

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

Fakulta elektrotechnická
Katedra výkonové elektroniky a strojů

DIPLOMOVÁ PRÁCE
Návrh chlazení motoru s axiálním tokem

Autor práce: **Štěpán Ondřej**
Vedoucí práce: **Roman Pechánek**

2022

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

Fakulta elektrotechnická

Akademický rok: 2021/2022

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

(projektu, uměleckého díla, uměleckého výkonu)

Jméno a příjmení: **Bc. Štěpán ONDŘEJ**
Osobní číslo: **E20N0039P**
Studijní program: **N0713A060013 Výkonové systémy a elektroenergetika**
Specializace: **Elektrické stroje**
Téma práce: **Návrh chlazení motoru s axiálním tokem**
Zadávající katedra: **Katedra výkonové elektroniky a strojů**

Zásady pro vypracování

1. Na základě výpočtové dokumentace navrhnete konstrukční uspořádání stroje a navrhnete metody chlazení.
2. Vytvořte 3D modely navržených řešení a pomocí MKP/CFD ověřte navržené metody chlazení.
3. Jednotlivé metody zhodnoťte a pro vybraný typ chlazení stroje proveďte ověřovací výpočet pomocí metody náhradní tepelné sítě.
4. Parametry motoru: motor s axiálním tokem, $P = 100 \text{ kW}$, $U = 360 \text{ V}$, otáčky = 6000 ot/min, zatížení S2.



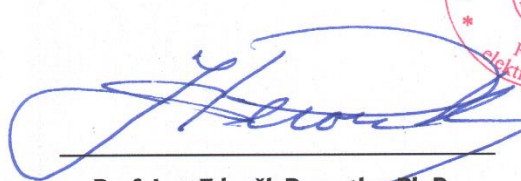
Rozsah diplomové práce: **40 – 60**
Rozsah grafických prací: **dle doporučení vedoucího**
Forma zpracování diplomové práce: **elektronická**

Seznam doporučené literatury:

1. ROȘU, Marius et al. Multiphysics simulation by design for electrical machines, power electronics and drives. Hoboken: Wiley-IEEE Press, [2018], ©2018. xv, 290 stran. IEEE Press series on power engineering; 66. ISBN 978-1-119-10344-8.
2. Wei Tong., Mechanical Design of Electric Motors, CRC Press, 2017, ISBN 9781138072213.
3. K.M. Vishnu Murthy.; Computer aided design of electrical machines, B.E; M.Tech , 2008, ISBN-10 : 935230066.

Vedoucí diplomové práce: **Doc. Ing. Roman Pechánek, Ph.D.**
Katedra výkonové elektroniky a strojů

Datum zadání diplomové práce: **8. října 2021**
Termín odevzdání diplomové práce: **26. května 2022**


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




Prof. Ing. Václav Kús, CSc.
vedoucí katedry

V Plzni dne 8. října 2021

Abstrakt

Předkládaná diplomová práce je zaměřena na návrh chlazení motoru s axiálním tokem, konstrukčního uspořádání stroje a vhodné volby chlazení, vytvoření 3D modelu navrženého řešení a ověření pomocí MKP\CFD, ověření vybraného typu chlazení pomocí metody náhradní tepelné sítě.

Klíčová slova

Axiální magnetický tok, chlazení, chladící kapalina, tepelná síť, metoda konečných prvků, koeficient přestupu tepla, tepelný odpor, tepelná vodivost, ztráty, odvod tepla...

Abstract

The presented master thesis is focused on the design of cooling for motor with axial magnetic flow, design of the standing structure and optimal cooling options, creation of a 3D model of the proposed solution and verification using FEM \ CFD, verification of the selected type of cooling using the alternative heat network method.

Key words

Axial magnetic flux, heat, cooling, coolant, heat network, finite element method, heat transfer coefficient, thermal resistance, thermal conductivity, losses, heat dissipation...

Prohlášení

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

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

.....

podpis

V Plzni dne 24.5.2022

Štěpán Ondřej

Poděkování

Tímto bych rád poděkoval vedoucímu diplomové práce, doc. Ing. Romanu Pechánkovi, Ph.D., a jeho kolegům, panu Ing. Martinu Skalickému a Ing. Lukáši Sobotkovi, za cenné profesionální rady, připomínky a metodické vedení práce.

Tato práce vznikla za podpory projektu SGS 2021 – 021.

Obsah

OBSAH	8
SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK	1
ÚVOD	1
1 OBECNÁ TEORETICKÁ ČÁST	3
1.1 STROJE S AXIÁLNÍM TOKEM – PROVEDENÍ YASA	3
2 INSPIRACE A SYSTÉMY ŘEŠENÍ (SOUČASNÝ STAV)	4
2.1 KOLOVÉ PROVEDENÍ AXIÁLNĚ CHLAZENÉHO MOTORU.....	4
2.2 ÚPRAVA TVARU A PROVEDENÍ KOSTRY PRO OPTIMALIZACI CHLAZENÍ AXIÁLNÍHO MOTORU S SMC PLECHY	5
2.3 ZLEPŠENÍ ODVODU TEPLA STROJE ZALITÉHO V EPOXIDU	7
2.4 SROVNÁNÍ NEPŘÍMÉHO VODNÍHO A PŘÍMÉHO OLEJOVÉHO CHLAZENÍ VINUTÍ	8
3 KONSTRUKCE A PROVEDENÍ MOTORU	13
3.1 ZÁKLADNÍ ÚVAHA PŘI MODELOVÁNÍ VÝCHODISKA PRO KONSTRUKČNÍ ŘEŠENÍ A KONSTRUKCE MOTORU	14
3.2 VÝPOČTOVÝ ZJEDNODUŠENÝ MODEL	17
3.3 ZVOLENÉ MATERIÁLY PRO JEDNOTLIVÉ ČÁSTI MODELU A VYTVOŘENÁ VÝPOČETNÍ SÍŤ	18
4 VÝPOČET TEPLŮT A OTEPLENÍ METODOU NÁHRADNÍ TEPELNÉ SÍŤE	21
4.1 MODEL NÁHRADNÍ TEPELNÉ SÍŤE	21
4.2 TEPELNÁ SÍŤ A VYJÁDRĚNÍ ODPORŮ	25
4.2.1 <i>Ekvivalentní vodivost</i>	26
4.3 ŘEŠENÍ PŘECHODOVÉHO DĚJE	31
5 METODA KONEČNÝCH PRVKŮ A VÝPOČET DYNAMIKY TEKUTIN	37
5.1 PROGRAM ANSYS FLUENT.....	37
5.2 TEST ODVODU ZTRÁT SE ZJEDNODUŠENÝMI MODELÝ	38
5.2.1 <i>Odvod ztrát kostrou</i>	38
5.2.2 <i>Odvod ztrát vnitřním chlazením</i>	41
5.3 KONTROLA A SROVNÁNÍ OBOU METOD CHLAZENÍ PRO ČTVRTINOVÉ REPREZENTATIVNÍ MODELÝ	43
5.3.1 <i>Vytvoření sítě pro obě varianty</i>	43
5.3.2 <i>Nastavení řešiče a výpočet oteplení</i>	45
6 SROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ OBOU METOD	48
6.1 USTÁLENÝ STAV PŘI JMENOVITÉM ZATÍŽENÍ	48
6.2 USTÁLENÝ STAV PŘI PŘETÍŽENÍ	52
6.3 PRŮBĚH OTEPLENÍ PŘI PŘETÍŽENÍ	54
6.4 VNITŘNÍ CHLAZENÍ S VYUŽITÍM OLEJE	58
7 POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ OBOU METOD CHLAZENÍ	60
ZÁVĚR	62
SEZNAM LITERATURY A INFORMAČNÍCH ZDROJŮ	1
SEZNAM OBRÁZKU	2
SEZNAM TABULEK	3
SEZNAM PŘÍLOH	4

Seznam symbolů a zkratek

Značka	Popisek	Jednotka
a	Počet vrstev vinutí	[-]
C	Tepelná kapacita	[kJ/K]
c	Měrná tepelná kapacita	[kJ/kg·K]
G	Tepelná vodivost	[W/K]
m	Hmotnost	[kg]
V	Objem	[m ³]
MATLAB	Matrix laboratory	
Nu	Nusseltovo číslo	
Re	Reynoldsovo číslo	
dT	Změna teploty	[°C]
dt	Změna v čase	[s]
α	Koeficient přestupu tepla	[W/m ² ·K]
λ	Měrná tepelná vodivost	[W/m·K]
u	Kinetická viskozita	[mm ² /s]
ρ	Hustota	[kg/m ³]
τ	Časová konstanta	[s]
b_i	Šířka izolace	[mm]
b_v	Šířka vodiče	[mm]
l_{h_amb}	Délka hřídele mimo stroj	[mm]
$l_{h_uchyt_rotor}$	Délka hřídele pod uchycením rotoru	[mm]
$r_{hridele}$	Poloměr hřídele	[mm]
r_{ref}	Referenční poloměr	[mm]
$T_{ustál.}$	Ustálená teplota	[°C]
$T_{pocat.}$	Počáteční teplota	[°C]
λ_i	Tepelná vodivost izolace	[W/m·K]
λ_v	Tepelná vodivost vodiče	[W/m·K]

Úvod

Předkládaná práce je zaměřena na návrh chlazení motoru s axiálním tokem o jmenovitém výkonu $P=15$ kW a maximálním přetížení do $P=100$ kW. Jedná se o synchronní stroj s krátkou axiální délkou a relativně malým průměrem, za účelem minimalizace zástavbového prostoru a nízké hmotnosti. Stroj bude provozován v stavu zatížení S2.

Samotná práce je rozdělena do šesti hlavních částí.

První část se věnuje obecné teorii axiálního stroje, jaké jsou jeho výhody, použití a příklad provedení.

Druhá část je věnována nejnovějším měřením a pokrokům v oblasti chlazení axiálních strojů, provedení kostry, aby byla schopna co nejefektivněji odvést přebytečné ztrátové teplo, možnosti přímého chlazení pomocí oleje, návrh konstrukce stroje, aby stačil pro uchlazení pouze vzduch, a optimalizace materiálů pro snížení ztrát, popřípadě zlepšení samotného odvodu tepla.

Třetí část se zabývá volbou chlazení, tvorbou modelu z rozměrů určených při elektromagnetickém návrhu, optimalizací modelu pro co nejpřesnější reprezentaci realné podstaty, ale zároveň nejméně náročné na výpočetní kapacitu, volbou materiálů jednotlivých částí a určením hmotnosti.

Čtvrtá část se zabývá metodou tepelné sítě, pomocí které bude daný model převeden na síť uzlů a následně analyticky vyjádřena teplota v jednotlivých uzlech pomocí programu MATLAB. Metoda je doplněna o tepelný přechodný děj pro určení času ohřevu na mezní teplotu.

Pátá část se zabývá ověřením návrhu pomocí metody konečných prvků neboli MKP v programu Fluent. Nejdříve je software přiblížen, pak je ukázán test odvodu obou způsobů chlazení a následně je popsána příprava samotného modelu (příprava mesh, zvolený výpočetní způsob v řešiči).

V šesté části jsou obě varianty chlazení srovnány pro ustálený a přechodný stav při přetížení, tak i pro jmenovité zatížení. Nejdříve budou porovnány oba způsoby chlazení jak po stránce odvodu ztrátového tepla tak, i po konstrukční stránce (nároky na chladicí okruh, nároky při konstrukci stroje). Dojde k porovnání výsledků získaných oběma metodami.

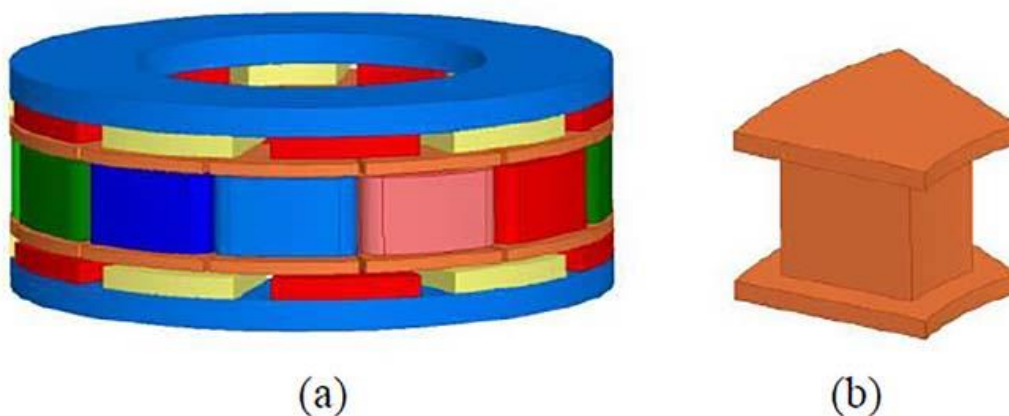
1 Obecná teoretická část

Tato práce se zabývá návrhem chlazení motoru s axiálním tokem o jmenovitém výkonu $P=15$ kW s možným krátkodobým přetížením $P=100$ kW. Takovýto pohon je vhodný pro krátkodobé navýšení výkonu, jaké je například v městské dopravě, kde vůz s vysokou frekvencí zastavuje, a tak není motor zbytečně tepelně namáhán a je plně využit jeho výkonový potenciál. Výhodou oproti strojům navrženým na jmenovitý výkon $P=100$ kW je znatelné zmenšení rozměrů a váhy, což se promítá nejen do náročnosti uchycení motoru, ale také jeho menší prostorové náročnosti a hlavně menší pořizovací ceny. Stroj je znatelně menší, a díky tomu není potřeba takové množství materiálu pro jeho konstrukci.

1.1 Stroje s axiálním tokem – provedení YASA

Stroje s axiálním tokem (AFM) mají oproti strojům s radiálním tokem (RFM) pár zásadních výhod, největší je nárůst objemové hustoty výkonu a momentu stroje, při malé délce v axiálním směru, a vysoká účinnost. Problematičtější je ale samotný návrh stroje a jeho analýza.

Existuje řada provedení strojů s axiálním tokem, tato práce se však výhradně soustředí na tzv. YASA uspořádání (Yokeless and Segmented Armature) (*Obr. 1.1 a*). Toto uspořádání je vhodné hlavně pro aplikaci v elektromobilech. Jak je z názvu patrné, daná varianta neobsahuje jeho statoru jako celek, ale stator je rozdělen do jednotlivých segmentů (magnetické zuby). Celá topologie je složená ze dvou externích rotorů a vnitřního statoru složeného právě z daných segmentů (*Obr. 1.1 b*). [5]



Obr.1.1: Model motoru s axiálním tokem YASA [5]



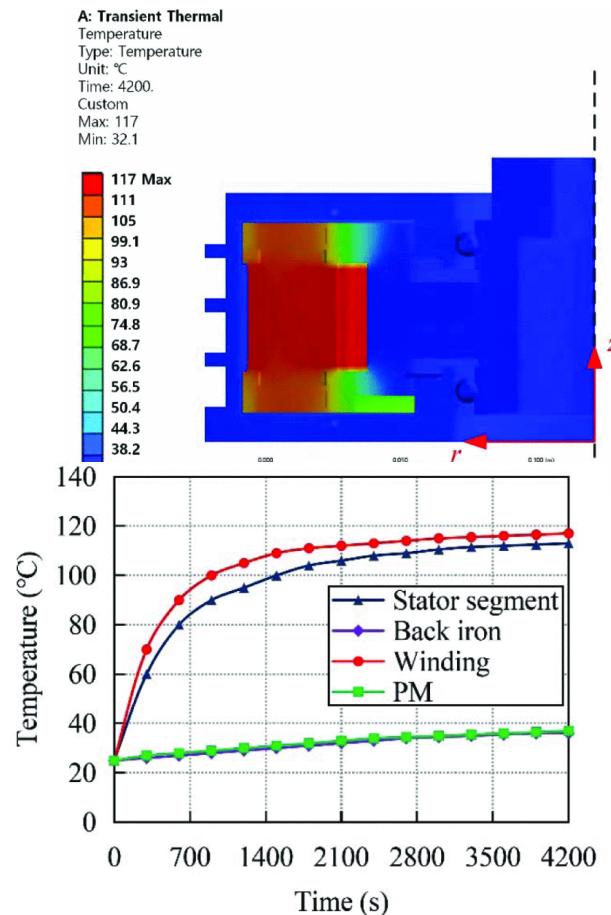
Obr.1.2: YASA provedení [6]

2 Inspirace a systémy řešení (Současný stav)

V současné době je především díky dobrým provozním parametrům motoru typu YASA věnována celá řada vědeckých článků a odborných studií, které se věnují různým konstrukčním úpravám pro dosažení co možná nejlepších vlastností jak již z pohledu odvodu tepla, maximalizace výkonu či momentu, tak i snížení množství materiálů, popřípadě volbě jiných materiálů.

2.1 Kolové provedení axiálně chlazeného motoru

V [1] věnujícímu se odvodu tepla z YASA motoru v provedení „in-wheel“ s výkonem 3 kW a otáčkami 1000 ot./min. se autoři zabývají uspořádáním statorových segmentů (zubů), výpočtem ztrát uvnitř stroje, určením ekvivalentních tepelných vodivostí a následným získáním rozložení tepla uvnitř stroje. Motivací této práce je hlavně možnost umístění motoru do vnitřku kol u automobilu, což klade velké nároky na odvod tepla, protože to znamená velmi malý zástavbový prostor pro velkou výkonovou hustotu. To klade vysoké nároky na chlazení a odvod tepla, hlavně když optimální provedení je chlazení vzduchem pro jeho jednoduchost, hlavně díky odpadnutí potřeby přivádět chladicí kapalinu, která znamená mít na voze další čerpadlo. Chlazení vzduchem však není tak efektivní jako chlazení olejem či vodou a tak je důležité v rámci modelu nic nezanebat.

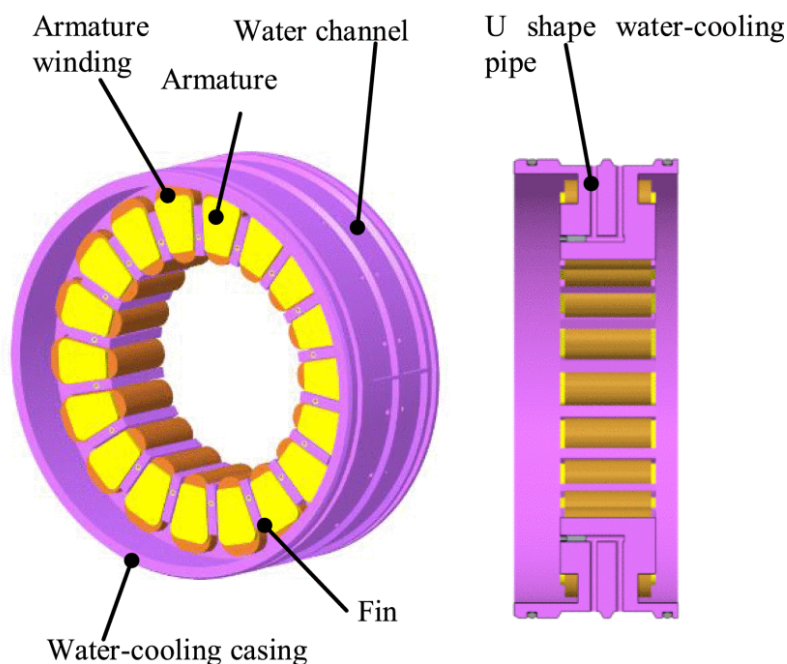


Obr. 2.1: Rozložení teploty uvnitř motoru (vlevo) a průběh oteplení jednotlivých částí (vpravo) [1]

Z výsledků je vidět, že stroj je možné při správně navržené konstrukci uchladiť i vzduchem s maximální teplotou ve vinutí 117 °C při výchozí teplotě 25 °C. Z těchto výsledků vyplývá možnost využití YASA motoru pro elektromobily. [1]

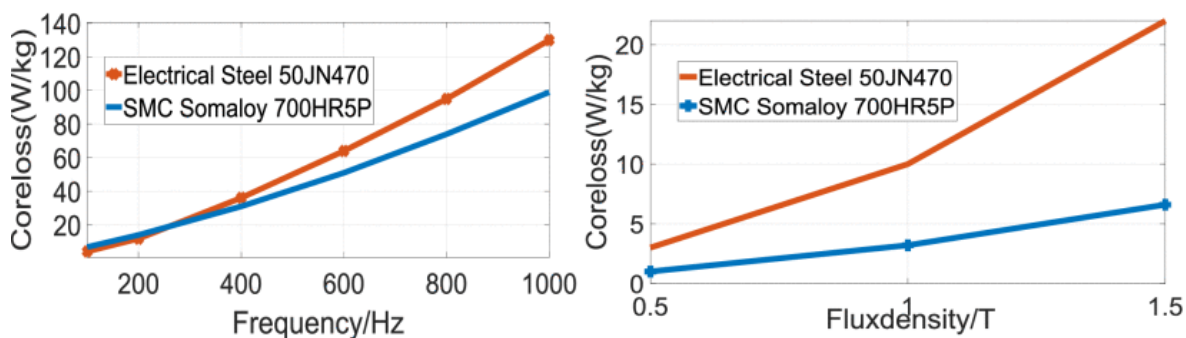
2.2 Úprava tvaru a provedení kostry pro optimalizaci chlazení axiálního motoru s SMC plechy

Další studie je zaměřená na konstrukci YASA motoru pro více výkonové aplikace, s upravenou konstrukcí a optimalizovanou volbou materiálů a dalších částí za účelem snížení ztrát, a nakonec vhodně zvoleným způsobem odvodu ztrát. Motor je navržen na špičkové zatížení 50kW a trvalé zatížení 30kW s maximálními otáčkami 1200 ot./min.. V druhé části autor rozebírá provedení kostry, kdy na kostře z hliníku jsou provedené dvě drážky (chladičí kanály) spojené přes trubku ve tvaru písmene U, která je vytvořena v zubu, který vbíhá do stroje a je v kontaktu s vinutím (vzájemně odizolováno).



Obr. 2.3: Provedení chladicího kanálu [2]

Tento systém by měl zaručit dostatečný odvod tepla ze stroje. Dále je zde využity místo elektrotechnických plechů takzvané SMC (Soft Magnetic Composites) materiály, jedná se o magneticky měkké kompozity se sníženými ztrátami při vyšších frekvencích (menší hysterezní ztráty).



Obr. 2.4: Porovnání ztrát SMC a klasických plechů [2]

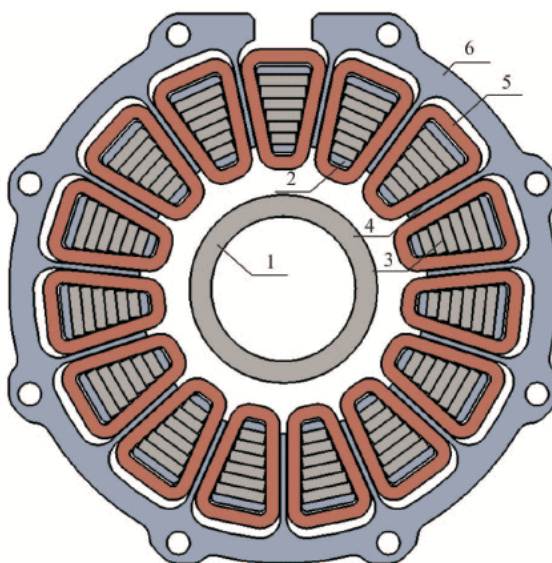
Z grafu (Obr. 2.4) je vidět, že ztráty uvnitř těchto kompozitů jsou znatelně menší jak pro narůstající frekvenci, tak i pro sycení.

Dále byly permanentní magnety (dále PM) rozděleny do více segmentů pro snížení ztrát vířivými proudy uvnitř magnetů. Jako poslední zde byl řešen problém vstupujících hliníkových zubů do statoru stroje, kdy tyto zuby neovlivňují elektromagnetické chování stroje, ale dochází v nich ke generování vířivých proudů, a tím pádem v nich vznikají ztráty.

Vzhledem k jejich účelu odvést co největší množství tepla je tento jev kontraproduktivní, a tak byly tyto zuby na koncích rozděleny do drážek, aby klesla délka, přes kterou se tyto proudy uzavírají, a byly tak redukovány ztráty. V závěru autor uvádí, že při daných úpravách došlo ke zvýšení špičkového výkonu na 65 kW, což představuje 30% nárůst oproti původní hodnotě, a dále byla díky změnám navýšena hustota výkonu na 3,07 kW/kg.[2]

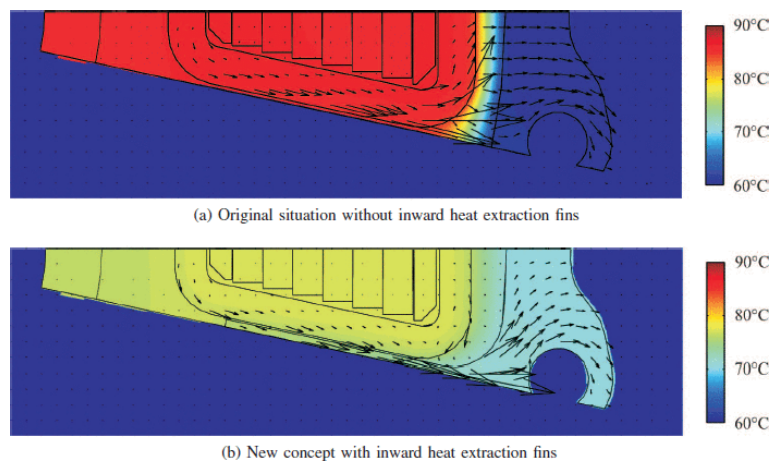
2.3 Zlepšení odvodu tepla stroje zalitého v epoxidu

Podobně jako v předchozím článku i tento se zabývá využitím systému YASA, kdy jsou ale zuby statoru zality kompletně pryskyřicí, pro zlepšení mechanické odolnosti. Nicméně epoxidové pryskyřice má značně nízkou tepelnou vodivost v rozmezí 0,25-0,85 $W/m \cdot K$, což vede na snížení možného výkonu stroje. Proto je zde pro zlepšení odvodu tepla využit systém převodníku tepla mezi státorem a kostrou. Jedná se o palce, která jsou v blízkém kontaktu s vinutím. Tím se vytváří lepší cesta pro odvod tepla na povrch, kde může být využito nuceného chlazení vzduchu nebo water jacket.



