



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 POWER ELECTRICAL AND ELECTRONIC ENGINEERING

PĚTIFÁZOVÝ ASYNCHRONNÍ MOTOR

FIVE-PHASE INDUCTION MACHINE

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Josef Škoda

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Martin Mach, Ph.D.

BRNO 2020



Diplomová práce

magisterský navazující studijní obor **Silnoproudá elektrotechnika a výkonová elektronika**

Ústav výkonové elektrotechniky a elektroniky

Student: Bc. Josef Škoda

ID: 186728

Ročník: 2

Akademický rok: 2019/20

NÁZEV TÉMATU:

Pětifázový asynchronní motor

POKYNY PRO VYPRACOVÁNÍ:

1. Provedte návrh pětifázového asynchronního motoru.
2. Vytvořte model navrženého motoru v programu pro simulace metodou konečných prvků.
3. Provedte simulace.
4. Porovnejte výsledky.

DOPORUČENÁ LITERATURA:

- [1] KOPYLOV, Igor Petrovič. Stavba elektrických strojů: celostátní vysokoškolská učebnice pro elektrotechnické fakulty vysokých škol technických. 1. vyd. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1988, 685 s.
- [2] BOLDEA, I. a NASAR, S. A. The induction machine handbook. Boca Raton: CRC Press, 2002. ISBN 08-49-0004-5.
- [3] PYRHONEN, J.; JOKINEN t.; HRABOVCOVÁ V. Design of rotating electrical machines. John Wiley and Sons, 2007. ISBN 978-0-470-69516-6.

Termín zadání: 3.2.2020

Termín odevzdání: 1.6.2020

Vedoucí práce: Ing. Martin Mach, Ph.D.

doc. Ing. Ondřej Vitek, 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 diplomová práce se zabývá návrhem pětifázového stroje. V první části této práce jsou uvedeny teoretické poznatky o pětifázových strojích. V další části práce je proveden návrh pětifázového stroje analytickým výpočtem dle zvolených parametrů. Tento výpočet zahrnuje výslednou zatěžovací a rozběhovou charakteristiku. Geometrické parametry stroje jsou přeneseny do programu Ansys, kde je proveden výpočet metodou konečných prvků společně s požadovanými simulacemi. Dosažené výsledky jsou porovnány a okomentovány.

Klíčová slova

Asynchronní motor, pětifázový asynchronní motor, vícefázové stroje, elektromagnetický návrh.

Abstract

This thesis deals with the design of a five-phase machine. In the first part of this thesis are presented theoretical knowledge about five-phase machines. In the next part of the thesis is designed five-phase machine by analytical calculation according to selected parameters. This calculation includes the resulting load and start characteristics. The geometrical parameters of the machine are transferred to the Ansys program, where the finite element calculation is performed together with the required simulations. The results are compared and commented.

Keywords

Induction machine, five-phase induction machine, multiphase machines, electromagnetic design.

Bibliografická citace:

ŠKODA, Josef. *Pětifázový asynchronní motor..* Brno, 2020. Dostupné také z:

<https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/125780>.

Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, Ústav výkonové elektrotechniky a elektroniky. Vedoucí práce Martin Mach.

Prohlášení

„Prohlašuji, že svou závěrečnou práci na téma Pětifázový asynchronní motor 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 **29. května 2020**

Podpis autora

Poděkování

Děkuji vedoucímu diplomové práce Ing. Martinu Machovi, PhD. za účinnou metodickou, pedagogickou a odbornou pomoc a další cenné rady při zpracování mé diplomové práce.

V Brně dne **29. května 2020**

Podpis autora.....

Obsah

Seznam obrázků.....	9
Seznam tabulek.....	11
Seznam symbolů a zkratk.....	12
1 ÚVOD	17
2 ASYNCHRONNÍ MOTORY.....	17
2.1 Jednofázové stroje.....	18
2.2 Třífázové stroje	18
3 VÍCEFÁZOVÉ STROJE	18
3.1 Význam vícefázových strojů	18
3.2 Řízení vícefázových strojů.....	20
4 Návrh pětifázového motoru	21
4.1 Základní specifikace navrhovaného motoru	21
4.2 Hlavní rozměry.....	21
4.2.1 Určení základních parametrů statorového vinutí	25
4.2.2 Rozměry drážek statoru	28
4.2.3 Rozměry drážek rotoru.....	30
4.3 Magnetický obvod	33
4.3.1 Magnetická indukce ve vzduchové mezeře	33
4.3.2 Magnetické napětí pro vzduchovou mezeru.....	34
4.3.3 Magnetické napětí zubu statoru	35
4.3.4 Magnetické napětí zubu rotoru.....	36
4.3.5 Magnetické napětí na jhu statoru.....	37
4.3.6 Magnetické napětí na jhu rotoru	38
4.3.7 Celkové magnetické napětí a magnetizační proud.....	39
4.4 Výpočet odporů a reaktancí.....	40
4.4.1 Odpor fáze statorového vinutí	40
4.4.2 Odpor fáze rotorového vinutí.....	42
4.4.3 Rozptylová reaktance fáze statorového vinutí	42
4.4.4 Rozptylová reaktance fáze rotorového vinutí.....	44
4.5 Výpočet ztrát	45
4.5.1 Hlavní ztráty v železe.....	45

4.5.2	Dodatečné ztráty v železe	46
4.5.3	Pulsní ztráty v zubech statoru a rotoru	47
4.5.4	Celkové ztráty v železe	47
4.5.5	Mechanické ztráty	47
4.5.6	Přídavné ztráty při zatížení	48
4.6	Výpočet zatěžovacích charakteristik.....	48
4.7	Rozběhové charakteristiky	50
4.7.1	Působení povrchových vlivů	50
4.7.2	Vliv nasycení na reaktance a odpor.....	53
4.7.3	Rozběhová charakteristika.....	55
5	Porovnání výsledků se strojem se třemi fázemi	58
6	Vytvoření modelu asynchronního stroje v programu ANSYS	61
6.1	Model pětifázového stroje	61
6.1.1	Nastavení diskretizační sítě	61
6.1.2	Nastavení průběhu analýzy	63
6.1.3	Výsledné analýzy pětifázového stroje	63
6.2	Model třífázového stroje	67
6.3	Porovnání výsledku pětifázového stroje se strojem třífázovým	69
6.3.1	Ztráty v železe.....	70
6.3.2	Rozběhové charakteristiky s vynecháním jedné fáze	72
7	Závěr.....	78
	LITERATURA.....	80

Seznam obrázků

Obr.1.:	Schéma pětifázového indukčního pohonu.....	19
Obr.2.:	Pětifázové vinutí.....	19
Obr.3.:	Schéma řízení pětifázového stroje.....	20
Obr.4.:	Statorový a rotorový plech.....	25
Obr.5.:	Statorový zub.....	28
Obr.6.:	Rotorový zub.....	30
Obr.7.:	Klecový rotor – rozměry kruhu nakrátko litého vinutí.....	32
Obr.8.:	Činitel deformace pole.....	34
Obr.9.:	B-H charakteristika materiálu M700-50A vygenerovaná programem FEMM.....	36
Obr.10.:	Náhradní schéma asynchronního stroje.....	40
Obr.12:	Tvar drážky a uložení vinutí k výpočtu magnetické vodivosti statorové drážky.....	43
Obr.13:	Tvar drážky klecového vinutí k výpočtu magnetické vodivosti rotorové drážky.....	44
Obr.14:	Závislost otevření drážky ke vzduchové mezeře.....	46
Obr.15:	Zatěžovací charakteristika 5 fázového asynchronního motoru.....	50
Obr.16:	Poměrná hloubka vniku proudu v tyčích.....	51
Obr.17:	Závislost jako funkce redukované výšky vodiče.....	52
Obr.18:	Činitel κ_6	54
Obr.19:	Rozběhová charakteristika 5-ti fázového asynchronního motoru.....	57
Obr.20:	Zatěžovací charakteristika 3 fázového asynchronního motoru.....	58
Obr.21:	Porovnání průběhu proudů mezi 3 fáz. a 5-ti fáz. motorem.....	58
Obr.22:	Porovnání průběhu momentu v závislosti na zátěži.....	59
Obr.23:	Mash.....	62
Obr.24:	Detailní rozložení Mash.....	62
Obr.25:	Průběh proudu 5-ti fázového stroje	63
Obr.26:	Porovnání výpočtu momentové charakteristiky	64
Obr.27:	Průběh proudu pětifázového motoru [program Maxwell 2D].....	64
Obr.28:	Magnetická indukce 5ti-fázového stroje	65
Obr.29:	Magnetická indukce v zubu statoru 5-ti fázového stroje.....	66
Obr.30:	Magnetická indukce v zubu rotoru 5-ti fázového stroje.....	66
Obr.31:	Magnetická indukce v jhu statoru 5-ti fázového stroje.....	66
Obr.32:	Magnetická indukce v jhu rotoru 5-ti fázového stroje.....	66
Obr.33:	Průběh proudu 3 fázového stroje	67
Obr.34:	Magnetická indukce 3 fázového stroje	68
Obr.35:	Porovnání výpočtu momentové charakteristiky 3 fázového stroje.....	68
Obr.36:	Moment stanovený pro jednotlivé otáčky 5ti-fázového stroje	69
Obr.37:	Ztráty v železe 5-ti fázového a 3 fázového stroje 2910	71
Obr.38:	Ztráty v železe 5-ti fázového a 3 fázového stroje 2400	72
Obr.39:	Porovnání momentové charakteristiky 5-ti a 3 fázového stroje s vynecháním 1 fáze	73
Obr.40:	Porovnání momentové charakteristiky 5-ti fáz. se strojem 5-ti fáz. bez 1 fáze.....	73
Obr.41:	Porovnání momentové charakteristiky 3 fázového stroje s vynecháním 1 fáze	74
Obr.42:	Průběh proudu 5-ti fázového stroje s vynecháním 1 fáze	74
Obr.43:	Průběh momentu 3 fázového stroje při otáčkách 2700 ot./min	75

Obr.44:	Průběh proudu 5-tifázového stroje s vynecháním 1 fáze.....	75
Obr.45:	Průběh proudu třífázového stroje s vynecháním 1 fáze	76
Obr.46:	Průběh proudu v závislosti na skluzu ve stavu bez poruchy a s vynechanou fází	77

Seznam tabulek

Tabulka 1:	Výška osy h v závislosti na výkonu a otáčkách pro motory s krytím IP44.....	21
Tabulka 2:	Výška osy h v závislosti na výkonu a otáčkách pro motory s krytím IP44.....	22
Tabulka 3:	Výška os s odpovídajícím průměrem statorového plechu.....	22
Tabulka 4:	Poměr D/D_e	22
Tabulka 5:	Poměr indukovaného napětí vinutí statoru k jmenovitému napětí k_E	22
Tabulka 6:	Přibližná hodnota účinnosti η	23
Tabulka 7:	Přibližná hodnota účinníku $\cos\varphi$	23
Tabulka 8:	Hustota proudu ve vzduchové mezeře.....	23
Tabulka 9:	Indukce ve vzduchové mezeře.....	23
Tabulka 10:	Přibližná hodnota činitele statorového vinu.....	24
Tabulka 11:	Štíhlostní poměr	24
Tabulka 12:	Drážková rozteč.....	25
Tabulka 13:	Střední hodnoty součinu AJ pro krytí 44, $h \leq 132$ mm.....	27
Tabulka 14:	Činitel k_n pro výpočet průměru hřídele.....	30
Tabulka 15:	Činitel přepočtu proudu.....	31
Tabulka 16:	Drážková rozteč.....	34
Tabulka 17:	Rezistivita materiálů pro vinutí	40
Tabulka 18:	Činitel K_c a K_v pro výpočet rozměru čel vsypávaného vinutí.....	41
Tabulka 19:	Výpočet zátěžové charakteristiky 5-ti fázového asynchronního motoru.....	49
Tabulka 20:	Výpočet rozběhové charakteristiky 5-ti fázového asynchronního motoru.....	57
Tabulka 21:	Porovnání hodnot stanovených pro pracovní bod.....	59
Tabulka 22:	Porovnání výsledných hodnot 3 fáz., 5-ti fáz. motoru	60
Tabulka 23:	Porovnání momentové char. 5-ti fáz. motoru stanovené analyticky a v prog. ANSYS.....	65
Tabulka 24:	Porovnání výsledných hodnot 3 fáz., 5-ti fáz. motoru v programu ANSYS.....	70
Tabulka 25:	Porovnání ztrát v železe 3 fáz., 5-ti fáz. motoru v programu ANSYS.....	71
Tabulka 26:	Porovnání motoru bez poruchy s motorem bez jedné.....	76

Seznam symbolů a zkratek

A	Am^{-1}	Hustota proudu ve vzduchové mezeře
a_{kn}	mm	Rozměr kruhu nakrátko litého vinutí
B_{00}	T	Amplituda 1. harm. ideální mag. indukce v mezeře
B_{01}	T	Amplituda pulsací indukce ve vzduchové mezeře pro stator
B_{02}	T	Amplituda pulsací indukce ve vzduchové mezeře pólu rotoru
B_{B00}	T	Střední magnetická indukce
b_c	m	Střední šířka cívky
$B_{f\delta}$	A	Fiktivní magnetická indukce
B_{jR}	T	Magnetická indukce jha rotoru
B_{jS}	T	Magnetická indukce jha statoru
B_{jSo}	T	Střední hodnota magnetické indukce
b_{kn}	mm	Rozměr kruhu nakrátko litého vinutí
B_{p1}	T	Amplituda pulsací indukce ve středním průřezu zubu statoru
B_{p2}	T	Amplituda pulsací indukce ve středním průřezu zubu rotoru
B_{z1}	T	Magnetická indukce v zubu statoru
B_{zR}	T	Magnetická indukce v zubu rotoru
B'_{zR}	T	Zdánlivá magnetická indukce rotoru upraven o činitel deformace
B''_{zR}	T	Zdánlivá magnetická indukce rotoru
b_{zS}	T	Magnetická indukce v zubu statoru
B'_{zS}	T	Zdánlivá magnetická indukce statoru upraven o činitel deformace
B''_{zS}	T	Zdánlivá magnetická indukce statoru
B_{δ}	T	Indukce ve vzduchové mezeře
c_1	-	Hopkinsonův činitel rozptylu
C_k	-	Korekce na kruhový průběh indukčních čar
$\cos\varphi$	-	Účinník
$\cos\varphi_0$	-	Účinník při chodu naprázdno
D	mm	Vnitřní průměr statoru
D_e	mm	Vnější průměr statoru
D_{kn}	mm	Průřez kruhu nakrátko litého vinutí
D_s	mm	Průměr vodiče
d_{vi}	mm^2	Průměr drážky s ohledem na počet paralelních vodičů
d_{zR}	mm	Průměr patní kružnice rotoru
F_{dav}	A	Celkové střední magnetické napětí vinutí
h	mm	Osová výška
h_{jR}	mm	Výška zubu rotoru
H_{jR}	Am^{-1}	Intenzita magnetického pole ve jhu rotoru
h_{jS}	mm	Výška jha statoru

H_{jSo}	Am^{-1}	Intenzita magnetického pole ve jhu statoru
h_R	mm	Hloubka vniku proudu v tyči
H_{zR}	Am^{-1}	Intenzita magnetického pole v zubech rotoru
h_{zR}	mm	Výška jha rotoru
H_{zS}	Am^{-1}	Intenzita magnetického pole v zubech statoru
h_{zS}	mm	Výška zubu statoru
I_0	A	Proud naprázdno
$I_{0\check{c}}$	A	Činná složka proudu naprázdno
I_{0j}	A	Jalová složka proudu naprázdno
I_1	A	Proud statorového vinutí
I_{1N}	A	Jmenovitý proud
I'_2	A	Proud rotoru bez uvažování vlivu nasycení rozptylových cest
I''_2	A	Proud rotorového vinutí
i_z	-	Poměr záběrného proudu
I_μ	A	Magnetizační proud
i_μ	A	Poměrná hodnota magnetizačního proudu
J_1	Am^{-2}	Lineární hustota proudu ve vinutí
J_{kn}	Am^{-2}	Hustota proudu v kruzích
J_t	Am^{-2}	Hustota tyče
k_{01}	-	Činitel zahrnující vliv opracování povrchu hlav zubů statoru
k_{02}	-	Činitel zahrnující vliv opracování povrchu hlav zubů rotoru
k_B	-	Činitel tvaru pole
K_c	-	Carterův činitel
$K_{\check{c}}$	-	Činitel pro výpočet vsypávaného vinutí
K_D	-	Poměr mezi vnějším a vnitřním průměrem statoru Činitel uvažující nerovnoměrné rozložení toku v částech magnetického obvodu
k_{dj}	-	
k_E	-	Poměr indukovaného napětí vinutí statoru k jmenovitému napětí
k_{Fe}	-	Činitel plnění železa
k_n	-	Koeficient nasycení
k_o	-	Oprava na zploštění křivky magnetické indukce
k_{oBS}	-	Empirická oprava respektující zploštění křivky magnetické indukce
k_{pFe}		Činitel plnění železa
k_R	-	Zvětšený odpor drážkové části tyče
K_R	-	Činitel celkového zvětšení odporu fáze rotoru
k_T	-	Činitel plnění drážky
K_v	-	Činitel pro výpočet vsypávaného vinutí
k_{v1}	-	Činitel statorového vynutí
k_x	-	Činitel změny magnetické vodivosti

K_x	-	Činitel uvažující vliv povrchových jevu na reaktanci
l	mm	Délka statorového svazku
L_1	m	Celková délka efektivních vodičů jedné fáze
l_{av}	m	Střední délka závitů vinutí
l_{ξ}	m	Délka čela cívký
l_d	m	Délka drážkové části
l_i	mm	Ideální délka vzduchové mezery
l_{jr}	mm	Délka indukčních čar rotorového jha
l_v	m	Vyložení čel statorového vinutí
m	-	Počet fází
m_{j1}	kg	Hmotnost železa jha statoru
m_{max}	-	poměrný moment zvratu
m_z	-	poměrný záběrný moment
m_{z1}	kg	Hmotnost železa zubu statoru
m_{z2}	kg	Hmotnost železa zubu rotoru
N_1	-	Počet závitů vinutí na statoru
n_p	-	počet paralelních vodičů
P_2	W	Výkon na hřídeli
P_i	W	Vnitřní výkon
$p_{\delta p1}$	Wm-2	Hustota povrchových ztrát statoru
$p_{\delta p2}$	Wm-2	Hustota povrchových ztrát rotoru
Q_1	-	Počet statorových drážek
Q_2	-	Počet rotorových drážek
R_1	Ω	Odpor fáze statorového vinutí
r_1	-	Poměrná hodnota odporu
R_{12}	Ω	Ztráty v železe
R_2	Ω	Odpor fáze rotorového vinutí
R'_2	Ω	Odpor fáze rotoru přepočítaný na počet závitů statorového vinutí
r'_2	-	Poměrná hodnota odporu rotorového vinutí
$R'_{2\xi}$	Ω	Odpor rotorového vinutí s uvažováním povrchových jevů
R_{kn}	Ω	Odpor kruhu nakrátko
R_t	Ω	Odpor tyče
R_t	Ω	Odpor bez působení povrchových vlivů
$R_{t\xi}$	Ω	Rozložení hustoty proudu
S'_d		Plocha pro vinutí
S_{kn}	mm	Průřez kruhu nakrátko litého vinutí
s_{max}	-	skluz zvratu
s_N	-	Skluz
S_R	mm ²	Plocha průřezu vodiče rotoru

S_t	mm^2	Průřez tyče
S_{vi}	mm^2	Plocha drážkové izolace
S_{vl}	mm^2	Plocha izolační vložky
t_{d1}	mm	Drážková rozteč statoru
t_{d2}	mm	Drážková rozteč rotoru
t_p		Pólová rozteč
U_f	V	Fázové napětí
U_i	V	Indukované napětí
U_{js}	A	Magnetické napětí ve jhu statoru
U_{mp}	A	Celkové magnetizační napětí
U_{zR}	A	Magnetické napětí v zubech rotoru
U_{zS}	A	Magnetické napětí v zubech statoru
U_δ	A	Magnetické napětí ve vzduchové mezeře
V_d	-	Počet efektivních vodičů
V'_d	-	Počet efektivních vodičů bez paralelní větve
X_{12}	Ω	Magnetizační reaktance
X_{12n}	Ω	Vzájemná reaktance vinutí statoru a rotoru
$X_{1\sigma}$	Ω	Rozptylová reaktance fáze statorového vinutí
$x_{1\sigma}$	-	Poměrná hodnota rozptylové reaktance
$X_{1\sigma n}$	Ω	Reaktance statorového vinutí s uvažováním vlivu nasycení
$X_{2\sigma}$	Ω	Rozptylová reaktance fáze rotorového vinutí
$x_{2\sigma}$	-	Poměrná hodnota rozptylové reaktance
$X'_{2\sigma}$	Ω	Rozptylová reaktance rotorového vinutí
$X'_{2\sigma\xi}$	Ω	Rozptylová reaktance rotorového vinutí s uvažováním povrchových jevů
$X'_{2\sigma\xi n}$	Ω	Reaktance rotorového vinutí s uvažováním vlivu nasycení
X_μ	Ω	Reaktance příčné větve náhradního schématu
X_σ	Ω	Rozptylová reaktance statorového vinutí
Z_n	Ω	Impedance náhradního schématu
α	-	Počet paralelních větví
α_δ	-	Činitel pólového krytí
β_{01}	-	Poměr otevření drážky rotoru ke vzduchový mezeře
β_{02}	-	Poměr otevření drážky rotoru ke vzduchový mezeře
γ	-	Činitel změny magnetické vodivosti
γ_{Fe}	kgm^{-3}	Hustota oceli
Δb_{01}	mm	Dodatečné otevření drážky statoru
Δb_{02}	mm	Dodatečné otevření drážky rotoru
$\Delta p_{1,0}$	Wkg^{-1}	Měrné ztráty v železe
ΔP_d	W	Přídavné ztráty
ΔP_{Fe}	W	Celkové ztráty v železe

ΔP_{Fed}	W	Součet dodatečných ztrát v železe
ΔP_{Feh}	W	Ztráty v železe
ΔP_{j10}	W	Elektrické ztráty
ΔP_{mech}	W	Mechanické ztráty
ΔP_{p1}	W	Pulzní ztráty v zubu statoru
ΔP_{p2}	W	Pulzní ztráty v zubu rotoru
$\Delta P_{\delta p1}$	W	Celkové povrchové ztráty statoru
$\Delta P_{\delta p2}$	W	Celkové povrchové ztráty rotoru
$\Delta \lambda_{d1n}$	-	Upravený činitel drážkové vodivosti statoru
$\Delta \lambda_{d2n}$	-	Upravený činitel drážkové vodivosti rotoru
η	%	Účinnost
ϑ	°C	Teplota
κ	-	Primární činitel vazby
κ_{δ}	-	Činitel dodatečné otevření drážky statoru a rotoru
λ	-	Štíhlostní poměr
$\lambda_{\xi 1}$	-	Činitel magnetické vodivosti čel vinutí statoru
$\lambda_{\xi 2}$	-	Činitel magnetické vodivosti čel vinutí rotoru
λ_d	-	Činitel magnetické vodivosti drážky statoru
λ'_d	-	Činitel magnetické vodivosti s rovnoměrným rozložením proudu hustoty v tyči
λ_{d1n}	-	Činitel magnetické vodivosti drážkového rozptylu při nasycení pro stator
λ_{d2}	-	Činitel magnetické vodivosti drážky rotoru
λ_{d2n}	-	Činitel magnetické vodivosti drážkového rozptylu při nasycení pro rotor
$\lambda_{d2\xi}$	-	Rozptylová reaktance rotorového vinutí
λ_{dif1}	-	Činitel magnetické vodivosti diferenčního rozptylu statorového vinutí
λ_{dif1n}	-	Činitel magnetické vodivosti diferenčního rozptylu při nasycení pro stator
λ_{dif2}	-	Činitel magnetické vodivosti diferenčního rozptylu rotorového vinutí
λ_{dif2n}	-	Činitel magnetické vodivosti diferenčního rozptylu při nasycení pro rotor
$\lambda'_{d\xi}$	-	Činitel magnetické vodivosti části drážky procházejícím proudem
ξ	-	Redukovaná výška vodiče
π	-	Ludolfovo číslo
ρ	$\Omega \cdot m$	Rezistivita
ϕ	Wb	Magnetická indukce ve vzduchové mezeře
ϕ_{00}	Wb	Amplituda 1. harm. ideálního mag. toku naprázdno
ω_s	$rads^{-1}$	Synchronní úhlová rychlost

1 ÚVOD

Diplomová práce je zaměřena na návrh pětifázového asynchronního motoru, jeho význam a výhody nad třífázovým motorem.

I když historie vícefázových strojů sahá až do roku 1969 [5], není o tomto typu strojů mnoho napsáno a prakticky se s těmito stroji nesetkáváme. Proto je zde věnována myšlenka analýzy pětifázového stroje, která může přesvědčit o pozitivním využití tohoto systému.

Asynchronní motory patří mezi důležité elektrické stroje, zejména v oblasti průmyslu. Pohon těchto indukčních strojů byl omezen na možnostech třífázového napájení. V posledních letech je ale zaznamenán výrazný růst ve výzkumu vícefázových motorů. Je to ovlivněno rozvojem výkonové elektroniky, která umožňuje ovládat vícefázové systémy. To má za následek zvýšený zájem o vícefázové stroje.

2 ASYNCHRONNÍ MOTORY

Asynchronní motor se využívá převážně v pracovních strojích a je nejrozšířenějším typem motoru. Výhoda asynchronního motoru je jeho jednoduchá konstrukce, robustnost a spolehlivost. Rozšířené celosvětové využívání a výroba asynchronních motorů zajišťuje velké množství komponentů v přijatelných cenových relacích. [6]

Výhodou asynchronních motorů je možnost napájení stroje přímo ze sítě. Tato vlastnost se týká jednofázových a třífázových motorů. S rozvojem výkonové elektroniky byl překonán problém s regulací otáček a otevřely se další možnosti využití asynchronních motorů. Tímto vývojovým krokem je možné ovládat motory nejen třífázové ale i motory s více fázemi. [6]

Mnohofázový systém nám umožňuje vytvořit v elektrickém stroji točivé magnetické pole. Magnetický obvod točivého magnetického pole je složen obvykle z pevného statoru a otáčivého rotoru, které jsou odděleny vzduchovou mezerou.

V drážkách statoru je vložen izolovaný drát tvořící statorové vinutí. Při průchodu proudu, vzniká v okolí magnetické pole, které prochází tělesem statoru přes vzduchovou mezeru a rotor. Velikost magnetického pole se určí z Hopkinsonova zákona. [4]

$$\Phi = U_m \cdot G_m$$

kde $U_m = NI = \int Hdl$

Z rovnice je patrné, že magnetomotorické napětí závisí na magnetizačním proudu a počtu závitů.

Rotor asynchronního motoru se uvádí do pohybu pomocí točivého magnetického pole ve vzduchové mezeře. Točivé magnetické pole je důsledek prostorového rozložení fází vinutí ve statorových drážkách, které je napájeno vícefázovým harmonickým napětím. Při asynchronní rychlosti rotoru dochází vůči točivému magnetickému poli statoru k indukci napětí v rotorovém

vinutí, které se zvětšuje s rozdílem rychlosti rotoru a magnetického točivého pole. Indukované napětí v rotorovém vinutí, které je spojeno nakrátko, způsobuje vznik rotorového proudu, který společně s magnetickým tokem statoru vytváří točivý moment. [6]

2.1 Jednofázové stroje

Jednofázový motor je složen z hlavního vinutí a startovacího vinutí. Startovací vinutí svírá s hlavním vinutím úhel maximální úhel 90° za účelem vytvoření vysokého spouštěcího momentu. Tento fázový úhel určuje také směr otáčení. Kondenzátor je obvykle spojen v sérii se začátkem vinutí za účelem vytvoření fázového posunu. Kvůli široké dostupnosti jednofázového napájení je nejširší použití jednofázových motorů v domácnostech a v aplikacích s nízkým příkonem, jako jsou domácí spotřebiče a malé obráběcí stroje. [6]

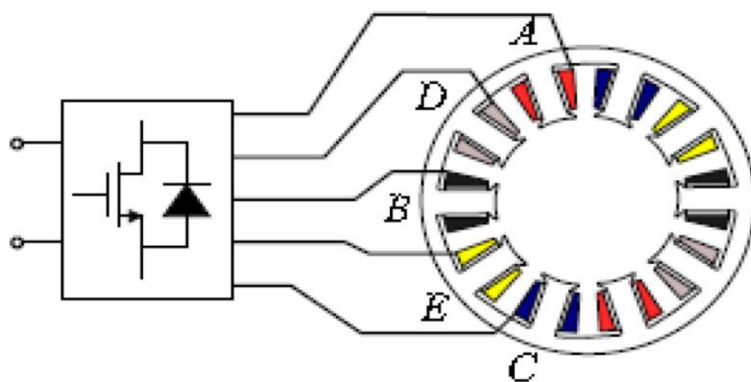
2.2 Třífázové stroje

Třífázové asynchronní motory se využívají převážně v průmyslu pro svůj vysoký výkon např. jako jeřáby, vrtací stroje a výtahy. Třífázové stroje mají tři sady vinutí, které jsou prostorově fázově rozloženy ve statorových drážkách o 120° . Rotující magnetické pole umožňuje rotaci rotoru bez potřeby kondenzátoru. Tento druh motoru má větší počáteční točivý moment a plynulejší provoz [6]. Hlavní výhodou třífázového motoru je možnost napájení přímo ze sítě bez použití výkonového převodníku. Jejich celosvětová výroba má za následek dostupnost spousty univerzálně dostupných dílů, které jsou vyráběny ve velkých sériích. Tyto aspekty dělají motor levnější, dostupný v různých konfiguracích a vyrobitelný v kratších časových termínech.

