

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

FAKULTA ELEKTROTECHNICKÁ

NÁZEV ZADÁVAJÍCÍ KATEDRY

BAKALÁŘSKÁ PRÁCE

**Vliv různých uspořádání na tepelné modely elektrických
strojů**

Štěpán Ondřej

2019/2020

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

Fakulta elektrotechnická
Akademický rok: 2019/2020

ZADÁNÍ BAKALÁŘSKÉ PRÁCE
(projektu, uměleckého díla, uměleckého výkonu)

Jméno a příjmení: **Štěpán ONDŘEJ**
Osobní číslo: **E17B0036P**
Studijní program: **B2612 Elektrotechnika a informatika**
Studijní obor: **Elektrotechnika a energetika**
Téma práce: **Vlivy různých uspořádání na tepelné modely elektrických strojů**
Zadávající katedra: **Katedra elektromechaniky a výkonové elektroniky**

Zásady pro vypracování

Řešitel práce musí zpracovat různé teplotní modely částí elektrických strojů pro prokázání jejich vlivu na celkový teplotní model a chování. V rámci práce se porovnává:

1. Vliv vyplnění drážky se zřetelem na počet a uspořádání vodičů (kruhové/ploché) na teplotní spád.
2. Vliv axiálního a radiálního vodního chlazení na teplotní model stroje (tlakové úbytky, oteplení pláště).
3. Vliv a porovnání povrchově uložených a zapuštěných magnetů na rotoru stroje z teplotního hlediska.

Rozsah bakalářské práce: **30 – 40 stran**
Rozsah grafických prací: **podle doporučení vedoucího**
Forma zpracování bakalářské práce: **tištěná/elektronická**

Seznam doporučené literatury:

1. PYRHONEN, Juha, Tapani JOKINEN a Valéria HRABOVCOVÁ. Design of Rotating Electrical Machines. Second Edition. United Kingdom: Wiley, 2014. ISBN 978-1-118-58157-5.
2. KOPYLOV I.P. a kol, Stavba elektrických strojů, SNTL Praha 1988.

Vedoucí bakalářské práce: **Ing. Lukáš Veg**
Regionální inovační centrum elektrotechniky

Datum zadání bakalářské práce: **4. října 2019**
Termín odevzdání bakalářské práce: **11. června 2020**



Prof. Ing. Zdeněk Peroutka, Ph.D.
děkan



Prof. Ing. Václav Kůs, CSc.
vedoucí katedry

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem tuto bakalářskou práci vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který je součástí této bakalářské práce.

Dále prohlašuji, že veškerý software použitý při řešení této bakalářské práce je legální.

.....

podpis

V Plzni dne 14.6.2020

Štěpán Ondřej

Touto cestou bych rád poděkoval vedoucímu své práce, Ing. Lukáši Vegovi za jeho čas a cenné rady a informace při konzultacích dané problematiky.

Nemalé díky také patří mým přátelům a rodině, především za morální podporu.

Anotace

Předkládaná bakalářská práce je zaměřena na vliv axiálního a radiálního vodního chlazení na teplotní model stroje. Nejdříve byl proveden návrh daného synchronního stroje pro různé varianty PM uložených v rotoru. Dále byly dané varianty namodelovány v programu SolidWorks a společně s nimi ještě vodní chlazení v obou variantách. Poté byly kompletní modely spočteny v programu ANSYS za účelem zjištění, zda je odvod tepla dostačující a zda nedochází k zbytečnému přehřívání některých částí motoru.

Klíčová slova

teplo, synchronní motor s permanentními magnety, ANSYS, SolidWorks, kondukce, radiace, konvekce, NdFeB, ztráty, odpor

Abstract

This bachelor thesis is focused on the influence of axial and radial water cooling on the temperature model of the machine. First, the design of the synchronous machine for different variants of PM stored in the rotor was carried out. Furthermore, the variants were modeled in SolidWorks and together with them water cooling in both variants. Then the complete models in the ANSYS program were calculated to determine whether the heat dissipation is sufficient and whether any parts of the engine are unnecessarily overheated.

Key words

Heat, Permanent Magnet Synchronous Motor, ANSYS, SolidWorks, Conduction, Radiation, Convection, NdFeB, Losses, Resistance

OBSAH

OBSAH	8
SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK.....	9
ÚVOD	12
1. TEORIE TEPLA	13
1.1 Teplo.....	13
1.2 Přenos tepla	13
1.3 Vliv teploty na izolaci	14
2. ZTRÁTY	14
2.1 Ztráty na odpor.....	14
2.2 Ztráty v železe.....	16
3. ZPŮSOBY ODVODU TEPLA.....	24
3.1 Odvod tepla.....	24
3.2 Kondukce.....	26
3.3 Radiace.....	29
3.4 Konvekce	31
4. SAMOSTATNÝ VÝPOČET STROJE	34
4.1 Zadané parametry stroje.....	34
4.2 Výpočet hlavních parametrů stroje.....	34
4.3 Výpočet vinutí.....	35
4.4 Návrh permanentních magnetů.....	37
4.4.1 Určení rozměrů magnetu pro povrchové uložení	37
4.4.2 Určení rozměrů magnetu pro vnitřní tangenciální uložení	39
4.4.3 Určení rozměrů magnetu pro vnitřní radiální uložení.....	40
4.5 Výpočet odporu vinutí a reaktance.....	41
4.6 Výpočet ztrát a účinnosti stroje	44
5. PŘESTUP TEPLA A SROVNÁNÍ JEDNOTLIVÝCH TEPLŮ	46
5.1 Výpočet přestupu tepla	46
5.2 Srovnání jednotlivých teplotních modelů	48
5.2.1 Srovnání drážek.....	49
5.2.2 Srovnání permanentních magnetů	53
5.2.3 Srovnání axiálního a radiálního chlazení	58
ZÁVĚR	62
SEZNAM LITERATURY.....	64
SEZNAM OBRÁZKŮ	65
PŘÍLOHY	68

SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK

A	Obvodová proudová hustota	(A/m)
a	Počet paralelních větví	(-)
B	Magnetická indukce	(T)
B_{δ}	Magnetická indukce ve vzduchové mezeře	(T)
B_{j1}	Magnetická indukce ve jhu statoru	(T)
b_m	Šířka permanentního magnetu	(m)
$\cos \varphi$	Účinník	(-)
c_p	Specifická tepelná kapacita	(J/K)
c_{Hy}	Koeficient hystereze	(Am ⁴ / Vskg)
D_{1e}	Vnější průměr statoru	(m)
D_{1i}	Vnitřní průměr statoru	(m)
D_{2e}	Vnější průměr rotoru	(m)
d	Šířka plechů	(m)
E	Indukované napětí	(V)
f	Frekvence	(Hz)
H	Intenzita mag. pole	(A/m)
H_c	Koercitivní intenzita magnetického pole	(A/m)
H_{j1}	Intenzita magnetického pole jha statoru	(A/m)
H_{j2}	Intenzita magnetického pole jha rotoru	(A/m)
H_m	Intenzita magnetického pole magnetu	(A/m)
H_{δ}	Intenzita magnetického pole ve vzduchové mezeře	(A/m)
h_d	Výška statorové drážky	(m)
h_{j1}	Výška jha statoru	(m)
h_m	Výška magnetu	(m)
h_z	Výška statorového zubu	(m)
h	Výška	(m)
I	Proud	(A)
J	Proudová hustota	(A/m)
k_e	Činitel udávající poměr indukovaného napětí ku jmenovitému	(-)
k_R	Skin efekt	(-)
k_{Fe}	Činitel plnění železa	(-)
k_{Fez}	Korekční činitel pro zuby synchronního stroje	(-)
k_{Fej}	Korekční činitel pro jho synchronního stroje	(-)
$k_{Fe,n}$	Empirický korekční koeficient	(-)
k_v	Činitel využití drážky	(-)
k_{β}, k_{β}'	Činitel pro určení rozptylů	(-)
k_p	Činitel mechanických ztrát	(-)
L	Délka povrchu	(m)
$L_{a\sigma}$	Rozptylová indukčnost	(H)
L_{dif}	Diferenční indukčnost	(H)

L_μ	Magnetizační indukčnost	(H)
l_d	Délka drážky	(m)
l_{av}	Průměrná délka závitu	(m)
l_{Fe}	Efektivní délka stroje	(m)
l_{j1}	Délka střední siločáry jha statoru	(m)
l_{j2}	Délka střední siločáry jha rotoru	(m)
l_m	Délka permanentního magnetu	(m)
m	Počet fází	(-)
m_{Cu}	Hmotnost měděných vodičů	(kg)
$m_{Fe,j1}$	Hmotnost statorového jha	(kg)
$m_{Fe,z}$	Hmotnost statorového zubu	(kg)
N	Počet závitů	(-)
n	Otáčky stroje	(ot/min.)
n_s	Synchronní otáčky	(ot/min.)
Nu	Nusseltovo číslo	(-)
P_2	Výkon na hřídeli	(W)
P_{Cu}	Joulovy ztráty	(W)
P_{Hy}	Rozptylové ztráty	(W)
P_i	Příkon stroje	(W)
$P_{Fe,n}$	Ztráty v železe různých částí	(W)
$P_{Fe,Ft}$	Ztráty vířivými proudy	(W)
Pr	Prandtlovo číslo	(-)
p	Počet pólpáru	(-)
Q	Teplo	(J)
Q_1	Počet drážek statoru	(-)
q	Počet drážek na pól a fázi	(-)
S_d	Plocha drážky	(mm ²)
R_{cu}	Odpor vinutí při pracovní teplotě	(Ω)
Re	Reynoldsovo číslo	(-)
R_{AC}	Odpor když protéká střídavý proud	(Ω)
r	Poměrná hodnota odporu vinutí	(-)
S	Plocha přenosu tepla	(mm ²)
S_c	Průřez vodiče	(mm ²)
S_{ef}	Efektivní průřez vodiče	(m ²)
t_d	Drážková rozteč	(m)
t_p	Proudová rozteč	(m)
U_n	Jmenovité napětí	(V)
U_i	Indukované napětí	(V)
U_i	Magnetické napětí	(A)

v	Rychlost proudící kapaliny	(m/s^{-1})
v_2	Obvodová rychlost rotoru	(m/s^{-1})
V_d	Počet vodičů v drážce	(-)
$X_{a\sigma}$	Rozptylová reaktance	(Ω)
$X_{a\sigma}$	Podélná reaktance	(Ω)
$X_{a\sigma}$	Synchronní reaktance	(Ω)
x_d	Poměrná hodnota synchronní reaktance	(-)
y_k	Krok na komutátoru	(-)
y_1	Přední cívkový krok	(-)
y_2	Zadní krok vinutí	(-)
w_1	Energie	(J)
w_{hy}	Hysterezní energie na jednotu objemu	(V)
α	Konvekční teplotní přenosový koeficient	$(\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K})$
α_δ	Činitel pólového krytí	(-)
δ	Délka vzduchové mezery	(mm)
η	Účinnost	(-)
Θ	Rozdíl teplot	$(^\circ\text{C})$
Φ	Magnetický tok	(Wb)
$\hat{\Phi}$	Magnetický tok	(Wb)
Φ_{th}	Velikost tepelného toku	$(\frac{\text{J}}{\text{m}^2 \cdot \text{t}})$
λ	Teplotní vodivost	$(\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$
μ	Dynamická viskozita	(Pa·s)
ρ	Hustota	$(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$
σ	Elektrická vodivost	$(\Omega \cdot \text{mm}^2 / \text{m})$
ω	Úhlová rychlost	(rad/s)
ω_s	Synchronní úhlová rychlost	(rad/s)
ν	Kinetická viskozita kapaliny	$(\text{m}^2 \text{s}^{-1})$
∇T	Teplotní gradient	
PM	Permanentní magnety	
NdFeB	Neodym-železo-bór	

ÚVOD

Předkládaná práce je zaměřena na vliv různých uspořádání na tepelné modely elektrických strojů.

Text je uskupen do čtyř částí; první je věnována teorii tepla, základním principům a vzorcům, druhá je zaměřená na ztráty v motoru, kde a jakým způsobem vznikají. Třetí část popisuje způsoby přenosu a odvodu tepla ze stroje, příslušné vzorce a podmínky, při kterých dané vzorce platí, a určené mezní hodnoty teplot pro jednotlivé části stroje.

1. TEORIE TEPLA

1.1 Teplo

Jedná se o formu energie, kterou si mezi sebou vymění dvě tělesa o různých teplotách. Tento přenos je zajištěn tím, že částice teplejšího tělesa naráží do pomalejších částic studenějšího tělesa a předávají jim svou energii, lze tedy říci, že se jedná o jakousi formu práce.

Teplo je jednotka dějová nikoliv stavová, protože nám popisuje určitý děj a nikoliv stav. Jednotkou jsou Jouly a značíme ji Q .

1.2 Přenos tepla

Přenos tepla nastane vždy, když v systému dojde k rozdílu teplot. Rozdíl teplot se přirozeně vyrovná tím, jak teplo přechází z oblasti s vyšší teplotou do oblasti s nižší teplotou v závislosti na druhém termodynamickém zákonu.

V elektrických strojích je systém přenosu tepla stejně důležitý jako systém elektromagnetický, protože nárůst tepla ve stroji nám v podstatě určuje výkon (zátěž), se kterým je stroj schopen konstantě pracovat. [2]

Problém s nárůstem teplot se dá rozdělit do dvou skupin:

U většiny motorů se používá pro odvod tepla proudící vzduch, vedení tepla přes upevněné části motoru a přirozená radiace do okolí. U zařízení s vysokou hustotou výkonu lze také využít přímé chlazení. Někdy dokonce je využit systém měděných trubek jako vinutí, uvnitř těchto trubek proudí chladicí kapalina. Relativně přesnou analýzu přechodu tepla lze provést s poměrně jednoduchými rovnicemi pro přenos tepla a tekutin. Tím nejdůležitějším parametrem při tepelném návrhu je teplota okolí, která rozhoduje o maximálním nárůstu teploty v závislosti na izolaci.[2]

V souvislosti s otázkou způsobu odstranění tepla je nutné vzít v potaz rozvod tepla v různých oblastech stroje. Toto je velmi komplikovaný tří dimenzionální problém zahrnující mnoho elementů, jako například přenos tepla z vodičů přes izolaci do statoru. Takže je nutné používat všechny empirické rovnice s rozvahou. Rozvod tepla ve stroji lze spočítat pouze tehdy, známe-li přesně přenos ztrát v různých částech stroje a celkový ztrátový výkon. Dále je nutné počítat s tím, že stroj má jiné rozložení tepla, když stojí nebo se otáčí. Díky tepelné kapacitě materiálu je možné na krátký okamžik motor přetížít, aniž by byl poškozen.[2]

1.3 Vliv teploty na izolaci

Životnost izolace lze určit pouze statickou metodou. Nicméně ve velkém teplotním rozsahu lze říci, že životnost izolace klesá exponenciálně s nárůstem teploty Θ stroje. Nárůst teploty o 10°C sníží výdrž izolace zhruba na 50 %. Stroje dokáží dočasně vydržet vysoká přetížení, záleží na době a výšce teplotní špičky. Podobné zkrácení doby výdrže lze aplikovat na ložiska, kde je možné využít teplotně odolné mazadlo. V kritických případech lze použít výpary oleje, v tomto případě je olej chlazen jinde a přiváděn do ložisek. Nárůst teploty na vinutí zvýší odpor vinutí, a tím dojde k většímu ohřevu. Pokud tedy zůstane hodnota proudu nezměněná, dojde k nárůstu ztrát na odporu. Průměrná teplota je dána změřením hodnoty odporu. Na nejteplejších místech se může teplota lišit až o 10°C oproti teplotě průměrné.[2]

2. ZTRÁTY

Ztráty výkonu ve stroji jsou rozděleny do několika skupin:

- Ztráty na odporu vinutí statorového a rotorového vinutí
- Ztráty v železe v magnetickém obvodu (hysterezní a vířivými proudy)
- Přídavné ztráty
- Mechanické ztráty

Ztrátám na odporu se také často říká Joulovy ztráty

2.1 Ztráty na odporu

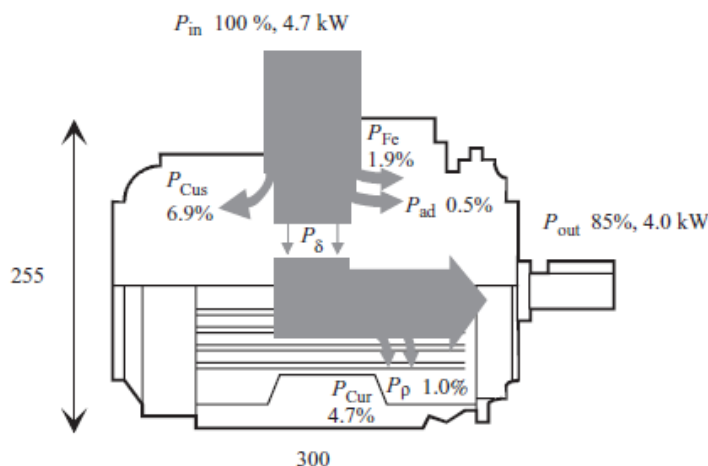
Ztráty způsobené odporem tělesa při počtu fází m a proudu I jsou:

$$P_{Cu} = m \cdot I^2 \cdot R_{AC} \quad (2.1.1)$$

kde R_{AC} je odpor při průchodu střídavého proudu fáze vinutí. Odpor se určí:

$$R_{AC} = k_R \frac{N \cdot l_{av}}{\sigma \cdot S_c} \quad (2.1.2)$$

kde k_R je skin effect faktor pro odporovou rovnici, N je počet závitů, l_{av} průměrná délka závitu, S_c je průřez vodiče a σ je konkrétní vodivost daného vodiče.



Obrázek 2.1 Schéma 4kW dvou pólového indukčního motoru. P_{Fe} , ztráty v železe; P_{Cus} , ztráty na vinutí statoru; P_{ad} , přídavné ztráty; P_{δ} , ztráty ve vzduchové mezeře; P_{Cur} , ztráty na vinutí rotoru; P_p ztráty způsobené třením. Ztráty je nutné odvést ze stroje s přijatelnou změnou tepla do okolí.[2]

Hmotnost vodičů určíme:

$$m_{Cu} = \rho \cdot N \cdot l_{av} \cdot S_c \quad (2.1.3)$$

kde ρ je hustota materiálu vodiče.

Po zjištění Nl_{av} z rovnice (2.1.3) využijeme substituci do rovnice (2.1.2) a znovu použijeme substituci do rovnice (2.1.1) na zjištění ztráty na odporu

$$P_{Cu} = m \cdot I^2 \cdot R_{AC} = \frac{k_R \cdot I^2}{\rho \cdot \sigma \cdot S_c^2} \cdot m_{Cu} = \frac{k_R}{\rho \cdot \sigma} \cdot J^2 \cdot m_{Cu} \quad (2.1.4)$$

kde $J = I/S_c$ je hustota proudu ve vodiči.

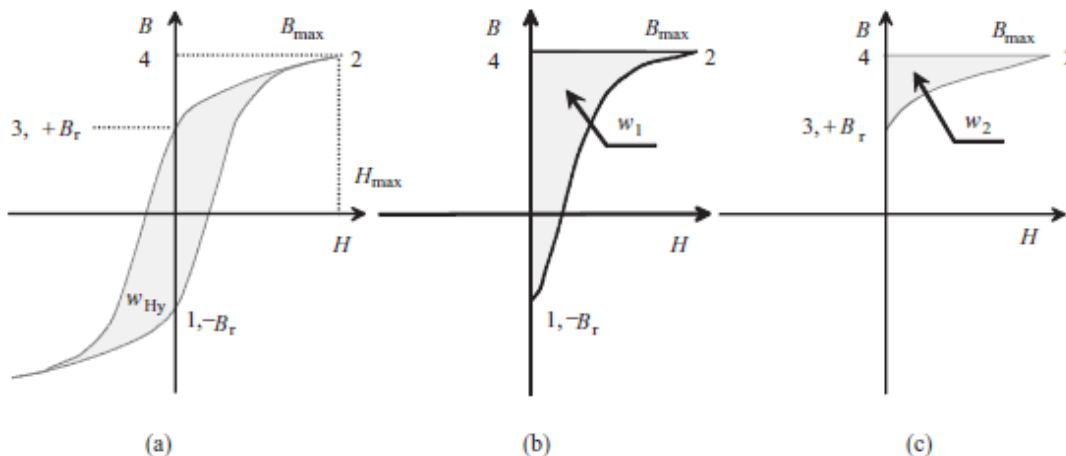
Table 9.1 Additional losses as a percentage of input power in electrical machines

Machine type	Additional losses of input power
Squirrel cage motor	0.3–2% (sometimes up to 5%)
Slip-ring asynchronous machine	0.5%
Salient-pole synchronous machine	0.1–0.2%
Nonsalient-pole synchronous machine	0.05–0.15%
DC machine without compensating winding	1%
DC machine with compensating winding	0.5%

Tabulka 2.1 Procentuální přídavné ztráty vstupního výkonu.[2]

2.2 Ztráty v železe

Ztráty v železe lze rozdělit na dva druhy, hysterzeční ztráty a ztráty vířivými proudy. Křivky v (**Obrázku 2.2**) ukazují části hysterzeční křivky pro magnetické materiály.[2]



Obrázek 2.2 Určení hysterzečních ztrát: (a) celá hysterzeční smyčka, (b) w_1 , magnetická energie plochy nahromaděná při pohybu z 1 do 2, (c) w_2 , magnetická energie plochy vrácená při pohybu z 2 do 3.[2]

Hystereze v materiálech způsobuje ztráty ve měnícím se poli. První ztráty energie jsou patrné v železe, z (**Obrázku 2.2**) je vidět, když H naroste z nuly v bodě 1 do H_{max} v bodě 2, energie na dílek w absorbovanou na jednotku objemu je

$$w_1 = \int_{-B_r}^{B_{max}} H dB \quad (2.2.1)$$

Odpovídajícím způsobem, když $H \rightarrow 0$, pak rozsah energie je

$$w_2 = \int_{B_{max}}^{B_r} H dB \quad (2.2.3)$$

Celkovou hysterzeční energii spočteme pomocí přímkového integrálu

$$w_{Hy} = V \oint H dB \quad (2.2.4)$$

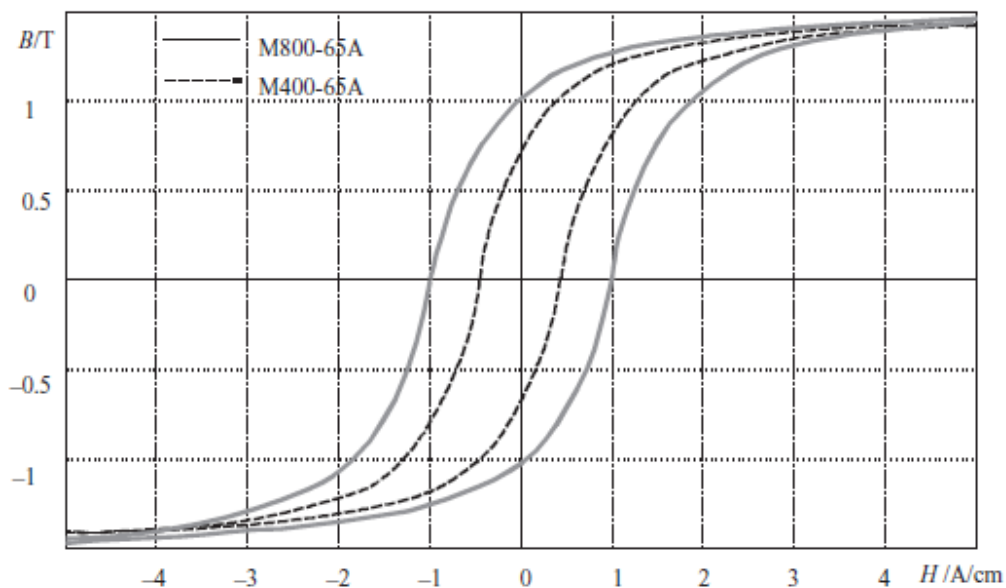
Hysterzeční energie z rovnice (2.2.4) je získána cestováním po okraji hysterzeční smyčky. Při průchodu střídavého proudu smyčka krouží konstantně a proto rozptylový výkon P_{Hy} je závislý na frekvenci f . Plocha křivky nám popisuje hysterzeční energii na jednotku objemu w_{hy} , získáme tak hysterzeční ztráty v jednotkách V.

$$P_{Hy} = f \cdot V \cdot w_{hy} \quad (2.2.5)$$

Empirické rovnice poskytují aproximaci hysterezních ztrát

$$P_{Hy} = \eta \cdot f \cdot V \cdot w_{hy} B_{max}^n \quad (2.2.6)$$

Kde exponent n je typicky v mezích [1.5, 2.5], η je empirická konstanta.



