

文章编号:1006-1355(2020)06-0257-06

# 电磁炉电磁噪声多场耦合计算及降噪设计

石蓝富<sup>1,3</sup>, 范景华<sup>1</sup>, 何柏锋<sup>2</sup>, 汪志钢<sup>2</sup>, 陈飞凡<sup>2</sup>, 杜平安<sup>1</sup>,

(1. 电子科技大学, 成都 611731;

2. 广东美的生活电器制造有限公司, 广东 佛山 528311;

3. 西南电子技术研究所, 成都 610036)

**摘要:**电磁炉的工作噪声会给使用者带来很大困扰,因而其降噪设计受到高度关注。研究由于电磁力引起的电磁振动噪声。首先从电磁炉电磁场及电磁力产生原理出发,分析由涡流引起的洛伦兹(Lorentz)力和磁化引起的开尔文(Kelvin)力的特征。阐述电-固-流-声多物理场耦合计算和数据传递方法,通过数值计算得到电磁力,并计算在此激励下多场耦合电磁振动噪声。计算与测试结果相对误差小于10%。根据噪声产生原理,提出降低电磁振动噪声的改进方案,并进行了仿真与试验验证。

**关键词:**振动与波;降噪设计;多场耦合计算;电磁炉;电磁力;电磁振动

中图分类号:TB53;O327

文献标志码:A

DOI编码:10.3969/j.issn.1006-1355.2020.06.044

## Multi-field Coupled Prediction and Reduction of Electromagnetic Noise of Inductive Cookers

SHI Lanfu<sup>1,3</sup>, FAN Jinghua<sup>1</sup>, HE Bofeng<sup>2</sup>,  
WANG ZhiGang<sup>2</sup>, CHEN Feifan<sup>2</sup>, DU Pingan<sup>1</sup>

(1. University of Electronic Science and Technology, Chengdu 611731, China;

2. GD Midea Small Domestic Appliances Division, Foshan 528311, Guangdong, China;

3. Southwest Institute of Electronic Technology, Chengdu 610036, China)

**Abstract:** Since the working noise of induction cookers brings a great annoyance to users, the noise control of the inductive cookers has become the major concern of the designers. In this paper, the electromagnetic noise caused by electromagnetic force is studied. Firstly, starting from the principle of electromagnetic field and electromagnetic force generations of the inductive cookers, the characteristics of the Lorentz force caused by the eddy current and the Kelvin force caused by magnetization are analyzed. Then, the electromagnetic-structure-flow-sound coupled prediction method and data transfer process are described. Through the electromagnetic force simulation, the multi-field coupled electromagnetic vibration noise is predicted. The difference between the coupled prediction result and the test result does not exceed 10%. Based on the principle of noise generation, an improved scheme for reducing electromagnetic vibration noise is proposed and verified by prediction and experiment.

**Keywords:** vibration and wave; noise reduction design; multi-field coupled prediction; induction cooker; electromagnetic force; electromagnetic vibration

电磁炉利用电磁感应原理将电能转换为热能,如图1所示。电磁炉通电后首先将50 Hz工频交流电转换为直流电,再经振荡电路将直流电转换为20 kHz~30 kHz的高频交流电。高频电流流经线圈时产生交变磁场,磁力线通过铁磁性金属锅底时产生电涡流,电涡流使锅底产生焦耳热而加热锅内

食物。

电磁炉具有升温快、热效率高、无明火等优点,但工作时会产生较大噪声。通过噪声测试信号的频谱分析,发现电磁炉噪声包括电磁噪声、风机气动噪声和水沸腾噪声等。其中电磁噪声是厨具在电磁力作用下发生振动进而引起周围空气波动而产生的噪声,测试分析表明电磁噪声在电磁炉总噪声中的占比超过30%<sup>[1]</sup>。

WANG等通过FVM-LES-AAM方法实现了对电磁炉气动噪声的准确预测<sup>[2]</sup>,但针对电磁炉电磁噪声的研究很少。电磁噪声的计算目前主要针对电机开展。例如, HUANG等介绍了电磁振动和