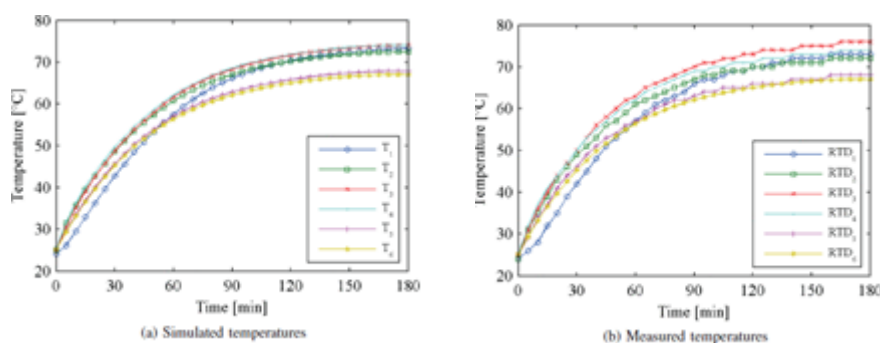
Obr. 2.5: Provedení palců pro odvod tepla ze statoru. (1) Ložisko (2) Koncová plastová destička (3) Plechové jho tvořené šesti různými tvary profilu (4) Vnořený palec pro odvod tepla (5) Koncentrické vinutí (6) Laminovaná kostra statoru [3]

Tento článek pro ověření stanovených předpokladů využívá stroj s výkonem 4 kW a 2500 ot./min.. Dále vzhledem k symetrii stroje je pro řešení v FEM systému využít jeden segment statoru, který je ještě rozpuřen. Ve FEM systému je srovnáván systém odvodu tepla pomocí hliníkových palců a bez nich, kdy je stator kompletně zalit v pryskyřici.



Obr. 2.6: Srovnání odvodu teple bez palců (a) a s nimi (b) [3]

Nakonec je provedena experimentální analýza, kdy byl vyroben prototyp a otestován. Dle předložených výsledků které byly zjišťovány pomocí odporových snímačů teploty a jednoho infračerveného senzoru, je vidět (Obr. 2.7), že teplota stroje při 1000 ot./min a

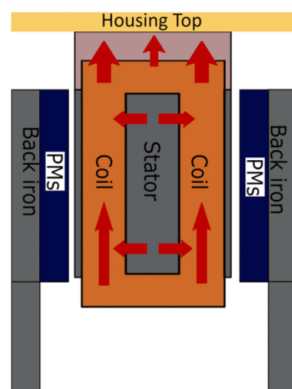


Obr. 2.7: Průběh ohřevu stroje pomocí simulace (a) a změřené teploty (b) [3]

15 Nm momentu zatížení se ustaluje okolo 80 °C bez jakéhokoliv nuceného chlazení, tudíž stroj je možné chladit pomocí přirozené konvekce a konvekcí vzniklou vlivem otáčení rotoru. Je možné vidět i velmi podobné výsledky získané pomocí simulace ku výsledkům naměřeným na testovacím modelu.[3]

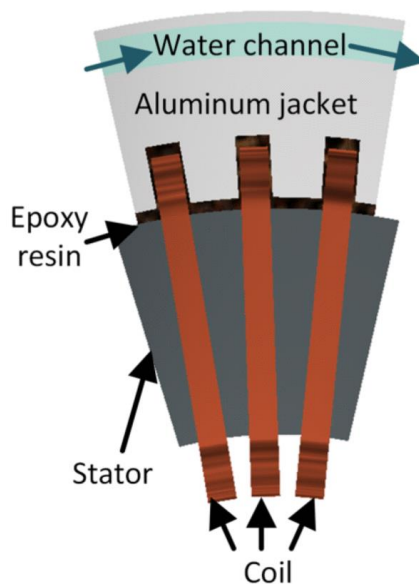
2.4 Srovnání nepřímého vodního a přímého olejového chlazení vinutí

Poslední článek se zabývá přímým chlazením pomocí oleje v tzv. Torus-type provedení stroje (jedná se o axiální stroj s dvěma rotory a radiálním uchycením statoru a cívek)(Obr 2.8).



Obr. 2.8: Torus-type stroj s naznačeným tepleným tokem [4]

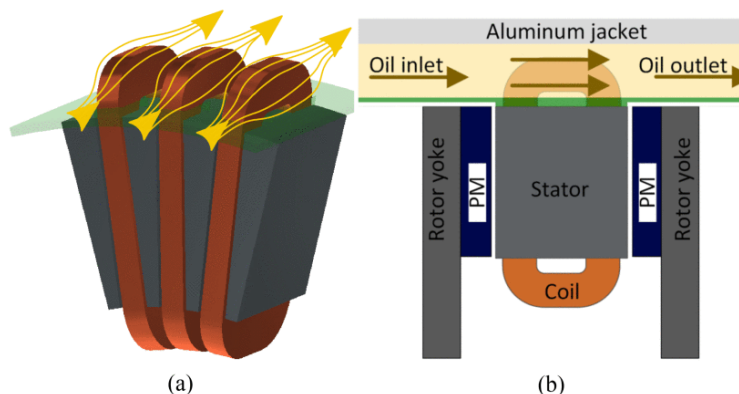
Článek jako takový se zabývá zhodnocením lepších vlastností toho typu ku standartnímu vodnímu chlazení. První je zde uveden motor, pro který bylo chlazení navrhováno. Jedná se o osmipólový stroj s výkonem 25 kW a maximálními otáčkami 6000 ot./min., dále je zde naznačeno nepřímé chlazení s využitím vody ,kdy se v hliníkové kostře nachází drážka, kterou protéká voda. Vzhledem k tomu, že teplo přechází z magnetického obvodu ve směru železa do cívky a z ní do hliníkové kostry, je žádoucí, aby epoxidová izolace byla co nejtenčí, aby přenos tepla mohl být co nejkvalitnější.



Obr. 2.9: Nepřímé provedení vodního chlazení [4]

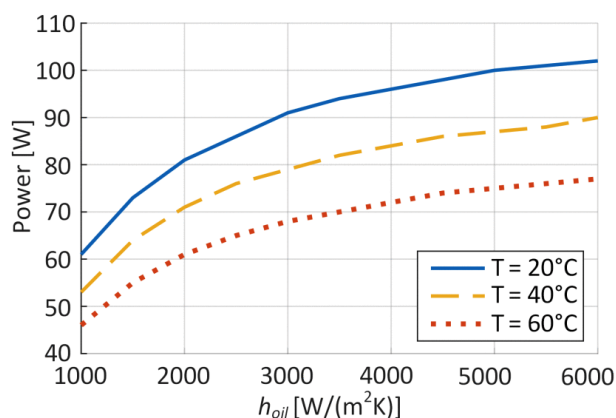
Jako další je zde popsáno přímé olejové chlazení, kdy vrchní části cívek jsou obtékány olejem a teplo se přenáší na tomto styku (jedná se o axiální tok oleje podél vinutí). U této metody je zřetelně menší tepelný odpor díky přímému kontaktu oleje s vodiči. Je zde přestup

závislý na koeficientu přestupu tepla, tudíž jeho rychlosti proudění. Je zde dále navržen uzavírací kryt z laminátu, který má zabránit pronikání oleje do vzduchové mezery.



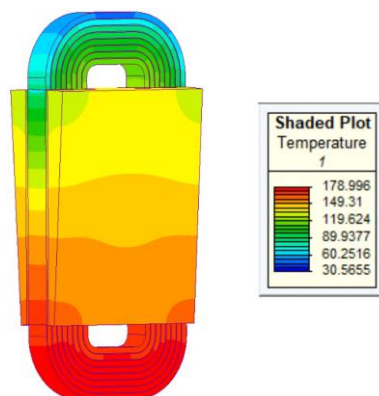
Obr. 2.10: Systém přímého chlazení pomocí oleje [4]

Další část se pak věnuje tepelnému modelu stroje, kde jako první je vytvořena adekvátní tepelná síť, která reprezentuje celý 3D model stroje. Tato síť je pak srovnána s metodou konečných prvků (FEA, dále MKP). V této práci je síť vytvořena jako skupina kvádrů, které jsou navzájem spojeny. Tyto kvádry reprezentují jednotlivé části a jejich tepelné propojení s ostatními (například magnetický obvod statoru a vinutí). V tomto článku je využita tzv. T-metoda, kde dva odpory představují tepelný odpor a jeden (vycházející z prostředního uzly) je fiktivní odpor, pomocí kterého zjišťujeme střední hodnotu (pomocí dvou odporů zjistíme jen maximální). V další části je popsán 3D model vytvořený pro konečně prvkovou metodu.



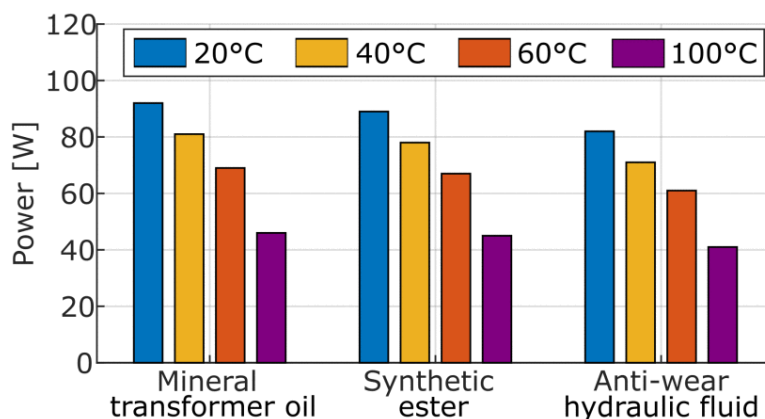
Obr. 2.11: Vliv teploty oleje na odvod ztrát [4]

Z výsledků těchto dvou metod je patrné, že s rostoucí teplotou oleje klesá účinnost a že od zhruba $4000 W/m^2K$ už nemá nárůst přestupu vliv na teplotu vinutí.



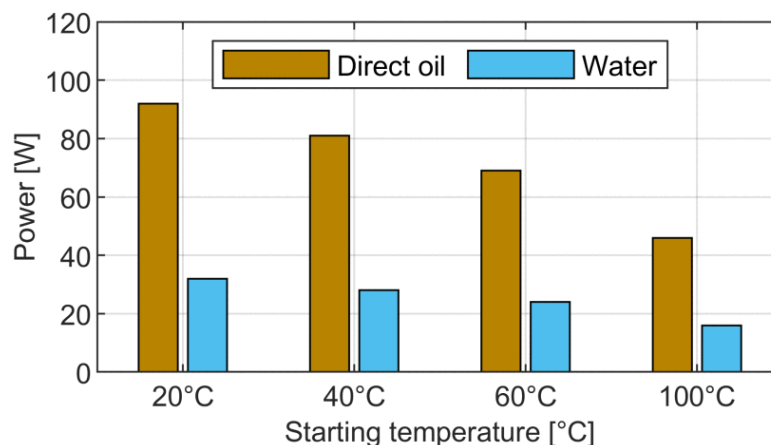
Obr.2.12: Rozložení teploty uvnitř 3D modelu [4]

Z obrázku (Obr. 2.12) je vidět, že hot spot se nachází na vnitřní straně vinutí, která není nijak chlazena. Při experimentální analýze byla cívka s magnetickým obvodem umístěna tak, aby mohla vrchní část cívky být protékána vertikálně olejem. Test probíhal tak, že cívka byla zatěžována výkonem v rozsahu od 10-95 W, tok oleje byl proměnný mezi 0,3-0,9 l/min. a byli použity tři různé typy oleje (minerální, syntetický a kapalina proti opotřebení), teplota oleje se pohybovala v rozmezí 20-25 °C.



Obr.2.13: Výsledky testu použití různých olejů [4]

Z výsledků je patrné, že nejlépe je na tom kapalina proti opotřebení, která má při daném rozsahu průtoku má jen minimální rozptyl ve velikosti ztrát (tudíž stačí menší průtok). Dále je rozsah teplot oleje rozšířen až do 100 °C, kde se nejlépe jeví minerální olej, který při 100 °C umožňuje nejvyšší odvod ztrát. Srovnání přímého chlazení oleje s nepřímým vodním ukazuje znatelnou převahu oleje, který zvládá při stejných teplotách až třináásobné ztráty.



Obr. 2.14: Srovnání účinnosti nepřímého vodního a přímého olejového chlazení [4]

V závěru jsou pak shrnuty všechny výhody této chladičí metody, z nejmenovaných je asi nejpodstatnější možné navýšení hustoty výkonu a momentu ve srovnání s vodním chlazením. [4]

Ze všech těchto článků vychází jasně výhoda použití YASA provedení pro řadu aplikací. Pro zaměření této práce bylo možné převzít některá provedení a hlavně z výsledků jednotlivých prací vyvodit nutné návrhové úpravy. V prvním článku [1] je motor dotlačen do co možná nejmenších rozměrů a vzhledem k podobnosti cílů byl využit stejný systém provedení zubů, které jsou složeny z plechů postupně se rozšiřujících v radiálním směru. Dále byl na základě druhého článku [2] zvolen jako jeden způsob odvodu tepla systém „water jacket“, který však pro dosažení co největší jednoduchosti provedení neobsahuje trubky tvaru U vstupující do prostoru statoru, pro eliminaci nadbytečných ztrát a snahy minimalizace potřebného materiálu. Z třetího článku [3] není žádný systém přímo aplikován, ale hezky znázorňuje využití simulace a navíc se jedná o čistě pasivně chlazený stroj s relativně velkým výkonem, a tak by nemuselo pro stroj v této práci být nutné používat komplikované provedení pro zajištění odvodu a oba systémy by měli splnit požadované parametry. Poslední práce [4] byla inspirací pro metodu vnitřního chlazení s tím rozdílem, že kapalina ve stroji pracuje s dosti vysokou výchozí teplotou (80 °C) a tak dle grafu (Obr. 2.11) není použit olej, ale voda pro její vysokou jímavost tepla a nižší viskozitu, což přinese nižší nároky na oběhový systém.

3 Konstrukce a provedení motoru

V následujících kapitolách je popsána vlastní práce věnující se konstrukčnímu uspořádání stroje, se zaměřením na schopnost odvodu ztrátového tepla při co možná nejmenších nárocích na zástavbový prostor a jednoduchost výroby.

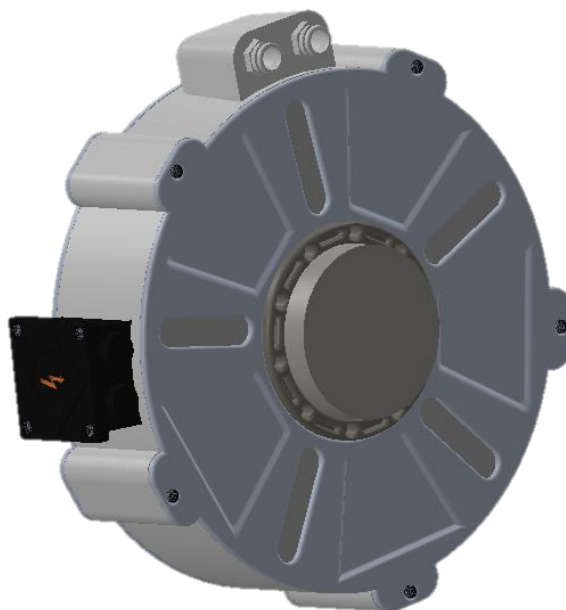
Tab. 3.1: Domluvené parametry a parametry dané EM návrhem

Parametry motoru	
Vnější průměr	300 mm
Vnitřní průměr	100 mm
Axiální délka stroje	75 mm
Otáčky	6000 ot. /min.
Délka zubu statoru	31 mm
Vnější průměr jha statoru	285 mm
Vnitřní průměr jha statoru	145 mm
Počet drážek (pólů) statoru	24
Vnější průměr rotoru	285 mm
Vnitřní průměr rotoru	145 mm
Jmenovitá teplota vinutí	200 °C
Jmenovitá teplota PM	140 °C
Axiální délka jha rotoru	12,4 mm
Velikost vzduchové mezery (jedné)	1,6 mm
Výška magnetu	8 mm

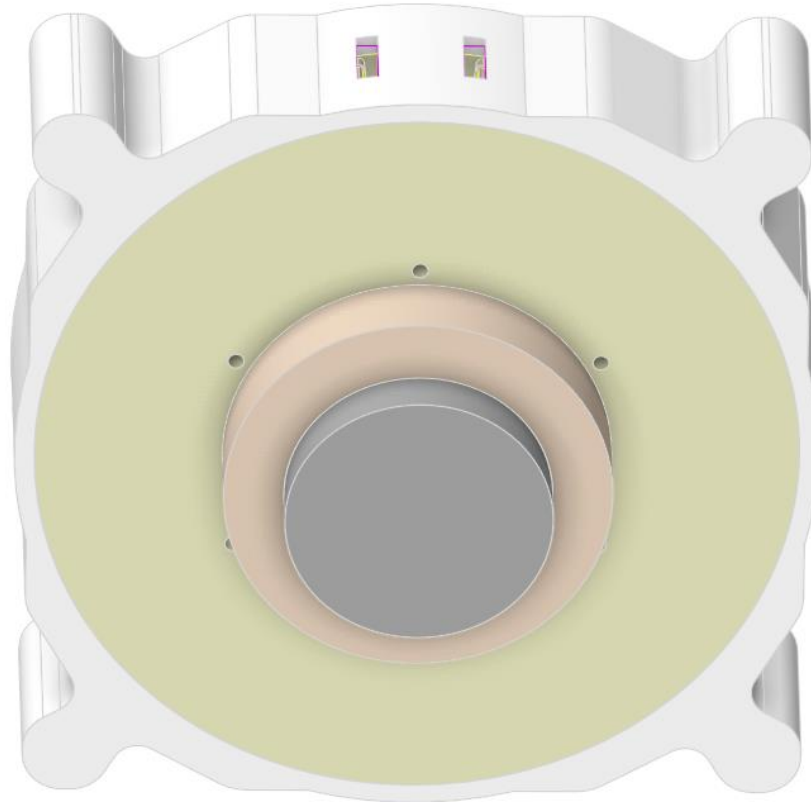
V elektromagnetickém návrhu byla udělána uprava rychlosti otáček stroje, kdy byla po domluvě hodnota snížena na 4000 ot./min., a při tvorbě modelu byl vnější průměr motoru zvednut na 305 mm pro zajištění mechanické pevnosti jednotlivých částí. Vzduchová mezera je v rámci elektromagnetizmu (z pohledu magnetického toku byla mezera zachována na 1,6 mm) dodržena ale fyzicky je snížena na 0,5 mm, aby bylo možné uchytit zuby statoru. Samotné konstrukční uspořádání vychází ze standartního YASA provedení s 2 rotory a 1 státorem doplněné o konstrukční prvky nutné pro utěsnění, uchycení a přenos momentu jednotlivých částí (Tab. 3.2).

3.1 Základní úvaha při modelování východiska pro konstrukční řešení a konstrukce motoru

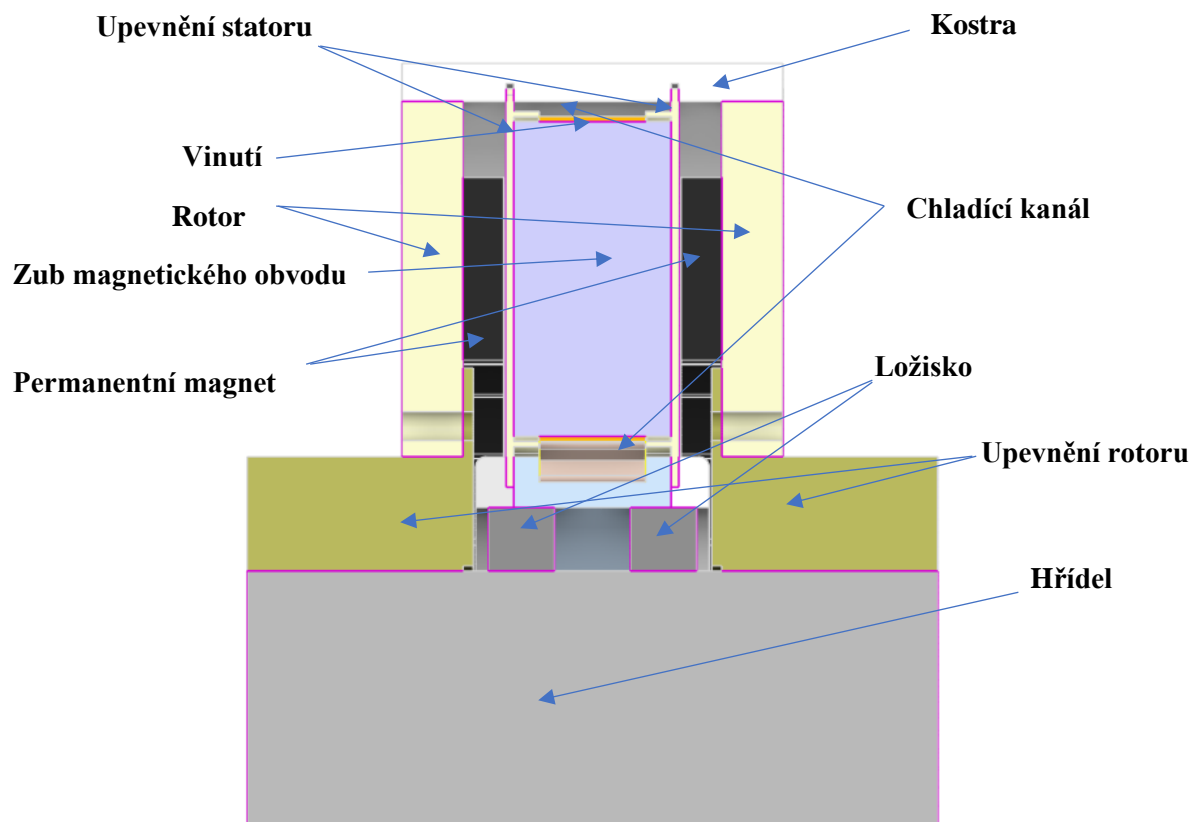
Pro základní rozvržení tvorby modelu bylo nutné si nejdříve určit způsob chlazení stroje. Vzhledem k objemové hustotě výkonu zadaného stroje, kdy požadovaný výkon při zatížení má dosahovat až $P=100$ kW, je vyloučené přirozené chlazení a i možnost profukovaného stroje by zde nebyla dostačující. Tudíž bylo nutné použít vodní chlazení, kdy byly zvoleny dva způsoby, které v této práci budou srovnány. Jako první je varianta vnitřního chlazení s přívodem přes kostru (Obr.3.2, Obr.3.3). Tato varianta zajišťuje přímý přívod chladiva do statoru a přímý dotek kapaliny s vinutím a magnetickým obvodem, nicméně je zde očekáván problém s nutným vysokým průtokem chladiva pro jeho optimální ohřev, který by neměl z důvodu následného ochlazování toho média přesáhnout 10°C . Výhodou však zde je přímý dotyk a tím zajištění lepšího odvodu tepla. Druhá varianta (Obr.3.4, Obr.3.5) je vlastně systém „water jacket“, kdy kostra stroje je dutá a protéká jí chladivo. Tento systém je znatelně konstrukčně jednodušší a není zde nutný tak velký tlak chladicí kapaliny pro dosažení optimálního ohřevu. Nicméně zde nastává problém s odvodem tepla, jelikož stator (jeho vinutí a magnetický obvod) je oddělen vzduchem od kostry, kterou protéká chladivo, a vzhledem k mizivé transmisi tepla pomocí vzduchu hrozí přehřátí vinutí a magnetického obvodu stroje.



