



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

VÝPOČET OPTIMÁLNÍHO MAGNETICKÉHO TOKU ASYNCHRONNÍHO MOTORU PRO MINIMALIZACI ZTRÁT SE ZOHLEDNĚNÍM TEPLOTNÍCH VLIVŮ

CALCULATION OF OPTIMUM MAGNETIC FLUX OF INDUCTION MOTOR

TO MINIMIZE LOSSES WITH CONSIDERATION OF TEMPERATURE INFLUENCES

TEZE DISERTAČNÍ PRÁCE

SUMMARY OF DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Marek Toman

ŠKOLITEL

SUPERVISOR

doc. Ing. Pavel Vorel. Ph.D.

BRNO 2022

Abstrakt

Tato práce se zabývá výpočtem optimálního magnetického toku asynchronního motoru za účelem minimalizace ztrát v libovolně zvoleném pracovním bodě v širokém rozsahu otáček a momentu. V práci je provedena přesná identifikace parametrů náhradního zapojení. U parametrů náhradního zapojení je uvažováno, že nejsou konstantní, ale závislé na vybraných veličinách. V práci je dále vytvořen tepelný model stroje, díky kterému je možné při veškerých výpočtech zajistit znalost příslušných správných hodnot odporu statorového vinutí a odporu rotorové klece. S využitím přesného náhradního zapojení a tepelného modelu je následně vytvořen vázaný model asynchronního motoru. Jedná se o velmi přesný model stroje, který zohledňuje vzájemnou interakci elektromagnetických a tepelných dějů ve stroji. Vytvořený vázaný model pak tvoří základ algoritmu pro hledání optimálních hodnot spřaženého magnetického toku. Hodnoty vypočteného optimálního toku jsou experimentálně ověřeny a je dosaženo velmi dobrých shod teoretických výpočtů s experimentálními měřeními.

Abstract

This thesis deals with a calculation of optimum stator flux linkage of an induction motor in order to minimize losses at an arbitrarily chosen operating point over a wide range of speed and torque. An accurate identification of the parameters of the equivalent circuit is carried out in this work. The parameters of the equivalent circuit are considered to be not constant but dependent on the selected quantities. A thermal model of the machine is also created in the thesis which makes it possible to find out correct values of the stator winding resistance and rotor cage resistance in all calculations. A coupled model of the induction motor is subsequently developed using the improved equivalent circuit and the thermal model. This is a very accurate model of the machine that takes into account the interaction of electromagnetic and thermal processes in the machine. The coupled model forms then the basis of an algorithm for finding the optimum values of flux linkage. The values of the calculated optimal flux linkages are experimentally verified and a very good agreement between the theoretical calculations and experimental measurements is achieved.

Klíčová slova

Asynchronní motor; maximální účinnost; minimalizace ztrát; optimální spřažený magnetický tok; tepelný model; vázaný model.

Keywords

Induction motor; maximum efficiency; loss minimization; optimum flux linkage; thermal model; coupled model.

Obsah

Úvod	1
1 Minimalizace ztrát v ASM provozovaném v širokém rozsahu otáček a momentu . .	2
1.1 Motivace	2
1.2 Přehled současného stavu	3
2 Cíle práce	4
3 Identifikace parametrů náhradního zapojení ASM	5
3.1 Přesné náhradní zapojení ASM zohledňující změnu jednotlivých parametrů v závislosti na vybraných veličinách	5
3.2 Parametry analyzovaných strojů	6
3.3 Zkouška naprázdno	6
3.3.1 Separace ztrát v železe a ztrát mechanických a identifikace odporu reprezentujícího ztráty v železe	6
3.3.2 Identifikace magnetizační indukčnosti	8
3.4 Zkouška při zatížení	10
3.4.1 Odvození vztahů pro identifikaci rotorového odporu a rozptylové indukčnosti ze zkoušky při zatížení	10
3.4.2 Identifikace rotorového odporu	11
3.4.3 Identifikace rozptylové indukčnosti	15
4 Tepelný model ASM	17
4.1 Tepelná síť rotoru	17
4.1.1 Popis tepelné sítě	17
4.1.2 Ověření funkčnosti tepelné sítě konečnoprvkovým modelem	18
4.2 Kompletní tepelná síť ASM	20
4.3 Závěrečné zhodnocení funkčnosti vytvořených tepelných modelů jednotlivých strojů	22
5 Výpočet optimálního magnetického toku ASM pro minimalizaci ztrát	23
5.1 Algoritmus výpočtu optimálního magnetického toku ASM pro minimalizaci ztrát	23
5.2 Výsledky provedených výpočtů se zohledněním teplotních vlivů	24
5.3 Experimentální ověření výpočtů	27
5.3.1 Měření na motoru M1	27
5.3.2 Měření na motoru M2	29
Závěr	31
Literatura	33
Seznam autorových publikací	35
Curriculum Vitae	39

Úvod

V posledních deseti letech jsme svědky prudkého rozmachu elektromobilismu. Zvýšení dojezdu a s tím souvisejícího zlepšení užitných vlastností je dosahováno díky výraznému pokroku na poli elektrických akumulátorů (akumulátory Li-Ion, Li-Fe-PO₄, atd.). Jako trakční elektromotory se v moderních regulovaných elektrických pohonech s výhodou používají bezkartáčové elektrické stroje – nejčastěji asynchronní stroj s kotvou nakrátko nebo synchronní stroj s permanentními magnety. Výhodou asynchronního stroje je jeho jednoduchost, robustnost, snadná odbuditelnost a nízká cena.

S nástupem frekvenčních měničů byl vyřešen dlouhodobý problém řízení otáček asynchronního stroje. Pro účely trakčního pohonu elektromobilu je však nezbytné použití takového řídicího algoritmu pro frekvenční měnič, který umožňuje dosažení maximální účinnosti soustavy měnič + stroj v širokém rozsahu momentu a otáček. Tento specifický požadavek na řízení trakčních pohonů představuje odlišnost od standardního průmyslového regulovaného pohonu, kde rozsah pracovních otáček resp. momentu nebývá zpravidla tak široký a na účinnost není kladen takový důraz. U vozidla nezávislé trakce je účinnost pohonu důležitá neboť přímo souvisí s dojezdem.

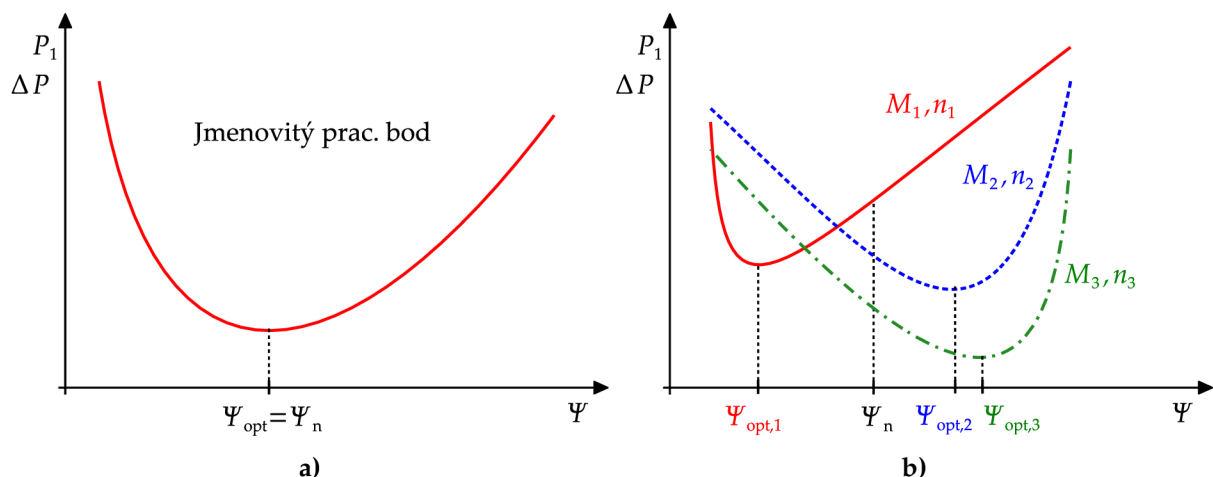
Z principu funkce asynchronního motoru (ASM) vyplývá, že jedné konkrétní kombinace otáček a momentu lze dosáhnout nekonečně mnoha kombinacemi sycení a skluzové frekvence. Pouze jedna kombinace je však optimální z hlediska maximální účinnosti. Tato optimální kombinace je však závislá na aktuálním momentu a otáčkách. Naším úkolem bude nalezení těchto kombinací v libovolně zvolených pracovních bodech, a to matematicky i experimentálně. Pro teoretické výpočty bude třeba sestavit zpřesněné náhradní schéma asynchronního stroje dokumentující věrohodné chování jednotlivých typů ztrát stroje se zachycením všech podstatných fyzikálních souvislostí a parazitních jevů v reálném stroji.

1 | Minimalizace ztrát v ASM provozovaném v širokém rozsahu otáček a momentu

1.1 Motivace

Z principu funkce asynchronního motoru plyne, že určitého pracovního bodu, tj. určité kombinace otáček n a momentu M je možné dosáhnout nekonečně mnoha kombinacemi napájecího napětí U_1 a napájecího kmitočtu f_1 , pro které motor odeberá z napájecího zdroje rozdílné hodnoty příkonu P_1 . Přitom existuje jedna kombinace, při které je příkon motoru a tedy i jeho celkové ztráty minimální.

Uvedená skutečnost plyne z Obr. 1.1, který zachycuje závislost příkonu (a také celkových ztrát ΔP) na spřaženém magnetickém toku Ψ . Jednotlivé průběhy odpovídají různým kombinacím otáček a momentu. Velikost spřaženého toku je úměrná poměru napájecího napětí a kmitočtu $\Psi \sim U_1/f_1$. Snížení toku je tedy docíleno snížením napájecího napětí a zvýšením napájecího kmitočtu, zvýšení toku je naopak docíleno zvýšením napájecího napětí a snížením napájecího kmitočtu. Na Obr. 1.1 je možné vidět, že při dosažení optimální hodnoty toku Ψ_{opt} dochází k minimalizaci ztrát pro danou kombinaci otáček a momentu.



Obr. 1.1: Závislost příkonu ASM na spřaženém magnetickém toku.

Asynchronní motory jsou obvykle navrhovány tak, že jmenovité napájení (napětí a frekvence) vytváří takový jmenovitý tok Ψ_n , který právě odpovídá optimálnímu toku Ψ_{opt} pro

jmenovitý moment a otáčky. Respektive jmenovitý moment a otáčky jsou stanoveny tak, aby jmenovité syčení opravdu odpovídalo optimu z hlediska minimalizace ztrát, viz Obr. 1.1 a).

Pokud se však pracovní bod stroje liší od jmenovitého pracovního bodu, liší se hodnoty optimálního a jmenovitého toku. Tato situace je zachycena na Obr. 1.1 b) pro různé kombinace otáček a momentu, které jsou odlišné od jmenovitého pracovního bodu. V těchto případech již není při řízení stroje výhodné udržovat hodnotu toku na jmenovité hodnotě, ale je naopak vhodné upravit hodnoty napájecího napětí a kmitočtu tak, aby byl pracovní bod dosažen při optimálním toku a motor tak pracoval v daném pracovním bodě s maximální možnou účinností.

1.2 Přehled současného stavu

Z literárního průzkumu plyne, že problematika optimálního provozu ASM v širokém rozsahu otáček a momentu je řešena více než třicet let, viz např. [1]. Jedná se však o problematiku stále velmi aktuální, viz [2–4]. Přehled metod zajišťujících minimalizaci ztrát v ASM v širokém rozsahu otáček a momentu je možné nalézt např. v článku [5]. V zásadě je možné tyto metody rozdělit do dvou kategorií.

V prvním případě se jedná o online metody, kdy je měřen příkon do motoru a pomocí adaptivního regulátoru jsou měněny napájecí hodnoty tak, aby měl stroj nejnižší příkon při daném momentu a otáčkách. Toto řešení je možné nalézt např. v [1, 6, 7]. Nevýhodou těchto metod může být pomalá odezva. Výhodou je naopak možnost nalezení přesného minima příkonu stroje.

Druhou kategorií jsou metody, které vychází z modelu ztrát v ustáleném stavu stroje. Výhodou těchto metod je, že výsledná závislost optimálního toku na otáčkách a momentu stroje může být implementována do řídicích, obvykle vektorově orientovaných, struktur měniče. Výsledné pohony tak dosahují dobré dynamiky. Nevýhodou může být, že model motoru musí být co nejpřesnější, aby bylo možné přesně predikovat jeho ztráty v širokém rozsahu otáček a momentu. Tento přístup je možné nalézt např. v [2, 3, 8–10]. V článku [9] jsou kromě ztrát ve stroji do výpočtů zahrnuty také ztráty v měniči a je zde tedy hledáno minimum ztrát celkové soustavy měnič-motor. Z článku nicméně vyplývá, že zahrnutí ztrát v měniči nepřináší významné rozdíly ve výsledném minimálním příkonu stroje. Jinými slovy, při zahrnutí ztrát v měniči do výpočtů se hodnoty vypočteného optimálního toku téměř nemění oproti modelu bez ztrát v měniči.

Uvedené publikace založené na použití modelu ztrát stroje mají několik společných rysů, především se z velké části detailně věnují implementaci uvedených metod do výsledných řídicích struktur pohonu, obvykle založených na vektorově orientovaném řízení, avšak často na úkor popisu metodiky experimentální identifikace parametrů náhradních zapojení nebo postupu výpočtu samotného optimálního toku. Dále je v uvedených pracích velmi často zanedbán nebo velmi okrajově zohledněn vliv teplot na výsledné chování stroje.

Autor práce se domnívá, že právě na tyto často podceňované oblasti, tj. na přesnou identifikaci parametrů náhradního zapojení pro modelování stroje v širokém rozsahu otáček a momentu a na zohlednění tepelných jevů ve stroji, je nutné se zaměřit. Tato disertační práce se tedy zabývá především touto problematikou a jejím následným využitím při výpočtu optimálního toku s ohledem na dosažení maximální účinnosti ASM provozovaného v širokém rozsahu otáček a momentu.

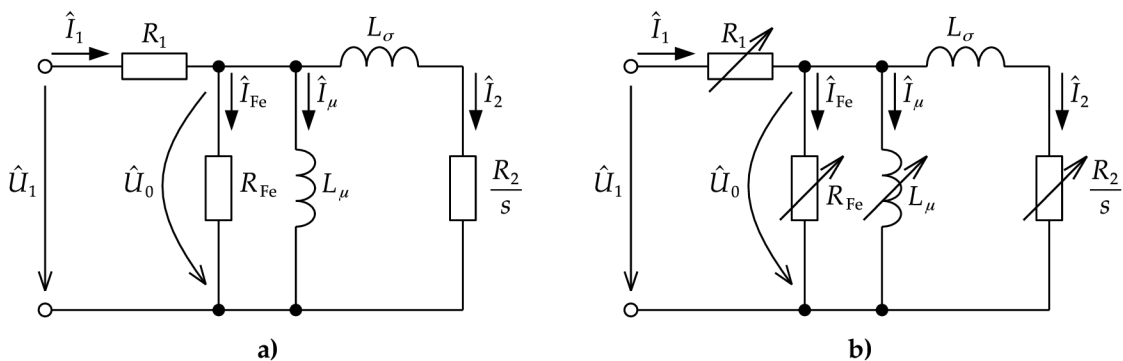
2 | Cíle práce

1. Sestavení přesného náhradního zapojení asynchronního motoru s kotvou nakrátko ve tvaru Γ -článku – se zohledněním chování jednotlivých ztrát stroje v širokém rozsahu momentu a otáček stroje.
 - teoretický rozbor závislosti jednotlivých prvků náhradního zapojení na sycení, na statorovém kmitočtu atd.
 - matematická analýza
2. Identifikace parametrů náhradního zapojení z měření, experimentální ověření teoretických závislostí jednotlivých prvků schématu predikovaných v předchozím bodu.
 - navržení metodiky měření umožňujícího přesnou identifikaci parametrů
3. Sestavení tepelného modelu stroje v ustáleném tepelném stavu – za účelem predikce změn statorového a rotorového odporu v náhradním schématu vlivem oteplení vinutí statoru a klece rotoru.
 - doplnění teplotní závislosti statorového a rotorového odporu v náhradním schématu odstranění nedostatek následujících optimalizačních výpočtů spočívající ve velké citlivosti výsledků na hodnotu těchto odporů
4. Formulace a řešení optimalizační úlohy – hlavní cíl práce – hledání optimálního spřaženého toku, při zvoleném momentu a otáčkách (nastavitelné v širokém rozsahu) a při daných parametrech náhradního schématu se zahrnutím vlivů řešených v bodech uvedených výše. Je-li nalezen optimální tok, pak mu při zadaném momentu odpovídá určitá hodnota skluzového (rotorového) kmitočtu a jelikož jsou známy i otáčky, vyplývá ze znalosti rotorového kmitočtu i znalost potřebného statorového kmitočtu. Ze znalosti statorového spřaženého toku a statorového kmitočtu pak vychází potřebná hodnota napětí na magnetizační indukčnosti, potažmo i svorkového statorového napětí.
 - sestavení soustavy nelineárních rovnic popisujících problém
 - numerické řešení v prostředí MATLAB-SIMULINK
5. Experimentální ověření nalezeného optimálního nastavení v širokém rozsahu momentu a otáček – měřením na stroji napájeném z frekvenčního měniče.
 - verifikace výsledků teoretických výpočtů
 - posouzení úspory energie při činnosti v širokém rozsahu momentu a otáček při použití navrženého optimálního řízení ve srovnání s použitím spřaženého magnetického toku (respektive rotorového kmitočtu) vyplývajících ze štítkových údajů stroje

3 | Identifikace parametrů náhradního zapojení ASM

3.1 Přesné náhradní zapojení ASM zohledňující změnu jednotlivých parametrů v závislosti na vybraných veličinách

Aby bylo možné při výpočtech zohlednit závislosti různých parametrů stroje na vybraných veličinách, například závislost odporu reprezentujícího ztráty v železe na kmitočtu a spřaženém magnetickém toku, nebo například závislost odporu statorového vinutí a odporu rotorové klece na teplotě, je nutné použít náhradní zapojení, u kterého jsou hodnoty jednotlivých parametrů uvažovány nikoli jako konstanty, viz Obr. 3.1 a), ale jako parametry závislé na příslušných veličinách. Takto upravené náhradní zapojení je možné vidět na Obr. 3.1 b).



