

船用一体化泵永磁电机设计与研究

蒋超, 乔鸣忠, 彭威

(海军工程大学 电气工程学院, 湖北 武汉 430033)

摘要:根据船舶水泵系统对电机体积和噪声的特殊要求,设计了船用泵自启动永磁电机。采用时步有限元法对所设计电机的启动和稳态性能进行了计算,分析了驱动负载类型、系统转动惯量对启动时间的影响,以及极弧系数对稳态转矩脉动的影响,并与异步电机进行了稳态效率对比。实验验证了计算模型的准确性,结果显示驱动水泵类负载时自启动永磁电机启动时间更短,启动时间随系统转动惯量增大相应延长,降低气隙磁密5,7次谐波含量有利于减小稳态转矩脉动,稳态运行时启动笼铜耗不可忽略,启动笼下置式自启动永磁电机在保证启动性能的前提下具有更优的稳态性能,更适合配套船舶水泵。

关键词:永磁电机;船舶水泵;时步有限元法;启动性能;稳态性能

中图分类号:TM351 **文献标识码:**A **DOI:**10.19457/j.1001-2095.dqcd21398

Design and Analysis of Permanent Magnet Motor for Marine Integrated Pump

JIANG Chao, QIAO Mingzhong, PENG Wei

(College of Electric Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, Hubei, China)

Abstract: According to the special requirements of the ship pump system for the volume and noise of the motor, the marine pump self-starting motor was designed and manufactured. Time-stepping finite element method (FEM) was used to calculate the starting and steady-state performance. The influence of the load type and inertia of the system on the starting time, and polar arc coefficient on the torque pulsation were analyzed. The motor steady state efficiency was compared with that of the asynchronous motor. The experiment verifies the accuracy of the calculation model. The results indicate that the starting time of self-starting permanent magnet motor is shorter when driving water pump load. The starting time is increased with the inertia of system increasing. The reduction of the 5 and 7 harmonics content of air gap flux density is beneficial to reduce the steady state torque ripple of the self-starting permanent magnet motor. The copper loss of the starting cage during steady state operation cannot be ignored. The self-starting permanent magnet motor that the starting cage is under the permanent magnet, has better steady state performance under the premise of ensuring starting performance and is more suitable for supporting marine pump.

Key words: permanent magnet motor; marine pump; time-stepping finite element method (FEM); starting performance; steady state performance

水泵是船舶上的重要机械,目前船用水泵基本都使用三相异步电机。电机一般通过联轴器与水泵相连,使机泵系统体积较大,挤占狭窄船舱的有效空间;电机一般采用风扇冷却,空气噪声较大,对狭窄船舱内人员身心健康具有不利的影响;而且异步电机的效率和功率因数通常低于同步电机。随着社会和科技的进步,电机设计理念逐步从通用型设计向个性化、精细化设计发

展,船用水泵独特的应用环境对其配套电机的体积和噪声性能提出了不同于陆用电机的特殊要求。

永磁电机不需要异步电机中的励磁电流,比异步电机效率更高,相同功率下体积更小;功率较小时可省去散热风扇,减小空噪,比异步电机更适合船舶水泵。通过在转子上加装启动笼,永磁电机可在工频下异步启动,适应船舶的供电系统。在自启动永磁电机启动过程中存在3种转速

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51877212)