3 VÍCEFÁZOVÉ STROJE

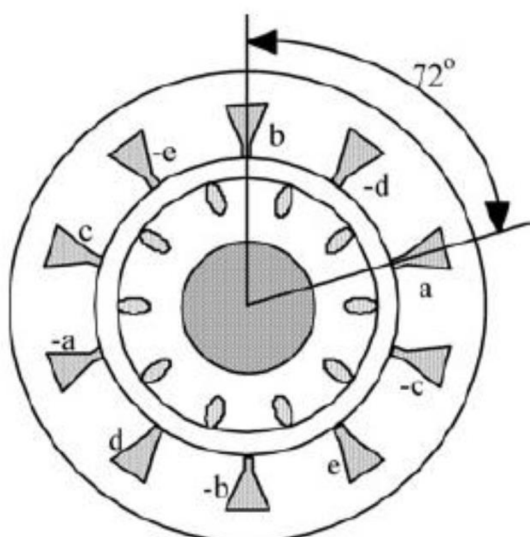
3.1 Význam vícefázových strojů

První známý záznam o vícefázových motorech pochází z roku 1969, kdy se problematikou zabývali autoři E.E. Ward a H.Harer v článku „Preliminary investigation of an inverterfed 5-phase induction motor“. Skutečný rozvoj výzkumu tohoto odvětví se zařazuje na počátek tohoto století. Souvisí to především s využitím pro příznivé vlastnosti, které se vyzdvihují nad třífázovými motory. Využití nacházejí v bezpečnostních aplikacích, které vyžadují odolnost vůči chybám a vyšší spolehlivost systému, jako jsou elektrické lodě, elektrická a hybridní vozidla, elektrická letadla, kompresory nebo čerpadla. [5]



Obr.1: Schéma pětifázového indukčního pohonu [10]

Stroje s více než třemi fázemi jsou svými vlastnostmi podobné třífázovým asynchronním strojům. Vícefázové stroje, např. v provedení s pětifázovým napájením mají vinutí prostorově i časově posunuty o 72° (obr.č.2). Pětifázový stroj vyžaduje vlastní upravené statorové plechy, proto není prakticky možné použít standardní statorové plechy pro třífázové vinutí.



Obr.2: Pětifázové vinutí [10]

Oproti třífázovým strojům se vícefázové indukční stroje odlišují v některých vlastnostech. Zásadní rozdíl je, že k napájení se využívá vícefázové střídavé napětí, které je převedeno pomocí vícefázového střídače z třífázové soustavy. Větší počet fází má za následek větší hustotu magnetického pole, což výrazně zlepšuje konečné vlastnosti vícefázových strojů nad stroji se třemi fázemi.[5].

Porovnání vlastností vícefázového stroje s třífázovým: [10]

1. Větší odolnost proti chybám. Pokud je jedna fáze rozpojena, stroj může být opět spuštěn v obvyklém režimu bez provedení servisní opravy.
2. Vinutí statoru vytváří u vícefázových strojů pole s nižším harmonickým obsahem, takže účinnost vícefázového stroje je nižší než u třífázového.

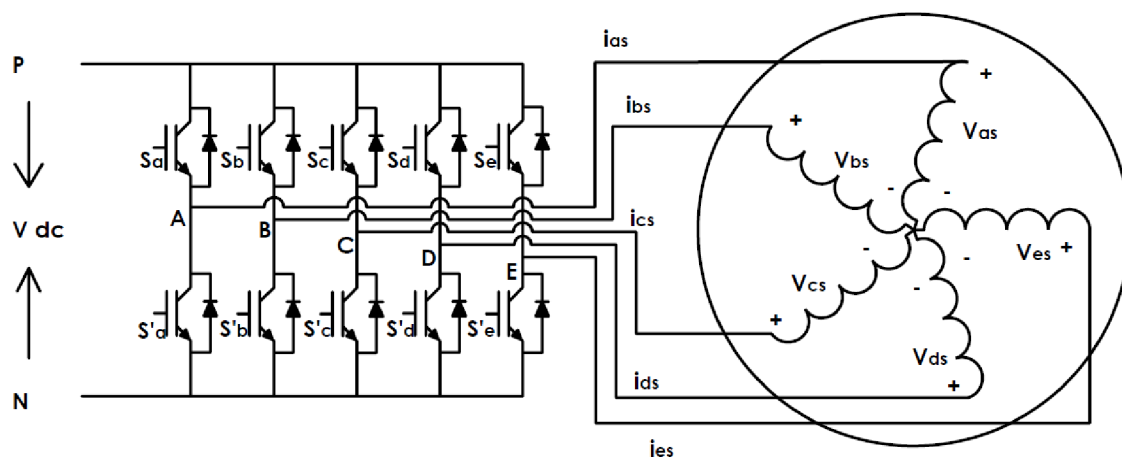
3. Jsou méně citlivé než třífázové stroje, které budí u časově harmonických složek tvar vlny, které způsobují zvýšený pulzující moment.
4. Je možné využít výkonové součástky s nižšími hodnotami pro dosažení vysokého výkonu pohonu (např.: lodní pohon).
5. Zlepšuje hlukové charakteristiky stroje.

3.2 Řízení vícefázových strojů

Princip regulace rychlosti u vícefázových strojů je v podstatě podobný jako u třífázových asynchronních strojů. V poslední době se řízení vícefázových strojů orientuje na vektorové řízení a přímé řízení momentu.

Obecná teorie elektrických strojů poskytuje dostatečné množství informací pro řešení matematických modelů indukčních strojů s libovolným počtem fází. Můžeme takto efektivně modelovat stroje s rozloženým i soustředným vinutím, kde počítáme s vlivem vyšší prostorově harmonické magnetomotorické síly. Transformační model s proměnnou fází se provádí za pomoci vhodné reálné maticové transformace.

N-fázový symetrický indukční stroj nazýváme takový, kde prostorové posunutí mezi jakýmkoli statorovými fázemi se rovná $\alpha = 2\pi/n$. Statorové i rotorové vinutí jsou považovány za n-fázové s předpokladem, že vinutí jsou sinusoidálně rozdělena, takže všechny vyšší prostorově magnetomotorické síly mohou být zanedbány. Předpokladem je, že jednotlivé fáze vinutí jsou spojeny do hvězdy. [5]



Obr.3: Schéma řízení pětifázového stroje [13]

4 NÁVRH PĚTIFÁZOVÉHO MOTORU

Tato kapitola pomůže navolit základní geometrii asynchronního stroje a jeho elektromagnetické zatížení. Teorii výpočtu asynchronních motorů se detailněji zabývala literatura [1] a [4], z kterých je převážně čerpáno.

Při volbě základních rozměrů asynchronního stroje je nutné přihlédnout k doplňkovým požadavkům technického zadání. Jedna ze základních veličin, kterou posuzujeme, je velikost maximálního momentu stroje, která má vliv na velikost reaktance vinutí a volbě velikosti sycení stroje, lineární hustotu proudu, tvar drážky atd. Drážky, které jsou úzké a hluboké a v horní části se zužují, zajišťují vyšší odpor rotoru při záběru, a tedy větší záběrný moment, ale zároveň roste rozptylová reaktance rotorového vinutí, klesá přetížitelnost motoru a účinník při jmenovitém chodu. Tyto vzájemné vztahy je nutné na počátku vyhodnotit ještě před začátkem výpočtu. [1]

4.1 Základní specifikace navrhovaného motoru

Tabulka 1- Základní parametry

Požadovaný výkon	P_2	7,5 kW
Otáčky statorového pole	n	3000 min ⁻¹
Napájecí napětí	U_n	400 V
Počet fází	m	5
Počet pólů	$2p$	2
Počet pólových dvojic	p	1
Požadované krytí	IP	44

4.2 Hlavní rozměry

Pro stanovení návrhu geometrie vícefázových strojů bylo převážně čerpáno z literatury [1] od I.P. Kopylova a kol. Všechny níže uvedené vztahy, pokud není uvedeno jinak, jsou čerpány z tohoto zdroje.

Návrh asynchronního stroje vychází z požadovaných parametrů stroje. Hlavní rozměry asynchronního stroje vycházejí ze základního vztahu, který je vyjádřen rovnicí, kde vnitřní průměr statoru D a ideální délka vzduchové mezery l_i je závislá na výkonu, úhlové rychlosti a elektromagnetickém zatížení.

$$\frac{D^2 l_i \omega_s}{P_i} = \frac{2}{\pi \alpha_\delta k_B k_v A B_\delta} \quad (1.1)$$

Rozměry zvoleného statorového plechu jsou úzce spojené s osovou výškou. Tyto základní parametry pomůžou zvolit správné rozměry v závislosti na výkonu a otáčkách.

Podle tab.1 se zvolí výška osy s ohledem na požadované otáčky a výkon. Podle tab.2 zvolené výšky osy je hodnota nejbližší nižší $h = 112 \text{ mm}$ a odpovídá vnějšímu průměru statoru $D_e = 0,191 \text{ m}$.

Tabulka 2- Výška osy h v závislosti na výkonu a otáčkách pro motory s krytím IP44 [1]

P_2 [kW]	2	4	6	8	10
2p=2	75-80	90-100	103-110	115-125	127-135
2p=4	80-90	100-110	110-122	125-132	130-140
2p=6	90-100	110-120	122-132	132-142	140-155
2p=8	100-110	120-130	132-148	142-165	155-180

Tabulka 3 - Výška os s odpovídajícím průměrem statorového plechu [1]

h	mm	90	100	112	132	160	180
D_e	m	0,149	0,168	0,191	0,225	0,272	0,313

Vnitřní průměr statoru D vychází z vnějšího průměru a určuje výšku j_h statoru, které je přímo úměrné magnetickému toku a nepřímo úměrné počtu pólů. Poměr mezi vnitřním a vnějším průměrem je dán vztahem

$$K_D = \frac{D}{D_e} \quad (1.2)$$

$$D = K_D D_e = 0,57 \cdot 0,191 = 0,109 \doteq 0,11 \text{ m}$$

Tabulka 4 - Poměr D/D_e [1]

2p	2	4	6	8	10 až 12
K_D	0,52 až 0,57	0,62 až 0,68	0,70 až 0,72	0,74 až 0,72	0,75 až 0,77

Z určeného vnitřního rozměru statoru se určí pólová rozteč

$$t_p = \frac{\pi D}{2p} = \pi \frac{0,11}{2} = 0,171 \text{ m} \quad (1.3)$$

Pomocí činitele k_E zvolené z následující tabulky se vypočítá vnitřní výkon P_i

$$P_i = P_2 \frac{k_E}{\eta \cos \varphi} = 7,5 \cdot 10^3 \cdot \frac{0,981}{0,88 \cdot 0,9} = 9290 \text{ VA} \quad (1.4)$$

Tabulka 5 - Poměr indukovaného napětí vinutí statoru k jmenovitému napětí k_E [1]

D_e	0,1	0,15	0,2	0,3	0,4
2p=2	0,975	0,979	0,982	0,985	0,988
2p=4	0,95	0,963	0,97	0,976	0,98
2p=6	0,925	0,945	0,955	0,968	0,973
2p=8	0,8	0,911	0,93	0,949	0,96

Přibližné hodnoty účinnosti a účinníku pro motory pro 30 kW s krytím IP 44

Tabulka 6 - Přibližná hodnota účinnosti η [1]

P_2 [kW]	2	4	6	8	10
2p=2	83	86	87	88	89
2p=4	79	84	86	87	88
2p=6	75	82	85	86	87
2p=8	75	82	85	86	87

Tabulka 7 - Přibližná hodnota účinníku $\cos\varphi$ [1]

P_2 [kW]	2	4	6	8	10
2p=2	0,88	0,89	0,9	0,9	0,91
2p=4	0,82	0,84	0,86	0,87	0,88
2p=6	0,75	0,8	0,82	0,83	0,84
2p=8	0,68	0,73	0,75	0,77	0,79

Na začátku výpočtu se vychází z doporučených hodnot elektromagnetického zatížení A a B_δ , činitelů α_δ, k_B, k_v a přibližného elektromagnetického výkonu.

$$A = 24 \cdot 10^3 \text{ Am}^{-1}; B_\delta = 0,72 \text{ T}$$

Tabulka 8 - Hustota proudu ve vzduchové mezeře [1]

D_e	M			0,120	0,160	0,200	0,240
A	A·m-1	2p=2	·10 ³	19-20	22-23	24-25	25-27
A	A·m-1	2p=4;6;8	·10 ³	20-21	24-25	26-27	27-29

Tabulka 9 - Indukce ve vzduchové mezeře [1]

D_e	m		0,120	0,160	0,200	0,240
B_δ	T	2p=2	0,67-0,7	0,7-0,73	0,71-0,75	0,71-0,75
B_δ	T	2p=4;6;8	0,78-0,82	0,85-0,87	0,87-0,91	0,88-0,92

Zploštění křivky pole ve vzduchové mezeře způsobené nasycením zubu statoru a rotoru, ovlivňuje činitel pólového krytí α_δ a činitel tvaru pole k_B . V prvotní fázi se uvažuje pole sinusové a vliv zploštění se zahrne při výpočtu magnetického napětí.

Předběžný výpočet hodnot jednotlivých činitelů vychází ze vztahu

$$\alpha_\delta = \frac{2}{\pi} = 0,64 \quad (1.5)$$

$$k_B = \frac{\pi}{2\sqrt{2}} = 1,11 \quad (1.6)$$

Synchronní úhlová rychlost hřídele motoru se vyjádří

$$\omega_s = 2\pi \cdot \frac{n_1}{60} = 2\pi \cdot \frac{f_1}{p} = 2\pi \cdot \frac{50}{1} = 314,16 \quad (1.7)$$

Činitel vinutí, jednovrstvého, je zvolen podle tab.9, předběžně $k_{v1} = 0,95$.

Tabulka 10 - Přibližná hodnota činitele statorového vinutí [1]

vinutí	jednovrstvá	dvouvrstvá 2p	dvouvrstvá >2p
k_{v1}	0,95 až 0,96	0,90 až 0,91	0,91 až 0,92

Vztah pro výpočet štíhlostního rozměru pro ověření správně zvolené volby rozměru vnitřního průměru rotoru a vzduchové mezery

$$\lambda = \frac{l_i}{t_p} = \frac{0,137}{0,171} = 0,80 \quad (1.8)$$

kde ideální délka vzduchové mezery l_i je odvozena podle (1.1)

$$l_i = \frac{P_i}{k_B D^2 \omega_s k_{v1} A B_\delta} = \frac{9290}{1,11 \cdot 0,11^2 \cdot 314 \cdot 0,95 \cdot 24 \cdot 10^3 \cdot 0,72} \doteq 0,137m$$

Podle (1.2) je $\omega_s = 2\pi \cdot \frac{3000}{60} = 314 \text{ rad} \cdot s^{-1}$

Tabulka 11 - Štíhlostní poměr [1]

2p	2	4	6	8
λ	0,4-0,7	0,7-1,1	1,1-1,6	1,5-2

Pokud je dobře zvolen vnitřní průměr rotoru a vzduchová mezera, tak by se měl výpočet tzv. štíhlostního poměru pohybovat v uvedeném rozmezí.

Pokud štíhlostní poměr vychází větší, než je uvedené rozmezí, opakuje se výpočet s nejbližší větší osovou výškou h a pokud je menší, počítáme s menší osovou výškou.

Hodnota $\lambda = 0,80$ neleží v doporučeném rozmezí.

Opakuji výpočet s vyšší osovou výškou ($h=132 \text{ mm}$).

$$D_e = 0,225 \quad D = K_D D_e = 0,57 \cdot 0,225 = 0,128$$

$$t_p = \frac{\pi D}{2p} = \pi \frac{0,128}{2} = 0,201 \text{ m}$$

$$P_i = P_2 \frac{k_E}{\eta \cos \varphi} = 7,5 \cdot 10^3 \cdot \frac{0,982}{0,88 \cdot 0,9} = 9299 \text{ VA}$$

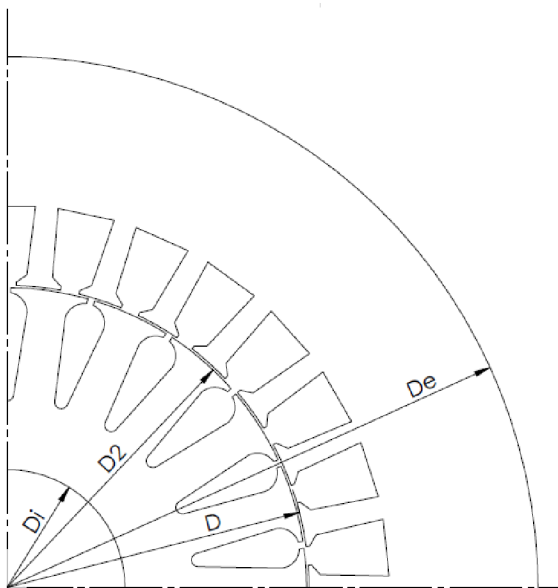
$$A = 26 \cdot 10^3 \text{ Am}^{-1}; B_\delta = 0,74 \text{ T}$$

$$l_i = \frac{P_i}{k_B D^2 \omega_s k_{v1} A B_\delta} = \frac{9299}{1,11 \cdot 0,128^2 \cdot 314 \cdot 0,95 \cdot 26 \cdot 10^3 \cdot 0,74} \doteq 0,089m$$

$$\lambda = \frac{l_i}{t_p} = \frac{0,089}{0,201} = 0,44$$

Hodnota $\lambda = 0,44$ už leží v doporučeném rozmezí.

Hodnotu drážkové rozteče statorového plechu se určí podle příslušné pólové rozteče, kde se k následnému výpočtu počtu drážek (1.9) počítá s celým rozsahem příslušné pólové rozteče.



Obr.4: Statorový a rotorový plech

4.2.1 Určení základních parametrů statorového vinutí

Mezní hodnota drážkové rozteče podle tab.11 jsou

$$t_{d1max} = 15,5 \text{ mm}, \quad t_{d1min} = 13,8 \text{ mm}$$

Tabulka 12 - Drážková rozteč [1]

tp		0,12	0,14	0,16	0,18	0,2	0,22	0,24	0,26
td (m)	$\cdot 10^{-3}$	11,0- 13,0	11,5- 13,5	12,0- 14,0	13,0- 15,0	13,8- 15,8	14,5- 16,0	14,8- 16,8	15,5- 17,2

$$Q_{1min} = \pi \cdot \frac{D}{t_{d1}} = \pi \cdot \frac{0,128}{0,0158} = 25,45; \quad Q_{1max} = \pi \cdot \frac{0,128}{0,0138} = 29,79 \quad (1.9)$$

Z vypočítaného rozmezí se zvolí počet statorových drážek s přihlédnutím k požadovanému počtu drážek na pól a fázi a symetrii vinutí.

Počet drážek se zvolil $Q_{1min} = 30$ (jednovrstvé vinutí), pak

$$q = \frac{Q_1}{2pm} = \frac{30}{2 \cdot 5} = 3 \quad (1.10)$$

Drážková rozteč statoru je tedy

$$t_{d1} = \frac{\pi D}{2pmq} = \pi \frac{0,128}{2 \cdot 5 \cdot 3} = 13,4 \cdot 10^{-3} \text{ m} \quad (1.11)$$

Pro výpočet efektivních vodičů v drážce podle (1.12) se nejprve určí počet efektivních vodičů bez paralelní větve.

$$V'_d = \frac{\pi DA}{I_{1N} Q_1} = \frac{\pi \cdot 0,128 \cdot 26 \cdot 10^3}{8,24 \cdot 30} = 42,4 \quad (1.12)$$

Zde jmenovitý proud vyjádříme vztahem

$$I_{1N} = \frac{P_2}{mU_{1N}\eta\cos\varphi} = \frac{7,5 \cdot 10^3}{5 \cdot 230 \cdot 0,88 \cdot 0,9} = 8,23 \text{ A} \quad (1.13)$$

Jsou zvoleny dvě paralelní větve $\alpha = 1$

$$Vd = \alpha V'_d = 1 \cdot 42,4 = 42,4 \doteq 43 \quad (1.14)$$

Hodnota V'_d se zaokrouhlí na nejbližší celé číslo. Počet paralelních větví může být během výpočtu změněno např. při výpočtu rozměrů a počtu dílčích vodičů.

Pomocí vypočítaných hodnot se určí počet efektivních vodičů

$$N_1 = \frac{V_d Q_1}{2am} = \frac{43 \cdot 30}{2 \cdot 1 \cdot 5} = 129 \quad (1.15)$$

a vypočítá se lineární hustota proudu

$$A = \frac{2I_{1N}N_1m}{\pi D} = \frac{2 \cdot 8,23 \cdot 129 \cdot 5}{\pi \cdot 0,128} = 26365 \text{ Am}^{-1}. \quad (1.16)$$

Zvolený činitel vinutí podle tab.9 se upřesní výpočtem.

$$K_{v1} = k_y \cdot k_r \quad (1.17)$$

k_y – činitel zkrácení kroku, který uvažuje zmenšení napětí indukovaného napětí v závitě vlivem zkrácení kroku. Protože se zkrácený krok neuvažuje $k_y = 1$.

k_r – činitel rozlohy, který zahrnuje zmenšené indukované napětí vlivem rozložení vinutí do více drážek vyjádřený následujícím vztahem

$$k_r = \frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} = \frac{\sin \frac{\pi}{2 \cdot 5}}{3 \cdot \sin \frac{\pi}{2 \cdot 5 \cdot 3}} = 0,985 \quad (1.18)$$

$$\phi = \frac{k_E U_{1N}}{4k_B N_1 K_{v1} f_1} = \frac{0,982 \cdot 230}{4 \cdot 1,11 \cdot 129 \cdot 0,985 \cdot 50} = 8,00 \cdot 10^{-3} \text{ Wb} \quad (1.19)$$

Indukci ve vzduchové mezeře se stanoví podle (1.20)

$$B_\delta = \frac{p\phi}{Dl_i} = \frac{1 \cdot 8,00 \cdot 10^{-3}}{0,128 \cdot 0,089} = 0,704 \text{ T} \quad (1.20)$$

Pro zvolení průřezu efektivního vodiče podle (1.21) se vychází z vypočítané hustoty proudu, která se zvolí z hustoty proudu ve vinutí tab.12 a lineární hustoty proudu.

$$S_{ef} = \frac{I_{1N}}{aJ_1} = \frac{8,23}{1 \cdot 5,348 \cdot 10^6} = 1,54 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 = 1,54 \text{ mm}^2 \quad (1.21)$$

$$J_1 = \frac{(AJ_1)}{A} = \frac{141 \cdot 10^9}{26365} = 5,348 \cdot 10^6 \text{ Am}^{-2} \quad (1.22)$$

Tabulka 13 – Střední hodnoty součinu AJ pro krytí 44, h ≤ 132 mm [1]

De (m)			0,12	0,14	0,16	0,18	0,2	0,22	0,24	0,26
AJ (A ² ·m ⁻³)	2p=2	·10 ⁹	130	135	138	139	140	141	142	143
AJ (A ² ·m ⁻³)	2p = 4; 6; 8	·10 ⁹	163	171	178	183	186	189	191	193

Jsou zvoleny dva paralelní vodiče $n_p = 2$, pak $S_v = 0,5 \cdot S_{ef} = 0,5 \cdot 1,54 = 0,77 \text{ mm}^2$

Podle tab. D 3.1 [1] str.650 je zvolen vodič izolovaný lakem s údaj: $d_v = 0,95 \text{ mm}$, $S_v = 0,709$, $S_{ef} = 0,709 \cdot 2 = 1,418 \text{ mm}^2$, $d_{vi} \approx 1,02 \text{ mm}$.

Největší oboustranný izolační přírůstek tvořený jednoduchou izolací tereftalátovým lakem je $0,07 \text{ mm}$ podle tab. D 3.1 [1] str.650.

Nakonec se upřesní hustota proudu, kde $S_v = S_{ef}/n_p$

$$J = \frac{I_{1N}}{a'S_v n_p} = \frac{8,23}{2 \cdot 0,709 \cdot 10^{-6} \cdot 1} = 5,81 \cdot 10^6 \text{ Am}^{-2} \quad (1.23)$$

4.2.2 Rozměry drážek statoru

Plocha drážky je volena podle počtu a rozměru vodičů uložených v drážce s uvažovanou izolací. Hodnoty magnetické indukce v zubech a jhu statoru, které se pohybují v určených mezích, jsou závislé na typu, výkonu, provedení stroje a na zvolené elektrotechnické oceli.

V první fázi výpočtu se zvolí rozměry drážky b_{z1} a h_{j1} podle přípustné indukce v zubech a jhu statoru.

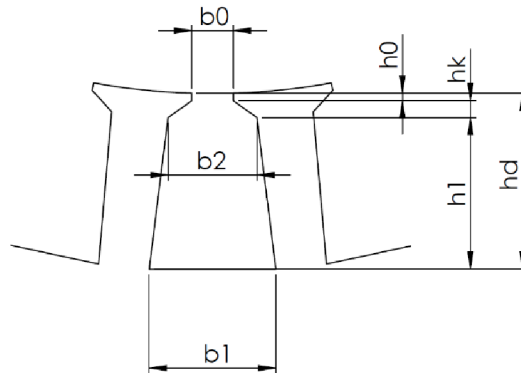
Hodnota magnetické indukce B_{z1} zubu statoru s rovnoběžnými stěnami se pohybuje v rozsahu 1,7 až 1,9 (T) a magnetická indukce jha statoru B_{j1} je 1,4 až 1,6 (T) (tab. 6.10 [1] str.213). Činitel plnění železa pro plech M700-50A o síle 0,5 mm se zvolí hodnota $k_{pFe} = 0,95$.

Předběžně je zvolena magnetická indukce $B_{z1} = 1,8 T$; $B_{j1} = 1,55 T$, pak je předběžná šířka zubu statoru

$$b_{z1} = \frac{B_{\delta} t_{d1} l_i}{B_{z1} l_{Fe1} k_{Fe}} = \frac{0,704 \cdot 13,4 \cdot 10^{-3} \cdot 0,089}{1,8 \cdot 0,089 \cdot 0,95} = 5,53 \cdot 10^{-3} m \quad (2.1)$$

a výška jha statoru

$$h_{j1} = \frac{\phi}{2B_{j1} l_{Fe1} k_{Fe1}} = \frac{8,00 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 1,55 \cdot 0,089 \cdot 0,95} = 30,6 \cdot 10^{-3} m \quad (2.2)$$



Obr.5: Statorový zub

Ze získaných hodnot můžeme vypočítat rozměry drážky (obr: 5).

Hloubka drážky:

$$h_d = \frac{D_e - D}{2} - h_{j1} = \frac{225 - 128}{2} - 30,6 = 17,7 \text{ mm} \quad (2.3)$$

Šířka drážky u paty zubu:

$$b_1 = \frac{\pi(D + 2h_d)}{Q_1} - b_{z1} = \frac{\pi(128 + 2 \cdot 17,7)}{30} - 5,53 = 11,6 \text{ mm} \quad (2.4)$$

Jestliže otevření drážky má rozměry podle tab. D 4.1[1] str.659 $b_0 = 4 \text{ mm}$, $h_0 = 0,7 \text{ mm}$ je šířka drážky v horní části.

$$b_2 = \frac{\pi(D + 2h_0 - b_0) - Q_1 b_{z1}}{Q_1 - \pi} = \frac{\pi(128 + 2 \cdot 0,7 - 4) - 30 \cdot 5,53}{30 - \pi} = 8,5 \text{ mm} \quad (2.5)$$

Aktivní hloubka drážky:

$$h_1 = h_d - \left(h_0 + \frac{b_2 - b_0}{2} \right) = 17,7 - \left(0,7 + \frac{8,5 - 4}{2} \right) = 14,8 \text{ mm} \quad (2.6)$$

Činitel plnění drážky se vypočítá ze „světlé“ plochy drážky, kde se uvažuje s plochou S_{vi} , která zastupuje drážkovou izolaci a plochu izolační vložky S_{vl} .

Zbývající plocha pro vinutí se vypočítá podle následujícího vztahu

$$S'_d = \frac{b'_1 + b'_2}{2} h'_1 - S_{vi} - S_{vl} = \frac{11,4 + 8,4}{2} \cdot 14,7 - 21,8 - 0 = 124 \text{ mm}^2 \quad (2.7)$$

kde

$$b'_1 = b_1 - \Delta b_d = 11,6 - 0,1 = 11,5 \text{ mm} \quad (2.8)$$

$$b'_2 = b_2 - \Delta b_d = 8,5 - 0,1 = 8,4 \text{ mm} \quad (2.9)$$

$$h'_1 = h_1 - \Delta h_d = 14,8 - 0,1 = 14,7 \text{ mm} \quad (2.10)$$

a plochu obsahující drážkovou izolaci vyjádříme vzorcem

$$S_{vi} = b_{vi}(2h_d + b_1 + b_2) = 0,4(2 \cdot 17,7 + 11,5 + 8,5) = 22,2 \text{ mm}^2 \quad (2.11)$$

kde b_{vi} je jednostranná tloušťka izolace v drážce je $b_{vi} = 0,4 \text{ mm}$.

Činitel plnění drážky by měl odpovídat hodnotě k_T , a měl by dosahovat hodnoty mezi 70 až 75 při ručním navíjení a 70 až 72 při strojním navíjení.

$$k_T = \frac{d_{vi}^2 V_d n_p}{S'_d} = \frac{1,02^2 \cdot 43 \cdot 2}{124} = 0,72 \quad (2.12)$$

Tato hodnota pro strojní navíjení je vyhovující.

Zvolená vzduchová mezera určuje velikost magnetizačního odporu a magnetického napětí. Se zkracováním vzduchové mezery se zároveň zmenšuje magnetomotorické napětí, a tedy i magnetizační proud. V návaznosti se zvětšuje $\cos\varphi$ a snižují se ztráty vytvořené vinutím statoru. Naopak nadměrné zmenšení mezery vede ke snížení účinnosti v důsledku nárůstu amplitud pulsací indukce ve vzduchové mezeře.

Pro optimální návrh δ se vychází z empirického vzorce.

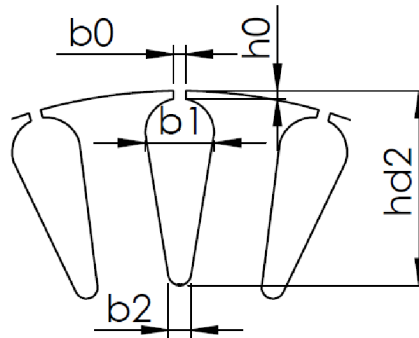
Pro $2p = 2$ do 20 kW

$$\delta \approx (0,3 + 1,5D) \cdot 10^{-3} = 0,5 \text{ mm} \quad (2.13)$$

Výsledná vzduchová mezera je zaokrouhlena na $0,05 \text{ mm}$ pro mezeru $\delta < 0,5 \text{ mm}$ a na $0,1 \text{ mm}$ pro mezeru $\delta > 0,5 \text{ mm}$

4.2.3 Rozměry drážek rotoru

Na základě zvoleného počtu drážek podle literatury [1] navrhujeme rozměry rotorové klece.