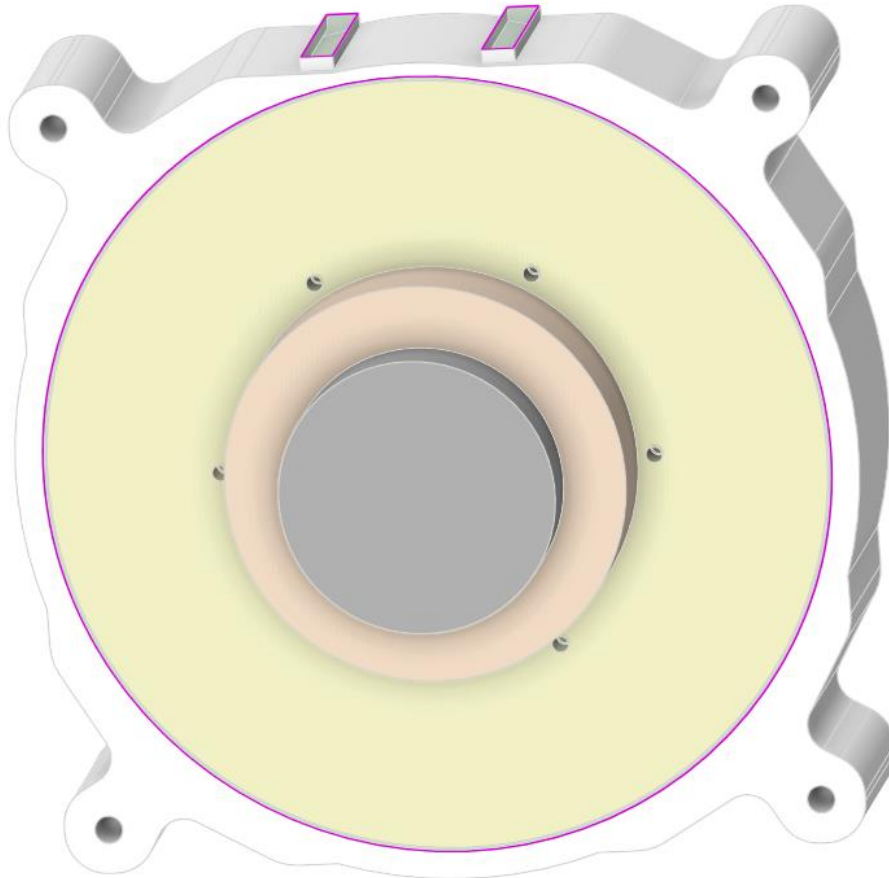
Obr. 3.1: Celý model stroje



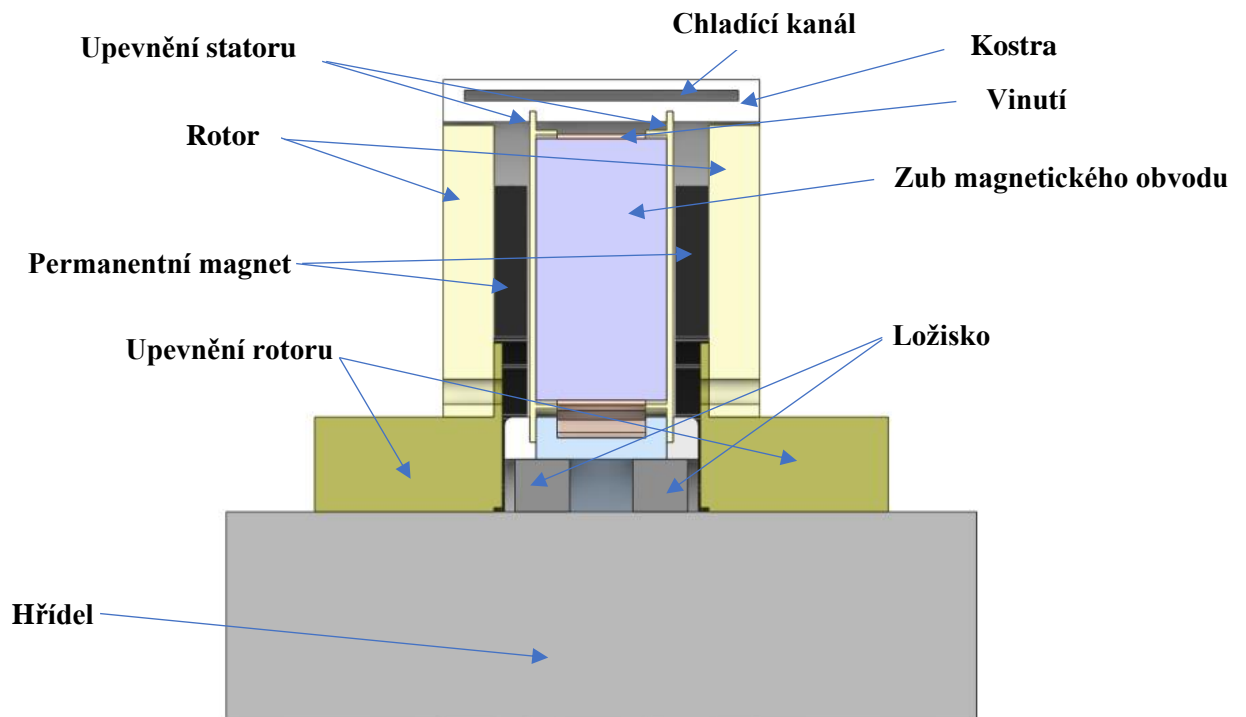
Obr.3.2: Model stroje s vnitřním chlazením



Obr.3.3: Model stroje s vnitřním chlazením (řez)



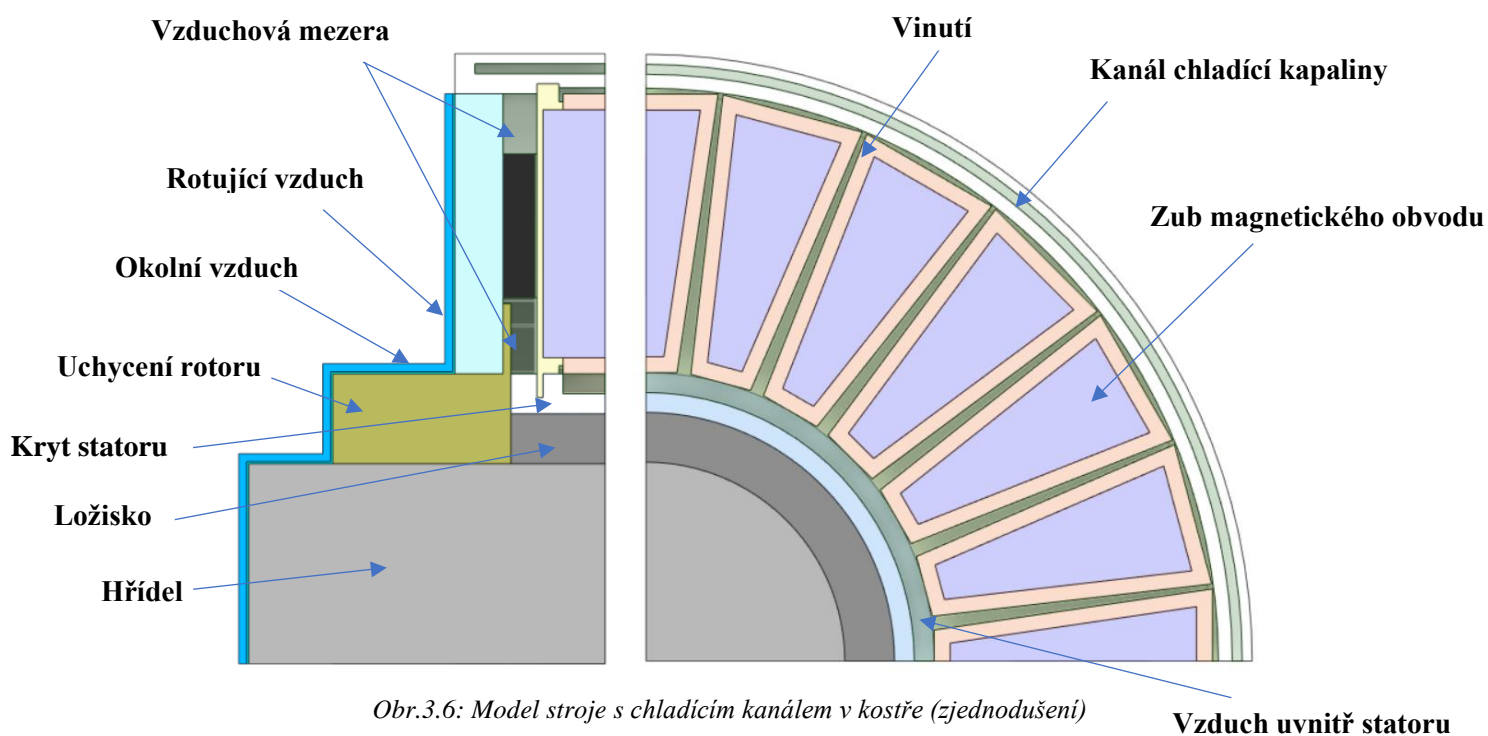
Obr.3.4: Model stroje s chladícím kanálem v kostře



Obr.3.5: Model stroje s chladícím kanálem v kostře (řez)

3.2 Výpočtový zjednodušený model

Jak je vidět z obrázků (Obr. 3.2 – Obr. 3.5), tak model tohoto stroje je dosti tvarově komplikovaný a obsahuje řadu malých mezer a prostor, které by byly překážkou v tvorbě kvalitní sítě a hrozilo by, že model nebude správně vypočten. Z toho důvodu byla aplikována řada zjednodušení, která však neovlivní podstatu samotného modelu, a tudíž ani jeho řešení.



Obr.3.6: Model stroje s chladicím kanálem v kostře (zjednodušení)

Z modelu je vidět (Obr. 3.6), že stroj byl rozdělen na čtvrtinu a díky osové symetrii ještě byla vzata polovina v podélném směru. Dále bylo provedeno odstranění většiny zaoblení a malých mezer mezi kostrou a rotorem a upevněním rotoru a ložiskem s uchycením statoru. Tato zjednodušení umožní větší vzdálenost mezi jednotlivými body sítě, a tím podstatné zkrácení času hledání řešení. Zaoblení nemají velký dopad na přestup tepla, ale překrytí mezer a spojení dvou materiálů představuje narušení daného přestupu, kdy se najednou se nejedná o přestup tepla, ale o vedení. Tento problém lze ale vyřešit přidáním okrajové vrstvy v dané oblasti a nastavením adekvátních přestupových podmínek. (**Kapitola 5**) Dále zde byly přidány vrstvy vzduchu na povrchu rotačních částí stroje. Jedná se o dvě oblasti, kdy přiléhající oblast představuje oblast rotujícího vzduchu (viz. Taylorovy víry) a druhá stojatý vzduch.

3.3 Zvolené materiály pro jednotlivé části modelu a vytvořená výpočetní síť

Část materiálů byla již předem zvolena při elektromagnetickém (dále EM) návrhu a zbylé, převážně spojovací a upevňující části, byly zvoleny při tvorbě samotného modelu stroje.

Tab.3.2: Materiálové parametry jednotlivých částí stroje

Část stroje	Materiál	Měrná tepelná vodivost λ (W/m·K)	Měrná tepelná kapacita c (kJ/kg·K)	Hustota ρ (kg/m ³)
Hřídel	Konstrukční ocel	46	469,89	7850
Rotor	M250-35A	45	450	7833
Permanentní magnety	N40EH	7,23	430	7,53
Zuby statoru	M250-35A	45	450	7833
Vinutí statoru	Měď	387,6	381	8978
Izolace vinutí	Obecná izolace	0,23	1,8	1300
Výplň statoru	Vzduch	0,02	1000	1,2
Výplň vzduchové mezery				
Kostra stroje	Hliník	202,4	871	2719
Upevnění statoru	Kompozit na bázi uhlíku	2,6	756	2200
Spodní kryt statoru	Hliník	202,4	871	2719
Ložisko	Vzduch	0,02	1000	1,2

Po zvolení jednotlivých materiálů bylo nutné ještě určit samostatně objemové zaplnění jednotlivých částí stroje pro zjištění jejich hmotností a celkové hmotnosti stroje a pro následný přepočítání tepelné kapacity a pro určení objemových ztrát (potřebné pro MKP)(kapitola 5).

Výpočet hmotnosti z objemu a hustoty:

$$m = \rho \cdot V \quad (3.1)$$

Výpočet tepelné kapacity z hmotnosti a měrné tepelné kapacity:

$$C = m \cdot c \quad (3.2)$$

Tab.3.3: Dopočtené hmotnosti jednotlivých částí stroje

	Objem V (m^3):	Hustota ρ (kg/m^3):	Hmotnost m (kg)
Kostra stroje	0,001225765	2719	3,333
Rotor	0,000565336	7650	8,97
Uchycení rotoru	0,000402218	7849,9	3,157
Hřídel	0,002552544	7849,9	20,037
Permanentní magnety	0,00018492	7449,8	1,378
Vinutí statoru	0,000072792	8978	2,74
Ložisko	0,000057432	7600	0,436
Zuby statoru	0,000836976	7833,3	7,23
Spodní kryt statoru	0,000085294	2719	0,232
Upevnění statoru	0,000146023	2000	0,29205
Vzduch uvnitř statoru	0,00047549	1,2	0,00057
Vzduch ve vzduchové mezeře	0,000476718	1,2	0,00057
		celkem	47,807 kg

Z EM návrhu vychází hmotnost stroje cca 22 kg, s tím, že je vidět, že ze zbylých částí největší podíl tvoří hřídel s 20 kg, kterou je možné provést jako dutou, a tím docílit poklesu hmotnosti, zbylé konstrukční části tvoří pouhých 5,8 kg. Samotný stroj tak tvoří necelých 30 kg, což je velmi přijatelná hmotnost. Ve srovnání se stroji navrženými na jmenovitý výkon 100 kW, které se váhově pohybují okolo 600-700 kg, je tento rozdíl markantní a představuje řadu výhod.

Ted' je možné určit tepelné kapacity jednotlivých částí, s jejichž pomocí lze určit tepelný přechodný děj (**kapitola 4**).

Tab.3.4: Dopočtené tepelné kapacity jednotlivých uzlů sítě chlazení kostrou

Uzly	C (kJ/K)	Uzly	C (kJ/K)	Uzly	C (kJ/K)	Uzly	C (kJ/K)	Uzly	C (kJ/K)
C1	2731,0	C9	931,7	C17	201,2	C25	97,6	C33	241,4
C2	1212,8	C10	931,7	C18	201,2	C26	97,6	C34	88,6
C3	136,3	C11	464,8	C19	100,6	C27	97,6	C35	60,4
C4	354,1	C12	464,8	C20	100,6	C28	967,7	C36	7,0
C5	354,1	C13	2018,3	C21	97,6	C29	967,7	C37	10,1
C6	136,3	C14	2018,3	C22	97,6	C30	967,7		
C7	1212,8	C15	635,4	C23	202,1	C31	2952,0		
C8	2731,0	C16	635,4	C24	97,6	C32	820,6		

Tab.3.5: Dopočtené tepelné kapacity jednotlivých uzlů sítě pro vnitřní chlazení

Uzly	C (kJ/K)	Uzly	C (kJ/K)	Uzly	C (kJ/K)	Uzly	C (kJ/K)	Uzly	C (kJ/K)
C1	2731,0	C9	931,7	C17	201,2	C25	97,6	C33	241,4
C2	1212,8	C10	931,7	C18	201,2	C26	97,6	C34	88,6
C3	136,3	C11	464,8	C19	100,6	C27	97,6		
C4	354,1	C12	464,8	C20	100,6	C28	967,7		
C5	354,1	C13	2018,3	C21	97,6	C29	967,7		
C6	136,3	C14	2018,3	C22	97,6	C30	967,7		
C7	1212,8	C15	635,4	C23	202,1	C31	2952,0		
C8	2731,0	C16	635,4	C24	97,6	C32	809,2		

Nyní jsou známy všechny materiálové vlastnosti pro výpočet tepelné sítě a určení oteplení jednotlivých částí stroje.

4 Výpočet teplot a oteplení metodou náhradní tepelné sítě

Ztráty v elektrickém stroji se projevují v podobě tepla, které je nutné odvést ze stroje pryč, aby nedošlo k poruše a případnému zničení stroje. Přestup tepla dle druhého termodynamického zákona vzniká přirozeně mezi dvěma body (místy) s různou teplotou, přičemž teplo se šíří od teplejší části do studenější, nikdy ne naopak. Tímto problémem se zabývá teplotní návrh stroje. Ten je často mezníkem v maximálním výstupním výkonu, který jsme schopni ze stroje dostat (při trvalém provozu na daná zátěži). Největší problém nastává, když se řeší nové provedení stroje a není možné využít empirických znalostí konstant pro přesný výpočet. V takovém případě je nutné vytvořit model, který dostatečně reprezentuje odvod tepla. [7],[8]

4.1 Model náhradní tepelné sítě

Vzhledem k trojrozměrnému rozložení stroje by pro výpočet sdílení tepla bylo za potřeby použít složité parciální diferenciální rovnice. Z tohoto důvodu se používá analogie k elektrickému obvodu. Nejprve se určí vhodné body pro vyšetření teploty uvnitř stroje. Tyto body byly pro daný stroj zjištěny díky různým symetriím, v axiálním směru na polovině stroje. (Obr. 4.1) Dále následuje určení tepelných odporů mezi jednotlivými body a přiřazení zdrojů tepla do bodů, kde vznikají ztráty. Po vytvoření tepelné sítě lze postupovat analogicky jako u řešení elektrických obvodů (analogie Ohmova a Kirchhoffových zákonů).

Tab.4.1: Analogie mezi tepelným a elektrickým obvodem

Tepelný obvod		Jednotky	Elektrický obvod		Jednotky
Tepelný tok	ϕ_t	W	Elektrický proud	I	A
Oteplení	Θ	K	Napětí	U	V
Tepelný odpor	R_t	K/W	Elektrický odpor	R	Ω
Tepelná vodivost	G_t	W/K	Elektrická vodivost	G	S
Tepelná kapacita	C_t	J/K	Kapacita	C	F
Teplota	T	K	Elektrický potenciál	ϕ	V
Teplo	Θ_t	J	Elektrický náboj	Q	C
Hustota tepelného toku	q	W/m ²	Proudová hustota	J	A/m ²

V uzlech (Obr. 4.1) jsou zjišťovány teploty, nebo spíše oteplení dané části, proto se uzly primárně volí v místech, kde je nutné teplotu znát z důvodu možného přehřívání, dále

je však vhodné zvolit body i na místech, kde není nutné teplotu znát, ale zavedením uzlu dojde k lepší skutečné reprezentaci stroje. Je však nutné brát v potaz, že každý uzel v náhradním schématu vede na soustavu rovnic o n -neznámých kde n je počet uzlů. Nejčastějším způsobem řešení dané soustavy rovnic je použití matice tepelných vodivostí G a vektoru pravé strany P , který reprezentuje ztráty v jednotlivých uzlech a zároveň udává teplotu okolí. Pro ustálený stav by tento systém stačil, nicméně pro zadaný stroj je požadován provoz S2 (krátkodobý provoz), což znamená, že se zde musí promítnout i tepelné kapacity C jednotlivých částí. Kapacita se přičítá na diagonálu matice vodivostí v následujícím tvaru.

$$C_N \frac{dT}{dt} \quad (4.1)$$

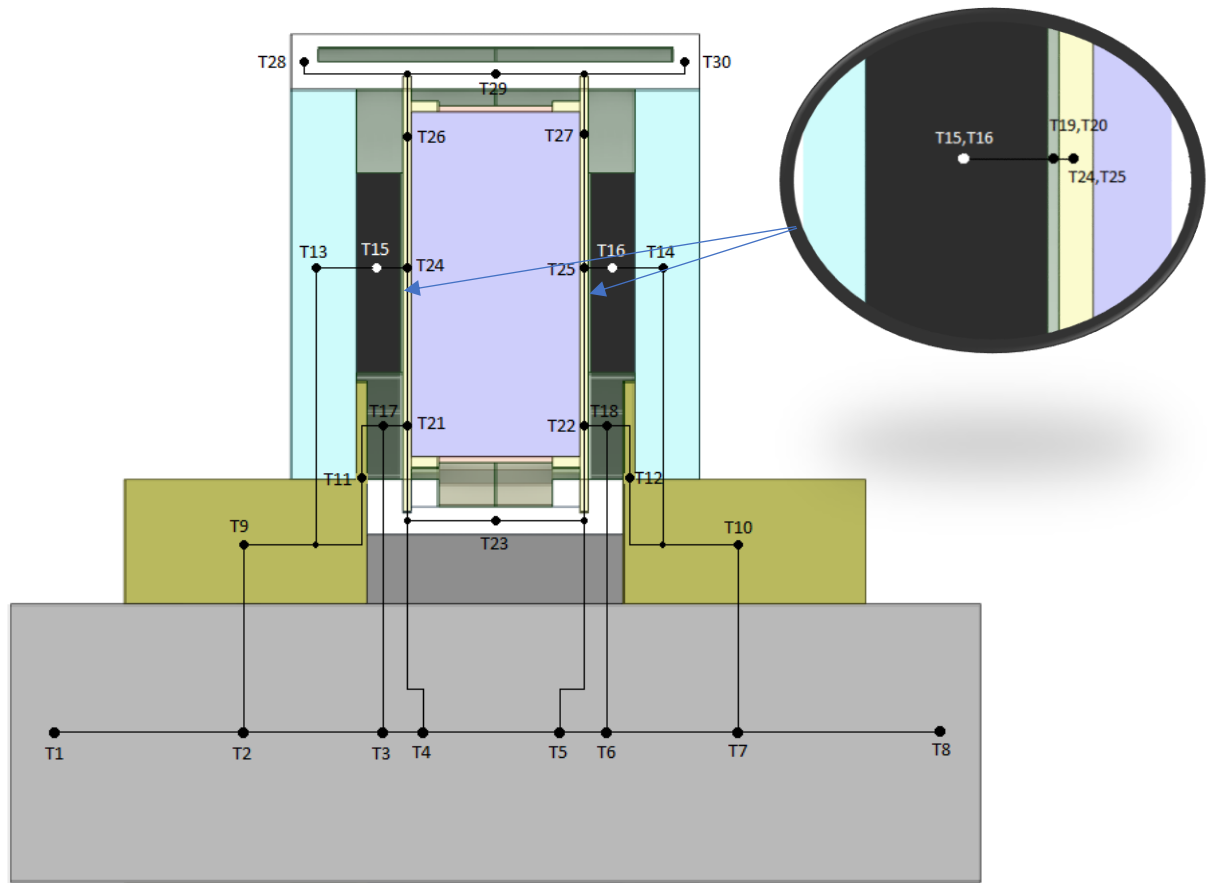
Pomocí rovnice (4.2) získáme výsledný vektor T , který obsahuje teploty v jednotlivých uzlech. Pro řešení této soustavy byl využit program Matlab, ve kterém byla nejdříve vytvořena matice odporů a z ní pak vytvořena matice vodivostí, kdy na diagonále je součet vodivostí v řádku a ostatní pozice jsou záporné. Pokud dva body nejsou navzájem propojeny, jejich vodivost je zapsána jako 0. Výsledná matice je souměrná podle diagonály.

$$T = G^{-1} \cdot P \quad (4.2)$$

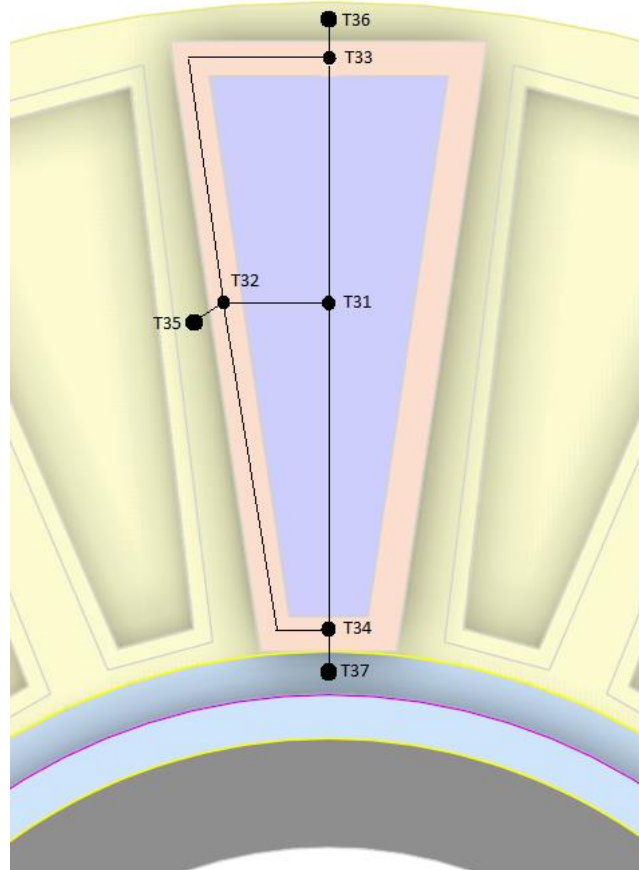
$$G = \begin{bmatrix} G_{1,1} + C_1 \frac{dT}{dt} & -G_{1,2} & \dots & -G_{1,N} \\ -G_{2,1} & G_{2,2} + C_2 \frac{dT}{dt} & \dots & -G_{2,N} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -G_{N,1} & -G_{N,2} & \dots & G_{N,N} + C_N \frac{dT}{dt} \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

$$P = \begin{bmatrix} P_1 + G_1 \cdot T_0 \\ P_2 + G_2 \cdot T_0 \\ \vdots \\ P_N + G_N \cdot T_0 \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

$$T = \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ \vdots \\ T_N \end{bmatrix} \quad (4.5)$$



Obr. 4.1: Vyznačení tepelných uzlů v modelu stroje (1)



Obr. 4.2: Vyznačení tepelných uzlů v modelu stroje (2)

Tab. 4.2 Popis teplotních uzlů

Teplotní body	Přiřazené části chlazení kostrou	Přiřazené části vnitřní chlazení
T1	Hřídel mimo stroj	Hřídel mimo stroj
T2	Hřídel pod upevněním rotoru	Hřídel pod upevněním rotoru
T3	Hřídel ve vzduchové mezeře	Hřídel ve vzduchové mezeře
T4	Hřídel pod ložiskem	Hřídel pod ložiskem
T5	Hřídel pod ložiskem	Hřídel pod ložiskem
T6	Hřídel ve vzduchové mezeře	Hřídel ve vzduchové mezeře
T7	Hřídel pod upevněním rotoru	Hřídel pod upevněním rotoru
T8	Hřídel mimo stroj	Hřídel mimo stroj
T9	Vnější upevnění rotoru	Vnější upevnění rotoru
T10	Vnější upevnění rotoru	Vnější upevnění rotoru
T11	Vnitřní upevnění rotoru	Vnitřní upevnění rotoru
T12	Vnitřní upevnění rotoru	Vnitřní upevnění rotoru
T13	Jho rotoru	Jho rotoru
T14	Jho rotoru	Jho rotoru
T15	Permanentní magnety	Permanentní magnety
T16	Permanentní magnety	Permanentní magnety
T17	Vzduchová mezera u upevnění	Vzduchová mezera u upevnění
T18	Vzduchová mezera u upevnění	Vzduchová mezera u upevnění
T19	Vzduchová mezera u PM	Vzduchová mezera u PM
T20	Vzduchová mezera u PM	Vzduchová mezera u PM
T21	Upevnění statoru spodní část	Upevnění statoru spodní část
T22	Upevnění statoru spodní část	Upevnění statoru spodní část
T23	Kryt statoru	Kryt statoru
T24	Upevnění statoru prostřední část	Upevnění statoru prostřední část
T25	Upevnění statoru prostřední část	Upevnění statoru prostřední část
T26	Upevnění statoru horní část	Upevnění statoru horní část
T27	Upevnění statoru horní část	Upevnění statoru horní část
T28	Kostra boční část	Kostra boční část
T29	Kostra spodní část	Kostra spodní část
T30	Kostra boční část	Kostra boční část
T31	Magnetický zub statoru	Magnetický zub statoru
T32	Vinutí statoru (střední část)	Vinutí statoru (střední část)
T33	Vinutí statoru (vrchní část)	Vinutí statoru (vrchní část)
T34	Vinutí statoru (spodní část)	Vinutí statoru (spodní část)
T35	Boční oblast okolí vinutí	-
T36	Horní oblast okolí vinutí	-
T37	Dolní oblast okolí vinutí	-

4.2 Tepelná síť a vyjádření odporů

V síti bodů (*Obr. 4.1 a Obr. 4.2*) je nutné doplnit odpory a kapacity, které popisují daný přestup a materiálové vlastnosti. Dále je pak nutné do bodů obsahujících ztráty přidat zdroj tepla. Nejdříve je však nutné si sestavit rovnice pro jednotlivé odpory.

