

DOI:10.3969/j.issn.1001-4551.2017.08.004

转轴扭曲及单元组合对潜油螺杆泵直驱永磁电机转矩脉动的影响研究^{*}

张炳义, 徐志平, 冯桂宏

(沈阳工业大学 电气工程学院, 辽宁 沈阳 110870)

摘要:针对潜油螺杆泵直驱永磁电机负载运行时,其细长轴发生的扭曲变形及单元组合式结构带来的转矩脉动问题,利用有限元仿真分析,对该潜油电机负载运行时转轴扭曲角度进行了准确计算,详细分析并验证了该潜油电机转轴扭曲角度与转矩脉动之间的关系,研究了单元组合式的特殊结构对该潜油电机转矩脉动的影响,通过理论分析了其影响程度,找到了削弱单元组合式结构带来的转矩脉动的方法,并通过研制样机及样机实验,检验了此种削弱方法的有效性。研究结果表明:该潜油电机转轴扭转角度较小,对电机转矩脉动的影响很小;单元组合式的结构对该潜油电机的转矩脉动影响较大,通过改变相邻单元电机定子的相对位置可有效削弱由此带来的转矩脉动,为削弱单元组合式电机转矩脉动提供了思路。

关键词:转轴扭曲;单元组合;转矩脉动;仿真分析;样机实验

中图分类号:TH327;TM351

文献标志码:A

文章编号:1001-4551(2017)08-0835-06

Shaft torsion deformation and unit-combination on torque ripple of permanent magnet motor for direct-driven submersible screw pump

ZHANG Bing-yi, XU Zhi-ping, FENG Gui-hong

(School of Electrical Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870, China)

Abstract: Aiming at the torque ripple problem of direct-driven submersible screw pump permanent magnet motor brought by its slender shaft torsion deformation when the motor operated with load and unit-combination structure, the shaft torsion deformation angle was accurately calculated by finite element simulation, the relationship between torsion deformation angle and torque ripple was analyzed in detail and proved, the influence on torque ripple brought by unit-combination structure was studied, method which can reduce the influence was found and proved by prototype experiment. The results indicate that the torque ripple brought by shaft torsion deformation isn't obvious; the unit-combination has a great influence on the torque ripple of the submersible motor, changing the relative position of adjacent unit motor stator can reduce this influence effectively which can provide some suggestions about reducing the torque ripple of unit-combination motor.

Key words: shaft torsion deformation; unit-combination; torque ripple; simulation; prototype experiment

0 引言

本研究中的潜油螺杆泵直驱永磁电机可优化传统的抽油系统,取消抽油杆和减速器等装置。且该电机采用新型的单元组合式结构,整个电机由若干节电机

串联组合(每节电机结构参数完全一致)。受油井套管尺寸的限制及一定功率输出的要求,每节电机均为细长结构,若干节电机组合在一起形成了超细长的结构。这种结构使得系统可以很方便地根据负载的需求调节电机功率,即更改电机节数即可改变电机整体

收稿日期:2016-01-07

基金项目:国家高技术研究发展计划(“863”计划)资助项目(2012AA061303)

作者简介:张炳义(1954-),男,辽宁沈阳人,教授,博士生导师,主要从事低速大转矩电机、特种电机及其控制等方面的研究. E-mail:1392326904

@qq.com

功率。

这种创新型串联组合式结构,本身的机械结构很复杂,有些关键连接部件很脆弱,非常容易受到转矩脉动的影响。值得一提的是,该电机为潜油电机,工作环境为几百米甚至上千米的井下,若电机发生故障,其检修费用高昂且周期很长,会对正常采油作业造成极大影响^[1]。另外,潜油电机本身要求高功率密度及高效率,转矩脉动问题将影响其功率输出及效率^[2]。因此,研究该电机的转矩脉动问题意义重大。

文献[2]对螺杆泵直驱伺服系统及潜油永磁电机设计制造进行了研究,论证了螺杆泵直驱永磁电机抽油系统的可行性;文献[3]提出了针对一般永磁同步电机转矩脉动的削弱措施;文献[4]对一般永磁同步电机齿槽转矩进行了研究,并提出了相应的抑制手段;文献[5]对与本研究类似的模块化级联电机结构形式进行了研究,并分析了模块间的影响,但并未针对其转矩脉动进行深入研究并提出解决方法;文献[6]分析了此类电机转轴扭曲对电磁转矩大小的削弱原因,但并未涉及任何有关其转矩脉动方面的研究。