Obr.6: Rotorový zub

Návrh počtu drážek rotoru vychází z výzkumu, který se zaměřil na rozbor vlivu vzájemného poměrů počtu zubů statoru a rotoru na momentovou charakteristiku a vibrace. Výsledkem návrhu jsou doporučené počty drážek Q_2 , které jsou uvedeny v dodatkové tabulce D2. Volba nižšího počtu drážek Q_2 oproti Q_1 vychází z předpokladu, ·

Počet drážek rotoru podle literatury [1] tab. 6.15 str.227 $Q_2 = 22$. nenatočené drážky

Vnější průměr rotoru

$$D_2 = D - 2\delta = 0,128 - 2 \cdot 0,0005 = 0,127 \text{ m} \quad (3.1)$$

Délka rotoru $l_2 = l_1 = 0,089 \text{ m}$.

Drážková rozteč

$$t_{d2} = \frac{\pi D_2}{Q_2} = \frac{\pi \cdot 0,127}{22} \doteq 0,0182 \text{ m} = 18,2 \text{ mm} \quad (3.2)$$

Vnitřní průměr rotoru je roven průměru hřídele, neboť rotorový svazek je přímo nasazen na hřídel.

$$D_i = D_h = k_h D_e = 0,23 \cdot 0,225 = 0,0518 \text{ m} \doteq 50 \text{ mm} \quad (3.3)$$

k_h je činitel volený podle tab. 6.16

Tabulka 14 – Činitel k_h pro výpočet průměru hřídele [1]

h (mm)	50 až 63	71 až 250	280 až 355		400 až 500		
$2p$	2 až 6	2 až 8	2	4 až 12	4	6	8 až 12
k_h	0,19	0,23	0,22	0,23	0,2	0,23	0,25

Proud v tyči rotorového vinutí

$$I_2 = k_i I_1 p_i = 0,93 \cdot 8,23 \cdot 57,76 = 442 \text{ A} \quad (3.4)$$

kde $k_i = 0,93$ podle tab. 15, činitel přepočtu proudu

Tabulka 15 - Činitel přepočtu proudu

cosφ	0,7	0,75	0,8	0,85	0,9	0,95
Ki	0,75	0,8	0,84	0,89	0,93	0,96

$$p_i = \frac{2m_1 N_1 k_{v1}}{Q_2} = \frac{2 \cdot 5 \cdot 127 \cdot 0,985}{22} = 57,76 \quad (3.5)$$

Činitel statorového vinutí

$$k_{v1} = k_r = \frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} = \frac{\sin \frac{\pi}{2 \cdot 5}}{3 \sin \frac{\pi}{2 \cdot 5 \cdot 3}} = 0,985. \quad (3.6)$$

Příčný průřez tyče

$$S_t = \frac{I_2}{J_2} = \frac{442}{3 \cdot 10^6} = 147 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 = 147 \text{ mm}^2 \quad (3.7)$$

V tyčích rotoru s hliníkovým odlevaným vinutím se hustota proudu J_2 volí v rozmezí $2,5$ až $3,5 \cdot 10^6 \text{ Am}^{-2}$

Drážka rotoru je zavřená, typu V, rozměry $b_0 = 1,5 \text{ mm}$, $h_0 = 1 \text{ mm}$.

Dovolená šířka zubu

$$b_{z2dov} = \frac{B_s t_{a2} l_i}{B_{z2} l_{Fe2} k_{Fe}} = \frac{0,738 \cdot 0,0182 \cdot 0,089}{1,8 \cdot 0,089 \cdot 0,95} \doteq 7,48 \text{ mm} \quad (3.8)$$

Rozměry rotorové drážky:

$$b_1 = \frac{\pi(D_2 - 2h_0 - 2h'_0) - Q_2 b_{z2}}{\pi + Q_2} = \frac{\pi(127 - 2 \cdot 1) - 22 \cdot 7,48}{\pi + 22} = 9,1 \text{ mm} \quad (3.9)$$

$$b_2 = \sqrt{\frac{b_1^2 \left(\frac{Q_2}{\pi} + \frac{\pi}{2} \right) - 4S_t}{\frac{Q_2}{\pi} - \frac{\pi}{2}}} = \sqrt{\frac{9,1^2 \left(\frac{22}{\pi} + \frac{\pi}{2} \right) - 4 \cdot 147}{\frac{22}{\pi} - \frac{\pi}{2}}} = 4,7 \text{ mm} \quad (3.10)$$

$$h_1 = (b_1 - b_2) \frac{Q_2}{2\pi} = (9,1 - 4,7) \frac{22}{2\pi} = 15,3 \text{ mm} \quad (3.11)$$

Celková hloubka drážky

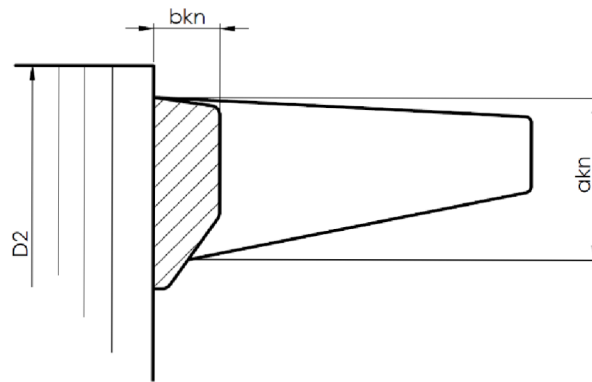
$$h_{d2} = h_0 + \frac{b_1}{2} + h_1 + \frac{b_2}{2} = 1 + \frac{9,1}{2} + 15,8 + \frac{4,7}{2} = 23,8 \text{ mm} \quad (3.12)$$

Průřez tyče

$$S_t = \frac{\pi}{8}(b_1^2 + b_2^2) + \frac{1}{2}(b_1 + b_2) \cdot h_1 = \frac{\pi}{8}(9,1^2 + 4,7^2) + \frac{1}{2}(9,1 + 4,7) \cdot 15,3 = 147 \text{ mm}^2 \quad (3.13)$$

Vypočítaný průřez tyče upřesní hodnotu hustoty tyče.

$$J_t = \frac{I_2}{S_t} = \frac{442}{147 \cdot 10^{-6}} = 3,01 \cdot 10^6 \text{ Am}^{-2} \quad (3.14)$$



Obr.7: Klecový rotor – rozměry kruhu nakrátko litého vinutí [1]

Výpočet průřezu kruhu nakrátko

$$S'_{kn} = \frac{I_{kn}}{J_{kn}} = \frac{1554}{2,55 \cdot 10^6} = 609 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \quad (3.15)$$

$$I_{kn} = \frac{I_2}{\Delta} = \frac{442}{0,285} = 1554 \text{ A} \quad (3.16)$$

$$\Delta = 2 \cdot \sin \frac{\alpha}{2} = 2 \cdot \sin \frac{\pi \cdot 1}{22} = 0,285 \quad (3.17)$$

Hustota proudu je v kruzích nakrátko volena o 15 až 20 % menší, než jaká byla stanovena v tyčích.

$$J_{kn} = 0,85 J_t = 0,85 \cdot 3,01 \cdot 10^6 = 2,55 \cdot 10^6 \text{ Am}^{-2} \quad (3.18)$$

Výpočet rozměru kruhu nakrátko

$$b_{kn} = 1,25 h_{d2} = 1,25 \cdot 23,2 = 29,1 \text{ mm} \quad (3.19)$$

$$a_{kn} = \frac{S'_{kn}}{b_{kn}} = \frac{609}{29,1} = 21,0 \text{ mm} \quad (3.20)$$

Průřez kruhu nakrátko u litého vinutí

$$S_{kn} = a_{kn} b_{kn} = 19,4 \cdot 29,1 = 609 \text{ mm}^2 \quad (3.21)$$

$$D_{kn} = D_2 - b_{kn} = 127 - 29,1 = 98,2 \text{ mm} \quad (3.22)$$

4.3 Magnetický obvod

4.3.1 Magnetická indukce ve vzduchové mezeře

Výpočet magnetického obvodu vychází z indukce ve vzduchové mezeře a z vypočítaného magnetického toku jednoho pólu. Pro výpočet magnetického obvodu byl zvolen zdroj [4] od autorů M.Brázda, R.Staňa.

Amplitudu 1. harmonického toku naprázdno ϕ_{00} se odvodí ze základní rovnice Faradayova zákona elektromagnetické indukce

$$u_i = \frac{d\psi}{dt} \quad (4.1)$$

Za předpokladu sinusové časové změny spřaženého magnetického toku se upraví rovnice, kde se vyjádří efektivní hodnotu indukovaného napětí [9].

$$U_{i1} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \cdot f_1 \cdot \phi \cdot N_{zsf} \cdot k_{v1} \quad (4.2)$$

Úpravou rovnice efektivního indukovaného napětí se vypočítá amplituda 1. harmonické ideálního magnetického toku naprázdno

$$\phi_{00} = \frac{m_1 \cdot U_{1f} \cdot a_1}{\frac{\pi}{\sqrt{2}} \cdot f_1 \cdot V_{d1} \cdot Q_1 \cdot k_{v1}} = \frac{5 \cdot 230 \cdot 1}{\frac{\pi}{\sqrt{2}} \cdot 50 \cdot 43 \cdot 30 \cdot 0,985} = 8,449 \cdot 10^{-3} \text{ Wb} \quad (4.3)$$

Na hodnotě magnetického toku závisí velikost střední magnetické indukce.

$$B_{B00} = \frac{\phi_{00}}{t_{p\delta} \cdot l_i \cdot 10^{-3}} = \frac{8,449 \cdot 10^{-3}}{0,2 \cdot 0,089 \cdot 10^{-3}} = 0,473 \text{ T} \quad (4.4)$$

$$t_{p\delta} = \frac{\pi \cdot D_{s\delta}}{2p} = \frac{\pi \cdot 127,5}{2 \cdot 1} = 200,28 \text{ mm} \quad (4.5)$$

Výsledek se upraví na amplitudu 1. harmonické ideální magnetické indukce ve vzduchové mezeře B_{00} . Po vynásobení primárním činitelem vazby κ a činitelem deformace $\frac{1}{k_1}$ se získá skutečná hodnota amplitudy magnetické indukce ve vzduchové mezeře B_δ .

$$B_{00} = B_{B00} \cdot \frac{\pi}{2} = 0,473 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{\pi}{2} = 0,743 \text{ T} \quad (4.6)$$

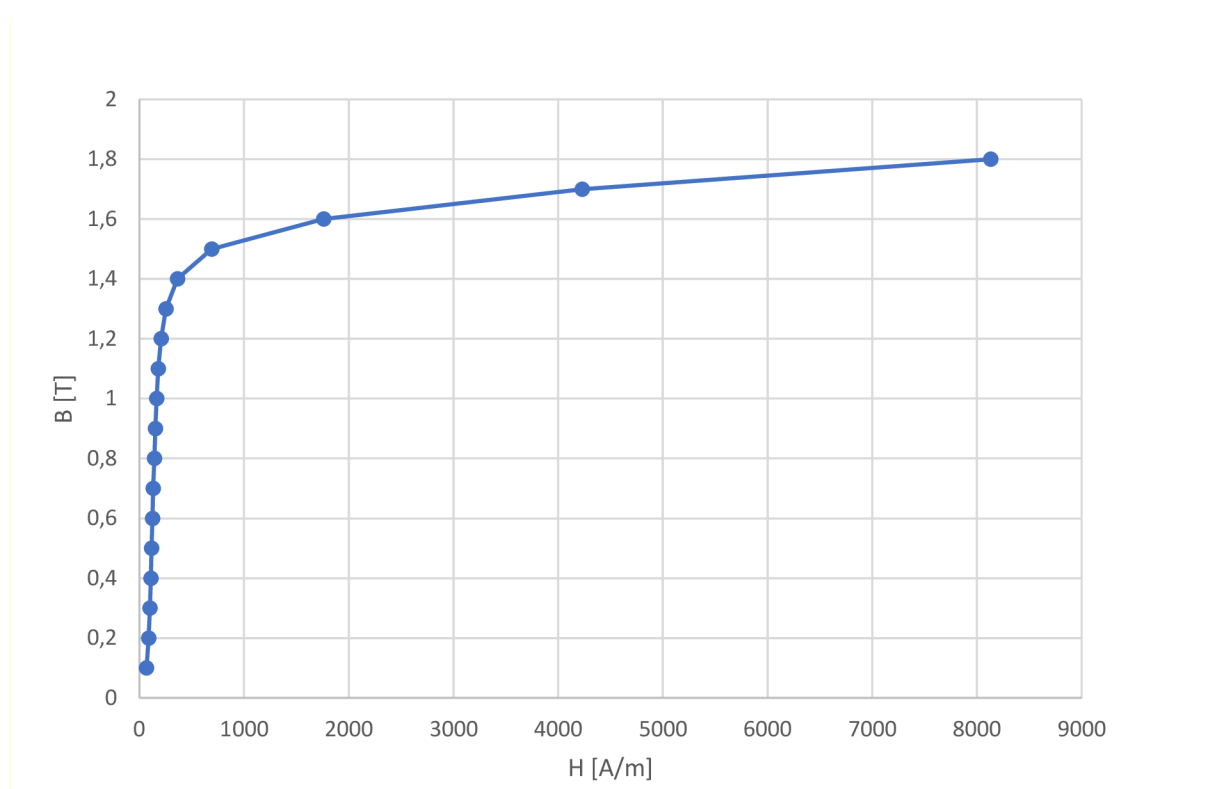
$$B_\delta = B_{00} \cdot \kappa \cdot \frac{1}{k_1} \cdot \frac{l_i}{l_{Fe}} = 0,743 \cdot 10^{-3} \cdot 0,98 \cdot \frac{1}{1,11} \cdot \frac{0,089}{0,089} = 0,656 \text{ T} \quad (4.7)$$

Při prvotním výpočtu je určen primární činitel vazby κ podle tab.13. Případná korekce odhadu se provede po výpočtu reaktancí následujícím vztahem.

$$\kappa = \frac{X_{\mu}}{X_{\mu} + X_{\sigma 1}} \quad (4.8)$$

Tabulka 16 - Drážková rozteč [4]

2p	2	4	6	8
κ	0,98 - 0,995	0,97 - 0,99	0,96 - 0,98	0,95 - 0,97



Obr.8: B-H charakteristika materiálu M700-50A vygenerovaná podle datového listu [7].

4.3.2 Magnetické napětí pro vzduchovou mezeru

Průběh siločar vzduchovou mezerou není radiální, ale vlivem drážkování jsou siločáry zaoblené. Pro protlačení toku vzduchovou mezerou je zapotřebí větší magnetomotorická síla, než jaká by byla potřeba u nedrážkovaného stroje. Hodnota magnetického napětí pro vzduchovou mezeru je tedy násobena Carterovým činitelem K_c .

Pokud je drážkování oboustranné, Carterův činitel se vypočítá pro drážkový stator a nedrážkovaný rotor a obráceně. Obě dvě hodnoty po vynásobení určí výslednou hodnotu Carterova činitele.

$$K_{c1} = \frac{t_{d1}}{t_{d1} - \gamma_1} = \frac{13,4}{13,4 - 2,462} = 1,226 \quad (4.9)$$

$$K_{c2} = \frac{t_{d2}}{t_{d2} - \gamma_2} = \frac{18,2}{18,2 - 0,563} = 1,032 \quad (4.10)$$

$$K_c = K_{c1} \cdot K_{c2} = 1,226 \cdot 1,032 = 1,266 \quad (4.11)$$

$$\gamma_1 = \frac{(b_{os}/\delta)^2}{5g + b_{os}/\delta} = \frac{(4/0,5)^2}{5 + 4/0,5} = 2,462 \quad (4.12)$$

$$\gamma_2 = \frac{(b_{or}/\delta)^2}{5g + b_{or}/\delta} = \frac{(1,5/0,5)^2}{5 + 1,5/0,5} = 1,15 \quad (4.13)$$

Amplituda 1. harmonického toku naprázdno ϕ_{00}

$$U_\delta = \frac{1}{\mu_0} B_\delta k_c \delta = \frac{1}{4 \cdot 10^{-7} \cdot \pi} \cdot 0,656 \cdot 10^{-3} \cdot 1,266 \cdot 0,5 = 325,14 \text{ A} \quad (4.14)$$

4.3.3 Magnetické napětí zubu statoru

Hodnota magnetického napětí zubu statoru je dána intenzitou magnetického pole a délkou magnetické siločáry v zubu statoru. K výpočtu hodnoty intenzity magnetického pole se v prvním kroku určí zdánlivá magnetická indukce B''_{zS} , která se získá z hodnot ideální magnetické indukce ve vzduchové mezeře a geometrických rozměrů magnetického obvodu.

$$B''_{zS} = B_{00} \cdot \frac{l}{l_e} \cdot \frac{t_{d\delta S}}{b_{zS}} = B_{00} \cdot \frac{t_{d\delta S}}{b_{zS} \cdot k_{Fe}} = 0,743 \cdot \frac{13,35}{5,53 \cdot 0,95} = 1,90 \text{ T} \quad (4.15)$$

V dalším kroku výpočtu magnetického napětí se zdánlivá magnetická indukce upraví o koeficient, který představuje vliv deformace magnetického pole. Činitel primárního rozptylu může být zanedbán, protože magnetický tok prochází celým zubem statoru.

$$B'_{zS} = B''_{zS} \cdot \frac{1}{k_{Fe}} \cdot \frac{1}{k_{Fe}} = 1,90 \cdot \frac{1}{1,11} = 1,71 \text{ T} \quad (4.16)$$

Z takto upravené magnetické indukce z B-H charakteristiky zvoleného materiálu M700-50A se odečte hodnota magnetické intenzity H_{zS} (obr.8).

$$H_{zS} = 4620 \text{ A/m}$$

$$h_{zS} = 17,74 \text{ mm}$$

Výsledné magnetické napětí je součinem magnetické intenzity a délky magnetické siločáry l_{zS} , která odpovídá délce zubu statoru.

$$U_{zS} = H_{zS} \cdot h_{zS} = 4620 \cdot 17,74 \cdot 10^{-3} = 81,95 \text{ A} \quad (4.17)$$

4.3.4 Magnetické napětí zubu rotoru

Podobným způsobem se vypočítá magnetické napětí na zubu rotoru. Rozdílné je použití činitele primárního rozptylu.

$$B''_{zR} = B_{00} \cdot \frac{l}{l_e} \cdot \frac{t_{d\delta R}}{b_{zR}} = B_{00} \cdot \frac{t_{d\delta R}}{b_{zR} \cdot k_{Fe}} = 0,743 \cdot \frac{18,2}{7,48 \cdot 0,95} = 1,90 \text{ T} \quad (4.18)$$

$$B'_{zR} = B_{zR} \cdot \frac{1}{k_{Fe}} \cdot \chi = 1,9 \cdot \frac{1}{1,11} \cdot 0,98 = 1,68 \text{ T} \quad (4.19)$$

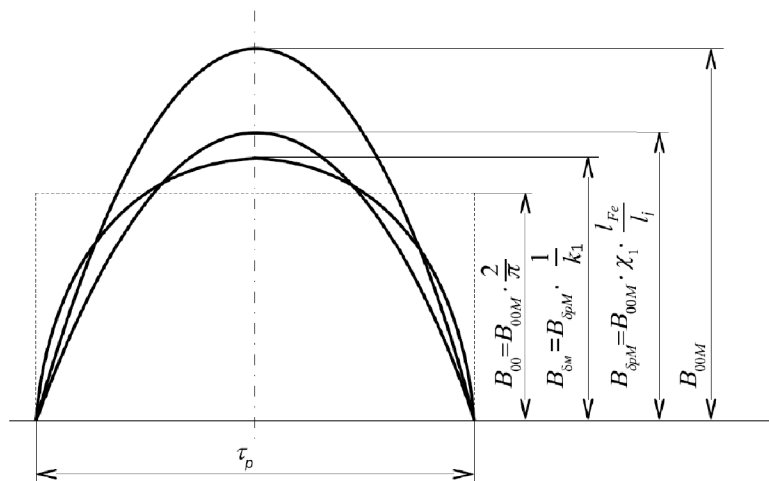
Výsledné magnetické napětí je vypočítáno z magnetické intenzity odečtené z charakteristiky materiálu a z délky magnetické siločáry. Hodnota délky magnetické siločáry představuje výšku rotorového zubu.

$$H_{zS} = 3736 \text{ A/m}$$

$$h_{zS} = 17,7 \text{ mm}$$

$$U_{zR} = H_{zR} \cdot h_{zR} = 3736 \cdot 17,7 \cdot 10^{-3} = 66,27 \text{ A} \quad (4.20)$$

Ze stanovených hodnot magnetického napětí zubu a vzduchové mezery se můžeme stanovit činitel deformace.



Obr.9: Činitel deformace pole [9]

Činitel deformace $\frac{1}{k_1}$ magnetického pole ve vzduchové mezeře závisí na statorovém vinutí a na velikosti činitele nasycení přechodové vrstvy k_z .

Přechodová vrstva vyjadřuje poměr magnetického napětí vzduchové mezery a zubů k magnetickému napětí vzduchové mezery.

$$k_z = \frac{U_{zS} + U_{zR} + U_{\delta}}{U_{\delta}} = \frac{81,95 + 66,27 + 325,14}{325,14} = 1,46 \quad (4.21)$$

Činitel deformace se může vyjádřit polynomem 4 stupně.

$$\frac{1}{k_1} = b_0 + b_1 \cdot k_z + b_2 \cdot k_z^2 + b_3 \cdot k_z^3 + b_4 \cdot k_z^4 \quad (4.22)$$

Koeficienty $b_0 \dots b_4$ jsou stanoveny podle [4] (tab. 4-2 str.68.)

4.3.5 Magnetické napětí na jhu statoru

Magnetické napětí na jhu statoru je dáno ideální magnetickou indukci a rozměry magnetického obvodu.

$$B_{jS} = B_{00} \cdot \frac{D_s}{h_{jS} \cdot 2p \cdot k_{Fe}} = 0,743 \cdot \frac{128}{31,3 \cdot 2 \cdot 1 \cdot 0,95} = 1,64 T \quad (4.23)$$

Hodnota h_{jS} určuje vnější průměr a průměrem patní kružnice zubu.

$$h_{jS} = \frac{D_e - D_s}{2} = \frac{225 - 164}{2} = 30,6 \quad (4.24)$$

Střední hodnota magnetické indukce je jen na určité části jha a od této oblasti se magnetická indukce snižuje. Proto je oblast rozložena na pět částí, kde je každý úsek tohoto jha počítán samostatně. [9]

$$B_{jSo} = \frac{5}{\pi} \cdot \int_a^b (B_{jS} \cdot \sin\theta) \cdot d\theta \quad (4.25)$$

$$B_{jSo1} = \frac{5}{\pi} \cdot \int_0^{\frac{\pi}{5}} (B_{jS} \cdot \sin\theta) \cdot d\theta = \frac{5}{\pi} \cdot [B_{jS}(-\cos\theta)]_0^{\frac{\pi}{5}} = 0,497$$

$$B_{jSo2} = \frac{5}{\pi} \cdot \int_{\frac{\pi}{5}}^{\frac{2\pi}{5}} (B_{jS} \cdot \sin\theta) \cdot d\theta = \frac{5}{\pi} \cdot [B_{jS}(-\cos\theta)]_{\frac{\pi}{5}}^{\frac{2\pi}{5}} = 1,302$$

$$B_{jSo3} = \frac{5}{\pi} \cdot \int_{\frac{2\pi}{5}}^{\frac{3\pi}{5}} (B_{jS} \cdot \sin\theta) \cdot d\theta = \frac{5}{\pi} \cdot [B_{jS}(-\cos\theta)]_{\frac{2\pi}{5}}^{\frac{3\pi}{5}} = 1,609$$

$$H'_{jSo1} = H'_{jSo5} = 115,76 A \cdot m^{-1}$$

$$H'_{jSo2} = H'_{jSo4} = 256,18 A \cdot m^{-1}$$

$$H'_{jSo3} = 1982,3 A \cdot m^{-1}$$

$$H_{jS} = H_{jS0} \cdot k_0 \cdot k_{0B} \cdot C_k \quad (4.26)$$

Z vypočítaných magnetických indukcí se opět zvolí, pomocí charakteristiky materiálu M700-50A, příslušná intenzita magnetického pole H'_{jS0} , která se upraví následujícími koeficienty:

k_0 – oprava na zploštění křivky magnetické indukce

k_{0B} – empirická oprava respektující zploštění křivky magnetické indukce

C_k – korekce na kruhový průběh indukčních čar. Hodnotu C_k získáme z grafu liter. [4] (str. 82)

$$k_0 = \frac{8 + \frac{1}{k_1}}{12 - 3 \cdot \frac{1}{k_1}} = 0,96 \quad (4.27)$$

$$C_k = 1,02$$

$$k_{0BS} = \frac{1}{0,094 \cdot B_{jS} + 0,903} = \frac{1}{0,094 \cdot 1,569 + 0,903} = 0,95 \quad (4.28)$$

$$H_{jS01} = H_{jS05} = H'_{jS01} \cdot k_0 \cdot k_{0BS} \cdot C_k = 115,76 \cdot 0,96 \cdot 0,95 \cdot 1,02 = 106,94 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1} \quad (4.29)$$

$$H_{jS02} = H_{jS04} = H'_{jS02} \cdot k_0 \cdot k_{0BS} \cdot C_k = 256,18 \cdot 0,96 \cdot 0,95 \cdot 1,02 = 236,66 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1} \quad (4.30)$$

$$H_{jS03} = H'_{jS03} \cdot k_0 \cdot k_{0BS} \cdot C_k = 1982,3 \cdot 0,96 \cdot 0,95 \cdot 1,02 = 1831,24 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1} \quad (4.31)$$

Výsledná hodnota magnetického napětí jha statoru je součinem intenzity magnetického pole a délky indukční čáry magnetického jha. Délka indukční čáry l_{jS} představuje polovinu pólové rozteče na středním průměru jha D_{jS} .

$$l_{jS} = \frac{\pi \cdot D_{jS}}{2 \cdot 2p} = \frac{\pi \cdot D_e + D_{zs}}{4 \cdot 2p} = \frac{\pi \cdot 225 + 164}{4 \cdot 2} = 153 \text{ mm} \quad (4.32)$$

$$\begin{aligned} U_{jS} &= H_{jS01} \cdot \frac{l_{jS}}{5} + H_{jS02} \cdot \frac{l_{jS}}{5} + H_{jS03} \cdot \frac{l_{jS}}{5} + H_{jS04} \cdot \frac{l_{jS}}{5} + H_{jS05} \cdot \frac{l_{jS}}{5} \\ &= 106,94 \cdot \frac{153 \cdot 10^{-3}}{5} + 236,66 \cdot \frac{153 \cdot 10^{-3}}{5} + 1831,24 \cdot \frac{153 \cdot 10^{-3}}{5} + 216,66 \\ &\quad \cdot \frac{153 \cdot 10^{-3}}{5} + 106,94 \cdot \frac{153 \cdot 10^{-3}}{5} = 76,89 \text{ A} \end{aligned} \quad (4.33)$$

4.3.6 Magnetické napětí na jhu rotoru

Při výpočtu magnetického napětí na jhu motoru se přihlíží stejně jako u výpočtu magnetického napětí zubu rotoru k úpravě pomocí hodnoty činitele vazby κ .

$$B_{jR} = B_{00} \cdot \frac{D}{h_{jR} \cdot 2p \cdot k_{Fe}} \cdot \kappa = 0,743 \cdot \frac{127}{41,36 \cdot 2 \cdot 0,95} = 1,19 \text{ T} \quad (4.34)$$

Výška rotorového jha h_{jR} představuje vnitřní průměr rotoru d_i , který se odečte od průměru patní kružnice zubu rotoru.

$$h_{jR} = \frac{d_{zR} - d_i}{2} = \frac{82,4 - 0}{2} = 41,2 \quad (4.35)$$

Průměr patní kružnice je stanoven s ohledem na zaoblenou drážku, kde se zahrnuje vnikání magnetického toku do kořene zubu.

$$d_{zR} = D - 2 \left(h_{dR} - \frac{1}{6} b_{zR} \right) = 127 - 2 \left(23,2 - \frac{1}{6} \cdot 4,7 \right) = 82,4 \quad (4.36)$$

Určená intenzita magnetického pole se upraví pomocí koeficientů k_0, k_{0BS} a C_k . Koeficient C_{k2} pro dvoupólové motory je stanoven 1,525 [4].

$$H'_{jR} = 203,4 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1}$$

$$H_{jR} = H'_{jR} \cdot k_0 \cdot k_{0B} \cdot C_{k2} = 193 \cdot 0,96 \cdot 0,95 \cdot 1,525 = 268,424 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1} \quad (4.37)$$

Délka indukční čáry rotorového jha představuje polovinu pólové rozteče na středním průměru jha.

$$l_{jr} = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{D_{jR}}{2p} = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{D_i + h_{jR}}{2p} = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{0 + 41,2}{2} = 16,2 \text{ mm} \quad (4.38)$$

Z výsledných hodnot se stanoví magnetické napětí na jhu rotoru.

$$U_{jR} = H_{jR01} \cdot l_{jR} = 280,93 \cdot 16,2 \cdot 10^{-3} = 4,54 \text{ A} \quad (4.39)$$

4.3.7 Celkové magnetické napětí a magnetizační proud

Z dosažených hodnot jednotlivých magnetických napětí se stanoví celkové magnetické napětí na jednu pólovou dvojici

$$U_{mp} = U_{\delta} + U_{zS} + U_{zR} + U_{jS} + U_{jR} = 325,14 + 81,95 + 66,27 + 76,89 + 4,54 \\ = 554,79 \text{ A} \quad (4.40)$$

, magnetizační proud 1 fáze

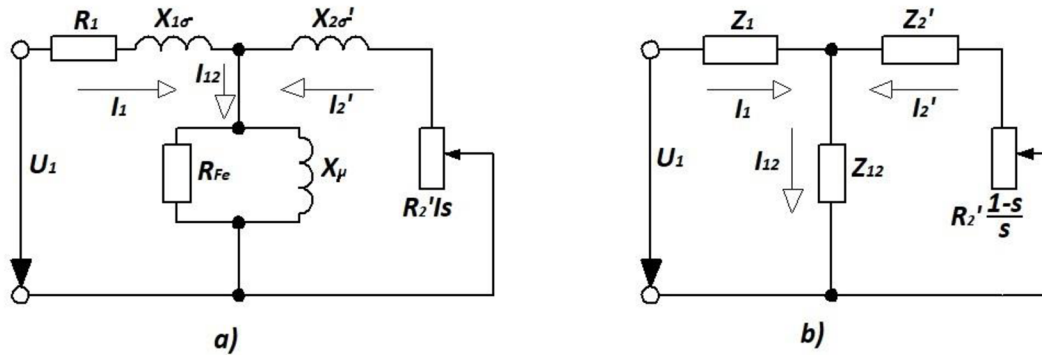
$$I_{\mu} = \frac{pU_{mp}}{0,45 \cdot \frac{V_{d1} \cdot Q_1}{a_1} k_{v1}} = \frac{2 \cdot 554,79}{0,45 \cdot \frac{43 \cdot 30}{1} \cdot 0,985} = 2,01 \text{ A} \quad (4.41)$$

a poměrná hodnota magnetizačního proudu

$$i_{\mu} = \frac{I_{\mu}}{I_1} = \frac{2,01}{8,23} = 0,24 \quad (4.42)$$

4.4 Výpočet odporů a reaktancí

Pro návrh asynchronního stroje je třeba stanovit odpory a rozptylové reaktance statorového a rotorového vinutí, vzájemné rozptylové reaktance podle náhradního schématu pro asynchronní stroj. Pro tuto kapitolu a další navazující početní operace byla použita opět literatura od I.P. Kopylova a kol.[1].



