

开关磁链直线电机中永磁体厚度参数的研究

吴慧伶¹, 蔡炯炯²

(1. 丽水学院 工学院, 浙江 丽水 323000; 2. 浙江科技学院 自动化与电气工程学院, 杭州 310023)

摘要: 分析了永磁开关磁链电机气隙磁通密度约束的特征表达式, 指出其特殊的气隙磁通密度与永磁体厚度具有类似抛物线形的约束关系。同时, 还得到永磁体厚度与电源频率、最大速度等之间的约束关系。通过数值分析研究, 验证永磁体厚度 h_m 变化时电机性能的变化符合上述约束关系的变化规律, 并计算了样机参数, 通过温度场仿真验证了永磁体的安全性能。

关键词: 焦炉捣固机; 磁通切换; 直线电机; 永磁

中图分类号: TM351 **文献标志码:** A **文章编号:** 1671-8798(2017)05-0346-07

Research on thickness parameters of the permanent magnet switched flux linear motor

WU Huiling¹, CAI Jiongiong²

(1. College of Engineering, Lishui University, Lishui 323000, Zhejiang, China; 2. School of Automation and Electrical Engineering, Zhejiang University of Science and Technology, Hangzhou 310023, Zhejiang, China)

Abstract: Through analysis of the characteristic expressions of the air gap flux density constraint of the permanent magnet switched flux linkage motor, the permanent magnet thickness shares a parabolic constraint relationships with the special air gap flux density, apart from other constraint relationships with the frequency and maximum speed of the power supply. The numerical analysis has validated that the change of motor performance under the permanent magnet thickness h_m accords with the above change rule. The parameters of the prototype are calculated and the safety performance of the permanent magnet is verified by simulation of the temperature field.

Keywords: coke oven tamping machine; flux switching; linear motor; permanent magnet

永磁体和绕组均在电枢侧结构的电机中具有推力密度大、结构简单、坚固、成本低的特点, 其中永磁开关磁链电机以其高推力密度、双极性侧链和正弦波反电势得到极大关注^[1-3]。虽然其旋转结构仍存在

收稿日期: 2017-06-10

基金项目: 浙江省自然科学基金项目(LY17E070002); 丽水市公益性技术应用研究项目(2014GYX052)

通信作者: 蔡炯炯(1979—), 男, 浙江省余姚人, 副教授, 博士, 主要从事开关磁链电机研究。E-mail: caijj@zust.edu.cn。

由于模块多,永磁或者铁心结构复杂,装配较困难复杂的难点^[4-7],但是直线结构具有较大的应用价值,特别适用于环境相对恶劣,且对功率密度要求高的场合^[8]。相比之下,动子带绕组或永磁体的同步电机就比较难胜任耐温、耐震动等要求高的场合;异步电动机又受限于功率密度也无法胜任这种场合。

文献[9-11]分析了集中绕组典型结构,并以常规结构为例,分析了永磁体设计规律。文献[12-14]对永磁开关磁链直线电机做了较多研究,但是仍留有几个关键问题未详细探讨,特别是其中与永磁体相关的几个关键参数,对确定永磁电机极槽配合方案和永磁体的尺寸非常关键。虽然对常规永磁体和绕组分别置于两侧的同步电机的永磁体参数和极槽配合已做了大量研究,并有了很多公认的结论。但是,由于开关磁链电机永磁体嵌入两侧铁芯的特殊结构和绕组一侧的结构及其聚磁效应,其极槽设计和永磁参数确定有较大的特殊性,需要探索其设计规律。比如面贴式常规永磁同步电机极距和永磁体厚度成比例,永磁体厚度与气隙高度成正相关,但这些结果不能直接套用于永磁开关磁链电机。虽然文献[15-16]对旋转开关磁链电机进行了深入研究,特别是确定了其极槽配合的设计依据,但是对永磁厚度的选择及其与齿距的约束关系并没有提及。本研究在探讨开关磁链电机结构特性,分析其聚磁特性的基础上,分析了影响永磁体厚度选择的依据,并探讨其与极槽尺寸的约束关系,欲为相关参数的确定提供参考。

1 永磁开关磁链直线电机参数特性

1.1 气隙规律特征

不考虑漏磁情况时,电枢与次级为6:5配比的开关磁链永磁直线电机的典型磁路如图1所示。在图1所示电机中,次级正好与电枢齿永磁体左侧的铁芯对齐,在对齐的齿所对应的气隙部位,出现最大磁通 Φ_δ 和磁通密度 B_δ 。