综上所述,目前关于超细长单元组合潜油螺杆泵直驱永磁电机转矩脉动的研究较少,特别是其转轴扭曲及单元组合结构带来的转矩脉动问题。电机转矩脉动主要由两大部分构成:齿槽转矩和纹波转矩^[7-8]。

本研究将结合所研究的潜油直驱永磁电机的结构特点,分别对这两种脉动转矩作分析研究。

1 转轴扭曲对转矩脉动的影响分析

跟普通电机相比,该电机的超细长比结构是其一大特点。受采油井口尺寸的限制,一般电机的直径为 103 mm 左右^[9-10]。而由于功率输出的需要,电机只有达到一定轴向长度上才能满足要求,一般能达到 7 m 以上。如此超细长的结构使得电机拥有了超细长的转轴,这样的转轴在带载运行时将不可避免地发生扭曲形变。针对此扭曲形变,研究其对潜油电机转矩脉动的影响是本研究的一个重点。单元组合式电机结构外观如图 1 所示。



图 1 单元组合式电机结构外观

1.1 转轴扭曲形变

由于电机本身的超细长结构,与一般电机相比,其转轴在运行过程中将发生较为明显的扭曲形变。这种扭曲形变带来的转矩脉动问题是本研究的重点。故在研究转矩脉动之前,必须对电机转轴的扭曲形变量做尽可能准确的定量分析。

本研究中的电机转轴直径为 38 mm,材料为 35 CrMo,屈服强度为 835 MPa,单节转轴长度为 634 mm,共有 9 节单元电机串联。单节电机额定转矩为 24 N·m。利用有限元分析手段,分析该电机在额定运行情况下转轴扭曲形变,具体如图 2 所示。



图 2 转轴扭转变形仿真/(°)

从图 2 可以看出,电机转轴在额定运行情况下发生了扭转变形。由于转轴和电机转子之间属于刚性连接,故这种形变会直接传递给转子,引起转子发生扭转,导致转子上的永磁体产生斜极,对电机的转矩脉动产生影响,下面就从齿槽转矩和纹波转矩两个方面来研究这种形变对电机转矩脉动的影响。

1.2 扭曲形变对齿槽转矩的影响

拿单节电机来说,转子上的永磁体由于设计的轴向长度较长,故本研究采用分段式的结构。扭曲对转子上的永磁体产生影响,使得永磁体的排列变为分段斜极式,永磁体分段斜极如图 3 所示。

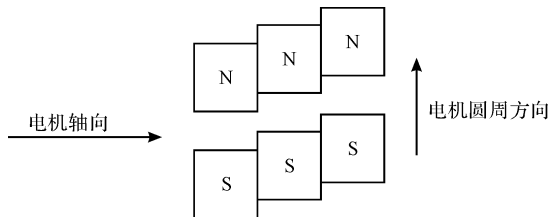


图 3 永磁体分段斜极

本研究在设计时将单节电机转子上每极永磁体分为了 10 段。齿槽转矩的解析表达式为^[11]:

$$T_{\text{cog}}(\alpha) = \frac{\pi z L_a}{4\mu_0} (R_2^2 - R_1^2) \sum_{n=1}^{\infty} n G_n B_{\frac{m}{2p}} \sin n z \alpha \quad (1)$$

式中: L_a —电枢铁心长度; R_1, R_2 —电枢外半径和定子轭内半径; n —使 $nz/2p$ 为整数的整数; α —永磁体与电枢的相对位置角。

$\theta = 0$ 位置设定在磁极中心线上,具体如图 4 所示。

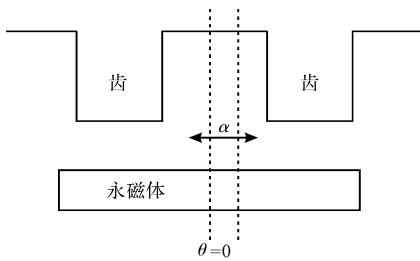


图4 永磁体与电枢的相对位置

根据式(1)可得10段永磁体产生的齿槽转矩为:

$$\begin{cases} T_{cog1}(\alpha) = \frac{\pi z L_a}{4\mu_0} (R_2^2 - R_1^2) \sum_{n=1}^{\infty} n G_n B_{r_{2p}}^{\frac{p}{2}} \sin n z \alpha \\ T_{cog2}(\alpha) = \frac{\pi z L_a}{4\mu_0} (R_2^2 - R_1^2) \sum_{n=1}^{\infty} n G_n B_{r_{2p}}^{\frac{p}{2}} \sin n z (\alpha + N_s \theta_{s1}) \\ T_{cog10}(\alpha) = \frac{\pi z L}{4\mu_0} (R_2^2 - R_1^2) \sum_{n=1}^{\infty} n G_n B_{r_{2p}}^{\frac{p}{2}} \sin n z (\alpha + 9 N_s \theta_{s1}) \end{cases} \quad (2)$$

则所产生的总齿槽转矩为上述齿槽转矩之和,即:

$$T_{cog}(\alpha) = \sum_{i=1}^{10} T_{cogi} \quad (3)$$

电机二维有限元模型如图5所示。

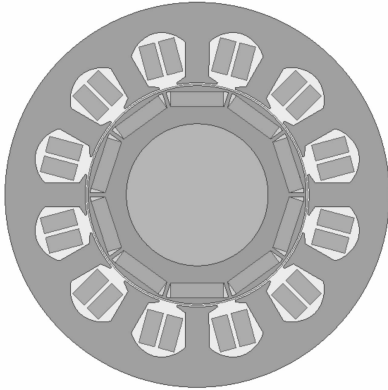


图5 电机二维有限元模型

本研究借助有限元分析手段,对不同的扭曲角度

$$e_B(t) i_B(t) = P_0 + P_2 \cos 2 \left(\omega_r t - \frac{2}{3} \pi \right) + P_4 \cos 4 \left(\omega_r t - \frac{2}{3} \pi \right) + P_6 \cos 6 \left(\omega_r t - \frac{2}{3} \pi \right) + \dots \quad (7)$$

$$e_C(t) i_C(t) = P_0 + P_2 \cos 2 \left(\omega_r t + \frac{2}{3} \pi \right) + P_4 \cos 4 \left(\omega_r t + \frac{2}{3} \pi \right) + P_6 \cos 6 \left(\omega_r t + \frac{2}{3} \pi \right) + \dots \quad (8)$$

则电磁转矩为:

$$T_{em}(t) = \frac{1}{\Omega_r} [e_A(t) i_A(t) + e_B(t) i_B(t) + e_C(t) i_C(t)] \quad (9)$$

$$\begin{bmatrix} T_0 \\ T_6 \\ T_{12} \\ T_{18} \end{bmatrix} = \frac{3}{2\Omega_r} \begin{bmatrix} E_{m1} & E_{m5} & E_{m7} & E_{m11} \\ E_{m7} - E_{m5} & E_{m11} - E_{m1} & E_{m13} + E_{m1} & E_{m17} + E_{m5} \\ E_{m13} - E_{m11} & E_{m17} - E_{m7} & E_{m19} - E_{m5} & E_{m23} - E_{m1} \\ E_{m19} - E_{m17} & E_{m23} - E_{m13} & E_{m25} - E_{m11} & E_{m29} - E_{m7} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{m1} \\ I_{m5} \\ I_{m7} \\ I_{m11} \end{bmatrix} \quad (11)$$

下永磁体分成10段后的齿槽转矩进行仿真分析^[12],得到的结果如图6所示。

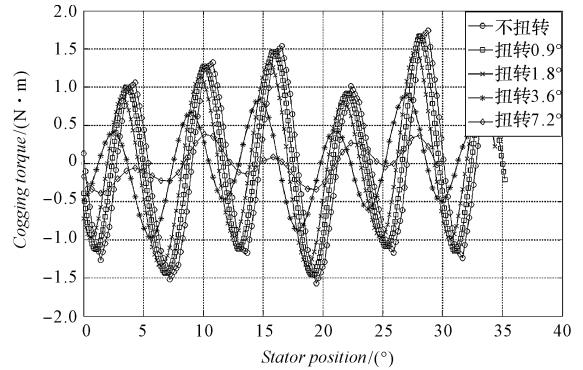


图6 齿槽转矩分布

由图6可看出,电机转子发生扭曲,转子上的永磁体排列变为分段斜极后,扭曲角度越大,单节电机的齿槽转矩幅值越小,但只当扭曲角度达到3.6°以后,这种减小趋势才开始较为明显。

