

ČESKÉ VYSOKÉ
UČENÍ TECHNICKÉ
V PRAZE

FAKULTA
STROJNÍ



HABILITAČNÍ
PRÁCE

2020

OTAKAR
HOREJŠ

České vysoké učení technické v Praze

Fakulta strojní

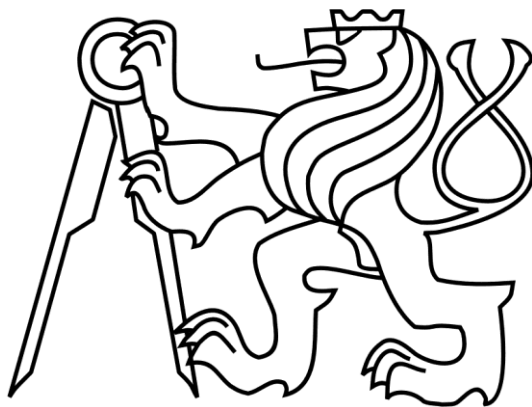
Ústav výrobních strojů a zařízení

Habilitační práce

Minimalizace teplotních chyb obráběcích strojů pomocí softwarových kompenzačních algoritmů

Obor: Konstrukční a procesní inženýrství

Ing. Otakar Horejš, Ph.D.



Praha, duben 2020

Anotační list (Annotation)

Název (Title):	Minimalizace teplotních chyb obráběcích strojů pomocí softwarových kompenzačních algoritmů (Minimization of machine tool's thermal errors using software compensation algorithms)
Autor (Author):	Ing. Otakar Horejš, Ph.D.
Druh publikace (Type of publication):	Habilitační práce (Habilitation thesis)
Obor habilitace (Branch):	Konstrukční a procesní inženýrství (Design and process engineering)
Univerzita (University):	České vysoké učení technické v Praze (Czech Technical University in Prague)
Fakulta (Faculty):	Fakulta strojní (Faculty of Mechanical Engineering)
Ústav (Department):	Ústav výrobních strojů a zařízení (Department of Production Machines and Equipment)
Rok (Year):	2020
Klíčová slova (Keywords) :	Obráběcí stroj; Teplotní chyby; Řezný proces; Teplotní kompenzace, Frézování; Přenosová funkce (Machine tool; Thermal errors; Cutting process; Thermal compensation; Milling; Transfer Function)
Počet stran (Number of pages):	166
Počet obrázků (Number of figures):	176
Počet tabulek (Number of tables):	28

Anotace

Existuje mnoho příčin nepřesnosti obrobků. Avšak teplotní chyby obráběcích strojů jsou zpravidla tou nejvýznamnější příčinou, která ovlivňuje přesnost obrobků a to i přes prudký vývoj v oblasti obráběcích strojů trvající již několik desetiletí. Navíc teplotní dopad na přesnost strojů (potažmo obrobků) se neustále zvyšuje díky současným trendům v oblasti třískového obrábění (zvyšování úběru třísky, obrábění těžko obrobitelných materiálů, stále častěji používané suché či MQL obrábění, které je ekologicky přívětivé atd.). Softwarové (SW) kompenzace teplotně vyvolaných posunutí v místě nástroje jsou velmi perspektivní metodou pro minimalizaci těchto teplotních chyb díky své nákladové efektivnosti a snadnosti implementace do CNC řídicích systémů. Avšak dosahovaná přesnost a robustnost dostupných modelů SW teplotních kompenzací je velmi sporná a stále zde existují značné rezervy pro zlepšení těchto modelů. Jedním z hlavních důvodů nepřesné predikce teplotně vyvolaných posunutí je, že tyto modely neuvažují při jejich tvorbě všechny zdroje a propady tepla a zanedbávají vliv samotného řezného procesu, jenž je velkým zdrojem nepřesností a má významný dopad na výsledné teplotní chování strojů a nepřesnost obrobků na nich vyrobených.

Tato habilitační práce představuje techniku, jak efektivně přistupovat ke tvorbě SW teplotních kompenzací tak, aby tyto modely nepostrádaly vliv technologického (řezného) procesu a byla

zaručena jejich dostatečná přesnost a robustnost při reálném třískovém obrábění. K tomu je nutné jednak vyvinout vhodnou experimentální metodu a následně pak použít robustní matematickou metodu pro tvorbu kompenzačního algoritmu.

Výsledky výzkumu potvrzují, že k tomuto účelu může být použita perspektivní metoda SW teplotních kompenzací, která je založená na dynamickém modelování pomocí přenosových funkcí. Těmito kompenzačními algoritmy lze dosáhnout výrazně lepších přesností strojů pro široká pásma pracovních režimů v porovnání s jinými metodami SW teplotních kompenzací. Nespornou výhodou je navíc to, že lze různé negativní vlivy, ovlivňují výsledné teplotní chyby stroje, superponovat. Lze takto poměrně snadno již existující modely na principu přenosových funkcí rozšířit o vlivy řezného procesu či rozšířit jejich platnost pro celý pracovní prostor stroje.

Annotation

There are many causes of workpiece inaccuracy. However, thermal errors are the most dominant causes and have been affecting the accuracy of production machines (workpieces) for a long time despite intensive developments of machine tools in last decades. Moreover, the thermal impact on machining accuracy continuously increases due to actual trends in machining (increase chip removal rates, machining of hardly machinable materials, more frequent dry or MQL machining which is ecologically friendly etc.). Software compensation of thermally induced displacements is perspective method for minimization of machine tools thermal error due to its cost-effectiveness and ease of implementation into machine tool control systems. However, accuracy and robustness of available thermal errors models is questionable and still very limited. It is mainly because thermal errors models neglect influence of different heat sources and heat sinks including cutting processes, which is very important source of inaccuracy. Impact of cutting processes on thermo-mechanical behaviour of machine tools (consequently inaccuracy of workpieces manufactured on machine tools) is significant and cutting process should not be neglected in thermal error model used for software compensation.

The habilitation thesis introduces technique how to effectively deal with thermal error modelling including impact of cutting process (to ensure sufficient accuracy and robustness of the models during real machining). Firstly, it is necessary to develop appropriate experimental method. Subsequently to design and to apply robust mathematic method for software compensation of thermally induced displacements. The results of research confirm that such technique can be perspective method of SW thermal compensation based on dynamic modelling using transfer functions. Compensation algorithms based on transfer functions attain higher accuracy and ensure better robustness in comparison with other method of SW thermal compensation. Moreover, the indisputable advantage is that dynamic modelling using transfer functions enables easy superposition of the causes of machine tools thermal errors such influence of cutting process or possibility to extend model into the whole machine tool workspace.

Poděkování

Tato práce by jen velmi těžko vznikla bez neocenitelné podpory řady úžasných lidí.

Nejprve bych chtěl poděkovat mé rodině. A to jak mým rodičům, kteří mi umožnili studium na ČVUT v Praze, tak mé ženě Lence a našim dětem, kteří mi dali prostor pro tvorbu této práce a tolerovali velké množství času, jež jsem práci věnoval, často na úkor společně stráveného času.

Předložená práce představuje průřez řadou témat ve vazbě na minimalizaci teplotních chyb obráběcích strojů pomocí softwarových kompenzačních algoritmů na principu přenosových funkcí, na kterých jsem měl možnost v uplynulých 15 letech pracovat. Chtěl bych tak poděkovat spolupracovníkům z RCMT i kolegům z firem za množství hodin strávených podnětnými diskusemi nad výsledky společné práce.

Zapojených lidí do řešení této problematiky je mnoho a není možné je zde všechny zmínit. Nicméně rád bych zejména chtěl poděkovat bývalému kolegovi Ing. Pavlovi Bártovi, PhD., s kterým jsme toto téma začínali v RCMT společně řešit. Dále pak Ing. Martinovi Marešovi, PhD. za jeho neúnavný přístup a obrovské množství společně strávených hodin nad výzkumem v této oblasti. Můj dík patří i mému kolegovi Ing. Janu Hornychovi, PhD. za pomoc při realizaci experimentů k ověření některých kompenzačních modelů v práci zmíněných, odbornými debatami a zasvěcením do praktických záležitostí souvisejících s obráběcími stroji. Bez celého týmu lidí, zabývajících se teplotním chováním strojů a přátelské atmosféře v RCMT by nebylo možné toto téma rozvíjet a pravděpodobně by ani nevznikla tato práce.

Děkuji vedoucím pracovníkům RCMT, kteří do mě vložili důvěru ve vedení řady projektů MŠMT, MPO či TA ČR, kde byla či je řešena popisovaná problematika a to jmenovitě, Ing. Matějovi Sulitkovi, PhD., doc. Ing. Petrovi Kolářovi, PhD., Ing. Janovi Smolíkovi, PhD. a Prof. Jaromíru Houšovi, DrSc., se kterým jsem habilitační práci během její tvorby průběžně konzultoval.

Obsah

Seznam použitého značení	viii
1 Úvod	1
1.1 Aktuálnost teplotní problematiky v obráběcích strojích	1
1.2 Nastínění řešení a historické pozadí	2
2 Současný stav poznání	5
2.1 Definice problému a jeho příčiny	5
2.2 Zdroje a propady tepla v OS	6
2.3 Sdílení tepla	20
2.4 Teplotní deformace a teplotní chyby OS	23
2.5 Dělení metod minimalizace teplotních chyb strojů	28
2.6 Minimalizace změn teplotního pole stroje	29
2.7 Snížení citlivosti stroje na změny teplotního pole	33
2.8 Kompenzace teplotních chyb	37
2.9 SW teplotní kompenzace	41
3 Definice cílů práce	58
3.1 Komentář k současnému stavu	58
3.2 Vlastní cíle práce, postup a způsob řešení	58
3.3 Postup a způsob řešení	59
4 Pokročilá SW teplotní kompenzace na principu přenosových funkcí	60
4.1 Užitý matematický aparát	60
4.2 Výsledky SW teplotní kompenzací na principu PF pro různé stroje	67
4.2.1 Horizontální obráběcí centrum	68
4.2.2 Portálové obráběcí centrum	73
4.2.3 Pětiosé vertikální centrum	80
4.2.4 Shrnutí aplikace SW teplotní kompenzace pomocí PF na různé stroje	96
5 Experimenty s řezným procesem	97
5.1 Nastavení experimentů s obráběním na pětiosém vertikálním centru	100

5.2	Výsledky experimentů s obráběním	106
6	Zahrnutí vlivu obrábění do SW teplotní kompenzace pro pětiosé vertikální centrum	110
6.1	Tvorba kompenzačního algoritmu se zahrnutím vlivu obrábění	111
6.2	Výsledky modelů a porovnání se strojem bez SW teplotní kompenzace	112
6.3	Diskuze nad výsledky	114
7	Průmyslová implementace modelů pro různé CNC řídicí systémy strojů	118
7.1	Možnosti průmyslové implementace modelů SW teplotní kompenzace	118
7.1.1	Externí PAC	120
7.1.2	Externí PLC	122
7.1.3	Řídicí systém stroje	123
7.2	Ochranné prvky modelu, obrazovka pro funkci SW teplotní kompenzace	124
8	Další oblasti výzkumu související s řešením	126
8.1	Volumetrická teplotní přesnost	126
8.1.1	Experimentální metoda pro měření volumetrické chyby	127
8.1.2	Software pro zpracování dat, jejich vyhodnocení a vizualizaci	128
8.1.3	Změna volumetrické přesnosti pětiosého vertikálního centra při teplotně neustálených stavech	129
8.1.4	Změna volumetrické přesnosti těžkého obráběcího stroje při teplotně neustálených stavech	136
8.1.5	Shrnutí výzkumu volumetrické teplotní přesnosti	140
8.2	SW teplotních kompenzací pro různé typy vřeten.....	141
9	Závěr	145
9.1	Vlastní přínos práce	145
9.2	Možnosti dalšího vývoje.....	146
10	Seznam literatury	150
11	Seznam relevantních publikací autora	164
11.1	Publikace v mezinárodních časopisech a z konferencí.....	164
11.2	Ostatní relevantní publikace autora.....	165
Přílohy	I

Seznam použitého značení

a_e	[mm]	šířka záběru
a_n	$[\mu\text{m}\cdot\text{s}^n\cdot\text{K}^{-1}]$, $[\mu\text{m}\cdot\text{s}^n\cdot\text{W}^{-1}]$	váhový koeficient vstupu do systému
a_p	[mm]	axiální hloubka řezu
A_k	[m ²]	kontaktní plocha
b_m	[s ^m]	váhový koeficient výstupu ze systému
c_p	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	měrná tepelná kapacita
D	[mm]	průměr nástroje, průměr měřicího místa (IR senzoru)
E	[J]; [μm]	práce řezného procesu; geometrická chyba
fit	[%]	kvalita aproximace
F	[N]	síla
F_c	[N]	řezná síla, řezná složka síly obrábění
g	[1]	konstanta (zesílení, angl. <i>gain</i>)
I	[A]	proud procházející vinutím
K_m	[N.m.A ⁻¹]	momentová konstanta motoru
l	[m]	délka objektu
l_i	[m]	původní délka objektu
M_k	[N.m]	kroučící moment
MRR	[cm ³ .min ⁻¹]	řezná výkonnost - objem odebraného materiálu za jednotku času (angl. <i>metal removal rate</i> – MRR)
n, n	[min ⁻¹]=[rpm]	rychlost v otáčkách za minutu
p	[Pa]	kontaktní tlak
P	[W]	výkon
P_z	[W]	Jouleovy ztráty
\dot{q}	[W.m ⁻²]	plošná hustota tepelného toku
Q	[J]; [m ³ .s ⁻¹]	teplo; průtok
Q_i	[J]	teplo vzniklé v oblasti primární plastické deformace generované deformací ve střižné rovině

Q_{II}	[J]	teplo vzniklé v oblasti sekundární plastické deformace z důsledku tření mezi čelem nástroje a třískou
Q_{III}	[J]	teplo vzniklé v důsledku tření hlavního hřbetu nástroje o přechodovou plochu na obrobku
Q_c	[J]	celkové množství tepla, které se tvoří v zóně tvorby třísky
Q_o	[J]	teplo do obrobku
Q_n	[J]	teplo do nástroje
Q_{pr}	[J]	teplo do okolního prostředí
$Q_{tř}$	[J]	teplo do třísky
\dot{Q}	[W]	tepelný výkon
$r_{x,y}$	[%]	korelační koeficient
reziduum	[μm];	rozdíl mezi naměřenou a simulovanou hodnotou
R	[K·W ⁻¹]	tepelný odpor
$R_{k,c}$	[°C·W ⁻¹]	tepelný odpor kontaktu
s	[1]	komplexní proměnná v časově spojité oblasti
t, τ	[s], [min], [h]	čas
T, ϑ	[K]; [°C]	teplota
TCR	[$\Omega/\Omega/^\circ\text{C}$]	teplotního koeficientu změny rezistivity (angl. <i>temperature coefficient of resistance</i>)
$u(t)$		obecný vstup do systému závislý na čase
U_n	[1]	vektor otáčkových úrovní
v_f	[mm·min ⁻¹]	posuvová rychlost
v_c	[m·min ⁻¹]	řezná rychlost
x	[m]	obecná souřadnice kartézského souřadného systému
X, X	[μm]; [m]; [1]	vektor změřené deformace; poloha ve strojní ose X v souřadném systému stroje; označení snímače polohy špičky nástroje ve směru osy X
y	[m]	obecná souřadnice kartézského souřadného systému
$y(t)$		obecný výstup ze systému závislý na čase
Y, Y	[μm]; [m]; [1]	vektor změřené veličiny; poloha ve strojní ose Y v souřadném systému stroje; označení snímače polohy špičky nástroje ve směru osy Y

z	[m], [1]	obecná souřadnice kartézského souřadného systému, komplexní proměnná
z_n	[1]	počet řezných hran (zubů)
Z	[m]; [1]	poloha ve strojní ose Z v souřadném systému stroje; označení snímače polohy špičky nástroje ve směru osy Z
α	[K ⁻¹]; [W.m ⁻² .K ⁻¹]	součinitel teplotní délkové roztažnosti; součinitel přestupu tepla
β	[1]	vektor váhových koeficientů
γ		deformační přenosová funkce v časové oblasti
δ, δ	[μ m]	teplotní deformace, teplotní chyba v místě nástroje; teplotní přenosová funkce v časové oblasti;
$\Delta\rho k$	[%]	kvalita aproximace vyjádřená metodou <i>peak to peak</i>
ΔT	[K]; [°C]	teplotní diference od počátečního stavu
ε	[1]	emisivita; teplotně deformační přenosová funkce v časové oblasti
λ	[W.m ⁻¹ .K ⁻¹]	součinitel tepelné vodivosti
μ	[1]	součinitel smykového tření
μ_o	[1]	smykové tření klidové (statické)
ω	[rad.s ⁻¹]	úhlová rychlost

Indexy

AC	model bez složky obrábění (sestavený na základě kalibračních testů s bezkontaktním měřením teplotních deformací, tj. bez obrábění)
C	konvekce
EXP	experiment
f	třecí
i	index pro strojní osu X , Y nebo Z , index pro materiál v kontaktu
j	označuje složku (příspěvek) teplotní deformace konkrétního zdroje (propadu) tepla, index pro materiál v kontaktu
$nástroj$	nástroj, složka modelu popisující deformace nástroje
$obrobek$	obrobek, složka modelu popisující deformace obrobku
ok	okolí
RP	řezný proces, složka modelu od řezného procesu

<i>stroj</i>	složka modelu popisující deformace samotného stroje
<i>SIM</i>	simulace
<i>SP</i>	vřetenová jednotka
<i>tř</i>	tříška
<i>vřet</i>	vřeteno

Zkratky

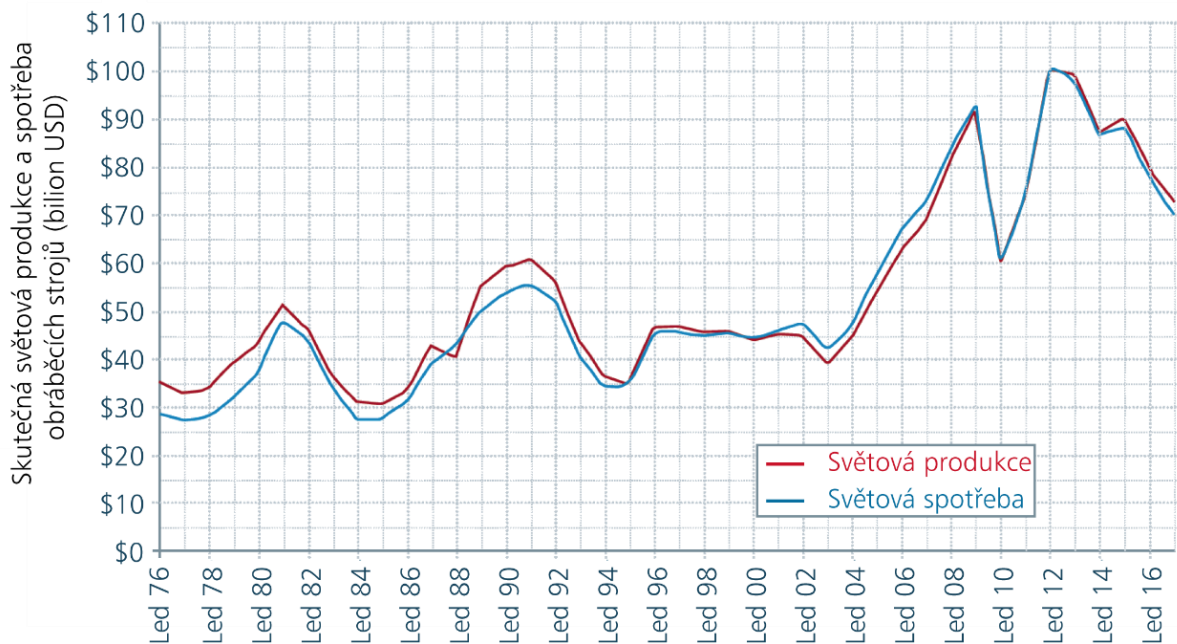
AC	zatěžování vřetena bez vnější síly, bez obrábění (angl. <i>Aircut</i> či <i>Air-cutting</i>), model bez složky obrábění
AI	umělá inteligence (<i>Artificial Intelligence</i>)
AM	aditivní technologie výroby (<i>Additive Manufacturing</i>)
ANFIS	modely kombinující umělé neuronové sítě a fuzzy logiku
ANN	umělé neuronové sítě (<i>Artificial Neural Networks</i>)
ARMAX	model typu ARMAX (<i>Autoregressive–Moving-Average with Exogenous Input</i>)
ARX	autoregresivní model s externím vstupem (<i>Autoregressive Model with External Input</i>)
BJ	Box–Jenkins model
CFD	počítačová mechanika tekutin (<i>Computational Fluid Dynamics</i>)
CFRP	polymer vyztužený uhlíkovými vlákny (<i>Carbon fiber reinforced polymer</i>)
CK-SVT	Projekt Centrum kompetence - Strojírenská výrobní technika (TE01020075, řešen v letech 2012-2019)
CMM	souřadnicový měřicí stroj (<i>Coordinate Measuring Machines</i>)
CNC	číslicové řízení počítačem (<i>Computer Numeric Control</i>)
CIRP	Mezinárodní akademie pro výrobní inženýrství (z francouzské <i>College International pour la Recherche en Productique</i>)
cRIO	programovatelný řídicí kontrolér CompactRIO od firmy <i>National Instruments</i> (<i>Real-time Embedded Industrial Controller</i>)
DPF	deformační přenosová funkce
ETVE	test dle normy ISO 230-3 pro posouzení vlivu změn teploty okolí na teplotní deformace stroje (<i>Environmental Temperature Variation Error</i>)

euspen	evropská společnost pro přesné strojírenství a nanotechnologii (<i>The European Society for Precision Engineering and Nanotechnology</i>)
FIR	konečná impulsní odezva (<i>Finite Impulse Response</i>)
FBG	mříž optických vláken (<i>Fiber Bragg Grating</i>)
FLC	modely na základě fuzzy logiky (<i>Fuzzy Logic Compensation</i>)
GA	genetický algoritmus
GFRP	polymer vyztužený skelnými vlákny (<i>Glass fiber reinforced polymer</i>)
HSC	vysokorychlostní obrábění (<i>High Speed Cutting</i>)
HW	hardwarová, hardware
IDENT	speciální toolbox v programu MATLAB® - <i>System identification toolbox</i>
IDPF	inverzní deformační přenosová funkce
IR	infračervený (<i>Infrared</i>)
ISO	Mezinárodní organizace pro normalizaci (<i>International Organization for Standardization</i>)
kap.	kapitola
KŠ	kuličkový šroub
LCM	metoda soustředěné kapacity (z angl. <i>Lumped Capacitance Method</i>)
LTI	lineární časově invariantní systém (z angl. <i>Linear Time Invariant</i>)
MCS	souřadný systém stroje (z angl. <i>Machine coordinate system</i>)
MISO	model s více vstupy a jediným výstupem (<i>Multiple Input – Single Output</i>)
MKD	metoda konečných diferencí (angl. FDM - <i>Finite Difference Method</i>)
MKP	metoda konečných prvků (angl. FEM - <i>Finite Element Method</i>)
MLR	vícenásobná lineární regresní analýza (<i>Multiple Linear Regression Analysis</i>)
MRF	magnetoreologická tekutina (<i>Magneto-Rheological Fluids</i>)
MQL	obrábění s minimálním množstvím mazání (<i>Minimum Quantity of Lubrication</i>)
NAS	norma vydaná organizací AIA (Americké sdružení leteckého průmyslu (<i>National Aerospace Standard</i>))
NC	číslicové řízení (<i>Numeric control</i>)
NC-on	teplotně-deformační stav obráběcího stroje po jeho zapnutí (bez pohybu v strojních osách)
NI	firma <i>National Instruments</i>

OE	model výstupní chyby (<i>Output Error Model</i>)
OPC UA	průmyslový komunikační standard vyvinutý OPC Foundation (<i>OPC Unified Architecture</i>)
OS	obráběcí stroj
PAC	programovatelný řídicí kontrolér (<i>Programmable Automation Controller</i>)
PCM	materiály se změnou skupenství (<i>Phase Change Materials</i>)
PDTE	teplotní chyby závislé na pozici (<i>Position Dependent Thermal Errors</i>)
PF	přenosová funkce (angl. TF - <i>Transfer Function</i>)
PITE	teplotní chyby nezávislé na pozici (<i>Position Independent Thermal Errors</i>)
PLC	průmyslový programovatelný logický automat (<i>Programmable Logic Controller</i>)
RCMT	Výzkumné Centrum pro Strojírenskou Výrobní Techniku a Technologii (<i>Research Center of Manufacturing Technology</i>), organizační součást Ústavu výrobních strojů a zařízení, Fakulty strojní ČVUT v Praze
RP	řezný proces, vliv řezného procesu
RTD	odporový teplotní senzor (<i>Resistance Temperature Detector</i>)
SW	softwarová, software
TCP	špička nástroje, fiktivní bod v místě nástroje (<i>Tool Center Point</i>)
TDPF	teplotně-deformační přenosová funkce
TEVOR	vyvinutý software TEVOR (zkratka vznikla z angl. <i>Thermal Volumetric Error</i>)
TMA	teplotní modální analýza (<i>Thermal Modal Analysis</i>)
TMPF	soubor tzv. teplotně-mechanických přenosových funkcí
TPF	teplotní přenosová funkce
tdms	binární soubor používaný firmou <i>National Instruments</i> (z angl. <i>Test Data Exchange Stream</i>)
VCS	systém volumetrické kompenzace firmy Siemens (z angl. <i>Volumetric Compensation System</i>)
ZZP	základní zobecněný problém

1 Úvod

Hodnota světové produkce obráběcích strojů (dále jen OS) se pohybuje v řádu bilionů amerických dolarů [1], její vývoj z posledních let je na Obr. 1. Primárním požadavkem kladený na OS je výroba obrobků s definovanou přesností, přičemž zaručení požadované přesnosti obrobků není právě triviální úkol. Výrobní přesnost může být zásadním způsobem ovlivněna a to již od návrhu stroje, přes jeho montáž a instalaci u zákazníka, až po konkrétní podmínky výroby u uživatele stroje. Výslednou přesnost stroje (resp. obrobku) tedy určuje velká řada parametrů¹. Avšak teplotní chyby OS jsou zpravidla nejvýznamnější a jejich minimalizace je klíčovým faktorem k přesné výrobě na OS.



Obr. 1: Skutečná světová produkce a spotřeba OS, převzato a upraveno z [1].

1.1 Aktuálnost teplotní problematiky v obráběcích strojích

Současnými výzvami v třískovém obrábění je zvyšování úběru třísky² spolu s narůstajícím používáním těžko obrobitelných materiálů (kompozity, titanové slitiny atd.) a ekologicky přívětivým suchým či MQL obráběním (z angl. *Minimum Quantity of Lubrication*). Tyto trendy vedou k velkým a proměnlivým zdrojům tepla v konstrukci stroje a jeho okolí, což má za následek teplotně vyvolaná posunutí OS, nástroje, obrobku a jejich upínání [2].

¹ Podrobně o jednotlivých vlivech, ovlivňujících výslednou přesnost OS, pojednává kap. 2.4.

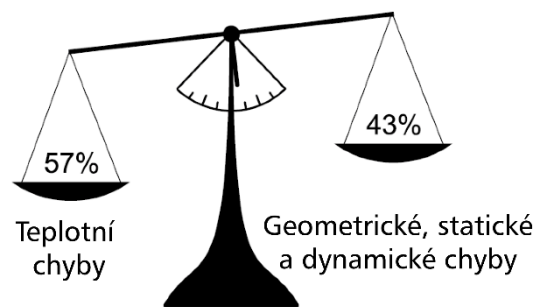
² Charakterizovaný parametrem MRR [$\text{cm}^3 \cdot \text{min}^{-1}$], který představuje objem odebraného materiálu během časové jednotky (z angl. *metal removal rate*). S tím přímo souvisí i současné trendy v oblasti třískového obrábění, mezi které patří zvětšování řezných a posuvových rychlostí, zvyšování otáček vřeten atd.

Snižuje se tak přesnost stroje, potažmo přesnost obrobeneých dílů na daném stroji. Přičemž obecně platí, že 40–70 % celkových geometrických chyb obrobeneých dílů na stroji je způsobena právě tepelnými efekty [3], [4].

Na druhou stranu jsou uživatelé OS kladeny neustále zvyšující se požadavky na výrobní přesnost strojů a to prakticky ve všech oblastech průmyslu (automobilový, letecký, zdravotnictví atd.).

Díky tomu je problematice zvyšování přesnosti OS minimalizací teplotních deformací ve světě věnován neustále intenzivní výzkum a vývoj [5]. A to, jak na akademické půdě, tak v průmyslové sféře. Další příčinou zvýšeného zájmu (zejména samotných výrobců strojů) o tepelné účinky na přesnost OS je bezesporu také mezinárodní norma ISO 230-3 [6] a skutečnost, že teplotní chyby jsou součástí přejímacích testů OS.

V [7] a [8] byly publikovány výsledky rozsáhlého průzkumu, kterého se zúčastnilo celkem 75 výrobců OS (od malých až po velké firmy) a uživatelů OS z Evropy a Asie. Cílem průzkumu bylo posoudit důležitost teplotní problematiky OS, zjistit příčiny problémů souvisejících s teplotními procesy a aplikovaná řešení pro minimalizaci teplotních chyb v průmyslové sféře. Každá společnost byla dotázána, v jakém poměru se podílí teplotní chyby na celkové výrobní přesnosti v porovnání s ostatními chybami (konkrétně geometrickými, statickými a dynamickými chybami). Společnosti potvrdily, že teplotním chybám stále patří dominantní pozice a to v poměru schematicky zobrazeném na Obr. 2.



Obr. 2: Významnost teplotních chyb ve srovnání s ostatními chybami u všech dotazovaných společností, převzato z [7] a upraveno.

Společnosti popisují nemalé výdaje vynaložené ke zvýšení přesnosti strojů v souvislosti s teplotním chováním OS. Tento průzkum nebyl proveden v České republice, nicméně autor této práce může potvrdit stejné trendy, které plynou z jeho zkušeností získaných z rozsáhlé spolupráce s místními výrobci OS.

Všechny výše popsané skutečnosti podtrhují významnost teplotního chování strojů a jeho dopadu na přesnost OS. To se odráží i ve větším počtu specializovaných konferencí na toto téma v poslední době. Jedna z nejvýznamnějších konferencí na tuto problematiku se konala v roce 2018³ a byla poprvé organizována ve spolupráci dvou významných společností na tomto poli - Mezinárodní akademii výrobního inženýrství (CIRP) a Evropské společnosti pro přesné strojírenství a nanotechnologii - euspen (*The European Society for Precision Engineering and Nanotechnology*).

1.2 Nastínění řešení a historické pozadí

Existuje řada technik, jak zvyšovat přesnost OS pomocí minimalizace teplotně vyvolaných posunutí v místě nástroje⁴. Současný stav výzkumu teplotní problematiky OS ve světě je dobře popsán

³ Předchozí obdobná konference proběhla v roce 2016 v Praze a byla spoluorganizována ČVUT v Praze (autor byl předseda organizačního výboru této mezinárodní vědecké konference a předsedou vědecké komise).

⁴ Podrobně o jednotlivých možnostech minimalizace teplotně vyvolaných posunutí v místě nástroje pojednává kap. 2.5 této práce.

v poměrně aktuálním shrnujícím článku (*keynote paper*) [5], na jehož přípravě se autor této práce také podílel. Přehled této problematiky je uveden i ve starších shrnujících vědeckých člancích [3], [4], [9], [10] či ve specializované rešerši na kompenzaci teplotních chyb vřeten [11]⁵.

Přesnost stroje lze ovlivnit již při konstrukčním návrhu stroje, např. vhodnou teplotně symetrickou a uzavřenou konstrukcí stroje, redukcí produkovaného tepla použitím moderních konstrukčních prvků (ložiska, kuličkové šrouby či matice s nižším třením apod.), izolací zdrojů tepla od dalších částí konstrukce (stínění kryty, použití materiálů s látkovou přeměnou, tzv. PCM - *Phase Change Materials* atd.), použití nekonvenčních materiálů ve stavbě strojů (polymerní betony, žula, kompozity atd.) atd. (viz kap. 2.5).

Další možností je regulace teploty ve stroji a jeho okolí (např. chlazení komponent produkující teplo, protékání/profukování rámců strojů atd., viz kap. 2.6.1). Avšak většina z výše uvedených možností nenabízí uspokojivou redukcí teplotně způsobených posunutí v místě nástroje bez vysokých dodatečných nákladů. Ekonomické důvody tak znemožňují masivní využívání výše zmíněných metod.

Oproti tomu softwarová kompenzace teplotně vyvolaných deformací (dále jen SW teplotní kompenzace) v místě nástroje (angl. TCP – *Tool Center Point*) je jednou z široce rozšířených technik k redukcí těchto teplotních chyb (zvyšování přesnosti OS) díky své nákladové efektivnosti a snadnosti implementace do řídicích systémů [12] (malé investice do přídavného hardware pro nasazení kompenzačního algoritmu, poměrně krátká doba pro tvorbu matematického modelu atd.). Navíc SW teplotní kompenzace jsou plně v souladu se současným trendem Průmyslu 4.0 (*Industry 4.0*), kdy jednak nabývá množství sensoriky na strojích (jíž lze s výhodou využít pro vstupy do kompenzačních algoritmů) a za druhé se výrazně rozšiřují možnosti průmyslové komunikace (jenž implementaci modelů SW teplotních kompenzací ještě více usnadňují).

Přesto současné modely běžných SW teplotních kompenzací, které lze nalézt ve většině OS českých (ale i zahraničních) výrobců strojů, nejsou dostatečně robustní a nejsou schopny s dostatečnou přesností simulovat průběhy teplotních deformací v TCP v rámci celé šíře komplexních pracovních režimů stroje a proměnného vlivu okolí. V přesnosti a robustnosti těchto kompenzačních algoritmů existují stále značné rezervy.

Z tohoto důvodu začala na ČVUT v Praze ve Výzkumném centru pro strojírenskou výrobní techniku a technologii (dále jen RCMT) vznikat nová a perspektivní metoda SW teplotních kompenzací, která je založená na dynamickém modelování pomocí přenosových funkcí (dále jen PF). Základy této metody vznikaly již v rámci MŠMT projektu 1M0507 „Výzkum strojírenské výrobní techniky a technologie“, řešeného v letech 2005-2011 týmem RCMT, ve kterém působil autor této práce (v letech 2009-2011 tento tým vedl). Základ této metody přehledně shrnul Bárta ve své disertační práci [13]. Vývoj metody pokračuje řešením běžícího projektu Centrum kompetence - Strojírenská výrobní technika (CK-SVT, TE01020075, 2012-2019) v rámci pracovního balíčku WP6 „Kompenzace a minimalizace teplotních deformací obráběcích strojů“⁶. Za odborné řešení WP6 byl autor habilitační práce odpovědný po celou dobu řešení projektu. Mareš v [14]⁷ nejprve zkoumal

⁵ Ač významně narůstá výzkum a počet publikací v zahraničí, odborných publikací v českém jazyce na toto téma je poskrovnu. To byl také hlavní důvod, proč se autor rozhodl tuto práci napsat v českém jazyce.

⁶ Souběžně běží vývoj metody v rámci řady dalších dotačních projektů (MPO, TA ČR), které řešilo či aktuálně řeší RCMT.

⁷ Autor disertační práci [14] odborně vedl jako školitel specialista.

metodu na testovacích stolicích, které představovaly izolované části OS. Poté aplikoval metodu na tříosé stroje (např. na tříosý vertikální frézovací stroj se stojanem ve tvaru C, který má teplotně nesymetrickou strukturou, atd.). Metoda byla dále týmem RCMT ve spolupráci s výrobcí OS, kteří byli členy konsorcia řešeného projektu CK-SVT, rozvíjena, aplikována a verifikována na reálných frézovacích, soustružnických a multifunkčních strojích, střední a velké velikosti a různých konstrukcí např. viz publikace [Ho 1], [Ho 2], [Ho 3], [Ho 4], [Ho 5], [Ho 6], [Ho 7] a [Ho 8].

Na základě řady realizovaných verifikačních testů na strojích lze konstatovat, že těmito kompenzačními algoritmy lze dosáhnout výrazně lepších přesností stroje pro široké pásmo pracovních režimů (vysoká robustnost metody) v porovnání s jinými metodami SW teplotních kompenzací. Zejména pak s nejběžněji používanou metodou založenou na regresní analýze (tzn. statickými polynomickými modely, v angl. je pro ně používána zkratka MLR - *multiple linear regression*), podrobně viz kap. 2.9.1 na str. 42.

Nespornou výhodou SW teplotních kompenzací s použitím PF je také to, že lze různé negativní vlivy, ovlivňující výsledné teplotní chyby OS, superponovat. Využití principu superpozice PF v modelech bylo např. využito při popisu tepelného vlivu různých strojních os na teplotně vyvolané posunutí v místě nástroje (TCP), např. v [Ho 3], [Ho 9], [Ho 10], [Ho 11], [Ho 12], [Ho 13]. Problematikou samotných vřeten se zabývá autorův článek [Ho 14]. Možná řešení související s chlazením a řízením přídavných zdrojů tepla jsou nastíněna v [Ho 15], [Ho 16], [Ho 17] a [Ho 18].

Mimoto, většina existujících matematických modelů SW teplotních kompenzací ve světě (založených na různých metodách - regresní analýze, neuronových sítích, fuzzy logice, přenosových funkcích atd., viz kap. 2.9) zcela zanedbává vliv řezného procesu, který má však významný dopad na celkové teplotní chování strojů [15].

Práce [Ho 19], [Ho 20], [Ho 21], [Ho 22], [Ho 23], které jsou shrnuty v kap. 5 a kap. 6 této habilitační práce, ukazují, že princip superpozice PF je možné v modelech SW teplotních kompenzací využít i v případě zahrnutí vlivu řezného procesu a pomocí toho docílit dalšího podstatného zvýšení přesnosti výroby na OS, vybavených touto SW teplotní kompenzací. Jelikož konkrétní dopady řezného procesu na teplotní chyby OS jsou prakticky neprobádanou oblastí, bylo a je nutné v RCMT dlouhodobě provádět komplexní testy s obráběním ke zjištění těchto účinků [Ho 19] až [Ho 23], aby je bylo vůbec možné do kompenzačních algoritmů posléze zahrnout.

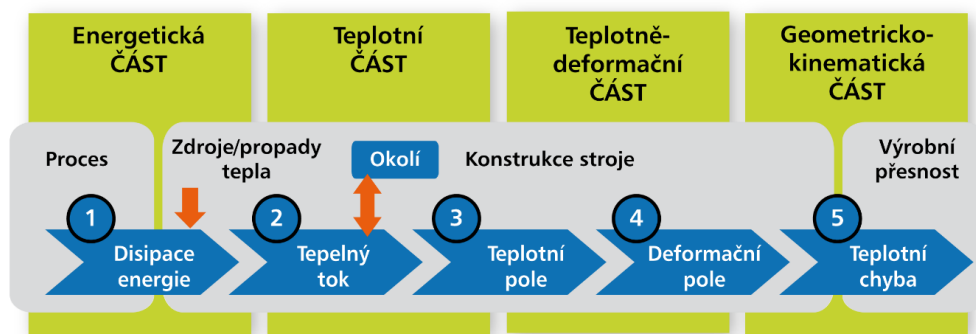
Dalším tématem, kterým se práce zabývá, je průmyslová implementace modelů do moderních řídicích systémů strojů (kap. 7) a testování platnosti modelů v celém pracovním prostoru stroje, s čímž souvisí možnosti rozšiřování modelů do celého pracovního prostoru (kap. 8.1 či [Ho 24], [Ho 25], [Ho 26], [Ho 27]). V neposlední řadě je jen velmi stručně diskutována problematika modelu SW teplotní kompenzace pro různé typy vřeten (kap. 8.2), která sama o sobě představuje širokou oblast výzkumu a vývoje, viz [Ho 14].

2 Současný stav poznání

V kap. 1 byly popsány současné trendy a výzvy v obrábění a z nich plynoucí aktuálnost řešení teplotní problematiky OS a nutnost minimalizovat teplotní chyby strojů pro dosažení požadované přesnosti OS. V této kapitole je shrnut současný stav výzkumu a vývoje ve světě v oblasti minimalizace teplotních chyb OS. Kapitola nastiňuje řešený problém do větší hloubky, popisuje příčiny jeho vzniku a stručně zmiňuje teorii ve vazbě na řešená témata práce.

2.1 Definice problému a jeho příčiny

Tepelné procesy v OS vedou v důsledku délkové roztažnosti stavebního materiálu k nežádoucím změnám polohy stavebních dílů stroje, které způsobují nepřesnosti rozměrů i tvaru vyráběného kusu [16]. Pod obecně používaným pojmem „teplotní chování OS“ (v některých publikacích též označované termínem teplotně-deformační chování OS) je tedy myšleno jednak rozložení teploty (teplotní pole stroje), ale i jeho následek – deformace struktury stroje (teplotní deformace), jenž následně negativně ovlivňuje výrobní přesnost OS (v podobě teplotních chyb). Celý řetězec příčin a následků, který charakterizuje teplotní chování OS, je zobrazen na Obr. 3.



Obr. 3: Řetězec příčin a následků charakterizující teplotní chování OS (teplotní problematiku OS).

OS je velmi komplexní systém a řada jeho komponent či konstrukčních uzlů představuje zdroje a propady tepla. Prvotní příčinou však není jen stroj samotný, ale i okolní prostředí. Podle tohoto schématu lze zdroje a propady tepla rozdělit do dvou základních skupin [4]:

- vnitřní zdroje a propady tepla,
- vnější zdroje a propady.

Ty spouštějí celý řetězec příčin a následků související s teplotním chováním strojů, jenž popisuje Obr. 3. Produkce (resp. odvod) tepla z těchto zdrojů (propadů) tepla je úzce svázán s řadou procesů uvnitř stroje včetně interakcí stroje s jeho okolím. Zejména pak technologickým (řezným) procesem, který stroj vykonává. Samotný řezný proces je doprovázen vznikem určitého množství tepla a je ho možné považovat za jeden z dominantních zdrojů tepla v OS. Ve výše zmíněných uzlech (zdrojích/propadech tepla) se disipuje energie (viz ① na Obr. 3) ve formě tepla a dále díky sdílení tepla v konstrukci stroje a jeho okolí (tepelným tokům ②, viz kap. 2.3) se vytvoří nestacionární prostorové teplotní pole stroje a jeho okolí (③ na Obr. 3). Toto teplotní pole je dáno velkým množstvím proměnných a faktorů (detailněji kap. 2.3 či [Ho 28], [Ho 29], [Ho 30]) a dále zapříčiňuje nelineární teplotní deformace struktury stroje (④ na Obr. 3). Jejím následkem jsou výsledné odchylky v místě nástroje (teplotní chyby, ⑤). Výsledné odchylky v místě nástroje (TCP) jsou při tom dány celou řadou dalších parametrů, např. geometrickým a kinematickým uspořádáním

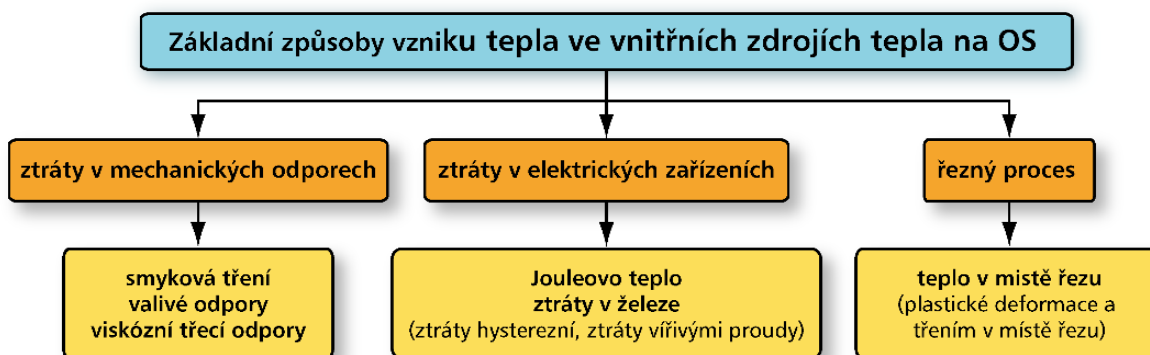
stroje, typem použitých materiálů v konstrukci (klíčové jsou zejména hodnoty součinitelů teplotní délkové roztažnosti α použitých materiálů, viz kap. 2.4), ale i odměřovacím systémem polohy stroje (kap. 2.3.1) atd. V další části budou probrány jednotlivé části řetězce příčin a následků charakterizující teplotní chování OS (Obr. 3) více do detailu.

2.2 Zdroje a propady tepla v OS

Mezi nejvýznamnější zdroje tepla v OS jsou obecně považovány vřetena a pohybové osy [17]. Ty také způsobují nejvýznamnější teplotní deformace v místě nástroje (TCP), tedy tvoří největší složku teplotní chyby stroje. Mezi další významné zdroje tepla patří řezný proces, odstraněný materiál (třísky) a proměnná teplota okolního vzduchu [18], která spadá do kategorie vnějších zdrojů tepla. V praxi dochází vždy ke kombinaci vnějších i vnitřních zdrojů tepla. Vnitřní zdroje tepla prohřívají okolní vzduch, který svým pohybem roznáší teplo i do vzdálených částí struktury a relativně rychle tak ovlivňuje teplotně-mechanický stav struktury, viz např. [19] či [Ho 31]. Proces šíření tepla je tedy dán pozicí a rozložením vnitřních a vnějších zdrojů/propadů tepla, jejich intenzitou a proměnlivostí. Dále pak vzájemnou interakcí těchto zdrojů a propadů včetně např. přestupu tepla v kontaktech konstrukce (kap. 2.3.1). Významný vliv má celkové geometrické uspořádání stroje (konkrétní konstrukce stroje), vliv použitých materiálů jednotlivých dílů konstrukce (viz Tab. 3 na str. 22) atd.

2.2.1 Vnitřní zdroje a propady tepla

Vnitřními zdroji tepla v OS jsou místa pohyblivých vazeb, kde dochází ke tření, či jiné formě disipace energie. Základní způsoby vzniku tepla ve vnitřních zdrojích tepla na OS lze rozdělit dle Obr. 4.



Obr. 4: Základní způsoby vzniku tepla ve vnitřních zdrojích tepla na OS.

Příkladem jsou ložiska, lineární či hydrostatická vedení, kuličkové šrouby a převodovky. Jiným typem vnitřních zdrojů tepla jsou elektrická zařízení, zejména pohony jednotlivých strojních os, ve kterých je teplo generováno v důsledku Jouleových ztrát a ztrát v železe. V neposlední řadě je to samotný řezný proces. Opačným případem (propadem tepla) jsou chladicí okruhy a chladicí kapalina řezného procesu, které teplo z OS odvádí.

Mechanické odpory se objevují ve všech případech pohyblivých spojení, kde během pohybu vlivem ztrát dochází k přeměně mechanické práce na teplo. Mohutnost vývinu tepla v mechanických odporech závisí na velikosti třecí síly, resp. valivého odporu a na rychlosti relativního pohybu. Nejintenzivnější vývin tepla provází smykové tření, které vzniká mezi kontaktními objekty při vzájemném posuvném pohybu. O povaze vedení jakožto tepelného zdroje rozhoduje druh spojení, resp. hodnota součinitele smykového tření μ . Základní druhy vedení, které se objevují na OS, jsou shrnuty v Tab. 1, [16].

Tab. 1: Součinitele smykového tření (převzato a upraveno z [16]).

Typ vedení na obráběcím stroji	smykové tření klidové μ_0 [1]
Kluzná bez obložení (hydrodynamická)	0,012 až 0,3
Kluzná s obložení (hydrodynamická)	0,01 až 0,1
Valivá	0,001 až 0,005
Hydrostatická	0,0001 až 0,000005

Valivý odpor je oproti smykovému tření (při stejné přitlačné síle a materiálu) výrazně nižší a tomu odpovídá i nižší produkce tepla. Avšak na OS je velká řada komponent, kde se valivý odpor vyskytuje. Typicky jsou to ložiska s valivými elementy (např. uložení vřeten a atd.), kuličkové šrouby a matice, lineární valivá vedení atd. V případě OS se viskózní odpor vyskytuje např. u hydrostatických vedení, ložisek atd.

Je však zřejmé, že jednotlivé mechanismy vzniku tepla se v mnoha tepelných zdrojích mohou kombinovat. Příkladem budiž valivé ložisko (typicky vřetenová ložiska s kosoúhlým stykem), kde dochází ke spolupůsobení prvních tří v přehledu uvedených mechanismů. Je důležité zdůraznit, že výše zmíněné smykové tření je samozřejmě tření suché. Všechny případy mazání na smykových plochách znamenají přítomnost i viskózního odporu. Problém mechanických odporů a tedy i tepla vznikajícího ve valivém ložisku je velmi obsáhlý a přesahuje rozsah této práce. Detailní vysvětlení příčin různých složek třecího odporu ložisek včetně v současnosti nejuznávanějších poloempirických vztahů lze nalézt v práci publikovanou Palmgrenem [20] a dále rozvinuté Harrisem v [21].

Další skupinou jsou ztráty v elektrické výstroji. Typicky se jedná o pohony jednotlivých strojních os. Z pohledu teplotního modelování můžeme elektromotory rozdělit do dvou principiálně odlišných skupin (rotační či lineární motory). Provozní oteplení rotačních motorů je hlavně způsobeno ohmickými ztrátami ve vinutí primární části (Jouleovy ztráty P_2). Jouleovo teplo vzniká při průchodu proudem I vodičem vlivem existence ohmického odporu R . Ztráty v železe nebo také ztráty v magnetických obvodech elektrických zařízení se objevují při jejich střídavém magnetování. První složka, hysterezní ztráty, je výkon potřebný na přemagnetizaci. Druhou složkou jsou tepelné ztráty vířivými proudy vznikající díky elektromagnetické indukci. U synchronního motoru primární část produkuje až 95 % tepla (zbývající část činí ohřev sekundární části vířivými proudy). U asynchronního motoru přistupují další ztráty způsobené indukovanými proudy v sekundární kleci nakrátko. Velmi specifickým interním tepelným zdrojem jsou lineární elektrické pohony pracovních os. Lineární motory jsou používány tehdy, existují-li vysoké požadavky na posuvové rychlosti a zrychlení (technologie HSC, z angl. *High Speed Cutting*). Důsledkem vysokých zrychlení je ovšem také vysoké proudové zatížení a tedy i ztrátový tepelný výkon. Provozní oteplení rotačních motorů může být někdy tolerováno, protože nejsou umístěny v kritických místech stroje. To však neplatí pro lineární pohony, kde je vždy třeba počítat s přídatnými náklady na instalaci chladicí aparatury a s opatřeními k omezení ohřevu stroje. Primární díl lineárního motoru je vydatným zdrojem tepla a z konstrukčních důvodů se nalézá v centru posuvové osy. Lineární motor navíc z principu vyžaduje větší proudy než pohon s vloženým mechanickým převodem redukcí rychlosti a zvyšující sílu. Nutná tuhá konstrukce dílů v bezprostředním okolí motoru přispívá bohužel k snadnému rozvádění tepla po stroji. Hlavní příčinou vzniku tepla, stejně jako u rotačních motorů, jsou ohmické ztráty ve střídavém vinutí primární části. Jejich výpočet je analogický, viz např. [Ho 32].

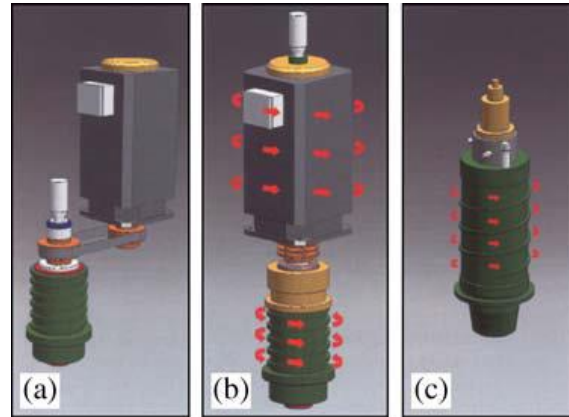
Vliv propadu tepla (chlazení) na deformaci nosné struktury stroje je výsledkem vzájemné interakce v bezprostřední blízkosti vzniku tepla. Blízkost zdroje tepla s jeho chlazením (propadem tepla) představuje z hlediska tvorby SW kompenzačního algoritmu komplikaci. V závislosti na konkrétním případě a požadované přesnosti predikce teplotních chyb v místě nástroje modelem SW teplotních

kompenzací je třeba rozhodnout, zda je možné na daný zdroj tepla a související propad tepla (chlazení) při modelování pohlížet jako na jeden celek, či je modelovat odděleně. Možná řešení související s chlazením jsou nastíněna např. v [Ho 15], [Ho 16], [Ho 17].

Vřetenová jednotka

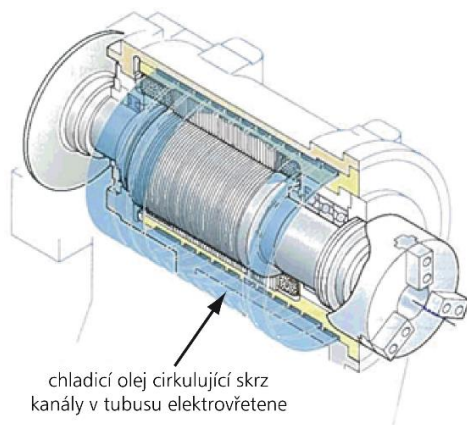
Vřetenová jednotka konající hlavní řezný pohyb je ze všech zdrojů tepla, které vyvolávají teplotní deformace v místě nástroje, nejvýznamnějším zdrojem tepla [11]. Navíc blízkost tohoto zdroje tepla k místu řezu má za následek velmi rychlé odezvy na teplotní deformace v místě nástroje. Proto také většina vyvíjených SW teplotních kompenzací (či jiných metod minimalizace teplotních chyb, např. pomocí chlazení) se v první řadě zaměřuje na minimalizaci teplotních deformací způsobených tímto zdrojem tepla.

V zásadě existují 3 základní typy pohonu hlavního vřetena (viz Obr. 5). První konvenční způsob pohonu hlavního vřetena je propojení vřetena a motoru řemenovým převodem (Obr. 5 (a)). Druhou možností je přímé spojení motoru a vřetena pomocí pružné spojky (Obr. 5 (b)). První dva způsoby řadíme do skupiny tzv. vřeten s externím pohonem. Posledním řešením je vřeteno s integrovaným motorem, tzv. elektrovřeteno viz Obr. 5 (c). V tomto případě je elektromotor přímo zabudován ve vřetenu. U moderních OS je elektrovřeteno používáno v drtivé většině případů [22].

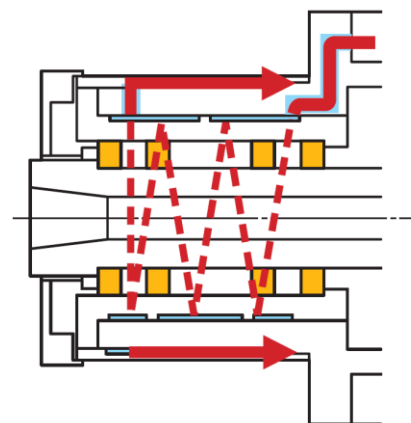


Obr. 5: Tři základní způsoby řešení pohonu hlavního vřetena [18].

Aby se zamezilo teplotním dilatacím, teplo vzniklé uvnitř vřetena se musí odvádět, proto je třeba intenzivní chladicí systém a monitorovací zařízení (teplot, axiálního posunutí atd.). Chlazení bývá často realizováno pomocí vnitřního chladicího okruhu, který bývá integrován v plášti vřetena (kanálky v tubusu vřetena, kterými proudí chladivo, jak je znázorněno na Obr. 6).



Obr. 6: Příklad chlazení elektrovřetena, převzato a upraveno z [23].



Obr. 7: Dva chladicí okruhy v tělese vřeteníku protékané chladicí kapalinou [24].

V některých případech jsou dokonce v tělese vřeteníku vytvořeny dva chladicí okruhy protékané chladicí kapalinou. Toto řešení aplikované firmou Okuma [24] je naznačeno na Obr. 7. Méně častým řešením je chlazení hřídele vřetena kapalinou či profukováním [25]. Chlazení vřetena kromě snížení teplotních deformací v místě nástroje také zkracuje čas potřebný pro temperování vřetenové

jednotky. Experimentální vývoj alternativního chlazení bez přítomnosti tekutiny pomocí tepelných trubic a tepelných výměníků byl publikován v [26]. Tímto řešením bylo dosaženo podstatného snížení času potřebného pro temperování vřetenové jednotky i snížení teplotních deformací.

Speciálním případem je vřetenová jednotka s výměnnými frézovacími hlavami. Toto konstrukční řešení bývá realizováno zpravidla na strojích větších rozměrů a z hlediska popisu tepelných zdrojů se jedná o nejkomplicovanější z uvedených případů. Hlavy se zpravidla dodávají jako volitelné příslušenství. Dle aplikace a požadavků zákazníka je stroj vybaven řadou hlav, jež mají různé tvary, rozměry a parametry. Sestava hlav je pak uložena v zásobníku, z něhož jsou automaticky upínány na stroj pomocí standardizovaného rozhraní. Výměnné frézovací hlavy slouží k rozšíření technologických možností obráběcích center, kde je pak možné provádět těžké obrábění i dokončovací operace, např. za použití HSC technologie. Dále rozšiřují možnosti strojů o možnost polohovat v dalších osách. Zatímco hlavy pro těžké obrábění bývají poháněny externím pohonem, v hlavách pro dokončovací operace, nemluvě o HSC obrábění, bývá také použito elektrovřeten. Ve frézovacích hlavách rozšiřujících možnosti polohování pak samozřejmě jako další tepelný zdroj působí polohovací servopohon a příslušné převody a také převody na ose nástroje (pro převedení rotačního pohybu z osy pohonu na osu nástroje). Některé frézovací hlavy mají také implementovaný chladicí okruh protékající vodou. Vývoj SW teplotních kompenzací uvažující vliv výměnných frézovacích hlav řešil autor s týmem RCMT v [Ho 6].

Vřetenová jednotka spolu s jejím pohonem v sobě ve skutečnosti skrývá několik dílčích vnitřních zdrojů tepla, kde dochází k disipaci energie ve formě tepla. Skladba jednotlivých zdrojů tepla je dána konkrétní konstrukcí vřeten, která může zahrnovat kromě ložiskových skupin a motoru také převodovou skříň, samostatné převody, řemenice atd. Další vývin tepla provází samotný řezný proces. Část tepla se z místa řezu šíří přes nástroj a jeho upínání do vřeten. Jelikož je však většina produkovaného tepla odváděna třískou, nehraje obvykle tento efekt významnou roli⁸. Při modelování je pak třeba rozhodnout, zda je možné na vřetenovou jednotku pohlížet jako na jeden zdroj/propad tepla či více zdrojů a propadů tepla. Podrobná teplotně-mechanická analýza vřeten pomocí metody konečných prvků (MKP) je popsána v [27]. Rešerše zabývající se související s touto tematikou, tj. návrhem vřeten pomocí matematických modelů, výpočtu produkovaného tepla v jednotlivých uzlech, okrajových podmínkách těchto modelů atd. je např. v [28]. Z této rešerše vyplývá, že díky komplexnosti problému, nelineární vazbě mezi změnou teploty a deformací atd., je těžké vytvořit dostatečně přesný matematický model teplotních chyb ve fázi vývoje stroje (resp. vřetenové jednotky). Vývoj těchto modelů je však důležitý, aby bylo možné redukovat teplotní chyby na špičce nástroje v konstrukční fázi, návrhem a aplikací chladicích kruhů (záporných zdrojů tepla) a zbývající teplotní chyby minimalizovat prostřednictvím SW teplotních kompenzací.

Pohybové osy obráběcího stroje

Dalšími významnými zdroji tepla v konstrukci OS jsou kromě vřetenové jednotky konající hlavní řezný pohyb i další pohybové osy stroje. Lineární pohyby se na OS realizují podle lineárních pohybových os X , Y , Z . U víceosého obrábění se k těmto osám přidávají pohyby rotačních os A , B , C v závislosti na konkrétním typu konstrukce OS.

Třebaže z hlediska teplotních deformací v místě nástroje je vnitřním dominantním zdrojem tepla vřetenová jednotka (viz výše), tepelný vliv od sestavy uložení pro pohyb v lineárních osách (v případě víceosých strojů často i v rotačních osách) rozhodně nelze zanedbávat (viz kap. 4). Sestavu tvoří přímočaré (lineární) vedení pro lineární pohyb a jako pohon nejčastěji slouží rotační uložení

⁸ Významnější roli může mít tento efekt při obrábění těžkoobrobitelných materiálů s nízkou tepelnou vodivostí jako je např. titan.

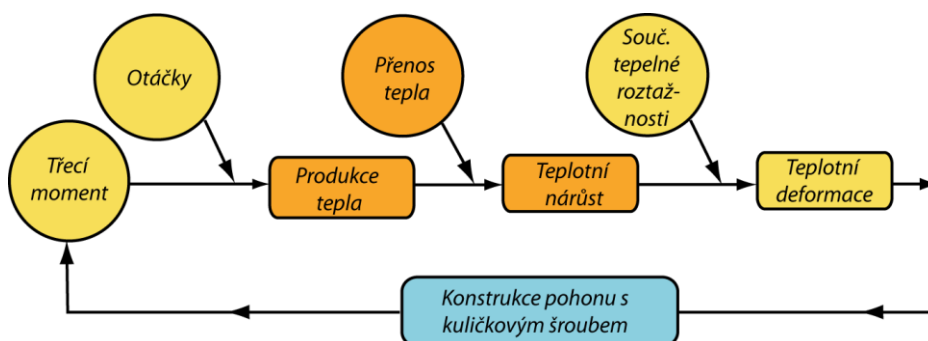
kuličkový šroub - matice a servomotor. Při vysokých požadavcích na dynamické parametry stroje bývá uložení šroub - matice občas nahrazováno lineárním elektromotorem, jehož použití je z hlediska tepelného ovlivnění velmi specifickým případem (viz výše). Na OS pro přesné třískové obrábění, jenž jsou předmětem této práce, se v současnosti nejčastěji vyskytují lineární vedení valivá. V případě velmi přesných strojů pak vedení hydrostatická či aerostatická. Kluzná vedení mají vysoké součinitele smykového tření (viz výše) a z hlediska produkovaného tepla je tak jednoznačně vhodnější použít lineární vedení valivá, která navíc díky své konstrukci zajišťují vysokou přesnost dráhy pohybu.

Z hlediska modelování teplotního chování stroje představuje rozhraní lineárního vedení a vozíku nedokonalý spoj. V případě modelování celého stroje pomocí MKP není zpravidla možné (kvůli výpočtové náročnosti) tento spoj modelovat detailně. Navíc často není známa ani kompletní geometrie (uvnitř vozíku apod.). Problematika náhrad spojů z hlediska strukturální části úlohy byla řešena v [29] a je také intenzivním předmětem výzkumu v RCMT. V případě teplotní úlohy se v praxi využívá náhrady spoje tepelným odporem (viz kap. 2.3.1). Naneštěstí hodnoty tepelných odporů lineárních vedení, vyskytujících se na trhu, výrobci zpravidla neuvádějí. Proto je třeba hodnoty tepelných odporů lineárních vedení stanovit experimentálně. Autor vedl na toto téma 2 diplomové práce [30], [31]. Z důvodu produkovaného tepla mezi kolejnicí lineárního vedení a vozíku se v poslední době u předních světových výrobců objevují aplikace chlazení i v případě lineárních vedení [32].

Jak bylo zmíněno výše, dalším prvkem lineární pohybové osy OS je kuličkový šroub a matice. Rotačního uložení „kuličkový šroub (KŠ) – matice“ může být v provedení buď to „rotující šroub - stacionární matice“ nebo opačné. Rozdíly mezi těmito dvěma řešeními jsou jednak v dynamických vlastnostech, ale také v oblasti tepelného ovlivňování konstrukce. Jde o odlišné umístění motoru s převodem, o odlišnou konstrukci matice a uložení šroubu. KŠ je možno v zásadě uložit třemi způsoby:

- jednostranně vetknutý (axiální síla ve šroubu je zachycena jen na jedné straně),
- oboustranně vetknutý (axiální síla ve šroubu je zachycena na obou stranách),
- oboustranně vetknutý s předepnutými ložisky.

Jednostranně vetknuté mohou být pouze kratší šrouby (kvůli dosažení vysoké tuhosti). Dlouhé šrouby se ukládají oboustranně. Pro úplné využití předností převodu s předepnutou maticí je nutné též bezvůlové uložení konců šroubu. Oboustranné uložení KŠ však na druhou stranu brání teplotní roztažnosti šroubu, což může způsobit nárůst axiální síly a následně zvětšit třecí odpor matice. Teplotní roztažnost ložisek a KŠ tak způsobuje změnu předpětí a tím i množství produkovaného tepla. To znovu ovlivní teplotní pole a teplotní roztažnost, a problém se dostává do uzavřené smyčky příčin a důsledků [Ho 33], viz Obr. 8.



Obr. 8: Uzavřená smyčka teplotního předpětí, [Ho 33].

Může tak dojít k ohrožení teplotně mechanické stability z důvodu nárůstu předpětí během ohřívání konstrukce. Zda je soustava (teplotně mechanicky) stabilní či nikoliv, pak již záleží na konkrétní konfiguraci, pracovním zatížení a okolních podmínkách. Kromě samotného pohonu pohybové osy (servomotoru) jsou obecně jako hlavní tepelné zdroje v pohonu s KŠ identifikovány:

- tepelný výkon, vznikající třením mezi pohybující se maticí a KŠ,
- tepelný výkon, vznikající třením v rotačním uložení KŠ (ložiscích).

Největší díl tření (tedy i tepla) v pohonu s KŠ vzniká zpravidla v matici. Příčinou je složitá komplexní kinematika matice KŠ. Kromě valivého tření (z důsledku valivého pohybu, viz výše) jsou kuličky vystaveny značnému kluznému tření. Vedle mikro prokluzu, vzniklého relativním pohybem stlačených kontaktních ploch, má největší vliv především makro prokluz, vyplývající z nároků kinematiky. Kuličky nejsou zcela drženy v oběžných drážkách a chvějí se. Výsledkem je nepřetržitě postrkování kuliček s jejich občasným prokluzem.

Tření mezi kuličkami je značné, proto výrobci matic KŠ hledají řešení pro snížení tohoto tření. Jednou z možností je např. oddělovací klec [33]. Jedná se o princip, kde se mezi každou kuličku vloží plastový oddělovač tvaru kroužku, který od sebe vzdálí kuličky o malou vzdálenost. Zamezí se tím třecímu styku při odvalování kuliček kov na kov a jejich vzájemnému srážení. Jiným příkladem snížení tření je vkládání kuliček menšího průměru, než je průměr oběžné dráhy [34]. Ty se vkládají mezi nosné kuličky a eliminují tak vzájemné tření. Výrobci, používající tento systém, se liší převážně v materiálu obou typů kuliček, což je rozhodující pro tuhost. Ta se v případě použití nosných kuliček z oceli zmenší oproti stejnému typu bez vkládaných kuliček. V případě nosných kuliček z keramiky však může dosáhnout srovnatelné úrovně.

Tepelný výkon produkovaný v matici KŠ \dot{Q}_{mat} [W] lze určit

$$\dot{Q}_{mat} = M_{f\ mat} \cdot \omega, \quad (1)$$

kde třecí moment matice $M_{f\ mat}$ [N.m] a ω [rad.s⁻¹] je úhlová rychlost. Je tedy patrné, že generované teplo mezi maticí a šroubem roste se zvětšujícími se otáčkami KŠ.

Třecí moment matice byl změřen v [35] pro různé hodnoty předepnutí a otáček. Z výsledků měření je jednoznačně rozpoznatelná Stribeckova charakteristika. To potvrzuje vysoký podíl tření mezi pevnými tělesy a smíšeného tření při nízkých otáčkách. Při vysokých otáčkách dominuje viskózní tření. Z práce dále vyplývá, že třecí moment $M_{f\ mat}$ výrazněji roste s předpětím především pro nízké otáčky, při vyšších otáčkách je nárůst třecího momentu menší. Třecí moment matice je prakticky lineárně úměrný předpětí matice.

Jednou z možností snížení minimalizace teplotních chyb, způsobené ohřevem pohonu s KŠ, je chlazení jednotlivých komponent pohonu. Chlazení pohonu s KŠ je v zásadě dvojího typu a to buď chlazení matice (např. [36]) či vnitřní chlazení šroubu. V případě chlazení šroubu je třeba šroub provrtat (což snižuje jeho tuhost). Přívod chladicí kapaliny je zpravidla na jedné straně šroubu, chladivo prochází dutinou šroubu a vystupuje na druhém konci. Ohřátá kapalina se ochladí v chladiči a opět vstupuje do šroubu, tak je vytvořen uzavřený chladicí okruh. Na posledních mezinárodních veletrzích OS byly k vidění dokonce i vzduchem chlazené hřídele kuličkových šroubů (od firmy THK). Z experimentů společnosti NSK [37] vyplývá, že zvláště chlazená matice a zvláště chlazená hřídele kuličkového šroubu vykazují přibližně stejné výsledky difference teplot při jejich aplikaci na stroji. V každém z případů dochází k výraznému snížení provozní teploty. Ovšem nejlepší výsledky vykazuje kombinace chlazení matice i hřídele najednou. Společnost HIWIN i PMI prezentuje obdobné výsledky experimentů.

Jak bylo zmíněno výše, kromě lineárních pohybových os jsou dalšími významnými zdroji tepla v konstrukci OS rotační pohybové osy. Významným zdrojem tepla na obráběcích centrech nebo karuselech bývají např. otočné stoly a sklíčidla pro soustružnické operace. Vedení bývají valivá, nejčastěji válečková v různých provedeních.

Částečný odvod tepla generovaného třením valivých tělísek bývá zajištěn mazacím okruhem. V této sestavě také významně působí motor a díky významné redukci otáček zejména převody. Obdobně jako v případě lineárních pohybových os se výrobci strojů snaží minimalizovat sdílení tepla z otočných strojů dále do konstrukce pomocí lokálního chlazení tohoto zdroje tepla. Na Obr. 9 je ukázka oplachu otočného stolu pod paletou, které je použito na horizontálním obráběcím centru MA-400HA firmy Okuma [38].



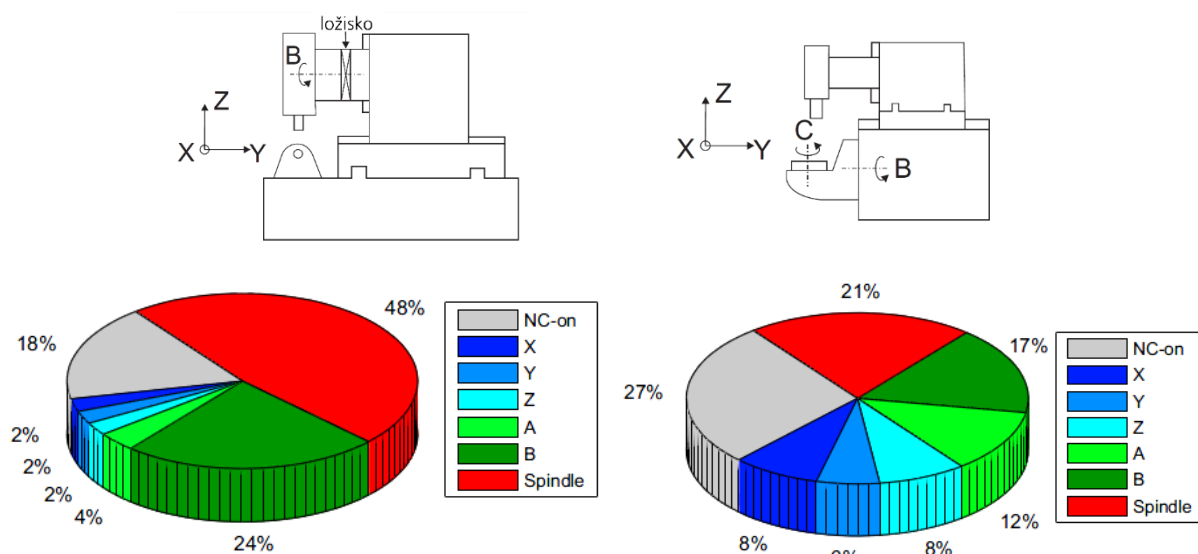
Obr. 9: Oplach otočného stolu pod paletou, převzato z katalogu firmy Okuma [38].

Zdroje tepla na víceosých obráběcích centrech samozřejmě představují také další pracovní rotační osy v závislosti na konkrétním typu konstrukce OS. Na rozdíl od lineárních os se v případě os rotačních velmi intenzivně prosazují přímé pohony prstencovými motory. Jejich hlavní předností je kompaktní konstrukce, jednoduchá zástavba a bezvůlovost. Aby nedocházelo k velkým teplotním deformacím nosné struktury stroje, je opět nutné tyto přímé pohony intenzivně chladit.

Další vnitřní zdroje tepla

Mezi další zdroje tepla na OS patří různá periferní zařízení stroje, jako jsou např. čerpadla, rozvodná skříň stroje, dopravník třísek, zásobní nástrojů atd. A také média jimi protékající (elektrický proud, olej, vzduch, řezná kapalina apod.). Tyto zdroje tepla sice na první pohled nevypadají z pohledu teplotních deformací (resp. teplotních chyb) významně. Nicméně v případě, kdy je OS zcela vypnutý a dojde k jeho spuštění (bez pohybu strojních os a rotace vřetena), mohou být výsledné teplotní deformace v místě nástroje po teplotním ustálení srovnatelné či i vyšší s deformacemi, vyvolanými jen samotným pohybem v jednotlivých strojních osách (v textu bude dále tento vliv označován termínem „*NC-on*“). Zde je však potřeba zdůraznit, že deformace způsobené zapnutím stroje (*NC-on*) jsou z velké míry vyvolané i ohřevem pohonů strojních os včetně hlavního vřetena (viz výše). Pohony se po jejich zapnutí zahřívají, ačkoliv nevykonávají žádné polohování (tato tendence je patrná zejména u pohonů, které musí kompenzovat gravitaci).

Detailní analýza poměru vlivu jednotlivých strojních os a stavu po zapnutí stroje (*NC-on*) u dvou strojů různé konstrukce na výsledné teplotní deformace v místě nástroje byla provedena v [39]. Konkrétně se jednalo o dva pětiosé OS různé konstrukce. První stroj je s naklápěcím vřetenem, schéma stroje je na Obr. 10 vlevo nahoře. Oproti tomu druhý testovaný stroj je s rotačně sklopným stolem (Obr. 10 vpravo nahoře). Analýza vychází z experimentů na těchto strojích realizovaných dle normy ISO 230-3 [6] (o této normě podrobněji pojednává kap. 2.9.4). Stroj byl vždy zatížen pohybem v jedné ose až do teplotně ustáleného stavu. Následovalo chladnutí stroje do teplotně ustáleného stavu s okolím a další zatížení stroje pohybem v jiné pohybové ose stroje. Výsledky analýzy jsou na grafech na Obr. 10 dole. Hodnoty v grafech na Obr. 10 představují maximální teplotní chyby při aktivitě jednotlivých zdrojů tepla (zátěžných stavech) naměřené v teplotně ustálených stavech obou strojů. Tyto hodnoty jsou pro každý stroj sečteny, aby mohly být následně stanoveny poměry vlivů jednotlivých zdrojů tepla (pohybových os a stavu po zapnutí stroje *NC-on*).

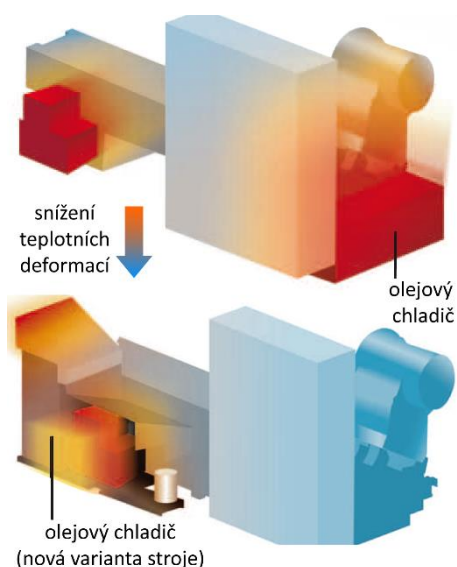


Obr. 10: Analýza poměru vlivu jednotlivých strojních os a stavu po zapnutí stroje (NC-on) u dvou strojů různé konstrukce na výsledné teplotní deformace v TCP na základě zkoušek dle normy ISO 230-3, [39].

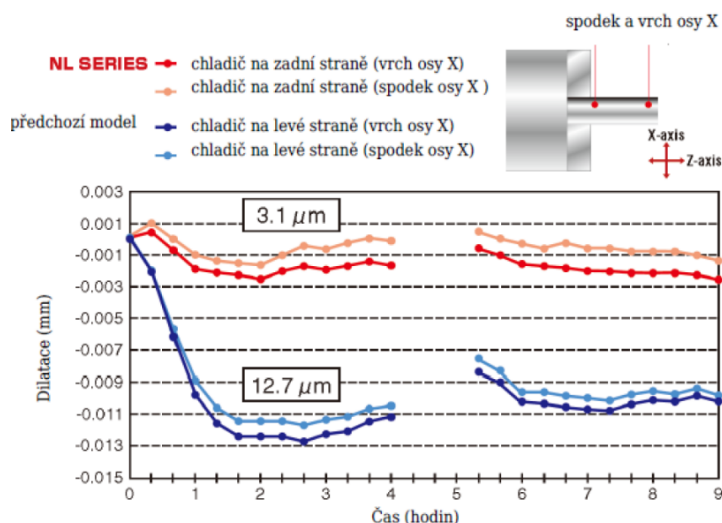
Z Obr. 10 je zřejmé, že poměry jednotlivých zdrojů tepla se liší a samozřejmě závisí do značné míry na konstrukci OS. Přesto lze učinit některé závěry. Klíčovou příčinou nepřesností obou strojů z důsledku jejich teplotního chování je vřetenem, což mimochodem bývá pravidlem, jak již bylo konstatováno i v úvodu této kapitoly. V případě prvního stroje s naklápěcím vřetenem (Obr. 10 vlevo) je podíl vřetenem téměř polovina (47 %). U druhého stroje s rotačně sklopným stolem (Obr. 10 vpravo) je podíl vřetenem sice menší (21 %, tedy druhý nejvýznamnější) a nejvýznamnější podíl představuje stav stroje po jeho zapnutí, tj. *NC-on* (27 %). Nicméně, jak bylo řečeno výše, stav *NC-on* je podstatně ovlivněn i ohřevem pohonů dalších strojních os (v tomto případě *X*, *Y*, *Z*, *A*, *B*) včetně ohřevu hlavního vřetenem (angl. *spindle*). Přičemž je prakticky nemožné stanovit vzájemné poměry vlivů jednotlivých os, vřetenem a dalších periférií stroje při testu ve stavu *NC-on* na výsledné teplotní deformace na špičce nástroje. V případě vlivu lineárních a rotačních os je u obou strojů nejvýznamnější složkou vliv rotační osy *B* (Obr. 10). Podíly lineárních strojních os *X*, *Y* a *Z* jsou u každého stroje velmi podobné. U prvního stroje s naklápěcím vřetenem jsou však velmi zanedbatelné (2 %).

Z provedené analýzy (i z velké řady testů realizovaných RCMT na různých konstrukcích OS i velikostí) plyne, že vzájemné poměry jednotlivých zdrojů tepla budou obecně silně závislé na konkrétní konstrukci OS (včetně použitých komponent, materiálů, typu chlazení atd.). Proto např. v případě tvorby SW teplotní kompenzace je vhodné realizovat zkoušky dle normy ISO 230-3 [6] a na jejich základě pak rozhodnout, které vlivy v kompenzačním algoritmu uvažovat a které je možno zanedbat.

Velká část výrobců OS, zpravidla ve snaze ušetřit zástavbový prostor, umísťuje periferní zařízení do těsné blízkosti nosných struktur (např. rozvodné skříně, chladič systém apod.). Výjimkou nejsou ani případy, kdy jsou některá z těchto zařízení na rámu stroje přímo upevněna. Často se jedná o nevhodně umístěná olejová nebo jiná čerpadla. Přičemž vhodným umístěním těchto zdrojů tepla může dojít k významné redukci teplotních chyb stroje. Příkladem budiž CNC soustruh řady NL (firmy Mori Seiki). Na Obr. 11 je patrná konstrukční úprava původního modelu CNC soustruh spočívající v přemístění olejového chladiče za soustruh a její přínos (Obr. 12). V původní variantě stroje byl olejový chladič umístěn v blízkosti vřetenem, což negativně ovlivňovalo teplotní deformace (Obr. 11 nahoře). Výsledkem je až 76% redukce teplotních chyb (Obr. 12).



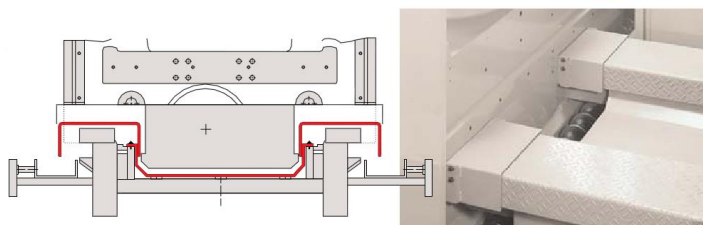
Obr. 11: Přemístění chladiče oleje (firma Mori Seiki, [23]).



Obr. 12: Vliv přemístění chladiče oleje na teplotní deformace, převzato z [23] a upraveno.

Kromě samotného vhodného umístění periferních zařízení, které představují nevhodně umístěné zdroje tepla, se k minimalizaci jejich vlivu často používá i jejich tepelné odstínění (tepelná izolace). Příkladem je např. odstínění hydraulické jednotky CNC soustruhu řady NZ firmy Mori Seiki plechovým krytem [23]. Tepelné stínění v podobě plechových krytů může být také použito např. pro vhodné nasměrování výfuku z různých periferních zařízení (např. chladiče oleje), aby nebyl ohřátý vzduch v přímém kontaktu se strojem.

Dalším příkladem účinného použití krytů, za účelem minimalizace dopadů teplotního chování stroje na jeho přesnost, je odstínění lože a lineárních vedení stroje. Provádí se to především z důvodu ochrany před sdílením tepla z ohřátého chladiva a třísek (Obr. 13). O problematice krytování strojů ve vazbě na jejich teplotní chování detailněji pojednává kap. 2.3.1 na str. 21.



Obr. 13: Tepelné odstínění lože a lineárních vedení krytem (převzato z katalogu firmy Yasda, [40]).

Řezný proces

Dalším nezanedbatelným vnitřním⁹ zdrojem tepla je řezný proces včetně odstraněného materiálu (třísek). Vznik třísky při obrábění a její odvod z místa řezu (vlivem plastické deformace a třením v místě řezu, viz dále) je doprovázen vznikem určitého množství tepla. Teplo je tedy průvodním jevem při obrábění, má nepříznivý vliv na trvanlivost a opotřebení nástroje, přesnost a kvalitu obrobenej plochy. Ke vzniku tepla dochází transformací vynaložené práce. V teplo se přeměňuje téměř veškerá mechanická práce vynaložená na proces řezání, s výjimkou práce pružných deformací

⁹ V některých publikacích je řezný proces zařazen do vnějších zdrojů tepla. Avšak vzhledem k tomu, že je řezný proces nedílnou součástí podstaty OS (obrábění), je v této práci uvažován jako vnitřní zdroj tepla.

a práce utajené. Podíl těchto dvou složek na celkové vynakládané práci je poměrně malý a nepřesahuje 5 %. Ve většině případů (vysoká tuhost soustavy stroj - nástroj - obrobek, velmi intenzivní deformace odřezávané vrstvy) představují práce pružných deformací a práce utajená (spotřebovaná na deformaci mřížky a vytvoření nových povrchů) maximálně 2 % celkové práce řezání [41]. Celkové množství tepla řezného procesu Q_c [J] je tedy přibližně rovné práci řezného procesu E [J], platí tedy [42]

$$Q_c \cong E. \quad (2)$$

Celkové množství tepla Q_c vznikající za 1 s při obrábění lze poté vypočítat bez velkých chyb z výrazu

$$Q_c = F_c \cdot v_c \cdot t, \quad (3)$$

kde F_c [N] je řezná složka síly obrábění, v_c [m.min⁻¹] je řezná rychlost a t [min] je čas obrábění.

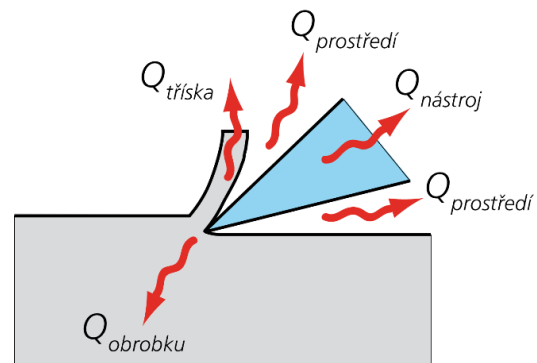
Během třískového obrábění vzniká teplo ve třech oblastech:

- Oblast I – oblast primární plastické deformace, vzniká v důsledku plastických a elastických deformací materiálu (Q_I [J] - teplo vzniklé v oblasti primární plastické deformace generované deformací ve střížné rovině).
- Oblast II - oblast sekundární plastické deformace. V této oblasti dochází ke tření mezi třískou a čelem nástroje (Q_{II} [J] - teplo vzniklé v oblasti sekundární plastické deformace z důsledku tření mezi čelem nástroje a třískou).
- Oblast III - oblast, ve které vzniká teplo v důsledku tření mezi hlavním hřbetem nástroje a přechodovou plochou na obrobku (Q_{III} [J] - teplo vzniklé v důsledku tření hlavního hřbetu nástroje o přechodovou plochu na obrobku).

Největší množství tepla vzniká v oblasti primární plastické deformace I, následuje oblast sekundární plastické deformace II. Teplo, vznikající v oblasti hřbetu (v důsledku tření mezi hlavním hřbetem nástroje a přechodovou plochou na obrobku), by mělo být udržováno na co možná nejnižších hodnotách, proto je třeba volit úhel hřbetu co největší a zamezit výraznému opotřebení hřbetu, které ve svém konečném efektu úhel hřbetu dále zmenšuje. Množství vzniklého tepla závisí na vlastnostech obráběného materiálu, geometrii nástroje a řezných podmínkách [42].

Teplo, vznikající mezi obrobkem a nástrojem, odchází spolu s odebíraným materiálem, dále je odváděno nástrojem a obrobkem a je-li použito chlazení nebo mazání řezného procesu, také technologickými kapalinami [43]. Odváděné teplo tedy můžeme rozdělit na 4 složky tepla (Obr. 14):

- Q_o [J] - teplo do obrobku,
- Q_n [J] - teplo do nástroje,
- Q_{tr} [J] - teplo do třísky,
- Q_{pr} [J] - teplo do okolního prostředí.



Obr. 14: Vznik a šíření tepla v zóně řezání.

Na základě předpokladu, že vzniklé a odvedené teplo musí být v rovnováze, lze vytvořit rovnici tepelné bilance řezného procesu v následujícím tvaru

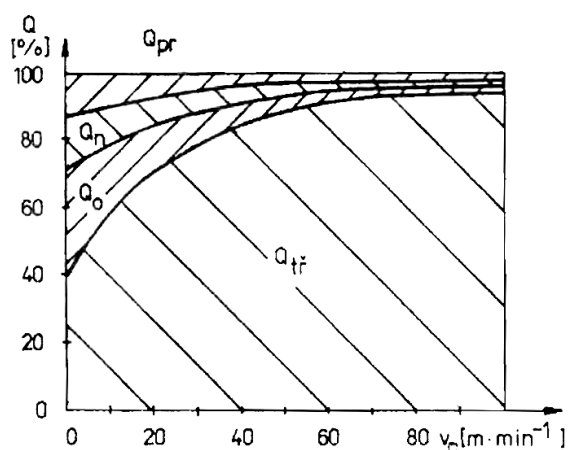
$$Q_c = F_c \cdot v_c = Q_I + Q_{II} + Q_{III} = Q_o + Q_n + Q_{tf} + Q_{pr}. \quad (4)$$

Celkové množství tepla Q_c , které se v zóně tvorby třísky vytvoří, je tedy možné určit na základě známé řezné rychlosti v_c a změření tangenciální složky řezné síly F_c . Celkové množství tepla, vzniklého při obrábění, lze měřit pomocí kalorimetrů. Kalorimetr je tepelně izolovaná nádoba naplněná do určité výše kapalinou se zabudovaným přesným teploměrem, případně s míchadlem [44]. Každý kalorimetr musí být svou konstrukcí uzpůsoben daným podmínkám obrábění (při soustružení je konstrukce kalorimetru složitější a měření obtížnější). Obecný postup při měření kalorimetrem spočívá v ponoření ohřátého předmětu (v našem případě třísky, obrobek, nástroj) po obrábění do lázně, kde předá část svého tepla. Po vyrovnání teplot se množství odevzdaného tepla předmětem, rovná množství tepla přijatého kapalinou. Toto množství se potom jednoduše určí změřením počáteční a konečné teploty kapaliny v kalorimetru. Tato metoda se vyznačuje svojí jednoduchostí jak použitého zařízení, tak i postupem měření a zpracování výsledků. Nevýhodou jsou zejména tepelné ztráty stěnami, hladinou, upínacím zařízením, radiací apod., detailně viz [42].

Ačkoliv celkové množství tepla je možné určit dle (3) či měřením kalorimetrem, stanovení přesných podílů jednotlivých složek tepla, odváděného třískou, obrobkem, nástrojem a prostředím je obtížnější. Pro jejich experimentální stanovení je nutné provést komplikovanější měření s využitím kalorimetru, kdy je nutné zvláště měřit odvedené teplo třískami, nástrojem a obrobkem (v tomto případě musíme zamezit padání třísek do kapaliny, aby nám neovlivnili výsledek měření). Výsledky těchto testů jsou v důsledku tepelných ztrát také méně přesné (např. v případě odvedeného tepla třískami je potřeba zajistit, aby třísky mohly padat s co nejkratší trajektorií do kapaliny). Navíc vzájemné poměry tepelných toků odváděného třískou, obrobkem, nástrojem a prostředím jsou dány konkrétními technologickými podmínkami a to celou řadou parametrů. Výrazný vliv na toto rozložení mají tepelné vodivosti obráběného materiálu a materiálu řezného. Proto se aplikují otěruvzdorné povlaky (jež se neustále vyvíjí), které působí jako izolační štíty, které chrání geometrii nástroje a snižují tok tepla nástrojem [46]. Vzájemné poměry tepelných toků dále závisí na řezných podmínkách (především řezné rychlosti), řezném prostředí (způsobu chlazení a mazání), na geometrii břitu řezného nástroje, povlaku nástroje atd. [42].

Vzhledem k obrovskému množství variant výše zmíněných parametrů (např. velké množství typů nástrojů, každý výrobce nástrojů navíc používá různé typy povlaků, geometrie atd.), nejsou v současné době k dispozici snadno dostupné (bez komplikovaných experimentů, viz výše) nástroje k přesnému stanovení vzájemných poměrů tepelných toků odváděných třískou, obrobkem, nástrojem a prostředím.

V odborné české literatuře lze nalézt na toto téma pouze velmi informativní a poměrně zastaralé informace. Např. v [45] je znázorněno, jak je obvykle toto vzniklé teplo odváděno do jednotlivých komponent. Na Obr. 15 z [45] jsou uvedeny podíly jednotlivých složek odvedeného tepla v závislosti na řezné rychlosti v_c . Z Obr. 15 je patrné, že se zvyšující se řeznou rychlostí roste



Obr. 15: Podíl jednotlivých složek odvedeného tepla, převzato z [45].

podíl tepla, které se odvede třískou. Dále, že největší část tepla vzniklého při obrábění je u řezných procesů odváděna ze zóny řezání třískou (zejména pak v případě použití HSC technologie, z angl. *High Speed Cutting*).

U jednotlivých podílů odvedeného tepla pak zpravidla platí pro složky tepla, odváděného třískou, obrobkem, nástrojem a prostředím

$$Q_t > Q_o > Q_n > Q_{pr}. \quad (5)$$

Obdobné grafy s přibližnými poměry tepelných toků odváděných třískou, obrobkem, nástrojem a prostředím lze najít i v zahraniční literatuře. Např. v [47] je uvedeno, že:

- Odvedené teplo do třísky Q_{tr} [J] je přibližně 60~80 % celkového produkovaného tepla.
- Odvedené teplo do Q_o [J] je přibližně 10~20 % celkového produkovaného tepla.
- Odvedené teplo do Q_n [J] je přibližně 10 % celkového produkovaného tepla.

V případě, že je použita chladicí kapalina, teplo odvedené třískou však může být až 90 % [47].

Tab. 2: Odvod tepla v [%] při obrábění kompozitních materiálů ve srovnání s ocelí, převzato z [48].

Odvod tepla	Ocel	Termoplast	Reaktoplast	CFRP	GFRP
Třískou	75	50 – 57	2 – 3	5 – 8	8 – 10
Obrobkem	20 – 22	15 – 20	5 – 8	5 – 10	10 – 15
Nástrojem	3 – 5	20 – 25	80 – 90	70 – 80	
Prostředím	3 – 5 (suché obrábění)				

CFRP – kompozity vyztužené uhlíkovými vlákny, GFRP – kompozity vyztužené skelnými vlákny

Vzhledem k tomu, že podíly odváděného tepla jsou ovlivněny velkou řadou technologických parametrů (viz výše), podíly nemusí být v poměru dle (5). Např. v případě obrobků ze stále častěji používaných těžkoobrobitelných materiálů, při použití atypických nástrojů atd. Jako příklad lze uvést odhadované podíly odváděného tepla při obrábění kompozitních materiálů ve srovnání s ocelí (Tab. 2, [48]). Velmi nízká tepelná vodivost kompozitních materiálů způsobuje, že vzniklé teplo přechází do obráběného materiálu a třísky pouze v zanedbatelném rozsahu, a musí být tedy v maximální míře odvedeno nástrojem, případně řeznou kapalinou [48].

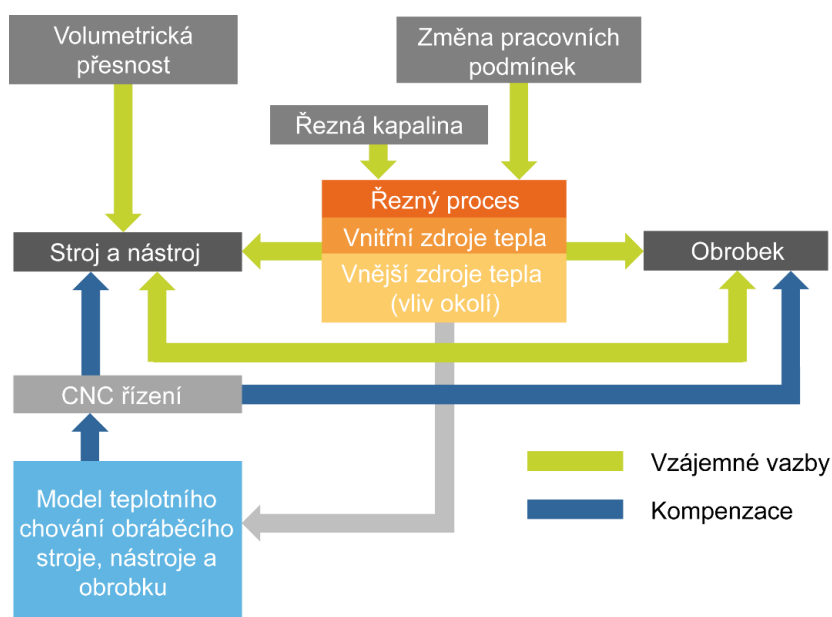
Znalost teploty v místě řezu při obrábění je velmi důležitá, jelikož teplota v místě řezu je elementární faktor ovlivňující opotřebení nástroje (s rostoucí teplotou klesá jeho tvrdost a opotřebení nástroje se zrychluje). Proto je obecně snahou při návrhu technologie obrábění odvést co nejvíce tepla třískou. Přenos tepla do nástroje je tedy obecně velmi nežádoucí. Teplota v místě řezu také ovlivňuje výslednou kvalitu povrchu obrobků. Vysoké povrchové teploty z důsledku obrábění mohou např. způsobit poškození povrchu obráběného dílu díky oxidaci obráběného povrchu. V neposlední řadě jsou vysoké teploty v řezu jednou z hlavních příčin geometrických chyb obrobků díky teplotní dilataci celého systému (nástroje, obrobku, upínání a stroje). Z výše uvedených důvodů je měřením teplot v místě řezu během procesů s úběrem materiálu věnována značná pozornost. Detailní přehled metod měření teplot v místě řezu je shrnut např. v [49].

Tepelné efekty ovlivňující výrobní přesnost OS související s obráběním jsou velmi komplexní (Obr. 16). Svou roli zde hrají všechny 3 základní způsoby sdílení tepla (vedení tepla, konvekce i radiace, viz kap. 2.3). Samotný řezný proces je z pohledu minimalizace teplotních chyb strojů velmi

problematický zdroj tepla. Určité množství tepla generované řezným procesem je vždy přeneseno do nástroje, obráběného dílu, třísek a okolí (chladiwa, je-li přítomno), viz Obr. 14. Dále se toto teplo šíří skrz upínač nástroje do vřetena a skrz obrobek a jeho upínací systém do stolu stroje (konstrukce stroje). Toto teplo následně způsobuje teplotní dilatace celého systému, čímž degraduje volumetrická přesnost OS.

Dopad generovaného tepla v místě řezu na teplotní deformace lze zmírnit aplikací řezné kapaliny. Bylo zmíněno, že největší část generovaného tepla v místě řezu je u konvenčních obráběných materiálů odvedeno třískou Q_{tr} . Teplota třísek je velká v porovnání s konstrukcí stroje a dochází zde tak i ke sdílení tepla radiací do konstrukce stroje a jeho okolí. Proto je třeba zajistit, aby teplo akumulované v tříškách dále nepřestupovalo do konstrukce stroje (např. zajištění rychlého odvodu třísek z pracovního prostoru dopravníky atd., viz kap. 2.5). Díky obrábění dochází také k změnám na straně konvektivní okrajové podmínky u vnitřních částí nosné struktury (rotace nástroje a vřetena, pohyb třísek, volná konvekce). To může negativně ovlivnit zejména stroje, které nemají kvalitně kapotovaný pracovní prostor a jsou tak na tyto změny citlivější.

Kromě ovlivnění přesnosti výroby z důsledku teplotních dilatací, způsobených generovaným teplem v místě řezu, ovlivňuje technologický proces přesnost výroby ještě druhým způsobem. Pro řezný proces je třeba vyšší krouticí moment M_k pohonu vřetena (zejména v případě hrubování) než v případě běhu vřetena bez zatížení. Řezný proces má tedy velký dopad na proudovou zátěž motoru vřetena, jejíž proměnlivost (díky změnám pracovních podmínek během obrábění) silně ovlivňuje celkové produkované teplo v motoru. Následně dochází k intenzivnímu přenosu tepla do konstrukce stroje, jenž má za následek velké teplotní chyby na špičce nástroje i při nízkých otáčkách vřetena $n_{vřet}$ [4]. Při obrábění se tedy teplotní deformace na špičce nástroje (TCP) mění nejen v závislosti na proměnlivých otáčkách vřetena $n_{vřet}$, ale i výkonu vřetena $P_{vřet}$ [Ho 34].



