

文章编号: 1000-8055(2023)10-2383-12

doi: 10.13224/j.cnki.jasp.20210678

螺线管线圈式 MEMS 永磁电动机的热分析

黄志平, 吴玉莹, 王文斌, 朱凯云,
吴瀚泉, 雷凯博, 徐天彤

(北京航空航天大学 航空发动机气动热力国家级重点实验室, 北京 100191)

摘 要: 针对一种螺线管线圈式 MEMS(微机电系统)永磁电动机进行了热分析并给出了初步测温方案。介绍了此 MEMS 永磁电动机的总体设计方案, 选用单晶硅衬底内二氧化硅绝缘的绕组达到散热性能优异的目的, 利用 ANSYS 的稳态传热和静结构力学模块进行热固耦合模拟。在此基础上, 通过数值模拟验证了电动机静子温度分布均匀, 可将绕组和衬底视为无温度梯度。通过热固耦合模拟, 得出不发生膨胀失配的最大工作温度为 86 °C 和相应的最大发热损耗功率为 2.83 W, 据此预估电动机的额定工作性能, 验证了本电动机的耐温能力和高功率密度潜力, 最终设计的额定输出功率为 0.362 W, 计算的设计功率密度为 0.117 W/g。

关 键 词: 电动机热分析; MEMS 电动机; 永磁电动机; MEMS 螺线管线圈; 膨胀失配

中图分类号: V242.44

文献标志码: A

Thermal analysis of a solenoid coil MEMS permanent-magnet motor

HUANG Zhiping, WU Yuying, WANG Wenbin, ZHU Kaiyun, WU Hanxiao,
LEI Kaibo, XU Tiantong

(National Key Laboratory of Science and Technology on Aero-Engine Aero-thermodynamics,
Beihang University, Beijing 100191, China)

Abstract: A thermal analysis of a solenoid coil type MEMS permanent-magnet motor was conducted, and the preliminary temperature measurement plan was given. The overall design scheme of this MEMS permanent-magnet motor was introduced. The windings with silicon dioxide insulation inside the single crystal silicon substrate were selected to achieve the purpose of excellent heat dissipation performance. The thermal-structural coupling simulation was carried out by using the steady-state heat transfer and static structure mechanics modules of ANSYS. On this basis, it was verified by numerical simulation that the temperature distribution of the motor stator was uniform, and the winding and the substrate without temperature gradient can be considered. Through thermal-structural coupling simulation, it was concluded that the maximum operating temperature without expansion mismatch was 86 °C and the corresponding maximum heat loss power was 2.83 W. Based on this, the rated operating performance of the motor was estimated, and the temperature tolerance capacity and high power density potential of the motor were verified. The rated output power of the final design was 0.362 W, and the calculated design power density was 0.117 W/g.

收稿日期: 2021-11-28

基金项目: 航空发动机气动热力国家级重点实验室基金(6142702190509, 6142702190510); 先进航空动力创新工作站(HKCX2020-02-015)

作者简介: 黄志平(1992—), 男, 硕士生, 主要从事超精密加工、机械制造研究。

通信作者: 徐天彤(1990—), 男, 助理研究员、硕士生导师, 博士, 主要从事航空发动机微系统研究。E-mail: xutiantong@buaa.edu.cn

引用格式: 黄志平, 吴玉莹, 王文斌, 等. 螺线管线圈式 MEMS 永磁电动机的热分析[J]. 航空动力学报, 2023, 38(10): 2383-2394. HUANG Zhiping, WU Yuying, WANG Wenbin, et al. Thermal analysis of a solenoid coil MEMS permanent-magnet motor[J]. Journal of Aerospace Power, 2023, 38(10): 2383-2394.

Keywords: motor thermal analysis; MEMS motor; permanent-magnet motor;
MEMS solenoid coil; expansion mismatch

微型飞行器的一个重要发展方向是集群化,相应的微型飞行器动力装置也需要实现批量生产,以降低生产成本,提高生产效率。其中采用 MEMS(微机电系统)加工工艺的微型旋转电动机能够实现部分部件的批量生产,可作为微型旋翼飞行器的动力装置。

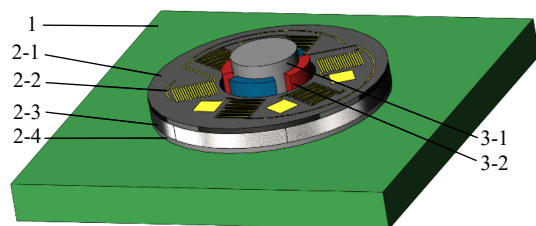
MEMS 微型旋转电动机主要分为静电电动机、压电电动机和电磁型电动机三类。大部分已报道的微型旋转电动机为静电电动机(也称为感应电动机)^[1-5]和压电电动机(也称为超声电动机)^[6-8],这两种电动机具有较高的转速,但往往功率密度较低。而电磁型电动机则具备更高的功率密度潜力,能够满足微型旋翼飞行器对动力装置的需求。早期的微型电磁型电动机是未引入永磁材料的开关磁阻电动机^[9],但显然采用永磁材料的永磁电动机能够提升微电动机的功率密度^[10]。受限于 MEMS 微线圈的发展水平,永磁微电动机一般采用工艺难度较低的 MEMS 平面线圈^[11-14],但平面线圈的占用面积较大,电感密度较低,且不能插入铁芯,功率密度仍不理想。随着 MEMS 三维复杂结构工艺技术的发展,逐渐出现了 MEMS 三维螺线管式线圈^[15-18],部分研究者进一步研制了可插入铁芯的 MEMS 螺线管式线圈^[19-21],并验证了其在电感密度上的巨大优势,而含铁芯的微线圈真正具备了应用于高功率密度微电动机的潜力。

为提高 MEMS 微型旋转电动机的功率密度,前期已经研制了载流能力强的 MEMS 含铁芯螺线管线圈^[22]。由于微型电动机效率较低而本文所述电动机以高功率密度为设计目标,电动机发热严重,散热问题突出,故需要对运行时的温度进行研究。目前针对温度场仿真的方法主要为等效电路法、等效热网格法和有限元法^[23-25]。而针对电动机这类较为成型且结构复杂的电磁器件,有限元法具有更大的优势。另外在小尺度下,会使影响传热因素的重要性发生变化,也会在一定程度上导致传热规律发生变化^[26]。

因此本文将对电动机进行以热分析为主的设计原则与设计方法分析,并介绍设计过程中的热固耦合设计,以验证电动机的耐温能力,获得电动机的工作温度限制,据此预估电动机的额定工作性能。

1 电动机的总体设计方案

本文所述电动机(以下简称本电动机)为径向磁路的 BLDC(无刷直流)永磁电动机(如图 1 所示),厚度为 2 mm,电动机本体外直径为 18 mm,采用 6 槽 4 极结构形式,静子绕组采用三相星型连接,转子采用表贴式永磁体形式,驱动电路工作方式 120°导通、全桥逆变驱动、六状态的方波驱动工作方式,可参见文献^[27]。



