

# NUMERICKÉ MODELOVÁNÍ A OPTIMALIZACE PROCESŮ LISOVÁNÍ ZA TEPLA

---

Dizertační práce

LUKÁŠ KOUDELA

Studijní program:	<b>Elektrotechnika a informatika</b>
Studijní obor:	<b>Elektrotechnika</b>
Školitel:	<b>doc. Ing. Pavel Karban, Ph.D.</b>
Konzultant specialista:	<b>Ing. Václav Kotlan, Ph.D.</b>



Věnuji mým rodičům a těm nejbližším.

## PODĚKOVÁNÍ

---

Na tomto místě bych rád poděkoval prof. Ing. Ivu Doleželovi, CSc. a doc. Ing. Pavlu Karbanovi, Ph.D. za veškeré cenné rady, konstruktivní připomínky, ochotu a čas, který mi oba z pozice školitele věnovali.

Také bych touto cestou chtěl poděkovat Ing. Václavu Kotlanovi, Ph.D. za odborné konzultace a pomoc při řešení problémů spojených s touto dizertační prací.

Děkuji především také mým rodičům a blízkým, kteří mi dokázali poskytnout motivaci a vytvořili podmínky, díky kterým mi bylo umožněno věnovat se dané problematice. Bez jejich nedocenitelné podpory by tato práce nikdy nevznikla.

*Plzeň, 2015*

---

Lukáš Koudela

*Tato dizertační práce vznikla s podporou Evropského fondu pro regionální rozvoj a Ministerstva školství, mládeže a tělovýchovy ČR v rámci projektu Regionální inovační centrum elektrotechniky (RICE), číslo projektu CZ.1.05/2.1.00/03.0094 a projektu Grantové agentury České republiky GAČR P102/11/0498 Nové adaptivní monolitické metody vyšších řádů pro numerické řešení evolučních multifyzikálních problémů v elektrotechnice.*

## PROHLÁŠENÍ

---

Předkládám tímto k posouzení a obhajobě dizertační práci zpracovanou v rámci doktorského studia na Fakultě elektrotechnické Západočeské univerzity v Plzni.

Prohlašuji, že jsem tuto práci vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který je součástí této práce. Dále prohlašuji, že veškerý software, použitý při řešení této diplomové práce, byl využit s respektováním všech jeho licenčních podmínek. Souhlasím s tím, aby práce byla použita ke studijním účelům.

*Plzeň, 2015*

---

Lukáš Koudela

## ANOTACE

---

Tato dizertační práce se zabývá modelováním magneto-termo-elastických procesů, kterými je potřeba se zabývat při ohřevu v oboru tepelné upínací techniky. Popisuje termoelastický jev jako fyzikální proces, který je využíván ke spojování stopek nástrojů a tepelných upínačů. Dále jsou uvedeny principy, výhody a omezení dané technologie v porovnání s dalšími možnostmi upínání.

Práce se zaměřuje na definici matematického modelu sdružené úlohy, která se skládá ze tří fyzikálních polí (magnetické, teplotní a pole termoelastických posuvů či deformací), mezi kterými jsou vazby vzhledem k teplotním závislostem nelineárního charakteru použitých materiálů. Možnosti daného matematického modelu jsou demonstrovány na numerickém řešení zvoleného ilustrativního příkladu rotačního indukčního ohřevu pomocí metody konečných prvků vyššího řádu přesnosti. Výsledky jsou verifikovány prostřednictvím provedených experimentálních měření. Současně jsou využity optimalizační algoritmy pro zlepšení dosažitelných parametrů tepelného upínání. Závěrem jsou stanoveny směry dalšího výzkumu a trendy pokračování práce v dané oblasti.

### *Klíčová slova*

Tepelné upínání, indukční ohřev, feromagnetický materiál, nelineární sdružená úloha, magnetické pole, teplotní pole, pole termoelastických deformací, numerická analýza, metoda konečných prvků vyššího řádu přesnosti, Agros2D

## ABSTRACT

---

This thesis deals with the numerical modeling of magneto-thermo-elastic processes that needs to be considered during heating in the field of thermal clamping technology. Thermoelastic phenomenon is described as a physical process, which is used for connecting the tool shanks and thermal chucks. The principles, advantages and limitations of this technology are described in comparison with other clamping options.

The main part of the work focuses on the definition of the mathematical model of this coupled problem, which consists of three physical fields (magnetic, thermal and thermoelastic displacement or deformation field), with mutual interactions due to temperature dependencies of the used materials exhibiting nonlinear characters. Possibilities of the mathematical model are demonstrated on the numerical solution of an illustrative example of rotation induction heating using the higher order finite element method. The results are verified by the experimental measurements. The optimization algorithms are also used to improve the parameters of thermal clamping. Finally, the directions for further research and the trends of next work in the area are established .

### *Keywords*

Thermal clamping, induction heating, ferromagnetic material, non-linear coupling problem, magnetic field, temperature field, numerical analysis, higher-order finite element method, Agros2D

## SEZNAM DŮLEŽITÝCH VELIČIN

---

### ELEKTROMAGNETICKÉ POLE

$A$	$[\text{Wb} \cdot \text{m}^{-1}]$	vektorový magnetický potenciál
$B$	$[\text{T}]$	vektor magnetické indukce
$D$	$[\text{A} \cdot \text{m}^{-1}]$	vektor elektrické indukce
$E$	$[\text{V} \cdot \text{m}^{-1}]$	vektor intenzity elektrického pole
$E_V$	$[\text{V} \cdot \text{m}^{-1}]$	vektor intenzity vtištěného elektrického pole
$H$	$[\text{A} \cdot \text{m}^{-1}]$	vektor intenzity magnetického pole
$H_c$	$[\text{A} \cdot \text{m}^{-1}]$	vektor koercitivní síly
$J$	$[\text{A} \cdot \text{m}^{-2}]$	vektor proudové hustoty
$J_{\text{ext}}$	$[\text{A} \cdot \text{m}^{-2}]$	vektor externí proudové hustoty
$w_J$	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-3}]$	měrné Jouleovy ztráty
$w_H$	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-3}]$	měrné hysterezní ztráty
$\gamma$	$[\text{S} \cdot \text{m}^{-1}]$	elektrická vodivost
$\varepsilon$	$[\text{F} \cdot \text{m}^{-1}]$	permitivita
$\mu$	$[\text{H} \cdot \text{m}^{-1}]$	permeabilita
$\rho_V$	$[\text{C} \cdot \text{m}^{-3}]$	objemová hustota náboje

### TEPLOTNÍ POLE

$c_p$	$[\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$	měrná tepelná kapacita
$Q$	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-3}]$	vnitřní objemový zdroj tepla
$q$	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-2}]$	vektor hustoty tepelného toku
$T$	$[\text{°C}]$	teplota
$\epsilon$	$[-]$	emisivita povrchu
$\lambda$	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-2}]$	tepelná vodivost
$\rho$	$[\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}]$	hustota
$\sigma$	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}]$	Stefanova–Boltzmannova konstanta



POLE TERMOELASTICKÝCH DEFORMACÍ A MECHANICKÉ PARAMETRY

$E$	[Pa]	Youngův modul pružnosti
$F$	[N]	síla
$f$	[N · m <sup>-3</sup> ]	vektor vnitřních sil
$f_t$	[–]	součinitel smykového tření
$h$	[m]	délka tepelného spojení
$M$	[N · m]	kroučící moment
$p$	[Pa]	tlak
$u$	[m]	vektor posunutí
$\alpha_T$	[K <sup>-1</sup> ]	koeficient teplotní roztažnosti
$\delta$	[m]	přesah
$\nu$	[–]	Poissonovo číslo
$\sigma_a$	[Pa]	mechanické napětí

OBECNÉ

$I$	[A]	stejnoseměrný elektrický proud
$i_t$	[A]	časově proměnný elektrický proud
$r$	[–]	vektor souřadnicového systému
$t$	[s]	čas
$v$	[m · s <sup>-1</sup> ]	vektor rychlosti
$\omega$	[rad · s <sup>-1</sup> ]	úhlová frekvence

SYSTÉM ZNAČENÍ

$a$	skalár
$\mathbf{a}$	vektor

## OBSAH

---

<b>i</b>	<b>DIZERTAČNÍ PRÁCE</b>	<b>xii</b>
<b>1</b>	<b>MOTIVACE A CÍLE PRÁCE</b>	<b>1</b>
1.1	Cíle práce . . . . .	1
<b>2</b>	<b>SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY</b>	<b>3</b>
2.1	Metody upínání nástrojů . . . . .	3
2.1.1	Mechanické upínače . . . . .	5
2.1.2	Hydraulické upínače . . . . .	7
2.2	Technologie tepelného upínání . . . . .	8
2.2.1	Vlastnosti technologie tepelného upínání . . . . .	10
2.2.2	Výrobci tepelné upínací techniky . . . . .	11
2.3	Možnosti ohřevu . . . . .	12
2.3.1	Indukční ohřev v nestacionárním magnetickém poli . . . . .	13
2.3.2	Rotační indukční ohřev ve stacionárním magnetickém poli . . . . .	15
<b>3</b>	<b>MATEMATICKÝ MODEL</b>	<b>17</b>
3.1	Magnetické pole . . . . .	18
3.1.1	Okrajové podmínky magnetického pole . . . . .	20
3.2	Teplotní pole . . . . .	21
3.2.1	Okrajové podmínky teplotního pole . . . . .	22
3.3	Pole termoelastických deformací . . . . .	23
3.3.1	Okrajové podmínky pole termoelastických deformací . . . . .	23
3.4	Mechanické parametry . . . . .	24
<b>4</b>	<b>METODA ŘEŠENÍ PROBLÉMU</b>	<b>25</b>
4.1	Metoda konečných prvků . . . . .	25
4.1.1	Kroky řešení pomocí FEM . . . . .	25
4.2	Pokročilé algoritmy metody konečných prvků . . . . .	26
4.3	Optimalizační algoritmy . . . . .	28
4.3.1	Citlivostní analýza . . . . .	28
4.3.2	Genetický algoritmus . . . . .	28
<b>5</b>	<b>ILUSTRATIVNÍ PŘÍKLAD</b>	<b>30</b>
5.1	Formulace problému . . . . .	30
5.2	Materiálové parametry . . . . .	32
5.3	Matematický model . . . . .	32
5.4	Výsledky numerického řešení . . . . .	33
5.4.1	Výsledky magnetického pole . . . . .	34
5.4.2	Výsledky teplotního pole . . . . .	34
5.4.3	Výsledky pole termoelastických deformací . . . . .	35
5.5	Popis experimentálního měření . . . . .	37
5.5.1	Experiment s motorem Siemens 1LA7107-4AA10 . . . . .	37
5.5.2	Experiment s motorem Atas FT4C82R . . . . .	38
5.6	Verifikace výsledků numerického řešení . . . . .	39
5.7	Výsledky použití optimalizačních technik . . . . .	41

5.7.1	Citlivostní analýza . . . . .	41
5.7.2	Genetický algoritmus . . . . .	44
6	PŘÍNOS PRÁCE A SMĚRY DALŠÍHO VÝZKUMU	47
6.1	Perspektivní směry dalšího výzkumu . . . . .	47
	LITERATURA	52
ii	PŘÍLOHA	57
A	OCEL ČSN 19552	58

Část I

DIZERTAČNÍ PRÁCE

## MOTIVACE A CÍLE PRÁCE

---

Problematika termoelasticity neboli vzniku a existence napětí v pevných tělesech vlivem teplotních změn je hlavní obor, kterým jsem se během svého doktorského studia zabýval. Teplotní roztažnost materiálů je obecně velice dobře známý jev. Většina materiálů, ať už se jedná o pevné látky, kapaliny nebo plyny, zvětšují s rostoucí teplotou svůj vnitřní objem. Samozřejmě existují i inverzní výjimky, kdy dochází ke zvětšování objemu při ochlazování. Typickým příkladem je přeměna vody na led, avšak tato práce se zaměřuje výhradně na kovové materiály a na možnost využití termoelastického jevu v technické praxi.

Využitelnost termoelastického jevu představuje v současné době přínos především pro obor upínací techniky. Existuje řada technických provedení, která umožňují spojení mezi vřetenem stroje a vlastním akčním nástrojem. Prvků, které zajišťují toto základní spojení a jsou označovány jako upínače, existuje velké množství. Podle použité technologie je lze rozlišit na upínače mechanické, hydraulické a tepelné. V případě tepelných upínačů se jedná o moderní progresivní technologii upínání, která využívá termoelastických vlastností používaných materiálů. Daná problematika je podrobněji přiblížena v kapitole 2.

Z pohledu elektrotechniky je významným bodem v oboru tepelného upínání otázka metody ohřevu upínačů. V průmyslových aplikacích je často využíván indukční ohřev v magnetickém poli generovaném vysokofrekvenčním proudem. Pro své výhody se jedná v současné době o řešení ohřevu tepelných upínačů, které je výrobcí tepelné upínací techniky ve velké míře nabízeno.

Vzhledem ke skutečnosti, že upínací hlavice jsou většinou součástí vysokootáčkových vrtaček, frézek a dalších strojů, nabízí se myšlenka alternativního způsobu ohřevu pomocí indukčního ohřevu ve stacionárním magnetickém poli při využití rotačního pohybu. Vysvětlení daného přístupu je blíže uvedeno také v kapitole 2.

### 1.1 CÍLE PRÁCE

Náplň této dizertační práce představuje především inovativní a moderní přístup k technologii upínání stopkových nástrojů. Zahrnuje hlavně jeho návrh a experimentální realizaci ohřevu tepelného upínače pomocí rotačního indukčního ohřevu ve stacionárním magnetickém poli generovaném permanentními magnety, včetně počítačového modelování moderními numerickými metodami a následné optimalizace řešení vhodnými algoritmy.

Souhrnně v rámci dizertační práce hodlám splnit následující dílčí cíle:

- Popsat a zhodnotit současný stav upínací techniky s bližším zaměřením na technologii, která využívá termoelastického jevu k vlastnímu upínání předmětů, dále popsat běžné konstrukční uspořádání a v neposlední řadě také vhodnost a výhodnost použití.

- Vysvětlit využívané fyzikální principy a podstatu magneto-termo-elastického problému. Definovat matematický model problému při uvažování sdružení tří fyzikálních polí (magnetického pole, teplotního pole a pole termoelastických deformací) a za předpokladu nelineární závislosti materiálových parametrů jak uvnitř jednotlivých polí, tak i mezi nimi.
- Numericky řešit matematický model jako sdruženou úlohu s respektováním veškerých fyzikálních vlastností včetně využití optimalizačních algoritmů pro zlepšení dosahovaných parametrů tepelného upínání.
- Navrhnout inovativní ohřev tepelných upínačů pomocí rotačního indukčního ohřevu ve stacionárním magnetickém poli; daný návrh experimentálně realizovat a měřeními verifikovat numerický model pro možnost inovace tepelné upínací techniky.

## SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY

---

Tato kapitola se zabývá přehledovým popisem způsobů upínání stopkových nástrojů, které se běžně používají v technické praxi. Dále je kapitola blíže zaměřena na popis tepelného upínání, kde je vysvětlen základní princip a vlastnosti této technologie včetně uvedení používaných a navrhovaných metod ohřevu.

### 2.1 METODY UPÍNÁNÍ NÁSTROJŮ

Univerzálně zvolit nejvhodnější metodu upínání stopkových nástrojů není možné, neboť záleží na typu obrábění, pro které bude upnutý nástroj používán. Z tohoto důvodu bude přehled možností upínání zaměřen na použití upínačů pro vrtání a případně frézování, neboť dané technologické operace mají podobné nároky na upnutí stopkového nástroje.

Obě metody patří mezi třískové obrábění a princip jejich činnosti je patrný z Obr. 2.1 a Obr. 2.2. Frézování představuje operaci, kdy pomocí vícebřitého nástroje je odebírán materiál ve vnitřní nebo vnější ploše obecného tvaru. Naproti tomu vrtání je výroba vnitřních otvorů kruhového průřezu nejčastěji pomocí dvoubřitého vrtáku. Při obou metodách je výsledek obráběcího procesu výrazně závislý na řadě parametrů. Největší vliv na přesnost obrobku má především obvodové házení nástroje ve vřetenu, tedy parametr, na který má zásadní vliv typ použitého upínače. Další faktory, které ovlivňují kvalitu daného technologického procesu je rychlost posuvu, typ obráběného materiálu, opotřebení nástroje a také celkový stav stroje. [29], [43]

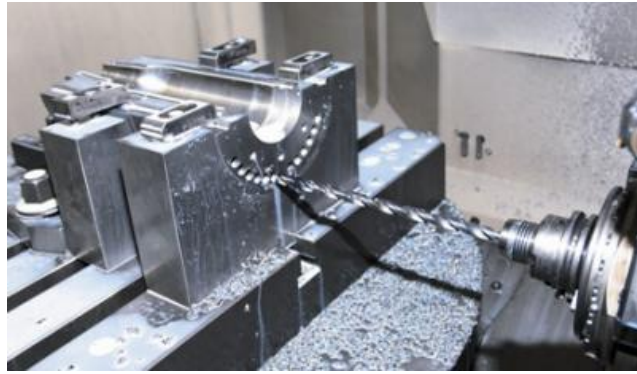


Obr. 2.1: Fréza Seco pro frézování do rohu Turbo 10<sup>1</sup>.

---

<sup>1</sup> Obr. 2.1 převzat z <http://www.prumysl.cz/seco-rozsiruje-produktovou-radu-frez-pro-frezovani-do-rohu-turbo-10>

<sup>2</sup> Obr. 2.2 převzat z <http://www.mmspektrum.com/clanek/zvysovani-efektivit-vrtani-hlubokych-otvoru.html>



Obr. 2.2: Použití vrtáku MDWo80XHT Sumitomo při hlubokém vrtání sklářských forem<sup>2</sup>.

Existuje řada možností pro spojení stopky nástroje (vrtáku nebo frézy) s upínačem, ale obecně lze pro účely této práce uvažovat, že se jedná o problematiku spojení válcové stopky do válcové dutiny upínače. Všechny mechanismy spojení nástroje a upínače pracují na podobném principu, kterým je vyvození dostatečné upínací síly, ačkoliv v každé metodě je toho docíleno mírně odlišným způsobem. Mezi nejrozšířenější mechanismy z hlediska typu technologie upínání nástroje lze považovat následující typy upínačů, jejichž principy jsou popsány v dalších podkapitolách:

- **Mechanické upínače**
  - Kleštinový upínač
  - Sklíčidlo Weldon
  - Polygonální upínače
- **Hydraulické upínače**
- **Tepelné upínače**

Současně s upnutím stopky nástroje do pouzdra je pak potřeba řešit upnutí držáku se zafixovaným nástrojem do vřetena stroje. Mezi tyto nejrozšířenější upínací systémy patří níže uvedené systémy:

- **Upínače se strmým kuzelem (ISO)**  
Hlavním znakem je metrický strmý kužel na upínacím trnu s určitým poměrem kuželovitosti. Přenos kroučícího momentu je zajištěn kuzelem vřetene a unášecími kameny, které zapadají do definovaných plochách na trnu. Upnutí je provedeno fixací kužele v montážní dutině vřetene stroje pomocí upínacího čepu. Kužel má také středící funkci pro minimalizaci obvodového házení.

Výhodou této metody upnutí je symetrická konstrukce a celková jednoduchost, což umožňuje snadnou a levnou výrobu, a proto se jedná díky nízkým pořizovacím nákladům o nejrozšířenější upínací systém. Hlavní nevýhodou tohoto upínacího systému je menší tuhost uložení a nedostatečný přenos axiální síly. Další částečnou nevýhodou je skutečnost, že každé vřeteno má



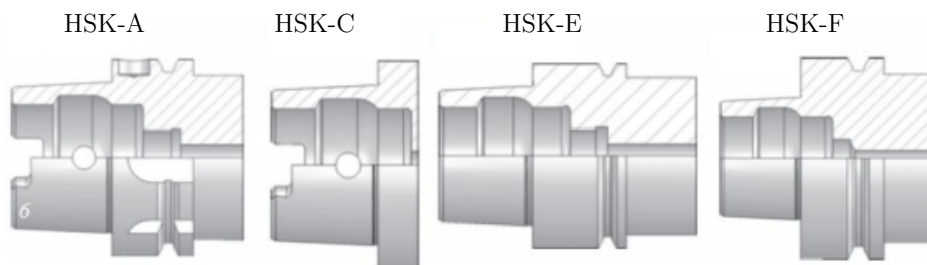
pevně danou velikost kužele, kterou nelze měnit, a proto není možno univerzálně použít trn z jiného stroje s jiným rozměrem ISO kužele. Tato nevýhoda lze určitým způsobem eliminovat použitím redukčního pouzdra, kdy je možné však kužel pouze zmenšit.

- **Upínače pro nástroje s dutou kuželovou stopkou (HSK)**

Systém HSK funguje na obdobném principu jako systém ISO, rozdíl je však v dosednutí kuželové a čelní plochy držáku na vřeteno stroje. Dutá kuželová stopka slouží k fixaci upínače v radiálním směru, rovinný dotyk čelní plochy zajišťuje upnutí v axiálním směru a zvyšuje tuhost při zatížení ohybem. Přenos kroutícího momentu je realizován tvarovým stykem pomocí dvou stejně širokých a různě hlubokých upínacích drážek na konci stopky.

Díky přenosu axiální upínací síly je upnutí pouzdra v systému HSK spolehlivější než v případě systému ISO. Protože se jedná o kombinaci kuželové a dosedací čelní plochy, je kladena vysoká přesnost na jejich výrobu, a proto jsou pořizovací náklady vzhledem ke složitějším výrobním technologiím vyšší.

Vzhledem k rozmanitosti uplatnění HSK upínačů se vyrábí upínací pouzdra v několika modifikacích rozlišených velkým písmenem, jak je naznačeno na Obr. 2.3. Pro použití v obráběcích centrech, kde se požaduje automatická výměna nástrojů, jsou vyhrazeny upínače typu HSK-A. Další typ je HSK-C, který je určený pro manuální upínání na vřeteno stroje. Typ HSK-E je určený pro vysokootáčkové obrábění, kde vzhledem vysokým otáčkám je kladen požadavek na přesnost a vyváženost v osové symetrii. Obdobné požadavky jsou pro typ HSK-F, který se používá pro obrábění např. hliníku, kde otáčky vřetene dosahují rychlosti nad  $20\,000\text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$ .



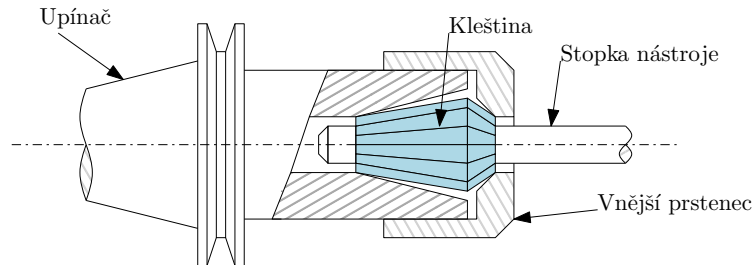
Obr. 2.3: Přehled používaných typů systému HSK [31].

Přehled dalších variant týkající se spojení upínače a vřetena stroje lze nalézt podrobně např. v [20], [23], [31] nebo [53].

