

Analysis of Influence of the Inner Diameter of the Permanent Magnet on Rotor Stress and Critical Speed for the High Speed Permanent Magnet Motor

Xu Zhiyu, Deng Zhiquan, Zhang Zhongming, Sun Quanguai, Pang Gucai

Department of Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing, China

Email address:

952495152@qq.com (Xu Zhiyu), dzq@nuaa.edu.cn (Deng Zhiquan)

To cite this article:

Xu Zhiyu, Deng Zhiquan, Zhang Zhongming, Sun Quanguai, Pang Gucai. Analysis of Influence of the Inner Diameter of the Permanent Magnet on Rotor Stress and Critical Speed for the High Speed Permanent Magnet Motor. *Science Discovery*. Vol. 6, No. 5, 2018, pp. 406-413.

doi: 10.11648/j.sd.20180605.25

Received: September 30, 2018; **Accepted:** October 15, 2018; **Published:** October 18, 2018

Abstract: While the rotor of a high-speed permanent magnet motor runs at high speed, it is difficult for the permanent magnet to bear the huge tensile stress which caused by centrifugal force. In addition, the rotor is also prone to vibration and even bending deformation due to resonance. Therefore, the strength and critical speed of the rotor must be analyzed and checked. In this paper, because of the slim characteristic of high speed permanent magnet rotors, the displacement and stress fields of a 150 kW, 30 000 r/min surface mounted high speed permanent magnet motor rotor are deduced based on the theory of the thick-walled cylinder. The finite element method is used to verify the correctness of the analytical calculation. Based on the deduced analytical formulas, the influences of the inner diameter of the permanent magnet and the sleeve material on the rotor stress are analyzed. At the same time, the finite element method is used to calculate the critical speed of the rotor and analysis the influences of the inner diameter of the permanent magnet and the sleeve material on the critical speed of the rotor shaft system. A basis for the design of the high speed permanent magnet motor rotor is given.

Keywords: High Speed Permanent Magnet Motor, Inner Diameter of Permanent Magnet, Stress, Critical Speed

永磁体内径对高速永磁电机转子应力和临界转速的影响分析

许治宇, 邓智泉, 张忠明, 孙权贵, 庞古才

电气工程系, 南京航空航天大学, 南京, 中国

邮箱

952495152@qq.com (许治宇), dzq@nuaa.edu.cn (邓智泉)

摘要: 高速永磁电机转子在高速运行时, 永磁体难以承受由离心力引起的巨大拉应力, 转子也容易因共振产生较大的振动甚至弯曲变形, 因此必须对转子强度和临界转速进行分析校核。本文针对高速转子细长型结构的特点, 基于厚壁圆筒理论, 对一台150 kW, 30000r/min的表贴式高速永磁电机转子的位移场和应力场进行了解析计算, 采用有限元法验证了解析计算的正确性, 基于推导的解析公式, 分析了永磁体内径、护套材料对转子应力的影响; 同时采用有限元法对转子临界转速进行计算, 分析了永磁体内径、护套材料对转子轴系临界转速的影响; 为高速永磁电机转子的设计提供依据。

关键词: 高速永磁电机, 永磁体内径, 应力, 临界转速

1. 引言

高速永磁电机具有转速高、体积小、功率密度高和效率高等特点,在诸多领域(如高速机床、压缩机、鼓风机、储能飞轮等)都有着广泛的应用前景,目前已经成为电机研究领域的一个热点[1-5]。

高速永磁电机转子的最高转速受转子结构、尺寸和材料的影响 [6]。目前,高速永磁电机转子中的永磁体大多采用钕钴或者钕铁硼永磁材料,其抗拉强度较低,在高转速下容易被离心力破坏,现在普遍采用的方法是在永磁体表面过盈装配护套对永磁体进行保护[7,8]。此外,转子在高速旋转过程中,转子振动是制约电机正常运行的瓶颈,为了避免出现转子共振、弯曲的情况,必须对转子进行动力学分析[9-11],准确计算转子系统的临界转速。

目前高速永磁电机最为常用的转子结构是表贴式结构(surface mounted permanent, SPM)[12,13]。国内外学者对表贴式结构的高速永磁电机转子应力和动力学问题做了相关研究。文献[6]对高速永磁电机的设计和分析进行了系统的概述,阐述了对转子应力和动力学研究的必要性。文献[14]对高速永磁电机采用两种转子结构时的应力情况进行了对比,对转子结构强度进行了优化设计。文献[15]对高速永磁电机采用合金护套和碳纤维复合材料护套时的应力问题进行了比较研究,总结了两种保护措施的设计规律。文献[16]分析了表贴式高速永磁电机转子中静态过盈量、转轴材料特性、护套厚度对转子强度的影响。文献[17]对采用碳纤维护套的高速永磁电机转子进行了转子动力学分析和临界转速计算。文献[18,19]对磁轴承——转子系统进行了动力学分析和临界转速计算。文献[20]对用于计算转子临界转速的有限元法中的法向刚度因子进行了优化。

