



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A BIOMECHANIKY

INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

IDENTIFIKACE PARAMETRŮ VÁZANÉHO MODELU STEJNOSMĚRNÉHO STROJE

PARAMETERS IDENTIFICATION OF DC MACHINE COUPLED MODEL

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Aleš Kraml

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

doc. Ing. Radek Vlach, Ph.D.

BRNO 2023

Zadání diplomové práce

Ústav:	Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky
Student:	Bc. Aleš Kraml
Studijní program:	Mechatronika
Studijní obor:	bez specializace
Vedoucí práce:	doc. Ing. Radek Vlach, Ph.D.
Akademický rok:	2022/23

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Identifikace parametrů vázaného modelu stejnosměrného stroje

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

V současné době se objevují požadavky z praxe v oblasti elektrických strojů na využití virtuálního dvojčete. Elektrický stroj ze své podstaty spojuje několik fyzikálních jevů (elektromagnetismus, mechanika, termomechanika atd.), které se vzájemně ovlivňují. Mezi hlavní požadavky na virtuální dvojče patří co možná největší shoda v chování s reálným objektem a možnost simulace v reálném čase. Tato práce by se měla zabývat identifikací parametrů vázaného modelu stejnosměrného stroje, který je možné považovat za základ pro realizaci virtuálního dvojčete. Jde o inverzní úlohu, kdy úspěšná identifikace je závislá na zvolené struktuře dílčích částí vázaného modelu stejnosměrného stroje a plánu experimentů.

Cíle diplomové práce:

1. Návrh vázaného modelu stejnosměrného motoru zahrnující vzájemné interakce mezi jednotlivými fyzikálními doménami.
2. Návrh a realizace plánu experimentů na jejichž základě je možné povést identifikaci parametrů vázaného modelu.
3. Posouzení možností identifikace parametrů vázaného modelu pro různé struktury a analýza dosažených výsledků.
4. Vytvoření obecně aplikovatelného algoritmu identifikace parametrů vázaného modelu stejnosměrného stroje a posouzení možností využití pro návrh virtuálního dvojčete.

Seznam doporučené literatury:

WEI, T.: Mechanical Design of Electric Motors. 1st Edition. CRC Press :Boca Raton, 2014.

KOPYLOV, Igor Petrovič. Stavba elektrických strojů. Přeložil Petr VOŽENÍLEK. Praha: SNTL - Nakladatelství technické literatury, 1988.

YUNUS, A.; TURNER, H.; CIMBALA, J.M.: Fundamental of Thermal-fluid Sciences. 3rd edition. McGraff Hill: Anstralia & New Zeland, 2008.

VLACH, R.: Tepelné procesy v mechatronických soustavách. Skripta. VUT Brno, 2009.

NOSKIEVIČ, P. Modelování a identifikace systémů. 1. vyd. Ostrava : MONTANEX, a. s., 1999. 276 s

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2022/23

V Brně, dne

L. S.

prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jiří Hlinka, Ph.D.
děkan fakulty

Abstrakt

Tato práce se zabývá návrhem a realizací experimentů vedoucích k identifikaci parametrů stejnosměrného stroje, tvorbou jeho modelu s provázaností elektrické, mechanické a tepelné stránky. V první části jsou popsány způsoby modelování tepelného odporu mezi tělesem a okolím a je provedeno jejich srovnání. Dále jsou zde uvedeny různé způsoby identifikace koeficientu tlumení a měření momentu setrvačnosti. V druhé části práce je popsána příprava a průběh experimentální identifikace elektrického odporu, indukčnosti vinutí, tepelných kapacit rotoru a pláště, parametru $c\phi$ a měření mechanických ztrát. V další části práce je popsána tvorba modelu identifikovaného motoru v programu Simulink. Dále se práce zabývá vytvořením algoritmu pro identifikaci parametrů existujícího stroje a možnostmi použití vázaného modelu a identifikace parametrů při vývoji nového stroje a posouzením využití algoritmu identifikace jako základu pro tvorbu virtuálního dvojčete.

Summary

This thesis deals with design and implementation of experiments leading to identification of parameters of a DC machine, creation of its model with coupled electrical, mechanical and thermal part. The first part describes various methods of modeling thermal resistance between body and ambient and the methods are compared. Furthermore, methods of identifying coefficient of damping and identification of moment of inertia are described. Second part of the thesis describes preparation and identification of resistance of the winding, inductance, heat capacities of rotor and housing and parameter $c\phi$ and measurement of damping coefficients. In the next part, the creation of a Simulink model of the DC machine is described. Furthermore, this thesis describes the algorithm for identification of parameters of an existing machine and the possibilities of using the model and identification in the development of a new machine. The next part assesses using the algorithm of identification and model as a basis for the creation of a virtual twin.

Klíčová slova

Identifikace parametrů, vázané modelování, tepelný model, stejnosměrný stroj, tepelná síť

Keywords

Parameters identification, coupled modeling, thermal model, DC machine, thermal network

Bibliografická Citace

KRAML, A. *Identifikace parametrů vázaného modelu stejnosměrného stroje*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2023. 67 s., Vedoucí diplomové práce: doc. Ing. Radek Vlach, Ph.D.

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma „Identifikace parametrů vázaného modelu stejnosměrného stroje“ vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který tvoří přílohu této práce.

Aleš Kraml

Brno

.

Děkuji vedoucímu práce doc. Ing. Radku Vlachovi, Ph.D. za cenné rady a připomínky během zpracování této diplomové práce. Také děkuji všem, kteří mě během studia podporovali.

Aleš Kraml

Obsah

1	Úvod	9
2	Rešerše	10
2.1	Rovnice DC motoru	10
2.2	Výpočet proměnlivého tepelného odporu	10
2.2.1	Přestup tepla konvekcí s tvarovým součinitelem	11
2.2.2	Přestup tepla se spojenou konvekcí a sáláním	11
2.2.3	Výpočet přestupu tepla pomocí podobnostních čísel	11
2.2.4	Srovnání způsobů výpočtu přestupu tepla	12
2.3	Identifikace koeficientu tlumení	15
2.3.1	Vyjádření z běhu naprázdno a při zatížení	15
2.3.2	Měření ztrát dobehovou metodou	15
2.4	Měření momentu setrvačnosti	16
3	Identifikace parametrů	17
3.1	Zapojení cívek	18
3.2	Elektrický odpor	19
3.3	Indukčnost vinutí	20
3.4	Tepelná kapacita rotoru	21
3.5	Moment setrvačnosti rotoru	29
3.6	Mechanické ztráty	30
3.7	Typová zkouška	35
3.7.1	Měření s 36 V	37
3.7.2	Měření s 24 V	39
3.8	Konstanta motoru $c\phi$	40
4	Vytvoření modelu MY1035	41
4.1	Teplotní závislost odporu	41
4.2	Teplotní závislost $c\phi$	41
4.3	Výpočet tepelných parametrů	43
4.3.1	Tepelný odpor R_{w-h}	43
4.3.2	Radiační složka tepelného odporu R_{h-a}	43
4.3.3	Konvekční složka tepelného odporu R_{h-a}	44
4.4	Model motoru	45
5	Identifikace parametrů pro různé struktury	50

6 Vytvoření algoritmu	
identifikace parametrů	55
6.1 Identifikace parametrů existujícího motoru	55
6.2 Identifikace parametrů vyvíjeného motoru	56
6.3 Posouzení možnosti využití pro návrh virtuálního dvojčete	57
7 Závěr	58
Seznam obrázků	62
Seznam tabulek	64
Bibliografie	65
Seznam příloh	67

1 Úvod

Modelování dynamických dějů, především děje oteplení vinutí a pláště elektrických strojů je důležitou disciplínou z důvodu stále širšího nasazení elektrických strojů. Stejnosemý motor, stejně jako jiné stroje, v sobě zahrnuje elektrickou, mechanickou a tepelnou složku a vzájemnou provázanost mezi nimi. Výrobci v katalogových listech běžně uvádí parametry, jako jsou elektrický odpor a indukčnost vinutí, moment setrvačnosti rotoru, konstanta motoru $c\phi$, otáčky a odebíraný proud naprázdno a při zatížení nominálním momentem, maximální dovolenou teplotu vinutí a rozsah momentové zatížitelnosti při dané teplotě okolí.

Mezi důležité parametry při modelování dynamických dějů oteplování však patří i tepelné kapacity rotoru a pláště, tepelný odpor mezi nimi a tepelný odpor z pláště do okolí, případně kapacity dalších uzlů v případě použití víceuzlové sítě. Hodnoty tepelných kapacit často nejsou uváděny, tepelné odpory mezi komponenty jsou uváděny jako konstantní, což platí pouze v ustáleném stavu. Cílem této práce je vytvoření algoritmu pro identifikaci parametrů vázaného modelu a realizace experimentů s cílem zjistit odpor vinutí, indukčnost vinutí, tepelné kapacity a koeficienty tlumení, následné vytvoření vázaného modelu stejnosměrného stroje, posouzení výsledků a posouzení možnosti využití vytvořeného modelu a algoritmu jako základu k tvorbě virtuálního dvojčete.

2 Rešerše

2.1 Rovnice DC motoru

Dynamika stejnosměrného motoru je popsána čtyřmi diferenciálními rovnicemi prvního řádu, které jsou popsány v [1]. Napěťová rovnice je dána vztahem:

$$U_a = L_a \cdot \frac{dI_a}{dt} \cdot R_a \cdot (1 + \beta \cdot (T_w - T_a)) \cdot I_a + c\phi \cdot \omega, \quad (2.1)$$

kde U_a je napájecí napětí, L_a indukčnost vinutí, R_a odpor vinutí, T_w je teplota vinutí, T_a teplota okolí, $c\phi$ konstanta motoru a β je součinitel změny odporu vinutí v závislosti na teplotě, který je pro měď roven $\beta_{Cu} = 0,00392$ [2]. Mechanická rovnice stejnosměrného motoru má tvar:

$$J_m \cdot \frac{d\omega}{dt} = c\phi \cdot I_a - M_{zátěžný} - b \cdot \omega, \quad (2.2)$$

kde J_m je moment setrvačnosti rotoru a b je koeficient tlumení, který popisuje ventilační ztráty, ztráty třením v komutátoru a třením v ložiscích. Tepelná rovnice vinutí má tvar:

$$C_w \cdot \frac{dT_w}{dt} = R_a \cdot (1 + \beta \cdot (T_w - T_a)) \cdot I_a^2 - \frac{1}{R_{w-h}} \cdot (T_w - T_h), \quad (2.3)$$

kde C_w je tepelná kapacita vinutí, T_w teplota vinutí, T_h teplota pláště a R_{w-h} je tepelný odpor mezi vinutím a pláštěm. Tepelná rovnice pláště je dána vztahem:

$$C_h \cdot \frac{dT_h}{dt} = \frac{1}{R_{w-h}} \cdot (T_w - T_h) - \frac{1}{R_{h-a}} \cdot (T_h - T_a), \quad (2.4)$$

kde C_h je tepelná kapacita pláště, T_h teplota pláště a R_{h-a} je tepelný odpor mezi pláštěm a okolím.

2.2 Výpočet proměnlivého tepelného odporu

Tepelné odpory jsou výrobci uváděny jako konstantní, což platí pouze v ustáleném stavu. Pro modelování přechodového děje oteplování pláště podle vztahu 2.4 je nutné popsat změnu tepelného odporu v závislosti na aktuální teplotě pláště a teplotě okolí. Pokud má těleso stejnou teplotu, jako je teplota okolí, je tepelný odpor roven nekonečnu. Modelování tepelného odporu mezi vinutím a pláštěm R_{w-h} je problematické, kvůli složitosti proudění vzduchu uvnitř motoru. Tento tepelný odpor lze stanovit z měření rozdílu teploty rotoru a teploty pláště a ze ztrátového výkonu. V této práci je motor uvažován jako chlazený

přirozenou konvekcí. Tepelný odpor mezi tělesem a okolím je obecně dán vztahem [3]:

$$R = \frac{1}{(\alpha_R + \alpha_K) \cdot S_t}, \quad (2.5)$$

kde S_t je plocha tělesa, α_R je součinitel přestupu tepla zářením a α_K součinitel přestupu tepla konvekcí. Součinitel přestupu tepla zářením je dán vztahem 2.6 [3]:

$$\alpha_R = \epsilon \cdot \sigma \cdot ((T_w + 273,15)^2 + (T_a + 273,15)^2) \cdot ((T_w + 273,15) + (T_a + 273,15)), \quad (2.6)$$

kde σ je Stefan-Boltzmannova konstanta, rovna $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$ [3] a ϵ je emisivita povrchu, která nabývá hodnot v rozmezí $0 \leq \epsilon \leq 1$.

Přestup tepla konvekcí je možné modelovat více způsoby, které se liší komplexností vztahu a náročností výpočtu. Jednotlivé způsoby a jejich srovnání jsou uvedeny v podkapitloách níže:

2.2.1 Přestup tepla konvekcí s tvarovým součinitelem

Prvním způsobem výpočtu přestupu tepla konvekcí, je užití vztahu, popsaného v [4]:

$$\alpha_C = C_k \cdot \sqrt[4]{(T_w - T_a)}, \quad (2.7)$$

kde C_k je tvarový součinitel, který je pro horizontálně ložený válec s průměrem $D \leq 0,55$ m, roven:

$$C_k = \frac{(1,2 \div 1,3)}{\sqrt[4]{D}} \quad (2.8)$$

2.2.2 Přestup tepla se spojenou konvekcí a sáláním

Dalším způsobem popisu součinitele přestupu tepla, je užití výpočtu popsaného v [4]:

$$\alpha = \alpha_C \cdot (1 + 8,4 \cdot m), \quad (2.9)$$

kde m je součinitel spojující přenos tepla sáláním a konvekcí a je roven:

$$m = \frac{S_s}{S_k} \cdot \frac{5,78 \cdot \epsilon}{C_k} \cdot 10^{-8} \cdot (\Theta_0)^{2,75}, \quad (2.10)$$

kde S_s je sálací plocha stroje, S_k je konvekční plocha a Θ_0 je absolutní teplota okolí.

2.2.3 Výpočet přestupu tepla pomocí podobnostních čísel

Dalším způsobem výpočtu přestupu tepla je výpočet užitím podobnostních čísel. Prvním podobnostním číslem je Prandtlovo číslo, které „*charakterizuje fyzikální vlastnosti tekutiny při konvektivním a difúzním přenosu tepla*“ [5]. Pro vzduch je možné hodnotu Prandtlova čísla v uvažovaném rozmezí $0 - 100^\circ\text{C}$ považovat za rovnu $Pr = 0,71$. Dalším vypočítávaným podobnostním číslem je Rayleighovo číslo Ra , charakterizující „*přenos tepla vlnou*“

konvekci podél teplosměnného povrchu“ [5], dáno vztahem [3]:

$$Ra = \frac{g \cdot \beta \cdot (T_w - T_a) \cdot L_c^3}{\nu^2} \cdot Pr, \quad (2.11)$$

kde g je tíhové zrychlení, L_c je charakteristický rozměr, ν je kinematičká viskozita a β je objemová roztažnost, daná vztahem [6]:

$$\beta = \frac{1}{273,15 + \frac{T_1 + T_2}{2}} \quad (2.12)$$

Dalším vypočítávaným podobnostním číslem je Nusseltovo číslo, které „vyjadřuje poměr celkového přenosu tepla v systému k přenosu tepla vedením“ [5]. Nusseltovo číslo je pro horizontálně ložený válec rovno [7]:

$$Nu_{h. \text{ válec}} = \left\{ 0,6 + \frac{0,387 \cdot Ra^{1/6}}{[1 + (0,559/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2, \quad (2.13)$$

Nusseltovo číslo je také rovno [5]:

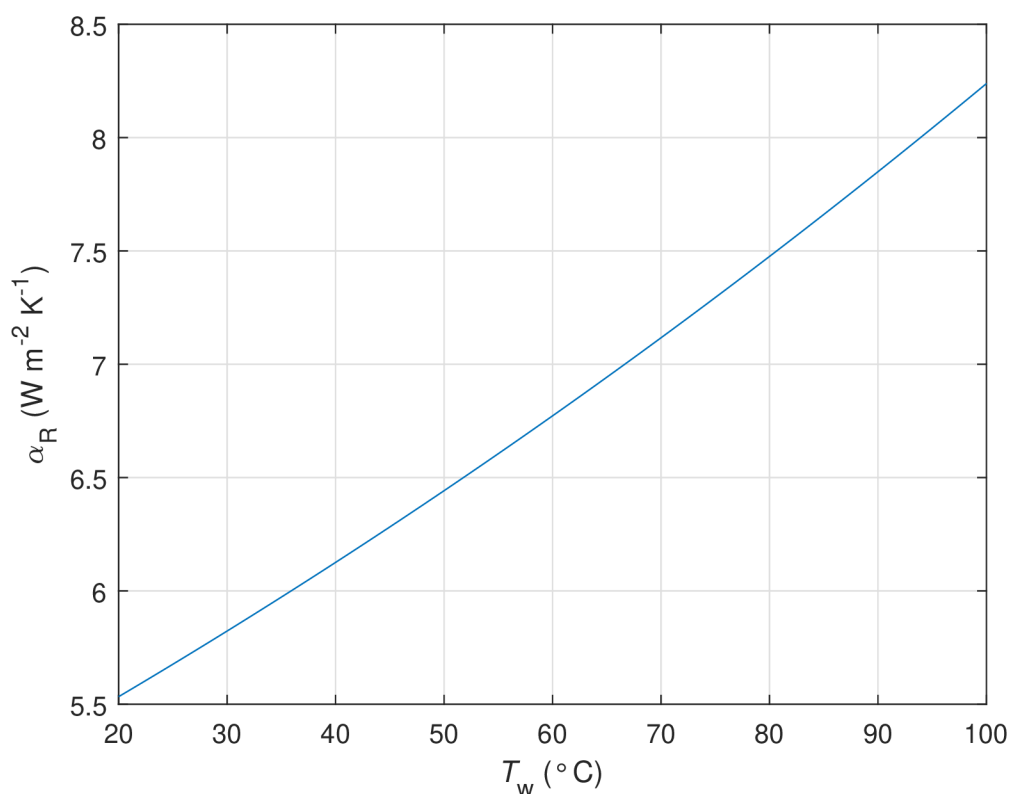
$$Nu = \frac{\alpha_K \cdot L_c}{\lambda}, \quad (2.14)$$

kde L_c je charakteristický rozměr, λ je tepelná vodivost vzduchu a α_K je součinitel přestupu tepla konvekci. Ten lze vyjádřit z výše uvedeného vztahu:

$$\alpha_K = \frac{Nu \cdot \lambda}{L_c} \quad (2.15)$$

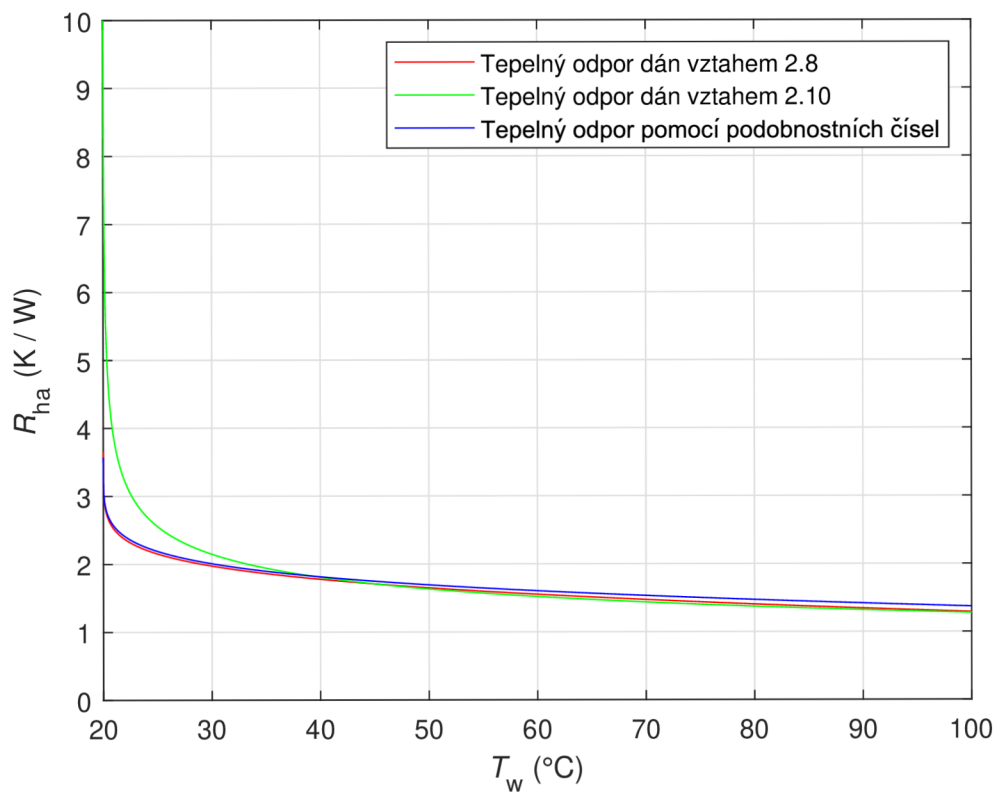
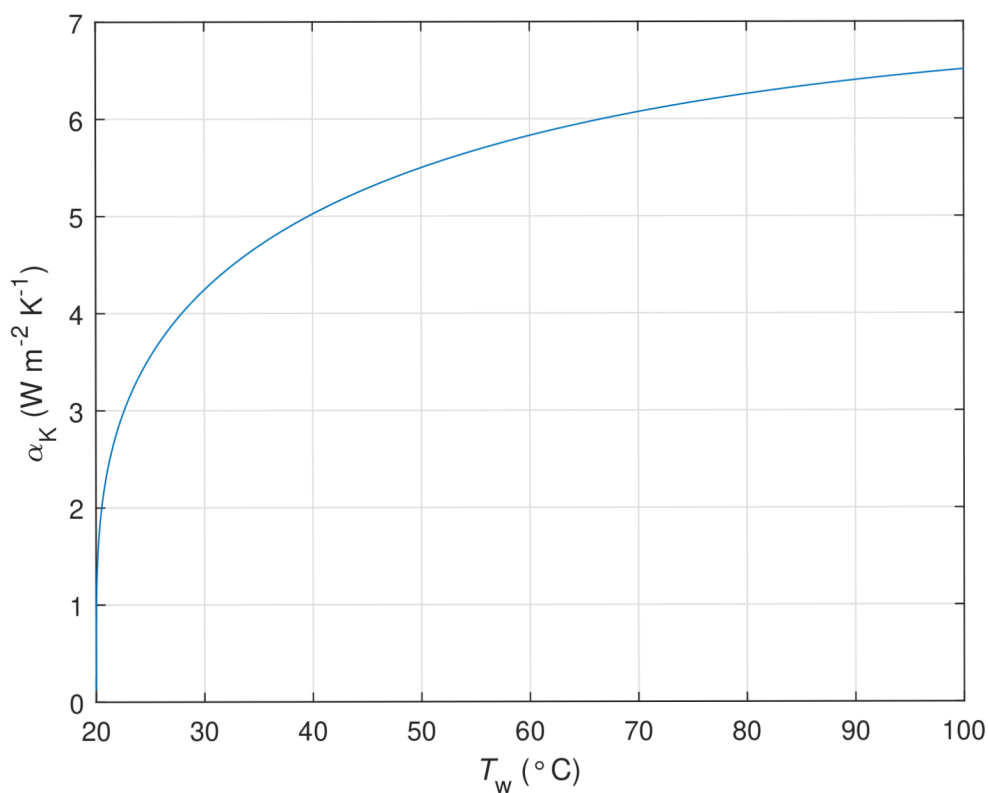
2.2.4 Srovnání způsobů výpočtu přestupu tepla

Pro srovnání výše uvedených způsobů výpočtu byl vytvořen skript, ve kterém je vypočítáván tepelný odpor v závislosti na teplotě tělesa při konstantní teplotě okolí. Součinitel α_R je dán ve všech případech vztahem 2.6, součinitel α_K je popsán vztahy v podkapitolách uvedených výše. Výsledný tepelný odpor byl modelován na horizontálním válci o průměru $D = 75$ mm, délce $L = 210$ mm s černým povrchem s emisivitou $\epsilon = 0,95$. Byly vypočteny hodnoty tepelného odporu modelového tělesa v závislosti na jeho teplotě T_w v rozsahu $20 \div 100$ °C při okolní teplotě $T_a = 20$ °C. Na Obrázku 2.1 je uvedena závislost koeficientu přestupu tepla zářením v uvažovaném rozsahu teploty tělesa:



Obrázek 2.1: Součinitel přestupu tepla zářením v závislosti na teplotě povrchu modelovaného tělesa.

Výsledný tepelný odpor je pro výše uvedené způsoby výpočtu dán vztahem 2.5. Na Obrázku 2.2 je uvedeno srovnání jednotlivých způsobů výpočtu tepelného odporu. Při teplotě tělesa shodné s teplotou okolí je $R_{h-a} = \infty$, pro lepší přehlednost grafu je osa y zobrazena s nastaveným limitem. Z průběhů je patrné, že pro běžné výpočty je vhodné používat výpočet tepelného odporu vztahem 2.7, který ve zobrazeném rozsahu odpovídá hodnotám vypočteným náročnějším výpočtem pomocí podobnostních čísel. V této práci je dále používán výpočet tepelného odporu pomocí podobnostních čísel. Hodnoty, kterých součinitel přestupu tepla kovekcí α_K v uvažovaném rozsahu teplot nabývá, jsou zobrazeny na Obrázku 2.3.

