

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

Ing. JAN BÁRTA

**NÁVRH ELEKTRICKÉHO STROJE 6 KW, 120 000 OT/MIN PRO TURBO-  
CIRKULÁTOR HÉLIA**

**DESIGN OF ELECTRICAL MACHINE 6 KW, 120 000 RPM FOR HELIUM TURBO-  
CIRCULATOR**

Zkrácená verze Ph.D. Thesis

Obor: Silnoprúdová elektrotechnika a elektroenergetika

Školitel: doc. Ing. ČESTMÍR ONDRŮŠEK, CSc.

BRNO 2017

## **KLÍČOVÁ SLOVA**

Střídavý stroj, Vysokootáčkový pohon, Indukční motor, Stroj s permanentními magnety, Konečně prvková analýza, Elektrický návrh, Mechanický návrh, Tepelný návrh, Výroba, Testování

## **KEYWORDS**

AC machine, High-speed drive, Induction motors, Permanent magnet machine, Finite element analysis, Electrical design, Mechanical design, Thermal design, Manufacturing, Testing

## **MÍSTO ULOŽENÍ PRÁCE**

Práce je k dispozici na Vědeckém oddělení děkanátu FEKT VUT v Brně,

Technická 3058/10

616 00 Brno

# Obsah

|                                                      |    |
|------------------------------------------------------|----|
| KLÍČOVÁ SLOVA .....                                  | 2  |
| KEYWORDS .....                                       | 2  |
| MÍSTO ULOŽENÍ PRÁCE .....                            | 2  |
| 1 ÚVOD .....                                         | 1  |
| 1.1 Popis řešené problematiky .....                  | 2  |
| 2 NÁVRH VYSOKOOTÁČKOVÉHO STROJE .....                | 4  |
| 2.1 Volba hlavních rozměrů .....                     | 4  |
| 2.2 Elektromagnetický návrh, výpočet .....           | 6  |
| 2.3 Tepelný výpočet .....                            | 9  |
| 2.4 Mechanický návrh a výpočet rotoru .....          | 10 |
| 2.5 Ložiska a dynamika .....                         | 13 |
| 3 SROVNÁNÍ TOPOLOGIÍ PRO VYSOKOOTÁČKOVÉ STROJE ..... | 14 |
| 3.1 Elektromagnetické srovnání .....                 | 15 |
| 3.1 Tepelné a mechanické srovnání .....              | 17 |
| 3.2 Vyhodnocení volby typu stroje .....              | 18 |
| 4 VÝROBA A SESTAVENÍ STROJE .....                    | 19 |
| 4.1 Sestavení rotoru pomocí pájení .....             | 19 |
| 4.2 Sestavení rotoru pomocí uložení s přesahy .....  | 20 |
| 4.3 Kompletace turbo-cirkulátoru hélia .....         | 21 |
| 5 MĚŘENÍ TURBO-CIRKULÁTORU HÉLIA .....               | 22 |
| 5.1 Měření bez kompresorového pouzdra .....          | 22 |
| 6 ZÁVĚR .....                                        | 26 |
| 6.1 Náměty pro budoucí výzkum .....                  | 27 |
| LITERATURA .....                                     | 29 |
| CURRICULUM VITAE AUTORA .....                        | 31 |
| ANOTACE .....                                        | 32 |
| ABSTRACT .....                                       | 32 |

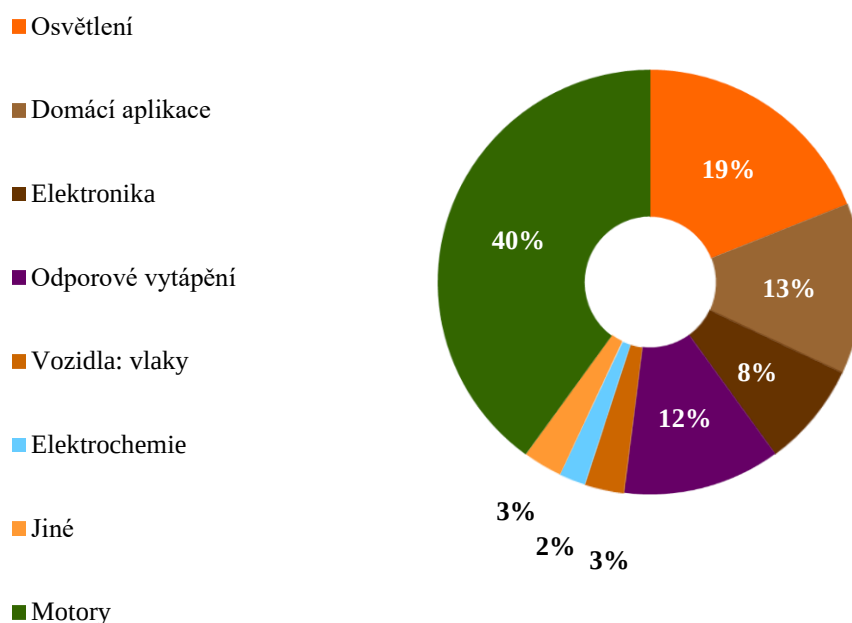


# 1 ÚVOD

Snaha o snižování skleníkových plynů čelí trendu zvyšování spotřeby energií. Podle International Energy Agency vzroste globální spotřeba energií do roku 2020 o 15 %, a o 30 % pak do roku 2030 [1]. Politické regulace pro omezení skleníkových plynů tak nejsou do budoucích let postačující bez nových technologických řešení.

Elektrické stroje se významnou měrou podílejí na výrobě a spotřebě elektrické energie. Podle [2] se elektrické motory globálně podílejí na spotřebě 40 % vyrobené elektrické energie Obr. 1.1. Díky tomu představují elektrické stroje velký potenciál pro úsporu energií. V poslední době jsou proto kladeny vysoké požadavky na vysokou účinnost elektrických strojů pro minimalizaci energetických ztrát. Vysokootáčkové stroje představují technologické řešení, pomocí kterého je možné dosáhnout vysoké účinnosti systému ve kterém je aplikován. Aplikace s vysokootáčkovými stroji nevyžadují převodovku, což vede k vyšší účinnosti celého systému, menší spotřebě materiálu a nižším požadavkům na prostor. Další výhodou vysokootáčkových strojů je jejich menší velikost a větší hustota výkonu ve srovnání s běžnými elektrickými stroji [3] - [5]. Průmyslová poptávka po vysokootáčkových strojích je prokazatelná rostoucím počtem aplikací, kde vysokootáčkové stroje nahrazují běžné stroje s převodovkou [6], [7].

S rostoucím množstvím aplikací vysokootáčkových technologií roste i poptávka po vysokootáčkových elektrických strojích. Podle [8] je předpokládáno, že tato oblast bude v následujících letech dominantní ve výzkumu a vývoji elektrických pohonů. V současné době se toto odráží i v množství výzkumných projektů financovaných na národních a mezinárodních úrovních. Vysokootáčkovými technologiemi se obecně myslí systém, ve kterém je elektrický stroj, zpravidla bez převodovky, propojen s turbo-strojem (kompresor, pumpa, turbína). Jmenovité otáčky stroje bývají typicky větší než 10 000 ot/min.



Obr. 1.1 Globální spotřeba elektrické energie podle typu aplikace [2].

## 1.1 POPIS ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY

Současný trend ukazuje, že synchronní stroje s permanentními magnety jsou běžně preferovány pro vysokootáčkové aplikace. Jejich výhodou je vysoká účinnost a účinník ve srovnání s indukčními stroji [8]. Na druhou stranu indukční stroje mají oproti synchronním určité výhody, a to odolnost vůči vysokým teplotám, nižší výrobní náklady, jednodušší řízení, a v případě použití plného rotoru bez klece nakrátko mohou tolerovat vyšší mechanické namáhání.

Různá topologická řešení indukčních strojů byla srovnána mezi sebou v publikacích [9], [10]. Mezi tato řešení patří: plný rotor, plný axiálně drážkovaný rotor, plný rotor s měděnou vrstvou na povrchu a rotor s klecí nakrátko. V těchto publikacích bylo mimo jiné ukázáno, že rotor s klecí nakrátko má nejmenší skluz a nejvyšší účinnost ve srovnání s ostatními. Rotor s klecí nakrátko je jeden z nejpoužívanějších v průmyslových aplikacích pro střední otáčky. Na druhou stranu, přehledy uvedené v [8], [11] a [12] ukázaly, že tento typ rotoru není preferován pro vysokootáčkové aplikace. To je dáno tím, že navrhnout a vyrobit rotor s klecí nakrátko pro vysokootáčkové aplikace je náročné hned v několika aspektech. Rotor je vystaven při provozu vysokým frekvencím, odstředivým silám a teplotám [15]. Ostatní zmíněná provedení rotoru pro indukční stroje jsou více odolná těmto vlivům.

Publikace [13] doporučuje pro volbu rozměrů vysokootáčkových strojů klasické rovnice používané pro návrh běžných strojů. Tyto rovnice mohou být založeny na empirické volbě mechanické konstanty nebo tangenciálního napětí (podrobněji kapitola 2.1). Nicméně žádná z těchto publikací neposkytl doporučené hodnoty mechanických konstant pro návrh vysokootáčkových strojů. Více praktická data byla poskytnuta až v publikaci [6] a [11]. Bohužel, prezentované hodnoty mechanických konstant jsou pouze pro velmi omezený počet indukčních vysokootáčkových strojů. Ukázalo se jako obtížné nalézt data vhodných pro rozměrování indukčních strojů pro vysokootáčkové aplikace.

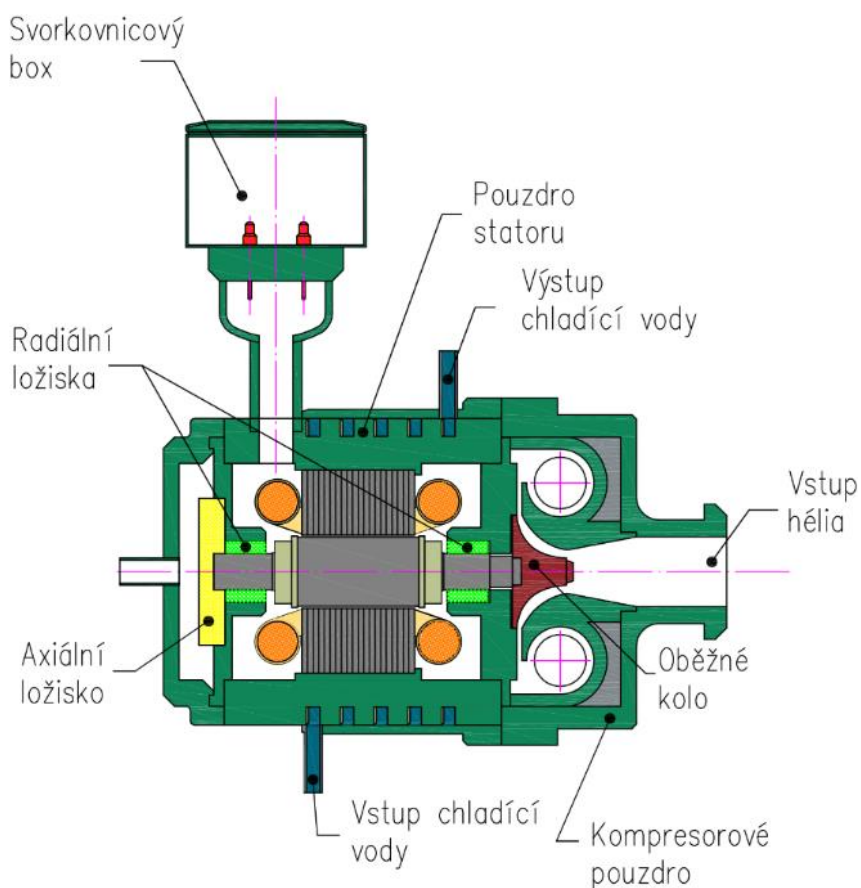
Obsáhlý popis návrhu včetně výroby indukčního stroje s klecí nakrátko pro vysokootáčkové aplikace byl proveden v [14]. Nicméně použitý elektromagnetický návrh odpovídal návrhu pro indukční stroje pro střední otáčkové aplikace. Rotor byl rovněž navržen v provedení typickém pro střední a nízké otáčky. Toto standardní rotorové provedení se objevuje v publikacích pro vysokootáčkové stroje s klecí nakrátko velmi často [15], [16] a [17].

Většina článků se soustředí pouze na analýzu mechanického namáhání v řezu rotoru, v jeho magneticky aktivní části. Přesto, jak bude ukázáno v této práci, je nejvíce namáhanou částí kruh nakrátko. Pro překonání jeho mechanických omezení a pro rozšíření rozsahu provozních otáček musí být kruh nakrátko upraven oproti tomu standardně používanému pro střední a nízké otáčkové rozsahy. Výzkumem vhodného provedení kruhu nakrátko se zabýval [18], [19]. Přestože v těchto člancích byla uvedena vhodná řešení pro vysokootáčkové stroje, porovnání jednotlivých řešení nebylo provedeno.

Hlavním cílem této práce je výzkum a vývoj indukčního motoru s klecí nakrátko pro provoz v takovém otáčkovém a výkonovém rozsahu, ve kterém se dnes uplatňují především synchronní nebo indukční stroje bez klece nakrátko. Pro dosažení tohoto cíle a zaplnění mezer v současném výzkumu byly doporučené empirické hodnoty mechanických konstant a tangenciálních napětí zkoumány a prezentovány. Na náročné případové stroje návrhu indukčního stroje s výstupním výkonem 6 kW při 120 000 ot/min pro pohon turbo-cirkulátoru hélia je vyvinut postup, jak elektromagneticky, mechanicky, a tepelně navrhnout indukční motor s klecí nakrátko a vyrobit jej. Jsou ukázány různé aspekty s tímto návrhem spojené, vyvinuta a zkoumána různá topologická řešení a rozdílné výrobní

technologie rotoru s klecí nakrátko. Prezentované postupy a výsledky jsou ověřeny měřením na stroji navrženého v rámci případové studie. Pro podání ucelených informací byl rovněž proveden výzkum v oblasti volby správné topologie elektrického stroje pro cílovou aplikaci. Cílem tohoto výzkumu bylo zjistit, jak může volba vhodné topologie elektrického stroje ovlivnit parametry cílové vysokootáčkové aplikace.

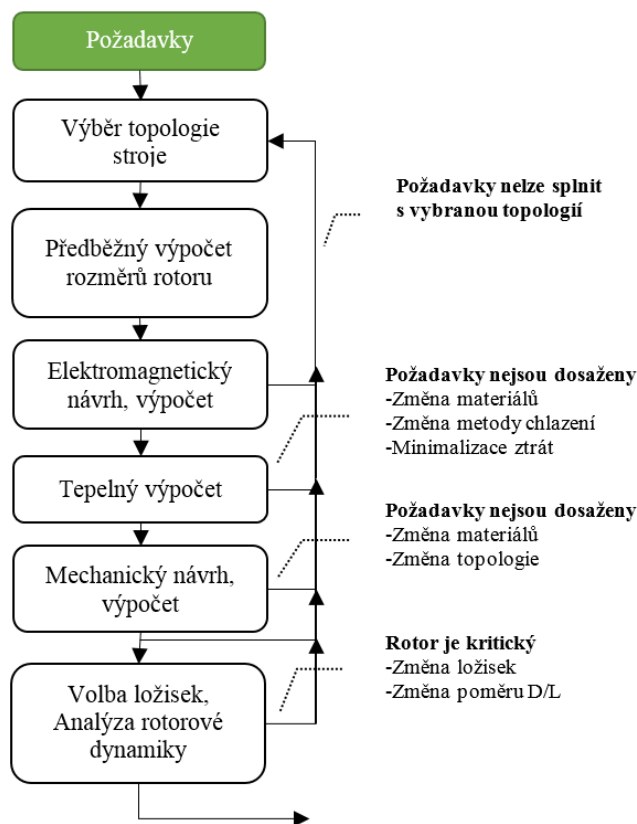
Cílovou aplikací pro případovou studii je turbo-cirkulátor hélia. Turbo-cirkulátor, který má vyvinutý stroj pohánět, se skládá ze tří hlavních částí. První je kompresorové pouzdro se vstupem pro helium, kde se nachází oběžné kolo. Z této části je helium po kompresi odváděno dále do procesu. Druhou částí je část, ve které je uložen vysokootáčkový elektrický motor. V pouzdře pro stator jsou i kanály pro vodní chlazení. Pro vyšší účinnost chlazení je část hélia odváděna z pracovní části turbo-cirkulátoru do části, ve které je uložen elektrický stroj. Zde helium prochází vzduchovou mezerou elektrického stroje a dále vstupuje do zadní části turbo-cirkulátoru. Helium je výstupem ze zadní části dále vedeno do by-pass výměníku, odkud se vrací zpět do technologického procesu. Třetí hlavní částí turbo-cirkulátoru je svorkovnice. Do svorkovnice jsou vyvedeny konce vinutí z elektrického stroje a přívody k tepelným snímačům umístěných v čelech statorového vinutí. Turbo-cirkulátor je plně hermetický s únikem odpovídajícím  $10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ . Celkové rozměry turbo-cirkulátoru jsou 250mm v délce, 154mm v šířce a 340mm na výšku.