### 2.1.1 Mechanické upínače

V případě mechanického principu je upínací síla vytvářena silově-deformačním namáháním jednotlivých mechanických prvků upínače. Za nejjednodušší a nejrozšířenější princip lze považovat kleštinové upínače. Jedná se o jednoduchý princip sevření nástroje v upínači, který vyvodí potřebnou třecí sílu pro jeho upnutí. Na

Obr. 2.4 je v řezu naznačeno upnutí nástroje pomocí kleštiny, která je vsunuta v upínači a po ustavení nástroje se kleština stahuje pomocí vnějšího prstence. Jeho šroubováním dochází ke stahování kleštiny a tím k upnutí nástroje. Díky kuželovému tvaru kleštiny jsou zajištěny výborné středící vlastnosti a tím i nízké hodnoty obvodového házení. Na Obr. 2.5 lze pro názornost spatřit sadu kleštin pro upnutí nástrojů různých průměrů.



Obr. 2.4: Kleštinový upínač [57].



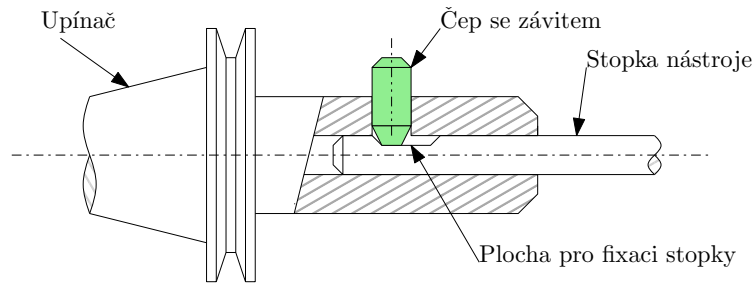
Obr. 2.5: Kleštiny OZ25, 7 - 25mm, 7 ks + kleštinový upínač MK3 / M12<sup>3</sup>.

Upínače typu Weldon (případně upínače Whistle Notch) představují plošné pouzdro s boční unášecí plochou. Nástroj se v upínači po jeho zasunutí upevňuje čepem se závitem, který přesně dosedá na vyfrézovanou plošku na stopce nástroje, tak jak je naznačeno na Obr. 2.6. Tyto upínače se vyznačují velkou jednoduchostí, neboť dutina upínače má jednoduchý kruhový průřez, který odpovídá přesně průřezu nástroje. Nevýhodou je, že každý upínač je určen jen pro jeden průměr stopky nástroje - na rozdíl od kleštin, které jsou variabilnější. Další nevýhodou je asymetrie upínače, které vytváří nevyváženost.

U polygonálních upínačů se využívá elastických vlastností tělesa upínače. Princip činnosti je naznačen na Obr. 2.8. V nedeformovaném stavu nemá dutina upínače kruhový tvar. Působením vnějších zatěžovacích sil od hydraulického upínacího zařízení se polygonální průřez vlivem elastické deformace změní tak, že je do něj možné upevnit nástroj. Po uvolnění sil, které způsobují deformaci, se dutina upínače dostává zpět do svého polygonálního tvaru. Díky kontaktu mezi válcovým tvarem nástroje a polygonálním tvarem dutiny upínače vznikají upínací síly

<sup>3</sup> Obr. 2.5 převzat z <http://www.bow.cz/produkt/3352050-klestiny-oz25-7-25mm-7-ks-klestinovy-upinac-mk3-m12/>

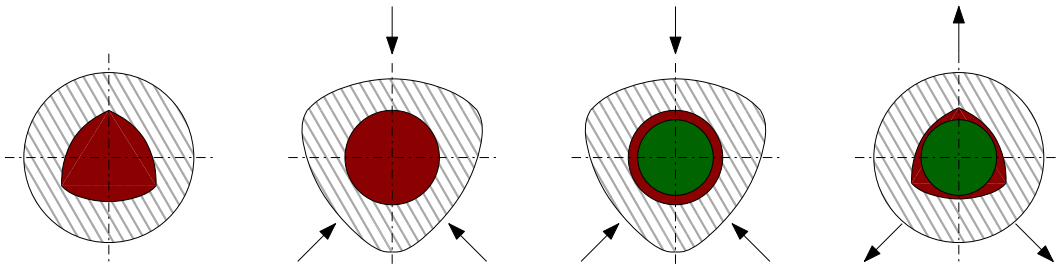
<sup>4</sup> Obr. 2.7 převzat z <http://www.zps-fn.cz/>



Obr. 2.6: Upínač typu Weldon [57].

Obr. 2.7: Čelní fréza s ploškou pro upínač Weldon<sup>4</sup>.

potřebné pro pevné upnutí stopky nástroje. Jedná se o upínání nástrojů bez dalších mechanických segmentů, což zvyšuje tuhost upnutí, přesnost, možnost vyšších otáček a vyšší opakovatelnost upnutí při dodržení stejných přesností u obvodového házení nástroje. Nevýhodou tohoto upínání je nutnost použití zařízení, které vyvolává deformační sílu.



Obr. 2.8: Princip polygoniálního upínače Tribos [57].



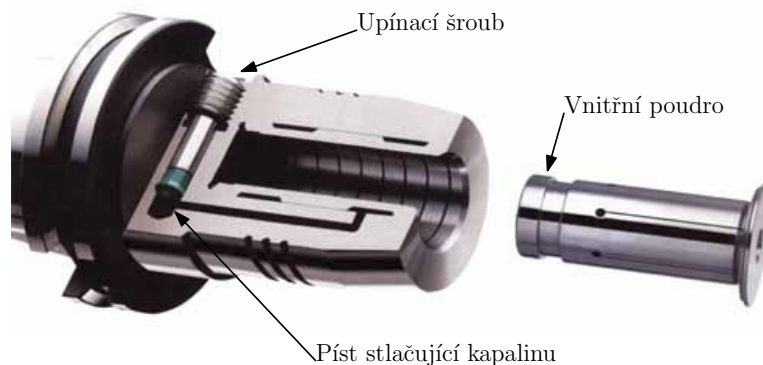
Obr. 2.9: Mechanicky deformovatelný upínač Schunk Tribos R [57].

### 2.1.2 Hydraulické upínače

Tento typ upínačů pracuje na principu hydromechanického upínání, který využívá vlastností kapalin. Kapalina sama o sobě nemá upínací funkci, ale slouží jako mezičlen, který působí na upínací člen a vyvozuje upínací sílu. Princip upínače je

znázorněn na Obr. 2.10. Hydraulický upínač funguje na principu zvyšování tlaku oleje v dutině upínače. Na píst s těsněním působí šroub, který jej posouvá. Při zašroubování tak píst stlačuje olej v dutině upínače, čímž dochází ke zvyšování tlaku a zároveň rozpínání kapaliny. Pouzdro je stlačováno a mírně deformováno a tím dojde k obepnutí válcové stopky nástroje a jejímu upnutí do upínače.

Vzhledem k asymetrické konstrukci a použití kapalného média je u daných typů upínačů složitější vyvažování a jsou vyšší požadavky na těsnost upínače. Tuhost upínacího systému je díky velké upínací síle na vysoké úrovni. Vzhledem k použití kapaliny mají hydraulické upínače dobré vlastnosti při tlumení vibrací při procesu obrábění.



Obr. 2.10: Hydraulický upínač Schunk Tendo v řezu [57].

Volba metody pro upínání stopkového nástroje na vřeteno stroje je zásadní především pro použití při vysokých otáčkách. Obzvláště při vysokorychlostním obrábění, kdy otáčky vřetene mohou dosahovat několika desítek tisíc za minutu, mají velký význam odstředivé síly. Ty zatěžují uložení vřetene, způsobují vibrace, které negativně ovlivňují jakost obrobeneho povrchu, zhoršují přesnost výroby, zkracují životnost nástrojů a zvyšují hlučnost provozu. Pro vysokorychlostní obrábění jsou proto vhodná buď vysoce přesná hydraulická upínací pouzdra nebo tepelné upínače. Obě varianty upnutí se vyznačují zejména vysokou přesností obvodového házení a jsou použitelné až do  $40\,000\text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$ . [11]

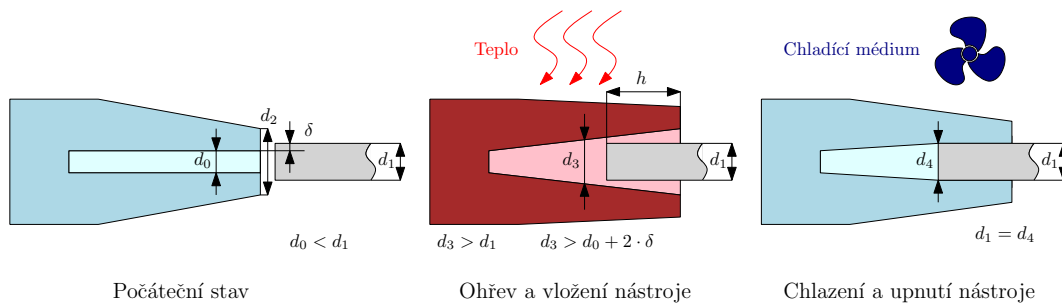
Při použití ve velmi vysokých otáčkách je použití hydraulických upínačů problematické z důvodu působení odstředivé síly na kapalinu, která zajišťuje upínací sílu. Dochází tak k jejímu snížení a může dojít až k uvolnění nástroje. Pro extrémní otáčky představují vhodnější variantu tepelné upínače. Celá tato technologie je s ohledem na další zaměření práce podrobně rozepsána v následující kapitole 2.2, kde je vysvětlen její základní princip, výhody a nevýhody a příklady použití.

## 2.2 TECHNOLOGIE TEPELNÉHO UPÍNÁNÍ

Tepelné upínání představuje jednu z řady možností, jak uchytit stopku nástroje například do pouzdra připojeného k operační hlavici CNC stroje, vrtačky nebo jiného zařízení. Tento typ upínání se v posledních přibližně dvaceti letech začal uplatňovat především v odvětví vysokorychlostního obrábění, například při výrobě forem, nebo v automobilovém či leteckém průmyslu. [51]

Fyzikální podstatu jevu, kterého se využívá v oboru tepelné upínací techniky a jehož principy jsou známé již dlouho, lze vysvětlit následujícím způsobem. Pokud je tělesu dodáváno teplo, dochází vlivem zahřívání ke zrychlenému pohybu molekul a prodloužení vzdálenosti mezi rovnovážnými polohami. Důsledkem je obecně změna objemu ohřívaného tělesa. Daná technologie využívá ke spojení dvou materiálů roztažnost vlivem teploty (termoelastický jev), která je rozšířena ve velkém množství dalších aplikací [7], [9], [21] nebo [65].

V případě aplikace principů termoelasticity na oblast tepelného upínání je operace upnutí nástroje do držáku znázorněna na Obr. 2.11. V levé části obrázku má v počátečním stavu stopka nástroje větší průměr  $d_1$  než vnitřní průměr upínacího pouzdra  $d_0$ . Rozdíl v průměru, který by umožnil sesazení, představuje hodnotu  $2 \cdot \delta$ , což je přesah stopky nástroje oproti vnitřnímu poloměru upínače. Velikost přesahu  $\delta$  je výchozí hodnotou pro určení přenositelného momentu, na který je možné spojení dimenzovat a daný moment je pak možné upínacím přenést z vřetene stroje na nástroj. Dalšími parametry pro výpočet jsou: vnější průměr upínací hlavičky  $d_2$  a délka spojení  $h$ .

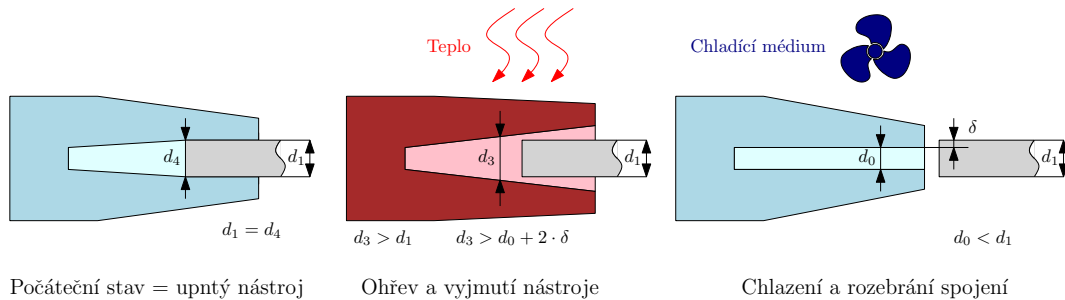


Obr. 2.11: Kroky spojení upínacího pouzdra a stopky nástroje.

V dalším kroku se nejprve odpovídající držák, vyrobený z materiálu s dostatečnou tepelnou roztažností, vhodným způsobem ohřeje na požadovanou teplotu. Jak již bylo uvedeno, pouzdro má v počátečním stavu menší vnitřní průměr, než je průměr stopky nástroje. Zvýšením teploty dojde vlivem termoelastických sil ke zvětšení tohoto vnitřního průměru do takové míry, že je do něho možné vložit studený nástroj, tj. musí platit nerovnost  $d_3 > d_1$  v celé délce realizovaného spojení. Při následném ochlazovacím procesu se snaží pouzdro smrštít na původní velikost, což má za následek upnutí nástroje s velkou silou. Po ochlazení je výsledkem téměř homogenní jednotka nástroje a upínacího pouzdra, jako by to byl jeden kompaktní samostatný celek. Pro zjednodušení úvah uvažujeme materiál stopky nástroje za nestlačitelný a bude tak po spojení platit  $d_1 = d_4$ .

Systém upnutí je jednoduše reverzibilní, tak jak naznačuje Obr. 2.12. Při požadavku na rozebrání celého spojení, což pro operaci demontáže představuje počáteční stav, je potřeba hlavičce i s upnutým nástrojem opětovně zahřát na dostatečnou teplotu. Po zahřátí celku vlivem různých tepelných roztažností materiálů dojde k uvolnění a nástroj může být vyjmut, pokud je opět splněna podmínka  $d_3 > d_1$ . Vzhledem k ohřevu jak upínací hlavičky, tak tentokrát i vloženého nástroje lze předpokládat, že bude docházet ke zvětšování nejen vnitřního průměru pouzdra, ale také průměru vrtáku. Zde je velmi významným parametrem poměr součinitele roztažnosti materiálu stopky a vřetene. Stopky nástrojů pro tepelné

upínání jsou proto vyráběny z materiálů, které se vlivem teploty roztahují méně než vlastní upínač. Pro něj je volen materiál naopak takový, aby jeho roztažnost vlivem teploty byla co největší, při zachování ostatních mechanických vlastností. Z tohoto pohledu lze vhodně zvoleným poměrem koeficientů délkové roztažnosti pouzdra a nástroje tuto vlastnost eliminovat a uvažovat tak průměr stopky nástroje za neměnnou hodnotu  $d_1$ . Po rozebrání spojení a ochladnutí lze uvažovat návrat do počátečního stavu jako před realizací spojení.



Obr. 2.12: Princip rozebrání spojení tepelného upínače a stopkového nástroje.

### 2.2.1 Vlastnosti technologie tepelného upínání

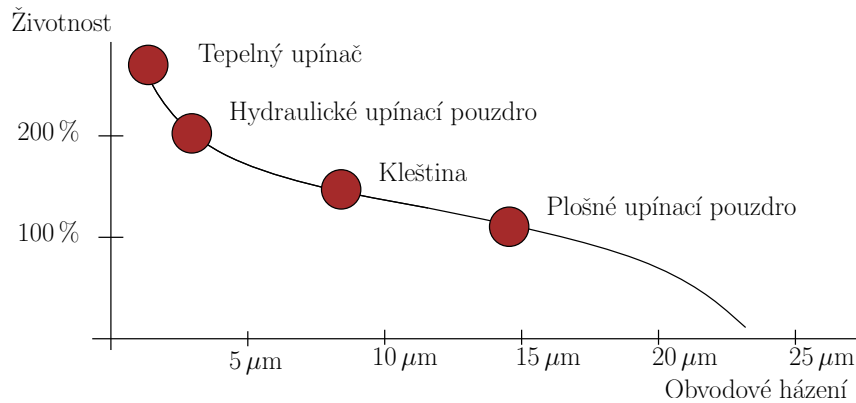
Důvodů, proč se zaměřit na vývoj tepelných upínačů je celá řada. Obecně mezi hlavní výhody tepelné upínací techniky patří:

- Přesnost vystředěného chodu, kvalita vyvážení pouzdra s upnutým nástrojem a minimální házivost vlivem rotační nesymetrie.
- Vysoký upínací moment, dynamická tuhost při velkém kroutícím momentu.
- Použití pro extrémně vysoké otáčky, řádově více než  $20\,000 \text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$ .
- Jednoduchost celého systému, nenáročnost na výrobu upínacích hlavic.
- Výroba hlavic s velice úzkým profilem pro práci v obtížně dostupných místech.
- Vysoká opakovatelnost přesného upnutí nástroje, hospodárnost provozu.
- Dlouhá životnost upínacích hlavic (Porovnání životnosti dle vlivu obvodového házení pro nejběžněji používané upínače je na Obr. 2.13).

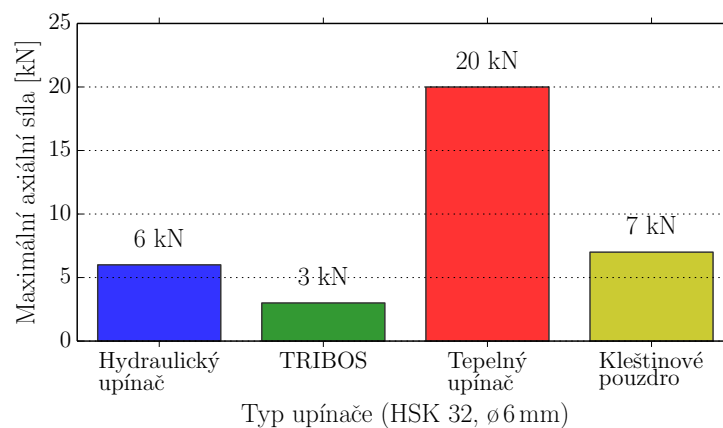
Obr. 2.14 znázorňuje maximální axiální sílu u vybraných typů upínačů typu HSK 32 pro upínací průměr stopky nástroje 6 mm. Velikost axiální síly představuje nejen jeden z parametrů pro návrh a dimenzování upínačů, ale také udává pevnost spojení v daném směru.

Na Obr. 2.15 je graf závislosti možného přenositelného kroutícího momentu vzhledem k velikosti upínacího pouzdra pro několik variant upínacích technologií. Tato hodnota představuje hranici, kdy je upínač ještě schopen udržet nástroj tak, aby nedošlo k jeho uvolnění především při pracovním režimu.

Dané technické řešení samozřejmě obnáší i některé nevýhody, se kterými je potřeba počítat v případě jeho používání při určitých provozních podmínkách. Jedinou zásadnější nevýhodou tepelných upínačů je omezené použití, pokud při vrtání nebo frézování vzniká velké množství odpadního tepla, což se může stát



Obr. 2.13: Závislost obvodového házení na životnost upínacího elementu [12].



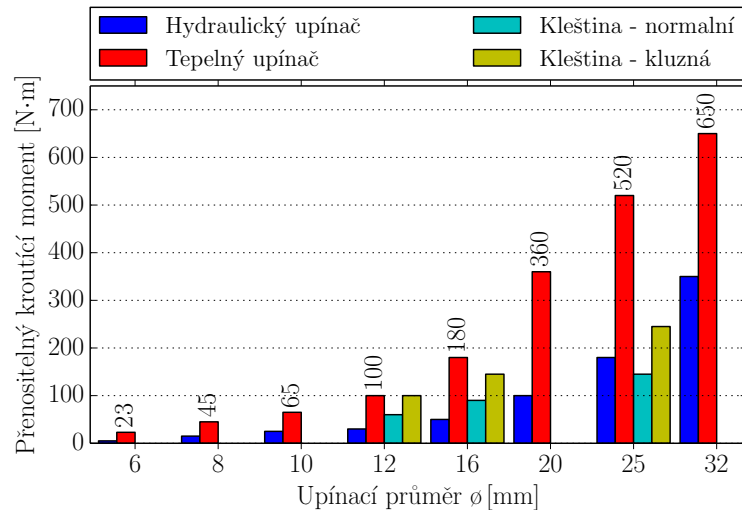
Obr. 2.14: Porovnání maximální axiální síly pro různé typy upínačů [30], [59].

při obrábění velmi tvrdých materiálů. Při této operaci dochází vlivem tření k významnému ohřevu nástroje. V důsledku dobré tepelné vodivosti materiálu je teplo přenášeno až na tepelný upínač, kde může způsobit pokles upínací síly, v hraničním případě až uvolnění a pravděpodobně zničení nástroje.

### 2.2.2 Výrobci tepelné upínací techniky

Mezi hlavní představitele v oboru vývoje tepelného upínání patří společnosti Bilz [3], Haimer [15] a Gühring [14]. Uvedené společnosti zabývající se vývojem tepelné upínací techniky, mají v této oblasti zavedené řady mezinárodních patentů, některé z nich jsou uvedeny v Tab. 2.1.

Mezi další specializované výrobce, kteří se zabývají spíše výrobou než vývojem zařízení pro tepelné upínání patří Pokolm, Proking, Komet, Gous Electronics, Haimer, Techniks, Diebold a další. Ukázky profesionálních zařízení od některých z výše uvedených výrobců jsou na Obr. 2.16 a Obr. 2.17, technické informace vybraných zařízení pro tepelné upínání jsou dostupné v Tab. 2.2.



Obr. 2.15: Závislost přenositelného kroutícího momentu podle vnitřního průměru pouzdra pro různé typy upínačů [59].



Obr. 2.16: Profesionální zařízení pro tepelné upínání. Vlevo zařízení výrobce Gühring zastoupený modelem GISS 3000 [14], uprostřed Bilz ThermoGrip® Machine: ISG2200WK [3] a napravo Diebold ISG 2202 Inductive Shrink Unit [8].

### 2.3 MOŽNOSTI OHŘEVU

Vzhledem k vlastnímu použití tepelných upínačů je potřeba volit typ jeho ohřevu s ohledem na další technologické procesy. Jak je uvedeno v začátku této kapitoly, upínací pouzdro obecně zajišťuje spojení nástroje a vlastního zařízení, ať už přímo nebo přes další spojovací prvky. Využití typu ohřevu, který by působil na celé zařízení, je proto nevhodné vzhledem k fyzikálním, technologickým a ekonomickým hlediskům. Dalším aspektem pro výběr je umožnit regulaci a řízení ohřevu. Z výše uvedených důvodů se v současné době pro průmyslové aplikace tepelného upínání využívá indukční ohřev, který představuje velmi efektivní a moderní princip s řadou výhodných vlastností.



Tab. 2.1: Patenty v oblasti tepelného upínání.

Označení patentu	Název	Vlastník	odkaz
US 7062847 B2	Shrinking arrangement for a tool holder	Haimer GmbH	[17]
DE 10218292 A1	Thermal clamping device for rotary tool, connectable to compressed air supply for urging tool against stop following thermal expansion of tool holder	Haimer GmbH	[16]
US 20120074655 A1	Adjusting device for shrink-fit chuck tool holder	Gühring	[2]
US 7491023 B2	Tool retraction receiving element and adapter for positioning the same	Hermann Oesterle	[46]
US 6755228 B2	Method and apparatus for the thermal clamping and releasing of tools	Kelch GmbH & Co.	[28]



Obr. 2.17: Profesionální zařízení pro tepelné upínání. Zleva zařízení od výrobců Proking (T3K-I a T3K-II) [48], Haimer (Power Clamp Premium Plus) [15] a Techniks (ShrinkSTATION 00320) [58]).

