

四相聚磁型无源转子横向磁通永磁电机交直轴电感及电磁转矩分析

梅庆泉, 陈志辉, 何海翔, 张昌锦

(南京航空航天大学 多电飞机电气系统重点实验室, 江苏 南京 210000)

摘要: 以一种新型四相聚磁型无源转子横向磁通永磁电机为研究对象, 基于三维有限元法, 利用 4/2 变换公式计算出不同工况下电机的交、直轴电感大小, 并深入分析其变化规律和影响因素。在此基础上, 利用得到的电感数据, 计算出不同电流控制角下的电磁转矩, 并与仿真数据相比较, 总结其变化规律。研究结果为该类电机的设计分析和控制方法提供了一定的参考依据。

关键词: 横向磁通永磁电机; 三维有限元法; 交直轴电感; 电流控制角; 转矩分析

中图分类号: TM 351 **文献标志码:** A **文章编号:** 1673-6540(2017)09-0029-05

Analysis of d - q Axis Inductance and Torque of Four-Phase Flux-Concentrating Transverse Flux Permanent Magnet Machine with Passive Rotor

MEI Qingxiao, CHEN Zhihui, HE Haixiang, ZHANG Changjin

(Center for More Electric Aircraft Power System, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210000, China)

Abstract: Based on a novel four-phase flux-concentrating transverse flux PM machine with passive rotor, taking the 3D-finite element method as a powerful tool, using the 4/2 coordinate transformation, the d - q axis inductances were calculated and analyzed detailedly. On this basis, the torques were calculated of different current angle and the calculated results were compared with the data by 3D finite element. Finally the results of variation trend of d - q axis inductance and torque were presented. The research results were helpful to the design and to the method of control of the transverse flux PM machine.

Key words: transverse flux permanent magnet machine (TFPMM); 3D-finite element; d - q axis inductance; current angle; analysis of torque

0 引言

近年来, 横向磁通永磁电机 (Transverse Flux Permanent Magnet Machine, TFPMM) 因具有电机参数设计自由度大、低速性能好、转矩密度高^[1-4]等优点而受到越来越多的关注。TFPMM 在船舶、电动汽车和风力发电等高转矩密度直接驱动的低速场合也展现出了良好的应用前景^[5-6]。许多新型的拓扑结构相继被提出, 但对于 TFPMM 的

感参数方面研究较少。TFPMM 的运行特性与电机的交直轴电感有着密切的联系。电感参数的精确估算对于校验电机设计的合理性、运行性能仿真以及基于 dq 坐标系的控制算法都具有十分重要的意义^[7-10]。电感参数的计算, 传统上使用较多的为等效磁路解析方法^[11]。但解析法需预先对定子磁轭、定子齿、气隙、转子齿和转子磁轭划分磁网络节点, 计算量大, 且未考虑磁路交叉饱和的影响, 所以无法准确计算出电感值, 只可做定性

作者简介: 梅庆泉 (1992—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力传动系统。

陈志辉 (1972—), 男, 副教授, 研究方向为航空电源系统、电机及其控制技术。

分析。被广泛应用的是以有限元分析法为代表的数值解法^[12-14]。文献[15]利用能量摄动法计算了额定负载时一台永磁屏蔽电机各绕组不同转子位置角自感和互感值,以及电机的交直流电感值。最后对样机进行实测,测量结果验证了计算的正确性。文献[16-17]以冻结磁导率的方法,首先求解电枢电流和永磁体共同激励下的磁场分布,冻结各有限单元的磁导率,分别施加直交轴电流,计算磁场储能或绕组交链的磁链得到电感,但忽略了交直轴之间的互感。

本文以一种新型四相聚磁型无源转子横向磁通永磁电机为研究对象,利用有限元软件建立 3D 仿真模型,基于有限元分析法计算了不同负载工况下电机交直流电感的大小,总结出电感参数随交直流电流的变化规律。同时,利用得到的交直流电感参数计算出不同电流控制角下电磁转矩大小,并与仿真结果比较。这些研究结果为 TFPMM 的设计分析和控制方法提供了一定的参考依据。

