



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA ELEKTROTECHNIKY

A KOMUNIKAČNÍCH TECHNOLOGIÍ

FACULTY OF ELECTRICAL ENGINEERING AND COMMUNICATION

ÚSTAV VÝKONOVÉ ELEKTROTECHNIKY A
ELEKTRONIKY

DEPARTMENT OF DEPARTMENT OF POWER ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERING

MALÝ AXIÁLNÍ MOTOR PRO ČERPADLO

SMALL AXIAL MAGNETIC FLUX MOTOR FOR PUMP

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

Bc. David Lacina

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

Ing. Rostislav Huzlík, Ph.D.

BRNO 2017

Diplomová práce

magisterský navazující studijní obor **Silnoproudá elektrotechnika a výkonová elektronika**
Ústav výkonové elektrotechniky a elektroniky

Student: Bc. David Lacina

ID: 158183

Ročník: 2

Akademický rok: 2016/17

NÁZEV TÉMATU:

Malý axiální motor pro čerpadlo

POKYNY PRO VYPRACOVÁNÍ:

1. Provedte literární rešerši.
2. Provedte analytický návrh axiálního motoru a simulace pro jeho ověření.
3. Navrhnutý motor vyrobte a změřte jeho parametry.

DOPORUČENÁ LITERATURA:

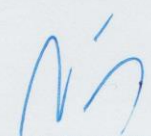
- [1] M. Aydin, S. Huang, and T. A. Lipo, "Axial Flux Permanent Magnet Disc Machines: A Review," in Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation, and Motion (SPEEDAM) 2004, 2004.
- [2] J. F. Gieras, M. J. Kamper, and R.-J. Wang, Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines, 2nd Edition, Springer, 2008, p. 362.
- [3] M. J. Kamper, R.-J. Wang, and F. G. Rossouw, "Analysis and Performance Evaluation of Axial Flux Air-Cored Stator Permanent Magnet Machine with Concentrated Coils," in 2007 IEEE International Electric Machines & Drives Conference, 2007, pp. 13–20.

Termín zadání: 6. 2. 2017

Termín odevzdání: 24. 5. 2017

Vedoucí práce: Ing. Rostislav Huzlík, Ph.D.

Konzultant:


doc. Ing. Ondřej Vítěk, Ph.D.
předseda oborové rady



UPOZORNĚNÍ:

Autor diplomové práce nesmí při vytváření diplomové práce porušit autorská práva třetích osob, zejména nesmí zasahovat nedovoleným způsobem do cizích autorských práv osobnostních a musí si být plně vědom následků porušení ustanovení § 11 a následujících autorského zákona č. 121/2000 Sb., včetně možných trestněprávních důsledků vyplývajících z ustanovení části druhé, hlavy VI. díl 4 Trestního zákoníku č. 40/2009 Sb.

Abstrakt

Tato práce je zaměřena na návrh motoru s axiálním magnetickým tokem tak, aby bylo možné tento motor použít jako přímý pohon čerpadla srdeční náhrady. Tato práce je rozdělena do několika částí, přičemž nejdříve se zabývá popisem možných konstrukcí axiálních motorů. Následně je v práci popsána volba vhodného typu motoru, přičemž byl vybrán motor s bezželezným statorem. Dále je v práci proveden analytický výpočet vlastností motoru. Vypočítané parametry jsou následně ověřovány softwarovými prostředky pomocí metody konečných prvků. Nakonec byl celý motor vyroben a měřeními byly ověřeny jeho reálné vlastnosti.

Klíčová slova

Motor, stroj s axiálním tokem, bezželezné stroje

Abstract

This thesis aims to design a motor with axial magnetic flux, which could be used as a direct propeller of heart replacement pump. It is divided into several parts, first of which deals with describing possible axial motors construction design. Next follows up the description of possible motor designs, from which the non-ferrous one was chosen. After that, an analytic calculation of motor's properties is conducted. Calculated parameters are thereafter verified by software tools using finite element method. Finally, the whole motor was manufactured and had its parameters tested and verified.

Keywords

Motor, axial flux machine, coreless machine

Bibliografická citace:

LACINA, D. *Malý axiální motor pro čerpadlo*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2017. 68s. Vedoucí práce: Ing. Rostislav Huzlík, Ph.D.

Prohlášení

„Prohlašuji, že svou závěrečnou práci na téma Malý axiální motor pro čerpadlo jsem vypracoval samostatně pod vedením vedoucího diplomové práce a s použitím odborné literatury a dalších informačních zdrojů, které jsou všechny citovány v práci a uvedeny v seznamu literatury na konci práce.

Jako autor uvedené závěrečné práce dále prohlašuji, že v souvislosti s vytvořením této závěrečné práce jsem neporušil autorská práva třetích osob, zejména jsem nezasáhl nedovoleným způsobem do cizích autorských práv osobnostních a jsem si plně vědom následků porušení ustanovení § 11 a následujících autorského zákona č. 121/2000 Sb., včetně možných trestněprávních důsledků vyplývajících z ustanovení části druhé, hlavy VI. díl 4 Trestního zákoníku č. 40/2009 Sb.

V Brně dne **24. května 2017**

.....

podpis autora

Poděkování

Děkuji vedoucímu diplomové práce Ing. Rostislavu Huzlíkovi, Ph.D. za účinnou metodickou, pedagogickou a odbornou pomoc a další cenné rady při zpracování mé diplomové práce.

V Brně dne **24. května 2017**

.....
podpis autora

Obsah

Úvod	1
1 literární rešerše.....	2
1.1 Popis funkce AFPM motoru	2
1.2 Rozdělení AFPM strojů podle druhů konstrukce	2
1.3 Jednostranné AFPM stroje.....	3
1.4 Oboustranné AFPM stroje	4
1.4.1 Oboustranné AFPM stroje s vnitřním rotorem.....	4
1.4.2 Oboustranné AFPM stroje s vnitřním statorem.....	6
1.5 Vícediskové AFPM stroje	8
1.6 Konstrukce statoru.....	9
1.6.1 Vinutí.....	9
1.6.2 Stator.....	10
1.7 Porovnání axiálních a radiálních strojů	12
2 Volba konstrukce motoru.....	13
3 Výpočet motoru.....	16
3.1 Zadané hodnoty pro výpočet motoru	16
3.2 Výpočet vlastností motoru	17
3.2.1 Obecný výpočet.....	17
3.2.2 Výpočet hmotností.....	21
3.2.3 Výpočet náhradních parametrů	22
3.2.4 Výpočet ztrát.....	25
3.2.5 Oteplení motoru	29
3.2.6 Simulace náhradního tepelného obvodu stroje	35
4 ověření vlastností motoru pomocí metody konečných prvků	37
4.1 ANSYS Maxwell.....	37
4.2 Model motoru.....	38
4.3 Magnetostatická analýza.....	39
4.4 Transientní analýza	42
5 Výroba a měření vlastností motoru.....	45
5.1 Výroba motoru.....	45
5.2 Měření indukovaného napětí.....	47
Závěr.....	50
Literatura	52
Seznam symbolů, veličin a zkratk.....	54

Seznam obrázků

Obr. 1.1 Rozdíl mezi směrem působení radiálního a axiálního magnetického toku [5]	2
Obr. 1.2 Konstrukce jednostranného AFPM stroje [2]	3
Obr. 1.3 Konstrukce oboustranného AFPM stroje s vnitřním rotorem [2]	4
Obr. 1.4 Konstrukce rotoru s magnety umístěnými na povrchu rotoru [2]	5
Obr. 1.5 Konstrukce rotoru s magnety uvnitř rotoru [2]	5
Obr. 1.6 Konstrukce rotoru s magnety uvnitř nemagnetického rotoru [2]	5
Obr. 1.7 Konstrukce oboustranného AFPM stroje s vnitřním statorem [2]	6
Obr. 1.8 Konstrukce AFPM stroje s vnitřním statorem s toroidálním vinutím [2]	7
Obr. 1.9 Konstrukce AFPM stroje s vnitřním statorem s klasickým vinutím [2]	7
Obr. 1.10 Konstrukce AFPM motoru s bezjádrovým statorem [2]	7
Obr. 1.11 Vícediskový AFPM stroj [2]	8
Obr. 1.12 klasické vinutí [1]	9
Obr. 1.13 Toroidální vinutí [1]	9
Obr. 1.14 Klasické vinutí s překrývajícími se cívkami [1]	10
Obr. 1.15 Klasické vinutí s nepřekrývajícími se cívkami [6]	10
Obr. 1.16 Bezdrážkový stator [7]	11
Obr. 1.17 Drážkovaný stator [7]	11
Obr. 2.1 Předpokládané uspořádání cívek v motoru	14
Obr. 3.1 Porovnání ztrát v motoru	28
Obr. 3.2 Poměr ztrát k výkonu motoru	28
Obr. 3.3 Náhradní tepelný obvod motoru [1]	33
Obr. 3.4 Náhradní tepelné schéma motoru	35
Obr. 4.1 Pracovní prostředí v programu ANSYS Maxwell	37
Obr. 4.2 3D model motoru	38
Obr. 4.3 Model použitý pro magnetostatickou analýzu	39
Obr. 4.4 Rozložení magnetické indukce v ose YZ	40
Obr. 4.5 Rozložení magnetické indukce po obvodu stroje	40
Obr. 4.6 Rozložení magnetické indukce v ose XZ uprostřed vzduchové mezery	41
Obr. 4.7 Rozložení magnetické indukce ve stroji	41
Obr. 4.8 Model vinutí stroje	42
Obr. 4.9 Nasimulované průběhy indukovaného napětí pro 500 ot·min ⁻¹	43
Obr. 4.10 Nasimulované průběhy indukovaného napětí pro 1000 ot·min ⁻¹	43
Obr. 4.11 Průběh momentu na hřídeli motoru	44
Obr. 5.1 Uspořádání cívek ve formě	45
Obr. 5.2 Hotové statorové vinutí zalité v epoxidu	45
Obr. 5.3 Hotový rotorový disk	46
Obr. 5.4 Hotová sestava motoru	46

Obr. 5.5 Sestava pro měření vlastností motoru.....	46
Obr. 5.6 Změřené indukované napětí pro 500 ot·min ⁻¹	47
Obr. 5.7 Změřené indukované napětí pro 1000 ot·min ⁻¹	47
Obr. 5.8 Porovnání simulovaných a měřených hodnot pro 500 ot·min ⁻¹	49

Seznam tabulek

Tab. 3.1 Tabulka zvolených hodnot	16
Tab. 3.2 Tabulka uvažovaných konstant.....	16
Tab. 3.3 Rozměry počítaného motoru.....	17
Tab. 3.4 Vlastnosti permanentních magnetů.....	17
Tab. 3.5 Výsledné hodnoty obecného výpočtu	26
Tab. 3.6 Tabulka vypočítaných hmotností stroje.....	27
Tab. 3.7 Náhradní parametry motoru	27
Tab. 3.8 Ztráty v motoru.....	27
Tab. 3.9 Parametry pro výpočet oteplení motoru	29
Tab. 3.10 Konstanty pro výpočet oteplení motoru	30
Tab. 3.11 Předpokládané ustálené teploty motoru.....	34
Tab. 4.1 Porovnání vypočítaných a nasimulovaných hodnot ustáleného oteplení .	36
Tab. 5.1 Porovnání nasimulovaných a změřených hodnot	48

ÚVOD

Již od chvíle, kdy byla vynalezena elektřina, se začalo experimentovat s převodem elektrické energie na energii mechanickou. A právě v této době se začala psát historie elektrických motorů. Byly to právě motory s axiálním magnetickým tokem (dále jen AFPM motory), které byly vynalezeny jako první a v počátcích používání elektrických motorů byly používány nejčastěji.

Úpadek používání AFPM motorů nastal po roce 1837, kdy si vynálezce Thomas Davenport nechal patentovat elektrický motor s radiálním magnetickým tokem. Důvodem, proč se začalo upouštět od výroby a používání AFPM motorů byla především jejich konstrukční složitost oproti motoru s radiálním magnetickým tokem a tím i jejich vysoká cena. Problémem bylo především navíjení cívek, kdy tyto cívky nemohly být navíjeny strojově. Dalším problémem byly velké elektrodynamické síly působící na disky rotoru. Aby se předešlo ohýbání těchto disků, muselo na ně být použito větší množství materiálu, které dále prodražovalo výrobu. V neposlední řadě výrobu prodražovala nutnost použití velmi drahých permanentních magnetů.

AFPM motory nebyly dlouhou dobu téměř používány. Teprve, až když v roce 1931 byly vynalezeny nové permanentní magnety ze slitiny hliníku, niklu a kobaltu (AlNiCo), staly se permanentní magnety více dostupné a tím klesly i náklady na výrobu AFPM motorů. Uplatnění těchto motorů ještě více vzrostlo po vynálezu silných permanentních magnetů ze vzácných zemin.

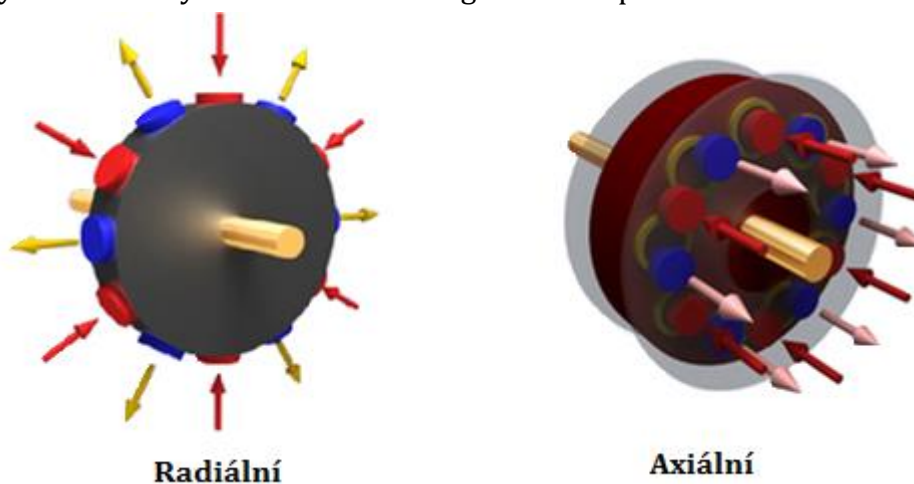
Přestože je v současné době podíl používání AFPM motorů oproti ostatním typům motorů velmi zanedbatelný, a i nadále zůstávají poměrně drahé, nacházejí tyto motory uplatnění především ve speciálních aplikacích. Jejich výhodou je především malá axiální délka a schopnost tvorby velkého točivého momentu v poměru k velikosti stroje. Tyto motory tak mohou být například použity pro pohon elektromobilu, přičemž mohou být díky svým vlastnostem zabudovány přímo v kolech bez použití jakéhokoliv převodového stupně.

Tyto motory mají i přes svoji konstrukční náročnost velký potenciál pro budoucí používání a je tedy vhodné se dále zabývat jejich výzkumem a zdokonalováním motorů.

1 LITERÁRNÍ REŠERŠE

1.1 Popis funkce AFPM motoru

Z principu funkce jsou motory s axiálním magnetickým tokem (AFPM) synchronními třífázovými motory s permanentními magnety, které se od běžně používaných motorů s radiálním magnetickým tokem liší tím, že zde magnetický tok nepůsobí ve směru radiálním ale ve směru axiálním. K roztočení rotoru jsou zde využívány silové účinky magnetického pole, kdy po přivedení proudu do vodiče vznikne okolo vodiče magnetické pole, které přitahuje nebo odpuzuje magnety umístěné na rotorovém disku. Protože se jedná o synchronní stroj, tak rychlost rotoru je synchronní s rychlostí točivého magnetického pole na statoru.



Obr. 1.1 Rozdíl mezi směrem působení radiálního a axiálního magnetického toku [5]

1.2 Rozdělení AFPM strojů podle druhů konstrukce

Podle literatury [1] existuje několik druhů možných konstrukcí AFPM strojů, přičemž se liší především počtem a vzájemným uspořádáním rotorů ke statorovému vinutí.

AFPM stroje lze rozdělit na:

- Jednostranné AFPM stroje
- Oboustranné AFPM stroje
 - S vnitřním rotorem
 - S vnitřním statorem
- Vícediskové AFPM stroje

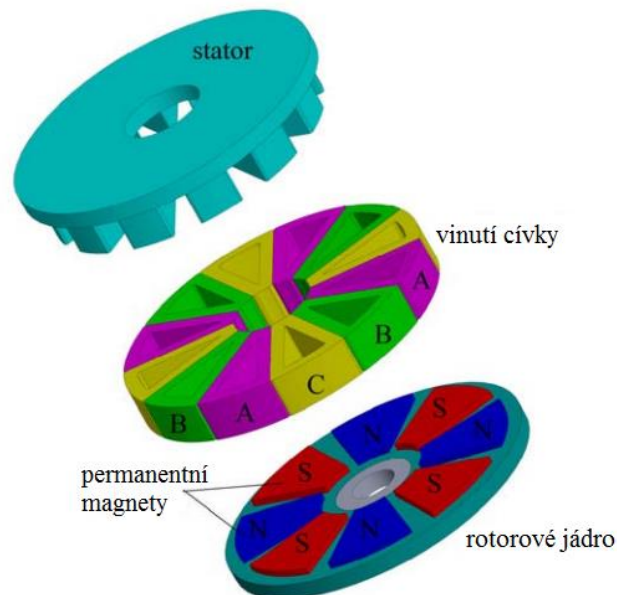
1.3 Jednostranné AFPM stroje

Jedná se o nejjednodušší z možných konstrukcí AFPM strojů, kdy se tento stroj skládá pouze z jednoho statoru a jednoho rotoru. Stator je tvořen statorovým jádrem a statorovým vinutím. Rotor je tvořen rotorovým diskem, ke kterému jsou připevněny permanentní magnety.

Tento stroj má oproti ostatním typům AFPM strojů jednodušší konstrukci a jako u všech AFPM motorů i tento motor poskytuje oproti radiálním motorům velmi vysoký točivý moment v poměru k velikosti a hmotnosti stroje.

