



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA ELEKTROTECHNIKY A KOMUNIKAČNÍCH TECHNOLOGIÍ

FACULTY OF ELECTRICAL ENGINEERING AND COMMUNICATION

ÚSTAV VÝKONOVÉ ELEKTROTECHNIKY A ELEKTRONIKY

DEPARTMENT OF POWER ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERING

TEPELNÝ VÝPOČET ASYNCHRONNÍHO MOTORU POMOCÍ TEPELNÝCH SÍTÍ

THERMAL CALCULATION OF INDUCTION MOTOR USING THERMAL NETWORKS

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Martin Čáp

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Marek Toman

BRNO 2018

Diplomová práce

magisterský navazující studijní obor **Silnoproudá elektrotechnika a výkonová elektronika**

Ústav výkonové elektrotechniky a elektroniky

Student: Bc. Martin Čáp **ID:** 167660 **Ročník:** 2 **Akademický rok:** 2017/18

NÁZEV TÉMATU:

Tepelný výpočet asynchronního motoru pomocí tepelných sítí

POKYNY PRO VYPRACOVÁNÍ:

1. Seznamte se se základními principy teorie přenosu tepla a nastudujte metodu tepelných sítí.
2. Provedte analýzu ztrát asynchronního motoru.
3. Provedte rešeršní studii různých konfigurací tepelných sítí asynchronních motorů.
4. Realizujte tepelné výpočty podle několika různých nastudovaných konfigurací tepelných sítí a výsledky porovnejte s teplotním měřením na reálném motoru.

DOPORUČENÁ LITERATURA:

- [1] Melor, P. H., D. Roberts a D. R. Turner. Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFCdesign. IEEE Proceedings, 1991.
- [2] KOPYLOV, Igor Petrovič. Stavba elektrických strojů. SNTL, 1988.
- [3] PYRHONEN, Juha, Tapani JOKINEN a Valéria HRABOVCOVÁ. Design of Rotating Electrical Machines. Second Edition. WILEY, 2014.

Termín zadání: 5.2.2018

Termín odevzdání: 21.5.2018

Vedoucí práce: Ing. Marek Toman

Konzultant:

doc. Ing. Ondřej Vítek, Ph.D.

předseda oborové rady

UPOZORNĚNÍ:

Autor diplomové práce nesmí při vytváření diplomové práce porušit autorská práva třetích osob, zejména nesmí zasahovat nedovoleným způsobem do cizích autorských práv osobnostních a musí si být plně vědom následků porušení ustanovení § 11 a následujících autorského zákona č. 121/2000 Sb., včetně možných trestněprávních důsledků vyplývajících z ustanovení části druhé, hlavy VI. díl 4 Trestního zákoníku č.40/2009 Sb.

Abstrakt

Tato práce se zabývá tepelným výpočtem asynchronního motoru. Teoretická část se zabývá principy přenosu tepla, které jsou důležité pro tepelný výpočet. Další teoretická část popisuje analýzu asynchronního motoru a jeho ztráty. V praktické části jsou tyto ztráty spolu s elektromagnetickým obvodem vypočteny. Následně jsou vytvořeny dvě tepelné sítě, pomocí kterých je vypočteno oteplení jednotlivých částí stroje. Kvůli zajištění správnosti výsledku je vytvořen vázaný model dílčích výpočtů asynchronního stroje. Dalším krokem je porovnání vypočtených elektrických veličin a vypočtených teplot vůči změřeným hodnotám.

Klíčová slova

Asynchronní motor, přenos tepla, ztráty, analytický výpočet, metoda tepelné sítě, vázaný model.

Abstract

This thesis deals with thermal calculation of asynchronous motor. The theoretical part deals with principles of heat transfer, which are important for thermal calculation. Another theoretical part describes asynchronous motor analysis and its loss. In the practical part, these losses together with the electromagnetic circuit are calculated. Subsequently, two thermal networks are created to calculate the warming of individual machine parts. To ensure the correctness of the result, a bound model of partial calculations of the asynchronous machine is created. The next step is to compare the calculated electrical quantities and the calculated temperatures with respect to the measured values.

Keywords

Asynchronous motor, heat transfer, losses, analytic calculation, thermal network method, bound model.

Bibliografická citace:

ČÁP, M. *Tepelný výpočet asynchronního motoru pomocí tepelných sítí*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2018. 68 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Marek Toman.

Prohlášení

„Prohlašuji, že svou závěrečnou práci na téma *Tepelný výpočet asynchronního motoru pomocí tepelných sítí* jsem vypracoval samostatně pod vedením vedoucího diplomové práce a s použitím odborné literatury a dalších informačních zdrojů, které jsou všechny citovány v práci a uvedeny v seznamu literatury na konci práce.

Jako autor uvedené závěrečné práce dále prohlašuji, že v souvislosti s vytvořením této závěrečné práce jsem neporušil autorská práva třetích osob, zejména jsem nezasáhl nedovoleným způsobem do cizích autorských práv osobnostních a jsem si plně vědom následků porušení ustanovení § 11 a následujících autorského zákona č. 121/2000 Sb., včetně možných trestněprávních důsledků vyplývajících z ustanovení části druhé, hlavy VI. díl 4 Trestního zákoníku č. 40/2009 Sb.

V Brně dne 20. května 2018

Bc. Martin Čáp

Poděkování

Děkuji vedoucímu diplomové práce Ing. Marku Tomanovi za účinnou metodickou, pedagogickou a odbornou pomoc a další cenné rady při zpracování mé diplomové práce.

Dále bych rád poděkoval svým rodičům za podporu během studia.

V Brně dne 20. května 2018

Bc. Martin Čáp

Obsah

1	Úvod	1
2	Principy teorie přenosu tepla	2
2.1	Přenos tepla vedením.....	2
2.2	Vedení tepla ve stroji.....	3
2.3	Přenos tepla prouděním	6
2.3.1	Přirozené proudění	7
2.3.2	Nucené proudění.....	7
2.3.3	Proudění tepla ve stroji	8
2.4	Přenos tepla sáláním	11
2.4.1	Sálání tepla ve stroji.....	11
3	Matematická analýza ASM.....	13
3.1.1	Vztahy pro výpočet mechanických poměrů.....	13
3.2	Náhradní obvodové schéma asynchronního motoru	13
3.2.1	Vztahy pro výpočet elektrických poměrů v T-článku	14
3.2.2	Závislost odporu na teplotě	16
3.3	Výkon a moment ASM	16
3.4	Vztahy pro výpočet elektromagnetických poměrů	17
3.4.1	Výpočet rozměrů statoru a rotoru	17
3.4.2	Výpočet magnetických indukcí v jednotlivých částech stroje	18
3.4.3	Výpočet magnetických napětí v jednotlivých částech stroje a magnetizačního proudu	20
4	Analýza ztrát asynchronního motoru	23
4.1	Ztráty mechanické	23
4.1.1	Ztráty třením.....	24
4.1.2	Ventilační ztráty	24
4.1.3	Praktický výpočet mechanických ztrát.....	24
4.2	Ztráty v železe	25
4.2.1	Ztráty hysterezní.....	25
4.2.2	Ztráty vířivými proudy	26
4.2.3	Praktický výpočet měrných ztrát v železe.....	26
4.3	Ztráty ve vinutí	28
4.4	Dodatečné ztráty v železe.....	29
4.4.1	Povrchové ztráty	29
4.4.2	Pulzační ztráty.....	30
5	Metoda tepelné sítě.....	32
5.1	Sestavení matic na základě tepelné sítě.....	32
5.2	Tepelná síť 1	34
5.3	Tepelná síť 2	37

6	Vázaný model	41
6.1	Měření asynchronního motoru	43
6.1.1	Zkouška nakrátko	43
6.1.2	Zkouška naprázdno	44
6.1.3	Oteplovací zkouška při zatížení.....	45
6.2	Elektromagnetický model	45
6.3	Elektrický model	46
6.3.1	Parametry náhradního obvodu	46
6.4	Tepelný model	46
7	Ověření vypočtených výsledků	47
7.1	Ověření elektrického modelu.....	47
7.2	Ověření elektromagnetického modelu.....	48
7.3	Ověření tepelného modelu.....	48
8	Závěr	52
	Literatura	54
	Seznam symbolů, veličin a zkratk.....	56
	Seznam příloh.....	60
	Příloha 1	61
	Příloha 2	63

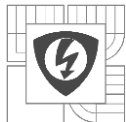
Seznam obrázků

Obrázek 2.1: Vektor hustoty tepelného toku a gradient teploty přes rovinnou stěnu	3
Obrázek 2.2: Obecná válcová součást se čtyřmi neznámými teplotami: dvěma v axiálních hranách a dvěma na vnějším a vnitřním povrchu, upraveno z [3]	3
Obrázek 2.3: Tepelný model obecné válcové součásti, upraveno ze [3]	4
Obrázek 2.4: Zjednodušený tepelný model obecné válcové součásti, upraveno ze [17]	6
Obrázek 3.1: Náhradní schéma asynchronního motoru ve tvaru T-článku, převzato z [7]	14
Obrázek 3.2: Náhradní schéma asynchronního motoru ve tvaru Γ -článku	14
Obrázek 3.3: Tok výkonu asynchronního motoru	16
Obrázek 3.4: Jednotlivé průběhy magnetické indukce ve vzduchové mezeře, převzato z [8]	19
Obrázek 4.1: Statická hysterezní smyčka, převzato z [13]	26
Obrázek 4.2: Porovnání katalogových a vypočtených hodnot měrných ztrát při 50 Hz	27
Obrázek 4.3: Porovnání katalogových a vypočtených hodnot měrných ztrát při 100 Hz	28
Obrázek 4.4: Průběh veličiny β jako funkce poměru b_0/δ , převzato [8]	30
Obrázek 4.5: Průběh magnetické indukce nad drážkovou roztečí, upraveno z [17]	30
Obrázek 5.1: Jednoduchá tepelná síť, převzato z [10]	32
Obrázek 5.2: Tepelné schéma, upraveno z [15]	34
Obrázek 5.3: Tepelné schéma 2, upraveno z [3]	37
Obrázek 6.6.1: Blokové schéma celkového vázaného modelu	41
Obrázek 6.6.2: Náhradní schéma asynchronního motoru při měření nakrátko	43
Obrázek 6.6.3: Průběh funkce magnetizační indukčnosti L_m	44
Obrázek 6.4: Oteplovací charakteristika analyzovaného motoru při jmenovitém zatížení	45
Obrázek 7.1: Průběh korekční křivky pro úpravu vypočtených ztrát v železe	48
Obrázek 7.2: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 1	50
Obrázek 7.3: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 2	51
Příloha 2.1: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 1	63
Příloha 2.2: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 3	64
Příloha 2.3: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 4	65
Příloha 2.4: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 2	66
Příloha 2.5: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 5	66
Příloha 2.6: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 3	67

Příloha 2.7: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 4.....	67
Příloha 2.8: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 5.....	68

Seznam tabulek

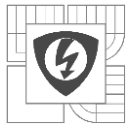
Tabulka 2.1: Součinitel proudění vybraných tvarů těles, převzato z [2].....	7
Tabulka 4.1: Koeficienty pro výpočet mechanických ztrát měřeného motoru.....	24
Tabulka 4.2: Činitel povrchových ztrát podle druhu rotoru	29
Tabulka 5.1: Význam tepelných zdrojů a uzlů:	34
Tabulka 5.2: Význam tepelných odporů a uzlů	40
Tabulka 6.1: Vstupní parametry změřených oteplovacích zkoušek	45
Tabulka 7.1: Porovnání elektrických veličin	47
Tabulka 7.2: Porovnání teplot [°C] změřených a vypočtených	49
Tabulka 7.3: Porovnání teplot [°C] rotorového vinutí.....	51
Příloha 1.1: Vypočtené teploty [°C] pomocí 1. sítě.....	61
Příloha 1.2: Vypočtené teploty [°C] pomocí 2. sítě.....	61
Příloha 1.3: Změřené teploty [°C]	62



1 ÚVOD

Největší objem vyráběných střídavých strojů je v uzavřeném provedení. S rostoucími náklady na materiál existuje snaha snížit velikost rámu těchto strojů pro daný výkon na úkor, jak horší účinnosti, tak nižší tolerance tepelného přetížení. Kromě toho jsou nyní stroje konstruovány s materiály, které jsou vysoce citlivé na teplotu, například magnety z neodym-železo-bóru používané ve vícepólových synchronních strojích. Vzhledem k těmto a jiným omezením nastává zvýšená potřeba správných analytických tepelných modelů.

Tepelné modely strojů s nízkým až středním jmenovitým zatížením nemusí být z důvodu základní povahy konstrukce a chlazení nadměrně složité. Tepelné selhání v těchto strojích se pravděpodobně vyskytuje buď ve vinutí statoru nebo rotoru. Tepelný model by proto měl být dostatečně podrobný, aby rozlišoval mezi komponenty statoru a rotoru. V ideálním případě by tento model měl poskytnout přechodné řešení, že mohou být posuzovány účinky rychle se měnících zatížení nebo krátkodobých přetížení. Cílem je tedy nalézt co nejpřesnější tepelnou síť vázanou na elektrické a elektromagnetické děje.



2 PRINCIPY TEORIE PŘENOSU TEPLA

Přenos tepla je fyzikální děj, při kterém probíhá výměna tepelné energie mezi dvěma systémy. V mikroskopickém měřítku existuje přímá souvislost mezi kinetickou energií molekul a tepelnou energií. Se stoupající teplotou se zvyšuje tepelný neklid molekul, který se projevuje lineárním pohybem a kmitáním. Z oblastí, které obsahují vyšší kinetickou energii, se energie přenáší do oblastí s nižší kinetickou energií. [1]

Pro popis tepelných procesů jsou důležité vztahy popisující přenos tepla a také uvolňování tepla v látkách. Přenos tepla rozdělujeme do tří kategorií: vedení (kondukce), proudění (konvekce) a sálání (záření, radiace). [1]

2.1 Přenos tepla vedením

Přenos tepla vedením (kondukcí) je děj, kdy probíhá přenos tepelné energie z oblasti s vyšší teplotou do oblastí s nižší teplotou vzájemnými srážkami částic látky. Částice s větší kinetickou energií předávají část této energie částicím s menší kinetickou energií. V důsledku toho se zvýší kinetická energie pomalejších částic. Vedení je nejčastějším způsobem přenosu tepla a dochází k němu fyzickým kontaktem.

Jsou-li teploty oblastí s vyšší a nižší teplotou udržovány neustále na stejných hodnotách, hovoříme o ustáleném (stacionárním) vedení tepla. V opačném případě jde o neustálené (nestacionární) vedení tepla. [1]

Přenos tepla vedením je popsán Fourierovým zákonem, který říká, že tepelný tok vztážený na plochu S přenesený vedením v látce je úměrný velikosti teplotního gradientu a má opačné znaménko než tento gradient [2]

$$q_v = -\lambda \cdot \text{grad } \vartheta, \quad (2.1)$$

kde q_v je hustota tepelného toku, λ je součinitel tepelná vodivost a $\text{grad } \vartheta$ je teplotní spád, který vyjadřuje maximální pokles teploty ve směru normály k izotermické ploše.

Pro jednorozměrné proudění platí zjednodušený pro celkový tepelný tok Q_v vztah:

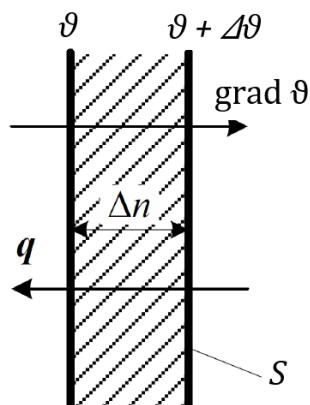
$$Q_v = \frac{\lambda}{l} \cdot S \cdot (\vartheta_1 - \vartheta_2), \quad (2.2)$$

kde l je tloušťka stěny tělesa kterým prostupuje teplo Q za dobu τ

$$Q = Q_v \cdot S \cdot \tau = \frac{\lambda}{l} \cdot S \cdot \tau \cdot (\vartheta_1 - \vartheta_2). \quad (2.3)$$

2.2 Vedení tepla ve stroji

Tepelný tok a gradient teploty jsou vektorové veličiny, které působí proti sobě. Jestliže máme dvě izotermické stěny s odlišnými teplotami, jednu s teplotou ϑ a druhou s teplotou $\vartheta + \Delta\vartheta$, tak vektor hustoty tepelného toku q bude kolmý na plochu od stěny s vyšší teplotou ke druhé a gradient teploty bude mít přesně opačný směr. Tato skutečnost je zobrazena na obrázku 2.1.



Obrázek 2.1: Vektor hustoty tepelného toku a gradient teploty přes rovinnou stěnu

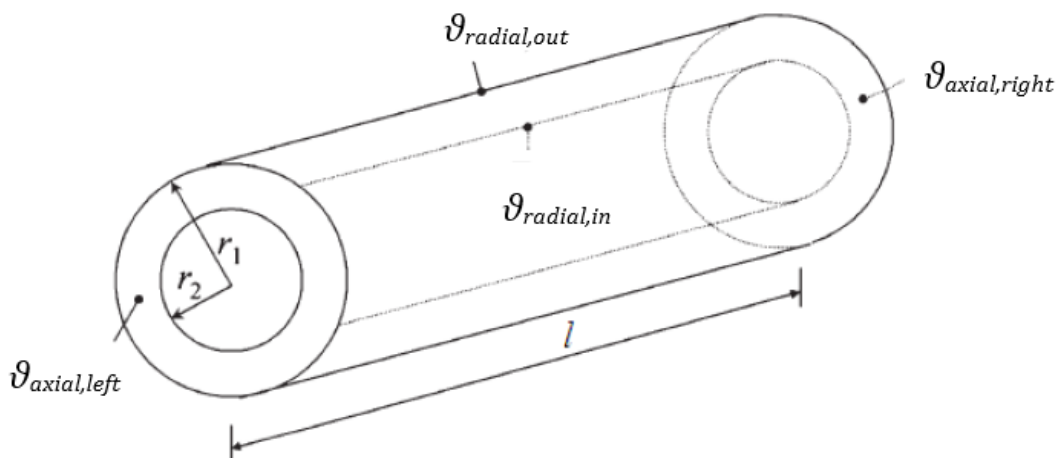
Součinitelem tepelné vodivosti λ se posuzuje kvalita materiálu z pohledu přenosu tepla. Tepelná vodivost je závislá na teplotě, ale pro zjednodušení ve výpočtech je uvažovaná její střední hodnota. Správné zvolení tepelné vodivosti má největší vliv na přesnost výpočtu oteplení pomocí tepelného modelu.

Tepelný odpor využívající přestup tepla vedením lze popsat vztahem

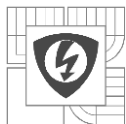
$$R_{\text{th}} = \frac{l}{\lambda \cdot S} \quad (2.4)$$

kde l je délka materiálu, λ je součinitel přenosu tepla a S je průřez materiálu.

Hlavní části stroje jsou založeny na obecných válcových součástech viz obr. 2.2



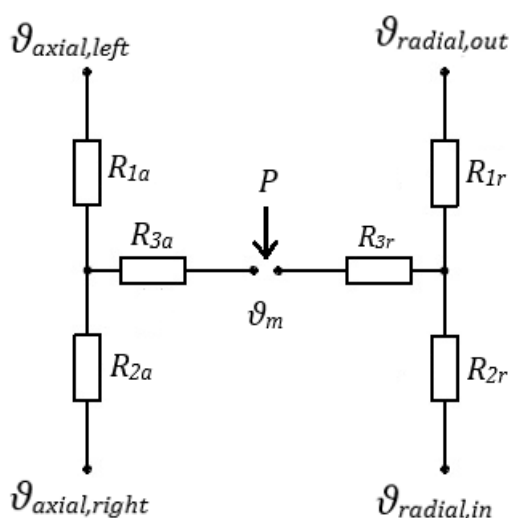
Obrázek 2.2: Obecná válcová součást se čtyřmi neznámými teplotami: dvěma v axiálních hranách a dvěma na vnějším a vnitřním povrchu, upraveno z [3]



Pro popis vedení tepla přes válcovou součást jsou brány v potaz následující předpoklady:

- Tepelné toky v radiálním a axiálním směru jsou nezávislé.
- Jedna střední teplota definuje tok tepla v radiálním i axiálním směru.
- Neexistuje žádný obvodový tok tepla.
- Vytváření tepla je rovnoměrně rozloženo

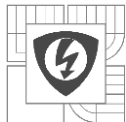
Při použití těchto předpokladů se získají dvě samostatné sítě znázorněné na obr. 2.3. Jedna síť představuje řešení rovnic tepelného vedení v radiálním a druhá v axiálním směru



Obrázek 2.3: Tepelný model obecné válcové součásti, upraveno ze [3]

V každé síti představují dva tepelné odpory příslušné povrchové teploty součásti a třetí představuje střední teplotu ϑ_m . Vnitřní teplo se zavádí do středního teplotního uzlu. Centrální uzel každé sítě udává střední teplotu součásti, pokud nedochází k vnitřní výrobě tepla. Pokud dochází k tvorbě tepla, získá se průměrná teplota v důsledku superpozice vnitřního vzniku tepla. Tato střední teplota je nižší než teplota daná centrálním uzlem, což se v síti odráží zápornými hodnotami propojovacích odporů R_{3a} a R_{3r} . Tepelné odpory každé sítě se získávají z řešení vodicovních rovnic v radiálním a axiálním směru. [18] Pro výpočet je nutné znát rozměry válce a radiální a axiální vodivosti λ_r , λ_a . Velikost tepelných odporů lze určit podle vztahů ze [3]

$$R_{1a} = \frac{l}{2\pi \cdot \lambda_a \cdot (r_1^2 - r_2^2)}. \quad (2.5)$$



$$R_{2a} = \frac{l}{2\pi \cdot \lambda_a \cdot (r_1^2 - r_2^2)}. \quad (2.6)$$

$$R_{3a} = \frac{-l}{6\pi \cdot \lambda_a \cdot (r_1^2 - r_2^2)}. \quad (2.7)$$

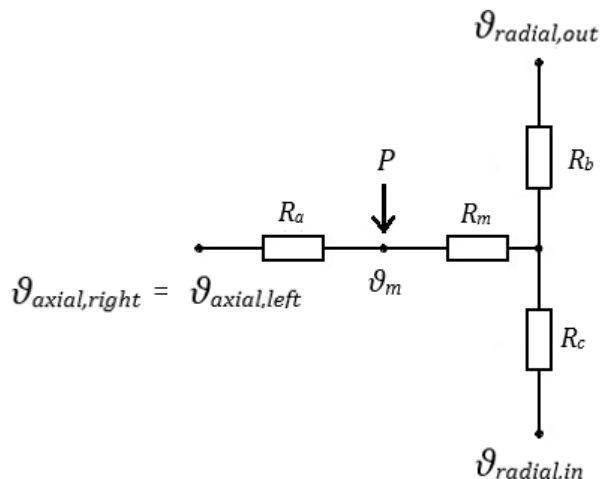
$$R_{1r} = \frac{1}{4\pi \cdot \lambda_r \cdot l} \cdot \left[1 - \frac{2 \cdot r_2^2 \cdot \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{r_1^2 - r_2^2} \right]. \quad (2.8)$$

$$R_{2r} = \frac{1}{4\pi \cdot \lambda_r \cdot l} \cdot \left[1 - \frac{2 \cdot r_1^2 \cdot \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{r_1^2 - r_2^2} - 1 \right]. \quad (2.9)$$

$$R_{3r} = \frac{-1}{8\pi \cdot (r_1^2 - r_2^2) \lambda_r \cdot l} \cdot \left[r_1^2 + r_2^2 - \frac{4 \cdot r_1^2 \cdot r_2^2 \cdot \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{r_1^2 - r_2^2} - 1 \right]. \quad (2.10)$$

Když řešíme přenos tepla vedením v částech elektrického stroje je třeba mít na paměti, že účinná tepelná vodivost může být buď v radiálním nebo v axiálním směru. Například kvůli přítomnosti dielektrických povlakových vrstev v laminovaných strukturách je účinná tepelná vodivost v axiálním směru statorového paketu mnohem nižší než v radiálním směru. Důsledkem toho je hlavní trasa přenosu tepla v radiálním směru. Oproti tomu ve statorových vinutích je radiální tepelná vodivost nízká, protože jsou přítomny různé izolační vrstvy, ale axiální vodivost je téměř stejná jako u mědi. Hlavní trasa přenosu tepla je tedy v axiálním směru a teplo generované ztrátami cívky je odebíráno směrem k čelům vinutím, kde je odváděno prouděním k ložiskovému štítu. Maximální teplota v elektrických strojích se proto často nachází v oblastech s čely vinutí. [3]

Pokud se předpokládá, že teploty na obou stranách stěny válce $\vartheta_{\text{axial, right}}$ a $\vartheta_{\text{axial, left}}$ jsou stejné, protože teploty ve válci jsou symetrické kolem centrální radiální roviny. Lze tepelnou síť zjednodušit propojením uzlů se stejnou teplotou jako je znázorněno na obrázku 2.4.



Obrázek 2.4: Zjednodušený tepelný model obecné válcové součásti, upraveno ze [17]

Tato tepelná síť je sestavena ze dvou vnitřních uzlů a čtyř teplotních odporů. Vztahy pro výpočet jsou opět převzaty z [3]

$$R_a = R_{1a} + R_{3a} = \frac{l}{6\pi \cdot (r_1^2 - r_2^2) \lambda_a \cdot l} \quad (2.11)$$

$$R_b = 2R_{1r} = \frac{1}{2\pi \cdot \lambda_r \cdot l} \cdot \left[1 - \frac{2 \cdot r_1^2 \cdot \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{r_1^2 - r_2^2} \right] \quad (2.12)$$

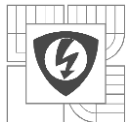
$$R_c = 2R_{2r} = \frac{1}{2\pi \cdot \lambda_r \cdot l} \cdot \left[1 - \frac{2 \cdot r_1^2 \cdot \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{r_1^2 - r_2^2} - 1 \right] \quad (2.13)$$

$$R_m = 2R_{3r} = \frac{-1}{4\pi \cdot (r_1^2 - r_2^2) \lambda_r \cdot l} \cdot \left[r_1^2 + r_2^2 - \frac{4 \cdot r_1^2 \cdot r_2^2 \cdot \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{r_1^2 - r_2^2} \right] \quad (2.14)$$

Pro modelování je vhodnější použít takto kombinovanou síť. Ta umožňuje vložit do sítě různé tepelné vodivosti v radiálním a axiálním směru. Tak může být zvážen tepelný účinek laminování statoru a rotoru. Obecný válec může být použit k modelování pevné tyče, jako je hřídel.