Obr. 1.2. Ilustrace cílového turbo-cirkulátoru hélia.

## 2 NÁVRH VYSOKOOTÁČKOVÉHO STROJE

Návrh vysokootáčkového indukčního stroje s klecí nakrátko a plným rotorem je demonstrován na případové studii stroje pro pohon turbo-cirkulátoru hélia popsáného v kapitole 1.1. Při návrhu vysokootáčkového stroje je vhodné postupovat tak, aby byly zohledněny všechny multidisciplinární aspekty jeho návrhu. Za tímto účelem byl v rámci této práce aplikován postup ukázaný v podobě vývojového diagramu na Obr. 2.1. Tento vývojový diagram začíná definicí požadavků, které musí splňovat navrhovaný vysokootáčkový elektrický stroj. Tyto požadavky mohou obsahovat nároky na použité materiály, rozměrové omezení stroje, definici cílových parametrů elektrického stroje, metodu chlazení a omezení daná napájecím zdrojem v místě aplikace. Podrobněji se vybraným dílčím krokům věnují následující podkapitoly a autorova publikace [A1]. Prezentovaný postup je reprodukovatelný i na ostatní typy strojů, jako jsou například synchronní stroje s permanentními magnety.



Obr. 2.1 Aplikovaný metodologický postup návrhu vysokootáčkového elektrického stroje pro pohon turbo-cirkulátoru.

### 2.1 VOLBA HLAVNÍCH ROZMĚRŮ

První výzva, které musí návrhář vysokootáčkových strojů čelit, je volba rozměrů vysokootáčkového stroje. Volbou hlavních rozměrů se rozumí volba vnějšího průměru rotoru a jeho délka. Jejich volba je často založena na zkušenosti s předchozími vyrobenými stroji nebo na empirických konstantách. Rozměry stroje mohou být vypočteny na základě znalosti mechanické konstanty [20]. Tato konstanta je definována následovně:



$$C_{\text{mec}} = \frac{P_{\text{mec}}}{D^2 l n_{\text{syn}}} \quad (2.1)$$

kde  $P_{\text{mec}}$  je výstupní výkon stroje,  $D$  je vnější průměr,  $l$  je délka rotoru a  $n_{\text{syn}}$  jsou synchronní otáčky rotoru. Mechanické konstanty dobře navržených strojů jsou empirickou znalostí získanou z již dříve vyrobených elektromotorů daného typu a výkonu. Na Obr. 2.2 je uvedena závislost mechanické konstanty na výkonu v rozsahu 2 kW až 1000 kW pro uzavřené elektromotory pro střední a nízké otáčkové rozsahy s  $p=1$  (červená křivka) publikovaná v [20]. Tuto křivku nelze využít pro vysokootáčkové stroje s plným rotorem, protože mají jiné elektromagnetické zatížení a vyšší hustotu ztrát ve srovnání se stroji pro střední a nízké otáčky.

Z těchto důvodů byl proveden výzkum mechanických konstant vysokootáčkových strojů vyráběných současným průmyslem. Základní rozměry elementů pro vysokootáčkové stroje mohou být nalezeny v katalogích některých výrobců. V této práci data [21], [22], [23] průmyslových společností byla využita pro výpočet mechanických konstant a tangenciálních napětí pro vyráběných 447 vysokootáčkových elektrických strojů. Mechanické konstanty byly vypočteny rovnicí (2.1) a hodnoty tangenciálního napětí rovnicí (2.2) a jsou ukázány na Obr. 2.2. Tato data jsou platná pro vysokootáčkové indukční stroje s klecí nakrátko a plným rotorem. Chlazení těchto strojů je provedeno prostřednictvím spirálového kanálu umístěného v kostře statoru.

Uvedené hodnoty konstant se pohybují především v rozmezí 50 % až 90 % mechanické konstanty uvedené pro běžné stroje v [20], přičemž tyto hodnoty leží spíše v horní hranici tohoto intervalu pro nižší otáčky a v nižší hranici intervalu pro vyšší otáčky.

Mechanická konstanta je dána již zmíněným elektromagnetickým zatížením stroje. Při zvětšování objemu stroje se zlepšuje jeho chlazení, čímž může být zvýšena hodnota lineární proudové hustoty. To se projevuje nárůstem mechanické konstanty. Velikost magnetického zatížení stroje ovšem nemusí být vždy jednoduché zvyšovat. Je patrné, že mechanická konstanta vysokootáčkových strojů roste s rostoucím výkonem obdobně jako u strojů standardních. Rovněž vyplývá, že pro stejný výkon se liší v širokém rozsahu.

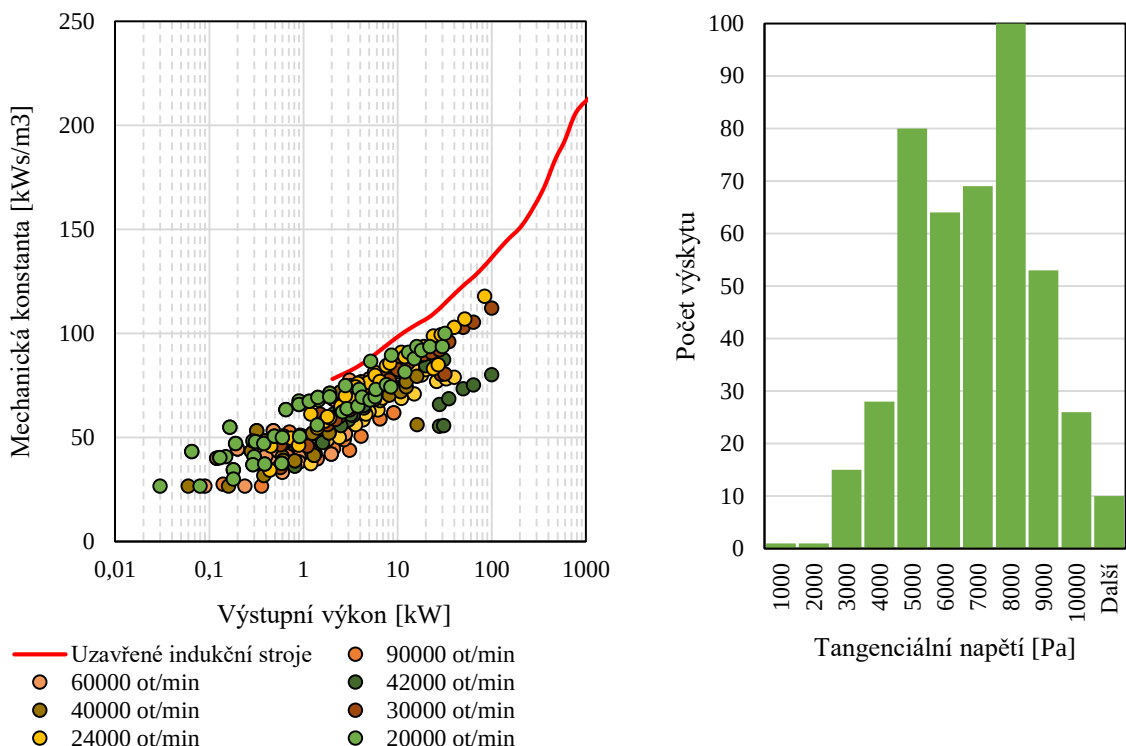
Další možností určení rozměrů rotoru plyne z již dříve uvedeného tangenciálního napětí na povrchu rotoru voleného z doporučených hodnot [20], které může být vypočteno následovně:

$$\sigma_{F \tan} = \frac{M}{2V_r} \quad (2.2)$$

kde  $M$  je moment a  $V_r$  je objem rotoru. Publikace [20] udává velikost tangenciálního napětí pouze strojů pro nízké a střední otáčkové rozsahy, s uvažovaným účínkem 0,8 v rozmezí 12 kPa až 33 kPa. Hodnoty tangenciálních napětí byly, jak již bylo zmíněno výše, určeny pro 447 vysokootáčkových elektrických strojů vyráběných v průmyslu. Pouze deset z uvedených 447 strojů mělo tangenciální napětí vyšší než 10 kPa. Nižší hodnoty tangenciálního napětí vysokootáčkových strojů s plným rotorem lze přisuzovat jejich vyšší hustotě ztrát. Tato hodnota rovněž vypovídá o tom, že samotné vodní chlazení není příliš efektivní pro chlazení vysokootáčkových elektrických strojů.

Na základně těchto uvedených dat mohou být zvoleny hlavní rozměry vysokootáčkového stroje. Volba rozměrů je velmi důležitá, ale samotná nepostačuje pro úspěšný návrh vysokootáčkového stroje. Společně s volbou rozměrů musí být také zvoleny vhodné materiály pro navrhovaný

elektrický stroj. Zvolené materiály ovlivní pevnost rotoru ale také i jeho ztráty elektromagnetického původu.

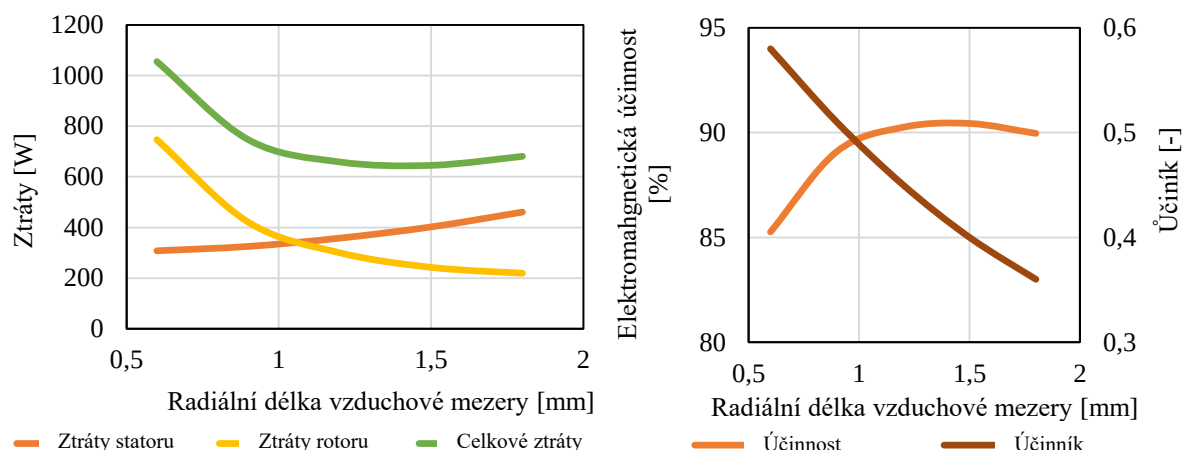


Obr. 2.2 Mechanická konstanta a tangenciální napětí pro vodou chlazené dvoupólové vysokootáčkové stroje s klecí nakrátko a plným rotorem. Červená křivka, reprodukována z [20], odpovídá úplně uzavřeným asynchronním strojům.

## 2.2 ELEKTROMAGNETICKÝ NÁVRH, VÝPOČET

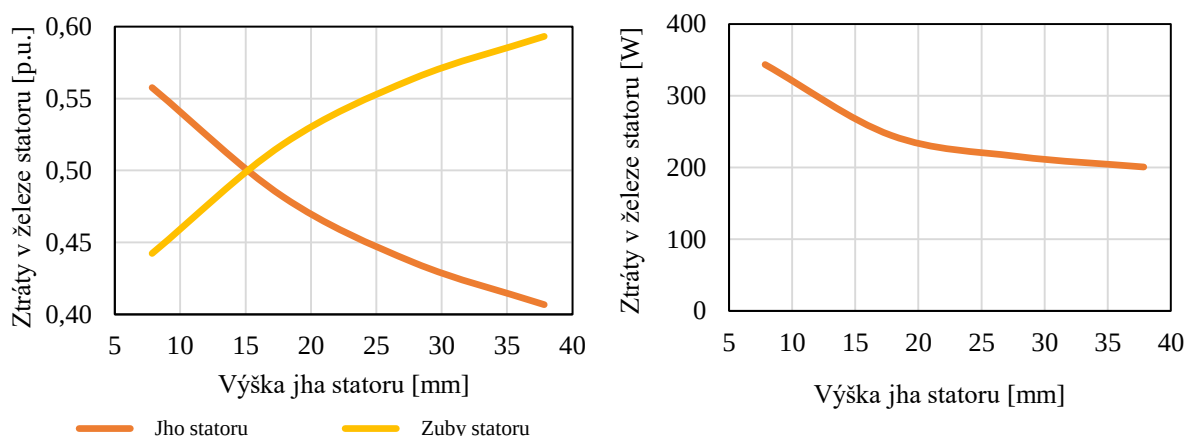
Elektromagnetický návrh využívá vztahů z knihy [20]. Prezentované výsledky elektromagnetických výpočtů v rámci této podkapitoly jsou výstupem z programu ANSYS Maxwell, kde byl stroj vymodelován dle navržené geometrie. Výpočty jsou založeny na 2D – konečně prvkové časové analýze. Čela vinutí statoru a rotorové kruhy jsou modelovány pomocí externích náhradních elektrických obvodů. Jejich impedance byly vypočteny na základě analytických vztahů uvedených v [20]. Nastavení a způsob výpočtu asynchronního rotoru s plným rotorem a klecí nakrátko prostřednictvím metody konečných prvků autor popsal podrobněji v [A2].

Hlavní rozměry rotoru byly zvoleny na základě dat uvedených v kapitole 2.1. Pro návrh stroje je dále nutné určit radiální délku vzduchové mezery. Volba vzduchové mezery zásadně ovlivňuje výsledné parametry stroje. Ve vysokootáčkových strojích je větší než u strojů určených pro střední a nízké otáčky. Se zvětšující se vzduchovou mezerou klesají ztráty vířivými proudy v plném rotoru. Na druhou stranu dochází také ke snížení účinnosti a tím k nárůstu magnetizačního proudu. Vhodně vybraná vzduchová mezera tak musí najít rovnováhu mezi těmito parametry, a to tak, aby bylo dosaženo co nejlepších parametrů stroje. Vypočtené závislosti ztrát na radiální délce vzduchové mezery pro navržený stroj bez uvažování axiálního drážkování jsou uvedeny na Obr. 2.3. Blíže se vlivu radiální délky vzduchové mezery na parametry navrženého vysokootáčkového stroje věnoval autor v publikaci [A3].



Obr. 2.3 Vliv radiální délky vzduchové mezery na parametry stroje.