Obr. 16: Komplexnost tepelných vlivů ovlivňující výrobní přesnost OS související s obráběním a vazba na model teplotního chování OS, nástroje a obrobku, viz [Ho 19].

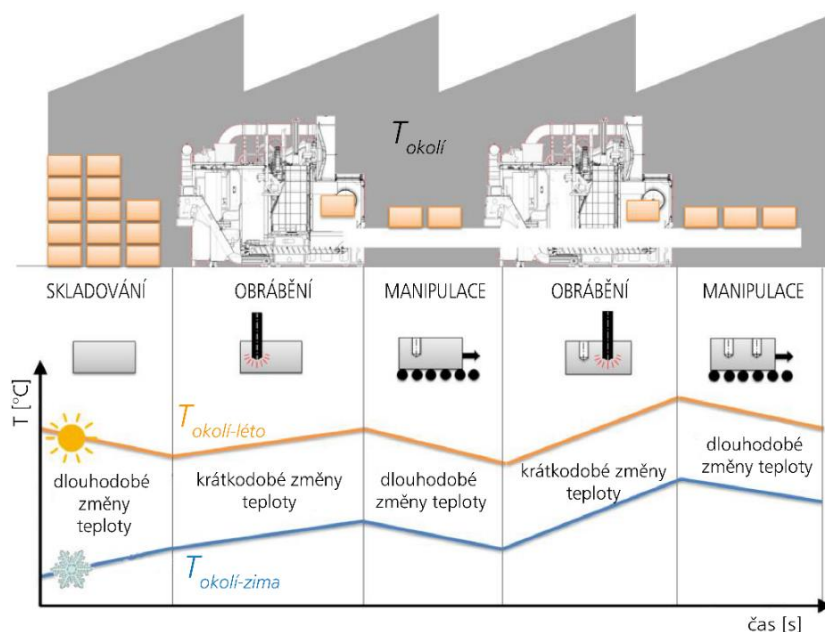
Všechny výše zmíněné jevy tak významně ovlivňují globální sdílení tepla v celé struktuře stroje a jeho okolí, následně ovlivňují i celkovou volumetrickou přesnost strojů [Ho 35], jejímž důsledkem degraduje přesnost výroby. Díky komplexnosti vlivu technologického procesu na teplotní chyby strojů (Obr. 16) je obtížné se s tímto jevem vypořádat robustním a spolehlivým přístupem. Nehledě na to, že je velmi složité stanovit poměry odvedeného tepla třískou, obrobkem, nástrojem a prostředím v závislosti na řezných podmínkách, výzkumníci vyvíjejí mnoho analytických,

numerických, empirických modelů (či tzv. hybridních modelů, které kombinují různé typy modelů [50]) a provádějí řadu různě orientovaných experimentů, aby pochopily generování tepla v místě řezu, jeho dělení na jednotlivé složky a rozložení teplot (stanovení teplotních polí) během obrábění, např. [51], [52], [53].

Přes toto obrovské úsilí vědců nejsou v současné době k dispozici ani spolehlivé simulace řezného procesu, jež by popisovaly širokou škálu možných variant technologických parametrů (nástrojů, typů obrábění atd.), pomocí nichž by intenzitu vzniku tepla (identifikace příčiny) a poměrů tepelných toků "třísky - obrobek – nástroj- okolí" bylo možné ve vazbě na řezné podmínky alespoň rámcově určit. Nemluvě o identifikaci komplexním dopadu obrábění na teplotní deformace jednotlivých komponent (stroj, nástroj, obrobek), které ovlivňují výslednou přesnost výroby na OS. Realizovaný výzkum se zpravidla zabývá jen dílčími dopady obrábění na výslednou přesnost výroby. Např. vývoj zařízení pro zvýšení proudového zatížení vřetena jeho brzděním [54] (též viz kap. 2.9.4), využití těchto dat při tvorbě SW teplotní kompenzace [55], [56] a [57] (více viz kap. 2.9.2), vývoj simulací pro popis tepelných zdrojů a toků při frézování potažmo výpočtu teplotních deformací nástroje, kterým se zabývá např. Putz a kol. [52], [58] či [59], snahy zahrnout vliv obrábění do holistických modelů strojů pomocí MKP [60], [61], [62], [63] či [64] atd. Díky složitosti problematiky je to pochopitelné. Dopad obrábění na teplotní chyby stroje je zejména klíčový jednání se o suché obrábění. V [65] bylo ukázáno, jak rapidně narostou teplotní chyby, jakmile se mokré obrábění změní v suché obrábění. Z tohoto důvodu je třeba se při predikci teplotních deformací v místě nástroje věnovat právě především suchému obrábění.

2.2.2 Vnější zdroje a propady tepla

Vnějšími zdroji a propady tepla mohou být sousední stroje či jiná zařízení, agregáty, topná tělesa, či slunce. Specifickým faktorem je okolní vzduch, který může OS chladit i ohřívat. Intenzita tohoto procesu závisí na teplotním rozdílu mezi povrchy OS a okolím a na rozložení součinitele přestupu tepla α na všech vnitřních i vnějších površích stroje (viz kap. 2.3). Nejvýznamnějším vnějším zdrojem (propadem) tepla, ovlivňující prostorovou dilataci OS, je bezesporu změna teploty okolního vzduchu. Tento fakt potvrzuje i to, že vliv teploty okolí je součástí testů v rámci mezinárodní normy ISO 230-3 [6] (tzv. ETVE test, podrobně viz kap. 2.9.4).



Obr. 17: Změna teploty okolí ve výrobní hale v různých fázích výroby (převzato z [66]).

Teplota okolí stroje se mění (není-li hala klimatizována) a to jednak v průběhu dne (rozdíl mezi teplotou ráno a odpoledne), ale i v různých ročních obdobích. Teplota okolí navíc kromě samotného stroje ovlivňuje i rozměry obrobku (např. skladování obrobku při jiné teplotě okolí než je při výrobě apod.). Proměnlivost teploty okolí ve výrobní hale v různých fázích výroby je schematicky zobrazena na Obr. 17. Kromě časové změny teploty okolí je také důležitá prostorová variabilita teploty okolí, kdy se např. teplota okolí liší v závislosti na výšce od podlahy (tento vliv má význam zejména u velkých OS). Deformace OS mohou kromě změny teploty okolí velmi ovlivnit i dalšími typy sdílení tepla, jako je radiace (např. přímé sluneční záření na OS) či konvekce (větrání v místnosti, ventilátory chladících zařízení apod.).

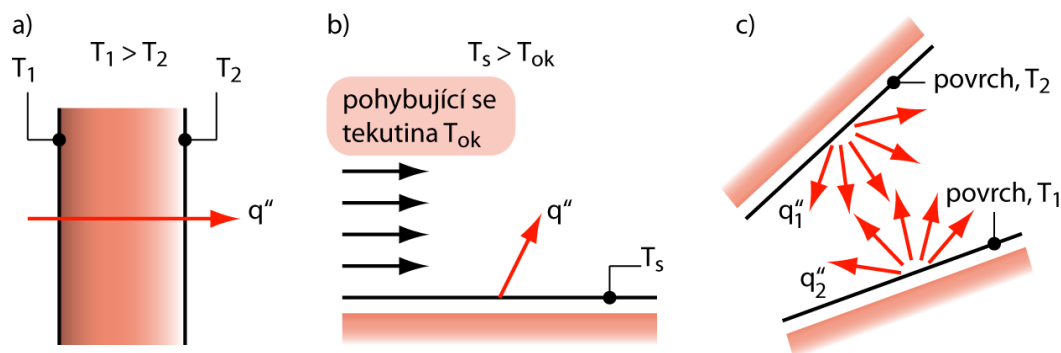
Z výše uvedených důvodů je pro OS třeba vytvořit vhodné a teplotně, co možná nejvíce stálé, prostředí bez průvanů a zamezit slunečnímu osvětlení. Porušením těchto elementárních pravidel může dojít i k neopravitelnému poškození obráběného dílce. Jestliže jsou požadavky na přesnost výroby velmi vysoké, jsou stroje zpravidla umísťovány do klimatizovaných prostor. Pak je ovšem důležitá také koordinace provozu ve výrobních prostorách. To znamená například zamezit otevírání vrat v dokončovacích fázích výroby přesných dílců apod., případně dbát na funkčnost a účinnost "přechodových komor" na vstupních a výstupních portálech výrobního provozu. Vliv teploty okolí je možné určitým způsobem zahrnout do kompenzačního algoritmu teplotních chyb (viz kap. 4). Přesnost predikce teplotních deformací v TCP modelem je však závislá na podobnosti okolních podmínek daného stroje s podmínkami, které panovaly při kalibraci modelu SW teplotních kompenzací.

V úvodu kap. 2.1 bylo zmíněno, že zdroje a propady tepla v OS vytváří nestacionární prostorové teplotní pole stroje (Obr. 3). To se děje díky sdílení tepla v konstrukci stroje a jeho okolí (tepelným tokům \odot , dle Obr. 3). Následující kap. 2.3 popisuje teorii sdílení tepla, významnost jednotlivých mechanismů sdílení tepla a specifika ve vazbě na OS.

2.3 Sdílení tepla

Sdílení tepla je přestup tepelné energie způsobené teplotním rozdílem. Teplo se šíří od místa s vyšší teplotou k místu s teplotou nižší a to třemi základními způsoby [67] (Obr. 18):

- Kondukcí (vedením) - tepelná energie se postupně šíří v nepohyblivé hmotě (skrz pevnou látku či nehybnou tekutinu).
- Konvekcí (prouděním) - k přenosu tepla v důsledku proudění a promíchávání různě ohřátých částí hmoty (z povrchu do pohyblivé tekutiny).
- Radiací (tepelným zářením) - dochází k vyzařování energie ze zdroje ve formě elektromagnetických vln a jeho následnému pohlcování ozařovaným tělesem (radiční teplotní výměna mezi dvěma povrchy).



Obr. 18: Sdílení tepla a) kondukcí, b) konvekcí, c) radiací (převzato a upraveno z [67]).

Z pohledu teplotně-mechanických jevů v OS a jejich modelování jsou primárními sledovanými jevy kondukce tepla v konstrukci a sdílení tepla konvekcí [68].

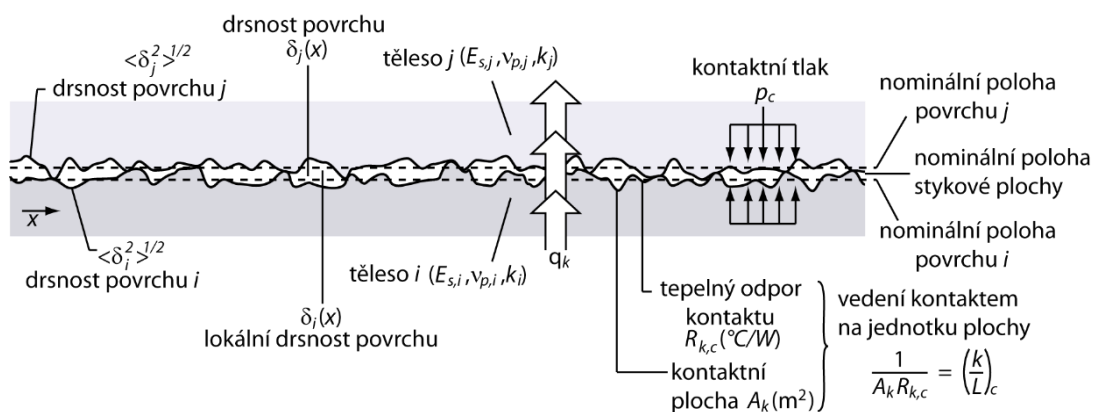
V případě přenosu tepla uvnitř stroje je možné považovat přenos zářením za zanedbatelný. Nicméně i sdílení tepla radiací hraje v případě OS svou roli. Zejména v případě částí dosahujících vysokých teplot (podle [69] více jak 450 K). V případě OS se jedná např. o vliv řezného procesu, např. sdílení tepla radiací do konstrukce stroje z horkých třísek či nástroje viz výše. Vedení tepla strukturou stroje je dobře popsatelné a predikovatelné, ovšem spoje všech druhů vytvářejí tepelné skoky a jsou předmětem dalšího výzkumu (kap. 2.3.1). Další komplikací je přesné stanovení sdílení tepla prouděním, které je závislé na materiálu, geometrii, povrchu a parametrech proudění [70]. Stanovením součinitele přestupu tepla α_c [$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$] v konstrukcích OS se podrobně zabýval Kohút v [71].¹⁰ V RCMT vznikl senzor pro stanovení součinitele přestupu tepla α_c [Ho 28], [Ho 36]¹¹. Senzor lze použít pro experimentální stanovení změny součinitelů přestupu tepla α_c , čímž je následně možné zpřesnit simulační (MKP) modely teplotního chování OS, např. [Ho 29], [Ho 30].

2.3.1 Specifika teplotního chování OS ve vazbě na sdílení tepla

Komplikovaný proces sdílení tepla v OS je ovlivněn materiálovými vlastnostmi, geometrickým uspořádáním stroje, pozicí a rozložením zdrojů a propadů tepla. Jak bylo již zmíněno v kap. 2.1, generované teplo se šíří z komponent do struktury OS a konstrukce teplotně dilatuje a deformuje se. Celý tento proces má v případě OS svá další specifika, které budou dále probrána.

Mechanismus přenosu tepla přes spoje

Sdílení tepla v OS je mimo jiné komplikováno díky přenosu tepla přes různé spoje, kterých je na konstrukci OS mnoho a různých typů (ložiska, lineární vedení, kuličkové šrouby a matice, šroubové, svarové spoje atd.). Obvykle je teplotní deformace počítána za předpokladu buď ideálního teplotního kontaktu či ideální tepelné izolace. Avšak Attia a Kops v [72] a [73] ukázali, že teplotní deformace stavebního prvku v kontaktu je značně ovlivněna nerovnoměrností rozdělení tepelného kontaktního odporu (tedy rozložení kontaktního tlaku podél spoje ovlivňuje přenos tepla), viz Obr. 19.



Obr. 19: Kontaktní tlak mezi dvěma povrchy (převzato a upraveno z [73]).

¹⁰ Tato disertační práce vznikala v rámci řešení projektů RCMT, autor uvedenou disertační práci odborně konzultoval.

¹¹ Autor habilitační práce je jedním z původců patentu.

Naměřené hodnoty kontaktních odporů pro některé kovové dvojice v závislosti na kontaktním tlaku a drsnosti lze nalézt např. v [74], [75]. Pro plastické deformace existují korelace kontaktního odporu mezi dvěma materiály i a j (dle Obr. 19) např. v [76]. Detailnější popis sdílení tepla přes spoje je také popsán v [Ho 32]. V rámci diplomových prací řešených na půdě RCMT se experimentálně zjišťovaly tepelné odpory kontaktu mezi lineárním vedením a vozíkem [30], [31].

Odměřovací systémy polohy

Horných ve své práci [77] poukazuje na to, že pravítka odměřování umístěná do blízkosti zdrojů tepla jsou negativně teplotně ovlivněna. Pokud je odměřování umístěno tam, kde se po délce jeho uchycení vyskytuje teplotní gradient, tak teplotní dilatace samotného pravítka působí změnu přesnosti polohování, [77].

Výrobci odměřovacích systémů doporučují konvenční OS osazovat pravítka s podobnými materiálovými vlastnostmi, jaké má rám stroje (Tab. 3). Nicméně pravítka jsou často ze skla, které má výrazně odlišné materiálové vlastnosti než konvenční materiály pro stavbu strojů ($\alpha_{\text{sklo}} = 8 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1}$, $\lambda_{\text{sklo}} = 1 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, $c_{p\text{sklo}} = 0,9 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$). Toto doporučení je hlouběji diskutováno Alejandrem a Artesem, kteří ve svém článku [78] dokazují nelineární teplotně deformační vliv doporučeného odměřovacího systému (součinnost tepelných efektů použitých materiálů samotného pravítka, pouzdra a lepidla na přesnost OS). Podobně i Jedrzejewski a kol. v [79] docházejí k závěru, že v tomto případě přesnost polohování vysokorychlostního vřetena závisí na tvaru skleněné stupnice lineárního odměřovacího systému a způsobu a místa jeho uchycení.

Tab. 3: Vlastnosti vybraných materiálů ve stavbě OS (převzato a upraveno z [80]).

Fyzikální vlastnosti	Tradiční			Nekonvenční				
	Svařence z ocelí třídy 11	Tvárná litina	Šedá litina	Al slitiny	Přírodní žula	Polymerní betony	Vláknové kompozity na bázi uhlíkových vláken	Keramika na bázi Al a Si
Měrná hmotnost [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$]	7850	7040-7060	7100-7300	2600-2800	2600-3150	1500-2600	1700-1980	3200-3500
Modul pružnosti [GPa]	190-210	160-180	88-140	70-79	30-70	40-50	100-580	270-300
Součinitel délkové roztažnosti [$10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$]	11-18	10	11	24	7-10	9-18	0	3-6
Tepelná vodivost [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]	47	50		237	2,9-4	1-3	25	-
Měrná tepelná kapacita [$\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]	0,49	0,46-0,54		0,9	0,75	0,7-1,3	-	0,15-0,2

Krytování stroje

Krytování stroje má významný dopad na výsledné teplotní chování stroje. Na jednu stranu sice konstrukci stroje chrání před krátkodobými změnami okolního prostředí (průvan v hale apod.), na druhou stranu však krytování stroje brání odvodu generovaného tepla v konstrukci ze stroje pryč. Autor s týmem RCMT realizoval teplotně-mechanické experimenty dle normy ISO 230-3 [6] (specifikace testů dle normy je podrobněji vysvětlena v kap. 2.9.4) na multifunkčním obráběcím centru portálové konstrukce bez a s krytováním [Ho 31]. Stroj má vřeteno s externím

pohonem, který je z hlediska teplotního chování nevhodně umístěn na přední stěně vřeteníku a ještě zakrytován, jak je patrné z (Obr. 20).

Z realizovaných testů při stejné zátěži rotací vřetena vyplynulo, že po 4500 s (75 min) experimentu je deformace v místě nástroje v ose X u zakrytovaného stroje přibližně 3,5x větší než u stroje nezakrytovaného (u nezakrytovaného stroje maximální teplotní deformace v ose X činí 60 μm , zatímco u zakrytovaného 215 μm).



Obr. 20: Multifunkčním obráběcím centru portálové konstrukce bez a s krytváním během teplotně-deformačních experimentů.

Obdobné platí i v případě deformací v ose Z , které jsou 2,5 \times větší v zakrytovaném stavu oproti nezakrytovanému stavu stroje. Krytování stroje neumožňuje odvod generovaného tepla ve vřetení (zejména motoru vřetena) do okolí. Teplo se pod krytem vřeteníku akumuluje a ohřev od motoru vřetena má mnohem výraznější dopad na deformace v ose X i naklápění vřeteníku. Důležitost vlivu krytování a jeho dopadu na teplotní pole a teplotní deformace stroje byla prezentována i v [81].

Z výše uvedeného plyne, že dopad krytování nelze zanedbávat při vývoji metod pro minimalizaci teplotních deformací. Ve vazbě na tuto habilitační práci je zejména klíčové realizovat teplotně-deformační testy pro získání zdrojových dat pro identifikaci modelu SW teplotních kompenzací na strojích vždy s krytváním, tedy v takovém stavu, v jakém je stroj reálně provozován.

2.4 Teplotní deformace a teplotní chyby OS

2.4.1 Teplotní deformace strojů

V předchozí kap. 2.3 byly popsány základní způsoby sdílení tepla, byla diskutována významnost jednotlivých mechanismů sdílení tepla a jejich specifika ve vazbě na OS. Obecně změna teploty ΔT způsobuje změnu délky objektu l , která je dána

$$l = l_1 \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta T) \quad (6)$$

kde α [K^{-1}] je součinitel teplotní délkové roztažnosti, ΔT [K] je změna teploty objektu a l_1 je výchozí délka objektu.

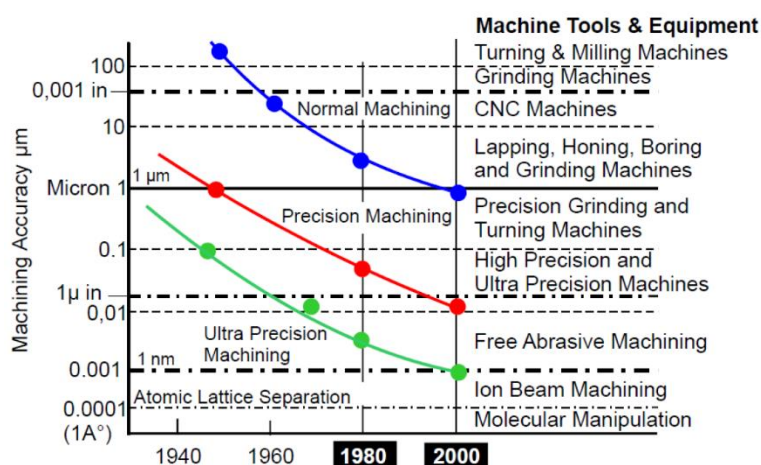
Obdobně teplotní změny ve stroji a jeho okolí způsobují prostorové teplotní deformace celé konstrukce (viz ④ na Obr. 3). Díky složitosti problematiky (jež byla nastíněna v předchozích kapitolách) se ve stroji vytváří nestacionární prostorové teplotní pole s velkými teplotními gradienty a dochází k nerovnoměrné distribuci tepla přes řadu mechanických spojů (kap. 2.3.1). V kombinaci s různými teplotními časovými konstantami konstrukčních prvků, použitých konstrukčních materiálů, vlivu odměřovacího systému a řadou komplexních interakcí včetně obrábění jsou teplotní deformace stroje nelineární. Kromě expanze (kontrakce) konstrukce se na strojích často vyskytuje i ohyb (způsobující úhlové teplotní deformace v místě nástroje).

2.4.2 Teplotní chyby a jejich dělení

Následkem teplotních deformací stroje jsou i relativní posunutí mezi obrobkem a nástrojem, které jsou obecně označovány jako teplotní chyby stroje, viz ⑤ na Obr. 3 na str. 5. Vzniklé teplotní chyby mají negativní dopad na výslednou výrobní přesnost stroje. Přičemž teplotní chyby jsou jen jedním z mnoha vlivů, ovlivňující výslednou výrobní přesnost stroje. Ta je dána, kromě teplotního chování OS, řadou dalších faktorů, jako je např. geometrická přesnost stroje, statické a dynamické chování stroje, řídicí systém, chyby vlivem programování v CAM systému atd. Podrobnější výčet faktorů, ovlivňující výrobní přesnost stroje, je v [Ho 32].

Z pohledu terminologie chyb OS je výrobní přesnost stroje dána tzv. prostorovou chybou (angl. *volumetric error*) stroje. Prostorovou chybou se nazývá kombinace všech chyb (geometrických, teplotních, statických, dynamických atd.), které ovlivňují relativní posunutí mezi obrobkem a nástrojem při obrábění [82]. Rozměrová přesnost obrobku je pak na této volumetrické chybě stroje samozřejmě závislá. Nicméně právě teplotní chyby (resp. teplotní chování OS) jsou v současnosti jedním z nejvíce dominantních jevů, ovlivňující výrobní přesnost stroje (resp. prostorovou chybu). Z měření teplotních deformací na OS je známo, že způsobují v místě nástroje větší výrobní odchylky než např. řezné síly, nepřesnost přestavení posuvových os či geometrická a montážní nepřesnost dílů stroje [83]. Dominantní postavení teplotních chyb trvá již několik desetiletí. Již Bryan v [3] tvrdil, že teplotní chyby tvoří 40–70 % z celkových výrobních odchylek způsobených všemi zdroji nepřesností. Obdobné závěry publikoval později Weck v [4]. Vliv teplotních chyb dokonce nabývá na aktuálnosti, jak bylo popsáno v posledním shrnujícím článku (*keynote paper*) [5], jenž byl připraven kolektivem předních světových odborníků na tuto problematiku.

To je v příkrém protikladu vůči tomu, jak neustále rostou požadavky na výrobní přesnosti různých technologií zahrnující řezný proces. Zvyšování výrobní přesnosti od roku 1940 pro různé technologie je dobře patrný z grafu, který stanovil Taniguchi v [85]. Tento vývoj přesnosti obrábění byl rozšířen o různé řezné procesy v [86] a poté v [84]. Jeho rozšířená podoba je zobrazena na Obr. 21. Jak bylo popsáno výše, obecně je teplotní chybou označována taková chyba, která způsobuje relativní posunutí mezi obrobkem a nástrojem v důsledku deformace částí stroje, která je



Obr. 21: Vyrůstající požadavky na výrobní přesnost u různých technologií, [84].

vyvolána změnou teploty. Klasifikace problematiky teplotních chyb (výrobních odchylek způsobených vlivem změny teplotního pole stroje) je často spojována se schématem Bryana [3]. Schéma rozděluje teplotní problematiku na stroji s řezným procesem do dvou kategorií:

- vlivy stálých teplot různých od 20 °C,
- vlivy proměnných teplot (teplotní gradienty).

V prvním případě vznikají určité odchylky při měření a obrábění za jiných teplot než je 20 °C (standardizovaných).

Jedním z možných řešení je vytvoření teplotně stabilizovaného prostředí pomocí klimatizovaných hal. Nebo, jak navrhol Bryan v [3], vybraná kritická výrobní zařízení mohou být umístěna ve zvláštních boxech s přesnou teplotní stabilizací na 20 °C. Tato řešení jsou však finančně velmi drahá a v současnosti toto řešení není příliš ve výrobních halách aplikováno (zpravidla pouze v případě velmi přesné výroby).

Do druhé kategorie spadá vliv teplotních gradientů, které jsou způsobeny zejména vnitřními zdroji tepla ve stroji (viz kap. 2.2). Bohužel v realitě přítomnost teplotních gradientů situaci komplikuje, protože v materiálu pak dochází k vnitřnímu pnutí, a tak se vedle axiálních deformací i v rámci jediného objektu objevují deformace úhlové, jež jsou problematicky odstranitelné (podrobněji o této problematice pojednává kap. 2.8.2). Navíc zmíněné teplotní gradienty v konstrukcích strojů nejsou samozřejmě v čase konstantní. Jejich směry a velikosti se neustále, více či méně, mění v závislosti na konkrétní fázi pracovního režimu, v závislosti na změnách pracovních režimů a na působení okolních vlivů. Jak je tedy z výše uvedeného patrné, být schopen exaktně popsat (predikovat) výslednou teplotní deformaci mezi nástrojem a obrobkem by znamenalo mít vždy k dispozici informace o deformacích jednotlivých částí konstrukce v celém řetězci mezi nástrojem a obrobkem při různých teplotních stavech stroje. Druhou část problému představuje samo teplotní pole stroje, resp. schopnost predikovat jeho proměnlivost v závislosti na již jmenovaných změnách provozních režimů a proměnlivosti okolních podmínek.

Díky současným možnostem výpočetní techniky lze např. analýzou MKP částečně predikovat vliv teplotních gradientů již v konstrukční fázi. Nicméně tento odhad je vždy více či méně nepřesný z řady důvodů, jež jsou diskutovány podrobně v následující kap. 2.5.

Pro podrobnější studii lze dále teplotní chyby OS rozdělit do dvou základních kategorií [10]. Do první kategorie patří chyby, které se mění jak s teplotou, tak i s polohou. Tyto chyby významně mění lineární nastavení polohy stroje. Jsou známy pod zkratkou „PDTE“ (*Position Dependent Thermal Errors*). Do této skupiny patří části konstrukce stroje, které generují pohyb (především pohybové osy). Do druhé skupiny patří komponenty stroje, které jsou funkcí teploty, ale nemění se s polohou. Tyto chyby jsou označovány jako „PITE“ (*Position Independent Thermal Errors*). Vliv chyb „PITE“ na přesnost obrobku je silně závislý na rychlosti změny chyby „PITE“ vzhledem k času potřebnému k výrobě daného obrobku. I velké změny chyb „PITE“ mohou mít za následek malou chybu obrobeného dílu v případě, že čas na jeho obrobení je krátký. Rozdělení jednotlivých chyb v návaznosti na prostorovou přesnost obráběcích center je podrobně popsáno např. v [87].

2.4.3 Geometrické chyby a jejich kompenzace

Kromě teplotních chyb, výrobní přesnost stroje výrazně ovlivňují geometrické chyby stroje. Geometrické chyby stroje jsou chyby, které se vyskytují ve stroji z důvodu jeho základního konstrukčního uspořádání, vlivem nepřesnosti výroby použitých dílců, montáže stroje, mechanickým nedokonalostem jako je např. nesouosost konstrukčních prvků atd. Geometrické chyby se navíc v průběhu času mění průběžným používáním stroje díky jeho opotřebení.

Lineární osa stroje má 6 geometrických odchylek, což odpovídá 6° volnosti tělesa pohybujícího se v prostoru:

- 3 translate: polohování, přímmost ve dvou rovinách,
- 3 rotace: naklánění, klopení a natáčení (angl. *roll, pitch a yaw*).

V případě tříosého stroje, jenž se skládá ze tří translačních os X , Y , Z , se k těmto chybám ještě přidávají ještě 3 chyby kolmosti mezi osami X - Y , Y - Z , X - Z . Celkem tedy u tříosého stroje lze nalézt až 21 geometrických chyb: 3 chyby pohybu lineárního polohování, 6 chyb pohybu přímosti, 9 úhlových chyb prostoru a 3 chyby kolmosti mezi osami.

V případě rotačních os je situace obdobná - každá rotační osa má 6 geometrických odchylek. Pětiosý frézovací stroj má tedy celkem 41 geometrických chyb (30 geometrických chyb pohybu strojních os a 11 odchylek vzájemné polohy os). U víceosých strojů se pak mohou malé geometrické chyby nasčítat a vytvořit nepřesnosti, což může v případě velmi malých tolerancí ohrozit rozměrovou přesnost vyráběných komponentů.

Dobrá geometrická přesnost OS je jednou ze základních podmínek jeho úspěšného nasazení v reálné výrobě a žádný stroj není imunní vůči minimálním geometrickým chybám. Použití kvalitních konstrukčních prvků a preciznost montáže je klíčová. Následná kontrola přesnosti pětiosých center pak představuje komplexní problematiku, kterou se v určité míře musí zabývat každý výrobce (a zpravidla i uživatel) moderních strojů. Přičemž seřízení geometrické přesnosti, ať již nově instalovaného stroje či stroje staršího nebo stroje po kolizi, představuje v případě pětiosých strojů velmi složitou problematiku, vyžadující velkou zkušenost a zvládnutí různých experimentálních metod. Obecně se testy související s přesností strojů zabývá rozsáhlá norma ČSN ISO 230¹², skládající se z několika částí. Na základě těchto testů lze stanovit individuální chyby jednotlivých strojních os. Detekované geometrické chyby lze dále zpracovat a pomocí nich např. mechanicky vyrovnat stroj a upravit jeho kinematiku, nebo vytvořit datový soubor pro softwarovou kompenzaci geometrických chyb (někdy je též používáno termínu elektronická kompenzace, např. [88], [89]). Softwarových kompenzací na OS existuje celá řada [90]¹³.

Většina současných CNC řídicích systémů obsahuje nástroje pro kompenzaci geometrických chyb v lineárních směrech. Omezením tohoto typu kompenzace je skutečnost, že kompenzuje pouze některé typy chyb a je méně účinná mimo přímku, podél které byly chyby měřeny. Kompenzační metody však mohou sloužit kromě individuálních geometrických chyb v lineárních směrech pohybu také pro volumetrickou chybu a její odchylky v celém objemu pracovního prostoru (tzv. volumetrická kompenzace). Volumetrickou kompenzací lineárních os, zahrnující lineární a úhlové chyby, chyby přímosti, chyby pravouhlosti mezi osami atd. lze nalézt u moderních OS (např. tzv. VCS z angl. *Volumetric Compensation System* firmy Siemens [91]). Volumetrická kompenzace chyb umožňuje vložit naměřená data do kompenzační tabulky lineárních os stroje, čímž jsou minimalizovány geometrické chyby polohování. Tento typ kompenzace výrazně zvyšuje

¹² Ekvivalentem normy ČSN ISO 230 je např. německá norma VDI/DGQ 3441 používaná i mimo Německo či americká norma ASME B5.54-2005.

¹³ Obecně slouží k eliminaci širokého spektra neduhů, vyskytujících se na OS. Jejich cílem je především zlepšit výsledky obrábění. Ve vazbě na zvyšování přesnosti stroje existují např. kompenzace geometrických chyb (geometrické kompenzace), teplotní kompenzace (které jsou hlavním předmětem této práce), kompenzace statických a dynamických vlivů, kompenzace průhybu od vlastní tíhy, kompenzace změny rozměru nástroje atd. Některé druhy kompenzací jsou nedílnou součástí řídicího systému stroje a jsou i nedílnou součástí dodávky nového stroje.

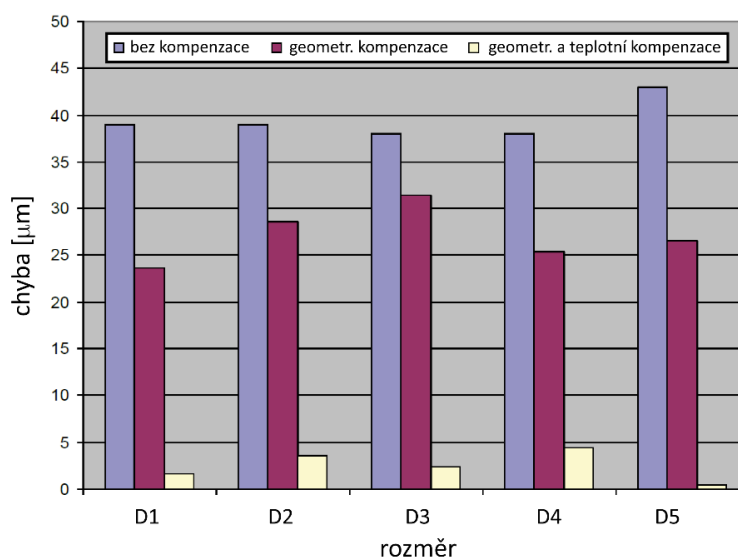
geometrickou přesnost stroje, která je konzistentní v jeho celém pracovním objemu. Detailní rešerše zabývající se geometrickými chybami a jejich kompenzací je v [9] či v aktuálnějším shrnujícím článku společnosti CIRP [92].

Jak bylo popsáno výše, volumetrická chyba stroje je dána kombinací více typů chyb a mimo jiné je závislá i na teplotních chybách stroje (resp. teplotním chování OS). Tudíž se mění v čase v závislosti na aktuálním teplotním poli stroje. Avšak současné volumetrické kompenzace strojů v řídicích systémech strojů jsou primárně zamýšleny pro kompenzaci pouze geometrických chyb, aktualizaci jejich hodnot v čase v závislosti na změně teploty neuvažují. V některých případech je sice možné hodnoty volumetrické kompenzace měnit v čase, ale je k tomu třeba nejprve provést měření volumetrické chyby (nejčastěji se používá měřících přístrojů využívajících laserovou interferometrii, např. *laser TRACER*, *laser tracker*, případně mechanické měřicí přístroje, např. *Ballbar* od společnosti Renishaw atd.) a původní hodnoty volumetrické kompenzace zadané do řídicího systému nově změřenými daty přepsat. Toto řešení je pak platné pro aktuální teplotní pole stroje (jakmile se teplotní pole bude měnit od tohoto stavu, bude docházet k zvětšování volumetrických chyb). Navíc je identifikace volumetrických chyb v celém pracovním prostoru stroje časově velmi zdlouhavá a vznikají tak nežádoucí prostoje ve výrobě. O vlivu tepelných účinků na volumetrickou chybu detailněji pojednává kap. 8.1.

V souvislosti s geometrickými a SW teplotními kompenzacemi je třeba ještě zmínit, že SW teplotní kompenzace by měly být jakousi nadstavbou kompenzací geometrických chyb. Proto např. testy pro identifikaci modelů SW teplotních kompenzací (kap. 2.9.4) by měly být provedeny již na geometricky zkompenzovaném stroji (po aplikaci geometrické kompenzace) a vypočtené korekce SW teplotní kompenzace jsou k hodnotám geometrických kompenzací superponovány.



Obr. 22: Zkušební obrobek NAS-979, převzato z [82] a upraveno.



Obr. 23: Zbývající chyby po použití geometrické a SW teplotní kompenzace, převzato z [82] a upraveno.

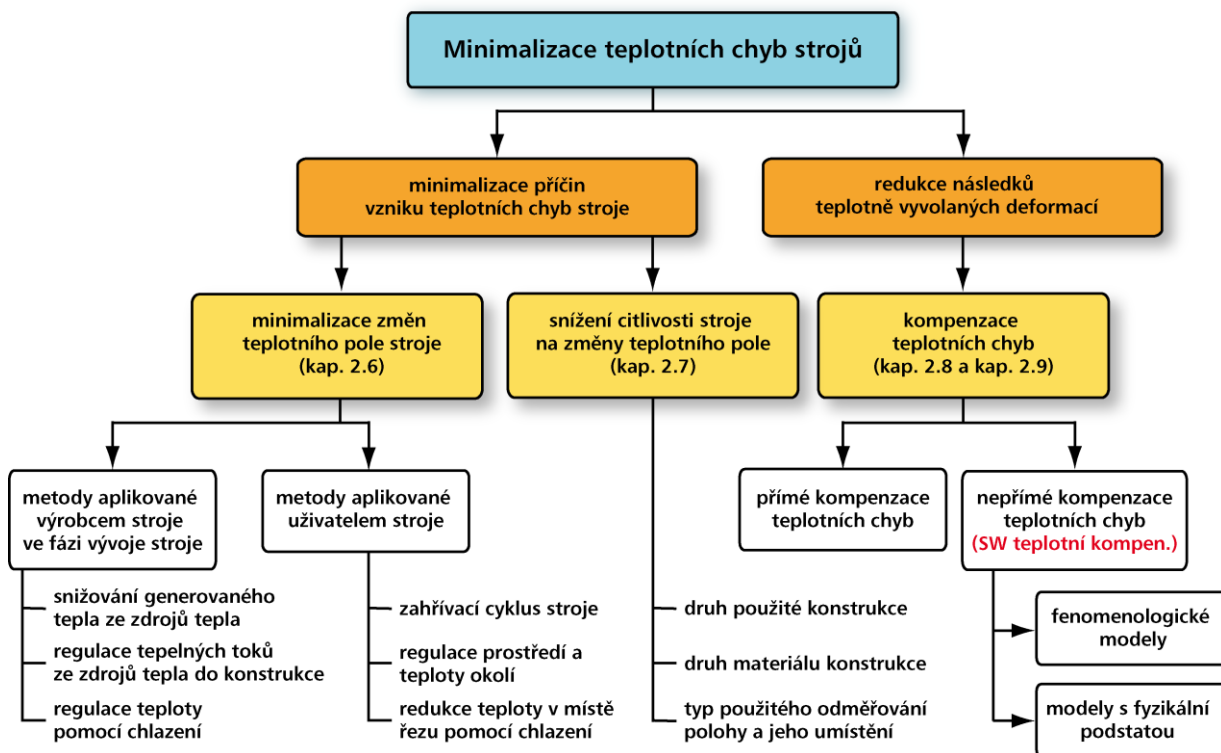
Vyhodnocení dopadu geometrické a SW teplotní kompenzace na zpřesnění obrobku byl uveden v [82]. Tento výzkum proběhl na universitě v Huddersfieldu, kde byly obrobny 3 kusy zkušební obrobku NAS-979 (Obr. 22) z hliníku za obdobných testovacích podmínek. Jediným rozdílem bylo, že 3 vzorky byly obrobny: s nekompensovaným strojem, pouze s geometrickou kompenzací a s aktivní geometrickou i teplotní kompenzací stroje. Zkušební obrobek NAS-979 se skládá z 3 základních tvarů: čtverec (rozměry $D1$, $D2$), kosočtverec (rozměry $D3$, $D4$) a kruh (průměr $D5$). Tyto reprezentativní rozměry byly po obrobení 3 zkušebních obrobků změřeny na souřadnicovém

měřícím stroji (CMM). Porovnání úrovně zbylé chyby pro jednotlivé rozměry je na Obr. 23. Z tohoto porovnání je dobře patrný významný příspěvek teplotních chyb a tedy důležitý i přínos aplikace SW teplotní kompenzace. Např. v případě rozměru $D1$, teplotní chyba představuje více jak 50 % celkové chyby, v případě rozměru $D3$ tvoří teplotní chyba dokonce až 75 % celkové chyby atd.

2.5 Dělení metod minimalizace teplotních chyb strojů

Existuje velká řada možností minimalizace (redukce) teplotních chyb strojů. Dělení těchto metod není zcela jednotné a v různých publikacích se liší. Jedním z důvodů je, že záleží, z jakého úhlu pohledu metody dělíme (např. metody můžeme rozdělit v závislosti na jejich aplikovatelnosti v různých fázích vývoje stroje, dělení technik dle jejich fyzikálního principu apod.). V této práci bylo zvoleno dělení metod snižování teplotních chyb do těchto 3 základních skupin (též viz [82], [93]):

- minimalizace (redukce) změn teplotního pole stroje - kap. 2.6.
- snížení citlivosti stroje na změny teplotního pole (redukce vlivu změny teplotního pole stroje na teplotní chyby) – kap. 2.7.
- kompenzace teplotních chyb – kap. 2.8.



Obr. 24: Dělení metod minimalizace teplotních chyb OS použité v této habilitační práci.

První dvě skupiny lze sloučit, jelikož se zaměřují na minimalizaci (redukci) fyzikálních příčin vzniku teplotních chyb stroje, tento přístup je použit např. v [94]. Vzájemná vazba 2 výše zmíněných přístupů dělení metod minimalizace teplotních chyb je dobře patrná z diagramu na Obr. 24, kde je uvedeno i jejich další třídění použité v této práci.

V následujících kap. 2.6 až kap. 2.8 jsou rozvedeny jednotlivé metody pro minimalizaci teplotních chyb s příklady konkrétních řešení. Kap. 2.9 se pak detailněji zabývá rozбором existujících modelů SW teplotní kompenzací, které jsou hlavním těžištěm této práce. V kap. 1 bylo zmíněno, že komerční firmy vynakládají velké úsilí na vývoj a aplikaci metod pro minimalizaci teplotních chyb

OS s cílem zvýšit přesnost strojů. Z hlediska uplatnitelnosti dané metody v průmyslu musí být proveden pečlivý výběr konkrétní strategie minimalizace teplotních chyb (zpravidla však kombinace více metod), jenž musí být kriticky posouzen i s ohledem na náklady, efektivitu a robustnost zvolené metody (případně souboru metod), prostoji stroje spojené s úspěšnou aplikací daných metod.

2.6 Minimalizace změn teplotního pole stroje

Minimalizace (redukce) změn teplotního pole stroje může být dosaženo různými způsoby. Cílem těchto metod je kontrola a redukce generovaného tepla vnitřními a vnějšími zdroji tepla (resp. kontrola a redukce změn teplotního pole konstrukce), aby se snížily teplotní deformace stroje. Tyto metody mohou být dále rozříděny podle jejich použití během různých fází návrhu stroje i během jeho užívání (viz Obr. 24). Dále budou jednotlivá řešení probrána více do detailu.

2.6.1 Metody aplikované výrobcem stroje ve fázi vývoje stroje

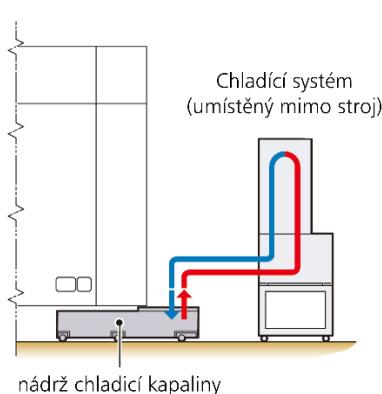
Z pohledu výrobce přesných OS je třeba již ve fázi vývoje stroje myslet na snižování generovaného tepla vnitřními zdroji tepla a zamezit tepelným tokům z nich do konstrukce stroje. Především je třeba se zaměřit na primární vnitřní zdroje tepla (jak byly uvedeny v kap. 2.2), u kterých vyšší dosahované hodnoty teplot mohou významně ovlivnit výrobní přesnost stroje.

Snižování generovaného tepla ze zdrojů tepla

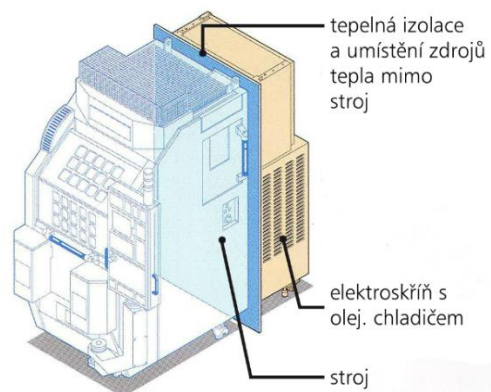
Při stavbě stroje by se měly používat především komponenty s nižší produkcí tepla, např. účinné motory a měniče, které mohou významně snížit přebytek generovaného tepla (navíc snižují i spotřebu energie) [95]. Dále pak použití konstrukčních prvků s nižším třením, např. kuličkových matic s oddělovací klecí či vkládáním kuliček menšího průměru, jak bylo uvedeno v kap. 2.2.1. Snižování teplotního nárůstu ložisek může být dosaženo náhradou tradičního konstantního předpětí technologií proměnného předpětí [96]. Správné mazání ložisek je další typický prostředek k omezení produkovaného tepla a problémů s přehřátím ložisek. Dalším příkladem snížení produkovaného tepla je použití protizávaží u motorů na svislých osách, které jsou neustále pod napětím, aby se držely proti gravitaci.

Regulace tepelných toků ze zdrojů tepla do konstrukce

V kap. 2.2.1 byla také již zmíněna důležitost vhodného umístění vnitřních zdrojů tepla (viz umístění chladiče firmy Mori Seiki na Obr. 11 na str. 14).



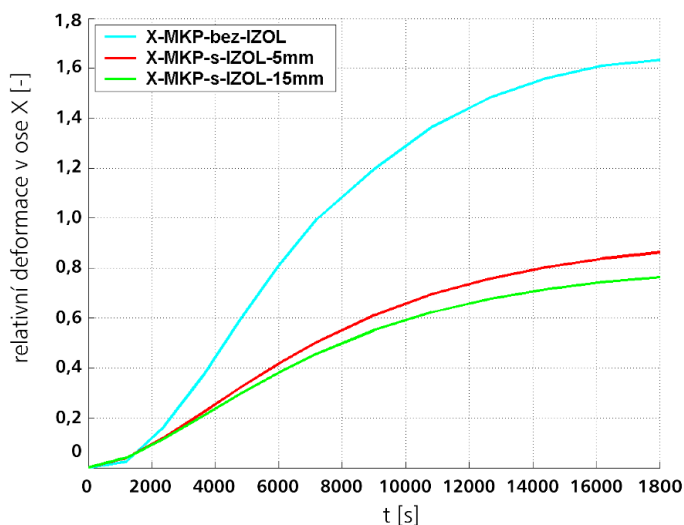
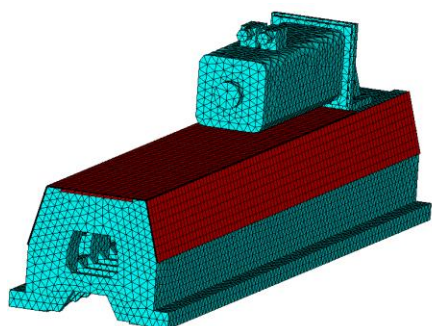
Obr. 25: Umístění chladicího systému mimo stroj, [97].



Obr. 26: Tepelná izolace elektroskříňě s chladičem a jejich umístění mimo konstrukci stroje, [97].

Dalším příkladem je např. umístění hlavního chladícího agregátu mimo stroj (Obr. 25 na str. 29) či umístění elektroskríně s olejovým chladičem v zadní části stroje (Obr. 26). Samozřejmostí by měla být snaha o umístování motorů hlavních pohonů mimo stroj (resp. místa, kde bude teplotní ovlivnění zbytku konstrukce stroje nízké) [98]. Zamezení tepelného toku ze zdrojů tepla je také možné pomocí tepelné izolace (např. na Obr. 26 na str. 29 je vhodné umístění zdrojů tepla vhodně kombinováno s jejich pečlivým odstíněním od konstrukce stroje). V kap. 2.2.1 byl v této souvislosti zmíněn příklad odstínění lože a lineárních vedení z důvodu ochrany před sdílením tepla z ohřátého chladiča a třisek (Obr. 13, str. 14).

Využití polystyrenové izolace na velkém portálovém frézovacím stroji byl zmíněn v [4]. Pomocí vhodně umístěného izolování zde bylo možné dosáhnout vyrovnanějšího teplotního pole stojanu. Díky aplikaci izolace je tak snížena citlivost konstrukce stroje na změny teploty okolního prostředí, což má za následek i značné snížení teplotních deformací. Autor provedl analýzu vlivu různé tloušťky izolace na multifunkčním obráběcím centru portálové konstrukce [Ho 31]. Stroj má vřetenou s externím pohonem, který je z hlediska teplotního chování nevhodně umístěn na přední stěně vřeteníku (Obr. 20 vlevo, str. 23). Teplotně vyvolané naklápění vřeteníku, tak způsobuje řádově vyšší teplotní deformace v ose X v místě nástroje (TCP) než samotná teplotní deformace osy X způsobená jejím ohřevem. Pro snížení tohoto efektu byl vytvořen MKP model s různými tloušťkami izolační vrstvy z pěnového polystyrenu (5 mm, 15 mm) snižující sdílení tepla od motoru vřetenou do konstrukce vřeteníku (Obr. 27). Výsledný efekt izolace na snížení teplotních deformací v ose X v místě nástroje je patrný z Obr. 28. Dalším příkladem je použití krytů z důvodu ochrany před sdílením tepla z ohřátého chladiča a třisek (viz Obr. 13 v kap. 2.2.1).



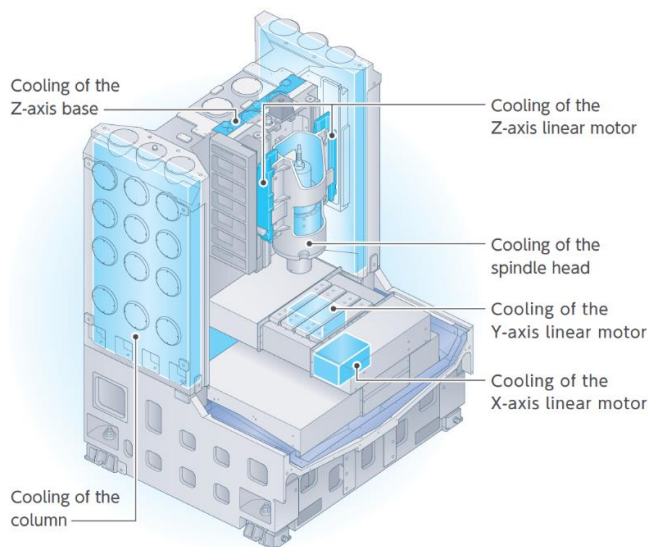
Obr. 27: MKP model uzlu s izolační vrstvou, [Ho 31].

Obr. 28: Relativní snížení teplotních deformací v ose X (TCP) bez a s různou tloušťkou izolační vrstvy pěnového polystyrenu, [Ho 31].

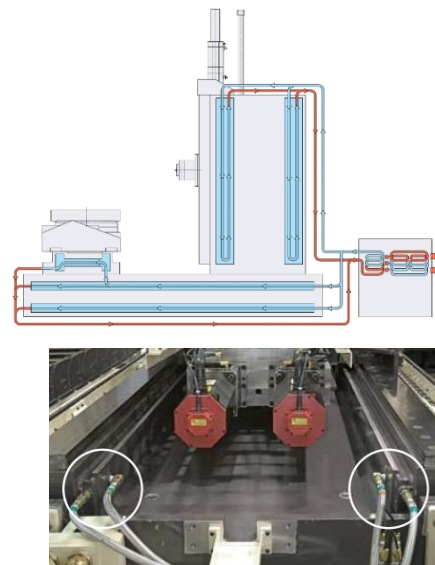
Regulace teploty pomocí chlazení

Zásadním opatřením pro regulaci teploty a tepelných toků ze zdrojů tepla dále do konstrukce je aplikace chlazení. V první řadě je to chlazení komponent produkující teplo. V kap. 2.2.1 byly uvedeny příklady chlazení vřeten (Obr. 6 a Obr. 7 na str. 8), chlazení lineárního vedení vzduchem, chlazení kuličkových matic a šroubů či ukázka oplachu otočného stolu pod paletou (Obr. 9 na str. 12). Výzkumem lokálního chlazení komponent OS se zabývá velká řada odborných publikací. V [22] je podrobná rešerše, týkající se chlazení vřeten OS. Autor řešil problematiku chlazení pohonu s kuličkovým šroubem ve své disertační práci [Ho 37], tato problematika je zkoumána také v pozdějších publikacích (např. [99], [100], [101], [102], [103]).

Velmi účinný způsob zamezení toku tepla dále do konstrukce představují protékané rámy (nosná struktura stroje). Tohoto přístupu se nejčastěji využívá na bruskách, tedy na strojích určených pro dokončovací operace. Výrazně méně často pak na jiných OS. Chladicí okruhy jsou integrovány přímo do nosné konstrukce a nejsou omezeny pouze na místa v blízkosti zdrojů tepla. V některých případech jsou součástí lože také rezervoáry na chladicí kapalinu. Výhodou tohoto řešení je, že teplotní gradienty v konstrukci jsou relativně pozvolné a stroj se od počátku ohřívá rovnoměrně a pomalu. Tím se maximálně snižuje vliv náhlých změn ve vývinu tepla na teplotní deformace při střídání pracovních režimů [Ho 32]. Díky vysokému objemu chladicí kapaliny je také snížen negativní vliv pracovního cyklu chladicího agregátu. Popsané řešení je ovšem nákladné a mnohem častěji se používá pouze lokální chlazení největších zdrojů tepla (viz výše). Nicméně aplikaci intenzivního chlazení struktury stroje je možné pozorovat i u frézovacích strojů. Jedná se především o velmi přesné stroje, např. stroje japonského výrobce Yasda pro ultra přesné obrábění a mikroobrábění. Jejich typickou charakteristikou je právě dokonalý systém chlazení, díky němuž patří tyto stroje mezi nejpreciznější ve své kategorii. Takovým strojem je např. vertikální frézovací centrum YMC 430 Ver II. Stroj má chlazený nejen všechny lineární motory posuvových os a samotné vřetenlo, ale také vřeteník. Stojan je protékáný temperovaným olejem. Dalším chlazeným místem je celá oblast pod křížovým stolem, což zabraňuje tepelnému ovlivňování stroje od třísek a rezné emulze (Obr. 29) [104]. Intenzivní chlazení používá Yasda také u horizontálních center YBM 10T [40]. Stroj má teplotně stabilizované lože protékáným olejem (Obr. 30), uložení kuličkových šroubů atd. [40].



Obr. 29: Chlazení rámu a komponent stroje YMC 430 Ver II; převzato z materiálů firmy Yasda [104].



Obr. 30: Chlazení horizontálního centra YBM 10T (nahore), stabilizace lože olejem (dole) [40].

Kromě protékaných rámu lze u některých výrobců nalézt i části konstrukce, které jsou profukované vzduchem. Jedním z takových případů je profukování vřeteníku vertikálního obráběcího centra VMC firmy HASS [105], kdy je zvýšen průtok vzduchu skrz vřeteník (chladný vzduch vstupuje ze zadní části stroje a vystupuje horní částí vřeteníku mimo stroj). Profukování je navíc kombinované s chlazením pláště hlavy odlitku chladivem. Kombinací obou typů chlazení je pak dosaženo velmi stabilní teploty vřeteníku. Firma navíc kromě chlazení používá i SW teplotní kompenzace, pro něž firma používá komerční označení ETC (*Electronic Thermal Compensation*) [88].

Teplotní stabilizací pomocí chlazení rámu strojů se samozřejmě zabývají i výzkumné publikace. Např. v [106] bylo analyzováno a optimalizováno chlazení rámu stroje (konkrétně lože) včetně testování různých přístupů jeho řízení. Na nedostatky chladicích systémů moderních strojů a jejich

řízení poukazuje [107], kde byl realizován experimentální výzkum chlazení 2 moderních OS (pětiosého obráběcího centra DMU 80 eVo linear firmy DMG MORI a čtyřosého obráběcího centra Heckert DBF 630). Je zde zdůrazněna důležitost zkoumání nových konceptů chlazení a podrobná analýza existujících konceptů chladících systému včetně jejich dopadu na přesnost stroje ve vazbě na teplotní deformace. Význam této problematiky narůstá s narůstajícím počtem chlazených komponent (v případě stroje DMU 80 eVo linear jich je až 13). Speciální systém s chladícími trubicemi, jimiž prochází stlačený vzduch a využívající Coandův efekt byl testován v [93]. Jedná se o levné a efektivní řešení, jímž je možné dovybavit již existující stroj, může tak představovat alternativu k jiným typům chlazení. Tématem chlazení ve vazbě na snižování teplotně vyvolaných deformací se zabývá např. [77], [108], [Ho 17].

V dnešní době jsou chladící systémy součástí většiny OS. Ovšem chladící okruhy zatím nejsou na běžných strojích zpravidla v takovém rozsahu, aby odvod tepla z aktivních dominantních teplotních zdrojů byl efektivní, a ani obvyklá chladící zařízení nenabízejí velký prostor k řízení chladiva a k efektivnějšímu zpřesňování stroje [Ho 15]. Ukázkou špičkové aplikace ovšem představují Shore a kol. v článku [109] na kompaktní 6-osý CNC obráběcí systém určený pro mikrofrézování. Vodní chlazení je na tomto stroji aplikováno na všechny hlavní zdroje tepla včetně uložení všech 6 os spolu s odměřovací osou a výměnou nástroje. Současně je odizolována řídicí a pracovní část stroje. Dále je stroj vybaven efektivní koncepcí nucené konvekce využívající větráky umístěné pod strojem. Celý stroj je umístěn v klimatizovaném prostoru udržujícím konstantní teplotu s hysterezí 0,1 °C. Pro kontrolu požadované jakosti obrobků (jak v průběhu procesu, tak pro následnou kontrolu) je ve výbavě stroje také souřadnicový odměřovací systém s optickou (kontaktní) sondou. Stroj je určen především pro výrobu přesné optiky.

V této fázi je nutno podotknout, že ačkoliv je chlazení efektivní nástroj pro minimalizaci teplotních deformací, je zpravidla velmi finančně a ekologicky náročné. Navíc v případech, kdy je stroj již navržen či je přímo součástí výrobního programu, i často nerealizovatelné.

2.6.2 Metody aplikované uživatelem stroje během jeho užívání

Ne jen výrobce OS, ale i jeho uživatel může významně ovlivnit výsledné teplotní deformace stroje (teplotní chyby) a tím zvýšit přesnost výroby na stroji.

Zahřívací cyklus stroje

Jednoduchá, velmi účinná a uživateli lety ověřená metoda pro minimalizaci teplotních deformací je zahřívací cyklus stroje. Zahřívací cyklus se používá po delší odstávce stroje, kdy je stroj nečinný. Je to doba, po kterou jsou aktivovány vnitřní zdroje tepla a dochází k teplotní stabilizaci stroje (neobrábí se). Běžný způsob jeho realizace je, že se aktivují pohony os, které slouží k udržení konstrukčních částí stroje v poloze (včetně aktivace dalších periférií stroje). Tím dojde k prohřívání konstrukce stroje a postupnému snižování teplotních gradientů v konstrukci. Stroj se tak přibližuje k dosažení stavu tepelné rovnováhy, díky čemuž dojde i k zmenšení změn teplotních chyb v čase. Jelikož nejvýznamnější složku teplotních deformací způsobuje zpravidla vřetenem (kap. 2.2.1), je v rámci zahřívacího cyklu často i realizován postupný záhřev vřetenem jeho rotací naprázdno. Hlavní nevýhodou zahřívacího cyklu je dlouhý čas, kdy stroj neobrábí a dochází tak k prostojům ve výrobě a snižování její efektivity. Aby bylo možné vynechat zahřívací cyklus, je třeba na stroj aplikovat sofistikovanější metody pro minimalizaci teplotních chyb (např. právě SW teplotní kompenzace). Přes tento zásadní nedostatek je zahřívací cyklus stále využíván většinou uživateli OS [8].

Regulace prostředí a teploty okolí ve výrobní hale

Další opatření, která může uživatel stroje zajistit pro zpřesnění výroby, jsou zaměřena na snížení vlivu vnějších zdrojů a propadů tepla na teplotní deformace stroje. Uživatel by měl zajistit vhodné

a teplotně, co možná nejvíce stálé, prostředí (bez průvanů, zamezit slunečnímu osvitů a minimalizovat změny teploty okolí ve výrobní hale v čase, viz kap. 2.2.2). Vhodná regulace prostředí a teploty okolí ve výrobní hale by měla být plně v kompetenci uživatele OS a uživatel by měl být odpovědný za její zajištění, zvláště pokud má vyšší požadavky na přesnost výroby. Dokonce i teplotně řízené (klimatizované) prostředí plně nefunguje, pokud dochází k častému lokálnímu narušování (např. otevírání dveří apod.). Na druhou stranu výrobce stroje by měl při jeho prodeji jednoznačně specifikovat podmínky okolního prostředí během provozu stroje, za kterých může zaručit garantovanou přesnost stroje.

Redukce teploty v místě řezu pomocí chlazení

V kap. 2.2 byla zmíněna důležitost řezného procesu. Uživatel může významně přispět k minimalizaci teplotních deformací chlazením v místě řezu řeznou kapalinou (emulzí). Tím dojde ke snížení teploty třísek, obrobku, nástroje a potažmo i OS. Řezná kapalina navíc pomáhá odvodu horkých třísek z pracovního prostoru. Snížení teploty v místě řezu (resp. snížení teplotních deformací) může být silně ovlivněno také volbou vhodné technologie, nástrojů a příslušenství. Přesnost výroby ovlivní i samotná teplota obrobku před obráběním (viz kap. 2.2.2). V případě velmi přesné výroby by měl být polotovar před vlastním obráběním umístěn do teplotně kontrolovaného (stabilního) prostředí (viz kap. 2.4.2).

2.7 Snížení citlivosti stroje na změny teplotního pole

V předchozí kap. 2.6 byly popsány různé možnosti redukce změn teplotního pole stroje pro snížení teplotních chyb. Praktická omezení těchto úsilí má však za následek, že nepříznivé změny teplotního pole v konstrukci stroje jsou přesto nevyhnutelné¹⁴. To vyžaduje další snahu o snížení dopadu teplotních změn na teplotní chyby stroje. Další oblast metod minimalizace teplotních chyb strojů je proto zaměřena na snížení citlivosti stroje na změny teplotního pole, resp. snížení dopadu změn teplotního pole stroje na teplotní chyby v místě nástroje (TCP). Hlavní myšlenka těchto metod je ve vhodném návrhu konstrukce stroje, která bude v ideálním případě respektovat teplotní zatížení konstrukce tak, že navržená konstrukce bude vykazovat malé deformace vůči tomuto namáhání (zejména pak relativní deformace mezi nástrojem a stolem, které zapříčiňují výrobní chyby obrobků). Patří sem tyto techniky aplikované v konstrukční fázi vývoje stroje, popř. konstrukční úpravy na hotovém stroji:

- Druh použité konstrukce (kap. 2.7.1).
- Druh materiálu konstrukce (kap. 2.7.2).
- Rozmístění a provedení dalších objektů umístěných na nosné struktuře nebo v jejím blízkém okolí, které ovlivňují kondukcí, konvekci a radiací.
- Typ použitého odměřování polohy a jeho umístění (bylo již diskutováno také v kap. 2.3.1).

2.7.1 Druh použité konstrukce

Globální charakter teplotního chování stroje lze nejvíce ovlivnit v konstrukční fázi vývoje stroje volbou typu konstrukce stroje. Obecně vzato, z hlediska teplotního chování, lepší vlastnosti mají konstrukce uzavřené a geometricky symetrické. Ideálně by konstrukce neměla být symetrická jen

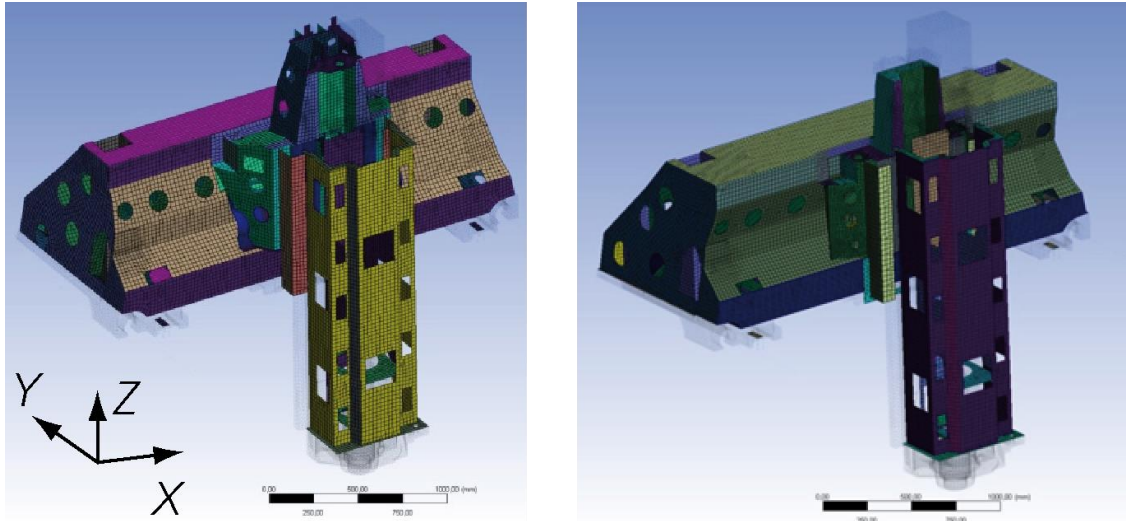
¹⁴ Není-li vynaloženo velkých finančních prostředků, např. na efektivní chladič systému stroje viz např. [104], [109], viz kap. 2.6.

geometricky, ale též by na ní měli být rovnoměrně rozmístěny vnitřní zdroje a propady tepla a mělo by být zajištěné i rovnoměrné působení zdrojů vnějších. Takovouto teplotně symetrickou konstrukcí stroje lze dosáhnout rovnoměrného šíření tepla a tím snížení teplotních chyb. Důležitější však je, že na rozdíl od konstrukcí otevřených a většinou teplotně asymetrických je zde celkový podíl úhlových deformací výrazně nižší. Úhlové deformace jsou složitě predikovatelné a dají se jen velmi těžko dodatečně kompenzovat (o možnostech kompenzace úhlových chyb pojednává kap. 2.8.2). Proto se jich výrobci strojů snaží vyvarovat. Teplotní symetričnost konstrukce je např. jedním z hlavních pilířů tzv. „teplotně-přívětivého konceptu“ (z angl. *Thermo-Friendly Concept* firmy Okuma [110]). Tento koncept v sobě mimo vhodného konstrukčního návrhu stroje zahrnuje i vlastní SW teplotní kompenzace aplikované na jejich stroje.

Symetrická konstrukce je patrná i u již dříve zmiňovaného vertikálního frézovacího centra YMC 430 Ver II produkce firmy Yasda (Obr. 29). Stroj má symetrický stojan ve tvaru písmene „H“, dále pak vřeteník ve tvaru válce, který je symetrický v podélné i horizontální rovině, čímž je čelo vřeteny méně náchylné na teplotní deformace v ose X a Y . Teplotní symetričnost konstrukce využívají i další přední světový výrobci jako je např. DMG MORI, MAZAK atd. Některé z používaných tvarů nosných struktur strojů společně s příslušnou základní charakteristikou teplotního chování jsou diskutovány podrobněji v [Ho 32].

Skvělým nástrojem pro snížení citlivosti stroje na změny teplotního pole je topologická optimalizace konstrukce OS. Topologická optimalizace vychází z daného zástavbového prostoru a hledá ideální distribuci materiálu v zástavbovém prostoru tak, aby byla splněna optimalizační kritéria. Optimalizační kritéria mohou zahrnovat omezení a objektivní funkce. Omezení i objektivní funkce může využívat jakoukoliv vypočitatelnou veličinu [111]. V případě teplotně-mechanické topologické optimalizace je cílem snížit citlivost stroje na změny teplotního pole. Topologické optimalizace založená na analytickém řešení teplotně-mechanického pole je popsána v [Ho 38]. Tento postup byl aplikován na zjednodušenou 2D úlohu (jednostranně vetknutý nosník). Z testu metody na jednoduchém 2D modelu nosníku vyplývá velká citlivost výsledků na vliv teplotního namáhání. Zároveň výsledky potvrzují použitelnost metody pro optimalizaci skeletů OS. Zahrnutí teplotně-mechanické optimalizace do návrhu konstrukce stroje tak může zásadně přispět k zmenšení teplotních deformací stroje. Topologická optimalizace teplotně-mechanických systémů je také intenzivně řešena týmem z technické univerzity v Delftu [112], [113], [114], [115], [116]. Topologická optimalizace nabízí na jednu stranu velkou svobodu v konstrukčním návrhu konstrukce stroje. Výsledkem topologické optimalizace jsou však často velmi komplikované geometrické struktury konstrukce, které jsou stěží vyrobitelné konvenčními metodami výroby částí stroje (odlévání, svařování apod.). Důsledkem toho je často komplikovaná aplikovatelnost výsledků topologické optimalizace v reálné praxi. Nicméně takto složité geometrické struktury mohou být vyrobitelné pomocí progresivních aditivních technologií (angl. *additive manufacturing – AM*) a v budoucnosti tak představuje součinnost obou metod velký potenciál.

Kromě sofistikované topologické optimalizace, je možné optimalizovat konstrukci s ohledem na snížení teplotních deformací také na základě tvorby MKP modelů a porovnání několika konstrukčních variant stroje [Ho 39]. V [Ho 39] byly posuzovány 2 konstrukční varianty pětiosého portálového frézovacího centra za pomoci MKP. Konkrétně zde byl vyšetřován vliv 2 variant saní (trojúhelníkové a ploché, Obr. 31) na teplotní deformace v TCP. Z MKP analýzy vyplynulo, že v případě plochých saní dojde k výraznému snížení úhlových deformací a to zejména kolem osy X , kdy je snížení až 5 násobné. Výsledky byly zavedeny do praktické výroby. Z MKP analýzy je navíc dále možné určit jednotlivé příspěvky dílců nosné stavby stroje k teplotním deformacím v TCP [117]. MKP model byl rozdělen do čtyř hlavních skupin (lože, příčník, křížové saně a smykadlo) a byly vypočteny čtyři stavy výpočtového modelu, kdy v každém stavu je jeden dílec s fiktivním nulovým součinitelem teplotní roztažnosti. Stavy byly následně porovnávány vůči referenčnímu stavu. Z výpočtu vyplynulo, že kritickým uzlem je smykadlo stroje.



Obr. 31: Posouzení konstrukčních variant – trojúhelníkové saně (vlevo), ploché saně (vpravo), [Ho 39].

2.7.2 Druh materiálu konstrukce

Pro konstrukci přesného OS, je volba vhodných materiálů dílů jednou z klíčových otázek. Volba materiálu jednotlivých konstrukčních částí má rozhodující vliv na výslednou hmotnost pohybujících se částí, momenty setrvačnosti, statickou a dynamickou tuhost, modální vlastnosti, ale právě i na celkové teplotní chování stroje. Nejčastěji používanými materiály v konstrukci OS jsou bezesporu ocel a litina, které mají vynikající poměr tuhosti a hmotnosti. Nevýhodou těchto materiálů je vysoká hodnota součinitele teplotní roztažnosti α (kap. 2.4.1). Nicméně existují materiály s nízkou hodnotou α , které jsou pro určité specifické aplikace vhodnější [Ho 32]. Nyní si popíšeme základní materiálové vlastnosti, které je třeba vzít v úvahu při konstruování stroje z hlediska vlivu na jeho obecné teplotní chování.

Součinitel teplotní roztažnosti

Vysoká hodnota součinitele teplotní délkové roztažnosti α [K^{-1}] má velice negativní vliv na geometrickou přesnost stroje. Proto je vždy požadována, co možná nejmenší hodnota součinitele teplotní roztažnosti. Problémem je, že materiály s nízkou hodnotou α jsou zpravidla dražší než obvyklé konvenční materiály používané ve stavbě strojů.

Měrná tepelná kapacita

Vysoká hodnota měrné tepelné kapacity c_p [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$] zaručuje větší teplotní stabilitu vůči změnám teploty okolí. Současně však vysoká hodnota měrné tepelné kapacity zpříčiňuje, že stroji trvá dlouho, než se dostane do stavu tepelné rovnováhy po jeho zapnutí. Proto volba vhodné hodnoty c_p by měla být vždy kompromisem mezi těmito protichůdnými efekty.

Součinitel tepelné vodivosti

Obdobně jako v předchozím případě není vhodná ani příliš vysoká ani moc nízká hodnota součinitele tepelné vodivosti λ [$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$]. V případě materiálu s vysokou tepelnou vodivostí se teplotní pole stane rychle homogenní skrz celý stroj, čímž je možné se vyvarovat (při korektní konstrukci viz výše) asymetrickým dilatacím částí stroje. Zároveň však dochází k výraznějšímu nechtěnému prohřívání částí stroje od vnitřních zdrojů tepla. Proto by volba správné hodnoty λ měla být opět kompromisem. Uživatelé OS obvykle preferují teplotně robustní stroj, ačkoliv to vede k lokálním tepelným koncentracím. V tomto případě je požadována nízká hodnota tepelné

vodivosti. Dobrým kompromisem je použití materiálu s nízkou hodnotou λ a zároveň izolovat významné zdroje tepla a odvést produkované teplo pomocí chlazení.

Hodnoty výše zmíněných materiálových vlastností pro používané materiály v konstrukci OS jsou v Tab. 3 na str. 22. Příklad vlivu tří různých materiálů (ocel, nitridová keramika RBSN a polymer vyztužený uhlíkovými vlákny - CFRP) na teplotní deformace vřetena v ose Z byl prezentován v [118]. Aplikace různých materiálů způsobuje značně odlišné deformační odezvy ve směru osy Z v TCP pro jednotlivé použité materiály vřetena. V případě nekovových materiálů je dosaženo významného snížení maximální teplotní deformace v ose Z. V [119] aplikovali polymer vyztužený uhlíkovými vlákny (CFRP - *Carbon fiber reinforced polymer*) jako materiál rámu malého OS s kooperativní kinematikou. Návrh rámu stroje proběhl s využitím MKP. Kromě zlepšení statických a dynamických vlastností bylo dosaženo také snížení teplotní senzitivity rámu stroje. V [120], [121] je pro redukci teplotních chyb použito také kompozitových materiálů (CFRP). Tento materiál může vykazovat negativní součinitel teplotní délkové roztažnosti v závislosti na orientaci uhlíkových vláken. Může tak být použit pro kompenzaci teplotně vyvolaných deformací, způsobených materiálem jako je ocel nebo hliník, které mají kladné součinitele teplotní délkové roztažnosti. V [120] je popsán koncept adaptabilního, elektro-mechanického uložení vřetena s využitím CFRP materiálů. Teplotní zatížení generuje roztažnost hliníkové konstrukce uložení vřetena a smrštění (díky zápornému koeficientu teplotní roztažnosti zvoleného materiálu) bandáží a tahových tyčí. Teplotní deformace (zejména úhlové složky) vřetenového uložení jsou redukovány selektivním řízeným ohřevem prvků ze zmíněného materiálu prostřednictvím Peltierových článků. Výhody použití pokročilých hybridních materiálů pro konstrukci ultra přesných a vysokovýkonných strojů je popisována i v [122]. Cílem bylo vytvořit inteligentní kompozitní materiál zabudováním teplotních čidel a senzorů z mříže optických vláken (FBG) do smykadla pro kontrolu deformace od statického teplotního zatížení.

Dalším příkladem použití alternativních materiálů pro snížení teplotních deformací je použití polymerního betonu, např. pro lože OS. Jak je uvedeno v [123], 30% snížení teplotně vyvolaných deformací je dosaženo použitím lože s polymerního betonu s ocelovými upevňovacími prvky pro lineární vedení. Hlavní nevýhodou v aplikaci polymerních betonů u přesných strojů je velká hodnota součinitele teplotní délkové roztažnosti α , jejíž hodnota je větší (případně srovnatelná) s konvenčními materiály pro stavbu strojů (např. litiny viz Tab. 3 na str. 22). Rozdílná hodnota součinitele teplotní délkové roztažnosti polymerního betonu a kovových vložek (např. kolejnic) vyvolává velké deformace kovových částí, které slouží jako spojovací prvky mezi dalšími částmi stroje. V [124] byla provedena studie vlastností lože z polymerního betonu s epoxidem (IPCO 410) jako pojiva včetně vlivu na součinitel teplotní délkové roztažnosti. Optimalizace polymerního betonu pro výrobu přesných základů OS byla popsána v [125]. Cílem této studie je snížení součinitele teplotní délkové roztažnosti α lože z polymerního betonu, tak aby byla hodnota α srovnatelná s kovovými vložkami, což je základem pro zvýšení přesnosti přesných OS. Použití polymerních betonů má také výrazný vliv na přesnost frézovacího nástroje tlumením nežádoucích vibrací, vytvořených servomotory během výrobního provozu [126].

Mezi další ne zcela tradiční materiály, které lze v konstrukci moderních OS spatřit, patří přírodní žula. Ta má podobně jako polymerní beton výrazně nižší tepelnou vodivost než běžně používaná litina či ocel (a současně zhruba dvojnásobnou tepelnou kapacitu) viz Tab. 3 na str. 22. Komerční aplikace tohoto materiálu lze nalézt především u brusek. Žulové lože mají např. brusky firem ELB, Präwema (stroj SynchroFine XL pro kombinované technologie) či brousící stroje řady ecoLine firmy TSCHUDIN AG. Z žuly je však např. i vřeteník a lože CNC soustruhu společnosti Hemburg atd.

Kromě již výše zmíněných materiálů lze pro snížení teplotních chyb OS použít materiály s velmi nízkým součinitelem teplotní roztažnosti α . Jedná se např. o invar (slitiny železa a niklu v poměru 36 % niklu a 64 % železa) ($\alpha_{\text{invar}} = 1,2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$) či super invar. Zlepšení přesnosti obrábění při soustružení s použitím držáku nástroje ze super-invaru byl publikován v [127].

Chyba přímosti obrobku v důsledku teplotní deformace nástroje se při hrubování snížila o přibližně 30 %, v případě dokončování to bylo až o 50 %. Tyto materiály jsou také často používány v případě měření teplotních chyb strojů [5].

V [128] je diskutováno použití inteligentních materiálů ke snížení teplotních chyb strojů. Tyto materiály umožňují regulovat tepelný tok v OS a homogenizovat časově rozložené nestacionární prostorové teplotní pole ve struktuře OS. Mezi tyto materiály patří:

- Přídavná tepelná kapacita realizovaná materiály s látkovou přeměnou, tzv. PCM - *Phase Change Materials*, např. sloučeniny s parafínem, polyethylenglykol, solné hydráty atd.
- Řízené vedení tepla pomocí slitin s tvarovou pamětí (angl. *Shape memory alloy* - SMA).
- Řízené vedení tepla magnetoreologickými tekutinami (angl. *Magneto-rheological fluids* – MRF, suspenze feromagnetických částic v nosné tekutině, která mění fyzikální vlastnosti působením vnějšího magnetického pole).

V [129] byly navrženy tzv. „tepelné spínače“ s regulátory na bázi slitiny s tvarovou pamětí. Ty byly dále experimentálně a výpočtově zkoumány z hlediska použitelnosti pro minimalizaci teplotních chyb strojů. Z provedené analýzy vyplývá, že bude třeba dalšího výzkumu pro zlepšení výkonu těchto tepelných spínačů. Přístupy pro teplotní kompenzaci s použitím materiálů citlivých na teplo, jako je SMA nebo PCM jsou v podstatě neprozkoumané. Hlavní výzkum je proto v současné době zaměřen na interakce mezi aktivním materiálem a teplotně-mechanickou strukturou [130].

Masivnější aplikaci speciálních materiálů ve stavbě OS zmíněných v této kapitole však brání především jejich vysoká pořizovací cena. Jejich uplatnění je především u velmi přesných OS.

2.7.3 Typ použitého odměřování polohy a jeho umístění

Výrobci systémů přímého odměřování polohy strojních os mají pravdu, když tvrdí, že na rozdíl od aplikací rotačních enkodérů se výrazně snižují teplotní chyby způsobené dilatací kuličkových šroubů [131]. Ovšem již se příliš nezmiňují o tom, že pravítka odměřování umístěná do blízkosti zdrojů tepla jsou také negativně ovlivněna. Pokud je odměřování umístěno tam, kde se po délce jeho uchycení vyskytuje teplotní gradient, tak teplotní dilatace samotného pravítka způsobí změnu přesnosti polohování [Ho 32] (viz kap. 2.3.1). Vhodným umístěním pravítka odměřování lze tedy také významně snížit citlivost stroje na změny teplotního pole (snížit teplotní chyby stroje).

2.8 Kompenzace teplotních chyb

Poslední metodou minimalizace teplotních chyb z uvedeného výčtu jsou kompenzace teplotních chyb. V úvodu (kap. 1) bylo zdůrazněno, že především SW teplotní kompenzace představuje v současnosti perspektivní metodou pro zvyšování přesnosti OS.

Avšak vytvoření komplexního numerického (nestacionárního teplotně-mechanického) modelu celého OS, jenž by byl použitelný pro SW teplotní kompenzaci (dostatečně přesného a rychlého prediktivního modelu), je velmi obtížné, ne-li nemožné a navíc časově neúnosně náročné (z hlediska tvorby a ladění numerického modelu).

Pro získání tohoto komplexního numerického modelu, který by bylo možné použít pro SW teplotní kompenzace, je třeba kromě samotného stroje při modelování uvažovat i jeho interakci s časově proměnným vnějším okolím (viz kap. 2.2.2). Další velkou komplikací je zahrnutí dopadu řezného procesu do kompenzačního modelu (viz kap. 2.2.1).

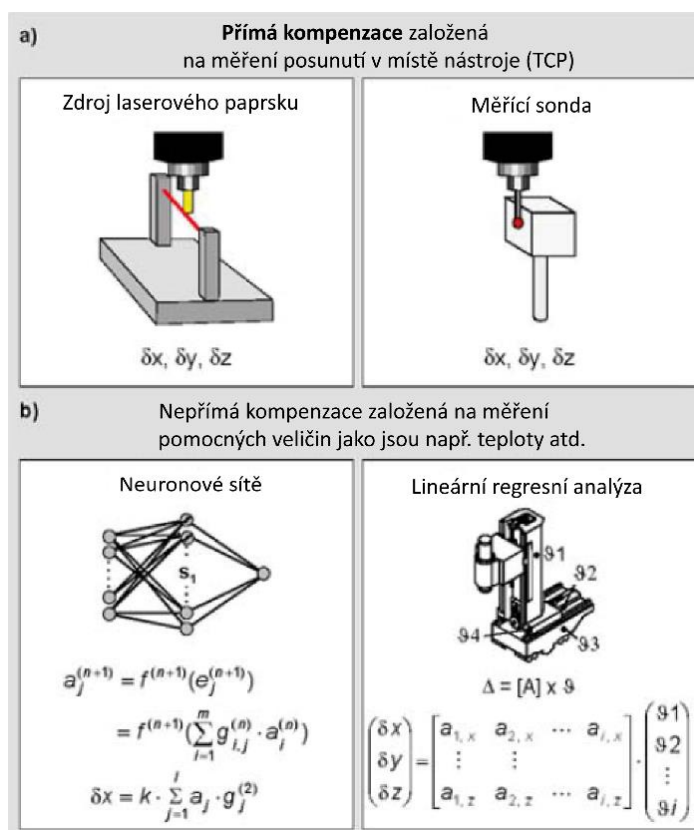
Jelikož tedy není možné vytvořit dostatečně přesný komplexní numerický model, byla a je ve světě vyvíjena řada experimentálních a matematických metod pro určení teplotně vyvolaných posunutí v místě nástroje. Na základě těchto metod je pak následně možné kompenzovat teplotních chyb OS v reálném čase.

Obecně můžeme kompenzaci teplotních chyb strojů rozdělit do 2 základních skupin [132]:

a) přímé metody kompenzace (kap. 2.8.1, lze zpravidla kompenzovat pouze lineární složky teplotních chyb),

b) nepřímé metody kompenzace (kap. 2.8.2, lze kompenzovat lineární i úhlové složky teplotních chyb, některé nepřímé metody lze i kombinovat).

Základní princip obou typů kompenzačních strategií je patrný z Obr. 32.



Obr. 32: Obecné kompenzační strategie (převzato a upraveno z [132]).

2.8.1 Přímé metody kompenzace teplotních chyb OS

V případě přímé kompenzace je přímo měřeno výsledné posunutí v místě nástroje. K tomu již v dnešní době existuje celá řada měřících metod a zařízení. Jedná se např. o nástrojové či obrobkové sondy (např. laserové - Obr. 33 či dotykové - Obr. 34).



Obr. 33: Přímá metoda kompenzace - nástrojová sonda (převzato z materiálů společnosti Blum [133]).



Obr. 34: Přímá metoda kompenzace - obrobková sonda (převzato z materiálů HEIDENHAIN [134]).

Patří sem však celá řada dalších přídavných odměřovacích systémů jako jsou např. laserové interferometry, optické sledovače (podrobnější shrnutí k této problematice je např. v [135], [136],

[137]). Jako příklad může být uveden laserový paprsek (periodicky stroj projede rotujícím nástrojem skrz paprsek, který při svém přerušení zaznamená hodnoty pozice špičky nástroje [138]) nebo elektromechanická měřicí sonda, které jsou nejčastěji používané. Např. v [139] Schäfer představuje měření teplotní deformace brusného kotouče čidly na principu vířivých proudů (posunutí kotouče vzhledem ke koníku), princip čidla je uveden v [140]). Následně je zjištěná naměřená hodnota teplotní chyby (korekce) přičtena k požadované poloze konkrétní osy v řídicím systému stroje. Podstatnou výhodou přímých odměřovacích metod je, že je přímo získaná odchylka, kterou je třeba kompenzovat. Další výhodou je absence kalibrace složitého matematického modelu, který je nutný v případě nepřímých metod kompenzace (kap. 2.8.2). Přímá kompenzace, kdy je poloha stroje určována vzhledem ke špičce nástroje pomocí měřicí sondy, je dobře známa už z konvenčních strojů. Bohužel relativní posunutí mezi nástrojem a obrobkem nelze kontinuálně měřit v průběhu obrábění. Obrábění je nutné pro účely měření vždy přerušit. Toto najíždění na sondu však prodlužuje výrobní čas, zabírá pracovní prostor a v závislosti na intervalu aktualizace (měření) jen omezeně postihuje dynamickou podstatu teplotní chyby. V neposlední řadě může být, v závislosti na typu stroje, omezena prostorová platnost přímo získané kompenzace na okolí měřicí sondy. Tím, že metoda nepostihuje časovou závislost deformace mezi měřeními, měření sondou musí být opakováno s pečlivě zvolenou periodou.

Přes tyto komplikace metoda umožňuje rychlou, jednoduchou a velmi přesnou (ovšem časově omezenou) kompenzaci chyb stroje a to nejen teplotních, ale například i chybu upnutí nástroje. Dále je možné kontrolovat opotřebení či poškození nástroje. Hlavní nevýhodou přímé metody teplotní kompenzace je tedy snižování produktivity obrábění z důvodu měření [132] a také i pořizovací cena měřicích sond.

2.8.2 Nepřímé metody kompenzace teplotních chyb OS

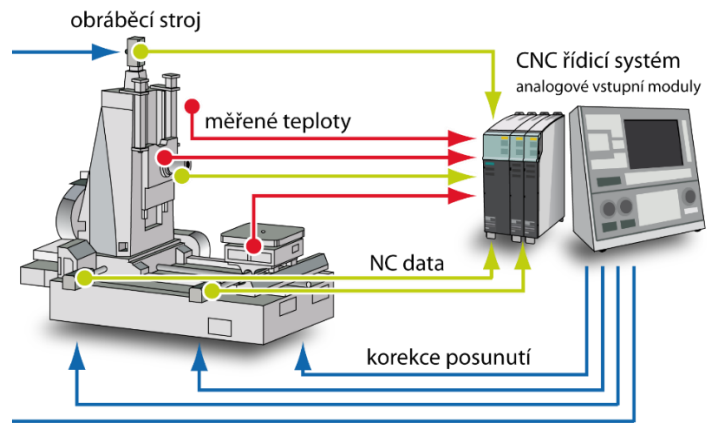
Nepřímé metody kompenzace oproti přímým metodám kompenzace používají určitý matematický model, jenž na základě nepřímých měření (tj. nejsou měřena přímo teplotně vyvolaná posunutí v místě nástroje, ale jsou měřeny jiné pomocné veličiny) predikuje teplotní posunutí v místě nástroje v příslušných osách. Tento model je sestaven (kalibrován) na základě testů v nevyrobním čase stroje, zpravidla během vývoje prototypu daného stroje. Měřenými vstupy do těchto modelů jsou nejčastěji informace z teplotních senzorů o rozložení teplot na OS, případně i jeho okolí. Avšak s výhodou mohou být použity interní data z pohonů (tzv. NC data z řídicího systému stroje) či lze tato data kombinovat s daty z teplotních senzorů [Ho 10], [55], [132], [141]. Dalšími vstupy mohou být měřené teplotní deformace, NC program atd. [142]. V dnešní době je prakticky každý pohon na OS vybaven senzorem pro sledování teploty motoru (z bezpečnostních důvodů je tato teplota hlídána a v případě dosažení kritické teploty dojde k zastavení pohonu), toto platí i pro elektrovřeten. V případě vřeten bývá navíc často další teplotní senzor (případně senzory) umístěn v blízkosti ložisek vřeten [22]. Tyto teplotní vstupy lze při vývoji nepřímých kompenzačních metod vhodně využívat bez nutnosti navýšení ceny za přídavnou sensoriku.

Vlastní kompenzace odchylek, způsobených teplotními změnami, pomocí nepřímých metod kompenzace, pak může být realizována různým způsobem (akčním členem) [Ho 40]: strojní osou, řízením zdrojů a propadů tepla nebo přídavnou osou.

Strojní osou (SW teplotní kompenzace)

Matematickým modelem predikovaná hodnota korekce v příslušné ose může být superponována k požadované poloze dané osy tak, jako je tomu v případě přímé metody kompenzace. Přenastavení osy je realizováno vložením kompenzace do zpětné vazby pohonu nebo posunutím počátku souřadného systému řídicího systému [143]. Kompenzační zásah je tedy realizován pohonem příslušné osy. Metoda je označována jako SW teplotní kompenzace.

Její obecný princip je patrný z Obr. 35 (podrobně kap. 2.9). Jedná se o nejrozšířenější způsob nepřímé kompenzace, díky její nízké ceně a poměrně snadné aplikaci na OS (implementaci do řídicího systému stroje, viz kap. 7). Např. v řídicím systému Siemens Sinumerik 840D sl, který má SW teplotní kompenzace jako přídatný modul, je použit první zmiňovaný způsob (tj. vložení kompenzace do zpětné vazby pohonu) [144].



Obr. 35: Obecný princip SW teplotní kompenzace.

Oproti tomu v případě řídicího systému FANUC je používáno druhého způsobu (tj. posunutí počátku souřadného systému), viz např. [145], [146].

Řízením zdrojů a propadů tepla

Na základě matematického modelu lze řídit tepelný výkon vhodně umístěného topného elementu (např. topné manžety), tak aby byly eliminovány příslušné teplotní chyby [Ho 18], [Ho 32], [147], [148], [149], [150], [151]. Metodu je zejména vhodné použít pro kompenzaci úhlových složek teplotních chyb u strojů, kdy to není možné jiným způsobem. Např. u tříosých strojů, kdy není možné úhlovou chybu kompenzovat SW natočením strojní osy o vypočtenou korekci. Cílem těchto matematických modelů je pomocí přídatných tepelných zdrojů na konstrukci OS dosáhnout rovnoměrnějšího teplotního pole (čímž se právě eliminují úhlové složky teplotních chyb). Tuto metodu lze použít i v kombinaci s vhodnou pokročilou SW teplotní kompenzací či řízením chladících prvků tak, aby bylo možné kompenzovat jak lineární, tak úhlové složky teplotních chyb [120], [Ho 41]. Nevýhodou metody je vložení přídatného tepelného zdroje (cenově však zpravidla velmi levného) a jeho umístění. Alternativní metodou je řízení přídatných propadů tepla (chlazení) [Ho 15], [Ho 16], [152], [153], [154], [155]. Řízený propad tepla může představovat běžný chladicí okruh OS, který slouží např. pro lokální chlazení interních tepelných zdrojů (vřetena, motorů, kuličkových šroubů), jenž bývá součástí prakticky každého OS (viz kap. 2.2)¹⁵. Použití lokálního chlazení interních tepelných zdrojů je efektivní cestou vedoucí k výraznému potlačení teplotních deformací a celkově urychlující dosažení teplotně ustáleného stavu v případě zbývajících teplotních deformací. Nicméně pro dosažení velmi přesného obrábění je kritickým požadavkem to, aby byl propad tepla vhodně řízen. Jako další řízené propady tepla mohou být použity např. Peltierovy články [120], [154].

Přídavnou osou

Matematický model může být také použit pro kompenzaci pomocí řízení různých přídatných mechatronických prvků¹⁶, např. hydromotorů, piezoelektrických aktuátorů apod., které jsou aplikovány, jako přídatná osa Tyto metody jsou však spíše využívány pro kompenzaci geometrických

¹⁵ Z hlediska třídění metod minimalizace teplotních chyb se jedná o pokročilou metodu regulace tepelných toků ze zdrojů tepla do konstrukce, která byla diskutována v kap. 2.6.1).

¹⁶ Na rozdíl od SW teplotní kompenzace na základě nepřímých měření tedy není korekční zásah realizován úpravou polohy pohonu příslušné strojní osy.

chyb (kap. 2.4.3). Např. ji využívá italský výrobce těžkých OS Pama pro hydraulickou kompenzaci sklonu vřeteníku, odchylky stojanu a rotaci základny [156]. Současně firma řeší teplotní deformace pomocí chlazení vřeteníku a převodové skříně recirkulací teplotně řízeného oleje spolu s přímým měřením teplotních deformací vřeteníku pomocí kompozitních senzorů z mříže optických vláken (FBG) [157]. Tímto způsobem však není měřena přímo teplotní chyba v místě nástroje (TCP), která bude odlišná od měřené teplotní deformace zejména v průběhu obrábění. Dalším příkladem je firma FPT, která má patentovaný systém LTM (*Lowered Trim Morphology*) kombinující kuličkové šrouby a vyvažovací lineární hydromotory k řízení kompenzace svěšení smykadla. Kuličkové šrouby a hydromotory jsou zdvojené a symetricky umístěné v přední části vřeteníku. Přes páku a říditelný tlak v hydromotorech je prováděno natáčení vřeteníku (více v [158]). Širšímu uplatnění těchto metod na poli minimalizace teplotních chyb brání opět vyšší pořizovací cena přídatných akčních členů.

Rozdělení metod nepřímých metod kompenzací teplotních chyb z pohledu použité sensoriky, způsobu modelování a použitého akčního členu je uveden v Tab. 4. Následující text bude zaměřen již výhradně na SW teplotní kompenzace, které využívají pro kompenzaci příslušnou strojní osu (tj. zvýrazněná pole v Tab. 3).

Tab. 4: Strategie nepřímých metod kompenzace teplotních chyb.

Typ senzoru (vstupní data)	Způsob modelování (typ modelu)	Akční člen (aktuátor)
teplotní měření	modely s fyzikální podstatou (PF, MKD, MKP, LCM)	strojní osa
interní data z pohonů (výkon, proud, rychlosti, atd.)		chlazení, ohřev
měření polohy (posunutí)	fenomenologické modely (MLR, ANN, FLC)	přídavná osa
NC program		

2.9 SW teplotní kompenzace

Jak bylo zmíněno v kap. 2.8.2, SW teplotní kompenzace vychází z určitého matematického modelu, který na základě měření nepřímých veličin predikuje teplotní posunutí v místě nástroje (TCP) v příslušných osách. Měřené vstupní veličiny mohou být různé (teploty, výkony, proudy atd.), nejčastěji však modely SW teplotních kompenzací využívají funkční vazby na teploty na stroji a jeho okolí či jejich teplotní rozdíly. Vzhledem k nemožnosti sestavit komplexní nestacionární teplotně-mechanický model celého OS, jenž by byl navíc dostatečně přesný a byl schopný provádět rychlý výpočet v reálném čase (angl. *real-time*) viz kap. 2.8, jsou SW teplotní kompenzace vytvářeny zpravidla na základě experimentálních dat získaných z měření na skutečných strojích (tzv. kalibrační měření, podrobně viz kap. 2.9.4). Jedná se tedy o empiricky sestavené matematické modely. Jejich výstupem jsou teplotní chyby v místě nástroje (TCP) v jednotlivých strojních osách (X, Y, Z), které jsou funkcí vstupních veličin (měřených či jiných parametrů, např. materiálových vlastností)

$$\delta_i = f(\text{vstupní veličiny}) = f(T_j, \Delta T_j, n_j, v_j, I_j, P_j, Q_j, \delta_j, X, Y, Z, \dots), \quad (7)$$

kde δ_i [μm] je teplotní chyba v místě nástroje (TCP) v jednotlivých strojních osách X, Y, Z (index i tedy určuje strojní osu, v jejímž směru jsou modelem predikovány teplotní chyby), index j označuje počet vstupů dané vstupní proměnné do modelu (např. teploty T_j atd.).

Funkční závislost na vstupních veličinách (parametry modelu) je třeba určit na základě nějakého kalibračního testu [132]. Často se pak nejedná o jeden kalibrační test, ale celou sadu kalibračních měření [Ho 42] (zejména v případě sofistikovanějších metod SW teplotních kompenzací). Počet a provedení kalibračních testů je tedy závislé na zvolené matematické metodě pro predikci teplotně vyvolaných posunutí v TCP. Existuje mnoho různých přístupů k modelování za účelem tvorby SW teplotní kompenzace teplotních chyb strojů. Obecně, lze z pohledu modelování tyto přístupy rozdělit do 2 základních kategorií:

- Fenomenologické modely.
- Modely s fyzikální podstatou.

2.9.1 Fenomenologické modely

Fenomenologické modely používají empiricky získané korelace mezi vstupními parametry a výstupní hodnotou teplotní chyby v místě nástroje v jednotlivých osách bez vazby na fyzikální podstatu problému (sdílení tepla). Může se jednat o jednoduché aproximační metody (např. MLR), ale i sofistikované matematické metody jako jsou neuronové sítě, modely na základě fuzzy logiky apod. Společné všem těmto modelům je, že z důvodu absence fyzikální podstaty problému nezodpoví následující otázky [13]:

- Kolik teplotních čidel použít a kde je umístit?
- Za jakých podmínek systém kalibrovat a jak se systém bude chovat mimo kalibrované režimy?

Obecná pravidla pro různé OS lze jen těžko formulovat, tyto aproximační metody jsou zpravidla účinné na OS využívajících předem dané pracovní režimy a zavádí-li je člověk v této oblasti zkušený [13]. V následující části jsou shrnuty nejrozšířenější metody pro sestavení fenomenologických modelů SW teplotních kompenzací.

Metoda multilineární regrese (MLR)

Nejběžněji používaný typ SW teplotní kompenzace je získán vícenásobnou lineární regresí (*Multiple Linear Regression* – dále jen MLR), např. [159], [160], [161], [162], [163], [164], [165], [166], [167].