收稿日期:2019-11-21

基金项目:广东美的集团科技开发资助项目(170207)

作者简介:石蓝富(1993-),男,内蒙古包头市人,硕士研究生,主要研究方向为多物理场耦合仿真。

通信作者:杜平安,男,教授,博士生导师。

E-mail: dupingan@uestc.edu.cn

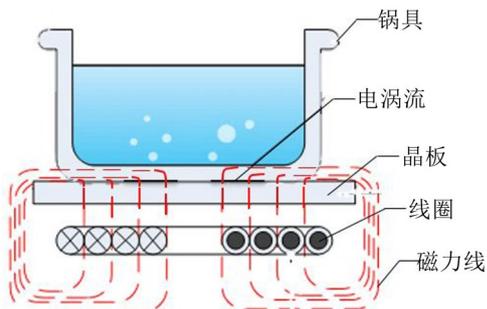


图1 电磁炉工作原理图

噪声评估方法,完成了径向和轴向磁通表面安装电机结构的电磁振动和噪声评估<sup>[3]</sup>;HE采用有限元法对永磁直流换向电机受到的电磁力进行数值模拟,采用边界元法对辐射噪声进行了仿真分析<sup>[4]</sup>;LI等分析了永磁直流电机启动过程中吱吱声产生的原因,发现噪声由径向电磁力引起,通过有限元法对不平衡的径向电磁力进行模拟,提出了降低噪声的方法,并进行了实验验证<sup>[5]</sup>。

随着电磁炉应用日益普及,如何降低电磁噪声已成为产品研发面临的主要问题。由于电磁噪声涉及电磁感应、振动、声传播等物理现象,因此其数值计算涉及电磁场、结构场、流场以及声场的耦合。

本文对电磁炉电磁噪声的产生原因进行分析并进行多场耦合计算。共分5节,前言介绍研究背景及意义;第1节针对电磁炉电磁场进行仿真分析,并对于电磁力进行理论分析及数值计算;第2节介绍电磁炉多物理场耦合计算方法、计算过程;第3节介绍电磁噪声测试过程,并提出降噪方案;第4节总结全文,得出结论。

## 1 电磁炉电磁场与电磁力的数值计算

### 1.1 电磁场数值计算

采集线圈电流并进行频谱分析,可以发现线圈电流包含3个频段。低频段包括经过全波整流电路后100 Hz基频及其高次倍频分量;中频段电流频率集中在IGBT开关频率25 000 Hz附近,能量占比最大,是电磁炉主要工作频段;高频段为中频段电流的高次倍频,其占比较小。因此,分别给定电流频率为低频100 Hz和高频25 000 Hz,幅值均为10 A。计算模型采用自适应分网和四面体网格,得到电磁炉网格模型见图2。

电磁场及电涡流计算结果如图3所示。

对比图3(a)和图3(b),由于底部6根磁条对磁力线的汇聚作用,如图4所示,无论高频还是低频激励,磁感应强度分布与磁条分布相同。锅具底面六边形区域内磁感应强度较大,锅具中心及边缘磁感应强度较小。