Obr.10 : Náhradní schéma asynchronního stroje (a) a jeho zjednodušený výpočetní model (b) [1]

4.4.1 Odpor fáze statorového vinutí

Odpor jedné fáze statorového vinutí se stanoví podle (4.43) s rezistivitou materiálu vinutí při uvažované teplotě.

$$R_1 = \rho_{115} \frac{L_1}{S_{ef} a} = 0,02439 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{99,04}{1,42 \cdot 10^{-6} \cdot 1} = 1,704 \, \Omega \quad (4.43)$$

Tabulka 17 - Rezistivita materiálů pro vinutí [1]

Typ materiálu	Materiál	Rezistivita $\rho(\Omega \cdot m)$ při teplotě $\vartheta(^{\circ}C)$		
		20	75	115
Vinutí z měděných vodičů nebo z neizolované pásové mědi	měď	$0,01754 \cdot 10^{-6}$	$0,02128 \cdot 10^{-6}$	$0,02439 \cdot 10^{-6}$
Vinutí rotorů asynchronních strojů nakrátko	hliníkové tyče	$0,02857 \cdot 10^{-6}$	$0,03571 \cdot 10^{-6}$	$0,03846 \cdot 10^{-6}$
	litý hliník	$0,03333 \cdot 10^{-6}$	$0,04167 \cdot 10^{-6}$	$0,04545 \cdot 10^{-6}$

Po zalití hliníku do drážek stroje se rezistivita mírně zvětšuje vlivem nehomogenity a změny struktury materiálu v úzkých drážkách. Rezistivita litého hliníku je proto upravena na $0,04651 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot m$ při teplotě 75°C a $0,04878 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot m$ při teplotě 115°C .

Délka vodičů 1 fáze

$$l_{f1} = 2N_{S1} \cdot a_1 \cdot l_{v1} = \frac{V_{d1} \cdot Q_1}{m_1} \cdot l_{v1} = \frac{V_{d1} \cdot Q_1}{m_1} \cdot l_{v1} = \frac{43 \cdot 30}{5} \cdot 0,089 = 22,885 \quad (4.44)$$

Celková délka efektivních vodičů jedné fáze vinutí L_1 je dána střední délkou závitů vinutí l_{av} a počtem závitů v sérii jedné fáze N_1 .

$$L_1 = l_{av} N_1 = 0,7678 \cdot 129 = 99,04 \text{ m} \quad (4.45)$$

$$l_{av} = 2(l_d + l_\zeta) = 2(0,089 + 0,2952) = 0,7678 \text{ m} \quad (4.46)$$

kde délka drážkové části l_d odpovídá konstrukční délce l_i . Výpočet délky čela cívky l_ζ je složen z několika výpočtů, které je možné zjednodušit empirickými vztahy v závislosti na tvaru cívky.

$$l_d = l_1 = 0,089 \text{ m} \quad (4.47)$$

$$l_\zeta = K_\zeta b_c + 2B = 1,3 \cdot 0,229 + 2 \cdot 0,01 = 0,2952 \text{ m} \quad (4.48)$$

kde $B = 0,01$ pro vsypávané vinutí, zakládáných do drážek před zalisováním navinutého svazku do kostry a b_c představuje střední šířku cívky.

$$b_c = \frac{\pi(D + h_{d1})}{2p} \beta_1 = \frac{\pi(0,128 + 0,0177)}{2} = 0,229 \text{ m} \quad (4.49)$$

Činitelé pro výpočet rozměrů vsypávaného vinutí statoru je zvolen podle tab.18) $K_\zeta = 1,2$ a $K_v = 0,26$.

Vyložení čel statorového vinutí

$$l_v = K_v \cdot b_c + B = 0,4 \cdot 0,229 + 0,01 = 0,0696 \text{ m} \quad (4.50)$$

Tabulka 18 - Činitel K_ζ a K_v pro výpočet rozměru čel vsypávaného vinutí.[1]

Počet pólů $2p$	Cívky statoru			
	čela neizolovaná		čela izolovaná páskou	
	K_ζ	K_v	K_ζ	K_v
2	1,2	0,26	1,45	0,44
4	1,3	0,4	1,55	0,5
6	1,4	0,5	1,75	0,62

Poměrná hodnota odporu se vypočítává pro snadnější porovnání jednotlivých strojů a pro jednodušší výpočet charakteristiky.

$$r_1 = R_1 \frac{I_{1N}}{U_{1N}} = 1,704 \cdot \frac{8,23}{230} = 0,0610 \quad (4.51)$$

4.4.2 Odpor fáze rotorového vinutí

Stanovení odporu fáze rotorového vinutí je vyjádřeno ze stanoveného odporu tyče a odporu kruhu nakrátko rotorové klece asynchronního stroje.

$$R_2 = R_t + \frac{2R_{kn}}{\Delta^2} = 29,55 \cdot 10^{-6} + \frac{2 \cdot 1,123 \cdot 10^{-6}}{0,285^2} = 57,06 \cdot 10^{-6} \Omega \quad (4.52)$$

kde odpor tyče se vyjádří

$$R_t = \rho_{115} \frac{l_2}{S_t} = 0,04878 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{0,089}{147 \cdot 10^{-6}} = 29,55 \cdot 10^{-6} \Omega \quad (4.53)$$

a odpor kruhu nakrátko

$$R_{kn} = \rho_{115} \frac{\pi D_{kn}}{Q_2 S_{kn}} = 0,04878 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{\pi \cdot 0,0982}{22 \cdot 609 \cdot 10^{-6}} = 1,123 \cdot 10^{-6} \Omega. \quad (4.54)$$

Pro litou hliníkovou klec platí $0,04878 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot m$ při teplotě 115°C.

Stanovíme odpor fáze rotoru R'_2 přepočtený na počet závitů statorového vinutí.

$$R'_2 = R_2 \frac{4m(N_1 k_{v1})^2}{Q_2} = 57,06 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{4 \cdot 5(129 \cdot 0,985)^2}{22} = 0,8383 \Omega \quad (4.55)$$

Poměrná hodnota odporu rotorového vinutí.

$$r'_2 = R'_2 \frac{I_{1N}}{U_{1N}} = 0,8383 \cdot \frac{8,23}{230} = 0,0300 \quad (4.56)$$

4.4.3 Rozptylová reaktance fáze statorového vinutí

$$\begin{aligned} X_{1\sigma} &= 15,8 \frac{f_1}{100} \left(\frac{N_1}{100} \right)^2 \frac{l'_i}{pq} (\lambda_{d1} + \lambda_{c1} + \lambda_{dif1}) \\ &= 15,8 \cdot \frac{50}{100} \left(\frac{129}{100} \right)^2 \cdot \frac{0,089}{1 \cdot 3} (1,082 + 1,912 + 1,835) = 1,877 \Omega \end{aligned} \quad (4.57)$$

Činitel magnetické vodivosti drážky λ_d

Vztah je určen v závislosti na tvaru drážky a uložení vinutí. Určí se podle [1] (tab. 6.22 str.248)

$$\lambda_d = \frac{h_3}{3b} k_\beta + \left(\frac{h_2}{b} + \frac{3h_1}{b+2b_0} + \frac{h_0}{b_0} \right) k'_\beta = \frac{13,6}{3 \cdot 8,5} + \left(\frac{1,2}{8,5} + \frac{3 \cdot 2,3}{8,5 + 2 \cdot 4} \right) = 1,082 \quad (4.58)$$

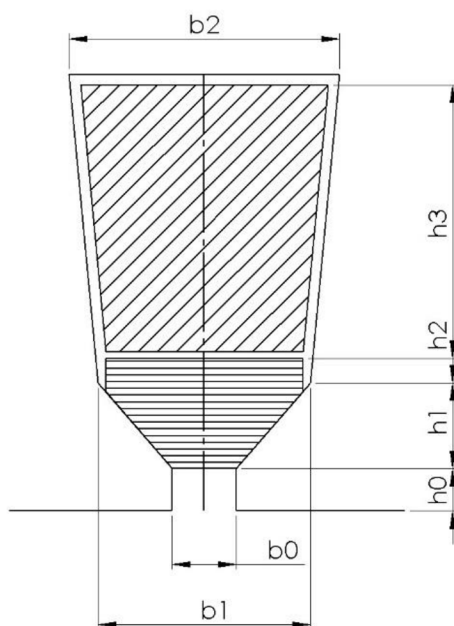
kde (obr. 6.66) $h_3 = 14,8 - 1,2 = 13,6 \text{ mm}$ a podle [1] tab. D 4.1 str.:658 zasahuje klín $h_2 = 1,2 \text{ mm}$ do aktivní části drážky; $b = 8,5 \text{ mm}$; $h_1 = 14,8 \text{ mm}$.

Hodnota činitelů k_β ; k'_β je závislá na zvoleném druhu vinutí. Pro všechna jednovrstvá vinutí a pro vinutí dvouvrstvé při plném kroku platí

$$k_\beta = 1; k'_\beta = 1$$

Pokud nejsou na stroji radiální ventilační kanály, platí pro statorové vinutí vztah

$$l'_i = l_i = 0,089 \text{ m}$$



Obr.12: Tvar drážky a uložení vinutí k výpočtu magnetické vodivosti statorové drážky [1]

Činitel magnetické vodivosti čel vinutí

$$\lambda_{\check{c}1} = 0,34 \frac{q}{l'_i} (l_{\check{c}} - 0,64\beta t_p) = 0,34 \frac{3}{0,089} (0,295 - 0,64 \cdot 0,201) = 1,912 \quad (4.59)$$

Činitel magnetické vodivosti diferenčního rozptylu statorového vinutí

$$\lambda_{dif1} = \frac{t_{d1}}{12\delta k_c} \xi = \frac{13,4}{12 \cdot 0,5 \cdot 1,266} \cdot 1,01 = 1,835 \quad (4.60)$$

$$\xi = 2k'_\gamma k_\beta - k_{v1}^2 \left(\frac{t_{d2}}{t_{d1}} \right)^2 (1 + \beta_\gamma^2) = 2 \cdot 1,4 - 0,985^2 \left(\frac{18,2}{13,4} \right)^2 = 1,02 \quad (4.61)$$

pro $\beta_\gamma = 0$, $t_{d2}/t_{d1} = 18,2/13,4 = 1,36$ je podle obr. 6.39e $k'_\gamma = 1,4$.

Poměrná hodnota rozptylové reaktance statorového vinutí

$$x_{1\sigma} = X_{1\sigma} \frac{I_{1N}}{U_{1N}} = 1,912 \cdot \frac{8,23}{230} = 0,0672 \quad (4.62)$$

4.4.4 Rozptylová reaktance fáze rotorového vinutí

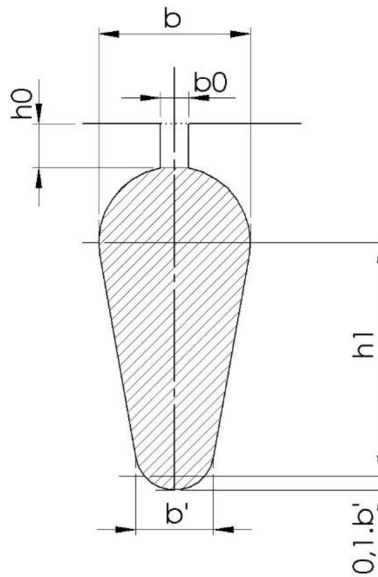
$$X_{2\sigma} = 7,9f_1 l'_i (\lambda_{d2} + \lambda_{\xi 2} + \lambda_{dif2}) \cdot 10^{-6} = 7,9 \cdot 50 \cdot 0,089 \cdot 5,07 \cdot 10^{-6} = 169,21 \cdot 10^{-6} \Omega \quad (4.63)$$

Činitel magnetické vodivosti drážkového rozptylu λ_{d2}

Vztah pro výpočet vychází z tvaru drážky a uložení vinutí v drážce.

$$\begin{aligned} \lambda_{d2} &= \left[\frac{h_1}{3b} \left(1 - \frac{\pi b^2}{8S_t} \right)^2 + 0,66 - \frac{b_0}{2b} \right] k_d + \frac{h_0}{b_0} + 1,12 \frac{h'_0 10^6}{I_2} \\ &= \left[\frac{15,3}{3 \cdot 9,11} \left(1 - \frac{\pi \cdot 9,1^2}{8 \cdot 147} \right)^2 + 0,66 - \frac{1,5}{2 \cdot 9,1} \right] + \frac{1}{1,5} = 1,584. \end{aligned} \quad (4.64)$$

[$h_1 = 32 - 0,3 - 0,7 - 0,2 \cdot 1,8 = 30,64 \text{ mm}$; $b = 7,8 \text{ mm}$; (pro pracovní režim), $l'_i = l_i = 0,089 \text{ m}$]



Obr.13: Tvar drážky klecového vinutí k výpočtu magnetické vodivosti rotorové drážky [1]

Činitel magnetické vodivosti čel rotorového vinutí

$$\lambda_{\xi 2} = \frac{2,3D_{kn}}{Q_2 l'_i \Delta^2} \log \frac{4,7D_{kn}}{a_{kn} + 2b_{kn}} = \frac{2,3 \cdot 0,0982}{22 \cdot 0,089 \cdot 0,285^2} \log \frac{4,7 \cdot 0,0982}{0,021 + 2 \cdot 0,0291} = 1,095 \quad (4.65)$$

Činitel magnetické vodivosti diferenčního rozptylu rotoru

$$\lambda_{dif2} = \frac{t_{d2}}{12\delta k_c} \xi = \frac{18,2}{12 \cdot 0,5 \cdot 1,266} = 2,43 \quad (4.66)$$

$$\xi = 1 + \frac{1}{5} \left(\frac{\pi p}{Q_2} \right)^2 - \frac{\Delta_z}{1 - \left(\frac{p}{Q_2} \right)^2} \approx 1 \quad (4.67)$$

neboť

$$\frac{1}{5} \left(\frac{\pi \cdot 1}{22} \right)^2 \approx 0, \quad \Delta_z \approx 0$$

Celkový činitel magnetické vodivosti rotorového vinutí

$$\sum \lambda_2 = \lambda_{d2} + \lambda_{\sigma 2} + \lambda_{dif2} = 1,58 + 1,09 + 2,4 = 5,07 \quad (4.68)$$

Přepočtená rozptylová reaktance rotorového vinutí na počet závitů statoru

$$X'_{2\sigma} = X_{2\sigma} \frac{4m(N_1 k_{v1})^2}{Q_2} = 155,73 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{4 \cdot 5(129 \cdot 0,985)^2}{22} = 2,486 \, \Omega \quad (4.69)$$

Poměrná hodnota

$$x_{2\sigma} = X'_{2\sigma} \frac{I_{1N}}{U_{1N}} = 2,486 \cdot \frac{8,23}{230} = 0,089 \quad (4.70)$$

4.5 Výpočet ztrát

U asynchronních strojů rozdělujeme ztráty na ztráty v železe, ztráty Joulovy, mechanické ztráty a ztráty dodatečné.

4.5.1 Hlavní ztráty v železe

U asynchronních motorů se ztráty v železe ΔP_{Feh} počítají pouze ve statoru. V rotoru jsou tyto ztráty zanedbatelné.

$$\begin{aligned} \Delta P_{Feh} &= \Delta p_{1,0} \left(\frac{f_1}{50} \right)^\beta (k_{dj} B_{j1}^2 m_{j1} + k_{dz} B_{z1}^2 m_{z1}) \\ &= 2,57 \cdot \left(\frac{50}{50} \right)^{1,5} (1,6 \cdot 1,55^2 \cdot 12,5 + 1,8 \cdot 1,8^2 \cdot 1,95) = 151,4 \, W \end{aligned} \quad (4.71)$$

Měrné ztráty v železe se zjistí z datového listu výrobce plechů [7].

$$\Delta p_{1,0} = 2,57 \, Wkg^{-1}$$

Činitelé k_{dj} ; k_{dz} uvažující nerovnoměrné rozložení toku v částech magnetického obvodu.

Hodnoty pro stroje o výkonu do 250 kW jsou

$$k_{dj} = 1,6 \text{ a } k_{dz} = 1,8.$$

Hmotnost železa jha a zubu statoru

$$\begin{aligned} m_{j1} &= \pi(D_e - h_{j1})h_{j1}l_{Fe1}k_{Fe}\gamma_{Fe} = \pi(0,225 - 0,0308)0,0308 \cdot 0,089 \cdot 0,95 \cdot 7,85 \cdot 10^3 \\ &= 12,375 \, kg \end{aligned} \quad (4.72)$$

$$\begin{aligned} m_{z1} &= h_{zs}b_{z1av}Q_1l_{Fe1}k_{Fe}\gamma_{Fe} = 0,01774 \cdot 0,00553 \cdot 30 \cdot 0,089 \cdot 0,95 \cdot 7,85 \cdot 10^3 \\ &= 1,945 \, kg \end{aligned} \quad (4.73)$$

Hustota oceli je vyjádřena z tabulky [11]

$$\gamma_{Fe} = 7,85 \cdot 10^3 \, kg \cdot m^{-3}$$

4.5.2 Dodatečné ztráty v železe

U asynchronních motorů se projevují dodatečné ztráty při chodu naprázdno. Dělí se na ztráty povrchové a ztráty pulzní.

4.5.2.1 Povrchové ztráty v železe

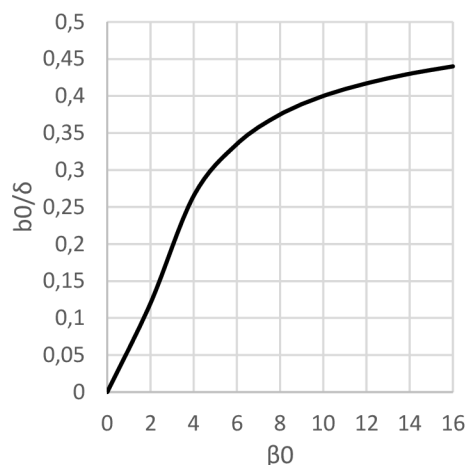
Pro stanovení povrchových ztrát se určí amplituda pulsací indukce ve vzduchové mezeře.

$$B_{01} = \beta_{01} k_c B_\delta = 0,21 \cdot 1,266 \cdot 0,656 = 0,174 \text{ T} \quad (4.74)$$

$$B_{02} = \beta_{02} k_c B_\delta = 0,37 \cdot 1,266 \cdot 0,656 = 0,307 \text{ T} \quad (4.75)$$

kde β_{01} je určen ze závislosti poměru otevření drážky rotoru ke vzduchové mezeře pro $b_{01}/\delta = 1,5/0,5 = 3$ je podle (obr. 6.41) $\beta_{01} = 0,21$.

a β_{02} je určen ze závislosti otevření drážek statoru ke vzduchové mezeře pro $b_{02}/\delta = 4/0,5 = 8$ je podle (obr. 6.41) $\beta_{02} = 0,37$.



Obr.14: Závislost otevření drážky ke vzduchové mezeře [1]

Výpočet hustoty povrchových ztrát statoru $p_{\delta p1}$ a rotoru $p_{\delta p2}$.

$$p_{\delta p1} = 0,5 k_{01} \left(\frac{Q_2 n}{10000} \right)^{1,5} (B_{01} t_{d2} 10^3)^2 = 0,5 \cdot 1,5 \cdot \left(\frac{22 \cdot 3000}{10000} \right)^{1,5} \cdot (0,174 \cdot 18,2)^2 = 127,532 \text{ W m}^{-2} \quad (4.76)$$

$$p_{\delta p2} = 0,5 k_{02} \left(\frac{Q_1 n}{10000} \right)^{1,5} (B_{02} t_{d1} 10^3)^2 = 0,5 \cdot 1,5 \cdot \left(\frac{30 \cdot 3000}{10000} \right)^{1,5} \cdot (0,307 \cdot 13,4)^2 = 344,328 \text{ W m}^{-2} \quad (4.77)$$

Činitel $k_{01(02)}$ zahrnuje vliv opracování povrchu hlav zubů statoru a rotoru. Při neopracovaném povrchu se činitel pohybuje od 1,4 až 1,8.

Celkové povrchové ztráty statoru $\Delta P_{\delta p1}$ a rotoru $\Delta P_{\delta p2}$.

$$\Delta P_{\delta p1} = p_{\delta p1}(t_{d1} - b_{01})Q_1 l_{Fe1} = 127,5 \cdot (0,0134 - 0,004) \cdot 30 \cdot 0,089 = 3,2 \text{ W} \quad (4.78)$$

$$\Delta P_{\delta p2} = p_{\delta p2}(t_{d2} - b_{02})Q_2 l_{Fe2} = 344,3 \cdot (0,0182 - 0,0015) \cdot 22 \cdot 0,089 = 11,2 \text{ W} \quad (4.79)$$

4.5.3 Pulsní ztráty v zubech statoru a rotoru

Pulsní ztráty se určí z amplitudy pulsací indukce ve středním průřezu zubu statoru B_{p1} a rotoru B_{p2} .

$$B_{p1} = \frac{\gamma_2 \delta}{2t_{d1}} B_{z1} = \frac{1,15 \cdot 0,0005}{2 \cdot 0,0134} \cdot 1,55 = 0,038 \text{ T} \quad (4.80)$$

$$B_{p2} = \frac{\gamma_1 \delta}{2t_{d2}} B_{z2} = \frac{5,03 \cdot 0,0005}{2 \cdot 0,0182} \cdot 1,8 = 0,123 \text{ T} \quad (4.81)$$

Hodnota hmotnosti statorového zubu m_{z1} je určena ve výpočtu hlavních ztrát. Dopočítá se hmotnost rotorového zubu statoru m_{z2} .

$$m_{z2} = Q_2 h_{z2} b_{z2av} l_{Fe2} k_{Fe} \gamma_{Fe} = 22 \cdot 0,0177 \cdot 0,00748 \cdot 0,089 \cdot 0,95 \cdot 7,85 \cdot 10^3 = 1,93 \text{ kg} \quad (4.82)$$

Pulsní ztráty v zubech statoru P_{p1} a rotoru P_{p2} .

$$\Delta P_{p1} = 0,11 \left(\frac{Q_2 n}{1000} B_{p1} \right)^2 m_{z1} = 0,11 \left(\frac{22 \cdot 3000}{1000} \cdot 0,038 \right)^2 \cdot 1,95 = 1,4 \text{ W} \quad (4.83)$$

$$\Delta P_{p2} = 0,11 \left(\frac{Q_1 n}{1000} B_{p2} \right)^2 m_{z2} = 0,11 \left(\frac{30 \cdot 3000}{1000} \cdot 0,123 \right)^2 \cdot 1,93 = 25,9 \text{ W} \quad (4.84)$$

Součet dodatečných ztrát v železe

$$\Delta P_{Fed} = \Delta P_{\delta p2} + \Delta P_{\delta p1} + \Delta P_{p2} + \Delta P_{p1} = 3,2 + 11,203 + 1,35 + 25,86 = 41,6 \text{ W} \quad (4.85)$$

4.5.4 Celkové ztráty v železe

$$\Delta P_{Fe} = \Delta P_{Feh} + \Delta P_{Fed} = 151,4 + 41,6 = 193 \text{ W} \quad (4.86)$$

4.5.5 Mechanické ztráty

Mechanické ztráty vyjadřují ztráty třením v ložiskách a ventilační ztráty.

$$\Delta P_{mech} = K_T \left(\frac{n}{1000} \right)^2 \cdot (10D)^3 = 1 \left(\frac{3000}{1000} \right)^2 \cdot (10 \cdot 0,128)^3 = 94,9 \text{ W} \quad (4.87)$$

Pro motory $2p = 2$ je činitel pro mechanické ztráty motorů $K_T = 5$.

4.5.6 Přídavné ztráty při zatížení

Ztráty jsou následkem působení rozptylových toků a pulsující indukce ve vzduchové mezeře. V případě motorů nakrátko ztráty vznikají i působením příčných proudů mezi tyčemi, které se uzavírají přes plechy rotorového svazku.

$$\Delta P_d = 0,005 P_{1N} = 0,005 \frac{P_{2N}}{\eta} = 0,005 \cdot \frac{7500}{0,89} = 42,61 \text{ W} \quad (4.88)$$

Proud naprázdno motoru

$$I_0 \approx \sqrt{I_{0\check{c}}^2 + I_{0j}^2} = \sqrt{0,268^2 + 2,01^2} = 2,03 \text{ A} \quad (4.89)$$

Činná složka proudu naprázdno vychází z předpokladu, že ztráty třením, ventilační a ztráty v železe při chodu naprázdno dosahují stejných hodnot jako při jmenovitém chodu.

$$I_{0\check{c}} = \frac{\Delta P_{Fe} + \Delta P_{mech} + \Delta P_{j10}}{m U_{1N}} = \frac{193,0 + 94,9 + 20,7}{5 \cdot 230} = 0,268 \text{ A} \quad (4.90)$$

Jalová složka naprázdno se shoduje s proudem magnetizačním.

$$I_{0j} \approx I_\mu$$

Elektrické ztráty ve statorovém vinutí se přibližně vyjádří vztahem

$$\Delta P_{j10} \approx 3 R_1 I_\mu^2 = 3 \cdot 1,704 \cdot 2,01^2 = 20,7 \text{ W} \quad (4.91)$$

Ze stanoveného proudu lze vyjádřit účinník při chodu naprázdno.

$$\cos \varphi_0 = \frac{I_{0\check{c}}}{I_0} = \frac{0,268}{2,03} = 0,132 \quad (4.92)$$

4.6 Výpočet zatěžovacích charakteristik

Výpočet zátěžové charakteristiky se vyjádří hodnou P_1 , I_1 , $\cos \varphi$, η , v závislosti na výkonu P_2 .