2.3 Přenos tepla prouděním

Proudění je děj, při kterém se přenos tepla uskutečňuje prouděním tekutiny. Podle povahy proudění rozdělujeme na přirozené a nucené. Přirozené proudění je pohyb tekutiny vyvolán vztlakem v důsledku změny hustoty tekutiny při jejím



ohřevu. Nucené proudění je pohyb tekutiny vyvolán vnějším tlakovým rozdílem. Pro oba typy proudění platí pro přenášený tepelný tok Newtonův zákon

$$\phi_p = \alpha \cdot S \cdot (\vartheta_t - \vartheta_o), \quad (2.15)$$

kde ϕ_p je tepelný tok, α je součinitel přestupu tepla, $\vartheta_t - \vartheta_o$ je teplotní rozdíl a S je chladičí plocha. [2]

2.3.1 Přirozené proudění

Z teoretického rozboru i měření vyplývá vztah pro vyjádření středního součinitele přestupu tepla

$$\alpha_k = C_K \cdot \sqrt[4]{\vartheta - \vartheta_o}, \quad (2.16)$$

kde C_K je součinitel proudění. Ten je závislý na velikosti a tvaru tělesa a na poloze chlazené stěny vůči vektoru tíhového zrychlení. Pro různé případy je součinitel proudění shrnut v následující tabulce. [2]

Tabulka 2.1: Součinitel proudění vybraných tvarů těles, převzato z [2]

Typ tělesa	vztah pro součinitel proudění	omezující podmínky
vodorovný válec o průměru D	$C_K = 1,315 \cdot \sqrt[4]{D}$	$D \leq 0,25$
	$C_K = 1,05 \div 1,2 \cdot \sqrt[4]{D}$	$D \geq 0,25$
svislé rovinné desky výšky H	$C_K = 1,365 \cdot \sqrt[4]{H}$	$H \leq 0,3$
	$C_K = 1,78$	$H \geq 0,3$
rovinná plocha o straně L chlazená směrem nahoru	$C_K = 1,315 \cdot \sqrt[4]{L}$	$L \leq 0,3$
	$C_K = 2,5$	$L > 0,3$
rovinná plocha o straně L chlazená směrem dolů	$C_K = 0,59 \cdot \sqrt[4]{L}$	$L \leq 0,3$
	$C_K = 1,315$	$L > 0,3$

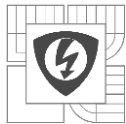
2.3.2 Nucené proudění

Součinitel přestupu tepla závisí na vlastnostech tekutiny, na tvaru obtékaného povrchu, na konkrétním místě na povrchu a především na rychlosti proudění a typu proudění (turbulentní, laminární nebo smíšené).

V důsledku složitosti matematického popisu přenosu tepla se využívá zjednodušení, které je vyjádřeno pomocí experimentálně zjištěných bezrozměrných veličin na základě tzv. teorie podobnosti. Nejčastěji používané bezrozměrné veličiny jsou Reynoldsovo číslo (Re), Prandtlovo číslo (Pr) a Nusseltovo číslo (Nu).

- **Reynoldsovo číslo (Re)**

Reynoldsovo číslo vyjadřuje podobnost nuceného izotermického proudění viskózní tekutiny a je odvozeno z podobnosti setrvačných a třecích sil v proudící



tekutině. Má význam při určování charakteru proudění tekutin. Proudění tekutin může být laminární přechodové nebo turbulentní. Vypočítá se jako

$$Re = \frac{c \cdot L}{\nu}, \quad (2.17)$$

kde c je střední rychlost proudění, L je charakteristický rozměr a ν je kinematická viskozita. [4]

- **Prandtlovo číslo (Pr)**

Prandtlovo číslo zahrnuje základní termokinetické veličiny tekutiny, které ovlivňují přenos tepla v tekutině a určuje termokinetickou podobnost tekutin. Toto číslo závisí na počtu atomů v molekule. Pro jednoatomové plyny je $Pr = 0,67$, pro dvouatomové je $Pr = 0,72$, pro tříatomového je $Pr = 0,8$ a pro čtyřatomové a víceatomovými plyny je $Pr = 1$. Při nekovových kapalinách, ve kterých se přenos tepla uskutečňuje hlavně turbulentním prouděním je $Pr > 1$. Při tekutých kovech, v nichž vzhledem k vysoké vodivosti uplatňuje vedení tepla v celém průřezu proudu je $Pr \ll 1$. Vypočítá se jako

$$Pr = \frac{\nu}{\frac{\lambda}{\rho \cdot C_p}}, \quad (2.18)$$

kde ρ je hustota chladiva, λ je tepelná vodivost a C je měrné tepelná kapacita. [4]

- **Nusseltovo číslo (Nu)**

Nusseltovo číslo vyjadřuje podobnost přenosu tepla vedením a prouděním v termokinetické mezní vrstvě tekutiny. Je odvozeno z podobnosti tepelných toků konvekce a kondukce tekutiny. V případě přenosu tepla nuceným prouděním má kritériální rovnice tvar

$$Nu = C \cdot Re^m \cdot Pr^n, \quad (2.19)$$

kde C , m a n jsou konstanty.

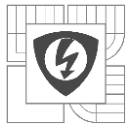
Součinitel přenosu tepla α se vyjadřuje z Nusseltovho čísla, které se zjišťuje experimentálně. Vypočítá se jako

$$Nu = \frac{\alpha \cdot L}{\lambda}, \quad (2.20)$$

kde α je součinitel přestupu tepla, L je charakteristický rozměr tělesa a λ je měrná tepelná vodivost. Za charakteristický rozměr L pro čísla Re a Nu se bere u kanálů průměr, u nekruhových kanálů hydraulický průměr, jindy délka apod. [2]

2.3.3 Proudění tepla ve stroji

V elektrickém stroji lze proudění tepla rozdělit na vnitřní a vnější. Vnitřní výměna tepla prouděním probíhá uvnitř stroje mezi jednotlivými částmi a vnitřním vzduchem a přenos tepla přes vzduchovou mezeru mezi statorem a rotorem. K



vnější výměně tepla prouděním dochází mezi částmi, které přicházejí do kontaktu s okolním vzduchem. V případě indukčních strojů je to kostra stroje.

Pro popis přenosu tepla prouděním z různých povrchů indukčního motoru se používají dva typy součinitelů. Jeden typ popisuje stacionární stav stroje, když jsou externí a vnitřní ventilátory neúčinné. Druhý typ se používá pro případ, kdy se stroj otáčí. Tyto součinitele jsou označeny indexem s pro stacionární stav a indexem r (rotating) pro provozní stav s ventilátorem

- α_{1s}, α_{1r} – součinitel přenosu tepla mezi kastrovou a okolním vzduchem
- α_{2s}, α_{2r} – součinitel přenosu tepla přes vzduchovou mezeru mezi statorem a rotorem
- α_{3s}, α_{3r} – součinitel přenosu tepla mezi jednotlivými vnitřními částmi (čelem, statorové a rotorovým paketem, ložiskovými štíty) a vnitřním vzduchem. [3]

V praxi se hodnota součinitele přenosu tepla α_{1s} a α_{1r} zjišťuje experimentální metodou z důvodu složitého tvaru kostry. Součinitel α_{1r} se získává z teplotního gradientu a celkových ztrát v stroji v ustáleném jmenovitém stavu a α_{1s} ze stavu nakrátko při sníženém napětí. V ustáleném stavu při těchto podmínkách je příkon přeměněn na teplo.

Kostra stroje je profilovaná axiálními žebry, které jsou implementovány za účelem právě zvyšování součinitele prostupu tepla z povrchu kostry do okolí. Ventilátor, umístěný na hřídeli stroje, tlačí vzduch mezi žebra a tam se na něj váže teplo, které je distribuováno do okolí. Součinitel prostupu tepla mezi kastrovou a okolím je možné přibližně vypočítat na základě vztahu převzatého z [5]:

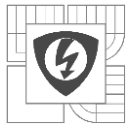
$$\alpha_1 = \frac{\lambda_e}{D_k} \left(\frac{1,36 \cdot 0,518 \cdot R_a^{1/6}}{\left(1 + \left(\frac{0,559}{Pr}\right)^{9/16}\right)^{8/27}} \right), \quad (2.21)$$

kde λ_e je tepelná vodivost vzduchu, $Pr = 0,708$ je Prandtlovo číslo určené podle [5] a R_a je Rayleighovo číslo určené podle vztahu

$$R_a = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta\vartheta_1 \cdot D_k^3}{\nu_e^2}, \quad (2.22)$$

kde g je gravitační konstanta, β je koeficient tepelné roztažnosti vzduchu, $\Delta\vartheta_1$ předpokládaný teplotní rozdíl mezi povrchem a chladičem (okolním vzduchem)

Pro zjištění součinitele přenosu tepla mezi statorem nebo rotorem a vzduchovou mezerou se stator a rotor považují za dva soustředné válce, které se navzájem otáčejí. Předpokládá se, že veškeré teplo vyzařované z povrchu rotoru je přeneseno



přímo do statoru vzduchovou mezerou. Účinek toku tepla ze vzduchové mezery do sousedního koncového vzduchového vzduchu v axiálním směru je zanedbáván. Součinitel přenosu tepla ve vzduchové mezeře lze určit z Nusseltova čísla Nu , tloušťka vzduchové mezery δ a tepelné vodivosti vzduchu podle vztahu

$$\alpha_{2r} = \frac{Nu \cdot \lambda_e}{\delta}, \quad (2.23)$$

Velikost Nusseltova čísla je definována typem proudění [18]

- Laminární proudění $Nu = 2$ pro $Ta_m < 1700$ (2000)
- Turbulentní proudění $Nu = 0,128 \cdot Ta_m^{0,367}$ pro $1700 < Ta_m < 10^4$
- Smíšené proudění $Nu = 0,409 \cdot Ta_m^{0,241}$ pro $10^4 < Ta_m < 10^7$

kde Ta je Taylorovo číslo, které se používá k určení typu průtoku ve vzduchové mezeře. Popisuje poměr viskózních sil k odstředivým silám a lze určit vztahem

$$Ta = \frac{\rho^2 \cdot \omega^2 \cdot r \cdot \delta^3}{\mu^2}, \quad (2.24)$$

kde ω je úhlová rychlost rotoru, ρ je hmotnostní hustota tekutiny (vzduchu), μ je dynamická viskozita tekutiny a r je poloměr rotoru. Radiální délka vzduchové mezery δ a poloměr rotoru jsou zohledněny modifikovaným Taylorovým číslem Ta_m

$$Ta_m = \frac{Ta}{F_g}, \quad (2.25)$$

kde F_g je geometrický činitel určený vztahem podle [18]

$$F_g = \frac{\pi^4 \cdot \left[\frac{2r - 2,304 \cdot \delta}{2r - \delta} \right]^2}{1697 \cdot \left[0,0056 + 0,0571 \left(\frac{2r - 2,304 \cdot \delta}{2r - \delta} \right)^2 \right] \cdot [1 - 2r]}. \quad (2.26)$$

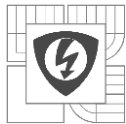
Uvnitř stroje dochází ke styku vnitřního vzduchu s téměř každou částí stroje a je nutné uvažovat přenos tepla z / do každé z těchto částí. Pro zjednodušení je možné uvažovat jeden součinitel pro všechny případy, který je pro malé rychlosti proudění chladiva (vzduchu) v_v možné určit vztahem

$$\alpha_{3r} = 15,5 \cdot (0,29 \cdot v_v + 1), \quad (2.27)$$

kde rychlost proudění vzduchu lze vypočítat jako

$$v_v = r \cdot \omega_r \cdot \eta_{vent}, \quad (2.28)$$

kde η_{vent} je účinnost ventilátoru. [5]



2.4 Přenos tepla sáláním

Sálání je děj, při kterém se přenos tepla uskutečňuje vyzařováním elektromagnetického záření. Toto záření vytváří každé neprůhledné těleso teplejší než 0 K a zároveň každé takové těleso okolní záření pohlcuje. Elektromagnetické záření můžeme rozlišit na záření rentgenové, ultrafialové, světelné, infračervené a elektromagnetické vlny. V případě šíření tepla je nejdůležitější záření infračervené. Vznik tepelného záření z tepelné energie nazýváme slovem emise. Jestliže dopadne toto infračervené záření na jiné těleso je pohlceno a mění se zároveň v energii tepelnou.

Při popisování přenosu tepla zářením se používá pojem absolutně černé těleso, na které se vztahují některé rovnice a závislosti. Je to těleso, které veškerou dopadající energii pohltí a nic neodrazí, neznamená to však že žádnou energii nevyzaří. Podle toho, jak dopadá tok energie na těleso, se rozděluje pohlcen, odražený a prostupující. Tuto závislost popisuje rovnice

$$A + B + C = 1, \quad (2.29)$$

kde A je pohlcený, B je odražený a C je prostupující tok. V tomto případě mohou nastat následující extrémy:

- $A = 1$ - celá energie je tělesem pohlcená, jde o absolutně černý povrch tělesa
- $B = 1$ - celá energie je tělesem odražená, jde o absolutně bílý povrch tělesa
- $C = 1$ - jedná se o průzračné těleso, kterým veškerá energie prostoupí, např. dvouatomové plyny a vzduch
- $C = 0$ - jedná se o tepelně neprůhledné prostředí, např. kovy

Vlnové délky, ve kterých je teplo vyzařované jsou dány vlastnostmi daného povrchu a jeho teplotou. Závislosti těchto veličin popisují zákony, kterými se řídí přenos tepla sáláním.

Velikost tepelného toku, který může být z povrchu S vyzářeno, je dáno Stefan-Boltzmannovým zákonem

$$Q = \varepsilon \cdot \sigma \cdot S \cdot T^4, \quad (2.30)$$

kde $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$ je Stefan-Boltzmannova konstanta, T je absolutní teplota povrchu. S je povrch tělesa a ε je jeho poměrná zářivost (emisivita). Emisivita vyjadřuje schopnost materiálu vyzařovat elektromagnetické záření a může nabývat hodnoty od nuly po jedna. [4]

2.4.1 Sálání tepla ve stroji

Tepelné záření nemá v elektrických strojích velký význam v porovnání s tepelným vedením a prouděním. Přenos tepla sáláním má větší význam při celkovém přenosu tepla elektrického stroje, pokud není osazený ventilátor. Proto je v elektrickém stroji konstrukcí TEFC (=totálně uzavřené vzduchem chlazené) teplo přenášené sáláním často zanedbáváno. Přenos tepla sáláním probíhá ve vnitřních

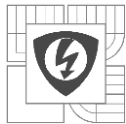


částech elektrického stroje. Množství tepla přenášeného zářením závisí na teplotním rozdílu a na vzájemnou polohou povrchů.

Přenos tepla sáláním mezi povrchy lze modelovat jako přenos tepla vedením prostřednictvím tepelného odporu, který lze jednoduše vypočítat pro daný povrch za použití vztahu v rov. 2.4, kde součinitel přestupu tepla lze určit vztahem

$$\alpha_{3r} = \sigma \cdot \varepsilon \cdot F_{1-2} \cdot \frac{T_1^4 - T_2^4}{T_1 - T_2}, \quad (2.31)$$

kde F_{1-2} je úhlový faktor mezi plochou, která teplo vyzařuje a plochou, která teplo přijímá. [5]



3 MATEMATICKÁ ANALÝZA ASM

Asynchronní motor se popisuje formou náhradního obvodového modelu. V této kapitole budou odvozeny vztahy mechanických a elektrických poměrů, které budou potřebné pro funkci vázaného modelu.

3.1.1 Vztahy pro výpočet mechanických poměrů

Z frekvence f_1 napájení střídavého napětí ASM lze definovat elektrický úhlový kmitočet statoru

$$\omega_1 = 2 \cdot \pi \cdot f_1. \quad (3.1)$$

Dále lze určit synchronní mechanická úhlová rychlost ω_s točivého magnetického pole ve vzduchové mezeře a synchronní otáčky n_s

$$\omega_s = \frac{\omega_1}{p} \quad (3.2)$$

$$n_s = \frac{f_1 \cdot 60}{p}, \quad (3.3)$$

kde p je počet pólových dvojic.

Z principu činnosti asynchronního stroje vyplývá, že motor nelze využívat v synchronních otáčkách, tedy aby se do vodičů rotoru mohlo indukovat napětí, je nutné, aby rotor a magnetické pole statoru měli rozdílné otáčky. Relativní rozdíl otáček udává skluz s

$$s = \frac{n_s - n}{n_s}, \quad (3.4)$$

kde n jsou otáčky hřídele rotoru.

Skluz lze pomocí úhlových rychlostí vyjádřit podle vztahu

$$s = \frac{\omega_s - \omega}{\omega_s}, \quad (3.5)$$

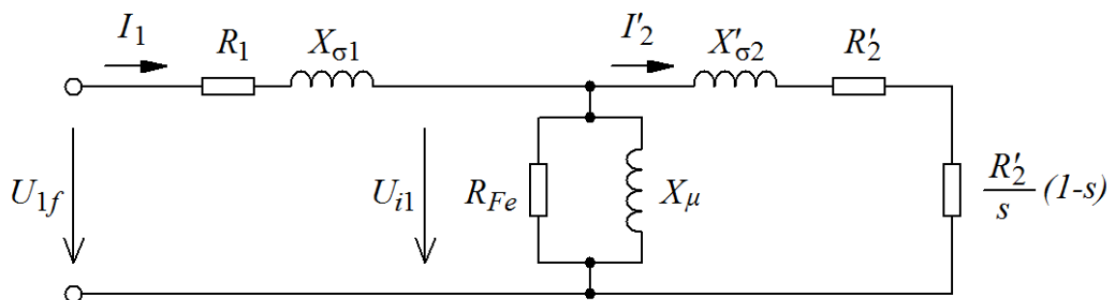
kde ω je mechanická úhlová rychlost hřídele a lze vyjádřit jako

$$\omega = \omega_s \cdot (1 - s). \quad (3.6)$$

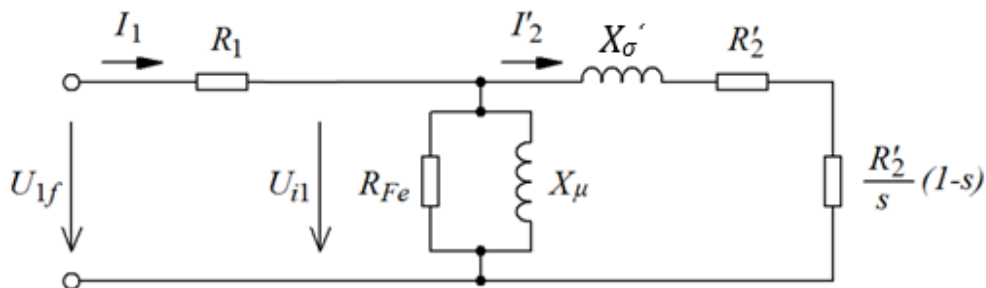
3.2 Náhradní obvodové schéma asynchronního motoru

Náhradní schéma asynchronního motoru je podobné s náhradním schématem transformátoru. *Náhradním schématem indukčního motoru nazýváme obvykle myšlené spojení odporů a indukčností volené tak, aby toto náhradní schéma mělo určité vlastnosti společné se skutečným strojem.* [6] Náhradní schéma lze realizovat ve tvaru T-článku nebo Γ -článku.

Schéma ve tvaru T-článku se dělí na podélnou větev, která se skládá z činného odporu vinutí statoru R_1 a vinutí rotoru přepočteného na statorovou stranu R'_2 . Dále z rozptylové reaktance vinutí statoru $X_{\sigma 1}$ a rozptylové reaktance vinutí rotoru přepočtené na statorovou stranu $X'_{\sigma 2}$. Druhou větví je příčná, která se skládá z odporu představující ztráty v železe R_{Fe} a magnetizační reaktance X_{μ} , ve které se indukuje napětí U_{i1} . Dále je zde zobrazen fiktivní odpor $\frac{R'_2}{s}(1-s)$ představující elektrický výkon, který se přemění na mechanický výkon na hřídeli. [4]



Obrázek 3.1: Náhradní schéma asynchronního motoru ve tvaru T-článku, převzato z [7]
Náhradní schéma ve tvaru Γ -článku je v podstatě redukce T-článku. Kdy matematické vlastnosti jsou shodné jako u T-článku. Výhodou je jednodušší matematický popis a přesnější identifikace parametrů. Rozdíl oproti předchozímu schématu je absence rozptylové reaktance statoru.



Obrázek 3.2: Náhradní schéma asynchronního motoru ve tvaru Γ -článku

3.2.1 Vztahy pro výpočet elektrických poměrů v T-článku

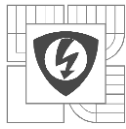
Odvození vztahů vyplývá z náhradního obvodového schématu na obrázku 3.1. Impedance vinutí statoru

$$\mathbf{Z}_1 = R_1 + jX_{\sigma 1} = R_1 + j\omega_1 L_{\sigma 1} \quad (3.7)$$

Impedance magnetizační větve

$$\mathbf{Z}_{\mu} = \frac{R_{Fe} \cdot jX_{\mu}}{R_{Fe} + jX_{\mu}} = \frac{R_{Fe} \cdot j\omega_1 L_m}{R_{Fe} + j\omega_1 L_m} \quad (3.8)$$

Impedance vinutí(klece) rotoru



$$\mathbf{Z}_2 = \frac{R'_2}{s} + jX'_{2\sigma} = \frac{R'_2}{s} + j\omega_1 L'_{\sigma 2} \quad (3.9)$$

Celková vstupní impedance náhradního obvodu

$$\mathbf{Z}_c = \mathbf{Z}_1 + \frac{\mathbf{Z}_2 \cdot \mathbf{Z}_\mu}{\mathbf{Z}_2 + \mathbf{Z}_\mu} \quad (3.10)$$

Statorový proud

$$\mathbf{I}_1 = \frac{\mathbf{U}_1}{\mathbf{Z}_c} \quad (3.11)$$

Indukované napětí

$$\mathbf{U}_{i1} = \mathbf{U}_1 \cdot \frac{\mathbf{Z}_2 \parallel \mathbf{Z}_\mu}{\mathbf{Z}_1 + \mathbf{Z}_2 \parallel \mathbf{Z}_\mu} \quad (3.12)$$

Rotorový proud

$$\mathbf{I}'_2 = \frac{\mathbf{U}_{i1}}{\mathbf{Z}_2} \quad (3.13)$$

Výše uvedené vztahy jsou v komplexním tvaru, pro výpočet je potřeba znát absolutní hodnoty parametrů. Nejprve se rovnice rozloží na reálnou a imaginární složku:

$$\mathbf{Z}_c = \frac{R_1 R'_2 R_{Fe} - \omega_1 L'_{\sigma 2} L_m R_1 s - \omega_1^2 R_{Fe} s (L'_{\sigma 2} L_m + L'_{\sigma 2} L_{\sigma 1}) - \omega_1^2 L_m L_{\sigma 1} R_2 + j[\omega_1 R_1 R_{Fe} L'_{\sigma 2} s + R_1 R'_2 L_m + \omega_1 R'_2 R_{Fe} (L_{\sigma 1} + L_m) - \omega_1^3 L_m L'_{\sigma 2} L_{\sigma 1}]}{R'_2 R_{Fe} - \omega_1^2 L_m L'_{\sigma 2} s + j[\omega_1 L_m R'_2 + \omega_1 R_{Fe} L_m s + \omega_1 R_{Fe} L'_{\sigma 2} s]} \quad (3.14)$$

$$\mathbf{I}_1 = \mathbf{U}_1 \frac{R'_2 R_{Fe} - \omega_1^2 L_m L'_{\sigma 2} s + j[\omega_1 L_m R'_2 + \omega_1 R_{Fe} L_m s + \omega_1 R_{Fe} L'_{\sigma 2} s]}{R_1 R'_2 R_{Fe} - \omega_1 L'_{\sigma 2} L_m R_1 s - \omega_1^2 R_{Fe} s (L'_{\sigma 2} L_m + L'_{\sigma 2} L_{\sigma 1}) - \omega_1^2 L_m L_{\sigma 1} R_2 + j[\omega_1 R_1 R_{Fe} L'_{\sigma 2} s + R_1 R'_2 L_m + \omega_1 R'_2 R_{Fe} (L_{\sigma 1} + L_m) - \omega_1^3 L_m L'_{\sigma 2} L_{\sigma 1}]} \quad (3.15)$$

$$\mathbf{U}_{i1} = \mathbf{U}_1 \cdot \frac{-\omega_1^2 L_m L'_{\sigma 2} R_{Fe} s + j\omega_1 R'_2 R_{Fe} L_m}{R'_2 R_{Fe} - \omega_1^2 (L_m L'_{\sigma 2} + L_m L_{\sigma 1}) s + R_1 R_{Fe} s + j[\omega_1 R_{Fe} (L_m + L_{\sigma 1} + L'_{\sigma 2}) s + \omega_1 R_1 L_m s + \omega_1 R_2 L_m]} \quad (3.16)$$

$$\mathbf{I}'_2 = \frac{\mathbf{U}_{i1}}{\frac{R'_2}{s} + j\omega_1 L'_{\sigma 2}} \quad (3.17)$$