1.3 扭曲形变对纹波转矩的影响

因空载反电势或电流波形畸变引起的谐波转矩称为纹波转矩^[13]。设计时电机定子绕组采用的是对称的Y形接法,因而定子相电流不含3和3的倍数次谐波^[14]。在磁场定向的情况下,可将A相电流及空载反电势写为:

$$i_A(t) = I_{m1} \sin \omega_r t + I_{m5} \sin 5 \omega_r t + I_{m7} \sin 7 \omega_r t + \dots \quad (4)$$

$$e_A(t) = e_{m1} \sin \omega_r t + e_{m5} \sin 5 \omega_r t + e_{m7} \sin 7 \omega_r t + \dots \quad (5)$$

式中: ω_r —基波角频率。

A相电磁功为:

$$e_A(t) i_A(t) = P_0 + P_2 \cos 2 \omega_r t + P_4 \cos 4 \omega_r t + P_6 \cos 6 \omega_r t + \dots \quad (6)$$

依此类推,B、C相电磁功率为:

式中: Ω_r —转子机械角速度。

将式(6~8)代入式(9)中可得:

$$T_{em}(t) = T_0 + T_6 \cos 6 \omega_r t + T_{12} \cos 12 \omega_r t + T_{18} \cos 18 \omega_r t + T_{24} \cos 24 \omega_r t + \dots \quad (10)$$

式中: m —幅值。

式(10)表明电磁转矩由平均转矩和纹波转矩组成。纹波转矩的频率为基波频率的 6 倍,幅值与基波电流和谐波电动势有关。在纹波转矩中,6 次和 12 次谐波转矩是主要的,尤其是 6 谐波转矩,如果能消除 6 次谐波转矩,纹波转矩将基本被抑制。由式(11)可看出 $(E_{m7} - E_{m5})$ 值越小,即空载反电势 7 次与 5 次谐波幅值差越小,6 次谐波转矩越小,即纹波转矩越小。

对不同扭曲角度对应的单节电机空载反电势进行仿真分析,得到的结果如图 7 所示。

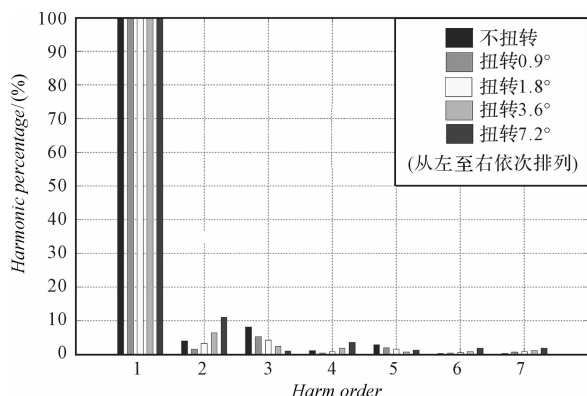


图 7 空载反电势谐波分布

由图 7 可看出,随着扭曲角度的增大,单节电机的空载反电势谐波含量呈逐渐减小趋势,且 $(E_{m7} - E_{m5})$ 值也基本呈逐渐减小的趋势。根据前面理论的分析, $(E_{m7} - E_{m5})$ 值越小,纹波转矩越小,因此可以说,在本研究中的转轴扭曲程度以内,随著扭曲角度的增加,纹波转矩呈递减趋势。

2 单元组合式结构对转矩脉动的影响分析

本研究中的潜油直驱永磁电机采用的是单元组合式的结构,各节电机首尾相连,用内外花键彼此连接,具体结构请参考图 1。这种结构带来的问题是使得彼此相连的电机之间转矩脉动相互叠加、相互影响。为方便形象地说明问题,统称这种影响为单元间的影响。

2.1 单元间齿槽转矩影响

单元电机之间的齿槽转矩是相互影响的。因为彼此之间传递扭矩靠的是花键,花键连接属于硬连接,模块间的齿槽转矩对外整体可用直接叠加来等效。本研究取相邻两个模块作为研究对象。相邻两个模块间的齿槽转矩对外可整体可表示为:

$$T_{\text{cog}} = T_{\text{cog1}} + T_{\text{cog2}} = \frac{\pi z L_a}{4 \mu_0} (R_2^2 - R_1^2)$$

$$\sum_{n=1}^{\infty} n G_n B_{\frac{az}{2p}} [\sin n z \alpha + \sin n z (\alpha + \varphi)] \quad (12)$$

