# 错位式双边型永磁直线同步电机优化设计

卢琴芬 张新敏 黄立人 叶云岳 (浙江大学电气工程学院 杭州 310027)

**摘要** 针对 12 槽/11 极双边型永磁直线电机,提出了采用电枢或磁极错位一定距离来削弱 推力波动的有效方法,并进行了结构优化设计。针对该优化方案,研究了空载工况和额定工况 时的电磁性能和推力性能,并进行实验测量与验证。通过与另外两种极数比槽数多的槽极配合 (12 槽/13 极、12 槽/14 极)结构相比,不仅验证了错位方法的通用性,而且表明了极数比槽 数多的槽极配合结构力性能更好,即 12 槽/14 极结构力性能更优。

关键词: 双边型 永磁直线同步电机 错位式 槽极配合 优化设计 中图分类号: TM341

# **Optimal Design of Shifted Type Double-Sided Permanent Magnet** Linear Synchronous Motors

Lu Qinfen Zhang Xinmin Huang Liren Ye Yunyue (Zhejiang University Hangzhou 310027 China)

**Abstract** For 12-slot/11-pole double-sided permanent magnet linear motor, this paper proposes an effective method by shifting the armature or magnetic pole a certain distance to weaken the thrust ripple, and carries out the structure optimization. Based on this optimal design, the electromagnetic and thrust force performances are studied at the no-load and rated load, and validated by prototype measurement. Comparing with other two structures which have more poles number than slots number (12-slot/13-pole, 12-slot/14-pole), the results not only verify the applicability of this shifting method, but also indicate that the thrust force performance will be improved if the poles number is larger than the slots number. Therefore, 12-slot/14-pole structure has better thrust force performance.

Keywords: Double-sided, permanent magnet linear synchronous motor, shifted type, slot/pole combination, optimal design

# 1 引言

随着科技的进步,越来越多的加工设备如数控机 床、半导体加工设备等需要采用高精度、高速度、 高加速度、高效节能和环保的驱动系统,而直线电

机直驱技术为这类系统提供了一种有效的解决方案, 因为它可以直接产生直线运行方向的驱动力,而不 需要齿轮、皮带等中间传动机构,极大地提高了驱 动系统的效率,其中应用较多的是高加速度与高推力密度的永磁直线电机<sup>[1-6]</sup>。

在永磁直线电机多种结构中,单边型应用较多, 优点是推力密度高,但缺点是法向力很大,数值上 可能是额定推力的十几倍。为了能够承受这个法向 力,需要增强负载平台的机械强度,从而导致移动 平台的质量和体积大大增加。双边型结构则能够有 效地解决这个问题,而且在减小推力波动方面还具 有更好的优势,因为它不仅可以采用分数槽、斜槽、 斜极、结构优化和控制补偿方法等常用的推力波动 抑制措施<sup>[7-12]</sup>,还能够采用电枢错位或磁极错位等 方法进一步减小推力波动<sup>[7]</sup>。

本文根据文献 [7] 槽极数配合和绕组结构的研究,

<sup>863</sup> 重大专项(2011AA11A101),国家自然科学基金(51077115,51277158)和浙江省杰出青年基金(R1110033)资助项目。 收稿日期 2013-09-13

以12槽/11极的双边型所有齿绕绕组结构作为研究对象,建立参数化有限元模型,优化其结构参数,两侧电枢铁心(或两侧磁极)错开的距离,并由样机验证了仿真结果。最后,还与另外两种极数比槽数多的槽极数配合(12槽/13极、12槽/14极)双边型结构电机进行了对比。

# 2 电机结构

图1是额定推力为1000N的12槽/11极双边型水 冷永磁直线电机及电枢水冷系统。 动子包括短电 枢(叠片式铁心和全齿式绕组)和水冷系统, 两侧 电枢绕组并联; 定子为两侧长磁极。





(b)水冷系统

图 1 12 槽/11 极双边型水冷永磁直线电机示意图 Fig.1 The diagram of 12-slot/11-pole double-sided permanent magnet linear motor with water-cooling

水冷系统的铜管安装在两个电枢铁心中间,进 出口固定在同一侧。两侧电枢铁心独立制造,再放 入水冷系统进行拼装,水冷管道必须与铁心紧密贴 合,或者采用导热性能良好的材料进行填充。