Na základě znalosti vypočtené radiální délky vzduchové mezery lze určit vrtání statoru. Z vrtání statoru byly dopočteny drážkové rozteče, a na základě jejich velikosti byl vybrán vhodný počet drážek statoru, a to 12. Počet drážek statoru má dopad na obsah vyšších harmonických složek magnetické indukce ve vzduchové mezeře. Ty pak mají za následek zvýšení ztrát vířivými proudy v plném rotoru. Velikost magnetické indukce je volena nižší, než pro stroje na střední a nízké otáčkové rozsahy a to 0,45 T. Pro stroj bylo navrženo dvoupólové rozložení vinutí se zkráceným krokem 5/6 pro potlačení páté a sedmé harmonické složky magnetické indukce. Počet drážek rotoru je volen 18, a to na základě doporučení publikací [24] a [25]. Dalším důvodem je, že tento počet drážek je dělitelný třemi, což je výhodné z hlediska rotorové dynamiky. Výhodou dvoupólového provedení stroje je podstatně nižší napájecí frekvence ve srovnání s vícepólovými vysokootáčkovými stroji.

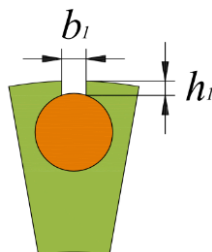


Obr. 2.4 Vliv výšky statorového jha na ztráty v železe statoru.

Rozměry drážek byly dopočteny dle navrženého proudového a magnetického zatížení stroje. Pro redukci statorových ztrát v železe byly rozměry jha voleny tak, aby ve jhu byla nízká hladina magnetické indukce. Výsledky parametrické analýzy, kdy byla měněna výška jha statoru u navrženého stroje, je uvedena na Obr. 2.4. Pro magnetický obvod statoru byl použit plech

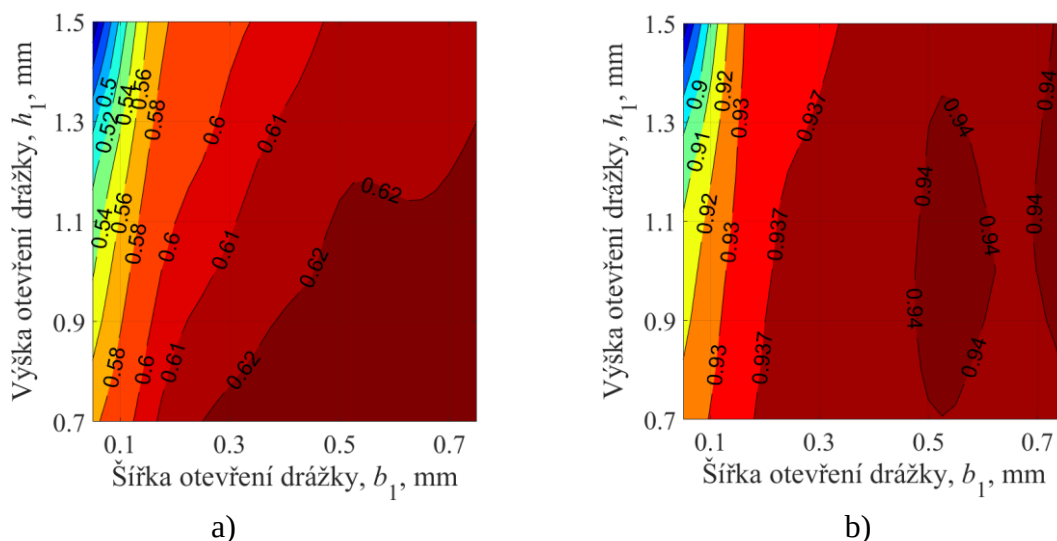
M250-35A pro svou příznivou cenu, dostupnost na skladě a akceptovatelné poměrné ztráty při pracovní frekvenci.

Elektromagnetické výpočty ukázaly, že je vhodné realizovat plný rotor s klecí nakrátko s otevřenými rotorovými drážkami. Axiální drážkování povrchu rotoru snižuje rozptylovou reaktanci rotoru a tím i jeho skluz. Pro zkoumání vlivu otevření rotorové drážky na parametry stroje byl parametrizován rozměr výšky, otevření drážky  $h_1$  a šířky otevření drážky  $b_1$ , kótováno na Obr. 2.5.



Obr. 2.5 Drážka rotoru s okótovanými hlavními rozměry otevření drážky.

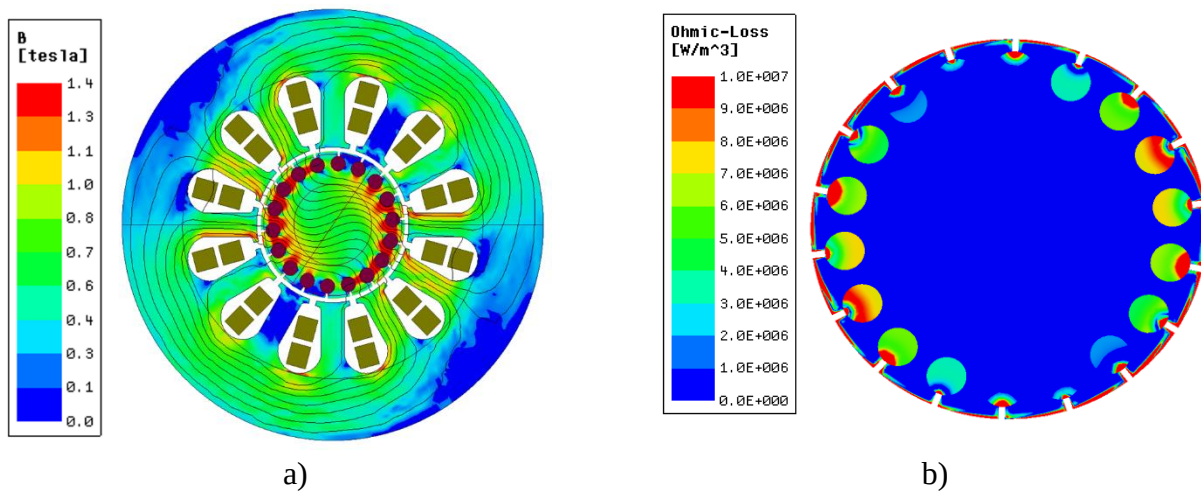
Vypočtený účinník a účinnost stroje v závislosti na rozměrech drážkování je pak vynesena na Obr. 2.6. Vykreslená data byla extrapolována pomocí analytické procedury gridfit v programu Matlab. Z vynesných závislostí je patrné, že i úzké axiální drážkování povrchu rotoru má velký dopad na zlepšení parametrů stroje s klecí nakrátko a plným rotorem. Parametry stroje jsou velmi proměnné v oblasti hodnot  $b_1$  pod 0,1 mm. Nad tuto hodnotu jsou parametry stroje již téměř konstantní. Hlubší drážkování  $h_1$  vede ke zhoršení vlastností stroje, které ale není až tak výrazné při šířce otevření drážky nad 0,1 mm. Z hlediska pevnosti rotoru je výhodnější mít tyče uložené hlouběji pod povrchem rotoru. Axiální drážkování rotoru umožňuje toto hlubší uložení, dokonce s lepšími elektromagnetickými vlastnostmi stroje v porovnání s variantou bez drážkování. Tato úprava povrchu rotoru má tedy pro stroje s plným rotorem a klecí nakrátko velký praktický význam.



Obr. 2.6 Vliv velikosti otevření drážky rotoru a) mapa účinníku b) mapa účinnosti.

Vypočtené pole v řezu navrženého stroje je zobrazeno na obr. 2.7a. Povrch rotoru není saturován. K saturaci dochází pouze v prostoru mezi rotorovými tyčemi. Ztráty v plném rotoru se koncentrují pouze v lokálních oblastech pod povrchem Obr. 2.7b. Výsledné elektromagnetické parametry stroje

jsou uvedeny v Tab. 2.1. Dalšího zlepšení parametrů stroje může být dosaženo pomocí optimalizace rozměrů stroje a implementováním materiálů s nižšími ztrátovými koeficienty.



Obr. 2.7 Rozložení a) magnetické indukce b) ohmických ztrát v rotoru.

**Tab. 2.1** Vypočtené elektromagnetické parametry stroje 6 kW, 120 000 ot/min.

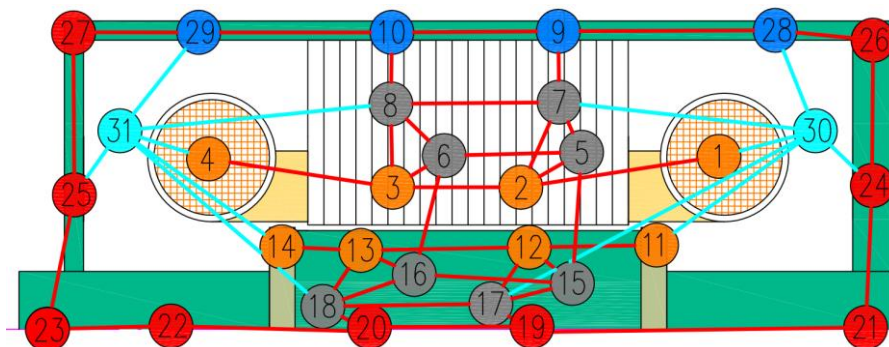
| Název parametru                      | Hodnota |
|--------------------------------------|---------|
| Výkon na hřídeli [kW]                | 6       |
| Jmenovité otáčky [ot/min]            | 120 000 |
| Jmenovitá frekvence [Hz]             | 2015    |
| Elektromagnetická účinnost [%]       | 0,94    |
| Účinník [-]                          | 0,62    |
| Efektivní hodnota proudu statoru [A] | 17,25   |

## 2.3 TEPELNÝ VÝPOČET

Výpočet ustáleného oteplení stroje je významnou součástí návrhu elektrického stroje. Oteplení stroje ovlivňuje, jakým výkonem a po jakou dobu můžeme stroj v provozu zatěžovat. Rovněž komponenty, ze kterých se elektrický stroj skládá, mají své teplotní limity. Nejkritičtějšími komponenty obvykle bývají izolační materiály použité ve statorovém vinutí, ložiska a permanentní magnety, pokud je stroj obsahuje. Je tedy nutné určit tepelné namáhání těchto komponent.

Výpočet oteplení částí stroje bylo provedeno pomocí tepelné sítě, neboť je tato metoda dostatečně přesná a má nižší nároky na výpočetní čas ve srovnání s CFD [26]. Schematicky je použitá tepelná síť vykreslena na Obr. 2.8. Tepelná síť uvažuje tepelný tok v axiálním a radiálním směru. Tepelný tok z drážek statoru a rotoru přechází jak do jha, tak i do zubů. Sestavená tepelná síť se skládá z celkem 31 uzlů, ve kterých je počítáno oteplení. Uzly, do kterých jsou ztráty elektrického stroje přiváděny, jsou označeny na Obr. 2.8 oranžovou a šedou barvou. Uzly 1-4 jsou vyhrazeny pro vinutí statoru, uzly 11-14 pro vinutí rotoru. Ztráty v zubech statoru jsou přivedeny do uzlů 6 a 5 a pro zuby rotoru do uzlů 16 a 15. Jhu statoru náleží uzly 8 a 7 a rotoru uzly 18 a 17. Uzly značeny tmavě modrou barvou, tedy uzly 9, 10, 28 a 27 jsou napojeny na vodní chlazení, které je realizováno ve statorovém pouzdře. Uzly 21, 24, 26 a 27 jsou uzly propojené s okolní teplotou a uzly 25 a 23 jsou napojeny na teplotu hélia v kompresorovém stupni. Teplota okolí se předpokládá 40 °C a průtok vody v chladicím kanálu 2 l/min. Parametry hélia byly dodány výrobcem turbo-cirkulátoru. Hlavní

výhodou hélia je jeho malá specifická hmotnost a asi 10krát větší součinitel přestupu tepla v porovnání se vzduchem.



Obr. 2.8 Použitá tepelná síť pro výpočet vysokootáčkového elektrického stroje.

Teploty při uvažování hélia uvnitř stroje a jeho nuceným tokem v axiálním směru jsou uvedeny v Tab. 2.2. Při napájení z měniče kmitočtu vzniknou ve stroji dodatečné ztráty vlivem vyšších harmonických složek. Tyto ztráty pak mohou zvýšit oteplení vinutí. Přesto lze konstatovat, že teploty uvedené v Tab. 2.2, jsou vzhledem k použitým materiálům ve stroji, vyhovující. Rotor stroje je ověřen mechanickým výpočtem pro teploty až 200 °C s vyhovující bezpečností. Pro vinutí statoru je použita izolační třída H, která podle tabulky 2.2 umožňuje teplotu vinutí až 180 °C

**Tab. 2.2** Výsledky tepelného výpočtu pro vybrané části stroje – Helium uvnitř stroje s nucenou průchozí ventilací.

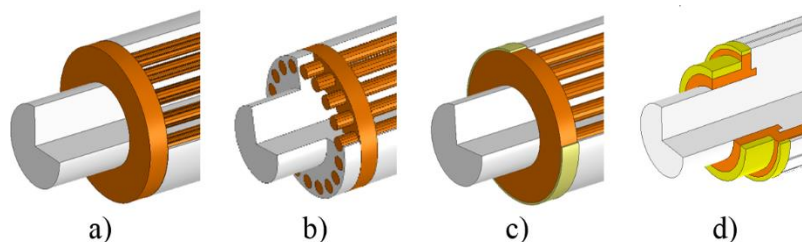
| Část stroje                                | Teplota [°C] |
|--------------------------------------------|--------------|
| čelo vinutí statoru – strana oběžného kola | 81,5         |
| čelo vinutí statoru                        | 95,6         |
| teplota vinutí v drážce                    | 100,2        |
| zuby statoru                               | 96,9         |
| jho statoru                                | 80,5         |
| drážka (klece) rotoru                      | 103,9        |
| kruh rotoru – strana oběžného kola         | 91,2         |
| kruh rotoru                                | 99,5         |
| zuby rotoru                                | 105,4        |
| jho rotoru                                 | 104,9        |
| plášť                                      | 56,8         |

## 2.4 MECHANICKÝ NÁVRH A VÝPOČET ROTORU

Konstrukční provedení rotoru pro použití ve vysokootáčkových strojích musí zajistit dostatečný bezpečnostní faktor při provozu ve vysokých otáčkách, což lze zajistit jeho vhodným provedením. Běžně používanou topologií rotoru je ta, která je vyobrazena na obrázku 2.9a. Tato topologie je občasně využívána ve vysokootáčkových strojích [14]. Nejkritičtější místem z pohledu mechaniky je kruh nakrátko, proto je jeho zesílení nebo vhodná tvarová modifikace stěžejní pro umožnění provozu tohoto typu rotoru na vysokých obvodových rychlostech. Řešení ukázané na Obr. 2.9b spočívá v přidání podpůrného kruhu za kruh nakrátko, čímž je sníženo jeho mechanické namáhání. Další ukázané řešení na Obr. 2.9c spočívá v umístění zpevňovacího prstence přes kruh nakrátko.



Tento prstenec bývá vyroben z materiálu s vysokou mezí kluzu, jako je např. titan. V rámci této práce bylo vyvinuto řešení ukázané na Obr. 2.9d. Toto řešení kombinuje vhodně tvarovaný kruh nakrátko s řešením z Obr. 2.9c. Principem tvarování kruhu nakrátko je soustředění dominantní části jeho objemu na co nejmenším poloměru, tzn. co nejblíže hřídeli.



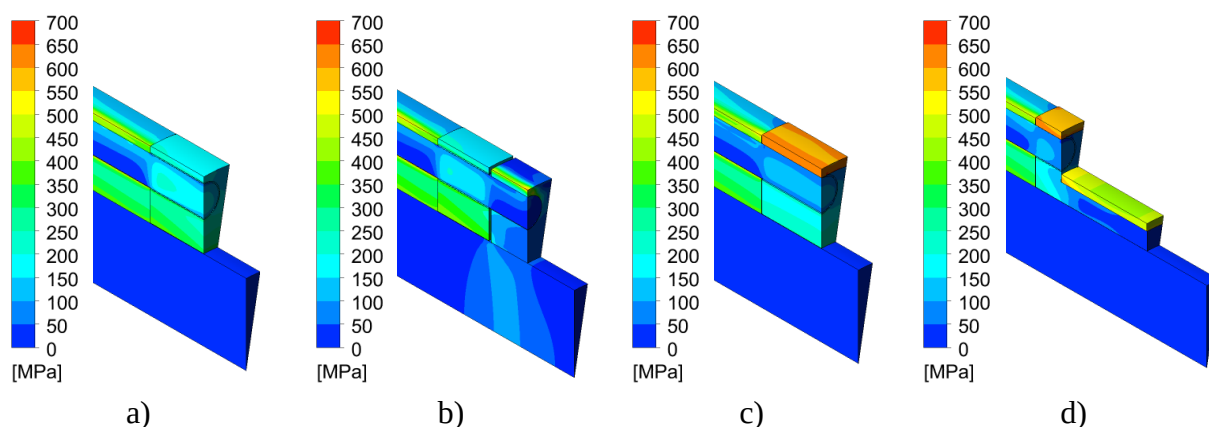
Obr. 2.9 Konstrukční topologická řešení rotoru s klecí nakrátko a) konvenční (Top. A) b) s podpůrným kruhem (Top. B) c) se zpevňovacím prstencem (Top. C) d) s modifikovaným tvarem a zpevňovacími prstenci (Top. D).