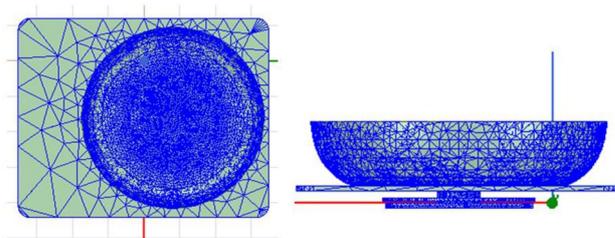


图2 电磁炉网格模型

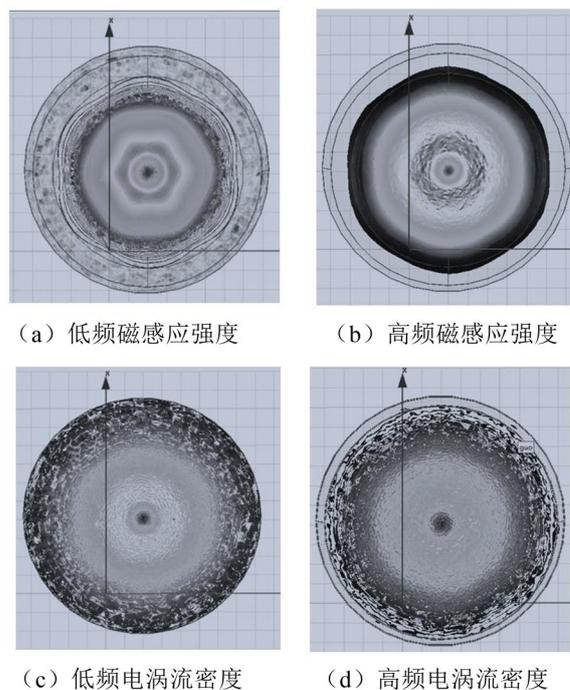


图3 电磁场仿真结果

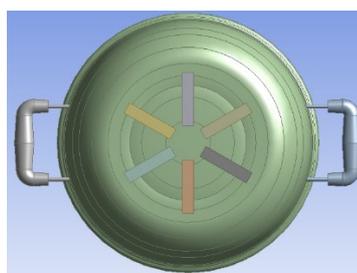


图4 电磁炉磁条分布

对比图3(c)和图3(d),电涡流集中分布于磁感应强度较大的区域,高频激励电流所产生的电涡流密度远大于低频。

### 1.2 电磁力理论分析

为使电磁炉具有较高的热效率,锅具一般采用铁磁性材料。因此锅具受到的电磁力包括由涡流引起的洛伦兹力和由于磁化引起的开尔文力,其中洛伦兹力是电荷所受的力,宏观表现为锅具底部电涡流受到的电磁力,大小为<sup>[6]</sup>

$$F = J \times \mu_0 H \quad (1)$$

式中: $J$ 为锅具底部产生的电涡流密度, $\mu_0$ 为真空磁导率, $H$ 为磁场强度。

开尔文力是铁磁材料在磁场中被磁化后所受的力,大小为<sup>[7]</sup>

$$F = \mu_0 M \cdot \nabla H \quad (2)$$

式中: $M$ 表示磁化强度。

处于交变电磁场中的锅具,洛伦兹力与开尔文力之和就是其所受的总电磁力,力密度为

$$F_{LK} = J \times \mu_0 H + \mu_0 M \cdot \nabla H \quad (3)$$

在电磁力作用下锅具形变较小,因此可以假定锅具为刚体,则上式可简化为<sup>[8]</sup>

$$F_{KH} = J \times B - \frac{1}{2} H \cdot H \nabla \mu \quad (4)$$

式中: $B$ 为磁感应强度。记式(4)右边第一项为 $F_J$ ,对应涡流贡献部分;记第二项为 $F_M$ ,对应磁化贡献部分。

在正弦稳态场中,电涡流密度 $J$ 和磁感应强度 $B$ 可表示为

$$J(t) = \sqrt{2} J \sin(\omega t + \phi_J) \cdot a_J \quad (5)$$

$$B(t) = \sqrt{2} B \sin(\omega t + \phi_B) \cdot a_B \quad (6)$$

则由式(2)可得洛伦兹力和开尔文力的表达式为

$$F_J = B J \sin\theta \cdot a_J \times B \cos(\phi_B - \phi_J) -$$

$$B J \sin\theta \cdot a_J \times B \cos(2\omega t + \phi_B + \phi_J) = F_{JDC} + F_{JAC} \quad (7)$$

$$F_M = -\frac{1}{2} H^2 \nabla \mu + \frac{1}{2} H^2 \nabla \mu \cos(2\omega t + 2\phi_B) = F_{MDC} + F_{MAC} \quad (8)$$