Obrázek 2.3 Aproximace hysterezní smyčky elektrických plechů vyráběných Surahammars Bruks AB. M400-65A obsahuje více křemíku než M800-65A, který je běžným materiálem pro malé motory. Kopírováno se svolením Surahammars Bruks AB.[2]

V případě střídavého toku v železném jádru změna toku indukuje napětí ve vodičích jádra. V důsledku toho se v jádru vyskytují vířivé proudy. Tyto proudy mají tendenci odolávat změnám v toku. U pevných materiálů se vířivé proudy stávají masivními a účinně

omezují pronikání toku do materiálu. Účinek vířivých proudů je omezen použitím laminace nebo sloučeninami s vysokým odporem namísto pevných feromagnetických kovových jader.

(**Obrázek 2.3**) zobrazuje hysterezní křivky dvou různých elektrických listů používaných při laminování vyrobených společností Surahammars Bruks AB.[2]

Ačkoli jsou magnetická jádra vyrobena z plechu, i tenká vrstva umožňuje vznik vířivých proudů, když dojde ke změně toku. Případ podle (**Obrázek 2.4**), ve kterém střídavý tok proniká do laminovaného jádra, bude nyní zkoumán.

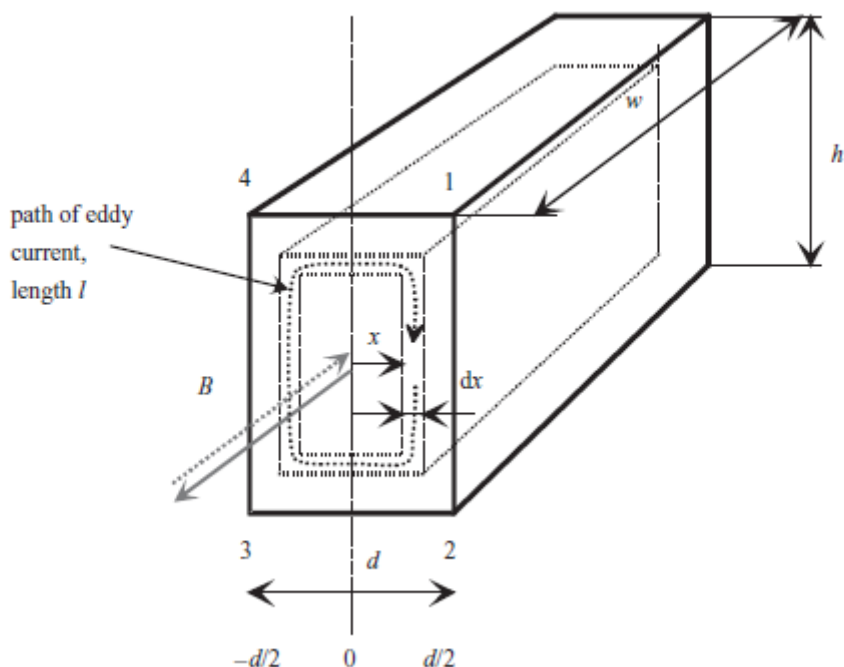
Pokud maximální hustota toku $\hat{B}m$ prochází oblastí 12341, maximální hodnota toku rovnoběžníku (přerušovaná čára) se získá zápisem na (**Obrázek 2.4**)

$$\hat{\Phi} = 2 \cdot h \cdot x \cdot \hat{B}m \quad (2.2.7)$$

Jelikož je $d \ll h$, je efektivní hodnota indukovaného napětí v této cestě podle indukčního zákona rovna

$$E = 2 \cdot h \cdot x \cdot \frac{\omega \hat{B}m}{\sqrt{2}} \quad (2.2.8)$$

Odpor v cestě je závislý na specifické rezistivitě ρ , délce cesty l a ploše S . Laminace je ve srovnání s ostatními rozměry tenká.



Obrázek 2.4 Vířivé proudy v plechách. Hustota magnetického toku B se mění ve směru daném šipkou a odpovídající vířivé proudy krouží okolo tohoto toku. Dle Lenzova zákona se vířivé proudy snaží zamezit toku projít skrze plechy. Čárkovaná čára je pro plechy M400-65A a plná čára je pro plechy M800-65A.[2]

Můžeme tedy jednoduše napsat pro odpor cesty l

$$R = \frac{\rho l}{S} = \frac{2h\rho}{wdx} \quad (2.2.9)$$

Hustota toku v plechách vytvoří tok $\Phi = B \cdot h \cdot x$. Měnicí se tok vytvoří napětí $-dx/dt$ v dané oblasti. Indukované napětí vytvoří proud:

$$dI = \frac{E}{R} = \frac{\frac{2\pi f \cdot \hat{B}_m}{\sqrt{2}} 2xh}{\frac{2h\rho}{wdx}} = \frac{2\pi f \cdot \hat{B}_m w x dx}{\sqrt{2} \cdot \rho} \quad (2.3.10)$$

Rozdílné ztráty jsou navzájem

$$dP_{Fe}P_{Ft} = EdI = \frac{(2\pi f \cdot \hat{B}_m)^2 whx^2 dx}{\rho} \quad (2.2.11)$$

Tím pádem ztráty vířivými proudy v celém plechu jsou

$$P_{Fe,Ft} = \int_0^{d/2} dP_{Fe,Ft} = \frac{(2\pi f \cdot \hat{B}_m)^2 wh}{\rho} \cdot \int_0^{d/2} x^2 dx \quad (2.2.12)$$

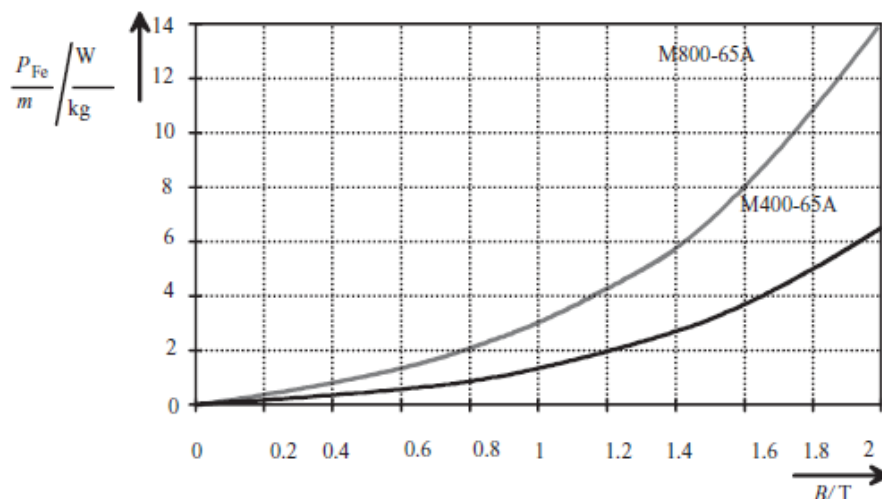
Jelikož $whd=V$, rozsah plechů, ztrát vířivými proudy je

$$P_{Fe,Ft} = \frac{w \cdot h \cdot \pi^2 \cdot f^2 \cdot d^3 \cdot \hat{B}_m^2}{6\rho} = \frac{V \cdot \pi^2 \cdot f^2 \cdot d^2 \cdot \hat{B}_m^2}{6\rho} \quad (2.2.13)$$

Zde si můžeme všimnout výrazného vlivu tloušťky plechů d ($P_{Fe} \cong d^3$), špičkové hodnoty hustoty toku \hat{B}_m a frekvence f na ztráty vířivými proudy. Také rezistivita ρ je velmi významná. Měření silikonové oceli ukázalo, že ztráty jsou asi o 50 % vyšší než výsledek daný rovnicí (2.2.13).[2]

Důvod pro takový rozdíl spočívá ve velikosti krystalů v oceli. Obecně můžeme říci, že ztráty narůstají společně s rozměry krystalu. Nicméně rovnice (2.2.13) lze použít k určení ztrát třeba v okolí požadovaného bodu. Firmy obvykle uvádí ztráty jejich materiálů v hmotnostních jednotkách při určité špičkové hodnotě hustoty toku a frekvenci, například $P_{15} = 4\text{W/kg}$, 1.5 T, 50Hz nebo $P_{10} = 1.75\text{ W/kg}$, 1.0 T, 50Hz.

(Obrázek 2.5) ilustruje ztráty v železe pro dva různé plechy stejné tloušťky a různé rezistivity. Jako v předchozím případě jsou vyrobeny ze stejného materiálu. Tloušťka je 0,65 mm. Firmy většinou udávají kombinované ztráty v železe, což znamená, že hysterezní ztráty a ztráty vířivými proudy nejsou oddělené.



Obrázek 2.5 Ztráty v železe dvou různých plechů při frekvenci toku 50Hz jako funkce maximální velikosti hustoty toku. Křivka obsahuje oboje jak hysterezní ztráty, tak ztráty vířivými proudy.[2]

Při výpočtech se dají ztráty v železe najít tak, že magnetický obvod rozdělíme do více sekcí n , ve kterých je tok zhruba konstantní. Jakmile je hmotnost $m_{Fe,n}$ různých částí n spočtena, ztráty $P_{Fe,n}$ různých částí stroje mohou být aproximovány:

$$P_{Fe,n} = P_{10} \left(\frac{\hat{B}_n}{1T} \right)^2 m_{Fe,n} \text{ nebo } P_{Fe,n} = P_{15} \left(\frac{\hat{B}_n}{1,5T} \right)^2 m_{Fe,n} \quad (2.2.14)$$

Celkové ztráty lze spočítat tak, že sečteme ztráty v jednotlivých částech n . Vzniká nám však problém ve výpočtu ztrát v točivých strojích, jedná se o velikost ztrát P_{15} a P_{10} , které jsou validní pouze pro sinusově proměnnou hustotu toku. Nicméně v točivých strojích se čistý sinusový tok nikdy neobjevuje sám v žádné části stroje, ale vždy se zde objeví rotující pole, které má trochu jiné ztráty v porovnání s různými ztrátami pole. Dále se zde vyskytují harmonická pole a díky tomu jsou ztráty ve skutečnosti vyšší, než jak výsledky výše uvedené ukazují. Kromě toho vznikají napětí při děrování plechu a také otřepy zvyšují index ztrát. Při výpočtech jsou tyto jevy empiricky vzaty v potaz a ztráty v železe mohou být vyřešeny s ohledem na empirické korekční koeficienty $k_{Fe,n}$, n definované pro různé sekce n , (**Tabulka 2.2**).

$$P_{Fe} = \sum_n k_{Fe,n} \cdot P_{10} \left(\frac{\hat{B}_n}{1T} \right)^2 \cdot m_{Fe,n} \text{ nebo } P_{Fe} = \sum_n k_{Fe,n} P_{15} \left(\frac{\hat{B}_n}{1,5T} \right)^2 m_{Fe,n} \quad (2.2.15)$$

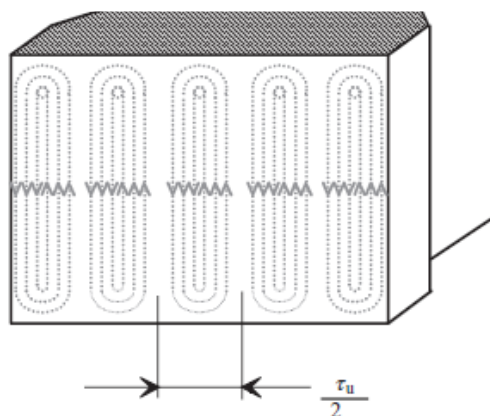
Ztráty železa diskutované výše se počítají pouze pro potřebnou časově proměnnou hustotu toku potřebnou základem hlavního tokem. Kromě těchto ztrát existují i další ztráty v železe jiného původu v rotujících strojích. Nejvýznamnější z těchto ztrát jsou následující:

- Konečné ztráty, ke kterým dochází, když unikající tok konce stroje proniká pevnými strukturami stroje jako jsou koncové krytí, vytvářející vířivé proudy. Výpočet těchto ztrát je poměrně obtížný a při výpočtech stačí použít empirickou korekci koeficientu z rovnice (2.2.15), aby se zohlednil vliv ztrát.
- Přídavné ztráty v zubech vznikající propuštěním harmonických, které vznikají, když se mívají zuby statoru a rotoru vysokou rychlostí. Abychom byli schopni spočítat ztráty, je potřeba vyřešit frekvenci a amplitudu harmonických, které prochází zubem. Tyto ztráty jsou také započteny v korekčním koeficientu $k_{Fe,n}$.

Table 3.2 Correction coefficients $k_{Fe,n}$ for the definition of iron losses in different sections of different machine types taking the above-mentioned anomalies into account. (Coefficients are valid for AC machines with a sinusoidal supply and for DC machines.)

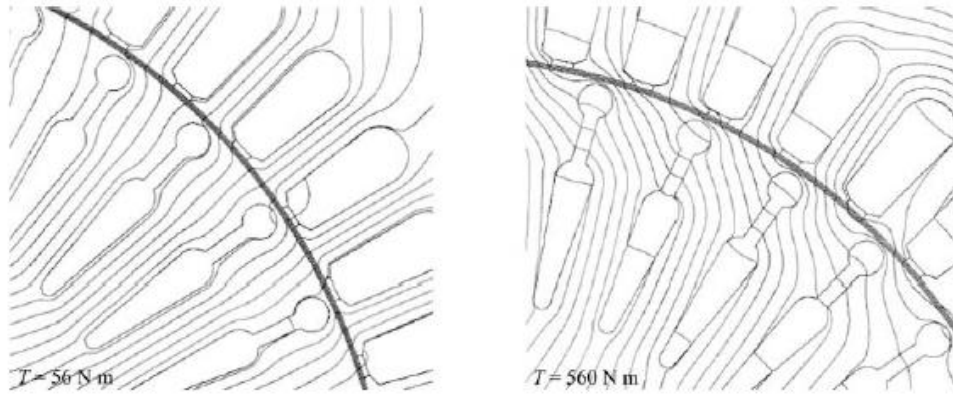
Machine type	Teeth	Yoke
Synchronous machine	2.0	1.5–1.7
Asynchronous machine	1.8	1.5–1.7
DC machine	2.5	1.6–2.0

Tabulka 2.2 Hodnoty korekčního koeficientu $k_{Fe,n}$ pro definici ztrát v železe v různých částech stroje.[2]



Obrázek 2.6 Cesty vířivých proudů v pólovém nástavci. Tento vzor se opakuje po každé půlce drážky.[2]

- U strojů s pevnými částmi, například na povrchu pólových nástavců, harmonické vytvořené drážkami (viz obrázky 3.5 a 3.6) generují vířivé proudy, které způsobují povrchové ztráty, (**Obrázek 2.6**). Richter (1967) zavedl empirické rovnice pro řešení těchto ztrát. Přesná analýza těchto jevů je nesmírně obtížná a vyžaduje řešení rovnic pole pevných materiálů.



Obrázek 2.7 Graf toku indukčního stroje jako funkce točivého momentu ($0.3T_n, 2.9T_n$). Kopírováno se svolením Janne Nerg.[2]

Obvykle se ztráty počítají za předpokladu pouze základní změny toku. (**Tabulka 2.2**) bere v potaz chování harmonických v různých částech stroje jednoduchým vynásobením hodnoty spočtené základem. Pokud je možná přesnější analýza, ztráty vířivými proudy v jhu statoru můžou být stanoveny výpočtem složky tangenciální a radiální hustoty toku při různých frekvencích. Ztráty vířivými proudy v lamelách o tloušťce d , hmotnosti m_{Fe} , vodivosti σ_{Fe} a hustotou ρ_{Fe} jsou spočteny z

$$P_{Fe} = \frac{\pi^2 \sigma_{Fe}}{6 \rho_{Fe}} f^2 d^2 m_{Fe} \sum_{n=1}^{\infty} n^2 (B_{tan,n}^2 + B_{norm,n}^2)$$

$$= \frac{\pi^2 \sigma_{Fe}}{6 \rho_{Fe}} f^2 d^2 m_{Fe} (B_{tan,n}^2 + B_{norm,n}^2) k_d$$
(2.2.16)

$$k_d = 1 + \sum_{n=2}^{\infty} \frac{(B_{tan,n}^2 + B_{norm,n}^2)}{(B_{tan,1}^2 + B_{norm,1}^2)}$$
(2.2.17)

Tyto rovnice vyžadují přesné řešení hustoty toku, které lze rozdělit na složky různých harmonických.

Pro hysterezní ztráty je zde podobný přístup:

$$P_{Fe,Hy} = c_{Hy} \frac{f}{100} m_{Fe} \sum_{n=1}^{\infty} n^2 (B_{tan,n}^2 + B_{norm,n}^2) = c_{Hy} \frac{f}{100} m_{Fe} (B_{tan,n}^2 + B_{norm,n}^2) k_d. \quad (2.2.18)$$

Koeficient hysterese $c_{Hy} = 1.2 - 2[A\ m^4/V\ s\ kg]$ pro anizotropní lamely se 4 % křemíku a 4.4–4.8 $[A\ m^4/V\ s\ kg]$ pro izotropní lamely se 2 % křemíku.

Rovnice (2.2.16–2.2.18) však uvádějí příliš nízké hodnoty ztrát v železe a další ztráty v jádře musí být zohledněny vhodnými koeficienty ztrát. Například hodnoty z (*Tabulka 2.2*) mohou být použity.

Motory také čelí problému s pulzně šířkou modulací (PWM) napájení. Při napájení z PWM se ztráty motoru zvyšují mnoha způsoby. Ztráty v železe se také zvyšují, zejména na povrchu rotoru. V závislosti na frekvenci spínání PWM, celková účinnost motoru je obvykle o 1–2 % nižší u dodávky PWM než u sinusového zdroje.

3. ZPŮSOBY ODVODU TEPLA

3.1 Odvod tepla

V elektrických strojích dochází k elektromagnetické přeměně energie, která je doprovázena přeměnou mechanické nebo elektrické energie na teplo. Při práci stroje vzniká teplo, které zahřívá jednotlivé části stroje a zvyšuje jejich teplotu. Přílišný nárůst teploty ve stroji může vést ke snížení mechanické a elektrické pevnosti izolace vinutí. Maximální teplotu nám určuje teplotní třída izolace. Teplota jednotlivých částí elektrického stroje závisí na teplotě chladicího prostředí. [1]

Jmenovité údaje elektrického stroje (výkon, napětí, proud, otáčky...) udávané na štítku stroje jsou vztaženy k chodu stroje do 1000 m nad mořem a teplotě okolí do 40°C a chladicí vody do 30°C, pokud není v normě nebo technické dokumentaci uvedeno jinak.

Na ohřev elektrického stroje má vliv druh zatížení (charakter časové změny zatížení stroje.

Mezní dovolená oteplení částí elektrického stroje, uvedená v tabulce (**Tabulka 3.1**) jsou dány normami GOST 183-74 a ČSN 35 0000.[1]

Tepelná třída izolace podle ČSN 34 0270

Část stroje	A			E			B			F			H		
	tepločern	odporem	sondou	tepločern	odporem	sondou	tepločern	odporem	sondou	tepločern	odporem	sondou	tepločern	odporem	sondou
1. Sřídavá vinutí strojů nad 5 000 kVA nebo s délkou nad 1 m	—	60	60	—	70	70	—	80	80	—	100	100	—	125	125
2. Sřídavá vinutí strojů do 5 000 kVA s délkou do 1 m Budíci vinutí stejnosměrných strojů a sřídavých strojů buzených stejnosměrným proudem, kromě vinutí uvedených v bodech 3, 4 a 5 této tabulky Vinutí spojená s komutátorem	50	60	—	65	75	—	70	80	—	85	100	—	105	125	—
3. Budíci vinutí strojů s hladkým rotorem, napájená stejnosměrným proudem	—	—	—	—	—	—	—	90	—	—	110	—	—	135	—
4. Budíci vinutí z hořkých pásů s odkrytým povrchem	65	65	—	80	80	—	90	90	—	110	110	—	135	135	—

Mezní dovolená oteplení (°C) při měření

Tabulka 3.1. Mezní dovolená oteplení částí elektrických strojů při teplotě chladicího prostředí +40 °C a nadmořské výšce do 1 000 m n. m. podle ČSN 35 0000

Tabulka 3.1 Tabulka mezního dovoleného oteplení jednotlivých částí stroje.[1]

Tabulka 5.1. Pokračování

Část stroje	Tepelná třída izolace podle ČSN 34 0270														
	A			E			B			F			H		
	teplostředem	odpor	sonda	teplostředem	odpor	sonda	teplostředem	odpor	sonda	teplostředem	odpor	sonda	teplostředem	odpor	sonda
5. Budíci vinutí s malým odporem o několika vrstvách a kompenzační vinutí	60	60	—	75	75	—	80	80	—	110	110	—	125	125	—
6. Izolovaná vinutí spojená dokrátka	60	—	—	75	—	—	80	—	—	100	—	—	125	—	—
7. Neizolovaná vinutí spojená dokrátka	Tyto části se nesmějí nikdy ohřát tak, aby vzniklo nebezpečí poškození izolace nebo jiného materiálu v jejich sousedství.														
8. Železné a ocelové části, které se nedotýkají izolovaných vinutí	Tyto části se nesmějí nikdy ohřát tak, aby vzniklo nebezpečí poškození izolace nebo jiného materiálu v jejich sousedství.														
9. Železné a ocelové části, které se dotýkají izolovaných vinutí	60	—	60	75	—	75	80	—	80	100	—	100	125	—	125
10. Komutátory a sběrači kroužky	60	—	—	70	—	—	80	—	—	90	—	—	100	—	—

Poznámky: 1. Pro typová vinutí zocení asynchronních motorů se se souhlasem zákazníka povoluje oteplení podle řádku 4.

Tabulka 3.2 Pokračování tabulky 3.1[1]

Teplo se dá odvést pomocí kondukce, konvekce a radiace. Z metod odvodu tepla je obvykle tou nejvíce signifikantní kondukce pomocí vzduchu, tekutiny nebo plynu. Nucená konvekce je jednoznačně tou nejvíce účinnou metodou, pokud nepočítáme přímé chlazení vodou. Konstrukce chlazení pro nucenou konvekci je velmi přímočaré: konstruktér musí zajistit, aby dostatečné množství chladiva protéklo skrze stroj. To znamená, že chladicí kanály musí být dostatečně velké. Pokud je motor připevněn pomocí příruby, tak je možné velké množství tepla převést pomocí tohoto spojení. Množství odvedeného tepla pomocí radiace není velké, ale ne zcela zanedbatelné. Černý povrch stroje zajišťuje zlepšení odvodu tepla radiací. [2]

Table 9.2 Experimental factors for windage and bearing losses, Equation (9.19)

Cooling method	$k_p/W s^2/m^4$
TEFC motors, small and medium-sized machines	15
Open-circuit cooling, small and medium-sized machines	10
Large machines	8
Air-cooled turbogenerators	5

Tabulka 3.3 Tabulka činitele pro ztráty způsobené obtékáním vzduchu (odporem způsobeným tvarem) a ztráty v ložiskách.[2]

3.2 Kondukce

Máme dva způsoby odvodu tepla pomocí kondukce: V prvním případě lze teplo převést pomocí molekulární interakce, kdy molekuly s vyšší energií uvolňují energii okolním molekulám s nižší energetickou hladinou pomocí vibrací. Tento přenos je možný u kovů, tekutin a plynů.

Druhý druh je přenos tepla mezi volnými elektrony. Tento způsob je typický pro čisté kovy a tekutiny. Množství volných elektronů ve valenční sféře je znatelné, zatímco u nekovových materiálů je o poznání menší. Tepelná vodivost je čistě závislá na počtu volných elektronů.[2] Fourierův zákon nám udává tepelný tok přenesený pomocí kondukce:

$$\Phi_{th} = -\lambda S \nabla T \quad (3.2.1)$$

Kde Φ_{th} je velikost tepelného toku, λ teplotní vodivost, S plocha přenosu tepla a ∇T je teplotní gradient.

Tepelná vodivost závisí na teplotě: typickou vlastností kovových látek je to, že teplotní vodivost klesá s rostoucí teplotou. Na druhou stranu schopnost izolace převést teplo s rostoucí teplotou roste.

