

谐波对感应电机振动影响研究*

闫荣格^{1,2}, 刘怀文^{1,2}, 贲彤^{1,2}, 赵路娜^{1,2}, 周杰^{1,2}

(1. 河北工业大学 电工装备可靠性与智能化省部共建国家重点实验室, 天津 300130;

2. 河北工业大学 电磁场与电器可靠性省部共建国家重点实验室, 天津 300130)

摘要: 为了研究实际工况下感应电机的振动情况, 对不同谐波参与下硅钢片的磁化特性和磁致伸缩特性进行测量。基于测得的本构关系, 建立电机铁心的电磁-机械多场耦合模型。考虑电磁力和硅钢片的磁致伸缩效应, 进行感应电机在不同谐波参与下电磁场和机械场的数值计算, 以得到磁密、应力和振动的分布情况, 进而分析谐波对电机铁心振动的影响, 为减少感应电机的振动噪声提供有力的理论依据与计算方法。

关键词: 感应电机; 电磁-机械耦合模型; 磁致伸缩; 谐波; 振动分布

中图分类号: TM 346 **文献标志码:** A **文章编号:** 1673-6540(2018)01-0077-06

Research of the Influence of Harmonic on Induction Motor Core Vibration*

YAN Rongge^{1,2}, LIU Huaiwen^{1,2}, BEN Tong^{1,2}, ZHAO Luna^{1,2}, ZHOU Jie^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Reliability and Intelligent of Electrical Equipment,

Hebei University of Technology, Tianjin 300130, China;

2. Province-Ministry Joint Key Laboratory of Electromagnetic Field and Electrical Apparatus Reliability, Hebei University of Technology, Tianjin 300130, China)

Abstract: In order to study the vibration and noise of the induction motor under practical working conditions, a database of magnetization and magnetostrictive curves of silicon steel under different harmonic excitations was tested. Based on the measured constitutive relations, an electromagneto-mechanical coupled numerical model for the motor core was presented. Considering the electromagnetic force and magnetostriction effect of silicon steel, the magnetic field and mechanical field were calculated for the induction motor. The distribution of the magnetic flux density, stress and vibration of the motor were obtained from the calculation. And the influence of different harmonics on the vibration was analyzed, which provided the theoretical basis for vibration and noise reduction of induction motors.

Key words: induction motor; electromagneto-mechanical coupled model; magnetostriction; harmonics; vibration distribution

0 引言

电机作为一种机电能量转换或信号转换的电磁机械装置, 尤其是中小型感应电机, 已被广泛应用于国民生产、生活的各个领域^[1-2]。根据当今市场的需求, 电机设计必须朝向体积小、质量轻、电流大、转矩大的方向发展^[3], 就要求电机有较高的电磁负荷, 然而这样会增加电机在运行过程中

的振动。这种振动既造成噪声污染, 也影响电机本身的使用寿命和它所拖动其他设备的工作质量和使用寿命^[4]。因此, 为降低电机振动噪声, 保证电机及其所拖动系统能长期稳定运行, 对电机振动的组成及振动机理的研究是非常有必要的。

铁心的电磁力和硅钢片的磁致伸缩效应是造成电机振动的两个重要因素。国内外学者通过建立电磁-机械耦合模型以及磁致伸缩张量法, 计

* 基金项目: 国家自然科学基金重点项目(51237005); 国家自然科学基金项目(51507110, 51171038, 51777054)

作者简介: 闫荣格(1969—), 女, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为工程磁场与磁技术。

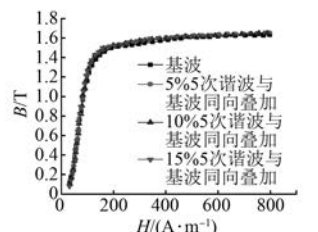
算了电机铁心电磁力和磁致伸缩力单独作用时电机的振动位移和振动加速度。结果表明,磁致伸缩力单独作用引起的振动较电磁力单独作用引起的振动较小,但其对电机振动的贡献不能忽视^[5-7]。另外,由于电力系统非线性元件的存在和电机所拖动负载的影响,使得电机的激励源不再是标准的正弦波,而是含有大量的高次谐波,这些高次谐波会使得气隙磁场含有大量的谐波磁通^[8-9],因此电机振动噪声是由主磁通和大量谐波磁通共同引起的。Alan、Wallace 等^[10]通过对由变频器供电的感应电机、开关磁阻电机和永磁电机的电磁振动进行研究,得出了谐波对电机振动噪声的影响是不容忽视的结论。Setareh Gorji Ghalamestani 等学者^[11]研究了不同幅值和相位的 3 次谐波对磁场和硅钢片磁致伸缩行为的影响,认为当 3 次谐波含量增加时,变压器的振动也会随之加剧,为变压器减振提供了有力的数据支撑。国内一些学者通过谐波电流对电机电磁振动噪声影响的研究,得到了谐波的存在不会影响电磁力波频率的结论^[12-14]。但是有关变频器供电下,同时考虑感应电机绕组中出现的不同阶次谐波电流和硅钢片磁致伸缩效应时感应电机的振动问题,在国内外文献中还未涉及。

