

引用格式: CHEN Sitong, HUANG Junbin, GU Hongcan, et al. Temperature Measurement Error and Its Influencing Factors of FBG Sensor under Rotor Whirling Conditions Based on Space-Coupled Transmission Method[J]. Acta Photonica Sinica, 2024, 53(4):0406003

陈思彤, 黄俊斌, 顾宏灿, 等. 基于空间耦合传输方法的 FBG 传感器转子涡动测温误差及其影响因素研究[J]. 光子学报, 2024, 53(4):0406003

基于空间耦合传输方法的 FBG 传感器转子涡动 测温误差及其影响因素研究

陈思彤¹, 黄俊斌¹, 顾宏灿¹, 姚高飞¹, 徐丹², 李哲宇³

(1 海军工程大学 兵器工程学院, 武汉 430033)

(2 海军工程大学 电子工程学院, 武汉 430033)

(3 海军工程大学 电磁能技术全国重点实验室, 武汉 430033)

摘要:针对电机转子涡动对光纤光栅温度监测系统精度产生的影响,采用光纤光栅(FBG)的传输矩阵理论和自聚集透镜的耦合损耗理论,建立了涡动条件下 FBG 扫描光谱模型,结合相关试验,研究了扫描光谱的畸变规律及系统测温误差的影响因素。结果表明:涡动导致扫描光谱反射峰发生偏移、3 dB 带宽减小,通过协调涡动频率和解调仪扫描频率,使准直器间耦合损耗周期达到 FBG 光谱扫描时间的 10 倍以上($q > 10$)是保证较低测温误差的关键;同时,质心法对剧烈涡动条件下扫描光谱的寻峰效果明显优于高斯曲线拟合法。随着转子端面处的径向位移幅值或轴线偏角幅值的增大,系统的测温误差先缓慢地增大、后剧烈地增大;随着椭圆形轴心运动轨迹轴比的增大,测温误差先剧烈地增大、后缓慢地增大至稳定。当转子径向位移幅值小于 200 μm 、轴线偏角幅值小于 0.167°时,在轴比等于 3、 q 值等于 10 条件下,15 次采样试验反映出质心法和高斯曲线拟合法分别令系统的测温误差从 2.9 °C 降低至 0.6 °C 和 1.1 °C,为监测系统的应用与测温精度的预估提供了依据。

关键词:光纤光栅温度传感器;转子温度监测系统;转子涡动;畸变光谱;测温误差

中图分类号: TP212.9

文献标识码: A

doi: 10.3788/gzxb20245304.0406003

0 引言

船舶综合电力系统对发电机的要求不断趋向于功率高、体积小等特点^[1],电机额定功率的提高直接引起了转子更高的温升效应,而高温会导致绕组型电机转子发生匝间短路、永磁体电机转子发生永久性退磁,这将严重影响发电机运行的可靠性与稳定性^[2-4]。我国目前还缺乏能够实时在线地监测高速发电机转子温度的技术手段,因此开展转子温度在线测量技术的研究具有重要意义。

目前用于估计电机转子温度的方法主要是通过测量铜绕组的电阻值^[5-7],但方法的准确性较低、并且没有故障定位能力,无法监测到转子上的局部热点。将电子类传感器安装在转子表面的方法不适用于高速转子,因为巨大的离心力会将传感器直接甩飞,且传感器和无线装置存在着供电问题^[8,9]。红外测温探头也因为尺寸较大而无法深入到结构紧凑、气隙狭小的舰用电机内部^[10,11]。相比之下,光纤光栅(Fiber Bragg Grating, FBG)具有抗电磁干扰、尺寸小、不需供电、可以准分布式测量的优点,这对于电机转子温度监测方面具有较大的优势。2011年,王彦晓等^[12]提出了采用光纤旋转链接器实现旋转部件温度的监测。2016年,HUDON C 等^[13]采用 4 条光纤光栅传感器链路和多通道光纤旋转链接器测量了 Hydro-Quebec 水电站一台