Teplotní vodivost plynů narůstá s rostoucí teplotou a snižující se molekulární hmotností.

Tepelná vodivost u nekovových tekutin obvykle klesá s nárůstem teploty; nicméně, vlastnosti například vody jsou jiné. Nejvyšší tepelné vodivosti dosahuje voda zhruba při 137°C a tlaku 330kPa, od tohoto bodu vodivost v obou směrech klesá. Glycerin a ethylene glycol jsou další výjimky a jejich vodivost roste s nárůstem teploty. [2]

(*Tabulka 3.4*) ukazuje přenos tepla různých materiálů při pokojové teplotě. Rovnice pro tepelnou vodivost je zjednodušená, pokud teplo teče pouze v jednom směru, směr orientovaný podle x . Pro objekt s plochou přechodu S a délkou l , rovnice (3.2.1) vypadá

$$\Phi_{th} = -\lambda S \frac{dT}{dx} \approx -\lambda S \frac{\theta}{l} \quad (3.2.2)$$

Zde, θ je rozdíl teplot napříč objektem a λ je tepelná vodivost materiálu, který je často vyjádřen jako funkce teploty $\lambda(T)$. Často není materiál izotropní, ale vodivost se liší v různých směrech. Ve výpočtu jsou však často jako izotropní brány. Obvykle platí, že dobrý elektrický vodič je také dobrý tepelný vodič. Toto se ovšem nedá říci o izolacích, které jsou většinou špatnými vodiči tepla. I zde jsou však výjimky, například kovové napařované vrstvy s plastem jsou docela dobrým vodičem tepla, ale stále se solidní elektrickou izolační schopností. Dále třeba diamant je dobrý tepelný, ale špatný elektrický vodič.[2]

Table 9.3 Heat transfer properties of some materials at room temperature (293 K) if not otherwise declared

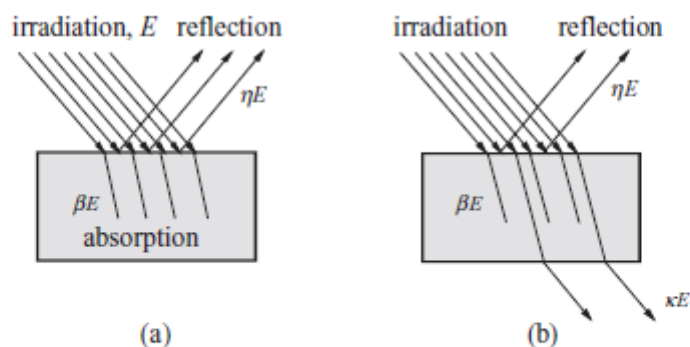
Material	Thermal conductivity $\lambda/\text{W/K m}$	Specific heat capacity $c/\text{kJ/kg K}$	Density $\rho/\text{kg/m}^3$	Resistivity/ $\Omega \text{ m} \cdot 10^{-8}$
Air, stagnant	0.025	1		
Aluminium, pure	231	0.899	2700	2.7
Aluminium, electrotechnical	209	0.896	2700	2.8
Aluminium oxide, 96%	29.4			
Beryllium oxide, 99.5% 300 K	272	1.03	3000	
Copper, electrotechnical	394	0.385	8960	1.75
Ethylene glycol	0.25	2.38	1117	
Insulation of elec. machine, bonding epoxy	0.64			
Insulation of elec. machine, glass fibre	0.8–1.2			
Insulation of elec. machine, Kapton	0.12			
Insulation of elec. machine, mica	0.5–0.6			
Insulation of elec. machine, mica–synthetic resin	0.2–0.3			
Insulation of elec. machine, Nomex	0.11			
Insulation of elec. machine, Teflon	0.2			
Insulation of elec. machine, treating varnish	0.26			
Insulation of elec. machine, typical insulation system	0.2			
Iron, pure	74.7	0.452	7897	9.6
Iron, cast	40–46	0.5	7300	10
Mercury, 300 K	8540	0.1404	13.53	
Permanent magnet, ferrite	4.5			
Permanent magnet, NdFeB	8–9	0.45	7500	120–160
Permanent magnet, Sm–Co	10	0.37	8400	50–85
Plastics	0.1–0.3			
Silicon 300 K	148	0.712	12 300	
Steel, carbon steel 0.5%	45	0.465	7800	14–18
Steel, electrical sheet, in the direction of lamination	22–40		7700	25–50
Steel, electrical sheet, normal to lamination	0.6			
Steel, stainless 18/8	17		7900	
Steel, structural	35–45			
Transformer oil 313 K (40 °C)	0.123	1.82	850	10^8 – $10^{14} \Omega \text{ m}$
Water vapour, 400 K	24.6	2.06	0.552	
Water 293 K	0.6	4.18	997.4	2 – $5 \times 10^3 \Omega \text{ m}$

Tabulka 3.4 Tabulka schopnosti materiálu přenášet teplo při pokojové teplotě.

3.3 Radiace

Jako další uvažujeme radiaci, druhou formu přenosu tepla. Teplotní radiace je radiací elektromagnetickou, s vlnovou délkou v rozmezí od 0,1 do 100 μm . Tato vlnová délka obsahuje viditelné světlo, infračervené záření a ultrafialové záření. Na rozdíl od zbylých způsobů výměny tepla je radiace jediná, která nepotřebuje médium pro teplotní výměnu. Když se záření střetne s objektem, tak část tepla je pohlcena, část je odražena a část může přejít skrz objekt.[2] Množství tepla, které objekt pohltí, je dáno absorpcí β , reflektovaná energie η , a přenesená energie k . Součet všech je roven 1:

$$\beta + \eta + k = 1 \quad (3.3.1)$$



Obrázek 3.1 (a) Ukázka neprůhledného povrchu; (b) ukázka částečně průhledného povrchu. Intenzita ozáření je značena E , je dána ve W/m^2 . [2]

Odrazový povrch ($\eta > 0$) se nazývá neprůhledný, a pokud je radiace částečně přenášena ($k > 0$) skrze materiál, pak se povrch nazývá poloprůhledný. (**Obrázek 3.3**) ilustruje poloprůhledný a neprůhledný povrch. Poloprůhledné povrchy se v elektrických strojích nepoužívají ($k = 0$).

$$\beta + \eta = 1 \quad (3.3.2)$$

Vzduch je převážně složen z kyslíku a dusíku, z nich ani jeden nepohlcuje ani neemituje záření. Takže je možné uvažovat, že ve stroji se radiace pohybuje mezi dvěma povrchy. Hustota tepelného toku záření q_{th} je definována Stefan-Boltzmannovou rovnicí

$$q_{th} = \frac{\Phi_{th}}{S} = \epsilon_{thr} \sigma_{SB} (T_1^4 - T_2^4) \quad (3.3.3)$$

kde T_1 je termodynamická teplota vyzařujícího povrchu, T_2 je termodynamická teplota absorpčního povrchu a σ_{SB} je Stefan-Boltzmannova konstanta, $5,67 \times 10^{-8} \text{W}/\text{m}^2 \text{K}^4$ je

relativní emisivita mezi vyzařujícím a pohlcujícím povrchem a záleží na vlastnostech povrchu a pozici povrchů vůči sobě. Pokud vše co vyzaří povrch S_1 se setká s povrchem S_2 , ϵ_{thr} se stane

$$\frac{1}{\epsilon_{thr}} = \frac{1}{\epsilon_{th1}} + \frac{S_1}{S_2} \left(\frac{1}{\epsilon_{th2}} - 1 \right) \quad (3.3.4)$$

kde ϵ_{th1} a ϵ_{th2} jsou vyzařování povrchu 1 a 2.

Vyzařování černého objektu je $\epsilon_{th} = 1$. Ve skutečnosti černé objekty neexistují a nejlepší možný povrch má vyzařování $\epsilon_{th} = 0,98$, vyzařování černě natřených objektů je zhruba $\epsilon_{th} = 0,9$ a relativní emisivita mezi šedě natřeným strojem a okolím je $\epsilon_{thr} = 0,85$.

Koncept černého tělesa je dost komplexní. Barvu nelze určit vizuálně, protože velká část vyzařovaného tepla není v oblasti viditelného světla. Ideální černé těleso v nezávislosti na vlnové délce je těleso s perfektní schopností absorpce nebo emise, oproti tomu máme naprosto bílé těleso, které je totálním reflektorem. Pro vyhodnocení emisivity tělesa je využita totální hemisférická emisivita, jedná se o průměrnou emisivitu povrchu ve všech směrech a přes všechny vlnové délky. [2]

Dále, šedý a rozptylový povrch jsou definovány pro zjednodušení sledování výměnu vyzařovaného tepla. Šedý povrch je povrch, jehož emisivita a absorpce jsou nezávislé na vlnové délce záření. Rozptylový povrch je povrch, který je nezávislý na směru vyzařování. Těleso plně nezávislé na směru neexistuje, ale směr lze považovat za téměř konstantní, pokud se úhel záření odchyľuje od roviny max. o 40° u vodičů a o 70° u izolantů. Ve skutečnosti jsou záření dána ve směru kolmém na plochu.[2]

V analogii na vodivost, teplotní odpor záření je dán

$$R_{th} = \frac{T_1 - T_2}{\Phi_{th}} = \frac{T_1 - T_2}{\epsilon_{thr} \sigma_{SB} (T_1^4 - T_2^4) S} = \frac{1}{\alpha_r S} \quad (3.3.5)$$

kde

$$\alpha_r = \epsilon_{thr} \sigma_{SB} \frac{T_1^4 - T_2^4}{T_1 - T_2} \quad (3.3.6)$$

je koeficient přenosu tepla radiací. Je silně závislý na teplotě vyzařujícího a absorbujícího povrchu. Teplotní rozdíl mezi povrchem stroje a okolím je zhruba 40K a teplota okolí je zhruba 20°C . Tyto teploty a relativní emisivita $\epsilon_{thr} = 0,85$ získáme

$$\alpha_r = 6\text{W}/\text{m}^2\text{K}$$

Teplotní odpor záření nám dává linearizaci přenosu tepla radiací, který je podobný přenosu tepla konvekcí. Toto nám dává možnost efektivně porovnávat radiaci s konvekcí.

Table 9.4 Emissivities of some materials used in electrical machines

Material	Emissivity
Polished aluminium	0.04
Polished copper	0.025
Mild steel	0.2–0.3
Cast iron	0.3
Stainless steel	0.5–0.6
Black paint	0.9–0.95
Aluminium paint	0.5

Tabulka 3.5 Tabulka emisivity materiálů použitých ve stroji. [2]

Přenos tepla radiací je uvažován pouze tehdy, pokud je v systému je pouze přírodní konvekce bez ventilátoru (**Tabulka 3.5**) nám ukazuje seznam některých materiálů typických v elektrických strojích a jejich vyzařování tepla.

3.4 Konvekce

Teploto je vždy přenášeno konvekcí a kondukcí současně. Konvekce je definována jako přenos tepla mezi oblastmi s vysokou teplotou a oblastmi s nízkou teplotou, který vzniká v důsledku pohybu chladící tekutiny vztažené na teplý povrch.

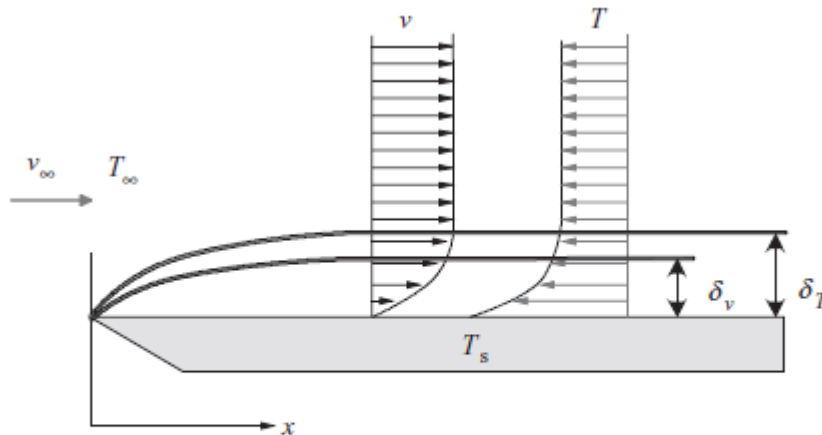
Znalost hraničních úrovní je nezbytná v analýze teplotního a hmotnostního přenosu mezi teplým povrchem a chladící kapalinou obtékající povrch. Při přenosu tepla konvekcí zde jsou tři hraniční hladiny, definované jako rychlost, teplotní a hustotní hraniční vrstva.

Zvážíme-li případ v (**Obrázku 3.4**), tok vzduchu se setká s letadlem. Rychlost toku je nula na povrchu a uvnitř hraniční vrstvy rychlost narůstá na rychlost ve volném prostoru. Tloušťka hraniční vrstvy rychlosti δ_v je definována jako výška od povrchu, ve které je rychlost toku 0,99 krát rovna rychlosti ve volném prostoru. Nad tímto limitem jsou gradient rychlosti a stříhové napětí zanedbatelné.

Teplota letadla T_s je předpokládána vyšší než teplota toku vzduchu. Blízko povrchu se teplo přenáší pomocí vodivosti skrze rozhraní teplotní vrstvy. Teplotní profil je podobný rychlostnímu profilu. Tloušťka teplotní hraniční vrstvy δ_T je definována jako výška od povrchu, kde velikost rozdílu teplot mezi povrchovou a hraniční vrstvou T_s a T , respektive rozdíl mezi teplotou povrchu a okolí je 0,99.

Koncentrační hraniční vrstva se objeví, když binární směs druhů pluje okolo povrchu

(konvekční hmotnostní přenos, příklad: voda se vypařuje jako vzduchová pára). Tloušťka koncentrační hraniční hladiny δ_c je definována nejvýše, kde velikost rozdílu povrchu a hraniční vrstvy molární koncentrace do rozdílu mezi povrchem a okolní molární koncentrací je 0,99. Podoba koncentrační krajní hladiny je podobná rychlostní a tepelné hraniční hladině.[2]



Obrázek 3.2 Vývoj rychlosti a hraničních teplotních vrstev; $\delta_v(x)$ a $\delta_T(x)$ jsou šířky vrstev.[2]

Tři důležité výrazy v teorému hraniční hladiny jsou povrchové tření, proudění tepla, teplotní přenos a konvekční hmotnostní přenos, které jsou převedeny do tří důležitých parametrů:

koeficient tření C_f a konvekční teplotní a hmotnostní koeficient α a α_m .

Pro usnadnění výpočtů a minimalizaci počtu parametrů potřebných vyřešit určité bezrozměrné parametry byly vytvořeny ze všech dostupných v literatuře tři nejvíce potřebné pro výpočet přenosu tepla z teplého povrchu do chladicí kapaliny - Nusseltovo číslo Nu , Reynoldsovo číslo Re a Prandtlovo číslo Pr .

Konvexní teplotní přenosný koeficient α lze vyjádřit pomocí bezrozměrného Nusseltova čísla jako

$$Nu = \frac{\alpha L}{\lambda} \quad (3.4.1)$$

kde L je délka povrchu a λ je tepelná vodivost chladicí kapaliny.

Nusseltovo číslo popisuje účinnost konvexního přenosu tepla v porovnání s kondukčním přenosem tepla.

Velikost mezi setrvačností a viskózní silou je popsána Reynoldsovým číslem Re a lze vyjádřit rovnicí

$$Re = \frac{vL}{\nu} \quad (3.4.2)$$

kde ν je rychlost chladicí kapaliny na povrchu, L je délka povrchu a ν je kinetická viskozita kapaliny. Hodnota Reynoldsova čísla Re , při které tok stane turbulentní, se nazývá kritické Reynoldsovo číslo Re_{crit} . Pro ploché povrchy Re_{crit} je 5×10^5 a pro potrubní tok to je 2300.

Pro trubky je délka popsána rovnicí

$$L = \frac{4S}{l_p} \quad (3.4.3)$$

kde S je průřez trubky a l_p je mokřý úsek trubky.

Třetí bezrozměrné číslo je Prandtlovo číslo, které popisuje podobnost mezi hybností a tepelnou difuzivitou. Jinými slovy, popisuje tloušťku rychlosti a rozhraní tepelnou vrstvu. Prandtlovo číslo je popsáno rovnicí

$$Pr = \frac{c_p \mu}{\lambda} \quad (3.4.4)$$

kde c_p je specifická tepelná kapacita, μ je dynamická viskozita a λ je tepelná vodivost chladicí kapaliny. Když Pr je malé (<1), tepelný přenos, teplotní difuze, je velký ve srovnání s teplotním přenosem získaným rychlostí kapaliny. Když je Pr jednotné, tak to znamená, že tepelná a rychlostní hraniční hladina jsou si rovny. Pr pro vzduch a plyny je mezi 0,7 a 1 pro vodu mezi 1 a 13 záleží na teplotě a tlaku.

4. SAMOSTATNÝ VÝPOČET STROJE

4.1 Zadané parametry stroje

Základní parametry motoru:

$$P_2 = 7 \text{ kW}$$

$$n_s = 600 \text{ ot/min.}$$

$$U_n = 230 \text{ V}$$

$$2p = 10$$

Prvotní hrubý odhad hodnot účinnosti a účinníku z grafu:

$$\eta = 0,85$$

$$\cos \varphi = 0,7$$

Vzhledem k tomu, že tato práce není zaměřena na návrh elektrického motoru, tak další hodnoty a výpočty budou věnovány jen podstatným částem v problematice přenosu tepla.

4.2 Výpočet hlavních parametrů stroje

Základní rozměry byly určeny [4]:

$$h = 160 \text{ mm}$$

$$D_{1e} = 0,3 \text{ m}$$

Určení poměru mezi vnitřním a vnějším průměrem statoru $K_d = 0,75$.

$$D_{1i} = D_{1e} \cdot K_d = 0,225 \text{ m} \quad (4.2.1)$$

$$t_p = \pi \frac{D_{1i}}{2p} = 0,07 \text{ m} \quad (4.2.2)$$

Po přepočtu byl vstupní výkon vyhodnocen:

Určení poměru indukovaného napětí vinutí $k_e = 0,932$.

$$P_i = \frac{P_2 k_e}{\eta \cos \varphi} = 10,96 \text{ kW} \quad (4.2.3)$$

Indukce ve vzduchové mezeře a proudová hustota byly prvotně zvoleny:

$$A = 31000 \text{ A} \cdot \text{m}$$

$$B_\delta = 0,81 \text{ T}$$

Činitel pólového krytí:

$$a_\delta = \frac{2}{\pi} = 0,6369 \quad (4.2.4)$$

Činitel tvaru pole:

$$k_B = \frac{\pi}{2 \cdot \sqrt{2}} = 1,11 \quad (4.2.5)$$

Činitel vinutí byl zvolen $k_v = 0,94$.

Délka stroje byla spočtena:

$$l_{Fe} = \frac{2P_i}{a_\delta \pi K_B k_v A \cdot B_\delta \omega_s D_{1i}^2} = 0,1316 \text{ m} \quad (4.2.6)$$

Štíhlostní poměr:

$$\lambda = \frac{l_{Fe}}{t_p} = 1,863 \quad (4.2.7)$$

Dále byla určena drážková rozteč, počet drážek a závitů:

$$t_d = 0,0125 \text{ m}$$

$$Q_1 = 60$$

$$N_1 = 200$$

$$V_d = 20$$

Jmenovitý proud byl spočten:

$$I_{1n} = \frac{P_2}{3U_n \eta \cos \varphi} = 17,05 \text{ A} \quad (4.2.8)$$

Přepočtená proudová hustota:

$$A = \frac{2 \cdot 3 N_1 I_{1n}}{\pi D_{1i}} = 28960 \text{ Am} \quad (4.2.9)$$

Magnetický tok a přepočtená indukce ve vzduchové mezeře:

$$\Phi = \frac{k_e U_n}{4 k_b N_1 k_v f} = 0,00513 \text{ Wb} \quad (4.2.10)$$

$$B_\delta = \frac{\Phi}{a_\delta t_p l_{Fe}} = 0,867 \text{ T} \quad (4.2.11)$$

Rozeř vzduchové mezery byl zvolen a rozměry rotoru byly určeny:

$$B_{j2} = 1 \text{ T}$$

$$\delta = 0,35 \text{ mm}$$

$$h_{j2} = \frac{\Phi}{2 B_{j2} l_{Fe} k_{Fe}} = 0,0228 \text{ m} \quad (4.2.12)$$

$$D_{e2} = D_{i1} - 2 \cdot \delta = 0,218 \text{ m} \quad (4.2.13)$$

Z grafu byla odečtena hodnota J a zní dopočten průřez vodiče

$$J = 7596641 \text{ A} \cdot \text{m}^2$$

$$S_{ef} = \frac{I_{1n}}{J \cdot \alpha} = 2,244 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \quad (4.2.11)$$

Z průměru byl určen průměr kruhového vodiče:

$$d_v = 0,00169 = 1,7 \text{ mm}$$

4.3 Výpočet vinutí

Dále následuje určení počtu cívek, krok na komutátoru, přední cívkový krok, spojkový krok, počet fázových svazků a následné určení činitele vinutí z Tingleyho schématu (příloha č.2) [4].

$$K=60 \quad 2u=2$$

$$y_{1d} = 6 \quad a=1$$

$$y_1 = 13 \quad y_k = 1$$

$$y_2 = -11 \quad y=2$$

$$k_r = 0,955$$

$$S_c = 6$$

Dále následovalo určení rozměrů drážky, nejdříve byla určena indukce ve jhu a v zubu a délka rozměry drážky a zubu.

$$B_{j1} = 1,2 \text{ T}$$

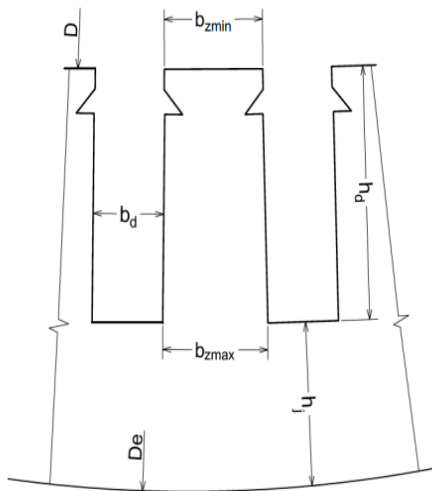
$$B_z = 1,8 \text{ T}$$

$$h_{j1} = \frac{\Phi}{2B_{j1}l_{Fe}k_{Fe}} = 0,01676 \text{ m} \quad (4.3.1)$$

$$h_d = \frac{D_{1e} - D_{1i}}{2 - h_{j1}} = 0,0207 \text{ m} \quad (4.3.2)$$

$$b_{z1} = \frac{B_{\delta} t_d l_{Fe}}{B_z l_{Fe} k_{Fe}} = 0,00614 \text{ m} \quad (4.3.3)$$

$$b = \frac{\pi(D_{1i} + 2h_d)}{Q_1 - b_{z1}} = 0,0078 \text{ m} \quad (4.3.4)$$



bd[mm]	7,8
hd[mm]	20,7
bzmin[mm]	3,97
bzmax[mm]	6,14
hJ[mm]	16,76

Obrázek 4.1 Drážka typu N

Tabulka 4.1 Rozměry drážky a zubu

Plnění drážky bylo určeno:

$$S_d = (h_d - 1 \cdot 10^{-3}) \cdot (2b/2) = 0,000154 \text{ m}^2 \quad (4.3.4)$$

$$K_t = \frac{\pi \cdot v_d \cdot d_v^2}{4S_d} = 0,331 \quad (4.3.5)$$

Rozměr vzduchové mezery byl zvolen a rozměry rotoru byly určeny:

$$B_{j2} = 1 \text{ T}$$

$$\delta = 0,4 \text{ mm}$$

$$h_{j2} = \frac{\Phi}{2 \cdot B_{j2} \cdot l_{Fe} \cdot k_{Fe}} = 0,0228 \text{ m} \quad (4.3.6)$$

$$D_{e2} = D_{i1} - 2 \cdot \delta = 0,218 \text{ m} \quad (4.3.7)$$

4.4 Návrh permanentních magnetů

Další částí výpočtu je určení rozměrů PM, zvoleny byly PM na bázi vzácných zemin (NdFeB) neodým-železo-bor, přesnější typ N38SH (viz příloha č.5).

Výchozí parametry permanentních magnetů:

$$H_c = 907 \text{ kA/m}$$

$$\mu_r = 1,05$$

$$\alpha = -0,12 \text{ \%/}^\circ\text{C}$$

Teplotní odolnost je 150°C.

