

# 双定子涡流制动器电磁参数对制动力矩的影响

申 锋, 赵朝会, 夏 莉, 应凯文  
(上海电机学院 电气学院, 上海 201306)

**摘 要:** 介绍了双定子涡流制动器(DSECB)的工作原理。根据等效磁路法推导了 DSECB 制动力矩公式。利用有限元法对 DSECB 进行了 3D 仿真分析。详细分析了 DSECB 各电磁参数对制动力矩特性曲线的影响, 为 DSECB 优化设计提供了参考依据。

**关键词:** 双定子涡流制动器; 电磁参数; 制动力矩; 有限元法

**中图分类号:** TD 534<sup>+</sup>.5 **文献标志码:** A **文章编号:** 1673-6540(2018)07-0067-06

## Influence of Electromagnetic Parameters of Double-Stators Eddy Current Brake on Braking Torque

SHEN Feng, ZHAO Chaohui, XIA Li, YING Kaiwen

(School of Electric Engineer, Shanghai Dianji University, Shanghai 201306, China)

**Abstract:** The working principle of double-stators eddy current brake (DSECB) was introduced, then the brake torque formula of it was derived on the basis of the theory of equivalent magnetic circuit, and the DSECB was simulated in 3D using finite element method. The influence of the electromagnetic parameters of the DSECB on the characteristic curve of the braking torque was analyzed in detail, which provided a reference for the optimal design of the DSECB.

**Key words:** double-stators eddy current brake (DSECB); electromagnetic parameters; braking torque; finite element method

## 0 引 言

由于优良的特性, 涡流制动器已经被应用于很多工业场合, 比如车辆悬挂系统、高铁制动系统、传输系统、空间对接机构、加载系统等。相较于传统的摩擦制动器, 涡流制动器具有非机械接触、可靠性高、工作寿命长、装置结构和工作原理简单、对温度和老化等环境参数敏感度低等优点<sup>[1-5]</sup>。

目前, 国内外学者已经对单定子涡流制动器进行了深入的研究, 对双定子涡流制动器(Double-Stators Eddy Current Brake, DSECB)也进行了一定的研究。文献[6]对单定子涡流制动器的非线性磁路模型技术进行了比较。文献[7]基

于等效磁路法设计了一种单定子涡流制动器, 分析了转子材料、励磁电流对制动力矩的影响并利用试验平台对制动器进行了实时动态转矩控制。文献[8-9]设计了一种单定子电磁辅助制动装置, 采用优化设计方法, 以提高汽车制动力矩为目标, 对制动器的结构参数进行了优化设计。文献[10-12]研究了一种小功率的 DSECB 的励磁电流、磁极形状、转子厚度对其制动力矩的影响, 但没有分析转子的材料、气隙厚度等参数对制动力矩的影响。

本文首先介绍了 DSECB 的工作原理, 然后根据等效磁路法推导了 DSECB 制动力矩公式, 利用有限元法对 DSECB 进行了 3D 仿真分析。最后, 详细分析了 DSECB 各参数对制动力矩特性曲线

作者简介: 申 锋(1991—)男, 硕士研究生, 研究方向为电机本体设计。

赵朝会(1963—)男, 博士, 教授, 硕士生导师, 研究方向为电力电子及电力传动。

的影响,为 DSECB 优化设计提供了一定参考依据。

## 1 DSECB 的工作原理

当转子旋转时,转子导体在磁场中运动,会形成磁力线与导体的相对切割。按照法拉第电磁感应定律,在导体中就会产生感应电动势,如果是闭合导体,在导体内部就会产生感应电流。该电流在导体中可称为电涡流,导体中的电涡流在磁场中会使导体受到与其运动方向相反的力,使导体减速。同时电涡流在运动导体内部产生热功率,从能量转化的角度来看,运动导体的动能转化为热能,散发到周围空间中,实现运动导体的减速。

## 2 DSECB 制动力矩推导

### 2.1 涡流制动器的涡流损耗

涡流制动过程是一个非常复杂的过程,涉及到电磁场、热场等多个场的耦合。为了简化分析,本文作如下假设<sup>[13]</sup>:

- (1) 每个励磁线圈所产生的磁通全部分布在线圈端部所对应的圆形区域内,不考虑其漏磁。
- (2) 转子材料的磁导率和电导率均为常数,不考虑磁滞损耗、磁路饱和的影响。
- (3) 忽略转子内部中空部分,将转子看成环状金属盘。

涡流制动器转子单侧简化示意图如图 1 所示。

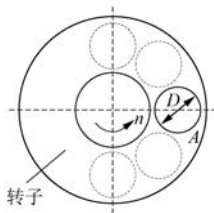


图 1 转子单侧简化示意图

假设磁极与转子相对的区域为  $A$ , 直径为  $D$ , 转子磁感应强度  $B$  由线圈励磁和涡流去磁作用共同产生。近似认为磁通通过气隙垂直进入转子, 转子表面磁感应强度的法向分量是连续的, 因此不区分气隙磁感应强度和转子磁感应强度, 均可以用  $B$  表示。在圆形区域  $A$  内, 转子磁感应强度不断变化, 可近似认为其按照余弦规律变化, 即

$B = B_m \cos \omega t$ , 则磁通量  $\Phi = B_m S \cos \omega t$ ,  $S = \frac{1}{4} \pi D^2$  为

气隙磁场作用的面积,  $\omega$  为转子磁感应强度变化

的角频率,  $\omega = N_p \omega_n = \frac{2N_p \pi n}{60}$ ,  $N_p$  为涡流制动器单

侧磁极对数,  $\omega_n$  为转子角速度,  $n$  为转子转速。转子切割磁力线运动, 会在转子中产生电涡流, 此涡流并不均匀, 主要分布在转子表面, 且距离转子表面距离越远涡流幅值越小, 呈指数规律递减, 转子内部涡流值基本为零。这种现象被称为趋肤效应。为此引入等效深度  $\Delta h$  的概念, 即在转子等效深度  $\Delta h$  处的涡流幅值比转子表面的涡流幅值减

小自然对数底  $e = 2.718$  倍,  $\Delta h = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu}}$ ,  $\rho$  为转子的电阻率,  $\mu$  为转子的磁导率,  $\mu = \mu_r \mu_0$ ,  $\mu_r$  为相对磁导率,  $\mu_0$  为真空磁导率。

现在分析转子表面一个等效深度的电涡流, 为此将区域  $A$  等效成若干个半径为  $r$ , 厚度为  $d_r$ , 深度为  $\Delta h$  的电阻圆环, 如图 2 所示。

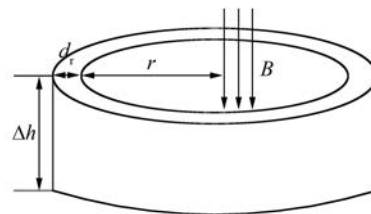


图 2 电阻圆环示意图

通过单个圆环的磁通为

$$\Phi_r = \pi r^2 B_m \cos \omega t \quad (1)$$

电阻环上产生的感应电动势为

$$e = - \frac{d\Phi_r}{dt} = \pi r^2 B_m \omega \sin \omega t \quad (2)$$

电阻环的电阻为

$$dR = \rho \frac{2\pi r}{\Delta h dr} \quad (3)$$

电阻环上产生的电涡流为

$$i_r = \frac{e}{dR} = \frac{\Delta h B_m \omega \sin \omega t}{2\rho} r dr \quad (4)$$

电阻环产生的瞬时功率为

$$dp_r = i_r^2 dR = \frac{\pi \Delta h B_m^2 \omega^2 \sin^2 \omega t}{2\rho} r^3 dr \quad (5)$$

区域  $A$  的瞬时功率为

$$p_e = \int_0^{D/2} dp_r = \frac{\Delta h S^2 B_m^2 \omega^2 \sin^2 \omega t}{8\pi\rho} \quad (6)$$

区域 A 的有效功率为

$$P_e = \frac{1}{T} \int_0^T dp_r = \frac{\Delta h S^2 B_m^2 \omega^2}{16\pi\rho} \quad (7)$$

