

低速直驱永磁潜油电动机分析与设计

孟雨竹¹, 曹建平²

(1. 吉林铁道职业技术学院, 吉林 吉林 132299;

2. 中车大连电力牵引研发中心有限公司, 辽宁 大连 116046)

摘要: 简要地介绍了低速永磁潜油电动机的结构, 当定子外径与电动机长度确定时, 对定子内径与电动机铜耗之间的关系进行了分析, 得到了电动机铜耗最小时的定子内径大小, 分析了永磁体磁化方向长度与相电流大小的关系。运用以上所得关系指导电动机设计, 在电动机定子外径受限的情况下, 为了实现电动机的低速直驱性能, 选用分数槽集中绕组进行电动机设计, 并设计了一台 16 极 18 槽永磁潜油电动机。运用有限元方法对其气隙磁场、空载反电动势和电磁转矩等性能进行了计算, 以验证电动机设计的合理性。

关键词: 永磁潜油电动机; 低速直驱; 分数槽集中绕组; 电磁性能

Analysis and design of low-speed direct-drive permanent magnet submersible motor

MENG Yuzhu¹, CAO Jianping²

(1.JiLin Railway Technology College, Jinlin 132299, China; 2.CRRC Dalian R&D Co., Ltd., Dalian 116046, China)

Abstract: The structure of low-speed permanent magnet submersible motor is briefly introduced, and the relationship between stator inner diameter and copper loss is analysed when the stator outer diameter and the length of the motor are determined. The inner diameter of the stator with the minimum copper loss of the motor is obtained. The relationship between PM length and phase current is analyzed. Use the above relationship to guide the motor design. In order to realizing the motor's low-speed direct-drive performance, choose fractional slot concentrated winding for motor design, and a 16-pole 18-slot fractional slot permanent magnet submersible motor was designed. The air gap magnetic field, EMF, electromagnetic torque are calculate by finite element method to verify the rationality of the design.

Key words: permanent magnet submersible motor; low-speed direct-drive; fractional slot concentrated windings; electromagnetic performance

0 引言

我国目前采用的石油开采方式主要是机械采油^[1], 电动潜油螺杆泵与其他采油设备相比, 具有适应井液范围广、没有杆柱磨损、易于管理和高效节能等优点, 尤其适用于稠油井、含砂井、含气井、水平井和定向井的采油作业中^[2]。潜油螺

杆泵在低转速时, 泵效较高。为此多采用井下减速装置, 而减速器受到空间的限制, 磨损较为严重, 寿命较低。因此研制新型低速电动机, 尽可能降低潜油电动机的转速, 去掉减速装置, 会降低工艺技术复杂性, 延长油井泵检周期。稀土永磁电动机适用于低速潜油电动机的, 在电动机直

径较小时，异步电动机很难做成多极，并且在电动机直径较小、转速较低时，永磁电动机的效率明显高于异步电动机^[3]。

分数槽集中绕组（FSCW）永磁同步电动机的功率密度与效率较高，端部长度较短，槽满率较高，尤其在采用分块式定子时，槽满率可以更高。不仅如此，较低的齿槽转矩兼具弱磁调速能力与容错能力。这些优势使得分数槽集中绕组永磁同步电动机近些年得到了长足的发展^[4]。鉴于潜油电动机较小的直径，定子侧无法开较多的槽，使细长结构的潜油电动机难以穿线，同时会减小槽满率，使电动机的转矩密度受到限制。在电动机极数确定的情况下，选择与极数相近的槽数，电动机的绕组因数较高，电动机的转矩密度较大。并且相近的槽数与极数组合使两者具有较大的最小公倍数，有效降低齿槽转矩。极数与槽数的最大公约数应为偶数，否则电动机会产生不平衡径向磁拉力。潜油电动机的槽数与极数的选择要综合考虑以上因素。

