

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

FAKULTA ELEKTROTECHNICKÁ

KATEDRA ELEKTROMECHANIKY A VÝKONOVÉ ELEKTRONIKY

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Elektromagnetický návrh synchronního motoru s PM

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
Fakulta elektrotechnická
Akademický rok: 2017/2018

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE
(PROJEKTU, UMĚLECKÉHO DÍLA, UMĚLECKÉHO VÝKONU)

Jméno a příjmení: **Bc. Václav FIALA**
Osobní číslo: **E16N0050P**
Studijní program: **N2612 Elektrotechnika a informatika**
Studijní obor: **Průmyslová elektronika a elektromechanika**
Název tématu: **Elektromagnetický návrh synchronního motoru s PM**
Zadávající katedra: **Katedra elektromechaniky a výkonové elektroniky**

Z á s a d y p r o v y p r a c o v á n í :

1. Definujte parametry potřebné k elektromagnetickému návrhu synchronního motoru s PM kolejového vozidla s přímým nápravovým pohonem.
2. Proveďte elektromagnetický návrh včetně teplotního výpočtu synchronního motoru s permanentními magnety kolejového vozidla s přímým nápravovým pohonem.
3. Definujte v návrhu použitelné varianty uložení magnetů a optimalizujte výšku povrchově uložených magnetů.
4. Ověřte návrh motoru pomocí MKP. Analyzujte vliv použitých materiálů PM na provozní vlastnosti motoru.
5. Vytvořte 3D model synchronního motoru.

Rozsah grafických prací: podle doporučení vedoucího

Rozsah kvalifikační práce: 40 - 60 stran

Forma zpracování diplomové práce: tištěná/elektronická

Seznam odborné literatury:

1. Hendershot, J. and Miller, T. (2010). Design of brushless permanent-magnet machines. 1st ed. Venice, Florida: Motor Design Books. ISBN 9780984068708
2. Hrabovcová, V.; Jokinen; T.; Pyrhönen, J.: Design of rotating electrical machines, Wiley, 2008. ISBN 978-0-470-69516.
3. Kopylov, I. P., kol.: Stavba elektrických strojů. Praha, STNL/MIR, 1988.
4. Vishnu Murthy, K. (2008). Computer-Aided Design of Electrical Machines. 1st ed. Global Media. ISBN 978-81-780-146-3
5. Databáze ieee.org

Vedoucí diplomové práce: Ing. Roman Pechánek, Ph.D.

Katedra elektromechaniky a výkonové elektroniky

Datum zadání diplomové práce: 10. října 2017

Termín odevzdání diplomové práce: 24. května 2018


Doc. Ing. Jiří Hammerbauer, Ph.D.
děkan




Prof. Ing. Václav Kůs, CSc.
vedoucí katedry

V Plzni dne 10. října 2017

Abstrakt

Předkládaná diplomová práce se zabývá návrhem inovativního synchronního motoru s permanentními magnety pro přímý náhon nápravy trakčního vozidla. Je zde proveden elektromagnetický návrh motoru, který je následně ověřen metodou konečných prvků programem Ansys Maxwell. V elektromagnetickém návrhu je podrobněji rozebrána volba parametrického optima permanentních magnetů s ohledem na provozní vlastnosti, zejména pak elektromagnetickou indukci. Na základě výpočtů byl sestaven 3D model motoru a chlazení v programu SolidWorks. Sestaveny jsou 2 typy chladičů. Tím prvním je chladič s axiálním prouděním chladiva a druhým chladič s prouděním tangenciálním. Oba modely byly pak následně převedeny do programu Ansys CFX, kde byla provedena CFD simulace a následné tepelné výpočty.

Klíčová slova

Permanentní magnety, synchronní motor, syntegra, metoda konečných prvků, Ansys, elektromagnetický návrh, magnetický obvod, simulace, kolejová vozidla

Abstract

This master thesis deals with the design of an innovative synchronous motor with permanent magnets for direct drive of the traction vehicle. First of all, an electromagnetic calculation of the engine is made, which is subsequently verified by the finite element method by Ansys Maxwell. The electromagnetic design analyzes in more detail the selection of the parameter optima permanent magnets with regard to the operational properties, especially the electrical induction. On the basis of the calculations, a 3D model of engine and cooling was created in SolidWorks. There are 2 types of water cooling. The first one is a cooler with axial coolant flow and the other is a tangential flow cooler. Both models were then transferred to the Ansys CFX program, where CFD simulation and heat calculations were made.

Key words

Permanent magnets, synchronous motor, Syntegra, finite element method, Ansys, eletromagnetic design, magnetic circuit, simulation, rail vehicles

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 diplomové práce, je legální.

.....

Podpis

V Plzni dne 16. 5. 2018

Václav Fiala

Poděkování

Rád bych poděkoval vedoucímu diplomové práce Ing. Romanovi Pechánkovi, Ph.D., bez kterého by tato práce nevznikla, za cenné profesionální rady, připomínky a především za vše, co mě naučil.

Obsah

SEZNAM SYMBOLŮ A ZKRATEK	10
ÚVOD.....	16
1 SYNCHRONNÍ MOTORY PRO KOLEJOVÁ VOZIDLA	17
1.1 KONCEPCE KLASICKÉHO POHONU KOLEJOVÉHO VOZIDLA S PŘEVODOVKOU.....	17
1.2 PŘÍMO NÁPRAVOVÉ TRAKČNÍ MOTORY A JEJICH VÝVOJ.....	18
1.3 SYNTEGRA.....	19
1.3.1 Základní charakteristika systému.....	19
1.3.2 Topologie motoru a integrace jednotlivých technologií	19
1.3.3 Podvozek a uložení motoru	21
1.3.4 Brzdový systém.....	22
1.3.5 Řízení.....	24
2 ELEKTROMAGNETICKÝ NÁVRH	25
2.1 ZADANÉ PARAMETRY	25
2.2 VÝPOČET HLAVNÍCH PARAMETRŮ A ROZMĚRŮ.....	25
2.2.1 Návrh vinutí.....	27
2.2.2 Výpočet magnetického obvodu.....	29
2.2.3 Návrh statorové drážky pro vsypávané vinutí.....	30
2.2.4 Návrh statorové drážky pro vkládané vinutí	32
2.2.5 Srovnání obou typů drážek.....	36
2.3 VOLBA A VÝPOČET PERMANENTNÍCH MAGNETŮ	37
2.3.1 Popis použitých magnetů.....	37
2.3.2 Postup při volbě magnetů.....	38
2.3.3 Povrchové uložení	39
2.3.4 Parametry magnetů.....	40
2.3.5 Výpočet rozměrů permanentních magnetů.....	41
2.4 VÝPOČET ODPORŮ VINUTÍ	44
2.5 VÝPOČET INDUKČNOSTÍ, REAKTANCÍ A ROZPTYLŮ VINUTÍ	45
2.6 STANOVENÍ ZTRÁT A VÝPOČET ÚČINNOSTI STROJE	47

2.7	MODEL MOTORU	48
2.8	CHLAZENÍ	49
2.8.1	<i>Model tepelného pole [12],[13]</i>	50
3	OVĚŘENÍ NÁVRHU POHONNÉHO SYSTÉMU	
	METODOU KONEČNÝCH PRVKŮ.....	51
3.1	SESTAVENÍ VÝPOČETNÍHO MODELU V ANSYS RMXprt	51
3.1.1	<i>Stator</i>	52
3.1.2	<i>Lichoběžníková Drážka</i>	52
3.1.3	<i>Rovná drážka</i>	53
3.1.4	<i>Vinutí</i>	54
3.1.5	<i>Rotor a póly</i>	55
3.1.6	<i>Nastavení analýzy</i>	57
3.2	OVĚŘENÍ METODOU KONEČNÝCH PRVKŮ V ANSYS MAXWELL.....	57
3.2.1	<i>Výsledky analýzy stroje s lichoběžníkovými drážkami</i>	57
3.2.2	<i>Výsledky analýzy stroje s rovnými drážkami</i>	62
3.3	TEPELNÝ VÝPOČET	67
3.3.1	<i>Geometrie chladičů</i>	67
3.3.2	<i>Postup a nastavení simulace</i>	70
3.3.3	<i>Výsledky oteplení chladičů</i>	72
3.3.4	<i>Nastavení tepelného modelu</i>	75
3.3.5	<i>Výsledky celkového oteplení motoru</i>	77
3.3.6	<i>Další možnosti výpočtu oteplení</i>	78
3.3.7	<i>Analytický výpočet oteplení</i>	81
3.3.8	<i>Výsledky tepelných výpočtů drážkových náhrad provedených MKP</i>	85
4	ZÁVĚR	92
	SEZNAM LITERATURY A INFORMAČNÍCH ZDROJŮ	95

Seznam symbolů a zkratk

A.....	Obvodová proudová hustota [A/m]
a.....	Počet paralelních větví [-]
a _{ss}	Počet paralelních větví pro DC vinutí [-]
B.....	Magnetická indukce [T]
B _δ	Magnetická indukce ve vzduchové mezeře [T]
B _{hmax}	Maximální energetický součin [kJ/m ³]
B _{j1}	Magnetická indukce ve jhu statoru [T]
B _{j2}	Magnetická indukce ve jhu rotoru [T]
B _m	Magnetická indukce permanentního magnetu [T]
B _r	Remanentní magnetická indukce [T]
B _{z(stř)}	Střední magnetická indukce v zubu [T]
B _{z1/2}	Magnetická indukce v polovině zubu [T]
B _{z1}	Magnetická indukce v patě zubu [T]
B _{z2}	Magnetická indukce ve středu zubu [T]
B _{z3}	Magnetická indukce v hlavě zubu [T]
b _c	Střední šířka cívky [m]
b _d	Šířka drážky pro vkládané vinutí [m]
b _m	Šířka permanentního magnetu [m]
b _z	Šířka zubu [m]
b _{z1}	Šířka v patě zubu [m]
b _{z2}	Šířka ve středu zubu [m]
b _{z3}	Šířka v hlavě zubu [m]
b ₀	Otevření drážky [m]
b ₁	Šířka drážky pro vsypávané vinutí [m]
b ₂	Šířka drážky u hlavy zubu pro vsypávané vinutí [m]
C.....	Essonův činitel [-]
C _{d1}	Činitel podélné složky první harmonické magnetické indukce [-]
c _p	Měrná tepelná kapacita [J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹]
cos φ.....	Účinnost [-]
D _e	Vnější průměr statoru [m]
D _{kola}	Průměr kola [m]

D_1	Vnitřní průměr statoru [m]
D_2	Vnější průměr rotoru [m]
D_{1z}	Průměr hlavy zubu pro vkládané vinutí [m]
D_{2z}	Průměr středu zubu pro vkládané vinutí [m]
D_{3z}	Průměr paty zubu pro vkládané vinutí [m]
d_i	Průřez dílčího vodiče [m]
d_j	Průřez vodiče při náhradě vodiče kombinací vodiče a izolace [m]
f	Frekvence [Hz]
H	Intenzita magnetického pole [A/m]
H_c	Koercitivní intenzita magnetického pole [A/m]
H_{j1}	Intenzita magnetického pole jha statoru [A/m]
H_{j2}	Intenzita magnetického pole jha rotoru [A/m]
H_m	Intenzita magnetického pole permanentního magnetu [A/m]
H_z	Intenzita magnetického pole v zubu [A/m]
H_δ	Intenzita magnetického pole ve vzduchové mezeře [A/m]
h	Součinitel přestupu tepla mezi motorem a chladícím médiem [-]
h_{d2}	Výška rovné drážky [m]
h_d	Výška drážky [m]
h_{j1}	Výška jha statoru [m]
h_m	Výška permanentního magnetu [m]
h_z	Výška zubu statoru [m]
h_0	Výška zapuštění zubu statoru [m]
h_1	Výška drážkové části s vinutím [m]
h_2	Výška uzavření drážky pro vsypávané vinutí [m]
I_{fn}	Jmenovitá hodnota fázového proudu [A]
K_ε	Činitel izolace čel [-]
K_v	Činitel vyložení čel [-]
k_c	Carterův činitel [-]
k_e	Činitel poměru indukovaného a jmenovitého napětí [-]
k_{Fe}	Činitel plnění železa [-]
k_{Fe_z}	Činitel plnění železa zubu statoru [-]
k_{Fe_j}	Činitel plnění železa jha statoru [-]
k_v	Činitel vinutí [-]
k_w	Činitel využití drážky [-]

k_{β}	Koeficient činitele zkrácení kroku [-]
k_{β}'	Koeficient činitele zkrácení kroku ve druhé iteraci [-]
L_{ac}	Rozptylová indukčnost [H]
L_{dif}	Diferenční indukčnost [H]
L_{μ}	Magnetizační indukčnost [H]
l	Délka stroje [m]
l_c	Střední délka cívky [m]
$l_{\check{c}}$	Délka čela [m]
l_e	Efektivní délka stroje [m]
l_{j1}	Střední délka siločáry jha statoru [m]
l_{j2}	Střední délka siločáry jha rotoru [m]
$l_{iz(x,y)}$	Tloušťka izolace vodiče ve směru x, y [m]
$l_{cu(x,y)}$	Šířka vodiče ve směru x, y [m]
l_p	Šířka papírové izolace pro výpočet náhrady kombinací vodiče a izolace [m]
l_s	Šířka drážky pro výpočet náhrady kombinací vodiče a izolace [m]
l_v	Výška drážky pro výpočet náhrady kombinací vodiče a izolace [m]
M_n	Jmenovitý moment [N·m]
m	Počet fází [-]
m'	Matematický počet fází [-]
$m_{Fe_{j1}}$	Hmotnost jha statoru [kg]
m_{Fe_z}	Hmotnost zubů statoru [kg]
$N_{c/s}$	Počet cíveček ve skupině [-]
N_s	Počet závitů v sérii [-]
N_{sv}	Počet skupin vinutí [-]
$N_{sv/f}$	Počet skupin vinutí na fázi [-]
n	Otáčky [ot/min]
n_d	Počet vodičů [-]
P	Tepelné ztráty [$W \cdot m^2$]
P_n	Jmenovitý výkon [W]
p	počet pólpárů [-]
Q	Počet drážek statoru [-]
Q_f	Počet drážek na fázi [-]
Q_p	Počet drážek na pól [-]
q	Počet drážek na pól a fázi [-]

$R_{Cu_{20}}$	Odpor vinutí při teplotě 20°C [Ω]
$R_{Cu_{120}}$	Odpor vinutí při teplotě 120°C [Ω]
r_a	Poměrná hodnota odporu vinutí [-]
S_{Cu}	Obsah mědi ve statorové drážce [mm^2]
S_d	Plocha statorové drážky [mm^2]
S_i	Vnitřní elektromagnetický výkon [VA]
S_n	Jmenovitý zdánlivý výkon [VA]
S_{v1}	Průřez jednoho vodiče [mm^2]
T	Teplota [K]
T_f	Teplota železa [K]
T_{in}	Teplota na vstupu do chladiče [K]
T_{out}	Teplota na výstupu chladiče [K]
T_w	Teplota vody [K]
t_{d1}	Drážková rozteč [m]
t_{d2}	Drážková rozteč ve středu zubu pro vsypávané vinutí [m]
t_{d3}	Drážková rozteč v hlavě zubu pro vsypávané vinutí [m]
t_p	Pólová rozteč [m]
U_f	Fázové napětí [V]
U_i	Indukované napětí [V]
U_m	Magnetické napětí [A]
U_n	Jmenovité napětí [V]
U_s	Sdružené napětí [V]
v	Rychlost proudění chladiiva [m/s]
$X_{a\sigma}$	Rozptylová reaktance [Ω]
X_{ad}	Podélná reaktance [Ω]
X_d	Synchronní reaktance [Ω]
x_d	Synchronní reaktance v poměrných jednotkách [-]
y_k	Krok na komutátoru [-]
y_{1d}	Krok vinutí na počet drážek [-]
y_1	Přední cívkový krok [-]
y_2	Zadní cívkový krok [-]
Z_n	Jmenovitá impedance [Ω]
α	Součinitel přestupu tepla [W/m^2K]
α_{Cu}	Součinitel přestupu tepla mědi [W/m^2K]

β	Činitel zkrácení kroku [-]
γ	Měrná elektrická vodivost [S/m]
γ_{Cu_20}	Měrná elektrická vodivost mědi při 20°C [S/m]
γ_{Cu_120}	Měrná elektrická vodivost mědi při 120°C [S/m]
Δ_{iz}	Přírůstek izolace [m]
ΔP	Celkové ztráty [W]
ΔP_{Fe}	Celkové ztráty v železe [W]
ΔP_{Fe_j}	Celkové ztráty v železe jha statoru [W]
ΔP_{Fe_z}	Celkové ztráty v železe v zubech statoru [W]
ΔP_j	Celkové jouleovy ztráty [W]
ΔP_m	Celkové mechanické ztráty [W]
Δt	Tepelný úbytek [K]
ΔU_{j1}	Úbytek magnetického napětí statorového jha [A]
ΔU_{j2}	Úbytek magnetického napětí rotorového jha [A]
ΔU_z	Úbytek magnetického napětí v zubech statoru [A]
δ	Vzduchová mezera [m]
δ'	Vzduchová mezera ve druhé iteraci [m]
δ_{ef}	Efektivní vzduchová mezera [m]
η	Účinnost [%]
λ	Tepelná vodivost [W/mK]
λ_{Cu}	Tepelná vodivost mědi [W/mK]
λ_{ξ}	Činitel magnetické vodivosti rozptylu čel [-]
λ_{δ}	Činitel magnetické vodivosti drážkového rozptylu [-]
λ_{iz}	Tepelná vodivost izolace [W/mK]
μ_r	Relativní permeabilita [-]
μ_0	Permeabilita vakua [H/m]
ρ	Objemová hustota [kg·m ⁻³]
ρ_{Cu_20}	Rezistivita mědi při 20°C [Ω]
ρ_{Cu_120}	Rezistivita mědi při 120°C [Ω]
ρ_{Fe}	Objemová hustota železa [kg·m ⁻³]
σ_{Cu}	Proudová hustota [A/mm ²]
τ_{diff}	Činitel diferenčního rozptylu [-]
ϕ	Magnetický tok [Wb]
ϕ_{j1}	Magnetický tok jha statoru [Wb]

- ϕ_{z1} Magnetický tok v patě zubu [Wb]
 ϕ_{z2} Magnetický tok ve středu zubu [Wb]
 ϕ_{z3} Magnetický tok v hlavě zubu [Wb]
 $2p$ Počet pólů [-]
 $2u$ Počet vrstev vinutí v drážce [-]

Úvod

Cílem práce je provést elektromagnetický návrh synchronního motoru s permanentními magnety včetně tepelných výpočtů. Konkrétně se jedná o inovativní stroj pro přímý náhon nápravy bez převodovky. Před samotným návrhem je třeba určit, o jakou aplikaci se jedná. V tomto případě jde o pohon nápravy vozidla metra. Nejprve je třeba stanovit délku stroje s ohledem na rozchod kolejí a kol, dále pak průměr celého stroje včetně chladiče, který by měl být zhruba o třetinu menší než je průměr kola, aby bylo možné zapouzdřený stroj dostatečně upevnit a odpružit.

Provozní vlastnosti a hlavně výkon motorů s permanentními magnety závisí na volbě permanentních magnetů. Z tohoto důvodu je v práci řešen výpočet rozměrů a materiálů permanentních magnetů. Výpočty jsou provedeny pro čtyři vzorky typu NdFeB a SmCo vybraných tak, aby bylo možné porovnat vliv velikosti koercitivity a energetického součinu na provozní vlastnosti stroje, sestavit tak porovnávací škálu a tím vyřadit materiály nevyhovující pro konkrétní stroj. Ověření volby materiálu bylo provedeno metodou konečných prvků v samostatném článku a jeho výstupy jsou v práci použity.

Nedílnou součástí návrhu je také tepelný výpočet. Nejprve je třeba provést vhodnou volbu druhu chlazení a typu chladiče. Pro motor s výkonem 120 kW a velikostí takovou, aby ho bylo možné umístit na hřidel dvojkolí, připadá v úvahu vodní chlazení. Po dokončení elektromagnetického návrhu, byl vytvořen 3D model, ve kterém byly následně vymodelovány 2 druhy chladiče. Jedná se o chladiče s axiálním a tangenciálním prouděním. Tyto modely byly vytvořeny především kvůli CFD simulacím, ze kterých je možné určit tlak a množství vody v chladiči potřebné pro odvedení tepla vzniklé ztrátami motoru. Teplota chladiče, je v tepelném výpočtu brána jako krajová podmínka a je zkoumáno především oteplení statorového paketu, čel vinutí. Celý tepelný výpočet byl proveden metodou konečných prvků.

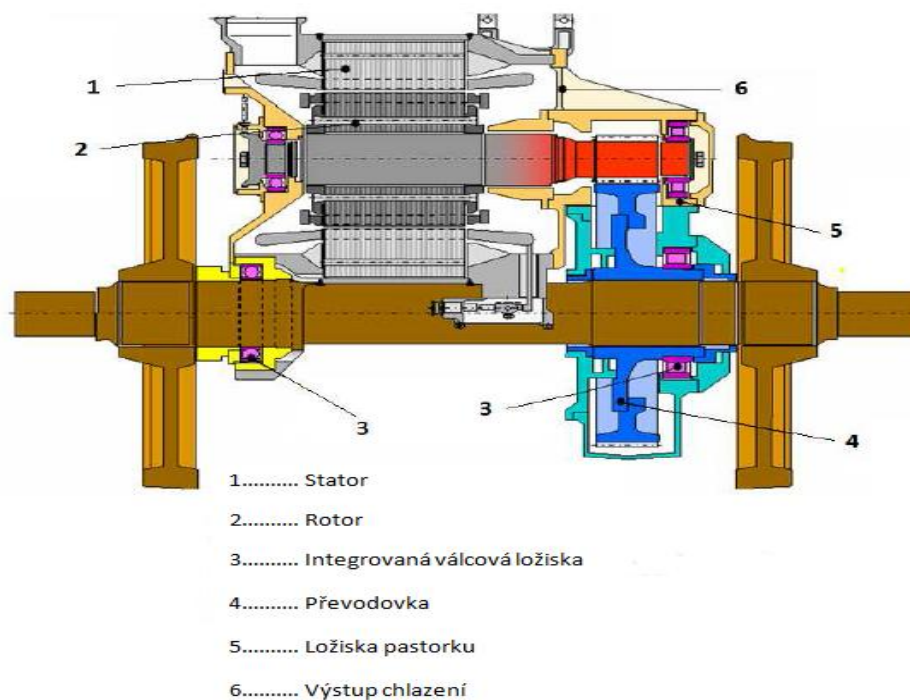
Práce je rozdělena na tři části. V první části je představena topologie motorů pro kolejová vozidla a zejména pak motor pro přímý náhon nápravy. Ve druhé části je analyticky proveden elektromagnetický návrh, výpočet rozměrů magnetů a jsou zde také stanoveny rozměry chladičů. Třetí část je věnována ověření návrhu metodou konečných prvků a tepelný výpočet stroje a CFD simulace.

1 Synchronní motory pro kolejová vozidla

V této části bude představena typická topologie motoru kolejových vozidel a topologie nápravového motoru s detailnějším popisem systému Syntegra kvůli vyzdvižení rozdílů a lepšímu úvodu do kontextu celé problematiky.

1.1 Koncepce klasického pohonu kolejového vozidla s převodovkou

Základem klasického trakčního pohonu je motor spojený s převodovkou přenášející moment na dvojkolí lokomotivy. Návrh jednotlivých pohonů elektrické lokomotivy závisí na její maximální rychlosti. Trakční motory lokomotiv mají běžně výkon v řádu tisíců kW (například 1600 kW). Maximální tažná síla standardního dvojkolí s průměrem hřídele 160 mm a rozkolím 1360 mm bývá okolo 75 kNm. Moderní nákladní lokomotivy dosahující rychlosti až 140 km/h musí mít motory integrované v jediném systému, který obsahuje samotný motor a převodovku umístěnou na válečková ložiska dvojkolí. Motor je upevněn na protilehlé straně pružnou vertikální opěrkou o rám podvozku. Pastorek čelního ozubení je zabudován do převodovky a nepřečnává jako u starších tlapových motorů. Chlazení se provádí jako vzduchové. [15], [6]



Obr. 1.1 Průřez motoru kolejového vozidla (14)

1.2 Přímé nápravové trakční motory a jejich vývoj

Myšlenka přímého pohonu dvojkolí není nic nového. Motory tohoto typu v provedení s dutou hřídelí byly používány už na začátku 20. století. Tento typ přímého nápravového pohonu se stejnosměrným motorem byl dále testován společností ŠKODA v roce 1987 a vznikla tak řada prototypů lokomotiv 169. Lokomotiva této řady s továrním označením 85 E0-ATM v počátku byla testována pro dva druhy podvozků, ze kterých nepřímo vycházel další vývoj přímého nápravových pohonů. [16]

Podvozek pro pomaloběžné motory

Šlo o podvozky, na kterých byly nasazeny dva asynchronní motory s dutým rotorem, a díky tomu odpadla klasická nápravová převodovka. Statory se upevňovaly v podvozkovém rámu. K rotorům se dále zařazovaly spojky, díky kterým se krouticí moment předával přímo do kol. Provedení těchto spojek se pro oba typy podvozků odlišovalo. Nejprve byla použita pružná ojníčková spojka s unášečem se dvěma rameny. Poté z důvodu požadavků na torzně poddajnější spojku se vybrala spojka složená z ohnutých pružinových pásů zakončených oky. Oba motory byly propojeny pomocí středních a koncových dílů a tak vznikl jeden montážní celek, který se následně mohl upevnit na rám podvozku. [16], [17]

Podvozek pro rychloběžné motory

Na rozdíl od podvozku pro pomaloběžné motory se tento typ odlišuje hlavně způsobem uložení motorů a přenosem točivého momentu na nápravu. Opět byly použity asynchronní motory s dutým rotorem, kterými ale v tomto případě procházel kloubový hřídel, ze kterého se točivý moment přenáší na pastorek převodové skříně. Převodová skřín byla pomocí závěsu připevněna k rámu podvozku a dosedala na valivá ložiska umístěná na nápravě. [17]

V roce 1990 se začaly uplatňovat částečně odpružené podvozky a zvýšila se tažná síla lokomotiv. S rozšířením permanentních magnetů na bázi vzácných zemin a se zkušenostmi z prototypů nápravových pohonů bylo možné začít s vývojem synchronních přímých nápravových trakčních motorů s permanentními magnety. Na počátku roku 2000 byl tento typ motoru zvažován jako alternativa pohonu pro rychlostní vlak ICE 3, nakonec ale nebyl využit a místo synchronního motoru s permanentními magnety se zvolilo použití asynchronních

motorů. Nicméně výsledky testů přímo nápravového trakčního motoru s permanentními magnety byly nad očekávání dobré, kde například účinnost tohoto typu stroje se blížila 97 %. Společnost Siemens, která stojí za vývojem těchto strojů, se rozhodla v roce 2006 uplatnit je jako pohonný systém nízkopodlažních jednotek metra kvůli jejich vysoké účinnosti a malým rozměrům. Pohonný systém byl nazván SYNTEGRA. [4]

1.3 SYNTEGRA

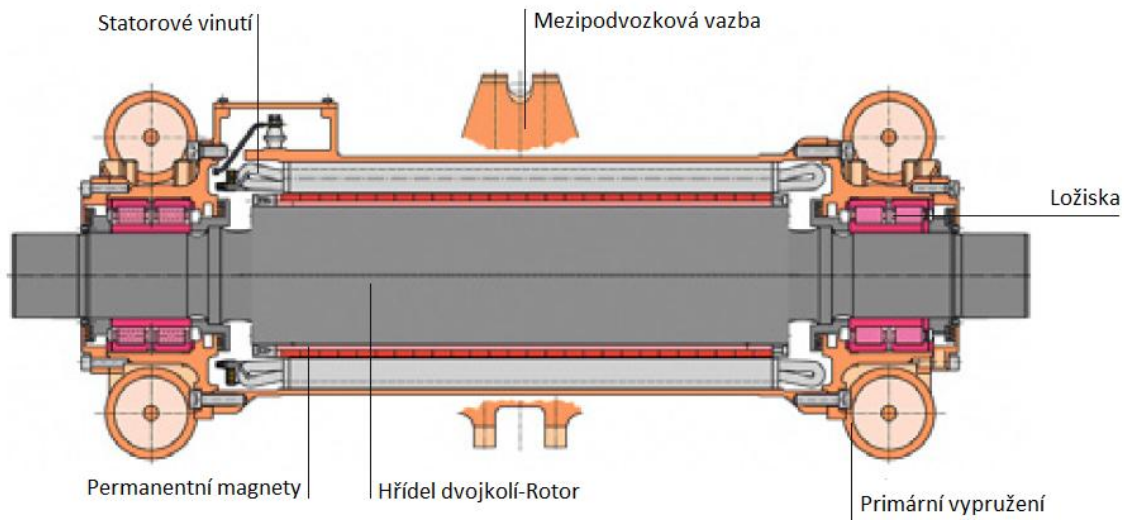
1.3.1 Základní charakteristika systému

Vývoj a optimalizace pohonných systémů v oblasti kolejové dopravy se většinou věnuje zdokonalování dílčích částí, mezi které patří převodovka, brzdový systém, motor a řízení. Společnost Siemens šla jiným směrem v porovnání s konkurencí. Místo zdokonalování jednotlivých částí pohonného systému integrovala vše do jediného kompletně zapouzdřeného mechatronického celku obsahujícího synchronní motor s permanentními magnety, řízení a brzdový systém. Mechanicky velmi náročný trakční pohon je tak nahrazen pohonem v celistvém systému.

Celý systém se tak stává kompaktním, sníží se jeho celková hmotnost a tím dojde k nárůstu tažné síly. Zabudovaná elektromagnetická brzda může zcela nahradit konvekční plně mechanickou ve funkci bezpečnostní brzdy. Díky této náhradě dojde ke snížení hlučnosti při brzdění, snížení znečišťujících emisí, které při brzdění vznikají, a především snížení nákladů na opravy a údržbu.

1.3.2 Topologie motoru a integrace jednotlivých technologií

Rozumné řešení pro přímo nápravový pohon je použití synchronních motorů s povrchovým uložením permanentních magnetů. Přímé nápravové pohony měly dutý rotor, který se následně s radiální vůlí nasouval na hřídel dvojkolí. V případě Syntegry jsou na hřídeli povrchově uloženy permanentní magnety a tvoří tak rotor motoru. Vinutí statoru je třífázové, postupné a je možné využít jak vsypávané, tak vkládané. Jaký druh vinutí využít, to záleží na typu statorové drážky, která může být lichoběžníková nebo obdélníková. V případě vsypávaného vinutí se využívá lichoběžníková drážka a naopak při vkládaném vinutí je využita drážka obdélníková. Kryt statoru je vyroben z litiny a v případě vzduchového chlazení má obdélníkový tvar.



Obr. 1.2 Průřez motoru systému SYNTEGRA [4]

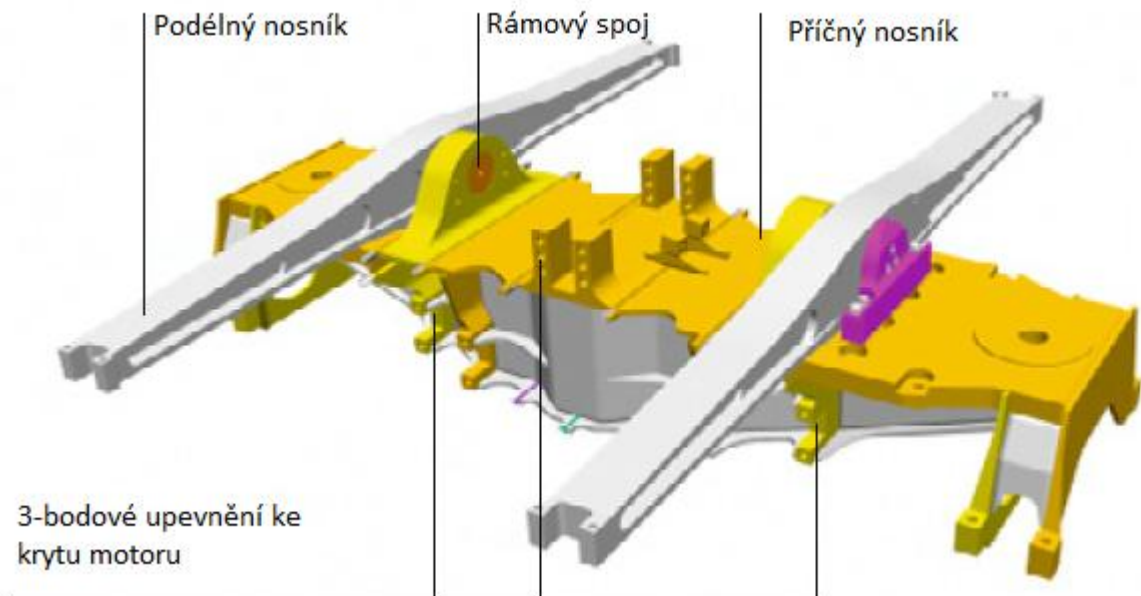
Jedna z hlavních inovací při přechodu na integrovaný přímý pohon je spojena s kombinací ložisek dvojkolí a ložisek motoru za účelem vytvoření jediného hlavního vnitřního ložiska.

Z pohledu provozu vlaku je zde mnoho výhod plynoucích z této kombinace. Jedna z hlavních výhod je, že odpadají omezení plynoucí z rozdílných průměrů při přeprofilování dvojkolí. Díky implementaci moderní kontroly prokluzu je možné zvýšit adhezi mezi kolem a kolejnicí v případě malého koeficientu třetí. Vibrace jsou o hodně nižší, pokud kontrola prokluzu probíhá na každé soupravě kol samostatně. Trakční motor je ovládán bezsenzorově s použitím nového trakčního řízení Sitrac. Regulační metoda spočívá v měření proudu a střední hodnoty napájecího napětí. S použitím vektorového řízení, kdy je sledována poloha rotoru, je mnohem jednodušší vlak zcela zastavit s použitím elektrodynamické brzdy, než je tomu tak v případě klasických asynchronních motorů.