忽略磁极间的相互影响,制动器的损耗功率为

$$P = 4N_p P_e = \frac{N_p \Delta h S^2 B_m^2 \omega^2}{4\pi\rho} \quad (8)$$

## 2.2 DSECB 等效磁路

励磁绕组产生的磁通经过铁心、气隙、转子、相邻绕组的气隙、铁心和定子轭部形成闭合磁路。闭合路径的等效磁路如图 3 所示。

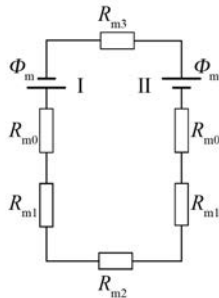


图3 闭合路径的等效磁路

磁极 I、II 极性相反,磁动势大小相等,组成串联磁路,有

$$R_m = R_{m0} + R_{m1} + 0.5R_{m2} + 0.5R_{m3} \quad (9)$$

式中:  $R_m$ ——每个磁路总磁阻;

$R_{m0}$ ——铁心磁阻;

$R_{m1}$ ——气隙磁阻;

$R_{m2}$ ——转子磁阻;

$R_{m3}$ ——定子轭部磁阻。

由于铁心、转子、定子轭部都由磁导率高的材料制成,其磁阻相较于气隙磁阻较小,可以忽略不计<sup>[14]</sup>,因此磁路总磁阻

$$R_m \approx R_{m1} = \frac{l_g}{\mu_0 S} \quad (10)$$

式中:  $l_g$ ——气隙长度。

转子中会产生较大的涡流,涡流会产生磁场,其对励磁绕组产生的磁场有一定的削弱作用,称之为去磁效应。准确计算出涡流的去磁效应比较困难,工程中通常将涡流折算到励磁绕组上计算,即磁路磁动势不是  $F_m$ ,而是比  $F_m$  小的  $F'_m$ 。

$$F'_m = F_m - F_e \quad (11)$$

式中:  $F_m$ ——励磁磁动势,  $F_m = NI$ ;

$N$ ——每个励磁绕组的匝数;

$I$ ——励磁电流;

$F_e$ ——涡流等效磁动势,  $F_e = KI_e$ ;

$K$ ——折算系数,通常取 0.8~1.8;

$I_e$ ——区域 A 的涡流有效值。

根据式(4),可求得区域 A 的涡流瞬时值

$$i_e = \int_0^{D/2} i_r dr = \frac{\Delta h S B_m \omega \sin \omega t}{4\pi\rho} \quad (12)$$

涡流的有效值为

$$I_e = \frac{\sqrt{2} \Delta h S B_m \omega}{8\pi\rho} \quad (13)$$

求得线圈励磁和涡流去磁效应共同产生的磁感应强度为

$$B = \frac{\Phi}{S} = \frac{1}{S} \frac{F'_m}{R_m} = \frac{8\pi\rho\mu_0 NI}{8\sqrt{2}\pi\rho l_g + 2\Delta h\mu_0 KS\omega} \quad (14)$$

## 2.3 DSECB 制动力矩

制动器的损耗功率  $P = T\omega_n$ ,得制动力矩为

$$T = \frac{P}{\omega_n} = \frac{N^2 S^2 \Delta h B_m^2 \omega}{4\pi\rho} = \frac{16\pi\Delta h\rho N^2 S^2 I^2 N_p^3 \omega_n}{(8\pi\rho l_g + \sqrt{2}\Delta h K N_p S \omega_n)} \quad (15)$$

## 3 DSECB 3D 有限元分析

采用 3D 有限元法计算 DSECB 制动力矩特性曲线。涡流制动器的设计参数如表 1 所示。

表 1 DSECB 设计参数

| 参数名称       | 参数值     |
|------------|---------|
| 单侧极对数      | 4       |
| 定子外径、内径/mm | 310、120 |
| 转子外径、内径/mm | 310、120 |
| 气隙长度/mm    | 1       |
| 定子轭厚度/mm   | 8       |
| 励磁绕组匝数     | 300     |
| 转子厚度/mm    | 12      |
| 线圈长度/mm    | 40      |
| 绕组材料       | 铜       |
| 定子轭部、铁心材料  | 1088 钢  |
| 转子(制动盘)材料  | 1088 钢  |