式中: φ —相邻模块间对应磁极中心线错开的角度,其余各字母所代表含义请参见式(1)。

从上式可看出,改变 φ 即可改变整体齿槽转矩的大小。对不同 φ 值对应的整体齿槽转矩进行仿真分析,得到的结果如图 8 所示。

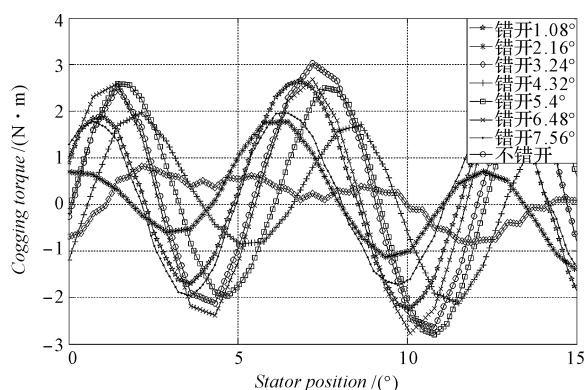


图 8 不同 φ 值对应的相邻模块合成齿槽转矩

从图 8 可看出,改变相邻两单元间对应磁极中心线相对位置可改变它们的整体齿槽转矩大小,且效果较为明显。当错开角度在 3.24° 附近时,整体齿槽转矩最小。

2.2 单元间纹波转矩影响

电机的电磁转矩由平均转矩和纹波转矩组成,关于此点 1.3 节中已经给出了理论依据,这里不再赘述。与齿槽转矩类似,本研究中的单元组合潜油电机中单元间的电磁转矩也是可以相互传递、相互影响的,其电磁转矩波动自然也会相互影响,而其波动就是受纹波转矩影响的表现。因此,研究单元间纹波转矩的影响可以通过研究单元间电磁转矩波动来实现。1.3 节中的仿真结果表明,随着转子扭转角度也即转子磁极位置的变化,纹波转矩的大小随之发生了改变。于是得出结论,可以通过改变单元间转子磁极的相对位置来研究和削弱其相互的纹波转矩影响。3.1 节已经证明当两单元间转子相对位置相差 3.24° 时,其对单元组合整体的齿槽转矩削弱作用最明显,因而本研究选择 3.24° 的位置差来研究其对单元间纹波转矩的影响。仿真结果如图 9 所示。

本研究对图 9 所示电磁转矩波动做定量分析,得到的结果如表 1 所示。

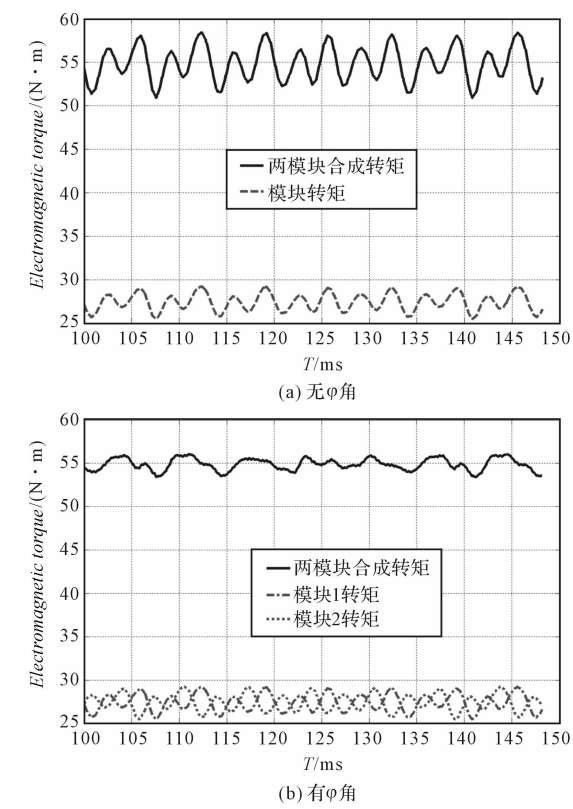


图9 $\varphi=3.24^{\circ}$ 时对单元合成电磁转矩波动影响

表1 相邻单元组合后转矩波动情况

角度 $\varphi/(^{\circ})$	最大值/ $\text{N}\cdot\text{m}$	最小值/ $\text{N}\cdot\text{m}$	转矩波动/ $(\%)$
0	58.44	51.08	6.72
3.24	55.99	53.40	2.37

