



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA ELEKTROTECHNIKY A KOMUNIKAČNÍCH
TECHNOLOGIÍ
ÚSTAV VÝKONOVÉ ELEKTROTECHNIKY
A ELEKTRONIKY
FACULTY OF ELECTRICAL ENGINEERING AND COMMUNICATION
DEPARTMENT OF POWER ELECTRICAL AND ELECTRONIC
ENGINEERING

MOTOR-GENERÁTOR PRO VÍROVOU TURBÍNU

MOTOR-GENERATOR FOR SWIRL TURBINE

DOKTORSKÁ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE Ing. ROSTISLAV HUZLÍK

AUTHOR

VEDOUCÍ PRÁCE doc. Ing. ČESTMÍR ONDRŮŠEK, CSc.

SUPERVISOR

BRNO 2014

Abstrakt

Cílem této dizertační práce je navrhnout motor-generátor pro vírovou turbínu. Vírová turbína je poměrně nový typ turbíny vyvinutý na Odboru fluidního inženýrství Viktora Kaplana Energetického ústavu FSI VUT v Brně. Vírová turbína je navržena pro použití na malých spádech, kde mají klasické typy turbín buď špatnou účinnost anebo nejsou ekonomicky výhodné. Jako vhodná konstrukce pro motor-generátor byl vybrán synchronní stroj s permanentními magnety a axiálním tokem s bezželezným statorem. V rámci práce je proveden výpočet vlastností turbíny pro definovaný pracovní bod a vytvořen simulační model turbíny. Poté je již proveden samotný návrh motor-generátoru tak, aby optimálně splňoval vlastnosti turbíny. Celý návrh motor-generátoru je ověřen pomocí výpočtu metodu konečných prvků. Navržený stroj musí být schopen pracovat jako generátor i jako motor, pokud by bylo nutné použít turbínu jako čerpadlo.

Klíčová slova:

Turbína, generátor, stroj s axiálním tokem, vířivé ztráty, bezželezné stroje

Abstract

The aim of this doctoral thesis is to design a motor-generator for swirl turbine. Swirl turbine is a relatively new type of turbine developed at the Department of Fluid Engineering Viktor Kaplan Energy Institute FME BUT. Swirl turbine is designed for use on small head, where the classical types of turbines either poor efficacy or are economically disadvantaged. As suitable construction for the motor-generator was selected synchronous machine with permanent magnets and with axial magnetic flow with coreless stator. As part of the work is carried out calculating the properties of turbines for defined operating point simulation model of the turbine. After already made draft motor-generator to optimally meet the characteristics of the turbine. The com design of the motor-generator is validated by calculating the finite element method models. Designed machine must be able to work as a generator and as a motor, if it was necessary to use a turbine as a pump.

Keywords

Turbine, generator, axial flux machine, eddy current losses, coreless machine

Bibliografická citace:

HUZLÍK, R. Motor-generátor pro vírovou turbínu. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2014. 100 s. Vedoucí dizertační práce doc. Ing. Čestmír Ondrůšek, CSc.

Prohlášení

Prohlašuji, že svou dizertační práci na téma Motor-generátor pro vírovou turbínu jsem vypracoval samostatně pod vedením vedoucího d 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 dizertační práce dále prohlašuji, že v souvislosti s vytvořením této dizertační 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 § 152 trestního zákona č. 140/1961 Sb.

V Brně dne Podpis autora

Poděkování

Děkuji vedoucímu dizertační práce doc. Ing. Čestmíru Ondruškovi, CSc. za účinnou metodickou, pedagogickou a odbornou pomoc a další cenné rady při zpracování mé dizertační práce.

V Brně dne Podpis autora

Obsah

Seznam obrázků	8
Seznam značek.....	11
1. Úvod.....	15
2. Cíle práce.....	16
3. Vírová turbína.....	17
3.1 Úvod.....	17
3.2 Určení parametrů turbíny	18
3.3 Simulační model v programu Simulink	23
4. Návrh celkové koncepce systému	30
4.1 Požadavky na generátor.....	30
4.2 Možné typy generátoru.....	32
4.3 Návrh celkové koncepce.....	35
5. Výpočet axiálního synchronního generátoru s permanentními magnety	36
5.1 Úvod.....	36
5.2 Postup výpočtu axiálního synchronního generátoru s permanentními magnety.....	40
5.2.1 Obecný návrh axiálního generátoru.....	40
5.2.2 Výpočet náhradních parametrů generátoru	46
5.2.3 Výpočet hmotností a momentu setrvačnosti.....	48
5.2.4 Výpočet ztrát	49
5.2.5 Celkové vlastnosti stroje.....	51
5.3 Navržený axiální generátor.....	53
5.4 Ověření vlastností stroje pomocí metody konečných prvků	56
5.4.1 Výpočet vlastností magnetického pole	57
5.4.2 Výpočet silového namáhání rotoru.....	65
5.4.3 Výpočet indukovaného napětí	67
5.4.4 Výpočet chování při zatížení	72
5.4.5 Výpočet indukčností	76
5.4.6 Výpočet ztrát vířivými proudy ve vodičích	77
5.5 Simulační model v programu Simulink	81
6. Ověření modelu rozložení indukce	83
7. Ověření vlastností celé soustavy	87
8. Závěr	89
9. Použitá literatura	91
Příloha 1	95
Příloha 2 – Výpočet axiálního stroje.....	96

Seznam obrázků

Obr. 3.1 Fotografie vírové turbíny [3]	17
Obr. 3.2 Charakteristika vírové turbíny (převzato z [5] a upraveno).....	19
Obr. 3.3 Závislosti vírové turbíny pro spád 2,2 m	21
Obr. 3.4 Závislosti vírové turbíny pro spád 2,5 m	21
Obr. 3.5 Závislosti vírové turbíny pro spád 2,7 m	21
Obr. 3.6 Závislost průtokového součinitele na otevření klapky.....	24
Obr. 3.7 Závislost jednotkového momentu na jednotkových otáčkách	25
Obr. 3.8 Simulační model turbíny v Simulinku	26
Obr. 3.9 Porovnání naměřených a simulovaných charakteristik pro jednotkový průtok a účinnost	27
Obr. 3.10 Porovnání naměřených a simulovaných charakteristik jednotkový moment	27
Obr. 3.11 Porovnání naměřených a simulovaných momentu při rampě momentu.....	28
Obr. 3.12 Časový průběh úhlové rychlosti při skoku momentu	28
Obr. 3.13 Časový průběh průtoku při skoku momentu	28
Obr. 3.14 Časový průběh spádu na turbíně při skoku momentu	29
Obr. 4.1 Způsoby umístění turbíny	30
Obr. 4.2 Vertikální řez umístění jednostupňové turbíny (převzato z [12]).....	31
Obr. 4.3 Zapojení se stejnoměrným strojem	32
Obr. 4.4 Zapojení s asynchronním generátorem pro připojení do sítě.....	33
Obr. 4.5 Zapojení s asynchronním generátorem s vinutou kotvou	33
Obr. 4.6 Zapojení s asynchronním generátorem s vinutou kotvou pro provoz do ostrovní sítě	34
Obr. 4.7 Zapojení generátoru se silovou částí elektroniky.....	35
Obr. 5.1 Příklad provedení axiálního stroje s vnitřním rotorem a dvěma vnějšími statory s drážkami [34].....	36
Obr. 5.2 Možnosti zapojení vinutí [38].....	37
Obr. 5.3 Rozdělení klasického vinutí na základě rozložení cívek [39].....	38
Obr. 5.4 Tvarové provedení cívek.....	38
Obr. 5.5 Umístění magnetů u strojů s klasickým vinutím.....	39
Obr. 5.6 Umístění magnetů u strojů s toroidálním vinutím	39
Obr. 5.7 Pracovní bod permanentního magnetu.....	45
Obr. 5.8 Části cívky	46
Obr. 5.9 Náhradní schéma jedné fáze generátoru	51
Obr. 5.10 Obecný fázorový diagram synchronního generátoru	52

Obr. 5.11 Rozložení ztrát v jmenovitém bodě	56
Obr. 5.12 Model axiálního generátoru bez vinutí pro magnetostatické simulace.....	57
Obr. 5.13 Magnetizační charakteristika materiálu „steel_1010“ rotorových disků	57
Obr. 5.14 Zobrazení automatického meshování v řezu modelem přes rovinu magnetu.....	58
Obr. 5.15 Zobrazení rozložení velikosti magnetické indukce na střední ploše s vyznačenou polohou permanentních magnetů	59
Obr. 5.16 Model výseče generátoru pro modelování	59
Obr. 5.17 Závislost střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce na tloušťce magnetu a pólovém krytí	60
Obr. 5.18 Závislost střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce na pólovém krytí pro tloušťku magnetu 8-11mm.....	61
Obr. 5.19 Závislost střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce na tloušťce rotorového jha.....	61
Obr. 5.20 Definice zobrazovacích ploch a rovin ve výřezu stroje	62
Obr. 5.21 Zobrazení rozložení velikosti magnetické indukce ve střední rovině vinutí	62
Obr. 5.22 Zobrazení rozložení velikosti magnetické indukce v ploše středního průměru.....	63
Obr. 5.23 Zobrazení rozložení velikosti magnetické indukce ve střední rovině magnetu.....	63
Obr. 5.24 Závislost amplitudy indukce na vzdálenosti od osy stroje ve střední rovině magnetu	64
Obr. 5.25 Rozložení velikosti magnetické indukce ve výřezu při stavu naprázdno	64
Obr. 5.26 Průběh magnetické indukce ve vinutí stroje	65
Obr. 5.27 Rozložení mechanického ekvivalentního namáhání	66
Obr. 5.28 Rozložení deformace (mechanického posunu)	67
Obr. 5.29 Zobrazení modelu vinutí	67
Obr. 5.30 Zobrazení celého modelu pro transienční analýzu	68
Obr. 5.31 Zobrazení průběhů spřaženého magnetického toku.....	68
Obr. 5.32 Zobrazení průběhů indukovaného napětí.....	69
Obr. 5.33 FFT analýza indukovaného napětí ve fázi U	69
Obr. 5.34 Zobrazení průběhů indukovaného napětí pro upravený počet závitů	71
Obr. 5.35 FFT analýza indukovaného napětí ve fázi U pro nový počet závitů.....	71
Obr. 5.36 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro jmenovitý pracovní bod.....	73
Obr. 5.37 Průběh napětí mezi uzlem generátoru a uzlem zátěže.	73
Obr. 5.38 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a ohmickou zátěž.....	75
Obr. 5.39 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a ohmicko-induktivní zátěž.....	75

Obr. 5.40 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a čistě induktivní zátěži.....	76
Obr. 5.41 Průběh vlastní indukčnosti ve fázi V.	76
Obr. 5.42 Zobrazení vodiče v proměnném magnetickém poli [54]	77
Obr. 5.43 Model magnetické obvodu pro simulaci vířivých ztrát ve vodiči.....	78
Obr. 5.44 Rozložení magnetické indukce na přímce uprostřed vzduchové mezery	79
Obr. 5.45 Vypočítaný a simulovaný průběh ztrát	79
Obr. 5.46 Rozložení proudové hustoty ve vodiči.....	80
Obr. 6.1 Rotor vyrobeného axiálního generátoru.....	84
Obr. 6.2 Model rotoru	84
Obr. 6.3 Měřicí pracoviště při měření rozložení indukce	85
Obr. 6.4 Rozložení indukce pro dvěma pólovými dvojicemi	85
Obr. 6.5 Změřené rozložení magnetické indukce ve stroji v modelu rotoru.....	86
Obr. 6.6 Vypočítané rozložení magnetické indukce v modelu rotoru	86
Obr. 5.37 Průběh napětí mezi uzlem generátoru a uzlem zátěže.	87

Seznam značek

Označení	Význam	Jednotka
A_m	lineární proudová hustota	$[A \cdot m^{-1}]$
$B_{\delta_{max}}$	maximální hodnota magnetické indukce	[T]
$B_{\delta_{str}}$	střední hodnota magnetické indukce	[T]
B_{max}	amplituda indukce	[T]
B_{PM}	indukce permanentního magnetu v pracovním bodě	[T]
D_g	středním průměr stroje	[m]
D_h	Průměr hřídele	[m]
D_i	vnitřní průměr stroje	[m]
D_o	vnější průměr stroje	[m]
D_t	průměr oběžného kola turbíny	[m]
H	spád na turbíně	[m]
H_c	koercitivní intenzita magnetu	$[A \cdot m^{-1}]$
H_d	dynamická změna spádu	[m]
H_g	skutečný (geodetický) spád	[m]
H_{PM}	intenzita permanentního magnetu v pracovním bodě	$[A \cdot m^{-1}]$
H_{zk}	ztráta spádu vzniklá ztrátami na klapce	[m]
H_{zs}	ztráta spádu vzniklá ztrátami na výstupním profilu savky	[m]
$H_{\delta_{max}}$	amplituda intenzity magnetické indukce ve vzduchové mezeře	$[A \cdot m^{-1}]$
I_f	fázová efektivní hodnota proudu	[A]
I_{fmax}	maximální proud	[A]
I_{fn}	jmenovitý proud	[A]
J	proudová hustota	$[A \cdot m^{-2}]$
J_h	moment setrvačnosti od hřídele	$[kg \cdot m^{-2}]$
J_{PM}	moment setrvačnosti od permanentních magnetů	$[kg \cdot m^{-2}]$
J_{ij}	moment setrvačnosti od rotorových disků	$[kg \cdot m^{-2}]$
J_s	moment setrvačnosti	$[kg \cdot m^{-2}]$
K_v	průtokový součinitel	$[m^3 \cdot hod^{-1}]$
L_2	rozdíl maximální a minimální hodnoty vlastní indukčnosti	[H]
L_a	vlastní indukčnost vinutí	[H]
L_d	Indukčnost v ose d	[H]
L_i	délka cívkové strany	[m]
L_q	Indukčnost v ose q	[H]
M	moment	$[N \cdot m]$
M_{11}	jednotkový moment	$[N \cdot m]$
M_a	vzájemná indukčnost vinutí	[H]
M_G	moment odebíraný poháněným strojem	$[N \cdot m]$
M_i	Vnitřní moment generátoru	$[Nm]$
M_{max}	maximální moment stroje	$[N \cdot m]$
N_1	počet závitů ve fázi	[-]
N_c	počet závitů v jedné fázi	[-]
P_2	příkon generátoru	[W]
P_{el}	Výkon na zátěži	[W]
P_{hyd}	hydraulický příkon	[W]

Motor-generátor pro vírovou turbínu

P_m	mechanická výkon (příkon)	[W]
P_N	jmenovitý výkon	[W]
Q	průtok turbínou	$[m^3 \cdot s^{-1}]$
Q_{11}	jednotkový průtok	$[m^3 \cdot s^{-1}]$
Re	Reynoldsovo číslo	[-]
R_i	vnitřní poloměr	[m]
R_o	vnější poloměr	[m]
R_s	odpor statoru	$[\Omega]$
S_{cu}	plocha vodiče	$[m^2]$
S_k	plocha klapky	$[m^2]$
S_s	výstupní průřez savky	$[m^2]$
S_{ss}	střední plocha savky	$[m^2]$
U_f	fázová efektivní hodnota svorkového napětí	[V]
U_{if}	efektivní hodnota fázového indukovaného napětí	[V]
X_l	rozptylová reaktance	$[\Omega]$
X_{ld}	část reaktance způsobená diferenčním rozptylovým tokem	$[\Omega]$
X_{le}	část reaktance způsobená čely vinutí	$[\Omega]$
X_{ls}	část reaktance způsobená rozptylem okolo radiální části vodiče	$[\Omega]$
X_{ad}	vlastní reaktance statoru v příčném směru	$[\Omega]$
X_{aq}	vlastní reaktance statoru v podélném směru	$[\Omega]$
X_d	reaktance statoru v příčném směru	$[\Omega]$
X_q	reaktance statoru v podélném směru	$[\Omega]$
Y_{zk}	měrná energie reprezentující tlakovou ztrátu na klapce	
a_w	počet paralelních drátů v jednom vodiči	[-]
c_f	Koeficient odporu proudění	[-]
$\cos\varphi$	účinnost stroje	[-]
d_{cu}	průměr vodiče	[m]
f	frekvence indukovaného napětí	[Hz]
g	gravitační zrychlení (9,81)	$[m \cdot s^{-2}]$
g_{ed}	velikosti ekvivalentních vzduchových mezer v d ose	[m]
g_{eqq}	velikosti ekvivalentních vzduchových mezer v q ose	[m]
g_{vz}	šířka vzduchové mezery	[M]
h_c	tloušťka cívk	[m]
h_j	jistota jako tlaková výše	[m]
h_m	tloušťka magnetu	[m]
k	Koeficient bezpečnosti	[-]
k_{cu}	koeficient plnění cívkové strany	[-]
k_d	poměrový koeficient	[-]
k_{d1}	činitel rozložení vinutí	[-]
k_{fb}	konstanta ložiska	$[m^2 \cdot s^{-2}]$
k_{fd}	poměr amplitudy první harmonické indukce k celkové amplitudě indukce v d ose	[-]
k_{fq}	poměr amplitudy první harmonické indukce k celkové amplitudě indukce v q ose	[-]
k_{fr}	koeficient tření v ložiscích	[-]

Motor-generátor pro vírovou turbínu

k_{p1}	činitel kroku vinutí	[-]
k_{sat}	koeficient saturace magnetického obvodu	[-]
k_{w1}	koeficient vinutí	[-]
$k_{\Delta U}$	koeficient poklesu napětí	[-]
l_{1av}	délku vodiče v cívice v jednom závitě	[M]
l_{1emax}	délka čela cívky na vnějším průměru	[m]
l_{1emin}	délka čela cívky na vnitřním průměru	[m]
l_b	délka ohybu cívky	[m]
l_h	Délka hřídele	[m]
l_p	délka přivaděče	[m]
l_s	délka savky	[m]
m	hmotnost stroje	[kg]
m_1	počet fází	[-]
m_{cu}	hmotnost mědi	[kg]
m_{cuakt}	hmotnost aktivních částí mědi	[kg]
m_{cuost}	hmotnost ostatních částí mědi	[kg]
m_h	hmotnost hřídele	[kg]
m_j	hmotnost jha statoru	[kg]
m_{PM}	hmotnost permanentních magnetů	[kg]
m_r	hmotnost rotoru	[kg]
m_{rj}	hmotnost jha rotoru	[kg]
n	otáčky	[min ⁻¹]
n_{11}	jednotkové otáčky	[min ⁻¹]
n_{max}	maximální otáčky	[min ⁻¹]
n_p	průběžné otáčky	[min ⁻¹]
p	počet pólových dvojic	[-]
q_1	počet cívkových stran na pól a fázi	[-]
v_k	rychlost kapaliny v klapce	[m·s ⁻¹]
v_s	výstupní rychlost vody ze savky	[m·s ⁻¹]
z	zdvih klapky	[-]
z_r'	nadmožská výška vztažné roviny vodní elektrárny	[m]
μ	permeabilita	[H·m ⁻¹]
μ_0	permeabilita vakua ($4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$)	[H·m ⁻¹]
μ_r	poměrná permeabilita materiálu	[-]
β	poměr cívkového kroku k pólové rozteči	[-]
ϕ_ϕ	maximální hodnota magnetického toku přes vinutí	[Wb]
η	účinnost	[-]
η_δ	dynamická viskozita vzduchu	[N·s·m ⁻²]
η_τ	hydraulická účinnost	[-]
μ_{pPM}	relativní permeabilita permanentního magnetu	[-]
ρ	hustota	[kg·m ⁻³]
ρ_{cu}	hustota materiálu vodiče	[kg·m ⁻³]
ρ_{fe}	hustota materiálu jha rotoru	[kg·m ⁻³]
ρ_{pm}	hustota materiálu permanentních magnetů	[kg·m ⁻³]
α_{PM}	pólové krytí	[-]
ΔP_e	vířivé ztráty ve vodiči	[W]
ΔP_{fr}	ztráty v ložiscích	[W]
ΔP_{fr}	ventilační ztráty	[W]

Motor-generátor pro vírovou turbínu

ΔP_{gen}	celkové ztráty generátoru	[W]
ΔP_{j1}	ztráty ve vinutí	[W]
ΔP_{mech}	mechanické ztráty	[W]
ΔP_{PM}	ztráty v permanentních magnetech	[W]
Δr	krok exportovaných dat v poloměru	[m]
Δz	krok exportovaných dat v z-tové souřadnici	[m]
ζ_k	ztrátový součinitel klapky	[-]
λ_{1d}	koeficient pro x_{1d}	[-]
λ_{1e}	koeficient pro x_{1e}	[-]
λ_{1s}	koeficient pro x_{1s}	[-]
ρ_{vz}	Hustota vzduchu	[kg·m ⁻³]
σ	elektrická vodivost	[S·m ⁻¹]
σ_D	dovolená velikost mechanického napětí	[Pa]
σ_K	kavitační součinitel	[-]
σ_K	mez kluzu	[Pa]
σ_{red}	redukované napětí podle metodiky von Mises	[Pa]
τ_c	cívkový krok	[-]
τ_{d1}	činitel statorového diferenčního rozptylu	[-]
τ_p	pólová rozteč	[-]
τ_{ps}	střední pólová rozteč	[-]
Ψ_{pm}	Spřažený magnetický tok vinutím od permanentních magnetů	[Wb]

1. Úvod

Práce se zabývá návrhem motor-generátoru pro vírovou turbínu. V dnešní době je v České republice 17% instalovaného výkonu ve vodních elektrárnách. Celkově se vodní elektrárny podílejí 4% na množství vyrobené energie. Z této hodnoty je 45% vyrobeno v rámci malých vodních elektráren. Vírová turbína je jedním z typů turbíny, která je vhodná právě pro malé vodní elektrárny.

Vírová turbína je poměrně nový typ turbíny vyvinutý na Odboru fluidního inženýrství Viktora Kaplana Energetického ústavu FSI VUT v Brně. Vírová turbína je navrhnutá na použití na malých spádech (do cca 3m). V takovýchto lokalitách mají klasické typy turbín buď špatnou účinnost anebo nejsou ekonomicky výhodné. Největší v současnosti nainstalovaná turbína má výkon 43kW. Svým výkonem se tato turbína tak řadí mezi turbíny pro malé vodní elektrárny. Oproti klasickým turbínám pracuje vírová turbína zejména při menších výkonech v relativně vysokých otáčkách (do cca 3000 min⁻¹).

Jako vhodná konstrukce pro motor-generátor byl vybrán synchronní stroj s permanentními magnety a axiálním tokem s bezželezným statorom. Tento typ stroje dosahuje relativně vysokých účinností. Jeho návrh je komplikovanější oproti klasickým strojům, zejména proto, že vzduchová mezera je velice široká a tím pádem má magnetický tok od permanentních magnetů velký rozptyl. Dalším problematickým bodem návrhu tohoto typu stroje je výpočet vířivých ztrát ve vinutí. Vinutí oproti klasickým strojům není umístěno v drážkách a tím pádem přes něj prochází pracovní magnetický tok. Díky tomuto ve vodičích vznikají vířivé ztráty. Návrh generátoru musí zohledňovat požadavky turbíny a zařízení, ke kterému je připojen. Návrh sice může být proveden bez ohledu na požadavky turbíny, avšak stroj by nemusel být optimálně navržen.

Navržený stroj musí být schopen pracovat jako generátor i jako motor, pokud by bylo nutné použít turbínu jako čerpadlo. Toto přichází v úvahu zejména v takzvaném násoskovém provedení turbíny. V tomto provedení turbína v čerpadlovém provedení slouží k zavodnění části vodní elektrárny, která je umístěná nad hladinou vody.

Jelikož se předpokládá, že většinu provozní doby bude motor-generátor fungovat jako generátor, bude celý návrh proveden tak, že stroj bude navržen jako generátor a nakonec bude zkontrolováno, aby vyhověl také v provozu jako motor.

2. Cíle práce

Hlavním cílem dizertační práce je navrhnout motor-generátor pro vírovou turbínu.

Cíl práce lze rozdělit do několika dílčích cílů:

1. Výpočet vlastností turbíny pro definovaný pracovní bod

Před zahájením návrhu generátoru je nutné nejprve vypočítat vlastnosti turbíny z naměřených charakteristik turbíny.

2. Vytvoření simulace turbíny v Simulinku

Pro pozdější ověření vlastností soustrojí turbína-generátor je nutné vytvořit simulační model turbíny.

3. Návrh celkové koncepce na základě vydefinovaných požadavků

V rámci požadavku na celý systém a požadavků vzešlých z výpočtu vlastností bude zvolena celková koncepce.

4. Výpočet axiálního generátoru

Na základě vlastností turbíny bude proveden návrh generátoru s axiálním tokem.

5. Ověření vlastností generátorů pomocí simulací

Vlastnosti navrženého generátoru budou ověřeny pomocí MKP simulací.

6. Ověření vlastností soustrojí turbína-generátor

Celkové vlastnosti soustavy turbína-generátor budou otestovány na základě simulačního modelu v programu Simulink.

3. Vírová turbína

3.1 Úvod

Dle [1] je technický využitelný potenciál v malých vodních elektrárnách (dále jen MVE) 1500 GWh /rok, přičemž výroba v roce 2012 činila 650 GWh/rok. Obecně se všechny vodní elektrárny podílejí 17% na instalovaném výkonu v ČR a 4% na výrobě. Možnost zvýšení výroby lze hledat v užití dosud nevyužitých lokalit, zejména volných jezových stupňů a ve zvýšení účinnosti u současných vodních děl a to modernizací jak v hydraulické tak i v elektrické části (např. [2]).

Jedním z možných způsobů zvýšení výroby je použití tzv. vírové turbíny.



Obr. 3.1 Fotografie vírové turbíny [3]

Vírová turbína je poměrně nový druh turbíny vyvinutá na Odboru fluidního inženýrství Viktora Kaplana Energetického ústavu FSI VUT v Brně (dále jen OFIVK) [4], [3]. Tato turbína se ve své konstrukci liší zejména v tom, že neobsahuje rozváděcí kolo a voda tak vstupuje na oběžné kolo axiálně, přímo na oběžné kolo. U běžných turbín (např. Kaplanovy) slouží rozváděcí kolo k vytvoření předrotace vody před oběžným kolem. Díky této odlišnosti je konstrukce výrazně levnější, avšak není možné turbínu díky nepřítomnosti rozváděcího kola regulovat.

Tato turbína je primárně určena na provoz s vysokým průtokem a malým spádem (do cca 3m). Díky tomuto může být použita na místech, kde se dosud klasické turbíny (Francisova, Kaplanova, Peltonova) buď nedaly využít anebo měly nízkou účinnost.

Možnost využití vírové turbíny lze ukázat na Tab. 3.1.

Využitelný spád	četnost	Rozsah průtoku	Četnost
méně než 2 m	35 %	nad $10 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$	30%
		1- $10 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$	60%
		do $10 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$	10%
2-5 m	55 %	nad $10 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$	20%
		1- $10 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$	60%
		do $10 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$	20%
více než 5m	10%	nad $10 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$	20%
		1- $10 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$	40%
		do $10 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$	40%

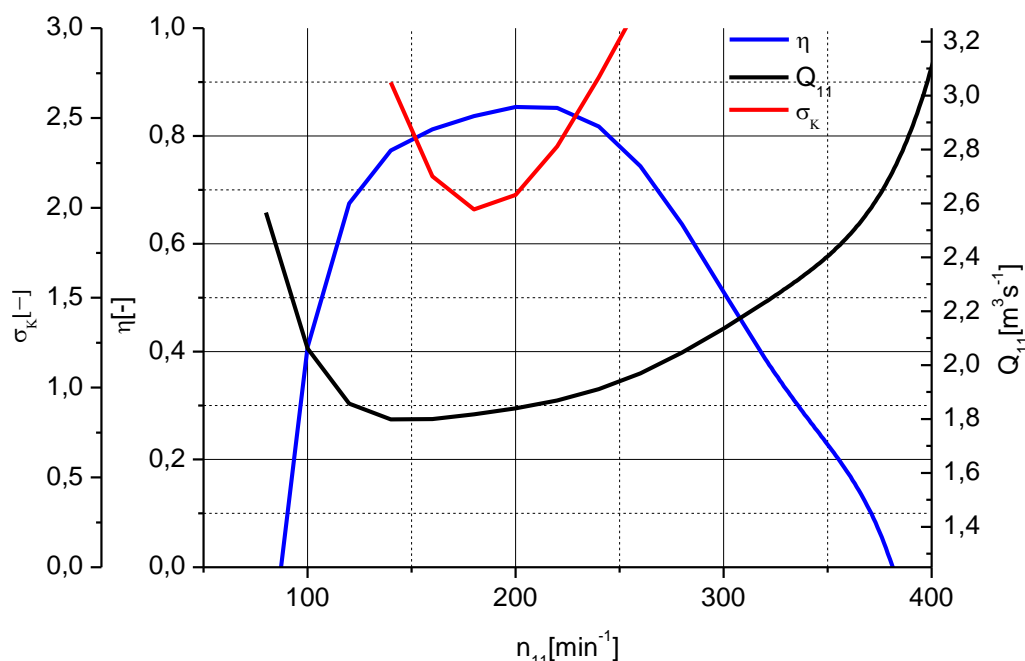
Tab. 3.1 Přehled četností spádu a průtoků v Jihomoravském kraji (převzato z [1])

3.2 Určení parametrů turbíny

Při obvyklém návrhu vodní elektrárny se vychází ze znalosti lokality a to zejména z průtoků a geodetického spádu. Na základě těchto dvou údajů se poté volí průměr oběžného kola a otáčky turbíny.

Vzhledem k tomu, že navrhovaný motor-generátor není plánováno umístit ve skutečné vodní elektrárně, ale má sloužit k testování v laboratorních podmínkách, bylo určeno, že jako vstupní hodnoty budou zadány průměr oběžného kola $D_t=200$ mm a předpokládaný jmenovitý spád $H=2,5$ m. Spád u vodních elektráren není konstantní, proto i v rámci této práce bude počítáno s rozptylem spádu v rozmezí od 2,2m do 2,7m, přičemž pro výpočty budou použity spády 2,2m , 2,5m a 2,7m.

Při výpočtu výstupních parametrů turbíny je potřeba vyjít z naměřených nebo vypočítaných charakteristik vírové turbíny Obr. 3.2.



Obr. 3.2 Charakteristika vírové turbíny (převzato z [5] a upraveno)

Kompletní naměřená charakteristika je převzata z [5] a přiložena k této práci jako příloha 1.

Tato charakteristika definuje závislost hydraulické účinnosti, jednotkového průtoku a kavitačního součinitele na jednotkových otáčkách [6]. Z této charakteristiky lze získat pro definovaný spád a průměr turbíny vlastnosti turbíny, podle kterých lze navrhnout výsledný generátor. Měření dle Obr. 3.2 bylo prováděné v rozmezí jednotkových otáček $n_{11} = 100\text{--}383 \text{ min}^{-1}$.

Jednotkové průtoky a otáčky lze přepočítat na otáčky pro daný spád H a průměr oběžného kola D_t podle rovnic (3.1) a (3.2)

$$n_{11} = \frac{n \cdot D_t}{\sqrt{H}} \quad (3.1)$$

$$Q_{11} = \frac{Q}{D_t^2 \sqrt{H}} \quad (3.2)$$

kde n_{11} jsou jednotkové otáčky, n jsou skutečné otáčky, D_t je průměr oběžného kola, H je spád, Q_{11} je jednotkový průtok a Q je skutečný průtok turbíny.

Pomocí rovnic (3.1), (3.2) a Obr. 3.2 lze již vypočítat vlastnosti, které bude turbína poskytovat pro definovaný spád a průměr oběžného kola. Tyto vlastnosti je nutné korigovat o ztráty, které vzniknou na dalších částech vodní elektrárny. Pro zjednodušení budou zanedbány ztráty na přivaděči a bude počítáno pouze se ztrátou na výstupním profilu savky. Tyto ztráty se pro výpočet projeví jako část spádu H_{zs} , kterou je nutné odečíst od určeného geodetického spádu. Tyto ztráty se vypočítají podle vztahu:

$$H_{zs} = \frac{v_s^2}{2 \cdot g} \quad (3.3)$$

kde v_s je rychlost vody ve výstupním profilu savky je možné spočítat ze známého výstupního průřezu savky a průtoku

$$v_s = \frac{Q}{S_s} \quad (3.4)$$

Pro další výpočty budeme dosazovat za hodnotu plochy výstupního profilu savky plochu $0,156 \text{ m}^2$.

Pro přepočítané průtoky a otáčky lze spočítat hydraulický (mechanický) výkon P_m turbíny dle rovnice (3.5).

$$P_m = Q \cdot (H_g - H_{zs}) \cdot \rho \cdot g \cdot \eta_t \quad (3.5)$$

kde Q je skutečný průtok turbínou, H_g je geodetický spád, H_{zs} je ztráta spádu ztrátami na výstupním profilu savky, ρ je hustota kapaliny protékající turbínou (voda), g je gravitační zrychlení a η_t je hydraulická účinnost.

Moment vírové turbíny lze poté vypočítat dle vztahu:

$$M = \frac{P_m}{\omega} = \frac{60 \cdot P_m}{2 \cdot \pi \cdot n} \quad (3.6)$$

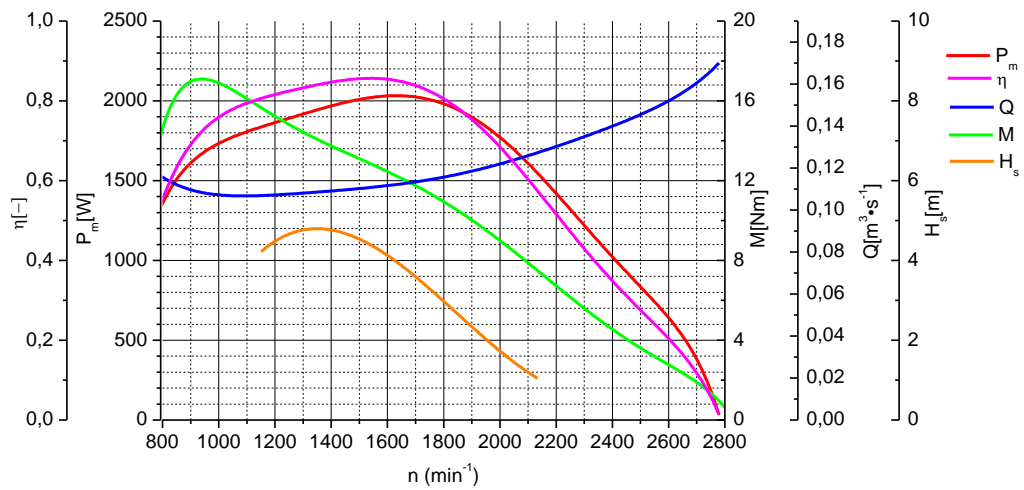
Při návrhu pracovního rozmezí je nutné respektovat možnost vzniku kavitací. Ověření pracovního rozmezí na vznik kavitací se provádí na základě kavitačního součinitele σ_K . Koefficient σ_K lze získat z naměřených charakteristik turbíny. Z tohoto součinitele lze získat tzv. sací výšku H_s .

$$H_s = \left(10,2 - \frac{z_r'}{850} \right) - (\sigma_K \cdot (H_g - H_{zs}) + h_j) \quad (3.7)$$

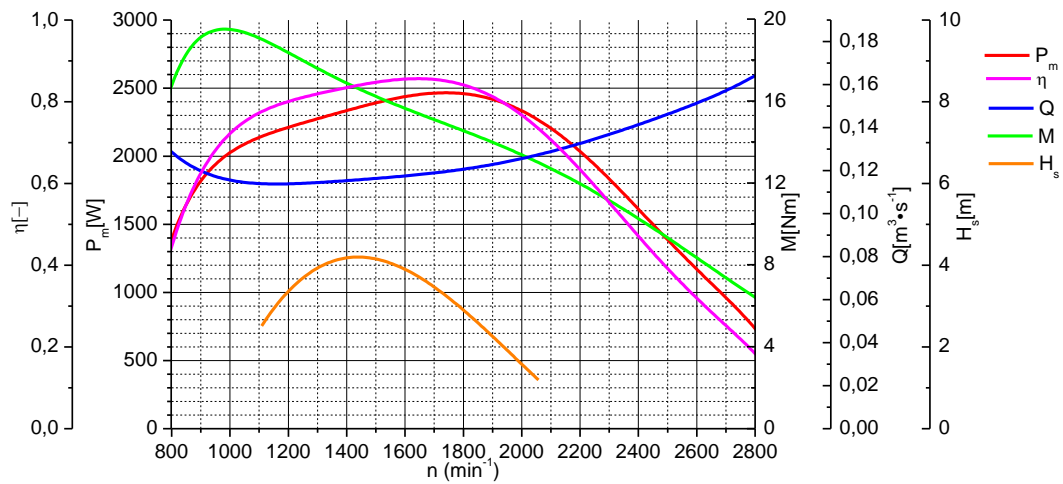
kde z_r' je předpokládaná nadmořská výška vztažné roviny vodní elektrárny, σ_K je kavitační součinitel, H_g je geodetický spád, H_{zs} je ztráta spádu ztrátami na výstupním profilu savky a h_j je jistota jako tlaková výše. V našem případě volíme nadmořskou výšku dle střední nadmořské výšky České republiky, tj. 450 metrů nad mořem. Jistotu pro tlakovou výši h_j volíme 0,5 m. Sací výška určuje nejmenší vzdálenost oběžného kola od spodní úrovně hladiny ve spodní nádrži. Pokud by se vlivem změny průtoku a spádu dostala úroveň sací výšky pod úroveň skutečné umístění oběžného kola, dochází ke zvýšenému riziku kavitace. Proto se při návrhu elektrárny vždy musí umísťovat oběžné kolo pod úroveň sací výšky.