MLR se obecně používá k popsání rozsahu, směru a intenzity vztahu mezi různými vzájemně nezávislými veličinami a spojitě závislou veličinou [168]. Obecně lze regresní rovnici zapsat následujícím způsobem

$$\delta = Y \cdot \beta \quad (8)$$

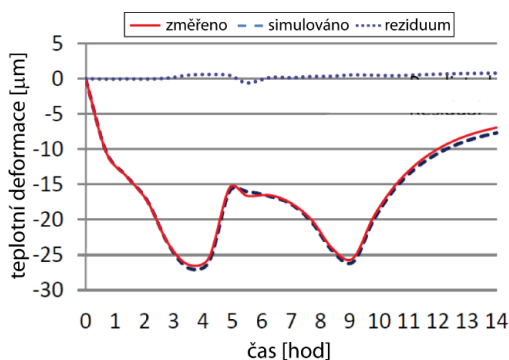
a pro případ aproximace jedné složky deformace ze souboru známých průběhů teplot, měřených na OS, lze rovnici (8) přepsat do tvaru (9), kde je potřeba určit pouze koeficienty β :

$$\delta = \beta_0 + \beta_1 \vartheta_1 + \beta_2 \vartheta_2 + \dots + \beta_n \vartheta_n. \quad (9)$$

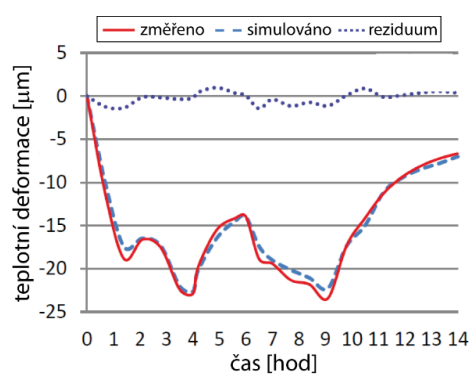
Hledané koeficienty ve vektoru β z rovnice (8) se určí následujícím způsobem

$$\beta = (Y^T \cdot Y)^{-1} \cdot Y^T \cdot \delta. \quad (10)$$

Tato statistická metoda tedy spočívá v určení teplotní chyby jako polynomické funkce jednotlivých vstupů s různými váhovými koeficienty β_i (jako vstupy mohou být použity i jiné veličiny než teploty θ). Jedná se o velmi jednoduchý matematický popis a sestavení modelu SW teplotní kompenzací je velmi rychlé. Model je často sestaven na základě empirických dat z pouze jednoho konkrétního kalibračního testu (více v kap. 2.9.4) pro jeden zvolený pracovní režim. Tím se v kalibrované polynomické rovnici vyskytují konstantní koeficienty, které jsou stejné pro všechny pracovní podmínky. Takto sestavený MLR model je však zcela nevhodný pro široké spektrum pracovních podmínek stroje, jelikož má nízkou spolehlivost predikce v neustálených stavech a za podmínek odlišných od kalibračních [14]. Lineární podstata modelu, nezávisle na množství vstupů, neumožňuje postihnout obecně nelineární teplotně-mechanické chování stroje. Zatímco čas tvorby MLR modelu je krátký, přesnost a spolehlivost odhadu teplotních odchylek je obecně nízká, protože MLR model postrádá informace z míst, kde nejsou umístěny teplotní senzory [161]. Tyto empiricky stanovené polynomické funkce nerespektují principy sdílení tepla. Pro větší robustnost a spolehlivost MLR modelů je vhodné zajistit maximum vstupů postihujících teplotně-mechanický stav stroje. Tento požadavek však kontrastuje s tím, že z hlediska ceny a konstrukčním komplikacím je protikladně vhodné množství přidaných senzorů minimalizovat. Důležitostí výběru vhodných vstupních proměnných (v tomto případě teplotních senzorů) byly diskutovány v [164], aby se zabránilo problému s kolinearitou.



Obr. 36: Porovnání měřené, simulované a výsledné teplotní deformace v průběhu kalibračního měření (převzato a upraveno z [167]).

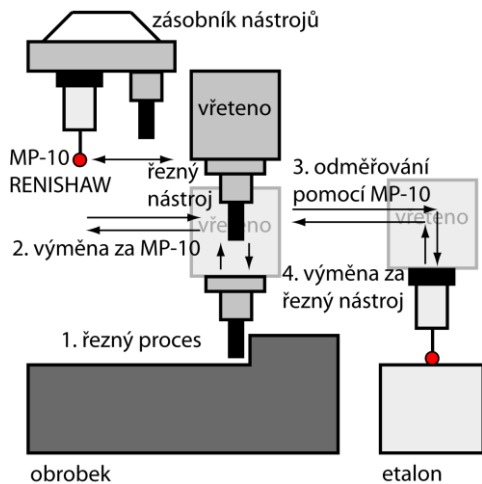


Obr. 37: Porovnání měřené, simulované a výsledné teplotní deformace v průběhu ověřovacího měření (převzato a upraveno z [167]).

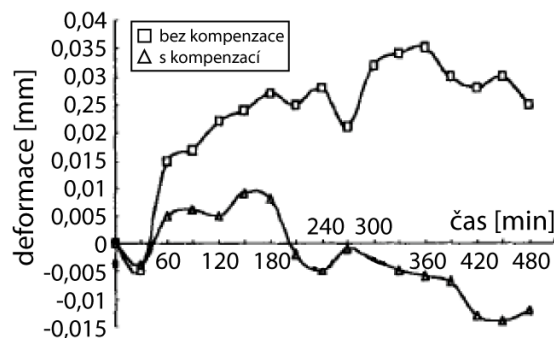
Autoři dalších prací se snažili nalézt vhodný nástroj k určení minimálního počtu teplotních čidel jako vstupu do teplotních modelů. Jako příklad lze uvést článek [167], kde se porovnávají 3 přístupy ke stanovení optimálního počtu teplotních snímačů spolu s metodami nalezení váhových koeficientů rovnice (9). Pro kompenzaci teplotních deformací soustruhu (ve směru průměru obrobku) bylo různými optimalizačními metodami dosaženo redukce z původních 13 teploměřů na 3 s výslednou eliminací 96 % teplotních chyb stroje v daném směru. Nutno podotknout, že model byl kalibrován (Obr. 36) i ověřen (Obr. 37) za aktivity stejného počtu a intenzity teplotních zdrojů.

V [163] byla MLR aplikována na řadu více než 100 soustružnických strojů stejného typu a specifikací. V článku je poukazováno na nepříjemné časové nároky pro získání individuálních teplotně-mechanických modelů každého stroje (cca 3 dny kalibračních měření pro každý stroj) a odvozují metodu získání váhových koeficientů z 25 experimentů uvažujících co nejkompexnější chování stroje a jeho okolí. Přenositelný model počítá aproximace teplotních deformací průměrů obrobků na základě 4 teplotních vstupů. Dosažená redukce teplotních deformací byla zaznamenána v celoročním provozu strojů s jedinou technologií o 50 % (z původních 35 μm na $\pm 9 \mu\text{m}$), což vyhovuje předepsaným tolerančním pásmům testovaných obrobků.

Jedna z mála aplikací, kdy je MLR použita pro SW teplotní kompenzace uvažující i řezný proces je v [15]. Teplotní chyby jsou zde považovány jako důsledek deformace struktury OS, řezného procesu i vlastních odměřovacích chyb. Statistický model teplotních deformací je rozdělen na dvě části: statický (založený na otáčkách vřetena) a dynamický (částečně uvažující reálné obrábění) model. V MLR byla využita metoda nejmenších čtverců k určení hlavních zdrojů tepla a následně váhových koeficientů pro aproximaci deformace v jednotlivých osách OS. Ze 7 teplotních čidel byla zvolena 4 (teplota okolí, teplota na ložisku osy Z, teplota dosedací plochy lineárního vedení na stojanu vřetena a teplota na spodní části vřetena) pro jednu strojní osu. Nalezené polynomy byly implementovány do řídicího systému OS. Experiment probíhal dle ilustrace na Obr. 38.



Obr. 38: Ilustrace měřicího procesu (převzato a upraveno z [15]).



Obr. 39: Výsledek modelu využívajícího systém lineárních rovnic (převzato a upraveno z [15]).

Po řezném procesu trvajícím 30 min proběhla výměna řezného nástroje za měřicí sondu. Sonda odměřila deformace na etalonové desce, umístěné mimo teplotně ovlivněné prostředí. Posledním krokem je opět výměna za řezný nástroj a opakování předem definovaného cyklu obrábění. Výsledná chyba stroje byla redukována ze 40 μm na $\pm 10 \mu\text{m}$ v rámci šesti hodinového experimentu, viz Obr. 39. Autoři článku však uvádí, že dynamická část modelu předpokládá, že teplo vzniklé v místě řezu je eliminováno chladičem (tj. model je sestaven za předpokladu mokrého obrábění s velkým odvodem tepla z místa řezu). Model je stabilní do teplotního nárůstu do 3 $^{\circ}\text{C}$, poté kompenzační model reaguje neadekvátně. V [159] byly provedeny 4 testy s různými řeznými podmínkami a na základě experimentů bez obrábění (AC) byly sestaveny 2 modely teplotních chyb (MLR a ANN). Práce potvrzuje, že teplotní deformace na špičce nástroje jsou velmi odlišné v případě testů s obráběním a testů bez obrábění. Důsledkem je, že modely sestavené na základě dat bez obrábění jsou neakceptovatelné v případě reálného řezného procesu.

Přes výše zmíněné zásadní nevýhody, je MLR nejrozšířenější metoda pro SW teplotní kompenzace (používá je většina českých, ale i zahraničních výrobců OS). Toto velké rozšíření MLR modelů je zapříčiněno (kromě rychlosti sestavení modelu) tím, že běžně používané řídicí systémy OS (jako je např. Siemens, HEIDENHAIN či FANUC) mají tyto kompenzační algoritmy v sobě zahrnuté jako přídatné funkce. Tedy řídicí systémy OS jsou na tento typ SW teplotních kompenzací standardně připravené bez nutnosti větších zásahů v řídicím systému stroje. Nicméně zpravidla s omezeným vstupním počtem teplotních čidel.

Umělé neuronové sítě (ANN)

Další metodou pro SW teplotní kompenzace jsou umělé neuronové sítě (ANN – *Artificial Neural Network*). ANN se využívá jako výpočetních modelů v oblasti umělé inteligence. Základní stavební

kámen ANN je umělý neuron, což je vlastně matematický model biologického neuronu, který je jejich předobrazem. Je popsána celá řada modelů neuronů. Jedním z nejpoužívanějších je model, který byl formulován McCullochem a Pittsem v roce 1947. V biologických sítích jsou zkušenosti uloženy v dendritech. V umělých neuronových sítích jsou zkušenosti uloženy v jejich matematickém ekvivalentu – váhách [169]. ANN je ve své podstatě mnoho jednoduchých a navzájem propojených procesů. Cílem ANN je určení výstupů (v tomto případě teplotních deformací v TCP) na základě velkého množství jednoduchých operací se vstupy. Určení těchto jednoduchých operací probíhá formou učení (postup, kterým se nastavují váhy v jednotlivých spojeních) z reprezentativního vzorku záznamu teplot a deformací stroje. Po náročném prvotním naprogramování je model možné jednoduše učit bez znalosti problematiky. Hlavní přínosy ANN spočívají (dle [170]) v:

- Sít' se může "naučit" lineární i nelineární modely bez žádné extra analýzy provedené uživatelem.
- Uživatel nepotřebuje znát předchozí stavy, které spojují teploty a deformace.
- ANN je schopna většinu (ne-li všechny) operace provádět automaticky.

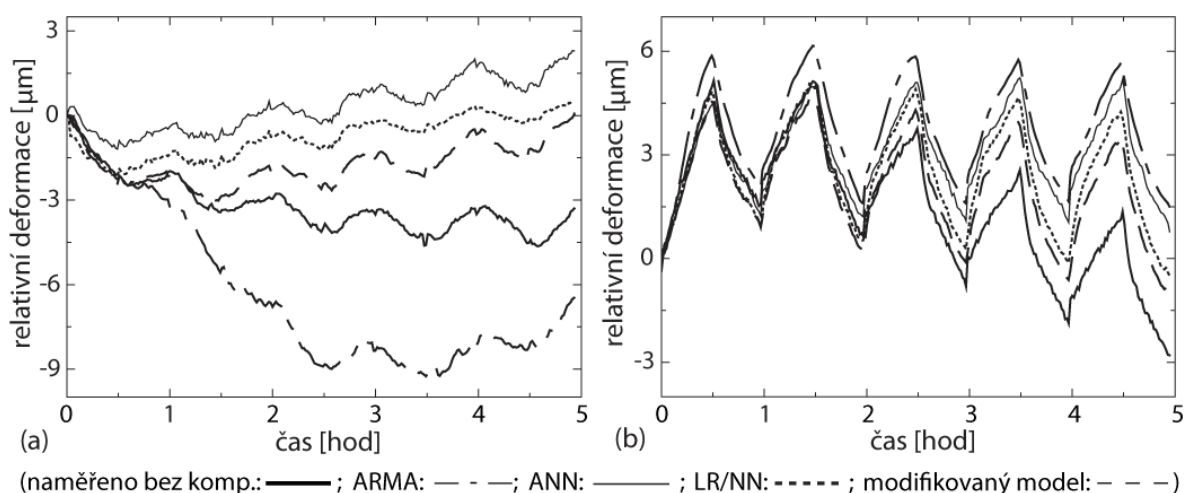
Nicméně Popa v [170] uvádí i nevýhody spojené s metodou ANN:

- Není jednoduché naprogramovat ANN ve velmi jednoduchých PLC.
- Je potřeba snižovat počet senzorů z důvodu ceny stroje a učinit stroj snadněji udržitelný (obzvláště v průmyslových aplikacích).
- Automatizace výpočtové techniky ve fázi odhadu parametrů algoritmu obchází odborný odhad a zkušenosti expertních pracovníků.
- Není nikterak zaručena stabilita modelu v průběhu životnosti stroje.

Pomocí ANN lze bezesporu automaticky naučit velmi komplexní model teplotních chyb stroje a je i možné modelovat několik teplotních chyb najednou. Jinými slovy, všechny tepelné zdroje (propady) je možné modelovat pomocí pouze jednoho modelu ANN s více vstupy a výstupy. S tím však souvisí zásadní slabina ANN, kterou je obtížné interpretování jejího fyzikálního významu. Tato nevýhoda je diskutována v [159], kde je provedeno porovnání 2 metod pro SW teplotní kompenzace (MLR a ANN). Oproti ANN, je v případě MLR metody možné upravit váhové koeficienty β_i v rovnici (9) na základě inženýrských zkušeností. Tento fakt lze s výhodou využít při nasazení SW teplotních kompenzací v sériové výrobě OS. Každý stroj v sérii (výrobní číslo) nemusí mít zcela totožné teplotně-mechanické chování (např. z důvodu odlišné montáže, použitých komponent od různých dodavatelů apod.). Pak v případě větších odchylek teplotních chyb, které se zjistí během zkoušky měření teplotního chování a teplot dle normy ISO 230-3 [6] (více viz kap. 2.9.4), je možné pro daný stroj kompenzační algoritmus pomocí MLR takto upravit a zpřesnit.

Rozšíření základní myšlenky ANN bylo navrženo v [171] metodou CMAC (z anglického *cerebellar model articulation controller neural network*). Zlepšení a přínosy metody spočívají ve větší přesnosti odhadu deformací z teplotního pole OS (algoritmus byl testován na horizontálním OS), robustnosti vzhledem k umístění senzorů na stroji (porovnáno vůči MLR), rychlosti "učení" a toleranci k chybám senzorů. Celkem bylo použito 15 teplotních senzorů jako vstupů do algoritmu. Mize a Ziegert v článku [172] aplikují ANN na teplotní kompenzace horizontálního frézovacího stroje. Ke kalibraci (učení) sítě byl využit přístup zvaný *Fuzzy ART-map* (metoda vhodná pro mapování vztahů mezi více proměnnými na vstupu a výstupu). Stroj byl osazen pro potřeby měření a modelování 31 termočlánky. K „naučení“ modelu bylo zapotřebí dvoudenního kalibračního měření. Měření obsahovalo testy polohování stroje (diagonální měření), testy s obráběním hliníku a chladnoucí fáze stroje. Model byl aplikován během verifikačních testů složených opět z měření polohování a obrábění hliníku ovšem se změnou strojních parametrů (rychlost posuvů, otáček vřetena, výkon při

obrábění). Výsledkem byla 2 až 3 násobná redukce teplotních deformací stroje během některých ověřovacích testů. Na druhou stranu autoři přiznávají i mírné zhoršení během zbylých testů. Toto zhoršení autoři přisuzují zanedbaným dynamickým účinkům obrábění. Další zajímavou prací je [173], kde Kang a kol. aplikují dynamický modifikovaný model ANN (složený z hybridního filtru a statické ANN) na kompenzaci teplotních deformací reálného OS. Výsledky modelu jsou nejprve porovnány s výsledky z modelu MKP stroje. Tři kalibrační experimenty provedené na reálné struktuře OS obsahují vliv rotace vřetena ($n_{vřet} = 3200 \text{ min}^{-1}$) a posuvu strojních os Y a Z. Dynamický model pracuje s 27 teplotními vstupy. Modifikovaný model ANN redukoval čas „učení“ sítě ze 48 h (běžný ANN model) na 8 h. Model byl implementován do stroje pomocí měřicí ústředny firmy *National Instruments* (dále jen NI). Výsledek aplikace modelu během zátěžového spektra je uveden na Obr. 40.



Obr. 40: Teplotní deformace během ověřovacího experimentu: (a) osa Y, (b) osa Z, převzato z [173].

Ačkoliv ANN představují sofistikovaný nástroj k modelování teplotních deformací OS (umožňují postihnout i nelineární vlastnosti modelovaného systému [174]), autoři předních vědeckých prací potvrzují výše zmíněná stanoviska. ANN vyžadují velké množství vstupních informací a náročná kalibrační měření. Modely sestavené pomocí této metody jsou ve své podstatě černou skříňkou (tzv. „*black box*“ přístup) s malým potenciálem k rozšiřování např. o aproximace dalších zdrojů a propadů tepla, na které není původní model kalibrován (např. řezný proces atd.). Náročná (ne-li nemožná) je i přenositelnost modelu mezi stroji stejné typové řady (vzhledem k množství vstupů do modelu) a tím nevhodná pro širší průmyslovou aplikaci. Tento „*black box*“ přístup také znemožňuje pozitivní vklad na základě odborného odhadu a zkušeností expertních pracovníků.

Modely na základě fuzzy logiky (FLC)

Modely na základě fuzzy logiky (FLC – *Fuzzy Logic Compensation*) zpracovávají vstupní signály v podobě fuzzy množin podle vzájemných fuzzy vztahů. Podrobněji o fuzzy logických modelech pojednává např. [174], kde vnitřní fuzzy vztahy definovali pomocnými neuronovými sítěmi.

Wu a kol., autoři článku [175], použili FLC ke kompenzaci vlivu chladicího zařízení elektrovřetena OS používaného k výrobě automobilových pístů. FLC byla zvolena na základě porovnání s moderními teoriemi řízení, které často závisí na přesnosti modelu a jeho parametrech, skládají se z různých časových zpoždění a obsahují neznámé nelinearity. FLC byl navrhnout jako MISO (*multiple input - single output*) model se dvěma vstupy: rozdíl skutečné teploty od nastavené teploty chladiva a chybovosti (*error rate*). Výstupem byly pak korekce posuvů OS. Výsledkem bylo snížení obvodové úchytky obrobků.

Tseng a Chen v [176] použili schopnosti ANN k modifikování tzv. *membership function FLC* k nastavení prediktivního modelu teplotních deformací. Největší přínos od tradiční metody FLC je struktura síťového propojení ANN a její učební schopnost. Učební schopnost ANN má za úkol sama vhodně nastavit zmíněnou funkci tak, aby nebylo zapotřebí metody pokusu a omylu při jejím hledání. Zlepšení přesnosti (oproti nekompensovanému stavu a kompenzaci za pomoci MLR) stroje je na Obr. 41.

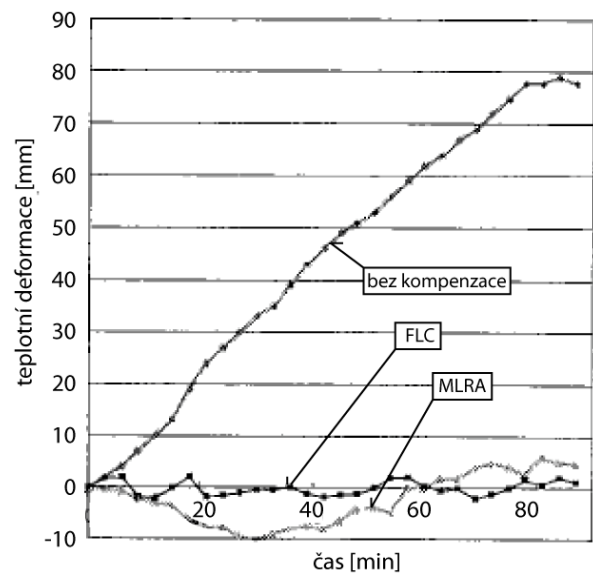
Dle [174] tzv. ANFIS (*Adaptive Neuro-Fuzzy Interface System*) kombinované modely dosahují kvalitnější predikce než samotné ANN či FLC. Stejná metoda ANFIS byla použita v [177] či v [178], kde byl navíc optimalizován počet senzorů podle teorie šedého systému. Teorie šedého systému v kombinaci s neuronovou sítí je také použita např. v [179], [180].

FLC není založena na matematickém modelu daného procesu. Její výhoda tkví v kvalitativním zachycení vlastností řídicího systému založeného na pozorovatelných jevech. Schopnosti FLC založené na jednoduchých heuristických pravidlech jsou oceněny ve výpočtech řídicích parametrů systému v situacích, kde matematický model není uskutečnitelný [175]. Modely FLC a ANFIS ovšem obecně přináší podobné výhody a nedostatky jako ANN, jak bylo popsáno výše.

2.9.2 Modely s fyzikální podstatou

Metoda konečných diferencí, metoda konečných prvků, metoda soustředné kapacity

Pro výpočet lze sice použít např. MKP (resp. metodu konečných diferencí – MKD) či její kombinaci s počítačovou mechanikou tekutin (CFD). Avšak v úloze je velká řada parametrů, okrajových a počátečních podmínek, jako jsou např. materiálové vlastnosti, součinitele přestupu tepla, přestupy tepla přes jednotlivé konstrukční prvky (lineární vedení, ložiska, kuličkové šrouby atd.), které lze stanovit vždy jen s určitou mírou nepřesnosti, či jsou dokonce neznámé. Vlastní modelování a získávání různých vstupních parametrů¹⁷ do numerického modelu je velmi časově náročné a často je třeba provádět rozsáhlý experimentální výzkum k získání těchto parametrů (např. [Ho 29], [Ho 30], [71], [181], [182], [183], [184]) včetně vývoje potřebné sensoriky (např. [Ho 36]). Navíc řada vstupních parametrů do modelu může být vzájemně závislá, což úlohu dále komplikuje. Jako příklad uvedme produkci tepla v ložiscích, kdy může vzniknout tzv. problém teplotní stability, který byl detailněji diskutován v kap. 2.2.1 (Obr. 8 na str. 10). Proto se současné MKP (MKD) modely (případně i v kombinaci s CFD simulací) z hlediska jejich dosahované přesnosti a složitosti pro kompenzace teplotních chyb OS nehodí. Navíc výpočty pomocí těchto simulací jsou časově velmi



Obr. 41: Porovnání modelů využívajících systém lineárních rovnic a fuzzy logiky (převzato a upraveno z [176]).

¹⁷ Tyto podrobné informace je navíc zpravidla velmi obtížné získat, jelikož ani samotní výrobci stroje často neznají detailnější konstrukci a parametry dodávaných dílů ze subdodávek.

náročné a z toho důvodu jsou nepoužitelné pro kompenzaci teplotních chyb OS v reálném čase [185]. MKP (MKD) a CFD simulace však lze s výhodou využít v řadě jiných úloh [186]. Teplotně-mechanické MKP modely jsou silným nástrojem zejména ve fázi vývoje nového prototypu stroje, kdy umožňují posoudit budoucí charakter teplotního chování stroje [108], [185], [187], porovnat několik konstrukčních variant z pohledu jejich teplotního chování [Ho 39], [Ho 43]. Sofistikovanější mohou být též použity pro topologickou optimalizaci konstrukce OS (viz kap. 2.7.1).

Poohlédneme-li od časové náročnosti stavby modelu MKD či MKP, stanovení okrajových podmínek a nutnosti znalosti podrobných informací o stroji, zásadním problémem pro uplatnění těchto modelů pro kompenzaci teplotních chyb je jejich dosahovaná přesnost a dlouhá doba výpočtu modelu. Proto byly postupem času navrženy i další metody, které výpočet zkracují. Jedná se např. o kombinaci obou výše zmíněných metod, tzv. metodu konečných prvků a diferencí (FDEM z angl. *Finite Differences Element Method*). Základní myšlenkou této metody je spojit výhody FDM a FEM. Problém řešení je rozdělen do dvou kroků. V prvním kroku se pomocí MKD velmi efektivně vypočítá teplotní rozložení teploty. Výsledkem je rozložení teploty daného systému v daném čase. Kvůli různým okrajovým podmínkám působícím na uzly MKD se hodnoty prvků matice mění s velkým rozpětím. V takových případech je pro efektivní řešení vhodné použít speciálně vyvinuté implicitní numerické integrační metody s variabilním časovým krokem. Ve druhém kroku se pro řešení teplotně vyvolaných deformací v místě nástroje využívá MKP. Tento postup umožní enormní úsporu času výpočtu. Metoda je detailně popsána v [185], [188], [189]. Je zde i nastíněno, jak je možné model použít pro kompenzaci teplotních chyb. Sami autoři však v závěru [189] potvrzují, že model potřebuje další zlepšení, aby byl dostatečně přesný. Pro dobrou shodu modelu s měřením je limitující především znalost přesných hodnot zdrojů a propadů tepla a sdílení tepla (konvekce atd.). To platí obecně pro MKD a MKP modely, jak již bylo diskutováno. Dále jsou vyvíjeny různé metody redukce modelů MKP, které slouží ke snížení řádu úloh (snížení počtu stupňů volnosti), resp. charakteristických matic až o několik řádů se snahou zachovat potřebné vlastnosti výchozího modelu, např. [190], [191]. Shrnutí různých metod redukce velkých konečně prvkových modelů je v [192]. V [39] je popsán postup redukce teplotně-mechanického MKP modelu stroje. Následně je tento model implementován do řídicího systému stroje (pomocí externího PC s Windows® a knihovny FOCAS [193] pro řídicí systém FANUC) s cílem kompenzovat jeho teplotní chyby. Redukovaný MKP model může též využívat instalované teplotní senzory na stroji jako teplotní okrajové podmínky či hodnoty teploty okolí pro výpočet konvekce. Výsledný kompenzační model založený na redukovaném MKP modelu však opět není dostatečně přesný (autor uvádí redukci teplotních chyb pouze okolo 50 %). Model navíc neuvažuje kritický uzel – vřeteno, ani rotační osy stroje. Další zrychlení výpočtu nabízí modely založené na metodě soustředěné kapacity (z angl. *Lumped Capacitance Method*), resp. analýze tepelné sítě (angl. *thermal network analysis*). V těchto modelech jsou hmoty soustředěny do uzlů tepelné sítě [161], [194]. Tepelná síť se pak připojí ke konečně-prvkovému modelu, který se používá k výpočtu deformace na základě výsledku analýzy tepelné sítě. Tato metoda však naráží na obdobné problémy, který byly diskutovány výše.

Modely založené na frekvenčních přenosových funkcích

Mnoho fyzikálních problémů může být popsáno pomocí frekvenčních přenosových funkcí (dále jen PF - přenosová funkce), avšak jejich aplikace na teplotně-mechanické systémy je relativně nová a ojedinělá. Ve vazbě na OS je jedna z prvních zmínek v [151] a sérii článků [161], [195], [196], [197]. Fraser a kol. zde analyticky odvozují tzv. teplotní a deformační frekvenční přenosové funkce, s cílem je využít ke kompenzaci úhlových teplotních deformací pomocí přídavných topných elementů. Za pomoci PF a informacemi z omezených kalibračních míst je také rekonstruováno celé tranzientní teplotní pole. Přístup je porovnán s MKP s velmi dobrou shodou. V [13] je přehledně shrnuta teorie této metody. Je zde ukázáno, že je možné aproximovat komplexní proces šíření tepla v OS podobným, jednodušším, fyzikálně odpovídajícím jevem – základním zobecněným problémem (ZZP) vedení tepla v tenké nekonečné desce s konvektivní okrajovou podmínkou a osově

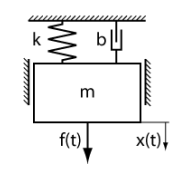
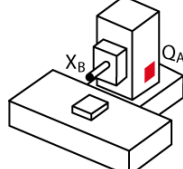
symetrickým prstencovým nestacionárním zdrojem tepla. Na základě řešení teplotní odezvy ZZP na jednotkový zdroj tepla je odvozena tzv. teplotní PF (TPF). TPF vyjadřující vztah mezi zdrojem tepla v místě A a teplotní odezvou v místě B. Obdobně lze odvodit soubor tzv. teplotně-mechanických PF (TMPF). Názvy a označení TMPF z [13] jsou shrnuté v Tab. 5. Z hlediska SW kompenzací teplotních chyb je klíčová především tzv. teplotně-deformační PF (TDPF), která vyjadřuje souvztažnost mezi teplotou a deformací v místě B (v případě kompenzace teplotních chyb je bod B špička nástroje - TCP). Jelikož se tato terminologie celosvětově nepoužívá, bude-li se v dalších kapitolách objevovat termín PF a nebude-li řečeno jinak, je tím myšlena TDPF.

Tab. 5: Přehled frekvenčních přenosových funkcí (převzato z [13]).

typ PF	označení		buzení	odezva	aplikace
	časový obor	frekv. obor			
teplotní (TPF)	δ	Δ	tepelný zdroj	teplota	stanovení teplotní odezvy
deformační (DPF)	γ	Γ	tepelný zdroj	deformace	stanovení teplotní deformace
teplotně-deformační (TDPF)	ε	E	teplota	deformace	stanovení teplotní deformace
inverzní teplotní (ITPF)	δ^{-1}	Δ^{-1}	tepelný zdroj	teplota	identifikace velikosti zdroje tepla
inverzní deformační (IDPF)	γ^{-1}	Γ^{-1}	tepelný zdroj	deformace	stanovení kompenzačních veličin

V [13] je použito kombinace TDPF, DPF a IDPF pro kompenzaci teplotních chyb na jednoduchém prvku OS - symetrické, uzavřené pinole pomocí řízeného ohřevu a chlazení (viz kap. 2.8.2). Bárta a kol. v [Ho 15] pak úspěšně aplikovali aktivní systém řízení chlazení na chlazení elektrovřetena. Tímto přístupem se podařilo udržet deformace špičky nástroje vzniklé vlivem teplotní dilatace v rozmezí 3 μm , což odpovídá 2 % z maximální teplotní chyby bez řízeného chlazení.

V práci [198] Uriarte provádí kompletní rozbor matematického aparátu tzv. "teplotní modální analýzy" (TMA z anglického *Thermal Modal Analysis*), která je analogií k běžně známé modální analýze kmitavých vlastností mechanických soustav, kde se využívá možnosti rozkladu složitějšího kmitavého procesu na dílčí tzv. modální (těž vidové, vlastní) příspěvky. Analogie mezi dynamickou a teplotní analýzou je zřejmá z Obr. 42. Uriarte uvádí, že výsledné nežádoucí posunutí OS může být vyjádřeno jako suma exponenciálních funkcí s rozdílnou časovou konstantou (PF).

	Dynamická analýza	Teplotní analýza
Buzení		
Odezva	$m \cdot \ddot{x}(t) + b \cdot \dot{x}(t) + k \cdot x(t) = f(t)$ $[m \cdot s^2 + b \cdot s + k] \cdot X(s) = F(s)$ $MPF = \frac{X(s)}{F(s)} = \frac{1}{m \cdot s^2 + b \cdot s + k}$	$D_{AB}(s) = \frac{X_B(s)}{Q_A(s)}$ $X_B(s) = D_{AB}(s) \cdot Q_A(s)$

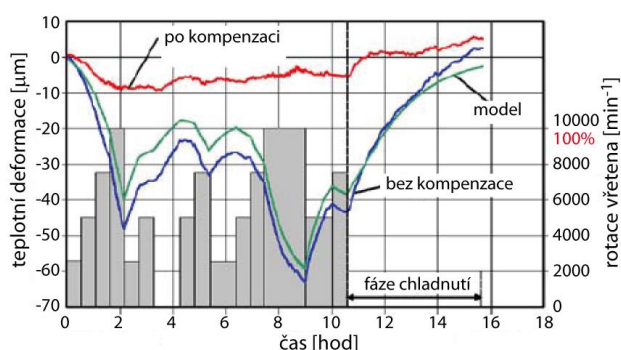
Obr. 42: Porovnání mezi teplotní a dynamickou analýzou (převzato a upraveno z [13]).

Ze známých teplotních módů je také možné provést vhodnější výběr umístění teplotních čidel na konstrukci, které pak mohou být použity pro přesnější modely SW teplotních kompenzací [199]. Některá doporučení pro měření teplot a umístění teplotních čidel plynoucí z TMA jsou uvedeny v [198]. Celý přístup je na závěr otestován na frézovacím stroji pod normovanými zatěžovacími spektry vřetena.

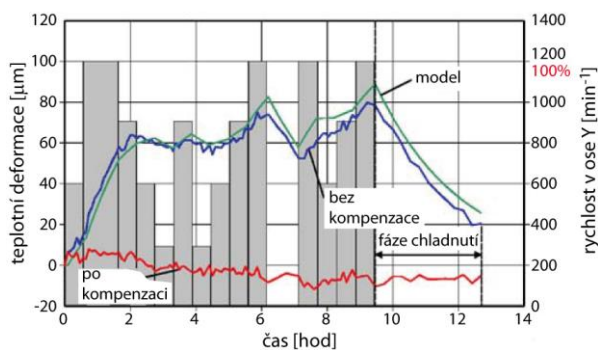
Zhu a kol. v [200] použili TMA ve spojení s numerickým MKP modelem OS. Článek potvrzuje přínos TMA při stanovení vhodného schématu umístění teplotních čidel.

Další skupina, která se zabývá SW teplotními kompenzacemi na bázi PF je na universitě RWTH v Aachen.

Práce [132] plně rozvíjí možnosti modelů založených na PF. Autoři stanovují teplotní chybu ze známých parametrů stroje (otáčky a přenášený výkon jednotlivých os) a teploty okolí. Výsledky modelu, pro jehož kalibraci bylo zapotřebí uskutečnit 17 měření (každé měření trvalo přibližně 24 h, vycházelo z teplotně ustáleného rovnovážného stavu s okolím, následoval ohřev a chladnutí stroje opět do teplotně ustáleného stavu s okolím) jsou uvedeny na Obr. 43 (kompenzace rotace vřetena) a na Obr. 44 (kompenzace pohybu v ose Y). Model popisuje teplotní chyby od rotace vřetena, pohybu ve strojní ose Y a teploty okolí. Autoři však neuvádějí ověřovací zátěžové schéma, které by všechny popisované vlivy kombinovalo.



Obr. 43: Výsledky modelu využívajícího TPF – kompenzace teplotních deformací osy Z za rotace vřetena (převzato a upraveno z [132]).



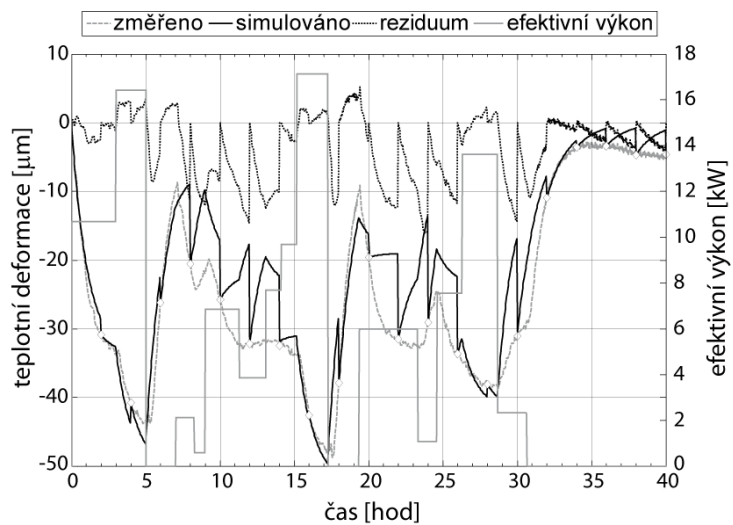
Obr. 44: Výsledky modelu využívajícího TPF – kompenzace teplotních deformací osy Z od pohybu v ose Y (převzato a upraveno z [132]).

Navazující práce z let 2009 až 2011 zkoumaly popsání dalších vlivů v teplotním chování OS [55], [56], [57] a [201]. Hlavní úsilí je kladeno na redukci modelovací náročnosti a času při kalibračních měření. V [201] je vyvinut kompenzační algoritmus, který používá jako vstupy interní data z řídicího systému stroje. Je zde stanovena PF mezi otáčkami a výkonem na vřeteni (tedy popisuje částečný vliv obrábění na teplotní deformace elektrovřetena) a posunutí špičky nástroje sestavena jako suma PF druhého řádu. Dosažené výsledky už v této publikaci byly dle autorů dostatečné, ovšem není zde kladen důraz na časovou náročnost stavby modelu. Model byl rozdělen na 4 otáčkové úrovně. V každé úrovni pak mohli nastat 4 výkonové úrovně (kalibrace byla realizována pomocí vyvinuté zatěžovací jednotky, viz kap. 2.9.4). S rozdělením průběhů ohřevu a chladnutí čítal kompenzační algoritmus 32 operačních módů (16 kalibračních měření v celkovém trvání 256 h a celý algoritmus počítal s 96 PF). Vliv okolního prostředí byl zanedbán. K části časové náročnosti modelování přistupují až publikace [56], [57].

V článku [56] používají autoři PF třetího řádu a celý model redukuje pouze na jednu otáčkovou úroveň se 4 úrovněmi výkonovými. Toto opatření redukuje počet kalibračních měření z 16 na 4. Přesnost modelu se zhoršila, ale úspora času a energie při jeho vytváření je nepoměrně vyšší.

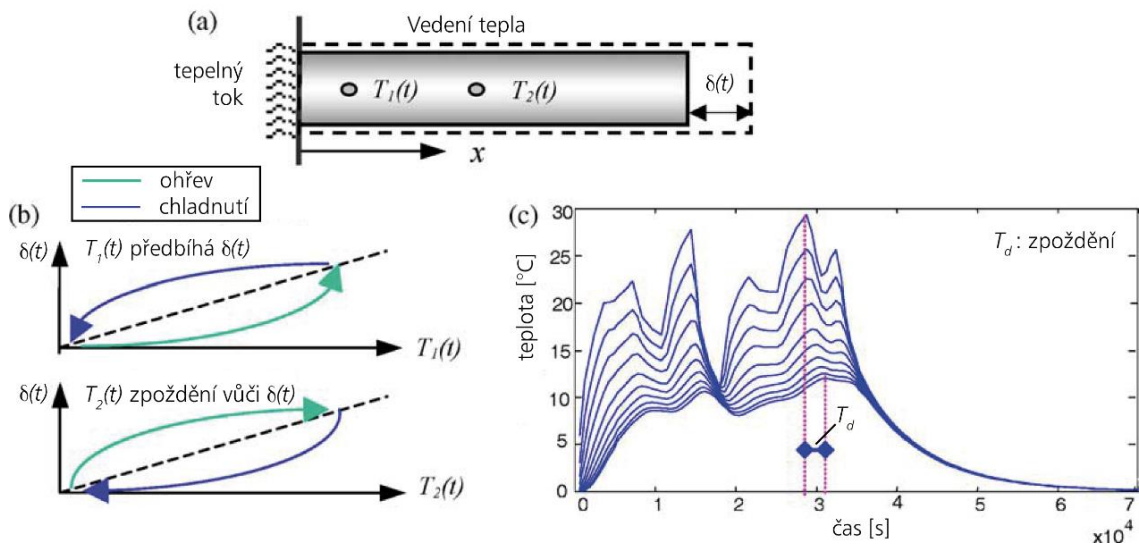
V publikaci [57] autoři ještě více ustupují z kvality modelu (použita byla PF prvního řádu a model sestavený z kalibračních měření pouze jedné otáčkové úrovně se čtyřmi úrovněmi zátěže – viz výše). Nedostatky aproximace byly nahrazeny kombinací přímé a nepřímé kompenzace.

Myšlenka celého procesu tkví v tom, že stroj za pomoci odměřovací sondy zjistí svou aktuální pozici ve všech směrech (X , Y , a Z). Zjištěná hodnota se pak přičte k hodnotě kompenzace, o kterou se model „upraví“. Přímá kompenzace (sondou) probíhá pro úsporu času v různých pauzách strojního procesu jako jsou výměny nástrojů apod. V článku jsou porovnány všechny 3 předchozí PF modely (prvního, druhého i třetího řádu) v kombinaci s přímou kompenzací. Tyto modely pak nevykazují příliš velké kvalitativní rozdíly a závěrem je právě použití PF prvního řádu (výsledky modelu jsou na Obr. 45).



Obr. 45: Výsledky modelu - aproximujícího teplotní deformace v ose Z - využívajícího PF prvního řádu v kombinaci s přímou kompenzací obrobkovou sondou (převzato a upraveno z [57]).

Dynamického modelování pomocí PF bylo použito také v [202]. Autoři potvrzují zpřesnění a zvýšení robustnosti modelu teplotních chyb oproti běžným statickým modelům teplotních chyb. Hlavní příčinu spatřují v tom, že statické modely neuvažují teplotní historii stroje (aktuální teplotní chyby stroje nejsou ovlivněny jen aktuálním teplotním prostředím, ale jsou dány i předchozími teplotními stavy stroje). Tento jev v článku nazývají „pseudo-hysterezním jev“.



Obr. 46: Pseudo-hysterezním jev teplotní deformace: (a) 1D problém teplotní deformace, (b) pseudo-hysterezní jev teplotně-mechanického procesu, (c) rozložení teplot v čase jako odezva na buzení tepelným zdrojem (převzato a upraveno z [202]).

Pseudo-hysterezním jev přímo souvisí s běžně užívanou praxí diskrétního měření teplot na konstrukci stroje. Jeho výsledkem je, že statické modely jako je např. MLR či ANN (kap. 2.9.1) jsou nevhodné, protože v nich není uvažován čas jako proměnná. Z Obr. 46 (b) je také zřejmé, že určité teplotě, odpovídají 2 možné deformace v závislosti na tom, jedná-li se o ohřev či chladnutí. V případě predikce deformace pomocí lineární regrese se tak při snaze popsat oba stavy budeme

dopouštět vždy nutně určité odchylky (chyby aproximace). Tento jev autoři vysvětlují na délkové dilataci tepelně jednostranně zatíženého nosníku s odvodem tepla konvekcí a radiací na povrchu nosníku (Obr. 46 nahoře), který je použit jako náhrada za složitý model vřetena. Dynamické teplotní odezvy na tepelný vstup mají podle vzdálenosti od tepelného zdroje, v tomto případě po délce objektu, různé časové konstanty. Z Obr. 46 je patrné, že teplota $T_1(t)$, která je v blízkosti zdroje tepla, reaguje rychleji než teplotní deformace na volném konci nosníku $\delta(t)$. Oproti tomu $T_2(t)$, která je umístěná relativně daleko od zdroje tepla, reaguje pomaleji než teplotní deformace na volném konci nosníku $\delta(t)$. Metoda byla verifikována pro zjednodušený případ (pouze ohřev vřetena bez obrábění při zanedbání ostatních zdrojů a propadů tepla). Autoři navazují na výzkum v [203], kde do modelu pro tříosého horizontální frézovací centrum integrují možnost průběžně model aktualizovat na základě měření sondou a také pomocí adaptivní techniky identifikace systému, která umožňuje aktualizovat model teplotních chyb stroje. Model je testován při 4 pracovních režimech (jeden byl kalibrační), při kterých se měnily otáčky a posuvy. V článku však nejsou zátěžné režimy blíže specifikovány a z prezentovaných grafů plyne, že délka testů byla okolo 7 h. Součástí článku je i graf závislosti chyby modelu SW teplotních kompenzací na vzorkovací frekvenci měřící sondou, které slouží pro aktualizaci modelu. Autoři spatřují jako dobrý kompromis v reálné praxi interval cca. 28 min. pro konkrétní zkoumaný případ. Nevýhodou metody je jednoznačně přerušování průběhu obrábění z důvodu měření teplotních chyb (jedná se o kombinaci přímé a nepřímé kompenzace), které snižuje produktivnost výrobu.

V několika posledních letech se objevilo použití PF pro kompenzaci teplotních chyb i v publikacích skupiny z university ETH v Curych, která patří k předním evropským pracovištím, zabývajících se dlouhodobě problematice teplotního chování OS [94], [204], [205], [206], [207], [208], [209].

Práce [94], [204], [205] se zaměřuje na kompenzaci teplotních chyb pětiosého centra vyvolaných rotací otočného stolu a kolíčky. Jako vstupy do modelu jsou použity výhradně informace z NC systému stroje (konkrétně rychlost os a příkon). Model se omezuje pouze na popis účinků od rotačních os stroje, ostatní vlivy nejsou uvažovány (rotace hlavního vřetena, pohyb v lineárních osách atd.). Obdobná práce zaměřená na pouze popis rotačních os pomocí interních NC dat je v [210]. V [206] a [207] je použito PF pro kompenzaci teplotních chyb vyvolaných rotací osou C otočného stolu pětiosého obráběcího centra Mori Seiki NMV 5000 DCG. Testy probíhaly v neklimatizované hale (tedy s proměnnou teplotou okolí). Další zdroje a propady tepla jsou zanedbány. Autoři testovali několik přístupů identifikace PF: FIR (*Finite Impulse Response*), ARX (*Autoregressive Model with External Input*), ARMAX (*Autoregressive–Moving–Average with Exogenous Input*), BJ (*Box–Jenkins*) a OE (*Output Error*). Autoregresivní model s externím vstupem ARX byl vyhodnocen jako nejrobustnější a byl dále použit k identifikaci modelu teplotních chyb. Model je rozšířen o schopnost adaptivního samoučícího mechanismu, který umožňuje aktualizovat parametry modelu na základě měření teplotních chyb v nepravidelných intervalech měřící sondou. Tento algoritmus byl schopný udržet teplotní chyby během 55 h testu v pásmu $\pm 5 \mu\text{m}$, resp. $\pm 10 \mu\text{m.m}^{-1}$. Další testy v [206] jsou realizovány i s přítomností řezné kapaliny (avšak bez obrábění). Rozšíření modelu o vliv řezné kapaliny je pak prezentován v [208], kdy model dobře reaguje na nahodilé zapínání a vypínání řezné kapaliny, které může nastávat při reálném obrábění. Článek skupiny z univerzity ETH [209] je zaměřen na popis teplotních chyb, vyvolaných pohybem lineárních strojních os opět pomocí PF modelu získaného identifikací užitím ARX metody. V souvislosti s tímto výzkumem, zaměřeným na SW teplotní kompenzace pětiosých strojů byl vyvinut speciální zkušební dílec pro vizualizaci a kvantifikaci teplotně vyvolaných chyb, viz [211].

2.9.3 Shrnutí, příklady SW teplotních kompenzací výrobců OS

Z přehledu metod pro SW teplotní kompenzaci v kap. 2.9.1 a kap. 2.9.2 vyplývá, že metody založené na PF jsou perspektivní a použitelnou technikou v praxi. To potvrzuje i prezentovaný výzkum v této oblasti předních světových pracovišť. Perspektivnost SW teplotní kompenzace pomocí

dynamického modelování s využitím PF je zmíněn také např. i v závěru rešerše kompenzačních metod teplotních chyb [212] či článku skupiny z RWTH Aachen [213].

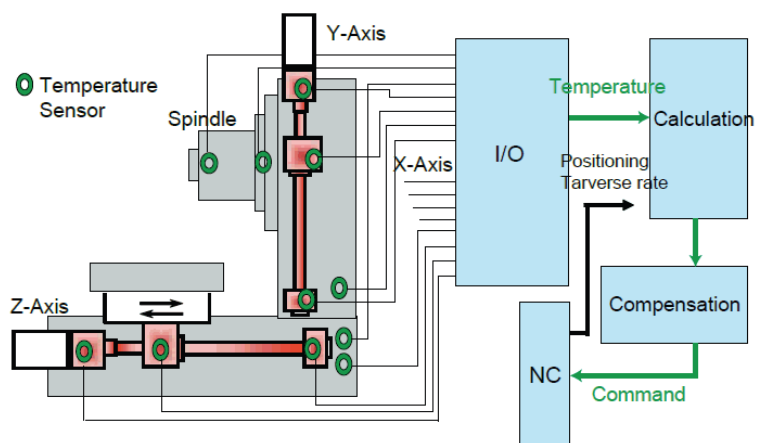
Modely založené na PF, plně respektují principy šíření tepla a jsou tudíž, na rozdíl od aproximačních metod (kap. 2.9.1), obecněji aplikovatelné a systematictější. Použitím těchto metod dochází k redukci počtu teplotních čidel, která mají přímou vazbu na jednotlivé teplotně-mechanické jevy, což usnadňuje i proces kalibrace. Tyto modely respektují dynamiku stroje a využívají teplotní historii pro predikci, což umožňuje dosáhnout její lepší kvality za použití méně vstupů. Oproti ANN a FLC modelům (kap. 2.9.1) PF modely ovšem nepředstavují čistě fenomenologicky získaný *black-box*, ale využívají parametrů s fyzikálním významem [198]. Ve srovnání s konečněprvkovým modelem lze při zachování přesnosti získat požadovaný výsledek řádově stokrát rychleji, viz [161], [195].

Bohužel v praxi se s pokročilejšími modely SW teplotních kompenzací nesetkáváme tak často. Autorovi této práce je dobře známa situace v ČR, kde s velkou řadou předních českých výrobců OS dlouhodobě spolupracuje s týmem ČVUT v Praze při vývoji SW teplotních kompenzací v řadě projektů MPO, TA ČR atd. Tyto firmy na svých strojích (různých konstrukcí, typu i velikostí) SW teplotní kompenzace nemají buď vůbec, nebo se jedná o velmi jednoduché statické modely MLR (viz kap. 2.9.1).

Avšak moderní OS pro přesnou výrobu se bez sofistikovaných SW teplotních kompenzací neobejde. Proto se také řada předních světových výrobců OS prezentuje aplikací SW teplotních kompenzací na jejich strojích. Na jakém principu tyto modely pracují je však prakticky nemožné zjistit, jelikož si tyto citlivé informace firmy úzkostně chrání. Tyto informace je prakticky možné dohledat pouze v některých patentech výrobců OS či řídicích systémů OS, které si tím svoje kompenzační algoritmy chrání, např. [214], [215], [216], [217], [218], [219], [220]. Často však i v těchto případech se jedná o statické modely neuvažující dynamickou povahu popisovaného teplotně-mechanického děje.

Zahraniční komerční firmy často označují svoje SW teplotní kompenzace pod svými firemními názvy, Např. firma MAZAK používá termín ITS (z angl. *Intelligent Thermal Shield*) [222], v kap. 2.7.1 byl již zmíněn tzv. „teplotně-přívětivý koncept“ (z angl. *Thermo-Friendly Concept*) firmy Okuma [110], do kterého spadají i SW teplotní kompenzace konstrukce stroje (TAS-C - *Thermo Active Stabilizer – Construction*) a vřetena (TAS-S - *Thermo Active Stabilizer – Spindle*) atd.

Společným znakem u komerčních SW teplotních kompenzací předních světových výrobců je, že modely zahrnují širší spektrum uvažovaných zdrojů/propadů tepla a tím i větší počet sensoriky oproti dříve zmiňovaným příkladům SW teplotních kompenzací z vědecké sféry (problém zpravidla řeší jen částečně se zaměřením jen na určitý zdroj nepřesností). Příkladem může být např. japonský výrobce Matsuura, jejíž tzv. koncept MIMS (*Matsuura Intelligent Meister System*) je zobrazen na Obr. 47.



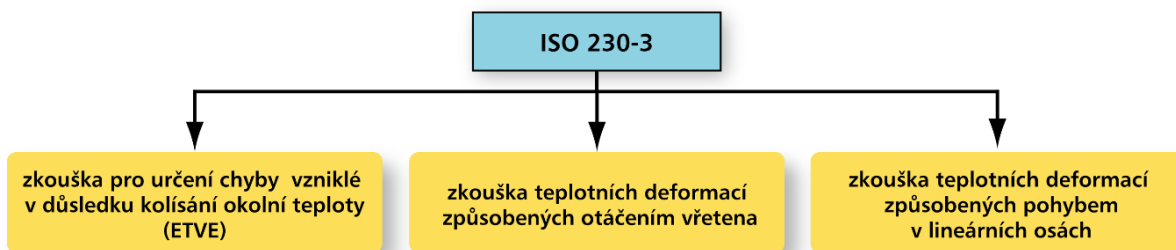
Obr. 47: Princip SW teplotních kompenzací fa Matsuura (převzato z katalogu ke stroji H.Plus-300 [221]).

Tento systém monitoruje teploty vřetena a pohybových os X, Y, Z. Tyto zaznamenané údaje vstupují do výpočtu kompenzačních hodnot spolu s informacemi o aktuálních posuvových rychlostech jednotlivých os (Obr. 47) [221]. SW teplotní kompenzace tak standardně zahrnují kompenzaci

teplotních deformací vřetena, pohybových os a vlivu okolí. Novou metodu SW teplotní kompenzace založené na umělé inteligenci (AI) a tzv. hlubokém učení (angl. *deep learning*) představila firma DMG MORI v roce 2018. Jedná se v podstatě o složitější neuronové sítě s velkým počtem vrstev využívající strojní učení. Tento model je implementován do soustružnických strojů přímo do jejich řídicího systému CELOS. Různé další příklady SW teplotních kompenzací světových výrobců OS jsou podrobně shrnuty v článcích z mezinárodních veletrhů EMO (např. [158], [Ho 44], [223]).

2.9.4 Kalibrační testy pro získání vstupních dat pro modely SW teplotních kompenzací

Existuje několik experimentálních metod, jimiž se docílí získání zdrojových dat pro identifikaci modelu SW teplotních kompenzací [Ho 35]. Základní metody měření teplotního chování a teplot obsahuje norma ISO 230-3 [6].

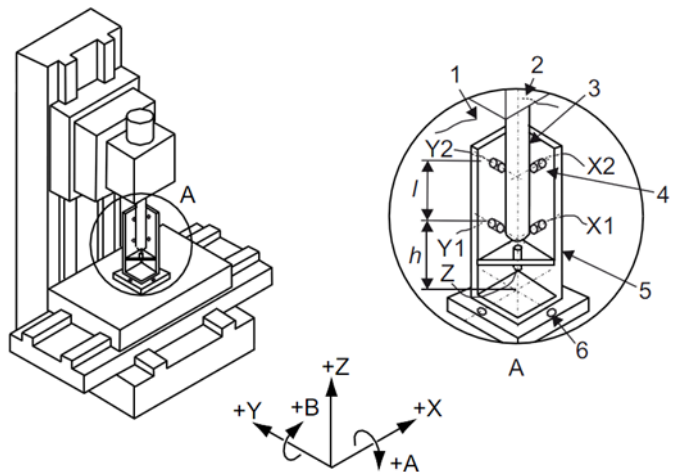


Obr. 48: Základní metodika měření dle normy ISO 230-3 [6].

Standardní kalibrační test dle ISO normy – bez zatížení od obrábění

Norma ISO 230-3 [6] stanovuje tři zkoušky pro určení tepelných vlivů na OS (Obr. 48). Následující text je zaměřen především na popis zkoušky teplotních deformací způsobených otáčením vřetena. Pro tuto zkoušku se nejčastěji používá měření podobné měření přesnosti chodu vřetena za rotace. To se provádí pomocí velmi přesných bezkontaktních čidel (indukčních, kapacitních snímačů nebo snímačů fungujících na principu vířivých proudů) měřících změnu polohy rotujícího měřicího trnu upnutého ve vřetenu stroje (Obr. 49).

V přední části komerčně dostupných vřeten jsou standardizované rozhraní pro upnutí nástrojů jako je např. rozhraní s upínacím kuželem HSK či SK. Z široké nabídky komerčně dostupných měřících trnů lze k testům dle ISO 230-3 výhodně použít monolitický trn i se standardizovaným upínacím nástrojovým rozhraním, např. [224].



Obr. 49: Zkouška teplotních deformací způsobených otáčením vřetena dle normy ISO 230-3 (převzato z [6]).

Během zvoleného chodu stroje (např. rotace konstantními otáčkami vřetena $n_{vřet}$ po celou dobu testu či zvoleného proměnného otáčkového spektra) dochází k ohřevu jeho částí a následným deformacím na fiktivní špičce nástroje (měřícím trnu, TCP) v jednotlivých osách, která jsou

zaznamenána bezkontaktními snímači posunutí. Tato metoda se používá pro svou relativní nenáročnost na vybavení, přičemž vřeteno není při sběru hodnot zatíženo žádnou vnější silou. V angl. literatuře (např. v [54]) je tento způsob zatěžování vřetena výstižně pojmenován angl. termínem „*aircut*“ (či *air-cutting*, tj. bez přítomnosti řezného procesu), dále jen AC. Díky tomu se může stroj volně deformovat ve všech směrech a naměřená výchylka je tedy výsledkem pouze tepelných vlivů. Z průběhu naměřených teplot a deformací se následně získá model SW teplotních kompenzací.

V současné době se tak provádí zatěžování strojů při měření vlivů tepla na deformaci konstrukce stroje (a následnou tvorbu kompenzačních algoritmů teplotních chyb) převážně pouze roztočením nezatíženého vřetena na stanovené otáčky dle výše popsané metody. To by se dalo považovat za simulaci dokončovacích procesů (dokončovacího obrábění) [Ho 35]. Při dokončovacích operacích je vřeteno v případě použití nástroje s relativně malým průměrem roztáčeno na vysoké otáčky, aby bylo dosaženo potřebné řezné rychlosti. Vlivem malého průměru v součinnosti s malým množstvím odebíraného materiálu je naopak vřeteno zatěžováno malým krouticím momentem, který je dán velikostí řezné síly a průměrem nástroje

$$M_k = F_c \cdot \frac{D}{2}, \quad (11)$$

kde M_k [N.m] je krouticí moment, F_c [N] je řezná síla a D [mm] je průměr nástroje.

Kalibrační testy reflektující vlivy obráběcího procesu

Krouticí moment, jenž musí motor pohánějící vřeteno stroje vyvinout při skutečném obrábění, není ve skutečnosti, na rozdíl od zatížení „*aircut*“ (AC), definován pouze momentem setrvačnosti hmot roztáčených určitým úhlovým zrychlením a momentem generovaným pasivními odpory ložisek. Proces hrubování kombinuje vliv velkého zátěžného momentu, způsobeného velkým průřezem odebírané třísky a relativně velkým průměrem nástroje při relativně nízkých otáčkách nástroje. Takovými parametry dochází k maximálnímu využití výkonu vřetena.

Krouticí moment motoru je

$$M_k = K_m \cdot I, \quad (12)$$

kde M_k [N.m] je krouticí moment motoru, K_m [N.m.A⁻¹] je momentová konstanta motoru, a I [A] je proud procházející vinutím.

Větší krouticí moment motoru tedy znamená větší proudy vstupující do vinutí motoru a tím pádem tedy i větší tepelné ztráty Joulovým teplem.

Je patrné, že v případě hrubování bude průběh nárůstu teplot (a následně i teplotně vyvolaných posunutí na špičce nástroje) jiný než v případě dokončování (dokončovacího obrábění). Z toho důvodu neposkytuje standardní metoda kalibračních testů popsaná výše (vřeteno bez zatížení vnějšími silami - AC) uspokojivé výsledky pro návrh kompenzačního algoritmu SW teplotních chyb. Modely SW teplotních kompenzací pak nejsou dostatečně přesné a robustní pro široké spektrum pracovních režimů stroje s reálným obráběním (ideálně i včetně hrubovacích operací).

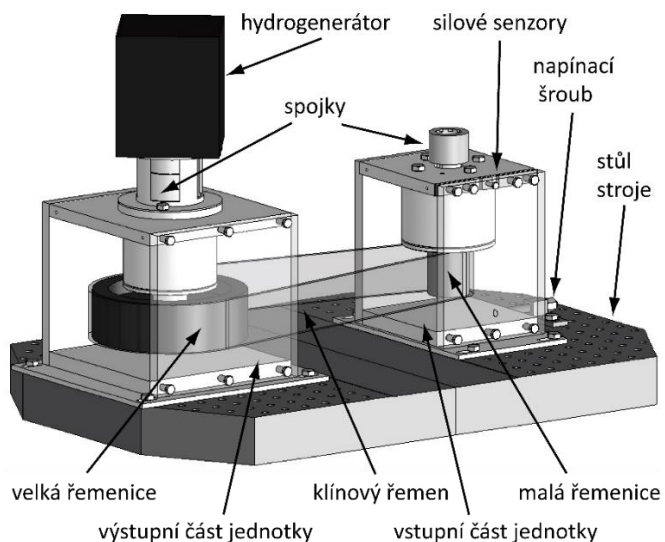
Přes tento fakt se jako vstupní hodnoty k sestavení drtivé většiny matematických modelů SW teplotních kompenzací strojů používají právě experimentální data, získaná ze zkoušky bez zatížení (AC). Tyto simulace tak respektují pouze vliv aktuálních otáček, tedy disipace tepla v ložiskových skupinách a produkci tepla v motorech při chodu naprázdno. Zcela opomíjejí vlivy, vznikající při reálném obrábění [Ho 19] (např. proměnnou proudovou zátěž, vznikající v důsledku vlastního

obrábění, vliv produkovaného tepla v místě řezu, podrobně viz kap. 2.2.1). SW teplotní kompenzace tak neposkytují relevantní výstupy pro provedení korektních kompenzačních zásahů v případě reálného obráběcího procesu.

Z výše uvedených důvodů se používají a vznikají v poslední době nové experimentální metody pro získání vstupních dat pro modely SW teplotních kompenzací [Ho 35]. Jednou možností je zvýšení proudového zatížení vřetena jeho opakovaným roztáčením a brzděním. Při roztáčení však dochází k prokluzu valivých elementů ložisek, což vede, v porovnání s běžným řezným procesem, k nepřírozenému navýšení disipace tepla. Tento způsob byl testován např. v [Ho 10]. Častým opakováním navíc dochází k opotřebení ložisek a v krajním případě může postupně dojít až k zadření ložisek.

Další možností je použití zařízení, kterým by bylo možné trvale zatěžovat pohon pohybové osy stroje krouticím momentem při určitých otáčkách (externí brzda). Takováto zatěžovací jednotka pro měření teplotního chování zatěžovaného stroje byla navržena. Zařízení vyvinula skupina vývojových pracovníků z laboratoře WZL spadající pod univerzitu RWTH-Aachen. Podrobně se o jejich zatěžovací jednotce pojednává v [54]. Zatěžovací jednotka se skládá ze dvou částí – vstupní a výstupní (Obr. 50).

Výhodou tohoto způsobu brzdění je možnost plynulého zvyšování zátěžného momentu přiváděného na vřeteno stroje, protože ten je přímo úměrný tlaku oleje. Použitím této zatěžovací jednotky se dá poměrně dobře simulovat momentová zátěž od řezného odporu při hrubování. Nastavení hodnot momentu a otáček je na sobě navíc nezávislé, takže parametry jednotky pokrývají velkou část pracovních režimů OS. Na druhou stranu s sebou řemenový převod přináší nepříznivé vlivy pro měření teplotního chování OS. Při oběhu kolem řemenic se řemen neustále deformuje, čímž se sám zahřívá, a tak se stává dalším zdrojem tepla v pracovním prostoru stroje. Dále řemen svým pohybem v pracovním prostoru víří vzduch, takže dochází k nucené konvekci a následnému nepřírozenému ochlazování zahřátých částí stroje. Další ovlivnění teplotního chování stroje nastává při výměně upínacího prvku za měřicí trn pro potřeby měření, jelikož zařízení neumožňuje současné zatěžování pohonu stroje a měření teplotních deformací na špičce nástroje. Chladný trn upnutý do rozehrátého vřetena přijme část tepla a tím vřeteno ochladí. Důsledkem je i změna deformace stroje. Vstup do měření v podobě upnutí chladného měřicího trnu je nežádoucí a dá se považovat za zdroj chyby. Zařízení bylo použito pro tvorbu SW teplotní kompenzace, která zahrnuje proměnné zatížení vřetena [55], [201] a [225].



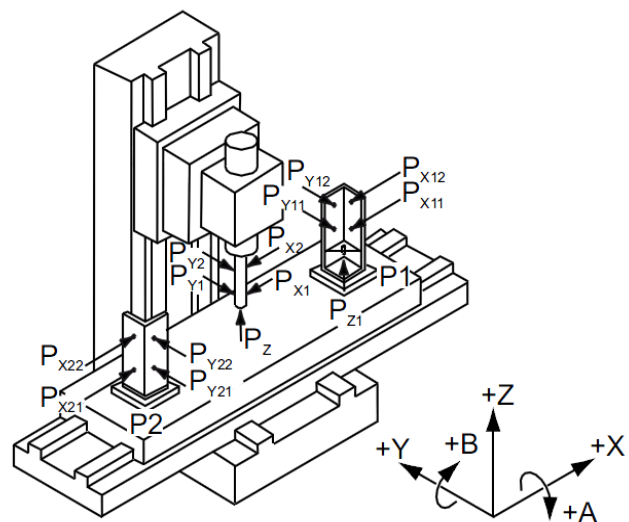
Obr. 50: Zatěžovací jednotka vyvinutá ve WZL (převzato z [54] a upraveno).

V rámci [226] byl vytvořen návrh mechanismu pro externí brzdění vřetena OS, jenž výše uvedené nedostatky eliminuje, podrobně viz [Ho 35]. Nicméně použitím jakékoliv zatěžovací jednotky nelze dosáhnout stejného efektu jako při reálném obrábění, kde kromě zvýšené produkce tepla v pohonech stroje je navíc produkováno velké množství tepla v místě řezu, které zapříčiňuje teplotní deformace nástroje, obrobku, upínání a potažmo i konstrukce stroje (podrobně viz kap. 2.2.1).

Proto jedinou možnou experimentální cestou pro získání relevantní představy o dopadech všech tepelných účinků vznikajících při obrábění na teplotní posunutí v místě nástroje je zatížit stroj reálným řezným procesem. Obdobný závěr plyne např. i z [159], tj. že modely sestavené na základě dat bez obrábění jsou neakceptovatelné v případě reálného řezného procesu (viz kap. 2.9.1). K realizaci takovýchto kalibračních testů s reálným technologickým procesem je pak možno zvolit několik různých strategií. Experimenty na několika OS, které zahrnují i vliv obrábění jako celku, jsou popsány např. [Ho 19], [Ho 21], [Ho 22]. I tento způsob kalibračních testů sebou však přináší některé nevýhody. Teplotní posunutí v místě nástroje např. není možné měřit v průběhu obrábění kontinuálně. Avšak při vhodně zvolené realizaci experimentů je díky poměrně dlouhým časovým konstantám tepelných jevů možné chyby měření minimalizovat a dostat relevantní data pro stavbu modelů SW teplotních kompenzací. Největší nevýhodou těchto experimentů je pak bezesporu jejich cenová a časová náročnost. Kvůli úspoře času byl vytvořen speciální SW pro měření, zpracování a posouzení vlivu technologického procesu na teplotní chyby OS [Ho 45].

Kalibrační testy v celém pracovním prostoru stroje

Testy dle normy ISO 230-3 specifikují testování tepelných vlivů na změnu přesnosti strojů, jsou ve většině případů omezeny pouze na jeden bod v pracovním prostoru stroje. Pouze ojediněle jsou v normě příklady nastavení experimentů, kdy jsou měřeny teplotní deformace stroje ve více bodech. Jedním z takových případů je nastavení měření teplotních deformací způsobených lineárními pohyby součástí, jehož typického nastavení je na Obr. 51. Měření se sestává ze dvou přípravků, každý s pěti snímači lineárního přestavení (analogický přípravek jako v případě již dříve popsaných standardní kalibrační testů dle Obr. 49 na str. 54) a zkušebního trnu.



Obr. 51: Uspořádání měření teplotních deformací v důsledku pohybu stolu vose X obráběcího centra (převzato z [6]).

Avšak ve skutečnosti teplotní účinky mají dopad na celkovou volumetrickou přesnost OS, tedy velikost teplotních deformací bude v celém pracovním prostoru proměnná v závislosti na konkrétní poloze stroje (viz kap. 2.4.3). To, jak moc se budou lišit teplotní deformace v celém pracovním prostoru oproti měřeným deformacím v jednom (kalibračním) bodě, je závislé na dané konstrukci stroje a zejména pak jeho velikosti. Přehled experimentálních metod, které jsou potenciálně vhodné pro kalibraci modelu SW teplotních kompenzací, uvažující změny teplotních deformací v celém pracovním prostoru, je shrnut např. v [Ho 46]. Touto problematikou se detailněji zabývá kap. 8.1 na str. 126. Je zde i popsána vlastní experimentální metoda pro získávání experimentálních dat během komplexních testů tepelných vlivů na změny volumetrické přesnosti strojů. V porovnání se standardním postupem dle normy ISO 230-3 lze touto metodou deformace vyvolané teplotně-mechanickým chováním stroje měřit v celém objemu pracovního prostoru. Lze ji tak použít pro rychlou a efektivní kalibraci modelů SW teplotních kompenzací v celém pracovním prostoru stroje.

3 Definice cílů práce

V této kap. 3 je uveden autorův shrnující komentář k současnému stavu výzkumu a vývoje v oblasti minimalizace teplotních chyb OS, jenž byl předmětem kap. 2. Následuje popis hlavních cílů této habilitační práce, postup a způsob řešení.

3.1 Komentář k současnému stavu

V předchozí kapitole (kap. 2) byly popsány současné publikované přístupy k minimalizaci teplotních chyb OS. Z tohoto aktuálního stavu poznání v oblasti minimalizace teplotních chyb OS plyne, že SW kompenzace teplotně vyvolaných deformací strojů jsou pro tento účel velmi perspektivním nástrojem (kap. 2.8 a kap. 2.9). Navíc díky své nákladové efektivnosti a snadnosti implementace do řídicích systémů představují řešení, které lze na stroje reálně aplikovat a tím výrazně zvýšit jejich přesnost, potažmo konkurenceschopnost. Bohužel současné modely SW teplotních kompenzací, které lze nalézt ve většině OS výrobců strojů, nejsou dostatečně robustní a nejsou schopny s dostatečnou přesností simulovat průběhy teplotních deformací v rámci celé šíře komplexních pracovních režimů stroje a proměnného vlivu okolí. V přesnosti a robustnosti těchto kompenzačních algoritmů existují stále značné rezervy.

Mimoto, naprostá většina existujících matematických modelů SW teplotních kompenzací ve světě (kap. 2.5.) zcela zanedbává vliv technologického (řezného) procesu, který má však významný dopad na celkovou výrobní přesnost strojů. Další opomíjenou oblastí SW teplotních kompenzací je predikce teplotních deformací v celém pracovním prostoru (tzv. volumetrická teplotní kompenzace). K této problematice lze nalézt jen velmi málo publikací a pokud některé existují, nejsou obecněji aplikovatelné. Navíc podle dostupných informací struktura žádného z modelů, zmíněných v rešerši, neumožňuje současné propojení všech výše zmíněných oblastí (zahrnutí vlivu obrábění a predikce teplotních deformací v celém pracovním prostoru). Přestože jednotliví autoři v některých případech prezentují úspěšné ověření svých modelů SW teplotních kompenzací, ambice naprosté většiny těchto modelů se omezují na predikci teplotních deformací OS v jednom bodě pracovního prostoru a bez uvažování vlivu obrábění. V současné době tedy není zatím dostupný obecný a osvědčený model SW teplotních kompenzací, jenž by pokrýval všechny klíčové faktory související s teplotním chováním OS (viz výše).

3.2 Vlastní cíle práce, postup a způsob řešení

Habilitační práce si klade za cíl zlepšení přesnosti číslíkově řízených (CNC) obráběcích strojů při nejrůznějších provozních stavech samotného stroje i měnících se okolních podmínkách a představuje výsledky práce dlouhodobého multidisciplinárního výzkumu. Tento cíl reflektuje rostoucí nároky na přesnost práce CNC obráběcích strojů spolu s požadavkem na neustále se zvyšující výkonnost strojů. **Hlavním cílem práce je vývoj robustní SW teplotní kompenzace na principu PF, která bude funkční v širokém pásmu pracovních podmínek.** Tento model by neměl postrádat účinky řezného procesu, aby byla zaručena jeho dostatečná přesnost a robustnost i při reálném obrábění. Současně by tento model měl být aplikovatelný na celý pracovní prostor, aby zahrnoval změny volumetrické přesnosti při teplotně neustálených stavech.

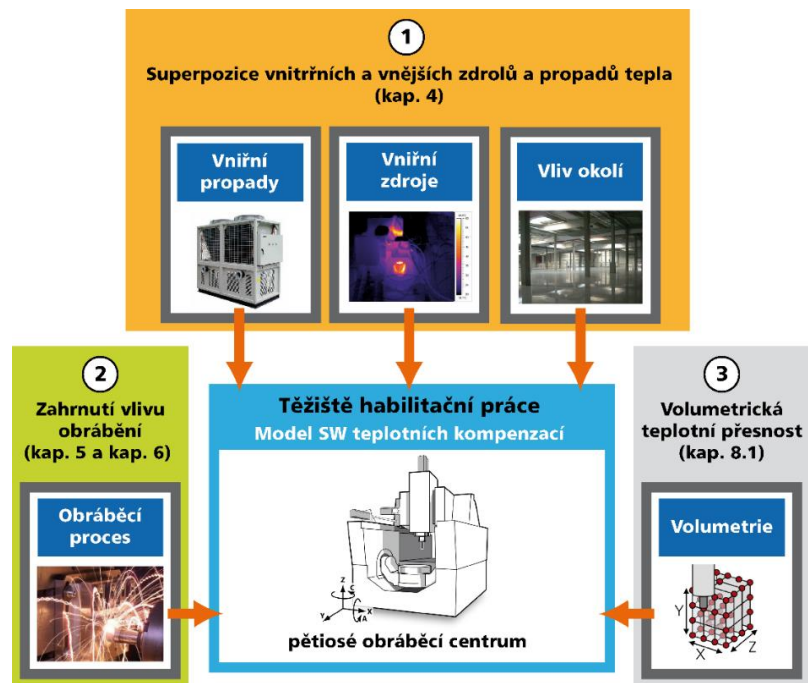
Dalším cílem této habilitační práce je také vytvořit souborné dílo pro seznámení odborné veřejnosti s novými možnostmi minimalizace teplotních chyb OS pomocí softwarových kompenzačních algoritmů na bázi PF a tím jí poskytnout další nástroj sloužící k hledání, objevování a ověřování nových poznatků v dané oblasti.

3.3 Postup a způsob řešení

Tato práce odborně navazuje na [13], [14] (viz kap. 1.2). Práce dále prohlubuje znalosti v oblasti minimalizace teplotních chyb OS pomocí softwarových kompenzačních algoritmů na bázi PF. Oproti předchozímu zmiňovanému výzkumu je metoda využita pro popis teplotních chyb pětiosého frézovacího centra (zahrnutí lineárních i rotačních os stroje), která má výrazně složitější strukturu díky dalším rotačním osám. Dále je provedena verifikace modelu na zkušební obrobku. Zcela novou oblastí výzkumu je rozšíření modelu o vliv řezného procesu, analýza přesnosti predikce modelu v celém pracovním prostoru stroje a SW teplotních kompenzací pro různé typy vřeten.

Práce nejprve popisuje aplikaci modelů pokročilých SW teplotních kompenzací na principu PF na reálné frézovací a multifunkční stroje různé velikosti a různých typů konstrukcí (kap. 4). Na základě řady realizovaných verifikačních testů na těchto strojích lze konstatovat, že těmito kompenzačními algoritmy lze dosáhnout výrazně lepší přesnosti stroje pro široké pásmo pracovních režimů v porovnání s jinými metodami SW teplotních kompenzací (konkrétně je provedeno porovnání s nejrozšířenější metodou MLR). Proto se práce dále detailněji věnuje modelu SW teplotních kompenzací pro pětiosé vertikální obráběcí centrum (kap. 4.2.3). Důvodů k výběru pětiosého vertikálního centra pro výzkum je několik. V první řadě se jedná o složitý stroj a ověření metody by tak mělo být dostatečně průkazné. Dalším důvodem je neustálé posilování pozice pětiosých frézovacích center na poli OS z důvodu rostoucích požadavků na geometrickou přesnost a tvarovou složitost obrobků spolu s neucházející snahou o snižování výrobních časů a nákladů. Při modelování je účinně využíváno principu superpozice různých vlivů (vnitřních a vnějších zdrojů a propadů tepla). V práci je dále ukázáno, že princip superpozice PF je možné v modelech SW teplotních kompenzací efektivně využít i v případě zahrnutí vlivu řezného procesu a pomocí toho docílit dalšího podstatného zvýšení přesnosti výroby na OS při reálném obrábění (kap. 5 a kap. 6).

Na stejném pětiosém vertikálním obráběcím centru je následně analyzována přesnost predikce tohoto modelu v celém pracovním prostoru stroje (kap. 8.1). Za tímto účelem byla vyvinuta vlastní experimentální metoda (a software), na jejímž základě je jednak možné analyzovat přesnost predikce modelu v celém pracovním prostoru stroje, ale také (je-li to nutné, např. zejména v případě stroje větší velikosti, viz kap. 8.1.4) model na principu PF rozšířit do celého pracovního prostoru stroje. Hlavní cíle práce shrnuje Obr. 52.



Obr. 52: Hlavní cíle habilitační práce.

4 Pokročilá SW teplotní kompenzace na principu přenosových funkcí

V kap. 4.1 bude shrnut základní matematický aparát, který je použit v následujících kapitolách (kap. 4 až kap. 8). Teorie, na které staví tato habilitační práce, je popsána v [13] a [14] (a kap. 2.9.2). Popisovaný výzkum v následujících kapitolách na tyto práce navazuje.

4.1 Užitý matematický aparát

K popisu teplotních chyb v místě nástroje (TCP) ve vyvíjených algoritmech SW teplotních kompenzací se používá PF (ε). V obecném zápisu má rovnice v časové oblasti tento tvar

$$y(t) = \varepsilon \cdot u(t) + e(t), \quad (13)$$

kde $u(t)$ je vstup v časové oblasti (vstupem mohou být různé veličiny viz (7) na str. 41, v popisovaných případech se však bude převážně jednat, nebude-li řečeno jinak, o teplotu T), $y(t)$ je výstup v časové oblasti (tedy predikovaná teplotní chyba v TCP), ε je PF (v případě teploty jako vstupu je to tzv. teplotně-deformační PF, viz Tab. 5 na str. 49) a $e(t)$ je chybová odchylka.

Odchylka $e(t)$ je v případě praktického použití identifikovaných PF zanedbávána. Rozepsaná PF v časově diskrétní oblasti (ve tvaru podílu polynomů), kde a_n jsou vhodné váhové koeficienty vstupu a b_m jsou váhové koeficienty výstupu (koeficienty získané při odhadu PF) má tvar

$$Z(y(t)) = \frac{a_n z^{-n} + \dots + a_1 z^{-1} + a_0 z^0}{b_m z^{-m} + \dots + b_2 z^{-2} + b_1 z^{-1} + b_0 z^0} Z(u(t)), \quad \text{kde } m \geq n. \quad (14)$$

kde Z je Z-transformace časově diskretizované funkce a z je komplexní proměnná.

Převedením do diferenčního tvaru a vyjádřením výstupu $y(k)$ je získán následující výraz časově diskrétní PF

$$y(k) = \frac{u(k-n)a_n + \dots + u(k-1)a_1 + u(k)a_0 - y(k-m)b_m - \dots - y(k-1)b_1}{b_0}, \quad (15)$$

kde $k-n$ ($k-m$) znamená n -násobné (resp. m -násobné) zpoždění vzorkovací frekvence.

Z pozorovaných jevů a vzhledem k charakteru měřených buzení a odezev bylo dosaženo závěru, že na popis teplotního chování postačuje PF maximálně 3. řádu (viz kap. 2.9.2). Přepis diferenční rovnice (15) lze realizovat např. v programu MATLAB® a Simulink®. Dle Bárty [13] lze rovnicí (14) - PF ve tvaru podílu polynomů se zcela dostatečnou přesností aproximovat nalezené analytické řešení ZZP (též kap. 2.9.2) podobný, jednodušší, fyzikálně odpovídající jev procesu šíření tepla v OS.

4.1.1 Způsoby identifikace a aproximace PF

Identifikace PF daného systému (získání váhových koeficientů vstupu a_n a váhových koeficientů výstupu b_m) je klíčovým momentem modelování [13]. PF lze stanovit třemi způsoby [13], [14]:

1. Analyticky a následnou kalibrací systému – takto lze řešit obvykle geometricky jednoduché úlohy (např. ZZP [13]).

2. Odhadem a následnou kalibrací – není-li možné PF nalézt analyticky, je možné PF odhadnout z naměřené odezvy systému na jednotkové buzení (obecně lze i jiný druh buzení), konstanty PF jsou určeny při kalibraci.
3. Odhadem a následnou optimalizací – není-li možné PF nalézt analyticky, je možné PF odhadnout z naměřené odezvy systému na obecný průběh buzení, konstanty PF jsou poté určeny pomocí optimalizace.

Vzhledem k množství dat (tedy výrazné časové úspoře) a celkové komplikovanosti popisovaných systémů byla k identifikaci PF v této práci zvolena třetí z možných cest. Některé ze způsobů ladění PF modelů (resp. metody nalezení koeficientů PF) jsou:

- Uživatelské prostředí – např. PFGUI [13], vytvořené v programu MATLAB[®], popisující systém v časové oblasti kombinací předdefinovaných PF.
- Genetické algoritmy [67] (GA) – odhad koeficientů PF pomocí heuristické optimalizační metody hledající globální maxima se základem v evoluční biologii.
- *System identification toolbox* [227] (IDENT) – speciální toolbox v programu MATLAB[®].

Popsané možnosti odhadu PF vedou k podobným výsledkům [14]. PFGUI je nástroj, kombinující předvolené typy PF (konstantní, exponenciální, dvou exponenciální, lineárně-exponenciální a sinus-exponenciální [13]). Výpočet je prováděn v časové oblasti prostřednictvím konvolučního integrálu. Přes svou průhlednost je ovšem tento přístup časově náročnější. GA je poměrně rychlou optimalizační metodou s možností přímého sledování konvergence řešení. Vedle toho je ovšem metoda citlivá na zadané hranice (množství chromozomů a generací [228], či rozptyl hledaných parametrů) a průběh algoritmu hledajícího optimum představuje jistou „černou skříňku“.

Pro identifikaci PF je proto použit balíček softwarových nástrojů programu MATLAB[®] (IDENT), ve kterém jsou zpracovávána i veškerá naměřená data. IDENT umožňuje použít syntaxe odhadu PF i mimo své uživatelské prostředí a zakomponovat tak odhad libovolně do procesu zpracování dat.

Z dlouholetých zkušeností a testování velké řady reálných frézovacích a multifunkčních frézovacích strojů různých velikostí, typech konstrukcí v RCMT vyplynulo, že pro identifikaci jsou nejvhodnější dva lineární parametrické modely:

- ARX (z anglického *Autoregressive model with external input*) [227].
- OE (z anglického *Output error model*) [227].

Tyto poznatky jsou v souladu s výzkumem např. z [207], kde byly testovány různé způsoby identifikace PF, kdy identifikace užitím ARX metody je vyhodnocena jako nejrobustnější s nejlepšími výsledky (detailně kap. 2.9.2). Tyto metody odhadu parametrů umožňují stanovit parametry modelu zvolené struktury (řád modelu, stupeň polynomu v čitateli a jmenovateli přenosu, zavedení dopravního zpoždění apod.) z průběhu posloupnosti změřených hodnot vstupu a výstupu. Metody předpokládají diskrétní měření signálů¹⁸, čímž se získají odpovídající si číselné posloupnosti hodnot vstupu $u(k)$ a výstupu $y(k)$ [229].

¹⁸ Časově diskrétní oblast je zvolena také s ohledem na implementaci přenosových modelů do externích PLC, která s tímto druhem funkcí pracují.

Při odhadu parametru modelu je přenos modelu vyhodnocován odchylkou výstupů $e = y - y_s$ viz (13). Pokud je tato odchylka dostatečně malá, znamená to, že parametry modelu byly odhadnuty dostatečně přesně. Pokud tomu tak není, je nutné vhodným způsobem změnit koeficienty modelu.

ARX model je lineární diferenční rovnice, která dává do poměru vstup $u(t)$ a výstup $y(t)$ následujícím způsobem

$$y(t_i) + a_1 y(t_i - 1) + \dots + a_{na} y(t_i - na) = b_1 u(t_i - nk) + \dots + b_{nb} u(t_i - nb - nk + 1) + e(t_i), \quad (16)$$

kde t_i popisuje i -tý časový okamžik, parametry na a nb jsou řády ARX modelu a nk je časové zpoždění (pro diskretní systémy je $nk = 1$). Rovnici (16) lze přepsat v diskretním tvaru následující strukturou vyjádřenou Z - přenosem¹⁹ na více kompaktní tvar

$$Z(y(t)) = \frac{B(z)}{A(z)} \cdot Z(u(t)) + \frac{1}{A(z)} Z(e(t)), \quad (17)$$

kde Z je Z-transformace časově diskretizované funkce a z je komplexní proměnná. Pro odhad koeficientů využívá model ARX metodu nejmenších čtverců (podrobněji viz [227]).

OE model je lineární diferenční rovnice, modifikace modelu s klouzavým průměrem a externí (objektivní) proměnnou označeného jako ARMAX (z angl. *Autoregressive-Moving-Average with Exogenous Input*). V iteračním procesu je použita prediktivní pravděpodobnostní metoda pro odhad koeficientů polynomů minimalizací velikosti chybového členu $e(t)$, v níže vyjádřeném výrazu [227] (ve výsledku se liší od výše popsaného modelu mírně odlišnou metodou predikce chyb odhadu a gradientů)

$$Z(y(t)) = \frac{B(z)}{A(z)} \cdot Z(u(t)) + Z(e(t)). \quad (18)$$

4.1.2 Kvalita aproximace

Kvalita aproximace simulovaných průběhů vůči naměřeným hodnotám je vyjádřena hodnotou *fit* (metoda nejmenších čtverců, kde 100 % znamená úplnou shodu modelu a naměřených dat) [227]

$$fit = \left(1 - \frac{\|\delta - \delta_{SIM}\|}{\|\delta - \bar{\delta}\|} \right) \cdot 100, \quad (19)$$

kde δ je vektor naměřených hodnot, δ_{SIM} je vektor simulovaných hodnot a symbol $\bar{\delta}$ značí aritmetický průměr. Zde použitá norma matematického objektu (rovnice (20) má smysl délky n -rozměrného vektoru $x_n = (x_1, x_2, \dots, x_n)$, tedy

$$\|x\| = \sqrt{x_1^2 + x_2^2 + \dots + x_n^2}. \quad (20)$$

¹⁹ Z – přenos vychází z tzv. Z – transformace, což je obdobný nástroj pro práci s časově diskretními systémy, podobně jako je Laplaceova transformace nástroj pro práci s časově spojitými systémy.

Kvalita aproximace může být také vyjádřena pomocí *reziduum* dle rovnice (21), *reziduum* je součástí grafů porovnávajících naměřenou a simulovanou hodnotu teplotní deformace. Jedná se v podstatě o průběh, který by byl naměřen na stroji po kompenzaci matematickým modelem

$$\text{reziduum} = \delta - \delta_{SIM} . \quad (21)$$

V některých případech je stav bez/po kompenzaci také porovnáván metodou *peak to peak* (dále označována jako Δpk). Metoda Δpk dává do poměru rozdíl minima a maxima naměřené hodnoty (bez kompenzace stroje) k rozdílu minima a maxima *reziduum* (stroj po kompenzaci)

$$\Delta pk = 100 - \left(\frac{100}{|\max(\delta) - \min(\delta)|} \right) \cdot |\max(\text{reziduum}) - \min(\text{reziduum})|. \quad (22)$$

Z kvalitativních důvodů jsou v některých aplikacích výsledky PF modelů porovnány s běžně užívanou metodou kompenzace teplotních deformací v řídicích systémech reálných OS – MLR (podrobněji bylo o metodě pojednáno v kap. 2.9.1). Matematické modely MLR jsou sestaveny dle rovnice (9) s teplotními vstupy shodujícími se s PF modely konkrétních aplikací či zvolenými na základě korelační analýzy (23)²⁰

$$r_{x,y} = \left| \frac{E(X \cdot Y) - E(X) \cdot E(Y)}{\sqrt{E(X^2) - E^2(X)} \cdot \sqrt{E(Y^2) - E^2(Y)}} \right| \cdot 100, \quad (23)$$

kde X a Y v rovnici (23) značí vektory porovnávací a porovnávané veličiny.

4.1.3 Postup tvorby modelu SW teplotní kompenzace pomocí PF

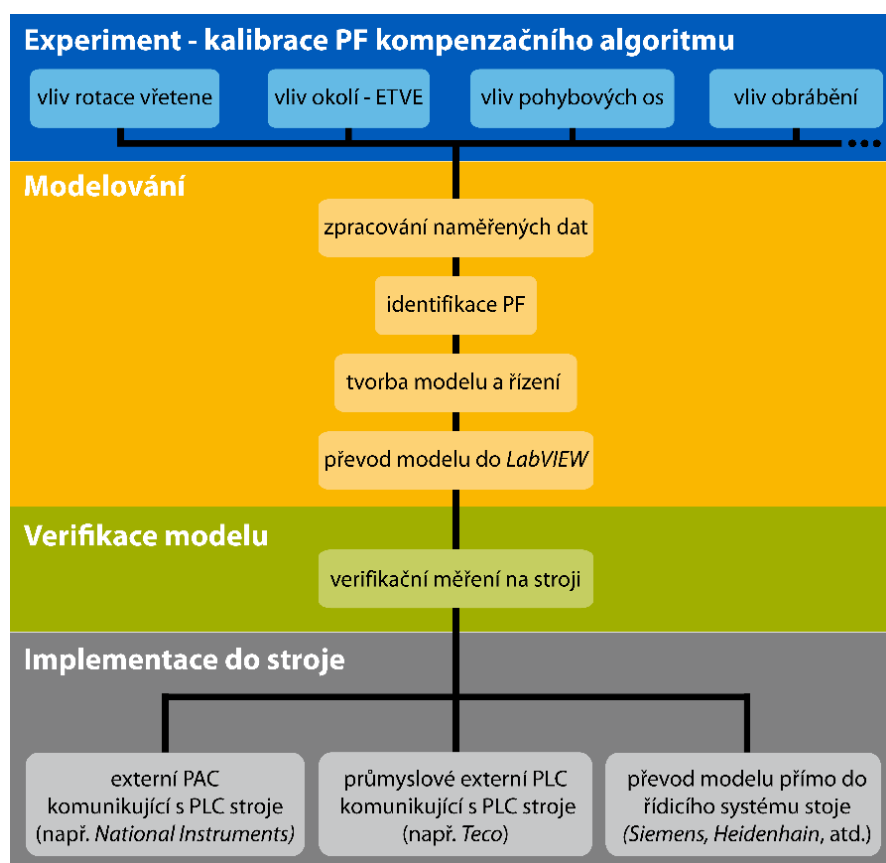
Celý postup tvorby modelu SW teplotní kompenzace na principu PF až k jeho implementaci do stroje je patrný z Obr. 53.

Kalibrace kompenzačního algoritmu teplotních chyb

Nejprve jsou experimentálně získána data na příslušném OS, tzv. kalibrační měření pro kalibraci parametrů jednotlivých PF (viz kap. 2.9.4), kdy je stroj zatěžován jedním typem zatížení. Díky takto nastaveným experimentům PF popisující jednotlivé vlivy, které teplotně zhoršují výslednou přesnost stroje, separovaně (např. vliv rotace vřetena, vliv okolí, vliv pohybových os, vliv samotného obrábění apod.). Jednotlivé zdroje nepřesností lze následně superponovat, což je s výhodou dále využito.

V této fázi je vhodné provést i komplexnější zátěžový test/testy (ideálně více testů s různými pracovními režimy) s kombinací více zdrojů a propadů tepla dohromady, které má model SW teplotních kompenzací popisovat (resp. ty, které byly použity pro samostatné zatěžování stroje v průběhu předchozích kalibračních experimentů). Pro sběr naměřených dat je použit měřicí a řídicí hardware od firmy NI. Tato zařízení se programují pomocí grafického programovacího jazyka LabVIEW [230], který umožňuje rychle tento měřicí a řídicí hardware používat. Navíc je možné využívat širokou škálu možností komunikace s řídicím systémem stroje. Obecně lze však pro sběr dat použít jakýkoliv jiný vhodný hardware a software. Specifikace použité měřicí techniky a senzorů pro všechny experimenty v této práci je shrnuta v Příloze A.

²⁰ V modelech jsou využívány teploty s nejvyšším korelačním faktorem.



Obr. 53: Postup tvorby modelu SW teplotní kompenzace pomocí PF až po jeho implementaci, [Ho 42].

Modelování, identifikace PF

V další fázi je řešeno modelování (predikce teplotních deformací na špičce nástroje v čase, viz Obr. 53). Modely pokročilých SW techniky teplotních kompenzací na principu nepřímých měření je třeba vytvářet pomocí moderních výpočtových a simulačních technik. V případě matematických modelů na principu PF jsou simulace teplotně-mechanického chování stroje vytvářeny v podobě blokových schémat. Vhodným programem pro modelování je např. MATLAB® a Simulink® [231], který je k tomuto účelu využit i v této práci. Tato bloková schémata čerpají z předem naměřených dat (tzv. kalibračních měření, viz výše).

Po sestavení celého kompenzačního modelu (modelů) teplotních chyb stroje (s využitím superpozice jednotlivých popisovaných zdrojů a propadů tepla) je vhodné tento model (modely) otestovat, co se týče jejich dosahované přesnosti a robustnosti. Je zde samozřejmě žádoucí model testovat v softwaru, ve kterém byl model vytvořen (v našem případě tedy softwaru MATLAB®). Toto testování se provádí na předem naměřených datech ze zátěžových testů v úvodní experimentální fázi, pokud byly tyto experimenty provedeny. Výhodou je odladění celého kompenzačního modelu před jeho dalším experimentálním testováním (verifikaci).

Verifikace modelu teplotních chyb

Následuje fáze verifikace modelu přímo na stroji v reálném čase (Obr. 53).

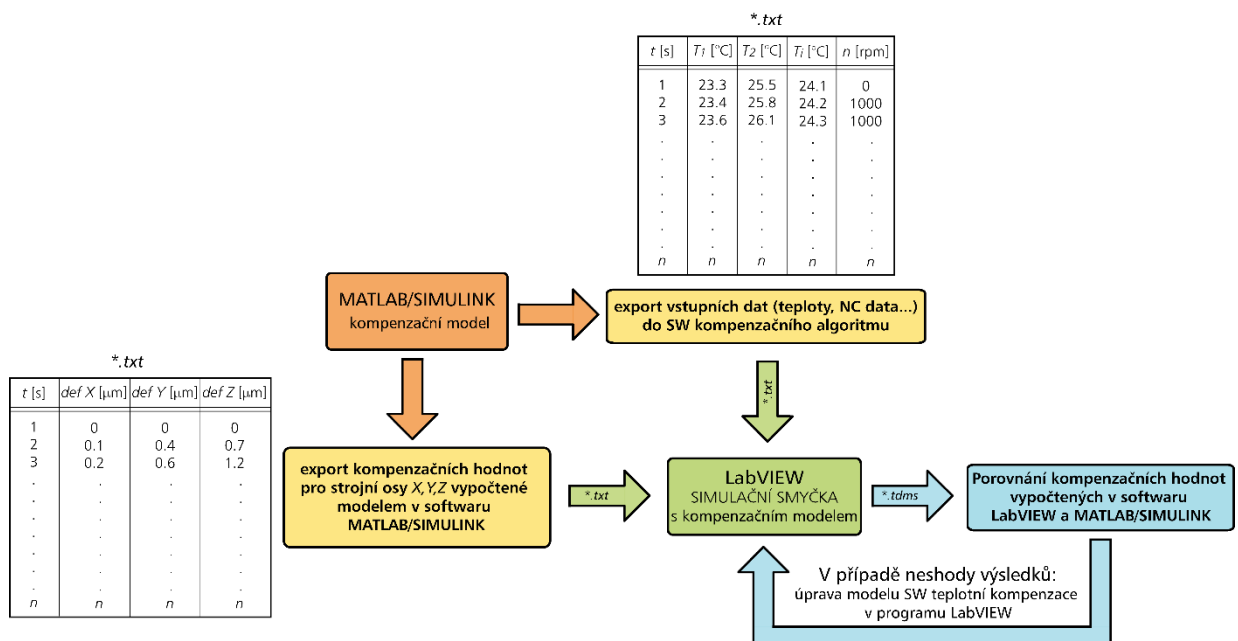
Vyvinutý kompenzační algoritmus je podroben komplexním zátěžovým spektrům tepelných výkonů. Jako testovací zátěžová spektra lze s výhodou použít např. pracovní režimy stroje pro výrobu typických výrobků vyráběných na daném stroji (ideálně co nejvíce komplexních). Pro verifikaci vyvinutého modelu lze buď využít měřicí a řídicí hardware, který byl použit v předchozích

experimentech, či použít hardware, který bude již sloužit i pro vlastní implementaci modelu do řídicího systému stroje (podrobně k metodám implementace viz kap. 7).

První varianta přináší výraznou časovou úsporu, zejména pokud zůstalo dané zařízení stále nainstalováno na stroji. V našem případě se jedná o produkty společnosti NI, konkrétně řídicí kontroléry CompactRIO (dále jen cRIO). Jedná se o tzv. PAC z angl. *Programmable Automation Controller*, které oproti PLC poskytují otevřenější architekturu, modulární provedení, usnadňující komunikaci a kompatibilitu s jinými zařízeními a sítěmi [232]. Toto řešení je velmi vhodné zejména pro ladění, testování a verifikaci vyvíjeného kompenzačního algoritmu díky velké otevřenosti a flexibilitě softwarové architektury, kterou LabVIEW nabízí. Otevřeností LabVIEW se zde především míní možnost využití různých technologií, které jsou dnes již běžně používané na OS. V případě vyvíjeného SW je především klíčová podpora různých typů senzorů a možnost komunikace s jinými zařízeními (v našem případě především s řídicími systémy OS) prostřednictvím standardních (průmyslových) protokolů. Jedním z těchto protokolů je Profibus DP, který dnes využívá řada řídicích systémů OS. LabVIEW tak efektivně umožňuje sjednocení nejrůznějších typů hardwaru i softwaru do jedné aplikace. Nevýhodou tohoto řešení je však poměrně vysoká pořizovací cena vlastního hardwarového zařízení (kontroléru cRIO).

Aby mohl být model teplotních chyb verifikován, je třeba nejprve vytvořený matematický model SW teplotních kompenzací v prostředí MATLAB® a Simulink® převést do grafického programovacího jazyka LabVIEW, které tato zařízení podporují. Všechny experimenty popsané v této práci využívají zařízení od NI a programování pomocí LabVIEW. Pokud není řečeno jinak, je tento HW (cRIO) a SW použit i pro implementaci SW teplotních kompenzací.