Obrázek 2.2: Srovnání výpočtů tepelného odporu při $T_a = 20^\circ\text{C}$ 

Obrázek 2.3: Součinitel přestupu tepla konvekcí v závislosti na teplotě povrchu modelovaného tělesa

2.3 Identifikace koeficientu tlumení

Důležitým parametrem při tvorbě modelu je koeficient tlumení b . Jedná se o tlumení vzniklé třením v ložiscích stroje, třením mezi komutátorem a kartáči a třením o vzduch. Pokud parametr koeficientu tlumení není uveden v katalogovém listu motoru, je možné jej zjistit některým z níže popsanych způsobů:

2.3.1 Vyjádření z běhu naprázdno a při zatížení

Jednou z metod stanovení koeficientu tlumení b je vyjádření z mechanické rovnice 2.2. Při uvažování stavu naprázdno lze koeficient b vyjádřit jako:

$$b_{\text{nl}} = \frac{c\phi \cdot I_{\text{no load}}}{\omega_{\text{no load}}}, \quad (2.16)$$

kde b_{nl} je koeficient tlumení ve stavu naprázdno, $I_{\text{no load}}$ a $\omega_{\text{no load}}$ jsou proud a otáčky naprázdno. Obdobně je možné vyjádřit z mechanické rovnice pro zatížení nominálním momentem. Rovnice má pak tvar:

$$b_{\text{n}} = \frac{c\phi \cdot I_{\text{n}} - M_{\text{n}}}{\omega_{\text{n}}}, \quad (2.17)$$

kde veličiny uvedené s indexem n značí nominální hodnoty. Takto je možné získat hodnoty koeficientu tlumení a výslednou hodnotu například položit rovnu jejich průměru.

2.3.2 Měření ztrát dobřovou metodou

Dalším způsobem identifikace koeficientu tlumení je jejich stanovení dobřovou metodou s užitím numerického vyhodnocení, popsaného v [8]. Mechanické ztráty lze vyjádřit vztahem 2.18:

$$\Delta P_{\text{mech}} = \Delta P_{\text{ventilační}} + \Delta P_{\text{třecí}} = a \cdot \omega^c + b \cdot \omega^d, \quad (2.18)$$

kde koeficient a popisuje ventilační ztráty a exponent c nabývá hodnot $c \rightarrow 3$, koeficient b popisuje třecí ztráty a exponent d nabývá hodnot $1 \leq d \leq 2$.

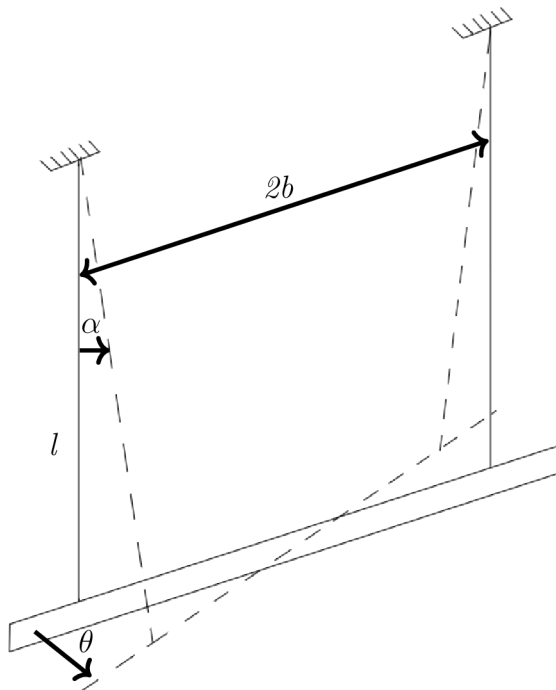
Měření je nutné provádět na odbuzeném motoru, aby nedocházelo ke zvyšování tlumení vlivem magnetického pole statoru. Pro brzdný moment pak platí vztah 2.19:

$$M_{\text{brzdný}} = a \cdot \omega^{c-1} + b \cdot \omega^{d-1} \quad (2.19)$$

Roztočením stroje na $1, 2 \cdot n_{\text{n}}$ a měřením úhlové rychlosti je změřen průběh úhlové rychlosti při dobřu. Z průběhu úhlové rychlosti je získán průběh úhlového zrychlení v čase. Vykreslením závislosti brzdného momentu na úhlové rychlosti $\alpha(\omega)$ lze numerickými metodami získat koeficienty a , b , c a d , které nejlépe popisují závislost brzdného momentu 2.19. Další metody zjištění těchto koeficientů jsou popsány v [8].

2.4 Měření momentu setrvačnosti

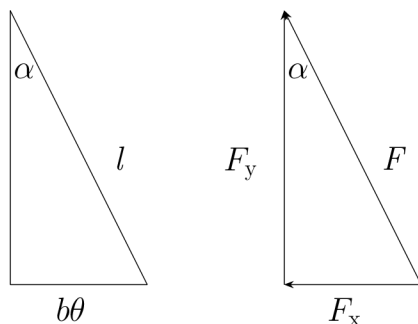
Moment setrvačnosti je možné vypočítat součty a rozdíly jednodušších geometrických útvarů nebo jej získat z 3D modelu. Experimentální metodou je určení z periody torzních kmitů zavěšeného tělesa, popsanou v [9]. Předmět je zavěšen s roztečí $2b$ na dvě lanka o délce l .



Obrázek 2.4: Schéma měření momentu setrvačnosti

Síla F_y je rovna polovině tíhové síly. Pro malý úhel vychýlení α lze zapsat $\alpha = (b \cdot \theta)/l$. Síla F_x je pak rovna $F_x = (mgb\theta)/(2l)$. Točivý moment je roven $-F_x \cdot b$ a lze tak zapsat:

$$\frac{-mgb^2\theta}{l} = J\ddot{\theta} \quad (2.20)$$



Obrázek 2.5: Geometrie v experimentu

Po řešení této diferenciální rovnice lze moment setrvačnosti zapsat:

$$J = \frac{m \cdot g \cdot b^2 \cdot \bar{T}^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot l} \quad (2.21)$$

3 Identifikace parametrů

Pro identifikaci parametrů byl vybrán stejnosměrný čtyřpólový kartáčový motor *MY1035* výrobce *JX Motor Co., Ltd.*.



Obrázek 3.1: Identifikovaný motor

Štítkové parametry motoru jsou uvedeny v Tabulce 3.1:

Tabulka 3.1: Štítkové parametry identifikovaného motoru

Napětí	36 V
Jmenovitý proud	14 A
Jmenovité otáčky	2400 min ⁻¹
Výkon	350 W

Pro usnadnění vyjímání rotoru byly navrženy a vytištěny čtyři díly vsouvané do prostorů mezi magnety. Jimi byla vymezena vůle mezi rotorem a státorem a nedocházelo tak k oteřování permanentních magnetů.

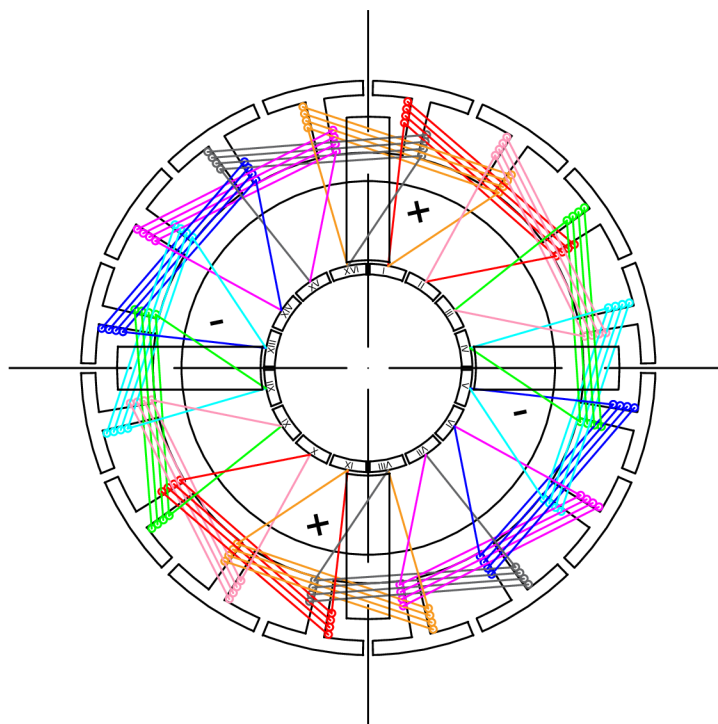
3.1 Zapojení cívek

Prvním krokem bylo zjištění zapojení cívek na rotoru. Byl změřen odpor mezi všemi lamelami navzájem, výsledek měření je zobrazen v tabulce níže:

Tabulka 3.2: Odpor mezi jednotlivými lamelami

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
1	0	0,3	0,5	0,7	1,1	1,0	1,1	1,1	1,1	1,2	1,1	0,9	0,9	0,7	0,5	0,2
2	0,3	0	0,3	0,5	0,7	0,9	1,0	1,1	1,1	1,2	1,1	1,1	1,0	0,9	0,7	0,5
3	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,7	0,9	1,0	1,1	1,1	1,2	1,1	1,1	1,0	0,8	0,7
4	0,7	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,7	0,9	1,0	1,1	1,2	1,2	1,2	1,1	1,0	0,9
5	1,1	0,7	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,8	0,9	1,1	1,1	1,2	1,2	1,2	1,1	1
6	1,0	0,9	0,7	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,7	0,9	1,0	1,1	1,2	1,2	1,2	1,2
7	1,1	1,0	0,9	0,7	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,7	0,9	1,0	1,2	1,2	1,2	1,2
8	1,1	1,1	1,0	0,9	0,8	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,7	0,9	1,0	1,2	1,2	1,2
9	1,1	1,1	1,1	1,0	0,9	0,7	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,7	0,9	1,1	1,1	1,2
10	1,2	1,2	1,1	1,1	1,1	0,9	0,7	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,8	0,9	1,1	1,2
11	1,1	1,1	1,2	1,2	1,1	1,0	0,9	0,7	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,7	0,9	1,0
12	0,9	1,1	1,1	1,2	1,2	1,1	1,0	0,9	0,7	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,7	0,9
13	0,9	1,0	1,1	1,2	1,2	1,2	1,2	1,0	0,9	0,8	0,5	0,3	0	0,3	0,5	0,7
14	0,7	0,9	1,0	1,1	1,2	1,2	1,2	1,2	1,1	0,9	0,7	0,5	0,3	0	0,3	0,5
15	0,5	0,7	0,8	1,0	1,1	1,2	1,2	1,2	1,1	1,1	0,9	0,7	0,5	0,3	0	0,4
16	0,2	0,5	0,7	0,9	1,0	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,0	0,9	0,7	0,5	0,4	0

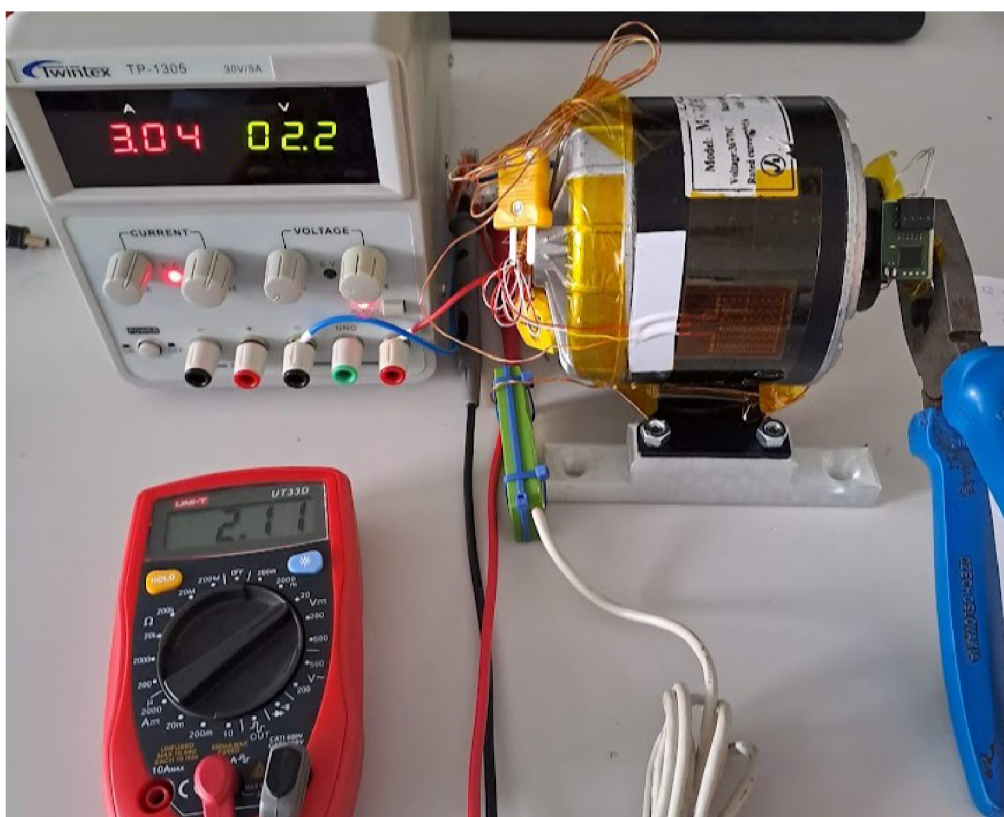
Z Tabulky 3.2 vyplývá, že odpory mezi jednotlivými vinutími jsou podobné při pohybu vpravo/vlevo od hlavní diagonály. Jedná se o smyčkové vinutí. Schematické zapojení cívek rotoru je zobrazeno níže, v nákrese je vyznačena i poloha uhlíků:



Obrázek 3.2: Zapojení cívek v rotoru

3.2 Elektrický odpor

Elektrický odpor byl měřen výkonovou metodou. Na přívodní vodiče motoru byl připojen zdroj konstantního proudu a motor byl napájen proudem $I = 5 \text{ A}$. Rotor byl zabrzděn a otáčen o malý úhel a bylo odečítáno napětí na zdroji. Během pohybu rotoru dochází vlivem změny kontaktu mezi uhlíky a lamelami komutátoru ke změnám elektrického odporu. Na Obrázku 3.3 je zobrazen snímek z měření:



Obrázek 3.3: Měření odporu motoru

Změřené hodnoty napětí a vypočtené hodnoty odporu jsou uvedeny v Tabulce 3.3:

Tabulka 3.3: Hodnoty odporu pro $I = 5 \text{ A}$

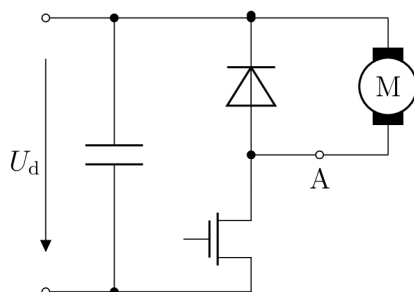
U (V)	R (Ω)	U (V)	R (Ω)
2,910	0,582	3,240	0,648
3,390	0,678	2,940	0,588
3,240	0,648	3,080	0,616
3,130	0,626	2,860	0,572
2,660	0,532	2,920	0,584
3,160	0,632	3,120	0,624
2,840	0,568	2,940	0,588
2,970	0,594	3,170	0,634
2,780	0,556	3,120	0,624
3,270	0,654	3,240	0,648

Výsledný odpor byl určen jako průměr z vypočtených hodnot odporu. Tato hodnota odpovídá elektrickému odporu cívek včetně odporu uhlíků:

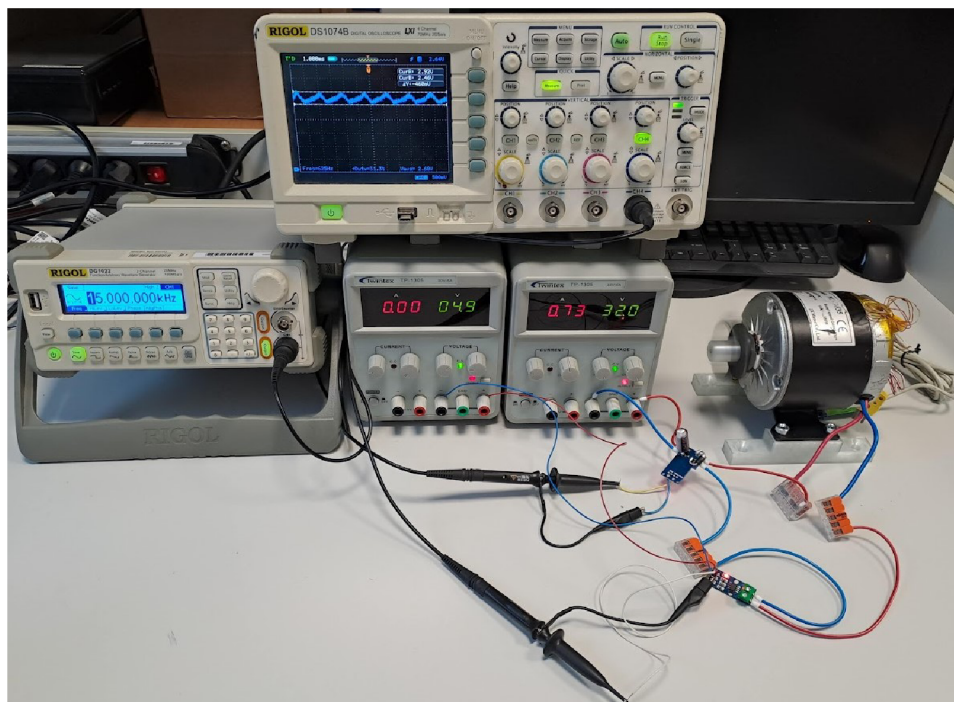
$$\bar{R}_{\text{celk}} = \frac{\sum R}{20} = 0,610 \Omega \quad (3.1)$$

3.3 Indukčnost vinutí

Indukčnost vinutí byla identifikována metodou měření zvlnění proudu. Motor byl připojen ke snižujícímu měniči, který byl napájen napětím $U_d = 32 \text{ V}$ a tranzistor byl spínán frekvenčním generátorem s nastavenou frekvencí $f = 15 \text{ kHz}$ a střídou $s = 50 \%$. V bodě A byla do obvodu připojena proudová sonda $ACS712 - 5A$ s rozsahem měření $\pm 5 \text{ A}$ a s citlivostí $\alpha_1 185 \text{ mV/A}$ [10]. Výstupní signál proudové sondy byl snímán osciloskopem. Měření je zobrazeno na Obrázku 3.3.

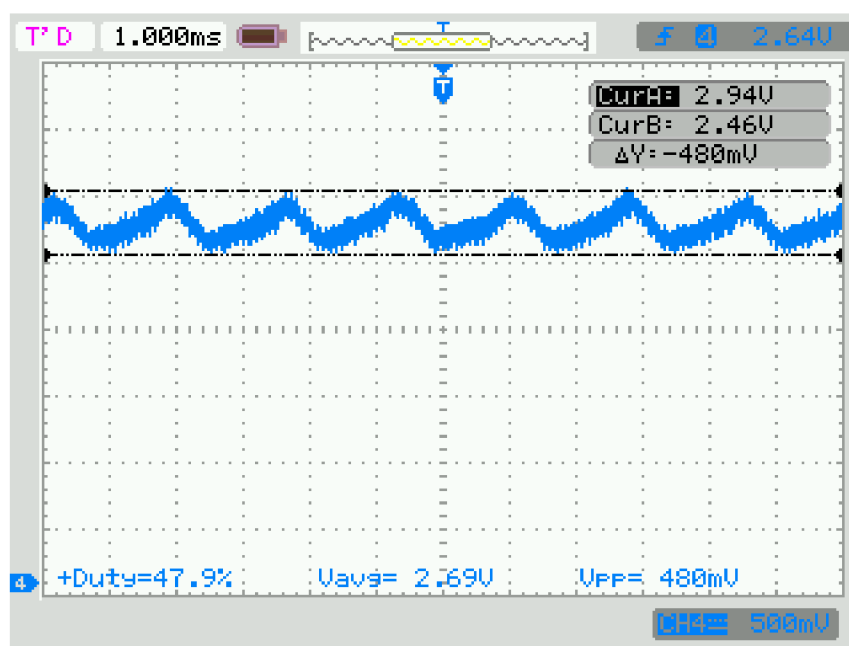


Obrázek 3.4: Schéma zapojení měření indukčnosti



Obrázek 3.5: Měření indukčnosti vinutí

Průběh zvlnění proudu změřený osciloskopem je zobrazen níže. Pomocí kurzorů na osciloskopu byla odečtena hodnota zvlnění výstupního napětí z proudové sondy.



Obrázek 3.6: Průběh zvlnění proudu

Indukčnost vinutí byla vypočtena ze vztahu:

$$\Delta I = \frac{U_d}{4fL} \quad (3.2)$$

Z osciloskopu odečtený rozdíl napětí $V_{pp} = 480$ mV odpovídá zvlnění proudu:

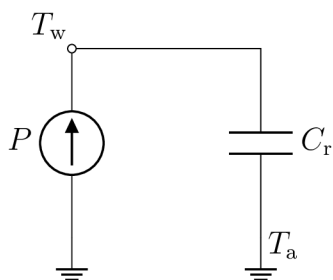
$$\Delta I = \frac{\Delta U_{pp}}{\alpha_I} = \frac{480}{185} = 2,59 \text{ A} \quad (3.3)$$

Ze vztahu 3.2 vyjádřená indukčnost vinutí L je pak rovna:

$$L = \frac{U_d}{4f \cdot \Delta I} = \frac{32}{4 \cdot 15 \cdot 10^3 \cdot 2,59} = 0,2 \cdot 10^{-3} \text{ mH} \quad (3.4)$$

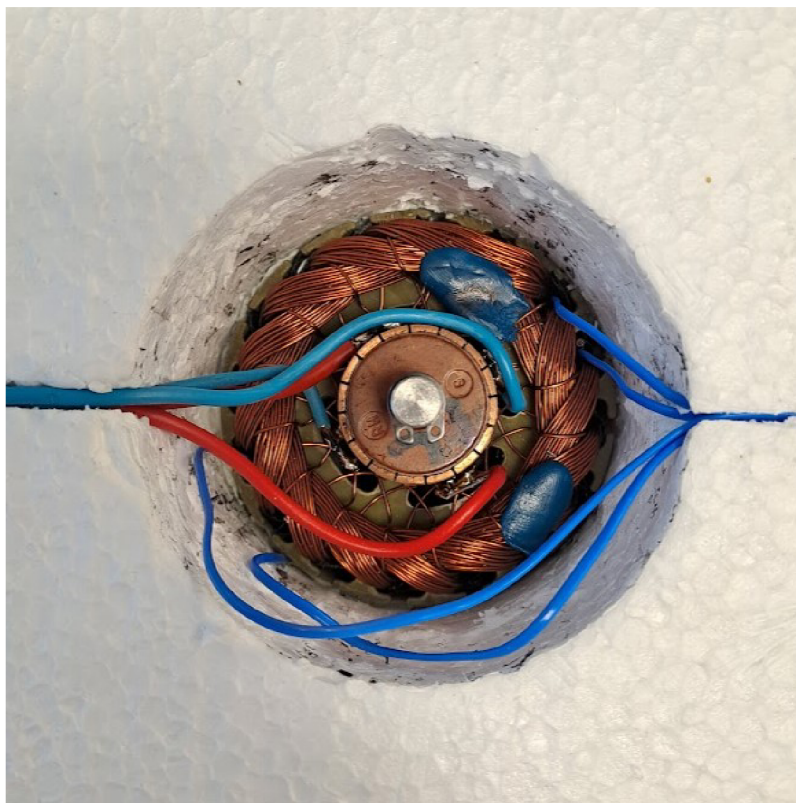
3.4 Tepelná kapacita rotoru

Dalším identifikovaným parametrem byla tepelná kapacita rotoru. Byla vyrobena polystyrenová komora určená k izolaci rotoru od okolí. Komora je tvaru krychle o hraně $a = 250$ mm, tloušťka stěny komory v nejtenčím místě dosahuje 85 mm, aby bylo dosaženo dostatečné izolace a tepelnou soustavu tak bylo možné v elektromechanické analogii popsat jako kondenzátor nabíjený zdrojem konstantního proudu, jak je zobrazeno níže:



Obrázek 3.7: Schéma oteplování rotoru v izolované soustavě

Na konce lamel komutátoru byly připojeny přívodní vodiče tak, jak jsou jednotlivé lamely připojeny uhlíky ke zdroji napětí. Vinutí rotoru bylo osazeno třemi termočlánky, jeden termočlánek byl umístěn na plášť rotoru. Na Obrázku 3.8 je zobrazen rotor umístěný v tepelné komoře s připojenými termočlánky.