Topologie představené topologie na Obr. 2.9 byly z hlediska bezpečnostního faktoru mezi sebou porovnány prostřednictvím mechanické analýzy. Pro mechanickou analýzu je využito programu ANSYS Mechanical. Pro zajištění porovnatelnosti jednotlivých variant je průřez spojovacího kruhu u všech variant stejný, a to  $38,89 \text{ mm}^2$ . Vypočet předpokládá teplotu rotoru  $200 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . Výběr této teploty vychází z předpokládané maximální teploty v rotoru. Povrch rotoru je navržen jako hladký, tzn. bez axiálního drážkování. Vnější průměr rotoru je pro všechny varianty volen shodně, a to tak, aby byla rychlost povrchu rotoru při jmenovitých otáčkách  $198 \text{ m/s}$ . Protože plný rotor s klecí nakrátko je velmi citlivý na rozměrové tolerance jednotlivých součástí, byla provedena i jejich částečná optimalizace. Pro optimalizaci byly využity zabudované algoritmy v Ansys Mechanical vhodné pro předběžné návrhy. Výsledné rozložení mechanického napětí pro různé rotorové topologie je ukázáno na Obr. 2.10. Srovnání z hlediska bezpečnostních faktorů je provedeno v Tab. 2.3.

Ze získaných výsledků plyne, že tyče ve všech zkoumaných variantách dosahují v rámci struktury rotoru nejvyššího bezpečnostního faktoru (bezpečnostní faktor hřídele není brán v potaz). Jako kritický se z hlediska pevnosti jeví spojovací kruh a vlastní těleso rotoru. Mez kluzu oceli 41CrMo4 může být zvýšena pomocí tepelného zpracování, případně je možné implementovat jiný materiál s vyšší mezí kluzu. V případě kruhu nakrátko by pro zlepšení bezpečnostního faktoru bylo nutné použít elektrovedný materiál s vyšší pevností, například CuCo<sub>2</sub>Be, Glidcop Al-60, nebo dále vhodně modifikovat geometrii spojovacího kruhu. Požadavku na nejvyšší bezpečnostní faktor nejvíce vyhovuje vyvinutá topologie Top. D. Tato topologie je tedy zvolena i pro realizaci vysokootáčkového stroje.

Pro zvolené konstrukční provedení rotoru Top. D byl v dalším kroku proveden detailní návrh pro použití v navrženém stroji. Tento návrh plně respektoval požadavky na rozměry kruhu nakrátko, požadavky na výrobitelnost a byl podrobněji optimalizován. Rovněž vzal plně v potaz skládání rotoru pomocí uložení jednotlivých dílů s přesahy.

Vypočtené namáhání rotoru pro každou jeho část je uvedeno v Tab. 2.4. Kruh nakrátko je místo s nejnižším bezpečnostním faktorem, z čehož je zřejmé, že právě kruh nakrátko je kritickým místem celé rotorové struktury.



Obr. 2.10 Rozložení ekvivalentního mechanického napětí v různých konstrukčních řešeních rotoru  
a) Top. A b) Top. B c) Top. C d) Top. D.

**Tab. 2.3.** Mechanické srovnání rozdílných topologií rotorů z hlediska bezpečnostního faktoru.

|           | Tyče        | Kruh nakrátko | Tělo rotoru | Přídavný kruh | Prstenec 1  | Prstenec 2 |
|-----------|-------------|---------------|-------------|---------------|-------------|------------|
| Materiál  | GLIDCOP®    | AL-15         | 41CrMo4     |               | TiAl6V4     |            |
| Mez kluzu | 469         | 455           | 760         |               | 1000        |            |
| Top. A    | <b>2,19</b> | 1,16          | <b>1,55</b> | -             | -           | .          |
| Top. B    | 2,32        | <b>1,12</b>   | 1,52        | 1,34          | -           | -          |
| Top. C    | <b>3,45</b> | 1,76          | <b>1,34</b> | -             | 1,5         | -          |
| Top. D    | 2,76        | <b>1,78</b>   | 1,46        | -             | <b>1,54</b> | 1,63       |

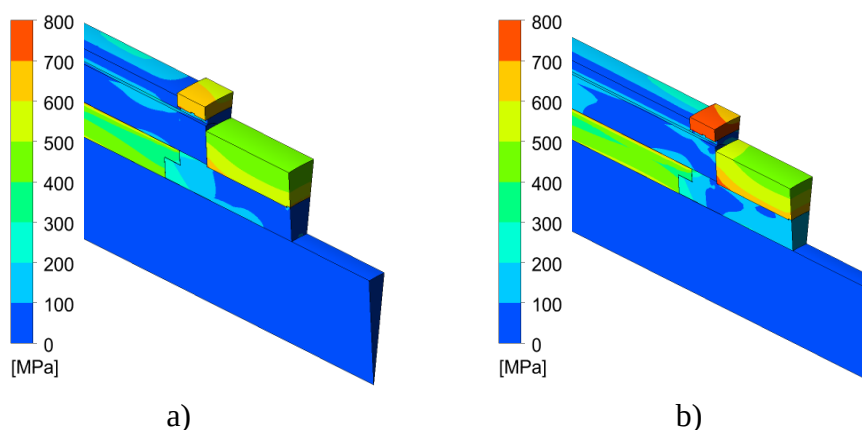
Rozložení napětí Von Mises v rotoru je ukázáno pro teplotu 22 °C na Obr. 2.11a a pro teplotu 200 °C na Obr. 2.11b. Tyče klece nakrátko jsou nejméně namáhanou strukturou rotoru. Mají také nejvyšší bezpečnostní faktor. Nejvyššímu napětí jsou naopak vystaveny zpevňovací titanové prstence. Jejich bezpečnostní faktor se pohybuje v rozmezí 1,15 až 1,28. Těleso rotoru je také vystaveno velkému namáhání a jeho bezpečnostní faktor se pohybuje pro nejnamáhanější bod v rozmezí 1,12 až 1,14.

**Tab. 2.4** Výsledky mechanického výpočtu pro vyráběný rotor.

|                     | Tyče     | Kruh nakrátko | Tělo rotoru | Prstenec 1 | Prstenec 2 |
|---------------------|----------|---------------|-------------|------------|------------|
| Materiál            | GLIDCOP® | AL-15         | 41CrMo4     | TiAl6V4    |            |
| Mez kluzu, [MPa]    | 424      | 340           | 760         | 1000       |            |
| 22 °C               |          |               |             |            |            |
| Maximální napětí    | 223,2    | 369,01        | 665,14      | 778,71     | 797,63     |
| Bezpečnostní faktor | 1,89     | 0,92          | 1,14        | 1,28       | 1,25       |
| 200 °C              |          |               |             |            |            |
| Maximální napětí    | 249,62   | 443,69        | 682,12      | 856,04     | 866,99     |
| Bezpečnostní faktor | 1,69     | 0,76          | 1,12        | 1,16       | 1,15       |

Velké množství výpočtů různých variant také ukázalo, že všechny rotorové části jsou velmi závislé na výrobních tolerancích. To klade vysoké nároky na precizní výrobu a sestavení rotoru. Například rotorové tyče musí být vyrobeny s rozměrovou tolerancí do 4 μm.





Obr. 2.11 Rozložení ekvivalentního napětí v rotoru pro a) 22 °C, b) 200 °C.

## 2.5 LOŽISKA A DYNAMIKA

Ve vysokootáčkových strojích se dnes používají zejména magnetická (AMB – active magnetic bearings) a aerodynamická ložiska. Pro navržený turbo-cirkulátor je zvoleno použití vzduchových ložisek. Fluidních ložisek existuje celá řada a liší se mezi sebou tvarem a druhem použitého fluida. Pro konstruovaný turbo-cirkulátor bylo zvoleno jako nejvhodnější aerodynamické segmentované ložisko. Tato ložiska se vyznačují výbornými dynamickými vlastnostmi a jsou schopna zajistit stabilitu rotoru téměř za všech podmínek.

Vzhledem k malé tuhosti ložisek ve srovnání s tuhostí hřídele odpovídají vypočtené čtyři nejnižší módy módům tuhého tělesa na plynovém filmu. Tyto cylindrické a kónické módy mají tlumení více než 50 % a proto generují pouze nepatrné zvýšení amplitudy. První kritické otáčky se vyskytují až na 221 286 ot/min. To je dostatečný odstup od provozních otáček rovnající se 1,84násobku jmenovitých otáček. Běžně užívaným kritériem je to, že kritické otáčky musí být alespoň 1,8násobek provozních otáček. Toto kritérium zajišťuje, že rotor pracuje v podkritických otáčkách a splňuje požadavky rotorové dynamiky. Při výpočtu dynamiky bylo předpokládáno oběžné kolo o hmotnosti 52 g a hliníkový disk o průměru 50 mm. Tento disk nahrazuje axiální ložisko obr. 1.2. Výpočet rotorové dynamiky, návrh a implementace ložisek byl proveden průmyslovým partnerem řešeného projektu.

**Tab. 2.5** Kritické otáčky rotoru.

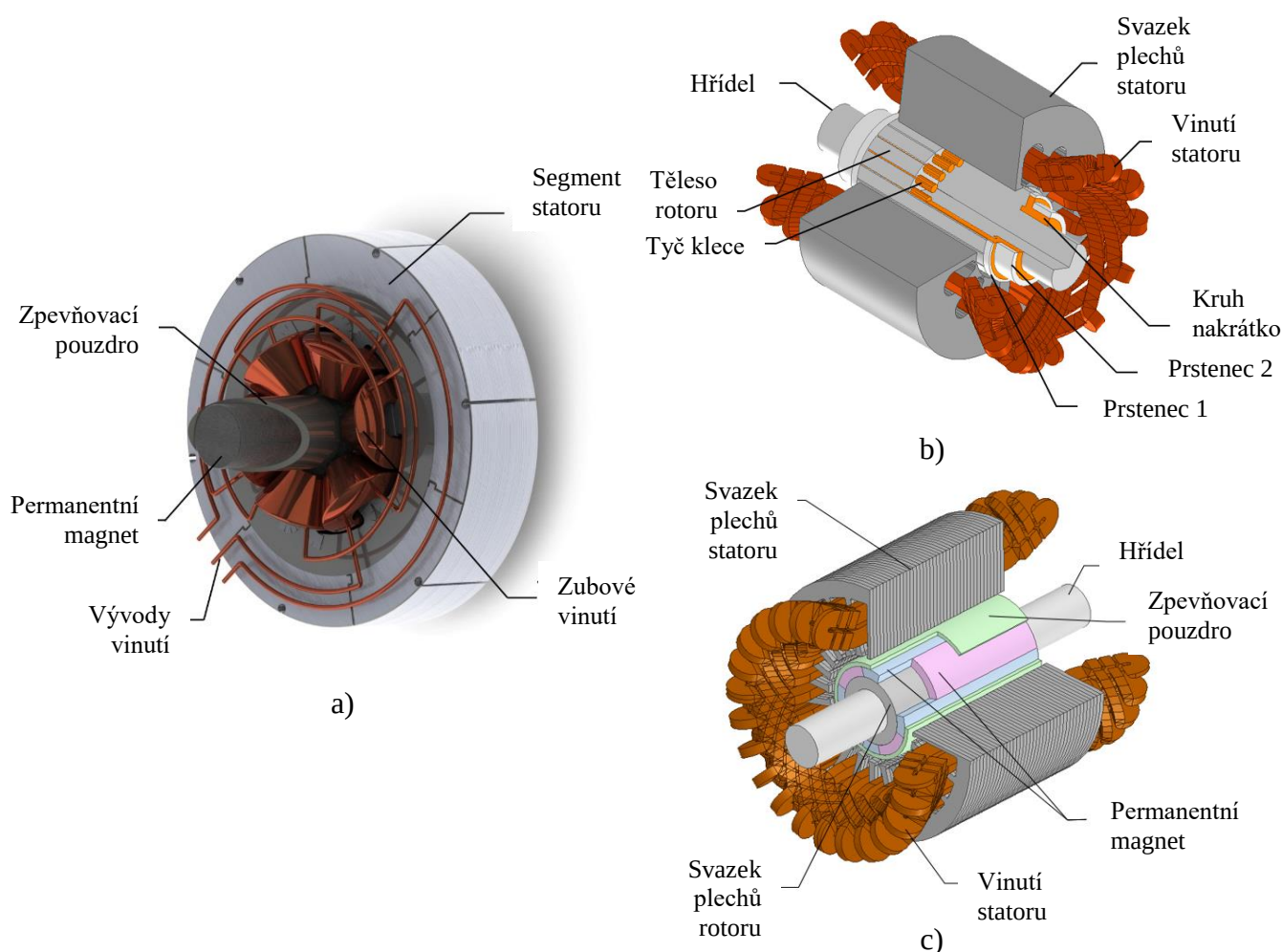
| Pořadí kritických otáček       | Kritické otáčky [ot/min] | Poměrný útlum [-] |
|--------------------------------|--------------------------|-------------------|
| 1. cylindrické                 | 8 286                    | 57,4              |
| 2. kónické                     | 11 196                   | 61                |
| 3. cylindrické                 | 15 518                   | 69,4              |
| 4. kónické                     | 20 733                   | 69,9              |
| 1. ohybové, protiběžná precese | 166 858                  | 0,2               |
| 1. ohybové, souběžná precese   | 221 286                  | 0,2               |

### 3 SROVNÁNÍ TOPOLOGIÍ PRO VYSOKOOTÁČKOVÉ STROJE

Tato kapitola srovnává tři typy vysokootáčkových strojů pro aplikaci v turbo cirkulátoru hélia. Je srovnán indukční motor s plným rotorem a klecí nakrátko, synchronní stroj s plným válcovým magnetem a synchronní stroj s magnety na povrchu v Halbachově uspořádání. Všechny tyto stroje jsou navrženy tak, aby pracovaly jako motor s výstupním výkonem 6 kW při 120 000 ot/min.

Každý z těchto vysokootáčkových strojů má své výhody a nevýhody. V této kapitole jsou stroje srovnány z několika hledisek, které zahrnují elektromagnetismus, oteplení a mechanickou analýzu. Pro ostatní vysokootáčkové aplikace umožňuje prezentovaný srovnávací postup vybrat topologii elektrického stroje analyzováním popsaných kritérií.

Stroje byly navrženy se stejnými specifikacemi a okrajovými podmínkami za účelem řádného srovnání. Nicméně kvůli specifickým vlastnostem topologií jsou některé parametry rozdílné. Vizualizace srovnávaných strojů jsou ukázány na obr. 3.1 a jejich hlavní parametry jsou uvedeny v tab. 3.1. Podrobnější popis těchto strojů lze nalézt v autorově publikaci [A4]. Podrobněji výsledky této studie komentoval a prezentoval autor v publikacích [A4], [A5] a [A6].



Obr. 3.1 3D vizualizace a) synchronního stroje s plným válcovým magnetem (HS PMSM) b) indukčního stroje s klecí nakrátko a plným rotorem (HS IM) c) synchronního stroje s magnety v Halbachově uspořádání (HS SM PMSM).