Hlavní nevýhodou je působení velkých axiálních sil mezi státorem a rotorem, kvůli kterým by u špatně navrženého stroje mohlo dojít až k deformaci rotoru. Protože je vzduchová mezera mezi státorem a rotorem velice malá, mohlo by i při sebemenším ohnutí rotoru dojít k dotyku mezi státorem a točícím se rotorem a následkem tohoto tření by mohlo dojít k trvalému poškození stroje. Tento problém se řeší především použitím dostatečně pevných materiálů a dostatečným zesílením rotorového disku. Dále jsou díky těmto silám velmi namáhána ložiska rotoru a je třeba tento problém řešit pomocí speciálních ložiskových uspořádání. Další nevýhodou je nižší točivý moment oproti oboustranným konstrukcím. [1][2]

Tyto stroje mohou nalézt vhodné použití v průmyslové trakci, servoelektromechanické pohony, nebo mohou být použity pro speciální vojenské aplikace. [2]



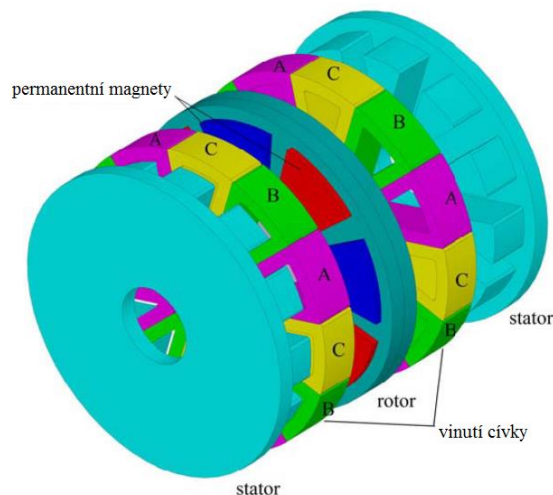
Obr. 1.2 Konstrukce jednostranného AFPM stroje [2]

1.4 Oboustranné AFPM stroje

Dalším typem konstrukce jsou oboustranné AFPM stroje, které se dále dělí na stroje s vnitřním rotorem a stroje s vnitřním statorem. Hlavní výhodou těchto strojů je dosažení vyššího točivého momentu oproti jednostranným strojům, nicméně je toho dosaženo za cenu vyšší spotřeby materiálu.

1.4.1 Oboustranné AFPM stroje s vnitřním rotorem

Konstrukce tohoto motoru se skládá ze dvou statorů a jednoho rotoru umístěného mezi těmito statory. Statory jsou stvořeny drážkovaným, nebo bezdrážkovým satorovým jádrem, na němž jdou umístěny satorové cívky. Mezi statory je umístěn rotor s permanentními magnety.

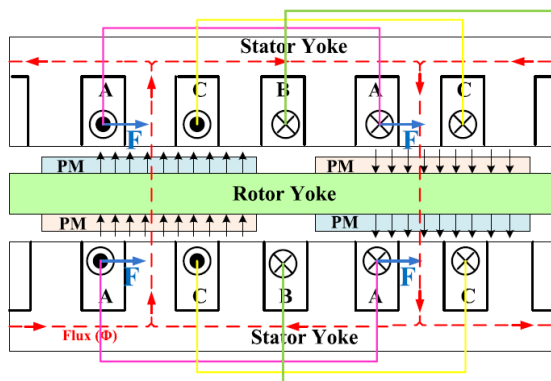


Obr. 1.3 Konstrukce oboustranného AFPM stroje s vnitřním rotorem [2]

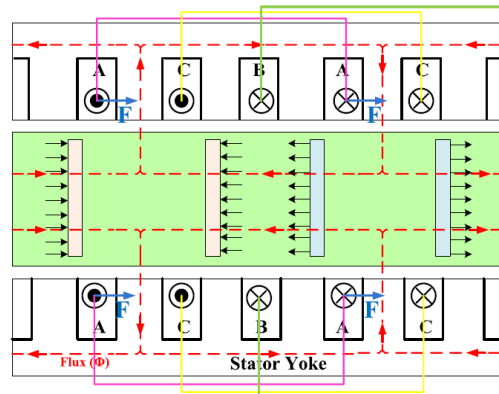
Existuje několik konstrukčních možností umístění permanentních magnetů na rotoru. Těmito konstrukčními možnostmi se zabývá literatura [2].

Na Obr. 1.4 je znázorněna konstrukce s magnety na povrchu rotoru, kdy magnetický tok prochází podél statoru a dále přes permanentní magnety do druhého statoru. Protože prochází magnetický tok přes celý rotor, musejí být oba protilehlé magnety polarizovány ve stejném směru.

Oproti tomu, je na Obr. 1.5 znázorněna konstrukce s umístěnými magnety uvnitř rotoru, kde magnetický tok neprochází z jednoho statoru do druhého, ale uzavírá se přes rotorový disk a vrací se zpět. Oproti konstrukci s magnety na povrchu rotoru je u této konstrukce nižší hustota výkonu z důvodu použití silnějšího rotorového disku, nicméně permanentní magnety jsou zde lépe chráněny proti mechanickému poškození, opotřebení a korozi. [1][2]

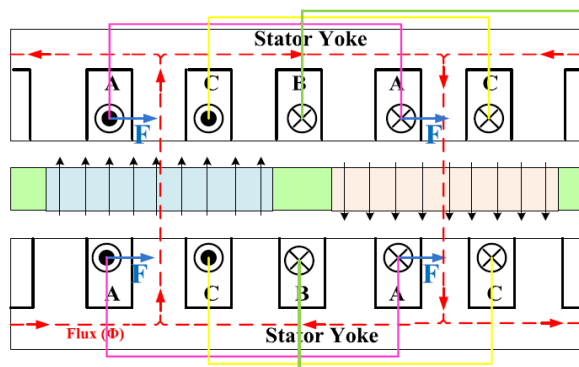


Obr. 1.4 Konstrukce rotoru s magnety umístěnými na povrchu rotoru [2]



Obr. 1.5 Konstrukce rotoru s magnety uvnitř rotoru [2]

Poslední konstrukční možností rotoru je umístění magnetů uvnitř rotoru z nemagnetického materiálu, jako je například hliník. Tato konstrukce je zobrazena na Obr. 1.6. Magnetický tok zde prochází z jednoho statoru do druhého. Výhodou této konstrukce je především nízký poměr setrvačnosti rotoru vzhledem k výkonu motoru. Z tohoto důvodu je tento typ konstrukce AFPM motoru vhodný pro použití v aplikacích, kde je vyžadována nízká setrvačnost pohonu. [2]



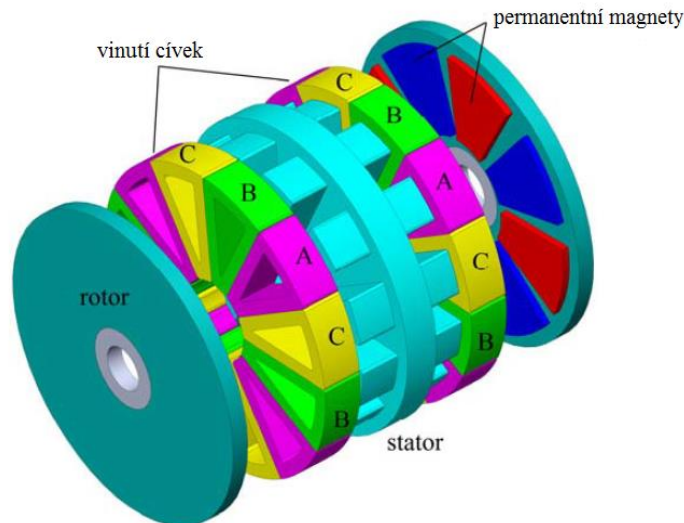
Obr. 1.6 Konstrukce rotoru s magnety uvnitř nemagnetického rotoru [2]

Výhodou této konstrukce je i možnost paralelního zapojení statorů, kdy stroj může dále pracovat i v případě poškození vinutí na jednom statoru.

Nevýhodou oboustranných AFPM strojů s vnitřním rotorem je především potřeba dlouhých vinutí cívek, které se nacházejí na vnějších statorech a s tím související ztráty v těchto vinutích. [1][2]

1.4.2 Oboustranné AFPM stroje s vnitřním státorem

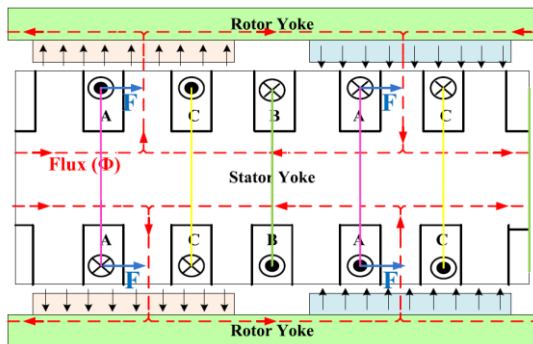
Konstrukce tohoto motoru se skládá ze dvou rotorových disků s permanentními magnety, mezi nimiž je umístěn drážkovaný, nebo bezdrážkový stator se statorovým vinutím. Tento typ AFPM strojů vykazuje nejlepší vlastnosti a je nejpoužívanější ze všech možných konstrukčních řešeních. [3]



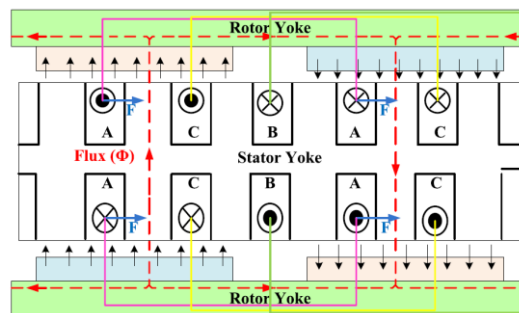
Obr. 1.7 Konstrukce oboustranného AFPM stroje s vnitřním státorem [2]

Různé možnosti konstrukce tohoto typu motoru se liší především uspořádáním magnetů na rotorovém disku. První možnost konstrukce je zobrazena na Obr. 1.8 . Jedná se o konstrukci typu NS, kdy protější magnety jsou polarizovány v opačném směru. Výsledkem je, že magnetický tok se uzavírá uvnitř statoru a z toho důvodu je třeba dostatečná šířka statorového jádra.

Druhou možností konstrukce je zapojení NN, které je zobrazeno na Obr. 1.9. Magnety jsou zde polarizovány proti sobě ve stejném směru tak, aby se přitahovaly. Magnetický tok prochází z jednoho statoru do druhého, a protože prochází státorem pouze v axiálním směru, není tedy potřeba tak velká šířka jádra jako u předchozí konstrukce. Díky tomu v něm vznikají menší ztráty v železe než v předchozí konstrukci a stroj má menší axiální délku, ovšem v poměru k průměru stroje vytváří tento stroj menší moment než předchozí konstrukce. [1][2]

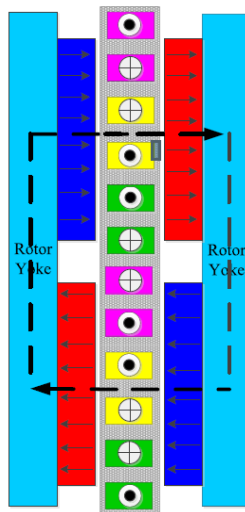


Obr. 1.8 Konstrukce AFPM stroje s vnitřním státorem s toroidálním vinutím [2]



Obr. 1.9 Konstrukce AFPM stroje s vnitřním státorem s klasickým vinutím [2]

Posledním typem je konstrukce s bezjádrovým státorem. Stator se skládá pouze z cívek, navinutých na nemagnetickém a nevodivém jádře, kdy jsou cívky ještě nejčastěji zality v epoxidové pryskyřici. Takto zkonstruovaný stator se nachází mezi dvěma rotory s permanentními magnety, které jsou polarizovány ve stejném směru. Magnetický tok tak prochází z jednoho rotoru do druhého, přes bezjádrový stator a uzavírá se přes rotorové disky. Protože je stator konstruován jako bezjádrový, tak v něm nevznikají žádné hysterezní ztráty a ztráty vířivými proudy a motor má oproti ostatním typům vyšší účinnost. Konstrukce motoru s bezjádrovým státorem je zobrazena na Obr. 1.10. [1][2]



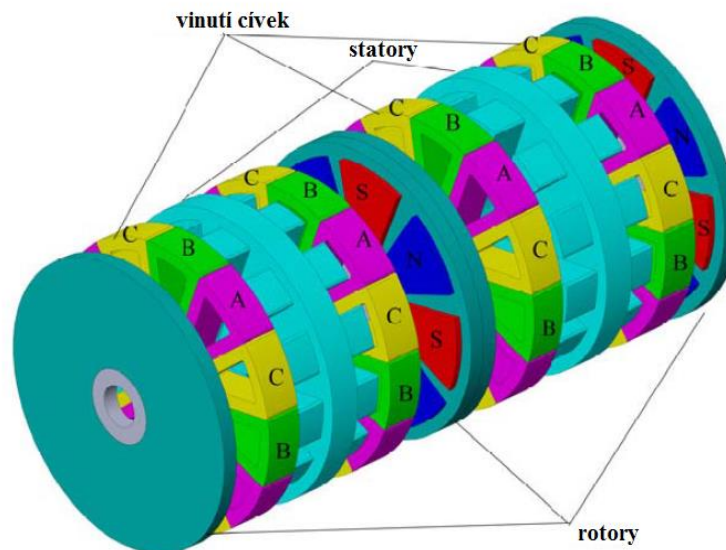
Obr. 1.10 Konstrukce AFPM motoru s bezjádrovým státorem [2]

Jak již bylo popsáno výše, tento motor vykazuje vysokou účinnost. Další výhodou je menší axiální délka oproti předchozím typům, nicméně nevýhodou je, že kvůli absenci feromagnetického materiálu jsou zde velké rozptylové toky a aby byla zachována dostatečná hustota magnetického toku ve vzduchové mezeře, je zde

třeba použít větší množství permanentních magnetů a větší počet závitů cívek než u konstrukcí s feromagnetickým jádrem. [2]

1.5 Vícediskové AFPM stroje

Vzhledem k tomu, že není možné neomezeně zvyšovat průměr stroje, ať už z důvodu velkých axiálních sil působících na ložiska nebo pevnosti rotorového disku, řeší se potřeba dosažení vyššího momentu použitím vícediskových strojů. V principu se jedná o více AFPM strojů zapojených za sebou na jedné hřídeli. Takovéto stroje mohou být konstruovány s dvojitými rotory nebo dvojitými statory. Častěji jsou ovšem využívány konstrukce s dvojitými rotory, kdy stroj má N statorů a $N+1$ rotorů. Příklad této konstrukce je zobrazen na Obr. 1.11.



Obr. 1.11 Vícediskový AFPM stroj [2]

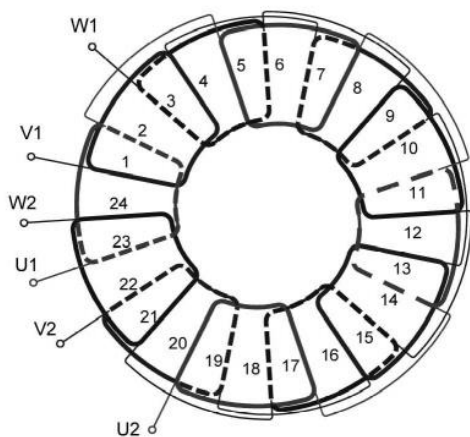
Statorová vinutí mohou být zapojena sériově nebo paralelně a jsou uložena v drážkách, nebo jsou navinuta na bezdrážkovém statorovém jádře. Tímto konstrukčním zapojením se dosáhne zvýšení točivého momentu stroje a zvýšení hustoty výkonu bez nutnosti zvětšování průměru stroje. Přičemž výhody a nevýhody tohoto zapojení jsou podobné jako u předchozích konstrukcí. Velká výhoda spočívá v tom, že pouze krajní rotory mají rotorové disky, zatímco vnitřní rotory mohou být konstruovány s magnety uvnitř lehkého nemagnetického rotorového disku, čímž se opět u těchto strojů zvyšuje hustota výkonu. [1][2][4]

1.6 Konstrukce statoru

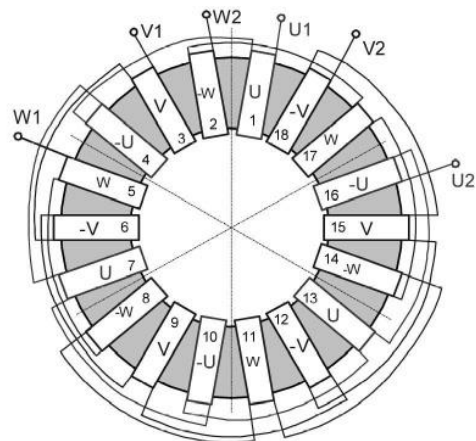
Existuje několik možných konstrukčních variant pro statory AFPM strojů, které se liší především použitým jádrem statoru a způsobem umístění cívek na tyto statory.

1.6.1 Vinutí

Pro vinutí existují dva základní typy, a to klasické vinutí zobrazené na Obr. 1.12 a toroidální vinutí zobrazené na Obr. 1.13.



Obr. 1.12 klasické vinutí [1]



Obr. 1.13 Toroidální vinutí [1]

Vinutí bývá nejčastěji vyrobeno z měděného lakovaného vodiče, přičemž ho může tvořit i několik paralelních vodičů, které bývají používány u strojů větších výkonů, a to z důvodů dosažení snížení ztrát vířivými proudy ve vodiči.

1.6.1.1 Toroidální vinutí

Stator s tímto vinutím se skládá ze statorového jádra prstencového tvaru, na kterém jsou navinuty jednotlivé toroidy. Tyto cívky jsou umístěny na jádře pravidelně po celém obvodu, jak je znázorněno na Obr. 1.13.

Výhodou tohoto zapojení je především jednoduchost konstrukce, krátká délka vodičů a s tím související nižší ztráty v mědi a možnost jednoduché volby počtu cívek.

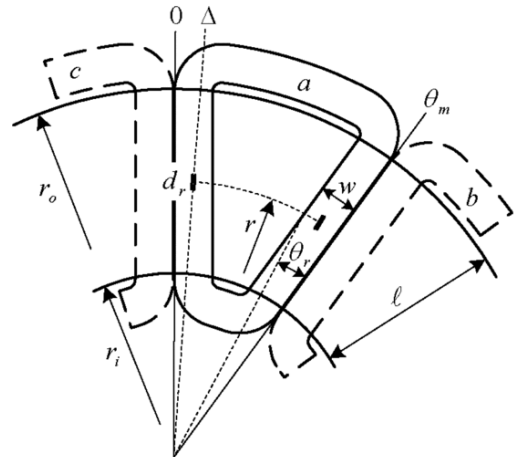
1.6.1.2 Klasické vinutí

Naopak klasické vinutí, je takové vinutí, kdy jsou cívky uloženy v jedné rovině. Toto vinutí se skládá z několika především lichoběžníkových cívek, které

mohou být uspořádány jako vinutí s překrývajícími se cívkami, které je zobrazeno na Obr. 1.14, kdy jsou cívky umístěny přes sebe, přičemž aktivní vodiče leží v jedné rovině nebo jako vinutí s nepřekrývajícími se cívkami, které je zobrazeno na Obr. 1.15., kde jsou cívky umístěny vedle sebe. Někdy mohou být cívky i kosočtvercového tvaru, ale to se používá především ve speciálních aplikacích u velkých motorů, kdy je třeba do statoru umístit vodní kanálky z důvodů chlazení.



Obr. 1.14 Klasické vinutí s překrývajícími se cívkami [1].