由式(7)和式(8)可知,洛伦兹力和开尔文力均包含直流分量和交流分量,且交流分量频率是输入电流频率的2倍。

对于洛伦兹力,由式(7)可得:

$$|F_{JDC}| = |B J \sin\theta \cos(\phi_B - \phi_J)| \leq |F_{JAC}| = |B J \sin\theta| \quad (9)$$

洛伦兹力的直流分量使线圈与锅具相互排斥,其幅值小于等于交流分量的幅值。因此,在某些时刻洛伦兹力表现为斥力,而某些时刻表现为吸力。

对于开尔文力,由式(8)可得:

$$|F_{MDC}| = |F_{MAC}| = \left| \frac{1}{2} H^2 \nabla \mu \right| \quad (10)$$

开尔文力的直流分量使线圈与锅具相互吸引,且直流分量和交流分量大小相同。因此在任何时

刻,开尔文力均表现为吸力。

由上述分析可知,对于相同的锅具材料,洛伦兹力的幅值不仅与磁感应强度有关,还取决于锅具底面的涡流强度。磁场频率越高,涡流越强,因此洛伦兹力幅值会随磁场频率变化而改变。开尔文力幅值大小仅与磁场强度有关,与涡流大小无关,因此其幅值不随磁场频率变化。

### 1.3 电磁力数值计算

电磁力是产生电磁噪声的根本原因,所以电磁力是多物理场耦合计算的唯一激励源。电磁噪声的多场耦合计算过程如图5所示。

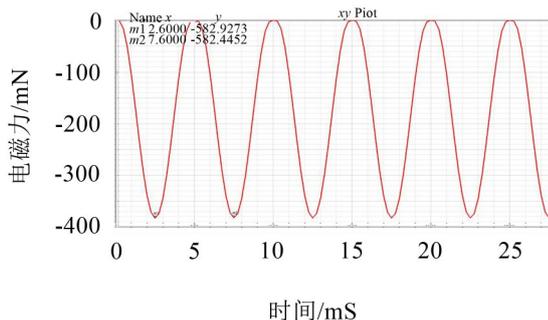


图5 电磁噪声耦合仿真流程

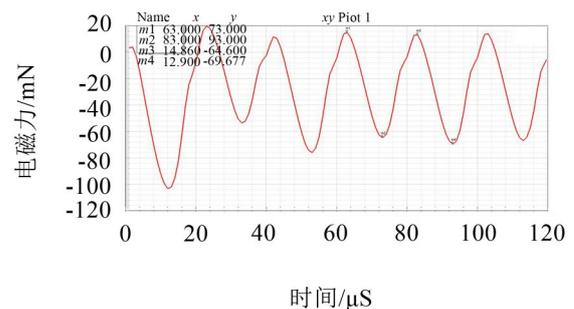
由Maxwell软件计算得到低频、高频激励下竖直方向的电磁力合力如图6所示。

对比图6(a)、图6(b)可知,当激励电流频率为100 Hz时,电磁力频率为200 Hz,电磁力波峰值为0,波谷值为-380 mN,表现为锅具与线圈盘之间为相互吸引。此时开尔文力在电磁力中占据主导。随着激励电流频率升高,磁场变化加快,锅具底部电涡流增强,洛伦兹力增大。当电流频率达到25 000 Hz时,电磁力频率为50 000 Hz,电磁力波峰值为12 mN,波谷值为-73 mN,由于洛伦兹力与开尔文力都包含的直流成分方向相反可以相互抵消,因此在中高频段电磁力幅值相较于低频段明显减小。

相较于低频电磁力,高频电磁力幅值显著降低,因而产生的电磁振动噪声占比较小。同时由于电磁力频率是激励电流频率的2倍,高频段电流所产生的电磁力频率已超过人耳所能听到声音的频率范围。因此主要针对低频电流(100 Hz)产生的电磁振动噪声进行噪声计算。