Z rovnic (3.1) - (3.7) lze vypočítat závislosti na otáčkách (Obr. 3.3- Obr. 3.5).

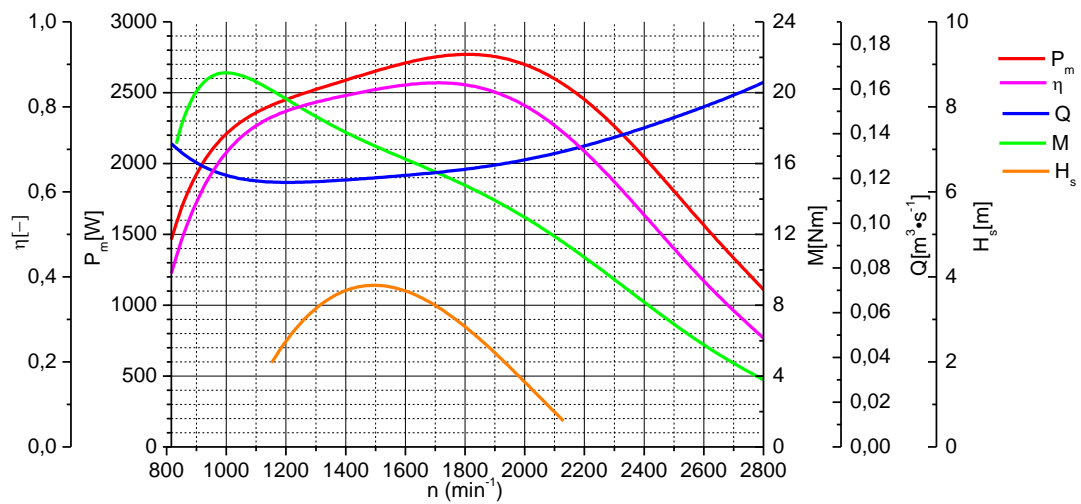
Motor-generátor pro vírovou turbínu



Obr. 3.3 Závislosti vírové turbíny pro spád 2,2 m



Obr. 3.4 Závislosti vírové turbíny pro spád 2,5 m



Obr. 3.5 Závislosti vírové turbíny pro spád 2,7 m

Motor-generátor pro vírovou turbínu

Vzhledem k tomu, že plánována konstrukce počítá s elektrárnou průtočnou, je pracovní bod s maximálním výkonem definován jako jmenovitý pracovní bod. V případě, že by se jednalo o akumulární elektrárnu, bylo by vhodnější jako pracovní bod volit bod maximální účinnosti, tak aby byla nashromážděná voda maximálně využita.

Pro určení pracovní oblasti budeme uvažovat umístění turbíny 0,5 m nad úroveň hladiny spodní nádrže.

Protože měření skutečného stroje bylo prováděno v rozsahu $n_{11}=100-383 \text{ min}^{-1}$, je nutné ověřit, zda se výsledky dle Obr. 3.3 až Obr. 3.5 nacházejí v měřeném rozsahu. Obdobně i pro charakteristiku $\sigma_k=f(n_{11})$ je nutné ověřit, zda je hodnota kavitačního součinitele určena alespoň pro pracovní oblast. Během měření byla hodnota σ_k změřena v rozmezí $n_{11}=140-260 \text{ min}^{-1}$.

Dle (3.1) lze spočítat:

	$n_{11}=100 \text{ min}^{-1}$	$n_{11}=140 \text{ min}^{-1}$	$n_{11}=260 \text{ min}^{-1}$	$n_{11}=383 \text{ min}^{-1}$
H=2,2 m	$n=741 \text{ min}^{-1}$	$n= 1038 \text{ min}^{-1}$	$n= 1928 \text{ min}^{-1}$	$n=2842 \text{ min}^{-1}$
H=2,5 m	$n=741 \text{ min}^{-1}$	$n= 1107 \text{ min}^{-1}$	$n= 2055 \text{ min}^{-1}$	$n=3030 \text{ min}^{-1}$
H=2,7 m	$n=741 \text{ min}^{-1}$	$n= 1150 \text{ min}^{-1}$	$n= 2136 \text{ min}^{-1}$	$n=3149 \text{ min}^{-1}$

Tab. 3.2 Přehled rozmezí přepočítaných otáček z měření modelu pro jednotlivé spády

Jak vyplývá z Tab. 3.2, vypočítané charakteristiky pro jednotlivé spády na Obr. 3.3 - Obr. 3.5, kromě kavitačního součinitele σ_k , se nacházejí uvnitř změřené oblasti. Vypočítaná charakteristika kavitačního součinitele je bezpečná pro pracovní oblast. V oblastech vyšších průtoků turbína nebude standardně pracovat, proto lze tuto část charakteristiky zanedbat.

Z Obr. 3.3 až Obr. 3.5 lze určit potřebné výsledné parametry turbíny pro jednotlivé spády.

	$n_{\min} [\text{min}^{-1}]$	$n_{\max} [\text{min}^{-1}]$	$P_{\max} [\text{W}]$	$n_{\max} [\text{min}^{-1}]$	$M_{\max} [\text{Nm}]$
H=2,2 m	848	-	2032	1633	17,1
H=2,5 m	966	2166	2466	1740	19,5
H=2,7 m	1045	2146	2770,2	1808	21

Tab. 3.3 Přehled parametrů turbíny pro jednotlivé spády

Hodnoty minimálních a maximálních otáček byly určeny jako hodnoty otáček pro jednotlivé spády, kde hodnoty sací výšky H_s překračují 0,5m. Pro spád 2,2 m vlivem regrese nebylo možné tento parametr přesně určit, proto byla stanovena hodnota 2200 min^{-1} .

Z Tab. 3.3 lze vybrat jmenovité parametry turbíny.

$n_{\min} [\text{min}^{-1}]$	$n_{\max} [\text{min}^{-1}]$	$P_N [\text{W}]$	$n_N [\text{min}^{-1}]$	$M_N [\text{Nm}]$	$M_{\max} [\text{Nm}]$
848	2200	2466	1740	13,5	21,0

Tab. 3.4 Přehled jmenovitých parametrů turbíny pro návrh generátoru

3.3 Simulační model v programu Simulink

Pro pozdější ověření vlastností celé soustavy je nutné vytvořit simulační model. Pro simulaci byl vybrán program Matlab-Simulink.

V mnoha publikacích byly publikovány různé simulační modely (např. [7], [8], [9]) vodních elektráren, avšak vždy se jednalo o vodní elektrárny, které jsou vybaveny, na rozdíl od vírové turbíny, rozváděcím kolem, které umožňuje regulovat otáčky turbíny. Z tohoto důvodu tyto modely nešly použít a bylo nutné odvodit vlastní model.

Model se skládá ze dvou částí. První částí je model samotné turbíny, druhou částí je model klapky, která je vždy umístěna před turbínou. Klapka se u turbíny umísťuje zejména z důvodu možnosti odstavení turbíny (tj. uzavření přívodu vody na oběžné kolo).

Pro tvorbu modelu byly vybrány jako vstupní veličiny geodetický spád, otevření klapky a zatěžovací moment. Jako výstupní veličina byla vybrána úhlová rychlost turbíny.

Během samotného určení parametru turbíny v kapitole 3.2 nebylo s vlastnostmi klapky počítáno, jelikož její hlavní potřeba v rámci simulace bude při startu turbíny a při samotném běhu, vzhledem k tomu, že bude plně otevřená pouze nevýrazně ovlivní vlastnosti turbíny. Pokud by turbína nebyla klapkou vybavena, dojde v okamžiku spuštění k tomu, že turbína se roztočí do tzv. průběžných otáček (otáček při nulovém odebíraném výkonu). Při spádu 2,5m pro turbínu s charakteristikou dle Obr. 3.2 jsou tyto otáčky cca 3030 min⁻¹.

Klapka v rámci modelu ovlivňuje spád na turbíně vlivem tlakové ztráty na klapce. Vliv ventilu na celou soustavu udává tzv. autorita ventilu. Autorita ventilu je definována jako poměr tlaku při plně otevřeném ventilu k tlaku při plně uzavřeném ventilu. Hodnota autority je rovna maximálně jedné, přičemž čím je hodnota autority menší, tím je průtočná charakteristika více deformována.

Pro potřeby simulace je nutné určit vztah pro velikost měrné energie, která reprezentuje tlakovou ztrátu na klapce. Tuto měrnou energii lze spočítat podle vztahu (3.8).

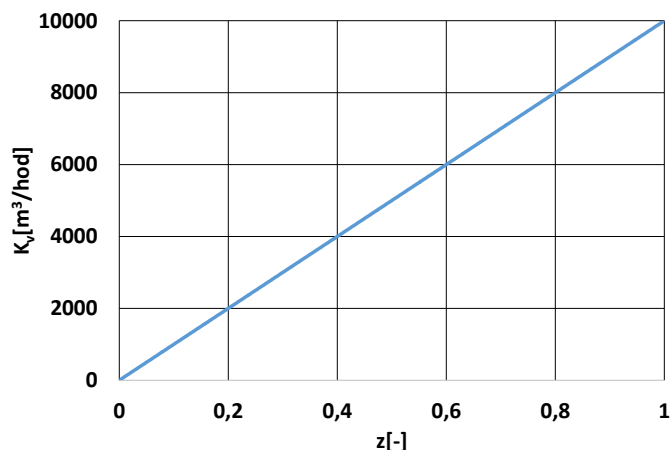
$$Y_{zk} = \frac{1}{2} \cdot v_k^2 \cdot \zeta_k = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{Q}{S_k} \right)^2 \cdot \zeta_k \quad (3.8)$$

kde v_k je rychlost kapaliny v klapce, ζ_k je ztrátový součinitel klapky, Q je průtok a S_k je plocha klapky. Hodnotu ztrátového součinitele lze přímo určit například z měření klapky, avšak z důvodu špatné aproximace zvilosti součinitele a otevření pomocí polynomu je vhodné pro vyjádření ztrátového součinitele využít průtokový součinitel K_v (3.9)

$$\zeta_k = 2 \cdot \left(\frac{S_k}{K_v \cdot N} \right)^2 \quad (3.9)$$

kde N je konstanta s hodnotou 1/36000. Pro simulaci bude uvažována klapka DN 350, která má plochu $S_k = 0,096 \text{ m}^2 \approx 0,1 \text{ m}^2$.

Pro simulaci bude použita závislost průtokového součinitele na otevření klapky z dle (3.9), přičemž z má hodnotu 1 pro plně otevřenou klapku a hodnotu 0 pro plně uzavřenou klapku.



Obr. 3.6 Závislost průtokového součinitele na otevření klapky

Z měrné energie Y_{zk} lze pomocí vztahu (3.10) určit velikost spádu reprezentující ztráty na klapce H_{zk} .

$$H_{zk} = \frac{Y_{zk}}{g} \quad (3.10)$$

Celkový spád H (3.11) na turbíně lze tedy poté určit jako rozdíl skutečného (tzv. geodetického) spádu H_g , ztráty spádu H_{zs} reprezentující ztráty na výstupním profilu savky, ztráty spádu H_{zk} reprezentující ztráty na klapce a dynamické změny spádu způsobené změnou průtoku H_d .

$$H = H_g - H_{zs} - H_{zk} - H_d \quad (3.11)$$

Hodnotu derivace dynamické změny spádu lze obecně napsat jako

$$\frac{dH_d}{dl} = \frac{1}{S \cdot g} \cdot \frac{dQ}{dt} \quad (3.12)$$

$$H_d = \frac{l}{S \cdot g} \cdot \frac{dQ}{dt} \quad (3.13)$$

kde S je plocha potrubí příslušné části vodní elektrárny (např. přivaděč či savka) a l je délka potrubí příslušné části. Pro potřeby simulace budou, vzhledem k rozdílným plochám, dynamické změny rozděleny na dvě části – změny na přivaděči a změny na savce. Pro zjednodušení se bude předpokládat, že přivaděč má stejnou plochu jako klapka a plochy přivaděče i savky jsou po celé délce konstantní. Celkový vzorec na celkový okamžitý spád je tedy možné vyjádřit jako:

$$H = H_g - H_{zs} - H_{zk} - \frac{l_p}{S_k \cdot g} \cdot \frac{dQ}{dt} - \frac{l_s}{S_{ss} \cdot g} \cdot \frac{dQ}{dt} \quad (3.14)$$

, kde l_p je délka přivaděče a l_s je délka savky a S_{ss} je střední plocha savky, tj. plocha v poloviční délce.

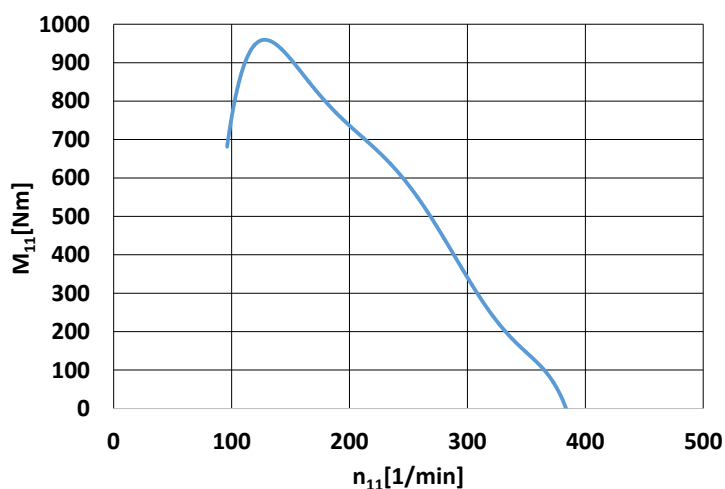
Hodnotu celkového spádu je poté nutné používat při přepočtu veličin z jednotkových veličin na provozní veličiny. Díky tomu se také při částečně otevřené klapce turbína nikdy neroztočí do takových průběžných otáček, jako by se roztočila při plném otevření klapky.

Model samotné turbíny poté pracuje na základě skutečnosti, že při známém celkovém spádu určuje mechanický moment generátoru skutečné otáčky stroje. Otáčky stroje poté určují průtok, které může klapka omezit, a účinnost turbíny.

Jako další vstup do simulace je mechanický moment generátoru. Po potřeby simulace může být tento skutečný moment, obdobně jako otáčky a průtok, přepočítán na jednotkový moment M_{11} (3.15).

$$M_{11} = \frac{M}{D_i^3 \cdot H} \quad (3.15)$$

Z měření turbíny lze získat závislost jednotkového momentu na jednotkových otáčkách (Obr. 3.7).



Obr. 3.7 Závislost jednotkového momentu na jednotkových otáčkách

Z této charakteristiky lze vyjádřit závislost jednotkových otáček na jednotkovém momentu. Jak je zřejmé ze zavislosti na Obr. 3.7, při vyjádření zavislosti jednotkových otáček na jednotkovém momentu jsou při nízkých jednotkových otáčkách pro jednu hodnotu jednotkového momentu určeny dvě různé hodnoty jednotkových otáček (což způsobuje nestabilitu a závislost není možné proložit polynomem). Z tohoto důvodu byla závislost jednotkových otáček na jednotkovém momentu oříznutá v klesající části vlevo od maxima (tj. od nulových jednotkových otáček do cca 130 min^{-1}) a to i vzhledem k tomu, že generátor v odstraněné části charakteristiky nebude pracovat. Pro závislost jednotkových otáček na jednotkovém momentu byl vypočítán polynom 3. stupně.

Jakmile jsou určeny jednotkové otáčky stroje, je možné pomocí polynomu, který vyjadřuje závislost průtoku na jednotkových otáčkách (Obr. 3.2) spočítat pomocí rovnice (3.2) skutečný průtok. Obdobně je možné pomocí rovnice (3.1) spočítat skutečné otáčky, ze kterých poté může být spočítána úhlová rychlost.

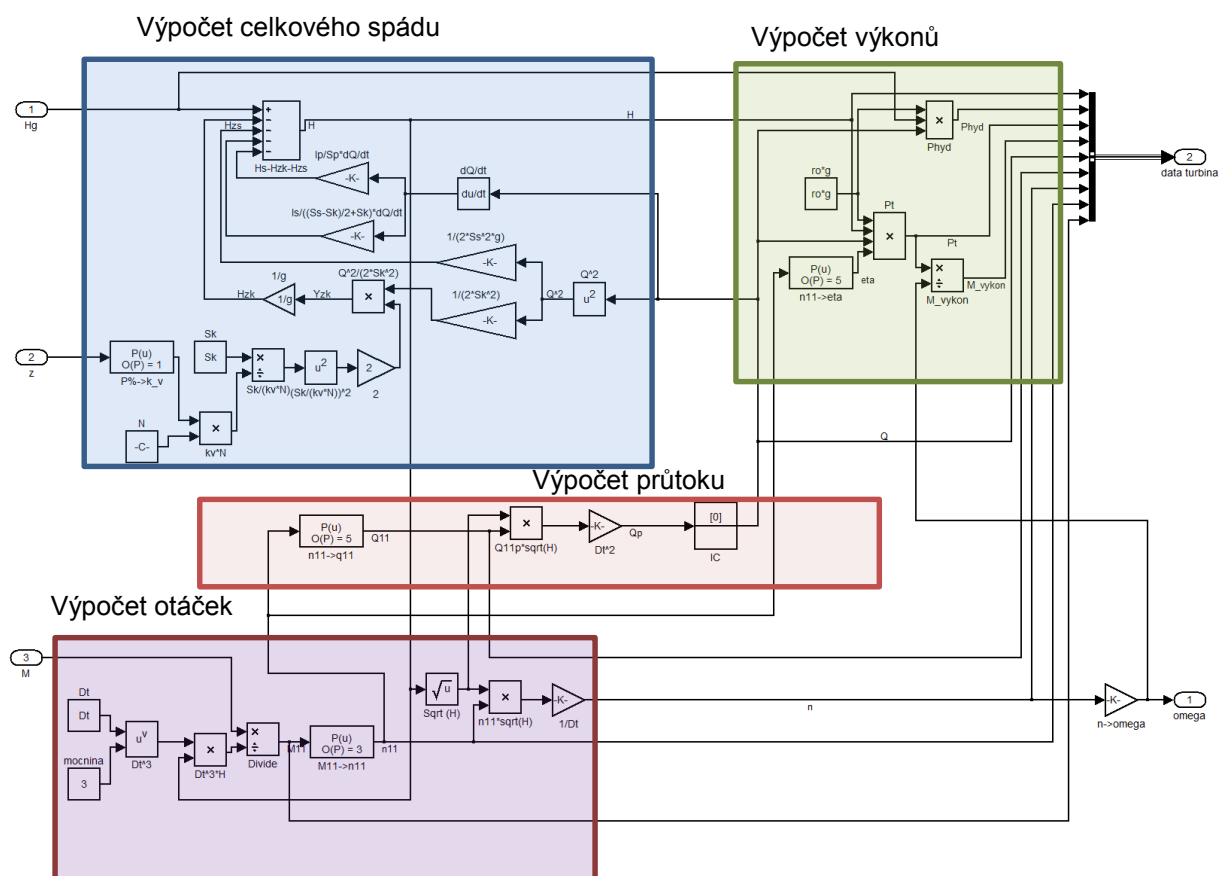
Při znalosti průtoku poté již může být spočítán výkon turbíny a hydraulický příkon vodní elektrárny (dále jen hydraulický příkon). Hydraulický příkon je maximální výkon, který je možný získat a vypočítá se podle vztahu

$$P_{hyd} = Q \cdot H_g \cdot \rho \cdot g \quad (3.16)$$

Rozdíl mezi výkonem turbíny a hydraulickým příkonem je takový, že hydraulické výkon je oproštěný o všechny ztráty spádu a počítá se 100% účinností turbíny.

Motor-generátor pro vírovou turbínu

Model byl vytvořený s programu Simulink a je rozdělený do čtyřech základních částí (viz Obr. 3.8).



Obr. 3.8 Simulační model turbíny v Simulinku

Do modelu byl ještě pro verifikaci a pozdější výpočty v rámci simulací přidán výstup, ve kterém je sloučeno několik dílčích veličin:

- skutečný spád H ,
- hydraulický příkon P_{hyd} ,
- výkon turbíny P_m ,
- moment turbíny spočítaný z výkonu turbíny a úhlové rychlosti M ,
- průtok Q ,
- jednotkový průtok Q_{11} ,
- otáčky n ,
- jednotkové otáčky n_{11} ,
- jednotkový moment M_{11} .

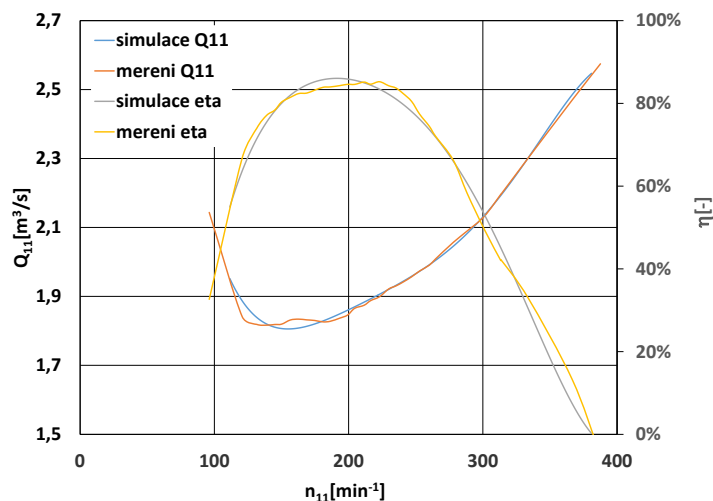
Z modelu dle Obr. 3.8 byl v rámci Simulinku pro potřeby dalších simulací vytvořen subsystem. K tomuto subsystemu byl vytvořen další subsystem, kterým je v rámci simulace řešen vliv momentu setrvačnosti na celkový moment při změně momentu generátoru. Tento vliv lze popsat rovnicí

$$M = J_s \cdot \frac{d\omega}{dt} + M_G \quad (3.17)$$

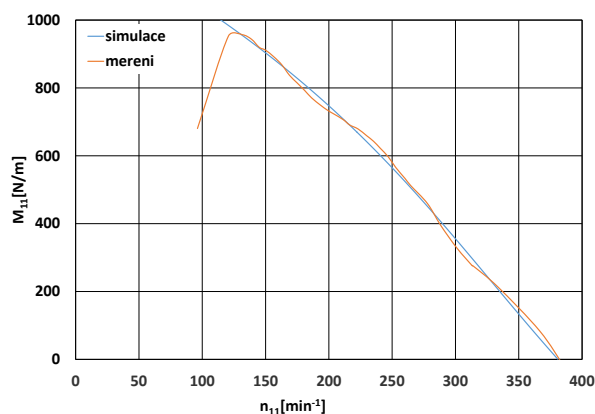
, kde J_s je moment setrvačnosti celé soustavy (tj. turbína, hřídel a generátor) a M_G je moment odebíraný poháněným strojem (tj. generátorem).

Pro verifikaci modelu byla provedena simulace, při které se po rampě za dobu 1s změnil moment a byl zaznamenáván. Z modelu byly vyřazeny části s dynamickým ději (tj. dynamická změna spádu vlivem změny průtoku a moment setrvačnosti).

Po porovnání byly ze simulovaných hodnot zpětně vypočítány závislosti jednotkového průtoku, účinnosti (Obr. 3.9) a jednotkového momentu (Obr. 3.10) na jednotkových otáčkách.

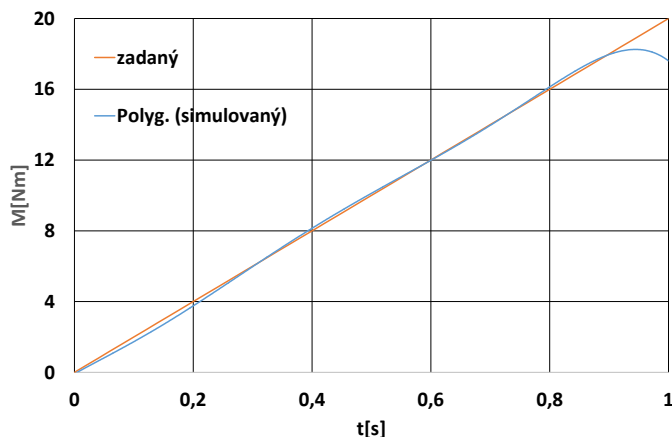


Obr. 3.9 Porovnání naměřených a simulovaných charakteristik pro jednotkový průtok a účinnost



Obr. 3.10 Porovnání naměřených a simulovaných charakteristik jednotkový moment

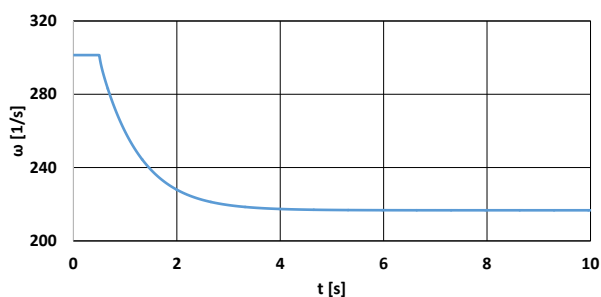
Jak z Obr. 2.10 a Obr. 2.11 vyplývá, model přibližně souhlasí s naměřenou charakteristikou, přičemž hlavní nepřesnosti jsou způsobeny přesností samotného měření a polynomickou regresí měřených charakteristik. Tento problém se projevuje zejména u malých momentů, kde jsou velké jednotkové otáčky. Pro porovnání byla v Obr. 3.11 vyneseny časové závislosti momentu zadávaného do modelu a momentu vypočítaného z výkonu turbíny a otáček (dle vztahu (3.6)). Jak je z průběhu zřejmé, průběh vypočítaného momentu se střídavě pohybuje nad a pod momentem zadaným. Toto je způsobeno tím, že při měření stroje se při velkých otáčkách již stroj měří v málo bodech a s již poměrně velkou chybou měření momentu. Z těchto důvodů i polynomická regrese v těchto bodech dosahuje vysoké chyby.



Obr. 3.11 Porovnání naměřených a simulovaných momentu při rampě momentu

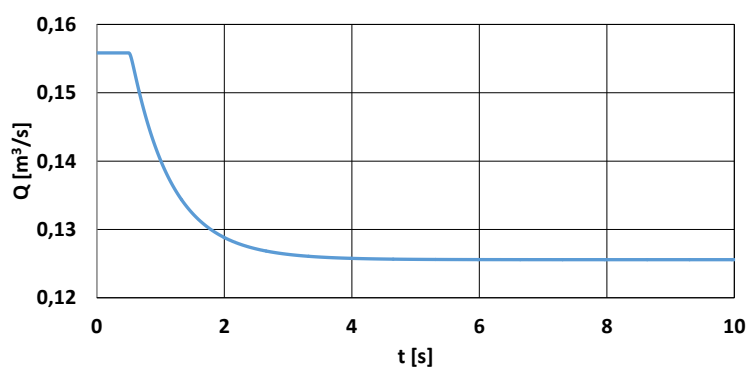
Dále je z Obr. 3.10 a Obr. 3.11 zřejmé, že model neplatí za bodem maximálního momentu (tj. od nulových jednotkových otáček do cca $n_{II}=130 \text{ min}^{-1}$).

Pro ověření dynamické části simulačního modelu byla provedena simulace skokové změny momentu z 1Nm na 10Nm v čase 0,5s. Při této změně musí vlivem změny momentu postupně klesnout otáčky a tím i úhlová rychlost (Obr. 3.12)



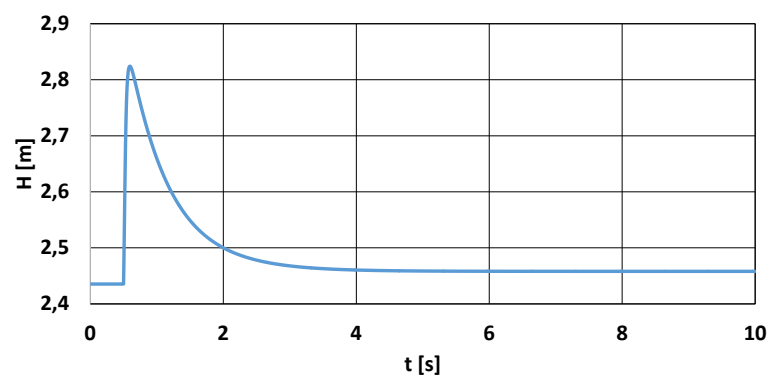
Obr. 3.12 Časový průběh úhlové rychlosti při skoku momentu

S poklesem otáček musí samozřejmě klesnout i průtok (Obr. 3.13)



Obr. 3.13 Časový průběh průtoku při skoku momentu

Při změně průtoku vlivem změny momentu musí vlivem omezení ztrát na klapce a výstupním profilu savky dojít ke zvýšení spádu na turbíně. Vlivem přechodného děje při změně průtoku dojde k prudkému navýšení spádu na turbíně vlivem toho, že voda se v rámci dynamických dějů snaží zachovat stejný průtok.



Obr. 3.14 Časový průběh spádu na turbíně při skoku momentu

Průběhy na Obr. 3.12, Obr. 3.13 a Obr. 3.14 odpovídají svými tvary obecně známým průběhům z turbín.

4. Návrh celkové koncepce systému

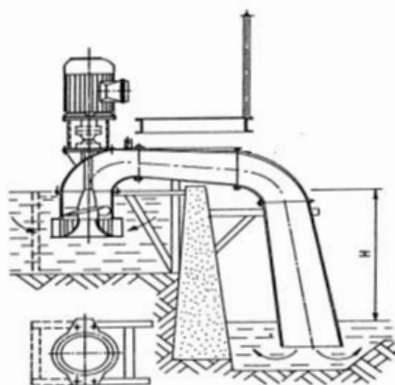
4.1 Požadavky na generátor

Jak vyplynulo z kapitoly 3.2, v rámci výpočtu a simulací bude uvažováno s generátorem s mechanickým příkonem 2466 W (Tab. 3.4). V současné době největší pracující vírová turbína má výkon 43 kW (při spádu 4,3 m a průměru oběžného kola 600 mm). Při návrhu bude uvažováno tak, aby všechny navržené koncepce bylo možné využít až do výkonu 43 kW. Vírové turbíny se dle [10] řadí svým výkonem mezi turbíny pro mikro-vodní elektrárny (vodní elektrárny s výkonem pod 100kW).

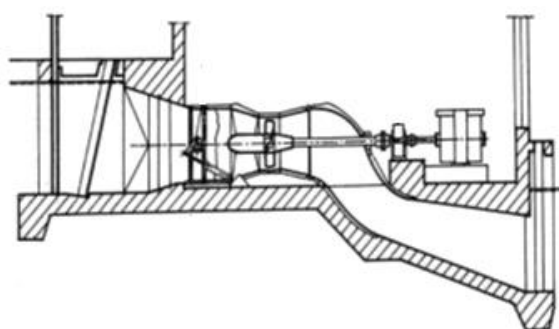
Jak je uvedeno v Tab. 3.4 generátor bude pracovat od cca 850 min^{-1} do 2200 min^{-1} a v případě výpadku zatížení se při maximálním spádu (tj. 2,7m) může roztočit až do průběžných otáček 3150 min^{-1} . Z tohoto důvodu musí být navržený generátor schopen pracovat ve velkém rozsahu otáček.

Obecně je možné umístit turbínu dvěma způsoby jako:

- násoskovou turbínu (Obr. 4.1 a)
- přímoproudou turbínu (Obr. 4.1 b)



a)



b)

Obr. 4.1 Způsoby umístění turbíny

a) násoskové provedení [11] b) přímoproudé provedení [11]

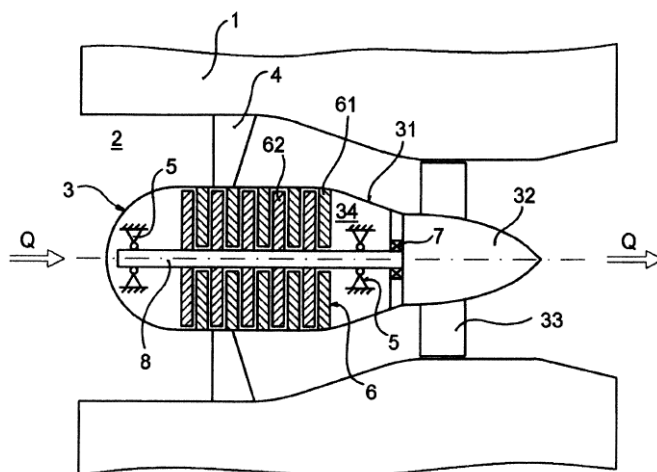
Rozdíl mezi oběma typy umístění je patrný z Obr. 4.1. Násosková turbína nemá žádný přivaděč (nebo ho má velmi krátký) a při spuštění stroje musí dojít nejprve k zavodnění savky. Toto se standardně provádí pomocí turbíny, která se pomocí vnějšího pohonu použije jako čerpadlo. Jako

vnější pohon se v drtivé většině používá generátor, který se pokud to typ stroje umožňuje přepne do motorického chodu. Z tohoto důvodu musí být navrhovaný stroj možné provozovat i jako motor, nejen jako generátor.

Pro vírovou turbínu platí, že je nutné jí umístit v ose průtoku. V klasickém provedení (přímoproudé) se poté vyvedení mechanického výkonu provádí buď vyvedením hřídele v rámci ohybu přívodního potrubí anebo tak, že se do statorového tělesa turbíny umístí duté nábojové těleso, ve kterém je umístěn pravoúhlý mechanický převod, z kterého poté hřídel vede v rámci jedné z výztužných lopatek mimo statorové těleso, kde je na hřídel připojen samotný generátor.

Pro výpočty a simulace v této práci bude uvažováno přímoproudé provedení.

Pro umístění generátoru se v této dizertační práci vychází z užitého vzoru [12]. V tomto užitém vzoru je generátor umístěn přímo v dutém nábojovém tělese (Obr. 4.2). Vývody generátoru jsou poté v rámci některé výztužné lopatky vyvedeny mimo samotné statorové těleso. Vhodná výkonová elektronika poté může být buď umístěná mimo těleso anebo může být umístěná ve volném místě v tělese.



Obr. 4.2 Vertikální řez umístění jednostupňové turbíny (převzato z [12])

Legenda: 1 – statorové těleso, 2 – tvarová komora, 3 – oběžné kolo, 4 – výztužné lopatky, 5 – ložiska, 6 – diskové motory, 7 – ucpávka, 8 – hřídel, 31 – duté nábojové těleso, 32 – náboj, 33 – lopatky, 34 – vnitřní dutina, 61 – rotory diskových motorů, 62 – statory diskových motorů

Vzhledem k tomu, že není určeno umístění generátoru s turbínou a jeho připojení do soustavy nebo zátěže, bude v rámci porovnávání různých variant počítáno jak s provozem do rozvodné sítě, tak s provozem do ostrovní sítě.

Na celkový systém budou kladeny následující požadavky:

- vysoká míra účinnosti
- široký rozsah pracovních otáček
- optimální využití průtoku
- snadná údržba
- vyvedení výkonu do střídavé sítě 3x400V
- možnost v provozu v motorickém i generátorickém chodu

4.2 Možné typy generátoru

Jak vyplívá z kapitoly 3.2 a 4.1, navržený typ stroje by měl být schopen pracovat jako generátor s proměnnými otáčkami. Touto problematikou se obecně zabývá řada publikací (např. [10], [13], [14], [15]).

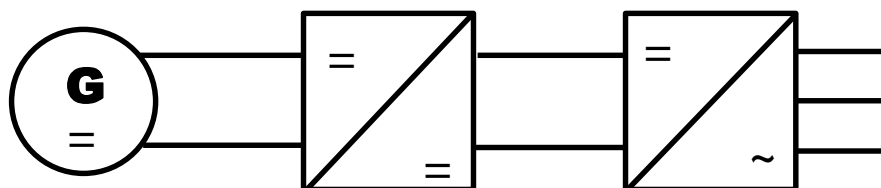
Na základě požadavků lze uvažovat s následujícími typy strojů:

- stejnosměrný stroj s měničem
- asynchronní stroj s kotvou nakrátko připojený přes měnič
- asynchronní stroj s vinutou kotvou napájený do rotoru (double-fed induction generator)
- synchronní stroj s měničem
- spínaný reluktanční stroj

Dalším možným řešením je použít převodovku se spojitě proměnnými otáčkami, která by zajistila na straně hřídele generátoru konstantní otáčky [16]. V tomto případě by bylo možné použít všechny možné typy generátorů.

