

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
FAKULTA ELEKTROTECHNIKY A KOMUNIKAČNÍCH TECHNOLOGIÍ
ÚSTAV VÝKONOVÉ ELEKTROTECHNIKY A ELEKTRONIKY

Ing. ROSTISLAV HUZLÍK

MOTOR-GENERÁTOR PRO VÍROVOU TURBÍNU

MOTOR-GENERATOR FOR SWIRL TURBINE

TEZE DISERTAČNÍ PRÁCE

Obor: Silnoproudá elektrotechnika a elektroenergetika

Školitel: doc. Ing. ČESTMÍR ONDRŮŠEK, CSc.

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, stroj s bezželezným statorem

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 have either poor efficiency or are economically disadvantage. As suitable construction for the motor-generator was selected synchronous machine with permanent magnets and with axial magnetic flux with coreless stator. As part of the work is calculation of 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 whole design of the motor-generator is validated using the finite element method. Designed machine must be able to work as a generator and/or 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

Místo uložení práce

Práce je k dispozici na Vědeckém oddělení děkanátu FEKT VUT v Brně, Technická 10, 616 00 Brno.

OBSAH

1. ÚVOD.....	4
2. VÍROVÁ TURBÍNA.....	5
2.1 Určení parametrů turbíny	5
3. NÁVRH CELKOVÉ KONCEPCE SYSTÉMU	9
4. VÝPOČET AXIÁLNÍHO SYNCHRONNÍHO GENERÁTORU S PERMANENTNÍMI MAGNETY	10
4.1 Postup výpočtu axiálního synchronního generátoru s permanentními magnety.....	12
4.2 Ověření vlastností stroje pomocí metody konečných prvků	14
4.2.1 Výpočet vlastností magnetického pole	15
4.2.2 Výpočet silového namáhání statoru	18
4.2.3 Výpočet indukovaného napětí	19
1.1.1 Výpočet chování při zatížení	21
4.2.4 Výpočet ztrát vířivými proudy ve vodičích	23
5. OVĚŘENÍ MODELU ROZLOŽENÍ INDUKCE.....	27
6. OVĚŘENÍ VLASTNOSTÍ CELÉ SOUSTAVY	29
7. ZÁVĚR.....	30
8. LITERATURA	32

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 navržena na použití na malých spádech (do cca 3m). V takovýchto lokalitách mají klasické typy turbín buď špatnou účinnost a nebo 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 statorem. Tento typ stroje dosahuje relativně vysokých účinností. Jeho návrh je komplikovanější oproti klasickým strojům, zejména proto, že vzduchová mezera je 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.

Cíl práce lze rozdělit do několika dílčích cílů:

1. Výpočet vlastností turbíny pro definovaný pracovní bod
2. Vytvoření simulace turbíny v Simulinku
3. Návrh celkové koncepce na základě vydefinovaných požadavků
4. Výpočet axiálního generátoru
5. Ověření vlastností generátorů pomocí MKP simulací
6. Ověření vlastností soustrojí turbína-generátor pomocí simulace

2. VÍROVÁ TURBÍNA

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. 2.1 Fotografie vírové turbíny [3]

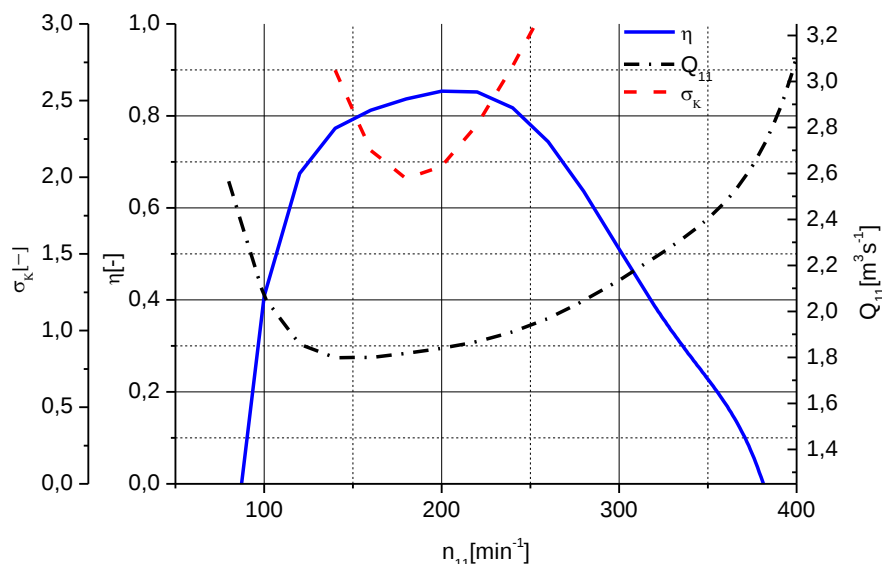
Vírová turbína je poměrně nový druh turbíny vyvinutá na Odboru fluidního inženýrství Viktora Kaplana Energetického ústavu FSI VUT v Brně [4], [3]. Tato turbína se ve své konstrukci liší zejména v tom, že neobsahuje rozváděcí kolo a voda tak vstupuje na oběžné kolo axiálně, přímo na oběžné kolo. U běžných 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.

2.1 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. 2.2.



Obr. 2.2 Charakteristika vírové turbíny (převzata 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 kavitacího součinitele na jednotkových otáčkách [6]. Z této charakteristiky lze získat pro definovaný spád a průměr turbíny vlastnosti turbíny, podle kterých lze navrhnout výsledný generátor.

Jednotkové průtoky a otáčky lze přepočítat na otáčky pro daný spád H a průměr oběžného kola D_t podle rovnic (2.1) a (2.2)

$$n_{11} = \frac{n \cdot D_t}{\sqrt{H}} \quad (2.1)$$

$$Q_{11} = \frac{Q}{D_t^2 \sqrt{H}} \quad (2.2)$$

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 turbínou.

Pomocí rovnice (2.1), (2.2) a Obr. 2.2 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:

$$H_{zs} = \frac{v_s^2}{2 \cdot g} \quad (2.3)$$

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

$$v_s = \frac{Q}{S_s} \quad (2.4)$$

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 (2.5).

$$P_m = Q \cdot (H_g - H_{zs}) \cdot \rho \cdot g \cdot \eta_t \quad (2.5)$$

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:

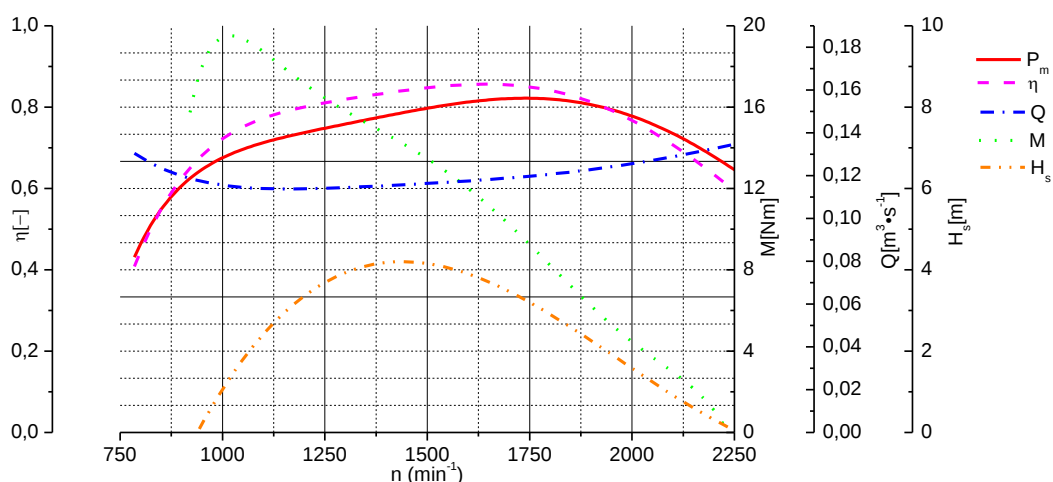
$$M = \frac{P_m}{\omega} = \frac{60 \cdot P_m}{2 \cdot \pi \cdot n} \quad (2.6)$$

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

$$H_s = \left(10,2 - \frac{z'_r}{850} \right) - (\sigma_K \cdot (H_g - H_{zs}) + h_j) \quad (2.7)$$

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. 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 skutečného umístění oběžného kola, dochází ke zvýšenému riziku kavitace. Proto se při návrhu elektrárny vždy musí umísťovat oběžné kolo pod úroveň sací výšky.