Obr. 3.1: Náhradní zapojení ASM ve tvaru Γ -článku. **a)** Klasické zapojení s neměnnými hodnotami jednotlivých parametrů. **b)** Zpřesněné zapojení zohledňující změnu jednotlivých parametrů v závislosti na vybraných veličinách.

U jednotlivých parametrů náhradního zapojení jsou v práci uvažovány následující závislosti:

- (i) Závislost statorového odporu na střední teplotě statorového vinutí, tj. $R_1 = R_1(\vartheta_{\text{vin, stř}})$.
- (ii) Závislost odporu reprezentujícího ztráty v železe na statorovém kmitočtu a spřaženém magnetickém toku, tj. $R_{\text{Fe}} = R_{\text{Fe}}(f_1, \Psi)$.
- (iii) Závislost magnetizační indukčnosti na spřaženém magnetickém toku, tj. $L_\mu = L_\mu(\Psi)$.
- (iv) Závislost rotorového odporu na střední teplotě rotorové klece, tj. $R_2 = R_2(\vartheta_{\text{klec, stř}})$.

Pouze u rozptylové indukčnosti nebude uvažována závislost na žádné veličině, tj. $L_\sigma = \text{konst.}$

3.2 Parametry analyzovaných strojů

Veškeré postupy experimentálního charakteru, které jsou v práci prezentovány, byly provedeny na dvou trojfázových asynchronních motorech s kotvou nakrátko s odlišnými parametry. V prvním případě se jedná o dvoupólový motor o výkonu 600 W s označením T22VT512 od výrobce ATAS Elektromotory Náchod a.s., viz [11]. Tento motor je dále v práci označován jako motor M1. Ve druhém případě se jedná o čtyřpólový motor o výkonu 1500 W s označením TM3 – 90 – 4L od výrobce EMP s.r.o. Slavkov u Brna, viz [12]. Tento motor je v práci označován jako motor M2. Stroje s odlišnými parametry byly vybrány z důvodu vyloučení případné nejistoty funkčnosti prezentovaných postupů pouze pro určitý typ stroje. Jmenovité parametry obou motorů jsou uvedeny v Tab. 3.1.

Tab. 3.1: Jmenovité parametry analyzovaných motorů.

Parametr	Motor M1	Motor M2
Výkon P	600 W	1500 W
Napětí U_1	230 V	230 V
Frekvence f_1	50 Hz	50 Hz
Proud I_1	1,4 A	3,15 A
Otáčky n	2850 min ⁻¹	1445 min ⁻¹
Moment M	2 N·m	9,9 N·m
Účinnost η	78,9 %	85,3 %

3.3 Zkouška naprázdno

Při identifikaci parametrů zpřesněného náhradního zapojení ASM podle Obr. 3.1 b) je při zkoušce naprázdno získávána závislost odporu reprezentujícího ztráty v železe na satorovém kmitočtu a spřaženém toku $R_{Fe} = R_{Fe}(f_1, \Psi)$, závislost magnetizační indukčnosti na spřaženém toku $L_\mu = L_\mu(\Psi)$ a závislost mechanických ztrát na otáčkách, respektive na úhlové rychlosti rotoru $\Delta P_{mech} = \Delta P_{mech}(\omega)$.

Aby bylo možné uvedené závislosti získat, je nutné provést měření v mnoha bodech s různými kombinacemi satorového kmitočtu a spřaženého toku. Poznamenejme, že se změnou satorového kmitočtu se mění také otáčky stroje, čímž je zajištěna možnost identifikovat požadovanou závislost mechanických ztrát na otáčkách.

3.3.1 Separace ztrát v železe a ztrát mechanických a identifikace odporu reprezentujícího ztráty v železe

Při zkoušce naprázdno je od hřídele motoru odpojována veškerá zátěž, takže se rotor může volně otáčet. V tomto případě není z hřídele motoru odebírán žádný výkon a příkon motoru je využíván pouze na hrazení jednotlivých ztrát. Pro příkon motoru v tomto případě platí

$$P_1 = \Delta P_{j1} + \Delta P_{Fe} + \Delta P_{mech} \quad (3.1)$$

kde P_1 je příkon, ΔP_{j1} jsou Jouleovy ztráty ve vinutí satoru, ΔP_{Fe} jsou ztráty v železe a ΔP_{mech} jsou ztráty mechanické. Příkon i Jouleovy ztráty v uvedené rovnici představují známé veličiny,

neboť samotný příkon je měřen a Jouleovy ztráty je možné dopočítat z měřeného proudu a z odporu, který je navíc možné korigovat s využitím měřené teploty vinutí. Rovnici (3.1) je možné přepsat do tvaru

$$P_1 - \Delta P_{J1} = \Delta P_{Fe} + \Delta P_{mech}, \quad (3.2)$$

kde levá strana rovnice obsahuje známé veličiny a pravá strana rovnice obsahuje neznámé veličiny, respektive neznámý podíl ztrát v železe a ztrát mechanických. Pro jednotlivé dílčí ztráty v rovnici (3.2) je možné psát

$$\Delta P_{J1} = m_1 R_1 I_1^2, \quad (3.3)$$

$$\Delta P_{Fe} = k_h f_1 \Psi^{n_h} + k_v f_1^2 \Psi^2, \quad (3.4)$$

$$\Delta P_{mech} = k_f \omega + k_w \omega^3, \quad (3.5)$$

kde m_1 je počet fází statoru, R_1 je odpor fáze statoru, I_1 je efektivní hodnota statorového proudu, f_1 je statorový kmitočet, Ψ je amplituda spřaženého magnetického toku, k_h je koeficient hysterezních ztrát, n_h je exponent závislosti hysterezních ztrát na spřaženém toku, k_v je koeficient vířivých ztrát, k_f je koeficient třecích ztrát, k_w je koeficient ventilačních ztrát a ω je mechanická úhlová rychlost rotoru.

Ve stavu naprázdno je možné skluz považovat téměř za nulový $s \rightarrow 0$, potom platí mezi mechanickou úhlovou rychlostí rotoru a statorovým kmitočtem vztah

$$\omega = \frac{2\pi f_1}{p}. \quad (3.6)$$

Dosazením (3.3) – (3.6) do (3.2) je možné získat výslednou rovnici ve tvaru

$$P_1 - m_1 R_1 I_1^2 = \Delta P_{Fe} + \Delta P_{mech} = k_h f_1 \Psi^{n_h} + k_v f_1^2 \Psi^2 + k_f \frac{2\pi}{p} f_1 + k_w \frac{8\pi^3}{p^3} f_1^3, \quad (3.7)$$

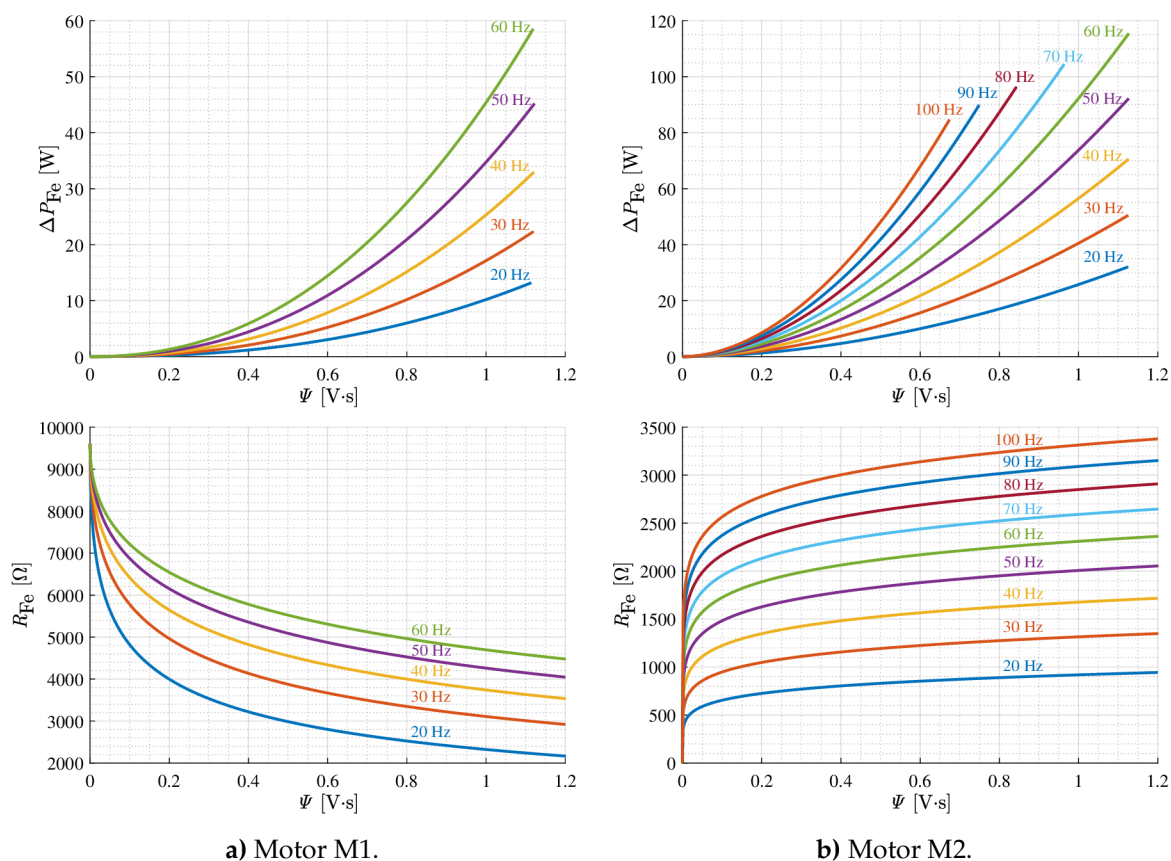
kterou je možné použít pro separaci ztrát v železe a ztrát mechanických, respektive k identifikaci jednotlivých koeficientů k_h , n_h , k_v , k_f a k_w na základě měřených dat s různými kombinacemi statorového kmitočtu a spřaženého toku.

Výsledné hodnoty identifikovaných koeficientů pro oba analyzované motory jsou uvedeny v Tab. 3.2.

Tab. 3.2: Výsledné hodnoty koeficientů ztrát v železe a ztrát mechanických získaných experimentální identifikací ze zkoušky naprázdno.

Parametr	Motor M1	Motor M2
Koeficient hysterezních ztrát k_h	0,3865 W·s·T ^{-n_h}	1,164 W·s·T ^{-n_h}
Exponent hysterezních ztrát n_h	2,5	1,84
Koeficient vířivých ztrát k_v	6,17 · 10 ⁻³ W·s·T ⁻²	6,23 · 10 ⁻³ W·s·T ⁻²
Koeficient třecích ztrát k_f	5,75 · 10 ⁻² W·s·rad ⁻¹	4,85 · 10 ⁻² W·s·rad ⁻¹
Koeficient ventilačních ztrát k_w	1,742 · 10 ⁻⁷ W·s ³ ·rad ⁻³	7,496 · 10 ⁻⁷ W·s ³ ·rad ⁻³

Na základě identifikovaných koeficientů ztrát v železe je možné vykreslit výslednou závislost ztrát v železe a odporu reprezentujícího ztráty v železe na statorovém kmitočtu a spřaženém magnetickém toku. Tyto závislosti jsou vykresleny na Obr. 3.2 a) pro motor M1 a na Obr. 3.2 b) pro motor M2.



a) Motor M1.

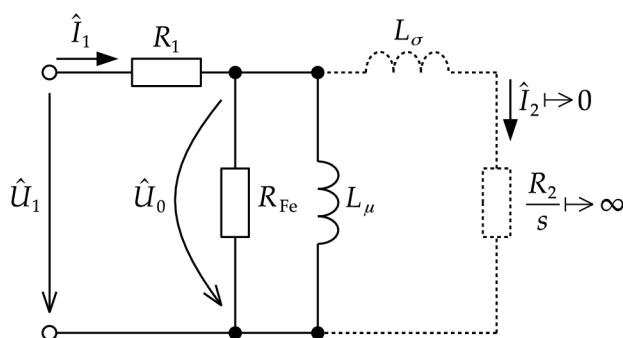
b) Motor M2.

Obr. 3.2: Výsledné identifikované závislosti ztrát v železe a odporu reprezentujícího ztráty v železe na spráženém toku a satorovém kmitočtu.

3.3.2 Identifikace magnetizační indukčnosti

Pro identifikaci závislosti magnetizační indukčnosti na spráženém toku jsou využívána stejná experimentální data, jako pro identifikaci odporu reprezentujícího ztráty v železe v závislosti na satorovém kmitočtu a spráženém toku. Teoreticky by nebylo nutné používat měřená data pro různé hodnoty satorového kmitočtu, jelikož se nepředpokládá závislost magnetizační indukčnosti na této veličině. Pokud se však tato data použijí, je alespoň na základě získaných výsledků možné tuto nezávislost potvrdit.

Ve stavu naprázdno je možné náhradní zapojení ASM upravit do zjednodušeného tvaru uvedeného na Obr. 3.3.

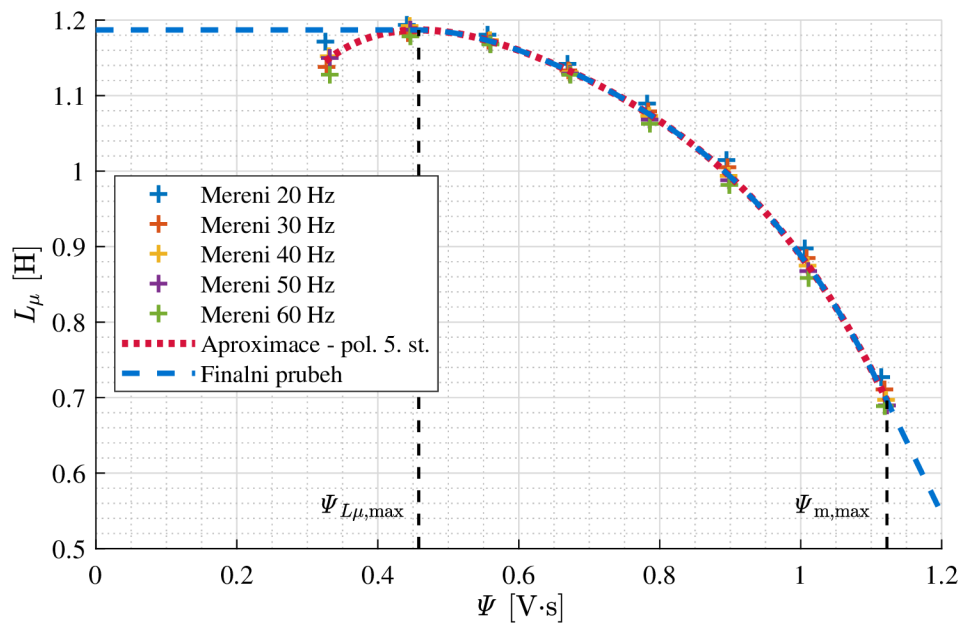


Obr. 3.3: Náhradní zapojení ASM ve tvaru Γ -článku při stavu naprázdno.

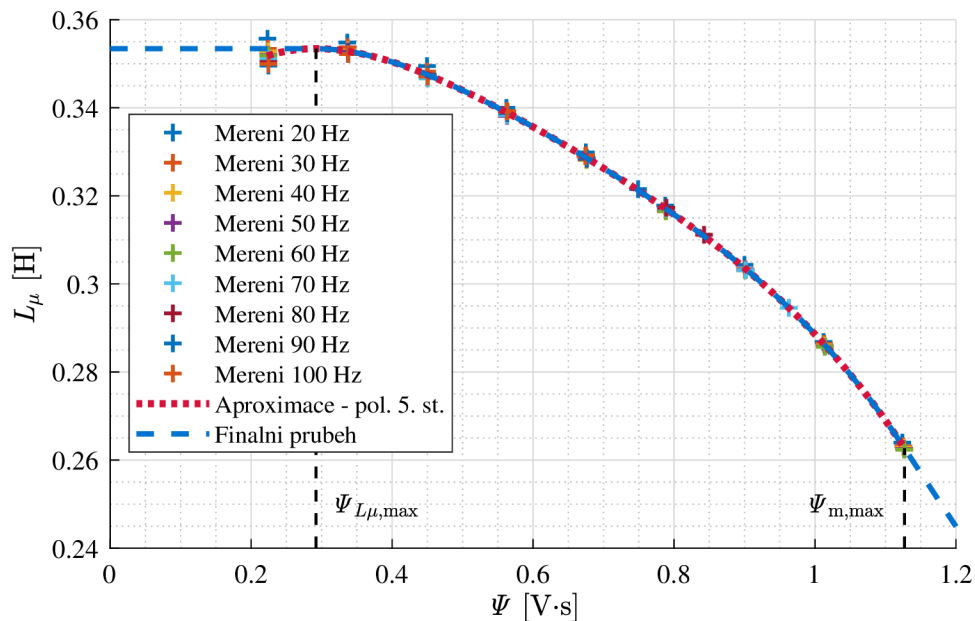
Vidíme, že je možné zanedbat rotorovou větev, jelikož ve stavu naprázdno platí pro skluz $s \rightarrow 0$ a tedy $\frac{R_2}{s} \rightarrow \infty$, $I_2 \rightarrow 0$. Na základě náhradního zapojení ve stavu naprázdno podle Obr. 3.3 je možné odvodit exaktní rovnici pro identifikaci magnetizační indukčnosti ve tvaru

$$L_\mu = \frac{U_1^2 + R_1^2 I_1^2 - 2R_1 U_1 I_1 \cos \varphi}{2\pi f_1 U_1 I_1 \sqrt{1 - \cos^2 \varphi}}. \quad (3.8)$$

S využitím rovnice (3.8) se pro jednu sadu měřených hodnot U_1 , I_1 , P_1 a $\cos \varphi$ získá jedna hodnota magnetizační indukčnosti. Při provedení měření při různých kombinacích spráženého toku je možné obdržet požadovanou závislost magnetizační indukčnosti na spráženém toku. Tyto závislosti je možné pro oba analyzované motory vidět na Obr. 3.4.



a) Motor M1.



b) Motor M2.