Každá ze pěti výše uvedených možností má své výhody i nevýhody.

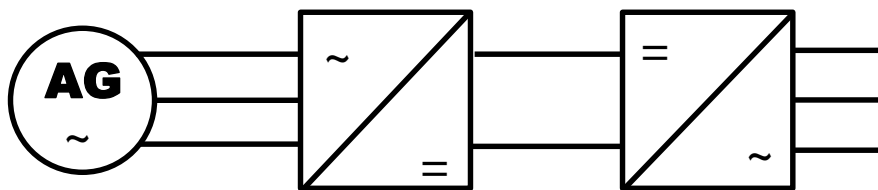
Mezi hlavní výhody konstrukce se stejnosměrným strojem jako generátorem je zjednodušení konstrukce měniče a jeho řízení, který by udržovalo výstupní napětí konstantní. V tomto případě by bylo možné využít čtyřkvadrantový měnič. Za čtyřkvadrantový měnič ještě musí být zařazen střídač pro připojení do střídavé sítě (Obr. 4.3).



Obr. 4.3 Zapojení se stejnosměrným strojem

Oproti tomu velkými nevýhodami využití stejnosměrného stroje jsou přítomnost kluzného kontaktu s komutátorem a relativně malá účinnost oproti jiným konstrukcím. Přítomnost kluzného kontaktu s komutátorem vyžaduje zvýšenou míru údržby, což vzhledem k umístění stroje může být velice obtížné. Vzhledem k rozvoji výkonové elektroniky se v dnešní době již stejnosměrné stroje k výrobě elektrické energie téměř nepoužívají.

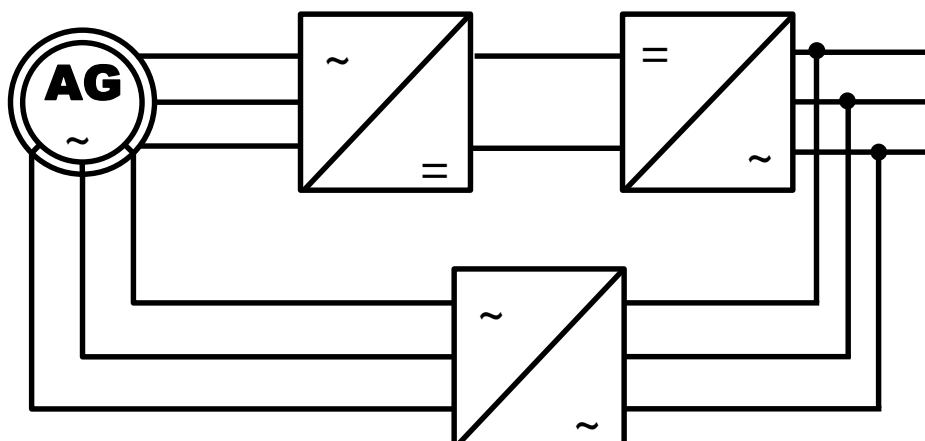
U asynchronních generátorů lze předpokládat dva možné typy dle provedení vinutí na rotoru. Prvním možným typem je asynchronní generátor s kotvou nakrátko (obecně popsáno v [17]). Tento typ generátoru, pokud pracuje přímo do sítě, může pracovat pouze v relativně malém rozsahu pracovních otáček. Tato vlastnost je způsobena principem činnosti, kde generátor musí pracovat v nadsynchronních otáčkách. Pro větší rozsah otáček musí být asynchronní generátor s kotvou nakrátko vybaven měničem (Obr. 4.4). Ze všech uvažovaných konstrukcí má tento typ generátoru nejjednodušší údržbu a nejnižší cenu (týká se pouze samotného generátoru), ale nemá z uvedených konstrukcí největší účinnost. Pro malé výkony je snaha využívat z důvodu ceny vyráběné řady asynchronních motorů, ale vzhledem k tomu, že tyto stroje jsou navrhovány na jiné sycení, účinnost oproti motorickému stavu je nižší (viz [18]).



Obr. 4.4 Zapojení s asynchronním generátorem pro připojení do sítě

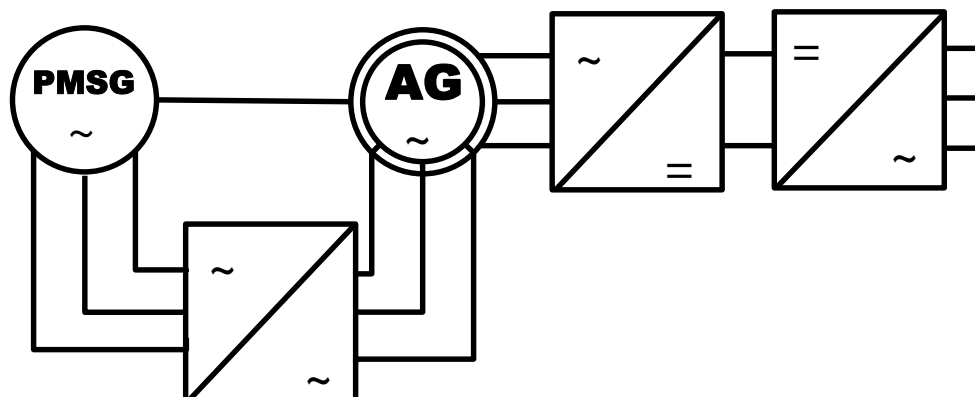
Pro případnou práci v ostrovní síti by ještě musely být vloženy mezi asynchronní generátor a měnič kondenzátory pro samobuzení. Touto problematikou se zabývá řada publikací (např. [19], [20], [21], [22], [23]). Největší problémem je stabilita napětí při samobuzení, jelikož velikost napětí je ovlivněna jednak velikostí samobudící kapacity, jednak velikostí zátěže. Tato problematika se řeší jednak pomocí regulátoru kapacity (tj. přepínáním kapacity), jednak balastní zátěží (viz [17] a [19]), která udržuje generátor v optimálním provozním bodě.

V rámci konstrukce rotoru lze ještě také uvažovat asynchronní stroj s vinutou kotvou. U tohoto typu stroje může být rotor napájen přes kluzný kontakt napětím o skluzové frekvenci (Obr. 4.5). V dnešní době se asynchronní generátory využívají u zdrojů elektrické energie s výkony řádově do stovek kW či jednotek MW.



Obr. 4.5 Zapojení s asynchronním generátorem s vinutou kotvou

Při zapojení dle Obr. 4.5 není možné asynchronní generátor s vinutou kotvou provozovat do ostrovní sítě, jelikož není zdroj energie pro napájení rotoru. Možným řešením tohoto problému se zabývají publikace např. [24] a [25]. Řešení spočívá v připojení pomocného synchronního generátoru s permanentními magnety na společnou hřídel, který napájí měnič pro napájení rotoru (viz. Obr. 4.6). Toto řešení vychází z řešení navržené pro použití v letadlech [26].



Obr. 4.6 Zapojení s asynchronním generátorem s vinutou kotvou pro provoz do ostrovní sítě

Poslední z možných uvažovaných konstrukcí je synchronní stroj. Synchronní stroj lze rozdělit dle způsobu vytvoření budícího pole na synchronní stroje s elektromagnetickým buzením a synchronní stroje s buzením pomocí permanentních magnetů. Synchronní stroje s elektromagnetickým buzením lze rozdělit na dva základní typy dle užití. Prvním typem jsou stroje velkých výkonů, jež se využívají v elektrárnách. Druhým typem jsou generátory malých výkonů, které se využívají v automobilech jako zdroje elektrické energie (např. drápkové alternátory). Mezi hlavní výhodu využití synchronních generátorů s elektromagnetickým buzením patří zejména jednoduchá regulace velikosti výstupního napětí. Mezi nevýhody patří zejména složitější údržba kvůli přítomnosti kluzného kontaktu. Užití synchronního stroje s permanentními magnety má velkou výhodu ve snadné údržbě a z uvažovaných strojů dosahuje nejvyšší účinnosti. Mezi nevýhody patří zejména nutnost užití měničů pro připojení k zátěži. Zapojení se shoduje se zapojením asynchronního generátoru v provozu do sítě (viz Obr. 4.4). Pro generátor mohou být použity dva typy konstrukce synchronního generátoru s permanentními magnety – generátor s radiální vzduchovou mezerou nebo generátor s axiální vzduchovou mezerou. V oblasti synchronních generátorů s permanentními magnety je publikovaná řada publikací jednak v oblasti optimálních návrhů (např. [27], [28], [29]), jednak v oblasti optimálního řízení měničů (např. [30], [31], [32]).

Zvláštní skupinou generátorů jsou i spínané reluktanční stroje v provozu jako generátor [15].

V [33] byla publikována tabulka s porovnáním určitých typů generátorů pro výkon cca 1,5 kW pro využití s větrnou turbínou (jmenovité otáčky cca 25 min⁻¹) (viz Tab. 4.1).

Typ generátoru	Otáčky	Účinnost
Axiální synchronní generátor s bezželezným statorem	Proměnné	96%
Synchronní generátor s elektromagnetickým buzením	Proměnné (při připojení přes měnič)	73,6%
Asynchronní generátor s vinutou kotvou a napájeným rotorem	proměnné	70,8%
Asynchronní generátor s kotvou nakrátko s přímým připojením do sítě	Proměnné v malém rozsahu	61,5%

Tab. 4.1 Porovnání typů generátorů [33]

Porovnání je sice provedeno pro stroj s velice nízkými otáčkami, ale pořadí strojů podle účinnosti je stejné i pro stroje s vyššími jmenovitými otáčkami.

4.3 Návrh celkové koncepce

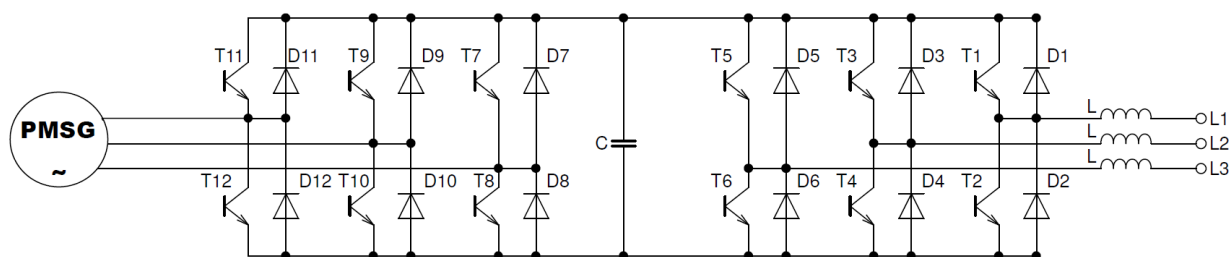
Jak vyplývá z kapitoly 4.2, je možné použít několik typů strojů. Vzhledem k tomu, že všechny výše uvedené typy strojů splňují požadavky (dle kapitoly 4.1) a liší se zejména v účinnosti, byla jako rozhodující kritérium vybrána účinnost. Na základě toho byl zvolen synchronní stroj s permanentními magnety s axiální konstrukcí vzduchové mezery a bezželezným státorem.

K volbě synchronního generátoru s permanentními magnety a axiální vzduchovou mezerou bylo přistoupeno z několika důvodů:

- při variantě s bezželezným státorem snadná výrobitelnost
- pro menší výkony lepší účinnost než stroj s radiální vzduchovou mezerou a s železem v statoru

Konstrukce a vlastnosti axiálních generátorů budou popsány v kapitole 5.1.

Z pohledu celkového zapojení generátoru do sítě nebo do zátěže je nutné generátor připojit přes aktivní usměrňovač a střídač (Obr. 4.7).



Obr. 4.7 Zapojení generátoru se silovou částí elektroniky

Aktivní usměrňovač pro připojení ke generátoru (Obr. 4.7, tranzistory T7-T12) byl zvolen ze dvou hlavních důvodů:

- řízením lze dosáhnout účinnosti 1,
- pouhou změnou řízení lze z aktivního usměrňovače udělat střídač (při požadavku na motorický chod generátorů).

U klasického zapojení aktivního usměrňovače je nutné mezi zdroj napětí a tranzistory zapojit do každé fáze indukčnost. V našem případě tyto přídavné tlumivky nahrazují indukčnosti vinutí generátorů, které má dostatečnou indukčnost.

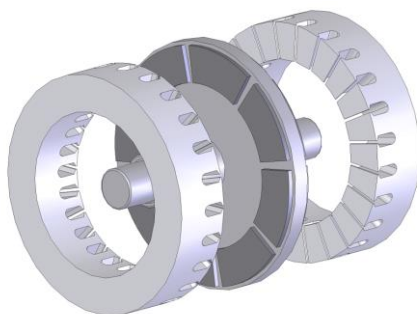
Střídač na straně sítě (Obr. 4.7, tranzistory T1-T6) slouží k vytvoření konstantního napětí a frekvence na výstupu (svorky L1-L3) při generátorickém chodu generátoru. Při motorickém chodu generátoru střídač změnou řízení začne fungovat jako aktivní usměrňovač.

Vzhledem k tomu, že střídač (při generátorickém chodu generátoru) má na svých výstupních svorkách napětí, které je velice deformované vlivem PWM modulace, je pro standardní použití vhodné zapojit na výstup filtr, který by dále propustil pouze požadovanou výstupní frekvenci (tj. v našem případě 50 Hz).

5. Výpočet axiálního synchronního generátoru s permanentními magnety

5.1 Úvod

Jak již bylo řešeno v kapitole 4.3, jako typ stroje pro generátor byl vybrán synchronní generátor s permanentními magnety a axiální vzduchovou mezerou (dále jen axiální generátor). Prakticky se jedná o diskové elektrické stroje, kde pracovní magnetický tok od permanentních magnetů působí rovnoběžně s osou hřídele (Obr. 5.1).



Obr. 5.1 Příklad provedení axiálního stroje s vnitřním rotorem a dvěma vnějšími statory s drážkami [34]

Obecným porovnáním a vlastnostmi axiálních strojů se zabývá řada publikací, např. [35], [36], [37], [38].

Obecně lze dle [38] synchronní stroje s axiální vzduchovou mezerou z pohledu konstrukce rozdělit do několika kategorií:

- jednostranné axiální stroje,
 - s drážkovaným statorem,
 - s bezdrážkovým statorem,
 - s vyniklými póly na statoru,
- oboustranné axiální stroje,
 - s vnitřním statorem,
 - s drážkovým statorem,
 - s bezdrážkovým statorem,
 - s železným statorem,
 - s bezželezným statorem,
 - s bezželezným statorem i rotorem,
 - s vyniklými póly na statoru,
 - s vnitřním rotorem,
 - s drážkovaným statorem,
 - s bezdrážkovým statorem,
 - s vyniklými póly na statoru,
- vícediskové stroje.

Dle [38] a [37] mají axiální stroje několik výhod:

- Snadno nastavitelnou vzduchovou mezeru
- Lze dosáhnout vyššího poměru výkon/hmotnost než u stroje s radiálním magnetickým polem
- Tyto stroje dosahují kratší axiální délky (na úkor průměru)
- Možnost snadnější tvorby vícepólových strojů

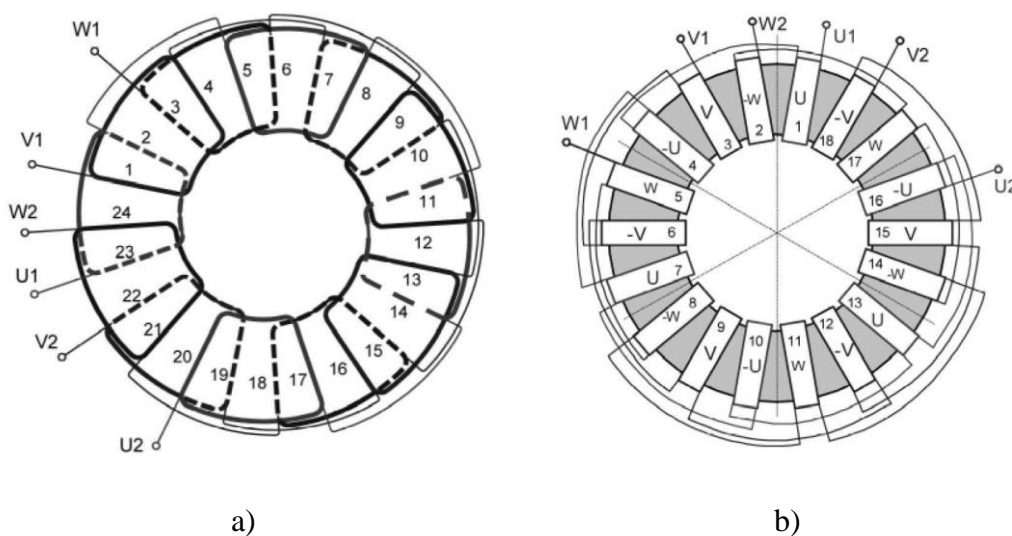
Mezi nevýhody patří:

- Větší průměr stroje
- Při vyšších otáčkách větší odstředivé síly působící na magnety
- Zvýšená axiální namáhání působící zejména na rotor

Tyto stroje se využívají v největší míře v aplikacích, kde je nutné dosáhnout celkové krátké axiální délky celého soustrojí, ale existuje dost prostoru pro stroj s velkým průměrem. Díky velkému průměru se tento typ stroje používá zejména v oblasti elektrické trakce.

U těchto typů strojů jsou možné dva základní typy vinutí:

- klasické vinutí – jedná se o vinutí, které se používá u radiálních strojů, pouze s tím rozdílem, že vinutí je umístěno v rovině (Obr. 5.2 a)
- toroidální vinutí – na statoru jsou navinuty dílčí toroidy (Obr. 5.2 b)

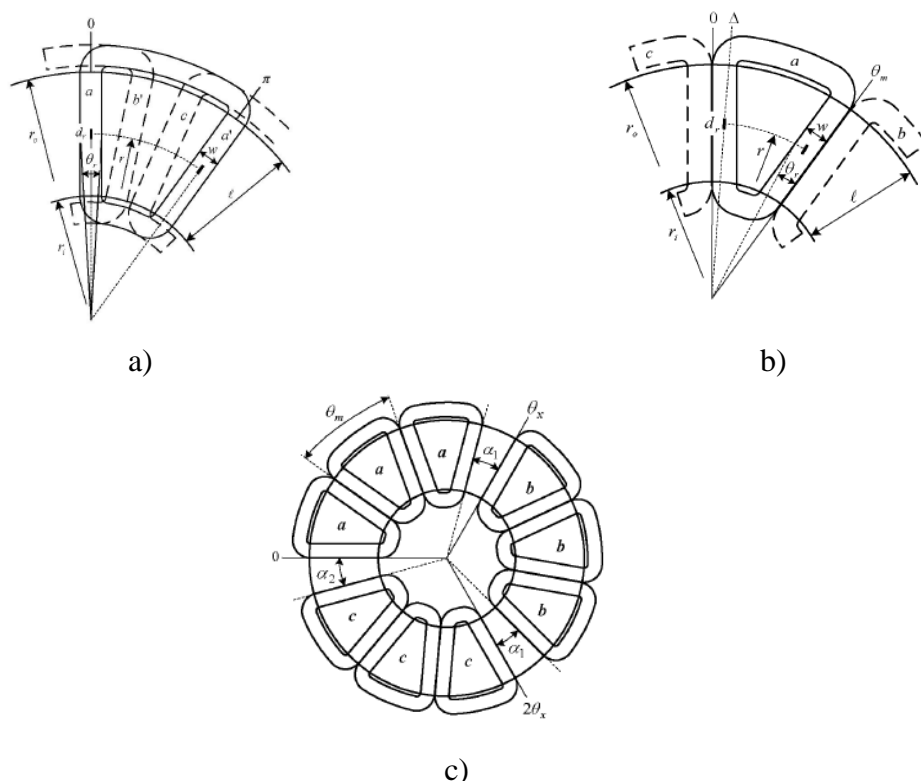


Obr. 5.2 Možnosti zapojení vinutí [38]

Legenda: a) klasické vinutí, b) toroidální vinutí

Klasické vinutí lze ještě podle rozložení cívek rozdělit na:

- vinutí s překrývajícími se cívkami (Obr. 5.3 a)) (overlapping coil)
- vinutí s nepřekrývajícími se cívkami (Obr. 5.3 b)) (non-overlapping coil)
- vinutí se všemi cívkami jedné fáze u sebe (Obr. 5.3 c)) (phasegrouped)



Obr. 5.3 Rozdělení klasického vinutí na základě rozložení cívek [39]

Legenda: a) vinutí s překrývajícími se cívkami, b) vinutí s nepřekrývajícími se cívkami, c) vinutí se všemi cívkami jedné fáze u sebe

V [39] bylo provedeno porovnání vlastností jednotlivých typů vinutí na základě rozložení cívek (dle Obr. 5.3) pro 16-pólový stroj a 28-pólový stroj. Z tohoto porovnání vyplývá, že při větších poměrech vnitřního k vnějšímu průměru rotoru (resp. magnetu na rotoru) vychází nejlepší vlastnosti (moment, hmotnost) pro vinutí s překrývajícími se cívkami.

Provedení klasického vinutí je možné ve dvou tvarech – lichoběžníkový (Obr. 5.4 a)) (trapezoidal) a kosočtvercový (Obr. 5.4 b)) (rhomboidal).

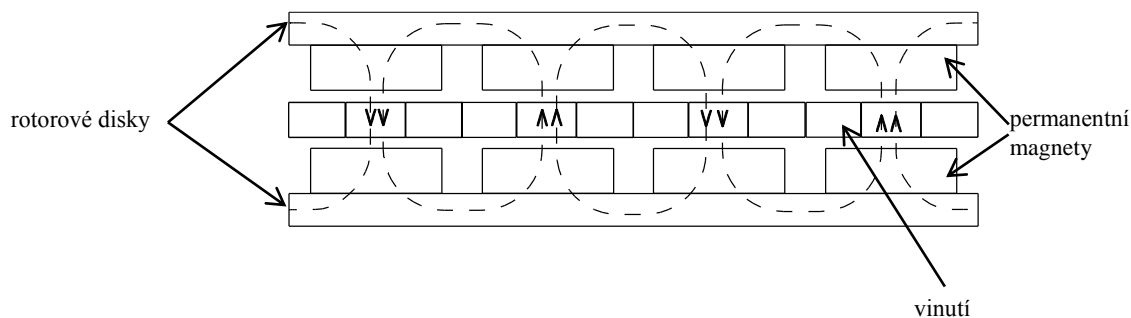


Obr. 5.4 Tvarové provedení cívek

Legenda: a) lichoběžníkové, b) kosočtvercové

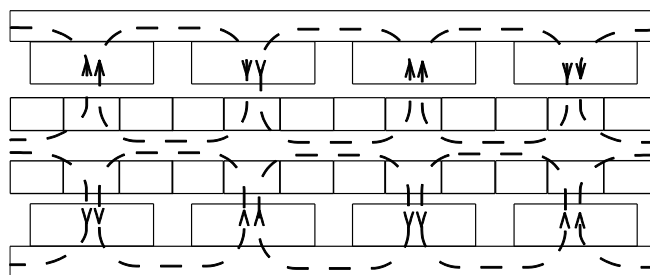
V případě, že se v axiálním stroji nachází klasické vinutí a ve stroji se nachází dva rotory, je nutné umístit magnety tak, aby se protilehlé magnety přitahovaly – proti sobě opačnými póly (Obr. 5.5).

Motor-generátor pro vírovou turbínu



Obr. 5.5 Umístění magnetů u strojů s klasickým vinutím

V případě, že se ve stroji naopak nachází toroidální vinutí, je nutné magnety umístit tak, aby se protilehlé magnety odpuzovaly – tedy proti sobě umístit stejné póly (Obr. 5.6)



Obr. 5.6 Umístění magnetů u strojů s toroidálním vinutím

Řada publikací se zabývá porovnáním jednotlivých typů axiálních strojů, případně i porovnání se stroji s radiální vzduchovou mezerou (např. [40]) (viz Tab. 5.1).

Zdroj	Typ	P [kW]	U [V]	n [min ⁻¹]	η[-]	m[kg]	Poznámka
[41]	Bezželezný motor	25	127	1100	93%	26,8	vyroben
[42]	Bezželezný motor	1,8	54,3	1380	97,9%	5,98	vyroben
[43]	Bezželezný generátor	2	-	500	92%	13,25	vyrobena, kruhové magnety
[44]	Bezželezný generátor	1,43	100,6	1500	91,8%	-	návrh
[45]	Bezželezný motor/generátor	10	227,6	750	92,5%	22,51	návrh
[46]	Železný motor	5	230	300	89%	-	vyroben
[47]	Bezželezný generátor	0,81	19,88	200	87,8%	-	vyroben, overlapping vinutí
[47]	Bezželezný generátor	0,82	19,56	200	87,4%	-	vyroben, non-overlapping vinutí

Motor-generátor pro vírovou turbínu

[47]	Bezželezný generátor	0,71	18,43	200	85,5%	-	vyroben, phasegrouped vinutí
[48]	Bezželezný generátor	0,5	70	500	-	-	vyroben

Tab. 5.1 Přehled vybraných publikovaných strojů s axiální vzduchovou mezerou

Jak vyplývá z Tab. 5.1, bezželezné axiální generátory i motory dosahují relativně vysokých účinností.

5.2 Postup výpočtu axiálního synchronního generátoru s permanentními magnety

Celý návrh je proveden na základě postupu v [38] s menšími úpravami.

5.2.1 Obecný návrh axiálního generátoru

Při návrhu axiálního generátoru lze vyjít z rovnice pro příkon P_2 generátoru (5.1)

$$P_2 = \frac{P_1}{\eta} = \frac{m_1 \cdot U_f \cdot I_f \cdot \cos \varphi}{\eta} \quad (5.1)$$

kde m_1 je počet fází, U_f je fázová efektivní hodnota svorkového napětí, I_f je fázová efektivní hodnota proudu, $\cos \varphi$ je účinník stroje a η je účinnost stroje.

Pro další výpočet je vhodné zavést koeficient poklesu napětí $k_{\Delta U}$ (5.2), který vyjadřuje poměr indukovaného napětí k svorkovému napětí, přičemž tento koeficient je pro generátor vždy větší než 1 a pro motor je vždy menší než 1.

$$k_{\Delta U} = \frac{U_{if}}{U_f} \Rightarrow U_f = \frac{U_{if}}{k_{\Delta U}} \quad (5.2)$$

kde U_{if} je efektivní hodnota fázového indukovaného napětí a U_f je efektivní hodnota fázového napětí na svorkách stroje. Poté lze rovnici (5.2) dosadit do rovnice (5.1).

$$P_2 = \frac{m_1 \cdot U_{if} \cdot I_f \cdot \cos \varphi}{\eta \cdot k_{\Delta U}} \quad (5.3)$$

Hodnotu indukovaného napětí lze vypočítat podle vztahu (5.4)

$$U_{if} = \sqrt{2} \cdot \pi \cdot f \cdot k_{w1} \cdot \phi_f \cdot N_1 \quad (5.4)$$

kde f je frekvence indukovaného napětí, k_{w1} je koeficient vinutí pro 1. harmonickou, ϕ_f je maximální hodnota magnetického toku přes vinutí a N_1 je počet závitů ve fázi.

Při zanedbání rozptylového toku permanentního magnetu lze obecně napsat (5.5)

$$\alpha_{PM} = \frac{B_{\delta str}}{B_{\delta max}} \quad (5.5)$$

kde α_{PM} je pólové krytí, $B_{\delta str}$ je střední hodnota magnetické indukce a $B_{\delta max}$ je maximální hodnota magnetické indukce.

Pro sinusový průběh magnetické indukce lze obecně napsat (5.6)

$$B_{\delta str} = \frac{2}{\pi} B_{\delta max} \quad (5.6)$$

Hodnotu magnetického toku ϕ_f lze vyjádřit jako tok přes plochu jednoho pólu (5.7), přičemž jako plocha jednoho pólu se bere výseč jednoho pólu z mezikružší

$$\phi_f = \int_{R_i}^{R_o} B_{\delta str} \cdot \frac{2\pi}{2p} \cdot r \, dr = B_{\delta str} \cdot \frac{\pi}{2p} \cdot (R_o^2 - R_i^2) \quad (5.7)$$

kde p je počet pólových dvojic, R_o je vnější poloměr rotoru a R_i je vnitřní poloměr rotoru.

Pro zjednodušení rovnice (5.7) je vhodné zavést poměrový koeficient k_d (5.8), který udává poměr vnitřního poloměru (resp. průměru) k vnějšímu poloměru (resp. průměru).

$$k_d = \frac{R_i}{R_o} = \frac{D_i}{D_o} \quad (5.8)$$

kde D_i je vnitřní průměr stroje, D_o je vnější průměr stroje

Vzorec pro poměrový koeficient k_d (5.8) lze dosadit do rovnice (5.7)

$$\phi_f = B_{\delta str} \cdot \frac{\pi}{2p} \left(\left(\frac{1}{2} \cdot D_o \right)^2 - \left(\frac{1}{2} \cdot D_i \right)^2 \right) = B_{\delta str} \cdot \frac{\pi}{8p} \cdot D_o^2 \cdot (1 - k_d^2) \quad (5.9)$$

Pro další postup je nutné zavést lineární proudovou hustotu A_m , kterou lze uvést jako funkci poloměru r (5.10)

$$A_m(r) = \frac{m_1 \cdot \sqrt{2} \cdot N_1 \cdot I_f}{p \cdot \tau_p(r)} = \frac{m_1 \cdot \sqrt{2} \cdot N_1 \cdot I_f}{\pi \cdot r} \quad (5.10)$$

Pro další výpočty bude uvažována hodnota lineární proudové hustoty na středním průměru stroje (5.11).

$$D_g = \frac{D_o - D_i}{2} + D_i = \frac{1}{2} \cdot (D_o + D_i) = \frac{1}{2} \cdot D_o (1 + k_d) \quad (5.11)$$

V rámci rovnice (5.10) je poté možné nahradit poloměr r středním průměrem D_g a vyjádřit lineární proudovou hustotu ve středním průměru A_m (5.12)

$$A_m = \frac{4 \cdot m_1 \cdot \sqrt{2} \cdot N_1 \cdot I_f}{\pi \cdot D_o \cdot (1 + k_d)} \quad (5.12)$$

Z rovnice (5.12) je poté možné vyjádřit velikost proudu (5.13).

$$I_f = \frac{\pi \cdot D_o \cdot (1 + k_d) \cdot A_m}{4 \cdot m_1 \cdot \sqrt{2} \cdot N_1} \quad (5.13)$$

Rovnici pro indukované napětí U_{if} (5.4), magnetický tok ϕ_f (5.9) a proud I_f (5.13) je poté možné dosadit do rovnice pro příkon generátoru (5.3)

$$P_2 = \frac{\pi^3 \cdot f \cdot k_{w1} \cdot B_{\delta str} \cdot D_o^3 \cdot (1 - k_d^2) \cdot (1 + k_d) \cdot A_m \cdot \cos \varphi}{\eta \cdot k_{\Delta U} \cdot 32 \cdot p} \quad (5.14)$$

Z rovnice (5.14) je možné vyjádřit hodnotu vnějšího průměru D_o (5.15)

$$D_o = \sqrt[3]{\frac{P_2 \cdot \eta \cdot k_{\Delta U} \cdot 32 \cdot p}{\pi^3 \cdot f \cdot k_{w1} \cdot B_{\delta str} \cdot (1 - k_d^2) \cdot (1 + k_d) \cdot A_m \cdot \cos \varphi}} \quad (5.15)$$

Při výpočtu je nutné provést odhad parametrů:

- účinnost η
- střední hodnota magnetické indukce ve vinutí $B_{\delta str}$
- poměrový koeficient k_d
- lineární proudová hustota A_m
- účinník $\cos \varphi$

Hodnotu koeficientu vinutí k_{w1} je také možné odhadnout, anebo pokud je již od začátku známá hodnota počtu drážek vinutí, je poté možné hodnotu k_{w1} vypočítat (5.16)

$$k_{w1} = k_{d1} \cdot k_{p1} \quad (5.16)$$

kde k_{d1} je činitel rozložení vinutí a k_{p1} je činitel kroku vinutí. Hodnotu činitele rozložení vinutí lze vypočítat na základě rovnice (5.17)

$$k_{d1} = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot m_1}\right)}{q_1 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot m_1 \cdot q_1}\right)} \quad (5.17)$$

kde q_1 je počet cívkových stran (ekvivalentní počtu drážek u normálního stroje) na pól a fázi, který je možné vypočítat podle rovnice (5.18)

$$q_1 = \frac{Q}{2 \cdot p \cdot m_1} \quad (5.18)$$

kde Q je celkový počet cívkových stran.

Hodnotu činitele kroku vinutí lze vypočítat podle rovnice (5.19)

$$k_{p1} = \sin\left(\beta \cdot \frac{\pi}{2}\right) \quad (5.19)$$

kde β je poměr cívkového kroku τ_c k pólové rozteči τ_p , který je možný vypočítat dle (5.20)

$$\beta = \frac{\tau_c}{\tau_p} \quad (5.20)$$

Hodnotu cívkového kroku i pólové rozteče lze uvést jako násobky cívkových stran. Hodnota cívkového kroku je definována jako počet cívkových stran k další cívce stejné fáze v následujícím pólu. Hodnotu pólové rozteče lze pomocí cívkových stran vyjádřit jako (5.21)

$$\tau_p = \frac{Q}{2 \cdot p} \quad (5.21)$$

Výpočet počtu závitů ve fázi je možné provést dvěma způsoby. Prvním způsobem je provést výpočet na základě vyjádření počtu závitů rovnice pro indukované napětí (5.4). Výsledná rovnice má tvar (5.25), přičemž je ještě nutné vyjádřit hodnotu magnetického toku dle rovnice (5.9)

$$N_1 = \frac{U_{if}}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot f \cdot k_{w1} \cdot \phi_f} \quad (5.22)$$

Ze známé hodnoty celkové počtu závitů ve fázi je možné vypočítat počet závitů na pól a fázi (5.23)

$$N_c = \frac{N_1}{2 \cdot p \cdot q_1} \quad (5.23)$$

Hodnota N_c musí být zaokrouhlena na nejbližší celé číslo.

Pro druhý způsob je nutné si nejprve vyjádřit jmenovitou hodnotu fázového proudu z rovnice (5.1) Výsledná rovnice má tvar (5.24).

$$I_f = \frac{P_2 \cdot \eta}{m_1 \cdot U_f \cdot \cos \varphi} \quad (5.24)$$

Výsledný počet závitů lze poté vyjádřit z rovnice (5.12). Výsledná rovnice má tvar (5.25)

$$N_1 = \frac{\pi \cdot D_0 \cdot (1 + k_d) \cdot A_m}{4 \cdot m_1 \cdot \sqrt{2} \cdot I_f} \quad (5.25)$$

Postup výpočtu podle rovnice (5.22) a (5.25) je plně ekvivalentní a vede k přibližně stejným číslům. Rozdíl mezi výsledky bývá způsobený pouze zaokrouhlením.

Z Obr. 3.3, Obr. 3.4 a Obr. 3.5 je zřejmé, že bod maximálního momentu není shodný s bodem maximálního výkonu. Toto prakticky znamená, že pro dosažení požadovaného výkonu v bodě maximálního momentu bude proud větší než jmenovitý. Vzhledem k tomu, že bude použit synchronní stroj s permanentními magnety, lze předpokládat, že momentová konstanta stroje bude konstantní, pokud zanedbáme vliv reakce kotvy a budeme předpokládat, že účinník má při jmenovitém i maximálním proudu shodnou velikost. Na základě této úvahy lze určit maximální proud stroje I_{fmax} :

$$\frac{M_n}{I_{fn}} = \frac{M_{max}}{I_{fmax}} \Rightarrow I_{fmax} = \frac{M_{max} \cdot I_{fn}}{M_n} \quad (5.26)$$

Na hodnotu maximálního proudu je poté nutné dimenzovat průřez vodičů ve stroji, vzhledem k tomu, že stroj může být na tuto velikost proudu provozován trvale.