**Tab. 3.1** Hlavní parametry srovnávaných strojů 6 kW, 120 000 ot/min.

| Komponenta                         | HS PMSM   | HS IM         | HS SM PMSM  |
|------------------------------------|-----------|---------------|-------------|
| Počet pólových dvojic              | 1         | 1             | 2           |
| Počet fází                         | 3         | 3             | 3           |
| Jmenovitá napájecí frekvence, [Hz] | 2 000     | 2 015         | 4 000       |
| Počet drážek statoru               | 6         | 12            | 24          |
| Počet tyčí rotoru                  | -         | 18            | -           |
| Vnější průměr statoru, [mm]        | 102       | 90            | 60          |
| Vnitřní průměr statoru, [mm]       | 36        | 32,5          | 25,4        |
| Aktivní délka statoru, [mm]        | 32        | 50            | 40          |
| Aktivní délka rotoru, [mm]         | 40        | 50            | 40          |
| Vnější průměr rotoru, [mm]         | 33        | 30,7          | 22,4        |
| Obvodová rychlost rotoru, [m/s]    | 207       | 193           | 141         |
| Sdružené napětí, [V]               | 350       | 350           | 147         |
| Zapojení vinutí statoru            | Hvězda    | Hvězda        | Hvězda      |
| Tangenciální napětí rotoru, [kPa]  | 6,15      | 6,44          | 15,15       |
| Materiál svazku paketu statoru     | M250-35A  | M250-35A      | M250-35A    |
| Materiál magnetu rotoru            | SmCo      | -             | SmCo        |
| Materiál pouzdra rotoru            | Ti-6AL-4V | Ti-6AL-4V     | Inconel 718 |
| Materiál rotorového paketu         | -         | 41CrMo4       | M250-35A    |
| Materiál klece nakrátko            | -         | Glidcop Al-15 | -           |

### 3.1 ELEKTROMAGNETICKÉ SROVNÁNÍ

Elektromagnetický výpočet strojů proběhl metodou konečných prvků v programu Ansys Maxwell. Podle výsledků uvedených v tabulce 3.2 jsou elektromagnetické parametry HS IM nejhorší ve srovnání se synchronními stroji pro danou aplikaci. HS SM PMSM má nejvyšší elektromagnetickou účinnost. Rozdíl je ještě podstatnější v případě zahrnutí ventilačních ztrát. Musí však být bráno v potaz, že pro HS SM PMSM byla provedena multi-fyzikální optimalizace [27].

Pro případ konstantního magnetického toku ve stroji uvádí [28] pro závislost ztrát na úhlové rychlosti rotoru následující vztah:

$$P_{\text{loss}} = P_{\text{fund}} + P_{\text{hyst}} + P_{\text{eddy}} + P_{\text{fric}} \approx k_{\text{fund}} + k_{\text{hyst}}\omega + k_{\text{eddy}}\omega^2 + k_{\text{fric}}\omega^3 \quad (3.1)$$

kde  $P_{\text{fund}}$  jsou ztráty magnetizační,  $P_{\text{hyst}}$  jsou ztráty způsobené hysterezí,  $P_{\text{eddy}}$  jsou ztráty vířivými proudy,  $P_{\text{fric}}$  jsou ztráty ventilační a  $\omega$  je úhlová rychlost. Tento vztah ukazuje, že magnetizační ztráty stroje jsou nezávislé na otáčkách stroje. Ztráty, které jsou na otáčkách závislé, jsou pak ztráty způsobené hysterezí. Ztráty vířivými proudy pak rostou s kvadrátem otáček a ztráty ventilační pak s třetí mocninou.

Obecně jsou ztráty vířivými proudy významněji zastoupeny u strojů indukčních než u synchronních. To vychází mimo jiné z principu činnosti indukčních strojů. Rotor indukčního stroje pracuje na skluzových otáčkách, což vede k indukování proudů do rotoru na skluzové frekvenci. Pro vysokootáčkové stroje, kde je napájecí frekvence vysoká, je rovněž vysoká i frekvence proudů indukovaných do rotoru. Díky tomu jsou ztráty vířivými proudy u vysokootáčkových strojů výrazně zastoupeny.

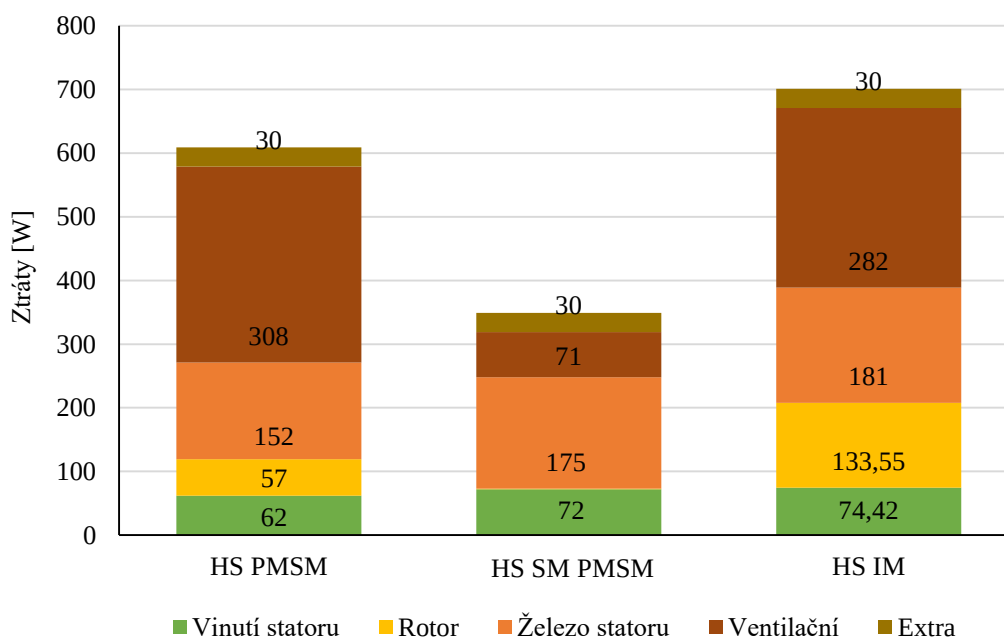
**Tab. 3.2** Vypočtené parametry srovnávaných topologií.

| Parametry                       | HS PMSM | HS SM PMSM | HS IM |
|---------------------------------|---------|------------|-------|
| Výkon na hřídeli, [kW]          | 6       | 6          | 6     |
| Elektromagnetická účinnost, [%] | 95,2    | 95,6       | 94    |
| Účinník                         | 0,99    | 0,98       | 0,62  |
| Proud fáze statoru, [A]         | 10,2    | 24,6       | 17,25 |

Synchronní stroje s permanentními magnety umožňují vyšší hustotu výkonu elektrického stroje. Ve výsledku tak může být rotor synchronního stroje menší ve srovnání s rotorem indukčního stroje. Protože ztráty třením rostou se čtvrtou mocninou průměru rotoru, může toto snížení objemu rotoru vést k podstatnému zlepšení účinnosti stroje. Příkladem je analyzovaný HS SM PMSM, kde vnější průměr rotoru byl ve srovnání s ostatními menší. Ztráty třením jsou tedy u něj podstatně méně procentuálně zastoupeny ve srovnání s ostatními topologiemi.

Ztráty hystereze záleží na magnetickém zatížení magnetického obvodu a na implementovaných materiálech ve stroji. Tyto ztráty mohou mít stejnou velikost jak u indukčních, tak u synchronních strojů určených pro vysokootáčkové aplikace. Tato skutečnost je rovněž patrná u provedeního srovnání, kdy materiály statoru jsou stejné a rovněž i sycení je na přibližně srovnatelné úrovni.

Lze předpokládat, že ztráty související s magnetizací budou menší u synchronních strojů. To vychází z faktu, že u synchronních strojů je magnetizace magnetického obvodu zajištěna převážně magnety. V závislosti na nastavení pracovního bodu může synchronní stroj pracovat v podbuzeném či přebuzeném režimu nebo s  $\cos\varphi=1$ . U indukčního stroje je naopak celá magnetizace magnetického obvodu zajištěna vinutím statoru a jím procházejícím proudem. Tomuto pak odpovídají i výsledné účinníky a ztráty ve vinutí statoru srovnávaných strojů.



Obr. 3.2 Srovnání jednotlivých složek ztrát rozdílných topologických řešení vysokootáčkových strojů.

### 3.1 TEPELNÉ A MECHANICKÉ SROVNÁNÍ

Srovnávané topologie strojů mají rozdílnou strukturu, rozložení ztrát, nejteplejší místa a možnosti chlazení. Vlastní tepelná síť byla vyvinuta pro každý z uvažovaných strojů zvlášť. Pro HS IM se jedná o síť popsanou v kapitole 2.3. Tepelná síť pro synchronní stroje vychází z tepelné sítě publikované v [29]. První tepelný výpočet uvažoval nucené chlazení vzduchem se stejným objemovým průtokem pro všechny stroje. Vstupní teplota vzduchu byla zvolena 40 °C. Tab. 3.3 ukazuje vypočtené teploty v kritických částech strojů.

Teplota čel vinutí statoru bývá kritická, neboť je obvykle vyšší než teplota vinutí v drážkách. Teploty pro stroje splňují limity stanovené dle normy IEC 60085 pro izolaci třídy 155 (předchozí značení F). Teplota permanentního magnetu je pro oba synchronní stroje přes 200 °C. Rozdíl v rotorových ztrátách neměl vliv na teplotu magnetů pro HS PMSM a HS SM PMSM. Vybraná jakost magnetů SmCo je schopna práce při teplotách dosahujících až 350 °C bez rizika trvalé demagnetizace.

**Tab. 3.3** Výsledky tepelného výpočtu.

| Část stroje               | HS PMSM | HS IM | HS SM PMSM |
|---------------------------|---------|-------|------------|
| Čela vinutí statoru, [°C] | 125     | 121   | 122        |
| Permanentní magnet, [°C]  | 207     | -     | 252        |
| Povrch rotoru, [°C]       | 201     | 172   | 228        |

Pro každou část rotoru uvádí tabulka 3. 4 použitý materiál, jeho mez kluzu, vypočtené maximální mechanické napětí a bezpečnostní faktor. Data jsou rozdělena do tří skupin, kde každá skupina souvisí s příslušným srovnávaným strojem.

Podle 3D mechanické analýzy pomocí metody konečných prvků se nejvyšší mechanické namáhání HS IM nachází nad a pod tyčemi. Maximální mechanické napětí v rotorových tyčích a kruzích nakrátko je nižší ve srovnání s titanovými prstenci. Nicméně nejnižší bezpečnostní faktor je v kruzích nakrátko. To je dáno tím, že mez kluzu Glidcop AL-15 je nižší než u titanu. Proto by pro navýšení bezpečnostního faktoru kruhu nakrátko bylo nutné použít pevnější materiál, jako je například Glidcop AL-60. Další možností je modifikování tvaru kruhu nakrátko. Glidcop AL-60 má ve srovnání s použitým typem Glidcop AL-15 nižší vodivost, a tak by jeho použití ovlivnilo parametry HS IM.

Optimalizace provedení rotoru s permanentním magnetem je velmi důležitá pro vysoké otáčky. Magnety obou strojů jsou umístěny ve zpevňovacím pouzdře. Maximum napětí v tomto místě je způsobeno přesahem uložení mezi magnetem a zpevňovacím pouzdem. Napětí generované HS PMSM je nižší než v HS SM PMSM. To je způsobeno tím, že u HS SM PMSM je mechanické napětí zvýšeno přesahem mezi hřídelí a rotorovým paketem a mezi rotorovým paketem a magnety. V případě HS PMSM je magnet homogenní cylindr, díky čemuž je z mechanického hlediska výhodnější než topologie rotoru HS SM PMSM.

Z pohledu rotorové dynamiky je HS PMSM nejvýhodnější ze srovnávaných strojů. To je dáno tím, že má nejkratší rotor s největším vnějším průměrem. Malá délka rotoru oproti ostatním dvěma typům je dosažena i díky realizaci vinutí pomocí tzv. zubových cívek. Tento druh vinutí má krátkou délku čel a díky tomu může být hřídel stroje kratší. HS SM PMSM je ve srovnání s HS IM kratší, a to díky čtyřpólovému provedení. Nejdelší hřídel bude mít stroj v topologii HS IM díky velké délce čel vinutí, která je typická pro dvojpólové stroje.

**Tab. 3.4** Výsledky mechanického výpočtu.

| Parametr       | Materiál      | Mez kluzu,<br>[MPa] | Maximální<br>stress, [MPa] | Bezpečností<br>faktor |
|----------------|---------------|---------------------|----------------------------|-----------------------|
| HS IM          |               |                     |                            |                       |
| Tyče           | GLIDCOP AL-15 | 469                 | 249,62                     | 1,69                  |
| Kruhy nakrátko |               | 455                 | 443,69                     | 0,76                  |
| Těleso rotoru  | 16 523.3      | 760                 | 682,12                     | 1,12                  |
| Prstenec 1     | TiAl6V4       | 1000                | 856,04                     | 1,16                  |
| Prstenec 2     |               | 1000                | 866,99                     | 1,15                  |
| HS PMSM        |               |                     |                            |                       |
| Pouzdro        | TiAl6V4       | 1000                | 221                        | 4,5                   |
| HS SM PMSM     |               |                     |                            |                       |
| Pouzdro        | Inconel 718   | 1172                | 374                        | 2,6                   |

### 3.2 VYHODNOCENÍ VOLBY TYPU STROJE

Kapitola 3 prezentovala tři rozdílné návrhové koncepty pro vysokootáčkový stroj určený k pohonu turbo-cirkulátoru hélia. Provedená multidisciplinární analýza strojů ukázala výhody a nevýhody každé vyšetřované topologie pro danou aplikaci.

HS IM nemá ve své konstrukci permanentní magnety, takže u něj není riziko demagnetizace. Výběr této topologie je pro výrobní podnik výhodný v případě, že má zkušenosti s výrobou převážně konvenčních indukčních strojů. Indukční stroj má navíc potencionálně nižší pořizovací náklady než stroj synchronní. Nicméně, tento stroj má malý účinník a účinnost než uvedené synchronní stroje. Navíc jak bylo ukázáno, tento typ stroje potřebuje díky své horší účinnosti lepší chlazení.

HS PMSM a HS SM PMSM mají vysokou účinnost a dobrý účinník. Rotorové ztráty HS SM PMSM jsou nízké a oteplení magnetů je pro oba stroje pod kritickou mezí. HS PMSM má vyšší bezpečností faktor díky své jednoduché rotorové konstrukci. Kratší rotor u HS PMSM garantuje provoz pod kritickými otáčkami. Ve srovnání s HS IM potřebují synchronní stroje často pro své řízení otáčkové čidlo, ale kvůli hermetickému uzavření turbo-cirkulátoru a natlakovanému heliu by jeho instalace vedla ke zvýšení ceny systému a k riziku zhoršení spolehlivosti. Z tohoto důvodu pro pohon synchronních strojů může být nutné implementovat bez senzorové řízení. Oproti tomu indukční stroj dokáže pracovat bez čidla otáček, a to navíc i s menšími nároky na řízení.

V této studii byl HS SM PMSM navržen více kompaktní ve srovnání se zbývajícemi dvěma topologiemi. Multidisciplinární analýza ukázala, že i při tangenciálním napětí rotoru 15 kPa je možné mít akceptovatelné rotorové teploty. Ve výsledku je pak HS SMPMSM tvořen pouze 22 % objemu HS PMSM.

Jednoduchá konstrukce rotoru a možnost využití segmentovaného statoru v navrženém HS PMSM snižují výrobní náklady. Objem permanentních magnetů použitých v HS SMPMSM je nižší než u HS PMSM. Nicméně, Halbachova řada magnetů může mít i tak vyšší cenu než jediný magnet použitý v HS PMSM. Nízká hodnota efektivního proudu HS PMSM snižuje velikost a cenu frekvenčního měniče.