Z rovnic (2.1) - (2.7) lze vypočítat závislosti na otáčkách (Obr. 2.3).



Obr. 2.3 Závislosti vírové turbíny pro spád 2,5 m

Vzhledem k tomu, že plánována konstrukce počítá s elektrárnou průtočnou, je pracovní bod s maximálním výkonem definován jako jmenovitý pracovní bod.

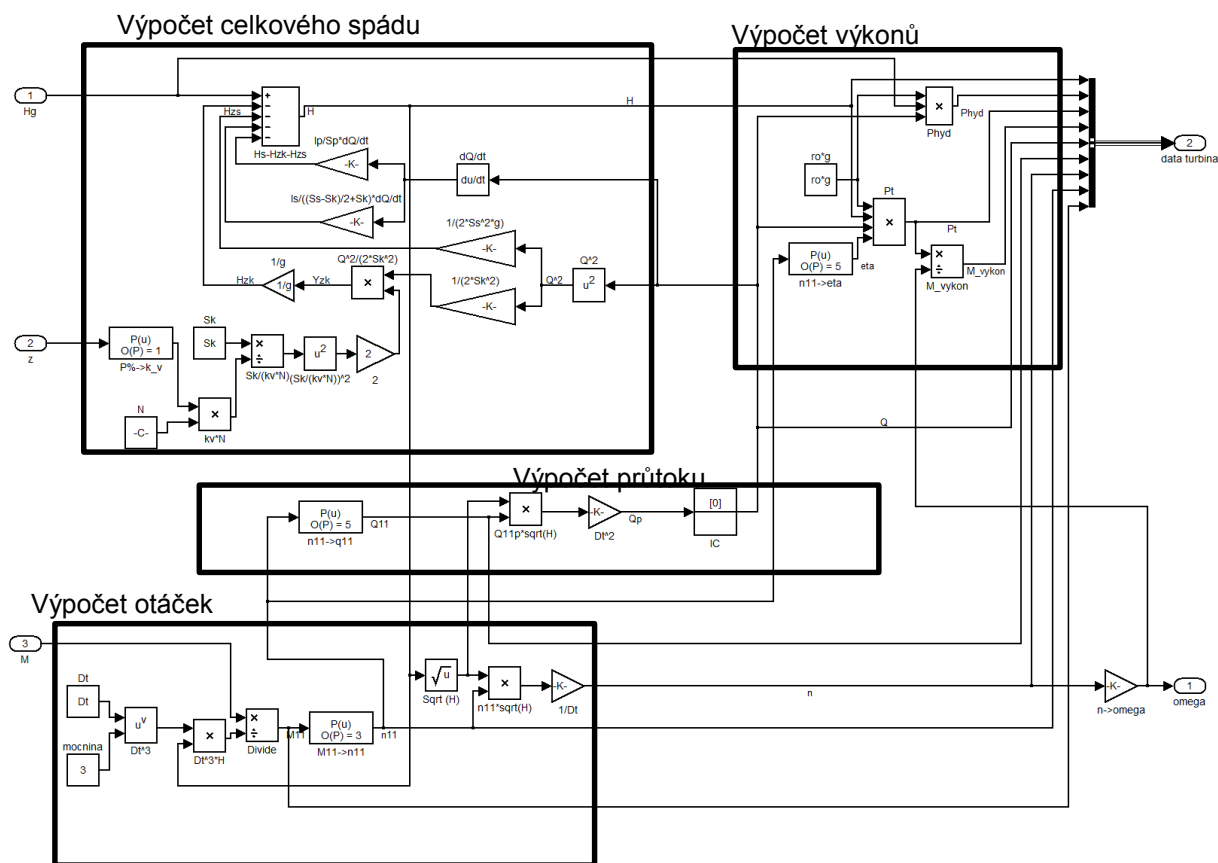
V případě, že by se jednalo o akumulární elektrárnu, bylo by vhodnější jako pracovní bod volit bod maximální účinnosti tak, aby byla nashromážděná voda maximálně využita.

Hodnoty minimálních a maximálních otáček byly určeny jako hodnoty otáček pro jednotlivé spády, kde hodnoty sací výšky H_s překračují 0,5m.

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

Tab. 2.1 Přehled jmenovitých parametrů turbíny pro návrh generátoru

Na základě rovnic jednotkových veličin a naměřených charakteristik byl vytvořen model turbíny.



Obr. 2.4 Simulační model turbíny v Simulinku

Model byl verifikován na naměřených charakteristikách.

3. NÁVRH CELKOVÉ KONCEPCE SYSTÉMU

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.

Jak je uvedeno v Tab. 2.1 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.

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 provozu v motorickém i generátorickém chodu
- možnost provozu v ostrovní síti i při připojení do sítě.

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 z pěti výše uvedených možností má své výhody i nevýhody.

Jako nejvhodnější typ byl zvolen synchronní stroj s permanentními magnety s axiální vzduchovou mezerou a bezželezným statorem.

Z pohledu celkového zapojení generátoru do sítě nebo do zátěže je nutné generátor připojit přes aktivní usměrňovač a střídač

4. VÝPOČET AXIÁLNÍHO SYNCHRONNÍHO GENERÁTORU S PERMANENTNÍMI MAGNETY

Obecně lze dle [7] 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 [7] a [8] 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.

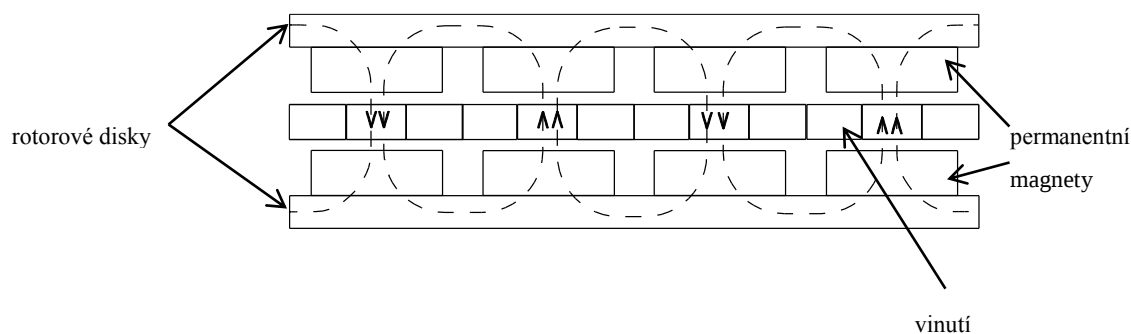
U těchto typů strojů jsou možné dva základní typy vinutí:

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

Klasické vinutí lze ještě podle rozložení cívek rozdělit na:

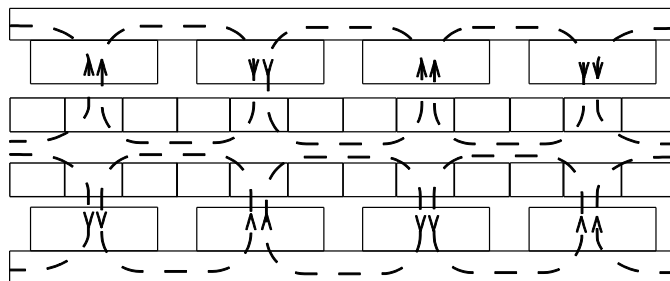
- vinutí s překrývajícími se cívkami (overlapping coil)
- vinutí s nepřekrývajícími se cívkami (non-overlapping coil)
- vinutí se všemi cívkami jedné fáze u sebe (phasegrouped)

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. 4.1).