Obrázek 3.8: Rotor vložený v izolační komoře

Rotor v komoře byl napájen zdrojem konstantního proudu. Při prvním měření byl rotor napájen proudem $I = 8 \text{ A}$ a bylo měření oteplení rotoru v čase. Osciloskopem bylo měřeno a zaznamenáváno napětí na zdroji. Tím byla kontrolována teplota vinutí, protože teplota se v různých místech rotoru mohla lišit nebo mohl být některý z termočlánků špatně osazen. Teplotu vinutí lze vyjádřit ze vztahu:

$$R = R_{w0} \cdot (1 + \beta_{Cu} \cdot (T_w - T_0)), \quad (3.5)$$

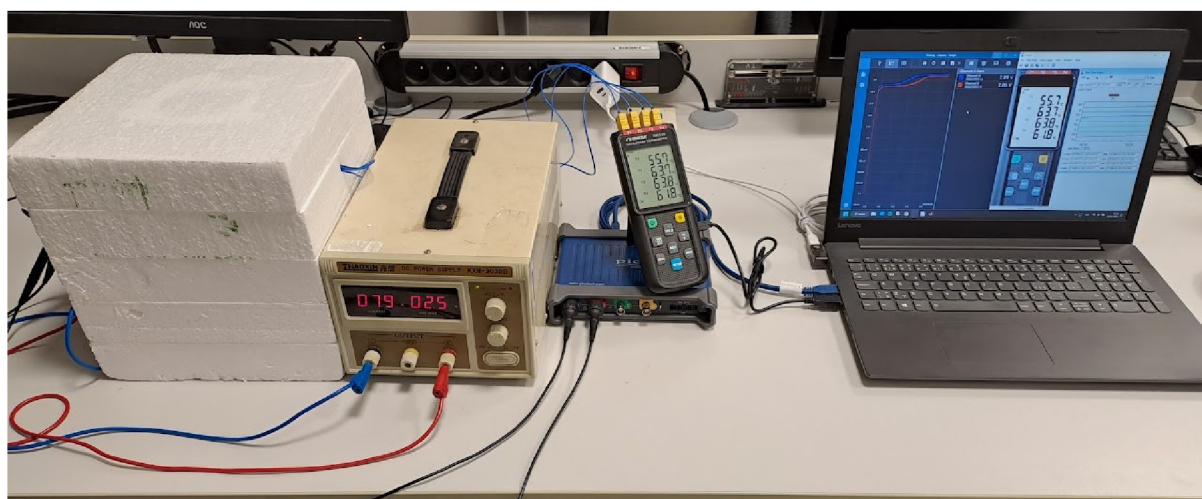
kde R_0 je odpor vinutí při počáteční teplotě. Maximální povolená teplota vinutí byla zvolena $T_{w,\max} = 100^\circ\text{C}$, maximální povolené napětí je pak rovno:

$$U_{\max} = R_{w0} \cdot I \cdot (1 + \beta_{\text{Cu}} \cdot (T_w - T_0)), \quad (3.6)$$

kde I je nastavený proud a T_0 je počáteční teplota vinutí a R_{w0} je odpor vypočtený z napětí a proudu na počátku měření, který je roven:

$$R_{w0} = \frac{U(t = 0 \text{ s})}{I} = \frac{1,886}{8} = 0,2358 \Omega \quad (3.7)$$

Průběh experimentu je zobrazen na obrázku níže:

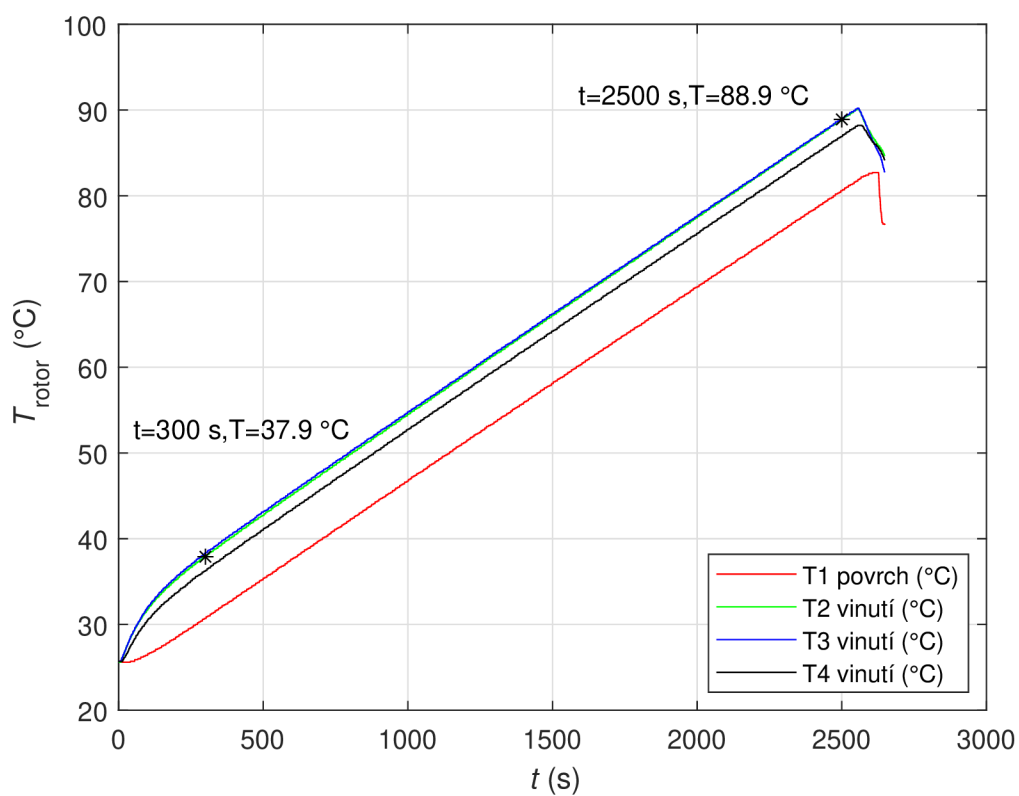
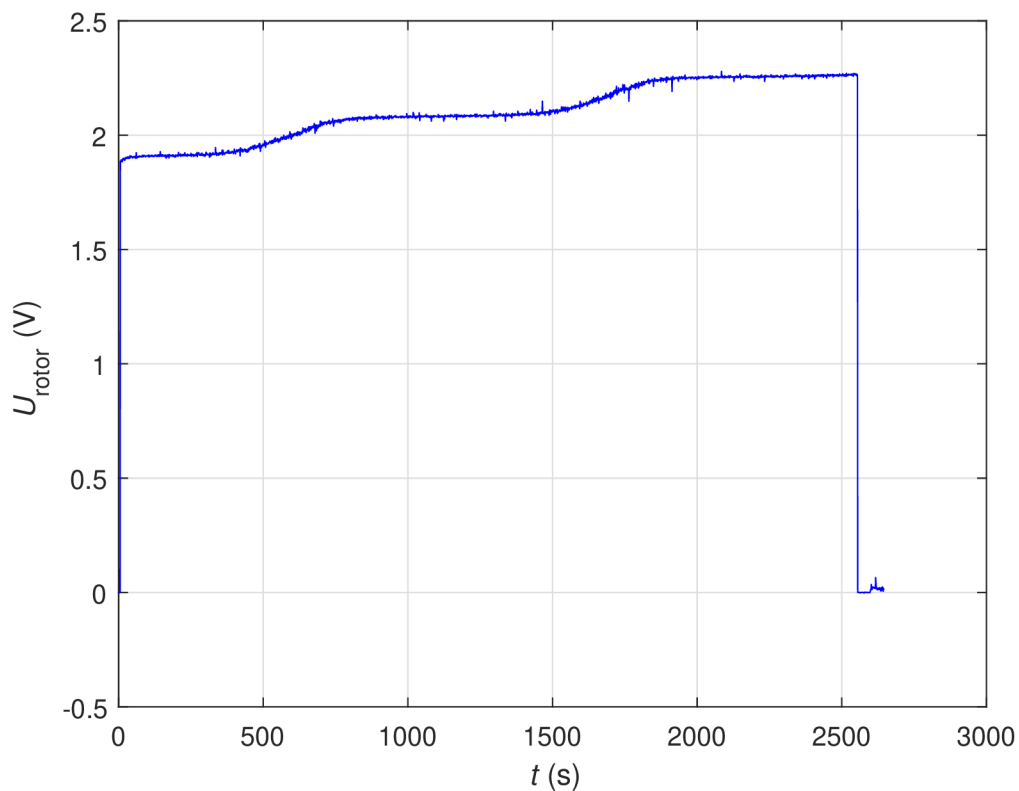


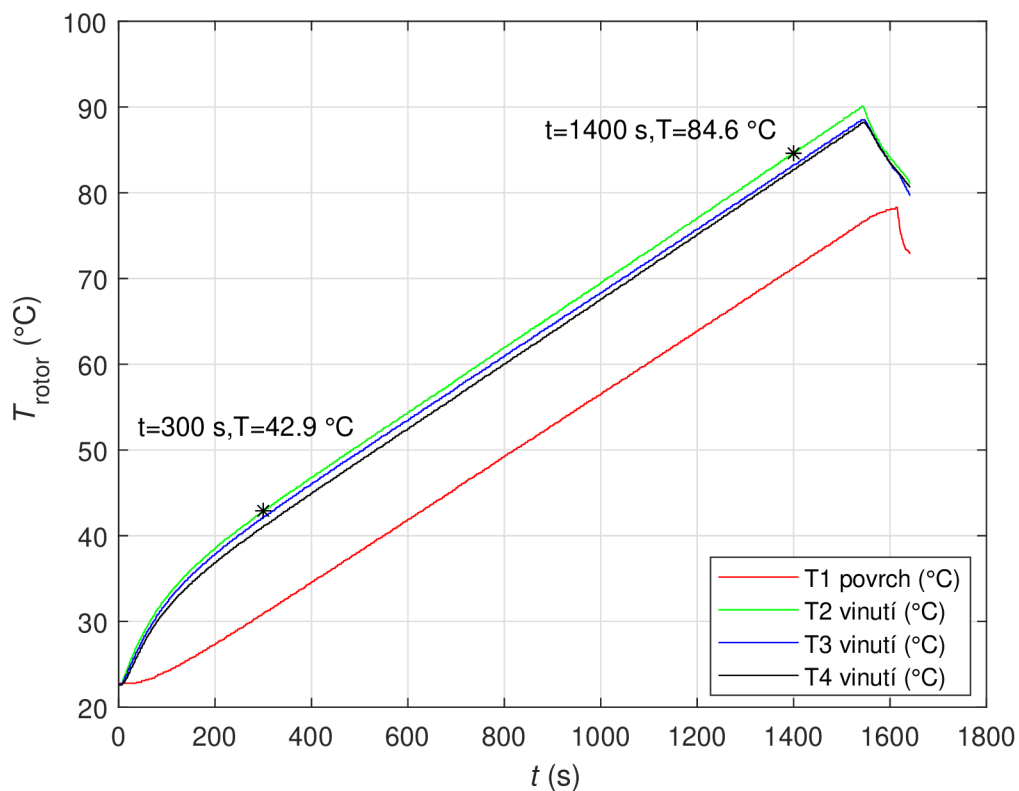
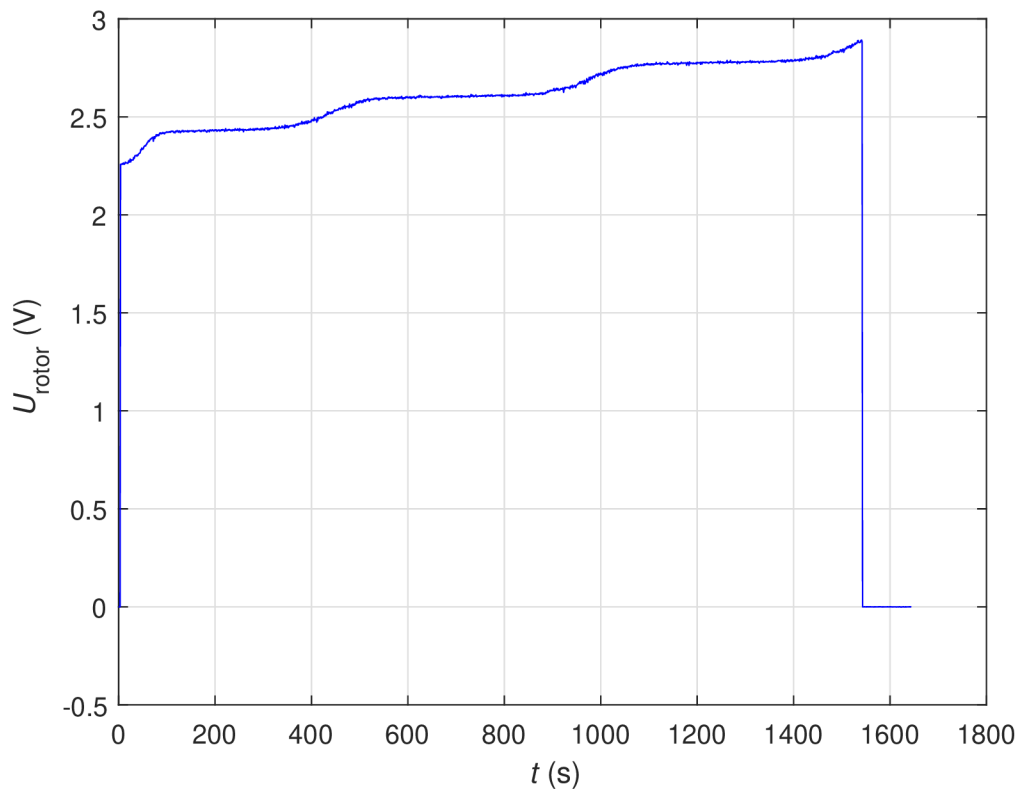
Obrázek 3.9: Průběh měření tepelné kapacity rotoru

Maximální napětí pro napájení konstantním proudem o velikosti $I = 8 \text{ A}$ bylo podle vztahu 3.6 vypočteno

$$U_{\max, 8 \text{ A}} = 0,2358 \cdot 8 \cdot (1 + 0,003929 \cdot (100 - 25,6)) = 2,437 \text{ V} \quad (3.8)$$

Stejným způsobem bylo stanoveno maximální povolené napětí na rotoru pro napájecí proud $I = 10 \text{ A}$, s hodnotou $U_{\max, 10 \text{ A}} = 3,046 \text{ V}$. Napájení rotoru bylo odpojeno po dosažení teploty $T_{\text{rotor}} = 90^\circ\text{C}$. Průběh oteplení rotoru v čase je zobrazen v Obrázku 3.10. Napětí na rotoru v tomto experimentu je zobrazeno na Obrázku 3.11. Měření bylo dále provedeno pro proud $I = 10 \text{ A}$. Průběh teploty v tomto měření je zobrazen na Obrázku 3.12 a průběh napětí v Obrázku 3.13.

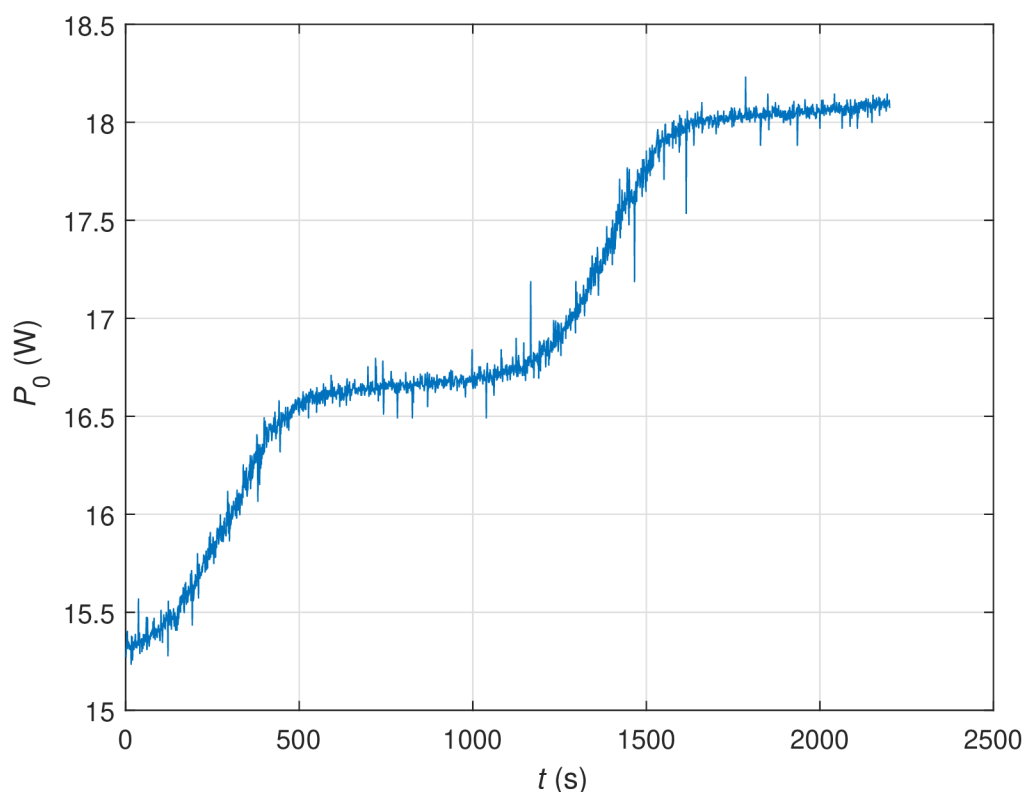
Obrázek 3.10: Průběh oteplení rotoru pro $I = 8$ AObrázek 3.11: Průběh napětí na rotoru pro $I = 8$ A

Obrázek 3.12: Průběh oteplení rotoru pro $I = 10$ AObrázek 3.13: Průběh napětí na rotoru pro $I = 10$ A

Pokles teploty ve výše zobrazených průbězích po ukončení oteplovací zkoušky je způsoben vyjmutím rotoru z tepelné komory. Z porovnání průběhů teplot je patrné, že pro vyšší proud je nárůst teploty strmější kvůli většímu příkonu. Tepelná kapacita rotoru byla stanovena na základě tepelného toku v soustavě zobrazené na Obrázku 3.7. Soustava je popsána diferenciální rovnicí:

$$P_0 = \frac{dT}{dt} \cdot C_r, \quad (3.9)$$

kde P_0 je příkon ze zdroje a C_r je tepelná kapacita rotoru. Příkon dodávaný do soustavy je vypočten jako $P = U(t) \cdot I$.

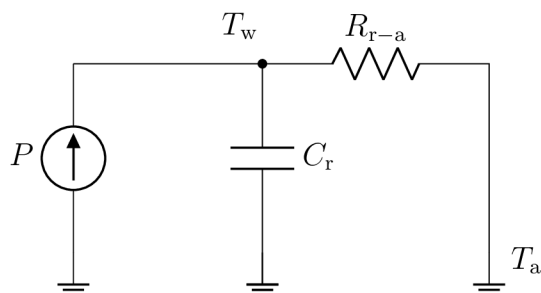


Obrázek 3.14: Příkon do soustavy pro $I = 8 \text{ A}$

Z hodnot vyznačených v Obrázku 3.10 a 3.12 byla tepelná kapacita vypočtena ze vztahu:

$$C_r = \frac{U(t) \cdot I \cdot \Delta t}{\Delta T} \quad (3.10)$$

Vypočtené hodnoty tepelných kapacit: $C_{r,8A} = 789 \text{ J} \cdot \text{K}^{-1}$ a $C_{r,10A} = 727 \text{ J} \cdot \text{K}^{-1}$. Hodnoty se od sebe odlišují o 7,8 %. Dle předpokladu by vypočtená tepelná kapacita rotoru měla být stejná pro oba napájecí proudy. Proto byl uvažován přestup tepla z polystyrenové komory do okolí. Do schématu soustavy byl přidán tepelný odpor z kapacity do okolí a výsledná analogická soustava má tvar:



Obrázek 3.15: Schéma oteplování rotoru v komoře s únikem do okolí

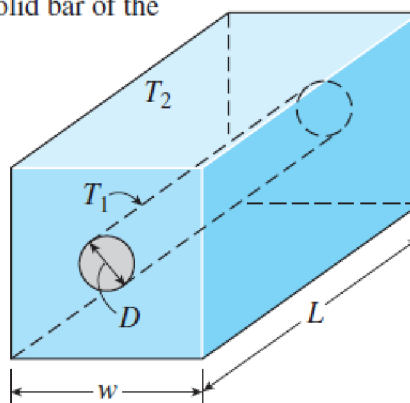
K tepelnému úniku z komory do okolí dochází vedením. Tepelný tok je dán vztahem [11]:

$$q = \lambda \cdot S \cdot (T_w - T_a), \quad (3.11)$$

kde λ je tepelná vodivost polystyrenu, rovna $\lambda_{\text{polystyren}} = 0,040$ [12] a S je tvarový součinitel vedení, závislý na geometrii uspořádání. Pro krychlovou komoru s válcovým otvorem uprostřed byl zvolen tvarový součinitel, daný vztahem v Obrázku 3.16:

(6) Circular isothermal cylinder of length L at the center of a square solid bar of the same length

$$S = \frac{2\pi L}{\ln(1,08w/D)}$$



Obrázek 3.16: Tvarový součinitel vedení [7]

kde $L = w = 250$ mm a $D = d_{\text{rotor}} = 80$ mm, teplota $T_1 \sim T_w$ a teplota $T_2 \sim T_a$. Tvarový součinitel je roven:

$$S = \frac{2\pi \cdot 0,25}{\ln\left(\frac{1,08 \cdot 0,25}{0,08}\right)} = 1,29 \text{ m}^2 \quad (3.12)$$

Tepelný tok z komory do okolí je při teplotě $T_w = 89^\circ\text{C}$ a $T_a = 25,6^\circ\text{C}$ roven:

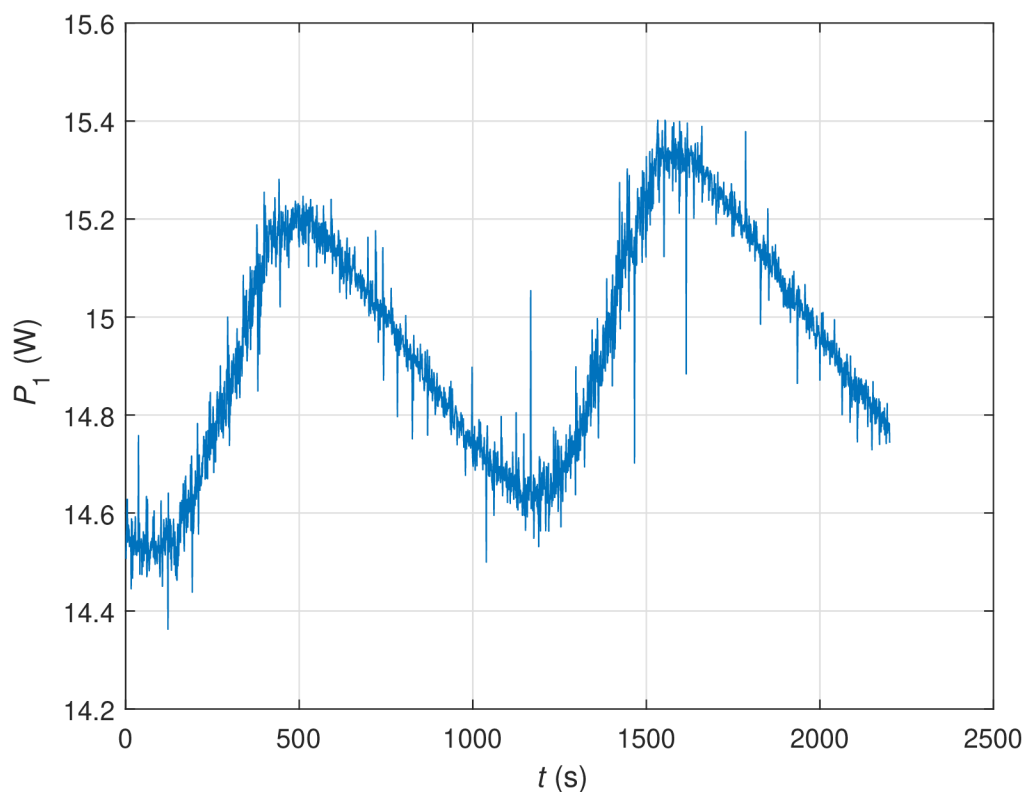
$$q = 0,040 \cdot 1,29 \cdot (89 - 25,6) = 3,2 \text{ W}, \quad (3.13)$$

což je 17 % z příkonu pro $I = 8$ A a výkon odváděný do okolí proto není možné zanedbat. Během děje oteplování je přestup tepla do okolí přímo úměrný teplotě rotoru a výkon P_1

dodávaný do tepelné kapacity lze po odečtení tepelné ztráty zapsat:

$$P_1(t) = U(t)I - \lambda S(T_w(t) - T_a) \quad (3.14)$$

Tento průběh je zobrazen v Obrázku 3.17:



Obrázek 3.17: Výkon dodávaný do tepelné kapacity rotoru pro $I = 8$ A

Energie dodaná do tepelné kapacity je vypočtena integrací výkonu P_1 podle času. Výpočet příkonu a ztrátového výkonu byl proveden i pro napájecí proud $I = 10$ A. V Tabulce 3.4 jsou uvedeny vypočtené tepelné kapacity rotoru se započteným tepelným únikem do okolí.

Tabulka 3.4: Tepelná kapacita rotoru

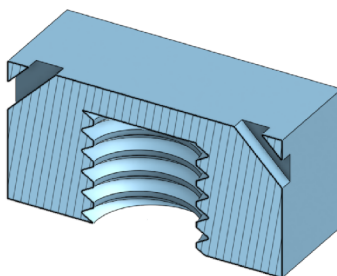
	C_r ($J \cdot K^{-1}$)
8 A	634
10 A	647

Z výsledků vyplývá, že únik tepla do okolí má i přes silnou tloušťku polystyrenové izolace nezanedbatelný vliv. Po započtení tepelného úniku do okolí se tepelné kapacity měřené pro dva různé proudy liší o 2 %. V práci dále používaná kapacita rotoru je průměrem těchto dvou hodnot.

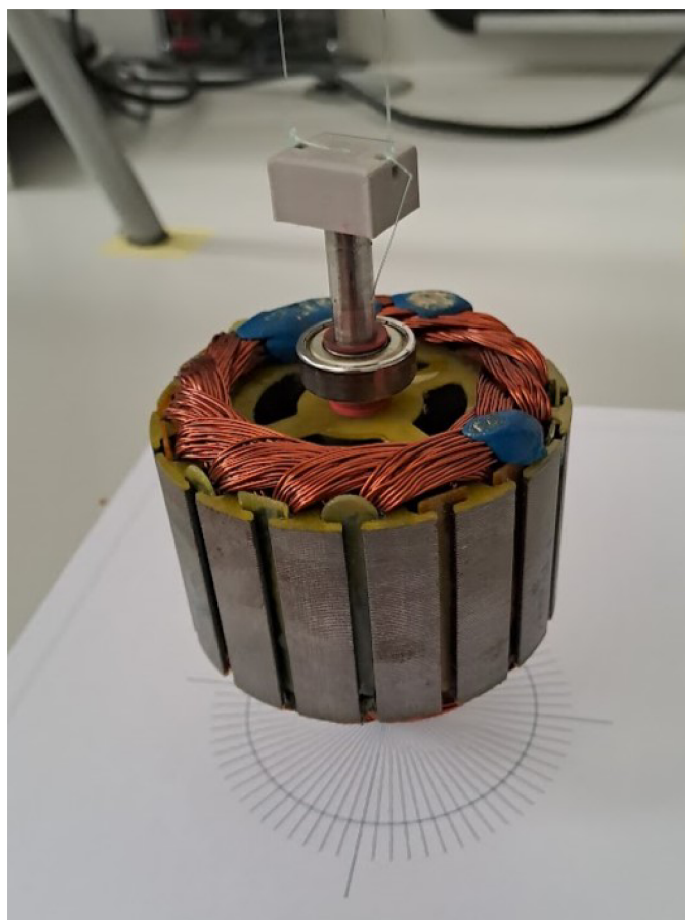
3.5 Moment setrvačnosti rotoru

Dalším měřeným parametrem byl moment setrvačnosti rotoru. Kvůli složitému tvaru rotoru a rozložení materiálu nebylo vhodné použít výpočet momentu setrvačnosti z geometrie. Proto byla využita metoda měření momentu setrvačnosti měřením periody torzních kmitů popsaná v Kapitole 2.4.