1 驱动器印刷电路板(PCB); 2 静子; 2-1 衬底; 2-2 线圈绕组;
2-3 铁芯; 2-4 下衬底; 3 转子; 3-1 转轴; 3-2 永磁体。

图 1 MEMS 永磁电动机的结构示意图

Fig. 1 Structure diagram of MEMS permanent-magnet motor

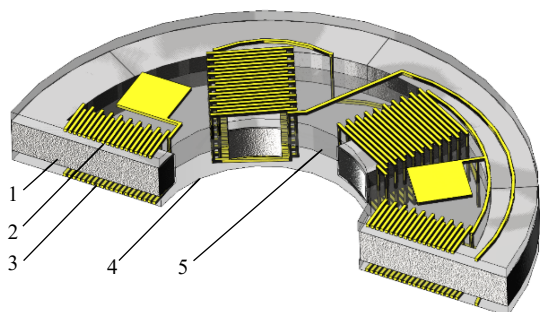
在材料和工艺方面,为实现电动机的批量生产,采用了与集成电路工艺兼容的 MEMS 微纳制造工艺加工电动机的静子衬底及线圈,相应的电动机衬底材料选用应用最广、工艺最成熟的单晶硅。单晶硅密度低,导热性能好,能够提高电动机功率密度。绕组线圈材料为电镀铜,具有优秀的导电性和导热性,工艺较为成熟。线圈与衬底之间通过在硅衬底上热氧化生成 0.4 μm 厚的二氧化硅层来实现绝缘。磁轭铁芯材料为硅钢,采用机械加工,磁轭为分割式,由 6 个 T 形铁芯从侧面插入硅衬底内部而组成完整磁轭。永磁体材料为钕铁硼,形状为瓦片形。

电动机的核心设计在于含铁芯 MEMS 螺线管式线圈。虽然常规尺度电动机均采用这一形式,但因微尺度下的极高工艺难度,此种线圈在 MEMS 微电动机中尚未应用。虽然工艺难度高,但相对于 MEMS 微电动机普遍使用的平面式线圈,插入铁芯的螺线管式绕组具有低的漏磁和高的电感密度。虽然平面式线圈也可以在线圈平面外引入铁芯材料,但其漏磁大,电感密度低。插入铁芯的螺线管式线圈则能较好地束缚磁感线,形成低磁阻的磁路,有利于提升磁路效率。同时,

其电感密度大大提高,而绕组的电感表征了同样变化电流下绕组能够产生的反电势大小,反映了绕组进行电磁能量转换、产生电磁力的能力,直接影响了输出功率。因此,采用含铁芯螺线管式绕组能够大大提高 MEMS 永磁电动机的性能。

图 2 为 MEMS 永磁电动机的衬底及线圈剖面图。

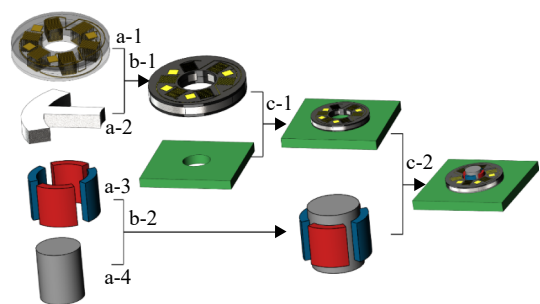
为实现这种绕组的加工,采用以多次套刻光刻、多深度深硅刻蚀、硅硅直接键合、高深宽比电镀等多种与集成电路工艺兼容的 MEMS 工艺为核心的多晶圆复杂三维结构工艺方法。将绕组与铁芯、转子、驱动器 PCB 装配(如图 3 所示),形成完整的电动机系统。



1 铁芯; 2 上表面铜导线; 3 下表面铜导线; 4 下衬底; 5 上衬底。

图 2 MEMS 永磁电动机的衬底及线圈剖面图

Fig. 2 Substrate and coil section of MEMS permanent-magnet motor



a-1 静子衬底和绕组的加工; a-2 静子铁芯的加工;
a-3 转子永磁体的加工; a-4 转子转轴的加工; b-1 静子装配;
b-2 转子装配; c-1 静子与 PCB 的电连接; c-2 整机装配。

图 3 MEMS 永磁电动机的总体工艺和装配方案

Fig. 3 Overall fabrication and assembly scheme of MEMS permanent-magnet motor

2 电动机的总体热分析

电动机本身是电磁设备,但其功率密度极高,发热严重,势必带来电动机温升,因此需要研究电动机的传热现象。常规尺度电动机中,温升一方面可能造成通电导线之间、绕组与铁芯之间的

绝缘层导热性能、绝缘性能的下降甚至烧毁,另一方面电阻率等材料性能参数改变,会导致实际工作性能偏离设计的额定性能以及整体电动机性能下降。另外在电动机运行的过程中,绕组通入电流,产生焦耳热,同时铁芯、永磁体内产生铁损,使得各部件温度升高,造成以绕组电阻率、铁芯磁化曲线、永磁体磁化曲线、电动机外露面表面传热系数等参数的变化,从而进一步影响温度和电磁性能,但常规尺度电动机设计过程中,往往以电磁设计为主,而热设计相对简单,仅在主要尺寸选取时根据经验通过限制电磁负荷来限制热负荷,并在以电磁设计为主线的设计流程完成后估算电动机温升并校核。但对于本文所述电动机,传热设计的高度要提升到与电磁设计相当的地位,甚至在设计过程中还要把传热设计作为后续电磁设计和结构具体参数设计的前提,这是由螺线管式 MEMS 电动机的材料、工艺的特殊性和对高功率密度的追求决定的。下面将对螺线管 MEMS 电动机与常规电动机传热设计不同以及总体传热设计进行分析。

2.1 绕组的散热

本电动机绕组绝缘层的传热与常规电动机截然不同,这是因为绕组绝缘方式的不同。常规电动机绕组的绝缘层一般包括导线之间绝缘(即相邻导线之间的绝缘)、槽绝缘(即铁芯与绕组之间的绝缘层、相间绝缘(同一槽内有多相线圈时各相线圈之间的绝缘)、层间绝缘(使用双层绕组时两层绕组之间的绝缘)等,其中导线多为改性聚酯漆包铜导线,漆层厚度多为几微米量级,其他绝缘多选用聚脂薄膜复合材料,厚度多为几十微米量级,有时还要进行绝缘浸烘处理,覆盖树脂或有溶剂浸渍漆,这些绝缘材料的导热系数约为 $0.15 \sim 0.185 \text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$ 。常见的 MEMS 电动机绕组绝缘方式有两种:其一是导线互不接触,中间介质为空气,绝缘能力强,但散热困难,工艺难度高;其二是导线之间沉积绝缘材料,一般很难同时具有好的导热性能和绝缘性能,且受热变形严重,不能用于较高温度。而本电动机采用的绝缘方式则是在单晶硅衬底上制造高质量绝缘层。上文已在分析衬底材料选择时提到,在硅衬底上热氧化二氧化硅能够完美地解决单晶硅与其上电路的绝缘问题。同时,这层二氧化硅的厚度在 $0.5 \mu\text{m}$ 以下,导热系数为 $1.5 \text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$,因此导线与衬底之间的绝缘层热阻比常规电动机高两个数量级以上,而衬底又是导热极好的单晶硅(导热系数为

100~150 W/(m·℃)), 因此选用单晶硅衬底内二氧化硅绝缘的绕组散热性能远高于普通电动机绕组, 使本电动机具有良好的散热性能。

而在冷却方式方面, 常规尺度电动机往往在壳体内通风或通冷却水冷却, MEMS 电动机也可以采用这些冷却方式, 但对于本电动机来说, 在狭小空间内采用这些冷却手段会大大增加系统的复杂度, 因此本电动机将在设计时考虑没有外部冷却的电动机环境。

