

基于 ANSYS 的新型结构 永磁直线同步电机力性能研究

江宏伟

(三一重工股份有限公司, 湖南 长沙 410100)

摘要: 直线电机因具有高速、高精和高推力体积比等优势,在数控机床、高性能 IC 封装制造等领域受到越来越多的关注,然而因其结构上的原因而存在推力波动、齿槽效应和端部效应,已成为目前直线电机研究领域的重点对象。针对直线电机在端部的不连续所导致的端部效应,建立了一种新的动子结构,避免了端部效应导致的推力波动,并以有限元方法对该模型进行了分析与比较。研究结果表明,该新型结构直线电机在力性能上具有推力波动小的优点,可为直线电机结构优化提供参考。

关键词: 永磁直线电机;有限元;端部力;推力波动

中图分类号: TM359.4; TP212.14

文献标志码: A

文章编号: 1001-4551(2012)02-0227-03

Research of thrust characteristics about new type permanent magnetic linear synchronous motor based on ANSYS

JIANG Hong-wei

(SANY Heavy Industry Co., Ltd., Changsha 410100, China)

Abstract: Because of the high speed, high precision and high volume ratio of thrust, the linear motor is concerned more and more in CNC machine & high performance IC package manufacturing field. Aiming at the slot effect, end effect, detent force of linear motor derived from the characteristics of the permanent magnetic linear synchronous motor (PMLSM) structure, a new structure of motor mover was built to weaken end effect derived from the discrete end structure, the advantage of weakening the thrust fluctuation was verified through finite element analysis (FEA). The results indicate that this new type PMLSM has the characteristic of low thrust fluctuation, and provides a new possibility in the PMLSM structural optimization field.

Key words: permanent magnetic linear synchronous motor(PMLSM); finite element analysis(FEA); end force; detent force

0 引言

永磁直线同步电机直接驱动是目前高精、高速直线运动进给技术发展的一个主要方向,直线电机直接驱动主要有以下几个特点:①无机械传动装置,设备总体结构简单,体积小;②反应速度快、灵敏度高、随动性好;③定位精度高;④无旋转运动,不受离心力的作用,速度不受限制,容易实现高速度直线运动。而直线电机来源于旋转电机,由于其初级绕组铁芯的长度的有限非闭合结构,其端部效应较为明显,另外,其铁

芯因绕组而开槽引起的齿槽效应会产生大的力的波动^[1-3],这些结构上的缺陷影响了其运行的平稳性,最终会导致其伺服控制难、控制精度低。

本研究针对直线电机在端部的不连续所导致的端部效应,采用一种新的动子结构,来避免端部效应导致的推力波动,并以有限元方法对该模型进行分析与比较,论证该结构力性能上的优点。

1 PMLSM的结构模型

本研究提出的模型为平板单边凸极永磁同步电

机,其结构如图1所示。

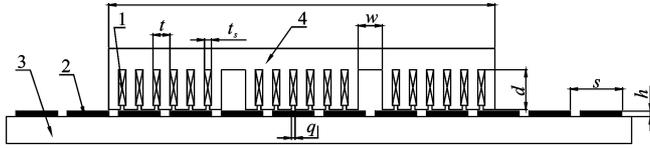


图1 PMLSM的结构模型

1—线圈;2—永磁体;3—凸铁;4—定子叠片

电机永磁体采用高性能钕铁硼材料,磁化方向为法向,其感应矫顽磁力为 $H_c=895 \text{ kA/m}$;电机为18槽单层绕组,分为3组不同绕线,每组6个线槽,三绕组轮换对称;凸铁采用软铁材料, $\mu=4\ 000 \mu_0$,电工硅钢叠片 $\mu=60\ 000 \mu_0$ 。

该模型的部分尺寸如表1所示。

表1 模型部分尺寸参数

名称	数值	名称	数值
极距 s	36 mm	槽宽 t_s	5 mm
极弧系数 k	0.806	封口宽 q	2.6 mm
永磁体高 h	4 mm	定子长度 l	271 mm
槽距 t	12 mm	气隙 g	1 mm
槽深 d	28 mm	组间距 w	17 mm