本文利用磁致伸缩测量装置测试了样机硅钢片在不同谐波参与下的磁化曲线和磁致伸缩曲线,并根据电机电磁场和机械振动有关理论及有限元计算方法,建立了感应电机铁心的电磁-机械多场耦合模型,对谐波参与下的考虑磁致伸缩效应的感应电机电磁振动进行了研究。

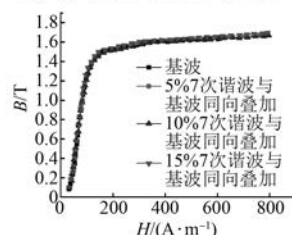
1 硅钢片磁特性测量

在利用有限元软件对模型进行计算时,材料的参数对计算结果的准确度有着直接的影响。对应用于电机的硅钢片而言,不同的型号、不同的工作状态都会表现出不同的磁特性^[15-16],所以为了保证计算结果的准确性,就必须准确地测量所研究电机硅钢片在实际的工作状态下的磁化特性与磁致伸缩特性。当变频器给电机供电时,由于变频器整流电路、逆变电路、调制波形和电机绕组接线方式等因素的影响,使得电机在运行过程中绕组中的激励不再是标准的正弦波,而是含有丰富的 5 次和 7 次谐波^[17]。本文所研究的感应电机

采用 50ww800 无取向硅钢片,利用德国 BROCKHAUS 公司的测量系统分别测量了 5 次、7 次谐波含量分别为 5%、10% 和 15% 时单片硅钢片的磁化曲线($H-B$)和磁致伸缩曲线($B-\lambda$),分别如图 1 和图 2 所示。在仿真计算的过程中将测量得到的磁化曲线和磁致伸缩曲线通过插值的方法运用到所对应的模型中,进而提高电机计算的准确度。

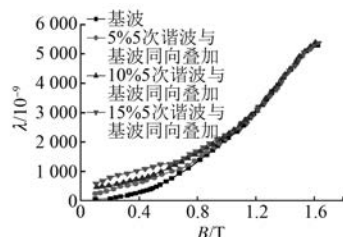


(a) 不同含量 5 次谐波与基波叠加

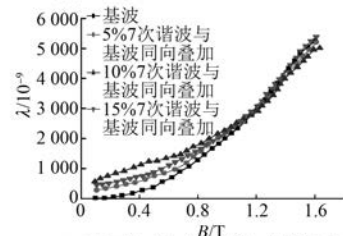


(b) 不同含量 7 次谐波与基波叠加

图 1 硅钢片基本磁化曲线



(a) 不同含量 5 次谐波与基波叠加



(b) 不同含量 7 次谐波与基波叠加

图 2 硅钢片磁致伸缩曲线

结合图 1 和图 2,通过对比不同含量 5 次和 7 次谐波分别与基波叠加下硅钢片的基本磁化曲线和磁致伸缩曲线,可以看出随着谐波含量的增大,5 次与 7 次谐波的基本磁化曲线有上移的趋势,

但是变化不明显。对于磁致伸缩曲线,在低磁通密度时磁致伸缩形变随着 5 次谐波含量的增大而增大,而随着磁通密度的增加,5 次谐波与基波叠加后的磁致伸缩曲线与基波下的磁致伸缩曲线基本一致;而 7 次谐波下的磁致伸缩形变则随着磁通密度的增加呈现先随谐波含量的增大而增大,当磁通密度达到一定值后随谐波含量的增大而减小的趋势。由测试结果可以看出,不同的激励下,材料的磁化曲线和磁致伸缩曲线都有不同的变化,谐波的含量和谐波的阶次都对硅钢片的磁性有影响。因此,为了更好地反映谐波对电机振动的影响,本文在仿真模型中采用不同激励下实测的磁化曲线和磁致伸缩曲线。