Na hřídel rotoru byla vytištěna šroubovací násada, umožňující zavěsit rotor na silonová lanka o délce $l = 691$ mm. Na Obrázku 3.18 je zobrazen řez závěsem. Vzdálenost mezi oky závěsu je $2b = 20$ mm.



Obrázek 3.18: Závěs rotoru v řezu



Obrázek 3.19: Zavěšení rotoru

Pod zavěšený rotor byl vložen papír s vyznačenými úhly 5° . Rotor byl vychýlen o 5° a volně puštěn. Pro menší chybu způsobenou odečtem času byla měřena doba deseti kmitů a při měření bylo dbáno na to, aby rotor vykonával pouze torzní pohyb. Hmotnost rotoru je $m = 1,245$ kg. Bylo provedeno 5 měření, jejichž výsledky jsou uvedeny níže:

Tabulka 3.5: Měřené periody 10 kmitů

Měření	10 T (s)
1	45,25
2	46,14
3	45,93
4	46,07
5	46,31

Dosazením do vztahu 2.21 byl vypočten moment setrvačnosti rotoru včetně závěsu:

$$J_{\text{celk}} = \frac{1,245 \cdot 9,81 \cdot 0,01^2 \cdot 4,594^2}{4 \cdot \pi^2 \cdot 0,691} = 9,437 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2 \quad (3.15)$$

Dalším krokem byl výpočet momentu setrvačnosti plastového závěsu. Ten je při plné výplni tisku roven:

$$J_{\text{závěs}} = J_{\text{kvádr}} - J_{\text{válec}} = \frac{1}{12} \cdot m_{\text{kvádr}} \cdot (b^2 + h^2) - \frac{1}{2} \cdot m_{\text{válec}} \cdot \frac{D_{\text{otvor}}^2}{4} \quad (3.16)$$

Dosazením za šířku závěsu $b = 20$ mm, za hloubku $h = 15$ mm, $m_{\text{kvádr}} = 3,81$ g, $m_{\text{válec}} = 0,51$ g a $D_{\text{otvor}} = 8$ mm, je moment setrvačnosti závěsu roven:

$$J_{\text{závěs}} = \frac{1}{12} \cdot 3,81 \cdot (20^2 + 15^2) - \frac{1}{2} \cdot 0,51 \cdot \frac{8^2}{4} = 194,4 \text{ g} \cdot \text{mm}^{-2} = 1,944 \cdot 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \quad (3.17)$$

Protože je moment setrvačnosti závěsu o tři řády menší než měřený moment setrvačnosti rotoru, byl vliv závěsu zanedbán.

3.6 Mechanické ztráty

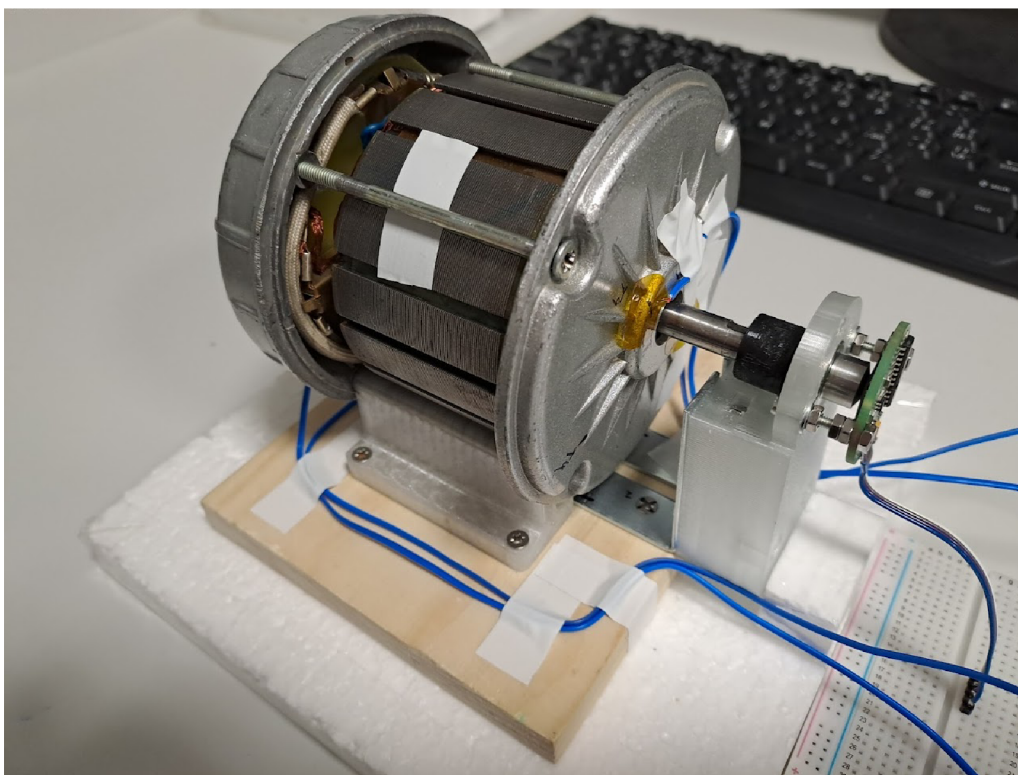
Jak bylo popsáno v Sekci 2.3.2, identifikace koeficientu tlumení je nutné provádět na odbuzeném stroji. U zkoumaného motoru proto bylo nutné vyjmout rotor ze statoru. K tomuto účelu byl vymodelován a sestaven přípravek, ve kterém byl rotor uchycen pouze ve štítech stroje. Identifikovaný motor není osazen ventilátorem a nemá ani ventilační otvory. Byla vypočtena obvodová rychlost rotoru při nominálních otáčkách uvedených na štítku motoru ($n_n = 2400$ RPM):

$$v = \omega \cdot \frac{d}{2} = \frac{2\pi n}{60} \cdot \frac{d}{2} = \frac{2\pi \cdot 2400}{60} \cdot \frac{0,08}{2} = 10,05 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \quad (3.18)$$

Při obvodové rychlosti $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ jsou ventilační ztráty zanedbatelné. Z tohoto důvodu byl z rovnice 2.18 odstraněn člen popisující ventilační ztráty $a \cdot \omega^c$ a určovány byly pouze

koeficienty b a d . Na hřídel motoru byla navržena a vytištěna redukce sloužící k propojení hřídele s magnetem enkodéru. Na podstavec držící štíty motoru byla upevněna konstrukce pro uchycení enkodéru *RM36SI*, který je uložen v hliníkovém pouzdře s otvorem pro vložení magnetu. Vlivem malé tolerance mezi magnetickou násadou a enkodérem docházelo k tření uvnitř enkodéru a do měření by byla vnášena chyba. Z tohoto důvodu byl použit tento enkodér ve verzi bez zapouzdření. Bylo navrženo uchycení ze dvou L-profilů a plastového dílu, pomocí něhož byl enkodér upevněn před magnetickou násadu na hřídeli. Měřicí přípravek je zobrazen na Obrázku 3.20.

Pro měření byla vytvořena komora obložená polystyrenem s tloušťkou 20 mm, do níž byl vložen celý měřicí přípravek. Cílem tohoto měření byla separace mechanických ztrát v ložiscích a v uhlících a zjištění jejich závislosti na teplotě stroje. Každý ze štítů byl v blízkosti ložiska osazen dvěma termočláanky, aby bylo možné kontrolovat jejich teplotu.



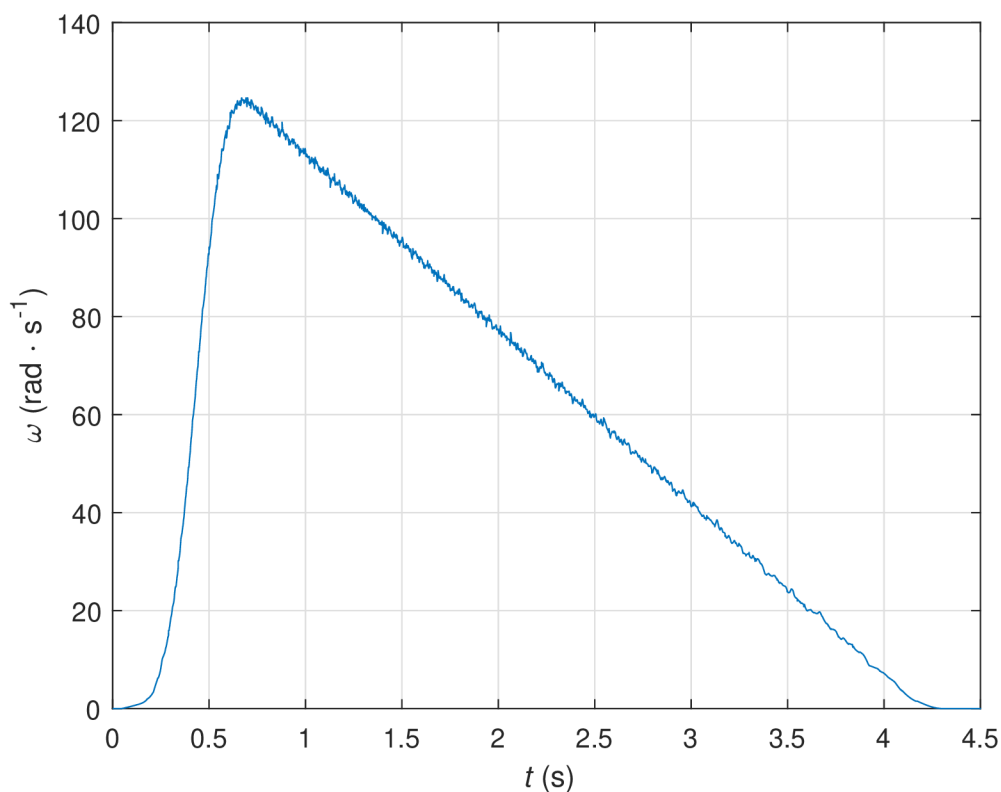
Obrázek 3.20: Měřicí přípravek osazený teploměry

Rotor byl pomocí nylonového lanka omotaného kolem rotoru roztáčen na rychlost v rozmezí přibližně 100–125 rad/s. Enkodér byl přes měřicí kartu *Humusoft MF624* propojen s Real-time měřením v Simulinku. Ze snímané polohy byla vypočítávána úhlová rychlost podle vztahu:

$$\omega(t) = \frac{p_t - p_{t-500}}{500 \cdot T} \cdot \frac{1}{res}, \quad (3.19)$$

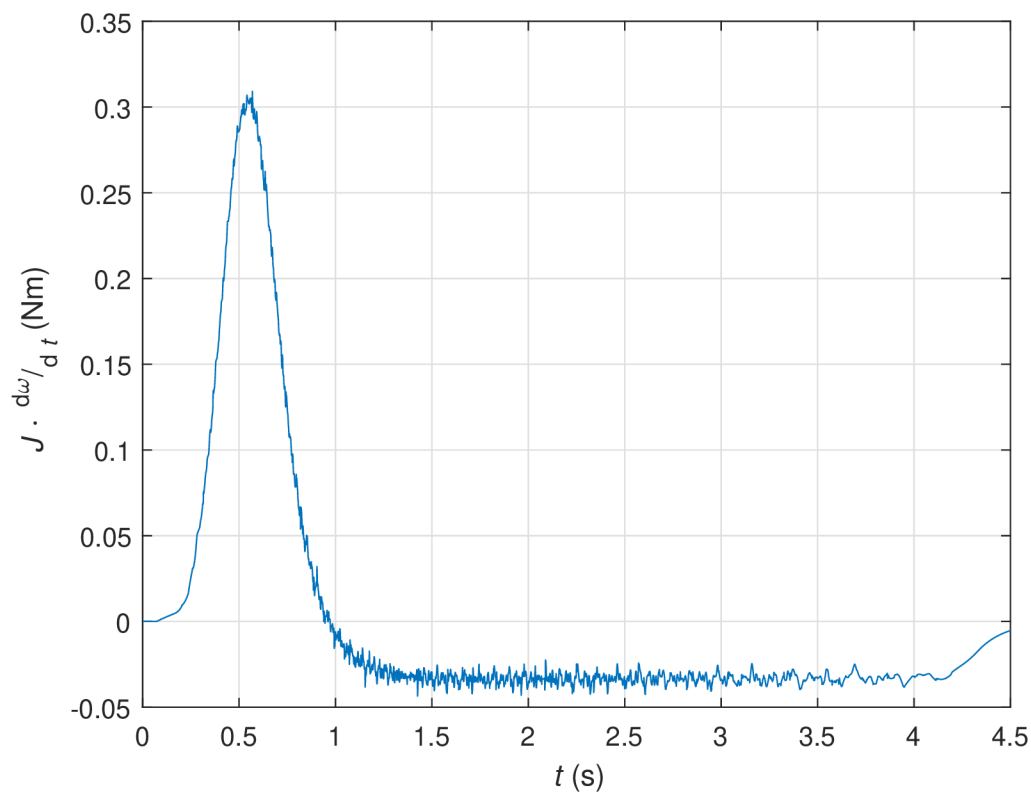
kde T je vzorkovací perioda, rovna $T = 1/20000$ s, p_t je počet pulzů z enkodéru v čase t , p_{t-500} je počet pulzů z enkodéru v čase $t - 500$ a res je počet pulzů enkodéru na jednu otáčku, roven $res = 8192$ [13]. První měření bylo provedeno při 20 °C s uhlíky

připojeními na komutátor. Měření doběhu bylo provedeno celkem desetkrát. Na obrázku níže je zobrazen průběh úhlové rychlosti v čase při měření doběhu s uhlíky připojenými na komutátoru.

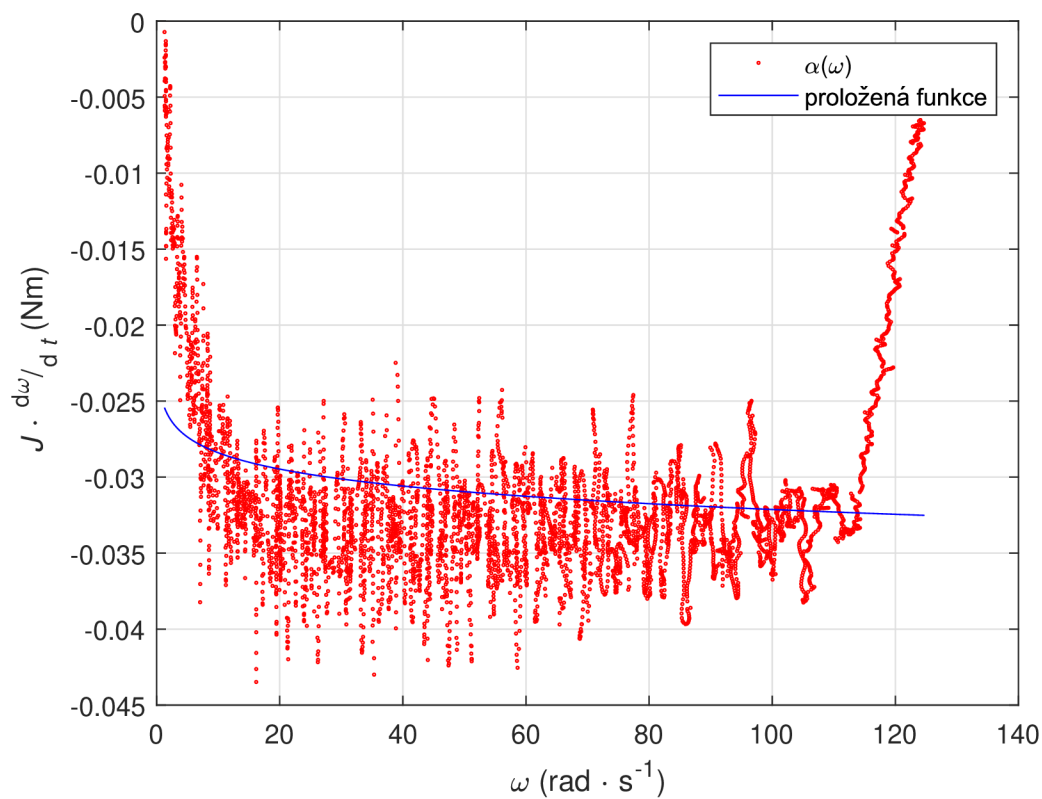


Obrázek 3.21: Průběh úhlové rychlosti při měření

Pro další měření byl rotor vložen do polystyrenové komory, v níž byl horkým vzduchem oteplen na teplotu $40\text{ }^{\circ}\text{C}$. Oteplování bylo ukončeno ve chvíli, kdy se teplota v uzavřené komoře neměnila. Toto měření bylo opakováno pro teplotu $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ a analogicky byla tato měření provedena pro motor s odpojenými uhlíky od komutátoru. Tím byl získán set 6×10 měření, která byla zpracovávána. Úhlová rychlost byla numericky derivována. Ze změřených průběhů byly separovány části měření odpovídající doběhu. Dosazením členu $J \cdot \frac{d\omega}{dt}$ do vztahu 2.19 byl vypočten točivý moment a z této rovnosti byly metodou NLS získány koeficienty b a d , nejlépe popisující průběh brzdného momentu. Na Obrázku 3.22 je zobrazen průběh momentu během roztáčení i doběhu, Obrázek 3.23 zobrazuje závislost brzdného momentu na úhlové rychlosti při doběhu a proložení funkcí pro konkrétní měření.



Obrázek 3.22: Průběh momentu při měření

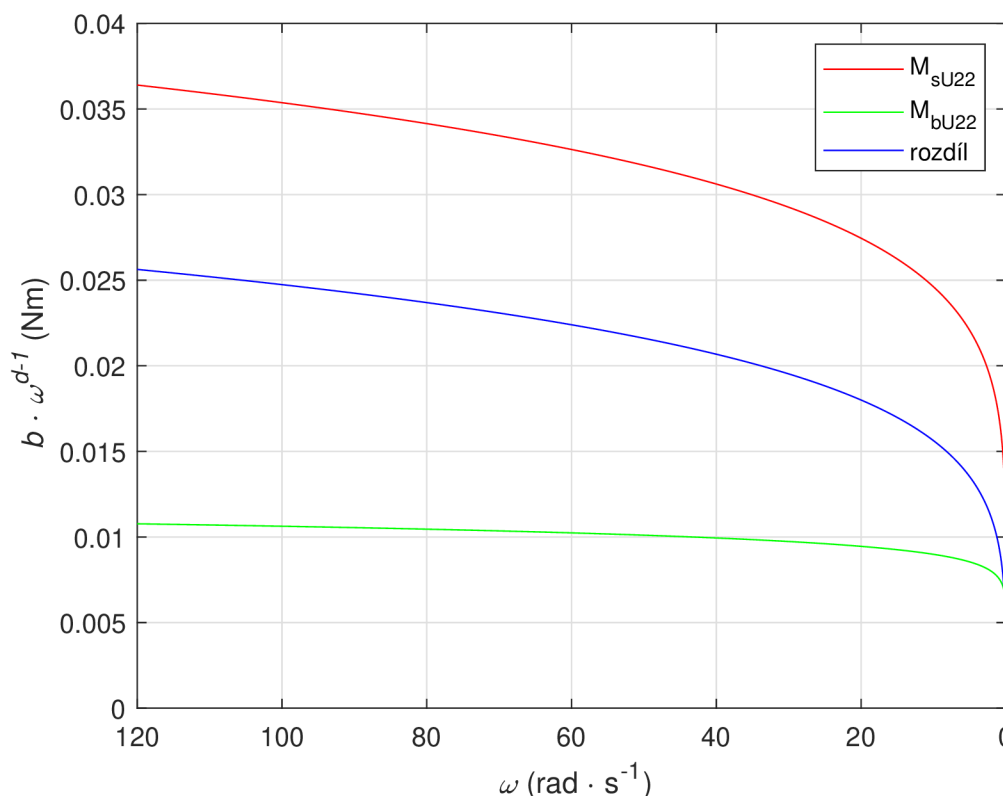
Obrázek 3.23: Závislost $\alpha(\omega)$ při doběhu

Výsledná hodnota koeficientů b a d pro dané měření byla vypočtena jako průměr jednotlivých hodnot.

Tabulka 3.6: Koeficienty b a d v závislosti na teplotě a připojení uhlíků

Teplota	Koeficienty			
	$b_{\text{s uhlíky}}$	$b_{\text{bez uhlíků}}$	$d_{\text{s uhlíky}}$	$d_{\text{bez uhlíků}}$
22 °C	0,01713	0,00760	1,15743	1,07281
40 °C	0,02095	0,00809	1,08502	1,03704
60 °C	0,02085	0,00785	1,08494	1,03998

Dalším krokem byla separace ztrát třením v ložiscích a třecích ztrát na kontaktu mezi uhlíky a komutátorem. Do vztahu 2.19 byly dosazeny hodnoty ω v rozsahu $\omega = (120 \dots 0)$ rad/s a byla vykreslena pravá strana této rovnice, nejprve s hodnotami koeficientů odpovídajícími měření s kartáči na komutátoru, poté s koeficienty bez nich.



Obrázek 3.24: Závislost tlumení na připojení uhlíků při 22 °C

Červená křivka na Obrázku 3.24 odpovídá ztrátovému momentu na kartáčích a v ložiscích, zelená křivka ztrátovému momentu pouze v ložiscích. Z průběhů vyplývá, že na kontaktu mezi uhlíky a komutátorem dochází k velkému tření. To bylo patrné i z průběhu měření, kdy doba doběhu rotoru bez připojených uhlíků na komutátoru byla přibližně trojnásobná oproti době doběhu s připojenými uhlíky. K separaci ztrát v uhlících byly tyto průběhy odečteny, podle vztahu:

$$M_{\text{ztrátový uhlíky } 22^{\circ}\text{C}} = b_{\text{s uhlíky}} \cdot \omega^{d_{\text{s uhlíky}}-1} - b_{\text{bez uhlíků}} \cdot \omega^{d_{\text{bez uhlíků}}-1} \quad (3.20)$$

Tento průběh je na Obrázku 3.24 zobrazen modrou barvou. Metodou NLS byly hledány nejvíce vyhovující parametry b a d , a tím byly získány koeficienty pro ztráty třením v uhlících samotných. V Tabulce 3.7 jsou uvedeny výsledné hodnoty.