2 边端力的数学模型

边端力的产生是由于动子的有限长度,其两个端部在开放磁场中分别受到磁场力的作用,两端的受力性质条件幅值完全一样,但边端磁场分布不均匀,双端力方向相反,同时存在相位差,相位差取决于定子长度^[4],端部效应产生的结果是两端力的矢量和:

$$f_{endn} = f_{in} + f_{rn} (n=1, 2, 3) \quad (1)$$

f_i 与 f_r 之间存在的相位差取决于动子的长度,其关系为:

$$f_i(x) = -f_r(-x - \lambda) \quad (2)$$

且:

$$\lambda = k\tau - L_s \quad (3)$$

式中: L_s —动子的长度, k —整数, τ —极距, x —定子位置。

端边力的展开Fourier为^[5]:

$$f_i(x) = f_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (f_{sn} \sin \frac{2n\pi}{\tau} x + f_{cn} \cos \frac{2n\pi}{\tau} x) \quad (4)$$

$$f_r(x) = -f_0 + \sum_{n=1}^{\infty} (f_{sn} \sin \frac{2n\pi}{\tau} (x + \lambda) - f_{cn} \cos \frac{2n\pi}{\tau} (x + \lambda)) \quad (5)$$

表2 电流附加值表(上画线为电流流出)

绕组	第1组						第2组						第3组					
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
线圈	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
载荷	A	\bar{C}	B	\bar{A}	C	\bar{B}	B	\bar{A}	C	\bar{B}	A	\bar{C}	C	\bar{B}	A	\bar{C}	B	\bar{A}
电流																		

由式(2)、式(4)和式(5)可知:

$$f_{end} = f_i + f_r = \sum_{n=1}^{\infty} f_{en} \sin \frac{2n\pi}{\tau} (x + \lambda/2) \quad (6)$$

模型中三组绕组在纵向上相距均为 $10\tau/3$,整个模型的边端力则为:

$$\begin{aligned} f_{end} &= f_{end1} + f_{end2} + f_{end3} = \\ & \sum_{n=1}^{\infty} f_{en} \sin \frac{2n\pi}{\tau} (x + \frac{\lambda}{2}) + \sum_{n=1}^{\infty} f_{en} \sin \frac{2n\pi}{\tau} (x + \frac{\lambda}{2} + \frac{10}{3}\tau) + \\ & \sum_{n=1}^{\infty} f_{en} \sin \frac{2n\pi}{\tau} (x + \frac{\lambda}{2} + \frac{20}{3}\tau) = \\ & \sum_{n=1}^{\infty} f_{en} [\sin \frac{2n\pi}{\tau} (x + \frac{\lambda}{2}) + \sin \frac{2n\pi}{\tau} (x + \frac{\lambda}{2} + \frac{2\pi}{3}) + \sin \frac{2n\pi}{\tau} \\ & (x + \frac{\lambda}{2} + \frac{4\pi}{3})] = 0 \quad (7) \end{aligned}$$

由式(7)可以看出,这种三相轮换结构在理论上能够完全抵消掉端部力的作用。

3 有限元法对模型性能的验证

3.1 三组结构的磁场及力的波动分析

本研究先从原模型中分别抽取出三组,作为一个独立的直线电机来分析计算,其材料和对应的于定子位置均保持不变,从左至右分别为第1绕组、第2绕组、第3绕组。

第1绕组的计算模型图如图2所示。

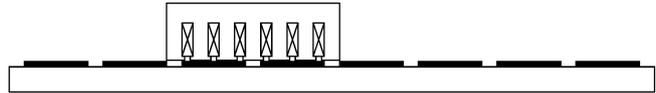


图2 第1绕组模型

对模型划分单元,本研究注意将定子同空气的接触表面网格划细,以保证对该面上的MAXSWELLD的积分更接近真实值,对边界条件近似为空气外边界的磁通平行,即 $AZ=0$,电流的加载情况如表2所示,线圈为120匝,电流为 $10/3 \text{ A}$ 三相交流电。

计算采用虚功法^[6-7],获取动子在一个周期的推力波动力^[8-9]如图3所示。从图3中可以很明显地看到波动的两个峰值,峰值相距36 mm,即极距 τ ,也就是定子端部在每次进出磁极对应的磁场空间时,都会产生非常大幅度的推力波动,可见在普通结构上,这种推力波动是普遍存在的;而且定子越短,其波动相对而言更大。对于本研究的结构,由于是取的一个线圈绕组循环节,其端部效应就更明显了,计算出的最大波动达到69.95%。

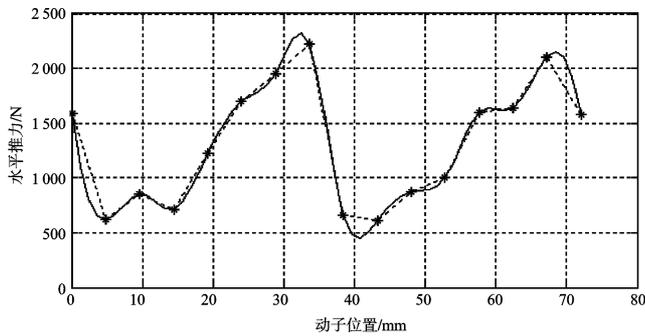


图3 第1绕组1个周期的波动

本研究分别对轮换对称的3组结构分别结算得出的波动如图4所示(其载荷电流的赋值如表2所示)。从图4中可以看出,3组动子的推力在移相后的波动,在相位上相距 120° ,3组的波动峰值错位 120° ,最大限度地抵消了由于端部效应带来的大的推力波动,3组的叠加会明显地减小这种波动。

