

DOI:10.13296/j.1001-1609.hva.2026.03.013

## 基于高频模态阻尼比识别的增强型永磁同步电机振动噪声计算模型

李晓华, 卢越, 刘郁冬, 李光旭, 邹良川, 田雪

(上海电力大学电气工程学院, 上海 200090)

**摘要:** 高频模态阻尼对整数槽多极对数电机振动噪声计算模型准确性具有重要作用, 由于锤击实验带宽限制, 高频模态阻尼比无法识别。为此文中提出一种高频模态阻尼比识别方法: 通过锤击法模态实验测试低频固有频率振型及阻尼比, 同时考虑模态频率和阶次影响建立分段阻尼模型, 基于最小二乘原理, 根据实验测得的低频模态数据拟合分段阻尼模型参数, 基于该模型估算高频模态阻尼比。利用文中方法对一台48槽8极永磁同步电机高频模态阻尼比进行识别, 建立“电磁—结构振动—噪声”多物理域联合振动噪声仿真模型, 提高振动噪声计算模型精度, 最后进行样机振动噪声实验验证了高频阻尼识别方法的正确性。

**关键词:** 模态; 阻尼比; 电磁振动噪声; 联合仿真模型

### Enhanced Vibration Noise Calculation Model for Permanent Magnet Synchronous Motors (PMSM) Based on High-frequency Modal Damping Ratio Identification

LI Xiaohua, LU Yue, LIU Yudong, LI Guangxu, ZOU Liangchuan, TIAN Xue

(School of Electrical Engineering, Shanghai University of Electric Power, Shanghai 200090, China)

**Abstract:** High frequency modal damping plays an important role in the accuracy of vibration noise calculation models for integer slot multipole log motors. However, high frequency modal damping ratio cannot be identified due to bandwidth limitations of hammering experiments. Therefore, in this paper a method for identifying the damping ratio of high frequency modes is proposed. The low frequency natural frequency modes and damping ratio is tested by hammering modal experiment and, at the same time, a segmental damping model is set up by taking into account the effects of modal frequency and order. Based on the least squares principle, the parameters of the segmental damping model are identified by fitting the experimentally measured low-frequency modal data, and the high frequency modal damping ratio is estimated based on this model. The method in this paper is used to identify the high frequency modal damping ratio of a 48-slot, 8-pole permanent magnet synchronous motor, and a ‘electromagnetic-structure-noise’ multi-physical domain vibration noise simulation model is set up so to improve accuracy of the vibration noise calculation model. Finally, the correctness of the high frequency damping identification method is verified by the vibration noise experiment of the sample.

**Key words:** modal; damping ratios; electromagnetic vibration noise; co-simulation model

## 0 引言

新能源汽车电驱动高压化的发展趋势和碳化硅等电力电子器件的应用使电驱动电机向高速化发展, 驱动电机面临高频噪声新挑战<sup>[1-2]</sup>, 是未来电

动汽车 NVH(noise、vibration、harshness)分析和抑制的痛点。而随着 PMSM(permanent magnet synchronous motor)转速的增加和振动频率的增加, 固有频率和振动模型对结构细节变的更加敏感, 同时电机模态频率密度增加, 定子结构中阻尼参数设置不准

确会导致振动噪声模型重大错误。

电机“电磁—结构振动—噪声”多物理域模型一般采用模态测试结果的阻尼参数来精确有限元模型,而由于锤击法模态测试频域带宽的限制,无法识别高频模态的阻尼比,因此如何识别高频模态阻尼比对于电动汽车驱动电机的高频噪声模型具有重要的意义。

目前,基于物理模型对复杂结构的阻尼进行计算是十分困难的,研究人员一般基于数学上的阻尼模型展开研究,瑞利阻尼作为粘滞阻尼模型受到广泛应用<sup>[9]</sup>。近年来,研究人员提出了各类新型阻尼模型以求更好的表达结构实际的阻尼行为<sup>[4-7]</sup>,但仍以粘性阻尼模型为主,且很少应用于电机振动分析。

电机阻尼比和频率相关联,不同模态对应阻尼比不同,采用恒定阻尼比进行振动计算会导致振动峰值误差过大<sup>[8-10]</sup>,文[11]讨论了阻尼的组成及对振动的影响机制,文[12]为分析大型涡轮发电机定子端部振动特性,使用了瑞利阻尼模型并考虑了材料特性,文[13]中分别对三相感应电机的定子、转子和机壳进行了模态实验,将阻尼比拟合为频率的多项式函数和幂函数,但未讨论阻尼比对电机振动的影响,文[14]中采用瑞利阻尼模型预测未知结构电机阻尼比,并对振动频谱进行了预测和实验验证,文[15]使用实测阻尼比的平均值进行单一工况下的

振动预测,尽管仿真和实验匹配较好,但其模态频率均较低,未对高频模态阻尼比及振动进行预测和计算。综上,目前对于电驱动电机的高频模态阻尼比的研究很少,而且一般的阻尼模型均未考虑模态阶次对阻尼的影响。

为了识别电动汽车驱动电机高频阻尼比,精确“电磁—结构振动—噪声”多物理域仿真模型,文中引入一种高频模态阻尼比的识别方法:首先建立了同时考虑频率和阶次影响的分段阻尼模型,其次通过该模型估算一台电动汽车用48槽8极IPMSM高频模态阻尼比,建立样机增强型振动噪声计算模型,对比无阻尼和不考虑阶次影响的阻尼比仿真结果,最后进行样机振动实验验证文中所提出的高频模态阻尼比的识别方法的正确性。文中样机参数见表1。文中高频模态阻尼比的识别方法及验证流程图见图1。

表1 样机结构技术参数

Table 1 Technical parameters of the prototype structure

参数	数值
槽数/极数/相数	48/8/3
额定/峰值功率/kW	45/90
额定转速/(r·min <sup>-1</sup> )	3 000
定/转子铁心长度/mm	160
定子铁心外径/mm	230
定子铁心内径/mm	156

