

文章编号: 1001- 2486(2010) 04- 0126- 05

# 一种消除直线永磁无刷直流电机边端效应对换相时机影响的方法\*

赵宏涛, 吴 峻

(国防科技大学 机电工程与自动化学院, 湖南 长沙 410073)

**摘要:** 电磁弹射用直线永磁无刷直流电机的永磁体动子具有开断结构, 使动子边端的磁场分布发生变形。当采用霍尔元件检测磁场实现换相时, 这种边端效应就会影响换相时机。分析了这类电机的换相机理和动子开断结构对换相时机的影响, 指出这类边端效应受极弧系数影响显著, 并提出了利用不对称滞环比较器或简易单限比较器对霍尔输出信号进行处理从而消除这类边端效应影响的方法, 实验验证了简易单限比较器方案的可行性。

**关键词:** 直线永磁无刷直流电机; 边端效应; 换相时机; 极弧系数; 不对称滞环; 单限比较器

中图分类号: TM351 文献标识码: A

## A Method to Eliminate the Influence on Phase Change Points Caused by the End Effect of the Linear PM BLDC Motor

ZHAO Hong-tao, WU Jun

(College of Mechatronics Engineering and Automation, National Univ. of Defense Technology, Changsha 410073, China)

**Abstract:** The linear PM BLDC motor (LPMBLDCM) used in an electromagnetic launcher has a short broken permanent magnet (PM) mover whose end magnetic field is deformed. When hall cells are used in detecting magnetic induction and helping realize phase change, the phase change points (PCPs) will be shifted by this type of end effect. The phase change principle of the LPMBLDCM was analyzed and how the short broken PM mover shifts the PCPs was presented. It was concluded that this type of end effect is mainly affected by the pole-arc factor of the PM poles. An asymmetric hysteresis comparator, as well as a common single threshold comparator, was used to reshape the output of hall cells to eliminate the influence caused by the end effect. Experiment results of a prototype motor prove that the common single threshold comparator method is feasible.

**Key words:** linear PM BLDC motor (LPMBLDCM); end effect; phase change points (PCPs); pole-arc factor; asymmetric hysteresis; single threshold comparator

电磁飞机弹射系统(EMALS)可以在短距离内用电磁推力使飞机达到或接近起飞速度,其关键技术之一就是大推力直线电机技术<sup>[1]</sup>。文献[2]介绍了一种可用于EMALS的大推力双边型动磁式直线永磁无刷直流电机(LPMBLDCM),该电机结构简单、适合长行程制造、出力大。然而,和其他类型的直线电机一样,由于动子是开断的有限长结构,需要考虑其边端效应。

直线感应电机的边端效应十分明显,不仅有纵向边端效应和横向边端效应之分,纵向边端效应还有静态与动态之分<sup>[3]</sup>。和直线感应电机第二类纵向静态端部效应产生原因<sup>[3]</sup>相似,直线永磁电机(包括同步和直流无刷两类)由于受有限长动子边缘磁通的影响,也会出现磁通变形、反电势变形、相间不平衡和边端力等边端效应<sup>[4]</sup>,其中边端力的产生机理与消除措施被广泛研究<sup>[4-11]</sup>。文献[5-6]研究了优化动子长度减小边端力的问题,文献[7-8]研究了增加辅助绕组或辅助极减小边端力的问题,文献[9]试图用控制的方法减小边端力,文献[10-11]则直接针对文献[2]所述电机的边端力与齿槽力进行了动子尺寸优化和前馈控制补偿。相比边端力,如果永磁直线电机未发生磁饱和,反电势变形与相间不平衡现象不明显<sup>[4,12]</sup>。但是,有限长动子导致的磁通变形却是必然存在的,它是导致边端力、反电势变形和相间

\* 收稿日期:2010-03-10

基金项目:“十一五”科技支撑计划资助项目(11504XF005)