1 电机模型

本文所研究的四相聚磁型无源转子 TFPMM 的结构图如图 1 所示,其定子结构分别如图 1(a)、图 1(b)所示。定子部分包括定子铁心、永磁体和电枢绕组。转子部分包括转子铁心和环形导磁结构。四相横向磁通永磁电机的主要参数如表 1 所示。

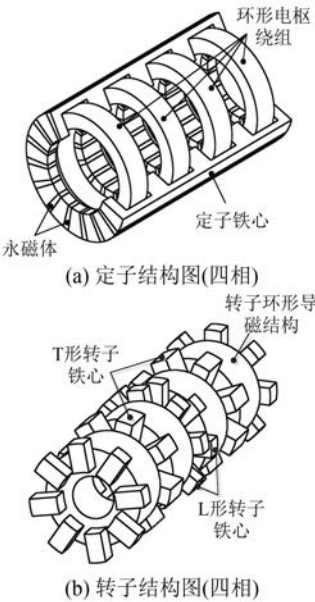


图 1 四相 TFPMM 结构图

表 1 样机参数

参数名称	参数值	参数名称	参数值
额定功率/W	100	额定电流/A	5 A
气隙长度/mm	0.4	极对数	8
定子外径/mm	70	转子外径/mm	39.2
定子内径/mm	40	转子内径/mm	12
绕组匝数/匝	102	额定转速/(r·min ⁻¹)	240

本文所研究的 TFPMM 磁场呈三维分布,磁路比较复杂,而利用三维有限元方法可直接计算电机内分布复杂的磁场,考虑到电机的对称性,建立 1/8 电机三维有限元模型,定转子的有限元剖分如图 2 所示。其中 A 相与 B 相、C 相与 D 相之间没有气隙;B 相与 C 相之间存在 2 mm 气隙。同时,A 相与 B 相、C 相与 D 相之间相差 180°电角度,即空间上错开 22.5°机械角度,C 相与 B 相之间逆时针相差 90°电角度。

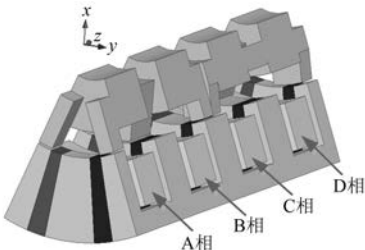


图 2 3D 有限元模型的剖分

2 四相交直流电感计算

利用有限元软件分析四相横向磁通电机的交直流电感时,需对电机的四相绕组施加四相交流电。同时,交直流电流 i_d 、 i_q 的大小影响磁路的饱和程度,从而影响到电感的大小,考虑交叉饱和后,电感值是交直流电流的函数。因此,详细分析四相电流与交直流电流之间的变换关系显得十分必要。与三相坐标变换类似,将空间矢量由 ABCD 轴先变换到静止的 $\alpha\beta$ 轴,即 4/2 变换,继而从静止两相坐标系转换到旋转正交坐标系 dq 轴系下。根据新型四相 TFPMM 结构特点,通电时,A 相与 B 相相差 180°电角度,C 相超前 A 相 90°电角度,同时与 D 相相差 180°电角度。各坐标系的相对位置和方向如图 3 所示。

由图 3 可求得 4/2 变换矩阵方程为

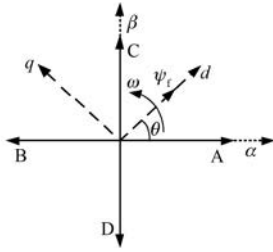


图3 坐标关系图

$$\begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} = \frac{\sqrt{2}}{2} \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_d \end{bmatrix} \quad (1)$$

再从静止两相坐标系转换到旋转正交坐标系 dq 轴系下,总的变换方程如式(2)所示。式中 θ 为电机转子直轴与 A 相绕组轴线夹角。

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \frac{\sqrt{2}}{2} \begin{bmatrix} \cos \theta & -\cos \theta & -\sin \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \sin \theta & -\cos \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_d \end{bmatrix} \quad (2)$$