2.2 电动机的温度限制

本电动机在设计时受到的温度限制比常规电动机更严苛, 有如下原因:

首先, 本电动机的硅材料和铜材料线膨胀系数差别较大, 温度升高时会发生膨胀失配, 产生很大的应力, 可能引起断裂或屈服失效, 因此需要进行静强度分析, 确定安全的温度范围, 这是本电动机设计的温度限制之一, 需要在电磁设计之前予以考虑。

其次, 本电动机作为广义的芯片, 在初步研制过程中黏接在 PCB 上, 若考虑实际应用, 则有可能与其他电子器件集成在同一片芯片之上, 因此需要限制传递到 PCB 上的温升, 这是本电动机设计的温度限制之二, 也需要在电磁设计之前考虑, 但在电动机实际工作环境未确定的前提下, 可初步选定一般电子器件的温度限制 80 ℃。

最后, 与常规电动机类似的, 温度会影响材料性能参数。本电动机的永磁体和铁芯都尺寸很小, 加工、充磁困难, 其磁性能往往不如常规尺度, 更需要限制温度, 以免实际损耗过大或者永磁体退磁。这要求在设计过程中充分考虑材料性能参数随温度的变化, 需要通过电磁热耦合的模拟来预估电动机的性能。

综上, 本文主要针对膨胀失配进行温度限制的传热分析和设计, 设计思路应该是把传热设计提前到电磁设计之前, 采用理论分析和数值模拟相结合的方式, 进行热固耦合的静强度设计。

2.3 电动机的数值模拟热分析方法

常规尺度电动机设计过程中, 往往先进行二维模型的电磁数值模拟, 以大幅度减少计算量, 之后再使用三维模型进行一些核算模拟, 如传热和振动模拟。典型的电动机数值模拟软件为 Ansys Electronics Suite(也称 Ansys EM 或 Ansys Ansoft)的 Maxwell 模块, 一般采用其中的 RMXprt 分析模块进行电动机的二维电磁模拟, 然后采用 Maxwell 3D 分析模块进行电动机的三维电磁

模拟, 再结合 Ansys Workbench 软件中的传热、强度、振动模拟模块, 进行其他物理场模拟。但对于本电动机来说, 模拟方法需要进行调整。

首先, 本电动机无法采用二维模型。这是因为目前商用模拟软件的二维模型分析模块是根据常规尺度电动机设计经验设计的, 其中的一些默认设置对于本电动机不适用。比如可选的绕组方式均与本电动机的绕组不同; 默认绕组紧密缠绕在铁芯上, 但本电动机的绕组与铁芯之间有衬底隔开; 二维模拟中的磁路一定是径向磁路, 这对长径比较大的常规电动机是合理的简化, 但本电动机长径比很小, 磁路不完全沿径向。

其次, 振动模拟的重要性下降。本电动机的转子质量极小, 振动引起的噪声、强度问题有限, 因此本文不涉及振动问题的分析。

第三, 由于在集成工艺衬底上制作, 本电动机的膨胀失配问题严重, 需要把热固耦合的静强度模拟放在第一步, 再进行电磁模拟。

因此, 本电动机的模拟思路是, 采用 Ansys Workbench 的稳态传热(Steady-State Thermal)模块和静结构力学(Static Structural)模块进行热固耦合模拟, 分析温度上升的膨胀失配问题以及 PCB 的温度分布, 得到电动机工作的限制温度和限制功率, 然后采用 Ansys Electronics 的 Maxwell 模块进行电磁模拟, 并结合限制温度下的物性参数, 在限制功率要求下, 优化结构设计参数, 得到最终设计方案, 之后进行热固耦合模拟核算最终设计方案是否膨胀失配, PCB 温度是否过高, 最后对核算过的最终设计方案进行电磁模拟, 预估电动机的工作性能。在样机加工和测试后, 根据测试结果, 重复以上流程, 进行新一轮优化设计。本文关注热分析, 因此仅介绍热固耦合模拟。

3 电动机额定工作状态的稳态传热模拟方法

3.1 电动机的发热模型

电动机本体的损耗包括静子损耗和转子损耗以及杂散损耗。本电动机的额定工作转速为 10 000 r/min, 据此可以进行估算和数值模拟。

静子导通电路中的铜损为主要的发热损耗。铜损发热原理为电流流过导体产生的焦耳热, 可通过电磁场数值模拟得到。

除了铜损, 其余损耗主要来自铁损。铁损是指磁性材料在交变和脉动磁场中的磁滞损耗和涡

流损耗之和(剩余损耗可忽略不计),其中静子铁芯损耗 P_{Fe} 是主要来源,可以通过电磁场数值模拟得到。转子的铁损包括转轴和永磁体两部分,总损耗一般比静子铁损低一个数量级,这是因为永磁电动机转子与静子的基波磁场是同步旋转的。但实际上由于齿槽转矩、静子磁势的空间及时间谐波的存在,转子所处的磁场也是变化磁场。本文根据文献中实验和模拟结果^[28-30],进行了总结,对转子永磁体的铁损 P_{me} 作出较高的估计为 $P_{me}=0.2P_{Fe}$,对转子转轴的铁损,考虑其量级约为永磁体铁损的 1/5 以下,且转轴可以轴向导热,予以忽略。

机械损耗包括风损和轴承损耗。对于风损,常用的方法是将流体范围限制在静转子间的空气,利用牛顿流体的流体力学解析公式,将流动视为层流,得到风损的解析计算公式^[31]为

$$P_{mpb} = \frac{\mu \pi D_{ir}^3 \Omega^2 l_m}{4\delta} \quad (1)$$

其中 μ 为空气的动力黏度, Ω 为额定旋转角速度, D_{ir} 为转子轴径, l_m 为永磁体长度, δ 为气隙,计算得转子永磁体处的风损 $P_{mpb}=5.43 \times 10^{-5} \text{ W}$,类似的估算轴上的风损计算得的结果为 $9 \times 10^{-4} \text{ W}$,可知风损可以忽略。

对于轴承损耗,采用文献中的计算公式^[28]为

$$P_{mpm} = K_{mp} m_r n_N^{1.3} \times 20 \times 10^{-6} \quad (2)$$

其中 K_{mp} 为损耗系数, m_r 为转子质量、永磁体质量和转轴质量之和, n_N 为额定转速。计算知,由于本电动机的转轴质量极小,本电动机的轴承损耗仅为 0.020 W 。显然风损和轴承损耗都远小于输入功率,可忽略。

除以上损耗外,其他的损耗可归结为杂散损耗。杂散损耗的来源众多,对本电动机来说主要包括:加工引起的铁损增量;磁场变化的多次谐波引起的小磁滞回线产生的铁损增量;永磁体气隙磁场的不规则;静子铁芯开槽导致的气隙磁阻不均匀引起的铁损增量;铁芯旋转磁化产生的铁损增量;静子电流与永磁体产生的合成磁场空间谐波分量在铁芯中产生的损耗。杂散损耗过于复杂,无法得到准确的计算方法,一般对基本铁损的计算结果乘上一个系数 K_a 进行考虑了杂散损耗之后的总铁损的估算。那么 (K_a-1) 即为杂散损耗与基本铁损的比,被称为杂散损耗系数。文献^[32]给出了空载杂散损耗系数为 $1.5 \sim 3.5$,文献