(a) 低频电磁力



(b) 高频电磁力

图6 电磁力

## 2 电磁噪声多物理场耦合计算

### 2.1 电磁场与结构场的耦合

电磁场和结构场的数值计算都是基于有限元法,因此在相同坐标系下,通过计算得到电磁场模型节点与结构场模型节点之间的映射函数,通过映射函数将电磁力映射到结构场求解器,实现电磁场与结构场的耦合计算。结构场网格模型及导入后的电磁力分布见图7。导入的电磁力以吸力为主,集中分布在锅具底面一环形区域内,锅具底面中心与边缘电磁力较小,分布规律与磁感应强度分布一致。

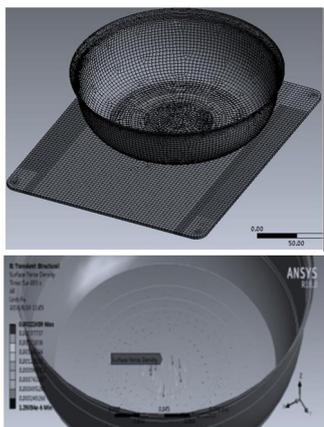


图7 结构场网格模型及导入的电磁力

电磁炉面板通过下方4个支撑柱固定,见图8(a),计算时将面板支撑处的节点固定。忽略锅具内水的流动影响,因而可以通过在锅具表面施加法向压力来等效水的影响。由于重力作用,电磁振动不会使锅具与面板分离。通过计算对比可知,可将锅具与面板接触部分绑定,见图8(b),从而取代重力作用,加快计算收敛速度。

计算得到电磁炉结构响应如图9(a)所示,当锅具受到周期性电磁力作用后,会使面板产生振动。由于面板支撑点跨度较大,面板中心刚度较低,因此面板中心振幅较大。取底面一点 $p$ ,其位移如图9(b)所示,稳定后锅底产生周期性振动,振动频率为200 Hz,与电磁力频率相同。

### 2.2 结构场与流场的耦合

电磁噪声是电磁力引起锅具和面板振动进而带动周围空气产生波动形成的噪声,因此应按照双向流固耦合进行计算,需要实现流场与结构场之间仿真数据的相互传递。由于流场计算基于有限体积法而结构场基于有限元法,因此数据传递需建立更为复杂的映射关系。

结构场向流场的数据传递(即锅具与面板的位移数据)采用Bucket Surface映射法。该方法将流体单元节点匹配到结构单元,根据结构单元型函数程

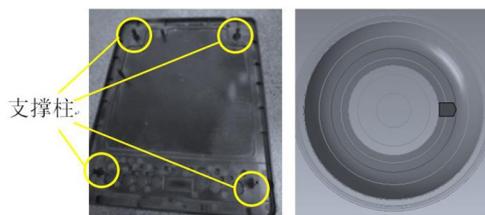
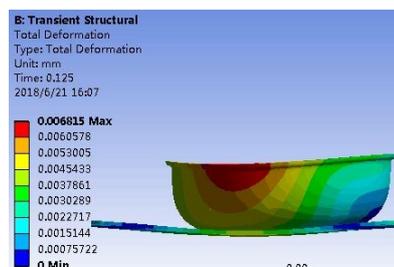
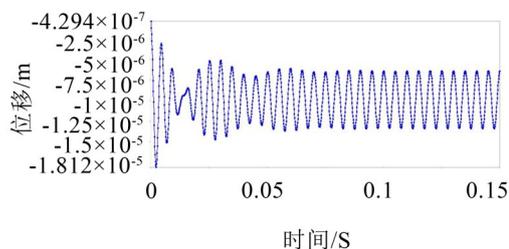


图8 面板支撑处与锅具约束



(a) 电磁炉振动响应图



(b)  $p$ 点响应曲线

图9 电磁炉结构振动响应

序计算映射权重系数,再根据权重系数完成数据传递。而流场向结构场的数据传递(即空气域压力数据)采用GGI映射法(通用网格映射法),如图10所示。

传递数据时程序会在流体网格和结构体网格之间生成厚度为0的控制面。流体和结构体网格会首先被映射到控制面上,来自流场的压力数据同样会被映射和劈分到控制面,控制面将压力数据收集后将其传递到结构网格映射点,再发送到结构场求解器中从而实现数据传递<sup>[9]</sup>。