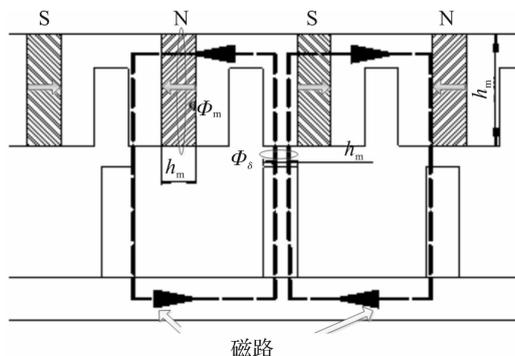


图1 开关磁链直线电机典型磁路示意图

Fig. 1 Typical magnetic circuit diagram of switched flux linear motor

如图1所示,在常规设计中,一般有效气隙宽度与永磁体厚度一致均为 h_m 。在与磁力线垂直的截面上,永磁体的高度为 b_m (令有效叠厚为 l_e)。

在理想状况下即不考虑漏磁和铁芯饱和时, Φ_δ 包含了该齿最近的两个相邻的极性反向放置的永磁体所产生的磁力线。在所对齐的电枢齿、对应的有效气隙及对应的次级齿所通过的磁通,为通过每块永磁体截面磁通的2倍。

若考虑漏磁,则在计算时需要引入漏磁系数 σ 。上述关系可用公式表示为

$$\sigma\Phi_\delta = 2\Phi_m, \sigma B_\delta A_\delta = 2BA_m。$$

计算可得到

$$B_\delta = \frac{2Bb_m}{\sigma h_m}, \quad (1)$$

式(1)中: σ 通常大于1; Φ_m 为每个永磁体产生的磁通; $A_\delta = h_m l_e$ 为气隙的有效面积; $A_m = b_m l_e$ 为永磁体与磁力线垂直方向上的有效面积; B 是永磁体的磁通密度。

由图1可知,气隙面积明显小于永磁体截面,即 $A_\delta < A_m$ 。由此,开关磁链直线电机表现出其独特的

聚磁效应,这个效应在式(1)中由 $\frac{b_m}{h_m}$ 体现,使得在开关磁链永磁电机的气隙磁密远大于永磁体磁密,与常规电机不同。这个特点在直线电动机上尤其明显,因为直线电机的电枢高度通常比同极槽配合的旋转电机要高^[7]。

1.2 B_δ 与 h_m 的关系

进一步若令 k_s 为气隙的饱和系数, K_δ 为气隙修正系数, δ 为气隙长度,其余相关参数同前文所述,则对面贴式永磁同步电动机基于磁动势的考虑,通常其气隙磁通密度与永磁体厚度的关系为:

$$B_\delta = B_r \frac{h_m}{\sigma h_m + \mu_r k_s K_\delta \delta} \quad (2)$$

而对开关磁链永磁同步电机而言,其独特的约束关系可以表示为

$$B_\delta = B_r \frac{h_m}{\sigma \frac{h_m}{2b_m} h_m + \mu_r k_s K_\delta \delta} \quad (3)$$

与式(2)相比,式(3)中增加了 $\frac{h_m}{2b_m}$ 这一项,给参数优化带来了复杂性。

式(3)可以重新整理为

$$B_\delta = B_r \frac{1}{\frac{h_m}{2b_m} + \frac{\mu_r k_s K_\delta \delta}{h_m}} \quad (4)$$

在式(4)中,若所有参数均保持不变,仅留 h_m 和 B_δ 为可变变量,则 B_δ 与 h_m 的关系如图 2 所示。

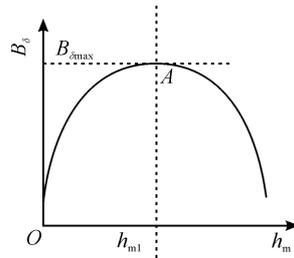


图 2 B_δ 与 h_m 的关系

Fig. 2 Relation between B_δ and h_m

令 $y = \frac{h_m}{2b_m} + \frac{\mu_r k_s K_\delta \delta}{h_m}$, 则可知 $h_m = h_{m1} = \sqrt{\frac{2b_m}{\sigma} \mu_r k_s K_\delta \delta}$ 时, y 取到最小值

$$y_{\min} = 2 \sqrt{\frac{\mu_r k_s K_\delta \delta}{\frac{2b_m}{\sigma}}} \quad (5)$$