本文分析了潜油电动机定子内径与绕组铜耗的关系，分析了永磁体磁化方向长度对电动机相电流的影响。通过选取合适的电动机参数，降低电动机铜耗，提高电动机效率。设计了一台16极、18槽表贴式永磁潜油电动机，并运用有限元方法进行计算，以验证设计的合理性。

1 潜油电动机结构简介

潜油电动机工作在油井套管中，其外径受到套管内径的限制，常规潜油电动机外径在95~188 mm之间。其长度受到的限制较少，根据电动机功率的不同，电动机长度从几米到十几米不等。潜油电动机为细长结构，为避免发生扫膛，保证电动机运行的稳定性，潜油电动机的定子与转子被分成了许多段，每段定子长度为400 mm左右，每段定子之间为隔磁段，相应的转子侧为扶正轴承。这样的设计有效地减少了电动机发生扫膛的风险。图1为潜油电动机两段之间的示意图。

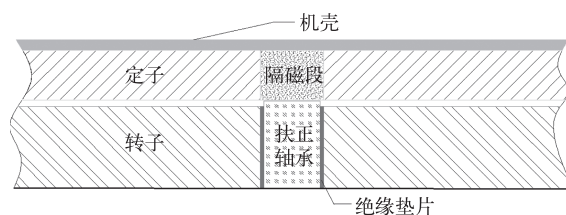


图1 潜油电动机两段之间的示意图

Fig. 1 Schematic diagram between two sections of submersible motor

2 电动机设计

本文设计的潜油电动机是电动机外径为116 mm的116系列潜油电动机。采用16极18槽的极槽配合，电动机每极每相槽数 $q=3/8$ ，其绕组分布系数 K_d 与 $q=3$ 的整数槽电动机相同^[5]，为0.960，短距系数为0.985，绕组系数 $K_{dp}=0.945$ ，由于槽数与极数相近，绕组系数与功率密度较高。相异其8极9槽的单元电动机，因单元电动机数不为1，电动机不存在不平衡径向磁拉力。单元电动机的槽电动势星形图与电动机绕组连接图分别如图2与图3所示。

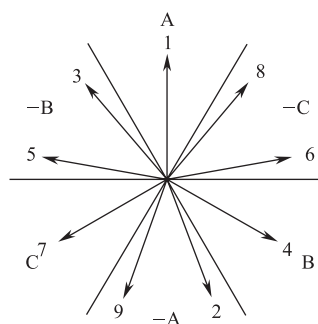


图2 槽电势星形图

Fig. 2 Star chart of cell potential

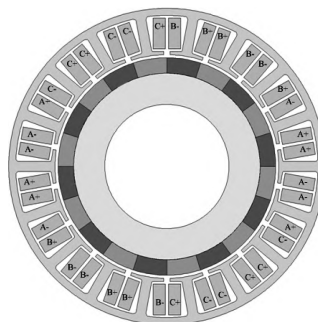


图3 电动机绕组连接图

Fig. 3 Motor winding connection diagram

2.1 定子内径的选取

在电动机外径与长度确定的情况下, 定子内径的选取直接影响电动机的性能。本文首先分析在电动机输出功率确定的情况下, 定子内径与电动机铜耗的关系, 电动机的拓扑结构图如图4所示。

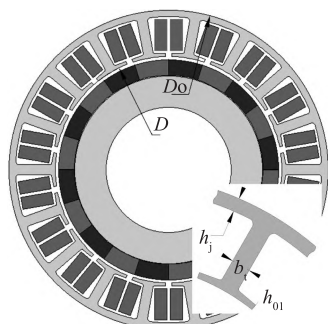


图4 电动机拓扑结构图

Fig. 4 Motor topology

电动机的主要尺寸由电磁负荷 A 、 B_δ 决定。当转子磁路结构确定后, 气隙磁密变化较小, 磁负荷变化较小, 而定子内径 D 同时影响电动机电负荷 A 与绕线线径的取值, 从而影响电动机的铜耗。电动机主要参数之间的关系式为^[6]

$$\frac{D^2 l_{ef} n}{P'} = \frac{6.1}{\alpha_p K_{Nm} K_{dp} A B_\delta} \quad (1)$$