^[33]给出的空载杂散损耗系数为 1.02 ,负载杂散损耗系数为 3.98 。本电动机可对数值模拟结果得到的铁损值乘上 3 来进行杂散铁损的估算,则总的损耗系数为 $K_a=4$ 。

综上所述,本电动机的发热包括忽略涡流损耗的直流铜损、静子铁芯的铁损和转子永磁体涡流损耗,其中静子铁芯的铁损应在数值模拟结果的基础上乘上 4 倍,永磁体涡流损耗可近似认为不大于静子铁芯损耗的 0.2 倍,其他的损耗可忽略。

3.2 电动机的传热模型

总体上讲,常规尺度电动机的传热模型与本电动机有以下 3 个区别:

首先,普通电动机有壳体,绕组有绝缘材料,而 MEMS 电动机一般集成在硅衬底上,然后与 PCB 等其他芯片材料相连,因此普通电动机针对电动机向机壳传热、电动机绕组中绝缘材料影响下传热的研究很多, MEMS 电动机则不需要考虑,对于本电动机,更多需要考虑绕组与衬底以及衬底与 PCB 的传热。

其次,普通电动机往往在壳体内通风或通冷却水冷却, MEMS 电动机也可以采用这些冷却方式,但在狭小空间内采用这些冷却手段会大大增加系统的复杂度,同时微电动机的散热能力较普通电动机更强,因此本电动机在设计时仅考虑自然状态下的冷却。

第三,普通电动机在考虑经济性时,会最大程度利用永磁材料的磁能,因而永磁体和轴的轴向长度与静子电枢的轴向长度基本相等,传热研究时往往仅考虑径向传热,但本电动机为 MEMS 微电动机,其主要成本来自于工艺成本,而非材料成本,同时静子的轴向长度受 MEMS 工艺限制不能太长,因此在设计时倾向于将永磁体的轴向长度加长,一方面提高转矩,另一方面可以更大范围地带动气体的流动,增强散热,并通过长于静子轴向长度的轴将热流沿轴向疏导,起到加强散热的作用。

下面结合本电动机的实际情况与常规电动机的散热模型,对本电动机的散热模型进行简化,用于后文的数值模拟。

3.2.1 热源的简化

电动机的通电线圈不断变换,实际上达不到绝对的稳态,只能达到周期稳态,但由于通电线圈变换频率为电气频率 333.3 Hz ,变化很快,可参考交流电有效值的处理方法,将电动机的热源视

为稳态热源,计算平均功率,同时将整机的传热视为稳态传热,只考虑导线的铜损、静子铁芯的铁损、永磁体和转轴铁损,在稳态的基础上,本电动机的3个热源(即绕组、铁芯、永磁体)可进一步地分别简化为均一热源,各部件功率由电磁模拟得到。

3.2.2 固体间的热阻

固体间的热阻存在于电动机静子与PCB之间、永磁体与转轴之间、铁芯与铁芯之间、衬底与铁芯之间和绕组与衬底之间。

对于静子与PCB之间的热阻,首先要给定电动机工作的环境,MEMS电动机可以视为广义的芯片,需要引线至PCB驱动板上,同时电动机静子用导热胶黏在PCB上,与目前电动机进行测试时的工作环境一致,但PCB的外部环境并不确定,可假定PCB大小为 $30\text{ mm} \times 30\text{ mm} \times 3\text{ mm}$ 。在进行模拟时,PCB材料选择为FR-4,导热系数为 $0.38\text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$ 。黏贴的胶采用导热硅脂,导热系数为 $2\text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$,厚度估算为 0.2 mm ,在模拟时视为接触热阻,则其传热系数(即接触热阻的倒数)为 $10\,000\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ 。同理,永磁体与转轴之间也采用导热硅脂黏接,传热系数为 $10\,000\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ 。

铁芯之间以及铁芯与硅衬底之间均为典型的需要考虑接触热阻的接触对,不能认为是无热阻的完全接触固体传热,而应考虑其附加的传热阻力,即接触热阻。

本电动机的铁芯与铁芯之间是装配关系,但小尺寸的铁芯有一定加工误差,因此装配并不紧密。典型的金属-金属干接触面的接触热阻范围为 $0.9 \sim 3.55 \times 10^{-4}\text{ }^\circ\text{C} \cdot \text{m}^2/\text{W}$,考虑装配不紧密的原因,选取较大的接触热阻为 $3.33 \times 10^{-4}\text{ }^\circ\text{C} \cdot \text{m}^2/\text{W}$,相应的传热系数为 $3\,000\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ 。

本电动机的铁芯与硅衬底之间也是装配关系,除小尺寸铁芯的加工误差外,还需要考虑接触面为硅衬底的深刻蚀底面,粗糙度较大,且由于刻蚀底面较大,在深刻蚀时往往刻蚀深度不均匀,因此接触热阻比铁芯与铁芯之间更大,选取更大的接触热阻为 $1 \times 10^{-3}\text{ }^\circ\text{C} \cdot \text{m}^2/\text{W}$,相应的传热系数为 $1\,000\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ 。

对于绕组和衬底之间,硅衬底与绕组铜导线由 $0.4\text{ }\mu\text{m}$ 厚的二氧化硅层绝缘,其导热系数为 $1.4\text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$,在模拟时视为热阻,则其传热系数(即热阻的倒数)为 $3.5 \times 10^6\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ 。

3.2.3 转静之间的传热

关于转静之间传热模型的简化问题,一般采用引入等效导热系数 λ_{eff} 的方法^[34-35]。电动机转静之间的间隙在转子高速运动时会发生空气的快速流动,相对于静止时的换热,其表面传热的速度明显加快,但计算这个换热提高的幅度需要进行带有旋转部件的、考虑能量方程和温度场的流体力学仿真,其计算量很大,精度不易保证。而引入等效导热系数,描述转静之间间隙内的换热能力,从而将间隙中的表面传热等效为非流动状态的导热,并将旋转场等效为静止场,大大简化了计算难度。计算得临界雷诺数 $Re_{\text{cr}}=5\,137$,本电动机间隙中雷诺数为 50.18 ,显然为层流状态,等效导热系数可认为与空气导热系数相等,在 $80\text{ }^\circ\text{C}$ 时取 $\lambda_{\text{eff}}=0.028\text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$ 。

3.2.4 外露面的辐射传热

辐射的计算要给定辐射物体的发射率,而发射率与表面粗糙程度、表面结构、表面温度、物体种类有关,因此采用文献中记载的发射率会有较大误差。课题组针对研磨后的单晶硅表面进行了发射率的测试^[36],可知暂取工作温度为 $80\text{ }^\circ\text{C}$ 时,发射率为 0.7 。

3.2.5 外露面的表面传热

空气的环境温度取常温 $T_a=20\text{ }^\circ\text{C}$,不变。

由于电动机应用场景不确定,可取转轴的下端面和PCB下表面为绝热表面,避免计算得到过高的工作温度。除转轴下端面和PCB下表面,电动机静子、电动机转子、PCB的其他所有外露面与空气之间为表面传热。

在表面传热的分析过程中,首先需要对所有外露面的表面传热现象进行分类,需要考虑其流动起因(强制表面传热或自然表面传热)、有无相变(本电动机的表面传热面均无相变)、几何因素(包括换热面形状、大小、表面粗糙度、与流体运动方向的相对位置),然后进行具体的分析,查找相应的无量纲经验关系式,判断其流动状态(层流或湍流),从而计算出努塞尔数,最后结合尺寸、温度、物性参数等数据计算出表面传热系数。