Realizace indukčního ohřevu je obecně podmíněna existencí časově proměnného elektromagnetického pole, které proniká do tělesa, jež má být ohříváno a vytváří zde lokální vnitřní zdroje tepla. Principiálně jsou možné dva přístupy k možnostem aplikace indukčního ohřevu. [51]

### 2.3.1 Indukční ohřev v nestacionárním magnetickém poli

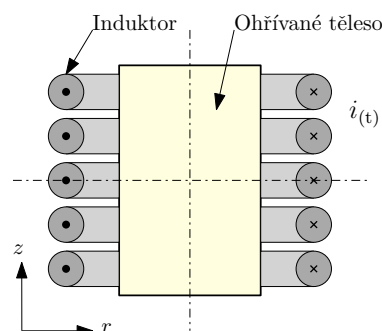
Tento způsob ohřevu lze nalézt téměř výhradně ve všech dnešních zařízeních tepelné upínací techniky. Vzhledem ke svým výhodným vlastnostem je používán v posledních přibližně padesáti letech v řadě dalších aplikací, především díky rozvoji elektroniky napájecích zdrojů. Princip základního uspořádání indukčního ohřevu v nestacionárním magnetickém poli je naznačen na Obr. 2.18. K ohřevu je

Tab. 2.2: Technická data vybraných zařízení pro tepelné upínání.

	Gühring GISS 3000	Proking T3K-I	Haimer Premium
Vstupní napětí	3 × 400 V	1 × 230 V	3 × 400 V
Výstupní výkon	10 kW	6 kW	33 kW
Výstupní proud	32 A	20 – 25 A	63 A
Výstupní kmitočet	neuveveno	30 – 50 kHz	neuveveno
Hmotnost	65 kg	21,5 kg	550 kg
Rozměry zařízení	0,75 × 0,6 × 0,8 m	0,31 × 0,37 × 0,68 m	1,6 × 0,85 × 2,3 m
Upínací průměry	3 – 32 mm	6 – 32 mm	3 – 50 mm
Chladicí médium	voda	vzduch	voda
Obsluha	automatická	manuální	automatická

použít induktor umístěný okolo tělesa, které má být ohříváno. Induktor je protékán harmonickým elektrickým proudem  $i(t)$  a v jeho okolí dojde ke generování časově proměnného magnetického pole.

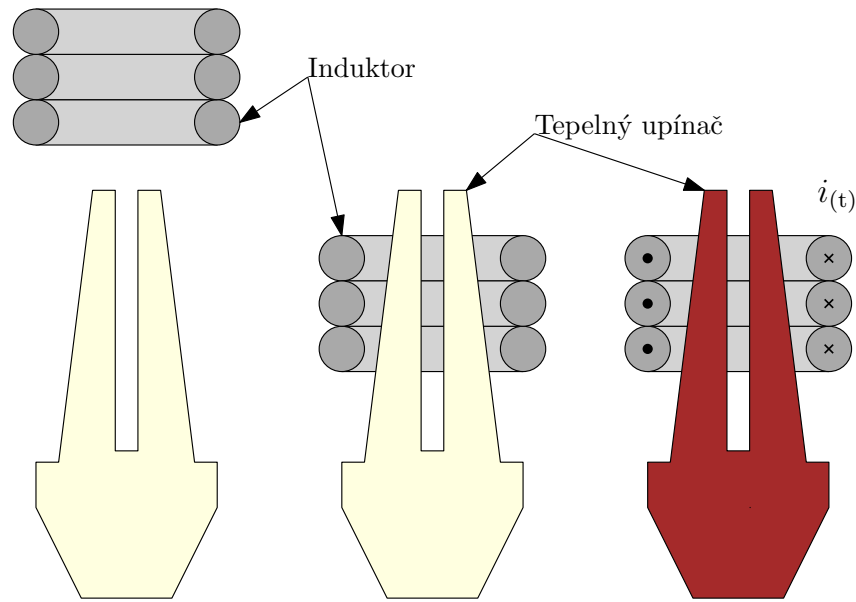
Interakcí materiálu ohříváného tělesa s tímto polem dojde podle Faradayova indukčního zákona ke vzniku transformačního indukovaného napětí, které vede vlivem vysoké elektrické vodivosti tělesa ke vzniku indukovaných vířivých proudů. Důsledkem je pak lokální ohřev materiálu vlivem Jouleových ztrát v povrchové vrstvě tělesa, která je vymezena hloubkou vniku vnějšího magnetického pole. Vznikající teplo se pak šíří vedením do celého materiálu.



Obr. 2.18: Princip indukčního ohřevu v nestacionárním magnetickém poli.

Významnou výhodou, díky které je tato metoda používáné v oboru tepelného upínání, je skutečnost, že pouzdro je ohříváno pouze lokálně v místě, kam bude umístěna stopka nástroje. Principiální schéma uplatnění ohřevu tepelných upínačů je na Obr. 2.19. Induktor je pohyblivým mechanismem nasazen na čelisti upínače v místě, kde má dojít k největšímu ohřevu a tím i k roztažení materiálu pro vložení stopkového nástroje. Cílené směřování energie ohřevu společně s možností regulace výkonu napájecího zdroje vede k minimalizaci potřebné přenášené energie a umožňuje následné rychlé ochlazení. To vede i na rychlejší výměnu nástrojů, což je jeden ze sledovaných aspektů upínacího procesu.

V průběhu doktorského studia byl daný problém indukčního ohřevu v nestacionárním magnetickém poli numericky řešen a výsledky byly prezentovány v [34],



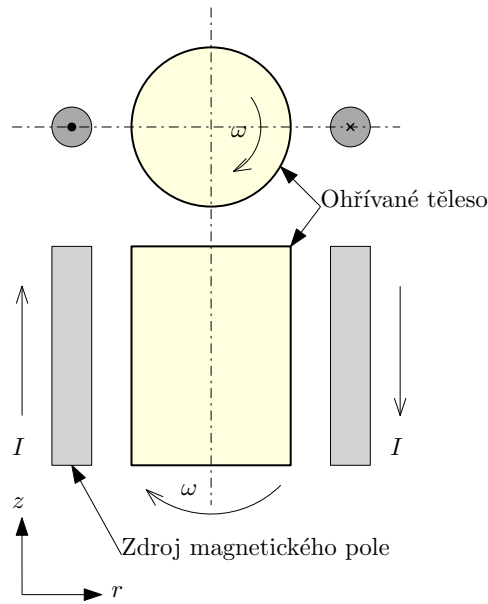
Obr. 2.19: Aplikace indukčního ohřevu pro tepelné upínání.

[37] a [39]. Danou problematikou se zabývá i řada zahraničních autorů, např. [1], [54], [61] nebo [64].

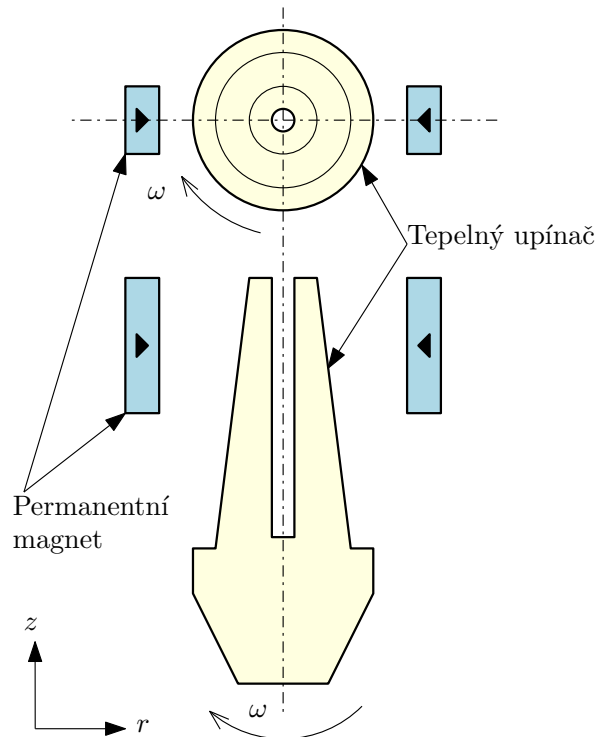
### 2.3.2 Rotační indukční ohřev ve stacionárním magnetickém poli

Rotační indukční ohřev představuje alternativní technologii pro ohřev, kterou se zabývá pouze několik pracovišť na světě a jedná se o novou, rozvíjející se a perspektivní technologii ohřevu. Časově proměnné magnetické pole je nahrazeno stacionárním polem (zdrojem jsou např. cívky protékané stejnosměrným proudem  $I$  nebo permanentní magnety) a indukované napětí a následně vířivé proudy v upínacím pouzdru jsou generovány jeho pohybem, jak je naznačeno na Obr. 2.20. V dané technologii se využívá pohybové složky indukovaného napětí, která vzniká mechanickým pohybem zdroje pole nebo tělesa ve stacionárním magnetickém poli. V případě rotačního pohybu, který je v daném případě výhodný také s ohledem na běžné pracovní využití tepelných upínačů, principiálně postačuje vhodné rozmístění zdrojů magnetického pole v okolí rotující upínací hlavice. S danou technologií jsou na pracovišti katedry teoretické elektrotechniky již značné zkušenosti neboť byla aplikována na ohřevu hliníkových ingotů při využití permanentních magnetů [10], [24] a [41].

Myšlenka využití rotačního indukčního ohřevu pro tepelné upínání je naznačena na Obr. 2.21, kdy se využije rotace upínacího pouzdra ve stacionárním magnetickém obvodu. Vzhledem ke skutečnosti, že upínač bývá běžně připevněn na vysokootáčkových strojích, tak lze úlohu bagatelizovat pouze na problém vhodného rozmístění zdrojů magnetického pole (v daném případě uvažujeme použití permanentních magnetů), uzavřených případně do magnetického obvodu. Druhé možné uspořádání úlohy představuje pevné uchycení nástrojové hlavice a permanentní magnety okolo ní rotují.



Obr. 2.20: Princip indukčního ohřevu ve stacionárním magnetickém poli.

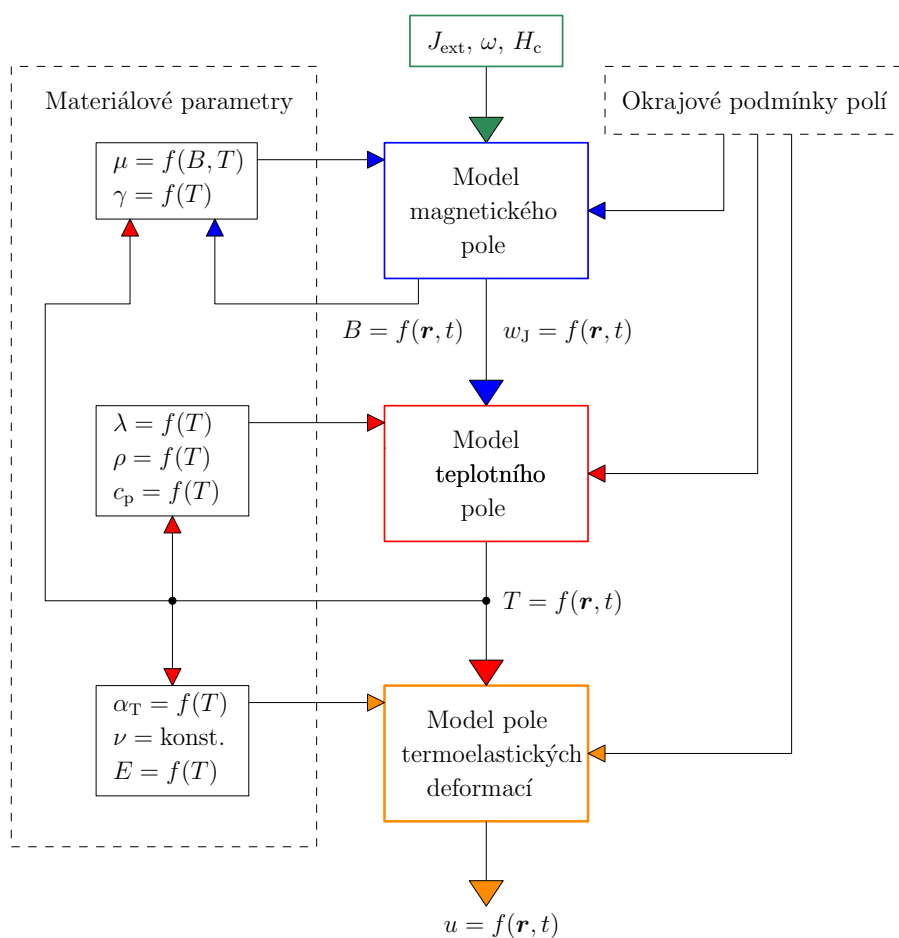


Obr. 2.21: Aplikace rotačního indukčního ohřevu pomocí permanentních magnetů pro tepelné upínání.

Daný typ ohřevu představuje úplně nový směr zájmu v technologii tepelného upínání. Možnosti, analýzy a přínos o využití dané technologie na tepelné upínáče byly zveřejněny v řadě autorových publikací, například [33], [36], [35], [40] a především pak v publikaci [38] a habilitační práci kolegy, se kterým v dané problematice spolupracuji, a který je i mým školitelem specialistou [32].

## MATEMATICKÝ MODEL

Vzhledem ke skutečnosti, že se v případě metod ohřevu upínacích pouzder jedná o aplikaci indukčního ohřevu, tak jak je uvedeno v kapitole 2.3, je takto potřeba koncipovat i matematický model problému. Z fyzikálního pohledu se jedná o sdruženou úlohu tří polí: magnetického pole, teplotního pole a pole termoelastických deformací. Současně se jedná o nelineární a nestacionární problém, neboť materiálové parametry v daných fyzikálních polích jsou především teplotně závislé. Tato nelineární teplotní závislost představuje zásadní vliv při počítačovém modelování při požadavku na co nejvyšší přesnost dosažených výsledků.



Obr. 3.1: Přehled řešených fyzikálních polí jako sdruženého problému.

Spojité matematický model tvoří tři parciální diferenciální rovnice, jejichž řešením je rozložení uvedených polí. Na Obr. 3.1 je znázorněna závislost řešených fyzikálních polí a jejich požadované vstupy a výstupy. Parciální diferenciální rovnice dílčích polí jsou odvozeny a také blíže rozebrány v následujících podkapitolech.

lách. Z důvodu obtížnosti řešení sdružené úlohy jsou v matematickém modelu zavedeny tyto zjednodušující předpoklady:

- S ohledem na dosahované hodnoty roztažnosti v tepelném upínání je zanedbán vliv vektoru posunutí  $\mathbf{u}$  na geometrii problému.
- Řešení magneto-termo-elastických procesů se uvažuje v lineární oblasti Hookova zákona, tj. lineární závislost Youngova modulu pružnosti  $E$  na mechanickém napětí  $\sigma$ .
- Není uvažována závislost Poissonova čísla  $\nu$  na teplotě  $T$ .

### 3.1 MAGNETICKÉ POLE

Odvození parciální diferenciální rovnice popisující matematický model magnetického pole vychází z Maxwellových rovnic v diferenciálním tvaru, které jsou uvažovány v následujícím zápisu

$$\operatorname{rot} (\mathbf{H} - \mathbf{H}_c) = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t}, \quad (3.1)$$

$$\operatorname{rot} \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \quad (3.2)$$

$$\operatorname{div} \mathbf{B} = 0, \quad (3.3)$$

$$\operatorname{div} \mathbf{D} = \rho_V, \quad (3.4)$$

kde v první rovnici  $\mathbf{H}$  je intenzita magnetického pole, člen  $\mathbf{H}_c$  představuje koerzitivní sílu, která je do problému vnesena přítomností permanentních magnetů,  $\mathbf{J}$  představuje proudovou hustotu,  $\mathbf{D}$  je vektor elektrické indukce a  $t$  představuje čas. V druhé rovnici je  $\mathbf{E}$  intenzita elektrického pole a  $\mathbf{B}$  zastupuje magnetickou indukci. Nakonec v poslední rovnici symbol  $\rho_V$  představuje objemovou hustotu náboje.

Pro odvození rovnice magnetického pole jsou ještě potřebné materiálové vztahy

$$\mathbf{B} = \mu \mathbf{H}, \quad (3.5)$$

$$\mathbf{D} = \varepsilon \mathbf{E}, \quad (3.6)$$

$$\mathbf{J} = \gamma (\mathbf{E} + \mathbf{E}_v), \quad (3.7)$$

ve kterých  $\mu$  označuje permeabilitu,  $\varepsilon$  permitivitu,  $\gamma$  elektrickou vodivost a nakonec  $E_v$  je intenzita vtištěného elektrického pole.

Ve výchozí rovnici (3.1) lze vzhledem k frekvenčnímu rozsahu zanedbat člen  $\frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t}$  reprezentující posuvné proudy. Úpravou rovnice s využitím materiálových vztahů (3.5) a (3.7) dostaneme

$$\operatorname{rot} \left( \frac{1}{\mu} \mathbf{B} - \mathbf{H}_c \right) = \gamma (\mathbf{E} + E_v). \quad (3.8)$$

V dalším kroku je využita definice magnetického vektorového potenciálu  $\mathbf{A}$  včetně Coulombovy normovací podmínky ve tvaru

$$\mathbf{B} = \operatorname{rot} \mathbf{A}, \quad \operatorname{div} \mathbf{A} = 0 \quad (3.9)$$

a také vztah pro vtištěnou sílu  $E_v$  jež je vyvolána pouze rychlostí  $\mathbf{v}$  pohybujících se částí v magnetickém poli  $\mathbf{B}$

$$E_v = \mathbf{v} \times \mathbf{B}. \quad (3.10)$$

Dosazením vztahů (3.9) a (3.10) do rovnice (3.8) dostaneme

$$\operatorname{rot} \left( \frac{1}{\mu} \operatorname{rot} \mathbf{A} - \mathbf{H}_c \right) = \gamma (\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) = \gamma (\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \operatorname{rot} \mathbf{A}). \quad (3.11)$$

Další postup spočívá v dosazení magnetického vektorového potenciálu (3.9) do Maxwellovy rovnice (3.2)

$$\operatorname{rot} \mathbf{E} = -\frac{\partial \operatorname{rot} \mathbf{A}}{\partial t} = -\operatorname{rot} \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \quad (3.12)$$

a následném odstranění operátoru rotace. Matematické řešení je ve tvaru

$$\mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \operatorname{grad} \varphi - f(t), \quad (3.13)$$

kde  $\varphi$  je skalární funkce polohy a  $f(t)$  je obecná funkce času. Dosazením vztahu (3.13) za intenzitu elektrického pole  $\mathbf{E}$  do rovnice (3.11) a úpravou pravé strany získáme výraz

$$\operatorname{rot} \left( \frac{1}{\mu} \operatorname{rot} \mathbf{A} - \mathbf{H}_c \right) = -\gamma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \gamma \operatorname{grad} \varphi - \gamma f(t) + \gamma (\mathbf{v} \times \operatorname{rot} \mathbf{A}), \quad (3.14)$$

Členy na pravé straně rovnice (3.14) představují obecně zdroje magnetického pole, jejichž fyzikální vysvětlení je v Tab 3.1.

Parciální diferenciální rovnice popisující rozložení magnetického vektorového potenciálu  $\mathbf{A}$  v ustáleném stavu má po formálních úpravách a zanedbání členu  $-\gamma f(t)$  finální tvar

$$\operatorname{rot} \left( \frac{1}{\mu} \operatorname{rot} \mathbf{A} - \mathbf{H}_c \right) + \gamma \left( \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} - \mathbf{v} \times \operatorname{rot} \mathbf{A} \right) = \mathbf{J}_{\text{ext}}, \quad (3.15)$$

Vzhledem k používaným materiálům v oboru tepelné upínací techniky jsou uvažovány příslušné fyzikální parametry materiálů zapojených do systému (magnetická permeabilita a elektrická vodivost) jako nelineární funkce teploty  $T$ . Současně je magnetická permeabilita uvažována také jako nelineárně proměnná podle velikosti magnetické indukce  $\mathbf{B}$ .

Tab. 3.1: Zdroje magnetického pole.

Člen rovnice	příčina vzniku
$-\gamma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t}$	vířivé proudy transformačního charakteru vyvolané časovými změnami magnetického pole
$-\gamma \operatorname{grad} \varphi$	vnější proudová hustota, dále označovaná $J_{\text{ext}}$ , která může být také časově proměnná, pokud bude potenciálový spád časově proměnný
$-\gamma f(t)$	obecná časově proměnná funkce neelektrického původu
$\gamma (\mathbf{v} \times \operatorname{rot} \mathbf{A})$	vířivé proudy indukované pohybem v magnetickém poli

Řešením magnetického pole je rozložení magnetického vektorového potenciálu  $\mathbf{A}$ , ze kterého je možné odvodit další veličiny. Výstupem magnetického pole a následným vstupem pro řešení teplotního pole jsou podle Obr. 3.1 Jouleovy ztráty  $w_J$  v řešené oblasti jako funkce polohy.

Materiál tepelných upínačů je obecně feromagnetický, proto jsou dalším zdrojem tepla hysterezní ztráty, které mohou být vyjádřeny Steinmetzovou rovnicí [50]

$$w_H = C_m f_{\text{rm}}^\alpha \hat{B}^\beta \quad (3.16)$$

kde  $f_{\text{rm}}$  je frekvence remagnetizace,  $\hat{B}$  je maximální hodnota magnetické indukce a koeficienty  $C_m$ ,  $\alpha$  a  $\beta$  jsou stanoveny empiricky. Hysterezní ztráty jsou však v magneticky měkkých materiálech malé a mohou být vzhledem k velikosti Jouleových ztrát  $w_J$  v tomto problému zanedbatelné.

### 3.1.1 Okrajové podmínky magnetického pole

Pro řešení parciální diferenciální rovnice 3.15 popisující rozložení magnetického pole v dané oblasti  $\Omega$  je třeba znát okrajové podmínky na hranicích. Účelem je specifikovat chování výsledné funkce, případně derivace této funkce, v daných bodech ležících na okraji řešené oblasti a získat tak jednoznačné řešení. Při popisu magnetického pole se jedná o Dirichletovu, Neumannovu nebo Newtonovu (smíšenou) okrajovou podmínku:

- **Dirichletova okrajová podmínka**

Předepisuje na hranici  $\Gamma$  hodnotu magnetického vektorového potenciálu

$$A|_{\Gamma} = f_{\text{Dir}}(x, y, z).$$

- **Neumannova okrajová podmínka**

Na okraji řešené oblasti definuje hodnotu normálové derivace magnetického vektorového potenciálu

$$\frac{\partial A}{\partial \mathbf{n}}|_{\Gamma} = f_{\text{Neu}}(x, y, z).$$



- **Newtonova okrajová podmínka**

Označuje se také jako smíšená podmínka a kombinuje obě předchozí uvedené. Na hranici  $\Gamma$  specifikuje kombinaci hodnoty funkce  $A$  a její normálové derivace  $\frac{\partial A}{\partial \mathbf{n}}$

$$\left( \frac{\partial A}{\partial \mathbf{n}} + A \right) |_{\Gamma} = f_{\text{New}}(x, y, z).$$

### 3.2 TEPLOTNÍ POLE

Schopnost přenosu tepla lze rozlišit tepelnou vodivostí  $\lambda$ , která je definována jako množství tepla  $Q_T$ , které lze přenést za jednotku času  $\Delta t$  přes stěnu jednotkové tloušťky  $\Delta l$  ve směru normály vyvolané jednotkovým teplotním gradientem  $\Delta T$ .