基金项目:国家自然科学基金(No. 11774432)

第一作者:陈思彤, cst_1053296196@foxmail.com

通讯作者:顾宏灿, yuqiangc@yeah.net

收稿日期:2023-09-28;录用日期:2023-11-28

<http://www.photon.ac.cn>

74.75 MVA 发电机转子磁极的温度,并将测量结果与铜电阻法估算的温度进行了比较,结果表明光纤光栅的测量值高于绕组电阻值所反映出的平均温度,这对局部热点的发现和临界热老化的研究具有重要意义。2018年,FABIAN M等^[14]通过裸光纤光栅测量了小型电机转子内部的温度。2022年,ABBOUD R等^[15]以车辆电动机的转子为应用背景,采用两个距离0.5 cm的光纤准直器传输光信号,成功采集到了860 r/min旋转机械内部的温度信号。2021年,MOHAMMED A等^[16]采用特氟龙管封装的聚酰亚胺涂覆型光纤光栅制作成传感器阵列,特氟龙管可以耦合转子的温度和振动信息,根据振动激励的高频性和热激励的低频性,将中心波长变化情况分为热致变化和振动致变化,同时采集到了0.55 kW鼠笼式感应电机转子的温度和振动信息,证实了采用光纤光栅同时进行多物理场监测的可行性。

综上,采用光纤光栅对转子温度进行监测具有较大的需求和一定的应用前景,在当前光纤光栅温度监测系统的实际应用中,转子的运动状态是影响系统精度的重要因素,其中由于不平衡质量而导致的转子涡动对测量精度的影响更是难以忽视,然而国内外均还未对此开展过研究。一般情况下,转子的涡动会导致光功率在空间耦合传输过程发生剧烈地波动,同时,解调仪通过对离散的波长数据进行扫描来探测FBG的反射光功率,两者的综合作用会引起光纤光栅扫描反射功率谱失真,致使系统测温严重失准。而转子的涡动是实际工况中难以避免的,因此为了能够准确地解调光纤光栅的中心波长值、实现精准测温,必须开展涡动条件对FBG扫描反射功率谱和系统测温精度影响的研究。然而,伴发轴系弯曲振动的转子涡动过程使空间耦合传输过程变得十分复杂,导致高斯光束在空间耦合传输模型上的建立十分困难。本文以电机转子在涡动条件下的轴心运动轨迹为依据,将空间耦合传输理论与光纤光栅的传输矩阵理论相结合,建立了光纤光栅的扫描反射谱模型,并结合相关试验,研究了转子的涡动频率、解调仪的扫描频率、转子轴心运动轨迹的形状、转子轴心线的偏转角度等因素对FBG扫描反射谱形状及系统精度产生的影响,明确了特定测温误差对转子涡动水平以及解调仪扫描频率提出的限制要求,为光纤光栅转子温度监测方法的实际应用、测温精度的预估提供了依据。

1 光纤光栅转子温度监测系统

光纤光栅转子温度监测系统的组成如图1所示,由图1可见,一束宽带光经过光环形器、两个G-Lens型单模光纤准直器后进入到传感器链路中,传感器链路是一条由不锈钢毛细管封装的整体式结构,整条传感器链路沿着转子轴向布放,链路中包含若干个具有一定初始中心波长间隔的光纤布拉格光栅(FBG),以实现转子温度的准分布式测量。通过预先在转子的表面和轴心处打孔的方式,将传感器链路从转子表面引出至转轴的端面,然后与准直器B相连接,准直器B即安装于端面的轴心处,在转子工作过程中,准直器B跟随转子一起运动,准直器A保持固定不动;各光纤光栅的反射信号再次经过两个光纤准直器和光环形器后,进入到扫描型光纤光栅波长解调系统中,解调系统将FBG的反射功率数据点传输到电脑中,电脑根据一定的寻峰方法得到FBG的中心波长。