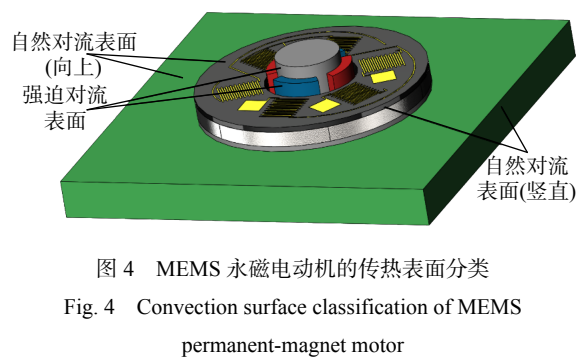
其中竖直硅衬底和铁芯竖直面合成一个完整的圆柱面,属于竖直板的大空间自然表面传热。文献^[37]则指出小尺寸物体的自然表面传热相对于常规尺度得到了明显强化,其物理机制是边缘效应和前缘效应,这种效应使得竖窄条、横窄条、小块物体的换热强度明显高于静电的大平板

边界层理论得到的自然表面传热系数,且物体的尺寸越小,差别越大。采用的计算方法为

$$Nu = 6.02 \times \left(\frac{H}{Gr \cdot l} \right)^{-0.0744} \tag{3}$$

其中 H 为高度, l 为周长, Gr 为格拉晓夫数, 计算得努塞尔数 $Nu=10.25$, 则相应的面上平均表面传热系数 $h=Nu\lambda/H=148.62$, 其中 λ 为导热系数。

类似的可计算得所有外露面的表面传热系数。
图 4 为 MEMS 永磁电动机的传热表面分类。



3.3 电动机的静子温度均匀性

本电动机静子存在膨胀失配问题, 需要进行静强度校核, 这时如果能够将静子的各部件视为具有相同温度, 则能大大降低静强度校核的难度, 下面对本电动机静子的温度分布进行分析。

首先进行网格无关性验证, 得到结果如下: 网格数量为 646 874 时, 可以认为求解结果与网格无关, 后续的模拟可采用这一网格。

将上文分析得出的传热模型和边界条件输入 ANSYS Workbench 的 Steady Thermal(稳态传热)模块, 发热功率取初步电磁模拟得到的功率(分别将铁芯、绕组、转子永磁体视为均一热源, 功率分别为 0.464、5.60、0.093 W, 在确定工作温度后迭代电磁模拟, 以使电磁、热、固的模拟相互耦合), 进行模拟, 结果如图 5 和表 1 所示。

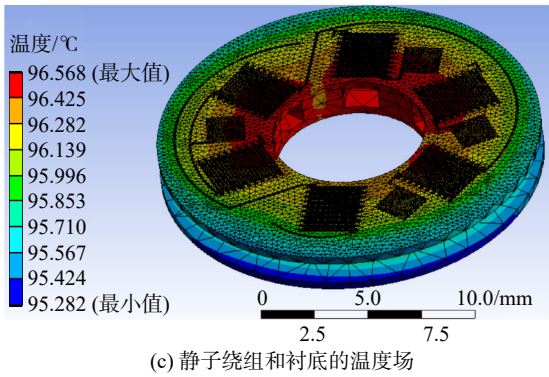
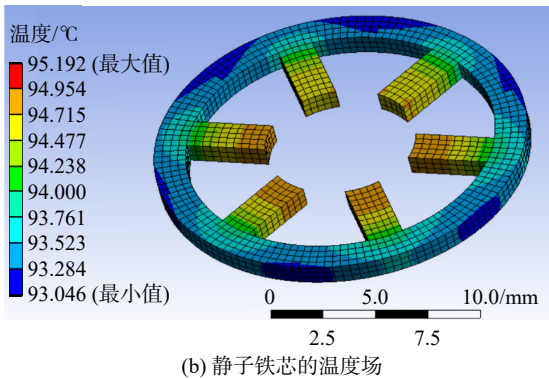
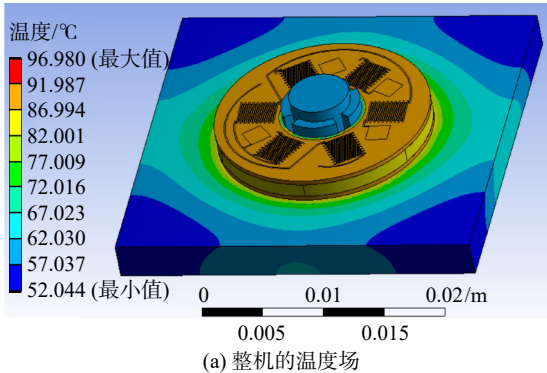


图 5 MEMS 永磁电动机的温度场分布
Fig. 5 Temperature field distribution of MEMS permanent-magnet motor

表 1 MEMS 永磁电动机的静子温度场模拟结果
Table 1 Temperature field simulating results of stator of MEMS permanent-magnet motor ℃

部件	最高温度	最低温度	平均温度
铁芯	95.192	93.046	93.839
绕组和衬底	96.568	95.282	96.32

显然静子散热性能优异, 可在静强度校核模拟时将铁芯视为无温度梯度, 绕组和衬底共同视为无温度梯度。则在热固耦合模拟时, 可以简化为将热模拟得到的铁芯温度平均值和绕组/衬底温度平均值设为固体静强度模拟的温度边界条件。

4 电动机的受热膨胀失配热固耦合模拟

4.1 电动机的膨胀失配现象

常规尺度电动机一般不需要进行结构的静强度设计, 但对于本电动机来说, 导线牢牢地与硅衬底贴合, 在受热时会造成一定热应力和相当大的膨胀应力, 因此需要严格地控制电动机温升, 并进行传热设计。本节将对温升下的结构强度进行校核, 从而给出电动机的最大工作温度, 并以

此为前提进行后续的其他设计。

温升会造成静子中硅材料和铜材料的膨胀,而两者的线膨胀系数差别较大(硅的线膨胀系数为 $2.8 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ ($80 \text{ }^{\circ}\text{C}$),铜的线膨胀系数为 $17 \times 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ ($80 \text{ }^{\circ}\text{C}$)),会引起相互之间的应力,造成因强度不足产生的断裂或屈服,因此需要限制电动机运行时的温升。下面进行 MEMS 永磁电动机静子的温升静强度校核。

4.2 电动机的膨胀失配现象数值模拟方法

采用数值模拟方法对本电动机静子温升时的静强度进行校核,数值模拟软件为 ANSYS Workbench 的 Static Structural(静态结构)模块。

4.2.1 温度边界条件

规定初始温度为室温 $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$,即这时未发生应力应变。而电动机运行温升则需要静子稳态传热模拟得到,其中绕组、永磁体和铁芯的发热功率为变量,需要由电磁模拟得到初始值,然后乘上相同系数,作为传热模拟的边界条件,改变系数,则得到不同功率输入下的不同温度场,典型的结果参见图 5,由此结果,可得导线和硅衬底的平均温度以及铁芯的平均温度,分别设为静强度校核中导线和硅衬底的均一温度、铁芯的平均温度。