式中, P' 为电动机的计算功率; n 为电动机转速; l_{ef} 为电动机有效长度; α_p 为计算极弧系数; K_{Nm} 为气隙磁场的波形系数; B_δ 为气隙磁密。

将以下关系

$$A = \frac{2mNI}{\pi D} \quad N = \frac{QN_c}{2ma} \quad I = aI_c \quad (2)$$

代入式(1), 可得

$$N_c I_c = \frac{6.1 \pi P'}{Q D l_{ef} n \alpha_p K_{Nm} K_{dp} A B_\delta} \quad (3)$$

式中, $N_c I_c$ 为通过每槽导体总电流的大小; Q 为定子槽数; N 为每相串联匝数; N_c 为每槽导体数; I 为相电流大小; I_c 为导体内电流大小。

设齿部磁密与轭部磁密分别为 B_t 与 B_j , 则可以得到齿部宽度与轭部高度分别为

$$\begin{cases} b_t = \frac{\pi D B_\delta}{Q k_{Fe} B_t} \\ h_j = \frac{\pi D \alpha_p B_\delta}{4 p k_{Fe} B_j} \end{cases} \quad (4)$$

式中, k_{Fe} 为硅钢片叠压系数。

在采用图4所示平行齿宽的定子结构时, 定子槽的面积为定子内径、外径间的环形面积减去齿部面积与轭部面积后所得的面积与槽数 Q 的比值, 可用下式计算得出

$$A_s = \left[\frac{\pi \left(\frac{D_o - 2h_j}{2} \right)^2 - \pi \left(\frac{D + 2h_{01}}{2} \right)^2 - Q b_i \times \left(\frac{D_o - D}{2} - h_j - h_{01} \right)}{Q} \right] \quad (5)$$

电动机总的铜耗可以表示为

$$P_{cu} = Q (N_c I_c)^2 \rho \frac{l}{A_s S_f} \quad (6)$$

式中, S_f 为槽满率, 在本文中是绕组铜线净面积与槽面积的比值; l 为计及潜油电动机隔磁段与端部后的每根导体长度。

根据式(6)运用MATLAB计算得出电动机铜耗与定子内径之间的关系如图5所示。

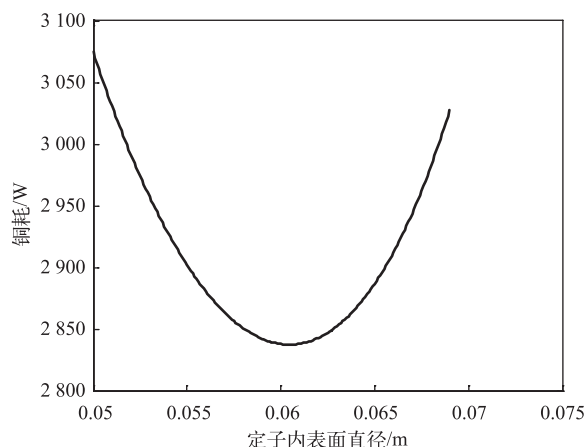


图5 铜耗与定子内径关系图

Fig. 5 Relationship between copper loss and stator inner diameter

由分析结果可知, 在定子内径较小时, 供电磁能传递的气隙面积较小, 在气隙磁密不变的情况下, 需要较高的电负荷来实现等量的电磁功率传递, 导致定子每槽通过的总电流增大, 定子铜耗也增大。当定子内径过大时, 虽然完成电磁功率传递的气隙面积增大, 但每槽通过的总电流数减小, 由于定子内径增大使得槽面积减小, 在槽满率不变的情况下, 绕组的截面积也减小, 绕组