Základní typy rovnic odporů:

- 1) Přestup v axiálním (podélném) směru:

Zde se jedná o přechod mezi dvěma částmi hřídele, tudíž odvod pomocí vodivosti, v podélném směru. Vzhledem k tomu, že není ani jeden konec tepelně izolován, bere se vzdálenost přestupu jako $\frac{l}{2}$ a jmenovatel obsahuje tepelnou vodivost a plochu přestupu.

$$R_{(1,2)} = \frac{\frac{l_{h_amb}}{2}}{\lambda_h \cdot \pi \cdot r_h^2} + \frac{\frac{l_{h_uchyt_rotor}}{2}}{\lambda_h \cdot \pi \cdot r_h^2} \quad (4.6)$$

- 2) Přestup v radiálním směru:

V následující rovnici se jedná o přestup mezi hřídelí a okolím, je to tedy odvod pomocí přestupu (konvekce), v tomto případě bude kromě typu přestupu ještě změna ve vyjádření vzdálenosti l . Vzhledem k tomu, že se jedná o hřídel, tudíž válcové těleso, není zde možné použít pro vzdálenost tvar $\frac{l}{2}$, protože není správně reprezentováno množství materiálu (polovina l nepředstavuje polovinu materiálu), tudíž je zde nutné řešit vzdálenost pomocí logaritmu.

$$\frac{l}{2} = \log \left(\frac{r_{hridgele}}{r_{ref}} \right) \quad (4.7)$$

Kde r_{ref} představuje poloměr ke kterému, vztahujeme vzdálenost pro určení odporů. Tuto hodnotu je nutné určit, aby bylo možné počítat (nelze dělit nulou).

Lze určit:

$$r_{ref} = 0,3031 \cdot r_{hridele} \cdot 2 + 0,0002 \quad (4.8)$$

Nyní je možné vyjádřit rovnici pro daný odpor:

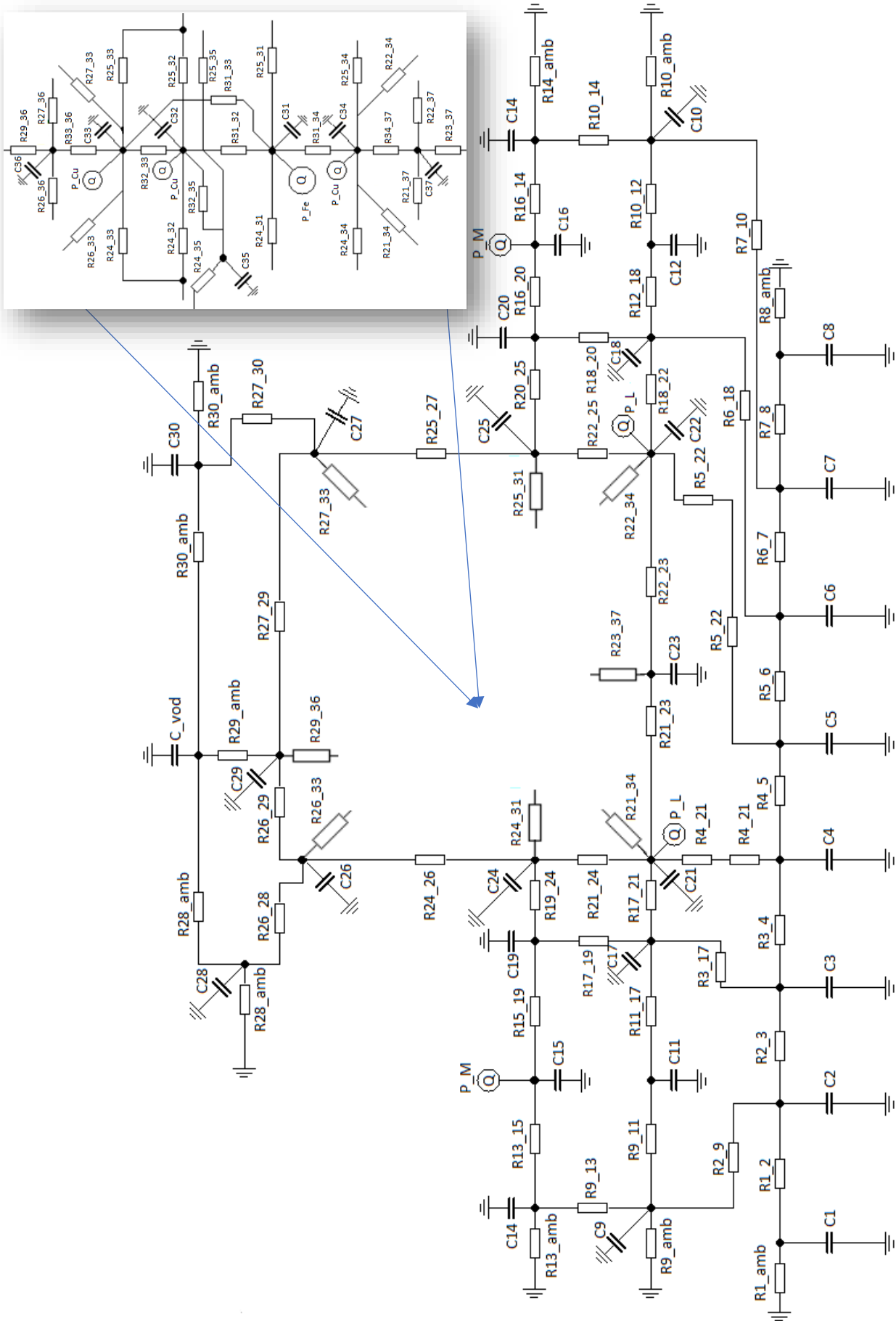
$$R_{(1,amb)} = \frac{\log\left(\frac{r_{hridele}}{r_{ref}}\right)}{\lambda_h \cdot 2 \cdot \pi \cdot l_{hridel_ambi}} + \frac{1}{\alpha_{ambi} \cdot 2 \cdot \pi \cdot l_{hridel_ambi}} \quad (4.9)$$

Druhá část rovnice představuje přestup, kde v čitateli je 1 a ve jmenovateli je místo tepelné vodivosti koeficient přestupu tepla α , který je proměnný na více faktorech a lze určit za pomoci Reynoldsova a Nusseltova čísla. V této práci bude však využito výsledků z metody konečných prvků a bude dosazena alfa dle CFD, aby se daly lépe porovnat výsledky z obou metod.

4.2.1 Ekvivalentní vodivost

Vzhledem k tomu, že uvnitř stroje z důvodu ochrany proti zkratu je nutné, aby všechny vodivé části byly odděleny buď prostorově, nebo pomocí izolace. Z toho důvodu jsou plechy, vodiče atd. lakovány, popřípadě ovinuty bandáží. Bohužel většina materiálů, ze kterých, se izolace skládá je špatně tepelně vodivá a je nutné s tím při návrhu počítat. Většina izolací je ale velmi tenká, a zanášet je tak do výpočtu jako samostatné části je dosti pracné a značně to navyšuje nároky na výpočetní kapacitu. Z toho důvodu se používá ekvivalentní vodivost. Jedná se o přepočtení tepelné vodivosti v závislosti na její velikosti jednotlivých částí a jejich rozměrech.

$$\lambda_{ekv_vodic} = \frac{b_v + b_i}{\frac{b_v}{\lambda_v} + \frac{b_i}{\lambda_i}} = \frac{4 + 0,042}{\frac{4}{380} + \frac{0,042}{0,23}} = 12,34 \text{ W}/(m \cdot K) \quad (4.10)$$



Obr. 4.3 Tepelná síť

Tab. 4.3: Popis odporů mezi uzly teplotné sítě

R1_amb	hřídel – okolní vzduchu	R21_24	vnitřní kryt statoru
R1_2	vnější část – rotorová část hřídele	R21_31	kryt statoru – zub mag. obvod
R2_3	rotorová část – část ve vzduchové mezeře	R21_34	kryt statoru – vinutí(spodní)
R2_9	hřídel – uchycení rotoru	R21_37	kryt statoru – vzduch uvnitř
R3_4	část ve vzduchové mezeře – ložisková část hřídele	R22_23	kryt statoru – těsnění statoru
R3_17	hřídel – vzduchová mezera	R22_25	vnitřní kryt statoru
R4_5	ložisková část – ložisková část	R22_31	kryt statoru – zub mag. obvod
R4_23	těsnění statoru – hřídel	R22_34	kryt statoru – vinutí(spodní)
R5_6	část ve vzduchové mezeře – ložisková část hřídele	R22_37	kryt statoru – vzduch uvnitř
R5_23	těsnění statoru – hřídel	R24_26	vnitřní kryt statoru
R6_7	rotorová část – část ve vzduchové mezeře	R24_31	kryt statoru – zub mag. obvodu
R6_18	hřídel – vzduchová mezera	R24_32	kryt statoru – vinutí
R7_8	vnější část – rotorová část hřídele	R24_33	kryt statoru – vinutí(vrchní)
R7_10	hřídel – uchycení rotoru	R24_34	kryt statoru – vinutí(spodní)
R8_amb	hřídel – okolní vzduchu	R24_35	kryt statoru – vzduch uvnitř
R9_amb	uchycení rotoru – okolí	R24_36	kryt statoru – vzduch uvnitř
R9_11	vnitřní uchycení rotoru	R24_37	kryt statoru – vzduch uvnitř
R9_13	uchycení rotoru – rotor	R25_27	kryt statoru(prostřední) – kryt statoru(vrchní)
R10_amb	uchycení rotoru – okolí	R25_31	kryt statoru – zub mag. obvodu
R10_12	vnitřní uchycení rotoru	R25_32	kryt statoru – vinutí(prostřední)
R10_14	uchycení rotoru – rotor	R25_33	kryt statoru – vinutí(vrchní)
R11_13	uchycení rotoru – rotor	R25_34	kryt statoru – vinutí(spodní)
R11_17	uchycení rotoru – vzduchová mezera(spodní)	R25_35	kryt statoru – vzduch uvnitř
R12_14	uchycení rotoru – rotor	R25_36	kryt statoru – vzduch uvnitř
R12_18	uchycení rotoru – vzduchová mezera(spodní)	R25_37	kryt statoru – vzduch uvnitř
R13_amb	rotor – okolí	R26_28	kryt statoru – kostra
R13_15	rotor – PM	R26_29	kryt statoru – kostra (spodní část)
R13_19	rotor – vzduchová mezera(vrchní)	R26_31	kryt statoru – zub mag. obvod
R14_amb	rotor – okolí	R26_33	kryt statoru – vinutí(vrchní)
R14_16	rotor – PM	R26_36	kryt statoru – vzduch uvnitř
R14_20	rotor – vzduchová mezera(vrchní)	R27_29	kryt statoru – kostra(spodní část)
R15_17	PM – vzduchová mezera(spodní)	R27_30	kryt statoru – kostra
R15_19	PM – vzduchová mezera(vrchní)	R27_31	kryt statoru – zub mag. obvod
R16_18	PM – vzduchová mezera(spodní)	R27_33	kryt statoru – vinutí(vrchní)
R16_20	PM – vzduchová mezera(vrchní)	R27_36	kryt statoru – vzduch uvnitř
R17_19	vzduchová mezera(spodní) – vzduchová mezera(vrchní)	R28_29	kostra – kostra(spodní část)
R17_21	vzduchová mezera – kryt statoru (spodní část)	R29_30	kostra – kostra(spodní část)
R17_24	vzduchová mezera – kryt statoru (prostřední část)	R29_36	kostra(spodní část) – vzduch uvnitř
R18_20	vzduchová mezera(spodní) – vzduchová mezera(vrchní)	R31_32	zub mag. obvodu – vinutí(prostřední)
R18_22	vzduchová mezera – kryt statoru (spodní část)	R31_33	zub mag. obvodu – vinutí(vrchní)
R18_25	vzduchová mezera – kryt statoru (prostřední část)	R31_34	zub mag. obvodu – vinutí(spodní)
R19_24	vzduchová mezera – kryt statoru (prostřední část)	R32_33	vinutí(prostřední) – vinutí(vrchní)
R19_26	vzduchová mezera – kryt statoru (vrchní část)	R32_34	vinutí(prostřední) – vinutí(spodní)
R19_28	vzduchová mezera – kostra	R32_35	vinutí(prostřední) – vzduch uvnitř
R20_25	vzduchová mezera – kryt statoru (prostřední část)	R33_36	vinutí(vrchní) – vzduch uvnitř
R20_27	vzduchová mezera – kryt statoru (vrchní část)	R34_37	vinutí(spodní) – vzduch uvnitř
R20_30	vzduchová mezera – kostra	R35_36	vzduch uvnitř – vzduch uvnitř
R21_23	kryt statoru – těsnění statoru	R35_37	vzduch uvnitř – vzduch uvnitř

V této části bylo možné v Matlabu spočítat ustálený stav pro jmenovitý výkon ($P=15$ kW) pro ověření EM návrhu a teplotního zatížení.

Z EM návrhu byly převzaty ztráty v jednotlivých částech stroje (Tab. 4.4). Přídavné ztráty, které se určují jako 5 % celkového výkonu stroje, byly umístěny do rotoru, pro zhoršení odvodu tepla z PM, a tím zajištění nejvyššího oteplení této části stroje.

Dalším a asi nejvíce problematickým parametrem bylo určení koeficientu α , který udává míru přenosu tepla mezi pevnou a kapalnou, popřípadě plynnou částí. Tento koeficient je značně závislý na řadě faktorů jako např. teplota, rychlost proudění, typ proudění, hustota, viskozita atd.. To znamená, že hodnota toho koeficientu není po celou dobu přestupu stejná a jeho velikost se značně liší pro každou část stroje. Pomocí analytického výpočtu přes Nusseltovo číslo byly určeny první hodnoty toho koeficientu, ale pro finální tepelnou síť byla jeho hodnota zjištěna z MKP (kapitola 5) kde je přímo možné nechat si tento koeficient spočítat pro jednotlivé plochy.

Tab. 4.4: Ztráty vznikající v jednotlivých částech stroje

Části stroje	$P_{100}(W)$	$P_{15}(W)$
Rotor	500	75
Zuby statoru	1005	1005
Vinutí	4354	105
Ložiska	590	590
PM	600	600

Tab. 4.5: Ztráty vznikající v jednotlivých částech stroje

Oblasti	Koeficienty přestupu tepla $\alpha (W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1})$
Magnety přestup do vzduchové mezery	142
Magnety boční část	200
Magnety vrchní část	360
Magnety spodní část	220
Rotor do vzduchové mezery	126
Rotor vnější část	234
Upevnění rotoru vnější část	212
Hřídel vnější část	186
Uchycení statoru	200
Těsnění statoru	200
Vinutí ve statoru	32,26
Vodní chlazení	4006

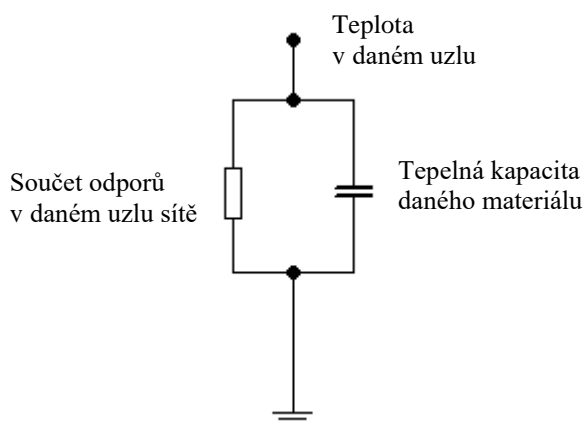
Tab. 4.6: Teploty v ustáleném stavu pro jmenovité zatížení a přetížení motoru.

Teplotní body	Teplota při výkonu P=15 kW kostrou (°C)	Teplota při výkonu P=100 kW kostrou (°C)	Teplota při výkonu P=15 kW vnitřní (°C)	Teplota při výkonu P=100 kW vnitřní (°C)
T1	96,8	132,1	92,3	98,5
T2	109,6	171,8	101,6	112,5
T3	132,2	231,2	119,0	133,8
T4	138,6	238,6	125,1	140,0
T5	138,4	238,5	125,0	139,9
T6	133,5	232,7	120,2	135,1
T7	110,2	172,6	102,2	113,0
T8	97,1	132,6	92,6	98,8
T9	100,2	151,0	94,1	104,8
T10	100,5	151,3	94,3	105,0
T11	115,1	218,2	102,5	125,7
T12	115,3	218,5	102,7	125,7
T13	120,0	233,1	109,3	141,3
T14	120,2	233,4	109,4	141,2
T15	123,8	241,7	112,7	145,5
T16	124,1	241,9	112,8	145,4
T17	139,6	401,8	104,4	137,0
T18	140,0	402,3	104,7	137,3
T19	128,9	392,3	101,1	146,7
T20	129,0	392,3	100,8	145,2
T21	151,1	533,3	90,2	113,3
T22	151,2	533,4	90,3	113,3
T23	150,9	526,6	81,4	84,2
T24	160,5	636,3	102,3	166,5
T25	160,5	636,3	102,3	166,4
T26	108,8	280,4	92,4	129,4
T27	108,8	280,4	91,3	125,0
T28	83,9	107,3	88,4	113,5
T29	80,5	83,8	88,4	113,5
T30	83,9	107,3	88,3	113,0
T31	163,4	655,6	103,1	169,3
T32	163,2	665,9	101,6	169,1
T33	147,4	604,7	94,5	159,2
T34	159,8	650,6	96,6	155,2
T35	161,3	651,1	-	-
T36	119,7	378,7	-	-
T37	158,8	629,9	-	-

Nejvyšší teplota byla zjištěna v bodech 31, 32, 33, 34, které reprezentují vinutí a zuby magnetického obvodu. Použitá izolace je třídy H (do 200 °C), tudíž výsledná ustálená teplota okolo 170 °C je v požadovaných mezích a stroj může tedy bez přerušení pracovat. Pro zatížení 100 kW už ale nastává problém, při ustáleném stavu se maximální teploty pohybují okolo 666 °C, což značně přesahuje teplotní limit všech částí stroje. Je tedy nutné určit průběh oteplení a přechodový děj ohřevu jednotlivých částí.

4.3 Řešení přechodového děje

Vzhledem k tomu, že tepelná kapacita je závislá na změně teploty v čase, dojde ke změně soustavy rovnic. Z lineární soustavy se stane diferenciální, a tím vzniká zásadní rozdíl v postupu řešení. Místo aplikace přímých diferenciálních rovnic bylo v této práci využito opět analogie mezi elektrickým a tepelným obvodem, kdy se tepelný obvod nechá zjednodušit na kombinaci paralelního RC článku.



Obr. 4.4: RC článek tepelného obvodu

Podobně jako v elektrických obvodech lze i tento tepelný děj popsat pomocí rovnice pro přechodový děj prvního řádu.

$$T(t) = T_{ustál.} + (T_{pocat.} - T_{ustál.}) \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (4.11)$$

Zde $T_{ustál.}$ a $T_{pocat.}$ nám vyjadřují teploty na začátku děje a na jeho konci (ustálení). $T_{pocat.}$ je rovna 80 °C a ustálenou teplotu máme v daném bodě vypočtenou. Nyní je nutné ještě určit časovou konstantu τ , ta je rovna:

$$\tau = R \cdot C \quad (4.12)$$

R je roven součtu odporů v uzlu a C se určí z měrné tepelné kapacity materiálu (viz. Tab. 3.1) a hmotnosti dané části. Časové konstanty v tepelných dějích jsou dosti dlouhé (řádově desítky minut), což vede k dlouhým časům, za předpokladu, že ustálený stav je brán od 5τ .

Tímto výpočtem získáme přechodový děj, který ale neodpovídá skutečnému průběhu oteplení. Je nutné zjemnit krok, což lze zajistit zmenšením časového kroku t a přidáním kroků, pro které se bude teplota počítat. To zajišťuje cyklus for uvnitř Matlabu pomocí kterého byl zjemněn časový krok dostatečně na to, aby děj odpovídal skutečnému průběhu (Obr. 4.5).

```
for i=1:D
    for ii=1:D
        if i==17 || i==18 || i==19 || i==20 || i==24 || i==25 || i==28
            || i==30
                cas_8=soubor.data(:,8);
                okamzita_teplota(i,ii+1)=T(i)+(okamzita_teplota(i,ii)-
T(i))*(exp((-cas_8(ii)/(tau(i)))));
            end
        end
    end
end
```

Obr. 4.5: Kód pro výpočet přechodného děje v MATLABU

Časové kroky byly vytvořeny v Excelu pro postupný krok dle časové konstanty. Postupnou optimalizací časového kroku pro jednotlivé uzly byla zajištěna dostatečně přesná reprezentace přechodového děje.

Pro ověření maximální doby provozu stroje, než dojde k jeho přehřátí, byla sledována teplota pro obě varianty ve 3 bodech vinutí, které se nejvíce zahřívá jednak kvůli ztrátám od magnetického obvodu, tak svým vlastním, a tak zde roste teplota nejrychleji.

Pro vinutí byl zajištěn přepočítání ztrát dle vztahu (4.13) v závislosti na nárůstu odporu vzhledem k teplotě vinutí.

$$R = R_{20} \cdot (1 + \alpha \Delta t) \quad (4.13)$$

Rozdíl teplot byl zjištěn přepočtem v každém cyklu, kdy byla vzata vždy nová hodnota teploty vinutí.

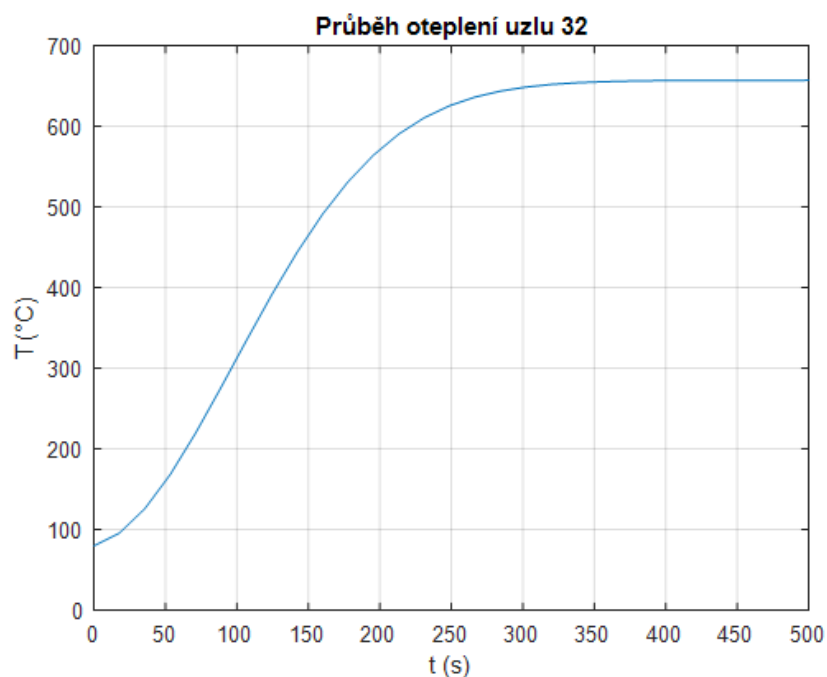
```

if a>=2
    if okamzita_teplota(32,i)>=500
        okamzita_teplota(32,i)=500;
    end
    O=(1/(5.85*10^7)*(1+(1/235)*((80+(okamzita_teplota(32,i))-20))))*398826.0803;
else
    O=(1/(5.85*10^7)*(1+(1/235)*(80-20)))*398826.0803;
End

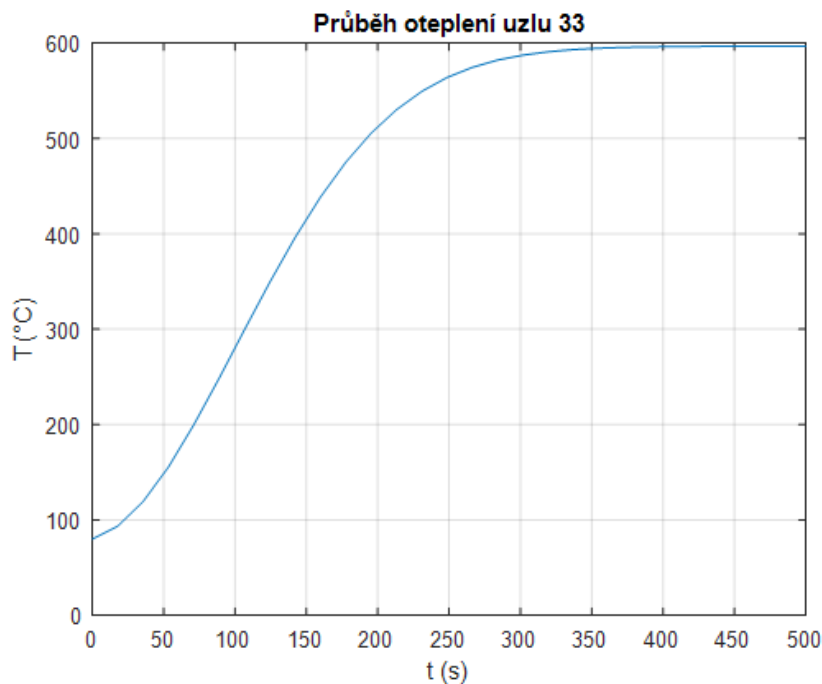
```

Obr. 4.6: Kód pro přepočet odporu v závislosti na teplotě

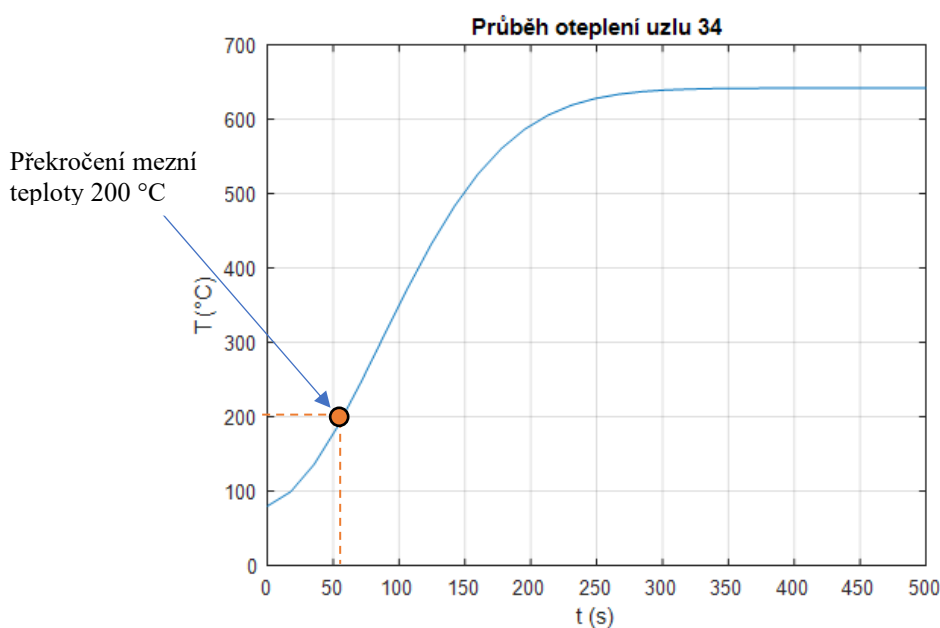
Pomocí téhle vnořené funkce do cyklu for byl zajištěn přepočet odporu (zde značen O). Omezení teploty bylo nastaveno pro podchycení maximálního oteplení vzduchové mezery. V (Tab. 4.6) je vidět, že uzly ve vzduchové mezeře dosahují až 400 °C, což vzhledem k proudění vzduchu z okolí do vnitřku v reálném použití není možné, ale bohužel nelze v Matlabu uvnitř výpočetní matice tento jev uvážit a tak byla zamezena teplota vynutí v závislosti na výsledcích MKP.



