

兆瓦级航空超导发电机设计及电磁性能分析



周晓易¹, 郭晓坚², 邹圣楠¹, 宋受俊², 阎明³

1. 中国科学院海西研究院 泉州装备制造研究中心, 福建 泉州 362200

2. 西北工业大学, 陕西 西安 710072

3. 航空工业陕西航空电气有限责任公司, 陕西 西安 710065

摘要:在可预见的未来,飞行器的负载等级将达到兆瓦级,传统的航空电源难以满足需求。第二代高温超导材料具有载流能力强、传输直流无损耗的特点,将其绕制成线圈,替换传统发电机中的励磁绕组或电枢绕组,可以提升发电机的输出功率、功率密度和效率。设计航空超导电机是机载超导电源系统研究的基础,准确计算交流损耗是超导电机设计的重点。本文设计了一台 10MW 全超导发电机,讨论了包括带材性能研究、线圈结构设计、电机拓扑选择和参数选取的完整设计过程。本文使用多物理场仿真软件搭建了二维发电机模型,研究了发电机的基本电磁性能。基于直接耦合法和 T-A 方法,计算了定、转子超导线圈的交流损耗并展开分析。结果显示,设计的发电机输出功率达到 10MW,功率密度为 13.1kW/kg,效率为 99.3%,满足预期性能指标。转子线圈的总交流损耗接近定子线圈交流损耗的 50%,但每匝的损耗仍远小于定子线圈每匝的损耗。本文对超导线圈设计、超导发电机制冷方式选择以及自身运行可靠性研究有重要意义。

关键词:机载电源系统; 高温超导体; 电机设计; 有限元仿真; 交流损耗

中图分类号: TM37

文献标识码: A

DOI: 10.19452/j.issn1007-5453.2024.11.011

随着飞机电气化程度的提升,航空业对新一代机载电源系统在输出功率、功率密度和效率方面提出了更高的要求,航空超导发电机被看作是一种有前景的解决方案^[1-3]。超导体具备高载流能力和传输直流无损耗的特点,用于制造航空发电机,可以显著提升电机的功率密度,进而提升机载电源系统的整体性能^[4-5]。

目前已有许多公司、机构和团队开展了高温超导电机研究,研究方向包括电机设计、控制策略、仿真方法、性能优化等^[6-9]。2003—2007年,美国超导公司(AMSC)在美国海军资助下,设计、加工、组装了功率等级分别为 5MW 和 36.5MW 的两台船用超导励磁同步电动机,其中 36.5MW 的船舶推进高温超导电机总重量 75t,仅为传统同转矩电机重量的 25%,满载运行时效率达到 97.3%^[10-11]。Berg 等^[12-13]探究了高温超导技术在分布式推进飞机上的应用,提出了对高温超导电机、低温冷却系统和整个机载电源系统的性能

要求。在使用仿真方法计算交流损耗方面, Li Yufan 等^[14]提取 15kW 全超导发电机中超导电枢线圈周围最小和最大的漏磁场,然后在超导线圈边界添加均匀漏磁场,间接计算超导电枢绕组的交流损耗; Vargas-Llanos 等^[15]将 T-A 方程与旋转电机模型直接结合,用以计算 10MW 风力发电机超导电枢绕组的交流损耗。在电机和超导线圈性能优化方面, Jiang Zaiqiang 等^[16]探讨了降低转子交流损耗的方法; Shafaie 等^[17]对 10MW 超导风力发电机中励磁绕组的尺寸进行优化,降低发电机空载电动势总谐波畸变率。

当前航空超导电机相关研究逐年增多,但大多仍处于理论设计和仿真模型搭建阶段。在当前研究中存在一些不足且可以进一步拓展的方向: (1) 阐述并整理超导电机的设计流程,这是超导领域的研究者常忽略的一点; (2) 在全超导电机中,分别计算定子和转子的交流损耗并进行分析。

基于航空超导发电的背景,围绕以上两个研究点,本文

收稿日期: 2024-04-28; 退修日期: 2024-07-22; 录用日期: 2024-08-30

基金项目: 航空科学基金(20200040053001); 福建省中科院 STS 计划(2021T3034); 泉州市科技计划(2021C024R)

引用格式: Zhou Xiaoyi, Guo Xiaojian, Zou Shengnan, et al. Design of a megawatt class airborne superconducting generator and analysis on electromagnetic performance[J]. Aeronautical Science & Technology, 2024, 35(11): 84-94. 周晓易, 郭晓坚, 邹圣楠, 等. 兆瓦级航空超导发电机设计及电磁性能分析[J]. 航空科学技术, 2024, 35(11): 84-94.

开展了10MW全高温超导发电机研究。首先,参考已有设计范例、结合航空发电机特点,设计了一台10MW全超导同步电机。随后,根据初始设计参数,在某多物理场仿真软件中搭建了二维模型,分析电机的基本电磁性能,计算电机的重量和损耗。最后,分别计算了定子和转子线圈的交流损耗并进行分析。

1 发电机设计

本文设计的10MW全超导发电机用作民用涡轮飞机的主电源,其电源系统架构以高压直流为主。在设计各部件时,关注电机有效部件,不进行转轴、机壳、底座等非有效部件的设计;在进行性能分析时,主要关注电磁特性和超导线圈的交流损耗,不讨论电机的噪声、应力等问题。

预期设计的超导电机要达到功率10MW、功率密度12kW/kg、效率99%的性能指标。研究显示,超导电机功率密度理论上能达到20kW/kg,效率能达到99%;当前民航业采用的多数常规发电机功率密度低于2.5kW/kg,效率低于95%。这样的预期性能指标是超导体在前沿研究中表现出的优异性能和当前主流飞机发电机相对有限性能之间的折中选择。

近年来,航空超导电机相关研究中,同步电机是最常用、研究最深入的电机拓扑。考虑到超导体的机械强度有限、超导线圈需要低温冷却系统,电机的结构不应过度复杂、转速不宜过高。本文选取超导电机设计中最成熟的同步电机拓扑,定、转子都使用钇钡铜氧(YBCO)带材绕制的跑道型高温超导励磁线圈。

1.1 带材性能研究和线圈设计

基于上海超导提供的一款YBCO带材,研究超导带材的自场临界电流和磁场角度依赖性,作为电机设计的基础,带材的主要参数见表1。

试验测量临界电流使用四引线法,测量系统如图1所示。试验中带材样品连同骨架置于冷却剂中,由电流源供给均匀上升的直流电,使用纳伏表和数据采集系统采集并记录样品所通电流和电压引线之间的电压,将*E-I*曲线实时显示在上位机界面。当带材电压达到1μV/cm的临界值,可认为带材已由超导态进入正常态,此时的电流即为超导带材的自场临界电流。

图2(a)和图2(b)分别是液氮和液氢冷却下、无外场时10cm的YBCO带材样品临界电流测试得到的*E-I*曲线。使用液氮冷却时,高温超导(HTS)带材传输的电流上升到约175A时,两测点之间电压达到10μV的临界值,此时的电流