目前已发表的文献对于表贴式结构的高速永磁电机转子的研究,都仅仅是基于已经设计确定的永磁体尺寸对转子的应力或者动力学作分析,没有研究永磁体尺寸变化对转子应力和动力学的影响。此外,对于现在常用的两种非导磁合金护套:钛合金护套和镍基合金护套,也没有相关文献资料分析比较它们对转子强度和临界转速的影响。

本文针对一台设计参数为150 kW, 30000 r/min的高速永磁电机,改变永磁体内径,调整相应的永磁体外径保证电机的电磁性能相同,对具有不同尺寸永磁体的转子进行应力和动力学分析,研究永磁体内径对转子机械性能的影响;同时分别采用钛合金护套和镍基合金护套,分析这两种护套对转子应力和临界转速的影响,为高速永磁电机转子设计提供依据。

2. 电磁设计

本文对一台设计参数为150 KW, 30000 r/min的高速永磁电机进行电磁方案设计,电机转子采用表贴式结构,如图1所示。其中护套分别采用钛合金和镍基合金材料,永磁体采用钕铁硼材料,转轴采用40CrNiMoA材料。电机的设计参数如表1所示。

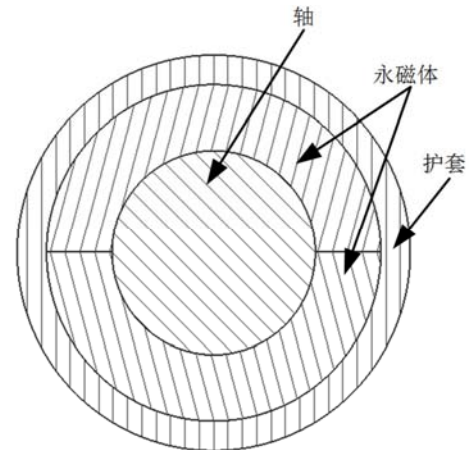


图1 转子结构。

表1 电机参数。

参数	数值
额定功率/KW	150
额定转速/rpm	30000
额定电压/V	380
额定频率/Hz	500
极数	2
铁心长度/mm	122.8
定子内径/mm	92

保持电机的电磁性能相同,分析永磁体内径、护套材料对转子应力和临界转速的影响。这里作如下设定:保持电机的定子结构不变,仅改变转子中的相关尺寸。转子尺寸设计如下:改变永磁体内径,以获得相同的气隙磁密为目标,通过有限元仿真确定相应的永磁体外径,从而得到一系列永磁体尺寸,如表2所示。可以看出随着永磁体内径的增加,为保持气隙磁密不变,永磁体外径也在持续增加,但永磁体的厚度在减小。

表2 永磁体尺寸和气隙磁密。

永磁体内径/mm	永磁体外径/mm	气隙磁密/T
30	70.25	0.5736
35	71.5	0.577
40	72.75	0.5774
45	74	0.5745
50	75.5	0.5744
55	77.25	0.5782
60	79	0.5702

3. 转子强度分析

永磁体在高速旋转下会承受较大的拉应力,必须对转子进行强度分析。本文首先采用理论解析法推导了表贴式高速永磁电机转子的应力场、位移场和应变场的解析模型,之后再通过有限元法验证了解析模型的准确性。基于推导的应力解析模型分析永磁体内径对于转子应力的影响,同时比较钛合金护套和镍基合金护套对永磁体的保护效果。

3.1. 符号定义

为方便理论公式的推导,进行如下的符号定义,包括各物理量和下标,如表3所示。

表3 符号定义。

符号	定义
u	位移量
σ	应力
r	半径
ω	转速
μ	泊松比
E	弹性模量
ρ	密度
δ	过盈量
下标z	转轴参数
下标m	永磁体参数
下标s	护套参数
下标r	径向参数
下标 θ	切向参数
下标i	内径处参数
下标o	外径处参数

$$\begin{cases} \varepsilon_r = \frac{du}{dr} \\ \varepsilon_\theta = \frac{u}{r} \end{cases} \quad (2)$$

对于平面应力模型，由胡克定律可得本构方程：

$$\begin{cases} \varepsilon_r = \frac{1}{E}(\sigma_r - \mu\sigma_\theta) + \alpha\Delta T \\ \varepsilon_\theta = \frac{1}{E}(\sigma_\theta - \mu\sigma_r) + \alpha\Delta T \end{cases} \quad (3)$$

联立(2)、(3)两式，可得转子中径向力和切向力与转子位移的关系：

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{E}{1-\mu^2} \left[\frac{du}{dr} + \mu \frac{u}{r} - (1+\mu)\alpha\Delta T \right] \\ \sigma_\theta = \frac{E}{1-\mu^2} \left[\mu \frac{du}{dr} + \frac{u}{r} - (1+\mu)\alpha\Delta T \right] \end{cases} \quad (4)$$

3.2. 表贴式高速永磁电机转子强度分析

采用弹性力学中的平面应力模型对转子进行强度分析。根据转轴、永磁体、合金护套三者间的配合关系和边界条件，可以求解出各转子部件间的接触面上的接触压强。再根据这些接触压强，求解出转子各部件中对应的应力和位移。