Veličinou, která charakterizuje teplotní pole je hustota tepelného toku  $\mathbf{q}$ , který určuje množství tepla, které projde jednotkovou plochou za jednotku času. Hustotu tepelného toku lze pomocí Fourierova zákona vyjádřit jako

$$\mathbf{q} = -\lambda \cdot \text{grad } T, \quad (3.17)$$

kde  $\lambda$  je tepelná vodivost a  $T$  teplota.

Odvození parciální diferenciální rovnice popisující teplotní pole vychází z energetické bilance systému, kterou lze s pomocí prvního zákona termodynamiky vyjádřit vztahem

$$P_{\text{in}} - P_{\text{out}} = \frac{dU_{\text{int}}}{dt} + P_g, \quad (3.18)$$

kde symbolem  $P_{\text{in}}$  a  $P_{\text{out}}$  je označen vstupující a vystupující tepelný tok,  $P_g$  vyjadřuje výkon generovaný v objemu vnějším zdrojem (například Jouleovy ztráty) a člen  $\frac{dU_{\text{int}}}{dt}$  představuje změnu vnitřní energie systému.

Rozdíl tepelného toku  $P_{\text{in}}$  a  $P_{\text{out}}$  lze získat integrací celkového toku přes povrch elementární krychle a následným použitím Gaussovy věty. Vztah je pak možné souhrnně zapsat ve tvaru

$$P_{\text{in}} - P_{\text{out}} = \oint_S \mathbf{q} \, dS = \int_V \text{div } \mathbf{q} \, dV = - \int_V \text{div } \lambda \, \text{grad } T \, dV. \quad (3.19)$$

Změna vnitřní energie systému akumulované v objemu  $dV$  je dána vztahem

$$\frac{dU_{\text{int}}}{dt} = \int_V \rho c_p \frac{dT}{dt} \, dV, \quad (3.20)$$

kde  $\rho$  je hustota materiálu a  $c_p$  je měrná tepelná kapacita při konstantním tlaku. Úplnou časovou derivaci lze dále rozepsat

$$\frac{dT}{dt} = \frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \text{grad } T, \quad (3.21)$$

kde člen  $\frac{\partial T}{\partial t}$  představuje rychlost akumulace vnitřní energie a člen  $\mathbf{v} \cdot \text{grad } T$  rychlost konvektivního toku vlivem pohybu média. Člen představující výkon generovaný vnějším zdrojem lze zapsat ve tvaru

$$P_g = \int_V Q \, dV, \quad (3.22)$$

kde veličina  $Q$  představuje měrný výkon dodaný vnějším zdrojem. Dosazením vztahů (3.19), (3.20) a (3.22) do tepelné bilance (3.18) získáme následující rovnici

$$-\int_V \operatorname{div} \lambda \operatorname{grad} T \, dV = \int_V \rho c_p \cdot \left( \frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \operatorname{grad} T \right) dV + \int_V Q \, dV. \quad (3.23)$$

Eliminací elementárního objemu  $dV$  získáme nestacionární Fourierovu–Kirchhoffovu parciální diferenciální rovnici vedení tepla ve tvaru [19]

$$\operatorname{div} \lambda \operatorname{grad} T + \rho c_p \cdot \left( \frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \operatorname{grad} T \right) = -Q. \quad (3.24)$$

V případě obou variant indukčního ohřevu jsou zdrojem tepla  $p$  Jouleovy ztráty  $w_j$  v ohřívaném materiálu, které byly získány řešením magnetického pole. Parametry všech materiálů zahrnutých v systému jsou opět nelineární funkce závislé na teplotě  $T$  a řešením teplotního pole je funkce teploty v závislosti na poloze.

### 3.2.1 Okrajové podmínky teplotního pole

Pro získání jednoznačného řešení rovnice teplotního pole (3.24) v dané oblasti  $\Omega$  musí být specifikovány okrajové podmínky na hranici. V případě teplotního pole se jedná opět o Dirichletovu a Neumannovu podmínku a dále pak podmínky, které respektují konvekci a radiaci:

- **Dirichletova okrajová podmínka**

Na hranici  $\Gamma$  je předepsaná hodnota teploty  $T$

$$T|_{\Gamma} = f_{\text{Dir}}(x, y, z, t).$$

- **Neumannova okrajová podmínka**

Na okraji řešené oblasti definuje hodnotu normálové derivace teploty

$$\left. \frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} \right|_{\Gamma} = f_{\text{Neu}}(x, y, z, t).$$

- **Okrajová podmínka konvekce**

Podmínka popisuje šíření tepla v důsledku přirozené nebo nucené konvekce, což je přenos tepelné energie mezi pevnými tělesy a plynným nebo kapalným prostředím. Podmínkou pro přirozenou konvekci je umístění pevného tělesa do tekutiny za existujícího rozdílu mezi jeho povrhu a okolním prostředím, zatímco vnucená konvekce je vyvolána nuceným pohybem tekutiny v okolí pevného tělesa.

$$\dot{q}'_{\text{conv.}} = \alpha (T - T_{\text{ext}}),$$

kde  $\dot{q}'_{\text{conv.}}$  hustota tepelného toku,  $\alpha$  je koeficient přestupu tepla (závisí na hustotě, rychlosti a teplotě proudící tekutiny),  $T$  termodynamická teplota a  $T_{\text{ext}}$  teplota okolí.

- **Okrajová podmínka radiace**

Podmínka radiace slouží pro definici přenosu tepelné energie, kterou emituje každé těleso s nenulovou teplotou, do okolního prostoru elektromagnetickými vlnami. Hustotu tepelného toku emitovaného radiací lze vyjádřit vztahem

$$q'_{\text{rad.}} = \epsilon \sigma (T^4 - T_{\text{ext}}^4),$$

kde  $\epsilon \in \langle 0, 1 \rangle$  je emisivita povrchu,  $\sigma \doteq 5,6704 \times 10^8 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$  je Stefanova–Boltzmannova konstanta a  $T_{\text{ext}}$  je opět okolní teplota.

### 3.3 POLE TERMOELASTICKÝCH DEFORMACÍ

Podrobnosti týkající se odvození pole termoelastických deformací lze nalézt v řadě publikací zabývajících se matematickým popisem strukturální analýzy, např. [6], [18], [27], [45] nebo [62].

Pro matematický model je využita Lamého rovnice, která popisuje pole termoelastických posuvů. Mezi výchozí vztahy pro odvození příslušné parciální diferenciální rovnice patří zobecněný Hookův zákon, vztahy mezi tečnými napětími a deformacemi, vztahy mezi posuvy a deformacemi a rovnováha sil v jednotkovém objemu. V literatuře je daná rovnice uváděna v následující podobě [4], [7]

$$(\varphi + \psi) \cdot \text{grad} (\text{div } \mathbf{u}) + \psi \cdot \Delta \mathbf{u} - (3\varphi + 2\psi) \cdot \alpha_T \cdot \text{grad } T + \mathbf{f} = \mathbf{0}. \quad (3.25)$$

kde  $\varphi$  a  $\psi$  představují koeficienty, které jsou dány vztahy

$$\varphi = \frac{\nu \cdot E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}, \psi = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)}. \quad (3.26)$$

Symbol  $E$  zde označuje Youngův modul pružnosti a  $\nu$  je Poissonovo číslo. Symbol  $\mathbf{u}$  značí vektor posunutí,  $\alpha_T$  je koeficient teplotní roztažnosti a  $\mathbf{f}$  je vektor vnitřních sil. Ten zahrnuje také gravitační a Lorentzovy síly, které však ve srovnání se silami termoelastického původu jsou velmi malé a mohou být zanedbány.

Pro řešení pole termoelastických deformací pomocí rovnice (3.25) je potřeba model rozšířit o okrajové podmínky specifikující volné nebo pevné hranice. Řešením rovnice je rozložení posuvů v řešené oblasti, díky kterým je možné určit, zda je možné spojit stopku nástroje s upínačem neboť podle Obr. 2.11 musí být odpovídající složka vektoru posunutí  $\mathbf{u}$  ve všech bodech uvažovaného spojení vyšší než požadovaná hodnota přesahu  $\delta$ .

#### 3.3.1 Okrajové podmínky pole termoelastických deformací

Pro řešení pole termoelastických deformací popsané rovnicí (3.25) v oblasti  $\Omega$  jsou opět jako u předchozích fyzikálních polí předepsány okrajové podmínky. V případě teplotního pole se jedná opět o Dirichletovu a Neumannovu podmínku:

- **Dirichletova okrajová podmínka**

Na hranici  $\Gamma$  je předepsaná hodnota pro složky vektoru posunutí  $\mathbf{u}$  v daném směru

$$\mathbf{u}|_{\Gamma} = f_{\text{Dir}}(x, y, z).$$

- **Neumannova okrajová podmínka**

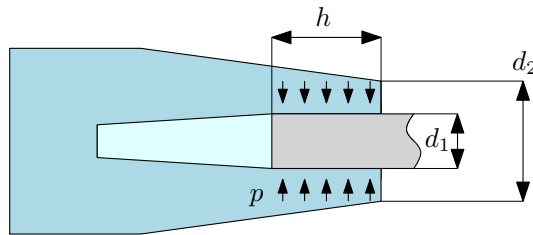
Na okraji řešené oblasti definuje hodnotu normálové derivace vektoru posunutí  $\mathbf{u}$

$$\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial \mathbf{n}} \Big|_{\Gamma} = f_{\text{Neu}}(x, y, z).$$

### 3.4 MECHANICKÉ PARAMETRY

V případě lisování materiálů vlivem tepelné roztažnosti je potřeba následně určit, zda je spoj odpovídajících mechanických parametrů.

Základní mechanické parametry spojení tepelného upínače a stopkového nástroje vychází z geometrie naznačené na Obr. 3.2. Hodnota tlaku  $p$  působícího na



Obr. 3.2: Určení přenositelném momentu spojení.

celé spojení je dána vztahem

$$p = \frac{\delta E}{d_1} \cdot \frac{d_2^2 - d_1^2}{2 \cdot d_2^2}, \quad (3.27)$$

kde  $E$  je Youngův modul pružnosti,  $\delta$  je rozdíl poloměru nástroje a vnitřního poloměru tepelného upínače (viz. Obr. 2.11). Hodnota  $d_2$  se uvažuje v nejužším místě, pokud je tepelný upínač kónického tvaru.

Velikost tlaku musí navíc splňovat podmínku

$$p \cdot \frac{d_2^2}{d_2^2 - d_1^2} = \frac{\delta E}{d_1} \leq \frac{\sigma_a}{4}, \quad (3.28)$$

kde  $\sigma_a$  je dovolené mechanické napětí použitého materiálu.

Výsledný kroutící moment  $M_T$ , který je možné přenést spojním s využitím termoelastických sil lze určit z výrazu

$$M_T = p \cdot S \cdot \frac{d_1}{2} \cdot f_f = p \cdot \pi \cdot \frac{d_1^2}{2} \cdot h \cdot f_f. \quad (3.29)$$

kde  $f_f$  označuje součinitel smykového tření mezi tepelným upínačem a stopkovou nástroj a  $h$  délku spojení. Po dosazení rovnice (3.27) získáme vztah pro výpočet maximálního přenositelného kroutícího momentu nalisovaným spojnem

$$M_T = \delta \cdot E \cdot \frac{d_2^2 - d_1^2}{4 \cdot d_2^2} \cdot \pi \cdot d_1 \cdot h \cdot f_f. \quad (3.30)$$

## METODA ŘEŠENÍ PROBLÉMU

---

Při výběru metody řešení je potřeba respektovat vhodnost dané numerické metody na daném problému s ohledem na konvergenci řešení, přesnost a rychlost výpočtů. V daném případě řešení magneto-termo-elastického problému, kdy jednotlivé fyzikální pole jsou popsány parciálními diferenciálními rovnicemi druhého řádu, je v současné době nejvýhodnější zvolit variační metody, vzhledem k možnostem sestavení numerického modelu a jeho pozdějšího řešení. Řešení daného sdruženého problému bylo proto realizováno metodou konečných prvků. Předností dané metody je především snadná počítačová implementace a možnost řešení velkého množství problémů z různých oblastí. Algoritmy dané metody jsou implementovány v software Agros2D [25], [26] v podobě metody konečných prvků vyššího řádu přesnosti (*hp*-FEM). V dalších kapitolách budou blíže popsány klíčové prvky daného simulačního nástroje, který se řadu let vyvíjí na pracovišti Katedry teoretické elektrotechniky v Plzni.

### 4.1 METODA KONEČNÝCH PRVKŮ

Základem aplikace Agros2D je metoda konečných prvků neboli FEM (Finite Element Method). Historie této metody spadá do první poloviny 20. století, kdy byly základy FEM popsány v práci Richarda Couranta (1943). Až v roce 1953 byly rovnice popsány v maticovém tvaru, což umožnilo řešení na počítačích a v té době se FEM využívala v leteckém průmyslu, na problémech strukturální analýzy. K jejímu širšímu využití v dalších oborech však došlo až s nástupem modernější výpočetní techniky v průběhu 60. a 70. let, na problémy týkající se elektromagnetismu byla použita až v roce 1968. V současné době se však pomocí metody konečných prvků v různých variantách (v případě Agros2D jde o *hp*-FEM) výhodně řeší problémy z velkého množství fyzikálních oborů a vědeckých disciplín. Důvodem je především všestrannost metody, celková výkonnost a schopnost jednoduché adaptace kódu pro řešení příkladů v jiném oboru.

#### 4.1.1 Kroky řešení pomocí FEM

Principem dané metody je rozdělení spojité definiční oblasti problému na konečný počet podoblastí. Analýza určitého fyzikálního problému prostřednictvím metody konečných prvků zahrnuje následující kroky:

- **Preprocessing**  
Nejprve je potřeba definovat úlohu s ohledem na její geometrii (obecně lze rozlišit na řešení 2D nebo 3D problému), materiálů prostředí a parciální diferenciální rovnice včetně okrajových podmínek.
- **Řešení problému**  
Diskretizace oblasti na konečný počet prvků, které mohou být ve tvaru nej-

častěji trojúhelníků (2D) nebo tetrahedronů (3D), aproximace hledané funkce na jednotlivých prvcích, extremalizace funkcionálu, sestavení soustavy algebraických rovnic pro neznámé uzlové hodnoty a vyřešení této soustavy.

- **Postprocessing**

Vyhodnocení získaných výsledků, výpočet integrálních veličin, vizualizace dat a další zpracování výsledků například optimalizačními metodami.

Vlastní princip řešení pomocí metody konečných prvků a možnosti její implementace lze nalézt v řadě publikací, např. [44], [52], [56], [60], [66] nebo [68].

Na tomto místě je potřeba podotknout, že počet řešených algebraických rovnic, označovaný jako počet stupňů volnosti, odpovídá počtu uzlů diskretizační sítě a také závisí na výběru aproximačních funkcí, nejčastěji polynomu daného řádu. Zvyšováním hustoty diskretizace oblasti a volbou vyššího řádu polynomu na jedné straně dochází ke snižování numerické chyby výpočtu, na straně druhé jsou zvyšovány výpočetní nároky na hardware. Výpočet požaduje více paměti a může trvat delší čas. Tento problém se stává významnější při řešení sdruženého problému více fyzikálních polí při respektování nelineárních materiálových parametrů. V další kapitole jsou proto popsány vhodné metody jak daný problém řešit.

#### 4.2 POKROČILÉ ALGORITMY METODY KONEČNÝCH PRVKŮ

V následujících bodech budou uvedeny a vysvětleny principy pokročilých algoritmů rozšiřující metodu konečných prvků, které mají za účel především zvýšit přesnost dosahovaných výsledků a snížit výpočetní nároky. Všechny tyto techniky jsou vyvíjené na pracovišti katedry teoretické elektrotechniky, jsou proto implementované v aplikaci Agros2D a některé z nich budou využity pro řešení ilustrativního příkladu rotačního indukčního ohřevu. Jmenovitě se jedná o tyto algoritmy:

- **Konečné prvky vyšších řádů přesnosti**

Pojem vyššího řádu přesnosti souvisí se stupněm polynomiální funkce, která je použita pro aproximaci řešení na prvku diskretizační sítě. Pokud je použit polynom nízkého stupně (např. druhého), tak toto může být nedostatečné pro řešení numerických úloh v oblastech, kdy dochází k velkým změnám řešení. Aby byla zajištěna dostatečná přesnost výsledků, je potřeba zvolit aproximační polynom vyššího řádu. Dochází však ke zvýšení stupňů volnosti úlohy, ačkoliv v případě navyšování řádu polynomu jsou nároky nižší než u navyšování počtu diskretizačních elementů. Využití vyšších řádů má však smysl i v případě, že výsledné řešení je hladké. Bližší informace lze nalézt v relevantních publikacích, např. [66] nebo [68].

- ***hp*-adaptivita**

Adaptivním procesem se rozumí činnost, kdy během numerického výpočtu dochází k automatickým lokálním změnám hustoty diskretizační sítě nebo řádů aproximačních polynomů tak, aby byla dosažena výsledná chyba řešení nižší než je požadovaná tolerance. V případě zvyšování počtu elementů při

zachování stupně polynomu hovoříme o tzv.  $h$ -adaptivitě, pokud dochází na stávajících neměnných prvcích ke zvyšování řádu aproximační funkce, jedná se pak o adaptivitu typu  $p$ . Výhodný algoritmus představuje kombinace obou typů zmíněných metod označovaná jako  $hp$ -adaptivita. Během tohoto procesu dochází současně ke zjemňování sítě a zvyšování řádu aproximační funkce. Princip, které prvky zapojit do adaptivního procesu souvisí s aktuální chybovostí řešení v dané oblasti. Nelze však jednoznačně určit velikost dané chyby, neboť přesné řešení je neznámé. V případě aplikace Agros2D je použito referenční řešení na jemnější síti a porovnáním výchozího řešení na hrubé síti lze určit elementy, na kterých aplikovat algoritmus  $hp$ -adaptivity. Podrobnosti lze nalézt v [67]

- **Visící uzly**

Použití adaptivního procesu nebo zjemnění určité oblasti na vyšší míru (typickým příkladem je u indukčního ohřevu zjemnění oblasti pod povrchem ohřívaného materiálu) může přestavovat problémy pro generovanou diskretizační síť. Pokud by byly využity algoritmy klasické metody konečných prvků tak, že by bylo realizováno přímé spojení dvou uzlů, tak to povede na zvyšování počtu stupňů volnosti soustavy, neboť budou vznikat další prvky mimo požadovanou oblast zjemnění. Technologie visících uzlů však umožňuje toto porušit a mohou tak na hraně elementu mezi dvěma uzly vznikat úplně nové uzly, které není potřeba spojovat s dalšími prvky mimo zjemněnou oblast. Publikace týkající se visících uzlů je např. [69]

- **Multimesh**

Při řešení sdružených úloh obsahující více fyzikálních polí je už z principu nevhodné použití jednotné diskretizační sítě, už jen z pohledu, že definiční oblast řešení jednoho pole nemusí být identická s oblastí dalšího pole. I v případě, že by byly oblasti, na kterých se požaduje řešení pole stejné, tak mohou být jiné nároky na hustotu diskretizační sítě. Příkladem je opět indukční ohřev, kdy u magnetického pole je požadavek na jemnou síť v povrchové vrstvě vsázky v místech, kde vlivem hloubky vniku vznikají vířivé proudy a tím i Jouleovy ztráty. Naopak u teplotního pole a případně i u pole termoelastických deformací může být síť jednodušší a tím snížit výpočetní nároky.

- **Nelineární řešiče**

Existuje více metod řešení nelineárních problémů, v dalším textu se zaměřím na Newtonovu metodu, použitou i pro řešení ilustrativního příkladu. Řešení nelineárních úloh představuje obecně velké výpočetní nároky a tento problém se opět násobí při řešení sdružených úloh více polí. Problém je především ve velké časové náročnosti řešení, pokud se ve sdružené úloze navíc řeší časový vývoj řešení, typicky u indukčního ohřevu se jedná o přechodný děj teplotního pole. V každém časovém kroku je tak potřeba iterativně řešit kroky nelineárního řešení včetně určování Jakobiánu soustavy. Výhodným postupem je tento Jakobián v každém iteračním kroku znovu nepřepočítávat, pokud nelinearita nepřesáhne určitou úroveň. Takto je možné redukovat výpočetní časové nároky při zachování tolerance přesnosti řešení.

### 4.3 OPTIMALIZAČNÍ ALGORITMY

Optimalizační algoritmy ve spojení s některou numerickou metodou představují v poslední době mocný nástroj pro řešení fyzikálních problémů. Síla spočívá v opakovaných numerických výpočtech s proměnnými parametry úlohy tak, aby výsledné sledované veličiny byly optimální s ohledem na požadavky řešení.

Nasadě je tedy použití v případě návrhu nových zařízení a prototypů. Pokud existuje dostatečně přesný numerický model úlohy, u kterého je ověřena přesnost výsledků, lze následně použít optimalizační techniky a poté tak získat řadu optimálních variant. Následně s ohledem na technické požadavky a technologické možnosti lze zvolit konečný návrh řešení a do jisté míry potlačit inženýrský odhad. Využitím optimalizačních technik lze v určitých případech nalézt nová a neotřelá konstrukční řešení.

#### 4.3.1 Citlivostní analýza

Matematický model je obecně definován řadou příslušných rovnic a vstupních parametrů, počátečních a okrajových podmínek. Lze na něj však také nahlížet jako na „black box“, kdy výstupy jsou určitým způsobem závislé na vstupních datech. Citlivostní analýza představuje metodu, která určuje závislost výstupních parametrů matematického modelu nebo obecně systému na nejistotách ve vstupních parametrech. Jedná se o vhodný nástroj optimalizačních postupů, neboť umožňuje mimo jiné určit pořadí důležitosti jednotlivých vstupních veličin a dále se pak při použití jiného typu optimalizace soustředit pouze na ty nejdůležitější. [5], [42], [49]

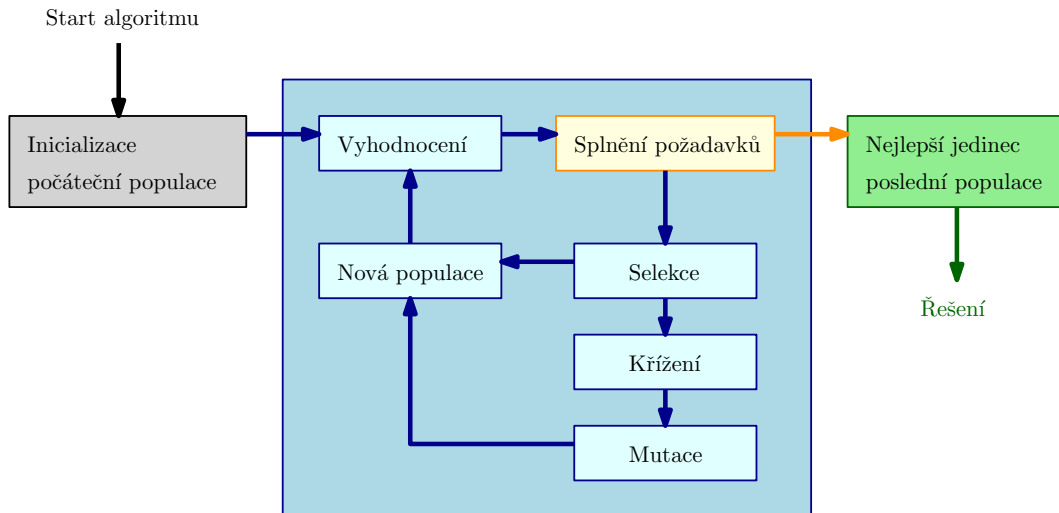
Citlivostní analýza může být použita z následujících důvodů:

- Testování robustnosti a spolehlivost dosažených výsledků za přítomnosti nejistoty ve vstupech.
- Lepší porozumění vztahů mezi vstupními a výstupními veličinami v systému nebo modelu.
- Identifikaci vstupů, na kterých malá změna hodnoty způsobí velkou změnu na výstupu.
- Hledání chyb v modelu.
- Zjednodušení modelu stanovením vstupů, které nemají vliv na výsledky.