表1 高温超导带材主要参数
Table 1 Main parameters of HTS tape

属性	参数
生产厂商	上海超导
带材型号	ST-4-L
宽度/厚度/mm	4,0.1
超导层厚度/μm	1
临界电流(77K,自场)/A	168

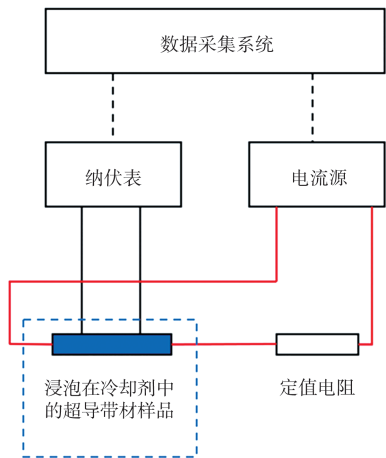


图1 临界电流测量系统

Fig.1 Critical current measurement system

可看作带材在77K温度下无外场时的临界电流;换用液氢进行冷却,同款带材在20K温度下测得无外场时的临界电流约为1188A。虽然YBCO带材在液氮温区已经进入超导态,但液氢温区下的临界电流大约是液氮温区临界电流的7倍,可见在临界温度下进一步降温能提升超导带材的输电性能。

$$E=E_0(\frac{J}{J_c(B)})^n$$
 (1)

式中,*E*₀为超导体的单位长度电压失超判据,一般取1μV/cm;*J*_c为临界电流密度,受磁通密度影响;*n*反映了超导体由超导态向正常态变化时电阻的渐变特性,取值为20~50,*n*值越小则超导体产生损耗越大。

超导带材的临界电流会受到温度和磁场的影响,温度升高、磁场增大会使临界电流降低。相较于平行于带材表面的磁场,垂直方向的磁场能使临界电流更显著地衰减,这一点在低温下(如液氢温区)尤为明显;在温度恒定时,超导体的临界电流密度与周围磁通密度的关系可用Kim改进模型描述

$$J_c(B)=\frac{J_{c0}}{\left(1+\frac{\sqrt{k^2B_{par}^2+B_{per}^2}}{B_0}\right)}$$
 (2)

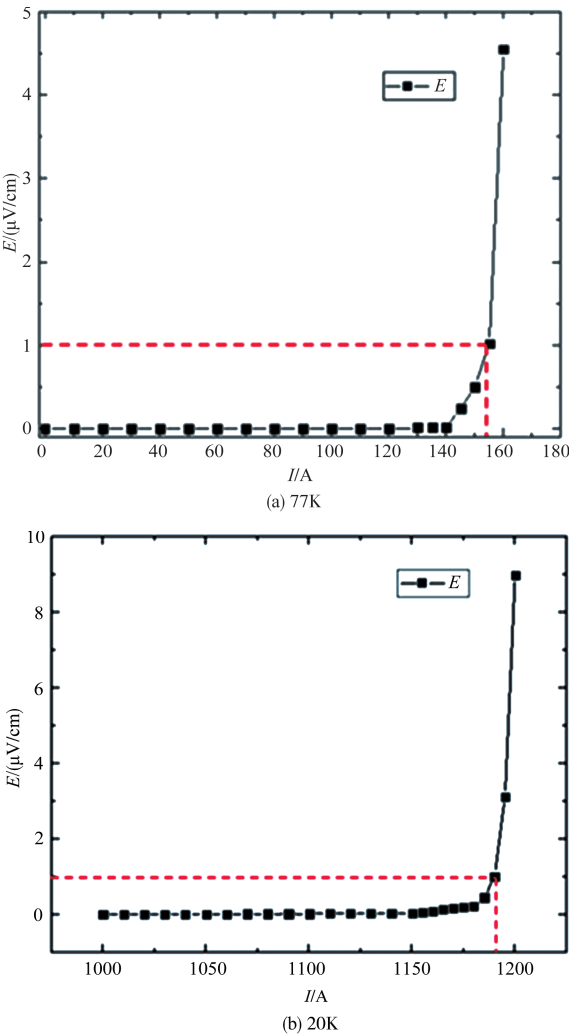


图2 临界电流测量的E-I曲线
Fig.2 E-I curve of critical current measurement

式中, J_{c0} 为无外场时的临界电流密度, B_0 是与超导体自身材料相关的磁通密度常数, B_{par} 和 B_{per} 分别为平行于带材表面的磁通密度分量和垂直于带材表面的磁通密度分量, k 为平行磁场衰减因子, b 为温度系数。

在 20K 温度下, YBCO 带材的临界电流随外磁场幅值和角度的变化如图 3 所示, 磁场角度 θ 表示磁场方向与超导带材平面的夹角。在磁场幅值恒定时, θ 越大, 临界电流越小; 在同样的磁场角度下, 磁场幅值增大也会使临界电流减小。此外, 磁场角度 $\theta < 45^\circ$ 时临界电流变化显著, 而当 θ 接近 90° 时临界电流变化幅度很小; 这一现象说明在 20K 的温度下, 带材的临界电流几乎完全受磁场中垂直分量的影响, 平行磁场的作用可以忽略不计。

根据对超导带材电磁性能的分析, 开展线圈设计。除了外加磁场会降低带材的临界电流外, 高温超导线圈在绕

制过程中施加的绕制张力也会影响到线圈的载流能力和失超稳定性, 设定线圈的内径应不小于 40mm。预计发电机中转子超导线圈的磁通密度峰值将达到 2~3T, 由 YBCO 带材临界电流对磁场角度的依赖性研究可知, 带材在 2T 的垂直磁场下临界电流约为 650A, 在 3T 的垂直磁场下约为 540A。考虑到线圈制造时带材弯曲使载流能力降低, 设定工作电流不超过测得的临界电流值的 70%。综合考虑超导带材的电学和机械特性, 线圈的主要设计参数见表 2。

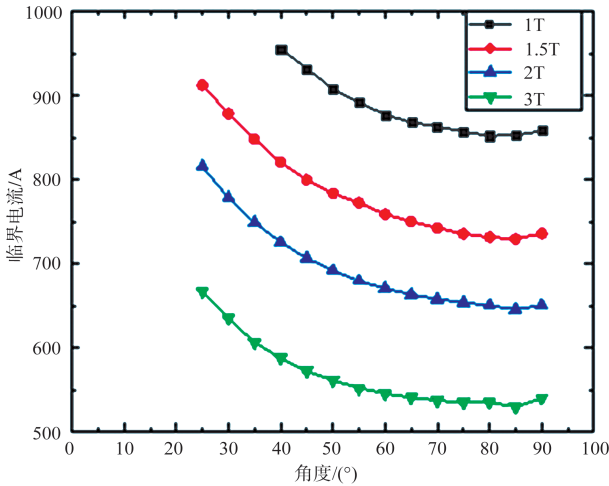


图3 高温超导带材临界电流的磁场角度依赖性
Fig.3 Magnetic field angle dependence of critical current in HTS tape