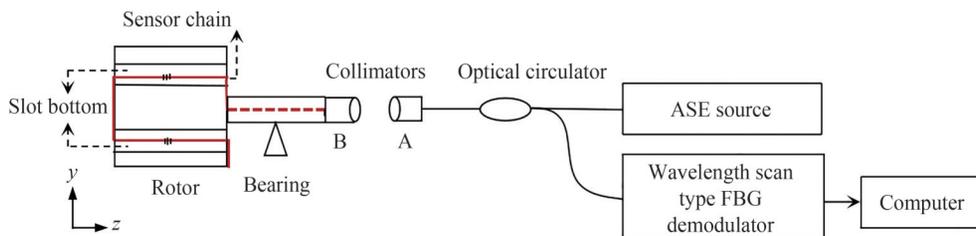


图1 光纤光栅转子温度监测系统原理

Fig. 1 Schematic diagram of the FBG rotor temperature measurement system

链路中光纤光栅的反射波长满足布拉格条件^[17]

$$\lambda_B = 2n_{\text{eff}}\Lambda \quad (1)$$

当监测点的温度发生变化时,对式(1)取微分,可以得到FBG的中心波长变化量为

$$\Delta\lambda_B = 2(n_{\text{eff}} \cdot \Delta\Lambda_T + \Lambda \cdot \Delta n_{\text{eff}}) \quad (2)$$

式中, $\Delta\lambda_T$ 为热膨胀效应导致的光栅周期变化, Δn_{eT} 为温度变化导致的有效折射率变化。

定义 α 为光纤的线性热膨胀系数, ξ 为热光系数, 将式(2)表示为

$$\Delta\lambda_B = 2n_{\text{eff}} \cdot \Lambda \cdot (\alpha + \xi) \cdot \Delta T \quad (3)$$

然后, 将式(3)与式(1)联立, 并定义温度灵敏度系数 $K_T = \alpha + \xi$, 可以得到

$$\frac{\Delta\lambda_B}{\lambda_B} = K_T \cdot \Delta T \quad (4)$$

由式(4)可知, 通过监测光纤光栅的中心波长变化情况, 即可得到相应测点的温度变化。

波长扫描型解调方法是通过单一波长的功率值进行逐一扫描从而得到FBG的反射功率谱, 当电脑接收到离散的波长与功率信号后, 会采用一定的寻峰算法计算出光纤光栅的中心波长值, 因为光纤光栅经过变迹函数的处理后, 其反射谱的形状十分接近于高斯曲线, 故而目前比较常用的寻峰算法是高斯曲线拟合法, 其原理是将离散的反射光功率谱密度数据采用高斯函数进行拟合^[18], 即

$$I(\lambda) = I_0 \exp\left[-4\ln 2 \left(\frac{\lambda - \lambda_B}{\Delta\lambda}\right)^2\right] \quad (5)$$

式中, I_0 为最大反射功率, λ 为波长数据的采样值, λ_B 为光谱的中心波长值, $\Delta\lambda$ 为光谱的3dB带宽。

考虑到转子涡动条件下扫描光谱的形状可能会发生畸变, 本文将质心寻峰法作为对比研究的算法, 质心寻峰法的原理是将采集的波长数据看作质点的位矢、将反射光功率数据看作是质点的质量, 然后以反射光功率作为加权系数, 求出波长的加权平均值, 并作为FBG的中心波长^[19], 即

$$\lambda_B = \frac{\sum P_i \lambda_i}{\sum P_i} \quad (6)$$

2 转子涡动对FBG扫描光谱及测温误差影响的理论研究

2.1 涡动条件下FBG扫描光谱模型的建立

由于转子材质不均匀、加工缺陷或装配误差等因素导致转子在旋转过程中存在不平衡质量和偏心距, 如图2所示, 导致转子出现弯曲振动和涡动运动^[20-21]。此外, 由于轴承在竖直方向上的刚度一般为水平方向上的1.5~3倍, 导致转子轴心的运动轨迹为椭圆形^[22]; 当把准直器B安装在转轴端面的轴心处、而把准直器A固定在静止端时, 转子的涡动会使两准直器之间产生相对位置移动。如图3所示, 以自聚焦透镜型单模光纤准直器为例, 当两个准直器的相对位置发生改变时, 产生的径向、角向、轴向耦合失配损耗分别表示为^[23]

$$L_{xy} = 4.343 \left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0}{\lambda_0} \right)^2 (\Delta S)^2 \quad (7)$$

