

# 高速电主轴动态非接触电磁加载研究\*

邱荣华<sup>1,2</sup>, 刘宏昭<sup>1</sup>

(1. 西安理工大学机械与精密仪器工程学院 西安, 710048) (2. 西安工程大学机电工程学院 西安, 710048)

**摘要** 针对高速电主轴接触式加载存在结构复杂、磨损及振动大等问题, 提出一种非接触式电磁加载方法。该方法中动态电磁力可模拟主轴实际切削力载荷, 实现高速电主轴动态非接触加载。利用电磁理论建立了非接触电磁加载模型, 分析了电磁力的影响因素。解决了实现电磁加载的关键技术, 并完成加载实验台整体设计。在转速为 9 000 r/min、励磁电流为 40 mA 的加载条件下, 针对 170MD18Y16 型磨削电主轴进行了动态加载实验, 并对比了励磁电流和转速变化时动态电磁力的理论和实测值。结果表明, 动态加载理论值与实测值变化一致, 二者误差较小, 验证了动态非接触电磁加载方法的有效性, 且改变励磁电流和转速可实现不同条件的加载。

**关键词** 高速电主轴; 电磁加载; 动态电磁力; 可靠性实验; 非接触加载

**中图分类号** TM306

## 引言

近年来, 高速电主轴技术发展迅速, 其产品已向超高转速、超大功率方向发展。为适应高速电主轴技术发展需要, 针对其结构及关键技术的研究显得尤为重要<sup>[1]</sup>。而可靠性研究可为电主轴结构及关键技术环节的改进提供理论依据, 对提高电主轴应用能力具有重要意义。

高速电主轴可靠性研究需在可靠性实验中模拟电主轴的实际加工工况, 测试长期负载运行的状态参数, 经加速实验理论的分析得出可靠性结论。为模拟实际加工工况, 需产生作用在主轴上的负载力, 故可靠性实验首先要解决电主轴高速旋转时的加载, 即动态加载。通过动态加载模拟出主轴的实际切削力。

由于电主轴可靠性实验要求在很高转速下进行长期、连续加载, 目前的机械接触式加载方法在磨损、发热及动平衡等问题上难以满足上述要求。故关于电主轴的可靠性研究, 大多只能空载运转或静态加载, 不能模拟电主轴的实际工况。已有的高速电主轴机械接触式加载多用于轴承及电主轴动态性能测试实验, 此类实验不需长期、连续运行, 磨损、发热等不是主要考虑的问题。

机械接触式加载方法中, 孟杰等<sup>[2]</sup>在研究高速电主轴的动态性能时, 采用经改造的异步测功机与

电主轴同轴连接的接触式对拖加载方法, 实现了扭矩(切向切削力形成的负载)加载。李松生等<sup>[3]</sup>采用涡流测功机和高速平带传动实现电主轴的扭矩加载, 分析了电主轴的动态性能, 所述方法均难以实现主轴的动平衡, 振动较为严重, 且只能实现扭矩加载。Chen J S 等<sup>[4-5]</sup>利用弹簧产生的弹性力作用在加载轴承上, 对主轴进行加载, 以分析被测轴承的可靠性。Chen S C 等<sup>[6-7]</sup>通过液压方式将液压缸产生的径向力通过中间加载轴承作用到主轴上, 以分析主轴的动态特性, 所述弹簧及液压缸实现的加载, 由于中间加载轴承与主轴有接触面, 高速加载时的磨损过大。

鉴于上述机械接触式加载方法存在的问题, 为完成高速电主轴可靠性实验, 笔者提出一种电磁加载方法, 可实现电主轴动态非接触加载。加载装置无磨损, 对主轴动平衡的影响较小, 可长时间连续运行, 满足可靠性实验的需要。

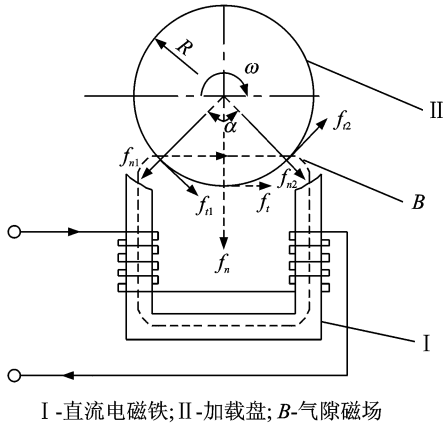
## 1 非接触电磁加载模型

### 1.1 静态电磁加载模型

静态加载模型的分析可为加载装置的结构设计提供理论依据。当高速电主轴轴端安装加载盘, 并将其置于直流电磁铁产生的气隙磁场中时, 由于加

\* 国家科技重大专项资助项目(2012ZX04014-012); 国家自然科学基金资助项目(51275404)  
收稿日期: 2013-05-06; 修回日期: 2013-07-12