表2 高温超导线圈主要设计参数
Table 2 Main parameters of HTS coils

属性	转子线圈	定子线圈
带材匝数	5×60	2×12
直线段长度/m	0.43	0.43
弯曲段内径/m	0.0700	0.0980
弯曲段外径/m	0.1246	0.1090
工作电流/A	363	4×369
工作温度/K	20	20

注: 匝数 5×60 表示线圈有 5 层, 每层 60 匝; 其他同理。工作电流为 4×369 A 表示每 4×匝进行并联, 每匝通流 369A

1.2 发电机参数设计

电机的转速、频率、极对数之间的关系为

$$p \cdot n = 60f \quad (3)$$

式中, p 为极对数, n 为电机转速, f 为频率。当前飞机涡轮发动机可以达到相当高的转速 (大于 10000r/min), 但超导电机样机受限于超导材料的机械强度和低温冷却系统的限制, 转速相对较低。最终转速选取 6000r/min, 频率选取飞

机电源系统中常用的400Hz,极对数由此确定为4。

当气隙宽度、电枢直径和定子额定电流一定时,增加极对数可以提高电磁转矩,从而提高功率密度^[18]。当发电机尺寸保持不变时,随着极对数的增加,总损耗增大,总重量减小^[18]。发电机的极对数应满足功率等级和效率的双重要求,转子极对数与定子槽数的关系为

$$q = \frac{z}{2pm} \quad (4)$$

式中, q 为每极每相槽数, z 为定子槽数, p 为转子极对数, m 为绕组相数。定子分数槽绕组(q 为分数时)能减小电机转矩波动,优化感应电压波形^[19]。出于降低电机结构复杂度、减少加工制造成本的考虑,参考已有高温超导发电机范例中的极对数和槽数,发电机设置为8极12槽。

超导励磁绕组能承载大直流,产生强气隙磁通;为了减轻重量,转子使用空芯结构,这有助于增加电机的功率密度^[20]。一个铝金属桶将转子高温超导线圈封装在其中,起机械支撑、电磁屏蔽和真空密封的作用^[21]。为了保证超导发电机在飞机电源系统中的安全性、可靠性和高功率密度,超导线圈采用了内置结构。内置式转子的线圈放置在转子的内槽中,消除了转子高速旋转时线圈被甩出的风险,同时能实现更高的电磁转矩,有助于提升电机的功率密度和过载能力。转子结构如图4所示。

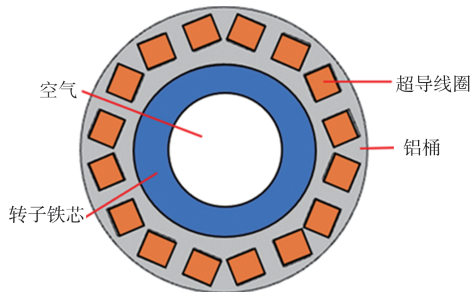


图4 超导电机转子结构

Fig.4 Schematic diagram of the rotor of HTS electric machine

大多数同步电机的气隙小于3mm,而某些离岸风力发电机的气隙大于50mm^[22]。本文电机中定、转子超导线圈都工作在20K温度下,气隙宽度设定为5mm。

全超导发电机的额定输出功率为10MW,同步电机的输出功率可表示为^[23]

$$P = \frac{\pi^2}{\sqrt{2}} \frac{n}{60} k_w B_{\text{gap}} A_s D_s^2 L \quad (5)$$

式中, n 为发电机转速, k_w 为绕组系数, B_{gap} 为电机的气隙磁通密度, A_s 为电机的电负荷, D_s 为定子电枢绕组的直径, L 为

电机的有效轴长。

电负荷可用如下公式计算

$$A_s = \frac{2mNI_s}{\pi D_s} \quad (6)$$

式中, m 为电机相数, N 为电枢的每相串联的匝数, I_s 为定子电流。

多电机系统母线电压升高时,飞机的总重量和总损耗随之增加^[24]。虽然高温超导发电机的重量和损耗对电压水平不敏感,但作为电源系统的核心,必须考虑电压水平的影响。考虑到定子绕组铜线圈载流能力的限制,高温超导发电机带载单相峰值电压设定为2.5kV。发电机的感应电动势可表示为^[23]

$$E_p = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{2\pi n}{60} r_a B_{\text{gap}} L n_0 q p \quad (7)$$

式中, r_a 为定子电枢绕组的半径, n_0 为每个槽中的导体数。

由式(6)和式(7)可见,气隙磁通密度是电机能量转化过程中的重要参数。为了获取足够大的感应电动势和疏忽功率,预期气隙磁通密度峰值将超过1.5T,考虑到宽气隙使传输磁场衰减,转子磁通密度峰值需要达到2.5T^[25]。转子磁通密度和气隙磁通密度与电机几何尺寸间关系的对应公式如下^[26]

$$B_r = \frac{\mu_0 A}{2} \left(\frac{r_0}{r_{f0}} \right)^{p+1} \left[I + \eta \lambda_s \left(\frac{r_{f0}}{r_{si}} \right)^{2p} \right] \quad (8)$$

$$B_{\text{gap}} = \frac{\mu_0 A}{2} \left(\frac{r_0}{r_{f0}} \right)^{p+1} \left[I + \eta \lambda_s \left(\frac{r_{ai}}{r_{si}} \right)^{2p} \right] \quad (9)$$

式中, μ_0 为真空磁导率, A 为电流层密度, r_0 为转子励磁绕组的平均半径, r_{f0} 为励磁绕组的外半径, r_{si} 为定子铁芯的内半径, r_{ai} 为定子电枢绕组的内半径。计算系数 $\eta \lambda_s$ 取值为1。

通过以上讨论,确定了超导励磁发电机的8极12槽同步电机拓扑,设计了线圈的结构、工作温度和工作电流,设定了电机的带载电压、工作频率、转速、工作温度和气隙宽度。电机的其他几何参数依照式(5)~式(9)进行设计,参考典型航空超导电机范例的设计参数^[27],得到的电机初始参数见表3。

2 电机性能分析

本文使用某多物理场仿真软件建立发电机模型。首先在仿真软件中建立2D几何模型(见图5),然后给各区域赋上不同的材料属性,在“添加物理场”中选择旋转机械磁接口,添加不同的控制方程,建立合适的网格,随后可以开始求解。

表3 电机初始设计参数

Table 3 Initial design parameters of the generator

部件	结构/性能	参数
转子	极对数	4
	空气芯半径/m	0.075
	铝桶内半径/m	0.150
	铝桶外半径/m	0.200
	励磁绕组平均半径/m	0.175
气隙	气隙宽度/m	0.005
定子	槽数	12
	定子铁芯内半径/m	0.205
	定子铁芯外半径/m	0.290
	电枢绕组平均半径/m	0.212
转轴	有效轴长/m	0.43
电机性能	输出功率/MW	10
	带载单相电压峰值/V	4100
	转速/(r/min)	6000