## 4 VÝROBA A SESTAVENÍ STROJE

Před začátkem výroby rotoru byla zkoumána vhodná technologie sestavení rotoru. Zejména šlo o způsob spojení tyčí se spojovacími kruhy, a to tak aby spoj zaručoval požadované elektrické a mechanické vlastnosti. Postupně byly ověřeny následující technologické postupy ve spolupráci s Ústavem přístrojové techniky Akademie věd České republiky (ÚPT AVČR):

- Svařování elektronovým svazkem, kdy se podařilo vytvořit spoje a Hloubka průvaru byla max. 3 mm.
- Vakuové pájení s pájkou Ag72Cu, přičemž pájka difundovala do objemu Glidcop Al-15 a spoj se nevytvořil.
- Vakuové pájení s pájkou Ag72Cu s niklovou vrstvou jako difuzní brzdou, kde byla niklová vrstva vytvořena pomocí chemického niklování. Chemická vrstva byla porézní, a jako difuzní brzda nedostatečná. Spoj se nevytvořil.
- Pájení na vzduchu s plynovým hořákem a pájkou Ag55Sn, u kterého byly spoje na vzorcích úspěšné a splnily požadavky na jejich kvalitu.
- Složení rotoru pomocí uložení jednotlivých částí s přesahem. Tato sestava splnila požadavky na kvalitu.

### 4.1 SESTAVENÍ ROTORU POMOCÍ PÁJENÍ

Technologie byla ověřována na vzorcích, které byly v měřítku s navrženým rotorem. Vzorky měly za úkol modelovat spoj tyčí s kruhem nakrátko. Úspěšných testů bylo dosaženo až kombinací použití pájecí slitiny Ag55Sn s hořákem. Slitina Ag55Sn byla zvolena také s ohledem na její pájecí teplotu  $\sim 670^{\circ}\text{C}$ . Tato teplota by měla zaručit při dostatečně krátkém čase pájení zachování vlastností materiálu tělesa rotoru a klece nakrátko.

Při pájení na zjednodušeném modelu rotoru se ukázalo jako problém prohřát jeho součásti pro vytvoření spoje pájecí slitinou. Výsledný zkušební rotor po zapájení společně s jeho součástmi je ukázán na Obr. 4.1. Pájecí slitina navíc vytvořila i nežádoucí pevný spoj mezi pomocným trnem a rotorem. Vzhledem k povaze tohoto spojení je nutné rozpínací trn odvrtnat.

Pro ověření kvality vytvořeného spoje byl proveden průmyslový sken počítačovou tomografií (CT-sken) jednoho konce rotoru. Jeho výsledky jsou uvedeny na Obr. 4.2, který znázorňuje ve 3D vizualizaci místa kde se nachází pájecí slitina. Ta je na tomto obrázku viditelná jako celistvá stříbrná vrstva. Tečkovanými body jsou pak znázorněny tyče a spojovací kruh. Je zde ukázáno, že pájecí slitina nevyplňuje celý prostor mezi tyčí a spojovacím kruhem. Naopak v tomto prostoru se nachází spousta vzduchových kaps. Různé tyče mají různou kvalitu tohoto spojení s kruhem nakrátko. Jejich přechodový odpor se spojovacím kruhem tak může být rozdílný. Rovněž se mohou lišit i mechanické vlastnosti jednotlivých spojů. Dále lze na tomto obrázku vidět, že dle poznatků získaných na testovaných vzorcích pájecí slitina nezatekla do otvorů železného tělesa rotoru.

Vyrobený rotor tedy nelze pro elektrický stroj použít. Jednou z možností opravy rotoru je opětovné pájení. To je ale velmi nevhodné z následujících důvodů:

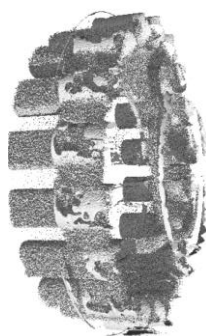
- Vysoká teplota mění mechanické vlastnosti implementovaných materiálů.
- Dle odborníků z AV ČR UPT pájka nepřilne k povrchu, ale vytvoří kuličky.
- Pájka se na sestavovaném rotoru dostala i na nežádoucí místa (mezi kruh a rotor). Při zahřání může do těchto míst protéct ještě více pájecí slitiny.

- Hrozí porušení soudržnosti rotoru při běhu tudíž pravděpodobné zničení turbo stroje.
- Tyče nejsou v otvorech souosé, přepájením nelze opravit.

Sestavení rotoru pomocí pájení se tak projevilo jako velice nevhodné. I po velké sérii testů na vzorcích nebylo na reálném rotoru dosaženo požadované kvality spoje. S ohledem na tato zjištění byly pokusy o sestavení rotoru pomocí pájení zastaveny a zahájily se práce na přípravě nového rotoru upraveného pro sestavení pomocí lisování.



Obr. 4.1 Části jednoduchého rotoru pro ověření technologie pájení a rotor po sestavení touto technologií.



Obr. 4.2 Vizualizace jednoho konce sestaveného jednoduchého rotoru získaná pomocí počítačové tomografie.

## 4.2 SESTAVENÍ ROTORU POMOCÍ ULOŽENÍ S PŘESAHY

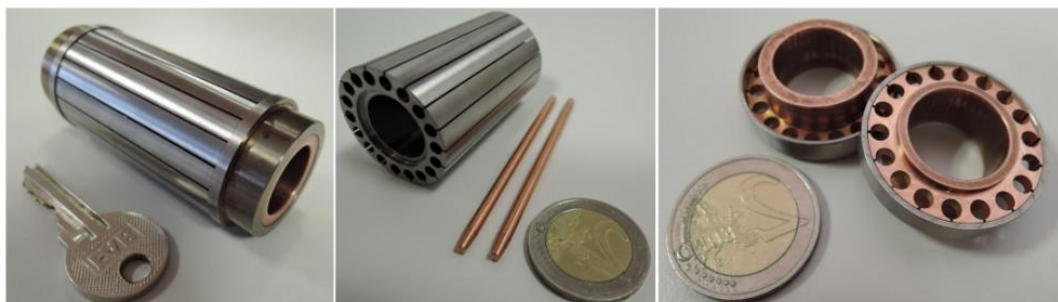
Protože sestavení pomocí pájení nevedlo k úspěchu, bylo vyvinuto sestavení rotoru pomocí uložení s přesahy. Při lisování není použito žádné pájecí slitiny a tím odpadá riziko jejího zatečení do nežádoucích míst. Lisovaná sestava rovněž zajistí souosé zajištění tyčí a shodné přechodové odpory mezi jednotlivými tyčemi a spojovacím kruhem. Další výhodou lisování je, že nedochází k ohřívání materiálů sestavy na vysoké teploty, jako je tomu při pájení. Odpadá tak riziko změn pevnostních vlastností implementovaných materiálů. Avšak nevýhodou mohou být vysoké nároky na přesnost jednotlivých součástí sestavy, které se pohybují v řádech mikrometrů.

Sestavení je ověřeno na rotoru popsaném a mechanicky analyzovaném v rámci kapitoly 2.4. Přesahy uložení mezi jednotlivými součástmi byly optimalizovány tak, aby rotorová sestava byla soudržná a zajišťovala dostatečný kontaktní styk mezi tyčemi a spojovacím kruhem v širokém rozsahu provozních otáček a teplot. Proces vlastního lisování vyrobených součástí byl prováděn v kooperaci s ÚPT AVČR. Samotné lisování lze shrnout do čtyř kroků:

- Lisování prstence na spojovací kruh před vyrobením děr pro tyče.
- Lisování tyčí.
- Lisování menších prstenců na spojovací kruhy.
- Lisování rotoru na hřídel.



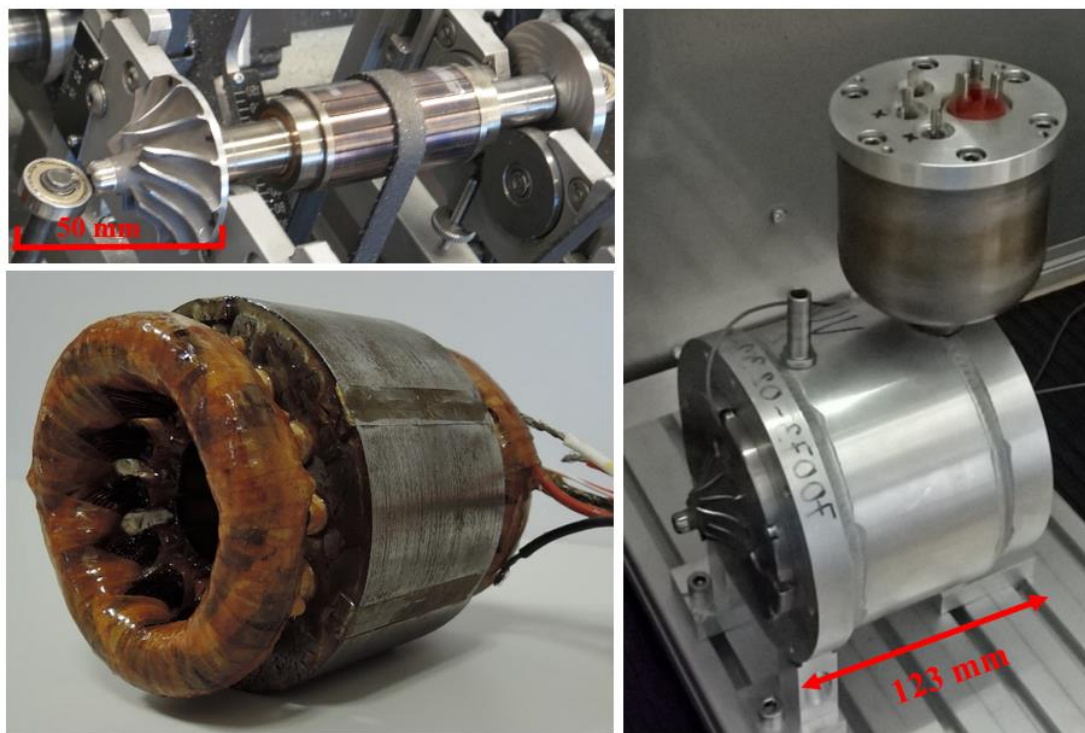
Sestavení rotoru pomocí přesahů se ukázalo jako úspěšné a vhodné pro výrobu rotoru navrženého vysokootáčkového stroje. Při vývoji této technologie sestavení se projevilo jako výhodné mít na jednotlivých součástech centrovací naváděcí prvky.



Obr. 4.3 Části rotoru pro sestavení pomocí uložení s přesahy a rotor po sestavení touto technologií.

### 4.3 KOMPLETACE TURBO-CIRKULÁTORU HÉLIA

Po sestavení rotoru pomocí uložení s přesahy byl rotor umístěn s přesahem na hřídel. V dalším kroku byl vyvážen odebráním materiálu z jeho povrchu. Společně s rotorem probíhala i výroba statoru. Plechy statorového svazku byly vyrobeny laserem. Svazek je pakétován pomocí sponek umístěných v drážkách na vnějším obvodu pakétu. Tato metoda pakétování je podle [20] výhodná z hlediska ztrát v železe statoru. Do obou statorových čel bylo vloženo platinové teplotní čidlo. Vinutí statoru je spojeno do hvězdy bez vyvedeného středu. Čela vinutí jsou stlačena co nejvíce ke statorovému svazku a to proto, aby byly splněny vnitřní rozměrové nároky turbo-cirkulátoru. Rotor byl společně se statorem použit pro kompletaci turbo-cirkulátoru. Turbo-cirkulátor bez namontovaného kompresorového pouzdra společně s jeho elementy je ukázán na Obr. 5.9.



Obr. 4.4 Sestavený turbo-cirkulátor hélia, rotor během vyvažování a stator.

## 5 MĚŘENÍ TURBO-CIRKULÁTORU HÉLIA

Poslední kapitola se věnuje ověření vlastností sestaveného turbo-cirkulátoru hélia. Získané výsledky jsou srovnány s výsledky získanými pomocí konečně prvkových metod. Hlavním účelem této kapitoly a měření je ověřit správnost přístupu k návrhu a výrobě prototypu vysokootáčkového stroje pro pohon turbo-cirkulátoru hélia. Obr. 5.1 ukazuje měřicí pracoviště pro měření turbo-cirkulátoru bez namontovaného kompresorového pouzdra. Stroj je pevně uchycen k ocelové desce uvnitř ochranného krytu, tak aby bylo zamezeno pohybu stroje během testování. Ochranný kryt je z bezpečnostních důvodů vyroben z plechů, neboť stroj dosahuje až 120 000 ot/min při obvodové rychlosti 193 m/s. Frekvenční měnič, ze kterého je stroj napájen, se nachází na pravé straně Obr. 5.1. Měření elektrických veličin ve třech fázích napájení stroje je zajištěno výkonovým analyzátelem Yokogawa.



Obr. 5.1 Měřicí pracoviště pro měření turbo-cirkulátoru bez kompresorového pouzdra.

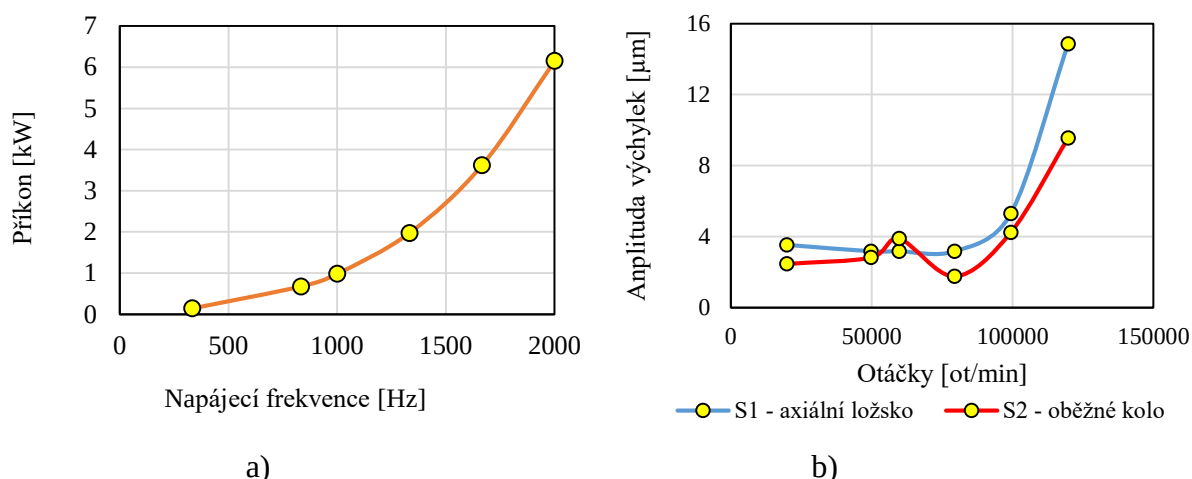
### 5.1 MĚŘENÍ BEZ KOMPRESOROVÉHO POUZDRA

Měření bez kompresorového pouzdra bylo provedeno za účelem ověření chování ložisek a stroje až do provozních otáček 120 000 ot/min. Vzhledem k tomu, že rotor byl s oběžným kolem vyvážen jako celek, nebylo možné měřit rotor naprázdno, tj. bez oběžného kola. Měření bylo provedeno pro napájecí frekvence 333,3 Hz až po 2015 Hz. Rotor byl tedy otestován i na provozních otáčkách. Měřený příkon z tohoto testu je vynesena v grafu na Obr. 5.2a.

Během testu byly měřeny i relativní výchylky rotoru. Za tímto účelem byly použity dva snímače pracující na principu vířivých proudů. První ze snímačů byl umístěn za oběžné kolo a druhý k axiálnímu ložisku pro měření výchylek ložiskového disku. Z naměřených dat obr. 5.2b je vidět, že výchylky na obou koncích rotoru byly do 100 000 ot/min velmi nízké a efektivní hodnota relativních výchylek nepřesahovala hodnotu 5,3  $\mu\text{m}$ . Nad 100 000 ot/min došlo k výraznému rozkmitání obou konců rotoru. Výchylky rotoru u oběžného kola při otáčkách 120 000 ot/min byly 9,5  $\mu\text{m}$  a u disku axiálního ložiska až 14,9  $\mu\text{m}$ . Maximální dovolená amplituda výchylek u této konstrukce stroje je 7,5  $\mu\text{m}$ .