Před integrací všech těchto technologií do jediného systému prošla Syntegra řadou intenzivních testů. V rámci těchto testů byly validovány elektrické a mechanické charakteristiky. Po uvedení do provozu celého systému se používá tzv. systémový testovací program. Během těchto testů se pohon chová tak, jak by se choval v běžném provozu. Zkoušky byly provedeny společností Siemens ve spolupráci se Stadtwerke München. [18]

1.3.3 Podvozek a uložení motoru

Rám podvozku se skládá z příčných nosníků, ke kterým jsou pružně připevněny dva nosníky podélné. Všechny síly působící kolmo na podvozek, patří sem síly od tlumičů a stabilizátorů, působí na příčný nosník, na kterém jsou upevněny. [18]



Obr. 1.3 Podvozkový rám [18]

Hmotnost vozidla je rovnoměrně a nekrouživě rozložena na pružinách prostřednictvím dvou příčných nosníků se stejnou roztečí. Výsledkem je, že tuhost pružin nemá skoro žádný vliv na ochranu před vykolejením. Vozidla s takovýmto typem uložení v podvozkovém rámu je možné konfigurovat na velmi velké užitečné zatížení bez větších dopadů na celkovou konstrukci. [18]

Vzhledem k tomu, že podvozek je přímo spojen s tělem vozidla přes kostru motoru, není podvozkový rám namáhán tahem. Výsledná symetrická zátěž trakčních motorů umožňuje optimální využití tažné síly a výkonu motoru. Navíc zátěž působící na nápravu je stejnoměrná, a tak nedochází k axiálním posunům zátěže. [18]

Ve srovnání s konvekčním typem podvozku metra se stejnou tažnou silou a konfigurací na užitečnou zátěž je tento prototyp o 15 % lehčí. Výsledná předpokládaná redukce hmotnosti

pro sériově vyráběný pohon by se podle předpokladů výrobce měla vyšplhat až na 30 %. Provozní náklady se tím sníží o 20 %. Značný dopad bude mít snížení váhy také na výši nákladů na opravy, jelikož dojde k nižšímu opotřebování zejména ložisek a nápravy vozidla. [18]

1.3.4 Brzdny systém

Oproti stejnosměrným a asynchronním strojům stroje s permanentními magnety mají vnitřní brzdny moment, pokud jsou připojeny k dostatečně velkým brzdny odporům. Tato vlastnost strojů s permanentními magnety otevírá možnost ke změně konceptu brzdny systémů pro kolejovou dopravu.

Moderní brzdny systémy využívají elektrodynamické (ED) regenerativní brzdy jako brzdy provozní a elektropneumatické (EP) třecí brzdy jako záchranné. Obě brzdy jsou na sobě zcela nezávislé. Třecí brzda je uvedena do provozu pokaždé, když je nutno nouzově brzdít a to i v případě, že je elektrodynamická brzda zcela funkční. Elektropneumatická třecí brzda vyžaduje spoustu komponentů kvůli zajištění správné funkce vzduchového hospodářství, které musí zabezpečit výrobu stlačeného vzduchu, jeho skladování a distribuci. Z toho důvodu jsou kladeny vysoké nároky na spolehlivost jejich jednotlivých komponent. [4]

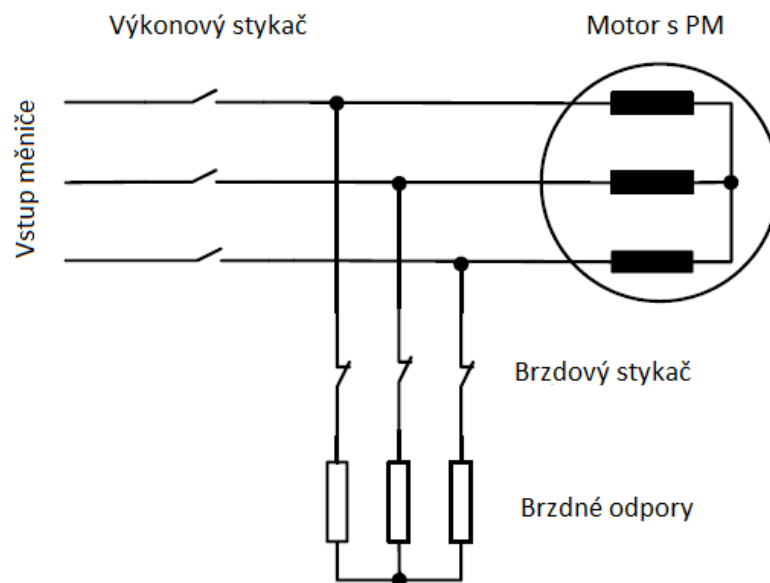
Proto se snažíme elektropneumatickou brzdu nahradit. V pohonných systémech se strojem s permanentními magnety tato náhrada možná je. To by znamenalo velké omezení použití, nebo dokonce odstranění elektropneumatické brzdy. Pozitivní dopady pak jsou:

- *Snížení opotřebenění abrazí*
- *Snížení hlučnosti*
- *Snížení emise nečistot vznikající při obrušování brzdových čelistí*
- *Méně údržby*

Cílem je zajistit jak provozní, tak i nouzové brzdění pomocí elektrodynamických brzd. Jako sekundární bezpečnostní brzdny systém bude namísto pneumatické brzdy využita bezpečnostní elektrická brzda. Řízení této brzdy bude mít zároveň za úkol detekovat poruchy funkce elektrodynamické brzdy v případě nutnosti nouzového brzdění, např. podle porovnání nominálních a skutečných hodnot. [4], [18]

Bezpečnostní elektrická brzda obsahuje následující komponenty:

- *Trakční motor s PM*
- *Třífázovou brzdou*
- *Stykače pro odpojení měniče*
- *Stykače pro připojení brzdového odporu*



Obr. 1.4 *Bezpečnostní elektrická brzda [4]*

Odpojení měniče je důležité k jeho ochraně před zničením a zároveň také k eliminaci jakýchkoliv negativních vlivů na mikroprocesorové řízení pohonu během nouzového brzdění. Dalo by se říci, že kvůli dostupnosti komponentů potřebných k sestavení elektrické brzy a její jednoduchosti není problém ji nasadit, ale je třeba splnit několik standardů. První nutnou podmínkou je vyhovět standardům evropské normy EN 61508 pro poruchu a funkčnost bezpečnostních brzd. Spolehlivost jednotlivých komponent, ze kterých je třeba při určování poruchovosti a funkčnosti vycházet, závisí na konfiguraci kolejového vozidla. [4], [18], [19]

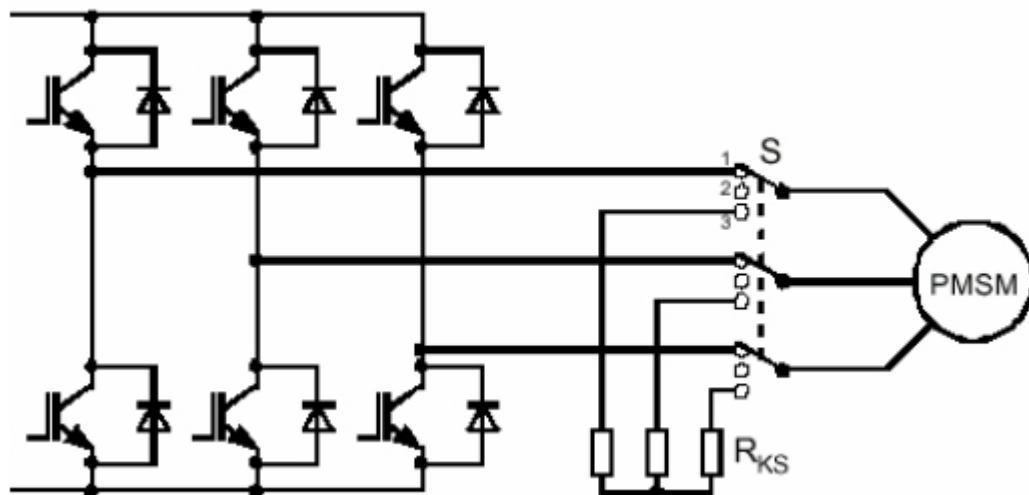
Průběh brzdného momentu je možné nastavit pomocí odporů. Při použití odporů s nižší hodnotou se maximální moment posune k nižším rychlostem a naopak. Je možné zvýšení momentu zařazením kondenzátoru paralelně k odporům. Nedostatečný brzdný moment lze dodat malými mechanickými brzdami, které jsou potřebné k udržení vozidla ve stavu

zastavení. Důležitý rozsah brzdného momentu je při otáčkách vyšších než 150 ot/min., kde je vyžadován plný brzdný moment. [4], [18]

1.3.5 Řízení

Vzhledem k tomu, že se práce zabývá především elektromagnetickým návrhem, tepelným výpočtem a tvorbou mechanického modelu, zmíním se zde o řízení jen okrajově kvůli zachování celistvosti popisu systému.

Systém syntege využívá třífázový střídač s IGBT tranzistory. Protože proud trakčního motoru s PM je srovnatelný s proudem trakčního asynchronního motoru, IGBT tranzistory nemusí být příliš velké. Nicméně zvlnění momentu a proudu, stejně tak i emise hluku způsobené měničem, jsou nižší díky větší indukčnosti motoru s PM. [18]



Obr. 1.5 Schéma řízení [4]

Střídač je chlazen vodou a jeho chladicí obvod může být kombinován s chladícím obvodem motoru v případě vodního chlazení. Hlavním rozdílem v porovnání se střídačem pro trakční asynchronní motory je to, že na rozdíl od asynchronního motoru, kde stačí zařadit jeden hlavní střídač pro všechny pohonné jednotky, pohonné jednotky syntege mají každý svůj střídač. Tato skutečnost má za následek zvýšení nákladů řídicího systému. [18]

2 Elektromagnetický návrh

2.1 Zadané parametry

Jmenovitý výkon: $P_n = 120 \text{ kW}$

Jmenovité napětí: $U_n = 750 \text{ V}$

Počet pólů: $2p = 6$

Počet fází: $m = 3$

Jelikož se jedná o nápravový motor, je třeba před začátkem návrhu stanovit rozměrová omezení. Velikost otáček a rychlost vozidla byly určeny z předchozích výzkumů provedených J. Germishuizenem a kol. v oblasti přímo nápravových pohonů. [4] Dále pak je nutné zvolit předběžnou hodnotu účinnosti a účinníku. Celý elektromagnetický návrh je proveden převážně podle [1], [2], [3].

Účinnost: $\eta = 0,95$

Účinník: $\cos \varphi = 0,85$

Jmenovitá rychlost: $v = 45 \text{ km/h}$

Jmenovité otáčky: $n = 280 \text{ ot./min}$

2.2 Výpočet hlavních parametrů a rozměrů

Fázové napětí je vypočítáno ze sdruženého napětí:

$$U_f = \frac{U_s}{\sqrt{3}} = \frac{750}{\sqrt{3}} = 433 \text{ V} \quad (1.1)$$

Frekvence stroje je určena podle rovnice:

$$f = \frac{p \cdot n}{60} = \frac{3 \cdot 280}{60} = 13,8 \approx 14 \text{ Hz} \quad (1.2)$$

Zdánlivý výkon vycházející ze zvolené hodnoty účinnosti a účinníku:

$$S_n = \frac{P}{\cos \varphi \cdot \eta} = \frac{120\,000}{0,85 \cdot 0,95} = 148,61 \text{ kVA} \quad (1.3)$$

Jmenovitý proud pro jednu fázi:

$$I_{fn} = \frac{S_n}{\sqrt{3} \cdot U_s} = \frac{148610}{\sqrt{3} \cdot 750} = 114,40 \text{ A} \quad (1.4)$$

Točivý moment stroje je určen ze zadaného výkonu:

$$M_n = \frac{P \cdot 30}{\pi \cdot n} = \frac{120000 \cdot 30}{\pi \cdot 280} = 4092,6 \text{ Nm} \quad (1.5)$$

Určení hlavních rozměrů stroje se odvíjí od rozměrů normovaného rozkolí a průměru kol nápravy. Nejprve je třeba zvolit velikost obvodové proudové hustoty A , indukce ve vzduchové mezeře B_δ a činitel vinutí k_v .

Obvodová proudová hustota: $A = 70\,000 \text{ A/m}$

Indukce ve vzduchové mezeře: $B_\delta = 0,9 \text{ T}$

Činitel vinutí: $k_v = 0,95$

Ze zvolených hodnot je možné určit Essonův činitel, který je jedním z členů výkonové rovnice:

$$C = \frac{\pi^2}{60 \cdot \sqrt{2}} \cdot A \cdot B_\delta \cdot k_v = \frac{\pi^2}{60 \cdot \sqrt{2}} \cdot 70000 \cdot 0,9 \cdot 0,95 = 6961,42 \text{ VA/m}^3 \cdot \text{ot} \quad (1.6)$$

Poměr indukovaného napětí ke jmenovitému $k_e = 0,95$ byl určen na základě konzultací.

Vnitřní elektromagnetický moment:

$$S_i = S_n \cdot k_e = 148610 \cdot 0,95 = 141,17 \text{ kVA} \quad (1.7)$$

Hřídel dvojkolí o průměru $D_h = 160 \text{ mm}$ je zároveň i rotorem, ale abychom dosáhli požadovaného výkonu stroje, je třeba hřídel v celé délce stroje zvětšit tak, aby vnitřní průměr satoru odpovídal výkonové rovnici z hlediska zadaného výkonu. Průměr samotné hřídele bude později určen z velikosti vzduchové mezery.

Průměr satoru byl určen následovně, kde délka l byla stanovena s ohledem na délku hřídele dvojkolí:

$$D_1^2 = \frac{S_i}{c \cdot l \cdot n} \rightarrow D_1 = 331,13 \text{ mm} \approx 330 \text{ mm} \quad (1.8)$$

Zpětným dosazením do výkonové rovnice byla ověřena správnost rozměru:

$$S_i = C \cdot D_1^2 \cdot l \cdot n = 6961,42 \cdot 0,3313^2 \cdot 0,66 \cdot 280 = 141,2 \text{ kVA} \quad (1.9)$$

Vzduchová mezera s ohledem na uložení a bandážování magnetů byla zvolena $\delta = 1,5 \text{ mm}$.

Pokud je stanoven vnitřní průměr statoru a navolena vzduchová mezera, je možné určit rozměry rotoru:

$$D_2 = D_1 - 2\delta = 330 - 2 \cdot 1,5 = 327 \text{ mm} \quad (1.10)$$

Pro výpočet vnějšího průměru je nutné zvolit konstantu

$$D_e = D_1 \cdot 1,4 = 330 \cdot 1,4 = 470,085 \text{ mm} \quad (1.11)$$

Vnější průměr kostry $D_k = 542 \text{ mm}$ byl určen při konzultaci s vedoucím práce podle průměru kola s okolkem $D_{kola} = 750 \text{ mm}$.

2.2.1 Návrh vinutí

Před návrhem vinutí je nutné zvolit typ a základní konfiguraci. V tomto případě bylo zvoleno vinutí dvouvrstvé v provedení jako smyčkové.

Ze zvoleného počtu pólů a stanoveného vrtání statoru je nejprve vypočtena pólová rozteč:

$$t_p = \pi \cdot \frac{D_1}{2p} = \pi \cdot \frac{0,33}{6} = 0,17 \text{ m} \quad (1.12)$$

Při běžném postupu je nejprve stanovena hodnota počtu drážek na pól a fázi, dále pak počet drážek a následně drážková rozteč. V tomto případě byla nejprve zvolena drážková rozteč $t_d = 29 \text{ mm}$ a následně vypočítány zbývající parametry vinutí.

Počet drážek ze zvolené drážkové rozteče:

$$Q = \pi \cdot \frac{D_1}{t_d} = \pi \cdot \frac{0,33}{0,029} = 35,75 \approx 36 \quad (1.13)$$

Počet drážek na pól a fázi může být číslo celé, pak hovoříme o vinutí s celým počtem drážek, a při vysoké hodnotě lze dosáhnout hladké křivky průběhu napětí. Menší vinutí je možné zvolit jako zlomkové, kdy q není celé číslo.

$$q = \frac{Q}{m \cdot 2p} = \frac{36}{3 \cdot 6} = 2 \quad (1.14)$$

Pro obě konfigurace platí, že m-fázový systém musí být symetricky uspořádán, tzn. v každé fázi stejný počet drážek, a tedy hodnota Q_f musí být celé číslo:

$$Q_f = \frac{2p \cdot m \cdot q}{m} = 2p \cdot q = 6 \cdot 2 = 12 \quad (1.15)$$

Pokud počet závitů v sérii statorového vinutí vyjde jiné, než celé číslo, je třeba ho zaokrouhlit:

$$N_s = \frac{\pi \cdot D_1 \cdot A}{2 \cdot m \cdot I_{fn}} = \frac{\pi \cdot 0,33 \cdot 70000}{2 \cdot 3 \cdot 114,4} = 105,73 \approx 106 \quad (1.16)$$

Při návrhu počtu vodičů je nutné pro dvojvrstvé vinutí splnit podmínku $n_d = \text{sudé číslo}$:

$$n_d = \frac{N_s}{m \cdot q} = \frac{106}{3 \cdot 3} = 11,78 \approx 12 \quad (1.17)$$

Kvůli zaokrouhlení N_s a n_d je třeba provést přepočítání skutečného počtu závitů a skutečné velikosti proudové hustoty:

$$N_{s(\text{skutečné})} = m \cdot n_d \cdot q = 3 \cdot 12 \cdot 2 = 72 \quad (1.18)$$

$$A_{(\text{skutečné})} = \frac{N_s \cdot 2m \cdot I_{fn}}{\pi \cdot D_1} = \frac{106 \cdot 6 \cdot 114,4}{\pi \cdot 0,33} = 71503,62 \text{ A/m} \quad (1.19)$$

Pro stanovení činitele zkrácení kroku je třeba určit počet drážek na pól:

$$Q_p = \frac{Q}{2p} = \frac{36}{6} = 6 \quad (1.20)$$

Na základě výpočtu Q_p volím krok vinutí v počtu drážek $y_{1d} = 5$ (vinutí se zkráceným krokem), protože při zkrácení kroku dojde k omezení vlivů vyšších harmonických na průběh napětí, tím pádem se sníží hysterezní ztráty, ztráty vířivými proudy a výskyt parazitních momentů.

$$\beta = \frac{y_{1d}}{Q_p} = \frac{5}{6} = 0,83 \quad (1.21)$$

Přední cívkový krok:

$$y_1 = 2u \cdot y_{1d} + 1 = 2 \cdot 5 + 1 = 11 \quad (1.22)$$

Krok na komutátoru $y_k = 1$, protože se jedná o smyčkové vinutí.

Zadní cívkový krok:

$$y_2 = 2y_k - y_1 = 2 - 11 = -9 \quad (1.23)$$

Počet skupin ve vinutí:

$$N_{sv} = m' \cdot a_{ss} = 6 \cdot 1 = 6 \quad (1.24)$$

Počet skupin na fázi:

$$N_{sv/f} = \frac{m' \cdot a_{ss}}{m} = \frac{6 \cdot 1}{3} = 2 \quad (1.25)$$

Počet cívek ve skupině:

$$N_{c/s} = \frac{Q}{N_{sv}} = \frac{36}{6} = 6 \quad (1.26)$$

Tingleyho schéma a schéma zapojení statorového vinutí jsou v přílohách (A) a (B).

2.2.2 Výpočet magnetického obvodu

Magnetický obvod synchronního motoru s permanentními magnety je složen z dynamových plechů, v tomto případě jde o plechy SURA M350-50A.

Velikost indukovaného napětí ve stroji vychází z fázového napětí U_f a zvoleného činitele k_e podle [1].

$$U_i = U_f \cdot k_E = 433,01 \cdot 0,95 = 411,36 \text{ V} \quad (1.27)$$

Činitel pólového krytí je stanoven $\alpha = \frac{2}{\pi}$

Celkový magnetický tok:

$$\Phi = \frac{U_i}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot f \cdot N_s \cdot k_v} = \frac{411,36}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot 14 \cdot 108 \cdot 0,95} = 0,0645 \text{ Wb} \quad (1.28)$$

Kontrolní výpočet indukce ve vzduchové mezeře:

$$B_\delta = \frac{\Phi}{\alpha \cdot t_p \cdot l} = \frac{0,0645}{\frac{2}{\pi} \cdot 0,17 \cdot 0,66} = 0,8884 \text{ T} \quad (1.29)$$

Při výpočtu vznikla odchylka 2,2 % od původní hodnoty indukce ve vzduchové mezeře.

Velikosti magnetické indukce se mění podle části stroje. Aby bylo možné stanovit rozměry obvodu a pak i drážek, je třeba nejprve zvolit velikosti indukcí v zubech a jhu. Po konzultaci s vedoucím práce byly hodnoty indukcí zvoleny následovně: indukce v zubech statoru byla zvolena $B_z = 1,8 \text{ T}$ a ve jhu statoru $B_{j1} = 1,5 \text{ T}$.

Jho statoru:

Velikost magnetického toku lze uvažovat poloviční za předpokladu, že se tok v zubech rozdělí na dvě stejné složky.

$$\Phi_{j1} = \frac{\Phi}{2} = 0,0332 \quad (1.30)$$

Výška jha statoru:

$$h_{j1} = \frac{\Phi_{j1}}{B_{j1} \cdot k_{Fe} \cdot l} = \frac{0,0323}{1,5 \cdot 0,98 \cdot 0,66} = 0,0332 \text{ m} \quad (1.31)$$

Zuby statoru

$$\Phi_z = B_\delta \cdot t_d \cdot l = 0,9 \cdot 0,029 \cdot 0,66 = 0,0172 \text{ Wb} \quad (1.32)$$

$$b_z = \frac{\Phi_z}{B_z \cdot k_{Fe} \cdot l} = \frac{0,0172}{1,8 \cdot 0,98 \cdot 0,66} = 0,0148 \text{ m} \quad (1.33)$$

2.2.3 Návrh statorové drážky pro vsypávané vinutí

Pro vsypávané vinutí byla navržena lichoběžníková polouzavřená drážka s ohledem na rovnoběžnost zubů. Vnější průměr stroje a celý návrh drážky byl proveden podle I. P. Kopylova [1].

Výška drážky:

$$h_d = \frac{D_e - D_1}{2} - h_{j1} = \frac{0,47 - 0,33}{2} - 0,0332 = 36,8 \text{ mm} \quad (1.34)$$

Šířka drážky:

$$b_1 = \frac{\pi \cdot (D_1 + 2 \cdot h_d)}{Q} - b_z = \frac{\pi \cdot (0,33 + 2 \cdot 0,03680)}{36} - 0,01461 = 20,62 \text{ mm} \quad (1.35)$$

Šířka drážky u hlavy zubu, kde rozměry otevření drážky jsou zvoleny:
 $b_0 = 2,5 \text{ mm}$ a $h_0 = 1 \text{ mm}$:

$$b_2 = \frac{\pi \cdot (D_1 + 2 \cdot h_0 - b_0 - Q \cdot b_z)}{Q - \pi} = \frac{\pi \cdot (0,33 + 2 \cdot 0,001 - 0,0025 - 36 \cdot 0,01461)}{36 - \pi} = 15,49 \text{ mm} \quad (1.36)$$

Při volbě horního zešíkmení u hlavy drážky 30° vychází výška $h_2 = 3,75 \text{ mm}$.

Výška h_1 je určena:

$$h_1 = h_d - (h_2 + h_0) = 0,0368 - (0,00375 + 0,001) = 32,05 \text{ mm} \quad (1.37)$$

Plocha drážky:

$$S_d = \frac{b_1 + b_2}{2} \cdot h_1 = \frac{0,02062 + 0,01549}{2} \cdot 0,03205 = 578,66 \text{ mm}^2 \quad (1.38)$$

Průřez jednoho vodiče:

$$S_{v1} = \frac{I_{fn}}{\sigma_{Cu}} = \frac{114,4}{6} = 19,07 \text{ mm}^2 \quad (1.39)$$

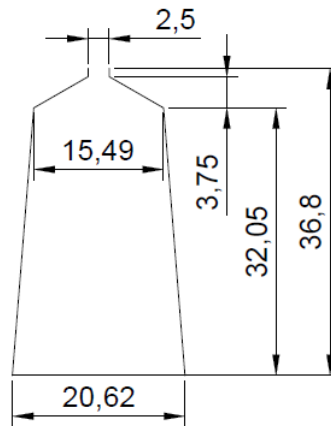
S ohledem na vodní chlazení stroje byla zvolena σ_{Cu} .

Průřez vodiče S_{v1} je rozdělen na 7 dílčích vodičů podle normy o průměru $2,304 \text{ mm}^2$.
 Obsah mědi je pak určen jako:

$$S_{Cu} = \left(\frac{\pi \cdot d_l^2}{4} \right) \cdot n_p \cdot n_d = \left(\frac{\pi \cdot 2,304^2}{4} \right) \cdot 7 \cdot 18 = 525,32 \text{ mm}^2 \quad (1.40)$$

Z plochy drážky a obsahu mědi je stanoven činitel využití drážky. Ve výsledném činiteli k_w je započítáno také vyložení drážky:

$$k_w = \frac{S_{Cu}}{S_d} \cdot 100 = \frac{525,32}{578,66} \cdot 100 = 90,8\% \quad (1.41)$$



Obr. 2.1 Lichoběžníková drážka

2.2.4 Návrh statorové drážky pro vkládané vinutí

Drážka pro vkládané vinutí nebude lichoběžníková jako v předchozím případě. Jedná se o drážku obdélníkovou, navrženou jednak s ohledem na velikost normalizovaného pasového vodiče a počet vrstev vinutí, tak i na polohu drážek vůči sobě. Na rozdíl od lichoběžníkové drážky, kde na sebe byly paralelní zuby statoru, v případě obdélníkové drážky budou vzájemně kolmé právě drážky.

Hodnota maximální indukce v hlavě zubu, indukce ve vzduchové mezeře a drážková rozteč zůstane zachována oproti předchozímu návrhu.

Maximální indukce v hlavě zubu: $B_{\max} = 1,8 \text{ T}$

Drážková rozteč: $t_{d1} = 0,029 \text{ m}$

Indukce ve vzduchové mezeře: $B_{\delta} = 0,8884 \text{ T}$

Výška h_{j1} závisí na velikosti indukce ve jhu stroje. Předpokládá se prohloubení drážky, a tak i větší indukce ve jhu, která je zvýšena z $B_{ji} = 1,5 \text{ T}$ na $B_{ji} = 1,6583 \text{ T}$:

$$h_{j1} = \frac{\phi_{j1}}{l \cdot B_{j1} \cdot k_{Fe}} = \frac{0,0332}{0,66 \cdot 1,6583 \cdot 0,98} = 0,0309 \text{ m} \quad (1.42)$$

Výška drážky je pak určena ze vztahu:

$$h_d = \frac{D_e - D_1}{2} - h_{j1} = \frac{0,470085 - 0,33}{2} - 0,0309 = 0,03909 \text{ m} \quad (1.43)$$

Šířka zubu je určena jako:

$$b_{z1} = \frac{B_{\delta} \cdot t_d}{B_z \cdot k_{Fe}} = \frac{0,8884 \cdot 0,029}{1,8 \cdot 0,98} = 0,014605 \text{ m} \quad (1.44)$$

Šířku drážky lze určit jako rozdíl šířky zubu a drážkové rozteče:

$$b_d = t_{d1} - b_{z1} = 0,029 - 0,014605 = 0,014395 \text{ m} \approx 0,014 \text{ m} \quad (1.45)$$

Indukce v drážce se bude měnit v závislosti na průměru D_i , a proto je třeba nejprve určit dílčí indukce v jednotlivých vrstvách drážky a následně stanovit střední hodnotu těchto indukcí:

Hlava zubu:

Průměr v hlavě zubu je stejný jako vnitřní průměr statoru:

$$D_{1z} = 0,330 \text{ m}$$

Velikost indukce v hlavě zubu:

$$B_{z1} = \frac{B_{\delta} \cdot t_{d1}}{b_{z1} \cdot k_{Fe}} = \frac{0,8884 \cdot 0,029}{0,014605 \cdot 0,98} = 1,8 \text{ T} \quad (1.46)$$

Střed zubu:

Průměr středu zubu je určen jako součet vnitřního průměru statoru s hloubkou drážky.

$$D_{2z} = D_1 + h_d = 0,33 + 0,03909 = 0,36909 \text{ m} \quad (1.47)$$

S růstem průměru vzroste i drážková rozteč:

$$t_{d2} = \frac{\pi \cdot D_2}{Q} = \frac{\pi \cdot 0,36909}{36} = 0,0322 \text{ m} \quad (1.48)$$

Šířka zubu v jeho středu:

$$b_{z2} = t_{d2} - b_d = 0,0322 - 0,014 = 0,018 \text{ m} \quad (1.49)$$

Velikost indukce zubu ve středu:

$$B_{z2} = \frac{B_{\delta} \cdot t_{d2}}{b_{z2} \cdot k_{Fe}} = \frac{0,8884 \cdot 0,032009}{0,018 \cdot 0,98} = 1,612 \text{ T} \quad (1.50)$$

Pata:

Nakonec je určena velikost indukce v patě zubu, kde průměr je roven součtu vnitřního průměru statoru a dvojnásobku hloubky drážky:

$$D_{3z} = D_1 + 2 \cdot h_d = 0,33 + 2 \cdot 0,03909 = 4082 \text{ m} \quad (1.51)$$

Drážková rozteč v hlavě zubu:

$$t_{d3} = \frac{\pi \cdot D_{3z}}{Q} = \frac{\pi \cdot 0,4082}{36} = 0,0356 \text{ m} \quad (1.52)$$

Šířka v patě zubu:

$$b_{z3} = t_{d3} - b_d = 0,0356 - 0,014 = 0,0216 \text{ m} \quad (1.53)$$

Velikost indukce v patě zubu:

$$B_{z3} = \frac{B_\delta \cdot t_{d3}}{b_{z3} \cdot k_{Fe}} = \frac{0,884 \cdot 0,0356}{0,0216 \cdot 0,98} = 1,49 \text{ T} \quad (1.54)$$

Velikost indukce by se měla směrem od paty k hlavě zvyšovat. Zprůměrováním všech dílčích indukcí v jednotlivých částech zubu je možné stanovit střední indukčnost:

$$B_{z(stř)} = \frac{B_{z1} + 4 \cdot B_{z2} + B_{z3}}{6} = \frac{1,8 + 4 \cdot 1,612 + 1,52}{6} = 1,623 \text{ T} \quad (1.55)$$

Zpětný výpočet:

Správnost výpočtů je následně ověřena zpětným výpočtem, kde je podle určených rozměrů zpětně dopočítána indukce:

Hlava:

Velikost magnetického toku v hlavě zubu:

$$\Phi_{z1} = B_\delta \cdot t_{d1} \cdot l = 0,8884 \cdot 0,029 \cdot 0,66 = 0,017 \text{ Wb} \quad (1.56)$$

Šířka zubu v hlavě zubu:

$$b_{z1} = \frac{\Phi_{z1}}{B_{z1} \cdot k_{Fe} \cdot l} = \frac{0,017}{1,8 \cdot 0,98 \cdot 0,66} = 0,0146 \text{ m} \quad (1.57)$$

Indukce v hlavě zubu:

$$B_{z1} = \frac{\Phi_{z1}}{b_{z1} \cdot k_{Fe} \cdot l} = \frac{0,017}{0,0146 \cdot 0,98 \cdot 0,66} = 1,8 \text{ T} \quad (1.58)$$

Střed:

Velikost magnetického toku ve středu zubu:

$$\Phi_{z2} = B_{\delta} \cdot t_{d2} \cdot l = 0,8884 \cdot 0,0322 \cdot 0,66 = 0,0188 \text{ Wb} \quad (1.59)$$

Šířka zubu ve středu zubu:

$$b_{z2} = \frac{\Phi_{z2}}{B_{z2} \cdot k_{Fe} \cdot l} = \frac{0,0188}{1,612 \cdot 0,98 \cdot 0,66} = 0,018 \text{ m} \quad (1.60)$$

Indukce ve středu zubu:

$$B_{z2} = \frac{\Phi_{z2}}{b_{z2} \cdot k_{Fe} \cdot l} = \frac{0,0188}{0,018 \cdot 0,98 \cdot 0,66} = 1,612 \text{ T} \quad (1.61)$$

Pata:

Velikost magnetického toku v patě zubu:

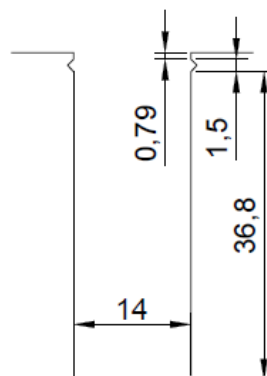
$$\Phi_{z3} = B_{\delta} \cdot t_{d3} \cdot l = 0,8884 \cdot 0,0356 \cdot 0,66 = 0,02087 \text{ Wb} \quad (1.62)$$

Šířka zubu v patě zubu:

$$b_{z3} = \frac{\Phi_{z3}}{B_{z3} \cdot k_{Fe} \cdot l} = \frac{0,02087}{1,52 \cdot 0,98 \cdot 0,66} = 0,0216 \text{ m} \quad (1.63)$$

Indukce v patě zubu:

$$B_{z3} = \frac{\Phi_{z3}}{b_{z3} \cdot k_{Fe} \cdot l} = \frac{0,02087}{0,0216 \cdot 0,98 \cdot 0,66} = 1,49 \text{ T} \quad (1.64)$$