作者简介:蒋超(1990—),男,博士,Email:653462459@qq.com

的磁场,转速相同的磁场相互作用生成启动过程中的平均转矩,转速不同的磁场相互作用生成均值为0的脉动转矩;平均转矩是顺利启动的关键^[1]。

20世纪80年代,国外学者就开始进行了自启动永磁电机的研究,其中以格拉斯哥大学的Miller最为典型^[2]。国内方面,东南大学的程明^[3]较早开展了自启动永磁电机的研究,采用解析法推导出了自启动永磁电机能否牵入同步的判据。沈阳工业大学赵清^[4]研究了自启动永磁电机采用径向、切向、U型、W型4种不同转子磁路结构时永磁体能提供磁通的最大面积,并给出了相应的表达式,转子内外径一定时,W型转子磁路能提供最大的磁通量。华北电力大学李志强^[5]采用时步有限元法和实验研究了自启动永磁电机断相后的电流和转矩脉动,发现即使在轻载情况下,断相后电流和转矩脉动也会大幅增加。山东大学田蒙蒙^[6]研究了新型的变极启动的自启动永磁电机,通过在启动过程中切换绕组的极数,能够显著提高自启动电机的启动性能。目前研究较多的自启动永磁同步电机主要应用于游梁式抽油机和纺织机,此类应用场景需要电机具有较高的稳态效率和较大的启动转矩,因而设计时没有追求高功率密度,机壳多采用与异步电机相同的型号,转子多是采用永磁体内置式转子,且启动笼置于永磁体上方。目前针对泵用自启动永磁电机的研究相对较少,纽芬兰纪念大学的Rabbi^[7]在2014年研制了一台应用于井下的潜液泵自启动永磁电机,该电机采用启动笼置于永磁体上方的内置式转子结构,具有优良的启动性能和稳态效率;同时Rabbi也指出,井下换装过程异常复杂,对自启动永磁电机可靠性的担忧是限制其在井下潜液泵中应用的重要原因。

船舶水泵简单的换装过程为船舶水泵的永磁化提供了可行性。船舶水泵转矩与转速的二次方成正比,对电机启动转矩的要求不高;但船舶水泵长期恒速运行,对电机的稳态性能要求较高;且船舶水泵工作环境空间狭窄,对电机的体积要求较高。根据船舶水泵对驱动电机的需求特点,本文以Y160M-4型异步电机为对比对象,进行了11 kW船用泵永磁电机设计与样机制作。将电路方程、磁场方程、运动方程相结合^[8],分析了负载类型、转动惯量对启动性能的影响,以及极弧系数对稳态转矩脉动的影响,并与异步电机进行了稳态效率比较。最后进行了启动笼下置

式自启动永磁电机的设计和仿真分析。本文的研究内容可以为船用泵自启动永磁电机设计人员提供有益参考。

1 船用泵自启动永磁电机设计

永磁体内置式转子方便在永磁体上方放置启动笼,启动时能获得较大的异步转矩,因此自启动永磁电机通常选择永磁体内置式转子结构。

本文所设计的自启动永磁电机以Y160M-4型异步电机为对比对象,机座选用比其小一号的132号机座,有效长度与其相同,定转子内外径均相应减小;并采用V型永磁体布置方式,增加每极磁通,提高电机单位体积功率。电机结构如图1所示,主要设计参数如下:功率11 kW,线电压380 V,频率50 Hz,极数为4,转速为1 500 r/min。

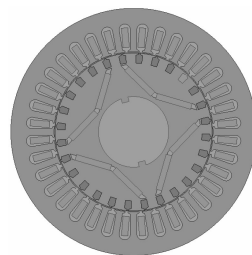


图1 自启动永磁同步电机结构

Fig.1 Structure of self-start PMSM

图2为采用有限元法计算得到的自启动永磁电机空载气隙磁密波形,可见其三次谐波含量较大。

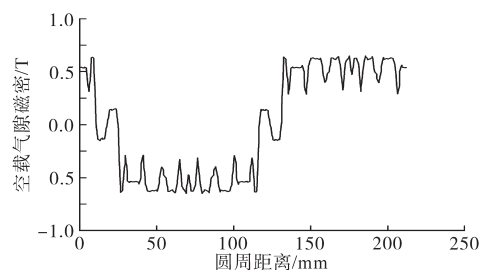


图2 空载气隙磁密波形

Fig.2 Waveform of no-load air gap flux density

为提高泵用自启动永磁电机的可靠性,降低永磁体退磁风险,本文中电机的相反电势取值低于额定相电压,同时考虑永磁体的可逆温度退磁效应,相反电势基波值在永磁体预设工作温度为75℃时的设计值为210 V。电机绕组采用星形连接时可消除线反电势中的三次谐波,采用有限元法计算得到的线反电势频谱如图3所示。