Poté můžeme vztahy převést do absolutní hodnoty:

$$\mathbf{Z}_c = \sqrt{\frac{[R_1 R'_2 R_{Fe} - \omega_1 L'_{\sigma 2} L_m R_1 s - \omega_1^2 R_{Fe} s (L'_{\sigma 2} L_m + L'_{\sigma 2} L_{\sigma 1}) - \omega_1^2 L_m L_{\sigma 1} R_2]^2 + [\omega_1 R_1 R_{Fe} L'_{\sigma 2} s + R_1 R'_2 L_m + \omega_1 R'_2 R_{Fe} (L_{\sigma 1} + L_m) - \omega_1^3 L_m L'_{\sigma 2} L_{\sigma 1}]^2}{[R'_2 R_{Fe} - \omega_1^2 L_m L'_{\sigma 2} s]^2 + [\omega_1 L_m R'_2 + \omega_1 R_{Fe} L_m s + \omega_1 R_{Fe} L'_{\sigma 2} s]^2}} \quad (3.18)$$

$$\mathbf{I}_1 = \mathbf{U}_1 \sqrt{\frac{[R'_2 R_{Fe} - \omega_1^2 L_m L'_{\sigma 2} s]^2 + [\omega_1 L_m R'_2 + \omega_1 R_{Fe} L_m s + \omega_1 R_{Fe} L'_{\sigma 2} s]^2}{[R_1 R'_2 R_{Fe} - \omega_1 L'_{\sigma 2} L_m R_1 s - \omega_1^2 R_{Fe} s (L'_{\sigma 2} L_m + L'_{\sigma 2} L_{\sigma 1}) - \omega_1^2 L_m L_{\sigma 1} R_2]^2 + [\omega_1 R_1 R_{Fe} L'_{\sigma 2} s + R_1 R'_2 L_m + \omega_1 R'_2 R_{Fe} (L_{\sigma 1} + L_m) - \omega_1^3 L_m L'_{\sigma 2} L_{\sigma 1}]^2}} \quad (3.19)$$

$$\mathbf{U}_{i1} = \mathbf{U}_1 \cdot \sqrt{\frac{[-\omega_1^2 L_m L'_{\sigma 2} R_{Fe} s]^2 + [\omega_1 R'_2 R_{Fe} L_m]^2}{[R'_2 R_{Fe} - \omega_1^2 (L_m L'_{\sigma 2} + L_m L_{\sigma 1}) s + R_1 R_{Fe} s]^2 + [\omega_1 R_{Fe} (L_m + L_{\sigma 1} + L'_{\sigma 2}) s + \omega_1 R_1 L_m s + \omega_1 R_2 L_m]^2}} \quad (3.20)$$

$$\mathbf{I}'_2 = \frac{\mathbf{U}_{i1}}{\sqrt{\left(\frac{R'_2}{s}\right)^2 + (\omega_1 L'_{\sigma 2})^2}} \quad (3.21)$$

3.2.2 Závislost odporu na teplotě

Protože odpor vinutí je teplotně závislý je nutné určit vztah pro přepočet

$$R_{\vartheta} = R_{\vartheta_0} \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta\vartheta) \quad (3.22)$$

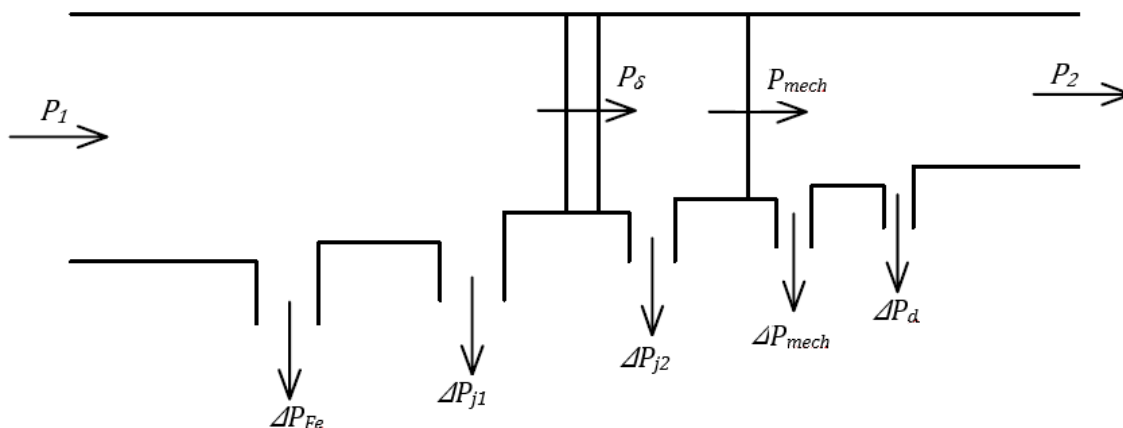
kde R_{ϑ} je velikost odporu při teplotě ϑ , R_{ϑ_0} je odpor při počáteční teplotě ϑ_0 a α je teplotní součinitel odporu pro daný materiál. $\Delta\vartheta$ je rozdíl teploty ϑ a počáteční ϑ_0 . Pro materiál měď se teplotní součinitel odporu α_{Cu} určí ze vztahu

$$\alpha_{Cu} = \frac{1}{234,5 + \vartheta_0} \quad (3.23)$$

a pro materiál hliník ze vztahu

$$\alpha_{Al} = \frac{1}{244 + \vartheta_0} \quad (3.24)$$

3.3 Výkon a moment ASM



Obrázek 3.3: Tok výkonu asynchronního motoru

Na obrázku 3.1 je zobrazen tok výkonu asynchronního motoru a jeho ztráty. Na pravé straně vystupuje mechanický výkon P_2 , který je roven rozdílu elektrického činného příkonu P_1 a celkovým ztrátám motoru ΔP_{celk} , podle vztahu

$$P_2 = P_1 - \Delta P_{\text{celk}}, \quad (3.25)$$

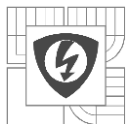
kde činný příkon P_1 lze určit vztahem

$$P_1 = m_1 \cdot U_1 \cdot I_1 \cdot \cos\varphi, \quad (3.26)$$

kde m_1 je počet fází statoru.

Odebíraný činný příkon postupně hradí jednotlivé ztráty motoru. Nejprve hradí Jouleovy ztráty ve vinutí statoru ΔP_{j1} a ztráty v železe ΔP_{Fe} . Zbylá část prochází přes vzduchovou mezeru jako výkon magnetického pole ve vzduchové mezeře ΔP_{δ} , který lze vypočítat podle vztahu

$$P_{\delta} = m_1 \cdot \left(\frac{R'_2}{s}\right) \cdot I_2'^2. \quad (3.27)$$



O další část výkonu se sníží v podobě Jouleových ztrát v rotoru ΔP_{j2} a ztrát přídatných ΔP_d . Zbylá část výkonu představuje mechanický výkon P_{mech} , v náhradním zapojení je to výkon na odporu charakterizující mechanickou zátěž $\frac{R'_2}{s} \cdot (1 - s)$.

$$P_{\text{mech}} = m_1 \cdot \frac{R'_2}{s} (1 - s) \cdot I_2'^2. \quad (3.28)$$

A odečtením mechanických ztrát ΔP_{mech} získáme výkon motoru na hřídeli P_2

$$P_2 = P_{\text{mech}} - \Delta P_{\text{mech}}, \quad (3.29)$$

Z mechanického výkonu P_{mech} můžeme vyjádřit vnitřní mechanický moment M_i

$$M_i = \frac{P_{\text{mech}}}{\omega} \quad (3.30)$$

a z výkonu na hřídeli P_2 lze vyjádřit mechanický moment na hřídeli M

$$M = \frac{P_2}{\omega_{\text{mech}}}. \quad (3.31)$$

3.4 Vztahy pro výpočet elektromagnetických poměrů

Elektromagnetickým výpočtem se rozumí výpočet magnetických indukcí v jednotlivých částech stroje. Uvedený výpočet je prováděn podle [6]

3.4.1 Výpočet rozměrů statoru a rotoru

Pólová rozteč τ_p určuje počet drážek statoru na pól stroje

$$\tau_p = \frac{Q_1}{2p}, \quad (3.32)$$

kde p je počet pólů stroje a Q_1 je počet drážek statoru.

Drážková rozteč statoru t_{ds} určuje vzdálenost dvou sousedních drážek statoru

$$t_{ds} = \frac{\pi \cdot D_i}{Q_1}, \quad (3.33)$$

kde D_i je vnitřní průměr statoru.

Drážková rozteč rotoru t_{dr} určuje vzdálenost dvou sousedních drážek rotoru

$$t_{dr} = \frac{\pi \cdot d_e}{Q_2}, \quad (3.34)$$

kde d_e je vnější průměr rotoru a Q_2 je počet drážek rotoru.

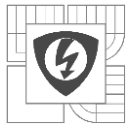
Počet drážek na pól a fázi q

$$q = \frac{Q_1}{2 \cdot p \cdot m_1} \quad (3.35)$$

Počet závitů jedné fáze v sérii N_{1s}

$$N_{1s} = \frac{V_d \cdot Q_1}{2 \cdot a \cdot m_1}, \quad (3.36)$$

kde V_d je počet vodičů v drážce statoru a je počet paralelních větví a m_1 je počet fází statoru.



Činitel rozlohy statorového vinutí k_{q1} pro třífázové vinutí

$$k_{q1} = \frac{1}{2 \cdot q \cdot \sin \frac{30^\circ}{q}} \quad (3.37)$$

kde q je počet drážek na pól a fázi.

Činitel zkrácení kroku statorového vinutí k_{y1}

$$k_{y1} = \sin \left(\frac{y \pi}{\tau_p 2} \right), \quad (3.38)$$

kde $\frac{y}{\tau_p}$ je zkrácení kroku vinutí.

Činitel statorového vinutí k_{v1} určuje snížení indukovaného napětí v jiném typu provedení vinutí vůči základnímu provedení

$$k_{v1} = k_{y1} \cdot k_{q1} \quad (3.39)$$

3.4.2 Výpočet magnetických indukcí v jednotlivých částech stroje

Pro výpočet magnetického obvodu asynchronního stroje je potřeba nejdříve stanovit velikost magnetické indukce v mezeře. Výpočet vychází z amplitudy magnetického toku, který je dán indukčním zákonem.

Amplituda 1. harmonické ideálního magnetického toku ϕ_{00} je dána rovnicí

$$\phi_{00} = \frac{U_{Lm}}{\frac{2\pi}{\sqrt{2}} \cdot f_1 \cdot N_{1s} \cdot k_{v1}}. \quad (3.40)$$

• Amplituda 1. harmonické ideální magnetické indukce ve vzduchové mezeře B_{00}

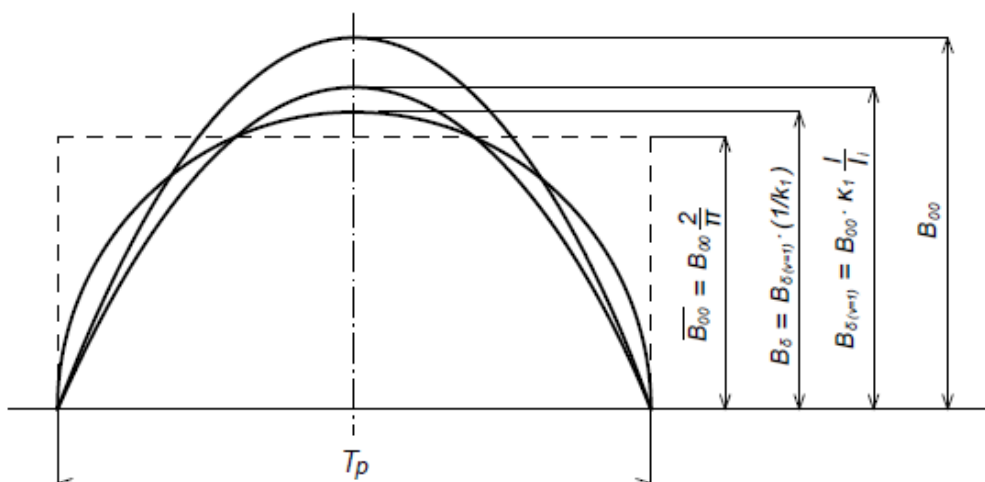
$$B_{00} = \frac{p \cdot \phi_{00}}{D_i \cdot l_{Fe}}. \quad (3.41)$$

Skutečnou hodnotu amplitudy magnetické indukce ve vzduchové mezeře B_δ vyjádříme ze vztažné hodnoty B_{00} s uvažováním činitele primárního rozptylu κ_1 , deformace pole $1/k_1$ a ideální délky svazku l_i podle následujícího vztahu

$$B_\delta = B_{00} \cdot \kappa_1 \cdot \frac{1}{k_1} \cdot \frac{l}{l_i} \quad (3.42)$$

kde l_i se zavádí jako výpočtová délka pro stroje s radiálními ventilačními kanály. Pro stroje bez radiálních ventilačních kanálů platí

$$l_i = l \quad (3.43)$$



Obrázek 3.4: Jednotlivé průběhy magnetické indukce ve vzduchové mezeře, převzato z [8]

Na obrázku 3.3 je zobrazen vliv činitelů na deformaci magnetického pole ve vzduchové mezeře. Primární činitel vazby κ_1 zohledňuje vliv existence rozptylu a činitel deformace $1/k_1$ vyjadřuje zploštění magnetického pole ve vzduchové mezeře, která nastává vlivem změny magnetického odporu železa podél pólové rozteče a respektuje skutečné pole ve vzduchové mezeře. $1/k_1 = 0,9$.

Primární činitel vazby κ_1 se při prvním výpočtu odhaduje podle počtu pólů stroje. Při $2p = 2$ se volí $\kappa_1 = 0,98 - 0,995$. Pro malé motory (do 10 kW) je doporučeno volit nižší hodnoty κ_1 . Po výpočtu reaktancí je nutné provést kontrolu správnosti odhadu a případně iteračním výpočtem získat přesnější hodnotu.

$$\kappa_1 = \frac{X_\mu}{X_\mu + X_{\sigma 1}} \quad (3.44)$$

kde X_μ je magnetizační reaktance a $X_{\sigma 1}$ je rozptylová reaktance.

Činitel deformace $1/k_1$ závisí na provedení statorového vinutí a na velikosti činitele nasycení přechodové vrstvy k_z

$$1/k_1 = b_0 + b_1 \cdot k_z + b_2 \cdot k_z^2 + b_3 \cdot k_z^3 + b_4 \cdot k_z^4 \quad (3.45)$$

kde jednotlivé koeficienty $b_0 \div b_4$ se určí z [2] a činitel nasycení přechodové vrstvy k_z se určí ze vztahu

$$k_z = \frac{U_{z1} + U_{z2} + U_\delta}{U_\delta} \quad (3.46)$$

- Skutečná magnetická indukce v zubu statoru B_{z1} se určí z tzv. zdánlivé indukce B_{z1}' , která se vypočte z geometrických rozměrů magnetického obvodu a z ideální hodnoty magnetické indukce ve vzduchové mezeře B_{00} . Použitím činitele



deformace magnetického pole ve vzduchové mezeře pak získáme zmíněnou skutečnou hodnotu magnetické indukce podle vztahu

$$B_{z_1} = B_{z_1}' \cdot \frac{1}{k_1} = B_{00} \cdot \frac{t_{ds}}{b_{zs} \cdot k_{Fe}} \cdot \frac{1}{k_1}, \quad (3.47)$$

kde t_{ds} je drážková rozteč statoru, b_{zs} je šířka zubu statoru a k_{Fe} činitel plnění železa.

- Skutečná magnetická indukce v zubu rotoru B_{z_2} je zjišťována podobně jako magnetická indukce v zubu statoru. Při výpočtu je nutné uvažovat také vliv činitele primárního rozptylu κ_1 podle vztahu

$$B_{z_2} = B_{z_2}' \cdot \frac{1}{k_1} \cdot \kappa_1 = B_{00} \cdot \frac{t_{dr}}{b_{zr} \cdot k_{Fe}} \cdot \frac{1}{k_1}, \quad (3.48)$$

kde t_{dr} je drážková rozteč rotoru a b_{zr} je šířka zubu rotoru.

- Magnetická indukce jha statoru B_{j_1} je dána ideální hodnotou magnetické indukce B_{00} a rozměry magnetického obvodu

$$B_{j_1} = B_{00} \cdot \frac{D_i}{2 \cdot h_{js} \cdot p \cdot k_{Fe}}, \quad (3.49)$$

kde výška jha statoru h_{js} se vypočítá ze vztahu

$$h_{js} = \frac{D_e - D_i}{2} - h_{ds}, \quad (3.50)$$

kde h_{ds} je výška drážky statoru a D_e je vnější průměr statoru.

- Magnetická indukce jha rotoru B_{j_2} je dána podobně jako indukce ve statoru, s tím rozdílem, že jako při výpočtu magnetické indukce v zubu rotoru, tak i zde respektujeme vliv činitele vazby κ_1

$$B_{j_2} = B_{00} \cdot \frac{D_i}{2 \cdot h_{jr} \cdot p \cdot k_{Fe}} \cdot \kappa_1, \quad (3.51)$$

kde výpočtová výška jha rotoru pro stroje $2p = 2$ a $2p = 4$ se vypočítá ze vztahu

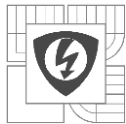
$$h_{jr} = \frac{2 + p}{3,2 \cdot p} \left(\frac{d_e}{2} - h_{dr} \right). \quad (3.52)$$

3.4.3 Výpočet magnetických napětí v jednotlivých částech stroje a magnetizačního proudu

Magnetická napětí v jednotlivých částech stroje jsou určeny na základě dosazení do Hopkinsova zákona, který je obdobou Ohmova zákona pro magnetismus a získání obecného vztahu pro magnetické napětí

$$U_m = \frac{B_\delta}{\mu} \cdot l_s, \quad (3.53)$$

kde l_s je střední délka siločar, μ je permeabilita daného materiálu a lze vyjádřit součinem permeability vakua a relativní permeability $\mu = \mu_0 \cdot \mu_r$,



- Magnetické napětí ve vzduchové mezeře U_δ lze určit vztahem

$$U_\delta = \frac{B_\delta}{\mu_0} \cdot 2 \cdot \delta \cdot k_c, \quad (3.54)$$

kde k_c je Carterův činitel vyjadřující prodloužení vzduchové mezery vlivem drážkování statoru nebo rotoru.

Carterův činitel statoru k_{c1}

$$k_{c1} = \frac{t_{ds}}{t_{ds} - \gamma_1 \cdot \delta'}, \quad (3.55)$$

kde

$$\gamma_1 = \frac{\left(\frac{b_{0s}}{\delta}\right)^2}{5 + \left(\frac{b_{0s}}{\delta}\right)}. \quad (3.56)$$

Carterův činitel rotoru k_{c2}

$$k_{c2} = \frac{t_{dr}}{t_{dr} - \gamma_2 \cdot \delta'}, \quad (3.57)$$

kde

$$\gamma_2 = \frac{\left(\frac{b_{0r}}{\delta}\right)^2}{5 + \left(\frac{b_{0r}}{\delta}\right)}. \quad (3.58)$$

Celkový Carterův činitel k_c

$$k_c = k_{c1} \cdot k_{c2}. \quad (3.59)$$

γ_1 a γ_2 jsou bezejmenné, bezrozměrné veličiny, které vznikly na základě měření.

Pro výpočet jednotlivých magnetických napětí byly z BH charakteristiky plechu M700-50A od výrobce SURA určeny velikosti intenzity magnetického pole.

- Magnetické napětí v zubu statoru U_{z1}

$$U_{z1} = 2 \cdot l_{sz1} \cdot H_{z1}, \quad (3.60)$$

kde l_{sz1} je délka indukční siločáry v zubu statoru

$$l_{sz1} = h_{ds}. \quad (3.61)$$

- Magnetické napětí v zubu rotoru U_{z2}

$$U_{z2} = 2 \cdot l_{sz2} \cdot H_{z2}, \quad (3.62)$$

kde l_{sz2} je délka indukční siločáry v zubu rotoru

$$l_{sz2} = h_{dr}. \quad (3.63)$$

- Magnetické napětí jha statoru U_{j1}

$$U_{j1} = l_{sj1} \cdot H_{j1}, \quad (3.64)$$

kde l_{sj1} je délka siločáry jha statoru



$$l_{s_{j1}} = \frac{\pi \cdot (D_e - h_{js})}{2p}. \quad (3.65)$$

- Magnetické napětí jha rotoru U_{j2}

$$U_{j2} = l_{s_{j2}} \cdot H_{j2}, \quad (3.66)$$

kde $l_{s_{j2}}$ je délka siločáry jha rotoru

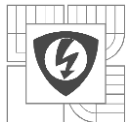
$$l_{s_{j2}} = \frac{\pi \cdot (d_i + h_{jr})}{2p}. \quad (3.67)$$

- Celkové magnetické napětí jednoho pólu F_m je součtem všech magnetických napětí

$$F_{m_p} = U_\delta + U_{z1} + U_{z2} + U_{j1} + U_{j2}. \quad (3.68)$$

- Magnetizační proud I_μ

$$I_\mu = \frac{p \cdot F_m}{0,9 \cdot m_1 \cdot N_{1s} \cdot k_{v1}} \quad (3.69)$$



4 ANALÝZA ZTRÁT ASYNCHRONNÍHO MOTORU

Část přiváděné elektrické energie se v každém elektrickém stroji mění na energii tepelnou, ta představuje ztráty.

Ztráty v asynchronním motoru rozdělujeme na:

1. ztráty mechanické ΔP_{mech} způsobené třením v ložiscích, třením kartáčů o kroužky a třením rotujících částí o vzduch
2. ztráty v magnetickém obvodu statoru ΔP_{Fe} (ztráty v železe)
3. ztráty ve vinutí statoru ΔP_{j1}
4. ztráty ve vinutí rotoru ΔP_{j2}
5. ztráty dodatečné/přídavné ΔP_d

4.1 Ztráty mechanické

Mechanické ztráty ΔP_{mech} jsou způsobené otáčením rotoru v úzké vzduchové mezeře uvnitř statoru a vlivem odporu vzduchu vháněného ventilátorem do chlazených částí stroje. U asynchronních strojů jsou složeny ze dvou druhů, a to ze ztrát třecích a ztrát ventilačních.

Tyto ztráty je možné vyjádřit pro motory bez radiálních ventilačních kanálů jako

$$\Delta P_{\text{mech}} \approx K_T \cdot \left(\frac{n}{1000}\right)^2 \cdot (10 \cdot D_i)^3, \quad (4.1)$$

kde D_i je vnitřní průměr statoru, činitel K_T se mění podle velikosti vnějšího průměru statoru D_e

pro $D_e \leq 0,25$ m	pro $D_e > 0,25$ m
$K_T = 5$ pro $2p=2$,	$K_T = 6$ pro $2p=2$,
$K_T = 6$ pro $2p=4$,	$K_T = 7$ pro $2p=4$. [4]

Pro motory s vnějším chlazením pro $0,1$ m $\leq D_e \leq 0,5$ m se mechanické ztráty vyjádří jako

$$\Delta P_{\text{mech}} \approx K_T \cdot \left(\frac{n}{10}\right)^2 \cdot D_e^4, \quad (4.2)$$

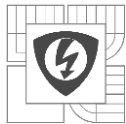
kde $K_T = 1$ pro $2p=2$,
 $K_T = 1,3(1 - D_e)$ pro $2p \geq 4$. [4]

Pro motory s axiální ventilací jsou mechanické ztráty vyjádřeny jako

$$\Delta P_{\text{mech}} \approx K_T \cdot \left(\frac{n}{1000}\right)^2 \cdot (10 \cdot D_v)^3, \quad (4.3)$$

kde D_v je vnější průměr ventilátoru; u většiny konstrukcí lze uvažovat $D_v = D_e$

$K_T = 2,9$ pro $D_e \leq 0,25$ m,
 $K_T = 3,6$ pro $D_e = 0,25$ až $0,5$ m. [9]



4.1.1 Ztráty třením

Tyto ztráty jsou způsobeny třením v ložiskách a v kartáčích přitisknutých na kroužcích. Lze je obecně vyjádřit vztahem

$$\Delta P_t = F \cdot f \cdot v, \quad (4.4)$$

kde F je přítláčná síla, f činitel tření a v obvodová rychlost v místě tření.[10]

Činitel tření f lze určit pomocí empirického Falzova vzorce

$$f = 0,000472 \cdot \sqrt{\frac{n}{p_s}}, \quad (4.5)$$

kde n jsou otáčky stroje a p_s je měrný tlak na projekci čepu. [10]

$$p_s = \frac{F}{dl}. \quad (4.6)$$

Nebo lze činitel tření určit z předem určených hodnot, které udává Liwschitz:

pro pánve	$f = 0,005$ v běhu a $0,25$ při rozběhu
pro válečková ložiska	$f = 0,002$ až $0,003$
pro kuličková ložiska	$f = 0,001$ až $0,002$

4.1.2 Ventilační ztráty

Tyto ztráty jsou způsobeny odporem prostředí na ventilátor a na všechny části, které působí jako ventilátor (póly, ventilační vložky, žebra a ramena). A lze je vyjádřit vztahem

$$\Delta P_v = \frac{H \cdot Q}{\eta}, \quad (4.7)$$

kde H je přetlak který vytváří ventilátor, Q je dodávaný proud vzduchu a η je účinnost ventilátoru. [9]

4.1.3 Praktický výpočet mechanických ztrát

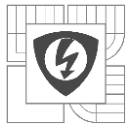
Na základě článku [11] je z dobové zkoušky (deceleration test) možné určit mechanické ztráty třením a ztráty ventilační ze vztahu získaného měřením

$$\Delta P_{\text{mech}} = k_f \cdot \omega_{\text{mech}} + k_w \cdot \omega^3, \quad (4.8)$$

kde k_f je koeficient třecích ztrát a k_w je koeficient ventilačních ztrát. Tyto koeficienty pro měřený motor nabývají hodnoty podle následující tabulky.

Tabulka 4.1: Koeficienty pro výpočet mechanických ztrát měřeného motoru

	k_f ($\text{W}\cdot\text{s}\cdot\text{rad}^{-1}$)	k_w ($\text{W}\cdot\text{s}^3\cdot\text{rad}^{-3}$)
S ventilátorem	$69,66\cdot 10^{-3}$	$6,54\cdot 10^{-7}$
Bez ventilátoru	$54,75\cdot 10^{-3}$	$2,61\cdot 10^{-3}$



Použitím koeficientů pro stav bez ventilátoru lze získat mechanické ztráty, které odpovídají ztrátám třením v ložiskách. Velikost ventilačních ztrát se určí výpočtem mechanických ztrát při použití koeficientů pro stav s ventilátorem a odečtením třecích ztrát.