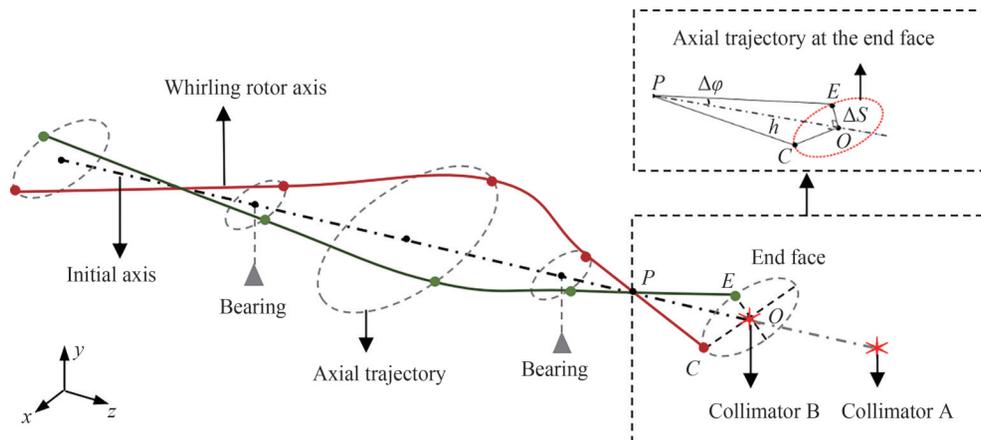


图2 转子轴心线的运动轨迹示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the trajectory of the rotor shaft axis

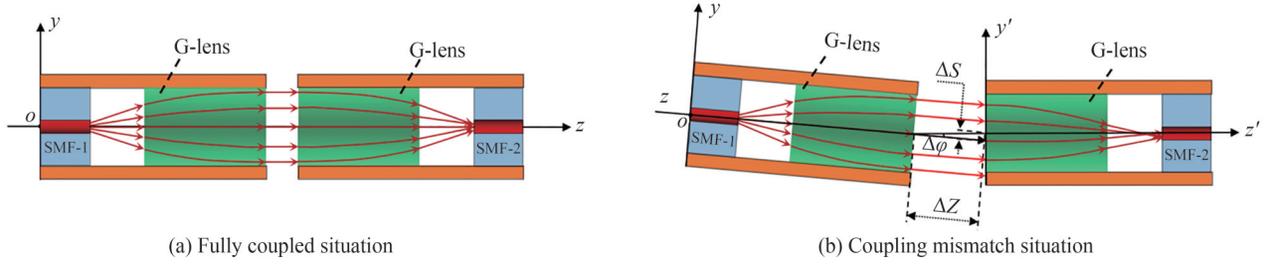


图3 准直器间耦合示意图

Fig. 3 Schematic diagram of coupling between collimators

式中, L_{xy} 为径向失配损耗, ΔS 为准直器间的径向失配量; n_0 为自聚焦透镜的中心折射率, 将其取为经典值 1.468; λ_0 为高斯光束的中心波长; \sqrt{A} 为透镜聚焦常数; ω_0 为入射光斑半径, 对于单模光纤, 波长为 1 550 nm 光束的光斑半径 $\omega_0 = 5.05 \mu\text{m}$ 。

$$L_{\varphi} = 4.343 \left[\frac{\tan(\Delta\varphi)}{n_0 \sqrt{A} \omega_0} \right]^2 \quad (8)$$

式中, L_{φ} 为角向失配损耗, $\Delta\varphi$ 为准直器间的角向失配量。

$$L_z = 4.343 \ln \left(1 + \left(\frac{\lambda \Delta Z}{2\pi \omega_1^2} \right)^2 \right) \quad (9)$$