Plochu vodiče S_{cu} (5.27) je možné vypočítat na základě známého maximálního proudu I_{fmax} a maximální proudové hustoty J

$$J = \frac{I_{fmax}}{S_{cu}} \Rightarrow S_{cu} = \frac{I_{fmax}}{J} \quad (5.27)$$

kde J je hodnota proudové hustoty ve vodiči. Hodnotu proudové hustoty ve vodiči je nutné určit. Při znalosti potřebné plochy vodiče je možné spočítat průměr vodiče d_{cu} (5.28)

$$d_{cu} = \sqrt{\frac{4 \cdot S_{cu}}{\pi \cdot a_w}} \quad (5.28)$$

kde a_w je počet paralelních drátů v jednom vodiči

Na základě hodnoty průměru vodiče je potřebné najít nejbližší vyšší hodnotu d_{cu} v řadě normalizovaných průměrů drátů. Při znalosti konečné hodnoty průměru vodiče d_{cu} je poté možné spočítat plochu jednoho drátu S_{cu1} (5.29)

$$S_{cu1} = \frac{\pi \cdot d_{cu}^2}{4} \quad (5.29)$$

Pro výpočet rozměrů cívky je nejprve nutné určit plochu cívky za předpokladu, že plocha cívky po celé výšce cívkové strany je stejná (tj. cívka se nerozšiřuje). Celkovou plochu jedné cívkové strany lze vyjádřit dle (5.30)

$$S_c = a_w \cdot S_{cu1} \cdot N_c \cdot k_{cu} \quad (5.30)$$

kde k_{cu} je koeficient plnění cívkové strany.

Vnitřní průměr rotoru lze poté vyjádřit ze vztahu (5.8) jako

$$D_i = k_d \cdot D_o \quad (5.31)$$

Pro výpočet šířky stroje je poté potřebné určit šířku cívky ve spodním průměru. V rámci vinutí je cívka právě ve spodním průměru nejvíce omezena okolními cívkami. Spodní šířku τ_{ci} lze vypočítat podle vztahu (5.32)

$$\tau_{ci} = \frac{\pi \cdot D_i}{Q} \quad (5.32)$$

Při znalosti spodní šířky cívky lze už z plochy cívky dopočítat hloubku cívky h_c (5.33)

$$h_c = \frac{S_c}{\tau_{ci}} \quad (5.33)$$

Pro další výpočty je ještě vhodné spočítat střední průměr stroje D_s (5.34) a střední pólovou rozteč τ_{ps} (5.35)

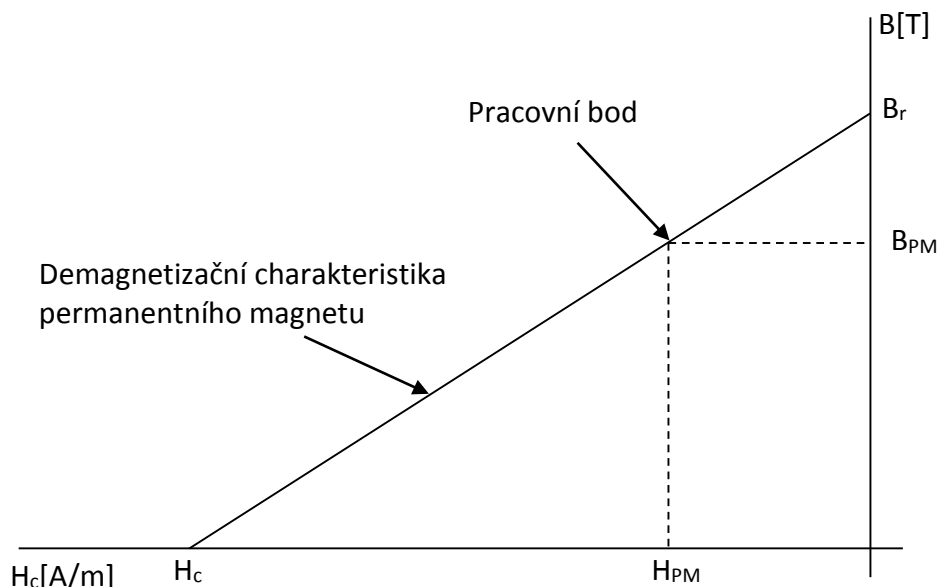
$$D_s = \frac{D_o - D_i}{2} + D_i \quad (5.34)$$

$$\tau_{ps} = \frac{\pi \cdot D_s}{2 \cdot p} \quad (5.35)$$

Nejvíce problematická část návrhu axiálního stroje s bezželezným statorem je návrh permanentního magnetu tak, aby střední hodnota indukce ve vzduchové mezeře odpovídala hodnotě B_{str} použité v rámci rovnice (5.9) a (5.15). Klasický návrh předpokládá stroj bez rozptylového toku magnetu, resp. takový rozptylový tok, který lze k velikosti vzduchové mezery zanedbat. U axiálních strojů s bezželezným statorem vzhledem k velikosti mechanické vzduchové mezery a šířky vinutí již rozptylový tok nemá zanedbatelnou velikost (jak bude později ukázáno v kapitole 5.4). Proto je pro postup návrhu permanentního magnetu nutné nejprve provést orientační přiblížení na základě klasického návrhu permanentního magnetu a poté pomocí konečně-prvkového modelu upravit

výšku magnetu tak, aby střední hodnota indukce ve vinutí odpovídala hodnotě $B_{\delta str}$ a aby průběh indukce byl co nejvíce sinusový. V rámci literárních zdrojů nebyl nalezen vhodnější postup.

Klasický postup návrhu permanentního magnetu spočívá v nalezení pracovního bodu magnetu (viz. Obr. 5.7) a vyřešení náhradního magnetického obvodu (viz Obr. 5.5)



Obr. 5.7 Pracovní bod permanentního magnetu

Pro výpočet velikosti magnetu je možné vzhledem k velikosti vzduchové mezery a vinutí zanedbat magnetický odpor rotoru. Poté lze pro magnetický obvod dle Obr. 5.5 napsat rovnici

$$4 \cdot H_{PM} \cdot h_{pm} = H_{\delta max} \cdot (4 \cdot g_{vz} + 2 \cdot h_c) \quad (5.36)$$

kde h_{pm} tloušťka permanentního magnetu a g_{vz} je šířka vzduchové mezery.

Hodnotu amplitudy intenzity magnetické pole lze

$$H_{\delta max} = \frac{B_{\delta max}}{\mu_0} \quad (5.37)$$

Hodnotu H_{PM} lze získat z demagnetizační charakteristiky magnetu. Jelikož pro magnety na bázi vzácných zemin je demagnetizační charakteristika lineární, je možné uvést vztah (5.38), přičemž charakteristika je úmyslně pro zjednodušení převedena do 1. kvadrantu BH křivky.

$$H_{PM} = H_c - \frac{B_{PM}}{\mu_0 \cdot \mu_{rPM}} \quad (5.38)$$

kde H_c je koercitivní intenzita magnetu, μ_{rPM} je relativní permeabilita permanentního magnetu a B_{PM} je pracovní indukce permanentního magnetu. Pro zjednodušení je možné předpokládat, že magnetická indukce bude po celé délce vzduchové mezery shodná, tím pádem platí že $B_{PM} = B_{\delta max}$.

Z rovnice (5.36) je poté možné vyjádřit tloušťku magnetu h_m a při použití vzorců (5.36), (5.37) a (5.38) je poté možné napsat rovnici (5.39)

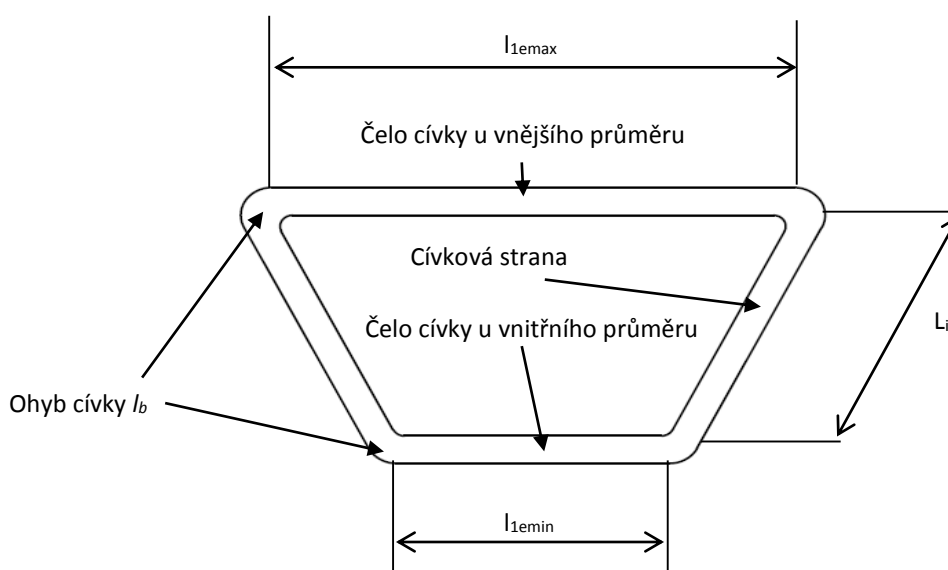
$$h_{pm} = \frac{B_{\delta \max} \cdot (4 \cdot g_{vz} + 2 \cdot h_c)}{4 \cdot \left(H_c - \frac{B_{\delta \max}}{\mu_0 \cdot \mu_{rPM}} \right) \cdot \mu_0} \quad (5.39)$$

Jak již bylo uvedeno, tento výpočet poskytne velice nepřesně hodnotu výšky magnetu a je poté vhodné výšku magnetu korigovat na základě výpočtu pomocí metody konečných prvků. Tento postup zohledňuje i nastavení pólového krytí magnetu.

5.2.2 Výpočet náhradních parametrů generátoru

Jako první náhradní parametr bude vypočítána hodnota odporu vinutí statoru. Pro výpočet hodnoty odporu je nejprve nutné vypočítat délku vodiče v cívce (Obr. 5.8) v 1 závitě l_{1av} (5.40)

$$l_{1av} = 2 \cdot L_i + l_{1e \min} + l_{1e \max} + 4 \cdot l_b \quad (5.40)$$



Obr. 5.8 Části cívky

Pro potřeby výpočtu byla cívka rozdělena na pět částí – 2 cívkové strany (5.41), čelo cívky u vnitřního průměru $l_{1e \min}$ (5.42), čelo cívky vnějšího průměru $l_{1e \max}$ (5.43) a ohyb cívky l_b

$$L_i = \frac{D_o - D_i}{2} \quad (5.41)$$

$$l_{1e \min} = \beta \cdot \frac{\pi \cdot D_i}{2 \cdot p} \quad (5.42)$$

$$l_{1e \max} = \beta \cdot \frac{\pi \cdot D_o}{2 \cdot p} \quad (5.43)$$

Samotný odpor se poté již spočítá na základě rovnice (5.44)

$$R_s = \frac{N_1 \cdot l_{1av}}{\sigma \cdot a_w \cdot \frac{\pi \cdot d_{cul}^2}{4}} \quad (5.44)$$

kde σ je elektrická vodivost při příslušné teplotě (např. $58,1 \cdot 10^6$ S/m při 20°C).

Výpočet reaktance v d a q ose je rozdělen na dvě části – výpočet rozptylové reaktance vinutí a výpočet vlastní reaktance vinutí.

Rozptylovou reaktanci (resp. indukčnost) X_l (5.45) lze pro potřeby výpočtu rozdělit na:

- část způsobenou rozptylem okolo radiální části vodiče X_{ls} ,
- část způsobenou čely vinutí X_{le} ,
- část způsobenou diferenčním rozptylovým tokem X_{ld} .

$$X_l = X_{ls} + X_{le} + X_{ld} \quad (5.45)$$

Všechny části rozptylové reaktance mohou být nahrazeny koeficienty rozptylové magnetické vodivosti, které určují míru vlivu jednotlivých částí rozptylové reaktance. Koeficient pro část rozptylu způsobenou rozptylovou magnetickou vodivostí čel vinutí může být dle [38] spočítán dle vztahu (5.46)

$$\lambda_{le} = 0,3 \cdot q_1 \quad (5.46)$$

Dle [38] lze pro část rozptylu způsobenou rozptylem okolo radiální části vodiče uvažovat vztah dle (5.47)

$$\lambda_{ls} = \lambda_{le} \quad (5.47)$$

Pro výpočet části rozptylu způsobenou diferenčním rozptylovým tokem lze využít vztah (5.48)

$$\lambda_{ld} = \frac{m_1 \cdot q_1 \cdot \tau_{ps} \cdot k_{w1}^2}{\pi^2 \cdot (2 \cdot g + h_c) \cdot k_{sat}} \cdot \tau_{d1} \quad (5.48)$$

kde k_{sat} je koeficient saturace magnetického obvodu (pro bezželezný stator je možné uvažovat $k_{sat} = 1$) a τ_{d1} je činitel statorového diferenčního rozptylu, který je možný vypočítat dle (5.49)

$$\tau_{d1} = \frac{\pi^2 \cdot (10 \cdot q_1^2 + 2)}{27} \left[\sin\left(\frac{30^\circ}{q_1}\right) \right]^2 - 1 \quad (5.49)$$

Celkovou rozptylovou reaktanci lze poté vypočítat podle vztahu (5.50)

$$X_l = 4 \cdot \pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot \frac{L_i \cdot N_1^2}{p \cdot q_1} \cdot \left(\lambda_{ls} + \frac{l_{e\min}}{L_i} \cdot \frac{\lambda_{le}}{2} + \frac{l_{e\max}}{L_i} \cdot \frac{\lambda_{le}}{2} + \lambda_{ld} \right) \quad (5.50)$$

Pro výpočet vlastních reaktancí X_{ad} a X_{aq} je nejprve nutné vypočítat velikosti ekvivalentních vzduchových mezer v d ose g_{ed} (5.51) a q ose g_{eqq} (5.52)

$$g_{ed} = 2 \cdot \left[(g_{vz} + 0,5 \cdot h_c) \cdot k_{sat} + \frac{h_M}{\mu_{rec}} \right] \quad (5.51)$$

$$g_{eqq} = 2 \cdot [(g_{vz} + 0,5 \cdot h_c) + h_M] \quad (5.52)$$

Vlastní reaktance X_{ad} , resp. X_{aq} lze poté vypočítat podle vztahů (5.53), resp. (5.54)

$$X_{ad} = 2 \cdot m_1 \cdot \mu_0 \cdot f \cdot \left(\frac{N_1 \cdot k_{w1}}{p} \right)^2 \cdot \frac{\left(\frac{D_o}{2} \right)^2 - \left(\frac{D_i}{2} \right)^2}{g_{eq}} \cdot k_{fd} \quad (5.53)$$

$$X_{aq} = 2 \cdot m_1 \cdot \mu_0 \cdot f \cdot \left(\frac{N_1 \cdot k_{w1}}{p} \right)^2 \cdot \frac{\left(\frac{D_o}{2} \right)^2 - \left(\frac{D_i}{2} \right)^2}{g_{eqq}} \cdot k_{fq} \quad (5.54)$$

kde k_{fd} je poměr amplitudy první harmonické složky indukce k celkové amplitudě indukce v d ose a k_{fq} je poměr amplitudy první harmonické složky indukce k celkové amplitudě indukce v q ose. Dle [49] lze pro případ povrchové montáže magnetu uvažovat že $k_{fd}=k_{fq}=1$.

Celkovou reaktanci v d ose (5.55), resp. v q ose (5.56) lze poté vypočítat jako součet vlastní reaktance v příslušné ose a rozptylové reaktance

$$X_d = X_1 + X_{ad} \quad (5.55)$$

$$X_q = X_1 + X_{aq} \quad (5.56)$$

Hodnoty indukčností v d, resp. q ose lze poté již vypočítat podle vztahu (5.57), resp. (5.58)

$$L_d = \frac{X_d}{2 \cdot \pi \cdot f} \quad (5.57)$$

$$L_q = \frac{X_q}{2 \cdot \pi \cdot f} \quad (5.58)$$

Hodnoty reaktancí X_d a X_q vycházejí přibližně stejně.

5.2.3 Výpočet hmotností a momentu setrvačnosti

Celková hmotnost stroje je rozdělena do třech částí – hmotnost statoru, hmotnost rotoru a hmotnost hřídele.

Při výpočtu hmotnosti statoru bude počítáno pouze s hmotností mědi. Z důvodu dalších výpočtů se hmotnost mědi m_{cu} rozdělí dvě části (viz (5.59)) – hmotnost aktivních částí m_{cuakt} (hmotnost cívkových stran) (5.60) a hmotnost ostatních částí m_{cuost} (cívkové čela a ohyby) (5.61).

$$m_{cu} = m_{cuakt} + m_{cuost} \quad (5.59)$$

$$m_{cuakt} = \rho_{cu} \cdot m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot \left(\frac{\pi \cdot d_{cu}^2}{4} \right) \cdot 2 \cdot L_i \quad (5.60)$$

$$m_{cuost} = \rho_{cu} \cdot m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot \left(\frac{\pi \cdot d_{cu}^2}{4} \right) \cdot (l_{lemin} + l_{lemax} + 4 \cdot l_b) \quad (5.61)$$

kde ρ_{cu} je hustota materiálu vodiče (pro měď 8800 kg/m³).

Hmotnost jednoho rotoru m_r lze rozdělit na dvě části: hmotnost permanentních magnetů m_{pm} a hmotnost jha rotoru m_{rj} .

$$m_r = m_{pm} + m_{rj} \quad (5.62)$$

Pro výpočet hmotnosti permanentních magnetů je nejprve nutné vypočítat plochu všech magnetu (5.73).

$$S_{PM} = \alpha_{PM} \cdot \frac{\pi}{4} \cdot (D_0^2 - D_i^2) \quad (5.63)$$

kde α_{PM} je pólové krytí magnetu.

Při znalosti plochy a výšky magnetu lze již spočítat hmotnost permanentních magnetů

$$m_{PM} = S_{PM} \cdot h_{PM} \cdot \rho_{PM} \quad (5.64)$$

kde ρ_{pm} je hustota materiálu permanentních magnetů (lze uvažovat 7700 kg/m³).

U výpočtu hmotnosti jha rotoru bude uvažováno, že jho rotoru je hladký disk, který pouze obsahuje vrtání pro hřídel

$$m_{rj} = \pi \cdot \frac{D_0^2 - D_h^2}{4} \cdot h_r \cdot \rho_{Fe} \quad (5.65)$$

kde ρ_{Fe} je hustota materiálu jha rotoru (pro železo 7850 kg/m³).

Pro výpočet hmotnosti hřídele m_h (dle (5.66)) je nutné znát průměr hřídele D_h a délku hřídele l_h

$$m_h = \rho_{Fe} \cdot \pi \cdot \frac{D_h^2}{4} \cdot l_h \quad (5.66)$$

Celková hmotnost stroje m se poté vypočítá dle (5.67)

$$m = m_{cu} + 2 \cdot m_r + m_h \quad (5.67)$$

Celkový moment setrvačnosti J je rozdělen do třech dílčích částí (5.68) – moment setrvačnosti od permanentních magnetů J_{PM} (5.69), moment setrvačnosti od rotorových disků J_{rj} (5.70) a moment setrvačnosti od hřídele J_h (5.71)

$$J_s = 2 \cdot J_{PM} + 2 \cdot J_{rj} + J_h \quad (5.68)$$

$$J_{PM} = m_{PM} \cdot \frac{D_o^2 + D_i^2}{8} \quad (5.69)$$

$$J_{rj} = m_{rj} \cdot \frac{D_o^2 + D_h^2}{8} \quad (5.70)$$

$$J_h = m_h \cdot \frac{D_h^2}{8} \quad (5.71)$$

5.2.4 Výpočet ztrát

Výkon generátoru P_1 může být určen na základě rovnice (5.72)

$$P_1 = P_2 - \Delta P_{j1} - \Delta P_e - \Delta P_{PM} - \Delta P_{mech} \quad (5.72)$$

kde P_2 je mechanický příkon, ΔP_{j1} jsou Joulovy ztráty ve vinutí statoru, ΔP_e jsou ztráty vířivými proudy ve vinutí, ΔP_{PM} jsou ztráty vířivými proudy v permanentních magnetech vlivem změny magnetického pole v magnetu a ΔP_{mech} jsou mechanické ztráty.

Joulovy ztráty je možné spočítat na základě vzorce (5.73)

$$\Delta P_{j1} = 3 \cdot R_s \cdot I_f^2 \quad (5.73)$$

kde R_s je odpor vinutí jedné fáze statoru a I_f je fázová efektivní hodnota proudu statoru.

Ztráty vířivými proudy v jednom vodiči je možné určit na základě vzorce (5.74) [38]

$$\Delta P_e = \frac{d_{cu}^4 \cdot L_i \cdot \pi^3 \cdot \sigma \cdot f^2 \cdot B_{max}^2}{32} \quad (5.74)$$

kde σ je elektrická vodivost vodiče, f je frekvence statorového proudu, d_{cu} je průměr vodiče, B_{max} je amplituda magnetické indukce procházejícím vinutím a L_i je délka vodiče. Odvození vzorce (5.74) bude podrobněji vysvětleno v kapitole 5.4.6.

Vzorec (5.74) platí pro obecný vodič. Pro axiální stroj lze upravit do podoby (5.75)

$$\Delta P_e = m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot 2 \cdot \frac{d^4 \cdot L_i \cdot \pi^3 \cdot \sigma \cdot f^2 \cdot B_{max}^2}{32} \quad (5.75)$$

Vzhledem k tomu, že u generátoru předpokládáme odebíraný sinusový proud a díky tomu, že stroj nemá drážkování (tj. nemá proměnnou magnetickou vodivost statoru), lze ztráty ΔP_{PM} zanedbat.

Mechanické ztráty lze rozdělit na dvě dílčí ztráty – ztráty v ložiskách a ztráty třením o vzduch rotujícího rotoru (ventilační ztráty) (5.76)

$$\Delta P_{mech} = \Delta P_{fr} + \Delta P_{wind} \quad (5.76)$$

Dle [38] lze ztráty v ložiskách spočítat dle vztahu

$$\Delta P_{fr} = 0,06 \cdot k_{fb} \cdot m \cdot n \quad (5.77)$$

kde k_{fb} je konstanta ložiska (hodnota obvykle se pohybuje od $1 \text{ m}^2/\text{s}^2$ do $3 \text{ m}^2/\text{s}^2$), m_r je celková hmotnost rotujících částí (tj. součet hmotnosti hřídele a rotorů) a n jsou otáčky ze sekundu.

Pro výpočet ventilačních ztrát je nutné nejprve spočítat Reynoldsovo číslo pro rotující disk

$$\text{Re} = \frac{2 \cdot \pi \cdot n \cdot \rho_{vz} \cdot D_o^2}{4 \cdot \eta_d} \quad (5.78)$$

kde ρ_{vz} je hustota vzduchu (pro vzduch $1,2 \text{ kg}/\text{m}^3$ při 20°C a atmosférickém tlaku), η_d je dynamická viskozita vzduchu (pro vzduch $1,8 \cdot 10^{-5} \text{ N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$ při 20°C a atmosférickém tlaku)

Koeficient odporu pro turbulentní proudění může být poté vyjádřen dle vztahu (5.79)

$$c_f = \frac{3,87}{\sqrt{\text{Re}}} \quad (5.79)$$

V rámci [38] však není uvažováno s možností, že proudění mezi disky bude laminární. Dle [50] je hranice přechodu mezi oblastí laminárního proudění a přechodné oblasti pro Reynoldsovo číslo v rozmezí $1,85 \cdot 10^5$ - $2,1 \cdot 10^5$. Pro hodnotu Reynoldsova čísla větší než $3 \cdot 10^5$ se již [50] uvažuje proudění jako zcela turbulentní. Vzhledem k tomu, že ventilační ztráty pro motory s malým vnějším průměrem dosahují relativně malých hodnot, bude během výpočtu použit vzorec (tj. pro koeficient odporu pro laminární proudění). Bude tím sice dosaženo určité chyby, avšak k celkové velikosti ztrát bude tato chyba zanedbatelná.

Ventilační ztráty je poté možné vyjádřit podle vztahu (5.80)

$$\Delta P_{wind} = \frac{1}{2} \cdot c_f \cdot \rho \cdot (2 \cdot \pi \cdot n)^3 \cdot (R_0^5 - R_h^5) \quad (5.80)$$

kde R_h poloměr hřídele.

5.2.5 Celkové vlastnosti stroje

Pro výpočet celkové účinnosti stroje η_g je možné vyjít z rovnice (5.72) s tím, že dojde k zanedbání ztrát v permanentních magnetech ΔP_{PM} .

$$\eta_g = \frac{P_1}{P_2} = \frac{P_2 - \Delta P_{j1} - \Delta P_e - \Delta P_{mech}}{P_2} \quad (5.81)$$

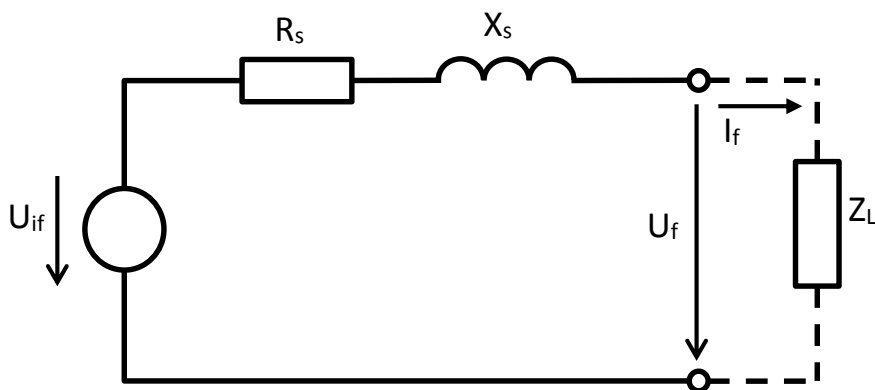
Pro obecný synchronní alternátor dle [51] lze uvést závislost výkonu generátoru P_1 na velikosti zátěžného úhlu β dle (5.82)

$$P_1 = \frac{m_1 \cdot U_f \cdot U_{if}}{X_d} \cdot \sin \beta + \frac{m_1 \cdot U_f^2}{2} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \cdot \sin(2 \cdot \beta) \quad (5.82)$$

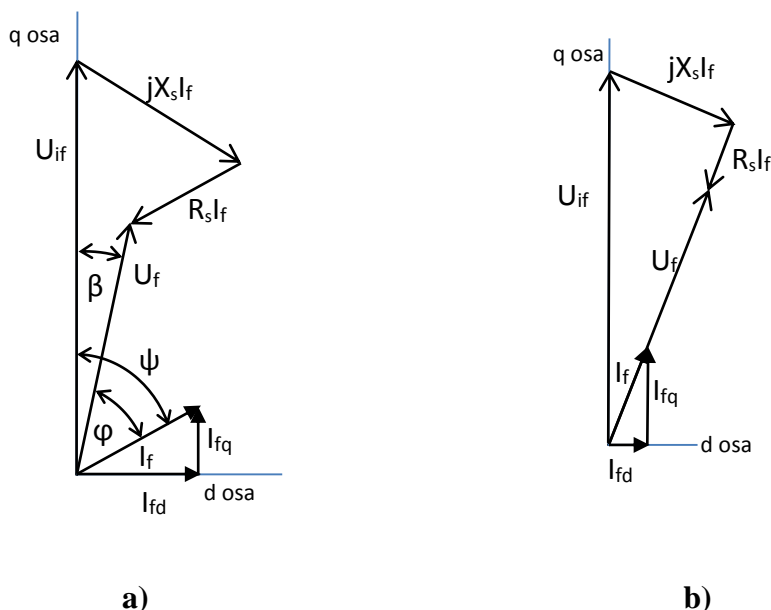
Vzhledem k tomu, že náš stroje se chová jako synchronní generátor s hladkým rotorem, je možné vztah (5.82) zjednodušit na vztah (5.83)

$$P_1 = \frac{m_1 \cdot U_f \cdot U_{if}}{X_s} \cdot \sin \beta \quad (5.83)$$

Hodnotu svorkového napětí U_f lze vyjádřit na základě náhradního schématu stroje Obr. 5.9 a fázorového diagramu Obr. 5.10.



Obr. 5.9 Náhradní schéma jedné fáze generátoru



Obr. 5.10 Obecný fázorový diagram synchronního generátoru

a) při indukční zátěži, b) při odporové zátěži

Rovnice (5.82), resp. (5.83) platí při zanedbání odporu generátoru. Vzhledem k tomu, že bezželezné generátory nemají zanedbatelnou velikost odporu statoru, tyto vzorce již nejsou přesné. Z tohoto důvodu je vhodnější vyjít z obecných rovnic (tj rovnic v rotujícím souřadném systému spojené s rotorem – dq systém). Obecně lze dle [52] vyjádřit hodnotu vnitřního momentu stroje (při zanedbání reluktančního momentu) dle (5.84).

$$m_i = \frac{3}{2} \cdot p \cdot \Psi_{PM} \cdot i_q \quad (5.84)$$

Hodnotu fázového svorkového napětí lze vyjádřit z Obr. 5.10 b) (za předpokladu odporové zátěže, což platí při práci generátoru do aktivního usměrňovače). Na základě Pythagorovy věty lze zapsat (5.85).

$$U_{if}^2 = (U_f + R_s \cdot I_f)^2 + (X_s \cdot I_f)^2 \quad (5.85)$$

Rovnici (5.85) lze přepsat do podoby kvadratické rovnice (5.86).

$$U_f^2 + 2 \cdot U_f \cdot R_s \cdot I_f + (R_s \cdot I_f)^2 + (X_s \cdot I_f)^2 - U_{if}^2 = 0 \quad (5.86)$$

Kvadratickou rovnici (5.86) lze matematicky vyjádřit do podoby (5.87).

$$U_f = \frac{-2 \cdot R_s \cdot I_f \pm \sqrt{(2 \cdot R_s \cdot I_f)^2 - 4 \cdot ((R_s \cdot I_f)^2 + (X_s \cdot I_f)^2 - U_{if}^2)}}{2} \quad (5.87)$$

V rovnici (5.87) je možnost odečítání prvního členu v čitateli s odmocninou fyzikálně nesmyslné, jelikož by vyšla záporná velikost ustáleného efektivní hodnoty napětí. Z tohoto důvodu lze rovnici (5.87) přepsat do konečné podoby (5.88).

$$U_f = \frac{-2 \cdot R_s \cdot I_f + \sqrt{(2 \cdot R_s \cdot I_f)^2 - 4 \cdot ((R_s \cdot I_f)^2 + (X_s \cdot I_f)^2 - U_{if}^2)}}{2} \quad (5.88)$$

5.3 Navržený axiální generátor

Pro návrhu axiálního generátoru splňující hodnoty v Tab. 3.4 byl použit postup uvedený v kapitole 5.2. Další hodnoty pro výpočet vycházejí ze zapojení dle Obr. 4.7. Ze zapojení zejména vyplývá velikost napětí v jednotlivých částech zapojení. Je nutné vyjít z úvahy, že ve stejnosměrném obvodu musí být při generátorickém chodu axiálního generátoru hodnota stejnosměrného napětí větší než hodnota amplitudy sdruženého napětí v síti (tj. 565V při 400V sdruženého napětí). Aktivní usměrňovač vložený mezi generátor a stejnosměrný obvod je schopný napětí zvýšit, avšak není vhodné ho používat pro příliš velké zvýšení napětí. Při návrhu tedy bude uvažováno tak, že sdružené napětí generátoru bude při maximálních provozních otáčkách U_{smax} (tj. 2200 min⁻¹) shodné s napětím sítě (tj. 400V). Jmenovité sdružené napětí U_{sn} lze poté vyjádřit podle vztahu (5.89).

$$\frac{U_{sn}}{n_n} = \frac{U_{smax}}{n_{max}} \Rightarrow U_{sn} = \frac{U_{smax}}{n_{max}} \cdot n_n \quad (5.89)$$

Podmínkou pro motorický chod stroje je zejména to, aby součet indukovaného napětí a úbytku napětí na vnitřní impedanci stroje byla nižší, než je svorkové napětí.

Pro potřeby výpočtu byla sestavena tabulka zadaných a odhadovaných hodnot (viz Tab. 5.2).

Název	Označení	Velikost	Jednotka
Sdružené napětí při maximálních provozních otáčkách	U_{smax}	400	V
Zapojení		hvězda	
Předpokládaná účinnost stroje	η	90%	-
Jmenovitý vstupní výkon	P_2	2400	W
Předpokládaný účinník	$\cos \varphi$	1	-
Jmenovité otáčky	n_n	1740	min ⁻¹
Maximální provozní otáčky	n_{max}	2200	min ⁻¹
Maximální moment	M_{max}	20,4	Nm
Střední hodnota magnetické indukce ve vinutí	$B_{\delta str}$	0,25	T
Lineární proudová hustota	A_m	20000	A·m ⁻¹
Poměr vnějšího a vnitřního průměru	k_d	1/√3	-
Koeficient poklesu napětí	$k_{\Delta U}$	1,05	-
Pólové krytí	α_{PM}	0,637	-
Počet pólových dvojic	p	10	-
Počet paralelních drátů	a_w	10	-
Maximální proudové hustota ve vodiči	J_{max}	3	A·mm ⁻²

Tab. 5.2 Zadané a odhadované veličiny výpočtu

V rámci této tabulky byly vybrané hodnoty zvoleny následovně:

- předpokládaná hodnota účinnosti η zvolena na základě údajů z Tab. 5.1. Tato hodnota má vliv na výpočet velikosti stroje (resp. vnějšího průměru).

- předpokládaná hodnota účinníku $\cos \varphi$ byla zvolena na základě skutečnosti, že stroj bude v generátorickém chodu pracovat do aktivního usměrňovače, který je svým řízením schopen zajistit účinník 1.
- hodnota střední indukce $B_{\delta str}$ byla zvolena na základě jednak dostupné literatury (např. [43], [53]), jednak na základě skutečnosti, že při velké vzduchové mezeře (tj. v případě axiálního generátoru se jedná o součet mechanické vzduchové mezery a tloušťky vinutí) se předpokládá střední hodnota indukce velice nízká.
- hodnota lineární proudové hustoty A_m byla zvolena na základě literatury (např. [38]) a odhadu.
- hodnota k_d byla zvolena na základě literatury (např. [38])
- hodnota koeficientu poklesu napětí k_{AU} byla volena na základě odhadu
- hodnota pólového krytí α_{PM} byla zvolena na základě [38]. V této knize se uvádí hodnota $2/\pi$ pro pólové krytí v případě, že indukované napětí má mít sinusový průběh.
- hodnota počtu pólových dvojic p byla zvolena na základě možností dodávaných permanentních magnetu (tj. dodávané rozměry).
- hodnota paralelního počtu vodičů a_w byla zvolena na základě testování výpočtů generátoru s různými hodnotami
- hodnota maximální proudové hustoty J_{max} byla zvolena na základě odhadu.

Jako typ magnetu byl zvolen magnet s označením N40 (hodnoty viz Tab. 5.3)

Název	Označení	Velikost	Jednotka
Remanentní indukce magnetu	B_r	1,28	T
Koercitivní intenzita magnetu	H_c	876000	$A \cdot m^{-1}$
Relativní permeabilita magnetu	μ_{rPM}	1,16	-

Tab. 5.3 Hodnoty permametního magnetu

Celý výpočet byl naprogramován v programu Matlab a je k práci přiložen jako Příloha 2.

Na základě hodnot z Tab. 5.2 byl navržen axiální generátor s hodnotami viz Tab. 5.4 (hodnoty uvedené v závorce jsou hodnoty, které byly na základě dalších výpočtů upraveny).

Název	Označení	Velikost	Jednotka
Vnější průměr	D_o	250	mm
Vnitřní průměr	D_i	144	mm
Tloušťka vinutí	h_{vin}	24	mm
Tloušťka mechanické vzduchové mezery	h_g	4	mm
Tloušťka permanentního magnetu	h_{pm}	8(9)	mm
Tloušťka rotoru	h_r	9	mm
Pólové krytí	α_{PM}	0,637 (0,834)	-
Počet cívkových stran	Q	30	-

Motor-generátor pro vírovou turbínu

Počet závitů na jednu fázi	N	370 (330)	-
Počet závitů na jednu cívku	N _c	74 (36)	-
Průměr drátů	d _{cu}	0,5	mm
Průměr hřídele	D _h	25	mm

Tab. 5.4 Tabulka základních vypočítaných hodnot

Hodnota tloušťky jha rotoru h_r byly zvolena na základě výpočtu metodou konečných prvků (viz část 5.4.1).

V rámci návrhu stroje bylo dále vypočítány hodnoty náhradních parametrů Tab. 5.5.

Název	Označení	Velikost	Jednotka
Odpor vinutí (při teplotě 75°C)	R _s	1,00 (0,89)	Ω
Indukčnost v podélné ose	L _q	3,9 (3,1)	mH
Indukčnost v příčné ose	L _d	4,0 (3,2)	mH
Moment setrvačnosti	J _s	0,09	kg·m ²

Tab. 5.5 Tabulka vypočítaných náhradních parametrů

Jak je z Tab. 5.5 zřejmé, hodnoty indukčnosti v podélné a příčné ose se liší o 2,5%. Na základě tohoto v dalších částech bude uvažováno s tím, že tyto hodnoty jsou shodné a stroj bude řešen jako synchronní stroj s hladkým rotorem.