其中转子的平衡方程为：

$$\sigma_\theta - \sigma_r - r \frac{d\sigma_r}{dr} = \rho\omega^2 r^2 \quad (1)$$

转子微元体的几何方程为：

3.2.1. 合金护套的应力和位移分析

如图1所示，护套在高速旋转中，假设内表面受均匀压强 p_2 的作用；护套外表面所受外力为0，即护套内壁的径向正应力为 $-p_2$ ，外表面的径向正应力为0。结合转子微元体的平衡方程、几何方程和本构方程，考虑护套内外表面的应力边界条件，可得到护套的径向位移，径向应力和切向应力。径向位移为：

$$u_{sr} = C_{1s}r + \frac{C_{2s}}{r} - \frac{\rho_s\omega^2 r^3(1-\mu_s^2)}{8E_s} + \frac{\alpha_s(1+\mu_s)}{r} \int_{R_{si}}^r \Delta T r dr \quad (5)$$

其中 C_{1s} 和 C_{2s} 为微分常数，与护套尺寸、材料属性和边界条件相关。

在离心力和均匀压强 p_2 的作用下，护套的径向应力 σ_{sr} 和切向应力 $\sigma_{s\theta}$ 分别为：

$$\sigma_{s\theta} = \frac{E_s}{1-\mu_s^2} \left[C_{1s}(1+\mu_s) + \frac{C_{2s}(\mu_s-1)}{r^2} \right] - \frac{\rho_s\omega^2 r^2(3+\mu_s)}{8} - \frac{\alpha_s E_s}{r^2} \int_{R_{si}}^r \Delta T r dr \quad (6)$$

$$\sigma_{sr} = \frac{E_s}{1-\mu_s^2} \left[C_{1s}(1+\mu_s) + \frac{C_{2s}(1-\mu_s)}{r^2} \right] - \frac{\rho_s\omega^2 r^2(1+3\mu_s)}{8} + \frac{\alpha_s E_s}{r^2} \int_{R_{si}}^r \Delta T r dr \quad (7)$$

3.2.2. 永磁体的应力和位移分析

如图1所示，该转子中，永磁体外表面通过过盈配合装配护套，设过盈量为 δ ，永磁体内表面与转轴外表面之间为零过盈配合。假设永磁体内表面受接触压强 p_1 作用，永磁体外表面受接触压强 p_2 作用。

类似的，根据相关方程和力学定理，考虑相应的边界条件，可得永磁体在上述力作用下的径向位移，径向应力和切向应力。径向位移为：

$$u_{mr} = C_{1m}r + \frac{C_{2m}}{r} - \frac{\rho_m\omega^2 r^3(1-\mu_m^2)}{8E_m} + \frac{\alpha_m(1+\mu_m)}{r} \int_{R_{mi}}^r \Delta T r dr \quad (8)$$

永磁体的径向应力和切向应力分别为：

$$\sigma_{m\theta} = \frac{E_m}{1-\mu_m^2} \left[C_{1m}(1+\mu_m) + \frac{C_{2m}(\mu_m-1)}{r^2} \right] - \frac{\rho_m\omega^2 r^2(3+\mu_m)}{8} - \frac{\alpha_m E_m}{r^2} \int_{R_{mi}}^r \Delta T r dr \quad (9)$$

$$\sigma_{mr} = \frac{E_m}{1-\mu_m^2} \left[C_{1m}(1+\mu_m) + \frac{C_{2m}(1-\mu_m)}{r^2} \right] - \frac{\rho_m\omega^2 r^2(1+3\mu_m)}{8} + \frac{\alpha_m E_m}{r^2} \int_{R_{mi}}^r \Delta T r dr \quad (10)$$

其中， C_{1m} 和 C_{2m} 为微分常数，与护套尺寸、材料属性和边界条件相关。

3.2.3. 转轴的应力和位移分析

如图1所示，转轴外表面与永磁体接触，其接触压强为 p_1 ，且在轴心处径向位移为0，同理，可得转轴的径向位移为：

$$u_{zr} = C_{1z}r + \frac{C_{2z}}{r} - \frac{\rho_z \omega^2 r^3 (1 - \mu_z^2)}{8E_z} + \frac{\alpha_z (1 + \mu_z)}{r} \int_{R_{zi}}^r \Delta T r dr \tag{11}$$

其中， C_{1r} 、 C_{2r} 为微分常数，由转轴的尺寸、材料属性和边界条件确定，由于在轴心处径向位移为0，易得 C_{2r} 为0。转轴的径向应力和切向应力分别为：

$$\sigma_{zr} = \frac{E_z}{1 - \mu_z^2} \times C_{1z} (1 + \mu_z) - \frac{\rho_z \omega^2 r^2 (3 + \mu_z)}{8} - \frac{\alpha_z E_z}{r^2} \int_{R_{zi}}^r \Delta T r dr \tag{12}$$

$$\sigma_{z\theta} = \frac{E_z}{1 - \mu_z^2} \times C_{1z} (1 + \mu_z) - \frac{\rho_z \omega^2 r^2 (1 + 3\mu_z)}{8} + \frac{\alpha_z E_z}{r^2} \int_{R_{zi}}^r \Delta T r dr \tag{13}$$