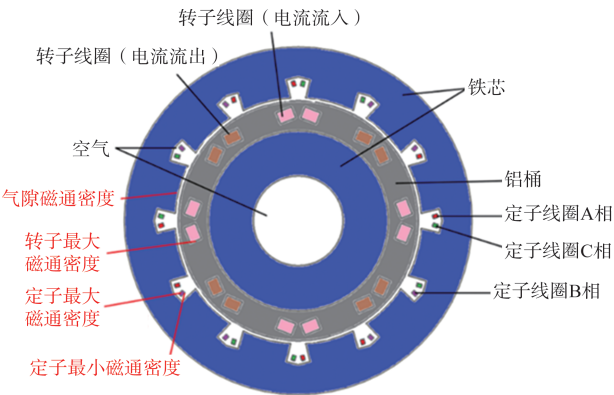


图5 高温超导发电机2D有限元模型

Fig.5 Schematic diagram of the 2D finite element model of the HTS generator

2.1 基本电磁性能

发电机的二维结构图和磁通采样点设置如图5所示,发电机的磁场云图如图6所示,转子最大磁通密度模和气隙磁通密度模如图7所示。与超导励磁电机相比,全超导电机有更宽的定子齿和更厚的定子铁芯,使得磁感线分布更匀称。磁通密度峰值达到2.87T,出现在转子线圈内侧;定子槽处有一定漏磁,表明铁芯在高磁通密度时饱和;采样点的气隙磁通密度峰值为1.98T,达到预期值。

发电机空载时的感应电动势波形如图8所示,三相波形一致,基本为正弦波形,峰值达到4350V。选取其中A相波形进行谐波分析,可见所有阶次的谐波含量都很低,总波形畸变率小于5%。当定子每相带2.5Ω纯电阻辅助时,相电压峰值略微降到4.1kV左右,可以产生预期的10MW输

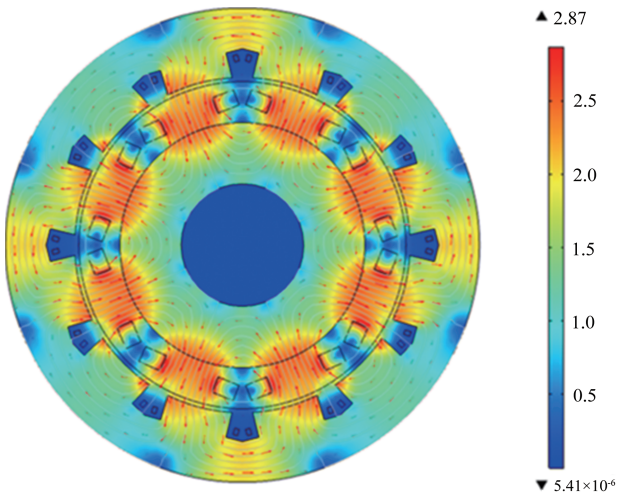


图6 发电机磁场云图

Fig.6 Cloud diagram of generator magnetic field

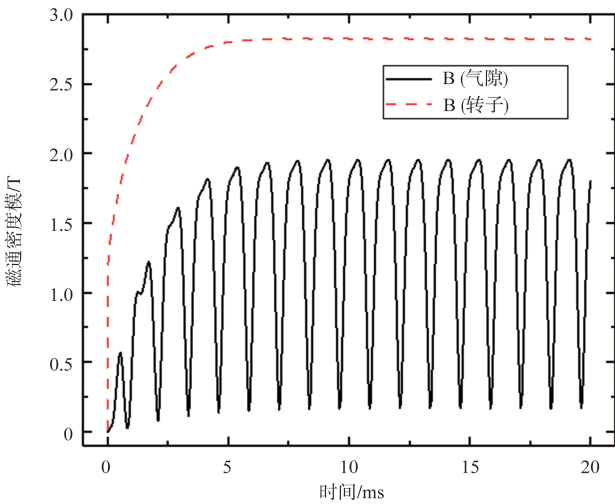


图7 转子和气隙的磁通密度模

Fig.7 Absolute value of the flux density of rotor and air gap

出功率。

2.2 重量和损耗分析

在计算重量时,只考虑发电机的有效部件,而忽略壳体、端盖、轴承、转轴等非有效部件,发电机重量根据发电机的几何尺寸和为每个部件选择的材料计算。铁芯的重量按照硅钢片 DW360_50 的密度计算,铝桶的重量按照铝合金的密度计算。考虑到高温超导带的多层堆叠结构,高温超导线圈的重量依照超导层和各金属层按厚度计算的平均值来估算。发电机总重量估算为763.1kg,功率密度达到13.1kW/kg。

全超导发电机的机械损耗可以忽略不计,铁损由 Steinmetz 方程计算

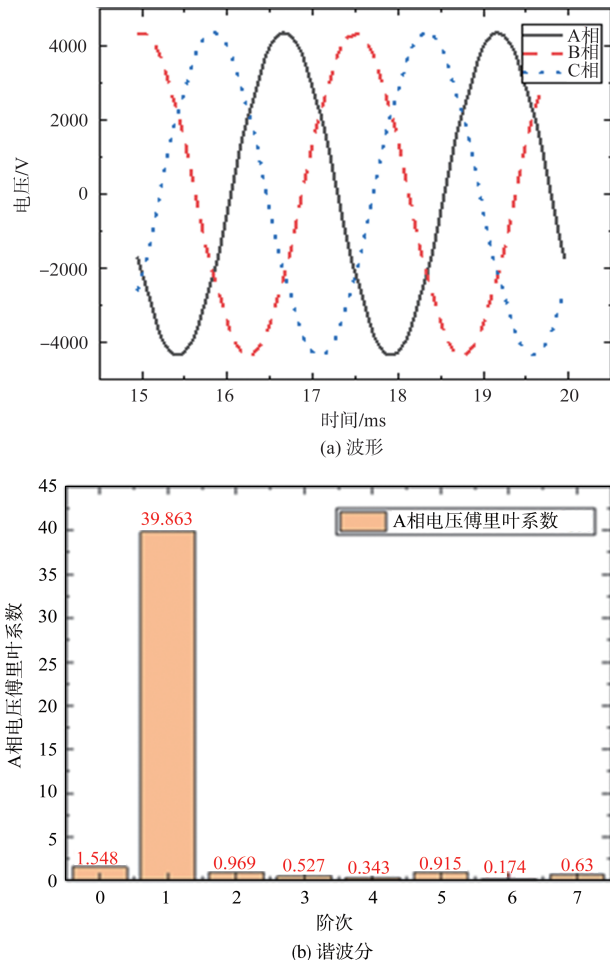


图8 空载时的相电动势

Fig.8 Phase electromotive force without load

$$P_{\text{iron}} = (K_h f B_m^a + K_c f^2 B_m^2) V \quad (10)$$

式中, K_h 为磁滞损耗系数, f 为频率, B_m 为气隙磁通峰值, a 为 Steinmetz 系数, K_c 为涡流损耗系数, V 为铁芯体积。对于 DW360_50 铁芯, 由对应频率的 B - P 曲线可知, f 为 400Hz 时, K_h 取值为 176.84, K_c 取值为 0.87。铁损计算为 46.8kW。铝桶产生的涡流损耗通过软件自带的计算工具计算为 160.61W。全超导电机的宽定子齿和厚铁芯使磁场中的谐波成分显著降低, 可以忽略附加电磁损耗; 定子线圈使用超导带材绕制, 传输交流电时不会产生铜损, 而会产生交流损耗。交流损耗的计算和分析将在下一节详细展开。