Obr. 2.2 Obdélníková drážka

Hloubka drážky bez zapuštění a klínu $h_{d1} = 36,8 \text{ mm}$

Plocha drážky je určena v tomto případě jako plocha obdélníku:

$$S_d = b_d \cdot h_{d2} = 12,5 \cdot 39,09 = 547,26 \text{ mm}^2 \quad (1.65)$$

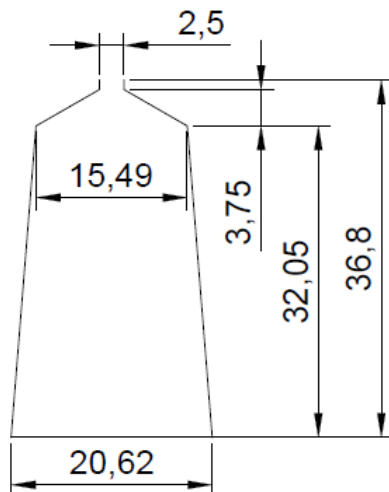
Průměr vodiče byl zvolen podle normy $12,5 \times 1,6 \text{ mm}^2$. Obsah mědi je dán počtem vodičů normovaných rozměrů:

$$S_{Cu} = b_v \cdot h_v \cdot n_d = 12,5 \cdot 1,6 \cdot 18 = 360 \text{ mm}^2 \quad (1.66)$$

Činitel využití drážky je určen stejně jako v případě lichoběžníkové drážky:

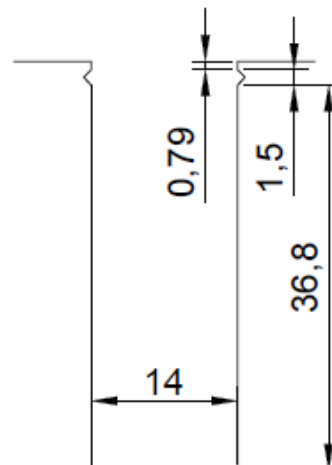
$$k_w = \frac{S_{Cu}}{S_d} \cdot 100 = \frac{360}{547,26} \cdot 100 = 65,78\% \quad (1.67)$$

2.2.5 Srovnání obou typů drážek



Tab. 2.1. Rozměry lichoběžníkové drážky

Lichoběžníková drážka	
h_d (mm)	36,8
b_z (mm)	14,61
b_1 (mm)	20,62
b_2 (mm)	15,49
h_0 (mm)	1
h_1 (mm)	32,05
h_2 (mm)	3,75



Tab. 2.2. Rozměry rovné drážky

Rovná drážka	
h_d (mm)	39,09
h_{d1} (mm)	36,8
b_d (mm)	14
h_0 (mm)	0,79
h_2 (mm)	1,5

Tab. 2.3. Činitel využití drážky lichoběžníkové drážky

n_d (-)	18
n_p (-)	6
k_w (%)	90,8

Tab. 2.4. Činitel využití drážky rovné drážky

n_d (-)	18
n_p (-)	1
k_w (%)	65,78

Tab. 2.5. Indukce v lichoběžníkové drážce

B_j (T)	1,5
B_z (T)	1,8

Tab. 2.6. Indukce v rovné drážce

B_j (T)	1,65
$B_{z(\text{str})}$ (T)	1,628

2.3 Volba a výpočet permanentních magnetů

2.3.1 Popis použitých magnetů

NdFeB

Neodymové magnety jsou permanentní magnety na bázi vzácných zemin. Mají podobné vlastnosti jako magnety SmCo až na to, že snadněji oxidují a obecně nemají tak vysokou teplotní odolnost okolo 180 °C. Magnety NdFeB mají nejvyšší energetický součin při nižších teplotách, dosahující až 400 kJ/m³ a remanentní indukci okolo $B = 1\text{--}1,3$ T. Tento druh magnetu je ale díky svým vlastnostem velmi drahý a kvůli tomu je používán jen ve speciálních aplikacích. Pořizovací cena je tak vysoká také proto, že podléhá ceně stanovené vývojáři patentovaných typů těchto magnetů. Díky vysokému energetickému součinu je možné jej používat v kompaktních aplikacích, jako třeba pevné disky nebo reproduktory, za malou výrobní cenu. NdFeB magnety jsou velmi korozivní, a proto by se neměly používat ve vlhkém prostředí bez vhodné úpravy. Na povrchové úpravy se používají zejména materiály jako nikl, zinek, železo, zlato, je možné použít také cínování nebo epoxidový pryskyřičný nátěr. [8], [9]

Nevýhody:

- *Vysoká pořizovací cena*
- *Křehké*
- *Nízká teplotní stabilita*
- *Malá odolnost proti korozi*

Výhody:

- *Velká koerzivní síla*
- *Vysoký energetický součin*

SmCo

Jedná se také o magnet na bázi vzácných zemin. Na rozdíl od neohmových magnetů, mají SmCo vyšší odolnost proti korozi a teplotní odolnost. Je možné používat tyto magnety i při teplotách okolo 340 °C. Při porovnání magnetických vlastností dosahují vyšší remanentní indukce v řádu 1,1–1,5 T, nižší koercitivity a nižšího energetického součinu v řádu 200 až 250 kJ/m³. SmCo magnety jsou rozděleny do dvou hlavních skupin: Sm1Co5 a Sm2Co17 (běžně nazývané jako 1–5 a 2–17). Kategorie 1–5 má nižší energetický součin pohybující se v rozmezí 119,4–175,1 kJ/m³ a pro 2–17 lze dosáhnout až na hodnotu 254,6 kJ/m³. Slinuté SmCo magnety mají sice vysokou teplotní odolnost, ale jsou rovněž náchylné k odlupování, praskání a mohou se zlomit při vystavení teplotnímu šoku. [5], [19]

Nevýhody:

- *Vysoká cena*
- *Malá mechanická odolnost.*

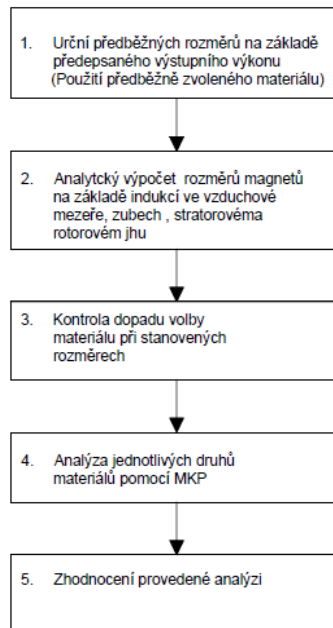
Výhody:

- *Vysoká odolnost proti korozi a teplotě*

2.3.2 Postup při volbě magnetů

Permanentní magnety jsou používány pro konstrukci rotorů strojů s permanentními magnety (PMSM), představující jeden z hlavních komponentů, který má podíl na celkový výkon. Použitím PM v elektrickém stroji se zvyšuje výkon a točivý moment. Hlavní použití těchto magnetů je v aplikacích, kde se požaduje vysoký výkon v souladu s kompaktními rozměry stroje. V dnešní době se jedná především o automobilový (potažmo dopravní) průmysl a obnovitelné zdroje. Na druhou stranu permanentní magnety hrají hlavní roli v celkové ceně stroje. Poměr nákladů mezi materiály použitými při konstrukci stroje je následující: PM: Cu: Si-Ocel = 10 : 1 : 15. Kromě dopadů na náklady má použití PM ještě další úskalí. Mohou být například vystaveny úplné nebo částečné demagnetizaci, vlivem rotorové teploty, reakcí kotvy nebo náhlým zkratem. [7], [8]

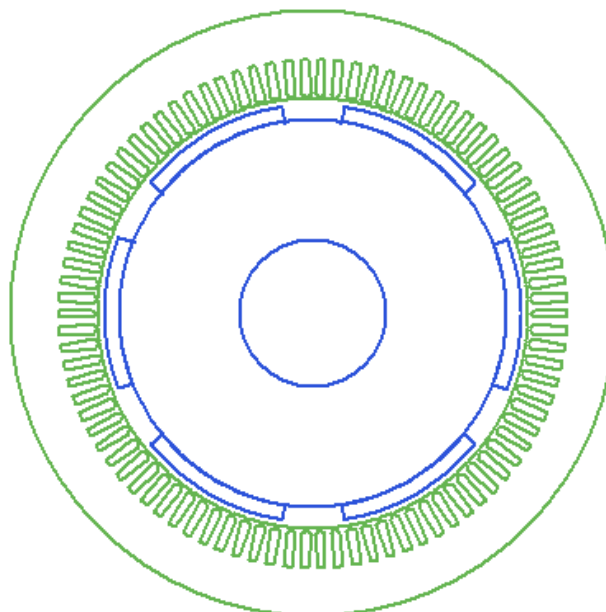
Při praktické volbě materiálů je možné postupovat podle následujících kroků.



Obr. 2.3 Postup výběru magnetů

2.3.3 Povrchové uložení

Tento druh uložení permanentní magnetů je nejběžnější z konfigurací rotoru pro přímo nápravové pohony s PM. Jiný druh uložení by vyžadoval náročnou mechanickou úpravu hřídele dvojkolí, kde by se hřídel musela dodávat rovnou se zabudovanými magnety.



Obr. 2.4 Topologie povrchového uložení

Magnety jsou přilepeny na povrch rotoru a obvázány uhlíkovou bandáží, nebo bandáží ze skleněných vláken. Ve vztahu k ostatním uspořádáním je povrchové uložení snadno vyrobitelné a s tím jsou i spojené nižší náklady na výrobu. Hlavní nevýhodou tohoto uložení je vystavení magnetů demagnetizujícím účinkům a vysokým odstředivým silám. Ale při nižších obvodových rychlostech stroje je většinou zajištění pomocí bandáže ze skleněných vláken dostačující. Vzhledem k tomu, že permeabilita magnetů je téměř stejná jako permeabilita vzduchu, reluktance v ose d (v ose pólu) a v ose q (v ose mezery) jsou prakticky stejné. [10]

2.3.4 Parametry magnetů

Nominální hodnoty základních parametrů magnetů jsou uvedeny v tabulkách 2.7–2.10

N35UH:

Tab. 2.7. Parametry magnetu N35UH

H_c (kA/m)	907
B_r (T)	1,21
B_{hmax} (kJ/m ³)	283
Specifické teplo (J/(kg·K))	460
Rezistivita($\mu\Omega\cdot\text{cm}$)	180

N28UH:

Tab. 2.8. Parametry magnetu N28UH

H_c (kA/m)	812
B_r (T)	1,08
B_{hmax} (kJ/m ³)	227
Specifické teplo (J/(kg·K))	460
Rezistivita($\mu\Omega\cdot\text{cm}$)	180

RECOMA35E:

Tab. 2.9. Parametry magnetu RECOMA35E

H_c (kA/m)	880
B_r (T)	1,19
B_{hmax} (kJ/m ³)	265
Specifické teplo (J/(kg·K))	350
Rezistivita($\mu\Omega\cdot\text{cm}$)	90

N45UH:

Tab. 2.10. Parametry magnetu N45UH

H_c (kA/m)	1032
B_r (T)	1,35
B_{hmax} (kJ/m ³)	358
Specifické teplo (J/(kg·K))	460
Rezistivita($\mu\Omega\cdot\text{cm}$)	180

2.3.5 Výpočet rozměrů permanentních magnetů

Výchozí parametry magnetického obvodu pro použité magnety N35UH:

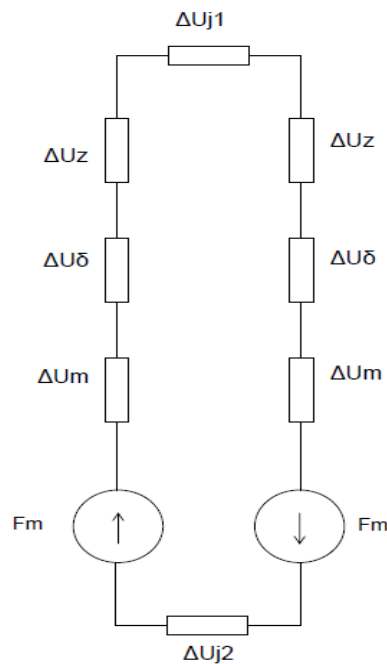
Tab. 2.11. Magnetické indukce

$B_{j1}(T)$	1,5	→	Indukce ve jhu statoru
$B_z(T)$	1,8	→	Indukce v zubech
$B_{\delta}(T)$	0,88	→	Indukce ve vzduchové mezeře
$B_{j2}(T)$	0,87	→	Indukce ve jhu rotoru

Tab. 2.12. Intenzity magnetického pole

$H_c(kA/m)$	907000	→	Koercitivní intenzita
$H_{j1}(A/m)$	481	→	Intenzita pole jha statoru
$H_z(A/m)$	10720	→	Intenzita pole v zubech
$H_{j2}(A/m)$	87,5	→	Intenzita pole jha rotoru

Výpočet rozměrů permanentních magnetů je řešen jako výpočet úbytků náhradního schématu náhradního obvodu. Na základě výsledných vypočtených úbytků magnetického napětí a rozdílu koercitivity a intenzity pole magnetu je stanovena potřebná výška. Intenzity magnetické indukce jsou odečteny z katalogu uvedeného v příloze (C).



Obr. 2.5 Náhradní schéma [19]

Nejprve je určena intenzita magnetické indukce ve vzduchové mezeře:

$$H_{\delta} = \frac{B_{\delta}}{\mu_0} = \frac{0,88}{4\pi \cdot 10^{-7}} = 700281,75 \text{ A/m} \quad (2.1)$$

Pro výpočet úbytku ve jhu je třeba určit střední délku siločáry:

$$l_{j1} = \frac{\pi \cdot (D_e - h_{j1})}{2p} = \frac{\pi \cdot (0,470 - 0,0332)}{6} = 0,229 \text{ m} \quad (2.2)$$

Z odečtené intenzity a vypočtené délky siločáry je určen úbytek napětí ve statorovém jhu:

$$\Delta U_{j1} = H_{j1} \cdot l_{j1} = 481 \cdot 0,229 = 110,01 \text{ A} \quad (2.3)$$

Výpočet úbytku napětí v zubech vychází z intenzity v zubech a výšky zubu:

$$\Delta U_z = H_z \cdot h_z = 10720 \cdot 0,0382 = 394,51 \text{ A} \quad (2.4)$$

Obdobně jako při určování střední délky siločáry jha statoru je stanovena délka střední siločáry jha rotoru:

$$l_{j2} = \frac{\pi \cdot \left(\frac{D_e}{2}\right)}{2p} = \frac{\pi \cdot \left(\frac{0,470}{2}\right)}{6} = 0,123 \text{ m} \quad (2.5)$$

Následně úbytek napětí ve statorovém jhu:

$$\Delta U_{j2} = H_{j2} \cdot l_{j2} = 87,5 \cdot 0,123 = 10,77 \text{ A} \quad (2.6)$$

Je třeba také respektovat přerozdělení magnetického toku ve vzduchové mezeře vlivem drážkování. Dochází pak k nárůstu magnetického napětí nad hlavami zubů. Tento vliv je reprezentován tzv. carterovým činitelem, nebo také činitelem vzduchové mezery. Nejprve je určen činitel γ , který představuje vliv otevření drážky:

$$\gamma = \frac{\left(\frac{b_0}{\delta}\right)^2}{5 + \frac{b_0}{\delta}} = \frac{\left(\frac{0,0025}{0,0015}\right)^2}{5 + \frac{0,0025}{0,0015}} = 0,4167 \quad (2.7)$$

Výpočet carterova činitele:

$$k_c = \frac{t_d}{t_d - \gamma \cdot \delta} = \frac{0,029}{0,029 - 0,4167 \cdot 0,0015} = 1,02 \quad (2.8)$$

Pomocí získaného carterova činitele je možné přepočítat tloušťku vzduchové mezery:

$$\delta' = k_c \cdot \delta = 1,02 \cdot 0,0015 = 1,53 \text{ mm} \quad (2.9)$$

Výpočet úbytku ve vzduchové mezeře:

$$\Delta U_{\delta} = H_{\delta} \cdot \delta' = 700218,75 \cdot 0,00153 = 1073,56 \text{ A} \quad (2.10)$$

Vzhledem k povrchovému uložení magnetů je možné uvažovat jejich indukci rovnou indukci ve vzduchové mezeře:

$$H_m = \frac{B_m}{\mu_0 \cdot \mu_r} = \frac{0,88}{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1,062} = 659399,01 \text{ A/m} \quad (2.11)$$

Z vypočtených úbytků napětí jednotlivých částí magnetického obvodu, je možné stanovit výšku magnetu, který bude mít požadované vlastnosti, jako podíl všech úbytků a výsledný rozdíl koercitivní intenzity a intenzity magnetického pole magnetů.

$$h_m = \frac{2 \cdot \Delta U_\delta + 2 \cdot \Delta U_z + \Delta U_{J1} + \Delta U_{J2}}{2 \cdot (H_c - H_m)} = \frac{2 \cdot 1073,56 + 2 \cdot 394,51 + 110,01 + 10,77}{2 \cdot (907000 - 659399,01)} = 6,17 \text{ mm} \quad (2.12)$$

Aby bylo možné určit přesnou výšku magnetů, je třeba iteračně výpočet opakovat. Jako první se určí nová velikost vzduchové mezery s ohledem na výšku magnetu:

$$\delta' = h_m + \delta = 0,006235 + 0,0015 = 0,007735 \text{ m} \quad (2.13)$$

Následně činitel γ' :

$$\gamma' = \frac{\left(\frac{b_0}{\delta'}\right)^2}{5 + \frac{b_0}{\delta'}} = \frac{\left(\frac{0,0025}{0,007735}\right)^2}{5 + \frac{0,0025}{0,007735}} = 0,0197 \quad (2.14)$$

Carterův činitel k_c' :

$$k_c' = \frac{t_d}{t_d - \gamma' \cdot \delta} = \frac{0,029}{0,029 - 0,0197 \cdot 0,0015} = 1,0053 \quad (2.15)$$

Nakonec je stanovena vzduchová mezera s ohledem na změnu carterova činitele:

$$\delta'' = k_c' \cdot \delta = 1,0053 \cdot 0,0015 = 0,001508 \text{ m} \quad (2.16)$$

Výška magnetu se stabilizovala po 3. iteraci, a proto je tato hodnota brána jako finální výška magnetu:

$$h_m = 6,1 \text{ mm}$$

Úpravou vztahu pro výpočet magnetického toku je možné získat šířku magnetu:

$$b_m = \frac{\phi}{B_\delta \cdot l} = \frac{0,0645}{0,88 \cdot 0,66} = 108,589 \text{ mm} \quad (2.17)$$

Výsledné rozměry magnetu N35UH:

$$6,1 \times 108,59 \times 660 \text{ mm}$$

Magnet s větší koercitivitou a remanencí bude mít vyšší i relativní permeabilitu a to má za důsledek zvýšení intenzit H_m a celkového rozdílu $H_c - H_m$. Proto je možné na základě

provedených výpočtů tvrdit, že při použití magnetu s větší remanencí a koercitivitou je možné úměrně snížit i výšku použitého magnetu.

Výpočet byl proveden i pro ostatní materiály stejným způsobem. Ověření jednotlivých variant je provedeno metodou konečných prvků v [20]. Rozměry jsou uvedeny v tabulce:

Tab. 2.13. Výsledné rozměry magnetů

	N35UH	N28UH	N45UH	RECOMA35E
$h_m(\text{mm})$	6,1	10,5	4,21	6,59
$b_m(\text{mm})$	108,59	108,59	108,59	108,59

Na základě výpočtů je možné tvrdit, že při správném návrhu rozměrů magnetů nezáleží, jaký materiál je ve finále použit s ohledem na magnetickou indukci. Ovšem při reálné volbě materiálu permanentního magnetu se přihlíží k řadě dalších faktorů a jedním z hlavních je cena. Ta souvisí se silou magnetu a jeho rozměrem. Pro konkrétní aplikaci v systému SYNTEGRA bych volil magnety typu N35UH jako kompromis mezi jeho parametry a velikostí 6,1 x 108,59 x 660 mm.

Mezi další faktory patří například maximální teplota, demagnetizace, vliv na výkon a moment atp., kterými se zabývají ve svém článku M. Taha a D. Greenwood [5] a v této práci nejsou řešeny.

2.4 Výpočet odporů vinutí

Pro výpočet rozměrů, odporů a indukčností vinutí byl použit postup podle I. P. Kopylova [1] pro výpočet vinutí asynchronních strojů při uvažování vsypávaného vinutí.

Nejprve je určena střední šířka cívky uprostřed drážky:

$$b_c = \frac{\pi \cdot (D_1 + h_d)}{2p} = \frac{\pi \cdot (0,33 + 0,0368)}{6} = 0,192 \text{ m} \quad (3.1)$$

Ke stanovení délky čela je nejprve nutné určit činitele K_ε z tabulky 6.19 [1] kde v je délka přímé části cívky při vstupu do drážky.

$$l_\varepsilon = K_\varepsilon \cdot b_c + v = 1,75 \cdot 0,192 + 0,01 = 0,346 \text{ m} \quad (3.2)$$

Podobně je určena i délka vyložení kde činitel K_v je rovněž z tabulky 6.19 [1]:

$$l_v = K_v \cdot b_c + v = 0,62 \cdot 0,189 + 0,01 = 0,129 \text{ m} \quad (3.3)$$

Střední délka cívky se stanoví jako součet délky čel a střední délky cívky v drážce:

$$l_c = 2 \cdot (l + l_\varepsilon) = 2 \cdot (0,66 + 0,341) = 2,01 \text{ m} \quad (3.4)$$

Převrácením hodnoty vodivosti při 20°C se určí rezistivita při dané teplotě:

$$\rho_{Cu_{20}} = \frac{1}{\gamma_{Cu_{20}}} = \frac{1}{58,2} \cdot 10^{-6} = 1,786 \cdot 10^{-8} \Omega/m \quad (3.5)$$

Stejně pak rezistivita mědi při 120 °C:

$$\rho_{Cu_{120}} = \frac{1}{\gamma_{Cu_{120}}} \cdot (1 + \alpha_{Cu} \cdot \Delta t) = \frac{1}{58,2} \cdot (1 + 0,004 \cdot 100) = 2,393 \cdot 10^{-8} \Omega/m \quad (3.6)$$

Při známém průřezu a délce vinutí se z rezistivity při 20 °C určí odpor vinutí při 20 °C:

$$R_{Cu_{20}} = \rho_{Cu_{20}} \cdot \frac{N_s \cdot l_c}{S_v \cdot a} = 1,786 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{108 \cdot 2,01}{19,07 \cdot 10^{-6} \cdot 1} = 0,203 \Omega \quad (3.7)$$

Stejně tak je určen i odpor vinutí při 120 °C:

$$R_{Cu_{120}} = \rho_{Cu_{120}} \cdot \frac{N_s \cdot l_c}{S_v \cdot a} = 2,393 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{108 \cdot 2,01}{19,07 \cdot 10^{-6} \cdot 1} = 0,272 \Omega \quad (3.8)$$

2.5 Výpočet indukčností, reaktancí a rozptylů vinutí

V této části analytického návrhu je hlavním úkolem stanovit velikost celkové synchronní reaktance X_d . Nejprve je však nutné provést výpočet dílčích indukčností $L_{a\sigma}$, L_μ , L_{dif} .

Vinutí je provedeno se zkráceným krokem $\beta=0,83$, a z tohoto důvodu se zavádí činitele k_β a k_β' určené následovně:

$$k_\beta' = \frac{1}{4} \cdot (1 + 3\beta) = \frac{1}{4} \cdot (1 + 3 \cdot 0,83) = 0,875 \quad (4.1)$$

$$k_\beta = \frac{1}{4} \cdot (1 + 3k_\beta') = \frac{1}{4} \cdot (1 + 3 \cdot 0,875) = 0,906 \quad (4.2)$$

Prvním krokem při výpočtu rozptylové indukčnosti je určení činitele magnetické vodivosti drážkového rozptylu λ_d a rozptylu čel λ_ε . Činitel magnetické vodivosti drážkového rozptylu λ_d je určen takto:

$$\begin{aligned} \lambda_d &= \frac{h_1}{3 \cdot b_1} \cdot k_\beta + \left(\frac{3 \cdot h_2}{b_1 + 2 \cdot b_0} + \frac{h_0}{b_0} \right) \cdot k_\beta = \\ &= \frac{0,03205}{3 \cdot 0,0206} \cdot 0,906 + \left(\frac{3 \cdot 0,00375}{0,0206 + 2 \cdot 0,0025} + \frac{0,001}{0,0025} \right) \cdot 0,906 = 1,23 \end{aligned} \quad (4.3)$$

Činitel magnetické vodivosti rozptylu čel:

$$\lambda_\varepsilon = 0,34 \cdot \frac{q}{l} \cdot (l - 0,64 \cdot \beta \cdot t_p) = 0,34 \cdot \frac{2}{0,66} \cdot (0,66 - 0,64 \cdot 0,83 \cdot 0,17) = 0,585 \quad (4.4)$$

Druhým krokem rozptylové indukčnosti je stanovení diferenční indukčnosti:

$$L_{dif} = \tau_{dif} \cdot L_{\mu} = 0,166 \cdot 0,0396 = 0,00658H \quad (4.5)$$

Výpočet rozptylové indukčnosti:

$$L_{a\sigma} = 2 \cdot \mu_0 \cdot \frac{l}{p \cdot q} \cdot N_S^2 \cdot (\lambda_d + \lambda_c) + L_{dif} = 2 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot \frac{0,66}{3 \cdot 6} \cdot 108^2 \cdot (1,23 + 0,585) + 0,00658 = 0,0154H \quad (4.6)$$

Rozptylová reaktance vypočtena z rozptylové indukčnosti:

$$X_{a\sigma} = 2\pi \cdot f \cdot L_{a\sigma} = 2\pi \cdot 14 \cdot 0,0154 = 1,35\Omega \quad (4.7)$$

Magnetizační indukčnost zohledňuje výšku a relativní permeabilitu použitých magnetů, a zavádí se proto efektivní šířka vzduchové mezery:

$$\delta_{ef} = \delta' + \frac{h_m}{\mu_r} = 0,007735 + \frac{0,0061}{1,062} = 0,0149m \quad (4.8)$$

Magnetizační indukčnost:

$$L_{\mu} = t_p \cdot l \cdot \frac{\mu_0}{\delta_{ef}} \cdot \left(\frac{m}{\pi} \cdot N_s \cdot k_v\right)^2 = 0,17 \cdot 0,66 \cdot \frac{4\pi \cdot 10^{-7}}{0,0149m} \cdot \left(\frac{3}{\pi} \cdot 108 \cdot 0,95\right)^2 = 0,0205 H \quad (4.9)$$

Činitel podélné složky první harmonické magnetické indukce byl určen podle [1], kde:

$$C_{d1} = e \cdot f = 0,8 \cdot 1,1 = 0,88 \quad (4.10)$$

Podélná reaktance:

$$X_{ad} = C_{d1} \cdot 2\pi \cdot f \cdot L_{\mu} = 0,88 \cdot 2\pi \cdot 14 \cdot 0,0205 = 1,59\Omega \quad (4.11)$$

Součtem podélné a rozptylové reaktance je stanovena celková synchronní reaktance:

$$X_d = X_{a\sigma} + X_{ad} = 1,35 + 1,59 = 2,94\Omega \quad (4.12)$$

Jmenovitá hodnota impedance:

$$Z_n = \frac{U_f}{I_{fn}} = \frac{433}{114,4} = 3,87 \Omega \quad (4.13)$$

Odpor vinutí v poměrných jednotkách:

$$r_a = \frac{R_{Cu_{120}}}{Z_n} = \frac{0,272}{3,87} = 0,070 \quad (4.14)$$

Synchronní reaktance v poměrných jednotkách:

$$x_d = \frac{X_d}{Z_n} = \frac{2,94}{3,87} = 0,7597 \quad (4.15)$$

2.6 Stanovení ztrát a výpočet účinnosti stroje

Jouleovy ztráty

Majoritní podíl na celkových ztrátách stroje mají jouleovy ztráty. Jsou úměrné odporu vinutí a kvadrátu protékajícího proudu. Použije-li se vinutí s vysokou hodnotou rezistivity, stoupnou tím i jouleovy ztráty. V případě strojů s permanentními magnety se vyskytují pouze jouleovy ztráty ve statorovém vinutí.

$$\Delta P_j = m \cdot R_{Cu_{120}} \cdot I_{fn}^2 = 3 \cdot 0,2715 \cdot 114,4^2 = 10659,75 \text{ W} \quad (5.1)$$

Ztráty v železe:

Ztráty v železe závisí na kvalitě použitých dynamových plechů a frekvenci. Běžně výrobce udává hodnoty ztrátového čísla Δp v katalogu.

Celkové ztráty v železe jsou dány součtem ztrát v zubech a jhu. Nejprve se určí hmotnost zubů statoru:

$$m_{Fe_z} = \rho_{Fe} \cdot h_z \cdot l \cdot b_z \cdot Q \cdot k_{Fe} = 7650 \cdot 0,0368 \cdot 0,66 \cdot 0,01461 \cdot 36 \cdot 0,98 = 95,77 \text{ kg} \quad (5.2)$$

Ztráty v železe v zubech statoru:

$$\Delta P_{Fe_z} = k_{Fe_z} \cdot m_{Fe_z} \cdot B_z^2 \Delta p \cdot \left(\frac{f}{50}\right)^{1,3} = 1,7 \cdot 95,77 \cdot 1,8^2 \cdot 1,3 \cdot \left(\frac{14}{50}\right)^{1,3} = 131,06 \text{ W} \quad (5.3)$$

Korekční činitele pro zuby a jho k_{Fe_z} , k_{Fe_j} byly určeny z literatury [2].

Hmotnost jha statoru:

$$m_{Fe_j} = \frac{\pi}{4} \cdot (D_e^2 - D_3^2) \cdot l \cdot k_{Fe} \cdot \rho_{Fe} = \frac{\pi}{4} \cdot (0,470085^2 - 0,4036^2) \cdot 0,66 \cdot 0,98 \cdot 7650 = 225,73 \text{ kg} \quad (5.4)$$

Kde průměr D_3 je určen:

$$D_3 = D_1 + 2 \cdot h_d = 0,33 + 2 \cdot 0,0368 = 0,4036 \text{ m} \quad (5.5)$$

Ztráty v železe jha statoru:

$$\Delta P_{Fe_j} = k_{Fe_j} \cdot m_{Fe_j} \cdot \Delta p \cdot B_j^2 \cdot \left(\frac{f}{50}\right)^{1,3} = 1,2 \cdot 225,73 \cdot 1,3 \cdot 1,5^2 \cdot \left(\frac{14}{50}\right)^{1,3} = 151,42 \text{ W} \quad (5.6)$$

Celkové ztráty v železe:

$$\Delta P_{Fe} = \Delta P_{Fe_z} + \Delta P_{Fe_j} = 131,06 + 151,42 = 282,48 \text{ W} \quad (5.7)$$

Mechanické ztráty

Mechanické ztráty jsou úměrné obvodové rychlosti statoru, která je určí:

$$v = \left(\frac{\pi \cdot n}{30}\right) \cdot \frac{D_1}{2} = \left(\frac{\pi \cdot 280}{30}\right) \cdot \frac{0,33}{2} = 4,83 \text{ m/s} \quad (5.8)$$

Mechanické ztráty:

$$\Delta P_m = k_p \cdot D_2 \cdot (l + 0,6 \cdot t_p) \cdot v^2 = 15 \cdot 0,327 \cdot (0,66 + 0,6 \cdot 0,17) \cdot 4,83^2 = 87,68 \text{ W} \quad (5.9)$$

Činitel mechanických ztrát k_p pro střední stroje byl určen ze skript [2]

Celkové ztráty stroje

Výsledným součtem všech dílčích ztrát a ztrát přídatných ΔP_d jsou stanoveny celkové ztráty stroje:

$$\Delta P = \Delta P_j + \Delta P_{Fe} + \Delta P_m + \Delta P_d = 10659,75 + 282,45 + 87,68 + 48,53 = 11078,583 \text{ W} \quad (5.10)$$

Účinnost:

$$\eta = \frac{P_n}{P_n + \Delta P} = \frac{120000}{120000 + 11078,583} = 91,55 \% \quad (5.11)$$

Vlivem měničů dojde ke zvýšení ztrát o dalších 20%

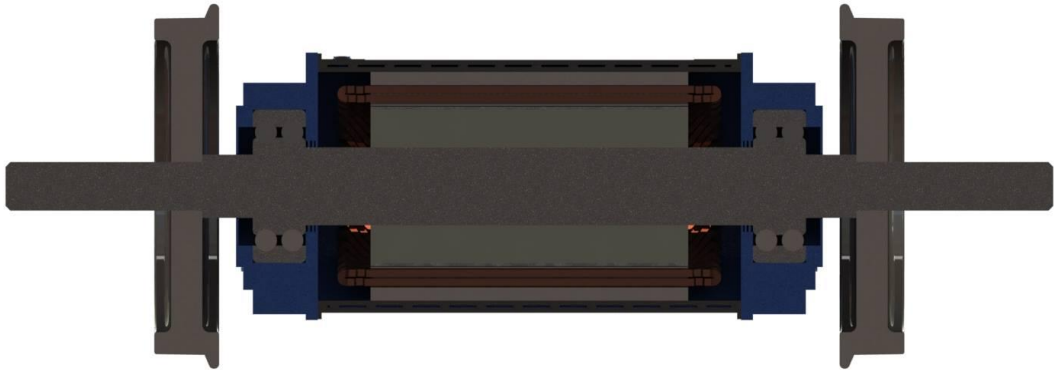
$$\Delta P_{pwm} = 1,2 \cdot (\Delta P_j + \Delta P_{Fe} + \Delta P_m + P_d) = 1,2 \cdot (10659,75 + 282,45 + 87,68 + 48,53) = 13294,3 \text{ W} \quad (5.12)$$

Účinnost snižená vlivem měničů:

$$\eta_{pwm} = \frac{P_n}{P_n + \Delta P_{pwm}} = \frac{120000}{120000 + 13294,3} = 90,02 \% \quad (5.13)$$

2.7 Model motoru

Podle normalizovaných rozměrů byla nejprve vymodelována hřídel stroje, kde velikost vnitřního odsazení byla stanovena z rozchodu kolejí a průměr v délce rotoru zvětšen tak, aby platila výkonová rovnice s ohledem na zadaný výkon (viz. odstavec 2.2). Na hřídel byl následně nasunut model rotoru společně se statorem, který byl exportován z programu Ansys Maxwell. Další kroky vycházely z dostupných podkladů k systému syntegra. Zvoleny jsou dvouřadá kuličková ložiska, na kterých jsou umístěny ložiskové stojany zakryté ložiskovými štíty. Na těchto štítech musí být dostatečný prostor pro upevnění chladiče nasunutého na stator.