Obr. 3.4: Výsledné průběhy závislosti magnetizační indukčnosti na spráženém toku získané experimentální identifikací ze zkoušky naprázdno.

Na Obr. 3.4 jsou jednotlivými body vyneseny výsledné vypočtené hodnoty magnetizačních indukčností pro jednotlivá provedená měření. Tyto získané hodnoty indukčností v jednotlivých bodech vyžadují dodatečné zpracování. Měřená data jsou nejprve aproximována polynomic-kou funkcí pátého řádu. Poté je oblast rozdělena na tři intervaly. První interval je ohraničen mezemi $\Psi \in \langle 0; \Psi_{L_{\mu},\max} \rangle$, kde $\Psi_{L_{\mu},\max}$ je hodnota toku, při které je hodnota magnetizační indukčností maximální. V celém tomto intervalu je uvažována konstantní hodnota magnetizační indukčností, která je rovna její maximální hodnotě $L_{\mu,\max}$. Druhý interval je ohraničen mezemi $\Psi \in \langle \Psi_{L_{\mu},\max}; \Psi_{m,\max} \rangle$, kde $\Psi_{m,\max}$ je maximální hodnota spřaženého toku, při které jsou provedena laboratorní měření. V tomto intervalu je hodnota magnetizační indukčností počítána s využitím polynomic-ké funkce. Ve třetím intervalu $\Psi \in (\Psi_{m,\max}; \infty)$ klesá hodnota magnetizační indukčností s konstantní strmostí, kterou je možné určit derivací dané polynomic-ké funkce v bodě $\Psi_{m,\max}$.

Výsledné závislosti magnetizačních indukčností na spřaženém toku, které byly získány s uvážením rozdělení na jednotlivé popsání intervaly, jsou pro oba motory vykresleny na Obr. 3.4, jedná se o průběhy vykreslené modrými přerušovanými čarami.

3.4 Zkouška při zatížení

Cílem zkoušky při zatížení je identifikovat hodnotu rotorového odporu R_2 a rozptylové indukčností L_σ . Zkouška při zatížení je alternativní metodou k běžně užívané zkoušce nakrátko (zkouška při zabrzděném rotoru). Výhodou této metody je, že jsou parametry identifikovány za chodu stroje, obvykle při jeho jmenovitém zatížení nebo v blízkosti jmenovitého zatížení a proto by měly takto získané parametry blíže odpovídat skutečným hodnotám. Další výhodou je, že je možné tuto metodu využít k estimaci teploty rotorové klece.

3.4.1 Odvození vztahů pro identifikaci rotorového odporu a rozptylové indukčností ze zkoušky při zatížení

Následující postup odvození vztahů pro identifikaci rotorového odporu a rozptylové indukčností čerpá z [13]. Na základě náhradního zapojení ve tvaru Γ -článku, viz Obr. 3.1 a), platí pro celkovou vstupní impedanci jedné fáze

$$\hat{Z}_1 = R_1 + \frac{R_{Fe} X_\mu^2 (R_2^2 + R_2 R_{Fe} s + s^2 X_\sigma)}{2R_2 R_{Fe} X_\mu^2 s + R_2^2 (R_{Fe}^2 + X_\mu^2) + [X_\mu^2 X_\sigma^2 + R_{Fe}^2 (X_\mu + X_\sigma)^2] s^2} + j \frac{R_{Fe}^2 X_\mu [R_2^2 + s^2 X_\sigma (X_\mu + X_\sigma)]}{2R_2 R_{Fe} X_\mu^2 s + R_2^2 (R_{Fe}^2 + X_\mu^2) + [X_\mu^2 X_\sigma^2 + R_{Fe}^2 (X_\mu + X_\sigma)^2] s^2} \quad (3.9)$$

kde $X_\mu = 2\pi f_1 L_\mu$ je magnetizační reaktance, $X_\sigma = 2\pi f_1 L_\sigma$ je rozptylová reaktance a s je skluz.

Vstupní impedanci je možné určit také na základě měřených veličin

$$\hat{Z}_1 = \underbrace{\frac{U_1}{I_1} \cos \varphi}_{Z_{1,re}} + j \underbrace{\frac{U_1}{I_1} \sqrt{1 - \cos^2 \varphi}}_{Z_{1,im}} \quad (3.10)$$

kde $\cos \varphi$ je účinník.

Porovnáním vztahů (3.9) a (3.10) je možné získat požadované vztahy pro identifikaci rotorového odporu a rozptylové reaktance

$$R_2 = \frac{- \left[Z_{1,im}^2 + (Z_{1,re} - R_1)(Z_{1,re} - R_1 - R_{Fe}) \right] R_{Fe} s X_\mu^2}{\left[Z_{1,im}^2 + (Z_{1,re} - R_1)^2 \right] R_{Fe}^2 - 2Z_{1,im} R_{Fe}^2 X_\mu + \left[Z_{1,im}^2 + (Z_{1,re} - R_1 - R_{Fe})^2 \right] X_\mu^2}, \quad (3.11)$$

$$X_\sigma = \frac{R_{Fe}^2 X_\mu \left[Z_{1,im}(X_\mu - Z_{1,im}) - (Z_{1,re} - R_1)^2 \right]}{\left[Z_{1,im}^2 + (Z_{1,re} - R_1)^2 \right] R_{Fe}^2 - 2Z_{1,im} R_{Fe}^2 X_\mu + \left[Z_{1,im}^2 + (Z_{1,re} - R_1 - R_{Fe})^2 \right] X_\mu^2}. \quad (3.12)$$

Výsledná hodnota rozptylové indukčnosti se poté určí podle

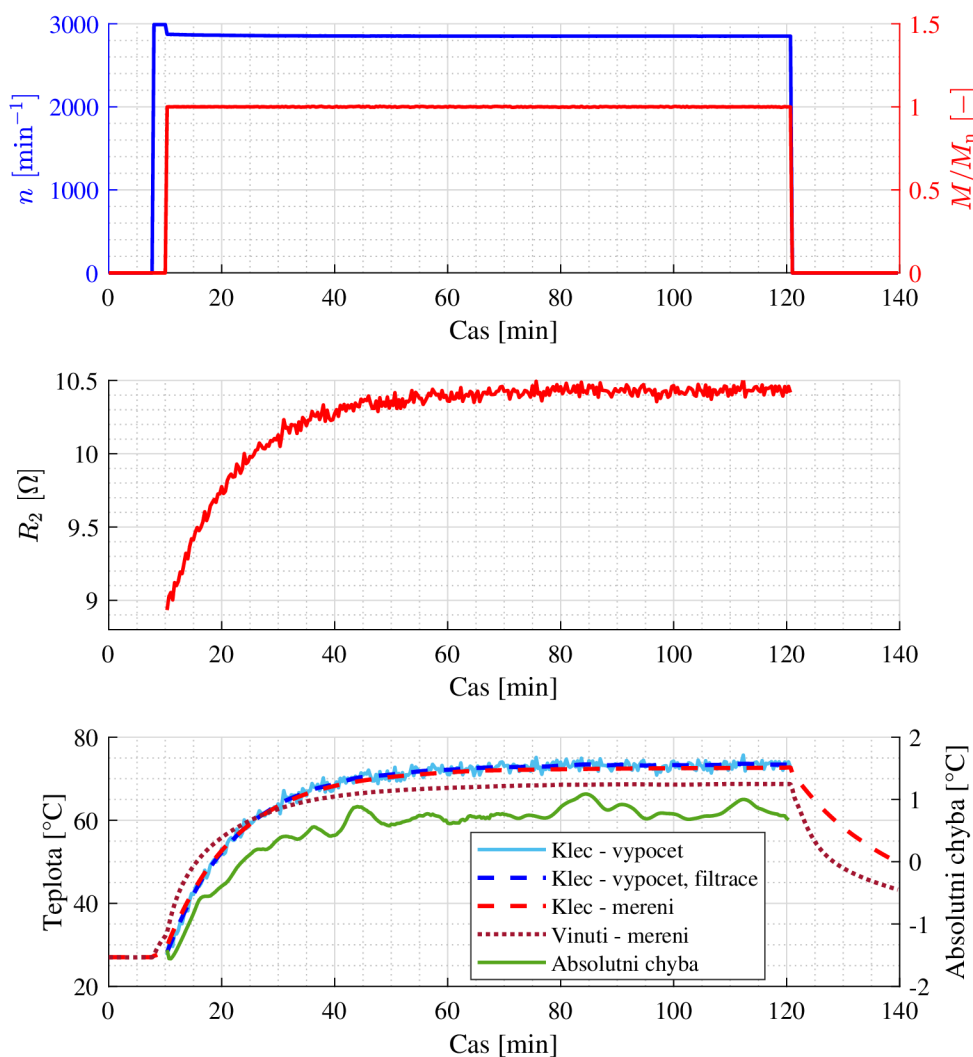
$$L_\sigma = \frac{X_\sigma}{2\pi f_1}. \quad (3.13)$$

Je zřejmé, že při identifikaci rotorového odporu a rozptylové indukčnosti jsou využívány dříve identifikované parametry stroje ze zkoušky naprázdno. Metoda také vyžaduje měření otáček, neboť výsledné vztahy jsou závislé na skluzu. Se závislostí na skluzu také souvisí skutečnost, že tyto parametry není možné při nízkých hodnotách skluzu identifikovat, viz [13].

3.4.2 Identifikace rotorového odporu

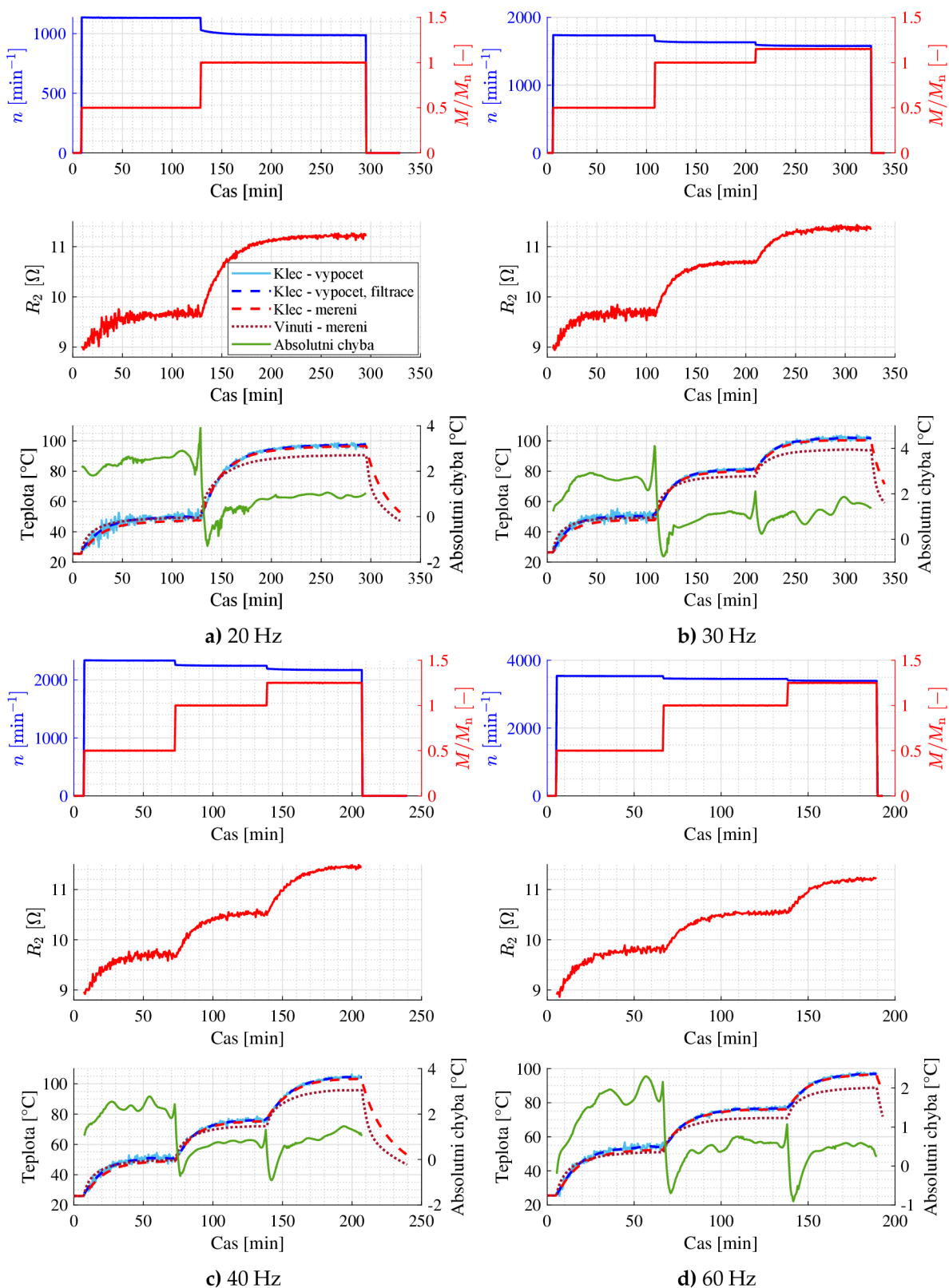
S využitím výsledného vztahu (3.11) je možné získat jednu hodnotu rotorového odporu pro jednu sadu měřených dat U_1, I_1, P_1 a $\cos \varphi$. Byl tedy navržen postup provést měření oteplovacích charakteristik stroje se spojitým záznamem jak elektrických veličin, tak teplot. Z měřených dat je následně možné určit průběh rotorového odporu během oteplovací charakteristiky. Záznam měřených elektrických veličin společně s teplotami měřenými na různých částech stroje byl proveden automatizovaně s krokem přibližně jedna sekunda.

Na Obr. 3.5 jsou zachyceny veškeré důležité průběhy z oteplovací charakteristiky motoru M1 při jeho jmenovitém zatížení. V horní části obrázku je uveden průběh otáček a momentu během měření. Moment je vynesena jako poměrná hodnota vzhledem k momentu jmenovitému. Ve střední části obrázku je možné vidět výsledný průběh rotorového odporu během oteplovací charakteristiky vypočtený s využitím rovnice (3.11). Na daném motoru byly provedeny konstrukční úpravy pro měření teplot na rotoru. Jelikož tedy byla k dispozici měřená teplota rotorové klece během oteplovací charakteristiky a příslušný vypočtený průběh rotorového odporu během oteplovací charakteristiky, bylo možné určit hodnotu rotorového odporu při referenční teplotě 20 °C $R_{2,20}$ s využitím lineární závislosti mezi odporem a teplotou. Výsledná hodnota rotorového odporu při referenční teplotě je uvedena v Tab. 3.3. V dolní části obrázku je pak uvedeno srovnání měřené teploty rotorové klece s teplotou dopočtenou na základě rotorového odporu. Pro srovnání je v grafu vynesena také střední teplota statorového vinutí.

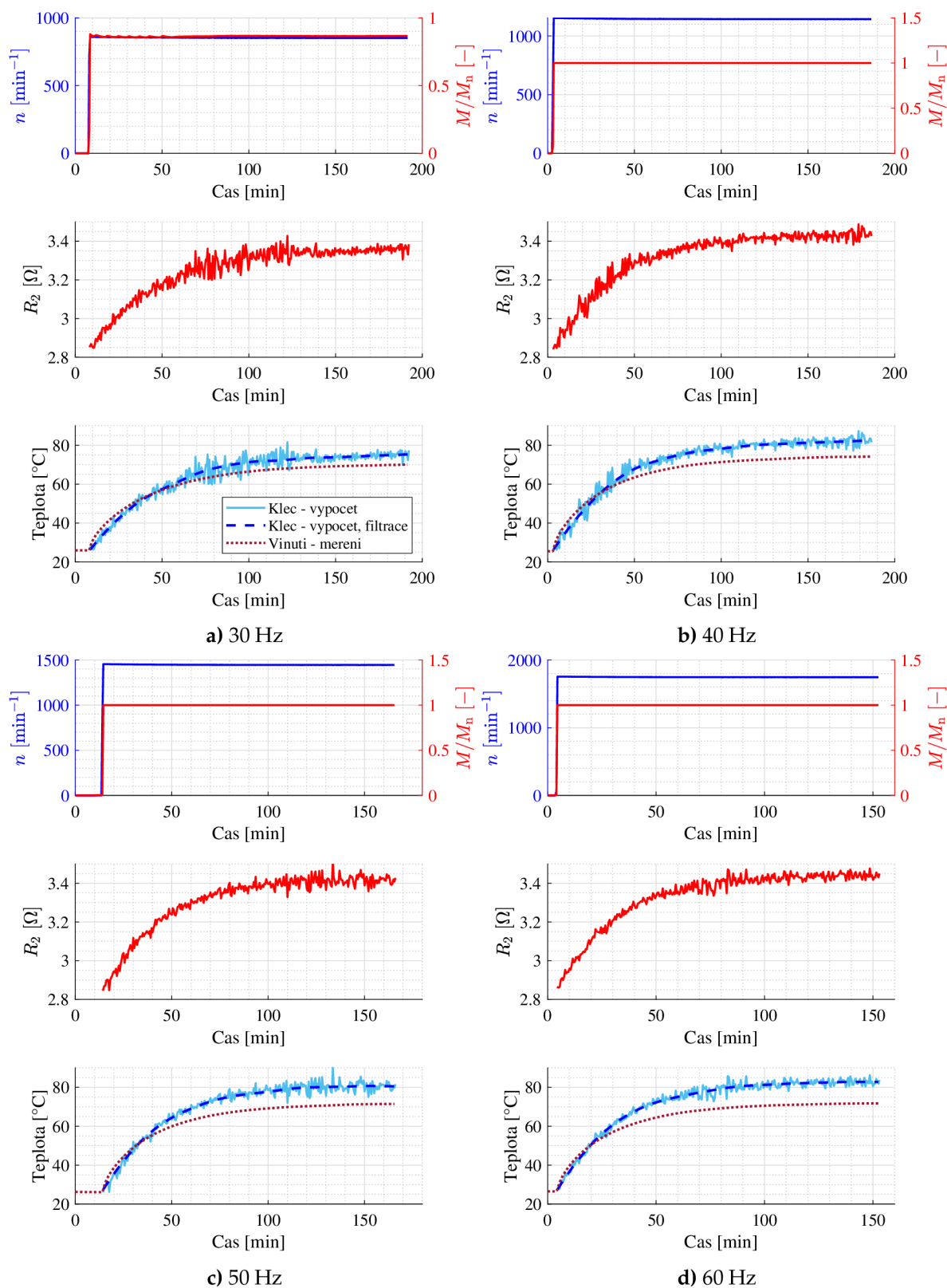


Obr. 3.5: Výsledky identifikace rotorového odporu a průběh měřené teploty klece rotoru ze zkoušky při zatížení pro motor M1. Hodnoty při jmenovitém zatížení.