4.2 Ztráty v železe

Takto nazývané ztráty jsou ztráty v magnetickém obvodu asynchronního stroje. Tento magnetický obvod je složen z lisovaných, vzájemně izolovaných elektrodynamických plechů poskládaných do svazku. Střídavým magnetováním magnetického obvodu se v obvodu začnou vytvářet ztráty, které podle příčiny rozdělujeme na ztráty hysterezní, ztráty vířivými proudy a ztráty přídatné [10][12]. Známe-li závislost měrných ztrát materiálu na magnetické indukci, můžeme na základě Steinmetzovi rovnice rozdělit měrné ztráty na jednotlivé složky a matematicky je vyjádřit

$$\Delta p_{Fe} = p_h + p_c + p_e = k_h \cdot f \cdot B_m^2 + k_{cur} \cdot f^2 \cdot B_m^2 + k_e \cdot f^{1,5} \cdot B_m^{1,5}, \quad (4.9)$$

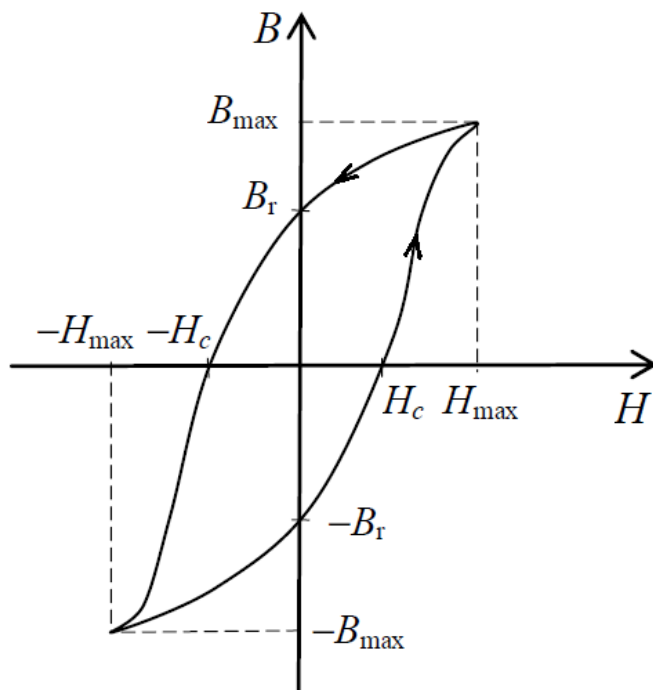
kde p_h , p_c a p_e jsou měrné ztráty hysterezní, vířivými proudy a přídatné vztažené na 1 kg, k_h , k_{cur} a k_e jsou koeficienty jednotlivých ztrát. [7]

4.2.1 Ztráty hysterezní

Hysterezní ztráty jsou způsobeny nevratnými ději při magnetizaci a demagnetizaci podle hysterezní smyčky (obr 4.2). Hysterezní smyčka materiálu udává závislost magnetické indukce na intenzitě magnetického pole. Ztráty za celou periodu jsou dány plochou smyčky. Za každou periodu jsou ztráty stejné, proto jsou hysterezní ztráty úměrné kmitočtu. Můžou se popsat rovnicí

$$\Delta p_{Fe,h_h} = V \cdot f \cdot k_h \cdot B_m^\alpha, \quad (4.10)$$

kde V je objem materiálu, f je frekvence magnetického pole, B_m je maximální magnetická indukce, k_h a α jsou empiricky zjištěné koeficienty. Steinmetzova konstanta se nejčastěji uvádí jako $\alpha = 2$ [10].



Obrázek 4.1: Statická hysterezní smyčka, převzato z [13]

4.2.2 Ztráty vířivými proudy

Vířivé ztráty jsou způsobeny proudy indukujícími se v magnetickém obvodu střídavým magnetickým polem. Vznikají v materiálech s nenulovou elektrickou vodivostí, kdy v tomto materiálu protéká v uzavřených smyčkách a dochází k tepelným ztrátám na elektrickém odporu materiálu. Tyto ztráty se omezují zvětšením rezistivity materiálu nebo rozdělením magnetického obvodu na tenké vzájemně izolované plechy. [8]

Při výpočtu se vychází z předpokladu, že jsou kvadraticky úměrné frekvenci a magnetické indukci

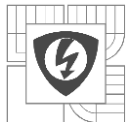
$$\Delta p_{\text{Fe},h_v} = f^2 \cdot B_m^2 \cdot k_{\text{cur}}, \quad (4.11)$$

kde k_{cur} je koeficient ztrát vířivými proudy, který určíme z měrné elektrické vodivosti materiálu σ_{Fe} , a tloušťky d_{pl} podle vztahu [7]

$$k_{\text{cur}} = \frac{\pi^2}{6} \cdot d_{\text{pl}}^2 \cdot \sigma_{\text{Fe}}. \quad (4.12)$$

4.2.3 Praktický výpočet měrných ztrát v železe

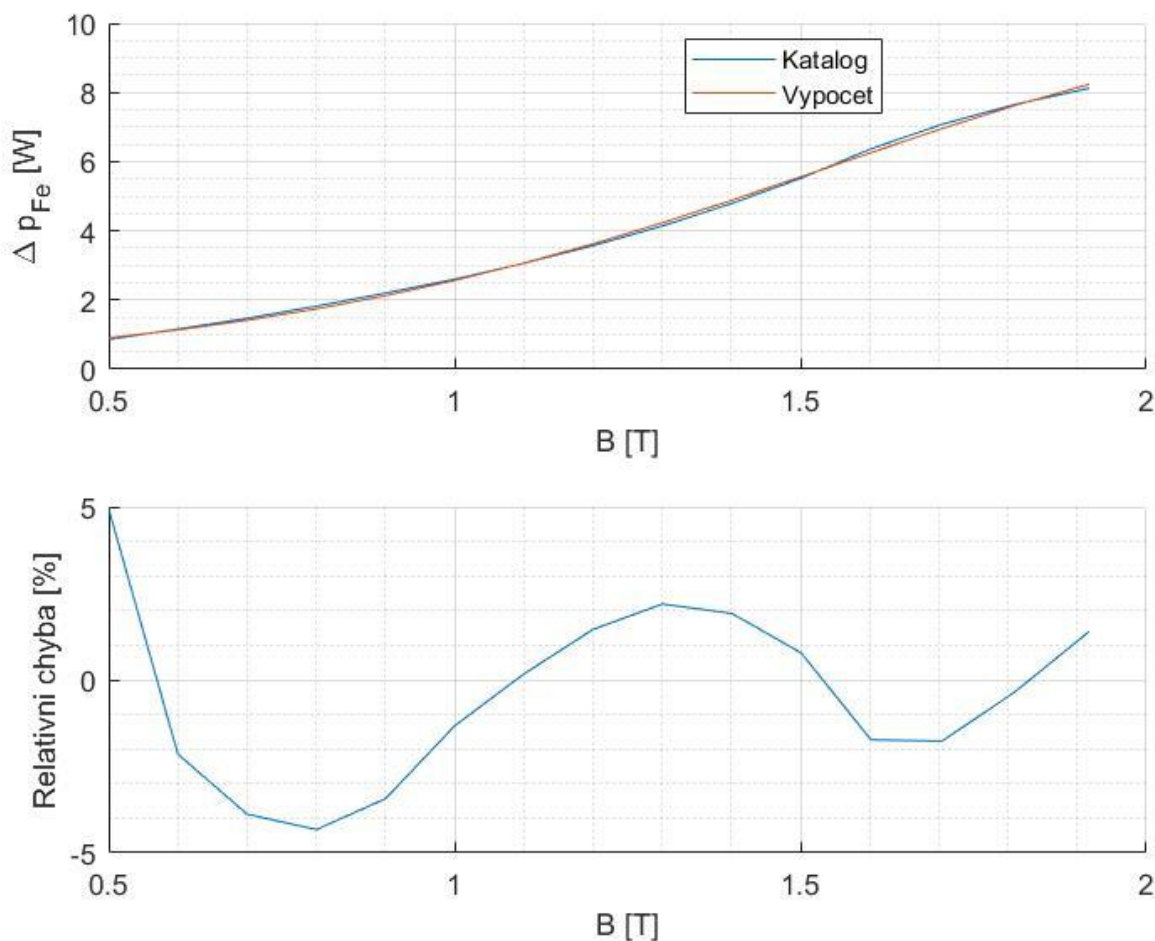
Na základě článku [14] a znalosti závislosti měrných ztrát materiálu na magnetické indukci lze vytvořit vztah pro vyjádření měrných ztrát odpovídajících magnetické indukci. Kdy místo koeficientu α z rovnice (4.10) je výhodnější dosadit polynom $a + b \cdot B_m + c \cdot B_m^2$. Protože tímto polynomem je dosažena dostatečná přesnost měrných ztrát Δp_{Fe} , (viz závislosti relativní chyby na obrázku 4.2 a 4.3) není nutné přidávat složku měrných ztrát představující ztráty přídavné. Vztah pro zjištění měrných ztrát lze tedy použít v tomto tvaru:



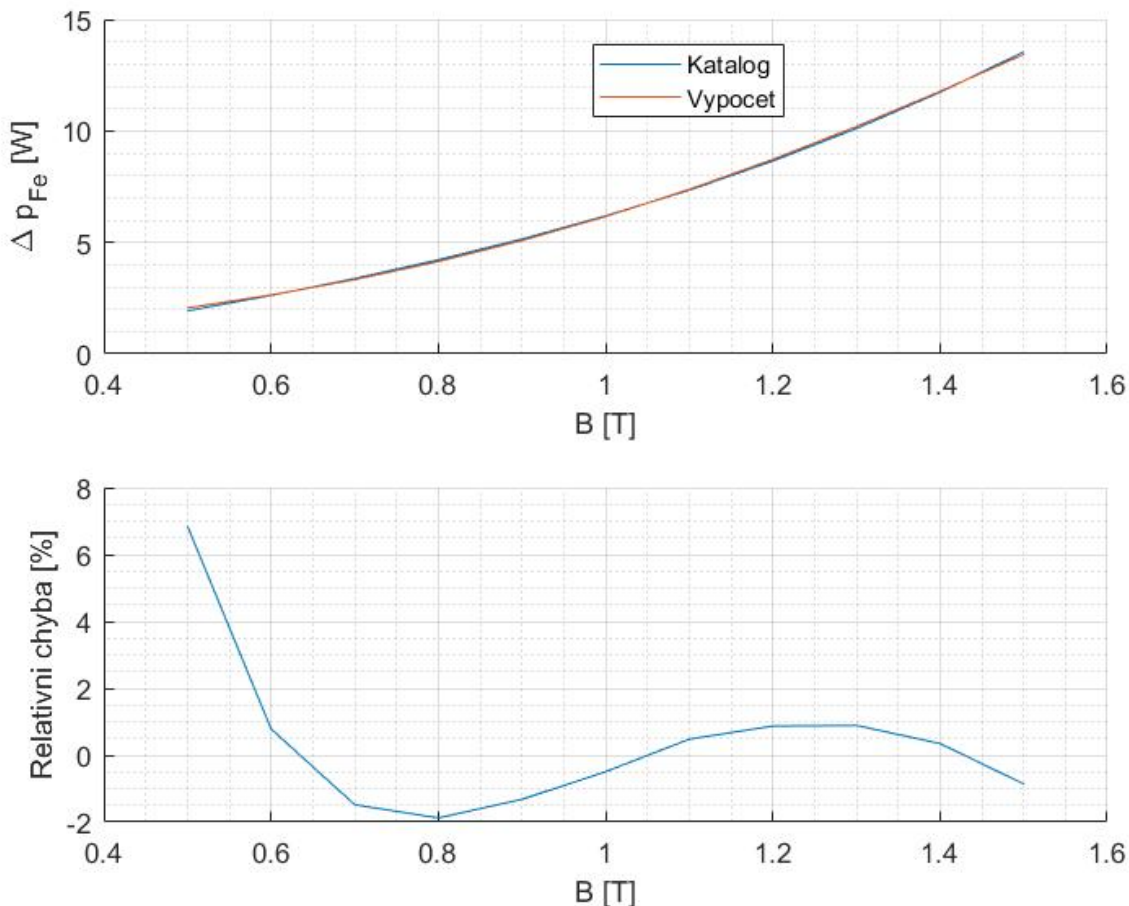
$$\Delta p_{\text{Fe}} \cong k_h \cdot f \cdot B_m^{(a+b \cdot B_m+c \cdot B_m^2)} + k_v \cdot f^2 \cdot B_m^2, \quad (4.13)$$

kde velikost konstant byla určena z katalogových hodnot pro dvě „sousedící“ frekvence. Tedy určené konstanty budou odpovídat měrným ztrátám např. pro 50 a 100 Hz, ale pro další frekvence např. 400 Hz bude odchylka od katalogových hodnot značná.

Vypočtené koeficienty nabývají hodnot: Koeficient hysterezních ztrát $k_h = 0,041 \text{ W} \cdot \text{kg}^{-1}$, koeficient ztrát vířivými proudy $k_v = 2,056 \cdot 10^{-4} \text{ W} \cdot \text{kg}^{-1}$ a konstanty $a = 0,7263$, $b = 1,6536$ a $c = 0,588$. Takto zvolené velikosti konstant tedy odpovídají katalogovým hodnotám s dostatečnou přesností pro frekvence 50 až 100 Hz. Pro vyšší frekvence by bylo nutné konstanty přepočítat. Katalogové hodnoty materiálu M700-50A pro různé frekvence byly získány od výrobce *ThyssenKrupp*.



Obrázek 4.2: Porovnání katalogových a vypočtených hodnot měrných ztrát při 50 Hz



Obrázek 4.3: Porovnání katalogových a vypočtených hodnot měrných ztrát při 100 Hz

4.3 Ztráty ve vinutí

Ztráty ve vinutí neboli Jouleovy ztráty představují tepelnou energii, která je vytvářena průchodem proudu statorovým a rotorovým vinutím. Jouleovy ztráty ve vinutí asynchronních strojů se počítají zvlášť pro stator a rotor. Jsou závislé na odporu vinutí a druhé mocnině efektivní hodnoty protékajícího proudu. [9]

Jouleovy ztráty ve vinutí statoru

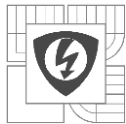
$$\Delta P_{j1} = m_1 \cdot R_1 \cdot I_1^2, \quad (4.14)$$

kde m_1 je počet fází statoru, R_1 odpor statorového vinutí při provozní teplotě, I_1 proud statorovým vinutím

Jouleovy ztráty ve vinutí rotoru kroužkového rotoru

$$\Delta P_{j2} = m_1 \cdot R_2' \cdot I_2'^2, \quad (4.15)$$

kde R_2' odpor rotorového vinutí přepočtený na stator a I_2' je proud rotoru přepočtený na stator.



4.4 Dodatečné ztráty v železe

Tyto ztráty nezávisí na zatížení stroje. Vznikají ve stavu naprázdno i při zatížení. Rozdělujeme je na ztráty povrchové a pulzační. Jsou závislé přibližně na čtverci síťového napětí.

4.4.1 Povrchové ztráty

Jsou to ztráty v hlavách statorových a rotorových zubů. Jsou způsobeny změnou magnetického pole vzduchové mezery v důsledku otevření drážek. [15] *Touto změnou magnetického toku vznikají na povrchu zubů vířivé proudy, které tyto povrchové ztráty způsobují. Povrchové ztráty zubů statoru jsou způsobeny drážkováním rotoru a naopak povrchové ztráty zubů rotoru jsou způsobeny drážkováním statoru.* [8]

Nejprve můžeme vyjádřit měrné povrchové ztráty ΔP_{pov} vztažené na jednotku plochy povrchu

$$\Delta P'_{\text{pov}} = \frac{k_{0\text{pov}}}{2} \cdot (Q \cdot n)^{1,5} \cdot \left(\frac{B_0 \cdot t_d}{\sqrt{2}} \right)^2, \quad (4.16)$$

kde $k_{0\text{pov}}$ je činitel povrchových ztrát, Q je počet drážek, n jsou otáčky, B_0 je amplituda indukce nad drážkovou roztečí, t_d je drážková rozteč. [16]

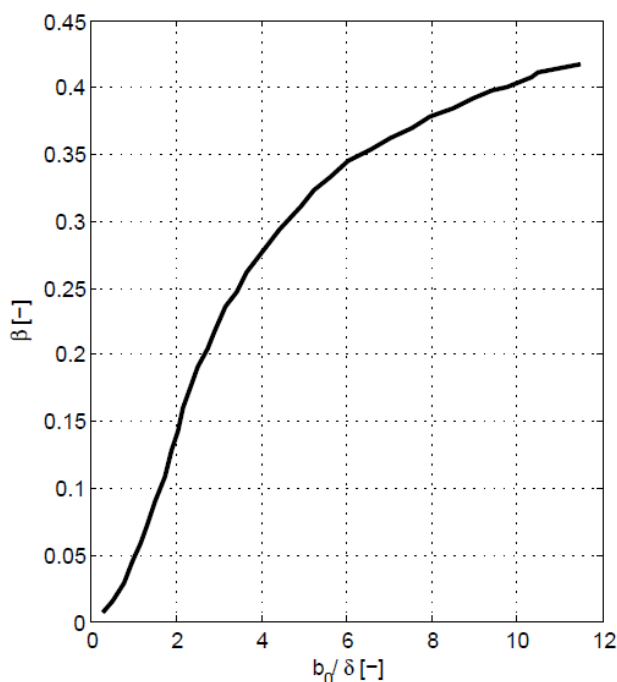
Tabulka 4.2: Činitel povrchových ztrát podle druhu rotoru

masivní povrch z kujného železe	$k_0=23,3$
masivní povrch z litiny	$k_0=17,5$
rotor skládaný z plechů o tloušťce 2 mm	$k_0=8,6$
rotor skládaný z plechů o tloušťce 0,55 mm	$k_0=2,8$

Činitel povrchových ztrát $k_{0\text{pov}}$ můžeme určit z tabulky 4.1 z [16] a amplituda magnetické indukce nad drážkovou roztečí ze vztahu

$$B_0 = \beta \cdot k_c \cdot B_\delta, \quad (4.17)$$

kde k_c je Carterův činitel a β určíme podle obrázku 4.4.



Obrázek 4.4: Průběh veličiny β jako funkce poměru b_0/δ , převzato [8]

Celkové povrchové ztráty nyní určíme podle vzorce

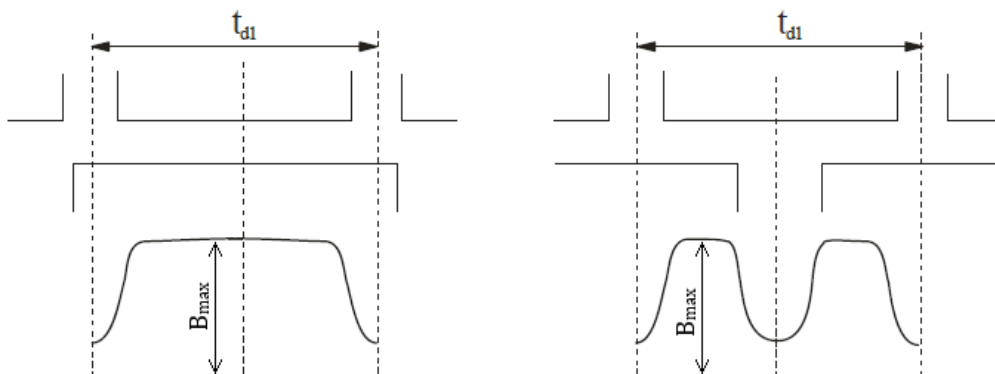
$$\Delta P_{\text{pov}} = \Delta P'_{\text{pov}} \cdot S_{zrp}, \quad (4.18)$$

kde S_{zrp} je povrch zubů v radiálním směru.

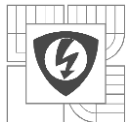
4.4.2 Pulzační ztráty

Tyto ztráty vznikají v důsledku vlivu drážkování statoru a rotoru, tedy vzájemnou polohou statorových vůči rotorovým zubům. Je-li zub statoru proti zubu rotoru, pak je magnetická vodivost vzduchové mezery maximální viz obrázek 4.5 vlevo. Je-li však zub statoru proti drážce rotoru, je magnetická vodivost vzduchové mezery minimální viz. obrázek 4.5 vpravo. [16]

Pulzační ztráty statoru jsou funkcí zubové frekvence rotoru a naopak. [5]



Obrázek 4.5: Průběh magnetické indukce nad drážkovou roztečí, upraveno z [17]



Pulzační ztráty můžeme vypočítat podle

$$\Delta P_{\text{pulz}} = k_{0\text{pulz}} \cdot \left(\frac{Q \cdot n \cdot B_p}{1000\sqrt{2}} \right)^2 \cdot m_z, \quad (4.19)$$

kde $k_{0\text{pulz}} = 0,1$ je činitel pulzačních ztrát, Q je počet drážek, n jsou otáčky, B_p je amplituda pulzací magnetické indukce v zubu, m_z hmotnost zubů. [16]

Amplitudu pulzací magnetické indukce lze vypočítat podle vztahu

$$B_p = \frac{\gamma \cdot \delta}{2 \cdot t_d} \cdot B_z, \quad (4.20)$$

kde B_z je střední hodnota magnetické indukce v zubu a δ velikost vzduchové mezery.

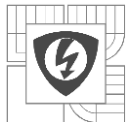
Koeficient γ určíme podle vztahu [11]

$$\gamma = \frac{\left(\frac{b_0}{\delta} \right)^2}{5 + \left(\frac{b_0}{\delta} \right)} \quad (4.21)$$

a hmotnost zubů se určí jako

$$m_z = h_d \cdot b_z \cdot Q \cdot l_{\text{Fe}} \cdot k_{\text{Fe}} \cdot \gamma_{\text{Fe}}. \quad (4.22)$$

kde b_z je šířka zubu, h_d je výška zubu.



5 METODA TEPELNÉ SÍTĚ

Metoda tepelné sítě neboli metoda ekvivalentních obvodů vychází z určení přibližné střední teploty trojrozměrného tělesa.

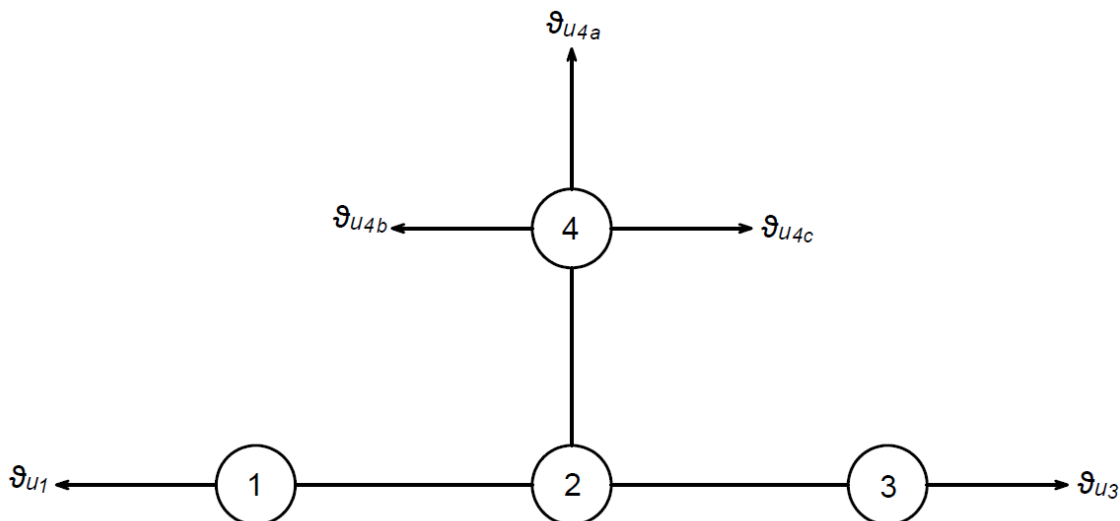
Elektrický stroj si můžeme představit jako složitou soustavu těles, z nichž v některých vzniká teplo. Toto teplo pak přestupuje z místa vzniku přes sousední tělesa až na rozhraní mezi zařízením a ovzduším. V soustavě těles, které jsou různě propojeny a tvoří elektrické zařízení, kdy každé těleso má odlišnou tepelnou vodivost, uniká teplo nejen přes teplotní spád, ale i do okolí jeho povrchem. Proto nelze jednoduše určit teplotní tok.

Metodou řešení těchto složitějších zařízení je rozložení na jednotlivé části použitím metody tepelných obvodů, při nichž se užívají podobné postupy jako při řešení elektrických obvodů. Skládáním jednotlivých dílů tepelných zdrojů a odporů získáme tepelnou síť a až pak vyřešením celé sítě získáme oteplení jednotlivých dílů.

Jednotlivé díly představují uzly, větve a nory. Uzly jsou charakterizovány svou teplotou a mohou být zdrojem tepelného toku. Větve nahrazují tepelnou vodivost, resp. tepelný odpor, tedy odpovídají trase tepelného toku mezi jednotlivými uzly. Větve obvykle obsahují sériově paralelní kombinaci více tepelných odporů. Nory odpovídají trase tepelného toku z uzlu do okolí a jsou zobrazeny odpory. [8], [18]

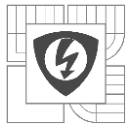
V této práci jsou vytvořeny dvě tepelné sítě, které jsou následně porovnávány.

5.1 Sestavení matic na základě tepelné sítě



Obrázek 5.1: Jednoduchá tepelná síť, převzato z [10]

Na obrázku 5.1 je schéma jednoduché tepelné sítě, která se skládá ze čtyř uzlů, tří větví a pěti norů. Tato síť může v nejjednodušším případě reprezentovat například



vinutí uložené v drážkách statoru. Uzly 1, 2, 3 představují vinutí, z čehož uzly 1 a 3 představují čela vinutí a uzel 4 představuje železo statoru. [8]

Na základě uzlových rovnic platí pro danou síť

$$\begin{pmatrix} G_1 & -g_{12} & 0 & 0 \\ -g_{12} & G_2 & -g_{23} & -g_{24} \\ 0 & -g_{23} & G_3 & 0 \\ 0 & -g_{24} & 0 & G_4 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \vartheta_1 \\ \vartheta_2 \\ \vartheta_3 \\ \vartheta_4 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} P_{01} + g_{u1}\vartheta_{u1} \\ P_{02} \\ P_{03} + g_{u3}\vartheta_{u3} \\ P_{04} + g_{u4a}\vartheta_{u4a} + g_{u4b}\vartheta_{u4b} + g_{u4c}\vartheta_{u4c} \end{pmatrix} \quad (5.1)$$

kde

$$\begin{aligned} G_1 &= g_{12} + g_{u1}, \\ G_2 &= g_{12} + g_{23} + g_{24}, \\ G_3 &= g_{23} + g_{u3}, \\ G_4 &= g_{24} + g_{u4a} + g_{u4b} + g_{u4c}, \end{aligned} \quad (5.2)$$

V tepelných vodivostech g_{ij} , kde index určuje spojení i -tého a j -tého uzlu, jsou zahrnuty vnitřní vodivosti (odpory) obou příslušných zdrojů. Ve vodivostech g_{ui} , kde index u značí odvod tepla do okolí, je zahrnut i vnitřní odpor zdroje odpovídající odvodu do okolí. [19] Diagonální členy G jsou dány součtem všech tepelných vodivostí vstupujících do daného uzlu.