Obr. 2.6 Průřez motoru s lichoběžníkovou drážkou a axiálním chladičem

Modely byly sestaveny také pro motor s rovnými drážkami a také varianty se spirálovým chladičem. Rozdíly oproti motoru s lichoběžníkovými drážkami a axiálním chladičem na Obr. 2.6 nejsou na první pohled tolik patrné, proto průřez stroje se spirálovým chlazením je uveden pouze v příloze (G).

2.8 Chlazení

Chlazení elektrických točivých strojů závisí na provozním prostředí, ale především na poměru velikosti stroje a jeho výkonu. Pokud je požadován vyšší výkon při rozměrových omezeních, zvyšuje se proudová hustota a s tím také oteplení stroje. V současné době je preferované chlazení vzduchové, kde kromě nižších nákladů jsou především nižší náklady na údržbu.

U strojů s permanentními magnety je třeba kromě vlivu oteplení na izolaci vodičů také uvažovat vliv na permanentní magnety samotné. V případě magnetů NdFeB se provozní teploty pohybují 120–150 °C u nejdolnějších až 180 °C. Dosažení těchto teplot ztrátami na rotoru je velice nepravděpodobné, jelikož ztráty tyto ztráty jsou výrazně nižší než ztráty jouleovy ve vinutí stroje. Tomu odpovídá konstrukce a umístění chladiče. [10], [19]

Provedení vodního chlazení

Pokud je s ohledem na proudovou hustotu zvoleno vodní chlazení, je dále třeba stanovit jeho provedení. Provedení existuje několik, ale pokud má být chlazení co nejúčinnější mělo by se umísťovat v případě elektrických strojů co nejbližší vinutí, které je zdrojem největšího

tepla. Kromě účinnosti se zvažuje také náročnost provedení, protože je třeba provádět úpravy kostry stroje. Pokud by samotné vodní chlazení nebylo dostatečné, je možné přidat přídavné vzduchové chlazení. Většinou se tento způsob přídavného chlazení využívá u kompaktních strojů velkých výkonů. [10]

U strojů s permanentními magnety nevznikají na rotoru příliš velké ztráty, a proto je výhodnější umístit chladič na stator. Z tohoto důvodu byla zvolena konfigurace, při které je chladič nasunut na statorový paket. Pokud by se chladič nasadil pouze na statorový paket, mohlo by dojít k přehřívání čel a nutnosti použití přídavného vzduchového chlazení, čímž by se snížila celá účinnost chladiče. Z tohoto důvodu byl chladič protažen i do prostoru nad čely kde je sice vzduchová mezera a čela nejsou v přímém dotyku s plochou, ale chlazení je i přes větší oteplení čel dostatečné. [10]

2.8.1 Model tepelného pole [12], [13]

Ze zákona o zachování energie vychází rovnice přestupu tepla:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + P \quad (6.1)$$

Kde T je teplota, ρ objemová hustota, c_p měrná tepelná kapacita, λ tepelná vodivost a P je konstanta reprezentující generování tepla. Uvedený obecný tvar rovnice a hodnoty T , ρ , c_p , λ a P se odvíjí od hodnoty teploty.

Typická okrajová podmínka po teplotní pole v případě vodního chlazení:

$$-\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right)_f = h \cdot (T_f - T_w) \quad (6.2)$$

Kde T_f je teplota železa, T_w teplota vody a h součinitel přestupu tepla mezi motorem a chladícím médiem.

Sálání tepla je zanedbatelně malé a tepelné ztráty jsou svedeny do vody a mohou být stanoveny rovnicí:

$$P = h \cdot A \cdot (T_f - T_w) \quad (6.3)$$

Tepelné ztráty P jsou odvedeny do chladicí vody o teplotě T_w , přes kruhovou chladicí plochu o průměru A (například statorový paket) se součinitelem přestupu tepla h .

3 Ověření návrhu pohonného systému metodou konečných prvků

Metoda konečných prvků (MKP/FEM) je numerická metoda používaná pro konečně prvkové analýzy (KPE/FEA). Metoda spočívá v diskretizaci a kvantifikaci jevu, kterým může být mimo elektromagnetismu také proudění tekutin, proudění tepla, deformace, mechanické namáhání a jiné. Většina těchto jevů je popsána parciálními diferenciálními rovnicemi, nicméně při numerickém řešení se uvažuje konečný počet bodů pro pole výskytu jevu. Celé pole se rozdělí na jednotlivé dílčí elementy s n uzly, ve kterých jsou určovány jednotlivé parametry. Důsledkem malého počtu uzlů a špatného rozložení sítě může být celkové zkreslení výsledné simulace. [11]

Praktický postup od sestavení modelu až po zobrazení výsledků lze popsat takto:

1. Sestavení 3D modelu
2. Diskretizace a nahrazení nekonečného počtu bodů konečnými prvky v uzlech n
3. V každém bodě se řeší pole posuvů pro směry (x , y , z), pole deformací a pole napětí
4. Vyjádření funkce posuvů zavedením polynomu jako náhrady funkcí posuvů.
5. Definice okrajových podmínek
6. Určení jednotlivých posuvů řešením soustavy lineárních algebraických rovnic.
7. Určení deformací a napětí v jednotlivých bodech pole.
8. Grafické zobrazení požadovaných hodnot vhodným způsobem (Contours, Streamlines)

Konečně prvkové metody se většinou využívají pro ověřování a testování již navržených modelů.

3.1 Sestavení výpočetního modelu v ANSYS RMXprt

Z analytického návrhu je sestaven výpočetní model v programu ANSYS RMXprt. Definuje se zde kromě rozměrů a materiálů také vinutí, druh řízení a provozní stav stroje.

3.1.1 Stator

Vstupní průměr, výstupní průměr a délka stroje jsou vstupní parametry, které při případném ladění simulace zůstávají stejné. Stator je skládaný z laminovaných plechů a zavádí se tzv. stacking factor, který udává poměr železa a plochy pokryté laminovacím lakem. Materiál statoru je možné vybrat z knihovny materiálů v RMXprt, nebo ze znalosti katalogových hodnot si nadefinovat vlastní materiál. V tomto případě byl použit vlastní definovaný materiál, a to plechy SURA M350-50A [katalogové hodnoty v příloze (D)]. Dále se definuje počet drážek a typ. Počet drážek zůstává stejný jako rozměry statoru, ale je možné vybrat typ drážky. V RMXprt je na výběr celkem 6 typů drážek, ovšem ne všechny jsou použitelné pro každý typ stroje. Zešíkmení drážek je 0, provádí se u asynchronních strojů s kotvou nakrátko.

Name	Value	Unit	Evaluated Value
Outer Diameter	470	mm	470mm
Inner Diameter	330	mm	330mm
Length	660	mm	660mm
Stacking Factor	0.95		
Steel Type	SURA-M350-...		
Number of Slots	36		
Slot Type	3		
Skew Width	0		0

Stator

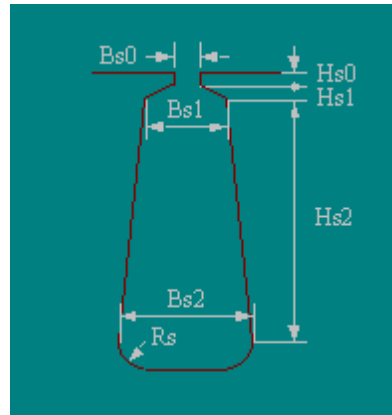
Obr. 3.1 RMXprt – parametry statoru

3.1.2 Lichoběžníková drážka

Pro vsypávané vinutí je zvolena lichoběžníková drážka. Je možné použít zjednodušení a automaticky zadat, aby zuby statoru byly navzájem paralelní, anebo celou drážku navrhnout automaticky přes auto-design.

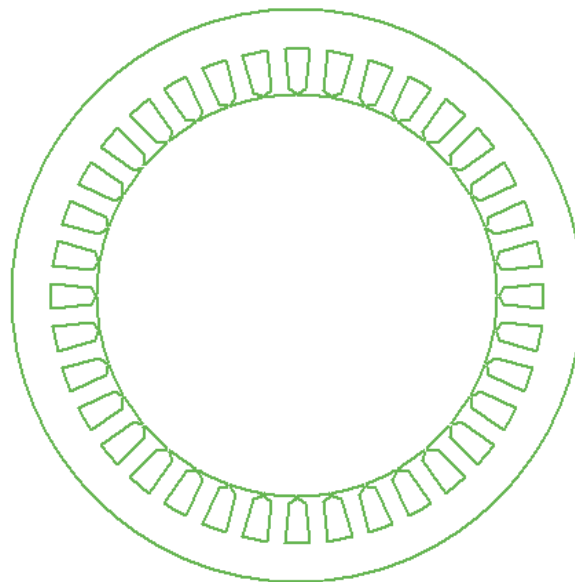
Name	Value	Unit	Evaluat...	Description
Auto Design	<input type="checkbox"/>			Auto design Hs2, Bs1 and Bs2
Parallel Tooth	<input checked="" type="checkbox"/>			Design Bs1 and Bs2 based on Tooth Width
Tooth Width	14.6	mm	14.6mm	Tooth width for parallel tooth
Hs0	1	mm	1mm	Slot dimension: Hs0
Hs1	3.75	mm	3.75mm	Slot dimension: Hs1
Hs2	32.05	mm	32.05mm	Slot dimension: Hs2
Bs0	2.5	mm	2.5mm	Slot dimension: Bs0
Rs	0.001	mm	0.001mm	Slot dimension: Rs

Obr. 3.2 RMXprt – rozměry drážky



Obr. 3.3 RMxpert – statorová drážka

Po navržení drážky je vykreslen stator stroje:



Obr. 3.4 RMxpert – stator s lichoběžníkovými drážkami

3.1.3 Rovná drážka

Pro vkládané vinutí je použita rovná drážka. Nastal ale problém při vytváření modelu v RMxpertu, protože tento typ drážek není u synchronních motorů s permanentními magnety dovoleno použít. Rovná drážka musela být vytvořena z lichoběžníkové, zadáním stejných šířek, včetně otevření. Z tohoto důvodu také chybí znázornění místa pro klíny, ale v návrhu je s ním počítáno. V případě rovných drážek, kdy jsou na sebe statorové drážky paralelní, nelze použít automatický návrh s paralelními zuby.

Name	Value	Unit	Evaluat...	Description
Auto Design	<input type="checkbox"/>			Auto design Hs2, Bs1 and Bs2
Parallel Tooth	<input type="checkbox"/>			Design Bs1 and Bs2 based on Tooth Width
Hs0	0.79	mm	0.79mm	Slot dimension: Hs0
Hs1	1.5	mm	1.5mm	Slot dimension: Hs1
Hs2	36.8	mm	36.8mm	Slot dimension: Hs2
Bs0	14	mm	14mm	Slot dimension: Bs0
Bs1	14.00...	mm	14.0000...	Slot dimension: Bs1
Bs2	14	mm	14mm	Slot dimension: Bs2
Rs	0.001	mm	0.001mm	Slot dimension: Rs

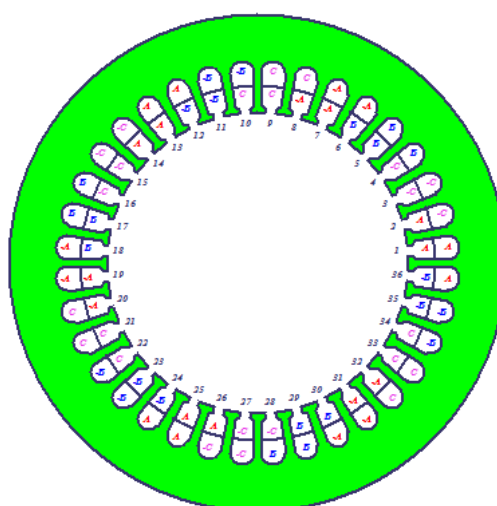
Obr. 3.5 RMxprt – rozměry rovných drážek

3.1.4 Vinutí

Velice citlivé na nastavení parametrů je vinutí a celkem malá změna může mít velký dopad na ztráty a celkovou účinnost stroje.

Name	Value	Unit	Evaluated Value
Winding Layers	2		
Winding Type	Whole-Coiled		
Parallel Branches	1		
Conductors per Slot	18		18
Coil Pitch	5		
Number of Strands	0		0
Wire Wrap	0	mm	
Wire Size	Diameter: 2.304mm		

Obr. 3.6 RMxprt – parametry vinutí



Obr. 3.7 RMxprt – vinutí

3.1.5 Rotor a póly

Stejně tak jako v případě statoru, délka a průměry jsou při návrhu pevné a opírají se o analytický výpočet. Vnitřní průměr v případě přímo nápravového pohonu je průměrem hřídele dvojkolí. Vnější průměr udává, o kolik je třeba zvětšit průměr hřídele, aby bylo možné získat požadovaný výkon (viz. Kapitola 2, výkonová rovnice). Materiál a stacking factor zůstává stejný jako u statoru.

Name	Value	Unit	Evaluated Value
Outer Diameter	327	mm	327mm
Inner Diameter	160	mm	160mm
Length	660	mm	660mm
Steel Type	SURA-M350-50A		
Stacking Factor	0.95		
Pole Type	1		

Rotor

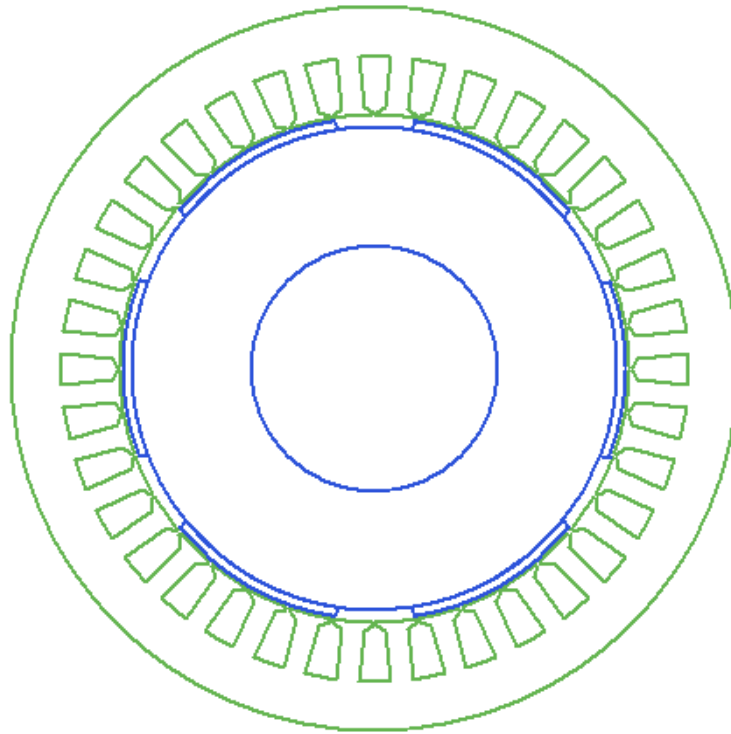
Obr. 3.8 RMxprt – parametry statoru

V RMxprt je možnost zvolit z několika typů pólů podle druhu uložení. Volím povrchové. Nastavuje se materiál magnetu, který je možné vybrat z nabízených v knihovně nebo vytvořit vlastní, jako v případě železa. Pro každý magnet byl vytvořen samostatný materiál na základě hodnot z katalogových listů. Parametry použitého neodymového magnetu N35UH jsou uvedeny v příloze (C). Rozměry magnetu jsou určeny pomocí výšky, zaoblení a odsazení. Těmito hodnotami je možné ladit velikost magnetu tak, aby odpovídala navrženým rozměrům.

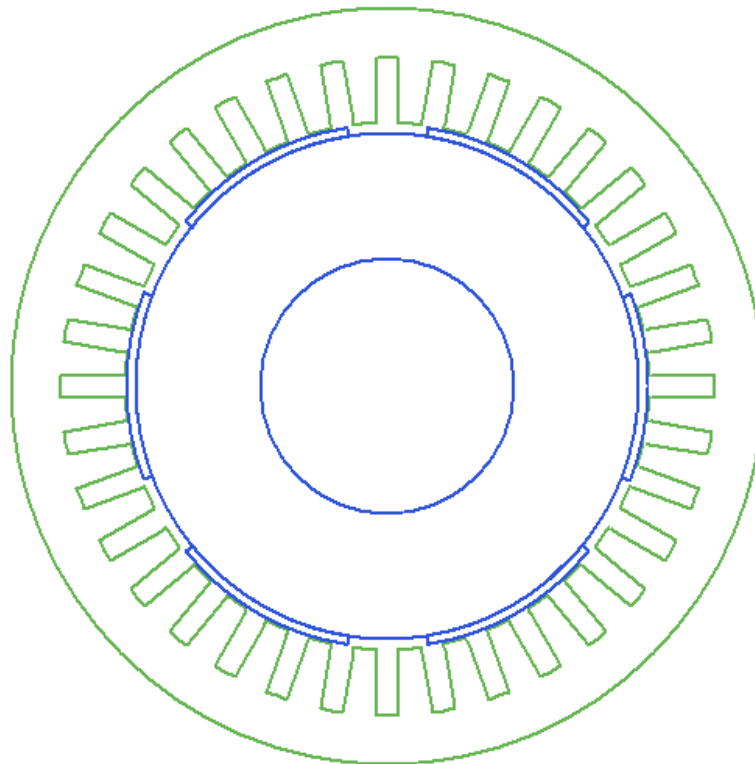
Name	Value	Unit	Evaluated Value
Embrace	0.7		0.7
Offset	5	mm	5mm
Magnet Ty...	N35UH		
Magnet T...	6.1	mm	6.1mm

Obr. 3.9 RMxprt – parametry statoru

Po definování rozměrů je schematicky vykreslen příčný průřez motoru.



Obr. 3.10 *RMxpřt* – průřez motor s lichoběžníkovými drážkami



Obr. 3.11 *RMxpřt* – průřez motor s rovnými drážkami

3.1.6 Nastavení analýzy

K sestavenému modelu se určí podmínky, za kterých má proběhnout analýza. Nastaví se provozní stav stroje, který může být generátorický nebo motorický. Druh zátěže je možné vybrat z celé řady typů, jako například ventilátorový rozběh, konstantní rychlost, konstantní výkon apod. Z definovaného parametru při analytickém návrhu je doplněn výkon, napájecí napětí, jmenovitá rychlost a pracovní teplota.

	Name	Value	Unit	Evaluated Value
	Name	Setup1		
	Enabled	<input checked="" type="checkbox"/>		
	Operation Type	Motor		
	Load Type	Const Power		
	Rated Output Power	120	kW	120kW
	Rated Voltage	750	V	750V
	Rated Speed	280	rpm	280rpm
	Operating Temperature	120	cel	120cel

Obr. 3.12 RMXprt – průřez motor s rovnými drážkami

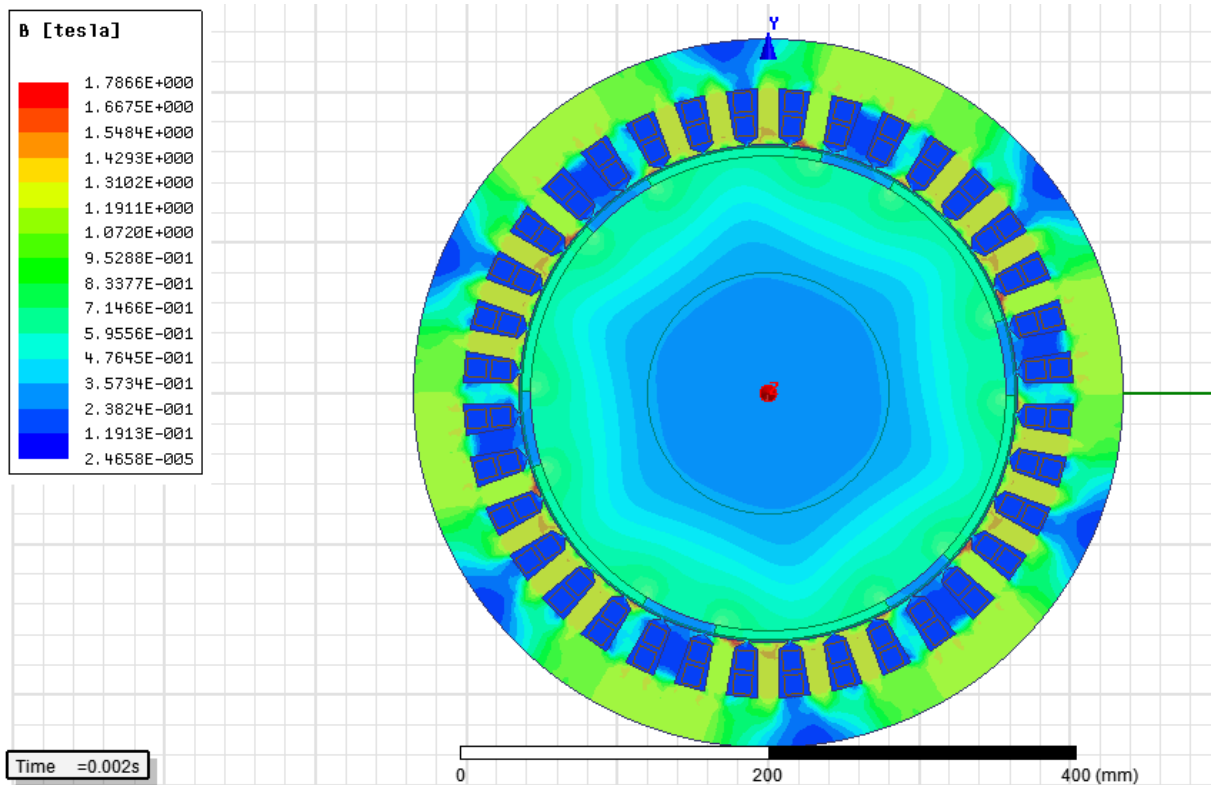
3.2 Ověření metodou konečných prvků v ANSYS Maxwell

Ze sestaveného modelu v programu Ansys RMXprt a výsledků získaných jeho analýzou, je možné vytvořit model v programu Ansys Maxwell, kde se celý návrh ověří metodou konečných prvků. Pokud se shoduje analytický návrh s výsledky získanými z výpočtu v RMXprt, stroj je správně navržen. Když se následně shoduje i výstup z Maxwellu a RMXprt, stroj je nejen správně navržen, ale i správně nasimulován.

Na výsledky výpočtu RMXprt má vliv řada parametrů uvedených v předchozí kapitole, kde se jejich úpravami model doladuje (nikoliv zkresluje), aby nejvíce odpovídal analytickému návrhu, a výstupem jsou jednoznačné výsledky. V případě transientní analýzy je ale nutné sledovat časové průběhy jednotlivých veličin, například výkonů, proudů, momentů a jiných.

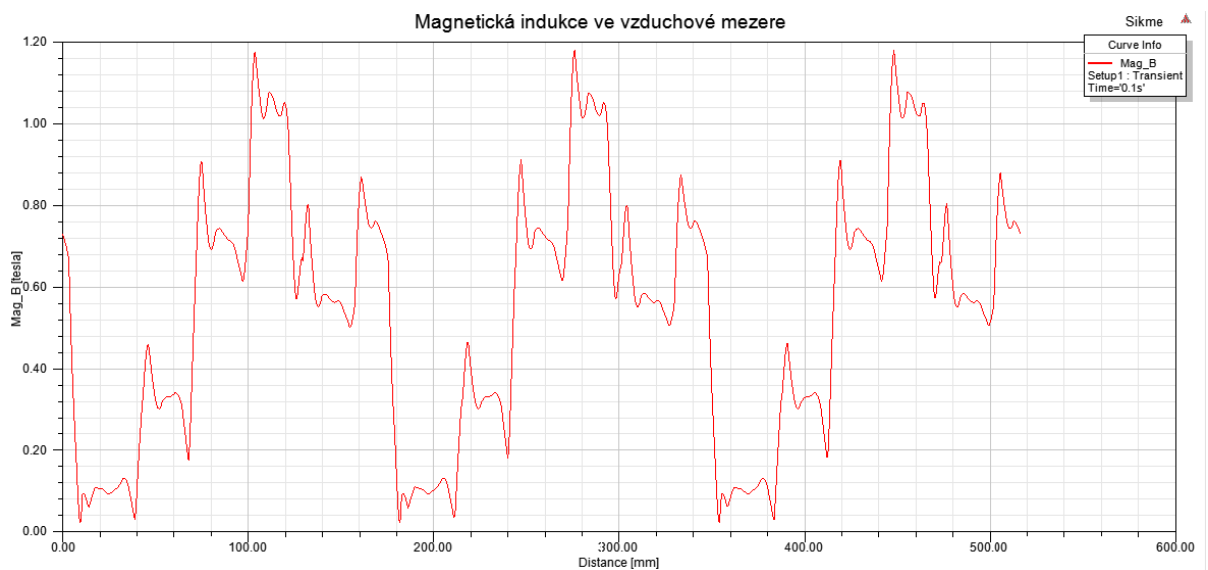
3.2.1 Výsledky analýzy stroje s lichoběžníkovými drážkami

Na rozdíl od RMXprt a analytického návrhu, je možné při výstupech transientní analýzy provedené v Maxwellu získat i konkrétní obraz rozložení magnetické indukce v motoru. Rozložení magnetické indukce se periodicky opakuje nad každým pólem stroje.



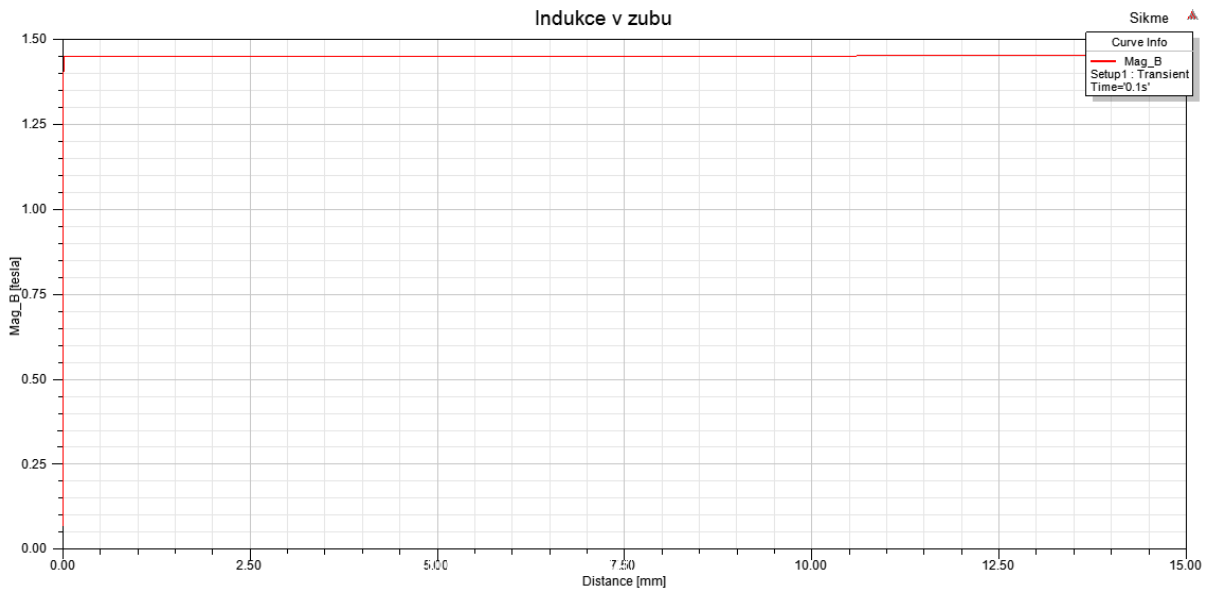
Obr. 3.13 Maxwell – Průřez stroje s lichoběžníkovými drážkami

Indukce ve vzduchové mezeře byla stanovena při analytickém výpočtu $B_0=0,88\text{ T}$. Vlivem drážkování se indukce mění v závislosti na geometrii stroje. V ose magnetu nad hranou zubu je indukce největší a dosahuje hodnoty okolo $1,1\text{ T}$. Naopak na hraně pólu je rovna pouze $0,15\text{ T}$. Z obr. 3.14 lze tvrdit, že průměrná hodnota indukce se pohybuje okolo hodnoty $0,88\text{--}0,9\text{ T}$.



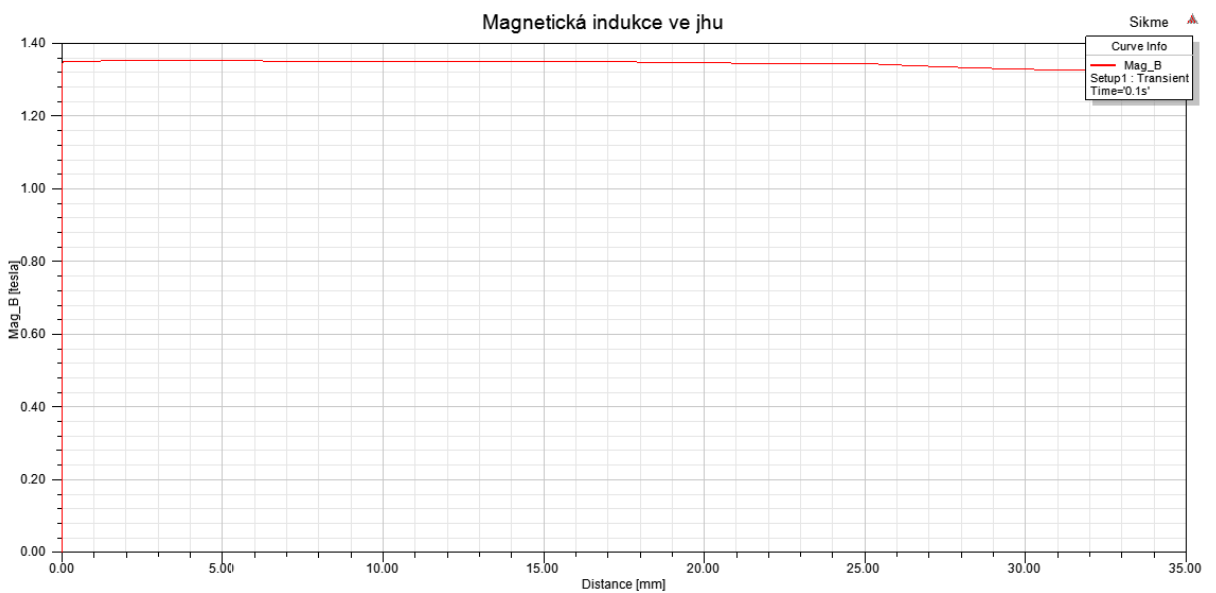
Obr. 3.14 Maxwell – Průběh indukce ve vzduchové mezeře

Indukce v zubech je nejvyšší u paty zubu, kde se blíží hodnotě 2 T , a stroj se tak přesyčuje. Indukce klesá od paty k hlavě zubu a při ustáleném stavu (motor pracuje s konstantním výkonem při konstantních otáčkách) indukce v polovině zubu dosahuje konstantní hodnoty $B_{z/2} = 1,45\text{ T}$.



Obr. 3.15 Maxwell – Průběh indukce v polovině zubu statoru

Indukce ve jhu stroje se pohybuje v rozmezí 1 T , až $1,55\text{ T}$. V ustáleném stavu v ose jha nad pólem je indukce nižší než průměrná stanovená z analytického návrhu. Hodnota indukce ve jhu je tedy $B_j = 1,36\text{ T}$.