建立包裹锅具及面板耦合计算空气域模型,半径为1米。由于流场与结构场之间的数据传递需要建立动网格,因此需要加密空气域与结构模型接触表面网格。空气域模型及其网格如图11所示。湍流模型选择Standard  $K-\varepsilon$ 模型,选取锅具正上方1米处为噪声采集点,激活FW-H方程。

### 2.3 流场与声场的耦合计算

振动噪声的计算目前主要利用声学Helmholtz方程。而采用流-固耦合法对电磁炉进行电磁振动噪声分析可采用声比拟理论,通过Ffowcs Williams和Hawkings提出的FW-H方程模拟声音产生与传播<sup>[10]</sup>。

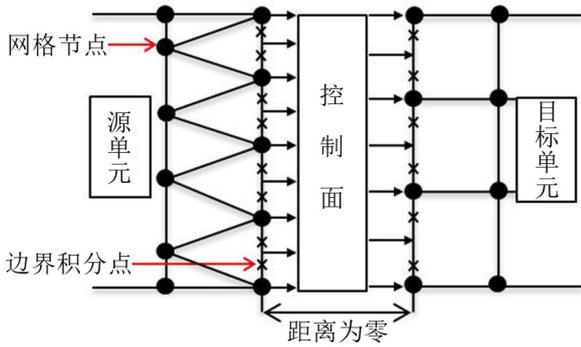


图 10 GGI映射法

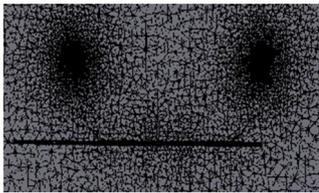
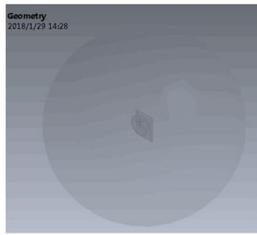


图 11 空气域及其网格

FW-H方程是声比拟理论的最一般化表达形式,其形式为

$$p_a(x, t) = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{\Omega} \frac{\partial^2 g}{\partial y_i \partial y_j} T_{ij} dy d\tau - \int_{-\infty}^{+\infty} \int_S \frac{\partial g}{\partial n(y)} p dS(y) d\tau + \int_{-\infty}^{+\infty} \int_S \rho_0 v_n^s \frac{\partial g}{\partial \tau} dS(y) d\tau \quad (11)$$

式中:右侧3项依次表示为四极子、偶极子和单极子源项,  $T_{ij}$ 表示流体区域  $W$  内的 Lighthill 应力张量,  $p$  表示固体边界  $S$  施加给流体的压力,  $v_n^s$  表示固体边界运动的法向速度,  $n(y)$  表示流固边界上的单位法向量,  $\rho_0$  表示远场未扰动的流体密度,  $p_a$  表示声压。  $\tau$  和  $t$  分别表示源点位置时刻和观察点位置时刻。  $g$  表示 Green 函数<sup>[11]</sup>。

设固体边界以速度  $v^s$  在静止环境介质中振动, 利用FW-H方程计算边界振动的辐射噪声。由于环境介质宏观上处于静止状态, 则 Lighthill 应力张量  $T_{ij}=0$ , 固体边界和流体之间的作用力  $p=p_a$ , 因此FW-H方程可以写成:

$$p_a(x, t) = - \int_{-\infty}^{+\infty} \int_S \frac{\partial g}{\partial n(y)} p dS(y) d\tau + \int_{-\infty}^{+\infty} \int_S \rho_0 v_n^s \frac{\partial g}{\partial \tau} dS(y) d\tau \quad (12)$$

对式(12)进行傅里叶变换, 并用 Green 函数的性质<sup>[12]</sup>和傅里叶变换的微分性质可得:

$$P_a(x, \omega) = - \int_S \frac{\partial G}{\partial n(y)} P_a dS(y) - \int_S \rho_0 v_n^s j\omega G dS(y) \quad (13)$$