Výchozí parametry magnetického obvodu:

$$B_{j1} = 1,2 \text{ T} \quad H_{j1} = 185 \text{ A/m}$$

$$B_{j2} = 1 \text{ T} \quad H_{j2} = 122 \text{ A/m}$$

$$B_z = 1,8 \text{ T} \quad H_z = 10400 \text{ A/m}$$

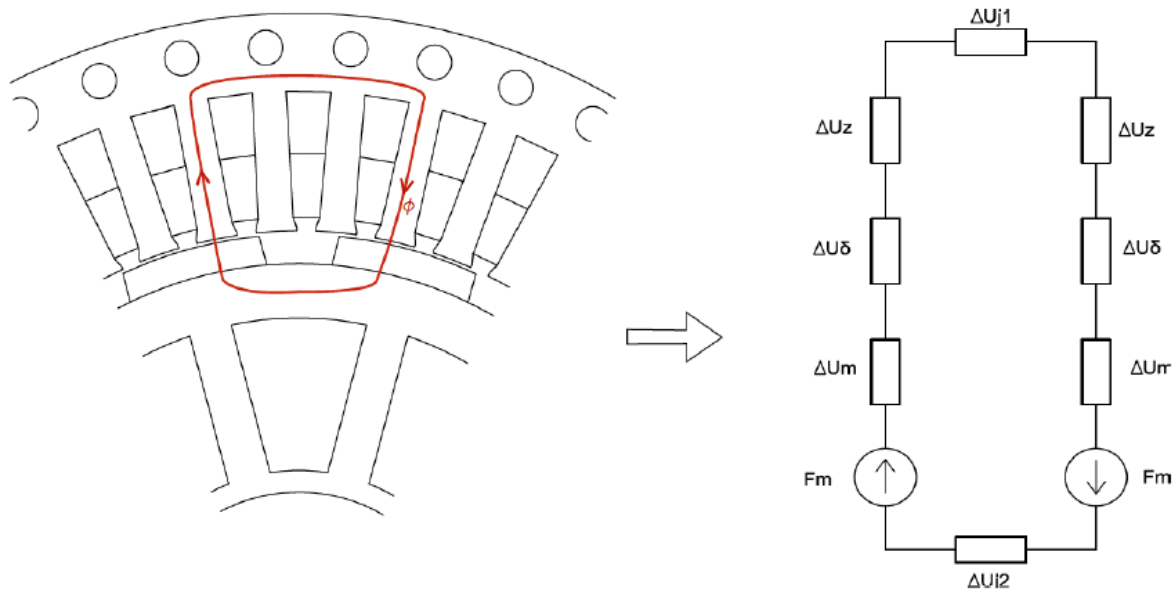
Intenzity magnetického pole byly určeny dle katalogového listu pro m350-50a (příloha č.4).

Dále bylo nutno určit intenzitu ve vzduchové mezeře:

$$H_\delta = \frac{B_\delta}{\mu_0} = 716560 \text{ A/m} \quad (4.4.1)$$

4.4.1 Určení rozměrů magnetu pro povrchové uložení

Před samostatným určením PM je nutné nejdříve zjistit úbytek magnetického napětí.



Obrázek 4.2 Magnetický obvod a jeho náhradní schéma pro povrchové uložení PM.[3]

Jako první je nutné si určit délku střední siločáry jha statoru a úbytky napětí ve jhu a zuby:

$$l_{j1} = \frac{\pi(D_{1e} - h_{j1})}{2p} = 0,0889 \text{ m} \quad (4.4.2)$$

$$\Delta U_{j1} = H_{j1} \cdot l_{j1} = 16,45 \text{ A} \quad (4.4.3)$$

$$\Delta U_{z1} = H_z \cdot h_z = 215,695 \text{ A} \quad (\text{předpoklad, že } h_z = h_d) \quad (4.4.4)$$

Dále se určit délka střední siločáry jha rotoru a úbytky napětí ve jhu rotoru:

$$l_{j2} = \frac{\pi \cdot D_e}{2p} = 0,0471 \text{ m} \quad (4.4.5)$$

$$\Delta U_{j2} = H_{j2} \cdot l_{j2} = 5,7462 \text{ A} \quad (4.4.6)$$

Pro výpočet úbytku napětí je nutné si nejdříve vyjádřit činitel k_c :

$$\gamma = \frac{\frac{b_0}{\delta}}{5 + \frac{b_0}{\delta}} = 6,4559 \quad (4.4.7)$$

$$k_c = \frac{t_{d1}}{t_{d1} - \gamma \cdot \delta} = 1,704 \quad (4.4.8)$$

Přepočten vzduchové mezery:

$$\delta' = k_c \cdot \delta = 0,00136 \text{ m} \quad (4.4.9)$$

Úbytek napětí ve vzduchové mezeře:

$$\Delta U_\delta = H_\delta \cdot \delta' = 976,877 \quad (4.4.10)$$

Dále se vyjádří intenzita magnetického pole PM:

$$H_m = \frac{B_m}{\mu_r \cdot \mu_0} = 757880,7 \text{ A/m} \quad (4.4.11)$$

(pro povrchové uložení bylo uvažováno $B_m = B_\delta = 1 \text{ T}$)

Nyní je již možné určit výšku magnetu:

$$h_{m1} = \frac{2 \cdot \Delta U_\delta + 2 \cdot \Delta U_z + \Delta U_{j1} + \Delta U_{j2}}{2 \cdot (H_c - H_m)} = 0,00763 \text{ m} \quad (4.4.12)$$

Následně provedeme pár iterací, abychom zjistili přesnější rozměr magnetu.

Byl proveden následující postup:

$$\delta' = h_{m1} + \delta \quad (4.4.13)$$

$$\gamma' = \frac{\left(\frac{b_0}{\delta'}\right)^2}{5 + \frac{b_0}{\delta'}} \quad (4.4.14)$$

$$k_c' = \frac{t_{d1}}{t_{d1} - \gamma' \cdot \delta'} \quad (4.4.15)$$

$$\delta'' = k_c' \cdot \delta \quad (4.4.16)$$

Pro novou vzduchovou mezeru byl přepočten úbytek napětí ve vzduchové mezeře a následně i výška magnetu. Tento postup byl párkrát zopakován, až se výška ustálila okolo 5mm.

Dále se určí šířka magnetu:

$$b_m = \frac{\Phi}{B_{\delta} \cdot l_e} = 0,045 \text{ m} \quad (4.4.17)$$

Finální rozměry PM:

$$h_m \times b_m \times l_m = 5 \times 45 \times 131,6 \text{ mm}$$

4.4.2 Určení rozměrů magnetu pro vnitřní tangenciální uložení

Pro určení rozměrů tangenciálního uložení byl použit výpočet dle [1], náčrt s okótovanými rozměry se nachází v (příloha č.5).

Předběžně si zvolíme hodnoty k , h a výšku magnetu:

$$k = 1,5 \text{ mm}$$

$$h = 1,5 \text{ mm}$$

$$h_m = 2,5 \text{ mm}$$

Délku tělvy pro polovinu pólové rozteče:

$$\frac{t}{2} = \frac{D_2}{2} \cdot \sin \frac{\gamma}{2} = 0,03476 \text{ m} \quad (4.4.18)$$

Délku odvěsny pomocného trojúhelníku t_0 vyjádříme jako:

$$t_0 = \left[h + h_m + \frac{k}{\sin \frac{\gamma}{2}} \right] \cdot \operatorname{tg} \frac{\gamma}{2} = 0,00287 \text{ m} \quad (4.4.19)$$

Vyjádření šířky magnetu:

$$b_m = 2 \cdot \frac{t}{2} - 2 \cdot t_0 = 0,06378 \text{ m} \quad (4.4.20)$$

Indukce v magnetu a intenzita magnetického pole:

$$B_m = \frac{\Phi}{b_m \cdot l_e} = 0,6117 \text{ T} \quad (4.4.21)$$

$$H_m = \frac{B_m}{\mu_r \cdot \mu_0} = 463869 \text{ A/m} \quad (4.4.22)$$

Délka střední siločáry procházející pólovým nástavcem:

$$l_p = 0,005 \text{ m}$$

Úbytek napětí na pólovém nástavci:

$$\Delta U_p = H_{j2} \cdot l_p = 0,61 \text{ A} \quad (4.4.23)$$

Délka střední siločáry procházející jhem rotoru:

$$l_{j2} = \frac{\pi \cdot 2 \left(\frac{b_m}{2} + t_0 \right)}{2,4} = 0,09096 \text{ m} \quad (4.4.24)$$

Úbytek napětí ve jhu rotoru:

$$\Delta U_{j2} = H_{j2} \cdot l_{j2} = 11,0973A \quad (4.4.25)$$

Výška magnetu:

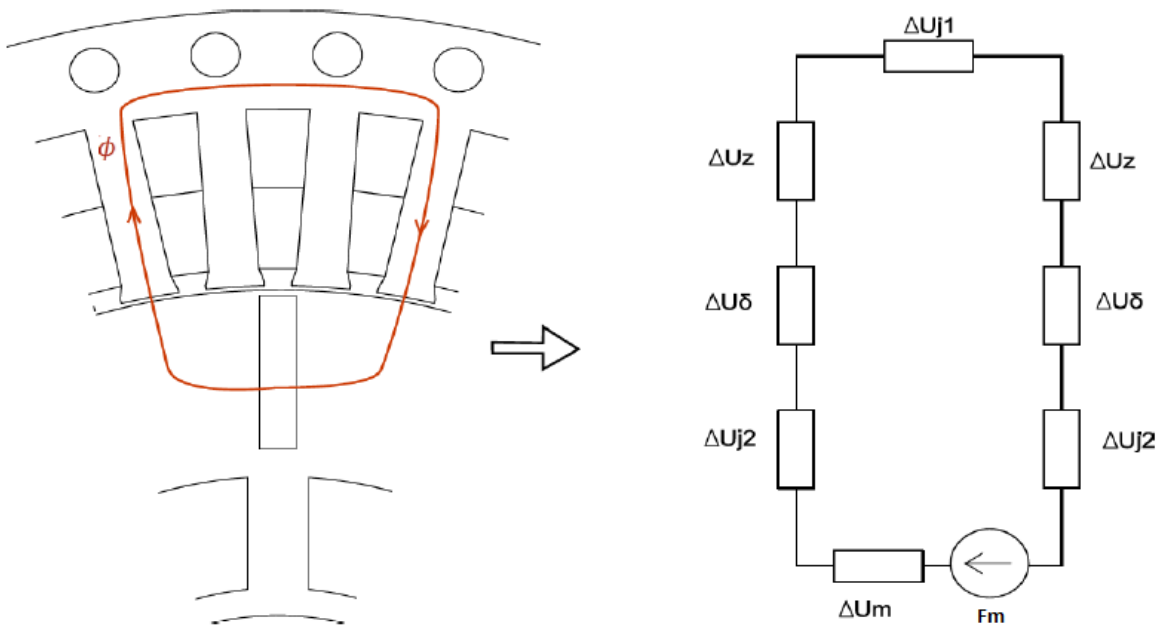
$$h_{m1} = \frac{2 \cdot \Delta U_{\delta} + 2 \cdot \Delta U_z + 2 \cdot \Delta U_p + \Delta U_{j1} + \Delta U_{j2}}{2 \cdot (H_c - H_m)} = 0,00272 \quad (4.4.26)$$

Finální rozměry PM:

$$h_m \times b_m \times l_m = 2,27 \times 63,8 \times 131,6$$

4.4.3 Určení rozměrů magnetu pro vnitřní radiální uložení

U této varianty se magnetický tok uzavírá pouze přes jeden PM, jak je vidět na **Obrázku 4.3**.



Obrázek 4.3 Magnetický obvod a jeho náhradní schéma pro radiální uložení PM.[3]

Vyjádření šířky magnetu:

$$b_m = \frac{\Phi}{2 \cdot B_m \cdot l_e} = 0,03242 \text{ m} \quad (4.4.27)$$

Odsazení magnetu od povrchu rotoru zvoleno $k=1\text{mm}$.

Délka střední siločáry jha rotoru:

$$l_{j2} = \frac{\pi(b_m + k)}{4} = 0,0263 \text{ m} \quad (4.4.28)$$

Úbytek napětí ve jhu rotoru:

$$\Delta U_{j2} = H_{j2} \cdot l_{j2} = 3,20066 A \quad (4.4.29)$$

Intenzita magnetického pole magnetu:

$$H_m = \frac{B_m}{\mu_r \cdot \mu_0} = 454959 \text{ A/m} \quad (4.4.30)$$

Vzhledem k tomu, že zbylé úbytky napětí jsou stejné jako u tangenciální varianty, tak můžeme vyjádřit výšku magnetu:

$$h_{m1} = \frac{2 \cdot \Delta U_\delta + 2 \cdot \Delta U_z + \Delta U_{j1} + \Delta U_{j2}}{(H_c - H_m)} = 0,00532 \text{ m} \quad (4.4.31)$$

Finální rozměry PM:

$$h_m \times b_m \times l_m = 5,32 \times 32,4 \times 131,6$$

4.5 Výpočet odporu vinutí a reaktance

Vzhledem k tomu, že práce je zaměřena na přestup a odvod tepla z drážkové části, byla čela vinutí zanedbána a odpor je počítán jen pro délku drážky, kde se uvažuje $l_{Fe} \approx l_d$.

Od této části již dosazujeme do rovnic z ohledem na to, že od tohoto bodu již řešíme hodnoty přímo související se zadáním této práce a mají přímý vliv na nasimulované hodnoty v příští části.

Střední délka cívky:

$$l_c = 2 \cdot l_d = 2 \cdot 0,1316 = 0,2632 \text{ m} \quad (4.5.1)$$

Rezistivita mědi při 20°C:

$$\rho_{cu_{20}} = \frac{1}{\gamma_{cu_{20}}} = \frac{1}{58,5} \cdot 10^{-6} = 1,709 \cdot 10^{-8} \Omega/m \quad (4.5.2)$$

Rezistivita mědi při pracovní teplotě 40°C:

$$\begin{aligned} \rho_{cu_{40}} &= \frac{1}{\gamma_{cu_{40}}} \cdot (1 + \alpha_{cu} \Delta t) = \frac{1}{58,5} \cdot 10^{-6} \cdot (1 + 0,004 \cdot 20) \\ &= 1,846 \cdot 10^{-8} \Omega/m \end{aligned} \quad (4.5.3)$$

Odpor vinutí při 20°C:

$$R_{cu_{20}} = \rho_{cu_{20}} \cdot \frac{N_s \cdot l_c}{S_{vef} \cdot \alpha} = 1,709 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{200 \cdot 0,2632}{2,2445 \cdot 10^{-6} \cdot 1} = 0,4008 \Omega \quad (4.5.4)$$

Odpor vinutí při pracovní teplotě 40°C:

$$R_{cu} = \rho_{cu_{40}} \cdot \frac{N_s \cdot l_c}{S_{vef} \cdot \alpha} = 1,846 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{200 \cdot 0,2632}{2,2445 \cdot 10^{-6} \cdot 1} = 0,433 \Omega \quad (4.5.5)$$

Další částí je určení synchronní reaktance X_d . Pro zjištění této hodnoty potřebujeme znát magnetizační a rozptylovou indukčnost, respektive reaktanci.

Rozptylová reaktance vyjádřena dle [1]:

$$L_{a\sigma} = 2\mu_0 \cdot \frac{l_{Fe}}{pq} \cdot N_s^2 \cdot (\lambda_d + \lambda_\xi) + L_{dif} \quad (4.5.6)$$

Nejdříve je nutné vyjádřit činitele λ_d a λ_ξ (tento člen zanedbáme, protože řešíme jen drážkovou část). Je nutné respektovat zkrácení kroku statorového vinutí a dle [1] je nutno si vyjádřit k_β a k'_β pro rozmezí $2/3 \leq \beta < 1$.

$$k'_\beta = \frac{1}{4} \cdot (1 + 3\beta) = \frac{1}{4} \cdot (1 + 3 \cdot 0,8) = 0,85 \quad (4.5.7)$$

$$k_\beta = \frac{1}{4} \cdot (1 + 3k'_\beta) = \frac{1}{4} \cdot (1 + 3 \cdot 0,85) = 0,89 \quad (4.5.8)$$

Činitel magnetické vodivosti drážkového rozptylu:

$$\begin{aligned} \lambda_d &= \frac{h_1}{3b_2} \cdot k_\beta + \left(\frac{3h_2}{b_2 + 2b_0} + \frac{h_0}{b_0} \right) \cdot k_\beta \\ &= \frac{0,02074}{3 \cdot 0,0078} \cdot 0,89 + \left(\frac{3 \cdot 0,02074}{0,0078 + 2 \cdot 0,0078} + \frac{0,002704}{0,0078} \right) \cdot 0,89 = \\ &= 5,502 \end{aligned} \quad (4.5.9)$$

Magnetizační indukčnost spočteme [2]:

$$\begin{aligned} L_\mu &= t_{p1} \cdot l_{Fe} \cdot \frac{\mu_0}{\delta_{ef}} \cdot \frac{4q}{Q} \left(\frac{m}{\pi} \cdot N_s \cdot k_{v1} \right)^2 \\ &= 0,07065 \cdot 0,1316 \cdot \frac{4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}}{0,00558} \cdot \frac{4 \cdot 2}{60} \left(\frac{3}{\pi} \cdot 200 \cdot 0,94 \right)^2 = \\ &= 0,00903 \text{ H} \end{aligned} \quad (4.5.10)$$

Zde je nutné si vyjádřit člen δ_{ef} , který představuje efektivní velikost vzduchové mezery:

$$\delta_{ef} = \delta' + \frac{h_m}{\mu_r} = 0,00082 + \frac{0,005}{1,05} = 0,00558 \text{ m} \quad (4.5.11)$$

Diferenční indukčnost:

$$L_{dif} = \tau_{dif} \cdot L_\mu = 0,166 \cdot 0,00903 \text{ H} \quad (4.5.12)$$

Dosazení do vztahu 4.5.6:

$$L_{a\sigma} = 2\mu_0 \cdot \frac{l_{Fe}}{pq} \cdot N_s^2 \cdot (\lambda_d + \lambda_\xi) + L_{dif} = 2 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot \frac{0,1316}{5 \cdot 2} \cdot 200^2 \cdot (5,502) + 0,00903 = 0,00879 \text{ H} \quad (4.5.13)$$

Rozptylová reaktance:

$$X_{a\sigma} = 2\pi \cdot f_n \cdot L_{a\sigma} = 2\pi \cdot 50 \cdot 0,00879 = 2,762 \, \Omega \quad (4.5.14)$$

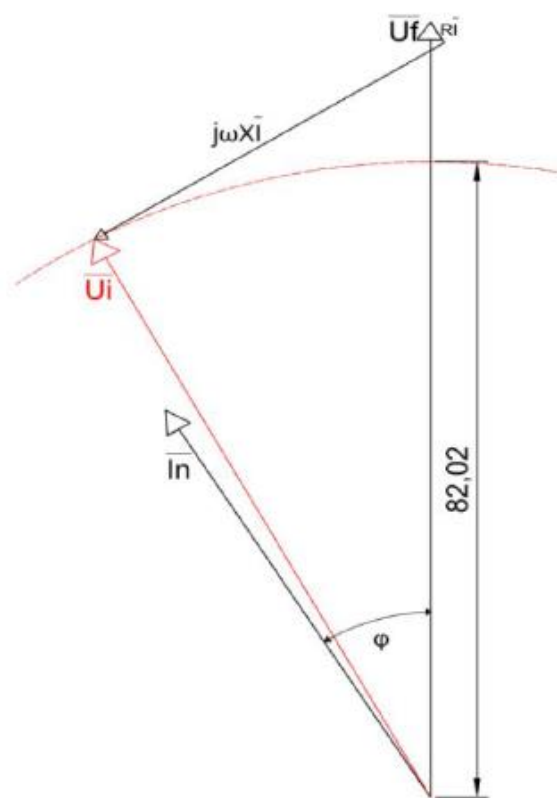
Podélná reaktance:

$$X_{ad} = C_{d1} \cdot 2\pi \cdot f_n \cdot L_{\mu} = 1,4 \cdot 2\pi \cdot 50 \cdot 0,00903 = 3,968 \, \Omega \quad (4.5.15)$$

Celková synchronní reaktance je pak rovna:

$$X_d = X_{ad} + X_{a\sigma} = 2,762 + 3,968 = 6,73 \, \Omega \quad (4.5.16)$$

Nyní je nutné si ověřit správnost zvoleného činitele k_E . To je možné pomocí fázorového diagramu (**Obrázek 4.4**). K jeho náčrtu je nutné si vyjádřit synchronní reaktance a odpor satorového vinutí v poměrných jednotkách.



Obrázek 4.4 Fázorový diagram pro ověření k_E [3]

Jmenovitá hodnota impedance:

$$Z_n = \frac{U_{fn}}{I_n} = \frac{230}{17,05} = 13,4895 \, \Omega \quad (4.5.17)$$

Odpor vinutí v poměr. jednotkách:

$$r_a = \frac{R_{Cu40}}{Z_n} = \frac{0,433}{13,489} = 0,032 \quad (4.5.18)$$

Synchronní reaktance v poměr. jednotkách:

$$x_d = \frac{X_d}{Z_n} = \frac{6,73}{13,4895} = 0,4989 \quad (4.5.19)$$

4.6 Výpočet ztrát a účinnosti stroje

Joulové ztráty:

Jedná se o ztráty způsobené na vodiči, kterým prochází proud. Jejich velikost je úměrná kvadrátu proudu a odporu vinutí. Vzhledem k tomu, že buzení je zajištěno pomocí PM, tak se berou v úvahu jen ztráty ve statorovém vinutí.

$$\Delta P_{j1} = m \cdot R_{cu} \cdot I_n^2 = 3 \cdot 0,433 \cdot 17,05^2 = 377,592 \text{ W} \quad (4.6.1)$$

Ztráty v železe:

Tyto ztráty jsou tvořeny dvěma složkami, hysterezními ztrátami a ztrátami vířivými proudy. Pro jejich určení výrobce plechů poskytuje v data sheetu ztrátový činitel Δp . Hodnoty použité k výpočtu byly odečteny z katalogového listu. Budou uvažovány ztráty vzniklé v statoru stroje.

Hmotnost zubu:

$$\begin{aligned} m_{Fe_z} &= \rho_{Fe} \cdot h_z \cdot l_{Fe} \cdot b_z \cdot Q = 7650 \cdot 0,02074 \cdot 0,1316 \cdot 0,00517 \cdot 60 = \\ &= 7,715 \text{ kg} \end{aligned} \quad (4.6.2)$$

Jako b_z byla uvažována střední šířka zubu se zanedbáním prostoru pro poddrážkový klín.

Ztráty v železe zubu statoru:

$$\Delta P_{Fe_z} = k_{Fez} \cdot m_{Fe_z} \cdot \Delta p \cdot \left(\frac{B_z}{1}\right)^2 = 2 \cdot 7,715 \cdot 3,43 \cdot \left(\frac{1,8}{1}\right)^2 = 171,49 \text{ W} \quad (4.6.3)$$

kde k_{Fez} je korekční činitel pro zuby ss dle [2].

Hmotnost jha:

$$\begin{aligned} m_{Fe_j} &= \rho_{Fe} \cdot \pi(D_e - h_j) \cdot h_j \cdot l_{Fe} = 7650 \cdot \pi(0,3 - 0,01676) \cdot 0,01676 \cdot 0,1316 = \\ &= 15,05 \text{ kg} \end{aligned} \quad (4.6.4)$$

Ztráty v železe ve jhu statoru:

$$\Delta P_{Fe_{j1}} = k_{Fej} \cdot m_{Fe_{j1}} \cdot \Delta p \cdot \left(\frac{B_j}{1}\right)^2 = 1,5 \cdot 15,05 \cdot 3,43 \cdot \left(\frac{1,2}{1}\right)^2 = 111,517 \text{ W} \quad (4.6.5)$$

kde k_{Fej} je korekční činitel pro joho ss dle [2].

Celkové ztráty v železe:

$$\Delta P_{Fe} = \Delta P_{Fe_z} + \Delta P_{Fe_{j1}} = 171,49 + 111,517 = 283 \text{ W} \quad (4.6.6)$$

Mechanické ztráty:

Obvodová rychlost rotoru:

$$v_2 = \left(\frac{\pi \cdot n}{30}\right) \cdot \frac{D_1}{2} = \left(\frac{\pi \cdot 600}{30}\right) \cdot \frac{0,225}{2} = 7,065 \text{ m/s} \quad (4.6.7)$$

Mechanické ztráty určené dle [2]:

$$\begin{aligned} \Delta P_m &= k_p \cdot D_2 \cdot (l_{Fe} + 0,6t_p)v_2^2 = 15 \cdot 0,2234 \cdot (0,1316 + 0,6 \cdot 0,07065)7,065^2 = \\ &= 29,17 \text{ W} \end{aligned} \quad (4.6.8)$$

kde k_p je činitel mechanických ztrát pro malé a střední uzavřené stroje [2].