3.2.4. 接触压强p1和p2的确定

上述公示中接触压强p1和p2是两个未知量，可以通过转子中各部件的配合关系来确定，分别令r取 R_{ro} 、 R_{mi} 、 R_{mo} 、 R_{si} ，得到转轴外表面、永磁体内表面和护套内表面的径向位移： u_{zro} 、 u_{mri} 、 u_{mro} 、 u_{sri} ，根据配合条件，它们满足如下约束：

$$\begin{cases} u_{sri} - u_{mro} = \delta \\ u_{mri} - u_{zro} = 0 \end{cases} \tag{14}$$

由式(14)即可求得p1和p2。

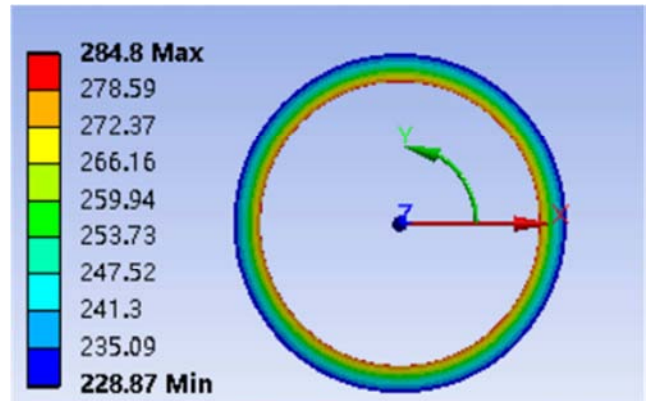
3.3. 有限元法验证

转子中用到材料的属性参数如表4所示，包括两种护套材料，永磁体材料和转轴材料。

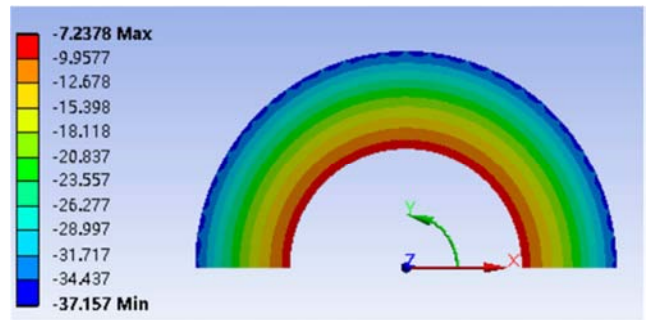
表4 材料参数。

	密度/(kg/m ³)	弹性模量/GPa	泊松比
钛合金	4400	109	0.34
镍基合金	8240	204	0.3
铜	8920	117.7	0.35
永磁体	7550	175	0.24
40CrNiMoA	7850	209	0.295

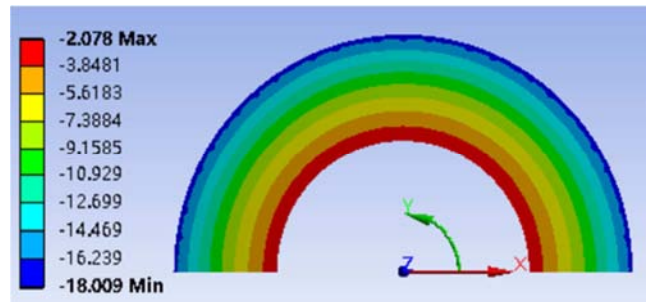
针对上文推导的转子应力解析公式，采用有限元法进行验证。有限元模型和解析模型中选取的转子尺寸、过盈量、转速与材料完全一致。选取其中一组转子参数——永磁体内径40 mm，外径72.75 mm，护套与永磁体之间的过盈量为0.1 mm，护套材料选取钛合金材料，护套外径取87mm。通过有限元仿真得到转子中永磁体和护套的切向应力和径向应力其结果如图2所示。



(b)护套切向应力



(c)永磁体径向应力

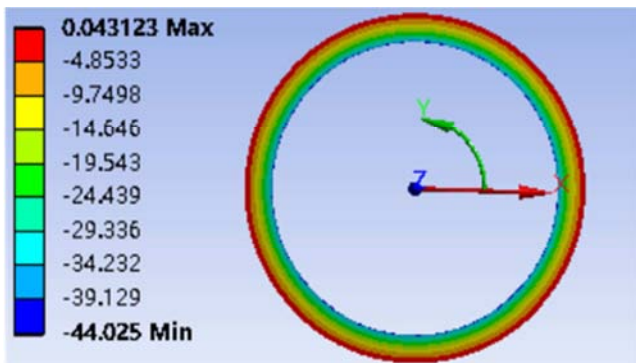


(d)永磁体切向应力

图2 转子径向和切向应力云图。

图中，X方向为径向，Y方向为切向，Z方向为轴向。可以看出，护套和永磁体中的最大切向应力均产生在其各自的内表面；护套和永磁体的最大径向应力(绝对值)产生在两者的结合面。