2 感应电机电磁-机械耦合分析

电机正常工作时不受外力作用,只有电磁力与硅钢片的磁致伸缩力作用,因此感应电机电磁-机械耦合能可以通过电磁力与磁致伸缩力做功得到,则铁心系统的总能量包括电磁能、应变能、电流位能、电磁-机械耦合能,所以感应电机铁心能量泛函为

$$I = \int_{\Omega_1} \left(\int_0^B \dot{H} \cdot dB \right) d\Omega + \int_{\Omega_2} \left(\int_0^\varepsilon \sigma \cdot d\varepsilon \right) d\Omega -$$

$$\frac{\partial I}{\partial u_{xi}} = \int_{\Omega_2} \left[\frac{1}{2} \frac{E(1-\alpha)}{(1+\alpha)(1-2\alpha)} \left(2\varepsilon_x \frac{\partial \varepsilon_x}{\partial u_{xi}} + 2\alpha \varepsilon_y \frac{\partial \varepsilon_x}{\partial u_{xi}} + 2\alpha \varepsilon_x \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial u_{xi}} + 2\varepsilon_y \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial u_{xi}} + (1-\alpha) \gamma_{xy} \frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial u_{xi}} \right) - (F_{mw} + F_{ms}) \frac{\partial u}{\partial u_{xi}} \right] dx dy \quad (3)$$

同理:

$$\frac{\partial I}{\partial u_{yi}} = \int_{\Omega_2} \left[\frac{1}{2} \frac{E(1-\alpha)}{(1+\alpha)(1-2\alpha)} \left(2\varepsilon_x \frac{\partial \varepsilon_x}{\partial u_{yi}} + 2\alpha \varepsilon_y \frac{\partial \varepsilon_x}{\partial u_{yi}} + 2\alpha \varepsilon_x \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial u_{yi}} + 2\varepsilon_y \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial u_{yi}} + (1-\alpha) \gamma_{xy} \frac{\partial \gamma_{xy}}{\partial u_{yi}} \right) - (F_{mw} + F_{ms}) \frac{\partial u}{\partial u_{yi}} \right] dx dy \quad (4)$$

式中: u_i ——机械场域 Ω_2 中第 i 点的位移。

根据多元函数求极值的条件对式(4)求解,可得

$$\begin{cases} \frac{\partial I(A, \mathbf{u})}{\partial A_i} = 0 \\ \frac{\partial I(A, \mathbf{u})}{\partial u_i} = 0 \end{cases} \quad (5)$$

$$\int_{\Omega_1} \mathbf{J} \cdot \dot{\mathbf{A}} d\Omega - \int_{\Gamma} \mathbf{F}_{mw} \cdot \mathbf{u} d\Gamma - \int_{\Omega_2} \mathbf{F}_{ms} \cdot \mathbf{u} d\Omega \quad (1)$$

式中: Ω_1 ——磁场计算域;

Ω_2 ——应力场计算域;

H ——磁场强度;

B ——磁感应强度;

σ, ε ——硅钢片应力与应变;

$\mathbf{J}$ ——电流密度矢量;

$\mathbf{F}_{mw}$ ——铁心所受电磁力;

Γ ——磁场边界;

$\mathbf{F}_{ms}$ ——硅钢片的磁致伸缩力。

根据铁心系统能量泛函,应用变分原理把能量泛函的求解转化为多元函数求极值的问题,分别对电磁场、机械场进行计算:

$$\begin{aligned} \frac{\partial I}{\partial A_i} &= \int_{\Omega_1} \frac{\partial}{\partial A_i} \left(\int_0^B \dot{H} \cdot dB \right) d\Omega - \int_{\Omega_1} \mathbf{J}_z \cdot \frac{\partial \dot{\mathbf{A}}}{\partial A_i} d\Omega = \\ &= \int_{\Omega_1} \left[\frac{\partial}{\partial B} \left(\int_0^B \nu \dot{B} dB \right) \frac{\partial \dot{B}}{\partial A_i} - \mathbf{J}_z \cdot \frac{\partial \dot{\mathbf{A}}}{\partial A_i} \right] d\Omega = \\ &= \int_{\Omega_1} \left[(\nu \dot{B}_x) \frac{\partial \dot{B}_x^2}{\partial A_i} + (\nu \dot{B}_y) \frac{\partial \dot{B}_y^2}{\partial A_i} - \mathbf{J}_z \cdot \frac{\partial \dot{\mathbf{A}}}{\partial A_i} \right] dx dy \end{aligned} \quad (2)$$