#### 4.3.2 Genetický algoritmus

Genetický algoritmus je postup, který se snaží aplikací principů evoluční biologie nalézt řešení složitých problémů, pro které neexistuje použitelný exaktní algoritmus. Daný algoritmus používá techniky napodobující evoluční procesy známé z biologie – dědičnost, mutace, přirozený výběr a křížení – pro „vyšlechtění“ řešení zadané úlohy. Jeho použití lze nalézt v celé řadě technických oblastí, např. publikace [13], [22], [47] nebo [63].





Obr. 4.1: Algoritmus genetického algoritmu.

Princip genetického algoritmu spočívá v postupné tvorbě generací různých řešení daného problému. Při řešení se uchovává tzv. populace, jejíž každý jedinec představuje jedno řešení daného problému, v rámci jedné populace dochází evolučním algoritmem k postupnému zlepšování řešení. Algoritmus je naznačen na Obr. 4.1 jeho postup lze v bodech zapsat takto:

### 1. Inicializace počáteční populace

Na začátku optimalizačního algoritmu dojde k vytvoření počáteční populace, která je složena z náhodně vygenerovaných jedinců.

### 2. Vlastní algoritmus

Pro každého jedince je určena zdatnost (někdy označovaná jako tzv. fitness funkce), která vyjadřuje kvalitu řešení reprezentovaného tímto jedincem. Pokud nejlepší jedinec z dané populace není schopen splnit předem kladené požadavky, tak algoritmus pokračuje a pomocí určité výběrové metody (zpravidla zčásti náhodné) dochází k selekci jedinců s vysokou zdatností. U těchto jedinců dojde s použitím následujících technik ke vzniku nové populace:

- Reprodukce – jedinci jsou kopírováni bez modifikace.
- Křížení – Části několika jedinců jsou mezi sebou vyměněny.
- Mutace – Dojde k náhodné změně části jedince.

U nově vzniklé populace opětovně dochází k hodnocení zdatnosti jedinců a porovnání s požadavkem na kvalitu řešení. Dokud není splněna zastavovací podmínka, tak algoritmus pokračuje.

### 3. Splnění požadavků

Zastavovací parametr algoritmu může být dosažení mezní hodnoty výsledku nebo definovatelný počet populací. Iterativním opakováním tvorby populací dochází k postupnému zlepšování kvality řešení.

### 4. Výběr řešení

Jedinec s nejvyšší zdatností je hlavním výstupem algoritmu a reprezentuje nejlepší nalezené řešení.

## ILUSTRATIVNÍ PŘÍKLAD

Tato kapitola popisuje ilustrativní příklad, kdy se uvažuje řešení magneto-termoelastického problému. Jedná se o typickou situaci z oboru upínací techniky, kdy je potřeba sesadit upínací pouzdro a stopkový nástroj. Daný příklad lze numericky simulovat jako sdruženou úlohu, kde je cílem získat hodnotu roztažnosti v řezu termoelastické hlavice, pro jejíž ohřev je využit rotační indukční ohřev ve stacionárním magnetickém poli.

## 5.1 FORMULACE PROBLÉMU

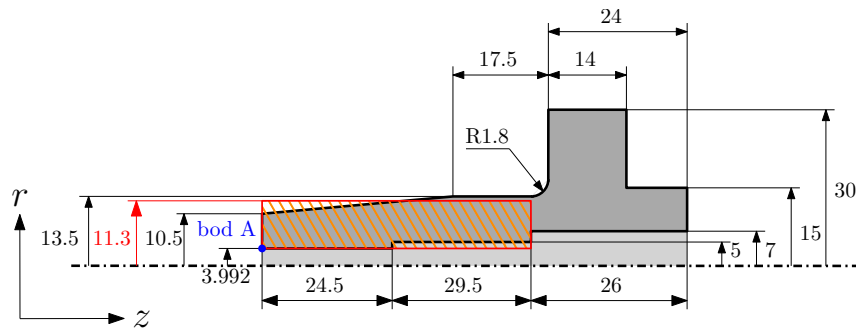
Pro demonstraci modelování ilustrativního příkladu z oboru tepelného upínání byla použita termoelastická upínací hlavice HSK-C od výrobce Gühring pro nástroj o průměru 8 mm, která byla zakoupena pro účely experimentálního ověření možností aplikace rotačního indukčního ohřevu daného materiálu. Fotografie upínače je na Obr. 5.1, rozměry hlavice v osově symetrickém řezu jsou na Obr. 5.2. Rozměry tepelného upínače byly změřeny na skutečné hlavici, která byla zakoupena na katedře teoretické elektrotechniky. Současně byla pořízena dvojice vrtáků, jejichž průměry stopky jsou 7,992 mm a 7,995 mm. Je proto potřeba, aby nejprve došlo k roztažení upínače minimálně o 11  $\mu\text{m}$ , aby bylo možné vložit oba nástroje do upínacího pouzdra.



Obr. 5.1: Průmyslově vyráběná termoelastická upínací hlavice Gühring, typ HSK-C, pro nástroje o průměru 8 mm.

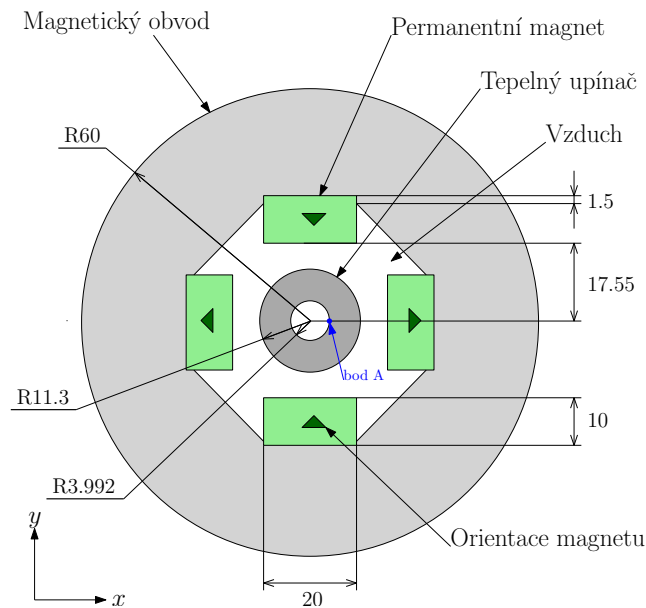
Upínací hlavice má kónický tvar a je dutá, neboť v prostřední části je závit pro umístění stavitelného šroubu, který slouží k regulaci hloubky upnutí stopky nástroje. V numerickém modelování však tato součást hlavice je zanedbána. S ohledem na rozměry je patrné, že vnitřní průměr čelistí upínače je o určitou hodnotu menší, než je nominální hodnota stopkových nástrojů, pro které je upínač určen. V daném případě je průměr nižší o 16  $\mu\text{m}$ , neboť je potřeba uvažovat rezervu v průměru pro vytvoření dostatečného přesahu pro přenos kroutícího momentu.

Geometrie na Obr. 5.2 obecně vyžaduje řešení ve 3D geometrii, neboť vzhledem k rotačnímu pohybu upínače okolo osy symetrie je potřeba řešit úlohu v takovém uspořádání, kde je možné zavést vektor rychlosti v odpovídající rovině. Jedním z postupů, jak danou úlohu zjednodušit na řešení pomocí 2D diskretizační sítě, je



Obr. 5.2: Rozměry reálného tepelného upínače v řezu v osové symetrii (v milimetrech).

řešení problému v osové symetrii s tím, že magnetický vektorový potenciál bude mít všechny tři složky. U výsledků se pak objeví i tangenciální složka magnetické indukce. Vzhledem ke složitosti úlohy, kdy jsou řešena tři fyzikální pole včetně nelineárních závislostí, se pro numerické řešení však jeví výhodnější geometrii upravit pro řešení 2D problému v kartézských souřadnicích. Vzhledem k potřebě zahrnutí rotačního pohybu lze problém řešit podle Obr. 5.3, pokud bude geometrie čelistí upravena tak, jak je červeně naznačeno na Obr. 5.2. Zkosení upínací hlavice je zanedbáno, aby platilo, že celková obdélníková plocha materiálu upínače je stejná. Jaký má toto zjednodušení vliv na výsledné řešení bude prověřeno experimentálním měřením.



Obr. 5.3: Uspořádání rotačního indukčního ohřevu tepelného upínače (v milimetrech).

Tepelný upínač se musí ve stacionárním magnetickém poli vybuděném permanentními magnety pohybovat (nebo pohybovat magnety), aby došlo ke vzniku indukovaného napětí a tím i vířivých proudů, které jej důsledkem Jouleových ztrát ohřívají. Samozřejmě druhou možností je pohybovat magnetickým obvodem s magnety okolo hlavice, ale pro realizaci verificačního experimentu bylo zvolena první možnost. Otáčky hlavice jsou v numerickém řešení nejprve uvažovány pro

hodnoty  $3000 \text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$ ,  $6000 \text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$  a  $9000 \text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$ . Tyto otáčky jsou přepočteny na úhlovou rychlost  $\omega$  a poté je určen vektor rychlosti pro řešení rovnice (5.1) numerického modelu ilustrativního příkladu.

Celková uspořádání problému je tedy poměrně jednoduché, kdy tepelný upínáč je umístěn v magnetickém obvodu s permanentními magnety. Numerické řešení úlohy je provedeno na úloze, která plně koresponduje s následně provedeným experimentálním měřením popsáním v kapitole 5.5.

## 5.2 MATERIÁLOVÉ PARAMETRY

Následující podkapitola popisuje jednotlivé fyzikální pole z pohledu materiálových parametrů, které přísluší k dílčím řešeným polím a jsou pro řešení daného problému nezbytné. Materiálové parametry je potřeba specifikovat pro všechny oblasti, ve kterých se očekává řešení. Přehled použitých hodnot pro jednotlivé oblasti ve všech fyzikálních polích je uveden v Tab. 5.1

Materiál upínací hlavice je nástrojová ocel s označením ČSN 19 552, jedná se o feromagnetický materiál, jehož veškeré parametry jsou výrazně závislé na teplotě s nelineárním charakterem. Všechny tyto závislosti jsou také uvažovány i v numerickém modelování. Materiálová data pro použitou ocel upínáče jsou převzata z materiálové databáze MPDB firmy JAHM Software. Příslušné charakteristiky jsou uvedené v příloze A, na Obr. A.1 až Obr. A.7.

Teplotní závislosti ostatních materiálů použitých v matematickém modelu nemají na výsledky numerického výpočtu tak zásadní vliv, proto jsou uvažovány jako konstantní ve snaze snížit hardwarové nároky na výpočet. Zdrojem magnetického pole jsou čtyři permanentní magnety ze směsi neodymu, železa a boru, ozn. NdFeB. Magnetický obvod pro koncentraci magnetického toku a plnicí funkci stínění se uvažuje z oceli ČSN EN 12040.

## 5.3 MATEMATICKÝ MODEL

Pro definici matematického modelu se využijí parciální diferenciální rovnice všech tří fyzikálních polí uvedených kapitole 3.

Pro magnetické pole při uvažování použití rotačního indukčního ohřevu, kde se neuvažují žádné vnější zdroje proudu ( $J_{\text{ext}} = \mathbf{0}$ ) a žádné změny pole v závislosti na čase ( $\frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} = 0$ ), lze upravit výchozí rovnici (3.15) do podoby

$$\text{rot} \left( \frac{1}{\mu} \text{rot} \mathbf{A} - \mathbf{H}_c \right) - \gamma (\mathbf{v} \times \text{rot} \mathbf{A}) = \mathbf{0} \quad (5.1)$$

a lokální objemové Jouleovy ztráty  $w_J$  jsou pro případ rotačního indukčního ohřevu vyjádřeny vztahem

$$w_J = \frac{|J_{\text{ind}}|^2}{\gamma}, \quad J_{\text{ind}} = \gamma (\mathbf{v} \times \text{rot} \mathbf{A}). \quad (5.2)$$

Pro řešení teplotního pole je použita rovnice (3.24), která nevyžaduje žádné další úpravy

$$\text{div} \lambda \text{grad} T + \rho c_p \cdot \left( \frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \text{grad} T \right) = -Q. \quad (5.3)$$

Tab. 5.1: Parametry pro jednotlivé oblasti ve vybraných fyzikálních polích, ve kterých je možné uvažovat pro některé materiály konstantní hodnoty.

<b>Magnetické pole</b>			
	Relativní Permeabilita	Elektrická vodivost	Remanentní indukce
Umístění	$\mu_r$ [–]	$\gamma$ [S/m]	$B_r$ [T]
Tepelný upínač	*	*	0
Vzduch	1	0	0
Permanentní magnet	1,11	$6,67 \cdot 10^5$	1,29
Magnetický obvod	448,82	$1,0 \cdot 10^7$	0
<b>Teplotní pole</b>			
	Tepelná vodivost	Hustota materiálu	Měrná tepelná kapacita
Umístění	$\lambda$ [W/m.K]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$c_p$ [J/kg.K]
Tepelný upínač	*	*	*
<b>Pole termoelastických deformací</b>			
	Youngův modul pružnosti	Poissonovo číslo	Koeficient teplotní roztažnosti
Umístění	$E$ [Pa]	$\nu$ [–]	$\alpha_T$ [K <sup>-1</sup> ]
Tepelný upínač	*	0,3	*

\* byla použita nelineární materiálová charakteristika respektující teplotní závislost

Nakonec pro řešení pole termoelastických deformací je použita Lamého rovnice (3.25) opět bez dalších nutných úprav

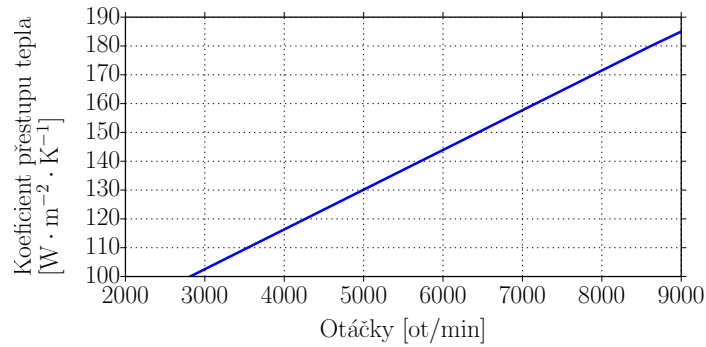
$$(\varphi + \psi) \cdot \text{grad} (\text{div } \mathbf{u}) + \psi \cdot \Delta \mathbf{u} - (3\varphi + 2\psi) \cdot \alpha_T \cdot \text{grad } T + \mathbf{f} = \mathbf{0}. \quad (5.4)$$

kde  $\varphi$  a  $\psi$  jsou opět koeficienty uvedené ve vztahu (3.26).

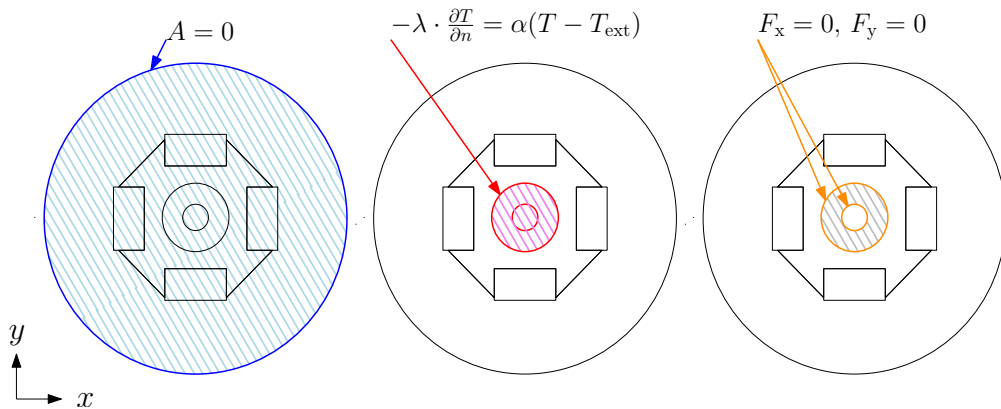
Pro získání korektního řešení sdruženého problému je potřeba doplnit okrajové podmínky pro všechny fyzikální pole. Definice řešených oblastí a specifikování okrajových podmínek na vnější hranicích je patrná z Obr. 5.5 V případě magnetického pole lze vnější hranice umístit na hranu magnetického obvodu, který složí ke koncentraci magnetického toku a zároveň jako stínění, proto se uvažuje, že veškeré magnetické pole je soustředěno v této oblasti. U teplotního pole se pro zjednodušení celého modelu uvažuje řešení pouze oblasti tepelného upínače a koeficient přestupu tepla konvekci v tomto případě respektuje v daném teplotním rozsahu i radiaci. Koeficient přestupu tepla je v daném případě závislý na rychlosti otáčení hlavice dle Obr. 5.4 U pole termoelastických deformací se uvažují obě hranice řešené oblasti jaké volné v obou směrech souřadnicového systému.

#### 5.4 VÝSLEDKY NUMERICKÉHO ŘEŠENÍ

V následující kapitole jsou uvedeny výsledky numerického řešení pro jednotlivé fyzikální pole. Jak již bylo uvedeno v předchozích kapitolách, celý problém byl



Obr. 5.4: Závislost koeficientu přestupu tepla na otáčkách.



Obr. 5.5: Definice okrajových podmínek pro jednotlivé definiční oblasti řešených fyzikálních polí.

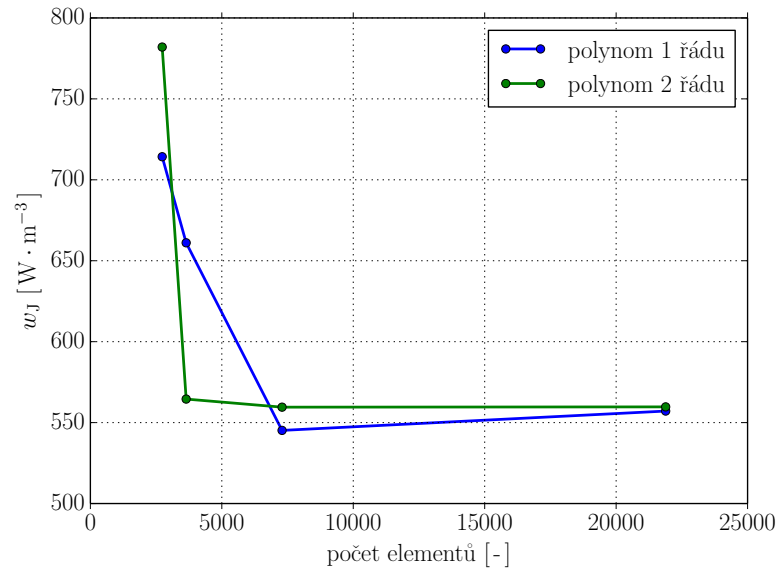
řešen jako sdružená úloha s respektováním ovlivnění jednotlivých polí. Výsledky jsou rozděleny do kapitol pouze pro lepší přehlednost získaných výsledků.

#### 5.4.1 Výsledky magnetického pole

V případě výsledků magnetického pole je sledovaným parametrem hodnota objemových Jouleových ztrát v tepelném upínači. Na Obr. 5.6 je vykreslena závislost ztrát na počtu elementů diskretizační sítě pro polynom prvního a druhého řádu. S ohledem na získané výsledky konvergenčních křivek je pro další výpočty použito 7292 elementů sítě. Daný počet prvků diskretizační sítě však není rozdělen rovnoměrně v celé řešené oblasti, ale je soustředěn především do míst povrchové vrstvy tepelného upínače, kde dochází ke vzniku Jouleových ztrát.

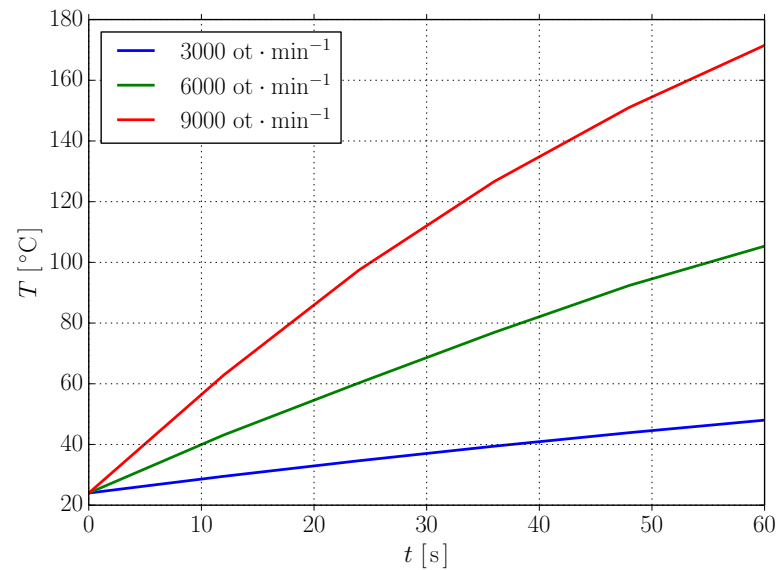
#### 5.4.2 Výsledky teplotního pole

Závislost teploty na čase pro zvolené otáčky 3000, 6000 a 9000 ot · min<sup>-1</sup> v definovaném bodě je uvedena na Obr. 5.7. Teplota je určována v bodě na vnitřní hraně špičky tepelného upínače (viz „bod A“ na Obr. 5.3 a Obr. 5.2), pro umožnění porovnání získaných výsledků s experimentálním měřením. S ohledem na dosažené



Obr. 5.6: Závaznost objemových Jouleových ztrát v tepelném upínači na počtu elementů diskretizační sítě.

výsledky časového průběhu je patrný výrazný vliv mechanických otáček rotace na vlastní ohřev upínače.

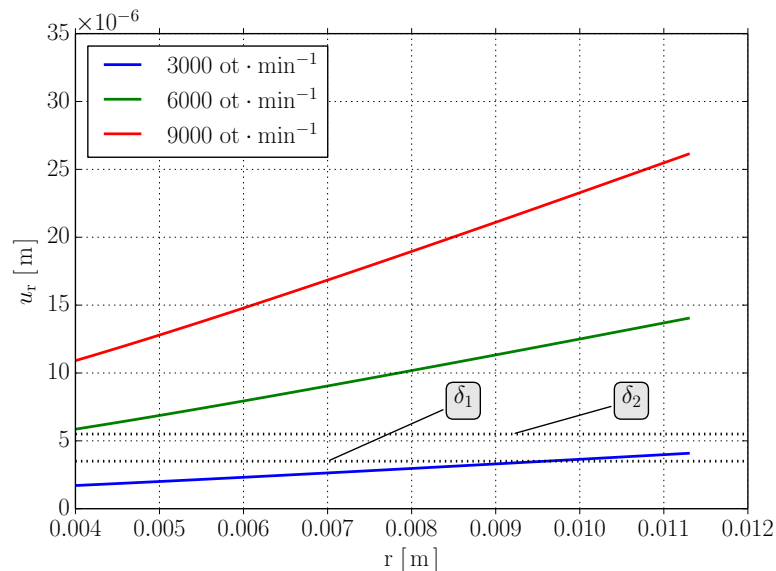


Obr. 5.7: Časový vývoj teploty pro zvolené otáčky upínací hlavice.