有限元数值计算方法考虑了非线性、饱和等因素,计算精度高,因此被广泛应用于电机交、直轴电感参数计算中。为准确计算 TFPMM 的交直轴电感,通过 3D 有限元仿真求得不同负载工况下四相绕组的自感以及它们之间互感。根据派克变换方程,进行四相电感矩阵换算,具体换算关系为

$$L_{dq} = C \times L_{abcd} \times C^{-1} \quad (3)$$

其中:

$$C = \frac{\sqrt{2}}{2} \begin{bmatrix} \cos \theta & -\cos \theta & -\sin \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \sin \theta & -\cos \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \quad (4)$$

3 交直轴电感分析

电机的交、直轴磁路存在共磁路现象,在计算时如果单独计算交轴或者直轴电感而忽略交、直轴共磁路和交叉饱和的影响,计算结果不能真实反映电机实际工作状态。因此,在计算交直轴电感时, i_d 和 i_q 应该是同时存在的。根据四相横向

磁通电机的安全运行范围,在 Maxwell 中给样机施加不同的 d 轴和 q 轴电流,其变化范围均为 $[-11\text{A}, 11\text{A}]$ 。本文将每种情况仿真得到的四相绕组自感和互感通过坐标变换,计算得到 d 、 q 轴电感 L_d 、 L_q , 如图 4(a)、图 4(b) 所示。

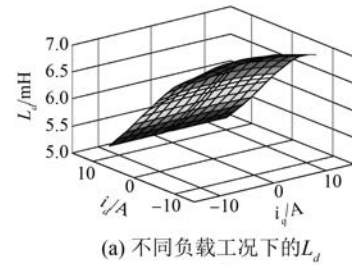
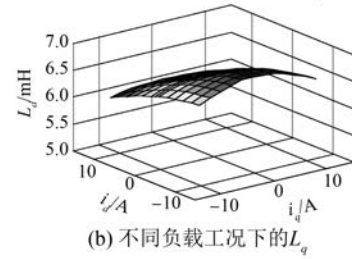
(a) 不同负载工况下的 L_d (b) 不同负载工况下的 L_q

图4 不同负载工况下的直、交轴电感图

由图 4(a) 可看出,当 i_q 不变时, L_d 随着 i_d 的减小而不断增大,但当 i_d 较大时,增大的速率明显趋于平缓;而当 i_d 不变, i_q 不断变化时, L_d 变化很小,特别是当 i_d 较大时, L_d 几乎不随 i_q 的变化而变化。

图 4(b) 为不同负载工况下 L_q 的变化情况,与 L_d 的变化情况不同,当 i_q 不变时, L_q 随着 i_d 的不同变化很小;而当 i_d 不变, i_q 不断增大时, L_q 有个先增大后减小的趋势,当 $i_q = 0$ 时, L_q 达到最大,但总的变化幅度与 L_d 相比依然较小。经过分析可得,交直轴电感随着电流的不同变化,是因为 d 轴磁路不易饱和而 q 轴磁路易饱和。

为了更为直观地观察同种情况下 L_d 、 L_q 的大小,以及不同情况下两个电感参数的变化情况,图 5 将不同负载工况下的 L_d 和 L_q 放在一起进行

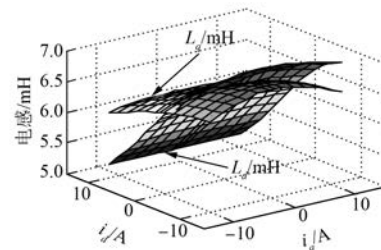


图5 不同负载工况下直、交轴电感比较图

比较。从图 5 可看出,与传统的内置式永磁电机不同,TFPMM 并没有出现 q 轴电感始终大于 d 轴电感的情况,而是当 i_d 小于零时,直轴电感 L_d 大于交轴电感 L_q ;当 i_d 大于零时, L_d 则小于 L_q 。

4 电磁转矩分析

由以上分析可得,四相 TFPMM 的 L_d 、 L_q 大小不同,因此电机的输出转矩可分为两部分:永磁体产生的永磁转矩 T_m 和转子凸极效应的磁阻转矩 T_r ,表达式为式(5):

$$\begin{cases} T_m = \sqrt{2}p\psi_f i_q \\ T_r = p(L_d - L_q)i_d i_q \end{cases} \quad (5)$$