# 3 结构优化

电机的力性能与结构紧密相关,需要对主要的 结构参数如槽宽、槽深、电枢铁心长度和厚度、永 磁体宽度和厚度、气隙长度进行优化,才能最大限 度地削弱推力波动,并提高推力密度。为了加快优 化过程,采用逐个单独优化的方法,当某个参数优 化时其他结构参数保持不变,当该参数确定后就保 持不变。在优化过程中,保持电 流密度为 6A/mm<sup>2</sup>,速度为额定值2.28m/s。图2显示了平均推 力和推力波动(峰峰值)与槽宽、槽深之间的关系。 推力性能受槽宽/槽距的影响较大,当槽宽/槽距的值 为0.622时,平均推力满足设计要求,同时推力波动 达到最小值。而平均推力和推力波动与槽深近似成 正比例关系,考虑到电机机械强度、磁饱和等影响, 两侧铁心的槽深均设置为32mm。





#### thrust force performance

图 3 显示电枢铁心的最佳长度为 266mm,其长 度是通过电枢两端端部齿的宽度来调整的。相对于 电枢铁心长度,其宽度对电机推力性能影响则较小。











永磁体的结构和性能对推力性能和电机成本至 关重要,其宽度决定了气隙磁通的分布特性,其厚 度直接影响直轴电抗与气隙磁通的大小。图 4显示 了永磁体宽度、厚度与电机推力的关系曲线。兼顾 到系统成本和推力性能,永磁体的宽度和厚度分别选 为 20mm 和 6mm。



图 4 永磁体宽度、厚度对电机推力的影响



气隙长度对磁场分布和推力性能具有十分显著的影响,图 5 显示了推力与气隙长度的关系。从电磁 上看,气隙长度越小,平均推力越大,但推力波动也 随之增加,再综合考虑到加工精度,0.8mm 比较适 合。



由于槽宽、电枢铁心长度以及永磁体宽度对电 机性能影响比较大,在经过单独参数优化之后,又 对这 3 个参数进行整体优化,它们的最优值与单独 优化时相同,表明该参数已达到全局最优。优化后 的样机方案结构参数 见表 1,电枢铁心、背铁和永 磁体的材料分别是 50W470、10 号钢和 NdFe35。

#### 表 1 优化方案结构参数

Tab.1 Main structural parameters of optimal design

|    |      | (单位: mm) |
|----|------|----------|
|    | 项 目  | 数 值      |
| 动子 | 槽宽   | 12       |
|    | 槽距   | 20.9     |
|    | 长度   | 266      |
|    | 宽度   | 92       |
|    | 高度   | 50       |
| 定子 | 磁极宽度 | 20       |
|    | 磁极厚度 | 6        |
|    | 背铁高度 | 12       |
|    | 背铁长度 | 685      |
| 气隙 |      | 0.8      |

# 4 错位距离优化

该双边型结构两侧磁路独立,可以看作由两个 单边型结构拼装而成,如果能够使电机两侧产生的 推力波动相互抵消,则可以有效地降低电机的推力 波动。由于推力波动与电机的端部及齿槽位置相关, 只要把电机两侧的电枢铁心或磁极错开一个合适的 距离就可以实现。当两侧磁极在水平方向上相互错 开一定较小的距离时,两侧电枢铁心在水平方向对 齐;当两侧电枢铁心在水平方向上相互错开一定较 小的距离时,则两侧磁极在水平方向对齐。两种错 位方式效果相同。错位的最优距离可通过有限元分 析来确定。 图 6 显示了两侧电枢并联后电机推力性能与错 位距离之间的关系。结果显示,随着错位距离的增大,







平均推力随之减小,而推力波动则是先减小再增加。 当错位距离为 4.4mm 时,推力波动/平均推力的值 最小,且平均推力也符合设计要求。此时,尽管平 均推力比不错位时减少了 4.81%,但是推力波动则 减少了 53.9%。显然,该错位方法非常有效,能够在 保证平均推力基本不变的条件下,极大地抑制推力波 动,非常适合于双边型结构。

如果两侧电枢绕组不并联,而采用两套不同相 位的电源来控制,则性能优于前面并联方案,不仅 可以使推力波动大大减小,而且平均推力基本不变。 两套电源之间相位差 *θ* 需满足

$$\theta = \frac{L\pi}{\tau} \tag{1}$$

式中 L——错位距离;

τ-----极距。

图 7 显示了三种不同结构之间的平均推力与推 力波动。三种方案都采用表 1 中的结构参数,方案 1 是不错位结构,方案 2 是电枢铁心错位 4.4mm 的 结构(电枢绕组并联),方案 3 则是在方案 2 结构 的基础上,两侧电枢绕组分别采用一套电源供电。