Ztráty v permanentních magnetech:

Díky vlivu pulzující indukce ve vzduchové mezeře se do magnetů indukují vířivé proudy a ty způsobují ohřev magnetů. Zde je nutné dávat pozor, aby se magnet nezahříval nad maximální provozní teplotu, jinak dojde ke ztrátě magnetických vlastností. Jednou z nevýhod magnetu pro přenos tepla je jeho nízký koeficient přestupu tepla.

Příklad výpočtu pro PM s tangenciálním vnitřním uložením:

$$\begin{aligned} \Delta P_{PM} &\approx \frac{V_{PM} \cdot b_{PM}^2 \cdot B_{PM}^2 \cdot \omega^2}{12 \cdot \rho_{PM}} = \frac{2,5188 \cdot 10^{-5} \cdot 0,0638^2 \cdot 0,867^2 \cdot 62,8^2}{12 \cdot 140 \cdot 10^{-8}} = \\ &= 18,092 \text{ W} \end{aligned} \quad (4.6.9)$$

Platí pro jeden magnet.

Je nutné si spočítat objem magnetu:

$$V_{PM} = b_{PM} \cdot h_{PM} \cdot l_{PM} = 0,0638 \cdot 0,003 \cdot 0,1316 = 2,5188 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3 \quad (4.6.10)$$

Celkové ztráty stroje a účinnost

$$\begin{aligned} \Delta P &= \Delta P_m + \Delta P_{Fe} + \Delta P_{j1} + 10 \cdot \Delta P_{PM} = 29,17 + 283 + 377,6 + 180,9 = \\ &= 870,67 \text{ W} \end{aligned} \quad (4.6.11)$$

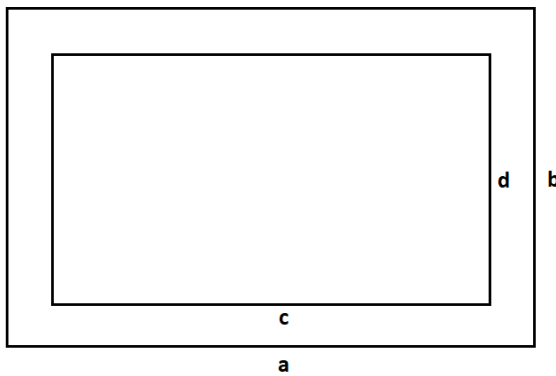
Nyní je možné si již určit účinnost stroje:

$$\eta = \frac{P_2}{P_2 + \Delta P} \cdot 100 = \frac{7000}{7000 + 870,67} \cdot 100 = 88,94 \% \quad (4.6.12)$$

5. PŘESTUP TEPLA A SROVNÁNÍ JEDNOTLIVÝCH TEPLOTNÍCH MODELŮ

Následující část je zaměřena na výpočet tepla a jeho přestup v jednotlivých částech stroje. Jako první bylo nutno si zvolit rozměry chladicí trubky, při dané volbě byla hlavně brána v potaz plocha, kterou je schopná trubka pokrýt, a tím navýšit přestup tepla. Na obrázku (Obrázek 5.1) a v tabulce (Tabulka 5.1) je znázorněn průřez zvolené trubky s příslušnými rozměry. Při tomto tvaru by ve skutečnosti nastal problém s prouděním, muselo by se brát v potaz jak laminární, tak turbulentní proudění, ale pro zjednodušení v této práci byl daný problém zanedbán.

5.1 Výpočet přestupu tepla



Obrázek 5.1 Zvolený průřez chladicí trubky

a[mm]	10,8
b[mm]	4,5
c[mm]	9
d[mm]	2,5

Tabulka 5.1 Rozměry trubky

Cílem výpočtu přestupu tepla je získat konvekční teplotní přenosný koeficient α .

Tento koeficient lze získat z Nusseltova čísla, které lze spočítat pomocí vztahu (3.4.1):

$$Nu = \frac{\alpha L}{\lambda} \quad (5.1.1)$$

Nusseltovo číslo vyjádříme z rovnice:

$$Nu = 0,027 \cdot (Re)^{0,8} \cdot (Pr)^{0,4}$$

Z vzorce je vidět, že je nutné si nejdříve určit Reynoldsovo a Prandtovo číslo, Reynoldsovo číslo určíme z rovnice (3.4.2):

$$Re = \frac{vL}{\nu} \quad (5.1.2)$$

Zde je nejdříve nutné si určit hodnotu délku povrchu L .

Délka povrchu lze určit z rovnice (3.4.3):

$$L = \frac{2 \cdot ab}{a+b} \quad (5.1.3)$$

Nyní je možné spočítat L :

$$L = \frac{2 \cdot ab}{a+b} = \frac{2 \cdot 0,0108 \cdot 0,0045}{0,0108+0,0045} = 6,353 \cdot 10^{-3} m \quad (5.1.4)$$

Nyní můžeme dosadit do rovnice (3.4.2):

$$Re = \frac{vL}{\nu} = \frac{1 \cdot 6,353 \cdot 10^{-3}}{0,658 \cdot 10^{-6}} = 9655 \quad (5.1.5)$$

Kinetická viskozita ν vody byla zvolena pro pracovní teplotu 40°C, $\nu = 0,658 \cdot 10^{-6}$.

Rychlost média byla z průtoku 3 l/min. určena $v = \frac{Q_v}{S} = \frac{4,86 \cdot 10^{-5}}{4,86 \cdot 10^{-5}} = 1 m/s$.

Ještě je nutno si určit Prandtovo číslo ze vzorce (3.4.4):

$$Pr = \frac{c_p \mu}{\lambda} = \frac{4,194 \cdot 10^3 \cdot 0,653 \cdot 10^{-3}}{0,673} = 4,07 \quad (5.1.6)$$

Tepelná kapacita vody byla zvolena $c_p = 4,194 \cdot 10^3$.

Dynamická viskozita byla zvolena $\mu = 0,653 \cdot 10^{-3}$.

Teplená vodivost vody $\lambda = 0,673$.

Již známe vše potřebné pro výpočet Nusseltova čísla:

$$Nu = 0,027 \cdot (Re)^{0,8} \cdot (Pr)^{0,4} = 0,027 \cdot (9655)^{0,8} \cdot (4,07)^{0,4} = 72,95 \quad (5.1.7)$$

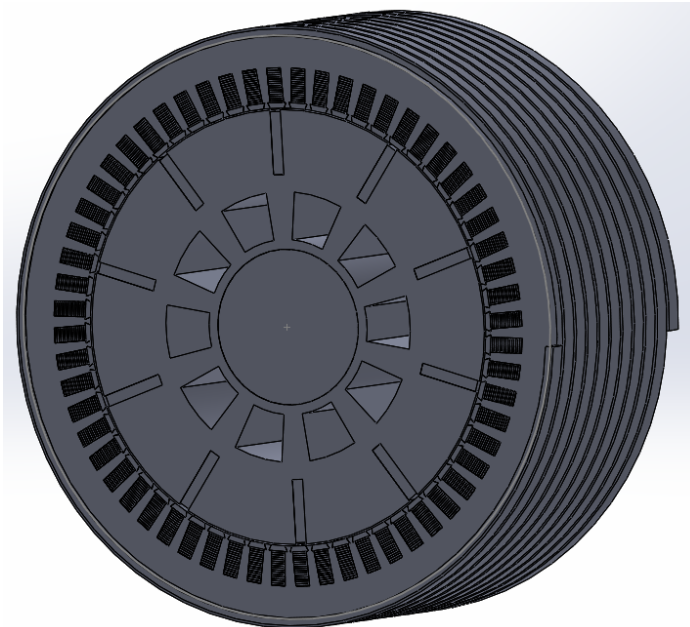
Nyní je potřeba dopočítat konvekční teplotní přenosný koeficient α :

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{L} = \frac{72,95 \cdot 0,673}{8,453 \cdot 10^{-3}} = 5807,75 W/m^2 \cdot K \quad (5.1.8)$$

Pro jednoduchost byla do modelů nastavována hodnota $\alpha = 5800 W/m^2 \cdot K$. Na velikost jednotlivých oteplení toto zjednodušení nemá žádný vliv.

5.2 Srovnání jednotlivých teplotních modelů

Vzhledem k tomu, že nebylo možné provést mesh pro celý stroj se všemi částmi, bylo rozhodnuto o rozdělení na jednotlivé části a provedení výpočtu separátně (drážky, chladicí trubky, magnety). Nicméně zde je obrázek (**Obrázek 5.2,**) kde je zobrazen celý stroj (bez krytu).



Obrázek 5.2 Model motoru z programu SolidWorks v provedení s radiálním chlazením, radiálními magnety a pásovými vodiči

5.2.1 Srovnání drážek

V této části budou porovnány jednotlivé typy vinutí, magnetů a chlazení s různou hodnotou konvekčního teplotního přenosového koeficientu α . Simulace byly provedeny pro tři hodnoty koeficientu α , kde první představuje průměrnou hodnotu koeficientu $\alpha = 2900 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$, druhá ideální chlazení po celé vnější ploše statoru $\alpha = 5800 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ a poslední pro srovnání, bez použití vodního chlazení, přirozené proudění $\alpha = 10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$. Konvekční teplotní přenosový koeficient $\alpha = 2900 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ byl zvolen v závislosti na výpočtu (5.1.8), kde vypočtená hodnota α vyšla pro plochu pod chlazením. Ale vzhledem k tomu, že chlazení nepokrývá celý povrch, respektive pokrývá zhruba jeho polovinu, byla zvolena jako hlavní hodnota polovina vypočtené.

Vstupní podmínky pro výpočet přestupu jsou:

Ztráty přepočtené na objem (příklad pro kruhové vodiče a Joulovy ztráty):

$$\Delta P_j = \frac{\Delta P_{j1}}{V} = \frac{377,6}{7,17 \cdot 10^{-6}} = 8,58 \cdot 10^5 \text{ W/m}^3 \quad (5.2.1)$$

Počáteční teplota byla zvolena 22°C (pokojová teplota).

Z předchozích výpočtů byl určen průřez kruhových vodičů $2,25 \text{ mm}^2$ a pásové vodiče byly dle rozměrů drážky zvoleny $7,5 \text{ mm}^2$. Pro zjištění počtu vodičů v drážce byl jako výchozí parametr využit koeficient plnění drážky $K_t = 0,331$. Rozměry drážky jsou uvedeny v tabulce (Tabulka 4.1).

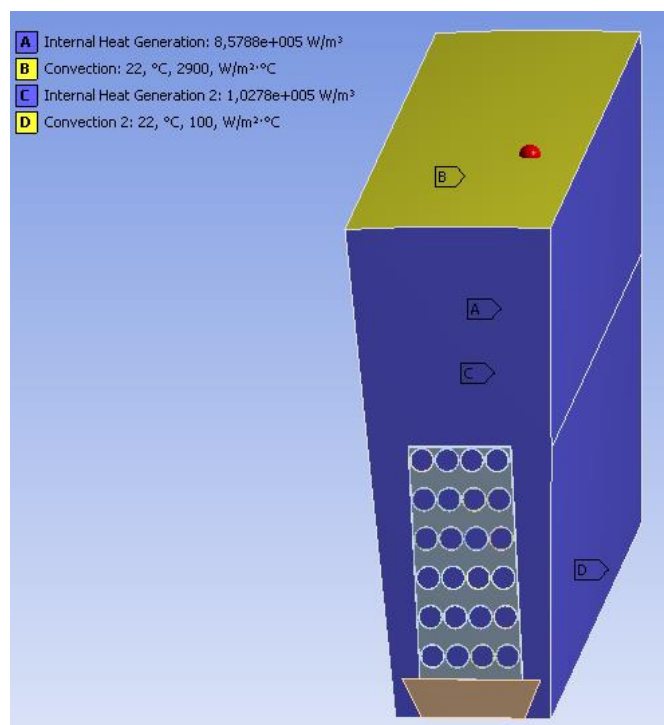
Tepelné vodivosti jednotlivých materiálů:

	Tepelná vodivost λ	
Vodiče	380	W/m·K
Plechý	45	W/m·K
Magnety	8	W/m·K
Izolace drážky	0,8	W/m·K
Izolace vodiče	1,7	W/m·K
Poddrážkový klín	1	W/m·K
Voda	0,673	W/m·K

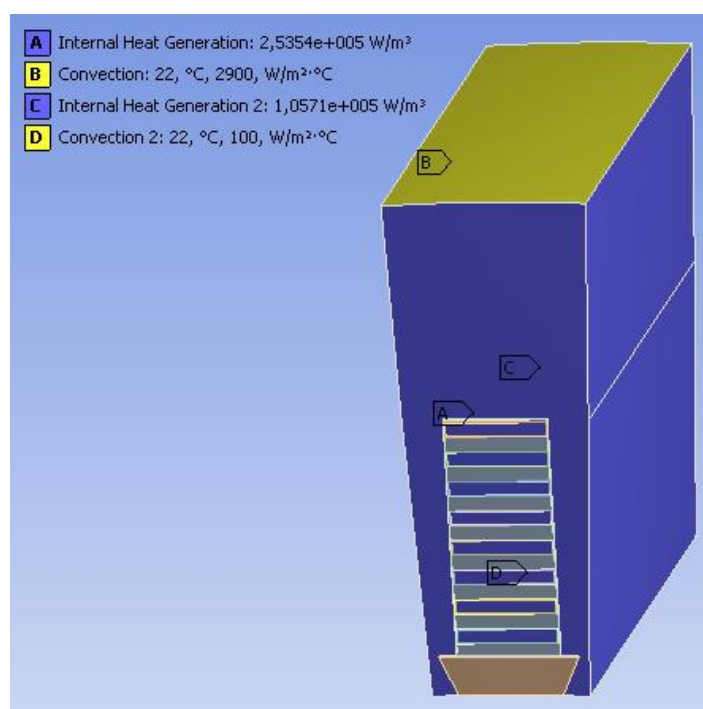
Tabulka 5.2 Tepelná vodivost jednotlivých materiálů v drážce stroje

U vodičů je vodivost proměnná v jednotlivých směrech a je nutné ji nastavit pro každý směr zvlášť. Pro plechy platí stejný problém jako pro vodiče. Vzhledem k tomu, že nejsou izotropní, tak je nutné také nastavit vodivost ve všech směrech. Pro zbylé směry byla vodivost λ uvažována 1.

Pro tepelný výpočet drážkové části je nutné nastavit Internal Heat Generations a Convection, Internal Heat Generations nám vyjadřují ztráty v jednotlivých částech stroje (Joulovy ve vodičích a vířivé proudy a hysterezní ztráty v plechách mag. obvodu). Na obrázcích (**Obrázek 5.3**, **Obrázek 5.4**) jsou zobrazeny plochy s danou hodnotou konvekčního teplotního přenosového koeficientu α a objemy reprezentující ztráty stroje.

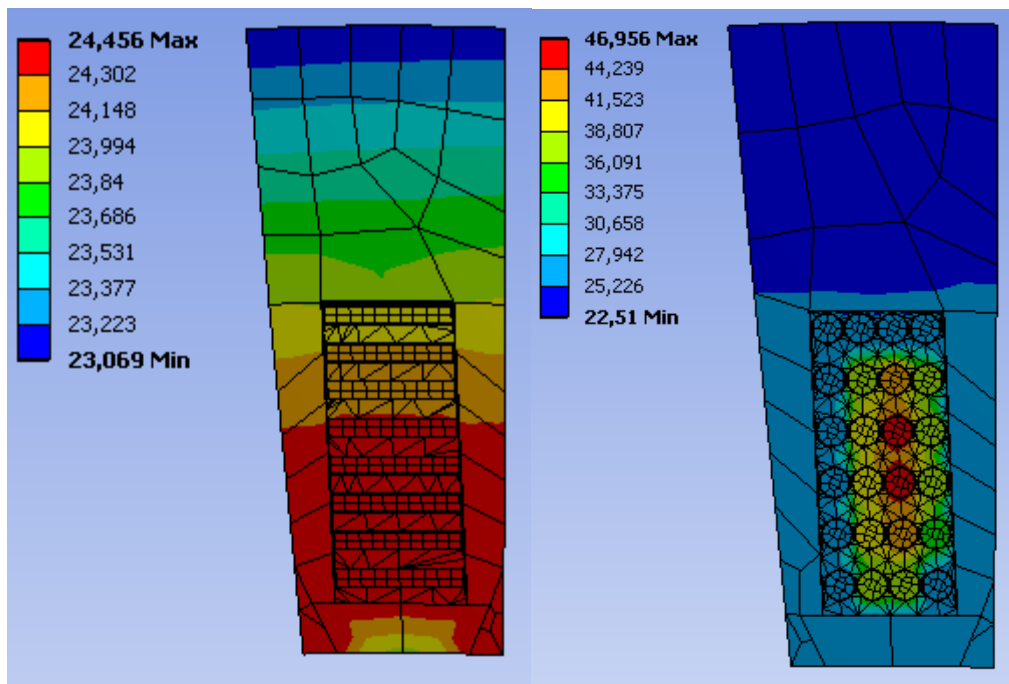


Obrázek 5.3 Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla v drážkové části stroje pro kruhové vodiče.

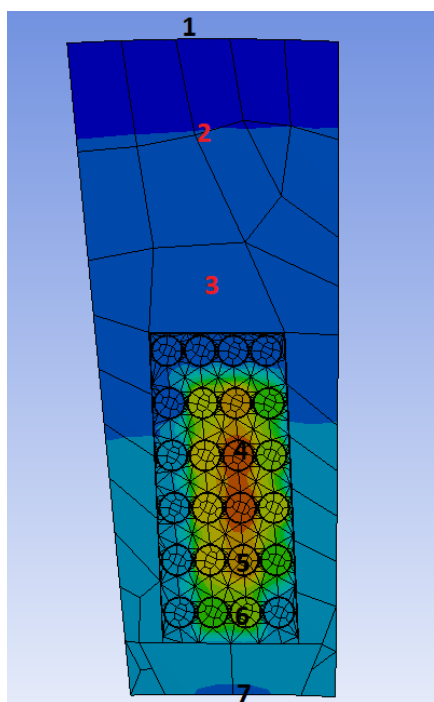


Obrázek 5.4 Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla v drážkové části stroje pro pásové vodiče

Výpočet byl proveden v programu Ansys, Steady-State Thermal, kde je nutné nejdříve si vytvořit výpočetní síť (tzv. Mesh) a podle jejího rozsahu a počtu výpočetních bodů se mění přesnost provedeného výpočtu. Pro drážkovou sekci byla síť navržena se 183 000 body. Při navýšení výpočetních bodů nedošlo ke značnější změně ve výsledku, ale dochází ke značnému prodloužení doby výpočtu.

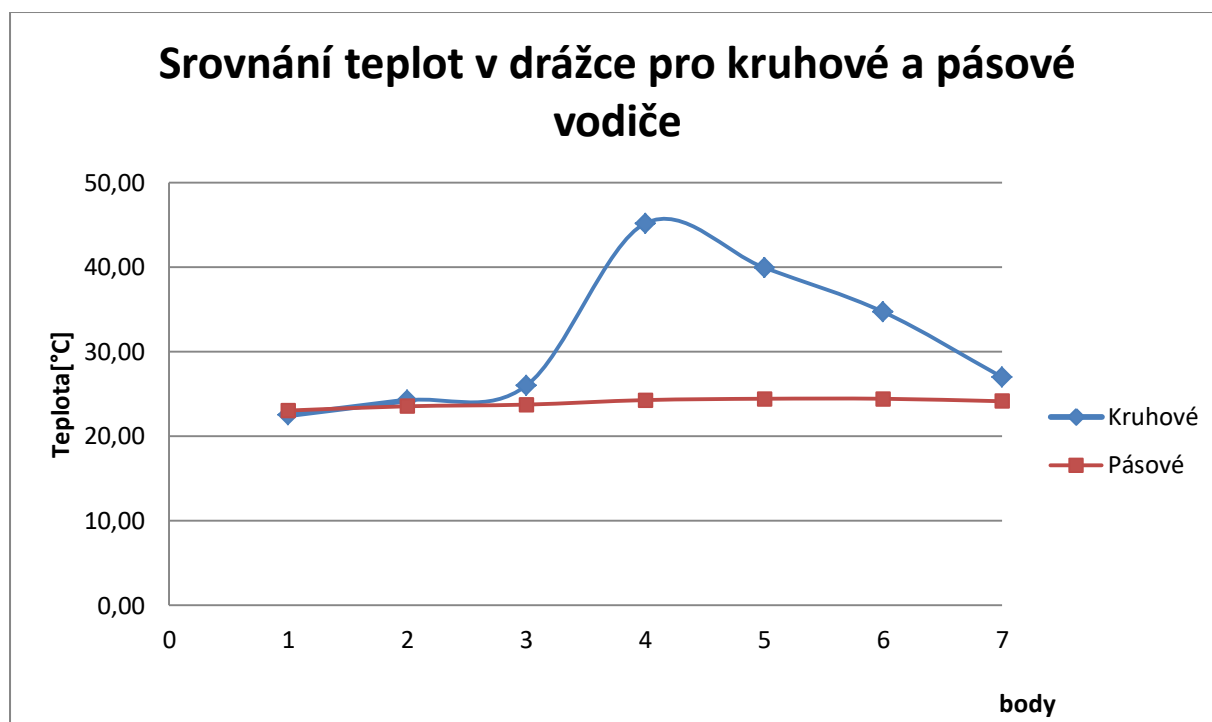


Obrázek 5.5 $\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ (Nalevo) drážková část s pásovými vodiči a jejich oteplení (napravo) drážková část s kruhovými vodiči a jejich oteplení



Obrázek 5.6 Srovnávací body pro porovnání vodičů.

Na obrázku je naznačeno 7 bodů, ve kterých byly pro pásové a kruhové vodiče odečteny teploty a vneseny do grafu (**Obrázek 5.7**), kde byly seřazeny podle teploty, aby bylo lépe vidět rozdíl odvodu tepla u těchto dvou typů vodičů.



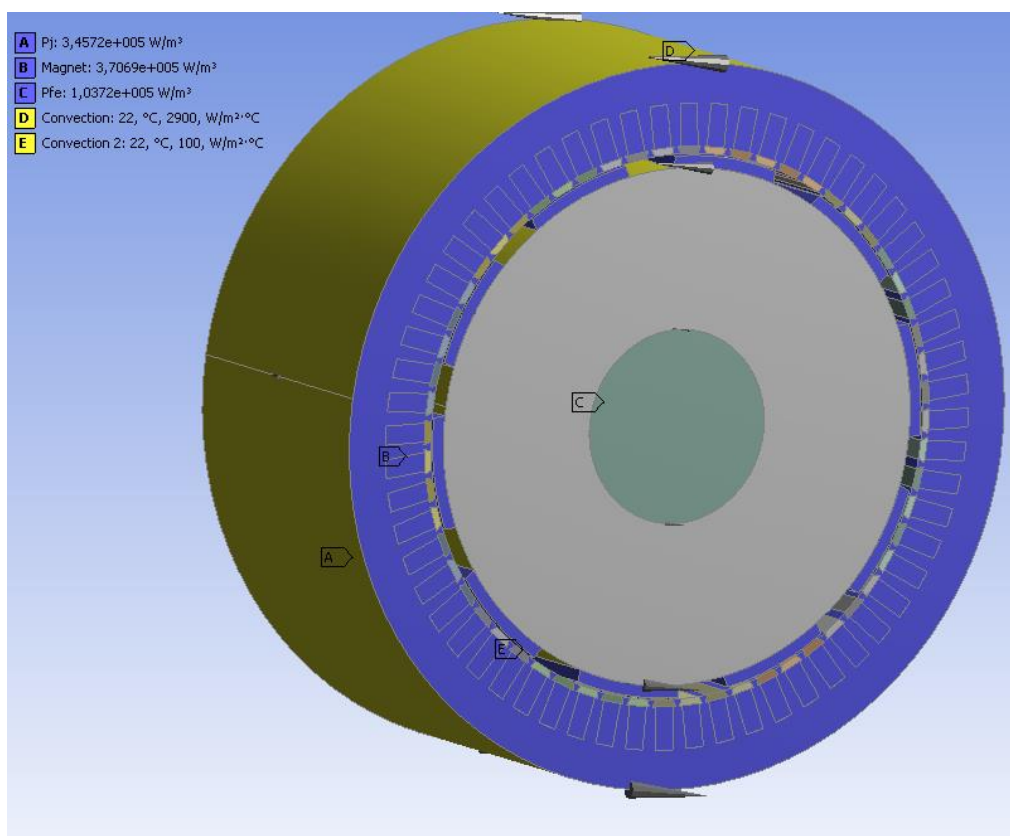
Obrázek 5.7 Graf rozdílů teplot v jednotlivých bodech z obrázku (**Obrázek 5.6**).