即此刻磁通密度 B_δ 取到最大值

$$B_{\delta \max} = \frac{B_r}{2} \sqrt{\frac{\frac{2b_m}{\sigma}}{\mu_r k_s K_\delta \delta}} \quad (6)$$

虽然假定其他参数不变是一种较理想的假设,但是 B_δ 与 h_m 这种大的趋势规律性的分析对永磁体参数的选取具有重要价值。

式(4)和图 2 表明,当永磁体厚度 h_m 过小时不能产生足够的磁通密度。随着 h_m 的增长,在初始时磁动势的增长速度比 $\frac{b_m}{h_m}$ 所表征的聚磁效应的减弱速度快,于是此刻 B_δ 呈增加趋势;然而当 $h_m > h_{m1}$ 时,磁动势的增长速度比聚磁效应的减弱速度慢,此时 B_δ 则开始呈减小趋势,如图 2 所示。

以上分析是在理想条件不考虑饱和和漏磁情况下分析所得,在实际设计中,需考虑漏磁系数 σ 和饱

和系数 k_s , 这两个参数的值对永磁体的厚度的选择也有较大影响。

为了更精确地获得这些参数的综合影响, 较合理的方法是在分析理想条件下的规律性之后, 再以有限元等数值方法进行优化分析。

1.3 速度、频率和齿数对永磁体厚度(极数配合)的约束关系

在永磁体厚度 h_m 选取时, 除了考虑要满足磁通密度需求之外, 对开关磁链电机仍需要考虑其他一些特殊的较为复杂的约束关系。由于其特殊的结构参数约束, 实际上电机的运行速度、频率和电枢-次级齿数三者组合对永磁体的选取也有约束存在。

若电枢-次级的齿数比为

$$K_t = \frac{N_{\text{arm}}}{N_{\text{sec}}}, \quad (7)$$

式(7)中, N_{arm} 、 N_{sec} 、 K_t 分别为电枢初级齿数、次级齿数和对应的齿数比。

实际应用中电源频率必定具有其最大输出频率, 令最大频率为 f_{max} , 电机驱动速度要求能达的速度最小值为 V_{min} , 因此次级的齿距必须满足

$$\tau_{\text{sec}} \geq \frac{V_{\text{min}}}{f_{\text{max}}}. \quad (8)$$

当电枢单元的宽度 τ_{arm} 满足

$$\tau_{\text{arm}} = \tau_{\text{sec}} \frac{N_{\text{sec}}}{N_{\text{arm}}}$$

时, 永磁体厚度 h_m 可以表示为

$$h_m = \frac{1}{4} \tau_{\text{arm}} \geq \frac{1}{4} \frac{V_{\text{min}} N_{\text{sec}}}{f_{\text{max}} N_{\text{arm}}} = \frac{1}{4 K_t} \frac{V_{\text{min}}}{f_{\text{max}}}. \quad (9)$$

式(9)表示了速度、频率和电枢与次级齿数三个变量与永磁体厚度之间的约束关系, 这个约束是永磁开关磁链直线电机所特有的约束关系。

从式(9)可以看出, 如果电枢与次级的齿数比 K_t 和电源频率 f 均固定, 动子速度 v 必定与永磁体厚度 h_m 成正比, 这将增加参数选取的复杂性。而通常常规电机中, 永磁体厚度 h_m 一般仅决定于气隙厚度和磁路中其他部分的磁路磁阻, 以确保产生合适的磁通密度 B_ϕ 。因此, 在开关磁链电机的设计时, 正如式(9)所示, 结构参数 K_t 和电参数 f_{max} 必须仔细选择, 以确保式(9)始终成立, 这可能存在两种情况:

1) 当电枢与次级的齿数比 K_t 确定时, 如果最小的永磁体高度 $h_{\text{mmin}} = \frac{1}{4} \frac{V_{\text{min}} N_{\text{sec}}}{f_{\text{max}} N_{\text{arm}}}$ 不足以产生必须的磁通量或者磁通密度, 则会导致低的功率因数和推力不足。此时可采取的措施是降低实际的设计额定工作频率, 即让设计额定工作频率 f_N 小于满足式(9)的最大频率 f_{max} , $f_N < f_{\text{max}}$, 从而提高 h_m 的值, 即有

$$h_m = \frac{1}{4} \frac{V_{\text{min}} N_{\text{sec}}}{f_N N_{\text{arm}}} \geq h_{\text{mmin}} = \frac{1}{4} \frac{V_{\text{min}} N_{\text{sec}}}{f_{\text{max}} N_{\text{arm}}}. \quad (10)$$