作者简介:赵宏涛(1980-),男,博士生。

不平衡的一个重要因素。

和旋转永磁无刷直流电机一样, 为了使电机始终前进且出力效率最大, LPMBLDCM 需要霍尔元件检测磁场确定电枢电流正确的换相时机。动磁式 LPMBLDCM 的主磁场是永磁体产生的, 而转子永磁体是有限长的开断结构, 其边端磁通将发生变形。在边端磁通作用下, 霍尔元件通过检测磁通密度确定的换相时机就会发生偏移, 影响 LPMBLDCM 的控制, 降低出力效率。

## 1 电机模型与换相机理

双边型动磁式短距集中绕组 LPMBLDCM 模型如图 1 所示, 模型的相关参数列于表 1 中。图 1 中的磁通密度观测点位于定子槽中间靠近气隙处, 具有任意性, 即可以选择其他定子槽的相应位置作为观测点, 观测值是磁密的  $y$  向分量  $B_y$  值。

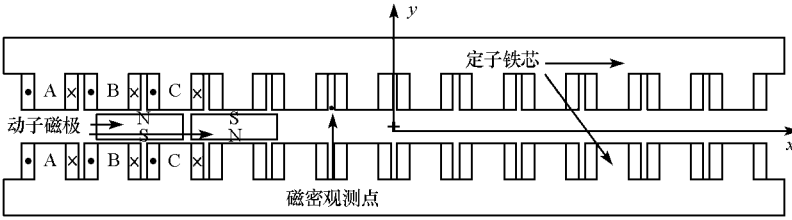


图 1 直线电机模型  
Fig. 1 Model for the LPMBLDCM

表 1 直线电机模型参数

Tab. 1 Model parameters for the LPMBLDCM

动子 尺寸	极距 60mm	极宽 5.5mm	极厚 10mm	定子 尺寸	齿距 40mm	齿宽 20mm	齿高 20mm	整体 尺寸	气隙 4mm	深度 0.5m
----------	------------	-------------	------------	----------	------------	------------	------------	----------	-----------	------------

假设永磁体动子有无穷多对极, 随着动子从左至右运动, 磁密观测点的  $B_y$  值将如图 2 中曲线 1 所示变化。图 2 中其他三条曲线是通过有限元仿真得到的电机的三相反电势 BEMF 波形, 三相反电势的邻近两交点之间相距  $60^\circ$  电角度且奇对称, 因而就是传统旋转无刷直流电机所指的换相点。从图 2 可以看出, 电机的理论换相点与  $B_y$  的过零点重合, 因而可以在磁密观测点安装霍尔元件检测  $B_y$  实现换相, 这就是此类 LPMBLDCM 的换相原理。

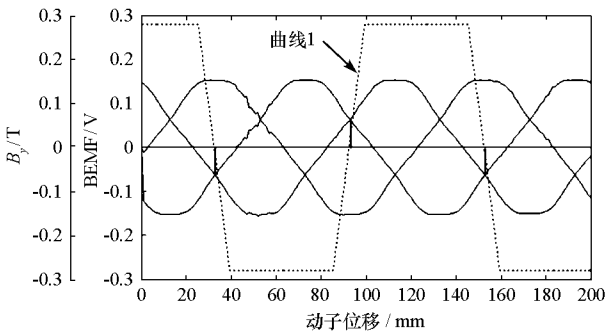


图 2 换相原理示意图

Fig. 2 Sketch map for the phase change principle

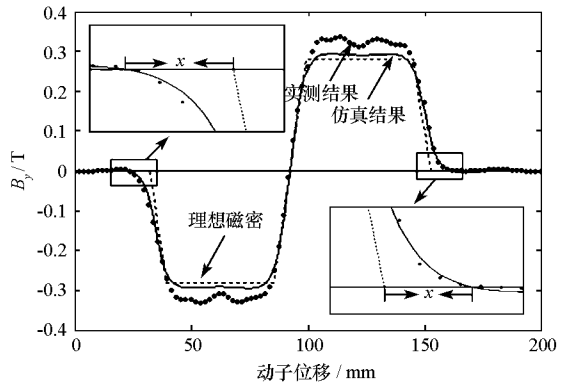


图 3 动子开断结构对  $B_y$  的影响

Fig. 3 Short broken mover's effect on  $B_y$

## 2 动子开断结构对被观测点磁密的影响

事实上, 动子永磁体只有如图 1 所示的一对极, 是开断结构。对于图 1 所示模型, 通过有限元仿真可得磁密观测点的  $B_y$  在动子从左至右运动 200mm 过程中的变化情况, 如图 3 所示。图中同时列出了  $B_y$  在一台样机上的真实测量值和图 2 中所示的理想值。从图 3 可以看出, 动子的开断结构将  $B_y$  向前