Tabulka 3.7: Koeficienty b a d pro uhlíky

Teplota	Koeficienty	
	$b_{\text{uhlíky}}$	$d_{\text{uhlíky}}$
22 °C	0,0099	1,2003
40 °C	0,0130	1,1089
60 °C	0,0131	1,1068

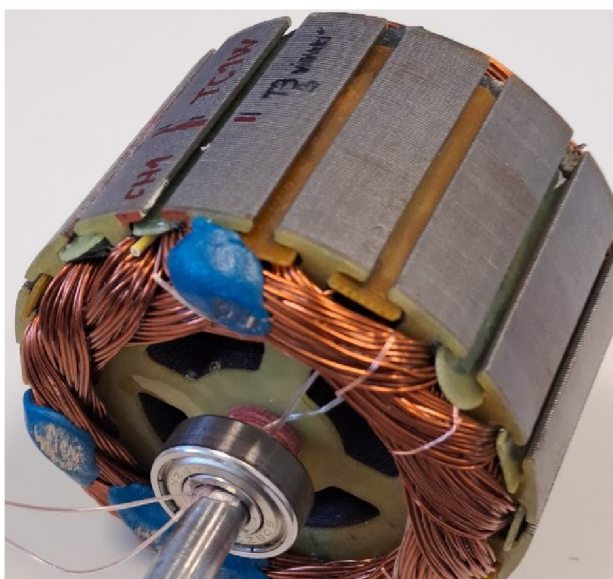
Ztrátový moment a ztrátový výkon v zahřátém stavu v ložiscích a na komutátoru při nominálních otáčkách ($\omega_n = 250 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$) byl vypočten podle vztahů 2.18 a 2.19 a hodnoty jsou uvedeny v tabulce níže:

Tabulka 3.8: Ztrátový moment a výkon v ložiscích a uhlících při různých teplotách

	22 °C		40 °C		60 °C	
	M_z (Nm)	P_z (W)	M_z (Nm)	P_z (W)	M_z (Nm)	P_z (W)
ložiska	0,0114	2,84	0,0099	2,48	0,0098	2,45
uhlíky	0,0030	7,48	0,0237	5,93	0,0236	5,91

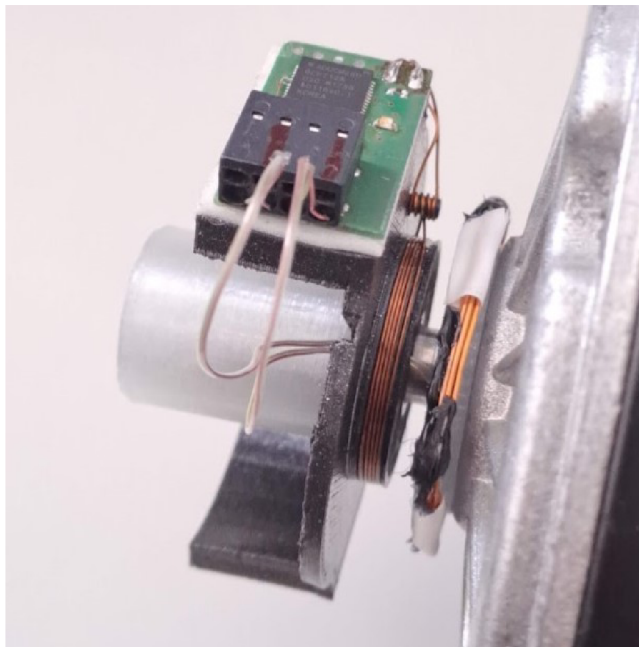
3.7 Typová zkouška

Motor bylo nutné osadit bezdrátovým měřením teploty, aby bylo možné provádět měření teploty vinutí za provozu. K tomu byl použit modul pro bezdrátový přenos informací od firmy Adwitech. Do hřídele motoru byla pod ložisko vybroušena drážka, kterou byly termočlánky vyvedeny vně motoru. Rotor osazený termočlánky je zobrazen na Obrázku 3.25:



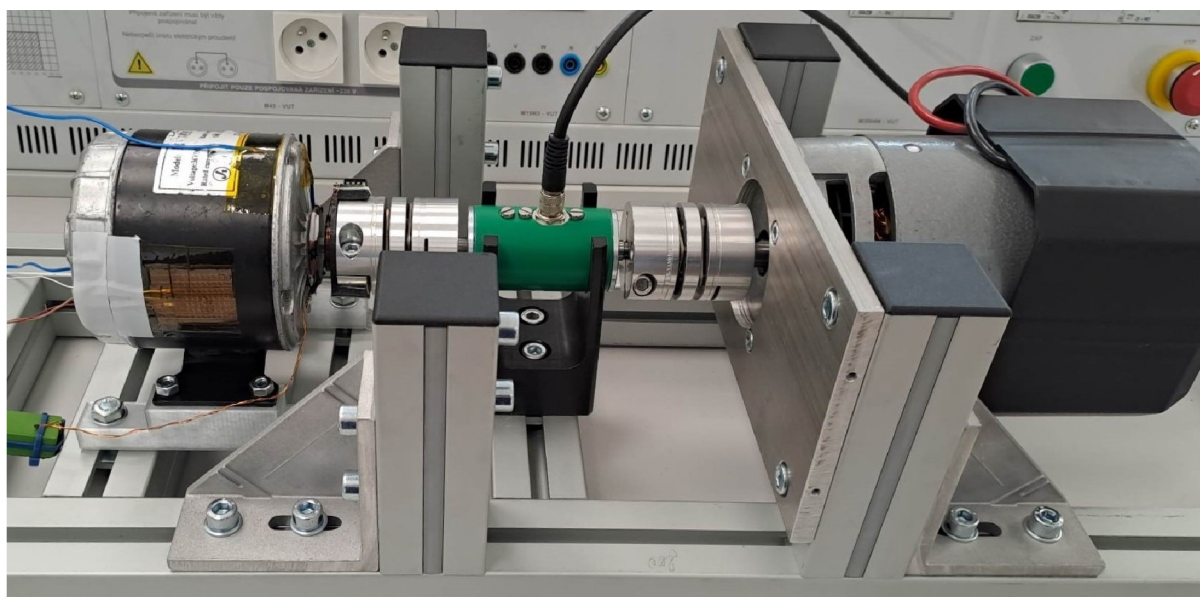
Obrázek 3.25: Rotor osazený termočlánky

Byla navržena a vytištěna redukce z průměru hřídele motoru na průměr pružné spojky, pomocí níž byl motor připojen ke snímači točivého momentu. Tato redukce zároveň slouží jako nosič modulu pro bezdrátovou komunikaci a je k němu také připojena cívka sloužící ke komunikaci a napájení. Redukce je zobrazena níže:



Obrázek 3.26: Redukce s držákem modulu

Motor byl připojen ke snímači točivého momentu *Burster 8645-5017.5* s měřicím rozsahem 0-17.5 Nm [14]. Signál z něj byl vyhodnocován na připojeném PC. Na druhém konci snímače momentu byl připojen stejnosměrný motor pracující do elektronické zátěže, a tím byl identifikovaný motor zatěžován momentem. Identifikovaný motor byl připojen ke zdroji stejnosměrného napětí. Celá měřicí soustava je zobrazena na Obrázku 3.27:



Obrázek 3.27: Měřicí aparatura typové zkoušky

Na boční stranu motoru byl upevněn snímač tepelného toku HFS-4 s integrovaným termočlánkem pro měření teploty. Druhý termočlánek byl nalepen na horní stranu motoru v blízkosti předního štítu, další termočlánek pak byl upevněn na střed zadního štítu. Výstupy termočlánků byly snímány digitálním teploměrem *Omega HH520* a data byla odesílána do PC. Vzorkování teplot vinutí a pláště bylo nastaveno na 5 sekund. Tato hodnota byla zvolena, aby byl zachycen rychlý náběh teploty vinutí v počátku měření. Nominální moment byl ze štítkových parametrů motoru vypočten podle vztahu:

$$M = \frac{P}{\omega} = \frac{60 \cdot P}{2\pi \cdot n} = \frac{350}{2\pi \cdot 2400} = 1,39 \text{ Nm} \quad (3.21)$$

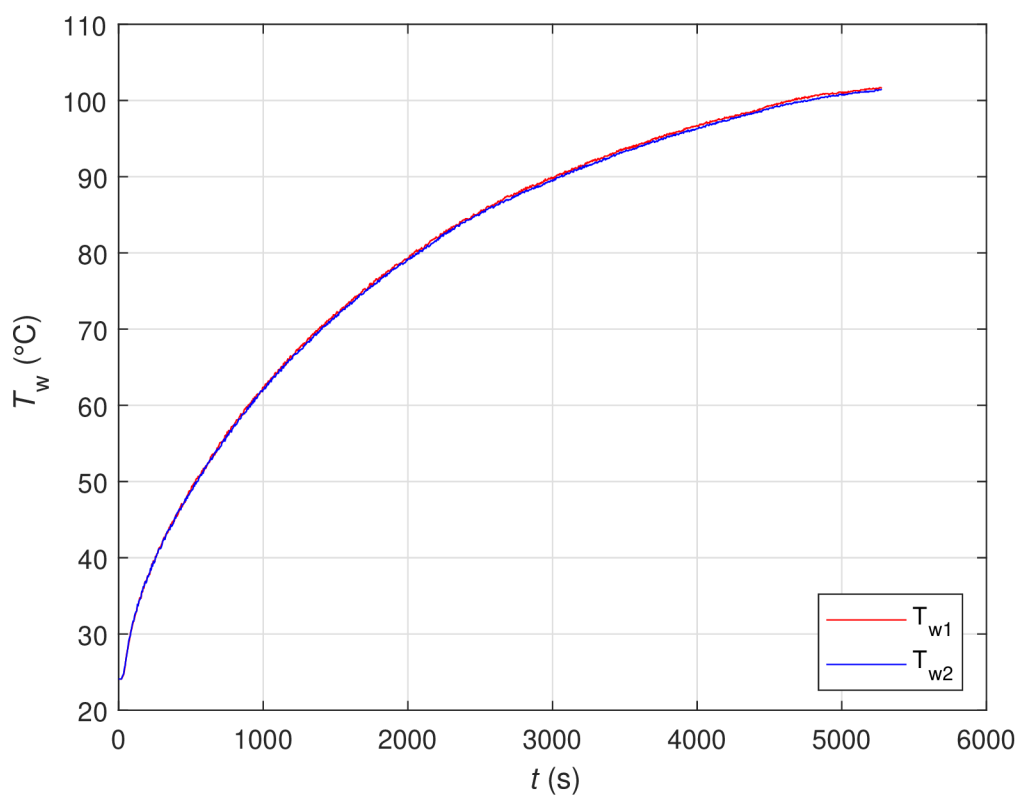
Kolem měřicí aparatury byl upevněn ochranný kryt. Před započítím měření byl odečten offset měření momentu, bylo spuštěno zaznamenávání teploty vinutí a teploty povrchu, motor byl spuštěn a na elektronické zátěži byl nastaven zátěžný proud tak, aby měřený moment odečítaný z PC odpovídal požadovanému zátěžnému momentu $M_z = 0,8 \text{ Nm}$. Při prvním měření byl motor připojen na napětí $U = 36 \text{ V}$. Motor při tomto měření odebíral proud $I = 8,4 \text{ A}$. Přibližně po 30 minutách měření došlo náhle ke změně zvuku motoru, zvýšení odebíraného proudu a k výraznému zvýšení teploty vinutí. Měření proto bylo přerušeno. Rozložením motoru bylo zjištěno, že pravděpodobnou příčinou poruchy bylo odlomení části uhlíku a jeho zaseknutí mezi lamely komutátoru, čímž došlo ke zkratu a náhlému zvýšení teploty vinutí a zvýšení tření v motoru.

3.7.1 Měření s 36 V

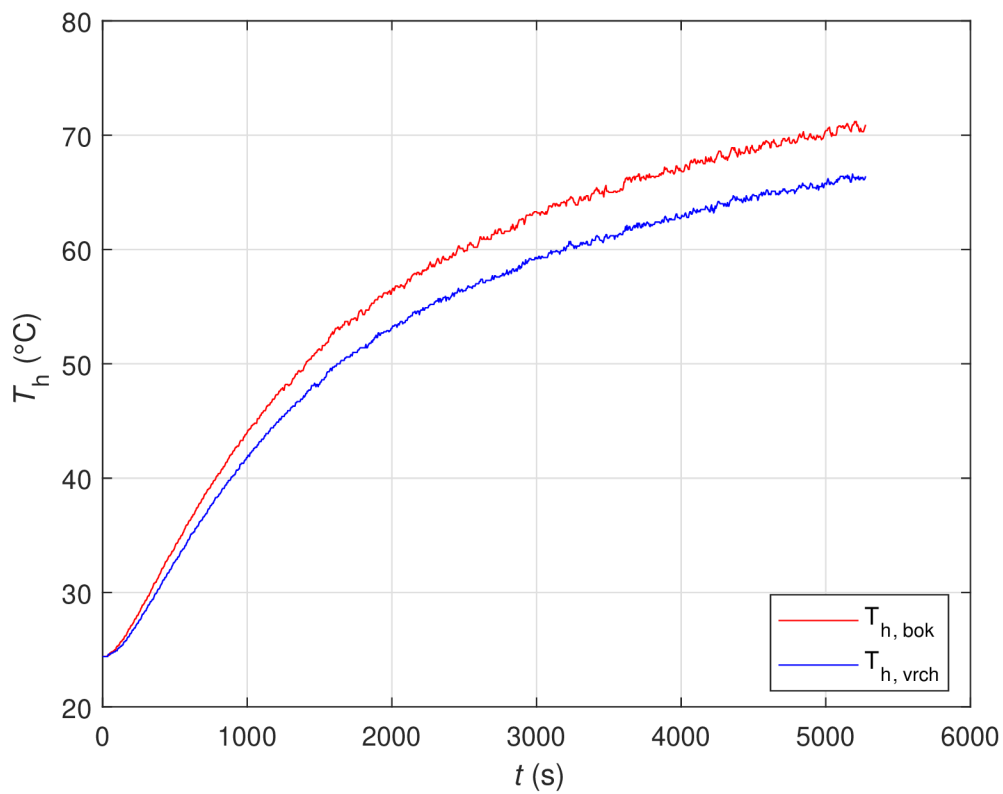
Další měření bylo provedeno pro napětí $U = 35,9 \text{ V}$. Odebíraný proud byl odečítán z displeje zdroje a moment byl měřen senzorem na hřídeli. Otáčky motoru byly měřeny ručním laserovým otáčkoměrem na reflexní pásce upevněné na kontrastním podkladu. Offset měřeného momentu na počátku měření byl roven $M_{\text{offset, i}} = 0,05 \text{ Nm}$, po skončení měření $M_{\text{offset, f}} = 0,22 \text{ Nm}$. Hodnoty uvedené v řádku M_{PC} jsou pouze přibližné průměrné hodnoty v daný čas. Kvůli velké varianci výstupních hodnot ze senzoru momentu nebyla data z něj použita v dalších výpočtech. V Tabulce 3.9 jsou uvedeny hodnoty z měření, teploty T_w a T_h jsou zde uvedeny pro lepší orientaci v průběhu měření. Teplota okolí během měření byla $T_a = 24,4 \text{ }^\circ\text{C}$. Na Obrázcích 3.28 a 3.29 jsou zobrazeny průběhy teplot vinutí a pláště v čase:

Tabulka 3.9: Změřené hodnoty pro $U = 35,9 \text{ V}$

t (min)	0	5	10	15	20	30	40
T_w	24,4	39,5	49,0	56,3	62,6	72,7	80,5
T_h	24,4	29,3	36,2	42,1	47,2	54,5	59,2
I (A)	6,7	6,7	6,6	6,6	6,6	6,6	6,7
n (RPM)	3097	3132	3168	3190	3201	3215	3227
$M_{z, \text{PC}}$ (Nm)	0,73	0,73	0,74	0,75	0,76	0,77	0,78
t (min)	50	60	65	70	80	85	90
T_w	63,3	65,2	67,1	67,7	69,4	70,8	70,9
T_h	86,6	91,5	93,5	95,4	98,5	99,8	100,8
I (A)	6,8	6,8	6,9	6,9	7,0	7,0	7,0
n (RPM)	3241	3255	3262	3267	3278	3282	3285
$M_{z, \text{PC}}$ (Nm)	0,79	0,80	0,81	0,82	0,83	0,84	0,84



Obrázek 3.28: Teplota vinutí v čase při napájení 36 V



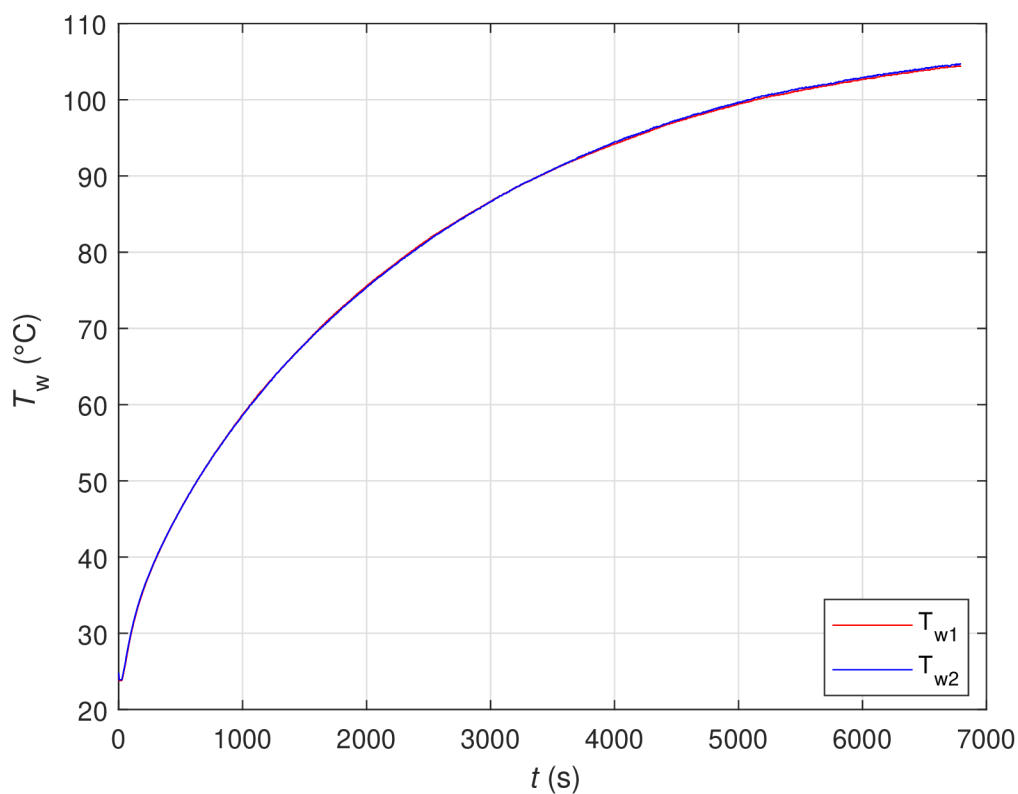
Obrázek 3.29: Teplota pláště v čase při napájení 36 V

3.7.2 Měření s 24 V

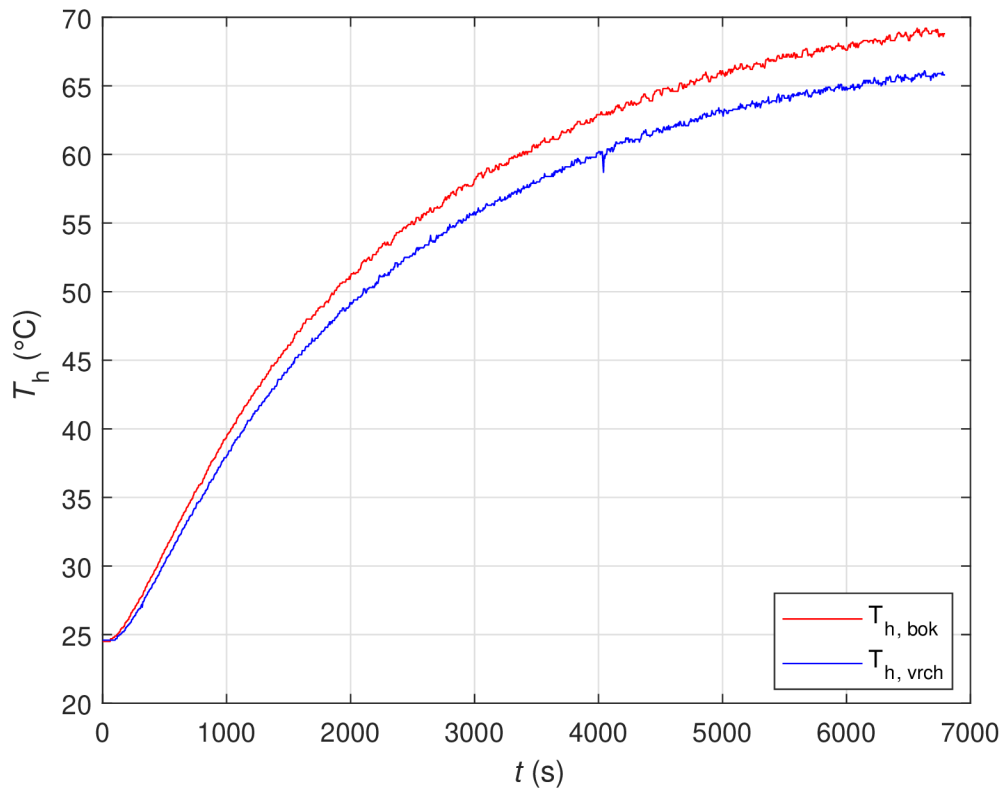
Další měření bylo provedeno s napájením 24,1 V, při okolní teplotě $T_a = 24,4 \text{ }^\circ\text{C}$. V Tabulce 3.10 jsou uvedeny změřené hodnoty proudů a otáček a teploty v daný čas.

Tabulka 3.10: Změřené hodnoty pro $U = 24,1 \text{ V}$

t (min)	0	5	10	20	30	40
T_w	24,4	39,5	49,0	62,6	72,7	80,5
T_h	24,5	27,6	32,8	37,8	42,2	49,2
I (A)	6,8	6,8	6,8	6,8	6,8	6,8
n (RPM)	1955	1970	1998	2004	2007	2008
t (min)	50	60	70	80	90	100
T_w	86,6	91,5	95,4	98,5	100,9	102,7
T_h	54,4	60,9	63,2	65,	4 66,9	67,6
I (A)	6,9	6,9	7,0	7,0	7,1	7,1
n (RPM)	2016	2025	2032	2052	2051	2050



Obrázek 3.30: Teplota vinutí v čase při napájení 24 V



Obrázek 3.31: Teplota pláště v čase při napájení 24 V

3.8 Konstanta motoru $c\phi$

Z údajů změřených při typové zkoušce byly hodnoty napětí, odebíraného proudu a otáček dosazeny do napěťové rovnice 2.1. Dosazeny byly hodnoty z nulté minuty měření, aby byl vyloučen vliv teploty na hodnotu parametru $c\phi$. Byla vyjádřena hodnota $c\phi$ a pro první typovou zkoušku má rovnice tvar:

$$c\phi = \frac{60 \cdot (U - R_a \cdot I)}{n \cdot 2\pi} = \frac{60 \cdot (35,9 - 0,610 \cdot 6,7)}{3097 \cdot 2\pi} = 0,09809 \text{ V} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1} \quad (3.22)$$

Dosazením hodnot z druhého měření je parametr $c\phi$ roven:

$$c\phi = \frac{60 \cdot (U - R_a \cdot I)}{n \cdot 2\pi} = \frac{60 \cdot (24,1 - 0,610 \cdot 6,8)}{1955 \cdot 2\pi} = 0,09746 \text{ V} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1} \quad (3.23)$$

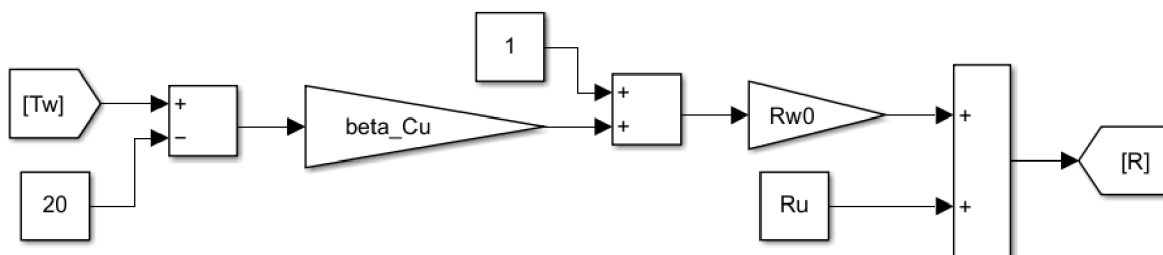
4 Vytvoření modelu MY1035

4.1 Teplotní závislost odporu

Elektrický odpor vinutí je závislý na teplotě podle vztahu 3.5. Odpor uhlíků R_U byl vypočten jako rozdíl celkového odporu R_{celk} a odporu vinutí samostatného R_{w0} a je roven $R_U = 0,61 \Omega$. Výsledný elektrický odpor se závislostí odporu vinutí na teplotě je pak roven:

$$R(T_w) = R_U + R_{w0} \cdot (1 + \beta_{Cu} \cdot (T_w - T_0)) \quad (4.1)$$

Na Obrázku 4.1 je zobrazen výpočet teplotně závislého odporu v Simulinku:



Obrázek 4.1: Výpočet odporu v Simulinku

4.2 Teplotní závislost $c\phi$

Z hodnot typových zkoušek, uvedených v Tabulkách 3.9 a 3.10, vyplývá, že s rostoucí teplotou dochází k nárůstu otáček motoru, odebíraného proudu i odporu vinutí. Aby byla zachována rovnost v napěťové rovnici 2.1, musí parametr $c\phi$ v závislosti na teplotě klesat. Závislost je popsána vztahem [15]:

$$c\phi(T_{\text{mag}}) = c\phi_0 \cdot (1 - \alpha_{\text{mag}} \cdot (T_{\text{mag}} - T_0)), \quad (4.2)$$

kde $c\phi_0$ je konstanta motoru při počáteční teplotě, stanovená v předchozím měření, T_{mag} je teplota magnetů, T_0 je počáteční teplota a α_{mag} je koeficient závislosti magnetické indukce na teplotě, který je pro blíže nespecifikovaný feritový magnet roven $\alpha_{\text{mag}} = 0,2 \%/K$ [15]. Za teplotu magnetů byla dosazena střední teplota mezi rotorem a pláštěm a byl hledán koeficient α_{mag} takový, aby byla minimalizována chyba:

$$err = P_0 - c\phi_0 \cdot (1 - \alpha_{\text{mag}} \cdot (T_{\text{mag}} - T_0)) \cdot I \cdot \omega - R(T_w) \cdot I^2, \quad (4.3)$$

kde P_0 je příkon dodávaný ze zdroje a člen $c\phi \cdot I \cdot \omega$ představuje vnitřní výkon na rotoru.

Takto byl stanoven koeficient $\alpha_{\text{mag}} = 0,11\%/K$ pro použitý typ feritového magnetu. Pro kontrolu byl proveden výpočet úhlové rychlosti ω_c v čase, dané vztahem:

$$\omega_c = \frac{U_a - R(T_w) \cdot I}{c\phi(T_{\text{mag}})} \quad (4.4)$$

Kvůli velké varianci výstupních hodnot $M_{z,PC}$ ze senzoru momentu bylo nutné vypočítat zátěžný moment během typových zkoušek podle vztahu:

$$M_z = c\phi \cdot I \cdot \omega - b \cdot \omega^{d-1} \quad (4.5)$$

Vypočtené hodnoty chyby err , kontrola parametru $c\phi(T_{\text{mag}})$ pomocí otáček ω_c a vypočtený zátěžný moment M_z jsou uvedeny v Tabulkách 4.1 a 4.2:

Tabulka 4.1: Kontrolní ω_c , chyba vypočítaného výkonu, zátěžný moment pro 36V měření

t (min)	0	5	10	15	20	30	40
ω (rad/s)	324,32	327,98	331,75	334,06	335,21	336,67	337,93
ω_c (rad/s)	324,32	328,28	331,37	333,38	335,14	337,85	339,07
err (W)	0,00	0,20	-0,24	-0,42	-0,04	0,72	0,71
M_z (Nm)	0,62	0,61	0,60	0,59	0,59	0,58	0,59
t (min)	50	60	65	70	80	85	90
ω (rad/s)	339,40	340,86	341,60	342,12	343,27	343,69	344,00
ω_c (rad/s)	339,95	340,97	340,88	341,99	341,25	341,70	341,85
err (W)	0,35	0,07	-0,45	-0,08	-1,29	-1,27	-1,37
M_z (Nm)	0,59	0,59	0,60	0,59	0,60	0,60	0,60

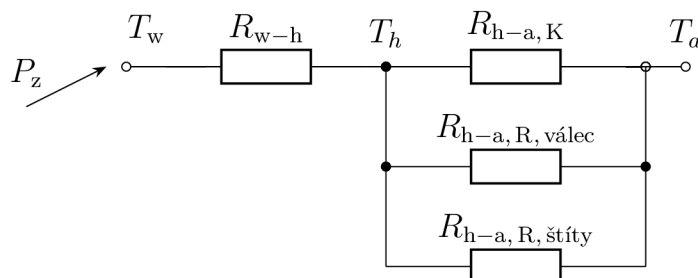
Tabulka 4.2: Kontrolní ω_c , chyba vypočítaného výkonu, zátěžný moment pro 24V měření

t (min)	0	5	10	20	30	40
ω (rad/s)	203,05	204,73	206,30	209,23	209,86	210,17
ω_c (rad/s)	203,41	205,20	206,28	207,55	208,60	209,85
err (W)	0,24	0,31	-0,01	-1,08	-0,81	-0,20
M_z (Nm)	0,63	0,62	0,62	0,61	0,61	0,60
t (min)	50	60	70	80	90	100
ω (rad/s)	210,28	211,12	212,06	212,79	214,88	214,78
ω_c (rad/s)	210,09	211,15	210,91	211,35	210,91	211,09
err (W)	-0,12	0,02	-0,74	-0,92	-2,57	-2,38
M_z (Nm)	0,61	0,60	0,61	0,61	0,61	0,61

Zátěžné momenty v jednotlivých měřeních byly vypočteny jako průměry dílčích hodnot. Pro měření s 36V napájením $M_z = 0,59$ Nm a $M_z = 0,61$ pro měření s 24V napájením.