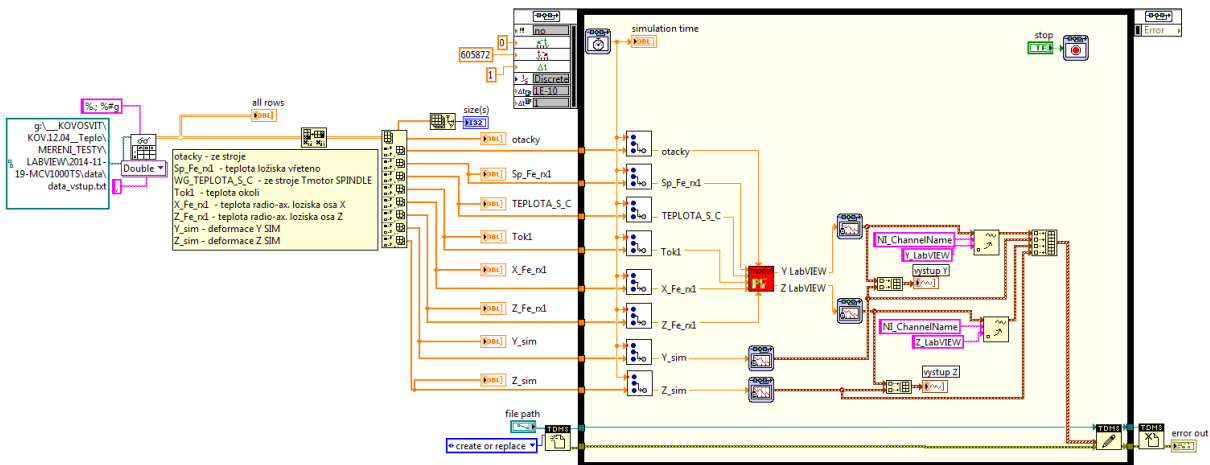
V případě použití hardware od NI je nejprve nutné matematický model SW teplotních kompenzací, vytvořený v prostředí MATLAB® a Simulink®, ručně převést do grafického programovacího jazyka LabVIEW. K tomu, aby se vyvarovalo vzniku možných chyb při převodu modelu z prostředí MATLAB® a Simulink® do grafického programovacího jazyka LabVIEW (dané programy bohužel neumožňují provést převod vytvořeného modelu automaticky), je vhodné si převod modelu verifikovat pomocí tzv. simulační smyčky, kterou má software LabVIEW ve své nabídce. Princip verifikace pomocí simulační smyčky v softwaru LabVIEW je schematicky zobrazen na Obr. 54.



Obr. 54: Verifikace převodu modelu SW teplotních kompenzací v programu LabVIEW.

Nejprve je zvoleno některé již provedené měření na stroji pro kontrolu převodu modelu. Požadavkem je, aby pracovní cyklus stroje během tohoto zvoleného testu zahrnoval všechny možné logické stavy matematického modelu SW teplotních kompenzací. Z programu MATLAB® jsou pro daný experiment do textového souboru (*.txt) exportovány průběhy vstupních dat do SW kompenzačního algoritmu (zpravidla teploty, NC data) a také kompenzační hodnoty pro kompenzované strojní osy, které jsou vypočtené sestaveným a odladěným modelem v softwaru MATLAB® a Simulink® (viz žluté bloky na Obr. 54). Tyto textové soubory slouží jako vstupy do simulační smyčky v LabVIEW (zelený blok na Obr. 54).

Uvnitř verifikační smyčky je blok s převedeným modelem SW teplotních kompenzací. Vypočtené průběhy kompenzačních hodnot z tohoto modelu se v průběhu smyčky ukládají s analogickými výsledky z programu MATLAB® a Simulink® do binárního (*.tdms) souboru. Po doběhnutí simulační smyčky se porovnají vypočtené průběhy kompenzačních hodnot z obou programů (LabVIEW a MATLAB®). Pokud dojde k odchylce obou modelů, je třeba nalézt chybu, která vznikla v průběhu ručního převodu modelu při jeho programování v softwaru LabVIEW, a následně tento model upravit tak, aby se výsledky shodovaly. Konkrétní realizace verifikace pomocí simulační smyčky je na Obr. 55 (tzv. *Block Diagram*). Uvnitř simulační smyčky (na Obr. 55 zobrazena světle žlutě) je patrný červený blok s převedeným modelem SW teplotních kompenzací.



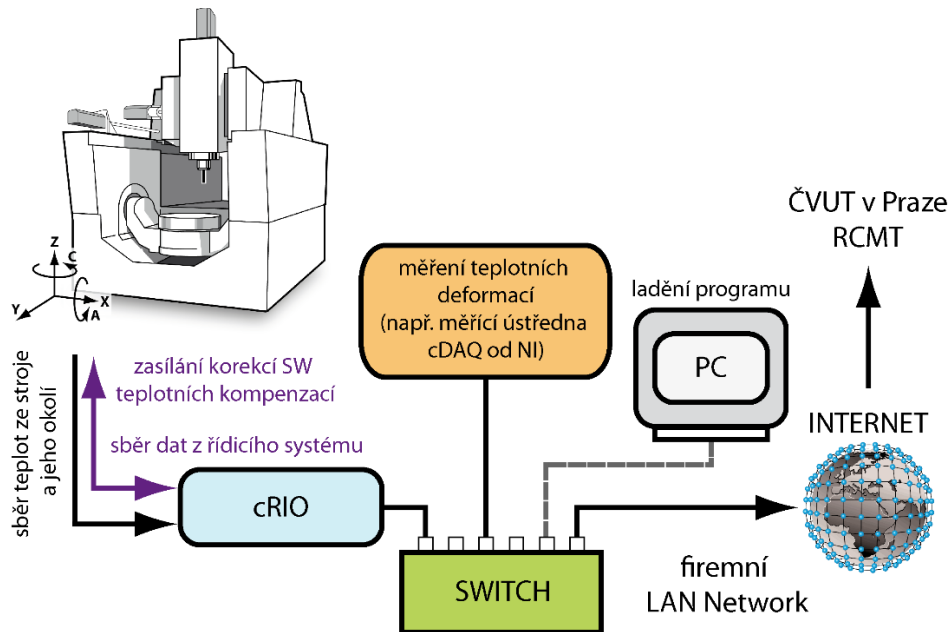
Obr. 55: Simulační smyčka v programu LabVIEW pro verifikaci korektnosti převodu modelu SW teplotní kompenzace z programu MATLAB® a Simulink®.

Implementace modelu do stroje

Po úspěšné verifikaci převodu modelu do grafického programovacího jazyka LabVIEW je možné přistoupit k poslední fázi řešení, kterou představuje implementace vyvinutého kompenzačního algoritmu teplotních chyb do stroje (více variant implementace modelu je popsáno v kap. 7). V případě implementace modelu do řídicího systému OS pomocí externího PAC (cRIO) může být dále verifikovaný blok s modelem SW teplotních kompenzací (viz červený blok na Obr. 55) s výhodou použit při programování kontroléru cRIO v reálném čase. Vstupní proměnné do tohoto bloku (obsahující kompenzační model) jsou obecně provázány se vstupy modelu. Vstupy modelu můžeme rozdělit do 2 základních skupin:

- Příslušné analogové signály z teplotních senzorů (např. teploty na konstrukci stroje, teplota okolí T_{ok} , měřené nejčastěji odporovými teplotními čidly, např. Pt100 či teplota nástroje $T_{nástroj}$, viz kap. 5.1 na str. 100, atd.).
- Potřebná NC data (např. otáčky, teploty motorů os X , Y , Z a teplota vřetena), získaných z řídicího systému stroje (různé možnosti průmyslové komunikace jsou uvedeny v kap. 7).

Zvolená průmyslová komunikace mezi řídicím systémem stroje a cRIO pro sběr dat je ideálně použita obousměrně, tj. i pro zpětné zasílání korekcí (kompenzačních hodnot) počítaných modelem SW teplotních kompenzací z cRIO do řídicího systému. Model SW teplotních kompenzací, běžící na cRIO, tak v reálném čase zasílá pomocí zvolené průmyslové komunikace (průmyslový protokol Profibus, není-li specifikováno jinak) do stroje aktuální hodnoty kompenzačních hodnot dle aktuálního stavu vstupů modelu (teplot a NC dat). Výhodou použití platformy cRIO navíc je, že měření (stažení naměřených dat atd.) může probíhat i na dálku s využitím FTP či webserveru bez nutné přítomnosti počítače (tzv. *embedded system*). Celé typické uspořádání implementace SW teplotní kompenzace přímo u výrobce stroje v jejich firemní síti je na Obr. 56.



Obr. 56: Schéma měření teplotního chování a implementace SW teplotních kompenzací na principu PF pomocí zařízení cRIO.

4.2 Výsledky SW teplotní kompenzací na principu PF pro různé stroje

Popisovaná metoda SW teplotních kompenzací pomocí PF byla již výzkumnou skupinou v RCMT ve spolupráci s předními českými výrobci OS rozvíjena, aplikována a verifikována na řadě reálných frézovacích, soustružnických a multifunkčních strojích střední a velké velikosti a různých konstrukcí [Ho 3], [Ho 4], [Ho 5], [Ho 6]. Konkrétně se jedná např. o:

- Horizontální obráběcí centra [Ho 1], [Ho 2] a [Ho 4], [Ho 10], [Ho 11].
- Vertikální obráběcí centrum [Ho 4].
- Portálové obráběcí centrum [Ho 3], [Ho 4], [Ho 40].
- Víceřetenový soustružnický automat [Ho 5].
- Těžké obráběcí centrum s posuvným stojanem [Ho 6].
- Pětiosá multifunkční centra se svislou osou vřetena [Ho 39], [Ho 43] a [Ho 47], [233].

V řadě případů se jednalo o vývoj nových prototypů strojů ve spolupráci s českými výrobci. Prvním příkladem je vyvinutý prototyp portálového obráběcího centra s implementovanou funkcí SW teplotní kompenzace na principu PF pomocí externího PLC (včetně web serveru pro správu funkce

SW teplotních kompenzací, viz Obr. 132 na str.122) [Ho 48]²¹. Dalšími prototypy jsou multifunkční pětiosá obráběcí centra [Ho 47] a [233], vertikální obráběcí centrum [234] či víceřetenový soustružnický automat [Ho 49], ke kterému byl vyvinut i speciální systém pro měření teplot na rotujícím bubnu s bezkontaktním napájením [Ho 50].

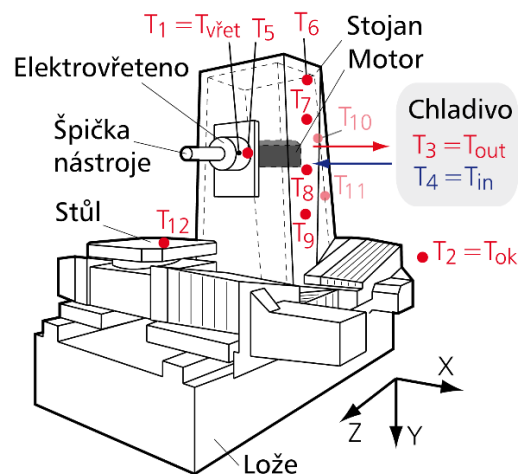
V následujících podkapitolách budou shrnuty 2 vybrané případy z výše zmiňovaných strojů (horizontální OS s elektrořetenem v kap. 4.2.1 a portálové frézovací centrum v kap. 4.2.2. Na nich bude patrná základní myšlenka použití superpozice vnitřních a vnějších zdrojů a propadů tepla, řešení typických možných konfigurací i vývoj a postupné rozšiřování kompenzačního algoritmu pomocí PF (včetně důrazu na aplikovatelnost modelů SW teplotních kompenzací v praxi a jejich robustnost a spolehlivost). Práce tak navazuje na výzkum popsáný v [13] a [14]. Tyto modely jsou kalibrovány bez obrábění, jedná se tedy tzv. „aircut“ (AC) modely (viz kap. 2.9.4). Z tohoto důvodu nejsou modely SW teplotních kompenzací pro tyto 2 stroje popisovány do detailu a jsou vždy uvedeny pouze příslušné odkazy na dané publikace.

Detailní popis AC modelu SW teplotních kompenzací pro pětiosé vertikální centrum včetně jeho kalibrace a verifikace je pak proveden až v kap. 4.2.3. Tento stroj je vybrán díky své složitější kinematické struktuře, která je více náchylná na přesnost práce [235], jako případová studie. Je tak zřetelně patrná funkčnost a aplikovatelnost použitého principu superpozice vnitřních a vnějších zdrojů a propadů tepla. Navíc je AC model SW teplotních kompenzací pro toto pětiosé vertikální centrum v dalších kapitolách rozšířen i o vliv obrábění (kap. 6) díky realizovaným experimentům s obráběním (kap. 5). V neposlední řadě je na něm také provedena analýza přesnosti predikce modelu v celém pracovním prostoru stoje (kap. 8.1).

4.2.1 Horizontální obráběcí centrum

Model SW teplotních kompenzací pro horizontální obráběcí centrum s elektrořetenem a jeho výsledky byly detailně popsány v článcích [Ho 9], [Ho 10] a [Ho 11]. Text v této kap. 4.2.1 je jejich shrnutím. Zkoumaným strojem je horizontální obráběcí centrum s elektrořetenem dle Obr. 57. Kromě pohyblivého stojanu ve směru osy X má stroj i pohyblivý stůl v téže směru (tzv. plovoucí princip). Stroj má elektrořetenem s maximálními otáčkami 15000 min^{-1} . Rozměr palety je $800 \times 800 \text{ mm}$. Stroj byl vybaven řídicím systémem Sinumerik 840D pl (firmy Siemens) a byl nezakrytý.

Vyvinutý model teplotních chyb predikuje přímé teplotní deformace v ose Y a Z způsobené elektrořetenem a vlivem změny teploty okolního prostředí²². V případě chladicích systémů OS se používá zpravidla průmyslových chladicích agregátů s kompresorovým cyklem nebo obyčejných náporových vzduchových výměníků s ventilátorem. V tomto případě je elektrořetenem vybaveno



Obr. 57: Horizontální obráběcí centrum a rozmístění důležitých teplotních čidel.

²¹ Vyvinutý prototyp dostal cenu TA ČR za nejlepší spolupráci roku 2013 mezi firmami a výzkumnou sférou.

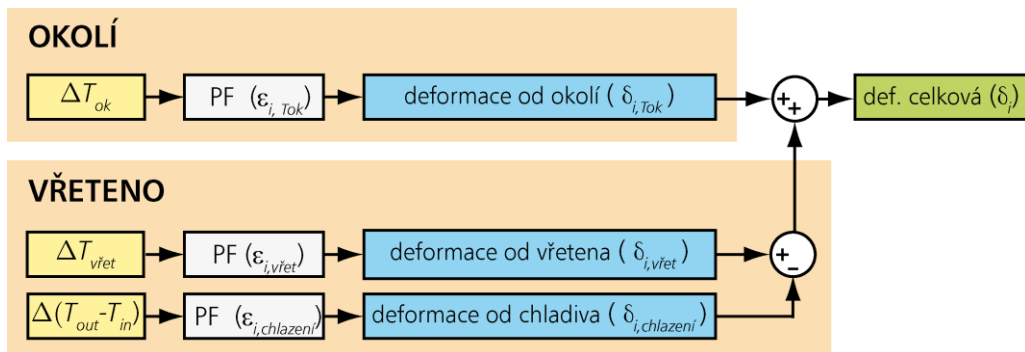
²² Vzhledem k rozsahu textu této práce se dále zaměříme pouze na osu Z . Model pro osu Y je podrobně popsán v [Ho 9] a dosahuje obdobné přesnosti predikce teplotních chyb.

chladicím systémem s průmyslovým chladicím agregátem s kompresorovým cyklem. Je zde použito dvoustavového řízení kompresoru, kdy je za pomoci termostatu udržována teplota chladiva na předepsané konstantní hodnotě (v rozmezí spínání termostatu ± 1 °C). Konkrétní hodnota teploty chladicího média je 3 °C pod teplotou okolí.

Možnou z cest, jak aproximovat složité teplotní chování OS, je separace jednotlivých zdrojů a propadů tepla, jejich oddělené řešení s následnou superpozicí jednotlivých zdrojů a propadů tepla. Principu superpozice jednotlivých zdrojů a propadů tepla při stavbě SW teplotní kompenzace na bázi PF je použito i v případě tohoto horizontálního obráběcího centra, kdy vliv chladicího okruhu elektrovřetena na výsledné teplotní chyby je řešen odděleně od působení elektrovřetena jako vnitřního zdroje tepla i od vlivu okolí (změny teploty okolí).

Stroj byl na začátku vývoje SW teplotních kompenzací osazen 21 odporovými teplotními snímači (Pt100 a Ni 1000, technická specifikace měřící aparatury a senzorů je shrnuta v Příloze A). Z tohoto počtu byly následně vybrány 4 teplotní snímače jako vstupy do modelu teplotních chyb v ose Z na bázi PF. Teploty jsou označeny jako T_1 , T_2 , T_3 a T_4 , kde T_1 je teplota měřená u ložiska elektrovřetena, T_2 je teplota okolí, T_3 je vstupní teplota chladiva do elektrovřetena a T_4 je výstupní teplota chladiva z elektrovřetena. Schématické umístění teplotních senzorů je na Obr. 57²³. Kromě teplot byly během experimentů snímány deformace v TCP pomocí 5 bezkontaktních snímačů polohy PROFESS [236] dle normy ISO 230-3 [6], viz Obr. 49 na str. 54, průtok chladicím okruhem elektrovřetena (průtokoměr od firmy SMC, typ PF2W720, měřící rozsah 2-16 l.min⁻¹) a údaj o aktuálních otáčkách vřetena $n_{vřet}$ ze systému OS.

Jak bylo řečeno, v tomto případě je modelování zaměřeno pouze na rotaci vřetena (včetně jeho chlazení, jelikož vřeteno představuje zdroj i propad tepla zároveň) a vliv změny okolní teploty. Princip superpozice použitý v modelu SW teplotních kompenzací pro horizontální obráběcí centrum je na Obr. 58 (index i určuje strojní osu, v jejímž směru jsou modelem predikovány teplotní chyby, tedy $i = X, Y, Z$ viz obecná rovnice (7) pro SW teplotní kompenzace na str. 41).



Obr. 58: Princip superpozice použitý v modelu SW teplotních kompenzací pro horizontální OS.

Výpočet celkové teplotní deformace v ose Z (δ_Z) s využitím principu superpozice je dán

$$\delta_Z = \underbrace{\delta_{Z,Tok}}_{\text{vliv okolí}} + \underbrace{(\delta_{Z,vřet} - \delta_{Z,chlazení})}_{\text{vliv vřetena}}. \quad (24)$$

²³ Na Obr. 57 jsou i další měřené teploty, které jsou použity pro tvorbu MLR modelů (princip MLR modelů je popsán v kap. 2.9.1) pro porovnání aproximační kvality obou modelovacích přístupů.

Tuto rovnici lze pomocí PF, dle rovnice (13), zapsat ve tvaru

$$\delta_Z = \Delta T_{ok} \cdot \varepsilon_{Z, Tok} + (\Delta T_{vřet} \cdot \varepsilon_{Z, vřet} - \Delta(T_{out} - T_{in}) \cdot \varepsilon_{Z, chlazení}), \quad (25)$$

kde $\delta_{Z, Tok}$ je teplotní deformace od vlivu okolí, $\delta_{Z, vřet}$ je teplotní deformace od sledovaného zdroje tepla způsobeného rotací elektrovřetena, $\delta_{Z, chlazení}$ je teplotní deformace od propadu tepla způsobeného vlivem chladicího okruhu elektrovřetena, ΔT_{ok} je teplotní rozdíl okolního vzduchu, $\Delta T_{vřet}$ je teplotní rozdíl měřený v blízkosti zdroje tepla (ložiska elektrovřetena), $\Delta(T_{out} - T_{in})$ je rozdíl teploty chladiva na vstupu a výstupu chladicího okruhu elektrovřetena a $\varepsilon_{Z, vřet}$, $\varepsilon_{Z, chlazení}$ a $\varepsilon_{Z, Tok}$ jsou PF s příslušným teplotním buzením a deformačními odezvami, získané z realizovaných kalibračních testů.

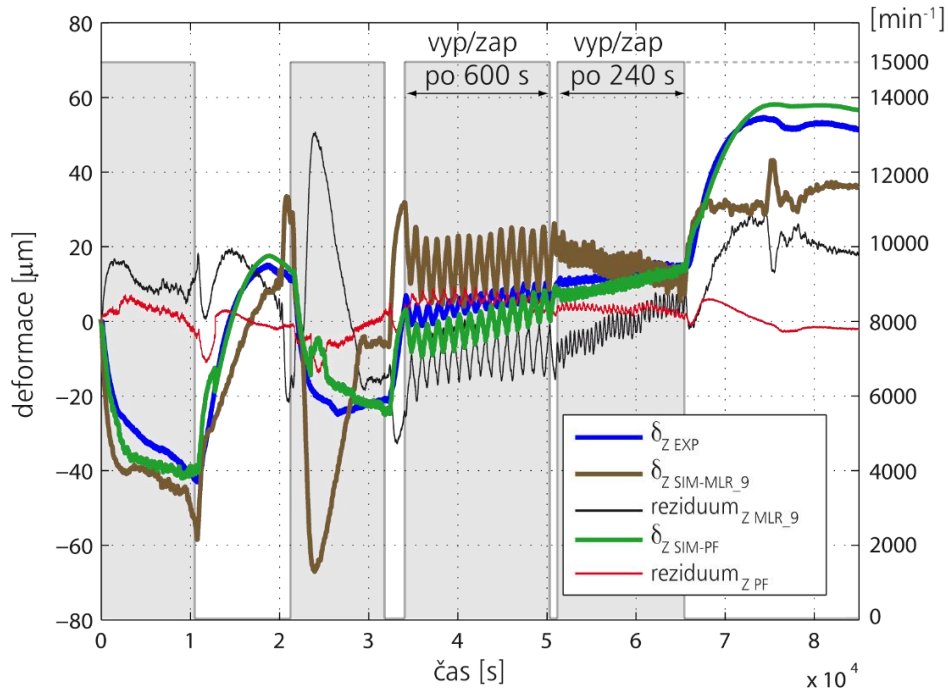
Obecně v případě vývoje SW teplotní kompenzace pomocí PF je prvním kalibračním testem (test k zjištění parametrů PF, viz kap. 2.9.4) zpravidla zkouška pro popis reakce stroje na změnu teploty okolí (ETVE). Je to z důvodu, že vliv okolí je při ostatních kalibračních testech vždy přítomný a působí tak vlastně jako přidružený vliv, který je třeba od dalších vlivů působících na stroj odečíst, viz dále²⁴. Zkouška ETVE se standardně provádí podle normy ISO 230-3 [6], viz kap. 2.9.4. V tomto případě se jednalo o dvoudenní test, kdy je stroj zapnutý a ponechán v polohové vazbě. Není nikterak zatěžován kromě změny okolního prostředí (zejména tedy změny teploty okolí), kde je stroj umístěn. Právě vliv okolí na teplotní deformace na šicce nástroje (TCP) $\delta_{Z, Tok}$ je u zkoušky ETVE sledován. Detailní popis všech kalibračních testů s jejich výsledky pro horizontální OS jsou detailně popsány v [Ho 9], [Ho 10].

Další kalibrační test v případě horizontálního OS je zaměřen na identifikaci složky teplotní deformace od propadu tepla způsobeného vlivem chladicího okruhu elektrovřetena $\delta_{Z, chlazení}$. Vzhledem ke složitějšímu chlazení elektrovřetena pomocí chladicího agregátu s kompresorovým cyklem viz výše, absenci krytování stroje (způsobující vyšší senzitivitu OS na působení okolního prostředí, viz kap. 2.3.1) atd. není teplotní chování OS zcela transparentní. Proto byl pro kalibraci složky teplotní deformace od propadu tepla způsobeného vlivem chladicího okruhu elektrovřetena $\delta_{Z, chlazení}$ zvolen speciální experiment (není součástí normy ISO 230-3 [6]). Tento kalibrační test byl proveden formou teplotního skoku chladiva v chladicím okruhu elektrovřetena. Jak bylo zmíněno výše, chladicí agregát je nastaven během provozu stroje tak, že udržuje teplotu chladiva 3 °C pod teplotu okolí. Stroj byl během testu ponechán zapnutý, v polohové vazbě avšak bez pohybu všech strojních os. Přívod chladiva do chladicího okruhu byl nejprve uzavřen. Následně bylo chladivo v nádrži chladicího zařízení podchlazeno o 10 °C vůči měřené teplotě okolí. Poté byla cirkulace chladiva opět obnovena. Informace o deformační odezvě na teplotní skok byla použita pro identifikaci příslušné PF, která pokrývá vliv tohoto propadu tepla na OS. Poslední identifikovanou složkou je deformační účinek od rotace elektrovřetena. Pro získání samotného deformačního účinku od rotace elektrovřetena je zapotřebí od naměřené deformace odečíst složku od teploty okolí $\delta_{Z, Tok}$ (získanou ze zkoušky ETVE) a chladiva elektrovřetena $\delta_{Z, chlazení}$ (získanou výše popsaným kalibračním testem s teplotním skokem chladiva), viz Obr. 58.

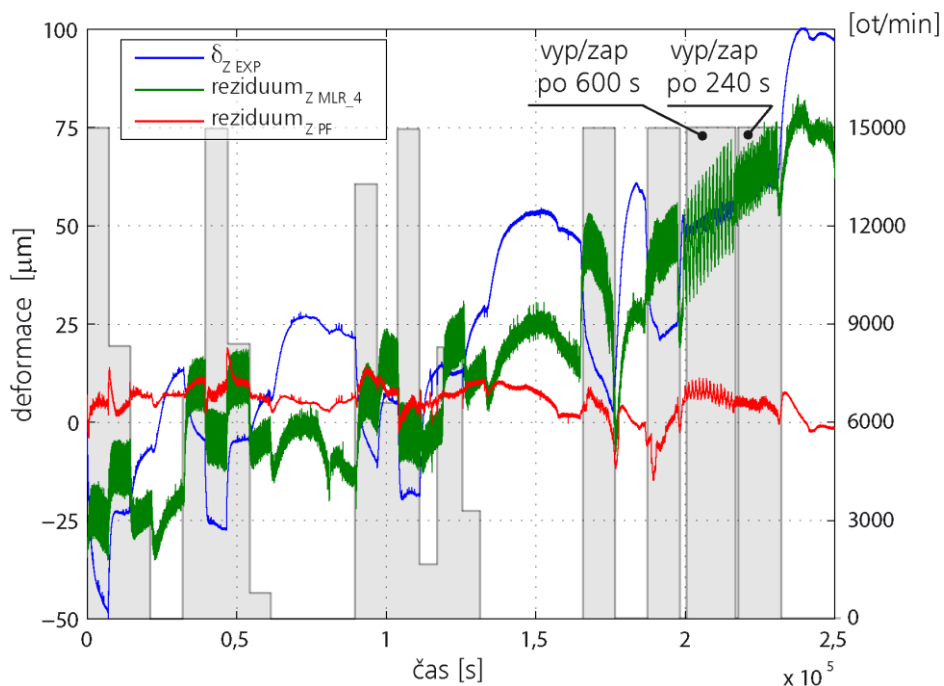
Vytvořený model SW teplotních kompenzací na bázi PF však kromě superpozice používá i složitou strukturu s rozhodovacím blokem v závislosti na aktuálních otáčkách $n_{vřet}$ a další logické prvky. Přidavné logické operace však přináší řadu nevýhod. V prvé řadě to vyžaduje větší počet kalibračních

²⁴ Možným řešením, jak tento postup obejít, je provádět kalibrační testy v klimatizované hale či dokonce ve specializované klimatické komoře, kde je možno udržovat prakticky konstantní teplotu okolního vzduchu. Takovéto podmínky však jsou často nedostupné.

experimentů na stroji, což je v praxi zpravidla nepřijatelné (celková doba kalibrace byla 123 h). Dále je zdouhavá tvorba modelu a v neposlední řadě model s logickými prvky nedosahuje významně vyšší přesnosti a robustnosti (dlouhodobé stability) než jednodušší struktury popsané v dalších kapitolách. Z těchto důvodů je od tohoto postupu upuštěno a na dalších strojích již není použit. Proto zde nebude model detailněji popisován, bližší informace lze nalézt v [14] či [Ho 9].



Obr. 59: Aproximace teplotních deformací v ose Z horizontálního obráběcího centra v poslední části verifikačního testu pomocí PF modelu a MLR modelu (MLR_9), [Ho 10].



Obr. 60: Porovnání chyby aproximace PF modelem a MLR modelem se stejným počtem teplotních vstupů (MLR_4) během celého testu, [Ho 10].

Sestavený model byl ověřen při verifikačním testu po dobu téměř 3 dnů (70 h). Verifikační test zahrnuje několik typů zatížení. Nejprve byly měněny otáčky elektrovřetena $n_{vřet}$ v delších časových úsecích včetně delších fází chladnutí bez rotace (prvních cca 55 h testu). V druhé části verifikačního testu docházelo k opětovnému roztočení elektrovřetena na maximální otáčky $n_{vřet-MAX}$ (15000 min^{-1}), výdrži po dobu 600 s a následoval stejně dlouhý interval (600 s) bez rotace elektrovřetena. Toto zapnutí elektrovřetena do maximálních otáček a vypnutí se opakovalo přibližně po dobu 5 h. V poslední části ověřovacího spektra následoval obdobný režim předchozímu s tím rozdílem, že interval rotace vřetena při maximálních otáčkách i interval následného chladnutí (bez rotace) byly ještě zkráceny na 240 s. Tento režim se opakoval přibližně 4 h. Na Obr. 59 je ukázána kvalita aproximace teplotních deformací v ose Z horizontálního obráběcího centra pomocí vyvinuté SW teplotní kompenzace na principu PF. Pro přehlednost grafu je uvedena jen poslední část verifikačního testu (chyba modelu pro celý test je na následujícím Obr. 60). Modrá křivka představuje měřené teplotní deformace v ose Z, zelená křivka aproximaci této deformace modelem na bázi PF. Červená křivka představuje kvalitu aproximace PF modelem, vyjádřenou pomocí *reziduum* spočteného dle (21), jedná se tedy o zbytkovou deformaci po SW teplotní kompenzaci pomocí PF (chybu stroje po kompenzaci). Jak je patrné z Obr. 59, predikovaná hodnota teplotních deformací v ose Z PF modelem je v dobré shodě s experimentem. V nekompensovaném stavu se teplotní deformace v ose Z v TCP pohybuje mezi $-42 \mu\text{m}$ a $55 \mu\text{m}$ (modrá křivka). SW teplotní kompenzace pomocí PF redukuje teplotní chybu, která je v rozsahu $-14 \mu\text{m}$ až $10 \mu\text{m}$. V grafu se vyskytuje jen několik oblastí, kde se simulované deformace ztlačně liší od měřených. Obdobných výsledků je dosaženo i pro osu Y (viz [Ho 9]). V případě celého testu, trvajících 70 h, se v nekompensovaném stavu stroje pohybuje teplotní deformace v ose Z v TCP dokonce až v rozmezí $-50 \mu\text{m}$ až $100 \mu\text{m}$ (modrá křivka na Obr. 60), po kompenzaci PF modelem v rozmezí $-14 \mu\text{m}$ až $19 \mu\text{m}$. Hodnota *fit* dle (19) pro model SW teplotních kompenzací pomocí PF pro predikci teplotních deformací v ose Z je rovna 79 %, hodnota $\Delta\rho k$ dle (22) je rovna 78 %.

Pro srovnání kvality aproximace bylo dále vytvořeno několik MLR modelů (jenž jsou na OS strojích nejběžněji používané, viz kap. 2.9.1). V následujícím textu jsou výsledky PF modelu porovnány s 2 vybranými MLR modely. První MLR model používá stejné 4 vstupy jako PF model (model je označen jako *MLR_4*). Porovnání obou modelů přes celé verifikační spektrum (70 h) je na Obr. 60. Druhý MLR model má 9 teplotních vstupů ($T_1, T_5, T_6, T_7, T_8, T_9, T_{10}, T_{11}, T_{12}$, jejichž umístění je patrné z Obr. 57.), které byly vybrány na základě korelační analýzy dle (23). Tento MLR model (označen jako *MLR_9*) byl nejspolehlivější ze všech testovaných MLR modelů. Výsledky *MLR_9* modelu v poslední část verifikačního testu jsou zobrazeny na Obr. 59 spolu s výsledky modelu pomocí PF. Predikce teplotních deformací *MLR_9* modelu je zobrazena hnědou křivkou, kvalitu aproximace *MLR_9* modelu, vyjádřenou pomocí *reziduum*, spočteného dle (21), pak černou křivkou. Teplotní deformace v ose Z v TCP po aplikaci *MLR_9* modelu je v rozmezí $-33 \mu\text{m}$ až $51 \mu\text{m}$, hodnota ($\Delta\rho k$) je pak pouhých 13 %.

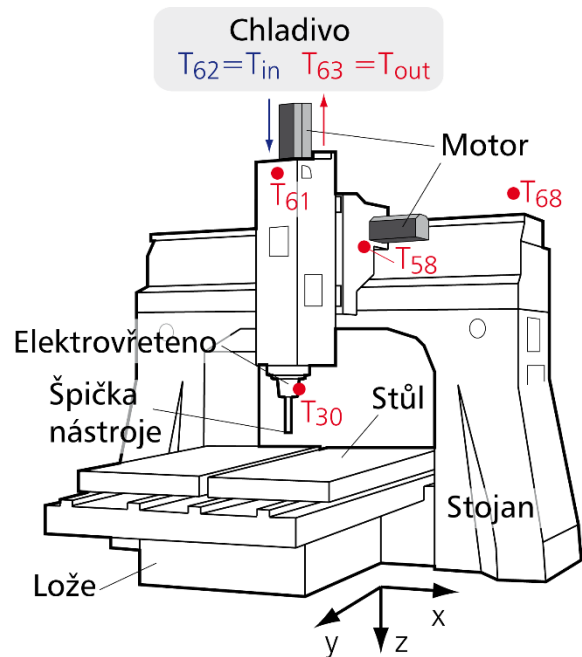
Z porovnání PF modelu s MLR modely z Obr. 59 a Obr. 60 je patrné, že přesnost a spolehlivost odhadovaných tepelně vyvolaných posunutí v TCP v ose Z pomocí MLR modelů je špatná. Tyto výsledky byly očekávány (nevýhody MLR modelů byly detailně popsány v kap. 2.9.1). Výsledky jsou v souladu s obdobnými výzkumy, které též byly diskutovány v předchozích kapitolách. Závěrem lze též konstatovat, že přesnost MLR modelu mírně roste s rostoucím počtem teplotních vstupů (senzorů). Nicméně přesnost MLR modelu s 9 teplotními vstupy (*MLR_9*) jsou nesrovnatelné s výsledky dosahovanými pomocí modelu na bázi PF, který navíc používá jen 4 teplotní vstupy²⁵.

²⁵ Což představuje i finanční úsporu při reálném nasazení kompenzačního algoritmu na stroj.

4.2.2 Portálové obráběcí centrum

Další příkladem bude aplikace SW teplotní kompenzace pomocí PF na tříosé portálové obráběcí centrum s elektrovřetenem (Obr. 61). Model SW teplotních kompenzací pro toto portálové frézovací centrum a jeho výsledky byly detailně popsány v článkách [Ho 3], [Ho 4], [Ho 12]. Následující text je jejich shrnutím.

Stroj má elektrovřetenou, které je chlazeno jednoduchým externím chladícím okruhem využívajícím náporový chladič. Stroj byl během testů standardně krytován. Rozměr palety stroje je 1500 x 1000 mm. Stroj byl vybaven řídicím systémem firmy HEIDENHAIN iTNC 530 [237]. Na tomto stroji byly již v minulosti aplikovány jiné metody SW teplotní kompenzace. První je MLR metoda vyvinutá výrobcem stroje, která je do stroje standardně implementována. Druhá je tzv. metoda dekompozice, která je v podstatě odvozenou metodou k MLR ([238], [239]). Aby bylo možné porovnat výsledky všech metod, byl stroj osazen celkem 70 teplotními čidly²⁶.



Obr. 61: Konstrukce portálového frézovacího centra a rozmístění teplotních čidel v blízkosti hlavních zdrojů tepla.

Schématické umístění teplot, které jsou vstupy do kompenzačního algoritmu na bázi PF, je patrné z Obr. 61. Jejich detailní pozice spolu s dalšími teplotními čidly na rámu stroje, chladícím okruhu a okolí stroje jsou pak na fotografiích v Příloze B na Obr. 175 a Obr. 176. Na prostředek pracovního stolu je připevněn měřicí přípravek s 5 bezkontaktními snímači polohy PROFESS [236] a do vřetenou je umístěn měřicí trn, který představuje špičku nástroj (analogicky jako kap. 4.2.1). Toto nastavení čidel umožňuje měření lineárních složek teplotních chyb (teplotních deformací) ve třech směrech (X , Y , Z) a úhlové deformace os X a Y (resp. natočení okolo osy Y a X), viz Obr. 176 (vlevo nahoře) v Příloze B. Navíc je měřena teplotní deformace statorové části vřetenou ve směru osy Z pomocí jednoho kontaktního kapacitního snímače posunutí, který je upnut do magnetického stojánku, též viz Obr. 176 (specifikace měřící aparatury je opět v Příloze A).

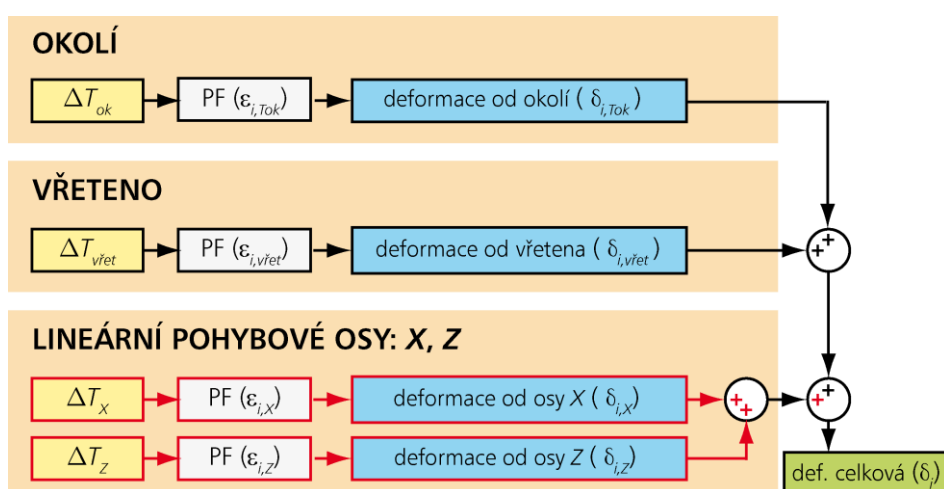
Následné kalibrační a verifikační testy tedy probíhaly opět v souladu se zkouškami dle normy ISO 230-3 [6] (viz kap. 2.9.4). Další informace o teplotách (teploty motorů pohybových os a teploty použité pro stávající MLR kompenzaci výrobce stroje) spolu s aktuálními otáčkami elektrovřetenou $n_{vřet}$ a rychlostí pohybových os byly získávány z řídicího systému stroje pomocí průmyslové sběrnice Profibus (více viz kap. 7). Vyvinutý model SW teplotní kompenzace pomocí PF predikuje přímé teplotní deformace v ose X , Y a Z (úhlové složky teplotních chyb na stroji nejsou významné a proto jsou zanedbány)²⁷. Oproti předchozímu modelu pro horizontální OS (kap. 4.2.1), jak bylo zmíněno výše, je teplota chladícího média určeného ke stabilizaci teplotního vlivu elektrovřetenou udržována

²⁶ Detailní porovnání modelů na principu PF, MLR a metody dekompozice je provedeno v [Ho 40].

²⁷ Vzhledem k rozsahu textu této práce se dále zaměříme pouze na osu Z , ačkoliv model pro osu X a Y byl také vyvinut a má obdobnou strukturu viz např. [Ho 40].

pomocí jednoduchého náporového chladiče (stroj nepoužívá chladicí agregát s kompresorovým cyklem jako v případě kap. 4.2.1). Tento prvek je na zdroji tepla od rotace elektrovřetena lineárně závislý (chladič není řízený) a v tomto případě není nutné jeho teplotně mechanický účinek oddělovat. V tomto případě tedy není provedeno speciální kalibrační měření pro identifikaci složky teplotní deformace od propadu tepla způsobeného vlivem chladicího okruhu $\delta_{Z,chlazení}$ formou teplotního skoku chladiva v chladícím okruhu jako v kap. 4.2.1. Model pro portálové obráběcí centrum je navíc rozšířen o vlivy od pohybu strojních os X a Z .

Komplexní problematika teplotně deformačního chování OS je opět řešena pomocí částečné linearizace problému, kdy jsou jednotlivé složky podílející se na celkové teplotní deformaci řešeny odděleně a následně jsou složeny do výsledné aproximace pomocí principu superpozice. Rovnice (24) je pro výsledný výpočet teplotních deformací portálového frézovacího centra rozšířena o deformační členy popisující vlivy od pohybu lineárních strojních os X ($\delta_{i,X}$) a Z ($\delta_{i,Z}$). Blokové schéma AC modelu SW teplotních kompenzací pro portálové frézovací centrum využívajícího PF je uvedeno na Obr. 62 (index i opět určuje strojní osu, v jejímž směru jsou predikovány teplotní chyby)²⁸.



Obr. 62: Blokové schéma PF modelu teplotních deformací portálového obráběcího centra.

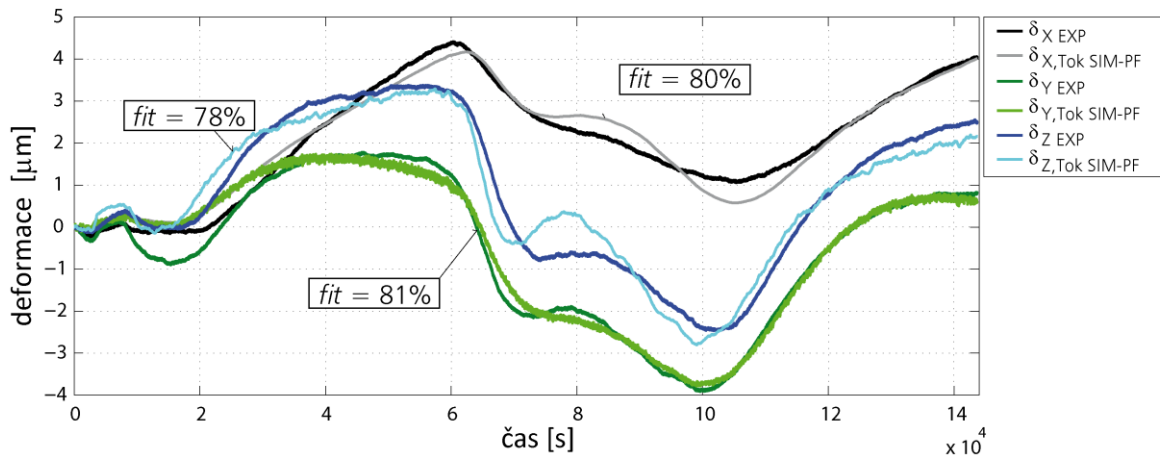
S využitím principu superpozice je pak celková aproximace teplotních deformací portálového obráběcího centra dána sumou jednotlivých deformačních složek aktivních (uvažovaných) zdrojů a propadů tepla, v případě predikce teplotních deformací v ose Z

$$\delta_Z = \delta_{Z,Tok} + \delta_{Z,vřet} + \delta_{Z,X} + \delta_{Z,Z}, \quad (26)$$

kde $\delta_{Z,Tok}$ je teplotní deformace v ose Z od vlivu okolí, $\delta_{Z,vřet}$ je teplotní deformace v ose Z od elektrovřetena (v této složce je zahrnut i vliv chladicího okruhu elektrovřetena s náporovým chladičem a vliv nucené konvekce způsobené rotací částí vřetena, tedy příspěvek přidružených jevů $\delta_{Z,chlaz}$ viz dále, pro které není nutný speciální kalibrační test, viz výše), $\delta_{Z,X}$ je teplotní deformace v ose Z od pohybu strojní osy X a $\delta_{Z,Z}$ je teplotní deformace v ose Z od pohybu strojní osy Z .

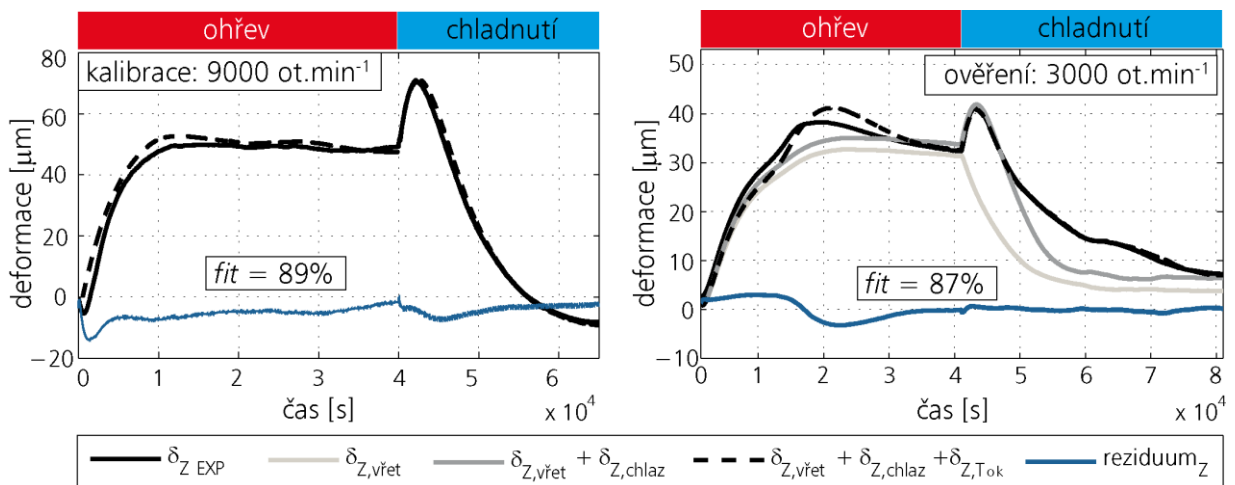
²⁸ Červeně jsou zvýrazněny větve modelu (uvažované účinky), o které je rozšířen kompenzační algoritmus SW teplotních kompenzací oproti modelu popsaného v předchozí kap. 4.2.1.

Vliv nucené konvekce je pozorovatelný z rozdílu fáze ohřevu a chladnutí tohoto stroje, kdy ve fázi ohřevu přítomná složka nucené konvekce významně ovlivňuje časovou konstantu přechodového děje – detailnější popis této problematiky je v [14] či [Ho 12]. Teplota okolí je těžko popsateľný zdroj tepla vzhledem k rozložení, nahodilosti a nestálosti jejího charakteru [4]. Identifikace jejího vlivu ($\delta_{Z, Tok}$) je opět první popisovanou složkou PF modelu a je provedena jako v předchozí kap. 4.2.1 pomocí kalibračního testu ETVE. Následující Obr. 63 ukazuje výsledek kalibračního měření zkoušky ETVE na portálovém obráběcím centru. V grafu jsou zobrazeny změřené průběhy teplotních deformací v jednotlivých strojních osách X , Y , Z v místě nástroje a odpovídající odezvy modelu na buzení v podobě teplotního vstupu z čidla T_{68} (pozice čidla viz Obr. 176). Teplotní rozdíl z čidla T_{68} odpovídá ΔT_{ok} v (25), který je vstupem do jednotlivých PF popisující vliv okolí ($\epsilon_{Z, vřet}$) pro všechny tři směry X , Y , Z .



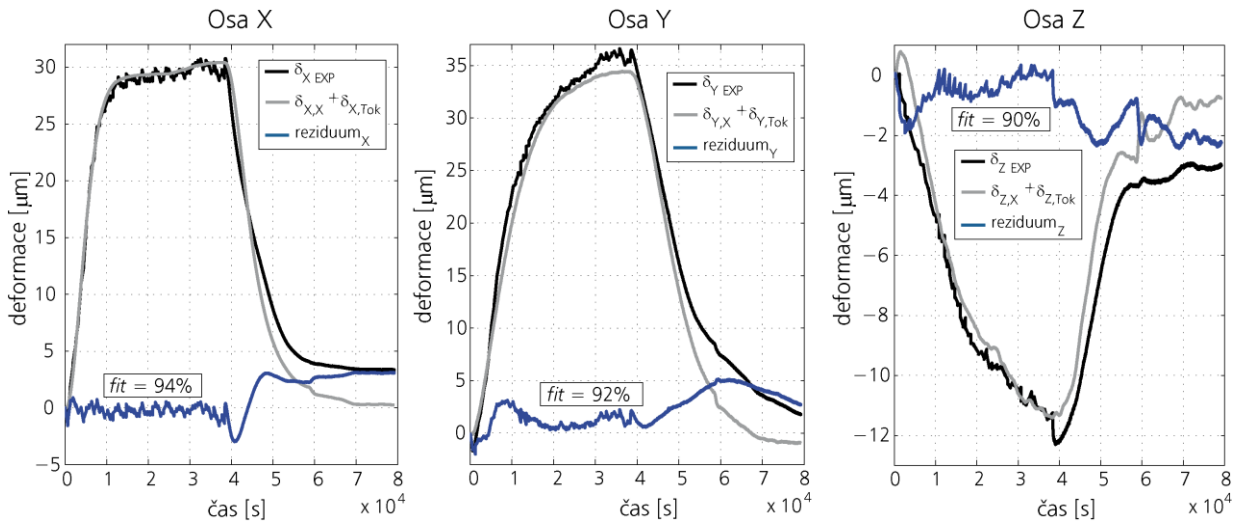
Obr. 63: Identifikace vlivu okolní teploty u portálového frézovacího centra v ose X , Y a Z , [Ho 40].

Dalším krokem je identifikace složky zdroje tepla od rotace vřetene $\delta_{Z, vřet}$ a přidružených propadů tepla (chladicí okruh s náporovým chladičem elektrovřetena a vliv nucené konvekce, viz výše). Jako kalibrační test byl použit experiment s konstantními otáčkami vřetene $n_{vřet}$ 9000 min^{-1} (Obr. 64 vlevo). K identifikaci zdroje tepla stačí záznam z fáze ohřevu, od kterého je odečten vliv teploty okolí ($\delta_{Z, Tok}$, který byl získaný ze zkoušky ETVE - Obr. 63). Rozdílem naměřené deformace a aplikace PF od zdroje tepla $\delta_{Z, vřet}$ (od rotace vřetena) s přičtením vlivu teploty okolí ve fázi chladnutí je získána informace o složce teplotní deformace od propadu tepla způsobeného vlivem přidružených propadů tepla vřetena (viz složka $\delta_{Z, chlaz}$ na Obr. 64).



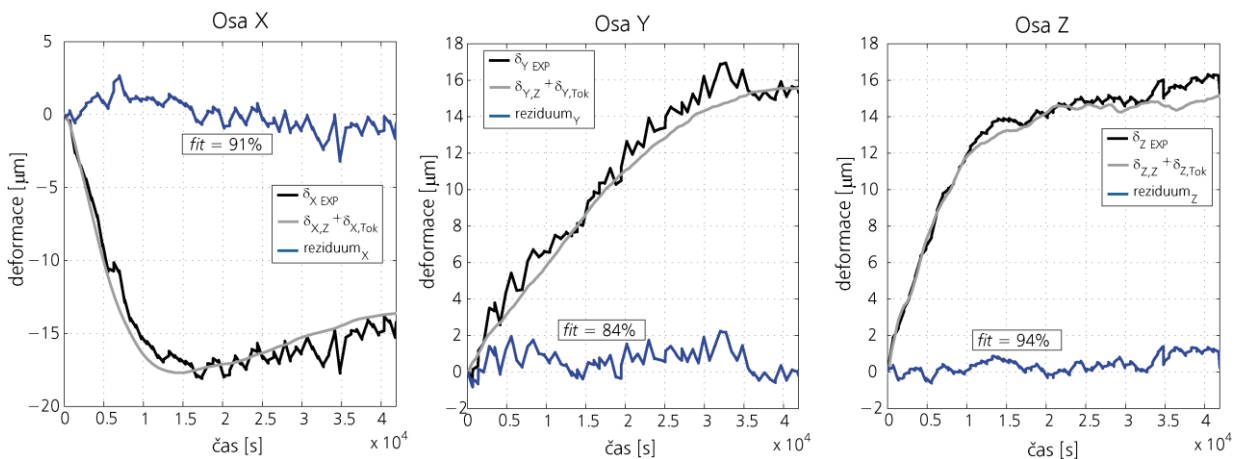
Obr. 64: Kalibrace modelu portálového stroje na zatížení od rotace vřetene ve směru osy Z , [Ho 40].

Vliv přidružených propadů tepla $\delta_{Z,chlaz}$ je v tomto případě vztažen na rozdíl teplot T_{62} a T_{63} . Tato čidla poskytují informaci o vstupu a výstupu chladiva elektrovřetena (umístění čidel je na Obr. 175). Toto rozložení do jednotlivých složek je názorně patrné na aplikaci pro jiné konstantní otáčky $n_{vřet}$, konkrétně 3000 min^{-1} (Obr. 64 vpravo). Ve fázi ohřevu jsou přidružené vlivy lineární k vlivu od samotného zdroje tepla od rotace vřetena. Dostatečnou korekcí je tedy jeho zesílení (zeslabení) v závislosti na aktuálních otáčkách vřetena $n_{vřet}$, které jsou dalším vstupem do modelu SW teplotních kompenzací. Model kromě superpozice zdrojů a propadů tepla používá i strukturu s rozhodovacím blokem v závislosti na aktuálních otáčkách a další logické prvky (rozdělení do různých otáčkových úrovní U_n , podrobně viz [14]).



Obr. 65: Výsledky kalibrace části modelu na vliv teplotního zatížení od pohonu osy X, [Ho 40].

Poslední identifikovanou složkou u tohoto stroje jsou teplotní deformace způsobené pohybem strojních os X a Z. K jejich identifikaci je použita tzv. „Zkouška teplotních deformací způsobených pohybem v lineárních osách“ definovaná v normě ISO 230-3 [6]. Nejprve je vřeteno ustaveno v měřicím přípravku viz Obr. 176 (vlevo nahoře), zde je proveden odečet deformací na měřicím trnu (10 s). Následuje 10 min. zatěžovací cyklus pohybem ve směru strojní osy (1000 mm dráha v ose X, resp. 360 mm dráha v ose Z) posuvovou rychlostí $15 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$. Čidla posunutí jsou mimo pracovní rozsah, což umožňuje snadnou filtraci naměřených dat. Po uplynutí zatěžovacího cyklu se vřeteník vrací do výchozí polohy do měřicího přípravku. Celý cyklus je opakován až do přibližného termodynamického ustáleného stavu struktury stroje s aktivním zdrojem tepla (cca 10 h).



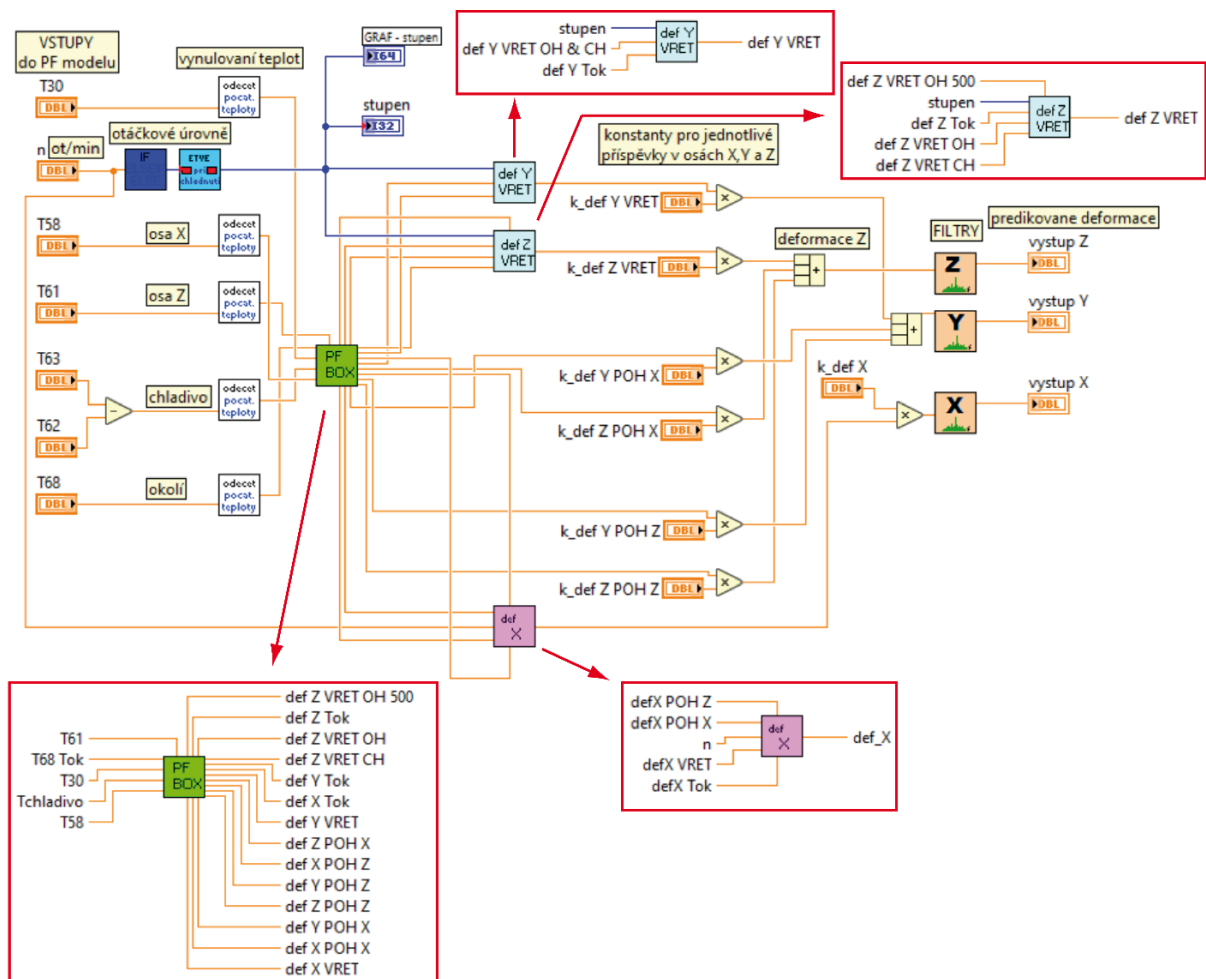
Obr. 66: Výsledky kalibrace části modelu na vliv teplotního zatížení od pohonu osy Z, [Ho 40].

V tomto režimu je realizována nejprve zkouška ve strojní ose X (Obr. 65), poté ve strojní ose Z (Obr. 66). Černé křivky na Obr. 65 a Obr. 66 představují naměřené průběhy teplotních deformací na špičce nástroje v osách X , Y a Z , šedivé křivky predikci modelu a modré křivky představují *reziduum* (chyby predikce), která jsou dána rozdílem mezi měřením a predikcí modelu viz (21).

Model SW teplotních kompenzací pomocí PF tedy kromě otáček vřetena $n_{vřet}$ používá celkem 6 teplotních snímačů (Tab. 6), které jsou v blízkosti popisovaných zdrojů a propadů tepla (Obr. 175 a Obr. 176)

Tab. 6: Teplotní vstupy do modelu SW teplotních kompenzací pomocí PF pro portálové obráběcí centrum.

Název	Umístění teplotního čidla
T_{30}	ložisková skupina elektrovřetena (odpovídá $T_{vřet}$ na Obr. 62 pro popis vlivu vřetena)
T_{58}	příruba motoru osy X (odpovídá teplotě T_X na Obr. 62 pro popis pohybu osy X)
T_{61}	brzda pohonu osy Z (odpovídá teplotě T_Z na Obr. 62 pro popis pohybu osy Z)
T_{63} - T_{62}	rozdíl teplot na výstupu a vstupu chladiva elektrovřetena (odpovídá rozdílu $T_{out} - T_{in}$ na Obr. 61), umístění čidel je na Obr. 175
T_{68}	teplota okolí (odpovídá T_{ok} na Obr. 62 pro popis vlivu okolí)



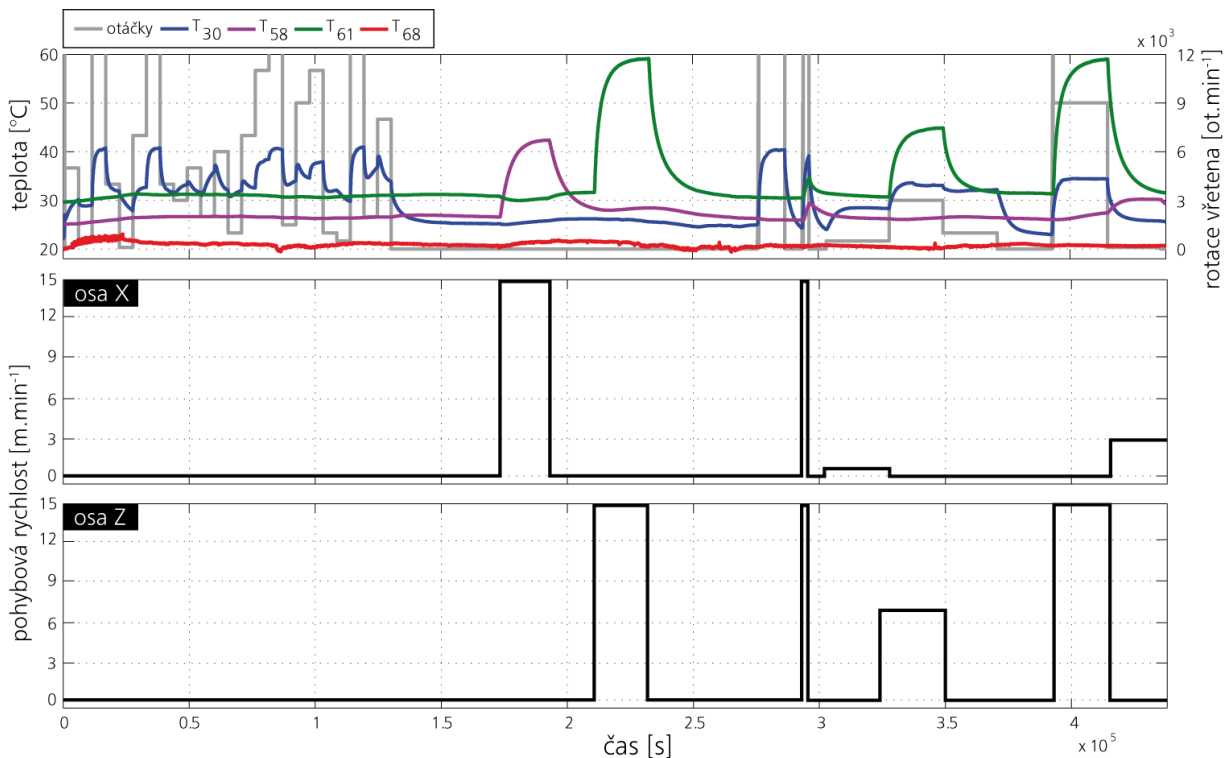
Obr. 67: Model SW teplotních kompenzací pomocí PF v programu LabVIEW.

Celková doba kalibrace modelu je 89 h [Ho 40], což je významná úspora oproti předchozímu modelu SW teplotních kompenzací pro horizontální OS, která trvala 123 h, viz kap. 4.2.1. Navíc model pro portálové obráběcí centrum popisuje více zdrojů, vyvolávající teplotní deformace na špičce nástroje. Model byl dále implementován do řídicího systému stroje. Nejprve pomocí externího PAC (viz kap. 7.1.1) pro účely testování a porovnání s vyvinutými MLR modelem a metodou dekompozice, viz [Ho 3]. Základní struktura modelu SW teplotních kompenzací pomocí PF v programu LabVIEW je patrná z Obr. 67. Zelený blok na Obr. 67 nazvaný „PF BOX“ obsahuje příslušné PF pro stanovení jednotlivých příspěvků k celkové teplotní deformaci portálového obráběcího centra ve směru os X , Y , Z . Po ukončení vývoje byla SW teplotní kompenzace průmyslově implementována prostřednictvím externího PLC (kap. 7.1.2) včetně web serveru pro kontrolu funkčnosti kompenzačního algoritmu (Obr. 132 na str. 122), podrobně viz [Ho 40].

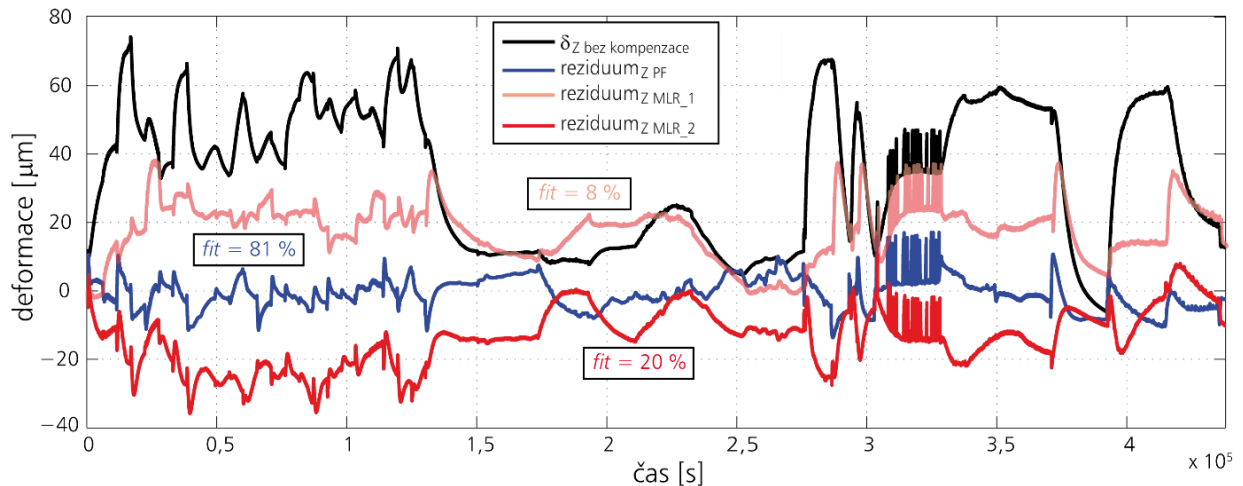
Implementovaný model SW teplotních kompenzací portálového obráběcího centra byl experimentálně verifikován během 5 denního testu (120 h) [Ho 3], [Ho 4]. Verifikační test obsahoval spektrum proměnných otáček včetně $n_{vřet}$, maximální otáčky $n_{vřet-MAX}$ byly 12000 min^{-1} (šedá křivka na Obr. 68 nahoře). Otáčky včetně $n_{vřet}$ jsou kombinovány s pohybem ve strojních osách X a Z , maximální posuvová rychlost byla $15 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ (viz dolní grafy na Obr. 68), [Ho 3].

Pracovní cyklus byl zvolen tak, aby zahrnoval široké rozsah pracovních podmínek OS. Na Obr. 68 jsou také zobrazeny průběhy teplotních vstupů T_{30} , T_{58} , T_{61} a T_{68} , které jsou vstupy do kompenzačního algoritmu na principu PF.

Na Obr. 69 je ukázána kvalita aproximace teplotních deformací v ose Z horizontálního obráběcího centra pomocí vyvinuté SW teplotní kompenzace na principu PF. Černá křivka představuje teplotní deformace v ose Z bez kompenzace. Modrá křivka představuje kvalitu aproximace této deformace modelem na bázi PF, vyjádřenou pomocí *reziduum* spočteného dle (21), jedná se tedy o zbytkovou deformaci po SW teplotní kompenzaci (chybu stroje po kompenzaci).



Obr. 68: Vstupy do PF modelu během komplexního ověřovacího testu za kombinace aktivity zdrojů tepla od rotace elektrovřetena, pohybů strojních os X a Z a teploty okolí.



Obr. 69: Teplotně vyvolané deformace v ose Z bez jakékoliv kompenzace (černá křivka), zbytkové deformace v ose Z, získané po aplikaci PF modelu (modrá křivka) a aplikaci dvou MLR modelů (červené křivky) [Ho 4]

Stejně jako v předchozím případě horizontálního OS (kap. 4.2.1) byly pro srovnání kvality aproximace vytvořeny 2 MLR modely (princip metody viz kap. 2.9.1). V tomto případě nejsou vstupy do MLR modelů získány na základě korelační analýzy dle (23) jako v předchozí kap. 4.2.1, ale oba MLR modely používají stejné teplotní vstupy jako PF model na principu PF (viz Tab. 6).

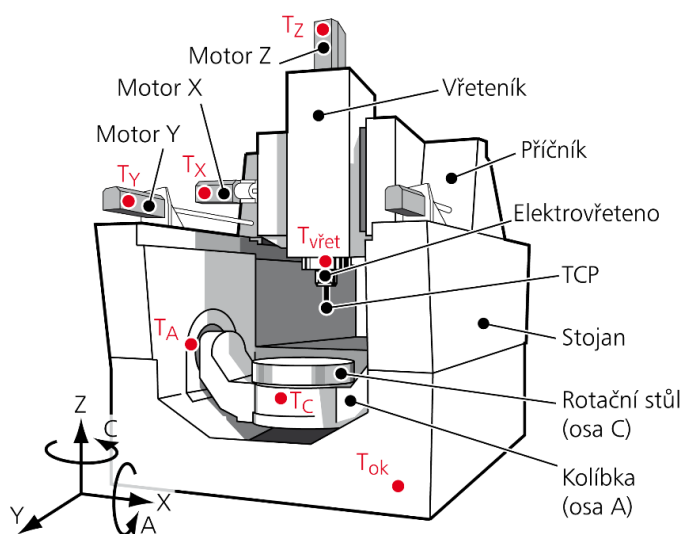
Modely MLR se liší v délce kalibračních testů použitých pro stavbu modelu a jejich typu. První model označený jako *MLR_1* je sestaven na základě 10 h kalibračního testu s konstantními otáčkami $n_{vřet}$ 9000 min⁻¹ včetně fáze chladnutí stroje. Délka tohoto kalibračního testu byla zvolena tak, aby charakterizovala typické schéma kalibrace MLR modelů běžně používaných výrobcí OS v průmyslu²⁹. Na rozdíl od modelu *MLR_1* je druhý MLR model (označený jako *MLR_2*) založen na 138 h kalibračních testů. Jedná se o všechny testy realizované na portálovém frézovacím centru, tedy včetně všech testů použitých pro kalibraci modelu pomocí PF (tj. 89 h viz výše). Vývoj MLR modelů je detailněji popsán v [Ho 40].

Aproximační kvalita je kromě *reziduum* na Obr. 69 také vyjádřena hodnotou *fit* [%] dle (19) pro každý vyvinutý model SW teplotních kompenzací (MLR i PF). Kvalita aproximace simulovaných průběhů modelem pomocí PF vůči naměřeným hodnotám užitím *fit* se rovná 81 %. V případě *MLR_1* je to pouhých 8 % a pro trochu robustnější *MLR_2* je to 20 %. Potvrzují se tak závěry z předchozího výzkumu (viz výsledky v kap. 4.2.1), kdy se opět ukazuje, že přesnost a spolehlivost odhadovaných teplotních deformací v TCP pomocí MLR modelů je špatná. Přesnost modelů MLR se zvyšuje s délkou zkoušek použitých pro kalibraci modelu (kalibračních testů). Nicméně i přesnost modelu *MLR_2*, který využívá více testů pro jeho kalibrace než model na principu PF, je nesrovnatelná s výsledky dosahovaných pomocí SW teplotní kompenzace na bázi PF, viz též [Ho 3]. V případě verifikačního testu (Obr. 69) je zbytková deformace (vyjádřena minimem a maximem z *reziduum*) v rozsahu (-37,12) µm v případě SW teplotní kompenzace založené na metodě MLR (*MLR_2*), v případě modelu SW teplotní kompenzace pomocí PF je to (-12,14) µm. V případě metody „*peak to peak*“ je Δpk dle (22) rovno 69 % pro SW teplotní kompenzaci pomocí PF, v případě MLR metody (*MLR_2*) je pak $\Delta pk = 41$ %. Výsledky SW teplotních kompenzací pro osu X a Y pro stejný verifikační test jsou uvedeny v [Ho 3].

²⁹ Jedná se také o typickou zkoušku teplotních deformací způsobených otáčením vřetena dle ISO 230-3 [6], která je zpravidla používána pro přejímku stroje zákazníkovi.

4.2.3 Pětiosé vertikální centrum

V této kap. je popsán poslední příklad vývoje AC modelu SW teplotních kompenzací na bázi PF. Model je vyvinut pro pětiosé vertikální centrum se svislou osou vřetena, horním gantry, s kolíbkou (osa A) a otočným stolem (osa C). Uspořádání strojních os je v konfiguraci $CAFYZ$, viz Obr. 70. Důležité parametry stroje jsou shrnuty v Tab. 7. Strukturu tohoto AC modelu SW teplotních kompenzací (Obr. 71) je možno považovat za zobecněnou formu modelu SW teplotních kompenzací pomocí PF, kterou je v případě potřeby možné redukovat a aplikovat na jiné OS (viz kap. 4.2.1 a kap. 4.2.2).



Obr. 70: Pětiosé vertikální centrum a rozmístění teplotních čidel v blízkosti hlavních zdrojů tepla.

Tab. 7: Parametry pětiosého vertikálního centra.

Řídicí systém	HEIDENHAIN iTNC 530 HSCI
Upínací kužel	ISO 50
Otáčky vřetena $n_{vřet}$ [min^{-1}]	20 ~ 10000 ³⁰
Výkon vřetena $P_{vřet}$ [kW]	20/26
Zdvih v ose X [mm]	700
Zdvih v ose Y [mm]	820
Zdvih v ose Z [mm]	550
Zdvih v ose A [°]	-30 ~ 120
Zdvih v ose C [°]	neomezeně

³⁰ Maximální otáčky jsou závislé na typu vřetena, které je ve stroji namontováno. Výrobce stroje nabízí stroj v několika variantách s různými vřeteny, podrobně viz kap. 8.2.

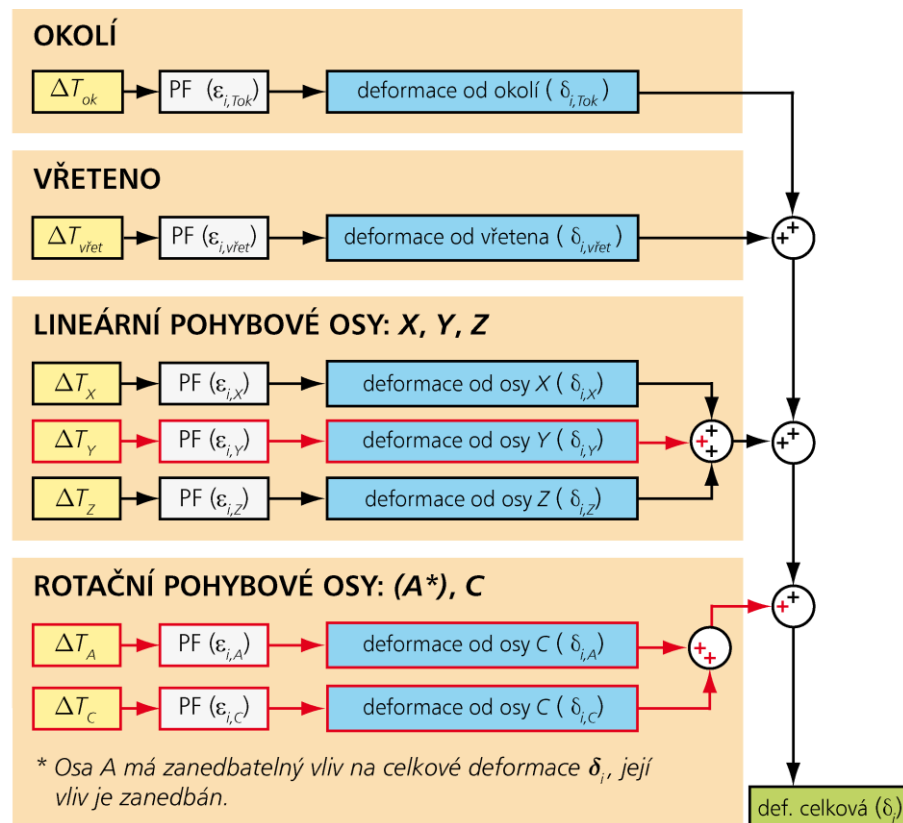
Popis kompenzačního algoritmu teplotních chyb

Jelikož lze strukturu tohoto AC modelu možno považovat za zobecněnou formu SW teplotní kompenzace, bude tento AC model oproti předchozím případům popsán detailněji. Navíc, jak již bylo řečeno v úvodu kap. 4.2, je tento AC model SW teplotních kompenzací v dalších kapitolách rozšířen i o vliv obrábění (kap. 5 a kap. 6) a je na něm provedena také analýza přesnosti predikce modelu v celém pracovním prostoru stoje (kap. 8.1) a přístup k modelování různých vřeten (kap. 8.2). AC model SW teplotních kompenzací pro pětiosé vertikální centrum zahrnuje pohyb všech 3 lineárních pohybových os (oproti 2 osám v předchozím případě, viz kap. 4.2.2) a nově je rozšířen i o vliv rotačních pohybových os (resp. osy C , jelikož vliv osy A je zanedbatelný, viz dále). Blokové schéma AC modelu SW teplotních kompenzací, využívajícího PF pro pětiosé vertikální centrum je uvedeno na Obr. 71.

Nově uvažované příspěvky oproti předchozím případům (kap. 4.2.1 a kap. 4.2.2) jsou na schématu modelu na Obr. 71 zvýrazněny červeně. S využitím principu superpozice jednotlivých vnitřních a vnějších zdrojů a propadů tepla lze výslednou predikci teplotních chyb ve směru jednotlivých strojních os δ_i zapsat ve tvaru

$$\delta_i = \sum_{j=1}^l \delta_{i,j} = \delta_{i,Tok} + \delta_{i,vřet} + \delta_{i,X} + \delta_{i,Y} + \delta_{i,Z} + \delta_{i,A} + \delta_{i,C} \quad (27)$$

kde index i určuje strojní osu, v jejímž směru jsou modelem predikovány teplotní chyby v místě nástroje (v případě pětiosého vertikálního centra to jsou všechny 3 osy X , Y a Z , tedy $i = X, Y, Z$), index j označuje složku (příspěvek) teplotní deformace konkrétního zdroje (propadu) tepla, l pak značí celkový počet uvažovaných zdrojů/propadů tepla kompenzačním modelem (v tomto případě jsou v modelu uvažovány vlivy od rotace vřetena, pohybu v lineárních pohybových osách X , Y , Z , pohybu v rotačních pohybových osách A , C a vliv okolí, tedy $j = Tok, vřet, X, Y, Z, A, C$).



Obr. 71: Blokové schéma PF modelu teplotních deformací pětiosého vertikálního centra.

Jednotlivé složky $\delta_{i,j}$ od jednotlivých zdrojů (propadů) tepla v rovnici (27) se pak stanoví pomocí PF ($\varepsilon_{i,j}$) získaných z příslušných kalibračních testů (bez zatížení od obrábění)

$$\delta_{i,j} = \Delta T_j \cdot \varepsilon_{i,j}. \quad (28)$$

Výraz δ_i v rovnici (27) vyjadřuje aproximaci teplotní chyby v daném směru (strojní ose X , Y nebo Z). ΔT_j v rovnici (28) jsou teplotní rozdíly z relevantních teplotních čidel, umístěných v blízkosti popisovaných zdrojů (propadů) tepla, $\varepsilon_{i,j}$ jsou PF v časové oblasti získané z realizovaných kalibračních testů, které popisují vztah mezi relevantním vstupem (příslušným teplotním buzením ΔT_j) a výstupem (příslušnou deformační odezvou $\delta_{i,j}$ teplotně-mechanického systému).

Dosažením rovnice (28) do rovnice (27) lze pak výslednou teplotní chybu v místě nástroje aproximovat jako

$$\delta_i = \sum_{j=1}^l (\Delta T_j \cdot \varepsilon_{i,j}). \quad (29)$$

Např. pro stanovení výsledné teplotní deformace v TCP ve směru osy Z můžeme z (29) vyjádřit δ_Z jako součet jednotlivých příspěvků od zdrojů (propadů) tepla

$$\delta_Z = \underbrace{\Delta T_{ok} \cdot \varepsilon_{Z, Tok}}_{\text{okolí } (\delta_{Z, Tok})} + \underbrace{\Delta T_{vřet} \cdot \varepsilon_{Z, vřet}}_{\text{rotace vřetena } (\delta_{Z, vřet})} + \underbrace{\Delta T_X \cdot \varepsilon_{Z, X}}_{\text{pohyb osy } X (\delta_{Z, X})} + \underbrace{\Delta T_Y \cdot \varepsilon_{Z, Y}}_{\text{pohyb osy } Y (\delta_{Z, Y})} + \underbrace{\Delta T_Z \cdot \varepsilon_{Z, Z}}_{\text{pohyb osy } Z (\delta_{Z, Z})} + \underbrace{\Delta T_A \cdot \varepsilon_{Z, A}}_{\text{rotace osy } A (\delta_{Z, A})} + \underbrace{\Delta T_C \cdot \varepsilon_{Z, C}}_{\text{rotace osy } C (\delta_{Z, C})}. \quad (30)$$

Kalibrační testy, identifikace PF

Pro sestavení celkového modelu SW teplotních kompenzací ve směru X , Y a Z bylo provedeno celkem 7 kalibračních testů bez zatížení od obrábění. Ty jsou nutné pro získání 7 příspěvků od jednotlivých zdrojů (propadů) tepla, viz rovnice (30) pro teplotní deformace v TCP ve směru osy Z .

Kalibrační testy jsou provedeny analogicky jako v předchozích příkladech uvedených v kap. 4.2.1 a kap. 4.2.2. Tj. kalibrační testy obsahují fázi ohřevu i chladnutí stroje. Experimenty jsou prováděny z přibližné termodynamické rovnováhy stroje s okolním prostředím do rovnováhy za aktivity zkoumaného zdroje/propadu tepla (resp. pohybu pouze v jedné pohybové ose stroje). Kalibrační testy probíhají standardně a to v jediném bodě pracovního prostoru (viz kap. 2.9.4), tedy stejně jako v předchozích případech (kap. 4.2.1 a kap. 4.2.2). Tímto bodem je přibližný střed pracovního stolu stroje (analýza teplotních chyb pětiosého vertikálního centra v prostoru stroje je diskutována v kap. 8.1). Technická specifikace použité měřicí techniky je opět shrnuta v Příloze A.

Nastavení kalibračních testů je v Tab. 8. Ta obsahuje maximální hodnoty posuvových rychlostí a otáček popisovaných tepelných zdrojů převzaté z katalogového listu OS (první řádek v Tab. 8). Posuvové rychlosti a otáčky pro kalibrační testy jsou nastaveny dle doporučení výrobce stroje z hlediska bezpečnosti provozu OS (druhý řádek v Tab. 8). Vyšší hodnoty posuvových rychlostí či otáček se na stroji spíše používají jen krátkodobě.

Kalibrační test příspěvku od rotace vřetena umožňuje umístit měřící trn do měřícího přípravku po celou dobu testu (viz uspořádání testu na Obr. 49 na str. 54). To neplatí v případě kalibračních testů účinků při pohybu v lineárních osách X , Y , a Z . Ten je nutné provést dle postupu popsaného v kap. 4.2.2, který je ve shodě s odpovídajícími testy definovanými v normě ISO 230-3 [6].

Tab. 8: Nastavení kalibračních testů pro pětiosé vertikální centrum, značení příslušných příspěvků teplotních chyb.

Teplotný zdroj	ETVE	Otáčky vřetena	Posuvové rychlosti a otáčky				
			<i>X</i>	<i>Y</i>	<i>Z</i>	<i>A</i>	<i>C</i>
Maximální rychlost	-	10000 min ⁻¹	60 m.min ⁻¹	60 m.min ⁻¹	60 m.min ⁻¹	25 min ⁻¹	100 min ⁻¹
Kalibrační test	-	8000 min ⁻¹	30 m.min ⁻¹	15 m.min ⁻¹	30 m.min ⁻¹	7 min ⁻¹	15 min ⁻¹
Dráha	-	-	600 mm	600 mm	350 mm	60°	90°
Kalibrační čas	24,5 h	20 h	20 h	16 h	12 h	18 h	18 h
Příspěvek teplotní chyby	$\delta_{i,Tok}$	$\delta_{i,vřet}$	$\delta_{i,X}$	$\delta_{i,Y}$	$\delta_{i,Z}$	$\delta_{i,A}$	$\delta_{i,C}$

Kalibrační testy jsou rozděleny do dvou cyklicky se opakujících částí (měřicí část a zatěžovací cyklus). V první měřicí části probíhá odečet deformací na měřícím trnu (10 s) v pozici měřicího přípravku. Následuje 5 min zatěžovací cyklický cyklus pohybem při konstantní rychlosti (viz Tab. 8) ve směru dané lineární osy (oproti kap. 4.2.2 byl tento interval zkrácen z původních 10 min na 5 min z důvodu získání většího množství měřených dat). V případě rotačních os *A* a *C* je možné prohodit uspořádání experimentu, tj. měřicí trn upevnit na pracovní stůl pomocí speciálního přípravku a naopak měřicí přípravek s bezkontaktními sensory posunutí (Obr. 49 vpravo) umístit přes speciální rozhraní do hlavního vřetena. Délka dráhy (úhel otáčení) během jednotlivých kalibračních testů je v třetím řádku Tab. 8. Doba trvání jednotlivých kalibračních testů je uvedena na čtvrtém řádku v Tab. 8 (fáze ohřevu i chladnutí). Ve všech případech byla dostatečná 8 h fáze ohřevu pomocí pohybu dané strojní osy. Zkouška ETVE trvala 24,5 h analogicky dle popisu z předchozích kapitol (opět dle normy ISO 230-3 [6]). Kromě kalibračních testů dle Tab. 8 byly provedeny další experimenty s jinými posuvovými rychlostmi či otáčkami. Jedná se jednak o testy s přibližně čtvrtinovými hodnotami maximálních rychlostí, aby bylo možné vzájemně jednotlivé účinky strojních os porovnat. Další část testů slouží k verifikaci modelu SW teplotních kompenzací, kdy se kombinuje více pohybů různých strojních os (slouží zároveň i jako kontrola platnosti použití principu superpozice jednotlivých účinků).

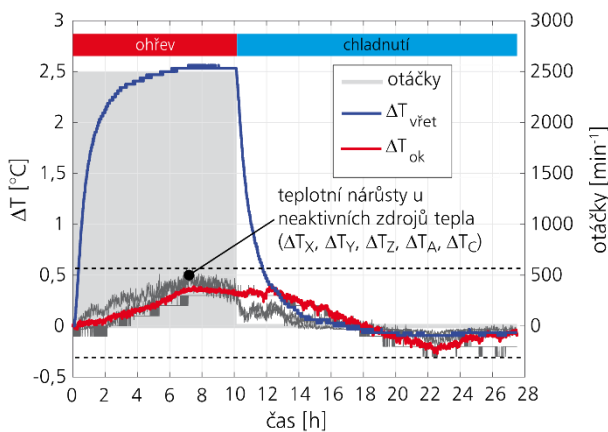
Současně s měřením teplotních deformací byly měřeny teploty na konstrukci stroje a jeho okolí (analogicky jako v předchozích případech strojů). Přibližné umístění klíčových teplotních čidel v blízkosti hlavních zdrojů tepla pětiosého vertikálního centra je patrné z Obr. 70. Jejich výčet je ve shrnující Tab. 9.

Tab. 9: Teplotní čidla v blízkosti hlavních zdrojů tepla u pětiosého vertikálního centra.

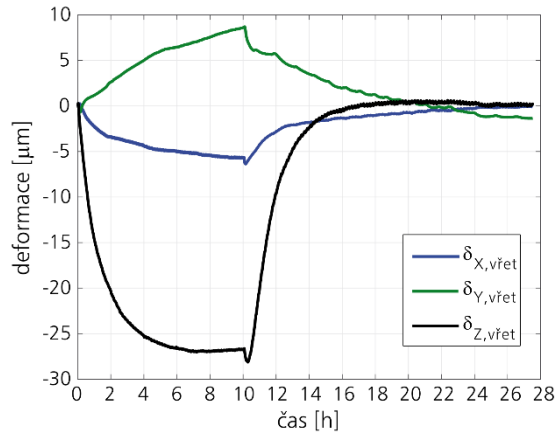
Název	Umístění teplotního čidla (viz Obr. 70)
$T_{vřet}$	teplota ložiskové skupiny elektrovřetena
T_X	teplota motoru lineární pohybové osy <i>X</i> z řídicího systému stroje
T_Y	teplota motoru lineární pohybové osy <i>Y</i> z řídicího systému stroje
T_Z	teplota motoru lineární pohybové osy <i>Z</i> z řídicího systému stroje
T_A	teplota motoru rotační pohybové osy <i>A</i> z řídicího systému stroje (není vstupem modelu)
T_C	teplota motoru rotační pohybové osy <i>C</i> z řídicího systému stroje
T_{ok}	teplota okolí (resp. teplota lože stroje), neovlivněná vnitřními zdroji tepla

Pro model SW teplotních kompenzací pomocí PF je jako vstupů použito celkem 6 teplotních snímačů z Tab. 9 (osa A má zanedbatelný vliv na celkové teplotní deformace a proto není teplota T_A použita jako vstup do kompenzačního modelu, viz dále).

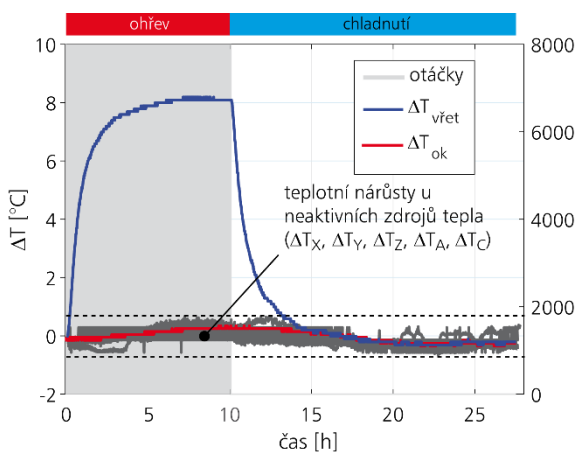
Předpokladem funkčnosti výše popsaného modelu SW teplotních kompenzací pomocí PF s využitím superpozice je, že se teploty popisující jednotlivé vlivy (příspěvky teplotních deformací $\delta_{i,j}$) vzájemně významně neovlivňují. Splnění tohoto předpokladu, je patrné na Obr. 72, na kterém jsou zobrazeny změny teplot (vstupy do modelu dle Tab. 6) při experimentu s konstantními otáčkami vřetena 2500 min^{-1} . Tento zatěžovací cyklus způsobí po 8 h ohřev teploty $\Delta T_{vřet}$ zhruba o 2,5 °C (viz Obr. 72). Teplota $\Delta T_{vřet}$ je klíčová pro stanovení příspěvků od rotace vřetena ($\delta_{i,vřet}$), jak je patrné na schématu na Obr. 71. Červenou křivkou je zobrazena změna teploty okolí ΔT_{ok} . Ostatní průběhy teplot použitých v modelu (dle Tab. 6) jsou pro přehlednost všechny zobrazeny šedivou barvou. Jak je patrné, jejich nárůst sleduje změnu teploty okolí ΔT_{ok} (maximální odchylka ostatních teplot od ΔT_{ok} činí maximálně 0,4 °C). Tedy působení rotace vřetena na tyto teplotní senzory je zanedbatelné, jelikož jsou v dostatečné vzdálenosti od aktivního zdroje tepla během daného testu (v tomto případě vřetena).



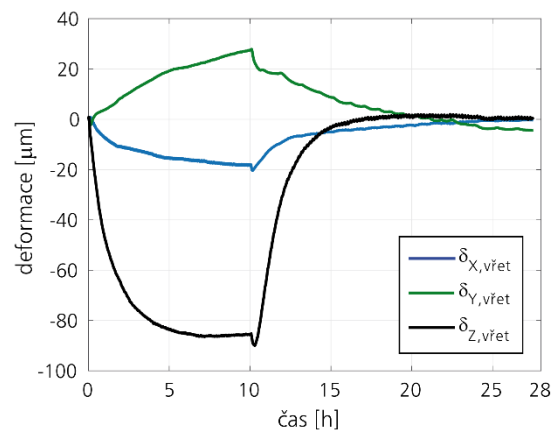
Obr. 72: Měřené teplotní rozdíly během testu s konstantními otáčkami vřetena 2500 min^{-1} .



Obr. 73: Měřené teplotní deformace v TCP během testu s konstantními otáčkami vřetena 2500 min^{-1} .



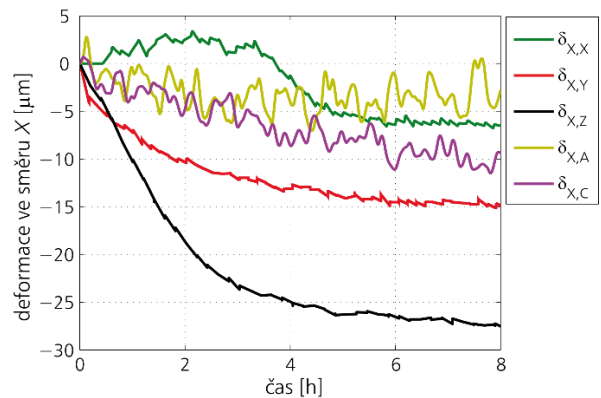
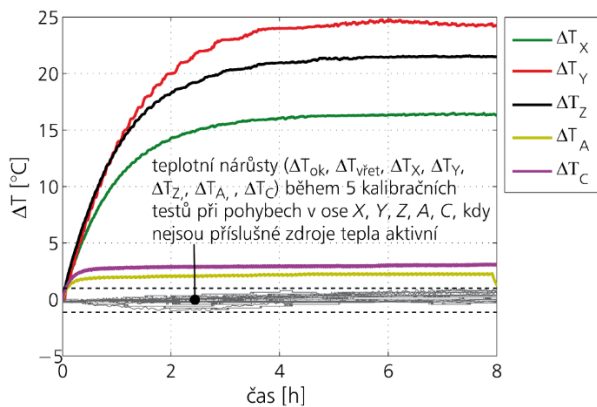
Obr. 74: Měřené teplotní rozdíly během kalibračního testu s konstantními otáčkami vřetena 8000 min^{-1} .



Obr. 75: Měřené teplotní deformace v TCP během kalibračního testu s konstantními otáčkami vřetena 8000 min^{-1} .

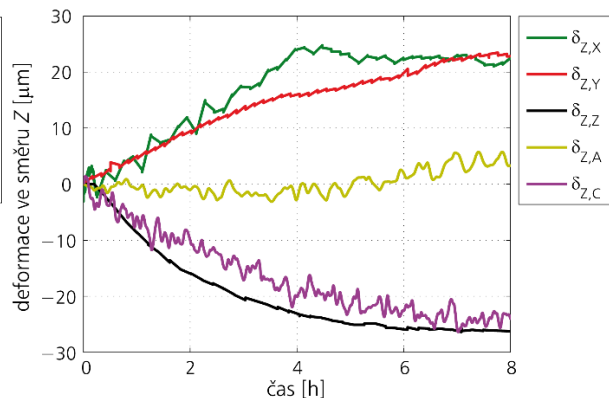
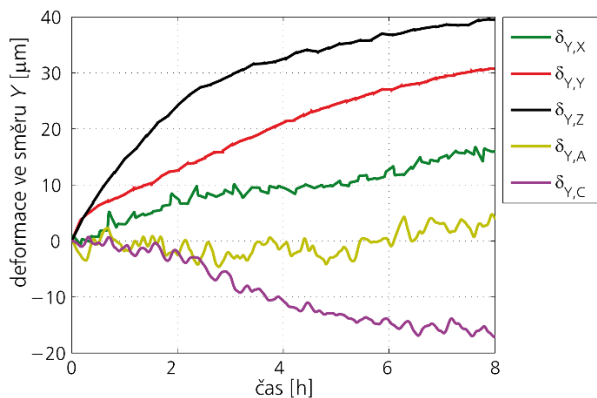
Proto je možné pro predikci teplotního chování stroje pomocí PF bez obav použít princip superpozice vnitřních a vnějších zdrojů a propadů tepla. Na Obr. 73 jsou ještě zobrazeny teplotní deformace měřené v TCP v osách X , Y , Z během stejného testu s rotací vřeten při konstantních otáčkách 2500 min^{-1} . Jelikož je vřetenová jednotka, konající hlavní řezný pohyb, největší příčina teplotních chyb v TCP (viz kap. 2.2.1), tak jsou na Obr. 74 a Obr. 75 ještě zobrazeny analogické grafy s průběhy teplot a teplotních deformací během kalibračního testu při rotaci vřeten (8000 min^{-1}). Jak je z Obr. 74 patrné, kromě $\Delta T_{vřet}$ opět nedochází k výraznějším teplotním rozdílům od teploty okolí u ostatních teplotních čidel jako v předchozím případě (Obr. 72).

Obdobná analýza teplotních nárůstů během 5 testů s pohybem v jednotlivých strojních osách (X , Y , Z , A , C), kdy jsou otáčky či posuvové rychlosti ve strojní ose nastavené na čtvrtinu jejich maximální hodnoty (aby je bylo možné vzájemně porovnat účinky různých strojních os na teplotní deformace v TCP v jednotlivých osách X , Y , Z , viz výše), je na Obr. 76. Všechny teplotní průběhy z těchto 5 testů (7 teplot dle Tab. 6) jsou zaneseny do jednoho grafu (tj. celkem 30 teplotních průběhů). V grafu jsou zobrazeny jen fáze ohřevu, které jsou i postačující pro kalibraci příslušných PF. Pro přehlednost jsou v grafu na Obr. 76 barevně zobrazeny jen teploty, za jejichž pomoci má být modelem SW teplotních kompenzací predikována teplotní chyba pro daný kalibrační test (tj. např. ΔT_X pro test při pohybu v ose X , ΔT_Y pro test při pohybu v ose Y , atd.). Ostatních 25 teplotních nárůstů je pro přehlednost opět zobrazeno šedivou barvou. Jak je patrné, opět u všech testů nedochází k výraznějším teplotním nárůstům u teplotních čidel v blízkosti zrovna neaktivních zdrojů tepla.



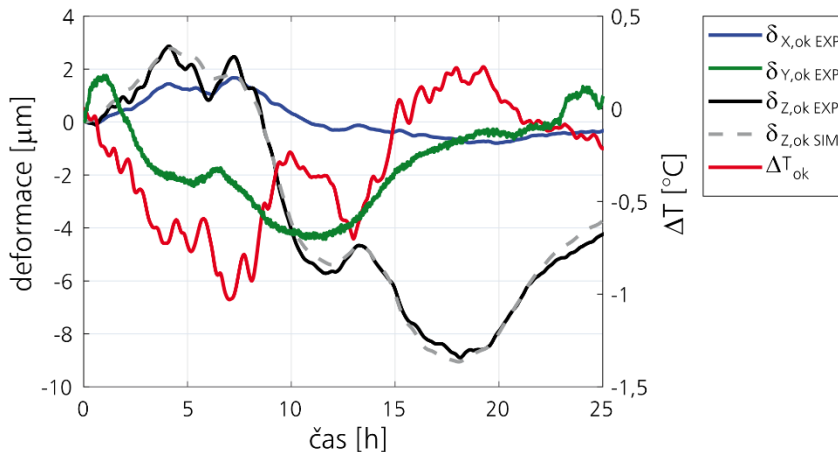
Obr. 76: Měřené teplotní nárůsty během 5 testů při pohybech v strojních osách X , Y , Z , A a C (1/4 maximální rychlosti).