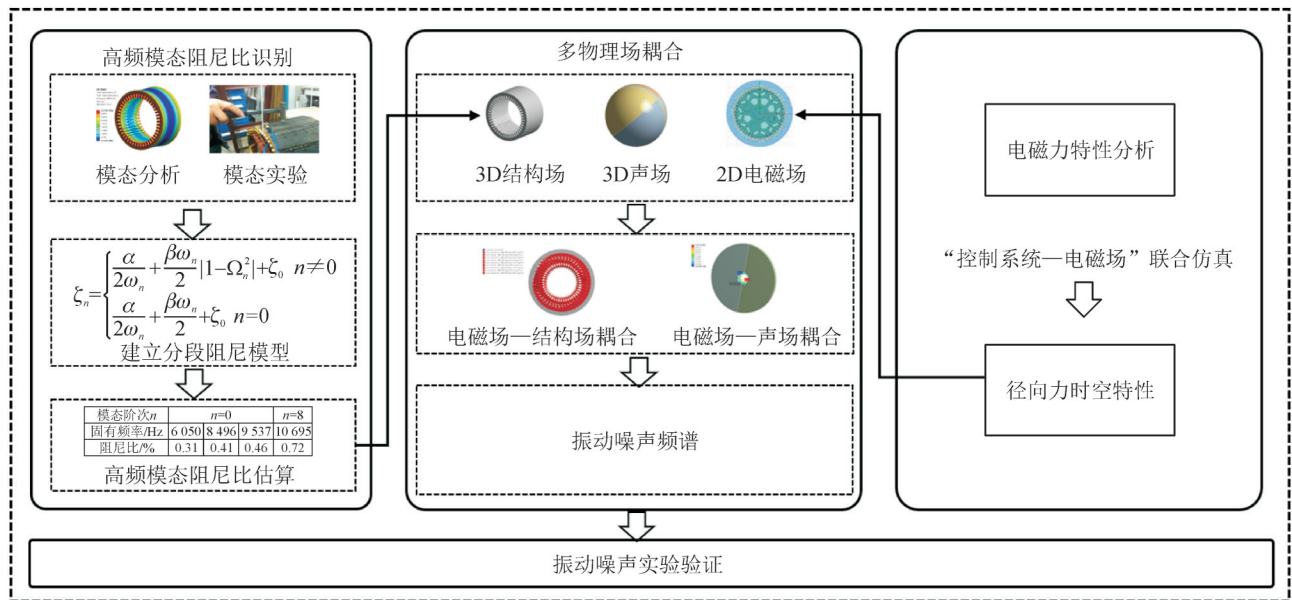


图1 高频模态阻尼比的识别方法及验证流程图

Fig. 1 Identification method and verification flow chart for high frequency modal damping ratios

## 1 定子分段阻尼模型

### 1.1 阻尼比对振动影响

对于电磁力作用于电机定子产生的振动可简

化为质量—弹簧—阻尼器等效物理模型<sup>[16]</sup>,见图2。图2中: $M$ 为质量; $K$ 为弹簧刚度; $C$ 为阻尼系数; $P$ 为施加激励。

质量—弹簧—阻尼器等效物理模型运动方程为

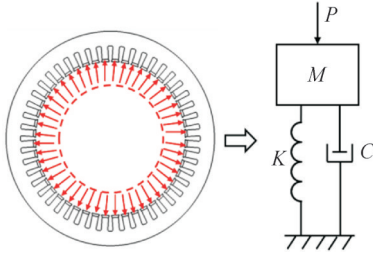


图2 定子等效模型示意图

Fig. 2 Stator equivalent model diagram

$$M\ddot{x} + C\dot{x} + Kx = P_m \cos \omega t \quad (1)$$

由机电类比法<sup>[16]</sup>计算出质量M的振动速度为

$$\dot{Y} = \frac{P}{C + j\left(\omega M + \frac{K}{\omega}\right)} = A\dot{Y}_m e^{j(\pi/2 - \varphi)} \quad (2)$$

式(2)中:

$$A = \frac{1}{\sqrt{\left[1 - \left(\frac{\omega}{\omega_n}\right)^2\right]^2 + \left(2\zeta_n \frac{\omega}{\omega_n}\right)^2}} \quad (3)$$

$$\varphi = \arctan\left(\frac{2\zeta_n \frac{\omega}{\omega_n}}{1 - \left(\frac{\omega}{\omega_n}\right)^2}\right) \quad (4)$$

式(2)-(4)中:  $\dot{Y}_m$  为质量M上作用静力P时的振动速度; A为动力放大系数;  $\varphi$  为相位差;  $\zeta_n$  为n阶固有频率的阻尼比。阻尼比大小对动力放大系数A及相位差  $\varphi$  的影响见图3, 分析可见阻尼比对振动计算影响的显著性。

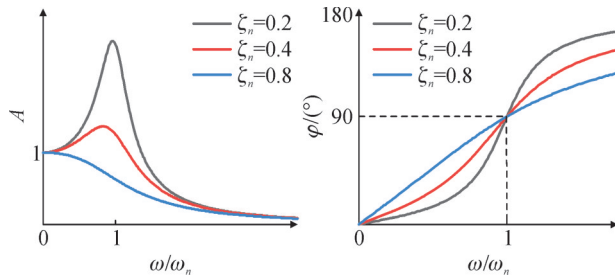


图3 阻尼比对动力放大系数和相位差的影响

Fig. 3 Effect of damping ratio on power amplification factor and phase difference

在电机振动特性的分析中, 阻尼对振动的影响主要表现在共振或接近共振时, 此时阻尼对响应的影响十分显著, 必须正确考虑, 而在离开共振处时, 阻尼对振动响应影响较小。在模态分析中, 阻尼对电机定子的模态和固有频率影响极小, 一般不予考虑<sup>[16]</sup>。