Jako další výpočty byly provedeny výpočty hmotností jednotlivých částí (viz Tab. 5.6)

Název	Označení	Velikost	Jednotka
Hmotnost vinutí	m _{cu}	4,8 (4,2)	kg
Hmotnost permanentních magnetu na jednom disku	m _{pm}	1,31	kg
Hmotnost jednoho rotorového disků	m _{rj}	3,4	kg
Celková hmotnost jednoho rotoru	m _r	4,7	kg
Hmotnost hřídele	m _h	0,8	kg
Celková hmotnost	m	14,94 (14,4)	kg

Tab. 5.6 Přehled hmotností částí generátoru

Do celkové váhy generátoru nejsou započítány pomocné konstrukce (např. ložiska, štíty atd.). Celková váha stroje se moc neliší od hodnot udávaných v katalogích pro asynchronní motory obdobných parametrů (tj. motor s výkon 2,2kW, 4 póly).

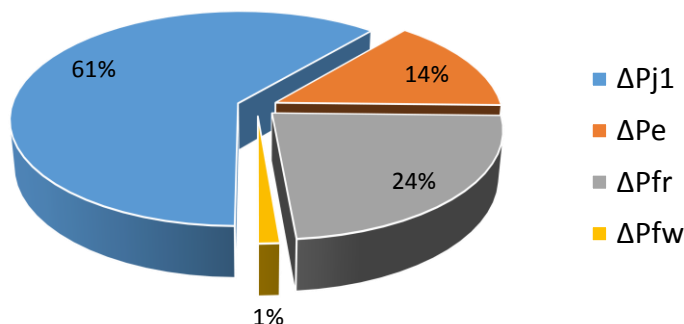
Jako poslední část výpočtu byl proveden výpočet ztrát pro jmenovitý bod a celkové účinnosti (viz Tab. 5.7).

Motor-generátor pro vírovou turbínu

Název	Označení	Velikost	Jednotka
Joulovy ztráty ve vinutí	ΔP_{j1}	46,4 (41,4)	W
Ztráty vířivými proudy ve vinutí	ΔP_e	10,76 (9,6)	W
Ztráty v ložiskách	ΔP_{fr}	17,7	W
Ventilační ztráty	ΔP_{fw}	1,0	W
Celkové mechanické ztráty	ΔP_{mech}	18,7	W
Celkové ztráty	ΔP	75,8 (69,7)	W
Příkon	P_1	2400	W
Výkon	P_2	2324 (2330)	W
Účinnost	η	96,8% (97,1%)	-

Tab. 5.7 Přehled ztrát a účinnosti generátoru pro jmenovitý bod

Jak vyplývá z Tab. 5.7, nejvýznamnější ztráty jsou Joulovy ztráty ve vinutí ΔP_{j1} , které se na celkových ztrátách podílejí více cca 61% (viz Obr. 5.11).



Obr. 5.11 Rozložení ztrát v jmenovitém bodě

Jako další ztráty v pořadí jsou ztráty v ložiscích (s podílem 24%) a po nich následují ztráty vířivými proudy ve vinutí (s podílem 14%). Jako nejmenší ztráty jsou ventilační ztráty (s podílem 1%), přičemž jejich výpočet je zatížen chybou použitím vzorce pro turbulentní proudění (viz část 5.2.4). Při výpočtu ztrát ve jmenovitém bodě vyšla hodnota Reynoldsova čísla $1,88 \cdot 10^5$, což je dle [50] hodnota na spodní hranici přechodné oblasti mezi laminárním a turbulentním prouděním.

5.4 Ověření vlastností stroje pomocí metody konečných prvků

Pro ověření návrhu stroje byl vytvořen 3D model pomocí metody konečných prvků (dále jen MKP) v programu ANSYS Maxwell (dále jen Maxwell).

V rámci modelu byly provedeny:

- magnetostatické analýzy pro ověření rozložení pole, vhodnosti návrhu výšky permanentního magnetu a tloušťky jha rotoru (viz část 5.4.1). Tyto analýzy byly dále použity pro výpočet mechanického namáhání od síly způsobené permanentními magnety (viz část 5.4.2).

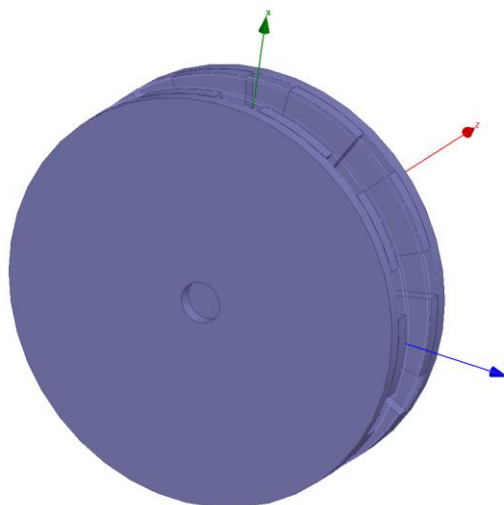
- b) transientní analýzy pro ověření velikosti indukovaného napětí (viz část 0) a chování stroje při zatížení (viz část 5.4.4).

Jako speciální výpočet v rámci magnetostatické analýzy byl proveden výpočet vířivých ztrát ve vinutí na základě skutečného rozložení magnetického pole (viz část 5.4.6)

V rámci magnetostatické analýzy také byly otestované možné úpravy MKP modelu pro zjednodušení řešení.

5.4.1 Výpočet vlastností magnetického pole

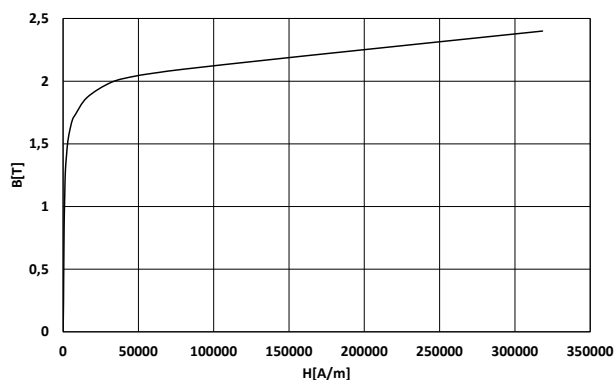
Pro výpočet vlastností magnetického pole v rámci magnetostatické analýzy byli v rámci programu Maxwell vytvořeni model stroje (viz Obr. 5.12), který se skládal z rotorových disků, permanentních disků a vzduchu mezi magnety. Vzduch mezi magnety nahrazoval i vinutí, jelikož vzhledem k permeabilitě mědi pro potřebu magnetostatické analýzy mohlo být vinutí zanedbáno.



Obr. 5.12 Model axiálního generátoru bez vinutí pro magnetostatické simulace

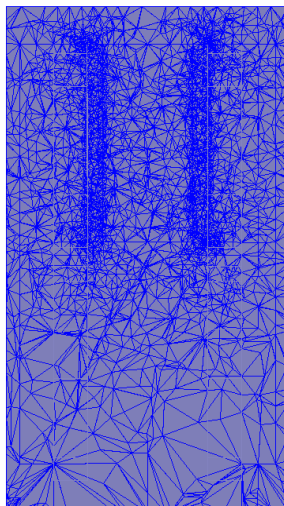
Pro pozdější analýzy byl celý model vytvořen parametricky. Vzduch mezi magnety byl rozdělen na tři základní části – dvě vzduchové mezery a objem vinutí.

Pro výpočet stroje byla jako materiál pro rotorové disky vybrána ocel, která je v knihovně Maxwellu označena jako „steel_1010“, jejichž BH křivka je zobrazena na Obr. 5.13.



Obr. 5.13 Magnetizační charakteristika materiálu „steel_1010“ rotorových disků

Při tvorbě modelů bylo použito dvou postupů při tvorbě meshování. Maxwell při magnetostatické analýze používá adaptivní meshování, při kterém během řešení konečno-prvkové analýzy provede řešení v s počátečním nastavením meshování, po kterém adaptivně upraví mesh a znovu úlohu vyřeší. Samotné řešení končí buď po provedení nastaveného počtu iterací anebo poté, co řešení vykazuje menší chybu, než je nastavená hraniční chyba výpočtu energie.



Obr. 5.14 Zobrazení automatického meshování v řezu modelem přes rovinu magnetu

Výsledky magnetostatické analýzy modelu slouží zejména ke kontrole rozměrů stroje z pohledu správné velikosti střední hodnoty magnetické indukce $B_{\delta str}$ a tvaru pole tak, aby pole bylo co nejvíce sinusové. Nejjednodušší kontrola tvaru pole je pomocí vzorce (5.6), tj. velikosti poměru střední a maximální složky u půlperrody sinusového signálu. U výsledku tranzientní analýzy poté bude ještě pro porovnání použita Fourierova transformace.

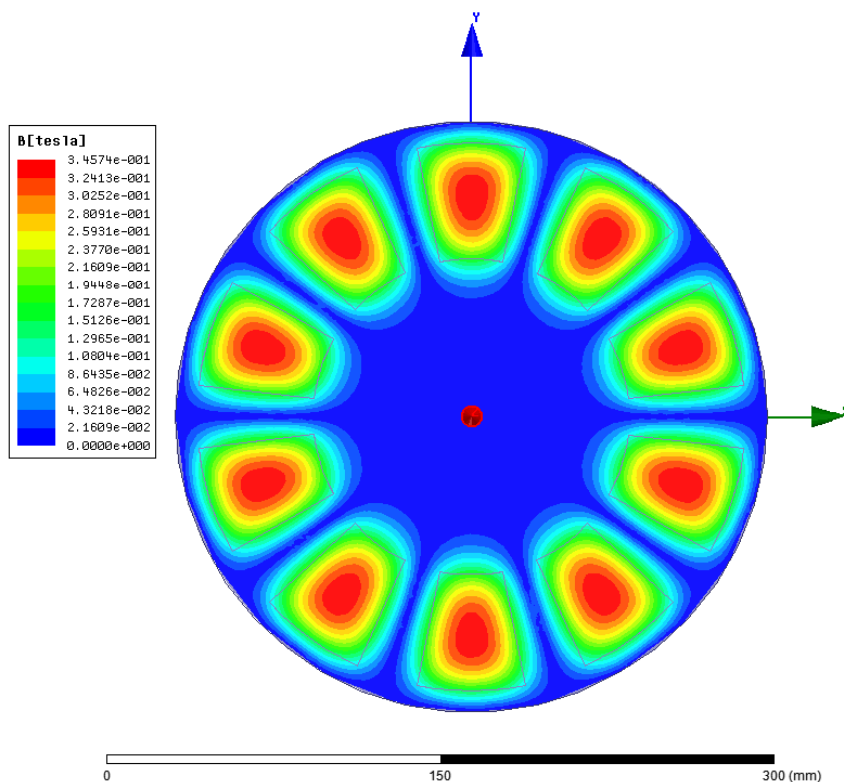
Pro výpočet indukovaného napětí je potřeba na základě indukčního zákona (rovnice (5.90)) potřeba počítat pouze se z-tovou složkou magnetické indukce (jakožto složkou kolmou na vektor pohybu, resp. rotace).

$$u_i = \oint_c (\mathbf{v} \times \mathbf{B}) \cdot d\mathbf{l} \quad (5.90)$$

Z tohoto důvodu bude při dalším porovnávání konstrukcí počítáno pouze se z-tovou složkou magnetické indukce. U axiálních bezželezných strojů je díky velké velikosti vzduchové mezery a vinutí výrazný rozptylový magnetický tok (jak bude zřejmé z dalšího řešení). Z tohoto důvodu je vhodnější při uvažování střední hodnoty magnetické indukce $B_{\delta str}$ počítat hodnotu přes objem, který reprezentuje objem vinutí. Dalšími možnostmi by bylo počítat střední hodnotu buď přes kružnici se středním průměrem (viz rovnice (5.34)) nebo přes střední plochu. Obě tyto možnosti však přinášejí výraznější rozdíl oproti střední hodnotě vypočítané přes objem (viz Tab. 5.8)

	$B_{\delta str}$ [T]	$B_{\delta max}$ [T]
objem	0,232	0,411
střední plocha	0,185	0,346
střední kružnice	0,217	0,345

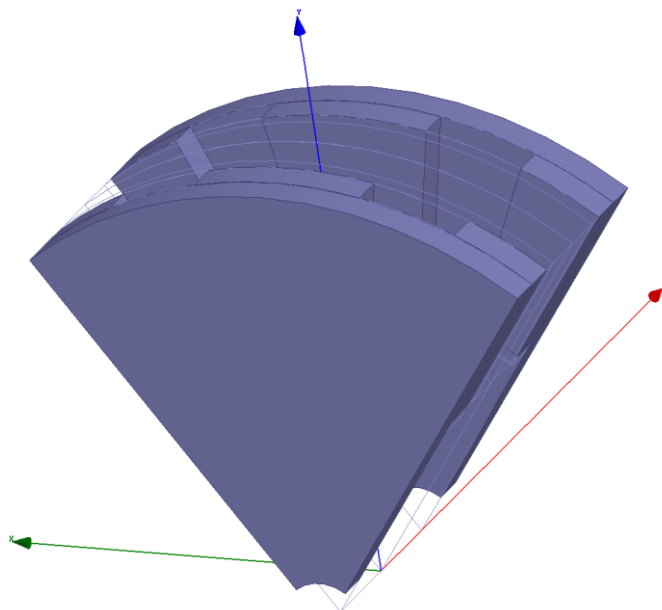
Tab. 5.8 Porovnání magnetických indukcí pro jednotlivé geometrie pro výpočet střední hodnoty



Obr. 5.15 Zobrazení rozložení velikosti magnetické indukce na střední ploše s vyznačenou polohou permanentních magnetů

Během modelování byla nastaveno tloušťka jha rotoru na 9mm. Tato hodnota byla určena na základě předchozích výpočtů metodou MKP.

Pro zrychlení výpočtu je vhodné vytvořit na základě symetrie stroje model výseče stroje. Jako nejvhodnější řešení se ukázal model 1/5 stroje, přičemž v rámci výseče se nacházejí 2 póly s tím, že výseč je ohraničena řezy v polovině magnetů (viz Obr. 5.16).



Obr. 5.16 Model výseče generátoru pro modelování

V rámci modelu byla na obou bočních stěnách (stěny řezu magnety) nastavena okrajová podmínka periodicity, s tím že bylo nastaveno, že vektor intenzity na jedné stěně se rovná vektoru intenzity na druhé stěně.

Porovnání přesnosti modelu výseče proti celému stroji bylo provedeno na základě porovnání vypočítaných středních hodnot magnetické indukce ve vzduchové mezeře a maximální hodnotě magnetické indukce (viz Tab. 5.9).

	Celý stroj	Výseč (1/5)
$B_{\delta str}$ [T]	0,232	0,232
$B_{\delta max}$ [T]	0,411	0,411
Počet elementů	2 705 734	1 119 621

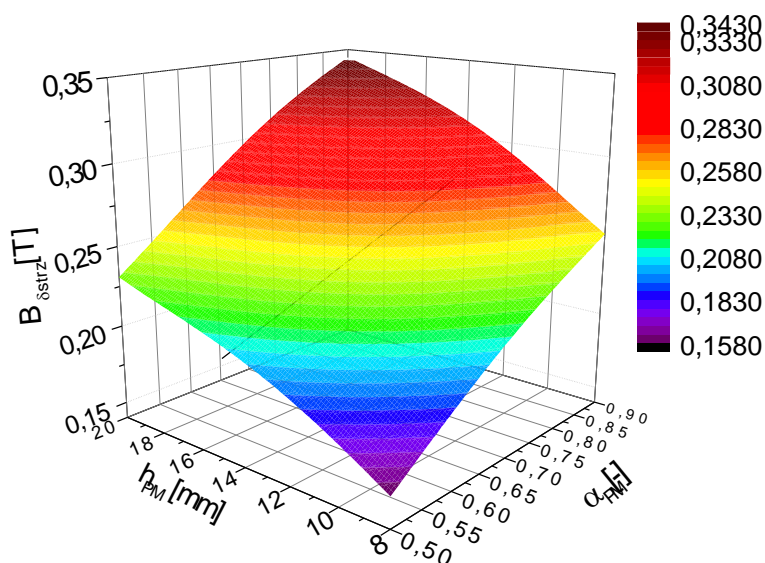
Tab. 5.9 Porovnání řešení pro celý stroj a výseč

Jak vyplývá z Tab. 5.9, hodnoty obou indukcí jsou shodné pro obě řešení (tj. výseč i celý stroj). Model s výsečí stroje obsahoval cca 41% počtu elementů oproti celému modelu, které přineslo jednak rychlejší řešení, jednak rozložení pole ve výseči bylo modelováno přesněji.

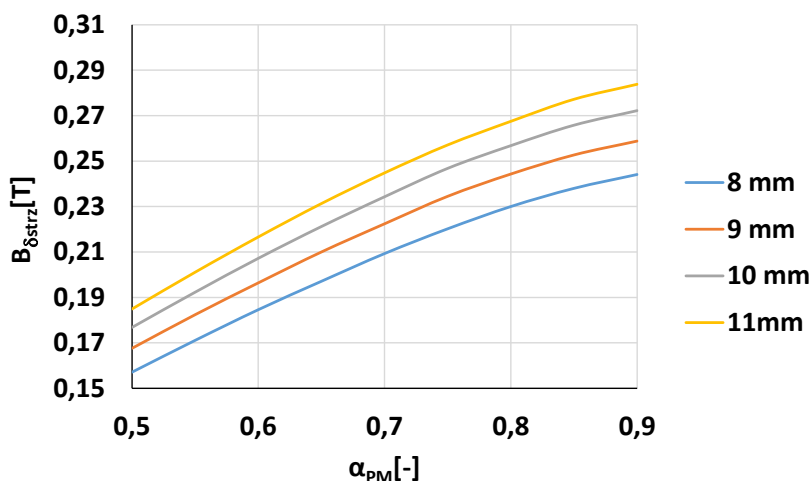
Při výpočtu modelu s výsečí byla střední hodnota z-tové složky magnetické indukce ve vinutí vypočítána na 0,205 T. Tato hodnota neodpovídá střední hodnotě magnetické indukce, se kterou bylo počítáno během návrhu (0,25 T, viz Tab. 5.2). Z toho důvodu bylo nutné určit správnou hodnotu tloušťky magnetu a pólového krytí tak, aby střední hodnota z-tové složky magnetické indukce ve vinutí byla cca 0,25 T.

Určení správných hodnot bylo provedeno na základě série výpočtů, kde byla s krokem 1 mm měněna hodnota tloušťky permanentního magnetu (v rozmezí 8mm-20mm) a pro každou hodnotu tloušťky magnetu bylo nastavováno pólové krytí v rozmezí 0,5-0,9 s krokem 0,05. Aby tloušťka jha rotoru neovlivňovala výpočet, byla tato tloušťka nastavena na 25mm.

Ze série výpočtů byla určena závislost střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce $B_{\delta strz}$ na tloušťce magnetu h_{PM} a pólovém krytí α_{PM} (viz Obr. 5.17).



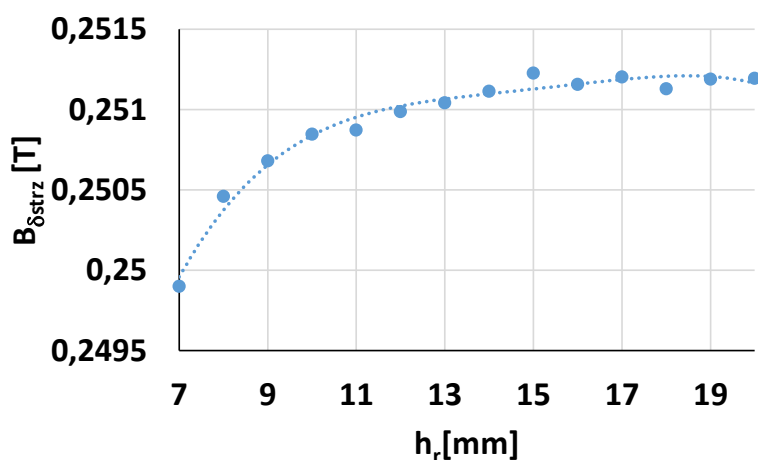
Obr. 5.17 Závislost střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce na tloušťce magnetu a pólovém krytí



Obr. 5.18 Závislost střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce na pólovém krytí pro tloušťku magnetu 8-11mm

Z vypočítané závislosti vyšla jako nejvhodnější nová hodnota tloušťky permanentního magnetu 9 mm při pólovém krytí 0,834 (viz Obr. 5.18). Při tomto nastavení vyšla střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce 0,250 T a maximální hodnota indukce 0,413 T.

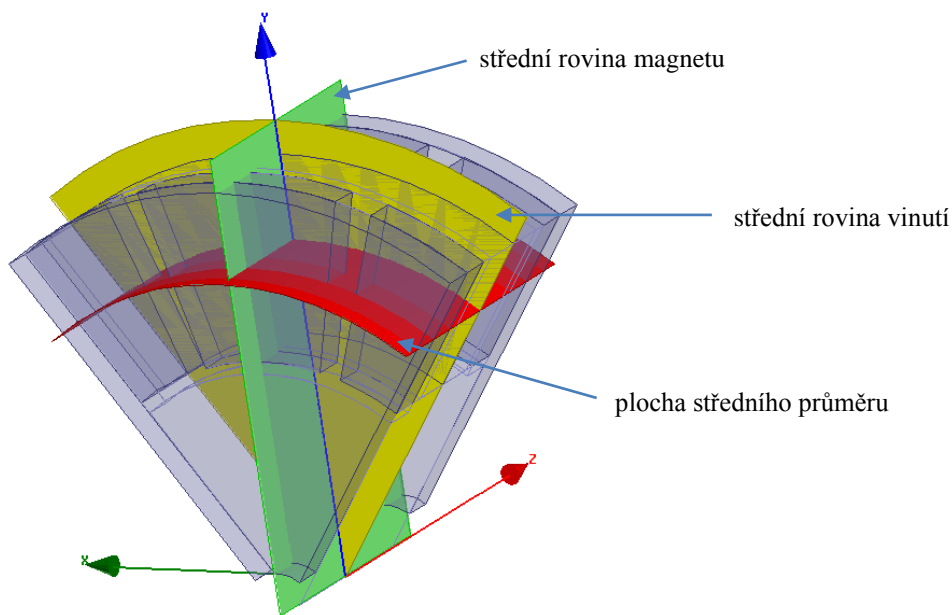
Tloušťka rotorového jha byla určena na základě série výpočtů, kdy pro novou hodnotu tloušťky magnetu a pólového krytí byla postupně zvyšována tloušťka jha v rozsahu 7-20mm s krokem 1mm (viz Obr. 5.19).



Obr. 5.19 Závislost střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce na tloušťce rotorového jha

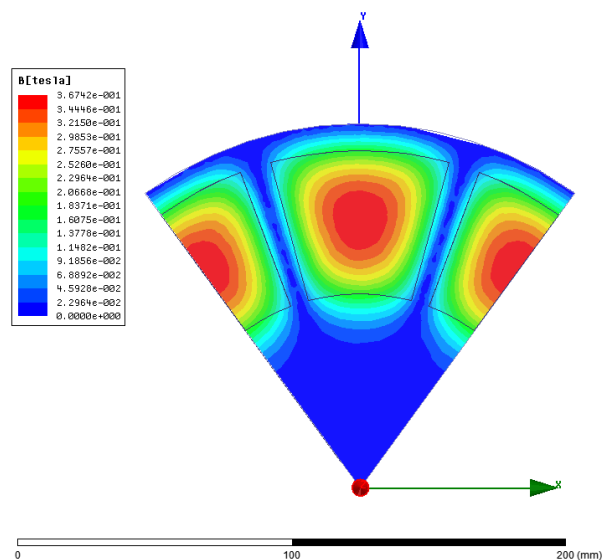
Jako správná hodnota tloušťky rotorového jha byla určena taková tloušťka, kdy bude dosaženo střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce 0,25 T. Tato hodnota byla dosažena při tloušťce jha 9mm.

Pro potřeby zobrazení rozložení amplitudy magnetické indukce byly vydefinovány tři základní plochy (roviny) (viz Obr. 5.20).



Obr. 5.20 Definice zobrazovacích ploch a rovin ve výřezu stroje

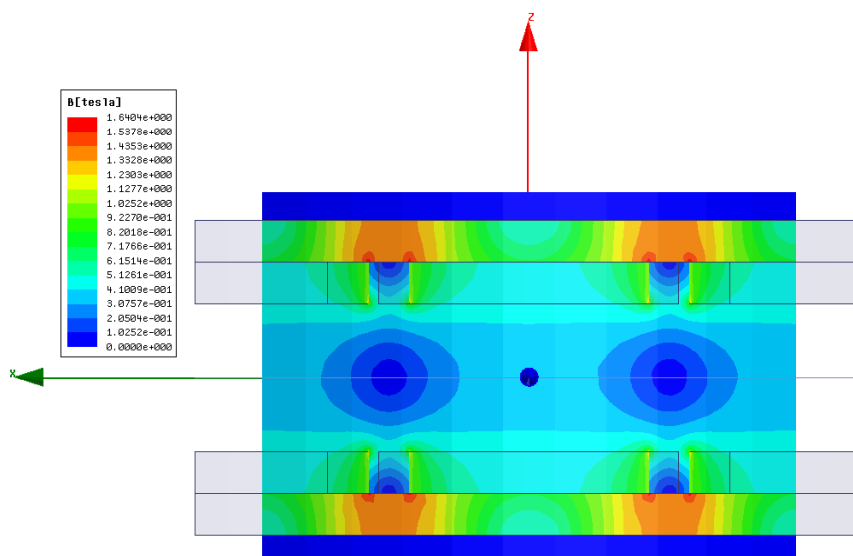
Prvním zobrazením amplitudy magnetické indukce je zobrazení ve střední rovině vinutí (Obr. 5.21)



Obr. 5.21 Zobrazení rozložení velikosti magnetické indukce ve střední rovině vinutí

Z porovnání Obr. 5.21 (nové rozměry magnetů) a Obr. 5.15 (původní rozměry magnetů) je vidět, že amplituda indukce ve střední rovině je větší, stejně jako větší plocha magnetů (tj. větší indukce na větší ploše).

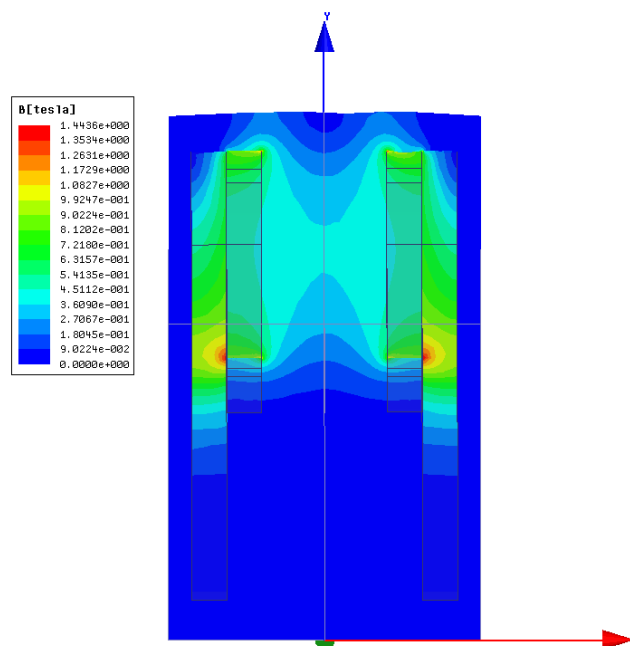
Dalším zobrazením je zobrazení amplitudy magnetické indukce v ploše středního průměru (viz Obr. 5.22).



Obr. 5.22 Zobrazení rozložení velikosti magnetické indukce v ploše středního průměru

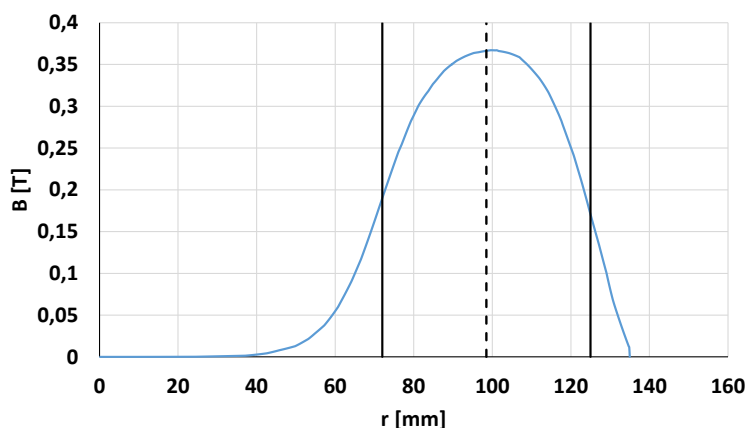
Z Obr. 5.22 je zřejmé rozložení pole v rotorové jhu a ve vzduchové mezeře. Maximální hodnota indukce ve jhu je 1,64 T. Jak je zřejmé z BH křivky použitého materiálu (Obr. 5.13), maximální hodnota indukce se nachází na začátku kolena sycení, přičemž oblast největšího sycení je mezi magnety.

Z Obr. 5.22 je také vidět rozložení pole ve vzduchové mezeře, resp. ve vinutí a vzduchové mezeře. Jak je z obrázku zřejmé, největší hodnota magnetické indukce ve vzduchové mezeře je u povrchu magnetu obou protilehlých magnetů a směrem ke středu vzduchové mezery a vinutí klesá. Tento pokles je lépe vidět ze zobrazení rozložení magnetické indukce ve střední rovině magnetu (viz Obr. 5.23).



Obr. 5.23 Zobrazení rozložení velikosti magnetické indukce ve střední rovině magnetu

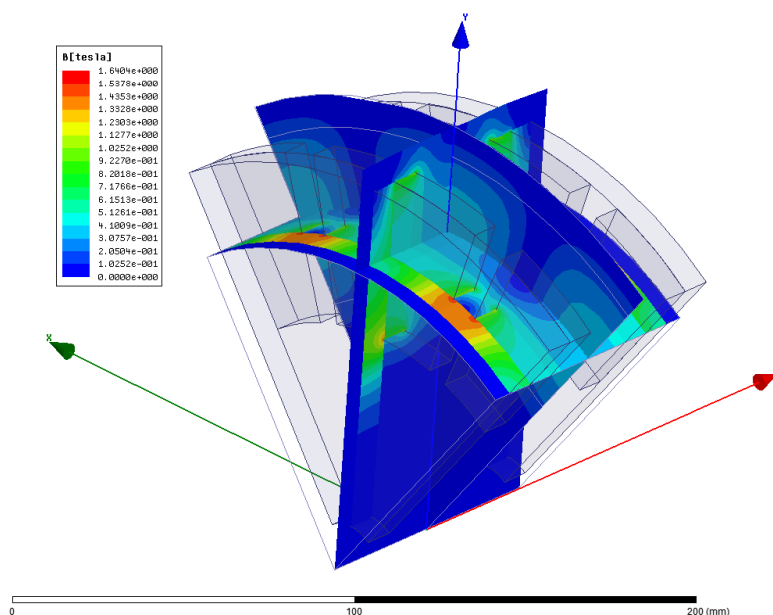
Rozložení indukce ve střední rovině magnetu je lépe vidět z Obr. 5.24.



Obr. 5.24 Závislost amplitudy indukce na vzdálenosti od osy stroje ve střední rovině magnetu

Z Obr. 5.24 je vidět, že maximální hodnota amplitudy indukce se nachází těsně vedle středního průměru stroje (na Obr. 5.24 černá čárkovaná čára, černé plné čáry jsou okraje magnetu).

Nejllepší představu o celkové rozložení magnetické indukce je možné získat z Obr. 5.25.



Obr. 5.25 Rozložení velikosti magnetické indukce ve výřezu při stavu naprázdno

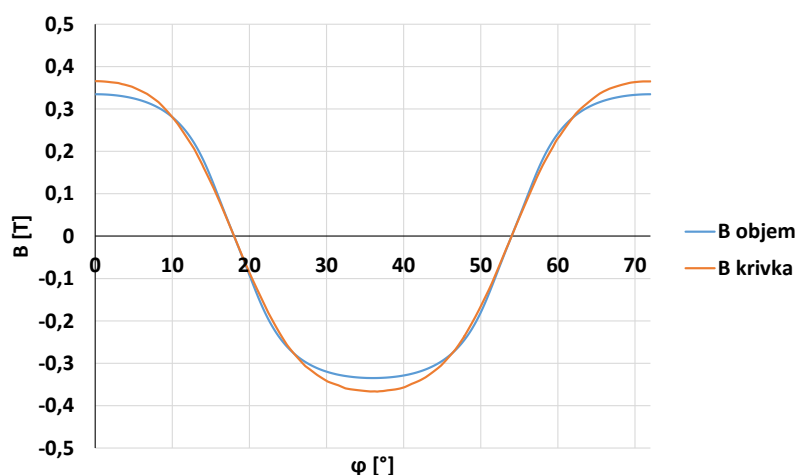
Jak již bylo na začátku této části uvedeno, při určování velikosti magnetické indukce je nutné vyjít z rozložení pole přes celý objem vinutí.

Pro určení průběhu indukce je vhodné vypočítat průběh střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce v závislosti na úhlu stroje. Z magnetostatické analýzy v programu Maxwell je možné exportovat rozložení indukce v určeném objemu. Z exportovaného pole lze poté vypočítat průběh dle vzorce (5.91).

$$B_{\text{střz}}(\varphi) = \frac{1}{h_c} \cdot \sum_{m=1}^N \Delta z \cdot \frac{1}{L_i} \left(\sum_{n=1}^N \Delta r \cdot B_{zmn}(\varphi) \right) \quad (5.91)$$

kde Δz je krok exportovaných dat v z-tové souřadnici a Δr je krok exportovaných dat v poloměru.

Výsledný průběh je uvedený na Obr. 5.26 jako průběh označený jako „B objem“.



Obr. 5.26 Průběh magnetické indukce ve vinutí stroje

Na Obr. 5.26 je pro porovnání uveden i průběh magnetické indukce na kružnici umístěné na středním průměru stroje ve střední ploše vinutí (průběh označený jako „B krivka“).

Z průběhu magnetické indukce přes objem je možné také provést výpočet střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce. Tato hodnota souhlasí s hodnotou vypočítanou přes celý objem (tj. 0,25T).

5.4.2 Výpočet silového namáhání rotoru

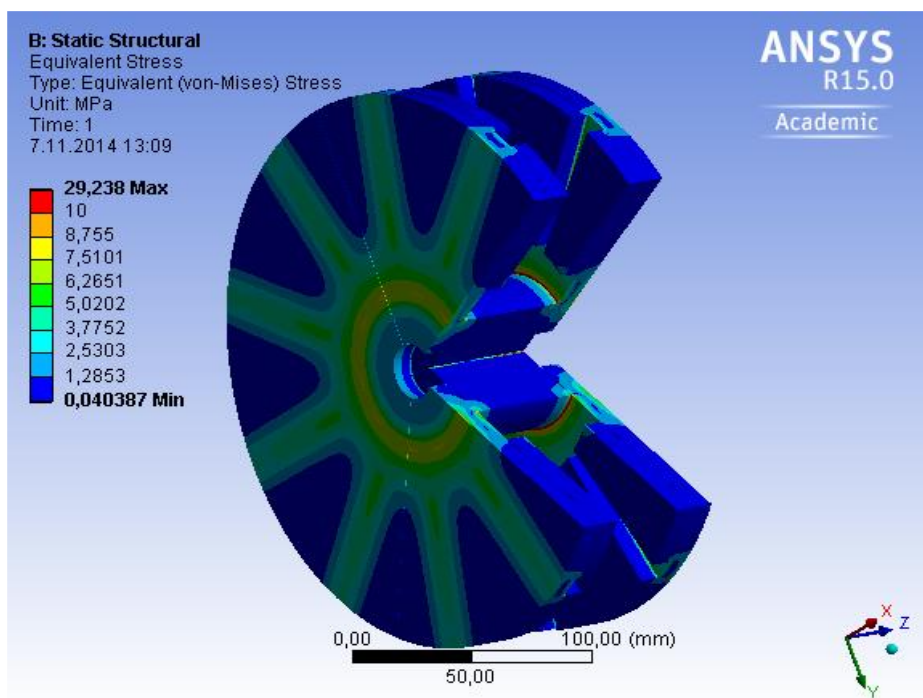
Jedním z problémů při konstrukci axiálních strojů je mechanické namáhání rotoru díky přitažlivým silám mezi magnety. Dle výpočtu Maxwellu je velikost přitažlivé síly na jeden rotorový disk včetně magnetů 803 N.