式中: A_i ——磁场域 Ω_1 中第 i 点的磁矢位。

通过对式(5)求解即可得到节点矢量磁位 A 和振动位移 u , 根据力学相关知识, 将得到的振动位移矢量对时间求两次导数, 就可以得到电机振动的加速度, 表达式如下所示:

$$a = \frac{d^2 u(t)}{dt^2} \quad (6)$$

3 谐波参与下感应电机振动研究

本文以 1 台 7.5 kW、220 V 星型连接的四极感应电机作为研究对象, 建立了该电机的电磁-机械耦合模型。在模型中定子槽边缘采用不规则多边形取代半圆形, 使定子槽处的剖分网格数目减少, 从而大幅度提高计算速度。为了增强计算的收敛速度和增加细节关键部位的求解精度, 对气隙处进行细化剖分, 剖分后的求解模型如图 3 所示。

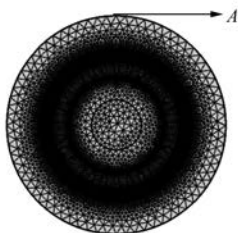


图3 电机铁心剖分图

在三相感应电机的定子绕组中通入对称的三相交流电, 得到旋转磁动势进而建立旋转磁场和磁通。基于已建立的电机模型, 对在电压幅值 380 V、频率 50 Hz 的基波激励下以及不同谐波参与下感应电机定子铁心的振动进行计算。图 4 和图 5 所示分别给出了电磁力单独作用以及电磁力和磁致伸缩力共同作用下, 电机铁心在不同激励时同一时刻的瞬态变形和应力分布情况。

由图 4、图 5 可知, 当仅有电磁力作用时, 基波激励与基波分别同向叠加 5% 的 5 次与 7 次谐波下电机的最大应力分别可达 6.29×10^4 、 6.27×10^4 、 5.87×10^4 N/m²; 电磁力与磁致伸缩力共同作用时, 基波激励与基波分别同向叠加 5% 的 5 次与 7 次谐波下电机的最大应力分别可达 5.96×10^5 、 3.9×10^5 、 4.11×10^5 N/m²。

由此可见, 含量为 5% 的 5 次谐波与正弦波同相叠加后, 当电磁力单独作用时, 电机定子所受应

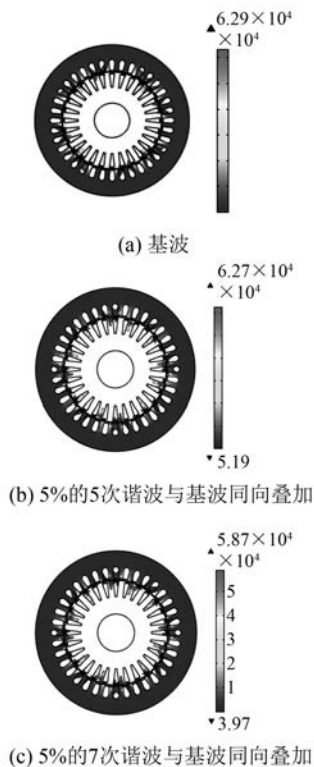


图4 电磁力单独作用时定子瞬态变形、应力分布

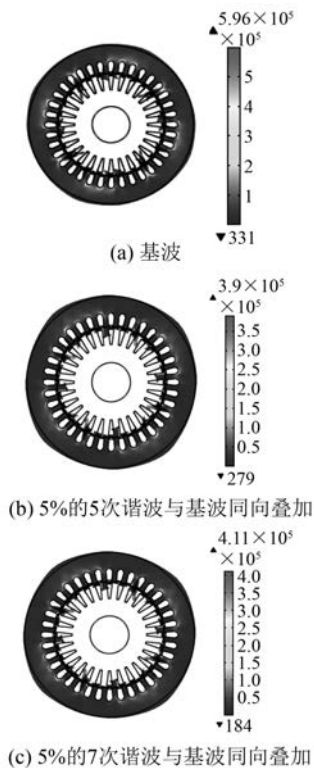


图5 电磁力与磁致伸缩力共同作用时定子瞬态变形、应力分布

力分布受谐波影响较小。当电磁力与磁致伸缩力共同作用时定子某时刻应力明显小于正弦电流单独激励下的应力,同样伴随着铁心变形分布的差异。含量为5%的7次谐波与正弦波同相叠加后,当电磁力单独作用时,定子铁心应力分布小于正弦波单独激励下定子铁心的应力。考虑磁致伸缩效应后,电机振动的瞬态形变与应力也明显减小,且电机定子铁心表面的瞬态形变较正弦激励下变化显著。