### 1.2 瑞利阻尼模型

瑞利阻尼模型由于其参数简单, 易于软件集成, 得到广泛应用, 瑞利阻尼矩阵可表示为质量矩阵和刚度矩阵的线性组合, 见式(5), 阻尼比表达式见式(6)。

$$C = \alpha M + \beta K \quad (5)$$

$$\zeta_n = \frac{\alpha}{2\omega_n} + \frac{\beta\omega_n}{2} \quad (6)$$

式(5)、(6)中, 质量比例系数  $\alpha$  和刚度比例系数  $\beta$  可由式(7)确定。

$$\frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1/\omega_i & \omega_i \\ 1/\omega_j & \omega_j \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha \\ \beta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \zeta_i \\ \zeta_j \end{Bmatrix} \quad (7)$$

式(7)中:  $\omega_i$  和  $\omega_j$  分别为第i阶和第j阶固有频率;  $\zeta_i$  和  $\zeta_j$  分别为  $\omega_i$  和  $\omega_j$  对应的阻尼比。不同的  $\omega_i$  和  $\omega_j$  频率选择方法计算得到的  $\alpha$  和  $\beta$  不同, 将导致计算得到的阻尼比有所不同。

瑞利阻尼模型仅考虑频率对阻尼的影响, 没有考虑模态阶次对阻尼的影响, 且阻尼比的计算结果依赖于频率选择策略, 会对高频模态阻尼比的精确预测产生不利影响。

### 1.3 分段阻尼模型

分段阻尼模型构建流程见图4。

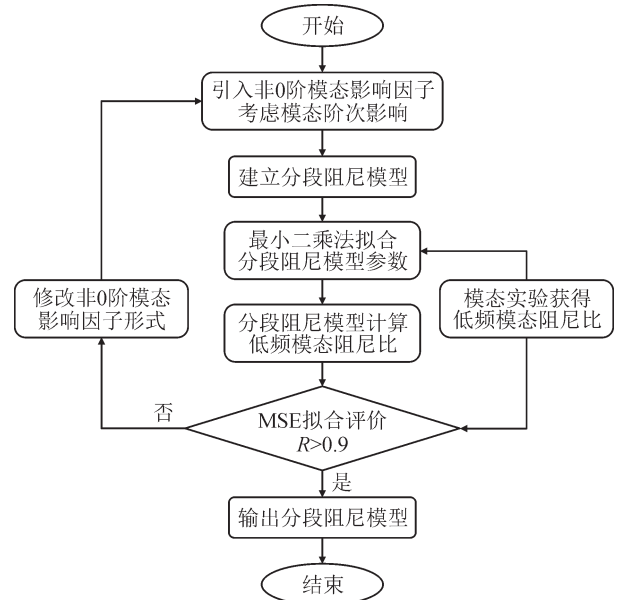


图4 分段阻尼模型构建流程图

Fig. 4 Flow chart for building a segmented damping model

应用 Donnell-Mushtari 柱壳理论<sup>[17]</sup>描述壳体振动时, 定子模态的有效刚度  $K_n$  受模态阶次n影响, 其定义为

$$K_n = \frac{4\Omega_n^2 \pi L_c h_c E_c}{D_c (1 - \nu_c^2)} \quad (8)$$

式(8)中:  $D_c$ 、 $L_c$ 、 $h_c$  分别为定子铁心轭部的平均直径、有效长度和轭部高度;  $E_c$  和  $\nu_c$  为定子铁心材料的弹性模量和泊松比;  $\Omega_n$  为模态阶次对刚度系统的影响系数, 其定义为

$$\Omega_n = \begin{cases} 1 & n=0 \\ \frac{1}{2} \sqrt{(1+n^2+k^2n^4) \pm \sqrt{(1+n^2+k^2n^4)^2 - 4k^2n^6}} & n \geq 1 \end{cases} \quad (9)$$

式(9)中

$$k^2 = \frac{h_c^2}{3D_c^2} \quad (10)$$

分析可知, 模态阶次通过影响结构刚度矩阵, 进而对阻尼比产生影响, 且0阶和非0阶影响不同。

为考虑模态阶次对模态阻尼比的影响, 提高低频模态阻尼比拟合精度和高频模态阻尼比预测精度, 文中在瑞利阻尼模型的基础上进行改进, 对瑞利阻尼基于阶次进行分段, 考虑材料结构阻尼常数, 引入非0阶影响因子形式, 提出一种分段阻尼模型

$$\zeta_n = \begin{cases} \frac{\alpha}{2\omega_n} + \frac{\beta\omega_n}{2} |1 - \Omega_n^2| + \zeta_0 & n \neq 0 \\ \frac{\alpha}{2\omega_n} + \frac{\beta\omega_n}{2} + \zeta_0 & n = 0 \end{cases} \quad (11)$$

式(11)中:  $\zeta_0$  为固有阻尼比, 表示材料的结构阻尼常数, 与频率和模态阶次无关;  $|1 - \Omega_n^2|$  为非0阶模态影响因子, 表示模态阶次对阻尼比的影响。

对于模型参数  $\alpha$ 、 $\beta$ 、 $\zeta_0$ , 文中根据低频模态阻尼比实测数据, 采用最小二乘非线性拟合算法进行计算。最小二乘法是一种数学优化技术, 通过最小化误差的平方和寻找数据的最佳函数匹配, 其一般形式为

$$\min f(x) = \sum_{i=1}^m L_i^2(x) = \sum_{i=1}^m [y_i - f(x_i)]^2 \quad (12)$$

式(12)中:  $L_i(x)$  为残差函数;  $y_i$  为测量值;  $f(x_i)$  为拟合值。

为评价拟合数据与测量数据的匹配度, 通过计算均方差 MSE(mean square error)对拟合效果进行评价, 其定义见式(13),  $R$  值越接近1拟合效果越精确。

$$R = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n [f(x_i) - y_i]^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} \quad (13)$$

## 2 样机高频模态阻尼比识别

### 2.1 模态实验

文中采用 AVANT MI-7008 数据采集与信号分析对样机定子结构进行锤击法模态测试分析, 获得样机的固有频率、阻尼比和模态阶次, 加速度传感器量程为 0~8 000 Hz, 钢材料力锤的频带范围为 5 000 Hz。锤击法模态试验示意图见图 5。锤击法模态阶次、固有频率及对应阻尼比实验结果见表 2。