的电阻增大,导致定子铜耗的增大。由图5分析结果可知,合理地选择定子内径,对减小定子铜耗至关重要。

2.2 每槽导体数确定

潜油电动机由潜油电缆供电,一般潜油电动机配套使用的电缆长度为500~3 500 m,受井下空间的限制与经济限制,潜油电缆线芯截面积不宜过大。在套管空间较小或者泵挂较深时,为了保证潜油电动机运行的可靠性与经济性,应使潜油电动机的电压尽量提高,尤其是在井内温度较高的情况下^[7]。所以在设计时,增大每相串联匝数,提高电动机工作电压,有利于减少电缆损耗和增加采油系统经济性。

在忽略定子电阻的情况下,隐极永磁电动机的电磁转矩为

$$T_{em} = \frac{mpE_0U}{\omega X_s} \sin \theta \quad (7)$$

由式(7)可知,在转矩角 θ 确定的情况下,电磁转矩主要受空载反电动势 E_0 和同步电抗 X_s 的影响,因为 $X_s = \omega N^2 \Lambda$, $E_0 = 4.44fN\Phi_{10}$,其中 Λ 为磁路磁导, Φ_{10} 为气隙基波磁通。随着绕组匝数的增加, E_0/X_s 会减小,电磁转矩幅值也会减小,不利于电动机起动转矩的提高,这是限制绕组匝数增加的一个因素。并且,鉴于潜油电动机细长的结构,其下线十分困难,常通过穿线的方法下线。当设计的匝数较多时,很难甚至无法完成下线。这是限制其匝数增加的另一个重要因素。

综上分析可知,电动机绕组匝数的确定,需要在综合考虑电动机输出转矩能力、功率因数的同时,尽量增大绕组匝数,提高电动机工作电压,从而减少潜油电缆的损耗。

2.3 永磁体磁化方向长度的确定

在潜油永磁电动机的转子外径很小,同时为了实现在电动机的低速直驱性能,转子设计为18极。在较小的转子内实现18极时,若采用永磁体内置式转子结构,使得转子加工困难,机械强度降低,导致较大的漏磁系数^[8],故本文采用表贴式转子结构。对于表贴式转子结构,永磁体的磁

化方向长度对电动机性能影响较大。因为潜油直驱电动机的运行速度较低,电动机的铁耗较小,所以永磁体对电动机性能的影响主要体现在对电动机功率因数的影响,较高的功率因数会减小相电流大小,从而减小铜耗。现就永磁体磁化方向长度对电动机相电流的影响进行分析。在输出额定功率的情况下,运用有限元方法计算永磁体磁化方向长度与相电流之间的关系,如图6所示。

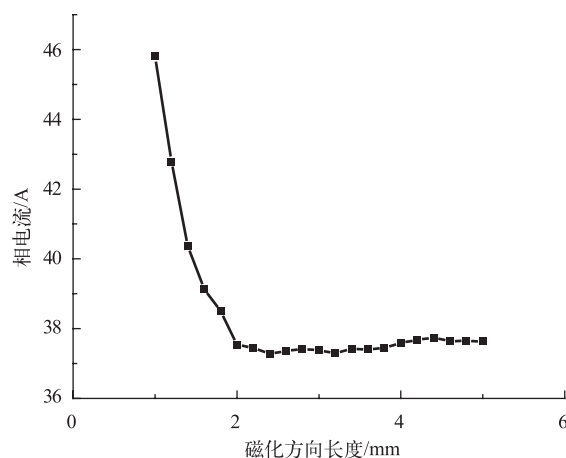


图6 永磁体磁化方向长度与相电流关系

Fig. 6 Relationship between magnetization direction length and phase current of permanent magnet