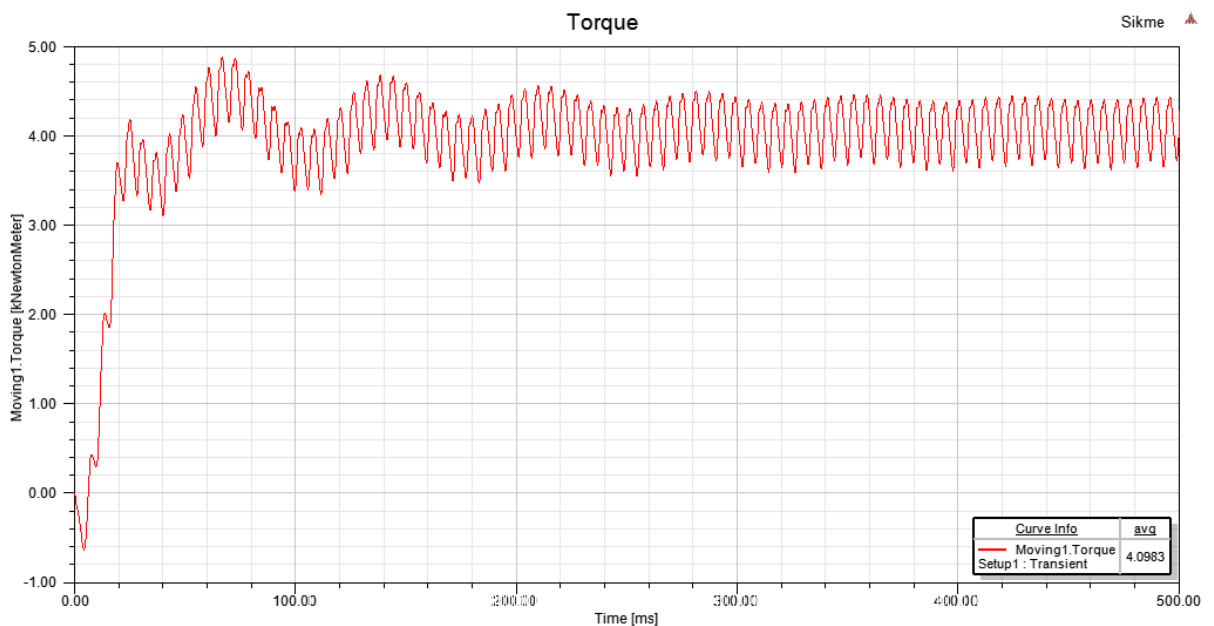


Obr. 3.16 Maxwell – Průběh indukce v ose jha statoru

Provozní parametry stroje s lichoběžníkovými drážkami

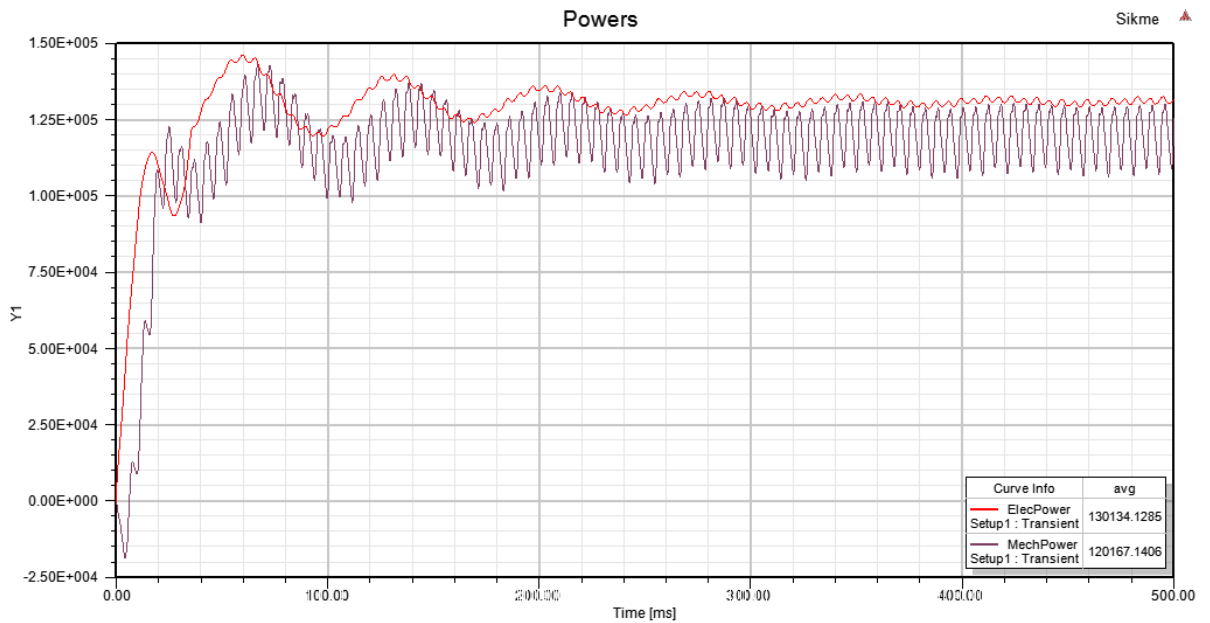
Výsledky získané simulací jsou silně zatíženy krokem výpočtu. Výpočet byl proveden v časovém rozmezí 0–500 ms. K ustálení došlo okolo hodnoty 400 ms, ale kvůli zobrazení ustáleného stavu je rozmezí voleno delší než do doby ustálení. Simulace je počítána s krokem 0,002 s. Kromě kroku má na výsledky simulace vliv také určování zobrazovaných hodnot, kde například efektivní hodnoty proudu a napětí jsou určeny z průběhu od rozběhu až po ustálení. Vypsané efektivní hodnoty proudů a napětí se tak liší, ale je to způsobeno především přechodným jevem a také krokem simulace. Jak je patrné z průběhů (obr. 3.19, 3.20, 3.21), po ustálení jsou hodnoty proudů a napětí stejné.

Průběh momentu není hladký, ale je zvlněný kvůli drážkování statoru. Pohybuje se kolem teoreticky stanovené hodnoty $M=4098,36 \text{ Nm}$.



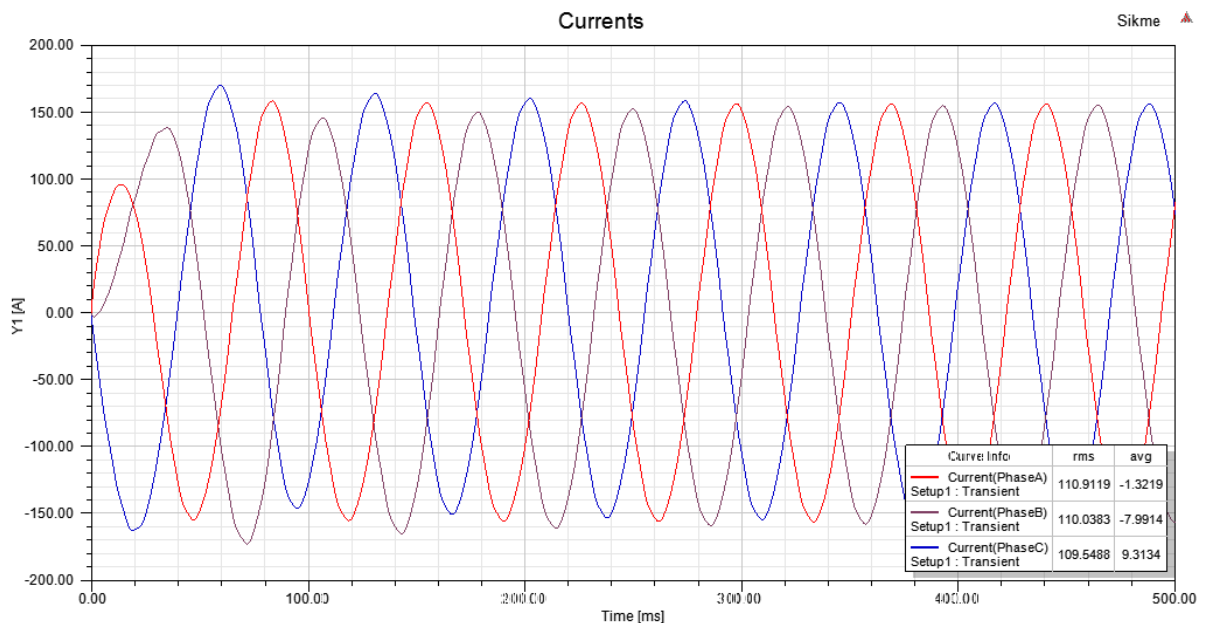
Obr. 3.17 Maxwell – Průběh momentu stroje s lichoběžníkovými drážkami

Vlivem zvlnění momentu bude i mechanický výkon zvlněný. Výkon se pohybuje okolo hodnoty 118–130 kW a odpovídá tak teoreticky stanovenému jmenovitému výkonu $P = 120 \text{ kW}$. Při podílu průměrné hodnoty příkonu 130 134,13 W a průměrného výkonu 120 167,14 W vyjde účinnost $\eta = 92 \%$ a to přibližně odpovídá stanovené účinnosti $\eta = 91,55 \%$.



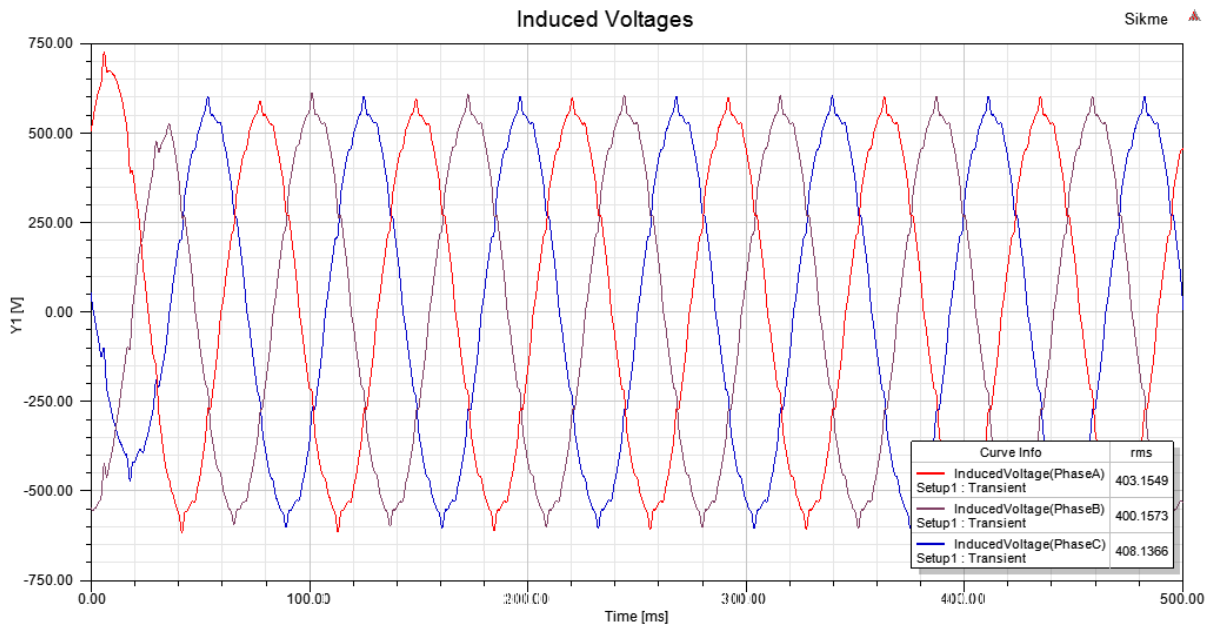
Obr. 3.18 Maxwell – Průběh výkonu a příkonu stroje s lichoběžníkovými drážkami

Analyticky stanovená efektivní hodnota proudu jednou fází $I_{fn} = 114,4$ A. Vlivem použitých materiálů a krokem simulace je výsledná hodnota proudu $I_{fn} = 110$ A. Proudů jsou nižší, než je uvažováno v analytickém výpočtu. Způsobeno je to vlivem použitých materiálů a výpočetním krokem.



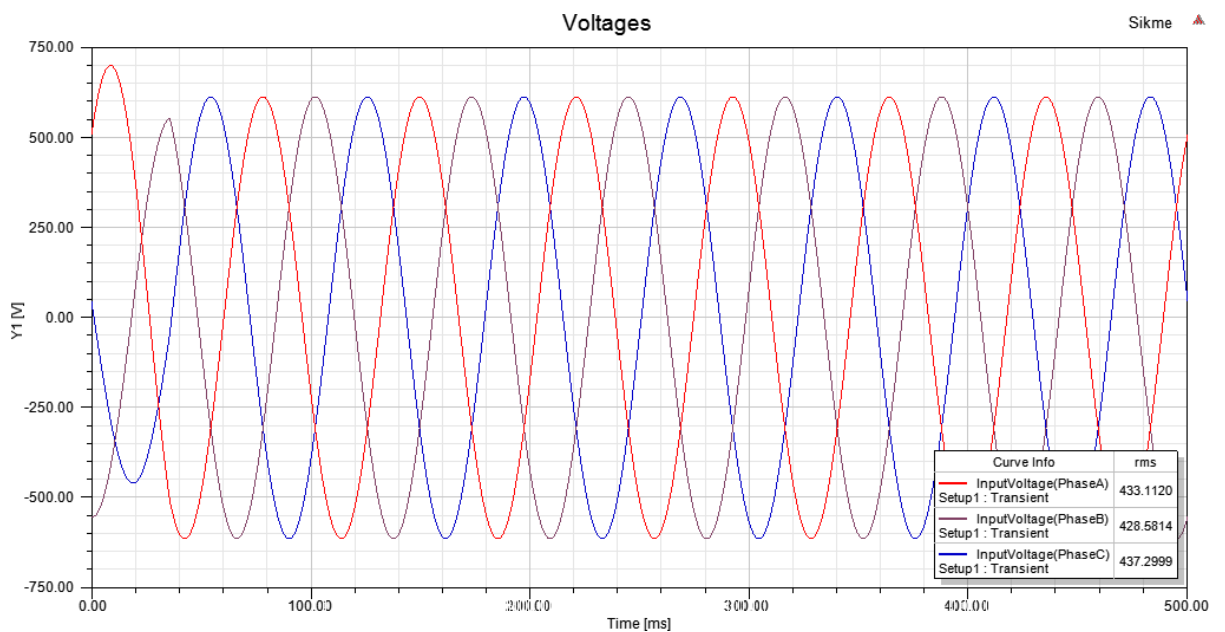
Obr. 3.19 Maxwell – Průběhy proudů stroje s lichoběžníkovými drážkami

Indukované napětí analyticky stanovené indukované napětí $U_i = 411,36$ V. Efektivní hodnota indukovaného napětí z výsledků simulace $U_i = 408,14$ V. Je patrný vliv drážkování na průběh indukovaného napětí.



Obr. 3.20 Maxwell – Průběhy indukovaného napětí stroje s lichoběžníkovými drážkami

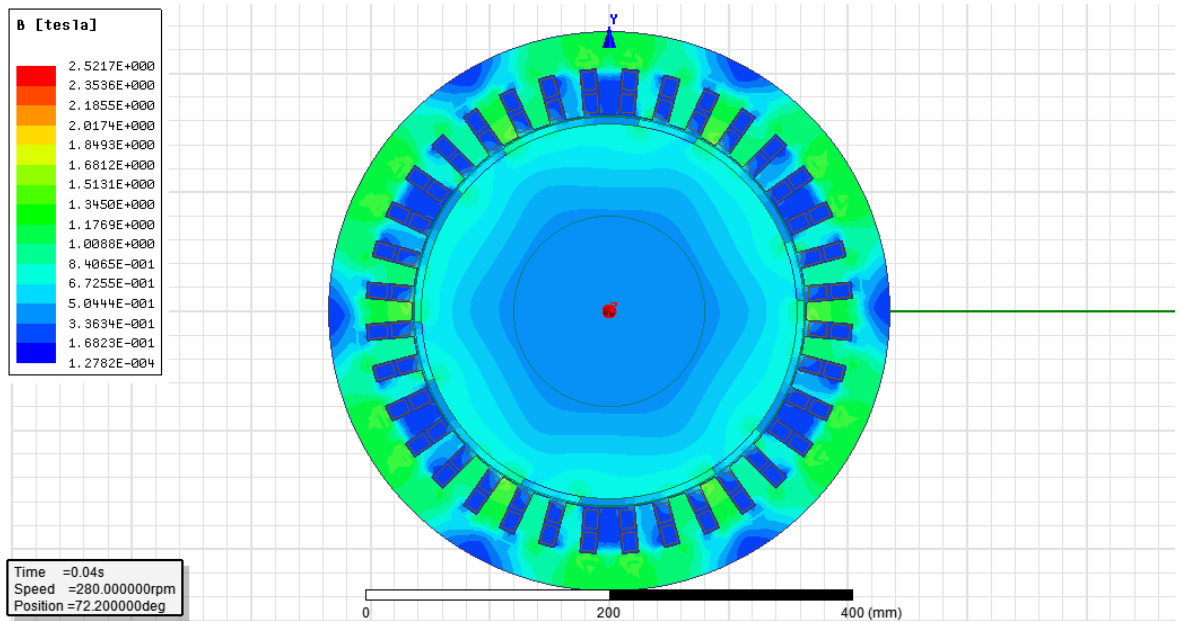
Celkové napájecí napětí $U = 750 \text{ V}$, z toho fázové napětí $U_f = 433 \text{ V}$. Výsledné efektivní hodnoty fázového napětí se ustalují na $U_f = 433,11 \text{ V}$.



Obr. 3.21 Maxwell – Průběhy napětí stroje s lichoběžníkovými drážkami

3.2.2 Výsledky analýzy stroje s rovnými drážkami

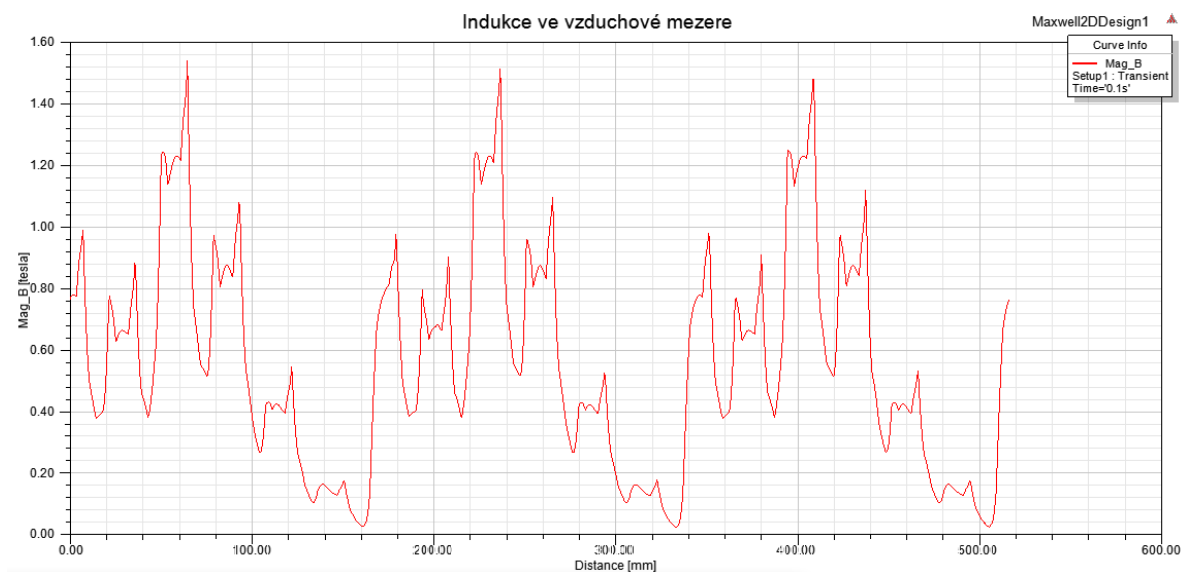
Pro vkládané pasové vodiče nelze použít lichoběžníkovou drážku, ale je nutné navrhnout drážku rovnou, kde jednotlivé drážky statoru jsou na sebe paralelní. Drážka je ale v tomto případě celá otevřená a to má vliv na průběh magnetické indukce ve vzduchové mezeře a s tím spojený tvar průběhu momentu, výkonu a ostatních parametrů.



Obr. 3.22 Maxwell – Rozložení magnetické indukce stroje s rovnými drážkami

Kvůli konstantním průběhům magnetické indukce v zubu a ose jha nebudou průběhy uvedeny v závislosti na geometrii stroje, ale pouze jejich velikosti. Je však nutné uvést průběh magnetické indukce ve vzduchové mezeře kvůli změně tvaru a s tím spojené změně tvaru průběhu.

Velikost magnetické indukce vlivem zubování a otevření drážky je značně vyšší než v případě polouzavřené drážky, jak je vidět z průběhu indukce na obr 3.23. Průměrná hodnota nevzrostla výše než na hodnotu $B_0 = 1 T$, ale problémem je přesycování hran zubů, kde se hodnota B_0 přiblíží až k $2,51 T$. Jedná se ale o krátkodobé stavy přesycení.



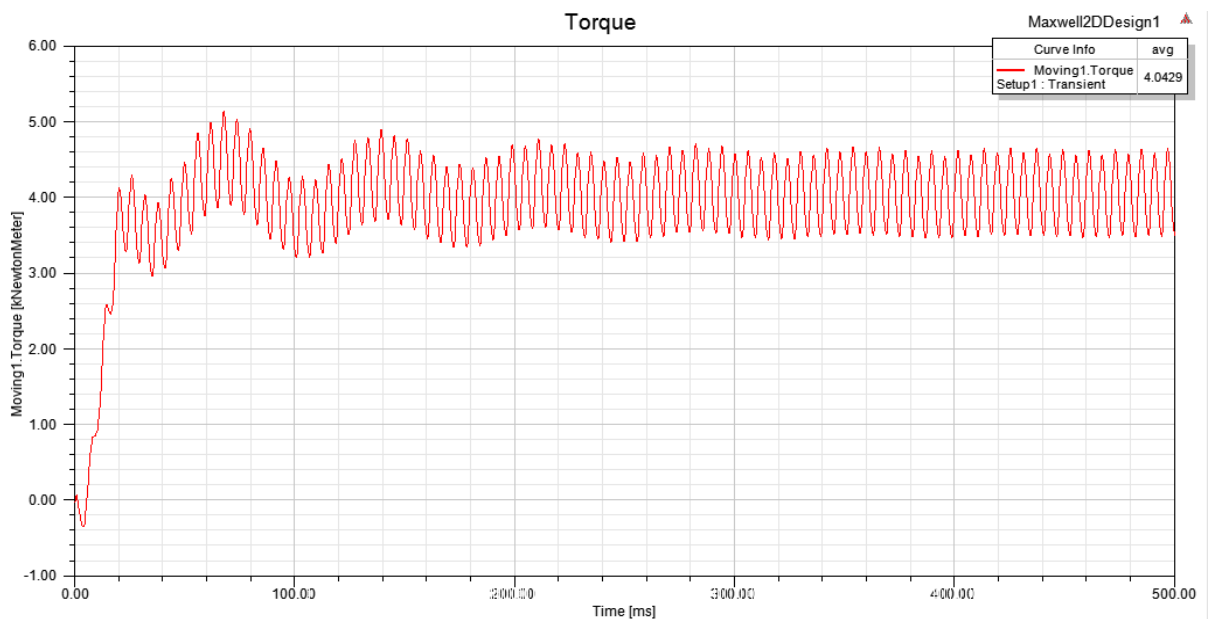
Obr. 3.23 Maxwell – Rozložení magnetické indukce ve vzduchové mezeře stroje s rovnými drážkami

Na rozdíl od statoru s lichoběžníkovými drážkami dojde ke zvýšení hodnoty magnetické indukce ve jhu statoru a hodnota určená analyticky $B_j = 1,55 T$. Výsledky simulace ukazují, že se B_j pohybuje v rozmezí 1,34 T–1,68 T a v ose jha dosahuje hodnoty $B_j = 1,54 T$. Podobně je tomu tak i v polovině zubu, kde indukce $B_{z/2} = 1,51 T$.

Provozní parametry stroje s lichoběžníkovými drážkami

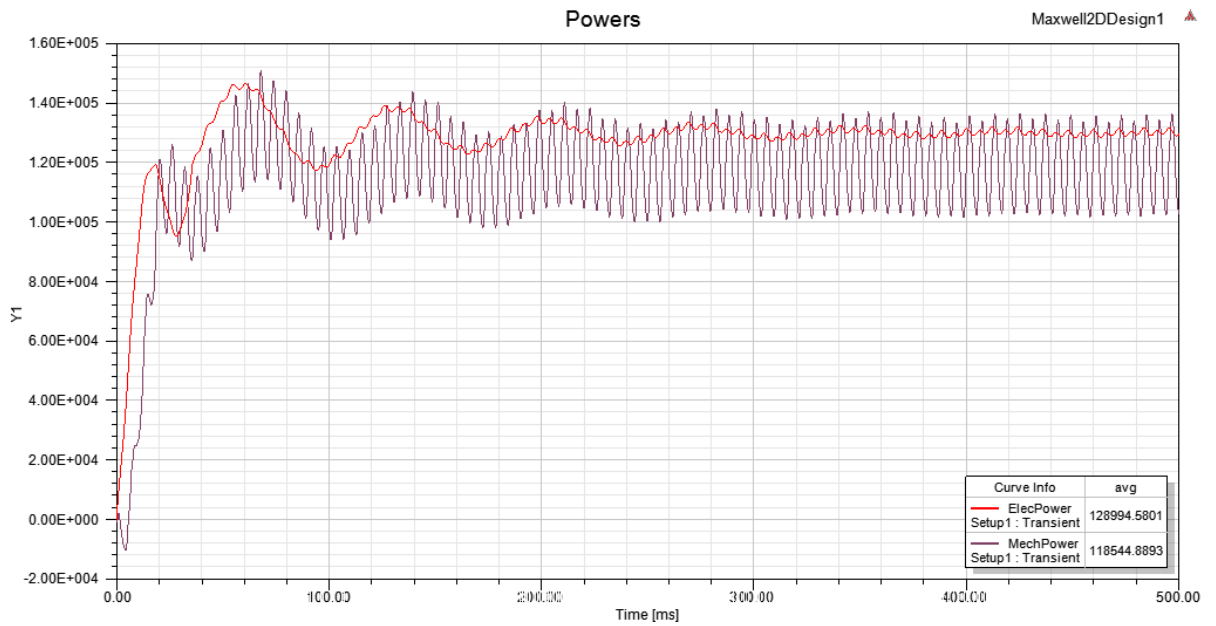
Vliv otevření drážky se projeví kromě rozložení magnetické indukce ve vzduchové mezeře také na průběhu momentu a především mechanickém výkonu. Otevřením drážky se zvětší zubování a to má za následek větší výkyvy momentu a výkonu. Proudů a napětí jsou stejné jako v případě stroje s lichoběžníkovými drážkami. Výpočet byl proveden na stejném časovém rozpětí a se stejným krokem jako u stroje s lichoběžníkovými drážkami.

Kmitání momentu se oproti stroji s polozavřenou drážkou zvětší z 0,8 kN na 1 kN. Rozběh a doba ustálení zůstávají stejné.



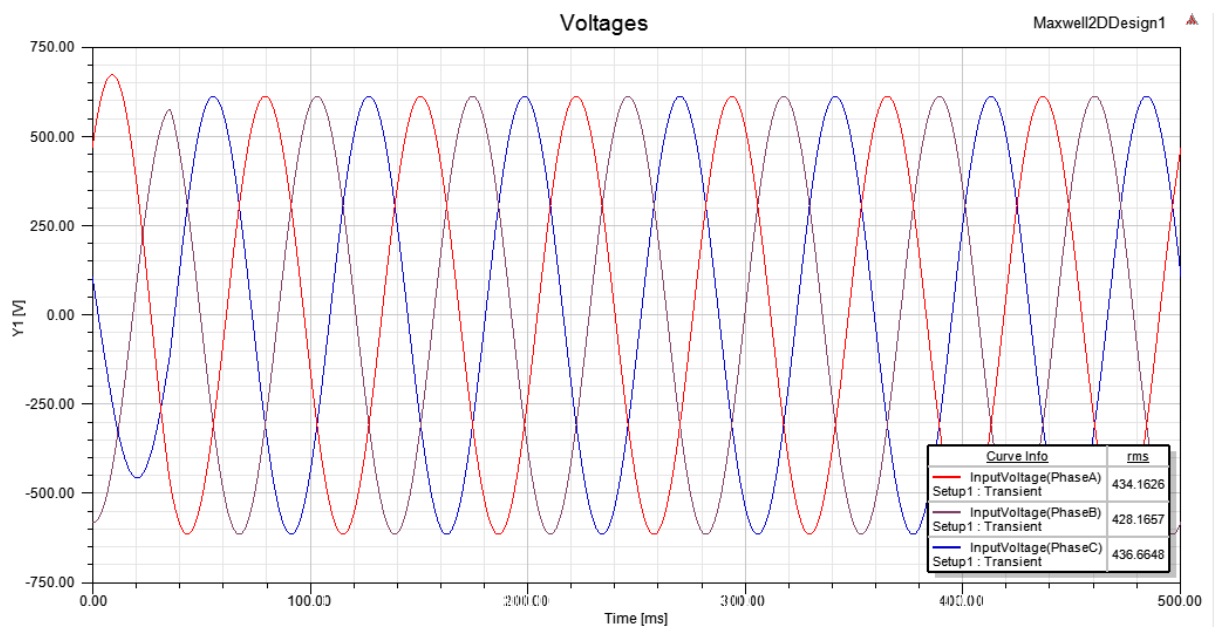
Obr. 3.24 Maxwell – Průběh momentu stroje s rovnými drážkami

Stejně jako moment, tak i výkon bude mít větší výkyvy. Konkrétně 12 kW oproti původním 8 kW. Místa, kde je mechanický výkon vyšší než příkon, jsou v řádu mikro sekund a způsobuje je právě rozkmit a krok simulace.



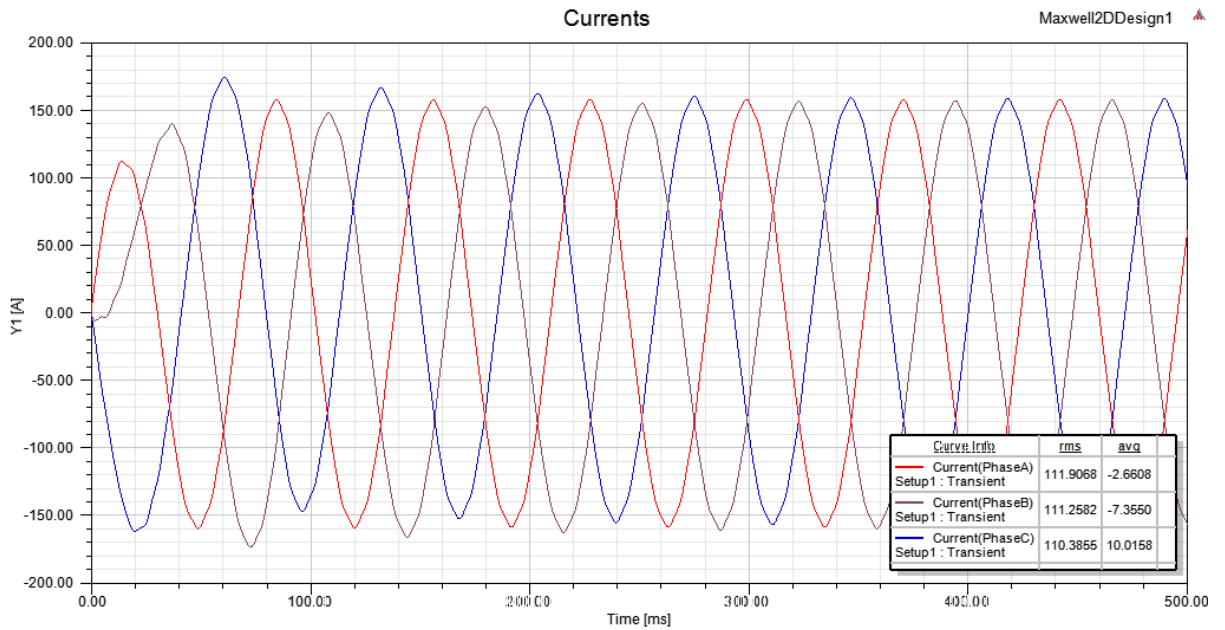
Obr. 3.25 Maxwell – Průběh výkonu a příkonu stroje s rovnými drážkami

Efektivní hodnoty fázových napětí jsou uvedeny na Obr. 3.26



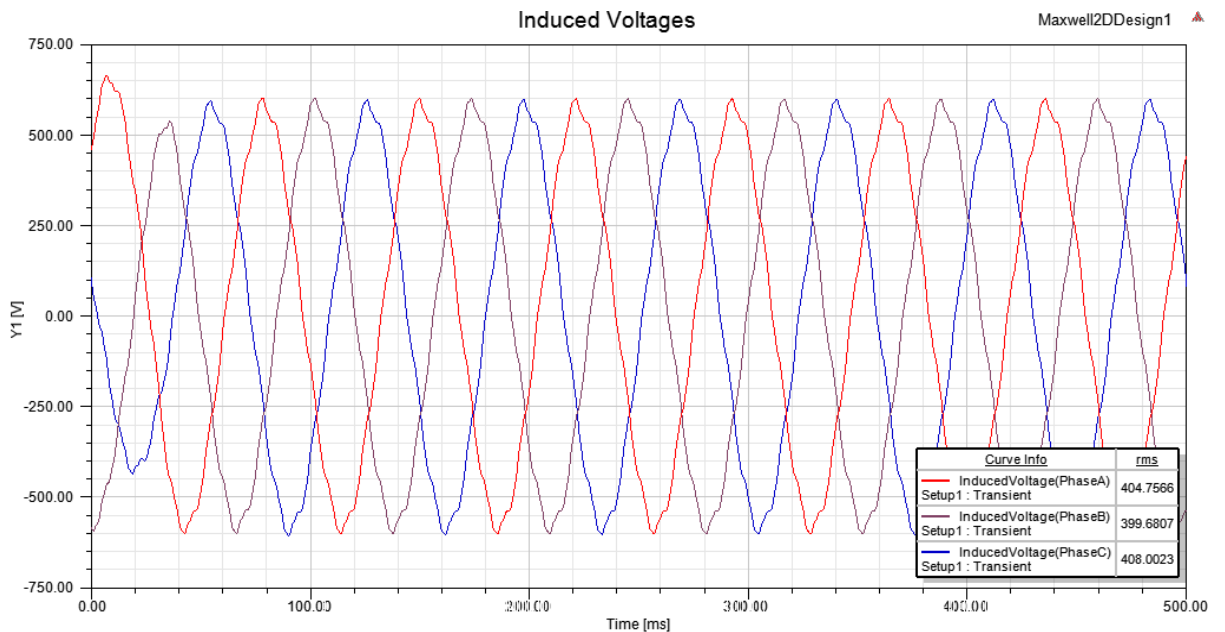
Obr. 3.26 Maxwell – Průběh napětí stroje s rovnými drážkami

Efektivní hodnoty fázových proudů jsou uvedeny na Obr. 3.27



Obr. 3.27 Maxwell – Průběh proudu stroje s rovnými drážkami

Efektivní hodnoty indukovaných napětí jsou uvedeny na Obr. 3.28



Obr. 3.28 Maxwell – Průběh indukovaného napětí stroje s rovnými drážkami

Na závěr jsou v následujících tabulkách porovnány vypočtené parametry analyticky a metodou konečných prvků pro oba stroje.