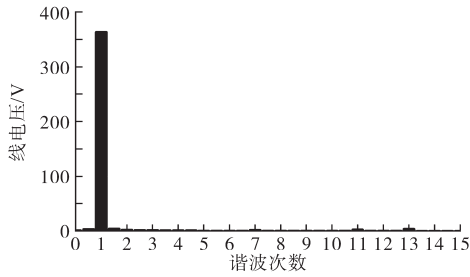


图3 仿真空载线反电势

Fig.3 No-load line back EMF by simulation

为进一步减小电机与水泵系统的体积,本文所设计永磁电机与水泵为一体化连接,实验样机如图4所示。电机出轴端直接与水泵叶轮相连,不便于采用传统对拖法测量反电势。

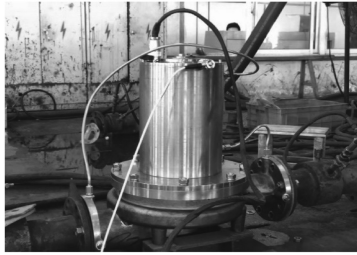


图4 实验样机

Fig.4 Experimental prototype

由于不带负载时永磁电机在额定转速下突然断电后,转子依靠惯性仍能继续转动。本文基于这一实际,在管道内无水的情况下,采用高分辨率示波器对断电瞬间的线电压波形进行捕捉,以断电后的第一个电压波峰作为线反电势峰值的近似值,实验电压波形如图5所示。由图5可得,线反电势峰值约为546 V,对应的相反电势有效值约为223 V。由于电机只是短时空载运行,永磁体温度约为环境温度23℃,剩磁可逆温度系数取-0.11时,对应75℃时的反电势约为209 V,符合设计预期,也验证了所建立有限元仿真模型的准确性。

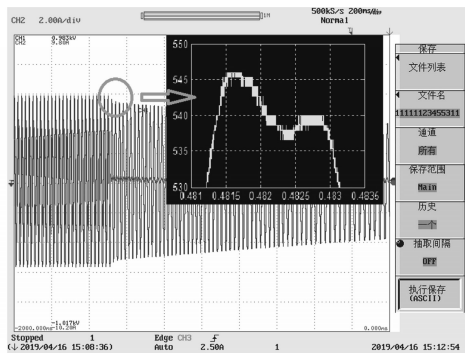


图5 实验电压波形

Fig.5 Experimental voltage waveform

2 “场—路—运动”耦合计算

自启动永磁电机定子电路如图6所示。

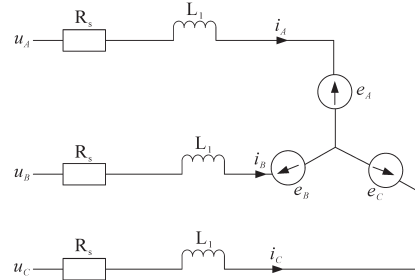


图6 定子电路

Fig.6 Stator circuit

图6中, R_s, L_l, e, u 分别为每相绕组的电阻、端部漏感、感应电势、端电压。感应电势可以联系磁场与电路,即

$$e + iR_s + L_l \frac{di}{dt} = u \quad (1)$$

$$e = \frac{NL_{ef}}{S_b} \sum_{i=1}^n \left\{ \iint_{S_b^+} \frac{\partial A_i}{\partial t} dS - \iint_{S_b^-} \frac{\partial A_i}{\partial t} dS \right\} \quad (2)$$

式中: L_{ef}, N, S_b 分别为电枢有效长度、每相绕组串联导体数、每相绕组导体截面积; A_i 为有限元单元矢量磁位均值; S_b^+, S_b^- 分别为每相电流流出与流入的导体区域,求和项涵盖每相电流流出或流入的导体区域所有单元。

其中矢量磁位 A 满足:

$$\begin{cases} \Omega: \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial A}{\partial y} \right) = -\frac{j}{\mu} \\ \Gamma: \frac{1}{\mu_1} \frac{\partial A}{\partial n} - \frac{1}{\mu_2} \frac{\partial A}{\partial n} = J_m \end{cases} \quad (3)$$

式中: Ω 为磁场域; Γ 为永磁体边界; μ 为磁导率; J_m 为等效面电流密度; j 为传导电流密度; μ_1 为永磁体磁导率; μ_2 为铁心磁导率。

电磁转矩可以联系磁场与运动,即

$$T_{em} - T_L = J \frac{dW}{dt} \quad (4)$$

$$T_{em} = \frac{L_{ef}}{\mu_0} \oint r^2 B_r B_\theta d\theta \quad (5)$$

式中: T_{em}, T_L, J, W 分别为电磁转矩、机械负载转矩、系统转动惯量、机械角速度; r, B_θ, B_r 分别为气隙中任意半径、气隙磁密径向和切向分量; μ_0 为真空磁导率。