彩虹图只能描述某一时刻的数据值,为了更加准确地研究谐波对电机振动的影响,本文对连续时间内A点由电磁力单独作用以及电磁力和磁致伸缩力共同作用在不同激励下引起的电机振动加速度进行了计算,计算结果分别如图6和图7所示。

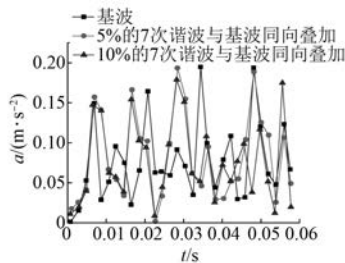


图6 电磁力单独作用时A点加速度

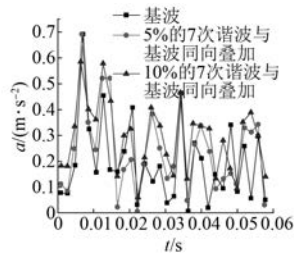


图7 电磁力与磁致伸缩力共同作用时A点加速度

由图6可知,当仅考虑电磁力作用时,在正弦激励单独作用下,A点的振动加速度最大值为0.202 2 m/s²,平均值为0.091 0 m/s²;在含量为5%的5次谐波与正弦波同相位叠加激励下,A点的振动加速度的最大值为0.201 9 m/s²,平均值为0.085 6 m/s²;在5%的7次谐波与基波同相位叠加激励下,A点的振动加速度的最大值为0.186 3 m/s²,平均值为0.080 3 m/s²。由此可知,含量为5%的5次谐波对电磁力引起的振动加速度大小几乎没有影响,而7次谐波的存在减小了电磁力引起的电机振动加速度。

由图7可知,当考虑磁致伸缩力和电磁力共

同作用时,在正弦激励单独作用下,A点的振动加速度的最大值为0.704 8 m/s²,平均值为0.291 6 m/s²;在含量为5%的5次谐波与正弦波同相位叠加激励下,A点的振动加速度的最大值为0.699 5 m/s²,平均值为0.291 1 m/s²;在5%的7次谐波与正弦电流同相位叠加激励下,A点的振动加速度的最大值为0.586 7 m/s²,平均值为0.287 6 m/s²。由此可知,5次谐波的存在减小了由硅钢片磁致伸缩效应造成的电机振动,但是减小程度很小,而7次谐波的存在明显减小了由磁致伸缩效应造成的电机振动。

由上述分析可知含量为5%的5次谐波对电机电磁振动的影响不大,而含量为5%的7次谐波起到了明显减小电机振动的作用。为了研究谐波含量对电机电磁振动变化趋势的影响,本文分别计算了不同含量的谐波作用下电机振动加速度的变化情况,由于同阶次谐波含量的增加不会改变振动加速度的波形,只是改变了相应数值的大小^[18],因此本文只给出了不同含量谐波参与下振动加速度的最大值与平均值,计算结果如表1所示。

表1 不同含量谐波作用下电机振动加速度

激励	载荷	仅电磁力作用	电磁力与磁致伸缩效应共同作用
基波	最大值	0.202 2	0.704 8
	平均值	0.091 0	0.291 6
基波与5%的5次谐波叠加	最大值	0.201 9	0.699 5
	平均值	0.085 6	0.291 1
基波与10%的5次谐波叠加	最大值	0.202 1	0.687 3
	平均值	0.086 4	0.291 8
基波与15%的5次谐波叠加	最大值	0.209 7	0.682 7
	平均值	0.092 5	0.292 3
基波与5%的7次谐波叠加	最大值	0.186 3	0.586 7
	平均值	0.080 3	0.287 6
基波与10%的7次谐波叠加	最大值	0.189 2	0.623 9
	平均值	0.082 7	0.281 1
基波与15%的7次谐波叠加	最大值	0.197 5	0.653 2
	平均值	0.087 6	0.273 5

由表1可知,随着5次谐波含量的增加,由电磁力引起的电机振动逐步增加,但幅度很小,几乎可以忽略不计。考虑磁致伸缩效应后,电机的振动加速度最大值随谐波含量的增大而减小,平均