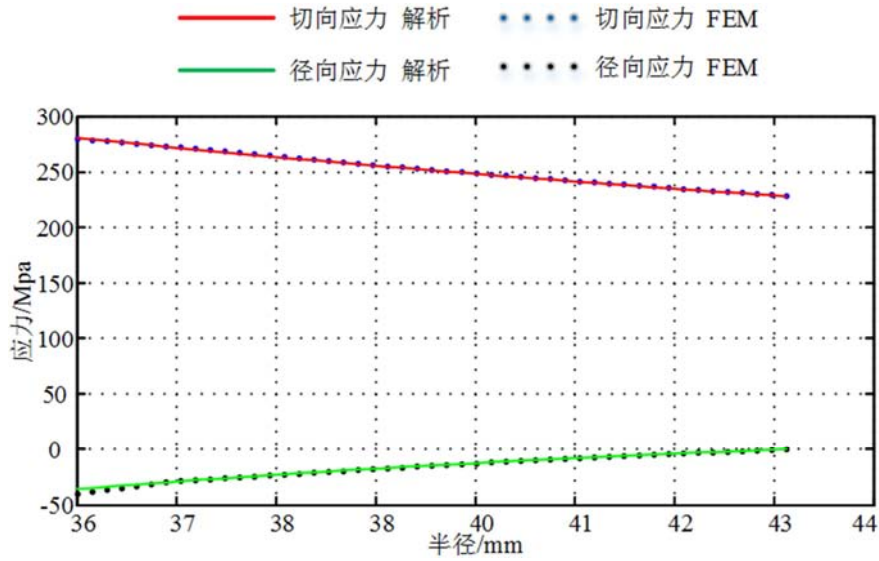
为校验解析模型的准确性，将理论计算出的应力数据与有限元仿真出的数据进行量化比较。沿有限元模型圆周



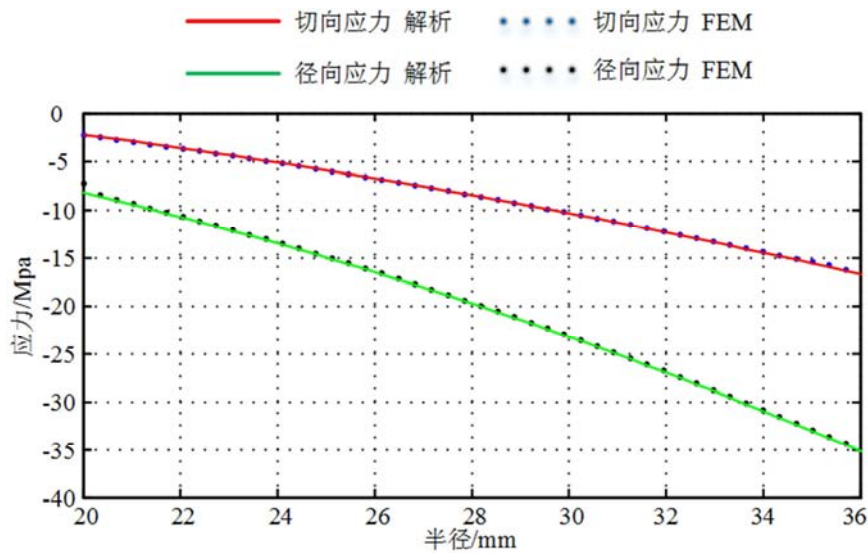
(a)护套径向应力

方向取多组数据的平均值，得到转子中不同半径处的径向应力和切向应力，与解析模型的计算值相对比，如图3所

示。其中实线为理论计算数据，散点为有限元仿真数据。



(a)护套应力分布



(b)永磁体应力分布

图3 理论计算与有限元法计算对比。

由上图可以看出，理论计算和有限元仿真的数据基本吻合，验证了解析模型的准确性；护套和永磁体中的切向应力沿着半径方向逐渐减小；护套中的径向应力沿半径方向从负值逐渐增大，至护套表面时，径向应力为0；永磁体中的径向应力沿半径方向逐渐减小；护套和永磁体的应力情况均满足其安全需求，该尺寸转子的强度设计满足安全需求。

3.4. 永磁体内径对转子强度的影响

上述理论计算和有限元仿真的对比结果，验证了解析模型的准确性。下面基于解析模型，分析永磁体内径

对转子应力的影响以及两种合金护套对永磁体的保护效果。由前一节的研究，得到了一系列永磁体尺寸，但护套的厚度尚未确定。这里以护套所受最大等效应力相同为准则，确定各永磁体尺寸下对应的护套厚度。分别采用钛合金护套和镍基合金护套，护套与永磁体间的过盈量取0.1 mm，由于两种护套的材料特性不同，因此选取的最大等效应力值也不同，其中钛合金护套取285 MPa，镍基合金护套取532 MPa。由解析模型可知，保持护套所受最大等效应力相同，计算出相应永磁体尺寸下对应的护套厚度，如图4所示。