#### 5.4.3 Výsledky pole termoelastických deformací

Na Obr. 5.8 je znázorněn posuv v radiálním směru upínací hlavice v závislosti na poloměru pro stejné zvolené otáčky jako u výsledku teplotního pole. Současně je demonstrována možnost upnutí dvou vrtáku pro simulované hodnoty

otáček upínače. Průměry stopek obou nástrojů, které byly také zakoupeny společně s upínací hlavicí, jsou uvedeny v úvodu této kapitoly, pro připomenutí se jedná o  $d_{v1} = 7,992$  mm a  $d_{v2} = 7,995$  mm. Porovnáním s vnitřním průměrem upínače ( $d_{up.} = 7,984$  mm) lze definovat hodnoty  $\delta_1 = 3,5$   $\mu\text{m}$  a  $\delta_2 = 5,5$   $\mu\text{m}$ , což jsou přesahy obou nástrojů za studeného stavu. Tyto hodnoty jsou naznačené jako



Obr. 5.8: Posun v závislosti na poloměru pro vybrané otáčky.

mezní hranice pro výsledek řešení sdruženého problému a je zřejmé, že pro otáčky hlavice  $3000$   $\text{ot} \cdot \text{min}^{-1}$  nedojde k takové roztažnosti upínače, aby bylo možné spojení. Otáčky  $6000$   $\text{ot} \cdot \text{min}^{-1}$  jsou vyhovující spíše pouze pro vrták č. 1, kde je menší požadavek na deformaci upínače. Pro bezproblémové vsazení nástroje do hlavice jsou potřebné vyšší simulované otáčky, což dokládá závislost posunu na poloměru pro otáčky  $9000$   $\text{ot} \cdot \text{min}^{-1}$ .

Ze vztahu (3.27) lze pak dopočítat hodnotu tlaku, kterým upínač působí na stopky vrtáků; nejprve uvažujeme průměr nástroje  $d_{v1}$ . Pro výpočet byl použit Youngův modul pružnosti  $E = 2,1 \cdot 10^{11}$  Pa, délka spojení  $h = 24,5$  mm (podle Obr. 5.2), součinitel smykového tření  $f_f = 0,55$  a nakonec hodnota vnějšího průměru  $d_2 = 22,6$  mm. Hodnota tlaku na první nástroj je pak

$$p_{v1} = \frac{\delta_1 E}{d_{v1}} \cdot \frac{d_2^2 - d_{v1}^2}{2 \cdot d_2^2} = 40,24 \cdot 10^6 \text{ Pa},$$

a pro maximální přenositelný kroutící moment platí

$$M_T = p_{v1} \cdot \pi \cdot \frac{d_{v1}^2}{2} \cdot h \cdot f_f = 54,39 \text{ Nm}.$$

Pokud uvažujeme koeficient bezpečnosti  $k = 3$ , tak hodnota přenositelného momentu pro provozní stavy bude  $M_{v1} = 18,13$  Nm.

V případě výpočtů druhého nástroje s přesahem  $\delta_2$  vychází maximální moment  $M_T = 85,49$  Nm a po korekci bezpečnostním koeficientem je  $M_{v2} = 28,50$  Nm.



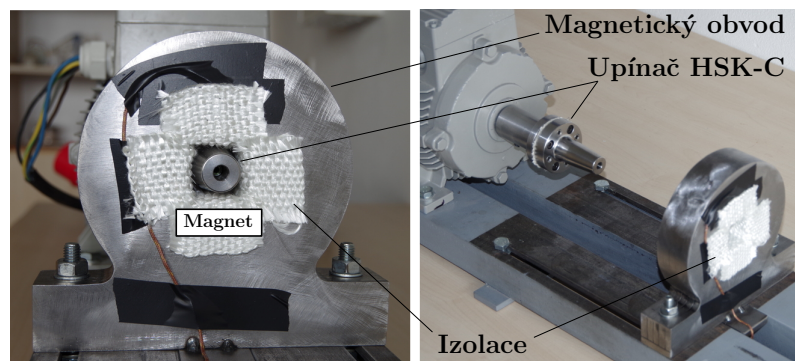
Porovnáním dosažených hodnot s daty v Obr.2.15 pro shodný upínací průměr je zřejmé, že přenositelné momenty  $M_{v1}$  a  $M_{v1}$  jsou malé. Nízké hodnoty přenosu obou vrtáků byly zvoleny záměrně pro realizaci experimentálního zařízení a pro dosažení vyššího přenositelného momentu by bylo potřeba zvolit větší rozdíl v průměrech stopky nástroje a upínací hlavice.

### 5.5 POPIS EXPERIMENTÁLNÍHO MĚŘENÍ

Pro ověření matematického modelu, který byl formulován v kapitole 3, a verifikaci výsledků numerického řešení uvedených v kapitolách 5.4, resp. 5.7 bylo navrženo a sestaveno experimentální zařízení, využívající rotační indukční ohřev pro možnost tepelného spojení stopkového nástroje a upínací hlavice. Realizované měření představuje kromě potvrzení správnosti numerického řešení také nástroj pro případnou korekci numerického modelu dle reálných dat.

#### 5.5.1 Experiment s motorem Siemens 1LA7107-4AA10

Rotační pohyb byl v experimentálním zařízení nejprve realizován pomocí čtyřpólového asynchronního motoru Siemens 1LA7107-4AA10, který byl napájen z frekvenčního měniče. Byl připraven systém pro rotační indukční ohřev upínací hlavy ve stacionárním magnetickém poli sestávající z železného magnetického obvodu a čtyř NdFeB permanentních magnetů, celkové uspořádání navrženého experimentu je na Obr. 5.9.



Obr. 5.9: Experiment rotačního indukčního ohřevu pro upínání s asynchronním motorem Siemens 1LA7107-4AA10.

Experimentální měření bylo provedeno na hlavici pro termoelastické upínání vrtáků, která se používá pro běžný konvenční indukční ohřev. Jedná se o upínací hlavici typu HSK-C od firmy Gühring. Při vlastním měření byla hlavice připevněna pomocí speciálně vyrobené příruby na hřídeli asynchronního motoru umístěném na podstavci podobně jako magnetický obvod s permanentními magnety. Jmenovitým otáčkám na hřídeli pro frekvenci napájení 50 Hz odpovídá  $1\,500 \text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$ . Asynchronní motor byl napájen z frekvenčního měniče, tím bylo možné nastavit rychlost otáčení hlavice na dvojnásobnou hodnotu oproti jmenovitým otáčkám motoru, tj.  $3\,000 \text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$ . Aby se zabránilo únikům tepla a nechtěnému ohřevu okolí, především pak ohřevu permanentních magnetů, tak byla použita teplotní

izolace. Magnety a celý magnetický obvod byl vyplněn samolepicí textilní izolací. Mezi přírubu na hřídeli a vlastní hlavici pro upínání byla vložena kombinace textilní a pevné vrstvené lisované izolace.

Měření teploty bylo kontaktní. Termočlánky byly připojeny k zařízení Greisinger GMH 3250 a přes USB rozhraní Greisinger 3100 N byly data zaznamenávány do počítače. Jedním kanálem byla měřena teplota hlavice, na druhý kanál byl přiveden signál z termočlánku umístěného na horním magnetu. Sloužil pro kontrolu mezní teploty na magnetech, aby se zabránilo jejich degradaci. Vlastní postup měření se skládal z řady postupných kroků. V každém kroku se vycházelo ze stejné počáteční teploty a pro předem definovanou řadu časů byla jednotlivě pomocí termočlánku měřena teplota uvnitř hlavice a na povrchu špičky. Mezi jednotlivými kroky měření bylo celé experimentální zařízení chlazeno běžícím ventilátorem.

### 5.5.2 Experiment s motorem Atas FT4C82R

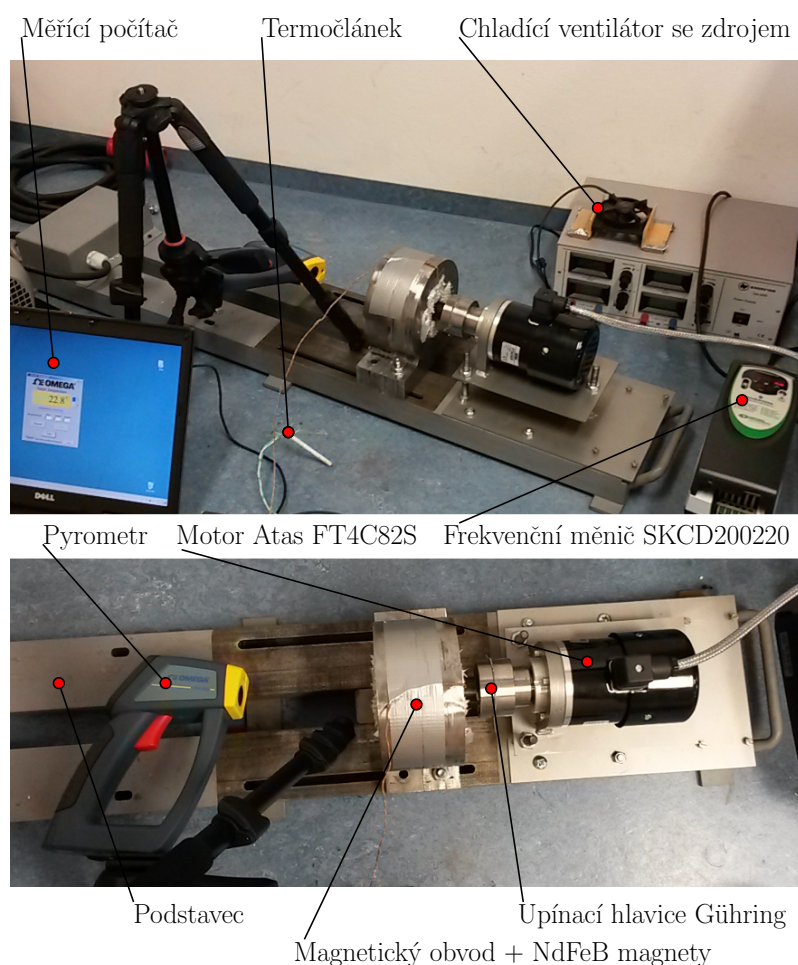
Vzhledem k dosaženým výsledkům z experimentálního měření rotačního indukčního ohřevu s motorem Siemens byla potřeba vhodným způsobem zvýšit otáčky upínací hlavice rotující v magnetickém poli. Pro úpravu experimentu bylo dostupné řešení volba trojfázového dvoupólového asynchronního motoru Atas FT4C82R, který je průmyslově určen jako vřetenový frézový motor. Dle vybraných technických parametrů uvedených v Tab. 5.2 umožňuje při napájení z frekvenčního měniče regulovat otáčky v chodu naprázdno až do  $23\,700 \text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$ .

Tab. 5.2: Technické parametry FT4C82R.

Jmenovité napětí	$3 \times 230 \text{ V}$
Jmenovitý kmitočet	400 Hz
Výkon	750 W
Otáčky	$23\,700 \text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$

Pro napájení asynchronního motoru byl nejprve využit frekvenční měnič Emerson Commander SKA1200075 (0,75 kW), který pro vysoké otáčky bylo potřeba nahradit měničem Emerson SKCD200220 (2,2 kW). První uvedený má proudově omezený výstup na 4 A, což bylo nedostatečné vzhledem k umístění upínací hlavice v magnetickém poli.

Při samotném měření experimentálního zařízení (viz Obr. 5.10) byla opět sledována teplota upínací hlavice, jakožto veličina, kterou lze porovnat s výsledky matematického modelu. Pro měření teploty bylo nyní provedeno bezkontaktně pomocí pyrometru Omega OSXL689 se záznamem dat do počítače každou vteřinu. Výsledky měření teploty byly ještě kontrolovány kontaktním měřením pomocí termočlánku, jak ve studeném stavu, tak i po ohřátí hlavice, těsně po zastavení motoru.

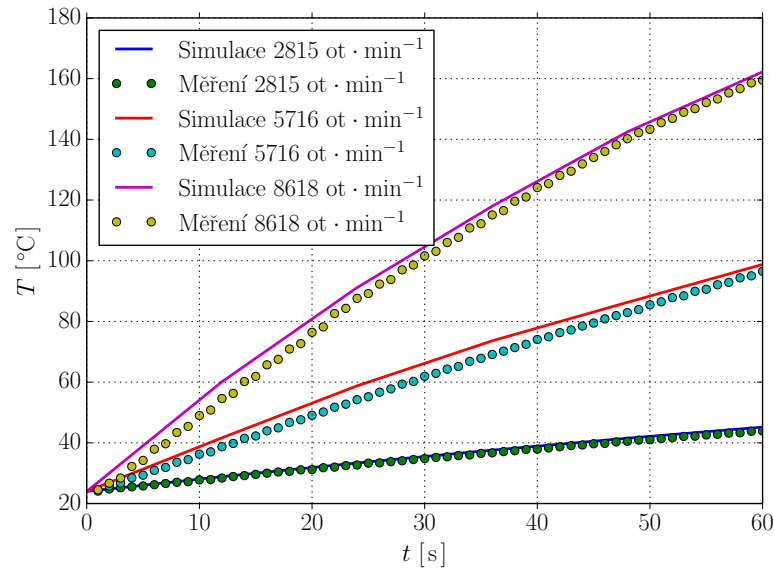


Obr. 5.10: Měření rotačního indukčního ohřevu pro tepelné upínání s vysokootáčkovým motorem Atas FT4C82R

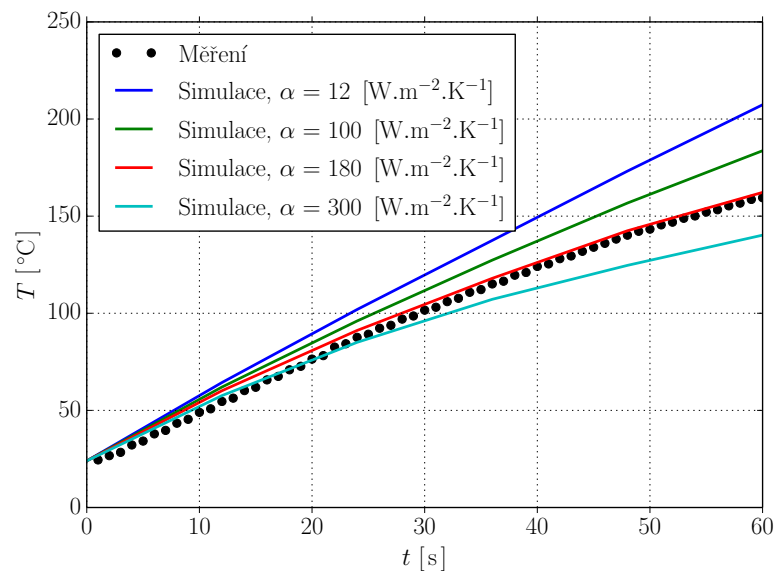
## 5.6 VERIFIKACE VÝSLEDKŮ NUMERICKÉHO ŘEŠENÍ

S ohledem na realizaci experimentálních měření byly znovu provedeny numerické výpočty respektující skutečné otáčky hlavice v magnetickém poli permanentních magnetů. Vlivem brzdného momentu a skluzu byly skutečné otáčky na hřídeli asynchronního motoru nižší než nastavené na frekvenčním měniči. Obr. 5.11 znázorňuje porovnání časové závislosti teploty získané numerickým simulováním a kontrolním experimentálním měřením upínací hlavice. Pro veškeré změřené a simulované otáčky je podle zmíněného obrázku patrná velice dobrá shoda mezi měřením a zkalibrovaným matematickým modelem.

Kalibrace numerického modelu spočívala v nalezení neznámé závislosti parametru koeficientu přestupu tepla na rychlosti otáčení, který přísluší k okrajové podmínce konvekce. Graf této závislosti byl uveden na Obr. 5.4. Vliv daného parametru na výsledky řešení pro otáčky  $8618 \text{ ot} \cdot \text{min}^{-1}$  jsou na Obr. 5.12. Žádná další kalibrace materiálových parametrů nebyla s ohledem na shodu výsledků s experimentálním měřením nutná.

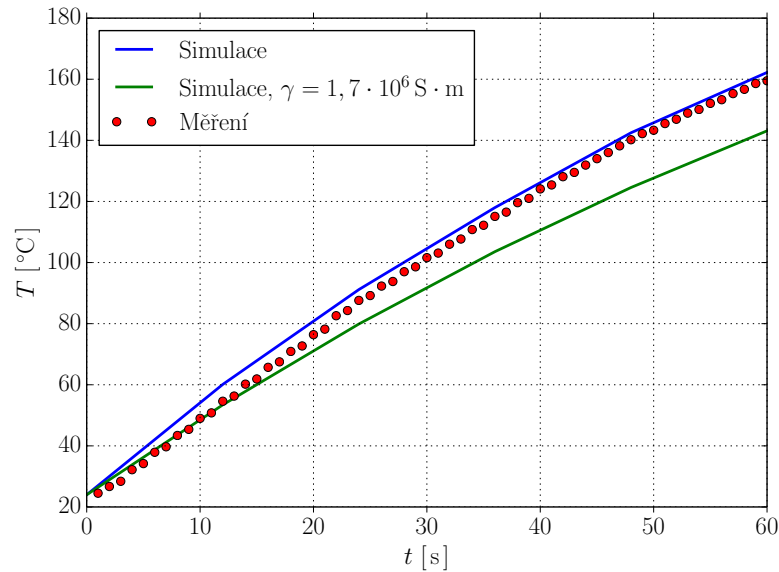


Obr. 5.11: Porovnání časové závislosti teploty získané numerickým simulováním a kontrolním experimentálním měřením pínací hlavy.



Obr. 5.12: Závislost časového průběhu teploty na zvoleném koeficientu přestupu tepla.

Na Obr. 5.13 je uveden vliv použití nelineárních materiálových charakteristik při řešení problému. Na uvedené časové závislosti teploty je patrný vliv nelineární elektrické vodivosti, která je teplotně závislá. Je tedy v daném případě nutné řešení sdruženého problému v takové podobě, kdy jsou tyto závislosti mezi jednotlivými fyzikálními poli respektovány. Pokud je použita konstantní hodnota elektrické vodivosti  $\gamma = 1,7 \cdot 10^6 \text{ S} \cdot \text{m}^{-1}$ , tak narůstá chyba mezi výsledky numerického modelu a realizovaným měřením.



Obr. 5.13: Porovnání časového průběhu teploty pro lineární a nelineární elektrickou vodivost.

## 5.7 VÝSLEDKY POUŽITÍ OPTIMALIZAČNÍCH TECHNIK

V následující kapitole jsou uvedeny výsledky aplikace optimalizačních algoritmu na řešení magnetického pole. Cílem optimalizační úlohy je nalézt nejvhodnější uspořádání magnetického obvodu, umístění, rozměry a také počet permanentních magnetů tak, aby Jouleovy ztráty v tepelném upínači byly co nejvyšší. Tím bude zajištěna vyšší účinnost celého procesu ohřevu pouze vlivem vhodně zvolené geometrie celé úlohy.

### 5.7.1 Citlivostní analýza

Nejprve byla řešena analýza vstupních parametrů magnetického obvodu pro variantu 4 permanentních magnetů uspořádaných jako v případě ilustrativního příkladu, který je uveden kapitole 5, a také pro variantu, kdy je použito 6 magnetů. Parametry, které byly v rámci dané analýzy zvoleny jako proměnné jsou uvedeny níže:

- **Velikost vzduchové mezery**

Pro velikost vzduchové mezery, tj. vzdálenosti tepelného upínače od hrany permanentního magnetu, byly nastaveny pro optimalizační techniky nastaveny v rozmezí {2,5 mm; 10 mm}.

- **Šířka permanentního magnetu**

Rozměr šířky permanentního magnetu byla nastavena od {5 mm; 15 mm}, nastavení většího rozměru by bylo problematické s ohledem na velikost tepelného upínače, kdy by mohlo dojít ke kolizi geometrie při numerickém výpočtu.

- **Výška permanentního magnetu**

Výška magnetů se uvažuje v nastavených hranicích {5 mm; 20 mm}.

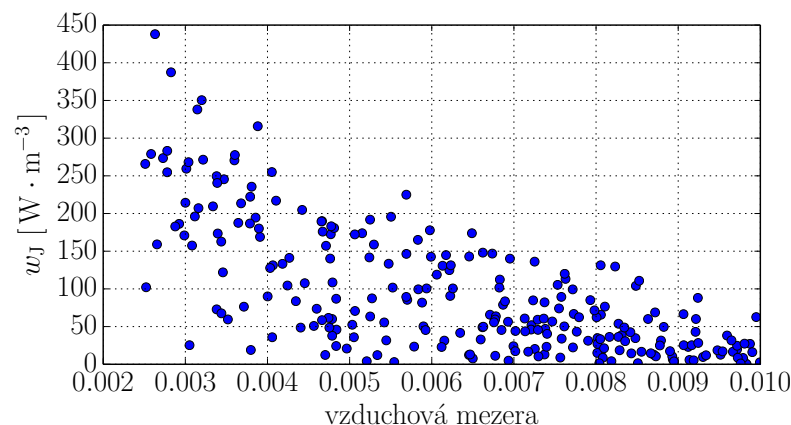
- **Hloubka zapuštění magnetu do magnetického obvodu**

Daným parametrem je sledován vliv zapuštění magnetů do těla železného magnetického obvodu na velikost Jouleových ztrát v tepelném upínači. Parametr je nastaven jako spojitě proměnný v rozmezí {0; 1,0}, kdy hodnotě 0 odpovídá stav kdy magnetický obvod nezasahuje do míst mezi magnety, naopak hodnota 1,0 je stav, kdy prostor mezi magnety je vyplněn materiálem magnetického obvodu.

V tomto místě je potřeba podotknout, že u citlivostní analýzy je potřeba provést velké množství opakování numerického výpočtu, v daném případě bylo nastaveno 250 rekalkulací. Vzhledem ke nezanedbatelným výpočetním nárokům na získání jednoho řešení sdruženého problému při respektování nelineárních materiálových parametrů by bylo nevhodné realizovat analýzu vstupních parametrů pro celý numerický model. Optimalizační algoritmy byly provedeny na numerickém modelu při řešení pouze magnetického pole, kdy nelineární závislosti byly nahrazeny konstantními parametry. Z hlediska získání relevantních informací o tom, jaký mohou mít jednotlivé sledované parametry geometrie vliv na řešení je toto zjednodušení přípustné.

#### *Výsledky pro 4 permanentní magnety*

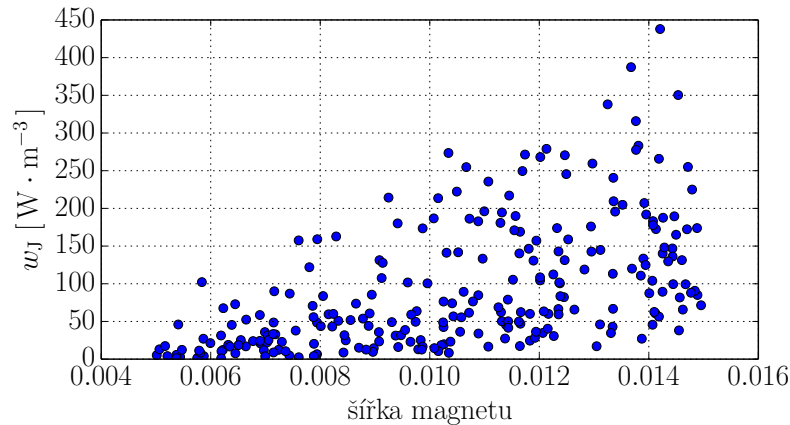
Nejprve jsou uvedeny výsledky citlivostní analýzy pro uspořádání 4 permanentních magnetů. Na Obr. 5.14 je patrný vliv velikosti vzduchové mezery na velikost Jouleových ztrát generovaných v oblasti upínací hlavičky. Zmenšováním vzduchové mezery dochází k evidentnímu nárůstu sledované veličiny a tím tedy i následné účinnosti ohřevu. Vzhledem k tomu, že daná vzduchová mezera odděluje statický magnetický obvod a vysokými otáčkami rotující hlavičky, je potřeba vzduchovou mezeru nastavit s ohledem na konstrukční možnosti.