Obr. 77: Měřené teplotní deformace ve směru osy X v TCP během 5 testů při pohybech v strojních osách X , Y , Z , A a C (1/4 maximální rychlosti).



Obr. 78: Měřené teplotní deformace ve směru osy Y v TCP během 5 testů při pohybech v strojních osách X , Y , Z , A a C (1/4 maximální rychlosti).

Obr. 79: Měřené teplotní deformace ve směru osy Z v TCP během 5 testů při pohybech v strojních osách X , Y , Z , A a C (1/4 maximální rychlosti).



Obr. 80: Měřené teplotní deformace v TCP během kalibračního testu pro určení vlivu okolí (zkouška ETVE), teplota okolí a aproximace teplotních deformací v osách X , Y a Z modelem na bázi PF.

Na grafech Obr. 77 až Obr. 79 jsou pro 5 výše zmíněných testů při pohybech v strojních osách X , Y , Z , A a C ještě zobrazeny měřené teplotní deformace v TCP ve směru osy X , Y a Z . Značení teplotních deformací v grafu odpovídá rovnici (28). Měřené teplotní deformace v TCP ve směru osy X , Y a Z ($\delta_{X, Tok-EXP}$, $\delta_{Y, Tok-EXP}$ a $\delta_{Z, Tok-EXP}$) ze zkoušky vlivu okolí (ETVE) jsou spolu s měřenou teplotou okolí ΔT_{ok} zobrazeny samostatně Obr. 80.

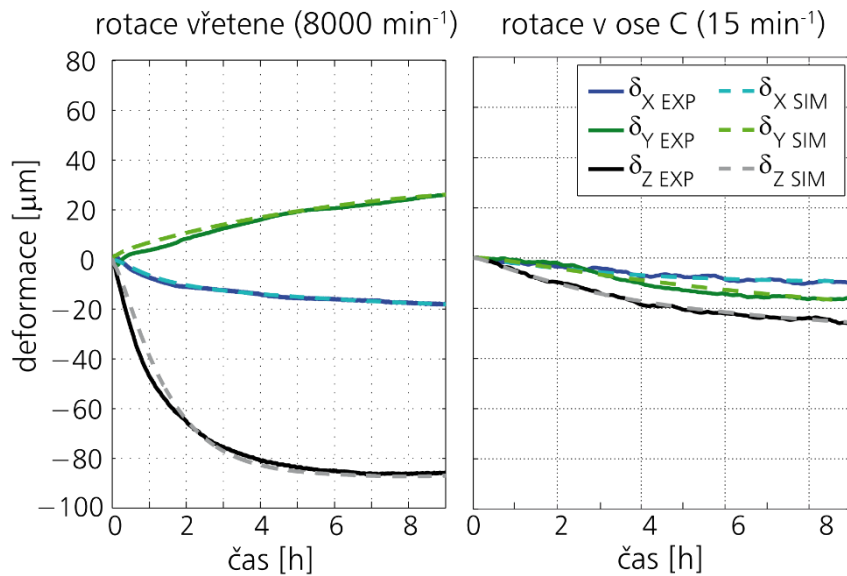
Jednotlivé deformační příspěvky od všech kalibrovaných zdrojů tepla je tak možné na základě grafů na Obr. 77 až Obr. 80 vzájemně porovnat a vyhodnotit. Z této analýzy lze dále rozhodnout, jestli je možné některé složky při modelování zanedbat. Jak je patrné z grafů, nejmenší vliv na teplotní deformace v TCP ve všech směrech X , Y a Z má zatížení pohybem v rotační ose A (jedná se o hodnoty pouze v řádu několika μm). Proto nebude zatěžování od osy A dále uvažováno (tj. neuvažují se deformační složky $\delta_{X,A}$, $\delta_{Y,A}$, $\delta_{Z,A}$ dle (29)).

Dále nebudou v modelu (i identifikačním procesu) uvažovány ještě další složky, které jsou také zanedbatelné. Konkrétně se jedná o složky: $\delta_{X,X}$, $\delta_{X,ok}$ a $\delta_{Y,ok}$.

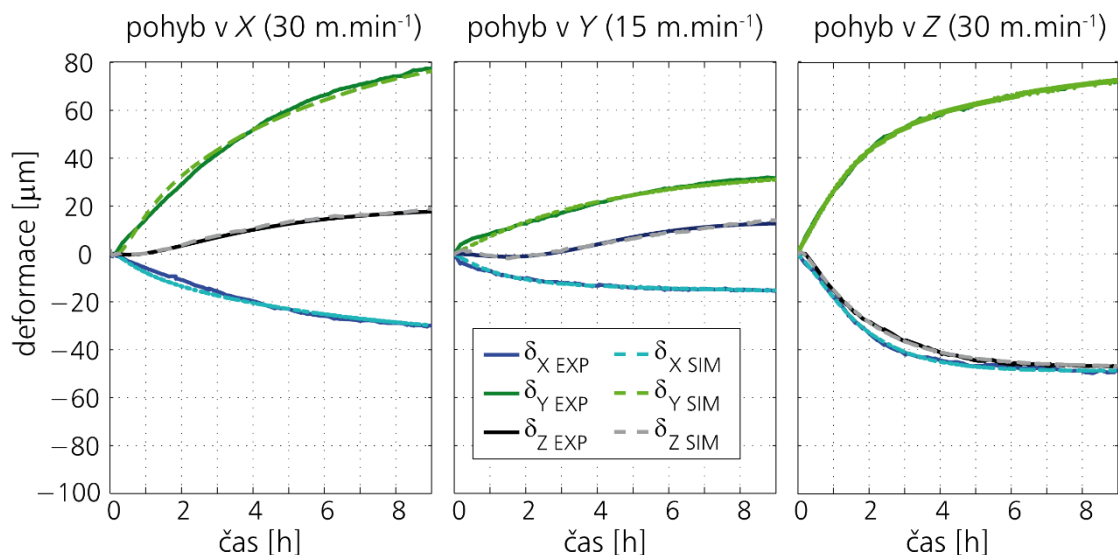
Jako v předchozích případech (kap. 4.2.1 a kap. 4.2.2) je první identifikovanou složkou v modelu vliv teploty okolí ($\delta_{i, Tok}$). Jelikož složky $\delta_{X,ok}$ a $\delta_{Y,ok}$ jsou zanedbány, je na Obr. 80 kromě měřených teplotních deformací v TCP ve směrech X , Y a Z čárkovanou křivkou zobrazena i aproximace teplotních deformací v ose Z , identifikovaná složkou modelu popisující vliv okolí ($\delta_{Z, Tok-SIM}$). Kvalita aproximace jednotlivých příspěvků pomocí *fit* je v Tab. 10. Pro identifikaci PF je použit balíček softwarových nástrojů IDENT, který je součástí MATLAB[®], jak bylo podrobně diskutováno již v kap. 4.1.1.

Obdobně je identifikace parametrů dalších PF na základě provedených kalibračních testů (rotace vřetena, pohyb v lineárních strojních osách X , Y a Z a rotace v ose C) zobrazena na Obr. 81 a Obr. 82.

V Obr. 81 se jedná o aproximace teplotních deformací v osách X , Y a Z při kalibračních měření s rotačními osami (rotace vřetena a rotace strojní osy C). Na Obr. 82 je pak aproximace teplotních deformací v osách X , Y a Z při kalibračních měření s pohybem v lineárních strojních osách X , Y a Z . Všechny grafy na Obr. 81 a Obr. 82 mají nastavený stejný rozsah vertikální osy (deformace), aby bylo možné vizuálně porovnat významnost jednotlivých zdrojů tepla (modelovaných účinků). Čárkovanými křivkami jsou v grafech opět zobrazeny aproximace teplotních deformací v osách X , Y a Z pomocí příslušných identifikovaných složek modelu na bázi PF.



Obr. 81: Aproximace teplotních deformací v osách X , Y a Z modelem na bázi PF při kalibračních měření s rotačními osami - rotace vřetene (8000 min^{-1} , vlevo) a rotace v ose C (15 min^{-1} , vpravo).



Obr. 82: Aproximace teplotních deformací v osách X , Y a Z modelem na bázi PF při kalibračním měření s pohybem v lineárních strojních osách – ose X (30 m.min^{-1} , vlevo), ose Y (15 m.min^{-1} , uprostřed) a ose Z (30 m.min^{-1} , vpravo).

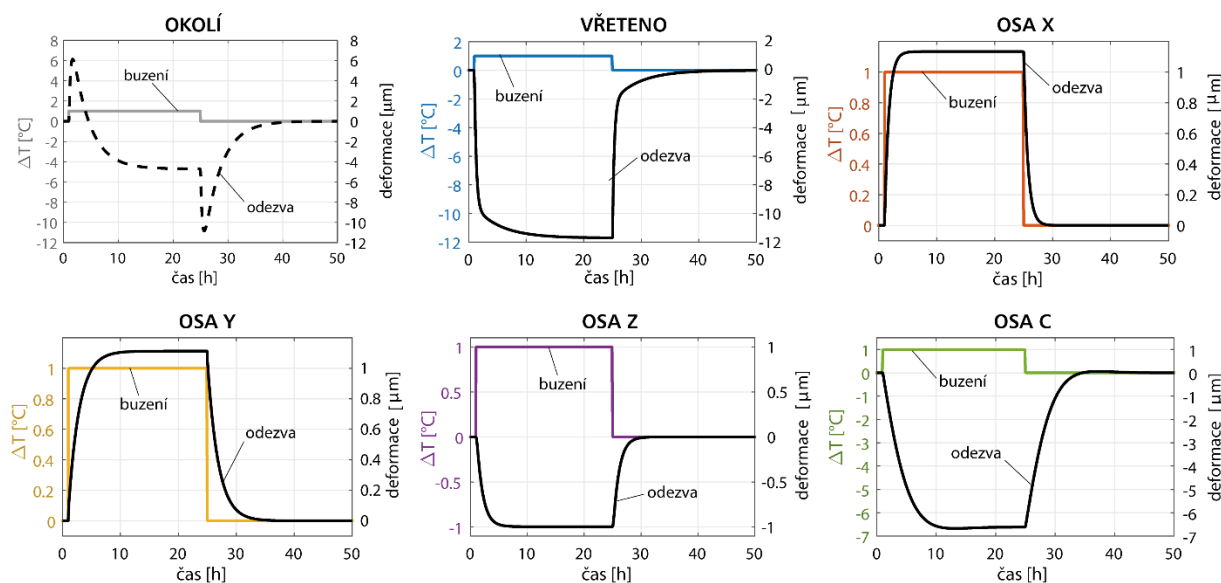
Váhové koeficienty vstupu a_n a váhových koeficientů výstupu b_m dle (15) identifikovaných PF, jejichž značení odpovídá rovnici (28), jsou shrnuty v Tab. 10.

Soubor všech identifikovaných PF pro aproximaci teplotních deformací v osách X , Y a Z byl testován pomocí buzení na jednotkový skok na vstupu jednotlivých PF (náhlé změna teplotního vstupu o $1 \text{ }^\circ\text{C}$) dle [227]. Z praktického hlediska nám to ukazuje, jak celý LTI (lineární a časově invariantní) systém reaguje (odezva systému v podobě složky teplotní deformace $\delta_{i,j}$) na náhlé změny vstupu (kontrola stability LTI systému, významnost jednotlivých zdrojů tepla). Odezvy (teplotní deformace na špičce nástroje v ose Z od příslušného zdroje tepla) na jednotkové skoky teplot (buzení, vstup do modelu příslušející dané složce modelu – zdroji tepla) jsou na Obr. 83. Z grafů vyplývá, že citlivost zdrojů tepla od vlivu okolí, rotace vřetene a stolu (osa C) na změnu teploty v jejich blízkosti (vstupy do modelu) je větší než u ostatních modelovaných účinků.

Tab. 10: Koeficienty identifikovaných PF pro pětiosé vertikální centrum.

PF	predikce v ose	a_0 [$\mu\text{m}\cdot\text{K}^{-1}$]	a_1 [$\mu\text{m}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]	a_2 [$\mu\text{m}\cdot\text{s}^2\cdot\text{K}^{-1}$]	b_0 [-]	b_1 [s^{-1}]	b_2 [s^2]	b_3 [s^3]	fit [%]
$\epsilon_{X,vřet}$	X	0,2079	-0,4183	0,2104	1	-1,9982	0,9982	0	94
$\epsilon_{X,Y}$		-0,0219	0,0219	0	1	-2,7277	2,4984	-0,7707	84
$\epsilon_{X,Z}$		-0,0618	0,0618	0	1	-1,8401	0,8401	0	92
$\epsilon_{X,C}$		-0,0004	0,0004	0	1	-1,3327	-0,3341	0,6669	91
$\epsilon_{Y,vřet}$	Y	0,6767	-1,3532	0,6765	1	-1,9999	0,9999	0	90
$\epsilon_{Y,X}$		0,0019	-0,0019	0	1	-1,0181	-0,9607	0,9789	94
$\epsilon_{Y,Y}$		0,0384	-0,0384	0	1	-2,5131	2,1189	-0,6057	87
$\epsilon_{Y,Z}$		0,7352	-1,4700	0,7347	1	-1,9995	0,9995	0	97
$\epsilon_{Y,C}$		0,0002	-0,0002	0	1	-1,9978	0,9978	0	89
$\epsilon_{Z,vřet}$	Z	-0,0337	0,0332	0	1	-1,3009	-0,3263	0,6273	86
$\epsilon_{Z,X}$		0,02994	-0,0299	0	1	-1,9701	0,9701	0	95
$\epsilon_{Z,Y}$		0,0026	-0,0026	0	1	-1,9957	0,9957	0	87
$\epsilon_{Z,Z}$		-0,0013	0,0013	0	1	-1,5689	0,1403	0,4285	95
$\epsilon_{Z,C}$		-0,0006	0,0006	0	1	-1,9999	0,9999	0	91
$\epsilon_{Z,ok}$		-0,0250	0,0250	0	1	-1,9985	0,9985	0	82

Dále je z grafů na Obr. 83 zřejmé, že deformační odezva ve směru osu Z na zdroje tepla od rotace vřetena, pohybu v lineární ose Z a a rotace stolu (osa C) mají opačný efekt (orientaci) než během pohybu v lineárních osách X a Y. Během vzájemné aktivity těchto zdrojů proto lze očekávat určitý „autokompenzační“ účinek na deformace v ose Z.



Obr. 83: Odezva na jednotkový skok vstupní teploty do modelu pro jednotlivé uvažované vlivy, které negativně ovlivňují výrobní přesnost stroje (okolí, vřeteno, osy X, Y, Z a C).

Sestavený kompenzační model teplotních chyb na bázi PF byl do stroje implementován pomocí externího PAC z důvodu ladění SW teplotní kompenzace na principu PF a její úvodní verifikace (podrobně viz kap. 4.1.3 a kap. 7.1.1).

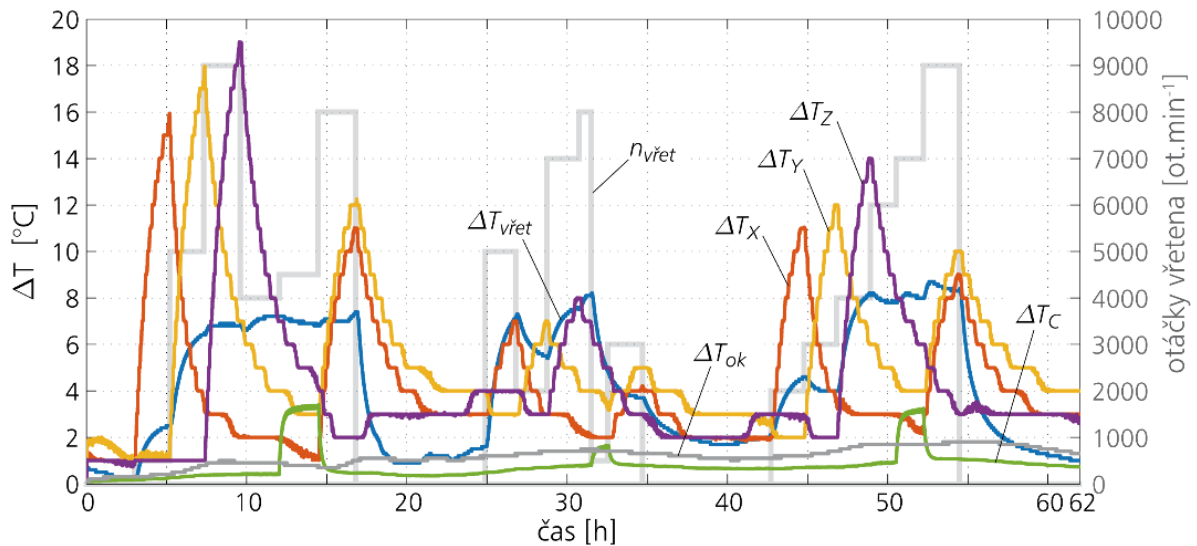
Jelikož je zkoumané pětiosé vertikální centrum vybaveno řídicím systémem HEIDENHAIN TNC 640 [240] firmy HEIDENHAIN a tyto moderní řídicí systémy již umožňují spouštět skripty napsané v programovacím jazyku Python, byl model následně převeden do skriptu v programu

Python a implementován přímo do řídicího systému stroje (podrobně viz kap. 7.1.3). Aktualizace hodnoty kompenzace teplotních chyb v osách X , Y a Z je prováděna s frekvencí 1 Hz.

Verifikace modelu - bezkontaktní měření teplotních deformací v TCP

Úvodní verifikace vyvinutého kompenzačního algoritmu je realizována na základě bezkontaktního měření teplotních deformací (tato metoda byla použita i pro kalibraci modelu, viz výše). Zátěž stroje je realizována pomocí pohybu v jednotlivých strojních osách či jejich souběžnou kombinací (bez vlivu obrábění). Jedná se o analogickou verifikaci modelu jako u předchozích případů strojů, popsanych v kap. 4.2.1 a kap. 4.2.2.

Nastavení verifikačního experimentu je zejména zaměřeno na testování citlivosti modelu na změny ve velikosti zdrojů tepla ve srovnání s kalibračními testy a dále na ověření platnosti modelu během kombinované činnosti popisovaných zdrojů tepla. Teplotní průběhy vstupních teplot do modelu a parametry zatěžování strojními pohyby v čase jsou zobrazeny na Obr. 84.



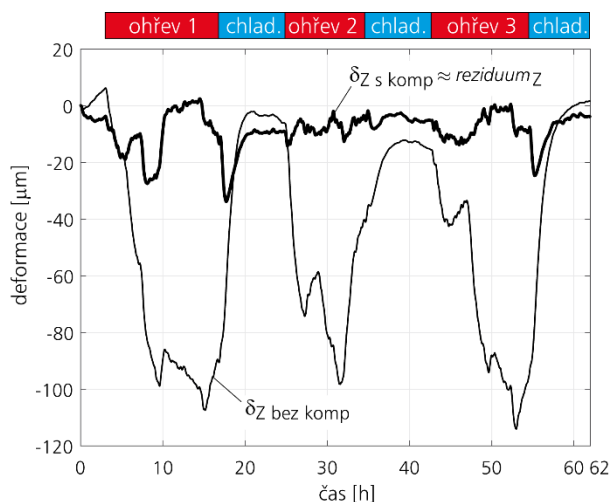
Osa	Posuvové rychlosti (X , Y , Z) [$\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$] a otáčky stolu $n_{\text{vřet}}$ [$\text{ot}\cdot\text{min}^{-1}$]																								
X	-	15	-	-	-	15	-	5	-	-	5	-	10	-	-	10	-								
Y	-	-	15	-	-	15	-	-	5	-	5	-	-	10	-	-	10	-							
Z	-	-	-	15	-	-	-	-	-	5	-	-	-	-	10	-	-	-							
C	-	-	-	-	-	15	-	-	-	-	5	-	-	-	-	10	-	-							
		ohřev 1				chladnutí				ohřev 2				chladnutí				ohřev 3				chladnutí			

Obr. 84: Teplotní nárůsty klíčových teplot během verifikačního spektra, nastavení podmínek během testu.

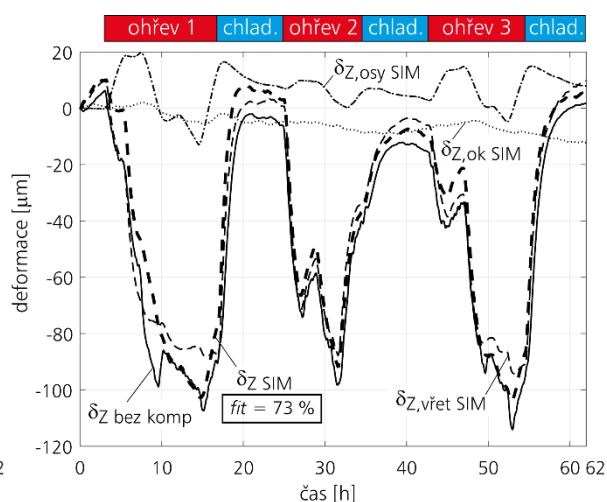
V horní části Obr. 84 je kromě teplotních průběhů ΔT_j zobrazen i průběh otáček hlavního vřetena $n_{\text{vřet}}$ v čase. Posuvové rychlosti a otáčky stolu jsou shrnuty v tabulce v dolní části Obr. 84. Celý experiment lze rozdělit do 3 zatěžovacích částí (ohřevy), z nichž po každé následuje fáze chladnutí (Obr. 84). Celková doba verifikačního testu je 62 h. Zatěžovací části vždy kombinují pohyby strojních os X , Y , Z a C (nebo jejich sdružené pohyby) s rotací vřetena $n_{\text{vřet}}$. Posuvové rychlosti v osách X , Y a Z a otáčky stolu n_c (osa C) jsou nastaveny na menší nebo stejné hodnoty jako při kalibračních testech (viz Tab. 8). Spektrum otáček vřetena $n_{\text{vřet}}$ se mění prakticky v celém jeho rozsahu³¹.

³¹ Toto vřeteno je v kap. 8.2 označené jako „SP1“ a jeho základní parametry jsou shrnuty v Tab. 17 na str. 141 (maximální otáčky testovaného vřetena $n_{\text{vřet-MAX}}$ jsou 10000 min^{-1}).

Jelikož byl vyvinutý model již implementován do stroje (viz výše) a byl během verifikačního testu aktivní, bezkontaktně měřené teplotní deformace v jednotlivých strojních osách X , Y , a Z udávají stav stroje po jeho teplotní kompenzaci ($\delta_{i-s komp}$). Jedná se v podstatě o zbytkové chyby kompenzačního modelu v jednotlivých osách X , Y a Z vyjádřené pomocí *reziduum*, dle (21). Deformace v nekompensovaném stavu stroje v jednotlivých strojních osách X , Y a Z ($\delta_{i-bez komp}$) je tedy nutné zpětně vypočítat a to přičtením známých modelem predikovaných deformací (δ_{i-SIM}) k měřeným deformacím po kompenzaci ($\delta_{i-s komp}$). Měřené (kompenzované $\delta_{Z-s komp}$) a simulované (nekompensované $\delta_{Z-bez komp}$) deformace ve směru osy Z během ověřovacího testu (dle Obr. 84) jsou na Obr. 85.



Obr. 85: Měřené (kompenzované) a simulované (nekompensované) deformace ve směru osy Z během ověřovacího testu.



Obr. 86: Analýza jednotlivých příspěvků modelu k celkové teplotní chybě ve směru osy Z během ověřovacího testu.

V případě tohoto verifikačního testu (Obr. 84) je zbytková deformace (*reziduum* dle (21)) v rozsahu $(-34,2) \mu\text{m}$ pro SW teplotní kompenzace založené na PF. V případě stroje bez kompenzace je rozmezí zbytkové chyby v TCP v ose Z $(-115,7) \mu\text{m}$. Z těchto rozsahů *reziduum* lze stanovit i hodnotu Δpk dle (22). V případě SW teplotní kompenzaci pomocí PF je pro daný verifikační test $\Delta pk = 71 \%$.

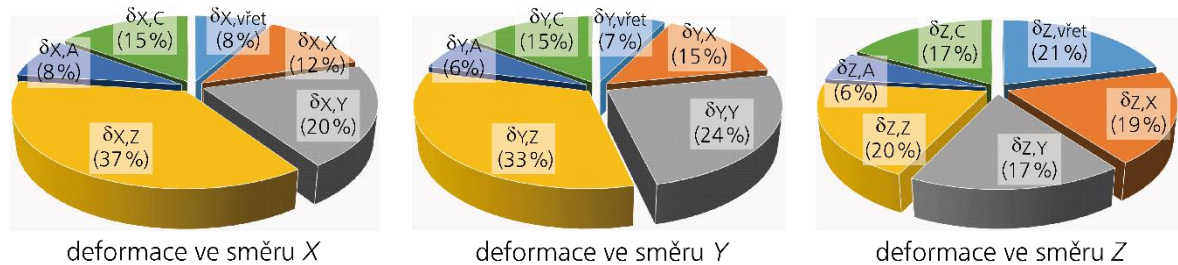
Zlepšení přesnosti pětiosého vertikálního centra aplikací vyvinutého modelu SW teplotních kompenzací oproti nekompensovanému stavu stroje a vyjádřené hodnotou *fit* dle (19) je 73 % pro daný verifikační test. Hodnota *fit* je zobrazena i na Obr. 86, ve kterém je proveden rozbor jednotlivých složek (příspěvků) modelu $\delta_{Z,j}$ pro predikci teplotních deformací v ose Z .

Na Obr. 86 je samostatně zobrazen příspěvek od vlivu okolní teploty ($\delta_{Z,ToK}$) a příspěvek popisující vřeteno ($\delta_{Z,vřet}$). Příspěvky os X , Y , Z a C (osa A není v modelu uvažována) jsou pro větší přehlednost sloučeny ($\delta_{Z,osy}$), tedy

$$\delta_{Z,osy} = \delta_{Z,X} + \delta_{Z,Y} + \delta_{Z,Z} + \delta_{Z,C}. \quad (31)$$

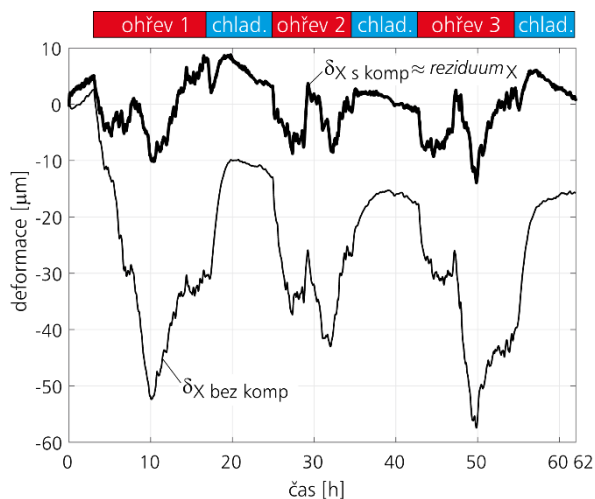
V grafu je dále zobrazený nekompensovaný stav stroje ($\delta_{Z-bez komp}$) a celková predikce teplotních chyb modelem δ_Z dle (30). Na příspěvku od vlivu okolní teploty ($\delta_{Z,ToK}$) jsou dobře patrné dlouhodobé změny teplotních chyb v TCP, které jsou dány dlouhými změnami okolní teploty. Složka $\delta_{Z,vřet}$, která popisuje dopad vřetena, je jednoznačně nejvýznamnější složkou (způsobující největší teplotní chyby v TCP v ose Z) během tohoto verifikačního testu.

Analýzu poměru vlivu jednotlivých strojních os lze také provést na základě provedených experimentů s přibližně čtvrtinovými hodnotami maximálních rychlostí v jednotlivých osách (viz Obr. 73, Obr. 77 až Obr. 79). Maximální deformace v TCP dosažené během těchto testů (v ustálených stavech na konci fáze ohřevu) je možné dát do vzájemných poměrů a porovnat je (obdobně bylo provedeno na Obr. 10 v kap. 2.2.1 pro jiné stroje). Toto procentuální porovnání ve všech směrech X , Y a Z je znázorněno na Obr. 87.

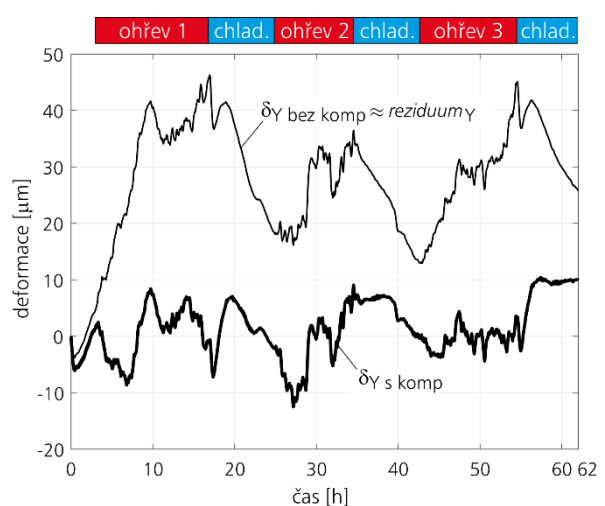


Obr. 87: Analýza poměru vlivu jednotlivých strojních os z experimentů s 1/4 rychlostmi z maximálních rychlostí os.

Dále budou ještě uvedeny výsledky vyvinutého modelu pro predikci teplotních chyb v osách X a Y pro ověřovací test dle Obr. 84. Měřené (kompenzované) a simulované (nekompenzované) deformace v místě nástroje ve směrech X a Y během tohoto ověřovacího testu jsou na Obr. 88 a Obr. 89. Maximální teplotně vyvolané deformace v osách X a Y během ověřovacího testu jsou nižší (zhruba poloviční) než v případě teplotních deformací v ose Z . Nicméně jsou stále významné a neměly by být během vývoje modelu opomíjeny. Z porovnání teplotních deformací před a po kompenzaci je opět patrné výrazné zlepšení přesnosti stroje, vyjádřeno hodnotou fit dle (19) je 62 % pro osu X a 56 % pro osu Y . Teplotní deformace v ose X se po kompenzaci podařilo minimalizovat z rozsahu $(-58,6)$ μm na $(-14,9)$ μm , v případě osy Y z $(-3,47)$ μm na $(-12,10)$ μm . Vyjádřeno pomocí Δpk dle (22) je $\Delta pk = 64$ % pro teplotní deformace v ose X a $\Delta pk = 56$ % pro teplotní deformace v ose Y .



Obr. 88: Měřené (kompenzované) a simulované (nekompenzované) deformace ve směru osy X během ověřovacího testu.



Obr. 89: Měřené (kompenzované) a simulované (nekompenzované) deformace ve směru osy Y během ověřovacího testu.

Závěrem lze konstatovat, že predikce modelu SW teplotní kompenzace je v dobré shodě s měřeními teplotně vyvolanými deformacemi v TCP ve směrech X , Y a Z . Model na bázi PF prokázal schopnost významně minimalizovat teplotní chyby stroje i pro složitou konstrukci pětiosého vertikálního centra

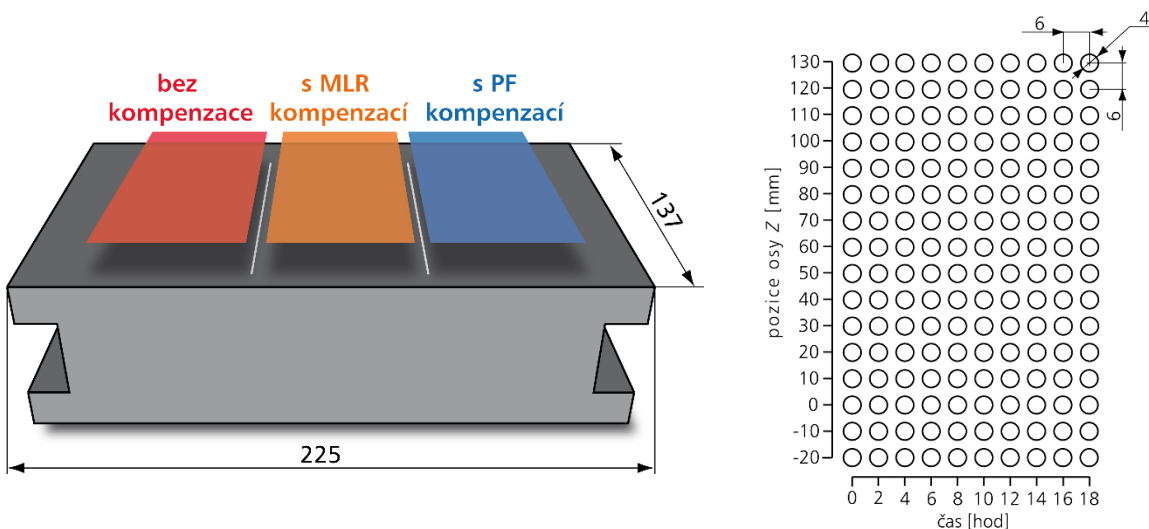
a to během velmi komplexního testu, který trval skoro 3 dny (62 h). Kromě uvedeného verifikačního testu byly provedeny i další obdobné testy s bezkontaktním měřením teplotních deformací (avšak kratší), kvalita aproximace modelu byla obdobná (se stejnými či lepšími výsledky aproximace teplotních chyb v jednotlivých osách X , Y a Z).

Verifikace modelu pomocí zkušební obrobku

Po úvodní verifikaci vyvinutého kompenzačního algoritmu pomocí bezkontaktního měření teplotních deformací v TCP byl realizován další verifikační test na stroji s implementovaným kompenzačním algoritmem s použitím zkušební obrobku (obrobek je schematicky zobrazen na Obr. 90). Hlavním důvodem jiného způsobu verifikace je, že běžní uživatelé OS (a výrobce stroje) preferují ověření přesnosti strojů při obrábění, jak např. konstatuje Ibaraki a kol. v [241]. Cílem je tedy přiblížit verifikační experiment blíže reálné aplikaci (použití zkušební obrobku³² a frézovacího nástroje) a vizualizovat výsledky zachycující přínos vyvinutého modelu SW teplotní kompenzace přímo na zkušební obrobku. Jedná se o alternativní metodu pro zjištění teplotních deformací stroje, než jsou standardní metody specifikované v normě ISO 230-3 [6] (viz úvodní verifikace modelu výše).

Jelikož vývoj modelu SW teplotních kompenzací pomocí PF byl prováděn v úzké spolupráci s českým výrobcem těchto pětiosých vertikálních center, jsou výsledky modelu na bázi PF porovnány i s výsledky kompenzačního algoritmu, který pro stroj vyvinul výrobce stroje (model je založený na metodě MLR pro SW teplotní kompenzace, princip metody viz kap. 2.9.1)³³.

Verifikační test a zkušební obrobek byl navržen tak, aby umožňoval přímou vizuální kontrolu, funkčnost a porovnání obou modelovacích přístupů teplotních chyb vůči nekompenzovanému stavu stroje. Z tohoto důvodu je zkušební obrobek rozdělen do 3 sekcí (na Obr. 90 barevně rozlišeno), do kterých jsou „zaznamenány“ teplotní deformace stroje při těchto 3 stavech (stroj bez kompenzace, s MLR teplotní kompenzací a s kompenzací na bázi PF).



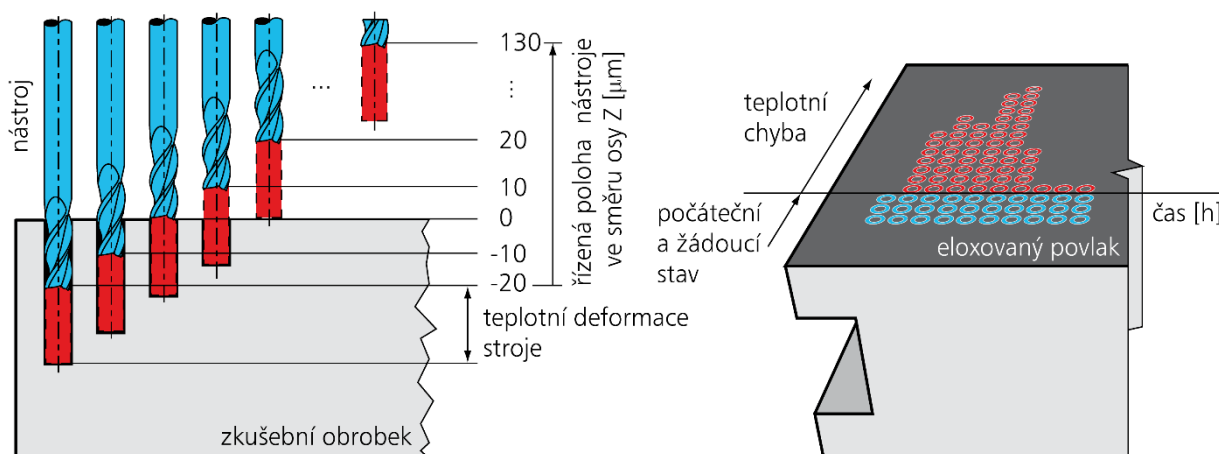
Obr. 90: Návrh zkušební obrobku, jednotlivé sekce a jeho základní rozměry v [mm].

Obr. 91: Rastr v jedné sekci zkušební obrobku.

³² Obdobně byl použit např. zkušební obrobek NAS-979 viz kap. 2.4.3.

³³ Vzhledem k důvěrným informacím, není možno přesnou strukturu tohoto MLR modelu zveřejnit.

Do každé ze sekcí je postupem času realizace experimentu vyfrézován rastr, který umožňuje vizuální kontrolu dosažené přesnosti během zvoleného zátěžového testu v závislosti na čase (experiment je navržen tak, že porovnání je soustředěno pouze na teplotní deformace v ose Z, u nichž dochází k největší teplotní chybě v TCP). Rastr jedné sekce je zobrazen na Obr. 91. Z Obr. 91 je možné vyčíst, že vizuální kontrola je umožněna pro teplotní deformace v ose Z v rozsahu od $-20 \mu\text{m}$ do $130 \mu\text{m}$ a v tomto konkrétním případě byl rastr navržen pro 18 h test.



Obr. 92: Princip měření teplotních deformací za pomoci zkušebního obrobku.

Obrobení jednoho sloupce rastru je provedeno za podmínek znázorněných na Obr. 92. Nástroj frézuje postupně „stopy nástroje“ hluboké od $-20 \mu\text{m}$ do $+130 \mu\text{m}$. V případě ideální teplotní kompenzace se otvory od $0 \mu\text{m}$ do $+130 \mu\text{m}$ na zkušebním obrobku nepromítnou (nástroj se pohybuje nad rovinou obrobku). Ovšem působením definovaného zátěžového spektra (mezi jednotlivými sloupci rastru, viz níže) narůstá teplotní deformace. Nástroj se přibližuje k obrobku a navzdory strojní poloze, která by pro kladné hodnoty (do naprogramovaných $+130 \mu\text{m}$) měla být mimo obrobek, je nástroj v kontaktu s materiálem obrobku, ve kterém zanechává svou stopu. Obrobení jednoho sloupce rastru z Obr. 91 trvalo méně než 1 min.

Pro správu SW teplotních kompenzací pětiosého vertikálního centra byla vytvořena speciální uživatelská obrazovka v řídicím systému stroje (HEIDENHAIN iTNC 530), která mimo jiné³⁴ umožňuje kontrolu aktuálně aplikovaného stavu stroje (tj. stroj bez kompenzace, s původním MLR modelem či aktivním modelem na bázi PF). Kromě toho byly na stroji dále vytvořeny pomocné funkce (M funkce), které umožňují aktivaci/deaktivaci korekcí teplotních kompenzací (Tab. 11). Tyto M funkce mohou být volány přímo z CNC programu v průběhu obrábění zkušebního obrobku.

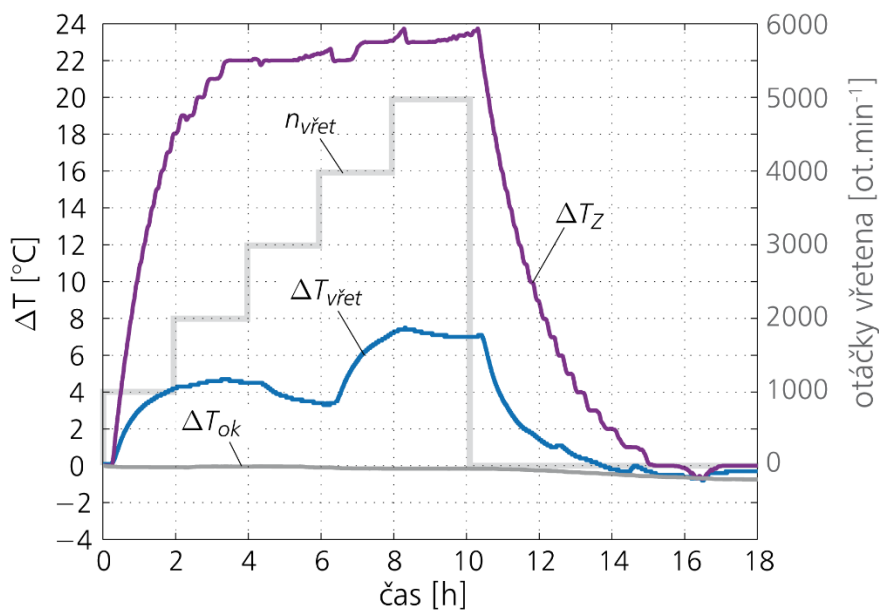
Tab. 11: M funkce pro aktivaci/deaktivaci korekcí SW teplotních kompenzací (pro PF model a MLR model).

M79	Deaktivace všech modelů SW teplotních kompenzací, tj. stroj bez kompenzace
M78	Aktivace konvenční (původní) SW teplotních kompenzací (MLR model výrobce)
M781	Deaktivace pokročilých SW teplotních kompenzací na principu PF
M780	Aktivace pokročilých SW teplotních kompenzací na principu PF

³⁴ Podrobněji o této problematice pojednává kap. 7.2.

Experiment vychází z vychladlého stavu stroje, kdy je stroj v přibližné termodynamické rovnováze se svým okolím (jako u všech předchozích verifikačních testů v kap. 4.2). Před začátkem zátěžového testu byl vyfrézován první sloupec rastru ve všech sekcích (čas 0 s je výchozí stav). Po obrobení prvního sloupce v sekci „bez kompenzace“, byla v systému stroje aktivována původní MLR kompenzace (funkce M78 dle Tab. 11). Po její aktivaci následovalo obrobení prvního sloupce sekce „s MLR kompenzací“ (oranžově zvýrazněno na Obr. 90). Následně byla aktivována pokročilá kompenzace teplotních deformací se základem v PF (funkce M780 dle Tab. 11) a byl obroběn první sloupec poslední sekce (modře zvýrazněno na Obr. 90). Po této úvodní fázi byly na zkušební obrobku pozorovatelné tři stopy po nástroji v prvním sloupci v každé sekci a došlo k deaktivaci všech modelů (funkce M79).

Po obrobení výchozího stavu následoval 2 h zátěžový test. Po uplynutí těchto 2 h byl popsáním způsobem obroběn další sloupec v každé sekci obrobku. Tento cyklus se opakoval až do ukončení experimentu (tj. po 18 h). Parametry zátěžovacího cyklu jsou na Obr. 93.

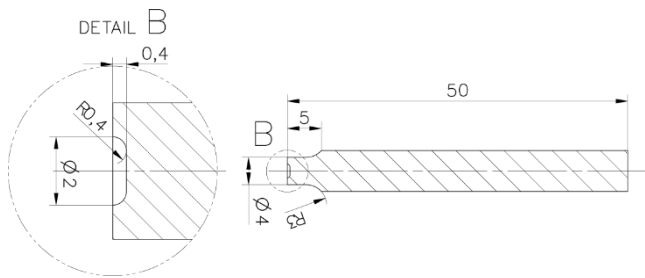


Osa	Posuvová rychlost [m.min ⁻¹]	
Z	15	0
	ohřev	chladnutí

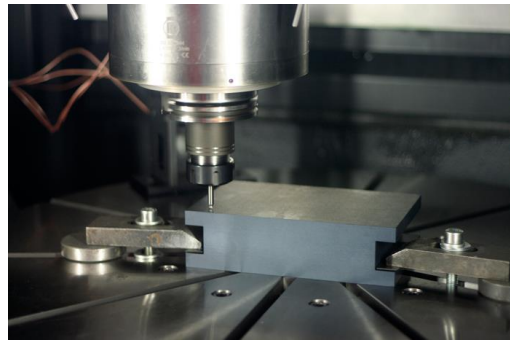
Obr. 93: Nastavení verifikačního experimentu pro porovnání 2 modelů SW teplotní kompenzací (MLR model a P model) s nekompensovaným stavem stroje, průběh klíčových teplot v čase během testu.

Pro verifikaci byla zvolena kombinace pohybu ve strojní ose Z (15 m.min⁻¹) a rotace vřetena (spektrum otáček vřetena, viz Obr. 93) ve fázi ohřevu, pak následovala fáze chladnutí, jak je naznačeno na Obr. 93 dole). Na Obr. 93 je dále zobrazen i průběh klíčových teplot (vstupní teploty do modelu pomocí PF). Zátěžovací test s kombinací pohybu v ose Z a rotací vřetena byl zvolen proto, že oba tyto zdroje způsobují stejný směr teplotní deformace v ose Z (viz grafy na Obr. 83). Lze tak očekávat největší teplotní deformace v ose Z (vyvarujeme se tak „autokompenzačnímu“ účinku, který by způsoboval pohyb v osách X a Y, viz výše). Přínos modelu SW teplotní kompenzace by tak měl být markantní a jasně pozorovatelný na povrchu zkušební obrobku.

Pro lepší vizualizaci výsledku byl zkušební obrobek eloxován. Použitý nástroj použitý pro obrábění (vizualizaci teplotních deformací stroje do zkušební obrobku) byl nabroušen tak, aby jeho stopa zanechala prstencový tvar. Část výkresu nástroje je uvedena na Obr. 94. Příprava experimentu se zkušební obrobkem, umístěným ve středu stolu pětiosého vertikálního centra, je na Obr. 95.

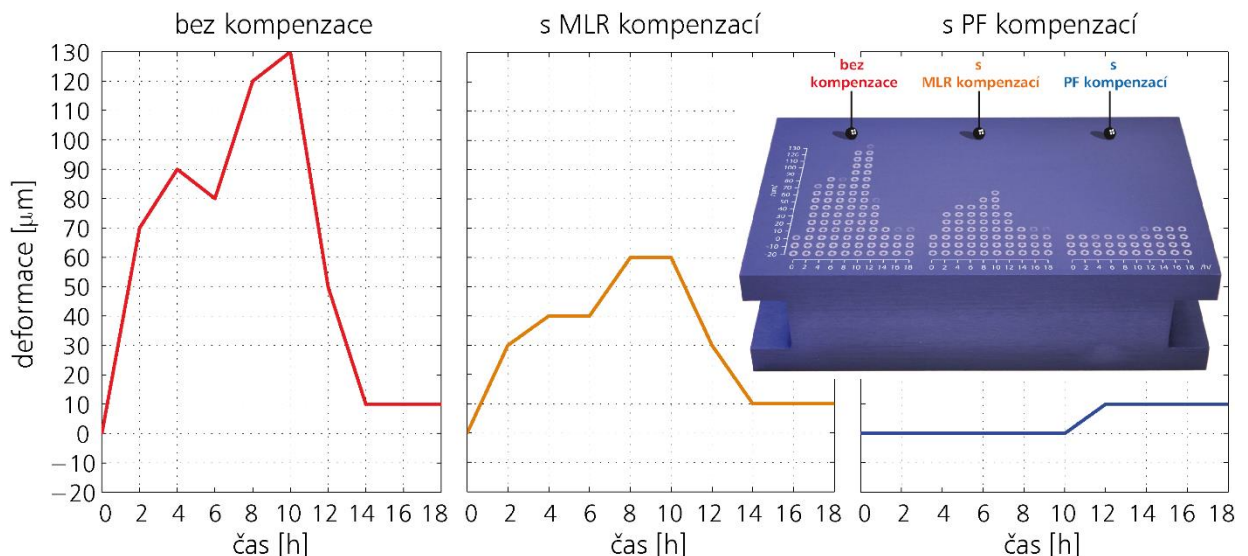


Obr. 94: Nástroj použitý pro obrábění zkušebního obrobku.



Obr. 95: Příprava experimentu se zkušebním obrobkem umístěným ve středu stolu pětiosého vertikálního centra.

Výsledná vizualizace teplotních deformací stroje prostřednictvím zkušební obrobku během zátěžového testu dle Obr. 93 je uvedena na Obr. 96 (vpravo nahoře). Na Obr. 96 jsou výsledky pozorovatelné na zkušebním obrobku převedené do grafů pro jednotlivé kompenzační přístupy a pro stav stroje bez kompenzace.



Obr. 96: Výsledek porovnání MLR kompenzace a kompenzace pomocí PF s nekompenzovaným stavem stroje, odečtené ze zkušební obrobku, vizualizace na zkušebním obrobku.

V případě stroje bez SW teplotní kompenzace je maximální teplotní deformace v ose Z , pozorovatelná na zkušebním obrobku, $130 \mu\text{m}$ (na konci fáze ohřevu, tj. po 10 h). V případě původního kompenzačního algoritmu výrobce (MLR model) je maximální teplotní deformace v ose Z na konci fáze ohřevu $60 \mu\text{m}$. Redukce teplotních deformací v ose Z pomocí MLR modelu vůči nekompenzovanému stavu, vyjádřená pomocí Δp_k dle (22), je rovna 54 %. Model SW teplotních kompenzací na principu PF minimalizuje veškeré teplotní chyby v ose Z ve fázi ohřevu (tj. 0 až 10 h dle Obr. 93). Je však třeba upozornit, že pomocí zkušební obrobku není možné detekovat chybu modelu menší než $10 \mu\text{m}$, což je dáno zvoleným rastrem na obrobku ($10 \mu\text{m}$). Chyba modelu na bázi PF je patrná pouze ve fázi chladnutí (ta je pozorovatelná v obou případech kompenzace i nekompenzovaném stavu, viz Obr. 96). Redukce teplotních deformací v ose Z pomocí PF modelu vůči nekompenzovanému stavu, vyjádřená pomocí Δp_k dle (22), je rovna 92 %.

4.2.4 Shrnutí aplikace SW teplotní kompenzace pomocí PF na různé

V kap. 4.2.3 byl prezentován obecný přístup k modelování teplotních chyb OS pomocí SW teplotních kompenzací na principu PF, viz rovnice (27) až (30). Komplexní problematika teplotního chování OS je řešena pomocí částečné linearizace problému, kdy jsou jednotlivé složky podílející se na celkové teplotní deformaci v TCP řešeny separovaně a následně jsou složeny do výsledné aproximace pomocí principu superpozice. Metoda superpozice byla již dříve nastíněna v několika odborných člancích, např. [Ho 3], [Ho 4], [Ho 6], [Ho 10], [Ho 12], avšak v redukované formě (pro méně uvažovaných zdrojů a propadů tepla). Jak tyto práce potvrzují, tento přístup má schopnost docílit výrazných zpřesnění strojů pomocí minimalizace teplotních chyb a to v širokém pásmu pracovních podmínek. To platí i v případě kinematically složitějšího pětiosého vertikálního centra (viz analýza naměřených dat v kap. 4.2.3, která potvrdila, že je možné princip superpozice jednotlivých účinků na celkovou teplotní chybu v místě nástroje použít bez větších chyb i pro takto složitou konstrukci stroje).

Tab. 12: Porovnání aproximační kvality predikce teplotních deformací v ose Z vyvinutými PF modely během ověřovacích testů na jednotlivých OS.

kompenzovaná strojní osa	OBRÁBĚCÍ STROJ (OS)					
	horizontální frézovací stroj (kap. 4.2.1)		portálové frézovací centrum (kap. 4.2.2)		pětiosé vertikální centrum (kap. 4.2.3)	
	<i>fit</i> [%]	$\Delta\rho k$ [%]	<i>fit</i> [%]	$\Delta\rho k$ [%]	<i>fit</i> [%]	$\Delta\rho k$ [%]
Z	79	78	81	69	73	71

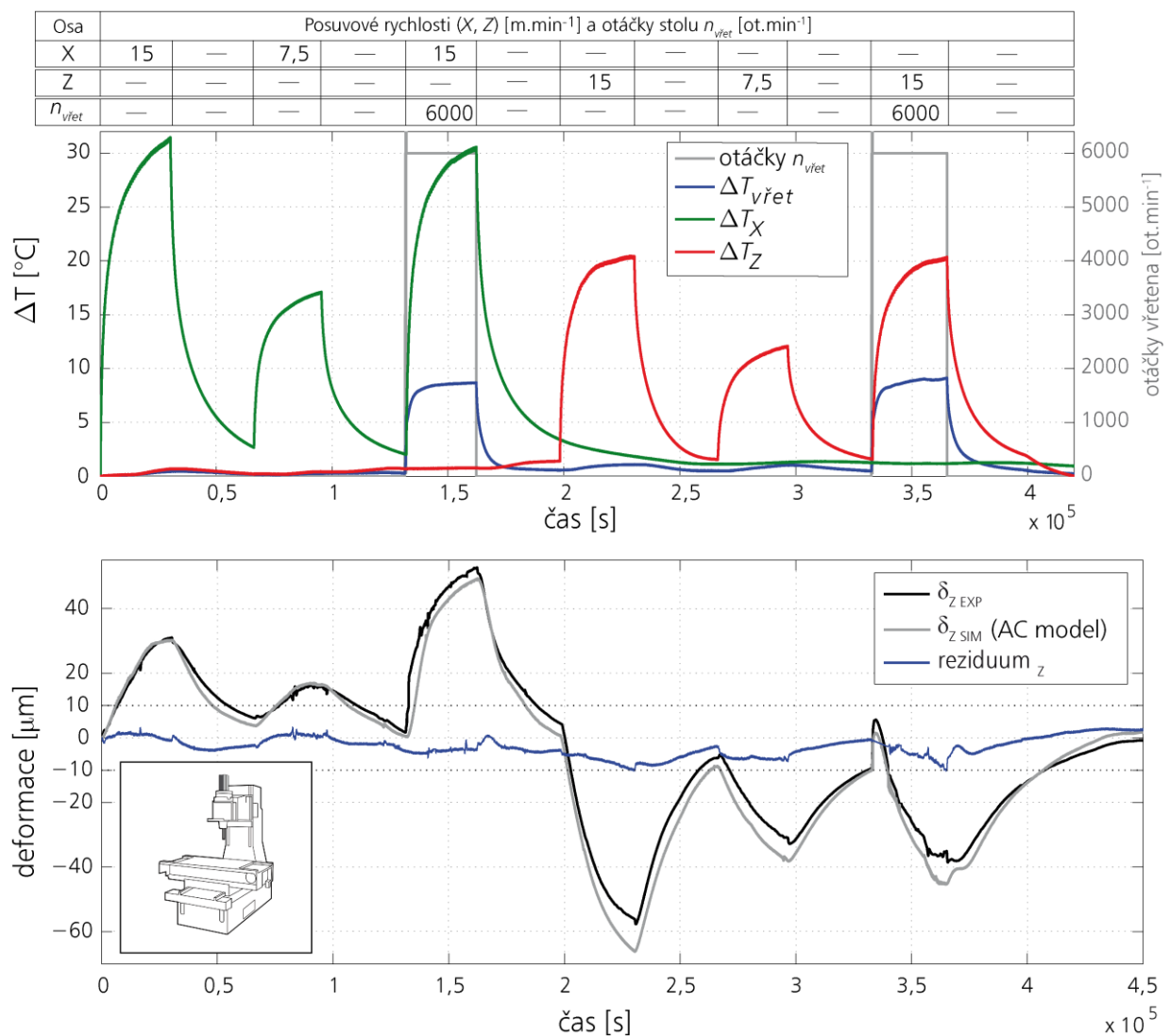
U všech testovaných strojů (kap. 4) bylo dosaženo významné minimalizace teplotních chyb aplikací vyvinutých SW kompenzačních algoritmů. Kvalita aproximace prezentovaných modelů, vyjádřená hodnotami *fit* a $\Delta\rho k$, je pro jednotlivé stroje shrnuta v Tab. 12 (hodnoty jsou pro výsledky verifikačních testů zjištěných pomocí bezkontaktního měření teplotních deformací dle jednotlivých kapitol výše). Hodnota *fit* se pohybuje v rozmezí 73 % až 81 %, hodnota $\Delta\rho k$ pak od 69 % do 78 %. V případě pětiosého vertikálního centra (kap. 4.2.3) byla navíc provedena verifikace modelu pomocí zkušební obrobku. Zpřesnění stroje aplikací modelu vůči nekompensovanému stavu bylo 92 % ($\Delta\rho k$). U několika zkoumaných strojů došlo navíc i k porovnání s nejběžněji používanou metodou MLR pro SW teplotní kompenzace. Výsledky v kap. 4.2.1 až kap. 4.2.3, ale i v řadě dalších publikací autora a jeho kolegů, ukazují výrazně lepší aproximaci teplotních chyb a robustnost modelů SW teplotních kompenzací na bázi PF v porovnání s metodou MLR. Díky těmto porovnáním jsou tak předloženy věrohodné argumenty pro aplikace náročnějších (jak z hlediska času potřebného ke kalibraci modelu, tak modelovací techniky) metod a principů k minimalizaci teplotních chyb OS.

Ve všech výše zmíněných případech v této kapitole se jednalo o tzv. „AC modely“, kdy jsou modely sestaveny na základě kalibračních testů bez reálného obrábění (rozdělení kalibračních testů je diskutováno v kap. 2.9.4, účinky řezného procesu byly popsány v kap. 2.2.1). Není v nich tedy zahrnut dopad řezného procesu na výsledné teplotní deformace na špičce nástroje (TCP). Další část práce se zabývá přesností AC modelů SW teplotních kompenzací při reálném obrábění (v případě zkušební obrobku z kap. 4.2.3 bylo obrábění přítomno ve zcela minimální míře) a možnostmi, jak vliv obrábění do modelů SW teplotních kompenzací zahrnout a tím je ještě dále zpřesnit a rozšířit jejich platnost.

5 Experimenty s řezným procesem

V předchozí kap. 4 byl popsán vývoj modelů SW teplotní kompenzací na principu PF pro různé konstrukce stroje. Tyto modely jsou sestaveny na základě konvenčních kalibračních testů s bezkontaktním měřením teplotních deformací, jak je mimo jiné popisuje norma ISO 230-3 [6]. Během kalibračních testů tedy není přítomno samotné obrábění a proto tyto modely v sobě nezahrnují vliv obrábění ve všech jeho aspektech (jedná se o tzv. AC modely, viz kap. 2.9.4).

Některé odborné publikace (např. [159]) poukazují na skutečnost, že AC modely dávají neuspokojivé výsledky v případě reálného obrábění (přesnost predikce teplotních deformací AC modelem při obrábění klesá). Obdobný závěr plyne i z realizovaných experimentů s obráběním, které byly provedeny v rámci řešení společných projektů předních českých výrobců OS a ČVUT v Praze (RCMT).



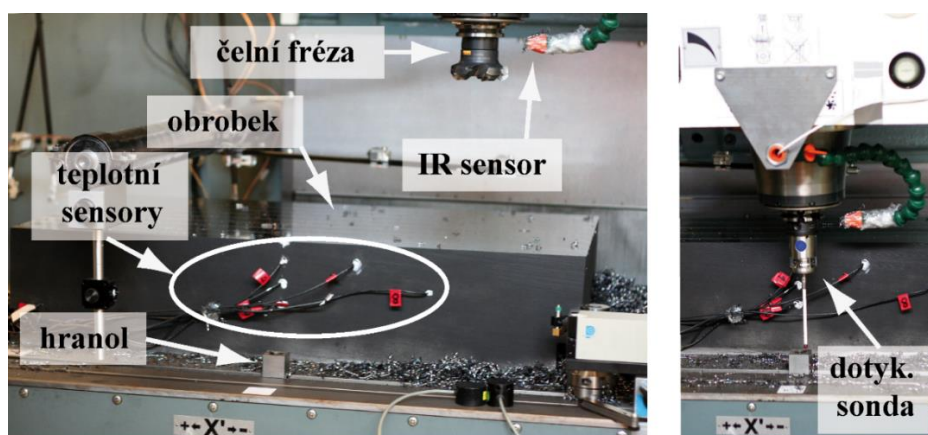
Obr. 97: Verifikační test pomocí bezkontaktního měření teplotních deformací na vertikálním centru (převzato a upraveno z [Ho 19]).

Jako příklad lze uvést výsledky aplikace AC modelu pro vertikální obráběcí centrum s nosným rámem ve tvaru C (konstrukce OS je naznačena na Obr. 97) během experimentů s obráběním, [Ho 20]. Pro tento stroj byl vyvinut AC model s využitím PF. Vývoj modelu je analogický postupu, jenž byl

zmíněn v kap. 4.2³⁵. Model zahrnující vliv rotace vřetena a okolí [Ho 4] byl následně s využitím principu superpozice ještě rozšířen i o působení strojních os X a Z [Ho 19] (vliv pohybu v ose Y není v tomto případě uvažován, jelikož zapříčiňuje zanedbatelné teplotní deformace v místě nástroje).

Nejprve budou probrány výsledky AC modelu pro verifikační test pomocí bezkontaktního měření teplotních deformací. Výsledky AC modelu pro predikci teplotních deformací v ose Z jsou na Obr. 97. Jedná se o téměř 3,5 dne trvající verifikační test s kombinací rotace vřetena a pohybu v osách X a Z . Specifikace podmínek testu je na Obr. 97 nahoře. Kromě toho jsou na Obr. 97 zobrazeny i časové průběhy klíčových teplot (vstupů do kompenzačního algoritmu na principu PF). AC model je ve velmi dobré shodě s výsledky experimentu jako v předchozích případech, viz Tab. 12. Kvalita aproximace teplotních deformací v ose Z pomocí AC modelu, vyjádřená hodnotou \hat{f}/t dle rovnice (19), je dokonce rovna 84 %, viz [Ho 19]. Hodnota *reziduum* (viz dolní graf na Obr. 97), spočteného dle (21), je v rozsahu (-10,3) μm pro vyvinutý AC model SW teplotní kompenzace založené na PF.

Dalším krokem bylo otestování tohoto AC modelu při reálném obrábění. Uspořádání testu je na Obr. 98.



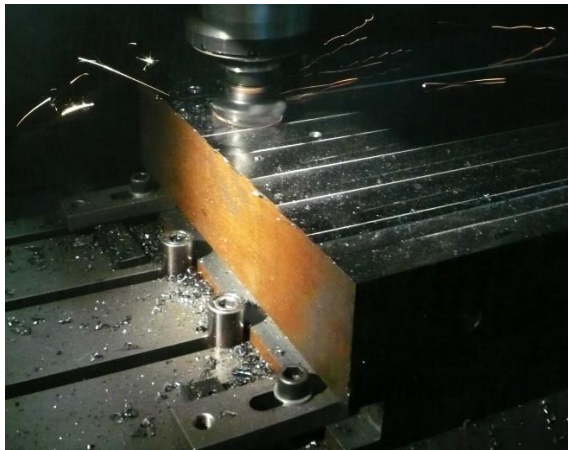
Obr. 98: Uspořádání experimentu s vlivem obrábění na vertikálním obráběcím centru, [Ho 19].

Ve všech případech se jednalo o suché čelní frézování (pětizubá čelní fréza SANDVIK CoroMill® 245, R245-063Q22-12M s průměrem $D = 63$ mm, [242]) ocelového obrobku (konstrukční ocel nelegovaná s označením ČSN 12 050) ve tvaru kvádru (Obr. 98).

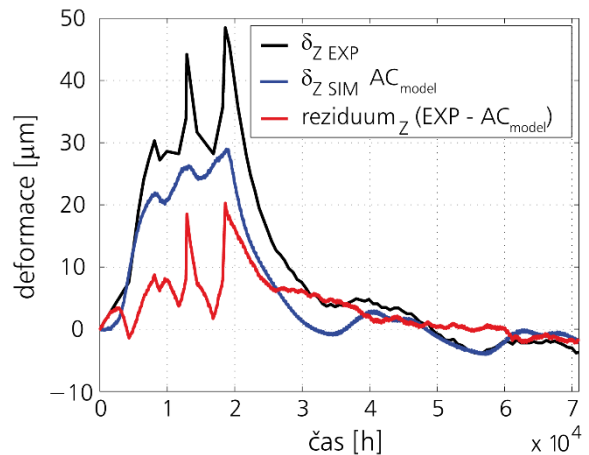
Obráběcí proces během všech experimentů byl nastaven tak, aby bylo dosaženo přibližně konstantního výkonu na vřetení $P_{vřet}$ a to po dobu minimálně 4 h pro každý experiment. Následovala fáze chladnutí a příprava experimentu s jinou hodnotou průměrného výkonu na vřetení $\bar{P}_{vřet}$ (experimenty se lišily v axiální hloubce řezu a_p [mm]). Během všech experimentů byly vždy k dispozici 2 identické frézy stejného průměru D [mm], viz výše. Pokud začalo docházet k nárůstu výkonu vřetena ($P_{vřet}$) během obrábění z důsledku opotřebení nástroje, fréza daného průměru byla vždy (co nejrychleji) vyměněna za stejný typ frézy s novými destičkami. Obrábění bylo přerušeno jen kvůli záznamu změny teplotních deformací ve směru osy Z na špičce nástroje v pravidelných intervalech (cca 15 min), které bylo realizováno automatickou výměnou nástroje za obrobkovou dotykovou sondu (infračervená sonda Hexagon m&h IRP 40.01, přesnost opakování 2 sigma ≤ 1 μm , viz

³⁵ Model vertikálního obráběcího centra ani nastavení experimentů s obráběním na tomto stroji není v této práci detailně popsán. Jsou však uvedeny odkazy na příslušné odborné publikace s jejich podrobným popisem (viz výše).

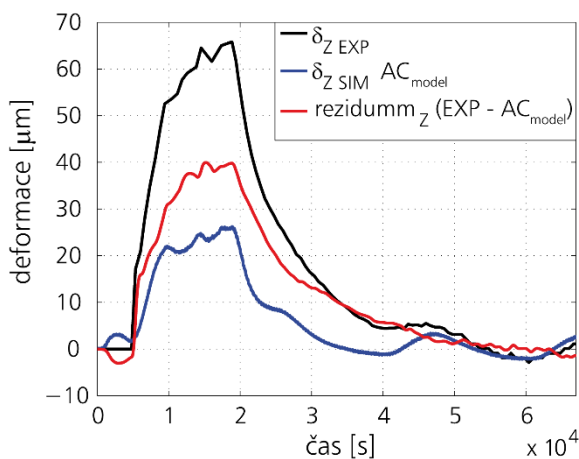
Příloha A) a přejezdem dotykové sondy do měřicí polohy (měřicí hranol na Obr. 97, měřeny teplotní deformace v TCP v osách X , Y a Z). Během experimentů s obráběním docházelo ke sběru všech potřebných dat pomocí cRIO jako ve všech předchozích případech (viz Příloha A)³⁶. Na Obr. 99 je fotografie z realizovaných experimentů s obráběním. Grafy na Obr. 100 až Obr. 102 reprezentují výsledky těchto experimentů s nastavenými hodnotami průměrného výkonu včetně $\bar{P}_{vřet}$ přibližně na hodnoty 1,5 kW, 3 kW a 4,5 kW.



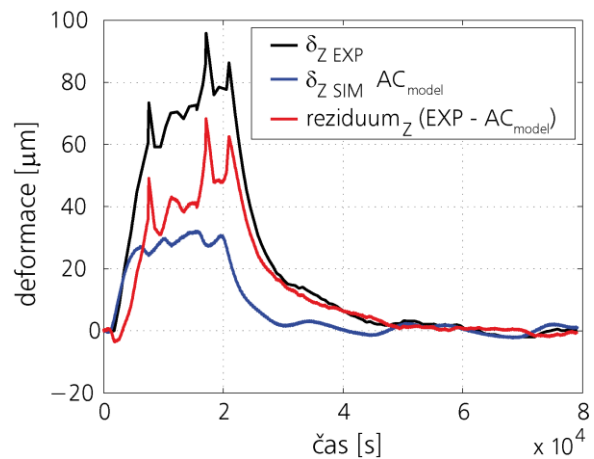
Obr. 99: Experiment s obráběním na vertikálním obráběcím centru.



Obr. 100: Teplotní deformace v ose Z během testu s obráběním s průměrným výkonem včetně $\bar{P}_{vřet}$ 1,5 kW, výsledky AC modelu, [Ho 19].



Obr. 101: Teplotní deformace v ose Z během testu s obráběním s průměrným výkonem včetně $\bar{P}_{vřet}$ 3 kW, výsledky AC modelu, [Ho 19].



Obr. 102: Teplotní deformace v ose Z během testu s obráběním s průměrným výkonem včetně $\bar{P}_{vřet}$ 4,5 kW, výsledky AC modelu, [Ho 19].

V grafech jsou vykresleny naměřené teplotní deformace v místě nástroje (TCP) v ose Z , získané pomocí obrobkové dotykové sondy $\delta_{Z,EXP}$, výsledky AC kompenzačního modelu na principu PF ($\delta_{Z,SIM}$) a jejich rozdíl (tedy *reziduum* _{Z} dle rovnice (21)).

³⁶ Detailnějším popisem experimentů a jejich výsledků se zabývají články [Ho 19], [Ho 20], [Ho 21].

Z grafů pro jednotlivé výkony vřetene $\bar{P}_{vřet}$ je zřejmé, že kvalita aproximace teplotních deformací v ose Z v místě nástroje AC modelem klesá s rostoucím výkonem vřetene $\bar{P}_{vřet}$. V případě výkonu $\bar{P}_{vřet} = 1,5$ kW je maximální odchylka modelu od experimentu *max(reziduum_Z)* (viz červená křivka na Obr. 100) rovna 20 μm a mohla by být ještě akceptovatelná (v závislosti na požadavcích přesnosti výroby). Avšak pro experiment s výkonem vřetene $\bar{P}_{vřet} = 3$ kW činí maximální odchylka již 40 μm (chyba je dvojnásobná) a pro výkon vřetene $\bar{P}_{vřet} = 4,5$ kW je to dokonce 66 μm. Potvrdily se tak závěry z jiných odborných publikací, viz výše.

Vyvstala tak nutnost dlouhodobě se v RCMT zabývat komplexními testy s obráběním³⁷ k zjištění jeho dopadu na teplotní deformace v místě nástroje (potažmo přesnost výroby) a kvalitu aproximace modelů SW teplotní kompenzace při reálném obrábění, aby následně bylo vůbec možné do kompenzačních algoritmů účinky obrábění zahrnout a zvýšit jejich přesnost a platnost. Pro komplexní testy s obráběním byl zvolen pětiosý vertikální stroj, pro který byl vyvinut detailní AC model SW teplotních kompenzací (kap. 4.2.3). Kap. 5.1 dále popisuje tyto komplexní experimenty s obráběním na pětiosém vertikálním centru a jejich výsledky jsou shrnuty v kap. 5.2 (viz též [Ho 22], [Ho 23]). Výsledky experimentů s obráběním jsou posléze použity v kap. 6 jako prostředek pro zahrnutí vlivu obrábění do modelu SW teplotních kompenzací s využitím PF.

5.1 Nastavení experimentů s obráběním na pětiosém vertikálním centru

Veškeré experimenty byly uskutečněny na pětiosém vertikálním centru dle Obr. 70 na str. 80, pro něž byl vyvinut AC model SW teplotních kompenzací pomocí PF (kap. 4.2.3).

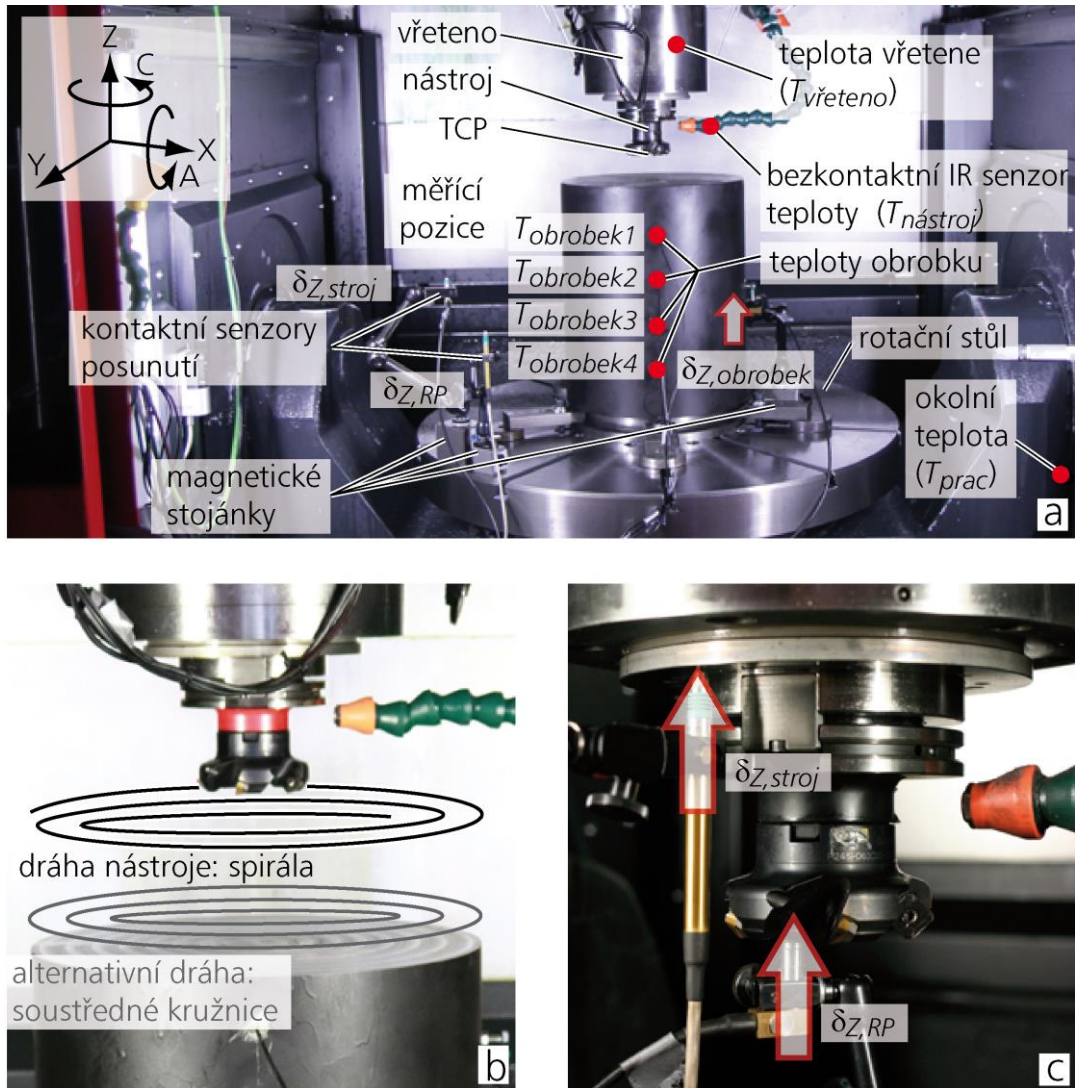
Testy byly realizovány na 3 strojích stejného typu, ale stroje byly vybaveny jinou vřetenovou jednotkou (analýza modelu pro různé typy vřeten je uvedena v kap. 8.2 na str. 141). Nastavení a výsledky experimentů s obráběním však budou zaměřeny především na výsledky s vřetenem, jenž je v kap. 8.2 označené jako „SP1“³⁸ a pro tuto vřetenovou jednotku vznikl i model popsáný v kap. 4.2.3. Na tomto stroji proběhla rozsáhlá série testů se suchým obráběním (čelní frézování), kdy experimenty jsou zaměřeny na identifikaci dopadu řezného procesu na teplotní deformace pouze v ose Z. Celkový pohled na uspořádání experimentu, dráhy nástroje a měřicí pozice je uveden na Obr. 103.

Pětiosé vertikální centrum bylo vybaveno řadou odporových teplotních čidel (Pt100, třída A, 3850 ppm/K) umístěných v blízkosti zdrojů a propadů tepla jako jsou ložiska vřetena, motory pohybových os, chladič okruhy atd. (specifikace je opět v Příloze A). Některé ze zmíněných teplot slouží jako vstupy do kompenzačních modelů (viz kap. 4.2.3). V pracovním prostoru byla navíc měřena teplota vzduchu (T_{prac} , viz Obr. 103). Stroj byl kvůli experimentům s obráběním dále nadstandardně vybaven pyrometrem firmy Optris (typ: CT- SF15-C1, Obr. 104 vlevo). Jedná se o infračervený senzor (tj. senzor na bázi snímání infračerveného spektra, bude dále označován jako IR senzor z angl. *Infrared sensor*) s optickým rozlišením 22:1 [243]³⁹.

³⁷ Různé jiné možnosti kalibračních testů, reflektující vlivy obráběcího procesu, byly diskutovány již v kap. 2.9.4. včetně jejich výhod a nevýhod.

³⁸ Základní parametry vřetena SP1 jsou shrnuty v Tab. 17 na str. 141.

³⁹ Teplota nástroje $T_{nástroj}$ a měřený výkon vřetene $P_{vřet}$ budou použity v kap. 6 jako vstupy do kompenzačního modelu popisující složku od řezného procesu.



Obr. 103: Nastavení experimentu; celkový pohled na pracovní prostor (a), řezný proces (b), měřící pozice (c), [Ho 22].

IR čidlo navíc poskytuje širokou variabilitu díky výběru analogových výstupů, stejně tak i díky různým digitálním rozhraním v boxu s elektronikou (Obr. 104 vpravo). V našem případě byl použit napěťový analogový výstup a přepoččet na teploty byl do vyvíjeného SW zahrnut.



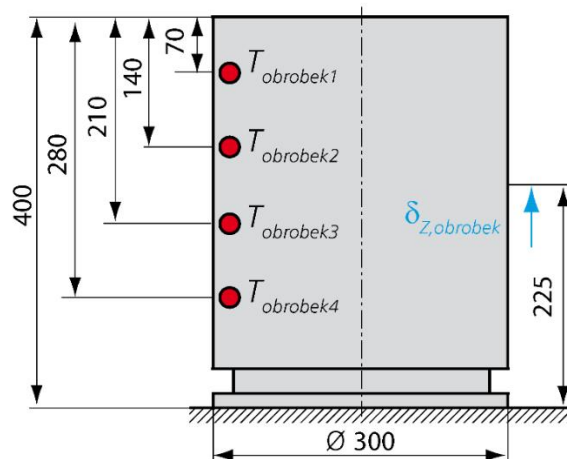
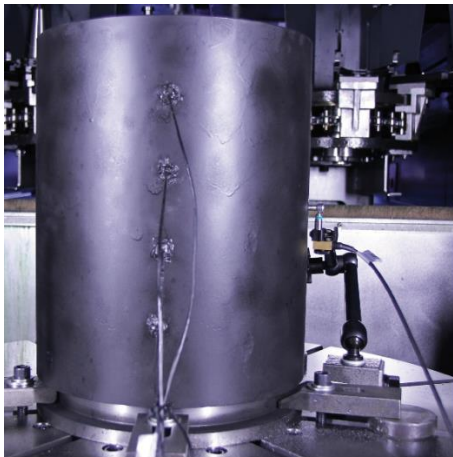
Obr. 104: IR čidlo OPTRIS CT (vlevo), box s elektronikou pro zpracování signálu z IR senzoru (vpravo), [243].

Tímto způsobem je kontinuálně a dostatečně přesně zaznamenána teplota nástroje ($T_{nástroj}$) během zkoušek s obráběním. IR senzor je na vřeteník připevněn pomocí speciálně vyrobeného přípravku a tělo senzoru a kabelu je chráněno flexibilní hadicí nesoucí IR bezkontaktní čidlo teploty. Tato flexibilní hadice je běžně používána pro přívod chladicí kapaliny do místa řezu (detail čidla instalovaného na stroji je na Obr. 105). IR senzor je namířen na válcovou část řezného nástroje (Obr. 105).



Obr. 105: Infračervené (IR) teplotní čidlo pro měření teploty nástroje.

Za účelem bezkontaktního snímání teploty byly použity nástroje (frézy) během testů opatřeny páskou s definovanou emisivitou. Problém se zanášením IR čidla kovovým prachem, který se v průběhu procesu objevoval, lze vyřešit speciálním krytem optiky senzoru z germaniového skla.



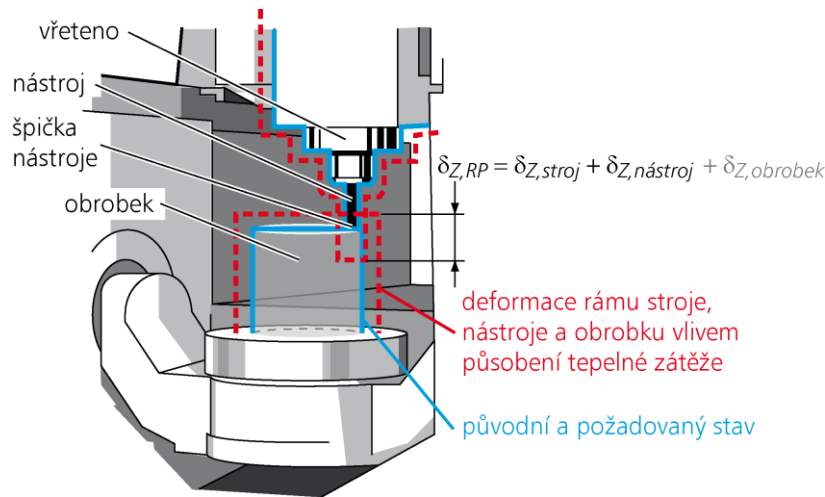
Obr. 106: Schématické umístění odporových teplotních čidel v obrobku a měření deformací obrobku.

Obrobek je ve tvaru válce (Obr. 106). Materiál obrobku je konstrukční ocel nelegovaná s označením ČSN 12 050. Velikost obrobku byla zvolena co největší, aby bylo možné realizovat na jedno upnutí obrobku co nejvíce testů s obráběním. Obrobek byl pro potřeby pořízení termografických snímků před obráběním nastříkán barvou o definované emisivitě $\varepsilon = 0,96$. V průběhu obrábění byly pořizovány termografické snímky jak obrobku, tak nástroje pomocí termovizní kamery FLIR T640.

Do obrobku byly dále připraveny 4 otvory pro vložení 4 odporových teplotních senzorů (Pt100, třída A, 3850 ppm/K). Dále je ve vertikální vzdálenosti 225 mm od desky (viz Obr. 106) měřena teplotní deformace obrobku ve směru strojní osy Z vůči rovině stolu ($\delta_{Z,obrobek}$), měřená kontaktním indukčním snímačem posunutí od švýcarské firmy PETER HIRT, kterou v České republice zastupuje firma MESING, spol. s r. o. [244], specifikace viz Příloha A. Snímač je upnut do magnetického stojánu, který je umístěn na desku stolu. Umístění 4 odporových teplotních čidel a kontaktního indukčního snímače posunutí je patrné z Obr. 103 a Obr. 106. Teploty z těchto senzorů jsou označeny jako $T_{obrobek1}$, $T_{obrobek2}$, $T_{obrobek3}$ a $T_{obrobek4}$. Odporová teplotní čidla jsou zavrtnána 10 mm do hloubky obrobku. S tím, jak se postupně odebírají vrstvy materiálu obrobku během testů, se postupně z obrobku horní teplotní senzory demontují, aby nedošlo k jejich zničení (s ubývajícím obrobkem je třeba demontovat i kontaktní senzor posunutí $\delta_{Z,obrobek}$). Teploty přímo na povrchu

obrobku v místech odporových teplotních senzorů ($T_{obrobek1}$, $T_{obrobek2}$, $T_{obrobek3}$ a $T_{obrobek4}$) je možné získat z termografických snímků.

Snímání teplotních deformací na špičce nástroje ($\delta_{Z,RP}$) a statorové části vřetena ($\delta_{Z,stroj}$) ve směru strojní osy Z bylo realizováno dvojicí indukčních kontaktních senzorů (stejněho typu jako u obrobku, viz výše). Stejně jako v případě měření teplotních deformací obrobku, i zde byly snímače upnuty do magnetických stojánek, které jsou umístěny na desku stolu (Obr. 103). Celkem jsou tedy měřené 3 základní složky teplotní deformace, které určují celkovou teplotní chybu řetězce stroj-nástroj-obrobek při uvažování řezného procesu.



Obr. 107: Schéma teplotních chyb ve směru osy Z během obrábění.

Teplotní chyba (pro zjednodušení pouze chyba v ose Z) naměřená mezi obrobeným povrchem (obrobkem) a špičkou nástroje je obecně složena z těchto tří částí (Obr. 107):

- Deformace rámu stroje $\delta_{Z,stroj}$.
- Deformace nástroje vlivem řezného procesu $\delta_{Z,nástroj}$.
- Deformace obrobku $\delta_{Z,obrobek}$.

Uvedený výčet složek celkové teplotní chyby v místě nástroje (TCP) v ose Z lze přepsat pomocí rovnice (32)

$$\delta_{Z,RP} = \delta_{Z,stroj} + \delta_{Z,nástroj} + \delta_{Z,obrobek} \approx \delta_{Z,AC} + \delta_{Z,nástroj} + \delta_{Z,obrobek} \quad (32)$$

Prvek $\delta_{Z,RP}$ v rovnici (32) označuje deformaci měřenou mezi obrobkem a špičkou nástroje (TCP) během obrábění, $\delta_{Z,stroj}$ je měřená deformace rámu stroje (viz Obr. 103). Složku $\delta_{Z,stroj}$ je možné určit (predikovat) na základě již vyvinutého modelu SW teplotních kompenzací bez obrábění, tzv. AC modelu $\delta_{Z,AC}$ (viz kap. 4.2.3). Tj. dále bude předpokládáno, že $\delta_{Z,stroj} \approx \delta_{Z,AC}$ (tento předpoklad je opodstatněný, jak ukazují výsledky testů na Obr. 111 až Obr. 113, viz dále). Složka $\delta_{Z,nástroj}$ je deformace nástroje v ose Z vlivem jeho ohřevu od řezného procesu. Pro modelování teplotních deformací v místě nástroje je využito opět metody pomocí PF. Vyvinutý model (kap. 6) je soustředěn na první dvě deformační složky v rovnici (32), tedy bez uvažování a řešení vlivu deformace obrobku, tj.

$$\delta_{Z,RP} = \delta_{Z,stroj} + \delta_{Z,nástroj} \approx \delta_{Z,AC} + \delta_{Z,nástroj} \quad (33)$$

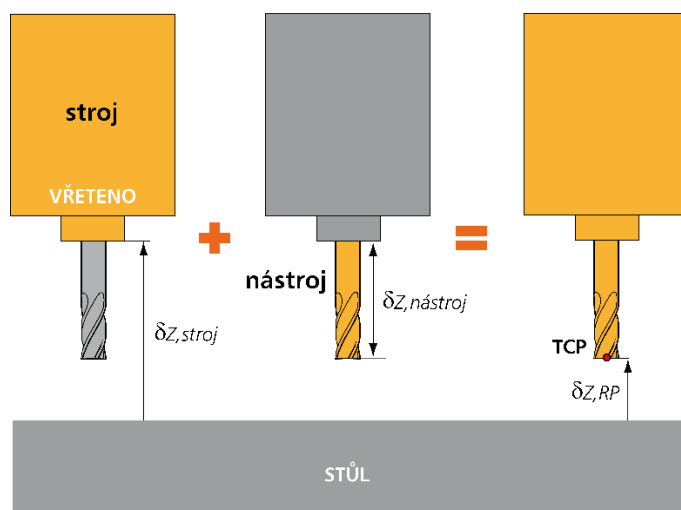
Tímto zjednodušením (neuvažováním vlivu deformace obrobku) je celková deformace $\delta_{Z,RP}$ měřena mezi stolem (nikoli obrobkem), na kterém je obrobek upnut a špičkou nástroje, viz Obr. 103.

Hlavním důvodem je to, že teplotní deformace obrobku $\delta_{Z,obrobek}$ se budou lišit v závislosti na konkrétním obrobku (např. v případě tenkostěnných obrobků může docházet k výrazně větším teplotním deformacím než v případě zvoleného obrobku dle Obr. 106), ale i upnutí obrobku, způsobu obrábění atd. Pro jejich stanovení je nutná kompletní znalost o obrobku, tj. rozměry obrobku (CAD model), materiálové vlastnosti atd., ale i velmi detailní znalost procesu samotného obrábění (plynoucí z programování v CAM systému atd.) a upnutí. V případě experimentálního výzkumu by to vedlo na obrovský počet experimentů a i přesto by zobecnění tohoto přístupu bylo zpochybnitelné (navíc použité měření teplot obrobku během obrábění není v běžné praxi možné). Zahrnutí teplotních deformací obrobku $\delta_{Z,obrobek}$ proto spíše vede na tvorbu virtuálního modelu stroje a obrábění (viz např. [245]). Tyto modely jsou schopny popsat vlivy nesouvisející přímo s teplotním chováním stroje (např. kmitáním v případě tenkých obrobků). V současné době však tyto virtuální modely v sobě nezahrnují generování produkce tepla, sdílení tepla a predikci teplotních deformací celého obrobku. Dalším důvodem zanedbání teplotních deformací obrobku $\delta_{Z,obrobek}$ je i to, že u zkoumaného případu jsou nejmenší složkou teplotní deformace dle (32), jak bude ukázáno v kap. 5.2.

Z rovnice (33) pak můžeme vypočítat i teplotní deformaci nástroje $\delta_{Z,nástroj}$ z 2 měřených složek ($\delta_{Z,RP}$ a $\delta_{Z,stroj}$)

$$\delta_{Z,nástroj} = \delta_{Z,RP} - \delta_{Z,stroj} \quad (34)$$

Výsledná teplotní deformace v místě nástroje (TCP) v ose Z ($\delta_{Z,RP}$) je pak dána superpozicí dle (33), kterou můžeme vyjádřit zjednodušeně i graficky (Obr. 108).



Obr. 108: Využití principu superpozice pro popis vlivu řezného procesu na deformace nástroje.

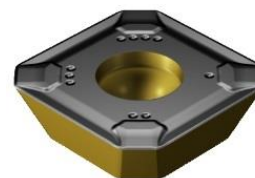
V případě veškerých experimentů se jednalo o čelní frézování za sucha (bez chlazení řeznou kapalinou). Postup provedení testů vlivu řezného procesu na teplotní chování stroje byl pro všechny provedené zkoušky totožný. Počáteční podmínkou spuštění experimentu je ustálený stav stroje s okolním prostředím. Průběh realizovaných testů s obráběním je řízen pomocí vytvořeného NC programu. Start experimentu je zahájen s nástrojem spočívajícím v měřicí pozici (odečet trvá 10 s, měřicí pozice je situována v pracovním prostoru mimo obrobek dle Obr. 103 (c)).

Po odečtení počátečních deformací na špičce nástroje ($\delta_{z,RP}$) a deformace rámu stroje ($\delta_{z,stroj}$) odjíždí nástroj vykonat jeden cyklus obrobení materiálu definovanou axiální hloubkou řezu (čelní frézování obrobku v rovině xy). Po úběru jedné vrstvy materiálu odjíždí nástroj zpět do měřicí polohy pro záznam změny teplotních deformací na špičce nástroje a statoru v ose Z . Jeden cyklus úběru materiálu trvá cca 20 min a celý měřicí cyklus cca 30 s. Tento proces se opakuje až do dosažení přibližné termodynamické rovnováhy stroje s aktivními zdroji a propady tepla (tj. cca 4-5 h). Po ukončení frézovací operace nástroj setrvává v měřicí poloze pro záznam teplotních deformací během fáze chladnutí celého systému pomocí kontaktních snímačů posunutí. Ve fázi chladnutí je stroj ponechán v polohové vazbě. Po teplotním ustálení stroje, nástroje a obrobku s okolím je test ukončen.

Pro prověření vlivu řezného procesu na teplotní chování stroje byly zvoleny tři nástroje s různým průměrem D vhodné pro rozdílné operace hrubování (průměr nástroje $D = 100$ mm), semi-finišování (průměr nástroje $D = 63$ mm) a dokončování (průměr nástroje $D = 25$ mm). Na Obr. 109 je použita pětizubá fréza s průměrem 63 mm. Konkrétně se jedná o frézu SANDVIK CoroMill® 245 [242] (typ: R245-063Q22-12M). Na nástroji byly použity destičky ze slinutého karbidu wolframu. Konkrétně se jedná o destičky CoroMill® 245 (typ: R245-12 T3 M-PH 4230) s povlakem CVD Ti(C,N)+Al₂O₃+TiN [246], viz Obr. 110. Ostatní použité nástroje jsou od stejného výrobce a též řady CoroMill® 245. Byly vykonány výše zmíněné experimenty s drahou nástroje ve tvaru spirály (od vnějšku obrobku po spirále k jeho středu, nástroj odebral jednu vrstvu materiálu o definované hloubce řezu ap.). Cílem bylo, aby nástroj byl pokud možno po celou dobu obrábění konstantně zatěžován (tj. dosažen přibližně konstantní výkon vřetena $P_{vřet}$). K dráze nástroje ve tvaru spirály byl uskutečněn i test nástrojem o průměru $D = 63$ mm s alternativní drahou nástroje: soustředné kružnice (nástroj opisoval soustředné kružnice se zmenšujícím se průměrem až ke středu obrobku po dobu odběru jedné vrstvy materiálu). V místech přejezdu mezi kružnicemi byl však nástroj vystaven násobně větší zátěži než při opisování kružnic.



Obr. 109: Použitá fréza s průměrem 63 mm, [242].



Obr. 110: Destička CoroMill® 245, R245-12 T3 M-PH 4230, [246]

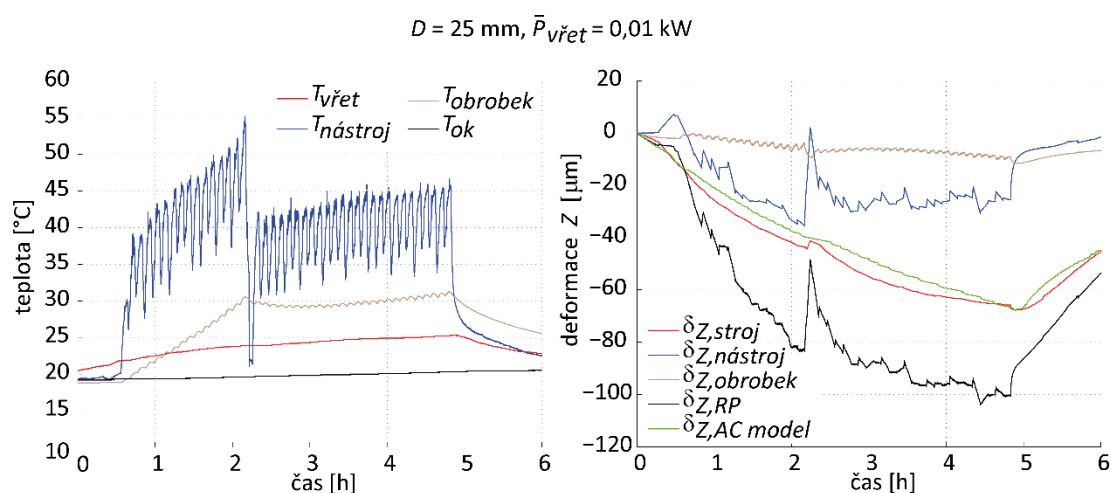
Celkem bylo provedeno 12 testů s čelním frézováním za sucha (dokončovací, semi-finišování a hrubování), aby bylo možné vyhodnotit dopad teplotních deformací obrobku, nástrojů a samotné struktury OS. Zároveň je na základě provedených testů možné posoudit kvalitu odhadu teplotní deformace v místě nástroje (TCP) pomocí AC modelu SW teplotních kompenzací během skutečného obrábění [Ho 23]. Každá fréza ($D = 100$ mm, $D = 63$ mm a $D = 25$ mm) byla použita pro 4 experimenty s obráběním ocelového polotovaru za sucha. Během všech experimentů byly vždy k dispozici 2 identické frézy stejného průměru D . Pokud začalo docházet k nárůstu výkonu vřetena ($P_{vřet}$) během obrábění z důsledku opotřebení nástroje, fréza daného průměru byla vždy vyměněna za stejný typ frézy s novými destičkami (analogický postup jako u experimentů na vertikálním obráběcím centru, který byl zmíněn v úvodu kap. 5). Experimenty se lišily v axiální hloubce řezu a_p (od 0,1 mm do 3 mm). Výsledkem je změna průměrného výkonu vřetena ($\bar{P}_{vřet}$) pro každý experiment a to od 0,006 kW až do 2,5 kW.

Tab. 13: Řezné podmínky během vybraných experimentů s obráběním oceli za sucha.

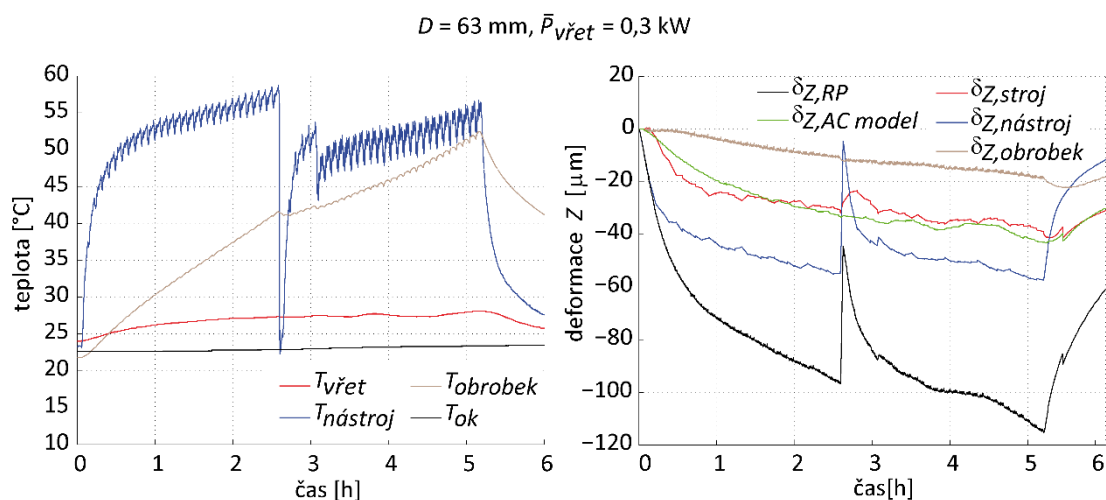
D [mm]	Z_n [1]	a_e [mm]	v_f [mm.min ⁻¹]	n [min ⁻¹]	a_p [mm]	$\bar{P}_{vřet}$ [kW]
25	3	18,75	764	2546	0,5	0,01
63	5	31,5	758	758	1,5	0,3
100	7	50	668	477	1,5	2,1

5.2 Výsledky experimentů s obráběním

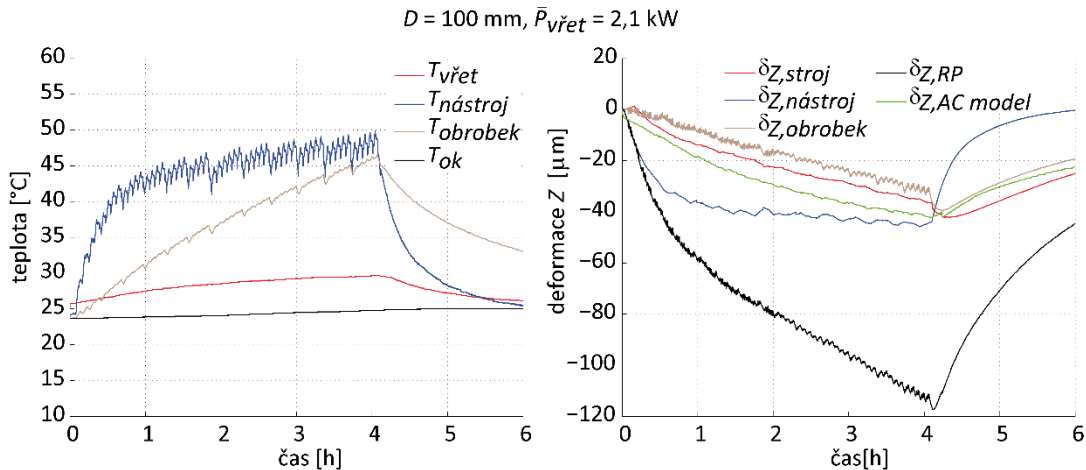
Dále je pro každý proces (dokončovací, semi-finišování a hrubování) vybrán jeden test jako zástupce. Řezné podmínky pro vybrané testy jsou v Tab. 13. Na těchto testech bude provedena další analýza.