式中, L_z 为轴向失配损耗, ΔZ 为准直器间的轴向失配量。

如图 2 所示, 在转子涡动过程中, 准直器间的径向失配可以由转子轴心在端面处的运动轨迹来描述。将准直器 B 的运动轨迹设为标准椭圆, 其坐标满足方程 $(x/A_1)^2 + (y/A_2)^2 = 1$, 为了将准直器间的耦合失配与转子涡动的频率特性建立关联, 将椭圆运动轨迹沿着 x 、 y 轴方向拆分成两个具有相同角频率、不同幅值、且相位差为 $\pi/2$ 的简谐振动, 则准直器 B 与坐标原点 O 的距离随时间的变化关系表示为

$$\Delta S = \frac{\sqrt{2}}{2} \left[(n^2 + 1) A_2^2 + (n^2 - 1) A_2^2 \cdot \cos 2\omega_{\text{whirl}} t \right]^{\frac{1}{2}} \quad (10)$$

式中, A_1 和 A_2 分别为准直器 B 在 x 轴和 y 轴方向上的位移幅值, 且 $A_1 = nA_2$ ($n = 1.5 \sim 3$); ω_{whirl} 为转子涡动的角速度, t 表示时间。

为了将转子涡动的时刻与解调仪的扫描时刻对准, 令解调仪扫描到 1 550 nm 的时刻作为“时间零点”, 并认为“当解调仪扫描到光谱的峰值点 λ_B 时, 准直器 B 刚好运动到椭圆短轴的端点处, 即准直器间径向失配量取极小值”, 则径向失配量随时间的变化规律进一步表示为

$$\Delta S = \frac{\sqrt{2}}{2} \left[(A_1^2 + A_2^2) + (A_1^2 - A_2^2) \cdot \cos(2\omega_{\text{whirl}} t + \pi - 2\omega_{\text{whirl}} t_{\lambda B}) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (11)$$

式中, $t_{\lambda B}$ 为解调仪扫描到光纤光栅中心波长 λ_B 对应的时刻, 表示为

$$t_{\lambda B} = (\lambda_B - 1550) \cdot \frac{1}{f_{\text{scan}} \cdot \Delta\lambda_{\text{scan}}} \quad (12)$$

式中, f_{scan} 为解调仪的扫描频率; $\Delta\lambda_{\text{scan}}$ 为解调仪的扫描带宽。

将式(11)和式(12)带入式(7)中, 即可得到准直器间的径向失配损耗随扫描时间的变化规律。进一步地, 为了研究当转子涡动的不同时刻与扫描光谱反射峰的时刻相对应时扫描光谱的变化规律, 将耦合损耗随时间的变化曲线每次向时间轴的负方向平移 $T_{\text{loss}}/n_{\text{loss}}$ 秒, 其中, T_{loss} 为耦合损耗的变化周期, n_{loss} 为常数, 得到准直器间的径向耦合损耗随扫描时间的变化关系为

$$L_{xy} = 2.1715 \cdot \left[(n^2 + 1) A_2^2 + (n^2 - 1) A_2^2 \cos \left(4\pi f_{\text{whirl}} \cdot \left(t + \frac{m_{\text{loss}}}{n_{\text{loss}}} \cdot T_{\text{loss}} \right) + \pi - 4\pi f_{\text{whirl}} t_{\lambda B} \right) \right] \cdot \left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0}{\lambda} \right)^2 \quad (13)$$

式中, m_{loss} 为以 $T_{\text{loss}}/n_{\text{loss}}$ 为步进时间的平移次数,其取值范围为 $0 \sim n_{\text{loss}}$ 。