Obr. 4.7: Průběh oteplení v uzlu 32 (střední část vinutí) pro chlazení kostrou



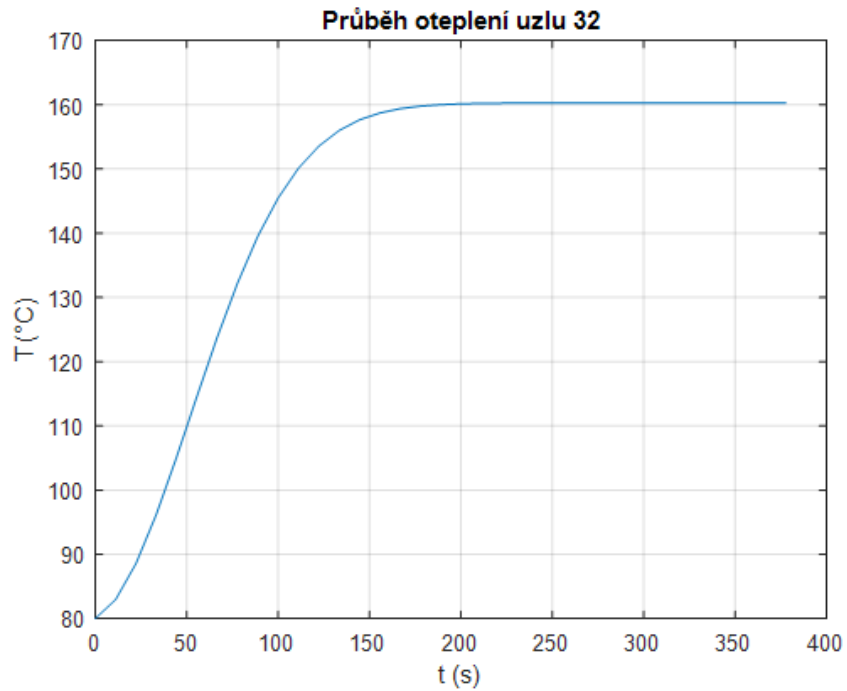
Obr. 4.8: Průběh oteplení v uzlu 33 (vrchní část vinutí) pro chlazení kostrou



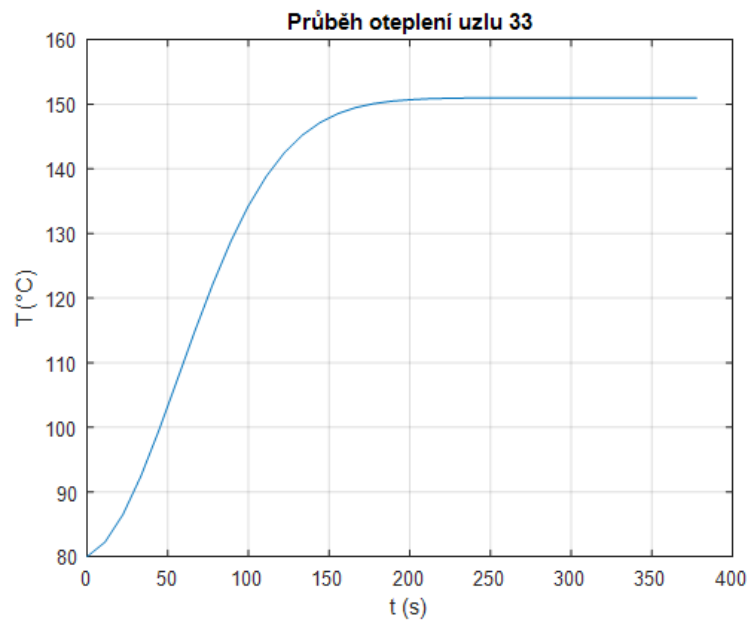
Obr. 4.9: Průběh oteplení v uzlu 34 (spodní část vinutí) pro chlazení kostrou

Z průběhů (Obr. 4.7, Obr. 4.8, Obr. 4.9) je vidět, že k překročení teploty 200 °C dojde nejdříve v bodě 34, který se nachází na vnitřní straně stroje, tudíž zde je velmi omezený odvod tepla do jiných částí stroje. Z grafu je vidět, že k překročení 200 °C dojde po 58 s. Zde je nutné zmínit, že vodivost je zde nastavena ekvivalentní (4.10) z důvodu možnosti srovnání s metodou MKP kde není možné pro daný tvar vinutí upravit vodivost odpovídajícím způsobem, kdy pro tyto tři body platí, že teplo se bude mezi nimi převážně šířit pomocí čisté

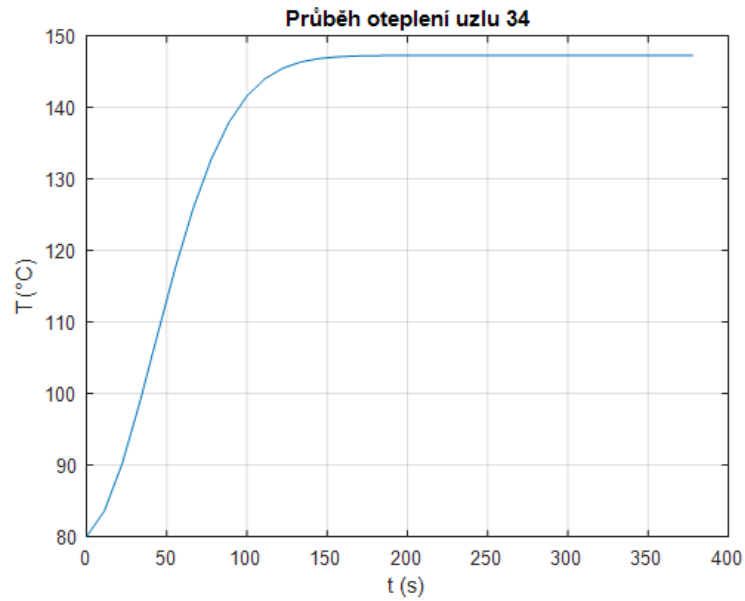
mědi s výbornou tepelnou vodivostí. Pro možnost porovnání výsledků byl tento fakt zanedbán.



Obr. 4.10: Průběh oteplení v uzlu 32 (střední část vinutí) pro vnitřní chlazení



Obr. 4.11: Průběh oteplení v uzlu 33 (střední část vinutí) pro vnitřní chlazení



Obr. 4.12: Průběh oteplení v uzlu 33 (střední část vinutí) pro vnitřní chlazení

U průběhu oteplení při použití vnitřní metody chlazení (Obr. 4.10, Obr. 4.11, Obr. 4.12) je vidět, že nejvyšší teploty dosáhne uzel 32 kde teplota dosáhne 160 °C a přestane růst, tudíž pro tuto metodu chlazení nebyla mezní teplota překročena, je však vidět ostrý nárůst teploty způsobený menší časovou konstantou díky snížené hodnotě tepelného odporu.

5 Metoda konečných prvků a výpočet dynamiky tekutin

Podstatou metody konečných prvků je rozdělení zkoumané části na určitý počet prvků s konečnými rozměry. Tyto prvky jsou navzájem spojeny skrze uzly, ve kterých jsou definovány neznámé parametry, také jinak nazvány stupně volnosti. Mezi neznámými parametry uzlů a prvků existuje funkční závislost, nazvaná bázová funkce. Tímto způsobem dojde ke zjednodušení na základní geometrické obrazce, jako trojúhelník, obdélník a různé víceúhelníky. Metoda MKP převádí řešení spojitě funkce na hledání konečného počtu neznámých parametrů, pomocí kterých se funkce aproximuje. Tento přechod je označován jako diskretizace spojitěho problému.[8]

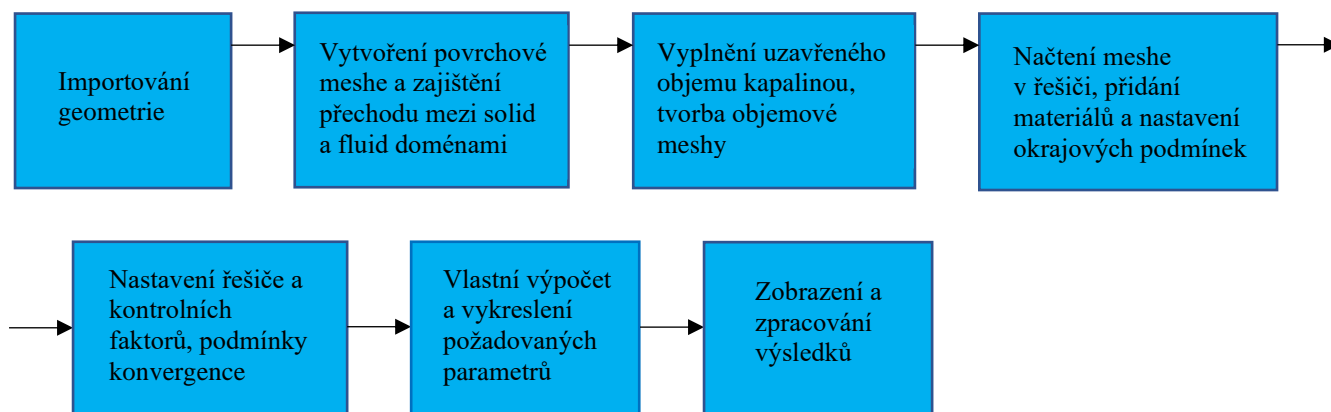
5.1 Program Ansys Fluent

Pro ověření tepelného návrhu a analýzu teplotního pole pomocí metody konečných prvků byl využit program Ansys Fluent. Tento program lze použít jako nástroj pro simulaci 2D/3D proudění (CFD). Díky možnosti simulace ve 3D je možné sledovat prostorové rozložení veličin jako třeba rychlost a teplotu. Kromě stacionárních úloh lze v tomto programu řešit i časově proměnné simulace.

Program samotný je dělen do 2 částí:

- 1) Meshing – tato část slouží pro tvorbu povrchové a objemové sítě dle požadavků pro danou úlohu. Nejprve je nutné si vytvořit příslušnou geometrii (popsáno v **2. kapitole**), kterou je pomocí prostředí SpaceClaim možné importovat do prostředí Ansys Fluent.
- 2) Solution – zde již dochází k nastavení samotné úlohy, nastavení materiálů a poté následuje řada optimalizací pro co možná nejpřesnější nastavení pro řešení dané úlohy. Dosti velkou roli zde hraje nastavení proudění a to, jakým způsobem je vyhodnocováno laminární a turbulentní proudění. Poté se zde nastavují mezní hodnoty a hranice rezidui, které určují kdy je úloha brána za přesně vyřešenou (hranice konvergence).

Aby bylo možné simulaci spustit a aby řešení konvergovalo k limitní hodnotě, je nutné udělat pár obecných kroků dle následujícího diagramu.

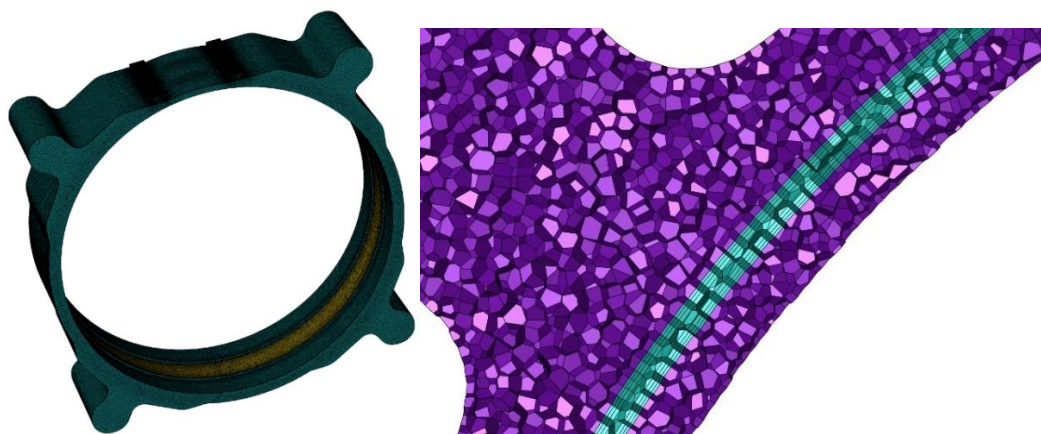


5.2 Test odvodu ztrát se zjednodušenými modely

Před samotným numerickým výpočtem zjednodušeného modelu pro oba způsoby chlazení byla nejdříve tato metoda vyzkoušena na zjednodušeném modelu, kdy pro chlazení kostou byla uvažována pouze místa odvodu ztrát a na jejich přestupnou plochu byly umístěny celkové ztráty vznikající ve statoru a byla zaznamenána maximální teplota, na kterou se kostra zahřála. Pro způsob vnitřního chlazení byly celkové ztráty rozloženy do jednotlivých vodičů a byla opět zkoumána teplota. Tímto způsobem byly obě metody chlazení otestovány jak pro jmenovité zatížení $P = 15 \text{ kW}$, tak pro přetížení $P = 100 \text{ kW}$. Tímto způsobem byla ověřena schopnost odvodu ztrát za předpokladu, že veškeré ztráty budou odváděny pomocí chladicího média. Bylo tak možné určit oteplení chladicího média a jeho potřebný průtok, aby nedocházelo k zbytečně velkému oteplení, které by kladlo vyšší nároky na výměník tepla v chladicím okruhu. Pro všechny úlohy je uvažován tzv. jednofázový stav. Jedná se o to, že je chladicí okruh uvažován stále zavodněný, nejedná se tedy o postupné vtékání vody a vytlačování vzduchu. Vzhledem k tomu, že je uvažován uzavřený chladicí okruh, tak je možné tento jev zanedbat. Navíc řešení multifázové úlohy je dosti výpočetně náročné, a tak nebylo vhodné jí brát v potaz.

5.2.1 Odvod ztrát kostrou

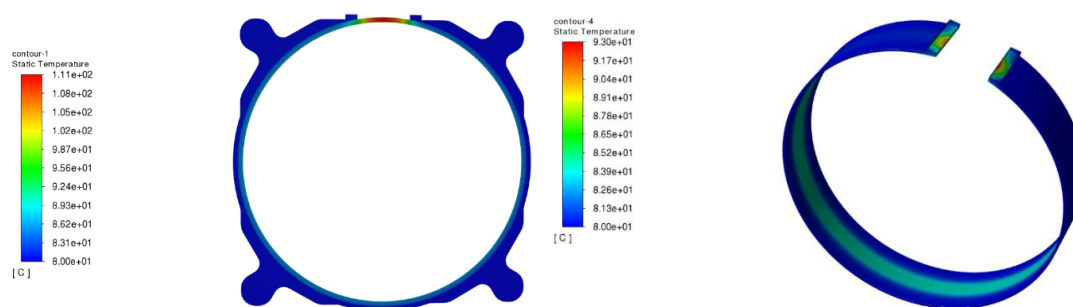
Výpočetní síť byla vytvořena s maximálním zešikmením $< 0,5$ pro povrchovou síť a minimální ortogonální kvalitou objemové sítě $> 0,2$ pro zjednodušený model odvodu tepla kostrou.



Obr. 5.1: Nalevo celková mesh a vpravo řez sítí a naznačení kvality

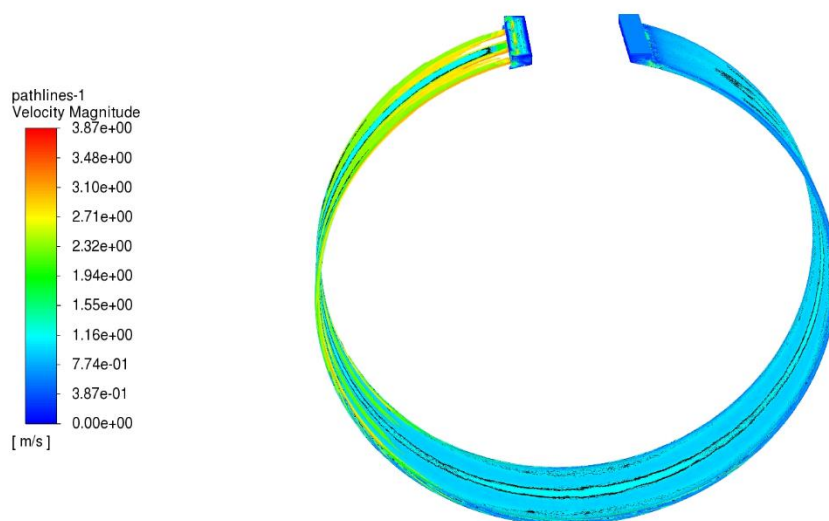
Z obrázku (Obr. 5.1) je vidět, že síť byla vytvořena z polyherdal prvků a pro chladicí kanál byly přidány 3 prizmatické vrstvy. Jak povrchová tak objemová mesh dodržely zvolené podmínky kvality.

Samotný řešič, byl nastaven pro uvažování energií (možnost zadání ztrát a vznik tepla). Pro výpočet a určení proudění byla použita metoda SST k-omega, která zde nevyužívá své hlavní výhody řešení větších turbulencí a odtrhávaného toku, ale vzhledem k tomu, že pro druhou variantu chlazení je to vhodná metoda tak byla využita i zde. Ztráty byly přepočteny na plochu kostry a zadány jako okrajová podmínka $q = 99294,5 \text{ W/m}^2$. Výpočetní numerická metoda byla zvolena SIMPLEC která umí dle předepsané hodnoty (číslo větší než 0) opravit do jisté míry chybné uzly v síti, a zlepšit tak konvergenci řešení v průběhu jednotlivých iterací.



Obr. 5.2: Oteplení kostry a chladiva (řez) a oteplení samotné vody

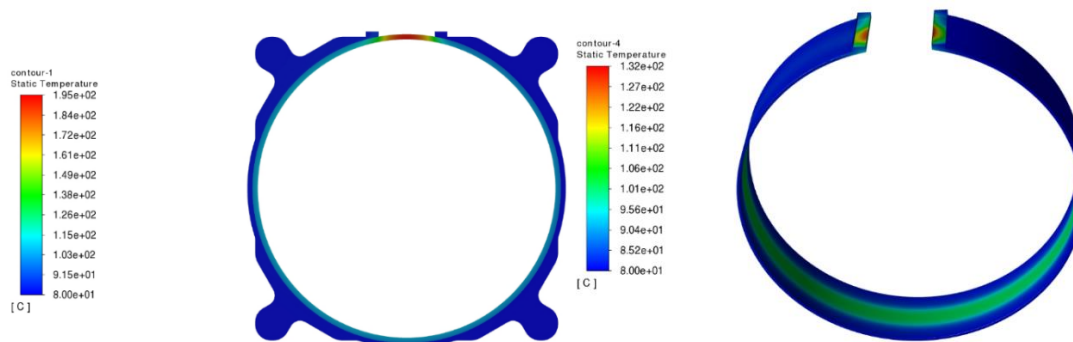
Z obrázku (Obr.5.2) je vidět dobrá schopnost odvodu tepla při použití rychlosti průtoku vody $v = 0,6 \text{ m/s}$. S tím, že na výstupu je voda o $1,04 \text{ °C}$ oteplena, což je naprosto přijatelná hodnota a tento průtok byl přijat jako dostačující.



Obr. 5.3: Rychlost chladicí kapaliny

Jak je vidět, rychlost na vstupu značně narůstá vlivem gravitačního zrychlení a postupně klesá. Jak je vidět z okrajových částí, část vody dotýkající se stěn chladicího kanálu je značně zpomalována.

Po ověření schopnosti odvodu ztrát při jmenovitém zatížení byly všechny parametry ponechány a byl jen zvednut okrajový parametr výkonu na plochu $q = 346668,3 \text{ W/m}^2$, reprezentující ztráty.



Obr. 5.4: Oteplení chladiva při přetížení (řez) a oteplení samotné vody

V případě přetížení dochází k ohřevu vody o $4,9 \text{ }^\circ\text{C}$, což se již začíná blížit limitním hodnotám, kdy již chladič v chladicím okruhu nebude schopen dostatečně chladivo ochladit. Nicméně stále by se jednalo o dostatečné chlazení za předpokladu dobrého přestupu mezi jednotlivými částmi stroje a kostrou s chladicím kanálem.

5.2.2 Odvod ztrát vnitřním chlazením

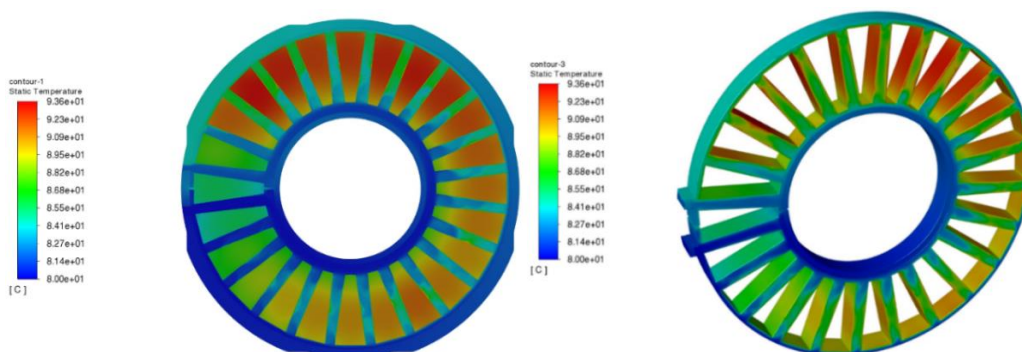
Mesh byla pro tento odvod vytvářena stejným způsobem jako pro metodu chlazení kostrou, tudíž platily stejné požadavky na kvalitu meshe a zahuštění bodů v jednotlivých částech.



Obr. 5.5: Zasiťování modelu s vnitřním chlazením

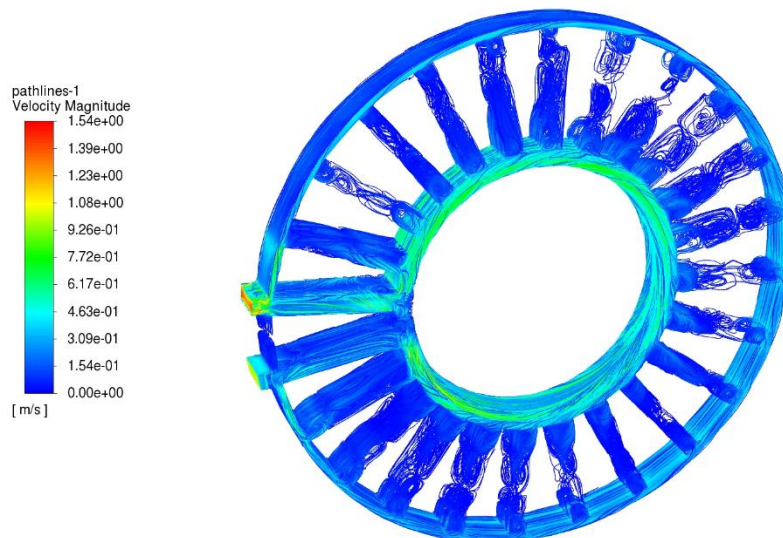
Pro metodu odvodu s vnitřním chlazením byla rychlost průtoku z důvodů zlepšení odvodu tepla zvolena 1 m/s. Zbylé parametry byly ponechány stejná jako pro odvod kostrou.

Vzhledem k průtoku chladiva vnitřkem statoru je tato testovací varianta o něco více přiblížena skutečnému oteplení, jelikož zde dochází k ohřevu vody přímým dotykem se zuby a vinutím statoru. Jak již bylo zmíněno, ztráty zde byly zadávány objemově do vnitřku zubů, pro materiál zubů byla zvolena měď, kvůli ověření odvodu ztrát chladícím médiem a snaze určit optimální průtok a ne přesné reprezentaci skutečného oteplení zubů. Ztráty, jak již bylo zmíněno výše, byly přepočteny na objem a rozloženy do všech zubů. Pro jmenovitý výkon byly spočteny pro jeden zub na $q = 2442877,9 \text{ W/m}^3$.