值虽增加但变化范围不大。7次谐波与基波叠加后,当电磁力单独作用时,电机振动加速度的最大值和平均值均随着谐波含量的增大而增大,但均小于基波单独作用的情况。考虑磁致伸缩后振动加速度随谐波含量的增加,最大值增加、平均值减小。由于电机的电磁振动主要是由电磁力和硅钢片的磁致伸缩效应引起的,所以结合以上分析,可知7次谐波可以起到减小电磁振动的作用,而5次谐波对电磁振动的影响很小。

4 结 语

本文以1台7.5 kW、220 V的感应电机作为研究对象,对其所用硅钢片在不同谐波参与下的磁化特性和磁致伸缩特性进行了测试,并建立了该电机铁心的电磁-机械耦合模型。基于建立的耦合模型,计算了该电机铁心在不同谐波参与下的磁场、应力分布以及振动加速度的大小。计算结果表明:5次谐波对感应电机电磁振动影响很小,而7次谐波能够明显减小电机的电磁振动。由此可见,谐波的参与对感应电机振动有着较大的影响,且不同次谐波对电机振动的影响不同,所以在分析感应电机振动时必须单独分析各次谐波对电机振动的影响才能更有针对性地设计低振动噪声的电机。

【参考文献】

- [1] 张永昌,杨海涛.感应电机模型预测磁链控制[J].中国电机工程学报,2015,35(3): 719-726.
- [2] 王东,吴新振,郭云珺,等.非正弦供电十五相感应电机谐波电压确定[J].中国电机工程学报,2012,32(24): 126-133.
- [3] 张凤阁,杜光辉,王天煜,等.高速电机发展与设计综述[J].电工技术学报,2016,31(7): 1-18.
- [4] SOMKUN S, MOSES A J, ANDERSON P I, et al. Magnetostriction anisotropy and rotational magnetostriction of a nonoriented electrical steel[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2010, 46(2): 302-305.
- [5] PAN S S, HEE J C. A magnetostrictive force and vibration mode analysis of 3 kW BLDC motor by a magneto-mechanical coupling formulation[J]. Journal of Electrical Engineering & Technology, 2011, 6(1): 76-80.
- [6] 郝清亮,胡义军,朱少林.磁致伸缩在电机电磁振动中的贡献分析[J].电机与控制应用,2011,38(10): 31-35.
- [7] 祝丽花,杨庆新,闫荣格,等.考虑磁致伸缩效应电力变压器振动噪声的研究[J].电工技术学报,2013,28(4): 1-6.
- [8] 黄越.永磁同步电动机中谐波及其影响的研究[D].沈阳:沈阳工业大学,2008.
- [9] TANIGUCHI K, TOMIYAMA Y, TAKEDA Y, et al. A PWM strategy for reducing torque-ripple in inverter-fed induction motor[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 1994, 30(1): 71-77.
- [10] ALAN K, WALLACE R S, LARRY G M. Current harmonics and acoustic noise in ac adjust ab. -speed drives [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 1990, 26(2): 267-273.
- [11] GHALAMESTANI S G, VANDEVELDE L, DIRCKX J J J, et al. Magnetostriction and the Influence of higher harmonics in the magnetic field [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2012, 48(11): 3981-3984.
- [12] 宋鹏超,王金全,李霞,等.谐波电流对柴油发电机组震动噪声影响研究[J].船电技术,2013,33(2): 8-11.
- [13] 张艳丽,李强,王洋洋,等.谐波磁场下硅钢片磁致伸缩特性分析[J].电工技术学报,2015,30(14): 545-550.
- [14] 周吉威.谐波电流对永磁电机振动噪声影响研究[D].沈阳:沈阳工业大学,2015.
- [15] KAI Y, TSUCHIDA Y, TODAKA T, et al. Influence of biaxial stress on vector magnetic properties and 2-D magnetostriction of a nonoriented electrical steel sheet under alternating magnetic flux conditions [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2014, 50(4): 1-4.
- [16] GAO Y, MURAMATSU K, HATIM M J, et al. Design of a reactor driven by inverter power supply to reduce the noise considering electromagnetism and magnetostriction [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2010, 46(6): 2179-2182.
- [17] 周巍.变频器谐波电流对永磁同步电机的性能影响分析[D].天津:天津大学,2011.
- [18] 唐任远,宋志环,于慎波,等.变频器供电对永磁电机振动噪声源的影响研究[J].电机与控制学报,2010,14(3): 12-17.

收稿日期: 2017-07-24