Obr. 1.15 Klasické vinutí s nepřekrývajícími se cívkami [6]

Porovnáním těchto možných uspořádání cívek se zabývá literatura [6]. Z porovnání vyplývá, že uspořádání s překrývajícími se cívkami má výhodu především ve vyšším točivém momentu v poměru k průměru stroje. Oproti tomu, uspořádání s nepřekrývajícími se cívkami díky absenci nutnosti ohýbání čel vinutí vykazuje kratší axiální délku a menší náročnost navíjení cívek.

Speciální možností konstrukce je tištěné vinutí, kdy je vinutí konstruováno pomocí měděných plíšků. Protože má ale velice malou účinnost, používá se pouze ve zvláštních případech, pro velice malé motůrky.

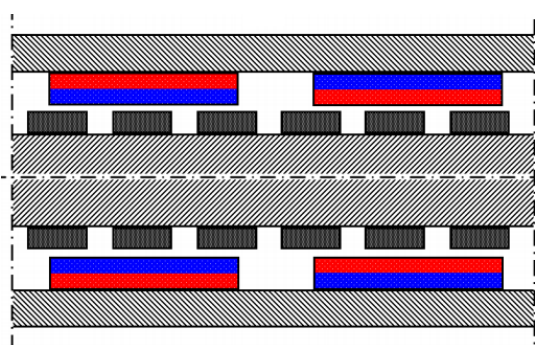
1.6.2 Stator

Stator AFPM stroje může být bezjádrový, tedy bez feromagnetického materiálu, nebo s feromagnetickým materiálem. Přičemž stator z feromagnetického materiálu se může dále dělit na drážkovaný nebo bezdrážkový.

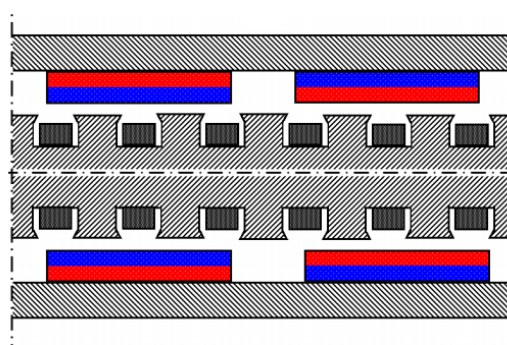
1.6.2.1 Bezdrážkový stator

V případě, že se jedná o bezdrážkový stator z feromagnetického materiálu, bývají na něm navinuty cívky toroidálního typu. Ty jsou nejčastěji následně zalaty do

epoxidu, který vyplní prázdné mezery, drží cívky na místě, chrání je před poškozením a také zajišťuje lepší odvod tepla z cívek. Tato konstrukce není příliš vhodná pro použití v motoru s vnějšími statory a vnitřním rotorem, protože v takovéto konstrukci se na tvorbě momentu podílejí pouze vnitřní strany cívek a vnější strany tak zůstávají nevyužity. Další nevýhodou je velká délka vinutí a s tím související ztráty. Výhodou je jednoduchá konstrukce a hladší moment oproti konstrukci s drážkami. V případě použití v konstrukci s vnitřním statorem a dvěma vnějšími rotory, která je zobrazena na Obr. 1.16., jsou již využity obě strany vinutí, a stroj má tedy i vyšší účinnost.



Obr. 1.16 Bezdrážkový stator [7]



Obr. 1.17 Drážkovaný stator [7]

1.6.2.2 Drážkovaný stator

Příklad konstrukce drážkovaného statoru je zobrazen na Obr. 1.17. Tento stator je tvořen feromagnetickým materiálem, do kterého jsou vyřezány drážky, ve kterých jsou uloženy závity vinutí. V těchto drážkách může být uloženo vinutí ať už toroidálního nebo klasického typu. Výhodou této konstrukce je eliminace nežádoucího rozptylového toku oproti bezdrážkové konstrukci. Nevýhodou je naopak vyšší konstrukční náročnost a zvlnění průběhu momentu v důsledku reluktančního momentu.

1.6.2.3 Bezjádrový stator

Bezjádrový stator s klasickými vinutími je popsán již v kapitole 1.4.2, přičemž v případě, že by bylo v bezjádrovém statoru použito toroidální vinutí, bylo by navinuto na prstencovém statoru z nemagnetického materiálu a proti zapojení s klasickými cívkami by vykazovalo větší axiální délku. Jeho výhody a nevýhody by byly podobné jako u klasického vinutí.

1.7 Porovnání axiálních a radiálních strojů

Porovnáním strojů s axiálním magnetickým tokem (AFPM) a radiálním magnetickým tokem (RFPM) se zabývá například literatura [1] a [4].

Výhody AFPM motorů jsou například:

- Tyto motory vykazují oproti radiálním motorům vyšší hustotu výkonu, tedy při stejné hmotnosti mají vyšší výkon.
- Malá šířka motoru v axiálním směru
- Možnost snadné nastavitelnosti vzduchové mezery
- Nižší úroveň hluku a vibrací
- Vyšší účinnost oproti radiálním motorům
- Lepší odvod tepla, především díky dobrému chlazení rotorového disku, kdy permanentní magnety umístěné na disku nejsou tolik zahřívány oproti radiálním strojům, které jsou chlazeny mnohem hůře.

Naopak nevýhody jsou:

- Jedná se o synchronní stroje, a proto je nutné použít pro rozběh motoru frekvenční měnič, na rozdíl například od asynchronních motorů.
- Vysoké nároky na pevnost konstrukce, která je namáhána především v axiálním směru.

2 VOLBA KONSTRUKCE MOTORU

Tato práce se zabývá návrhem AFPM motoru, který by byl vhodný pro přímý pohon krevního čerpadla. Z tohoto důvodu platí několik omezení při návrhu motoru. Parametry, které je třeba dodržet při návrhu totální mechanické srdeční náhrady se zabývá literatura [12].

Z této literatury vyplývá, že je třeba dodržet několik důležitých pravidel.

Nejprve je potřeba zvolit rozměr mechanické srdeční náhrady. Protože je prostor v hrudníku omezen, je třeba aby velikost nepřesahovala 85 mm v průměru a 95 mm na délku. Tyto maximální rozměry jsou určeny tak, aby srdeční náhrady bylo možné implantovat i ženám a dětem.

Dalším důležitým parametrem mechanické srdeční náhrady je její váha. Běžné lidské srdce váží okolo 300–400 g a proto by srdeční náhrada, aby nedocházelo k problémům s upevněním, neměla přesáhnout dvojnásobnou hodnotu této hmotnosti, tedy 800g.

Posledním důležitým parametrem, který je třeba dodržet jsou tepelné ztráty. Odhaduje se, že by tepelné ztráty neměly přesáhnout 20 W z toho důvodu, aby nedocházelo k nadměrnému ohřívání krve. Maximální teplota lidského těla je 42 °C a je nepřípustné, aby se krev ohřívala nad tuto teplotu.

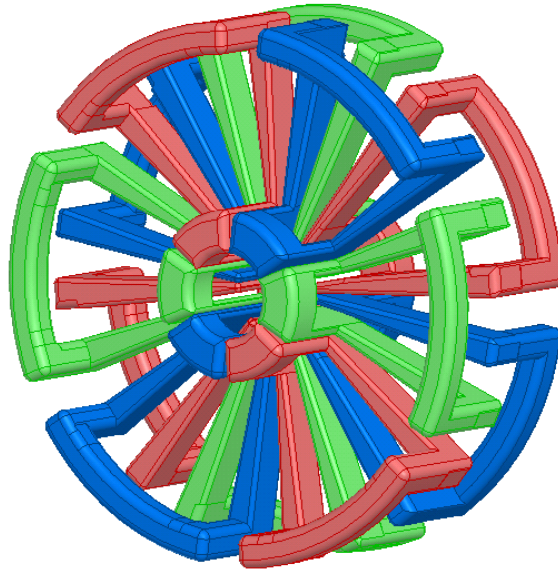
V našem případě je rozměrové omezení dáno především již vyrobenou kastrovou srdeční náhrady, a proto je nutné volit rozměry motoru tak, aby ho bylo možné umístit do této kostry. Proto bylo třeba nejprve změřit požadované rozměry, přičemž změřené rozměry byly:

- Průměr statoru: 63,5 mm
- Průměr rotoru: 49 mm
- Šířka motoru: 37 mm

Protože se jedná o dvojité vírové čerpadlo, tak jako nejvhodnější typ pohonu byl vybrán motor s dvojitými rotory a vnitřním statorem. Tento typ má tu výhodu, že na každém rotoru mohou být z vnitřní strany rotorového disku umístěny přímo lopatky čerpadla.

Jako stator byl vybrán bezjádrový typ s klasickým vinutím. Toto typ statoru má tu výhodu, že díky absenci železného jádra má menší axiální délku než ostatní typy, což je zde výhodné kvůli rozměrové omezenosti pro šířku motoru. Další velkou výhodou je vysoká účinnost díky absenci ztrát ve feromagnetickém jádře. Kvůli omezené šířce bylo zvoleno klasické vinutí, přičemž bude konstruováno tak, že čela vinutí budou ohnuta nad a pod vystouplé magnety a budou se tedy také podílet na tvorbě momentu. Takto zkonstruované vinutí bude nakonec zalito v epoxidové pryskyřici, která bude tvořit nosnou konstrukci statoru a bude také sloužit

k lepšímu odvodu tepla z cívek. Návrh konstrukce cívek s barevně označenými jednotlivými fázemi je zobrazen na Obr. 2.1



Obr. 2.1 Předpokládané uspořádání cívek v motoru

Rotorové disky budou vyrobeny z oceli, přičemž tloušťka disků byla zvolena 3 mm, což by mělo postačovat k tomu, aby nedošlo vlivem působení sil protilehlých magnetů k jejich deformaci nebo ohnutí.

Protože je vhodné používat co nejsilnější magnety, byla snaha použít ty nejsilnější dostupné. Nicméně z důvodu omezené dostupnosti různých tvarů a velikostí magnetů byly nakonec použity neodymové magnety označené jako N42. Odolnost magnetů do 80 °C je plně dostačující, vzhledem k tomu, jak již bylo zmíněno, motor by neměl přesáhnout teplotu 42°C. Z důvodů složitosti tvarování permanentních magnetů bylo rozhodnuto, že budou použity magnety ve tvaru krychle o rozměrech 10x10x10 mm.

Dále byly po konzultaci s vedoucím práce zvoleny následující důležité parametry motoru.

- počet pólových dvojic: 4
- Jmenovité otáčky: 1000 ot.min⁻¹
- Celkový počet cívkových stran: 24
- Sdružené napájecí napětí: 12 V
- Fázové indukované napětí: 2,6 V
- Výkon motoru na hřídeli: 10 W
- Počet paralelních vodičů: 1
- Předpokládaná účinnost motoru: 80 %

Pro potřeby výpočtu bylo dále nutno zvolit nebo odhadnout několik dalších důležitých parametrů:

- Hodnota poměrového koeficientu k_d byla zvolena jako $1/\sqrt{3}$
- Koeficient tření v ložiscích k_{fb} se podle [8] pohybuje mezi 1-3 m^2/s^2 , proto byla pro výpočet zvolena hodnota 1,5 m^2/s^2
- Účinník byl zvolen 1
- Protože se jedná o bezželezný stroje je možné koeficient saturace magnetického obvodu k_{sat} zvolit 1
- Průměr vodiče byl zvolen s ohledem na požadavek, aby se motor příliš nezahříval tak, aby proudová hustota nepřesahovala 3 A/mm^2

3 VÝPOČET MOTORU

Tato část práce se zabývá samotným matematickým výpočtem malého axiálního motoru.

3.1 Zadané hodnoty pro výpočet motoru

Hodnoty zadané a zvolené v předchozí kapitole jsou přehledně zapsány v Tab. 3.1

Název	Značení	Hodnota	Jednotky
Počet fází	m1	3	-
Počet pólových dvojic	p	4	-
Jmenovité otáčky	n	1000	ot·min ⁻¹
Celkový počet cívkových stran	s1	24	-
Napájecí napětí sdružené	U	12	V
Indukované napětí fázové	U _{if}	2,6	V
Výkon	P	10	W
Počet paralelních drátů v jednom vodiči	a _w	1	-
Předpokládaná účinnost stroje	η	80	%
Poměrový koeficient	k _d	0,577	-
Cívkový krok	w _c	3	-
Koeficient tření v ložiscích	k _{fb}	1,5	m ² ·s ⁻²
Účinník	cosφ	1	-
Koeficient saturace mag. obvodu	k _{sat}	1	-
Koeficient zkreslení magnetické indukce	η _d	1,15	-

Tab. 3.1 Tabulka zvolených hodnot

Dále jsou v Tab. 3.2 zapsány konstanty, které byly uvažovány ve výpočtech motoru.

Název	Značení	Hodnota	Jednotky
Hustota permanentních magnetů	ρ _{PM}	7700	kg·m ³
Hustota měkké oceli	ρ _{Fe}	7850	kg·m ³
Hustota mědi	ρ	8800	kg·m ³
Hustota vzduchu	ρ _{air}	1,2	kg·m ³
Dynamická viskozita vzduchu	μ _{air}	1,8·10 ⁻⁵	Pa·s
Elektrická vodivost vodiče	σ	58,1·10 ⁶	S·m ⁻¹
Permeabilita vakua	μ ₀	1,26·10 ⁻⁶	H·m ⁻¹

Tab. 3.2 Tabulka uvažovaných konstant

V Tab. 3.3 jsou zapsány rozměrové hodnoty počítaného motoru

Název	Značení	Hodnota	Jednotky
Vzdálenost mezi protilehlými magnety	t	11	mm
Šířka motoru	h	37	mm
Tloušťka vinutí	t _w	9	mm
Tloušťka permanentního magnetu	h _M	10	mm
Vnější průměr	D _{out}	49	mm
Průměr hřídele	D _{sh}	6,2	mm
Vnitřní průměr magnetů	D _{inPM}	28,3	mm
Délka hřídele	h _H	37	mm
Šířka rotorového disku	h _r	3	mm
Šířka vzduchové mezery	g	1	mm
hrana průřezu použitých magnetů	a	10	mm

Tab. 3.3 Rozměry počítaného motoru

Jak již bylo zmíněno v předchozí kapitole, tak jako magnety byly zvoleny neodymové permanentní magnety NdFeB s označením N42, jejichž vlastnosti jsou zapsány v Tab. 3.4.

Název	Značení	Hodnota	Jednotky
Remanentní indukce magnetu	Br	1,31	T
Koercitivní intenzita magnetu	Hc	836000	A·m ⁻¹
relativní permeabilita magnetu	μ _r	1,24	-

Tab. 3.4 Vlastnosti permanentních magnetů

3.2 Výpočet vlastností motoru

Protože jsou známy všechny parametry pro výpočet motoru, může být přistoupeno k samotnému výpočtu.

3.2.1 Obecný výpočet

Podle vztahu (3.1) byla vypočítána pólová rozteč τ_c .

$$\tau_c = \frac{s_1}{2 \cdot p} \quad (3.1)$$

Kde s_l je celkový počet cívkových strana a p je počet pólových dvojic na rotoru. Dále je možné podle rovnice (3.2) vypočítat činitele kroku vinutí k_{pl} .

$$k_{pl} = \sin\left(\beta \cdot \frac{\pi}{2}\right) \quad (3.2)$$

kde β je poměr cívkového kroku w_c k pólové rozteči τ_c a je možné jej vypočítat podle rovnice (3.3)

$$\beta = \frac{w_c}{\tau_c} \quad (3.3)$$

Dále je třeba vypočítat hodnotu počtu stran cívky na pól a fázi. Tuto hodnotu je možné vypočítat podle rovnice (3.4), ve které m_1 je počet fází v motoru.

$$q_1 = \frac{s_1}{2 \cdot p \cdot m_1} \quad (3.4)$$

Rovnice (3.5) je rovnice pro výpočet činitele rozloženého vinutí.

$$k_{dl} = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot m_1}\right)}{q_1 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot m_1 \cdot q_1}\right)} \quad (3.5)$$

Protože již máme vypočítanou hodnotu k_{pl} podle vztahu (3.2) a hodnotu k_{dl} podle vztahu (3.5), je možné dále vypočítat podle vztahu (3.6) hodnotu činitele rozložení vinutí k_{w1}

$$k_{w1} = k_{dl} \cdot k_{pl} \quad (3.6)$$

Pro výpočet maximální hodnoty magnetické indukce bude použita rovnice (3.7).

$$B_{mg} = \frac{B_r}{1 + \left[\mu_r \cdot \frac{(g + 0,5 \cdot t_w)}{h_M} \right]} \cdot k_{sat} \quad (3.7)$$

Kde B_r je remanentní indukce magnetu, g je šířka vzduchové mezery mezi státorem a rotorem, t_w je tloušťka statorového vinutí, μ_r je relativní permeabilita

magnetu, k_{sat} je koeficient saturace magnetického obvodu a h_M je tloušťka permanentních magnetů použitých ve stroji.

Při znalosti výsledku této rovnice, můžeme dále vypočítat podle (3.8) střední hodnotu magnetické indukce.

$$B_{stř} = B_{mg} \cdot \alpha_{PM} \quad (3.8)$$

Kdy α_{PM} je pólové krytí, které se vypočítá podle rovnice (3.9).

$$\alpha_{PM} = \frac{a^2 \cdot 2 \cdot p}{\left(\pi \cdot \left(\frac{D_{out}}{2} \right)^2 \right) - \left(\pi \cdot \left(\frac{D_{inPM}}{2} \right)^2 \right)} \quad (3.9)$$

Kde D_{out} je vnější průměr rotorového disku, D_{inPM} je vnitřní průměr osazení magnetů a a je hrana čtvercového průřezu použitých magnetů.

Následně bude třeba vypočítat potřebný počet závitů ve statorovém vinutí. Počet závitů bude vypočítán podle rovnice (3.10).

$$N = \frac{k_E}{\pi \cdot \sqrt{2} \cdot p \cdot k_{W1} \cdot \phi_f} \quad (3.10)$$

Kde k_E je napěťová konstanta vypočítaná podle rovnice (3.11) a ϕ_f je magnetický tok vypočítaný podle (3.13).

$$k_E = \frac{U_{if}}{n_s} \quad (3.11)$$

Kde U_{if} je fázové indukované napětí a n_s jsou otáčky motoru. Protože zadané jmenovité otáčky jsou zadány v otáčkách za minutu, bylo nutné přepočítat podle rovnice (3.12) tyto otáčky na otáčky za vteřinu.

$$n_s = \frac{n}{60} \quad (3.12)$$

$$\phi_f = \frac{2}{\pi} \cdot B_{mg} \cdot \frac{\pi}{8 \cdot p} \cdot D_{out}^2 \cdot (1 - k_d^2) \quad (3.13)$$

V této rovnici je k_d poměrový koeficient.