Obr. 5.6: Oteplení vody uvnitř statoru

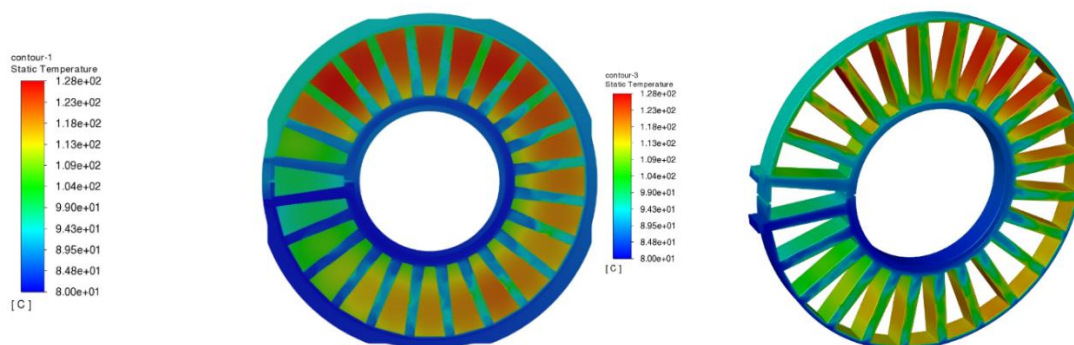
Z obrázků (Obr. 5.6) je vidět, že teplo je velmi dobře odváděno z vinutí a dochází k postupnému nárůstu teploty v radiálním směru od vstupu chladicího média. Na výstupu ze statoru je voda při jmenovitém zatížení ohřata o 2,2 °C ale je vidět, že v lokálních oblastech (části mezi zuby) dochází k větším nárůstu teplot.



Obr. 5.7: Rychlost proudění chladiva uvnitř statoru

Z grafu rychlosti (Obr. 5.7) je vidět, že rychlost vody uvnitř statoru znatelně klesá a většina vody proudí po vnějším nebo vnitřním okraji, jen malá část vniká mezi zuby. Tím se dá vysvětlit, proč dochází k místním nárůstům teploty v těchto oblastech. Zároveň je vidět, že tento způsob chlazení je daleko více závislý na vstupním tlaku vstupujícího chladiva a jsou kladeny větší nároky na čerpadlo.

Po ověření schopnosti odvodu ztrát při jmenovitém zatížení byly všechny parametry ponechány a opět byla změněna jen hodnota objemového výkonu pro zuby na hodnotu $q = 8528853,7 \text{ W/m}^3$.



Obr. 5.8: Oteplení kapaliny v radiálním směru statoru

Z obrázku (Obr. 5.8) je vidět, že dochází k nárůstu oteplení vody nad 100 °C v některých částech statoru, jak již bylo vysvětleno pro jmenovité zatížení. To je nepřijatelné, a není tedy možné trvale stroj provozovat při tomto zatížení, navíc teplota vody na výstupu narůstá o 9,5 °C, což je dosti vysoká hodnota a nastává zde problém odvodu tepla z chladicího média pro dosažení požadované vstupní teploty pro další cyklus chlazení.

5.3 Kontrola a srovnání obou metod chlazení pro čtvrtinové reprezentativní modely

Po ověření obou systémů chlazení bylo možné přejít na test celkového modelu. Pro tvorbu meshy obou modelů byl požadavek na dosažení zešikmení (skewness) pod hodnotu 0,6 a Ortogonální kvalitu objemové meshy nad hodnotu 0,15.

Jak bylo již dříve uvedeno (**Kapitola 3**), pro numerickou metodu je použita pouze čtvrtina stroje, pro snížení výpočetního času. Pro obě varianty byla použita možnost periodického rozhraní, která zajišťuje pro pohybující se částí (rotor, magnety, vzduch) uzamčení meshy, aby se v průběhu neměnila a nedocházelo tak k zneřádnění výsledků. Zároveň to přiřazuje všem rotujícím objemům počátek a směr rotace.

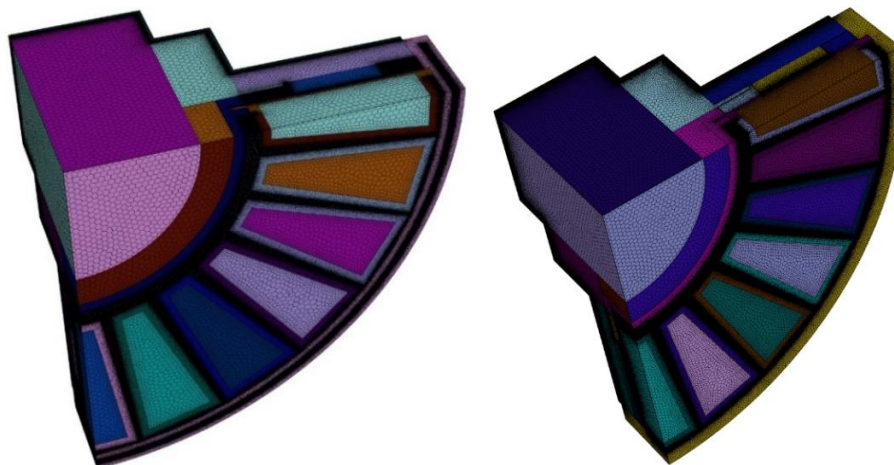
5.3.1 Vytvoření sítě pro obě varianty

Stejně jako pro test odvodu tepla tak i pro modely reprezentující skutečné geometrické rozložení stroje, byla povrchová mesh vytvořena pomocí tetrahedralu a pro objemovou mesh byly zvoleny polyhedral prvky a byla zde požadována maximální hodnota zkosení pro povrchovou mesh menší než 60 a pro kvalitu objemové meshy, aby byla více než 0,15.

Tab. 5.1: Srovnání kvality meshy obou variant

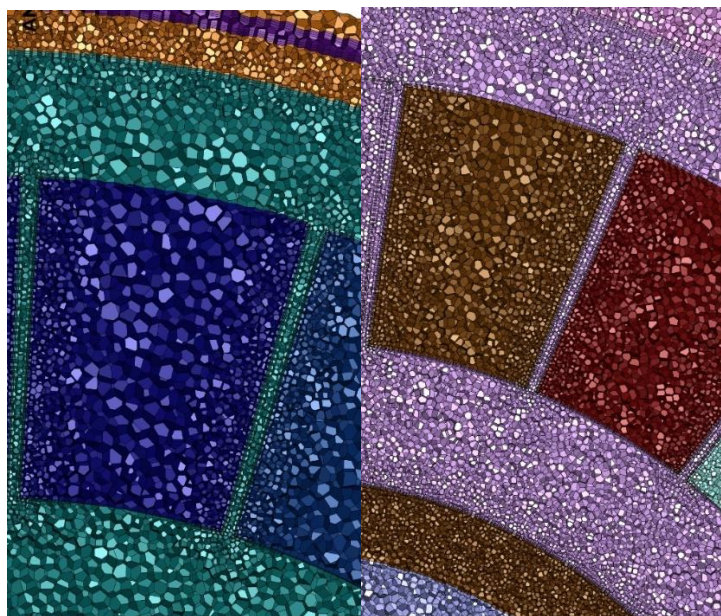
	AVG. Skew.	Max. Skew.	Face count	Orthogon. Qualit.
Chlazení kostrou	0,0306	0,5885	1494496	0,1502
Vnitřní chlazení	0,0243	0,5853	1849014	0,15

Z tabulky (Tab. 5.1) je vidět, že obě varianty daný požadavek splnily a mesh je dostatečně jemná pro dosažení požadované konvergence při výpočtu.

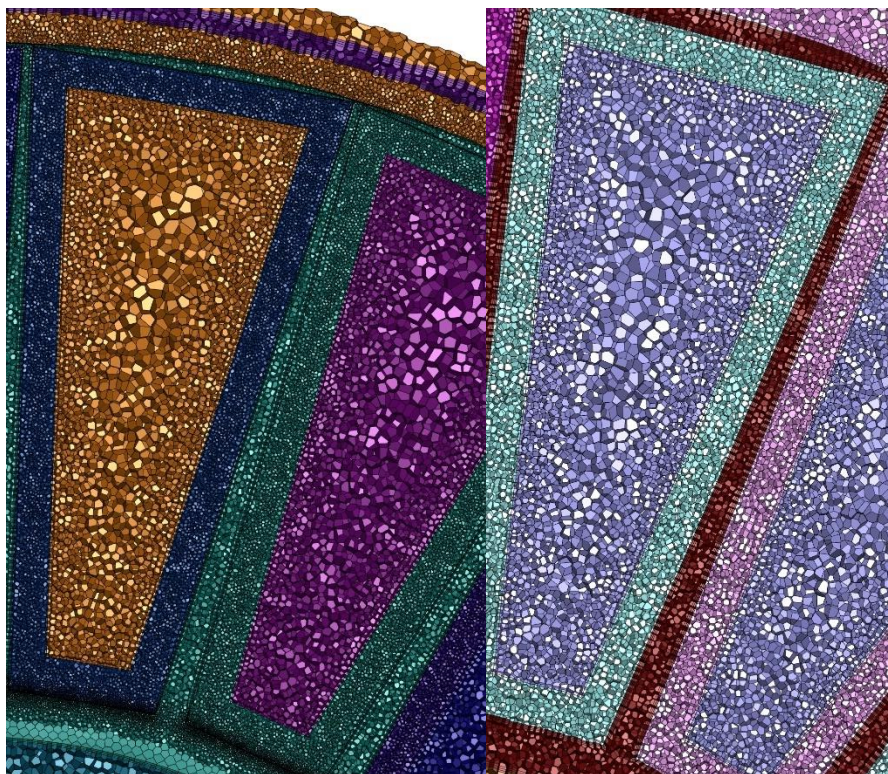


Obr. 5.9: Vlevo mesh pro chlazení kostrou a vpravo mesh pro vnitřní chlazení

Z obrázku (Obr.5.9) je patrné, že bylo použito zjemnění sítě na částí plochy, které uzavírají oblasti s tekutinou (chladiivo, vzduch). Z tabulky (Tab. 5.1) je vidět, rozdíl počtu ploch, což je způsobeno potřebným zlepšením meshy v oblasti statoru.



Obr. 5.10: Objemová mesh oblasti vzduchové mezery a magnetu, vlevo chlazení kostrou vpravo vnitřní chlazení



Obr. 5.11: Objemová mesh ve statoru se zaměřením na zub, vinutí a oblast vzduchu (vlevo) a oblasti vody (vpravo)

Z meshy na (Obr. 5.10 a Obr. 5.11) je vidět, že opět byly pro oblasti tekutin použity prizmatické vrstvy, pro dosažení lepší sítě v blízké oblasti s ostatními objekty. Opět bylo cílem dosáhnout alespoň 2 uzlů i v těch neušších oblastech pro konvergenci řešení.

5.3.2 Nastavení řešiče a výpočet oteplení

Základní řešení zde bylo nastaveno stejně jako pro test odvodu (energie, výpočet proudění SST k-omega), navíc byla ještě aktivována možnost korekce v záhybech a rozích. Materiály pak byly předepsány dle (Tab. 3.2). Pro plechy, kde je díky izolaci zhoršen odvod v radiálním směru, byla podobně jako pro vinutí spočtena ekvivalentní vodivost o velikosti 2,42 ($W/(m \cdot K)$) a byla nastavena do radiálního směru v cyl-ortotropic souřadnicích.

Dále byli přidány do jednotlivých objemů ztráty dle tabulky (Tab. 5.2).

Tab. 5.2: Přepočet ztrát na objem pro přetížení 100 kW

	$V (mm^3)$	$P (W)$	Přepočet na objem (W/mm^3)	Poloviční část (W/mm^3)
Magnet	7705	12,5	1622323,167	811161,5834
Zub	17437	20,942	1201027,598	600513,799
Vinutí	7234,8	90,707	12537590,43	6268795,217
Ložisko	14358	73,7	5133570,175	-
Dodatečné(rotor)	141843	62,5	440628,02	-

Ztráty byly nejdříve rozděleny dle počtu částí, zubů, vinutí a magnetů, těch je 24 s tím, že je model rozdělen podle středové osy, a tak ztráty v zubech a vinutí byly ještě rozděleny na polovinu. Z obrázku modelu (Obr. 3.6) je vidět, že v modelu jsou ještě dvě části vinutí, zubů a magnetů rozpůleny, tomu odpovídají ztráty v poloviční části dle tabulky (Tab. 5.2).

Vzhledem k tomu, že ztráty ve vinutí jsou ale dosti závislé na teplotě (nárůst odporu s teplotou), byly tyto ztráty zadány pomocí vztahu (5.1).

$$P = \left(\frac{1}{\Delta T \cdot \alpha}\right) \cdot \frac{L}{a \cdot S} \cdot I^2 \cdot 3 \cdot 1,2 \quad (5.1)$$

Jedná se kombinaci přepočtu odporu v závislosti na teplotě a výpočtu Joulových ztrát, přenásobené konstantou 1,2 pro řízení motoru pomocí PWM.

$$(1/(\text{vodivost}/(\text{rozdil_teplot_101} \cdot \text{alfa}))) \cdot \text{rozmer_vodice} \cdot \text{proud}^2 \cdot 3 \cdot 1.2$$

Obr. 5.12: Tvar vzorce pro vinutí_101 vloženého do Fluentu

Ve Fluentu byly pomocí funkce expression sestaveny rovnice pro všechna vinutí a přepočteny a jednotlivé objemy.

Dále přišlo na řadu nastavování okrajových podmínek. Kdy nejdříve bylo stěnám rotačních částí stroje nastavena rychlost otáčení.

Wall Motion

Stationary Wall
 Moving Wall

Motion

Relative to Adjacent Cell Zone
 Absolute
 Translational
 Rotational
 Components

Speed [rad/s] 282.928

Rotation-Axis Origin

X [m] -52
Y [m] 2.107393674614e-15
Z [m] 2.243622532205e-8

Rotation-Axis Direction

X 1
Y 1.44819103819e-16
Z 1.113739019248e-16

Shear Condition

No Slip
 Specified Shear
 Specularity Coefficient
 Marangoni Stress

Wall Roughness

Roughness Models

Standard
 High Roughness (Icing)

Sand-Grain Roughness

Roughness Height [m] 0
Roughness Constant 0.5

Obr. 5.13: Ukázka nastavení rotačního pohybu stěny

Dále pak byly nastaveny parametry chladiwa dle testu odvodu pro chlazení kostrou na rychlost 0,6 m/s a pro vnitřní chlazení na 1 m/s.

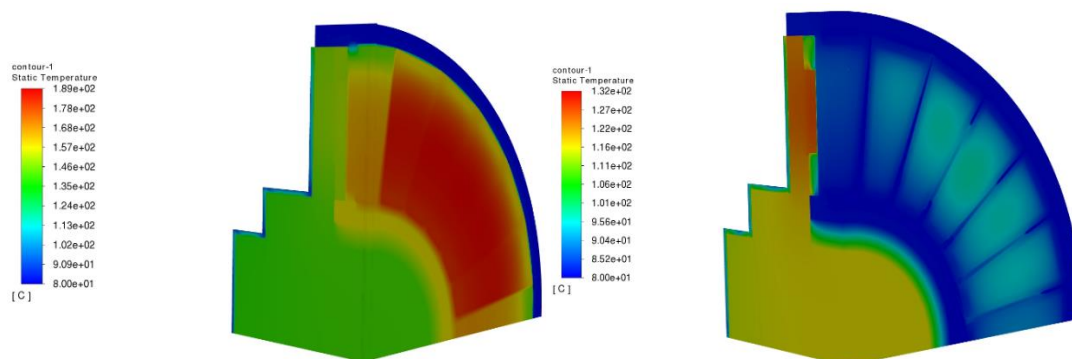
Jak bylo vidět z (Obr. 3.6), v modelu se dotýkají části, které se ve skutečnosti nedotýkají (upevnění rotoru s ložisky a upevněním statoru). To bylo provedeno pro odstranění malých mezer, které nás z pohledu ohřevu stroje nezajímají a zbytečně by komplikovali výpočetní síť. V okrajové podmínce těchto stěn byla přidána okrajová vrstva o tloušťce odpovídající skutečné mezeře a přiřadí se jí materiál reprezentující vzduch. Stěny mezi dvěma „fluidy“ byly přenastaveny z wall na internal. Pro ambient byla přidána podmínka na rozhraní, že teplota nesmí překročit 85 °C.

V části řešení byla opět použita metoda SIMPLEC a proveden výpočet pro jmenovitý výkon v ustáleném stavu, přetížení v přechodném a pak také v ustáleném stavu.

6 Srovnání výsledků obou metod

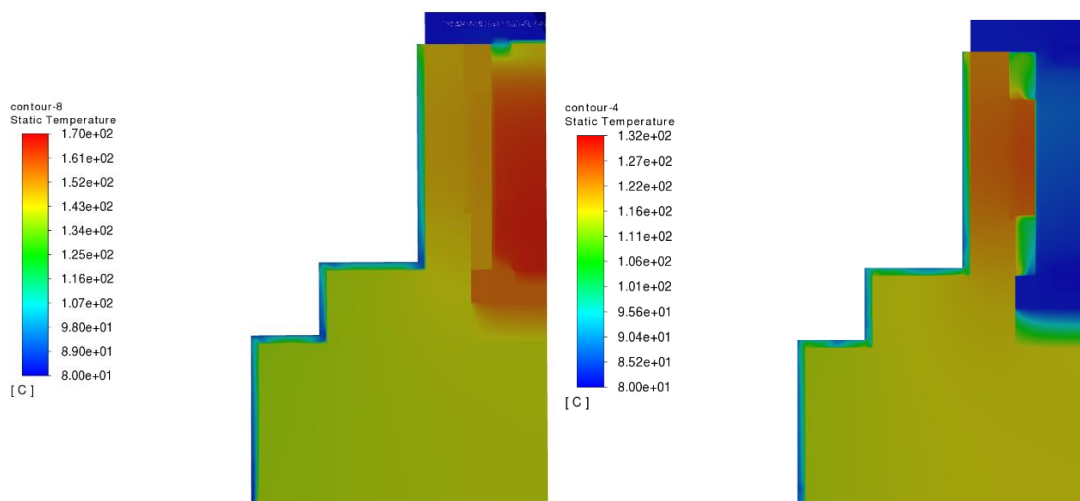
6.1 Ustálený stav při jmenovitém zatížení

Nejdříve byl pro obě metody otestován ustálený stav při jmenovitém zatížení 15 kW.



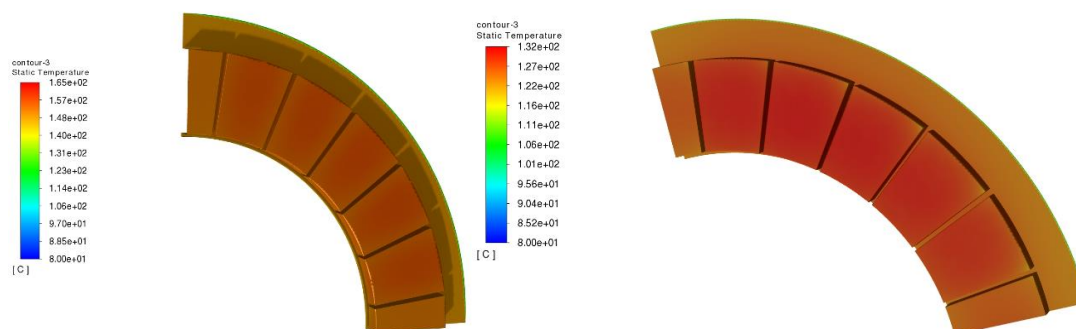
Obr. 6.1: Rozložení teploty při jmenovitém zatížení

Jak je z obrázku (Obr. 6.1) vidět, tak pro chlazení kostrou (vlevo) dosahuje maximální teplota 189 °C, to je dosti blízko teplotní třídě, která je uvažována na 200 °C, nicméně splňuje danou podmínku. Bylo však nutné přidat omezení teploty ve vzduchové mezeře. Jedná se vlastně o reprezentaci nasávání vzduchu přes mezeru mezi rotorem a kostrou, tím dochází k nepřetržitému ochlazování vzduchu ve vzduchové mezeře. Vzhledem k tomu, že teplota okolí je uvažována 80 °C, tak ve skutečnosti by vzduch měl být schopen odvést ještě více tepla, a mít tak nižší teplotu, ale z důvodu bezpečnosti byla hodnota ponechána na 150 °C. V oblasti statoru je však patrné, že teplota narůstá nejvíce pro zuby a vinutí ve střední a vnitřní (spodní) části směrem k hřídeli a chlazení, ač má určitý účinek, tak je značně omezený. Pro vnitřní chlazení (vpravo) je vidět, že teplota nepřekročí 135 °C a této teploty dosahuje pouze na rotoru a permanentních magnetech. Samotný stator dosahuje teplot cca 100 °C. To je velmi dobré a v případě použití této varianty by šlo snížit třídu izolace na třídu izolace F. Je tedy vidět značně efektivnější využití kapacity vody oproti metodě chlazení kostrou.



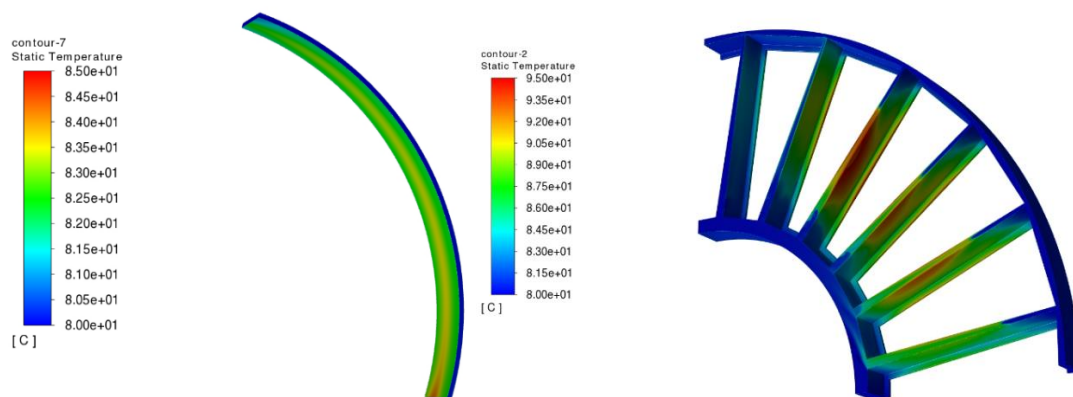
Obr. 6.2: Rozložení teploty při jmenovitém zatížení (řez)

Zde je ještě bližší ukázka řezu se zaměřením na rotor a okolí. Je vidět, že vzduch se tolik neohřívá díky výše zmíněné okrajové podmínce. Je také vidět, že mezi rotorem, jeho uchycením, magnety a hřídelí je gradient teploty relativně malý, díky vysokým teplotním vodivostem. Je však patrný rozdíl mezi statorem, hřídelí a uchycením rotoru. Vzhledem k tomu, že teplotní vodivost je pro každý typ ložiska značně odlišná, tak bylo ložisko reprezentováno pomocí teplotní vodivosti vzduchu, což má značný dopad na výsledek, ale zajišťuje jistotu lepších vlastností při reálném provozu.



Obr. 6.3: Teplota permanentních magnetů

Obrázek (Obr. 6.3) ukazuje rozložení teploty na rotoru a permanentních magnetech směrem do vzduchové mezery. Je vidět, že teplota je navýšená na povrchu magnetů. To je způsobeno ohřátím vzduchu v mezeře od upevnění statoru, díky čemuž dochází k navyšování teploty v mezeře, a dokonce k chlazení vzduchu pomocí PM do rotoru a pak směrem ven.



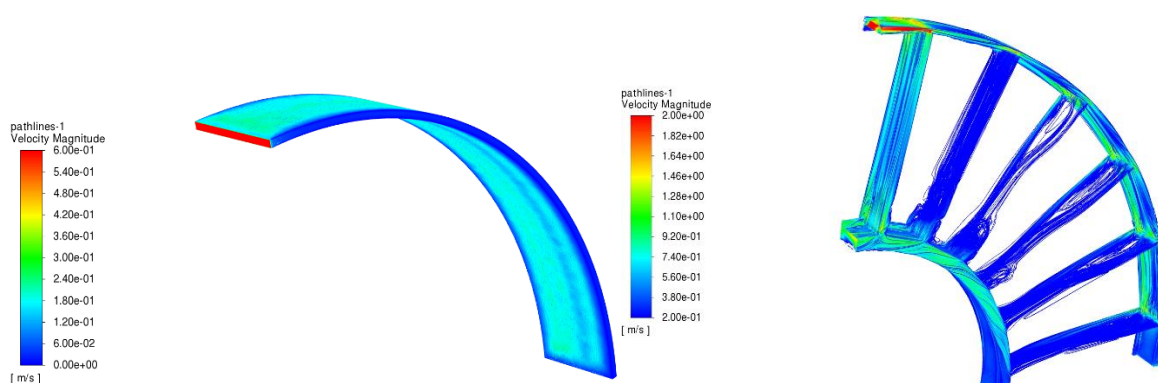
Obr. 6.4: Teplota chladiva

Na (Obr. 6.4) je znázorněno využití chladiva. Jak je vidět na odvodu kostrou (vlevo), teplo je přiváděno jen ze vnitřní (spodní) strany, a tak není využit potencial této metody, nicméně nedochází k velkému ohřevu ani na mezní vrstvě vody. Zatím co u vnitřního chlazení (vpravo) dochází k prudkému ohřevu vody mezi vinutími, kde, jak je vidět, teplota dosahuje až 95 °C. Vzhledem k minimálnímu poklesu tlaku teploty bodu varu nedošlo k jeho překročení, ale je nutné dát pozor na přehřátí a vznik vzduchu v chladicí soustavě.