Jak je z obrázku (**Obrázek 5.5**) a grafu (**Obrázek 5.7**) vidět, tak pásové vodiče mají lepší rozložení teploty než kruhové vodiče, a jsou tak méně zahřívány, velikost teploty je ale také ovlivněna tím, že Joulovy ztráty jsou pro oba druhy značně odlišné. U pásových vodičů jsou ztráty zhruba 3x menší (dáno díky většímu průřezu), což je způsobeno tím, že u vodičů byl jako srovnávací parametr zvolen plnění drážky K_t . Pro lepší přehlednost jsou varianty $\alpha = 10W/m^2 \cdot K$ a $\alpha = 5800W/m^2 \cdot K$ umístěny v příloze (Příloha č. 8). Jak je možné si u těchto dvou variant všimnout, tak odvod tepla u střední a maximální hodnoty se moc neliší, ale u přirozeného proudění je odvod tepla nedostačující a došlo by ke zničení izolace.

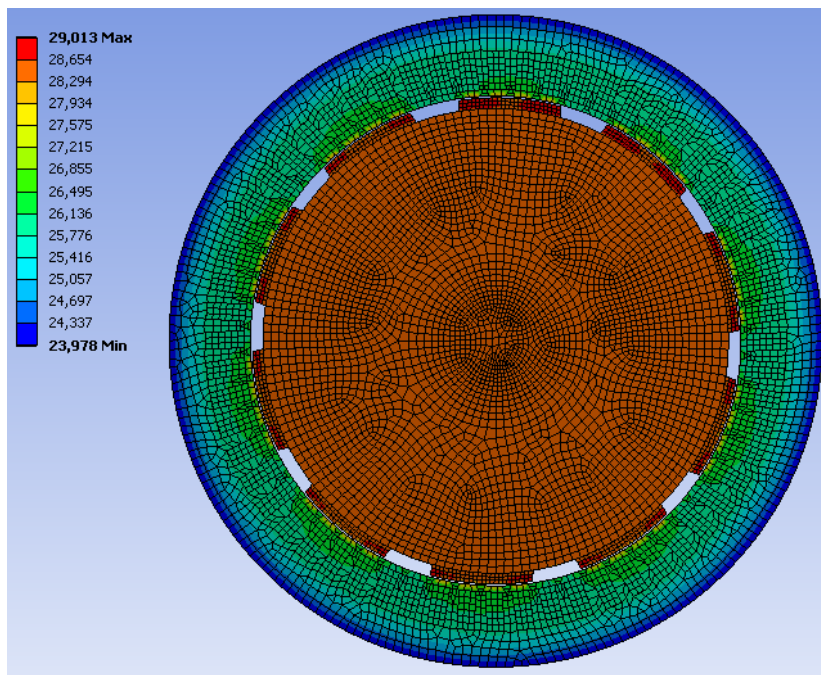
5.2.2 Srovnání permanentních magnetů

Jako další k porovnání zde jsou jednotlivé typy PM (povrchové, tangenciální, radiální). Pro zjednodušení výpočtu zde byly drážky místo jednotlivých vodičů a izolací nahrazeny pouze výplní s odpovídajícími ztrátami a nebylo zde ani zakresleno chlazení, aby vytvoření výpočetní sítě a samostatný výpočet netrval příliš dlouho. Pomocí vztahu (4.6.9) jsme zjistili ztráty jednotlivých typů a teď ověříme, jak se budou chladit.

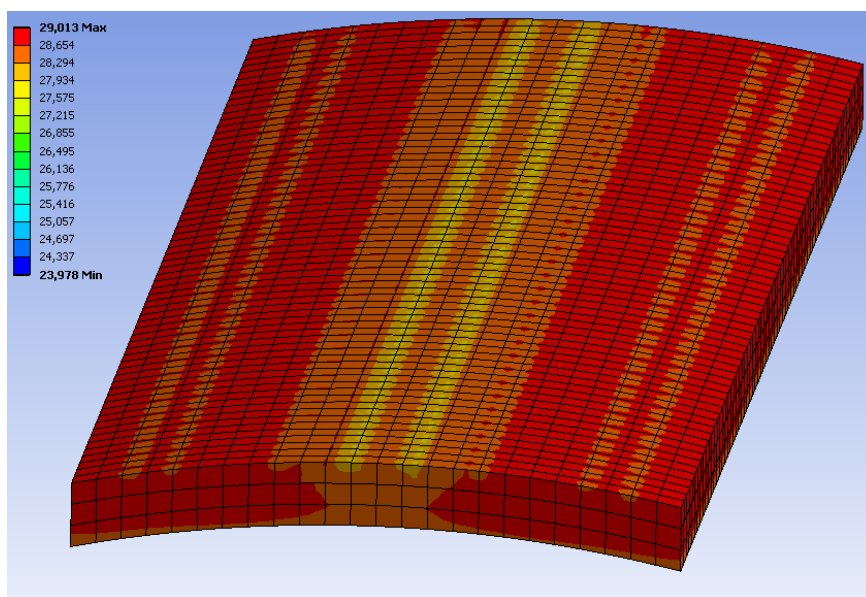
Na variantě s povrchovým uložením (**Obrázek 5.9**) je vidět, že byla zvolena jiná mesh a rotor nemá vzduchové mezery v železe. Je to kvůli tomu, že Ansys hlásil chybová hlášení a bylo nutné udělat tyto změny, navrhnout speciální mesh pro magnety a rovnou k nim přidat i vinutí a zbytek nechat jako adaptive sizing (Ansys si určí, jaká bude síť pro jednotlivé povrchy). U varianty s tangenciálními a radiálními magnety bylo možné udělat model kompletní pomocí adaptive sizing.



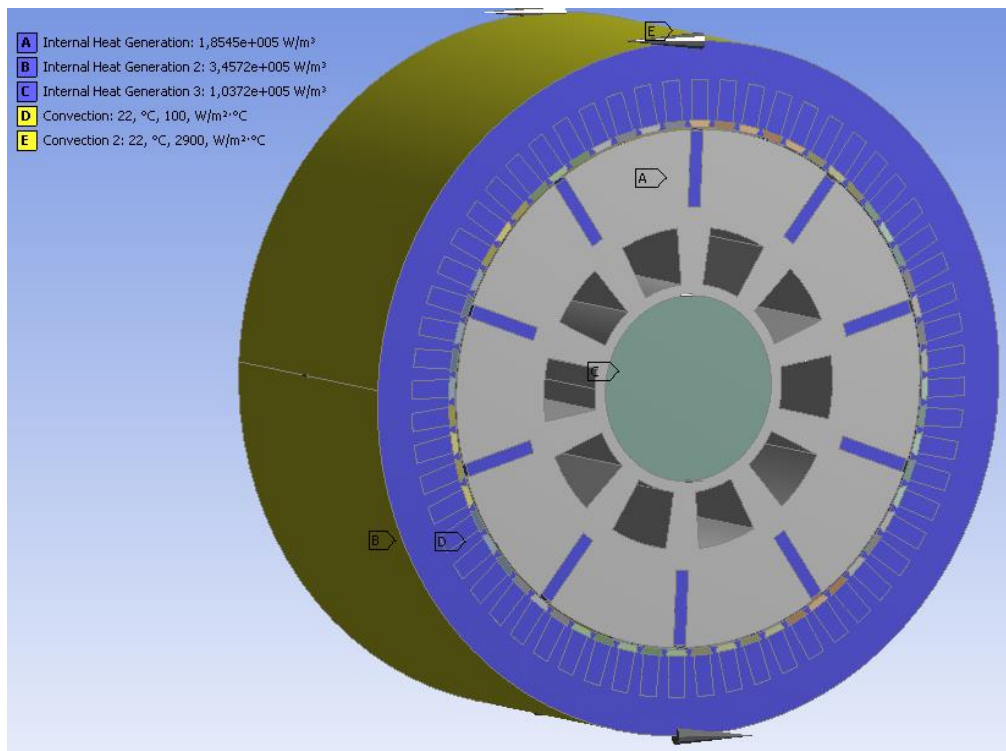
Obrázek 5.8 Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla ve stroji pro povrchové uložení magnetů



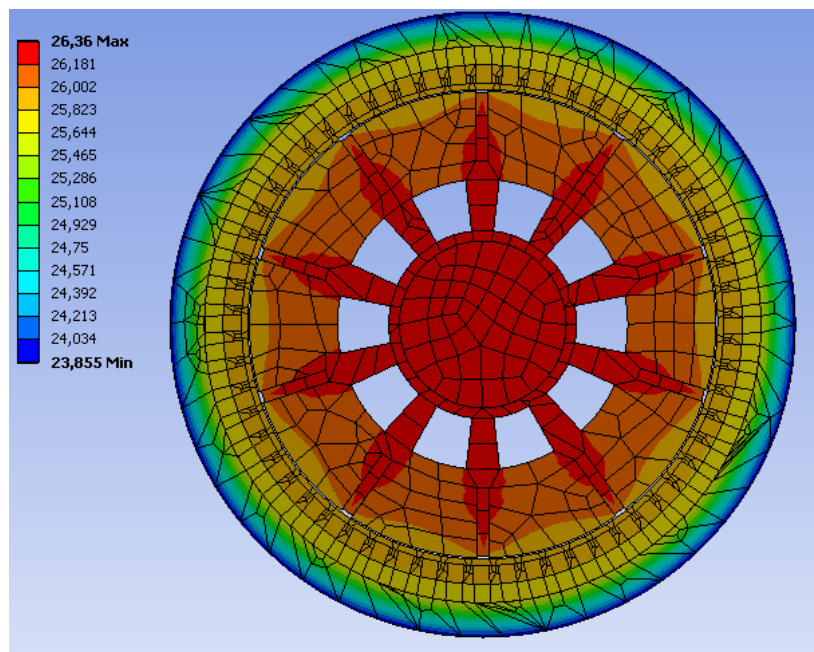
Obrázek 5.9 $\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ Teplotní schéma pro rotor s povrchovým uložením PM.



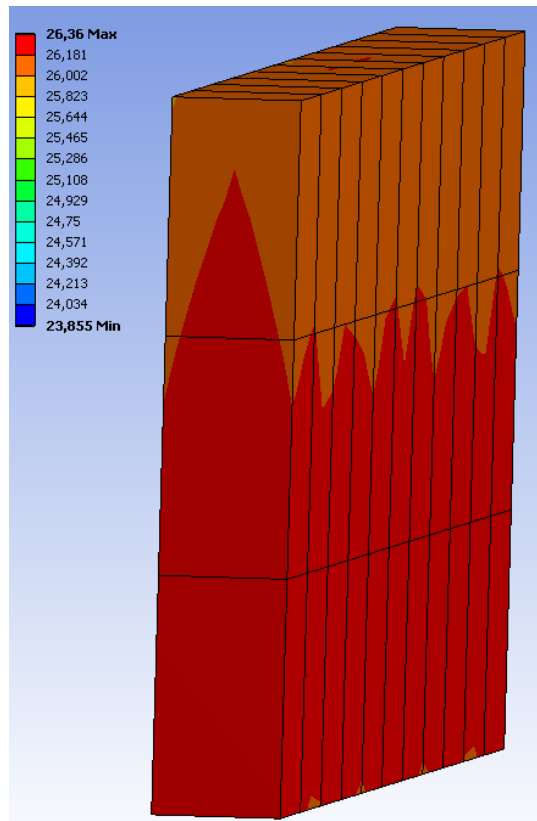
Obrázek 5.10 $\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ Přiblížení na jeden PM (povrchové uložení)



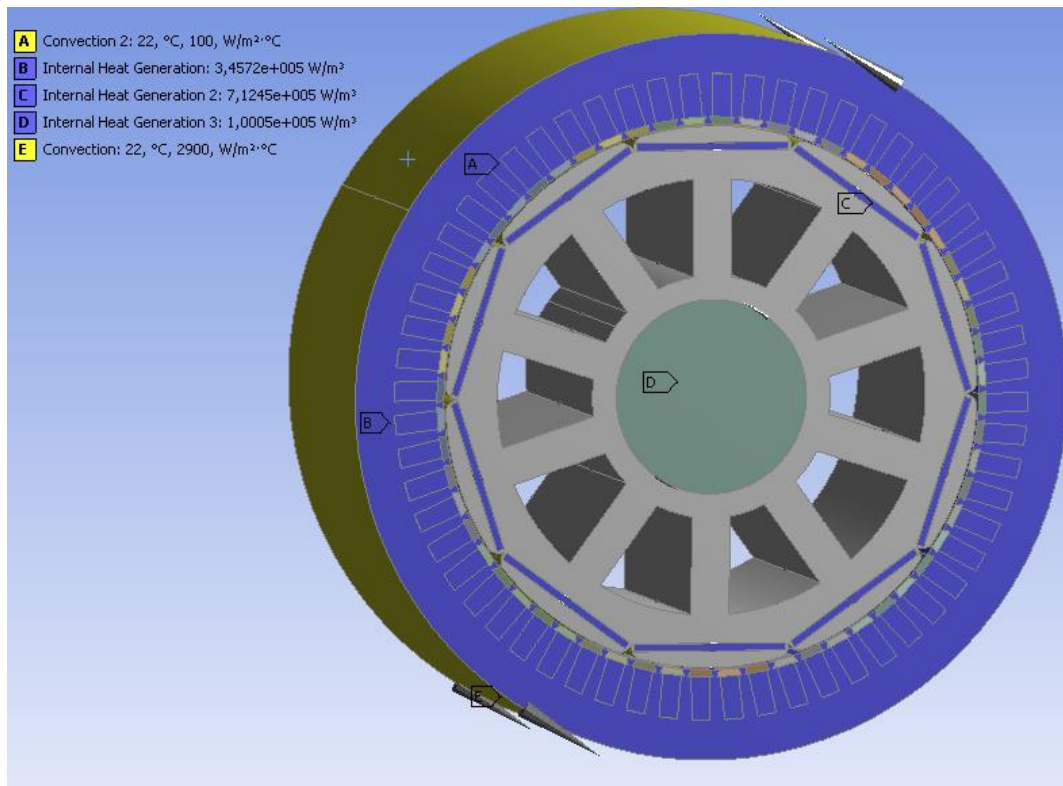
Obrázek 5.11 Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla ve stroji pro radiální uložení magnetů



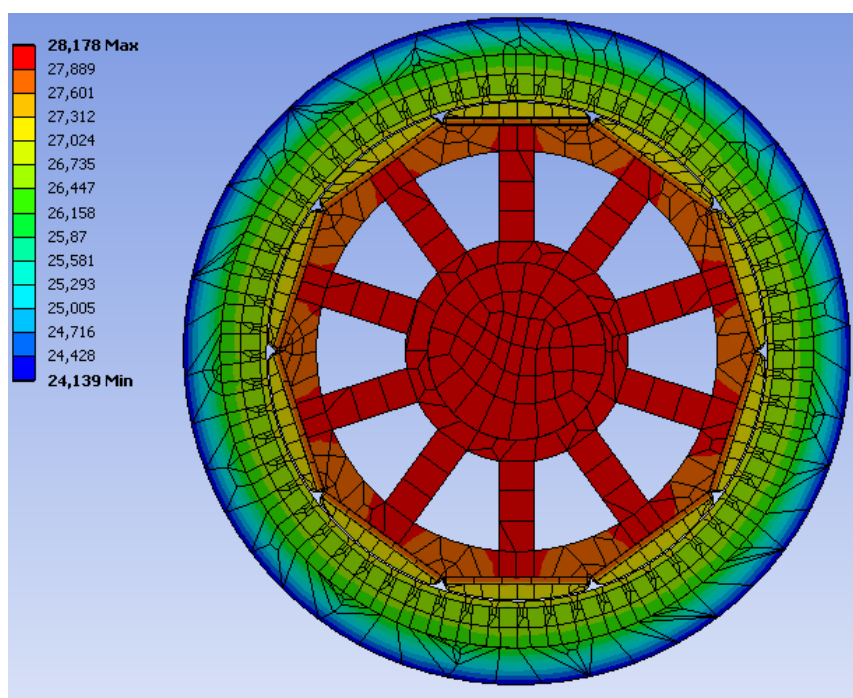
Obrázek 5.12 $\alpha = 2900 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ Teplotní schéma pro rotor s radiálním uložením PM.



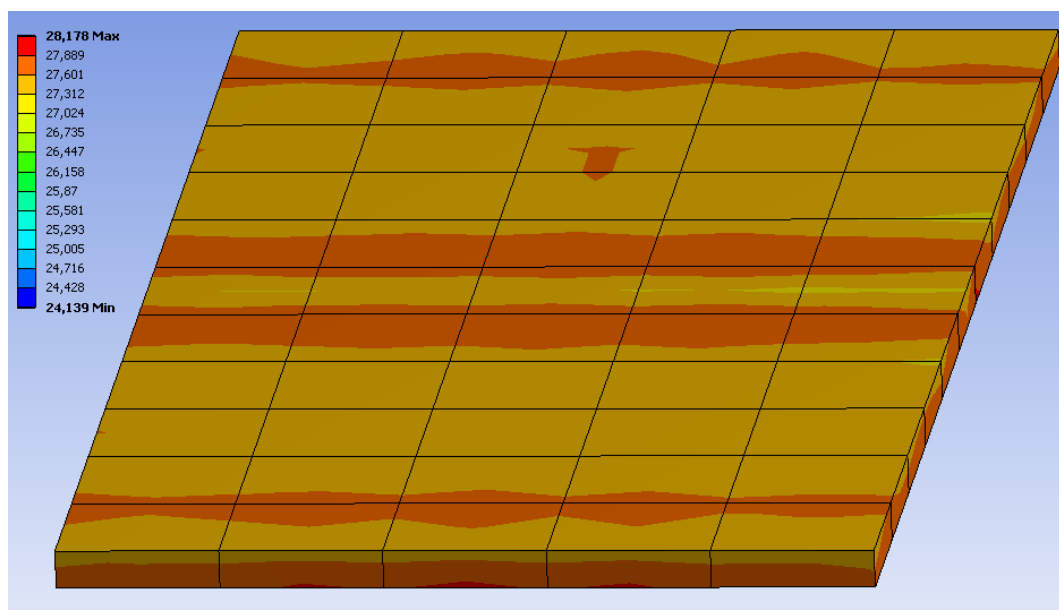
Obrázek 5.13 $\alpha = 2900W / m^2 \cdot K$ Přiblížení na jeden PM (radiální uložení)



Obrázek 5.14 Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla ve stroji pro tangenciální uložení magnetů



Obrázek 5.15 $\alpha = 2900\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$ Teplotní schéma pro rotor s tangenciálními PM.



Obrázek 5.16 $\alpha = 2900\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$ Přiblížení na jeden PM (tangenciální uložení)

Jak je vidět na obrázcích (**Obrázek 5.9**, **Obrázek 5.12**, **Obrázek 5.15**), tak všechny varianty se zvládají bez sebemenších problémů uchladiť, nejnižší teploty dosáhlo radiální upevnění magnetů, ale tyto magnety měly také nejmenší ztráty. Obecně lze říci, že co se týká odvodu tepla, jsou všechny tři varianty vyrovnané. Co se týká přílohy (Příloha č.9), tak tam je

vidět, že pro variantu s přirozeným chlazením by opět došlo k přehřívání, a dokonce překročení Curieho teploty.

Na obrázcích samostatných magnetů (*Obrázek 5.10*, *Obrázek 5.13*, *Obrázek 5.16*) je vidět, že pro povrchové uložení je odvod dobrý v oblasti dotyku s rotorem, radiální uložení má nejlepší odvod přes část, kde proudí vzduch, a tangenciální má rovnoměrný přestup po celé ploše, protože je obklopen železem.

5.2.3 Srovnání axiálního a radiálního chlazení

Posledním srovnáním je axiální a radiální chlazení, u kterých nás převážně zajímá konvekční teplotní přenosový koeficient α , který nám dokáže porovnat kvalitu odvodu tepla ze stroje.

Pro výpočet tohoto koeficientu byl použit program Ansys Fluid Flow (CFX), který po nastavení okrajových podmínek a nastavení parametrů proudícího média spočte kvalitu přestupu tepla a změny v parametrech proudícího média na výstupu. Výsledky jsou zobrazeny pomocí CFD analýzy (Computational Fluid Dynamics), která umožňuje zobrazit proudění média a uvádí jednotlivé vypočtené požadavky. Pro modely chladícího potrubí bylo nutné si nejdříve zvolit hodnotu vstupní rychlosti chladícího média a hodnotu výstupního tlaku. Pro použitý průřez a délku chladící trubky byla zvolena rychlost 1 m/s, výstupní tlak byl zvolen přirozený 1 atm, což je rovno 101325 Pa.

Pro tento výpočet byl zanedbán rotor s PM, vzhledem k tomu, že nás zajímá odvod tepla z povrchu statoru a PM s rotorem se na tomto teple podílí jen minimálně. V potaz zde byly brány jen ztráty v železe a Joulovy ztráty, které jsou v tomto případě uváděny na určité plochu. Joulovy ztráty byly nastaveny jako vnější plocha všech drážek stroje a ztráty v železe jako plocha statoru bez již použitých ploch pro Joulovy ztráty.

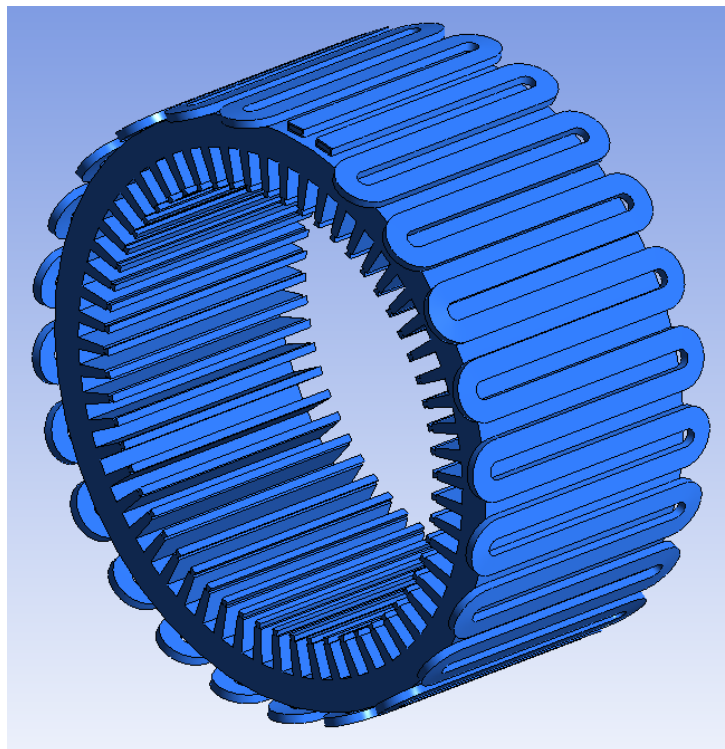
	α	[W/m ² ·K]
axiální:	průměr.	6450
	max.	8965
	min.	2776

Tabulka 5.3 Hodnoty α na povrchu stroje pro axiální chlazení

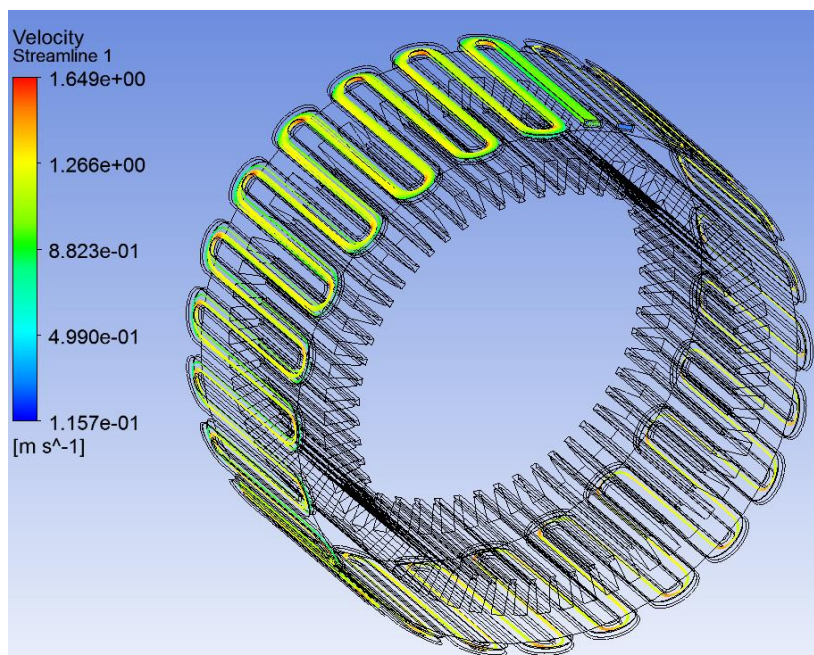
	α	[W/m ² ·K]
radiální:	průměr.	6270
	max.	6617
	min.	3457

Tabulka 5.4 Hodnoty α na povrchu stroje pro radiální chlazení

Z tabulek (*Tabulka 5.3, Tabulka 5.4*) je vidět, že nepatrně vyšší průměrnou hodnotu alfy má axiální chlazení, nicméně když se podíváme na min. a max., tak je vidět, že radiální má menší výkyvy na povrchu než axiální varianta. Jak je vidět, tak výsledné hodnoty se viditelně liší od předem spočtené a použité hodnoty koeficientu $\alpha = 5800W/m^2 \cdot K$. Je to dáno tím, že pro přímý matematický výpočet byly použity univerzální vztahy a ne všechny parametry byly zadány úplně přesně, a tím došlo k takovéto odchylce. Jelikož tato část byla řešena jako poslední, tak pro Steady-State Thermal byla použita jako výchozí hodnota $\alpha = 5800W/m^2 \cdot K$.