Na Obr. 3.6 jsou vyneseny obdobné průběhy pro další změřené oteplovací charakteristiky při různých kombinacích otáček a momentu pro motor M1. Jednotlivá zatížení ve většině případů odpovídají 50 %, 100 % nebo 125 % jmenovitého momentu. Různých otáček bylo docíleno změnou statorového kmitočtu, kdy byly použity hodnoty 20 Hz, 30 Hz, 40 Hz a 60 Hz. Měření byla provedena mimo jiné také proto, aby bylo možné experimentálně naladit některé parametry tepelného modelu stroje, který byl v rámci řešení disertační práce vytvořen. Při výpočtu teplot klece rotoru z rotorového odporu byla ve všech případech použita obdobná hodnota rotorového odporu při referenční teplotě jako v předchozím případě. Je možné vidět, že největší odchylky mezi měřenými teplotami rotorové klece a teplotami vypočtenými z rotorového odporu nastávají při malých hodnotách zátěžného momentu, čemuž odpovídají malé hodnoty skluzu. Může se tedy jednat o data zatížená chybou.



Obr. 3.6: Výsledky identifikace rotorového odporu a průběh měření teploty klece rotoru ze zkoušky při zatížení pro motor M1. Průběhy pro různá zatížení.



Obr. 3.7: Výsledky identifikace rotorového odporu a teploty klece rotoru ze zkoušky při zatížení pro motor M2. Průběhy pro různá zatížení.

Na Obr. 3.7 je možné vidět výsledky identifikace rotorového odporu a rotorové teploty z měřených dat oteplovacích charakteristik pro motor M2. Jelikož tento motor neumožňoval měření teplot na rotoru, bylo nutné použít odlišný způsob pro získání hodnoty rotorového

odporu při referenční teplotě $R_{2,20}$. Při měření oteplovacích charakteristik začínala všechna měření při studeném stroji s homogenní teplotou v rámci celého stroje. Pak je možné počáteční vypočtené hodnotě rotorového odporu přiřadit teplotu odpovídající počáteční teplotě stroje. Pro získání přesnějších výsledků je možné zohlednit ohřev rotorové klece během rozběhu rotoru.

Během rozběhu se v kleci rotoru přemění na teplo energie, která je rovna kinetické energii všech rotujících hmot

$$E_{\text{rot}} = \frac{1}{2} J_{\text{celk}} \omega^2, \quad (3.14)$$

kde E_{rot} je energie přeměněná na teplo v kleci rotoru během rozběhu, J_{celk} je celkový moment setrvačnosti rotujících hmot a ω je úhlová rychlost rotoru po rozběhu.

Za předpokladu adiabatického ohřevu rotorové klece během rozběhu dojde k oteplení

$$\Delta\theta = \frac{E_{\text{rot}}}{C_{\text{klec}}}, \quad (3.15)$$

kde $\Delta\theta$ je oteplení rotorové klece během rozběhu a C_{klec} je tepelná kapacita klece.

Výsledné identifikované hodnoty odporů rotorové klece přepočtené na stator při referenční teplotě 20 °C jsou pro oba motory uvedeny v Tab. 3.3.

Tab. 3.3: Identifikované hodnoty odporů klece rotoru při teplotě 20 °C.

	Motor M1	Motor M2
Odpor fáze rotoru přepočtený na stator při 20 °C	$R_{2,20} = 8,69 \Omega$	$R_{2,20} = 2,78 \Omega$

3.4.3 Identifikace rozptylové indukčnosti

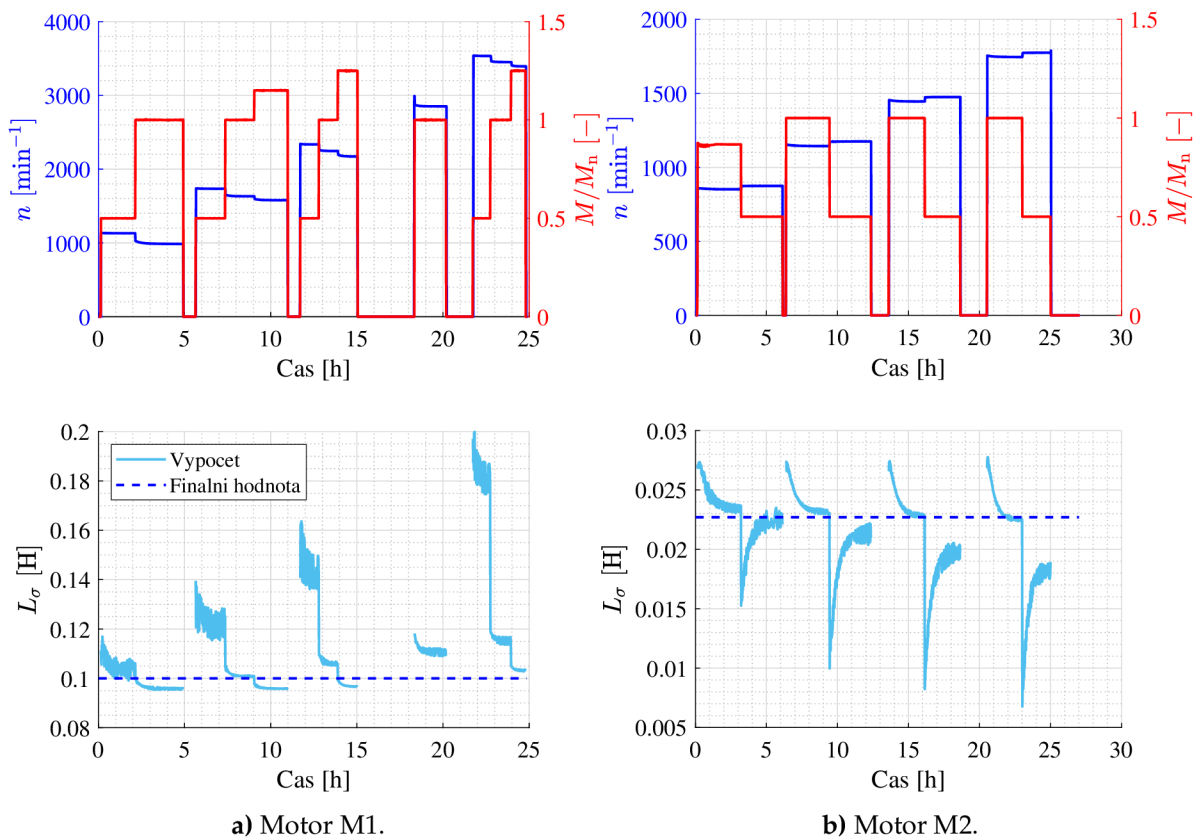
Pro identifikace hodnot rozptylových indukčností jednotlivých strojů byla opět použita data z měření oteplovacích charakteristik. Při identifikaci se nejdříve určí hodnota rozptylové reaktance s využitím (3.12). Rozptylová indukčnost se poté jednoduše určí s využitím (3.13).

Na Obr. 3.8 jsou vyneseny průběhy vypočtených rozptylových indukčností pro všechna provedená měření při zatížení. V levém sloupci jsou uvedena data pro motor M1, v pravém sloupci pak data pro motor M2. Je možné vidět, že vypočtené hodnoty, které jsou vykresleny světle modrou barvou dosahují značného rozptylu. K největšímu rozptylu hodnot dochází při malých hodnotách zatížení, kterým odpovídají malé hodnoty skluzu a jedná se tedy o data zatížená chybou. Již dříve bylo zmíněno, že parametry ze zkoušky při zatížení není možné určit při malých hodnotách skluzu. Pro hodnoty získané v blízkosti jmenovitého zatížení už není rozptyl výsledných hodnot příliš velký, ačkoliv zde stále drobné odchylky jsou. Výsledné hodnoty rozptylových indukčností pro jednotlivé stroje byly určeny jako konstanty, které se co nejvíce blíží jednotlivým vypočteným hodnotám v blízkosti jmenovitých zatížení. Tyto konstanty jsou v grafech vykresleny modrými přerušovanými čarami. Hodnoty jsou uvedeny v Tab. 3.4.

Tab. 3.4: Identifikované hodnoty rozptylových indukčností.

	Motor M1	Motor M2
Rozptylová indukčnost	$L_{\sigma} = 0,1 \text{ H}$	$L_{\sigma} = 0,0227 \text{ H}$

Bylo ověřeno, že výsledné hodnoty optimálních toků pro dosažení maximální účinnosti stroje v širokém rozsahu otáček a momentu jsou velmi málo citlivé na přesnost hodnot rozptylových indukčností.



Obr. 3.8: Identifikace rozptylové indukčnosti ze zkoušky při zatížení.

4 | Tepelný model ASM

Odpory vinutí statoru a klece rotoru ASM jsou silně ovlivňovány jejich okamžitými teplotami. Nejistoty v těchto teplotách jsou pak velmi často přisuzovány rozdílům mezi teoretickými výpočty a měřeními na reálných strojích. Aby bylo možné tyto případné neshody eliminovat a zároveň sledovat teploty statorového vinutí a rotorové klece v různých provozních stavech ASM, byl v rámci řešení disertační práce vytvořen jeho tepelný model. Tento model je založen na použití tzv. metody tepelných sítí, což je analytická metoda vycházející z analogie mezi elektrickými a tepelnými obvody [14, 15].

Tvorba tepelného modelu stroje je poměrně náročná a komplexní problematika, to dokazuje také skutečnost, že tyto modely tvoří velmi často samotnou náplň disertačních prací, viz např. [16–24]. Situace je navíc o to náročnější, jelikož model musí zajišťovat správnou predikci teplot v širokém rozsahu otáček a momentu, kdy se výrazně mění jednotlivé ztráty ve stroji a také podmínky chlazení.

Aby bylo možné vytvořit tepelný model stroje, bylo nutné podrobně nastudovat jak základní vztahy přenosu tepla, tak metodiku tepelných sítí a s tím související výpočet tepelných odporů jednotlivých částí elektrického stroje. Poté byly po částech sestaveny a metodou konečných prvků ověřeny tepelné modely dílčích částí stroje jako je stator nebo rotor. Teprve po ověření funkčnosti těchto dílčích modelů bylo přistoupeno k tvorbě celkového modelu stroje.

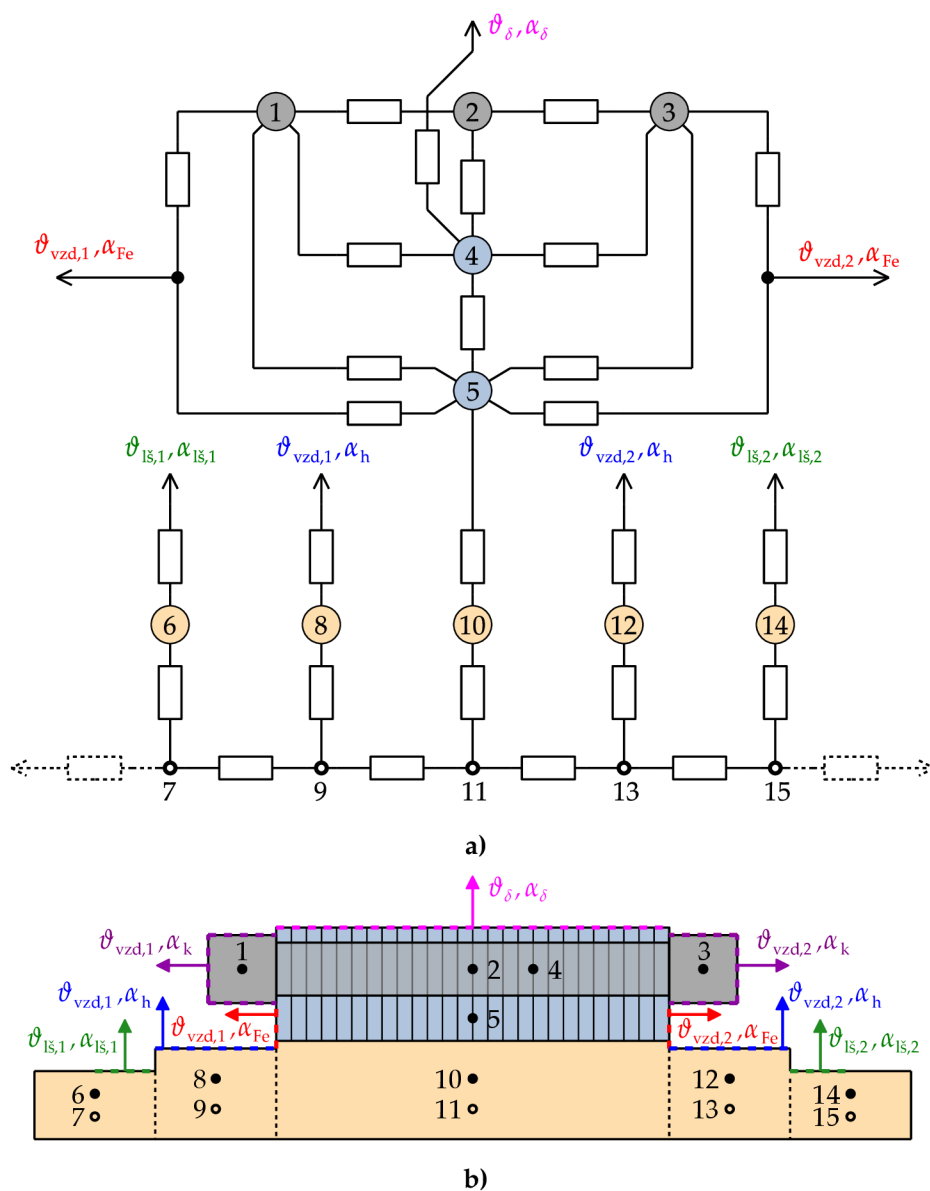
4.1 Tepelná síť rotoru

Jak již bylo zmíněno, před samotným vytvořením kompletní tepelné sítě ASM byly nejprve vytvořeny tepelné sítě dílčích částí stroje, jejichž funkčnost byla ověřena pomocí konečnoprvkových modelů. V následující části kapitoly je popsána vytvořená tepelná síť rotoru ASM a je zde provedeno ověření její funkčnosti pomocí modelu rotoru vytvořeném v programu Ansys.

4.1.1 Popis tepelné sítě

Výsledná tepelná síť rotoru je uvedena na Obr. 4.1 a). Tato síť obsahuje celkem 15 uzlů. Při tvorbě výsledné konfigurace tepelné sítě byla čerpána inspirace především z tepelných sítí uvedených v [14, 25, 26]. Bylo snahou, aby výsledná tepelná síť zajišťovala co nejpřesnější výpočet teplot v jednotlivých částech rotoru při co nejmenším počtu uzlů. Kleci rotoru odpovídají uzly 1–3, kdy uzly 1 a 3 představují kruhy nakrátko a uzel 2 reprezentuje teplotu rotorových tyčí. Magnetický obvod železa rotoru je rozdělen na zuby, jejichž teplota je dána uzlem 4 a jeho, kterému odpovídá uzel 5. Hřídel je rozdělena na celkem 5 úseků. První úsek, který je tvořen uzly 6 a 7 odpovídá části hřídele pod ložiskem na levé straně stroje. Tato strana stroje je dále v práci

označována jako strana hřídele. Pravá strana stroje je pak označována jako strana ventilátoru. Následující úsek tvořený uzly 8 a 9 představuje část hřídele, která je chlazená do vnitřního vzduchu na levé straně stroje. Dále následuje úsek hřídele v oblasti železného svazku, který je tvořený uzly 10 a 11. Uzly 12 a 13 odpovídají části hřídele chlazené do vnitřního vzduchu na pravé straně stroje a uzly 14 a 15 pak odpovídají části hřídele pod ložiskem na pravé straně stroje. Poznamenejme, že v každém úseku hřídele je střední teplota daného úseku dána pouze jedním ze dvou uvedených uzlů. Detailní rozmístění jednotlivých uzlů v rámci rotoru by mělo být blíže zřejmé z Obr. 4.1 b).