Pro výpočet mechanického namáhání byl zvolen program ANSYS Workbench (dále jen ANSYS), zejména z důvodu, že umožňuje spolupráci s Maxwellem na bázi vzájemného využití geometrie a výsledků.

Při přenosu výsledků mezi Maxwellem a Ansysem nastává problém s rozdílnou tvorbou konečno-prvkové sítě. Maxwell jako elementy používá tzv. tetrahedrony (čtyřstěny) s nestejnou velikostí elementů a velikost elementů Maxwell adaptivně optimalizuje pro zvýšení přesnosti řešení. Naproti tomu Ansys jako základní element používá tzv. bricks (kostky) s relativně stejnou velikostí elementů. Z důvodu rozdílného meshování se pro import sil do Ansysu používá interpolační metody pro namapování sil na model. Díky tomuto a rozdílné velikosti elementů se velikost sil mapuje s chybou. Při nastavení velikosti elementů 0,5 mm v Ansysu byla síla v Maxwellu přenesena s maximální chybou do 10%. Vzhledem k tomu, že velikost síly se na namáhání projevuje lineárně, tak celkové namáhání je poté ovlivněné chybou se stejnou velikostí.

Jako model byl využit model výseče z magnetostatické analýzy, s tím, že byla přidána část hřídele mezi rotorové disky, která vymezuje vzájemnou polohu.

V rámci pevnostní analýzy byl proveden výpočet napjatosti rotorových disků (viz Obr. 5.27) a deformace rotorových disků (viz Obr. 5.28).



Obr. 5.27 Rozložení mechanického ekvivalentního namáhání

Pro mechanickou bezpečnost rotorového disku je potřeba splnit podmínku dle (5.92)

$$\sigma_{red} \leq \sigma_D = \frac{\sigma_K}{k} \quad (5.92)$$

kde σ_{red} je redukované napětí podle metodiky von Mises (hodnoty na Obr. 5.27), σ_D je dovolená velikost mechanického napětí, σ_K je mez kluzu a k je koeficient bezpečnosti.

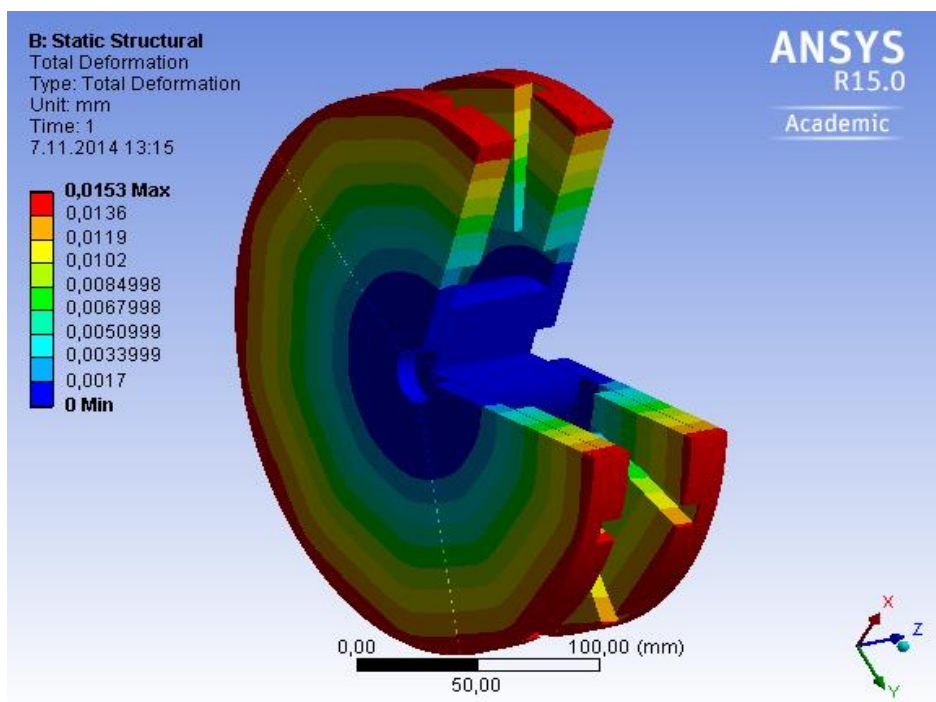
Z podmínky dle (5.92) je možné vyjádřit koeficient bezpečnosti k (5.93) při splnění předpokladu (5.94).

$$\sigma_{red} = \sigma_D \quad (5.93)$$

$$k = \frac{\sigma_K}{\sigma_{red}} \quad (5.94)$$

Z Obr. 5.27 je zřejmé, že maximální napětí je 29,2 MPa. Toto napětí se nachází na v místě těsně nad dotykem hřídele a rotorového disku. Tato velikost napětí je singularita řešení a lze předpokládat, že napětí bude nižší. Z bezpečnostních důvodů však bude dále s touto hodnotou počítáno. Při hodnotě meze kluzu ocele 200MPa je koeficient bezpečnosti 6,85. Pro ocel je doporučen koeficient bezpečnosti minimálně 1,5.

Další částí analýzy byl výpočet deformace (posunu) na rotorových discích (Obr. 5.28).



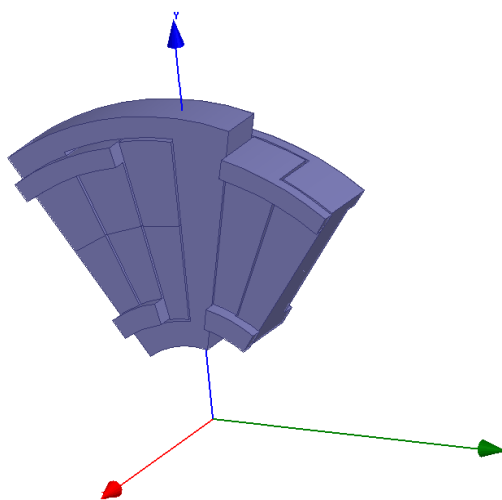
Obr. 5.28 Rozložení deformace (mechanického posunu)

Jak je z Obr. 5.28 zřejmé, maximální posun je na horním okraji rotoru, přičemž maximální posun je 15,3 μm .

5.4.3 Výpočet indukovaného napětí

V rámci transientní analýzy byl v prvním kroku proveden výpočet velikosti spřaženého magnetického toku ψ jednotlivých vinutí a velikosti indukovaného napětí. Vzhledem k tomu, že rozložení pole ve stavu naprázdno je nezávislé na velikosti otáček, postačuje provést výpočet pouze pro jednu hodnotu otáček. Zbylé velikosti napětí lze již přepočítat z vypočítaných otáček.

Pro výpočet indukovaného napětí byl vytvořen model vinutí (Obr. 5.29), který byl umístěn do modelu výšeče (Obr. 5.16).

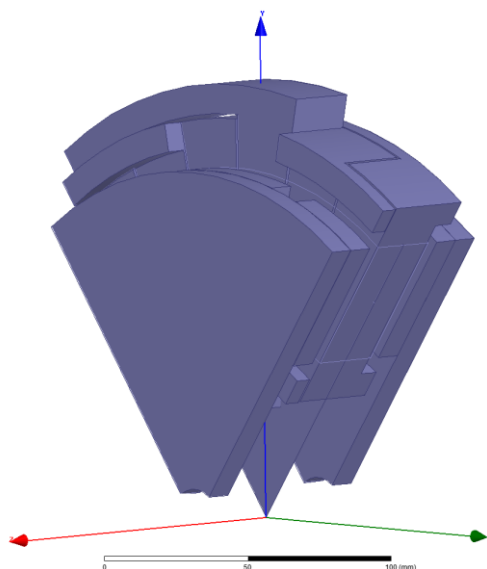


Obr. 5.29 Zobrazení modelu vinutí

Motor-generátor pro vírovou turbínu

Na základě tvaru lze modely cívky rozdělit na dva typy. První typ cívky je cívka s vysokým čelem, druhým typem cívky je cívka s ohnutým čelem. Tyto tvary vznikly na základě potřeby obejití okolních cívek k druhé cívkové straně. V rámci označení vinutí (resp. fáze) byly zvoleny písmena U, V, W, přičemž vinutí fáze U je provedeno jako cívka s vysokým čelem a vinutí fází V a W je provedeno jako cívka s ohnutým čelem.

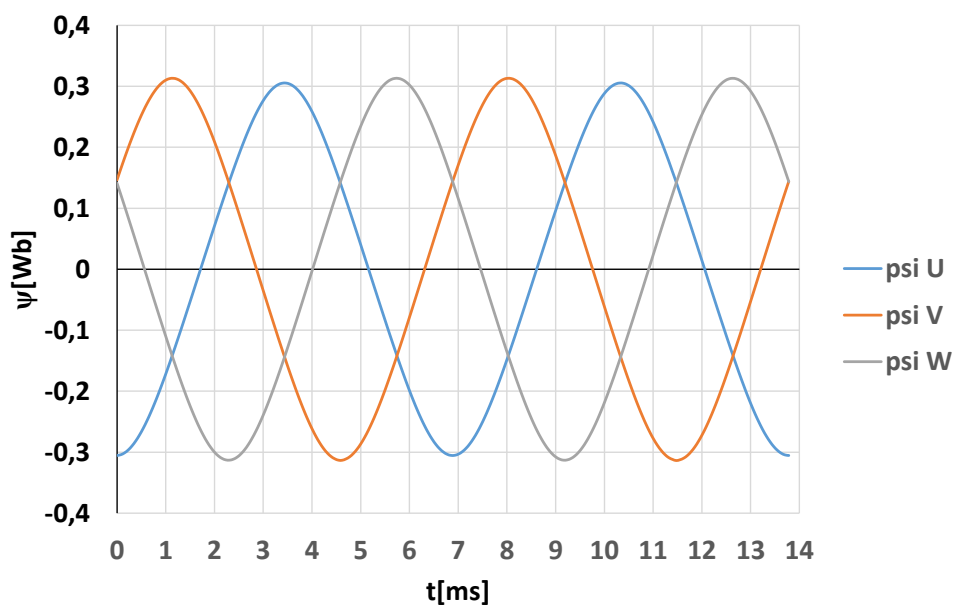
Velikost cívek je upravená tak, aby čela cívek nedosadala přímo na magnety, ale byl mezi čelem a magnetem prostor (viz Obr. 5.30).



Obr. 5.30 Zobrazení celého modelu pro transientní analýzu

Jako referenční otáčky pro analýzu byly zvoleny jmenovité otáčky, tj. 1740 min^{-1} . Maxwell při magnetostatické analýze sám zobrazuje požadované průběhy, tj. v tomto případě spřažený tok a indukované napětí.

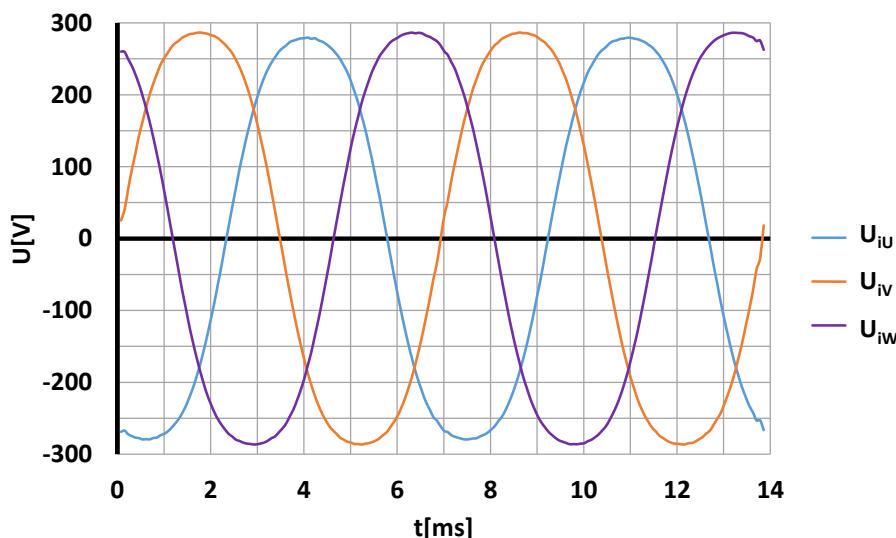
Na Obr. 5.31 je zobrazen průběh spřaženého magnetického toku ve všech třech fázích.



Obr. 5.31 Zobrazení průběhů spřaženého magnetického toku

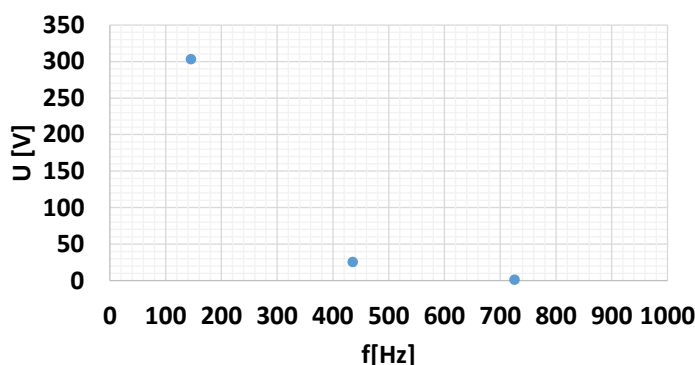
Jak je z průběhu spřaženého magnetického toku vidět, je amplituda spřaženého magnetického toku ve fázi U nižší než amplitudy spřaženého magnetického toku v ostatních fázích. Toto je způsobeno vyšším čelem vinutí.

Dalším zobrazeným průběhem v Maxwellu byl průběh indukovaného napětí ve všech třech fázích (Obr. 5.32).



Obr. 5.32 Zobrazení průběhů indukovaného napětí

V průbězích indukovaného napětí je opět patrná nižší amplituda napětí ve fázi U. Z průběhu indukovaného napětí byla provedena FFT (tj. Fast Fourier transform, dále jen FFT) analýza (analýza pro fázi U je zobrazena na Obr. 5.33, přičemž v obrázku jsou zobrazeny amplitudy jednotlivých harmonických složek).



Obr. 5.33 FFT analýza indukovaného napětí ve fázi U

V rámci zobrazení FFT na Obr. 5.33 byly vynechány složky, jejichž velikost je menší než 1V. Tento způsob zobrazení bude použit u všech zobrazení FFT napětí.

Jak je patrné z Obr. 5.33, v průběhu se nachází první, třetí a pátá harmonická složka, přičemž amplituda první harmonické (145Hz) je 303 V, amplituda třetí harmonické je 25,4 V a amplituda páté harmonické je 1,4V.

Vzhledem k tomu, že výstup generátoru bude zapojen na aktivní usměrňovač, je nutné řešit pouze první harmonickou složku napětí. Třetí harmonická v napětí navíc bude eliminována díky zapojení do hvězdy.

Z FFT analýzy jednotlivých fázových indukovaných napětí byly určeny amplitudy prvních harmonických složek a byly vypočítány efektivní hodnoty (viz Tab. 5.10).

	fáze U	fáze V	fáze W
Maximální hodnota napětí	303 V	310 V	310 V
Efektivní hodnota napětí	214V	219V	219V

Tab. 5.10 Porovnání amplitudy a efektivní hodnoty první harmonické složky napětí pro jednotlivé vinutí

Jak je z Tab. 5.10 zřejmé je velikost indukovaného napětí vyšší, než byla hodnota požadovaná. Během návrhu bylo předběžně počítáno s velikostí 400V sdruženého napětí na svorkách při koeficientu poklesu napětí 1,05 a otáčkách 2200 min⁻¹. Dle vzorce (5.89) lze poté určit, že by předpokládané indukované fázové napětí mělo být cca 192V. Průměrná efektivní hodnota je 217V.

Výpočetní postup v kapitole 5.2.1 předpokládá, že vinutí (nebo magnetické pole) je omezeno horním a dolním poloměrem magnetů. Vinutí však končí nad a pod úrovní magnetů úrovní (viz Tab. 5.11).

	Magnety	Cívka s vysokým čelem	Cívka s ohnutým čelem
Horní poloměr	125 mm	154,5 mm	142,5 mm
Spodní poloměr	72 mm	41 mm	54,5 mm

Tab. 5.11 Porovnání poloměrů částí generátoru

Hodnoty v Tab. 5.11 uvažují poloměry vnějších okrajů cívek. Tyto velikosti cívek byly počítány tak, cívky měly realisticky modelována čela vinutí. Z důvodů zvětšení plochy cívek došlo ke zvýšení napětí oproti hodnotám ve výpočtu dle kapitoly 5.2.1.

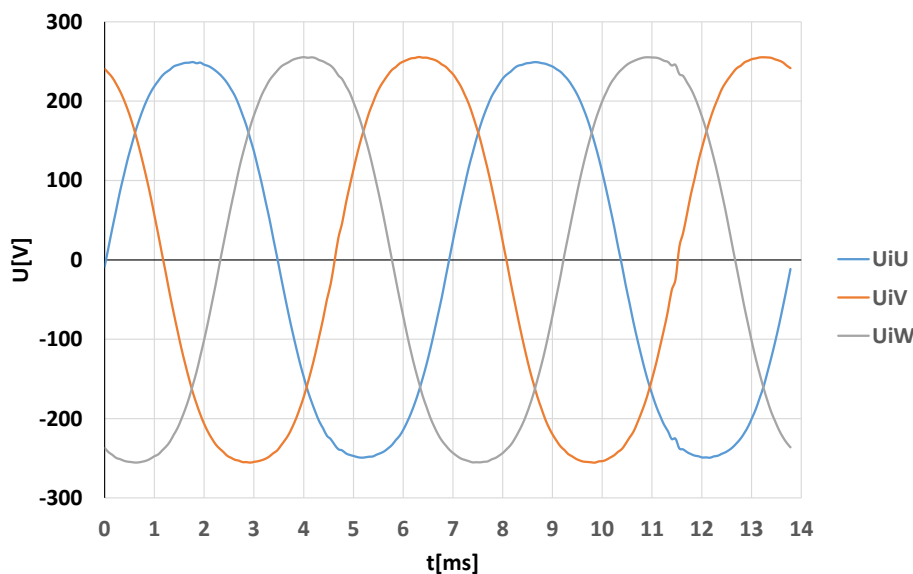
Nejjednodušší způsob jak snížit napětí je snížit počet závitů. Na základě rovnice (5.95) lze vypočítat nový počet závitů

$$\frac{U_{i1}}{N_{11}} = \frac{U_{i2}}{N_{12}} \quad (5.95)$$

kde U_{i1} je původní velikost efektivní hodnoty indukovaného napětí (tj. 217 V), U_{i2} je nová velikost efektivní hodnoty indukovaného napětí (tj. 192 V), N_{11} je původní počet závitů (tj. 370) a N_{12} je nový počet závitů.

Na základě rovnice (5.95) byl vypočítán nový počet závitů 327, avšak celkový počet závitů v jedné fázi musí být celočíselně dělitelný pěti, jelikož je pět cívek v jedné fázi. Z tohoto důvodu byl stanovený konečný počet závitů na 330 závitů.

Pro nový počet závitů byla znovu provedena tranzientní analýza v Maxwellu pro jmenovité otáčky (viz Obr. 5.34).



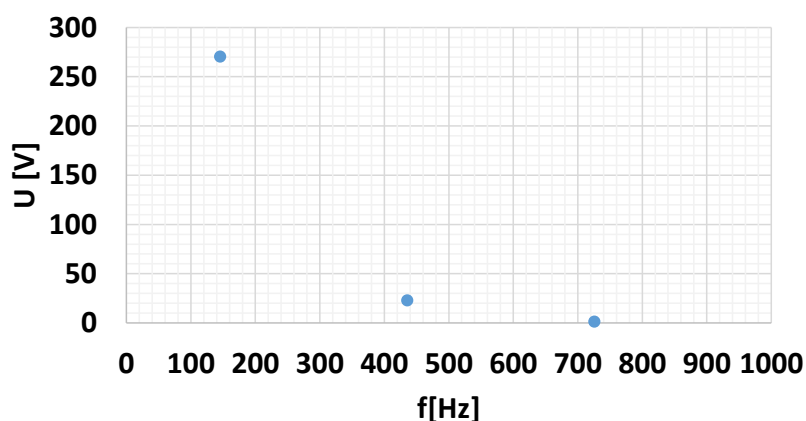
Obr. 5.34 Zobrazení průběhů indukovaného napětí pro upravený počet závitů

V průběhu s novým počtem závitů je opět patrná amplituda napětí ve fázi U. Pro porovnání je opět uvedena tabulka amplitud a efektivních hodnot napětí v jednotlivých fázích.

	fáze U	fáze V	fáze W
Maximální hodnota napětí	270 V	277 V	277 V
Efektivní hodnota napětí	191V	196V	196V

Tab. 5.12 Porovnání amplitudy a efektivní hodnoty první harmonické složky napětí pro jednotlivé vinutí a nový počet závitů

Z nově vypočtených průběhů byla opět provedena FFT analýza (viz Obr. 5.35).



Obr. 5.35 FFT analýza indukovaného napětí ve fázi U pro nový počet závitů

Výsledky FFT analýzy pro nový počet závitů jsou obdobné jako pro původní počet závitů, přičemž došlo pouze ke snížení amplitud jednotlivých složek. Amplituda první harmonické (145Hz) je 270 V, amplituda třetí harmonické je 22,9 V a amplituda páté harmonické je 1,3V.

5.4.4 Výpočet chování při zatížení

Při analýze chování je vhodné se zaměřit na dva provozní stavy stroje:

- jmenovitý bod,
- bod maximálního momentu.

Bod maximálního momentu byl vybrán ze dvou důvodů. Prvním důvodem bylo, že v tomto bodu bude reakce kotvy nejvýraznější (jelikož je nejvyšší proud). Druhým důvodem bylo ověření, že stroj je schopen dosáhnout maximálního momentu.

Jako první byla provedena analýza ve jmenovitém bodě. Analýza byla provedena tak, že generátor byl v rámci simulace zapojen do obvodu, ve kterém se nacházel odpor odpovídající odporu vinutí a zatěžovací odpory zapojené do hvězdy, který představovaly jmenovitou zátěž (odpor cca $45,5\Omega$). Odpor díky účinníku 1 simuloval aktivní usměrňovač. Samotný model v Maxwellu simuloval v rámci simulačního obvodu indukčnosti generátoru.

Model byl pro zjednodušení řešený při konstantních otáčkách. V rámci modelu bylo počítáno:

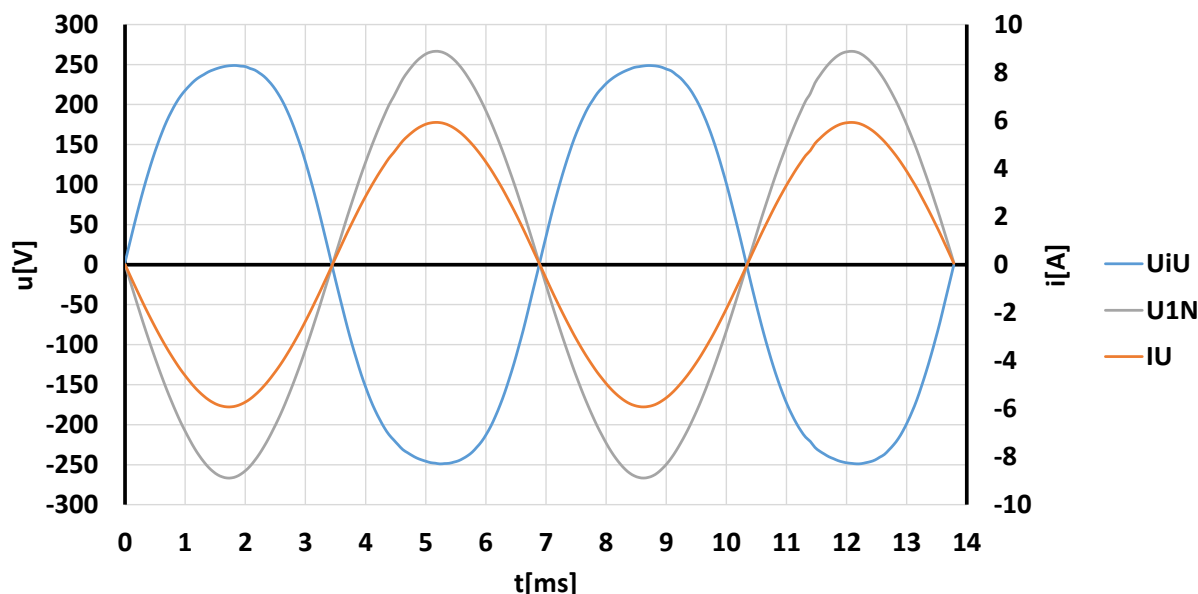
- fázové indukované napětí generátoru
- fázové napětí na zátěži
- sdružené napětí na zátěži
- fázový proud
- moment na hřídeli generátoru
- výkon na zátěži

V rámci první simulace byly vypočítány hodnoty viz Tab. 5.13., přičemž u indukované napětí jsou uvažovány hodnoty pro první hamornickou.

	fáze U	fáze V	fáze W
Indukované napětí	190,9 V	196,0 V	196,8 V
Napětí na zátěži	187,1 V	189,8 V	190,4 V
Proud	4,10 A	4,15 A	4,16 A

Tab. 5.13 Výsledky simulace v jmenovitém bodě

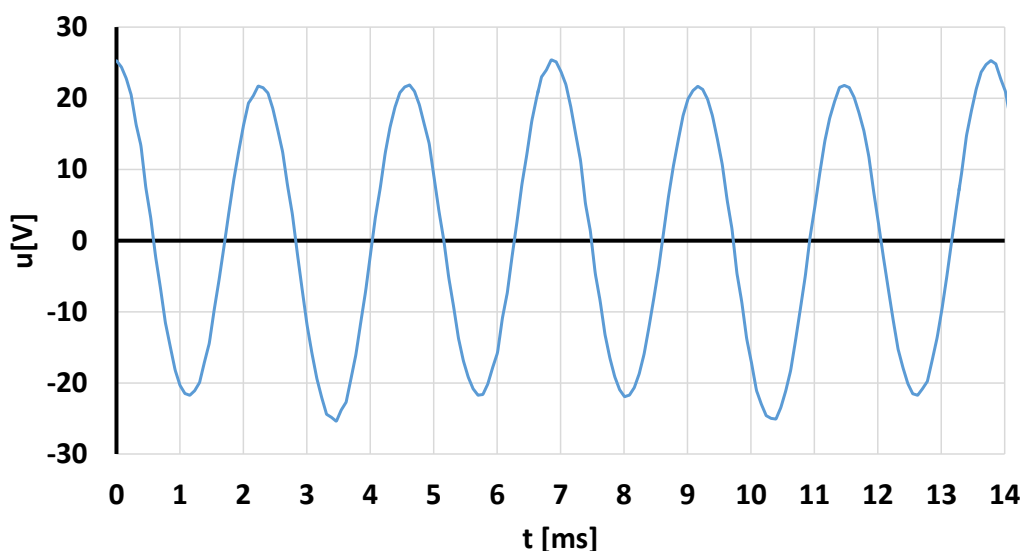
Z výsledků simulace bylo dále zobrazeny průběhy indukovaného napětí U_{iU} , fázové napětí na zátěži U_{IN} a fázový proud I_U (viz Obr. 5.36).



Obr. 5.36 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro jmenovitý pracovní bod

Z průběhu na Obr. 5.36 je zřejmé několik věcí.

Díky zapojení vinutí generátoru do hvězdy došlo k potlačení třetí harmonické z indukovaného napětí. Na průběhu indukovaného napětí je ještě přítomnost třetí harmonické vidět, na průběhu fázového napětí na zátěži již vidět není a došlo ke zvýšení amplitudy fázového napětí oproti průběhu indukovaného napětí. K tomuto zvýšení došlo potlačením třetí harmonické a to i díky tomu, že v rámci FFT bylo určeno, že fázový posun mezi první a třetí harmonickou indukovaného napětí je cca 4° . Třetí harmonická se projeví jako plovoucí napětí uzlu zdroje. Na Obr. 5.37 je zobrazen průběh napětí mezi uzlem generátoru a uzlem zátěže. Tento průběh vznikl v rámci simulace v programu nadstavbě Simscape v Matlabu/Simulinku. V rámci simulačního obvodu byl naexportován průběh indukovaného napětí a byl nasimulován zatěžovací obvod dle zapojení v Maxwellu.



Obr. 5.37 Průběh napětí mezi uzlem generátoru a uzlem zátěže.

Průběhy na Obr. 5.37 a Obr. 5.37 nebyly simulovány společně, tj. v zobrazení může docházet k fázovému posuvu. Z obrázku je zřejmé, že napětí má trojnásobnou frekvenci oproti průběhu na Obr. 5.37 a rozdílná velikost jednotlivých amplitud je způsobena rozdílnou velikostí amplitud indukovaného napětí.

Dále v je z průběhu na Obr. 5.37 zřejmé, že fázový posuv mezi indukovaným napětím a fázovým napětím je velice blízký 180° (dle FFT analýzy je cca 184°). Vzhledem k tomu, že byl jako zátěž použit odpor, tak je fázový posun mezi fázovým napětím a fázovým proudem roven nule.

V rámci simulace byly dále vypočítány efektivní hodnoty sdružených napětí (viz Tab. 5.14).

Fáze sdruženého napětí	Hodnota
Fáze U – V	325V
Fáze V – W	330V
Fáze W – U	326V

Tab. 5.14 Výsledné velikosti sdruženého napětí v jmenovitém bodě

Jak je vidět z Tab. 5.14, sdružená napětí, u kterých je jeden z potenciálu na fázi U, jsou díky nižší hodnotě indukovaného napětí také nižší.

V rámci simulací byla vypočítána střední hodnota momentu na hřídeli generátoru 13,12 Nm, což při velikosti otáček 1740 min⁻¹ představuje mechanický příkon generátoru 2390 W. V rámci simulací byl moment rozkmitaný díky rozdílné amplitudě indukovaných napětí. Maxwell pro výpočet momentu využívá rovnici

$$m \cdot \omega = p_i = \sum_{i=1}^{m_l} u_{ii} \cdot i_i \quad (5.96)$$

kde m je okamžitá hodnota momentu, p_i je okamžitá hodnota vnitřního výkonu a m_l je počet fází.

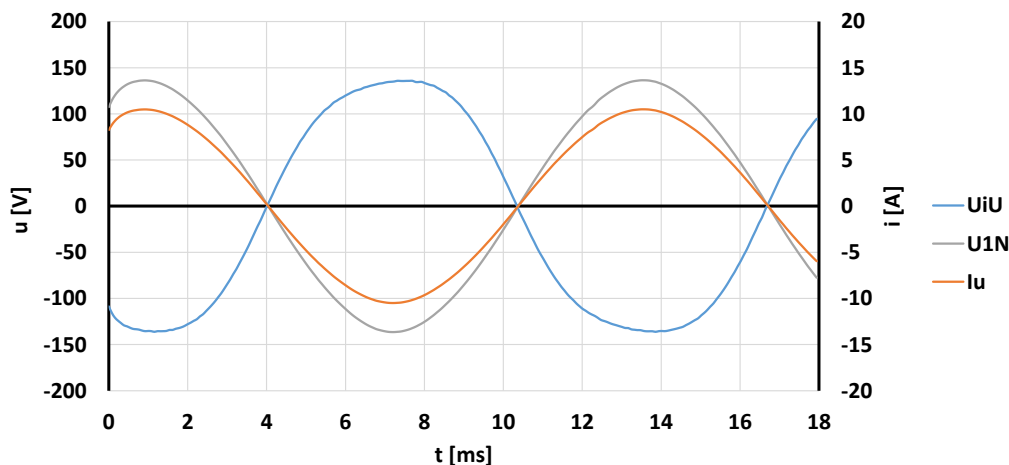
U reálného stroje by rozkmitání momentu bylo filtrováno díky momentu setrvačnosti. U simulace, kde byl stroj poháněn konstantním momentem byly otáčky rozkmitány o cca 0,5min⁻¹.

V rámci simulace byl vypočítán výkon na zátěži 2346 W. Rozdíl mezi mechanickým příkonem a výkonem na zátěži je dán pouze Joulovými ztrátami, zbylé ztráty nebyly v rámci modelu počítány.

Jako další simulace byly provedeny simulace v bodě maximálního momentu turbíny, tj. 947 min⁻¹. V tomto pracovním bodě byly provedeny celkem čtyři simulace:

- s čistě ohmickou zátěží (zátěž 13 Ω)
- s ohmicko-induktivní zátěží, jejíž impedance je 13 Ω a účinník 0,8
- s čistě induktivní zátěží, jejíž reaktance je 13 Ω

Na Obr. 5.38 jsou zobrazeny průběhy indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a ohmickou zátěží.

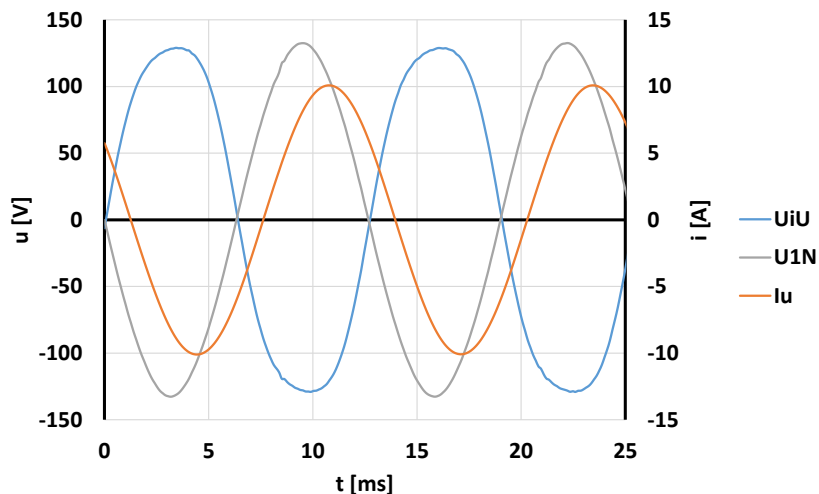


Obr. 5.38 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a ohmickou zátěž

Jak je z Obr. 5.38 patrné, došlo vlivem reakce kotvy k deformaci pole, které je vidět na průběhu indukovaného napětí (napětí je nesymetrické kolem amplitudy). Deformace indukovaného napětí je potlačena ve fázovém napětí díky zapojení do hvězdy a potlačení třetí harmonické.

Během simulace byl vypočtena střední hodnota momentu 23,6 Nm. Přibližně stejné hodnoty byly vypočítané i v ostatních simulacích. Z této hodnoty momentu vyplývá, že generátor je schopen dosáhnout požadovaného maximálního momentu turbíny.

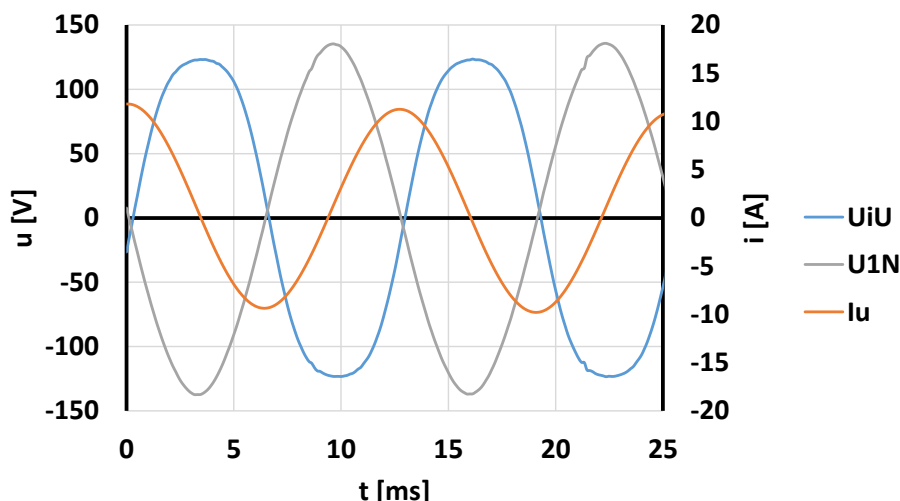
Na Obr. 5.39 jsou zobrazeny průběhy indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a ohmicko-induktivní zátěž.



Obr. 5.39 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a ohmicko-induktivní zátěž

Jak vyplývá z porovnání průběhu indukovaného napětí s průběhem indukovaného napětí na Obr. 5.39, při ohmicko-induktivní zátěži dochází ke zmenšení deformace indukovaného napětí a ke snížení amplitudy indukovaného napětí.

Na Obr. 5.40 jsou zobrazeny průběhy indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a čistě induktivní zátěž.



Obr. 5.40 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a čistě induktivní zátěž

Z porovnání průběhu indukovaného napětí s průběhy z Obr. 5.38 a Obr. 5.39 je zřejmé, že při čistě induktivní zátěži dochází k nejmenší deformaci indukovaného napětí a k největšímu snížení amplitudy indukovaného napětí. Toto je způsobeno tím, že reakční pole působí proti poli budícímu.