### 2.2 建立阻尼模型

根据样机低频模态阻尼比数据, 分别基于瑞利

阻尼和文中提出的分段阻尼对样机建立阻尼模型。

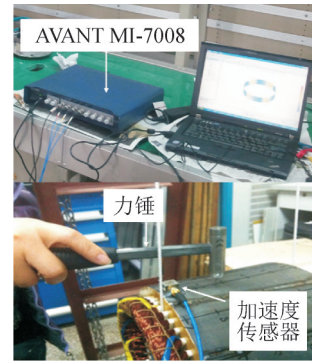


图 5 模态实验平台

Fig. 5 Modal experimental platform

表 2 样机模态实验结果

Table 2 Prototype modal experimental results

模态阶次 $n$	频率/Hz	阻尼比/%
2	561	0.22
3	1 480	0.14
4	2 650	0.14
5	3 927	0.13
6	5 066	0.11
0	5 709	0.31

首先计算瑞利阻尼模型参数, 不同频率选择方法及参数计算结果见表 3。

表 3 不同选择方法对应瑞利阻尼比例系数

Table 3 Different selection methods corresponding to Rayleigh damping scaling factors

方法	( $i, j$ )	$\alpha$	$\beta$
1	(2,0)	$1.34 \times 10^3$	$1.62 \times 10^{-5}$
2	(2,6)	$1.48 \times 10^3$	$5.45 \times 10^{-6}$
3	(3,5)	$1.89 \times 10^3$	$7.42 \times 10^{-6}$

对于 48 槽 8 极电机整数槽电机, 0 阶力波是振动主要来源之一, 在选择  $\omega_i$  和  $\omega_j$  时应尽可能包含 0 阶固有频率和较低阶固有频率, 因此选择方法 1 的模型参数计算结果较为合适。

通过瑞利阻尼模型计算各阶低频模态阻尼比, 并与实测值进行对比, 结果见图 6。

由图 6 可知, 除用于系数计算的两阶固有频率, 瑞利阻尼模型低频模态阻尼比计算结果和实测值相差较大, 由于仅考虑到频率对阻尼的影响, 无法考虑模态阶次对阻尼的影响, 瑞利阻尼模型不能够准确计算不同模态下阻尼比的数值和趋势, 且阻尼比的计算结果依赖于频率选择策略。

基于文中提出的分段阻尼建立样机阻尼模型。将样机参数代入式(9)计算可得各阶模态对应  $\Omega_n$ , 计算结果见表 4。

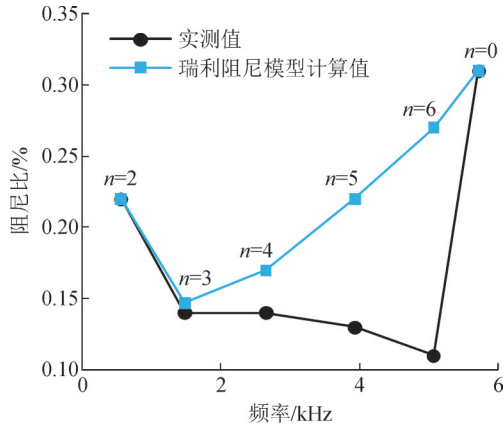


图6 瑞利阻尼模型计算值与实测值对比

Fig. 6 Comparison of calculated and measured values from the Rayleigh damping model

表4 各阶模态对应的等效刚度影响系数

Table 4 Equivalent stiffness influence coefficients corresponding to each order of modalities

模态阶次 n	等效刚度影响系数	模态阶次 n	等效刚度影响系数
0	1.00	5	0.72
2	0.10	6	1.04
3	0.25	8	1.63
4	0.45		

基于最小二乘非线性拟合算法计算得到的分段阻尼模型参数见表5, MSE拟合评价  $R=0.93$ 。通过文中提出的分段阻尼模型计算各阶低频模态阻尼比, 和样机阻尼比实测值进行对比, 结果见图7。

表5 分段阻尼模型参数计算结果

Table 5 Parameters of segmental damping model

参数	数值
质量比例系数 $\alpha$	$1.03 \times 10^3$
刚度比例系数 $\beta$	$1.34 \times 10^{-5}$
固有阻尼比 $\zeta_0$	$4.25 \times 10^{-2}$

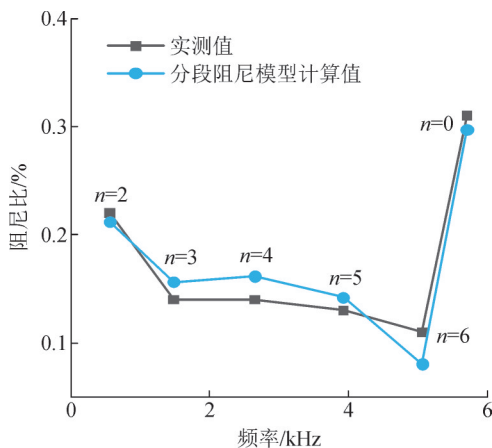


图7 分段阻尼模型拟合值与实测值对比

Fig. 7 Comparison of calculated and measured values from the segmental damping model

由图7可知, 相较于瑞利阻尼模型, 分段阻尼模型低频模态阻尼比拟合值与实测数据吻合度显著提升, 验证了文中引入的非0阶模态影响因子的正确性。

采用另一台48槽8极电机对分段阻尼模型进行验证, 其低频模态阻尼比拟合结果见图8, MSE拟合评价  $R=0.90$ 。结果证明, 分段阻尼模型能够较好的拟合低频模态阻尼比的数值及趋势。