Nyní bude z rovnice (3.10), ve které byl vypočítán počet závitů na fázi, vypočítán podle rovnice (3.14) počet závitů na pól a fázi.

$$N_c = \frac{N}{2 \cdot p \cdot q_1} \quad (3.14)$$

Z rovnice (3.15) bude vypočítán předpokládaný proud procházející statorovým vinutím

$$I_a = \frac{P}{\sqrt{3} \cdot U \cdot \cos\varphi \cdot \eta} \quad (3.15)$$

Kde P je výkon motoru, $\cos\varphi$ je účinník motoru a η je předpokládaná účinnost.

Protože je již známý proud, který bude protékat vodiči, je třeba vypočítat potřebný průměr použitého vodiče. Jelikož je třeba aby se motor příliš nezahříval, byla jako maximální přijatelná proudová hustota ve vodiči j zvolena hodnota 3 A/mm². Aby tato hodnota nebyla překročena, byl podle rovnice (3.16) vypočítán minimální průměr vodiče.

$$d_{wmin} = \sqrt{\left(\frac{I_a}{j}\right) \cdot \frac{4}{\pi}} \cdot 2 \quad (3.16)$$

Protože výsledek z rovnice (3.16) určuje minimální průměr použitého vodiče, byl následně z normalizované řady lakovaných vodičů vybrán nejbližší vyšší průměr d_w , v němž proudová hustota byla vypočítána podle rovnice (3.17).

$$j_a = \frac{I_a}{a_w \cdot \frac{\pi \cdot d_w^2}{4}} \quad (3.17)$$

Kde a_w je počet paralelních vodičů

Dalším bodem výpočtu, bude výpočet elektromagnetického výkonu P_{elm} podle rovnice (3.18).

$$P_{elm} = 2 \cdot \pi \cdot n \cdot M_d \quad (3.18)$$

Kdy M_d je elektromagnetický moment vypočítaný podle rovnice (3.20). Nicméně pro výpočet tohoto momentu je ještě třeba předtím vypočítat konstantu točivého momentu k_M podle (3.19).

$$k_M = k_E \cdot \frac{m_1}{2 \cdot \pi} \quad (3.19)$$

$$M_d = k_M \cdot I_a \quad (3.20)$$

Celkový výstupní moment motoru na hřídeli lze vypočítat podle (3.21).

$$M_{sh} = \frac{P}{2 \cdot \pi \cdot n_s} \quad (3.21)$$

Příkon motoru lze vypočítat při znalosti výsledku rovnice (3.52) podle rovnice (3.22).

$$P_{in} = P + \Delta P_{celk} \quad (3.22)$$

3.2.2 Výpočet hmotností

Výpočet hmotností jednotlivých částí stroje bude proveden podle rovnic (3.23),(3.24) a (3.25).

Podle rovnice (3.23) bude nejprve vypočítána hmotnost permanentních magnetů.

$$m_{PM} = 2 \cdot h_{PM} \cdot \rho_{PM} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (D_{out}^2 - D_{inPM}^2) \quad (3.23)$$

Hmotnost rotorových disků byla vypočítána podle (3.24)

$$m_{RD} = 2 \cdot \rho_{Fe} \cdot \pi \cdot \frac{D_{out}^2 - D_{sh}^2}{4} \cdot h_r \quad (3.24)$$

Kde D_{sh} je průměr hřídele a h_r je šířka rotorových disků.

Hmotnost hřídel může být vypočítána podle rovnice (3.25).

$$m_{sh} = \rho_{Fe} \cdot \left(\pi \cdot \frac{D_{sh}^2}{4} \right) \cdot h_H \quad (3.25)$$

Jestliže jsou známy hmotnosti permanentních magnetů, rotorových disků a hřídele, je možné vypočítat hmotnost celého rotoru podle (3.26)

$$m_r = m_{PM} + m_{RD} + m_{sh} \quad (3.26)$$

Hmotnost statorových vodičů bude vypočítána podle rovnice (3.27)

$$m_{co} = \rho \cdot m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot \left(\frac{\pi \cdot d_w^2}{4} \right) \cdot (2 \cdot L_i) \quad (3.27)$$

Kde L_i je délka cívkové strany, která je počítána podle (3.28)

3.2.3 Výpočet náhradních parametrů

Další část výpočtu se zabývá výpočty náhradních parametrů stroje, kdy nejprve bude podle (3.28) vypočítána délka cívkové strany L_i .

$$L_i = 0,5 \cdot (D_{out} - D_{inPM}) \quad (3.28)$$

Dále je nutné vypočítat čela cívky, přičemž čelo cívky vnitřního průměru l_{emin} bude počítáno podle rovnice (3.29) a čelo cívky vnějšího průměru l_{emax} bude počítáno podle rovnice (3.30).

$$l_{emin} = \beta \cdot \frac{\pi \cdot D_{inPM}}{2 \cdot p} \quad (3.29)$$

$$l_{emax} = \beta \cdot \frac{\pi \cdot D_{out}}{2 \cdot p} \quad (3.30)$$

Následně je možné pomocí hodnot vypočítaných v rovnicích (3.28),(3.29) a (3.30) vypočítat celkovou délku vodiče v cívce. Tento výpočet bude proveden podle rovnice (3.31). Nejprve je ale třeba odhadnout délku ohybů cívky. Tato délka byla na základě dostupné literatury odhadnuta na 8 mm.

$$l_{lav} = 2 \cdot L_i + l_{emin} + l_{emax} + 4 \cdot 0,008 \quad (3.31)$$

Při znalosti vypočítané délky vodiče, je možné vypočítat odpor vinutí statoru R_1 podle (3.32).

$$R_1 = \frac{N_1 \cdot l_{lav}}{\sigma \cdot a_w \cdot \frac{\pi \cdot d_w^2}{4}} \quad (3.32)$$

Kde σ je elektrická vodivost vodiče.

Další veličinou, kterou lze vypočítat je koeficient pro část rozptylu způsobený rozptylovou magnetickou vodivostí čel vinutí.

$$\lambda_{le} = 0,3 \cdot q_1 \quad (3.33)$$

Činitel statorového diferenčního rozptylu značení jako τ_{dl} lze spočítat podle rovnice (3.34)

$$\tau_{dl} = \frac{\pi^2 \cdot (10 \cdot q_1^2 + 2)}{27} \cdot \left(\sin \left(\frac{30}{q_1} \cdot \frac{\pi}{180} \right) \right)^2 - 1 \quad (3.34)$$

Pro další výpočty je nejprve třeba vypočítat podle rovnice (3.35) střední průměr stroje D a podle rovnice (3.36) střední pólovou rozteč τ

$$D = 0,5 \cdot (D_{out} + D_{inPM}) \quad (3.35)$$

$$\tau = \frac{\pi \cdot D}{2 \cdot p} \quad (3.36)$$

Dále lze podle (3.37) vypočítat část rozptylu způsobenou diferenčním rozptylovým tokem λ_{ld}

$$\lambda_{ld} = \frac{m_1 \cdot q_1 \cdot \tau \cdot k_{w1}^2}{\pi^2 \cdot (2 \cdot g + t_w) \cdot k_{sat}} \cdot \tau_{dl} \quad (3.37)$$

Kde k_{w1} je koeficient vinutí, k_{sat} je koeficient saturace magnetického obvodu, t_w je tloušťka vinutí a g je šířka vzduchové mezery mezi rotorem a statorem.

Celková rozptylová reaktance X_l byla vypočítaná podle rovnice (3.38)

$$X_1 = 4 \cdot \pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot \frac{L_i \cdot N_1^2}{p \cdot q_1} \cdot \left(\lambda_{ls} + \frac{l_{lemin}}{L_i} \cdot \frac{\lambda_{le}}{2} + \frac{l_{lemax}}{L_i} \cdot \frac{\lambda_{le}}{2} + \lambda_{ld} \right) \quad (3.38)$$

Kde f je frekvence napájecího napětí, vypočítaná podle (3.39)

$$f = \frac{n \cdot p}{60} \quad (3.39)$$

Aby bylo možné vypočítat vlastní reaktance, je potřeba nejdříve vypočítat podle rovnic (3.40) a (3.41) velikost ekvivalentních vzduchových mezer v ose d a v ose q .

Velikost ekvivalentní vzduchové mezery v ose d bude vypočítána podle vztahu (3.40).

$$g_{ed} = 2 \cdot \left[(g + 0,5 \cdot t_w) \cdot k_{sat} + \frac{h_M}{\mu_r} \right] \quad (3.40)$$

Velikost ekvivalentní vzduchové mezery v ose q bude vypočítána podle vztahu (3.41).

$$g_{eqq} = 2 \cdot [(g + 0,5 \cdot t_w) + h_M] \quad (3.41)$$

Podle rovnice (3.42) bude vypočítána vlastní reaktance v ose d (X_{ad}) a podle rovnice (3.43) vlastní reaktance v ose q (X_{aq})

$$X_{ad} = 2 \cdot m_1 \cdot \mu_0 \cdot f \cdot \left(\frac{N_1 \cdot k_{w1}}{p} \right)^2 \cdot \frac{(0,5 \cdot D_{out})^2 - (0,5 \cdot D_{in})^2}{g_{ed}} \cdot k_{fd} \quad (3.42)$$

$$X_{aq} = 2 \cdot m_1 \cdot \mu_0 \cdot f \cdot \left(\frac{N_1 \cdot k_{w1}}{p} \right)^2 \cdot \frac{(0,5 \cdot D_{out})^2 - (0,5 \cdot D_{in})^2}{g_{eqq}} \cdot k_{fq} \quad (3.43)$$

Kde k_{fd} a k_{fq} jsou hodnoty poměru první harmonické složky indukce k celkové amplitudě indukce v osách d a q , které mají v případě povrchové montáže magnetů na statoru hodnotu $k_{fd}=k_{fq}=1$

Poté lze vypočítat podle rovnice (3.44) celkovou reaktanci v ose d a podle rovnice (3.45) celkovou reaktanci v ose q .

$$X_d = X_1 + X_{ad} \quad (3.44)$$

$$X_q = X_1 + X_{aq} \quad (3.45)$$

Indukčnosti v osách d a q lze poté vypočítat podle rovnic (3.46) a (3.47).

$$L_d = \frac{X_d}{2 \cdot \pi \cdot f} \quad (3.46)$$

$$L_q = \frac{X_q}{2 \cdot \pi \cdot f} \quad (3.47)$$

3.2.4 Výpočet ztrát

Tato část se zabývá výpočty ztrát vzniklých v motoru.

Podle vzorce (3.48) lze vypočítat Joulovy ztráty ve statorovém vinutí.

$$\Delta P_{1w} = m_1 \cdot I_a^2 \cdot R_1 \quad (3.48)$$

Další ztráty, které je možné počítat, jsou ztráty vířivými proudy. Tyto ztráty lze počítat podle vzorce (3.49).

$$\Delta P_e = \frac{\pi^2}{4} \cdot \frac{\sigma}{\rho_{Cu}} \cdot f^2 \cdot d_w^2 \cdot m_{con} \cdot B_{mg}^2 \cdot \eta_d^2 \quad (3.49)$$

Kde σ je elektrická vodivost mědi a η_d je koeficient zkreslení magnetické indukce.

Ztráty v rotorových discích lze vzhledem ke konstantnímu sycení permanentními magnety zanedbat. Stejně tak, vzhledem k tomu, že stroj nemá drážky, a tedy proměnnou magnetickou vodivost statoru, lze zanedbat ztráty v permanentních magnetech.

Poslední uvažované ztráty v tomto motoru jsou ztráty třením v ložiscích, vypočítané podle vzorce (3.50).

$$\Delta P_{fr} = 0,06 \cdot k_{fb} \cdot m_r \cdot n_s \quad (3.50)$$

Kde k_{fb} je koeficient tření v ložiscích, m_r je hmotnost rotoru a n jsou otáčky za vteřinu.

Žádné jiné ztráty se již z důvodu zjednodušení při výpočtu neuvažují, a proto lze říci, že mechanické ztráty se rovnají pouze ztrátám v ložiscích.

$$\Delta P_{mech} = \Delta P_{fr} \quad (3.51)$$

Celkové ztráty lze vypočítat podle vzorce (3.52).

$$\Delta P_{celk} = \Delta P_{1w} + \Delta P_e + \Delta P_{fr} \quad (3.52)$$

Celý výpočet byl následně proveden v programu Microsoft Excel, přičemž vypočítané výsledky jsou přehledně zapsány do tabulek.

Výsledné hodnoty obecného výpočtu motoru, jsou zapsány v Tab. 3.5.

Název	Značení	Hodnota	Jednotky
Pólová rozteč	τ_c	4	-
Činitel kroku vinutí	k_{pl}	0,923	-
Poměr cívkové rozteči k pólové rozteči	β	0,75	-
Počet stran cívky na pól a fázi	q_1	1	-
Činitel rozloženého vinutí	k_{dl}	1	-
Koeficient vinutí	k_{w1}	0,923	-
Maximální hodnota mag. indukce	B_{mg}	0,45	T
Střední hodnota mag. indukce	$B_{stř}$	0,28	T
Pólové krytí	α_{PM}	0,64	-
Počet závitů ve fázi	N	200	-
Napěťová konstanta	k_E	0,150	$V \cdot (ot \cdot s^{-1})^{-1}$
Otáčky	n_s	16,67	$ot \cdot s^{-1}$
Magnetický tok	ϕ_f	$4,55 \cdot 10^{-5}$	Wb
Počet závitů na pól a fázi	N_c	50	-
Statorový proud	I_a	0,6	A
Min. průměr vodiče	d_{wmin}	0,44	mm
Zvolený průměr vodiče	d_w	0,45	mm
Moment motoru na hřídeli	M_{sh}	0,095	Nm
Hustota proudu statorového vinutí	j_a	$2,97 \cdot 10^6$	$A \cdot m^2$

Tab. 3.5 Výsledné hodnoty obecného výpočtu

Dále jsou v Tab. 3.6 Zapsány vypočítané hodnoty hmotností počítaného motoru.

Název	Značení	Hodnota	Jednotky
Hmotnost permanentních magnetů	m_{PM}	0,123	kg
Hmotnost rotorových disků	m_{RD}	0,087	kg
Hmotnost hřídele	m_{sh}	$8,76 \cdot 10^{-3}$	kg
Hmotnost rotoru	m_r	0,219	kg
Hmotnost statorových vodičů	m_{con}	$17,9 \cdot 10^{-3}$	kg

Tab. 3.6 Tabulka vypočítaných hmotností stroje

V Tab. 3.7 jsou uvedeny vypočítané hodnoty náhradních parametrů.

Název	Značení	Hodnota	Jednotka
Délka cívkové strany	L_i	10,4	mm
Čelo cívky vnitřního průměru	l_{lmin}	8,3	mm
Čelo cívky vnějšího průměru	l_{lmax}	14,4	mm
Celková délka vodiče jednoho závitu	l_{lav}	75,5	mm
Odpor vinutí	R_1	1,68	Ω
Rozptylová reaktance	X_1	0,072	Ω
Vlastní reaktance v ose d	X_{ad}	0,016	Ω
Vlastní reaktance v ose q	X_{aq}	0,014	Ω
Celková reaktance v ose d	X_{sd}	0,088	Ω
Celková reaktance v ose q	X_{sq}	0,086	Ω
Indukčnost v ose d	L_d	0,212	mH
Indukčnost v ose q	L_q	0,207	mH

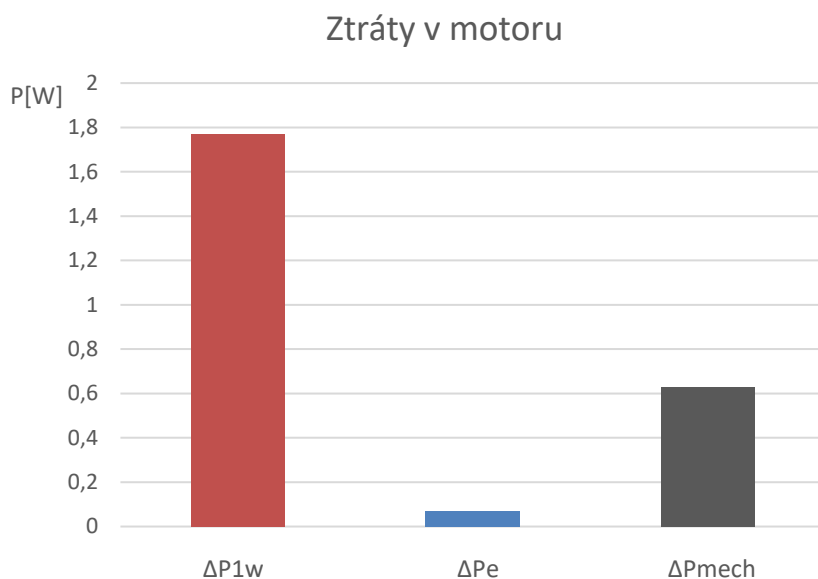
Tab. 3.7 Náhradní parametry motoru

Nakonec byly vypočítány ztráty vznikající v motoru, jejichž hodnoty jsou zapsány v Tab. 3.8.

Název	Značení	Hodnota	Jednotka
Příkon motoru	P_{in}	12,49	W
Výkon motoru	P	10	W
Joulové ztráty ve statorovém vinutí	ΔP_{1w}	1,77	W
Ztráty vířivými proudy	ΔP_e	0,07	W
Mechanické ztráty	ΔP_{mech}	0,63	W
Celkové ztráty	ΔP_{celk}	2,49	W

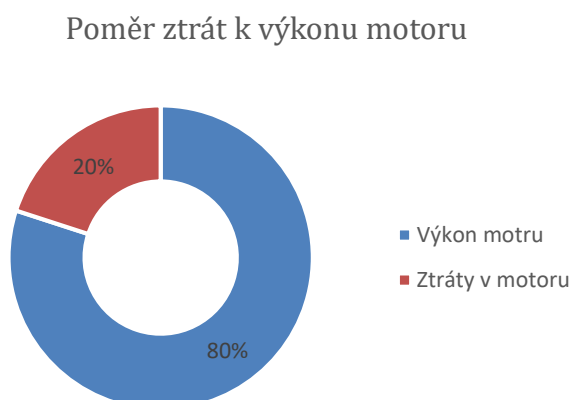
Tab. 3.8 Ztráty v motoru

Z výsledků vypočítaných ztrát v motoru je zřejmé, že největší část ztrát v motoru tvoří Joulovy ztráty v mědi, které jsou 1,77 W a tvoří zhruba 71 %. Vířivé ztráty ve statorovém vinutí jsou díky nízkým otáčkám stroje malé a tvoří pouze okolo 2,8 % ztrát ve stroji. Poslední ztráty vznikající ve stroji jsou ztráty mechanické, které tvoří okolo 25,4 % ztrát. Porovnání předpokládaných ztrát v motoru je zobrazeno v grafu na Obr. 3.1.



Obr. 3.1 Porovnání ztrát v motoru

Celkově ztráty tvoří 20 % ztrát v motoru, jak je vidět na Obr. 3.2 a motor má tedy předpokládanou účinnost 80 %.