图 4 表示转子速度为 600 r/min 时,涡流制动器的磁通密度矢量线和磁通密度分布,可以看出磁通经过铁心、气隙、转子、相邻绕组的气隙、铁心和定子轭部形成闭合磁路。

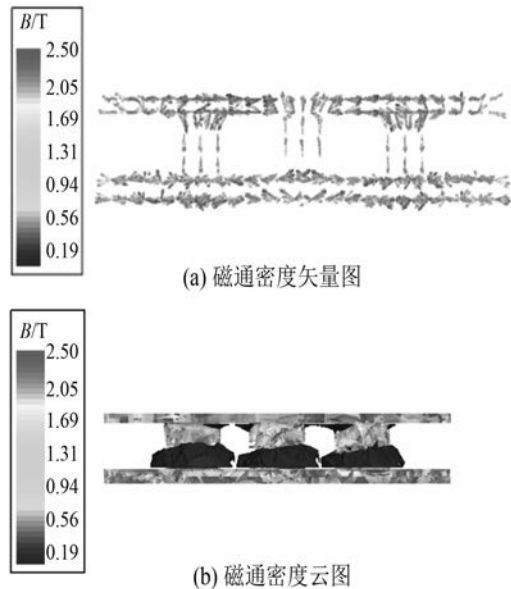


图 4 磁场分布

转子表面涡流矢量图和涡流云图如图 5 所示。

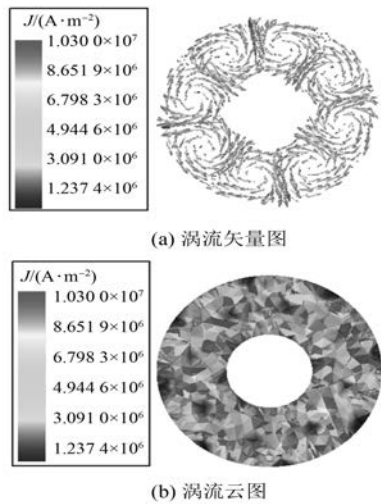


图 5 转子表面涡流矢量和涡流云图

从图 5 可以看出,涡流主要分在线圈作用的部分,未被线圈作用的部分涡流值很小。涡流流线成闭合环状,8 个励磁绕组形成了 8 个涡流环线。

3D 有限元法计算出的制动力矩特性曲线如图 6 所示。

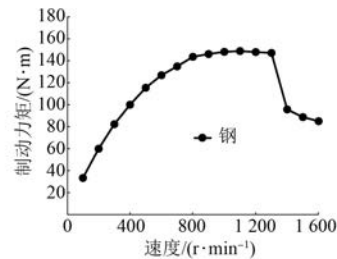


图 6 制动力矩特性曲线

当速度较小时转子的涡流幅值较小,去磁效应可以忽略不计,制动力矩大小与速度近似成正比;随着速度增加制动力矩基本保持稳定;而当速度更大时,转子涡流的去磁效应会显著增强,进而气隙磁通量减小。因此,制动力矩随着速度的增大减小。

4 电磁参数分析

制动力矩是衡量电磁制动器使用性能的重要指标<sup>[15]</sup>。为了全面深入地了解 DSECB 的制动特性,本节主要分析制动力矩与制动器电磁参数的关系。

4.1 磁极形状

不同磁极拓扑下的制动力矩特性曲线如图 7 所示。

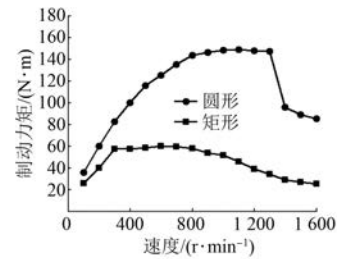


图 7 不同磁极拓扑下的制动力矩特性曲线

保证励磁绕组加载电流的横截面积相同,分别将磁极设计成圆形和矩形,比较 2 种磁极形状下的制动力矩特性曲线。可以看出,在速度较小时圆形磁极的制动力矩略大于矩形磁极的制动力矩,随着速度增大,圆形磁极的制动力矩明显大于矩形磁极的制动力矩。