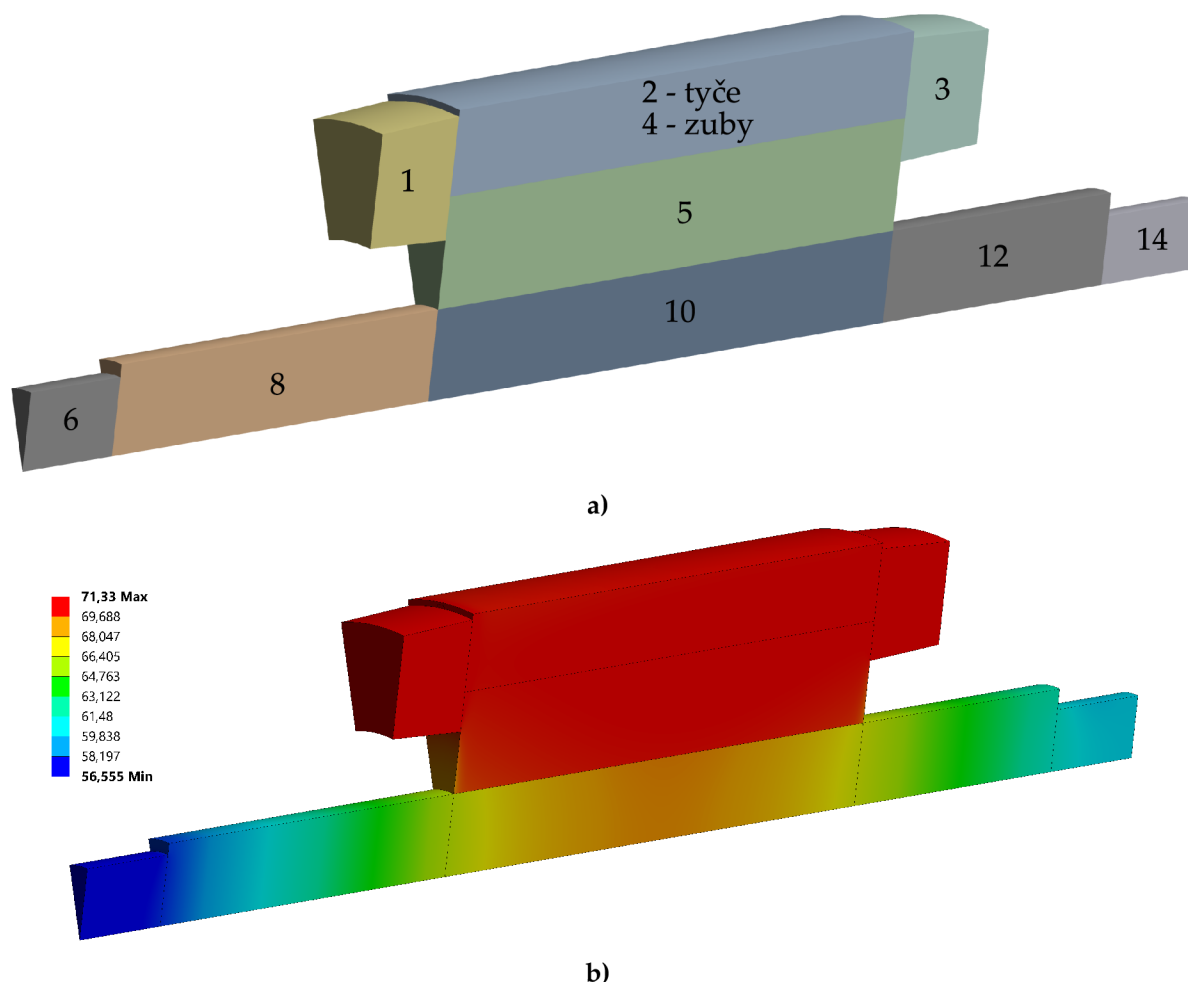


Obr. 4.1: Výsledná tepelná síť rotoru ASM. a) Tepelná síť. b) Rozmístění jednotlivých uzlů v rámci rotoru a vyznačení okrajových podmínek použitých při ověření funkčnosti tepelné sítě.

4.1.2 Ověření funkčnosti tepelné sítě konečnoprvkovým modelem

Pro ověření správné funkčnosti výsledné tepelné sítě rotoru byl vytvořen model rotoru v programu Ansys. Tento model je zachycen na Obr. 4.2 a). Jedná se o rotor motoru M1. Z důvodu

rotační symetrie rozložení teplotního pole byl modelován pouze výsek rotoru odpovídající úhlu $360^\circ / Q_2$, kde Q_2 je počet drážek rotoru¹. Na obrázku je možné vidět, že vytvořená geometrie je rozdělena na deset dílčích oblastí. Jedná se o rozdělení na stejné oblasti, jaké jsou uvažovány ve výsledné tepelné síti rotoru, což umožňuje následné jednoduché srovnání středních teplot vypočtených oběma metodami. Čísla uvedená u jednotlivých částí odpovídají příslušným uzlům v tepelné síti. Na Obr. 4.2 b) je zachyceno vypočtené teplotní pole v rotoru motoru M1, které přibližně odpovídá podmínkám při jmenovitém zatížení.



Obr. 4.2: Model rotoru motoru M1 vytvořený v programu Ansys.

Ověření funkčnosti tepelné sítě bylo provedeno srovnáním teplot v jednotlivých částech rotoru vypočtených pomocí tepelné sítě a pomocí konečnoprvkového modelu. Výsledky konečnoprvkového modelu jsou brány jako přesné, referenční řešení.

Výpočty byly provedeny provedeny při různých kombinacích okrajových podmínek, které byly voleny tak, aby přibližně odpovídaly reálným hodnotám ve stroji, ale zároveň, aby bylo možné sledovat vypočtené teploty při různých, a to i atypických, podmínkách chlazení nebo různých tepelných ztrátách.

Srovnání výsledných teplot vypočtených pomocí tepelné sítě a pomocí konečnoprvkového modelu je uvedeno v Tab. 4.1. Jedná se o střední teploty příslušných částí rotoru. Je možné vidět, že výsledky dosahují velmi dobrých shod. Uvedené výsledky v jednotlivých sloupcích odpovídají rozdílným okrajovým podmínkám, které byly použity při výpočtech. Rozdíly mezi

¹Poznamenejme, že teoreticky by bylo možné tento výsek dále rozdělit na polovinu.

výsledky získanými s využitím tepelné sítě a s využitím konečnoprvkového modelu se pohybují v řádu desetin stupňů Celsia. Je tedy možné konstatovat, že vytvořená tepelná síť rotoru funguje velmi dobře.

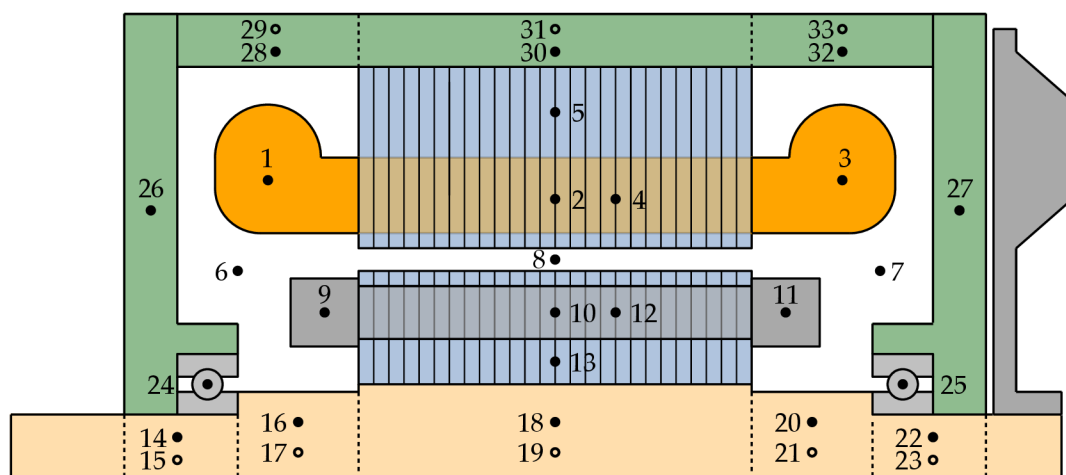
Tab. 4.1: Srovnání rotorových teplot vypočtených pomocí tepelné sítě se simulačními výsledky z programu Ansys. Pozn.: $\vartheta_{sít}$ [°C], ϑ_{Ans} [°C], $\Delta\vartheta = |\vartheta_{sít} - \vartheta_{Ans}|$.

Uzel	Okr. podm. 1			Okr. podm. 2			Okr. podm. 3			Okr. podm. 4		
	$\vartheta_{sít}$	ϑ_{Ans}	$\Delta\vartheta$	$\vartheta_{sít}$	ϑ_{Ans}	$\Delta\vartheta$	$\vartheta_{sít}$	ϑ_{Ans}	$\Delta\vartheta$	$\vartheta_{sít}$	ϑ_{Ans}	$\Delta\vartheta$
1	76,95	76,56	0,39	93,02	92,41	0,61	55,13	54,90	0,23	71,50	71,13	0,37
2	76,85	76,55	0,30	92,72	92,54	0,18	55,04	55,01	0,03	71,39	71,16	0,23
3	76,95	76,55	0,40	93,36	93,43	0,07	55,32	55,44	0,12	71,56	71,32	0,24
4	76,18	75,92	0,26	91,64	91,51	0,13	54,67	54,65	0,02	70,74	70,54	0,20
5	75,89	75,75	0,14	91,42	91,54	0,12	54,59	54,67	0,08	70,54	70,47	0,07
6	57,43	57,60	0,17	71,88	72,45	0,57	45,48	45,71	0,23	56,78	57,00	0,22
8	64,41	64,38	0,03	78,97	79,49	0,52	48,88	49,17	0,29	61,84	61,94	0,10
10	72,94	72,69	0,25	88,97	88,96	0,01	53,68	53,70	0,02	68,46	68,31	0,15
12	65,97	66,11	0,14	85,72	85,68	0,04	53,32	53,17	0,15	64,13	64,17	0,04
14	60,19	60,35	0,16	81,90	81,90	0,00	52,30	52,20	0,10	60,41	60,47	0,06

Obdobné srovnání tepelných sítí s konečnoprvkovými modely bylo provedeno i u ostatních větších celků stroje jako je stator apod., kde bylo opět dosaženo velmi dobrých shod. Není však možné zde všechna tato srovnání uvádět z důvodu jejich rozsáhlého obsahu. V následující části kapitoly je tedy již uvedena výsledná kompletní tepelná síť asynchronního motoru.

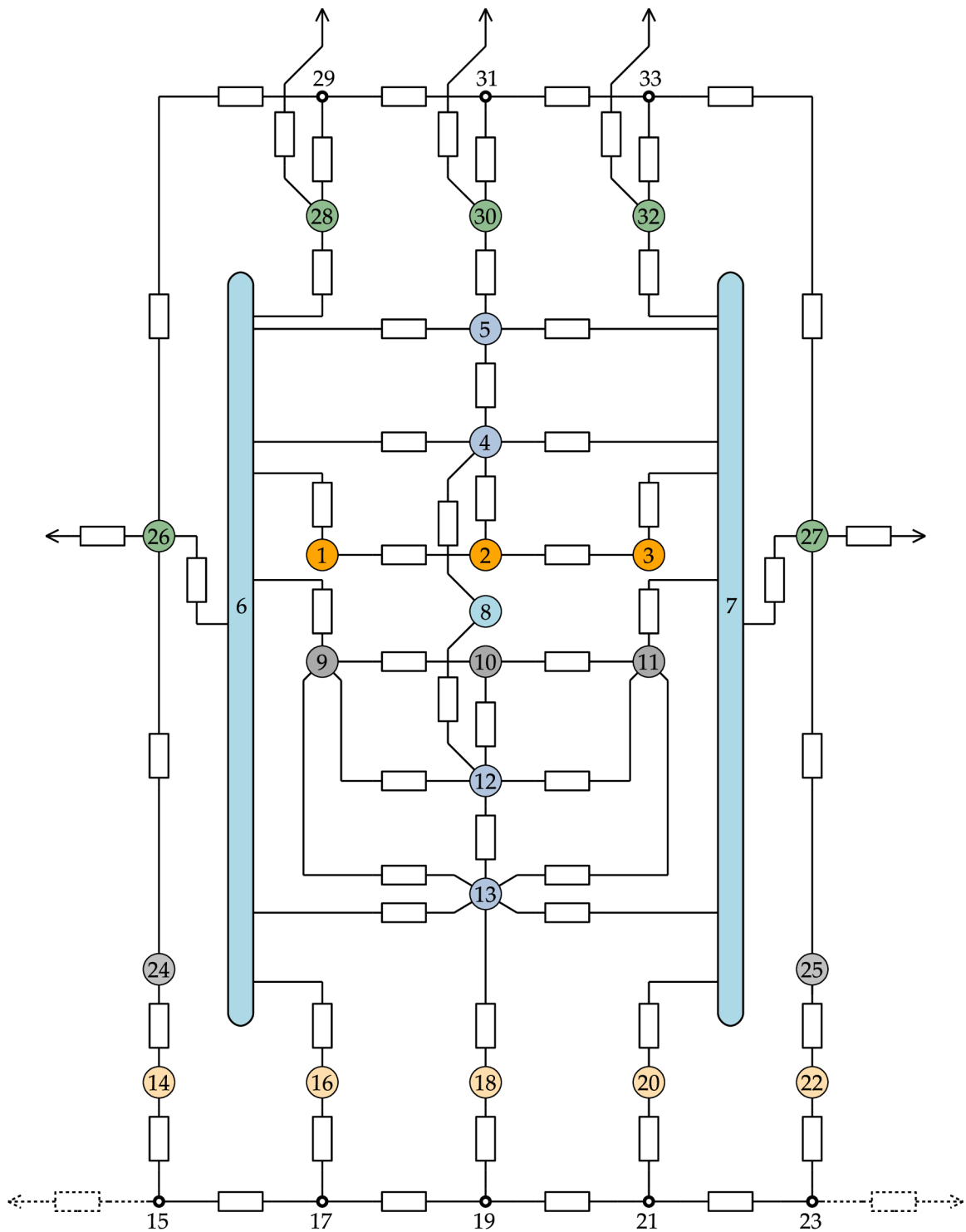
4.2 Kompletní tepelná síť ASM

Výsledná tepelná síť asynchronního motoru, která je v práci použita obsahuje celkem 33 uzlů. Rozmístění jednotlivých uzlů sítě ve stroji je přehledně vyznačeno na Obr. 4.3.



Obr. 4.3: Rozmístění jednotlivých uzlů tepelné sítě ve stroji.

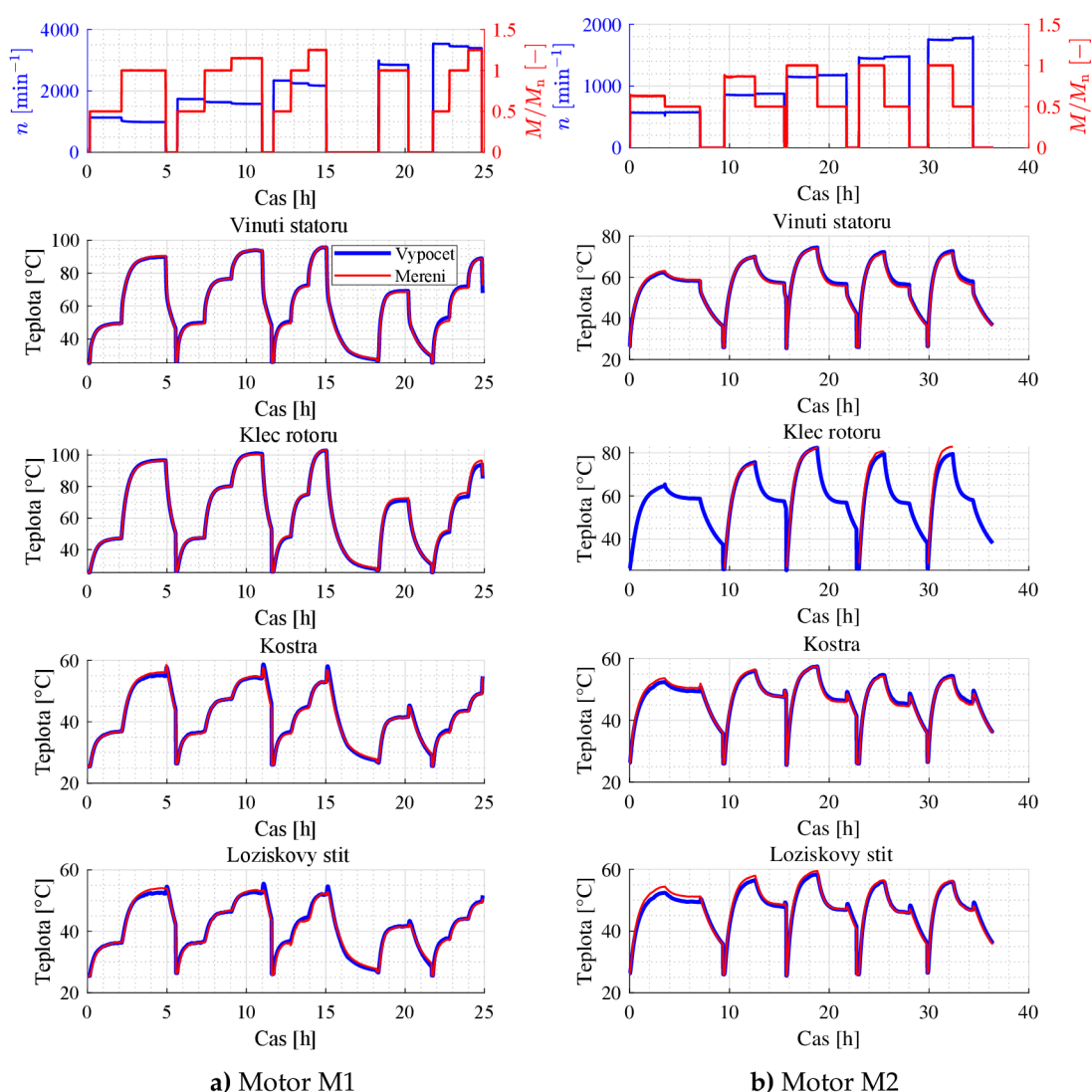
Kompletní tepelnou síť je pak možné vidět na Obr. 4.4.



Obr. 4.4: Vytvořená kompletní tepelná síť ASM.

4.3 Závěrečné zhodnocení funkčnosti vytvořených tepelných modelů jednotlivých strojů

Na Obr. 4.5 je možné vidět srovnání teplot vypočtených pomocí vytvořených tepelných modelů jednotlivých strojů² s teplotami měřenými. Aby bylo možné provádět srovnání měřených a simulovaných teplot z oteplovacích charakteristik, bylo nutné použít tranzientní tepelné modely³. Pro tyto účely tedy byla tepelná síť uvedená na Obr. 4.4 doplněna příslušnými tepelnými kapacitami. Je možné vidět, že vypočtené a měřené průběhy dosahují velmi dobrých shod u všech sledovaných částí strojů a také u všech kombinací otáček a momentů. Je tedy možné konstatovat, že vytvořené tepelné modely obou strojů vykazují velmi dobrou přesnost.



Obr. 4.5: Srovnání teplot vypočtených pomocí tepelného modelu s teplotami měřenými.

²Je nutné dodat, že tepelné modely obou strojů jsou totožné. Liší se pouze hodnoty vstupních parametrů.