Obr. 3.2 Poměr ztrát k výkonu motoru

3.2.5 Oteplení motoru

Tato část se zabývá výpočtem předpokládaného oteplení motoru.

Výpočet byl proveden s drobnými úpravami podle literatury [1].

I přes to, že se v této práci počítá motor, který by mohl být použit pro přímý pohon krevního čerpadla, kde by byl chlazen přímo protékající krví, není cílem této práce ověřovat vlastnosti motoru přímo v kapalině podobné krvi, a proto bude následující výpočet oteplení proveden pro motor chlazený pouze vzduchem.

Průtok vzduchu Q byl určen na základě hrubého odhadu z porovnání s jinými podobnými motory.

Důležité parametry potřebné pro výpočet oteplení motoru jsou přehledně zapsány v Tab. 3.9

Název	Značení	Hodnota	Jednotky
Počet pólů motoru	s	8	-
Výkon	P	10	W
Vnější průměr rotoru	D_{out}	49	mm
Průměr hřídele	D_{sh}	6,2	mm
Poměr cívkového kroku k pólové rozteči	β	1	-
Šířka rotorového disku	h_r	3	mm
Průtok vzduchu	Q	0,0001	$m^3 \cdot s^{-1}$
Jmenovité otáčky	n	1000	$ot \cdot min^{-1}$
Celkové ztráty v motoru	ΔP_{celk}	2,48	W
Ztráty ve statorovém vinutí	ΔP_{1w}	1,77	W
Ztráty vířivými proudy	ΔP_e	0,07	W
Mechanické ztráty	ΔP_{rot}	0,63	W
Teplota okolí	ϑ_a	20	$^{\circ}C$

Tab. 3.9 Parametry pro výpočet oteplení motoru

Dále je ještě nutné zjistit pro výpočet několik důležitých konstant, které jsou zapsány v Tab. 3.10

Název	Značení	Hodnota	Jednotky
Dynamická viskozita vzduchu	μ	$1,85 \cdot 10^{-5}$	W
Hustota vzduchu	ρ_{air}	1,2	$kg \cdot m^3$
Tepelná vodivost vzduchu	k	0,02624	$W \cdot (m \cdot ^\circ C)^{-1}$
Kinematická viskozita	ν	$1,57 \cdot 10^{-5}$	$m^2 \cdot s^{-1}$
Prandtlovo číslo	Pr	0,7	-
Emisivita oceli	ϵ_{fe}	0,3	-
Emisivita permanentních magnetů	ϵ_{PM}	0,9	-
Emisivita epoxidu	ϵ_1	0,85	-
Stefanova-Boltzmannova konstanta	σ_B	$5,67 \cdot 10^{-8}$	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-4}$
Měrná tepelná kapacita vzduchu	c_p	1005	$J \cdot (kg \cdot ^\circ C)^{-1}$

Tab. 3.10 Konstanty pro výpočet oteplení motoru

Tepelný výpočet bude proveden na základě náhradního tepelného obvodu motoru.

Nejprve budou vypočítány náhradní parametry tepelného obvodu reprezentující rotorový disk. V těchto výpočtech se uvažuje proudění tepla konvekcí.

Reynoldsovo číslo bude vypočítáno podle rovnice (3.53).

$$Re = \rho_{air} \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot n \cdot D_{out}^2}{60 \cdot 4 \cdot \mu} \quad (3.53)$$

Kde n jsou otáčky rotoru za minutu, D_{out} je vnitřní průměr rotoru, ρ_{air} je hustota vzduchu při pokojové teplotě a μ je dynamická viskozita vzduchu při pokojové teplotě.

Průměrné Nusseltovo číslo pro rotorový disk se podle literatury [9] vypočítá podle rovnice (3.54).

$$N_{uR} = 0,33 \cdot Re^{0,5} \quad (3.54)$$

Dále lze vypočítat podle rovnice (3.55) součinitel přestupu tepla na vnějším povrchu rotorového disku.

$$h_{fr} = \frac{2 \cdot k}{D_{out}} \cdot N_{uR} \quad (3.55)$$

Kde k je tepelná vodivost vzduchu.

Tepelný odpor pro přestup tepla konvekcí mezi rotorovým diskem a okolním vzduchem bude vypočítán podle rovnice (3.56).

$$R_{c3} = \frac{4}{h_{fr} \cdot \pi \cdot D_{out}^2} \quad (3.56)$$

Následně je ještě třeba uvažovat přestup tepla do okolí pomocí plochy po obvodu kotouče rotoru.

Nusseltovo číslo pro povrch obvodu bude vypočteno podle (3.57).

$$Re_D = \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{60} \cdot \frac{D_{out}^2}{\nu} \quad (3.57)$$

Kde ν je kinematická viskozita vzduchu při pokojové teplotě.

Podle rovnice (3.58) bude vypočítáno průměrné Nusseltovo číslo pro plochu po obvodu rotorového disku.

$$Nu_D = 0,133 \cdot Re_D^{\frac{2}{3}} \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \quad (3.58)$$

Kde Pr je Prandltovo číslo, které bylo uvažováno pro normální atmosférický tlak a pro pokojovou teplotu.

Součinitel přestupu tepla pro plochu po obvodu rotorového disku bude vypočítán podle rovnice (3.59)

$$h_p = \frac{k}{D_{out}} \cdot Nu \quad (3.59)$$

Tepelný odpor pro přestup tepla konvekcí mezi plochou po obvodu rotorového disku a okolním vzduchem bude vypočítán podle rovnice (3.60).

$$R_{c3p} = \frac{1}{h_p \cdot \pi \cdot D_{out} \cdot h_r} \quad (3.60)$$

Dále budou vypočítány náhradní parametry tepelného obvodu potřebné pro výpočet přestupu tepla mezi statorem a rotorem.

Nusseltovo číslo bude vypočítáno podle rovnice (3.61).

$$N_{us} = 0,333 \cdot \frac{Q}{\pi \cdot v \cdot \left(\frac{D_{out}}{2}\right)} \quad (3.61)$$

Kde Q je předpokládané množství vzduchu, protékající mezi statorem a rotorem.

Podle rovnice (3.62) bude vypočítán součinitel přestupu tepla

$$h_{rs} = \frac{2 \cdot k}{D_{out}} \cdot N_{us} \quad (3.62)$$

Při znalosti těchto parametrů je dále možné podle rovnice (3.63) vypočítat tepelný odpor přestupu tepla konvencí mezi statorem a vzduchem proudícím ve vzduchové mezeře mezi statorem a rotorem.

$$R_{c1} = \frac{1}{h_{rs} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (D_{out}^2 - D_{sh}^2)} \quad (3.63)$$

Dále je třeba vzít v úvahu, že přenos tepla mezi statorem a rotorem bude uskutečňován nejen prouděním, ale také zářením. Proto je třeba vypočítat podle rovnice (3.64) tepelný odpor pro přestup tepla zářením mezi statorem a rotorem.

$$R_{r1} = \frac{\frac{1 - \varepsilon_1}{\varepsilon_1 \cdot A_1} + \frac{1}{A_1} + \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2 \cdot A_2}}{\sigma \cdot [(\vartheta_1 + 273) + (\vartheta_2 + 273)] \cdot [(\vartheta_1 + 273)^2 + (\vartheta_2 + 273)^2]} \quad (3.64)$$

Kde A_1 je ploch statoru vypočítaná podle rovnice (3.65) a A_2 je plocha rotoru, přičemž lze předpokládat, že obě plochy jsou stejné, proto $A_1 = A_2$. Dále σ_B je Stefanova-Boltzmannova konstanta, ε_1 je emisivita epoxidu použitého ve statoru a ε_2 je emisivita rotoru. Protože je rotor z části pokryt permanentními magnety, je tedy rotor tvořen rozdílnými materiály, a proto je třeba emisivitu rotoru vypočítat podle rovnice (3.66). Teplota označená jako ϑ_1 je teplota statorového vinutí a teplota ϑ_2 je teplota ve vzduchové mezeře mezi statorem a rotorem.

$$A_1 = A_2 = \frac{\pi}{4} \cdot (D_{out}^2 - D_{sh}^2) \quad (3.65)$$

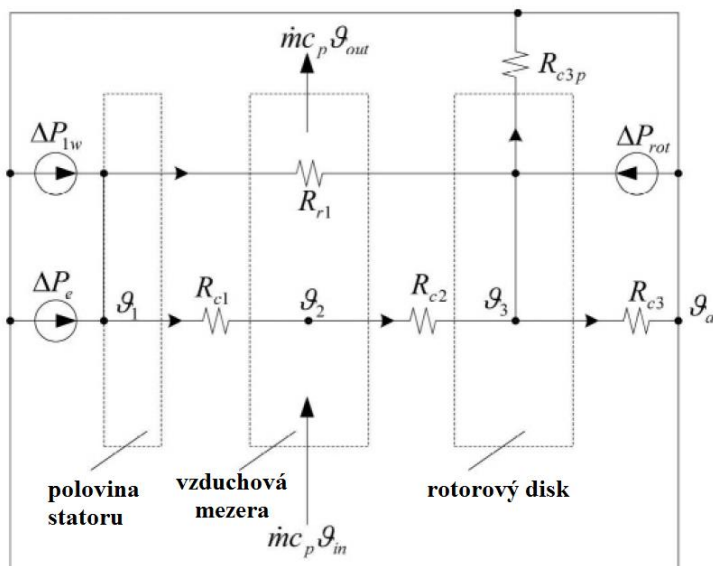
$$\varepsilon_2 = \varepsilon_{fe} \cdot \beta + \varepsilon_{PM} \cdot (1 - \beta) \quad (3.66)$$

Kde β je poměr cívkového kroku k pólové rozteči, ε_{fe} je emisivita oceli a ε_{PM} je emisivita permanentních magnetů.

Hmotnost vzduchu protékajícího mezi statorem a rotorem, lze vypočítat podle rovnice (3.67). Kde ρ_{air} je hustota vzduchu a Q je množství protékajícího vzduchu.

$$m = \rho_{air} \cdot Q \quad (3.67)$$

Protože nelze přímo vypočítat rovnici (3.64), tak pro další výpočty je třeba vycházet z náhradního tepelného obvodu motoru, který je zobrazen na Obr. 3.3. Pro výpočet oteplení stačí díky symetrii motoru pouze jedna jeho polovina.



Obr. 3.3 Náhradní tepelný obvod motoru [1]

Pomocí schématu zobrazeného na Obr. 3.3 byly následně na základě zákona o zachování energie sestaveny rovnice (3.68), (3.69) a (3.70).

$$\frac{1}{2} \cdot (\Delta P_{1w} + \Delta P_e) - \frac{\vartheta_1 - \vartheta_2}{R_{c1}} - \frac{\vartheta_2 - \vartheta_3}{R_{r1}} = 0 \quad (3.68)$$

Kde ΔP_{1w} jsou Joulovy ztráty vzniklé ve satorových vodičích a ΔP_e jsou ztráty vířivými proudy vznikající ve satorových vodičích. Teplota ϑ_3 je teplota rotorového disku.

$$\frac{\vartheta_1 - \vartheta_2}{R_{c1}} - \frac{\vartheta_2 - \vartheta_3}{R_{c2}} - 2 \cdot m \cdot c_p \cdot (\vartheta_2 - \vartheta_a) = 0 \quad (3.69)$$

Kde odpor přestupu tepla konvekci ze vzduchové mezery do rotorového disku, může být považován za stejný jako odpor vedení tepla se statoru do vzduchové mezery, tedy platí že $R_{c2} = R_{c1}$. Pro teplotu okolí ϑ_a byly zvolena teplota 20 °C.

$$\frac{\vartheta_2 - \vartheta_3}{R_{c2}} + \frac{\vartheta_1 - \vartheta_3}{R_{r1}} + \frac{1}{2} \cdot \Delta P_{rot} - \frac{\vartheta_3 - \vartheta_a}{R_{c3}} - \frac{\vartheta_3 - \vartheta_a}{R_{c3p}} = 0 \quad (3.70)$$

Jestliže máme rovnice (3.64), (3.68), (3.69) a (3.70), máme čtyři rovnice o čtyřech neznámých parametrech (R_{r1} , ϑ_1 , ϑ_2 , ϑ_3), a řešením těchto rovnic lze vypočítat ustálenou teplotu jednotlivých částí motoru.

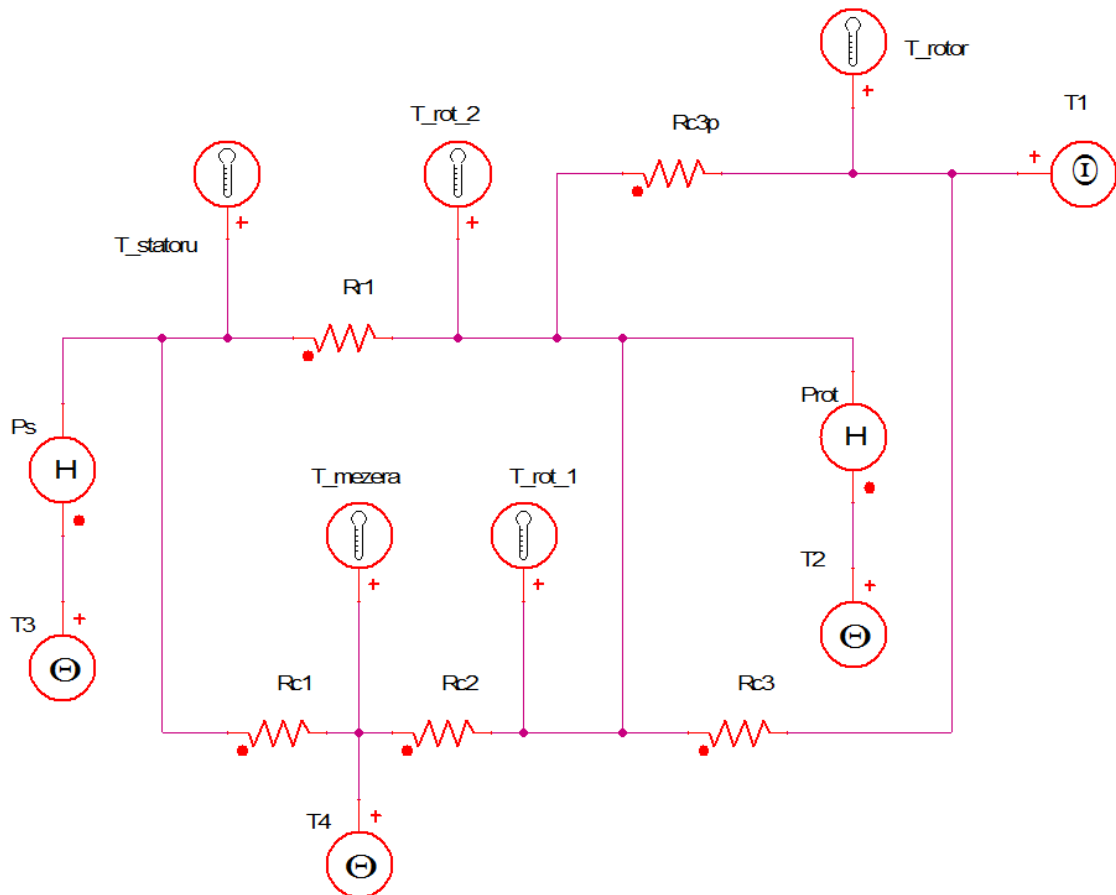
Samotné řešení proběhlo pomocí matematického online programu WolframAlpha a výsledky byly následně zapsány do Tab. 3.11.

Název	Značení	Hodnota	Jednotky
Teplota okolí	ϑ_a	20	°C
Teplota statorového vinutí	ϑ_1	39,28	°C
Teplota ve vzduchové mezeře	ϑ_2	23,81	°C
Teplota rotorových disků	ϑ_3	25,12	°C

Tab. 3.11 Předpokládané ustálené teploty motoru

3.2.6 Simulace náhradního tepelného obvodu stroje

Následně byla provedena simulace ustáleného oteplení jednotlivých částí motoru. Pro tuto simulaci byl použit program ANSYS Simplorer, ve kterém bylo sestaveno schéma náhradního tepelného obvodu motoru, přičemž bylo využito symetrie motoru, a proto byla nasimulována pouze jedna jeho polovina. Toto vytvořené schéma je zobrazeno na Obr. 3.4.



Obr. 3.4 Náhradní tepelné schéma motoru

Kde R_{c1} , R_{c2} jsou tepelné odpory, reprezentující přechod mezi státorem a vzduchovou mezerou a přechod mezi vzduchovou mezerou a rotorem. R_{r1} je odpor přestupu tepla zářením mezi státorem a rotorem, R_{c3p} je odpor přechodu mezi obvodovou hranou rotoru a okolním prostředím a R_{c3} je odpor přestupu tepla mezi vnější stranou rotorového disku a okolním prostředím. Dále teplotní zdroj P_s reprezentuje ztráty ve statoru a P_{rot} reprezentuje mechanické ztráty. T_1 , T_2 a T_3 reprezentují teplotu okolí a T_4 reprezentuje teplotu proudícího vzduchu ve vzduchové mezeře.

Výsledné vypočítané hodnoty ustáleného oteplení byly zapsány do Tab. 3.12., kde byly následně porovnány s vypočítanými hodnotami v části 3.2.5

	Teplota [°C]	
	výpočet	simulace
Statorové vinutí	39,28	39,30
Vzduchová mezera	23,81	23,80
Rotorový disk	25,12	25,04

Tab. 3.12 Porovnání vypočítaných a nasimulovaných hodnot ustáleného oteplení

Z Tab. 3.12. je možné vidět, že mezi vypočítanými a nasimulovanými hodnotami jsou pouze nepatrné rozdíly a výsledky se téměř shodují.