式中:  $P_a$  表示频域声压,  $G$  表示频域下的 Green 函数。忽略流体的黏性作用, 声波的传播满足线性化运动方程:

$$\rho_0 \frac{\partial v}{\partial t} = -\nabla p_a \quad (14)$$

对式(14)进行傅里叶变换, 得:

$$\rho_0 V_n j\omega = - \frac{\partial P_a}{\partial n(y)} \quad (15)$$

代入式(13), 得:

$$P_a(x, \omega) = - \int_S \frac{\partial G}{\partial n(y)} P_a dS(y) + \int_S \frac{\partial P_a}{\partial n(y)} G dS(y) \quad (16)$$

式(16)就是 Helmholtz 方程的积分解形式<sup>[13]</sup>。上述推导表明振动声辐射的积分方程是 FW-H 积分方程的一种特殊形式, 因此声比拟理论不仅适用于气动噪声的预测, 同样可用于振动噪声预测, 是一种普适的声预测理论, 能够直接用于流固耦合噪声的求解<sup>[14]</sup>。

计算得到电磁噪声峰值频率为 200 Hz, 与输入电磁力频率相同, 电磁噪声声压级为 45.34 dB。

### 3 电磁噪声测试与降噪设计

#### 3.1 噪声测试实验

电磁炉噪声测试在消声室中进行。如图 12 所示, 电磁炉及锅具位于球形支架球心处, 噪声采集点位于电磁炉正上方 1 米处。试验得到电磁炉电磁噪声声压级为 42.35 dB。通过耦合计算所得到声压级为 45.34 dB, 耦合计算误差为 7%。

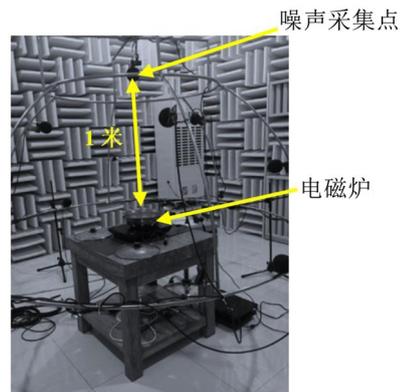


图 12 电磁炉噪声测试试验

#### 3.2 降噪设计

电磁噪声是由于电磁力使面板和锅具振动而产生的噪声, 因此降低电磁噪声可以从主动和被动降噪两个方面进行研究。

##### (1) 主动降噪

由于低频电磁力中开尔文力占主导, 对于锅具而言, 在保证热功率前提下降低电磁力可以采用复合锅底。如图 13 所示, 锅底上层材料为普通不锈钢, 目的是降低锅具所受到的开尔文力; 下层材料为

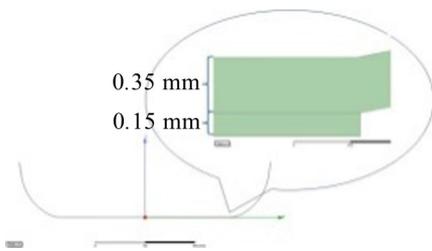


图 13 复合锅底

430 不锈钢,目的是保证锅具热效率。如图 14 所示,采用复合锅底锅具受到的电磁力峰值由 380 mN 减小为 82.5 mN,计算电磁噪声由 45.34 dB 降低至 44.90 dB,降低 0.44 dB。

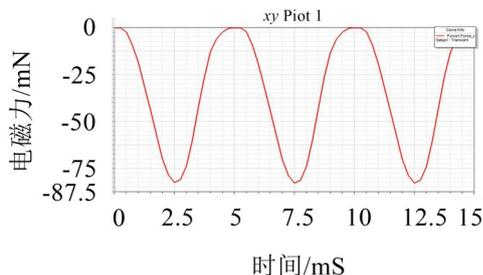


图 14 复合锅底锅具受到的电磁力

## (2) 被动降噪

由图 9 可知,锅具将受到的电磁力传递到支撑面板,使其产生较大振动。因此可以通过提高面板刚度来减小面板振动。通过不同方案的仿真对比,添加支撑(即增加面板支撑柱的数量)效果最佳。仿真得到电磁振动噪声总声压级为 41.19 dB,相比于改进前的 45.34 dB,总声压级降低 4.15 dB。