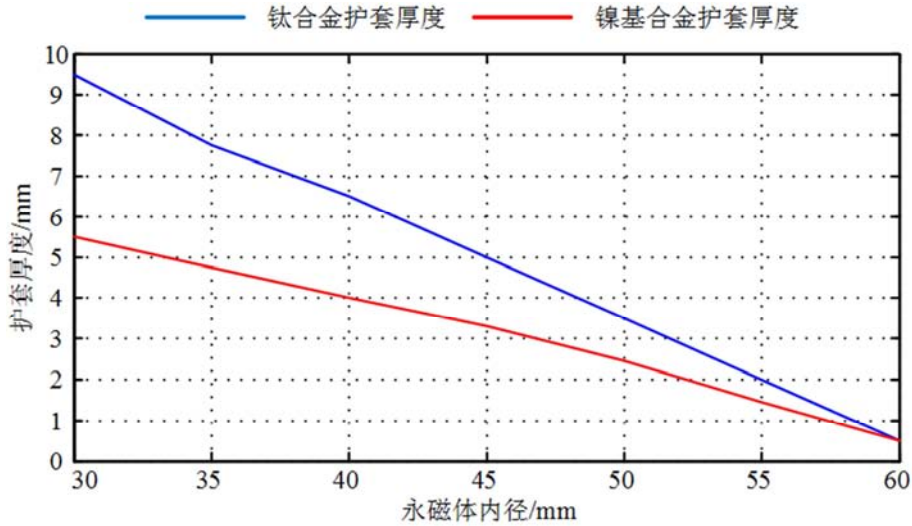


图4 护套厚度。

由图4可以看出,在保护套受到的最大等效应力相同时,随着永磁体内径的增大,护套的厚度在减小。根据以上分析计算数据,可以得到一系列转子尺寸,由这些转子尺寸,再来分析永磁体内径对转子强度的影响,计算出相应尺寸下,永磁体的最大应力,如图5所示。