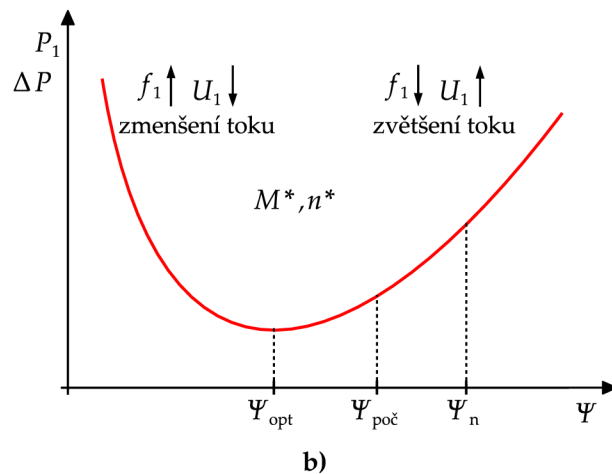
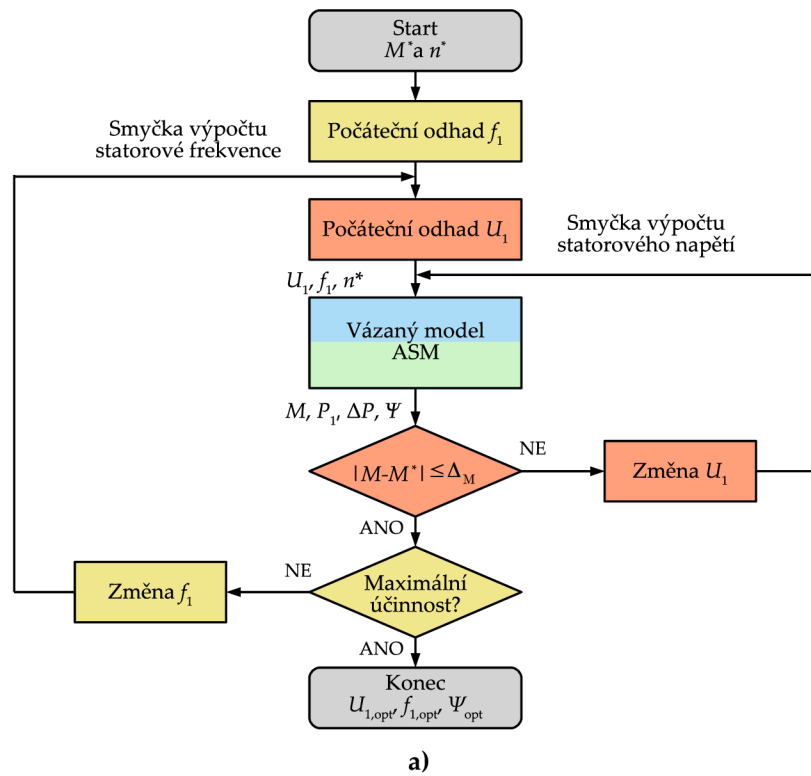
³Ačkoliv bylo nutné pro experimentální identifikaci parametrů vytvořit tranzientní tepelné modely, budou v následující části práce využity pouze modely pro ustálený tepelný stav, ve kterých nebudou uvažovány tepelné kapacity. Hodnoty všech ostatních parametrů modelu zůstávají totožné.

5 | Výpočet optimálního magnetického toku ASM pro minimalizaci ztrát

5.1 Algoritmus výpočtu optimálního magnetického toku ASM pro minimalizaci ztrát

Na Obr. 5.1 a) je uveden algoritmus, který byl v rámci řešení disertační práce navržen pro výpočet optimálního toku ASM za účelem minimalizace jeho ztrát. Pro pochopení funkce algoritmu je nutné vycházet také z Obr. 5.1 b), který zachycuje závislost příkonu, respektive celkových ztrát ASM na spřaženém toku pro jednu zvolenou kombinaci otáček a momentu. Základem algoritmu je takzvaný vázaný model ASM, viz např. [27]. Vázaný model je možné chápat jako velmi přesný model stroje, který zohledňuje vzájemné interakce elektromagnetických a tepelných dějů ve stroji. Tento model využívá zpřesněné náhradní zapojení ASM zohledňující změnu hodnot jeho jednotlivých parametrů, které bylo představeno v kapitole 3. Dále je v modelu zahrnut tepelný model stroje, který zajišťuje znalost teploty statorového vinutí a rotorové klece, díky čemuž je možné určit přesné hodnoty odporu statorového vinutí a odporu rotorové klece v daném pracovním bodě a při daných chladicích podmínkách. Jako hlavní vstupní parametry do vázaného modelu je nutné chápat především statorové napětí U_1 , statorový kmitočet, f_1 a otáčky n , respektive skluz s , viz Obr. 5.1 a). Jako výstupy tohoto modelu je pak možné chápat veškeré veličiny, které je možné určit s využitím náhradního zapojení, neboť rovnice odvozené na základě náhradního zapojení tvoří základní matematický aparát vázaného modelu. Mezi výstupní parametry patří také teploty jednotlivých částí stroje určené na základě tepelného modelu.

Nicméně, vstupy do výsledného algoritmu pro výpočet optimálního toku jsou pouze žádaný moment M^* a žádané otáčky n^* . Z uvedeného algoritmu je zřejmé, že výpočet obsahuje dvě iterační smyčky. Ve vnější smyčce je iterována hodnota statorového kmitočtu, ve vnitřní smyčce je pak iterována hodnota statorového napětí. Hodnoty těchto veličin jsou iterovány tak dlouho, dokud není získána jejich optimální kombinace zajišťující minimalizaci ztrát stroje. Této kombinaci pak odpovídá i hledaná optimální hodnota spřaženého magnetického toku.



Obr. 5.1: Algoritmus výpočtu optimálního magnetického toku ASM za účelem minimalizace ztrát.

5.2 Výsledky provedených výpočtů se zohledněním teplotních vlivů

V této části jsou uvedeny výsledky provedených výpočtů optimálních toků s využitím navrženého algoritmu podle Obr. 5.1 a). Srovnání je provedeno porovnáním výsledné účinnosti stroje při jeho provozu s optimálním tokem Ψ_{opt} a se jmenovitým tokem Ψ_n . Hodnoty jmenovitých toků obou analyzovaných strojů jsou uvedeny v Tab. 5.1.

Tab. 5.1: Hodnoty jmenovitých spřažených magnetických toků analyzovaných motorů.

	Motor M1	Motor M2
Jmenovitá hodnota spřaženého toku	$\Psi_n = 0,968 \text{ V}\cdot\text{s}$	$\Psi_n = 0,993 \text{ V}\cdot\text{s}$

Na Obr. 5.2 jsou uvedeny výsledky výpočtů optimálních toků se zohledněním výpočtu teplot statorového vinutí a rotorové klece, které odpovídají ustáleným tepelným stavům při příslušných zatíženích. Hodnoty ustálených teplot jsou použity především z důvodu, aby bylo následně možné výsledné hodnoty optimálních toků verifikovat laboratorními měřeními v ustálených stavech.

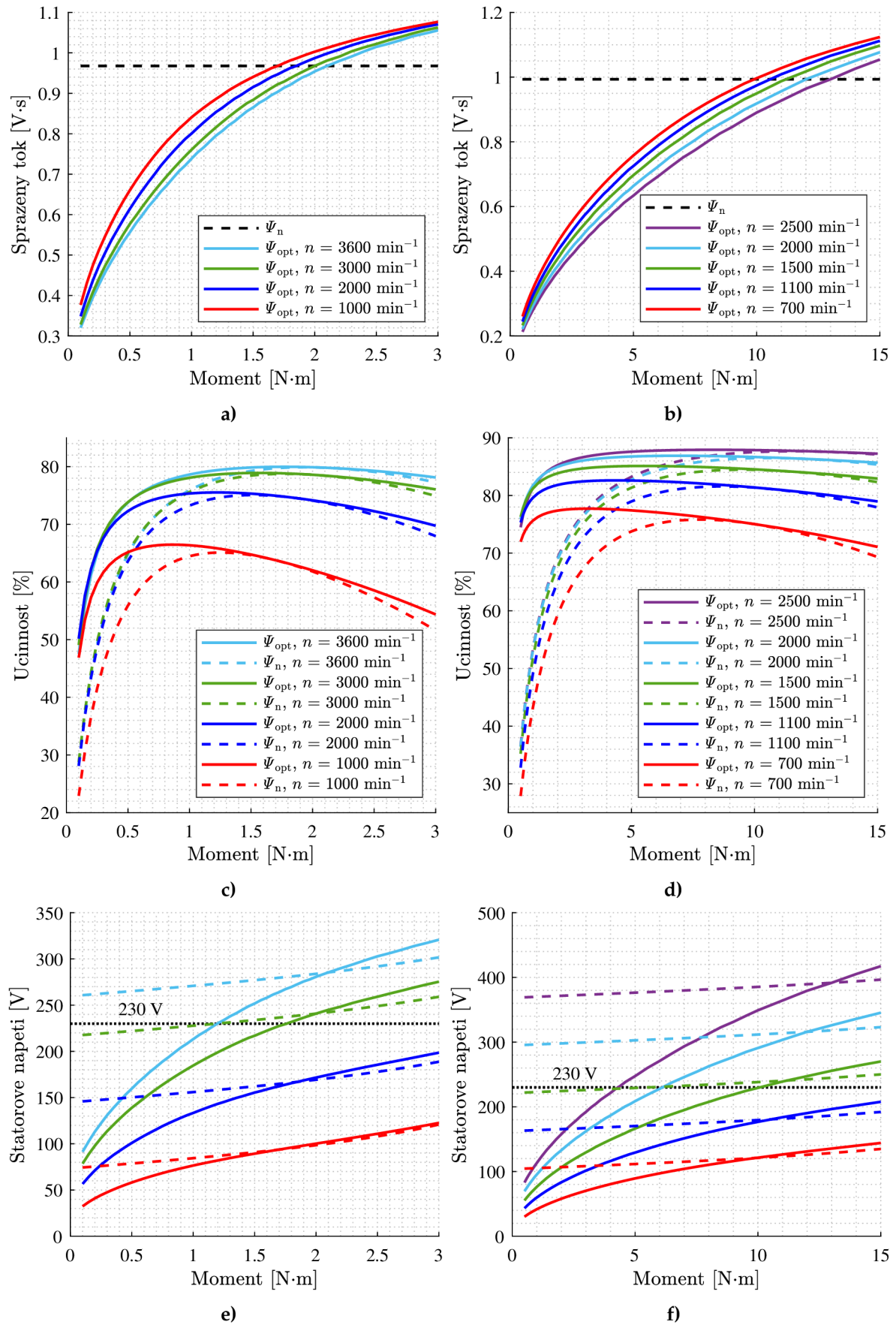
V levém sloupci jsou uvedeny výsledky pro motor M1, pravý sloupec obsahuje výsledky pro motor M2. Pro motor M1 jsou v grafech vynesena data pro otáčky 1000, 2000, 3000 a 3600 min^{-1} . Pro motor M2 jsou vynesena data pro otáčky 700, 1100, 1500, 2000 a 2500 min^{-1} . Zátěžné momenty jsou uvažovány až do jeden a půl násobku jmenovitých hodnot. Nad tato zatížení již byly vypočtené teploty nad přijatelnými mezemi.

V horní části obrázku je uvedeno porovnání optimálních toků se jmenovitým tokem. Grafy uvedené ve střední části obrázku zachycují srovnání účinnosti stroje při provozu se jmenovitým a optimálním tokem. Přerušovanými čarami jsou vyneseny výsledky vztažené ke jmenovitému toku, plnými čarami jsou pak vyneseny výsledky při optimálním toku. Ve spodní části obrázku jsou uvedeny příslušné hodnoty statorového napětí při optimálním a jmenovitém toku. V tomto grafu je vyznačena také hranice fázové hodnoty statorového napětí $U_1 = 230 \text{ V}$, které odpovídá sdružená hodnota napětí 400 V. Jedná se o jmenovité hodnoty statorových napětí obou analyzovaných strojů. Také se jedná o běžnou limitní hodnotu výstupního napětí měniče kmitočtu při použití trojfázové sítě $3 \times 400 \text{ V}$. Je nutné upozornit, že pokud by bylo skutečně nutné tento napěťový limit uvažovat, nebylo by možné některých pracovních bodů dosáhnout s uvedenými vypočtenými hodnotami.

Z provedených výpočtů je zřejmé, že při malých hodnotách momentů je výhodné motor odbudit. Pro velké hodnoty momentů, tím jsou myšleny momenty větší než jmenovité, je naopak výhodné motor přibudit. V grafech je také možné vidět, že při otáčkách a momentech odpovídajících přibližně jmenovitém hodnotám je optimální tok roven toku jmenovitému a není zde žádná žádná úspora energie. Motory jsou totiž záměrně navrženy tak, aby zde měly nejvyšší možnou účinnost. Je však možné vidět, že při zvyšování momentu nad moment jmenovitý je možné opět s využitím optimálního toku dosáhnout úspory energie. Ačkoliv se nejedná o velké procentuální navýšení účinnosti, úspora energie ve (Wattech) je zde výrazná, jelikož se jedná o oblast s většími výkony.

Z porovnání vypočtených účinností při jmenovitém a optimálním toku je patrné, že nárůst účinnosti je významný. K nejvyššímu nárůstu dochází při malých hodnotách zátěžných momentů. U motoru M1 dochází k nejvyššímu nárůstu účinnosti o přibližně 25 %. U tohoto motoru je možné také zaznamenat strmý pokles účinnosti v závislosti na klesající hodnotě zátěžného momentu, což je způsobeno patrně velkými mechanickými ztrátami tohoto stroje.

U motoru M2 je možné sledovat nárůst v účinnosti dokonce vyšší než u motoru M1, v některých případech se jedná o nárůst o více než 40 %.



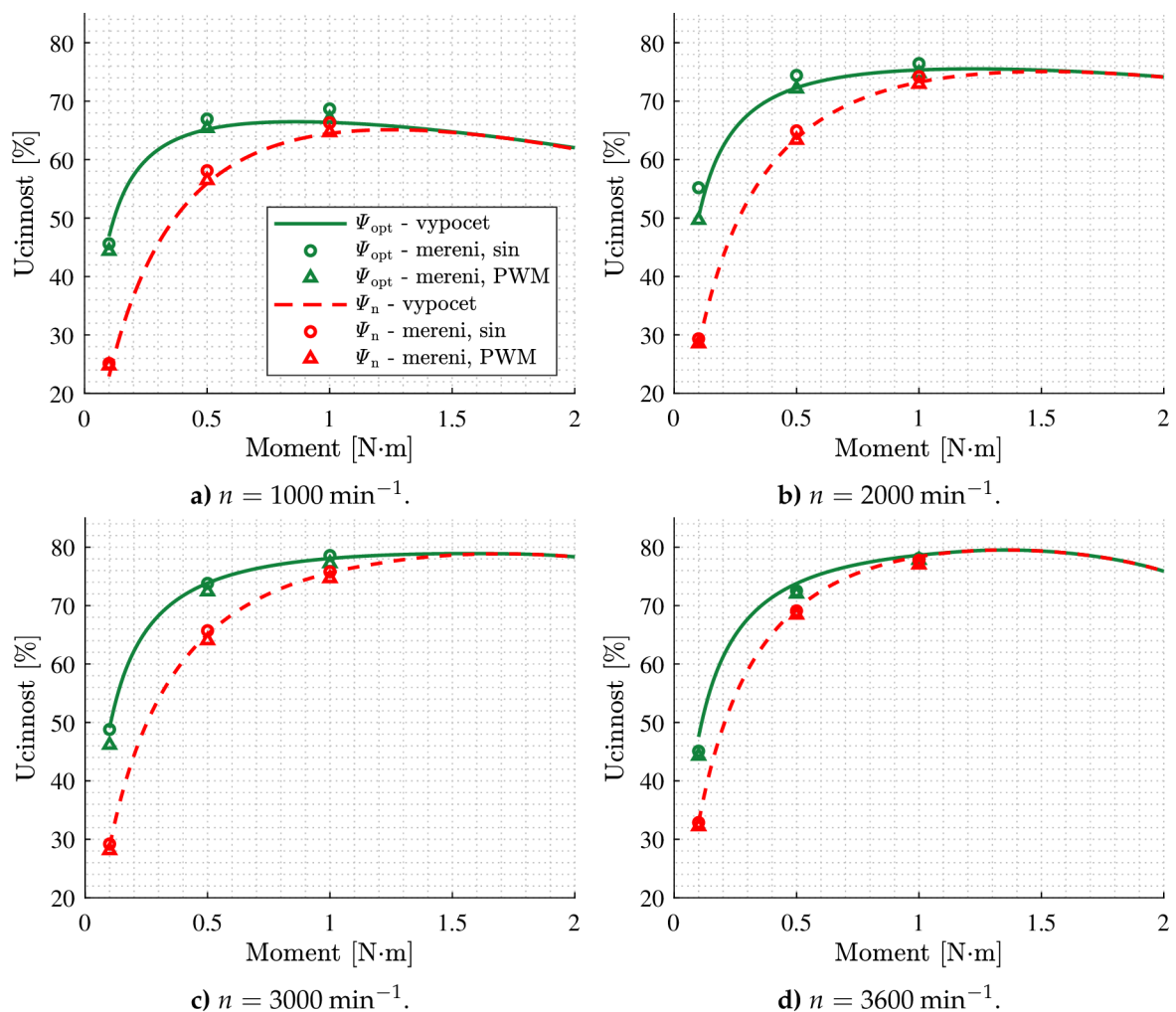
Obr. 5.2: Vypočtené průběhy optimálních toků, účinností stroje a příslušného statorového napájecího napětí při různých hodnotách zatížení a jejich srovnání s hodnotami při jmenovitém toku. Hodnoty pro ustálený tepelný stav při daných zatíženích. Levý sloupec – motor M1, pravý sloupec – motor M2.

5.3 Experimentální ověření výpočtů

V následující části je uveden popis experimentálního ověření provedených výpočtů optimálních toků. Cílem bylo ověřit jak nárůst v účinnosti při optimálním toku v porovnání se jmenovitým tokem, tak to, zda předpokládaná účinnost opravdu souhlasí s účinností měřenou. Laboratorní měření byla provedena při napájení strojů jak zdrojem se sinusovým výstupem, který byl dříve použit také pro veškerou identifikaci parametrů náhradních zapojení, tak s měničem kmitočtu se sinusovou PWM bez výstupního LC-filtru. Při PWM napájení byl použit modulační kmitočet 16 kHz.