联立式(1)~式(5),采用有限元法进行空间离散,采用欧拉向后差分法进行时间离散,给定端电压、机械负载转矩,在每个时间步内采用

Newton-Raphson迭代法计算代数方程组,所得结果作为下一步计算的条件,即可求出电机所有瞬态过程^[8-9]。

3 负载启动性能研究

本文中机泵系统转动惯量可由下式求得,为 $0.08 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ 。

$$J = \frac{1}{2} m_r (R_r^2 - R_s^2) + \frac{1}{2} m_s R_s^2 + \frac{1}{2} k_p m_p R_p^2 \quad (6)$$

式中: $m_r, m_s, m_p, R_r, R_s, R_p$ 分别为电机转子、连接轴、泵叶轮的质量与外径; k_p 为考虑叶轮附连水作用而引入的修正系数。

图7为启动过程中的电流曲线,在启动过程中三相电流不对称,有较大的电流冲击。通常异步电机启动电流倍数为5~7.5,本文中电机最大启动电流倍数约为7,符合异步电机技术标准要求。

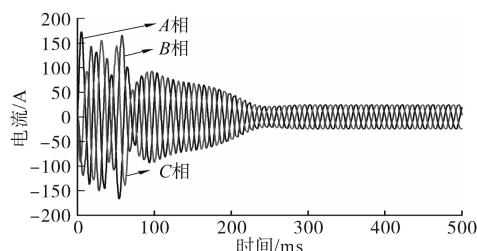


图7 启动电流

Fig.7 Current of starting process

水泵类负载不同于恒转矩负载,在启动过程中转矩与转速的二次方成正比,在额定转速下达到额定转矩。在启动初期,水泵负载转矩较小,对电机启动转矩要求较低,而恒转矩负载在启动初期即对启动转矩的要求较高。图8为不同负载类型时转速曲线,由图8可见,达到额定转速时,带水泵负载时比带恒转矩负载历时更短,船用泵对其驱动电机启动能力的要求不高,一般均能得到满足。

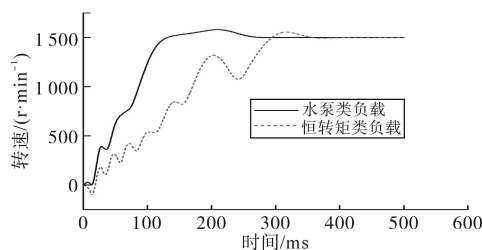


图8 不同负载类型时转速曲线

Fig.8 Speed curve with different load type

本文还研究了不同水泵系统转动惯量下的启动过程,图9为转动惯量为1~4.5倍真实转动惯量下的启动过程转速曲线。当系统转动惯量达

到原转动惯量4.5倍时,转速无法稳定于同步转速,其原因是牵入同步过程中电磁转矩所做功无法满足该系统转动惯量下转速跃升的能量需求。由此可见,系统转动惯量对启动性能尤其是牵入同步性能影响重大,本文中电机能顺利启动的临界转动惯量约为系统转动惯量的4倍。对船用泵系统而言,系统转动惯量主要体现为电机转子的转动惯量,因此不同于抽油机类负载,自启动永磁电机应用于水泵时其牵入同步能力一般均是足够的。