Obr. 4.1 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. 4.2)



Obr. 4.2 Umístění magnetů u strojů s toroidálním vinutím

4.1 Postup výpočtu axiálního synchronního generátoru s permanentními magnety

Celý návrh je proveden na základě postupu v [7] s menšími úpravami.

Některé hodnoty byly během výpočtu určeny orientačně a při pozdějších analýzách budou upraveny.

Výkon generátoru P_1 může být určen na základě rovnice (4.1)

$$P_1 = P_2 - \Delta P_{j1} - \Delta P_e - \Delta P_{mech} \quad (4.1)$$

kde P_2 je mechanický příkon, ΔP_{j1} jsou Joulovy ztráty ve vinutí statoru, ΔP_e jsou ztráty vířivými proudy ve vinutí a ΔP_{mech} jsou mechanické ztráty.

Joulovy ztráty je možné spočítat na základě vzorce (4.2)

$$\Delta P_{j1} = 3 \cdot R_s \cdot I_f^2 \quad (4.2)$$

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 (4.3) [7]

$$\Delta P_e = \frac{d_{cu}^4 \cdot L_i \cdot \pi^3 \cdot \sigma \cdot f^2 \cdot B_{max}^2}{32} \quad (4.3)$$

kde σ je elektrická vodivost vodiče, f je frekvence statorového proudu, d_{cu} je průměr vodiče, B_{max} je amplituda magnetické indukce ve vinutí a L_i je délka vodiče. Odvození vzorce (4.3) bude podrobněji vysvětleno v kapitole 4.2.5.

Vzorec (4.3) platí pro kruhový vodič. Pro axiální stroj lze upravit do podoby (4.4)

$$\Delta P_e = m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot 2 \cdot \frac{d^4 \cdot L_i \cdot \pi^3 \cdot \sigma \cdot f^2 \cdot B_{max}^2}{32} \quad (4.4)$$

Mechanické ztráty lze rozdělit na dvě dílčí ztráty – ztráty v ložiskách a ztráty třením o vzduch rotujícího rotoru (ventilační ztráty) (4.5)

$$\Delta P_{mech} = \Delta P_{fr} + \Delta P_{wind} \quad (4.5)$$

Dle [7] lze ztráty v ložiskách spočítat dle vztahu

$$\Delta P_{fr} = 0,06 \cdot k_{fb} \cdot m \cdot n \quad (4.6)$$

kde k_{fb} je konstanta ložiska (hodnota obvykle se pohybuje od 1 m²/s² do 3 m²/s²), m_r je celková hmotnost rotujících částí a n jsou otáčky ze sekundu.

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

$$Re = \frac{2 \cdot \pi \cdot n \cdot \rho_{vz} \cdot D_o^2}{4 \cdot \eta_d} \quad (4.7)$$

kde ρ_{vz} je hustota vzduchu (pro vzduch 1,2 kg/m³ při 20°C a atmosférickém tlaku), η_d je dynamická viskozita vzduchu (pro vzduch 1,8·10⁻⁵ N·s/m² při 20°C a atmosférickém tlaku)

Koeficient odporu pro turbulentní proudění může být poté vyjádřen dle vztahu (4.8)

$$c_f = \frac{3,87}{\sqrt{Re}} \quad (4.8)$$

Ventilační ztráty lze vyjádřit podle vztahu (4.9)

$$\Delta P_{wind} = \frac{1}{2} \cdot c_f \cdot \rho \cdot (2 \cdot \pi \cdot n)^3 \cdot (R_0^5 - R_h^5) \quad (4.9)$$

kde R_0 je vnější poloměr rotoru, R_h poloměr hřídele.

Obecně lze dle [9] vyjádřit hodnotu vnitřního momentu stroje (při zanedbání reluktančního momentu) dle (4.10).

$$m_i = \frac{3}{2} \cdot p \cdot \Psi_{PM} \cdot i_q \quad (4.10)$$

Hodnotu fázového svorkového napětí lze vyjádřit z fázorového diagramu (za předpokladu odporové zátěže, což platí při práci generátoru do aktivního usměrňovače). Na základě Pythagorovy věty lze zapsat (4.11).

$$U_{if}^2 = (U_f + R_s \cdot I_f)^2 + (X_s \cdot I_f)^2 \quad (4.11)$$

Rovnici (4.11) lze vyřešit jako kvadratické rovnici (4.12).

$$U_f = \frac{-2 \cdot R_s \cdot I_f + \sqrt{(2 \cdot R_s \cdot I_f)^2 - 4 \cdot ((R_s \cdot I_f)^2 + (X_s \cdot I_f)^2 - U_{if}^2)}}{2} \quad (4.12)$$

Pro potřeby výpočtu byla sestavena tabulka zadaných a odhadovaných hodnot (viz Tab. 4.1)

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	$\text{A} \cdot \text{m}^{-1}$
Poměr vnějšího a vnitřního průměru	k_d	$1/\sqrt{3}$	-
Koeficient poklesu napětí	$k_{\Delta U}$	1,05	-
Pólové krytí	α_{PM}	0,637	-
Počet pólů	p	10	-
Počet paralelních drátů	a_w	10	-
Maximální proudové hustota ve vodiči	J_{max}	3	$\text{A} \cdot \text{mm}^{-2}$

Tab. 4.1 Zadané a odhadované veličiny výpočtu

Celý výpočet byl naprogramován jako skript v programu Matlab.

Na základě hodnot z Tab. 4.1 byl navržen axiální generátor s hodnotami viz Tab. 4.2 (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	-
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
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	$kg \cdot m^{-2}$
Celková hmotnost	m	14,94 (14,4)	kg
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. 4.2 Vypočítané hodnoty stroje

Jak vyplývá z Tab. 4.2, nejvýznamnější ztráty jsou Joulovy ztráty ve vinutí ΔP_{j1} , jejichž podíl je cca 61% z celkových ztrát. 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%).

4.2 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:

- a) magnetostatické analýzy pro ověření rozložení pole, vhodnosti návrhu výšky permanentního magnetu a tloušťky jeho rotoru. Tyto analýzy byly dále použity pro výpočet mechanického namáhání od síly způsobené permanentními magnety.
- b) transientní analýzy pro ověření velikosti indukovaného napětí a chování stroje při zatížení

Jako speciální výpočet v rámci magnetostatické analýzy byl proveden výpočet vířivých ztrát ve vinutí na základě skutečného rozložení magnetického pole.