3 交流损耗计算和分析

本文使用直接耦合法计算定、转子线圈的交流损耗, 只考虑线圈直线段的磁滞损耗。直接耦合法是直接在发电机模型的线圈域中对超导线圈建模, 即发电机和线圈是在同一个模型中。直接耦合法基于 T-A 方程, 无须考虑子模型

之间磁场数据传递, 在一个模型内直接完成发电机正常运行时的超导线圈电磁特性分析。这种仿真计算方法更接近超导线圈在电机中的实际工作情况, 能准确计算交流损耗, 但也存在模型复杂、仿真时间长的问题。直接耦合法适用于预期交流损耗大、在电机总损耗中占比高的情况。

本节分别建立发电机-定子超导线圈耦合模型和发电机-转子超导线圈耦合模型, 采用直接耦合法计算两部分交流损耗, 如图 9 所示。不在发电机模型中同时对定、转子超导线圈建模是为了降低模型复杂度, 避免仿真时间过长甚至模型不收敛。

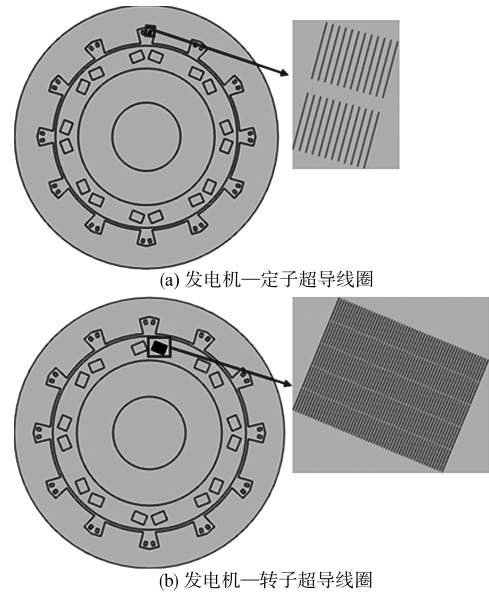


图9 直接耦合模型

Fig.9 Direct coupling models

在原设计中, 发电机的转子为旋转部件, 定子和空气域为静止部件, 因此在建立直接耦合发电机-转子超导线圈模型、计算转子交流损耗时, 需要旋转结构复杂的线圈。模型中的转子线圈由软件中的边界形式偏微分方程接口构造, 转子线圈的旋转会显著增加仿真时间, 甚至导致模型不收敛。为了解决这一问题, 本文提出了交换旋转域。如图 10 所示, 通过交换直接耦合模型中的旋转域和固定域, 避免了结构的超导线圈的旋转, 从而显著提高了仿真速度。也就是说, 交换旋转域后, 该模型的转子域保持静止, 定子域沿原转子旋转的相反方向旋转。交换旋转域前后, 发电机气隙磁通密度一致, 交流损耗的计算和电磁性能的分析不受影响。

3.1 定子交流损耗

定子线圈的归一化电流密度 (J/J_c , 即电流密度与临界

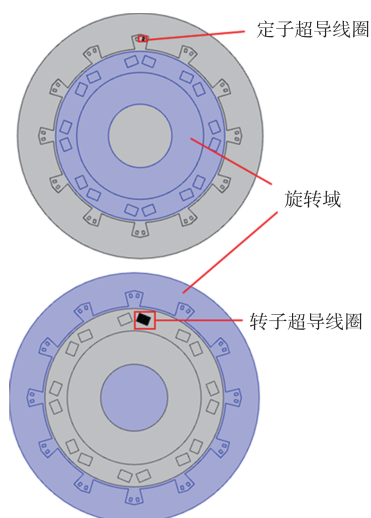


图10 两个直接耦合模型中的旋转域

Fig.10 The rotation domain of two direct coupling models

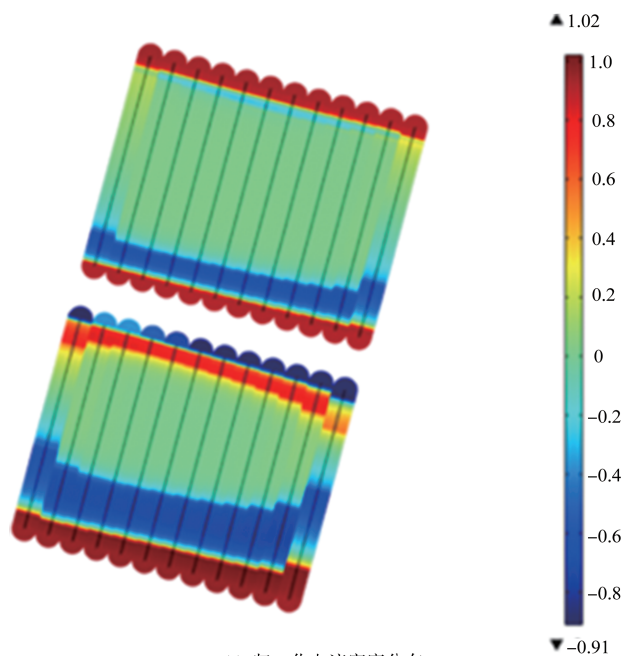
电流密度之比,大于1表明磁通渗透显著)分布和瞬时交流损耗如图11(a)和图11(b)所示。归一化电流密度大于1的区域主要分布在定子线圈的上下边缘,这些具有显著磁场穿透的区域造成了主要的交流损耗。当发电机进入稳态运行后,瞬时交流损耗呈现周期性。通过对瞬时交流损耗对时间积分后求平均值可得,发电机中12个定子超导线圈的总交流损耗为15.645kW。

定子超导线圈周围磁场分布如图12所示,磁感线与超导带的两端有夹角,与超导带的中间段基本平行;也就是说在带材的两侧边缘磁通渗透最严重,这与图11中归一化电流密度分布的规律一致。此外,磁感线与下层线圈的夹角更大,意味着下层线圈的磁通穿透更严重、产生的交流损耗更多。