Obr. 5.14: Závislost Jouleových ztrát na velikosti vzduchové mezery.

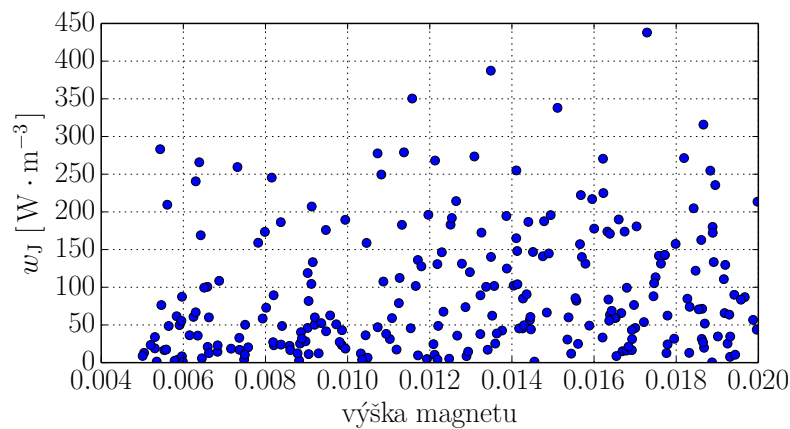
Dle rozložení výsledků řešení na Obr. 5.15 je dále patrný vliv šířky permanentního magnetu na Jouleovy ztráty. Pokud magnety zabírají větší plochu ve sledo-

vaném intervalu, tak jsou výsledky příznivější. Opět je však potřeba poukázat na konstrukční omezení tak, aby se magnety fyzicky nepřekrývaly. Současně je potřeba hlídat, aby při realizace experimentu byla vzdálenost mezi magnety dostatečná a nedošlo k jejich nechtěnému spojování.



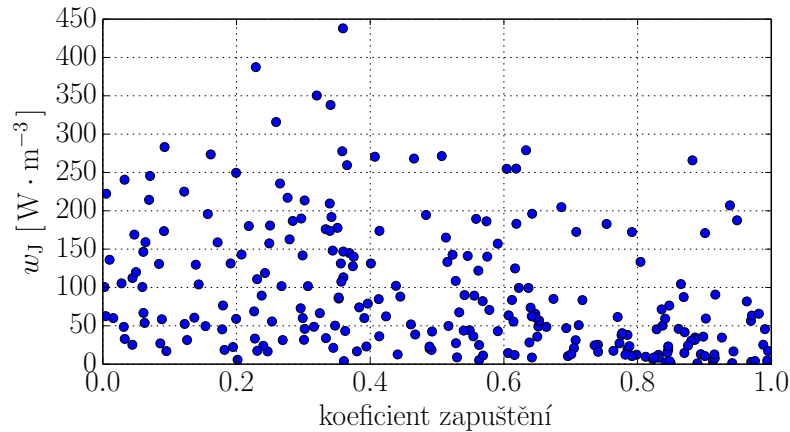
Obr. 5.15: Závislost Jouleových ztrát na šířce permanentního magnetu.

Na Obr. 5.16 je vykreslena závislost výšky magnetu na výsledky. S ohledem na dosažené výsledky nelze jednoznačně určit vliv tohoto vstupního parametru matematického modelu. Výšku magnetu tak lze zvolit libovolně s ohledem na rozložení magnetického pole.



Obr. 5.16: Závislost Jouleových ztrát na výšce permanentního magnetu.

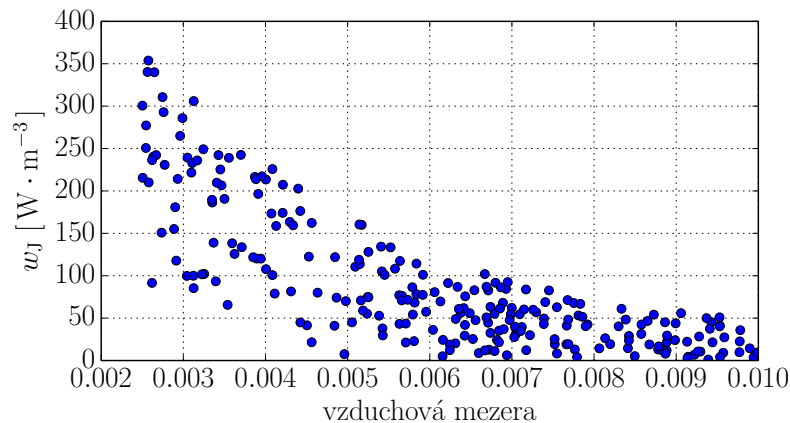
Nakonec Obr. 5.17 znázorňuje varianty řešení citlivostní analýzy pro různě nastavené koeficienty definující úroveň zapuštění permanentního magnetu do magnetického obvodu. Ačkoliv to z výsledků není úplně zřejmé, tak poměrně výhodné se jeví, i s ohledem na konstrukční účely, zapustit magnet do obvodu v rozmezí 20 % až 40 % výšky magnetu.



Obr. 5.17: Závislost Jouleových ztrát na velikosti zapuštění magnetu.

#### Výsledky pro 6 permanentních magnetů

Dále byla citlivostní analýza provedena pro variantu obsahující 6 magnetů uspořádaných okolo upínače tak, že dva sousedící magnety mají opačnou orientaci. Obr. 5.18 opět znázorňuje výhodnější uspořádání s malou vzduchovou mezerou.



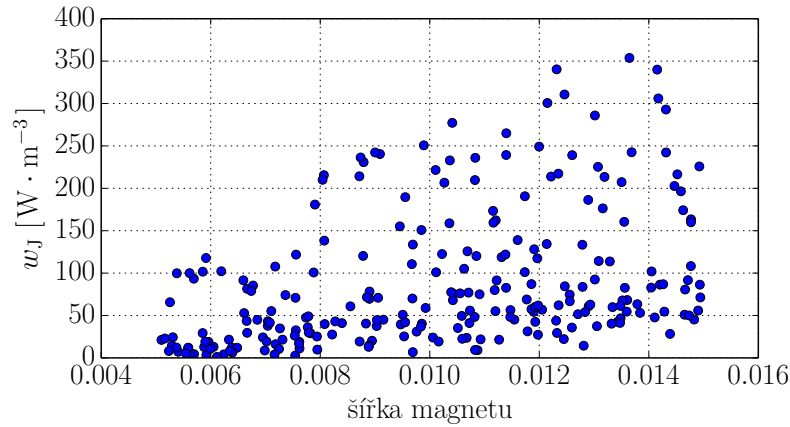
Obr. 5.18: Závislost Jouleových ztrát na velikosti vzduchové mezery.

Podobně jednoznačné jako v předchozí řešené variantě se jeví zvětšování ploch magnetů uspořádaných okolo upínače, jak znázorňuje Obr. 5.19. Ostatní vstupní proměnné parametry nemají na výstup matematického modelu výrazný vliv.

#### 5.7.2 Genetický algoritmus

Dalším použitým optimalizačním kódem byl genetický algoritmus aplikovaný na stejný numerický model magnetického pole za účelem získání co nejlepší varianty geometrie uspořádání permanentních magnetů a jejich optimální velikosti. Meze vstupních parametrů jsou uvažovány ve stejných relacích jako v předchozích výpočtech. Genetický algoritmus je aplikován na 13ti populacích, přičemž v každé populaci se vyskytuje 40 jedinců.





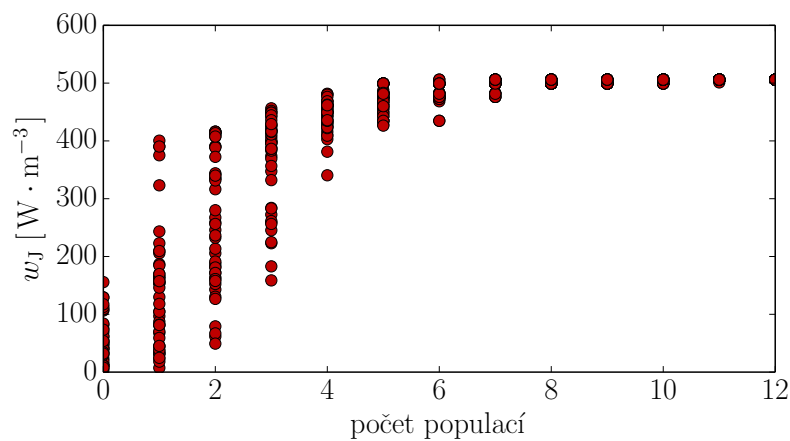
Obr. 5.19: Závislost Jouleových ztrát na šířce permanentního magnetu.

*Magnetický obvod - 4 magnety*

Výsledek popisující optimalizační proces vývoje řešení s ohledem na číslo populace je prezentovaný na Obr. 5.20. Nejvýhodnějšího výsledku bylo dosaženo v poslední populaci, kdy Jouleovy ztráty  $w_J = 506,03 \text{ W} \cdot \text{m}^{-3}$ . Parametry magnetického obvodu a velikost magnetů jsou pro danou variantu uvedeny v Tab.5.3.

Tab. 5.3: Nejlepší parametry magnetického obvodu obsahující 4 permanentní magnety.

Parametr	hodnota
Velikost vzduchové mezery	2,654 mm
Šířka magnetu	14,302 mm
Výška magnetu	18,975 mm
Koeficient zapuštění magnetu	0,051



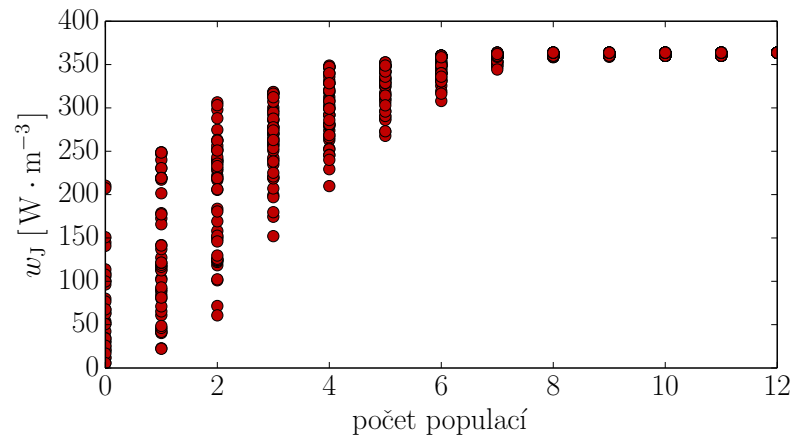
Obr. 5.20: Závislost Jouleových ztrát na počtu populací pro uspořádání čtyř permanentních magnetů.

*Magnetický obvod - 6 magnetů*

Obr. 5.21 opět znázorňuje optimalizační proces, kterým byla určena nejlepší varianta pro uspořádání šesti permanentních magnetů dle hodnot, které jsou vedené v Tab. 5.4. Zde bylo při šesté populaci získáno optimální řešení odpovídající výsledku Jouleových ztrát  $w_J = 363,71 \text{ W} \cdot \text{m}^{-3}$ . Porovnáním výsledku s předchozí variantou je dané uspořádání nevýhodné.

Tab. 5.4: Nejlepší parametry magnetického obvodu obsahující 6 permanentních magnetů.

Parametr	hodnota
Velikost vzduchové mezery	3,062 mm
Šířka magnetu	14,718 mm
Výška magnetu	18,273 mm
Koeficient zapuštění magnetu	0,019



Obr. 5.21: Závislost Jouleových ztrát na počtu populací pro uspořádání šesti permanentních magnetů.

V rámci dizertační práce byly popsány nejpoužívanější metody v oboru upínací techniky a zhodnocen stav tepelné upínací techniky jako perspektivního směru především pro vysokootáčkové obrábění. Pro jednotlivé technologie upínání byly uvedeny běžné konstrukční uspořádání a popsány vhodnosti použití. Práce si kladla za cíl především ukázat možnosti využití numerického modelování v daném odvětví tepelného upínání při návrhu nové technologie ohřevu upínacích pouzder.

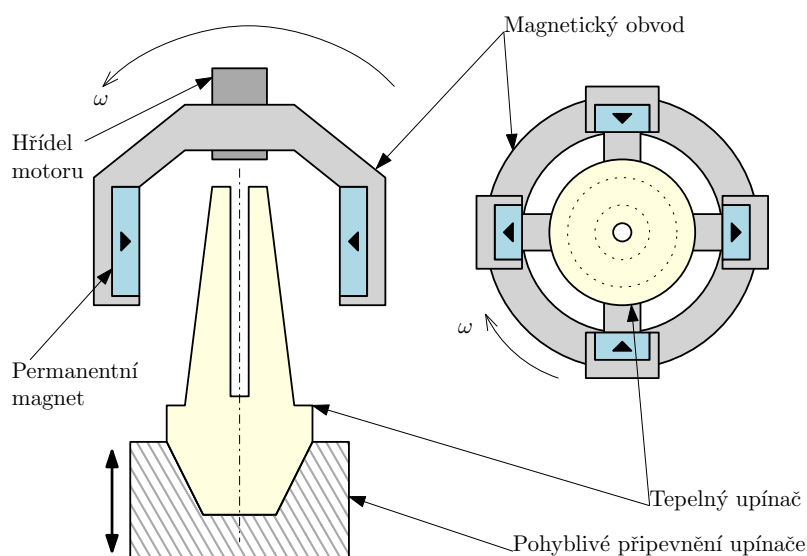
Pro numerické modelování byl odvozen příslušný matematický model, který obsahuje sdružení tří fyzikálních polí. Na konkrétním ilustrativním příkladu byl sestaven počítačový model úlohy, která byla řešena jako sdružený problém za současného respektování nelineárních závislostí materiálových parametrů, které jsou vázány nejen k jednotlivým polím, ale jsou provázány i mezi jednotlivými fyzikálními poli. Byly prezentovány dosažené výsledky, s jejichž pomocí lze popsat chování tepelné upínací hlavice během ohřevu pomocí rotačního indukčního ohřevu. Současně byly využity optimalizační techniky pro demonstraci možností návrhu inovativního zařízení při spojení vhodné numerické metody a optimalizačních algoritmů. Využití numerických metod v oboru tepelného upínání jeví jako velmi perspektivní a s jejich pomocí bylo možné navrhnout alternativní metodu ohřevu tepelných upínačů.

### 6.1 PERSPEKTIVNÍ SMĚRY DALŠÍHO VÝZKUMU

Uspořádání, kdy je pohybováno magnetickým obvodem okolo tepelného upínače představuje další možnost, kterou lze inovovat tepelná upínací technika. Jedno z možných konstrukčních uspořádání je naznačeno na Obr. 6.1. Tepelný upínač je zafixovaný na podstavci, kterým je možné pohyblivým mechanismem pohybovat v naznačeném směru. Toto je uvažováno z důvodu možnosti nasazení stopky nástroje do zahřátého a roztaženého upínače. Rotační indukční ohřev může být realizován pohybem permanentních magnetů uzavřených v magnetickém obvodu okolo upínací hlavice.

Výhodu daného řešení oproti dosud řešenému uspořádání představuje především nepohyblivý upínač, který není při vyšších otáčkách povrchově chlazen okolním prostředím. Další výhodou představuje skutečnost, že v případě požadavku na rozebrání spojení nástroje lze očekávat bezpečnější manipulaci ve stavu, když je upínač roztažen, ale je stále spojen s nástrojem. V neposlední řadě lze na daném uspořádání jednodušeji řešit problematiku měření teplot a roztažnosti upínače. Nevýhodou je v daném případě především složitější konstrukce.

Dalším bodem pro budoucí výzkum představuje pro danou oblast řešení představuje zbytkový magnetismus. Vzhledem k obecně feromagnetickému materiálu upínací hlavice a její interakci s magnetickým polem existuje reálná možnost, že upínač zůstane po ohřevu pomocí uvedených variant indukčního ohřevu částečně



Obr. 6.1: Varianta uspořádání rotačního indukčního ohřevu pro fixovaný tepelný upínač a rotující magnetický obvod s permanentními magnety.

zmagnetovaný. Toto je nepřijatelné pro aplikaci, kdy je upínací pouzdro použito k uchycení vrtacího nástroje. Pokud by pak došlo k vrtání materiálu, u kterého lze předpokládat interakce se zmagnetovaným upínačem, existuje nebezpečí nalepení třísek obráběného materiálu na upínač. Ty pak mohou způsobit házení vlivem nesymetrie, což může mít v kombinaci s velmi vysokými otáčkami fatální následky. Je proto potřeba posoudit nutnost demagnetizace upínacích hlavice v případě použití indukčního ohřevu.

## SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 2.1	Fréza Seco pro frézování do rohu Turbo 10. . . . .	3
Obr. 2.2	Použití vrtáku MDWo80XHT Sumitomo při hlubokém vr- tání sklářských forem. . . . .	4
Obr. 2.3	Přehled používaných typů systému HSK. . . . .	5
Obr. 2.4	Kleštinový upínač. . . . .	6
Obr. 2.5	Kleštiny OZ25, 7 - 25mm, 7 ks + kleštinový upínač MK3 / M12. . . . .	6
Obr. 2.6	Upínač typu Weldon. . . . .	7
Obr. 2.7	Čelní fréza s ploškou pro upínač Weldon. . . . .	7
Obr. 2.8	Princip polygoniálního upínače Tribos. . . . .	7
Obr. 2.9	Mechanicky deformovatelný upínač Schunk Tribos R. . . . .	7
Obr. 2.10	Hydraulický upínač Schunk Tendo v řezu. . . . .	8
Obr. 2.11	Kroky spojení upínacího pouzdra a stopky nástroje. . . . .	9
Obr. 2.12	Princip rozebrání spojení tepelného upínače a stopkového nástroje. . . . .	10
Obr. 2.13	Závislost obvodového házení na životnost upínacího ele- mentu [12]. . . . .	11
Obr. 2.14	Porovnání maximální axiální síly pro různé typy upínačů [30], [59]. . . . .	11
Obr. 2.15	Závislost přenositelného kroutícího momentu podle vnitř- ního průměru pouzdra pro různé typy upínačů [59]. . . . .	12
Obr. 2.16	Profesionální zařízení pro tepelné upínání. Vlevo zařízení výrobce Gühring zastoupený modelem GISS 3000 [14], upro- střed Bilz ThermoGrip® Machine: ISG2200WK [3] a napravo Diebold ISG 2202 Inductive Shrink Unit [8]. . . . .	12
Obr. 2.17	Profesionální zařízení pro tepelné upínání. Zleva zařízení od výrobců Proking (T3K-I a T3K-II) [48], Haimer (Power Clamp Premium Plus) [15] a Techniks (ShrinkSTATION 00320) [58]). . . . .	13
Obr. 2.18	Princip indukčního ohřevu v nestacionárním magnetickém poli. . . . .	14
Obr. 2.19	Aplikace indukčního ohřevu pro tepelné upínání. . . . .	15
Obr. 2.20	Princip indukčního ohřevu ve stacionárním magnetickém poli. . . . .	16
Obr. 2.21	Aplikace rotačního indukčního ohřevu pomocí permanent- ních magnetů pro tepelné upínání. . . . .	16
Obr. 3.1	Přehled řešených fyzikálních polí jako sdruženého problému. . . . .	17
Obr. 3.2	Určení přenositelném momentu spojení. . . . .	24
Obr. 4.1	Algoritmus genetického algoritmu. . . . .	29
Obr. 5.1	Průmyslově vyráběná termoelastická upínací hlavice Gühring, typ HSK-C, pro nástroje o průměru 8 mm. . . . .	30

Obr. 5.2	Rozměry reálného tepelného upínače v řezu v osové symetrii (v milimetrech). . . . .	31
Obr. 5.3	Uspořádání rotačního indukčního ohřevu tepelného upínače (v milimetrech). . . . .	31
Obr. 5.4	Závislost koeficientu přestupu tepla na otáčkách. . . . .	34
Obr. 5.5	Definice okrajových podmínek pro jednotlivé definiční oblasti řešených fyzikálních polí. . . . .	34
Obr. 5.6	Závislost objemových Jouleových ztrát v tepelném upínači na počtu elementů diskretizační sítě. . . . .	35
Obr. 5.7	Časový vývoj teploty pro zvolené otáčky upínací hlavice. . .	35
Obr. 5.8	Posun v závislosti na poloměru pro vybrané otáčky. . . . .	36
Obr. 5.9	Experiment rotačního indukčního ohřevu pro upínání s asynchronním motorem Siemens 1LA7107-4AA10. . . . .	37
Obr. 5.10	Měření rotačního indukčního ohřevu pro tepelné upínání s vysokootáčkovým motorem Atas FT4C82R . . . . .	39
Obr. 5.11	Porovnání časové závislosti teploty získané numerickým simulováním a kontrolním experimentálním měřením upínací hlavice. . . . .	40
Obr. 5.12	Závislost časového průběhu teploty na zvoleném koeficientu přestupu tepla. . . . .	40
Obr. 5.13	Porovnání časového průběhu teploty pro lineární a nelineární elektrickou vodivost. . . . .	41
Obr. 5.14	Závislost Jouleových ztrát na velikosti vzduchové mezery. .	42
Obr. 5.15	Závislost Jouleových ztrát na šířce permanentního magnetu. .	43
Obr. 5.16	Závislost Jouleových ztrát na výšce permanentního magnetu. .	43
Obr. 5.17	Závislost Jouleových ztrát na velikosti zapaštění magnetu. .	44
Obr. 5.18	Závislost Jouleových ztrát na velikosti vzduchové mezery. .	44
Obr. 5.19	Závislost Jouleových ztrát na šířce permanentního magnetu. .	45
Obr. 5.20	Závislost Jouleových ztrát na počtu populací pro uspořádání čtyř permanentních magnetů. . . . .	45
Obr. 5.21	Závislost Jouleových ztrát na počtu populací pro uspořádání šesti permanentních magnetů. . . . .	46
Obr. 6.1	Varianta uspořádání rotačního indukčního ohřevu pro fixovaný tepelný upínač a rotující magnetický obvod s permanentními magnety. . . . .	48
Obr. A.1	Závislost permeability na magnetické indukci pro ocel ČSN 19552. . . . .	58
Obr. A.2	Korekční křivka pro závislost permeability na teplotě pro ocel ČSN 19552. . . . .	58
Obr. A.3	Závislost elektrické vodivosti na teplotě pro ocel ČSN 19552. .	59
Obr. A.4	Teplotní závislost tepelné vodivosti pro ocel ČSN 19552. . .	59
Obr. A.5	Teplotní závislost hustoty pro ocel ČSN 19552. . . . .	59
Obr. A.6	Teplotní závislost měrné tepelné kapacity pro ocel ČSN 19552. .	60
Obr. A.7	Teplotní závislost teplotní roztažnosti pro ocel ČSN 19552. .	60
Obr. A.8	Teplotní závislost Youngova modulu pružnosti pro ocel ČSN 19552. . . . .	60