向后“拖”长了。这样的直接后果就是边缘两个  $B_y$  过零点相对理论换相点发生了错位, 若仍然利用这两点实施换相, 将导致换相点超前或者滞后, 降低电机出力效率。在电机具有理想梯形波反电势、恒定电流供电的条件下, 不论超前还是滞后换相, 经过简单的推导可知, 超前(滞后)距离  $x$  与推力下降值  $\Delta F$  之间的关系可以表示为(1)式, 式中  $\tau$  是极距,  $F$  是正常换相时的推力值。可见推力会随  $x$  下降。

$$\Delta F = (3x / \tau) F \tag{1}$$

通过数值计算可知, 这种“拖”现象与速度几乎无关, 这是因为永磁电机的主磁场由永磁体产生, 电枢采用硅钢叠片铁芯, 磁场受速度影响很小。因此, 可以认为这一种静态的边端效应, 主要由电机结构决定, 以下分析电机各结构参数对其影响。

由仿真知, 永磁体厚度、气隙长度会影响磁密观测点处  $B_y$  的幅值, 但  $B_y$  过零点几乎不受影响。齿宽对  $B_y$  过零点略有影响, 但齿宽变化 1mm 对应的过零点偏移在 40 $\mu$ m 以内, 所以也可以不予考虑。

主要的影响来自于磁极宽度  $w$  与极距  $\tau$  之比, 即极弧系数  $\alpha$  的变化, 解释如下: 一方面, 由图 3 并结合图 1 模型可以看出, 本文所提的这类边端效应主要是由于动子边端未到达(或已离开)磁密观测点时,  $B_y$  提前(或滞后)发生正负翻转而造成的, 用  $x_p$  表示这个提前(或滞后)距离(约为 11mm)。另一方面, 相邻两磁极接缝的中点到达磁密观测点时, 是自然换相点, 即不仅与理论换相点相符, 而且  $B_y$  必然发生正负翻转。但这一点也是超前(或滞后)相邻磁极边端的, 用  $x_q$  表示接缝中点距两磁极边端的距离。  $x_p$  与  $x_q$  形象地示于图 4 中。

显然,  $x_q$  是  $\alpha$  的函数:

$$x_q = (1 - \alpha) \tau / 2 \tag{2}$$

随着  $\alpha$  的变化,  $x_q$  发生变化,  $x_q$  与  $x_p$  间的关系决定了这类边端效应的程度, 如图 5 仿真结果所示。

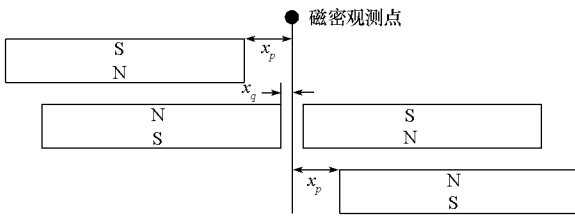


图 4  $B_y$  过零的三种情形  
Fig. 4 Three cases when  $B_y$  crosses zero

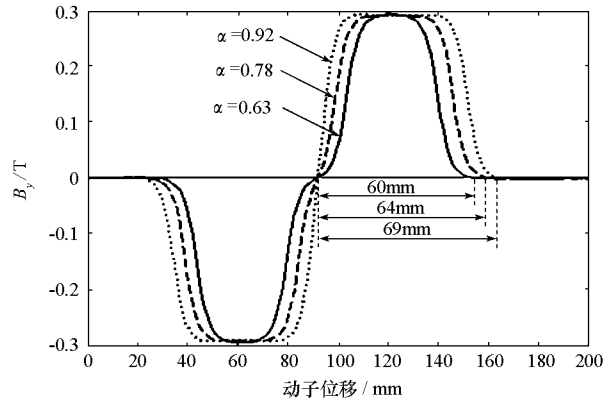


图 5 所研究边端效应与极弧系数  $\alpha$  之间的关系  
Fig. 5 Relation between the presented end effect and the pole arc factor  $\alpha$