Tab. 2.14 Výsledky – stroj s lichoběžníkovou drážkou Tab. 2.15 Výsledky – stroj s rovnou drážkou

Stroj s lichoběžníkovou statorovou drážkou	Analytický výpočet	Výpočet MKP
P (kW)	120	120,2
ΔP (kW)	11,08	10
M (kN·m)	4092,6	4098,4
B_0 (T)	0,89	0,88
B_z (T)	1,8	1,45
B_j (T)	1,5	1,36
U_i (V)	411,36	408,14
U (V)	433	433,11
I (A)	114,4	110,1

Stroj s rovnou statorovou drážkou	Analytický výpočet	Výpočet MKP
P (kW)	120	118,5
ΔP (kW)	11,08	10,45
M (kN·m)	4092,6	4042,3
B_0 (T)	0,89	1
$B_{z(stř)}$ (T)	1,63	1,51
B_j (T)	1,65	1,54
U_i (V)	411,36	408
U (V)	433	434,16
I (A)	114,4	111,9

3.3 Tepelný výpočet

3.3.1 Geometrie chladičů

Navrženy jsou 2 varianty chladičů podle směru proudění chladiva. Prvním je chladič s axiálním prouděním, kde chladicí voda proudí ve směru osy hřídele, a druhý s prouděním tangenciálním a chladivo proudí po spirále. Cílem je posoudit na základě provedených simulací, který chladič má lepší vlastnosti, co se týče teplotních a tlakových rozdílů na vstupu a výstupu do chladiče. Oba chladiče se skládají z 2 dílů. Spodní díl se nasouvá na stator a přes jeho plochu bude teplo odváděno do chladicí vody. Na spodní díl se nasune horní díl, je ale třeba určit rozměry upevňovacích zubů s ohledem na geometrii spodního dílu tak, aby nedošlo k přerušení proudění vody a zároveň, aby oba díly chladičů držely dostatečně pevně a stabilně na sobě. Právě upevňovací zuby a drážky jsou řešeny pro každý typ chladiče zvlášť. Celý chladič je následně upevněn pomocí šroubů k ložiskovým stojanům. Z tohoto důvodu je na horním dílu odsazení po celém obvodu chladiče. Kvůli umístění průchodek je třeba na jedné straně chladiče vyhradit délku, do které nezasáhne chladicí voda. Sníží se tím ochlazení nad jednou stranou čel stroje. Průchodky by se měly umísťovat co možná nejdále od chladicího okruhu, aby v případě poruchy nedošlo k poškození motoru vodou. Hlavní rozměry jako ochlazovací plocha a vnitřní průměr musí být u obou chladičů stejný, protože se budou následně nasazovat na stator stejného průměru.

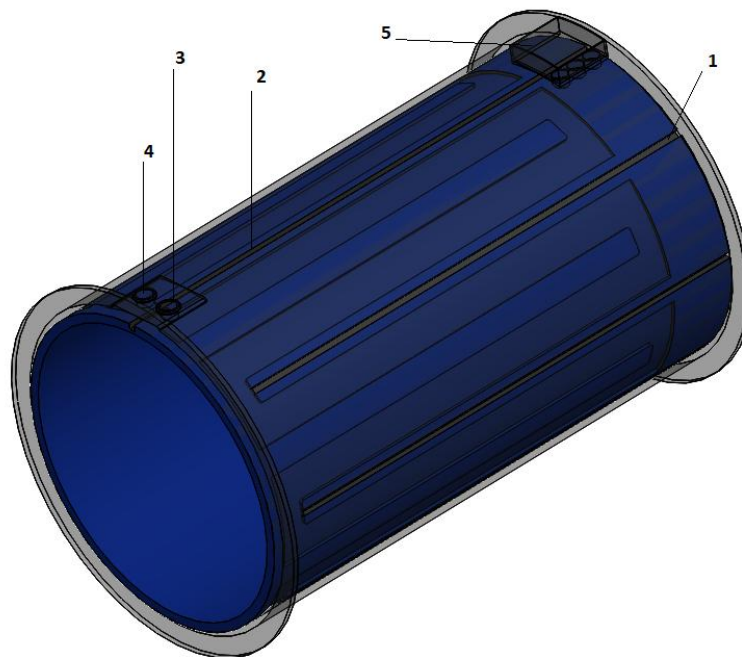
Hlavní rozměry chladičů:

- *Vnitřní poloměr: 235 mm*
- *Vnější poloměr: 250 mm*
- *Ochlazovací plocha: 1,3 m²*
- *Délka: 879,66 mm*
- *Výška pro uchycení: 40 mm*

Axiální chladič:

Axiální chladič má celkem 8 zubů na horním dílu a tomu odpovídajících 8 drážek na dílu spodním 1). Horní díl musí mít jeden zub po celé délce chladiče, který bude sloužit jako vodící zub 2) při nasouvání horního dílu na spodní, čímž se zlepši stabilita a pevnost uchycení. Jeho druhou funkcí je oddělení vstupu a výstupu chladicí vody. Proto se umísťuje mezi přívod a vývod chladiče. Jeho hloubka musí být větší, než je hloubka výrezu dráhy chladicí vody, jinak by bylo nutné použít těsnění.

Dráha chladicí vody musí klást co nejmenší odpor průtoku, a proto je třeba zaoblit ostré hrany výřezů. Vstup 3) a výstup 4) do chladiče má průměr 25 mm. Průchodky 5) jsou umístěny na protilehlé straně vstupu a výstupu vody.



Obr. 3.29 Axiální chladič

Horní díl je průhledný pro lepší zobrazení dráhy chladící vody. Rozměry chladiče jsou uvedeny v tabulce:

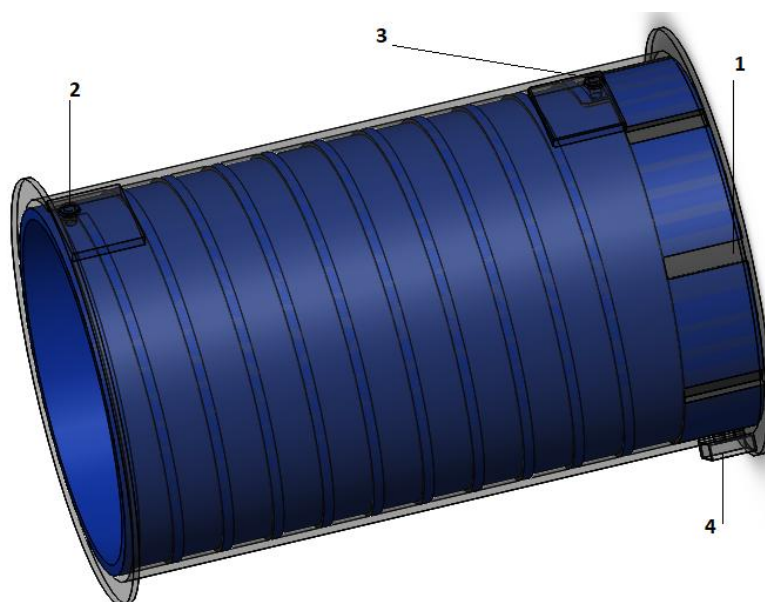
Tab. 3.1 Rozměry axiálního chladiče

Rozměry zubů	10 x 10 x 109,83 mm
Hloubka výřezu spodního dílu	5 mm
Průměr přívodu a vývodu	25 mm
Objem chladiče	3,45 l

Tangenciální chladič:

Tangenciální chladič má stejně jako axiální 8 zubů 1) a 8 drážek 1). V tomto případě, aby nedošlo k přerušení dráhy chladící vody a horní díl bylo možné nasunout na spodní, je tedy nutné umístit zuby na stranu průchodek 4). Vzhledem k tomu, že není možné umístit zuby stejně jako v případě axiálního chladiče, musí se zvětšit hloubka drážky, zvýšit výška zubu tak, aby drážka zasahovala pod výřez dráhy chladící vody.

Oproti axiálnímu chladiči je zde také změna v umístění přívodu 2) a vývodu 3) chladící vody. Zatímco u axiálního se umísťují vedle sebe, v tangenciálním chladiči voda proudí po spirálové dráze a vytéká na protilehlé straně, než vtéká. To je také jeden z důvodů, proč není možné zařadit „vodící“ zub. Opět je nutné zaoblit pravoúhlé rohy kvůli odporu proudění. Zmenší se zde vstup přívodu a vývod chladící vody z průměru 25 mm na 15 mm.



Obr. 3.30 Tangenciální chladič

Tab. 3.2 Rozměry Tangenciálního chladiče

Rozměry zubů	30 x 10 x 109,83 mm
Hloubka výřezu spodního dílu	5 mm
Průměr přívodu a vývodu	15 mm
Objem chladiče	5,23 l

3.3.2 Postup a nastavení simulace

Prvním krokem návrhu je stanovení tepelných ztrát P . Hodnota P reprezentuje celkové ztráty motoru. Všechno teplo generované motorem bude teoreticky odvedeno vodou, což ale prakticky neplatí, protože teplo bude také odcházet přes ložiskové štíty a hřídel. Nicméně teplo odvedené vodou je mnohonásobně větší, a proto je možné zavést zjednodušující podmínku odvedení veškerého tepla do chladicí vody a tím celý výpočet zjednodušit. Celkové ztráty budou procházet jako tepelný tok z vnější plochy statorového paketu na vnitřní stranu chladiče.

Tepelný tok je dán podílem celkových ztrát a plochou přes kterou jsou odvedeny. Celkové ztráty stroje jsou $\Delta P = 11\,078,583\text{ W}$ a odvedeny jsou přes vnitřní plochu chladiče s plošným obsahem $S = 1,28\text{ m}^2$.

$$P = \frac{\Delta P}{S} = \frac{11078,583}{1,28} = 8641 \frac{\text{W}}{\text{m}^2} \quad (7.1)$$

Dalším krokem je výpočet potřebného množství chladicí vody pro odvedení ztrátového tepla.

Obecný tvar rovnice:

$$P = m \cdot c_p \cdot (T_{Out} - T_{In}) \quad (7.2)$$

Kde m představuje hmotnostní průtok, T_{Out} teplotu vody na výstupu chladiče a T_{In} vstupní teplotu vody chladiče. Maximální nárůst teploty se předpokládá nejvýše 6 K.

Nejprve byl proveden výpočet stanovení potřebného množství chladiva k odvodu celkového množství ztrát.

$$Q = \frac{\sum P_z}{c_p \cdot \Delta T} = \frac{11078,583}{997 \cdot 4179 \cdot 6} = 4,43 \cdot 10^{-4} \frac{m^3}{s} \quad (7.3)$$

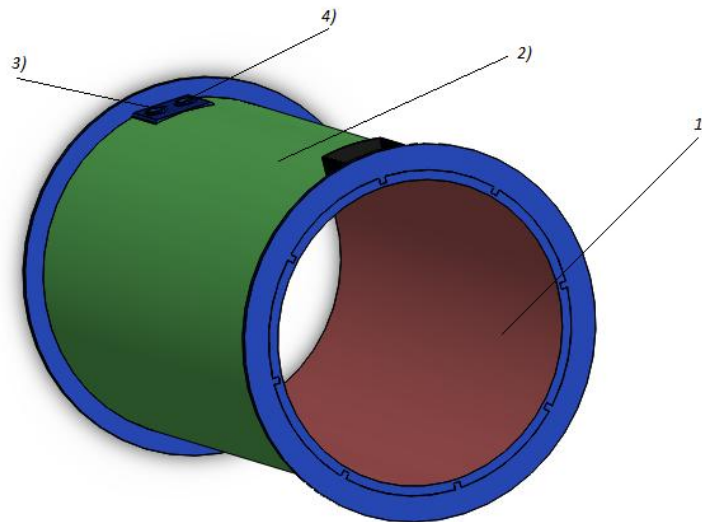
Rychlost proudění pro axiální chladič s uvažovaným průřezem S změřeným na sestaveném modelu chladiče:

$$v = \frac{Q}{S} = \frac{4,43 \cdot 10^{-4}}{1,983 \cdot 10^{-3}} = 0,22 \frac{m}{s} \quad (7.4)$$

Rychlost proudění pro spirálový chladič:

$$v = \frac{Q}{S} = \frac{4,43 \cdot 10^{-4}}{2,84 \cdot 10^{-4}} = 1,56 \frac{m}{s} \quad (7.5)$$

Vzhledem k jiným průřezům S bude i jiný rozdíl tlaků na vstupu a výstupu chladiče. Výpočtem MKP bude stanoven optimální chladič podle oteplení stroje a velikosti poklesu tlaků.



Obr. 3.31 Zatížený axiální chladič

Na vnitřní stranu chladiče 1) je vloženo celkové ztrátové teplo, které bude odvedeno do chladicí vody. Na vnější straně chladiče 2) je adiabatická okrajová podmínka. Na vstup chladiva 3) je přivedena chladicí voda, jejíž průtok se bude zvyšovat od $0,1 \text{ kg}^{-1} \text{ s}$ kokem

0,1 kg·s⁻¹ až do hodnoty 1,6 kg·s⁻¹ a podle oteplení chladiče a rozdílu tlaků na vstupu 3) a výstupu 4) bude vybrán optimální typ a průtok chladiče.

Před výpočtem je potřeba model zasítovat. Výpočetní síť byla provedena v softwaru ANSYS Mesher. Vytvoření sítě bylo provedeno s preferencí fyziky CFD, prvky jsou tetrahedrální a mezní (inflační) vrstva je nastavená na jemný převod.

Samotná simulace byla provedena v programu ANSYS CFX s použitím následujícího nastavení:

- **Typ analýzy:** *Ustálený stav*
- **Přenos tepla:** *Tepelná energie*
- **Vztlak:** *gravitační zrychlení v ose proudění = 9,81 m²/s*
- **Turbulence:** *k-Epsilon*
- **Funkce na plochách (Wall function):** *Škálovatelná*
- **Konvergenční kritérium:** *10⁻⁴ (RMS)*

Tab. 3.3 Vstupní data tepelné simulace

Data	Typ chladiče podle proudění chladiva	
	<i>Axiální</i>	<i>Tangenciální</i>
Vstupní průtok	0,44 kg/s	0,44 kg/s
Vstupní teplota	313,15 K	313,15 K
Teplota okolí	313,15 K	313,15 K
Hrúbost ploch	0,01 mm	0,01 mm

Vstupní průtok je odhadnut podle celkových ztrát, součástí tepelného výpočtu je tak i optimalizace této hodnoty. Teplota okolí byla zvolena podle normy na 40 °C.

3.3.3 Výsledky oteplení chladičů

Nejprve se na sestavených chladičích ověřoval vliv změny průtoku. Zvyšoval se postupně s krokem 0,1 pro 16 hodnot.

Tab. 3.4 Zvyšování průtoku chladiva

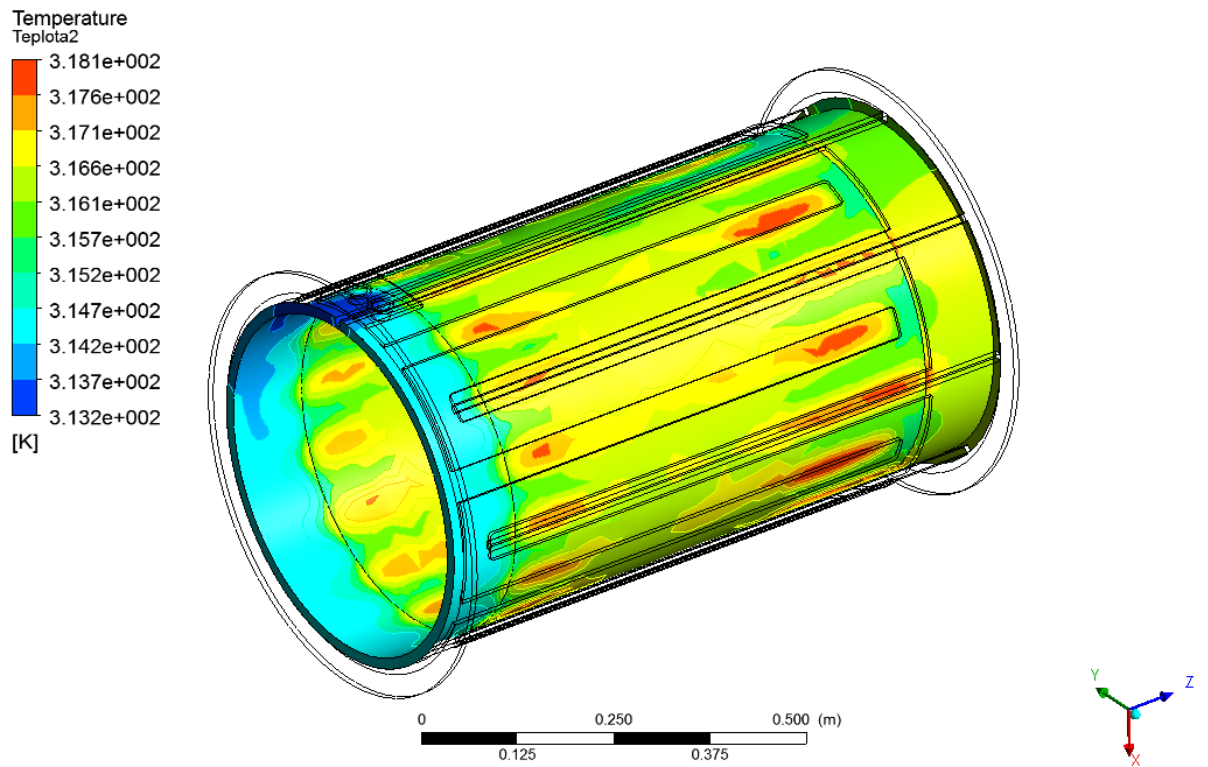
Průtok (kg·s ⁻¹)	Rozdíl teploty chladiva (°C)	Pokles tlaku (Pa)	Teplota paketu (°C)
0,1	6,39	6437,8	51,22
0,2	3,22	22305	46,88
0,3	2,15	46541	45,36
0,4	1,61	78850	44,58
0,5	1,28	1,19·10⁵	44,1
0,6	1,069	1,67·10 ⁵	43,78
0,7	0,92	2,28·10 ⁵	43,54
0,8	0,8	2,86·10 ⁵	43,36
0,9	0,71	3,57·10 ⁵	43,22
1	0,64	4,36·10 ⁵	43,11
1,1	0,58	5,22·10 ⁵	43,01
1,2	0,53	6,16·10 ⁵	42,93
1,3	0,49	7,19·10 ⁵	42,87
1,4	0,16	8,27·10 ⁵	42,81
1,5	0,42	9,43·10 ⁵	42,76
1,6	0,4	1,067·10 ⁵	42,71

Tab. 3.5 Zvyšování průtoku chladiva

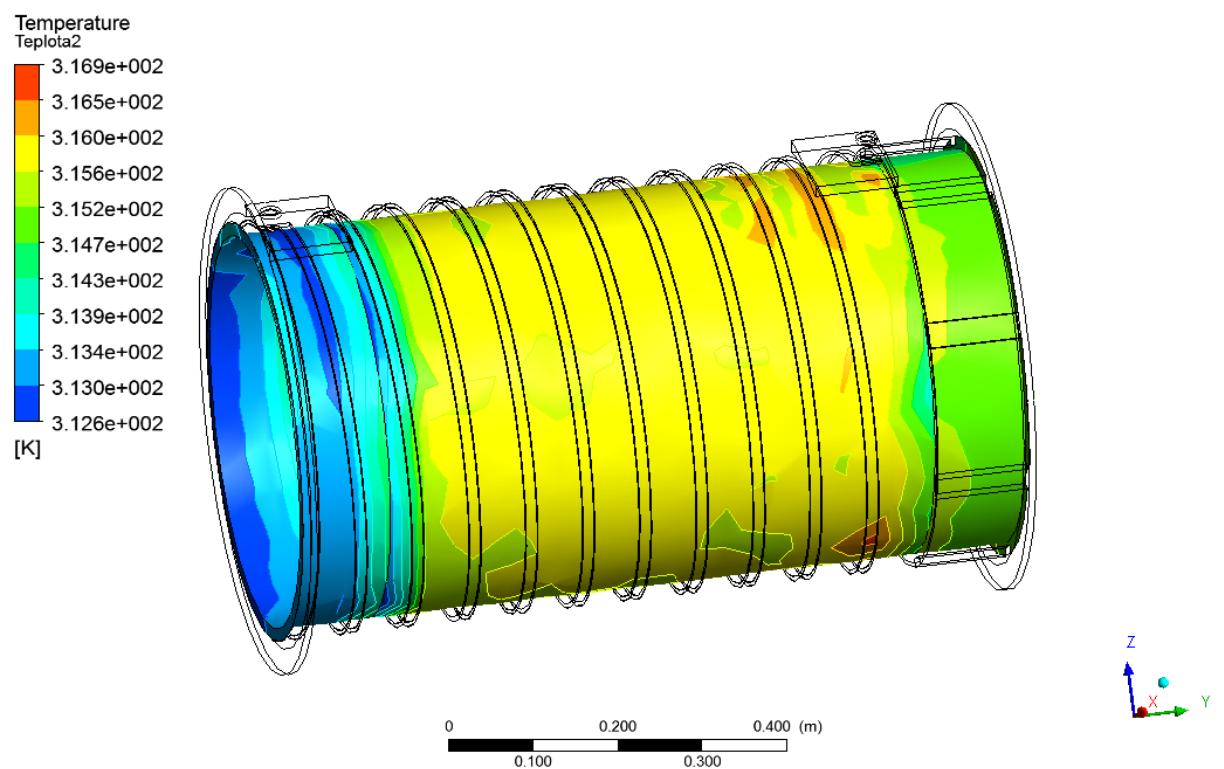
Průtok (kg·s ⁻¹)	Rozdíl teploty chladiva (°C)	Pokles tlaku (Pa)	Teplota paketu (°C)
0,1	2,47	10740	47,05
0,2	1,22	39346	44,49
0,3	0,81	84395	43,6
0,4	0,61	1,46·10 ⁵	43,14
0,5	0,49	2,22·10⁵	42,85
0,6	0,4	3,15·10 ⁵	42,66
0,7	0,35	4,23·10 ⁵	42,52
0,8	0,3	5,46·10 ⁵	42,41
0,9	0,27	6,85·10 ⁵	42,32
1	0,24	8,39·10 ⁵	42,26
1,1	0,22	10,09·10 ⁵	42,2
0,17	0,2	11,9·10 ⁵	42,15
0,16	0,19	13,9·10 ⁵	42,11
0,15	0,17	16,1·10 ⁵	42,08
1,5	0,16	18,4·10 ⁵	42,05
1,6	0,15	20,8·10 ⁵	42,02

Jako hlavní porovnávací kritérium slouží oteplení statorového paketu v závislosti na průtoku chladiva. Dalším krokem je zvolit průtok tak, aby kromě přípustného oteplení nebyl na přívodu a vývodu chladiče příliš velký rozdíl tlaků. Tímto kritériem se vyřadil chladič spirálový, který sice má lepší vlastnosti z hlediska oteplení statorového paketu, kde celková teplota byla při porovnání s chladičem axiálním o zhruba 2° C nižší, ale při téměř dvojnásobném tlaku. Po konzultaci s vedoucím práce byl finálně zvolen axiální chladič s průtokem 0,5 kg·s⁻¹.

Na obr. 3.28 a 3.29 je možné sledovat vliv geometrie chladiče na celkové oteplení v daných místech, kde teplota přívodů je značně nižší než teplota vývodů. Velkou roli zde hrají také prostory nad čely stroje, kterými chladivo neproudí a oteplení těchto míst silně závisí na typu chladiče a umístění přívodu chladiva.



Obr. 3.32 Oteplení axiálního chladiče



Obr. 3.33 Oteplení spirálového chladiče

Výsledné hodnoty oteplení jsou použity jako okrajové podmínky při výpočtu celkového oteplení stroje.

3.3.4 Nastavení tepelného modelu

Výpočetní model je sestaven kvůli zjednodušení výpočtu pouze ze statoru, rotoru a hřídele. Pro zohlednění různých tepelných vodivostí vzduchu v jednotlivých částech stroje je nutné celkový model doplnit o vyplňující díly v prostorech nad čely, ve vzduchové mezeře a v drážce okolo vodičů. Těmto částem je přiřazena příslušná tepelná vodivost. Hodnoty jednotlivých tepelných vodivostí byly určeny při konzultaci s vedoucím práce. Poté, co je model kompletní, je třeba kromě tepelné vodivosti vzduchu také nastavit tepelnou vodivost použitých materiálů. Zohledňuje se také, o jaký typ vodivosti se jedná. V tomto případě, kdy vinutí v drážce je jeden kus vodiče obklopený izolací, jde o tepelnou vodivost isotropickou, až na výjimku, kterou jsou statorové plechy s vodivostí ortotropickou, kde nejmenší tepelná vodivost bude v axiálním směru (osa X).

Tab. 3.6 Tepelná vodivost materiálů

<i>Použité materiály</i>	<i>Tepelná vodivost</i>	<i>Měrná jednotka</i>
Vzduch v okolí čel	0,026	$W \cdot m^{-1} \cdot C^{-1}$
Vzduchová mezera	0,026	$W \cdot m^{-1} \cdot C^{-1}$
Okolí vodičů	0,3	$W \cdot m^{-1} \cdot C^{-1}$
Měď	401	$W \cdot m^{-1} \cdot C^{-1}$
Konstrukční ocel	60,5	$W \cdot m^{-1} \cdot C^{-1}$
Magnety	7,6	$W \cdot m^{-1} \cdot C^{-1}$
Statorové plechy-směr X	5,8	$W \cdot m^{-1} \cdot C^{-1}$
Statorové plechy-směr Y	45	$W \cdot m^{-1} \cdot C^{-1}$
Statorové plechy-směr Z	45	$W \cdot m^{-1} \cdot C^{-1}$

Celkové ztráty jsou rozděleny podle jejich druhu do příslušných částí stroje, kde podle objemu jsou stanoveny objemové ztráty, které v modelu představují vnitřní tepelný zdroj. Do vinutí jsou vloženy ztráty jouleovy ΔP_j , do hřídele ztráty mechanické ΔP_m a na statorový paket ztráty v železe ΔP_{Fe} .

Ztráty vznikající v dílčích objemech jsou stanoveny následovně:

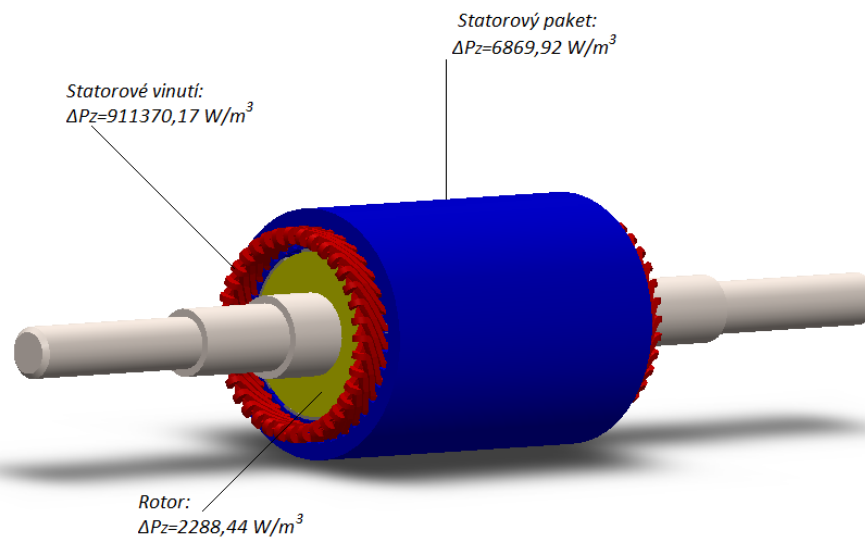
$$\Delta P_{vinuti} = \frac{10659,75}{0,011696} = 911370,17 \frac{W}{m^3} \quad (7.6)$$

$$\Delta P_{hřidel} = \frac{87,86}{0,038393} = 2288,44 \frac{W}{m^3} \quad (7.7)$$

$$\Delta P_{\text{statorový paket}} = \frac{282,45}{0,041114} = 6869,92 \frac{W}{m^3} \quad (7.8)$$

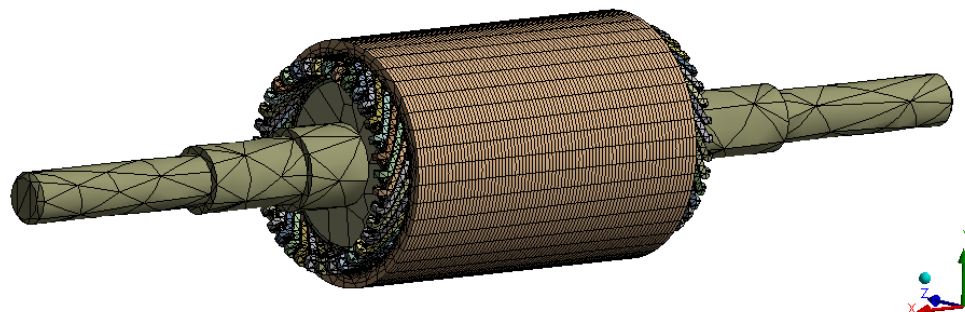
Tab. 3.7 Rozložení ztrát

Část stroje	ΔP (W)	V (m^3)	ΔP_z (W/m^3)
Vinutí	10659,8	0,012	911370,17
Hřídel	87,86	0,038	2288,44
Statorový paket	282,45	0,041	6869,92



Obr. 3.34 Zatížený tepelný model motoru

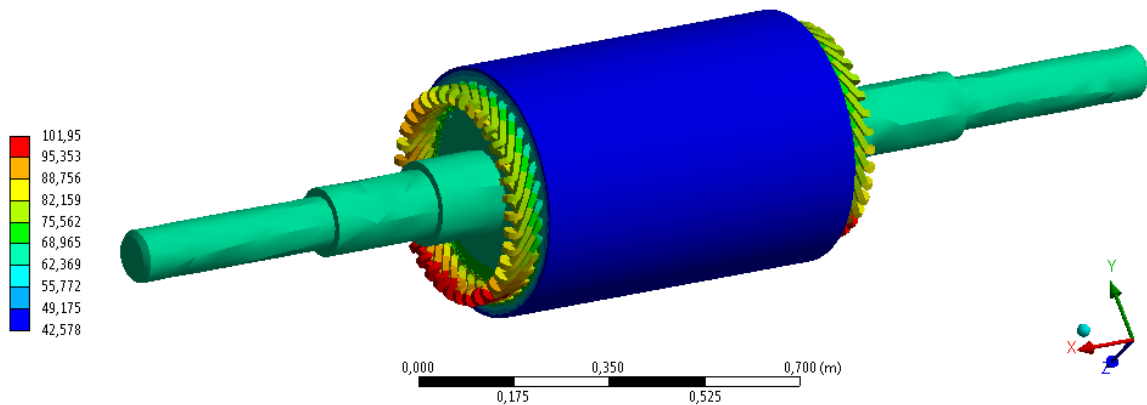
Pro všechny následující výpočty je použita síť na obr 3.35 sestavená v programu ANSYS mesher.



Obr. 3.35 Síť modelu motoru

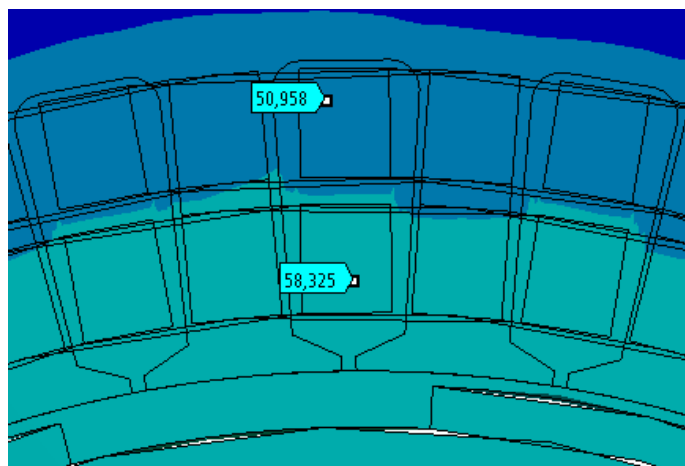
3.3.5 Výsledky celkového oteplení motoru

Výsledná oteplení obou typů strojů jsou na obr. 3.29 a 3.30.

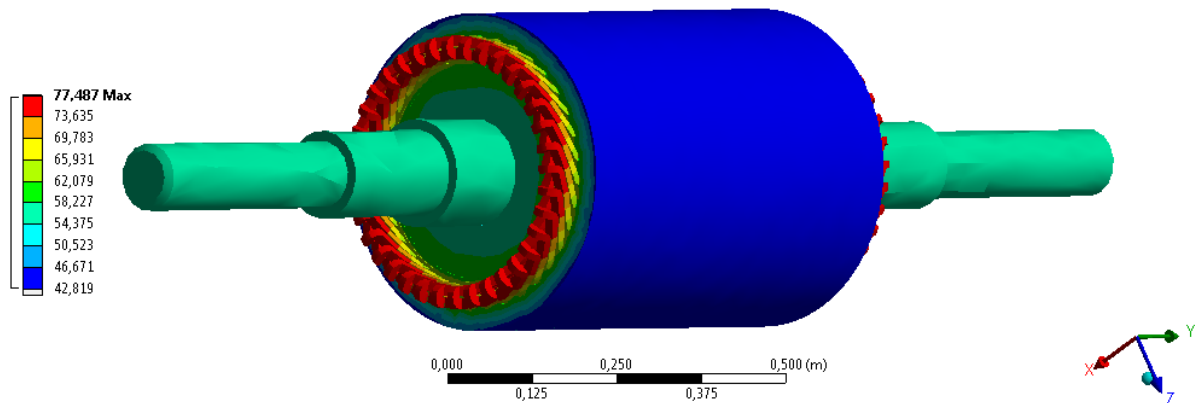


Obr. 3.36 Celková teplota stroje s lichoběžníkovými drážkami

V případě lichoběžníkových drážek dosahuje oteplení bodově nejvyšší hodnoty 101,95 °C v oblasti čel. Průměrné oteplení v drážce se pohybuje okolo v rozmezí 50–59 °C.