Obr. 111: Teploty (vlevo), měřené teplotně vyvolané deformace struktury OS, řezného nástroje a obrobku ve směru Z a predikce AC modelem během dokončování (vpravo), [Ho 23].



Obr. 112: Teploty (vlevo), měřené teplotně vyvolané deformace struktury OS, řezného nástroje a obrobku ve směru Z a predikce AC modelem během semi-finišování (vpravo), [Ho 23].



Obr. 113: Teploty (vlevo), měřené teplotně vyvolané deformace struktury OS, řezného nástroje a obrobku ve směru Z a predikce AC modelem během hrubování (vpravo), [Ho 23].

Vybrané experimentální výsledky dopadu řezného procesu na teplotně vyvolané deformace OS, nástroje a obrobku při čelním frézování oceli za sucha jsou znázorněny na Obr. 111 až Obr. 113. Levé grafy zobrazují časový průběh vybraných teplot. Ty se používají buď jako vstupy do kompenzačního algoritmu na bázi PF (viz kap. 6) nebo blíže charakterizují teplotní stav celé soustavy stroj-nástroj-obrobek a jeho okolí (zobrazená teplota obrobku $T_{obrobek}$ je měřena teplotním čidlem označeným jako $T_{obrobek4}$ dle Obr. 106, jelikož ta byla měřena během všech testů).

Pravý graf zobrazuje měřené teplotně vyvolané deformace struktury OS $\delta_{Z,stroj}$ (červené křivky), teplotní deformace řezného nástroje $\delta_{Z,nástroj}$ (modré křivky, spočteno z rovnice (34) z měřených teplotních deformací $\delta_{Z,stroj}$ a $\delta_{Z,RP}$ dle Obr. 103) a měřené teplotní deformace obrobku $\delta_{Z,obrobek}$ (hnědé křivky, měřeno kontaktním indukčním snímačem posunutí dle Obr. 106) během dokončování ($\bar{P}_{vřet} = 0,01$ kW, Obr. 111), semi-finišování ($\bar{P}_{vřet} = 0,3$ kW, Obr. 112) a hrubování ($\bar{P}_{vřet} = 2,1$ kW, Obr. 113). Dále grafy vpravo (Obr. 111 až Obr. 113) znázorňují měřenou teplotní deformaci $\delta_{Z,RP}$ mezi TCP a deskou stolu (černé křivky, měřené dle Obr. 106) a predikci teplotních deformací struktury OS v ose Z pomocí AC modelu na principu PF $\delta_{Z,AC}$ (zelená křivka, výpočet dle modelu z kap. 4.2.3).

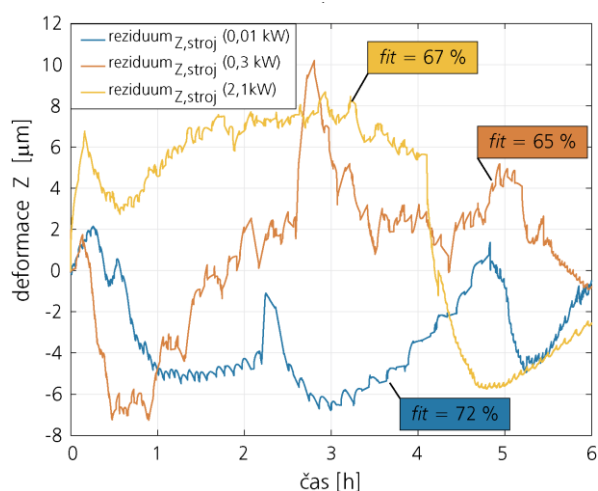
Jak bylo popsáno výše, AC model by měl predikovat pouze část celkové teplotní chyby $\delta_{Z,RP}$ v TCP během obrábění, což jsou teplotně vyvolané deformace struktury stroje $\delta_{Z,stroj}$ (červené křivky v grafech na Obr. 111 až Obr. 113). Představu o kvalitě aproximace této složky deformace pomocí AC modelu na bázi PF během čelního frézování ocelového obrobku za sucha můžeme získat porovnáním zelených křivek s červenými křivkami na Obr. 111 až Obr. 113.

Kvalitu aproximace měřených teplotních deformací stroje $\delta_{Z,stroj}$ pomocí AC modelu můžeme též vyjádřit modifikací rovnice (21) pro **reziduum** jako

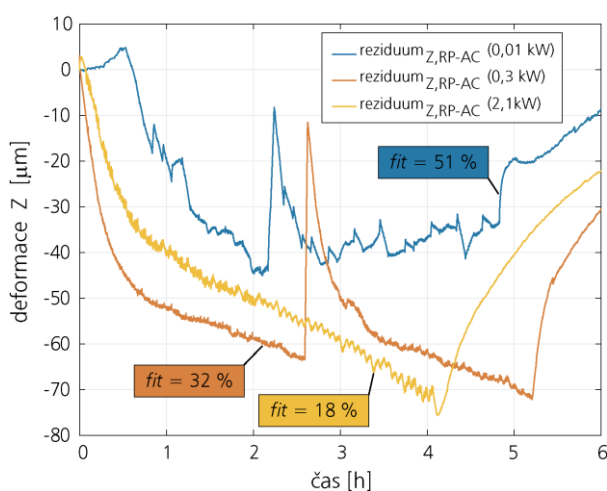
$$\text{reziduum}_{Z,stroj} = \delta_{Z,stroj} - \delta_{Z,AC} \quad (35)$$

Průběhy **reziduum** $_{Z,stroj}$ jsou pro všechny 3 testy s obráběním vykresleny na Obr. 114 (hodnota *fit* dle rovnice (19) je od 65 % do 72 %, viz též Obr. 114.).

Z grafu na Obr. 114 je patrné, že **reziduum** $_{Z,stroj}$ se pohybuje v malém rozsahu (-8, 11) μm , což jsou velmi podobné hodnoty jako u předchozích případů diskutovaných v kap. 4.2. V kap. 4.2 však AC modely predikují přímo teplotní deformace na špičce nástroje, kterou představuje špička měřícího trnu (viz uspořádání kalibračních testů na Obr. 49 na str. 54).



Obr. 114: Graf zobrazující $\text{reziduum}_{Z, \text{stroj}}$ během 3 testů s obráběním oceli za sucha.

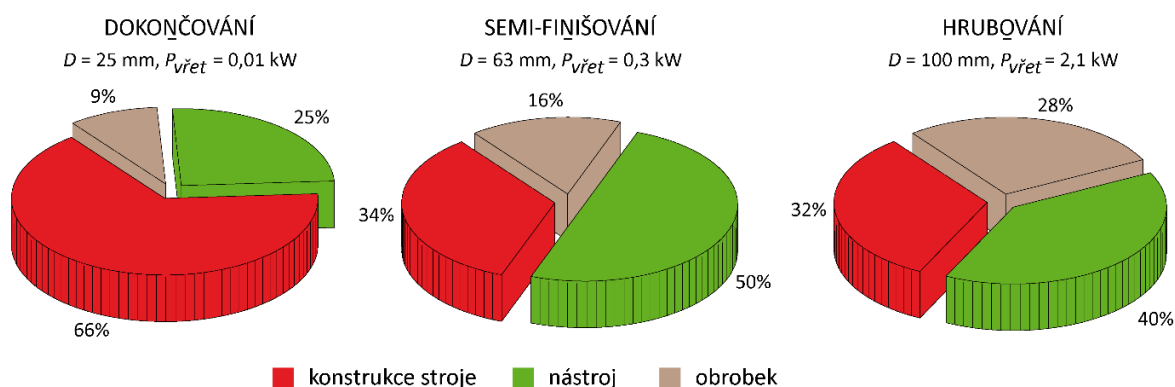


Obr. 115: Graf zobrazující $\text{reziduum}_{Z, \text{RP-AC}}$ během 3 testů s obráběním oceli za sucha.

V případě aplikace AC modelu přímo na teplotní deformace v ose Z v TCP $\delta_{Z, \text{RP}}$ je zřejmé, že bude docházet ke značným odchylkám v jejich predikci. Tato situace je zobrazena na Obr. 108, kde jsou průběhy $\text{reziduum}_{Z, \text{RP-AC}}$ pro jednotlivé testy spočtené dle

$$\text{reziduum}_{Z, \text{RP-AC}} = \delta_{Z, \text{RP}} - \delta_{Z, \text{AC}} \quad (36)$$

Z grafu na Obr. 115 plyne, že chyba predikce teplotních deformací v TCP ($\delta_{Z, \text{RP}}$) se zvětšuje s rostoucím výkonem vřetena během testu. To potvrzuje též klesající hodnota *fit*, jež je také zobrazena na Obr. 115. Hodnota *fit* se snižuje z 51 % (pro experiment s $\bar{P}_{\text{vřet}} = 0,01$ kW) až na 18 % (experiment s $\bar{P}_{\text{vřet}} = 2,1$ kW). Přičemž maximální odchylka predikce AC modelu a měřených teplotních deformací v TCP ($\delta_{Z, \text{RP}}$) je až 75 μm . Jsou tak potvrzeny stejné závěry jako z experimentů na vertikálním obráběcím centru, které byly prezentovány v úvodu kap. 5.



Obr. 116: Poměry změřených teplotních deformací v ose Z stroje, nástroje a obrobku během suchého obrábění pro 3 testy, [Ho 23].

Z experimentů s obráběním na pětiosém vertikálním centru je dále možné získat i informace o tom, která složka teplotních deformací (stroj, nástroj, obrobek) má nejvýznamnější dopad na výslednou přesnost obrábění. Příklad takovéto analýzy pro 3 vybrané testy se suchým obráběním (viz výše) je na Obr. 116. Samozřejmě získané poměry budou ovlivněny typem obrobku a dalšími vlivy (viz výše).

Poměry teplotní deformací v ose Z se pro jednotlivé testy liší. V případě dokončování ($\bar{P}_{vřet} = 0,01$ kW) je nejvýznamnější složkou teplotní posunutí konstrukce stroje $\delta_{Z,stroj}$ (66 %, Obr. 116 vlevo), ta je následována teplotním posunutím nástroje $\delta_{Z,nástroj}$ (25 %), nejmenší složkou je teplotní posunutí obrobku $\delta_{Z,obrobek}$. Teplotní posunutí obrobku $\delta_{Z,obrobek}$ jsou obecně nejmenší složkou ve všech 3 uvedených případech (Obr. 116). To byl jeden z důvodů, proč není tato složka v modelu uvažována, jak bylo diskutováno výše (kap. 5.1).

V případě semi-finišování ($\bar{P}_{vřet} = 0,3$ kW) je však již největší složkou teplotní posunutí nástroje $\delta_{Z,nástroj}$ (50 %, Obr. 116 uprostřed) a to samé platí i v případě hrubování s $\bar{P}_{vřet} = 2,1$ kW (40 %, Obr. 116 vpravo). Rozdíl mezi semi-finišováním a hrubováním ($\bar{P}_{vřet} = 2,1$ kW) je pak zejména v nárůstu teplotních deformací obrobku a to z 16 % (semi-finišování, Obr. 116 - uprostřed) na 28 % (hrubování, Obr. 116 vpravo).

V Tab. 14 jsou pak ještě shrnuty maximální hodnoty teplotních posunutí v ose Z v μm jednotlivých složek a jejich součty (výsledné teplotní posunutí v ose Z v místě nástroje).

Tab. 14: Maximální teplotní posunutí stroje, nástroje a obrobku během 3 testů (suché obrábění), [Ho 23].

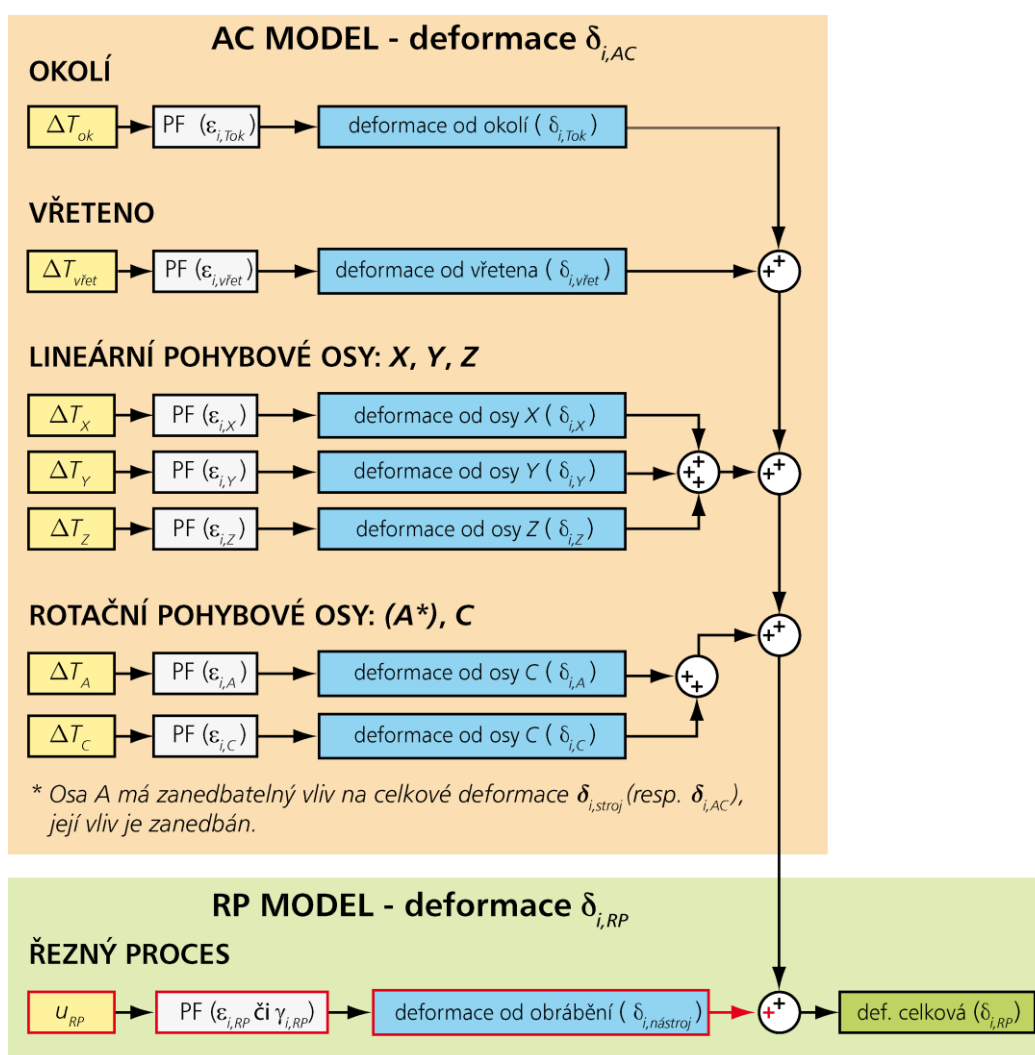
Teplotní posunutí [μm]	Dokončování $\bar{P}_{vřet} = 0,01$ kW	Semi-finišování $\bar{P}_{vřet} = 0,3$ kW	Hrubování $\bar{P}_{vřet} = 2,1$ kW
Konstrukce stroje ($\delta_{Z,stroj}$)	66	39	36
Nástroj ($\delta_{Z,nástroj}$)	25	50	45
Obrobek ($\delta_{Z,obrobek}$)	10	18	31
Celkové posunutí v TCP ($\delta_{Z,RP}$)	100	114	112

Následující kap. 6 se zabývá stavbou modelu SW teplotních kompenzací pomocí PF se zahrnutím vlivu obrábění využitím principu superpozice dle (33).

6 Zahrnutí vlivu obrábění do SW teplotní kompenzace pro pětiosé vertikální centrum

Výsledky z kap. 5.2 potvrdily, že AC model SW teplotních kompenzací dobře aproximuje teplotní deformace rámu stroje $\delta_{Z, stroj}$ během experimentů s obráběním s dostatečnou přesností (tj. první složku z rovnice (33) na str. 103).

Druhou složkou v rovnici (33) je deformace nástroje v ose Z (tj. $\delta_{Z, nástroj}$) vlivem jeho ohřevu během řezného procesu. Dále se zaměříme, jak tuto složku ($\delta_{Z, nástroj}$) zahrnout do již existující struktury AC modelu SW teplotních kompenzací pro pětiosé vertikální centrum (viz Obr. 71 na str. 81). Rozšíření AC modelu o tuto složku s využitím principu superpozice je na schématu modelu na Obr. 117. Tento sdružený model, jenž rozšiřuje AC model i o účinek od řezného procesu (RP), bude dále označován jako „RP model“.



Obr. 117: Zahrnutí vlivu obrábění do již existujícího AC modelu SW teplotních kompenzací pětiosého obráběcího centra, RP model.

V části RP modelu ve schématu Obr. 117 je uveden obecný vstup U_{RP} (viz (13)) do PF ($\epsilon_{i, RP}$ či $\gamma_{i, RP}$) dle značení v Tab. 5 na str. 49) pro popis účinku řezného procesu na teplotní deformace nástroje $\delta_{i, nástroj}$. Obecně však v RP části modelu může být i více PF s různými vstupy. Např. další PF pro popis

teplotních deformací obrobku $\delta_{Z,obrobek}$, který však není ve vyvíjeném modelu uvažován (viz kap. 5.1), atd. Model v kap. 6 je zaměřen výhradně na predikci teplotních deformací v ose Z (takto byly i koncipovány experimenty popsané v kap. 5.1). Dopad řezného procesu v ostatních strojních osách lze předpokládat výrazně nižší, jak také ukázaly experimenty s obráběním na vertikálním obráběcím centru (kap. 5), kdy byly pomocí dotykové sondy nájezdem na měřicí hranol (Obr. 97) měřeny teplotní deformace v TCP ve 3 strojních osách X , Y a Z . Bez uvažování teplotních deformací $\delta_{Z,obrobek}$ bude pro predikci teplotních deformací v místě nástroje v ose Z ($\delta_{Z,RP}$) při obrábění tedy platit rovnice (33). A po provedené analýze bude dále předpokládáno

$$\delta_{Z,RP} = \delta_{Z,AC} + \delta_{Z,nástroj} \quad (37)$$

6.1 Tvorba kompenzačního algoritmu se zahrnutím vlivu obrábění

Pro vhodný popis složky RP modelu $\delta_{Z,nástroj}$ v rovnici (37) byly dále testovány 3 různé přístupy modelování, dva pomocí PF dle schématu na Obr. 117 a jeden bez využitím PF, detailně viz [Ho 22]. V prvním případě (*model A*) je teplotního chování stroje s uvažováním řezného procesu vyjádřeno jednoduchou rovnicí (41)

$$\delta_{Z,RP \text{ model A}} = \delta_{Z,AC} + \delta_{Z,AC} \cdot K_{RP} = \delta_{Z,AC} \cdot (1 + K_{RP}), \text{ kde } K_{RP} = 1. \quad (38)$$

Tento *model A* aproximuje zmíněné chování pouhým zesílení AC modelu SW teplotních kompenzací a to experimentálně získanou konstantou $K_{RP} = 1$, viz (Obr. 118).

V druhém případě (*model B*) je jako buzení deformační odezvy $\delta_{Z,nástroj}$ použit měřený výkon vřetena $P_{vřet}$ získaný z řídicího systému stroje, viz rovnice (39)

$$\delta_{Z,RP \text{ model B}} = \delta_{Z,AC} + \delta_{Z,nástroj \text{ model B}} = \delta_{Z,AC} + (P_{vřet} \cdot \gamma_{Z,RP}) \cdot k_D, \quad (39)$$

kde $\gamma_{Z,RP}$ je DPF (viz Tab. 5 na str. 49) pro popis složky RP modelu $\delta_{Z,nástroj}$ a k_D je experimentálně zjištěný koeficient pro různé průměry nástroje D , viz dále. V posledním případě (*model C*) je jako buzení deformační odezvy $\delta_{Z,nástroj}$ použita bezkontaktně měřená teplota nástroje (resp. její teplotní rozdíl $\Delta T_{nástroj}$) pomocí IR čidla, viz rovnice (40)

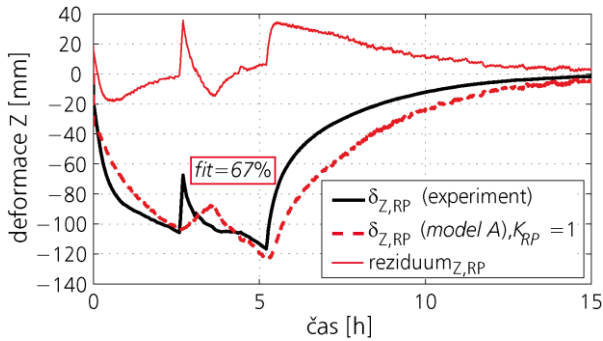
$$\delta_{Z,RP \text{ model C}} = \delta_{Z,AC} + \delta_{Z,nástroj \text{ model C}} = \delta_{Z,AC} + \Delta T_{nástroj} \cdot \epsilon_{Z,RP}, \quad (40)$$

kde $\epsilon_{Z,RP}$ je TDPF (viz Tab. 5 na str. 49) pro popis složky RP modelu $\delta_{Z,nástroj}$.

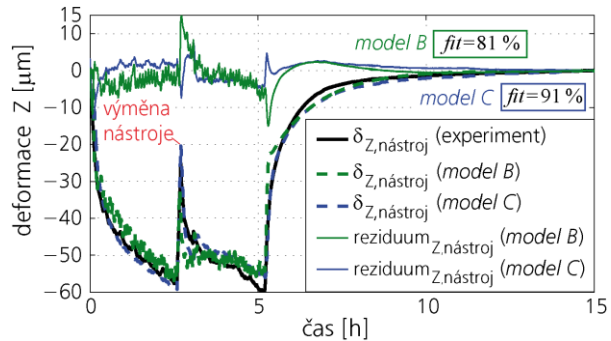
Všechny 3 modely pro $\delta_{Z,nástroj}$ (38) až (40) byly identifikovány na základě experimentu s obráběním s nástrojem o průměru $D = 63$ mm a průměrným výkonem vřetena $\bar{P}_{vřet} = 0,3$ kW.

Identifikace *modelu A* dle (38) je na Obr. 118, identifikace PF $\gamma_{Z,RP}$ a $\epsilon_{Z,RP}$ z rovnic (39) a (40) je na Obr. 119. Na Obr. 118 jsou zobrazeny měřené teplotní deformace v místě nástroje $\delta_{Z,RP}$, jejich aproximace *modelem A* dle (38) a kvalita aproximace měřených teplotních deformací stroje $\delta_{Z,RP}$ *modelem A* pomocí *reziduum* $\delta_{Z,RP}$ vypočteného dle (21). Hodnota *fit* dle rovnice (19) je 67 %.

Na Obr. 119 jsou zobrazeny teplotní deformace nástroje $\delta_{Z,nástroj}$ spočtené z (34) z měřených teplotních deformací $\delta_{Z,stroj}$ a $\delta_{Z,RP}$, jejich aproximace *modelem A* a *modelem B* a kvalita aproximace teplotních deformací nástroje $\delta_{Z,nástroj}$ těmito RP modely pomocí *reziduum* $\delta_{Z,nástroj}$.



Obr. 118: Identifikace RP modelu A ($\delta_{Z,RP}$ model A) na základě kalibračního testu s obráběním pro nástroj $D=63$ mm a výkon vřetena $\bar{P}_{vřet} = 0,3$ kW, [Ho 22].



Obr. 119: Identifikace složky $\delta_{Z,nástroj}$ RP modelu B a modelu C na základě kalibračního testu s obráběním pro nástroj $D=63$ mm a výkon vřetena $\bar{P}_{vřet} = 0,3$ kW, [Ho 22].

Hodnota *fit* dle rovnice (19) pro popis složky $\delta_{Z,nástroj}$ je v případě *modelu B* rovna 81 % a pro *model C* je *fit* = 91 %. Dosadíme-li takto identifikované složky $\delta_{Z,nástroj}$ pro *model B* a *model C* do rovnice (37) vypočteme tak predikci $\delta_{Z,RP}$ pro *model B* a *model C*. Poté je hodnota *fit* pro *model B* rovna 90 % a pro *model C* je *fit* = 92 % viz souhrnná Tab. 17 v kap. 6.3. Následující Tab. 15 shrnuje parametry identifikovaných PF použitých v rovnicích (39) a (40).

Tab. 15: Koeficienty identifikovaných PF pro RP model teplotních chyb pětiosého vertikálního centra.

PF	a_0 [$\mu\text{m}\cdot\text{K}^{-1}$]	a_1 [$\mu\text{m}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]	a_2 [$\mu\text{m}\cdot\text{s}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$]	b_0 [-]	b_1 [s^1]	b_2 [s^2]
$\varepsilon_{Z,RP}$	-0,4099	0,1057	0,2872	1	-0,2835	-0,7063
	a_0 [$\mu\text{m}\cdot\text{W}^{-1}$]	a_1 [$\mu\text{m}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{W}^{-1}$]	a_2 [$\mu\text{m}\cdot\text{s}^{-2}\cdot\text{W}^{-1}$]	b_0 [-]	b_1 [s^1]	b_2 [s^2]
$\gamma_{Z,RP}$	-1,3928	1,3923	0	1	-1,9855	0,9855

6.2 Výsledky modelů a porovnání se strojem bez SW teplotní kompenzace

Identifikované RP modely v kap. 6.1 byly následně aplikovány na sérii realizovaných experimentů s obráběním (viz kap. 5.1). Z aplikace identifikovaného *modelu B* na ostatní experimenty s obráběním s různými průměry nástroje D vyplynulo, že zaznamenávaný výkon vřetena $P_{vřet}$ není lineární s naměřenými teplotními deformacemi při použití různých nástrojů o různých průměrech D . Experimentálně získaný koeficient $k_D = 1$ (z kalibračního testu s nástrojem o průměru $D = 63$ mm) lze použít (při zachování poměrně dobré aproximační kvality) i pro průměr nástroje průměr $D = 25$ mm, avšak pro průměr $D = 100$ mm je třeba experimentálně stanovit jinou hodnotu k_D , konkrétně $k_D = 0,4$. Toto je důvod, proč je člen příslušející aproximaci deformaci nástroje v rovnici (39) násoben experimentálně zjištěným koeficientem k_D . *Model B* tedy vyžaduje více kalibračních měření pro různé nástroje (různé průměry D). To je velká nevýhoda *modelu B* a v praxi je aplikace takového typu modelu pravděpodobně nereálná.

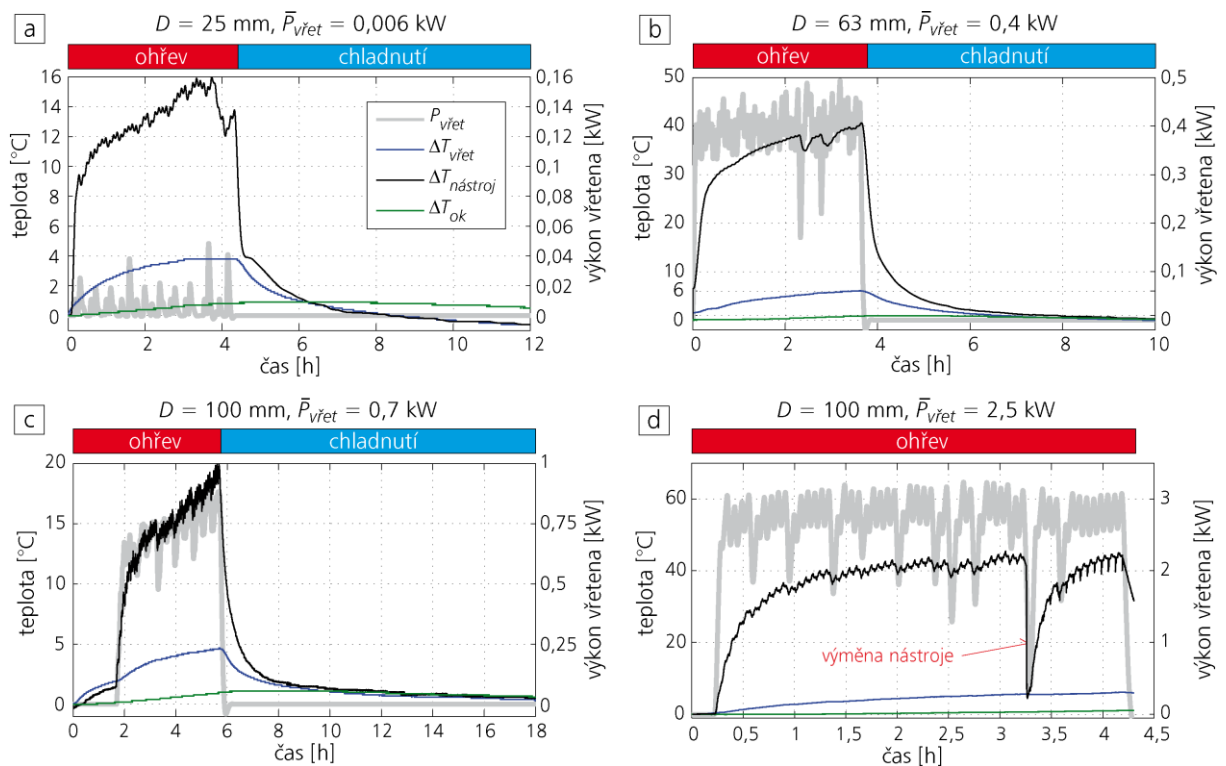
Dále budou detailněji zpracovány 4 vybrané experimenty s obráběním, jejichž řezné podmínky jsou shrnuty v Tab. 16. Souhrnné výsledky všech testů s obráběním jsou pak diskutovány v kap. 6.3. Jsou vybráni 4 zástupci z celé série experimentů přes celý rozsah testovaných výkonů vřetena $\bar{P}_{vřet}$ (tj. 0,006 kW až do 2,5 kW) a dále pro různé průměry nástroje D (viz Tab. 16). Experiment s nejmenším výkonem vřetena $\bar{P}_{vřet} = 0,006$ kW je zástupcem dokončovacích operací, další test se

stejným průměrem nástroje D (63 mm), který byl použit i pro kalibraci všech RP modelů, lze zařadit do oblasti semi-finišování a 2 poslední testy jsou zástupci hrubovacích operací (jedním z nich je i test s nejvyšším testovaným výkonem vřetena $\bar{P}_{vřet} = 2,5$ kW).

Tab. 16: Řezné podmínky pro vybrané verifikační experimenty s obráběním oceli za sucha.

D [mm]	z_n [1]	a_e [mm]	v_f [mm.min ⁻¹]	n [min ⁻¹]	a_p [mm]	$\bar{P}_{vřet}$ [kW]
25	3	18,75	764	2546	0,1	0,006
63	5	31,5	758	758	2,5	0,4
100	7	50	668	477	0,6	0,7
100	7	50	668	477	3	2,5

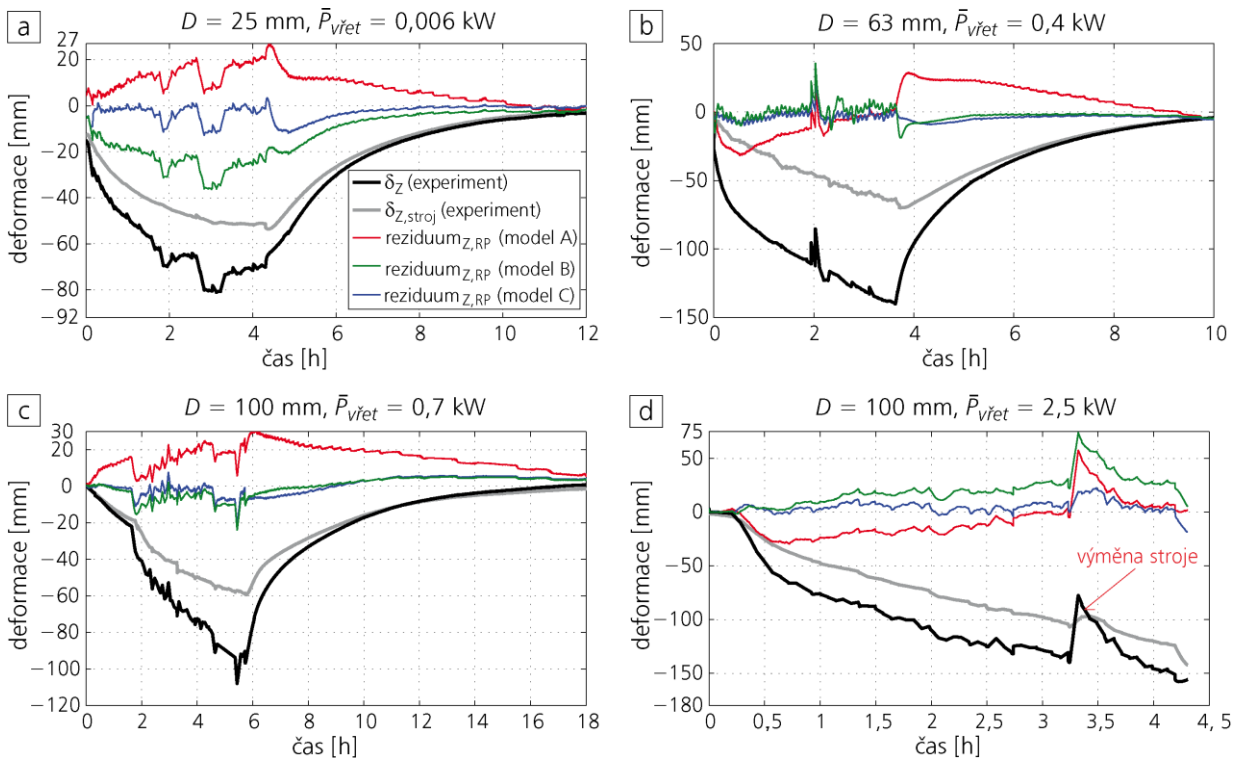
Jedním z cílů porovnání jednotlivých verifikačních testů s obráběním je posouzení schopnosti jednotlivých RP modelů linearizovat zkoumaný teplotní problém související s obráběním a vyhodnocení dosahované přesnosti (robustnosti) těchto RP modelů SW teplotních kompenzací při odlišných řezných podmínkách.



Obr. 120: Měřené vstupy do RP modelů během verifikačních testů s obráběním; dokončování (a), semi-finišování (b), hrubování (c) a (d), [Ho 22].

Měřené vstupy do RP modelů během 4 verifikačních testů s obráběním dle Tab. 16 jsou v grafech na Obr. 120 (a) – dokončování, Obr. 120 (b) – semi-finišování a hrubování – Obr. 120 (c) a (d). Naměřené teplotní deformace v TCP ve směru osy Z ($\delta_{Z,RP}$, černé křivky) a změřené teplotní deformace stroje (statorové části vřetena) ve směru Z ($\delta_{Z,stroj}$, šedivé křivky) během těchto 4 verifikačních testů jsou znázorněny na Obr. 120 (a) – dokončování, Obr. 120 (b) – semi-finišování a hrubování – Obr. 120 (c) a (d). Grafy na Obr. 121 dále uvádějí reziduální deformace v ose Z ,

získané odečtem měřené a simulované teplotní deformace v TCP ve směru osy Z $\delta_{Z,RP}$ pro *model A* až *model C* (tj. *reziduum_{Z,RP}*) pro jednotlivé testy.

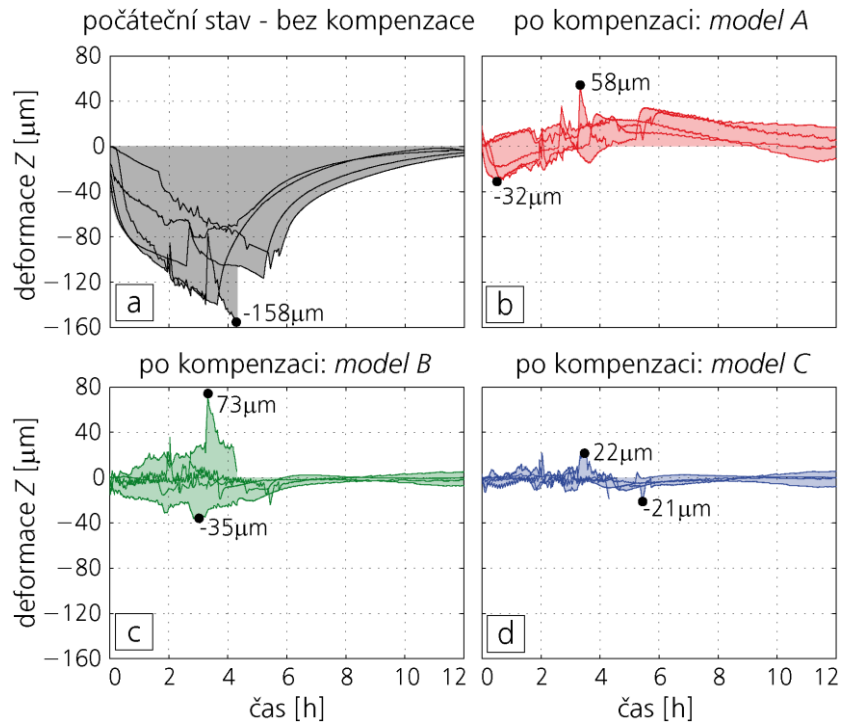


Obr. 121: Výsledky verifikačních testů; dokončování (a), semi-finišování (b), hrubování (c) a (d), [Ho 22].

6.3 Diskuze nad výsledky

Vizualizace dosažených výsledků jednotlivými kompenzačními RP modely teplotních chyb (*model A* až *model C*) je uvedena na Obr. 122. Uvedené grafy obsahují všech 12 provedených měření s přítomností obrábění (hrubování, semi-finišování a dokončování) promítnutá přes sebe. Zvýrazněná plocha v jednotlivých grafech udává maximální pásmo stavu teplotních deformací v TCP v ose Z ($\delta_{Z,RP}$) bez kompenzace a po aplikaci všech RP modelů. Z výsledků aplikace RP modelu na bázi PF na data získaná během obrábění je možné učinit následující závěry:

- Z aplikace *modelu A* jasně vyplývá, že podíl řezného procesu na celkové deformaci je minimálně 50 % za podmínek blízkých těm, které panovaly během realizovaných experimentů s obráběním. *Model A* má nejhorší kvalitu aproximace ze všech testovaných RP modelů SW teplotních kompenzací.
- Struktura *modelu B* má své jasné limity v aplikaci na dokončovací operace, kde budící veličina (měřený výkon vřetena $P_{vřet}$) je velmi nízká a není možné s její pomocí věrohodně odhadnout teplotní deformace nástroje v ose Z ($\delta_{Z,nástroj}$), vyvolané vlivem řezného procesu.
- Struktura *modelu C* na naměřená data ze zkoušek s obráběním vykazuje nejlepší aproximační kvalitu ze všech testovaných RP modelů. Teplota nástroje $T_{nástroj}$ se jeví jako vhodný vstup do kompenzačního algoritmu teplotních chyb a lze ho integrovat do OS.
- Hodnoty *fit*, maximální rozdíly z *reziduum_{Z,RP}* pro 4 verifikační testy a test s obráběním, který byl použit pro kalibraci RP modelů (řádek je zvýrazněn modře), jsou shrnuty v Tab. 17 (v případě stroje bez SW teplotní kompenzace je na místo *reziduum_{Z,RP}* použit maximální rozdíl měřených teplotních deformací v TCP).



Obr. 122: Dosažené výsledky jednotlivých RP modelů pro všechny experimenty s obráběním a jejich porovnání s nekompenzovaným stavem pětiosého vertikálního centra, [Ho 22].

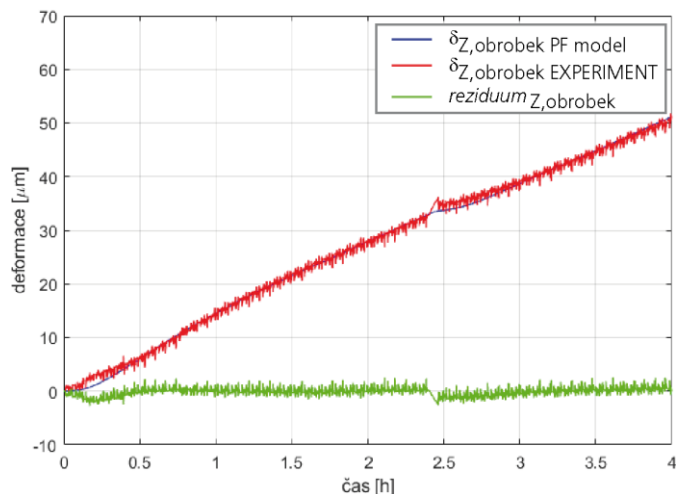
Tab. 17: Kvalita aproximace teplotních deformací v místě nástroje během obrábění pro jednotlivé RP modely, [Ho 22].

D [mm]	P_{spindle} [kW]	fit [%]			max(reziduum _{Z,RP})-min(reziduum _{Z,RP}) [μm]			
		A	B	C	bez kompensace	A	B	C
25	0,006	65	49	86	81	27	36	15
63	0,3	67	90	92	116	61	21	10
63	0,4	76	87	86	140	52	29	14
100	0,7	48	84	85	97	32	20	18
100	2,5	54	72	81	158	86	74	41
Průměr fit [%]		62	76	86	118	51	36	20

Vliv obrobku

V provedené analýze nebyla uvažována teplotní deformace obrobku ($\delta_{Z,\text{obrobek}}$), která má na výslednou teplotní chybu další negativní účinek (viz diskuze v kap. 5.1). Predikci teplotních deformací obrobku ve směru osy Z je však opět možné superponovat (dle (32)). V [247] byly zpracovány experimenty s obráběním na zkoumaném pětiosém multifunkčním centru (viz kap. 5.1 a kap. 5.2). Měřené teploty v obrobku (Obr. 106 na str. 102) zde byly použity jako vstupy do modelu pro popis teplotních deformací obrobku ve směru osy Z ($\delta_{Z,\text{obrobek}}$). Výsledky v [247] potvrzují, že lze s výhodou opět použít modelování s využitím PF, viz Obr. 123.

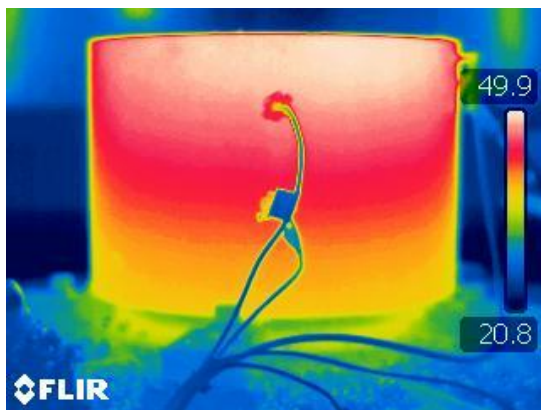
Problémem, jak bylo zdůrazněno již výše, je však nutnost měření teplot obrobku během obrábění, což není v běžné praxi možné. Situace byla navíc zkoumána jen na velmi zjednodušeném tvaru obrobku. U složitějších obrobků bude predikce teplotních chyb komplikovanější (roli bude hrát např. upnutí obrobku, zvolený způsob obrábění atd.). Výrobní chyby některých obrobků mohou být také silně ovlivněny faktory, které nesouvisí s teplotním chováním stroje (např. kmitáním v případě tenkých obrobků, apod.).



Obr. 123: Aproximace teplotních deformací obrobku ve směru osy Z pomocí PF modelu, [247].

Vliv procesní kapaliny

Kromě testů s obráběním za sucha byly okrajově provedeny i testy za mokra. Cílem bylo posoudit vliv chlazení pomocí procesní kapaliny na teplotní deformace celého systému stroj-nástroj-obrobek. Tedy rozdíl mezi suchým a mokřím obráběním. Porovnání bude provedeno pro experiment s obráběním, který byl použit pro kalibraci RP modelů v kap. 6.1 (řezné podmínky tohoto testu s průměrem nástroje $D = 63$ mm a $\bar{P}_{vřet} = 0,3$ kW jsou shrnuty v Tab. 18 na str. 106). Příklad teplotního pole obrobku pořízeného termovizní kamerou FLIR na konci výše zmíněného experimentu se suchým obráběním je na Obr. 124 a v případě mokrého obrábění na Obr. 125.



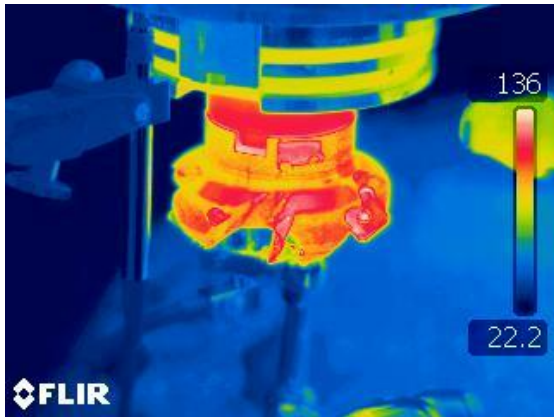
Obr. 124: Příklad teplotního pole obrobku na konci experimentu se suchým obráběním.



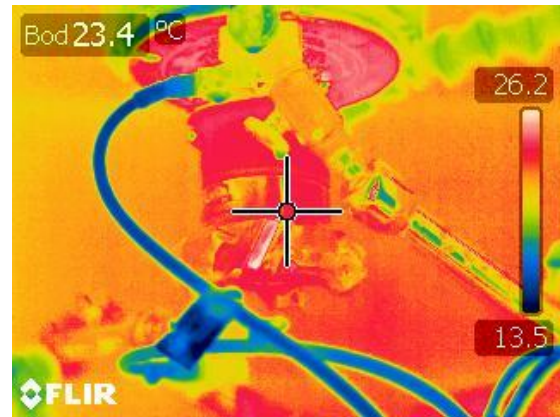
Obr. 125: Příklad teplotního pole obrobku na konci experimentu s mokřím obráběním.

Jak je z porovnání Obr. 124 a Obr. 125 patrné, teplotní pole obrobku při mokřím obrábění je teplotně podstatně vyrovnanější než v případě suchého obrábění a teploty obrobku jsou podstatně nižší než v případě suchého obrábění. Obdobná situace je i u teplotního pole nástroje (Obr. 126 a Obr. 127).

V případě porovnání teplotních deformací v místě nástroje v ose Z $\delta_{Z,RP}$ je rozdíl mezi suchým a mokřím obráběním při zachování stejných technologických parametrů zobrazen na Obr. 128.

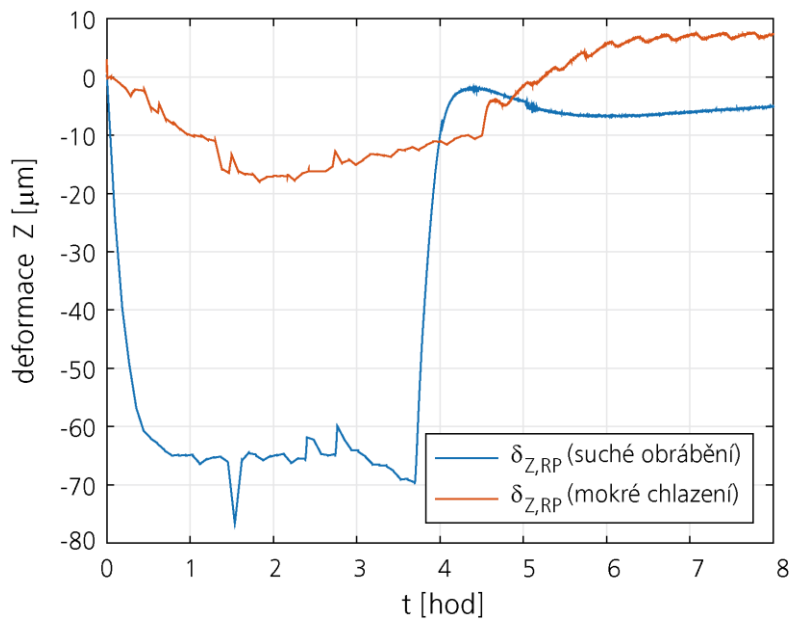


Obr. 126: Příklad teplotního pole nástroje na konci experimentu se suchým obráběním.



Obr. 127: Příklad teplotního pole nástroje na konci experimentu s mokrým obráběním

Z grafu na Obr. 128 je zřejmý výrazný pokles měřených teplotních deformací v ose Z v místě nástroje $\delta_{Z,RP}$ v případě mokrého obrábění oproti suchému obrábění. V případě suchého obrábění dosahuje teplotní deformace $\delta_{Z,RP}$ hodnoty až okolo $70 \mu\text{m}$. Oproti tomu při mokrého obrábění teplotní deformace v ose Z v místě nástroje $\delta_{Z,RP}$ nedosahuje ani hodnoty $20 \mu\text{m}$. Dochází zde tak k poklesu o více jak 70 % z původních teplotních deformací v ose Z v místě nástroje oproti obrábění za sucha.



Obr. 128: Porovnání teplotních deformací v místě nástroje v ose Z během suchého a mokrého obrábění při stejných rezných parametrech.

7 Průmyslová implementace modelů pro různé CNC řídicí systémy strojů

Díky velmi omezené otevřenosti CNC řídicích systémů strojů pro možnosti implementace nově vyvinutých pokročilých SW funkcí, jež nebyly vyvíjeny přímo ve spolupráci s výrobcem daného CNC řídicí systému, bylo v minulosti nutné řešit průmyslovou implementaci modelů SW teplotních kompenzací komplikovaně. Dané řešení se zpravidla skládá z externího PLC (či průmyslového počítače) a zaslání potřebných korekcí pro jednotlivé osy stroje je realizováno velmi nepohodlně (analogovým či digitálním signálem - viz např. [Ho 10], průmyslovou sběrnici). Tohoto způsobu se využívalo (či stále ještě využívá) zejména v případech, kdy je potřeba zpracovávat velké množství dat a realizovat více matematických operací [11]. Avšak výpočet kompenzačního algoritmu teplotních chyb v externím zařízení komplikuje nasazení pokročilých SW teplotních kompenzací na stroje díky narůstající ceně za přídatný hardware (HW).

V současné době se díky současným trendům souvisejícím s Průmyslem 4.0 (*Industry 4.0*)⁴⁰ CNC řídicí systémy OS značně otevírají, rozšiřují se možnosti průmyslové komunikace, čímž se nabízí různé možnosti snadné implementace nově vyvinutých pokročilých SW teplotních kompenzací. Je tak např. možné vyvinuté algoritmy implementovat i přímo do CNC řídicích systémů strojů bez nutnosti investice do přídatného HW.

V následujících kapitolách budou shrnuty aktuální možnosti implementace modelů SW teplotních kompenzací, se kterými má autor zkušenosti. Některé metody však nejsou universální a jsou specificky aplikovatelné pouze pro určitý CNC řídicí systém konkrétního výrobce.

V kap. 7 však budou diskutovány i možnosti implementace modelů pomocí externího PLC či PAC (cRIO od firmy NI), jelikož ve všech zmiňovaných případech byla tato metoda využívána při testování vyvinutého algoritmu před jeho vlastní průmyslovou implementací do stroje (viz verifikaci modelu SW teplotních kompenzací v kap. 4.1.3).

7.1 Možnosti průmyslové implementace modelů SW teplotní kompenzace

Vytvořený pokročilý model SW teplotních kompenzací pomocí PF v programu MATLAB® a Simulink® bohužel nelze bez dalších úprav přímo využít pro kompenzaci teplotních chyb stroje v běžných řídicích systémech strojů. Vyvinutý kompenzační algoritmus teplotních chyb stroje je třeba určitým způsobem do standardních řídicích systémů strojů implementovat.

Běžně používané řídicí systémy na OS (např. Siemens, HEIDENHAIN atd.) sice zpravidla umožňují určitým způsobem teplotně vyvolané chyby kompenzovat bez složité implementace modelu. Avšak pro minimalizaci teplotních chyb lze zpravidla použít jen jednoduchý MLR model, který se vyznačuje horší přesností predikce teplotních chyb i robustností (spolehlivostí predikovat teplotní chyby pro široké pásmo pracovních režimů stroje, podrobně viz kap. 2.9 či výsledky v kap. 4.2).

⁴⁰ V souvislosti s pojmem Průmyslu 4.0 také nabývá množství sensoriky na strojích, kterou je možné s výhodou použít jako vstupy do kompenzačních algoritmů teplotních chyb. V minulosti byl často problém k získání vhodných vstupů do modelů (absence čidel), tato situace se v současné době také výrazně zlepšuje.

Nejčastěji jsou nové stroje českých výrobců osazovány řídicími systémy HEIDENHAIN a Siemens. Proto se dále zaměříme především na tyto 2 řídicí systémy. V případě řídicích systémů HEIDENHAIN firma nabízí možnost teplotní kompenzace pomocí rovnice složené z maximálně 31 znaků, kdy je možné použít základní matematické operace (viz technický manuál k řídicímu systému iTNC 530 [237]). V řídicím systému HEIDENHAIN lze ještě použít softwarovou opci #52 KinematicsComp, která umožňuje kromě kompenzace chyb geometrie kompenzovat i teplotně vyvolané chyby. Tato přídatná funkce (tzv. opce) např. umožňuje na základě měřených teplot podél osy stanovit příslušnou korekční hodnotu (kompenzační hodnotu), která se vyhledává v tabulce (v závislosti na teplotních vstupech).

V případě řídicích systémů Siemens je situace obdobná (v případě Sinumerik 840D sl je možné aktivovat funkci teplotní kompenzace, která umožňuje použít opět jednoduchý kompenzační model viz [248]). SW teplotní kompenzaci je zde vhodné kombinovat se sofistikovanou metodou volumetrické kompenzace geometrických chyb, kterou firma Siemens nabízí pod názvem VCS (z angl. *Volumetric Compensation System*), více o volumetrické teplotní přesnosti OS v kap. 8.1.

Z výše uvedeného vyplývá, že je potřeba pro pokročilé (přesnější a spolehlivější) modely SW teplotních kompenzací (např. pomocí PF) hledat jiné cesty jejich implementace do standardních řídicích systémů strojů, o čemž bude pojednávat následující text.

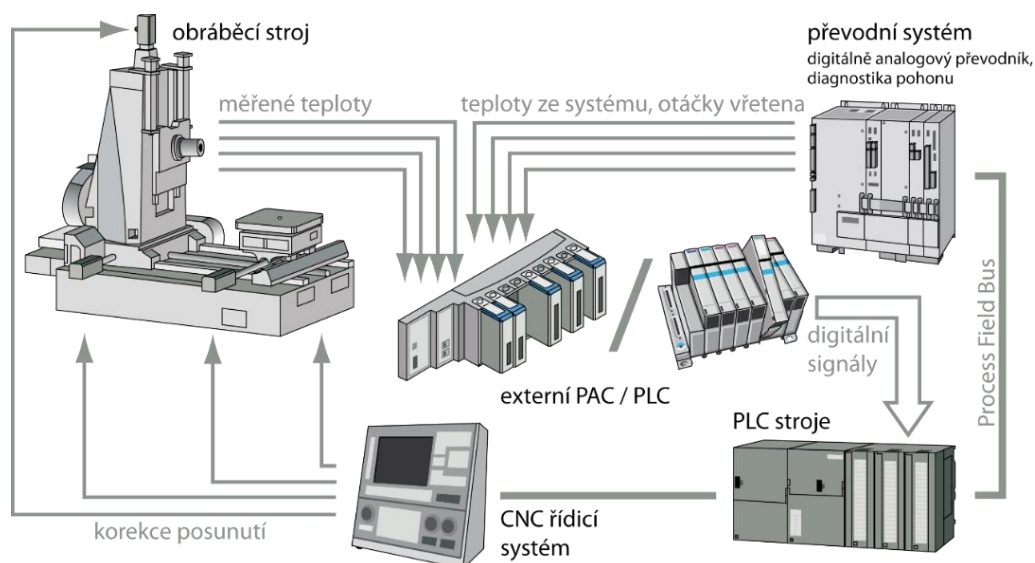
Aby bylo možné matematické modely aplikovat v reálném provozu, je k tomu zapotřebí adekvátní SW a HW vybavení. Pro implementaci je možno představit si PF jako digitální filtr typu IRR, tedy funkci, která na základě numerického vstupu a vnitřních stavů (které jsou dány historií vstupů) generuje numerický výstup. Výsledky těchto funkcí jsou dále skládány v závislosti na provozním režimu kompenzovaného stroje a ve finále definují způsob, jakým se mají kompenzovat strojní osy. Počet aplikovaných funkcí pro jeden stroj se řádově pohybuje kolem jedné desítky (např. Tab. 10 na str. 88), takže celý algoritmus je výpočetně velmi nenáročný a když přihlídneme k tomu, že šíření tepla konstrukcí stroje je relativně pomalé, zjistíme, že rychlost HW není něco, co by programátora trápilo [Ho 51].

Použité prostředky by měly pracovat pokud možno bez dalšího zásahu obsluhy stroje, ale zároveň by měly umožnit monitoring a konfiguraci kompenzačního řetězce. Zvolený systém musí zajistit tři základní úlohy. Zaprvé je to získání vstupních dat pro matematický model teplotních kompenzací. Těmi jsou zpravidla velikosti teplot a NC parametry (viz kap. 4). Další úlohou je samotný výpočet. Teplotně-deformační odezvy jsou dostatečně pomalé natolik, že výpočet stačí provádět např. 1 s. Nároky na výpočetní výkon HW jsou tedy pro výpočet PF modelu takřka minimální. Třetí úlohou je zprostředkování samotné fyzické kompenzace, respektive korekci polohy nástroje. Mimo výše uvedené úlohy je nezbytné, aby bylo možné kontrolovat správnou funkci jednotlivých částí systému: detekovat odpojení teplotního čidla, ověřit si správnou konfiguraci komunikace s řídicím systémem stroje, mít možnost verifikovat matematický model a zaznamenávat časové průběhy vstupních i výstupních veličin (viz kap. 7.2).

Z hardwarového hlediska je v zásadě možné řešit implementaci modelu 3 způsoby:

1. Externí PAC (z angl. *Programmable Automation Controller*)
2. Průmyslové externí PLC (z angl. *Programmable Logic Controller*)
3. Řídicí systém stroje

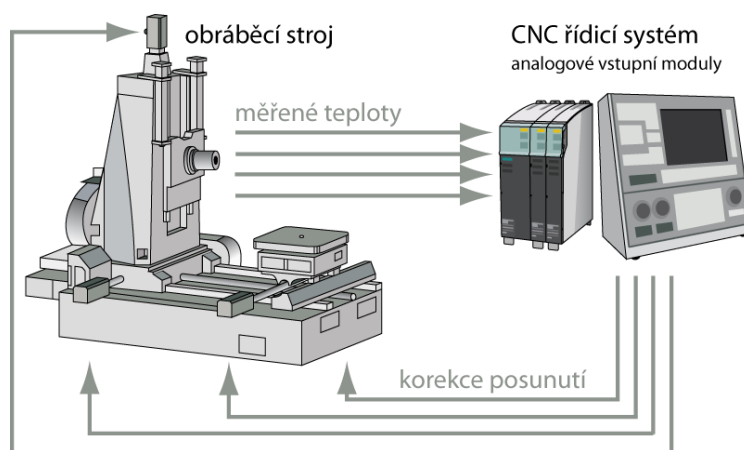
V případě prvních 2 variant je nutné další externí zařízení (PAC nebo PLC), na kterém je realizován vlastní výpočet kompenzačního algoritmu teplotních chyb v reálném čase. Vypočtené korekce tímto zařízením jsou následně zasílána do řídicího systému stroje. Schematická realizace celého hardwarového uspořádání v případě těchto variant je patrná z Obr. 129.



Obr. 129: Implementace modelu SW teplotní kompenzace pomocí externího PLC nebo PAC, [Ho 10].

Volba univerzálního externího zařízení se může zdát nestandardní, nicméně přináší výhody. Především usnadňuje práci programátorům podniků, které stroje vyrábí a nehrozí, že by přidání kódu ohrozilo dosavadní chod řídicího systému stroje.

Poslední varianta, kdy je pro vlastní výpočet kompenzačního modelu využíváno přímo řídicího systému stroje, je zobrazena na Obr. 130. Následující text popisuje základní výhody a nevýhody jednotlivých variant.



Obr. 130: Implementace PF modelu přímo do řídicího systému stroje pro řízení v reálném čase.

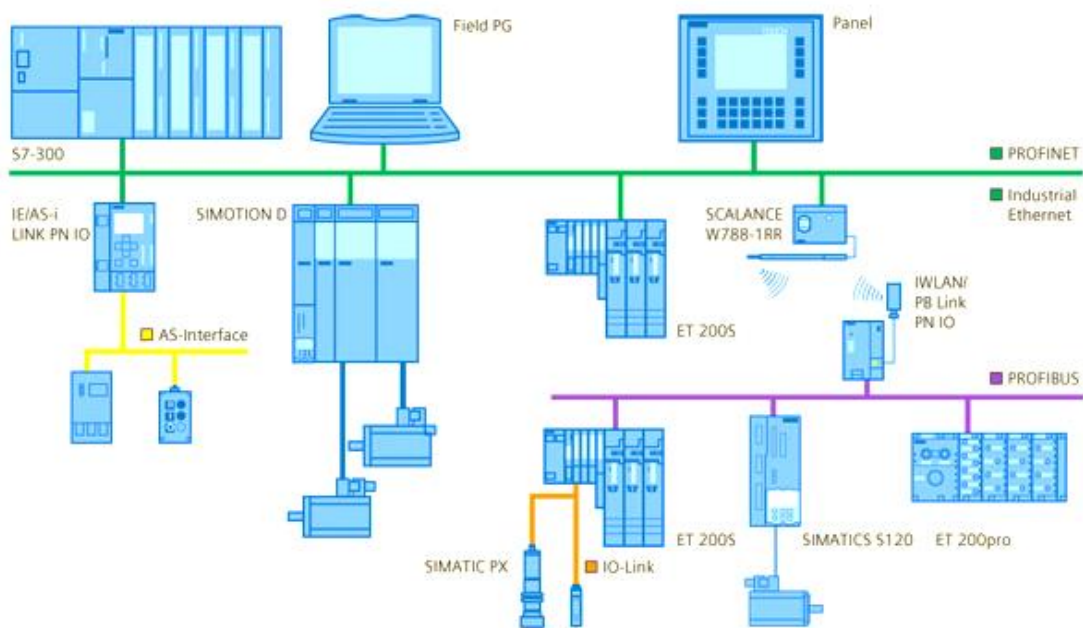
7.1.1 Externí PAC

Aplikace externího PAC představuje časovou úsporu při vlastní implementaci v případě, že již pro experimentální část vývoje pokročilého modelu SW teplotních kompenzací bylo použito externí PAC (viz postup dle kap. 4.1.3). Navíc je toto řešení velmi vhodné zejména pro ladění a testování vyvíjeného algoritmu přímo na stroji (zejména u prototypů) díky velké otevřenosti a flexibilitě softwarové architektury. Nevýhodou tohoto řešení je však poměrně vysoká pořizovací cena externího PAC. Proto taková řešení jsou v širokém aplikačním použití na strojích zpravidla nepřijatelná (z hlediska udržení minimálních nákladů na výrobu stroje). Aplikace externího PAC

může být však výhodná v případech, kdy jsou na zařízení řešeny další úlohy související s chodem stroje (např. diagnostika stroje, aplikace jiných pokročilých funkcí stroje atd.).

Přepsání matematického modelu SW teplotních kompenzací na principu PF do externího PAC (konkrétně řídicího kontroléru cRIO od NI) pomocí programu LabVIEW, jeho verifikace a komunikace s řídicím systémem stroje je detailně popsána v kap. 4.1.3. Pro obousměrnou komunikaci (sběr dat vstupujících do modelu ze stroje a zpětné zasílání korekčních hod do stroje) mezi cRIO a strojem je možno použít několik variant průmyslové komunikace. Pro tuto komunikaci je možné zvolit např. z rodiny průmyslových sběrnic Fieldbus - nejčastěji jsou používány sítě Profibus či Profinet (Obr. 131).

Na RCMT užívaný hardware cRIO podporuje v kooperaci s firmou KUNBUS (dříve Comsoft) oba tyto protokoly. Vzhledem k četnosti užití na strojích byla pro komunikaci zvolena průmyslová sběrnice Profibus. V Profibus síti může komunikovat vždy pouze jeden „MASTER“ (PLC) s několika „SLAVE“ zařízeními (periferie, měniče, sensorika, atd.). Firma KUNBUS ve spolupráci s NI nabízí pro průmyslovou sběrnici Profibus na straně cRIO tzv. Profibus modul [249] (též modul řady C, který je kompatibilní s externími PAC cRIO). Tento modul pro cRIO umožňuje nastavení jako „SLAVE“ i jako „MASTER“. V případě řídicích systémů strojů pak požadavky a řešení Profibus komunikace závisí na typu výrobce řídicího systému a jeho konkrétní verzi.



Obr. 131: Struktura průmyslové sítě Profinet/Profibus, [250].

Např. v případě řídicího systému iTNC 530 od firmy HEIDENHAIN je na straně řídicího systému třeba ještě Profibus karta od firmy HEIDENHAIN, která je kompatibilní s hlavním počítačem MC 422 C řídicího systému iTNC 530 [Ho 42]. V případě novějšího řídicího systému TNC 640 od stejné firmy již není dodatečný HW třeba. U řídicího systému Siemens (SINUMERIK 840D sl) se osvědčilo použití zařízení tzv. DP Coupler („spojovač“, výrobce taktéž Siemens). DP Coupler umožňuje spojit dvě sítě Profibus DP, resp. umožňuje vytvoření samostatné „Profibus podsítě“ přičemž v každé této „podsíti“ může být jeden MASTER (tedy v jedné podsíti externí PAC cRIO pro sběr dat a výpočet modelu a v druhé řídicí systém stroje). Zamezí se tak jistě nestabilitě, která vzniká během komunikace „MASTER“ (strojní PLC) – „SLAVE“ (měřicí zařízení).

Ve většině prezentovaných příkladů z předchozích kapitol byla použita právě průmyslová sběrnice Profibus. Pomocí ní jsou do externího PAC cRIO ukládány NC parametry (zejména údaje o aktuálním

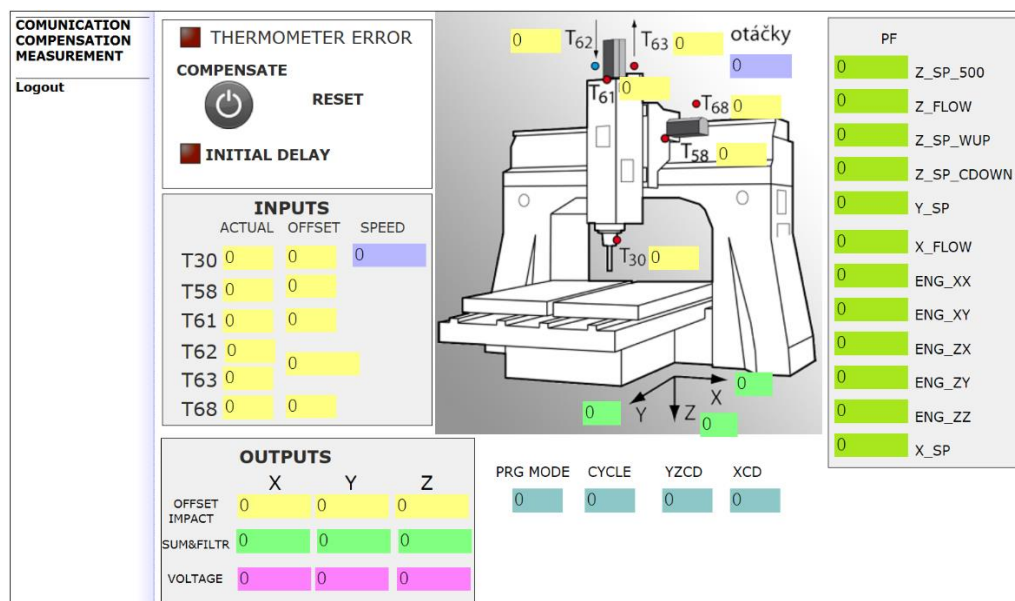
stavu pohonů, tj. otáčky, posuvové rychlosti, zatížení jednotlivých os, příkony, teploty motorů atd.). Propojení externího PAC a řídicího systému stroje pomocí Profibus komunikace je též schematicky zobrazeno na Obr. 56 na str. 67 fialovou barvou. Kromě Profibus komunikace je také obdobně možné použít Profinet apod. Novější řídicí systémy již také umožňují komunikaci přes rozhraní OPC UA⁴¹, které je stále více na OS rozšířenější.

Pro sběr dat z komplexních testů bez (kap. 4) i s obráběním (kap. 5), průmyslovou komunikaci mezi cRIO a strojem a implementaci modelu SW teplotních kompenzací vznikl speciální software v LabVIEW s řadou naprogramovaných speciálních funkcí. Software včetně použité měřicí techniky je detailněji popsán v [Ho 45]. V RCMT se používá jednotná měřicí aparatura a sensorika pro experimenty, týkající se teplotního chování strojů, viz Příloha A.

7.1.2 Externí PLC

Implementace modelu do stroje může být realizována také levnějším průmyslovým externím PLC. To přináší zejména finanční úsporu na pořízení tohoto hardware, jelikož obecně PLC jsou levnější oproti PAC.

Příkladem je modulární systém Foxtrot od české společnosti Teco, a.s. Tato PLC jsou programovatelná prostřednictvím vývojového prostředí Mosaic. K systému Foxtrot lze připojit různé komunikační moduly včetně modulu Profibus DP. Kromě toho také nabízí rozhraní (web server) pro diagnostiku a nastavení parametrů teplotních kompenzací. Tento způsob byl použit pro implementaci verifikovaného modelu SW teplotních kompenzací portálového obráběcího centra (viz kap. 4.2.2). Ukázka web serveru pro kontrolu funkčnosti kompenzačního algoritmu je na Obr. 132. Řešení je detailněji popsáno v [Ho 38] a [Ho 42].



Obr. 132: Webová stránka automatu Foxtrot pro nastavení citlivostí analogových vstupů a výstupů pro komunikační rozhraní, [Ho 38].

⁴¹ Technologii OPC UA je založena na obecně používaných komunikačních standardech jako jsou TCP/IP, HTTP a SOAP. To znamená, že OPC UA může fungovat i na jiných platformách než Windows®. OPC UA komunikaci je možné zabudovat i do PLC automatů a jiných zařízení.

7.1.3 Řídicí systém stroje

Další možností je implementovat teplotní kompenzace přímo v CNC systému – například do jeho strojního PLC. Jak PLC systémy HEIDENHAIN, tak Siemens jsou z převážné části programovány způsobem, který definuje norma IEC 61131-3 [251]. Ta specifikuje několik programovacích jazyků, přičemž nejvhodnějším pro implementaci výpočtů je jazyk ST (z anglického *Structured Text*), který je na první pohled podobný například jazyku Pascal. Při programování řídicích systémů je nutné ovšem brát v úvahu především bezpečnost a jakékoli upravování kódu je zdrojem potenciálních rizik. Dalším problémem je, že kompenzace mají své nároky na paměťový prostor (ač poměrně malý, viz výše), který u PLC řídicích systémů není koncipován pro obdobné aplikace. Nepříjemností může být také to, že některé PLC systémy nepodporují výpočty s plovoucí desetinnou čárkou. Z těchto důvodů pak může být výhodnější použít pro výpočty prostředků CNC systému mimo oblast PLC logiky – např. uživatelská makra nebo u systému HEIDENHAIN jazyk Python. PLC kontrolér lze pak použít případně jen k manipulaci s výslednými daty, čímž se lze vyhnout i zmíněnému paměťovému omezení oblasti PLC. Vždy se ovšem jedná o zásah do CNC řízení, který lze implementovat na úrovni výrobce stroje, nikoliv koncového uživatele [Ho 51].

Výhodou naprogramování kompenzačního algoritmu přímo do řídicího systému stroje je, že odpadají náklady na pořízení externího zařízení (PAC či PLC). Na druhou stranu je třeba zmínit poměrně vysokou cenu nutných analogických modulů pro vstupy do modelu (např. RTD modul pro teplotní vstupy apod.). Nyní budou popsány vhodné postupy implementace modelu SW teplotních kompenzací pomocí PF přímo v řídicím systému HEIDENHAIN a Siemens. V případě CNC řídicího systému FANUC (FS31i -B5) má autor zkušenost s implementací SW teplotních kompenzací pomocí PF ve spolupráci s předním světovým výrobcem OS. Implementace byla realizována pomocí externího PAC cRIO spolu s externím PC s operačním systémem Windows®. Do programu LabVIEW byla importována knihovna FOCAS, která umožňuje oboustrannou komunikaci se strojem.

Řídicí systémy od společnosti HEIDENHAIN (Python)

V PLC řídicího systému HEIDENHAIN je možné spouštět skripty napsané v jazyku Python [252]. V HEIDENHAIN iTNC 530 je Python jednou z opcí (opce #46 *Python OEM Process* [253]), kterou je třeba dokoupit. Obdobně je tomu i v novějším řídicím systému HEIDENHAIN TNC 640 [240]. V opci *Python OEM Process* má výrobce OS k dispozici výkonný nástroj pro použití vyššího objektově orientovaného programovacího jazyka v rámci řídicího systému (PLC). Python je snadno zvládnutelný skriptovací jazyk, který disponuje všemi nutnými prvky vyššího jazyka. *Python OEM Process* lze univerzálně použít pro funkce stroje, složité výpočty a pro zobrazení speciálních uživatelských pracovních ploch [253]. Jinými slovy, jedná se o ideální nástroj pro implementaci sofistikovaných modelů SW teplotních kompenzací. Tato metoda byla použita u zkoumaného pětiosého vertikálního obráběcího centra s řídicím systémem Heidenhain TNC 640 (kap. 4.2.3, kap. 6), té však předcházela prvotní implementace modelu pomocí externího PAC (dle kap. 4.1.3 a kap. 7.1.1) z důvodu ladění SW teplotní kompenzace na principu PF a její úvodní verifikace. Pro výpočet PF (nebo odezvy na časově proměnný signál) je použit model ve stavovém prostoru [254]

$$\begin{aligned} \dot{x} &= Ax + Bu \\ y &= Cx + Du \end{aligned} \tag{41}$$

kde u jsou vstupy, x stavy a y výstupy modelu. Matice A, B, C a D se získají identifikací na základě měření (kalibračních testů). Někdy mohou být na základě měření identifikovány váhové koeficienty polynomického modelu a_i a b_i . Matice A, B, C a D pak mohou být dopočteny z těchto koeficientů [254]. Jak bylo již zmíněno, vstupem do modelu x jsou pak zpravidla teploty (případně

další vstupy – NC parametry) a výstupem y jsou pak predikované teplotně vyvolané posunutí v místě nástroje.

Soustava rovnic (41) je řešena pomocí Eulerovy metody pro řešení obyčejných diferenciálních rovnic. Eulerova metoda může být nespolehlivá, pokud jsou ve vstupních datech příliš velké skoky (časový krok je příliš velký). Alternativou je metoda Runge-Kutta čtvrtého řádu, která je robustnější, ale také složitější. Detailněji je tato varianta implementace popsána v [Ho 42].

Řídicí systémy od společnosti Siemens

Začlenění teplotních kompenzací do PLC v řídicích systémech Siemens vyžaduje, aby příslušný algoritmus byl realizován standardními prostředky programovacího jazyka STEP. Z toho důvodu je nutno algoritmus, vytvářený, simulovaný a testovaný v programovém prostředí MATLAB® převést a začlenit do stávajícího PLC programu daného stroje.

Modely, vytvořené v programu MATLAB®, je možno do systémů Sinumerik přenášet ve formě SCL (z angl. *Structured Control Language*) bloků, které je však nutno před začleněním do uživatelského PLC programu transformovat do instrukcí jazyka STL (z angl. *Statement List Programming Language*). K převodu z modelu v programu Simulink lze použít nadstavbu programu MATLAB®, tzv. *Simulink PLC Coder* [255], který slouží ke generování hardwarově nezávislého strukturovaného textu dle normy IEC 61131-3 z modelů v programu Simulink. Detailně je tato varianta implementace popsána v [Ho 42].

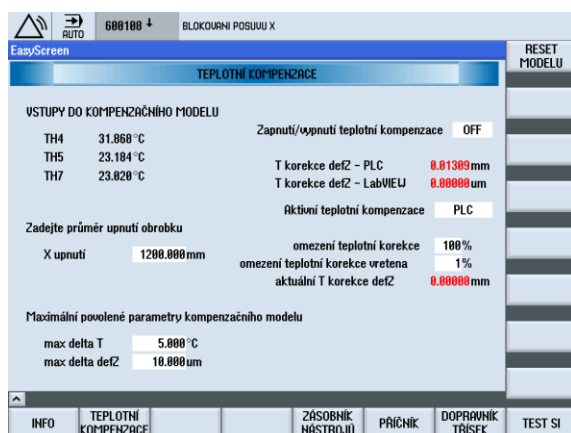
7.2 Ochranné prvky modelu, obrazovka pro funkci SW teplotní kompenzace

Kromě samotného kompenzačního algoritmu je třeba při reálném nasazení SW teplotních kompenzací obecně myslet na ochranné prvky modelu. Jedná se např. o kontrolu korektních signálů z teplotních čidel (vstupů do modelu), kdy by měly být ošetřeny možné výpadky čidel z důvodu jejich poruchy apod.

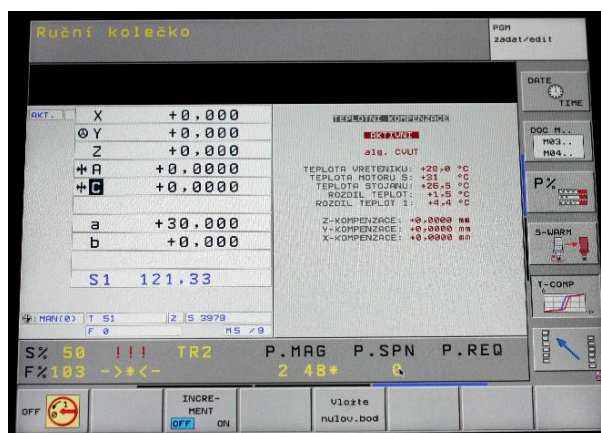
Přesnost stroje není možné v současné době řešit bez současného řešení jakosti povrchu [84]. Proto by měl být také sledován rozdíl v zasílaných korekcích teplotních chyb mezi jednotlivými výpočetními kroky algoritmu, resp. jak často jsou aktualizovány korekce teplotních kompenzací v daném řídicím systému. Pokud by rozdíly v korekci teplotních chyb byly velké, což nastává zejména na začátku ohřevu stroje po jeho delší odstavce, mohly by se tyto hodnoty negativně projevit na kvalitě obráběného povrchu („schody“ na povrchu). Tento rozdíl by neměl překročit jednotky μm . V případě větších rozdílů je řešením zkrácení doby aktualizace korekcí teplotních kompenzací nebo použití vyhlazovacích funkcí (používá např. korejská firma *Doosan Machine Tools*). Tento problém zmiňuje také Ess v [39]. Další problematikou je ztráta historie modelu teplotních chyb v případě náhlých výpadků stroje (např. výpadek proudu, restart stroje apod.). Dále by měla mít zaškolená obsluha stroje možnost výstupní hodnoty SW teplotních korekcí upravit pomocí určitého parametru (např. z důvodu dlouhodobé opotřebení stroje, které může lehce změnit teplotně-mechanické chování stroje apod.).

Pro všechny výše popsané funkce je ideální, pokud v řídicím systému stroje vznikne specializovaná uživatelská obrazovka pro jejich obsluhu. Ukázka vývoje takového specializované uživatelské obrazovky pro funkci SW teplotních kompenzací pro aplikaci s externím PLC byla uvedena Obr. 132. Ukázka z realizace specializované uživatelské obrazovky pro funkci SW teplotních kompenzací karuselovacího stroje přímo v řídicím systému stroje (Siemens Sinumerik 840D sl), na které se autor podílel, je na Obr. 133. Příklad obdobné specializované uživatelské obrazovky pro funkci SW

teplotních kompenzací pětiosého vertikálního centra je na Obr. 134 (jedná se o stroj, pro nějž byl vyvíjen model SW teplotních kompenzací v kap. 4.2.3 a kap. 6).



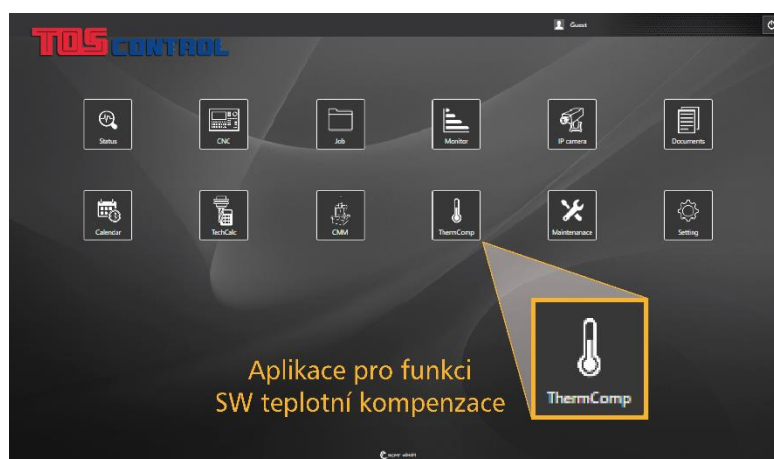
Obr. 133: Realizace specializované uživatelské obrazovky pro funkci SW teplotních kompenzací pro řídicí systém Siemens 840D.



Obr. 134: Realizace specializované uživatelské obrazovky pro funkci SW teplotních kompenzací pro řídicí systém HEIDENHAIN iTNC 530.

Ve vazbě na současné trendy vznikají tzv. nadstavbové systémy pro správu stroje (strojů). Jedná se o inteligentní softwarová řešení, která slouží jako základ pro digitální transformaci řetězců výrobních procesů a obsahují moderní řídicí a ovládací funkce pro Průmysl 4.0 (včetně funkce pro SW teplotní kompenzace).

Jednotlivé přídavné funkce jsou v nadstavbovém systému řídicího systému stroje ve formě samostatného aplikačního softwaru (tzv. aplikace). Takto může být do běžného řídicího systému stroje integrována i funkce pro SW teplotních kompenzací (obecně jakéhokoliv typu), což výrazně usnadňuje integraci modelu SW teplotní kompenzace do celé koncepce strategie firmy, vyrábějící OS. Tyto nadstavbové systémy pro správu stroje jsou již poměrně běžné u zahraničních firem. Velkým průkopníkem v této oblasti je společnost DMG MORI se svým řídicím a ovládacím softwarem CELOS® na bázi aplikací s jednotným uživatelským prostředím. Originálním řešením vyvinutým v ČR je v této oblasti nadstavbový systém pro správu stroje TOS Control společnosti TOS Varnsdorf, který je vyvíjen ve spolupráci s ČVUT v Praze a v budoucnu bude též rozšířen o funkci SW teplotních kompenzací (Obr. 135).



Obr. 135: Úvodní obrazovka TOS Control s jednotlivými aplikacemi (včetně funkce pro SW teplotní kompenzaci) v řídicím systému stroje WHT110C (Siemens Sinumerik 840D sl).

8 Další oblasti výzkumu související s řešením

V následujících kapitolách jsou diskutovány další oblasti výzkumu úzce související s prezentovaným řešením. Kap. 8.1 se zabývá aktuálně řešeným tématem testování platnosti modelů v celém pracovním prostoru stroje a s ním související možnosti rozšiřování modelů do celého pracovního prostoru. Tento nový přístup bude dále označován termínem „volumetrická teplotní přesnost“. Kap. 8.2 popisuje vývoj modelu SW teplotních kompenzací pětiosého vertikálního centra pro různé typy vřeten, jenž mohou být do tohoto stroje montovány výrobcem.

8.1 Volumetrická teplotní přesnost

Modely SW teplotních kompenzací běžně určují potřebnou kompenzaci teplotních chyb pro jednotlivé strojní osy stroje v závislosti na teplotních vstupech a/nebo strojních NC datech, ovšem zpravidla nezávisle na poloze nástroje v pracovním prostoru (viz např. i prezentované modely v kap. 4 a kap. 6). Je to způsobeno tím, že modely SW teplotních kompenzací jsou v naprosté většině případů kalibrovány v jednom bodě pracovního prostoru (viz kap. 2.9.4). Tím je zpravidla nejběžněji používaná poloha pro obrábění, tj. zpravidla nad středem pracovního stolu stroje. Publikace, které se snaží o popis v celém pracovním prostoru stroje, jsou shrnuty v [256]. Snaha o popis teplotních deformací v čase v celém pracovním prostoru stroje byla v nedávné době publikována např. v [Ho 24], [Ho 25], [257].

Avšak v závislosti na okamžitém teplotním stavu stroje (teplotním poli) dochází k teplotním deformacím struktury stroje a to následně zapříčiňuje změny geometrické přesnosti stroje v celém pracovním prostoru stroje (změny volumetrické přesnosti stroje, viz kap. 2.4.3 na str. 25). Je pak otázkou, jak velké budou odchylky v predikci teplotních chyb modelu SW teplotních kompenzací mimo kalibrovací bod.

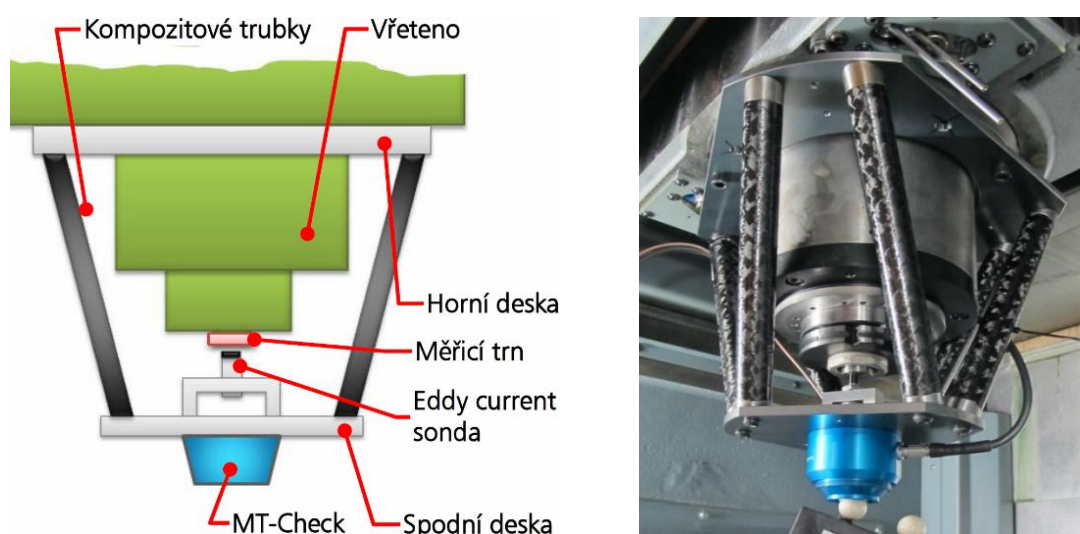
K tomu, aby bylo možné tyto odchylky vůbec identifikovat, je třeba mít nejprve vhodnou experimentální metodu a zařízení pro měření volumetrické chyby. V minulosti byly tyto možnosti velmi omezené, avšak v nedávné době vznikla poměrně velká řada měřících zařízení pro tento účel (jejich přehled je detailněji shrnut např. v [258]). V případě uvažování tepelných účinků však musí být tato experimentální metoda především dostatečně rychlá, aby pomocí ní bylo možné získat experimentální data v celém pracovním prostoru stroje a to při různých teplotních stavech stroje (v různých časech přechodového stavu stroje). Dále musí být takováto experimentální metoda dostatečně přesná, aby byla použitelná pro tvorbu kompenzačního algoritmu teplotních chyb stroje. Přehled existujících metod pro predikce vlivu tepelných změn na prostorovou přesnost OS je shrnut v [Ho 46]. V [Ho 46] je také provedeno porovnání existujících metod měření volumetrické chyby z pohledu rychlosti, dosahované přesnosti a integrovatelnosti do výrobního procesu.

V následujících kapitolách je popsána vlastní unikátní experimentální metoda pro získávání experimentálních dat během komplexního testování tepelných vlivů na změnu volumetrické přesnosti strojů (kap. 8.1.1). V porovnání se standardním postupem dle normy ISO 230-3 [6] lze touto metodou deformace, vyvolané teplotně-mechanickým chováním stroje, měřit v celém objemu pracovního prostoru. Dále je popsán vývoj speciálního SW pro zpracování dat, jejich vyhodnocení a vizualizaci k této experimentální metodě (kap. 8.1.2). Tento přístup byl dále aplikován při měření změn volumetrické přesnosti při teplotně neustálených stavech na pětiosém vertikálním centru (kap. 8.1.3), pro který byl v předchozích kapitolách popsán vývoj modelu SW teplotních kompenzací na základě kalibrace v jednom bodě (AC model v kap. 4.2.3 a rozšíření o vliv řezného procesu v kap. 6). Na závěr jsou shrnuty výsledky výzkumu volumetrické teplotní přesnosti získané na větším těžkém OS (kap. 8.1.4).

8.1.1 Experimentální metoda pro měření volumetrické chyby

V rámci řešení projektu CK-SVT v RCMT⁴² vznikla metoda pro rychlé a efektivní testování aktuálního stavu volumetrické přesnosti pětiosého frézovacího centra [Ho 52]. Předpokladem tohoto řešení byla aplikovatelnost na široké spektrum pětiosých strojů, využitelnost dat pro vyhodnocení důležitých parametrů geometrické přesnosti stroje a zároveň možnost provedení testu v rámci konkrétního teplotního stavu stroje, tedy malá časová náročnost provedení [259].

Toto unikátní řešení se skládá z aparatury *Mt-check* (neboli „samocentrovatelné hlavy“, jejímž výrobcem je firma *IBS Precision Engineering*⁴³, [260]). Samocentrovatelná hlava je schopná určit polohu středu přesné měřicí koule o průměru 22 mm v prostoru. Základ zařízení tvoří tři vysoce přesné kapacitní snímače lineárního přestavení, prostorově orientované po 120°. Ty snímají polohu tří plochých dotyků, které jsou v kontaktu s měřicí koulí (viz Obr. 136 vpravo).



Obr. 136: Schéma vřetenového přípravku pro upevnění samocentrovatelné hlavy (zařízení *Mt-Check*) na vřeteno stroje (vlevo), Instalace vřetenového přípravku na testovaném stroji (vpravo), [Ho 52].

Díky dotykovému měření lze použít referenční koule vyrobené z jakéhokoliv materiálu, bez nutnosti kalibrace kapacitních sond. Výrobcem udávaná nejistota měření je 0,6 μm . Metoda s využitím samocentrovatelné hlavy je primárně určena pro měření přesnosti při součinnosti lineárních a rotačních os [Ho 27], avšak je rovněž využitelná pro testování tepelných vlivů na volumetrickou přesnost strojů. K tomu je však vhodné rozšířit aparatury o řadu speciálně vyvinutých přípravků.

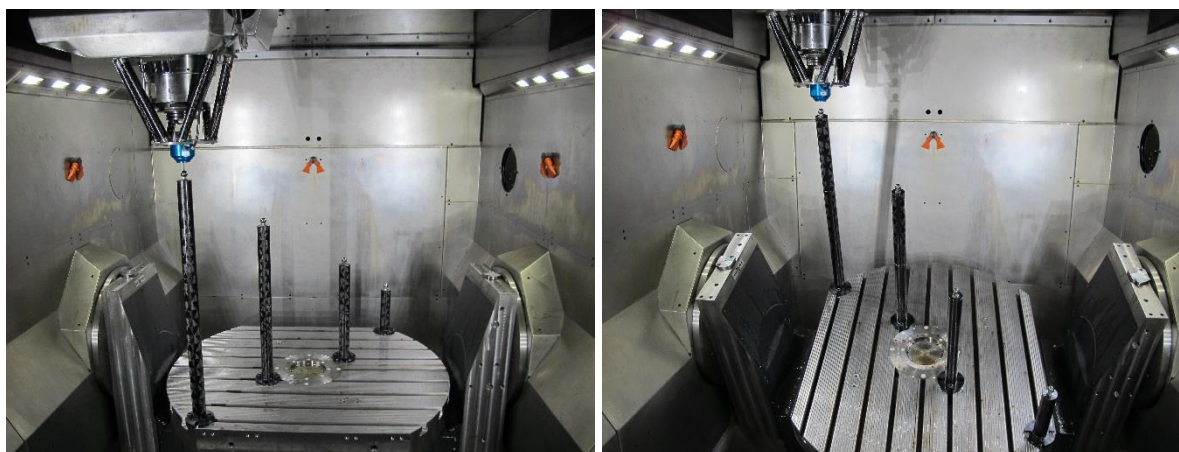
Samocentrovatelná hlava je standardně upevňována do vřetena stroje pomocí stopky. Takovéto upevnění je pro měření tepelných vlivů na volumetrickou přesnost nevyhovující, protože během plánovaných testů je třeba rotovat vřetenem, které představuje jeden z hlavních vnitřních zdrojů tepla (viz kap. 2.2). Proto byla pro upevnění měřicí aparatury na stroj navržena vřetenová nástavba [259]. Zásadní je zde především umístění sondy na vřetenovém nástavci umožňujícím volnou rotaci vřetena. Nástavec doplněný o bezkontaktní snímač posunutí a přesný trn upnutý v nástrojovém upínači stroje tak dovoluje nejen stroj teplotně budit rotací vřetena, ale také měřit

⁴² A též v rámci řešení disertační práce Morávka [259], kterou autor vedl jako školitel specialista.

⁴³ Firma nabízí také novější bezdrátovou sondu *Trinity*, která může být použita jako ekvivalent sondy *Mt-check*.

relativní deformaci ve směru osy nástroje mezi rotorem a statorem vřetena. Pro minimalizaci dopadů nežádoucího teplotního, statického a dynamického zatížení aparatury byl vřetenový nástavec zhotoven z kompozitových trubek s korkovou mezivrstvou [259]. Konstrukce vřetenového nástavce je patrná na Obr. 136.

Dále byly navrženy speciální přestavitelné artefakty v podobě přesných koulí na modulárním termostabilním kompozitovém rámu. Příklady jednoduché konstrukce s omezeným vyplněním pracovního prostoru jsou na Obr. 137.



Obr. 137: Příklad použití termostabilního modulárního rámu. Rám je polohován do jednotlivých poloh pomocí os A a C.

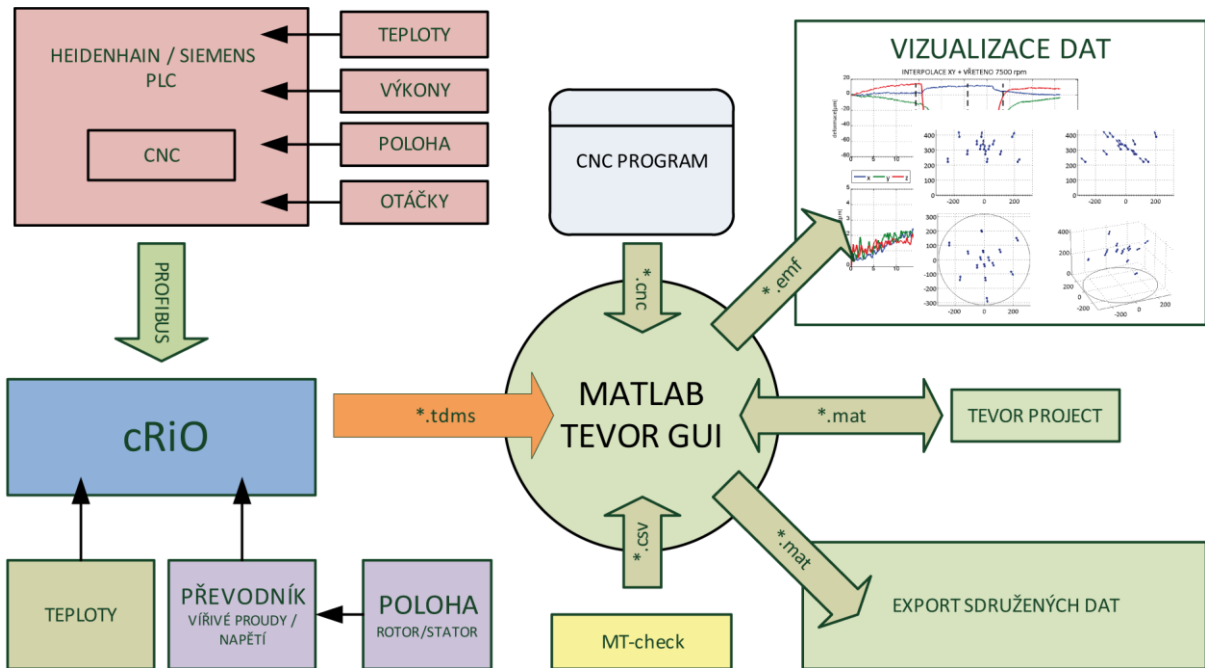
Samocentrovatelnou hlavu (*Mt-Check*) lze pak v kombinaci s vřetenovou nástavbou, přesným měřicím trnem (upnutým v nástrojovém upínači stroje) a přestavitelnými artefakty efektivně použít pro testování tepelných vlivů na volumetrickou přesnost.

8.1.2 Software pro zpracování dat, jejich vyhodnocení a vizualizaci

Aby bylo možné analyzovat důsledky teplotních deformací na volumetrickou přesnost stroje, je nezbytné spolu svázat informace z několika zdrojů. Jedná se o soubory z měření aparaturou *Mt-Check* s naměřenými daty, dále souřadnice referenčních koulí a časové průběhy veličin, které mohou korelovat s vektorem deformace, tím jsou myšleny především teploty hlavních zdrojů tepla, teploty okolí a pracovního prostoru stroje, dále pak NC data získané ze stroje (např. polohy stroje, měřené výkony na jednotlivých motorech, otáčky atd.).

Kvůli kontinuálnímu způsobu záznamu hodnot ze sondy *Mt-Check* pouze minimální množství naměřených dat reprezentuje relativní posunutí měřené referenční plochy a většinu tvoří nereprezentativní hodnoty, kdy jsou referenční koule mimo měřicí rozsah sondy (například při budících pohybech os). Dalším obtížným prvkem vyhodnocení měření popsanou metodou je synchronizace naměřených teplot ukládaných do řídicího kontroléru cRIO (viz Příloha A) a přiřazení vybraných dat odpovídajícím referenčním plochám (pomocí NC kódu odbavovaného měřeným strojem).

Z tohoto důvodu byl vytvořen speciální software (nazvaný „TEVOR“) s grafickým uživatelským rozhraním, napsaný v programu MATLAB® (Obr. 138). Program začal vznikat v rámci projektu CK-SVT [Ho 52] a je postupně stále rozšiřován tak, aby byl maximálně univerzální.