图 7 三种方案的推力对比

Fig.7 Comparison of thrust force between three designs

由图 7 可见, 方案 2 相对于方案 1 平均推力略 有减小,但推力波动降低更多。而方案 3 则具有更 优越的推力性能,不仅推力波动大大减小,而且平 均推力与不错位时基本相同,是三种结构中性能最 好的,缺点是成本太高,需要提供两套变流系统。 为了节约成本,本文选择方案 2 作为最终方案,并 制造样机,其平均推力为 992N,推力波动(峰峰 值)为 53N。方案 1 的法向力基本为零,而方案 2 为 227.8N,这是由于错位造成的结构不对称而引 起的。虽然存在法向力,但其远远小于单边型永磁 直线电机,对电机的机械强度要求降低。

与相应的单边型优化结构相比较, 12 槽/11 极 双边型结构单位长度上永磁体的用量比单边结构多 6.8%,而电枢铁心的用量减少 17%;双边型结构的 推力波动与平均推力的比值是 5.36%,但单边结构 电机是 11.33%;此外,双边结构的法向力仅为单边 结构的 3.46%。也就是说,与单边型结构相比, 该 12 槽/11 极电枢错位的双边型永磁直线电机的永 磁材料用量稍微增加,但铁心材料大大减少,并且 推力和法向力的性能显著提升。因此,该方案具有 广阔的应用前景。

## 5 电机性能

#### 5.1 空载运行

图 8 显示了最终方案在空载运行时的推力、法 向力、反电动势和磁链变化。空载时,推力即为定 位力,由齿槽力和边端力构成。由于电枢铁心错位, 定位力相对较小,其峰峰值是 60.3N。法向力的平 均值和峰峰值分别是 2.36N,123.17N。反电动势 和磁链波形接近正弦,有利于产生平稳的推力性能。





Fig.8 Performance of final design at no-load

### 5.2 额定运行

图 9 显示了在额定负载运行时,最终方案的磁场 分布,磁链变化和反电动势波形。磁链和反电动势 波形接近正弦。表 2 为功率因数、效率及推力等额 定参数。



(a)磁场分布



Fig.9 Performance of final design at rated load

# 表 2 电机额定参数

Tab.2 Motor rated parameters

| 数 值    |
|--------|
| 992    |
| 2.28   |
| 9.68   |
| 0.987  |
| 0.878  |
| 53     |
| -227.8 |
|        |

经过空载和额定负载分析,该电机采用电枢错 位方案表现了良好的性能,尤其是优越的推力性能, 表明该方法的可靠性。

### 5.3 样机与实验

样机和实验平台如图 10 所示,测得的空载反 电动势波形如图 11 所示,由图可见,在速度为 0.2m/s时,测得的反电动势幅值为 10.3V,可以推 得额定速度 2.28m/s下的反电动势实际幅值为 117.42V,与有限元计算值 126V 非常接近。误差主 要来源于样机的加工精度,样机实际气隙长度为 1mm,比设计值 0.8mm 要大。通过有限元分析,气 隙的增大将使空载反电动势的幅值减少 5V。因此, 有限元计算值与实际值是一致的,表明有限元模型 及结果的有效性。





Fig.11 Measured back-EMF at no-load

#### 极数增加方案 6

双边型永磁直线同步电机采用全齿绕组,在极 数比槽数少时,12槽/11极是优选的方案,因此样 机选择该槽极配合。实际上,极数也可以比槽数多, 可选择为 13 极或 14 极,并结合文中的错位方案来 减小推力波动。样机与这两种极数( 12 槽/13 极与 12 槽/14 极)的双边型永磁直线同步电机进行了对 比。对比的三种方案在保持初级槽距与次级极弧系 数不变的情况下,首先对 三种电机的初级长度进行 优化调整, 使推力波动降低至最小, 然后再优化错 位距离。

图 12 显示了这三种方案的平均推力和推力波动 与错位距离的关系曲线。结果表明,在平均推力基 本保持不变的情况下,错位方案对不同槽数 /极数 的双边型直线电机的推力波动都具有很好的抑制作 用,能够广泛应用于各类双边型直线电机。而且在 满足推力要求情况下,以推力波动 /平均推力的比 值最小为目标,这三种结构的最佳错位距离都为 4.4mm,可见,错位距离主要取决于初级结构。





motors with different slot/pole combinations

表 3 比较了这三种电机在错位前和错位后的推 力性能。可以看出,在错开相应的最佳距离时,推 力波动减小的百分比远大于平均推力减小的百分比。 尽管随着极数的增大,平均推力减少的百分比增加, 但推力波动减少的百分比增加得更快,因此从推力 波动/推力的比值来说,极数比槽数大的槽极配合力 性能更好,即12槽/14极的力性能更优。