Hodnota odporu R_{12} představuje ztráty v železe

$$R_{12} \approx \frac{\Delta P_{Feh}}{m I_\mu^2} = \frac{151,40}{5 \cdot 2,01^2} = 7,480 \Omega. \quad (4.93)$$

Magnetizační reaktance X_{12}

$$X_{12} \approx \frac{U_{1N}}{I_\mu} - X_{1\sigma} = \frac{230}{2,01} - 1,877 = 112,436 \Omega. \quad (4.94)$$

Hopkinsonův činitel rozptylu c_1

$$c_1 = 1 + \frac{X_{1\sigma}}{X_{12}} = 1 + \frac{1,877}{114,52} = 1,017 \quad (4.95)$$

Činná složka proudu

$$I_{(0)\check{c}} = \frac{\Delta P_{Feh} + 3R_1 I_\mu^2}{5 \cdot U_{1N}} = \frac{151,40 + 3 \cdot 1,704 \cdot 2,01^2}{5 \cdot 230} = 0,269 \text{ A} \quad (4.96)$$

$$a' = c_1^2 = 1,017^2 = 1,034; \quad b' = 0 \quad (4.97)$$

$$a = c_1 R_1 = 1,016 \cdot 1,704 = 1,731 \quad (4.98)$$

$$b = c_1 (X_{1\sigma} + c_1 X'_{2\sigma}) = 1,017 \cdot (1,877 + 1,017 \cdot 0,1692 \cdot 10^{-3}) = 1,908 \quad (4.99)$$

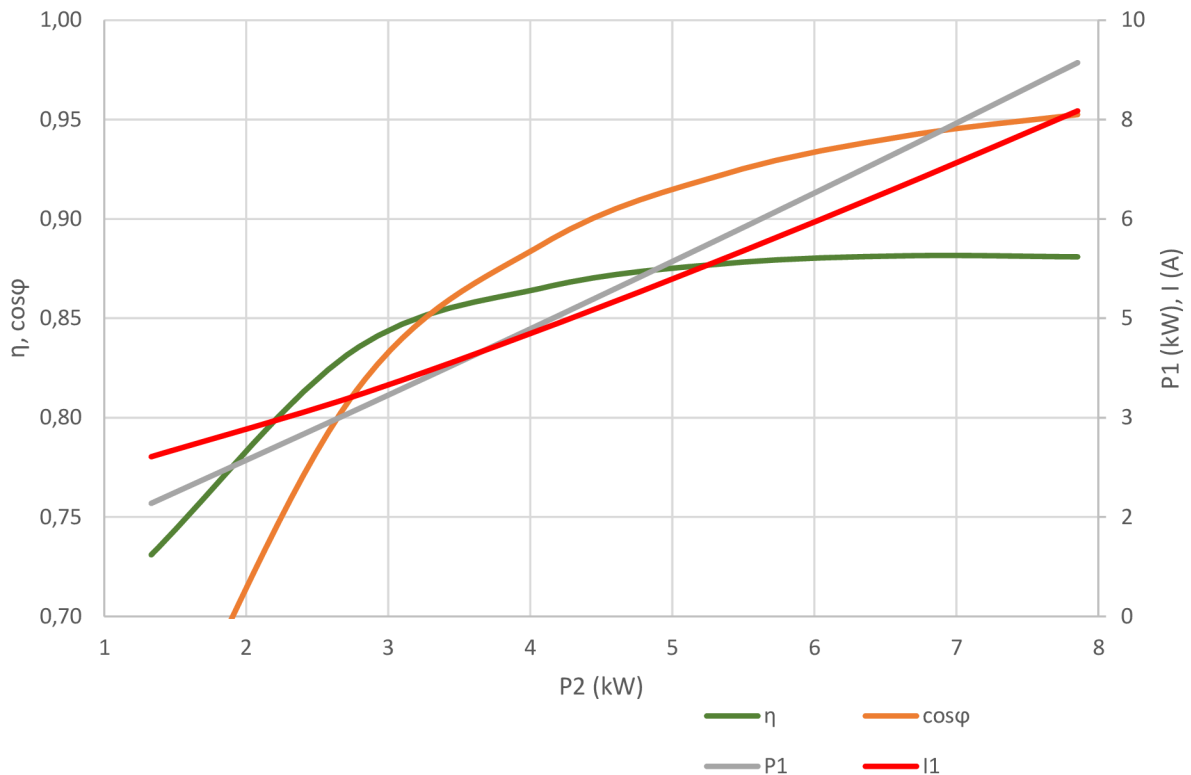
Výpočet ztrát nezávislých na skluzu

$$\Delta P_{Fe} + \Delta P_{mech} = 193,0 + 94,9 = 288 \quad (4.100)$$

$$s_N \approx r_2' = 0,030$$

Tabulka 19 - Výpočet zatěžovací charakteristiky

	Vztah	Jedn.	Skluz							
			0,0050	0,0100	0,0150	0,0200	0,0250	0,0300	0,0300	
1	a'R'2/s	Ω	173,30	86,65	57,77	43,33	34,66	28,88	28,87	
2	b'R'2/s	Ω	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	
3	R	$R = a + a'R'_2/s$	Ω	175,03	88,38	59,50	45,06	36,39	30,62	30,60
4	X	$X = b + b'R'_2/s$	Ω	1,91	1,91	1,91	1,91	1,91	1,91	1,91
5	Z	$Z = \sqrt{R^2 + X^2}$	Ω	175,04	88,40	59,53	45,10	36,44	30,67	30,66
6	I''2	$I''_2 = U_{1N}/Z$	A	1,31	2,60	3,86	5,10	6,31	7,50	7,50
7	cosφ'2	$\cos\phi'_2 = R/Z$		0,9999	0,9998	0,9995	0,9991	0,9986	0,9981	0,9981
8	sinφ'2	$\sin\phi'_2 = X/Z$		0,0109	0,0216	0,0321	0,0423	0,0524	0,0622	0,0622
9	I1č	$I_{1\check{c}} = I_{(0)\check{c}} + I_2'' \cos\phi_2'$	A	1,58	2,87	4,13	5,36	6,57	7,75	7,76
10	I1j	$I_{1j} = I_{(0)j} + I_2'' \sin\phi_2'$	A	2,03	2,07	2,14	2,23	2,34	2,48	2,48
11	I1	$I_1 = \sqrt{I_{1\check{c}}^2 + I_{1j}^2}$	A	2,57	3,54	4,65	5,81	6,98	8,14	8,14
12	I'2	$I_2' = c1I_2''$	A	1,34	2,65	3,93	5,19	6,42	7,62	7,63
13	P1	$P_1 = P_p = 3U_{1N}I_{1\check{c}}10^{-3}$	kW	1,82	3,30	4,75	6,17	7,56	8,92	8,92
14	ΔPj1	$\Delta P_{j1} = 3R'_1 I_1'^2 10^{-3}$	kW	0,056	0,107	0,184	0,287	0,415	0,564	0,565
15	ΔPj2	$\Delta P_{j2} = 3R'_2 I_2'^2 10^{-3}$	kW	0,006	0,011	0,016	0,022	0,027	0,032	0,032
16	ΔPd	$\Delta P_d = \Delta P_{dN} (I_1/I_{1N})^2$	kW	0,004	0,008	0,014	0,021	0,031	0,042	0,042
17	ΔP	$\Delta P = \Delta P_{Fe} + \Delta P_{mech} + \Delta P_{j1} + \Delta P_{j2} + \Delta P_d$	kW	0,490	0,549	0,638	0,754	0,896	1,062	1,062
18	P2	$P_2 = P_1 - \Delta P$	kW	1,33	2,75	4,11	5,42	6,66	7,85	7,86
19	η	$\eta = 1 - \Delta P/P_1$		0,731	0,834	0,866	0,878	0,881	0,881	0,881
20	cosφ	$\cos\phi = I_{1\check{c}}/I_1$		0,616	0,811	0,888	0,924	0,942	0,953	0,953



Obr.15: Zatěžovací charakteristika 5 fázového asynchronního motoru

4.7 Rozběhové charakteristiky

4.7.1 Působení povrchových vlivů

Při rozběhu motoru se zvyšováním frekvence proudu v tyčích rotoru dochází k vytlačení proudu ve směru kolmém na směr rozptylových indukčních čar v drážce. Tímto vzrůstá hustota proudu v horní části tyče a klesá v dolní části. Odpor rotorového vinutí se zvětšuje a reaktance klesá.

Vliv povrchových vlivů u klecových vinutí se projevuje zvětšením záběrného momentu motoru. Důraz je kladen na správný návrh tyčí klecového vinutí, aby nedošlo k jejich deformaci při rozběhu vlivem neúměrného nárůstu hustoty proudu v horní části tyčí.

Poměrné změny odporu a reaktancí při rozběhu se vyjadřují činiteli k_R a k_X .

Činitel k_R vyjadřuje zvětšení odporu drážkové části tyče $R_{t\xi}$ při nerovnoměrném rozložení hustoty proudu a odpor bez působení povrchových jevů R_t .

$$k_R = \frac{R_{t\xi}}{R_t} = \frac{S_t}{S_R} \quad (4.101)$$

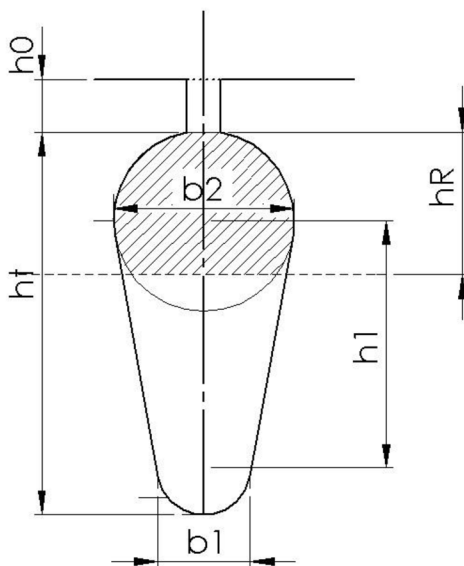
Činitel k_X vyjadřuje změnu činitele magnetické vodivosti $\lambda'_{d\xi}$ představující část drážky procházejícím proudem a činitelem magnetické vodivosti λ'_d s rovnoměrným rozložením proudu hustoty v tyči.

$$k_X = \frac{\lambda'_{d\xi}}{\lambda'_d} \quad (4.102)$$

Redukovaná výška vodiče ξ u lité kleci při pracovní teplotě 115°C se vypočte podle následujícího vztahu

$$\xi = 63,61 h_t \sqrt{s} = 63,61 \cdot 0,0218 \sqrt{1} = 1,39. \quad (4.103)$$

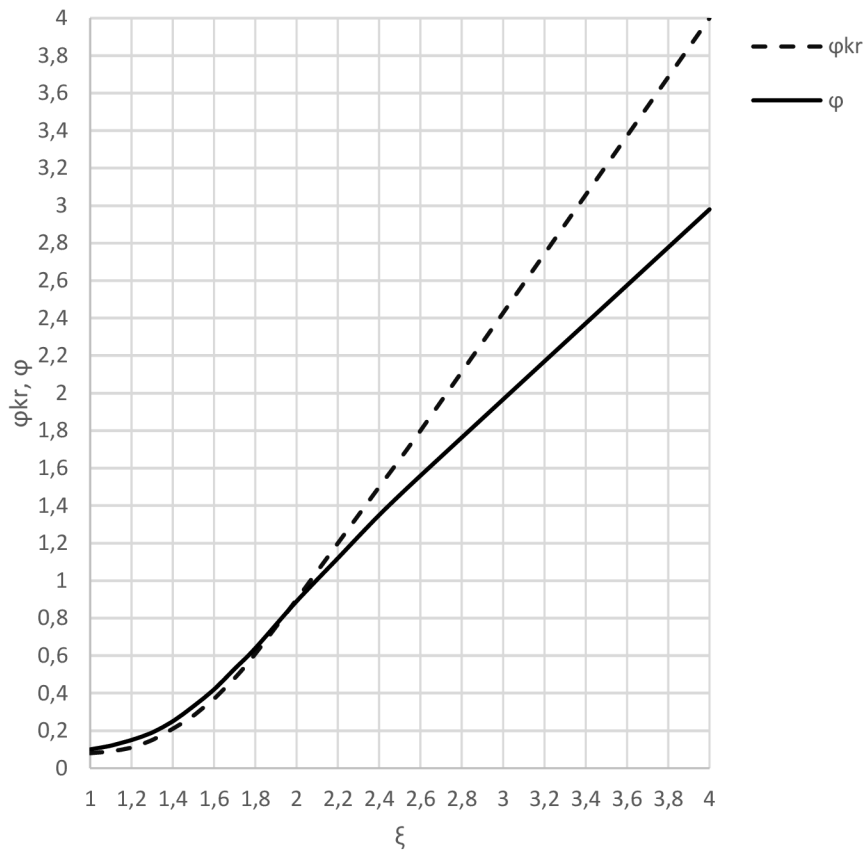
Ve výpočtu je uvažováno s rozložením rotorového proudu rovnoměrně, a to v průřezu tyče v jeho horní části vymezené výškou h_R (hloubka vniku proudu v tyči) o průřezu S_R a odporu $R_{t\xi}$.



Obr.16: Poměrná hloubka vniku proudu v tyčích [1]

Hloubka vniku proudu v tyči se vypočítá

$$h_R = \frac{h_t}{1 + \varphi(\xi)} = \frac{21,8}{1 + 0,895} = 11,50 \quad (4.104)$$



Obr.17 Závislost jako funkce redukované výšky vodiče

Plocha průřezu vodiče S_R za předpokladu, že $b_2/2 \leq h_R \leq h_1 + b_2/2$

$$S_R = \frac{\pi b_2^2}{8} + \frac{b_2 + b_R}{2} \left(h_R - \frac{b_2}{2} \right) = \frac{\pi \cdot 8,5^2}{8} + \frac{8,5 + 6,38}{2} \left(11,5 - \frac{8,5}{2} \right) = 82,31 \text{ mm}^2 \quad (4.105)$$

kde b_R vyjádříme

$$b_R = b_2 - \frac{b_2 - b_1}{h_1} \left(h_R - \frac{b_2}{2} \right) = 8,5 - \frac{8,5 - 4}{15,3} \left(11,5 - \frac{8,5}{2} \right) = 6,38 \quad (4.106)$$

$$k_R = \frac{S_t}{S_R} = \frac{133}{82,31} = 1,62 \quad (4.107)$$

Činitel celkového zvětšení odporu fáze rotoru vlivem povrchového jevu K_R se zavádí pro výpočet charakteristiky, kde se uvažuje změna odporu rotorového vinutí R_2

$$K_R = \frac{R_{2\xi}}{R_2} = \frac{R_2 + R_t(k_R - 1)}{R_2} = 1 + \frac{R_t}{R_2} (k_R - 1) = 1 + \frac{29,53 \cdot 10^{-6}}{57,18 \cdot 10^{-6}} (1,62 - 1) = 1,32 \quad (4.108)$$

Odpor rotorového vinutí s uvažováním povrchových jevů

$$R'_{2\xi} = K_R R'_2 = 1,32 \cdot 0,8398 \quad (4.109)$$

Rozptylová reaktance rotorového vinutí

$$\begin{aligned}\lambda_{d2\xi} &= \left[\frac{h_1}{3b} \left(1 - \frac{\pi b^2}{8S_t} \right)^2 + 0,66 - \frac{b_0}{2b} \right] k_d + \frac{h_0}{b_0} + 1,12 \frac{h'_0 \cdot 10^6}{I_2} \\ &= \left[\frac{15,3}{3 \cdot 9,1} \left(1 - \frac{\pi 9,1^2}{8 \cdot 147} \right)^2 + 0,66 - \frac{1,5}{2 \cdot 9,1} \right] 0,895 + \frac{1}{1,5} = 1,49\end{aligned}\quad (4.110)$$

Činitel K_x uvažující vliv povrchového jevu na reaktanci.

$$K_x = \frac{\lambda_{d2\xi} + \lambda_{\xi 2} + \lambda_{dif2}}{\lambda_{d2} + \lambda_{\xi 2} + \lambda_{dif2}} = \frac{1,49 + 1,095 + 2,43}{1,584 + 1,095 + 2,43} = 0,982 \quad (4.111)$$

Rozptylová reaktance s uvažováním povrchového jevu

$$X'_{2\sigma\xi} = X'_{2\sigma} K_x = 2,286 \cdot 0,982 = 2,2449 \Omega \quad (4.112)$$

Proud rotoru bez uvažování vlivu nasycení rozptylových cest

$$\begin{aligned}I'_2 &\approx \frac{U_{1N}}{\sqrt{\left(R_1 + \frac{R'_{2\xi}}{s} \right)^2 + \left(X_{1\sigma} + X'_{2\sigma\xi} \right)^2}} = \frac{230}{\sqrt{\left(1,704 + \frac{1,1085}{1} \right)^2 + (1,877 + 2,245)^2}} \\ &= 45,67 A\end{aligned}\quad (4.113)$$

4.7.2 Vliv nasycení na reaktance a odpor

Při výpočtu chodu naprázdno se nezahrnoval do výpočtu vliv nasycení magnetického obvodu od rozptylových polí. Zde byla permeabilita železa pokládána za nekonečně velkou. Pokud se skluz zvětšuje nad skluz kritický s_{max} a při spuštění rozptylové toky se zvětšují a proudy dosahují vysokých hodnot. Závěry drážek statoru a rotoru se přesycují, což vede ke zvětšení magnetického odporu pro část rozptylového toku, jehož indukční čáry prostupují horní částí drážky. Činitel magnetické vodivosti drážkového rozptylu a magnetickou vodivostí diferenčního rozptylu se zmenšuje. Činitel magnetické vodivosti rozptylu čel vlivem nasycení se nemění.

Vliv nasycení části hlav zubů se ve výpočtu projeví zavedením dodatečným otevřením drážky Δb_0 .

Hodnoty pro výpočet rozběhové charakteristiky jsou vypočítány pro skluz $s = 1$. Výpočet pro ostatní hodnoty skluzu jsou následně dopočítány. (tab.20).

Pro určení vlivu nasycení vypočítáme střední celkové magnetické napětí vinutí. F_{dav}

$$F_{dav} = 0,7 \frac{k_n I_1 V_{d1}}{a} \left(k'_\beta + k_{y1} k_{v1} \frac{Q_1}{Q_2} \right) = 0,7 \frac{0,12 \cdot 45,67 \cdot 43}{1} \left(1 + 1 \cdot 0,985 \frac{30}{22} \right) = 4027 A \quad (4.114)$$

kde k_n představuje koeficient nasycení. Pro otevřenou drážku při spuštění je zvolen $k_n = 1,25$ a při dosažení s_{max} se uvažuje $k_n = 1,1$.

Proud $I_1 \approx I'_2$.

Proud s uvažováním činitelem nasycení $I_1 k_n$.

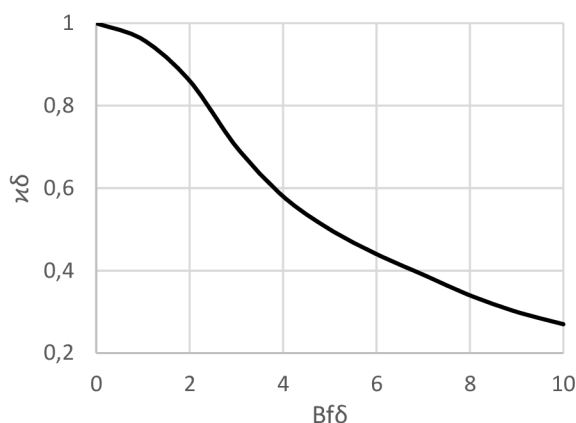
$$I_1 k_n = 45,67 \cdot 1,25 = 57,09 A \quad (4.115)$$

Poměr rozptylového toku při nasycení k poměru rozptylového toku nenasyčeného stroje je určen činitelem κ_δ , který v závislosti na vypočítané fiktivní magnetické indukce $B_{f\delta}$ se určí podle obr.18.

$$B_{f\delta} = \frac{F_{dav}}{1,6\delta C_n} 10^{-6} = \frac{4027}{1,6 \cdot 0,0005 \cdot 0,95} 10^{-6} = 5,37 \text{ A} \quad (4.116)$$

kde

$$C_n = 0,64 + 2,5 \sqrt{\frac{\delta}{t_{d1} + t_{d2}}} = 0,64 + 2,5 \sqrt{\frac{0,5}{13,4 + 18,2}} = 0,95. \quad (4.117)$$



Obr.18: Činitel κ_δ

Pomocí zvoleného činitele κ_δ se stanoví výpočet dodatečné otevření drážky statoru Δb_{01} a rotoru Δb_{02}

$$\Delta b_{01} = (t_{d1} - b_{01})(1 - \kappa_\delta) = (13,4 - 4)(1 - 0,47) = 5 \text{ mm} \quad (4.118)$$

$$\Delta b_{02} = (t_{d2} - b_{02})(1 - \kappa_\delta) = (18,2 - 1,5)(1 - 0,47) = 8,84 \text{ mm} \quad (4.119)$$

Upravený vztah činitele drážkové rozptylové vodivosti pro polouzavřenou drážku statoru $\Delta\lambda_{d1n}$ a $\Delta\lambda_{d2n}$ je

$$\Delta\lambda_{d1n} = \frac{h_{01} + 0,58h'}{b_{01}} \cdot \frac{\Delta b_{01}}{\Delta b_{01} + 1,5b_{01}} = \frac{0,7 + 0,58 \cdot 2,3}{0,4} \cdot \frac{5}{5 + 1,5 \cdot 0,4} = 0,23 \quad (4.120)$$

$$\Delta\lambda_{d2n} = \frac{h_{02}}{b_{02}} \cdot \frac{\Delta b_{02}}{\Delta b_{02} + b_{02}} = \frac{1}{1,5} \cdot \frac{8,84}{8,84 + 1,5} = 0,57 \quad (4.121)$$

Činitel magnetické vodivosti drážkového rozptylu při nasycení pro stator λ_{d1n} a rotor λ_{d2n} se určí

$$\lambda_{d1n} = \lambda_{d1} - \Delta\lambda_{d1n} = 1,082 - 0,23 = 0,85 \quad (4.122)$$

$$\lambda_{d2n} = \lambda_{d2\xi} - \Delta\lambda_{d2n} = 1,49 - 0,57 = 0,92 \quad (4.123)$$

Činitel magnetické vodivosti diferenčního rozptylu s vlivem nasycení pro stator λ_{dif1n} a rotor λ_{dif2}

$$\lambda_{dif1n} = \lambda_{dif1} \cdot \kappa_\delta = 1,835 \cdot 0,47 = 0,86 \quad (4.124)$$

$$\lambda_{dif2n} = \lambda_{dif2} \cdot \kappa_\delta = 2,43 \cdot 0,47 = 1,14 \quad (4.125)$$

Z poměru součtu činitelů magnetické vodivosti s uvažováním vlivu nasycení a bez vlivu nasycení se se určí reaktance statorového vinutí $X_{1\sigma n}$.

$$X_{1\sigma n} = X_{1\sigma} \frac{\sum \lambda_{1n}}{\sum \lambda_1} = X_{1\sigma} \frac{\lambda_{d1n} + \lambda_{dif1n} + \lambda_{\xi 1}}{\lambda_{d1} + \lambda_{dif1} + \lambda_{\xi 1}} = 1,877 \frac{0,85 + 0,86 + 1,912}{1,082 + 1,835 + 1,912} = 1,408 \quad (4.126)$$

Z poměru součtu činitelů vodivosti s uvažováním vlivu nasycení a povrchového jevu a bez uvažovaného vlivu se určí reaktance rotorového vinutí $X'_{2\sigma\xi n}$.

$$X'_{2\sigma\xi n} = X'_{2\sigma} \frac{\sum \lambda_{2\xi n}}{\sum \lambda_2} = X'_{2\sigma} \frac{\lambda_{d2\xi n} + \lambda_{dif2n} + \lambda_{\xi 2}}{\lambda_{d2} + \lambda_{dif2} + \lambda_{\xi 2}} = 2,486 \frac{3,15 + 1,14 + 1,095}{1,584 + 2,43 + 1,095} = 1,535 \quad (4.127)$$

4.7.3 Rozběhová charakteristika

Charakteristické vlastnosti pro rozběh asynchronního motoru jsou záběrný a maximální moment a záběrný proud. Motory s rotorem nakrátko mají rozběhovou charakteristiku závislou na vzájemném poměru odporů a reaktancí. Stanovená hodnota minimálního momentu je důležitým ukazatelem rozběhových vlastností motoru.

Při spuštění motoru je vzájemná reaktance vinutí statoru a rotoru dána vztahem X_{12n} .

$$X_{12n} = X_{12} \frac{F_m}{U_\delta} = 114,524 \frac{544,8}{325,14} = 191,895 \quad (4.128)$$

Nepatrná chyba ve výpočtu je dána zanedbáním odporu.

Pomocí činitele c_{1p} vypočítáme impedanci pravé strany náhradního schématu Z_n .

$$Z_n = \sqrt{a_p^2 + b_p^2} = \sqrt{2,603^2 + 2,96^2} = 3,94 \quad (4.129)$$

kde

$$c_{1p} = 1 + \frac{X_{1\sigma}}{X_{12n}} = 1 + \frac{1,877}{191,895} = 1,01 \quad (4.130)$$

$$a_p = R_1 + c_{1p} \frac{R'_{2\xi}}{s} = 1,704 + 1,01 \frac{0,89}{1} = 2,603 \quad (4.131)$$

$$b_p = X_{1\sigma n} + c_{1p} X'_{2\sigma\xi n} = 1,408 + 1,01 \cdot 1,535 = 2,96 \quad (4.132)$$

Výpočet proudu v rotorovém vinutí I'_2 a statorovém vinutí I_1

$$I'_2 = \frac{U_{1N}}{Z_n} = \frac{230}{3,94} = 58,38 \text{ A} \quad (4.133)$$

$$I_1 = I'_2 \frac{\sqrt{a_p^2 + (b_p^2 + X_{12n})^2}}{c_{1pn} X_{12n}} = 58,38 \frac{\sqrt{2,603^2 + (2,96 + 191,895)^2}}{1,01 \cdot 191,895} = 58,87 \text{ A} \quad (4.134)$$

Hodnota proudu statorového vinutí I_1 je srovnáním s hodnotou proudu s uvažovaným činitelem nasycení $I_1 k_n$ téměř shodná, v přípustném procentuálním rozdílu, proto se nemusí měnit koeficient nasycení.

Výpočet poměru záběrného proudu i_z , poměrného záběrného momentu m_z a poměrného momentu zvratu m_{max} .

$$i_z = \frac{I_{1z}}{I_{1N}} = \frac{58,87}{8,23} = 7,15 \quad (4.135)$$

$$m_z = \left(\frac{I'_{2z}}{I'_{2N}} \right)^2 K_R \frac{s_N}{s'} = \left(\frac{58,38}{7,628} \right)^2 \cdot 1,07 \frac{0,03}{1} = 1,88 \quad (4.136)$$

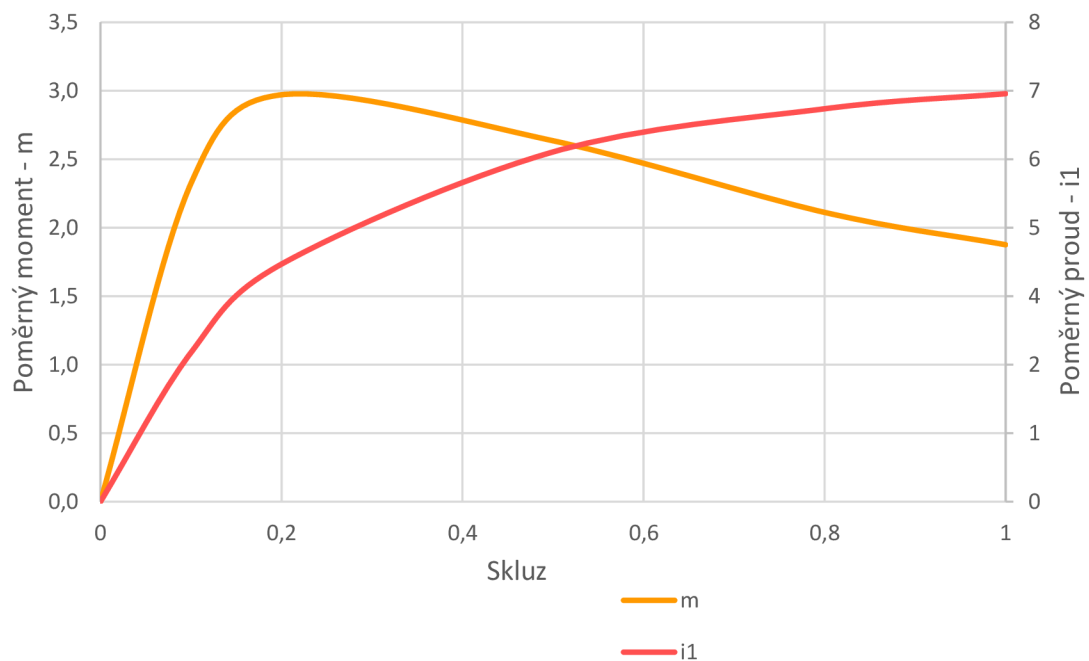
$$m_{max} = \left(\frac{I'_{2z}}{I'_{2N}} \right)^2 K_R \frac{s_N}{s'} = \left(\frac{28,28}{7,628} \right)^2 \cdot 1 \cdot \frac{0,03}{0,15} = 2,75 \quad (4.137)$$

Skluz zvratu se určí ze středních hodnot $X_{1\sigma n}$ a $X'_{2\sigma\xi n}$, které odpovídají skluzu $s = 0,15$.

$$s_{max} = \frac{R'_{2\xi}}{\frac{X_{1\sigma n}}{c_{1pn}} + X'_{2\sigma\xi n}} = \frac{0,89}{\frac{1,63}{1,01} + 1,92} = 0,252 \quad (4.138)$$

Tabulka 20 – Výpočet rozběhové charakteristiky 5-ti fázového asynchronního motoru

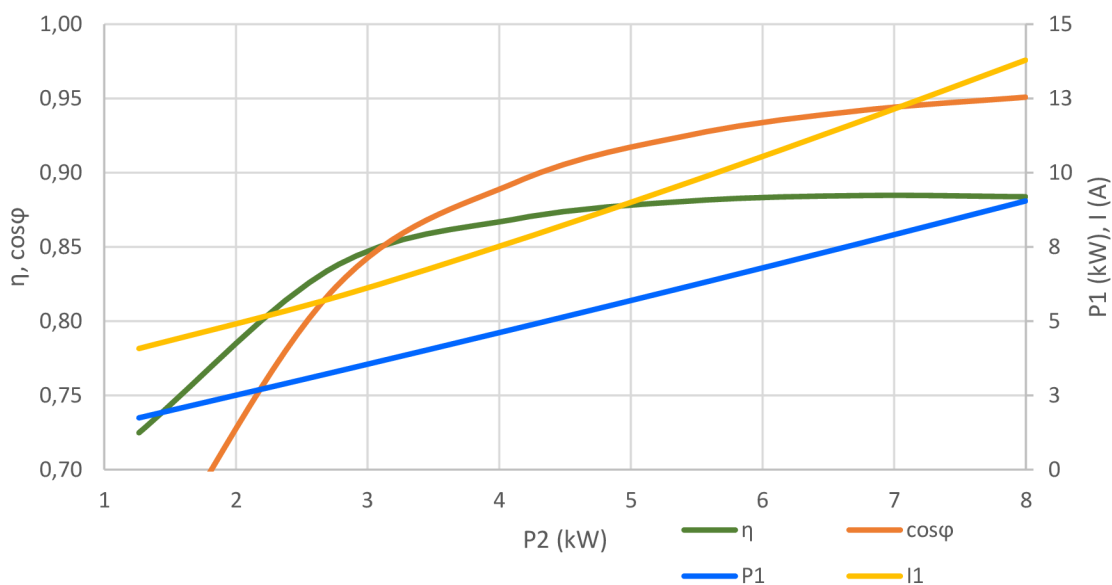
		Jednotky	Skuz					
			1	0,8	0,5	0,2	0,1	0,15
1	ξ	-	1,41	1,27	1,00	0,63	0,45	0,55
2	φ	-	0,217	0,128	0,080	0,014	0,008	0,004
3	k_R	-	1,13	1,07	1,04	1,00	0,99	0,99
4	K_R	-	1,07	1,04	1,02	1,00	1,00	1,00
5	$R'_{2\xi}$	Ω	0,89	0,87	0,85	0,84	0,84	0,83
6	k_d	-	0,89	0,91	0,95	0,97	0,98	0,98
7	K_x	-	0,981	0,984	0,991	0,995	0,996	0,997
8	$X'_{2o\xi}$	Ω	2,44	2,45	2,46	2,47	2,48	2,48
9	X_{1on}	Ω	1,41	1,42	1,44	1,52	1,63	1,71
10	$X'_{2o\xi n}$	Ω	1,53	1,56	1,61	1,75	1,91	2,06
11	c_{1pn}	-	1,01	1,01	1,01	1,01	1,01	1,01
12	a_p	Ω	2,60	2,80	3,43	5,92	10,13	7,32
13	b_p	Ω	2,96	2,99	3,06	3,29	3,56	3,80
14	I'_2	A	58,40	56,23	50,03	33,95	21,42	27,90
15	I_1	A	58,87	56,69	50,46	34,28	21,66	28,22
16	i_1	-	7,15	6,88	6,13	4,16	2,63	3,43
17	m	-	1,88	2,11	2,63	2,97	2,36	2,67