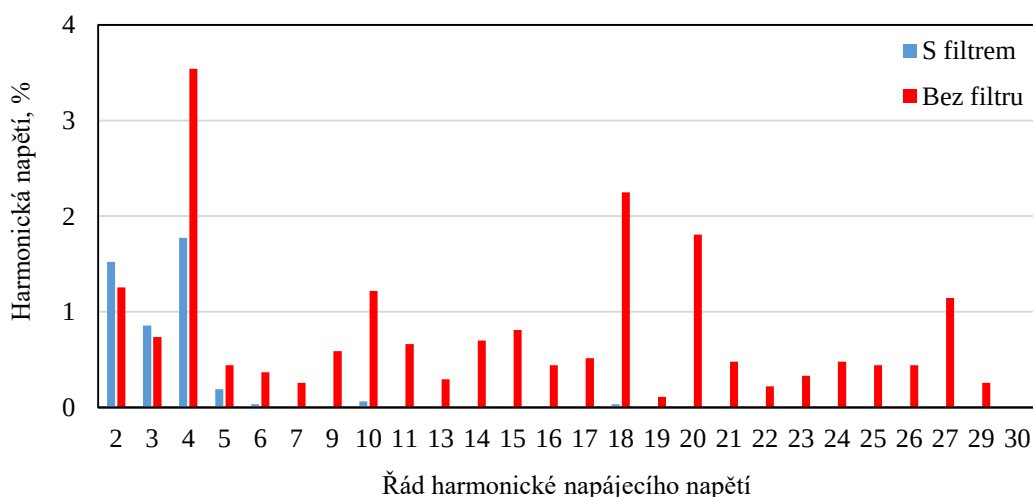
Z naměřených dat tedy vyplývá, že z pohledu rotorové dynamiky, rotor není možné bezpečně provozovat při jeho nominálních otáčkách 120 000 ot/min. Z pevnostního hlediska je rotor provozu při jmenovitých otáčkách schopen a tím je ověřen přístup k mechanickému provedení rotoru a jeho výroby. Vyšší hodnoty házení mohly být zapříčiněny jednak nedosažením předepsaných tolerancí

při výrobě nebo došlo k axiálnímu posunutí nalisovaných prvků rotoru. Identifikace příčiny a její odstranění je cílem budoucí práce.



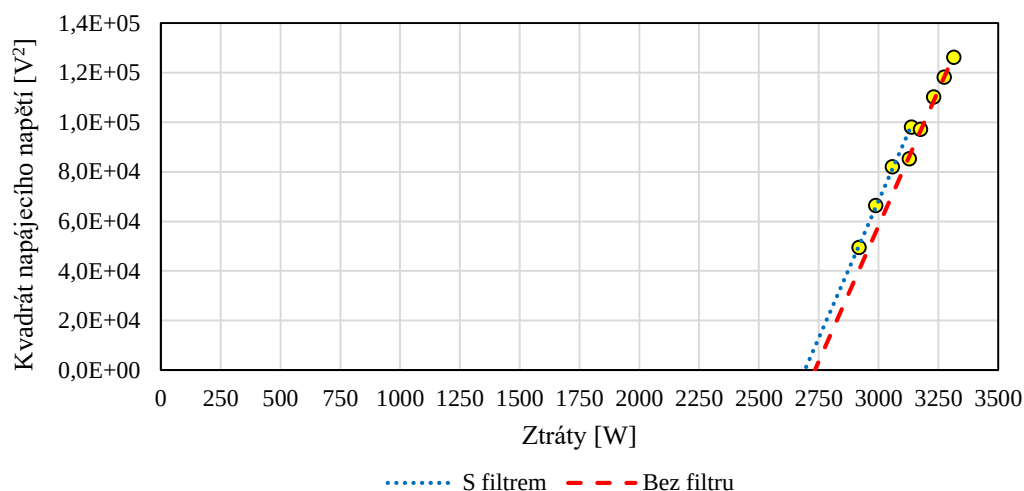
Obr. 5.2 Měření turbo-cirkulátoru hélia bez kompresorového pouzdra pro frekvence 333,3 Hz až po 2015 Hz a) Závislost příkonu na napájecí frekvenci b) Závislost efektivní hodnoty relativních vychylek na otáčkách rotoru.

Vzhledem ke zjištěným problémům dynamiky rotoru bylo ověření elektromagnetického výpočtu provedeno na otáčkách nižších než jmenovitých. Měření bez kompresorového pouzdra bylo provedeno na frekvenci 1666 Hz, která odpovídá synchronním otáčkám 100 000 ot/min, tedy otáčkám, které byly určeny z měření vychylek jako provozně bezpečné. Na této napájecí frekvenci bylo postupně snižováno napájecí napětí a tímto se získala data pro další zpracování. Měření proběhlo jak pro napájení přímo z frekvenčního měniče, tak pro případ, kdy mezi frekvenční měnič a motor byl připojen filtr. Spektrum harmonických složek napájecího napětí s a bez filtru ukazuje obr. 5.3. Hodnoty jsou vyneseny jako procentuální hodnoty z první harmonické.



Obr. 5.3 Změřené harmonické složky napájecího napětí, s frekvencí první harmonické 1666 Hz, začínající od druhé harmonické fázového napětí. Základní harmonická je 316 V pro variantu s filtrem a 272 V pro variantu bez filtru.

Příkon stroje během měření je využit na krytí jeho ztrát elektromagnetického původu a ztrát ventilačních. Na Obr. 5.4 je vynesena závislost ztrát stroje na kvadrátu napětí. Z těchto ztrát byly vynechány ztráty ve vinutí statoru, které byly vypočteny ze změřeného odporu vinutí, teploty vinutí a proudu. Takto získaná hodnota ztrát ve vinutí statoru byla vynásobena korekčním činitelem 2 a to proto, aby byl brán v potaz jev blízkosti a povrchový jev [30]. Při volbě tohoto činitele bylo rovněž uvaženo, že výrobce vinutí provedl vinutí statoru bez transpozice vodičů. Konstantní složka ztrát na Obr. 5.4 by měla přibližně odpovídat ventilačním ztrátám. Tyto ztráty jsou značné, a to díky oběžnému kolu, které zatěžuje stroj svou rotací ve vzduchu. Proměnná složka ztrát na Obr. 5.4 představuje ztráty v železe statoru a rotoru, Joulovy ztráty v plném rotoru a jeho tyčích. Přesná separace ztrát z těchto dat je problematická.



Obr. 5.4 Závislost kvadrátu napájecího napětí na ztrátách, snížených o ztráty ve vinutí statoru, při napájecí frekvenci 1666 Hz.

Výsledky tohoto měření byly ověřeny pomocí výpočtu metodou konečných prvků na vytvořeném elektromagnetickém modelu stroje. Tento model byl vytvořen a použit už při návrhu v rámci kapitoly 2.2. Získané ventilační ztráty z Obr. 5.4 byly použity pro nastavení zatížení stroje během simulace. Pro zvýšení přesnosti byl elektromagnetický model pro výpočet napájen ze zdroje, který do stroje dodával i významné harmonické složky. Velikost těchto harmonických složek byla zjištěna během měření (Obr. 5.4).

**Tab. 5.1** Porovnání naměřených a vypočtených dat při napájecí frekvenci 1666 Hz.

| Sdružená hodnota<br>napájecího napětí<br>(1. harmonická),<br>[V] | Ztráty MKP, [W] | Ztráty MKP<br>a ventilační<br>(příkon),<br>[W] | Měřený příkon,<br>[W] | Chyba, [%] |
|------------------------------------------------------------------|-----------------|------------------------------------------------|-----------------------|------------|
| 315,16                                                           | 694             | 3396,21                                        | 3318,80               | 2,33       |
| 287,66                                                           | 590             | 3290,25                                        | 3236,40               | 1,66       |
| 259,82                                                           | 503             | 3203,39                                        | 3166,40               | 1,17       |
| 224,70                                                           | 421             | 3121,80                                        | 3099,60               | 0,77       |

Výsledky vypočtené metodou konečných prvků jsou uvedeny a srovnány s měřením v Tab. 5.1. Vypočtené ztráty v železe stroje v Ansys Maxwell byly násobeny koeficientem 1,8. Ztráty v plném rotoru pak koeficientem 1,2. Chyba výpočtu korigovaného koeficienty a měření se pohybuje pod 5 %, což vypovídá o preciznosti konečně prvkového modelu. Tímto je ověřen simulační a výpočtový model v kombinaci s korekčními činiteli, který byl využit v rámci návrhu vysokootáčkového elektrického stroje.

## 6 ZÁVĚR

V této práci byl nastíněn význam vysokootáčkových elektrických strojů. Stěžejním cílem práce bylo provést návrh indukčního stroje s klecí nakrátko a plným rotorem pro výkon 6 kW a 120 000 ot/min. Na této náročné aplikaci je demonstrováno, jak postupovat od volby rozměrů, přes výběr materiálů a topologie rotoru, až po výrobu a samotné testování.

Pro zaplnění mezer v současném poznání vysokootáčkových strojů tak, jak je publikováno v současných publikacích, byly v kapitole 2 poskytnuty hodnoty mechanických konstant a doporučených tangenciálních napětí pro velké množství vodou chlazených vysokootáčkových strojů s klecí nakrátko a plným rotorem. Tato data vychází z analýzy dostupných dat průmyslových výrobců těchto strojů. Kapitola 2 rovněž popsala metodiku a multidisciplinární návrh vysokootáčkových elektrických strojů. Popsaná metodika vede čtenáře od počátečních fází návrhu až po výrobu a sestavení. Na této metodologii bylo ukázáno, že návrh vysokootáčkového stroje je velmi komplexním úkolem a je proto nezbytné použít iterační proces elektromagnetického, mechanického a tepelného návrhu. Rovněž byla v této kapitole navržena a optimalizována různá konstrukční řešení rotoru s klecí nakrátko umožňující provoz při vysokých obvodových rychlostech. Jako výhodná se ukázala tato kombinace metod zpevnění kruhu nakrátko: zpevnění pomocí prstenců s vysokou mezí kluzu v kombinaci se soustředěním většiny hmoty kruhu nakrátko na co nejmenším poloměru. Takto řešený rotor byl použit pro výrobu prototypu. V této kapitole bylo dále ukázáno, že je vhodné mít u plného rotoru s klecí nakrátko mít otevřené rotorové drážky.

Přestože se tato práce soustředila na návrh vysokootáčkového indukčního stroje s klecí nakrátko pro turbo-cirkulátor hélia, byl proveden i výzkum dopadu vhodné volby typu topologie stroje. Podle získaných výsledků se pro cílovou aplikaci jeví jako výhodnější synchronní stroj s permanentními magnety než indukční stroj s klecí nakrátko. Bylo ukázáno, že výběr topologie může mít výrazný dopad na parametry celého vysokootáčkového systému. Výběr vhodné topologie elektrického stroje by tak měl být pečlivě proveden na úplném začátku návrhového procesu. Navrhovaná kritéria pro srovnání v rámci kapitoly 4 mohou být použita pro jakoukoliv vysokootáčkovou aplikaci k výběru topologie implementovaného elektrického stroje.

Navržený stroj z kapitoly 2 byl použit pro výrobu prototypu. Mezi dlouhodobě zkoušenými a vyvíjenými způsoby výroby na vzorcích dva vykazovaly slibné výsledky. Prvním bylo pájení pomocí stříbrné pájecí slitiny a hořáku. Bohužel se touto metodou skutečný rotor nepodařilo sestavit a bylo by tak nutné dále tuto metodu vyvíjet. Druhou metodou bylo skládání pomocí uložení s přesahy. Tato metoda nakonec umožnila sestavení navrženého rotoru a kroky jeho sestavení byly popsány v kapitole 4.2.

Úspěšnost návrhu a výroby byla demonstrována testy na vyrobeném prototypu. Výsledky této dizertační práce a publikovaného výzkumu s ní spojeného mohou být využity pro návrh a výrobu vysokootáčkových strojů s klecí nakrátko pro náročné vysokootáčkové aplikace s vysokou přidanou hodnotou.

Za hlavní přínosy této práce lze považovat následující:

- Byl ukázán postup návrhu vysokootáčkového elektrického stroje od zadání, přes výrobu a sestavení až po samotné testování.
- Na základě průmyslových dat byly zkoumány a prezentovány nové hodnoty mechanických konstant a tangenciálních napětí plných rotorů s klecí nakrátko pro vodou chlazené vysokootáčkové indukční stroje.
- Byly prezentovány možnosti zvyšování elektromagnetických parametrů vysokootáčkových strojů s plným rotorem a klecí nakrátko.
- Byl proveden vývoj nového konstrukčního provedení plného rotoru s klecí nakrátko pro vysokootáčkové aplikace. Výsledkem bylo vyvinutí rotoru s dvěma titanovými prstenci a kruhem nakrátko ve schodovitém tvaru.
- Bylo ukázáno, že výběr topologie vysokootáčkového elektrického stroje může mít stěžejní dopad na parametry poháněného systému. Navržená srovnávací kritéria mohou být využita pro výběr topologie stroje v jakékoliv vysokootáčkové aplikaci.
- V práci bylo prezentováno několik metod výroby plného rotoru s klecí nakrátko z materiálu Glidcop. Pájení stříbrnou pájecí slitinou se ukázalo jako nevhodné, a je tak nutný další výzkum tohoto postupu. Druhou prezentovanou metodou bylo složení s přesahy vyvinuté pro navržený rotor. Tato metoda umožnila sestavení navrženého rotoru a její jednotlivé kroky byly v této práci detailně popsány.
- Vyvinuté metody byly ověřeny při testování navrženého stroje na jeho jmenovitých otáčkách.
- Výsledky výzkumu mohou být využity pro návrh a výrobu vysokootáčkových elektrických strojů s plným rotorem a klecí nakrátko v náročných vysokootáčkových aplikacích.

## 6.1 NÁMĚTY PRO BUDOUCÍ VÝZKUM

Předložený návrh vysokootáčkového elektrického stroje začíná stanovením základních rozměrů stroje. Pro tyto účely je výhodné vyjít ze zkušeností z již vyrobených strojů. V této práci byly uvedeny mechanické konstanty pouze pro indukční stroje s klecí nakrátko. Tyto konstanty by bylo vhodné doplnit o konstanty platné i pro jiné typy vysokootáčkových strojů, jako jsou například stroje synchronní. Mechanické konstanty optimálně navržených strojů zjednoduší a urychlí návrhový proces.

Přínosem pro průmyslovou praxi by bylo vyvinout modulární elementy, které by se daly využít u vysokootáčkových strojů pro různé otáčky a výkony. Vyvinutý modulární element např. rotoru s konkrétním objemem by se využíval do strojů o výstupním výkonu, který by byl dán jeho provozními otáčkami. S rostoucími otáčkami by byl rotorový element využíván do strojů s vyšším výstupním výkonem (s rostoucími otáčkami roste hustota výkonu stroje). Tímto způsobem by se daly vyvinout řady vysokootáčkových elektrických strojů založené na předem navržených standardních elementech. Výzkumem a testováním těchto elementů by se zajistila i spolehlivost vyráběných vysokootáčkových elektrických strojů.

Urychlení samotného návrhu je možné dosáhnout výzkumem přesných analytických metod pro výpočet vlastností stroje. U stroje s plným rotorem a klecí nakrátko by bylo výhodné vyvinout

analytické postupy pro stanovení ztrát generovaných vířivými proudy v plném rotoru. Vyvinutí analytických postupů pro mechanické výpočty pro stanovení namáhání ve struktuře plného rotoru s klecí nakrátko by značně urychlilo celý návrhový proces.