Tab. 6.1: Průměrná teplota chladiva při odtoku ze stroje.

	Zatížení 15 (kW)
Chlazení kostrou	80,6 (°C)
Vnitřní chlazení	80,48 (°C)

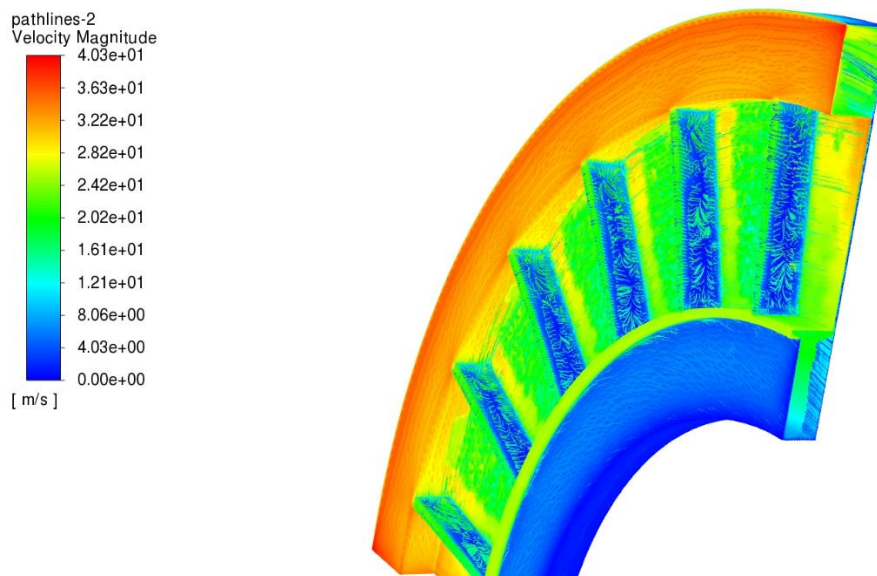
Tabulka (Tab. 6.1) ukazuje průměrnou teplotu kapaliny na odtoku ze stroje. Pro ustálený stav je teplota téměř stejná a není problém ji v chladíči opět snížit na 80 °C.



Obr. 6.5: Proudění chladiva

Je vidět z (Obr. 6.5), že proudění v kostře (vlevo) se chová přesně dle očekávání, kdy u okrajů kanálu dochází k prudkému zpomalení kapaliny a ve vnitřní části kapalina proudí bez většího omezení. Dle čar proudění nedochází k větším turbulencím. V případě chlazení vnitřního (vpravo) je patrné, že proudění už začíná mít znatelně turbulentní charakter a je

vidět, že proudění probíhá po vnitřní a vnější straně a mezi zuby zatéká jen malé množství, což vede k zhoršenému odvodu tepla, kdy z těchto částí je teplo odváděno vedením kapaliny a ne pomocí přestupu.

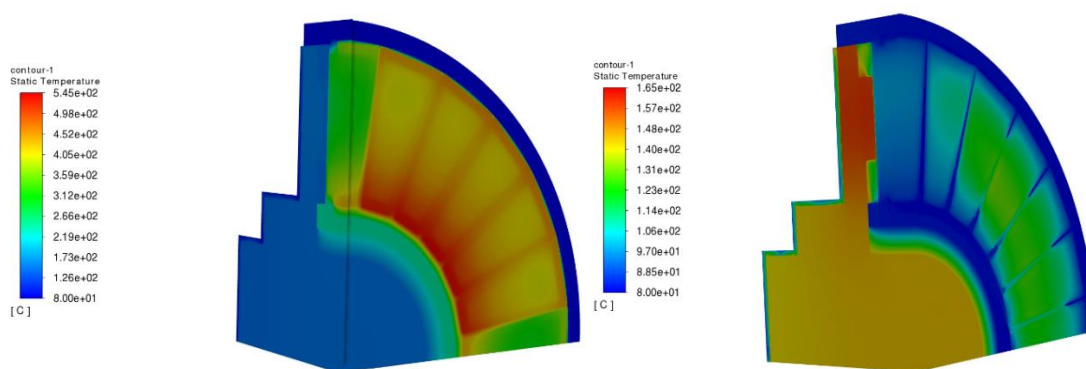


Obr. 6.6: Proudění vzduchu ve vzduchové mezeře

Z proudění (Obr. 6.6) lze vyčíst, že vzduch má značně turbulentní charakter, což dopomáhá odvodu tepla, nicméně je vidět rozložení rychlosti, která se značně po obvodu magnetu liší. Je zde možné pozorovat, rozdíl oproti chladicímu kanálu, kdy rychlost směrem k bližší stěně narůstá. Je to tím, že vzduch je těmito plochami uváděn do pohybu. Nejlepší odvod mají vnitřní a vnější plocha magnetu, kde je vysoká rychlost s tím, že je možné pozorovat jak rychlost stoupá s poloměrem otáčení, a tak je pro vrchní část rotoru dosaženo velkého odvodu tepla. Oblast mezi zuby má dobrý charakter pro odvod tepla, ale vzduch má znatelně omezenou rychlost. Všechny tyto parametry v jednotlivých částech mají značný dopad na velikost koeficientu alfa, který je pro odvod tepla kritický.

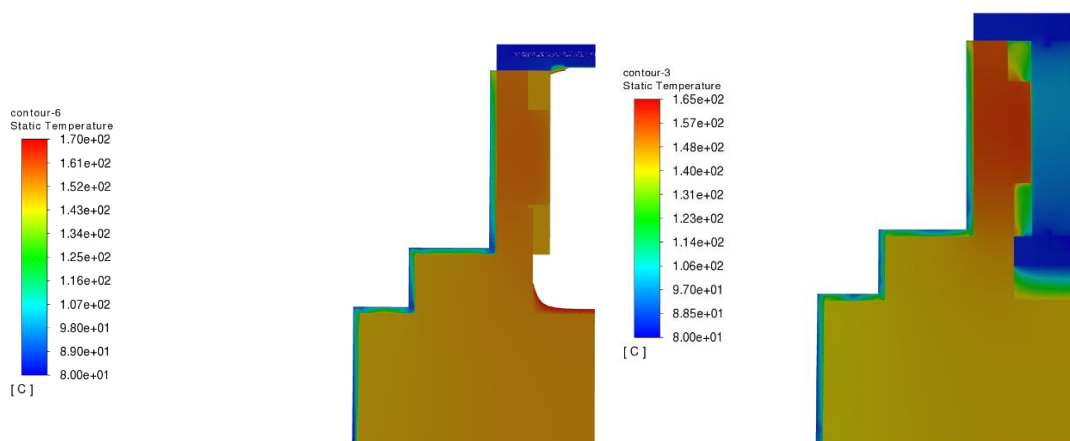
6.2 Ustálený stav při přetížení

Nyní bylo záhodno zjistit oteplení při ustálenem stavu pro porovnání s metodou tepelné sítě a pro zjištění, jakých teplot jednotlivé části dosáhnou, s tím, že se předpokládá překročení mezní teploty 200 °C. Odvod tepla pomocí radiace, který by se v ten moment začalo vyplácet uvažovat, nebyl využit, protože je problém tento způsob odvodu správně definovat pro tepelnou síť, a tak by se výsledky citelně rozcházely. Nicméně ve skutečném provozu by to opět vedlo k zlepšení odvodu.



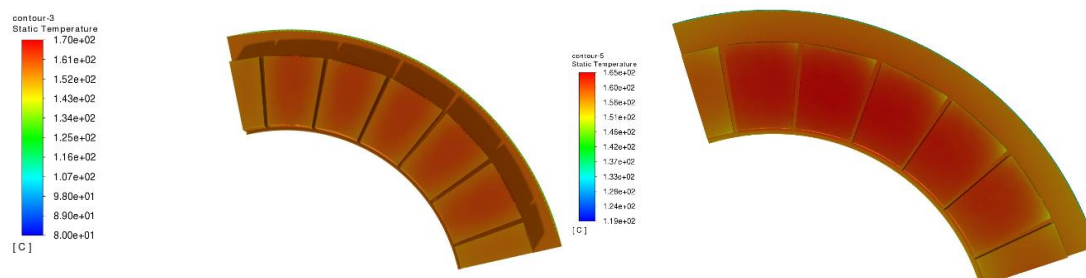
Obr. 6.7: Rozložení teploty při přetížení

Jak je vidět, pro chlazení kostrou (vlevo) dosahuje nejteplejší část vinutí až 545 °C, což je zapříčiněno jak již bylo řečeno v (6.1) špatným odvodem ve vnitřní části stroje. Vzhledem k tomu, že ve statoru vzduch stojí, dochází tedy jen k přirozené konvekci (proudění), tudíž součinitel přestupu tepla se pohybuje okolo 10-20 což je velmi málo a chlazení v kostře má malý vliv na odvod tepla z této části stroje. Je ale vidět postupné snižování teploty v radiálním směru. Rotující částí dosahují znatelně nižších teplot okolo 170 °C, rozdíl je oproti jmenovitému zatížení značný, převážně díky tomu, že nárůst ztrát v rotoru je velmi malý a u PM se ztráty nemění, tudíž teplota těchto částí vzrostla jen málo. Pro vnitřní chlazení (vpravo) platí, že stator se zahřeje maximálně na 140 °C, což splňuje opět podmínku pro nepřekročení 200 °C. Část vody mezi zuby je dosti ohřátá a bude nutné tuto část stroje v budoucnu podrobit zkoumání.



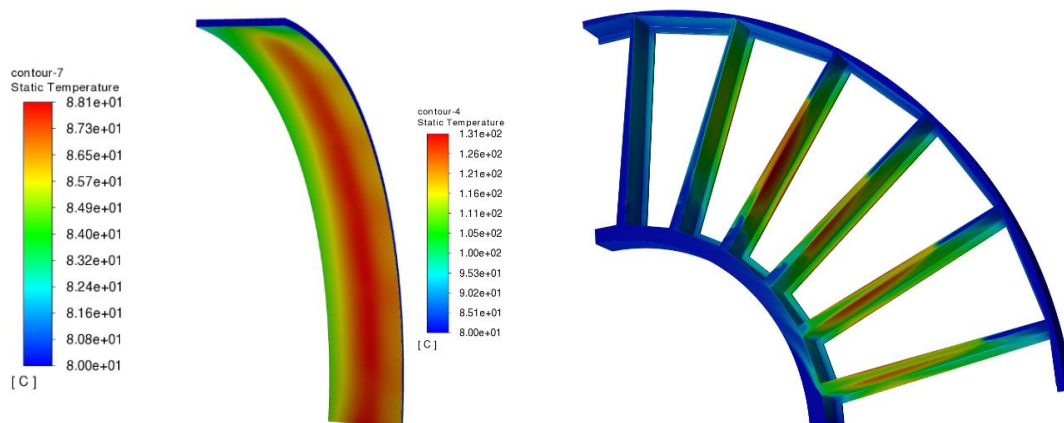
Obr. 6.8: Rozložení teploty při přetížení (řez)

Jak je vidět, rotor a PM pro obě metody vyšly podobně okolo 165 °C, ale pro chlazení kostrou (vlevo) zafungovala podmínka omezení teploty na 150 °C ve vzduchové mezeře, zatímco pro vnitřní chlazení teplota ve vzduchové mezeře nepřesáhla 140°C. Je vidět, že v řezu pro chlazení kostrou chybí stator, je to kvůli nastavenému rozmezí teplot, kdy jak stator tak jeho uchycení značně přesahují horní mez, a tak nebyly vykresleny. Opět je patrné dobré rozložení teploty v rotujících částech.



Obr. 6.9: Teplota PM při přetížení

Pro PM a rotor se nic v rámci rozložení teplot zásadně nezměnilo, je možné vidět směr rotace pro vnitřní metodu chlazení (vpravo), kdy vnější části magnetu po směru rotace mají roh přes který proudí vzduch nejlépe chlazený.



Obr. 6.10: Teplota chladiva při přetížení

Z oteplení chladiva pro odvod tepla kostrou (vlevo) je vidět, že část přestupné plochy je více zahřívána než ta druhá. Jedná se o části kanálu nad statorem (teplejší) a nad vzduchovou mezerou (studenější). Maximální teplota na mezní vrstvě je 88,1 °C ale uvnitř zůstává chladivo prakticky neohřáté. Pro metodu vnitřního odvodu (vpravo) je vidět, že mezní vrstva dosahuje až 131 °C, což je znatelně nad bodem varu a je nutné ověřit, teplotu na výstupu z motoru, aby bylo možné vodu dostatečně rychle schladit na požadovaných 80 °C.

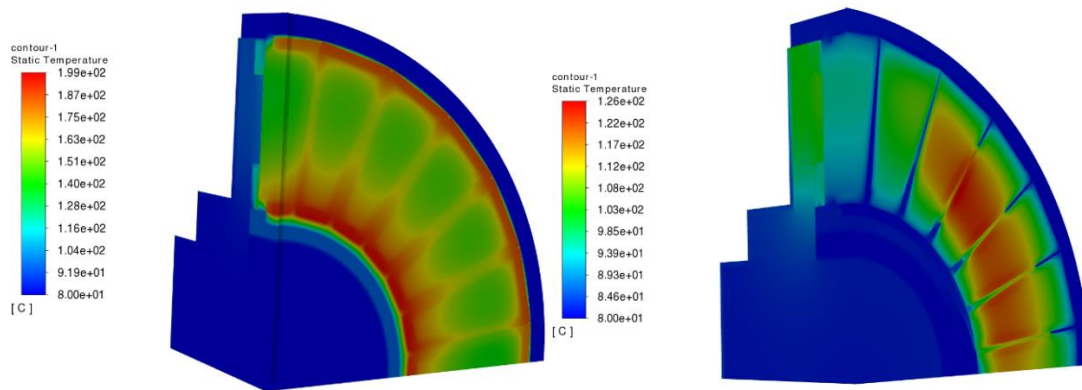
Tab. 6.2: Průměrná teplota chladiva při odtoku ze stroje

	Zatížení 100 (kW)
Chlazení kostrou	81,27 (°C)
Vnitřní chlazení	81,9 (°C)

Je vidět, že teplota chladiva při odtoku ze stroje znatelně narostala. Vzhledem k tomu, že je uvažována pouze ¼ stroje, bude nutné u vnitřní metody chlazení vyšetřit průtok celým strojem. Kromě toho, že by mělo dojít zhoršení odvodu ztrát pro vzdálenější zuby a vinutí, tak by měla citelně nárůst teplota chladiva při odtoku podobně jako na (Obr. 5.9). Pro zjištění ohřevu chladiva při průtoku celým strojem byly do zkoumané čtvrtiny stroje vloženy kompletní ztráty celého statoru stroje (vinutí a zuby). Průměrná teplota chladiva na výstupu při tomto nastavení byla 86,57 °C, což je příliš vysoká hodnota a byl by problém s účinným snižováním na výchozích 80 °C.

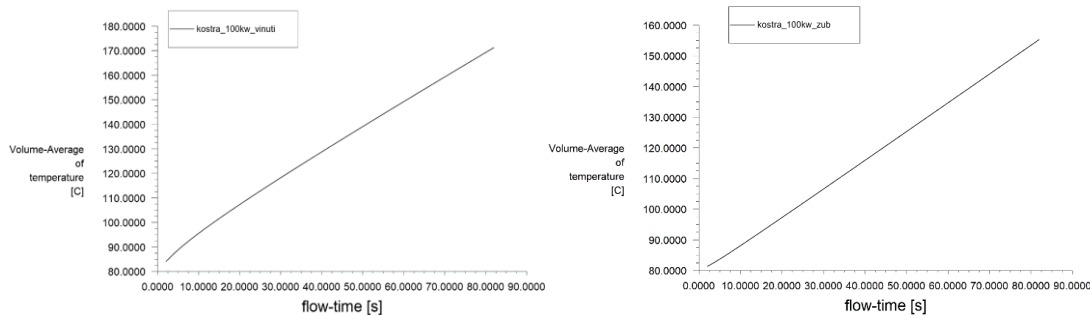
6.3 Průběh oteplení při přetížení

Jak bylo vyšetřeno v předchozí kapitole, není ani s jednou metodou možné spolehlivě provozovat stroj při přetížení, je tedy nutné vyšetřit dobu mezního provozu, než dojde k překročení buď teploty jednotlivých částí, nebo k přílišnému oteplení chladicího média.

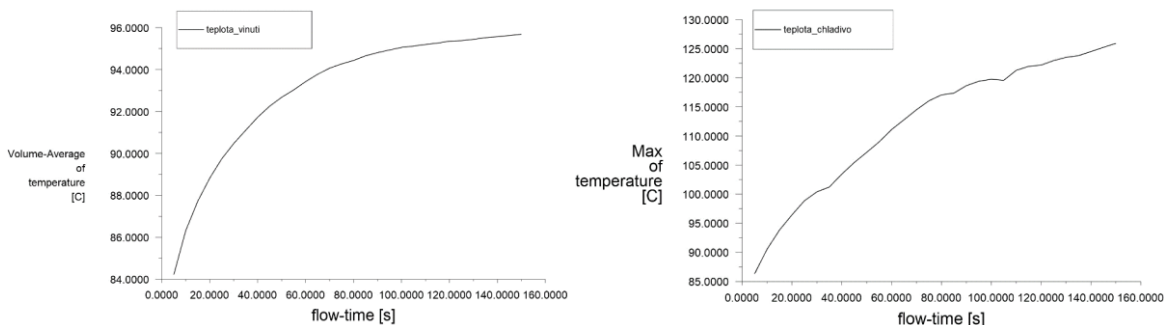


Obr. 6.11: Rozložení teploty při chvilkovém přetížení

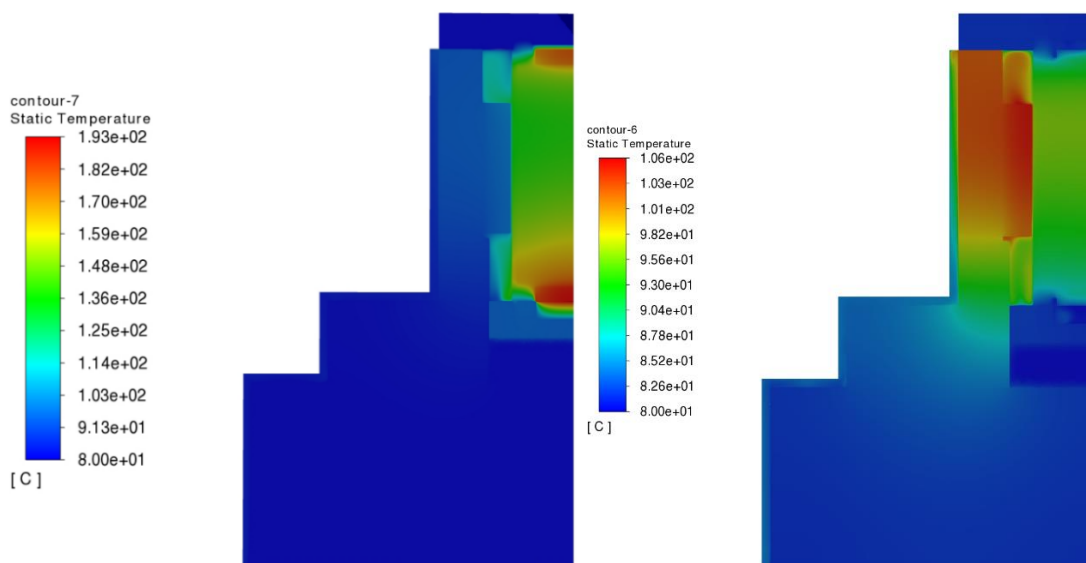
Jak je vidět na obrázku (Obr. 6.11), velikost a rozložení teplot je pro obě metody značně odlišné. Pro metodu odvodu přes kostru (vlevo) je patrné, že bylo dosaženo mezní teploty 200 °C. Z grafu (Obr. 6.12) lze odečíst postupný ohřev vinutí, graf zobrazuje průměrné teploty vinutí okolo 170 °C, ale z modelu je vidět, že pro vnitřní část bylo již dosaženo mezní teploty a to v čase 82 s. Pro vnitřní chlazení je vidět, že nejvyšší teplota jaké bylo dosaženo je 126 °C, což je dosti pod limitem, nicméně voda mezi zuby dosahuje obdobné teploty a to je nutné blíže prověřit.



Obr. 6.12: Průběh oteplení vinutí a zubu při přetížení chlazení kostrou

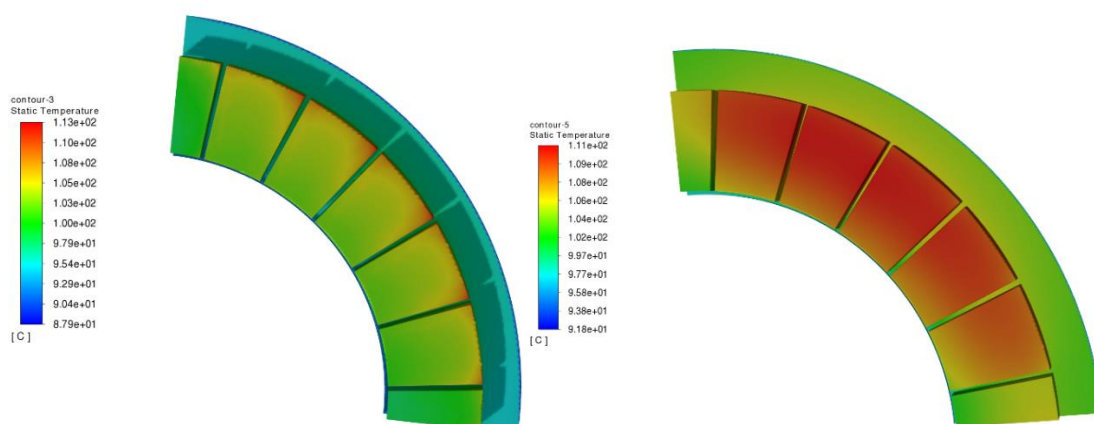


Obr. 6.13: Průběh oteplení vinutí a chladiva při přetížení pro vnitřní chlazení



Obr. 6.14: Rozložení teploty při chvilkovém přetížení (řez)

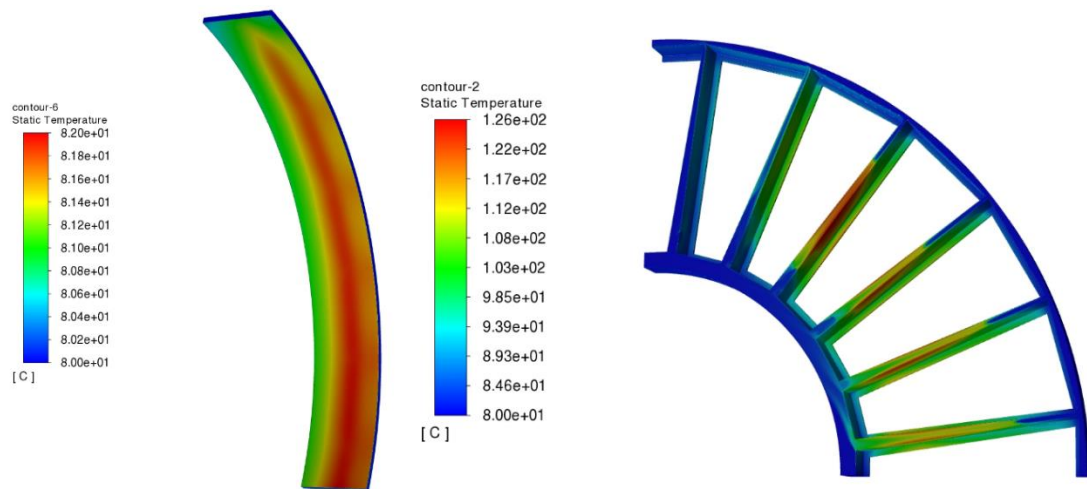
Zde (Obr. 6.14), je patrné, že metoda chlazení kostrou (vlevo) má mizivý přestup tepla ze statoru do jiných částí s větší tepelnou kapacitou a možností odvodu pryč ze stroje. Teplota rotoru a magnetů (Obr. 6.15) narůstá oproti statoru značně pomaleji, v době překročení mezní teploty uvnitř statoru je rotor s magnety ohřátý na 113 °C, což značí značně nevyužitý potenciál odvodu. U vnitřního chlazení (vpravo), je vidět, že se rotor se statorem zahřívají přibližně souběžně, rozdíl mezi nejteplejším bodem ve statoru a PM je 15 °C což je přijatelný rozdíl.



Obr. 6.15: Teplota PM při chvilkovém přetížení

Pro obě metody platí, že PM se ohřály na téměř stejnou teplotu, ale obě za dosti rozdílný čas. Pro metodu vnitřního chlazení je vidět, že se magnety stihly rovnoměrně prohřát díky delšímu chodu a ve vzduchové mezerě je patrné ohřátí právě od magnetů. Pro stroj s chlazením přes kostru jsou magnety lehce více ohřátý na vnější straně a z řezu ve

vzduchové mezeře je vidět, že magnet je ohříván přes vzduch, který okolo proudí a přijímá teplo z uchycení statoru.



Obr. 6.16: Teplota chladiva při chvilkovém přetížení

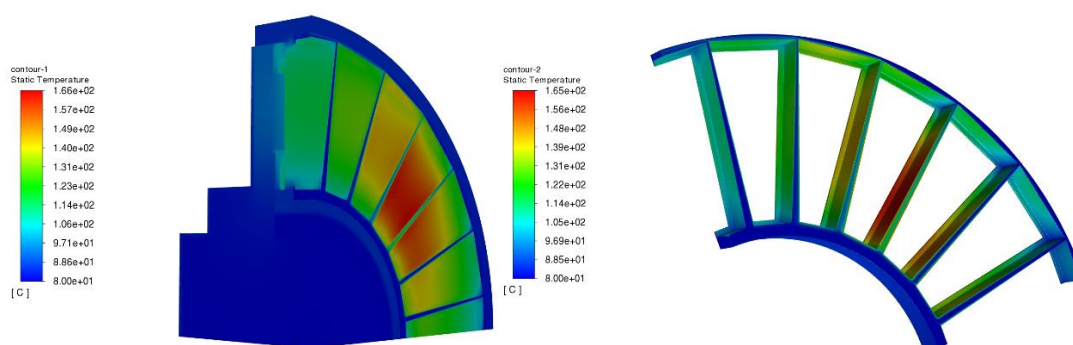
Ohřev chladiva vypadá stejně jako při ustáleném stavu přetížení. Je vidět, že pro chlazení kostrou není využit plný potenciál a dochází k ohřevu jen úzké mezní vrstvy na 82 °C. Pro vnitřní chlazení je vidět, že mezní vrstva mezi zuby dosahuje 126 °C. Je nutné tedy provést řez a zjistit, do jaké hloubky došlo k prohřátí.