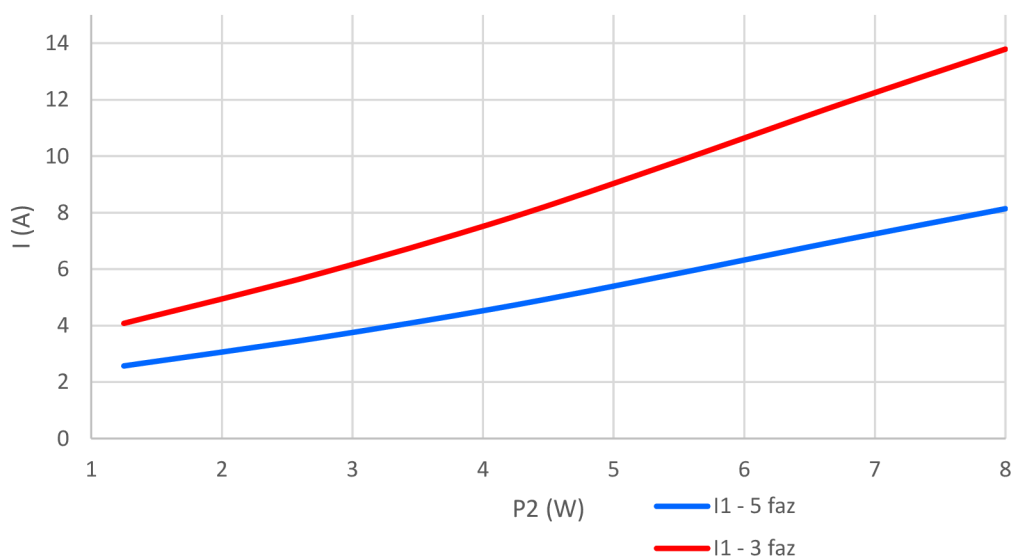
Obr.19: Rozběhová charakteristika 5-ti fázového asynchronního motoru

5 POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ SE STROJEM SE TŘEMI FÁZEMI

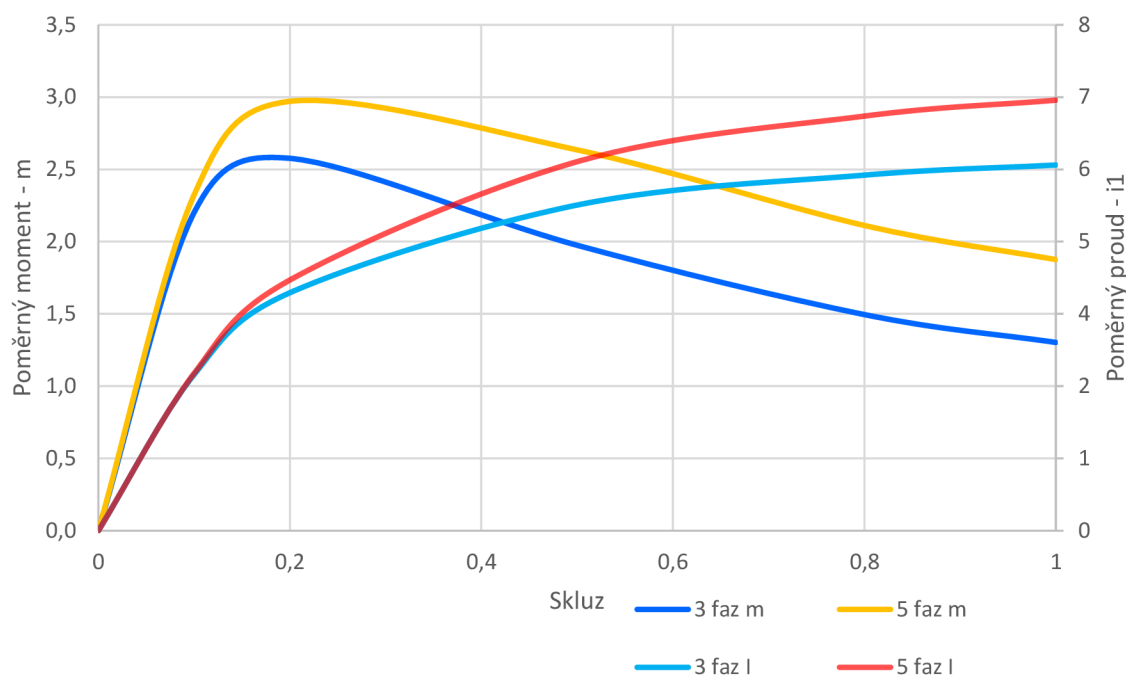
Aby se mohl porovnat pětifázový asynchronní stroj se strojem třífázovým, byl vytvořen model třífázového stroje o stejných geometrických rozměrech jako stroj pětifázový. Výsledné třífázové hodnoty budou porovnány s výsledky pětifázového motoru.



Obr.20: Zatěžovací charakteristika 3 fázového asynchronního motoru



Obr.21: Porovnání průběhu proudů mezi 3 fáz., 5-ti fáz. strojem v závislosti na zátěži



Obr.22 Porovnání průběhu poměrného momentu mezi 3 fáz., 5-ti fáz. strojem v závislosti na zátěži

Tabulka 21 – Porovnání hodnot stanovených pro pracovní bod

			3f. vinutí	5f. vinutí
Jmenovité hodnoty				
Napětí 1.fáze	U_{nf1}	V	230	230
Frekvence	f	Hz	50	50
Počet fází	m	-	3	5
Hodnoty v pracovním bodě				
Skluz	-	-	0,029	0,030
Proud statoru	I_1	A	13,30	8,14
Proud rotoru	I'_2	A	12,66	7,62
Příkon	P_1	kW	8,710	8,919
Celkové ztráty v železe	ΔP_{Fe}	kW	192,584	193,014
Elektrické ztráty statoru	ΔP_{j1}	kW	0,526	0,565
Elektrické ztráty rotoru	ΔP_{j2}	kW	0,134	0,141
Dodatečné ztráty	ΔP_d	kW	0,040	0,042
Celkové ztráty	ΔP	kW	0,988	1,035
Výkon	P_2	kW	7,720	7,857
Účinnost	η	-	0,887	0,881
Účinník	$\cos\varphi$	-	0,949	0,953

Tabulka 22 – Porovnání výsledných hodnot 3 fáz., 5-ti fáz. stroje

			3f. vinutí	5f. vinutí
Odpory a reaktance náhr. schématu				
Odpor 1f.statorového vinutí	R_1	Ω	0,992	1,704
Poměrná hodnota odporu	r_1	-	0,059	0,061
Odpor 1f. Rotorové vinutí	R_2	Ω	5,715E-05	5,706E-05
Odpor fáze rotoru	R'_2	Ω	0,482	0,838
Poměrná hodnota odporu	r'_2	-	0,029	0,030
Rozp.reakt.fáze stat.vinutí	$X_{1\sigma}$	Ω	1,491	1,877
Poměrná hodnota rozp.reak.	$x_{1\sigma}$	-	0,089	0,067
Rozp.reakt.fáze rot.vinutí	$X_{2\sigma}$	Ω	2,205E-04	1,692E-04
Rozp.reak.rot.vin.na poč. záv.stat.	$X'_{2\sigma}$	Ω	1,861	2,486
Poměrná hodnota rozp..reak.	$x_{2\sigma}$	-	0,111	0,089
Odpor repres. ztráty v železe Rfe	R_{12}	Ω	5,024	7,480
Magnetizační reaktance	X_{12}	Ω	71,113	112,436
Magnetické napětí				
Mag. napětí pro vz. mezeru	U_{δ}	A	322,640	325,141
Mag.napětí zubu statoru	U_{zs}	A	74,871	81,947
Mag.napětí zubu statoru	U_{zr}	A	57,383	66,267
Magnetické napětí na jhu statoru	U_{js}	A	68,774	76,889
Magnetické napětí na jhu rotoru	U_{jr}	A	4,494	4,543
Magnetizační napětí	U_{mp}	A	528,163	554,787
Magnetizační proud 1 fáze	I_{μ}	A	3,168	2,012
Poměrná hodnota magnet. proudu	i_{μ}	-	0,231	0,244
Ztráty při chodu naprázdno				
Hlavní ztráty v železe	P_{feh}	W	151,240	151,404
Povrchové ztráty v statoru	$P_{\delta p1}$	W	3,152	3,201
Povrchové ztráty v rotoru	$P_{\delta p2}$	W	11,032	11,203
Pulsní ztráty v zubech statoru	P_{p1}	W	1,348	1,350
Pulsní ztráty v zubech rotoru	P_{p2}	W	25,813	25,857
Mechanické ztráty	P_{mech}	W	230,660	230,660
Dodatečné ztráty	P_d	W	42,614	42,614
Elektrické ztráty	P_{j10}	W	29,860	20,689

Výsledné hodnoty analytického výpočtu slouží k porovnání důležitých veličin mezi třífázovým a pětifázovým strojem. Rozdílnou veličinou je zde proud, který díky rozložení do více fází u pětifázového motoru se sníží. Hodnoty jako účinnost, účinník a celkové ztráty se od sebe výrazně neliší.

6 VYTVOŘENÍ MODELU ASYNCHRONNÍHO STROJE V PROGRAMU ANSYS

Pro ověření analytického výpočtu byl zvolen program Ansys Maxwell, kterým byly následně provedeny požadované dynamické simulace. Tento program byl přístupný pro účely tvorby diplomové práce na VUT v počítačové učebně UVEE.

Analýzy vytvořené v programu Ansys Maxwell jsou vytvářeny pomocí metody konečných prvků (MKP). Zde je možné řešit točivé i netočivé stroje jak v 2D, tak i ve 3D. Simulace probíhá v časové i frekvenční doméně a výsledkem může být řešení stacionární nebo dynamické.

Geometrie elektrického stroje je možné vytvořit pomocí ANSYS Rmxprt, který je schopen přenést všechny zadané hodnoty do 2D nebo 3D prostředí programu Maxwell. Geometrie stroje se může také importovat z CAD formátu, nebo se vytvoří přímo v programu Maxwell.[11]

6.1 Model pětifázového stroje

Pro vytvoření modelu asynchronního motoru byl zvolen již zmíněný modul programu ANSYS – Rmxprt. Tento modul umožňuje vytvořit poměrně intuitivně model třífázového stroje, který následně bude přenesen do 2D prostředí Ansysu Maxwell a modifikován na požadovaný počet fází.

V prostředí Maxwell 2D byly nastavené hodnoty zvoleného materiálu M700-50A podle datového listu výrobce [7]. Protože z modulu Rmxprt byl importován třífázový model asynchronního stroje, bylo nutné upravit počet fází na pětifázový model a definovat jednotlivé fáze s posunem vinutí o 72° podle matematického modelu (6.1) - (6.5).

$$U_a = \sqrt{2}U \sin(\omega t) \quad (6.1)$$

$$U_b = \sqrt{2}U \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{5}\right) \quad (6.2)$$

$$U_c = \sqrt{2}U \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{5} \cdot 2\right) \quad (6.3)$$

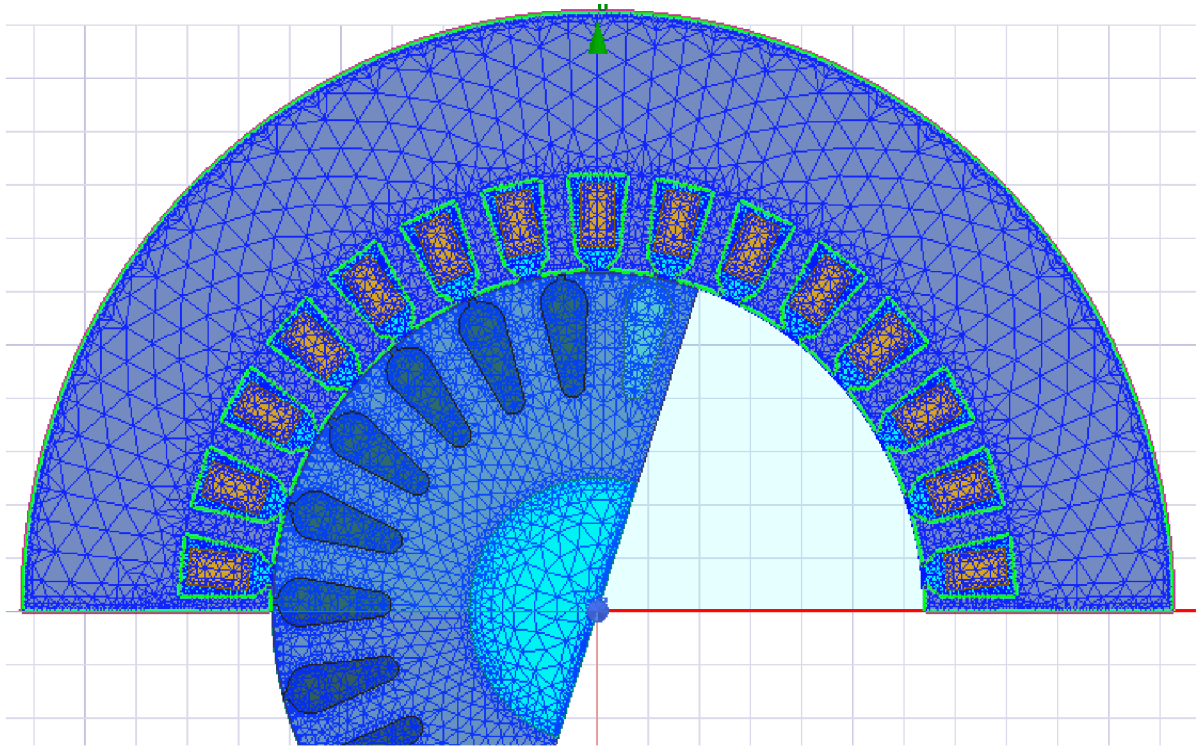
$$U_d = \sqrt{2}U \sin\left(\omega t + \frac{4\pi}{5} \cdot 3\right) \quad (6.4)$$

$$U_e = \sqrt{2}U \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{5} \cdot 4\right) \quad (6.5)$$

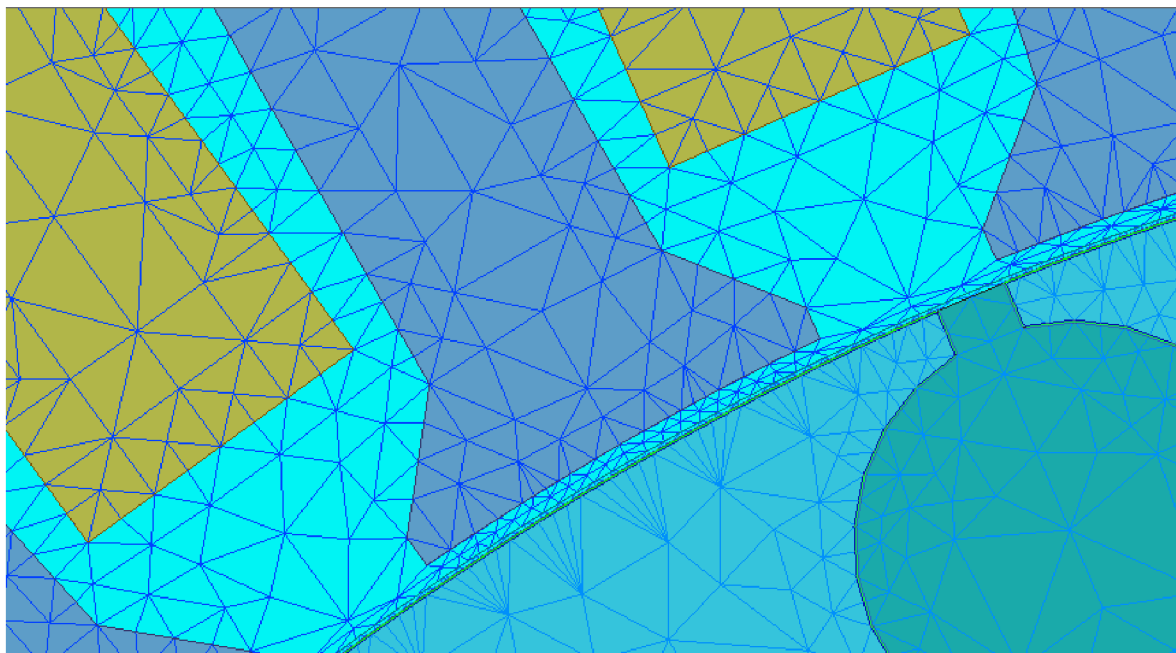
6.1.1 Nastavení diskretizační sítě

Protože metoda analýzy je vytvořena na základě metody konečných prvků, je nutné na vytvořeném modelu správně nastavit diskretizační síť „Mesh“. Správné nastavení ovlivní správnost výsledku a rychlost výpočtu. Hustotu sítě zvolíme na základě geometrie stroje a

oblasti, které jsou pro výpočet důležité. Taková oblast se nalézá ve vzduchové mezeře a v oblasti statorového zubu.



Obr.23: Diskretizační síť - Mash



Obr.24: Detailní rozložení Mash

6.1.2 Nastavení průběhu analýzy

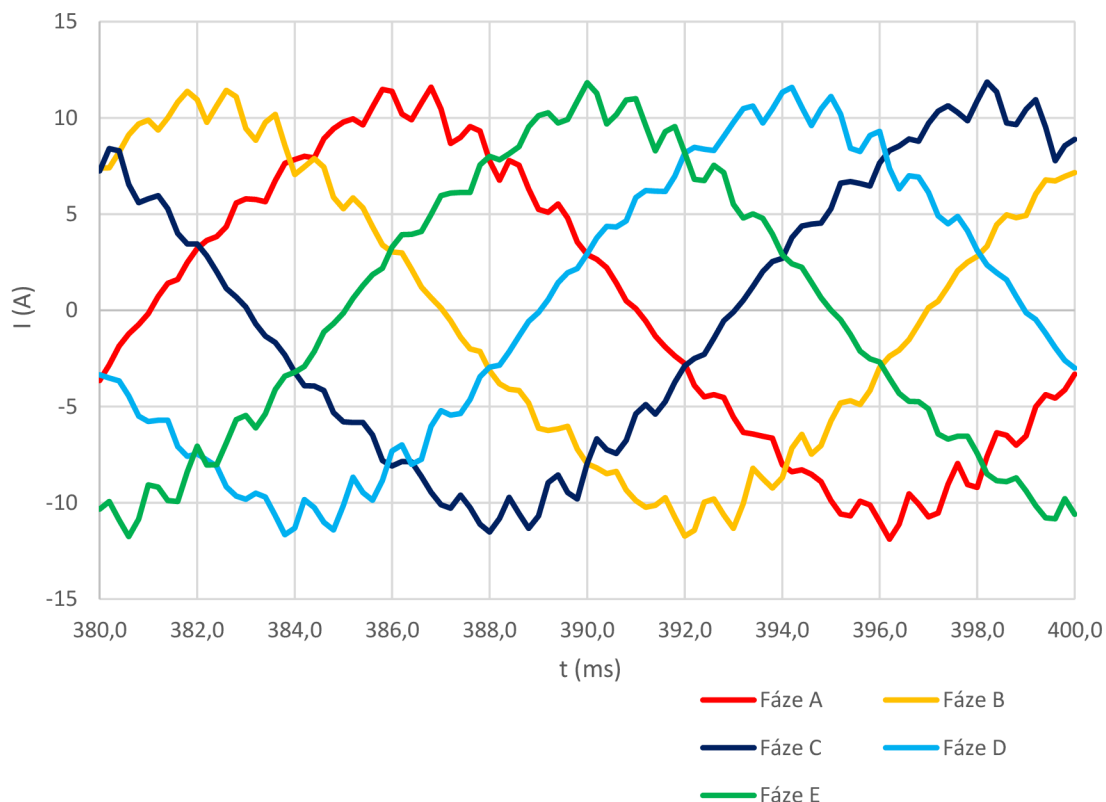
Úkolem analýzy bylo porovnání výsledku s analytickým výpočtem. Zároveň ale byly porovnány průběhy mezi pětifázovým strojem a třífázovým strojem. Pro tento účel byly zvoleny průběhy momentu v závislosti na skluzu. Hodnoty skluzu, respektive otáčky na hřídeli, odpovídají dané zátěži a výsledný průběh umožní sestavit momentovou charakteristiku.

Před spuštěním analýzy byla nastavena doba výpočtu na 0,4 s. a krok výpočtu na 0,2 ms. Doba výpočtu je dostatečná, aby byl dosažen ustálený stav analyzovaných veličin.

Otáčky na hřídeli v jednotlivých fázích zátěže byly nastaveny pro hodnoty 2910, 2700, 2400, 1500 a 600. Střední hodnoty ustálených stavů výsledných momentů pro jednotlivé otáčky byly přeneseny do momentové charakteristiky.

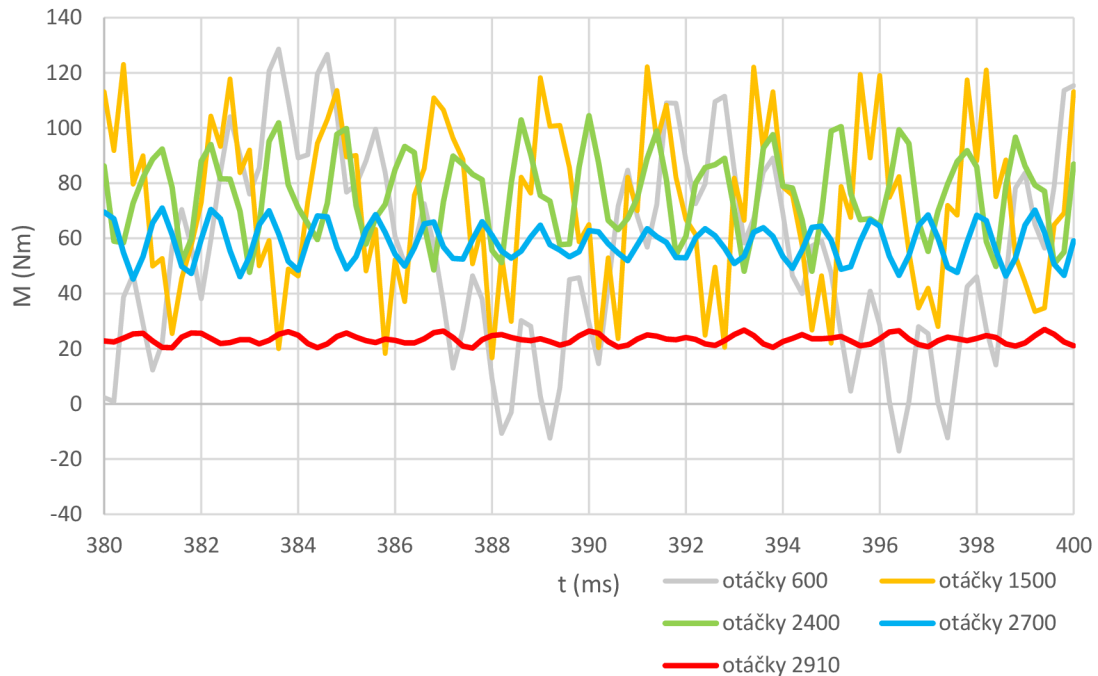
6.1.3 Výsledné analýzy pětifázového stroje

Pro ověření správného nastavení fází statorového vinutí byl vygenerován průběh proudů. Z grafu byla odečtena výsledná hodnota efektivního proudu. Efektivní proud $I_{ef} = 8,25 A$ odpovídá analytickému výsledku.

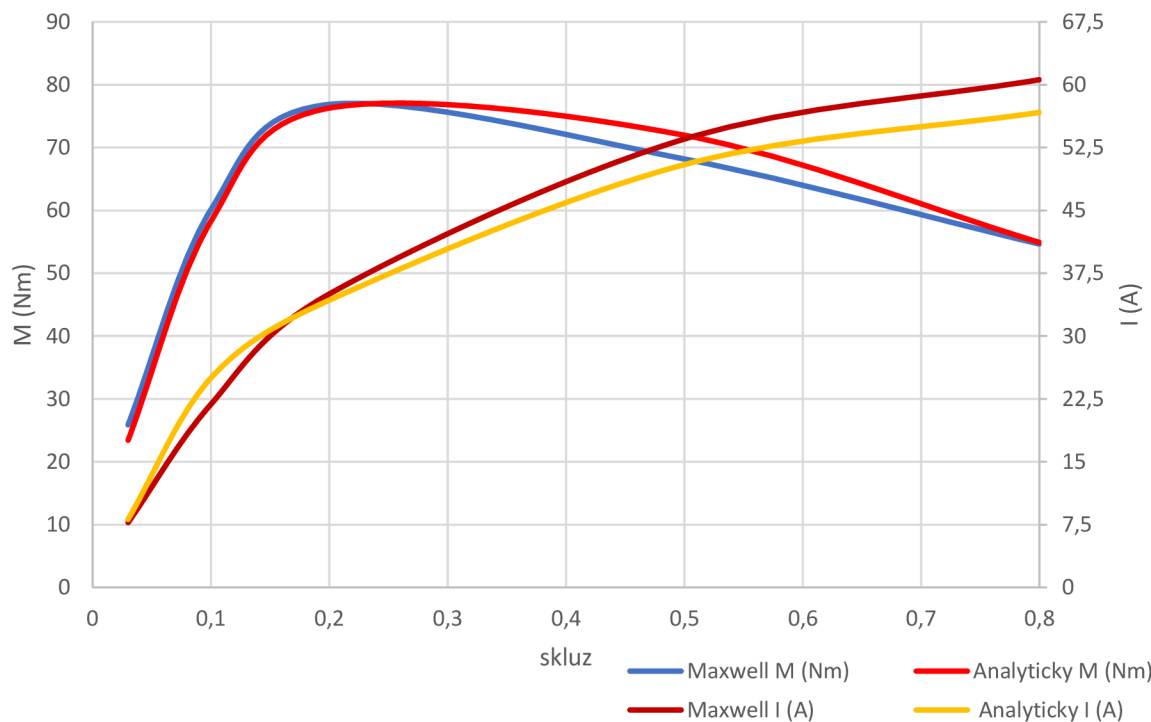


Obr.25: Průběh proudu 5-ti fázového stroje [Ansys Maxwell]

Z průběhu momentů pro různé hodnoty zátěže se sestavila momentová charakteristika v závislosti na otáčkách. Hodnoty pro momentovou charakteristiku se odečetly ze středních hodnot ustálených průběhů jednotlivých momentů, které byly naměřeny v periodickém úseku v rozmezí 380 až 400 ms.



Obr.26: Moment stanovený pro jednotlivé otáčky 5-ti fázového stroje [program Maxwell 2D]



Obr.27: Porovnání výpočtu momentové charakteristiky stanovené analytickým výpočtem a programem Maxwell 2D.

Tabulka 23 – Porovnání M(Nm) a I(A) charakteristiky u 5-ti fázového stroje stanovené analyticky a programem Ansys Maxwell

	Maxwell	Analyticky	Maxwell	Analyticky
Skluz	Maxwell M (Nm)	Analyticky M (Nm)	Maxwell I (A)	Analyticky I (A)
0,03	25,87	23,42	7,74	8,13
0,1	60,11	58,27	21,86	28,58
0,2	76,86	76,28	35,02	34,28
0,5	68,17	71,95	53,51	50,46
0,8	54,64	54,9	60,59	56,69

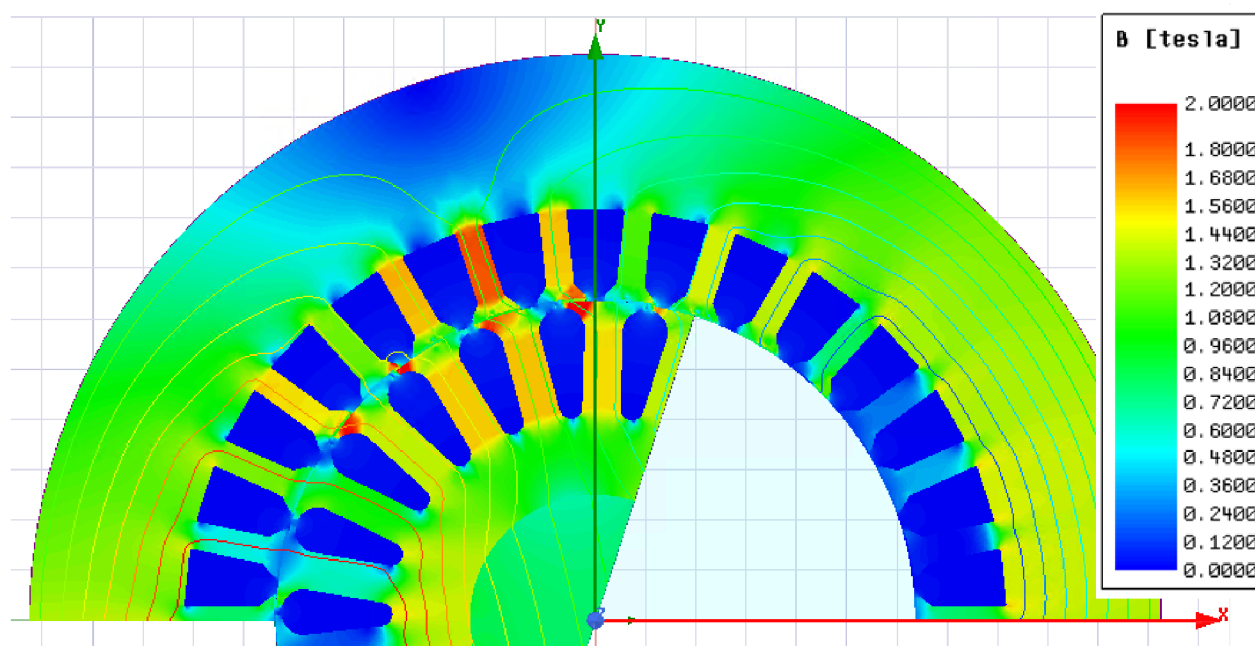
Moment naměřený při skluzu odpovídající jmenovitým otáčkám činil 23,42 Nm. Výsledný analytický moment byl stanoven na 25,87 Nm.