4.2.2 支承边界条件

静强度模拟需要给定与外界支承的边界条件,实际情况中,本电动机黏贴在 PCB 上,可以将电动机与 PCB 的接触面设为固定支承,但这样会带来两个问题,一是黏贴两者的胶是导热硅脂,具备较好的柔性,且 PCB 受热也会变形,不应视为完全固定的支承,二是设为固定支承必然会产生应力集中,与实际情况不符。因此在下表面和静子内径圆柱面上设置无摩擦支承(frictionless support)边界条件,不允许法向应变,但允许切向无摩擦应变,能够减小应力集中。

4.2.3 固体接触类型的设置

本电动机的部件之间的接触面需要设置 3 种接触类型。

第 1 种接触类型为绑定(bonded),即接触面不存在切向的相对滑动和法向的相对分离,适用于本电动机的绕组和硅衬底之间(绕组在硅衬底上电镀生长,完全贴合)以及两层硅衬底之间(两层硅通过硅硅高温熔融键合连接,完全贴合)。

第 2 种接触类型是无分离(no separation),即不允许法向的相对分离,但允许发生少量的切向

无摩擦滑动,适用于本电动机的铁芯与铁芯之间(铁芯与铁芯之间是装配关系,在法向上没有移动空间,但是切向没有限位)。

第 3 种接触类型是无摩擦(frictionless),即允许外力发生改变时接触面在法向相对分离或贴合,分离时法向力为 0,也允许切向的无摩擦滑动,适用于本电动机的铁芯与硅衬底之间(铁芯与硅衬底为装配关系,膨胀率不一样,升温后会分离)。

4.2.4 各材料的校核方法

对于衬底的单晶硅脆性材料,适用第三强度理论,可在模拟得到应力场之后,应用软件中的应力工具,显示最大切应力除以材料的剪切极限的比值,与安全系数相比即可发现危险点。是否适用第一强度理论需要首先判断第一强度理论无法适用的三向受压情况在硅材料中是否会出现。在升温时,铜膨胀快(铜的线膨胀系数约为硅的 6 倍),主要受到压应力,硅情况较为复杂,通过初步模拟知,不存在三面受压的情况,因此可适用第一强度理论,可在模拟得到应力场之后,应用软件中的应力工具,显示最大拉应力除以材料的拉伸强度极限的比值,与安全系数相比即可发现危险点。单晶硅在本电动机的复杂加工工艺过程中不可避免地会产生缺陷,而单晶脆性材料的强度受缺陷影响很大,受单晶硅制造工艺、晶向等因素影响也很大,本文取文献里较小的数值为 172.5 MPa ,由于选取的强度极限偏小,则安全系数可取较小值为 1.5。

对于绕组的铜塑形材料和铁芯的硅钢塑形材料,适用第四强度理论,采用范式等效应力(即 Von Mises stress)校核应力场中的危险点。可在模拟得到应力场之后,应用软件中的应力工具,显示等效应力除以材料的屈服强度的比值,与安全系数相比即可发现危险点。对于铜,考虑基本都是三向受压,不易发生失效,塑性材料抗压屈服极限 $[\beta]$ 和拉伸屈服极限 $[\sigma]$ 的关系一般为 $[\beta] = (1.5 \sim 2.5) \times [\sigma]$,安全系数一般选取 $1.2 \sim 2.5$,综合考虑,仍采用拉伸屈服极限 60 MPa 校核,但安全系数取 1,以补偿抗压极限比拉伸屈服极限大的影响;对于铁芯,铁磁材料发生塑形变形对材料的磁性能影响不大,因此可取较小的安全系数为 1.2,屈服强度取 165 MPa 。

4.3 电动机的膨胀失配数值模拟结果

将以上分析得出的边界条件输入 ANSYS

Workbench 的 Static Structural(静态结构)模块,采用不同绕组发热功率下的温度场得到的温度边界条件,进行静强度校核,经过多次尝试,当绕组发热功率为 2.27 W 时,能够接近但不超过许用应力,即安全系数接近但不超过许用的最小安全系数(应力场及安全系数分布如图 6

所示,安全系数最小值见表 2),表明此温度下电动机不会失效,但进一步提高工作温度有失效风险。

可以得出结论,根据静强度要求,电动机运行时温度不能高于 86 ℃(相应传热模拟结果为硅衬底和绕组温度为 88.70 ℃,铁芯温度为 86.68 ℃)。

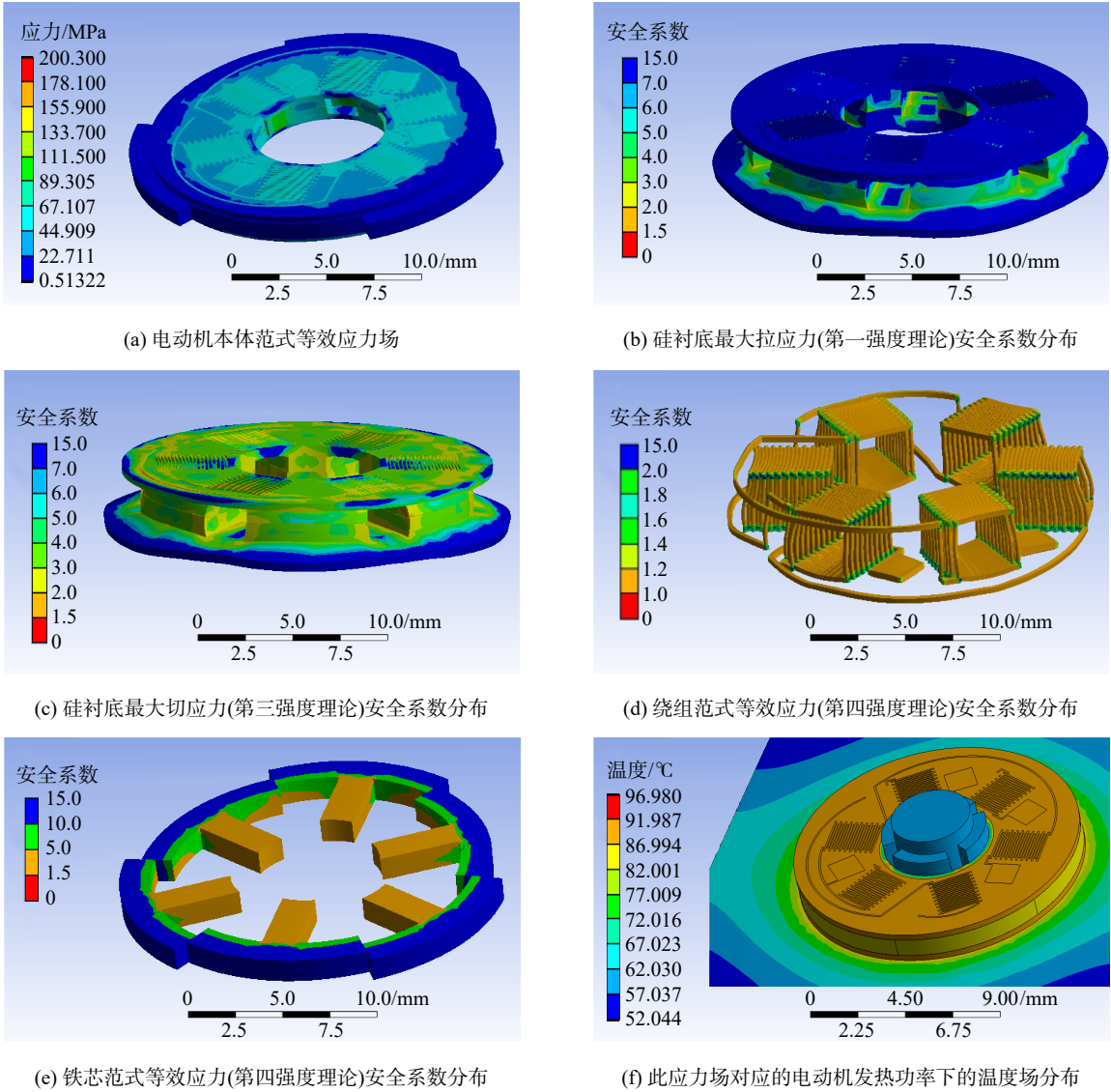


图 6 MEMS 永磁电动机的热固耦合模拟结果

Fig. 6 Thermal-structural coupling simulating results of MEMS permanent-magnet motor