Přesnou predikci vlastností stroje pomocí numerického výpočtu by umožnil výzkum korekčních činitelů. Tyto činitelé by měly vzít v potaz výrobní faktory plechů statoru, vhodně upravit ztráty v plném rotoru určené při výpočtu na 2D elektromagnetickém modelu a vliv povrchového jevu a jevu blízkosti ve vodičích statoru. Pro stanovení činitelů může být využito modelování stroje ve 3D, testování reálných strojů a modelování všech dílčích vodičů ve statoru. Korekční činitelé umožní využití rychlého ověření vlastností stroje s dostatečnou přesností 2D konečně prvkovými metodami.

Pokusy o sestavení rotoru s klecí nakrátko, z materiálu Glidcop, nebyly úspěšné. Protože se ale Glidcop jeví jako vhodný materiál pro tento typ stroje, mělo by být vyvinuto další úsilí ve výzkumu metod jeho spojování prostřednictvím pájení. Vyvinutí vhodné reprodukovatelné metody by mohlo usnadnit budoucí výrobu strojů tohoto typu.

Hraniční možnosti vysokootáčkového indukčního stroje s plným rotorem a klecí nakrátko by měly být předmětem dalšího výzkumu. Pro dosažení výrobní hranice těchto strojů by mělo být dále zdokonalováno provedení konstrukce rotoru. To pomůže dále překonat limity těchto strojů a zvětšit jejich aplikační rozsah a tím i jejich uplatnitelnost na trhu.



# LITERATURA

- [1] F. Birol, L. Cozzi, A. Bromhead, T. Gould, and M. Baroni. *World Energy Outlook 2014*. Paris, 2014.
- [2] World Energy Council (2013). *World Energy Resources 2013 A Survey*. [Online.] [Retrieved 8 April 2015]. Available at: <http://www.worldenergy.org/>.
- [3] N. Bianchi, S. Bolognani, and F. Luke. *High Speed Drive Using a Slotless PM Motor*. vol. 2, no. c, pp. 458–463, 2004.
- [4] S. Morimoto, Y. Asano, T. Kosaka, and Y. Enomoto. *Recent technical trends in PMSM*. Power Electronics Conference (IPEC-Hiroshima 2014 - ECCE-ASIA), 2014 International. pp. 1997–2003, 2014.
- [5] D. T. McGuinness, M. O. Gulbahce, and D. A. Kocabas. *Novel Rotor Design for High-Speed Solid Rotor Induction Machines*. in Electrical and Electronics Engineering (ELECO), 2015 9th International Conference on, 2015, pp. 579–583.
- [6] J. Pyrhönen, J. Nerg, P. Kurrnen, and U. Lauber. High-speed high-output solid-rotor induction-motor technology for gas compression. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 57, no. 1, pp. 272–280, 2010.
- [7] A. Tenconi, S. Vaschetto, and A. Vigliani. Electrical Machines for High-Speed Applications : Design Considerations and Tradeoffs. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 61, no. 6, pp. 3022–3029, 2014.
- [8] D. Gerada, A. Mebarki, N. Brown, C. Gerada, A. Cavagnino, and A. Boglietti. High-speed electrical machines: Technologies, trends, and developments. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 61, no. 6, pp. 2946–2959, June 2014.
- [9] A. Arkkio, T. Jokinen, and E. Lantto. *Induction and permanent-magnet synchronous machines for high-speed applications*. in 2005 International Conference on Electrical Machines and Systems, vol. 2, pp. 871–876 Vol. 2, Sep. 2005.
- [10] N. Uzhegov, E. Kurvinen, J. Nerg, J. Pyrhonen, J. T. Sopanen, and S. Shirinskii. Multidisciplinary Design Process of a 6-Slot 2-Pole High-Speed Permanent-Magnet Synchronous Machine. *IEEE Transactions on Industrial Electronics* no. 2, pp. 784–795, Feb. 2016.
- [11] J. Hupponen. *High-Speed Solid-Rotor Induction Machine Electromagnetic Calculation and Design*. Finland: Acta Universitatis Lappeenrantaensis, Apr. 2004, doctoral dissertation Lappeenranta University of Technology.
- [12] J. Lhteenmki. *Design and Voltage Supply of High-Speed Induction Machines*. Finland: Finnish Academies of Technology, 2002, doctoral dissertation Helsinki University of Technology.
- [13] D. Gerada, A. Mebarki, N. L. Brown, K. J. Bradley, and C. Gerada. Design aspects of high-speed high-power-density laminated-rotor induction machines. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 58, no. 9, pp. 4039–4047, Sep. 2011.
- [14] W. L. Soong, G. B. Kliman, R. N. Johnson, R. A. White, and J. E. Miller. Novel high-speed induction motor for a commercial centrifugal compressor. *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 36, no. 3, pp. 706–713, May. 2000.
- [15] Y.-K. Kim, M.-C. Choi, K.-H. Suh, Y.-C. Ji, and D.-S. Wang. *High-speed induction motor development for small centrifugal compressor*. in Electrical Machines and Systems, 2001. ICEMS 2001. Proceedings of the Fifth International Conference on, vol. 2, pp. 891–894 vol.2, Aug. 2001.
- [16] L. Papini, D. Gerada, and C. Gerada. *Development and testing aspects of high speed induction machines*. in 2016 19th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), pp. 1–6, Nov. 2016.
- [17] L. Durantay, N. Velly, J. F. Pradurat, and M. Chisholm. New testing method for large high-speed induction motors. *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 53, no. 1, pp. 660–666, Jan. 2017.
- [18] M. T. Caprio, V. Lelos, J. D. Herbst, and J. Upshaw. *Advanced induction motor endring design features for high speed applications*. in IEEE International Conference on Electric Machines and Drives, 2005., pp. 993–998, May. 2005.
- [19] T. Epskamp, B. Butz, and M. Doppelbauer. *Design and analysis of a high-speed induction machine as electric vehicle traction drive*. in 2016 18th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'16 ECCE Europe), pp. 1–10, Sep. 2016.
- [20] J. Pyrhonen, T. Jokinen, and V. Hrabovcova. *Design of Rotating Electrical Machines*. (Chichester, UK: John Wiley & Sons, 2008).

- [21] *Asynchronous motor elements, 2 pole types.* e+a Elektromaschinen und Antriebe AB, produktová dokumentace, datum citace 12.7.2017. [online]. Dostupné: [https://www.eunda.ch/fileadmin/user\\_upload/Type\\_Overview\\_AsM\\_2-pole.pdf](https://www.eunda.ch/fileadmin/user_upload/Type_Overview_AsM_2-pole.pdf)
- [22] *Asynchronous motor elements, 2 pole Elan types.* e+a Elektromaschinen und Antriebe AB, produktová dokumentace, datum citace 12.7.2017. [online]. Dostupné: [https://www.eunda.ch/fileadmin/user\\_upload/Type\\_Overview\\_AsM\\_2-pole\\_Elan.pdf](https://www.eunda.ch/fileadmin/user_upload/Type_Overview_AsM_2-pole_Elan.pdf)
- [23] *Partial motors asynchronous, 2 pole.* ate antriebstechnik und entwicklungs gmbh & co. KG, Leden 2006, produktová dokumentace, datum citace 12.7.2017 [online], <http://www.ate-system.de/en/downloads.html>
- [24] K. Pokorný. *Stavba elektrických strojů II.* Nakladatelství technické literatury, 1983.
- [25] M. Brázda, R. Staňa. *Výpočet asynchronního motoru.* TZ 1600, Výzkumný a vývojový ústav elektrických strojů točivých, Brno, 1973,
- [26] A. Boglietti, A. Cavagnino, D. Staton, M. Shanel, M. Mueller, and C. Mejuto. Evolution and modern approaches for thermal analysis of electrical machines. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2009, vol. 56, no. 3, pp. 871–882.
- [27] J. Kurfurst, M. Skalka, and C. Ondrusek. *Simulation Results and Optimization Techniques of The High Speed Machine.* in XII International Conference on Low Voltage Electrical Machines, pp. 49–52, 2012.
- [28] A. Arkkio. *Asynchronous electric machine and rotor and stator for use in association therewith.*, United States Patent. US005473211A, uděleno prosinec 5, 1995
- [29] D. Borg-Bartolo, D. Gerada, C. Micallef, A. Mebarki, N. L. Brown and C. Gerada. *Thermal modelling and selection of a high speed permanent magnet surface mount electrical machine.* in Proc. 6th IET Int. Conf. Pow. Electron., Mach. and Drives (PEMD 2012), Bristol, 2012, pp. 1-6.
- [30] M. van der Geest, H. Polinder, J. A. Ferreira and D. Zeilstra. Current Sharing Analysis of Parallel Strands in Low-Voltage High-Speed Machines. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 61, no. 6, pp. 3064-3070, June 2014.

#### **Autorovy publikace k tématu dizertační práce**

- [A1] Bárta, J.; Ondrůšek, Č.; Lošák, P.; Vlach, R. *Design of High-Speed Induction Machine for the 6 kW, 120 000 rpm Helium Turbo- Circulator.* In USB Proceedings 2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM). 2016. s. 1554-1560. ISBN: 978-1-5090-2537- 4.
- [A2] Barta, J.; Ondrusek, C. *Finite Element Analysis of High-Speed Solid Rotor Induction Machine with Copper Cage.* In Advanced Mechatronics Solutions. Springer International Publishing Switzerland, 2015. s. 195-200. ISBN: 978-3-319-23921- 7.
- [A3] Barta, J. *The Eddy Current Losses of High-Speed Solid Rotor Induction Machine as Function of the Radial Air-Gap Length.* In Proceedings of the 22nd Conference STUDENT EEICT 2016. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2016. p. 507-511. ISBN: 978-80-214-5350-0.
- [A4] Uzhegov N., Barta J., Kurfurst J., Ondrusek C., Pyrhonen J. Comparison of High- Speed Electrical Motors for a Turbo Circulator Application. *IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRY APPLICATIONS*, 2017, č. 99, s. 1-10. ISSN: 0093-9994.
- [A5] Barta, J., Uzhegov, N., Ondrusek, C., Pyrhönen, J. High-Speed Electrical Machine Topology Selection for the 6 kW, 120 000 rpm Helium Turbo- Circulator. *International Review of Electrical Engineering*, 2016, roč. Vol 11, č. No 1, s. 1-9. ISSN: 1827-6660.
- [A6] Uzhegov N., Barta J., Kurfurst J., Ondrusek C., Pyrhonen J. *Comparison of High- Speed Electrical Motors for a Turbo Circulator Application.* In USB Proceedings 2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM). 2016. s. 690-696. ISBN: 978-1-5090-2537- 4.

#### **Autorovy publikace mimo téma dizertační práce**

- [A7] Barta, J.; Ondrusek, Č. Rotor Design and Optimization of Synchronous Reluctance Machine. *MM Science Journal*, 2015, roč. 2015, č. march 2015, s. 555-559. ISSN: 1803- 1269.
- [A8] Barta, J.; Ondrusek, Č. *Design and Optimization of Synchronous Reluctance Machine.* In 16th MECHATRONIKA 2014. First edition. 2014. s. 60-64. ISBN: 978-80-214-4817- 9.
- [A9] Barta, J. *Computer Aided Rotor Design and Simulation of Synchronous Reluctance Machine.* In Proceedings of the 21st Conference STUDENT EEICT 2015. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, 2015. s. 595-599. ISBN: 978-80-214-5148- 3.

## CURRICULUM VITAE AUTORA



**Jméno a příjmení:** Jan Bárta  
**Národnost:** Česká  
**Místo a datum narození:** Nový Jičín, červen 14, 1989

### Pracovní zkušenosti:

07/2014 – doposud

**Vysoké učení technické v Brně**  
**Výzkumné centrum speciálních elektrických strojů**  
**Pozice:** Technický pracovník

06/2017 – 08/2017

**SpinDrive Oy, Joutseno, Finsko**  
**Pozice:** Stážista

08/2015 – 09/2015

**Lappeenranta University of Technology, Lappeenranta, Finsko**  
**Pozice:** Navštěvující vědecký pracovník

01/2014 – 06/2014  
01/2013 – 08/2013

**ABB s.r.o; Operační centrum Česká republika, Ostrava**  
**Pozice:** Inženýr pro pohony a elektřinu

02/2012 - 12/2012

**LAC s.r.o.; Průmyslové pece, sušárny a žárobetonové tvarovky, Hrušovany u Brna**  
**Pozice:** Inženýr elektrotechniky

07/2011 - 12/2011

**ABB s.r.o; Operační centrum Česká republika, Ostrava**  
**Pozice:** Inženýr pro automatizační techniku

### Vzdělání:

2014 - 2018

**Doktorský stupeň studia**  
**Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií**  
**Obor:** Silnoproudá elektrotechnika a elektroenergetika

2012 - 2014

**Magisterský stupeň studia**  
**Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií**  
**Obor:** Silnoproudá elektrotechnika a výkonová elektronika

2009- 2012

**Bakalářský stupeň studia**  
**Vysoké učení technické v Brně, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií**  
**Obor:** Silnoproudá elektrotechnika a elektroenergetika

### Zahraniční studium:

09/2013-12/2013

**Magisterský stupeň studia**  
**Aalto University: School of Electrical Engineering, Espoo, Finsko**  
**Obor:** Elektromechanika

## ANOTACE

Indukční stroj s klecí nakrátko je tažným koněm průmyslu. Jeho hlavní výhodou je nízká výrobní cena, jednoduchá a robustní konstrukce a malé náklady na údržbu. Nicméně, pro vysokootáčkové aplikace vyžaduje indukční stroj s klecí nakrátko kvůli svým mechanickým limitům úpravu provedení. To vede ke komplikovanější konstrukci, dražším materiálům a vyšším nárokům na celý výrobní proces. Cílem této práce je demonstrovat návrhové aspekty, volbu materiálů a výrobu rotoru s klecí nakrátko pro vysokootáčkové aplikace. V této práci je prezentována volba rozměrů rotoru na základě rovnic a analýzy průmyslových dat a následně diskutován vliv výběru vhodné topologie rotoru. Získané výsledky jsou prezentovány na návrhu vysokootáčkového indukčního stroje s výkonem 6 kW při 120 000 ot/min pro pohon turbo-cirkulátoru hélia. Tato práce také obsahuje analýzu tří rozdílných elektrických strojů pro aplikaci v turbo-cirkulátoru. Stroje jsou mezi sebou porovnány využitím elektromagnetické, tepelné a mechanické analýzy a poté jsou diskutovány výhody a nevýhody každé z topologií. Tato práce ukazuje, jak významně může volba topologie elektrického stroje ovlivnit parametry systému, ve kterém je stroj aplikován. V této práci je dále prezentován vliv parametrů plného rotoru s klecí nakrátko na parametry stroje. Mechanické namáhání různých provedení tohoto typu rotoru bylo studováno prostřednictvím konečně prvkové analýzy. Několik výrobních metod rotoru bylo popsáno a porovnáno mezi sebou. Předložený návrhový postup, který u stroje umožňuje robustní konstrukci a vyhovující elektromagnetické parametry byl ověřen testováním na vyrobeném prototypu.

## ABSTRACT

The induction machine with a squirrel cage is a workhorse of the industry. The main advantage of an induction machine is the low manufacturing price, simple and robust construction, low maintenance requirements. However, for high-speed applications, induction machine with a squirrel cage requires design modification due to the mechanical restrictions. The objective of this thesis is to show design process, methodology and assembly of the induction machine for high-speed applications. In this thesis, the rotor dimensioning data are presented. The results are demonstrated on the design of the 6 kW, 120 000 rpm solid rotor squirrel cage induction machine. This thesis also contains calculation and design of three different electrical machine topologies for a turbo circulator application. The electrical machines are designed with 6 kW output power at 120 000 rpm. The machines are estimated by using electromagnetic, thermal, and mechanical calculations. The drawbacks and advantages of each topology under study are described. For other high-speed applications, a comparative method helps in choosing the suitable electrical machine topology by examinations of discussed criteria. Rotor design effect on the electromagnetic performance of the induction machine is shown. Mechanical stresses are calculated with Finite Element Method analysis. Various assembly technologies to produce solid rotor with squirrel cage are discuss and compare. Describe approach enables high electromagnetic performance and durable construction of the high-speed induction machine. Work is confirmed by measurement on the manufactured prototype.