考虑到通过添加支撑提高面板刚度的方案需要重新铸模,因此采用施加外力来提高面板刚度来验证降噪方案的有效性。初始状态下测得电磁炉电磁振动噪声为 42 dB,施加外力后电磁噪声降低为 39 dB。

## 4 结语

(1) 电磁炉所受电磁力由涡流引起的洛伦兹力和磁化引起的开尔文力组成,二者的合力即为总的电磁力。洛伦兹力在总体的受力方向上表现为排斥,开尔文力表现为吸引。二者均包含直流和交流分量。

(2) 论证了 Helmholtz 方程是 FW-H 方程的一种特殊形式,从理论上说明了采用流固耦合计算方法进行电磁振动噪声仿真的可行性。

(3) 基于流固耦合计算方法,对电磁炉振动噪声进行仿真计算。求得电磁炉振动噪声总声压级为 45.34 dB,与试验测试所得 42.35 dB 相比,相对误差为 7%。能够较好反映电磁振动噪声,这对电磁炉

产品的设计与优化改进具有重要的指导作用。

(4) 采用复合锅具和提高面板刚度都能够降低电磁振动噪声,其中增加面板支撑降噪效果最为显著。

## 参考文献:

- [1] 陆煜桦,石蓝富,汪志钢,等. 电磁炉噪声成分分析及贡献度计算[J]. *噪声与振动控制*, 2018, 38(6): 231-236.
- [2] WANG Y S, TANG X L, LEE C M. A prediction of the acoustical properties of induction cookers based on an FVM-LES-acoustic analogy method[J]. *Applied Mathematical Modelling*, 2011, 35(10): 5040-5050.
- [3] HUANG S, AYDIN M, LIPO T A. Electromagnetic vibration and noise assessment for surface mounted PM machines[C]. Power Engineering Society Summer Meeting. IEEE, 2001, 3: 1417-1426.
- [4] HE G, HUANG Z, QIN R, et al. Numerical prediction of electromagnetic vibration and noise of permanent-magnet direct current commutator motors with rotor eccentricities and glue effects[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2012, 48(5): 1924-1931.
- [5] LI Y B, HO S L, FU W N, et al. Analysis and solution on squeak noise of small permanent-magnet DC brush motors in variable speed applications[J]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2009, 45(10): 4752-4755.
- [6] MELCHER J R. Continuum electromechanics[M]. Cambridge, MIT press, 1981.
- [7] HAUS H A, MELCHER J R. Electromagnetic fields and energy[M]. Prentice Hall, 1989: 234-241.
- [8] ZAHN M. Derivation of the korteweg-helmholtz electric and magnetic force densities including electrostriction and magnetostriction from the quasistatic poynting's theorems [C]. 2006 IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena. 2006: 186-189.
- [9] 石蓝富. 电磁炉电磁振动噪声多场耦合仿真与降噪设计[D]. 成都: 电子科技大学, 2019.
- [10] 蒋伟康,吴海军. 声学边界元方法及其快速算法[M]. 北京: 科学出版社, 2019.
- [11] 毛义军,徐辰,赵村. 振动噪声和气动噪声统一分析方法的理论研究[J]. *科学技术与工程*, 2013, 13(16): 4506-4511.
- [12] MAO Y, QI D, LIU X, et al. Numerical prediction of aerodynamic tonal noise radiated from a centrifugal fan[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part A-Journal of Power and Energy*, 2008, 222: 831-842.
- [13] 王刚. 基于节点积分的车身结构振动噪声计算方法研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2016.
- [14] HOWE M S. Theory of vortex sound[M]. Cambridge University Press, 2003: 659-663.