表 3 推力性能比较

| T 1 0  | - CE 1 | C     | C           |            |
|--------|--------|-------|-------------|------------|
| Tab 3  | Thrust | torce | performance | comparison |
| 1 40.5 | imust  | 10100 | periormanee | compariso  |

|                | •     | •     |       |  |
|----------------|-------|-------|-------|--|
| 参数             | 12/11 | 12/13 | 12/14 |  |
| 不错位平均推力 /kN    | 1.043 | 1.086 | 1.09  |  |
| 错位平均推力 /kN     | 0.992 | 1.018 | 1     |  |
| 平均推力减少(%)      | 4.81  | 6.29  | 8.26  |  |
| 不错位推力波动 /kN    | 0.115 | 0.104 | 0.108 |  |
| 错位推力波动 /kN     | 0.053 | 0.04  | 0.027 |  |
| 推力波动减少(%)      | 53.9  | 61.91 | 75    |  |
| 不错位推力波动 /推力(%) | 11.07 | 9.55  | 9.88  |  |
| 错位推力波动 /推力(%)  | 5.36  | 3.88  | 2.74  |  |

#### 结论 7

本文研究了电枢错位或磁极错位的 12 槽/11 极 双边型永磁直线电机,得到了优化结构,制作了样

机并进行了实验测量。研究表明,采用电枢铁心或 磁极错位的方法,可以显著抑制 12 槽/11 极双边型 永磁直线电机推力波动,而平均推力只是略微变小。 该方法具有通用性,同样适用于 12 槽/13 极,12 槽 /14 极的双边型永磁直线电机,而且随着电机极数的 增大,推力波动/平均推力的比值减小,即 12 槽 /14 极力性能更优。三个方案最佳错位距离相同,因 此最佳错位距离取决于电机的电枢结构及参数。

#### 参考文献

- [1] 叶云岳. 直线电机原理与应用 [M]. 北京: 机械工业 出版社, 1999.
- [2] 唐任远.现代永磁电机理论与设计 [M].北京:机械 工业出版社,2008.
- [3] Tavana N R, Shoulaie A. Pole-shape optimization of permanent-magnet linear synchronous motor for reduction of thrust ripple[J]. Energy Conversion and Management, 2011, 52(1): 349-354.
- [4] Xi Neng, Yang Jiajun, Liu Wenwei, et al. A novel approach of thrust ripple minimization by combinational iron-cored primary in permanent magnet linear synchronous motor[J]. Applied Mechanics and Materials, 2012, 190-191: 638-641.
- [5] Hwang C C, Li P L, Liu C T. Optimal design of a permanent magnet linear synchronous motor with low cogging force[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2012, 48(2): 1039-1042.
- [6] Li Liyi, Ma Mingna, Kou Baoquan, et al. Analysis and design of moving-magnet-type linear synchronous motor for electromagnetic launch system[J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2011, 39(1): 121-126.
- [7] 卢琴芬,程传莹,叶云岳,等.每极分数槽永磁直线 电机的槽极数配合研究 [J]. 中国电机工程学报,

2012, 32(36): 68-74.

Lu Qinfen, Cheng Chuanying, Ye Yunyue, et al. Slot/pole number combination research of PM linear motors with fractional slots per pole[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(36): 68-74.

- [8] Zhu Yuwu, Lee Sanggeon, Cho YunHyun. Topology structure selection of permanent magnet linear synchronous motor for ropeless elevator system[C]. IEEE International Symposium on Industrial Electronics (ISIE), 2010: 1523-1528.
- [9] Tan K K, Huang S N, Lee T H. Robust adaptive numerical compensation for friction and force ripple in permanent-magnet linear motors[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2002, 38(1): 221-228.
- [10] Min W, Chen J T, Zhu Z Q, et al. Optimization and comparison of novel E-core and C-core linear switched flux PM machines[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2011, 47(8): 2134-2141.
- [11] Kou Baoquan, Huang Xuzhen, Wu Hongxing, et al. Thrust and thermal characteristics of electromagnetic launcher based on permanent magnet linear synchronous motors[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2009, 45(4): 358-362.
- [12] 王昊,张之敬,刘成颖.永磁直线同步电机定位力 分析与实验研究 [J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(15): 58-63.
  Wang Hao, Zhang Zhijing, Liu Chengying. Detent force analysis and experiment for permanent magnet linear synchronous motor[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(15): 58-63.

作者简介: 卢琴芬 女, 1972 年生, 教授, 博士生导师, 主要研究 方向是直线电机系统及其控制。 张新敏 女, 1990 年生, 硕士研 究生, 主要研究方向是直线电机设计及温度场分析。