式中: p ——电机的极对数;

ψ_f ——永磁体磁链幅值。

由式(5)可知,影响转矩的主要因素为 i_d 、 i_q 。利用有限元软件仿真分析,给电机的四相绕组施加电流激励源,改变电流控制角,讨论电磁转矩的变换情况。所施加的电流方程为

$$\begin{cases} i_a = 5\sqrt{2}\sin(\omega t + \beta) \\ i_b = 5\sqrt{2}\sin(\omega t + 180^\circ + \beta) \\ i_c = 5\sqrt{2}\sin(\omega t + 90^\circ + \beta) \\ i_d = 5\sqrt{2}\sin(\omega t + 270^\circ + \beta) \end{cases} \quad (6)$$

式中: β ——电流控制角。

根据式(2)交直轴电流与电机绕组电流的关系,得出电机在不同电流控制角下的交直轴电流。同时,利用仿真得到的四相绕组的自感和互感,通过式(3)得到交直轴电感,计算出绕组电流有效值为 5 A 时的永磁转矩 T_m 和磁阻转矩 T_r 。与仿真得到的不同电流控制角下的平均转矩相比较,结果如图 6 所示。从图 6 可以看出,仿真得到的转矩与计算得到的总转矩基本吻合,同时也证明了上述计算交直轴电感方法的正确性。

与一般内置式永磁同步电机不同,四相

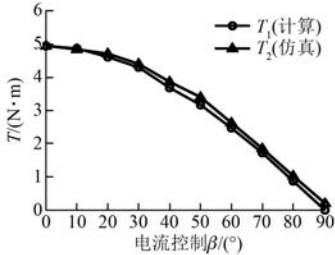


图 6 输出转矩随电流控制角的变化图

TFPMM 的交直轴电感 L_d 、 L_q 虽然不相等,但相差较小,结合式(6)可知,电机转子凸极效应产生的磁阻转矩 T_r 相较于永磁体产生的永磁转矩 T_m 很小。所以总的转矩随 q 轴电流 i_q 的增大而增大。因此在电机控制时,可采取 $i_d = 0$ 的控制策略,这样可使得电机的输出转矩达到最大。

由前文交直轴电感分析可知,四相横向磁通永磁电机当直轴电流 i_d 小于零时, L_d 大于 L_q ,而当 i_d 大于零时, L_d 则小于 L_q 。结合式(6),当 i_q 大于零,即输出正转矩时,磁阻转矩会出现负值,这就导致电机的单位电流出力减小。输出转矩的大小电流控制角的关系如表 2 所示。

表 2 电流控制角对四相 TFPMM 输出转矩的影响

电流控制角 $\beta/(^\circ)$	永磁转矩 $T_m/(\text{N}\cdot\text{m})$	磁阻转矩 $T_r/(\text{N}\cdot\text{m})$
0	4.982 0	0
10	4.853 1	-0.000 5
20	4.630 9	-0.030 3
30	4.367 8	-0.073 0
40	3.775 1	-0.108 8
50	3.267 7	-0.123 5
60	2.564 0	-0.113 1
70	1.685 5	-0.083 4
80	0.855 7	-0.000 9
90	0	0

由表 2 可看出磁阻转矩 T_r 与永磁转矩 T_m 相比较小,最大仅为永磁转矩的 5%。因此虽然会有负转矩出现,但影响并不大。图 7 为不同电流控制角下永磁转矩 T_m 和磁阻转矩 T_r 的比较。

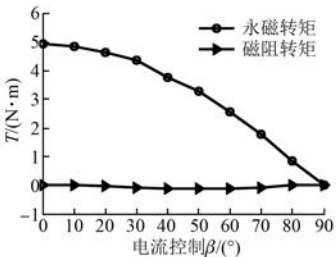


图 7 不同电流控制角下永磁转矩与磁阻转矩比较图

5 结 语

本文利用有限元仿真软件对新型四相聚磁型无源转子横向磁通永磁电机施加不同交直流电流激励,并推导出 4/2 变换公式,计算出电机在不同激励下的交直流电感 L_d 、 L_q ,分析其特性。同时,利用得到的电感参数进行电机输出转矩分析,得到以下结论:

(1) 由于 q 轴磁路易饱和, d 轴磁路不易饱和, d 、 q 轴电感受 d 轴电流影响大于 q 轴电流的影响;且随所加激励的不同, d 轴电感 L_d 的变化明显大于 q 轴电感 L_q 的变化。

(2) 当直流电流 i_d 小于零时, L_d 大于 L_q ;当直流电流 i_d 大于零时, L_d 小于 L_q 。

(3) 交轴电流 i_q 随着电流控制角不断增大时,电机输出转矩也不断增大,因此,在四相横向磁通电机的控制系统中可采取 $i_d=0$ 控制,这可使电机的输出转矩达到最大。

(4) 电机输出转矩为正时,由于交直流电感 i_d 、 i_q 的变化,使得磁阻转矩出现负值,导致电机单位电流出力减小。

【参考文献】

- [1] 李永斌,袁琼,江建中.一种新型聚磁式横向磁场永磁电机研究[J].电工技术学报,2003,18(5): 46-49.
- [2] YAN J, LIN H, HUANG Y, et al. Magnetic field analysis of a novel flux switching transverse flux permanent magnet wind generator with 3-D FEM[C] //International Conference on Power Electronics and Drive Systems, 2009: 332-335.
- [3] 李红梅,姚宏洋.定子叠片式外转子横向磁通永磁电机设计[J].电工技术学报,2014,29(51): 103-107.
- [4] 刘哲民,陈谢杰,陈丽香,等.基于 3D-FEM 的新型横向磁通永磁电机的研究[J].电工技术学报,2006,21(5): 19-23.
- [5] 贾周,林鹤云,黄允凯,等.一种新型双 C 型定子横向磁通永磁发电机[J].中国电机工程学报,2015,35(11): 2831-2837.
- [6] 陈金涛,辜承林.新型横向磁通永磁电机研究[J].中国电机工程学报,2005,25(15): 155-160.

- [7] ZHOU P, LIN D S, GEORG W. Determination of d-q axis parameters of interior permanent magnet machine [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2010, 46(8): 3125-3128.
- [8] TINE M, GORAZD S, BOJAN S, et al. Determining parameters of a line-start interior permanent magnet synchronous motor model by the differential evolution [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2008, 44(11): 4385-4388.
- [9] HASSANPOUR I A, SADEGH V-Z. Effects of magnetizing inductance on start-up and synchronization of line-start permanent-magnet synchronous motors [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2011, 47(4): 823-829.
- [10] DAMAKI A A, MOJTABA M, FARROKHZAD E N. Line-start permanent-magnet motors: significant improvements in starting torque, synchronization, and steady-state performance [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2010, 46(12): 4066-4072.
- [11] 欧阳斌,刘德志,翟小飞,等.斜槽电机中绕组电感参数的解析计算方法[J].中国电机工程学报,2011,31(15): 69-74.
- [12] 赵国新,邸建忠,韩雪岩,等.永磁同步电动机电枢反应电抗计算方法研究与测试差异分析[J].电工技术学报,2015,30(14): 504-510.
- [13] TAOS, BYEONG-WOO K, LEE J H. Determination of parameters of motor simulation module employed in advisor [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2008, 44(6): 1578-1581.
- [14] 符荣,窦满峰.电动汽车驱动用内置式永磁同步电机直交轴电感参数计算与实验研究[J].电工技术学报,2014,29(11): 30-37.
- [15] 倪有源,黄亚,赵亮.新型结构永磁屏蔽电机三维磁场分析和电感计算[J].电工技术学报,2015,30(1): 98-104.
- [16] 李和明,张健,罗应立,等.考虑交叉饱和影响的永磁同步电机稳态参数有限元分析[J].中国电机工程学报,2012,32(12): 104-110.
- [17] LEE J Y, LEE S H, LEE G H. Determination of parameters considering magnetic nonlinearity in an interior permanent magnet synchronous motor [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2006, 42(4): 1303-1306.

收稿日期: 2016-12-12