Výsledné vztahy jsou zjištěny z uzlových rovnic dané tepelné sítě, ty jsou odvozeny pomocí Kirchhoffových zákonů. Zápis těchto rovnic však není nutný, protože pro sestavení platí obecný systém.

Tepelnou síť o n uzlech P_{0i} , které jsou spojeny přes vodivosti (odpory) g_{ij} a chlazeny do okolí ϑ_{ij} přes vodivosti (odpory) g_{ui} , řeší soustava n lineárních algebraických rovnic ve tvaru [18]

$$\begin{pmatrix} G_1 & -g_{12} & -g_{13} & \cdots & -g_{1n} \\ -g_{12} & G_2 & -g_{23} & \cdots & -g_{2n} \\ -g_{13} & -g_{32} & G_3 & \cdots & -g_{3n} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -g_{n1} & -g_{n2} & -g_{n3} & \cdots & G_n \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \vartheta_1 \\ \vartheta_2 \\ \vartheta_3 \\ \vdots \\ \vartheta_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} P_{01} + g_{u1}\vartheta_{u1} \\ P_{02} + g_{u2}\vartheta_{u2} \\ P_{03} + g_{u3}\vartheta_{u3} \\ \vdots \\ P_{0n} + g_{un}\vartheta_{un} \end{pmatrix}, \quad (5.3)$$

Uvedené matice lze zapsat do obecného tvaru

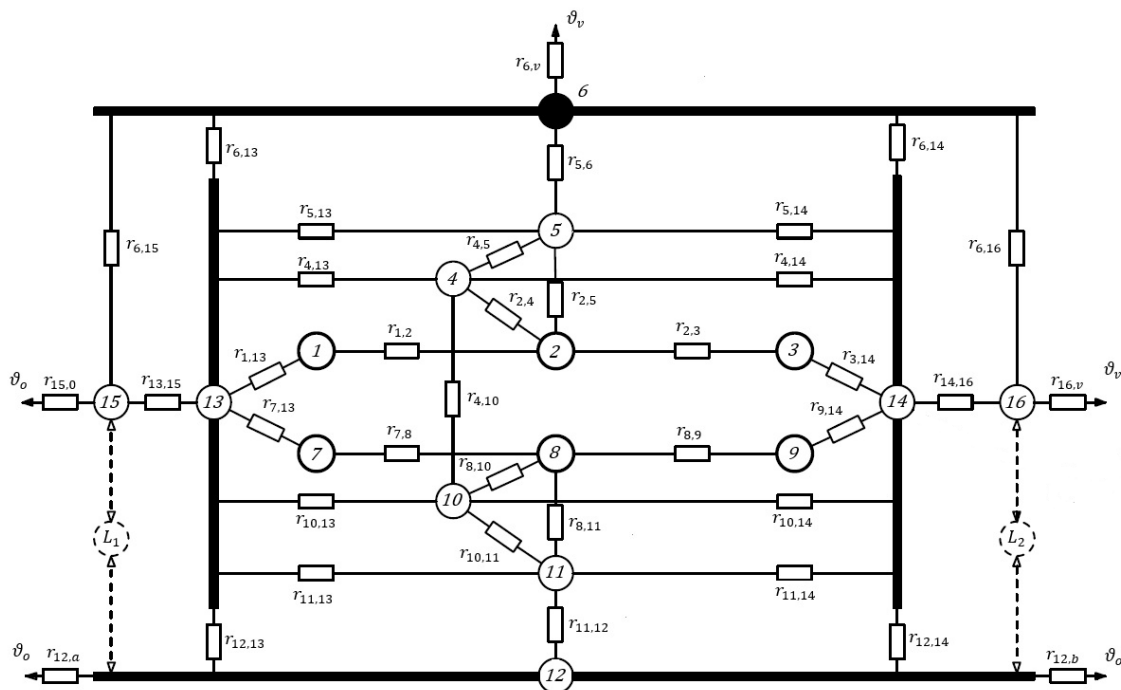
$$\mathbf{G} \cdot \boldsymbol{\vartheta} = \mathbf{P}, \quad (5.4)$$

kde matici \mathbf{G} nazýváme maticí tepelných vodivostí, matice $\boldsymbol{\vartheta}$ je maticí neznámých teplot a matice \mathbf{P} je matice tepelných toků, které vyjadřují generované ztráty P_{0i} a odvod tepla do okolí. [8]

Řešení rovnic se provádí použitím inverzní matice \mathbf{G}^{-1}

$$\boldsymbol{\vartheta} = \mathbf{G}^{-1} \cdot \mathbf{P}, \quad (5.5)$$

5.2 Tepelná síť 1



Obrázek 5.2: Tepelné schéma, upraveno z [15]

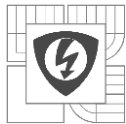
Na obrázku 5.2 je zobrazeno tepelné schéma pro výpočet oteplení asynchronního motoru T22VT512. Tato tepelná síť byla sestavena podle [18]. Tepelná síť obsahuje 17 tepelných zdrojů, 1 uzel a 38 tepelných odporů. Všechny ztráty se odvádí do vnějšího okolí. Zdroje představující vinutí (1,2,3) a klec (7,8,9) mohou obsahovat ztráty závislé na oteplení. Význam jednotlivých prvků je uveden v tabulce 5.1

Síť je sestavena tak, že mezi zdroji/uzly je vždy jen jeden tepelný odpor, proto zde nebudu vypisovat jednotlivé významy těchto odporů jako v kap. 5.3.

Tabulka 5.1: Význam tepelných zdrojů a uzlů:

Stator						rotor											
Vinutí			Svazek			Vinutí (klec)			Svazek								
čelo	drážky	čelo	zuby	jho	kostra	kruh	tyče	kruh	zuby	jho	hřídel	vnitřní vzduch	vnitřní vzduch	přední štít	zadní štít	ložiska	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	L1 (17)	L2 (18)

Tato tepelná síť je určena k výpočtu chlazení asynchronních motorů nakrátko, v provedení IP44 s žebrovanou kostrou, bez vnitřního chladícího oběhu.



Popis výpočtu:

Výpočet v MATLABu je rozdělen do několika bloků, které obsahují ventilační výpočet nebo výpočet tepelných vodivostí jednotlivých částí stroje. Níže je obsah těchto bloků popsán. Výpočet byl proveden podle [18] a obsahuje hodně dílčích výpočtů. V popisu jsou vypsány jen ty „zajímavé“.

a) Kostra – Zde se počítají průřezy S na vstupu do kostry a uprostřed mezi žebry kostry a také odpory proudění K

b) Ventilátor – Výpočet odporu proudění na vstupu k ventilátoru

c) Kostra 2 – Výpočet součinitele přestupu tepla z kostry α_k , chladícího povrchu kostry A_k a výsledné tepelné vodivosti kostry g_k

$$g = \alpha_k \cdot [(\pi D_k \cdot l_k + 2 \cdot l_{zk} \cdot \tau_k \cdot (n_{zk} \cdot h_{zk} - h_s) - A_{kz})], \quad (5.6)$$

kde D_k je vnější průměr kostry, l_k je délka kostry, h_{zk} je střední výška žebrování kostry, n_{zk} je počet žebrování kostry, h_s je výška skosení žebrování, A_{kz} je celkový zakrytý povrch kostry α_k je součinitel přestupu tepla pro žebrovanou kosteru

$$\alpha_k = \xi_k \cdot 0.02 \cdot \frac{\lambda_e}{v_e^{0.8}} \cdot \frac{v_{ka}^{0.8}}{d_{hž}^{0.2}}, \quad (5.7)$$

kde ξ_k je součinitel víření pro použití u žebrovaných koster, λ_e je tepelná vodivost vzduchu, v_e je kinematická viskozita vzduchu, v_{ka} je střední rychlost vzduchu na vstupu do kostry a $d_{hž}$ je hydraulický průměr kanálu mezi žebry

d) Kostra 3 – Následuje výpočet zbývajících tepelných vodivostí kostry a příslušných chladících povrchů, např.:

Tepelná vodivost styku železa s kosterou λ_p

$$g_p = \frac{0,026}{\varepsilon_p} \cdot A_p, \quad (5.8)$$

kde ε_p je ekvivalentní vrstvička vzduchu mezi železem a kosterou a A_p je povrch pláště železa statoru.

Vnitřní tep. vodivost kostry λ_i

$$\lambda_i = 6 \cdot \frac{\lambda_k \cdot S_k}{l_k}, \quad (5.9)$$

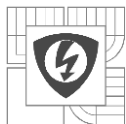
kde $\lambda_k = 50 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ je měrná tepelná vodivost materiálu kostry, S_k je Tep. vodivost z vnitřního vzduchu do kostry g_{ki}

$$g_{ki} = 0,5 \cdot \alpha_{ki} \cdot A_{ki}, \quad (5.10)$$

kde A_{ki} je vnitřní chladící povrch kostry a α_{ki} je součinitel přestupu tepla uvnitř stroje a určí se podle vztahu

$$\alpha_{ki} = 14 \cdot (1 + \sqrt{v_i}), \quad (5.11)$$

kde v_i je charakteristická (vztažná) rychlost ve vnitřním obvodu stroje.



e) Štíty – Zde se počítají chladící povrchy a tepelné vodivosti vnější i vnitřní strany předního a zadního štítu. Vliv různého provedení štítu byl zahrnut do opravného součinitele víření ξ

f) Železo – Obsahuje výpočet všech tepelných vodivostí svazku statoru i rotoru. Součinitel přestupu tepla ve vzduchové mezeře α_{δ} se určuje buď z obvodové rychlosti rotoru $\alpha_{\delta 1}$ nebo z vodivosti vrstvy vzduchu $\alpha_{\delta 2}$. Pro výpočet vodivosti se bere větší hodnota.

$$\alpha_{\delta 1} = 3,54 \cdot \sqrt{\frac{v_r}{\sqrt{d_e \cdot \delta}}}, \quad (5.12)$$

kde v_r je vnější obvodová rychlost rotoru, d_e je vnější průměr rotoru a δ je velikost vzduchové mezery.

$$\alpha_{\delta 2} = 2 \cdot \frac{\lambda_e}{\delta}, \quad (5.13)$$

g) Hřídel – Zde se počítají tepelné vodivosti pro tepelné toky mezi hřídelí, paketem a vnitřním vzduchem. Také rozvod tepla hřídelí k oběma koncům. Předpokládá se měrná tepelná vodivost hřídele $\lambda_h = 50 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$. Vnitřní tep. vodivost hřídele

$$g_{vh} = 75\pi \cdot \frac{d_{hs}^2}{l_h}, \quad (5.14)$$

kde d_{hs} je střední průměr hřídele a l_h je délka hřídele.

h) Vinutí statoru – Tento blok zahrnuje výpočet povrchů a tepelných vodivostí drážkových izolací, čel a vnitřní vodivosti mezi čely a drážkou. Tepelné vodivosti izolací drážek se určují ze zadaných měrných tepelných odporů drážkové izolace $1/k_{ds}$ a $1/k_{cs}$. Součinitel přestupu tepla z čela do statoru

$$\alpha_{cs} = 25 \cdot (1 + 0,5 \cdot v_i^{0,7}) \cdot \xi_{cs}, \quad (5.15)$$

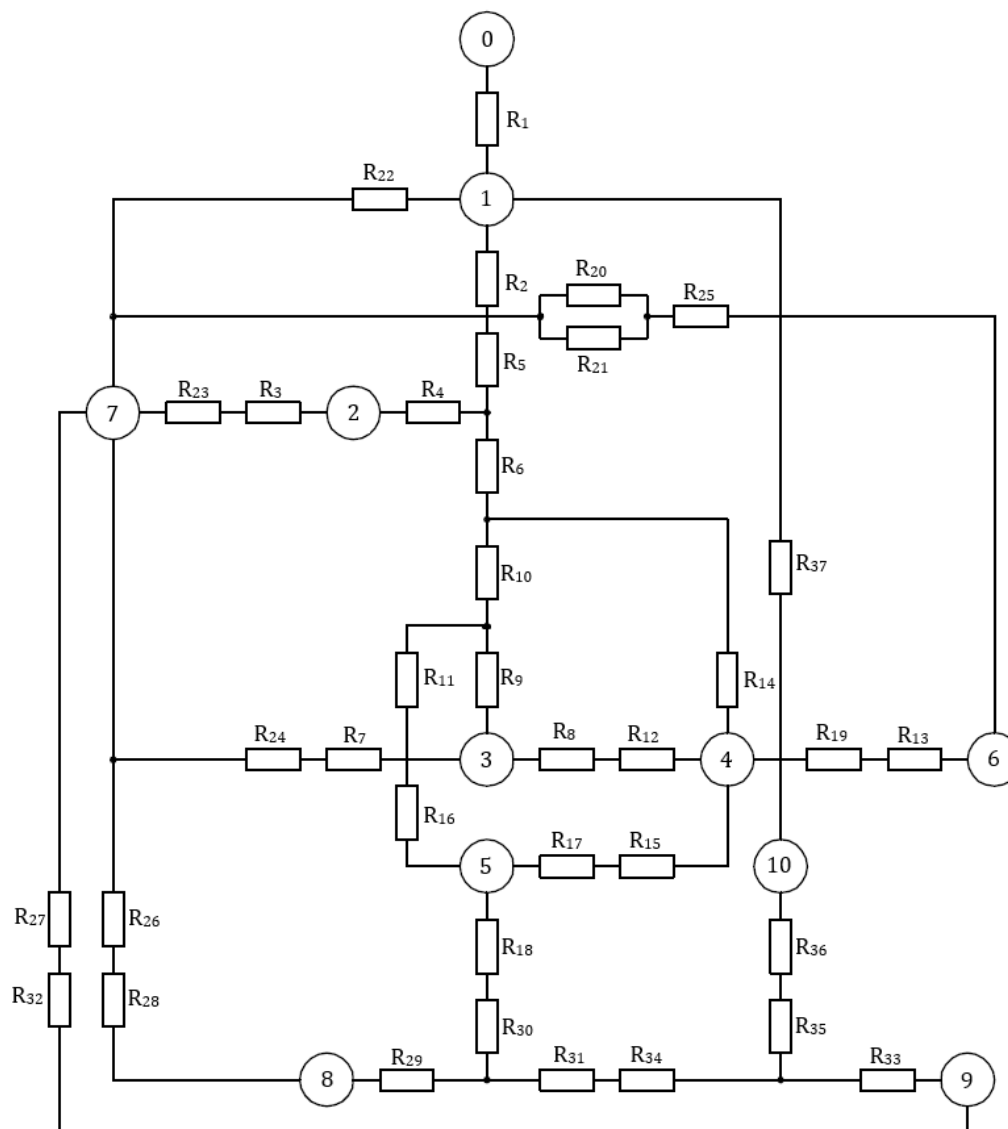
kde ξ_{cs} je opravný součinitel vyjadřující zvýšení přestupu tepla z čel

i) Klec rotoru – U klece se počítají stejné tepelné vodivosti jako u vinutí statoru. Součinitel přestupu tepla z kruhů $\alpha_{\check{r}}$ se určuje z obvodové rychlosti rotoru

$$\alpha_{\check{r}} = \xi_{\check{r}} \cdot 28,8 \cdot \sqrt{v_r}, \quad (5.16)$$

kde $\xi_{\check{r}}$ je opravný součinitel vyjadřující zvýšení přestupu tepla z kruhů pro dané provedení kruhů.

5.3 Tepelná síť 2



Obrázek 5.3: Tepelné schéma 2, upraveno z [3]

Na obrázku 5.3 je uvedeno tepelné schéma sítě, které bylo vytvořeno na základě článku [3] a diplomové práce [5], ve které je tepelné schéma upraveno. Tepelná síť obsahuje 10 uzlů a 37 tepelných odporů. Význam jednotlivých uzlů a tepelných odporů je uveden v tabulce 5.2.

Tato tepelná síť je určena pro TEFC (=úplně uzavřené, ventilátorem chlazené) indukční motory, kdy podle článku [17] vyhovuje na motory o malém a středním jmenovitém výkonu (až 75 kW). V potaz se bere zjednodušení, že geometrie a teplota stroje jsou symetrické kolem vertikální osy stroje, je tedy možné uvažovat při modelování oteplení jen čtvrtina stroje.



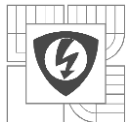
Popis modelu a výpočtu:

Výpočtový model je opět rozdělen na bloky, kdy každý blok obsahuje řešení vztahů potřebné k určení tepelných odporů jednotlivých částí stroje. V popisu částí stroje jsou také nastíněna uspořádání jednotlivých částí tepelné sítě. Vztahy pro výpočet tepelných odporů sítě jsou uvedeny v článku [3] a diplomové práci [5]. Níže jsou opět uvedeny jen některé vztahy, např. pro určení součinitelů přestupu tepla, protože v této síti jsou použity odlišné vztahy než u předchozí sítě.

- a) Kostra – Přenos tepla kostry se uskutečňuje radiací do okolí a konvekcí mezi statorovým železem a kostrou. Součinitel přestupu tepla mezi kostrou a okolím se podle [3] určí vztahem

$$\alpha_1 = \frac{\lambda_e}{D_k} \left(\frac{1,36 \cdot 0,518 \cdot R_a^{1/6}}{\left(1 + \left(\frac{0,559}{P_r}\right)^{9/16}\right)^{8/27}} \right), \quad (5.17)$$

- b) Jho statoru – Model jha statoru je vytvořen v podobě válcové stěny. Svazek statoru je složen z plechů, které mají izolační povrchovou úpravu. Proto je uvažována různá tepelná vodivost pro radiální a axiální přenos tepla. Kde axiální tepelná vodivost magnetického obvodu byla zvolena podle [5] na hodnotu $\lambda_{fe,a} = 2 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ a radiální tepelná vodivost magnetického obvodu na hodnotu $\lambda_{fe,r} = 45 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$
- c) Zuby statoru – Jsou modelovány jako soubor paralelně spojených válcových segmentů. Jsou tvořeny stejným plechem jako jho statoru, takže opět je uvažována rozdílná tepelná vodivost magnetického obvodu pro radiální a axiální směr viz. odstavec c).
- d) Statorové vinutí – Vinutí v drážkách je modelováno jako pevné válcové tyče sestávající z vodičů a izolace. Předpokládá se, že měděné vodiče přenáší teplo axiálně podél drážky, ale radiálně se vinutí považuje za homogenní pevnou látku, která má tepelnou vodivost 2,5krát větší než vodivost izolace. Izolace je vytvořena jako polyamidový pás o tloušťce odpovídající třídě izolace použité ve stroji. Tepelná vodivost izolace $\lambda_i = 0,8 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ a tepelná vodivost mědi $\lambda_{Cu} = 400 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$
- e) Vzduchová mezera – Vzduchová mezera vytváří spojení mezi zuby statoru, částí vinutí statoru a povrchem rotoru. Pro výpočet tepelných odporů je třeba znát kontaktní plochy a správný součinitel přestupu tepla ve vzduchové, který lze určit podle kapitoly 2.33 ze vztahu

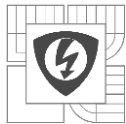


$$\alpha_{2r} = \frac{N_u \cdot \lambda_e}{\delta}. \quad (5.18)$$

- f) Čelo vinutí – Koncové vinutí se považuje za homogenní strukturu, která se skládá z vodičů a izolace. Tedy jsou použity stejně tepelné vodivosti jako v odst. c).
- g) Vnitřní vzduch – S vnitřním vzduchem přichází do styku téměř většina částí stroje. Předpokládá se, že teplota cirkulujícího vzduchu je rovnoměrná. Jediný součinitel udává konvektivní přenos tepla ze všech kontaktních ploch. Určený ze vztahu podle kap. 2.33

$$\alpha_{3r} = 15,5 \cdot (0,29 \cdot v_v + 1) \quad (5.19)$$

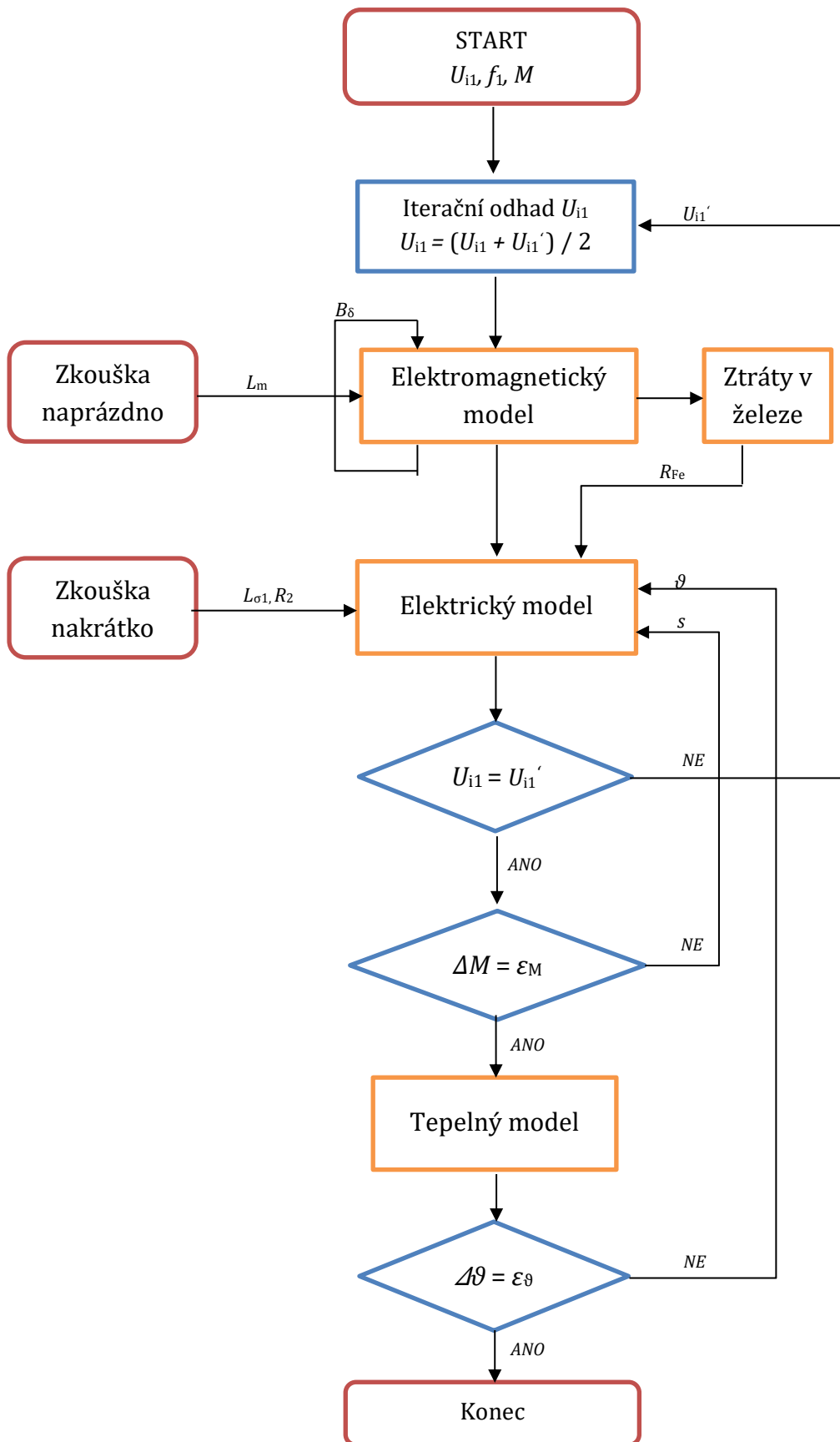
- h) Rotorové vinutí – Model představuje válcovou stěnu obklopující rotorové jho, jejíž objem je stejný jako objem klecových tyčí. Na konec vinutí (válcové stěny) je připojen disk o stejném objemu jako kruh nakrátko. Hodnota tepelné vodivosti hliníku $\lambda_{Al} = 237 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$.
- i) Jho rotoru – Model je vytvořen stejně jako u jha statoru. Tedy jsou použity stejné koeficienty jako u jha statoru.
- j) Hřídel – Je modelována jako válcová tyč bez vytváření tepla. Pro výpočet je rozdělena do tří částí. Jedna část je pod rotorovým jhem, druhá je pod ložisky a třetí je tepelné spojení mezi prvními dvěma. Teplota uprostřed třetí části se bere jako průměrná teplota celé hřídele. Předpokládá se, že existuje dobrý tepelný kontakt mezi hřídelí a rámem přes ložiska. Hodnota tepelná vodivosti hřídele $\lambda_h = 40 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$.