2) 满足式(9)约束的永磁体厚度 h_m 太大, 导致磁路过度饱和。而且设计额定电源频率已经选到最大值, $f_N = f_{\text{max}}$, 无法再增加; 设计的最大速度也达到了要求的最低速度即有 $V_N = V_{\text{max}}$, 无法再减小。此时永磁体磁路参数与结构和电参数发生了难以调整的冲突, 这种情况下只能通过改变原有的拓扑约束来解决参数之间的冲突, 例如可以采用永磁体和铁芯非等厚的结构, 将电机结构参数的优化转移到铁芯参数的优化上去, 而不必考虑永磁体厚度的多重约束问题。

1.4 h_m 规律数值分析

例如某垂直提升机, 其目标电机的速度要求为最高速度需达到 $V_{\text{max}} = 2$ m/s, 电源频率上限 $f_{\text{max}} = 50$ Hz, $K_t = \frac{6}{5}$ 为选用电机的电枢与次级齿数比。根据式(9), 可以计算得到所需的最小 h_m 为 8.3 mm。

本研究通过数值方法来优化永磁体厚度参数 h_m , 同时也优化了对应的电枢极距参数, $\tau_{\text{arm}} = 4h_m$ 。通过该参数的优化可以达到以下目的: 1) 磁通密度 B_ϕ 足够大, 能够产生足够的电磁推力和可接受的功率因

数;2)通过铁芯磁路的磁通不至于过度饱和;3)极距或者齿距足够大,方便加工制造,降低生产成本。

考虑到实际安装和生产等问题,过厚的永磁体一般在加工、安装时较为困难。本研究数值分析仅对 h_m 从 9~15 mm 的范围进行计算,通过的电流密度为 5 A/mm²。在分析计算 h_m 参数的变化影响时,电枢的高度、次级动子齿高度和厄部高度均保持不变,结果如图 3~4 所示。

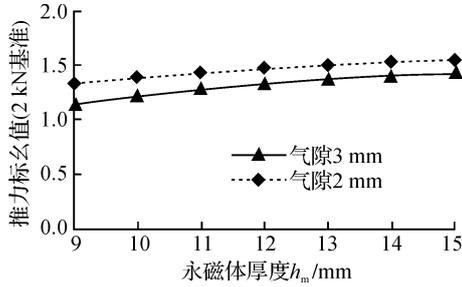


图 3 推力标么值与 h_m 关系

Fig. 3 Relation between thrust/meter and h_m

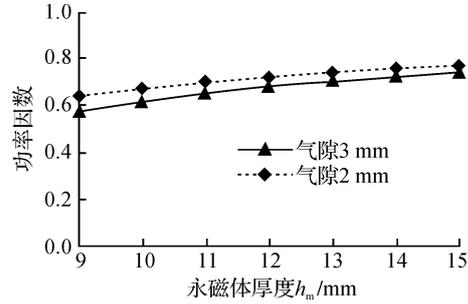


图 4 功率因数与 h_m 关系

Fig. 4 Relation between power factor and h_m

从图 3~4 可以看出,当 h_m 在 9~15 mm 之间变化时,随着厚度的增长,电机的输出力和功率因数均得到改善,虽然变化趋势略有变缓,呈饱和趋势,但仍在 15 mm 处得到最大的功率因数和最大推力。显然 15 mm 并不是取到最大磁通密度,从而获得最大气隙磁密、最大推力和功率因数的永磁体厚度参数。但是过大的永磁体会导致生产加工困难,增加磁路饱和损耗。

为了进一步检验电机特性,特别是不同气隙、不同输入电流时,电机推力和功率因数的值,对不同气隙和不同输入电流时电机的性能进行了数值计算,结果如图 5~6 所示。

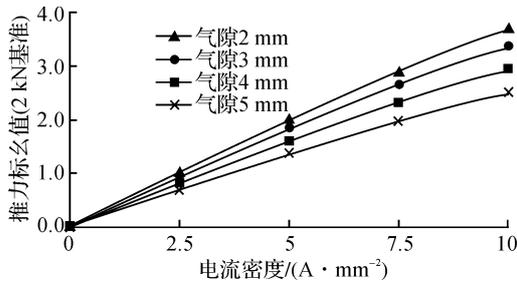


图 5 $h_m = 15$ mm 时推力标么值与电流密度的关系
Fig. 5 Relation between thrust /meter and current density when h_m is fifteen millimeters