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

4.2.1 Výpočet vlastností magnetického pole

Pro výpočet vlastností magnetického pole v rámci magnetostatické analýzy byl v rámci programu Maxwell vytvořen model stroje, 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.

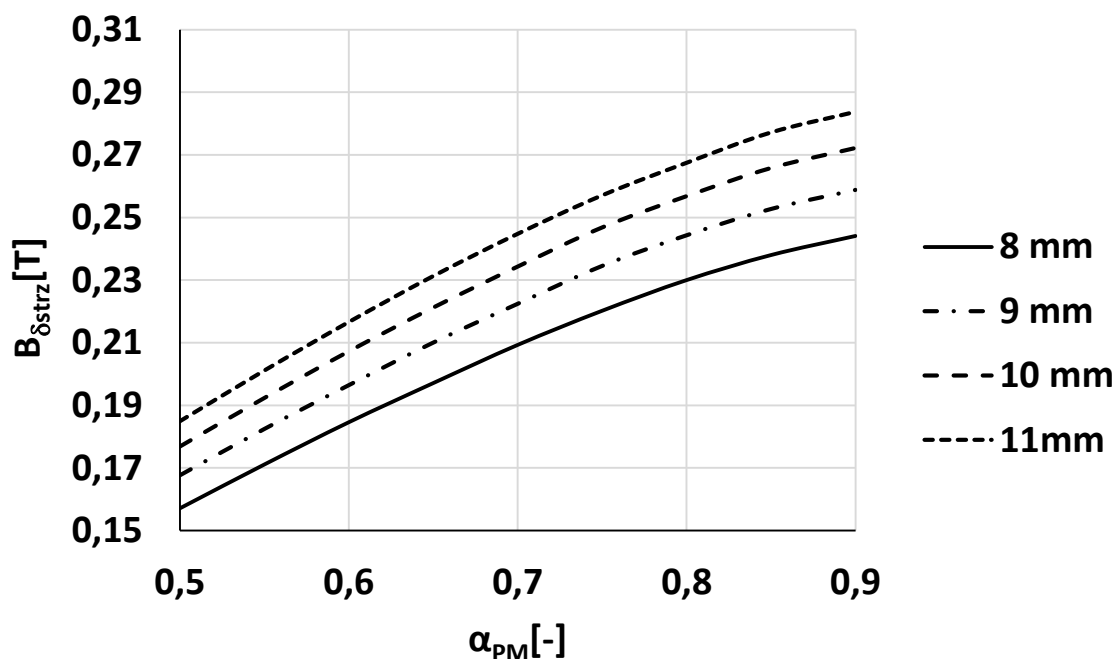
Výsledky magnetostatické analýzy modelu slouží zejména ke kontrole rozměrů stroje z pohledu správné velikosti střední hodnoty magnetické indukce $B_{\delta str}$ a tvaru pole tak, aby pole bylo co nejvíce sinusové. Nejjednodušší kontrola tvaru pole je dle velikosti poměru střední a maximální složky u půlperrody sinusového signálu. U výsledku tranzientní analýzy je možné použít Fourierovu transformaci.

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.

Při výpočtu modelu s výseče 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. 4.1). 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 jeho 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} Obr. 4.3.



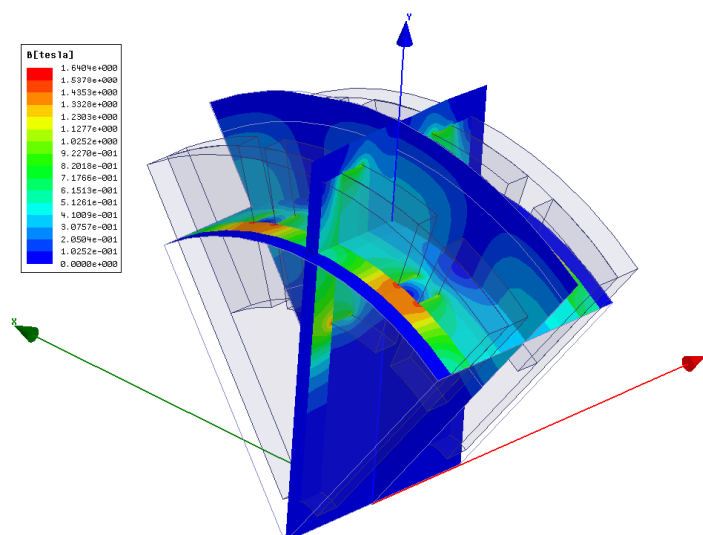
Obr. 4.3 Závislost střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce na pólovém krytí pro tloušťku magnetu 8-11mm

Z vypočítané závislosti vyšla jako nejvhodnější nová hodnota tloušťky permanentního magnetu 9 mm při pólovém krytí 0,834 (viz Obr. 4.3). Při tomto nastavení vyšla střední hodnota 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.

Jako správná hodnota tloušťky rotorového jha byla určena taková tloušťka, kdy bude dosažena střední hodnoty z-tové složky magnetické indukce 0,25 T. Tato hodnota byla při tloušťce jha 9mm (viz Obr. 4.3).

Nejllepší představu o celkové rozložení magnetické indukce je možné získat z Obr. 4.4.



Obr. 4.4 Rozložení velikosti magnetické indukce ve výřezu při stavu naprázdno

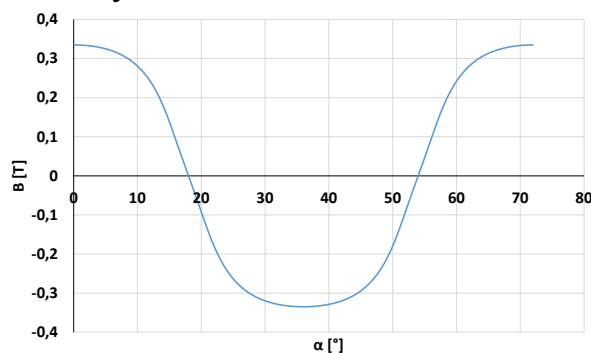
Jak již bylo na začátku této části uvedeno, při určování velikosti magnetické indukce je nutné vyjít z rozložení pole přes celý objem vinutí.

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 (4.13).

$$B_{\text{strz}}(\varphi) = \frac{1}{h_c} \cdot \sum_{m=1}^N \Delta z \cdot \frac{1}{L_i} \left(\sum_{n=1}^N \Delta r \cdot B_{zmn}(\varphi) \right) \quad (4.13)$$

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

Výsledný průběh je uvedený na Obr. 4.5.



Obr. 4.5 Průběh magnetické indukce ve vinutí stroje

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).

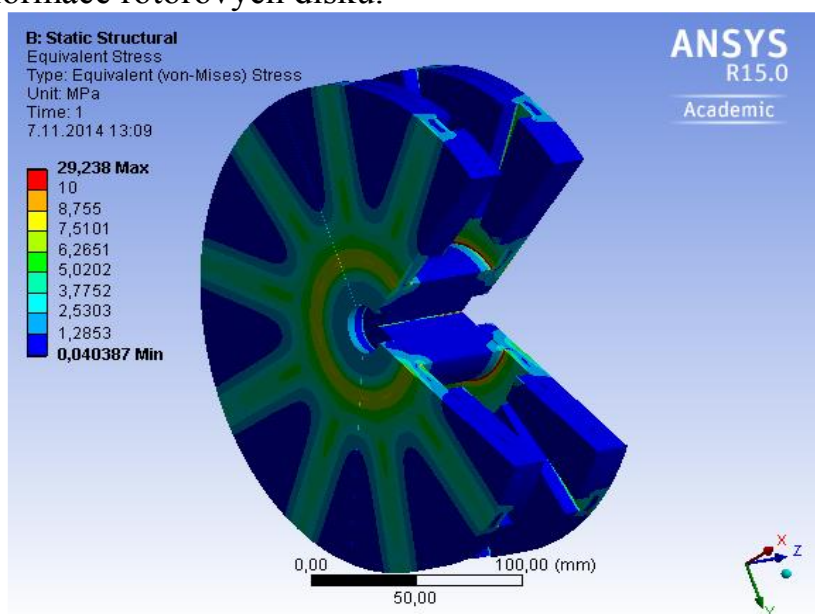
4.2.2 Výpočet silového namáhání statoru

Jedním z problému 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.