载盘的磁导率很高,气隙磁导率较低,则不同磁性材料的分界面上产生磁张力(麦克斯韦力),即在加载盘表面产生径向电磁力  $f_{n1}$  和  $f_{n2}$ ,如图 1 所示。 $f_{n1}$  和  $f_{n2}$  合成为  $f_n$ ,方向竖直向下。该力可模拟径向切削力载荷,实现径向力加载。



I-直流电磁铁;II-加载盘;B-气隙磁场

图 1 电磁作用力示意图

Fig. 1 Diagram of electromagnetic force

根据文献[8]可知,若忽略漏磁影响,作用在加载盘上的径向电磁力  $f_{n1}$  和  $f_{n2}$  可按下式求解

$$f_{n1} = f_{n2} = \frac{B^2 S}{2\mu_0} \quad (1)$$

其中: $B$  为磁感应强度; $S$  为电磁铁磁极面积; $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$  为空气磁导率。

由此,合成径向电磁力  $f_n$  为

$$f_n = \frac{B^2 S}{\mu_0} \cos(\alpha/2) \quad (2)$$

其中: $\alpha$  由电磁铁磁极结构确定,可设计为  $90^\circ$ 。

若图 1 中磁路未达到饱和,则式(1)中磁感应强度  $B$  可按下式求解

$$B = \frac{\mu_0 NI}{2\delta} \quad (3)$$

其中: $\delta$  为气隙厚度; $N$  为电磁铁线圈匝数; $I$  为励磁电流。

将式(3)代入(2)得

$$f_n = \frac{\mu_0 (NI)^2 S}{4\delta^2} \cos(\alpha/2) = k \cos(\alpha/2) \frac{I^2}{\delta^2} \quad (4)$$

其中: $k = \frac{\mu_0 N^2 S}{4}$  由磁路结构确定。

当磁路结构参数一定时, $k \cos(\alpha/2)$  为常数,则电磁力与励磁电流的平方成正比,与气隙厚度的平方成反比。为增大加载电磁力,需增大励磁电流及减小气隙厚度。但励磁电流过大会使线圈发热严重,甚至烧毁,不利于可靠性实验长时间加载,故直流电磁铁线圈的设计采用增加绕线匝数,减小励磁

电流的方法,可产生较大磁通并降低绕线的电流密度。同时,减小气隙也可增大电磁力。但若主轴高速旋转,考虑到加载盘、电磁铁磁极等部分的加工和安装精度以及轴端跳动等因素,气隙的设计范围为  $0.5 \sim 1 \text{ mm}$ 。由于加载盘和电磁铁均需固定安装,气隙厚度和其他结构参数一样,按设计取值后不再发生变化。故当结构参数一定时,对非饱和磁路,当磁路的磁阻不变时,静态加载电磁力与励磁电流平方成正比。

### 1.2 动态电磁加载模型

图 1 中,加载盘表面的磁场极性与相对的直流电磁铁磁极极性一致,而在磁极以外区域其表面磁场为零。当加载盘以角速度  $\omega$  旋转时,其表面所经历的外磁场 N, S 极交替变化,形成周期性交变磁场,从而在加载盘中产生涡流。涡流将改变原气隙磁场,合成为动态变化的气隙磁场。该磁场在加载盘上产生动态电磁力,可同时实现径向和切向力的加载。其中,径向电磁力  $f_{n1}$  和  $f_{n2}$  仍为磁张力,但应根据动态磁场的分析进行求解。切向电磁力  $f_{t1}$  和  $f_{t2}$  为洛伦兹力,合成为  $f_t$ 。切向电磁力  $f_t$  除实现切向加载外,还产生电磁损耗,使加载盘发热。

动态气隙磁场的分布与傅里叶级数近似,并可建立加载盘-直流电磁铁系统的二维磁场分布模型<sup>[9-11]</sup>。以此为基础,可求解动态电磁力,建立动态电磁加载模型。尽管如此,还需对模型做一定的假设和简化,才能推导出动态电磁力的解析解。基本假设为:a. 磁极及加载盘导磁材料各向同性;b. 导磁材料足够宽,可忽略两侧效应;c. 求解麦克斯韦方程的边界条件为气隙与磁极界面的磁感应强度为常数,电导率和磁导率均为常数,忽略漏磁、磁饱和及磁滞效应;d. 与加载盘半径相比,磁场的集肤深度要小得多,因而加载盘外表面沿周向展开,采用直角坐标系代替圆柱坐标系所引起的误差很小,如图 2 所示。