由图 5 可知,  $\alpha$  降为 0.63 时, 边缘两个  $B_y$  过零点与自然换相点间的距离恢复理想值  $\tau$ , 本文所提边端效应消失。此时,  $x_q = x_p \approx 11$ mm, 即任意换相点超前(或滞后)任意磁极边端的距离相等。

然而实际中, 这类边端效应不能用缩小极弧系数的方式加以消除。这是因为极弧系数  $\alpha$  严重影响电枢反电势的平顶宽度和电机最终出力大小, 不可能将其选得太小, 必须在沿用原极弧系数(0.92)的前提下寻找新的办法消除此类边端效应。

应该指出, 绝对地加长磁极宽度, 也可以缓解磁通变形<sup>[13]</sup>, 从而缓解这类边端效应。但是, 加长磁极宽度使动子质量增加, 不利于达到电磁弹射器动子质量尽可能小的要求, 也会带来制造上的麻烦, 因而不可取。

### 3 通过霍尔元件信号整形消除边端效应

实际应用中,  $B_y$  通过安装于磁密观测点处感应面与电机齿面平行的线性霍尔元件来检测, 每槽一个, 但只装一边。要得到  $B_y$  过零点, 需要用比较器对霍尔元件的输出进行整形, 可用的比较器有滞环比较器和单限比较器。在比较器整形时通过门限设计, 可以有效消除上述边端效应的影响。

#### 3.1 不对称滞环比较器方法

电磁弹射用直线电机要通过很大的电枢电流(kA级), 强电流产生的磁场(实验测定霍尔安装点可达0.03T)会使霍尔元件输出参杂干扰信号, 所以通常选用滞环比较器处理线性霍尔的输出信号。

锁定型霍尔是常用的线性霍尔芯片+滞环比较器结构, 其动作值  $B_{\varphi}$  与返回值  $B_{r\varphi}$  的绝对值相等。若将这种结构作用于图3所示仿真或实测  $B_y$  值, 则受边端效应影响, 比较器提供的两个换相点间隔将不是期望的  $180^\circ$  电角度, 这将影响正常换相。为此, 提出一种  $|B_{\varphi}| \neq |B_{r\varphi}|$  的滞环结构, 将其作用于图3所示仿真  $B_y$  值, 效果如图6所示。

图6中,  $B_{\varphi} = 0.03\text{T}$ , 用以消除强电流磁场的干扰;  $B_{r\varphi} = -0.095\text{T}$ , 用来克服边端效应影响的不对称滞环返回值点。可以看出, 通过  $|B_{\varphi}| < |B_{r\varphi}|$  的门限设计, 比较器提供的两个换相点间隔调整为  $180^\circ$  电角度。而且, 由于换相点2是自然换相点, 可知换相点1也是正确的换相点。

至于  $B_{\varphi}$  与  $B_{r\varphi}$  的确定, 可以根据所要避开的干扰磁场先确定  $B_{\varphi}$ , 然后在图3所示的实测结果中将横坐标前推一个极距, 对应的磁密值就是  $B_{r\varphi}$ 。

值得注意的是, 图6中滞环采用的是N极对应低电平, S极对应高电平的模式, 这是由S极先被感应所决定的; 若采用相反的模式, 则滞环无法提供两个边沿, 从而不能提供充足的换相信息。若N极先被感应, 则相反的模式是合适的。事实上, 与旋转电机中三个霍尔元件连续工作不同, 直线永磁无刷直流电机中每个霍尔元件必须且只需提供两个相距  $180^\circ$  电角度的换相点, 这样一个电周期下覆盖的三个霍尔正好总能提供六个换相信号。