从图9和表1可以看出,当相邻单元转子磁极相对位置相差 3.24° 时,其对电磁转矩波动的削弱效果非常明显,转矩波动从6.27%下降到了2.37%,即纹波转矩得到了明显的削弱。

3 样机实验

本研究中的单元组合式真分数槽集中绕组永磁电机为潜油永磁电机,样机主要性能参数如表2所示。

表2 样机主要性能参数

参数	数值	参数	数值
额定功率/kW	0.75	转轴外径/mm	38
额定转矩/ $\text{N}\cdot\text{m}$	24	气隙长度/mm	0.8
额定转速/ $(\text{r}\cdot\text{min}^{-1})$	300	定子槽数	12
定子外径/mm	103	极数	10
转子外径/mm	58.4	铁心长度/mm	460

样机实物如图10所示。

本研究利用研制出的样机,进行了以验证单元间转矩脉动影响为主要目的的实验。由于本研究第2节已经分析出由于转轴扭曲角度相当有限,其对电机转矩脉动的影响相对较小,实验将不对该点进行研究。



图10 样机实物

实验主要验证这种单元组合式结构,单元间转矩叠加后对转矩脉动的影响以及根据本研究第3节的分析,通过改变单元间转子磁极相对位置对转矩脉动的削弱效果。由于实际操作中,改变单元间转子磁极相对位置较为困难,转为改变定子相对位置,电气上等同于改变相邻单元间转子磁极相对位置。具体实验平台如图11所示。

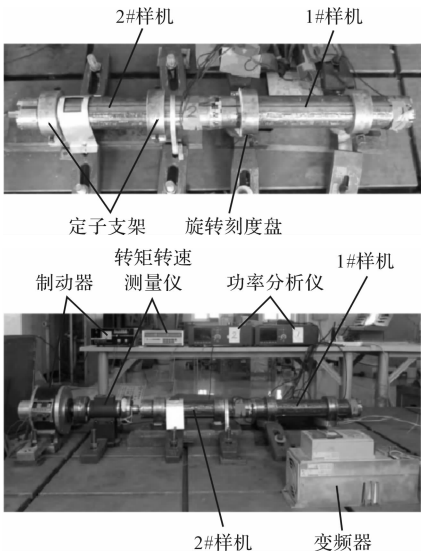


图11 实验平台

本研究通过旋转样机定子,使两样机在定子轴线上产生位置差,间接地使两样机在转子磁极对应位置上产生了位置差。旋转刻度盘以 0.5° 为步长,逐渐从0增大两样机定子轴线相对位置差。期间每个位置差都详细记录两样机总体输出的空载时齿槽转矩及额定负载时输出转矩,电机转速均为额定300 r/min,为速度控制开环运行。得到的实验结果如图12所示。

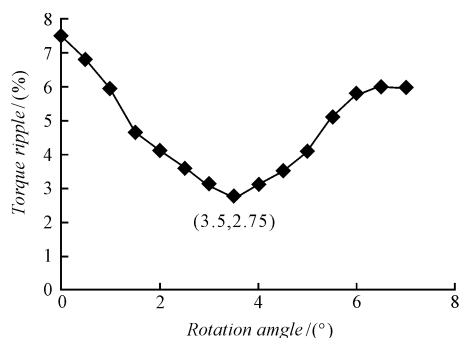


图 12 转矩波动

从图 12 可看出,当定子轴线相对位置旋转到 3.5° 时,转矩波动最小,仅为 2.75%,这与上一节理论分析的旋转 3.24° ,电磁转矩波动最小为 2.37% 非常接近,证明了理论分析的正确性以及旋转定子轴线相对位置到 3.24° 附近可减小单元组合式潜油永磁电机转矩脉动方法的可行性。

4 结束语

本研究以一台超细长单元组合式潜油螺杆泵直驱永磁电机为例,着重分析了其转轴扭曲形变以及单元组合式结构对电机转矩脉动的影响,并通过样机实验,得出以下结论:

(1) 转轴扭曲形变对潜油电机的转矩脉动有一定的削弱作用,随着扭曲角度的增加,其削弱效果愈加明显。但实际上这种扭曲形变量很小,因此其削弱作用并不明显;

(2) 单元组合式的特殊结构对潜油电机的转矩脉动影响很大,若不采取任何措施,这种影响将对电机的稳定运行形成较大危害。通过改变相邻单元电机间转子磁极相对位置,可有效削弱单元组合特殊结构对潜油电机转矩脉动的影响,当相对位置角达到 3.24° 附近时,削弱效果最为明显;

(3) 通过样机实验,验证了之前关于单元组合式结构对潜油电机转矩脉动的影响分析,并通过实验数据有效说明了之前提出的改变相邻单元间转子磁极相对位置削弱转矩脉动方法的正确性,得出实际操中可通过改变定子轴线相对位置来替代改变转子磁极相对位置,削弱效果一致的结论。

参考文献 (References):

- [1] WANG Ai-meng, ZHAO Ji-zong, WANG Yi. Optimal shape design of rotor to reduce torque ripple for IPM motor based on the principle of mutual harmonics exclusion[C]. International Conference on Electrical Machines and systems, New York: IEEE, 2012.
- [2] 郝明晖, 张 健, 郝双晖, 等. 井下直驱螺杆泵潜油伺服系统的设计[J]. 机械设计与制造, 2011(7): 221-223.
- [3] 赵纪宗. 内置式永磁同步电机转矩脉动抑制方法的研究[D]. 保定: 华北电力大学电气与电子工程学院, 2013.
- [4] LATEB R, TAKORABET N, MEIBODY T F. Effect of magnet segmentation on the cogging torque in surface-mounted permanent-magnet motors [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2006, 42(3): 442-445.
- [5] 胡文广. 模块化级联电机结构形式研究与模块间影响分析[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学机电工程学院, 2014.
- [6] 张炳义, 刘忠奇, 冯桂宏. 潜油螺杆泵直驱细长永磁电机转轴扭曲对电磁转矩影响分析[J]. 电机与控制学报, 2016, 20(2): 76-82.
- [7] 何永宁, 金 磊, 邓文川, 等. 高温热泵用螺杆压缩机电机流场的数值研究[J]. 流体机械, 2015, 43(5): 29-33.
- [8] 梁丙雪. 低速大转矩真分数槽集中绕组永磁电动机关键技术研究[D]. 沈阳: 沈阳工业大学电气工程学院, 2015.
- [9] 杨浩东, 陈阳生. 分数槽永磁同步电机电磁振动的分析与抑制[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(24): 83-89.
- [10] 贾永峰, 谷立连. 基于永磁同步电机驱动定理泵的恒压变流量控制系统[J]. 液压气动与密封, 2014(9): 42-44.
- [11] HAN S H, JAHNS T M, SOONG W L. Torque ripple reduction in interior permanent magnet synchronous machines using the principle of mutual harmonics exclusion[C]. Industry Applications Conference, 42nd IAS Annual Meeting, New York: IEEE, 2007.
- [12] WANG Ai-meng, ZHAO Ji-zong. Minimization of torque pulsation for interior permanent magnet machines by optimizing rotor topology based on the principle of virtual displacement[C]. International Conference on Electrical Machines and systems, New York: IEEE, 2012.
- [13] 王秀和. 永磁电机[M]. 中国电力出版社, 2010.
- [14] 徐永明, 孟大伟, 沙 亮. 潜油电机设计方法研究及验证[J]. 电机与控制学报, 2012, 16(7): 72-76.

[编辑: 李 辉]

本文引用格式:

张炳义, 徐志平, 冯桂宏. 转轴扭曲及单元组合对潜油螺杆泵直驱永磁电机转矩脉动的影响研究[J]. 机电工程, 2017, 34(8): 835-840.

ZHANG Bing-yi, XU Zhi-ping, FENG Gui-hong. Shaft torsion deformation and unit-combination on torque ripple of permanent magnet motor for direct-driven submersible screw pump[J]. Journal of Mechanical & Electrical Engineering, 2017, 34(8): 835-840.

《机电工程》杂志: <http://www.meem.com.cn>