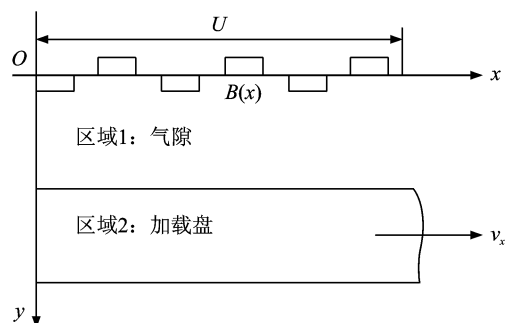


图 2 加载系统直角坐标系示意图

Fig. 2 Rectangular coordinate of loading system

图2中: $B(x)$ 为合成气隙磁感应强度, $U$ 为加载盘外圆周长, $v_x$ 为加载盘线速度。在加载盘区域内,根据麦克斯韦(Maxwell)方程组可得

$$\frac{\partial^2 B(x)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 B(x)}{\partial y^2} = \mu_0 \sigma v_x \frac{\partial B(x)}{\partial x} \quad (5)$$

其中: $\sigma$ 为加载盘电导率; $\mu_0$ 为空气磁导率。

由磁通连续性定理可得

$$\frac{\partial B(x)}{\partial x} + \frac{\partial B(x)}{\partial y} = 0 \quad (6)$$

交变磁场可用复向量形式表示,则式(6)的基本解可表示为

$$B_x = \hat{B}_x(y) e^{ik_n x} \quad (7)$$

$$B_y = \hat{B}_y(y) e^{ik_n x} \quad (8)$$

其中: $B_x, B_y$ 为 $B$ 在 $x, y$ 方向的分量; $k_n = n/R, n$ 为磁场谐波次数, $R$ 为加载盘半径。

将式(7),(8)代入式(5),可得

$$\frac{\partial^2 \hat{B}_x}{\partial y^2} - q^2 \hat{B}_x = 0 \quad (9)$$

$$\frac{\partial^2 \hat{B}_y}{\partial y^2} - q^2 \hat{B}_y = 0 \quad (10)$$

其中: $q = \sqrt{k_n^2 + ik_n \sigma \mu_0 v_x}$ 。

针对图2所示模型,可划分出两个求解区域:气隙区域1和加载盘区域2。求解区域1和2的磁场可得动态电磁力的解析解,结果为

$$f_n = \frac{2\pi R w}{\mu_0} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{C_n \bar{C}_n q_n \bar{q}_n - \mu_r^2 k_n^2}{\gamma_n \bar{\gamma}_n \mu_r^2 k_n^2} \quad (11)$$

$$f_t = \frac{i2\pi R w}{\mu_0} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{C_n \bar{C}_n q_n - \bar{q}_n}{\gamma_n \bar{\gamma}_n \mu_r k_n} \quad (12)$$

其中: $w$ 为磁极厚度; $\mu_r$ 为加载盘相对磁导率; $C_n, q_n$ 和 $\gamma_n$ 为计算系数,其共轭复数为 $\bar{C}_n, \bar{q}_n$ 和 $\bar{\gamma}_n$ 。

由于动态气隙磁场与傅里叶级数近似,其磁感应强度 $B(x)$ 可表示为

$$B(x) = \sum_{n=1}^{\infty} (C_n e^{ik_n x} + \bar{C}_n e^{-ik_n x}) \quad (13)$$

对 $B(x)$ 奇延拓,可得 $C_n$ 为

$$C_n = \frac{i}{2} \left[ -\frac{4B_0}{m\pi} + (-1)^m \frac{8B_0}{m\pi} \sin \frac{m\pi}{4} \cos \frac{m\pi}{4} \right] \\ (n=2m, \quad m=1, 3, 5, \dots) \quad (14)$$

其中: $B_0$ 为原气隙磁感应强度,取决于励磁电流 $I$ 。

$$q_n^2 = k_n^2 + ik_n \sigma \mu_0 v_x \quad (15)$$

其中: $\sigma$ 为加载盘电导率;加载盘线速度 $v_x = \omega \cdot R$ 。

给定加载盘转速 $n_r$ 时, $\omega$ 可由公式 $\omega = 2\pi n_r / 60$ 确定。

$$\gamma_n = \cosh k_n \delta + \frac{q_n}{\mu_r k_n} \sinh k_n \delta \quad (16)$$

其中: $\delta$ 为气隙厚度。

将式(14)~(16)代入式(11),(12)即可求解出动态电磁力,确定动态加载模型。

分析式(14)可得,动态电磁力与励磁电流 $I$ 有关;由式(15)可得动态电磁力与加载盘线速度 $v_x$ 有关。式(16)显示动态电磁力还与气隙厚度 $\delta$ 有关,但该参数属于结构参数,取值不变。综上分析,结构参数取值不变时,动态加载电磁力主要取决于励磁电流和加载盘周向速度。