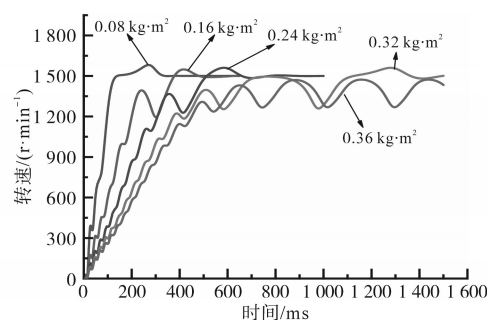


图9 不同转动惯量下转速曲线

Fig.9 Speed curves with different moment of inertia

4 负载稳态性能研究

4.1 转矩脉动分析

与表贴式和无启动笼内置式永磁电机的极弧系数可以连续调节不同,自启动永磁电机需要通过永磁体槽与转子槽配合形成隔磁桥限制漏磁,极弧系数无法连续调节。

本文对相邻永磁体槽跨两个转子槽(槽间距分别为6 mm, 8 mm, 10 mm)和跨三个转子槽(槽间距为16 mm)共4种情况下的稳态转矩进行了计算(其他取值会导致转子结构明显不合理,故未考虑),相应稳态转矩局部细节如图10所示。4种情况对应的稳态峰峰值转矩脉动率在15%左右,仅处于工程可接受水平。一个电周期内出现6次较大的转矩脉动,转矩脉动基波为6倍电频

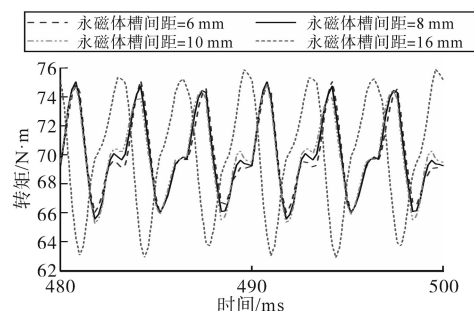


图10 不同永磁体槽间距时转矩曲线

Fig.10 Torque curves with different PM slot spacing

率,这主要是由基波电流产生的基波磁动势与转子5次、7次谐波磁动势相互作用,以及5次、7次谐波电流产生的谐波磁动势与转子基波磁动势相互作用引起。

4.2 运行效率分析

水泵电机长期在固定工况下连续运行,电机效率也是其稳态性能的重要方面。自启动永磁电机稳定运行时转子转速为同步速,理想情况下启动笼中没有电流,但实际中在气隙磁场时空谐波作用下,启动笼也会产生铜耗。根据时步有限元模型计算得到的绕组电流和电机各部位磁通密度、电流密度随时间的变化,可得到电机稳定运行时各种电磁损耗的瞬时值。

定子绕组铜耗瞬时值由下式确定:

$$P_{Cu} = i_A^2 R_s + i_B^2 R_s + i_C^2 R_s \quad (7)$$

式中: i_A, i_B, i_C, R_s 分别为三相电流和相电阻。

由于是散嵌绕组,且运行频率较低,不需考虑集肤效应。

定转子铁耗瞬时值由下式确定^[10]:

$$P_{Fe} = L_{ef} \iint_{S_{Fe}} (p_h + p_c + p_e) ds \quad (8)$$

其中

$$p_h = |H_{irr} \frac{dB_x}{dt}| + |H_{irr} \frac{dB_y}{dt}|$$

$$p_c = \frac{\sigma d^2}{12} [(\frac{dB_x}{dt})^2 + (\frac{dB_y}{dt})^2]$$

$$p_e = \frac{k_e}{8.76} [(\frac{dB_x}{dt})^2 + (\frac{dB_y}{dt})^2]^{0.75}$$

$$H_{irr} = \frac{1}{\pi} k_h \cdot B_m \cos \theta$$

式中: p_h, p_c, p_e 分别为铁心区域某点的瞬时磁滞损耗密度、涡流损耗密度、异常损耗密度; S_{Fe} 为铁心区域面积; B 为该点的磁密; H_{irr} 为基于等效椭圆磁滞回环模型得到的磁场强度不可逆分量; B_m 和 θ 分别为等效椭圆磁滞回环模型中的磁密最大值和角度; d 为硅钢片厚度; σ 为硅钢片电导率; k_h, k_e 为由铁磁材料损耗曲线拟合得到的损耗系数。

启动笼铜耗瞬时值由下式确定:

$$P_C = \sum_{n=1}^n 2 i_n^2 R_{ring} + L_{ef} \iint_{S_{har}} \frac{J^2}{\sigma} dS \quad (9)$$