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. 4.6) a deformace rotorových disků.



Obr. 4.6 Rozložení mechanického ekvivalentního namáhání

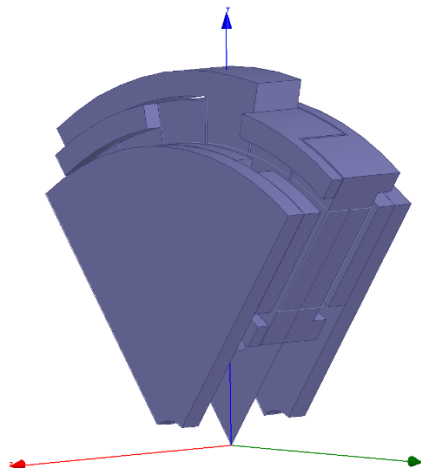
Koeficient bezpečnosti k lze vyjádřit jako (4.14).

$$k = \frac{\sigma_K}{\sigma_{red}} \quad (4.14)$$

Z Obr. 4.6 je zřejmé, že maximální napětí je 29,2 MPa. Toto napětí se nachází na v místě těsně nad dotykem hřídele a rotorového disku. Při hodnotě meze kluzu ocele 200MPa je koeficient bezpečnosti 6,85. Pro ocel je doporučen koeficient bezpečnosti minimálně 1,5. Z výpočtu deformace byl vypočítán maximální posun 15,3 μm (na horním okraji rotoru).

4.2.3 Výpočet indukovaného napětí

V rámci transientní analýzy byl v prvním kroku proveden výpočet velikosti spřaženého magnetického toku ψ jednotlivých vinutí a velikosti indukovaného napětí. Pro výpočet indukovaného napětí byl vytvořen model vinutí, který byl umístěn do modelu výseče (viz Obr. 4.7).



Obr. 4.7 Zobrazení celého modelu pro transientní analýzu

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 obejít 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. 4.7).

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.

Z analýzy jednotlivých fázových indukovaných napětí byly určeny amplitudy prvních harmonických složek a byly vypočítány efektivní hodnoty (viz Tab. 4.3).

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

Tab. 4.3 Porovnání amplitudy a efektivní hodnoty první harmonické složky napětí pro jednotlivé vinutí

Jak je z Tab. 4.3 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} . Lze určit, že by předpokládané indukované fázové napětí mělo být cca 192V, zatímco vypočítaná průměrná efektivní hodnota je 217V.

Výpočetní postup dle [7] předpokládá, že vinutí (nebo magnetické pole) je omezeno horním a dolním poloměrem magnetů. Vinutí však končí nad a pod úrovní magnetů úrovní (viz Obr. 4.7).

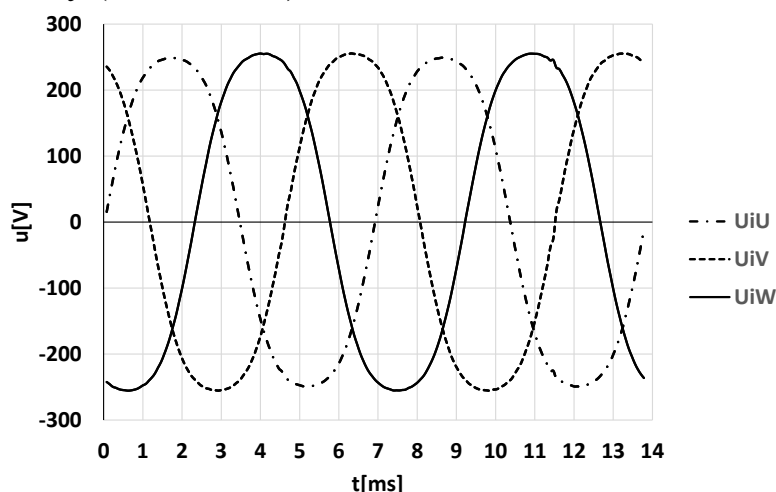
Nejjednodušší způsob jak snížit napětí je snížit počet závitů. Na základě rovnice (4.15) lze vypočítat nový počet závitů

$$\frac{U_{i1}}{N_{11}} = \frac{U_{i2}}{N_{12}} \quad (4.15)$$

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 (4.15) 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. 4.8).



Obr. 4.8 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. 4.4 Porovnání amplitudy a efektivní hodnoty první harmonické složky napětí pro jednotlivé vinutí a nový počet závitů

Z průběhu dle Obr. 4.8 byla provedena FFT analýza. Amplituda první harmonické (145Hz) je 270 V, amplituda třetí harmonické je 22,9 V a amplituda páté harmonické je 1,3V.

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.

4.2.4 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.

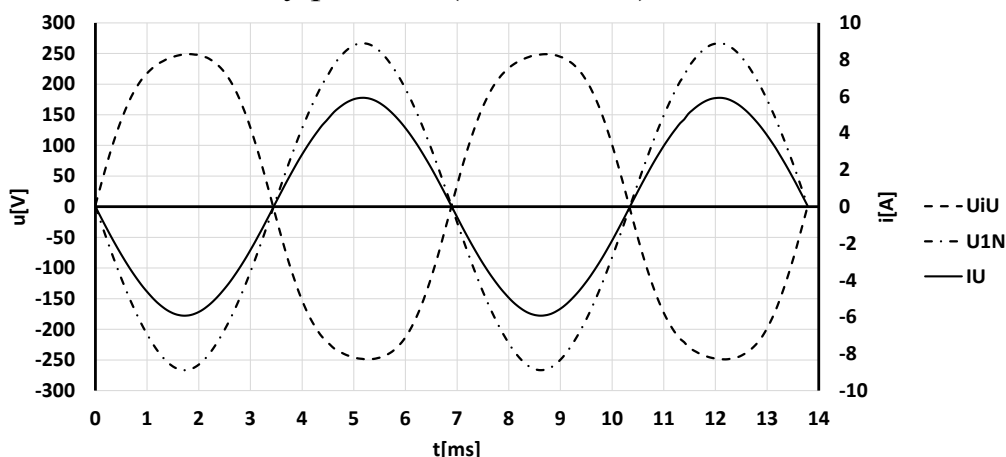
Jako první byla provedena analýza ve jmenovitém bodu. Analýza byla provedena tak, že generátor byl v rámci simulace zapojen do obvodu, ve kterém se nacházel odpor odpovídající odporu vinutí a zatěžovací odpory zapojené do hvězdy, které představovaly jmenovitou zátěž (odpor cca $45,5\Omega$). Odpor díky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

V rámci první simulace byly vypočítány hodnoty viz Tab. 4.5., přičemž u indukovaného napětí jsou uvažovány hodnoty pro první harmonickou.