Nepatrný rozdílný průběh může být následkem působení velkých proudů při stanovené zátěži, které mají vliv na změny odporů a reaktancí vlivem povrchových jevů a nasycení od rozptylových polí. [1]

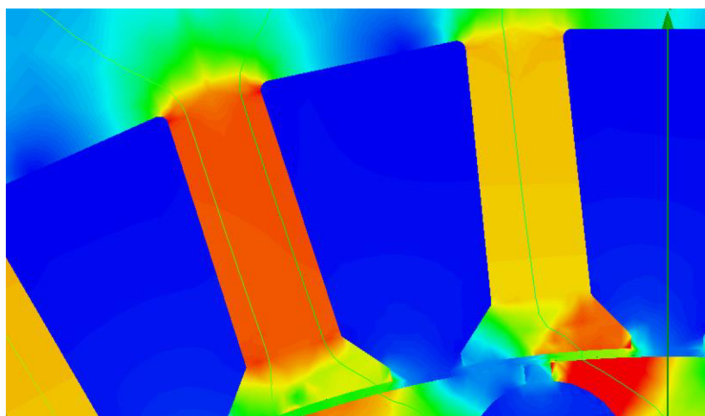
Tyto dynamické faktory lépe vyhodnotí počítačová analýza než analytický výpočet.

Pro ilustrativní analýzu magnetického pole pětifázového motoru byly zvoleny jmenovité otáčky 2910 ot/min. Siločáry magnetické indukce podle obr.28 znázorňují dvoupólové rozložení magnetického pole. Je zde vidět nasycení zubu statoru a částečné přesycení části hlav zubu rotoru způsobenou okamžitou polohou rotoru vzhledem ke statoru.

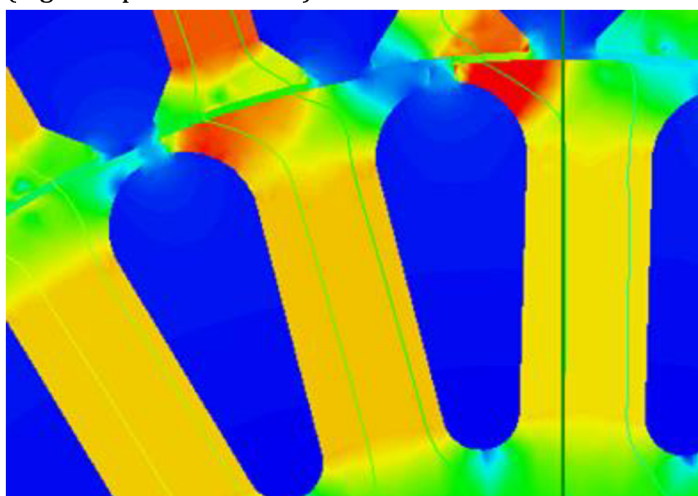
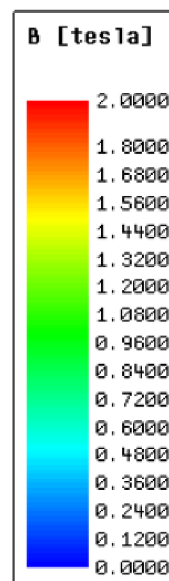
Z vygenerovaného modelu magnetického pole se odečetly hodnoty magnetické indukce, které budou porovnány s analytickým výpočtem (tab.23).



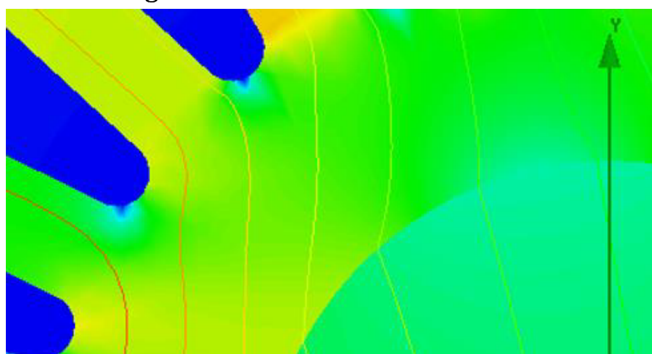
Obr.28: Magnetické indukce 5-ti fázového stroje [Ansys Maxwell]



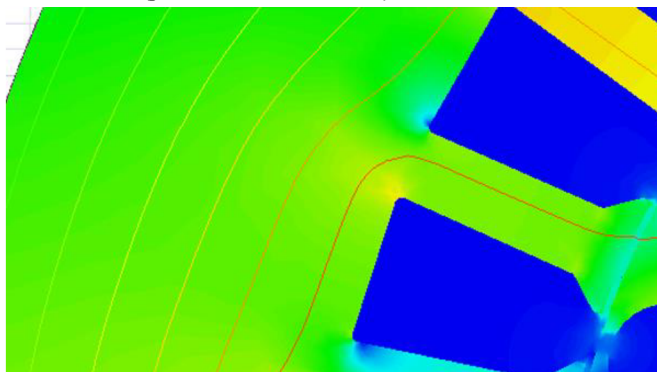
Obr.29: Magnetická indukce v zubu statoru 5-ti fázového stroje [Ansys Maxwell]
 (legenda pro obr.29–32)



Obr.30: Magnetická indukce v zubu rotoru 5-ti fázového stroje [Ansys Maxwell]



Obr.31: Magnetická indukce v jhu rotoru 5-ti fázového stroje [Ansys Maxwell]



Obr.32: Magnetická indukce v jhu statoru 5-ti fázového stroje [Ansys Maxwell]

6.2 Model třífázového stroje

Dosažené výsledné hodnoty u pětifázového stroje byly porovnány s provedenou analýzou stroje třífázového.

Model třífázového asynchronního stroje vytvoříme pomocí modulu RMXprt programu Ansys Maxwell. Zde získáme výsledky hodnot náhradního schématu třífázového stroje, které můžeme kontrolovat s výsledky analytického výpočtu. Model byl importován do prostředí Ansys Maxwell 2D. Zde byly generovány požadované analýzy, které jednak ověřily správnost výsledku s analytickým výpočtem, ale především porovnaly průběhy důležitých charakteristik motoru s třífázovým vinutím a s vinutím pětifázovým.

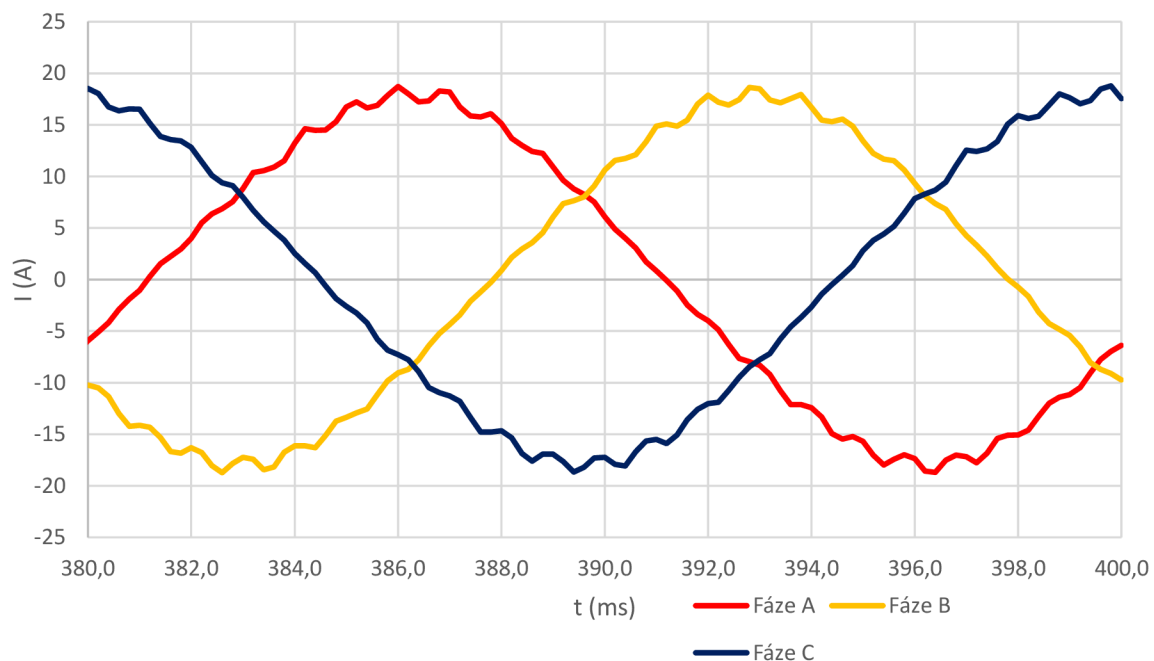
Pro jednotlivé fáze byl nastaven fázový posun podle vztahů 6.6–6.8., které byly odvozeny z matematického modelu asynchronního stroje [12].

$$U_a = \sqrt{2}U \sin(\omega t) \quad (6.6)$$

$$U_b = \sqrt{2}U \sin\left(\omega t + \frac{2\pi}{3}\right) \quad (6.7)$$

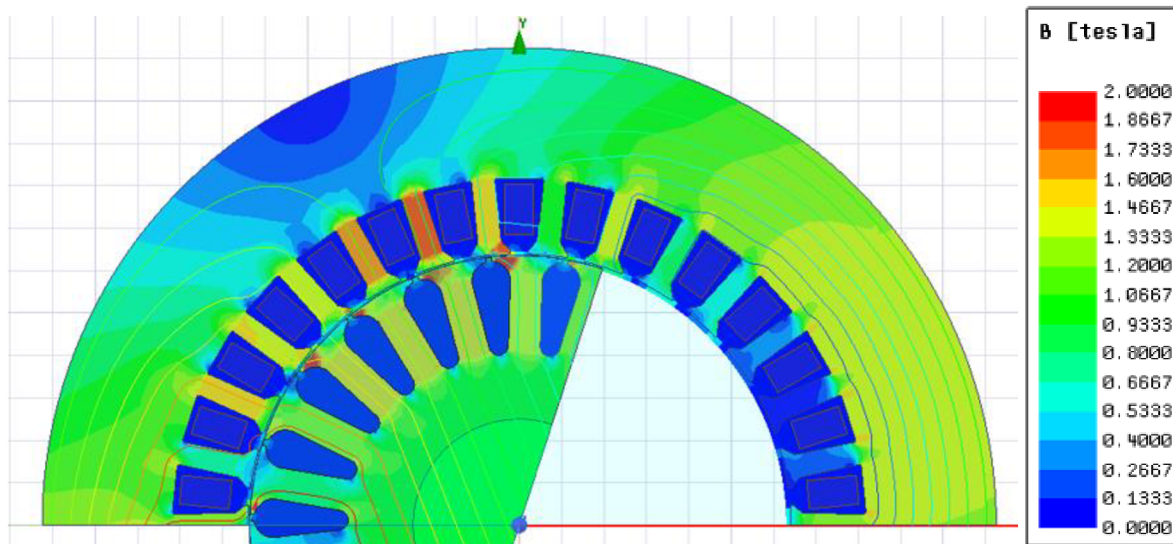
$$U_c = \sqrt{2}U \sin\left(\omega t + \frac{4\pi}{3}\right) \quad (6.8)$$

Z grafu průběhu proudu třífázového stroje byla odečtena výsledná hodnota efektivního proudu $I_{ef} = 13,2 \text{ A}$. (obr.33)

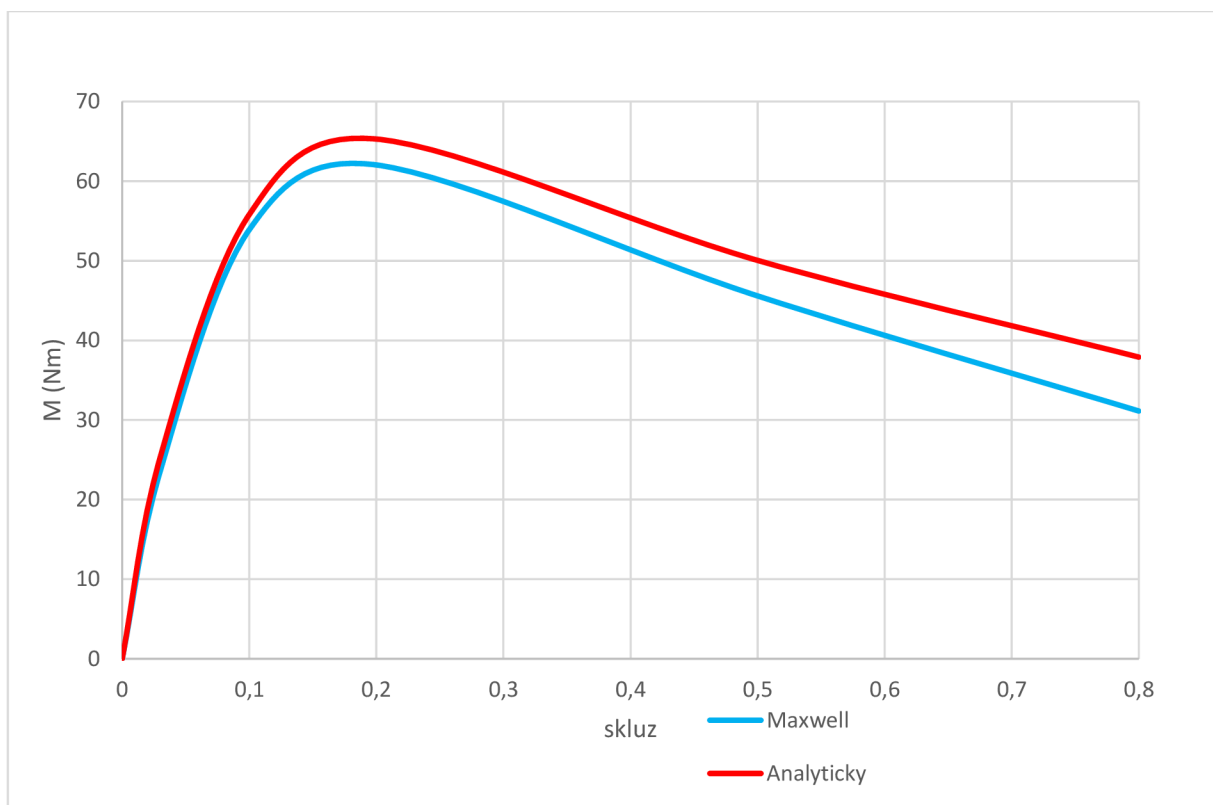


Obr.33: Průběh proudu 3 fázového stroje [[Ansys Maxwell]]

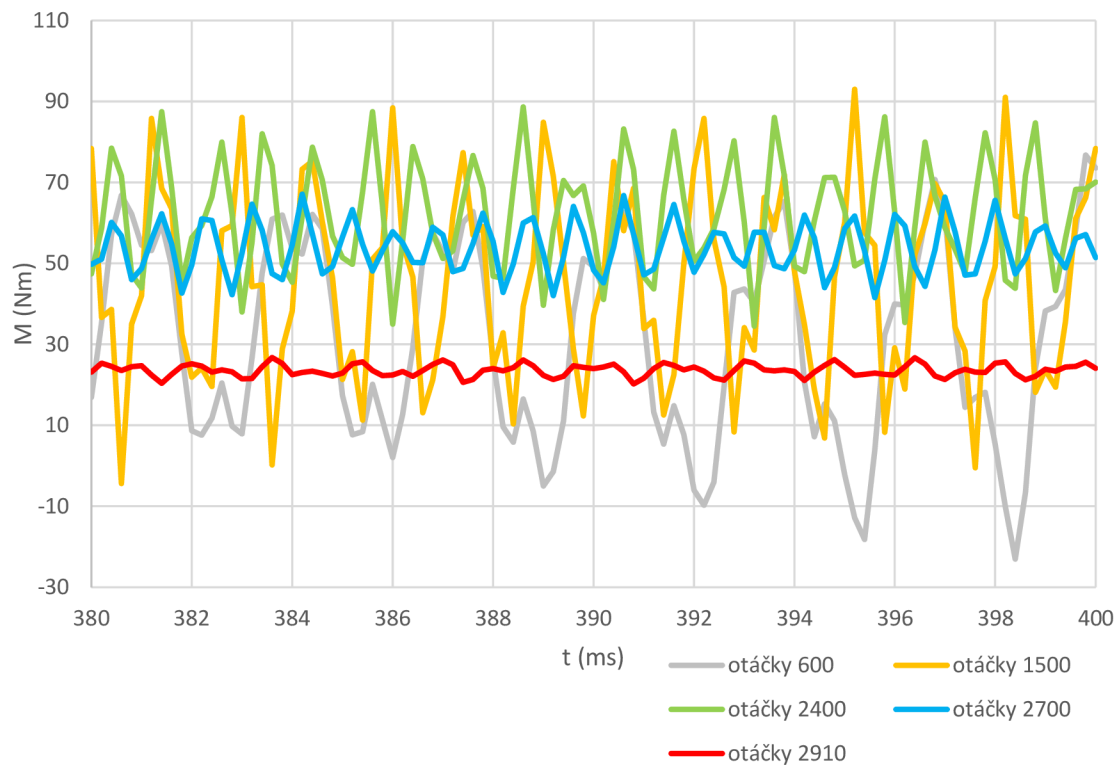
Pro ověření výsledků 2D analýzy s analytickým výpočtem byla vytvořena momentová charakteristika v závislosti na skluzu. Momentová charakteristika vychází ze středních hodnot momentů pro jednotlivé otáčky, které odpovídají konkrétnímu skluzu otáček rotoru ke statorovému vinutí.



Obr.34: Magnetické indukce 3 fázového stroje [Ansys Maxwell]



Obr.35: Porovnání výpočtu momentové charakteristiky 3 fázového stroje stanovené analytickým výpočtem a programem Ansys Maxwell.



Obr.36: Moment stanovený pro jednotlivé otáčky 3 fázového stroje [Ansys Maxwell]

6.3 Porovnání výsledku pětifázového stroje se strojem třífázovým

Analytickým výpočtem byly navrženy a popsány důležité veličiny pětifázového asynchronního motoru. Výsledky byly paralelně zpracovány v tabulkovém programu, který posloužil pro výpočet geometricky stejného asynchronního motoru se třemi fázemi. Důležité veličiny se porovnaly s výsledky dosažené pomocí programu Ansys Maxwell 2D v tab. 23. Pro třífázový stroj byly navíc hodnoty generovány z modulu RMxpřt.

Analýza magnetické indukce shodně prokazuje správnost výpočtu zejména v zubu statoru a rotoru. Rozdíly ve výkonu a následně v momentu budou ovlivněny převážně ztrátami.

Poslední analytickou úvahou je stanovení rozběhové charakteristiky s vynechanou 1 fází, která představuje poruchu. Důraz je kladen zejména na výhodné vlastnosti 5-ti fázového stroje oproti stroji 3 fázovém.

Tabulka 24 – Porovnání výsledných hodnot 3 fáz., 5-ti fáz. stroje

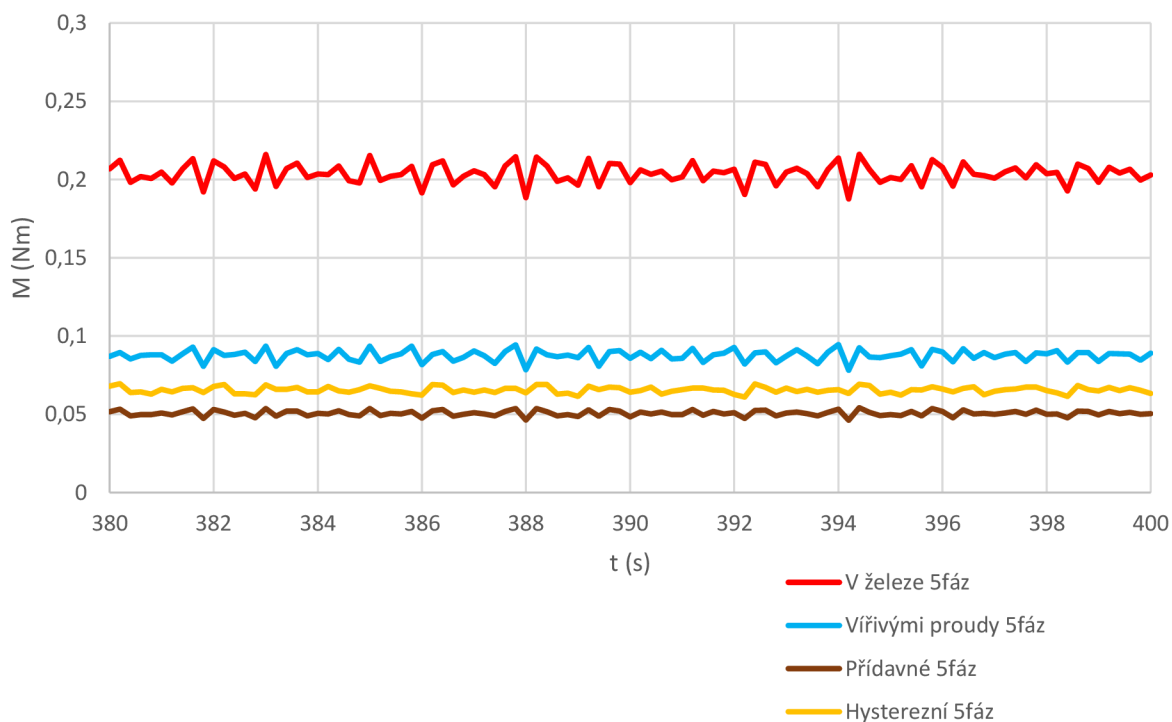
			Analytický výpočet		RMxprt	Ansys Maxwell - MKP	
			3f.vinutí	5f.vinutí	3f.vnutí	3f.vnutí	5f.vinutí
Jmenovité hodnoty							
Napětí 1.fáze	U_{nf1}	V	230	230	230	230	230
Frekvence	f	Hz	50	50	50	50	50
Počet fází	m	-	3	5	3	3	5
Hodnoty v pracovním bodě							
Skluz	-	-	0,029	0,030	0,030	0,03	0,03
Proud statoru 1.fáze	I_1	A	13,300	8,140	13,160	13,2	8,25
Mag.induk.v zubu statoru	B_{zs}	T	1,700	1,710	1,631	1,65	1,74
Mag.induk.v zubu rotoru	B_{zr}	T	1,660	1,680	1,630	1,64	1,61
Mag.induk.v jhu statoru	B_{js}	T	1,620	1,640	1,548	1,45	1,46
Mag.induk.v jhu rotoru	B_{jr}	T	1,180	1,190	1,165	1,15	1,25
Ztráty v železe	P_{Fe}	kW	0,192	0,193	0,187	0,204	0,216
Elektrické ztráty statoru	ΔP_{j1}	kW	0,526	0,565	0,394	0,481	0,579
Elektrické ztráty rotoru	ΔP_{j2}	kW	0,134	0,141	0,231	0,223	0,221
Celkové ztráty	ΔP	kW	1,008	1,035	0,903	0,909	1,016
Výkon	P_2	kW	7,702	7,860	7,500	7,104	7046
Účinnost	η	-	0,884	0,881	0,893	0,877	0,864
Účinník	$\cos\varphi$	-	0,949	0,953	0,914	0,886	0,865
Moment	M	Nm	25,340	25,870	24,610	23,61	23,42

6.3.1 Ztráty v železe

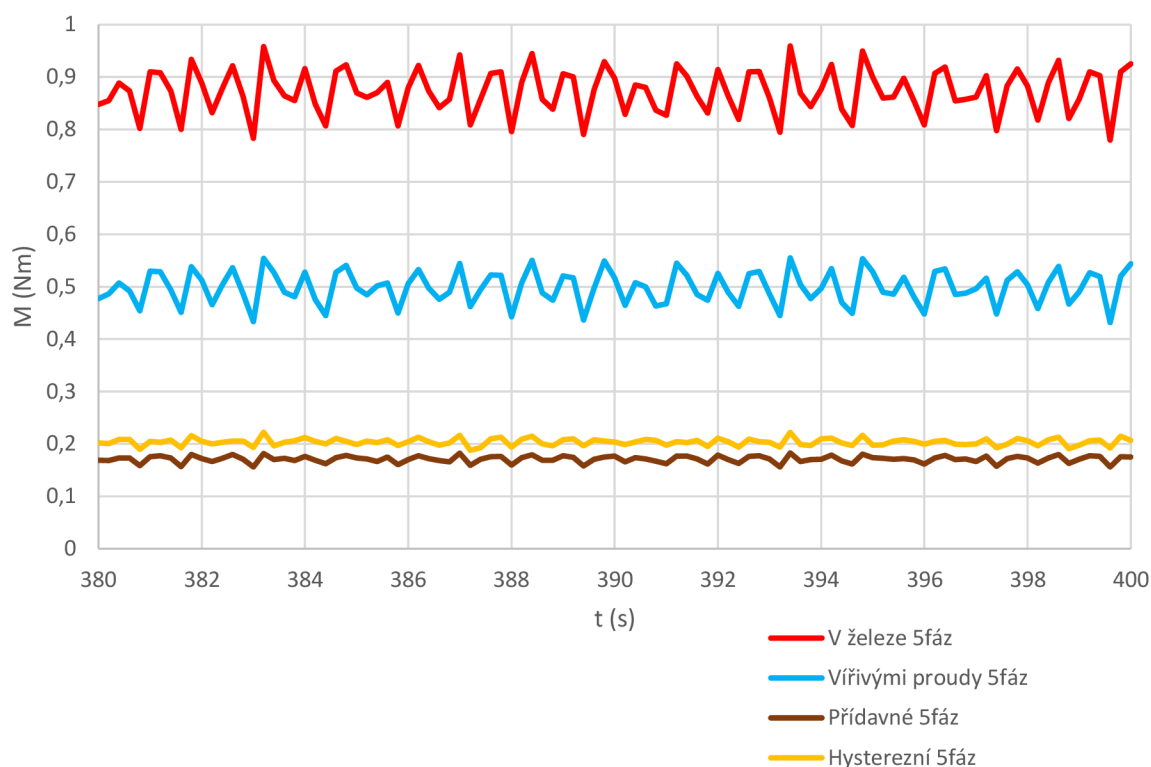
Analýza metodou konečných prvků v programu Maxwell je schopna generovat průběhy veličin, které by se analyticky složitě vypočítávaly. Takovou hodnotou jsou ztráty hysterezní, ztráty vířivými proudy a ztráty přídavné. Tyto ztráty představují ztráty v železe statorových a rotorových plechů. Analýza ztrát byla nastavena na jmenovité otáčky a na otáčky odpovídající větší zátěži. Tyto ztráty byly analyzovány jak pro třífázové vinutí, tak pro vinutí pětifázové. Ztráty se dají ovlivnit správnou volbou materiálu, kde můžeme snížit hodnotu hysteresních ztrát nebo ztrát vířivými proudy.