Obr. 138: Sběr dat při testování tepelných vlivů na volumetrickou přesnost OS – program „TEVOR“, [Ho 24].

Software TEVOR umožňuje importovat data z aparatury *Mt-Check*, rozpoznat v datech okamžik měření v referenčním bodě a na základě NC programu svázat toto měření s konkrétním bodem. Dále umožňuje data interpolovat tak, aby byl vytvořen časový průběh změny vektoru deformace v každém referenčním bodě. Tyto průběhy jsou následně synchronizovány se záznamy z řídicího kontroléru cRIO. Z takto konzistentních dat je možné vytvářet pomocí softwaru TEVOR vizualizace nebo je exportovat do formátu prostředí programu MATLAB® pro další výpočty a analýzy.

8.1.3 Změna volumetrické přesnosti pětiosého vertikálního centra při teplotně neustálených stavech

Výše popsaná experimentální metoda (kap. 8.1.1) spolu se softwarem TEVOR (kap. 8.1.2) byla aplikována při výzkumu změny volumetrické přesnosti při teplotně neustálených stavech pětiosého vertikálního centra. Jedná se o stejný stroj z kap. 4.2.3, kap. 5 a kap. 6 (základní parametry tohoto testovaného stroje jsou v kap. 4.2.3 na str. 80 včetně typu konstrukce). V této kap. 8.1.3 jsou shrnuty nejdůležitější získané poznatky, týkající se změny volumetrické přesnosti tohoto stroje při teplotně neustálených stavech. Detailnější zpracování výsledků je v [Ho 24], [Ho 25].

Pro měření bylo použito artefaktu⁴⁴ UMTK-1620 od firmy Unimetrik. Na artefaktu UMTK-1620 je nalepeno 11 přesných keramických koulí Ø22 mm, které jsou od sebe vzdáleny 50 mm. Celková délka artefaktu je tedy 500 mm. Artefakt byl pomocí osy *C* orientován do třech pozic ($C = 0^\circ$, $C = 120^\circ$ a $C = 240^\circ$). Z časových důvodů bylo měřeno pouze 5 vybraných koulí pro každou pozici artefaktu. Znázornění artefaktu na testovaném stroji je uvedeno na Obr. 139.

⁴⁴ Artefaktem se rozumí nosník vyrobený z uhlíkových vláken (s malou teplotní roztažností), na kterém je upevněno několik referenčních koulí.



Obr. 139: Uspořádání měřicí aparatury na stroji, měřené koule vyznačeny červeně.

Tab. 19: MCS souřadnice jednotlivých koulí (měřících bodů) – testy na pětiosém vertikálním centru.

Koule	X [mm]	Y [mm]	Z [mm]
1	-164	-119	384
2	-48	-39	334
3	28	14	301
4	105	68	267
5	221	149	217
6	-18	201	384
7	-8	60	334
8	-1	-33	301
9	7	-127	268
10	18	-268	218
11	185	-85	385
12	58	-24	335
13	-28	16	301
14	-112	57	268
15	-241	117	218

Souřadnice jednotlivých koulí v souřadném systému stroje (MCS) jsou uvedeny v Tab. 19. V tomto uspořádání při posuvové rychlosti $2000 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ trval celý měřicí cyklus 4 minuty a 20 vteřin. Což je pro zachycení okamžitého teplotního stavu akceptovatelné.

Testovací režimy a shrnutí poznatků

Na stroji byla realizována řada testovacích režimů, při nichž byly dlouhodobě spouštěny jednotlivé vnitřní zdroje tepla. Cílem těchto testů je zjištění vlivu dlouhodobého působení jednotlivých vnitřních zdrojů tepla na degradaci volumetrické přesnosti testovaného stroje. Rovněž byl realizován test vlivu variace teploty okolí na změnu přesnosti testovaného stroje (volumetrická obdoba tzv. ETVE testu viz kap. 2.9.4). Postupně byl testován vliv rotace vřetena při nízkých i vysokých otáčkách, pohyb jednotlivými strojními osami, interpolace dvou lineárních os spolu s rotací vřetena a volumetrické ETVE.

Výsledky všech realizovaných testů jsou detailně popsány v [Ho 52] a [259]. Následující text se především zaměřuje na důležité závěry z realizovaných testů s rotací vřetena a pohybu v jednotlivých strojních osách, jelikož přímo souvisí s řešením této práce. Podmínky těchto testů jsou shrnuty v Tab. 20 resp. Tab. 21.

Během testů stroj vykonával mimo zatěžovacích pohybů ještě měřicí pohyby nutné k polohování na jednotlivé referenční koule. Ty byly vykonávány posuvovou rychlostí $2000 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Tyto pohyby nemají významnější důsledky na zvyšování teploty pohonů strojních os.

Tab. 20: Parametry testů při zatěžování vřetena.

Zátěž		Vřeteno	Vřeteno
Otáčky	[min ⁻¹]	500	7500
Zátěž-doba trvání	[h]	10	10
Zátěž-odečet deformací	[min]	10	10
Chladnutí-doba trvání	[h]	12	12
Chladnutí-odečet deformací	[min]	10	10

Tab. 21: Parametry testů při zatěžování pohybem v jednotlivých osách.

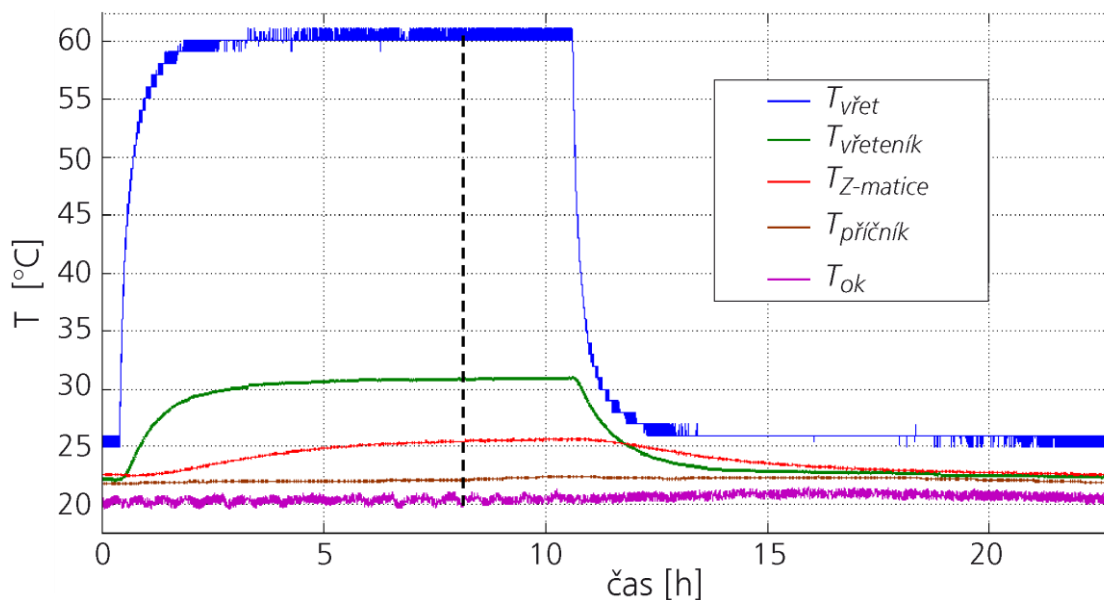
Zátěž		Osa X	Osa Y	Osa Z	Osa A	Osa C
Posuv	[m.min ⁻¹]	10000	10000	10000	3000	10000
Rozsah pohybu	[mm],[°]	600	600	570	150	360
Zátěž-doba trvání	[h]	10	10	10	15	15
Zátěž-odečet deformací	[min]	15	15	15	15	15
Chladnutí-doba trvání	[h]	12	12	12	15	15
Chladnutí-odečet deformací	[min]	10	10	10	10	10

Vliv rotace vřetena

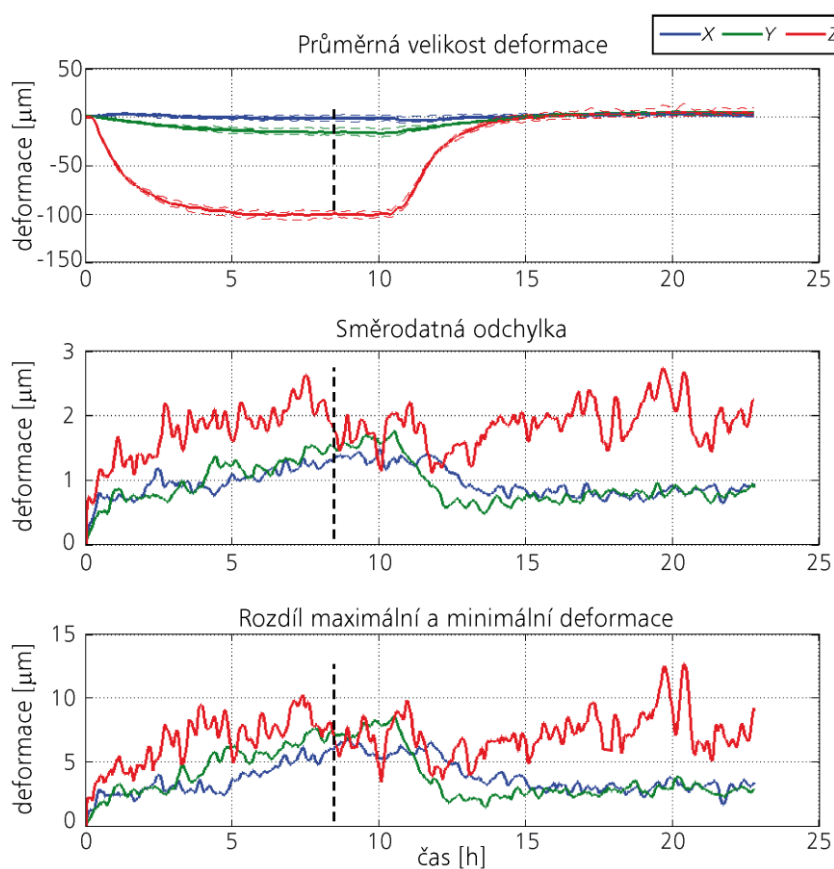
Vliv rotace vřetena na změnu volumetrické přesnosti stroje bude ukázán na výsledcích testu s konstantními otáčkami vřetena (7500 min⁻¹), po nichž následovalo 12 h chladnutí.

Graf na Obr. 140 demonstruje, jakým způsobem je sdíleno teplo z vřetena do konstrukce stroje a jeho okolí. Teplo postupuje od vřeteníku dále do konstrukce a projeví se i na teplotním čidle umístěném na matici osy Z ($T_{Z\text{-matice}}$, červená křivka na Obr. 140). Zvýšení teploty je přibližně o 5 °C. Na teplotním senzoru příčnicku $T_{PRICNIK}$ se již teplo z vřetena neprojeví. Z toho lze předpokládat, že teplotní deformace bude způsobena především změnou proporcí vřeteníku vlivem záhřevu. Ten se pohybuje jako celek a tudíž i deformace by měla být stejná v celém pracovním prostoru. Jediné, jak se může rotace vřetena projevit na volumetrické rozdílnosti deformací, je změnou proporcí vedení osy Z nebo pravítek. Maximální deformace způsobené vlivem rotace vřetena přesahují v průběhu experimentu místy hodnotu 100 μm (Obr. 141). Volumetrická rozdílnost těchto teplotních deformací se vzhledem k jejich velikostem příliš neliší. Dále se zaměříme na situaci ve vybraném časovém okamžiku po 7 h záhřevu, jak je zobrazeno na Obr. 142. Tento okamžik je v podobě čárkovaných svislých čar zanesen do grafů předešlých - Obr. 140 a Obr. 141. V tomto časovém okamžiku lze pozorovat jistou polohovou závislost na souřadnici Z. Maximální rozdíl mezi teplotními deformacemi v prostoru stroje dosahuje místy 10 μm. Průběh rozdílu teplotních

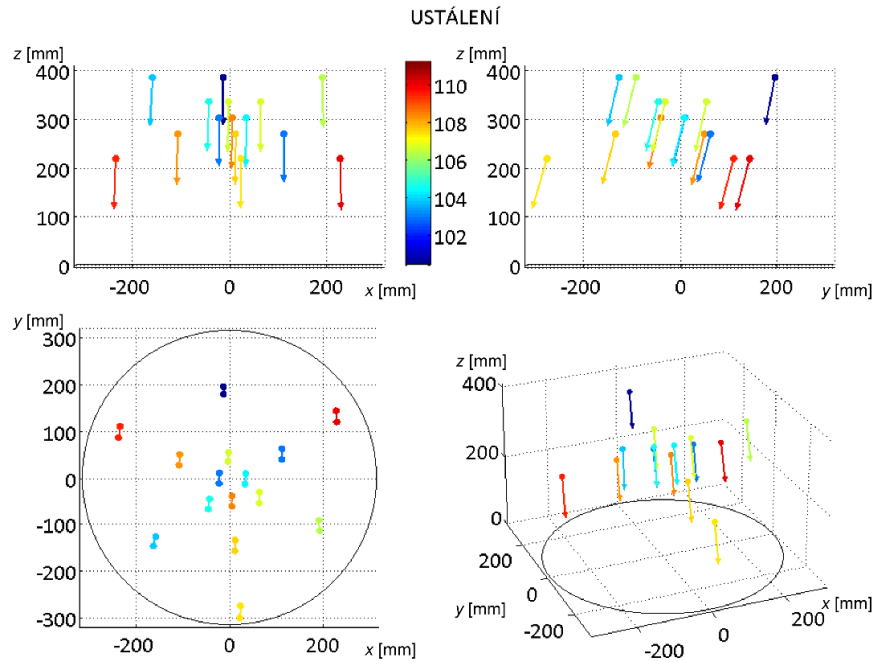
deformací je však značně nahodilý a nelze v něm pozorovat souvislost s rotací vřeten. Pokud k volumetrické rozdílnosti deformací přispívá zahřívání vedení osy Z, patrně nebude tento příspěvek větší než pár jednotek μm .



Obr. 140: Průběhy teplot při rotaci 7500 min^{-1} a následném chladnutí.



Obr. 141: Průběh deformací (nahore), směrodatná odchylka (střed) a rozdíl (dole) – test rotace vřetená 7500 min^{-1} .



Obr. 142: Prostorové znázornění vektorů deformace - ustálení, rotace vřetena 7500 min⁻¹.

Lze tedy konstatovat, že vlivem teplotního zatěžování způsobeného rotací vřetena dochází především ke změně proporcí samotného vřetena a vřeteníku. Přičemž vřeteník se po příčnicku pohybuje jako celek a díky tomu je i deformace víceméně stejná v celém pracovním prostoru.

Z realizovaného měření lze tedy vyvodit důležitá zjištění:

- V případě tepelného zatěžování stroje rotací vřetena jsou změny téměř stejné v celém objemu pracovního prostoru.
- Odlišnost ve velikosti zjištěných deformací v jednotlivých měřených bodech dosahuje zhruba pouze 10 %, přičemž směr posunutí je v zásadě stejný pro všechny měřené body (Obr. 141).

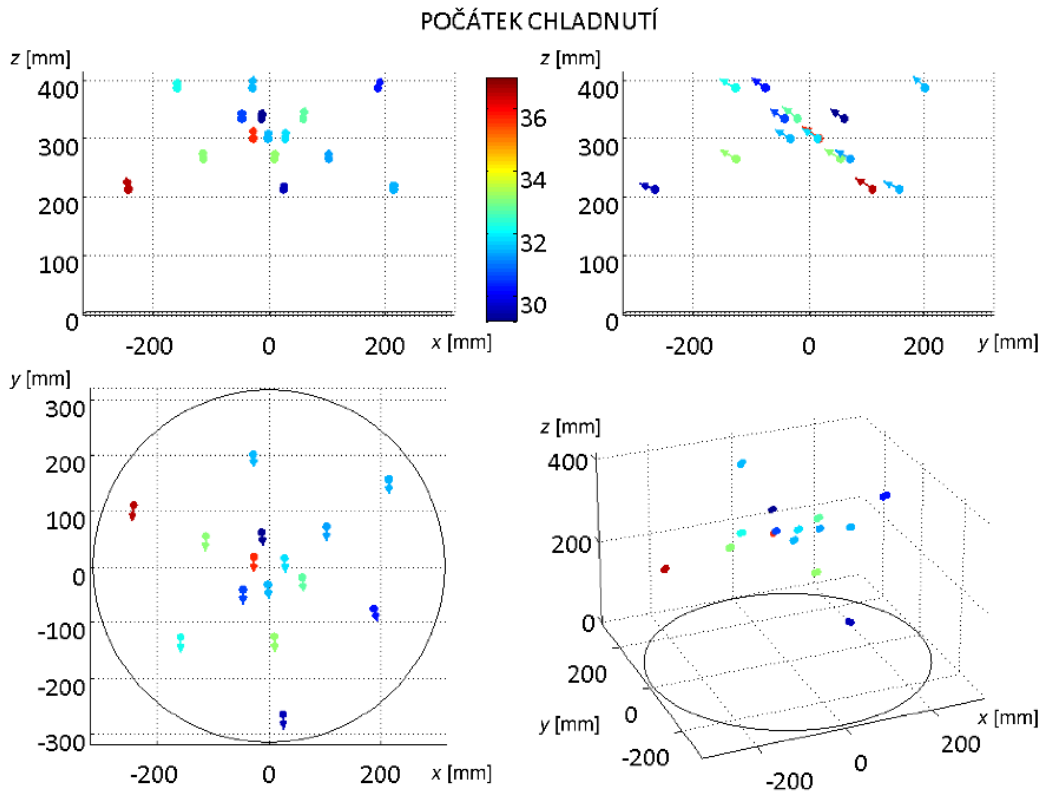
Závěrem lze konstatovat, že v případě popisu vlivu rotace vřetena v kompenzačním algoritmu teplotních chyb stroje (viz kap. 4.2.3) bude chyba modelu způsobená vlivem samotné rotace vřetena v celém pracovním prostoru minimální (velikost chyby by měla být do 10 %, viz výše).

Vliv lineárních pohonů

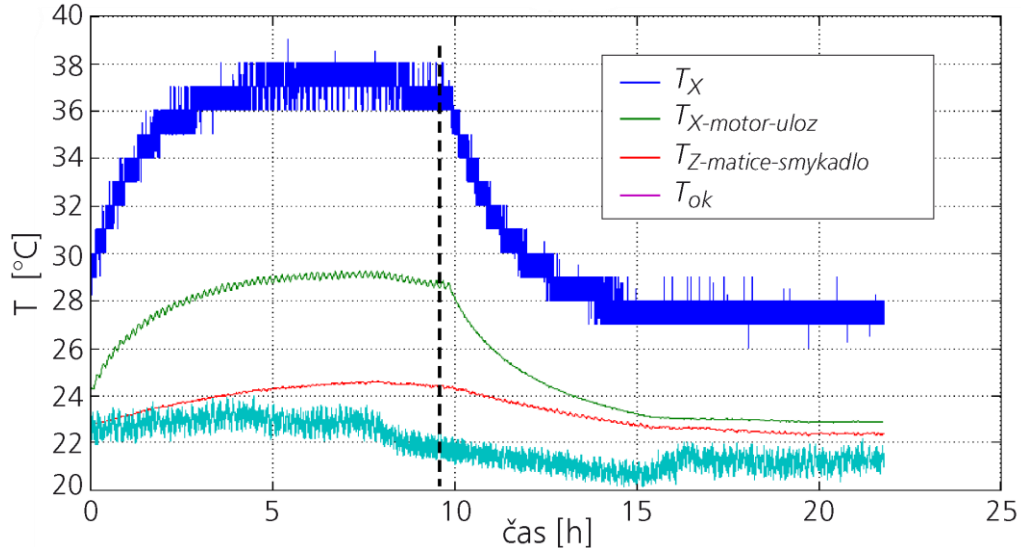
Charakter vlivu lineárních pohonů na změnu volumetrické přesnosti stroje se liší od vlivu rotace vřetena. Bude to ukázáno pouze na výsledcích testu při teplotním zatěžování nosné struktury stroje pohybem osy X (jak již bylo řečeno, výsledky všech testů jsou uvedeny detailně v [Ho 52] či [259]). Výsledky testu zkoumajícího změnu přesnosti stroje od teplotního zatěžování pohonem osy X jsou znázorněny na Obr. 143 až Obr. 145.

Z průběhu teplotních deformací na Obr. 145 je patrné, že ke změně prostorové přesnosti stroje dochází především v rovině YZ , přičemž ve směru X jsou zjištěné odchylky jen velmi malé.

To je způsobeno především symetrickou portálovou konstrukcí stroje. Patrně dochází ke kroucení příčnicku vlivem nesymetrického prohívání od vedení a pohonu osy X , díky tomu se celá skupina vřeteníku natáčí podél osy X . Tato skutečnost je dobře patrná z prostorového znázornění vektorů deformací po necelých 10 h zatěžování, viz Obr. 143.

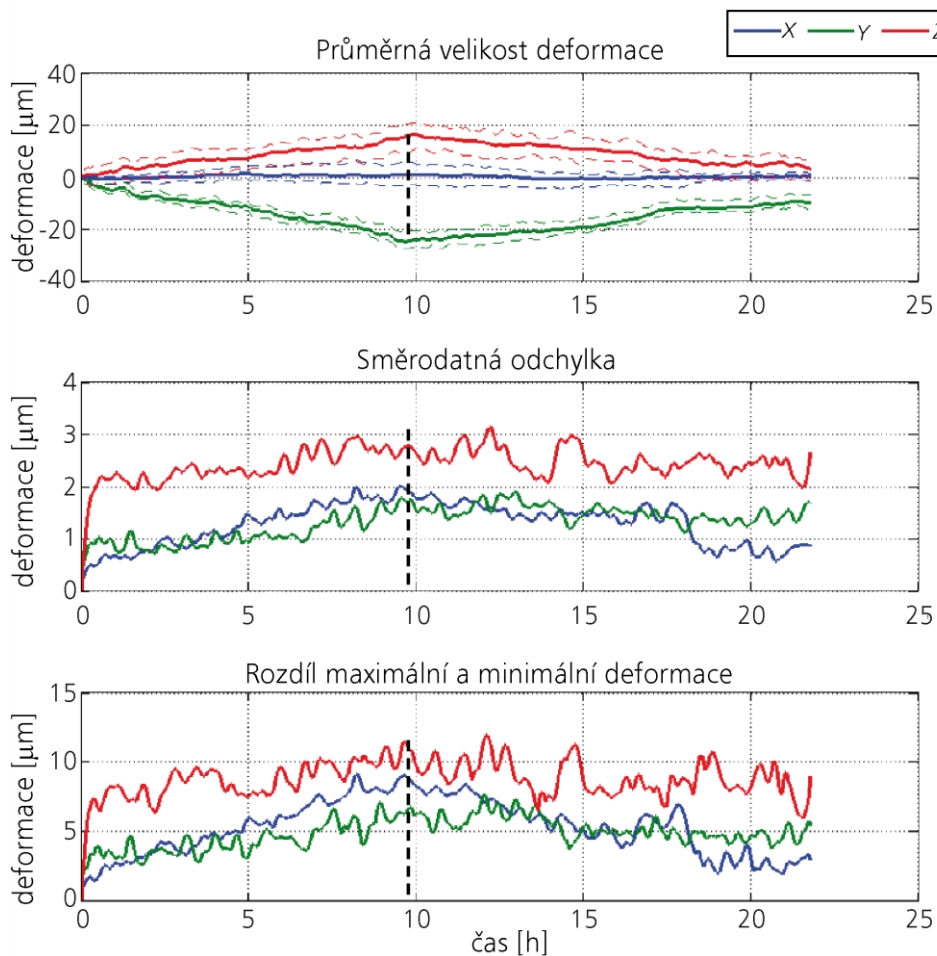


Obr. 143: Prostorové znázornění vektorů deformací po necelých 10 h zatěžování pohybem ve směru osy X .



Obr. 144: Průběhy teplot při zatěžování pohyby ve směru osy X .

Z průběhu teplot na Obr. 144 je patrné, že došlo k ustálení přibližně po 7 h zatěžování, v případě deformací (Obr. 145) tomu tak nebylo. Je zřejmé, že se teplo od pohonu osy X šířilo dále do nosné struktury stroje. Obr. 145 dole ukazuje průběh rozdílů nejmenší a největší deformace v jednotlivých bodech měření. K největším rozdílům došlo ve směru Y a Z (cca $10 \mu\text{m}$), což koresponduje i s výše popsaným faktem, že největší deformace se odehrávají v rovině YZ , zatímco ve směru X jsou deformace malé.



Obr. 145: Průběh teplotních deformací (nahore), směrodatná odchylka (střed) a rozdíl (dole) – zatěžování pohyby ve směru osy X .

Obr. 143 pak naznačuje, že směr vektorů deformace v jednotlivých bodech je téměř stejný a vektory se liší pouze svou velikostí. Jak již bylo zmíněno výše, tento jev lze přisuzovat především symetričnosti konstrukce testovaného stroje.

Z realizovaného měření vlivu lineárních pohonů na změnu volumetrické přesnosti stroje lze tedy vyvodit důležitá zjištění:

- Při zatěžování pohybem lineárních strojních os dochází vlivem změny teploty nosné struktury stroje k nesymetrickým deformacím, které způsobí nerovnoměrnou změnu volumetrické chyby v rámci celého pracovního prostoru stroje. Přičemž ve všech případech teplotního zatěžování pětiosého vertikálního centra pohybem lineárních strojních os (detailně viz [Ho 52] a [259]) je patrná dominantní deformace v rovině YZ .
- Oproti vlivu rotace vřetena tedy dochází při zatěžování pojezdem strojními osami k větším rozdílům ve velikosti a směru vektoru volumetrické chyby v jednotlivých měřených bodech pracovního prostoru stroje (v případě pohybu v ose X je odlišnost ve velikosti zjištěných deformací v ose Z až 55 %, viz Obr. 145).

Závěrem lze konstatovat, že v případě popisu vlivu pohybu lineárních strojních os v kompenzačním algoritmu teplotních chyb stroje bude chyba modelu způsobená vlivem pohybu lineárních strojních os v celém pracovním prostoru větší než v případě rotace vřetena.

Shrnutí výzkumu změny volumetrické přesnosti při teplotně neustálených stavech pětiosého vertikálního centra

Z realizovaných testů lze konstatovat, že rotace vřetena má dominantní vliv na změnu přesnosti stroje (výsledek je ve shodě s poznatky z kap. 4.2.3). Tyto deformace jsou však v zásadě stejné v celém objemu pracovního prostoru. Teplotní zátěž od pohonu lineárních os⁴⁵ vyvolává výrazně menší změnu přesnosti (pro zvolené testované pracovní režimy). Důležité ovšem je, že deformace vyvolané teplotním zatěžováním pohybem strojních os nejsou konstantní v celém objemu pracovního prostoru. Rozdíl je patrný jak ve velikosti, tak ve směru deformací.

Výsledky tedy jednoznačně naznačují, že metodika testování teplotního chování OS dle ISO 230-3 [6] poskytuje značně zjednodušený pohled. Chyba posunutí a natočení nástroje vůči obrobku je dle uvedené normy uvažována v celém objemu pracovního prostoru stejná, protože je stanovena na základě měření pouze jednoho bodu. Takové zjednodušení je platné pouze v případě testování vlivu teplotní zátěže od rotace vřetena. V případě teplotního zatěžování pohybem strojních os a to především těch lineárních, jsou způsobené odchylky v rámci celého objemu pracovního prostoru nesymetrické. Liší se jak velikostí, tak směrem, více viz [259]. Proto by měl být hledán vhodný matematický aparát, jak výše zmíněné vlivy do kompenzačních algoritmů teplotních chyb zahrnovat.

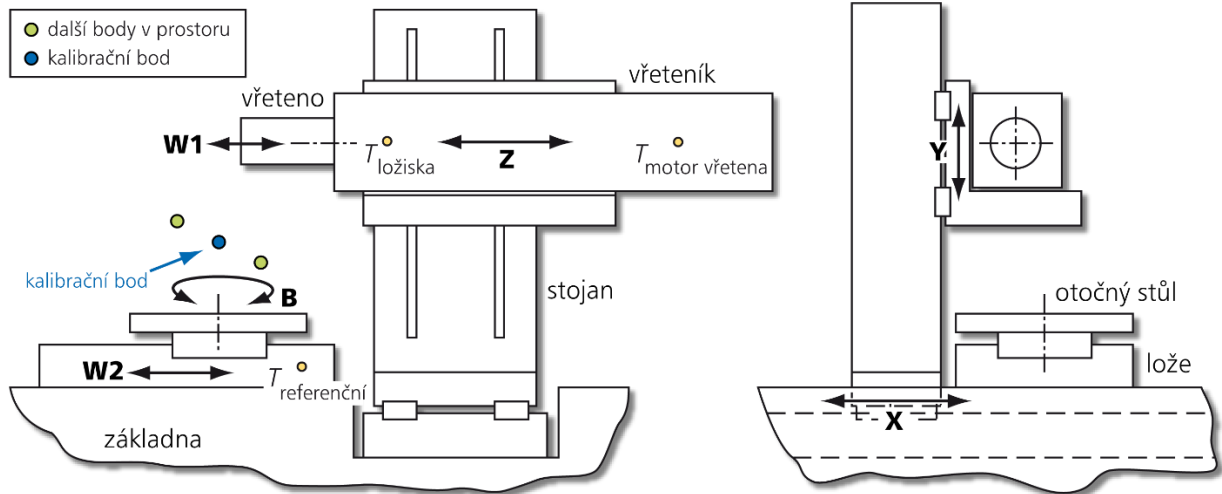
Tyto závěry jsou získané na základě rozsáhlých testů, avšak realizovaných pouze na jednom typu stroje, jenž byl použit pro výzkum i v předchozích kapitolách této práce. Proto by bylo vhodné tyto závěry podpořit dalšími experimenty na jiných typech konstrukcí OS a jiné velikosti. Obecně je známý fakt, že v případě větších strojů jsou změny volumetrické přesnosti při teplotně neustálených stavech významnější. Plyne to logicky z principu daného fyzikálního jevu – teplotní roztažnosti pevných látek, který je definován dle (6). Tedy s většími rozměry stroje (při stejné změně teploty) dochází přirozeně k větším teplotním chybám v TCP a lze i očekávat, že jejich změny v rámci celého pracovního prostoru stroje budou větší. Z výše uvedených důvodů jsou proto ještě doplněny v kap. 8.1.4 další experimenty na těžkém OS (větší velikosti a jiné konstrukce než v předešlém zmiňovaném případě) v kap. 8.1.4, kde jsou změny volumetrické přesnosti stroje při neustálených stavech významnější a má větší smysl je v modelu SW teplotních chyb stroje uvažovat.

8.1.4 Změna volumetrické přesnosti těžkého obráběcího stroje při teplotně neustálených stavech

Experimenty byly realizovány na těžkém OS (horizontálním frézovací centru s posuvným stojanem) viz Obr. 146 (výsuv smykadla Z je 2000 mm, výsuv pracovního vřetena W je 800 mm, svislé přestavení vřeteníku Y je 1250 mm, maximální otáčky vřetena 2500 min^{-1}). Pro tento stroj byl vyvinut model SW teplotních kompenzací kalibrovaný v jednom bodě pracovního prostoru (viz modře naznačený kalibrační bod na Obr. 146). Tento model je detailně popsán v [Ho 6] a lze ho označit také termínem „prostorově nezávislý kompenzační model teplotních chyb“⁴⁶. Tedy kalibrace modelu byla zrealizována na základě standardních kalibračních testů dle ISO 230-3 [6], tedy bez zatížení (bez vlivu obrábění) a pouze v jednom bodě prostoru (detailně viz kap. 2.9.4).

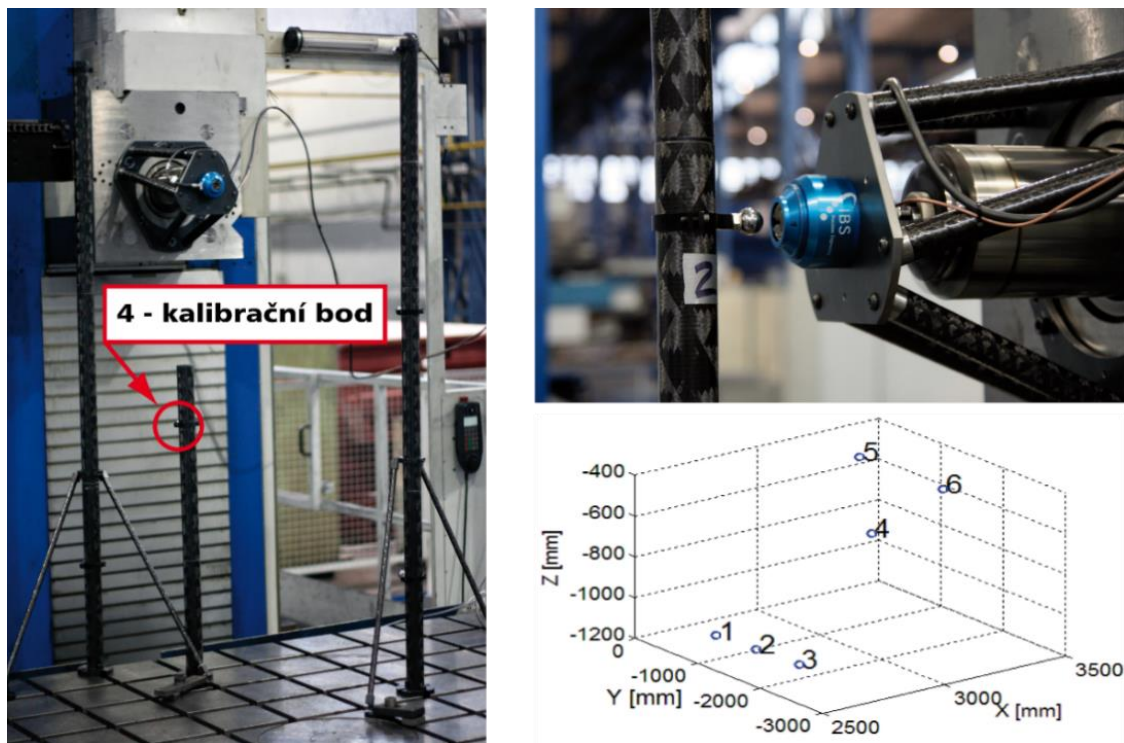
⁴⁵ To platí i v případě rotačních os, což je detailně popsáno v [259].

⁴⁶ Model SW teplotních kompenzací predikuje stejnou velikost odchylky v místě nástroje (TCP) pro všechny body pracovního prostoru stroje (tedy nezávisle na prostorových souřadnicích). Velikost predikované odchylky se tedy mění pouze v čase nikoliv však v závislosti na prostorových souřadnicích stroje x , y a z . Nejedná se tedy o tzv. volumetrickou teplotní kompenzaci, která je předmětem kap. 8.1.



Obr. 146: Schéma a rozmístění teplotních čidel na rámu těžkého horizontálního frézovacího centra s posuvným stojanem.

Kromě standardních kalibračních testů byly na stroji provedeny testy za účelem zjištění teplotních deformací v širším pracovním prostoru pomocí výše popsané experimentální metody a zařízení (dle kap. 8.1.1 a kap. 8.1.2). Uspořádání těchto experimentů je patrné na Obr. 147.



Obr. 147: Uspořádání experimentů na těžkém horizontálním frézovací centru s posuvným stojanem za účelem zjištění teplotních deformací v širším pracovním prostoru stroje, kalibrační bod (vlevo), najždění sondy Mt-check na kouli č. 2 (vpravo nahoře), pozice měřených bodů (vpravo dole).

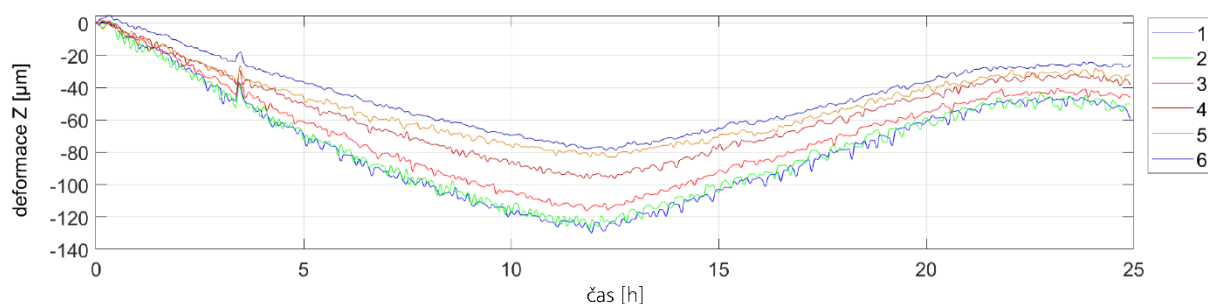
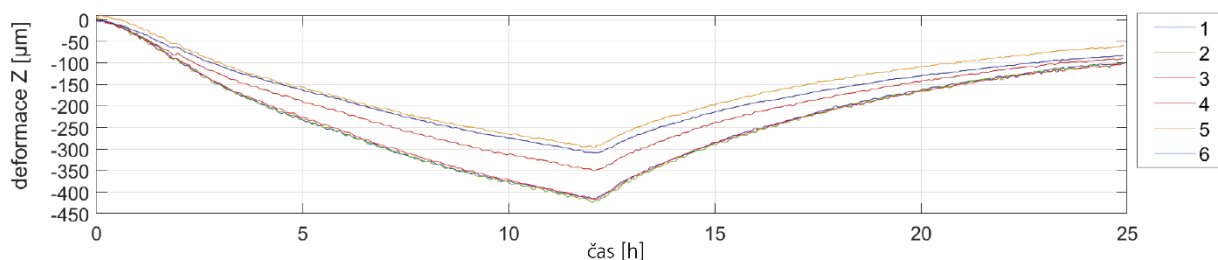
Souřadnice jednotlivých koulí (celkem 6 měřících bodů) v souřadném systému stroje (MCS) jsou uvedeny v Tab. 22.

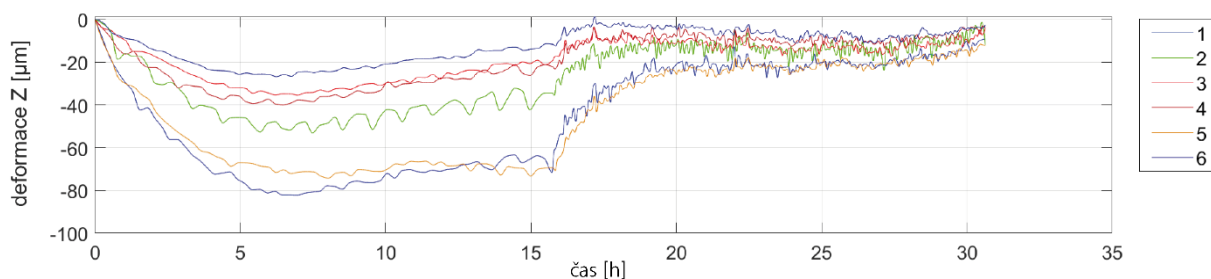
Tab. 22: MCS souřadnice jednotlivých koulí (měřících bodů) – testy na těžkém obráběcím stroji.

Koule	X[mm]	Y[mm]	Z[mm]
1	2628	-794	-1126
2	2628	-1441	-1112
3	2633	-2111	-1108
4	3026	-1731	-620
5	3220	-789	-416
6	3225	-2111	-412

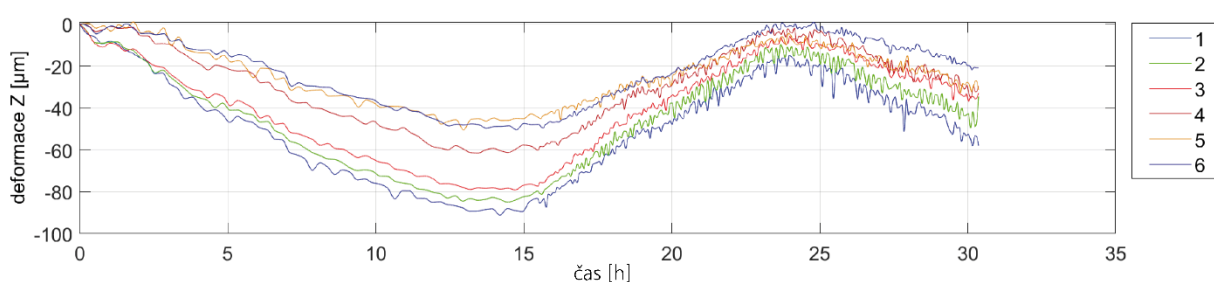
Dále se zaměříme pouze na teplotní deformace v místě nástroje (TCP) v ose Z, jelikož jsou u tohoto stroje největší v porovnání s teplotními deformacemi v ostatních osách a tudíž je jejich minimalizace pomocí kompenzačního algoritmu nejvíce opodstatněná.

Na těžkém OS byla provedena série testů pro zjištění tepelných vlivů na změnu volumetrické přesnosti stroje. Testy byly zaměřeny na zjištění vlivu rotace vřetena při nízkých a vysokých otáčkách a vlivu pohybu v lineárních strojních osách Y a Z. Tedy obdobné experimenty jako v předchozím případě pro pětiosé vertikální centrum menší velikosti (viz kap. 8.1.3). Průběhy teplotních deformací v ose Z v jednotlivých měřených bodech pracovního prostoru stroje odpovídají pozicím šesti koulí na kompozitovém rámu v pracovním prostoru stroje, pro test s rotací vřetena s konstantními otáčkami 500 min^{-1} je na Obr. 148. Graf zachycuje jak fázi ohřevu rotací vřetena (12 h), tak i fázi chladnutí stroje. Fáze ohřevu byla přerušována jen z důvodu měření teplotních deformací najížděním zařízení *Mt-check* na šestici koulí, umístěných v pracovním prostoru stroje. Měřící cyklus trval 270 s.

Obr. 148: Průběhy teplotních deformací v ose Z v jednotlivých měřených bodech pracovního prostoru stroje pro test s rotací vřetena konstantními otáčkami 500 min^{-1} .Obr. 149: Průběhy teplotních deformací v ose Z v jednotlivých měřených bodech pracovního prostoru stroje pro test s rotací vřetena konstantními otáčkami 2000 min^{-1} .



Obr. 150: Průběhy teplotních deformací v ose Z v jednotlivých měřených bodech pracovního prostoru stroje pro test s pohybem v lineární ose Y s posuvovou rychlostí $6000 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$.



Obr. 151: Průběhy teplotních deformací v ose Z v jednotlivých měřených bodech pracovního prostoru stroje pro test s pohybem v lineární ose Z s posuvovou rychlostí $6000 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$.

Další grafy zobrazují to samé, avšak pro test s rotací vřetena s konstantními otáčkami 2000 min^{-1} (Obr. 149), test s pohybem v lineární ose Y s posuvovou rychlostí $6000 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ (Obr. 150) a test s pohybem v lineární ose Z s posuvovou rychlostí $6000 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ (Obr. 151).

Z porovnání maximálních naměřených hodnot teplotních deformací v ose Z v kalibračním bodě (hnědá křivka, odpovídající kouli č. 4 dle Obr. 147) na konci fáze ohřevu z jednotlivých grafů na Obr. 148 až Obr. 151 s ostatními maximy teplotních deformací v jiných měřených bodech plyne, že rozdíly jsou mnohem významnější než v případě menšího stroje z předchozí kap. 8.1.3. Shrnutí těchto maximálních odchylek teplotní deformace v ose Z z jednotlivých měřených bodů oproti kalibračnímu bodu pro jednotlivé testy je v Tab. 23.

Tab. 23: Shrnutí maximálních odchylek teplotní deformace v ose Z z jednotlivých měřených bodů oproti kalibračnímu bodu pro jednotlivé testy.

Zatěžování stroje	maximální měřená teplotní deformace v kalibračním bodě (koule č. 4) [μm]	maximální odchylka teplotní deformace v ostatních měřených bodech [%]
Vřeteno (konst. 500 min^{-1})	98	33
Vřeteno (konst. 2000 min^{-1})	350	20
Osa Y (konst. $6000 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$)	40	105
Osa Z (konst. $6000 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$)	62	50

Je patrné, že odchylky teplotních deformací v jednotlivých bodech pracovního prostoru stroje by již neměly být zanedbány ani v případě pouhé rotace vřetena. V předchozím případě u menšího pětiosého vertikálního centra (kap. 8.1.3) způsoboval vliv rotace vřetena odchylku v jednotlivých měřených bodech pouze 10 % (viz kap. 8.1.3). Tyto odchylky bylo možné v rámci tvorby kompenzačního algoritmu teplotních chyb akceptovat. Nicméně v případě těžkého OS větší velikosti

činí tyto odchylky až 33 % v případě rotace s konstantními otáčkami 500 min^{-1} a 20 % v případě rotace s konstantními otáčkami 2000 min^{-1} .

V případě pohybu v lineárních osách Y a Z jsou tyto odchylky ještě významnější. V případě zatěžování stroje pohybem v lineární ose Y posuvovou rychlostí $6000 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ činí maximální odchylka měřené teplotní deformace dokonce 105 % a v případě obdobného testu s pohybem v ose Z je to 50 %. Takto velké odchylky již není možné v modelu SW teplotních kompenzací ignorovat a je třeba hledat cesty, jak se s touto problematikou vypořádat.

Shrnutí výzkumu změny volumetrické přesnosti při teplotně neustálených stavech těžkého obráběcího stroje

Výsledky experimentů na těžkém OS potvrzují závěry získané na menším stroji jiného typu (kap. 8.1.3). Tedy, že je třeba hledat vhodný matematický aparát, jak změny volumetrické přesnosti při teplotně neustálených stavech do kompenzačních algoritmů teplotních chyb zahrnovat. Neboli hledat metody, jak rozšířit běžné modely SW teplotních kompenzací tak, aby platily v celém pracovním prostoru stroje.

V případě těžkého OS byly rozdíly ve změnách volumetrické přesnosti stroje ještě výraznější než v případě menšího pětiosého vertikálního centra (viz kap. 8.1.3). Na rozdíl od menšího stroje jsou patrné nezanedbatelné odchylky měřených teplotních deformací v ose Z v bodech pracovního prostoru od kalibračního bodu dokonce i v případě zatěžování stroje rotací vřetena.

8.1.5 Shrnutí výzkumu volumetrické teplotní přesnosti

Na základě provedených testů (kap. 8.1.3 a kap. 8.1.4) bylo ověřeno, že vyvinutá měřicí metoda s aparaturou *MT-Check* spolu (kap. 8.1.1) s vyvinutým SW (kap. 8.1.2) je vhodná pro kalibraci modelů SW teplotních kompenzací pro celý pracovní prostor (tzv. volumetrickou teplotní kompenzaci).

V rámci kap. 8.1.3 bylo ukázáno, že teplotní chyby jsou závislé na poloze os dokonce i u malých strojů (velikosti pětiosého vertikálního centra dle Tab. 7 na str. 80). V případě rotace vřetena je sice tato závislost velmi slabá a deformace vyvolané teplotním zatěžováním pomocí rotace vřetena se v celém objemu pracovního prostoru prakticky nemění. Oproti tomu deformace vyvolané teplotním zatěžováním pohybem lineárních strojních os nejsou konstantní v celém objemu pracovního prostoru. Liší se jak ve velikosti, tak ve směru deformací. Na druhou stranu je velikost teplotních deformací, způsobených pohybem lineárních strojních os (Obr. 145), u zkoumaného menšího stroje výrazně nižší než velikost deformací, vyvolaných od rotace vřetena (Obr. 141). Díky tomu lze prohlásit, že model SW teplotních kompenzací, vyvinutý pro menší stroj a kalibrovaný standardním způsobem⁴⁷ (kap. 4.2.3), poskytuje stále dostatečnou kvalitu predikce teplotních deformací v celém pracovním prostoru stroje.

V případě těžkého OS větší velikosti je však situace odlišná. Na rozdíl od menšího stroje jsou patrné nezanedbatelné odchylky měřených teplotních deformací v ose Z v bodech pracovního prostoru od kalibračního bodu dokonce i v případě zatěžování stroje rotací vřetena (kap. 8.1.4). Proto je třeba hledat vhodný matematický aparát, jak změny volumetrické přesnosti při teplotně neustálených stavech do kompenzačních algoritmů teplotních chyb zahrnovat.

⁴⁷ Standardní ve smyslu kalibrace modelu v jediném bodě pracovního prostoru stroje dle normy ISO 230-3 [6], více ke kalibračním modelům lze nalézt v kap. 2.9.4.

V článcích [Ho 26], [261] byla zkoumána silná variace teplotních chyb na nástroji v závislosti na poloze u těžkého OS (prezentovaného v kap. 8.1.4). V takovém případě aplikace volumetrického modelu může přinést znatelné zlepšení SW teplotní kompenzace. Predikce chyby v celém objemu tohoto těžkého OS byla řešena pomocí lineární extrapolace již existujícího modelu SW teplotních kompenzací na principu PF, kalibrovaného v jediném bodě prostoru (jedná se o rozšíření modelu z [Ho 6], jenž byl zmíněn v kap. 8.1.4). V [Ho 26] a [261] bylo ověřeno, že model SW teplotních kompenzací na základně PF, kalibrovaný v jediném bodě pracovního prostoru stroje, je vhodný základ pro tvorbu modelu volumetrických teplotních kompenzací. Metoda lineární extrapolace, použitá v [Ho 26] a [261], se sice ukázala jako jednoduchá a poměrně funkční (přinesla další redukci teplotních chyb v celém prostoru stroje), ale přesto optimálně nevyužívající dostupná naměřená data, na jejichž základě by mělo být možno dosáhnout ještě perspektivnějších výsledků. Také platnost vypracovaného modelu v [Ho 26], za podmínek výrazně odlišných od kalibračních, byla omezena. Nabízí se tak hledat další sofistikovanější metody, jak změny volumetrické přesnosti při teplotně neustálených stavech do kompenzačních algoritmů teplotních chyb zahrnout. Jednou z možných cest může být např. využití kompenzačních modelů na bázi mnohočetných přenosových funkcí kalibrovaných v různých bodech prostoru doplněné lineární interpolací. Takovéto modely by v porovnání z výše popsanou metodou lineární extrapolace nevyžadovaly delší testy na stroji (tj. delší kalibrační čas), ale mohly by přinést znatelný nárůst kvality výstupních dat (predikovaných teplotních deformací v celém pracovním prostoru stroje v čase).

8.2 SW teplotních kompenzací pro různé typy vřeten

V této kapitole bude představena tvorba modelu SW teplotních kompenzací pětiosého vertikálního centra (stejného stroje, pro který byl vyvíjen kompenzační model v předchozích kapitolách, viz Obr. 70 na str. 80) pro různé typy vřeten, jenž mohou být do tohoto stroje montovány výrobcem. V závislosti na použitém typu vřeten ve stroji se liší i celkové teplotní chování stroje a pro jeho predikci je třeba použít rozdílné modely SW teplotních kompenzací, popisující vliv rotace konkrétní vřetenové jednotky (příčemž ostatní složky $\delta_{i,j}$ z (27) na str. 81 mohou zůstat zachovány). Pro stroj tak může vzniknout sada modelů, popisující vliv rotace různých typů vřeten (či jiných komponent stroje).

Informace o konkrétním namontovaném typu vřeten ve stroji je běžně dostupná v řídicím systému stroje. Tuto informaci je pak možné snadno použít pro aktivaci příslušného submodelu, popisující vliv rotace daného vřeten (složky $\delta_{i,vřet}$ dle rovnice (27)). Základní parametry některých vřetenových jednotek (výrobce vřeten je firma KESSLER), které je možné montovat do zkoumaného pětiosého vertikálního centra v předchozích kapitolách, jsou shrnuty v Tab. 24.

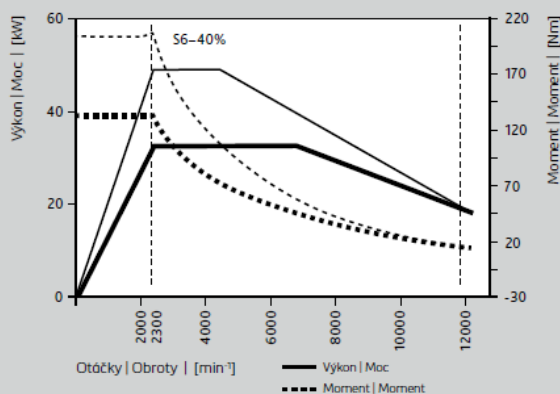
Tab. 24: Základní technické parametry vřeten montovaných do pětiosého vertikálního centra.

	Označení vřetenové jednotky dle výrobce (firma KESSLER)	Maximální otáčky [min ⁻¹]	Jmenovitý výkon vřeten S1/S6 – 40 % [kW]	Krouticí moment S1/S6 – 40 % [N.m]
SP1	DMS 112.56.8.FOS	10 000	20/26	262/340
SP2	DMS 100.46.4.FHS	18 000	25/35	86/120
SP3	DMS 100.46-666.393	12 000	32/48	130/200

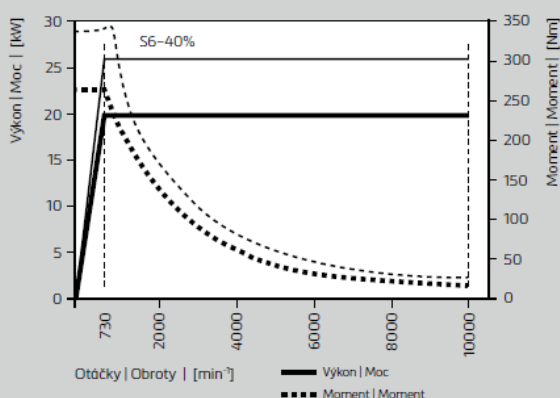
Výkonová a momentová charakteristika motorů vřeten // Charakterystyka mocy i momentów silników wrzecion

Typ vřetena // Typ wrzeciona	Maximální otáčky // Obroty maksymalne	Kužel // Stożek
	[min ⁻¹]	
POWER	10 000	ISO 50 (HSK 100)
SPEED	12 000	ISO 40 (HSK 63)
SPRINT	18 000	HSK 63
RAPID	24 000	HSK 63

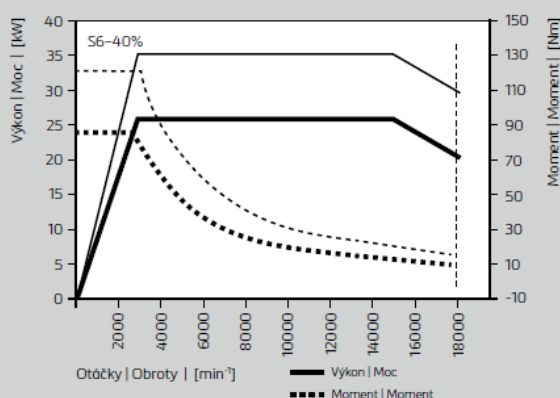
SPEED ISO 40 (HSK 63)



POWER ISO 50 (HSK 100)



SPRINT HSK 63



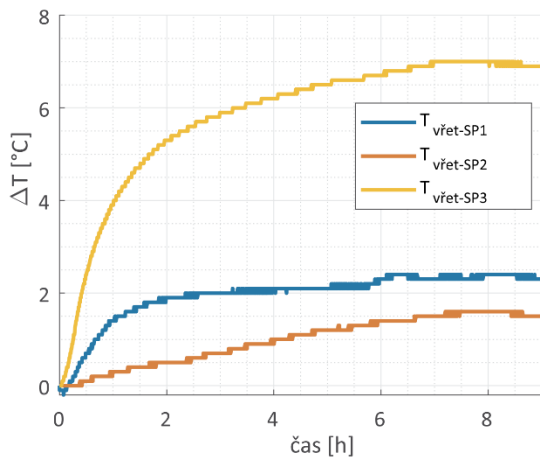
Obr. 152: Výkonové a momentové charakteristiky motorů různých vřeten pro pětiosé vertikální centrum, převzato z katalogu stroje [262].

V Tab. 24 je u každé vřetenové jednotky doplněno její označení „SP1“ až „SP3“, které bude použito dále v textu pro specifikaci dané vřetenové jednotky. Tyto vřetenové jednotky mají rozdílnou konstrukci i výkonové a momentové charakteristiky motorů (Obr. 152). Tyto faktory zapříčiňují, že elektrovřetena mají i odlišné teplotní chování.

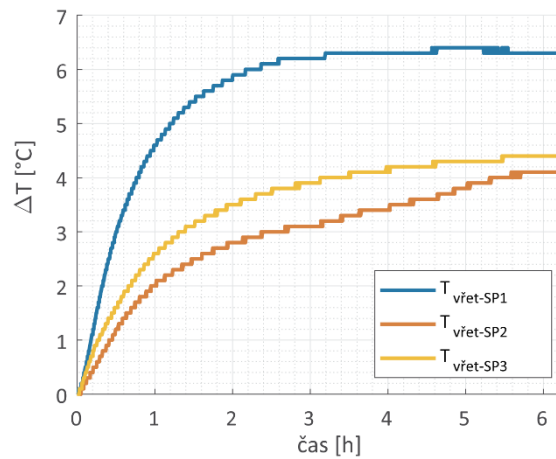
Pro 3 vřetena z Tab. 24, které byla namontována do pětiosého vertikálního centra, byly provedeny zkoušky teplotních deformací způsobených otáčením vřetena dle normy ISO 230-3 [6], viz kap. 2.9.4. Zkoušky byly provedeny pro různé hodnoty konstantních otáček i při proměnných otáčkách vřeten během testů (otáčková spektra).

Na grafech na Obr. 153 a Obr. 154 jsou zobrazeny teplotní rozdíly měřené v blízkosti zdroje tepla (ložiska elektrovřetena) $\Delta T_{vřet}$ pro 3 vřetenové jednotky při konstantních otáčkách vřetena (500 min⁻¹ a 9000 min⁻¹). Teplotní rozdíl $\Delta T_{vřet}$ je vstupem do vyvinutého kompenzačního modelu, viz kap. 4.2.3.

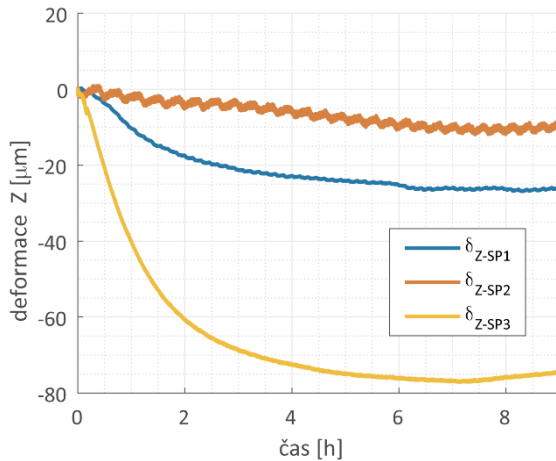
Z grafů na Obr. 153 a Obr. 154 je zřejmé, že průběhy teplotních rozdílů $\Delta T_{vřet}$ jsou odlišné. To samé platí i v případě průběhů teplotních deformací v ose Z v místě nástroje pro jednotlivá vřetena (viz $\delta_{Z,vřet-SP1}$ až $\delta_{Z,vřet-SP3}$ v grafech na Obr. 155 a Obr. 156).



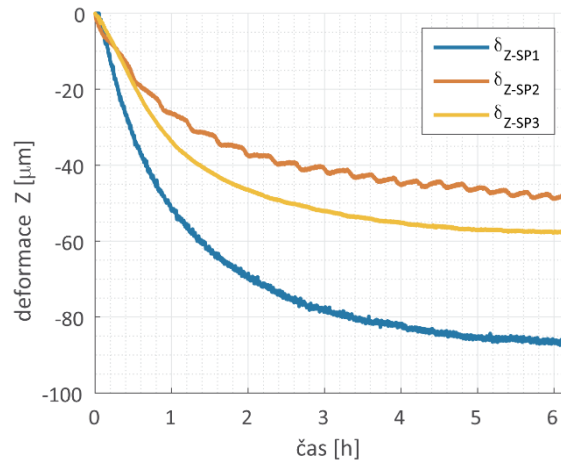
Obr. 153: Teplotní rozdíly měřené v blízkosti zdroje tepla (ložiska elektrovřetena) pro 3 vřetenové jednotky při konstantních otáčkách vřetena (500 min⁻¹), [Ho 14]



Obr. 154: Teplotní rozdíly měřené v blízkosti zdroje tepla (ložiska elektrovřetena) pro 3 vřetenové jednotky při konstantních otáčkách vřetena (9000 min⁻¹), [Ho 14].



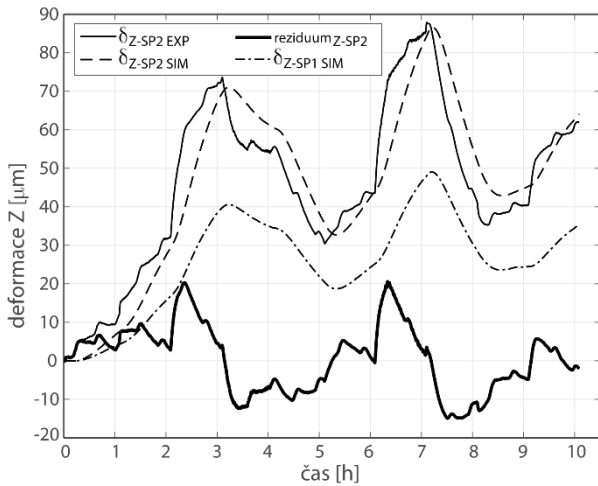
Obr. 155: Teplotně vyvolané deformace ve směru osy Z pětiosého vertikálního centra pro 3 vřetenové jednotky při konstantních otáčkách vřetena (500 min⁻¹), [Ho 14].



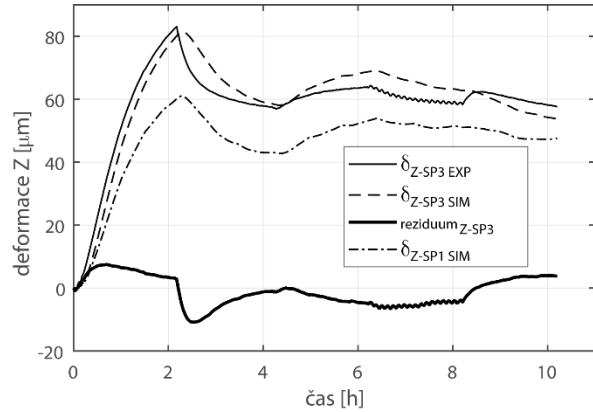
Obr. 156: Teplotně vyvolané deformace ve směru osy Z pětiosého vertikálního centra pro 3 vřetenové jednotky při konstantních otáčkách vřetena (9000 min⁻¹), [Ho 14].

Důsledkem je, že složka kompenzačního modelu teplotních chyb v ose Z popisující vliv vřetena na celkovou teplotní chybu v TCP, který byl vyvinut na základě kalibračního testu pro vřeteno SP1⁴⁸ ($\delta_{Z,vřet-SP1}$), bude vykazovat chybu při aproximaci teplotních deformací v ose Z pro vřetena SP2 ($\delta_{Z,vřet-SP1}$) a SP3 ($\delta_{Z,vřet-SP3}$). Výsledky aplikace modelu sestaveného na základě kalibračního testu pro vřeteno SP1 $\delta_{Z,vřet-SP1}$ (kap. 4.2.3) na testy s proměnnými otáčkami vřeten SP2 a SP3 jsou na Obr. 157 a Obr. 158 (čerchované křivky). Z výsledků je zřejmé, že přesnost modelu vyvinutého pro pětiosé vertikální centrum s vřetenem SP1 (kap. 4.2.3) je nedostatečná, pokud je aplikován na stroj s jiným vřetenem (viz SP2 či SP3).

⁴⁸ Vřeteno SP1 bylo použito na pětiosém vertikálním centru během testů v kap. 4.2.3 bez obrábění a kap. 5 (testy s vlivem řezného procesu), jedná se tedy o člen z rovnice (30) na str. 82.



Obr. 157: Měřené, simulované teplotně vyvolané deformace v ose Z pětiosého vertikálního centra s vřetenovou jednotkou SP2 a chyba aproximace upraveného modelu (reziduum-SP2) při verifikačním testu s proměnnými otáčkami vřetena.



Obr. 158: Měřené, simulované teplotně vyvolané deformace v ose Z pětiosého vertikálního centra s vřetenovou jednotkou SP3 a chyba aproximace upraveného modelu (reziduum SP3) při verifikačním testu s proměnnými otáčkami vřetena.

Samotné složka modelu, která popisuje vliv vřetena na celkovou teplotní chybu v ose Z v místě nástroje $\delta_{Z,vřet}$, je vyjádřena rovnicí

$$\delta_{Z,vřet-SP1} = \Delta T_{vřet} \cdot \varepsilon_{Z,vřet} \quad (42)$$

Přesnost kompenzačního modelu pro popis vlivu vřetena (složky $\delta_{Z,vřet}$) při aplikaci na jiné vřetenové jednotky (SP2 a SP3) lze však v tomto konkrétním případě zvýšit, jednoduchým vynásobením této složky konstantou g (zesílení)

$$\delta_{Z,vřet-SP2,SP3} = g \cdot \delta_{Z,vřet-SP1} = g \cdot (\Delta T_{vřet} \cdot \varepsilon_{Z,vřet}) \quad (43)$$

Konstanta zesílení je určena minimalizací hodnoty fit [%] dle rovnice (19) v kap. 4.1.2 na str. 62. Konstanta je stanovena $g = 1,75$ pro vřeteno SP2 a $g = 1,25$ pro vřeteno SP3. Výsledky takto upravené složky kompenzačního modelu (čárkované křivky $\delta_{Z,vřet-SP2}$ resp. $\delta_{Z,vřet-SP3}$) jsou také zobrazeny v grafech na Obr. 157 a Obr. 158 i spolu s chybou aproximace takto upraveného modelu pomocí *reziduum* dle rovnice (21) v kap. 4.1.2 na str. 62.

Uvedený postup umožňuje rychlou modifikaci kompenzačního modelu založeného na PF (stanovení složky popisující vliv vřetena) s použitím minimálního dodatečného modelovacího úsilí a bez nutnosti provádět další kalibrační testy pro každou vřetenovou jednotku zvlášť. Lze však očekávat, že lepší aproximační kvality kompenzačního modelu založeného na PF by mělo být dosaženo vývojem nezávislých submodelů složky $\delta_{Z,vřet}$ pro každou vřetenovou jednotku zvlášť. V obou případech však lze s výhodou využít navržené struktury modelu SW teplotní kompenzace (30), kdy se pro jiný typ vřetenové jednotky pouze aktualizuje složka popisující vliv vřetena, a ostatní složky kompenzačního algoritmu zůstanou stejné.

9 Závěr

Rostoucí požadavky na geometrickou přesnost a tvarovou složitost obrobků spolu s neutuchající snahou o snižování výrobních časů a nákladů způsobují neustálé posilování pozice pětiosých frézovacích center na poli OS. Zároveň díky současným trendům v oblasti obrábění (zvyšování úběru třísky, obrábění těžko obrobitelných materiálů, stále častější ekologicky přívětivé suché či MQL obrábění atd.) je teplotní chování strojů velmi sledovanou vlastností. Není-li možné během obrábění kontinuálně měřit vzájemnou polohu obrobku a nástroje, pak z výše zmiňovaných trendů vyvstává potřeba velmi složitému a komplexnímu teplotnímu chování struktury OS porozumět, tzn. být schopen jej popsat, měřit, modelovat, předvídat a to vše v reálném čase. Jedním z možných cílů tohoto úsilí je minimalizace teplotních chyb OS pomocí SW kompenzačních algoritmů včetně jejich implementace do řídicích systémů OS. Tyto modely by měly být dostatečně robustní, aby byly funkční v širokém pásmu pracovních podmínek aplikovatelné i při reálném obrábění. A měly by i kvalitně predikovat teplotní deformace v celém pracovním prostoru stroje.

Tato habilitační práce představuje techniku, jak efektivně přistupovat ke tvorbě SW teplotních kompenzací tak, aby tyto modely nepostrádaly zahrnutí vlivu obráběcího procesu, a byla zaručena jejich dostatečná přesnost a robustnost při reálném obrábění a ideálně v celém pracovním prostoru stroje. K tomu je nutné jednak vyvinout vhodné experimentální metody a následně pak použít robustní matematickou metodu pro tvorbu kompenzačního algoritmu teplotních chyb OS. To vše je v habilitační práci představeno na příkladu vývoje SW teplotní kompenzace pro pětiosé vertikální centrum (kap. 4.2.3, kap. 5.1, kap. 6 a kap. 8).

Výsledky výzkumu potvrzují, že k tomuto účelu může být použita metoda SW teplotních kompenzací, která je založená na dynamickém modelování pomocí PF. Těmito kompenzačními algoritmy lze dosáhnout výrazně lepších přesností strojů pro široká pásma pracovních režimů v porovnání s jinými metodami SW teplotních kompenzací, což bylo ověřeno i na různých strukturách OS o různých velikostech a při zatěžování strojů širokým spektrem pracovních režimů (viz kap. 4 a řada dalších publikací např. [Ho 1] až [Ho 12]). Nespornou výhodou prezentované metody je navíc to, že lze různé negativní vlivy, ovlivňující výsledné teplotní chyby stroje, superponovat. Lze takto poměrně snadno již existující modely na principu PF rozšířit o vlivy řezného procesu (kap. 6) i případně model rozšířit do celého pracovního prostoru (je-li to nutné, např. u větších OS viz kap. 8.1).

9.1 Vlastní přínos práce

Na základě provedeného výzkumu lze prohlásit, že **přístup modelování teplotních chyb OS pomocí PF je universální a robustní. Metoda byla ověřena na řadě reálných frézovacích, soustružnických a multifunkčních strojích střední a velké velikosti a různých konstrukcí** (viz [Ho 1] až [Ho 12]) a to při dlouhodobém zatěžování strojů širokým spektrem pracovních režimů. Z této velké řady realizovaných aplikací na různých strukturách OS o různých velikostech byly v této práci vybrány jen některé případy - horizontální OS (kap. 4.2.1), portálové obráběcí centrum (kap. 4.2.2) a pětiosé vertikální centrum (kap. 4.2.3). Postupně je zde **ukázáno rozšiřování modelu pomocí superpozice vnitřních a vnějších zdrojů a propadů tepla.**

I v případě **velmi složitého pětiosého frézovacího centra bylo možné dosáhnout kvalitních výsledků a významného zlepšení přesnosti stroje** (viz kap. 4.2.3). Popis modelu SW teplotních kompenzací dle (27) v kap. 4.2.3 tak představuje obecnou strukturu, kterou lze aplikovat na různé typy OS a kterou je možné v případě menšího počtu pohybových os stroje (či z nedostatku času na realizaci kalibračních testů na stroji) příslušně redukovat.

Hlavní přínos této práce je vývoj robustního a zobecnitelného přístup k modelování teplotních chyb OS pomocí SW teplotní kompenzace na principu PF, která je funkční v širokém pásmu pracovních podmínek. Metoda využívá princip superpozice vnitřních a vnějších zdrojů a propadů tepla. Byla ukázána aplikovatelnost metody na různé konstrukce OS (kap. 4) včetně kinematically složitého pětiosého frézovacího centra (zahrnutí lineárních i rotačních pohybových os do modelu).

Dále byl model rozšířen o vliv řezného procesu (kap. 6), který jak bylo zmíněno výše, je prakticky v kompenzačních modelech ve světě zcela zanedbáván. K tomu, aby to bylo možné, bylo nutné realizovat rozsáhlý experimentální výzkum s obráběním (částečně uvedeno v kap. 5). Rozsáhlý experimentální výzkum v letech 2015-2019 ([Ho 19] až [Ho 23]) jednoznačně potvrdil velký dopad řezného procesu na teplotní chyby strojů, resp. výslednou přesnost výroby (viz též kap. 5 a kap. 6). Přesnost výroby se pak zhoršuje zejména u suchého obrábění⁴⁹, které je ve světě stále populárnější, jelikož snižuje celkové výrobní náklady, zvětšuje produktivitu výroby a v neposlední řadě se jedná o ekologickou formu obrábění s menším dopadem na životní prostředí. Nevýhodou těchto technologií je však nárůst teplot v místě řezu díky absenci chladiwa, což má za následek i zhoršení přesnosti výroby díky teplotně vyvolaným chybám⁵⁰. V práci je ukázáno, že princip superpozice PF je možné v modelech SW teplotních kompenzací efektivně využít i v případě zahrnutí vlivu řezného procesu a pomocí toho docílit dalšího podstatného zvýšení přesnosti výroby na OS.

V práci je dále provedeno testování platnosti modelu SW teplotních kompenzací pomocí PF v celém pracovním prostoru stroje (kap. 8.1) a nastínění možností rozšiřování modelů SW teplotních kompenzací do celého pracovního prostoru stroje (zejména v případě větších strojů, viz kap. 8.1.4). Ve stručnosti je představen přístup k modelování v případě, že je možné stroj vybavit různými vřetenovými jednotkami (kap. 8.2).

V neposlední řadě byly diskutovány různé možnosti průmyslové implementace modelů SW teplotních kompenzací do moderních řídicích systémů strojů (kap. 7). Bez tohoto důležitého posledního kroku je realizace metody v praxi složitá, ne-li nemožná. Celý výzkum a vývoj by bez tohoto kroku pak pozbýval smyslu. A proto je třeba se této oblasti také věnovat včetně intenzivní komunikace s výrobcí OS (programátory řídicích systémů OS).

Významným přínosem této habilitační práce je také to, že bylo vytvořeno souborné dílo, které může posloužit pro seznámení odborné veřejnosti s novými možnostmi minimalizace teplotních chyb OS pomocí softwarových kompenzačních algoritmů na bázi PF.

9.2 Možnosti dalšího vývoje

V kap. 8 byly již stručně popsány některé oblasti výzkumu, jenž úzce souvisí s prezentovaným řešením a jeho dosavadními výsledky. Bylo představeno téma testování platnosti modelů v celém pracovním prostoru stroje a možnosti rozšiřování modelů do celého pracovního prostoru, tzv. „volumetrická teplotní přesnost“ (kap. 8.1). Klíčovou roli v tomto hraje posouzení vhodnosti dostupných experimentálních metod pro identifikaci tepelných vlivů na volumetrickou přesnost

⁴⁹ Obdobné výsledky lze očekávat i v případě MQL obrábění, které však nebylo zkoumáno.

⁵⁰ Vliv technologického procesu na teplotní chyby strojů je velice aktuální téma i v zahraničí, což potvrzuje narůstající počet vědeckých článků z posledních let a i organizování specializovaných konferencí na tuto problematiku.

strojů. Tato témata jsou ve vazbě na nedávno podanou disertační práci⁵¹ (výstupy byly prezentovány např. v [Ho 25], [263]) a aktuálně vypsané rámcové téma doktorské práce⁵². V obou případech byl/je autor v pozici školitele specialisty.

Dalším možným směrem vývoje je pokračování ve výzkumu v rozsáhlém tématu zahrnutí vlivu obrábění do SW teplotních kompenzací (např. predikce teplotních deformací obrobku, atd.). Tento výzkum byl intenzivně řešen v rámci pracovního balíčku WP6 „Kompenzace a minimalizace teplotních deformací obráběcích strojů“ projektu Centrum kompetence - Strojírenská výrobní technika (CK-SVT, TE01020075, v letech 2012-2019) a v souvislosti s řešením projektu CK-SVT bylo vypisováno a řešeno mnoho témat bakalářských a diplomových prací, např. [30], [31], [117], [154], [226], [264], [265], [266]. Obzvláště problematika predikce teplotních deformací obrobku je velmi komplexní. V [247] byly např. zkoumány různé přístupy k predikci teplotních deformací obrobku ve směru osy Z. Jedná se o zpracování experimentů na pětiosém vertikálním centru (kap. 5.1 a kap. 5.2) a využití měřených teplot v obrobku jako vstupů do modelu. Výsledky v [247] potvrzují, že lze s výhodou opět použít modelování s využitím PF a teplotní deformace obrobku superponovat dle (32) na str. 103. Problémem je však nutnost měření teplot obrobku během obrábění, což není v běžné praxi možné. Situace byla navíc zkoumána jen na velmi zjednodušeném tvaru obrobku (Obr. 106 na str. 102) a v případě predikce teplotních chyb obrobků bude významnou roli hrát např. i upnutí obrobku, zvolený způsob obrábění atd. Výrobní chyby některých obrobků mohou být silně ovlivněny faktory, které nesouvisí s teplotním chováním stroje (např. kmitáním v případě tenkých obrobků, apod.). Výsledky je tak složité zobecnit pro široké spektrum reálných obrobků. Ke stanovení teplotních deformací obrobku je ideálně třeba mít kompletní znalosti o obrobku (rozměry - CAD model, materiál), ale i detailní způsob obrábění, upnutí obrobku apod. Jednou z možných cest do budoucna je tvorba virtuálního modelu stroje a obrábění, které by v sobě zahrnovalo i predikci teplotních deformací obrobku.

Další oblast výzkumu by měla být směřována na zkvalitňování teplotně-mechanických MKP modelů celých strojů tak, aby je bylo možné v budoucnu používat pro získávání parametrů modelů SW teplotních kompenzací. Je třeba se zaměřit, na co možná nejpřesnější stanovení okrajových podmínek do těchto modelů. A to zejména okrajových podmínek související se sdílením tepla do teplotní části tohoto výpočtu, jejímž výsledkem je teplotní pole stroje. Měl by být kladen důraz zejména na kvalitnější popis přestupu tepla přes různé konstrukční prvky, korektní zahrnutí vlivu konvekce, ale i radiace, možnosti redukce těchto modelů atd. Na tato témata již vznikla řada bakalářských či diplomových prací pod autorovým vedením [30], [31], [265], [266], [267] i vedením jeho kolegů např. [117]. V tomto úsilí je třeba nadále pokračovat. Pokud by bylo možné v budoucnu získat dostatečně přesné modely MKP celých strojů⁵³, bylo by možné PF do modelů SW teplotních kompenzací určovat na základě numerických MKP modelů. Nebylo by tak nutné provádět časově náročné experimenty na strojích pro stanovení parametrů PF.

Pomocí vhodných modelů redukce MKP modelů je možné realizovat výpočet v dostatečně krátkém čase. Pak by je bylo možné použít i pro výpočet korekcí SW teplotních kompenzací v reálném čase. V budoucnu by tak bylo možné zcela nahradit metodu založenou na PF (či jakoukoliv jinou metodu

⁵¹ Název disertační práce je „Výzkum přesnosti pětiosých frézovacích center“, autor Ing. Martin Morávek [259].

⁵² Název disertační práce je „Predikce vlivu tepelných změn na prostorovou přesnost obráběcích strojů“, dříve ji řešil Ing. Martin Okénka, který však studium v roce 2019 ukončil.

⁵³ Či modelů MKP v kombinaci s CFD simulací.

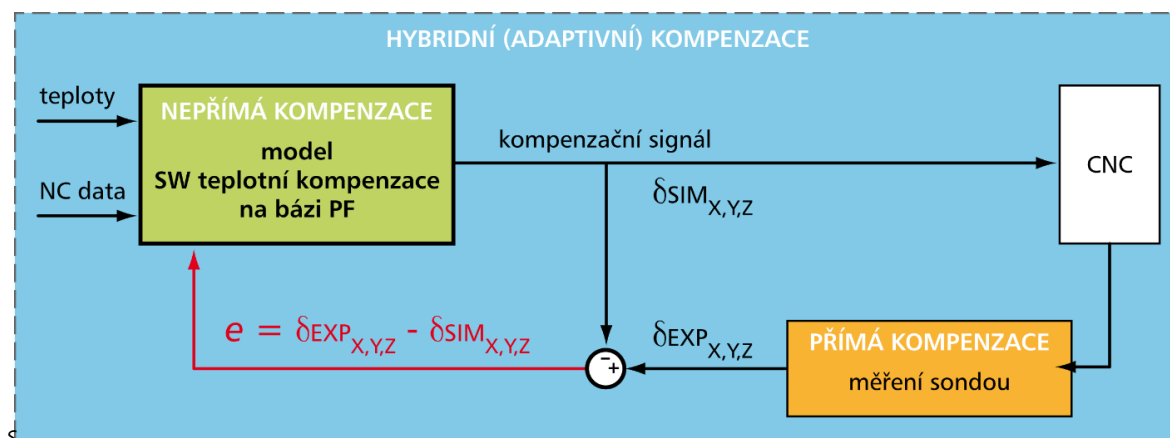
SW teplotních kompenzací dle kap. 2.9) těmito redukovánými MKP modely (problematika byla diskutována v kap. 2, např. práce [39]).

Modely SW teplotních kompenzací by měly zajistit přesnost stroje ve všech jeho konfiguracích. Proto další související témata, která jsou aktuálně řešena týmem v RCMT, jsou zaměřena na zahrnutí multifunkčnosti strojů do modelů SW teplotních kompenzací. Tato habilitační práce se touto problematikou zabývala jen z hlediska tvorby SW teplotní kompenzací jednoho konkrétního multifunkčního stroje (viz kap. 4.2.3 a kap. 6). Ačkoliv byl pro tento stroj sestaven model pro různá vřetena (kap. 8.2), jež lze na tento stroj použít, existuje zde celá řada dalších neprobádaných oblastí.

Jedním z nich jsou např. výměnné frézovací hlavy, kterých daný stroj může používat několik či strojů s pouze jednou výměnnou frézovací hlavou, které však mohou obrábět v konfiguraci, jak s výměnnou frézovací hlavou nebo bez ní. V obou zmiňovaných případech dochází k odlišnému teplotnímu chování stroje, které je modelem SW teplotních kompenzací nutné popsat. A to i v případech, kdy dochází k výměně hlav během obrábění. Např. když se ohřátá frézovací hlava, která realizovala počáteční technologické operace na dílci, vymění za jinou výměnnou frézovací hlavu (o nižší teplotě). Aby bylo možné takovéto výměny experimentálně rychle změřit, je třeba vyvíjet speciální experimentální zařízení [Ho 53] a na jejich základě vyvíjet modely SW teplotních kompenzací uvažující vliv výměnných hlav. V případě modelování je možné aplikovat obdobný přístup jako v případě modelu pro různá vřetena (kap. 8.2), tj. vytvoření sady modelů SW teplotních kompenzací pro různé frézovací hlavy či stroj bez frézovací hlavy. V minulosti na tuto problematiku již vznikla publikace [Ho 6].

Speciálním případem jsou stroje, u nichž dochází k vzájemnému ovlivňování různých (zpravidla blízkých) zdrojů a propadů tepla. Ty mají složité teplotní chování, typicky se jedná o některé multifunkční stroje, např. soustružnicko-frézovací centra či vícevřetenové soustružnické automaty (viz práce [Ho 5], [Ho 8]). V těchto případech je třeba při modelování teplotních chyb stroje rozhodnout, jak významné je vzájemné ovlivňování různých zdrojů a propadů tepla a jestli je možné při modelování uplatnit princip superpozice všech negativních vlivů, ovlivňujících výslednou teplotní chybu OS či nikoliv. Pokud je vzájemné ovlivnění významné, je třeba použít jiné modelovací přístupy. Tato problematika je detailněji popsána např. v článcích [Ho 7] a [Ho 8].

Další perspektivní možností vývoje je kombinace vyvinuté SW teplotní kompenzace na principu PF s přímou kompenzační metodou (viz kap. 2.8.1 na str. 38), kdy dojde v určitých okamžicích k aktualizaci modelu SW teplotních chyb pomocí přímého měření teplotních chyb měřicí sondou (např. dotykovou sondou či jinými metodami, více viz [135] či [137]). Takovéto kompenzační modely se nazývají hybridní (či adaptivní). Princip této metody je patrný z Obr. 159.



Obr. 159: Princip tzv. hybridního (či adaptivního) kompenzačního modelu teplotních chyb stroje.

Hybridní (adaptivní) kompenzační modely využívají výhody obou základních způsobů kompenzace teplotních chyb (viz kap. 2.8.1) a lze díky nim zlepšit dlouhodobou kvalitu jejich predikce. K aktualizaci modelu přímým měřením teplotní chyb v místě nástroje by ovšem mělo docházet v časových intervalech významně delších než v případě samotné přímé kompenzace, aby nebyla ztracena hlavní výhoda nepřímé kompenzace, kterou je úspora času (tj. bez nutnosti přerušování obrábění, aby nedocházelo ke snižování produktivity). Aktualizace modelu může být typicky provedena v momentě, kdy je očekávána zhoršená kvalita predikce kompenzačním modelem teplotních chyb či jsou např. kladeny vysoké požadavky na přesnost obráběných ploch dílce. Otevírá se zde prostor pro řešení pomocí umělé inteligence a vytváření samoučících se algoritmů (strojového učení).

Jako poslední témata, které zde lze uvést, jsou např. dlouhodobá stabilita modelů SW teplotních kompenzací (např. změny v teplotním chování stroje v důsledku opotřebení jeho konstrukčních částí v řádu let) či statistická analýza dat z většího množství strojů jedné výrobní řady. V druhém zmiňovaném případě je myšleno to, že každý stroj dané výrobní řady je vyroben (smontován) specifickým způsobem. To zapříčiní lehce odlišné teplotní chování strojů (lze očekávat dle Gaussova rozdělení pravděpodobnosti). Pokud by bylo možné získat větší balík experimentálních dat z těchto strojů, šlo by nalézt optimálnější parametry modelů SW teplotních kompenzací⁵⁴.

⁵⁴ V současné době je situace v průmyslových podnicích řešena tak, že je sestaven model SW teplotních kompenzací na základě experimentů pouze na jednom stroji. Na dalších strojích stejné výrobní řady jsou pak provedeny testy dle mezinárodní normy ISO 230-3 [6] v rámci přejímky pro zákazníka. Poté v případech, kdy se na stroji vyskytují určité odchylky v teplotním chování, je model SW teplotních kompenzací příslušně zkorigován (např. pomocí zesílení anebo zeslabení výstupu modelu SW teplotních kompenzací).

10 Seznam literatury

1. Gardner Research. *World Machine Tool Survey 2016* [online]. 2016 [cit. 2018-09-20]. Dostupné z: <https://www.gardnerweb.com/cdn/cms/2016%20WMTS%20Report.pdf>
2. PETERS, J. et al. Contribution of CIRP to the Development of Metrology and Surface Quality Evaluation during the last fifty years. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. 2001, **50** (2), 471-488.
3. BRYAN, J. International Status of Thermal Error Research (1990). *CIRP Ann.Manuf.Technol.* 1990, **39** (2), 645-56.
4. WECK, M. P. MCKEOWN, R. BONSE a U. HERBST. Reduction and compensation of thermal errors in machine tools. *Annals of the CIRP*. 1995, **44** (2), 589-598.
5. MAYR, J. et al. Thermal issues in machine tools. *CIRP Ann.Manuf.Technol.* 2012, **61** (2), 771–791. ISSN 0007-8506.
6. *ISO 230-3 - Test Code for Machine Tools - Part 3: Determination of Thermal Effects*. Genf, Switzerland: 2007.
7. PUTZ, M. C. RICHTER, J. REGEL a M. BRÄUNIG. Industrial relevance and causes of thermal issues in machine tools. In: *Proceedings of the Conference on thermal issues in machine tools*. Dresden: 2018. ISBN 978-3-95735-085-5.
8. PUTZ, M. C. RICHTER, J. REGEL a M. BRÄUNIG. Industrial consideration of thermal issues in machine tools. *Prod. Eng. Res. Devel.* 2018. ISSN 1863-7353 (Online), ISSN: 0944-6524 (Print).
9. RAMESH, R. M. A. MANNAN a A. N. POO. Error compensation in machine tools - a review: Part I: geometric, cutting-force induced and fixture-dependent errors. *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 2000, **40** (9), 1235-1256. ISSN 0890-6955.
10. RAMESH, R. M. A. MANNAN a A. N. POO. Error compensation in machine tools - a review: Part II: thermal errors. *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 2000, **40** (9), 1257-84. ISSN 0890-6955.
11. LI, Y. et al. A review on spindle thermal error compensation in machine tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2015, **95** (1), 20-38.
12. ZHU, J. *Robust thermal error modelling and compensation for CNC machine tools*. Ann Arbor, Michigan: Doctoral thesis, The University of Michigan, 2008. 169 s.
13. BÁRTA, P. *Frekvenční přenosové funkce v termomechanice*. Praha: Disertační práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky tekutin a energetiky, 2008, 83 s.
14. MAREŠ, M. *Modelování teplotně mechanických systémů frekvenčními přenosovými funkcemi*. Praha: Disertační práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky tekutin a energetiky, 2014, 131 s.
15. TSENG, P.C. A real-time inaccuracy compensation method on a machining centre. *The international journal of advance manufacturing technology*. Springer-Verlag London Limited, 1997, **13**, 182-190.
16. HOUŠA, J. *Stavba výrobních strojů 2*. Praha: Vydavatelství ČVUT, 1984, 301 s.
17. WECK, M. *Handbook of Machine Tools: Metrological Analysis and Performance Tests*, sv. IV. New York: John Wiley and Sons, 1984, 145 s.
18. DE LACALLE, N. L. a A. L. MENTXAKA. *Machine Tools for High Performance Machining*. Springer Science & Business Media, 2009, 442 s. ISBN 978-1-84800-379-8.
19. JEDRZEJEWSKI, J. Directions for Improving the Thermal Stability of Machine Tools. In: *ASME Symp. on Thermal Aspects in Manufacturing*. Chicago: ASME, 1988, 165-182.
20. PALMGREN, A. *Ball and roller engineering*. 3rd. ed. Philadelphia: Burbank, 1959.
21. HARRIS, T. A. *Rolling bearing analysis*. 4th ed. New York, NY: John Wiley & Sons Wiley, 2001, 1104 s. ISBN 0-471-35457-0.
22. ABELE, E. Y. ALTINTAS a C. BRECHER. Machine tool spindle units. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. 2010, **59** (2), 781-802.
23. MORI SEIKI. *NL series CNC lathes* [online]. 2004 [cit. 2019-02-05]. Dostupné z: <http://www.dolas.cz/files/pdf/moriseiki.pdf>

24. Okuma Corporation. *GENOS series - Vertical Machining Center GENOS M460R-VE, GENOS M560R-V* [online]. 2013 [cit. 2018-02-01]. Dostupné z: <http://bulmakmetal.com/wp-content/uploads/2016/10/GENOS-L-E-7a-300Mar2015.pdf>
25. KOLÁŘ, P. T. HOLKUP, J. MORAVEC a J. KEKULA. Vřetena a jejich komponenty. In: *Obráběcí stroje a technologie na EMO Milano 2009*. Praha: Společnost pro obráběcí stroje, 2010, 103 - 112. ISBN 978-80-904077-2-5.
26. DENKENA, B. B. BERGMAN, H. KLEMME a D. DAHLMANN. Cooling Potential of Heat Pipes and Heat Exchangers within a Machine Tool Spindle. In: *Proceedings of the Conference on Thermal Issues in Machine Tools*. Dresden: 2018. ISBN 978-3-95735-085-5.
27. HOLKUP, T. *Komplexní teplotně mechanický model vysokorychlostních sestav valivých ložisek*. Praha: Disertační práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, 2007, 97 s.
28. DENG, X. et al. Review on thermal design of machine tool spindles. *Optics and Precision Engineering*. 2018, **26** (6), 1415–1429.
29. VOJNA, J. *Pohyblivá a nepohyblivá spojení pro obráběcí stroje*. Plzeň: Disertační práce, Západočeská univerzita v Plzni, 2009, 72 s.
30. ŠLINC, M. *Sdílení tepla přes lineární vedení*. Praha: Bakalářské práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2014, 107 s.
31. MORÁVEK, P. *Experimental Determination of Thermal Resistance across Linear Guideways*. Praha: Master's thesis, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2015, 77 s.
32. DMG MORI. *DMC V Series - Vertical Machining Centres* [online]. [cit. 2018-12-28]. Dostupné z: http://media.dmgmori.com/media/epaper/dmc_v_uk/index.html#0
33. THK Group. *Advantages of Caged Ball Technology* [online]. [cit. 2018-11-12]. Dostupné z: http://www.rmkmakina.com/userfiles/file/pdf/THK/vidali%20_miller/297-2E%20SBK.pdf
34. UMBRAGROUP. *Industrial Ballscrews* [online]. 2018 [cit. 2018-12-28]. Dostupné z: <https://www.umbragroup.com/upload/blocchi/Industrial-ball-screws-data-sheet-501.pdf>
35. WEULE, H. a H. GOLZ. Preload-Control in Ball Screws--A New Approach for Machine Tool Building? *CIRP Annals-Manufacturing Technology*. Elsevier, 1991, **40** (1), 383-386.
36. HIWIN. *Ballscrews – Technical Information* [online]. Taiwan: 2016 [cit. 2018-11-13]. Dostupné z: <https://www.hiwin.com/pdf/ballscrews.pdf>
37. NSK. *NSK Develops a Double-Nut Cooling Ball Screw* [online]. 2012 [cit. 2018-12-20]. Dostupné z: <http://www.nsk.com/company/news/2012/press121105b.html#>
38. Okuma Corporation. *Horizontal Machining Center MA-400HA* [online]. [cit. 2018-11-10]. Dostupné z: <http://bulmakmetal.com/wp-content/uploads/2016/10/MA-400HA-E-2a-300Sep2014.pdf>
39. ESS, M. *Simulation and compensation of thermal errors of machine tools*. Zürich: Doctoral Thesis, ETH Zürich, 2012, 131 s.
40. YASDA PRECISION TOOLS. *Model TT & TH, Thermal Distortion Stabilizing System* [online]. [cit. 2018-09-09]. Dostupné z: <http://www.verticalmachiningcenter.co.uk/wp-content/uploads/2017/08/yasda-ybm-10t-100ttth-brochure.pdf>
41. ČEP, R. P. a J. *Experimentální metody v obrábění: učební text*. Ostrava: VŠB-TUO, Fakulta strojní, Katedra obrábění a montáže, 2011, 143 s. ISBN 978-80-248-2533-5.
42. FOREJT, M. A. HUMÁR, M. PÍŠKA a L. JANÍČEK. *Experimentální metody*. Brno: VUT v Brně, 2003, 83 s.
43. REZNIKOV, A. N. *Teplofizika rezania*. mašinstrojnenie Moskva, 1969.
44. HUMÁR, A. *Výrobní technologie II Studijní opory pro podporu samostudia v oboru "Strojírenská technologie" BS studijního programu "Strojírenství"*. Brno: VUT v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2002.
45. MÁDL, J. J. KAFKA, M. VRABEC a R. DVOŘÁK. *Teorie obrábění 1.díl*. Praha: ČVUT v Praze, 1989, s. 156.
46. FOREJT, M. a M. PÍŠKA. *Teorie obrábění, tváření a nástroje*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2006, 220 s. ISBN 80-214-2374-9.
47. MARINOV, V. *Manufacturing technology*. North Dakota: Fargo, 2009, 171 s.

48. SEDLÁČEK, J. Nástroje pro obrábění kompozitních materiálů. *MM Průmyslové spektrum*. 2006, č. 6, 28–30. ISSN 1212–2572.
49. DAVIES, M. A. T. UEDA a M. B. C. A. M'SAOUBI R. On the measurement of temperature in material removal processes. *CIRP Ann Manuf Technol*. 2007, **56** (2), 581–604.
50. ARRAZOLA, P. J. et al. Recent advances in modelling of metal machining processes. *Ann CIRP Manuf Technol*. 2013, **62** (2), 695–718.
51. KARAGUZEL, U. M. BAKKAL a E. BUDAK. Modeling and measurement of cutting temperatures in milling. *Procedia CIRP*. 2016, **46**, 173–176.
52. PUTZ, M. et al. Consistent Simulation Strategy for Heat Sources and Fluxes in Milling. *Procedia CIRP*. 2017, **62**, 239-244. ISSN 2212-8271.
53. GRZESIK, W. *Advanced Machining Processes of Metallic Materials*. Amsterdam: Elsevier, 2017, 608 s. ISBN 9780444637116.
54. BRECHER, C. a A. WISSMANN. Stressing Unit for Modelling of Thermal Behaviour of a Milling Machine. In: *12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations*. Donostia - San Sebastián - Spain: 2009, s. 727-30. ISSN 978-84-608-0866-4.
55. BRECHER, C. a A. WISSMANN. Compensation of thermo-dependent machine tool deformations due to spindle load: investigation of the optimal transfer function in consideration of rough machining. *Production Engineering*. 2011, 1-10.
56. BRECHER, C. A. WISSMANN a W. KLEIN. Compensation of Thermo-Dependent Machine Tool Deformations Due to Spindle Load Based on Reduced Modeling Effort. In: *14th International Conference on Mechatronics Technology (ICMT 2010)*. Icho-kaikan at Osaka University, Japan Osaka, 2010, 295-302.
57. BRECHER, C. A. WISSMANN a W. KLEIN. Compensation of Thermo-Dependent Machine Tool Deformations Due to Spindle Load Based on Reduced Experimental Procedure and Modeling Effort – Synthesis Between Direct and Indirect Compensation. In: *8th International Conference on High Speed Machining*. Metz, France: Ecole Nationale d'Ingenieurs de Metz, 2010.
58. PUTZ, M. et al. Heat Flux in Cutting: Importance, Simulation and Validation. In: *15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations*, sv. 31. 2015, 334-339.
59. PUTZ, M. et al. Modeling of heat fluxes during machining and their effects on thermal deformation of the cutting tool. *Procedia CIRP*. 2016, **46**, 611-614.
60. JEDRZEJEWSKI, J. a W. KWASNY. Knowledge base and assumptions for holistic modelling aimed at reducing axial errors of complex machine tools. *Journal of Machine Engineering*. 2013, **13** (2), 7–25.
61. JEDRZEJEWSKI, J. W. KWASNY, Z. KOWAL a Z. WINIARSKI. In-house system for holistic modelling of machine tool operating properties. In: *2nd International Conference on Systems and Informatics (CSAI)*. Shanghai China: 2014, 409–414.
62. JEDRZEJEWSKI, J. W. KWASNY, Z. KOWAL a Z. WINIARSKI. Development of the modelling and numerical simulation of the thermal properties of machine tools. *Journal of Machine Engineering*. 2014, **14** (3), 5–20.
63. JEDRZEJEWSKI, J. a W. KWASNY. A step towards the holistic modelling of the HSC machining centre and the efficient compensation of its errors. *Int J Comput Integ M*. 2015, **28** (1), 126–36.
64. JEDRZEJEWSKI, J. a W. KWASNY. Development of machine tools design and operational properties. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2017, **93** (1-4), 1051–68. ISSN 0268-3768 (Print), ISSN 1433-3015 (Online).
65. RAMESH, R. M. A. MANNAN, A. N. POO a S. S. KEERTHI. Thermal error measurement and modelling in machine tools. Part II. Hybrid Bayesian Network - Support vector machine model. *Int.J.Mach.Tools Manuf*. 2003, **43** (4), 405-419.
66. FAVERJON, P. C. URVILLE, M. ORSET a J. RECH. Étude De L'Innfluence Thermique et Prédiction des Déformations Induites par Usinage sous MQL. In: *Assises MUGV 2014*. Clermont-Ferrand: Institut Francais de Mécanique Avancée, 2014, 1-12.
67. INCROPERA, F. a D. DEWITT. *Introduction to Heat Transfer*. John WHey & Sons.New York,NY, 1996, 997 s.