同时,如图2所示,转子轴系的弯曲振动导致涡动过程中转子的中心轴线发生偏转,进而引起两个准直器间发生角向失配,与径向失配的推导过程相类似,角向失配损耗随扫描时间的变化表示为

$$L_{\varphi} = \frac{2.1715}{(nm_0\sqrt{A}\omega_0)^2} \cdot \tan^2(\Delta\varphi_{\text{max}}) \left[(n^2 + 1) + (n^2 - 1) \cos \left(4\pi f_{\text{whirl}} \left(t + \frac{m_{\text{loss}}}{n_{\text{loss}}} \cdot T_{\text{loss}} \right) + \pi - 4\pi f_{\text{whirl}} t_{\text{LB}} \right) \right] \quad (14)$$

式中, $\Delta\varphi_{\text{max}}$ 为涡动过程中端面处轴心线发生偏转的最大角度。

此外,如图2所示,涡动过程中导致准直器间的轴向失配量较小,根据式(9),轴向失配量对耦合损耗产生的影响较小,故而忽略涡动过程准直器间的轴向失配损耗。将式(13)和式(14)相加,最终可以得到在转子涡动过程中,两个准直器间的总耦合损耗 L 随扫描时间的变化关系为

$$L(t) = 2.1715 \cdot \left[\left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0 A_2}{\lambda} \right)^2 + \left(\frac{\tan(\Delta\varphi_{\text{max}})}{nm_0 \sqrt{A} \omega_0} \right)^2 \right] \cdot \left[(n^2 + 1) + (n^2 - 1) \cos \left(4\pi f_{\text{whirl}} \cdot \left(t + \frac{m_{\text{loss}}}{n_{\text{loss}}} \cdot T_{\text{loss}} \right) + \pi - 4\pi f_{\text{whirl}} t_{\text{LB}} \right) \right] \quad (15)$$

为了研究转子涡动对FBG扫描光谱的影响,利用传输矩阵理论^[24]建立FBG反射功率谱模型,首先,定义光栅长度为1.3 cm、有效折射率为1.477、折射率调制深度幅值为 1.55×10^{-4} ,将超高斯变迹函数的半峰全宽设为 $L/2$ 、切趾系数设为5,并将光纤光栅均匀分为100段。根据式(12),解调仪扫描到波长为 λ 的时刻 $t = (\lambda - 1550)/(f_{\text{scan}} \Delta\lambda_{\text{scan}})$,对应FBG的反射率记为 $r(t)$;然后,将FBG反射率随时间的变化关系 $r(t)$ 与总耦合损耗随时间的变化关系 $L(t)$ 相叠加,即可求出解调仪在各扫描时刻对应的FBG反射率为

$$r_{\text{scan}}(t) = \frac{1}{10^{L(t)/10}} \cdot r(t) \quad (16)$$

最后,根据扫描时刻 t 与扫描波长 λ 的对应关系,可以得到光纤光栅的扫描反射谱 $\lambda - r_{\text{scan}}(\lambda)$ 。由式(15)和式(16)可知,影响FBG扫描光谱形状的主要因素有:转子涡动的频率(f_{whirl})、轴心径向位移幅值(A_1)、轴心轨迹的轴比(n)、轴心线的偏转角度幅值($\Delta\varphi_{\text{max}}$)、以及解调仪的扫描频率(f_{scan}),下文将对这些因素的影响规律进行深入地研究。

2.2 涡动频率与扫描频率对采样光谱及测温误差的影响

首先,为了避免各解调仪扫描带宽的不同、各光纤光栅带宽的不同对研究结果的普适性产生影响,定义 q 值为涡动过程中耦合损耗的变化周期 T_{loss} 与解调仪扫描FBG反射谱的时间 t_{FBG} 之比

$$q = \frac{T_{\text{loss}}}{\Delta t_{\text{FBG}}} = \frac{f_{\text{scan}} \cdot \Delta\lambda_{\text{scan}}}{2f_{\text{whirl}} \cdot \Delta\lambda_{\text{FBG}}} \quad (17)$$