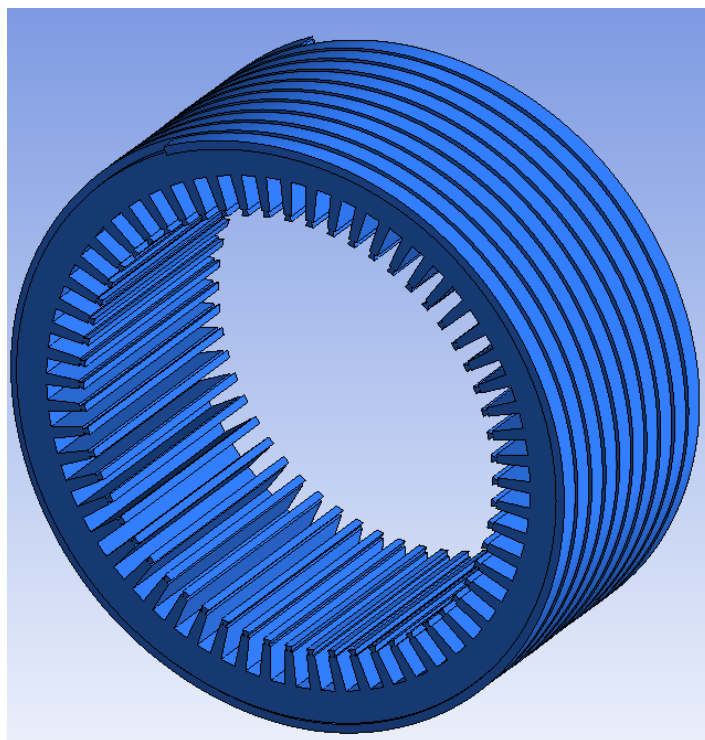


Obrázek 5.17 Model Axiálního chlazení

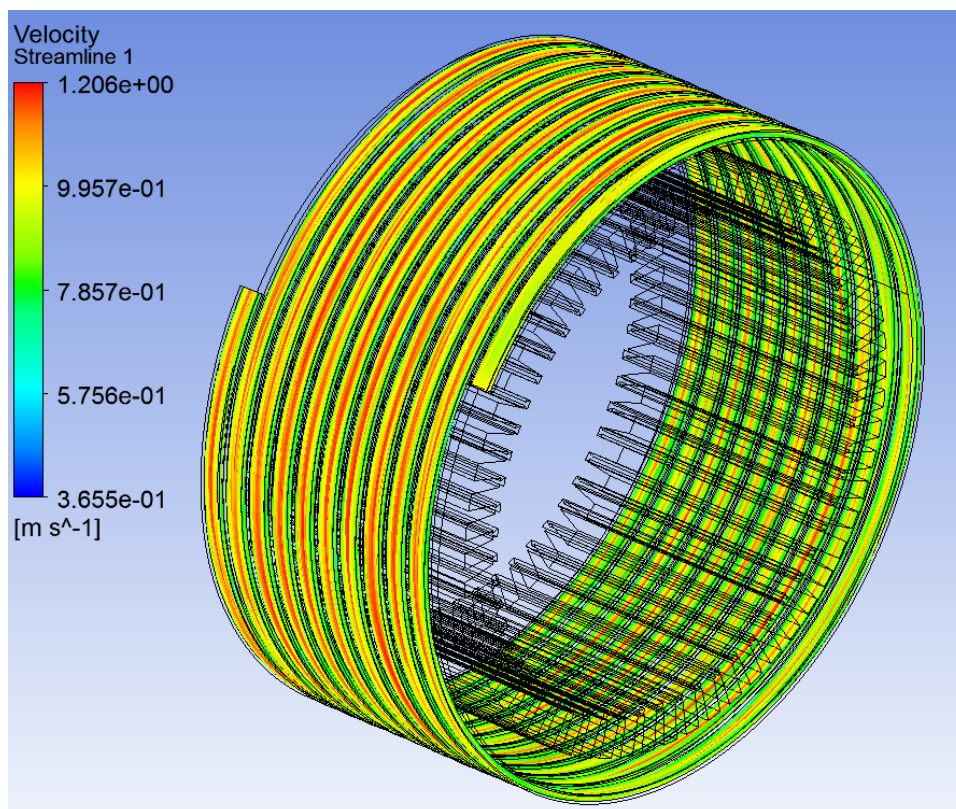


Obrázek 5.18 Model Axiálního chlazení s vypočtenou rychlostí chladicí kapaliny uvnitř chladicí trubky zobrazenou pomocí (CFD)

Na zobrazení průtoku vody chladicí trubkou na obrázku (**Obrázek 5.18**) je vidět, že průtok narůstá v ostrém koleni v částech ohybu na rychlost okolo $1,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ a na vnější straně je rychlost menší zhruba blížíci se $0,9 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ jinak v rovných částech je rovna přibližně $1,2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.



Obrázek 5.19 Model Radiálního chlazení



Obrázek 5.20 Model Radiálního chlazení s vypočtenou rychlostí chladicí kapaliny uvnitř chladicí trubky zobrazenou pomocí (CFD)

Z obrázku (**Obrázek 5.20**) je vidět, že rychlost v celé chladicí trubce je téměř stejná, jen na bočních hranách je o něco nižší okolo $0,8 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, naopak na horní a spodní straně je zase malinko vyšší $1,2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ než v prostřední části, kde se pohybuje okolo $0,995 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Nicméně nedochází zde nikde k prutkým výkyvům. Větší změny by byly nejspíše patrné při snížení rychlosti, přeci jen pro navržený průřez je rychlost $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ dosti vysoká.

ZÁVĚR

Cílem práce bylo srovnat tvary vodičů v závislosti na oteplení stroje, porovnat tepelné namáhání stroje s různými variantami PM a vyzkoušet, která varianta chlazení (axiální nebo radiální) má lepší odvodové vlastnosti. V první fázi byl navržen stroj o výkonu 7kW, vnějším průměru 300 mm se 60 drážkami, s jednovrstvým vinutím. Efektivní délka stroje vyšla $l_{Fe} = 131,6 m$. Ze ztrát byla zjištěna účinnost $\eta = 88,94 \%$, což se od počáteční odhadované hodnoty 85 % liší jen velmi málo. Pro návrh rotoru s permanentními magnety byly použity výpočty z [3]. Jako typ PM byly zvoleny magnety na bázi vzácných zemin NdFeB. Při výpočtu byly zanedbány úbytky mag. napětí na rotoru vzhledem k tomu, že jejich podíl je minimální. Tato část byla téměř výhradně spočtena pomocí postupů z [1], [4].

V další části byl stroj ve všech variantách namodelován v programu SolidWorks a pak převeden do programu Ansys, kde měl být proveden teplotní výpočet a vytvoření teplotního modelu viz. (příloha č.8 a příloha č.9). Zde ovšem nastaly komplikace, jelikož (jak je již uvedeno u srovnání jednotlivých variant) před samostatným výpočtem je nutné vytvořit a nastavit výpočetní síť a bohužel pro kompletní modely nastal problém s rychlostí vytváření této sítě. Proto jsme se po domluvě s vedoucím zaměřili vždy jen na jeden srovnávací parametr a všechny části byly udělány zvlášť, aby se tento proces urychlil. Dále pak byl proveden analogický výpočet za použití vzorců z [1] a [2] pro zjištění konvekčního teplotního přenosového koeficientu α pro srovnání s hodnotou zjištěnou z analýzy CFD.

Výsledky pro dané teplotní varianty vyšly dle očekávání. Co se týká srovnání vodního chlazení a varianty bez chlazení, zde vodní chlazení zvládá stroj uchládit zhruba 5x lépe než varianta pouze s přirozeným prouděním. Srovnání vodičů v drážce, jak je vidět na obrázku (**Obrázek 5.5**), je takové, že pásové se budou lépe chladit díky tomu, že všechny vodiče mají kontakt s okrajem drážky, a tím pádem téměř přímý přenos tepla do statoru, zatímco varianta s kruhovými vodiči má menší přenosovou plochu se statorem a zároveň jsou vnitřní vodiče obklopeny dalšími zdroji tepla, čímž dochází ke kumulaci energie, která, jak je vidět, způsobí razantní nárůst teploty a tím možné poškození izolace. Takže z teplotního hlediska jsou pásové vodiče lepší, nicméně pro menší stroje je jednodušší vinutí namotávat z kruhových vodičů, převážně kvůli ohybu v oblasti čel a možnosti vsypávaného vinutí. Pro 3 varianty permanentních magnetů je vidět, že teplo se převážně šíří do rotoru a na hřídel a jen menší část přechází na stator přes vzduchovou mezeru, ovšem je nutné brát v potaz, že zvolená pracovní teplota byla 40°C a chlazení pro tento stroj je značně naddimenzované. Při klasických provozních teplotách okolo 90°C by docházelo k lehkému přetěžování.

Nicméně při pohledu na obrázky (*Obrázek 5.10* , *Obrázek 5.13* , *Obrázek 5.16*) přiblížení jednoho PM je vidět, že každý magnet má přestup trochu jiný, ale při daných podmínkách a velikosti ztrát magnetů je těžké určit, která z variant umístění je pro odvod tepla jednoznačně lepší. Jako poslední bylo porovnání axiálního a radiálního chlazení, kde je patrné, že výsledné hodnoty α jsou takřka stejné, ale je možné vidět, že radiální varianta má lepší rozložení přenosu tepla než axiální varianta. Co se týká průtoku chladícího média, tak axiální má menší pokles rychlosti, ale opět jde o velmi nepatrný rozdíl.

SEZNAM LITERATURY

- [1] PYRHÖNEN, Juha, Tapani JOKINEN, Valérie HRABOVCOVÁ a Hanna NIEMELÄ. *Design of Rotating electrical machines*. Finland: John Wiley & Sons, 2008. ISBN 978-0-470-69516-6
- [2] KOPYLOV, Igor Petrovič. *Stavba elektrických strojů: celostátní vysokoškolská učebnice pro elektrotechnické fakulty vysokých škol technických*. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1988.
- [3] HORNÍKOVÁ, Lucie. *Návrh synchronního motoru s PM* [online]. Plzeň, 2015 [cit. 2020-06-03]. Dostupné z: <https://dspace5.zcu.cz/handle/11025/18731>. Diplomová práce. Západočeská univerzita v Plzni, Fakulta elektrotechnická, Katedra elektromechaniky a výkonové elektroniky. Vedoucí práce Roman Pechánek.
- [4] *KEV/PEZ* [online]. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni, 2019 [cit. 2020-06-03]. Dostupné z: <https://portal.zcu.cz/portal/studium/courseware/kev/pez>
- [5] *Neodymium Iron Boron Magnet Catalog* [online]. New York: Arnold Magnetic Technologies, 2019 [cit. 2020-06-03]. Dostupné z: <https://www.arnoldmagnetics.com/wp-content/uploads/2019/06/Arnold-Neo-Catalog.pdf>
- [6] *M350-50A* [online]. London: Cogent Srahammars Bruks, 2009 [cit. 2020-06-03]. Dostupné z: <https://cogent-power.com/cms-data/downloads/m350-50a.pdf>
- [7] HANSELMAN, Duane C. *Brushless permanent magnet motor design*. 2nd ed. Cranston: The Writers' Collective, 2003. ISBN 19-321-3363-1.
- [8] BARTOŠ, Václav. *Teorie elektrických strojů*. V Plzni: Západočeská univerzita, 2006. ISBN 80-7043-509-7.
- [9] Feritový magnet. *Wikipedia* [online]. Wikimedia Foundation, 2016 [cit. 2020-06-13]. Dostupné z: https://cs.wikipedia.org/wiki/Feritov%C3%BD_magnet
- [10] *Feromagnet* [online]. 2015 [cit. 2020-06-13]. Dostupné z: http://www.feromagnet.cz/produkty/alnico-magnety_sd10

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obrázek 2.1: <i>Schéma 4kW dvou pólového indukčního motoru. [2]</i>	15
Obrázek 2.2: <i>Určení hysterezních ztrát.[2]</i>	16
Obrázek 2.3: <i>Aproximace hysterezní smyčky elektrických plechů vyráběných Surahammars Bruk AB.[2]</i>	17
Obrázek 2.4: <i>Vířivé proudy v plechách.[2]</i>	18
Obrázek 2.5: <i>Ztráty v železe dvou různých plechů při frekvenci toku 50Hz.[2]</i>	20
Obrázek 2.6: <i>Cesty vířivých proudů v pólovém nastavci. Tento vzor se opakuje po každé půlce drážky.[2]</i>	21
Obrázek 2.7: <i>Graf toku indukčního stroje jako funkce točivého momentu ($0.3T_n, 2.9T_n$). Kopírováno se svolením Janne Nerg.[2]</i>	22
Obrázek 3.1: <i>(a) Ukázka neprůhledného povrchu; (b) ukázka částečně průhledného povrchu. Intenzita ozáření je značena E, je dána ve W/m^2. [2]</i>	29
Obrázek 3.2: <i>Vývoj rychlosti a hraničních teplotních vrstev; $\delta_v(x)$ a $\delta_T(x)$ jsou šířky vrstev.[2]</i>	32
Obrázek 4.1: <i>Drážka typu N</i>	36
Obrázek 4.2: <i>Magnetický obvod a jeho náhradní schéma pro povrchové uložení PM.[3]</i>	37
Obrázek 4.3: <i>Magnetický obvod a jeho náhradní schéma pro radiální uložení PM.[3]</i>	40
Obrázek 4.4: <i>Fázorový diagram pro ověření k_E [3]</i>	43
Obrázek 5.1: <i>Zvolený typ trubky</i>	46
Obrázek 5.2: <i>Model motoru z programu SolidWorks v provedení s radiálním chlazením, radiálními magnety a pásovými vodiči</i>	48
Obrázek 5.3: <i>Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla v drážkové části stroje pro kruhové vodiče</i>	50
Obrázek 5.4: <i>Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla v drážkové části stroje pro pásové vodiče</i>	50
Obrázek 5.5: <i>$\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ (Nalevo) drážková část s pásovými vodiči a jejich oteplení (napravo) drážková část s kruhovými vodiči a jejich oteplení</i>	51
Obrázek 5.6: <i>Srovnávací body pro porovnání vodičů</i>	51
Obrázek 5.7: <i>Graf rozdílu teplot v jednotlivých bodech z obrázku (Obrázek 5.6)</i>	52
Obrázek 5.8: <i>Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla ve stroji pro povrchové uložení magnetů</i>	53

Obrázek 5.9: $\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ Teplotní schéma pro rotor s povrchovým uložením PM.....	54
Obrázek 5.10: $\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ Přiblížení na jeden PM (povrchové uložení).....	54
Obrázek 5.11: Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla ve stroji pro radiální uložení magnetů.....	55
Obrázek 5.12: $\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ Teplotní schéma pro rotor s radiálním uložením PM.....	55
Obrázek 5.13: $\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ Přiblížení na jeden PM (radiální uložení).....	56
Obrázek 5.14: Nastavené vstupní parametry pro výpočet tepla ve stroji pro tangenciální uložení magnetů.....	56
Obrázek 5.15: $\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ Teplotní schéma pro rotor s tangenciálními PM.....	57
Obrázek 5.16: $\alpha = 2900W/m^2 \cdot K$ Přiblížení na jeden PM (tangenciální uložení).....	57
Obrázek 5.17: Model Axiálního chlazení.....	59
Obrázek 5.18: Model Axiálního chlazení s vypočtenou rychlostí chladicí kapaliny uvnitř chladicí trubky zobrazenou pomocí (CFD).....	60
Obrázek 5.19: Model Radiálního chlazení.....	60
Obrázek 5.20: Model Radiálního chlazení s vypočtenou rychlostí chladicí kapaliny uvnitř chladicí trubky zobrazenou pomocí (CFD).....	61

Seznam Tabulek

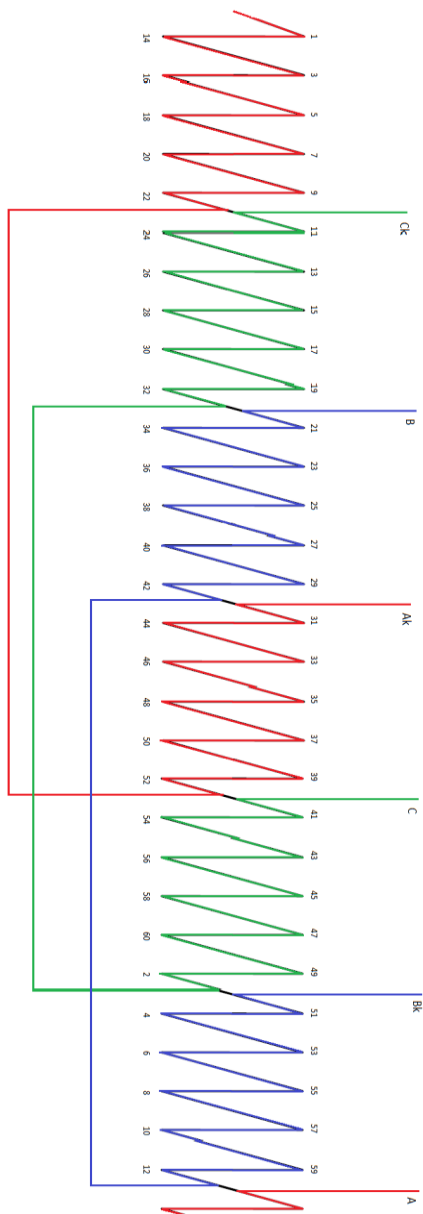
Tabulka 2.1 <i>Procentuální přídavné ztráty vstupního výkonu.[2]</i>	15
Tabulka 2.2 <i>Hodnoty korekčního koeficientu $k_{Fe,n}$ pro definici ztrát v železe v různých částech stroje.[2]</i>	21
Tabulka 3.1 <i>Tabulka mezního dovoleného oteplení jednotlivých částí stroje.[1]</i>	24
Tabulka 3.2 <i>Pokračování tabulky 3.1[1]</i>	25
Tabulka 3.3 <i>Tabulka činitele pro ztráty způsobené obtékáním vzduchu (odporem způsobeným tvarem) a ztráty v ložiskách.[2]</i>	26
Tabulka 3.4 <i>Tabulka schopnosti materiálu přenášet teplo při pokojové teplotě</i>	28
Tabulka 3.5 <i>Tabulka emisivity materiálů použitých ve stroji.[2]</i>	31
Tabulka 4.1 <i>Rozměry drážky a zubu</i>	36
Tabulka 5.1 <i>Rozměry trubky</i>	46
Tabulka 5.2 <i>Tepelná vodivost jednotlivých materiálů v drážce stroje</i>	49
Tabulka 5.3 <i>Hodnoty α na povrchu stroje pro axiální chlazení</i>	58
Tabulka 5.4 <i>Hodnoty α na povrchu stroje pro radiální chlazení</i>	58

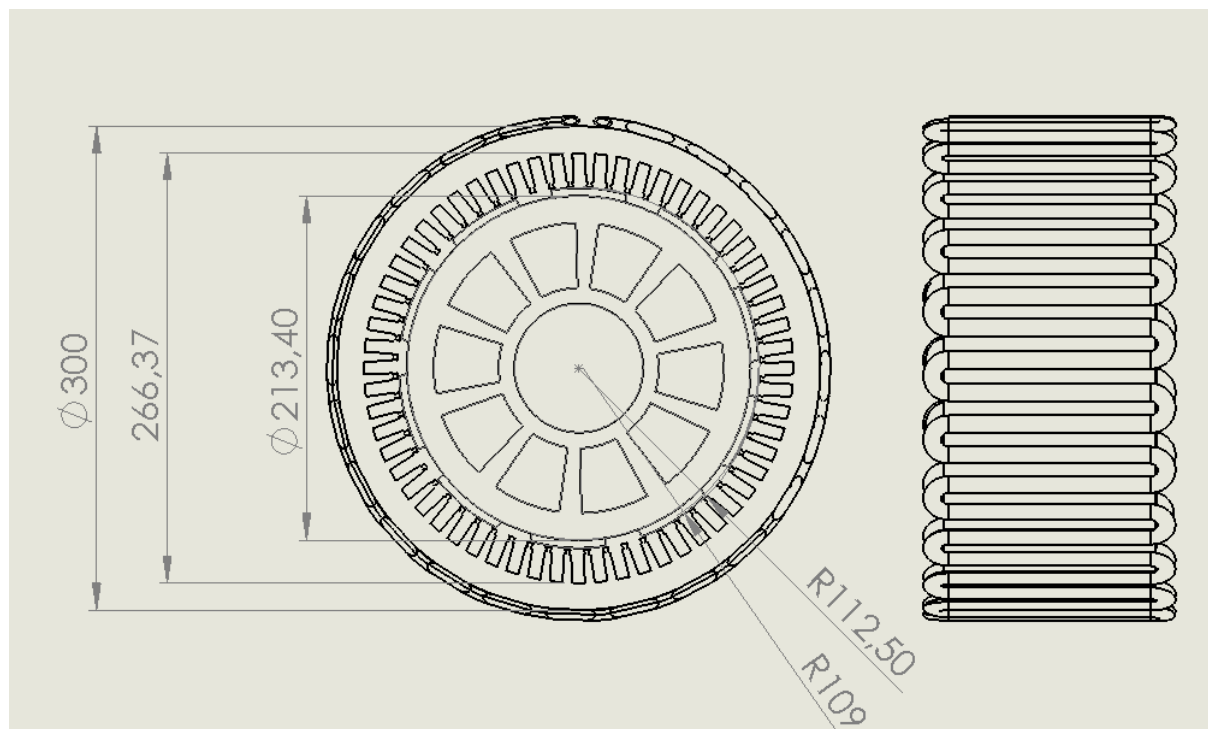
PŘÍLOHY

Příloha č.1 - Tingleyho schéma

	A		C		B	
1.	1	2	3	4	5	6
2.	7	8	9	10	11	12
3.	13	14	15	16	17	18
4.	19	20	21	22	23	24
5.	25	26	27	28	29	30
6.	31	32	33	34	35	36
7.	37	38	39	40	41	42
8.	43	44	45	46	47	48
9.	49	50	51	52	53	54
10.	55	56	57	58	59	60