4.3 Výpočet tepelných parametrů

Tepelná síť byla diskretizována na tepelný odpor R_{w-h} mezi vinutím a pláštěm a třemi paralelními odpory mezi pláštěm a okolím, kde $R_{h-a,R,válec}$ je radiační složka tepelného odporu válcové části pláště, $R_{h-a,R,štítý}$ je radiační složka tepelného odporu štítů a $R_{h-a,K}$ představuje tepelný odpor konvekce z celého pláště.



Obrázek 4.2: Tepelná síť motoru v ustáleném stavu

Z provedených typových zkoušek byla extrapolací určena ustálená teplota vinutí a pláště. Ztrátový výkon byl vypočten z posledních změřených hodnot v typové zkoušce podle vztahu 4.6, ustálené teploty a ztrátové výkony jsou uvedeny v Tabulce 4.3.

$$P_z = P_{z,Cu} + P_{z,mech} = R(T_w) \cdot I^2 + b(T_h) \cdot \omega^{d(T_h)} \quad (4.6)$$

Tabulka 4.3: Ustálené teploty a ztrátový výkon pro různá napájecí napětí

U (V)	$T_{w,steady}$ (° C)	$T_{h,steady}$ (° C)	$P_{z,mech}$ (W)	$P_{z,Cu}$ (W)	$P_{z,celk}$ (W)
36	107,7	75,4	11,8	33,5	45,4
24	109,9	74,7	7,1	34,6	41,7

4.3.1 Tepelný odpor R_{w-h}

Tepelný odpor R_{w-h} byl vypočten podle vztahu níže a pro napájecí napětí 36 V je $R_{w-h,36}$ roven:

$$R_{w-h} = \frac{T_{w,steady} - T_{h,steady}}{P_z} = \frac{107,7 - 75,4}{45,4} = 0,711 \text{ K/W} \quad (4.7)$$

Dosazením hodnot pro 24V měření do předchozí rovnice je $R_{w-h,24} = 0,843 \text{ K/W}$. Hodnota tepelného odporu R_{w-h} je z výše uvedených hodnot závislá na otáčkách. Při nižším napájecím napětí je kvůli nižším otáčkám hodnota odporu vyšší. Hodnota R_{w-h} je v modelu považována za konstantní.

4.3.2 Radiační složka tepelného odporu R_{h-a}

Plášť motoru má průměr $D = 101 \text{ mm}$ a délku $L = 107 \text{ mm}$. Plocha štítů a plocha válcové části je rovna:

$$S_{štítý} = 2 \cdot \frac{\pi D^2}{4} = 2 \cdot \frac{\pi \cdot 0,101^2}{4} = 0,016 \text{ m}^2 \quad (4.8)$$

$$S_{\text{válec}} = \pi \cdot D \cdot L = \pi \cdot 0,101 \cdot 0,107 = 0,034 \text{ m}^2 \quad (4.9)$$

Celková plocha pláště S_{celk} je pak dána jako součet plochy štítů a válce a je rovna $S_{\text{celk}} = 0,050 \text{ m}^2$. Za emisivitu válcové části pláště byla dosazena hodnota $\epsilon_{\text{plášť}} = 0,96$ pro černý matný lak [16]. Emisivita štítů byla zvolena $\epsilon_{\text{štítů}} = 0,11$ [16] pro oxidovaný hliník. Tepelný odpor zářením z povrchu válce je pak roven:

$$R_{\text{h-a, R, válec}} = \frac{1}{\alpha_{\text{R, válec, st}} \cdot S_{\text{válec}}} = \frac{1}{7,515 \cdot 0,034} = 3,914 \text{ K/W}, \quad (4.10)$$

kde $\alpha_{\text{R, válec, st}}$ je součinitel přestupu tepla zářením z válce v ustáleném stavu, vypočtený podle 2.6. Stejným způsobem byl vypočten tepelný odpor zářením ze štítů, který je roven: $R_{\text{ha, R, štítů}} = 72,59 \text{ K/W}$, který je shodný pro obě typové zkoušky.

4.3.3 Konvekční složka tepelného odporu $R_{\text{h-a}}$

Celkový tepelný odpor mezi pláštěm a okolím $R_{\text{h-a}}$ je dán vztahem:

$$R_{\text{h-a, 36V}} = \frac{T_{\text{h, steady}} - T_{\text{a}}}{P_z} = \frac{75,4 - 24,4}{45,4} = 1,12 \text{ K/W} \quad (4.11)$$

Pro 24V měření je tepelný odpor v ustáleném stavu roven $R_{\text{h-a, 24V}} = 1,20 \text{ K/W}$. Tepelný odpor konvekci $R_{\text{h-a, K}}$ z celého povrchu je dán převrácenou hodnotou rozdílu celkového tepelného odporu a součtu dílčích odporů odvodu tepla zářením:

$$R_{\text{h-a, K}} = \frac{1}{\frac{1}{R_{\text{h-a}}} - \left(\frac{1}{R_{\text{h-a, R, válec}}} + \frac{1}{R_{\text{h-a, R, štítů}}} \right)}, \quad (4.12)$$

který je pro 36V měření roven $R_{\text{h-a, K, 36}} = 1,61 \text{ K/W}$ a pro 24V měření je roven $R_{\text{h-a, K, 24}} = 1,78 \text{ K/W}$. Součinitel přestupu tepla konvekci z celého povrchu je pak dán vztahem:

$$\alpha_{\text{K}} = \frac{1}{R_{\text{h-a, K}} \cdot S_{\text{celk}}} \quad (4.13)$$

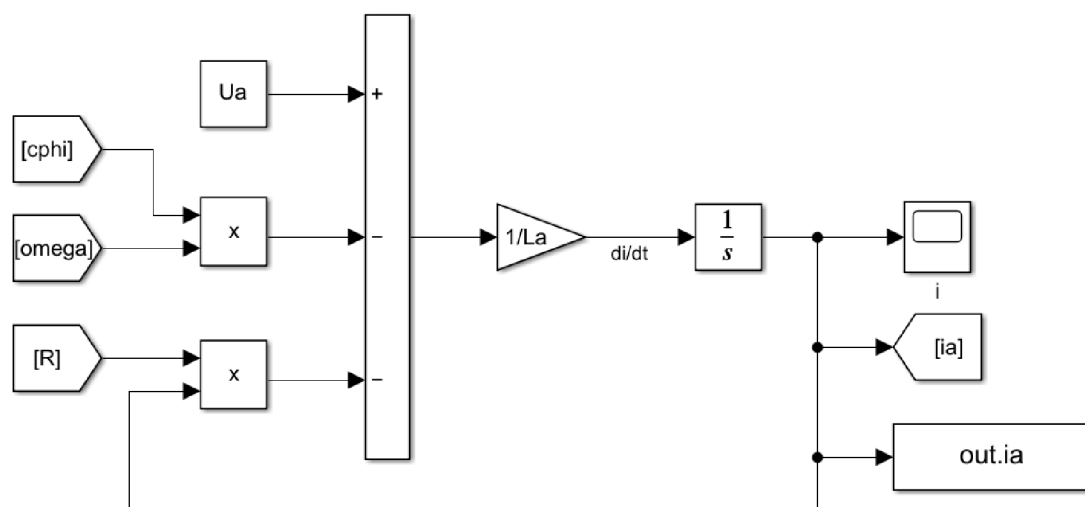
a pro 36V napájení je $\alpha_{\text{K, 36}} = 12,4 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ a pro 24V napájení $\alpha_{\text{K, 24}} = 11,2 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$. Tyto hodnoty byly dosazeny do rovnice 2.14. Tím byla zjištěna hodnota Nusseltova čísla v ustáleném stavu, která je pro 36V napájení rovna $Nu_{36V} = 48,2$ a pro 24V napájení $Nu_{24V} = 43,6$.

Kvůli složité geometrii štítů, především kvůli paprskovému žebrování zadního štítu, byl celý motor aproximován válcem. Štítů by kvůli žebrování nebylo možné aproximovat dostupným vztahem pro výpočet Nusseltova čísla na vertikální ploše. Rovnice 2.13, popisující Nusseltovo číslo pro horizontální válec (uvažovaný bez přední a zadní stěny), byla upravena tak, aby zahrnovala vliv přestupu tepla z válcové plochy včetně štítů tohoto konkrétního motoru. Koeficient $0,387$ z původní rovnice byl korigován tak, aby hodnota

Nusseltova čísla vypočteného tímto vztahem odpovídala v ustáleném stavu vypočtené hodnotě v předchozím odstavci. Pro měření s 36V napájením vychází tento korigovaný číselník $c_{\text{motor},36} = 0,62$ a pro měření s 24 V $Nu_{\text{const},24} = 0,55$. Výsledná hodnota součinitele byla vypočtena jako průměr dvou předchozích hodnot a je rovna $c_{\text{motor}} = 0,59$.

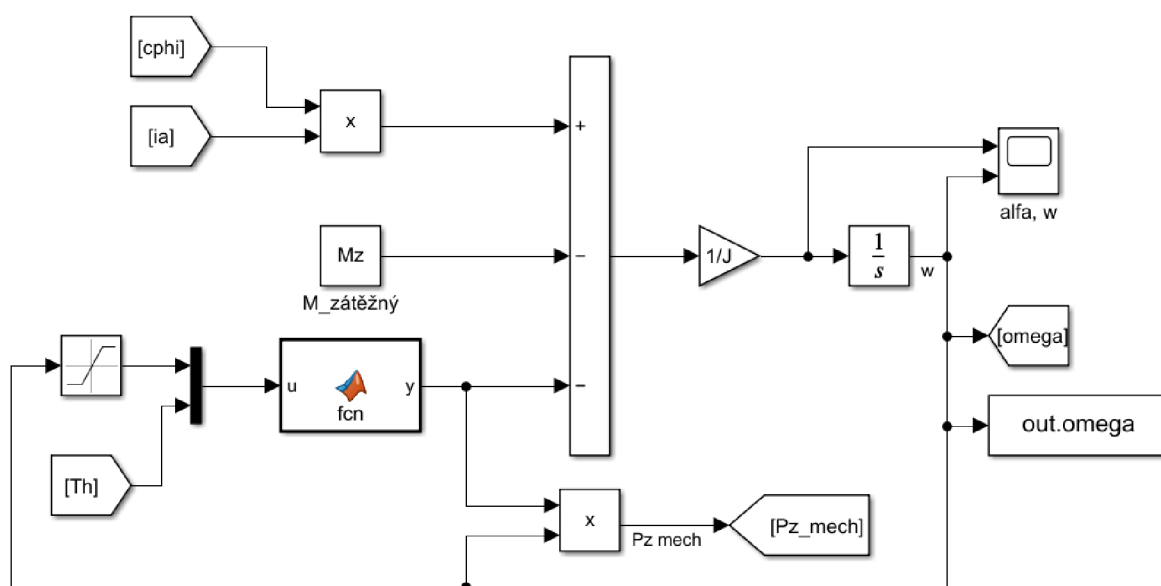
4.4 Model motoru

Rovnice motoru byly sestaveny podle rovnic 2.1 až 2.4. Byl vytvořen skript spouštějící simulaci v Simulinku se zadanými parametry, vypočtenými v předchozí kapitole. V modelu byly dále vypočítávány parametry pro výpočet přestupu tepla z pláště do okolí. První rovnicí je napěťová rovnice motoru:



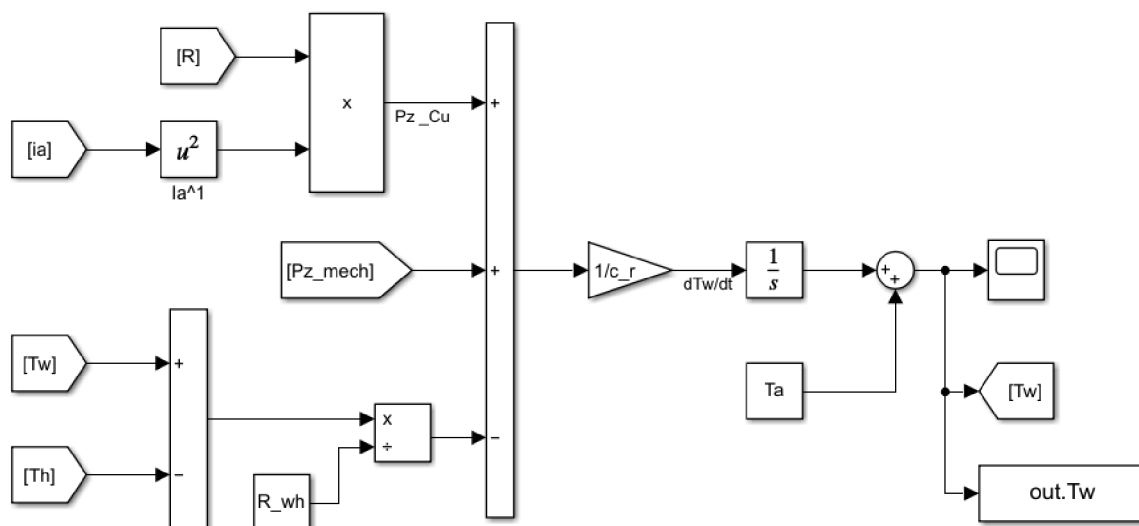
Obrázek 4.3: Model napěťové rovnice v Simulinku

Další simulovanou rovnicí je momentová rovnice 2.2:



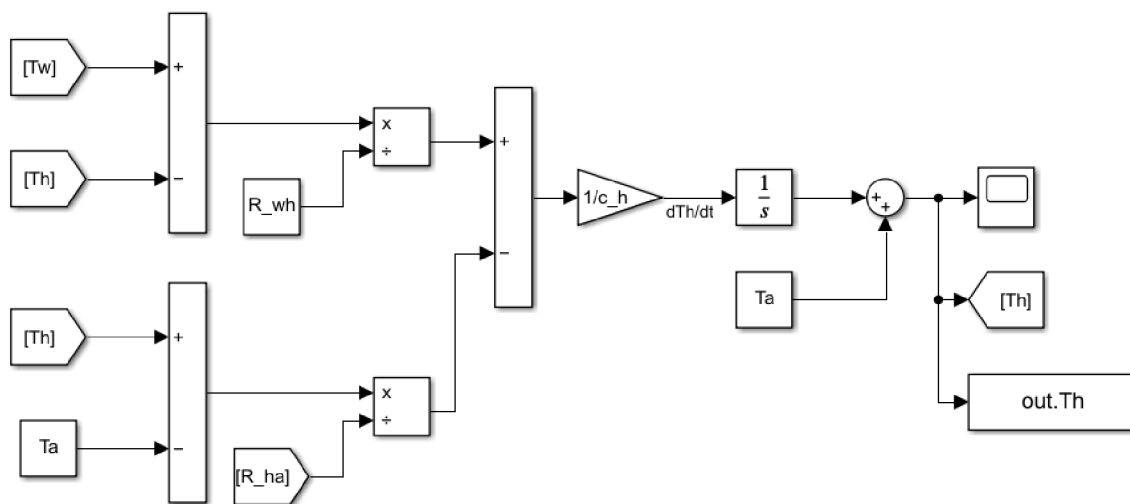
Obrázek 4.4: Schéma momentové rovnice v Simulinku

Blok *MATLAB Function* obsahuje výpočet ztrátového momentu podle aktuální úhlové rychlosti rotoru a teploty pláště, kde při překročení teploty pláště 30°C používá koeficienty tlumení změřené pro vyšší teplotu pláště. Schéma tepelné rovnice rotoru, dané vztahem 2.3, je zobrazeno níže:



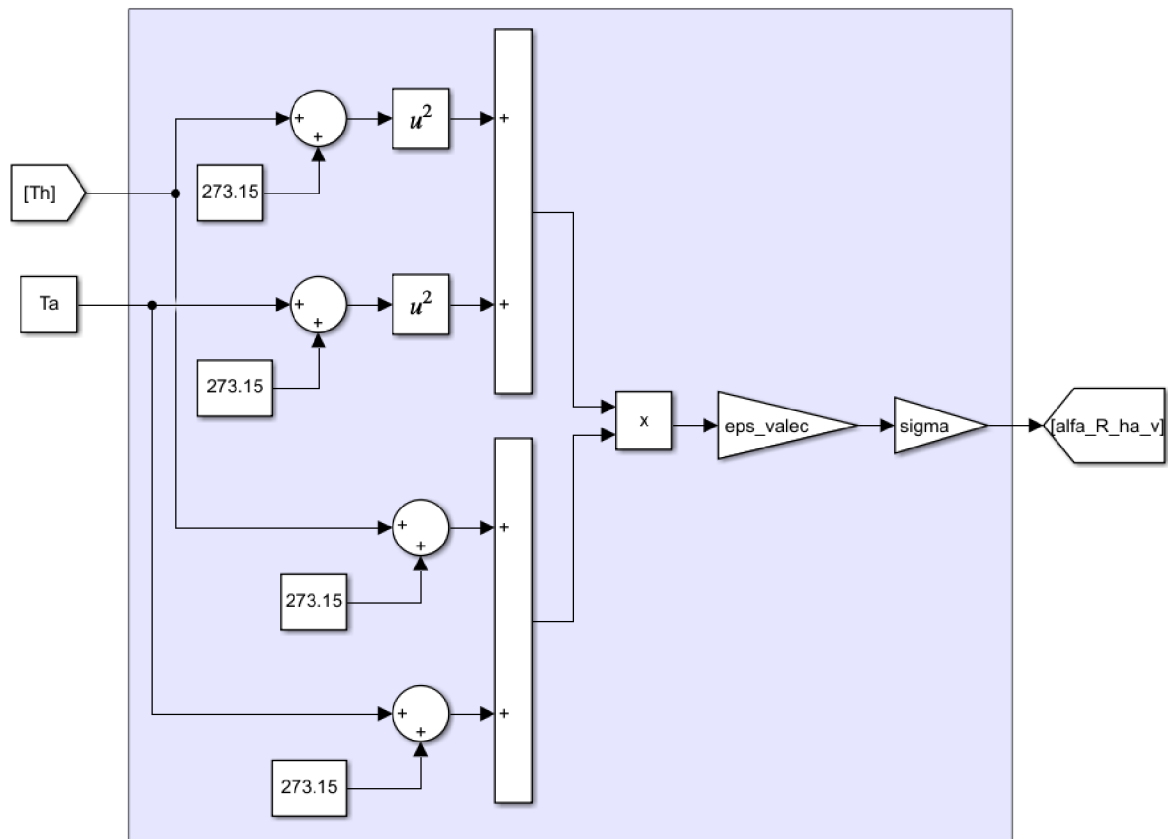
Obrázek 4.5: Schéma tepelné rovnice vinutí v Simulinku

Tepelná rovnice pláště motoru, popsaná vztahem 2.4, je zobrazena na Obrázku 4.6:



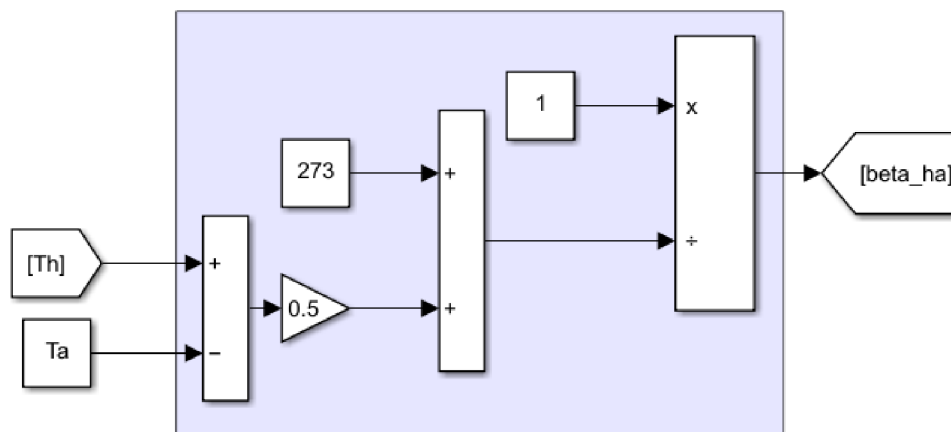
Obrázek 4.6: Schéma tepelné rovnice pláště v Simulinku

Schéma výpočtu tepelných parametrů použitých v simulaci jsou zobrazena níže. Níže je zobrazen výpočet koeficientu přestupu tepla zářením z válcové části pláště, vypočítaný podle 2.6:



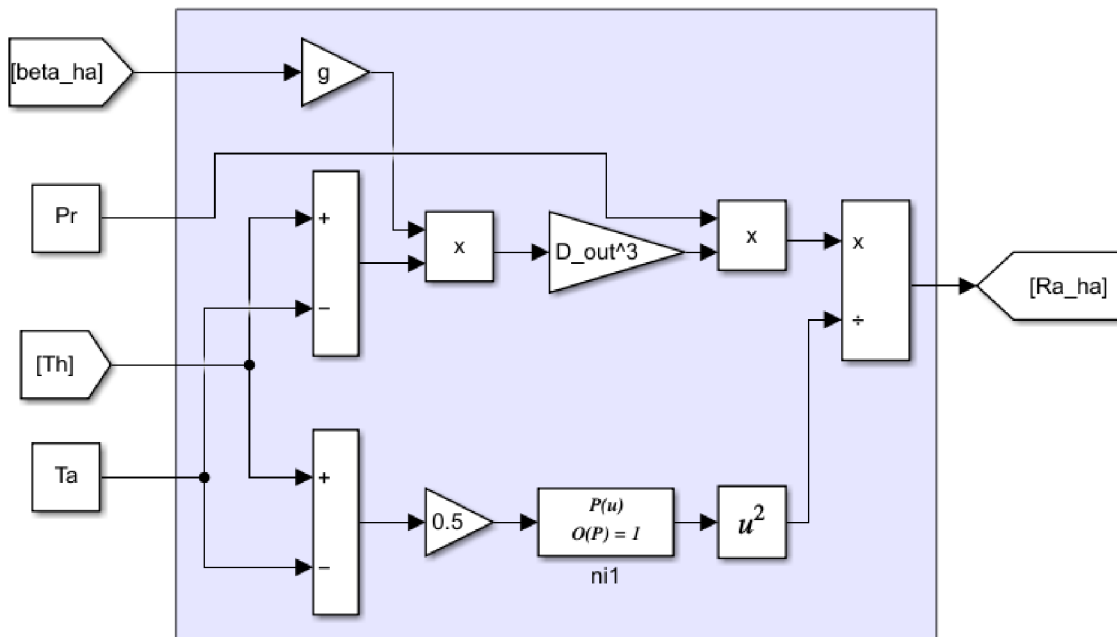
Obrázek 4.7: Schéma výpočtu koeficientu přestupu tepla zářením z válcové části pláště v Simulinku

Výpočet teplotní roztažnosti vzduchu podle vztahu 2.12:



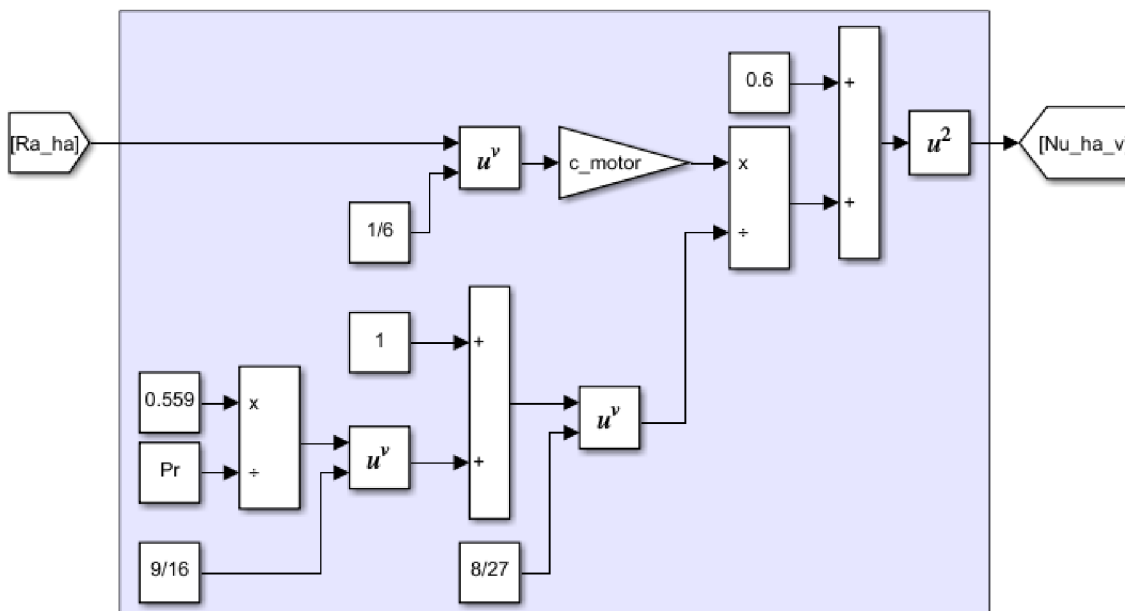
Obrázek 4.8: Schéma výpočtu teplotní roztažnosti vzduchu v Simulinku