5.3.1 Měření na motoru M1

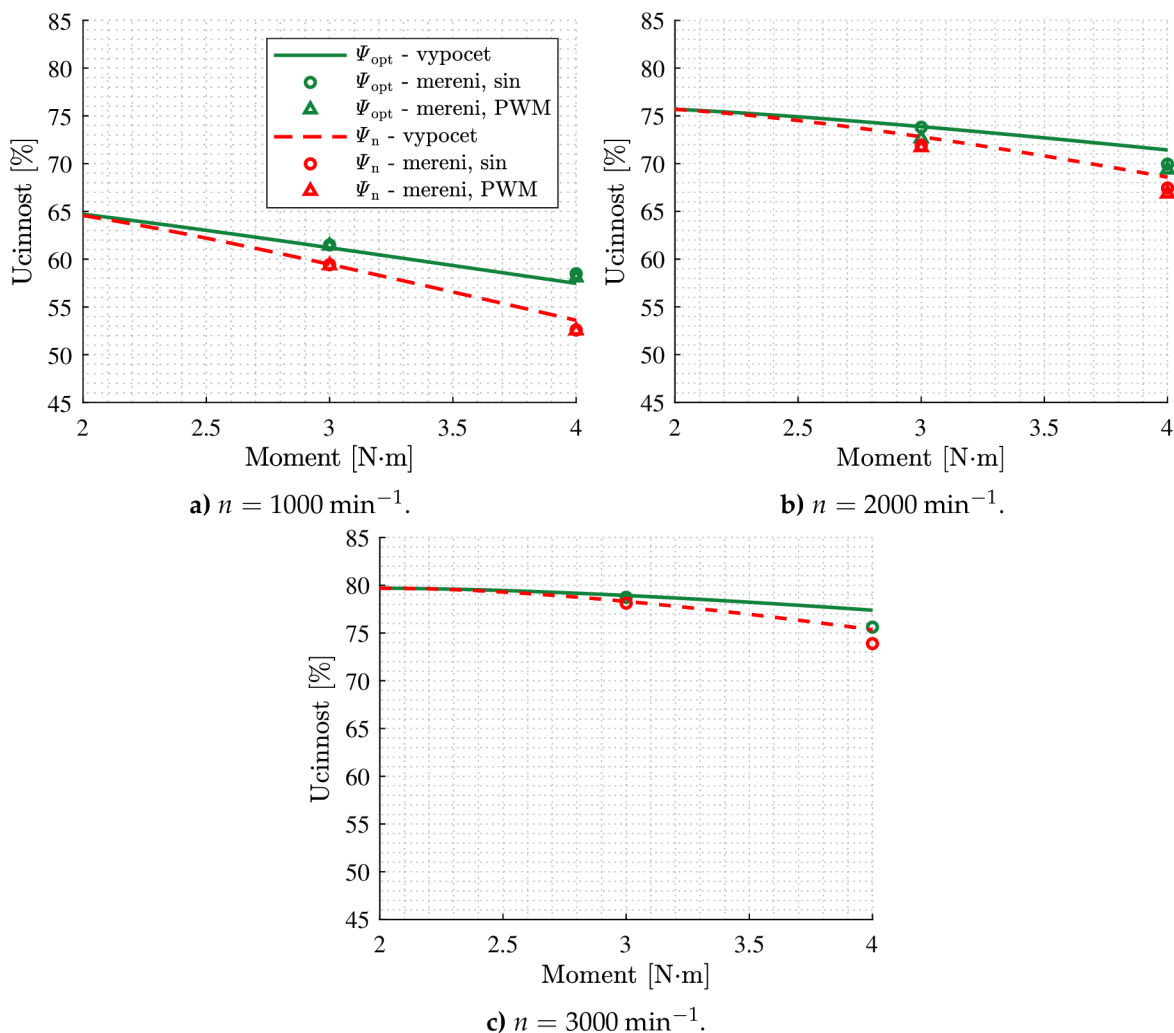
Na Obr. 5.3 je uvedeno výsledné srovnání vypočtených a měřených účinností při různých otáčkách a zátěžných momentech pro motor M1. Jednotlivé křivky v grafech představují výsledky teoretických výpočtů. Jednotlivými body jsou pak vyneseny výsledky laboratorních měření. Kulatým bodům odpovídá napájení laboratorním zdrojem se sinusovým výstupem. Bodům ve tvaru trojúhelníku pak odpovídají měření při napájení z měniče kmitočtu s PWM výstupem.



Obr. 5.3: Srovnání výsledků vypočtených účinností s laboratorními měřeními při optimálním a jmenovitém toku v oblasti malých momentů pro motor M1. Hodnoty pro ustálený tepelný stav.

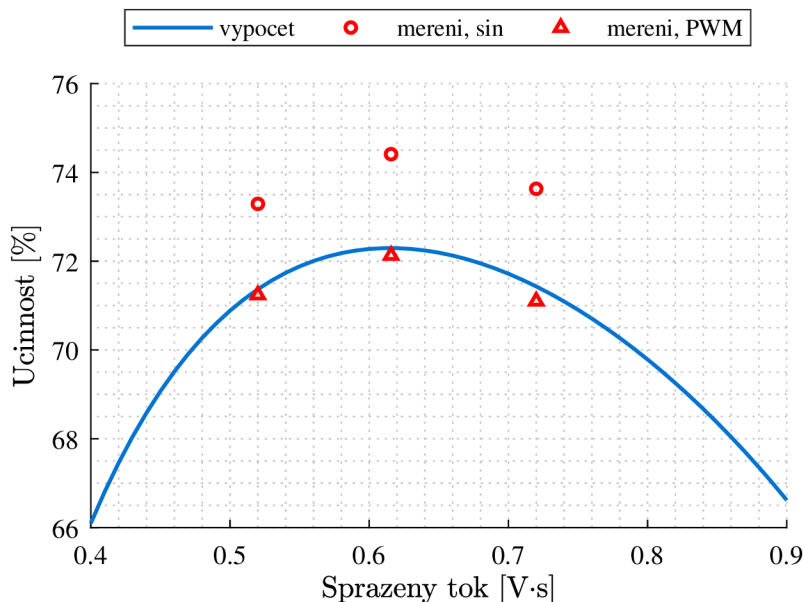
Obr. 5.3 zachycuje měření v oblasti malých momentů (pod jmenovitým momentem). Při měření byly využity vypočtené hodnoty statorových napětí a kmitočtů, které byly nastavovány do laboratorního zdroje/měníče kmitočtu. Motor byl zatěžován vířivou brzdou v momentové vazbě. Je možné vidět, že výsledky teoretických výpočtů a měření dosahují velmi dobrých shod a to jak při sinusovém napájení, tak při PWM napájení.

Na Obr. 5.4 je uvedeno srovnání výsledných teoretických výpočtů s experimentálními měřeními v oblasti velkých momentů (nad jmenovitým momentem) pro motor M1. Měřené hodnoty odpovídají jeden a půl násobku a dvojnásobku jmenovitého momentu daného stroje. Jelikož se jedná o takto velké hodnoty momentu, nebylo měření provedeno v ustálených tepelných stavech, ale při teplotě statorového vinutí odpovídající teplotě přibližně 40 °C. Pro tuto teplotu byly provedeny i teoretické výpočty. Je možné vidět, že jednotlivé měřené body dosahují drobných odchylek od křivek teoretických výpočtů. Jedná se však o poměrně malé rozdíly. Zároveň však platí, že rozdíly mezi výslednými účinnostmi při jmenovitém a optimálním toku zůstávají zachovány.



Obr. 5.4: Srovnání výsledků vypočtených účinností s laboratorními měřeními při optimálním a jmenovitém toku v oblasti velkých momentů pro motor M1. Teplota statorového vinutí i rotorové klece 40 °C.

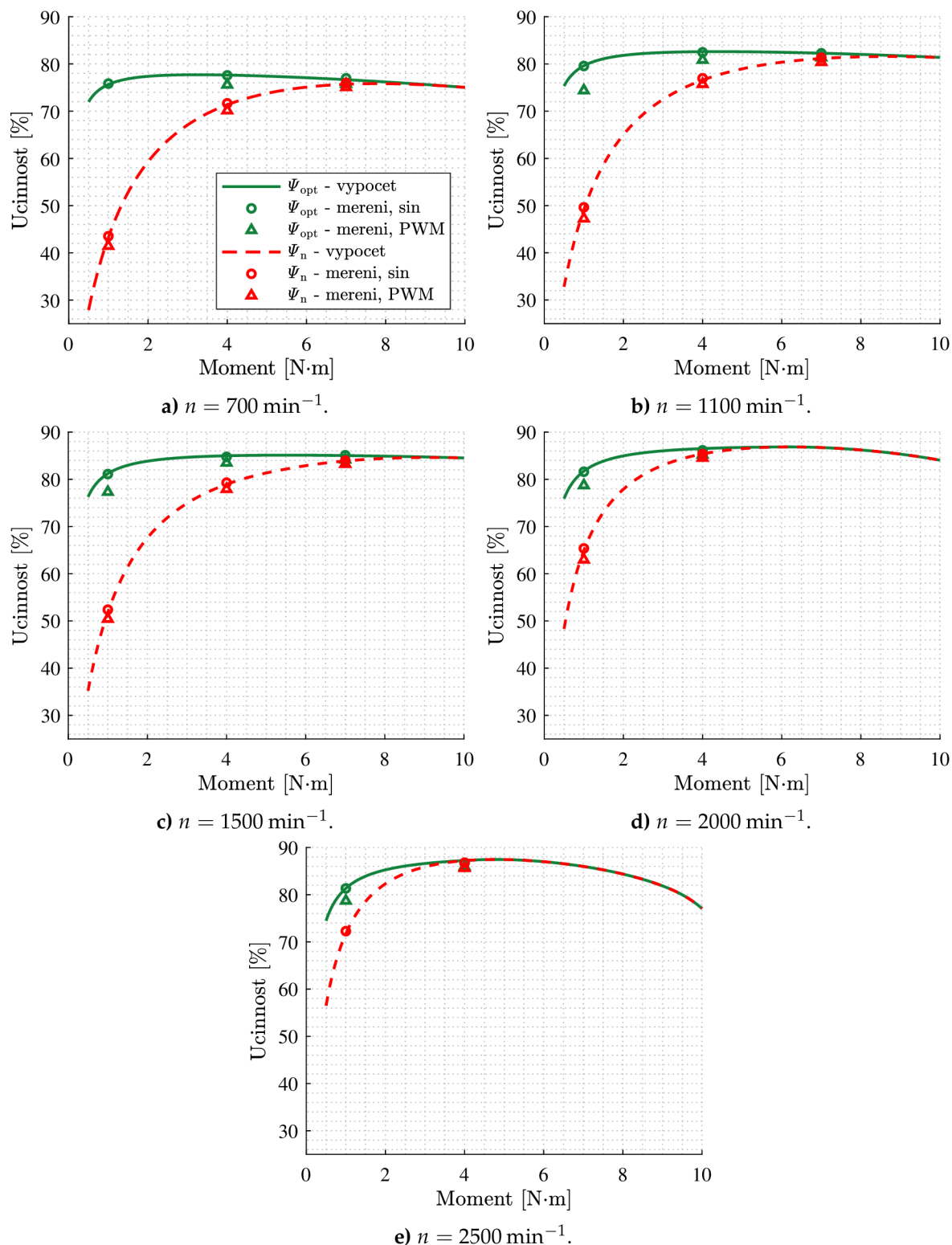
Na motoru M1 bylo provedeno také měření naznačené na Obr. 5.5. Jedná se o ověření závislosti účinnosti na spřaženém toku. Je možné vidět, že jednotlivé měřené body velmi dobře kopírují tvar teoreticky vypočtené závislosti. Měřené maximum účinnosti odpovídá stejnému spřaženému toku jako maximum účinnosti predikované teoretickým výpočtem, což potvrzuje dobrou funkčnost modelu stroje.



Obr. 5.5: Srovnání vypočtené závislosti účinnosti na spřaženém toku s laboratorními měřeními. Motor M1, otáčky $n = 2000 \text{ min}^{-1}$, moment $M = 0,5 \text{ N}\cdot\text{m}$, hodnoty pro ustálený tepelný stav.

5.3.2 Měření na motoru M2

Na motoru M2 byla provedena měření v oblasti malých momentů (pod jmenovitým momentem) v ustálených tepelných stavech. Výsledné srovnání teoretických výpočtů s experimentálními měřeními je uvedeno na Obr. 5.6. Je možné vidět, že výsledky opět dosahují velmi dobrých shod. Vytvořené modely strojů a také samotný algoritmus výpočtu optimálního toku stroje pro minimalizaci ztrát je tedy možné považovat za funkční a zároveň velmi přesné.



Obr. 5.6: Srovnání výsledků vypočtených účinností s laboratorními měřeními při optimálním a jmenovitém toku v oblasti malých momentů pro motor M2. Hodnoty pro ustálený tepelný stav.

Závěr

Tato práce se věnovala výpočtu optimálního statorového spřaženého magnetického toku asynchronního motoru zajišťujícího minimalizaci ztrát ve zvoleném pracovním bodě, tj. pro zvolenou kombinaci otáček a momentu.

Jako základ výsledného modelu stroje bylo zvoleno náhradní zapojení ve tvaru Γ -článku z důvodu jeho možnosti přesné experimentální identifikace jednotlivých parametrů. Experimentální identifikace parametrů tvoří jednu ze stěžejních částí této práce, jelikož je klíčovým krokem k přesnému modelování stroje v širokém rozsahu otáček a momentu. Za tímto účelem je v práci použito zpřesněné náhradní zapojení zohledňující změnu hodnot jeho jednotlivých prvků v závislosti na vybraných veličinách. Jedná se například o závislost magnetizační indukčnosti na velikosti spřaženého magnetického toku, nebo odporu reprezentujícího ztráty v železe na statorovém kmitočtu a spřaženém magnetickém toku. Tyto závislosti vyplývají z fyzikální podstaty.

Namísto klasické zkoušky při zabrzděném rotoru je v práci použita méně rozšířená zkouška při zatížení, pomocí které je identifikována hodnota rotorového odporu a rozptylové indukčnosti. Výhodou této metody je, že jsou parametry identifikovány za chodu stroje a získané identifikované parametry by tedy měly blíže odpovídat skutečným parametrům stroje (tedy v podmínkách, kdy rotorový kmitočet odpovídá jeho jmenovité hodnotě, není tak velký jako při zabrzděném rotoru, kde by již výsledné rotorové parametry mohly být ovlivněny skin efektem). Tato metoda je v práci využita také pro výpočet teploty rotorové klece. Veškeré postupy experimentálního charakteru, včetně identifikace parametrů náhradního zapojení, jsou v práci prezentovány na dvou asynchronních motorech s odlišnými parametry.

Byl vytvořen tepelný model asynchronního motoru za účelem eliminace případných neshod teoretických výpočtů s laboratorními měřeními z důvodu nejistoty skutečných teplot statorového vinutí a rotorové klece. Tyto teploty významně ovlivňují hodnoty odporu statorového vinutí a odporu rotorové klece a mají tedy významný dopad na výsledné parametry stroje. Začlenění teplotního modelu do výpočtů představuje moderní multidisciplinární způsob modelování v oblasti elektrických strojů. Vytvořený tepelný model je založen na použití metody tepelných sítí. Vytvoření tepelného modelu stroje tvoří rovněž významnou a přínosnou část této disertační práce. U výsledného modelu byly laděny některé jeho parametry na základě laboratorních měření oteplovacích charakteristik. Tím bylo možné docílit, že model vykazuje velmi dobrou přesnost a to i v širokém rozsahu otáček a momentu.

V práci je uveden algoritmus pro hledání hodnot optimálních spřažených magnetických toků pro dosažení minimalizace ztrát při libovolně zvolené kombinaci momentu a otáček. Hodnoty nalezených optimálních hodnot byly experimentálně ověřeny. Z výsledků vyplývá, že vytvořené modely obou strojů dosahují velmi dobrých kvalit.

Výsledky disertační práce mohou být v budoucnu využity k dalšímu posunu ve výzkumu. Pomocí vytvořeného algoritmu sloužícího k hledání optimálních hodnot spřažených magnetických toků je možné spočítat mapu optimálních toků (respektive statorových napětí a kmitočtů), v závislosti na momentu a otáčkách, která může být následně implementována do řídicích struktur pohonů s asynchronními motory. Výpočty mohou být provedeny pro různé kombinace teploty statorového vinutí a rotorové klece a v řídicím algoritmu je pak například možné použít tepelný model pro estimaci okamžitých hodnot těchto teplot.

Závěrem je možné konstatovat, že veškeré stanovené cíle disertační práce byly beze zbytku splněny.

Literatura

- [1] Kirschen, D. S.; Novotny, D. W.; Suwanwisoot, W.: Minimizing Induction Motor Losses by Excitation Control in Variable Frequency Drives. *IEEE Transactions on Industry Applications*, ročník IA-20, č. 5, 1984: s. 1244–1250, doi:10.1109/TIA.1984.4504590.
- [2] Odhano, S. A.; Bojoi, R.; Boglietti, A.; aj.: Maximum Efficiency per Torque Direct Flux Vector Control of Induction Motor Drives. *IEEE Transactions on Industry Applications*, ročník 51, č. 6, 2015: s. 4415–4424, ISSN 0093-9994, doi:10.1109/TIA.2015.2448682.
URL <http://ieeexplore.ieee.org/document/7131533/>
- [3] Tazerart, F.; Mokrani, Z.; Rekioua, D.; aj.: Direct torque control implementation with losses minimization of induction motor for electric vehicle applications with high operating life of the battery. *International Journal of Hydrogen Energy*, ročník 40, č. 39, 2015: s. 13827–13838, ISSN 03603199, doi:10.1016/j.ijhydene.2015.04.052.
URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0360319915009404>
- [4] Karlovský, P.; Lettl, J.; Bauer, J.: Optimum Flux Search Control on Induction Motor Drive with Predictive Torque Control. In *2020 21st International Scientific Conference on Electric Power Engineering (EPE)*, 2020, s. 1–5, doi:10.1109/EPE51172.2020.9269212.
- [5] Bazzi, A. M.; Krein, P. T.: Review of Methods for Real-Time Loss Minimization in Induction Machines. *IEEE Transactions on Industry Applications*, ročník 46, č. 6, 2010: s. 2319–2328, ISSN 00939994, doi:10.1109/TIA.2010.2070475.
URL <http://ieeexplore.ieee.org/document/5559417/>
- [6] Kioskeridis, I.; Margaris, N.: Loss minimization in induction motor adjustable-speed drives. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, ročník 43, č. 1, 1996: s. 226–231, doi:10.1109/41.481429.
- [7] Kioskeridis, I.; Margaris, N.: Loss minimization in scalar-controlled induction motor drives with search controllers. *IEEE Transactions on Power Electronics*, ročník 11, č. 2, 1996: s. 213–220, doi:10.1109/63.486168.
- [8] Abrahamsen, F.; Blaabjerg, F.; Pedersen, J.; aj.: On the energy optimized control of standard and high-efficiency induction motors in CT and HVAC applications. *IEEE Transactions on Industry Applications*, ročník 34, č. 4, 1998: s. 822–831, doi:10.1109/28.703985.
- [9] Abrahamsen, F.; Blaabjerg, F.; Pedersen, J.; aj.: Efficiency-optimized control of medium-size induction motor drives. *IEEE Transactions on Industry Applications*, ročník 37, č. 6, 2001: s. 1761–1767, doi:10.1109/28.968189.
- [10] Famouri, P.; Cathey, J.: Loss minimization control of an induction motor drive. *IEEE Transactions on Industry Applications*, ročník 27, č. 1, 1991: s. 32–37, doi:10.1109/28.67529.