	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. 4.5 Výsledky simulace v jmenovitém bodě

Z výsledků simulace bylo dále zobrazeny průběhy indukovaného napětí U_{iU} , fázové napětí na zátěži U_{1N} a fázový proud I_U (viz Obr. 4.9).



Obr. 4.9 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro jmenovitý pracovní bod

Díky zapojení vinutí generátoru do hvězdy došlo k potlačení třetí harmonické 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.

Dále v je z průběhu na Obr. 5.37 zřejmé, že fázový posun 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.

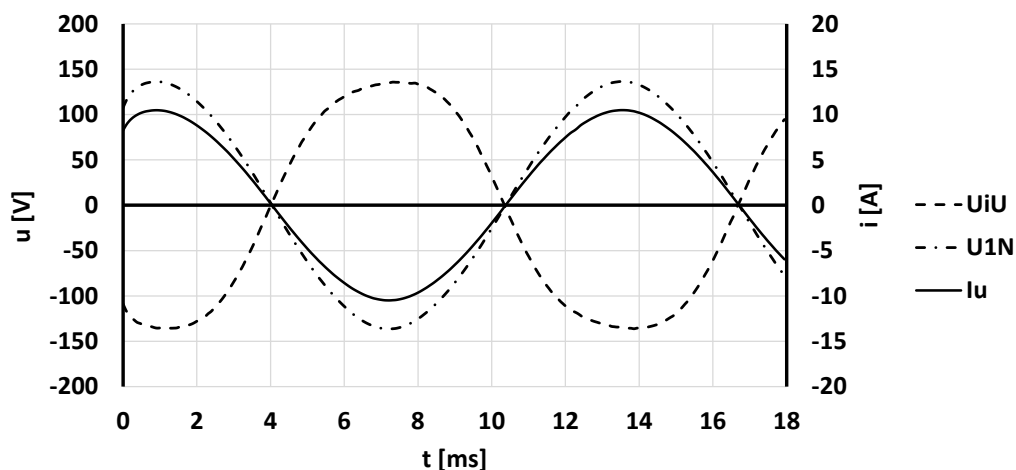
V rámci simulací byla vypočítána střední hodnota momentu na hřídeli generátoru 13,12 Nm, což při velikosti otáček 1740 min^{-1} a představuje mechanický příkon generátoru 2390 W.

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 13Ω)
- s ohmicko-induktivní zátěží, jejíž impedance je 13Ω (při jmenovité frekvenci 145Hz) a účinník 0,8
- s čistě induktivní zátěží, jejíž reaktance je 13Ω (při jmenovité frekvenci 145Hz)

Na Obr. 4.10 jsou zobrazeny průběhy indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a ohmickou zátěž.



Obr. 4.10 Zobrazení průběhů indukovaného napětí, fázového napětí na zátěži a proudu pro bod maximálního momentu a ohmickou zátěž

Jak je z Obr. 4.10 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 byla 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.

Jak vyplývá z porovnání průběhu indukovaného napětí s průběhem indukovaného napětí při čistě ohmické zátěži, při ohmicko-induktivní zátěži dochází ke zmenšení deformace indukovaného napětí a ke snížení amplitudy indukovaného napětí. Při použití čistě induktivní zátěže dochází k nejmenší deformaci indukovaného napětí a k největšímu snížení amplitudy indukovaného napětí. Toto je způsobeno tím, že reakční pole působí proti poli budícímu.

4.2.5 Výpočet ztrát vířivými proudy ve vodičích

Jako nejvhodnější vztah pro výpočet vířivých ztrát z MKP analýzy je vzorec uvedený v [10].

$$\Delta P_{e1}(t) = \frac{\pi \cdot l \cdot d^4}{64 \cdot \rho_{cu}} \cdot \left(\frac{dB}{dt} \right)^2 \quad (4.16)$$

Poté lze střední hodnotu vířivých ztrát vypočítat

$$\Delta P_{e1} = \frac{1}{T} \int_0^T \Delta P_e(t) dt \quad (4.17)$$

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

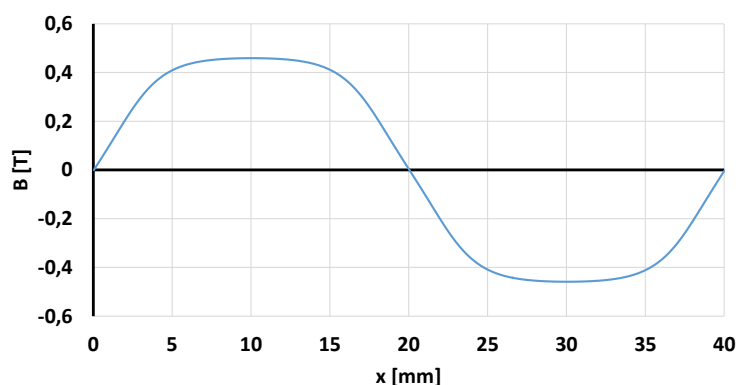
$$B(t) = B_{\max} \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (4.18)$$

Dosazením vzorce (4.18) do vzorce (4.16) s uvažováním postupu výpočtu střední hodnoty dle vzorce (4.17) získáme vzorec pro výpočet střední hodnoty vířivých ztrát (4.19)

$$\Delta P_e = \frac{d^4 \cdot l \cdot \pi^3 \cdot \sigma \cdot f^2 \cdot B_{\max}^2}{32} \quad (4.19)$$

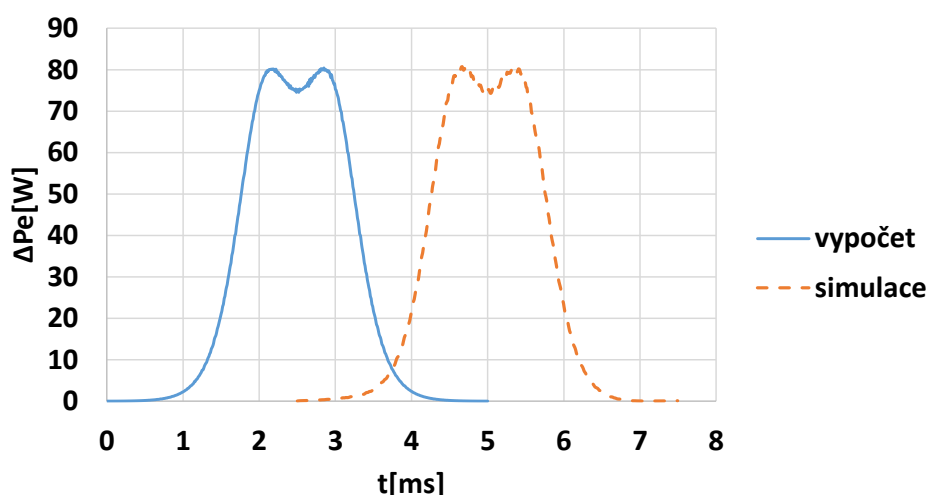
Vířivé ztráty ve vodičích nelze přímo v Maxwellu simulovat, jelikož by se musela nastavit malá velikost elementů a počet elementů by byl příliš velký. Z tohoto důvodu byl pro ověření rovnice (4.16) vytvořen náhradní model. V rámci Maxwellu byl vytvořen 2D model se čtyřmi magnety, který simuloval rotory axiálního generátoru s permanentními magnety, mezi kterými se pohybuje vodič (průměru 2mm) konstantní rychlostí. Model měl nastavenou hloubku řešení na 10 mm.