5.4.5 Výpočet indukčností

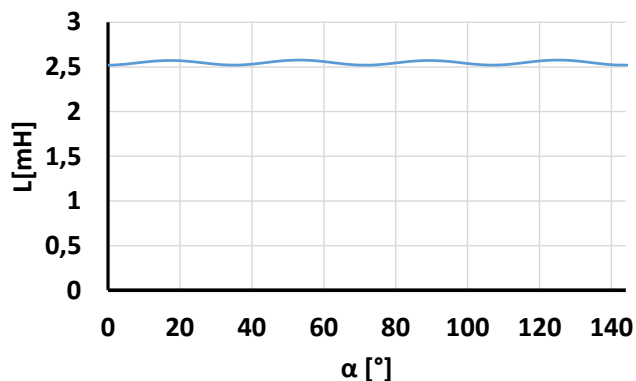
Maxwell sám umožňuje přímo během transienčních simulací zobrazovat velikost vlastní a vzájemné indukčnosti cívek. Tyto hodnoty mohou být použity pro výpočet indukčností v podélné a příčné ose dle [52] (viz rovnice (5.97) a (5.98))

$$L_d = L_a + M_a + \frac{3}{2} L_2 \quad (5.97)$$

$$L_q = L_a + M_a - \frac{3}{2} L_2 \quad (5.98)$$

kde L_a je vlastní indukčnost vinutí, M_a je vzájemná indukčnost vinutí a L_2 je rozdíl maximální a minimální hodnoty vlastní indukčnosti (vzhledem k jejímu zvlnění).

Na Obr. 5.41 je zobrazen průběh vlastní indukčnosti ve fázi V.



Obr. 5.41 Průběh vlastní indukčnosti ve fázi V.

V rámci simulací byla vypočtena hodnota vlastní indukčnosti L_a 2,55 mH, hodnota vzájemné indukčnosti M_a 0,32 mH a hodnota L_2 0,05 mH.

Indukčnosti	Analytický výpočet	Výpočet v Maxwellu
L_d	3,2 mH	2,92 mH
L_q	3,1 mH	2,82 mH

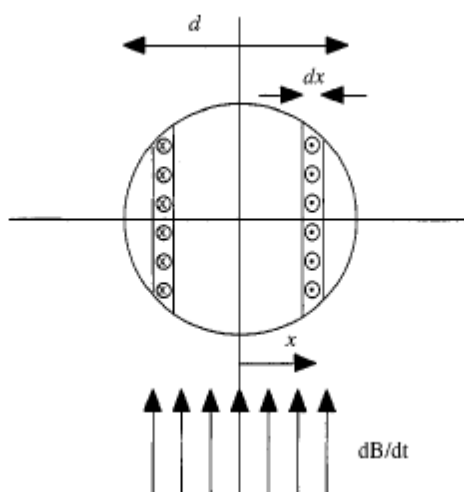
Tab. 5.15 Porovnání hodnot indukčností stroje

Jak je z Tab. 5.15 patrné, analyticky vypočítané hodnoty a hodnoty vypočítané dle Maxwellu jsou velice blízké.

5.4.6 Výpočet ztrát vířivými proudy ve vodičích

V rámci části 5.2.4 již byl uveden vzorec (5.74) pro výpočet vířivých ztrát ve vodiči (dále jen vířivé ztráty). Tento vzorec však není vhodný pro výpočet u bezželezných axiálních strojů, zejména díky tvaru rozložení pole. Obecně se výpočtem vířivých ztrát zabývají např. v literatuře [54], [55], [56], [57].

Jako nejvhodnější vztah pro výpočet vířivých ztrát z MKP analýzy je vzorec uvedený v [54]. V uvedeném článku je odvozen postup výpočtu na základě úvah založené na Obr. 5.42, kde je zobrazen vodič v proměnném magnetickém poli.



Obr. 5.42 Zobrazení vodiče v proměnném magnetickém poli [54]

Proměnné magnetické pole je vyjádřeno pomocí derivace ($\frac{dB}{dt}$). Vodič délky l je rozdělen do dvou částí přes střední rovinu, přičemž poloha $x=0$ je umístěna ve středu vodiče.

Napětí indukované ve vrstvě vodiče při průchodu proměnným magnetickým polem lze určit dle vztahu (5.99)

$$u = \frac{d\phi}{dt} = 2 \cdot x \cdot l \cdot \frac{dB}{dt} \tag{5.99}$$

Odpor vrstvy tloušťky dx lze obecně vyjádřit dle vztahu (5.100)

$$R = \frac{2 \cdot l \cdot \rho_{cu}}{2 \cdot \sqrt{\frac{d^2}{4} - x^2} dx} \quad (5.100)$$

Obecně lze poté časový průběh vířivých ztrát vyjádřit dle vzorce (5.101)

$$\Delta P_{e1}(t) = \frac{u^2}{R} = \int_0^{d/2} \left(2 \cdot x \cdot l \cdot \frac{dB}{dt} \right)^2 \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{\frac{d^2}{4} - x^2} dx}{2 \cdot l \cdot \rho_{cu}} = \frac{\pi \cdot l \cdot d^4}{64 \cdot \rho_{cu}} \cdot \left(\frac{dB}{dt} \right)^2 \quad (5.101)$$

Poté lze střední hodnotu vířivých ztrát vypočítat

$$\Delta P_{e1} = \frac{1}{T} \int_0^T \Delta P_e(t) dt \quad (5.102)$$

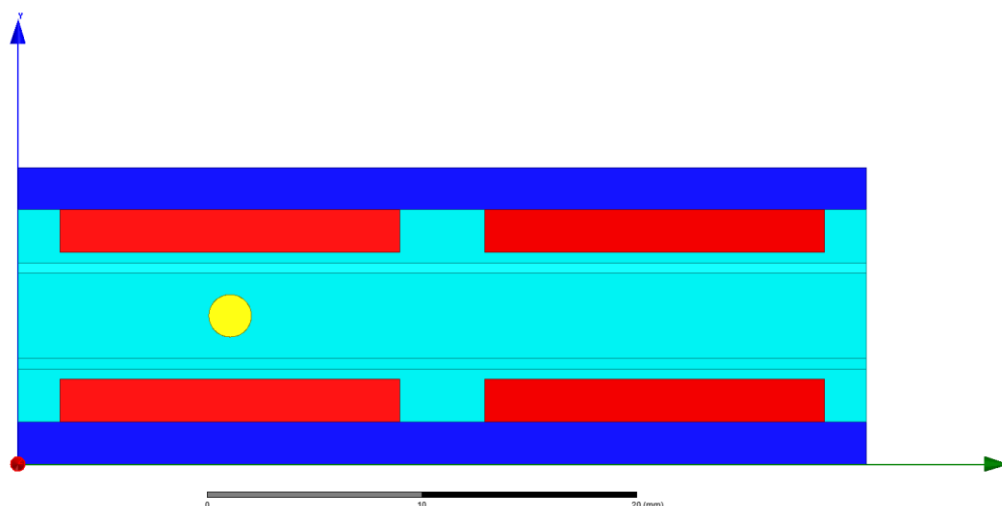
Při uvažování sinusového průběhu magnetické indukce, který by byla po celé délce vodiče konstantní lze uvést pro magnetickou indukci vzorec

$$B(t) = B_{\max} \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (5.103)$$

Dosazením vzorce (5.103) do vzorce (5.101) s uvažováním postupu výpočtu střední hodnoty dle vzorce (5.102) získáme vzorec pro výpočet střední hodnoty vířivých ztrát (5.104)

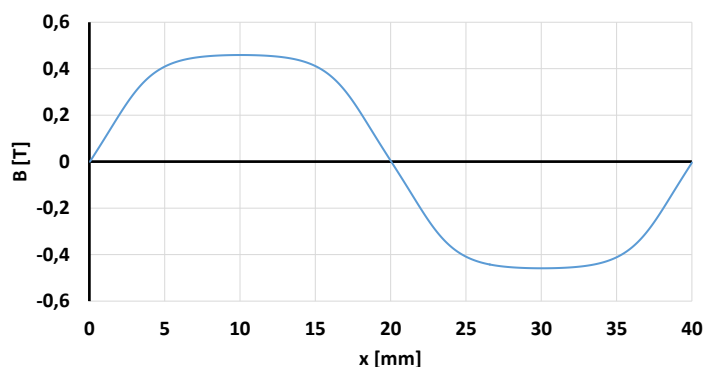
$$\Delta P_e = \frac{d^4 \cdot l \cdot \pi^3 \cdot \sigma \cdot f^2 \cdot B_{\max}^2}{32} \quad (5.104)$$

Vířivé ztráty ve vodičích nelze přímo v Maxwellu simulovat, jelikož by se musel nastavit malá velikost elementů a počet elementů by byl příliš velký. Z tohoto důvodu byl pro ověření rovnice (5.101) vytvořen náhradní model. V rámci Maxwellu byl vytvořen 2D model se čtyřmi magnety, který simuloval rotory axiálního generátoru s permanentními magnety, mezi kterými se pohybuje vodič (průměru 2mm) konstantní rychlostí (viz Obr. 5.43). Model měl nastavenou hloubku řešení na 10 mm.



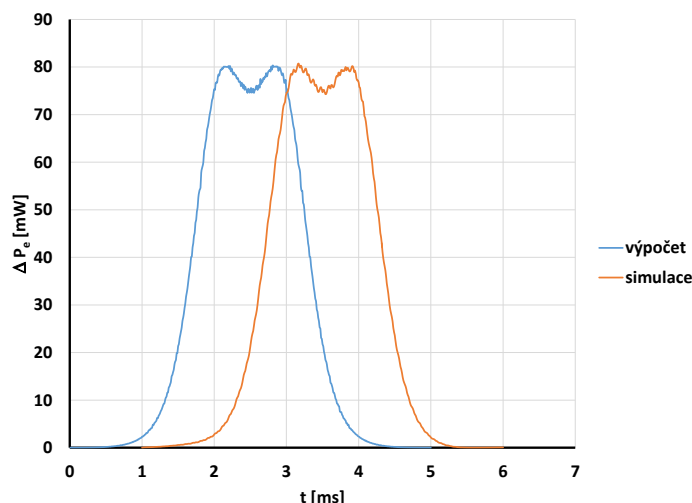
Obr. 5.43 Model magnetické obvodu pro simulaci vířivých ztrát ve vodiči

V rámci modelu byly vypočítány ztráty působící na vodič (Obr. 5.45). Z modelu byl dále získán průběh magnetické indukce na přímce uprostřed vzduchové mezery (viz Obr. 5.44).



Obr. 5.44 Rozložené magnetické indukce na přímce uprostřed vzduchové mezery

Průběh rozložení magnetické indukce byl dosazen do vzorce (5.101). Výsledný průběh je zobrazen v Obr. 5.44 v porovnání se simulovaným průběhem.



Obr. 5.45 Vypočítaný a simulovaný průběh ztrát

Na Obr. 5.44 byl simulovaný průběh ztrát úmyslně časově posunut, z důvodu možnosti porovnání obou průběhů. Jak vyplývá z Obr. 5.44 průběhy jsou téměř totožné.

Jak ze simulovaného, tak vypočítaného průběhu byla určena střední hodnota. Tyto hodnoty byly porovnány s hodnotou vypočítanou dle vzorce (5.104). (viz Tab. 5.16).

Způsob výpočtu	Velikost ztrát vířivými proudy ve vodiči
Maxwell	27,5 mW
Výpočet dle (5.101)	27,2 mW
Výpočet dle (5.104)	23 mW

Tab. 5.16 Porovnání hodnot vířivých ztrát ve vodiči v modelu dle různého způsobu výpočtu

Jak vyplývá z Tab. 5.16, největší rozdíl je u výpočtu dle (5.104), jelikož tato rovnice předpokládá čistě sinusový tvar magnetického pole.

V průběhu simulace vířivých ztrát bylo dále zkoumáno rozložení proudové hustoty ve vodiči, které vznikne vlivem vířivých proudů.

Obecně lze 1-D rozložení vířivého proudu ve vodiči vyjádřit dle rovnice (5.105)

$$I_e(x,t) = \frac{u}{R} = \frac{2 \cdot x}{\rho_{cu}} \cdot \sqrt{\frac{d^2}{4} - x^2} dx \cdot \frac{dB}{dt} \quad (5.105)$$

Z velikosti proudu dle (5.105) lze při znalosti plochy elementu vyjádřit 1-D rozložení proudovou hustotu dle (5.106).

$$J_e(x,t) = \frac{I(x)}{S} = \frac{x}{\rho_{cu}} \cdot \frac{dB}{dt} \quad (5.106)$$

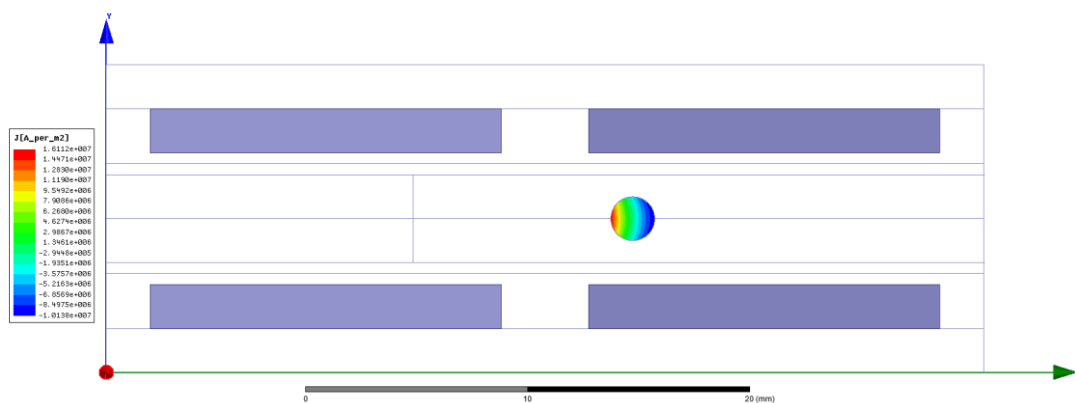
Pokud je vodič protékán pracovní proudem, může být celkové 1-D proudové rozložení vyjádřeno dle (5.107).

$$J_c(x,t) = J_e(x,t) + J_p \quad (5.107)$$

Simulované zobrazení rozložení proudové hustoty je na Obr. 5.44



a)



b)

Obr. 5.46 Rozložení proudové hustoty ve vodiči

Legenda: a) v čase 2,5 ms, b) v čase 3,5ms

Jak je z Obr. 5.46 patrné, maximální proudová hustota ve vodiči způsobená vířivým proudům v čase 2,5ms je $2,37 \cdot 10^7 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1}$. Při použití vzorečku (5.106) je možné vypočítat maximální proudovou hustotu jako $2,32 \cdot 10^7 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1}$.

Pokud je vodič napájen vnějším proudem tak při nižších proudech může dojít k tomu, že díky vířivým proudům povede vnější proud pouze částí vodiče. Tato část se neustále mění, jak vyplývá z porovnání Obr. 5.46 a) a Obr. 5.46 b) dle aktuální polohy vodiče.

Pro výpočet rozložení ztrát ze skutečného průběhu pole ve vinutí generátoru byl vytvořen skript v programu Matlab. Skript pracuje na základě rovnice (5.101) s tím, že pro výpočet dB/dt používá průběh z Obr. 5.26, což je průběh magnetické indukce ve vinutí stroje. Z výsledného průběhu vypočítá střední hodnotu a tu poté přepočítá přes celkový počet vodičů ve stroji.

$$\Delta P_e = m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot 2 \cdot \Delta P_{e1} \quad (5.108)$$

Správnost funkce skriptu byla ověřena na vytvořeném průběhu sinusového pole, které bylo po celé výšce vodiče konstantní. Velikost ztrát u takového pole podle skriptu se poté musí shodovat s velikostí ztrát vypočítaných dle (5.104), což skript splňoval.

Hodnoty vypočítané z rozložení pole jsou uvedeny v Tab. 5.17.

Způsob výpočtu	Velikost ztrát vířivými proudy
Obecný vzorec (5.75)	10,76 W
Výpočet z rozložení pole	10,96 W

Tab. 5.17 Porovnání vířivých ztrát ve vinutí generátoru dle způsobu výpočtu

Jak z porovnání v Tab. 5.17 vyplývá, hodnoty vypočítaných vířivých ztrát pro obě metody jsou velice podobné. Hlavním důvodem drobném rozdílu je, že výpočet z rozložení pole počítá se všemi harmonickými, zatímco vzorec (5.75) počítá pouze se sinusovým průběhem magnetické indukce.

5.5 Simulační model v programu Simulink

Simulační model v programu Simulink vychází z modelu synchronní stroje s permanentními magnety, který je v rámci Simulinku implementován v nadstavbě Simscape/SimPower systems.

Model synchronního stroje s permanentními magnety požaduje zadání následujících parametrů:

- odpor vinutí statoru,
- indukčnosti vinutí statoru L_d a L_q ,
- napěťovou konstantu,
- moment setrvačnosti,
- počet pólových dvojic.

Všechny výše uvedené parametry byly buď vypočítány během návrhu stroje, nebo byly určeny ze simulací. Hodnota napěťové konstanty je uvažována jako velikost amplitudy sdruženého indukovaného napětí při 1000 min^{-1} .

Vzhledem k tomu, že jako vstup do modelu generátoru budou poháněcí otáčky a jeden z výstupů bude vnitřní moment stroje, bude nutné momenty reprezentující mechanické ztráty připočítávat k vnitřnímu momentu generátoru. Z pohledu výpočtu ztrát je možné v rámci modelu přímo řešit Joulovy ztráty ve vinutí.

Motor-generátor pro vírovou turbínu

Ztráty v ložiskách je možné řešit jako ztráty s konstantním momentem. Z rovnice (5.75) lze vyjádřit moment od ztrát v ložiscích jako

$$M_{fr} \cdot \omega = 0,06 \cdot k_{fb} \cdot m \cdot \frac{\omega}{2 \cdot \pi} \quad (5.109)$$

$$M_{fr} = \frac{0,06}{2 \cdot \pi} \cdot k_{fb} \cdot m \quad (5.110)$$

Vířivé ztráty lze řešit přes koeficient viskózního tlumení F . Tento koeficient lze vyjádřit z rovnice

$$\Delta M_F = F \cdot \omega \quad (5.111)$$

kde ΔM_F je momentová ztráta způsobena viskózním tlumením při úhlové rychlosti ω .

Z rovnice (5.74) lze vyjádřit velikost momentu odpovídajícím ztrátám vířivými proudy dle rovnice

$$\Delta P_e = m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot 2 \cdot \underbrace{\frac{d^4 \cdot L_i \cdot \pi^3 \cdot \sigma \cdot B_{\max}^2}{32}}_{\text{konstanta}} \cdot f^2 \quad (5.112)$$

$$M_e \cdot \omega = m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot 2 \cdot \frac{d^4 \cdot L_i \cdot \pi^3 \cdot \sigma \cdot B_{\max}^2}{32} \cdot \left(\frac{\omega \cdot p}{2 \cdot \pi} \right)^2 \quad (5.113)$$

$$M_e = m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot 2 \cdot \underbrace{\frac{d^4 \cdot L_i \cdot \pi \cdot \sigma \cdot B_{\max}^2}{32}}_F \cdot \left(\frac{p}{2} \right)^2 \cdot \omega \quad (5.114)$$

Vzhledem k velikosti budou ventilační ztráty zanedbány.

V tabulce Tab. 5.18 jsou uvedeny náhradní parametry generátoru.

Název	Velikost	Jednotka
odpor vinutí statoru	0,89	Ω
indukčnost vinutí statoru L_d	3,2	mH
indukčnost vinutí statoru L_q	3,1	mH
napěťová konstanta	274,5	$V/(1000 \cdot \text{min}^{-1})$
moment setrvačnosti	0,09	$\text{kg} \cdot \text{m}^2$
počet pólových dvojic	5	-
velikost statického tření	0,097	Nm
koeficient viskózního tlumení	$355,02 \cdot 10^{-6}$	$\text{Nm} \cdot \text{s}^{-1}$

Tab. 5.18 Tabulka parametrů generátoru

Model generátoru bude otestován v rámci kapitoly 7 ve spojení s modelem turbíny z kapitoly 3.3.

6. Ověření modelu rozložení indukce

Pro ověření modelu rozložení pole byl vytvořen fyzický model rotorů axiálního generátorů. V rámci konstrukce se model snažil částečně přiblížit vypočítanému stroji, avšak na základě dostupných materiálů a výrobních možností musel být model upraven (viz . Tab. 6.1).

Název	Označení	Velikost	Jednotka
Vnější průměr	D_o	187	mm
Vnitřní průměr	D_i	126	mm
Tloušťka vzduchové mezery	h_{vin}	9,5	mm
Tloušťka permanentního magnetu	h_{pm}	7	mm
Tloušťka rotoru	h_r	17	mm
Pólové krytí	α_{PM}	0,458	-
Průměr hřídele	D_h	25	mm

Tab. 6.1 Tabulka rozměrů přípravku hodnot

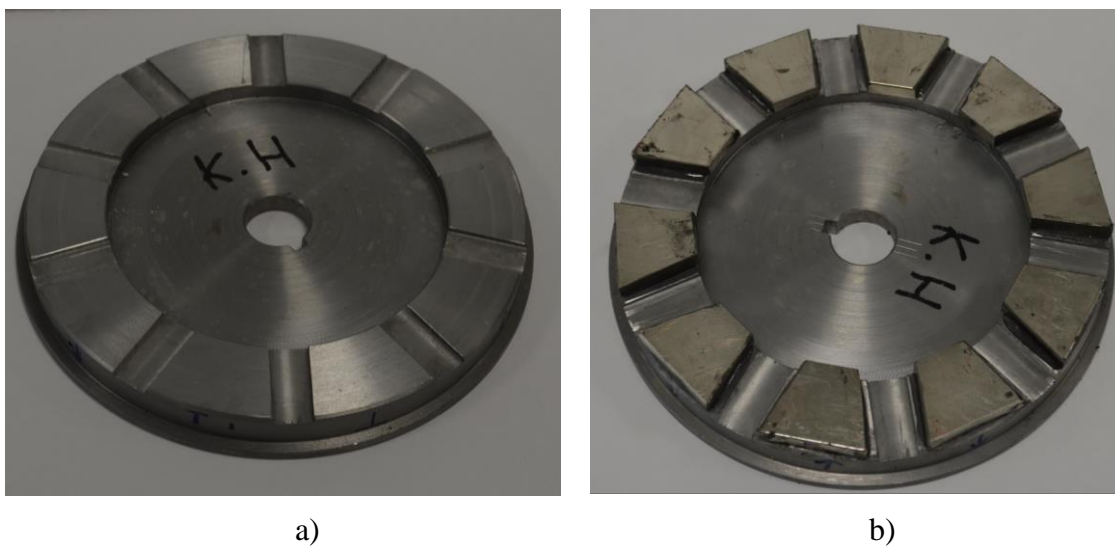
V rámci konstrukce rotorů byly použity slabší permanentní magnety, zejména z důvodů dostupnosti.

Název	Označení	Velikost	Jednotka
Remanentní indukce magnetu	B_r	1,19	T
Koercitivní intenzita magnetu	H_c	895000	$A \cdot m^{-1}$

Tab. 6.2 Tabulka vlastností použitých permanentních magnetů

Obdobně z důvodů dostupnosti byl použit jiný typ oceli na jho rotoru. Pro rotorové jho byla použita ocel 11 503. Pro tuto ocel však nebyla dostupná BH křivka, z tohoto důvodů byla při simulacích použita BH křivka oceli 11523. Oceli 11503 a 11523 mají téměř shodné složení, proto lze předpokládat, že by mohly mít obdobné magnetické vlastnosti.

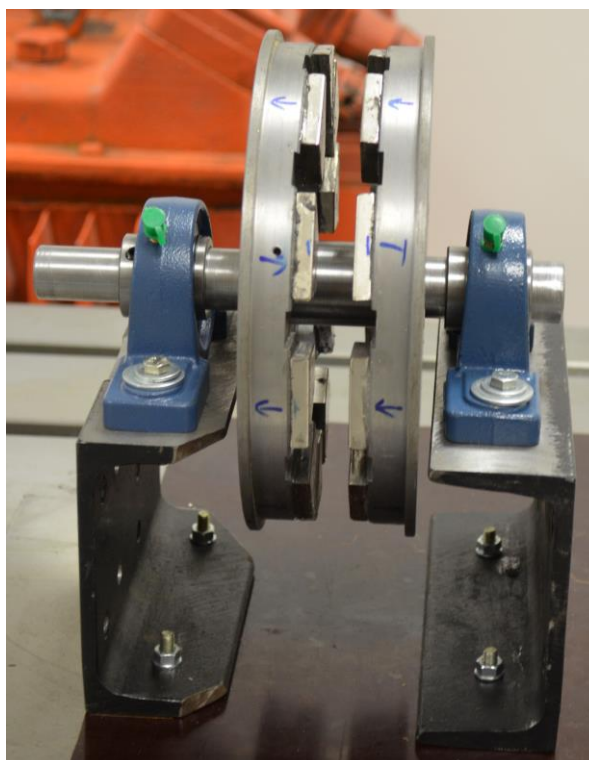
V rámci konstrukce rotorového disku byly do rotorového disku vyfrézovány drážky pro snadnější lepení magnetů. Tyto drážky byly cca 2 mm hluboké a vymezovaly plochu pro nalepení magnetů. (viz Obr. 6.1).



Obr. 6.1 Rotor vyrobeného axiálního generátoru

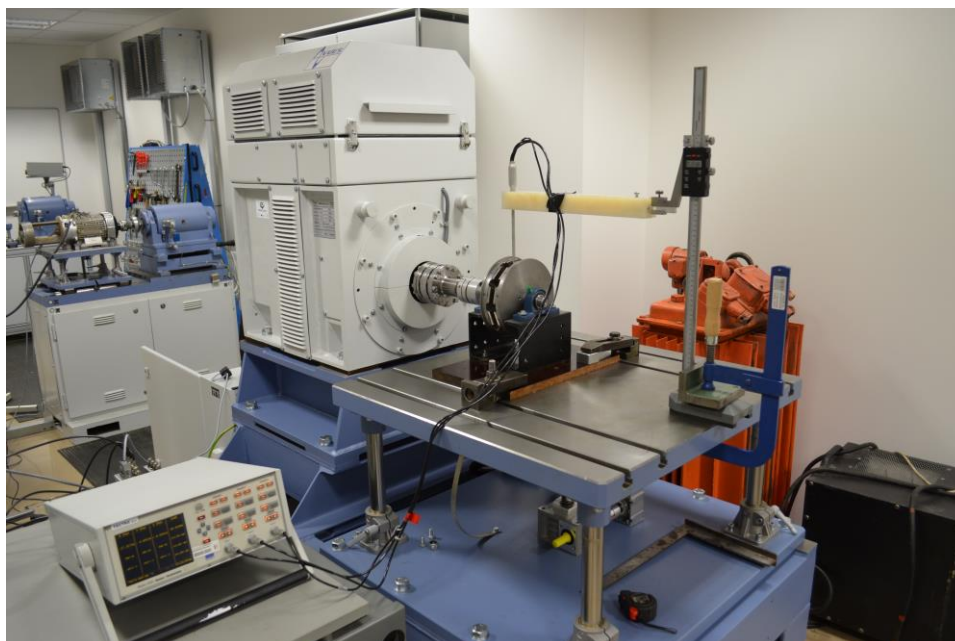
Legenda: a) rotorový disk, b) rotorový disk s osazenými permanentními magnety

Sestava rotorových disků byla umístěna na společnou hřídel, která navíc působila jako mechanické vymezení vzduchové mezery (Obr. 6.2)



Obr. 6.2 Model rotoru

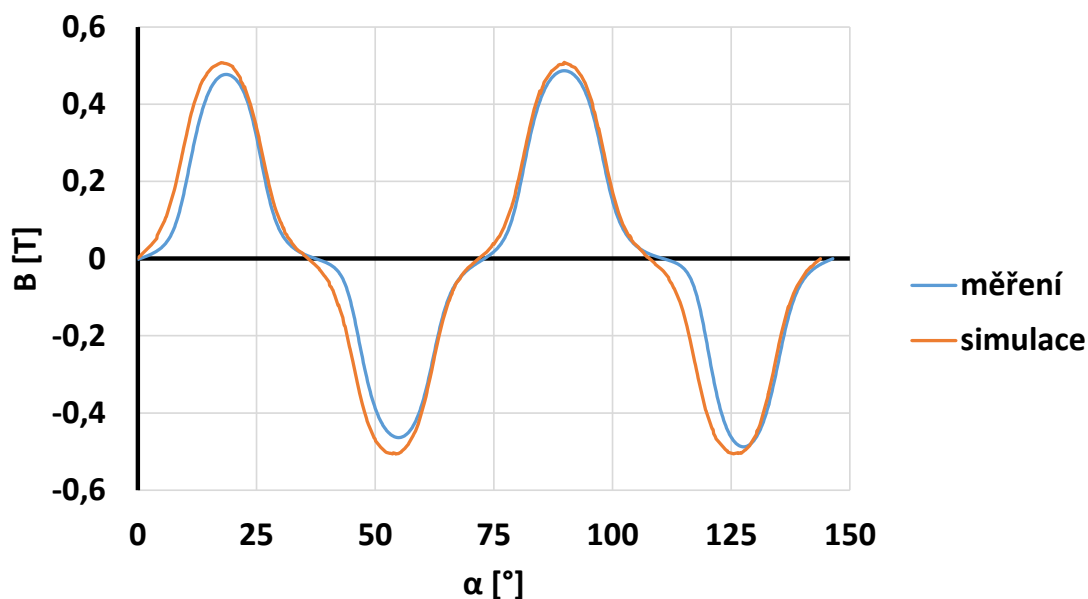
Jako první bylo provedeno měření rozložení indukce mezi magnety pomocí teslametru (typ F.W. Bell 7030) a 3-osé sondy. V rámci měření byl měřen průběh indukce ve všech třech směrech a aktuální poloha rotoru. Měření se provádělo postupně pro jednotlivé vzdálenosti od osy hřídele (resp. povrchu) s tím, že po každém změření byla sonda umístěna o další 2 mm výše a měření se zopakovalo. Takto bylo provedeno celkem 17 měření. Měřící pracoviště je zobrazeno na Obr. 6.3.



Obr. 6.3 Měřící pracoviště při měření rozložení indukce

Po provedení simulace byla provedena magnetostatická analýza modelu rotoru a bylo vypočítáno pole v rovině stroje shodné s rovinou, ve které bylo provedeno měření.

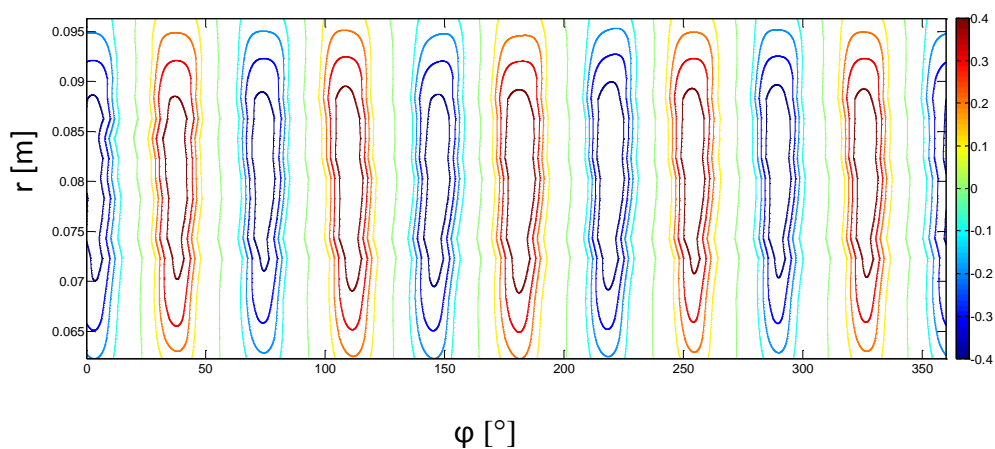
Na Obr. 6.4 je zobrazen průběh rozložení magnetické indukce z měření a ze simulace pro dvě pólové dvojice.



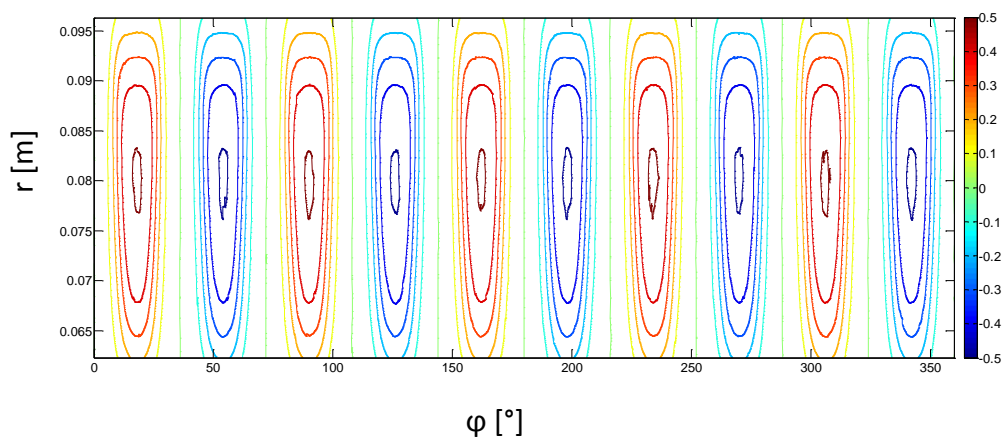
Obr. 6.4 Rozložení indukce pro dvěma pólovými dvojicemi

Jak je z průběhu vidět, průběhy jsou relativně podobné, přičemž hlavní rozdíly, tj. rozdíl v amplitudách a prostorovém rozložení, jsou způsobeny přesností výroby modelu, vrstvou epoxidového lepidla, kterou byly přilepeny magnety, tolerancí vlastností magnetů a přesností přístrojů.

V rámci vyhodnocení měření bylo zobrazeno rozložení magnetické indukce v měřené rovině (Obr. 6.5) a v ekvivalentní simulované rovině (Obr. 6.6).



Obr. 6.5 Změřené rozložení magnetické indukce ve stroji v modelu rotoru



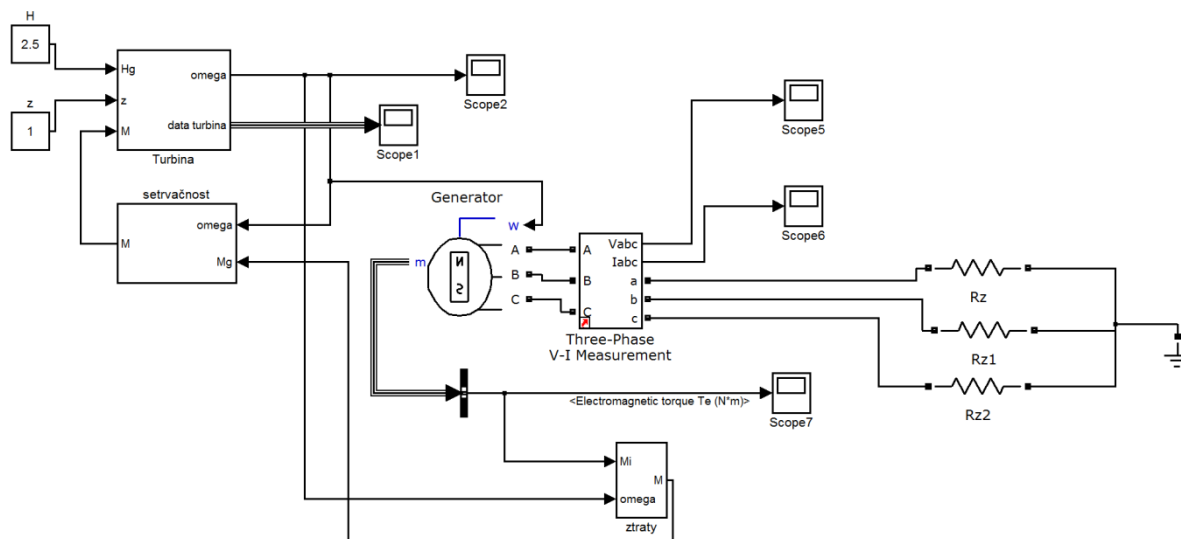
Obr. 6.6 Vypočítané rozložení magnetické indukce v modelu rotoru

Ze všech porovnání měření vyplývá relativní shoda mezi měřeným polem a polem simulovaným. Určité odchylky byly způsobeny zejména geometrickou přesností modelu a chybami při měření a případně při vyhodnocení (nepřesné určení polohy měřicí roviny).