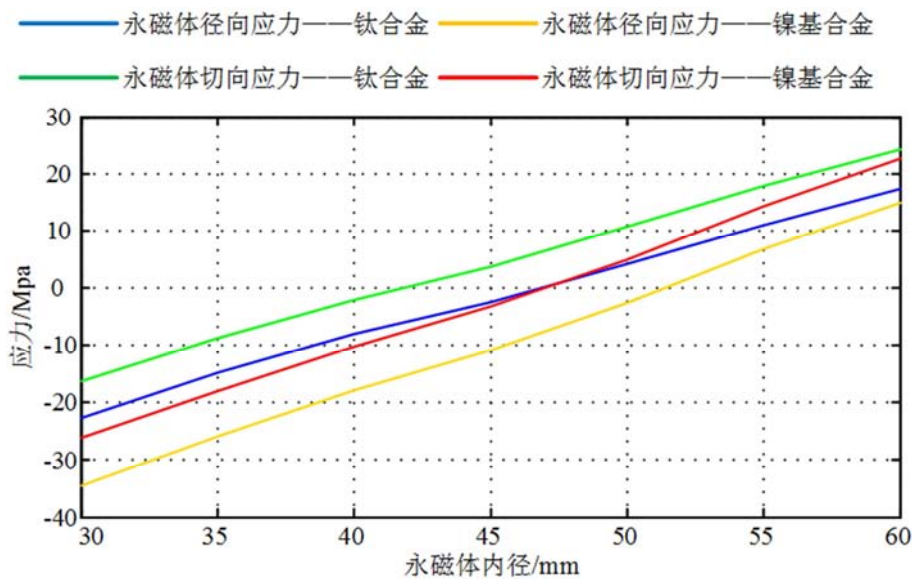


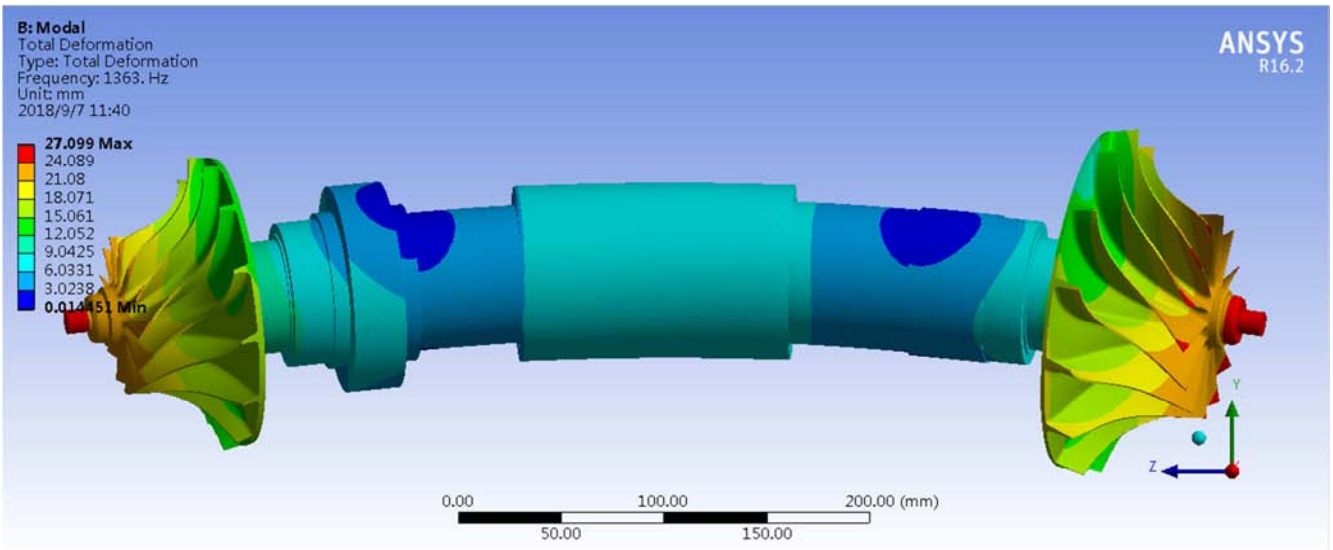
图5 永磁体应力随永磁体内径的变化。

从上述结果可以看出,随着永磁体内径的增大,永磁体中的最大径向应力和最大切向应力都在增大,转子应力恶化;对比两种材料的护套,在相同的永磁体尺寸和过盈量下,镍基合金护套转子中永磁体的受力低于钛合金护套转子中永磁体的受力,并且镍基合金护套的厚度低于钛合金护套的厚度,因此镍基合金护套对永磁体的保护效果要优于钛合金护套。

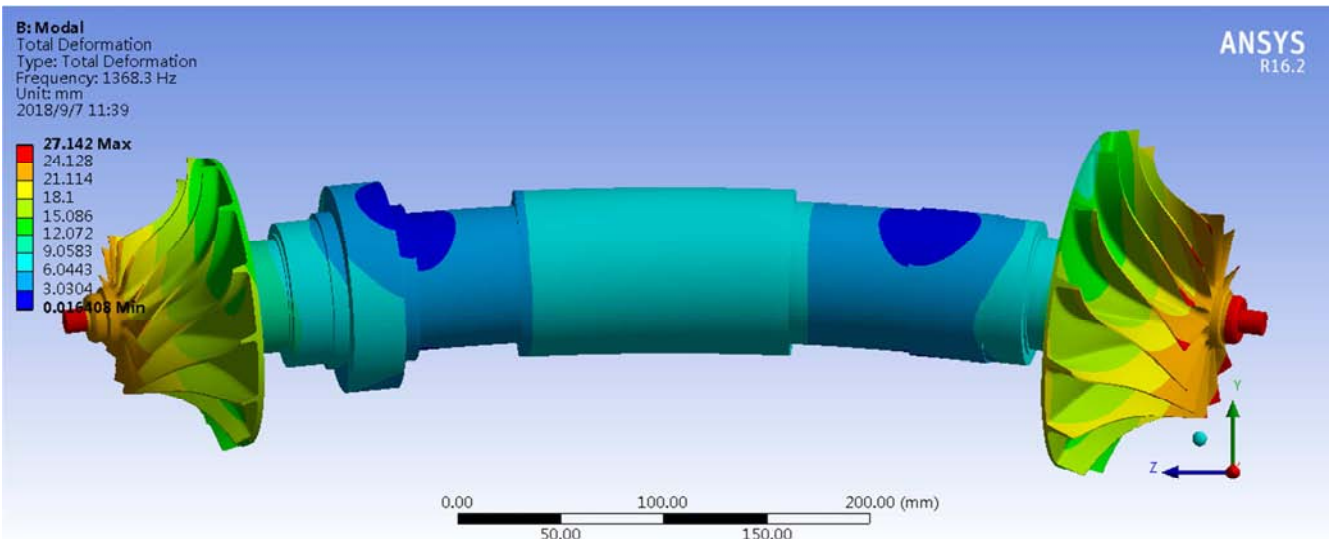
4. 临界转速分析

除满足强度要求之外,高速永磁电机转子还需具备优良的动态性能,必须对转子进行动力学分析,准确计算其临界转速。

本文采用有限元法对转子进行动力学分析。剖分单元取5mm大小,接触面的接触刚度因子取0.05,并且将转子两端的涡轮盘也考虑在内。当永磁体内径为40mm时,采用两种合金护套的一阶弯曲频率仿真结果如图6所示。改变永磁体内径,根据上文中得到的相应的转子尺寸,同时采用两种护套,对这些转子继续进行动力学分析,得到不同永磁体内径下,各转子的一阶弯曲频率,如图7所示。