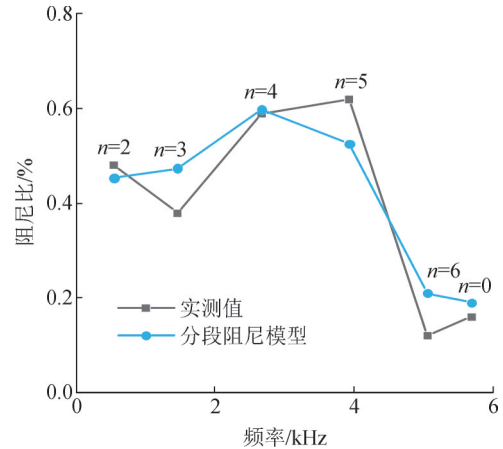


图8 分段阻尼模型验证



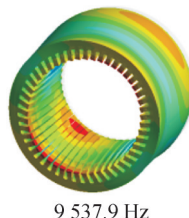
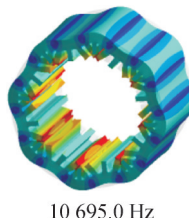
Fig. 8 Segmented damping model validation

### 2.3 高频阻尼比估算

径向电磁力波的频率与定子铁心固有频率接近或相同时会引起共振, 从而产生较大的振动, 因此分析定子铁心模态对于后续的振动频谱分析十分必要。笔者在文[18]中对样机的高频有效模态及固有频率进行了有限元分析, 结果见表6。

表6 定子高频有效模态振型及其固有频率

Table 6 Stator high frequency effective mode shapes and their inherent frequencies

阶次	模态振型	阶次	模态振型
0阶	 6 050.0 Hz	0阶	 8 496.4 Hz
0阶	 9 537.9 Hz	8阶	 10 695.0 Hz

根据表6分析结果, 分别基于瑞利阻尼模型和

分段阻尼模型对 6 050、8 496、9 537、10 695 Hz 关键频率处的高频模态阻尼比进行计算, 结果见表 7。

表 7 高频模态阻尼比预测结果

Table 7 High frequency modal damping ratio prediction results

模型	阻尼比/%			
	6 050 Hz	8 496 Hz	9 537 Hz	10 695 Hz
分段阻尼模型	0.32	0.41	0.46	0.72
瑞利阻尼模型	0.32	0.44	0.49	0.55

分析高频模态阻尼比预测值可知, 对于同一阻尼模型, 0 阶有效模态各固有频率处的阻尼比值相对接近, 分段阻尼模型预测值略小于瑞利阻尼, 两者预测结果接近, 8 阶有效模态阻尼比明显高于 0 阶模态, 且分段阻尼模型预测值明显大于瑞利阻尼, 原因是根据文中提出的分段阻尼模型, 0 阶模态阻尼比只受频率变化的影响, 而非 0 阶模态阻尼比同时受到频率变化和模态阶次的影响, 导致 8 阶模态阻尼比明显大于 0 阶模态阻尼比。

### 3 样机增强型振动噪声计算模型

结合文中提出的高频模态阻尼比识别方法可构建样机增强型振动噪声计算模型, 通过“控制系统—电磁场”联合仿真模型提高 2D 电磁场电磁力计算精度, 通过高频模态阻尼比识别方法提高 3D 结构场仿真精度, 基于多“电磁场—结构场—声场”多物理场耦合精确计算样机振动噪声特性。为验证本文提出的高频模态阻尼比识别方法的正确性, 分别基于无阻尼、瑞利阻尼和分段阻尼建立 3 种振动噪声计算模型, 对 3 000 r/min 额定负载(122.8 N·m)工况进行振动噪声计算。

#### 3.1 电磁力特性

在逆变器供电情况下, 脉宽调制技术产生的电流谐波以及逆变器开关频率会引入新的电磁力波谐波分量, 加剧电机的振动噪声。

为模拟逆变器供电下电机实际运行状态, 利用 MATLAB 搭建 PMSM 控制系统, 实现电机空间矢量脉宽调制; 利用有限元软件搭建电机二维有限元模型; 通过耦合电路, 实现控制系统驱动有限元模型并实时获得电流、位置、转速等反馈信息, 建立控制系统和二维有限元联合仿真模型, 提高电磁力计算精度。联合仿真模型结构见图 9。

经二维傅里叶分解得到的考虑逆变器谐波的径向电磁力波频谱图见图 10。由图 10 可见, 开关频率  $f_c \pm f_c$ 、 $f_c \pm 3f_c$  处径向电磁力幅值较大, 此为逆变器谐波电流引入电磁力。

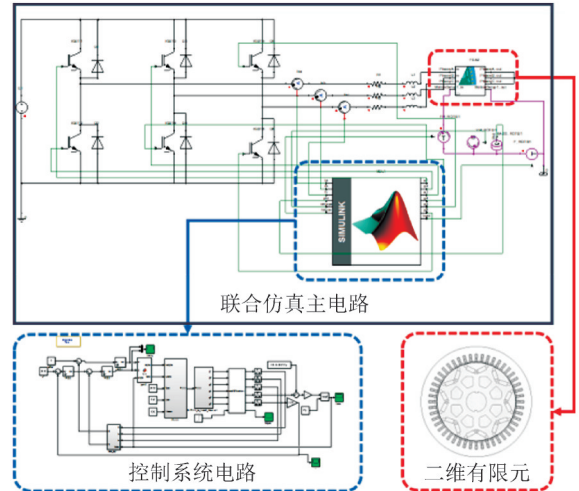


图 9 联合仿真模型结构

Fig. 9 Co-simulation model

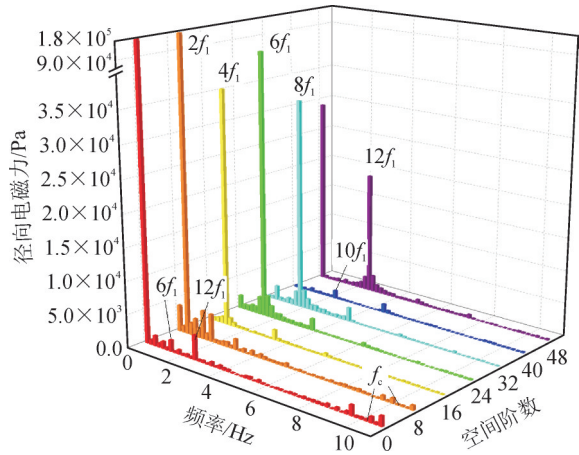


图 10 径向电磁力波频谱图

Fig. 10 Radial electromagnetic force wave spectrum

#### 3.2 样机振动计算

为准确计算样机振动噪声特性构建样机电磁场和结构场耦合模型, 在定子齿部采用集中力激励方式。对频率区间设置分段, 每段仅包含一个有效模态频率, 输入对应阻尼比计算振动。无阻尼振动模型、瑞利阻尼振动模型和分段阻尼振动模型振动频谱计算结果见图 11、12。