4 OVĚŘENÍ VLASTNOSTÍ MOTORU POMOCÍ METODY KONEČNÝCH PRVKŮ

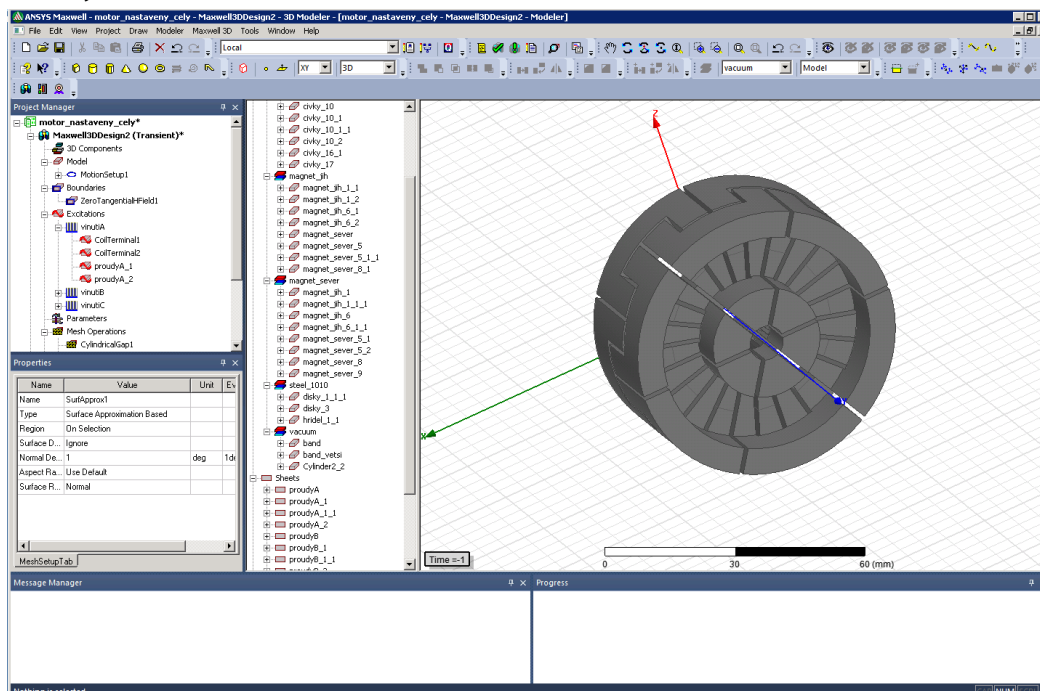
4.1 ANSYS Maxwell

Simulace motoru, budou provedeny pomocí simulačního softwaru ANSYS, který je pro takovéto simulace vhodný.

Pro potřeby simulace byl použit především program ANSYS Maxwell 2015.

ANSYS Maxwell (dále jen Maxwell) je program, který využívá výpočetní metodu konečných prvků (MKP) pro analýzy a simulace elektrických zařízení, jako jsou například motory, transformátory, magnety a další, přičemž program nabízí možnost řešit problematiku ve 2D nebo ve 3D. Metoda konečných prvků spočívá v tom, že řešená oblast je rozdělena na konečný počet elementů, kdy pro každý element je charakteristický kromě dimenze a tvaru, také poloha a počet jeho uzlů. Poté je v každém z těchto uzlů hledáno řešení zadaného problému. Protože je řešení hledáno právě jenom pro tyto uzly, tak kvalita řešení závisí na hustotě těchto uzlů. Nicméně, čím větší počet uzlů, tím je výpočet náročnější a zvyšuje tak nároky na hardware výpočetního zařízení. Protože se výsledky vztahují vždy pouze ke konkrétnímu zadání, je třeba při jakékoliv změně parametrů provést výpočet znovu od začátku. [10]

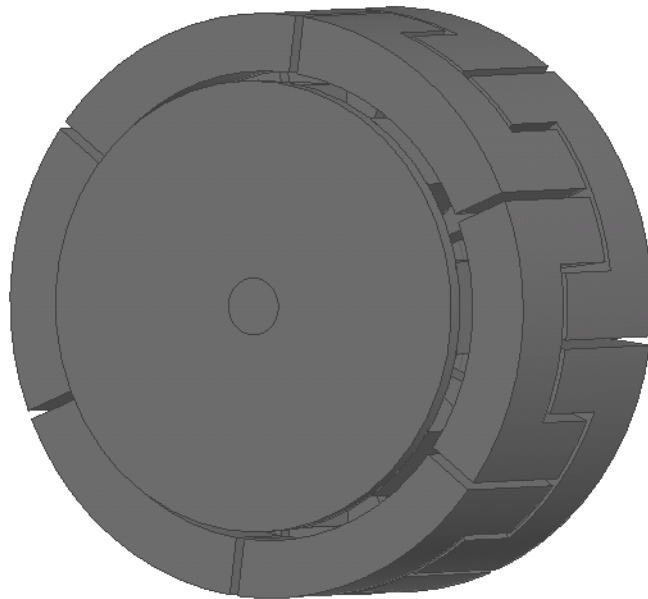
Ukázka pracovního prostředí pro tvorbu simulací v programu ANSYS Maxwell je zobrazena na Obr. 4.1



Obr. 4.1 Pracovní prostředí v programu ANSYS Maxwell

4.2 Model motoru

Aby bylo možné nasimulovat a ověřit vlastnosti motoru pomocí metody konečných prvků, bylo třeba nejprve vytvořit počítačový 3D model motoru. K tomuto účelu byl využit CAD systém Autodesk Inventor 2017. V tomto programu byl vymodelován model motoru, skládající se ze statorového vinutí, rotorových disků, magnetů a hřídele. Celý sestavený model je zobrazen na Obr. 4.2.



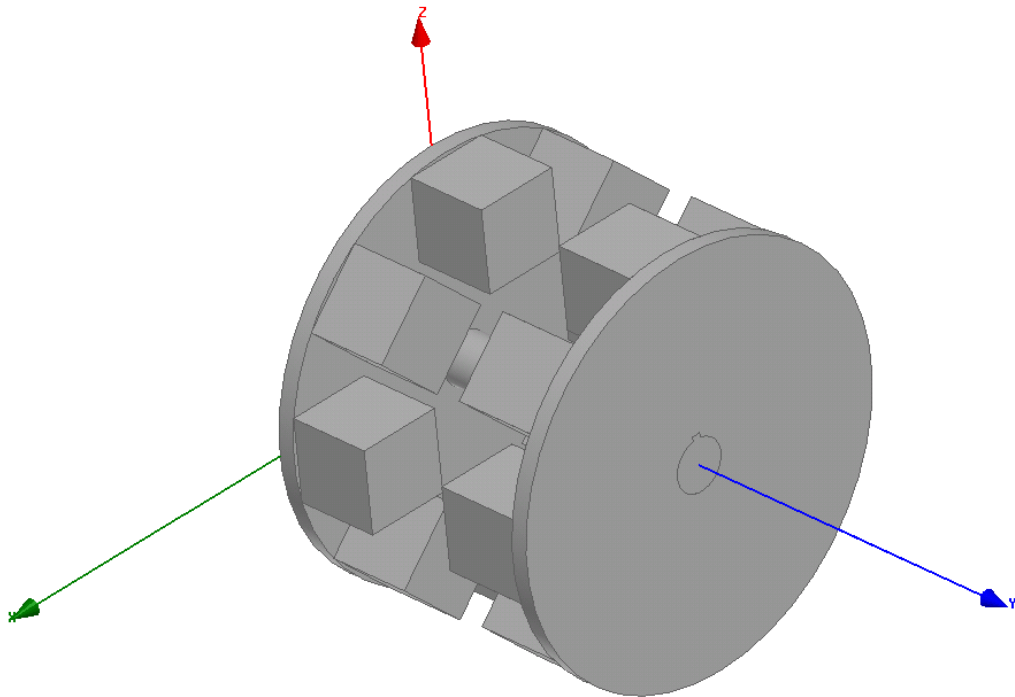
Obr. 4.2 3D model motoru

Poté byl model exportován do programu Maxwell, kde byly jednotlivým částem přiřazeny příslušné materiálové vlastnosti. Pro vodiče byl vybrán materiál měď, který byl vybrán z předdefinované knihovny materiálu pod názvem "copper". Pro rotorové disky a hřídel byl z materiálové knihovny vybrán materiál "steel_1010". Vzhledem k tomu, že materiálová knihovna Maxwellu nenabízela vhodný materiál pro magnety, byl definován vlastní materiál pro magnety, kdy remanentní indukce magnetu B_r byla zvolena 1,31 T a koercitivní intenzita magnetu H_c byla zvolena $-836000 \text{ A}\cdot\text{m}^{-1}$. Magnety byly nastaveny tak, aby byly magnetovány v axiálním směru (souřadnice Y), přičemž protilehlé magnety mají stejnou polarizaci. Mezi státorem a rotory byla vytvořena vzduchová mezera o velikosti 1 mm.

4.3 Magnetostatická analýza

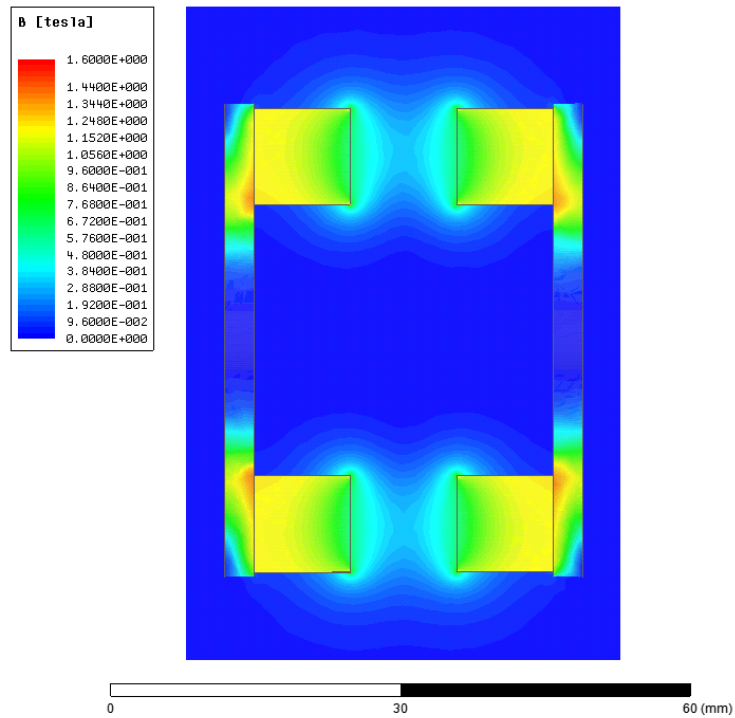
První typ simulace, který bude proveden na modelu motoru, bude magnetostatická analýza, při které bude zobrazeno rozložení magnetického pole v modelu.

Pro účel této analýzy bylo z modelu motoru odstraněno statorové vinutí, které z pohledu rozložení magnetického pole díky permeabilitě mědi mohlo být zanedbáno. Model rotorů s magnety, použitý pro tuto simulaci je zobrazen na Obr. 4.3. Přičemž zelená šipka je osa X, Modrá je osa Y a červená je osa Z.



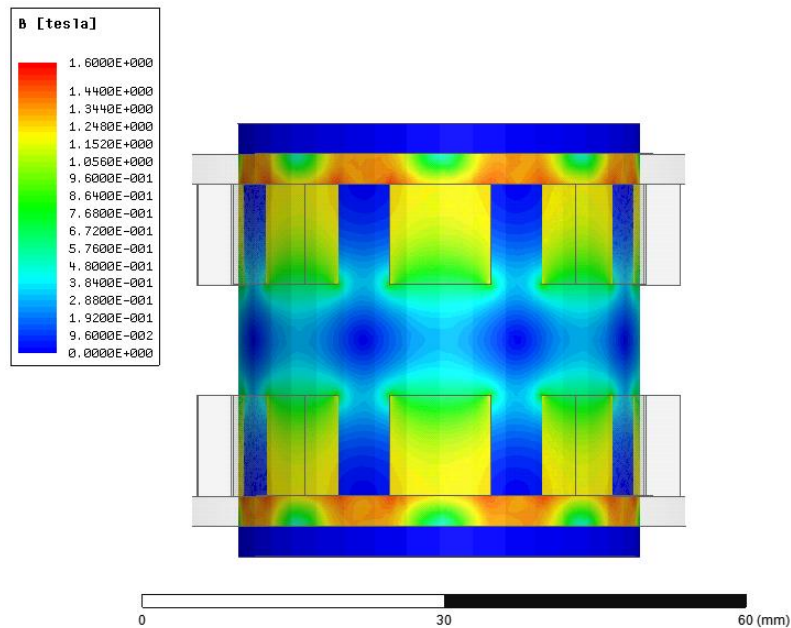
Obr. 4.3 Model použitý pro magnetostatickou analýzu

Na Obr. 4.4 je možné vidět rozložení magnetického pole v motoru. Pole je zobrazeno v rovině YZ, která prochází středem permanentních magnetů. Jak je možné na obrázku vidět, tak nejvyšší magnetická indukce je v blízkosti povrchu protilehlých magnetů a směrem ke středu stroje postupně slábne. Nejvyšší hodnotu magnetické indukce je možné pozorovat v rotorových discích v úrovni spodního okraje permanentních magnetů. Hodnota magnetické indukce v těchto místech dosahuje hodnot okolo 1,3T.



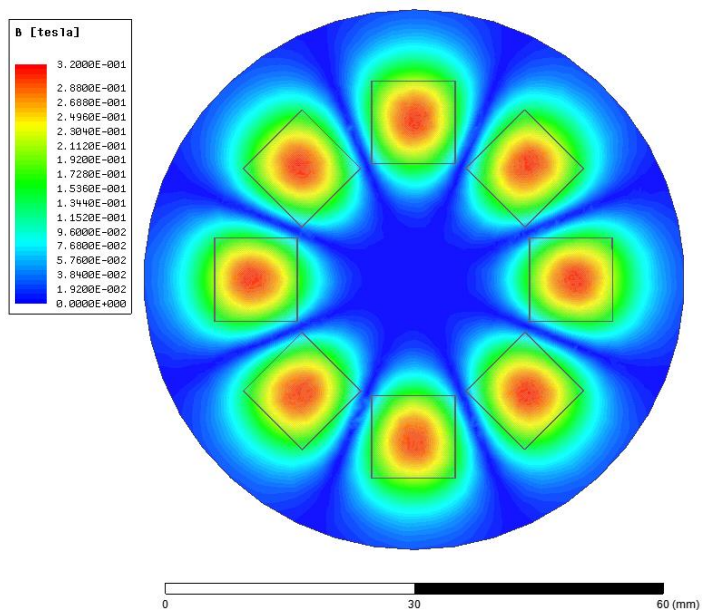
Obr. 4.4 Rozložení magnetické indukce v ose YZ

Na Obr. 4.5 je zobrazeno rozložení magnetické indukce po obvodu stroje ve výšce poloviny permanentních magnetů a stejně jako u předchozího obrázku je možné si zde všimnout že směrem ke středu vzduchové mezery magnetická indukce postupně klesá. Nejvyšších hodnot dosahuje magnetická indukce opět v rotorových discích.



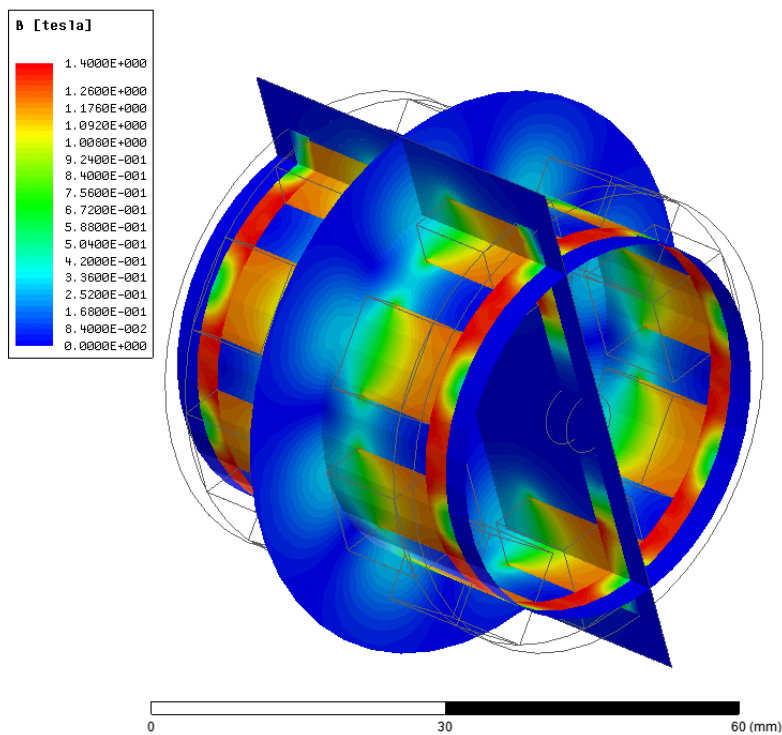
Obr. 4.5 Rozložení magnetické indukce po obvodu stroje

Na dalším obrázku je zobrazena magnetická indukce v ose XZ na úrovni středu statorového vinutí. Zde je možné pozorovat, že největší magnetická indukce je na úrovni středů magnetů.



Obr. 4.6 Rozložení magnetické indukce v ose XZ uprostřed vzduchové mezery

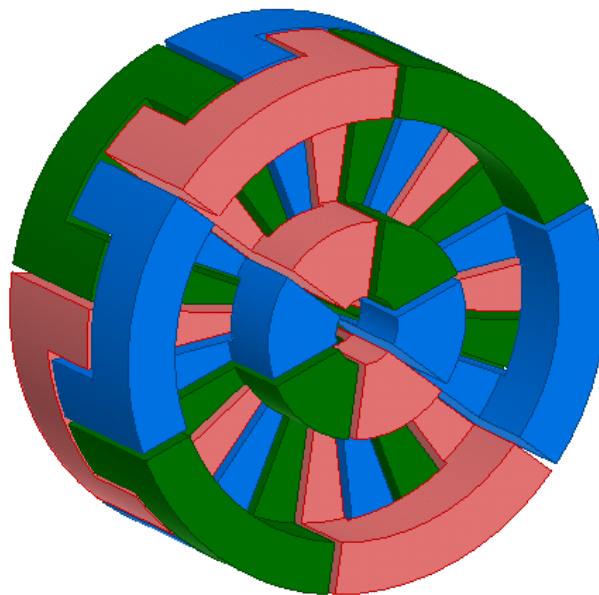
Pro lepší představu rozložení magnetické indukce ve stroji byl přidán Obr. 4.7. kde je zobrazeno vzájemné umístění rovin z Obr. 4.4, Obr. 4.5 a Obr. 4.6.