Výpočet Rayleighova čísla podle vztahu 2.11:



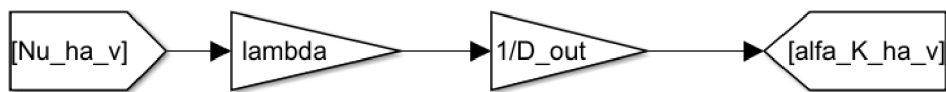
Obrázek 4.9: Schéma výpočtu Rayleighova čísla v Simulinku

Výpočet Nusseltova čísla podle vztahu 2.14 s korigovaným součinitelem tvaru:



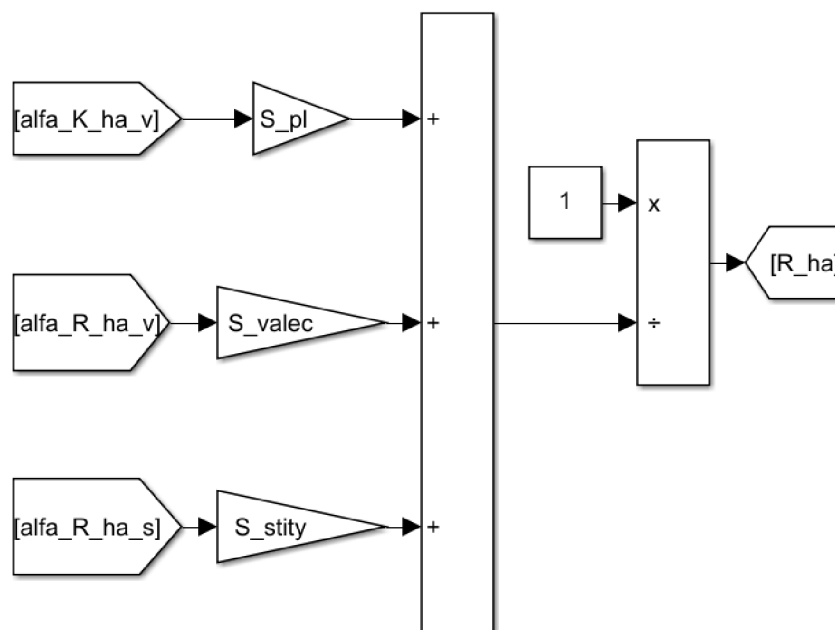
Obrázek 4.10: Schéma výpočtu Nusseltova čísla v Simulinku

Výpočet součinitele přestupu tepla konvekcí:



Obrázek 4.11: Schéma výpočtu koeficientu přestupu tepla konvekcí v Simulinku

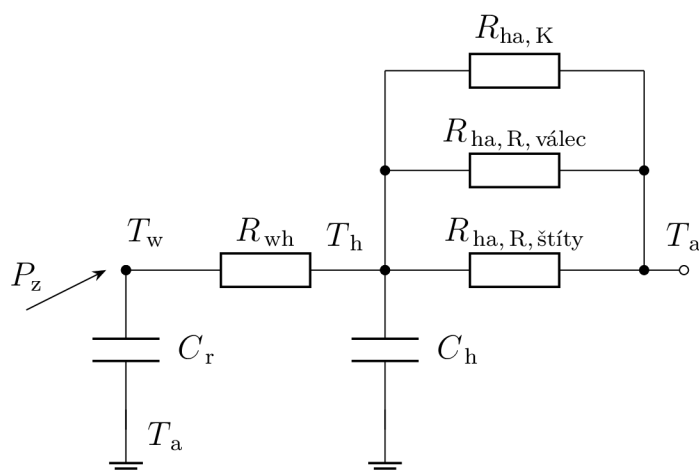
Výpočet výsledného tepelného odporu R_{h-a} :



Obrázek 4.12: Schéma výpočtu tepelného odporu R_{h-a} v Simulinku

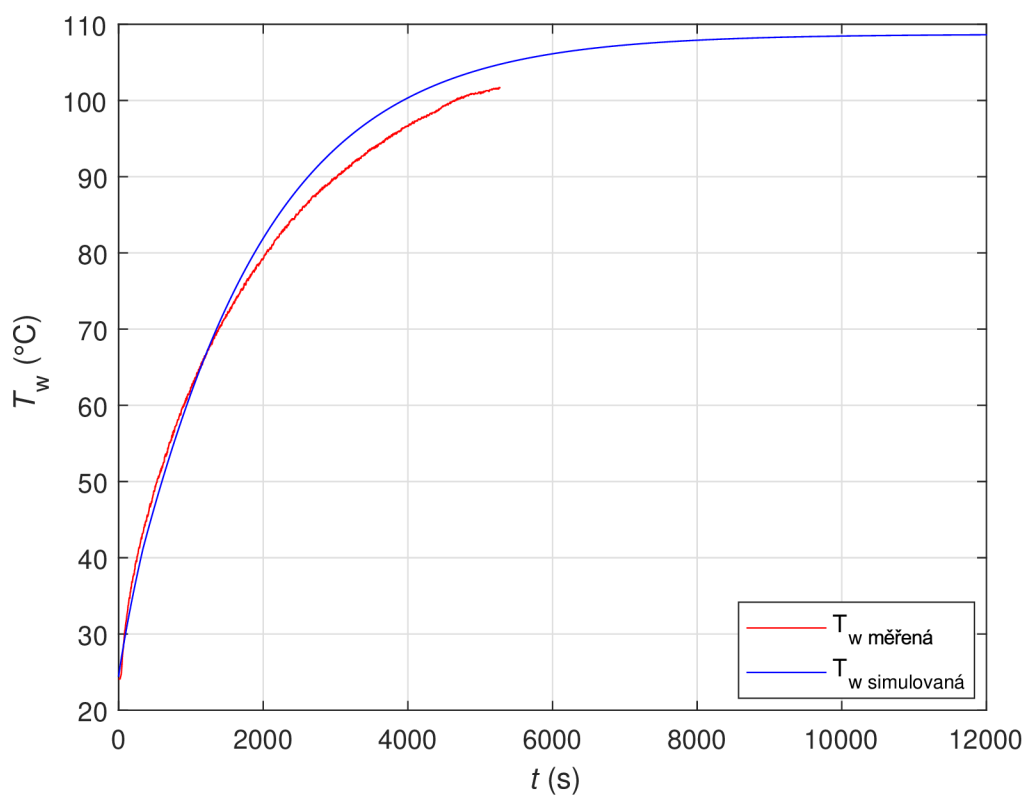
5 Identifikace parametrů pro různé struktury

Motor byl popsán dvouuzlovou sítí, tvořenou tepelnou kapacitou rotoru C_r a tepelnou kapacitou pláště C_h . Tepelná síť v dynamickém stavu je dána schématem na Obrázku 5.1. Tepelná kapacita rotoru C_r byla identifikována v předchozí kapitole. Zbývajícím neznámým parametrem je tepelná kapacita pláště C_h . Při dvou provedených typových zkouškách byl zkoumán vliv uchycení motoru k základně na průběh oteplení pláště. Při měření s napájením 36 V byly šrouby, kterými byl motor upevněn k základně, méně dotaženy. V druhém měření, při napájení 24 V, vznikl dotažením těsnější kontakt mezi motorem a základnou a docházelo k většímu odvodu tepla vedením do základny. Změnou parametru C_h byla hledána hodnota taková, která by minimalizovala rozdíl mezi měřenou a simulovanou teplotou pláště. Pro měření s 36 V, kdy motor nebyl pevně přichycen k základně a byl tak od ní lépe izolován, byla tato hodnota stanovena na $C_h = 500$ J/K. V grafech teploty pláště je vykreslena pouze teplota snímaná termočlánkem, umístěným na boku motoru. Termočlánek umístěný na vrchní straně pláště byl během provozu motoru ofukován proudem vzduchu od hřídele a ukazoval tak nižší teplotu. Ve druhém měření byl motor šrouby pevně uchycen a teplo tak přestupovalo více do základny. Tomuto měření odpovídá tepelná kapacita $C_h = 900$ J/K, která v sobě zahrnuje kromě pláště motoru také kapacitu části základny, oteplované od motoru. Z výše uvedených hodnot a ze zobrazených průběhů vyplývá, že na přesnost modelu má velký vliv instalace motoru, protože ovlivňuje výsledné průběhy teplot, proudů a úhlových rychlostí pro jednotlivá měření jsou uvedena na obrázcích níže.

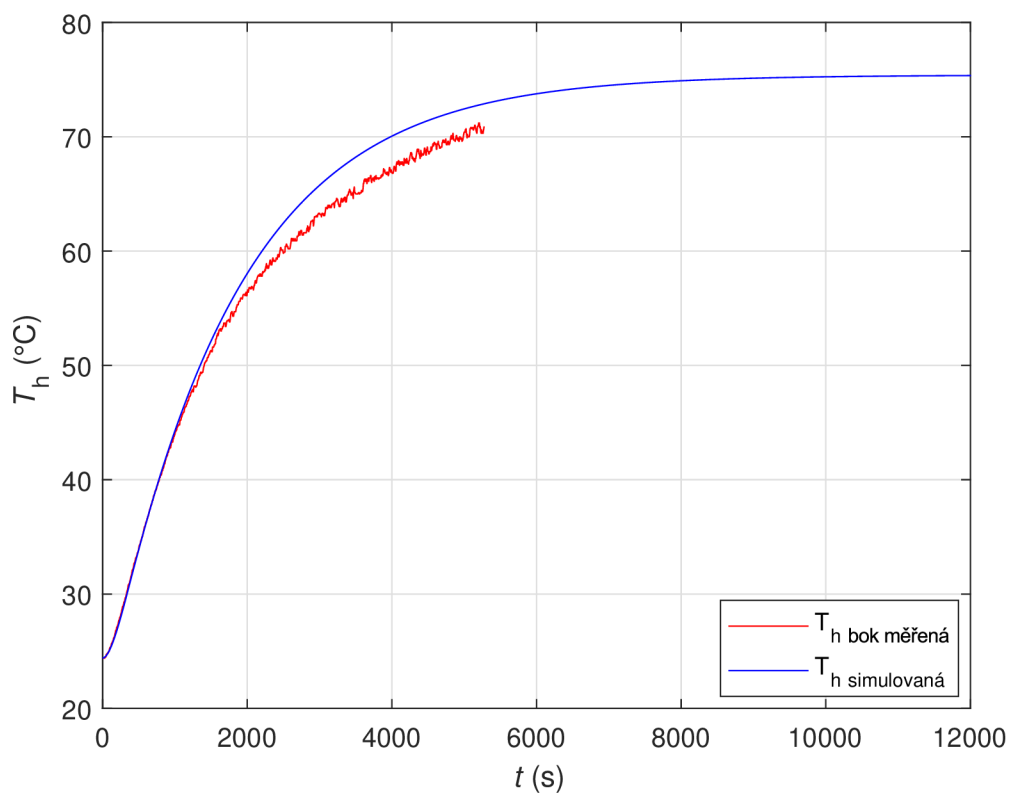


Obrázek 5.1: Tepelná síť motoru

5 IDENTIFIKACE PARAMETRŮ PRO RŮZNÉ STRUKTURY

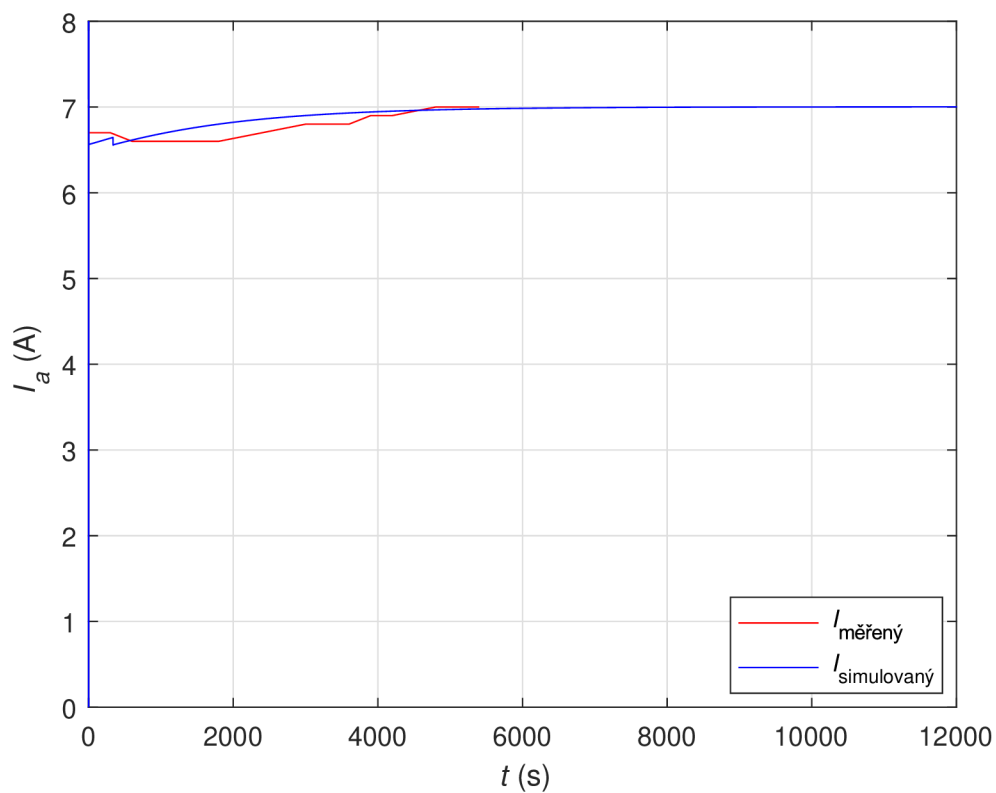


Obrázek 5.2: Průběh měřené a simulované teploty vinutí, 36V měření

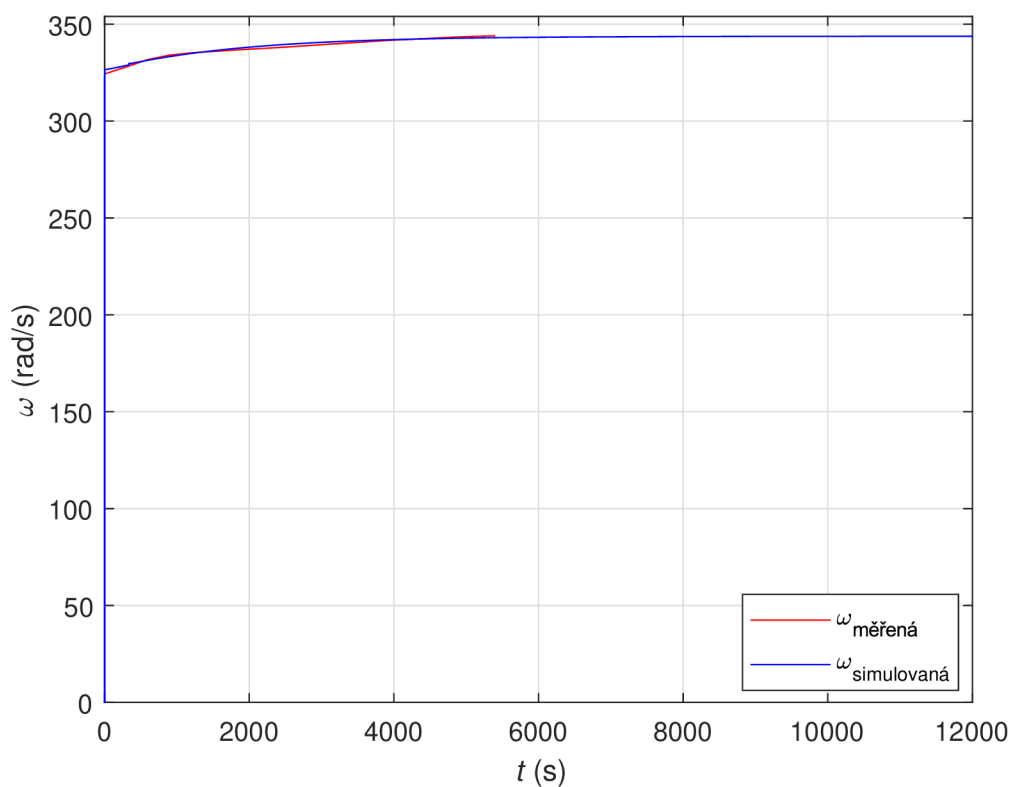


Obrázek 5.3: Průběh měřené a simulované teploty pláště, 36V měření

5 IDENTIFIKACE PARAMETRŮ PRO RŮZNÉ STRUKTURY

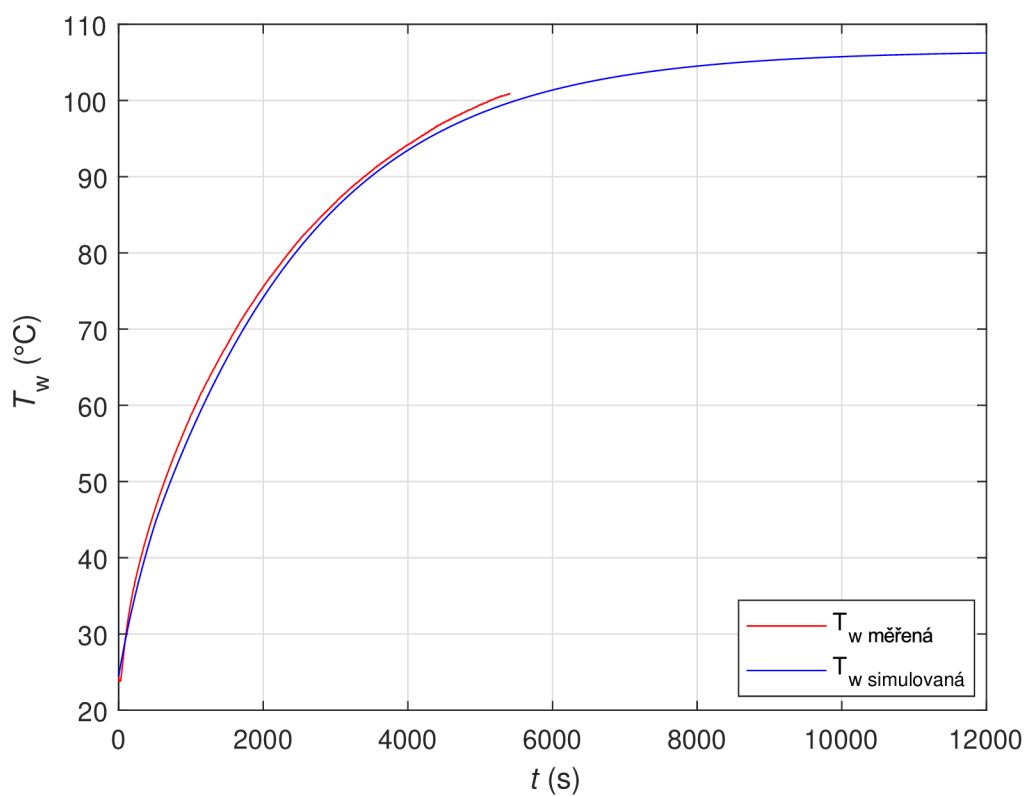


Obrázek 5.4: [Průběh měřeného a simulovaného proudu, 36V měření

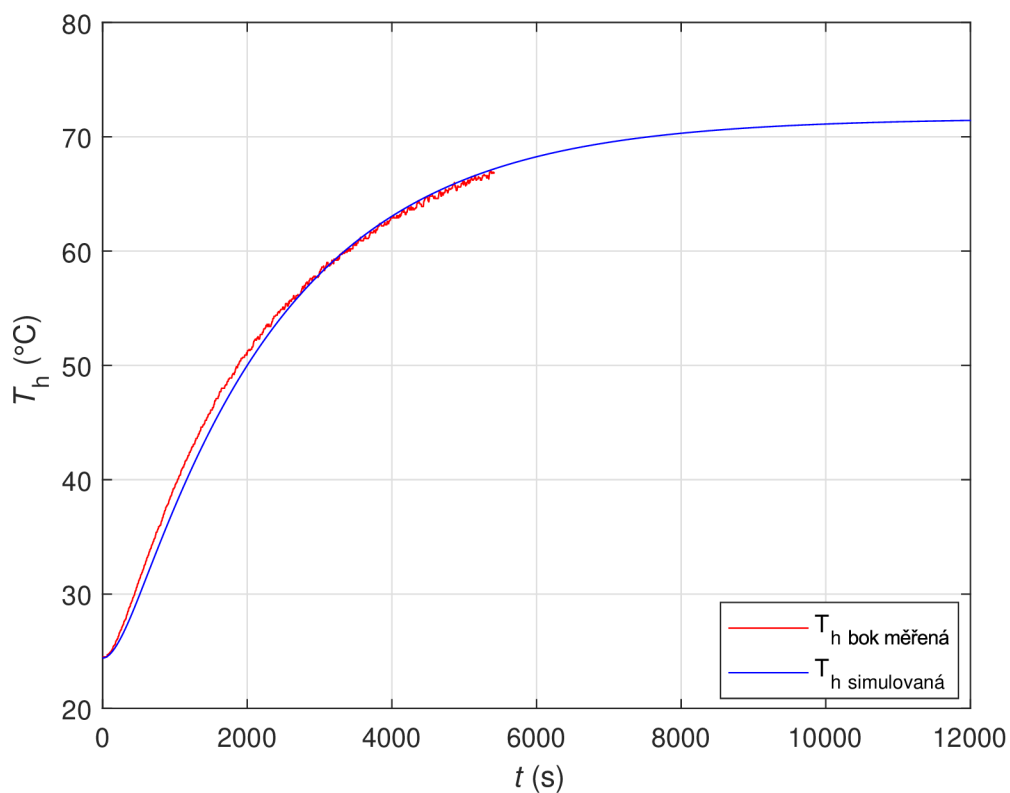


Obrázek 5.5: Průběh měřené a simulované úhlové rychlosti, 36V měření

5 IDENTIFIKACE PARAMETRŮ PRO RŮZNÉ STRUKTURY

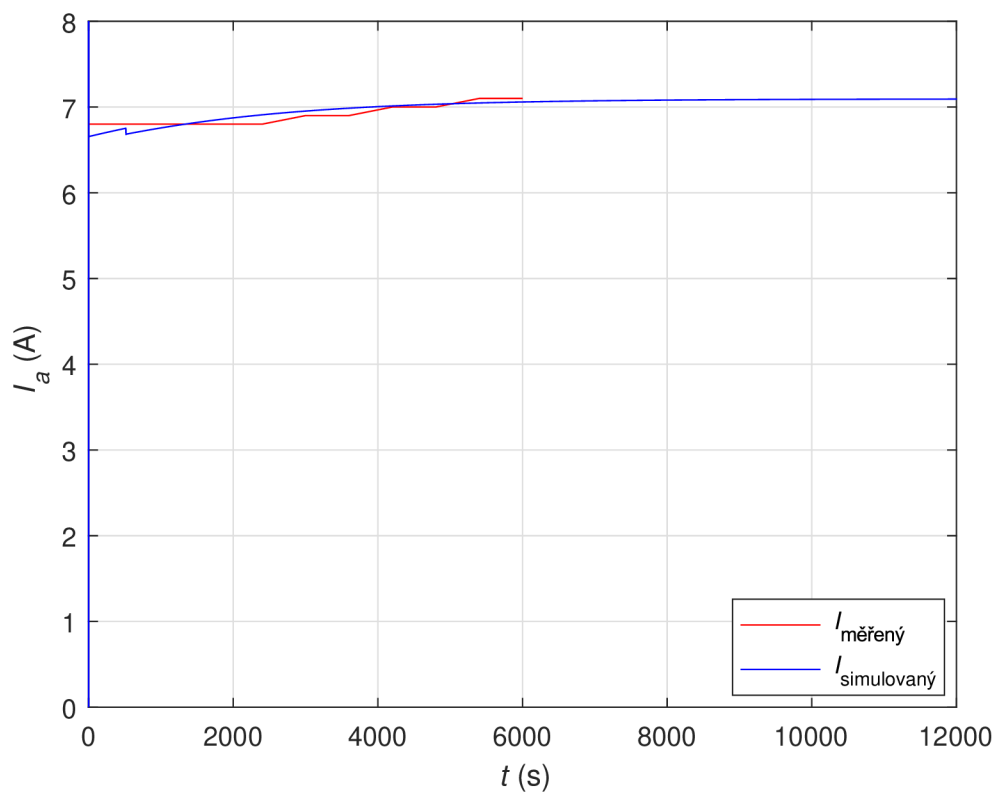


Obrázek 5.6: Průběh měřené a simulované teploty vinutí, 24V měření

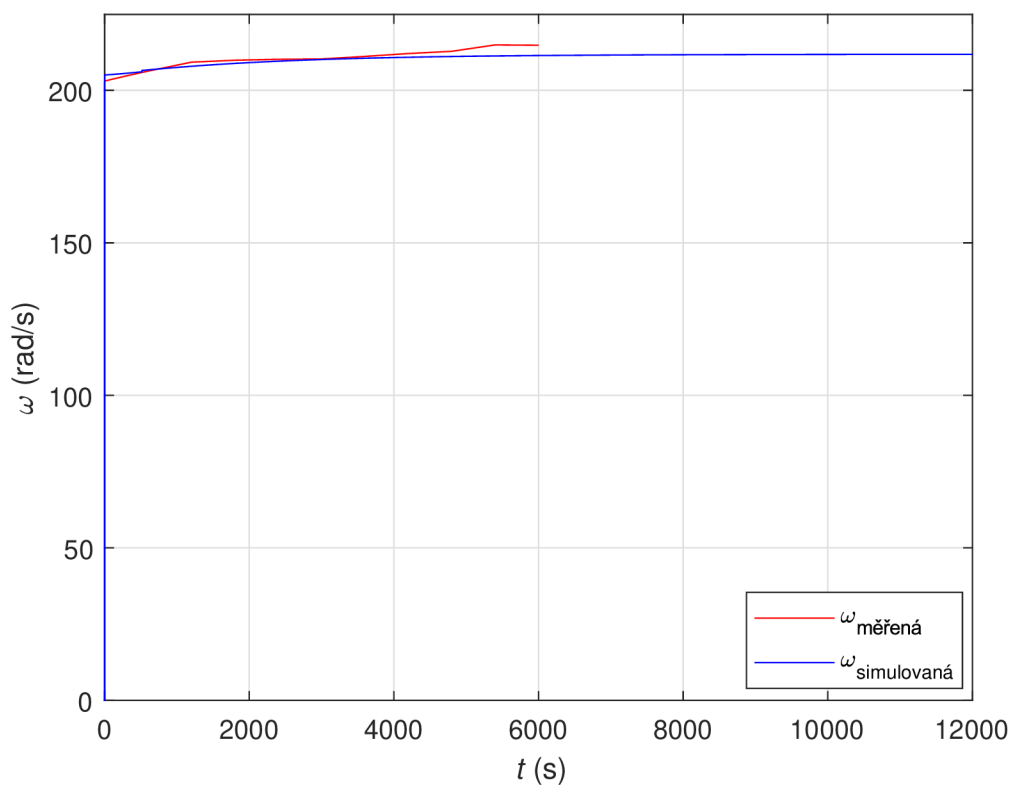


Obrázek 5.7: Průběh měřené a simulované teploty pláště, 24V měření

5 IDENTIFIKACE PARAMETRŮ PRO RŮZNÉ STRUKTURY



Obrázek 5.8: [Průběh měřeného a simulovaného proudu, 24V měření



Obrázek 5.9: Průběh měřené a simulované úhlové rychlosti, 24V měření

6 Vytvoření algoritmu identifikace parametrů

Vytvořený model motoru je možné použít k simulaci jak existujícího motoru, tak motoru vyvíjeného. Možnosti identifikace parametrů se pro každý z uvedených případů liší. Možné postupy a rozdíly jsou popsány v podkapitolách níže. Algoritmus není aplikovatelný pouze na stejnosměrný motor, u jiných typů motoru se však budou lišit způsoby identifikace elektrických parametrů. Například indukčnost vinutí synchronního stroje lze určit z náhradního schématu, metoda zjištění mechanických ztrát v ložiscích bude stejná.