式中: i_n, R_{ring} 分别为第 n 段端环电流与电阻; σ 为导条电导率; S_{har} 为导条区域面积。

永磁体涡流损耗瞬时值由下式确定:

$$P_{PM} = L_{ef} \iint_{S_{PM}} \frac{J^2}{\sigma} dS \quad (10)$$

式中: S_{PM} 为永磁体区域面积。

各损耗瞬时值计算结果如图11所示,定子铜

耗、定转子铁耗、启动笼铜耗、永磁体涡流损耗时均值分别为476.4 W, 93.5 W, 71.2 W, 1.1 W。可见虽然运行于同步转速,但在谐波磁场作用下,启动笼铜耗在总损耗中也占有一定比例,不可忽略;永磁体涡流损耗很小,原因是内置式永磁体受气隙谐波磁场影响较小;定子绕组铜耗占比最大。

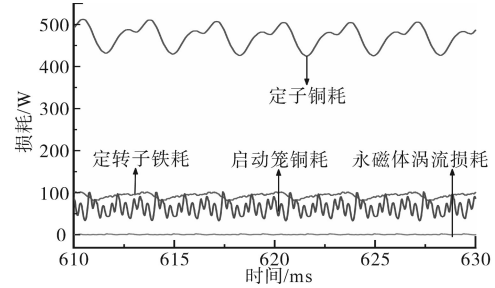


图11 稳态损耗

Fig.11 Steady-state loss

自启动永磁电机效率可由下式确定:

$$\eta = \frac{P_N}{P_N + \bar{P}_{Fe} + \bar{P}_{Cu} + \bar{P}_C + \bar{P}_{PM} + P_S + P_M} \times 100\% \quad (11)$$

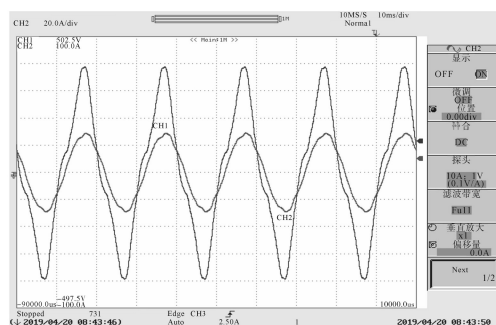
式中: P_N 为输入功率; $\bar{P}_{Fe}, \bar{P}_{Cu}, \bar{P}_C, \bar{P}_{PM}$ 分别为稳定运行时定转子铁耗、定子绕组铜耗、启动笼损耗、永磁体涡流损耗的时均值; P_S, P_M 分别为杂散损耗和机械损耗,通常按额定功率的0.5%和1%取值。

经计算,本文中自启动永磁电机效率为93.2%,高于Y160M-4型异步电机88%的效率^[11],达到GB18613—2012中2级能效等级91.4%的效率要求^[12],水泵系统配用自启动永磁电机后在体积减小的同时,效率明显提升。

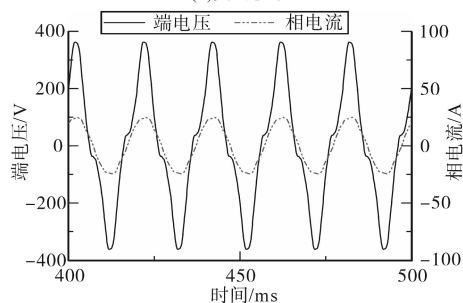
4.3 实验验证

由于本文所设计泵用自启动永磁电机出轴端直接与泵叶轮相连,不便进行转速与转矩的测量,仅将时步有限元模型计算所得端电压和电流与实测值进行了对比,以此验证仿真模型和所得结论的准确性。图12为稳态相端电压和相电流,其中图12a、图12b分别为实测和仿真所得相端电压和相电流波形,图13为实测和仿真所得相电流频谱。

由图13可见,电流基波有效值大小存在差异,这主要是因为实验时由于管路水力负载不可控,电机并未工作在额定工况,而是略高于额定工况,导致实验测得的电流略高于仿真值。但仿真与实验所得波形和谐波含量吻合良好,从而验证了仿真模型和结论的准确性。



(a)实测波形



(b)仿真波形

图12 稳态相端电压和相电流

Fig.12 Steady phase voltage and phase current

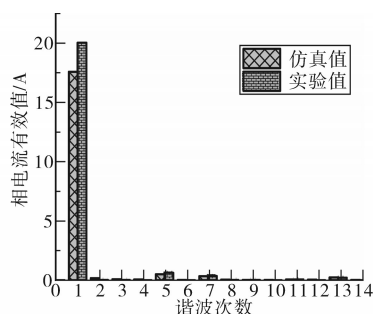


图13 稳态电流频谱

Fig.13 Steady current spectrum

5 启动笼下置式泵用自启动永磁电机仿真分析

基于泵用自启动永磁电机启动性能需求低、稳态性能需求高,而启动笼上置式自启动永磁电机启动性能优良、稳态转矩脉动仅处于工程可接受水平的实际情况,本文采用启动笼下置的思路对船用泵自启动永磁电机进行了再设计和仿真分析。