V rámci modelu byly vypočítány ztráty působící na vodič. Z modelu byl dále získán průběh magnetické indukce na přímce uprostřed vzduchové mezery (viz Obr. 4.11).



Obr. 4.11 Rozložené magnetické indukce na přímce uprostřed vzduchové mezery

Průběh rozložení magnetické indukce byl dosazen do vzorce (4.16). Výsledný průběh je zobrazen v Obr. 4.11 v porovnání se simulovaným průběhem.



Obr. 4.12 Vypočítaný a simulovaný průběh ztrát

Na Obr. 4.11 byl simulovaný průběh ztrát úmyslně časově posunut, z důvodu možnosti porovnání obou průběhů. Jak vyplývá z Obr. 4.11 průběhy jsou téměř totožné.

Jak ze simulovaného, tak vypočítaného průběhu byla určena střední hodnota. Tyto hodnoty byly porovnány s hodnotou vypočítanou dle vzorce (4.19). (viz Tab. 4.6).

Způsob výpočtu	Velikost ztrát vířivými proudy ve vodiči
Maxwell	27,5 mW
Výpočet dle (4.16)	27,2 mW
Výpočet dle (4.19)	23 mW

Tab. 4.6 Porovnání hodnot vířivých ztrát ve vodiči v modelu dle různého způsobu výpočtu

Jak vyplývá z Tab. 4.6, největší rozdíl je u výpočtu dle (4.19), 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 (4.20)

$$I_e(x,t) = \frac{u}{R} = \frac{2 \cdot x}{\rho_{cu}} \cdot \sqrt{\frac{d^2}{4} - x^2} dx \cdot \frac{dB}{dt} \quad (4.20)$$

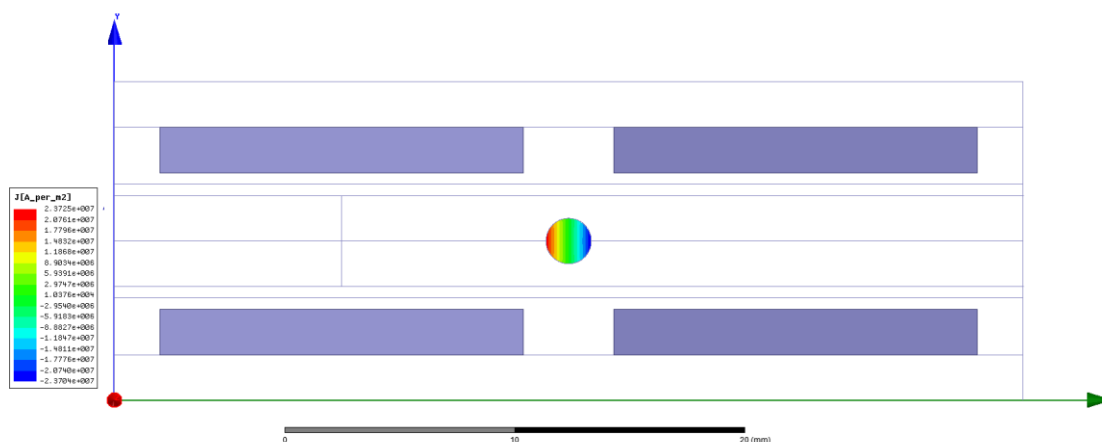
Z velikosti proudu dle (4.20) lze při znalosti plochy elementu vyjádřit 1-D rozložení proudovou hustotu dle (4.21).

$$J_e(x,t) = \frac{I(x)}{S} = \frac{x}{\rho_{cu}} \cdot \frac{dB}{dt} \quad (4.21)$$

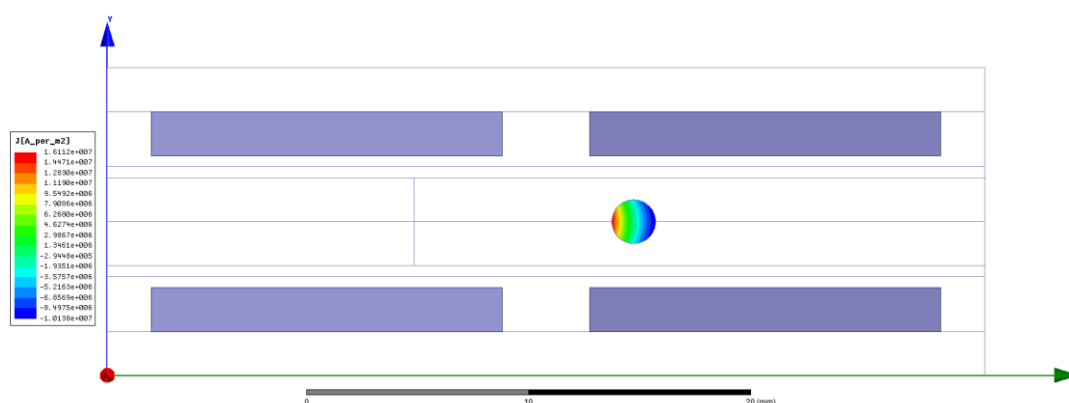
Pokud je vodič protékán pracovním proudem, může být celkové 1-D proudové rozložení vyjádřeno dle (4.22).

$$J_c(x,t) = J_e(x,t) + J_p \quad (4.22)$$

Simulované zobrazení rozložení proudové hustoty je na Obr. 4.11



a)



b)

Obr. 4.13 Rozložení proudové hustoty ve vodiči

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

Jak je z Obr. 4.13 patrné, maximální proudová hustota ve vodiči způsobená vířivými proudy v čase 2,5ms je $2,37 \cdot 10^7 \text{ A} \cdot \text{m}^{-1}$. Při použití vzorce (4.21) 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. 4.13 a) a Obr. 4.13 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 (4.16) s tím, že pro výpočet dB/dt používá průběh z Obr. 4.5, což je průběh magnetické indukce ve vinutí stroje. Z výsledného průběhu vypočítá střední hodnotu a tu poté přepočítá přes celkový počet vodičů ve stroji.

$$\Delta P_e = m_1 \cdot a_w \cdot N_1 \cdot 2 \cdot \Delta P_{e1} \quad (4.23)$$

Správnost funkce skriptu byla ověřena na vytvořeném průběhu sinusového pole, které mělo po celé délce vodiče konstantní okamžitou hodnotu. Velikost ztrát u takového pole podle skriptu se poté musí shodovat s velikostí ztrát vypočítaných dle (4.19), což skript splňoval.

Hodnoty vypočítané z rozložení pole jsou uvedeny v Tab. 4.7.