## 2 非接触电磁加载的实现

### 2.1 实现动态非接触电磁加载的关键技术

由于动态加载时,加载盘产生涡流,使原气隙磁场减弱,径向电磁力减小。同时,涡流还产生切向力及电磁损耗,使加载盘发热,影响可靠性实验的长期加载,故动态加载应减小加载盘产生的涡流。为此,应选用高磁导率、低电导率的软磁性铁磁材料制作加载盘<sup>[12]</sup>。其中,高导磁性能可很好地聚集磁力线和导通气隙磁场,以较小励磁电流形成较强磁通回路,产生较大的径向加载电磁力。而低电导性能可有效减小加载盘的感应涡流,降低损耗和温升。

动态加载时,为降低绕线中的电流密度,减少线圈发热,文中选用较小的励磁电流(毫安级)。为保证气隙磁场能产生较大加载电磁力,线圈绕线可达上万匝。考虑到铁磁材料的加工工艺及成本,直流电磁铁铁心选用优质硅钢片叠成,电磁损耗较小。故实现非接触电磁加载的关键在于磁路的优化设计,主要包括加载盘材料选型和直流电磁铁的结构设计。

### 2.2 加载装置关键部分设计

由上述分析可知,加载盘需选用软磁性铁磁材料。软磁材料中,铁镍非晶合金是综合性能最优的材料。但受限于成形工艺,目前市场上只能提供非晶合金薄带,没有所需的棒料,故只能选用性能稍差的铁镍(坡莫)合金材料。按高磁导率和低电导率的要求,选用1J79牌号的铁镍合金,其主要性能参数如表1所示。综合考虑1J79系列规格和型号,选用直径为 $\Phi 90$  mm的棒料,经热处理后可加工出所需的加载盘<sup>[13]</sup>。

直流电磁铁选用U形铁心,由0.5 mm厚的硅钢片叠成。叠片之间需做绝缘处理,以减小铁心中的涡流损耗。铁心两侧线圈叠动串接,产生的磁场方向一致,可用较小的励磁电流产生较大的加载电磁力。线

表1 1J79铁镍合金性能参数

Tab.1 Performance parameter of ferronickel with 1J79

参数	数值
相对磁导率 $\mu_r$	24 000
饱和磁感应强度 $B_s/T$	0.75
电导率 $\sigma/(MS \cdot m^{-1})$	1.8

表2 电主轴主要参数

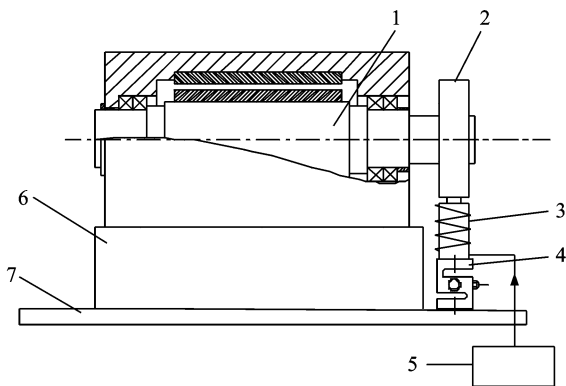
Tab.2 Major parameter of motorized spindle

参数	数值
额定转速 $n/(r \cdot \min^{-1})$	18 000
主轴伸出端直径 $\Phi/mm$	40
主轴伸出端长度 $L/mm$	62

圈绕线的线径设计为 0.15 mm, 两侧各绕数千匝, 中间增加引出抽头。当所需的气隙磁场较小时, 励磁电流可从中间抽头接入, 此时线圈匝数减少一半。

### 2.3 装置整体结构设计

将被测电主轴 1 固定在底座 6 上, 加载盘 2 安装在电主轴轴端, 直流电磁铁 3 固定在 S 型拉压力传感器 4 上方, 并将拉压力传感器安装在工作台 7 上, 完成径向加载电磁力的检测。动态加载时产生的切向力及扭矩的检测采用非接触测试方法<sup>[14]</sup>。直流电磁铁的励磁电流由可调恒流源 5 产生。文中设计的非接触电磁加载装置整体结构如图 3 所示, 主要由加载盘、直流电磁铁、S 型拉压力传感器和可调恒流源等部分组成。



1-电主轴; 2-加载盘; 3-直流电磁铁; 4-S型拉压力传感器; 5-可调恒流源; 6-工作台; 7-底座

图3 电磁加载装置结构示意图

Fig.3 Structure diagram of electromagnetic loading device

## 3 加载实验

### 3.1 实验台参数

文中针对 170MD18Y16 型磨削电主轴的可靠性实验, 研究了磨削力载荷的加载方法。被试电主轴的主要参数如表 2 所示。

实验台各部分参数设计应在可靠性实验加载条件确定后进行。170MD18Y16 型磨削电主轴的磨削力分为切屑变形力和摩擦力, 可等效为径向磨削力和切向磨削力<sup>[15]</sup>, 且切向磨削力约为径向磨削力