再设计的自启动永磁电机主要尺寸、空载反电势取值和运行条件与原电机保持一致,仅对定子绕组匝数和转子结构进行了调整,如图14所示。启动笼下置后,有效气隙增大,励磁电抗减小,启动过程中的异步转矩下降,启动性能削弱;但可以采用表贴式转子磁极,能方便地调整极弧

系数和对磁极进行修形,转子槽开口引起的齿槽效应也将减弱,可以得到谐波含量较小的空载气隙磁场,减小稳态的转矩脉动、电磁噪声和谐波损耗,提高稳态性能。考虑到表贴永磁体一般需要采用护套紧固,碳纤维护套成本较高而不锈钢护套涡流损耗较大,本文再设计的船用泵自启动永磁电机将偏心磁极内置于转子表层下方,由硅钢片充当转子护套,既可获得较好的气隙磁密波形,又避免了护套涡流损耗。

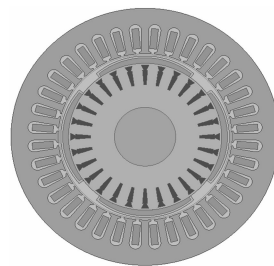


图14 调整后的自启动永磁同步电机结构

Fig.14 Structure of adjusted self-start PMSM

对启动笼下置式自启动永磁电机进行计算,其启动过程的转速、转矩分别如图15、图16所示。

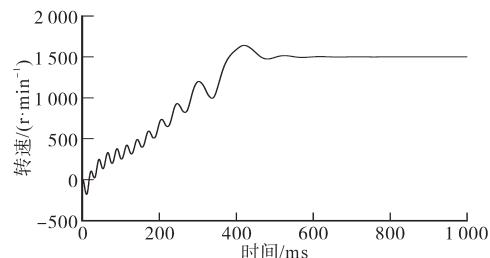


图15 启动过程转速

Fig.15 Starting process speed

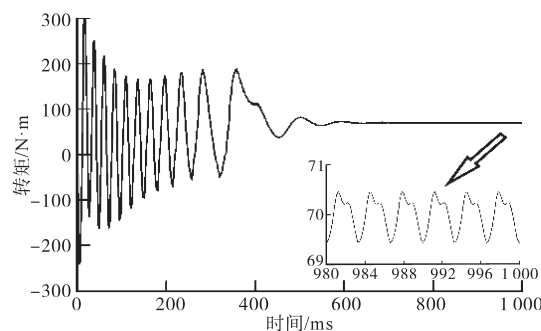


图16 启动过程转矩

Fig.16 Starting process torque

可见,其他条件不变的前提下,启动笼下置时相比启动笼上置时,自启动永磁电机达到额定转速的时间由0.13 s增加至0.4 s,但稳态转矩脉动率由13.4%下降至1.5%。究其原因,主要是空载气隙磁密波形改善使反电势和稳态电流正弦