7. Ověření vlastností celé soustavy

Ověření vlastností celé soustavy bude provedeno na základě modelu v programu Simulink. Model turbíny byl popsán v kapitole 3.3. a model generátoru byl popsán v kapitole 5.5. Oba tyto modely byly spojeny do komplexního modelu, kde jako vstup jsou spád a poloha klapky, jako výstup jsou elektrické parametry a jsou také zobrazeny dílčí veličiny.

Celkový model je zobrazen na Obr. 5.37.



Obr. 7.1 Simulační schéma modelu

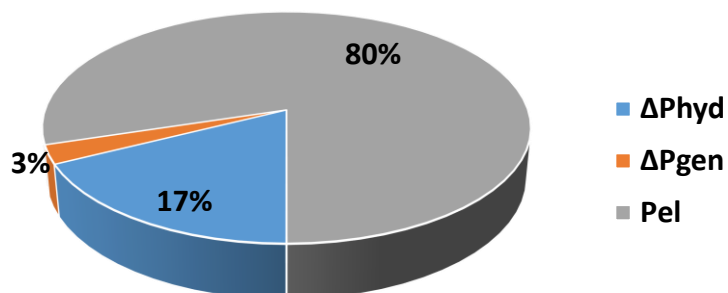
Pro ověření byla provedena simulace pro jmenovitý bod. Jmenovitý bod byl nastaven tak, že byl nastaven takový odpor, aby byly otáčky 1740 min^{-1} . Výsledky simulace jsou shrnuty v Tab. 7.1.

Název	Označení	Hodnota	Jednotka
Otáčky	n	1740	min^{-1}
Hydraulický příkon	P_{hyd}	2930	W
Výkon turbíny	P_t	2414	W
Průtok	Q	0,1195	$\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$
Fázová hodnota napětí na zátěži	U_f	190	V
Proud	I	4,1	A
Výkon na zátěži	P_{el}	2337	W
Vnitřní moment	M_i	13,07	Nm
Moment na hřídeli	M	13,23	Nm
Zatěžovací odpor	R_z	46,8	Ω

Tab. 7.1 Vypočítané hodnoty v rámci simulací

Jak vyplývá z porovnání výsledků simulace v Simulinku (Tab. 7.1), Maxwellu (kapitola 5.4.4) a ze zadání (kapitoly 4.1), výsledky obou simulací vycházejí velmi blízce zadání.

Z výsledků simulace bylo (Tab. 7.1) bylo provedeno porovnání rozdělení výkonů (Obr. 7.2)



Obr. 7.2 Rozdělení výkonu v jmenovitém bodě.

Z rozdělení výkonu je zřejmé, že celková účinnost sestavy turbína-generátor je 80%. Ztráty na hydraulice ΔP_{hyd} činí 17% z celkového příkonu a ztráty v generátoru ΔP_{gen} činí 3% z celkového příkonu.

8. Závěr

Cílem dizertační práce bylo navrhnout motor-generátor pro vírovou turbínu. V rámci práce byly v první části vypočítány parametry turbíny z naměřených charakteristik. Jako pracovní bod byl vybrán bod s maximálním výkonem. Vypočítaný výkon turbíny ve jmenovitém bodě byl 2466 W při 1740 min^{-1} . V rámci této části byl vytvořen simulační model v programu Simulink na základě naměřených jednotkových charakteristik.

V další části byly stanoveny požadavky na generátor a celková koncepce. Jako celková koncepce byl vybrán synchronní generátor s axiálním magnetickým tokem a bezželezným statorem, který bude připojen k aktivnímu usměrňovači. V rámci návrhu byla celá koncepce vybrána tak, aby byl schopen stroj fungovat současně i jako motor. Synchronní stroje s axiálním magnetickým tokem a bezželezným statorem jsou schopny pracovat jako motory, přičemž stroj byl navržen tak, že sice není schopen z důvodu indukovaného napětí pracovat jako motor v plném rozsahu (omezení cca 200 min^{-1} od maximálních otáček), avšak jelikož motorický chod stroje bude sloužit pouze k případnému zavodnění částí vodní elektrárny umístěných nad úrovní vodní hladiny, stroj nebude muset pracovat v plném rozsahu otáček.

V rámci další části byl proveden návrh axiálního generátoru na základě požadavků turbíny. Postup výpočtu byl oproti dosavadně publikovaným výpočtům zpřesněn pro potřeby strojů s bezželezným statorem. V rámci výpočtu vyšla účinnost stroje na 97%, což se shoduje s hodnotami publikovanými v různých publikacích.

Celý návrh byl testovaný pomocí metody konečných prvků. V rámci testování byly provedeny jak magnetostatické analýzy pro rozložení pole, tak transientní analýzy pro ověření dynamických vlastností.

V rámci testování byly nejprve testovány vlastnosti a zjednodušení modelu. Poté byly provedeny výpočty rozložení magnetické indukce, na základě kterých byly upraveny rozměry stroje. Po těchto výpočtech byl proveden výpočet silového namáhání rotorových disků pro mechanickou kontrolu rotoru.

V rámci transientních analýz byl nejprve spočítán průběh indukovaného napětí. Na základě tohoto výpočtu došlo k úpravě počtu závitů tak, aby stroj dosahoval požadovaného indukovaného napětí. V rámci transientních analýz byly dále provedeny výpočty chování při zatížení a to ve jmenovitém bodě a v bodě maximálního momentu. Výpočet ve jmenovitém bodě potvrdil požadované vlastnosti. Výpočet v bodě maximálního momentu prokázal schopnost stroje pracovat v bodě maximálního výkonu a vlastnosti stroje ohledně deformace pole vlivem reakce kotvy.

Jako zvláštní část výpočtu pomocí metody konečných prvků byl výpočet vířivých ztrát ve vodiči. Tento postup byl proveden na základě publikovaných vzorců pro transformátory. Postup výpočtu byl úspěšně ověřen na zjednodušeném 2-D modelu v programu Maxwell.

Výpočet rozložení pole byl ověřen pomocí měření rozložení magnetického pole.

V poslední části byla vytvořena kompletní simulace soustrojí turbína-generátor.

Mezi hlavní přínosy práce patří:

- vytvoření simulačního modelu vírové turbíny na základě naměřených jednotkových charakteristik,
- návrh generátoru na základě požadavků turbíny a zpřesněný postup výpočtu, který byl ověřen pomocí metody konečných prvků,
- nový způsob výpočtu vířivých ztrát ve vodiči u strojů s bezželezným statorem,

Motor-generátor pro vírovou turbínu

- ověření konečno-prvkového modelu u axiálních strojů na základě měření rozložení magnetického pole.

Všechny vytyčené cíle práce byly splněny.

9. Použitá literatura

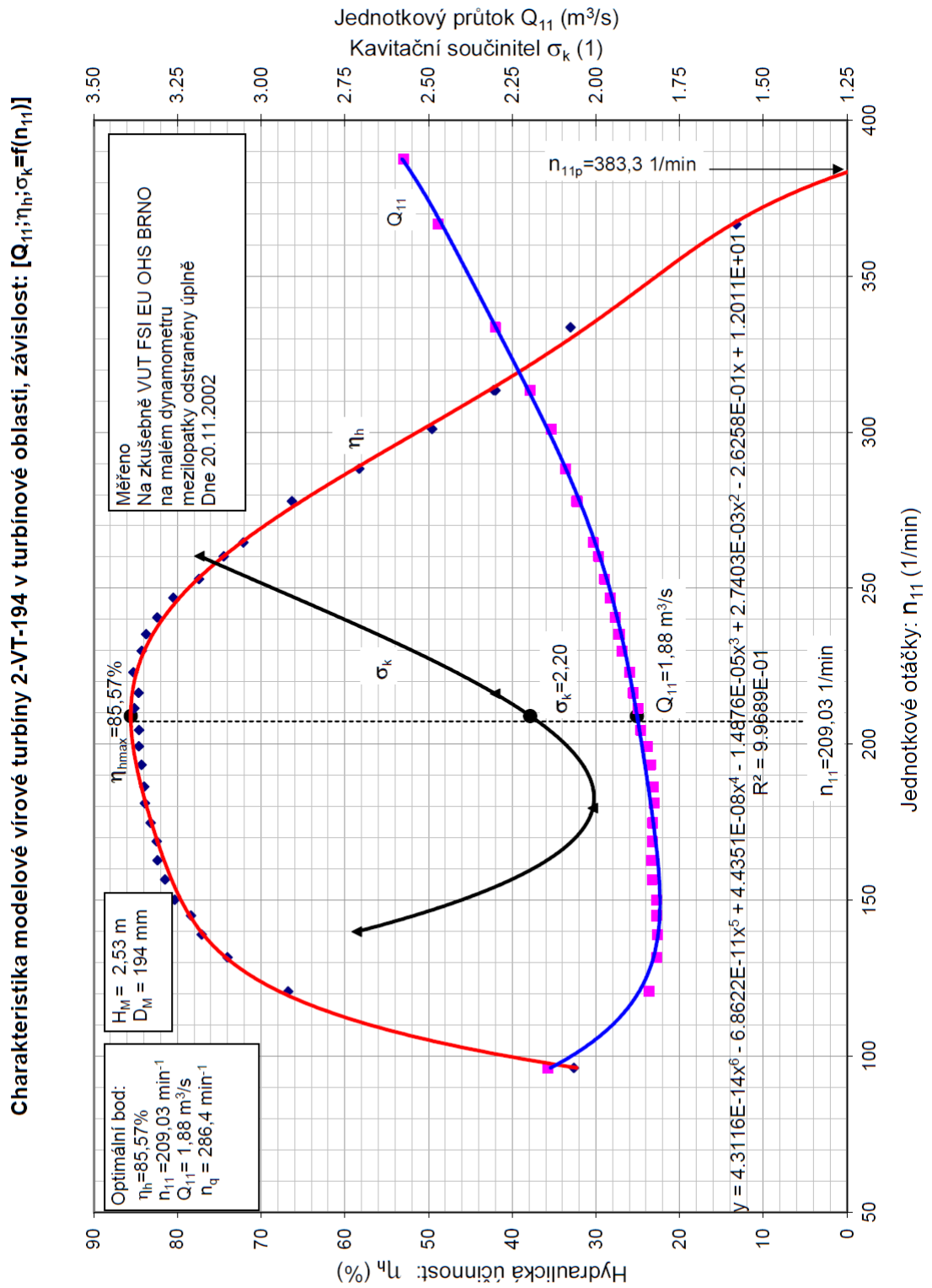
- [1] “Územní energetická koncepce Jihomoravského kraje - Hodnocení využitelnosti obnovitelných zdrojů,” Brno, 2003.
- [2] K. Thorburn, M. Leijon, “Case study of upgrading potential for a small hydro power station,” *Renew. Energy*, vol. 30, no. 7, pp. 1091–1099, Jun. 2005.
- [3] M. Haluza, *Vývoj Vírové Turbíny : Zkrácená verze habilitační práce*. Brno: VUTIUM, 2004, p. 29.
- [4] F. Pochylý, M. Haluza, P. Rudolf, F. Šob, “Vírová turbína,” 2921972000.
- [5] F. Šob, V. Habán, “Charakteristiky modelové vírové turbíny s mezilopatkami - Výzkumná zpráva č. VUT-EU-QR-34-02,” Brno, 2002.
- [6] “ČSN EN 60193 - Vodní turbíny, akumulární čerpadla a čerpadlové turbíny - Přejímací zkoušky na modelu,” 2002.
- [7] J. L. Márquez, M. G. Molina, J. M. Pacas, “Dynamic modeling, simulation and control design of an advanced micro-hydro power plant for distributed generation applications,” *Int. J. Hydrogen Energy*, vol. 35, no. 11, pp. 5772–5777, Jun. 2010.
- [8] “Hydraulic turbine and turbine control models for system dynamic studies,” *IEEE Trans. Power Syst.*, vol. 7, no. 1, pp. 167–179, 1992.
- [9] A. Ansel, B. Robyns, “Modelling and simulation of an autonomous variable speed micro hydropower station,” *Math. Comput. Simul.*, vol. 71, no. 4–6, pp. 320–332, Jun. 2006.
- [10] “Status report on variable speed operation in small hydropower,” 2000.
- [11] J. Melichar, J. Vojtek, J. Bláha, *Malé vodní turbíny - konstrukce a provoz*. Praha: Vydavatelství ČVUT, 1998, p. 299.
- [12] F. Pochylý, J. Lapčík, S. Fialová, “Hydraulická vírová turbína,” 183302008.
- [13] S. Nababan, E. Muljadi, F. Blaabjerg, “An overview of power topologies for micro-hydro turbines,” in *2012 3rd IEEE International Symposium on Power Electronics for Distributed Generation Systems (PEDG)*, 2012, pp. 737–744.
- [14] T. Schuster, G. Dannerer, K. Krischan, “Design of small potable water power plants, with regard to grid connection and efficiency,” in *SPEEDAM 2010*, 2010, pp. 568–573.
- [15] I. Boldea, *Variable speed generators*. Boca Raton: CRC Press, 2006, p. 552.
- [16] M. J. Verdonchot, “Modeling and Control of wind turbines using a Continuously Variable Transmission,” Eindhoven University of Technology, 2009.
- [17] J. B. Ekanayake, “Induction generators for small hydro schemes,” *Power Eng. J.*, vol. 16, no. 2, pp. 61–67, Apr. 2002.
- [18] W. Deprez, A. Dexters, J. Driesen, R. Belmans, “Energy Efficiency of small Induction Machines: Comparison between Motor and Generator Mode,” in *Proceedings ICEM 2006*, 2006, p. 6.
- [19] C. P. Ion, C. Marinescu, “Autonomous micro hydro power plant with induction generator,” *Renew. Energy*, vol. 36, no. 8, pp. 2259–2267, Aug. 2011.

- [20] J. M. Elder, J. T. Boys, J. L. Woodward, "Self-excited induction machine as a small low-cost generator," *IEE Proc. C Gener. Transm. Distrib.*, vol. 131, no. 2, p. 33, 1984.
- [21] G. K. Singh, "Self-excited induction generator research—a survey," *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 69, no. 2–3, pp. 107–114, May 2004.
- [22] R. C. Bansal, "Three-Phase Self-Excited Induction Generators: An Overview," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 20, no. 2, pp. 292–299, Jun. 2005.
- [23] T. Ahmed, K. Nishida, M. Nakaoka, "A Novel Induction Generator System for Small-Scale AC and DC Power Applications," in *IEEE 36th Conference on Power Electronics Specialists, 2005.*, pp. 250–256.
- [24] M. U. Akhtar, "Variable speed drive as an alternative solution for a micro-hydro power plant," Royal Institute of Technology, 2012.
- [25] S. Breban, A. Ansel, M. Nasser, B. Robyns, M. M. Radulescu, "Experimental results on a variable-speed small hydro power station feeding isolated loads or connected to power grid," in *2007 International Aegean Conference on Electrical Machines and Power Electronics, 2007*, pp. 760–765.
- [26] F. Khatounian, E. Monmasson, F. Berthereau, E. Delaleau, J. P. Louis, "Control of a doubly fed induction generator for aircraft application," in *IECON'03. 29th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IEEE Cat. No.03CH37468)*, vol. 3, pp. 2711–2716.
- [27] I. M. Ducar, C. P. Ion, "Design of a PMSG for micro hydro power plants," in *2012 13th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment (OPTIM)*, 2012, pp. 712–717.
- [28] A. Binder, T. Schneider, "Permanent magnet synchronous generators for regenerative energy conversion - a survey," in *2005 European Conference on Power Electronics and Applications, 2005*, p. 10 pp.–P.10.
- [29] S. M. Hosseini, M. Agha-Mirsalim, M. Mirzaei, "Design, Prototyping, and Analysis of a Low Cost Axial-Flux Coreless Permanent-Magnet Generator," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 44, no. 1, pp. 75–80, Jan. 2008.
- [30] T. Wegiel, D. Borkowski, "Variable speed small hydropower plant," in *2012 3rd IEEE International Symposium on Power Electronics for Distributed Generation Systems (PEDG)*, 2012, pp. 167–174.
- [31] A. O. di Tommaso, R. Miceli, G. R. Galluzzo, M. Trapanese, "Efficiency Control for Permanent Magnet Synchronous Generators," in *2006 IEEE International Conference on Industrial Technology, 2006*, pp. 2079–2084.
- [32] M. Chinchilla, S. Arnaltes, J. C. Burgos, "Control of Permanent-Magnet Generators Applied to Variable-Speed Wind-Energy Systems Connected to the Grid," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 21, no. 1, pp. 130–135, Mar. 2006.
- [33] D. Ahmed, F. Karim, A. Ahmad, "Design and modeling of low-speed axial flux permanent magnet generator for wind based micro-generation systems," in *2014 International Conference on Robotics and Emerging Allied Technologies in Engineering (iCREATE)*, 2014, pp. 51–57.
- [34] J. Kinnunen, "DIRECT-ON-LINE AXIAL FLUX PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS GENERATOR STATIC AND DYNAMIC PERFORMANCE," Lappeenranta University of Technology, Finland, 2007.
- [35] S. Kahourzade, A. Mahmoudi, H. W. Ping, M. N. Uddin, "A Comprehensive Review of Axial-Flux Permanent-Magnet Machines," *Can. J. Electr. Comput. Eng.*, vol. 37, no. 1, pp. 19–33, Jan. 2014.
- [36] F. Giulii Capponi, G. De Donato, F. Caricchi, "Recent Advances in Axial-Flux Permanent-Magnet Machine Technology," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 48, no. 6, pp. 2190–2205, Nov. 2012.

- [37] M. Aydin, S. Huang, T. A. Lipo, "Axial Flux Permanent Magnet Disc Machines: A Review," in *Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation, and Motion (SPEEDAM) 2004*, 2004.
- [38] J. F. Gieras, M. J. Kamper, R.-J. Wang, *Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines, 2nd Edition*. Springer, 2008, p. 362.
- [39] M. J. Kamper, R.-J. Wang, F. G. Rossouw, "Analysis and Performance Evaluation of Axial Flux Air-Cored Stator Permanent Magnet Machine with Concentrated Coils," in *2007 IEEE International Electric Machines & Drives Conference*, 2007, pp. 13–20.
- [40] K. Sitapati R. Krishnan, "Performance comparisons of radial and axial field, permanent-magnet, brushless machines," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 37, no. 5, pp. 1219–1226, 2001.
- [41] F. Caricchi, F. Crescimbeni, F. Mezzetti, E. Santini, "Multistage axial-flux PM machine for wheel direct drive," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 32, no. 4, pp. 882–888, 1996.
- [42] H. C. Lovatt, "Design of an in-wheel motor for a solar-powered electric vehicle," in *Eighth International Conference on Electrical Machines and Drives*, 1997, vol. 1997, pp. 234–238.
- [43] J. R. Bumby, R. Martin, "Axial-flux permanent-magnet air-cored generator for small-scale wind turbines," *IEE Proc. - Electr. Power Appl.*, vol. 152, no. 5, p. 1065, 2005.
- [44] S. Hosseini, M. Mirsalim, M. Mirzayee, "Design and Analysis of a Novel Disk Permanent Magnet Generator," in *INTERMAG 2006 - IEEE International Magnetism Conference*, 2006, pp. 978–978.
- [45] J. F. Gieras, I. A. Gieras, "Performance analysis of a coreless permanent magnet brushless motor," in *Conference Record of the 2002 IEEE Industry Applications Conference. 37th IAS Annual Meeting (Cat. No.02CH37344)*, vol. 4, pp. 2477–2482.
- [46] A. Parviainen, "Design of axial-flux permanent-magnet low-speed machines and performance comparison between radial-flux and axial-flux machines," Lappeenranta University of Technology, 2005.
- [47] F. G. Rossouw, "Analysis and design of axial flux permanent magnet wind generator system for direct battery charging applications," University of Stellenbosch, 2009.
- [48] W. Jara, A. Martin, J. A. Tapia, "Axial flux PM machine for low wind power generation," in *The XIX International Conference on Electrical Machines - ICEM 2010*, 2010, pp. 1–5.
- [49] J. F. Gieras, M. Wing, *Permanent Magnet Motor Technology: Design and Applications, Second Edition*. CRC Press, 2002, p. 616.
- [50] D. A. Howey, "Thermal design of air-cooled axial flux permanent magnet machines," Imperial College London, 2010.
- [51] G. N. Petrov, *Elektrické stroje 2*. Praha: Academia, 1982, p. 728.
- [52] J. Měříčka, Z. Zoubek, *Obecná teorie elektrického stroje*. Praha: SNTL, 1973, p. 1962.
- [53] N. F. Lombard, M. J. Kamper, "Analysis and performance of an ironless stator axial flux PM machine," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 14, no. 4, pp. 1051–1056, 1999.
- [54] C. R. Sullivan, "Computationally efficient winding loss calculation with multiple windings, arbitrary waveforms, and two-dimensional or three-dimensional field geometry," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 16, no. 1, pp. 142–150, 2001.

- [55] R.-J. Wang, M. J. Kamper, "Calculation of Eddy Current Loss in Axial Field Permanent-Magnet Machine With Coreless Stator," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 19, no. 3, pp. 532–538, Sep. 2004.
- [56] J. Lammeraner, M. Štafl, *Vířivé proudy*, TKI. Praha: SNTL, 1964, p. 175.
- [57] G. W. Carter, *The Electromagnetic field in its engineering aspects*. London: Longmans, 1967, p. 371.

Příloha 1



Převzato z [5]

Příloha 2 – Výpočet axiálního stroje

```
%definovani vstupnich parametru
vstup.Usmax=400; %pozadovane maximalni sdruzene vystupni napeti
[V]
vstup.eta=0.9; %predpokladana ucinnost [-]
vstup.P2=2400; %jmenovity vstupni (mechanicky) vykon [W]
vstup.cosfi=1; %predpokladany ucinik [-]
vstup.nn=1740; %jmenovite otacky [1/min]
vstup.nmax=2200; %maximaleni otacky [1/min]
vstup.Mmax= 20.4; %maximaleni moment [Nm]
vstup.faze=3; %pocet fazi
vstup.poly=10; %pocet polu
vstup.paralelni_vodice=10; %pocet paralelnich vodicu - 10 vypocet
vstup.Jmax=3; %proudova hustota [A/mm2]
vstup.plneni_drazky = 0.55; %koeficient plneni (pro spodnim
prumer)
vstup.q=1; %pocet drazek na pol a fazi

%odhadovane veliciny
odhad.Bstr=0.25; %odhadovana stredni hodnota indukce ve vinuti
odhad.Am=20000; %odhadovana linearni proudova hustota
odhad.kd=1/sqrt(3); %pomer vnejsiho a vnitriho prumeru
odhad.kdu=1.05; %koficient poklesu napeti
odhad.alfa=0.637; %polove kryti magnetu
odhad.ksat=1; %odhad saturační konstanty
odhad.kfd=1;
odhad.kfq=1;

%definovani konstant
konstanty.mi0=4*pi*10^-7; %definovani permeability

%definovani materialu
materialy.magnety.Br=1.28; %definovani Br magnetu
materialy.magnety.Hc=876000; %definovani Hc magnetu
materialy.vodivost_vodic=47*10^6; %vodivost medi pri 75°C [S/m]
materialy.hustota_vodic=8800; %hustota medi [kg/m3]
materialy.hustota_PM=7700; %hustota permanentnich magnetu [kg/m3]
materialy.hustota_Fe=7850; %hustota zeleza [kg/m3]
materialy.ro_vz= 1.2; %hustota vzduchu [kg/m3]
materialy.dyn_vis_vz= 1.8*10^-5;%dynamicka viskozita vzduchu
[Ns/m2]

%dopocet vstupnich parametru
vstup.Usn=vstup.Usmax*vstup.nn/vstup.nmax; %vypocet jmenoviteho
napeti
vstup.Uifn=vstup.Usn/sqrt(3)*odhad.kdu; %vypocet fazove hodnoty
indukovaneho napeti
```


Motor-generátor pro vírovou turbínu

```
vstup.Ifn=vstup.eta*vstup.P2/(sqrt(3)*vstup.Usn*vstup.cosfi);  
%vypocet jmenoviteho proudu  
vstup.Mn=vstup.P2/(vstup.nn/60*2*pi); %vypocet jmenoviteho  
momentu  
vstup.fmax=vstup.nmax/60*vstup.poly/2; %vypocet maximalni  
frekvence vystupniho napeti  
vstup.fn=vstup.nn/60*vstup.poly/2; %vypocet jmenovite frekvence  
vystupniho napeti  
vstup.Ifmax=vstup.Ifn*vstup.Mmax/vstup.Mn; %vypocet maximalni  
proud  
  
%dopocet materialovych vlastnosti  
materialy.mi_r_magnety=  
materialy.magnety.Br/(materialy.magnety.Hc*konstanty.mi0);  
%vypocet_mir magnetu  
  
%vypocet kw  
vinuti.kd1=sin(pi/(2*vstup.faze))/(vstup.q*sin(pi/(2*vstup.faze*v  
stup.q))); %vypocet cinitele rozlozeni  
vinuti.coil_pitch= 3; %vypocet civkove roztece  
vinuti.pole_pitch= 3;%vypocet polove roztece  
vinuti.beta=vinuti.coil_pitch/vinuti.pole_pitch; %vypocet pomeru  
civkove roztece a polove roztece  
vinuti.kp1= sin(vinuti.beta*pi/2); %vypocet pitch factoru  
vinuti.kw1=vinuti.kd1*vinuti.kp1; %vypocet cinitele vinuti  
  
%vypocet zakladnich rozmeru  
rozmer.Do=(vstup.P2*vstup.eta*odhad.kdu*32*vstup.poly/2)/(pi^3*v  
stup.fn*vinuti.kw1*odhad.Bstr*(1-  
odhad.kd^2)*(1+odhad.kd)*odhad.Am))^(1/3); %vypocet vnejsiho  
prumeru  
rozmer.Di=odhad.kd*rozmer.Do; %vypocet vnitřniho prumeru  
rozmer.Ds=(rozmer.Do-rozmer.Di)/2+rozmer.Di; %vypocet stredniho  
prumeru  
rozmer.Q=vstup.faze*vstup.q*vstup.poly; %vypocet poctu drazek  
rozmer.tau_ds=pi*rozmer.Ds/rozmer.Q; %vypocet sirky dražky (pro  
stredni prumer)  
rozmer.tau_ps=pi*rozmer.Ds/vstup.poly; %vypocet polove roztece  
(pro stredni prumer)  
rozmer.tau_pi=pi*rozmer.Di/vstup.poly; %vypocet polove roztece  
(pro stredni prumer)  
rozmer.tau_po=pi*rozmer.Do/vstup.poly; %vypocet polove roztece  
(pro stredni prumer)  
rozmer.Lm=(rozmer.Do-rozmer.Di)/2; %vypocet vysky magnetu  
rozmer.Os=rozmer.Ds*pi; %vypocet stredniho obvodu  
rozmer.vz_mezera=0.004; %tlouštka vzduchova mezery  
rozmer.hr=0.009; %tlouštka rotoroveho jha  
rozmer.Dh=0.025; %prumer hridele  
rozmer.lh=0.2; %delka hridele  
  
%vypocet vinuti
```

Motor-generátor pro vírovou turbínu

```
vinuti.tok=odhad.Bstr*pi/(vstup.poly/2*8)*rozmer.Do^2*(1-  
odhad.kd^2); %vypocet toku pres civku  
vinuti.pocet_zavitu_U=vstup.Uifn/(sqrt(2)*pi*vstup.fn*vinuti.kw1*  
vinuti.tok); %vypocet poctu zavitu z napeti  
vinuti.pocet_zavitu_I=pi*rozmer.Do*(1+odhad.kd)*odhad.Am/(4*vstup  
.faze*sqrt(2)*vstup.Ifnn); %vypocet poctu zavitu z linearni  
proudove hustoty  
vinuti.zavity_civka=round(vinuti.pocet_zavitu_U/(vstup.q*vstup.po  
ly/2)); %vypocet poctu vodicu na 1 civku  
vinuti.pocet_zavitu=vinuti.zavity_civka*vstup.poly/2*vstup.q;  
%pocet zavitu na fazi  
%vinuti.pocet_zavitu=330;  
vinuti.plocha_vodice=vstup.Ifmax/vstup.Jmax; %vypocet plochy  
vodice z maximalniho proudu a proudove hustoty [mm2]  
vinuti.plocha_vodice=vinuti.plocha_vodice/vstup.paralelni_vodice;  
% vypocet plochy vodice pri vice paralelnich vodicich [mm2]  
vinuti.prumer_dratu=sqrt(4*vinuti.plocha_vodice/pi); %vypocet  
prumeru vodice [mm]  
vinuti.drat=metric_round(vinuti.prumer_dratu); %urceni dratu  
vinuti.plocha_civky=vinuti.zavity_civka*vinuti.drat.area_izolace*  
vstup.paralelni_vodice; %vypocet plochy vodicu v civce vctne  
izolace [mm2]  
vinuti.plocha_civky_skut=(vinuti.plocha_civky/vstup.plneni_drazky  
) /10^6; %vypocet celkoveho plochy vctne plneni [m2]  
vinuti.tau_di=pi*rozmer.Di/rozmer.Q; %vypocet sirky jedne drazky  
(pro spodnim prumer) [m]  
vinuti.hc=vinuti.plocha_civky_skut/vinuti.tau_di;  
%vypocet_hloubky drazky [m]  
  
%návrh magnetu  
magnet.Bpm=odhad.Bstr*pi/2; %pracovni bod magnetu - indukce  
magnet.Hpm=materialy.magnety.Hc-  
magnet.Bpm/(konstanty.mi0*materialy.mi_r_magnety); %pracovni bod  
magnetu - intezita  
magnet.tloustka=odhad.Bstr*pi/2*(4*rozmer.vz_mezera+2*vinuti.hc)/  
(4*(materialy.magnety.Hc-  
magnet.Bpm/(konstanty.mi0*materialy.mi_r_magnety))*konstanty.mi0)  
;%vypocet tloustky magnetu  
magnet.d_ps=odhad.alfa*pi*rozmer.Ds/vstup.poly; %vypocet stredni  
sirky magnetu  
magnet.d_pi=odhad.alfa*pi*rozmer.Di/vstup.poly; %vypocet  
minimalni sirky magnetu  
magnet.d_po=odhad.alfa*pi*rozmer.Do/vstup.poly; %vypocet  
maximalni sirky magnetu  
magnet.vyska=(rozmer.Do-rozmer.Di)/2; %vypocet vysky magnetu  
  
% nahradni parametry  
vinuti.celo_min=vinuti.beta*pi*rozmer.Di/vstup.poly; %vypocet  
delky spodniho cela  
vinuti.celo_max=vinuti.beta*pi*rozmer.Do/vstup.poly; %vypocet  
delky spodniho cela
```

Motor-generátor pro vírovou turbínu

```
vinuti.stredni_delka=2*rozmer.Lm+vinuti.celo_min+vinuti.celo_max+
4*0.005; %vypocet stredni delky
vinuti.odpor=vinuti.pocet_zavitu*vinuti.stredni_delka*4/(material
y.vodivost_vodic*vstup.paralelni_vodice*(vinuti.drat.diam/1000)^2
*pi);%vypocet odporu vinuti
vinuti.aktivni_hmotnost=materialy.hustota_vodic*vstup.faze*vstup.
paralelni_vodice*vinuti.pocet_zavitu*(vinuti.drat.diam/1000)^2*pi
/4*(2*rozmer.Lm);
vinuti.lambdale=0.3*vstup.q;
vinuti.lambdals=vinuti.lambdale;
vinuti.tdl=pi^2*(10*vstup.q^2+2)/27*(sin(pi/6/vstup.q))^2-1;
vinuti.lambdald=vstup.faze*vstup.q*rozmer.tau_ps*vinuti.kw1^2/(pi
^2*(2*rozmer.vz_mezera+vinuti.hc)*odhad.ksat)*vinuti.tdl;
vinuti.Xl=4*pi*vstup.fn*konstanty.mi0*rozmer.Lm*vinuti.pocet_zavi
tu^2/(vstup.poly/2*vstup.q)*(vinuti.lambdals+vinuti.celo_min/rozm
er.Lm*vinuti.lambdale/2+vinuti.celo_max/rozmer.Lm*vinuti.lambdale
/2+vinuti.lambdald);
vinuti.geg=2*((rozmer.vz_mezera+0.5*vinuti.hc)*odhad.ksat+magnet.
tloustka/materialy.mi_r_magnety);
vinuti.gegq=2*((rozmer.vz_mezera+0.5*vinuti.hc)+magnet.tloustka);
vinuti.Xad=2*vstup.faze*konstanty.mi0*vstup.fn*(vinuti.pocet_zavi
tu*vinuti.kw1/(vstup.poly/2))^2*((rozmer.Do/2)^2-
(rozmer.Di/2)^2)/vinuti.geg*odhad.kfd;
vinuti.Xaq=2*vstup.faze*konstanty.mi0*vstup.fn*(vinuti.pocet_zavi
tu*vinuti.kw1/(vstup.poly/2))^2*((rozmer.Do/2)^2-
(rozmer.Di/2)^2)/vinuti.gegq*odhad.kfq;
vinuti.Xd=vinuti.Xad+vinuti.Xl;
vinuti.Ld=vinuti.Xd/(2*pi*vstup.fn);
vinuti.Xq=vinuti.Xaq+vinuti.Xl;
vinuti.Lq=vinuti.Xq/(2*pi*vstup.fn); %vypocet Ld indukčnosti

%hmotnosti stroje
hmotnost.vinuti_aktivni=vinuti.aktivni_hmotnost; %hmotnost
aktivnich casti
hmotnost.vinuti_ostatni=materialy.hustota_vodic*vstup.faze*vstup.
paralelni_vodice*vinuti.pocet_zavitu*(vinuti.drat.diam/1000)^2*pi
/4*(vinuti.celo_min+vinuti.celo_max+4*0.005);
hmotnost.vinuti=hmotnost.vinuti_aktivni+hmotnost.vinuti_ostatni;
%vypocet celkove hmotnosti vinuti
hmotnost.rotor_jho=pi*(rozmer.Do^2-
rozmer.Dh^2)/4*rozmer.hr*materialy.hustota_Fe; %vypocet hmotnosti
rotoroveho jha
hmotnost.magnetu=odhad.alfa*pi/4*(rozmer.Do^2-
rozmer.Di^2)*magnet.tloustka*materialy.hustota_PM; %vypocet
hmotnosti permanentního magnetu
hmotnost.rotor=hmotnost.rotor_jho+hmotnost.magnetu; %vypocet
hmotnosti rotoru
hmotnost.hridele=pi*rozmer.Dh^2/4*rozmer.lh*materialy.hustota_Fe;
%vypocet hmotnosti hridele
hmotnost.celkova=hmotnost.vinuti+2*hmotnost.rotor+hmotnost.hridel
e; %vypocet celkove hmotnosti
```

```
%moment setrvacnosti
moment_setrvacnosti.PM=hmotnost.magnetu*(rozmer.Do^2+rozmer.Di^2)
/8;
moment_setrvacnosti.rotor_jho=hmotnost.rotor_jho*(rozmer.Do^2+roz
mer.Dh^2)/8;
moment_setrvacnosti.hridel=hmotnost.hridele*rozmer.Dh^2/8;
moment_setrvacnosti.celkovy=2*moment_setrvacnosti.PM+2*moment_set
rvacnosti.rotor_jho+moment_setrvacnosti.hridel;

%vypocet ztrat
ztraty.Pjn=vstup.faze*vinuti.odpor*vstup.If^n^2; %vypocet
jmenovitých ztrat ve vinuti
ztraty.Pjmax=vstup.faze*vinuti.odpor*vstup.Ifmax^2; %vypocet
maximalních ztrat ve vinuti
ztraty.Pen=vstup.faze*vstup.paralelni_vodice*vinuti.pocet_zavitu*
2*(vinuti.drat.diam/1000)^4*(rozmer.Lm)*pi^3*materialy.vodivost_v
odic*vstup.fn^2*(odhad.Bstr*pi/2)^2/32;% vypocet ztrat virivimi
proudy ve vodici
ztraty.Pfr=0.06*1*(2*hmotnost.rotor+hmotnost.hridele)*vstup.nn/60
; %vypocet ztrat v loziskach
ztraty.Re=(2*pi*vstup.nn/60*materialy.ro_vz*rozmer.Do^2)/(4*mater
ialy.dyn_vis_vz); %vypocet Reynoldsova cisla
ztraty.cf=3.87/sqrt(ztraty.Re);
ztraty.Pwind=1/2*ztraty.cf*materialy.ro_vz*(2*pi*vstup.nn/60)^3*(
(rozmer.Do/2)^5-(rozmer.Dh/2)^5); %vypocet ventilacich ztrat
ztraty.celkove_ztraty=ztraty.Pjn+ztraty.Pen+ztraty.Pfr+ztraty.Pwi
nd; %vypocet cekovych ztrat
ztraty.ucinnost=(vstup.P2-ztraty.celkove_ztraty)/vstup.P2;
%vypocet ucinnosti
```