的 1/3, 故以径向磨削力大小确定加载条件。而不同磨削参数时电主轴的径向磨削力均不相同, 没有标准值可取。根据文献<sup>[15-16]</sup>的研究结果, 可设定 170MD18Y16 型磨削电主轴可靠性实验的加载条件为: 加载盘以 9 000 r/min 的转速长期运行, 作用在主轴及加载盘上的径向力  $f_n$  为 50 N。

1) 加载盘。根据选用的 1J79 棒料直径和表 2 中主轴伸出端尺寸, 确定加载盘外径为  $\Phi 80$  mm, 内径为  $\Phi 40$  mm, 盘厚  $w$  为 40 mm。

2) 直流电磁铁。直流电磁铁结构参数的设计应满足动态加载条件, 具体方法为: 由 1J79 铁镍合金的饱和磁感应强度  $B_s$  确定静态工作点气隙磁感应强度  $B_0$ , 根据  $B_0$  按静态加载模型可确定直流电磁铁的线圈匝数  $N$  和励磁电流  $I$ , 再根据加载盘的尺寸确定直流电磁铁磁极厚度  $w$  和面积  $S$ 。

根据上述分析, 加载盘饱和磁感应强度  $B_s$  为 0.75 T, 则静态工作点气隙磁感应强度  $B_0$  设计值取为 0.7 T, 当动态加载时加载盘涡流磁场与气隙磁场反向, 合成气隙磁场磁感应强度  $B$  减小, 可使该值满足动态加载需要。当线圈匝数  $N$  取 14 000 时, 按式(3)可得静态工作点的励磁电流  $I_0$  为 40 mA。动态加载时励磁电流  $I$  的变化范围为 0~40 mA。

直流电磁铁磁极形状按加载盘的外形设计为圆弧形, 磁极厚度  $w$  和面积  $S$  按加载盘尺寸及图 1 中的  $\alpha$  角确定, 设计值如表 3 所示。为产生较大动态加载电磁力, 气隙厚度设计为 0.5 mm。为使加载盘能有效散热, 除使用大功率轴流风机外, 还在圆弧形磁极中间部位开设 20 mm 宽的通风槽。

表3 直流电磁铁参数

Tab.3 Parameter of DC electromagnet

参数	数值
线圈匝数 $N$	14 000
磁极厚度 $w/mm$	40
磁极面积 $S/cm^2$	15.4
气隙 $\delta/mm$	0.5

3) 可调恒流源。为产生毫安级励磁电流, 文中设计了高精度可调恒流源, 电流调节范围为 0~100 mA, 精度为 0.01 mA。

4) 测力传感器。由于实验仅设定了径向加载条件,故可选用单向拉压力传感器完成加载电磁力的检测。传感器选型分析如下。

动态加载时径向电磁力随加载盘转速升高而明显降低<sup>[17]</sup>,根据设定的动态加载条件,则静态加载时的电磁力  $f_n$  远大于 50 N。当静态工作点电流  $I_0$  为 40 mA,根据加载装置结构参数的设计值,由式(4)可计算出静态加载电磁力  $f_n$  为 428.95 N。考虑电磁铁自重,选用两个 H3-C3 型单向拉压力传感器,量程均为 500 N,综合精度为  $\pm 0.02\%$  FS,对称安装于电磁铁下方。实验台实物如图 4 所示。

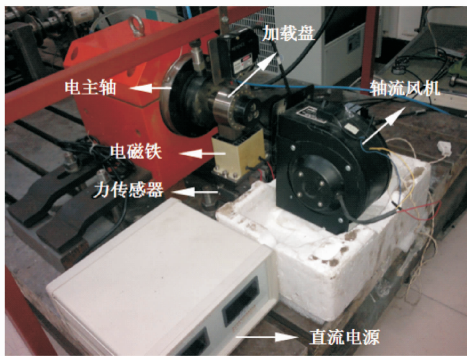


图 4 加载装置实物图

Fig. 4 Physical picture of loading device

### 3.2 动态加载实验方法

根据可靠性实验加载条件, $n$  为 9 000 r/min 时,  $f_n$  为 50 N。然而,为验证非接触电磁加载的有效性,分析转速 - 励磁电流 - 动态电磁力之间的变化关系,在如下范围改变加载条件:a. 转速  $n$  取恒定值 9 000 r/min,励磁电流  $I$  在 0~40 mA 范围内取值;b. 励磁电流  $I$  取恒定值 40 mA,转速  $n$  在 0~9 000 r/min 范围内取值。