表 2 运行温升下电动机的静强度校核结果

Table 2 Static strength checking results of motor at operation temperature

部件	许用的最小安全系数	强度理论	最小安全系数
硅衬底	1.5	第一	1.743 5
		第二	1.637 2
绕组	1	第三	1.015 8
铁芯	1.2	第四	1.555 7

相应的绕组铜损为 2.27 W, 同时铁芯铁损为 0.464 W, 永磁体铁损为 0.093 W, 因此 86 ℃ 工作温度下电动机本体内的总发热功率为 2.83 W。

完成热固耦合后, 可在此总发热功率限制下进行电磁热耦合模拟, 其中物性参数选取时采用 86 ℃ 时的数据, 最终得到本电动机的设计额定性能如表 3。

本电动机设计性能与文献中已报道的电磁型微电动机对比如表 4, 可以看出本电动机的转矩和输出机械功率有明显优势。由后续的完整设计可知, 封装前的电动机本体总质量为 3.1 g, 设计

的额定输出功率为 0.362 W, 计算得设计功率密度为 0.117 W/g。

表 3 MEMS 永磁电动机的设计额定性能
Table 3 Designed rated performance of MEMS permanent-magnet motor

参数	数值	参数	数值
额定工作温度/℃	86	额定输入功率/W	4.11
额定电压/V	3.34	额定铜损/W	3.52
额定电流/A	1.23	额定铁损/W	0.216
额定转速/(r/min)	10 000	额定输出机械功率/W	0.362
额定转矩/(μN·m)	658.7		

表 4 本电动机设计性能与文献中电磁型微电动机的对比
Table 4 Designed performance comparison among of this motor and reported electro-magnetic micromotors

电动机来源	结构形式	线圈形式	静子直径 × 长度/ mm × mm	转矩/ (μN·m)	转矩电流比/ (μN·m/A)	输出机械 功率/W
文献 [11]	径向磁路开关磁阻式	发卡形平面线圈, 含铁芯	φ1.5 (无轴向长度)	1.2 (计算值)		
文献 [12]	轴向磁路永磁式	平面螺旋形线圈, 无铁芯	φ12.8 × 1.4		250	
文献 [14]	轴向磁路永磁式	平面螺旋形线圈, 无铁芯	φ4 × 0.25	4.19 × 10 ⁻³		1.318 × 10 ⁻⁷
文献 [38]	轴向磁路永磁式	三维螺旋管式线圈, 陶瓷芯	φ4.22 × 6.04			
本文	径向磁路永磁式	三维螺旋管式线圈, 含铁芯	φ18 × 2	658.7	535.5	0.362

5 电动机测温实验方案

本文采用的自然对流耐温测试方法如下: 在电动机静子的 3 个对称位置布置测点黏接热电偶, 通入不同的电流, 记录热电偶输出的电压信号, 转化为温度, 从而得到一定电流下的温度变化曲线。由于引脚的结构稍有不对称, 所以 3 个测点的理论温度稍有不同, 但由于本电动机的导热性能极好, 故 3 个测点的实际温差不会超过 1 ℃。

电动机测温实验台设计概念图如图 7, 包括测量系统以及数据采集系统, 其中数据采集系统主要包含 ADAM4018 和 ADAM4520 进行数据采

集, 将热电偶的数据结果输入到 ADAM4018 上, 由 ADAM4018 传输到 ADAM4520, 再由 ADAM4520 传输电压信号值到电脑端进行后处理。热电偶的参考端置于酒精中进行保温, 采用水银温度计测量参考端的酒精温度。

6 结 论

本文对螺旋管线圈式 MEMS 永磁电动机进行了热分析, 得到以下结论:

1) 静子散热性能优异, 可在静强度校核模拟时将铁芯视为无温度梯度, 绕组和衬底共同视为无温度梯度。

2) 根据膨胀失配的静强度要求, 电动机运行时温度不能高于 86 ℃, 相应电动机本体内的总发热功率限制为 2.83 W。

3) 在此运行温度和发热功率限制下, 与文献中已报道的电磁型微电动机对比可以看出本电动机的转矩和输出机械功率有明显优势。

参考文献:

- [1] TAI Y C, FAN L S, MULLER R S. IC-processed micro-motors: design, technology, and testing[C]//Proceedings of IEEE micro electro mechanical systems: an investigation of micro structures,