由图6的计算结果可知,在输出额定功率情况下,永磁体磁化方向长度对电动机相电流影响较大,但是当永磁体磁化方向长度达到一定数值时,由于磁路饱和的影响,永磁体磁化方向长度对电动机相电流的影响变得很小。所以在设计时,应合理地选择永磁体磁化方向长度。不合适的选择导致功率因数偏低,相电流较大,铜耗较大。不仅如此,磁化方向长度的选择还应核算其抗去磁能力以及电动机的工作环境。在工作温度较高时,应提高永磁体磁化方向长度,保证电动机的气隙磁密与抗去磁能力。

3 电磁性能计算与有限元验证

根据上文分析,设计了一台低速直驱永磁潜油电动机,样机参数见下表。

表 潜油永磁同步电动机样机参数
Table Parameters of submersible permanent magnet synchronous motor prototype

参数	数值
定子轭外表面直径 D_0/mm	102.4
定子内表面直径 D/mm	62
定子轭部高度 h_j/mm	2.7
齿部宽度 b_t/mm	4.5
气隙长度 δ/mm	0.75
定子槽数 Q	18
永磁体极对数 p	8
绕组节距 (全齿绕) y_1	1
绕组层数	2
并联支路数 a	1
线圈匝数 N	6
永磁体极弧系数 α_p	1
单节电动机铁心轴向长度 L_c/mm	400
隔磁段长度 L_g/mm	45
节数	15
电动机总长度 L/m	6.73
永磁体型号	SmCo28
硅钢片型号	DW310_35
额定转速 $n/(\text{r/min})$	375
额定电压 U_N/V	560
额定电流幅值 I/A	5
功率 P/kW	30