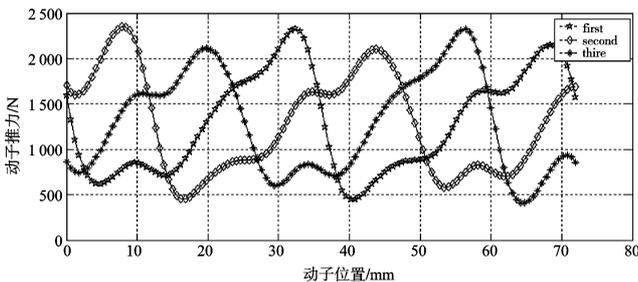


图4 3组波动移相

为了计算的准确,本研究针对模型采用了虚功法 and MAXSWELL 积分法分别计算出第3组绕组的推力波动^[10],如图5所示。从图5可以看出,采用两种方法计算出的结果基本是相同的,这也论证了所采用的计算方法的正确性。

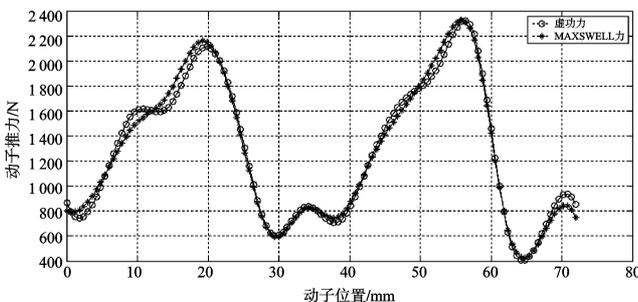


图5 虚功法和MAXSWELL张量法分别计算的结果

3.2 对轮换组合结构的分析

基于上一节的分析,接下来本研究重点对轮换组合结构(如图1所示)的性能进行分析,采用类似的方法,求解得到其磁场的分布,如图6、图7所示^[11]。

从上面的磁场可知,磁密分布成周期变化,其变化周期与磁极分布周期是一致的,这也就是导致动子进出磁极对应磁场产生大的波动的原因之一,通过三组绕组的组合结构,能尽可能地抵消这种端部效应带



图6 动子在某一位置时磁力线的分布

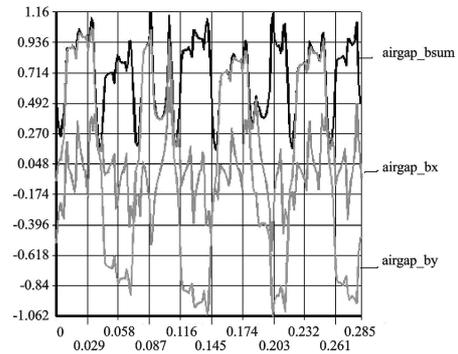


图7 动子对应下方各向磁密分布

来的波动。最终的推力波动情况如图8所示,其推力波动由原来的69.95%减小到29.98%,从根本上基本极大地消除了端部效应造成的波动力。剩余的波动也可以从图8中看出,波动频率与动子齿槽变化一致,即齿槽效应所带来的波动。

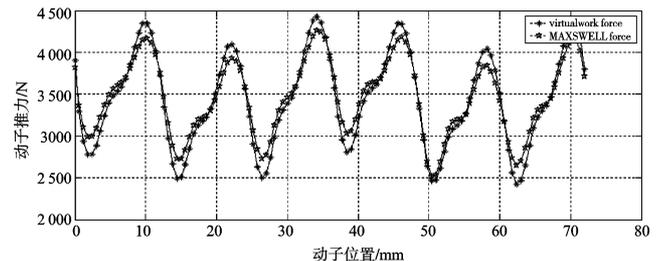


图8 总的推力波动

本研究模型电机动子纵向尺寸和电流载荷上同型号为LMBL 10A-HCO接近,该型号连续推力为 $177.9\text{ N}^{[12]}$,本研究结构同比推力为 207.36 N ,在推力体积比上也具有良好的性能。

4 结束语

本研究在原有平板型直线电机的基础上,针对结构上的缺陷,运用有限元方法对一种新的结构的性能进行了讨论和研究,该结构能够极大地减小由于动子端部存在而产生的端部效应,从力学性能上有效地改变了直线电机推力波动的缺陷,为直线电机结构上的优化提供了一种可能。