Obr. 4.7 Rozložení magnetické indukce ve stroji

4.4 Transientní analýza

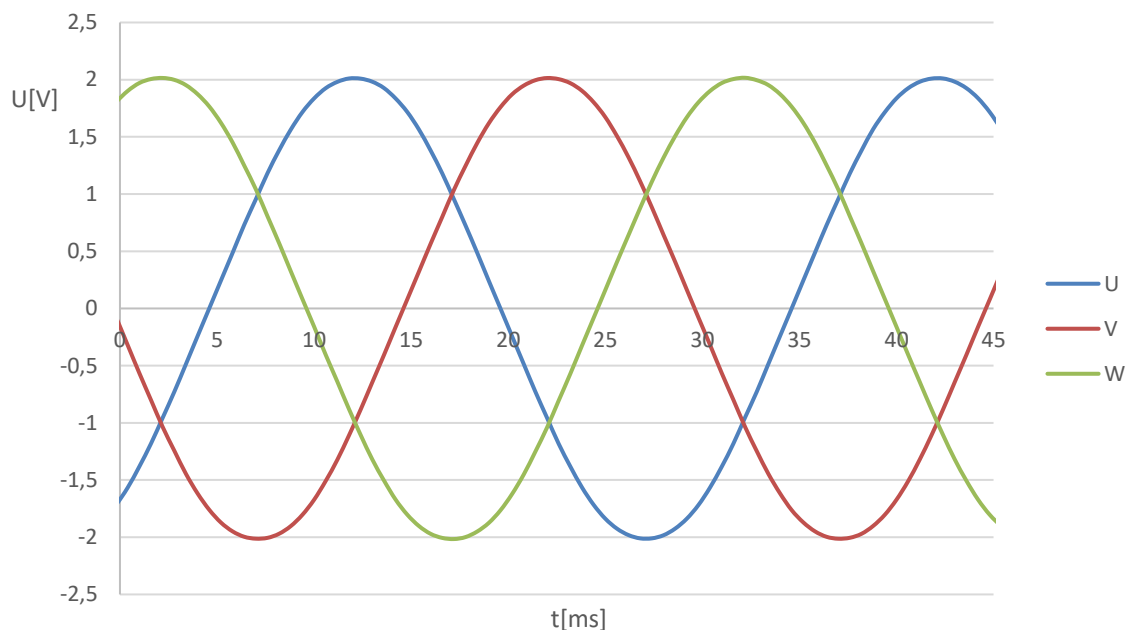
Při transientní analýze byla nejprve provedena analýza indukovaného napětí, kdy se na modelu stroje ověřovaly vlastnosti v generátorickém režimu. Pro účel této simulace byl použit celý model, který je zobrazen na Obr. 4.2., tedy statorové vinutí i rotory, skládající se z rotorových disků, permanentních magnetů a hřídele. Následně byly pro statorové vinutí definovány fáze U, V a W. Použité namodelované vinutí s barevně rozlišenými jednotlivými fázemi je zobrazeno na Obr. 4.8.



Obr. 4.8 Model vinutí stroje

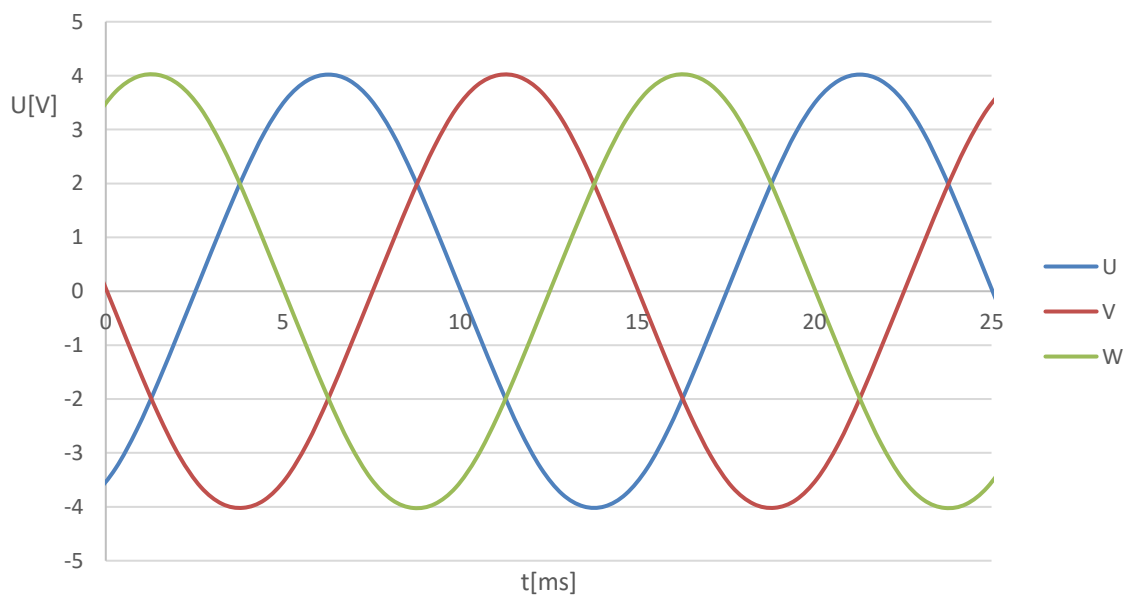
Simulace indukovaného napětí byla provedena pro dvě různé hodnoty otáček, a to nejprve pro otáčky $500 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$ a druhá simulace byla provedena pro $1000 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$.

Průběh nasimulovaného indukovaného napětí pro $500 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$ je zobrazen na Obr. 4.9. Z průběhu je zřejmé, že indukované napětí je ve všech fázích stejné a dosahuje maximální hodnoty 2,01 V. Nasimulovaná efektivní hodnota indukovaného napětí je tedy 1,42 V.



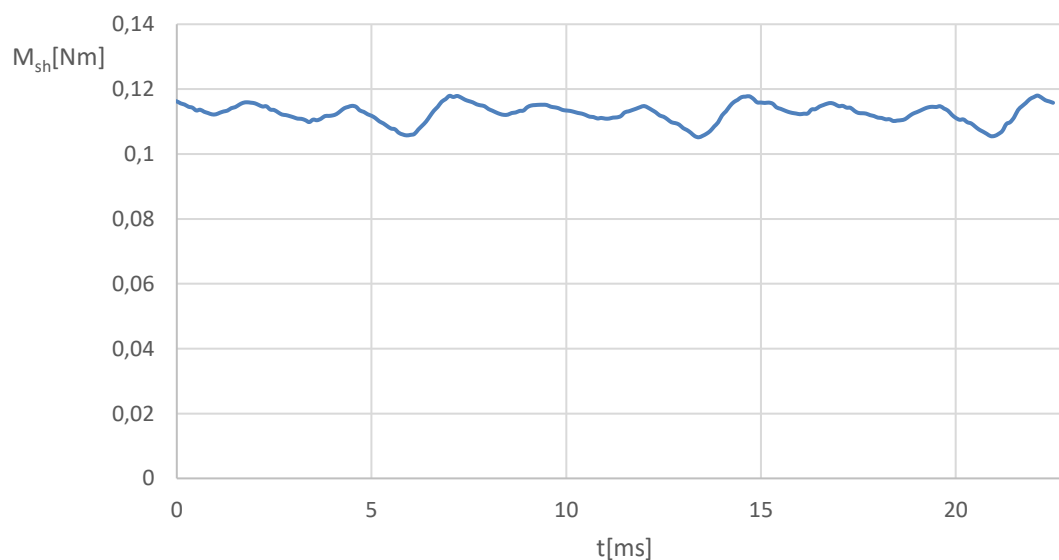
Obr. 4.9 Nasimulované průběhy indukovaného napětí pro $500 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$

Druhý průběh indukovaných napětí byl simulován pro $1000 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$. Průběh těchto napětí je zobrazen na Obr. 4.10. V tomto případě jsou napětí ve všech fázích opět shodná, přičemž dosahují maximální hodnoty $4,02 \text{ V}$, tedy $2,84 \text{ V}$ efektivní hodnoty indukovaného napětí.



Obr. 4.10 Nasimulované průběhy indukovaného napětí pro $1000 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$

Dále byla provedena analýza, kdy cílem bylo ověřit vlastnosti zatíženého motoru. Z nasimulovaných průběhů vyplývá, že při napájení motoru střídavým sdruženým napětím 12 V poteče statorovým vinutím proud 0,602 A. Přičemž na hřídeli motoru byl při $1000 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$ podle Maxwellu nasimulován moment, jehož střední hodnota je 0,112 Nm. Průběh tohoto nasimulovaného momentu je zobrazen na Obr. 4.11. Při porovnání výsledku je patrné, že nasimulovaný moment je vyšší než moment vypočítaný v rámci analytického výpočtu. Tento rozdíl je způsoben tím, že v analytickém výpočtu se předpokládalo, že vinutí končí v horní i dolní úrovni magnetů. Nicméně ve skutečnosti, stejně jako u vytvořeného modelu použitého v simulacích, cívky na úrovních magnetů nekončí ale přesahují je a čela vinutí jsou zároveň ohnuta nad i pod permanentními magnety. Všechny tyto části se tak také podílejí na tvorbě momentu.



Obr. 4.11 Průběh momentu na hřídeli motoru

Dále byly při této analýze také nasimulované ztráty v motoru, přičemž simulovány byly Joulovy ztráty ve vinutí a ztráty vířivými proudy ve vinutí. Joulovy ztráty vycházejí podle simulace 0,566 W a ztráty vířivými proudy vycházejí 0,142 W. Jestli-že porovnáme tyto nasimulované hodnoty s hodnotami vypočítanými v kapitole 3.2.4. tak je patrné že Joulovy ztráty jsou menší a ztráty vířivými proudy jsou naopak vyšší. To je způsobeno především konstrukcí cívek v modelu použitém pro tyto simulace, kdy tyto cívky jsou konstruovány tak, že je tvoří větší množství mědi, než s jakým se počítalo v analytickém výpočtu.

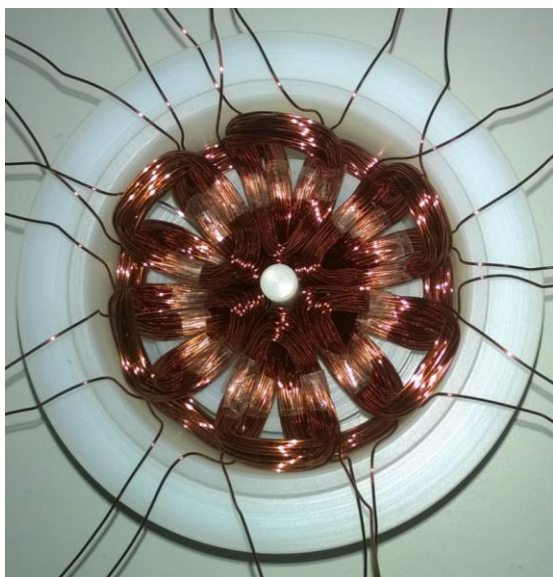
5 VÝROBA A MĚŘENÍ VLASTNOSTÍ MOTORU

Posledním bodem zadání této práce byla výroba samotného motoru a měření jeho reálných vlastností.

5.1 Výroba motoru

Při výrobě motoru byla snaha dodržet co nejpřesněji rozměry a vlastnosti materiálů, tak aby odpovídaly hodnotám, se kterými bylo počítáno při teoretickém výpočtu a simulaci.

Nejprve byla vyrobena forma, do které byly v příslušném uspořádání naskládány jednotlivé cívky, které byly navinuty z lakovaného měděného vodiče o průměru 0,45 mm. Uložení cívek ve formě je zobrazeno na Obr. 5.1. Následně byly tyto cívky zality epoxidem. Vyroběný hotový stator je zobrazen na Obr. 5.2.



Obr. 5.1 Uspořádání cívek ve formě



Obr. 5.2 Hotové statorové vinutí zalité v epoxidu

Dále bylo třeba vyrobit rotory, které byly vyrobeny z oceli. Na tyto rotory byly následně pomocí dvousložkového lepidla nalepeny magnety, kdy magnety umístěné vedle sebe měly vždy opačnou polarizaci. Uspořádání magnetů na rotorovém disku je zobrazeno na Obr. 5.3. Následně byl motor sestaven. Sestava celého motoru je zobrazena na Obr. 5.4.

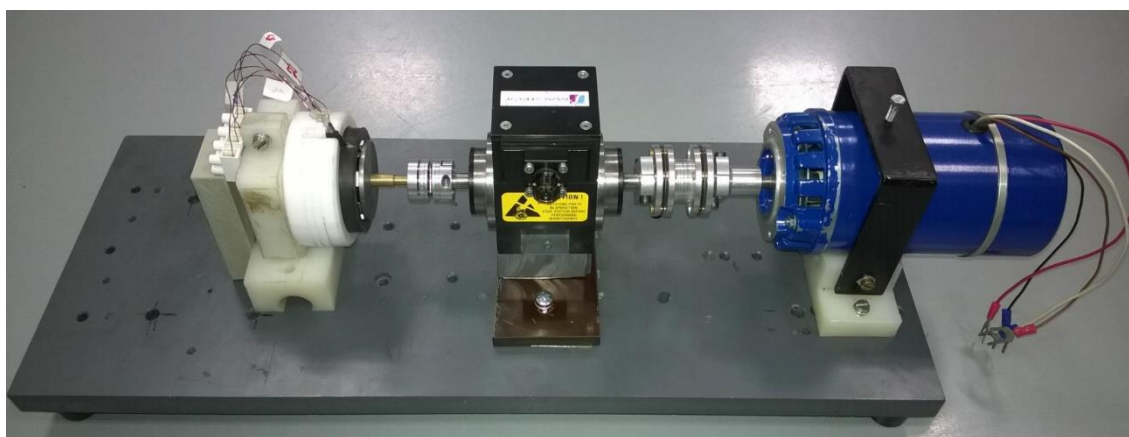


Obr. 5.3 Hotový rotorový disk



Obr. 5.4 Hotová sestava motoru

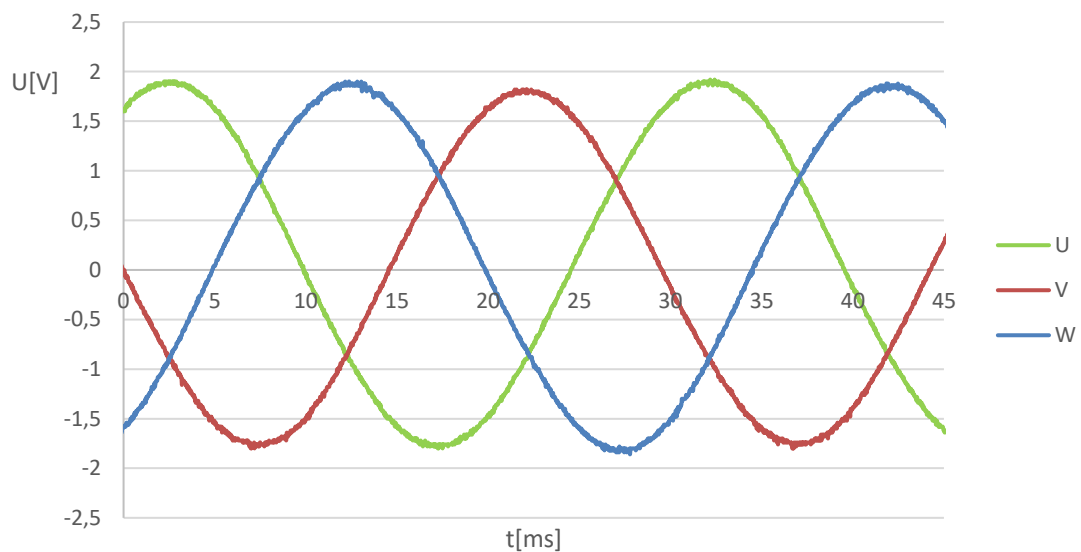
Pro ověřování vlastností motoru byly použita sestava zobrazená na Obr. 5.5. Kdy samotný vyrobený motor byl umístěn ve speciálním plastovém držáku. Motor byl následně hřídelí spojen přes pružnou spojku se snímačem krouťcího momentu, který měřil také otáčky. Tento snímač byl následně propojen přes další pružnou spojku s cize buzeným motorem, který mohl být použit jako pohon celé soustavy, nebo naopak jako zátěž.



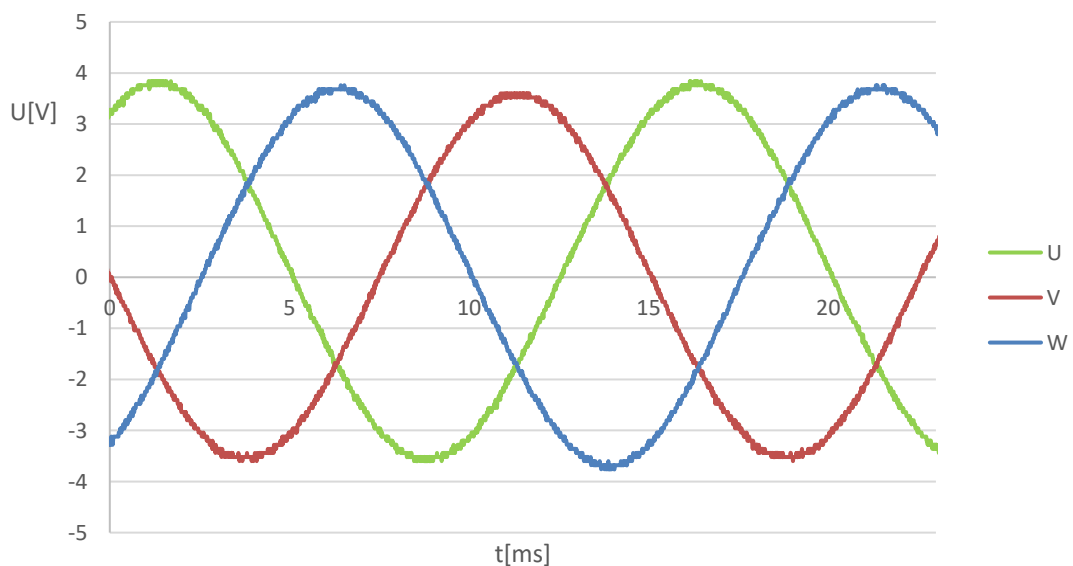
Obr. 5.5 Sestava pro měření vlastností motoru

5.2 Měření indukovaného napětí

Nejprve bylo provedeno měření indukovaného napětí ve vinutí stroje, kdy stroj byl měřen jako nezatížený generátor, přičemž rotor byl roztáčen pomocí cize buzeného stejnosměrného motoru a potřebné otáčky byly měřeny pomocí snímače kroutícího momentu. Satorové vinutí stroje bylo zapojeno do hvězdy. Výstupní napětí na svorkách motoru bylo měřeno pomocí osciloskopu. Při tomto měření bylo změřeno indukované napětí pro $500 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$ a $1000 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$, tak aby bylo možné výsledné průběhy porovnat s průběhy nasimulovanými v kapitole 4.4



Obr. 5.6 Změřené indukované napětí pro $500 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$