## SEZNAM TABULEK

---

Tab. 2.1	Patenty v oblasti tepelného upínání. . . . .	13
Tab. 2.2	Technická data vybraných zařízení pro tepelné upínání. . . .	14
Tab. 3.1	Zdroje magnetického pole. . . . .	20
Tab. 5.1	Parametry pro jednotlivé oblasti ve vybraných fyzikálních polích, ve kterých je možné uvažovat pro některé materiály konstantní hodnoty. . . . .	33
Tab. 5.2	Technické parametry FT <sub>4</sub> C8 <sub>2</sub> R. . . . .	38
Tab. 5.3	Nejlepší parametry magnetického obvodu obsahující 4 permanentní magnety. . . . .	45
Tab. 5.4	Nejlepší parametry magnetického obvodu obsahující 6 permanentních magnetů. . . . .	46
Tab. A.1	Ekvivalenty označení oceli ČSN 19552 dle zahraničních norem.	58

## LITERATURA

---

- [1] ARSLAN, M. A.: Coupled thermal/structural contact analyses of shrink-fit tool holder. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering*, ročník 228, č. 5, 2014: s. 715–724.
- [2] AYGUN, H.: Adjusting device for shrink-fit chuck tool holder. Březen 29 2012, patent App. 13/218,952.
- [3] *Bilz Tool Company, Inc.* Cit. 4.3.2014.  
URL <[http://bilz.us/tg\\_machines.php](http://bilz.us/tg_machines.php)>
- [4] BOLEY, B. A.; WEINER, J. H.: *Theory of Thermal Stresses*. Wiley, New York, USA, 1960, ISBN 9780471086796.
- [5] CHOI, K. K.; KIM, N.-H.: *Structural Sensitivity Analysis and Optimization 2: Nonlinear Systems and Applications*. Mechanical Engineering Series, Springer New York, 2006, ISBN 9780387273068.
- [6] COATES, R.; COUTIE, G.; KONG, F.: *Structural Analysis*. Chapman & Hall, 1990, ISBN 9780412379802.
- [7] COOK, R. D.: *Finite element modeling for stress analysis*. Wiley, New York, USA, 1995, ISBN 0-471-10774-3.
- [8] *Diebold GmbH & Co.* Cit. 4.3.2014.  
URL <<http://www.diebold-hsk.de/en/products.php>>
- [9] DOLEŽEL, I.; KARBAN, P.; ULRYCH, B.; aj.: Limit Operation Regimes of Actuators Working on Principle of Thermoelasticity. *IEEE Trans. Magn.*, ročník 44, č. 6, 2008: s. 810–813, ISSN 0018-9464.
- [10] DOLEŽEL, I.; MACH, F.; KARBAN, P.; aj.: Induction heating of cylindrical billets in magnetic field produced by permanent magnets: Simulation and experiments. *Przeglad Elektrotechniczny*, ročník 89, č. 3A, 2013: s. 250–252, ISSN 0033-2097.
- [11] ERDEL, B. P.: *High-speed Machining*. Society of Manufacturing Engineers, 2003, ISBN 9780872636491.
- [12] *Garant - příručka obrábění*. Cit. 4.3.2014.  
URL <<https://www.hoffmann-group.com>>
- [13] GEN, M.; CHENG, R.: *Genetic Algorithms and Engineering Optimization*. A Wiley-Interscience publication, Wiley, 2000, ISBN 9780471315315.
- [14] *Gühring s.r.o.* Cit. 4.3.2014.  
URL <[http://www.guehring.cz/data/produkty/GM300\\_cs.pdf](http://www.guehring.cz/data/produkty/GM300_cs.pdf)>



- [15] Haimer GmbH. Cit. 4.3.2014.  
URL <[http://www.haimer.biz/fileadmin/assets/downloads/kataloge/2014-03\\_Power\\_Clamp\\_System\\_DE-EN\\_screen.pdf](http://www.haimer.biz/fileadmin/assets/downloads/kataloge/2014-03_Power_Clamp_System_DE-EN_screen.pdf)>
- [16] HAIMER, F.: Thermal clamping device for rotary tool, connectable to compressed air supply for urging tool against stop following thermal expansion of tool holder. Listopad 6 2003, patent App. DE2,002,118,292.
- [17] HAIMER, F.: Shrinking arrangement for a tool holder. Červen 20 2006, patent 7,062,847.
- [18] HARTMANN, F.; KATZ, C.: *Structural Analysis with Finite Elements*. Springer London, Limited, 2007, ISBN 9783540497028.
- [19] HOLMAN, J. P.: *Heat transfer*. McGraw Hill, New York, 2002, 2002, ISBN 0-07-029620-0.
- [20] HUŇKA, R.: *Rešerše nástrojových upínacích rozhraní frézovacích strojů*. Bakalářská práce, Vysoké učení technické v Brně, 2010.
- [21] JIANMEI, W.; JIANFENG, K.; LIANG, T.: Theoretical and experimental studies for wind turbine's shrink disk. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, ročník 229, č. 2, 2015: s. 325–334, doi:10.1177/0954406214533529, cited By o.
- [22] KACZMAROWSKI, A.; YANG, S.; SZLUFARSKA, I.; aj.: Genetic algorithm optimization of defect clusters in crystalline materials. *Computational Materials Science*, ročník 98, 2014: s. 234–244, doi:10.1016/j.commatsci.2014.10.062, cited By o.
- [23] KAMENICKÁ, P.: *Způsoby upínání nástrojů a obrobků*. Bakalářská práce, Vysoké učení technické v Brně, 2013.
- [24] KARBAN, P.; MACH, F.; DOLEŽEL, I.: Modeling of rotational induction heating of nonmagnetic cylindrical billets. *Applied Mathematics and Computation*, ročník 219, č. 13, 2013: s. 7170–7180, ISSN 0096-3003.
- [25] KARBAN, P.; MACH, F.; KŮS, P.; aj.: Numerical solution of coupled problems using code Agros2D. *Computing*, ročník 95, č. 1, 2013: s. 381–408, ISSN 0010-485X, doi:10.1007/s00607-013-0294-4.
- [26] KARBAN, P.; aj.: *Agros2D - Multiplatform application for the solution of PDEs*. URL <<http://agros2d.org/>>
- [27] KARNOVSKY, I. A.; LEBED, O.: *Advanced Methods of Structural Analysis*. Springer US, 2010, ISBN 9781441910479.
- [28] KELCH, M.: Method and apparatus for the thermal clamping and releasing of tools. Červen 29 2004, patent 6,755,228.
- [29] KOČMAN, K.; PROKOP, J.: *Technologie obrábění*. CERM, 2001, ISBN 9788021419964.

- [30] Komet Group. Cit. 4.3.2014.  
URL <[http://www.kometgroup.com/pdf/kompass/KomPass\\_GB.pdf#page=394](http://www.kometgroup.com/pdf/kompass/KomPass_GB.pdf#page=394)>
- [31] KOMÁREK, M.: *Rotační upínací elementy nástrojů jako příslušenství obráběcích strojů*. Bakalářská práce, Vysoké učení technické v Brně, 2011.
- [32] KOTLAN, V.: *Modelování a využití vybraných termoelastických jevů vyvolaných tepelnými účinky elektromagnetického pole*. Habilitační práce, 2014, Plzeň.
- [33] KOTLAN, V.; KOUDELA, L.: The shrink-fit using the rotation heating. In *ISTET 2013: International Symposium on Theoretical Electrical Engineering*, Pilsen: University of West Bohemia, 2013, ISBN 978-80-261-0246-5, s. 71–72.
- [34] KOUDELA, L.: Modelování tepelné upínací techniky. In *Elektrotechnika a informatika 2013. Část 1., Elektrotechnika*, Nečtiny: Západočeská univerzita v Plzni, 2013, ISBN 978-80-261-0233-5, s. 69–72.
- [35] KOUDELA, L.: Modelování magneto-termoelastických procesů. In *In Elektrotechnika a informatika 2014. Část první, Elektrotechnika*, Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni, 2014, ISBN 978-80-261-0367-7, s. 69–72.
- [36] KOUDELA, L.; KOTLAN, V.: The influence of arrangement of permanent magnets to rotation heating of ferromagnetic shrink-fit. In *Joint conference Computational Problems of Electrical Engineering and Advanced Methods of the Theory of Electrical Engineering*, Roztoky u Křivoklátku: University of West Bohemia, 2013, ISBN 978-80-261-0247-2, s. VII–10–VII–11.
- [37] KOUDELA, L.; KOTLAN, V.: Modeling of Induction Heating for Shrink Fit. In *In Proceedings of Electromagnetic Phenomena in Nonlinear Circuits*, Pilsen: University of West Bohemia, 2014, ISBN 978-80-261-0350-9, s. 83–84.
- [38] KOUDELA, L.; KOTLAN, V.: High-speed rotation induction heating in thermal clamping technology. *Applied Mathematics and Computation*, 2015, ISSN 0096-3003, doi:10.1016/j.amc.2015.01.107.
- [39] KOUDELA, L.; KOTLAN, V.; DOLEŽEL, I.: Monolithic Model of Induction Shrink Fit for High-Speed Tools. In *In Book of Digest of the Fifth Symposium on Applied Electromagnetics*, Skopje: Ss. Cyril and Methodius University in Skopje, 2014, ISBN 978-9989-630-72-9, s. 27–28.
- [40] KOUDELA, L.; KOTLAN, V.; POLCAR, P.: Analysis of Mutual Influence of Asynchronous motor and Clamping Head Using Rotation Induction Heating. In *In Proceedings of Abstracts*, Žilina: University of Žilina, 2014, ISBN 978-80-554-0910-8, str. 59.
- [41] KŮS, P.; KARBAN, P.; DOLEŽEL, I.; aj.: Optimization of the system for induction heating of nonmagnetic cylindrical billets in rotating magnetic field produced by permanent magnets. *Computing*, ročník 95, č. 1, 2013: s. 537–552, ISSN 0010-485X.

- [42] LAPORTE, E.; TALLEC, P. L.: *Numerical Methods in Sensitivity Analysis and Shape Optimization*. Modeling and Simulation in Science, Engineering and Technology, Birkhäuser Boston, 2003, ISBN 9780817643225.
- [43] MANCUSO, J. R.: *Couplings and Joints: Design, Selection & Application*. Mechanical Engineering, Taylor & Francis, 1999, ISBN 9780824799502.
- [44] NARASAIHA, L.: *Finite Element Analysis*. Taylor & Francis, 2009, ISBN 9781420095104.
- [45] NOWACKI, W.: *Dynamic Problems of Thermoelasticity*. Noordhoff, 1975, ISBN 9789028600454.
- [46] OESTERLE, H.: Tool retraction receiving element and adapter for positioning the same. Únor 17 2009, patent 7,491,023.
- [47] PARK, H.-S.; DANG, X.-P.: Multiobjective optimization of the heating process for forging automotive crankshaft. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, ročník 137, č. 3, 2015, doi:10.1115/1.4029805, cited By o.
- [48] *ProKing Heating Technologies International Corp*. Cit. 4.3.2014.  
URL <[http://www.proking-heating.com/eng/product\\_tk3.htm](http://www.proking-heating.com/eng/product_tk3.htm)>
- [49] QIU, Y.; LIANG, J.; WANG, K.; aj.: New strategies of sensitivity analysis capabilities in continuous-energy Monte Carlo code RMC. *Annals of Nuclear Energy*, ročník 81, 2015: s. 50–61, doi:10.1016/j.anucene.2015.03.026, cited By o.
- [50] REINERT, J.; BROCKMEYER, A.; DONCKER, R. W. D.: Calculation of Losses in Ferro- and Ferrimagnetic Materials Based on the Modified Steinmetz Equation. *IEEE Transactions on industry applications*, ročník 37, č. 4, 2001: s. 1055–1061, ISSN 0093-9994.
- [51] RUDNEV, V.; LOVELESS, D.; COOK, R. L.; aj.: *Handbook of Induction Heating*. CRC Press, Boca Raton, USA, 2002, ISBN 9780824708481.
- [52] SADIKU, M. N. O.: *Numerical Techniques in Electromagnetics, Second Edition*. CRC Press LLC, 2001, ISBN 0-8493-1395-3.
- [53] SERVUS, T.: *Trendy vývoje upínání řezných nástrojů*. Diplomová práce, Vysoké učení technické v Brně, 2009.
- [54] SHULIN, W.; BO, Z.; WEIZHAN, Z.; aj.: Failure Analysis of Shrink Fit Tool Chuck. In *Mechanic Automation and Control Engineering (MACE)*, 2011, s. 6515–6518.
- [55] Software, J.: *MPDB*. Cit. 4.6.2009.  
URL <[http://www.jahm.com/pages/about\\_mpdb.html](http://www.jahm.com/pages/about_mpdb.html)>
- [56] SZABÓ, B.; BABUŠKA, I.: *Introduction to Finite Element Analysis: Formulation, Verification and Validation*. Wiley series in computational mechanics, Wiley, 2011, ISBN 9781119993483.

- [57] *Technický týdeník*. Cit. 6.3.2015.  
URL <[http://www.technickytydenik.cz/rubriky/serialy/upinace-nastroju/upinace-nastroju-2\\\_8498.html](http://www.technickytydenik.cz/rubriky/serialy/upinace-nastroju/upinace-nastroju-2\_8498.html)>
- [58] *Techniks, Inc.* Cit. 4.3.2014.  
URL <<http://www.techniksusa.com/metal/pthsfm.htm>>
- [59] *internetové stránky Tepelné upínání.cz*. Cit. 4.3.2014.  
URL <<http://www.tepelneupinani.cz>>
- [60] VITÁSEK, E.: *Numerické metody*. Technický průkaz, SNTL, 1987.
- [61] WANG, S. L.; ZHOU, B.; ZHANG, W. Z.; aj.: Analysis on the Process of Induction Heating for Shrink-Fit Chuck. In *Manufacturing science and technology: selected, peer reviewed papers from the international conference on manufacturing science and technology (ICMST 2011)*, Singapore, 2011, s. 2850–2855.
- [62] WILLIAMS, A.: *Structural Analysis: In Theory and Practice*. In Theory and Practice Series, Elsevier Science, 2009, ISBN 9780080949826.
- [63] YUN, Y.-H.; WANG, W.-T.; DENG, B.-C.; aj.: Using variable combination population analysis for variable selection in multivariate calibration. *Analytica Chimica Acta*, ročník 862, 2015: s. 14–23, doi:10.1016/j.aca.2014.12.048, cited By o.
- [64] ZINN, S.; SEMIATIN, S. L.: *Elements of induction heating: design, control and applications*. California, USA: EPRI, Inc., 2011, ISBN 978-0-87170-308-8.
- [65] ŠKOPEK, M.; ULRYCH, B.; DOLEŽEL, I.: Optimized Regime of Induction Heating of a Disk Before its Pressing on Shaft. *IEEE Trans. Magn.*, ročník 37, č. 5, 2001: s. 3380–3338, ISSN 0018-9464.
- [66] ŠOLÍN, P.: *Partial Differential Equations and the Finite Element Method*. J. Wiley & Sons, New York, USA, 2005, ISBN 978-0-471-72070-6.
- [67] ŠOLÍN, P.; ANDRŠ, D.; ČERVENÝ, J.; aj.: PDE-Independent Adaptive hp-FEM Based on Hierarchic Extension of Finite Element Spaces. *Journal of Computational and Applied Mathematics*, ročník 233, č. 12, 2010: s. 3086–3094, ISSN 0377-0427.
- [68] ŠOLÍN, P.; SEGETH, K.; DOLEŽEL, I.: *Higher-Order Finite Element Methods*. CRC Press, Boca Raton, USA, 2003, ISBN 158488438X.
- [69] ŠOLÍN, P.; ČERVENÝ, J.; DOLEŽEL, I.: Arbitrary-Level Hanging Nodes and Automatic Adaptivity in the hp-FEM. *Mathematics and Computers in Simulation*, ročník 77, č. 1, 2008: s. 117–132, ISSN 0378-4754.

Část II

PŘÍLOHA

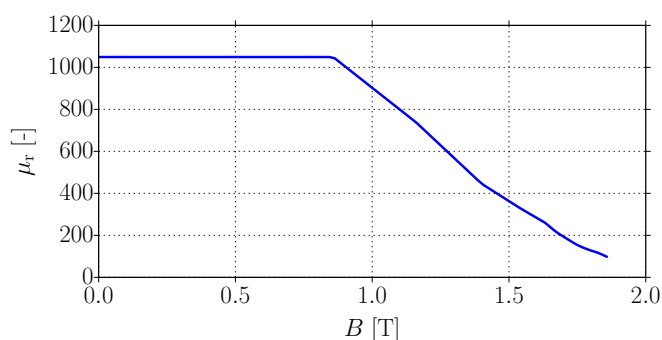
## OCEL ČSN 19552

Daný materiál patří podle české normy mezi ocel kategorie 19, tzn. nástrojové oceli. Ekvivalenty dle zahraničních norem jsou uvedeny v Tab. A.1

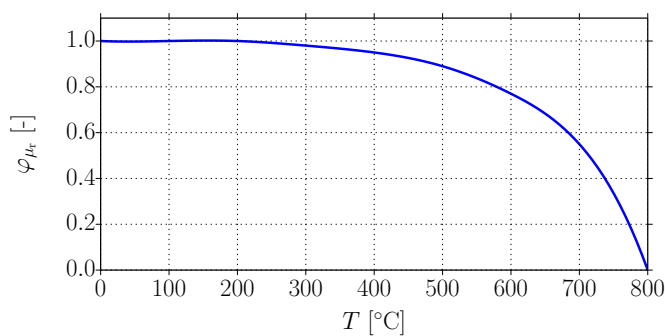
Tab. A.1: Ekvivalenty označení oceli ČSN 19552 dle zahraničních norem.

Podle EN ISO 4957	X37CrMoV5-1
Francie	AFNOR Z 38 CDV 5
Německo	DIN 1.2343
USA	UNS T20811
Japonsko	JIS SKD6
Velká Británie	B.S. BH 11

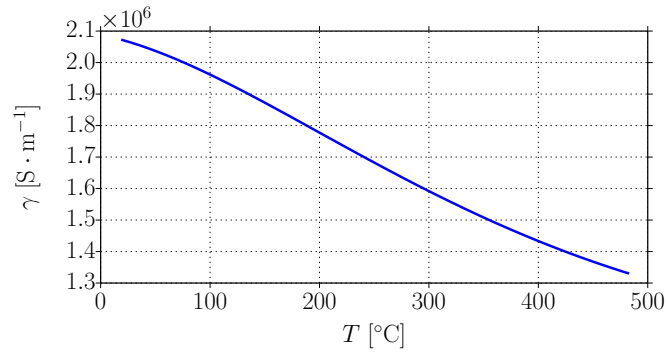
Pro numerické modelování ilustrativního příkladu byly použity tyto nelineární materiálové charakteristiky vztažené k jednotlivým fyzikálním polím. Data byla převzata z databáze MPDB firmy JAHM Software [55].



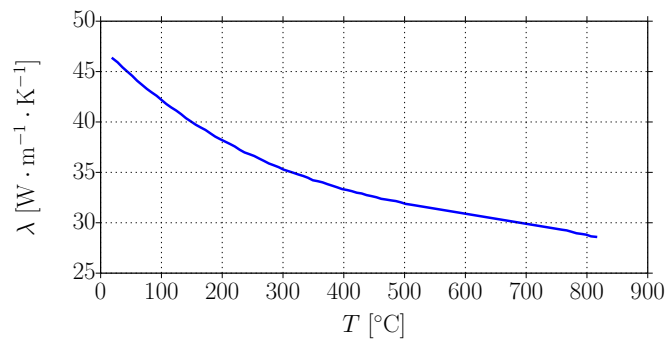
Obr. A.1: Závislost permeability na magnetické indukci pro ocel ČSN 19552.



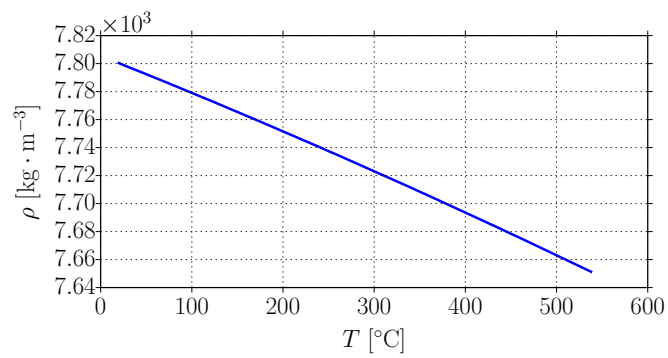
Obr. A.2: Korekční křivka pro závislost permeability na teplotě pro ocel ČSN 19552.



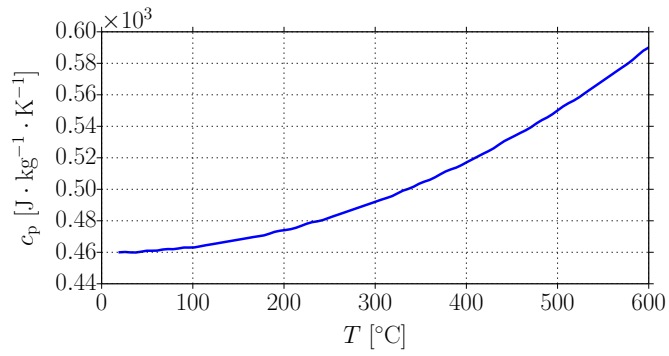
Obr. A.3: Závislost elektrické vodivosti na teplotě pro ocel ČSN 19552.



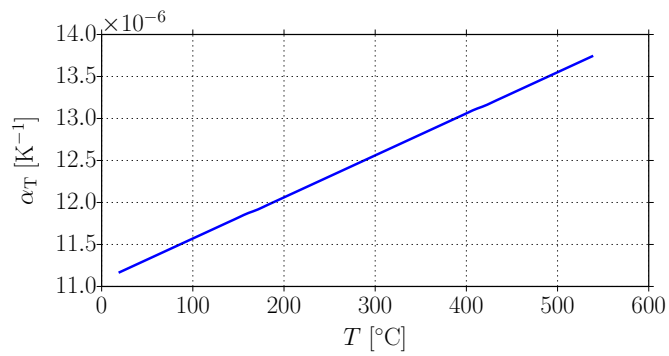
Obr. A.4: Teplotní závislost tepelné vodivosti pro ocel ČSN 19552.



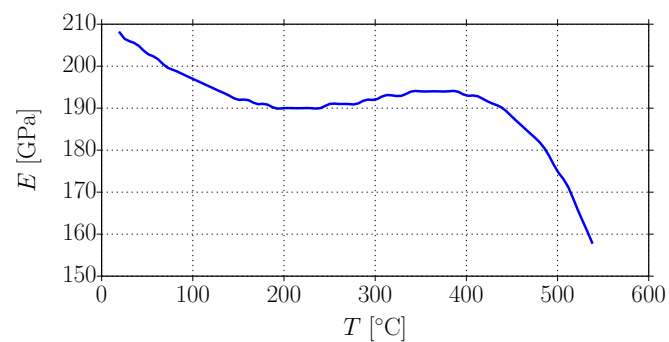
Obr. A.5: Teplotní závislost hustoty pro ocel ČSN 19552.



Obr. A.6: Teplotní závislost měrné tepelné kapacity pro ocel ČSN 19552.



Obr. A.7: Teplotní závislost teplotní roztažnosti pro ocel ČSN 19552.



Obr. A.8: Teplotní závislost Youngova modulu pružnosti pro ocel ČSN 19552.