6.1 Identifikace parametrů existujícího motoru

K identifikaci parametrů existujícího stejnosměrného stroje je možné použít postup popsaný v Kapitole 3. Důležitým parametrem při identifikaci je celkový odpor obvodu motoru a odpor vinutí. Při výpočtu odporu v závislosti na teplotě je nutné separovat teplotně závislý odpor vinutí od odporu uhlíků. Výsledný odpor vinutí má vliv na elektrické ztráty stroje.

Pro identifikaci indukčnosti vinutí je možné použít popsanou metodu identifikace ze zvlnění proudu, případně je možné použít metodu měření časové konstanty náběhu proudu při skokovém připojení napětí na motor. Pokud je model vytvářen za účelem zjištění průběhu teplot jednotlivých částí za provozu, je možné indukčnost vinutí kvůli řádově menší časové konstantě elektrické rovnice zanedbat.

Důležitým parametrem jsou tepelné kapacity jednotlivých uzlů, jejichž počet závisí na diskretizaci tepelné sítě. Při identifikaci tohoto motoru byla síť diskretizována na dva uzly - rotor a stator. Tepelnou kapacitu obou částí je možné zjistit měřením v izolované soustavě. U výpočtů je nutné provést korekci úniku tepla přes izolaci do okolí.

Moment setrvačnosti rotoru má vliv na rozběh a zpomalování motoru. Je možné jej vypočítat z geometrie rotoru nebo v případě složité geometrie rotoru jej změřit metodou zavěšení a počítání periody torzních kmitů.

Mechanické ztráty jsou důležitým parametrem při identifikaci. Z provedených měření vyplývá, že mechanické ztráty pro rychlost kolem 2000 RPM tvoří přibližně 17 % celkových ztrát. Při vyšší rychlosti, kolem 3100 RPM, tvoří mechanické ztráty přibližně 26 % celkových ztrát. Při větší diskretizaci sítě je vhodné najít odpovídající rozložení ztrát ve stroji. Z měření doběhové charakteristiky vyplývá, že pro použitý typ ložisek je poměr ztrát v nich ku ztrátám na komutátoru přibližně v poměru 1:2. Kvůli uzavřené konstrukci identifikovaného motoru, při otáčkách, na které je konstruován a jeho rozměrech, nedosahuje obvodová rychlost rotoru hodnot, při kterých by bylo nutné uvažovat ztráty ventilační. Pro jiné stroje, které jsou konstruovány na vyšší otáčky nebo jsou osazeny ventilátorem, je

nutné ztráty ventilační uvažovat. Při provádění typové zkoušky motoru je důležitá volba míst k osazení termočlánků. Toto místo nesmí být ofukováno proudem vzduchu z provozu motoru, protože výsledná měřená teplota je nižší, než reálná teplota povrchu. Důležité je také správné a bezpečné uchycení termočlánků na vinutí, protože se jedná o rotující část stroje a uvolnění termočlánku by mohlo způsobit jeho poruchu. Dalším parametrem identifikovaným z typové zkoušky je parametr motoru $c\phi$. V modelu je nutné uvažovat jeho závislost na teplotě magnetů a v modelu jeho hodnotu aktualizovat.

V závislosti na diskretizaci sítě je možné upravit model na potřebný počet uzlů s různými uvažovanými tepelnými odpory mezi uzly vzájemně a do okolí. U identifikovaného motoru je také důležité jeho uchycení k základně. Vyšší přestup tepla do základny vede k pomalejšímu ději oteplování pláště. Dále je možné jednotlivé dílčí ztráty v modelu přerozdělovat a sledovat tak vliv přerozdělení na výsledky simulace. U tohoto konkrétního motoru byly všechny ztráty směřovány do rotoru. U větších strojů však takové rozdělení nemusí odpovídat realitě a přerozdělením ztrátového výkonu do jiných uzlů je možné dosáhnout lepší shody modelu a reálného motoru.

6.2 Identifikace parametrů vyvíjeného motoru

Při vývoji nového motoru je nutné znát vliv změny jednotlivých parametrů na celý stroj. V rané fázi vývoje je motor dostupný pouze ve virtuální podobě a není tak možné zjistit všechny potřebné parametry, před zahájením výroby však bývá vyrobeno několik prototypů a zbylé parametry je možné identifikovat výše popsáním postupem a návrh nového motoru případně upravit.

Elektrický odpor nově vyvíjeného motoru je možné vypočítat z průměru použitého drátu, délky a počtu závitů a zapojení cívek. Indukčnost vinutí je vhodné měřit na vyrobeném prototypu motoru některou z výše popsanych metod.

Tepelnou kapacitu rotoru lze určit z 3D modelu vyvíjeného motoru, kde výsledná tepelná kapacita je dána součtem součinů hmotností jednotlivých dílů a měrných tepelných kapacit materiálů, z nichž jsou vyrobeny. Stejným způsobem je možné vypočítat tepelnou kapacitu pláště, případně dalších dílů, v závislosti na diskretizaci modelu. Z 3D modelu je také možné určit moment setrvačnosti rotoru, který je závislý na množství použitého materiálu a jeho rozložení vůči ose otáčení.

Ztráty třením je nutné změřit na vyrobeném prototypu. Ztráty také závisí na otáčkách, na které je daný stroj navrhován. Při nižších obvodových rychlostech rotoru je možné ventilační ztráty zanedbat, při vyšších rychlostech otáčení však jejich vliv vzrůstá. Změřené hodnoty ztrátového výkonu třením v ložiscích a na komutátoru, uvedené v této práci, mohou sloužit pro lepší představu, do jaké míry je možné snížení ztrát například použitím jiných ložisek.

Použitím tohoto modelu při vývoji je možné zjistit teplotu rotoru a pláště a z ní určit střední hodnotu, která je blízká teplotě magnetů. Na základě toho je možné zvolit vhodný typ permanentních magnetů.

6.3 Posouzení možnosti využití pro návrh virtuálního dvojčete

Aplikováním výše uvedeného postupu identifikace parametrů je možné vytvořit realitě odpovídající model motoru. Výše popsáný model a použitý algoritmus identifikace parametrů je proto vhodné využít jako základ k vytvoření virtuálního dvojčete. Měřením teplot na reálném zařízení je možné model zpřesnit, například kontinuálním výpočtem tepelného odporu mezi vinutím a pláštěm R_{w-h} nebo tepelný odpor mezi pláštěm a okolím aktualizovat podle měřené teploty pláště. Model sestává ze čtyř diferenciálních rovnic prvního řádu, modelovaných v Simulinku, výpočtů podobnostních čísel a koeficientů přestupu tepla. Během tvorby modelu bylo zjištěno, že pro výpočet mechanického ztrátového výkonu je nutné použít blok *MATLAB Function*, který provede násobení a umocnění úhlové rychlosti v kódu. Při výpočtu pomocí bloků *Power* simulace neproběhla.

7 Závěr

V této práci byly identifikovány parametry vázaného modelu stejnosměrného stroje. Byl identifikován celkový odpor a odpor vinutí, indukčnost vinutí byla určena metodou měření zvlnění proudu. Tepelná kapacita rotoru byla určena oteplovací zkouškou v tepelné komoře pro dva různé napájecí proudy se započtením úniku tepla z komory do okolí. Metodou zavěšení rotoru a měřením periody torzních kmitů byl určen moment setrvačnosti rotoru. Byly určeny mechanické ztráty v motoru v závislosti na jeho teplotě a byly separovány ztráty třením v ložiscích a ztráty třením na komutátoru. Motor byl osazen bezdrátovým měřením teploty vinutí a byly provedeny dvě typové zkoušky motoru. Z typových zkoušek byla získána oteplovací charakteristika pro dané napájecí napětí a zátežný moment, během typových zkoušek byl zkoumán také vliv kontaktu mezi motorem a základnou na oteplovací charakteristiku. Bylo zjištěno, že při pevnějším dotažení motoru k základně dochází k většímu přestupu tepla vedením z motoru do okolí. Dále byl identifikován parametr motoru $c\phi$ a jeho závislost na teplotě.

Motor byl popsán dvouuzlovou tepelnou sítí, sestávající z kapacity rotoru a kapacity pláště. V Simulinku byl vytvořen vázaný model stejnosměrného motoru na základě diferenciálních rovnic. Model byl doplněn o výpočet závislostí odporu a parametru $c\phi$ na teplotě. Na základě provedených typových zkoušek byl vypočten tepelný odpor mezi vinutím a pláštěm pro dvě různé úhlové rychlosti. Přestup tepla z pláště do okolí byl uvažován zářením ze štítů a válcové plochy pláště a přirozenou konvekcí. V modelu byly vypočítávány koeficienty přestupu tepla zářením a podobnostní čísla popisující přirozenou konvekcí. Kvůli složité geometrii štítů byl celý motor aproximován válcem a vztah popisující přestup tepla konvekcí z válcového profilu byl upraven tak, aby zahrnoval i vliv štítů s žebrováním.

Byl popsán algoritmus identifikace parametrů existujícího stroje s uvedením možných postupů identifikace pro jiné typy strojů. Dále byl popsán algoritmus identifikace parametrů nově vyvíjeného motoru a možnost použití vytvořeného modelu při vývoji. Následně byla posouzena možnost využití vytvořeného modelu a algoritmu identifikace parametrů pro návrh virtuálního dvojčete.

Výsledky této práce je možné použít pro identifikaci parametrů a vytvoření vázaného modelu i jiných strojů, než stejnosměrných. Například proces měření mechanických ztrát a tepelných kapacit se pro různé typy strojů neliší, lišit se mohou například způsoby měření elektrického odporu a indukčnosti. Dalším možným pokračováním této práce je aplikace uvedených postupů identifikace na jiné stroje nebo větší diskretizace tepelné sítě.

Seznam zkratek a symbolů

NLS Non-linear least squares

RPM Revolutions per minute

- $2b$ rozteč zavěšení (m)
- a koeficient tlumení aerodynamickými ztrátami ($\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1}$)
- α součinitel přestupu tepla ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$)
- α_I citlivost čidla proudu ($\text{mV} \cdot \text{A}^{-1}$)
- α_{mag} koeficient závislosti magnetické indukce na teplotě (K^{-1})
- α_K součinitel přestupu tepla konvekcí ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$)
- α_R součinitel přestupu tepla zářením ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$)
- b koeficient tlumení třením ($\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1}$)
- b_n koeficient tlumení při nominálním zatížení ($\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1}$)
- b_{nl} koeficient tlumení ve stavu naprázdno ($\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1}$)
- β teplotní roztažnost vzduchu (K^{-1})
- β_{Cu} koeficient změny odporu s teplotou (K^{-1})
- c exponent aerodynamických ztrát ($-$)
- c_{motor} tvarový součinitel pro konkrétní typ motoru ($-$)
- C_k tvarový součinitel ($-$)
- $c\phi$ konstanta motoru ($\text{V} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1}$)
- C_r tepelná kapacita rotoru ($\text{J} \cdot \text{K}^{-1}$)
- C_w tepelná kapacita vinutí ($\text{J} \cdot \text{K}^{-1}$)
- D průměr (m)
- d exponent třecích ztrát ($-$)
- D_{out} vnější průměr statoru (m)
- ΔI zvlnění proudu (A)
- ΔU_{pp} rozdíl výstupního napětí peak-to-peak (V)
- ΔP_{mech} mechanické ztráty (W)
- $\Delta P_{\text{třecí}}$ třecí ztráty (W)
- $\Delta P_{\text{ventilační}}$ ventilační ztráty (W)
- ϵ emisivita ($-$)

SEZNAM ZKRATEK A SYMBOLŮ

err	rozdíl příkonu a výkonu (W)
f	frekvence (Hz)
F	síla v závěsu (N)
F_x	x-složka síly v závěsu (N)
F_y	y-složka síly v závěsu (N)
g	tíhové zrychlení ($m \cdot s^{-2}$)
C_h	tepelná kapacita pláště ($K \cdot W^{-1}$)
I	proud (A)
I_n	nominální proud (A)
$I_{no\ load}$	proud naprázdno (A)
I_a	proud kotvy (A)
$J_{kvádr}$	moment setrvačnosti kvádrů ($kg \cdot m^2$)
$J_{válec}$	moment setrvačnosti válce ($kg \cdot m^2$)
$J_{závěs}$	moment setrvačnosti závěsu ($kg \cdot m^2$)
J_{celk}	moment odečítaný z PC (Nm)
J_m	zátěžný moment (Nm)
n_n	nominální otáčky min^{-1}
Nu	Nusseltovo číslo (–)
ω	úhlová rychlost ($rad \cdot s^{-1}$)
ω_n	úhlová rychlost nominální ($rad \cdot s^{-1}$)
$\omega_{no\ load}$	úhlová rychlost naprázdno ($rad \cdot s^{-1}$)
P	výkon (W)
$P_{z, celk}$	celkový ztrátový výkon (W)
$P_{z, Cu}$	ztrátový výkon na vinutí (W)
$P_{z, mech}$	mechanický ztrátový výkon (W)
P_0	příkon (W)
P_1	výkon dodávaný do kapacity (W)
Pr	Prandtlovo číslo (–)
p_t	počet pulzů v čase t (–)
p_{t-500}	počet pulzů v čase $t-500$ (–)
q	tepelný tok (W)
R	elektrický odpor (Ω)
R_a	odpor vinutí (Ω)
\bar{R}_{celk}	celkový elektrický odpor (Ω)
R_U	elektrický odpor uhlíků (Ω)

SEZNAM ZKRATEK A SYMBOLŮ

res	počet kroků enkodéru na otáčku (–)
R_{h-a}	tepelný odpor mezi pláštěm a okolím ($K \cdot W^{-1}$)
$R_{h-a,K}$	konvekční složka tepelného odporu R_{h-a} ($K \cdot W^{-1}$)
$R_{h-a,R,štítů}$	radiační složka tepelného odporu R_{h-a} ze štítů ($K \cdot W^{-1}$)
$R_{h-a,R,válec}$	radiační složka tepelného odporu R_{h-a} z válcové části ($K \cdot W^{-1}$)
R_{w0}	odpor vinutí při teplotě okolí (Ω)
R_{w-h}	tepelný odpor mezi vinutím a pláštěm ($K \cdot W^{-1}$)
S_t	plocha tělesa (m^2)
S	tvárový součinitel vedení (m^2)
S_{celk}	celková plocha motoru (m^2)
σ	Stefan-Boltzmanova konstanta ($W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$)
S_k	konvekční plocha (m^2)
S_s	plocha sálání (m^2)
$S_{štítů}$	plocha štítů (m^2)
$S_{válec}$	plocha válcové části pláště (m^2)
t	čas (s)
T	vzorkovací perioda (s)
\bar{T}	průměrná perioda kmitu (s)
T_0	počíteční teplota ($^{\circ}C$)
T_a	teplota okolí ($^{\circ}C$)
T_h	teplota pláště ($^{\circ}C$)
$\ddot{\theta}$	úhlové zrychlení ($m \cdot s^{-2}$)
Θ_0	absolutní teplota okolí (K)
$T_{h,steady}$	ustálená teplota pláště ($^{\circ}C$)
T_w	teplota vinutí ($^{\circ}C$)
$T_{w,max}$	maximální teplota vinutí ($^{\circ}C$)
$T_{w,steady}$	ustálená teplota vinutí ($^{\circ}C$)
U_a	napájecí napětí (V)
U_d	napětí meziobvodu (V)
U_{max}	maximální dovolené napětí (V)
v	obvodová rychlost ($m \cdot s^{-1}$)

Seznam obrázků

2.1	Součinitel přestupu tepla zářením v závislosti na teplotě povrchu modelovaného tělesa.	13
2.2	Srovnání výpočtů tepelného odporu při $T_a = 20^\circ C$	14
2.3	Součinitel přestupu tepla konvekcí v závislosti na teplotě povrchu modelovaného tělesa	14
2.4	Schéma měření momentu setrvačnosti	16
2.5	Geometrie v experimentu	16
3.1	Identifikovaný motor	17
3.2	Zapojení cívek v rotoru	18
3.3	Měření odporu motoru	19
3.4	Schéma zapojení měření indukčnosti	20
3.5	Měření indukčnosti vinutí	20
3.6	Průběh zvlnění proudu	21
3.7	Schéma oteplování rotoru v izolované soustavě	22
3.8	Rotor vložený v izolační komoře	22
3.9	Průběh měření tepelné kapacity rotoru	23
3.10	Průběh oteplení rotoru pro $I = 8 A$	24
3.11	Průběh napětí na rotoru pro $I = 8 A$	24
3.12	Průběh oteplení rotoru pro $I = 10 A$	25
3.13	Průběh napětí na rotoru pro $I = 10 A$	25
3.14	Příkon do soustavy pro $I = 8 A$	26
3.15	Schéma oteplování rotoru v komoře s únikem do okolí	27
3.16	Tvarový součinitel vedení	27
3.17	Výkon dodávaný do tepelné kapacity rotoru pro $I = 8 A$	28
3.18	Závěs rotoru v řezu	29
3.19	Zavěšení rotoru	29
3.20	Měřicí přípravek osazený teploměry	31
3.21	Průběh úhlové rychlosti při měření	32
3.22	Průběh momentu při měření	33
3.23	Závislost $\alpha(\omega)$ při doběhu	33
3.24	Závislost brzdného momentu na úhlové rychlosti	34
3.25	Rotor osazený termočlánky	35
3.26	Redukce s držákem modulu	36
3.27	Měřicí aparatura typové zkoušky	36
3.28	Teplota vinutí v čase při napájení 36 V	38
3.29	Teplota pláště v čase při napájení 36 V	38
3.30	Teplota vinutí v čase při napájení 24 V	39
3.31	Teplota pláště v čase při napájení 24 V	40

SEZNAM OBRÁZKŮ

4.1	Výpočet odporu v Simulinku	41
4.2	Tepelná síť motoru v ustáleném stavu	43
4.3	Model napěťové rovnice v Simulinku	45
4.4	Schéma momentové rovnice v Simulinku	45
4.5	Schéma tepelné rovnice vinutí v Simulinku	46
4.6	Schéma tepelné rovnice pláště v Simulinku	46
4.7	Schéma výpočtu koeficientu přestupu tepla zářením z válcové části pláště v Simulinku	47
4.8	Schéma výpočtu teplotní roztažnosti vzduchu v Simulinku	47
4.9	Schéma výpočtu Rayleighova čísla v Simulinku	48
4.10	Schéma výpočtu Nusseltova čísla v Simulinku	48
4.11	Schéma výpočtu koeficientu přestupu tepla konvekcí v Simulinku	49
4.12	Schéma výpočtu tepelného odporu R_{h-a} v Simulinku	49
5.1	Tepelná síť motoru	50
5.2	Průběh měřené a simulované teploty vinutí, 36V měření	51
5.3	Průběh měřené a simulované teploty pláště, 36V měření	51
5.4	Průběh měřeného a simulovaného proudu, 36V měření	52
5.5	Průběh měřené a simulované úhlové rychlosti, 36V měření	52
5.6	Průběh měřené a simulované teploty vinutí, 24V měření	53
5.7	Průběh měřené a simulované teploty pláště, 24V měření	53
5.8	Průběh měřeného a simulovaného proudu, 24V měření	54
5.9	Průběh měřené a simulované úhlové rychlosti, 24V měření	54

Seznam tabulek

3.1	Štítkové parametry identifikovaného motoru	17
3.2	Odpor mezi jednotlivými lamelami	18
3.3	Hodnoty odporu pro $I = 5 \text{ A}$	19
3.4	Tepelná kapacita rotoru	28
3.5	Měřené periody 10 kmitů	30
3.6	Koeficienty b a d v závislosti na teplotě a připojení uhlíků	34
3.7	Koeficienty b a d pro uhlíky	35
3.8	Ztrátový moment a výkon v ložiscích a uhlících při různých teplotách . . .	35
3.9	Změřené hodnoty pro $U = 35,9 \text{ V}$	37
3.10	Změřené hodnoty pro $U = 24,1 \text{ V}$	39
4.1	Kontrolní ω_c , chyba vypočítaného výkonu, zátěžný moment pro 36V měření	42
4.2	Kontrolní ω_c , chyba vypočítaného výkonu, zátěžný moment pro 24V měření	42
4.3	Ustálené teploty a ztrátový výkon pro různá napájecí napětí	43

Bibliografie

- [1] VLACH, Radek. *Complex modeling of mechatronics system*. Brno.
- [2] Resistivity and Temperature Coefficient at 20 C. *HyperPhysics* [online]. [cit. 2023-05-24]. Dostupné z: <http://hyperphysics.phy-astr.gsu.edu/hbase/Tables/rstiv.html>
- [3] Podpora předmětu Tepelné procesy v mechatronických soustavách. *E-Learning, Vysoké učení technické v Brně* [online]. [cit. 2023-04-30]. Dostupné z: <https://moodle.vut.cz/mod/resource/view.php?id=302611>
- [4] HAK, J., J. LAMMERANER, K. LIMBORA, V. LIST, O. OŠLEJŠEK a J. VANÍČEK. VÝZKUMNÝ A VÝVOJOVÝ ÚSTAV ELEKTRICKÝCH STROJŮ TOČIVÝCH V BRNĚ. *Termika elektrických strojů točivých*. 2. Brno, 1969.
- [5] KUNEŠ, Josef. *Modelování tepelných procesů*. Praha: SNTL-Nakladatelství technické literatury, 1989. ISBN 80-03-00134-X.
- [6] KALČÍK, Josef a Karel SÝKORA. *Technická termomechanika*. Praha: Academia, 1973, 540 s.
- [7] ÇENGEL, YUNUS A. a AFSHIN J. GHAJAR. *Heat and mass transfer: Fundamentals & applications*. 5. New York: McGraw-Hill Education, 2014. ISBN 9789813158962.
- [8] ONDRUŠKA, Emil; MALOUŠEK, Antonín. 1985. *Ventilace a chlazení elektrických strojů točivých*. Praha: SNTL.
- [9] PURDUEMET. Measuring Mass Moment of Inertia - Brain Waves. Youtube.com [online]. San Bruno, 2016, 25. 8. 2016 [cit. 2023-04-03]. Dostupné z: https://www.youtube.com/watch?v=IdhV31phRcc&ab_channel=purdueMET
- [10] 5A proudový senzor ACS712. *Dratek.cz* [online]. Havlíčkův Brod: ECLIPSERA, 2016 [cit. 2023-05-06]. Dostupné z: <https://dratek.cz/docs/produkty/0/40/1438011598.pdf>
- [11] VLACH, Radek. *Tepelné procesy v mechatronických soustavách*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2009. ISBN 978-80-214-3976-4.
- [12] Polystyrenové izolace. *TZB-info* [online]. Praha: Topinfo [cit. 2023-04-30]. Dostupné z: <https://stavba.tzb-info.cz/tepelne-izolace/297-polystyrenove-izolace>
- [13] RMB30 angular magnetic encoder module. *RLS* [online]. Komenda: RLS, 2020 [cit. 2023-05-07]. Dostupné z: https://www.rls.si/eng/fileuploader/download/download/?d=1&file=custom%2Fupload%2FRMB30D01_16_module.pdf

BIBLIOGRAFIE

- [14] Torque Sensor rotating, non-contact transfer. *Burster* [online]. Gernsbach [cit. 2023-05-08]. Dostupné z: https://www.burster.de/fileadmin/user_upload/redaktion/Documents/Products/Data-Sheets/Section_8/8645_EN.pdf
- [15] Temperature Effects on DC Motor Performance. *Haydon Kerk Pittman* [online]. AMETEK [cit. 2023-05-20]. Dostupné z: <https://www.haydonkerkpittman.com/learningzone/whitepapers/temperature-effects-on-dc-motor-performance>
- [16] HOTTEL, Hoyt C., Adel F. SAROFIM, B. POKORNÝ, J. JANATA a V. HLA-VAČKA. *Přenos tepla zářením*. 1. Praha: SNTL, 1979, 504 s.

Seznam příloh

- složka *C_rot_vkomoře*, 8A
- složka *C_rot_vkomoře*, 10A
- složka *TZ24V*
- složka *TZ36V*
- *C_rot_main.m*
- *Mereni_tlumeni_main.m*
- *MY1035_Motor.slx*
- *MY1035_Motor_main.m*