Příloha č. 2 - Pilové schéma statorového vinutí



Příloha č. 3 - Nákres motoru

Příloha č. 4 - Katalogový list M350-50A**Typical data for SURA® M350-50A**

T	W/kg at 50 Hz	VA/kg at 50 Hz	A/m at 50 Hz	W/kg at 100 Hz	W/kg at 200 Hz	W/kg at 400 Hz	W/kg at 1000 Hz	W/kg at 2500 Hz
0,1	0,02	0,08	36,4	0,06	0,17	0,48	2,02	8,34
0,2	0,09	0,20	48,1	0,24	0,62	1,75	7,15	29,0
0,3	0,18	0,36	56,1	0,50	1,30	3,62	14,7	60,1
0,4	0,30	0,54	63,2	0,81	2,15	6,02	24,6	104
0,5	0,44	0,75	70,2	1,18	3,17	8,96	37,2	162
0,6	0,59	0,99	77,5	1,60	4,36	12,5	53,1	241
0,7	0,76	1,27	85,6	2,08	5,73	16,6	72,7	343
0,8	0,95	1,58	94,8	2,62	7,31	21,5	96,9	474
0,9	1,16	1,94	106	3,21	9,09	27,2	126	638
1,0	1,39	2,39	122	3,88	11,1	33,8	162	840
1,1	1,65	2,96	146	4,61	13,4	41,5	204	1079
1,2	1,95	3,76	185	5,43	16,0	50,4	254	1360
1,3	2,29	5,11	264	6,37	18,9	60,4	312	1679
1,4	2,75	8,40	481	7,53	22,3	72,1	378	2036
1,5	3,29	19,8	1200	8,99	26,6	85,7	456	2316
1,6	4,41	54,1	3025					
1,7	4,77	124	6186					
1,8	5,00	238	10720					

Loss at 1.5 T, 50 Hz, W/kg	3,29
Loss at 1.0 T, 50 Hz, W/kg	1,39
Anisotropy of loss, %	10

Magnetic polarization at 50 Hz	
H – 2500 A/m, T	1,58
H – 5000 A/m, T	1,67
H – 10000 A/m, T	1,78

Coercivity (DC), A/m	45
Relative permeability at 1.5 T	1050
Resistivity, $\mu\Omega\text{cm}$	42

Yield strength, N/mm ²	320
Tensile strength, N/mm ²	460
Young's modulus, RD, N/mm ²	200 000
Young's modulus, TD, N/mm ²	210 000
Hardness HV5 (VPN)	160

RD represents the rolling direction
 TD represents the transverse direction
 Values for yield strength (0.2 % proof strength)
 and tensile strength are given for the rolling direction
 Values for the transverse direction are approximately 5% higher



Oct 2009

Příloha č. 5 - Katalogový list N38SH



N38SH

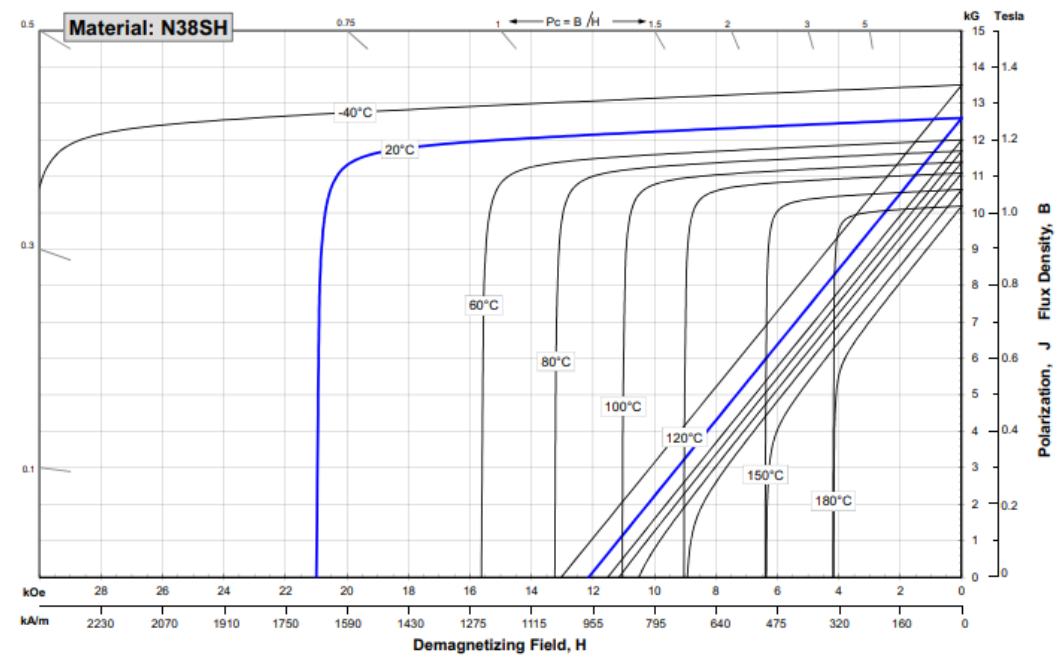
Sintered Neodymium-Iron-Boron Magnets

These are also referred to as "Neo" or NdFeB magnets. They offer a combination of high magnetic output at moderate cost. Please contact Arnold for additional grade information and recommendations for protective coating. Assemblies using these magnets can also be provided.

Characteristic	Units	min.	nominal	max.
B_r , Residual Induction	Gauss	12,200	12,600	13,000
	mT	1220	1260	1300
H_{cB} Coercivity	Oersteds	11,400	11,900	12,400
	kA/m	907	947	987
H_{cJ} , Intrinsic Coercivity	Oersteds	20,000		
	kA/m	1,592		
BH_{max} , Maximum Energy Product	MGOe	36	39	41
	kJ/m ³	287	307	326

Characteristic	Units	C //	C ⊥	
Thermal Properties	Reversible Temperature Coefficients ⁽¹⁾			
	of Induction, α(B _r)	%/°C	-0.120	
	of Coercivity, α(H _c)	%/°C	-0.535	
	Coefficient of Thermal Expansion ⁽²⁾	ΔL/L per °Cx10 ⁻⁶	7.5	-0.1
Thermal Conductivity	W / (m • K)		7.6	
Specific Heat ⁽³⁾	J / (kg • K)		460	
Curie Temperature, T _c	°C		310	
Other Properties	Flexural Strength	psi	41,300	
		MPa	285	
	Density	g/cm ³		7.5
	Hardness, Vickers	Hv		620
Electrical Resistivity, ρ	μΩ • cm		180	

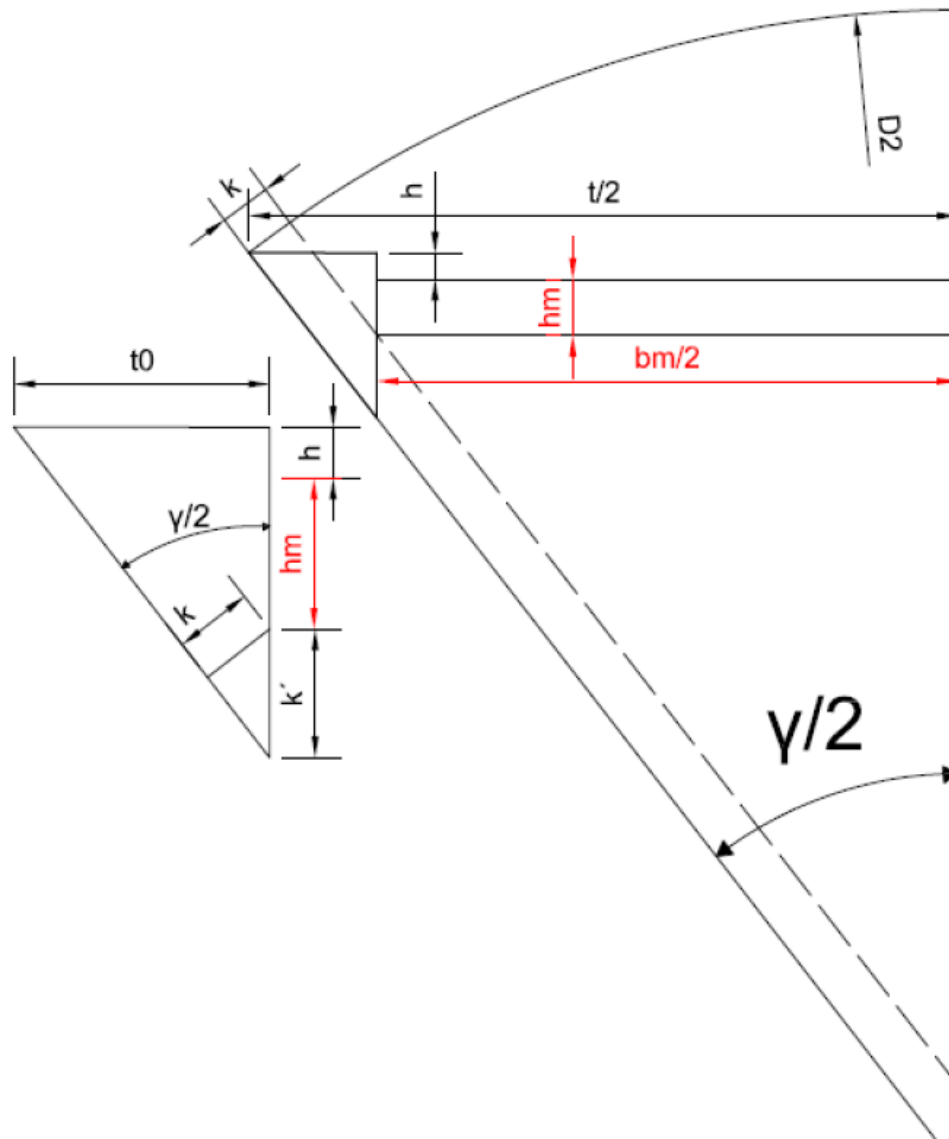
Notes: (1) Coefficients measured between 20 and 150 °C
 (2) Between 20 and 200 °C
 (3) Between 20 and 140 °C



1 kA/m = 12.566 Oe 1 kOe = 79.577 kA/m

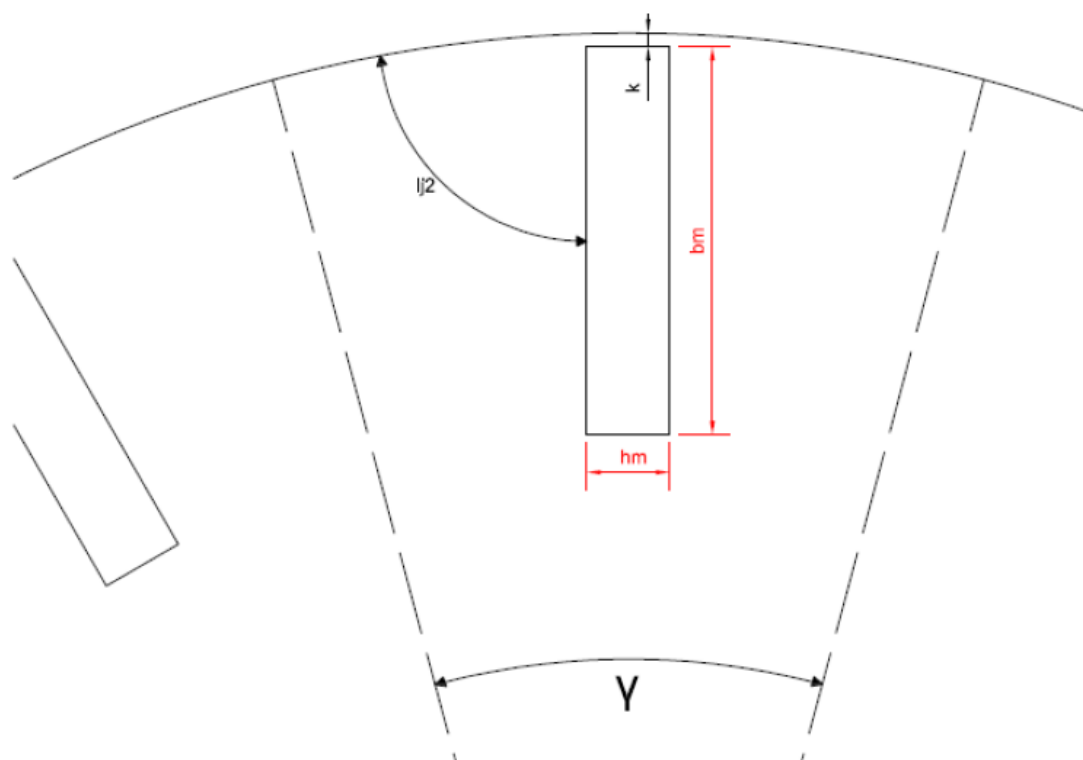
Příloha č. 6 - Náskres tangenciálního magnetu [3]

Doplnění k určení rozměrů magnetů pro tangenciální uložení



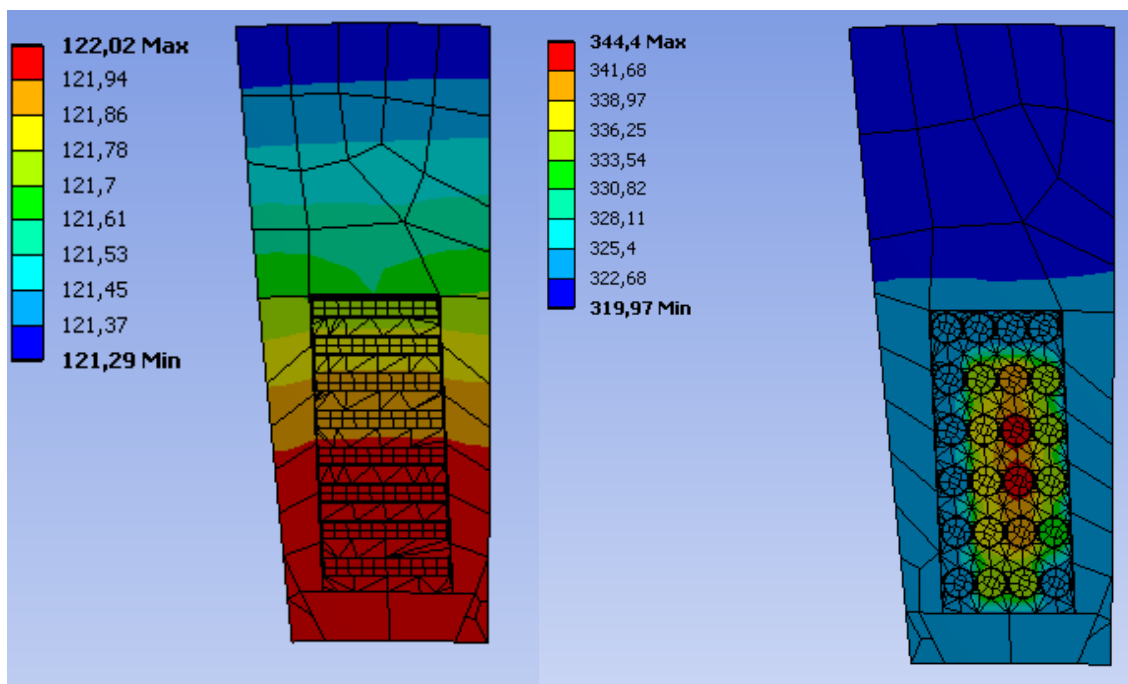
Příloha č. 7 - Náskres radiálního magnetu [3]

Doplnění k určení rozměrů magnetů pro radiální uložení

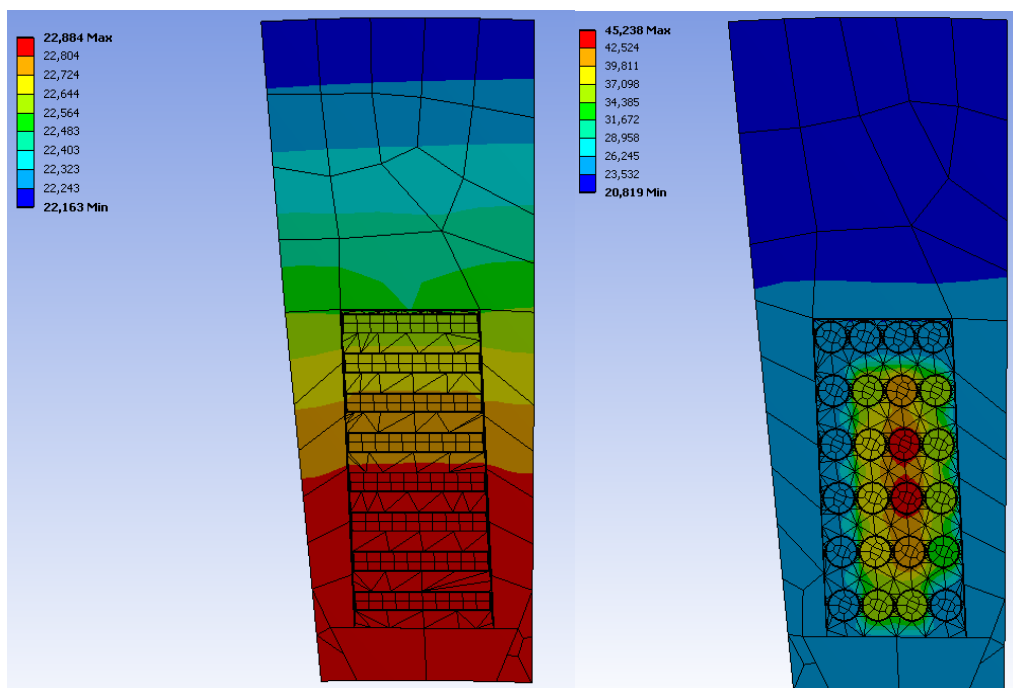


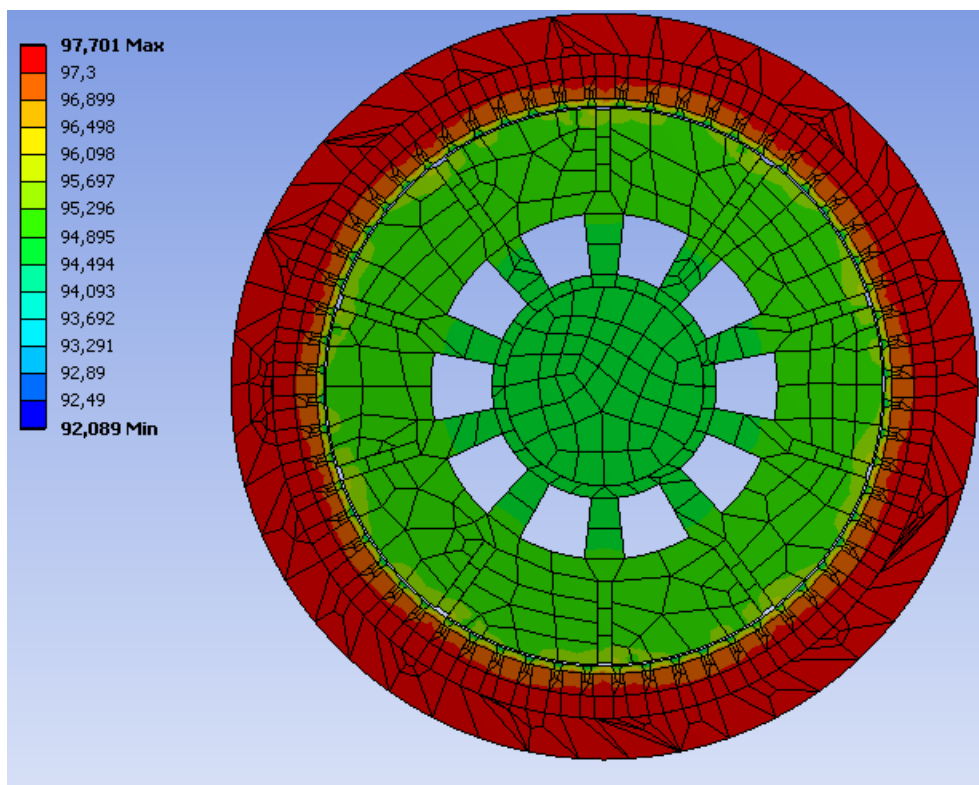
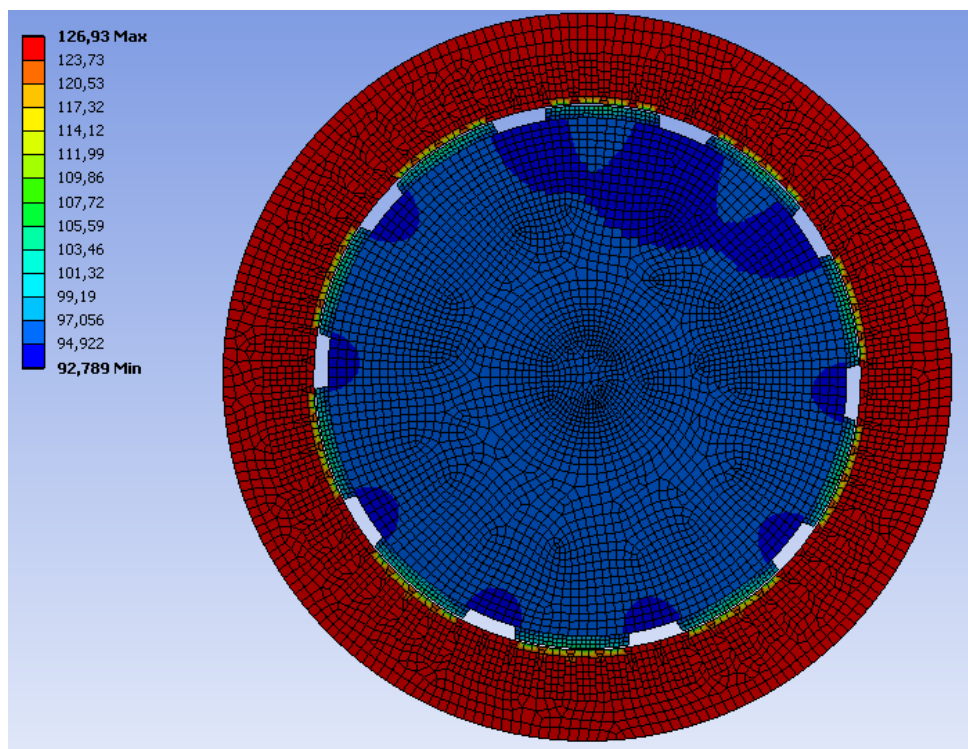
Příloha č. 8 - Drážková část pro kruhové a pásové vodiče

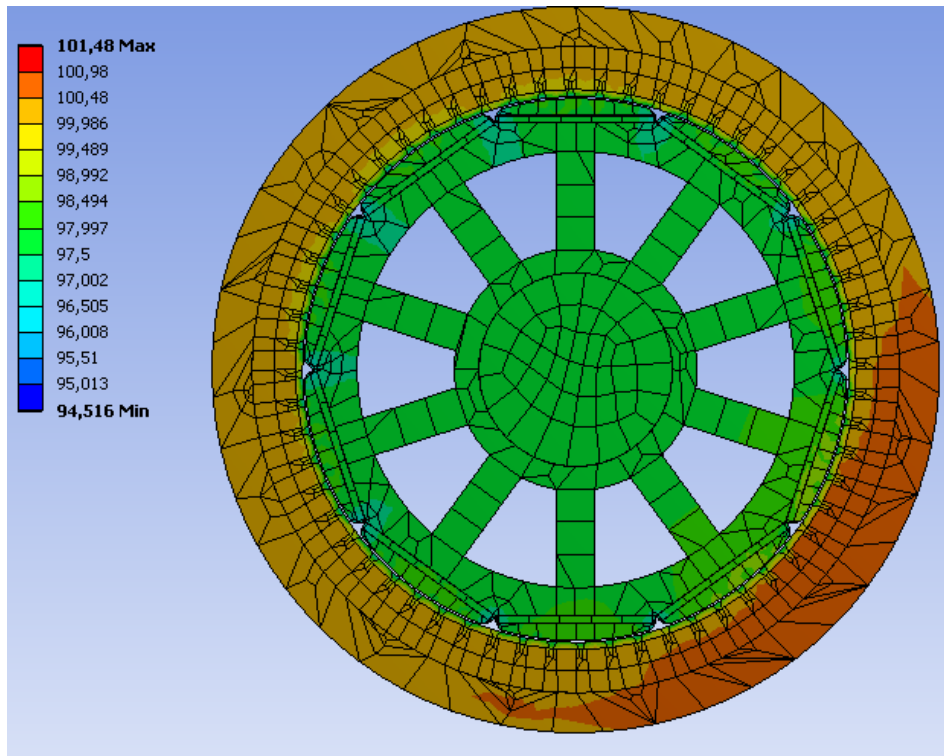
$\alpha = 10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ (přirozené proudění)



$\alpha = 5800 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$



Příloha č. 9 - Rotory s jednotlivými variantami PM **$\alpha = 10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ (přirozené proudění)**



$$\alpha = 5800 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$$