Tabulka 5.2: Význam tepelných odporů a uzlů

Tepelné uzly										
		stator					rotor			
okolí	kostra	jha	zuby	vinutí v drážkách	vzduchová mezera	čelo vinutí	vnitřní vzduch	vinutí	jha	hřídel
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Tepelné odpory										
R ₁	Tepelný odpor mezi kostrou stroje a okolím				R ₂₀	Tepelný odpor čela vinutí do interního vzduchu				
R ₂	Radiální tepelný odpor v styku kostry a statorového jha				R ₂₁	Tepelný odpor čela vinutí do interního vzduchu				
R ₃	Axiální tepelný odpor k povrchu statorového jha				R ₂₂	Axiální tepelný odpor povrchu kostry k internímu vzduchu				
R ₄	Vnitřní tepelný odpor statorového jha				R ₂₃	Axiální tepelný odpor povrchu statorového jha				
R ₅	Radiální tepelný odpor mezi středním poloměrem statorového jha a kostrou stroje				R ₂₄	Axiální tepelný odpor povrchu zubu statoru				
R ₆	Radiální tepelný odpor mezi středním a vnitřním poloměrem statorového jha				R ₂₅	Tepelný odpor povrchu čela vinutí				
R ₇	Radiální tepelný odpor mezi zubem a obklopující drážkou				R ₂₆	Tepelný odpor povrchu kruhu nakrátko				
R ₈	Axiální tepelný odpor k povrchu statorového zubu				R ₂₇	Tepelný odpor povrchu rotorového železa				
R ₉	Vnitřní tepelný odpor statorového zubu				R ₂₈	Axiální tepelný odpor od středu rotorových tyčí k internímu vzduchu				
R ₁₀	Radiální tepelný odpor mezi středním poloměrem zubu a vnitřním poloměrem statorového jha				R ₂₉	Vnitřní tepelný odpor rotorových tyčí				
R ₁₁	Radiální tepelný odpor mezi středním poloměrem zubu a vnitřním poloměrem zubu statoru				R ₃₀	Radiální tepelný odpor od středu rotorových tyčí k železu statoru				
R ₁₂	Radiální tepelný odpor izolace drážky směrem do jha statoru				R ₃₁	Radiální tepelný odpor od středu rotorových tyčí k železu rotoru				
R ₁₃	Axiální tepelný odpor mezi statorové vinutím a čelem vinutí				R ₃₂	Axiální tepelný odpor rotorového železa k povrchu rotoru				
R ₁₄	Radiální tepelný odpor izolace drážky směrem do zubu statoru				R ₃₃	Vnitřní tepelný odpor rotorového železa				
R ₁₅	Radiální tepelný odpor laku izolace vodiče a drážky od vzduchové mezery				R ₃₄	Radiální tepelný odpor ke středu železa rotoru od rotorového vinutí				
R ₁₆	Radiální tepelný odpor povrchu zubu od vzduchové mezery				R ₃₅	Radiální tepelný odpor ke středu železa rotoru od hřídele				
R ₁₇	Radiální tepelný odpor povrchu statorového vinutí od vzduchové mezery				R ₃₆	Radiální tepelný odpor k ose hřídele pod rotorovým paketem + axiální tepelný odpor k tepelnému středu hřídele				
R ₁₈	Radiální tepelný odpor povrchu rotorového vinutí od vzduchové mezery				R ₃₇	Radiální tepelný odpor k ose hřídele pod ložiskem + axiální tepelný odpor k tepelnému středu hřídele				
R ₁₉	Axiální tepelný odpor prodloužení statorového vinutí k čelu vinutí									

6 VÁZANÝ MODEL



Obrázek 6.6.1: Blokové schéma celkového vázaného modelu



Vázaný model na obrázku 6.1 představuje iterační propojení doposud odvozených vztahů rozdělených do bloků elektromagnetického modelu, elektrického modelu a tepelného modelu. Vstupní parametry jsou napájecí napětí U_1 , kmitočet f_1 a mechanický moment na hřídeli M . Iterační výpočet probíhá následovně:

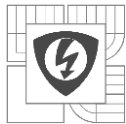
1. Pro elektromagnetický výpočet je nutné znát správnou hodnotu indukovaného napětí U_{i1} , to je vždy nižší o úbytek napětí na statorovém vinutí než napájecí. Pro první výpočet je zvolena hodnota o něco nižší a iterační metodou půlení intervalu je dosažena skutečná hodnota U_{i1} .
2. Z parametrů stroje a zadaných vstupních hodnot jsou vypočteny magnetické indukce v jednotlivých částech stroje. V elektromagnetickém modelu je vnořena iterační smyčka pro výpočet činitelů deformace magnetického pole ve vzduchové mezeře (zobrazeno na obr. 6.1 zpětnou smyčkou B_δ).
3. Z vypočtených indukci jsou určeny ztráty v železe. Z těchto ztrát je určen odpor charakterizující ztráty v železe R_{Fe} podle vztahu

$$R_{Fe} = \frac{m_1 \cdot U_{i1}^2}{\Delta P_{Fe}} \quad (6.1)$$

4. V kapitole 6.1 je zobrazena funkce, ze které se získává přesná hodnota magnetické indukčnosti L_m
5. Nově získaná hodnota R_{Fe} a L_m jsou dosazeny do rovnice 3.16 a použitím elektrického modelu je vypočtena nová hodnota U_{i1} .

Tato první smyčka (krok 1. až 5) je prováděna do doby, než se hodnota indukovaného napětí neshoduje s odhadovaným

6. Dále je druhou iterační smyčkou zjišťován moment motoru, a to na základě odhadnutí skluzu motoru, kdy první zvolená hodnota je o něco nižší než skluz zvratu s_{max} . Zvolený skluz je vstupním parametrem elektrického modelu a opět iterační metodou půlení intervalu je zajištěno získání skluzu odpovídajícího zvolenému momentu motoru s určitou chybou ε_M .
7. Ve třetí iterační smyčce vystupuje tepelný model, kde je pomocí tepelné sítě zjišťována teplota jednotlivých částí stroje. Oteplení motoru ovlivňuje velikost odporů statorového a rotorového vinutí vystupujících v elektrickém modelu. Je tedy nutné znát přesnou hodnotu zmíněného oteplení. Počáteční hodnota oteplení je odhadnuta. S touto teplotou dojde k výpočtu ztrát. Ty tvoří vstupní parametry do tepelného modelu a výstupem jsou zmíněné teploty jednotlivých částí stroje. Tento výpočet se opakuje, dokud se teploty neustálí na shodných hodnotách se zvolenou chybou ε_θ .



Popis řešení:

Pro řešení výpočtů je použit software MATLAB. Pro spuštění výpočtu je vytvořen skript *Spusteni_vypoctu_ASM_vstup_moment*, jehož vstupy jsou napájecí napětí U_1 a kmitočet f_1 , moment M a okolní teplota T_0 . Vypisované hodnoty skriptu jsou vypočtené teploty jednotlivých částí stroje, elektrické veličiny a ztráty. Celý výpočet je schován ve funkci *vazany_model_ASM*, ve kterém jsou vytvořeny iterační smyčky. V každé iterační smyčce je vytvořena podmínka, kvůli ustálení hodnot na zvolené maximální chybě rozdílu hledané a vypočtené hodnoty. Ve smyčkách jsou tedy volány funkce jednotlivých modelů. Je vytvořena funkce pro elektroelektromagnetický model *Vypocet_T_clanku*, ve které je volán elektromagnetický model funkcí *fce_elmgvypocet*. Pro tepelný model je vytvořena samostatná funkce *Tepelny_model*.

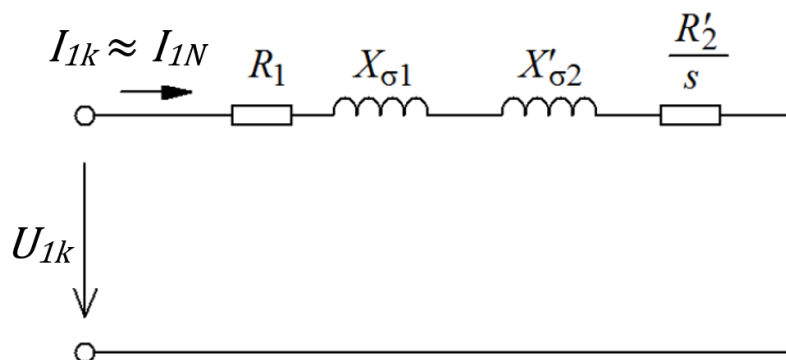
6.1 Měření asynchronního motoru

Pro zjištění potřebných parametrů motoru byly provedeny zkoušky motoru při stavu nakrátko, naprázdno a oteplovací zkouška při zatížení. Motor, na kterém byly provedeny zkoušky a který je podroben veškerým výpočtům v této práci, je typ T22VT512 z firmy ATAS Náchod a.s.

6.1.1 Zkouška nakrátko

Při zkoušce nakrátko je rotor měřeného motoru zabrzděn a jeho stator napájen sníženým napětím, aby odebíral ze sítě přibližně proud roven $1,5 \cdot I_n$; I_n a $0,5 \cdot I_n$. Také se nastavila snížená frekvence $f_{1,mer} = 25$ Hz, která simuluje stav, kdy rotorová frekvence proudu je při normálním chodu malá. Jelikož je rotor zabrzděn, otáčky jsou nulové a proto velikost skluzu motoru $s = 1$.

Magnetizační reaktance X_μ ani odpor reprezentující ztráty R_{Fe} se v celkové impedanci neprojeví, ta je tedy malá, a proto musíme motor napájet sníženým napětím.



Obrázek 6.6.2: Náhradní schéma asynchronního motoru při měření nakrátko



Během zkoušky jsou měřeny hodnoty napětí U_{1k} , proudu nakrátko I_{1k} a elektrického příkonu P_{1k} . Z těchto hodnot se určí hodnota odporu nakrátko R_k

$$R_k = \frac{P_{1k}}{3 \cdot I_{1k}^2} \quad (6.2)$$

a hodnota impedance nakrátko

$$Z_k = \frac{U_{1k}}{\sqrt{3} \cdot I_{1k}} \quad (6.3)$$

Dále se určí reaktance nakrátko při snížené frekvenci $f_{1,mer}$

$$X_{k,mer} = \sqrt{Z_k^2 - R_k^2} \quad (6.4)$$

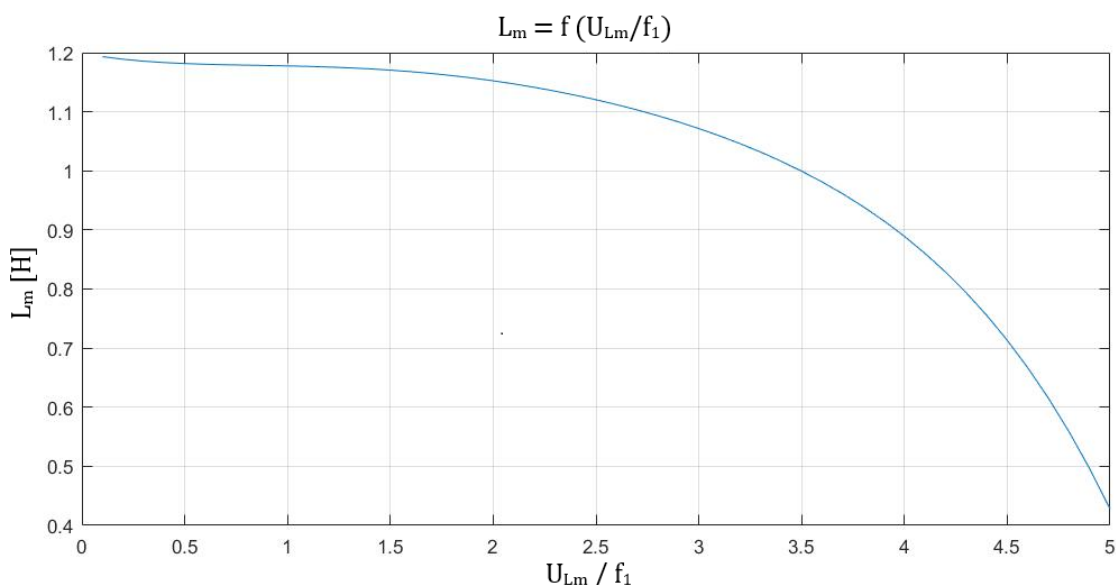
a skutečná reaktance nakrátko se přepočte frekvencí

$$X_k = X_{k,mer} \cdot \frac{f_{1n}}{f_{1,mer}} \quad (6.5)$$

6.1.2 Zkouška naprázdno

Měření naprázdno bylo prováděno pro zjištění hodnoty ztrát v železe ΔP_{Fe} a parametrů příčné větve, a to magnetizační indukčnosti L_m a odporu reprezentující ztráty R_{Fe} . Zkouška probíhá v motorickém chodu, postupnou změnou napájecího napětí U_1 . Během zkoušky byl motor poháněn dynamometrem, kvůli dosažení synchronních otáček. Zároveň tím bylo dosaženo eliminace mechanických ztrát ΔP_{mech} . Zkouška proběhla při několika frekvencích od 20 Hz do 65 Hz při kroku 5 Hz.

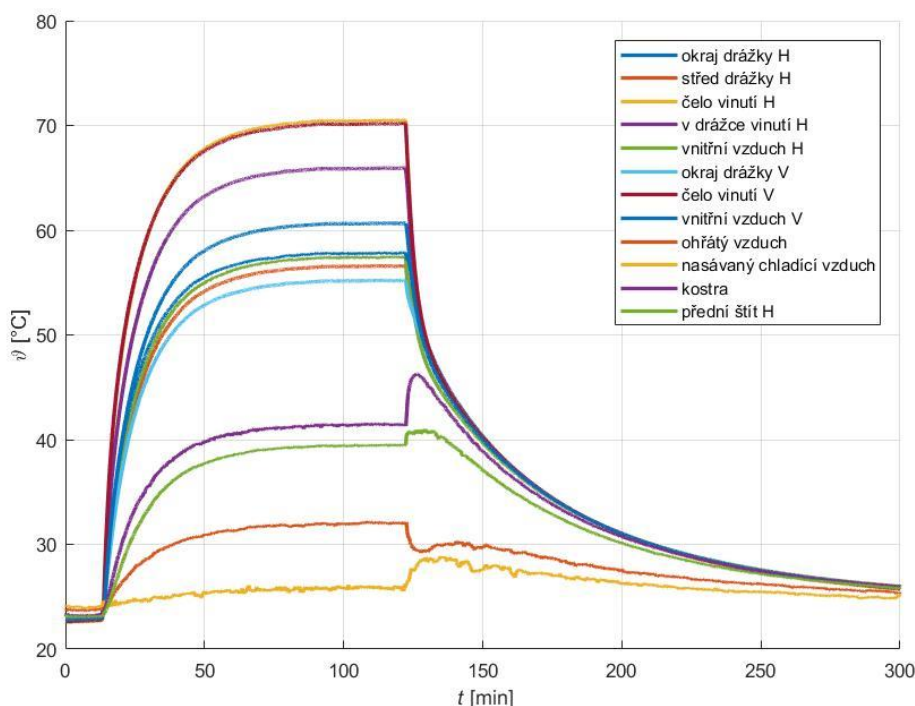
Pro přesné určení magnetizační indukčnosti byla ze změřených hodnot vytvořena funkce pro zjištění magnetizační indukčnosti L_m v závislosti na magnetizačním napětí U_{i1} , zde značeno U_{Lm} a frekvenci f_1 .



Obrázek 6.6.3: Průběh funkce magnetizační indukčnosti L_m

6.1.3 Oteplovací zkouška při zatížení

Pro ověření funkčnosti tepelného modelu byli provedeny oteplovací zkoušky pro různá nastavení uvedená v tab. 6.1. Měřený motor byl vybaven dvanácti teplotními čidly připevněnými v drážkách statoru, na vinutí statoru a na kostře. Dále pak „na volno“ uvnitř stroje a v okolí pro měření teploty vzduchu. Na obrázku 6.4 je zobrazena změřená oteplovací charakteristika motoru při jmenovitém zatížení. V legendě označení H znamená umístění čidla na straně hřídele a označení V znamená na straně ventilátoru.



Obrázek 6.4: Oteplovací charakteristika analyzovaného motoru při jmenovitém zatížení

Změřené oteplovací charakteristiky a hodnoty ustálených teplot pro jiná nastavení vstupních parametrů jsou uvedeny v přílohách.

Tabulka 6.1: Vstupní parametry změřených oteplovacích zkoušek

č. měření	1	2	3	4	5
U_1	161,4	230	300	115,5	230
f_1	35	50	65	25	50
M	2,02	2,02	2,02	1,426	1,421

6.2 Elektromagnetický model

V elektromagnetickém modelu *fce_elmgvypocet* jsou tedy ze vstupních parametrů motoru uložených ve skriptu *ParametryMotoru* vypočítány amplitudy magnetický



indukcí a dále jednotlivé ztráty v železe. Zadávanými vstupními parametry jsou otáčky n , indukované napětí příčné větve U_{i1} , frekvence f_1 a hodnota magnetizační indukčnosti L_m vypočtené z funkce podle kap. 6.1.2.

6.3 Elektrický model

Vstupními parametry elektrického modelu *Vypocet_T_clanku* jsou teploty statorového a rotorového vinutí ϑ_{R1} a ϑ_{R2} , dále skluz s a samozřejmě otáčky n , frekvence f_1 , napětí U_{Lm} . V elektrickém modelu se provádí přepočítání odporů vinutí R_1 a R_2 na aktuální vypočtenou/odhadnutou teplotu; výpočet výkonů a mechanického momentu M podle rov. 3.31. Dále vypočet zbylých ztrát motoru, to jsou Jouleovy ztráty statoru ΔP_{j1} , Jouleovy ztráty rotoru ΔP_{j2} a mechanické ztráty ΔP_{mech} vypočteny podle rov. 4.8.

6.3.1 Parametry náhradního obvodu

Odpor vinutí statoru je střední hodnota odporů všech fází změřených ohmmetrem a přepočtena na teplotu 20 °C podle rov. 3.22 na hodnotu

$$R_{1,20} = 11,75 \Omega.$$

Odpor rotorového vinutí přepočtený na statorovou stranu je určen ze zkoušky nakrátko podle vztahu

$$R_2' = R_k - R_1 \quad (6.6)$$

a opět přepočten na teplotu 20 °C, $R_{2,20}' = 8,53 \Omega$.

Rozptylové indukčnosti jsou vypočteny z výše uvedené skutečné reaktance nakrátko

$$L_{\sigma 1} = L_{\sigma 2} = \frac{X_k}{2} = 0,05 \text{ H} \quad (6.7)$$

Parametry příčné větve při napájecím napětí 230 V:

Magnetizační indukčnost

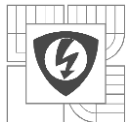
$$L_m = 0,88 \text{ H}$$

Odpor reprezentující ztráty v železe

$$R_{Fe} = 4445 \Omega$$

6.4 Tepelný model

Vstupními parametry tepelného modelu jsou jednotlivé ztráty, otáčky a počáteční teplota okolí. Tepelný model obsahuje výpočet vodivostí, resp. tepelných odporů, sestavení matice tepelných vodivostí a výpočet oteplení. Výstupem modelu jsou tedy hodnoty oteplení jednotlivých částí stroje.



7 OVĚŘENÍ VYPOČTENÝCH VÝSLEDKŮ

7.1 Ověření elektrického modelu

Prováděné výpočty simulují stavy, které byly proměřovány při oteplovací zkouškách při zatížení. Při této zkoušce byli elektrické veličiny měřeny přístrojem YOKOGAWA WT3000E. Díky tomu lze provést porovnání reálných hodnot s vypočtenými uvedenými v následující tabulce. Jak je vidět z hodnot relativních chyb, které se pohybují v maximech kolem 5 %, vypočtené elektrické veličiny odpovídají změřeným. Největší chyby dosahují celkově ztráty ΔP_{celk} , to je způsobeno výpočtem mechanických ztrát ΔP_{mech} podle rov. 4.8, tato chyba je zanedbatelná. Funkci elektrického modelu tedy lze prohlásit za správnou.

Tabulka 7.1: Porovnání elektrických veličin

	č. měření	1	2	3	4	5
Změřené parametry	I_1	1,395	1,41	1,432	1,102	1,164
	P_1	561	785,9	1006	291,9	566,1
	P_{mech}	411,2	600	796	206,5	430
	ΔP_{celk}	149,8	185,9	210	85,4	136,1
	n	1935	2850	3748	1392	2903
	$\cos \phi$	0,83	0,802	0,781	0,764	0,703
Vypočtené parametry	I_1	1,37	1,37	1,38	1,09	1,13
	P_1	545,27	745,13	949,86	286,40	531,80
	P_{mech}	405,67	599,71	791,84	206,43	432,56
	ΔP_{celk}	561,00	785,90	1006,00	291,90	566,10
	n	1917,75	2835,07	3743,34	1382,36	2896,68
	$\cos \phi$	0,82	0,79	0,77	0,76	0,68
Relativní chyba δ [%]	δ_{I_1}	1,78	2,90	3,97	1,07	3,29
	δ_{P_1}	2,80	5,19	5,58	1,88	6,06
	$\delta_{P_{\text{mech}}}$	1,34	0,05	0,52	0,03	-0,60
	$\delta_{\Delta P_{\text{celk}}}$	-6,05	1,45	-7,01	-7,76	-1,86
	δ_n	0,89	0,52	0,12	0,69	0,22
	$\delta_{\cos \phi}$	0,98	1,65	1,73	0,76	2,86

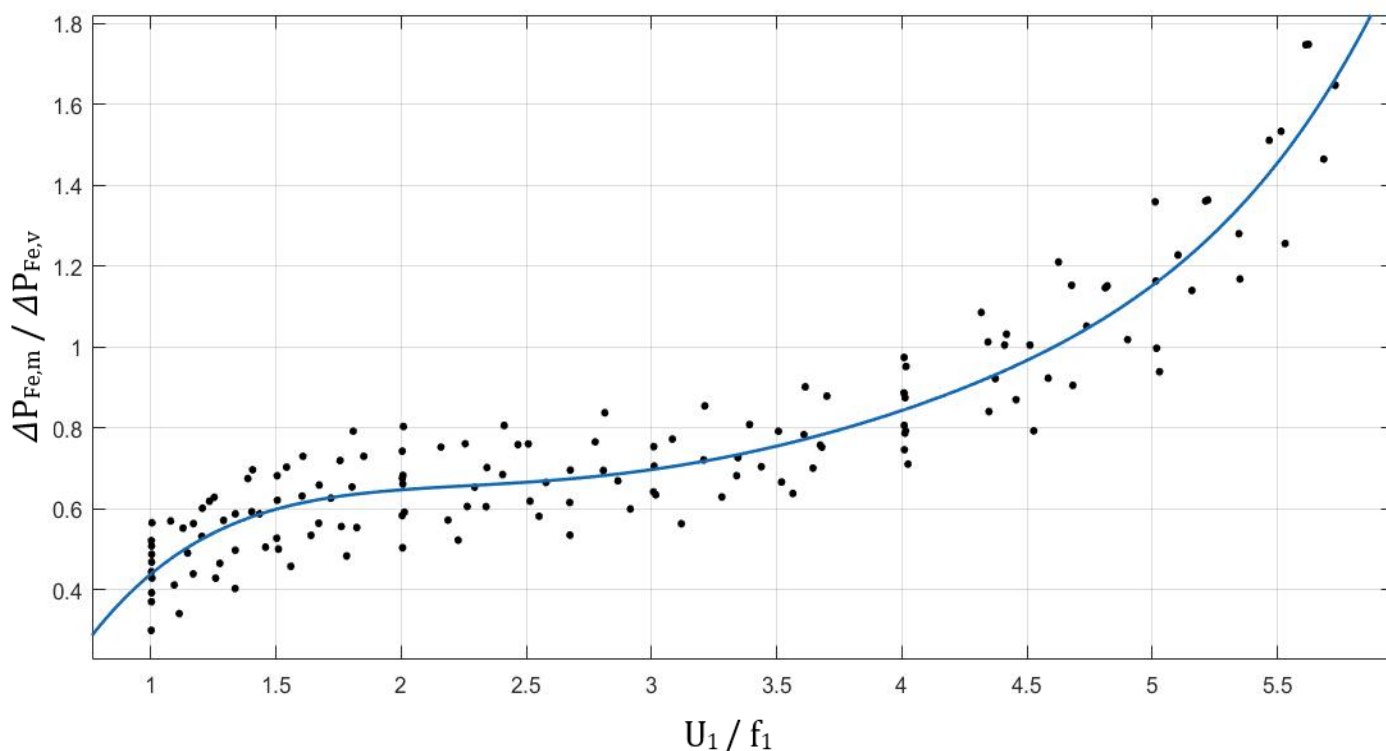
V prvním řádku tabulky 7.1 jsou uvedeny čísla měření. Nastavení vstupních parametrů je uvedeno v tabulce 6.1.

7.2 Ověření elektromagnetického modelu

Elektromagnetický model lze ověřit porovnáním vypočtených ztrát v železe a změřených při zkoušce naprázdno. Při tomto porovnání bylo zjištěno, že analytický výpočet ztrát v železe v jiném stavu sycení než jmenovitém ($U_1/f_1 = 4,6$) je oproti změřeným ztrátám chybný. Kvůli zpřesnění vypočtených hodnot byla sestrojena korekční křivka.

Ztráty v železe byly vypočteny ze změřených hodnot ze vztahu

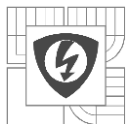
$$\Delta P_{\text{Fe,m}} = P_1 - 3 \cdot R_1 \cdot I_1^2 \quad (7.1)$$



Obrázek 7.1: Průběh korekční křivky pro úpravu vypočtených ztrát v železe

7.3 Ověření tepelného modelu

Tepelný model lze ověřit porovnáním ustálených teplot změřených při oteplovací zkoušce a vypočtených. Jak je zmíněno v kap. 6.1.3 měřený motor je vybaven 12 teplotními čidly. Pro porovnání se nevyužijí všechny změřené teploty, protože čidla nejsou rozmístěny na všech místech oteplení, které tepelný model počítá. Ale pro porovnání stačí teplota kostry, předního štítu, vnitřního vzduchu a samozřejmě statorového vinutí. Na statorovém vinutí je umístěno vícero čidel. Váženým



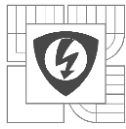
průměrem teplot čel vinutí a teploty v drážce vinutí je určena průměrná teplota, která by měla odpovídat teplotě vypočtené. Samostatně lze porovnat také teplota čela vinutí.

Tabulka 7.2: Porovnání teplot [°C] změřených a vypočtených

	č. měření	1	2	3	4	5
Změřené parametry	Kostra	43,3	41,53	39,76	38,1	37,1
	Statorové vinutí	73,81	69,68	69,12	56,35	55,08
	Čelo vinutí	74,85	70,53	70,28	56,94	55,68
	Vnitřní vzduch	59,05	57,52	56,59	47,14	47,48
	Přední štít	41,9	39,5	39,15	37,1	35,9
Vypočtené teploty z 1. sítě	Kostra	47,08	41,31	40,30	43,39	37,34
	Statorové vinutí	72,61	65,89	64,82	59,61	53,91
	Čelo vinutí	72,80	66,04	64,93	59,75	53,99
	Vnitřní vzduch	64,12	57,59	56,29	54,59	48,30
	Přední štít	47,79	41,77	40,33	44,63	37,72
Vypočtené teploty z 2. sítě	Kostra	47,19	47,25	50,51	38,04	40,89
	Statorové vinutí	57,60	58,01	62,06	44,23	48,39
	Čelo vinutí	58,76	59,05	63,01	44,96	49,04
	Vnitřní vzduch	52,15	52,20	55,66	40,91	44,17
Absolutní chyby 1. sítě	Kostra	3,78	0,22	0,54	5,29	0,24
	Statorové vinutí	1,20	3,79	4,29	3,26	1,17
	Čelo vinutí	2,05	4,49	5,35	2,81	1,69
	Vnitřní vzduch	5,07	0,07	0,30	7,45	0,82
	Přední štít	8,03	5,95	1,05	6,80	0,81
Absolutní chyby 2. sítě	Kostra	3,89	5,72	10,75	0,06	3,79
	Statorové vinutí	16,21	11,68	7,06	12,11	6,68
	Čelo vinutí	16,09	11,48	7,27	11,98	6,64
	Vnitřní vzduch	6,90	5,32	0,93	6,23	3,31

Z absolutních chyb vypočtených teplot lze říci, že tepelný výpočet 1. sítě je dosti přesný. Oproti tomu druhá síť je spíše nepřesná. Ve druhé síti není porovnání teplot předního štítu, a to z důvodu, že v této síti jsou štíty zakomponovány v kostře. První řádek tabulky opět odkazuje na nastavené vstupních parametrů měření v tabulce 6.1.