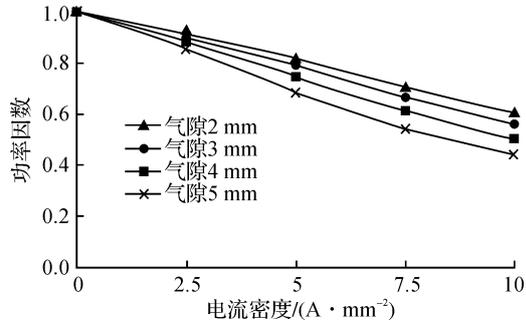


图 6 $h_m = 15$ mm 时功率因数与电流密度的关系
Fig. 6 Relation between power factor and current density when h_m is fifteen millimeters

2 样机分析与结论

在进行了结构参数优化以后,用于焦炉提升系统的永磁开关磁链直线电机的结构参数如表 1 所示。

表 1 样机参数

Table 1 Parameters of the prototype

参数名称	参数值
额定线电压(U_N)/V	120
额定频率(f_N)/Hz	30
额定推力(F_N)/N	1 900
额定电流(I_{mns})/A	15.4
每相匝数(N_2)	50
额定电流密度(J_{curr})/(A·mm ⁻²)	4.5
额定气隙(δ)/mm	2
次级齿距($\tau_{sec} = 2\tau$)/mm	72
额定速度(V_N)/(m·s ⁻¹)	2.16
永磁体最高工作温度(T_{max})/°C	90

对应的电机拓扑形状如图 7 所示,该电机的安装如图 8 所示。

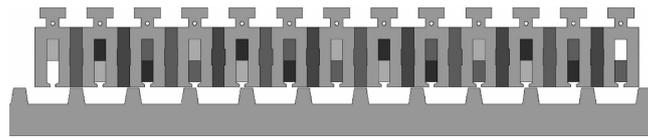


图 7 样机拓扑形状

Fig. 7 Prototype topological shape

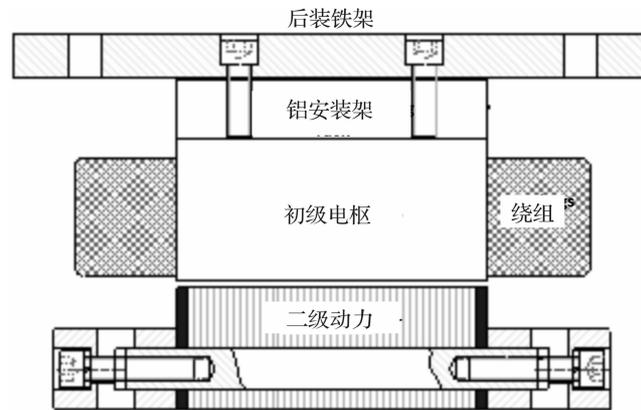


图 8 样机安装示意

Fig. 8 Schematic diagram of motor installation

为了进一步验证气稳定性,计算了电机的损耗和热传导模型,通过多场有限元分析计算了其热分布,结果如图 9 所示。计算表明,电机最高温度为 95 °C,出现在对称轴所在的线圈上,而在永磁体上的温度均在 80 °C 以下,有很大的工作余量。