运用有限元分析软件Maxwell对样机进行计算,得到样机额定负载情况下的磁密分布如图7所示。气隙磁通密度分布如图8所示。空载反电动势波形图如图9所示。

电动机齿部磁密为1.5 T,轭部磁密为1.4 T。

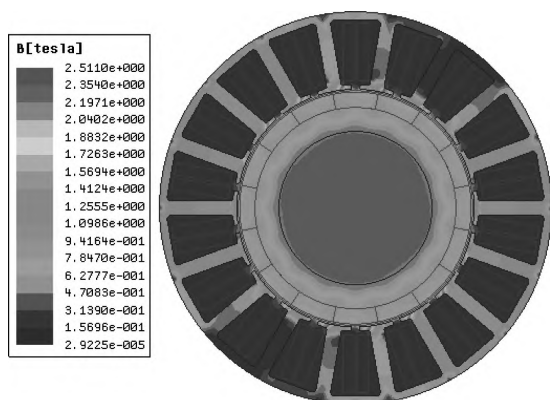


图7 额定负载下磁密分布图

Fig. 7 Magnetic density distribution under rated load

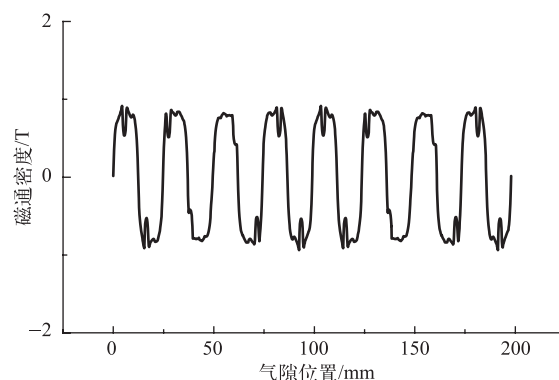


图8 气隙磁通密度分布图

Fig. 8 Air gap magnetic flux density distribution diagram

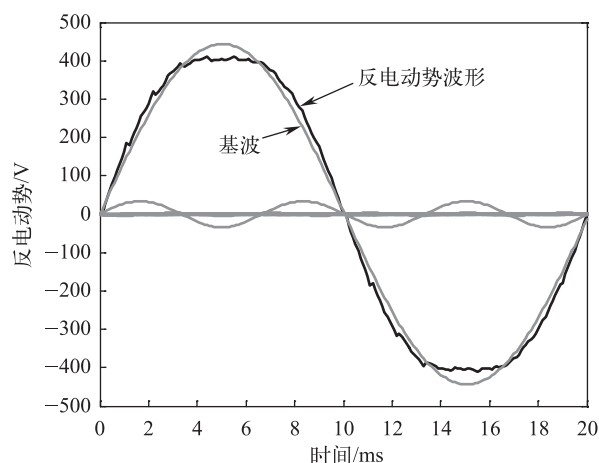


图9 空载反电动势波形图

Fig. 9 No load back EMF waveform

由图9可见,正弦度较好,进行谐波分析,结果如图10所示。从图10可以看出3次谐波含量较高,是造成反电动势波形畸变的主要因素。其他次谐波含量很低。

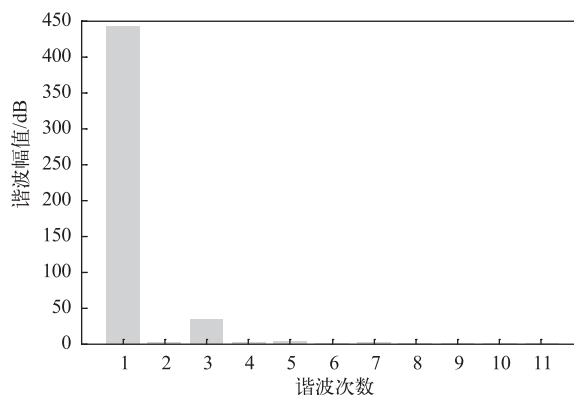


图10 空载反电动势谐波分析图

Fig. 10 Harmonic analysis diagram of no-load back EMF

潜油电动机与潜油螺杆泵工作于油井之下，工作状态受所采石油的成分、粘稠度影响，可能会造成电动机转矩突变。为验证低速永磁潜油电动机负载转矩突然变化时电动机性能的变化，本文运用有限元仿真的方法，模拟了电动机运行在额定工作状态，负载转矩突然变化为额定转矩的1.2倍时，电动机的转速变化、转矩变化以及定子相电流的变化。

图11是两种不同的转速与负载转矩关系曲线，转矩均与电动机转速相关。当电动机运行在负载曲线1时，电动机输出额定转矩与功率。当电动机稳定运行在负载曲线1时，突加曲线2所示负载，即电动机的负载转矩突然增大为额定转矩的1.2倍，此时电动机的转速曲线、转矩曲线以及定子相电流曲线分别如图12~图14所示。