度均得到提高,相应频谱如图17、图18所示。

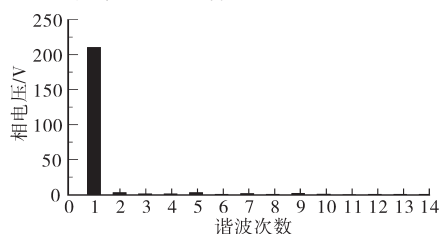


图17 空载相反电势频谱

Fig.17 No load phase back EMF spectrum

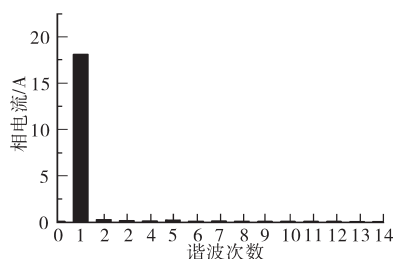


图18 稳态相电流频谱

Fig.18 Steady-state phase current spectrum

启动笼下置后的各项电磁损耗如图19所示,定子铜耗、定转子铁耗、启动笼铜耗、永磁体涡流损耗时均值分别为502.1 W,60.4 W,0.8 W,1.9 W。相比启动笼上置式结构,定转子铁耗减小33.1 W,启动笼铜耗大幅降低70.4 W,主要原因是气隙磁场时空谐波降低后,定转子铁心中的谐波铁耗相应减小,启动笼中的感应电流较小,且启动笼下置后受定子谐波磁场作用减小,效率进一步提升至93.7%。

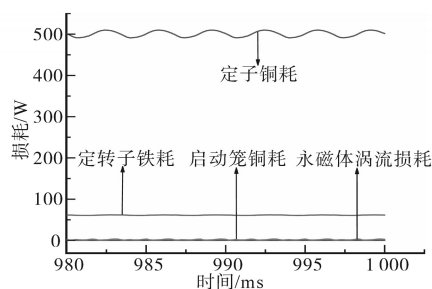


图19 稳态损耗

Fig.19 Steady-state loss

对于泵用自启动永磁电机,启动笼上置式转子结构启动性能有余而稳态性能欠佳,启动笼下置式转子结构在启动性能可接受的前提下能明显改善电机稳态转矩脉动,降低启动笼铜耗,对于对噪声性能有要求的船用泵而言,这种改善更有意义。

6 结论

本文结合船用泵电机启动性能要求低、体积

和稳态性能要求高的特点,对适用于船用泵的自启动永磁电机进行了设计与分析,实验数据验证了分析模型的有效性,得出结论如下:1)自启动永磁电机驱动水泵负载时启动能力和牵入同步能力通常是足够的。2)为减小自启动永磁电机转矩脉动,应降低气隙磁密5,7次谐波。3)启动笼上置式自启动永磁电机,稳态运行时启动笼铜耗不可忽略。4)启动笼下置式自启动永磁电机,在保证启动性能的前提下能大幅降低稳态转矩脉动和启动笼铜耗,更适合船用泵应用场合。

参考文献

- [1] 唐任远. 现代永磁电机理论与设计[M]. 北京:机械工业出版社,2016.
- [2] Miller T J E. Synchronization of line start permanent magnet AC motors[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1984, 4(7): 1822-1828.
- [3] 程明,周鹏. 永磁同步电机牵入同步性能的分析与计算[J]. 中国电机工程学报,1996,16(2):130-134,138.
- [4] 赵清. 中型高效永磁同步电动机设计关键技术研究[D]. 沈阳:沈阳工业大学,2006.
- [5] 罗应立,李志强,赵海森,等. 自启动稀土永磁电机断相运行时步有限元分析[J]. 电机与控制学报,2009,13(3):383-388.
- [6] 田蒙蒙,王秀和,杨玉波,等. 基于变极绕组的异步启动永磁同步电动机启动性能研究[J]. 中国电机工程学报,2017,37(11):3287-3297,3385.
- [7] Rabbi S F, Rahman M A, Butt S D. Modeling and operation of an interior permanent magnet motor drive for electric submersible pumps[C]// Oceans, IEEE, 2015.
- [8] Mezani S, Hamiti T, Belguerras L, et al. A fast computation of wound rotor induction machines based on coupled finite elements and circuit equations under a first space harmonic approximation[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2016, 52(3): 1-4.
- [9] 张晓锋,赖延辉,张成胜. 不同电流波形下永磁推进电机电磁转矩的时步有限元计算[J]. 海军工程大学学报,2009,21(5):6-10.
- [10] Lin D, Zhou P, Fu W N, et al. A dynamic core loss model for soft ferromagnetic and power ferrite materials in transient finite element analysis[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2004, 40(2): 1318-1321.
- [11] 黄国治,傅丰礼. 中小旋转电机设计手册[M]. 第2版. 北京:中国电力出版社,2013.
- [12] 赵跃进,李秀英,杨盛成,等. GB 18613—2012. 中小型三相异步电动机能效限定值及能效等级[S]. 北京:中国标准出版社,2012.

收稿日期:2020-01-16

修改稿日期:2020-04-04