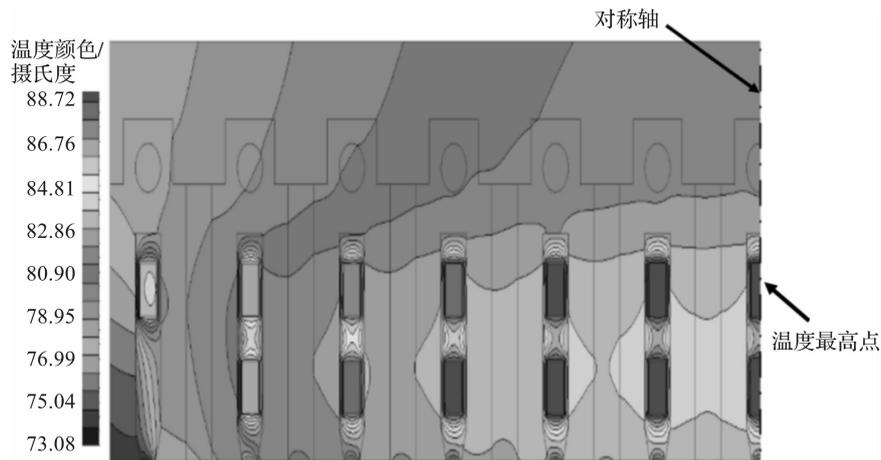


图 9 电枢热分布

Fig. 9 Heat distribution of armature

3 结 论

本研究分析了计算永磁开关磁链电机设计中永磁体厚度参数 h_m 的影响及其特殊的约束关系,并分析了它的规律及其对电机性能的影响。由此得出以下结论:1)永磁体厚度 h_m 与气隙磁密 B_δ 之间呈抛物线形的约束关系,因此为得到较大的气隙磁密就需要取得合适的永磁体厚度 h_m 。2)永磁体厚度 h_m 与电机速度、电源频率和电枢与次级的齿数比的约束关系满足式(9),这是永磁开关磁链直线电机所特有的约束关系,将增加参数选取的复杂性。当电枢与次级的齿数比 K_t 确定时,如果最小的永磁体厚度 h_m 不足以产生必须的磁通量或者磁通密度,则会导致低的功率因数和推力不足,此时需调整设计工作频率;当满

足式(9)约束的永磁体厚度 h_m 太大,导致磁路过度饱和时,只能通过改变原有的拓扑约束来解决参数之间的冲突。在理论分析的基础上,以应用于焦炉捣固机的垂直提升电机为例,数值分析验证了前述分析的有效性,并设计了样机核对了推力特性,通过温度场分析得出其设计的有效性。

参考文献:

- [1] HUA H, ZHU Z Q. Novel partitioned stator hybrid excited switched flux machines[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(2): 495.
- [2] LI G J, TARAS P, ZHU Z Q, et al. Investigation of irreversible demagnetisation in switched flux permanent magnet machines under short-circuit conditions[J]. IET Electric Power Applications, 2017, 11(4): 595.
- [3] WANG Y, DENG Z Q. Comparison of switched-flux permanent magnet machines with non-overlapping concentrated winding for open-winding generator system[J]. IET Electric Power Applications, 2017, 11(2): 242.
- [4] YANG H Z, ZHU Q, LIN H Y, et al. Design synthesis of switched flux hybrid-permanent magnet memory machines[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2017, 32(1): 68.
- [5] TARAS P, LI G J, ZHU Z Q. Comparative study of fault-tolerant switched-flux permanent-magnet machines[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2017, 64(3): 1939.
- [6] WU Z Z, ZHU Z Q. Analysis of magnetic gearing effect in partitioned stator switched flux PM machines[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2016, 31(4): 1240.
- [7] YANG H, LIN H Y, ZHU Z Q, et al. Flux-concentrated external-rotor switched flux memory machines for direct-drive applications[J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2016, 26(7): 2.
- [8] LU Q F, YAO Y H, SHI J M, et al. Design and performance investigation of novel linear switched flux PM machines[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2017, 53(5): 4592.
- [9] WANG J B, WANG W Y, ATALLAH K, et al. Design considerations for tubular flux-switching permanent magnet machines[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2008, 44(11): 4026.
- [10] JIN M J, WANG C F, SHEN J X, et al. A modular permanent-magnet flux-switching linear machine with fault-tolerant capability[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2009, 45(8): 3179.
- [11] 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.
- [12] CHEN J T, ZHU Z Q, IWASAKI S, et al. A novel E-core switched-flux PM brushless AC machine for direct-drive applications[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2011, 47(3): 1273.
- [13] CHEN J T, ZHU Z Q, HOWE D. Stator and rotor pole combinations for multi-tooth flux-switching permanent-magnet brushless AC machines[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2008, 44(12): 4659.
- [14] CAI J J, LU Q F, FANG Y T, et al. Performance investigation of multi-tooth flux-switching PM linear motor[C]// 2011 International Conference on Electrical Machines and Systems. Beijing: IEEE, 2011: 1.
- [15] ZHU Z Q, CHEN J T, PANG Y, et al. Analysis of a novel multi-tooth flux-switching PM brushless AC Machine for high torque direct-drive applications[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2008, 44(11): 4315.
- [16] RIGELSFORD J. Linear synchronous motors: transportation and automation systems[J]. Assembly Automation, 1999, 403(3): 644.