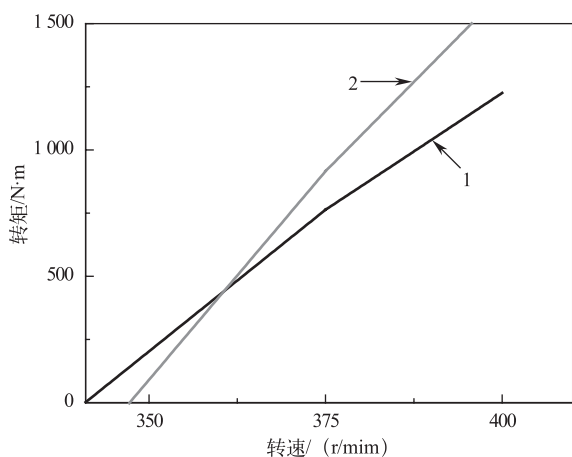


图 11 转矩与转速关系曲线

Fig. 11 Relationship curve between torque and speed

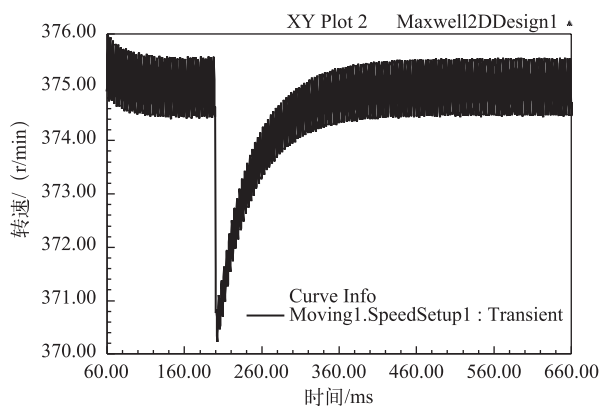


图 12 转速变化曲线

Fig. 12 Speed variation curve

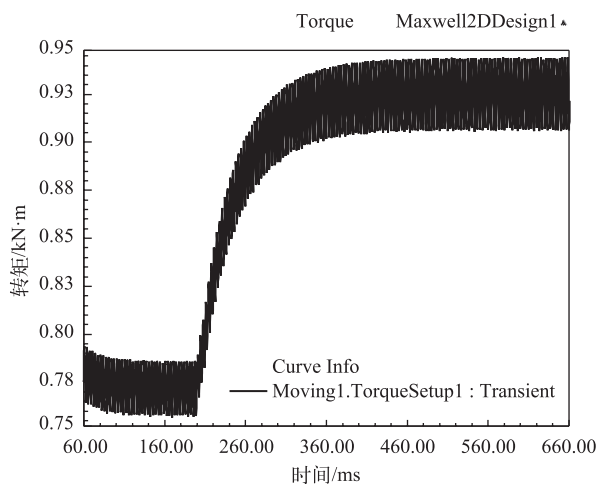


图 13 转矩变化曲线

Fig. 13 Torque variation curve

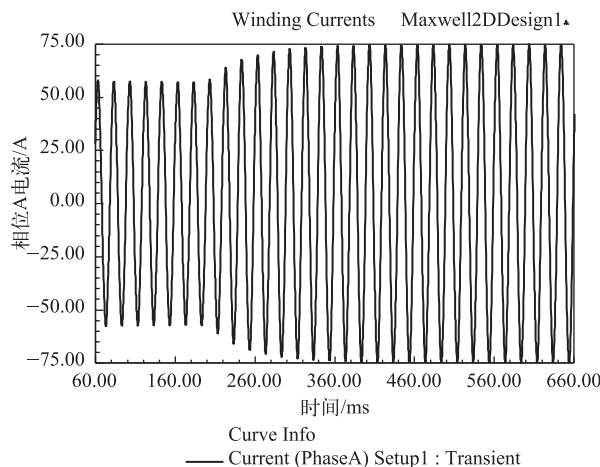


图 14 定子相电流变化曲线

Fig. 14 Stator phase current variation curve

通过上述有限元仿真结果可知，电动机在负载发生一定冲击下可稳定运行，但工作在偏离额定负载状态下电动机效率较低。当电动机稳定运行在额定输出功率状态时，电动机的效率为83.9%，电动机性能达到了电动机设计技术的要求。

图15为通过有限元计算所得的电动机稳态转矩，定义转矩脉动为转矩最大值与最小值之差与平均转矩之比，那么由仿真结果可知转矩脉动为6.32%。由于采用集中绕组后，相绕组磁动势波形为矩形波，与分布绕组的梯形波相比，谐波含量较高，相比之下，集中绕组的转矩脉动也大于分布绕组的转矩脉动。

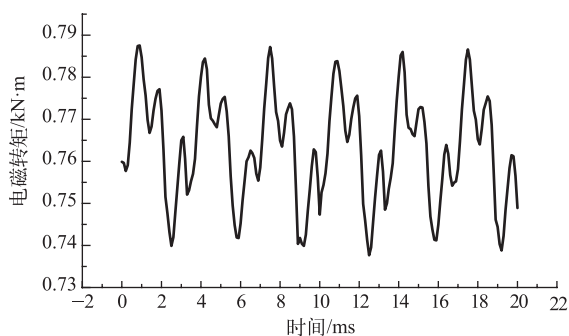


图 15 额定负载时电磁转矩图

Fig. 15 Electromagnetic torque diagram under rated load

4 结束语

本文分析了潜油电动机定子内径、永磁体磁化方向长度对定子相电流的影响, 结合实际的潜油电动机工作环境设计低速直驱永磁潜油电动机。运用有限元分析软件Maxwell对设计的潜油电动机进行了计算, 证实了设计的合理性。