式中, f_{scan} 为解调仪扫描频率; f_{whirl} 为涡动频率; λ_{scan} 为解调仪扫描带宽; λ_{FBG} 为光纤光栅带宽。

考虑强烈弯曲振动时的转子涡动情况:将转子的径向位移幅值 A_1 设为 $200 \mu\text{m}$ 、轴心轨迹的轴比 n 设为3、轴心线的偏转角度幅值 φ_{max} 设为 0.1° 。当耦合损耗周期分别等于FBG光谱扫描时间的2倍、7倍和12倍时,选取出畸变最严重的FBG扫描光谱,结果如图5所示,并将相应的FBG中心波长扫描值与真实值之间的差值称为中心波长的最大扫描误差。

如图4(a)和(d)所示,FBG原始反射谱具有较强的对称性,由于反射峰左侧的耦合损耗大于右侧,故而峰值点左侧的反射率被大幅地衰减、扫描光谱的左侧出现被切削现象。由图4(a)可见,在原始反射峰的右侧,FBG的反射率先缓慢地减小后剧烈地减小,同时,耦合损耗近似线性地减小,这导致FBG反射率减小的速率先是慢于耦合损耗减小的速率,故而如图4(d)所示,扫描光谱的峰值点向长波长方向移动。由图4(a)、(b)、(c)可见,随着 q 值的增大,原始反射峰右侧的耦合损耗变化速率越来越小,故而如图4(d)、(e)、(f)所示,扫描光谱中心波长的偏移量也越来越小。此外,当 $q=2$ 时,扫描光谱的3 dB带宽比原始光谱的减小了约21 pm;当 $q>7$ 后,扫描光谱的3 dB带宽非常接近原始光谱。

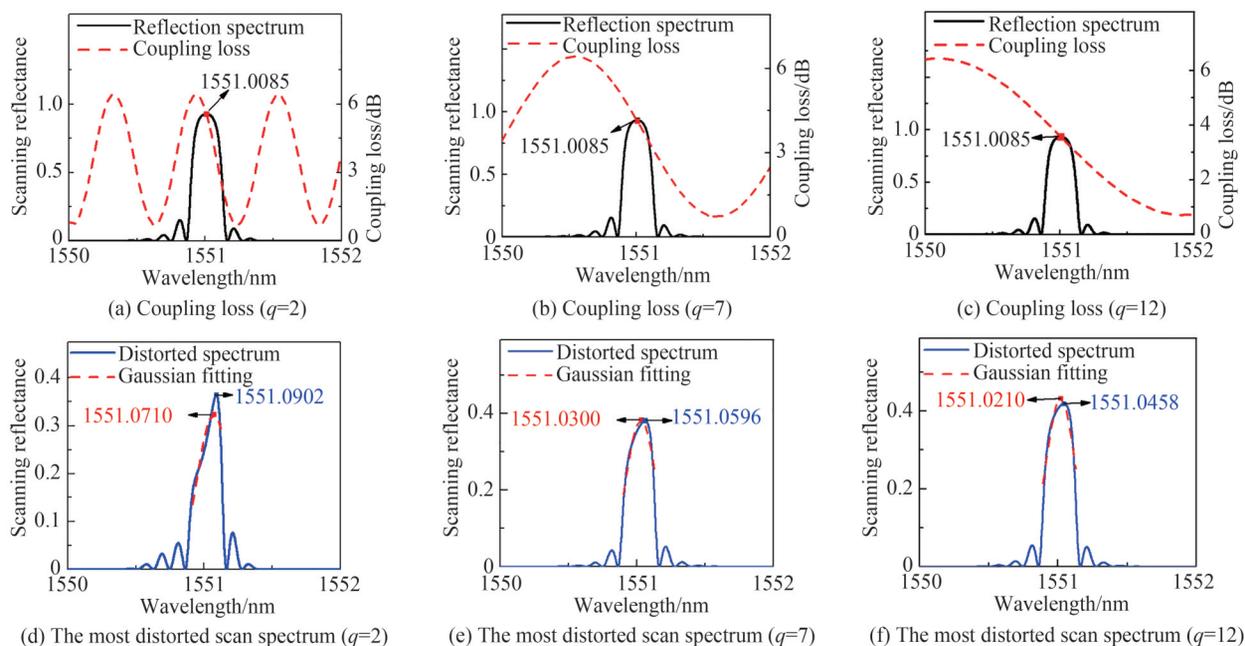


图4 不同 q 值条件下的耦合损耗变化规律和畸变最严重的扫描光谱
 Fig. 4 The variation of coupling loss under different q -value conditions and the most distorted scan spectra