Tabulka 25 – Porovnání ztrát v železe 3 fáz., 5-ti fáz. stroje (stanoveno pomocí programu Ansys Maxwell)

		otáčky 2910		otáčky 2400	
		5 fáz	3 fáz	5 fáz	3 fáz
Ztráty v železe	[kW]	0,2039	0,2156	0,8731	0,8263
Ztráty v železe statoru	[kW]	0,1645	0,1732	0,6583	0,6283
Ztráty v železe rotoru	[kW]	0,0393	0,0424	0,2149	0,1980
Ztráty vířivými proudy	[kW]	0,0877	0,0946	0,4986	0,4824
Ztráty vířivými proudy statoru	[kW]	0,0646	0,0697	0,3896	0,3776
Ztráty vířivými proudy rotoru	[kW]	0,0231	0,0248	0,1091	0,1048
Ztráty přídatné	[kW]	0,0507	0,0535	0,1709	0,1660
Ztráty přídatné statoru	[kW]	0,0405	0,0427	0,1345	0,1306
Ztráty přídatné rotoru	[kW]	0,0102	0,0108	0,0363	0,0354
Hysterezní ztráty	[kW]	0,0655	0,0676	0,2036	0,1780
Hysterezní ztráty statoru	[kW]	0,0595	0,0608	0,1342	0,1202
Hysterezní ztráty rotoru	[kW]	0,0061	0,0068	0,0695	0,0578



Obr.37: Ztráty v železe 5-ti fázového a 3 fázového stroje při otáčkách 2910 [Ansys Maxwell]

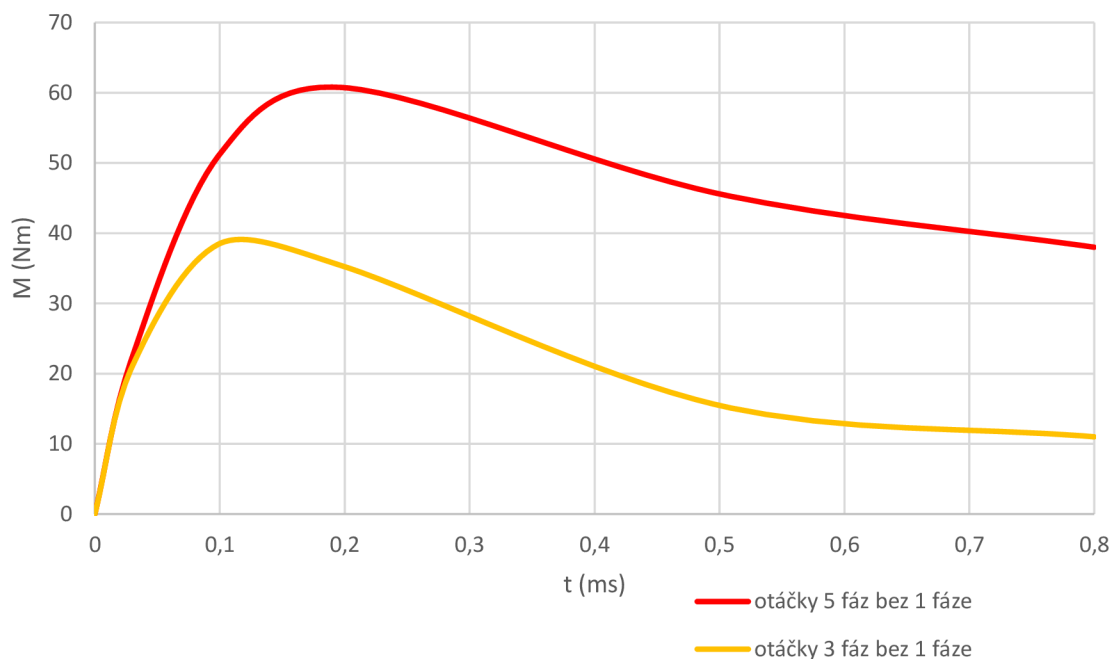


Obr.38: Ztráty v železe 5-ti fázového a 3 fázového stroje při otáčkách 2400 [Ansys Maxwell]

6.3.2 Rozběhové charakteristiky s vynecháním jedné fáze

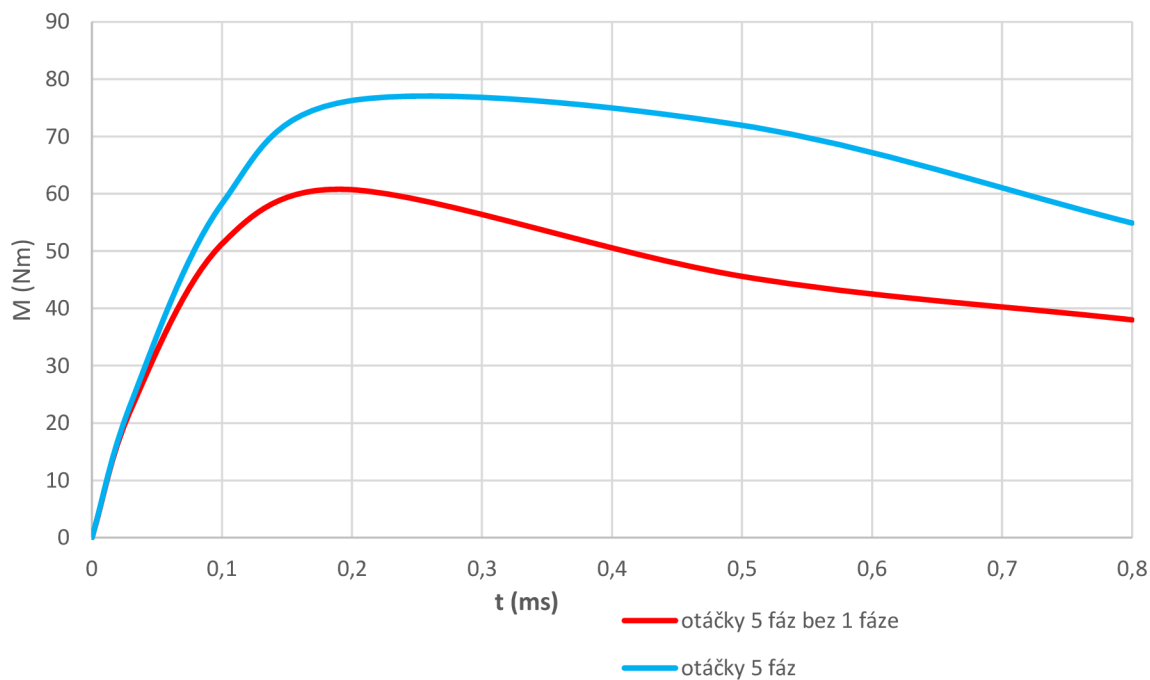
Nepřítomnost jedné fáze při rozběhu asynchronního motoru nemusí znamenat vyřazení motoru z provozu. U třífázového motoru při zatížení může dojít k nadměrnému proudovému namáhání dvou fází a následně poruše motoru. Pětifázové motory nepřítomnost jedné fáze zvládají lépe. Jsou schopny po vyřazení jedné fáze dál pokračovat v chodu, ale i se rozeběhnout při opětovném spuštění. To dokazují následující analýzy. První analýza rozběhové charakteristiky na obr.39 zobrazuje pětifázové vinutí a třífázové vinutí, oboje bez jedné fáze. Zatímco třífázové vinutí je značně deformované a maximální moment dosahuje sotva 39 Nm, tak pětifázové vinutí pokleslo v maximálním momentu na hodnotu 60,72 Nm, což se přibližuje maximálnímu momentu třífázového stroje s neporušeným vinutím. Druhá analýza obr.40 porovnává pětifázové vinutí s neporušeným vinutím a pětifázové vinutí s vynechanou fází. Na obr.41 je znázorněný rozdíl momentových charakteristik u třífázového vinutí s vynechanou jednou fází a s neporušeným vinutím.

Z uvedených výsledků a průběhů charakteristik jsou právě tyto analýzy nejvýraznější, co se týče rozdílových hodnot mezi pětifázovým vinutím a třífázovým vinutím. Vlastnost zastoupení výpadku jedné fáze u pětifázového motoru je nutné zařadit jako primární výhodu pětifázového asynchronního motoru nad motorem třífázovým.

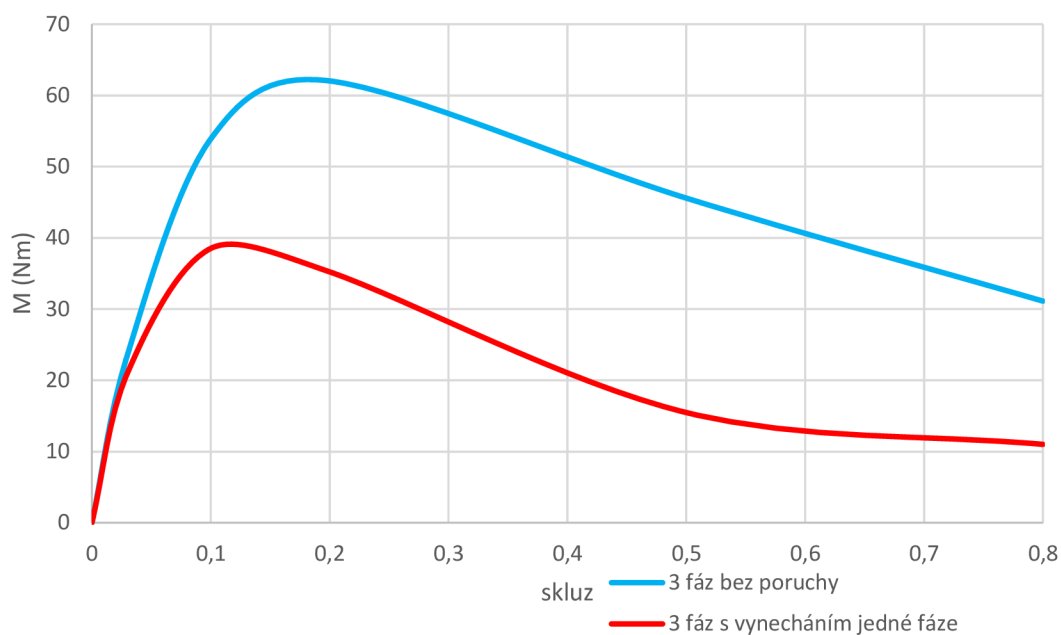


Obr.39: Porovnání momentové charakteristiky 5-ti a 3 fázového stroje s vynecháním 1 fáze [Ansys Maxwell]

Z porovnaných momentových charakteristik je patrný pokles maximálního momentu u třífázového asynchronního stroje s vynechanou jednou fází. Pětifázový stroj se simulovanou poruchou jedné fáze vykazuje výsledky momentové charakteristiky, které se podobají chodu třífázového stroje bez poruchového chodu.

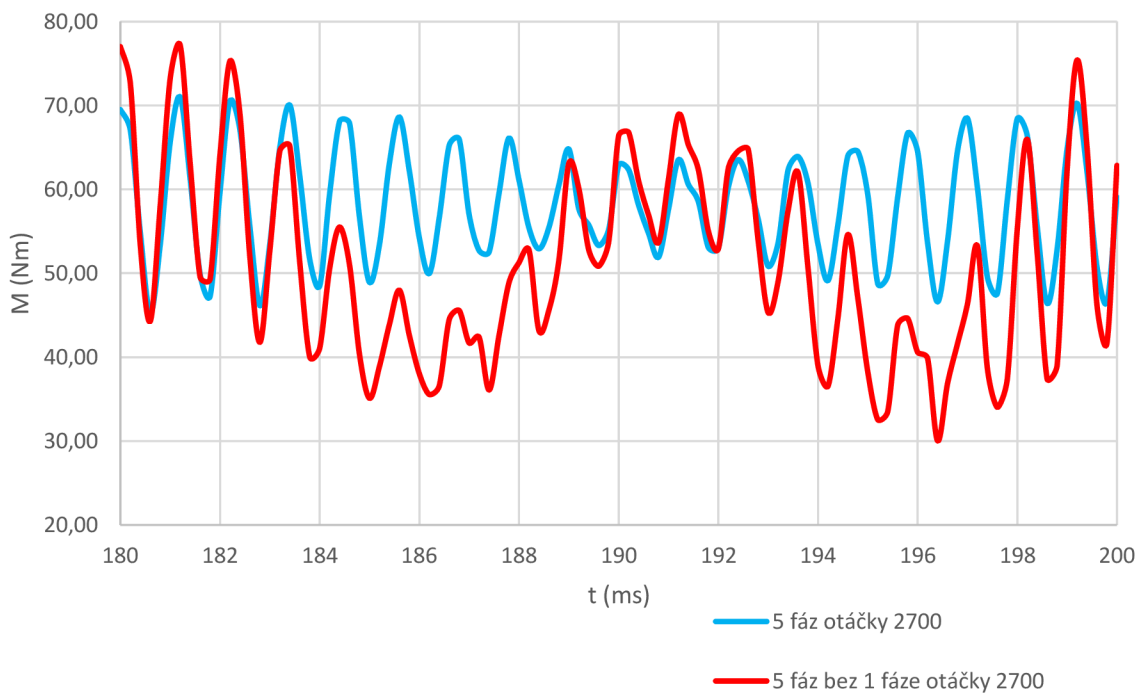


Obr.40: Porovnání momentové charakteristiky 5-ti fázového stroje se strojem 5-ti fázovým s vynecháním 1 fáze [Ansys Maxwell]

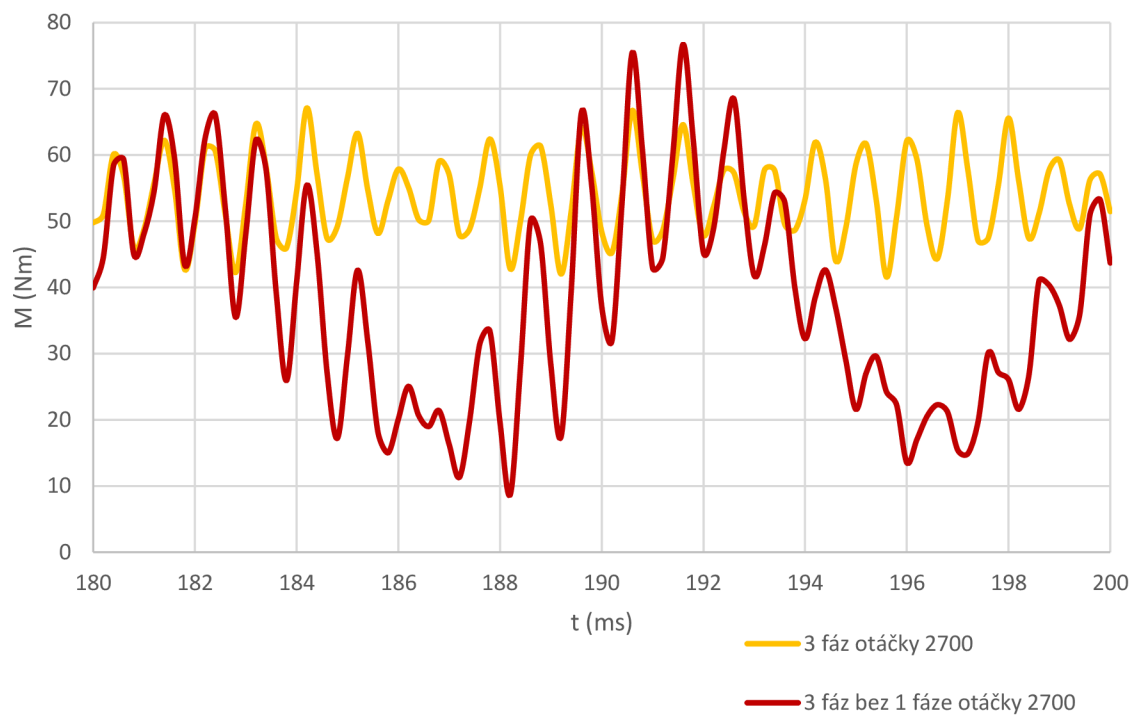


Obr.41: Porovnání momentové charakteristiky 3 fázového stroje se strojem 3 fázovým s vynecháním 1 fáze [Ansys Maxwell]

Podrobněji byl moment přeměřen při otáčkách 2700ot./min., což odpovídá přibližně maximálnímu momentu. U pětifázového stroje s 1 fází v poruše je střední hodnota momentu z uvedeného průběhu 51,23 Nm podle obr.42. U třífázového stroje s 1 fází v poruše je hodnota momentu podle obr.43 značně nestabilního průběhu 38,52 Nm.

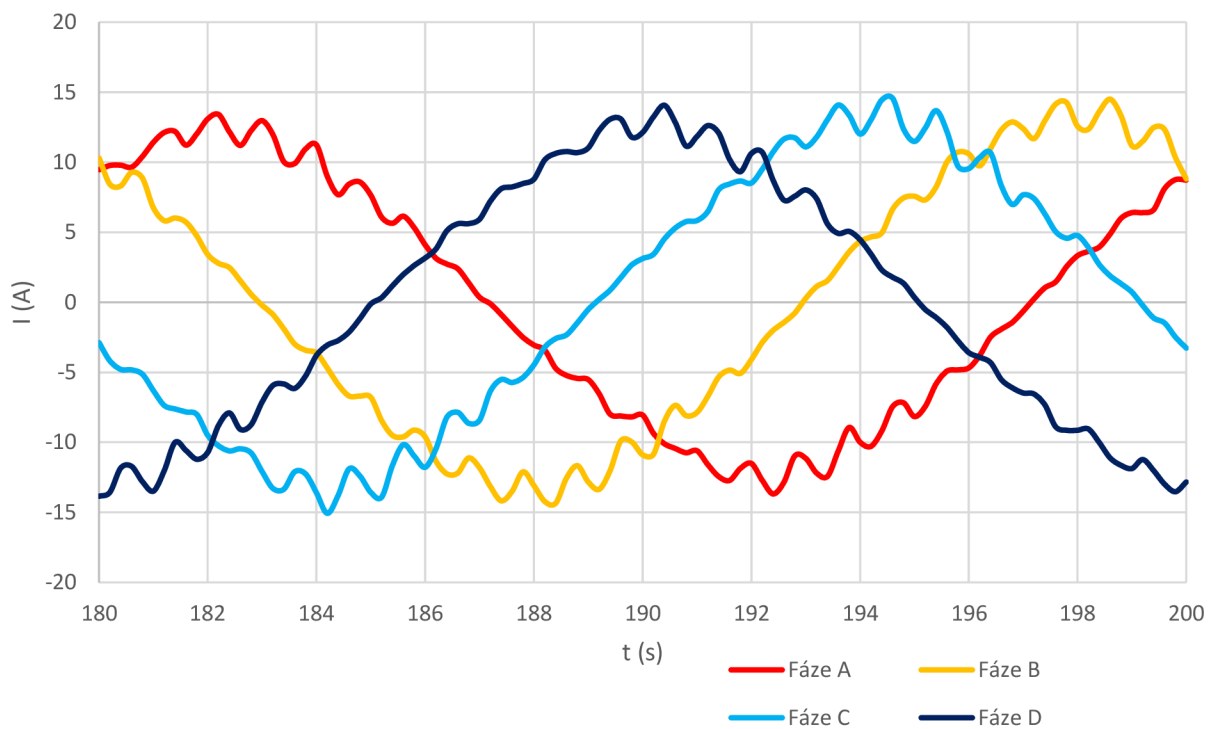


Obr.42: Průběh momentu 5-ti fázového stroje při otáčkách 2700 ot./min. [Ansys Maxwell]

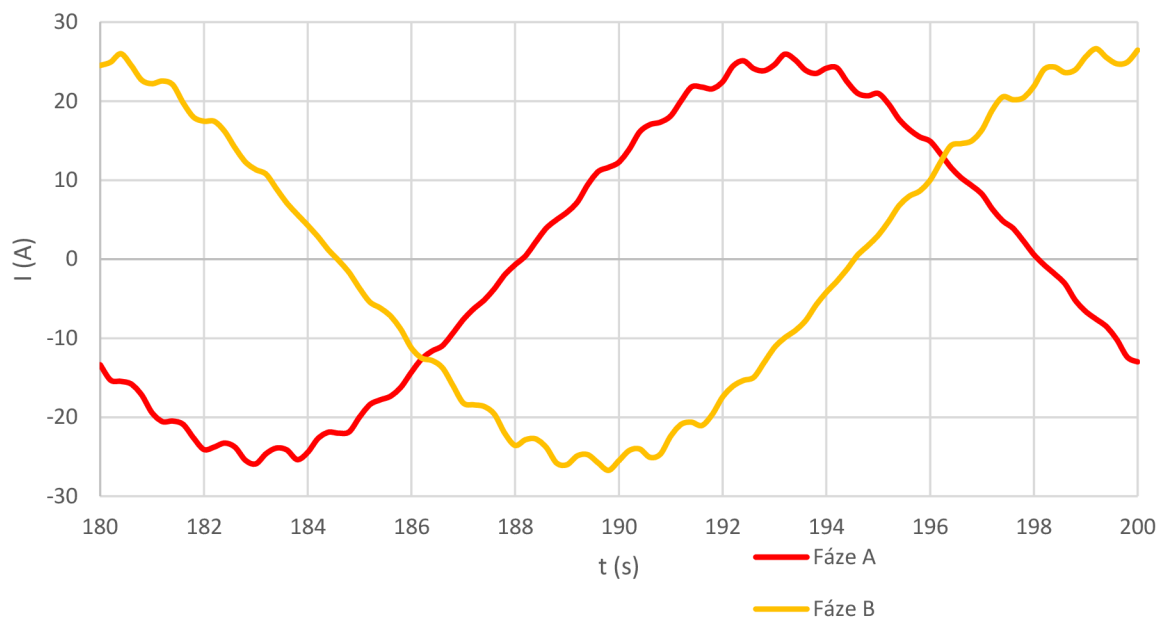


Obr.43: Průběh momentu 3-ti fázového stroje při otáčkách 2700 ot./min [Ansys Maxwell]

Průběhy proudů při jmenovitých otáčkách s vynechanou jednou fází u pětifázového a třífázového motoru zobrazují grafy na obr.44 a obr.45.



Obr.44: Průběh proudu 5-ti fázového stroje s vynecháním 1 fáze [Ansys Maxwell]



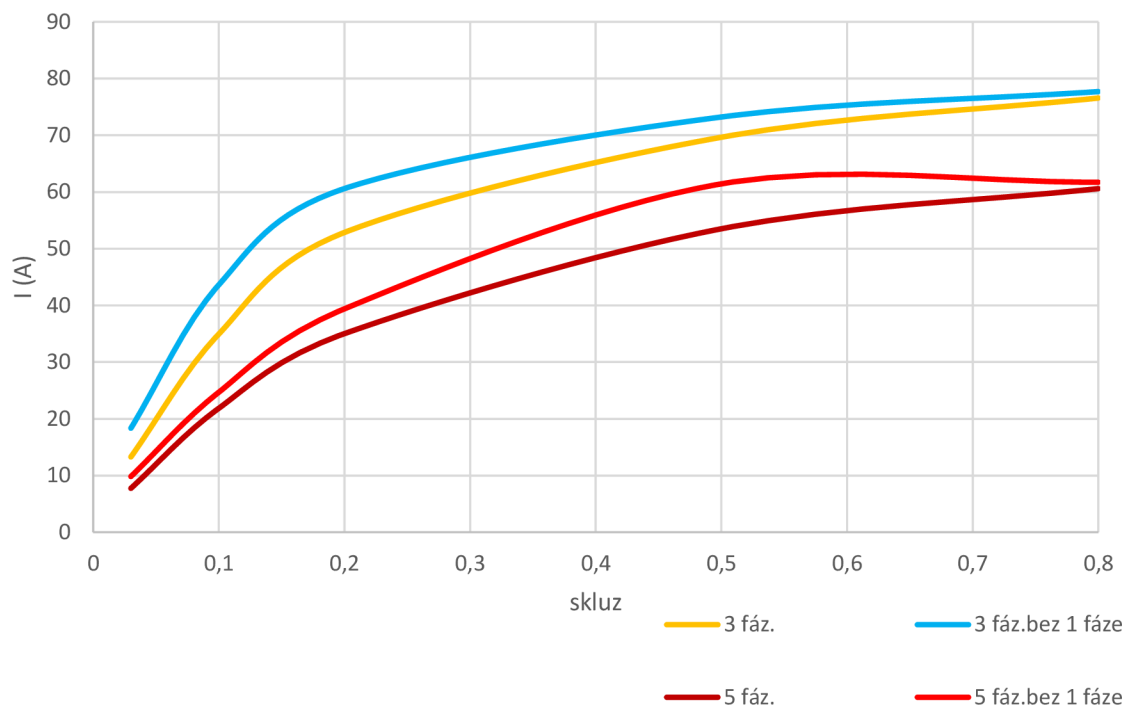
Obr.45: Průběh proudu třífázového stroje s vynecháním 1 fáze [Ansys Maxwell]

U třífázového vinutí s 1 fází v poruše je znatelný proudový nárůst, a to zejména při jmenovitých otáčkách. Tento rozdíl analyzuje tab.26, kde je jedna fáze vinutí jak třífázového, tak pětifázového vinutí porovnána s fázemi v bezporuchovém stavu.

Tabulka 26 – Porovnání stroje bez poruchy se strojem bez jedné fáze.

M (Nm)		3 fáz.	3 fáz.bez 1 fáze	5 fáz.	5 fáz.bez 1 fáze
skluz	0,1	38,52	53,89	51,23	58,27
I_{ef} (A)		3 fáz.	3 fáz.bez 1 fáze	5 fáz.	5 fáz.bez 1 fáze
skluz	0,03	13,28	18,34	7,74	9,82
skluz	0,1	34,95	43,63	21,86	24,69
skluz	0,2	52,86	60,6	35,02	39,39
skluz	0,5	69,65	73,22	53,51	61,43
skluz	0,8	76,57	77,7	60,59	61,72

Simulace asynchronního motoru s vynechanou jednou fází popisuje chování proudového odběru, kdy nepřítomnou jednou fází neprochází žádný proud a u zbylé fáze jsou proudem přetěžovány. V praxi tato situace nastane při poškozeném vinutí motoru. Fáze přetěžované proudem se zahřívají a může dojít k vybavení jističní nebo poškození motoru.



Obr.46: Průběh proudu v závislosti na skluzu ve stavu bez poruchy a s vynechanou fází [Ansys Maxwell]

7 ZÁVĚR

Diplomová práce je rozložena do tří částí. První část je zaměřena na teoretické poznatky o vícefázových strojích. Druhá část obsahuje kompletní analytický návrh pětifázového stroje. V třetí jsou porovnány a vyhodnoceny dosažené výsledky části pomocí analýzy konečných prvků v programu Ansys Maxwell.

Diplomová práce poskytuje srovnání vlastností mezi pětifázovým asynchronním strojem se strojem třífázovým. Zde se musí zdůraznit, že u pětifázového stroje se stavba stroje snažila přiblížit k ideální geometrii pro tento druh stroje. Aby bylo možné porovnat jednotlivé vlastnosti pětifázového stroje, byla použita se stejná geometrie pro stroj třífázový, což nemusí být v některých parametrech ideální. Proto jsou považovány jako kladné vlastnosti jen ty, které jsou prokazatelně rozdílové.

V teoretické rešerši byly zdůrazněny teoreticky nejdůležitější výhody vícefázových strojů nad stroji třífázovými. Nespornou výhodou třífázového stroje je napájení motorů přímo síťovým napájením. Ovšem tato možnost má za následek i jisté problémy, které mohou vést i k poškození motoru. K napájení vícefázového stroje je zapotřebí přeměnit třífázovou soustavu na požadovaný počet fází pomocí vhodného střídače a výkonových součástek. Nutno podotknout, že i třífázové stroje jsou již také řízeny měničem frekvence.

Návrh pětifázového stroje je vytvořen včetně geometrických rozměrů, jelikož typové prvky motoru výrobce standartně nenabízí. Analytický výpočet byl směřován k výpočtu hodnot náhradního schématu asynchronního motoru. Ze získaných výsledků byla stanovena zatěžovací charakteristika, která vypovídá o průběhu veličin při rozběhu pětifázového stroje do jmenovitých otáček. Důležité veličiny byly vneseny do společného grafu, kde se pro jmenovité otáčky 2910 ot/min vypočítal jmenovitý proud $I=8,14$ A, účinník $\cos\varphi=0,953$ a účinnost $\eta=0,884$. Jak již bylo zmíněno, na geometrické rozměry pětifázového stroje, byl proveden paralelní analytický výpočet stroje třífázového, a to tak, aby se výsledné hodnoty mohly navzájem porovnat. Zde byl dosažen jmenovitý proud $I=13,3$ A, účinník $\cos\varphi=0,949$ a účinnost $\eta=0,884$.

Další významný výpočet bylo stanovení rozběhové charakteristiky, která zobrazila průběh momentu a proudu při daném skluzu. Momentová charakteristika stanovila průběh chování pětifázového asynchronního motoru při dané zátěži. Tento průběh byl porovnán s třífázovým modelem.

Vypočítané výsledky byly porovnány s analýzou vytvořenou programem Ansys Maxwell. Zde byl analyzován průběh proudů jak u pětifázového stroje, tak pro verzi s třífázovým vinutím. Dále byla porovnána analytická a simulovaná verze rozběhové charakteristiky.

Pro znázornění sycení stroje při jmenovitých otáčkách byl vygenerován průběh magnetické indukce rozložené v řezu motoru. Výsledky magnetické indukce dosažené analýzou MKP byly porovnány s analytickými výpočty.

Pomocí MKP byly podrobně analyzovány ztráty v železe, a to pro otáčky 2910 a 2400 ot/min.

Zajímavou simulací byl průběh rozběhové charakteristiky při vynechání jedné fáze, kde charakteristika pětifázového vinutí odpovídá průběhu třífázového motoru s kompletním počtem fází.

Vlastnost vícefázového motoru, tedy v tomto případě zvoleného pětifázového, pokračovat v plynulém chodu bez znatelných pulzací momentu při přerušení jedné fáze, a to i při následném opětovném startu, je nesporná výhoda tohoto systému. Třífázový stroj, při vynechání jedné fáze během činnosti, je schopen dále pokračovat v chodu, ale následný start je u takového stroje obtížný, a i když v nezatíženém stavu dojde k roztočení, přetížené zbylé fáze mohou způsobit poruchu celého motoru.

Diplomová práce zahrnuje kompletní návrh pětifázového asynchronního motoru, který je paralelně srovnáván s třífázovým asynchronním motorem. Získané poznatky mohou být argumentem pro využití pětifázových strojů, zejména při požadavku zákazníka na spolehlivost. Práce pro mě byla velkým přínosem, jelikož jsem se v dané problematice chtěl lépe orientovat a také jsem chtěl prohloubit znalosti tematiky stavby asynchronních motorů.

LITERATURA

- [1] I.P.KOPILOV A KOLEKTIV. Stavba elektrických strojů. SNTL – Nakladatelství technické literatury, n.p., Spálená 51, 113 02 Praha 1, 1988, 688 stran, L25-C3-IV-41f/58667
- [2] J.PYRHÖNEN, TAPANI JOKINEN, VALERIA HRABOVCOVÁ. Design of Rotating Electrical Machines, 584 str., ISBN 978-1-118-58157-5
- [3] G.N.PETROV, Elektrické stroje 2, Academia nakladatelství Československé akademie věd, Praha 1982, 732 str., 5147 21-055-82
- [4] M.BRÁZDA, R.STAŇA Výpočet asynchronního motoru. Brno – Výzkumný a vývojový ústav elektrických strojů točivých 1973. 222stran
- [5] E.LEVI, R.BOJOI, F.PROFUMO, H.A.TOLIYAT AND S.WILLIAMSON, Multiphase induction motor drives-a technology status review, IET Electr. Power Appl., 2007, 1,(4), pp. 489 – 516
- [6] K.A.KARIM, N.A.M.YUSOFF, A.JIDIN, F.PATKAR, R.N.FIRDAUS, M.L.M.JAMIL, Analysis of five-phase induction motor with dynamic load. ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences, VOL.10, NO. 20, 2015, str.9830-9834, ISSN 1819-6608
- [7] COGENT - <https://cogent-power.com/cms-data/downloads/m700-50a.pdf>
- [8] I. BOLDEA, S.A,NASAR. The Induction Machine Handbook. CRC Press, USA, 2001. ISBN 0-8493-0004-5
- [9] O.VÍTEK, D.ČERVINKA. Elektrické mikropohony MEMI – Úvod do výpočtu ASM. Výukové materiály a prezentace VUT Brno.
- [10] KIRAN S. AHER ET AL.INT., Jurnal of Engineering Research and Applications, ISS:2248-9622, Vol.6, Issue 5, (Part -7) May 2016,pp.01-08
- [11] www.techsoft-eng.cz/software/ansys-maxwell
- [12] J.SKALICKÝ. Elektrické regulované pohony. Výukový materiály VUT Brno. Brno 2007
- [13] V.BUGADE, P.K.KATTI, Multiphase Induction Motor Drives for Energy and Eletrical Transportations Applications. International Jurnal for Research in Applied Science & Engineering Technology (IJRASET) ISSN: 2321-9653.