- [11] ATAS Elektromotory Náchod a.s. [online]. [cit. 2021-12-28].
URL <http://www.atas.cz/>
- [12] EMP s.r.o. Slavkov u Brna [online]. [cit. 2021-12-28].
URL <http://www.emp-slavkov.cz/>
- [13] Cipín, R.: *Modely asynchronních strojů*. Habilitační práce, Vysoké učení technické v Brně, Brno, 2017.
- [14] Pyrhonen, J.; Jokinen, T.; Hrabovcová, V.: *Design of rotating electrical machines*. John Wiley & Sons, druhé vydání, 2013, ISBN 978-1-118-58157-5.
- [15] List, V.; Hak, J.; kolektiv: *Elektrotechnika II: Elektrické stroje – část 1*. Brno: SNTL, první vydání, 1969.
- [16] Veg, L.: *Vlivy konstrukčního provedení na oteplení vysokorychlostního stroje s permanentními magnety*. Disertační práce, Západočeská univerzita v Plzni, Plzeň, 2021.
- [17] Nair, D. G.: *Inverse Thermal Analysis of Electrical Machines*. Disertační práce, Aalto University, Helsinki, Finland, 2019.
- [18] Marlow, R.: *Advanced thermal management for a switched reluctance machine*. Disertační práce, McMaster University, Hamilton, Canada, 2015.
- [19] Nategh, S.: *Thermal Analysis and Management of High-Performance Electrical Machines*. Disertační práce, KTH School of Electrical Engineering, Stockholm, Sweden, 2013.
- [20] Pechánek, R.: *Ventilační a tepelná analýza trakčního asynchronního motoru*. Disertační práce, Západočeská univerzita v Plzni, Plzeň, 2011.
- [21] Špérová, A.: *Výpočet oteplení elektrických točivých strojů metodou tepelných sítí*. Disertační práce, Vysoké učení technické v Brně, Brno, 2009.
- [22] Micallef, C.: *End winding cooling in electric machines*. Disertační práce, University of Nottingham, Nottingham, 2006.
- [23] Saari, J.: *Thermal Analysis of High-speed Induction Machines*. Disertační práce, Helsinki University of Technology, Helsinki, Finland, 1998.
- [24] Bousbaine, A.: *An Investigation into the Thermal Modelling of Induction Motors*. Disertační práce, University of Sheffield, Sheffield, 1993.
- [25] Boglietti, A.; Cavagnino, A.; Staton, D.; aj.: Evolution and Modern Approaches for Thermal Analysis of Electrical Machines. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, ročník 56, č. 3, 2009: s. 871–882, doi:10.1109/TIE.2008.2011622.
- [26] Hynšt, R.; Nečasová, D.; Pokora, L.; aj.: *Výpočet chlazení asynchronního motoru nakrátko, provedení IP 44, s žebrovanou kostrou, bez vnitř. oběhu vzduchu*. Brno: VÚES, 1969.
- [27] Toman, M.: *Vázané modelování asynchronního motoru metodou fyzikálního modelování*. Diplomová práce, VUT v Brně, Brno, 2015.

Seznam autorových publikací

K tématu disertační práce

- [A1] Toman, M.: Analysis of Equivalent Thermal Conductivity of Winding Using FEM-Based Model. In *Proceedings of the 22nd Conference STUDENT EEICT 2021*, 2021, ISBN 978-80-214-5942-7, s. 544–548.
- [A2] Vorel, P.; Toman, M.; Martiš, J.: Induction Motor Control with Respect to Maximum Efficiency in a Wide Range of Speed and Torque. In *2019 International Conference on Electrical Drives & Power Electronics (EDPE) Proceedings*, IEEE, 2019, ISBN 978-1-7281-0388-4, s. 248–254, DOI: 10.1109/EDPE.2019.8883917.
- [A3] Toman, M.; Vorel, P.; Cipín, R.; aj.: Identification of Induction Motor Parameters Considering Sensitivity Analysis of Measured Quantities. In *2019 International Conference on Electrical Drives & Power Electronics (EDPE) Proceedings*, IEEE, 2019, ISBN 978-1-7281-0388-4, s. 298–302, DOI: 10.1109/EDPE.2019.8883869.
- [A4] Toman, M.; Cipín, R.; Vorel, P.: Výpočet optimálního spřaženého toku pro dosažení maximální účinnosti asynchronního motoru provozovaného v širokém rozsahu otáček a momentu. In *XXXVI. Celostátní konference o elektrických pohonech*, Plzeň, 2019, ISBN 978-80-02-02860-4, s. 1–6.
- [A5] Cipín, R.; Toman, M.; Procházka, P.; aj.: Nonlinear Equivalent Circuit of Induction Machine. In *Proceedings of the 2018 18th International Conference on Mechatronics - Mechatronika (ME)*, IEEE, 2018, ISBN 978-80-214-5543-6, s. 149–153.
- [A6] Mach, M.; Cipín, R.; Toman, M.; aj.: Impact of Number of Rotor Slots on Performance of Three-Phase and Single-Phase Induction Machines. In *Conference Proceedings 2018 IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering and 2018 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Europe (EEEIC / I&CPS Europe)*, IEEE, 2018, ISBN 978-1-5386-5185-8, s. 835–840, DOI: 10.1109/EEEIC.2018.8494514.
- [A7] Toman, M.; Vorel, P.; Cipín, R.; aj.: Algorithm for IM Optimal Flux Determination Respecting Nonlinearities and Thermal Influences. In *Conference Proceedings 2018 IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering and 2018 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Europe (EEEIC / I&CPS Europe)*, IEEE, 2018, ISBN 978-1-5386-5185-8, s. 1046–1050, DOI: 10.1109/EEEIC.2018.8493953.
- [A8] Toman, M.; Vorel, P.; Cipín, R.: Thermal Networks Respecting Asymmetric Cooling of Electrical Machine Parts. In *Proceedings of the 2018 18th International Conference on Mechatronics - Mechatronika (ME)*, IEEE, 2018, ISBN 978-80-214-5543-6, s. 516–521.

- [A9] Toman, M.; Vorel, P.; Cipín, R.; aj.: Identification of Induction Machine Electromagnetic Parameters for a Wide Range of Frequency and Flux Density. In *Mechatronics 2017*, Springer International Publishing, 2017, ISBN 978-3-319-65959-6, s. 289–295, DOI: 10.1007/978-3-319-65960-2_36.
- [A10] Mach, M.; Cipín, R.; Toman, M.; aj.: Impact of Manufacturing Proces on Optimal Shape of Induction Machine Slots. In *Conference Proceedings 2017 IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering and 2017 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Europe (EEEIC / I&CPS Europe)*, IEEE, 2017, ISBN 978-1-5386-3917-7, s. 1107–1111, DOI: 10.1109/EEEIC.2017.7977589.
- [A11] Toman, M.; Vorel, P.; Cipín, R.; aj.: Application of Acceleration Method for Evaluation of Induction Motor Torque-Speed Characteristics. In *Conference Proceedings 2017 IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering and 2017 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Europe (EEEIC / I&CPS Europe)*, IEEE, 2017, ISBN 978-1-5386-3917-7, s. 1085–1088, DOI: 10.1109/EEEIC.2017.7977585.
- [A12] Cipín, R.; Mach, M.; Toman, M.; aj.: Measurement and Evaluation of DC Motor Starting Torque. In *Conference Proceedings 2017 IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering and 2017 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Europe (EEEIC / I&CPS Europe)*, IEEE, 2017, ISBN 978-1-5386-3917-7, s. 481–485, DOI: 10.1109/EEEIC.2017.7977475.
- [A13] Toman, M.: Thermal Model of Induction Machine and its Practical Verification. In *Proceedings of the 22nd Conference STUDENT EEICT 2016*, 2016, ISBN 978-80-214-5350-0, s. 497–501.

Mimo téma disertační práce

- [A14] Bárta, J.; Knebl, L.; Toman, M.; aj.: Design and Analysis of 1.5kW, 1500 rpm Line-Start Permanent Magnet Synchronous Machine. In *2020 19th International Conference on Mechatronics - Mechatronika (ME)*, 2020, s. 1–5, DOI: 10.1109/ME49197.2020.9286655.
- [A15] Toman, M.; Cipín, R.; Vorel, P.: Thermal Model of Small Li-ion Battery Pack with Case Made of Phase Change Material. *ECS Transactions*, ročník 99, č. 1, 2020: s. 365–371, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/09901.0365ecst.
- [A16] Cipín, R.; Toman, M.; Procházka, P.; aj.: Approximation of Battery Transfer Function Using Neural Network. *ECS Transactions*, ročník 99, č. 1, 2020: s. 351–356, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/09901.0351ecst.
- [A17] Toman, M.; Cipín, R.; Vorel, P.: Thermal Model of Li-ion Battery Pack in PCM Case. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 21st*, Brno: Brno University of Technology, 2020, ISBN 978-80-214-5889-5, s. 181–183.
- [A18] Cipín, R.; Toman, M.; Procházka, P.; aj.: Approximation of Alkaline Battery Transfer Function Using Neural Network. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 21st*, Brno: Brno University of Technology, 2020, ISBN 978-80-214-5889-5, s. 140–142.
- [A19] Vorel, P.; Martiš, J.; Toman, M.: Simple BMS Circuit and Charger for a Li-ion Battery Pack 12 V. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 20th*, Brno: Brno University of Technology, 2019, ISBN 978-80-214-5774-4, s. 221–223.

- [A20] Vorel, P.; Martiš, J.; Toman, M.: Spínaný zdroj HCLV 120 kW. In XXXVI. Celostátní konference o elektrických pohonech, Plzeň, 2019, ISBN 978-80-02-02860-4, s. 1–6.
- [A21] Toman, M.; Cipín, R.; Vorel, P.; aj.: Dynamic Thermal Model for Cylindrical Battery Cell Temperature Modeling. *ECS Transactions*, ročník 95, č. 1, 2019: s. 371–377, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/09501.0371ecst.
- [A22] Toman, M.; Cipín, R.; Vorel, P.; aj.: Dynamic Thermal Model of a Cylindrical Battery Cell. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 20th*, Brno: Brno University of Technology, 2019, ISBN 978-80-214-5774-4, s. 218–220.
- [A23] Vorel, P.; Martiš, J.; Toman, M.: Simple BMS Circuit and Charger for a Li-Ion Battery Pack 12 V. *ECS Transactions*, ročník 95, č. 1, 2019: s. 319–325, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/09501.0319ecst.
- [A24] Cipín, R.; Toman, M.; Procházka, P.; aj.: Methods of SOC Estimation of Li-ion Batteries. *ECS Transactions*, ročník 95, č. 1, 2019: s. 365–370, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/09501.0365ecst.
- [A25] Cipín, R.; Toman, M.; Procházka, P.; aj.: Estimation of SOC of Li-ion Batteries. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 20th*, Brno: Brno University of Technology, 2019, ISBN 978-80-214-5774-4, s. 172–174.
- [A26] Cipín, R.; Toman, M.; Procházka, P.; aj.: Identification of Li-ion Battery Model Parameters. In *2019 International Conference on Electrical Drives & Power Electronics (EDPE) Proceedings*, IEEE, 2019, ISBN 978-1-7281-0388-4, s. 225–229, DOI: 10.1109/EDPE.2019.8883926.
- [A27] Vorel, P.; Červinka, D.; Toman, M.; aj.: Durability of a Li-ion Battery Pack. *ECS Transactions*, ročník 87, č. 1, 2018: s. 247–252, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/08701.0247ecst.
- [A28] Vorel, P.; Červinka, D.; Toman, M.; aj.: Durability of a Li-ion Battery Pack. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 19th*, Brno: Brno University of Technology, 2018, ISBN 978-80-214-5651-8, s. 66–68.
- [A29] Toman, M.; Cipín, R.; Vorel, P.: Thermal Network for Battery Cell Temperature Modeling. *ECS Transactions*, ročník 87, č. 1, 2018: s. 285–290, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/08701.0285ecst.
- [A30] Toman, M.; Cipín, R.; Vorel, P.: Thermal Model of Cylindrical Battery Cell. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 19th*, Brno: Brno University of Technology, 2018, ISBN 978-80-214-5651-8, s. 187–189.
- [A31] Cipín, R.; Toman, M.; Procházka, P.; aj.: High-Frequency Model of Battery in Form of Transfer Function. *ECS Transactions*, ročník 87, č. 1, 2018: s. 269–274, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/08701.0269ecst.
- [A32] Cipín, R.; Toman, M.; Procházka, P.; aj.: High-Frequency Model of Alkaline Battery in Form of Transfer Function. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 19th*, Brno: Brno University of Technology, 2018, ISBN 978-80-214-5651-8, s. 153–155.
- [A33] Cipín, R.; Toman, M.; Knobloch, J.: Estimation of Primary Cell Parameters. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 18th*, Brno: Brno University of Technology, 2017, ISBN 978-80-214-5529-0, s. 176–178.
- [A34] Toman, M.; Vorel, P.; Cipín, R.: Thermal Calculation of Li-Ion Battery Pack. *ECS Transactions*, ročník 81, č. 1, 2017: s. 105–110, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/08101.0105ecst.

-
- [A35] Toman, M.; Vorel, P.; Cipín, R.: Thermal Calculation of Li-Ion Battery Pack. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 18th*, Brno: Brno University of Technology, 2017, ISBN 978-80-214-5529-0, s. 173–175.
- [A36] Cipín, R.; Toman, M.; Knobloch, J.: Estimation of Alkaline Battery Parameters. *ECS Transactions*, ročník 81, č. 1, 2017: s. 163–168, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/08101.0163ecst.
- [A37] Toman, M.; Vorel, P.; Cipín, R.; aj.: Li-ion Battery Charging Efficiency. *ECS Transactions*, ročník 74, č. 1, 2016: s. 37–43, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/07401.0037ecst.
- [A38] Vorel, P.; Červinka, D.; Procházka, P.; aj.: High Efficiency Fast-Chargers for Lead-Acid Batteries. *ECS Transactions*, ročník 74, č. 1, 2016: s. 23–30, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/07401.0023ecst.
- [A39] Martiš, J.; Vorel, P.; Cipín, R.; aj.: Compact High-efficiency Li-Ion Fast-charger. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 17th*, Brno: Brno University of Technology, 2016, ISBN 978-80-214-5384-5, s. 10–11.
- [A40] Cipín, R.; Procházka, P.; Toman, M.; aj.: Automatic Li-ion Battery Measuring Stand. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 17th*, Brno: Brno University of Technology, 2016, ISBN 978-80-214-5384-5, s. 19–22.
- [A41] Martiš, J.; Vorel, P.; Cipín, R.; aj.: Compact High-efficiency Li-Ion Fast-charger. *ECS Transactions*, ročník 74, č. 1, 2016: s. 17–22, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/07401.0017ecst.
- [A42] Vorel, P.; Červinka, D.; Procházka, P.; aj.: High Efficiency Fast-Chargers for Lead-Acid Batteries. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 17th*, Brno: Brno University of Technology, 2016, ISBN 978-80-214-5384-5, s. 32–34.
- [A43] Cipín, R.; Procházka, P.; Toman, M.; aj.: Automatic Li-ion Accumulator Measuring Stand. *ECS Transactions*, ročník 74, č. 1, 2016: s. 77–83, ISSN 1938-5862, DOI: 10.1149/07401.0077ecst.
- [A44] Toman, M.; Vorel, P.; Cipín, R.; aj.: Li-ion Battery Charging Efficiency. In *Advanced Batteries, Accumulators and Fuel Cells - ABAF 17th*, Brno: Brno University of Technology, 2016, ISBN 978-80-214-5384-5, s. 28–31.

Curriculum Vitae

Jméno: Marek Toman
Narozen: 1990 v Kyjově
Kontakt: marek.toman@vut.cz, marektoman01@gmail.com

Vzdělání:

2015 – 2022	Doktorské studium, UVEE FEKT VUT v Brně Silnoproudá elektrotechnika a elektroenergetika
2013 – 2015	Magisterské studium, ÚMTMB FSI VUT v Brně Aplikované vědy v inženýrství: Mechatronika
2009 – 2013	Bakalářské studium, ÚMTMB FSI VUT v Brně Aplikované vědy v inženýrství: Mechatronika
2005 – 2009	ISŠ-COP Olomoucká 61, Brno Mechanik elektronik: zaměření na mechatroniku

Pracovní zkušenosti:

2015 – současnost	Technicko-hospodářský pracovník UVEE FEKT VUT v Brně
-------------------	---

Zahraniční pobyty a stáže:

září – listopad 2021	Johannes Kepler Universität Linz, Rakousko Tříměsíční pracovní stáž
----------------------	--

Účast na řešení projektů:

2020 – současnost	FEKT-S-20-6379 – Moderní technologie v elektrických pohonech a přístrojích
2019 – současnost	TK02030119 – Technologie vysokootáčkových systémů pro využití v oblasti termonukleární fúze
2018 – 2019	TJ01000433 – Stroje s vysokou účinností spouštěné ze sítě