Způsob výpočtu	Velikost ztrát vířivými proudy
Obecný vzorec (4.4)	10,76 W
Výpočet z rozložení pole	10,96 W

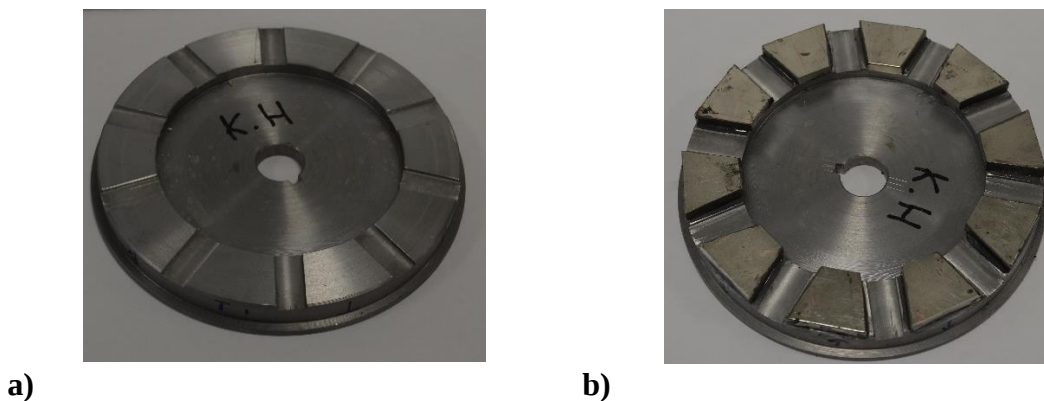
Tab. 4.7 Porovnání vířivých ztrát ve vinutí generátoru dle způsobu výpočtu

Jak z porovnání v Tab. 4.7 vyplývá, hodnoty vypočítaných vířivých ztrát pro obě metody jsou velice podobné. Hlavním důvodem drobného rozdílu je, že výpočet z rozložení pole počítá se všemi harmonickými, zatímco vzorec (4.4) počítá pouze se sinusovým průběhem magnetické indukce.

5. 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.

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. 5.1).



Obr. 5.1 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.

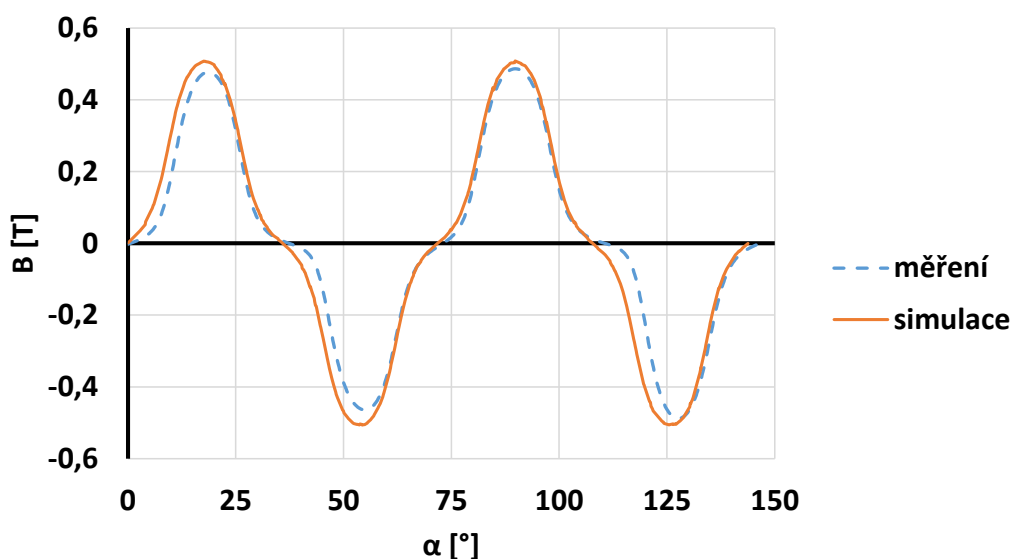
Jako první bylo provedeno měření rozložení indukce mezi magnety pomocí teslametru a 3-osé sondy. V rámci měření byl měřen průběh indukce ve všech třech směrech a aktuální poloha rotoru. Měření se provádělo postupně pro jednotlivé vzdálenosti od osy hřídele (resp. povrchu) s tím, že po každém změření byla sonda umístěna o další 2 mm výše a měření se zopakovalo. Takto bylo provedeno celkem 17 měření. Měřicí pracoviště je zobrazeno na Obr. 5.2.



Obr. 5.2 Měřicí pracoviště při měření rozložení indukce

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

Na Obr. 5.3 je zobrazen průběh rozložení magnetické indukce z měření a ze simulace pro dvě pólové dvojice.



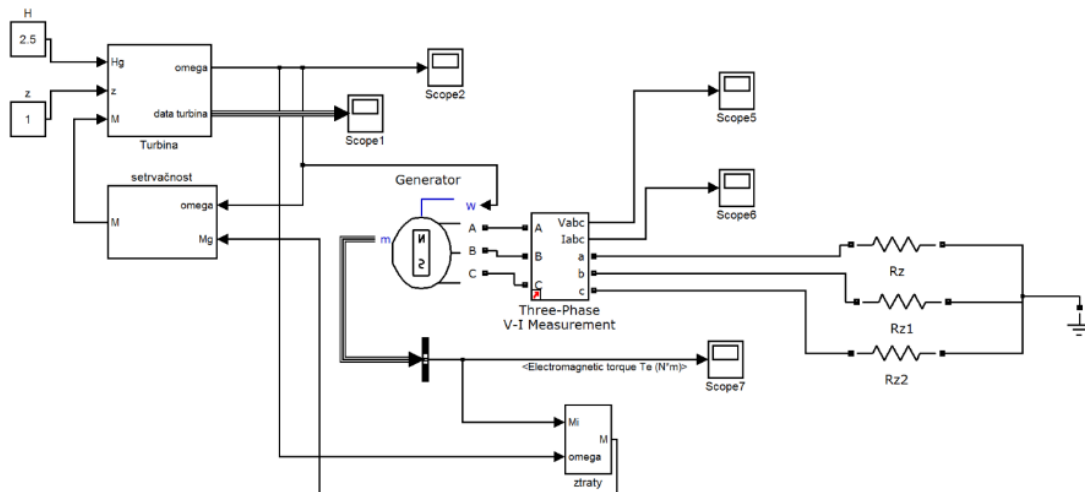
Obr. 5.3 Rozložení indukce pro dvěma pólovými dvojicemi

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.

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).

6. OVĚŘENÍ VLASTNOSTÍ CELÉ SOUSTAVY

Ověření vlastností celé soustavy bude provedeno na základě modelu v programu Simulink. Celkový model je zobrazen na Obr. 6.1.



Obr. 6.1 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. 6.1.

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. 6.1 Vypočítané hodnoty v rámci simulací

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.

7. 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 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,
- ověření konečno-prvkového modelu u axiálních strojů na základě měření rozložení magnetického pole.

Všechny vytyčené cíle práce byly splněny.

8. LITERATURA

- [1] “Územní energetická koncepce Jihomoravského kraje - Hodnocení využitelnosti obnovitelných zdrojů,” Brno, 2003.
- [2] K. Thorburn and 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, and F. Šob, “Vírová turbína,” 2921972000.
- [5] F. Šob and 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. F. Gieras, M. J. Kamper, and R.-J. Wang, *Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines, 2nd Edition*. Springer, 2008, p. 362.
- [8] M. Aydin, S. Huang, and T. A. Lipo, “Axial Flux Permanent Magnet Disc Machines: A Review,” in *Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation, and Motion (SPEEDAM) 2004*, 2004.
- [9] J. Měříčka and Z. Zoubek, *Obecná teorie elektrického stroje*. Praha: SNTL, 1973, p. 1962.
- [10] 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.

Curriculum Vitae

Jméno: Rostislav Huzlík
Narozen: 18. 4. 1983 v Moravské Třebové
Kontakt: huzlik@feec.vutbr.cz

Vzdělání

1998 - 2002 Střední průmyslová škola elektrotechnická, Mohelnice
2002 - 2007 Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií,
VUT v Brně
2007 - 2014 Doktorské studium na UVEE, FEKT VUT v Brně

Praxe

2007 - dosud Technický pracovník na UVEE, FEKT VUT v Brně
2010 – dosud Technický manažer, CVVOZE FEKT VUT v Brně