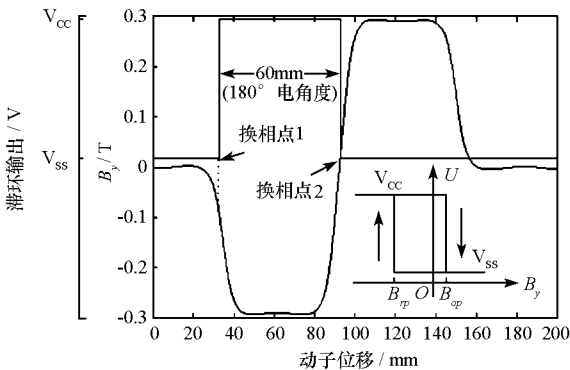


图6 不对称滞环及其效果

Fig. 6 Asymmetric hysteresis and its effect

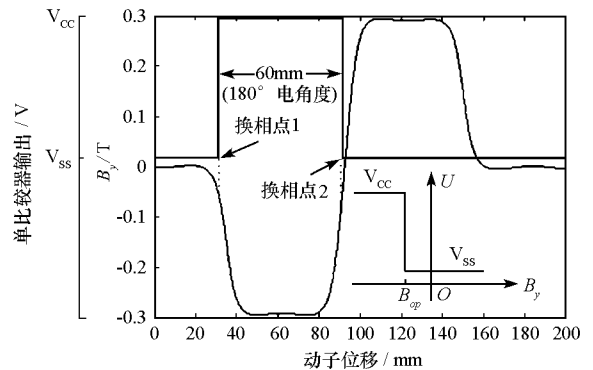


图7 单比较器及其效果

Fig. 7 Single threshold comparator and its effect

#### 3.2 单限比较器方法

通常单限比较器不用来处理有干扰的信号, 但在处理本文所述的边端效应时, 单限比较器却方便实用, 如图7所示。图中,  $B_{\varphi}$  设计为  $-0.055\text{T}$ 。采用这个单门限, 既可以用来消除强电流磁场的干扰, 也可以用来消除边端效应的影响。可以看出, 单比较器提供的两个换相点间隔仍为  $180^\circ$  电角度, 只是比  $B_y$  严格过零点提前了  $3.3^\circ$  电角度, 影响不大。

这里  $B_{\varphi}$  的确定, 也是在已有图3所示实测结果的基础上才能完成。方法是寻找S极控制区“井口”宽为一个极距的两点, 两点的  $B_y$  显然相等, 它就是单比较器的  $B_{\varphi}$  值。

## 4 实验验证

将图 7 所示单比较器霍尔元件作用于样机上,测得某个霍尔元件经比较器处理后的输出信号如图 8 所示,图中仍然列出了实测的磁密值进行对比。可以看到,霍尔输出可以提供两个间距 60mm 的边沿用以换相,并且与理论换相点差别很小。电机运行实验表明,单比较器的  $B_{\phi}$  取 0 时,电机无法正常工作;同样的供电条件,  $B_{\phi}$  分别取表 2 中各值时,导致电机出力不同,因而动子未速  $V_m$  并不相同。表 2 说明,通过单比较器门限的调整,前述边端效应可以消除,电机出力效率得到了提高。