Pro porovnání teploty rotorového vinutí lze využít změřených hodnot elektrických veličin při zatížení z oteplovací zkoušky. Dále se použije jednodušší odvození elektrických veličin pro náhradní obvod asynchronního motoru ve tvaru Γ -článku. Kdy celková vstupní impedance jedné fáze lze určit z náhradního schématu podle náhradního schéma na obrázku 3.2



$$\mathbf{Z}_{1c} = R_1 + \frac{R_{Fe} \cdot X_m^2 (R_2^2 + R_1 \cdot R_{Fe} \cdot s + s^2 \cdot X_{\sigma 2})}{2 \cdot R_2 \cdot R_{Fe} \cdot X_m^2 \cdot s + R_2^2 (R_{Fe}^2 + X_m^2) + [X_m^2 \cdot X_{\sigma 2}^2 + R_{Fe}^2 (X_m + X_{\sigma 2})^2] \cdot s^2} + j \frac{R_{Fe}^2 \cdot X_m [R_2^2 + s^2 \cdot X_{\sigma 2} (X_m + X_{\sigma 2})]}{2 \cdot R_2 \cdot R_{Fe} \cdot X_m^2 \cdot s + R_2^2 (R_{Fe}^2 + X_m^2) + [X_m^2 \cdot X_{\sigma 2}^2 + R_{Fe}^2 \cdot (X_m + X_{\sigma 2})^2] \cdot s^2} \quad (7.2)$$

Vstupní impedance lze také určit z měřených hodnot fázového napětí U_{1f} a proudu I_{1f} podle vztahu

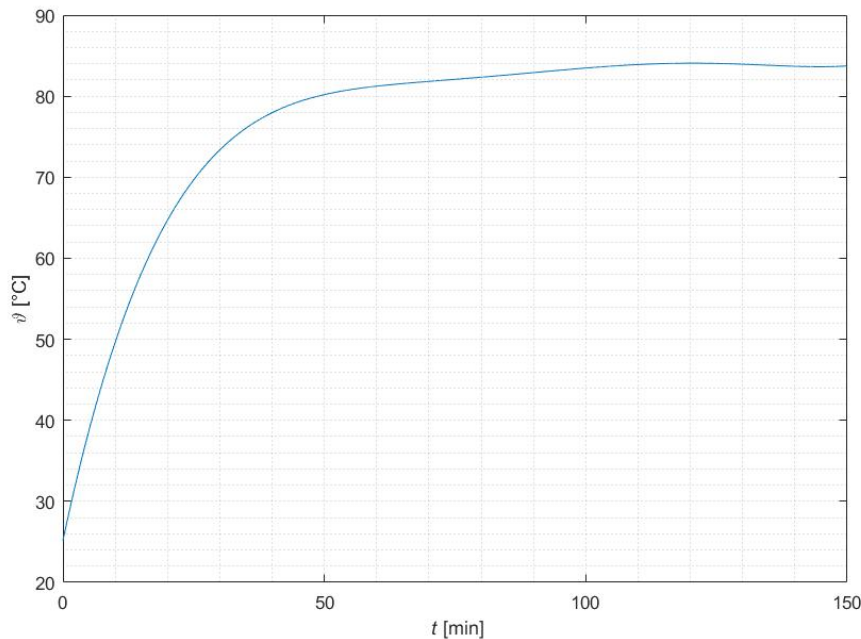
$$\mathbf{Z}_{1c} = \underbrace{\frac{U_{1f}}{I_{1f}} \cdot \cos \varphi_f}_{Z_{1, re}} + j \underbrace{\frac{U_{1f}}{I_{1f}} \cdot \sin \varphi_f}_{Z_{1, im}} \quad (7.3)$$

Porovnáním předchozích dvou rovnic a separováním odporu R_2 a reaktance $X_{\sigma 2}$ lze získat vztahy

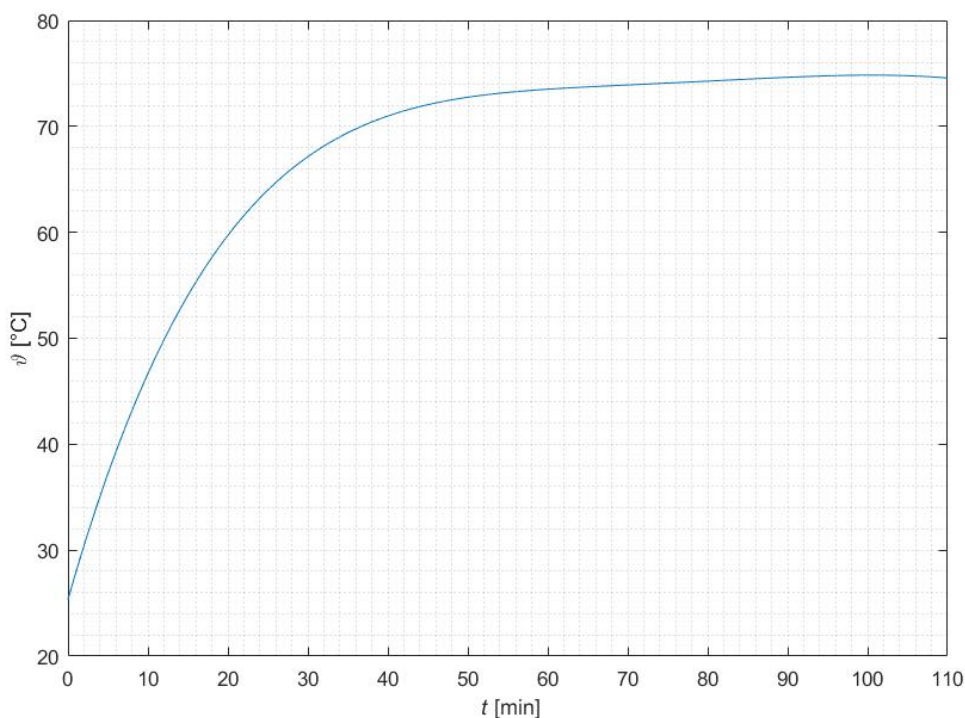
$$R_2 = \frac{-[Z_{1, im}^2 + (Z_{1, re} - R_1)(Z_{1, re} - R_1 - R_{Fe})] \cdot R_{Fe} \cdot s \cdot X_m^2}{[Z_{1, im}^2 + (Z_{1, re} - R_1)^2] \cdot R_{Fe}^2 - 2 \cdot Z_{1, im} \cdot R_{Fe}^2 \cdot X_m + [Z_{1, im}^2 + (Z_{1, re} - R_1 - R_{Fe})] \cdot X_m^2} \quad (7.4)$$

$$X_{\sigma 2} = \frac{R_{Fe} \cdot X_m^2 [Z_{1, im} (X_m - Z_{1, im}) - (Z_{1, re} - R_1)^2]}{[Z_{1, im}^2 + (Z_{1, re} - R_1)^2] \cdot R_{Fe}^2 - 2 \cdot Z_{1, im} \cdot R_{Fe}^2 \cdot X_m + [Z_{1, im}^2 + (Z_{1, re} - R_1 - R_{Fe})] \cdot X_m^2} \quad (7.5)$$

Z vypočtené hodnoty odporu vinutí R_2 v ustáleném stavu získáme teplotu podle rov 3.22. Výpočty teplot rotorového vinutí byly provedeny opět v MATLABu a díky tomu byly získány následující průběhy oteplení rotorového vinutí během prováděných oteplovacích zkoušek.



Obrázek 7.2: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 1



Obrázek 7.3: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 2

Velikost vypočtených teplot je průměrná hodnota při rozptylu ± 10 °C, nelze je tedy brát za vyloženě přesné. Při porovnání v tabulce 7.3 je ale vidět, že vypočtené hodnoty teplot rotorového vinutí ze sítě 1 přibližně odpovídají této velikosti.

Zbylé průběhy jsou uvedeny v přílohách.

Tabulka 7.3: Porovnání teplot [°C] rotorového vinutí

č. měření	1	2	3	4	5
Určené z měření	83,75	74,85	72,5	62	54
Síť 1	81,48	72,82	70,13	64,26	56,65
Síť 2	80,56	77,97	80,82	54,11	56,75



8 ZÁVĚR

Diplomová práce je zaměřena na problematiku výpočtu oteplení jednotlivých částí stroje, s tím souvisí výpočet jednotlivých fyzikálních dějů v asynchronním motoru a jejich vzájemným působením.

První část práce se zabývala teorií přenosu tepla. Byly uvedeny obecné popisy jednotlivých typů přenosu doplněny o popis přenos tepla ve stroji. Také byly nastíněny způsoby řešení přenosu tepla vedením ve stroji pomocí tepelné sítě.

Další část práce se zabývala matematickou analýzou asynchronního motoru. Byly uvedeny vztahy pro výpočet mechanických poměrů ASM a také odvozeny vztahy pro výpočet poměrů elektrických pro náhradní schéma ASM ve tvaru T-článku. Dále byl uveden výpočet elektromagnetického obvodu ASM včetně uvažování deformace magnetického pole ve vzduchové mezeře.

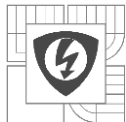
Další kapitola se věnuje ztrátám ASM. Byl uveden vztah pro výpočet mechanických ztrát získaný z dobové zkoušky. Dále byl uveden způsob výpočtu složek měrných ztrát v železe, tedy hysterezní a vířivé složky. A představena možnost vyjádření měrných ztrát s dostatečnou přesností ze znalosti katalogových hodnot pro vícero frekvencí. Kapitola se také zabývala výpočtem Jouleových ztrát a dodatečných ztrát v železe.

Dále se práce zabývala výpočtem oteplení ASM metodou tepelné sítě. Byly představeny dvě tepelné sítě. Jedna síť byla sestavena podle používaného postupu firmy VUES z roku 1969 a druhá síť byla vytvořena základě článku [3] z roku 1991.

Dalším krokem bylo vytvoření celkového vázaného modelu, který využívá dříve uvedené vztahy pro výpočet elektrických, elektromagnetických a tepelných poměrů ASM. Veškeré výpočty byly prováděny v programu MATLAB, kdy jednotlivé dílčí modely byly vytvořeny jako funkce. To z důvodu, že výpočet vázaného modelu probíhá iteračně, dokud nedosáhne potřebné přesnosti vypočtených parametrů. Jednoduchými podmínkami, bylo této požadované vlastnosti v hlavním bloku dosaženo.

Kvůli zjištění správnosti funkce vázaného modelu byl motor proměřován za účelem získání reálných parametrů jak elektrických, tak tepelných.

Následující kapitola se zabývala ověřením vypočtených elektrických parametrů a teplot dílčích částí stroje. Byl zjištěn nesprávný výsledek vypočtených ztrát v železe při jiném sycení magnetického obvodu nežli jmenovitým ($U_1/f_1 = 4,6$). Z toho důvodu byla vytvořena korekční křivka vypočtených ztrát. Ověření tepelného modelu nebylo založeno jen na základě provedení oteplovací zkoušky stroje. Pro určení oteplení rotorového vinutí bylo provedeno odvození výpočtu odporu rotorového vinutí v ustáleném stavu oteplení. A díky naměřeným elektrickým



parametrům během oteplovací zkoušky byl zjištěn průběh teploty rotorového vinutí.

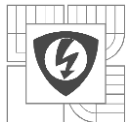
Ověřením tepelného modelu byla zjištěna správnost funkce tepelné sítě vypracované podle postupů firmy VUES. Jedinou změnou v této síti bylo zvýšení tepelné vodivosti přestupu tepla z kostry do okolí o 50 % a ze štítů do okolí o 30 %. Naopak druhá tepelná síť nedosahuje tak přesných teplot. To je nejspíš částečně způsobeno předpokladem symetrie kolem osy stroje, tedy modelováním jen čtvrtiny stroje za účelem zjednodušení výpočtu. A částečně použitím stejného součinitele přenosu tepla mezi vnitřními částmi stroje.

Vypracované modely a přehlednost vytvořených skriptů v MATLABu se zde uvedeným popisem by mohli mít využití v určování potřebných parametrů asynchronních strojů.

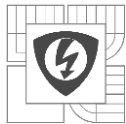


Literatura

- [1] KOPEČNÝ, Jan, Eva JANUROVÁ, Jaroslav FOUKAL, Karla BARČOVÁ, Radim UHLÁŘ a Milena KUŠNEROVÁ. *Fyzika pro bakaláře* [online]. Ostrava: Technická univerzita, 2008 [cit. 2018-01-02]. ISBN 978-80-248-1310-3
- [2] VLACH, Radek. *Tepelné procesy v mechatronických soustavách*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2009. ISBN 978-80-214-3976-4.
- [3] MELLOR, P.H., D. ROBERTS a D.R. TURNER. *Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFC design*. DOI: 10.1049/ipb. 1991.0025. ISBN 10.1049/ip-b.1991.0025.
- [4] RAČEK, Jiří. *Technická mechanika*. Brno: NOVOPRESS, 2014. ISBN 978-80-214-4990-9.
- [5] POPOVA, Lyudmila. *Combined electromagnetic and thermal design platform for totally enclosed induction machines*. Lappeenranta, Finland, 2010.
- [6] BRÁZDA, M. a R. STAŇA. *Výpočet asynchronního motoru*. Brno: VÚES, 1973, 222 s.
- [7] VÍTEK, Ondřej. *Úvod do výpočtu ASM* [online]. Výukové materiály MEMI [cit. 2017].
- [8] TOMAN, M. *Vázané modelování asynchronního motoru metodou fyzikálního modelování*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2015. 63 s.
- [9] KOPYLOV, Igor Petrovič. *Stavba elektrických strojů: celostátní vysokoškolská učebnice pro elektrotechnické fakulty vysokých škol technických*. 1. vyd. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1988, 685 s.
- [10] CIGÁNEK, Ladislav. *Stavba elektrických strojů: Celost. vysokošk. učebnice*. 1. vyd. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1958, 714 s. Řada elektrotechnické literatury.
- [11] Marek, Radoslav CIPÍN, Martin MACH a Pavel VOREL. *Application of acceleration method for evaluation of induction motor torque-speed characteristics*. Department of Power Electrical and Electronic Engineering, Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology. 2017
- [12] POKORNÝ, Karel. *Stavba elektrických strojů I*. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1981.
- [13] PATOČKA, Miroslav. *Magnetické jevy a obvody ve výkonové elektronice, měřicí technice a silnoproudé elektrotechnice*. 1. vyd. V Brně: VUTIUM, 2011, 564 s. ISBN 978-80-214- 4003-6.
- [14] CHEN, Yicheng a P. PILLAY. *An Improved Formula for Lamination Core Loss Calculations in Machines Operating with High Frequency and High Flux Density Excitation*. Dept. of Electr. & Comput. Eng., Clarkson Univ., Potsdam, NY, USA, 2002.

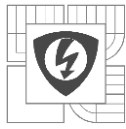


- [15] POKORNÝ, Karel. *Stavba elektrických strojů II*. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1983. Učební texty vysokých škol (Vysoké učení technické v Brně, fakulta elektrotechnická).
- [16] HELLER, Bedřich a Václav HAMATA. *Přídavná pole, síly a ztráty v asynchronním stroji*. Praha: Nakladatelství Československé akademie věd, 1961, 201 s.
- [17] JIRÁSEK, T. *Výpočet přídavných ztrát asynchronního motoru*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2013. 50 s.
- [18] HYNŠT, R., D. NEČASOVÁ, L. POKORA, J. CHARVÁT a J. LONDIN. *Výpočet chlazení asynchronního motoru nakrátko, provedení IP 44, s žebrovanou kostrou, bez vnitř. oběhu vzduchu*. Brno: VÚES, 1969.
- [19] HAK, J., J. LAMMERANER, K. LIMBORA, V. LIST, O. OŠLEJŠEK a J. VANÍČEK. *Termika elektrických strojů točivých*. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1969.

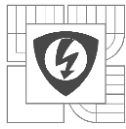


Seznam symbolů, veličin a zkratk

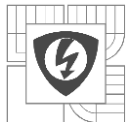
$1/k_1$	[-]	činitel deformace
a	[-]	počet paralelních větví
B	[T]	magnetická indukce
B_{00}	[T]	1. harmonická ideální magnetické indukce ve vzduchové mezeře
B_{01}	[T]	amplituda indukce nad drážkovou roztečí statoru
B_{02}	[T]	amplituda indukce nad drážkovou roztečí rotoru
b_{0r}	[m]	otevření drážek rotoru
b_{0s}	[m]	otevření drážek statoru
B_{j1}	[T]	magnetická indukce jha statoru
B_{j2}	[T]	magnetická indukce jha rotoru
B_{p1}	[T]	amplituda pulzací indukce v zubu statoru
B_{p2}	[T]	amplituda pulzací indukce v zubu rotoru
B_{z1}	[T]	skutečná hodnota magnetické indukce v zubu statoru
B'_{z1}	[T]	zdánlivá indukce v zubu statoru
B_{z2}	[T]	skutečná hodnota magnetické indukce v zubu rotoru
B'_{z2}	[T]	zdánlivá indukce v zubu rotoru
b_{zr}	[m]	šířka zubu rotoru
b_{zs}	[m]	šířka zubu statoru
B_{δ}	[T]	magnetická indukce ve vzduchové mezeře
$\cos\varphi$	[-]	účinník
C_K	[-]	součinitel proudění
D_e	[m]	vnější průměr statoru
d_e	[m]	vnější průměr rotoru
D_i	[m]	vnitřní průměr statoru
D_k	[m]	průměr kostry motoru
d_i	[m]	vnitřní průměr rotoru
f	[Hz]	frekvence
f_1	[Hz]	kmitočet napájecího zdroje napětí
f_2	[Hz]	kmitočet rotorového obvodu (skluzový kmitočet)
F_{mp}	[A]	celkové magnetické napětí na jeden pól
g	[WK ⁻¹]	tepelná vodivost
H	[Am ⁻¹]	intenzita magnetického pole
h_{dr}	[m]	hloubka drážky rotoru
h_{ds}	[m]	hloubka drážky statoru
H_{j1}	[Am ⁻¹]	intenzita magnetického pole jha statoru
H_{j2}	[Am ⁻¹]	intenzita magnetického pole jha rotoru
h_{jr}	[m]	skutečná výška jha rotoru
h'_{jr}	[m]	výpočtová výška jha rotoru



h_{js}	[m]	výška jha statoru
H_{z1}	[Am ⁻¹]	intenzita magnetického pole v zubu statoru
H_{z2}	[Am ⁻¹]	intenzita magnetického pole v zubu rotoru
I_1	[A]	proud statoru v komplexní hodnotě
I_2	[A]	proud rotoru přepočtený na stator v komplexní hodnotě
I_μ	[A]	magnetizační proud
k_{0pov}	[-]	činitel povrchových ztrát
k_c	[-]	Carterův činitel
k_{c1}	[-]	Carterův činitel statoru
k_{c2}	[-]	Carterův činitel rotoru
k_{Fe}	[-]	činitel plnění železa
k_{pj}	[-]	činitel opracování jha
k_{pz}	[-]	činitel opracování zubů
k_{q1}	[-]	činitel rozlohy statorového vinutí
k_{v1}	[-]	činitel statorového vinutí
k_{y1}	[-]	činitel zkrácení kroku statorového vinutí
k_z	[-]	činitel nasycení přechodové vrstvy
l	[m]	délka svazku
l_e	[m]	efektivní délka svazku
l_i	[m]	ideální délka svazku
l_s	[m]	délka siločár
l_{sj1}	[m]	délka siločáry jha statoru
l_{sj2}	[m]	délka siločáry jha rotoru
l_{sz1}	[m]	délka indukční čáry v zubu statoru
l_{sz2}	[m]	délka indukční čáry v zubu rotoru
m_1	[-]	počet fází statoru
m_{zs}	[kg]	hmotnost zubů statoru
m_{zr}	[kg]	hmotnost zubů rotoru
n	[min ⁻¹]	otáčky hřídele rotoru
N	[-]	počet závitů
N_{s1}	[-]	počet vodičů jedné fáze v sérii
p	[-]	počet pólových dvojic stroje
P	[W]	výkon motoru
P_1	[W]	činný příkon
P_{mech}	[W]	mechanický výkon
P_δ	[W]	výkon ve vzduchové mezeře
q	[-]	počet drážek na pól a fázi
q	[Wm ⁻²]	hustota tepelného toku
Q	[J]	teplo
$Q_{v/p}$	[W]	tepelný tok



Q_1	[-]	počet drážek statoru
Q_2	[-]	počet drážek rotoru
R	[Ω]	elektrický odpor
R_1	[Ω]	odpor fáze statoru
R_2	[Ω]	odpor fáze rotoru T-článku přepočtený na stator
s	[-]	skluz
S	[m ²]	průřez
S_{z1rp}	[m ⁻²]	povrch zubů statoru v radiálním směru
t_{dr}	[m]	drážková rozteč rotoru
t_{ds}	[m]	drážková rozteč statoru
U_1	[V]	napětí (na svorkách) statoru v komplexní hodnotě
$U_{i1/Lm}$	[A]	indukované napětí
U_{j1}	[A]	magnetické napětí jha statoru
U_{j2}	[A]	magnetické napětí jha rotoru
U_s	[V]	úbytek napětí na vinutí statoru v komplexní hodnotě
U_i	[A]	indukované napětí v komplexní hodnotě
U_{z1}	[A]	magnetické napětí zubu rotoru
U_{z2}	[A]	magnetické napětí zubu statoru
U_δ	[A]	magnetické napětí vzduchové mezery
V_d	[-]	počet vodičů v jedné drážce statoru
X	[Ω]	reaktance
y	[-]	drážkový krok
Z_1	[Ω]	celková vstupní impedance
α	[Wm ⁻² K ⁻¹]	součinitel přestupu tepla
α_{Al}	[K ⁻¹]	teplotní součinitel odporu hliníku
α_{Cu}	[K ⁻¹]	teplotní součinitel odporu mědi
β_{Fe}	[-]	poměr hysterezních a vířivých ztrát
δ	[m]	vzduchová mezera
ΔP_d	[W]	ztráty dodatečné
ΔP_{Fe}	[W]	ztráty v železe
$\Delta P_{Fe,h}$	[W]	hlavní ztráty v železe
$\Delta P_{Fe,hh}$	[W]	hysterezní ztráty v železe
$\Delta P_{Fe,hv}$	[W]	vířivé ztráty v železe
ΔP_{j1}	[W]	Jouleovy ztráty ve vinutí statoru
ΔP_{j2}	[W]	Jouleovy ztráty v rotoru
ΔP_{mech}	[W]	mechanické ztráty
ΔP_{pov1}	[W]	povrchové ztráty v zubech statoru
$\Delta P'_{pov1}$	[Wm ⁻²]	měrné povrchové ztráty zubů statoru
ΔP_{pov2}	[W]	povrchové ztráty v zubech rotoru
$\Delta P'_{pov2}$	[Wm ⁻²]	měrné povrchové ztráty zubů rotoru



$\Delta\vartheta$	[K]	rozdíl teplot
κ_1	[-]	primární činitel vazby
λ	[Wm ⁻¹ K ⁻¹]	měrná tepelná vodivost
μ	[Hm ⁻¹]	permeabilita
μ_0	[Hm ⁻¹]	permeabilita vakua: $4\pi \cdot 10^{-7}$
μ_r	[-]	relativní permeabilita
τ_p	[-]	pólová rozteč
φ	[°]	fázový posun mezi statorovým napětím U ₁ a proudem I ₁
ϕ_{00}	[Wb]	1. harmonická ideálního mg. Toků

ASM asynchronní motor

TEFC úplně zavřený, vzduchem chlazený (=totally enclosed, fan-cooled)

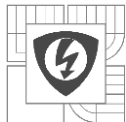


Seznam příloh

Příloha 1. Tabulky vypočtených a změřených teplot stroje

Příloha 2. Průběhy změřených teplot z oteplovacích zkoušek

Příloha 3. CD s příloženými skripty vázaného modelu vytvořené v MATLABu



Příloha 1

Příloha 1.1: Vypočtené teploty [°C] pomocí 1. sítě

č. měření	1	2	3	4	5
Okolí	27	26	27	26,7	26,3
Kostra	47,08	41,31	40,30	43,39	37,34
Statorové jho	54,89	49,44	49,18	48,36	43,37
Statorové zuby	58,11	52,56	52,36	50,38	45,46
Statorové vinutí	72,61	65,89	64,82	59,61	53,91
Vzduchová mezera	64,94	58,40	57,12	55,08	48,84
Čelo vinutí	72,80	66,04	64,93	59,75	53,99
Vnitřní vzduch	64,12	57,59	56,29	54,59	48,30
Rotorové vinutí	81,48	72,82	70,13	64,26	56,65
Rotorové jho	80,66	72,21	69,64	64,00	56,56
Přední štít	47,79	41,77	40,33	44,63	37,72
Zadní štít	46,85	40,92	39,52	44,02	37,16
Hřidel	73,80	66,53	64,52	63,78	56,58

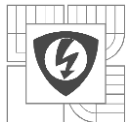
Příloha 1.2: Vypočtené teploty [°C] pomocí 2. sítě

č. měření	1	2	3	4	5
Okolí	27	26	27	26,7	26,3
Kostra	47,19	47,25	50,51	38,04	40,89
Statorové jho	54,02	54,52	58,58	42,09	46,19
Statorové zuby	55,22	55,72	59,83	42,78	46,96
Statorové vinutí	57,60	58,01	62,06	44,23	48,39
Vzduchová mezera	66,34	65,45	69,02	47,83	51,35
Čelo vinutí	58,76	59,05	63,01	44,96	49,04
Vnitřní vzduch	52,15	52,20	55,66	40,91	44,17
Rotorové vinutí	80,56	77,97	80,82	54,11	56,75
Rotorové jho	75,84	73,64	76,71	51,97	54,86
Přední štít	49,74	49,61	52,85	39,28	42,14