根据不同加载条件,通过测试获得转速 - 动态电磁力和励磁电流 - 动态电磁力之间的关系曲线。由式(11)计算相应加载条件下动态电磁力  $f_n$  的理论值,对比相同加载条件下  $f_n$  的理论计算值与实测值,可验证电磁加载的有效性。

### 3.3 实验结果

按 3.2 节条件 a 加载,结果如表 4 所示,对比曲线如图 5 所示。图中曲线表明转速恒定时,电磁力随励磁电流增大而增大,呈非线性变化。其主要原因,动态加载时加载盘产生涡流,涡流磁场与气隙磁场相互作用,产生径向麦克斯韦力的同时还产生切向洛伦兹力,而洛伦兹力本质上和麦克斯韦力没

有区别,未改变动态加载时麦克斯韦力变化趋势。但由于涡流磁场与气隙磁场反向,大大减弱了气隙磁场,使得动态加载电磁力远小于静态电磁力,二者变化趋势一致。根据 1.1 节分析结果,静态电磁力与励磁电流平方成正比,故动态电磁力也与励磁电流平方成正比,二者呈非线性变化关系。

表 4 不同励磁电流的电磁力计算值与实测值

Tab. 4 Calculation and measured value of electromagnetic force with different excitation current

励磁电流 $I/\text{mA}$	电磁力计算值 $f_{nt}/\text{N}$	电磁力实测值 $f_{nc}/\text{N}$
0	0	0
5.0	0.846	0.793
10.0	5.267	4.860
20.0	16.921	15.384
30.0	31.595	29.670
40.0	61.112	59.402

按 3.2 节条件 b 加载,结果如表 5 所示,对比曲线如图 6 所示。图中曲线表明励磁电流恒定时,电

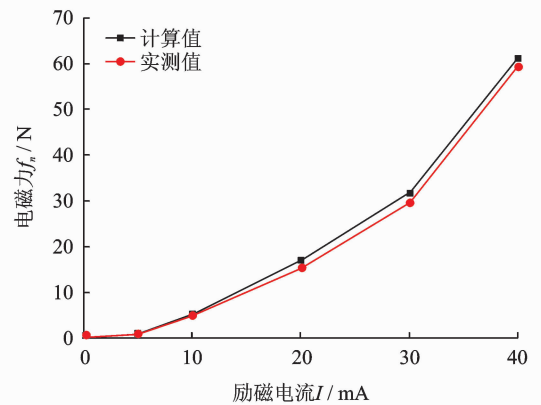


图 5 动态电磁力与励磁电流关系曲线

Fig. 5 Relation curve between dynamic electromagnetic force and excitation current

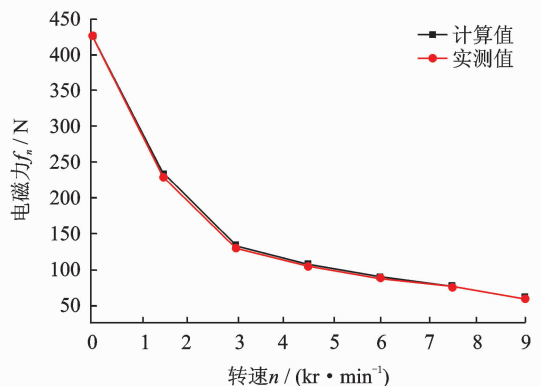


图 6 动态电磁力与转速关系曲线

Fig. 6 Relation curve between dynamic electromagnetic force and rotational speed

表5 不同转速的电磁力计算值与实测值

Tab.5 Calculation and measured value of electromagnetic force with different rotational speed

转速 $n/(\text{r} \cdot \text{min}^{-1})$	电磁力理论值 $f_{nt}/\text{N}$	电磁力实测值 $f_{nc}/\text{N}$
0	428.950	426.867
1 500	234.611	229.182
3 000	133.248	130.342
4 500	107.029	104.640
6 000	89.127	87.607
7 500	76.625	75.274
9 000	61.179	59.036

磁力随转速升高而减小。起始段产生的涡流较大,气隙合成磁场明显减弱,故图中电磁力也明显减小。随着转速进一步升高,涡流趋于饱和,电磁力变化较小。由实验结果可以得出如下结论。

1)  $n$  为 9 000 r/min,表 4 中  $I$  为 40 mA 时  $f_n$  实测值为 59.402 N,超过了 3.1 节设定的可靠性实验加载值 50 N,说明非接触电磁加载装置可以进行可靠性负载实验的加载。