4.2 励磁电流

不同励磁电流下的制动力矩特性曲线如图 8

所示。

由图 8 可以看出,随着励磁电流的增加,制动力矩在增加,是由于随着励磁电流增加,气隙磁感应强度增加,所以制动力矩增加。除此之外,随着励磁电流的增加,临界速度增加不明显。临界速度指制动力矩最大时对应的转子速度。

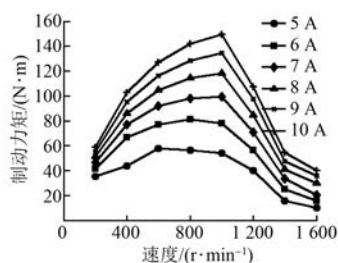


图 8 不同励磁电流下的制动力矩特性曲线

### 4.3 气隙长度

不同气隙长度下的制动力矩特性曲线如图 9 所示。

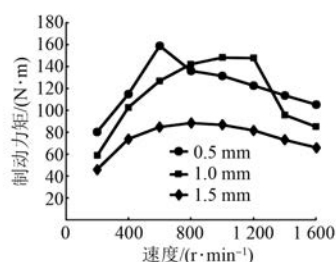


图 9 不同气隙长度下的制动力矩特性曲线

由图 9 可以看出,制动力矩随着气隙长度的增大而减小。这是因为气隙长度增大时,对应的气隙磁阻增大,因此气隙磁感应强度急剧减小,故制动力矩减小。

### 4.4 转子材料

不同转子材料下的制动力矩特性曲线如图 10 所示。

由图 10 可以看出,由于铜、铝的磁导率相差

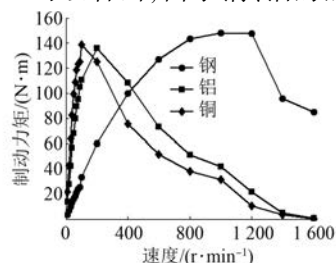


图 10 不同转子材料下的制动力矩特性曲线

无几,磁阻相差不多,因此励磁绕组产生的磁感应强度近似相同,两者的最大制动力矩相差不多。钢的磁导率大于铜、铝,励磁绕组产生的磁感应强度大,因此转子材料为钢时的最大制动力矩大于材料为铜、铝时的最大制动力矩。然而,铜、铝的电导率远大于钢,感应出的涡流幅值也大,去磁效应强,因此铜、铝的临界速度远小于钢。

### 4.5 转子厚度

不同转子厚度下的制动力矩特性曲线如图 11 所示。

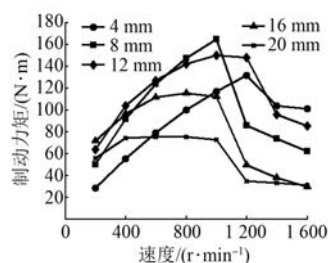


图 11 不同转子厚度下的制动力矩特性曲线

由图 11 可以看出,转子厚度过小或过大,制动力矩都不大,因此转子厚度存在一个最优值,能使得制动力矩达到最大。

## 5 结 语

本文针对 DSECB,介绍了其工作原理,推导了其制动力矩表达式并利用有限元法对 DSECB 进行了 3D 仿真分析。通过研究得出以下结论:

- (1) 转子速度较小时圆形磁极的制动力矩略大于矩形磁极的制动力矩。随着速度增大,圆形磁极的制动力矩明显大于矩形磁极的制动力矩。
- (2) 随着励磁电流的增加,制动力矩在增加,且随着励磁电流的增加临界速度增加并不明显。
- (3) 制动力矩随着气隙长度的增大而减小。
- (4) 钢、铜、铝 3 种材料中,钢更适合做转子材料。
- (5) 转子厚度过小或过大,制动力矩都不大,转子厚度存在一个最优值。
- (6) 通过分析电磁参数对制动力矩的影响。为 DSECB 的优化设计提供了一定参考依据。

### 【参考文献】

- [1] SODANO H A, BAE J S, INMAN D J, et al.