Obr. 5.7 Změřené indukované napětí pro $1000 \text{ ot}\cdot\text{min}^{-1}$

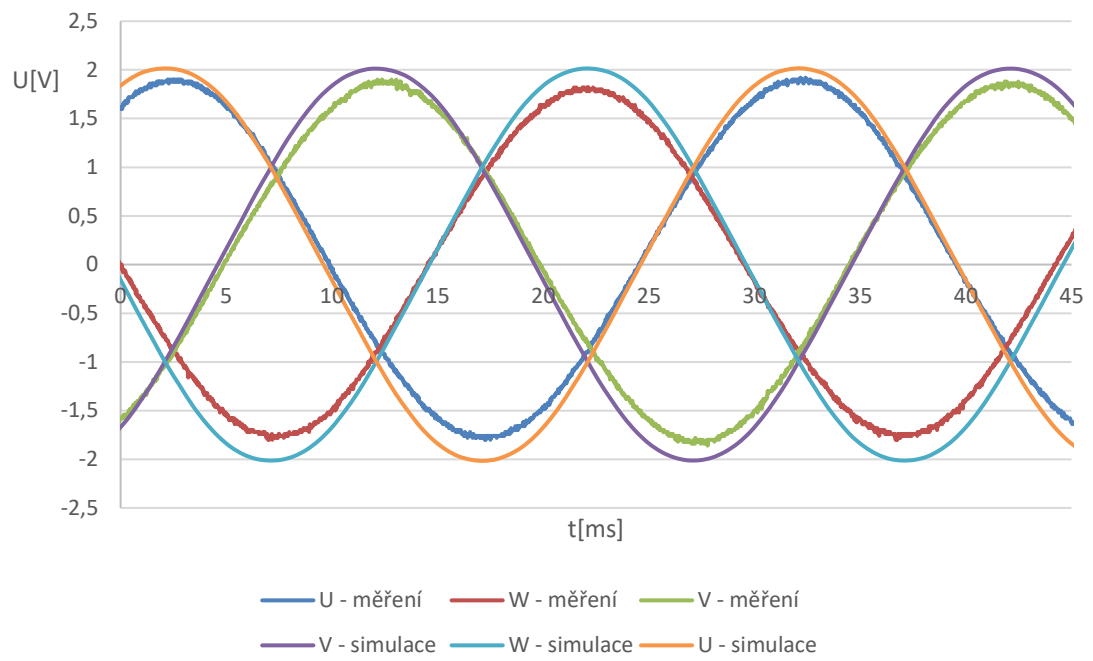
Výsledné naměřené průběhy indukovaného napětí jsou zobrazeny na Obr. 5.6, pro 500 ot·min⁻¹ a na Obr. 5.7 pro 1000 ot·min⁻¹. Již při prvním pohledu je zřejmé, že nejsou všechny průběhy stejné a jsou mezi nimi patrné rozdíly v dosažených hodnotách maximálního indukovaného napětí. Pro porovnání nasimulovaných a změřených hodnot byly vytvořena Tab. 5.1, ve které jsou zobrazeny hodnoty maximálního napětí pro příslušné fáze.

fáze	500 ot·min ⁻¹		1000 ot·min ⁻¹	
	simulace	měření	simulace	měření
U	2,01 V	1,92 V	4,02 V	3,84 V
V	2,01 V	1,82 V	4,01 V	3,60 V
W	2,01 V	1,90 V	4,01 V	3,76 V

Tab. 5.1 Porovnání nasimulovaných a změřených hodnot

Při porovnání hodnot v Tab. 5.1 je patrné, že nasimulované a změřené hodnoty jsou rozdílné, přičemž ani změřená indukovaná napětí nevykazují pro jednotlivé fáze stejné hodnoty. Nejvyšší hodnoty napětí vykazuje fáze U, a naopak nejnižší fáze V. Přičemž rozdíl hodnot indukovaných napětí v těchto fázích je 5-7 %. Při porovnání nasimulovaných a změřených hodnot je rozdíl indukovaných napětí v rozmezí 5-10 %. Tato chyba je způsobena především nepřesnostmi při výrobě motoru. I přes snahu vyrobit motor co nejpřesněji, nebylo možné, na rozdíl od modelu použitého pro simulaci v Maxwellu, kdy byly hodnoty simulovány na "motoru ideální konstrukce", zajistit rovnoměrné rozložení vinutí jednotlivých cívek v celém objemu statoru. A právě tím, že každá cívka byla v objemu statoru umístěna trochu jinak než ostatní cívky, jsou způsobeny rozdíly indukovaných napětí.

Na Obr. 5.8 je zobrazeno porovnání nasimulovaných a změřených napětí pro 500 ot·min⁻¹. Z průběhů jsou nejenom zřejmé rozdílné hodnoty indukovaných napětí, ale je zde možné pozorovat, že fázový posun mezi napětími jednotlivých fází není přesně předpokládaných 120°, ale mírně se liší. I toto je způsobeno především nepřesnou konstrukcí stroje, kdy cívky ve statoru nejsou rozmístěny ideálně, přičemž i magnety na rotorech mohou vykazovat určitou odchylku od předpokládaného ideálního umístění.



Obr. 5.8 Porovnání simulovaných a měřených hodnot pro 500 ot·min⁻¹

ZÁVĚR

Cílem této diplomové práce bylo navrhnout a vyrobit motor s axiálním magnetickým tokem, který by mohl být následně použit pro přímý pohon čerpadla srdeční náhrady, přičemž práce je rozdělena do několika částí.

První část se zabývá literární rešerší strojů s axiálním magnetickým tokem (axiální stroj), kdy byly nejprve nashromážděny podklady věnující se problematice axiálních strojů. Z těchto podkladů byla následně vytvořena rešerše, ve které jsou popsány všechny nejčastěji používané konstrukce axiálních strojů, přičemž rešerše se také zabývá popisem možných používaných vinutí a statorových konstrukcí u těchto strojů. Dále jsou zde popsány výhody, které mají tyto stroje oproti strojům radiálním, jako je například vyšší hustota výkonu nebo malá axiální délka. Z porovnání různých konstrukcí vyplývá, že nejvhodnější konstrukcí jsou stroje s vnitřním státorem a dvěma vnějšími rotory. Přičemž je-li požadavek na vysokou účinnost, je vhodné použít konstrukci s bezjádrovým státorem.

Ve druhé části práce je popsána volba konstrukce motoru, kdy byl vybrán z důvodu účinnosti, malé axiální délky a nízké hmotnosti motor se dvěma vnějšími rotory a vnitřním bezjádrovým státorem. Tyto parametry byly důležité především z hlediska předpokladu, že by motor mohl být následně použit k pohonu srdeční náhrady. Tato práce měla nicméně za úkol pouze návrh motoru, a proto se ostatními parametry čerpadla nezabývá.

Ve třetí části práce je proveden analytický výpočet navrhovaného motoru, kdy byly na základě dohody s vedoucím práce zvoleny nebo odhadnuty hodnoty potřebné pro následující výpočet. V této části práce jsou nejprve tabulky, ve kterých jsou přehledně zapsány používané hodnoty. Poté jsou zapsány analytické vztahy, podle kterých byl celý výpočet proveden. Protože jsou vztahy uvedeny pouze v obecném zápisu, jsou vypočítané hodnoty zapsány do tabulek na konci této kapitoly. Přičemž předpokládaný výkon motoru je 10 W a celková účinnost 80 %. V této části byl také proveden výpočet předpokládaného oteplení jednotlivých částí motoru v ustáleném stavu, který byl následně porovnán se simulací v programu ANSYS Simplorer, přičemž vypočítané a nasimulované hodnoty se téměř shodovaly.

Čtvrtá část práce se zabývá simulací a ověřováním vlastností stroje pomocí softwarových prostředků metodou konečných prvků. Pro simulace byl použit program ANSYS Maxwell. Pro tuto simulaci bylo nutné vytvořit 3D model motoru, na kterém byla nejprve provedena magnetostatická analýza, při které bylo ověřeno rozložení magnetického pole ve stroji. Následně byla provedena transientní analýza, kdy nejprve bylo nasimulováno indukované napětí stroje. Při této analýze bylo zjištěno, že nasimulované indukované napětí je mírně vyšší než napětí vypočítané. Tento fakt je způsoben především tím, že stroj měl složitější tvar, pro který nejsou

analytické výpočty příliš přesné, nicméně pro základní představu o vlastnostech stroje jsou postačující. Následně byla provedena analýza momentu na hřídeli stroje a ztrát ve vinutí.

Poslední pátá část práce se zabývá samotnou výrobou motoru a jeho měřením. Motor byl vyráběn tak, aby splňoval všechny požadované parametry, nicméně z důvodů vysoké složitosti výroby nebylo dosaženo ideální přesnosti. Tyto mírně rozdílné parametry se projevily při následném měření stroje, kdy byl stroj roztáčen pomocí externího motoru a bylo měřeno indukované napětí na jeho svorkách. Cílem tohoto měření bylo ověření rozložení magnetického pole ve stroji, přičemž bylo zjištěno, že průběhy indukovaného napětí jsou téměř shodné s hodnotami očekávanými. Drobné rozdíly byly způsobeny nepřesným uložením cívek ve statoru.

Výstupem této práce je vyrobený motor, jehož vlastnosti byly ověřeny analytickým výpočtem a počítačovými simulacemi a který splňuje požadavky pro použití do srdeční náhrady, přičemž je s tímto motorem možno nadále pracovat.

Literatura

- [1] J. F. Gieras, M. J. Kamper, R.-J. Wang, *Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines*, Springer, 2004, p. 344. ISBN 1-4020-2720-6
- [2] S. Kahourzade, A. Mahmoudi, H. W. Ping, M. N. Uddin, "A Comprehensive Review of Axial-Flux Permanent-Magnet Machines," *Can. J. Electr. Comput. Eng.*, vol. 37, no. 1, pp. 19–33, Jan. 2014.
- [3] . Mahmoudi, H.W. Ping, N.A. Rahim, "A comparison between the TORUS and AFIR axial-flux permanent-magnet machine using finite element analysis", *Proc. IEEE Int. Electr. Mach. Drives Conf. – IEMDC 2011*, pp.242-247, 2011.
- [4] M. Aydin, S. Huang, T. A. Lipo, "Axial Flux Permanent Magnet Disc Machines: A Review," in *Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation, and Motion (SPEEDAM) 2004*, 2004.
- [5] Eletricbike: Motor tech: *Learn the Terms-Part 1* [online]. [cit. 2017-05-21]. Dostupné z: <https://www.electricbike.com/motor-tech-learn-the-terms-part-1/>
- [6] M. J. Kamper, R.-J. Wang, F. G. Rossouw, "Analysis and Performance Evaluation of Axial Flux Air-Cored Stator Permanent Magnet Machine with Concentrated Coils," in *2007 IEEE International Electric Machines & Drives Conference*, 2007, pp. 13–20.
- [7] KNAP, Z. *Motor s axiálním magnetickým tokem pro přímý pohon čerpadla*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2015. 63 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Rostislav Huzlík Ph.D.
- [8] HUZLÍK, R. *Motor-generátor pro vírovou turbínu*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2014. 100 s. Vedoucí dizertační práce doc. Ing. Čestmír Ondrůšek, CSc.
- [9] A. A. Abbasian Arani*a, P. Shahmohamadia, G. A. Sheikhzadeha, M. A. Mehrabianb *Convective Heat Transfer from a Heated Rotating Disk at Arbitrary Inclination Angle in Laminar Flow* . Applications Vol. 26, No. 8 (August 2013) 865-874
- [10] Techsoft: ANSYS Maxwell [online]. [cit. 2017-05-21]. Dostupné z: <http://www.techsoft-eng.cz/produkty/ansys/ansys-maxwell/>

- [11] The Institution of Engineering and Technology 7th International Conference on Computation in Electromagnetics: CEM 2008, 7-10 April 2008, Old Ship Hotel, Brighton, UK. London: Institution of Engineering and Technology, 2008. Conference publication (Institution of Electrical Engineers), no. 537. ISBN 0863418910.
- [12] WOLFRAM ALPHA LLC. 2014. Wolfram|Alpha: Computational knowledge engine [online]. [cit. 2014-07-10]. Dostupné z: <http://www.wolframalpha.com/>
- [13] LACINA, D. Elektrický stroj s axiálním magnetickým tokem. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2015. 55 s. Vedoucí bakalářské práce Ing. Rostislav Huzlík, Ph.D..
- [14] Development of Implantable Rotary Blood Pumps. Medizinische universitat Wien. [online]. 2002 [cit. 1970-01-01]. Dostupné z: <http://www.zmpbmt.meduniwien.ac.at/forschung/cardiovascular-dynamicsartificial-organs/museum/development-of-implantable-rotary-blood-pumps/>
- [15] Schima, H. ; Schmallegger, H. ; Huber, L. ; Birgmann, I ; Reindl, Ch ; Schmidt, C. ; Roschal, K. ;Wieselthaler, G. ; Trubel, W. ; Losert, U. ; Wolner, E.: An implantable steal-less centrifugal pump with integrated double-disk motor. In: Artificial Organs 1995, Nr. 7, S. 639±643

Seznam symbolů, veličin a zkratek

FEKT - Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií
 VUT - Vysoké učení technické v Brně

μ_0	Permeabilita vakua	$\text{H}\cdot\text{m}^{-1}$
μ_{air}	Dynamická viskozita vzduchu	$\text{Pa}\cdot\text{s}$
μ_r	Relativní permeabilita	-
a	hrana permanentních magnetů	m
a_w	Počet paralelních drátů v jednom vodiči	-
B_{mg}	Maximální hodnota magnetické indukce	T
B_r	Remanentní indukce	T
$B_{\text{stř}}$	Střední hodnota magnetické indukce	T
$\cos \phi$	Účinník motoru	-
c_p	Měrná tepelná kapacita vzduchu	$\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$
D	Střední průměr permanentních magnetů	m
D_{in}	Vnitřní průměr permanentních magnetů	m
D_{inPM}	Vnitřní průměr permanentních magnetů	m
D_{out}	Vnější průměr	m
D_{sh}	Průměr hřídele	m
d_w	Průměr holého vodiče	m
f	Frekvence statorového proudu	Hz
g	Šířka vzduchové mezery	m
g_{eq}	Velikost ekvivalentní vzduchové mezery v d ose	m
g_{eqq}	Velikost ekvivalentní vzduchové mezery v q ose	m
h	Šířka motoru	m
H_c	Koercitivní intenzita magnetu	$\text{A}\cdot\text{m}^{-1}$
h _{fr}	součinitel přestupu tepla	$\text{W}\cdot(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})^{-1}$
h_H	Délka hřídele	m

h_M	Tloušťka permanentního magnetu	m
h_r	Šířka rotorového disku	m
I_a	Statorový proud	A
j_a	Hustota proudu statorového vinutí	$A \cdot m^2$
k	Tepelná vodivost vzduchu	$W \cdot (m \cdot ^\circ C)^{-1}$
k_d	Poměrový koeficient	-
k_{dl}	Činitel rozloženého vinutí	-
k_E	Napěťová konstanta	$V \cdot (ot \cdot s^{-1})^{-1}$
k_{fb}	Koeficient tření v ložiscích	$m^2 \cdot s^{-2}$
k_{fd}	poměr první harmonické složky indukce k celkové amplitudě indukce v d ose	-
k_{fmax}	Maximální hodnota faktoru výplně cívky na D_{in}	m
k_{fq}	poměr první harmonické složky indukce k celkové amplitudě indukce v q ose	-
k_M	Konstanta točivého momentu	$Nm \cdot A^{-1}$
k_{pl}	Činitel kroku vinutí	-
k_{sat}	Koeficient saturace magnetického obvodu	-
k_{w1}	Koeficient vinutí	-
L_d	Indukčnost v ose d	H
L_i	Délka cívkové strany	m
l_{lav}	Celková délka vodiče v cívce	m
l_{lemax}	Čelo cívky vnějšího průměru	m
l_{lemin}	Čelo cívky vnitřního průměru	m
l_M	Délka strany permanentního magnetu	m
L_q	Indukčnost v ose q	H
m_1	Počet fází	-
m_{con}	Hmotnost statorových vodičů	kg
M_d	Elektromagnetický moment	Nm
m_{PM}	Hmotnost permanentních magnetů	kg
m_r	Hmotnost rotoru	kg

m_{RD}	Hmotnost rotorů	kg
m_{sh}	Hmotnost hřídele	kg
M_{sh}	Moment motoru	Nm
n_s	Otáčky	$ot \cdot s^{-1}$
N	Počet závitů ve fázi	-
n_c	Počet závitů na fázi u jedné vrstvy vinutí	-
n	Jmenovité otáčky	$ot \cdot min^{-1}$
N_c	Počet závitů na pól a fázi	-
N_{ct}	Počet závitů na pól a fázi	-
Nu	Nusseltovo číslo	-
p	Počet pólových dvojic	-
P	Výkon motoru	W
P_{elm}	Elektromagnetický výkon	W
P_{in}	Příkon motoru	W
P_r	Prandtlovo číslo	-
Q	Průtok vzduchu	$m^3 \cdot s^{-1}$
q_1	Počet stran cívky na pól a fázi	-
R_1	Odpor vinutí	Ω
R_c	Teplelný odpor	$^{\circ}C \cdot W^{-1}$
Re	Reynoldsovo číslo	-
R_{sh}	Poloměr hřídele	m
s_1	Celkový počet cívkových stran	-
t	Vzdálenost mezi protilehlými magnety	m
t_w	Tloušťka vinutí	m
U	Vstupní napájecí napětí	V
U_{if}	Indukované napětí	V
ν	Kinematická viskozita	$m^2 \cdot s^{-1}$
α_{PM}	Pólové krytí	-
ΔP_{celk}	Celkové ztráty	W
ε_1	Emisivita epoxidu	-
ε_{fe}	Emisivita oceli	-
ε_{PM}	Emisivita permanentních magnetů	-
θ_1	Teplota statorového vinutí	$^{\circ}C$

ϑ_2	Teplota ve vzduchové mezeře	$^{\circ}\text{C}$
ϑ_3	Teplota rotorových disků	$^{\circ}\text{C}$
ϑ_a	Teplota okolí	$^{\circ}\text{C}$
σ_B	Stefanova-Boltzmannova konstanta	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-4}$
w_c	Cívkový krok	-
w_w	Šířka cívky ve spodním průměru	m
X_1	Rozptylová reaktance	Ω
X_{ad}	Vlastní reaktance v ose d	Ω
X_{aq}	Vlastní reaktance v ose q	Ω
X_{sd}	Celková reaktance v ose d	Ω
X_{sq}	Celková reaktance v ose q	Ω
β	Podíl cívkové rozteči k pólové rozteči	-
ΔP_{1w}	Ztráty ve statorovém vinutí (Joulovy ztráty)	W
ΔP_e	Ztráty vířivými proudy	W
ΔP_{fr}	Ztráty třením v ložiscích	W
ΔP_{mech}	Mechanické ztráty	W
η	Účinnost motoru	%
η_d	Koeficient zkreslení magnetické indukce	-
λ_{ld}	koeficient pro x_{ld}	-
λ_{le}	koeficient pro x_{le}	-
λ_{ls}	koeficient pro x_{ls}	-
ρ	Hustota mědi	$\text{kg}\cdot\text{m}^3$
ρ_{air}	Hustota vzduchu	$\text{kg}\cdot\text{m}^3$
ρ_{Fe}	Hustota měkké oceli	$\text{kg}\cdot\text{m}^3$
ρ_{PM}	Hustota permanentních magnetů	$\text{kg}\cdot\text{m}^3$
σ	Elektrická vodivost vodiče	$\text{S}\cdot\text{m}^{-1}$
τ	Střední pólová rozteč	m
τ_c	Pólová rozteč	-
τ_{dl}	činitel statorového diferenčního rozptylu	-
φ_f	Magnetický tok	Wb