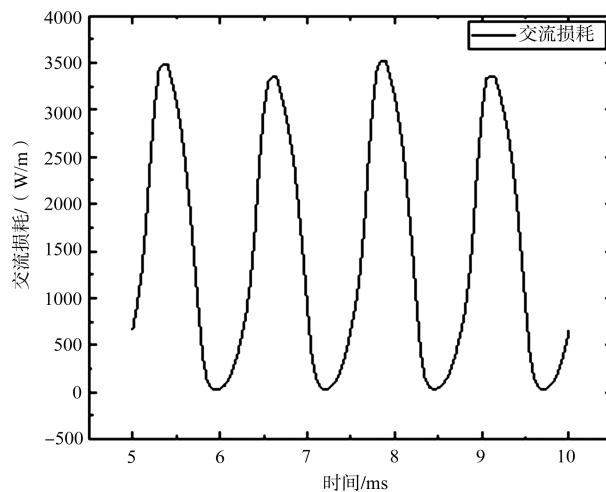
图13(a)和图13(b)显示定子超导线圈上、下层的交流损耗,这里的上层是指外侧层,下层是指靠近气隙的层。定子线圈的上下两层的交流损耗有相同的波形和变化趋势,但下层线圈产生的交流损耗大约是上层的7.5倍。

3.2 转子交流损耗

图14显示了转子超导线圈的归一化电流密度分布和瞬时交流损耗。可以观察到,转子线圈的磁通穿透比定子线圈更严重,这导致转子线圈也产生了相当大的交流损耗。转子线圈周围的磁场主要由旋转磁场和谐波磁场合成,其中旋转磁场由通直流的超导转子线圈旋转产生,磁场方向与带材表面平行、不产生交流损耗;而谐波磁场主要由转子的槽齿结构、气隙和电磁屏蔽产生,是造成转子交流损耗的主要原因。8个转子线圈的总交流损耗为6.268kW。



(a) 归一化电流密度分布



(b) 瞬时交流损耗波形

图11 定子超导线圈的交流损耗

Fig.11 AC loss of stator coil

定子超导线圈从上到下分别为第1~5层,第1层最靠近气隙,第5层最靠近电机轴心。转子超导线圈周围磁场分布如图15所示,右侧磁感线较密集,与第1、2、5层线圈有一定夹角,与中间层线圈的带材表面基本平行;左侧磁感线在整个线圈左下形成闭合回路。定子线圈每一层的交流损耗如图16(a)和图16(b)所示,第5层线圈的瞬时损耗波形与其他层不同,这是垂直方向磁场分布不同的结果;第1层线圈产生了最多的1.395J/cycle/m的交流损耗,其次是第2层,而不靠近气隙的下3层合计占定子线圈总交流损耗的约25%,说明线圈适当远离气隙有利于降低交流损耗。

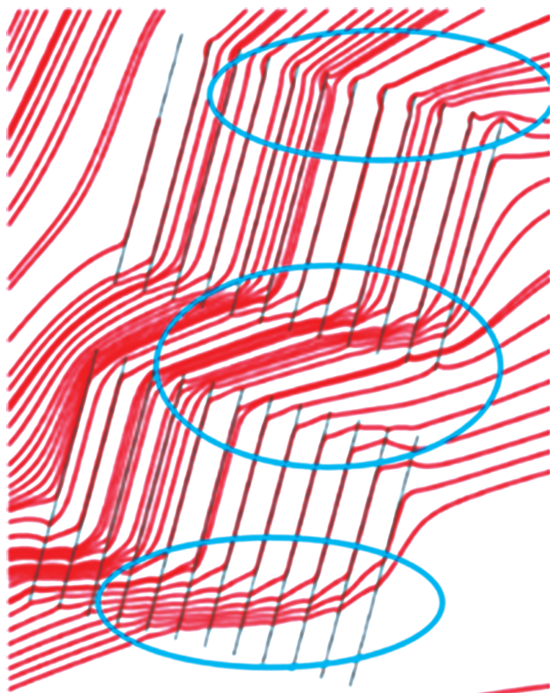


图12 定子超导线圈周围磁场分布

Fig.12 Distribution of magnetic field around stator HTS coil

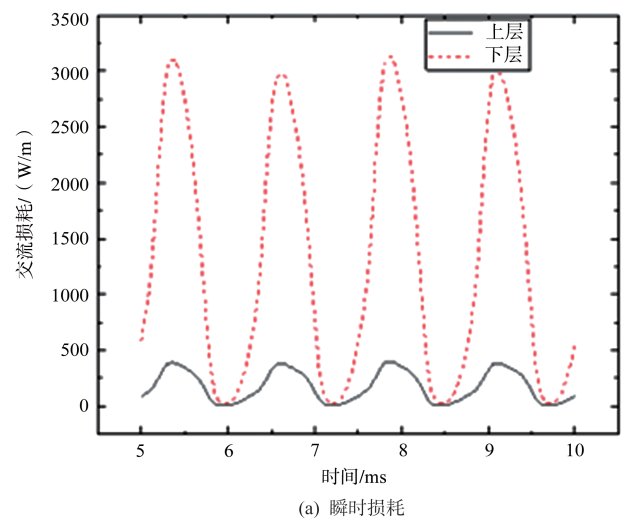
在不考虑低温冷却系统时,全超导发电机的效率约为99.3%,交流损耗约占总损耗(包含交流损耗、铁损、机械损耗、附加电磁损耗等)的32%。转子线圈的交流损耗接近于定子线圈交流损耗的50%,说明在窄气隙、大转子线圈匝数的电机中,转子线圈交流损耗不可忽略。转子线圈的匝数远大于定子线圈,转子线圈每匝的交流损耗仍显著低于定子线圈,这与以往研究的结论是一致的。需要注意的是,考虑电机的非有效部件和超导体低温冷却系统后,功率密度和效率会明显降低,仅能达到2.76kW/kg和96.9%,相比当前采用的电动飞机发电系统优势不显著。

4 结论

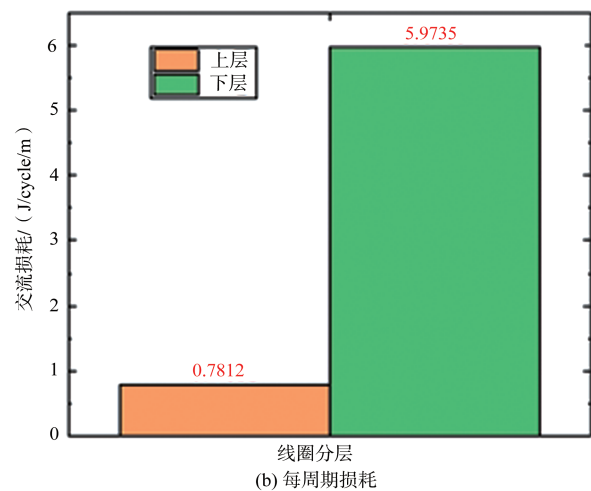
本文以机载超导电源系统为背景,开展了航空超导发电机概念设计与有限元仿真工作,所获得的主要成果和结论如下:

(1) 完成10MW全超导发电机设计相关工作。整理总结了超导电机设计流程,从超导带材性能分析出发,设计定、转子超导线圈,完成了电机拓扑选型、结构和材料设计、初始参数选取,并建立有限元模型。