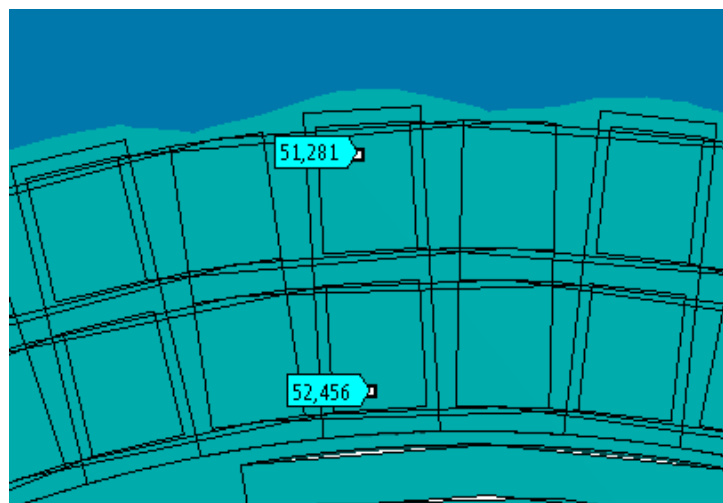


Obr. 3.37 Teplota drážkové části stroje s lichoběžníkovými drážkami



Obr. 3.38 Celková teplota stroje s rovnými drážkami

Celkové oteplení oproti lichoběžníkovým drážkám pokleslo a rozložení je v tomto případě rovnoměrnější. Nejvyššího oteplení stroj nabývá 77,487 °C v oblasti čel. Průměrná hodnota oteplení drážkové části se pohybuje okolo v rozmezí 51–53 °C.



Obr. 3.39 Teplota drážkové části stroje s rovnými drážkami

3.3.6 Další možnosti výpočtu oteplení

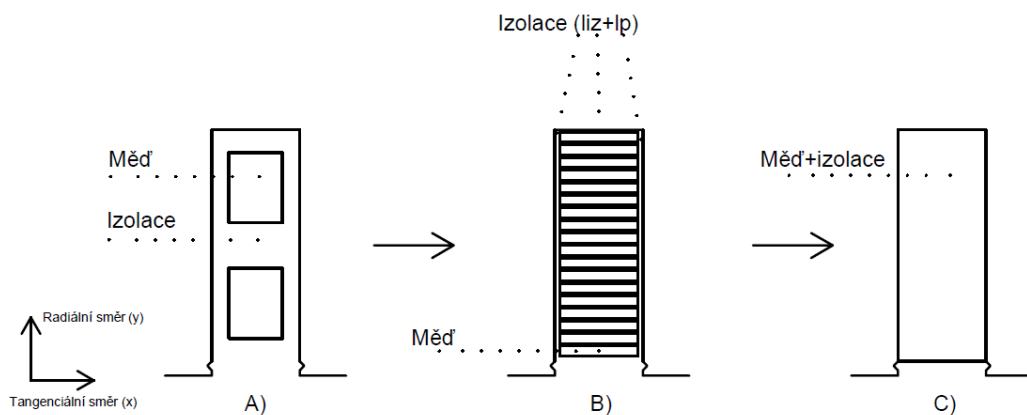
Po provedení tepelných výpočtů byly podrobněji prozkoumány možnosti zavedení modelových zjednodušení s ohledem na urychlení výpočtu s dostatečnou přesností. S klasickou metodou výpočtu oteplení, kde je uvažován měděný vodič obklopený izolací, jsou zavedeny další dva případy. V prvním případě je v drážce pouze jediný materiál, který je

tvořen součtem měděného vodiče a izolace. Druhý případ počítá s měděným vodičem vyplňujícím celou drážku a vhodnou okrajovou podmínkou.

Náhrada součtem izolace a vodiče

V případě náhrady jedním materiálem, kterým je součet izolace a vodiče, se nejprve určuje celková tepelná vodivost. Postup výpočtu se liší podle použitého typu vodiče. U vkládaného vinutí při použití pasových vodičů je určena vodivost ve vodorovné ose x a svislé ose y . Podle velikosti drážky a počtu vodičů je nejprve určen jejich rozměr $\rightarrow 12,5 \times 1,6 \text{ mm}$. Tepelná vodivost izolace je stanovena $\lambda_{iz} = 0,3 \text{ W/m}^3$ a tepelná vodivost mědi $\lambda_{Cu} = 380 \text{ W/m}^3$.

Výpočet vodivosti ve vodorovném směru, kde l_v je výška drážky, l_s šířka drážky, l_{iz} tloušťka izolace v tomto směru, $l_{Cu(x)}$ šířka vodiče ve směru x a l_p papírová izolace na stěnách drážky. Na obr. 3.32 je vysvětlen postup náhrady. Bod A) představuje drážku vytvořenou programem Maxwell 2D, bod B) skutečnou drážku se vkládaným vinutím a bod C) výsledek náhrady jedním materiálem



Obr. 3.40 Náhrada vodiče a izolace součtem měděného vodiče a izolace – rovná drážka

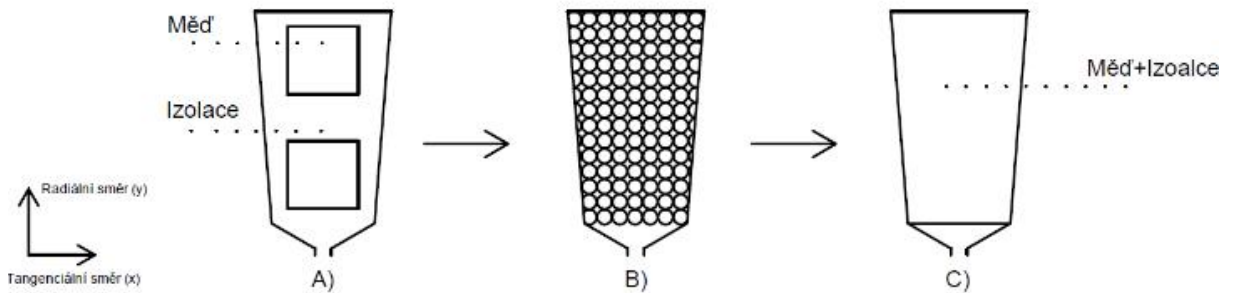
$$\lambda_y = \frac{\frac{l_v}{2}}{\frac{n \cdot l_{Cu(y)}}{\lambda_{Cu}} + \frac{2 \cdot l_{iz} \cdot n + l_p}{\lambda_{iz}}} = \frac{0,0184}{\frac{9 \cdot 0,0016}{380} + \frac{2 \cdot 0,0004 \cdot 9 + 0,00035}{0,3}} = 0,73 \text{ W/m}^3 \quad (7.9)$$

Tepelná vodivost v ose x :

$$\lambda_x = \frac{\frac{l_s}{2}}{\frac{l_{Cu(x)}/2}{\lambda_{Cu}} + \frac{l_{iz} + l_p}{\lambda_{iz}}} = \frac{0,007}{\frac{0,00625}{380} + \frac{0,0004 + 0,00035}{0,3}} = 2,78 \text{ W/m}^3 \quad (7.10)$$

Vzhledem k vrstvě izolace vychází tepelná vodivost ve vodorovném směru vyšší.

Náhrada v lichoběžníkové drážce je provedena následovně. Bod A) je stejně jako v předchozím případě statorová drážka vykreslená programem Maxwell 2D. Bod B) je ilustrativním znázorněním skutečné drážky rovnoměrně vyplněné vodiči. Bod C) představuje výslednou náhradu.



Obr. 3.41 Náhrada vodiče a izolace součtem měděného vodiče a izolace – lichoběžníková drážka

Výpočet náhrady je proveden takto:

Průřez vodiče je značen jako d_j , přírůstek izolace Δiz :

$$\lambda = \lambda_{iz} \cdot \frac{d_j + \Delta iz}{d_j} = 0,3 \cdot \frac{2,38 + 0,077}{2,38} \quad (7.11)$$

$$d/d' = \frac{d_j + \Delta iz}{d_j} = \frac{2,38 + 0,077}{2,38} = 0,969 \quad (7.12)$$

Z grafu na obr. 209 v literatuře [14] je následně odečtena hodnota $\lambda/\lambda_i = 3,61$, při známé tepelné vodivosti izolace je celková vodivost stanovena jako:

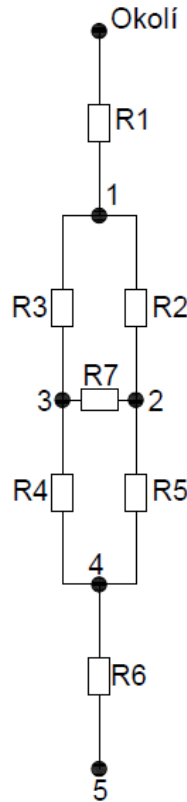
$$\lambda = \lambda_{iz} \cdot \frac{\lambda}{\lambda_i} = 0,3 \cdot 3,61 = 1,083 \text{ W/m}^3 \quad (7.13)$$

Při simulaci je třeba oddělit čela od zbytku vinutí, protože jinak jsou čela při výpočtu vyhodnocena jako nejužší místo, kde se koncentruje nejvyšší oteplení. Tím vznikne značné zkreslení, kde se čela silně přehřívají a z modelu nelze spolehlivě odečítat. Úprava platí pro drážkovou část a čela jsou definována stejně, jako měděný vodič viz obr 3.32 a 3.33 A).

Výpočet obou typů vinutí byl proveden podle [14].

3.3.7 Analytický výpočet oteplení

Výpočet oteplení bude nejprve proveden analyticky se zavedeným zjednodušením v podobě náhrady součtem vodiče a izolace v drážce do jednoho drážkového materiálu.



Obr. 3.42 Tepelný obvod

Tepelný obvod je sestaven ze šesti uzlů a sedmi odporů. Uzel 1 představuje jho statoru, 2 prostředek zubu, 3 prostředek drážky, 4 vzduchovou mezeru a uzel 5 rotor stroje. Uzel, kde je známá teplota na povrchu statoru, je označena jako *Okolí*.

Tepelné odpory v síti reprezentují jednotlivé části stroje. Odpor R_1 představuje polovinu statorového jha, R_2 horní část drážky, R_3 horní část zubu, R_4 spodní část zubu, R_5 spodní část drážky a R_6 rotor. Dodatečně byl zařazen odpor R_7 , který reprezentuje tepelnou vodivost mezi statorovou drážkou a zuby.

Tepelné odpory R_1, R_2, R_3 a R_7 jsou odpory vedením tepla. K určení těchto odporů je třeba znát příslušné rozměry a součinitel tepelné vodivosti λ . Odpory jsou stanoveny z rovnice:

$$R_t = \frac{l}{\lambda \cdot s} \tag{7.14}$$

Teplné odpory R_4, R_5 a R_6 v sobě zahrnují i odpor přestupem tepla z povrchu do okolí určené rovnicí:

$$R_t = \frac{1}{\alpha \cdot S} \quad (7.15)$$

Kromě příslušných rozměrů je třeba v případě těchto tepelných odporů stanovit také součinitel přestupu tepla α . Součinitel je možné určit jako:

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{D} \quad (7.16)$$

Nusseltovo číslo Nu lze vyjádřit z empirického vztahu:

$$Nu = 0,21 \cdot Re^{0,67} \quad (7.17)$$

Reynoldsovo číslo Re udává, jaký má charakter chladicí prostředí a kinetickou viskozitou v pohybující se rychlostí v [1]. Z tabulky 5.3 [1] je stanovena kinematická viskozita ν .

$$Re = \frac{v \cdot D}{\nu} = \frac{\pi \cdot D \cdot n \cdot D}{60 \cdot \nu} = \frac{\pi \cdot 0,327 \cdot 280 \cdot 0,327}{60 \cdot 2 \cdot 10^{-5}} = 78383,05 \quad (7.18)$$

Dosazením do rovnice 7.17 je vypočteno Nusseltovo číslo:

$$Nu = 0,21 \cdot Re^{0,67} = 0,21 \cdot 78383,05^{0,67} = 399,34 \quad (7.19)$$

Součinitel přestupu tepla:

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{D} = \frac{399,34 \cdot 0,026}{0,327} = 31,75 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1} \quad (7.20)$$

Výpočet tepelných odporů:

$$R_1 = \frac{\frac{h_j}{2}}{\lambda_{Fe} \cdot \pi \cdot l \cdot D_E - \frac{h_j}{2}} = \frac{0,0166}{45 \cdot \pi \cdot 0,66 \cdot 0,47 - 0,0166} = 0,000392 \text{ K} \cdot \text{W}^{-1} \quad (7.21)$$

$$\begin{aligned} R_2 &= \frac{\frac{h_j}{2}}{\lambda_{Fe} \cdot \pi \cdot l \cdot D_E - \frac{h_j}{2}} + \frac{\frac{h_d}{2}}{\lambda_{ekv} \cdot l \cdot b_d \cdot Q} = \\ &= \frac{0,0166}{45 \cdot \pi \cdot 0,66 \cdot 0,47 - 0,0166} + \frac{0,0184}{1,083 \cdot 0,66 \cdot 0,0177 \cdot 36} = 0,040243 \text{ K} \cdot \text{W}^{-1} \end{aligned} \quad (7.22)$$

$$\begin{aligned} R_3 &= \frac{\frac{h_j}{2}}{\lambda_{Fe} \cdot \pi \cdot l \cdot D_E - \frac{h_j}{2}} + \frac{\frac{h_z}{2}}{\lambda_{Fe} \cdot l \cdot 2 \cdot b_z \cdot Q} = \\ &= \frac{0,0166}{45 \cdot \pi \cdot 0,66 \cdot 0,47 - 0,0498} + \frac{0,0184}{45 \cdot 0,66 \cdot 2 \cdot 0,0148 \cdot 36} = 0,001005 \text{ K} \cdot \text{W}^{-1} \end{aligned} \quad (7.23)$$

$$R_4 = \frac{\frac{h_z}{2}}{\lambda_{Fe} \cdot l \cdot 2 \cdot b_z \cdot Q} + \frac{1}{\alpha \cdot l \cdot 2 \cdot b_z \cdot Q} =$$

$$= \frac{0,0184}{45 \cdot 0,66 \cdot 2 \cdot 0,0148 \cdot 36} + \frac{1}{31,75 \cdot 0,66 \cdot 2 \cdot 0,0148 \cdot 36} = 0,04536 \text{ K} \cdot \text{W}^{-1} \quad (7.24)$$

$$R_5 = \frac{\frac{h_d}{2}}{\lambda_{ekv} \cdot l \cdot 2 \cdot b_d \cdot Q} + \frac{1}{\alpha \cdot l \cdot b_d \cdot Q} =$$

$$= \frac{0,0184}{1,083 \cdot 0,66 \cdot 2 \cdot 0,0177 \cdot 36} + \frac{1}{31,75 \cdot 0,66 \cdot 0,0177 \cdot 36} = 0,1054 \text{ K} \cdot \text{W}^{-1} \quad (7.25)$$

$$R_6 = \frac{1}{\alpha \cdot \pi \cdot D_r \cdot l} + \frac{\frac{h_m}{2}}{\lambda_m \cdot \pi \cdot l \cdot (D_r - h_m)} =$$

$$= \frac{1}{31,75 \cdot \pi \cdot 0,327 \cdot 0,66} + \frac{\frac{0,0061}{2}}{7,6 \cdot \pi \cdot 0,66 \cdot (0,327 - 0,0061)} = 0,04705 \cdot \text{W}^{-1} \quad (7.26)$$

$$R_7 = \frac{\frac{b_d}{2}}{\lambda_{ekv} \cdot l \cdot 2 \cdot \frac{h_d}{2} \cdot 2 \cdot Q} + \frac{\frac{b_z}{2}}{\lambda_{Fe} \cdot l \cdot 2 \cdot \frac{h_z}{2} \cdot 2 \cdot Q} =$$

$$= \frac{0,00884}{1,083 \cdot 0,66 \cdot 2 \cdot 0,0184 \cdot 2 \cdot 36} + \frac{0,0074}{45 \cdot 0,66 \cdot 2 \cdot 0,0184 \cdot 2 \cdot 36} = 0,00469 \cdot \text{W}^{-1} \quad (7.27)$$

Podle schématu tepelného obvodu byla sestavena matice vodivostí. Na hlavní diagonále jsou sečteny všechny vodivosti připojené k příslušnému uzlu podle čísla řádku a sloupce a na vedlejší diagonále vodivosti mezi jednotlivými uzly.

$$[G] \begin{vmatrix} G_1+G_2+G_3 & -G_2 & -G_3 & 0 & 0 \\ -G_2 & G_2+G_5+G_7 & -G_7 & -G_5 & 0 \\ -G_3 & -G_7 & G_3+G_4+G_7 & -G_4 & 0 \\ 0 & -G_5 & -G_4 & G_4+G_5+G_6 & -G_6 \\ 0 & 0 & 0 & -G_6 & G_6 \end{vmatrix}$$

$$[G] \begin{vmatrix} 3568,56 & -24,85 & -995,24 & 0 & 0 \\ -24,85 & 247,57 & -213,24 & -9,49 & 0 \\ -995,24 & -213,24 & 1230,52 & -22,05 & 0 \\ 0 & -9,498 & -22,05 & 52,78 & -21,26 \\ 0 & 0 & 0 & -21,25 & 21,25 \end{vmatrix}$$

Vektor ztrát je sestaven na základě zatížení stroje (viz Kapitola 3.24). V rotoru jsou umístěny mechanické ztráty ΔP_m , ve vinutí ztráty jouleovy ΔP_j a ve statoru ztráty v železe ΔP_{Fe} . Přičtením teploty na povrchu statoru $T_{out} = 44,11 \text{ }^\circ\text{C}$ vynásobené vodivostí G_I je možné stanovit teplotu pro jednotlivé části stroje. Pokud by byly použity pouze ztráty v železe, výsledkem výpočtu by bylo oteplení. Ve výpočtu teploty vinutí je zahrnuta pouze drážková část stroje, a proto je třeba jouleovy ztráty stanovit pouze pro vinutí v drážce bez čel. Jouleovy ztráty v drážkové části jsou určeny následovně:

$$\Delta P_j = \frac{\Delta P_j \cdot l}{l_c} = \frac{10659,75 \cdot 0,66}{2,01} = 3500,2 \text{ W} \quad (7.28)$$

$$[P] \begin{vmatrix} \Delta P_{Fe} + G_I \cdot T_{out} \\ \Delta P_{j(\text{drážka})} \\ 0 \\ 0 \\ \Delta P_m \end{vmatrix} [P] \begin{vmatrix} 112\,695,52 \\ 3\,500,23 \\ 0 \\ 0 \\ 87,86 \end{vmatrix}$$

Vlivem měniče dochází k 20% nárůstu ztrát.

$$[P_{pwm}] \begin{vmatrix} 135\,234,6 \\ 4\,200,3 \\ 0 \\ 0 \\ 105,43 \end{vmatrix}$$

Výpočet oteplení (teplot) vede na soustavu lineárních algebraických rovnic:

$$[G] \cdot [T] = [P] \quad (7.29)$$

$$[T] = [G]^{-1} \cdot [P] \quad (7.30)$$

Výsledná teplota v uzlech pro stroj s lichoběžníkovou drážkou:

$$[T] \begin{vmatrix} 45,63 \\ 62,89 \\ 48,8 \\ 55,83 \\ 59,96 \end{vmatrix} [T_{pwm}] \begin{vmatrix} 54,75 \\ 75,47 \\ 58,56 \\ 66,99 \\ 71,95 \end{vmatrix}$$

Stejný výpočet byl proveden pro stroj s rovnou drážkou. Matice vodivostí pro stroj s rovnou drážkou:

$$[G] \begin{vmatrix} 3904,83 & -12,39 & -1119,52 & 0 & 0 \\ -12,39 & 208,81 & -189 & -7,42 & 0 \\ -1119,5 & -189 & 1335,29 & -26,79 & 0 \\ 0 & -7,42 & -26,79 & 55,46 & -21,25 \\ 0 & 0 & 0 & -21,25 & 21,25 \end{vmatrix}$$

Vektor ztrát stroje s rovnou drážkou:

$$[P] \begin{vmatrix} 122596,66 \\ 3500,2 \\ 0 \\ 0 \\ 87,86 \end{vmatrix} \quad [P_{pwm}] \begin{vmatrix} 14711,6 \\ 4200,28 \\ 0 \\ 0 \\ 105,43 \end{vmatrix}$$

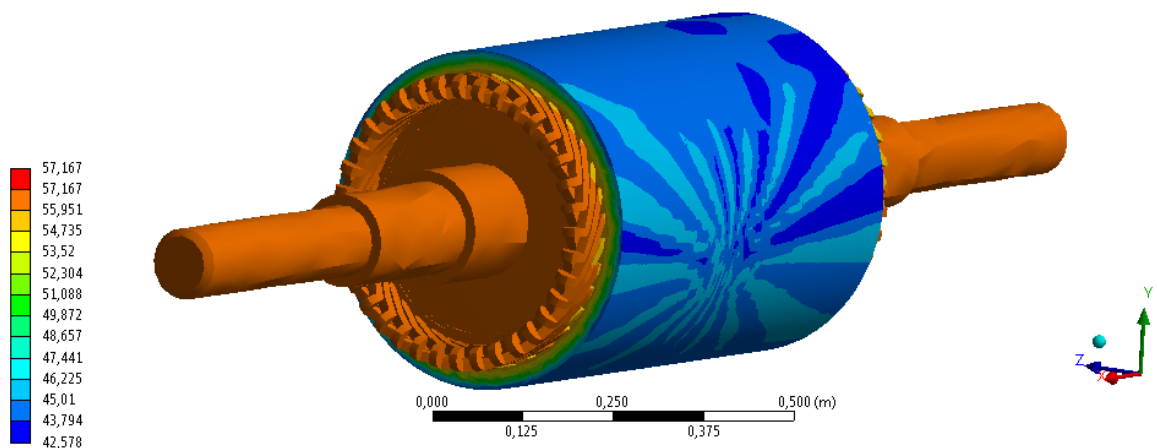
Teplota v uzlech stroje s rovnou drážkou:

$$[T] \begin{vmatrix} 45,51 \\ 65,21 \\ 48,4 \\ 54,62 \\ 58,75 \end{vmatrix} \quad [T_{pwm}] \begin{vmatrix} 54,61 \\ 78,26 \\ 58,1 \\ 65,54 \\ 70,5 \end{vmatrix}$$

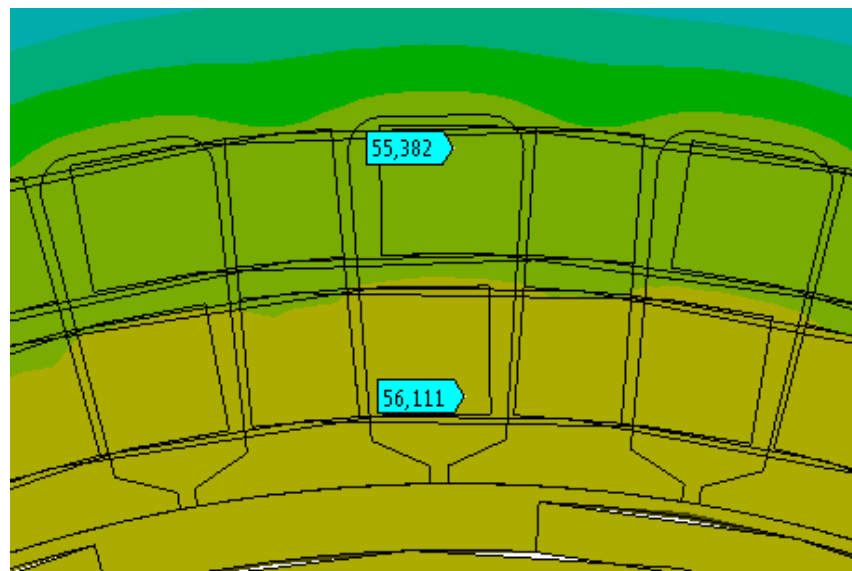
Teploty jednotlivých uzlů jsou blíže popsány v porovnání na konci kapitoly 3.3.8.

3.3.8 Výsledky tepelných výpočtů drážkových náhrad provedených MKP

Náhrada jedním materiálem kombinujícím měděný vodič a izolaci pro stroj s lichoběžníkovou drážkou, je nejpřesnější při posuzování vnitřní části stroje (jha, drážek, rotoru, vzduchové mezery). Oproti referenčnímu modelu je v tomto případě teplota v drážkové části liší o 1–3 °C. Nejvyšší chybou je zatížen výpočet teploty v čelech, kde se teploty liší až o 44,78 °C.

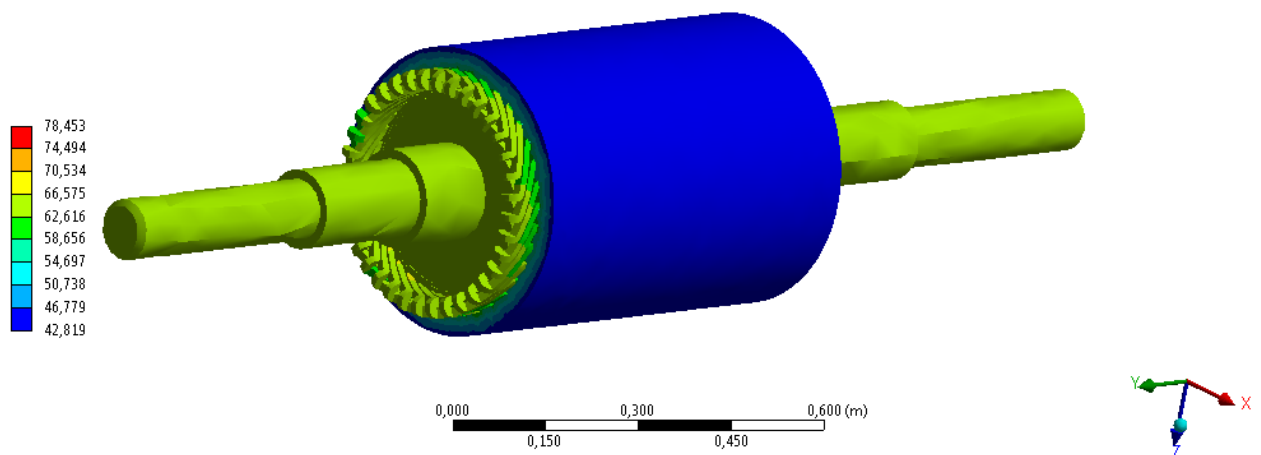


Obr. 3.43 Celková teplota stroje s lichoběžníkovými drážkami - náhrada součtem izolace a vodiče

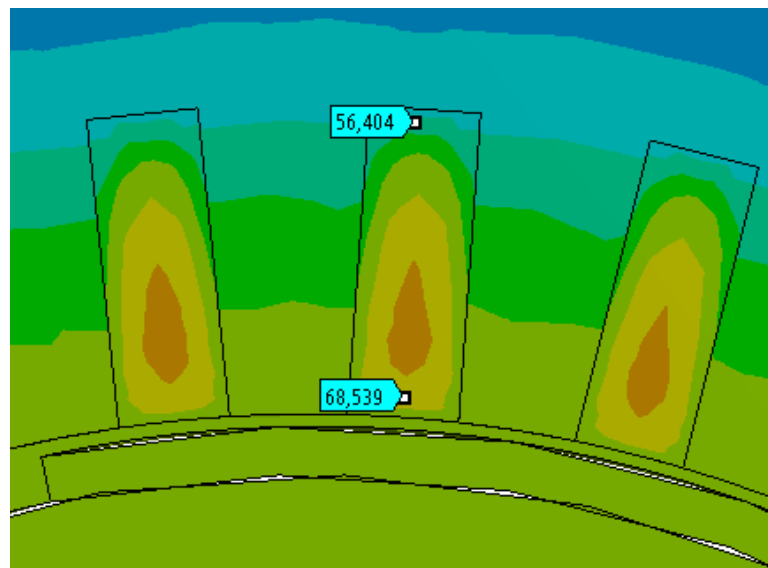


Obr. 3.44 Teplota drážkové části stroje s lichoběžníkovými drážkami – náhrada součtem izolace a vodiče

V případě rovných drážek se výsledná teplota této náhrady méně shoduje s referenčním modelem. Teplota v horní drážkové části je vyšší o ± 4 °C, ale v dolní části, kde je malý vliv vodního chlazení, teplota dosahuje až 68,5 °C. V čelech je teplota vyšší o 1 °C oproti referenčnímu modelu.



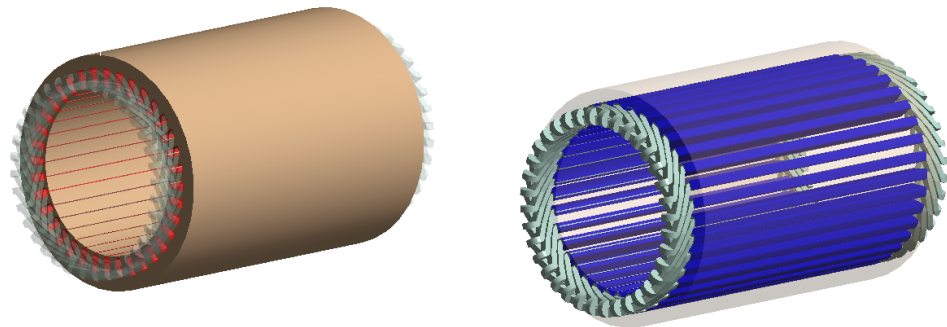
Obr. 3.45 Celková teplota stroje s rovnými drážkami – náhrada součtem izolace a vodiče



Obr. 3.46 Teplota drážkové části stroje s rovnými drážkami – náhrada součtem izolace a vodiče

Náhrada samotným vodičem

Druhý způsob zjednodušení je náhrada samotným holým vodičem s vhodnou okrajovou podmínkou. Okrajová podmínka je nastavena na ploše dotyku vodiče a drážky:



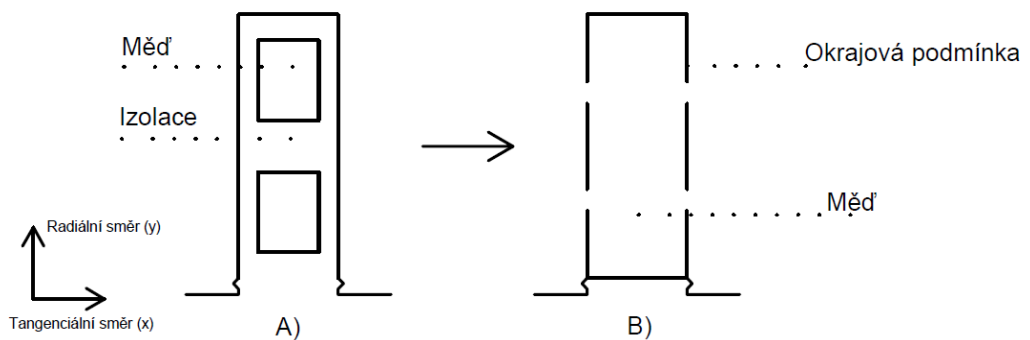
Obr. 3.47 Umístění okrajové podmínky – náhrada samotným vodičem

Na základě znalostí rozměrů drážky a vodivosti izolace je okrajová podmínka stanovena z rovnice:

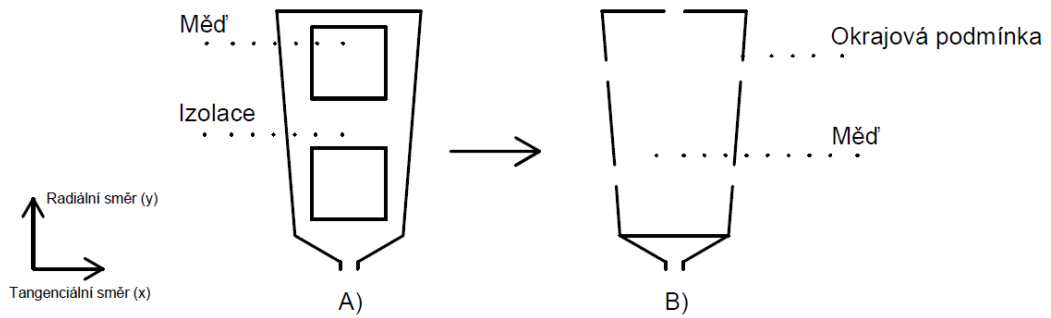
$$\frac{l_{iz}}{\lambda_{iz} \cdot S} = \frac{1}{\alpha \cdot S} \tag{7.31}$$

$$\alpha = \frac{\lambda_{iz}}{l} = \frac{0,3}{0,00075} = 400 \frac{W}{m^2} \tag{7.32}$$

Okrajová podmínka je umístěna na všech dotkových stranách vodiče a drážky (viz obr. 3.35) pro oba typy drážek.