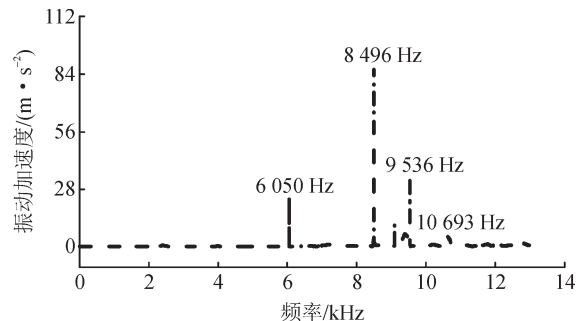


图 11 无阻尼振动计算模型振动频谱

Fig. 11 Vibration spectrum for undamped vibration calculation model

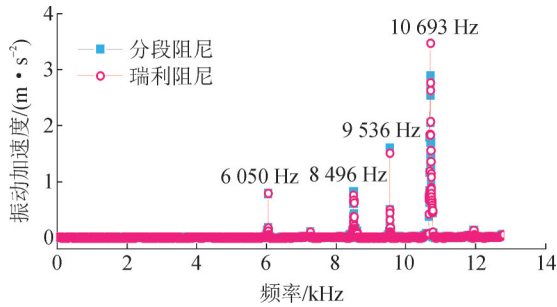


图12 有阻尼振动计算模型振动频谱

Fig. 12 Vibration spectrum with damped vibration calculation model

分析图11、12可知,对于无阻尼振动计算模型,样机振动峰值明显过大,阻尼显著抑制了样机振动峰值,同时改变了样机的振动规律,无阻尼模型8496 Hz处振动值最大,两种有阻尼模型10693 Hz处振动值最大。

3种振动模型在有效高频模态处振动加速度幅值对比见图13。

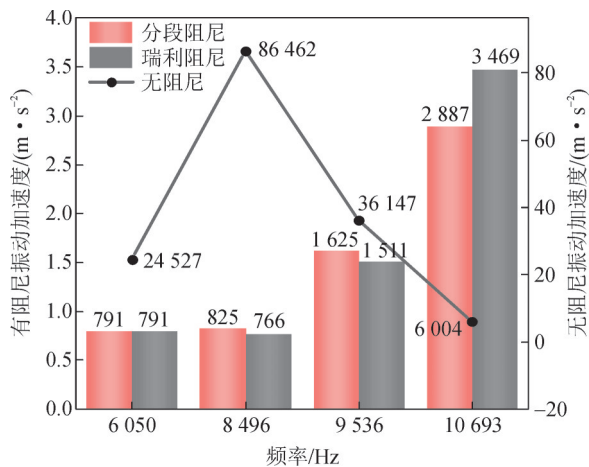


图13 有效模态处不同振动计算模型仿真值对比

Fig. 13 Comparison of simulation values of different vibration calculation models at effective modes

分析图13可知,在0阶有效模态处,基于分段阻尼的振动仿真值略大,和基于瑞利阻尼的振动仿真值相差较小。在8阶有效模态处,基于分段阻尼的振动仿真值明显小于基于瑞利阻尼的振动仿真值,这是因为两种阻尼模型在8阶有效模态处的阻尼比预测值相差较大。

### 3.3 样机噪声计算

3D声场模型见图14,结构场—声场耦合模型见图15。声场半径设为为1.15 m,噪声计算点到样机定子铁心外表面的距离为1 m。无阻尼噪声模型、瑞利阻尼噪声模型和分段阻尼噪声模型噪声频谱计算结果见图16、17。