(2) 基于二维有限元仿真模型,分析了电机的基本性能。设计的全超导发电机能达到10MW的输出功率。



(a) 瞬时损耗



(b) 每周期损耗

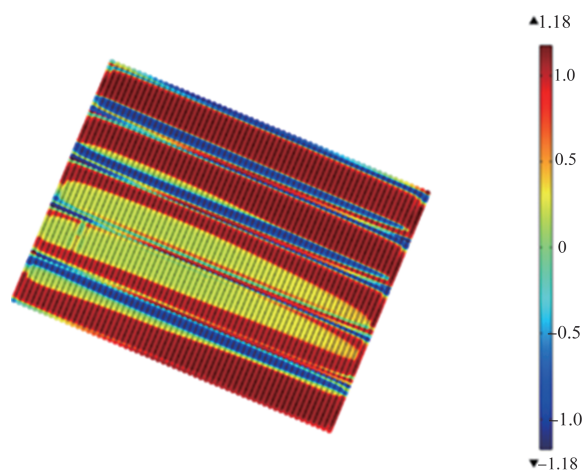
图13 线圈每层的交流损耗

Fig.13 AC loss at each layer of the coil

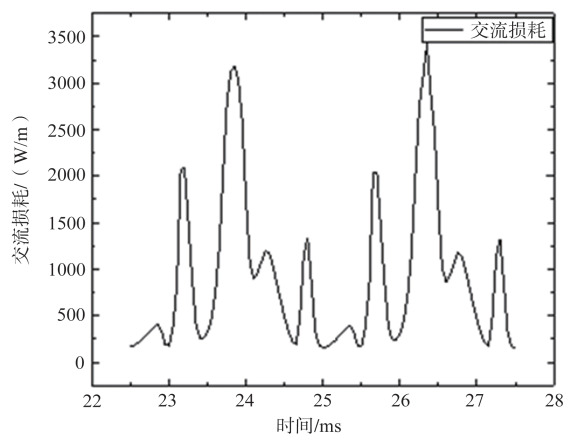
13.1kW/kg的功率密度和99.3%的效率,满足预期性能指标。

(3) 计算并分析了定、转子超导线圈的交流损耗。使用直接耦合法和交换旋转域技巧建立了线圈-发电机耦合模型。12个定子超导线圈的总交流损耗为15.645kW,其中超过80%的损耗由靠近气隙的下层产生。8个转子线圈的总交流损耗为6.268kW,其中大部分损耗由靠近气隙的第1、2层产生。损耗产生的部位和磁场渗透入线圈的部位高度重合,与以往研究的结论相符合;转子超导线圈的总交流损耗接近定子的50%,说明在转子线圈匝数多、气隙较窄的电机中转子交流损耗不可忽视;需要注意的是,转子线圈每匝损耗仍显著低于定子线圈每匝损耗。

本文研究的主要不足在于使用二维模型计算超导线圈的交流损耗时,忽略了线圈弯曲段产生的损耗。这是当前



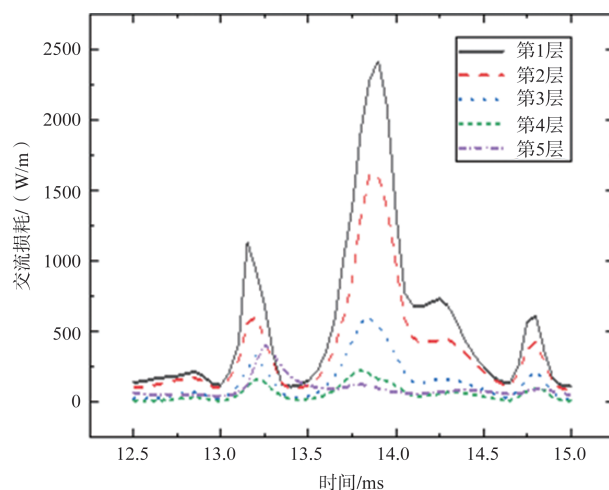
(a) 归一化电流密度分布



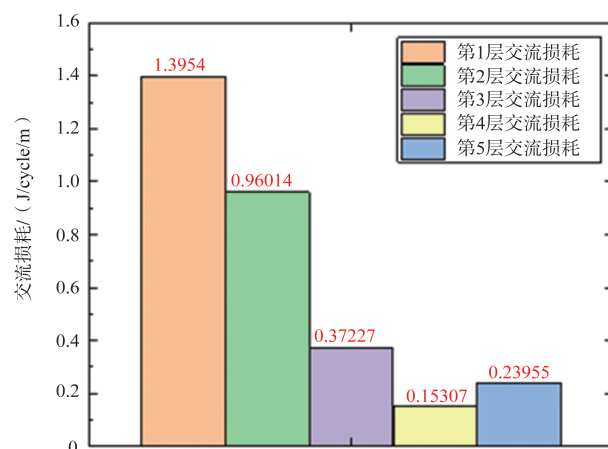
(b) 瞬时交流损耗波形

图 14 转子超导线圈的交流损耗

Fig.14 AC loss of rotor coil



(a) 瞬时损耗



(b) 每周期损耗

图 16 线圈每层的交流损耗

Fig.16 AC loss at each layer of the coil

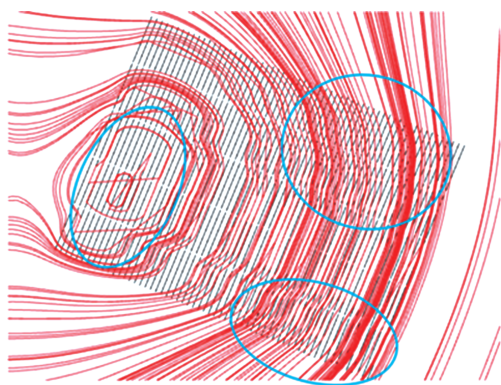


图 15 转子超导线圈周围磁场分布

Fig.15 Distribution of magnetic field around rotor HTS coil

的研究方法难以克服的缺点,下一阶段我们将尝试建立三维耦合模型,提升仿真结果的精确性。本文的研究内容聚焦于航空超导电机本身,今后将结合超导电机和其他航空新技术展开研究,提升设计方案的实用价值^[28-29]。

AST

参考文献

- [1] Gieras J F. Multimegawatt synchronous generators for airborne applications: A review [C]. 2013 IEEE International Electric Machines & Drives Conference, 2013: 626-633.
- [2] Rosero J A, Ortega J A, Aldabas E, et al. Moving towards a more electric aircraft [J]. IEEE Aerospace and Electronic Systems Magazine, 2007, 22(3): 3-9.
- [3] Bolam R C, Vagapov Y, Anuchin A. Review of electrically powered propulsion for aircraft [C]. 2018 53rd International Universities Power Engineering Conference, 2018:1-2.
- [4] Kim H D, Felder J L, Tong M T, et al. Turboelectric distributed propulsion benefits on the N3-X vehicle[J]. Aircraft Engineering and Aerospace Technology, 2014, 86(6):558-561.