2) 图 5,6 中  $f_n$  实测值与理论计算值变化趋势一致,二者存在一定误差。由表 4,5 可得误差不超过 10%,考虑到理论计算模型的近似性,上述误差在合理范围内,证明文中研究的加载方法有效,且改变励磁电流和转速可实现不同条件的加载。

3) 计算值大于实测值,主要原因为电磁力计算模型忽略了漏磁,并做了一定简化处理,致使理论计算值偏大。

4) 图 5 显示了 9 000 r/min 时,动态加载的  $f_n-I$  关系曲线。当转速  $n$  为 0,根据式(4)计算可得静态加载时  $f_n-I$  关系曲线,如图 7 所示。

对比图 7 与图 5 中的  $f_n$  计算值曲线可知,静态

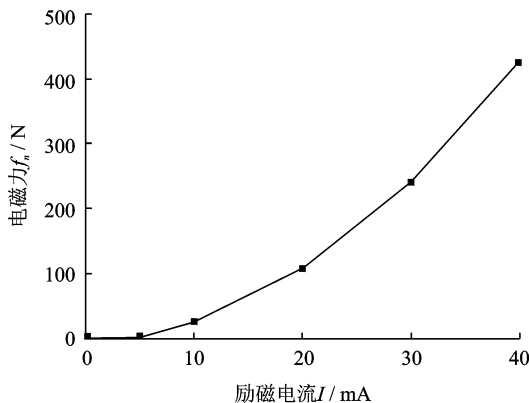


图7 静态电磁力与励磁电流关系曲线

Fig.7 Relation curve between static electromagnetic force and exciting current

和动态加载时的  $f_n-I$  变化趋势一致,即动态电磁力  $f_n$  也与  $I^2$  成正比,实验结果与理论计算相吻合,此结论可用于后续动态电磁力闭环调节的研究。此外,对比结果进一步证明相同励磁电流  $I$  产生的静态电磁力远大于动态电磁力,说明涡流对动态加载影响很大。涡流不仅使动态电磁力大大减小,还产生较大的电磁损耗,致使加载盘温升较明显。实验中,长时间连续加载时加载盘的温升实测值达到 120 °C。因此,分析温升对加载系统的影响,研究更为有效的散热方法及改进加载装置的结构是后续工作的重点。

## 4 结 论

1) 提出了一种非接触电磁加载方法,推导出加载理论模型;分析了实现电磁加载的关键技术,并完成加载装置的设计。加载实验证明,笔者研究的方法实现了高速电主轴的动态非接触加载,该方法可用于电主轴可靠性实验,解决了高速电主轴难以实现非接触加载的问题。

2) 加载装置可按设定的载荷产生较为精确的径向加载电磁力,并可长时间进行可靠性实验。自 170MD18Y16 型高速磨削电主轴可靠性实验实施以来,加载装置已累计运行 5 000 h 以上,运行状况良好。在完成第 1 根电主轴的可靠性实验后,正在进行第 2 根电主轴的可靠性实验。

3) 笔者研究的加载方法简单,易于实现,简化了电主轴负载实验装置的结构,降低了成本,可在电主轴生产企业推广应用,以改进电主轴的出厂检验方法。因此,笔者的研究具有重要的工程应用价值。

## 参 考 文 献

- [1] 熊万里,阳雪兵,吕浪,等.液体动静压电主轴关键技术综述[J].机械工程学报,2009,45(9):1-18.  
Xiong Wanli, Yang Xuebin, Lü Lang, et al. Review on key technology of hydrodynamic and hydrostatic high-frequency motor spindles[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2009,45(9):1-18. (in Chinese)
- [2] 孟杰,陈小安,康辉民,等.高速电主轴加载试验的研究[J].机械强度,2009,31(4):689-692.  
Meng Jie, Chen Xiaolan, Kang Huimin, et al. Study on dynamic loading experiment of high speed motorized spindle [J]. Journal of Mechanical Strength, 2009,31(4):689-692. (in Chinese)
- [3] 李松生,张朝煌,李中行,等.轴承套圈内表面磨削用高