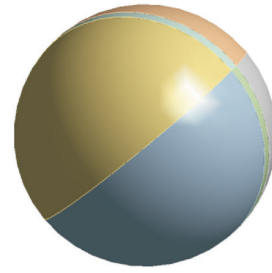


图14 三维声场模型

Fig. 14 Three-dimensional sound field model

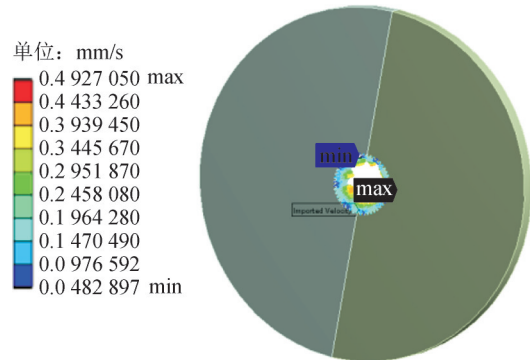


图15 结构场—声场耦合模型

Fig. 15 Structural field-acoustic field coupling model

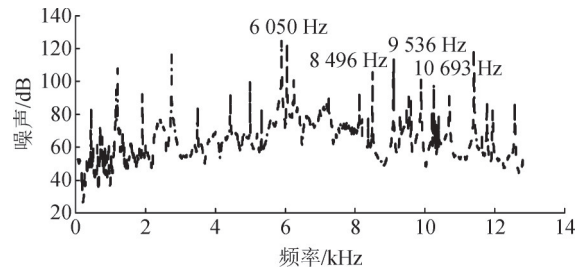


图16 无阻尼噪声计算模型噪声频谱

Fig. 16 Noise spectrum for undamped noise calculation model

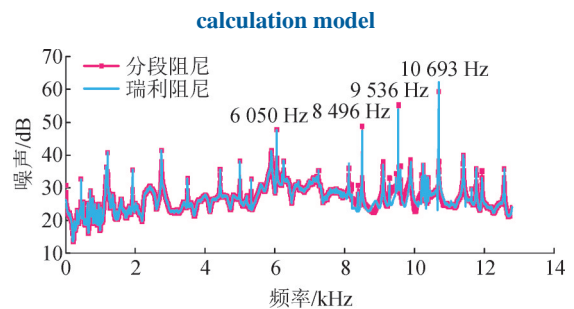


图17 有阻尼噪声计算模型噪声频谱

Fig. 17 Noise spectrum with damped noise calculation model

分析图16、17可知,样机定子铁心各阶固有频率处均能辐射较大噪声,但有阻尼噪声计算总体幅值显著下降,在0、8阶有效模态频率处的噪声幅值明显大于其他阶数固有频率。

3种噪声计算模型在有效高频模态处噪声幅值对比见图18。

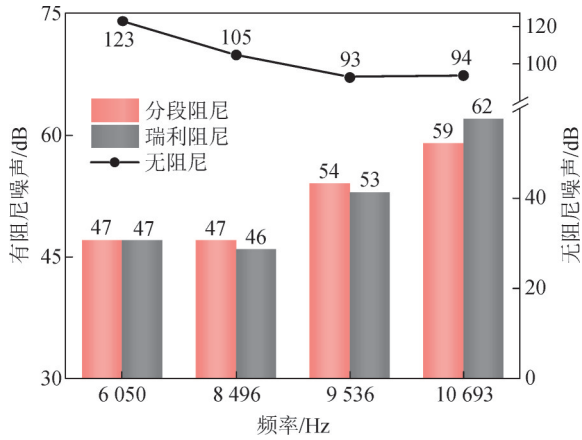


图18 有效模态处不同噪声计算模型仿真值对比

Fig. 18 Comparison of simulation values of different noise calculation models at the effective mode

分析图18可知,0阶有效模态处两种有阻尼模型噪声仿真值相差较小。在8阶有效模态处,基于分段阻尼的噪声仿真值和基于瑞利阻尼的噪声仿真值相差最大,其规律与振动仿真结果一致。

#### 4 振动噪声实验

为验证以上分析结果,对文中样机进行振动噪声实验测试分析,振动噪声现场测试见图19。利用美国DP动态信号分析仪进行振动数据的采集,粘贴在电机机壳上的加速度传感器输出电机机壳表面轴向、切向与径向振动加速度信号,驱动器开关频率为10 kHz。噪声仪采集样机的噪声信号,位置见图19,测试半径为1 m,测点的高度与电机中心线平行。

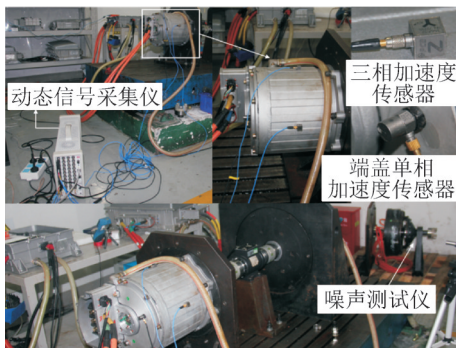


图19 实验现场图

Fig. 19 Experimental site photos

3 000 r/min 额定负载工况的实测振动、噪声频谱图分别见图20、21。

样机高频有效模态处两种有阻尼振动噪声计算模型仿真值与振动噪声实验实测值的误差值对比见图22、23。

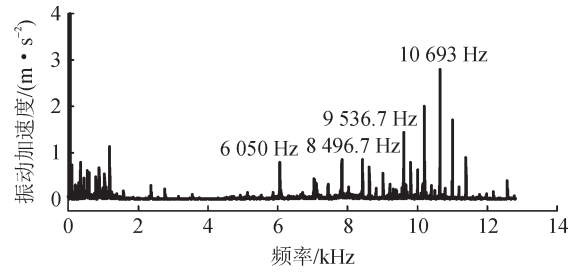


图20 实测样机振动频谱

Fig. 20 Measured vibration spectrum of the prototype

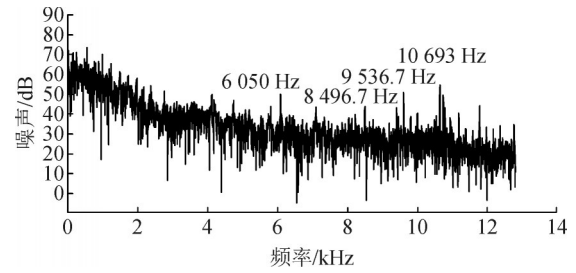


图21 实测样机噪声频谱

Fig. 21 Measured noise spectrum of the prototype

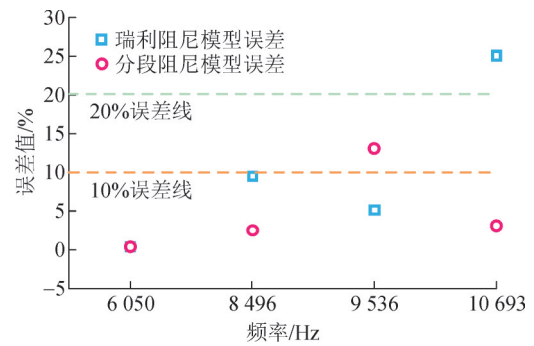


图22 关键频率处振动加速度仿真误差图

Fig. 22 Comparison of experimental and simulated values of vibration acceleration at key frequencies

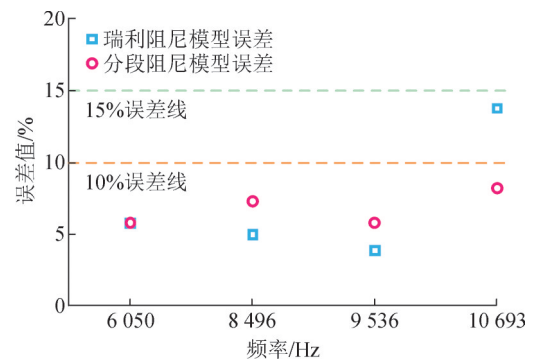


图23 关键频率处噪声仿真误差图

Fig. 23 Comparison of experimental and simulated values of noise at key frequencies