-
68. HERBST, U. *Analyse und Kompensation thermoelastischer Verlagerungen*. Aachen: Shaker: 2002, 125 s. ISBN 3-8322-0298-6.
 69. MADHUSUDANA, C. V. Accuracy in thermal contact conductance experiments - the effect of heat losses to the surroundings. *International Communications in Heat and Mass Transfer*. 2000, **27** (6), 877 - 891.
 70. NOŽIČKA, J. *Sdílení tepla*. Praha: ČVUT Praha, Fakulta strojní, 1998.
 71. KOHÚT, P. *Konvekce při sdílení tepla v obráběcích strojích*. Praha: Disertační práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky tekutin a energetiky, 2012, 112 s.
 72. ATTIA, M. H. a L. KOPS. Importance of Contact Pressure Distribution on Heat Transfer in structural joints of machines. *ASME Trans. Journal of Engineering for Industry*. 1980, **102** (2), 159-167.
 73. ATTIA, M. H. a L. KOPS. System Approach to the Thermal Behaviour and Deformation of Machine Tool Structures in Response to the Effect of Fixed Joints. *ASME Trans. Journal of Engineering for Industry*. 1981, č. 103, 67-72.
 74. SCHNEIDER, P. *Handbook of Heat Transfer*. 2. New York: McGraw-Hill, 1973.
 75. YOVANOVICH, M. M. *Handbook of Heat Transfer*. 3. New York: McGraw-Hill, 1998.
 76. KAVIANY, M. *Principles of heat transfer*. New York: Wiley-Interscience publication, 2002.
 77. HORNYCH, J. *Tepelné chování a adaptivně řízené chlazení obráběcích strojů*. Praha: Disertační práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2011, 124 s.
 78. ALEJANDRE, I. a M. ARTES. Thermal non-linear behaviour in optical linear encoders. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 2006, **46** (12-13), 1319–1325.
 79. JEDRZEJEWSKI, J. W. KWASNY a W. MODRZYCKI. Precise model of HSC machining centre for aerospace parts machining. *Journal of Machine Engineering*. 8. 2008, **8** (3), 29-41. ISSN 1895-7595.
 80. HALE, L. C. *Principles and techniques for designing precision machines*. Doctoral Thesis, Massachusetts Institute of Technology, Dept. of Mechanical Engineering, 1999, 358 s.
 81. PAVLIČEK, F. et al. Influence of machine housing on the thermal TCP displacement. In: *euspen Special Interest Group: Thermal Issues*. Prague: euspen, 2016.
 82. MIAN, N. S. *Efficient machine tool thermal error modelling strategy for accurate offline assessment*. Huddersfield: Doctoral thesis, University of Huddersfield, 2010. 217 s.
 83. BACH, P. *Analýza obráběcích strojů měřením*. Praha: Společnost pro obráběcí stroje, 2002, 95–97. ISBN 80-238-9693-8.
 84. BYRNE, G. D. DORNFELD a B. DENKENA. Advancing Cutting Technology. *Advancing Cutting Technology*. 2003, **52** (2), 2003. ISSN 0007-8506.
 85. TANIGUCHI, N. Current Status in and Future Trends of Ultraprecision Machining and Ultrafine Materials Processing. *Materials Processing*. 1983, **32** (2), 573-582.
 86. CORBETT, J. P. A. MCKEOWN, G. N. PEGGS a R. WHATMORE. Nanotechnology: International Developments and Emerging Products. *Annals of the CIRP*. 2000, **49** (2), 523-545.
 87. SVOBODA, O. *Prostorová přesnost frézovacích center při tepelně neustálených stavech*. Praha: V-07-030, ČVUT v Praze, VCSVTT, 2007, 130 s.
 88. Haas Automation Inc. *Electronic Thermal Compensation (ETC)* [online]. 2018 [cit. 2018-09-03]. Dostupné z: <https://haas.co.uk/resources/better-techniques/control-features/electronic-thermal-compensation-etc/>
 89. NOVOTNÝ, L. W. *Konstrukce CNC obráběcích strojů (5) Elektronické kompenzace v konstrukci CNC OS* [online]. 2013 [cit. 2018-09-12]. Dostupné z: https://www.technickytydenik.cz/rubriky/serialy/konstrukce-obrabecich-stroju/konstrukce-cnc-obrabecich-stroju-5_20584.html
 90. Siemens. *More precise processing - compensation functions* [online]. [cit. 2018-09-11]. Dostupné z: https://www.industry.siemens.com/topics/global/en/cnc4you/tips_and_tricks/pages/more-precise-processing.aspx#Temperature_20compensation
 91. Siemens. *Volumetric Compensation system for SINUMERIK 840D sl* [online]. 2009 [cit. 2015-01-26]. Dostupné z: <http://www.volumetric.com.br/cases/volumetric-compensation-system.pdf>

92. SCHWENKE, H. et al. Geometric error measurement and compensation of machines – An update. *Manufacturing Technology*. **57**. 2008, 57 (2), 660-675.
93. DONMEZ, M. A. M. H. HAHN a J. A. SOONS. A Novel Cooling System to Reduce Thermally-Induced Errors of Machine Tools. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. 2007, **56** (1), 521-524. ISSN 0007-8506.
94. GEBHARDT, M. *Thermal Behaviour and Compensation of Rotary Axes in 5-Axis Machine Tools*. Zürich: Doctoral Thesis, ETH Zürich, 2014, 137 s.
95. Siemens. *SINUMERIK Ctrl-Energy* [online]. [cit. 2018-06-15]. Dostupné z: <https://c4b.gss.siemens.com/resources/articles/e20001-a1440-p610-x-7600.pdf>
96. JIANG, S. a H. MAO. Investigation of variable optimum preload for a machine tool. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Elsevier Ltd. 2010, **50** (1), 19 - 28. Dostupné také z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695509002041>
97. DMG MORI. *Vertical CNC Lathe NVL1350* [online]. [cit. 2018-07-19]. Dostupné z: https://www.interempresas.net/FeriaVirtual/Catalogos_y_documentos/244466/pt0uk13-nvl1350-pdf-data.pdf
98. POSTLETHWAITE, S. R. J. P. ALLEN a D. G. FORD. Machine tool thermal error reduction - An appraisal. *Journal of Engineering Manufacture*. 1999, **213** (1), 1-9.
99. MAYR, J. M. ESS, S. WEIKERT a K. WEGENER. Comparing different cooling concepts for ball screw systems. In: *Proceedings of ASPE Annual Meeting*. 2010, 978-981.
100. XU, Z. Z. et al. Thermal error forecast and performance evaluation for an air-cooling ball screw system. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2011, **51** (7-8), 605-11. ISSN 0890-6955.
101. WANG, Y. W. GAO, D. ZHANG a Z. SUN. Experimental investigation on Thermal Characteristics of Hollow Ball Screw in Different working Conditions. *Advanced Materials Research*. 2013, **690-693**, 3266-3270. ISSN 1662-8985.
102. HONNUNGAR, S. S. a S. R. DEVADASAN. Investigations On Thermal Behaviour Of A Through-Hole Ball-Screw With Air And Ideal CO2 Gas As Cooling Media Using Computational Fluid Dynamics Tool. *International Journal of Applied Engineering Research*. 2015, **10** (13), 3398-33406. ISSN 0973-4562.
103. SHI, H. et al. Investigation into effect of thermal expansion on thermally induced error of ball screw feed drive system of precision machine tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2015, **97**, 60-71. ISSN 0890-6955.
104. YASDA PRECISION TOOLS K.K. *YASDA MICRO CENTER YMC430 Ver. II* [online]. 2011 [cit. 2018-09-24]. Dostupné z: <http://www.methodsmachine.com/assets/Yasda-YMC-430-V2-Brochure.pdf>
105. Haas Automation Inc. *VERTICAL MACHINING CENTERS Haas Automation Inc.* [online]. [cit. 2018-08-22]. Dostupné z: http://www.edstroms.com/media/haas/vmc_1033.pdf
106. HELLMICH, A. J. GLÄNZEL a A. PIERER. Analyzing and Optimizing the Fluidic Tempering of Machine Tool Frames. In: *Proceedings of the Conference on Thermal Issues in Machine Tools*. Dresden: 2018, s. 195-210. ISBN 978-3-95735-085-5.
107. POPKEN, J. L. SHABI, J. WEBER a J. WEBER. System Modelling and Control Concepts of Different Cooling System Structures for Machine Tools. In: *Proceedings of the Conference on Thermal Issues in Machine Tools*. Dresden: 2018, 93–106. ISBN 978-3-95735-085-5.
108. HORNYCH, J. a P. KOHÚT. *Tepelně stabilní konstrukce strojů a aplikace na MCV1000* [Výzkumná zpráva]. Praha: V-10-040, VCSVTT, 2010, 1-77 s.
109. SHORE, P. et al. Design overview of the μ 4 compact 6 axes ultra precision diamond machining centre. In: *Laser Metrology and Machine Performance X* [Lamdmap 2013]. Buckinghamshire: 2013, 9-19.
110. Okuma Corporation. *Thermo-Friendly Concept Helps CNC Machines Take the Heat* [online]. 2013 [cit. 2018-10-01]. Dostupné z: <https://www.okuma.com/thermo-friendly-concepthelps-cnc-machines-take-the-heat>
111. CHRISTENSEN, P. W. a A. KLARBRING. *An Introduction to Structural Optimization*. Springer, 2008. ISBN 9781402086663 LCCN: 2008934395.

112. HOOJKAMP, E. E. VAN DE VEN, M. LANGELAAR a F. VAN KEULEN. Proper handling of thermal errors. *Mikroniek*. Dutch Society for Precision Engineering, 2014, **54** (3), 60-66.
113. HOOJKAMP, E. C. R. SAATHOF, F. VAN KEULEN a J. VAN EIJK. Measured thermal modes for thermal design optimization. In: *Proceedings of the 12th euspen International Conference*. Stockholm: euspen, 2012, 416-419.
114. VAN DE VEN, E. E. HOOJKAMP, M. LANGELAAR a F. VAN KEULEN. Topology optimization of a transient thermo-mechanical problem using material penalization. In: *Proceedings of the 11th World Congress of Structural and Multidisciplinary Optimization (WCSMO-11): Advances in Structural and Multidisciplinary Optimization*. University of Sydney, 2015, 966-971.
115. VAN DER KOLK, M. E. HOOJKAMP, M. LANGELAAR a F. VAN KEULEN. Using exact particular solutions and modal reduction in topology optimization of transient thermo-mechanical problems. In: *Proceedings of the 12th World Congress of Structural and Multidisciplinary Optimization (WCSMO12)*. Switzerland: Springer, 2017, 1027-1041.
116. HOOJKAMP, E. a F. VAN KEULEN. Topology optimization for linear thermo-mechanical transient problems: Modal reduction and adjoint sensitivities. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. 2018, **113** (8), 1230-1257.
117. KOZAČOK, A. *Analýza teplotních deformací nosné struktury stroje a návrh optimalizačních opatření*. Praha: Diplomová práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2013.
118. SPUR, G. et al. Thermal Behaviour Optimization of Machine Tools. *CIRP Ann. Manuf. Technol.* 1988, **37** (1), 401-405.
119. HOFFMEISTER, H.W. et al. Investigations of a small Machine Tool with CFRP-frame. In: *13th euspen International Conference*. Berlin: 2013, 200 - 203.
120. UHLMANN, E. a P. MARCKS. Compensation of thermal deformations at machine tools using adaptronic CRP-structures. In: *The 41st CIRP Conference on Manufacturing Systems*. London: Springer, 2008, 183-86. ISBN 978-1-84800-266-1.
121. UHLMANN, E. Application of CFRP structures for compensation of thermal strains. In: *CIRP Paris January Meet STC M Paper Session*. 2010.
122. MEO, F. et al. Advanced hybrid mechatronic materials for ultra precise and high performance machining system design. In: *Innovative production machines and systems*. Cardiff University, UK: 2008.
123. WEIDLICH, D. a S. NESTMANN. Kompaktführungen an Mineralgussgestellen. *WB Industrielle Metallbearbeitung*. Fraunhofer IWU, 2001, **134** (7/8), 120 - 123. ISSN 0043-2792.
124. KIM, H. S. K. Y. PARK a D. G. LEE. A study on the epoxy resin concrete for the ultra-precision machine tool bed. *Journal of Materials Processing Technology*. 1995, **48** (1-4), 649-55. Dostupné také z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0924013694017056>
125. HADDAD, H. *Optimisation of polymer concrete for the manufacture of the precision tool machines bases*. Melbourne: Doctoral Thesis, Swinburne University of Technology, Faculty of Engineering & Industrial Sciences, 2013, 253 s.
126. SEZAN, O. Investigation of vibration damping on polymer concrete with polyester resin. *Cement and Concrete Research*. 2000, **30** (2), 171-174.
127. MORIWAKI, T. K. YOKOYAMA a C. ZHAO. Improving machining accuracy in turning with use of tool holder made of super-invar. In: *Proceedings of the MECH'91*. 1991, 88-92.
128. DROSSEL, W.G. A. BUCHT a C. OHSENBRÜGGE. Modelling and Design of Systems for Active Control of Temperature Distribution in Frame Subassemblies. In: GROßMANN, K. *Thermo-energetic Design of Machine Tools*. Springer International Publishing Switzerland, 2015, 199-208. ISSN 2194-0525.
129. VOIGT, I. et al. Development of Thermal Switches Based on Shape Memory Alloy Actuators. In: *ASME 2018 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems*, sv. 1. San Antonio, TX, USA: 2018, 1-6.
130. DROSSEL, W.G. et al. Mechatronic Options for Increasing Productivity and Accuracy in Production. In: *Sustainable production for resource efficiency and ecomobility*. Chemnitz: Fraunhofer IWU , 2010, 579-602.

131. HEIDENHAIN. *Influence of Position Measurement on Accuracy in 5-Axis Machining* [online]. 2011 [cit. 2018-09-30]. Dostupné z: https://www.heidenhain.cz/fileadmin/pdb/media/img/895283_00_A_02_Influence_of_Position_Measurement_on_Accuracy_en.pdf
132. BRECHER, C. P. HIRSCH a M. WECK. Compensation of thermo-elastic machine tool deformation based on control internal data. *CIRP Ann.Manuf.Technol.* 2004, **53** (1), 299-304.
133. Blum-Novotest GmbH. *LaserControl Series LASER MEASURING SYSTEMS WITH DIGILOG TECHNOLOGY* [online]. 2019 [cit. 2019-08-06]. Dostupné z: <https://www.blum-novotest.com/fileadmin/benutzerdaten/blum-novotest-de/pdf/downloads/messkomponenten/lasercontrol/LC50-DIGILOG/lasercontrol-bro-en.pdf>
134. HEIDENHAIN. *Dotykové sondy pro obráběcí stroje* [online]. 2019 [cit. 2019-08-06]. Dostupné z: https://www.heidenhain.cz/fileadmin/pdb/media/img/1113984-C2_Dotykov%C3%A9_sondy_cs.pdf
135. ŠVÉDA, J. a T. KOZLOK. Inprocesní měření obrobků. *MM Průmyslové spektrum*, 2013, **17** (9), 46-47. ISSN: 1212-2572.
136. ŠVÉDA, J. et al. DV#9 (2014) *Systém automatické kalibrace stroje využívající integrované měření pro aktualizaci vnitřních kompenzačních tabulek*. Prague: V-14-047, ČVUT v Praze, VCSVT, 2014. Tech. rep. 74 s.
137. ŠVÉDA, J. et al. DV#9 (2015) - *Technologie inprocesního měření s využitím navržených metod měření umožňující automatizované vyhodnocení přesnosti obrobku*. Prague: V-15-053, ČVUT v Praze, VCSVT, 2015. Tech. rep. 34 s.
138. WECK, M. *Werkzeugmaschinen, Fertigungssysteme Bd. 4, Messtechnische Untersuchung und Beurteilung*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1993.
139. SCHÄFER, W. *Steuerungstechnische Kompensation thermoelastischer Verformungen an Werkzeugmaschinen*. Aachen: Doctoral thesis, RWTH, 1994.
140. RIPKA, P. S. ĎAĎO, M. KREIDL a J. NOVÁK. *Senzory s převodníky*. ČVUT, 2009, 136 s. ISBN 978-80-01-0312-0.
141. MORIWAKI, T. a E. SHAMOTO. Analysis of thermal deformation of an ultraprecision air spindle system. *CIRP Ann.Manuf.Technol.* Kobe, Japan: 1998, **47** (1), 315-319. ISSN 00078506.
142. MAYR, J. T. TIBERINI, P. BLASER a K. WEGENER. Thermal error compensation of 5_axis machine tools using a staggered modelling approach. In: *Proceedings of the Conference on Thermal Issues in Machine Tools*. Dresden: 2018. ISBN 978-3-95735-085-5.
143. CAO, H. X. ZHANG a X. CHEN. The concept and progress of intelligent spindles: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2017, **112** (1), 21-52. ISSN 0890-6955.
144. CUI, L. et al. Thermal error compensation for telescopic spindle of CNC machine tool based on SIEMENS 840D system. *Trans. Tianjin University*. 2011, **17**, 340-343. ISSN 1006-4982.
145. FANUC CORPORATION, *Thermal displacement compensation device for machine tool*. United States. A1, US 2017/0023417. 2017-01-26 [cit. 2018-11-11]. Dostupné z: <http://www.freepatentsonline.com/20170023417.pdf>
146. SHEN, J.H. et al. Real-time compensation method for the geometric and thermal error on CNC turning machine. *Journal of Sichuan University*. Sichuan Daxue, 2008, **40** (1), 163-166. ISSN 1672-173X.
147. HATAMURA, Y. et al. Development of an intelligent machining center incorporating active compensation for thermal distortion. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*. Elsevier, 1993, **42** (1), 549-552.
148. SPUR, G. E. HOFFMANN a Z. PALUNCIC. Ausgleich von Axial- und Winkelverlagerungen an Drehmaschinen durch Beheizen. *Industrie-Anzeiger*. 89. 1989, **111** (3/4), 32 – 33.
149. EDRZEJEWSKI, J. Zur Erwärmung von Drehmaschinen-Spindelkästen. *WZM International*. 1973, **4**, 47 - 50
150. MITSUISHI, M. S. WARISAWA a R. HANAYAMA. Development of an intelligent high-speed machining center. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*. Elsevier, 2001, **50** (1), 275-280.

151. FRASER, S. M. H. ATTIA a M. O. M. OSMAN. Modelling, identification and control of thermal deformation of machine tool structures. Part 5: experimental verification. *Journal of manufacturing science and engineering*. 121. ASME, **121** (3), 517-523.
152. CHOU, C. a D. B. DEBRA. Liquid Temperature Control for Precision Tools. *CIRP Ann.Manuf.Technol.* 1990, **39** (1), 535-543. ISSN 00078506.
153. DEBRA, D. B. R. A. VICTOR a J. B. BRYAN. Shower and High Pressure Oil Temperature Control. *CIRP Ann.Manuf.Technol.* Stanford University, United States: 1986, **35** (1), 359-363. ISSN 00078506.
154. HORÁK, K. *Kompenzace teplotně způsobených úhlových deformací obráběcích strojů pomocí Peltierových článků*. Praha: Diplomová práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2012. 91 s.
155. TONNELIER, X. P. MORANTZ, P. SHORE a P. COMLEY. Precision grinding for rapid fabrication of segments for extremely large telescopes using the Cranfield BoX. In: *SPIE Astronomical Telescopes and Instrumentation: Observational Frontiers of Astronomy for the New Decade*, 773905. International Society for Optics and Photonics, 2010.
156. PAMA Spa. *FLOOR TYPE BORING AND MILLING MACHINES - SPEEDRAM* [online]. 2015 [cit. 2018-08-06]. Dostupné z: https://mrm-machinery.cz/wp-content/uploads/2016/05/PAMA_cat_SPEEDRAM-2015-EN_OK.pdf
157. BIRAL, F. P. BOSETTI, R. OBOE a F. TONDINI. A new direct deformation sensor for active compensation of positioning errors in large milling machines. In: *9th IEEE International Workshop on Advanced Motion Control*. Istanbul: 2006, 126-131.
158. ŠVÉDA, J. et al. Inteligentní a mechatronické systémy. In: *TRENDY PO EMO HANNOVER 2017 A MSV BRNO 2017*. Prague: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, RCMT, 2018, s. 295 - 321. ISBN 978-80-01-06406-1.
159. CHEN, J. S. A study of thermally induced machine tool errors in real cutting conditions. *Int.J.Mach.Tools Manuf.* Elsevier, 1996, **36** (12), 1401-1411.
160. POSTLETHWAITE, S. J. ALLEN a D. FORD. The use of thermal imaging, temperature and distortion models for machine tool thermal error reduction. *Proc.Inst.Mech.Eng.Pt.B: J.Eng.Manuf.* Sage Publications, 1998, **212** (8), 671-679.
161. FRASER, S. M. H. ATTIA a M. O. M. OSMAN. Modelling, identification and control of thermal deformation of machine tool structures, Part 1: Concept of generalized modelling. *J.Manuf.Sci.Eng.Trans.ASME*. 1998, **120** (3), 623-631.
162. HAN, J. L. WANG, H. WANG a N. CHENG. A new thermal error modeling method for CNC machine tools. *Int J Adv Manuf Technol*. 2012, **62**, 205 - 212. ISSN 0268-3768.
163. DU, Z. J. YANG, Z. YAO a B. XUE. Modeling approach of regression orthogonal experiment design for the thermal error compensation of a CNC turning center. *J.Mater.Process.Technol.* Elsevier, 2002, **129** (1), 619-23.
164. LEE, J.H. a S.H. YANG. Statistical optimization and assessment of a thermal error model for CNC machine tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2002, **42** (1), 147-155. ISSN 0890-6955.
165. LEE, D. J. CHOI a D. H. CHOI. ICA based thermal source extraction and thermal distortion compensation method for a machine tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2003, **43** (6), 589-97.
166. LI, Y. a W. ZHAO. Axial thermal error compensation method for the spindle of a precision horizontal machining center. In: *Proceedings of the 2012 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation(ICMA)*. 2012, 2319-2323.
167. RAMESH BABU, S. V. PRABHU RAJA, J. KANCHANA a D. V. KRISHNA. Identification, development and testing of thermal error compensation model for a headstock assembly of CNC turning centre [IJET]. *International Journal of Engineering & Technology*. Science Publishing Corporation, 2014, **3** (2), 113-122.
168. HOPE, K. *Methods of Multivariate Analysis*. London: University of London Press Ltd, 1968.
169. Wikipedie: Otevřená encyklopedie. Umělá neuronová síť [online]. 2019 [cit. 2019-05-28]. Dostupné z: https://cs.wikipedia.org/wiki/Um%C4%9Bl%C3%A1_neuronov%C3%A1_s%C3%AD%C5%A5

170. POPA, M. S. Advanced thermal measurements of modern manufacturing system. In: *The XIX IMEKO World congress fundamental and applied metrology*. Lisabon: 2009, 1571-1576.
171. YANG, S. J. YUAN a J. NI. The improvement of thermal error modeling and compensation on machine tools by CMAC neural network. *Int. J. Mach. Tools Manufact.* Elsevier Science Ltd. Great Britain, 1996, **36** (4), 527-537.
172. MIZE, C. D. a J. C. ZIEGERT. Neural network thermal error compensation of a machining center. *Precision Engineering*. 2000, **24** (4), 338-346. ISSN 01416359.
173. KANG, Y. et al. Modification of a neural network utilizing hybrid filters for the compensation of thermal deformation in machine tools. *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 2007, **47** (2), 376-87. ISSN 08906955.
174. ESKANDARI, S. B. ARENZOO a A. ABDULLAH. Positional, geometrical, and thermal errors compensation by tool path modification using three methods of regression, neural networks, and fuzzy logic. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2012, **65** (9-12).
175. WU, H. G. LI, D. SHI a C. ZHANG. Fuzzy logic thermal error compensation for computer numerical control noncircular turning system. In: *The control, automation, robotic and vision, 9th international conference [ICARCV'06]*. Singapore: 2006, 1-5. ISBN 1-4244-0341-3.
176. TSENG, P.C. a S.L. CHEN. The neural-fuzzy thermal error compensation controller on CNC machining center. *JSME international journal*. 2002, **45** (2), 470-78.
177. ABDULSHAHED, A. M. A. P. LONGSTAFF a S. FLETCHER. Thermal error modelling of machine tools based on ANFIS with fuzzy cmeans clustering using a thermal imaging camera. *Applied Mathematical Modelling*. 2015, **9** (7), 1837-1852. ISSN 0307904X.
178. WANG, K. C. Thermal error modeling of a machining center using grey system theory and adaptive network-based fuzzy inference system. In: *Cybernetics and Intelligent Systems, 2006 IEEE Conference on*. IEEE, 2006, 1-6.
179. ABDULSHAHED, A. M. A. P. LONGSTAFF, S. FLETCHER a A. POTDAR. Thermal error modelling of a gantry-type 5-axis machine tool using a Grey Neural Network Model. *Journal of Manufacturing Systems*. 2016, **41**, 130-142.
180. ZHANG, Y. J. YANG a H. JIANG. Machine tool thermal error modeling and prediction by grey neural network. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2012, **59**, 1065-1072. ISSN 02683768.
181. NEUGEBAUER, R. Improving the Precision by Thermal Simulation. *ATZ Prod Worldw.* 2009, **3-4** (2), 4-9. ISSN 2192-9106.
182. NEUGEBAUER, R. S. IHLENFELDT a C. ZWINGENBERGER. An extended procedure for convective boundary conditions on transient thermal simulations of machine tools. *Production Engineering*. Springer, 2010, **4** (6), 641-646.
183. NEUGEBAUER, R. W.G. DROSSEL, S. IHLENFELDT a C. RICHTER. Thermal Interactions between the Process and Workpiece. *Procedia CIRP*. 2012, **4**, 63-66.
184. CHENG, G. F. HAN a Z. FENG. Experimental Determination of Convective Heat Transfer Coefficient in WEDM. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 2007, **47** (11), 1744 - 1751.
185. MAYR, J. *Beurteilung und Kompensation des Temperaturganges von Werkzeugmaschinen*. Ph.D. thesis, ETH Zürich, 2009, 209 s.
186. ZÜST, S. P. PAUL, L. WEISS a K. WEGENER. Modelling and Compensation of Thermally Induced Positioning Errors in a High Precision Positioning Application. *IFAC*. 2016, **49** (21), 347 - 353. ISSN 2405-8963.
187. GOMEZ-ACEDO, E. A. OLARRA a L. N. L. DE LA CALLE. A method for thermal characterization and modelling of large gantry-type machine tools. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2012, **62** (9), 875-886.
188. MAYR, J. M. ESS, S. WEIKERT a K. WEGENER. Simulation and prediction of the thermally induced deformations on machine tools caused by moving linear axis using the FDEM simulation. In: *ASPE Annual Meeting*. USA: 2008.

-
189. MAYR, J. M. ESS, S. WEIKERT a K. WEGENER. Compensation of Thermal Effects on Machine Tools using a FDEM Simulation Approach. In: *9th International Conference and Exhibition on Laser Metrology, Machine Tool, CMM and Robotic Performance (Lamdmap 2009)*. euspen, 2009, 38-48.
 190. RUDNYI, E. B. a J. G. KORVINK. Automatic model reduction for transient simulation of MEMS-based Devices. *Sensors Update*. 2002, **11** (1), 3-33.
 191. ZUKOWSKI, E. J. WILDE, E.B. RUDNYI a J.G. KORVINK. Model reduction for thermo-mechanical simulation of packages. In: *International Workshop on Thermal Investigation of ICs and Systems*. Belgirate Lake Maggiore, Italy: TIMA Editions, 2006.
 192. ŠINDLER, J. a M. SULITKA. Krylov Subspace Model Order Reduction of Large Scale Finite Element Dynamical Systems. *MM Science Journal*. **2013** (3), 428-433.
 193. FANUC. *Knihovna FOCAS* [online]. 2019 [cit. 2018-11-30]. Dostupné z: <https://www.fanuc.eu/cz/cs/cnc/development-software/focas-development-libraries>
 194. SANDEN, J. V. D. a T. A. M. RUIJL. Thermal transient analysis of complex systems using structured lumped mass models. In: *Proceeding of the Topical Meeting: Thermal Effects in Precision Systems*. Maastricht, the Netherlands: 2007, 32-35.
 195. FRASER, S. M. H. ATTIA a M. O. M. OSMAN. Modelling, identification and control of thermal deformation of machine tool structures, part 2: Generalized transfer functions. *J.Manuf.Sci.Eng.Trans.ASME*. 1998, **120** (3), 632-639. ISSN 10871357.
 196. FRASER, S. M. H. ATTIA a M. O. M. OSMAN. Modelling, identification and control of thermal deformation of machine tool structures, Part 3: real-time estimation of heat sources. *J.Manuf.Sci.Eng.Trans.ASME*. ASME, 1999, **121** (3), 501-508. ISSN 10871357.
 197. FRASER, S. M. H. ATTIA a M. O. M. OSMAN. Modelling, identification and control of thermal deformation of machine tool structures, Part 4: a multi-variable closed-loop control system. *J.Manuf.Sci.Eng.Trans.ASME*. ASME, 1999, **121** (3), 509-516. ISSN 10871357.
 198. URIARTE, L. a M. ZATARAIN. Thermal Modal Analysis. In: *Proceedings SIG meeting on Thermal Issues in Precision Engineering*, Eindhoven. euspen, 2006, s. 38.
 199. RUIJL, T. A. M. Compensation model based on thermal mode shape. In: *Euspen SIG Seminar*. Eindhoven, The Netherlands: 2006.
 200. ZHU, J. J. NI a A. J. SHIH. Robust machine tool thermal modeling through thermal mode concept. *Journal of manufacturing science and engineering*. ASME, 2008, **130** (6), 061006-1 - 061006-9.
 201. BRECHER, C. a A. WISSMANN. Modelling of thermal behaviour of a milling machine due to spindle load. In: *12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations*, 2009, 673-678.
 202. YANG, H. a J. NI. Dynamic Modeling for Machine Tool Thermal Error Compensation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2003, **125** (2), 245-254.
 203. YANG, H. a J. NI. Adaptive model estimation of machine-tool thermal errors based on recursive dynamic modeling strategy. *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 2005, **45** (1), 1-11. ISSN 08906955.
 204. GEBHARDT, M. et al. Phenomenological compensation of thermally caused position and orientation errors of rotary axes. *Journal of Manufacturing Processes*. 2013, **15** (4), 452-459
 205. GEBHARDT, M. et al. High precision grey-box model for compensation of thermal errors on five-axis machines. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. 2014, **63** (1), 509-512.
 206. BLASER, P. et al. Adaptive learning control for thermal error compensation of 5-axis machine tools. *Journal of Manufacturing Systems*. USA: 2017, **44** (2), 302-09. ISSN 0278-6125.
 207. MAYR, J. P. BLASER, A. RYSER a P. HERNÁNDEZ BECERRO. An adaptive self-learning compensation approach for thermal errors on 5-axis machine tools handling an arbitrary set of sample rates. *CIRP Annals- Manufacturing Technology*. 2018, **67** (1), 551-54.
 208. BLASER, P. et al. Adaptive learning control for thermal error compensation on 5-axis machine tools with sudden boundary condition changes. In: *Conference on Thermal Issues in Machine Tools*. Dresden, Germany: TU Dresden, 2018.
 209. BLASER, P. et al. Thermal characterization and modelling of a gantry-type machine tool linear axis. In: *Conference Proceedings 19th euspen International Conference*. Bilbao, Spain: euspen, 2019, 166-69. ISBN 978-0-9957751-4-5.

-
210. BITAR-NEHME, E. a J. R. R. MAYER. Modelling and compensation of dominant thermally induced geometric errors using rotary axes' power consumption. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. 2018, **67** (1), 547-550.
 211. WIESSNER, M. et al. Thermal test piece for 5-axis machine tools. *Precision Engineering*. 2018, **52** (April), 407 - 417.
 212. TUREK, P. J. J. JEDRZEJEWSKI a W. MODRZYCKI. Methods of Machine Tool Error Compensation. *Journal of Machine Engineering*. 2010, **10** (4), 5-26.
 213. BRECHER, C. M. FEY a M. WENNEMER. Correction Model of Load-Dependent Structural Deformations Based on Transfer Functions. In: GROßMANN, K. *Thermo-energetic Design of Machine Tools*. Springer, Cham, 2015, 175-183. ISBN 978-3-319-12624-1.
 214. PAHK, H. J. a S. W. LEE. *Measurement and compensation system for thermal errors in machine tools*. Korea, US 6167634 B1. 2001-01-02. Dostupné také z: <https://www.google.com/patents/US6167634>
 215. MASAOKI, Y. H. KAZUTADA, I. MIKIO a W. MUNETAKA. *Method and apparatus for calculating correction value for thermal displacement in machine*. DMG Mori Co Ltd, EP1189122A2. 2001-09-13. Dostupné také z: <https://patentimages.storage.googleapis.com/82/52/9e/b70712f2924885/EP1189122A2.pdf>
 216. KOJIMA, K. a MAEKAWA. *Method of Correcting Thermal Displacement of Machine Tool*. Japan, EP1170647(A2). 2002-01-29.
 217. SUZUKI, Y. a M. TANAHASHI. *Method and apparatus for correcting thermal displacement of machine tool*. Japan, EP1650620(A2). 2006-04-26.
 218. SATO, R. *Method for correcting thermal displacement in a machine tool*. Japan, US 7266903 B2. 2007-11-07.
 219. SENDA, H. *Method for Estimating Thermal Displacement in Machine Tool*. Okuma Corporation, Niwa-Gun, Japan, US 2008/0215178 A1. 2008-09-04. Dostupné také z: <https://patentimages.storage.googleapis.com/0d/bc/bf/43d1484f99c50a/US20080215178A1.pdf>
 220. GIM, T. W. a S. H. PARK. *Transfer system thermal displacement compensating device and compensating method for machine tools*. Korea, EP2946877(A1). 2015-11-25.
 221. Maatsura. *H.Plus-300* [online]. 2009 [cit. 2013-02-11]. Dostupné z: <https://www.makrum.fi/wp-content/uploads/2012/02/HPlus-300.pdf>
 222. SUZUKI, Y. Development of intelligent functions of machine tools. In: *Proc. of the 16 th IMEC*. Tokyo, Japan: 2014, 139-59.
 223. MAREŠ, M. M. OKÉNKA a A. ŠIMŮNEK. *Těžké obráběcí stroje pro velké obrobky*. In: *TRENDY PO EMO HANNOVER 2017 A MSV BRNO 2017*. Prague: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, RCMT, 2018, 90 - 204. ISBN 978-80-01-06406-1.
 224. Hoffmann Group. *Kontrolní trn DIN 69871 Rozměr A 300 mm* [online]. 2018 [cit. 2019-02-10]. Dostupné z: https://www.hoffmann-group.com/pdf/CS/K49/pdf/dsh_cs-cz_1027135.pdf
 225. BRECHER, C. a A. WISSMANN. Optimisation of thermal behaviour of milling machines [Optimierung des thermischen verhaltens von fraemaschinen]. *ZWF*. 2009, **104** (6), 437-441.
 226. MAKAROVSKY, J. *Návrh mechanismu pro externí brzdění vřetene obráběcího stroje a současně měření teplotních deformací*. Praha: Diplomová práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2013, 76 s.
 227. LJUNG, L. *System Identification Toolbox™ User's Guide*. The MathWorks, 2015. Dostupné také z: http://www.mathworks.com/help/pdf_doc/ident/ident.pdf
 228. HOUCK, C. R. J. A. JOINES a M. G. KAY. *A genetic algorithm for function optimalization: A Matlab implementation*. North Carolina State University, 1999, 1-14.
 229. NOSKIEVIČ, P. *Modelování a identifikace systémů*. MONTANEX a.s. 1999, 276 s. ISBN 80-7225-030-2.
 230. National Instruments. *LabVIEW* [online]. [cit. 2017-09-09]. Dostupné z: <https://www.ni.com/cs-cz/shop/labview.html>

231. MathWorks. <http://www.mathworks.com/> [online]. [cit. 2017-09-09]. Dostupné z: <https://www.mathworks.com/>
232. National Instruments. *CompactDAQ* [online]. 2017 [cit. 2017-12-12]. Dostupné z: <http://www.ni.com/data-acquisition/compactdaq/>
233. KOLÁŘ, P. et al. *Prototyp: Inovované pětiosé vertikální obráběcí centrum MCU 700V – 5X PLUS*. Prague: ČVUT v Praze, VCSVTT, 2015.
234. HORNYCH, J. et al. Prototyp: *Implementace pokročilé SW teplotní kompenzace na principu přenosových funkcí pomocí externího PLC do vertikálního frézovacího centra MCV 1000TS*. Prague: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2014.
235. ZARGARBASHI, S. H. H. a J. R. R. MAYER. Single setup estimation of a five-axis machine tool eight link errors by programmed end point constraint and on the fly measurement with Cap ball sensor. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Elsevier Ltd: 2009, **49** (10), 759-766.
236. PROFESS. *PROFESS - Systémy monitorování rotačních strojů - Produkty* [online]. [cit. 2013-11-25]. Dostupné z: <http://www.profess.cz/mms/cs/produkty/snimace-drahy-na-principu-virivych-proudu>
237. HEIDENHAIN. *Technical Manual iTNC 530*. Traunreut (Germany): Dr. Johannes-Heidenhain GmbH, 2011.
238. VYROUBAL, J. *Kompenzace tepelných deformací obráběcích strojů*. Praha: Disertační práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2011, 123 s.
239. VYROUBAL, J. Compensation of machine tool thermal deformation in spindle axis direction based on decomposition method. *Precision Engineering*. 2012, **36** (1), 121-127.
240. HEIDENHAIN. *Technical Manual TNC 640*. Traunreut (Germany): Dr. Johannes-Heidenhain GmbH, 2015.
241. IBARAKI, S. S. MASAHIRO, A. MATSUBARA a T. MATSUSHITA. Machining test to identify kinematic errors on five-axis machine tools. *Precision Engineering*. Elsevier Inc: 2010, **34** (3), 287-398
242. SANDVIK. *CoroMill® 245 face milling cutter R245-063Q22-12M* [online]. 2016 [cit. 30-12-30]. Dostupné z: <http://www.sandvik.coromant.com/en-gb/products/Pages/productdetails.aspx?c=r245-063q22-12m&Country=cz#/?active=inserts>
243. Optris GmbH. *Pyrometry optris CT LT a CTeX LT* [online]. 2017 [cit. 2017-12-12]. Dostupné z: <http://www.optris.cz/optris-ct-lt-ctex-lt>
244. MESING, spol. s.r.o. *Katalog snímačů 1706* [online]. 2017 [cit. 2017-12-18]. Dostupné z: http://www.mesing.cz/download/mesing/katalog_snimacu.pdf
245. KOLÁŘ, P. et al. Optimization of five-axis milling using a virtual machine tool. *MM Science Journal*. **2019** (5), 3534 - 3543.
246. SANDVIK. *CoroMill® 245 insert for milling, R245-12 T3 M-PH 4230* [online]. 2016 [cit. 2016-30-12]. Dostupné z: <http://www.sandvik.coromant.com/en-gb/products/pages/productdetails.aspx?c=R245-12%20T3%20M-PH%204230>
247. STRAKA, M. *Zahrnutí vlivu deformace obrobku do teplotně mechanického modelu frézovacího centra*. Praha: Bakalářská práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2019, 86 s.
248. SIEMENS. *SINUMERIK 840D sl / 828D Extended Functions - Function Manual*. Germany: SIEMENS AG, 2011. Dostupné také z: https://cache.industry.siemens.com/dl/files/510/56950510/att_53967/v1/FB2_0911_en_en-US.pdf
249. National Instruments. *CompactRIO PROFIBUS Master/Slave Module* [online]. 2016 [cit. 2016-12-16]. Dostupné z: <http://sine.ni.com/nips/cds/view/p/lang/cs/nid/208383>
250. Siemens. *Expandability - Automation Technology Middle East - Siemens* [online]. [cit. 2018-01-05]. Dostupné z: http://w3.siemens.com/automation/mea/en/industrial-communications/profinet/features_and_benefits/flexibility/pages/expandability.aspx
251. *IEC 61131-3 Programmable controllers - Part 3: Programming languages*. Geneva: International Electrotechnical Commission, 3rd Edition, 2013, 464 s.
252. HEIDENHAIN. *Technical Manual Python in HEIDENHAIN Controls*. Traunreut, Germany: Dr. Johannes-Heidenhain GmbH, February 2014, 157 s. Dostupné také z: www.heidenhain.de

253. HEIDENHAIN. *Opce a příslušenství pro řídicí systémy TNC*. Traunreut (Germany): Dr. Johannes-Heidenhain Gmbh, 2014.
254. OGATA, K. *Modern Control Engineering*. 5th ed. Prentice Hall, 2010, 904 s. ISBN 0137133375.
255. MathWorks. *Simulink PLC Coder* [online]. 2019 [cit. 2019-12-28]. Dostupné z: <https://www.mathworks.com/products/simulink-plc-coder.html#support-for-third-party-ides>
256. OKÉNKA, M. *Predikce vlivu tepelných změn na prostorovou přesnost obráběcích strojů*. Praha: Studie k disertační práci, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2018.
257. BRECHER, C. M. FEY a M. WENNEMER. Control-Internal Compensation Algorithm for thermally induced volumetric Tool-Center-Point Deviations. In: *Proceedings of Laser Metrology and Machine Performance XI*. Huddersfield: 2015, 1-11.
258. ŠVÉDA, J. et al. *Technologie efektivního měření volumetrické přesnosti celého pracovního prostoru obráběcího stroje včetně výpočtových modelů pro 3 osy*. Praha: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, VCSVTT, Výzkumná zpráva V-13-066, 2013.
259. MORÁVEK, M. *Výzkum přesnosti pětiosých frézovacích center*. Praha: Disertační práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2018.
260. *IBS Precision Engineering* [online]. 6. 9. 2017. Dostupné také z: <http://www.ibspe.com/>
261. OKÉNKA, M. et al. Prediction of thermal effects on machine tool volumetric error. In: *Studentská tvůrčí činnost 2019*. Praha: České vysoké učení technické v Praze, Fakulta strojní, 2019. ISBN 978-80-01-06564-8.
262. KOVOSVIT MAS. *MCU Line Multifunkční pětiosá obráběcí centra* [online]. Sezimovo Ústí: KOVOSVIT MAS, a.s. 2018 [cit. 2018-10-16]. Dostupné z: http://www.masmachinetools.com/storage/1_88_mcu700cz-pl-web.pdf
263. MORÁVEK, M. Determination of volumetric errors using a machine tool model employing a reduced set of geometric errors. In: *14th International Conference of the European Society for Precision Engineering & Nanotechnology*, sv. 2. Dubrovnik: euspen, 2014, 327-330. ISBN 978-0-9566790-3-1.
264. SKÁLA, K. *Vliv řezného procesu na změnu součinitele přestupu tepla na povrchu stroje v pracovním prostoru*. Praha: Bakalářská práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2015, 53 s.
265. VAŇKÁT, M. *Teplotní modální analýza a její experimentální ověření*. Praha: Diplomová práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2013, 98 s.
266. DRAHORÁDOVÁ, L. *Experimentální výzkum vlivu proudění na teplotní deformace obráběcího stroje*. Praha: Bakalářská práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2013, 46 s.
267. OKÉNKA, M. *An Experimental Investigation of Thermal Contact Resistance between Bearing Ring and Housing in Spindle Applications*. Prague: Master's thesis, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení, 2016, 96 s.
268. National Instruments. *NI cRIO-9012/9014* [online]. [cit. 2019-12-16]. Dostupné z: <https://www.ni.com/pdf/manuals/374126g.pdf>
269. National Instruments. *NI cRIO-9024* [online]. 2019 [cit. 2019-12-16]. Dostupné z: <https://www.ni.com/pdf/manuals/375233f.pdf>
270. National Instruments. *NI cRIO-9074* [online]. 2019 [cit. 2019-12-16]. Dostupné z: <https://www.ni.com/cs-cz/support/model.crio-9074.html>
271. National Instruments. *NI 9219* [online]. 2016 [cit. 2016-02-23]. Dostupné z: <http://sine.ni.com/nips/cds/view/p/lang/cs/nid/208789>
272. PAYNE, J. PLC vs. PAC. *CONTROL ENGINEERING*. 2013 [cit. 2015-11-19]. Dostupné z: <http://www.controlengcesko.com/hlavni-menu/artikuly/artikul/article/plc-vs-pac/>
273. National Instruments. *The CompactRIO Platform* [online]. 2017 [cit. 2017-12-12]. Dostupné z: <http://www.ni.com/compactrio/>
274. *ČSN EN 60751 (258340) A Průmyslové platinové odporové teploměry a platinové teplotní senzory*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2014. Dostupné také z: <http://csnonline.agentura-cas.cz/>

275. Innovative Sensor Technology IST AG. *NEW PLATINUM RTD WITH 4 WIRES FOR HIGH-PRECISION TEMPERATURE MEASUREMENTS* [online]. 2019 [cit. 2018-08-26]. Dostupné z: <https://www.ist-ag.com/en/news-events/news/new-platinum-rtd-4-wires-high-precision-temperature-measurements>
276. RUIJL, T. *Precision temperature measurement in precision equipment*. Zurich: Koninklijke Philips Electronics N.V. Koninklijke Philips Electronics N.V. 2008. Tutorial. 74 s.
277. National Instruments. *National Instruments - NI 9217* [online]. 2016 [cit. 2016-02-23]. Dostupné z: <http://sine.ni.com/nips/cds/view/p/lang/cs/nid/208804>
278. National Instruments. *National Instruments - NI 9219* [online]. 2016 [cit. 2016-02-23]. Dostupné z: <http://sine.ni.com/nips/cds/view/p/lang/cs/nid/208789>
279. MICRO-EPSILON. *Operating Instructions thermoMETER CT* [online]. Ortenburg, Germany: 2019 [cit. 2019-10-09]. Dostupné z: <https://www.micro-epsilon.com/download/manuals/man--thermoMETER-CT--en.pdf>
280. PROFESS. *Snímače vzdálenosti (vzduchové mezery), pracující na principu vířivých proudů, série PR 6422*. [online]. 2019 [cit. 2019-10-11]. Dostupné z: https://www.profess.cz/dynamic/produkty/dokument/PR6422_DL_CZ.pdf
281. National instruments. *National instruments - NI 9229* [online]. 2018 [cit. 2018-11-21]. Dostupné z: <http://www.ni.com/cs-cz/support/model.ni-9229.html>
282. National instruments. *National instruments - NI 9239* [online]. 2016 [cit. 2016-02-23]. Dostupné z: <http://sine.ni.com/nips/cds/view/p/lang/cs/nid/208797>

11 Seznam relevantních publikací autora

Uvedeny jsou pouze vlastní autorské a spoluautorské práce, které jsou relevantní k tématu habilitace. Nejedná se o úplný přehled publikační činnosti autora. Publikace jsou uvedeny v pořadí, v jakém jsou citovány v textu.

11.1 Publikace v mezinárodních časopisech a z konferencí

- [Ho 1] HOREJŠ, O. et al. A Compensation Technique of Machine Tool Thermal Errors Built on Thermal Transfer Functions. In: *Conference Proceedings of the 5th International conference on Leading Edge Manufacturing in 21st Century*. Osaka, Japan: 2009, 197-202.
- [Ho 2] HOREJŠ, O. et al. Compensation of machine tool thermal errors based on transfer functions. *MM Science Journal*. **2010** (1), 162-165. ISSN 1803-1269.
- [Ho 3] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a J. HORNYCH. Complex verification of thermal error compensation model of a portal milling centre. In: *Proceedings of the international conference on advanced manufacturing engineering and technologies*. Stockholm: 2013, 233-242.
- [Ho 4] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a J. HORNYCH. A general approach to thermal error modelling of machine tools. In: *Machines et usinage à grande vitesse (MUGV)*. Clermont Ferrand, Francie: 2014, s. 10.
- [Ho 5] MAREŠ, M. O. HOREJŠ a J. HORNYCH. Approach to thermal error modeling and compensation of six-spindle automatic lathe. In: *Machines et usinage à grande vitesse (MUGV)*. Clermont Ferrand, Francie: 2014, s. 10.
- [Ho 6] MAREŠ, M. O. HOREJŠ a J. HORNYCH. Advanced Thermal Error Compensation of a Floor Type Machining Centre Allowing for the Influence of Interchangeable Spindle Heads. *Journal of Machine Engineering*. Wydawnictwo Wrocławskiej Rady FSNT NOT, 2015, **15** (3), 19-32. ISSN 1895-7595 (Print), ISSN 2391-8071 (Online).
- [Ho 7] MAREŠ, M. O. HOREJŠ a J. HORNYCH. Minimising Thermal Error Issues on Turning Centre. In: *Proceedings of the Conference on Thermal Issues in Machine Tools*. Dresden: 2018, 35-45. ISBN 978-3-95735-085-5.
- [Ho 8] MAREŠ, M. O. HOREJŠ a J. HORNYCH. Accuracy enhancement by thermal error minimisation of a turning-milling centre in regard to its multi-functionality. In: *Conference Proceedings - 19th International Conference and Exhibition*. Bilbao, Spain: euspen, 2019, 580-583. ISBN 978-099577514-5.
- [Ho 9] MAREŠ, M. O. HOREJŠ, P. BÁRTA, J. HORNYCH a P. KOHÚT. Control and Detailed Modeling of Machine Tool Highly Nonlinear Thermal Behavior Based on Thermal Transfer Functions. In: *World Academy of Science, Engineering and Technology*, **59**. 2011, 2735-2740. ISSN 2010-376X.
- [Ho 10] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a L. NOVOTNÝ. Advanced Modelling of Thermally Induced Displacements and Its Implementation into Standard CNC Controller of Horizontal Milling Center. *Procedia CIRP*. Elsevier, 2012, **4**, 67-72. ISSN 2212-8271.
- [Ho 11] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a P. KOHÚT. Advanced Compensation of Thermally Induced Displacements of Machine Tools based on Transfer Functions. *MM Science Journal*. **2012**, Special Issue, MATAR 2012 - 9th International Conference on Machine Tools, Automation, Technology and Robotics. ISSN 1803-1269 (Print), ISSN 1805-0476 (On-line).
- [Ho 12] MAREŠ, M. O. HOREJŠ, J. HORNYCH a J. SMOLÍK. Robustness and Portability of Machine Tool Thermal Error Compensation Model based on Control of Participating Thermal Sources. *Journal of Machine Engineering*. 2013, **13** (1), 24-36. ISSN 1895-7595 (Print), ISSN 2391-8071 (Online).
- [Ho 13] MAREŠ, M. O. HOREJŠ, Š. FIALA, C. LEE, S.M. JEONG a K.H. KIM. Strategy of Milling Center Thermal Error Compensation using a Transfer Function Model and its Validation outside of Calibration Range. *MM Science Journal*. **2019** (4), 3156-3163. ISSN 1803-1269.
- [Ho 14] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a J. HORNYCH. Thermal errors of a 5-axis CNC milling centre equipped with different spindle units. In: *Conference Proceedings - 19th International Conference and Exhibition*. Bilbao, Spain: euspen, 2019, 112-115. ISBN 978-099577514-5.

- [Ho 15] BÁRTA, P. O. HOREJŠ, J. HORNYCH a J. VYROUBAL. Thermal transfer function based control method of a machine tool cooling system. In: *Proceedings of the Topical Meeting: Thermal Effects in Precision Systems*. Maastricht, the Netherlands: euspen, 2007, 16-18.
- [Ho 16] BÁRTA, P. J. HORNYCH a O. HOREJŠ. Active control of a machine tool cooling system. In: *Proceedings of the 10th anniversary international conference of the EUSPEN*. Zürich: euspen, 2008, 384-388.
- [Ho 17] HORNYCH, J. a O. HOREJŠ. Adaptive Cooling Control of A Ball Screw Feed Drive System. In: *Conference Proceedings Volume I*. Cranfield, Bedfordshire: euspen, 2012, 419-22. ISBN 978-0-9566790-0-0.
- [Ho 18] MAREŠ, M. O. HOREJŠ, J. HORNYCH a P. KOHÚT. Compensation of Machine Tool Angular Thermal Errors using Controlled Internal Heat Sources. *Journal of Machine Engineering*. 2011, **11** (4), 78-90. ISSN 1895-7595.
- [Ho 19] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a J. HORNYCH. Real-Time Compensation of Machine Tool Thermal Errors Including Cutting Process. *Journal of Machine Engineering*. 2015, **15** (3), 5-18. ISSN 1895-7595 (Print), ISSN 2391-8071 (Online).
- [Ho 20] HORNYCH, J. M. MAREŠ a O. HOREJŠ. Measurement and Simulation of Cutting Process Influence on Machine Tools Thermal Behaviour. In: *Laser Metrology and Machine Performance XI*. Cranfield, Bedfordshire: 2015, 305-313. ISBN 978-0-9566790-5-5.
- [Ho 21] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a J. HORNYCH. Cutting process impact on machine tool thermal errors. In: *EUSPEN Special Interest Group: Thermal Issues*. Prague: euspen, 2016.
- [Ho 22] MAREŠ, M. O. HOREJŠ a J. HORNYCH. Modelling of Cutting Process Impact on Machine Tool Thermal Behaviour Based on Experimental Data. *Procedia CIRP*. 2017, **58**, 152-157. ISSN 2212-8271.
- [Ho 23] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a J. HORNYCH. Thermally induced displacements of machine tool structure, tool and workpiece due to cutting processes. In: *Proceedings of the Conference on Thermal Issues in Machine Tools*. Dresden: 2018, 269-278. ISBN 978-3-95735-085-5.
- [Ho 24] MORÁVEK, M. J. BUREŠ a O. HOREJŠ. Volumetric measurement of machine tool thermal deformation using an MT-Check probe. In: *Laser Metrology and Machine Performance XI*. Cranfield, Bedfordshire: euspen, 2015, 305-313. ISBN 978-0-9566790-5-5.
- [Ho 25] MORÁVEK, M. a O. HOREJŠ. Volumetric Measurement of Five-axis Machine Tool Thermal Deformation Using an MT-Check Probe. In: *Special Interest Group Meeting: Thermal Issue 2016*. Prague: EUSPEN, 2016.
- [Ho 26] OKÉNKA, M. M. MORÁVEK, O. HOREJŠ a M. MAREŠ. Evaluation of standard compensation of thermal distortion caused by rotating spindle on volumetric measurement of a floor type machining centre. In: *EUSPEN: Laser Metrology and Machine Performance XII*. Bristol: 2017
- [Ho 27] MORÁVEK, M. O. HOREJŠ a P. BACH. Set of geometric errors evaluation based on R-test measurement. *MM Science Journal*. **2019** (1), 2751-2756. ISSN 1805-0476.
- [Ho 28] KOHÚT, P. O. HOREJŠ a M. MAREŠ. The influence of a heat transfer coefficient probe on fluid flow near wall. In: *EPJ Web of Conferences- EFM11 - Experimental Fluid Mechanics 2011*, **25**. EDP Sciences, 2012, 758-763.
- [Ho 29] KOHUT, P. O. HOREJŠ a M. MAREŠ. Experimental identification of convective heat transfer in machine tools. In: *Proceedings of the World Congress on Engineering 2011*, **3**. London: 2011, 2122 - 2125. ISSN 2078-0958 (Print), ISBN 978-988-19251-5-2.
- [Ho 30] KOHÚT, P. O. HOREJŠ a M. MAREŠ. Machine Tool Heat Transfer FEA and Experimental Identification of Convective Heat Transfer. *MM Science Journal*. **2012**, Special Issue | MATAR 2012 - 9th International Conference on Machine Tools, Automation, Technology and Robotics. ISSN 1803-1269 (Print), ISSN 1805-0476 (On-line).

11.2 Ostatní relevantní publikace autora

- [Ho 31] HOREJŠ, O. P. BÁRTA a J. HORNYCH. *Analýza výrobních chyb stroje FVC 120 CNC způsobených teplotními deformacemi*. Prague: V-07-017, ČVUT v Praze, VCSVTT, 2007. Tech. rep. 18 s.
- [Ho 32] HOREJŠ, O. et al. *Závěrečná zpráva projektu 1.4.2. za rok 2009*. V-09-032, ČVUT v Praze, VCSVTT, 2009, 97 s.

- [Ho 33] HOREJŠ, O. Thermo-mechanical model of ball screw with non-steady heat sources. In: *Thermal Issues in Emerging Technologies: Theory and Application, 2007. THETA 2007. International Conference on. IEEE, 2007, 133-1337. ISBN 1-4244-0896-2 (Print).*
- [Ho 34] MINDL, J. O. HOREJŠ a J. SMOLÍK. Pokročilé teplotní kompenzace portálového obráběcího centra. *MM Průmyslové spektrum*. **2013** (10), 16-17. ISSN 1212-2572.
- [Ho 35] HOREJŠ, O. et al. *Měřicí metody a technická řešení pro kvantitativní posouzení vlivu technologického procesu na celkové teplotní chyby obráběcích strojů - DC#6 (2013-2)*. Prague: V-13-033, ČVUT v Praze, VCSVT, 2013. Tech. rep. 68 s
- [Ho 36] HOREJŠ, O. a P. KOHÚT. *Senzor pro měření součinitele přestupu tepla. Úřad průmyslového vlastnictví, Česká republika, 303677. 2013-01-16.*
- [Ho 37] HOREJŠ, O. *Modelování tepelných procesů v pohonech s kuličkovými šrouby*. Praha: Disertační práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky tekutin a energetiky, 2008, 94 s.
- [Ho 38] HOREJŠ, O. et al. *Ověřené měřicí a simulační metody pro analýzu teplotně-mechanického chování obráběcích strojů*. Prague: V-13-032, ČVUT v Praze, VCSVT, 2013. Tech. rep. 76 s.
- [Ho 39] HOREJŠ, O. et al. *Roční zpráva o realizaci projektu FR-T13/402: Stroj MCU1000V-5X za rok 2012*. Prague: V-12-041, ČVUT v Praze, VCSVT, 2012. Tech. rep. 21 s.
- [Ho 40] HOREJŠ, O. et al. *DV#6 (2012-1) Technologie pokročilých softwarových teplotních kompenzací na základě nepřímých měření*. Prague: V-12-40, ČVUT v Praze, VCSVT, 2012. Tech. rep. 80 s.
- [Ho 41] HOREJŠ, O. P. KOHÚT a M. MAREŠ. *Závěrečná zpráva projektu 1.4.2 za rok 2011*. Praha: V-11-027, ČVUT v Praze, VCSVT, 2011, 86 s.
- [Ho 42] HOREJŠ, O. J. SUŠEŇ a R. ČERNÝ. *Implementace pokročilých SW technik teplotních kompenzací do standardních řídicích systémů - DC#6 (2015-1)*. Prague: V-15-031, ČVUT v Praze, VCSVT, 2015. Tech. rep. 56 s.
- [Ho 43] HOREJŠ, O. et al. *Závěrečná zpráva o realizaci projektu FR-T13/402: Stroj MCU1000V-5X za rok 2013*. Prague: V-13-052, ČVUT v Praze, VCSVT, 2013. Tech. rep. 36 s.
- [Ho 44] HOREJŠ, O. M. MORÁVEK a M. MAREŠ. Teplotní chování. In: *OBRÁBĚCÍ STROJE NA EMO HANNOVER 2013*. Prague: Společnost pro obráběcí stroje, o.s. 2014, 229-234. ISBN 978-80-904077-5-6.
- [Ho 45] HOREJŠ, O. et al. *Výsledek na stroji-KOVOSVIT MAS-2017: využití software pro zpracování a posouzení vlivu technologického procesu na teplotní chyby obráběcího stroje*. Prague: V-17-026, ČVUT v Praze, VCSVT, 2017. Tech. rep. 33 s.
- [Ho 46] HOREJŠ, O. a M. OKÉNKA. *Využití existujících experimentálních metod a zařízení pro měření teplotních vlivů na volumetrickou přesnost strojů*. Prague: V-17-008, ČVUT v Praze, VCSVT, 2017. Tech. rep. 21 s.
- [Ho 47] HOREJŠ, O. et al. *Prototyp: Multifunkční pětiosé obráběcí centrum MCU 1100 - 5X*. Prague: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení (Ú12135), 2013.
- [Ho 48] HOREJŠ, O. et al. *Prototyp: Implementace pokročilé SW teplotní kompenzace na principu přenosových funkcí pomocí externího PLC*. Prague: ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav výrobních strojů a zařízení (Ú12135), 2013.
- [Ho 49] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a J. SMOLÍK. *Víceřetenový automat TMZ642CNC s implementovanými pokročilými teplotními kompenzacemi na principu přenosových funkcí do řídicího systému zahrnující vliv řezného procesu*. Prague: V-16-019, ČVUT v Praze, VCSVT, 2016. Tech. rep. 44 s.
- [Ho 50] HOREJŠ, O. M. MAREŠ a Š. FIALA. *Funkční vzorek-TAJMAC-ZPS-2018: Systém bezdrátového měření teplot bubnu s bezkontaktním napájením pro teplotní kompenzace víceřetenového automatu*. Prague: V-18-006, ČVUT v Praze, VCSVT, 2018. Tech. rep. 40 s.
- [Ho 51] BUREŠ, J. a O. HOREJŠ. Průmyslová implementace pokročilých teplotních kompenzací. *Technický týdeník*. 2014, č. 12, s. 40. ISSN 0040-1064
- [Ho 52] HOREJŠ, O. M. MORÁVEK, J. BUREŠ a J. SMOLÍK. *DV#6 (2014-2) Testování tepelných vlivů na volumetrickou přesnost strojů*. Prague: V-14-045, ČVUT v Praze, VCSVT, 2014. Tech. rep. 42 s.
- [Ho 53] HOREJŠ, O. et al. *Funkční vzorek-TOS KUŘÍM-2017: zařízení pro zjišťování vlivu různých frézovacích hlav a jejich výměn na změnu přesnosti strojů*. Prague: V-17-025, ČVUT v Praze, VCSVT, 2017. Tech. rep. 22 s.

Přílohy

Příloha A - Měřicí technika a sensorika

V RCMT se používá jednotná měřicí aparatura a sensorika pro experimenty, týkající se teplotního chování strojů. Pro sběr měřených dat v průběhu prováděných teplotně-deformačních experimentů na strojích je v RCMT dlouhodobě používáno produktů společnosti *National Instruments* (NI), které se programují pomocí grafického programovacího jazyka LabVIEW [230]. Konkrétně, v případě teplotně-deformačních experimentů bez a s obráběním (kap. 4 a kap. 5), byly zvoleny řídicí kontroléry cRIO (cRIO-9014 [268] – viz Obr. 160, cRIO-9024 [269] a cRIO-9074 [270]).

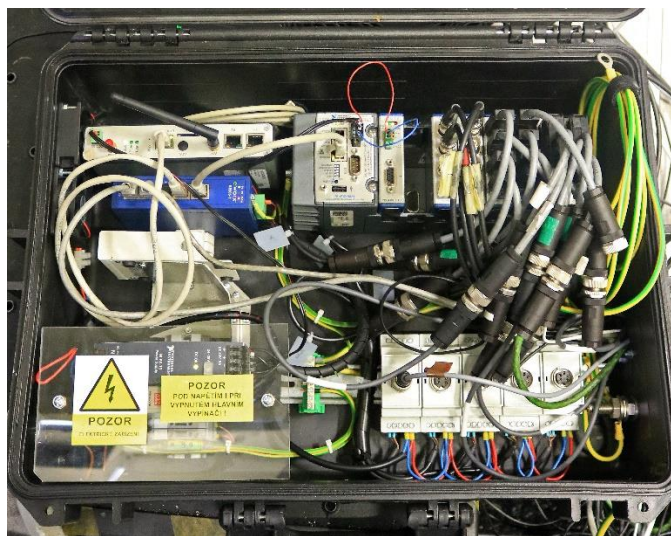


Obr. 160: Řídicí kontrolér cRIO-9014, [268].



Obr. 161: Měřicí karta NI-9219, [271].

Jak bylo v textu zmíněno, jedná se o tzv. PAC (z angl. *Programmable Automation Controller*), které oproti běžným PLC poskytují otevřenější architekturu, modulární provedení, usnadňující komunikaci a kompatibilitu s jinými zařízeními a sítěmi [272]. Výhodou těchto PAC je i to, že je lze využít pro implementaci modelů SW teplotních kompenzací, více viz kap. 4.1.3 a kap. 7.1. Podrobné informace o této platformě lze nalézt na stránkách výrobce [273]. K zařízením cRIO lze připojit měřicí karty (tzv. vstupní/výstupní I/O moduly řady C od téže firmy, viz Obr. 161) přes speciální rozhraní PAC (tzv. chassis).



Obr. 162: Uspořádání řídicího kontroléru cRIO-9014 s měřicími moduly a další elektronikou.

Výrobce nabízí v řadě C velké množství různých typů zásuvných modulů (měřících karet) pro měření velké řady různých signálů i pro komunikaci pomocí různých protokolů (průmyslových sběrnic Fieldbus, např. Profibus modul [249]). Některé moduly jsou kompatibilní jak s platformou cRIO, tak i s jinými typy zařízení (měřicími ústřednami) od firmy NI (např. cDAQ [232]).

Řídicí kontrolér cRIO-9014 s měřicími moduly a další elektronikou je umístěn do kompaktního boxu (příklad je na Obr. 162).

U teplotně-deformačních experimentů na OS je klíčové zejména měření teplot, teplotních deformací. Dále pak získání dat z řídicího systému stroje (např. otáčky, posuvové rychlosti, výkon

vřetena apod.), k čemuž je třeba vytvořit komunikaci mezi řídicím systémem a zařízením cRIO (např. pomocí průmyslové sběrnice), více viz kap. 7.1. Pro sběr měřených dat (teplot a teplotních deformací) během testů bez (kap. 4) a s obráběním (kap. 5), průmyslovou komunikaci mezi cRIO a stroji a implementaci modelu SW teplotních kompenzací (více viz kap. 7) vznikl speciální software v LabVIEW s řadou naprogramovaných speciálních funkcí. Software (včetně použité měřicí techniky) je detailněji popsán v [Ho 45]. Dále bude probána sensorika pro teplotně-deformačních experimenty na OS.

Měření teplot

Pro měření teplot na stroji a jeho okolí byly použity teplotní odporové senzory (angl. RTD - *Resistance Temperature Detectors*). Typ Pt100, třída přesnosti A, 3850 ppm/°C (TCR) dle normy ČSN EN 60751 (258340) [274]. Platina se nejvíce blíží lineárnímu průběhu v rozmezí pracovních teplot (20 – 100 °C) OS a vyznačuje se chemickou netečností, časovou stálostí a vysokou teplotu tání.

Kromě teplotních odporových senzorů Pt100 byly použity ještě teplotní odporové senzory Ni1000.

Změna elektrického odporu kovu R se změnou teploty T lze vyjádřit ve formě tzv. Callendarovy-Van Dusenovy rovnice

$$R_T = R_0[1 + aT + bT^2 + cT^3(T - 100)] \quad (44)$$

kde R_T je odpor při teplotě T a R_0 je jmenovitý odpor při teplotě 0°C, a , b , c jsou experimentálně stanovené konstanty referenční funkce (viz Tab. 25).

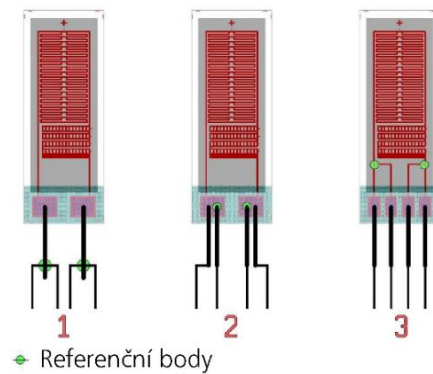
Tab. 25: Konstanta kovových odporových teploměrů.

	Teplota	a [°C ⁻¹]	b [°C ⁻²]	c [°C ⁻³]
Pt100	$T < 0$ °C	$3,9083 \cdot 10^{-3}$	$-5,775 \cdot 10^{-7}$	$-4,183 \cdot 10^{-12}$
	$T \geq 0$ °C	$3,9083 \cdot 10^{-3}$	$-5,775 \cdot 10^{-7}$	0
Ni1000	$T < 0$ °C	$5,4758 \cdot 10^{-3}$	$6,9918 \cdot 10^{-6}$	$5,3102 \cdot 10^{-11}$
	$T \geq 0$ °C	$5,4758 \cdot 10^{-3}$	$6,9918 \cdot 10^{-6}$	0

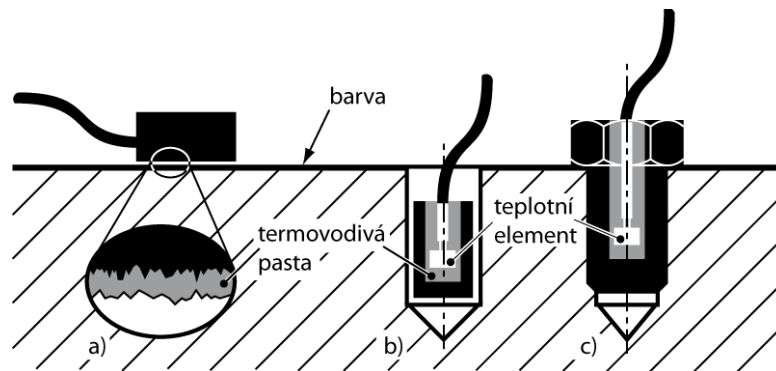
V případě teplotních odporových senzorů již nainstalovaných na stroji od výroby závisí zapojení senzoru na výrobci stroje a v některých případech nebylo čtyřvodičové.

Varianty umístění teplotních čidel, které byly během experimentů aplikovány, jsou uvedeny na Obr. 164. Citlivostí teplotního čidla na rušivé vlivy (jako je změna teploty okolí) v závislosti na jeho umístění (na povrch, pod povrch, s izolací, či bez ní) se zabývá publikace [276].

Pro odporové teplotní senzory je k snímání teplot použito měřících karet NI 9217 [277] a NI 9219 [278]. V případě karty NI 9219 (Obr. 161) se jedná se o univerzální modul pro analogové vstupy, lze jím měřit signály z široké škály senzorů: např. s napětovými, proudovými výstupy, teplotní senzory (odporové či termočláanky), tenzometry atd. Takže v případě potřeby je možné tento hardware snadno překonfigurovat i pro jiný typ teplotních senzorů či jiných měřených signálů.

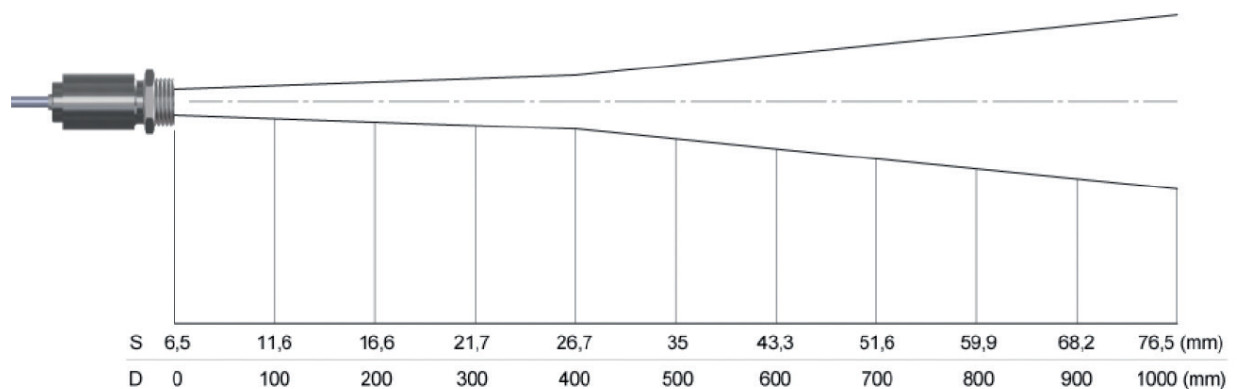


Obr. 163: Různé varianty čtyřvodičového zapojení teplotního odporového senzoru, [275].



Obr. 164: Varianty umístění senzoru a) na povrch tělesa, b) volně pod povrch (měděné pouzdro), c) pevně pod povrch (šroub), [14].

V případě experimentů s obráběním (kap. 5) je do sběru dat zahrnuto i měření teploty nástroje $T_{nástroj}$ pomocí pyrometru firmy Optris⁵⁵ (typ: CT- SF15-C1, Obr. 104 na str. 101). Ten je vybaven jedním z nejmenších infračervených senzorů (IR – *Infrared*) na světě s optickým rozlišením 22:1, [243], Čidlo navíc poskytuje širokou variabilitu díky výběru analogových výstupů, stejně tak i díky různým digitálním rozhraním v boxu s elektronikou. V našem případě byl použit napěťový analogový výstup a přepočítání na teploty bylo do vyvíjeného SW zahrnut. Následující graf na Obr. 165 ukazuje průměr měřicího místa D v závislosti na vzdálenosti S mezi měřicí objektem (v našem případě nástrojem) a senzorem.



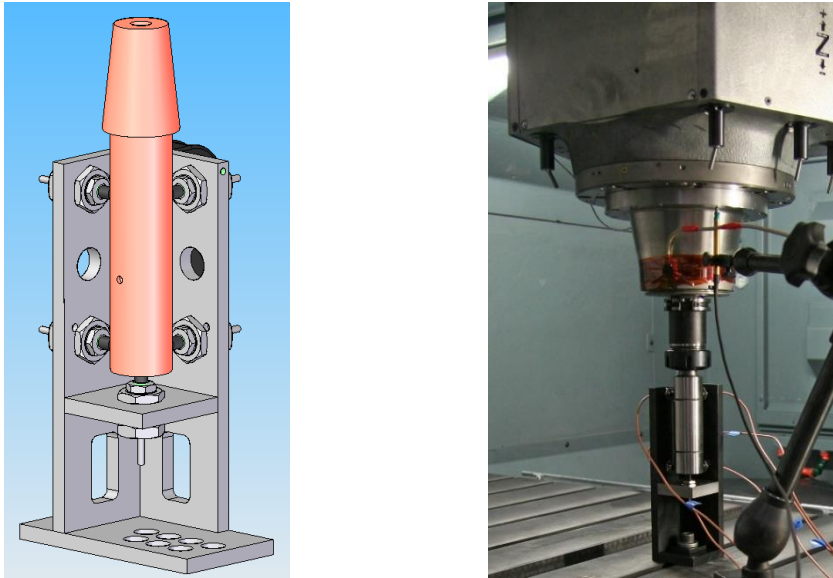
Obr. 165: Průměr měřicího místa D v závislosti na vzdálenosti S mezi měřicí objektem (v našem případě nástrojem) a senzorem, [279].

Měření deformací

Měření teplotních deformací a teplot pro stroje je popsáno v normě ISO 230-3 [6], viz též kap. 2.9.4 na str. 54. Dle této normy se měření teplotních deformací provádí pomocí velmi přesných bezkontaktních čidel, umístěných ve speciálním přípravku.

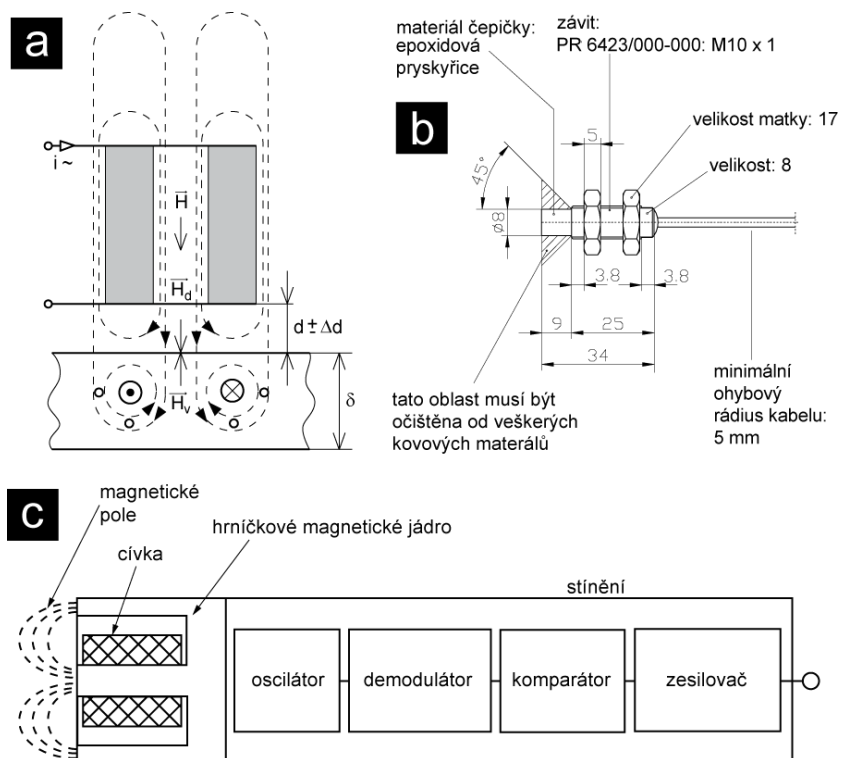
V RCMT byl na základě zkušeností z realizovaných teplotně-deformačních experimentů na řadě různých OS navržen speciální přípravek, jenž je universální a použitelný pro širokou škálu strojů (Obr. 166). Do tohoto speciálního přípravku je možné umístit snímače, využívající různé principy měření.

⁵⁵ V ČR senzor dodává např. firma MICRO-EPSILON, viz [279].



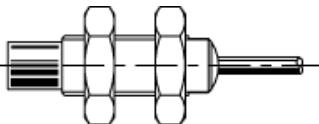
Obr. 166: Přípravek pro umístění pěti bezkontaktních čidel pro měření teplotně vyvolaných deformací.

Dle způsobu měření se může jednat o snímače indukční, kapacitní nebo snímače fungujících na principu vířivých proudů. Tyto snímače zaznamenávají změnu pozice a orientace přesného měřicího trnu upnutého ve vřetení stroje během tepelného ovlivňování nosné struktury stroje. Vzhledem k poměrně vysoké pořizovací ceně dostatečně přesných, bezkontaktních snímačů na principu měření změny indukce či kapacity, byla na ČVUT v Praze (RCMT) vyvinuta sestava s relativně levnými snímači na principu vířivých proudů (tzv. *Eddy Current sensors*) od firmy epro GmbH (český dodavatel je firma PROFESS, [236]), které svou dosahovanou přesností vyhovují požadavkům pro měření teplotních deformací strojů. Princip a typická konstrukce čidla je uvedena na Obr. 167.



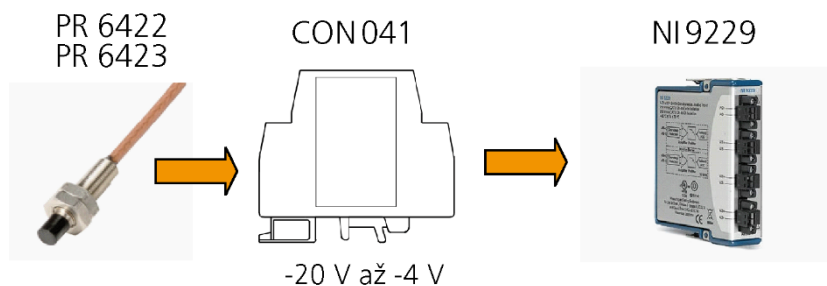
Obr. 167: Indukční senzory s vířivými proudy: a) princip, b) konkrétní případ senzoru PR 6432 výrobce epro GmbH (český dodavatel PROFESS [73], spol. s r.o.), c) typická konstrukce), [14].

Tab. 26: Parametry bezkontaktního snímače polohy PR 6432, [280]

	Výstupní napětí	-4 ... -20 V
	Rozsah měření	$\pm 1,0$ mm
	Rozsah provozních teplot	-35 ... +180 °C
	Vliv napájecího napětí	< 20 mV / V
	Teplotní chyba: citlivost	< 2 % / 100 K
	Výstupní citlivost	8 V/mm
	Chyba nelinearity	$\leq \pm 1$ %

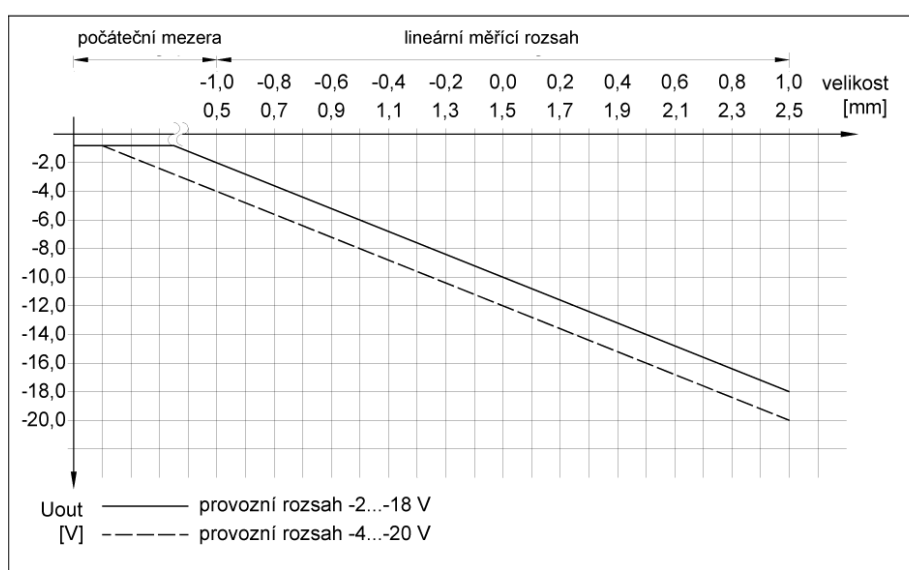
Podstata těchto senzorů se opírá o Lenzův zákon (podrobněji o principu v [140]). Vizuální podoba snímače a jeho stručný popis je na Obr. 167. Parametry snímače jsou uvedeny v Tab. 26.

Pro účely měření je možné použít rozměrově nejmenší typ bezkontaktního snímače na principu vířivých proudů s označením PR 6422 či v případě větších strojů (a tedy zpravidla i větších teplotních deformací v TCP) typ PR 6423, který má větší rozsah. Bezkontaktní čidla vzdálenosti PR 6422, nebo PR 6423 jsou dále připojeny k převodníkům CON 041 (Obr. 168).



Obr. 168: Řetězec pro měření relativního posunutí mezi nástrojem a obrobkem: čidlo PR 6422, převodník CON 041, napěťový dělič a karta NI 9229.

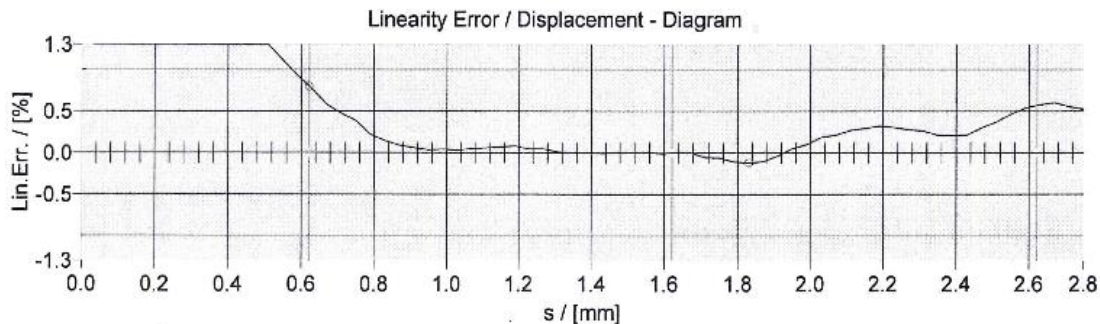
Výstupem převodníků je napětí v rozsahu -20 V až -4 V (nebo -18 V až -4 V podle použitého typu čidel). Statická výstupní charakteristika (závislost napětí na vzdálenosti) je lineární, jak je patrné z příkladu na Obr. 169 pro senzor polohy PR 6432.



Obr. 169: Statická výstupní charakteristika senzoru PR 6432, [280].

V grafu na Obr. 170 je vidět závislost chyby linearity na vzdálenosti jednoho konkrétního čidla z kalibračního listu. Chyba linearity je nejnižší v okolí středu měřitelného rozsahu a u použitých čidel zde nepřevyšuje 0,5 %.

Pro digitalizaci výstupu převodníku CON 041 jsou použity karty NI 9229 [281] (případně je též možné použít karty NI 9239 [282]), které mají antialiasingový filtr (při maximální vzorkovací frekvenci je výstup karty NI 9229 až 50 kS/s). Celý algoritmus výpočtu teplotních deformací pomocí bezkontaktních snímačů na principu vířivých proudů je implementován v prostředí LabVIEW společně s potřebnými rutinami a jejich zápisem do souboru.

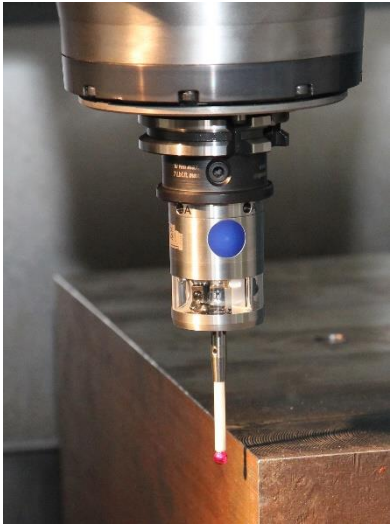


Obr. 170: Chyba linearity čidla na principu vířivých proudů PR 6422.

Výše zmíněné uspořádání měření pomocí bezkontaktních snímačů, umístěných ve speciálním přípravku (Obr. 166), je však nevhodné pro teplotně-deformační testy během obrábění (kap. 5), jelikož během obrábění musí být ve vřetení upnut nástroj. Pro měření pomocí speciálního přípravku (Obr. 166) by bylo tedy nutné provést automatickou výměnu nástroje za přesný měřicí trn, což by zapříčinilo nechtěný přestup tepla do trnu a ovlivnilo by to negativně výsledky celého měření.

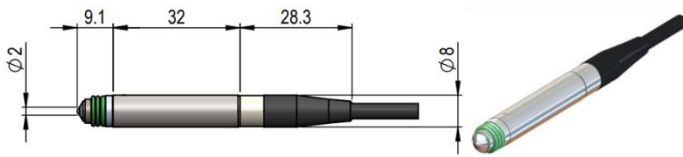
Varianta je automatická výměna nástroje za dotykovou sondu. Tato metoda byla použita u experimentů s obráběním na vertikálním obráběcím centru (viz úvod kap. 5), v tomto případě byla použita infračervená sonda Hexagon m&h IRP 40.01, Obr. 171). Tato metoda má však díky výměně nástroje za sondu stejné nedostatky (viz výše).

TECHNICAL DATA	m&h IRP40.01
Repeatability at Probing from one direction	2 Sigma $\leq 1 \mu\text{m}$ with 50 mm stylus and 254 mm/min probing feedrate
Recommended probing feedrates	Max. 2000 mm/min
Sensing Directions	$\pm X, \pm Y, -Z$
Maximum Stylus Overtravel	X/Y $\pm 12.5^\circ$; Z -5 mm
Trigger Force with 50 mm Stylus	1.57 lbs
Extensions $\varnothing 25$ (0.98")	No
Power supply	Battery 1 x 3.6 V $\frac{1}{2}$ AA
Battery lifetime in continuous operation (Probing every 2 seconds)	Up to 440h
Weight without Shank	Approx. 390 grams
Temperature Range	Operation: 50 °F – 122 °F
Material	Stainless Steel
Signal transmission	Infrared HDR
Protection class	IP68: EN60529
Activation	Bidirectional - 40.01TX / AX

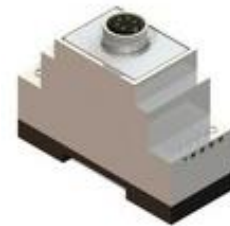


Obr. 171: Technická specifikace obrobkové dotykové sondy Hexagon m&h IRP 40.01.

Proto je v případě testů s obráběním pro měření teplotních deformací použito kontaktních indukčních senzorů posunutí švýcarské firmy PETER HIRT, kterou v České republice zastupuje firma MESING, spol. s r. o. [244]. Tyto senzory jsou nabízeny v různých tvarech a velikostech, pro účely testů byl zvolen typ T201F (Obr. 172). Senzor T201F má měřicí zdvih ± 1 mm, opakovatelnost je $0,02 \mu\text{m}$. Parametry tohoto typu snímače jsou shrnuty v Tab. 27. Indukční senzory posunutí dále využívají převodník s napěťovým výstupem -10 V až $+10$ V, viz Obr. 173 (převodník lze snadno namontovat na DIN lištu - viz též Obr. 162, napájecí napětí převodníku je 12 V). Tyto senzory jsou použity pro měření teplotně vyvolaných posunutí stroje, nástroje i obrobku během experimentů na pětiosém vertikálním centru, viz kap. 5.1. Pro zpracování napěťového signálu z převodníku je použita karta NI 9219, [278].




Obr. 172: Indukční senzor posunutí T201F od firmy PETER HIRT, [244].



Obr. 173: Převodník pro indukční senzory posunutí T201F.

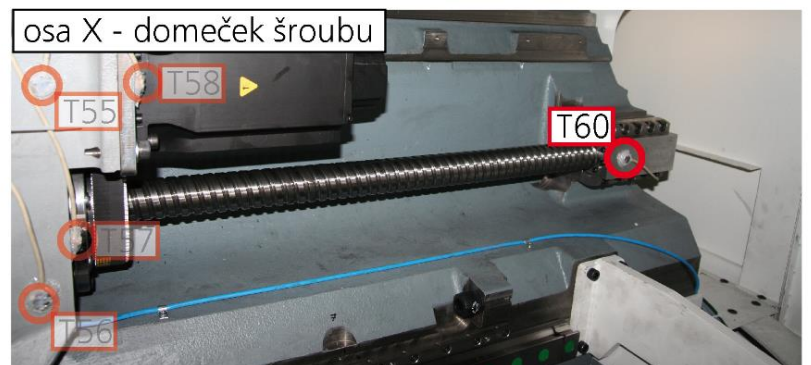
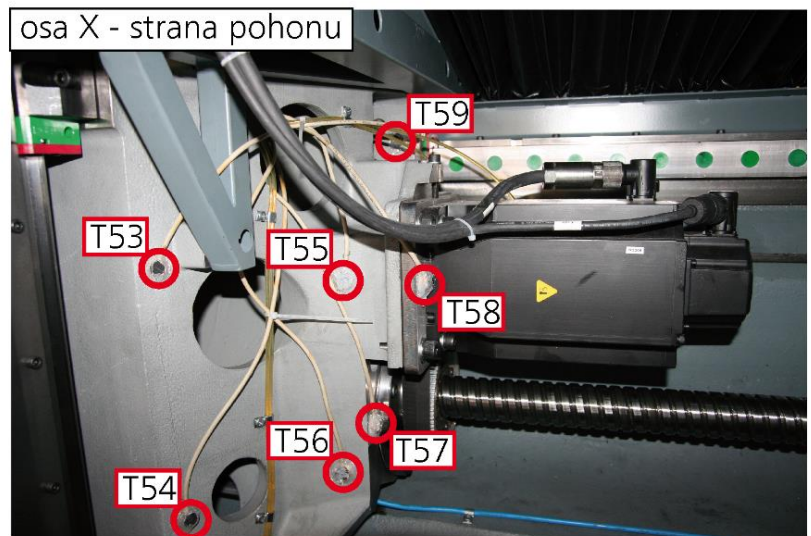
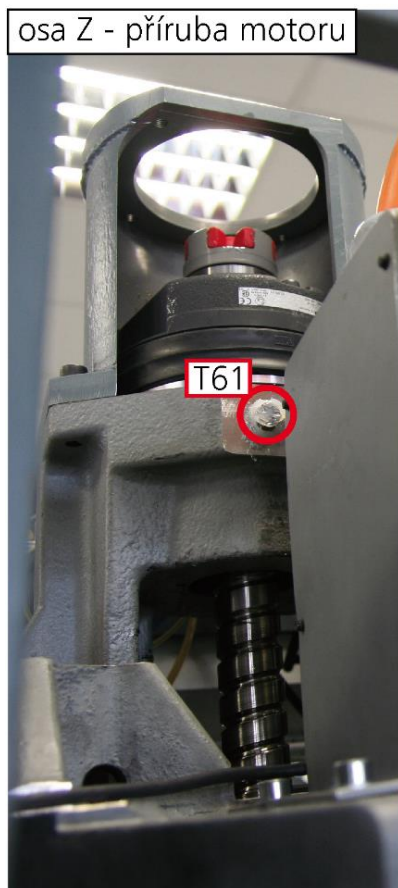
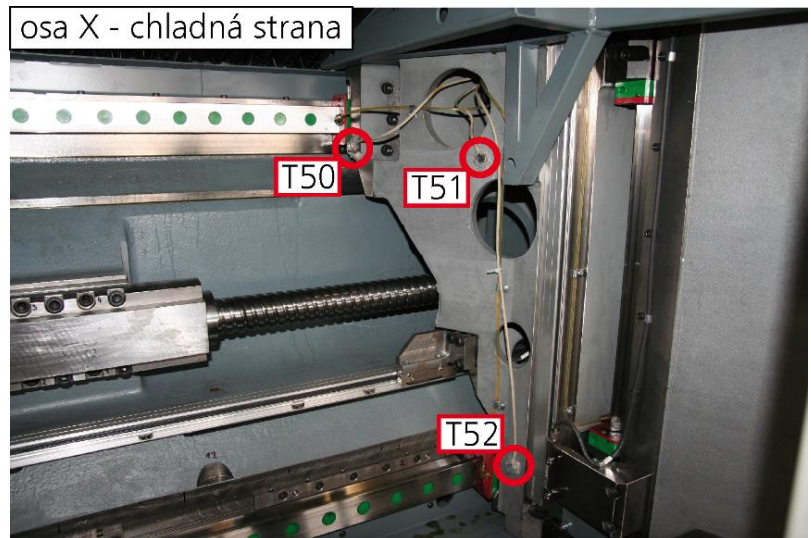
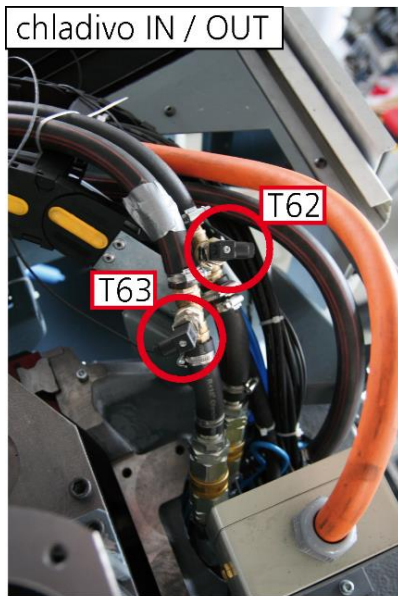
Tab. 27: Parametry kontaktního snímače polohy T201F, [244].

	Napájení	$3 \text{ V} \pm 0,5 \% \text{ RMS}$
	Měřicí zdvih	$\pm 1 \text{ mm}$
	Rozsah provozních teplot	$-10 \dots +65 \text{ }^\circ\text{C}$
	Upevňovací průměr	$\varnothing 8\text{h6} \text{ mm}$
	Citlivost	$73,75 \pm 0,15 \text{ mV}/(\text{Vmm})$
	Opakovatelnost	$0,02 \mu\text{m}$
	Chyba nelinearity	$0,6 \% \text{ na } \pm 1 \text{ mm při } 20 \text{ }^\circ\text{C}$

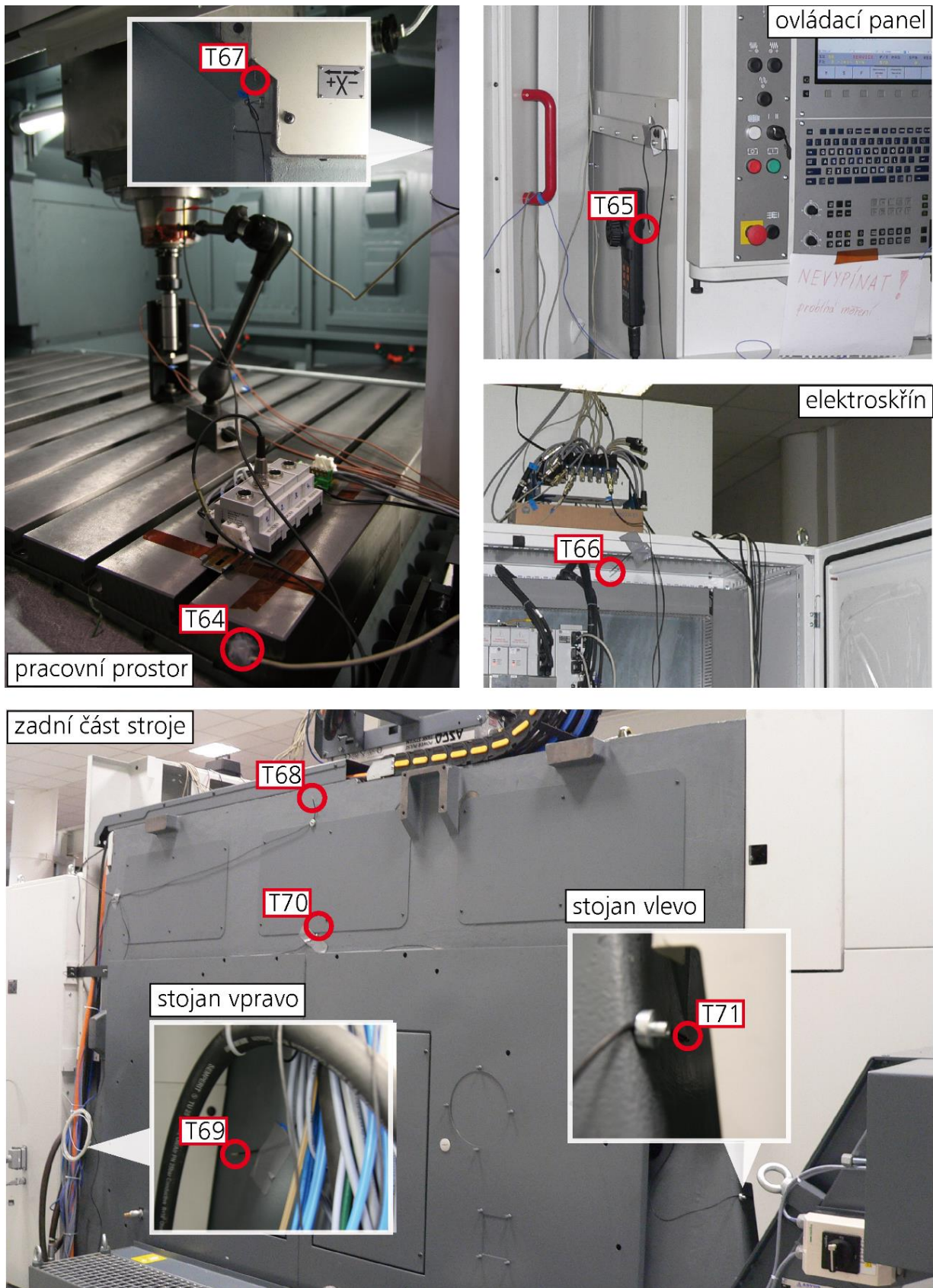
Pro snímání deformací byl použit kontrolní trn DIN 69871, SK 40 [224] od firmy *EROGLU*, který slouží pro předání OS podle doporučení ISO R230. Délkový trnu je 300 mm, avšak pro účely experimentu byla tato délka zkrácena na 130 mm. Průměr udává označení, tedy SK 40 – průměr 40 mm (resp. SK 50 – průměr 50 mm), obvodová házivost trnu je $\leq 3 \mu\text{m}$. Na materiál trnů jsou kalibrována i bezkontaktní snímače posunutí PR 6432 (viz výše).

Nejistoty měření pro měřicí aparaturu a senzorku pro experimenty, týkající se teplotního chování strojů používané v RCMT jsou zpracovány v [14].

Příloha B – Umístění teplotních senzorů na portálovém obráběcím centru



Obr. 175: Umístění teplotních čidel na rámu portálového obráběcího centra, [Ho 40].



Obr. 176: Umístění čidel teploty okolí a pracovního prostoru portálového obráběcího centra, [Ho 40].