- [5] Madonna V, Giangrande P, Galea M. Electrical power generation in aircraft: review, challenges, and opportunities [J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2018, 4(3): 646-659.
- [6] Sahoo S, Zhao X, Kyprianidis K. A review of concepts, benefits, and challenges for future electrical propulsion-based aircraft[J]. Aerospace, 2020, 7(4):1-4.
- [7] Fuger R, Matsekh A, Kells J, et al. A superconducting homopolar motor and generator: new approaches[J]. Superconductor Science and Technology, 2016, 29(3): 034001.
- [8] Molina M G, Mercado P E. Power flow stabilization and control of microgrid with wind generation by superconducting magnetic energy storage[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2010, 26(3): 910-922.
- [9] Gurevich A. To use or not to use cool superconductors? [J]. Nature Materials, 2011, 10(4): 255-259.
- [10] Gieras J F. Superconducting electrical machines-state of the art [J]. Organ, 2009, 12(9):1-21.
- [11] Gamble B, Snitchler G, MacDonald T. Full power test of a 36.5MW HTS propulsion motor[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2010, 21(3): 1083-1088.
- [12] Berg F, Palmer J, Miller P, et al. HTS system and component targets for a distributed aircraft propulsion system[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2017, 27(4):1-7.
- [13] Berg F, Palmer J, Miller P, et al. HTS electrical system for a distributed propulsion aircraft[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2015, 25(3):1-5.
- [14] Li Yufan, Feng Feng, Yi Li, et al. Numerical study on AC loss characteristics of REBCO armature windings in a 15kW class fully HTS generator[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2016, 27(4): 1-6.
- [15] Vargas-Llanos C R, Lengsfeld S, Grilli F. TA formulation for the design and AC loss calculation of a superconducting generator for a 10MW wind turbine[J]. IEEE Access, 2020, 8: 208767-208778.
- [16] Jiang Z Q, Hu J P, Ye R, et al. Field coil optimization and characteristics contrastive analysis for a high-temperature superconducting generator prototype[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2018, 28(5):1.
- [17] Shafaie R, Kalantar M. Design of a 10MW-class wind turbine synchronous generator with optimized field winding[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2013, 23(4): 5202307.
- [18] Boll M, Corduan M, Biser S, et al. A holistic system approach for short range passenger aircraft with cryogenic propulsion system[J]. Superconductor Science and Technology, 2020, 33(4): 044014.
- [19] 陈益广, 潘玉玲, 贺鑫. 永磁同步电机分数槽集中绕组磁动势[J]. 电工技术学报, 2010, 25(10):30-36.
- Chen Yiguang, Pan Yuling, He Xin. Magnetomotive force in permanent magnet synchronous machine with concentrated fractional-slot winding[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(10):30-36. (in chinese)
- [20] Hughes A, Miller T J E. Analysis of fields and inductances in air-cored and iron-cored synchronous machines[J]. Proceedings of the Institution of Electrical Engineers-London, 1977, 124(2): 121-126.
- [21] Komiya M, Sugouchi R, Sasa H, et al. Conceptual design and numerical analysis of 10MW fully superconducting synchronous generators installed with a novel casing structure[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2020, 30(4):1-4.
- [22] Poutala A, Suuriniemi S, Tarhasaari T, et al. Towards design of electrical machines from given air gap field[J]. The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering, 2017, 36(1):332-349.
- [23] Fukui S, Ogawa J, Sato T, et al. Study of 10 MW-class wind turbine synchronous generators with HTS field windings[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2010, 21: 1151-1154.
- [24] Jones C E, Norman P J, Galloway S J, et al. Comparison of candidate architectures for future distributed propulsion aircraft [J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2016, 26(6):1-9.
- [25] Komiya M, Aikawa T, Sasa H, et al. Design study of 10MW rebco fully superconducting synchronous generator for electric aircraft[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2019, 29(5): 1-6.
- [26] Abrahamsen A B, Mijatovic N, Sorenson M P, et al. Design study of 10kW superconducting generator for wind turbine applications[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity,

- 2009, 19(3): 1678-1682.
- [27] Filipenko M, Kuhn L, Gleixner T, et al. Concept design of a high power superconducting generator for future hybrid-electric aircraft[J]. Superconductor Science and Technology, 2020, 33(5):1-14.
- [28] 秦亚欣, 廖孟豪. 国外高超声速飞机动力发展研究[J]. 航空科学技术, 2023, 34(11):17-22.
- Qin Yaxin, Liao Menghao. Research on foreign hypersonic aircraft power development[J]. Aeronautical Science & Technology, 2023,34(11): 17-22. (in Chinese)
- [29] 马野, 宋盛菊, 刘焱飞. 飞行器新结构技术展望[J]. 航空科学技术, 2023, 34(11):63-74.
- Ma Ye, Song Shengju, Liu Yanfei. Prospect of new structure technology for flight vehicle[J]. Aeronautical Science & Technology, 2023,34(11): 63-74. (in Chinese)

Design of a Megawatt Class Airborne Superconducting Generator and Analysis on Electromagnetic Performance

Zhou Xiaoyi¹, Guo Xiaojian², Zou Shengnan¹, Song Shoujun², Yan Ming³

1. Quanzhou Institute of Equipment Manufacturing, Haixi Institute, Chinese Academy of Sciences, Quanzhou 362200, China

2. Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China

3. AVIC Shaanxi Aero Electric Co., Ltd., Xi'an 710065, China

Abstract: In the foreseeable future, aircraft load levels will reach megawatts, and traditional aviation power sources will not be able to meet the demand. The second generation of high temperature superconducting materials have the characteristics of strong current-carrying capacity and no loss in DC transmission. By winding them into coils, the output power, power density and efficiency of the generator can be improved by replacing the excitation windings or armature windings in a traditional generator. The design of an airborne HTS electrical machine is the basis of the research of an airborne HTS power system, and the accurate calculation of AC loss is the key to the design of HTS electrical machine. In this paper, a 10MW superconducting generator was designed, and the complete design process including HTS tape performance study, coil structure design, generator topology selection and parameter selection was discussed. A 2D generator model was built with multi-physical field simulation software, and the basic electromagnetic performance of the generator was studied. Based on direct coupling method and T-A method, the AC losses of stator and rotor HTS coils were calculated and analyzed. The results show that the output power of the designed generator reaches 10MW, the power density is 13.1kW/kg, and the efficiency is 99.3%, which meets the expected performance indicators. The total AC loss of the rotor coils is nearly half of the AC loss of the stator coils, but the loss per turn is still far less than the loss per turn of the stator coil. This research is of significance to the design of superconducting coils, the selection of cooling methods for superconducting generators, and the study of their own operating reliability.

Key Words: airborne power system; HTS; electrical machine design; finite element simulation; AC loss

Received: 2024-04-28; **Revised:** 2024-07-02; **Accepted:** 2024-08-30

Foundation item: Aeronautical Science Foundation of China (20200040053001); Science and Technology Service Network Initiative of Fujian Province(2021T3034); Quanzhou City Science & Technology Program(2021C024R)