分析图22、23可知,分段阻尼模型通过考虑模态频率和阶次对阻尼比的影响,可以提高样机高频模态振动噪声计算准确性,减小最大误差,在0阶高频有效模态处,两种有阻尼振动噪声计算模型计算结果较为接近,但在8阶高频有效模态处,基于分段阻尼的振动噪声计算结果误差显著降低,结果更为精确。

## 5 结语

文中提出了一种高频模态阻尼的识别方法:同时考虑模态频率及阶次的影响建立分段阻尼模型,根据实测低频模态数据,采用最小二乘法拟合分段阻尼模型参数,基于该模型估算高频模态阻尼比。以一台48槽8极车用永磁同步电机为研究对象,文中对样机进行了模态实验测试固有频率及低频模态阻尼比,建立分段阻尼模型估算了样机高频模态阻尼比,结合多物理场耦合及联合仿真模型,分别基于无阻尼、瑞利阻尼和分段阻尼建立了3种振动噪声计算模型,计算了样机3 000 r/min额定负载工况下的振动噪声,通过样机振动噪声实验对文中方法进行了验证。结果表明:文中提出的高频模态阻尼识别方法能够显著提高振动噪声计算模型准确性,分段阻尼模型通过考虑模态频率和阶次对阻尼比的影响,可以提高高频模态阻尼比预测准确性。

## 参考文献:

- [1] SONG Zaixin, LIU Chunhua, ZHAO Hang. Investigation on magnetic force of a flux-modulated double-rotor permanent magnet synchronous machine for hybrid electric vehicle[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 5(4): 1383-1394.
- [2] 林福,左曙光,毛钰,等.考虑电流谐波的永磁同步电机电磁振动和噪声半解析模型[J]. 电工技术学报, 2017, 32(9): 24-31.  
LIN Fu, ZUO Shuguang, MAO Yu, et al. Semi-analytical model of vibration and noise for permanent magnet synchronous motor considering current harmonics[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(9): 24-31.
- [3] STRUTT J W. The theory of sound[M]. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 1877.
- [4] PUTHANPURAYIL A M, LAVAN O, CARR A J, et al. Elemental damping formulation: An alternative modelling of inherent damping in nonlinear dynamic analysis[J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2016, 14(8): 2405-2434.
- [5] 孙攀旭,杨红.改进滞变阻尼模型的时域计算方法[J]. 工程力学, 2021, 38(4): 8-19.  
SUN Panxu, YANG Hong. Time-domain calculation method based on improved hysteretic damping model[J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(4): 8-19.
- [6] LUCO J E, LANZI A A. A new inherent damping model for inelastic time-history analyses[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2017, 46(12): 1919-1939.
- [7] LEE C L. Proportional viscous damping model for matching damping ratios[J]. Engineering Structures, 2020(207): 110178.
- [8] 蔡辉,牛文博,王刚,等.永磁同步电机主阶次噪声仿真验证[C]//2019中国汽车工程学会年会.上海:中国汽车工程学会, 2019: 68-71.  
CAI Hui, NIU Wenbo, WANG Gang, et al. Main order noise simulation verification of permanent magnet synchronous motor[C]//2019 Annual Conference of the China Society of Automotive Engineers. Shanghai: China Society of Automotive Engineers, 2019: 68-71.
- [9] 张可嘉,丁珑,杨虎,等.集成有源阻尼器功能的变流器容量协调策略[J]. 浙江电力, 2025, 44(1): 95-104.  
ZHANG Kejia, DING Long, YANG Hu, et al. A capacity coordination strategy for converters integrated with active damping functionality[J]. Zhejiang Electric Power, 2025, 44(1): 95-104.
- [10] RASMUSSEN P O, ANDREASEN J H, PIJANOWSKI J M. Structural stator spacers-a solution for noise reduction of switched reluctance motors[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2004, 40(2): 574-581.
- [11] VERMA S P, BALAN A. Experimental investigations on the stators of electrical machines in relation to vibration and noise problems[J]. IEE Proceedings, 1998, 145(5): 455-461.
- [12] LANGE S, PFOST M. Analysis of damping models in a structural mechanical 3D-FE stator end-winding region model[C]//2018 XIII International Conference on Electrical Machines (ICEM). Alexandroupoli, Greece: IEEE, 2018: 52-57.
- [13] ROSCA I C, FILIP M. Damping ratio estimation of three-phase induction motor[C]//2014 International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment (OPTIM). Bran, Romania: IEEE, 2014.
- [14] DAS S, CHOWDHURY A, SOZER Y, et al. Modeling of frequency-dependent damping for fast vibration prediction in permanent magnet synchronous machines[J]. IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2022: 318028.
- [15] DA COSTA NEVES C G, CARLSON R, SADOWSKI N, et al. Forced vibrations calculation in a switched reluctance motor taking into account the viscous damping [C]//IEEE International Electric Machines and Drives Conference. IEMDC '99. Proceedings (Cat. No. 99EX272). USA: IEEE, 1999: 769043.
- [16] 陈永校. 电机噪声的分析和控制[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 1987.  
CHEN Yongjiao. Analysis and control of motor noise[M]. Hangzhou: Zhejiang University Press, 1987.
- [17] GIERAS J F, WANG Chong, LAI J C. Noise of polyphase electric motors[M]. Boca Raton: CRC Press, 2006.
- [18] 李晓华,赵容健,田晓彤,等.逆变器供电对电动汽车内置式永磁同步电机振动噪声特性影响研究[J]. 电工技术学报, 2020, 35(21): 4455-4464.  
LI Xiaohua, ZHAO Rongjian, TIAN Xiaotong, et al. Study on vibration and noise characteristics of interior permanent magnet synchronous machine for electric vehicles by inverter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(21): 4455-4464.

李晓华(1974—),女,教授,研究方向为电机/变压器的振动噪声及状态检测、故障预警(通信作者)(E-mail: lixiaohua96@126.com)。