- Improved concept and model of eddy current damper [J]. Journal of Vibration and Acoustics, 2006, 128 (3): 294-302.
- [2] EBRAHIMI B. Development of hybrid electromagnetic dampers for vehicle suspension systems [D]. Waterloo; University of Waterloo, 2009.
- [3] GOSLINE A H C, HAYWARD V. Eddy current brakes for haptic interfaces: design, identification, and control [J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2008, 13(6): 669-667.
- [4] JANG S M, LEE S H. Comparison of three types of permanent magnet linear eddy-current brakes according to magnetization pattern [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2003, 39(5): 3004-3006.
- [5] WALLACE A, JOUANNE A V, WILLAMSON S, et al. Performance prediction and test of adjustable, permanent-magnet, load transmission systems[C] // Proceedings of Conference on Industry Applications, USA, 2001: 1648-1655.
- [6] GÜLEÇ M, AYDIN M. Comparison of non-linear magnetic modelling techniques for an open slotted axial flux eddy current brake [C] // 2016 National Conference on Electrical, Electronics and Biomedical Engineering (ELECO), 2016: 313-317.
- [7] GULEC M, YOLACAN E, AYDIN M. Design, analysis and real time dynamic torque control of single motor—single-stator axial flux eddy current brake [J]. IET Electric Power Applications, 2016, 10 (9): 869-876.
- [8] 陈东, 范帅. 基于 Maxwell 的盘式制动器辅助电磁制动装置的有限元分析 [J]. 新技术新工艺, 2013, (9): 32-35.
- [9] 陈东, 范帅. 盘式制动器辅助电磁制动装置的结构优化设计 [J]. 机械设计, 2013, 30(5): 48-52.
- [10] GULBAHCE M O, KOCABAS D A, ATALAY A K. A study to determine the act of excitation current on braking torque for a low power eddy current brake [C] // 2013 International Electric Machines & Drives Conference, 2013: 1321-1325.
- [11] GULBAHCE M O, KOCABAS D A, NAYMAN F. Investigation of the effect of pole shape on braking torque for a low power eddy current brake by finite elements method [C] // 2013 8th International Conference on Electrical and Electronics Engineering, 2013: 263-267.
- [12] GULBAHCE M O, KOCABAS D A, ATALAY A K. Determination of the effect of conductive disk thickness on braking torque for a low power eddy current brake [C] // 4th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives, 2013: 1272-1276.
- [13] LABBE N, MARECHAL Y, MEUNIER G, et al. 2D nonlinear finite element modelling of electromagnetic retarders using time-stepping algorithms, and the petrov-galerkin method with homogenization techniques [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 1992, 32(3): 772-775.
- [14] 胡东海, 何仁, 汤宝. 电涡流缓速器涡流折算系数的计算方法 [J]. 重庆交通大学学报 (自然科学版), 2015, 34(1): 144-148.
- [15] 何仁, 胡东海, 张端军. 汽车电磁制动技术的研究与进展 [J]. 汽车安全与节能学报, 2013, 4(3): 202-214.

收稿日期: 2017-12-04

(上接第 44 页)

- [2] 黄林森. 三相交错并联 BUCK-BOOST 双向 DC/DC 变换器的研究 [D]. 株洲: 湖南工业大学, 2015.
- [3] 孙文. 用于电动汽车的交错并联双向 DC/DC 变换器设计 [D]. 杭州: 浙江大学, 2012.
- [4] 刘正兰. 双向 DC-DC 变换器设计技术研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2012.
- [5] 许海平. 大功率双向 DC-DC 变换器拓扑结构及其分析理论研究 [D]. 北京: 中国科学院研究生院 (电工研究所), 2005.
- [6] 张卫平. 开关变换器的建模与控制 [M]. 北京: 中国电力出版社, 2006.
- [7] 杨刚. 基于 DSP 的交错并联双向 DC/DC 变换器研究 [D]. 成都: 西南交通大学, 2015.
- [8] CHUNG H, IOINOVICI A. Large-signal stability of PWM switching regulators [J]. Circuits & Systems. IEEE International Symposium on, 1995 (2): 1123-1126.
- [9] 胡寿松. 自动控制原理 [M]. 4 版. 北京: 科学出版社, 2001.

收稿日期: 2018-01-20