(a) 钛合金护套转子一阶弯曲频率



(b) 镍基金护套转子一阶弯曲频率

图6 转子一阶弯曲频率(永磁体内径40mm)。

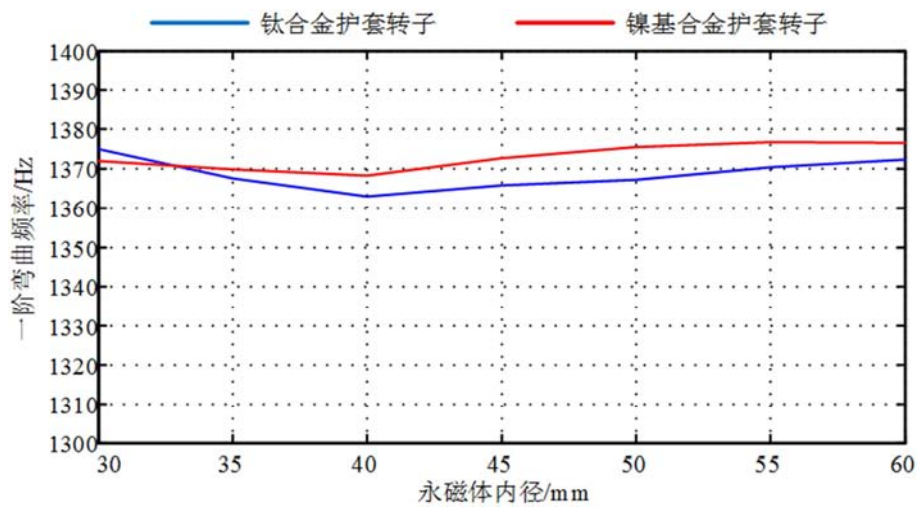


图7 一阶弯曲频率。

由以上结果可以看出, 这些转子的临界转速均满足设计要求; 随着永磁体内径的增大, 转子的临界转速变化很小, 转子的动态性能基本不变; 采用钛合金护套和镍基合金护套时, 转子的临界转速相差很小, 但镍基合金护套的厚度更小, 耗材较少。

5. 结论

本文在相同的电磁性能基础上, 从转子强度和临界转速两方面对一台150 kW, 30000 rpm的高速永磁电机进行了综合分析, 通过改变永磁体内径和护套材料, 对多种设计方案进行了分析比较, 得出以下结论:

- 1) 随着永磁体内径的增加, 永磁体所受切向应力和径向应力都在增大, 转子应力恶化;
- 2) 随着永磁体内径的增加, 转子的一阶临界转速变化很小, 转子的动态性能基本不变;
- 3) 从转子应力和临界转速方面看, 采用镍基合金护套的厚度更薄, 节约材料。

参考文献

- [1] 孙权贵, 邓智泉, 张忠明. 基于齿槽效应的高速永磁电机转子涡流损耗解析计算[J]. 电工技术学报, 2018, 33(9):1994-2004.
- [2] 崔别楷, 程文杰, 肖玲, 等. 10 kW超高速永磁电机三维瞬态温度场计算[J]. 电机与控制应用, 2018(2).
- [3] 卢南方, 张宇, 杨立, 等. 高速永磁无刷电机转子模态分析与试验研究[J]. 机械设计与制造, 2018(6).
- [4] 高永军, 王雷. 永磁同步电机控制技术研究及应用[J]. 铁道机车与动车, 2018(7).
- [5] 刘威, 陈进华, 崔志琴, 等. 高速永磁电机碳纤维护套转子综合特性研究[J]. 微特电机, 2017(12):1-4.
- [6] 董剑宁, 黄允凯, 金龙, 等. 高速永磁电机设计与分析技术综述[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(27):4640-4653.
- [7] 丁鸿昌, 肖林京, 张华宇, 等. 高速永磁电机转子护套过盈配合量计算及应力分析[J]. 机械设计与研究, 2011, 27(5):95-98.
- [8] 张涛, 朱煜秋, 孙晓东, 等. 基于有限元法的高速永磁转子强度分析[J]. 电机与控制学报, 2012, 16(6):63-68.
- [9] Binder A, Schneider T, Klohr M. Fixation of buried and surface-mounted magnets in high-speed permanent-magnet synchronous machines[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2006, 42(4):1031-1037.
- [10] 邓旺群. 航空发动机柔性转子动力特性及高速动平衡试验研究[D]. 南京航空航天大学, 2006.
- [11] 钱伟长. 电机设计强度计算的理论基础[M]. 安徽科学技术出版社, 1992.
- [12] Aglen O, Andersson A. Thermal analysis of a high-speed generator[C]// Industry Applications Conference, 2003. Ias Meeting. Conference Record of the. IEEE, 2003:547-554 vol.1.
- [13] Weeber K R, Shah M R, Sivasubramaniam K, et al. Advanced permanent magnet machines for a wide range of industrial applications[C]// Power and Energy Society General Meeting. IEEE, 2010.
- [14] 程文杰, 耿海鹏, 冯圣, 等. 高速永磁同步电机转子强度分析[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(27):87-94.
- [15] 张凤阁, 杜光辉, 王天煜, 等. 高速永磁电机转子不同保护措施强度分析[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(z1):195-202.
- [16] 张超, 朱建国, 韩雪岩. 高速表贴式永磁电机转子强度分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(17):4719-4727.
- [17] 胡家奇. 采用碳纤维绑扎的磁悬浮高速永磁电机转子研究[D]. 南京航空航天大学, 2013.
- [18] 田拥胜, 孙岩桦, 虞烈. 高速永磁电机电磁轴承转子系统的动力学及实验研究[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(9):116-123.
- [19] 王继强, 王凤翔, 宗鸣. 高速电机磁力轴承-转子系统临界转速的计算[J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(27):94-98.
- [20] 黄梓嫒, 韩邦成, 周银锋. 非线性接触下磁悬浮电机柔性转子系统模态分析[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(15):2438-2444.