参考文献

- [1] 刘庚. 石油开采技术的应用与创新[J]. 化工管理, 2014 (6): 80.
- [2] 杨献平. 电动潜油泵采油系统特点及应用[J]. 石油矿场机械, 2004, 33(3): 82-84.
- [3] THOMAS R B, ROBERT H M, TREVOR K. Induction versus permanent-magnet motors for electric

submersible pump field and laboratory comparisons[J]. IEEE Transactions on Industry Application, 2014, 50(1): 174-181.

- [4] AYMAN M, REFAIE E L. Fractional slot concentrated windings synchronous permanent magnet machines opportunities and challenges[J]. IEEE Transactions on Industry Electronics, 2010, 57(1): 107-121.
- [5] 谭建成. 永磁无刷直流电动机技术[M]. 北京: 机械工业出版社, 2011.
- [6] 陈世坤. 电动机设计[M]. 2版. 北京: 机械工业出版社, 2000.
- [7] 邵永实, 庞向东, 董振刚. 潜油电缆对潜油电动机启动性能的影响分析[J]. 电动机技术, 2008 (1): 31-34.
- [8] 唐任远, 等. 现代永磁电动机理论与设计[M]. 北京: 机械工业出版社, 1997.

作者简介

孟雨竹 (1990—), 女, 本科, 讲师, 研究方向: 车辆工程。

曹建平 (1991—), 男, 硕士, 工程师, 研究方向为: 永磁电动机设计及其控制。

(收稿日期: 2021-10-12)

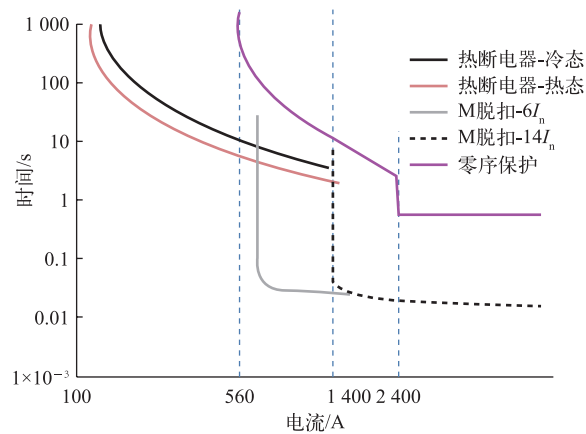


图 3 反时限加定时限保护配合曲线

Fig. 3 Inverse time limit plus definite time limit protection coordination curve

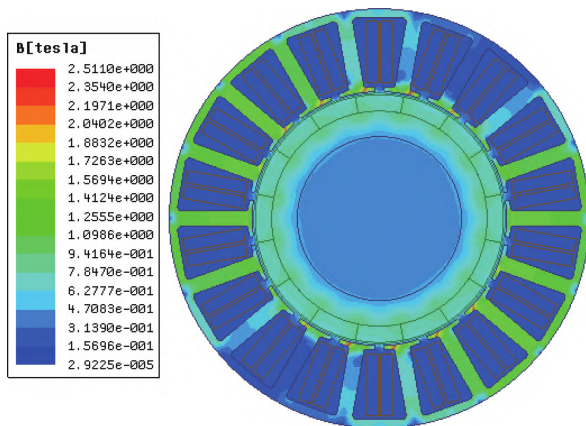


图 7 额定负载下磁密分布图

Fig. 7 Magnetic density distribution under rated load