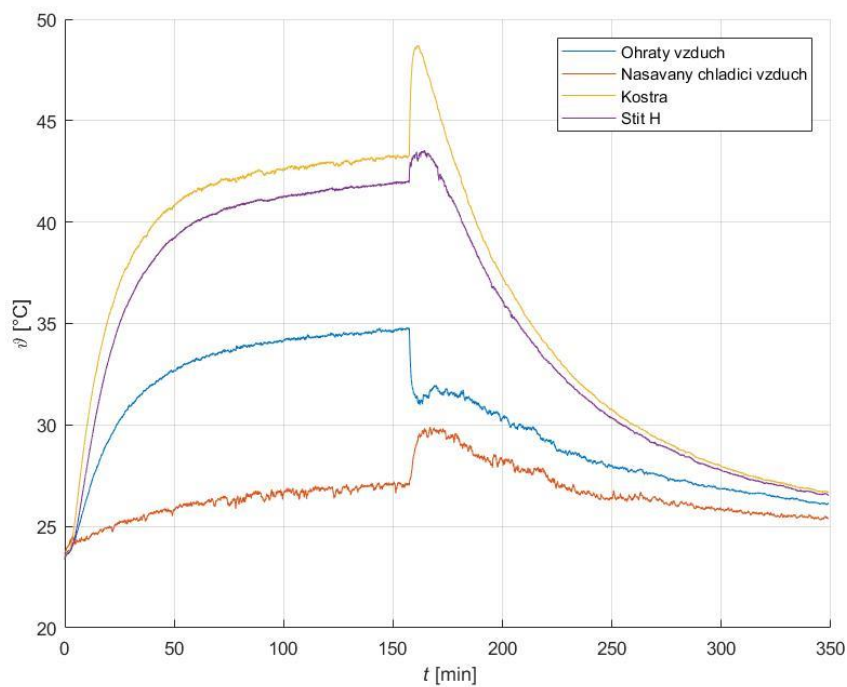
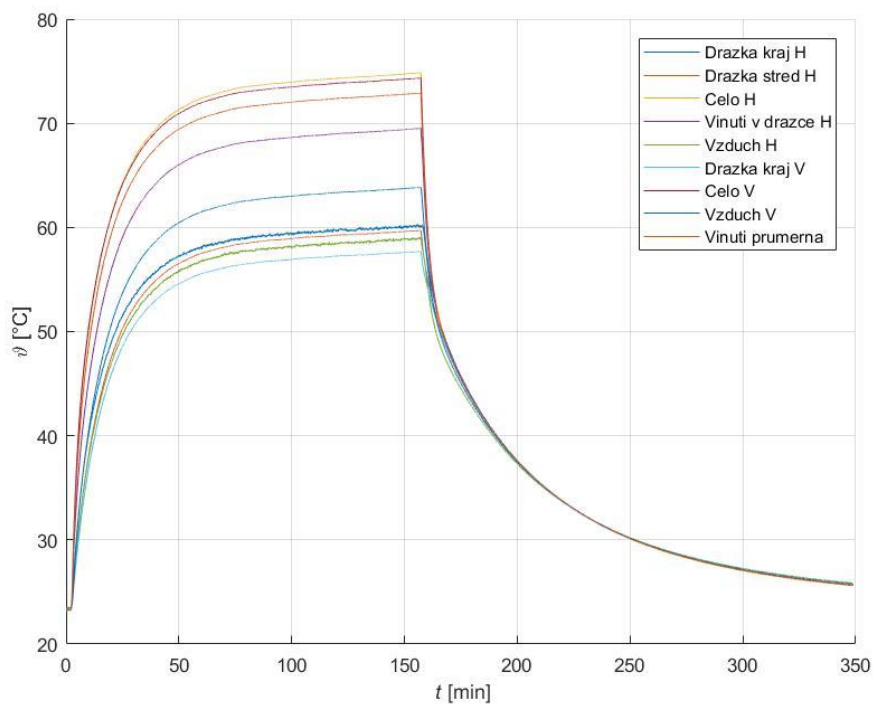


Příloha 1.3: Změřené teploty [°C]

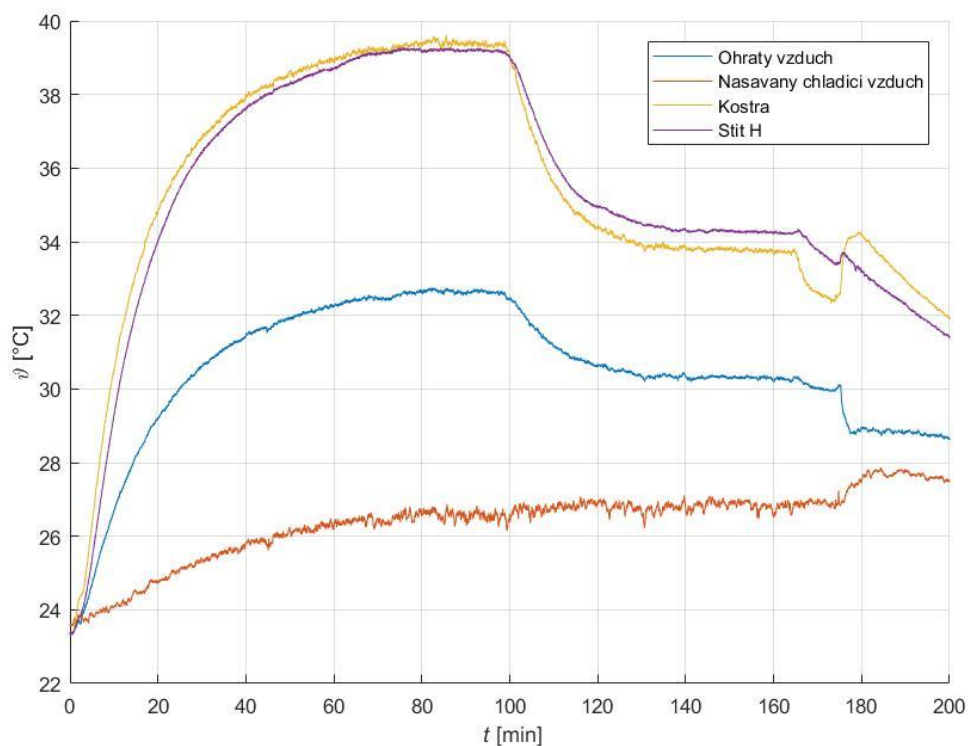
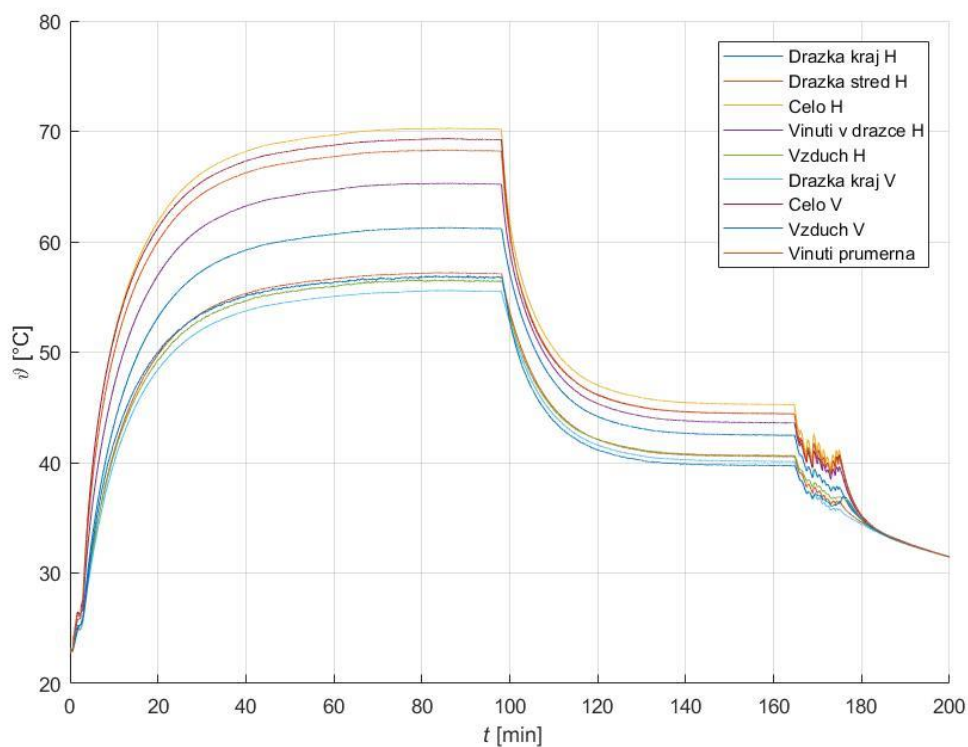
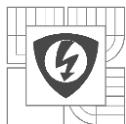
č. měření	1	2	3	4	5
Čelo vinutí H	74,85	70,53	70,28	56,94	55,68
Čelo vinutí V	74,34	70,2	69,35	56,74	55,33
Kostra	43,3	41,6	39,5	38,1	37,1
Nasávaný vzduch	26	28,85	27,87	29,03	28,27
Okraj drážky H	63,84	60,66	31,26	49,82	46,43
Okraj drážky V	57,69	55,2	55,57	46,03	45,83
Přední štít H	39,76	35,82	39,28	37,83	36,91
Střed drážky H	59,7	56,58	57,19	47,32	46,71
Drážka vinutí H	69,51	65,95	65,29	53,64	52,74
Vnitřní vzduch H	59,05	57,52	56,59	47,14	47,48
Vnitřní vzduch V	60,31	57,87	56,95	48,3	47,33
Přední štít H	41,9	39,5	39,15	37,1	35,9



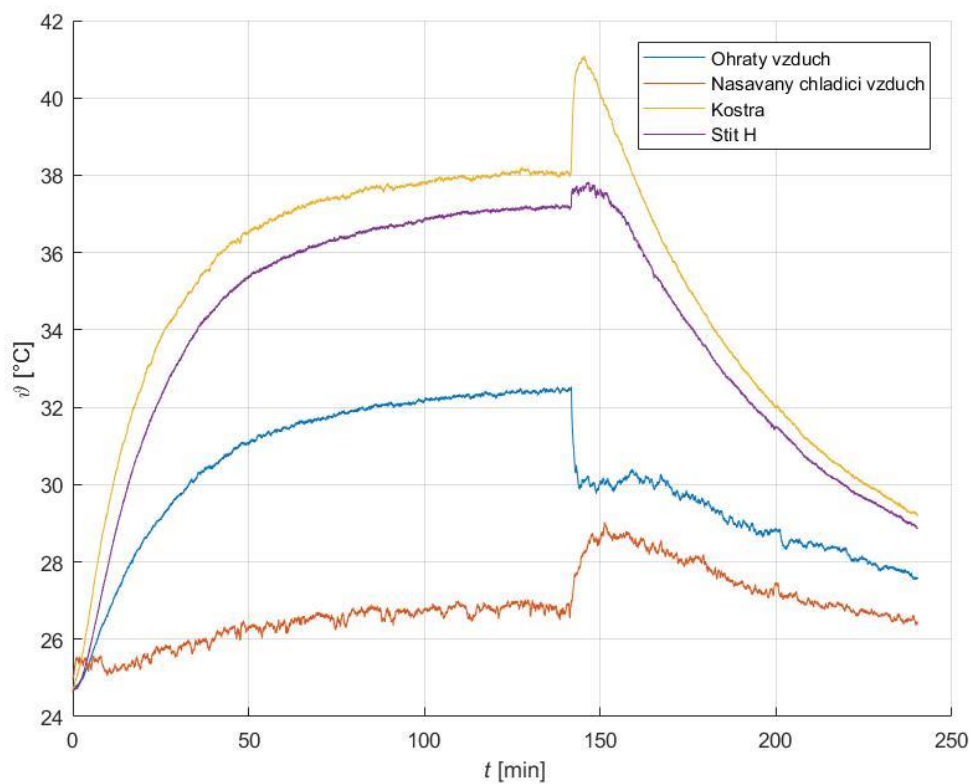
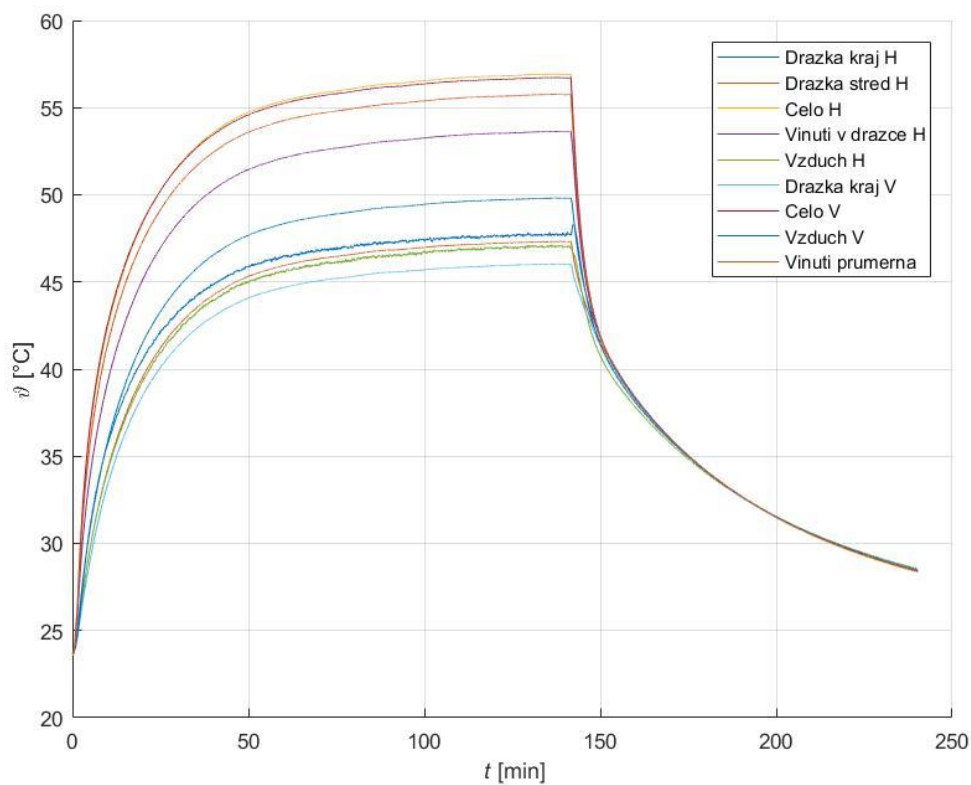
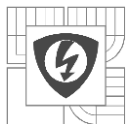
Příloha 2



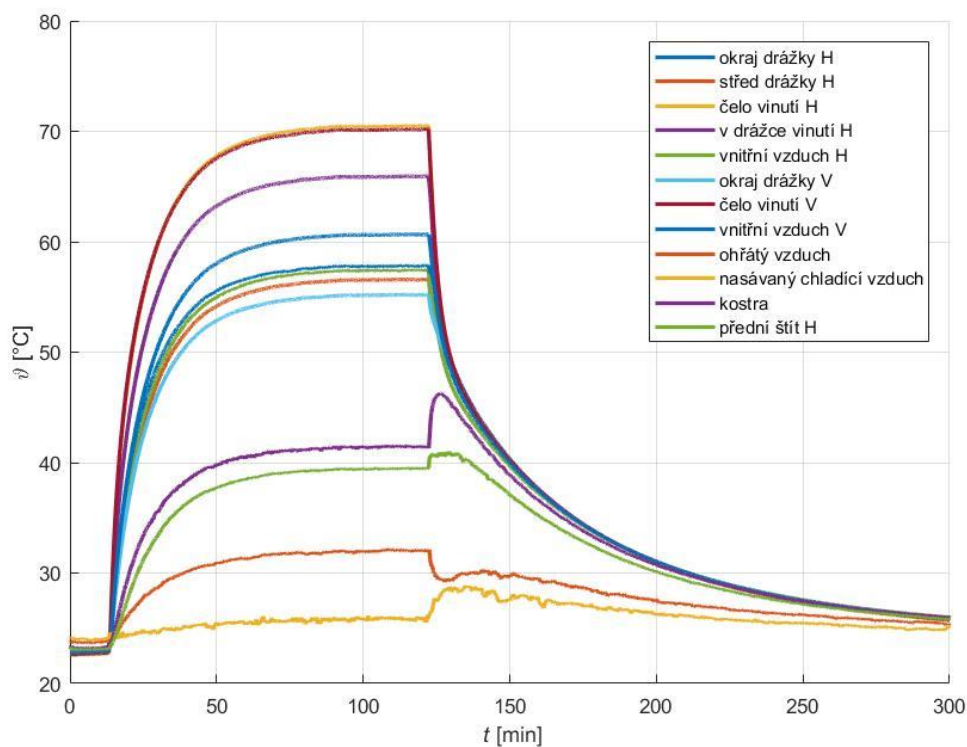
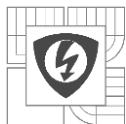
Příloha 2.1: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 1



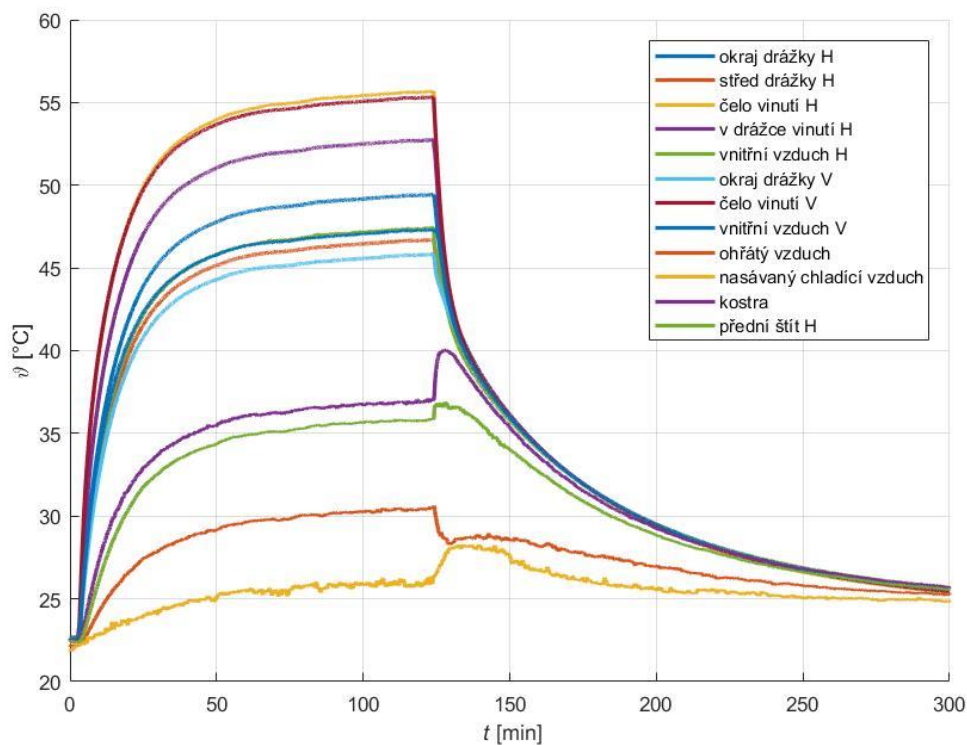
Příloha 2.2: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 3



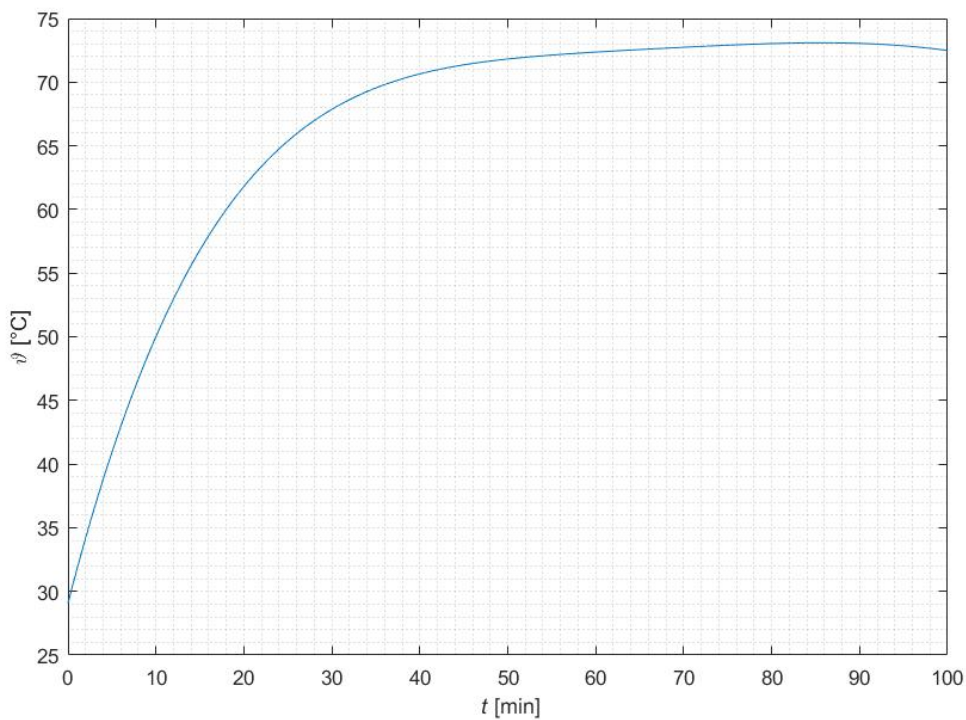
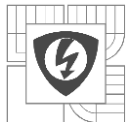
Příloha 2.3: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 4



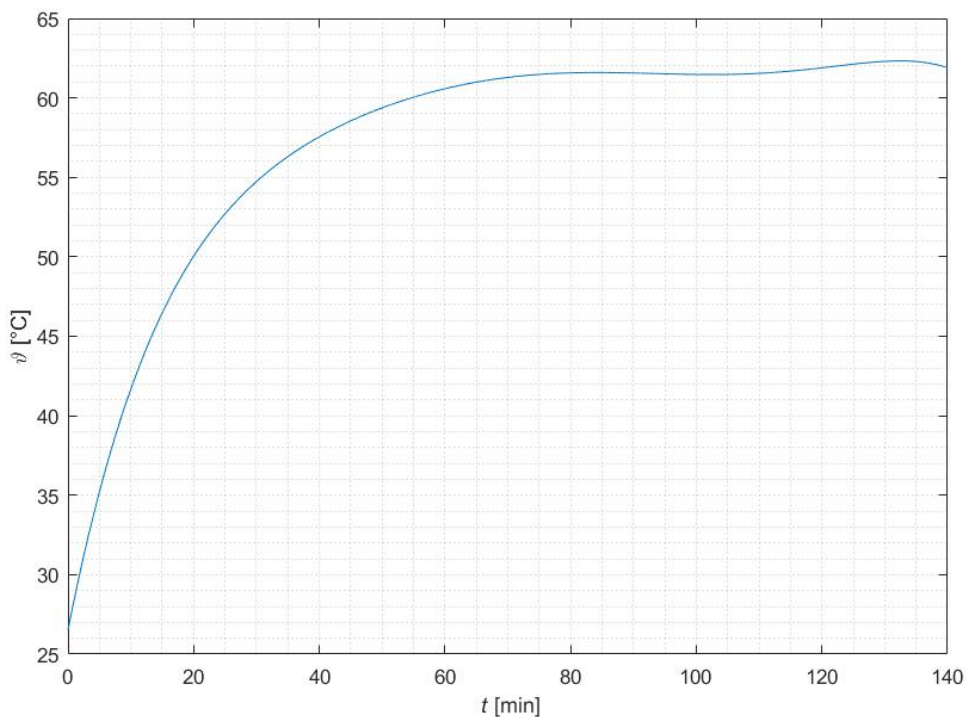
Příloha 2.4: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 2



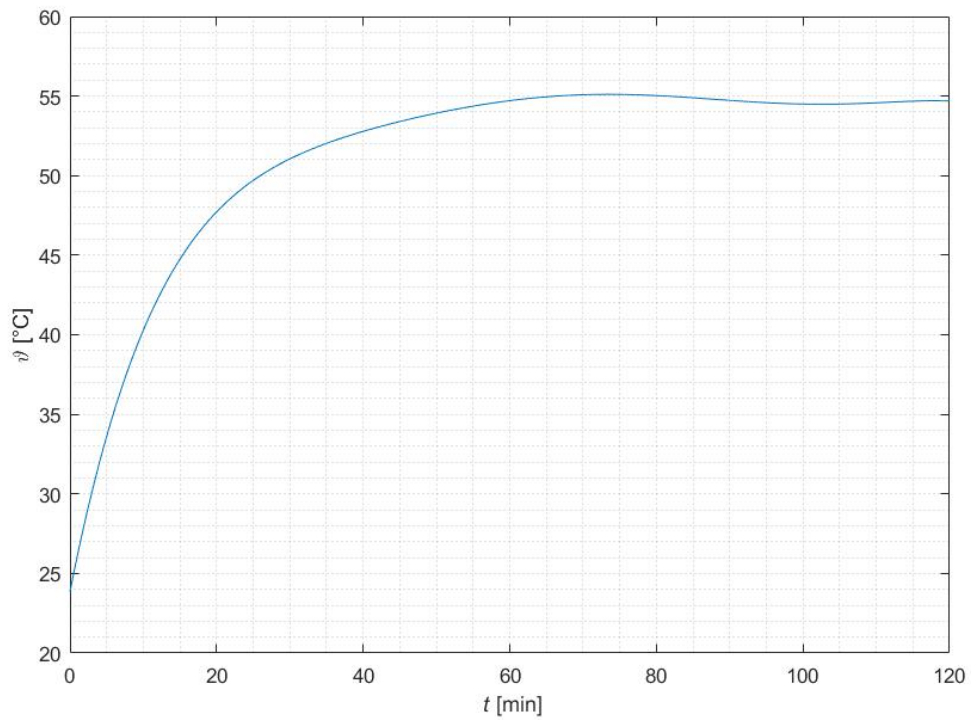
Příloha 2.5: Změřené teploty při oteplovací zkoušce, č. měření 5



Příloha 2.6: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 3



Příloha 2.7: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 4



Příloha 2.8: Průběh vypočtené teploty rotorového vinutí, č. měření 5