6.4 Vnitřní chlazení s využitím oleje

U motorů kdy chlazení je v přímém kontaktu s izolovanými vodiči vinutí a dalšími konstrukčními částmi je nejčastěji jako chladicí médium z důvodu bezpečnosti volen olej. V průmyslu se velmi často používá minerálních olejů ale pro tento stroj byl zvolen přírodní olej na bázi esterů. Byla tak učiněno ze dvou důvodů, zaprvé z důvodu ochrany životního prostředí, kdy tento olej je nezávadný (v případě poškození nebo opotřebení chladicího okruhu nevádí únik oleje) a zadruhé kvůli teplotě vzplání, kdy dle více výrobců je garantovaná teplota nad 200 °C. Chlazení olejem bylo testováno jen pro vnitřní chlazení, pro zjištění oteplení při přetížení.

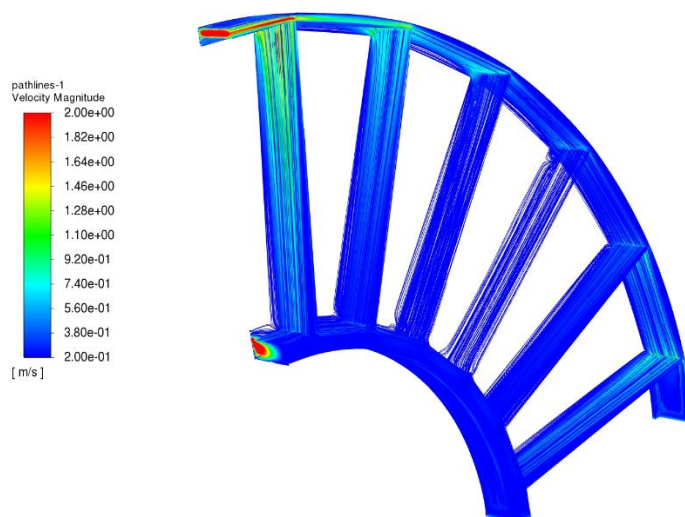
Tab. 6.3: Parametry Oleje na bázi esterů při 80 °C

Viskozita ν	11,5 (mm^2/s)
Tep. Vodivost λ	0,175 ($\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$)
Tep. Kapacita C_p	2259 ($\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$)
Hustota ρ	880 (kg/m^3)



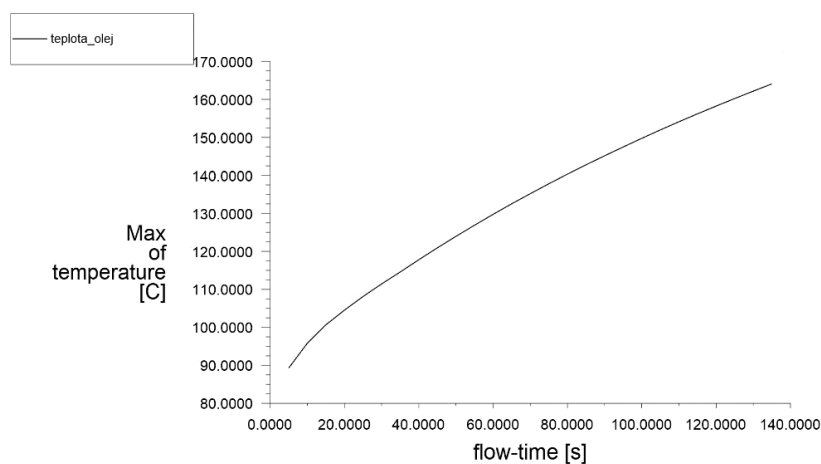
Obr. 6.17: Rozložení teploty v průřezu stroje (vlevo), oteplení chladiwa (vpravo)

Z (Obr. 6.17) je vidět, že satorové vinutí a magnetický obvod jsou oproti chlazení vodou více zahřáty (rozdíl okolo 30 °C, po stejném čase), je však vidět, že chladiwo se tolik neohřívá, jsou sice zahřáty mezní vrstvy ale uvnitř je teplota nižší.



Obr. 6.18: Průtok chladiva státorem

Na (Obr. 6.18) je vidět proudění oleje skrz stator a je patrný důvod zlepšení odvodu z oblastí mezi zuby. Při srovnání s (Obr 6.5 vpravo) je vidět, že u oleje daleko více kapaliny proniká do mezery mezi zuby a protéká z krz a netvoří víry u okrajů. To je zapříčiněno ztelně vyšší viskozitou oleje oproti vodě.



Obr. 6.19: Průběh oteplení chladiva

Při srovnání průběhu oteplení na (Obr. 6.19 a Obr. 6.13 vpravo) je vidět nevýhoda použití oleje jakožto chladicího média, kdy při porovnání je vidět, že maximální teplotu 120 °C olej překročí v přibližně polovičním čase oproti vodě. To je zapříčiněno horší tepelnou vodivostí a vyšší viskozitou, kdy olejové chlazení má oproti vodnímu daleko nižší hodnotu koeficientu α . Je tedy vidět, že olejové chlazení má lepší průtokové vlastnosti a rozložení teploty ale dochází k rychlejšímu ohřevu jak samotného oleje tak i aktivních částí stroje.

7 Porovnání výsledků obou metod chlazení

Při srovnání výsledků získaných v (Kapitola 4) a (Kapitola 6), je zřejmé, že se rozchází jak ustálené teploty, tak i průběh oteplení. Řada důvodů, proč tomu tak může být, byla již uvedena, nicméně v této části bude shrnuto, jak velký vlastně je rozdíl vypočtených hodnot. Jako výchozí srovnávací hodnoty budou brány vypočtené hodnoty pomocí metody MKP.

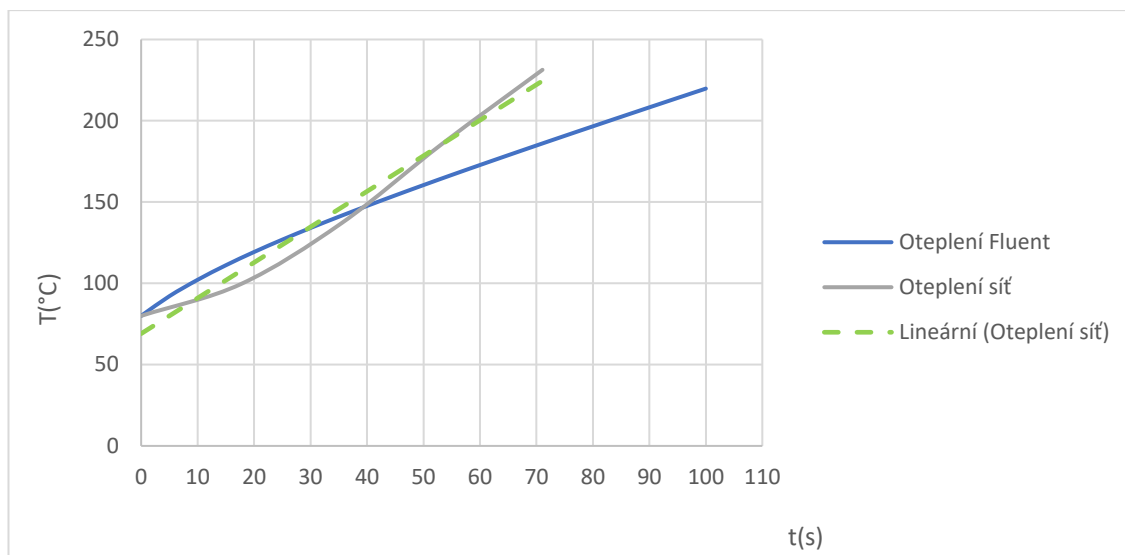
Jako srovnávací část ve stroji bylo zvoleno vinutí, kde dle obou metod dochází k největšímu oteplení. Pro MKP byla zjištěna vždy maximální teplota vinutí a pro tepelnou síť byl uvažován uzel 34.

Tab. 7.1: Srovnání výsledků jednotlivých metod

Chlazení kostrou	Ustálená teplota při 15 kW	Ustálená teplota při 100 kW	Průběh oteplení (překročení mezní teploty)	Čas překročení mezní teploty
Tepelná síť	159,8 (°C)	650,6 (°C)	200 (°C)	60 (s)
MKP (Fluent)	189 (°C)	545 (°C)	172 (°C)	82 (s)
Rozdíl	15,45 (%)	19,38 (%)	16,28 (%)	26,83 (%)
Vnitřní chlazení				
Tepelná síť	96,6 (°C)	155,2 (°C)	146 (°C)	-
MKP (Fluent)	95,6 (°C)	120 (°C)	108 (°C)	-
Rozdíl	1,05 (%)	29,33 (%)	35,185 (%)	-

Z tabulky (Tab. 7.1) je vidět, že obě metody se citelně rozchází, jak již ale bylo v předchozích kapitolách popsáno, je k tomu řada důvodů. U vnitřního chlazení není uveden čas překročení mezní teploty z důvodu jejího nedosažení. Zde byl brán čas 150 s jako bezpečnostní mez vzhledem k oteplení chladiva mezi vinutími, a jak je vidět, obě metody se zde nejvíce rozchází. To pramení z velké obtížnosti určení součinitele přestupu tepla α pro tento typ chlazení (souvisí s prouděním v různých částech a různým prohrátím vody po obvodu vinutí).

Detailnější rozbor byl věnován ohřevu vinutí pro chlazení kostrou.



Graf. 7.1: Průběh oteplení vinutí, srovnání obou metod.

Z průběhu oteplení (Graf. 7.1) je vidět, že křivka sítě (šedý) má zvláštní průběh. Kde by měl průběh být lineární, tak se chová kvadraticky. Je to způsobeno volbou kroku, jehož začátek má takto pozvolnější náběh. Proto byl tento průběh proložen lineární křivkou, která by měla lépe reprezentovat daný tepelný děj. Jak je zaznamenáno v tabulce (Tab. 7.1), metody se liší o 22 pro čas, kdy je možné provozovat stroj, a je vidět, že v okamžiku, kdy metoda sítě překročí 200 °C, u metody MKP teplota vinutí dosahovala 172 °C. I když, se jedná o velký rozdíl, tak je možné s jistotou říci, že stroj by měl vydržet minimálně 1 min. chodu při přetížení.

Závěr

V této práci byly srovnávány dva způsoby odvodu ztrát ze stroje s axiálním tokem pomocí dvou výpočetních metod. U metodu chlazení kostrou je znát, že nemá příliš velký účinek, a dochází tak ke značnému oteplení vnitřní části vinutí. Z výsledků je patrné, že stroj zvládne pracovat ve stavu přetížení $P=100$ kW minimálně 1 min. Vzhledem k jednoduchosti konstrukce je to tedy cenově a výrobně velmi výhodná varianta. Pro dosažení delší doby provozu při přetížení bych doporučoval dle článku [3] přidat palce pro přímý dotyk kostry a mezizubní části vinutí, popřípadě aspoň zajistit dotek vnější části vinutí a kostry, který by šlo doplnit o boční dotek (v podstatě vytvoření drážky pro vinutí v kostře). Tento systém přináší znatelně lepší odvod tepla za cenu komplikovanější konstrukce (nutné vytvořit vnořenou část kostry z izolovaných plechů).

Metoda vnitřního chlazení, je pro delší dobu provozu optimálnější. Zde hrozí přehřívání chladiva mezi zuby, a proto bych u téhle metody doporučil labyrintové provedení vnitřního kanálu (vnitřní kroužek a kostra budou doplněny o bariéry, které donutí chladivo proudit i přes mezizubní části). Tato úprava bude mít za následek nutné navýšení vstupního tlaku kapaliny, ale umožní zamezit přehřívání v této oblasti, čímž zajistí ještě delší dobu provozu při přetížení, nicméně nezlepší problém nerovnoměrného odvodu tepla v radiálním směru. Pro zlepšení odvodu tepla v radiálním směru je vhodné rozdělit vnitřní kanál na dva a mít dva přívodní a dva odtokové kanály. Toto provedení zajistí menší rozdíl mezi odvodem ztrát z jednotlivých zubů a vinutí.

Z volených metod výpočtu z (**Kapitola 7**) je vidět značný rozdíl v dosažených výsledcích. Největší rozdíl je způsoben tím, že pro CFD bylo nastaveno omezení teploty ve vzduchové mezeře a okolí, čímž model lépe reprezentuje reálný stav. Toto nastavení však není možné v tepelné síti, čímž vznikly rozdíly v dosažených výsledcích pro ustálené stavy. Pro přechodové děje je tepelná kapacita pro jednotlivé části stejná a je vidět, že odpor je značně odlišný, kdy pro metodu CFD je vyšší (menší sklon křivky oteplení). Nejcitelnější rozdíl nastal pro vnitřní chlazení kdy, je velmi obtížné určit součinitel přestupu tepla. Hodnoty tohoto koeficientu pro tepelnou síť byly přejímány z Fluentu, kde bohužel šlo danou hodnotu nejspolehlivěji zjistit pomocí průměrné hodnoty z plochy. Kdy pro vinutí byla brána celá plocha (jak vnitřní, tak mezi zuby, tak vnější) a na těchto plochách je hodnota

koeficientu značně odlišná. Mezi zuby téměř kapalina neproudí, zatímco po vnější a vnitřní části voda proudí mnohem více (*Obr. 6.5*).

Seznam literatury a informačních zdrojů

- [1] LI, Tao, Youtong ZHANG, Yuxiu LIANG, Qiang AI a Haishi DOU. Thermal Analysis of the Yokeless and Segmented Armature Axial Flux In-wheel Motor. In: *2020 International Conference on Artificial Intelligence and Computer Engineering (ICAICE)* [online]. IEEE, 2020, 2020, s. 449-452 [cit. 2022-01-07]. ISBN 978-1-7281-9146-1. Dostupné z: doi:10.1109/ICAICE51518.2020.00094
- [2] CHANG, Jiujian, Yanen FAN, Jinglai WU a Bo ZHU. A Yokeless and Segmented Armature Axial Flux Machine With Novel Cooling System for In-Wheel Traction Applications. *IEEE Transactions on Industrial Electronics* [online]. 2021, **68**(5), 4131-4140 [cit. 2022-01-07]. ISSN 0278-0046. Dostupné z: doi:10.1109/TIE.2020.2982093
- [3] VANSOMPEL, Hendrik, Ahmed HEMEIDA a Peter SERGEANT. Stator heat extraction system for axial flux yokeless and segmented armature machines. In: *2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)* [online]. IEEE, 2017, 2017, s. 1-7 [cit. 2022-01-07]. ISBN 978-1-5090-4281-4. Dostupné z: doi:10.1109/IEMDC.2017.8001873
- [4] F. Marcolini, G. De Donato, F. G. Capponi and F. Caricchi, "Direct Oil Cooling of End-Windings in Torus-Type Axial-Flux Permanent-Magnet Machines," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 57, no. 3, pp. 2378-2386, May-June 2021, doi: 10.1109/TIA.2021.3059811.
- [5] A. Gu, B. Ruan, W. Cao, Q. Yuan, Y. Lian and H. Zhang, "A General SVM-Based Multi-Objective Optimization Methodology for Axial Flux Motor Design: YASA Motor of an Electric Vehicle as a Case Study," in *IEEE Access*, vol. 7, pp. 180251-180257, 2019, doi: 10.1109/ACCESS.2019.2958088.
- [6] Woolmer, T.J. and McCulloch, M.D. (2007) Analysis of the Yokeless And Segmented Armature Machine. (IEMDC 2007) doi: 10.1109/IEMDC.2007.382753
- [7] TONG, Wei. *Mechanical design of electric motors*. Boca Raton: CRC Press, 2014. ISBN 978-1-4200-9143-4.
- [8] ČUPR, Pavel. Název: *Metoda konečných prvků pro úlohy přenosu tepla*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2013. 58 s., 1 příloha. Vedoucí práce doc. Ing. Josef Štětina, Ph.D. [cit. 2021-04-20]
- [9] J. Velandy, A. Garg and C. S. Narasimhan, "Continuous Thermal Overloading Capabilities of Ester Oil Transformers in Oil Directed Cooling Conditions," *2020 IEEE 9th Power India International Conference (PIICON)*, 2020, pp. 1-7, doi: 10.1109/PIICON49524.2020.9113026.
- [10] Nadolny, Zbigniew & Dombek, Grzegorz. (2017). *Thermal properties of mixtures of mineral oil and natural ester in terms of their application in the transformer*. E3S Web of Conferences. 19. 01040. 10.1051/e3sconf/20171901040.

Seznam Obrázku

<i>Obr.1.1: Model motoru s axiálním tokem YASA [5]</i>	3
<i>Obr.1.2: YASA provedení [6]</i>	4
<i>Obr. 2.1: Rozložení teploty uvnitř motoru (vlevo) a průběh oteplení jednotlivých částí (vpravo) [1]</i>	5
<i>Obr. 2.3: Provedení chladicího kanálu [2]</i>	6
<i>Obr. 2.4: Porovnání ztrát SMC a klasických plechů [2]</i>	6
<i>Obr. 2.5: Provedení palců pro odvod tepla ze statoru. (1) Ložisko (2) Koncová plastová destička (3) Plechové jho tvořené šesti různými tvary profilu (4) Vnořený palec pro odvod tepla (5) Koncentrické vinutí (6) Laminovaná kostra statoru [3]</i>	7
<i>Obr. 2.6: Srovnání odvodu tepla bez palců (a) a s nimi (b) [3]</i>	8
<i>Obr. 2.7: Průběh ohřevu stroje pomocí simulace (a) a změřené teploty (b) [3]</i>	8
<i>Obr. 2.8: Torus-type stroj s naznačeným tepelným tokem [4]</i>	9
<i>Obr. 2.9: Nepřímé provedení vodního chlazení [4]</i>	9
<i>Obr. 2.10: Systém přímého chlazení pomocí oleje [4]</i>	10
<i>Obr. 2.11: Vliv teploty oleje na odvod ztrát [4]</i>	10
<i>Obr.2.12: Rozložení teploty uvnitř 3D modelu [4]</i>	11
<i>Obr.2.13: Výsledky testu použití různých olejů [4]</i>	11
<i>Obr. 2.14: Srovnání účinnosti nepřímého vodního a přímého olejového chlazení [4]</i>	12
<i>Obr. 3.1: Celý model stroje</i>	14
<i>Obr.3.2: Model stroje s vnitřním chlazením</i>	15
<i>Obr.3.3: Model stroje s vnitřním chlazením (řez)</i>	15
<i>Obr.3.4: Model stroje s chladicím kanálem v kostře</i>	16
<i>Obr.3.5: Model stroje s chladicím kanálem v kostře (řez)</i>	16
<i>Obr.3.6: Model stroje s chladicím kanálem v kostře (zjednodušení)</i>	17
<i>Obr. 4.1: Vyznačení tepelných uzlů v modelu stroje (1)</i>	23
<i>Obr. 4.2: Vyznačení tepelných uzlů v modelu stroje (2)</i>	23
<i>Obr. 4.3 Tepelná síť</i>	27
<i>Obr. 4.4: RC článek tepelného obvodu</i>	31
<i>Obr. 4.5: Kód pro výpočet přechodného děje v MATLABU</i>	32
<i>Obr. 4.6: Kód pro přepočítání odporu v závislosti na teplotě</i>	33
<i>Obr. 4.7: Průběh oteplení v uzlu 32 (střední část vinutí) pro chlazení kostrou</i>	33
<i>Obr. 4.8: Průběh oteplení v uzlu 33 (vrchní část vinutí) pro chlazení kostrou</i>	34
<i>Obr. 4.9: Průběh oteplení v uzlu 34 (spodní část vinutí) pro chlazení kostrou</i>	34
<i>Obr. 4.10: Průběh oteplení v uzlu 32 (střední část vinutí) pro vnitřní chlazení</i>	35
<i>Obr. 4.11: Průběh oteplení v uzlu 33 (střední část vinutí) pro vnitřní chlazení</i>	35
<i>Obr. 4.12: Průběh oteplení v uzlu 33 (střední část vinutí) pro vnitřní chlazení</i>	36
<i>Obr. 5.1: Nalevo celková mesh a vpravo řez sítě a označení kvality</i>	39
<i>Obr. 5.2: Oteplení kostry a chladiva (řez) a oteplení samotné vody</i>	39
<i>Obr. 5.3: Rychlost chladicí kapaliny</i>	40
<i>Obr. 5.4: Oteplení chladiva při přetížení (řez) a oteplení samotné vody</i>	41
<i>Obr. 5.5: Zasiťování modelu s vnitřním chlazením</i>	41
<i>Obr. 5.6: Oteplení vody uvnitř statoru</i>	42
<i>Obr. 5.7: Rychlost proudění chladiva uvnitř statoru</i>	42
<i>Obr. 5.8: Oteplení kapaliny v radiálním směru statoru</i>	43
<i>Obr. 5.9: Vlevo mesh pro chlazení kostrou a vpravo mesh pro vnitřní chlazení</i>	44
<i>Obr. 5.10: Objemová mesh oblasti vzduchové mezery a magnetu, vlevo chlazení kostrou vpravo vnitřní chlazení</i>	44
<i>Obr. 5.11: Objemová mesh ve statoru se zaměřením na zub, vinutí a oblast vzduchu (vlevo) a oblasti vody (vpravo)</i>	45
<i>Obr. 5.12: Tvar vzorce pro vinutí 101 vloženého do Fluentu</i>	46
<i>Obr. 5.13: Ukázka nastavení rotačního pohybu stěny</i>	46
<i>Obr. 6.1: Rozložení teploty při jmenovitém zatížení</i>	47
<i>Obr. 6.2: Rozložení teploty při jmenovitém zatížení (řez)</i>	48
<i>Obr. 6.3: Teplota permanentních magnetů</i>	48
<i>Obr. 6.4: Teplota chladiva</i>	49
<i>Obr. 6.5: Proudění chladiva</i>	49
<i>Obr. 6.6: Proudění vzduchu ve vzduchové mezeře</i>	50
<i>Obr. 6.7: Rozložení teploty při přetížení</i>	51

<i>Obr. 6.8: Rozložení teploty při přetížení (řez)</i>	52
<i>Obr. 6.9: Teplota PM při přetížení</i>	53
<i>Obr. 6.10: Teplota chladiva při přetížení</i>	54
<i>Obr. 6.11: Rozložení teploty při chvilkovém přetížení</i>	55
<i>Obr. 6.12: Průběh oteplení vinutí a zubu při přetížení chlazení kostrou</i>	55
<i>Obr. 6.13: Průběh oteplení vinutí a chladiva při přetížení pro vnitřní chlazení</i>	56
<i>Obr. 6.14: Rozložení teploty při chvilkovém přetížení (řez)</i>	56
<i>Obr. 6.15: Teplota PM při chvilkovém přetížení</i>	57
<i>Obr. 6.16: Teplota chladiva při chvilkovém přetížení</i>	57
<i>Obr. 6.17: Rozložení teploty v průřezu stroje (vlevo), oteplení chladiva (vpravo)</i>	58
<i>Obr. 6.18: Průtok chladiva statorem</i>	59
<i>Obr. 6.19: Průběh oteplení chladiva</i>	59

Seznam Tabulek

<i>Tab. 3.1: Domluvené parametry a parametry dané EM návrhem</i>	13
<i>Tab.3.2: Materiálové parametry jednotlivých částí stroje</i>	18
<i>Tab.3.3: Dopočtené hmotnosti jednotlivých částí stroje</i>	19
<i>Tab.3.4: Dopočtené tepelné kapacity jednotlivých uzlů sítě chlazení kostrou</i>	20
<i>Tab.3.5: Dopočtené tepelné kapacity jednotlivých uzlů sítě pro vnitřní chlazení</i>	20
<i>Tab.4.1: Analogie mezi tepelným a elektrickým obvodem</i>	21
<i>Tab. 4.2 Popis teplotních uzlů</i>	24
<i>Tab. 4.3: Popis odporů mezi uzly teplené sítě</i>	28
<i>Tab. 4.4: Ztráty vznikající v jednotlivých částech stroje</i>	29
<i>Tab. 4.5: Ztráty vznikající v jednotlivých částech stroje</i>	29
<i>Tab. 4.6: Teploty v ustáleném stavu pro jmenovité zatížení a přetížení motoru</i>	30
<i>Tab. 5.1: Srovnání kvality meshy obou variant</i>	44
<i>Tab. 5.2: Přepočet ztrát na objem pro přetížení 100 kW</i>	49
<i>Tab. 6.1: Průměrná teplota chladiva při odtoku ze stroje</i>	50
<i>Tab. 6.2: Průměrná teplota chladiva při odtoku ze stroje</i>	54
<i>Tab. 6.3: Parametry Oleje na bázi esterů při 80 °C</i>	58
<i>Tab. 7.1: Srovnání výsledků jednotlivých metod</i>	60

Seznam Příloh

- I) Elektromagnetický návrh stroje

- II) Tepelná síť (vnitřní chlazení)

- III) Kód v MATLABU pro výpočet tepelné sítě (chlazení kostrou)

- IV) Kód v MATLABU pro výpočet tepelné sítě (vnitřní chlazení)

- V) Vykreslené průběhy oteplení jednotlivých uzlů sítě (chlazení kostrou)

- VI) Vykreslené průběhy oteplení jednotlivých uzlů sítě (vnitřní chlazení)

- VII) Výkres stroje (chlazení kostrou)

- VIII) Výkres stroje (vnitřní chlazení)