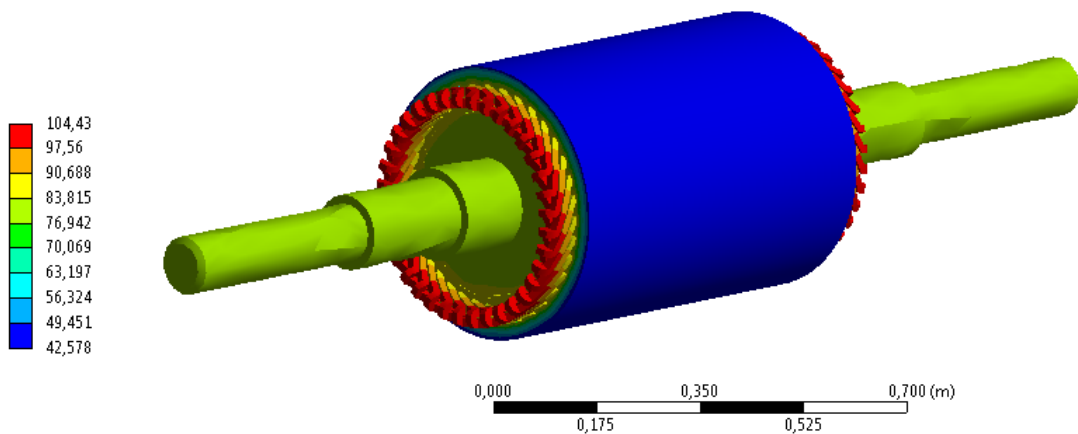


Obr. 3.48 Náhrada vodiče a izolace samotným měděným vodičem – rovná drážka

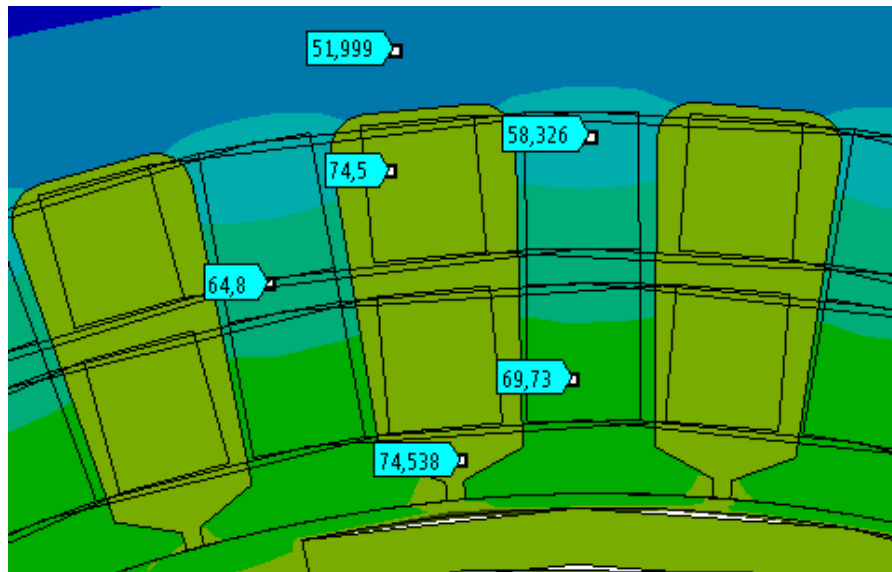


Obr. 3.49 Náhrada vodiče a izolace samotným měděným vodičem – lichoběžníková drážka

Náhradu samotným vodičem je třeba posuzovat kromě teploty v drážce, která je značně vyšší kvůli samotnému vodiči, ale především z hlediska oteplení v zubech a jhu statoru, protože se jedná o náhradu s okrajovou podmínkou na přechodové ploše mezi drážkou a jejím okolím. Teplota v drážce se pohybuje okolo 74–75 °C. Postupně stoupá od jhu, kde je teplota 52 °C, ke spodní části, kde se maximální dosažená teplota pohybuje okolo 69,73 °C. Teplota v čelech vzrostla o 2,53 °C vůči referenčnímu modelu.

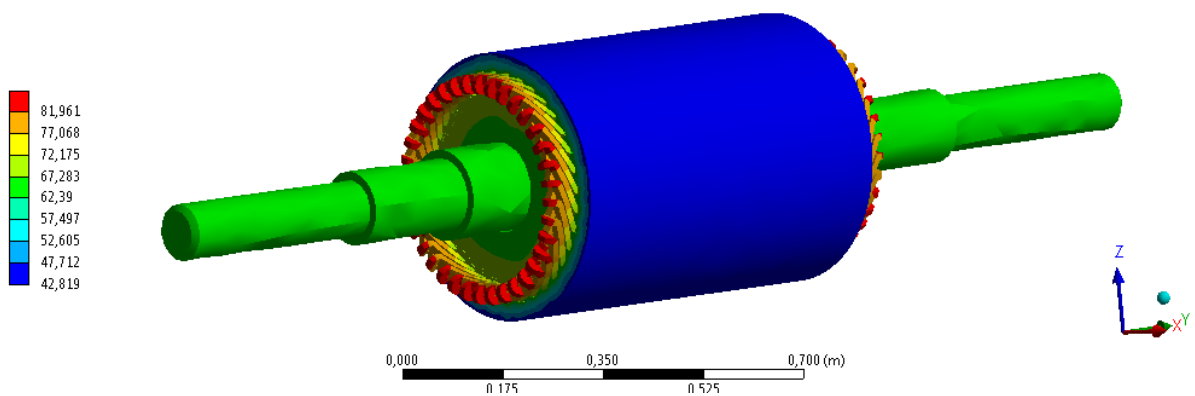


Obr. 3.50 Celková teplota stroje s lichoběžníkovými drážkami – náhrada samotným vodičem

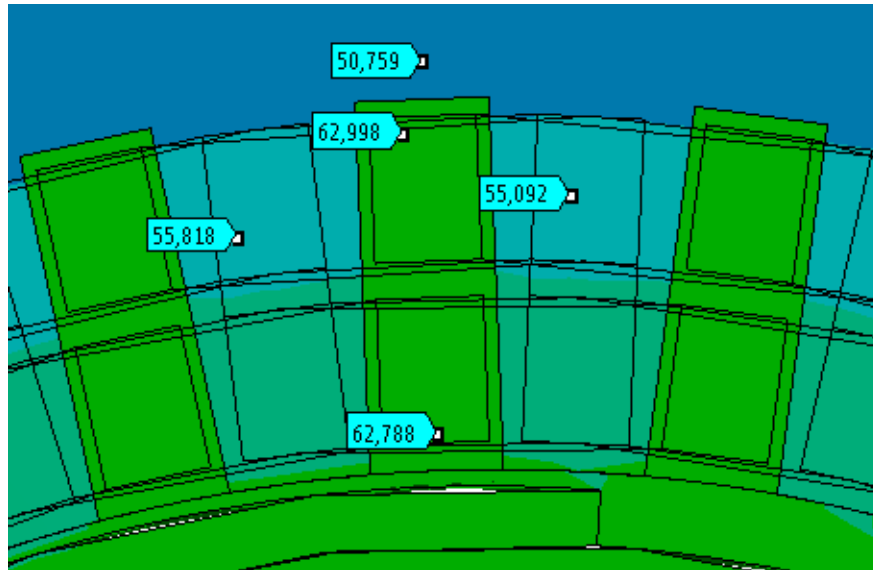


Obr. 3.51 Teplota drážkové části stroje s lichoběžníkovými drážkami – náhrada samotným vodičem

U stroje s rovnou drážkou při náhradě samotným vodičem s okrajovou podmínkou se teplota v drážce pohybuje okolo 63 °C. Díky vodnímu chladiči na statoru je nejnižší teplota jha, která se pohybuje okolo 50 °C. Od jha směrem ke spodní části zubu teplota opět roste a dosahuje ve spodních částech zubu až 58 °C. Teplota v čelech vzrostla o 4,36 °C oproti referenčnímu modelu.



Obr. 3.52 Celková teplota stroje s rovnými drážkami – náhrada samotným vodičem



Obr. 3.53 Teplota drážkové části stroje s rovnými drážkami – náhrada samotným vodičem

Na závěr jsou porovnány průměrné hodnoty teplot pro drážkové části změřené v řezu tepelného modelu a čel. Hodnoty uvedené v tabulkách jsou průměrné hodnoty teplot změřených na tepelných modelech.

Tab. 3.8 Souhrn vypočtených teplot pro stroj s lichoběžníkovou drážkou

Stroj s lichoběžníkovou statorovou drážkou	Standardní model stroje	Náhrada kombinací vodiče a izolace	Náhrada samotným Cu vodičem	Analytický výpočet	Analytický výpočet s uvažováním ztrát vlivem měniče
Teplota jha statoru (°C)	47	47	47	45,6	54,8
Teplota drážkové části (°C)	55	56	74	62,9	75,5
Teplota v zubu (°C)	54	55	63	48,8	58,6
Teplota ve vzduchové mezeře (°C)	60	57	73	55,8	67
Teplota rotoru (magnetů) (°C)	60	57	74	60	72
Teplota čel (°C)	101,9	57,2	104,43	x	x

Tab. 3.9 Souhrn vypočtených teplot pro stroj s rovnou drážkou

Stroj s rovnou statorovou drážkou	Standardní model stroje	Náhrada kombinací vodiče a izolace	Náhrada samotným Cu vodičem	Analytický výpočet	Analytický výpočet s uvažováním ztrát vlivem měniče
Teplota jha statoru (°C)	47	47	47	45,5	54,6
Teplota drážkové části (°C)	52	62	63	65,2	78,3
Teplota v zubu (°C)	52	64	55	48,4	58,1
Teplota ve vzduchové mezeře (°C)	53	69	62	54,6	65,5
Teplota rotoru (magnetů) (°C)	53	70	63	58,8	70,5
Teplota čel (°C)	77,5	78,5	81,96	x	x

4 Závěr

Cílem této diplomové práce bylo v první řadě provést elektromagnetický návrh, včetně výpočtu oteplení synchronního stroje s permanentními magnety pro přímo nápravový pohon kolejového vozidla. Jedná se o systém SYNTEGRA od firmy Siemens. Dokumentace k tomuto systému byla v práci použita při určování základních rozměrových parametrů a konstrukčního uspořádání. Stroj byl navržen jako dvojpólový se jmenovitým výkonem 120 kW. V první části návrhu byl zvětšen průměr hřídele na $D_2 = 327 \text{ mm}$ z původních 160 mm, aby platila výkonová rovnice (2.9). V dalším kroku bylo navrženo vinutí jako dvojrstvé, celé, s počtem drážek $Q = 36$. Poté bylo možné provést celý elektromagnetický návrh, který v sobě zahrnuje návrh magnetického obvodu, rozměrů drážky, reaktancí a odporů vinutí, ztrát a účinnosti podle [1], [2] a [3]. Účinnost stroje dosahuje 91,55 %. Celý postup byl stejným způsobem proveden pro stroj s rovnými drážkami s použitím vkládaného vinutí.

Důležitou součástí celého systému jsou permanentní magnety, které tvoří póly stroje a jsou povrchově uloženy na hřídeli. Volba jejich rozměrů a materiálů je v práci proto rozebrána podrobněji. Za účelem výběru magnetů správných vlastností byly zvoleny čtyři magnety, dva ze skupiny NdFe a dva zástupci SmCo. Materiály byly vybírány tak, aby se

výrazně lišily jejich hodnoty remanence a koercitivity. Nakonec byl vybrán magnet typu NdFe N35UH od firmy Arnold magnetics s rozměry $6,1 \times 108,59 \times 660 \text{ mm}$.

Po dokončení elektromagnetického návrhu, včetně rozměrové a parametrové optimalizace magnetů, byl celý návrh ověřen metodou konečných prvků v programu ANSYS Maxwell. V programu RMXprt byl sestaven model podle elektromagnetického návrhu a exportován do Maxwell 2D. Z provedených simulací byly získány provozní parametry stroje, a to průběhy momentů výkonů, proudů a indukovaných napětí, které se shodovaly s provedeným návrhem. Kromě provozních parametrů zde bylo zkoumáno také rozložení magnetické indukce ve vzduchové mezeře, v ose jha a v zubech. Kvůli malému počtu drážek byl průběh magnetické indukce ve vzduchové mezeře značně zvlněn a to se projevilo na průběhu momentu.

Z ověřeného modelu byl sestaven 3D model v programu Solid Works podle dokumentace k systému Syntegra. Zvoleno bylo vodní chlazení. Navrženy byly dva typy chladičů, jeden s axiálním prouděním chladiva a druhý se spirálovým prouděním chladiva. Na sestavených modelech byly dále provedeny tepelné výpočty.

V závěru návrhu byly provedeny na sestaveném modelu tepelné výpočty. Nejprve byly prozkoumány oba chladiče nezávisle, na jejich vnitřní straně byl vložen celkový náhradní ztrátový výkon $P = 8641 \text{ W}\cdot\text{m}^2$ a postupně se zvyšoval průtok chladiva od $0,1\text{--}1,6 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$. S ohledem na velikost průměrného oteplení a pokles tlaku mezi přívodem a vývodem chladiva byl vybrán průtok $0,5 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$, kde průměrná teplota chladiče dosahuje průměrně $44,1 \text{ }^\circ\text{C}$. Z důvodu nutnosti vysokého tlaku a velkého tlakového poklesu byl spirálový chladič vyřazen a v dalších výpočtech je použit pouze chladič s axiálním průtokem chladiva. Tepelný výpočet byl proveden pro stroj se vkládaným i vsypávaným vinutím. V případě vsypávaných vodičů dosahovala teplota v drážce průměrně hodnot $55 \text{ }^\circ\text{C}$ a v oblasti čel až $101,9 \text{ }^\circ\text{C}$. U stroje s vinutím vkládaným se teploty v drážce průměrně pohybovaly okolo $52 \text{ }^\circ\text{C}$ a v čelech dosahovala teplota maxima $77,5 \text{ }^\circ\text{C}$.

Po provedení tepelných výpočtů byl získán výsledný model oteplení, který sloužil jako referenční model pro prozkoumání dalších možností výpočtu oteplení zavedením zjednodušujících podmínek. První podmínka počítala pouze s jediným materiálem, a to součtem vodičů a izolace v drážce. Druhá podmínka se týkala náhrady samotným holým vodičem v drážce s vhodnou okrajovou podmínkou, která je zadána jako tepelná vodivost 400 W/m^3 . Po porovnání obou variant vycházela možnost náhrady kombinací vodiče a izolace

svými hodnotami blíže původnímu modelu, kde se rozdíly pohybovaly v rozmezí 1–3 °C pro vsypávané vodiče a 5–10 °C pro vodiče vkládané. V případě analytických výpočtů nejvíce odpovídá teplota jha statoru, kde při porovnání s výsledky výpočtu MKP se teplota liší o $\pm 1,5^\circ\text{C}$. Největší chybou je zatížen výpočet oteplení v drážkové části. Kvůli násobení počtem drážek se i malá nepřesnost ve výsledku projeví značnou odchylkou. Rozdíl analyticky vypočtené teploty v drážce oproti výpočtu MKP liší o 7,9 °C pro stroj s lichoběžníkovou drážkou a o 13,2 °C pro stroj s rovnou drážkou. Obecně ale nelze říct, zda jsou tyto způsoby výpočtu teploty použitelné i pro jiné typy strojů. Při porovnání získaných výsledků pro navrhovaný stroj je nejpresnější náhrada kombinace vodiče a izolace do jediného materiálu při zařazení lichoběžníkových drážek.

Ztráty vlivem měniče se projevily především nárůstem teploty v drážce a rotoru. Pro stroj s lichoběžníkovou drážkou došlo ke zvýšení teploty v drážkové části o 20,5 °C a v rotoru o 12,5 °C při porovnání s výsledky získaných MKP pro standardní model stroje. K výraznějšímu nárůstu dochází u stroje s rovnou drážkou, u kterého nárůst teploty v drážkové části dosahuje 26 °C a v rotoru 17,3 °C.

Pro zadaný výkon 120 kW by z hlediska oteplení vyhovovalo i chlazení vzduchové. Vodní chlazení by umožnilo zvýšení výkonu a možnost aplikace motoru pro původně plánovaný pohon rychlovlaku.

Seznam literatury a informačních zdrojů

- [1] KOPYLOV, I. P. *Stavba elektrických strojů*. Praha: SNTL, 1988. ISBN 04-532-88
- [2] PYRHONEN, J., JOKINEN, T., HRABOVCOVÁ, V. *Design of Rotating Electrical Machines*. Second Edition. United Kingdom: Wiley, 2014. ISBN 978-1-118-58157-5
- [3] ČERVENÝ, J. *Stavba elektrických strojů*: Skripta k předmětu SES [online]. 2012 [cit. 2015-05-03]. Dostupné z: <https://courseware.zcu.cz/>
- [4] GERMISHUIZEN, J., HOFFMAN, T., JÖCKEL, A. (2017). *SyntegraTM - next generation traction drive system, total integration of traction, bogie and braking technology* - IEEE Xplore Document. [online] Ieeexplore.ieee.org. Dostupné z: <http://ieeexplore.ieee.org/document/1649927/>
- [5] TAHA, M., GREENWOOD, D. *PM material selection guide for IPMSM* - IEEE Xplore Document, *Ieeexplore.ws*, 2017. [Online]. Dostupné z: <http://www.ieeexplore.ws/document/7732796/>.
- [6] NOVÁK, J. *Uplatnění synchronních strojů v dopravní technice (1. část)*. *Elektro - časopis pro elektrotechniku* [online]. 2006, č.6 [cit. 2015-04-27+]. Dostupné z: <http://www.odbornecasopisy.cz/elektro/casopis/tema/uplatneni-synchronnich-stroju-v-dopravni-technice-1-cast--13092>
- [7] FINKEN, T., HOMBITZER, M., HAMEYER, K. *Study and comparison of several permanent-magnet excited rotor types regarding their applicability in electric vehicles*, *Emobility - Electrical Power Train, 2010*, vol., no., pp.1,7, 8–9 Nov. 2010, Dostupné z: <http://ieeexplore.ieee.org/stamp/stamp.jsp?tp=&arnumber=5668074&isnumber=5668029>
- [8] KOCH, T., BINDER, A.: *Permanent magnet synchronous direct drive for high speed trains*. Proceedings of Electromotion '01, Bologna 2001, pp. 287–292.
- [9] MAJ, J., POHL, J. (2017). *Podmínky provozu moderních kolejových vozidel v České republice*. [online] <http://www.railvolution.net>. Dostupné z: http://www.railvolution.net/czechraildays/2007/seminare/v_4.pdf
- [10] TONG, W. *Mechanical design of electric motors*. Boca Raton, FL: CRC Press, Taylor and Francis, 2014. ISBN 9781420091441.
- [11] BIANCHI, N. *Electrical machine analysis using finite elements*. Boca Raton, FL: Talor & Francis, c2005. ISBN 0-8493-3399-7.

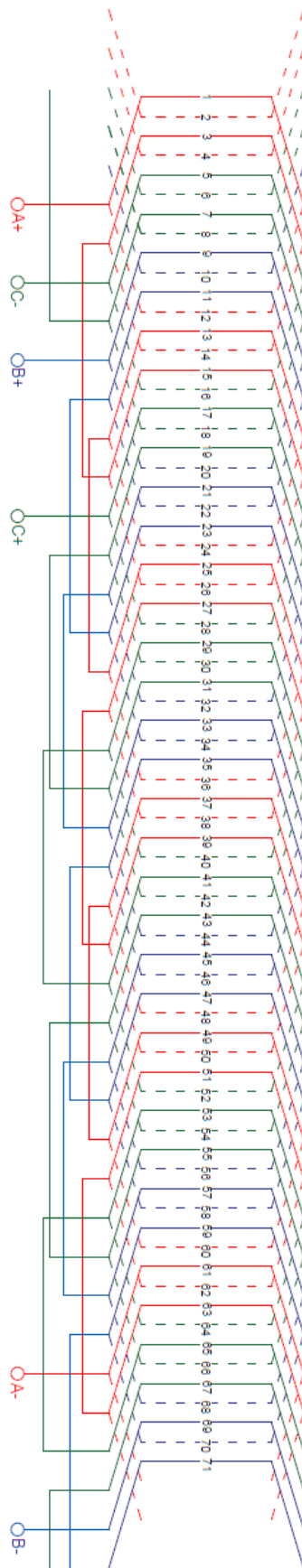
- [12] PECHANĚK, R., BOUZEK, L. *Analyzing of two types water cooling electric motors using computational fluid dynamics*. In: *2012 15th International Power Electronics and Motion Control Conference (EPE/PEMC)* [online]. IEEE, 2012, LS2e.4-1-LS2e.4-5 [cit. 2017-10-15]. DOI: 10.1109/EPEPEMC.2012.6397424. ISBN 978-1-4673-1972-0. Dostupné z: <http://ieeexplore.ieee.org/document/6397424/>
- [13] PECHÁNEK, R. *Simulace tepelně ventilačních výpočtů asynchronních strojů*. Plzeň, 2011. disertační práce (Ph.D.). ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI. Fakulta elektrotechnická
- [14] LIST, V. *Elektrotechnika*. 2, přeprac. vyd. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1963. Česká matice technická (SNTL).
- [15] ČERNÝ, O., DOLEČEK, R., NOVÁK, J. (2017) *Synchronní motory s permanentními magnety pro trakční pohony kolejových vozidel* Vědeckotechnický sborník ČD č. 29/2010 [online] Dostupné z: https://vts.cd.cz/documents/168518/168657/29_komplet.pdf/c50c74e5-c160-4fa5-9fd8-f7437cbfc565
- [16] KOLÁŘ, J. *design of wheelset drive*. [online] Transactions on Electrical Engineering, Vol. 4 (2015), No. 1. Dostupné z: <http://www.transonleng.org/2015/20151c.pdf>
- [17] *Prototypy lokomotiv*. [online], [cit. 2018-03-06] z: <http://www.prototypy.cz>
- [18] *Syntegra: The complete integration of traction, bogie and braking technology*. [online], [cit. 2018-03-06] Dostupné z: <https://www.mobility.siemens.com/mobility/global/SiteCollectionDocuments/en/rail-solutions/components-and-systems/brochure-syntegra-en.pdf>
- [19] HORNÍKOVÁ, L. *Návrh synchronního motoru s PM*. Plzeň, 2015. Diplomová práce (Ing.). Západočeská univerzita, Fakulta elektrotechnická Dostupné z: https://dspace5.zcu.cz/bitstream/11025/18731/1/DP_hornikova_final.pdf
- [20] FIALA, V., PECHÁNEK, R., *Kvalifikace parametrů permanentních magnetů inovativního motoru pro přímý náhon nápravy trakčního vozidla*. Plzeň, 2016, příspěvek ve sborníku SVOČ. Západočeská univerzita, Fakulta elektrotechnická

PŘÍLOHY

Příloha A - Tingleyho schéma

		Fáze					
		A A'		C' C		B B'	
Pól	1	1 2	3 4	5 6	7 8	9 10	11 12
	2	13 14	15 16	17 18	19 20	21 22	23 24
	3	25 26	27 28	29 30	31 32	33 34	35 36
	4	37 38	39 40	41 42	43 44	45 46	47 48
	5	49 50	51 52	53 54	55 56	57 58	59 60
	6	61 62	63 64	65 66	67 68	69 70	71 72

Příloha B – Schéma zapojení statorového vinutí



Příloha C – Katalogový list použitého magnetu N35UH



N35UH

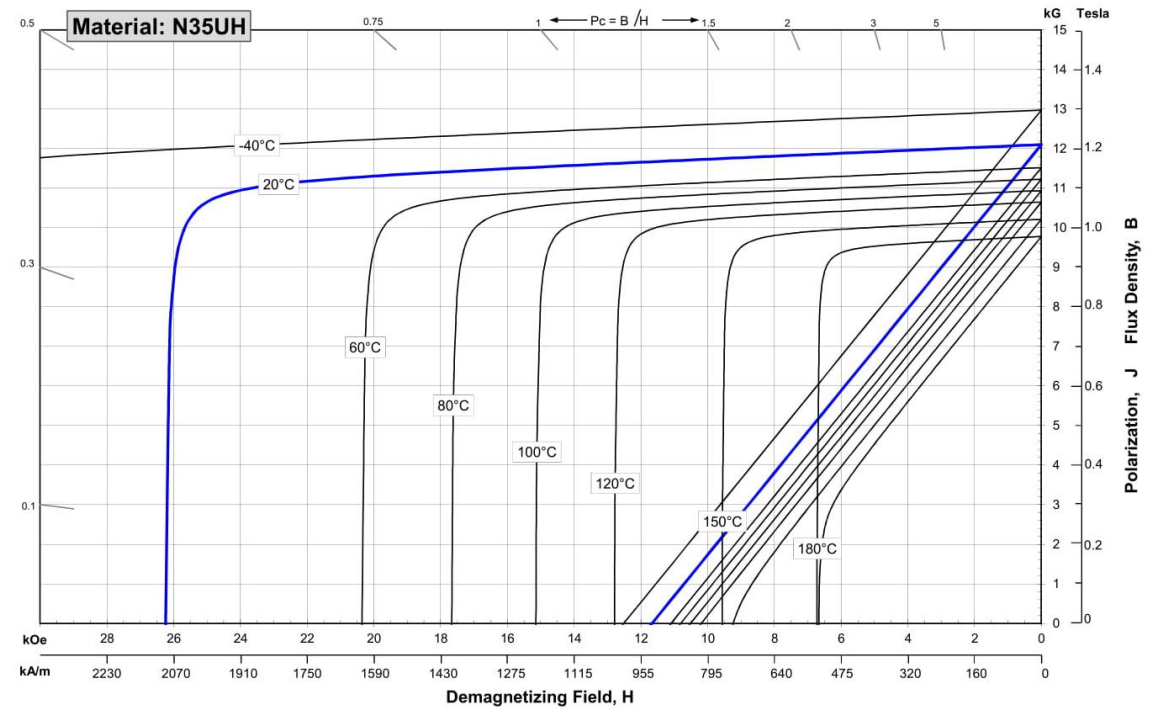
Sintered Neodymium-Iron-Boron Magnets

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

Characteristic	Units	Magnetic Properties		
		min.	nominal	max.
Br , Residual Induction	Gauss	11,700	12,100	12,500
	mT	1170	1210	1250
H_{cB} , Coercivity	Oersteds	10,800	11,400	12,000
	kA/m	860	907	955
H_{cJ} , Intrinsic Coercivity	Oersteds	25,000		
	kA/m	1,990		
BH_{max} , Maximum Energy Product	MGOe	33	36	38
	kJ/m ³	263	283	302

Characteristic	Units	Thermal Properties	
		C //	C ⊥
Reversible Temperature Coefficients ⁽¹⁾	of Induction, α(Br)	%/°C	-0.120
	of Coercivity, α(H _c)	%/°C	-0.465
	Coefficient of Thermal Expansion ⁽²⁾	ΔL/L per °Cx10 ⁻⁶	7.5
Thermal Conductivity	W / (m • K)	7.6	
Specific Heat ⁽³⁾	J / (kg • K)	460	
Curie Temperature, T _c	°C	310	
Other Properties	Flexural Strength	psi	41,300
		MPa	285
	Density	g/cm ³	7.5
	Hardness, Vickers	Hv	620
Electrical Resistivity, ρ	μΩ • cm	180	

Notes: (1) Coefficients measured between 20 and 180 °C
 (2) Between 20 and 200 °C (3) Between 20 and 140 °C



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

Notes The material data and demagnetization curves shown above represent typical properties that may vary due to product shape and size. Magnets can be supplied thermally stabilized or magnetically calibrated to customer specifications. Additional grades are available. Please contact the factory for information.

Příloha D – Katalogový list použitého materiálu statorových plechů

Typical data for SURA® M350-50A

T	W/kg at 50 Hz	VA/kg at 50 Hz	A/m at 50 Hz	W/kg at 100 Hz	W/kg at 200 Hz	W/kg at 400 Hz	W/kg at 1000 Hz	W/kg at 2500 Hz
0,1	0,02	0,08	36,4	0.06	0.17	0,48	2.02	8.34
0,2	0,09	0,20	48,1	0.24	0.62	1,75	7.15	29.0
0,3	0,18	0,36	56,1	0.50	1.30	3,62	14.7	60.1
0,4	0,30	0,54	63,2	0.81	2.15	6,02	24.6	104
0,5	0,44	0,75	70,2	1.18	3.17	8,96	37.2	162
0,6	0,59	0,99	77,5	1.60	4.36	12,5	53.1	241
0,7	0,76	1,27	85,6	2.08	5.73	16,6	72.7	343
0,8	0,95	1,58	94,8	2.62	7.31	21,5	96.9	474
0,9	1,16	1,94	106	3.21	9.09	27,2	126	638
1,0	1,39	2,39	122	3.88	11.1	33,8	162	840
1,1	1,65	2,96	146	4.61	13.4	41,5	204	1079
1,2	1,95	3,76	185	5.43	16.0	50,4	254	1360
1,3	2,29	5,11	264	6.37	18.9	60,4	312	1679
1,4	2,75	8,40	481	7.53	22.3	72,1	378	2036
1,5	3,29	19,8	1200	8.99	26.6	85,7	456	2316
1,6	4,41	54,1	3025					
1,7	4,77	124	6186					
1,8	5,00	238	10720					

Loss at 1.5 T , 50 Hz, W/kg	3,29
Loss at 1.0 T , 50 Hz, W/kg	1,39
Anisotropy of loss, %	10
Magnetic polarization at 50 Hz	
H = 2500 A/m, T	1,58
H = 5000 A/m, T	1,67
H = 10000 A/m, T	1,78
Coercivity (DC), A/m	45
Relative permeability at 1.5 T	1050
Resistivity, μΩcm	42
Yield strength, N/mm ²	320
Tensile strength, N/mm ²	460
Young's modulus, RD, N/mm ²	200 000
Young's modulus, TD, N/mm ²	210 000
Hardness HV5 (VPN)	160

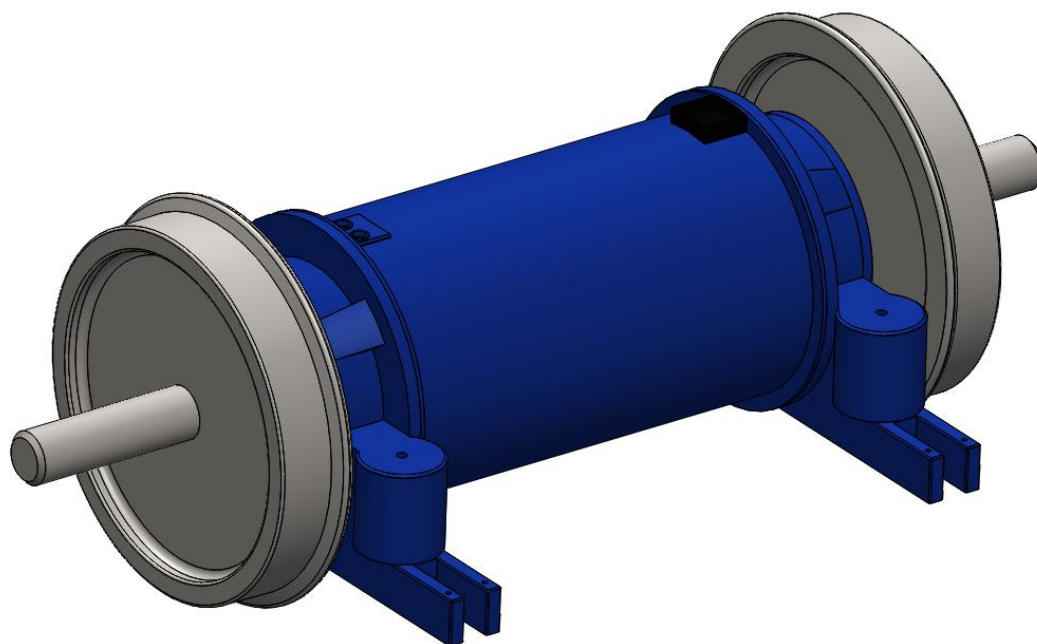


RD represents the rolling direction
 TD represents the transverse direction
 Values for yield strength (0.2 % proof strength)
 and tensile strength are given for the rolling direction
 Values for the transverse direction are approximately 5% higher

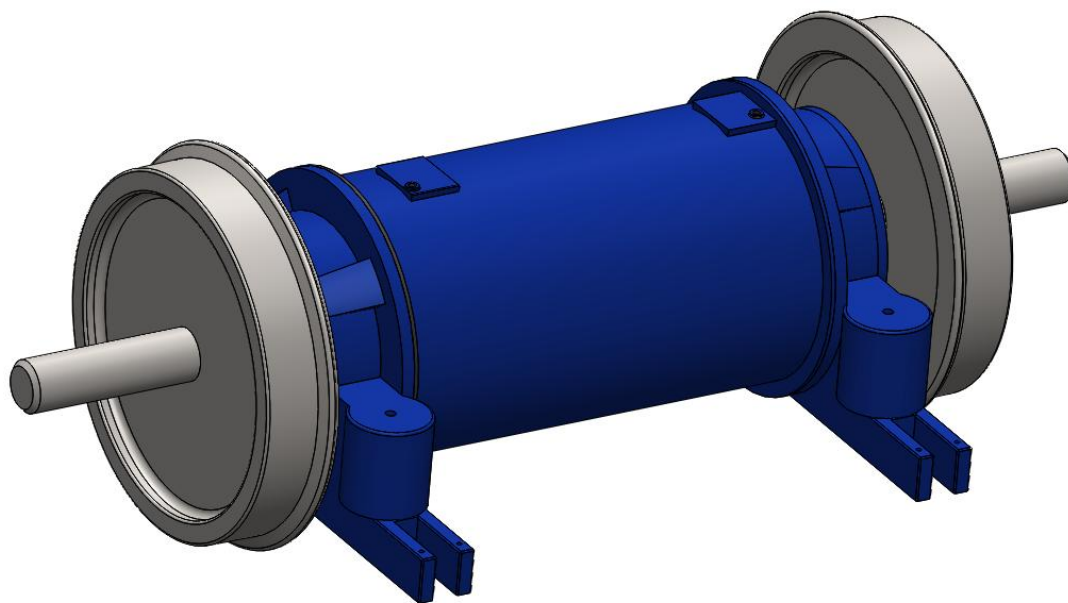


Oct 2009

Příloha E – 3D Model stroje s axiálním chladičem



Příloha F – 3D Model stroje se spirálovým chladičem



Příloha G – Průřez stroje je spirálovým chladičem