本研究仅针对端部效应对结构进行了分析,由于推力波动的产生的众多方面的原因,后续的工作有待从其他各方面进一步分析优化,以期获取各方面更优的性能。

表 1 两类接线盒的比较测试

I/A	8		11		
	t/min	30	60	30	60
温度(普通接线盒) $T/^\circ\text{C}$	120	115	112	110	
温度(铝基板接线盒) $T/^\circ\text{C}$	45	42	50	48	

注:测试过程中要求对二极管陆续加热 8 A/11 A 的电流值,并在每个电流档位上保持 1 h,然后记录该点的管壳温度。

测试结果表明:采用铝基板的模块化接线盒温度明显低于传统接线盒的温度。

4 结束语

太阳能光伏发电组件接线盒是太阳能电池的主要配件之一,它将直接影响光伏组件的性能。目前市场上的接线盒仅局限于 220 W 以下的小功率配套范围,模块化接线盒的设计定位于配套高功率组件,将很好地解决 220 W 以上的太阳能电池组件的开发和生产。随着太阳能光伏行业的不断发展壮大,需求高功率组件的生产企业必将第一时间内选用该模块化接线盒。

参考文献(References):

- [1] GREEN M A. Solar Cells Operating Principles, Technology and System Applications [M]. Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall, 1982.
- [2] 黄亚平. 太阳能光伏发电研究现状与发展前景探讨[J]. 广东白云学院学报, 2007, 14(2): 75-78.
- [3] 王长贵, 王斯成. 太阳能光伏发电实用技术[M]. 2 版. 北京: 化学工业出版社, 2005.
- [4] HREN R. A Solar Buyer's Guide for the Home and Office [M]. CHELSEA GREEN Publish CO., 2010.
- [5] 杨金焕, 于化丛, 葛亮. 太阳能光伏发电应用技术[M]. 北京: 电子工业出版社, 2009.
- [6] 李大勇, 陈如亮, 崔岩, 等. 基于 Pspice 的光伏组件热斑现象仿真[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2006, 38(11): 88-90.
- [7] MARKVART T, CASTANER L. 太阳能电池: 材料、制备工艺及检测[M]. 北京: 机械工业出版社, 2009.

[编辑: 张翔]

(上接第 229 页)

参考文献(References):

- [1] HOR P J, ZHU Z Q, HOWE D, et al. Minimization of cogging force in a linear permanent magnet motor[J]. **IEEE Transactions on Magnetics**, 1998, 34(5): 3544-3547.
- [2] JANG S M, CHOI J Y, CHO H W. Thrust analysis and measurements of tubular linear actuator with cylindrical halbach array[J]. **IEEE Transactions on Magnetics**, 2005, 41(5): 2028-2031.
- [3] INOUE M, SATO K. An approach to a suitable stator length for minimizing the detent force of permanent magnet linear synchronous motors[J]. **IEEE Transactions on Magnetics**, 2000, 36(4): 1890-1893.
- [4] 李庆雷, 王先逵. 永磁同步直线电机推力波动分析及改善措施[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 2000, 40(5): 33-36.
- [5] 徐月同, 付建中, 陈子辰. 永磁直线同步电机推力波动优化及实验研究[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(12): 122-126.
- [6] 龚曙光, 谢桂兰. ANSYS 操作命令与参数化编程[M]. 北京: 机械工业出版社, 2004.
- [7] 孙明礼, 胡仁喜, 崔海蓉. ANSYS 10.0 电磁学有限元分析实例指导教程[M]. 北京: 机械工业出版社, 2006.
- [8] CHEN Y M, FAN S Y, LU W S. Performance Analysis of Linear Permanent Magnet Motors for Optimal Design Considerations[C] // Applied Power Electronics Conference and Exposition, 2004. APEC'04, Nineteenth Annual TEEE, 2004: 1584-1589.
- [9] KWON B I, WOO K I, KIM D J, et al. Finite element analysis for dynamic characteristics of an inverter-fed PMLSM by a new moving mesh technique [J]. **IEEE Transactions on Magnetics**, 2000, 36(4): 1574-1576.
- [10] 李庆雷, 王先逵, 吴丹, 等. 永磁直线同步电机推力及垂直力的有限元计算[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 2000, 40(5): 20-23.
- [11] 颜建军, 刘哲纬. 单相电动机的无线遥控调速控制器[J]. 轻工机械, 2010, 28(5): 69-72.
- [12] 叶云岳. 直线电机技术手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 2003.

[编辑: 张翔]