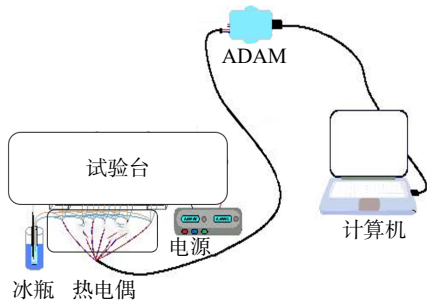


图 7 测温实验台概念图

Fig. 7 Conceptual diagram of temperature measurement test bench

- sensors, actuators, machines and robots. Piscataway, US: IEEE, 2002: 1-6.
- [2] FRECHETTE L G, NAGLE S F, GHODSSI R, et al. An electrostatic induction micromotor supported on gas-lubricated bearings [C]//Technical Digest: MEMS 2001 14th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems. Piscataway, US: IEEE, 2002: 290-293.
 - [3] GHALICHECHIAN N, MODAFE A, LANG J H, et al. Dynamic characterization of a linear electrostatic micromotor supported on microball bearings[J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2007, 136(2): 496-503.
 - [4] LIVERMORE C, FORTE A R, LYSZCZARZ T, et al. A high-power MEMS electric induction motor[J]. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2004, 13(3): 465-471.
 - [5] KOSER H, LANG J H. Magnetic induction micromachine: Part I design and analysis[J]. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2006, 15(2): 415-426.
 - [6] MORITA T, KUROSAWA M K, HIGUCHI T. A cylindrical shaped micro ultrasonic motor utilizing PZT thin film (1.4 mm in diameter and 5.0 mm long stator transducer)[J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2000, 83(1/2/3): 225-230.
 - [7] KHOO T F, DANG D H, FRIEND J, et al. Triple degree-of-freedom piezoelectric ultrasonic micromotor via flexural-axial coupled vibration[J]. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, 2009, 56(8): 1716-1724.
 - [8] ZHAO Yanqiang, YUAN Songmei, CHU Xiangcheng, et al. Ultrasonic micro-motor with multilayer piezoelectric ceramic and chamfered driving tips[J]. *The Review of Scientific Instruments*, 2016, 87(9): 095108.
 - [9] AHN C H, KIM Y J, ALLEN M G. A planar variable reluctance magnetic micromotor with fully integrated stator and wrapped coils [J]. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 1993, 2(4): 165-173.
 - [10] CUGAT O, DELAMARE J, REYNE G. Magnetic micro-actuators and systems (MAGMAS)[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2003, 39(6): 3607-3612.
 - [11] NIENHAUS M, EHRFELD W, STOELTING H D, et al. Design and realization of a penny-shaped micromotor[J]. *The International Society for Optical Engineering*, 1999, 3680: 592-600.
 - [12] CUGAT O, REYNE G, DELAMARE J, et al. Novel magnetic micro-actuators and systems (MAGMAS) using permanent magnets[J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2006, 129(1/2): 265-269.
 - [13] MERZAGHI S, KOECHLI C, PERRIARD Y. Development of a hybrid MEMS BLDC micromotor[C]//2009 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition. Piscataway, US: IEEE, 2009: 3595-3601.
 - [14] DING Xiaofeng, LIU Guanliang, ZUO Zongyu, et al. Improved differential-evolution based optimization design of an axial flux MEMS micromotor[J]. *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, 2017, 53(4): 645-661.
 - [15] OHNMACHT M, SEIDEMANN V, BÜTTGENBACH S. Microcoils and microrelays: an optimized multilayer fabrication process [J]. *Sensors and Actuators A: Physical*, 2000, 83(1/2/3): 124-129.
 - [16] KLEIN M J K, ONO T, ESASHI M, et al. Process for the fabrication of hollow core solenoidal microcoils in borosilicate glass[J]. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 2008, 18(7): 075002.
 - [17] HERRAULT F, YORISH S, CRITTENDEN T, et al. Microfabricated, ultra-dense, three-dimensional metal coils[C]//TRANSDUCERS 2009: 2009 International Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference. Piscataway, US: IEEE, 2009: 1718-1721.
 - [18] LU Zhiqiu, POLETNIK K, WALLRABE U, et al. Performance characterization of micromachined inductive suspensions based on 3D wire-bonded microcoils[J]. *Micromachines*, 2014, 5(4): 1469-1484.
 - [19] MOAZENZADEH A, SUÁREZ SANDOVAL F, SPENGLER N, et al. 3-D microtransformers for DC-DC on-chip power conversion[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2015, 30(9): 5088-5102.
 - [20] GAO Xiaoyu, CAO Ying, ZHOU Yong, et al. Fabrication of solenoid-type inductor with electroplated NiFe magnetic core[J]. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2006, 305(1): 207-211.
 - [21] LEE D W, HWANG K P, WANG S X. Fabrication and analysis of high-performance integrated solenoid inductor with magnetic core[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2008, 44(11): 4089-4095.
 - [22] XU Tiantong, SUN Jiamian, WU Hanxiao, et al. 3D MEMS in-chip solenoid inductor with high inductance density for power MEMS device[J]. *IEEE Electron Device Letters*, 2019, 40(11): 1816-1819.
 - [23] 王红宇, 苏鹏声, 王祥珩. 采用热路方法和三维有限元方法计算三峡水轮发电机三维热网络热阻参数的研究[J]. *大电机技术*, 2007(1): 11-18.
WANG Hongyu, SU Pengsheng, WANG Xiangheng. Comparing between 3D finite-element method and thermal-circuit method of calculating thermal-resistances in the thermal field of three-gorge hydrogenerator[J]. *Large Electric Machine and Hydraulic Turbine*, 2007(1): 11-18. (in Chinese)
 - [24] 陈志刚. 等效热网络法和有限元法在电机三维温度场计算中的应用与比较[C]//中国电工技术学会电气技术教育专业委员会学术年会论文集. 成都: 中国电工技术学会, 1994: 16-20.
 - [25] 商跃进. 有限元原理与ANSYS应用指南[M]. 北京: 清华大学出版社, 2005.
 - [26] 计光华, 计洪苗. 微流动及其元器件[M]. 北京: 高等教育出版社, 2009.
 - [27] TAO Zhi, SUN Jiamian, LI Haiwang, et al. A radial-flux permanent magnet micromotor with 3D solenoid iron-core MEMS in-chip coils of high aspect ratio[J]. *IEEE Electron Device Letters*, 2020, 41(7): 1090-1093.
 - [28] 谭建成. 永磁无刷直流电机技术[M]. 北京: 机械工业出版社, 2011.
 - [29] 周凤争. 高速永磁无刷直流电机转子涡流损耗的研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2008.
ZHOU Fengzheng. Investigation of rotor eddy-current loss in high-speed PM BLDC motors[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2008. (in Chinese)
 - [30] 朱卫光, 张承宁, 董玉刚. 大功率永磁同步电机转子永磁体损耗研究[J]. *电机与控制学报*, 2014, 18(1): 33-37.
ZHU Weiguang, ZHANG Chengning, DONG Yugang. Rotor eddy current loss analysis of high power permanent magnet synchronous motor[J]. *Electric Machines and Control*, 2014, 18(1): 33-37. (in Chinese)
 - [31] 陈鹏, 朱宪然, 鱼振民. 开关磁阻电动机流场分析及风摩损耗计算[J]. *微特电机*, 2008, 36(2): 20-23.
CHEN Peng, ZHU Xianran, YU Zhenmin. Flow simulation of switched reluctance motor and aerodynamic losses calculation[J]. *Small & Special Electrical Machines*, 2008, 36(2): 20-23. (in Chinese)

- nese)
- [32] 安忠良, 吕顺. 高效永磁同步电动机空载杂散损耗计算及分析[J]. *微特电机*, 2015, 43(8): 9-13.
AN Zhongliang, LÜ Shun. Analysis and calculation on no-load stray loss of high efficiency PMSM[J]. *Small & Special Electrical Machines*, 2015, 43(8): 9-13. (in Chinese)
- [33] 沈启平. 车用高功率密度永磁同步电机的研究[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2012.
SHEN Qiping. Study on high power density permanent magnet synchronous motor for electric vehicles application[D]. Shenyang: Shenyang University of Technology, 2012. (in Chinese)
- [34] 李伟力, 李守法, 谢颖, 等. 感应电动机定转子全域温度场数值计算及相关因素敏感性分析[J]. *中国电机工程学报*, 2007, 27(24): 85-91.
LI Weili, LI Shoufa, XIE Ying, et al. Stator-rotor coupled thermal field numerical calculation of induction motors and correlated factors sensitivity analysis[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2007, 27(24): 85-91. (in Chinese)
- [35] XYPTRAS J, HATZIATHANASSIOU V. Thermal analysis of an electrical machine taking into account the iron losses and the deep-bar effect[J]. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 1999, 14(4): 996-1003.
- [36] 徐天彤. 基于三维螺线管式电感的基于三维螺线管式电感的能量高效转换与控制研究[D]. 北京: 北京航空航天大学, 2019.
XU Tiantong. Research on energy efficient conversion and control based on three-dimensional solenoid inductor[D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019. (in Chinese)
- [37] 刘志宏. 小尺寸物体自然对流换热[D]. 北京: 清华大学, 1990.
LIU Zhihong. The natural convection heat transfer of small objects [D]. Beijing: Tsinghua University, 1990. (in Chinese)
- [38] TAKATO M, YOKOZEKI Y, MISHIMA K, et al. Design of electromagnetic induction type MEMS motor with multilayer ceramic three-dimensional coil[C]//2016 International Conference on Electronics Packaging. Piscataway, US: IEEE, 2016: 415-419.

(编辑: 秦理曼)