- 速电主轴的加载试验[J]. 轴承, 1996(4):35-38.
- Li Songsheng, Zhang Chaohuang, Li Zhongxing, et al. Loading experiment of high speed motorized spindle used for milling the inside surface of bearing rings[J]. Bearing, 1996(4):35-38. (in Chinese)
- [4] Chen Jeng-Shyong, Chen Kwan-Wen. Bearing load analysis and control of a motorized high speed spindle[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2005,45(12-13):1487-1493.
- [5] Jiang Dayong, Wang Taiyong, Jiang Yongxiang, et al. Reliability analysis of motor spindle bearing based on operating condition [C]// Third International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation. Shanghai, China; IEEE, 2011:989-992.
- [6] Chen Shih-Chang, Juan Yu-Ling, Tang Chia-Hui, et al. Analysis of the harmonics losses and bearing load for motorized high speed spindle part I : modeling[C] // International Conference on Industrial Engineering and Engineering Management. Macao; IEEE, 2010: 772-777.
- [7] 潘奔流, 叶军, 薛玉君, 等. 高速电主轴轴承性能试验台的研制[J]. 轴承, 2011(4):48-50.
- Pan Benliu, Ye Jun, Xue Yujun, et al. Development of test rig for high-speed electric spindle bearings[J]. Bearing, 2011(4):48-50. (in Chinese)
- [8] 娄路亮, 王海洲. 电磁阀设计中电磁力的工程计算方法[J]. 导弹与航天运载技术, 2007(1):40-45.
- Lou Luliang, Wang Haizhou. Methods of electromagnetic force calculation for engineering application[J]. Missiles and Space Vehicles, 2007(1):40-45. (in Chinese)
- [9] 孙岩桦, 虞烈. 实心转子电磁轴承涡流损耗分析[J]. 中国电机工程学报, 2002, 22(2):116-120.
- Sun Yanhua, Yu Lie. Eddy current loss analysis in radial magnetic bearings with solid rotor[J]. Proceedings of the CSEE, 2002, 22(2):116-120. (in Chinese)
- [10] 黄立权, 王维民, 苏奕儒, 等. 基于电磁自愈力的转子快速自动平衡实验[J]. 振动、测试与诊断, 2011, 31(6): 704-708.
- Huang Liquan, Wang Weimin, Su Yiru, et al. Rotor quick automatic balance experiments based on electromagnetic self-recovery force[J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2011, 31(6):704-708. (in Chinese)
- [11] 马琮淦, 左曙光, 何吕昌, 等. 电动车用永磁同步电机电磁转矩的解析计算[J]. 振动、测试与诊断, 2012, 32(5):756-761.
- Ma Conggan, Zuo Shuguang, He Lüchang, et al. Analytical calculation of electromagnetic torque in permanent magnet synchronous motor for electric vehicles [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2012, 32(5):756-761. (in Chinese)
- [12] 刘宏昭, 邱荣华, 周训通, 等. 一种高速电主轴非接触电磁加载装置: 中国, 201010589402.1[P]. 2012-03-07.
- [13] 刘天佐, 曹静, 夏天东, 等. 高磁导率合金 1J79 热处理工艺的研究[J]. 热加工工艺, 2005, 34(11):48-49.
- Liu Tianzuo, Cao Jing, Xia Tiandong, et al. Research of heat treatment on the high permeability 1J79 alloy [J]. Hot Working Technology, 2005, 34(11):48-49. (in Chinese)
- [14] 邱荣华, 刘宏昭. 一种高速电主轴非接触电磁加载量的测试方法[J]. 西安理工大学学报, 2012, 28(3): 253-257.
- Qiu Ronghua, Liu Hongzhao. A measuring method of non-contact electromagnetic loading magnitude on high speed motorized spindles[J]. Journal of Xi'an University of Technology, 2012, 28(3): 253-257. (in Chinese)
- [15] 王君明, 叶人珍, 汤漾平, 等. 55 钢 CBN 砂轮平面磨削的磨削力模型研究[J]. 金刚石与磨料磨具工程, 2010, 30(1):67-70.
- Wang Junming, Ye Renzhen, Tang Yangping, et al. Research on the grinding force model of steel 55 during surface grinding with CBN wheel [J]. Diamond and Abrasives Engineering, 2010, 30(1):67-70. (in Chinese)
- [16] 黄广祖, 赵钦志, 盛伯浩, 等. 加工中心可靠性试验载荷谱的研究[J]. 制造技术与机床, 2008(2):60-65.
- Huang Guangzu, Zhao Qinzi, Sheng Bohao, et al. Research on the loading chart for reliability testing of machining center [J]. Manufacturing Technology and Machine Tool, 2008(2):60-65. (in Chinese)
- [17] 曹广忠, 虞烈, 谢友柏. 实心转子—电磁轴承系统的损耗分析[J]. 航空动力学报, 2003, 18(1):124-129.
- Cao Guangzhong, Yu Lie, Xie Youbai. Rotating loss analysis for active magnetic bearing with solid rotating rotor [J]. Journal of Aerospace Power, 2003, 18(1): 124-129. (in Chinese)



**第一作者简介:**邱荣华,男,1974年7月生,博士研究生。主要研究方向为大功率高速电主轴可靠性试验技术研究。曾发表《一种高速电主轴非接触电磁加载量的测试方法》(《西安理工大学学报》2012年第28卷第3期)等论文。  
E-mail:laoqiuronghua@163.com