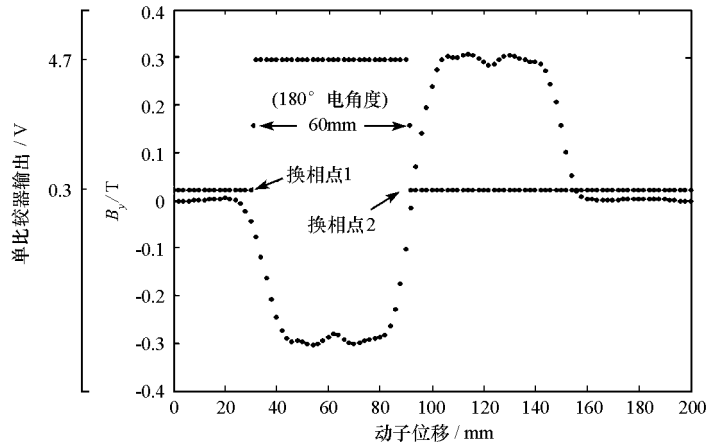


图 8 单比较器提供的换相点

Fig. 8 Phase change points provided by the single threshold comparator

表 2 不同门限值  $B_{\phi}$  时末速度的对比

Tab. 2 End velocities corresponding to different  $B_{\phi}$  values

$B_{\phi}$ (T)	- 0.03	- 0.055	- 0.08	- 0.1
$V_m$ (m/s)	9.3	10	9.4	8.9

## 5 结论

本文在分析 LPMBLDCM 换相原理的基础上,指出了一种由永磁体动子开断结构而引入的纵向静态边端效应。这一效应主要表现为边端磁通对电枢电流正确换相点的影响,而极弧系数是其主要制约因素。为了消除这类边端效应的影响而又不改变电机自身结构,提出利用不对称滞环比较器和实用单限比较器两种方法对霍尔输出信号进行处理,有效提高了电机的出力效率。

## 参考文献:

- [1] Doyle M R, Samuel D J, Conway T, et al. Electromagnetic Aircraft Launch System-EMALS[J]. IEEE Trans. Magnetics, 1995, 31: 528- 533.
- [2] 罗宏浩, 吴峻, 常文森. 新型电磁弹射器的动态性能仿真[J]. 系统仿真学报, 2006, 18(8): 2285- 2288.
- [3] 龙遵令. 直线感应电动机的理论和电磁设计方法[M]. 北京: 科学出版社, 2006.
- [4] Jung S Y, Chun J S, Jung H K. Performance Evaluation of Slotless Permanent Magnet Linear Synchronous Motor Energized by Partially Excited Primary Current[J]. IEEE Trans. Magnetics, 2001, 37(5): 3757- 3761.
- [5] Zhu Z Q, Xia Z P, Howe D, et al. Reduction of Cogging Force in Slotless Linear Permanent Magnet Motors[J]. IEE Proc. Electr. Power Appl., 1997, 144(4): 277- 282.
- [6] Wang J, Howe D, Jewell G W. Fringing in Tubular Permanent Magnet Machines: Part II. Cogging Force and Its Minimization[J]. IEEE Trans. Magnetics, 2003, 39(6): 3517- 3522.
- [7] Higuchi T, Abe T, et al. Short-armature Self-excitation Type Linear Synchronous Motor for Transport System[C]//ICEMS' 2007: 1513- 1516.
- [8] Zhu Y W, Lee S G, Chung K S, et al. Investigation of Auxiliary Poles Design Criteria on Reduction of End Effect of Detent Force for PMLSM[J]. IEEE Trans. Magnetics, 2009, 45(6): 2863- 2866.
- [9] Zhu Y W, Cho Y H. Thrust Ripples Suppression of Permanent Magnet Linear Synchronous Motor[J]. IEEE Trans. Magnetics, 2007, 43(6): 2537- 2539.
- [10] 罗宏浩, 吴峻, 常文森. 动磁式永磁无刷直流直线电机的齿槽力最小化[J]. 中国电机工程学报, 2007, 27(6): 12- 16.
- [11] 罗宏浩, 周波, 吴峻, 等. 永磁无刷直流直线电机齿槽力补偿控制研究[J]. 国防科技大学学报, 2007, 29(5): 117- 121.
- [12] Deng Z, Boldea I, Nasar S A. Fields in Permanent Magnet Linear Synchronous Machines[J]. IEEE Trans. Magnetics, 1986, 22(2): 107- 112.
- [13] Platen M, Henneberger G. Examination of Leakage and End Effects in a Linear Synchronous Motor for Vertical Transportation by Means of Finite Element Computation[J]. IEEE Trans. Magnetics, 2001, 37(5): 3640- 3643.