图5是中心波长的最大扫描误差随 q 值的变化规律。由图5可见,随着 q 值的增加,最大扫描误差先剧烈地减小、然后缓慢地减小至稳定;当采用高斯曲线拟合法或质心法进行寻峰时,若 $q=2$,两种算法的最大寻峰误差分别约为 65.7 μm 和 31.4 μm ;若 $q=10$,两种算法的最大寻峰误差分别约为 15.4 μm 和 8.8 μm ,随着 q 值的进一步增加,最大寻峰误差的变化相对较为缓慢,当 $q=120$ 时,两种算法的最大寻峰误差均约为 2.3 μm 。综上可见,质心法的寻峰效果优于高斯曲线拟合法,说明了畸变光谱的质心依然较为稳定,质心法降低了转子涡动对光谱中心波长解调值的影响;同时,中心波长的最大扫描误差随 q 值的变化规律反映出“ $q > 10$ ”是确保测温误差较小的关键。

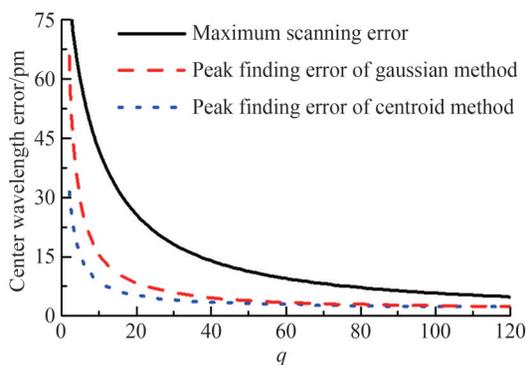


图5 q 值对中心波长的最大扫描误差和光谱寻峰误差的影响
 Fig. 5 The influence of q on the maximum scanning error of the central wavelength and peak finding error of spectrum

将解调仪的扫描带宽取为典型值 40 nm、FBG 光谱的宽度取为 0.3 nm,并定义扫描频率与涡动频率之比 $k=f_{\text{scan}}/f_{\text{whirl}}$,以聚酰亚胺涂覆型光纤光栅传感器为例,研究当测温误差为某些特定值时,转子涡动频率与解调仪扫描频率之间的限制关系,结果如图6所示。由图6(a)可见,当转子涡动频率(f_{whirl})的变化范围为 1 Hz~1 000 Hz 时,若令中心波长最大扫描误差分别小于 1 μm 、5 μm 、10 μm ,则需要保证 q 值分别大于 584、115 和 57,即解调仪的扫描频率需要分别达到转子涡动频率的 8.8 倍、1.7 倍和 0.86 倍。根据聚酰亚胺涂覆型光纤光栅的温度灵敏度约为 10 $\mu\text{m}/^\circ\text{C}$,如图6(b)所示,当采用质心法对畸变光谱进行寻峰时,若希望涡动导致的最大测温误差分别小于 0.1 $^\circ\text{C}$ 、0.5 $^\circ\text{C}$ 、1 $^\circ\text{C}$,需要保证解调仪的扫描频率分别达到转子涡动频率的

1.0倍、0.2倍和0.1倍;如图6(c)所示,当采用高斯曲线拟合法对畸变光谱进行寻峰时,若希望涡动导致的最大测温误差分别小于 0.1°C 、 0.5°C 、 1°C ,则需要保证解调仪的扫描频率约为转子涡动频率的2.2、0.4、0.2倍。通过对比图6(a)~(c)可见,两种寻峰方法均在很大程度上降低了测温精度对解调仪扫描频率的要求,特别是对于质心法,在相同测温误差条件下,其对应的解调仪扫描频率约为高斯曲线拟合法的一半。

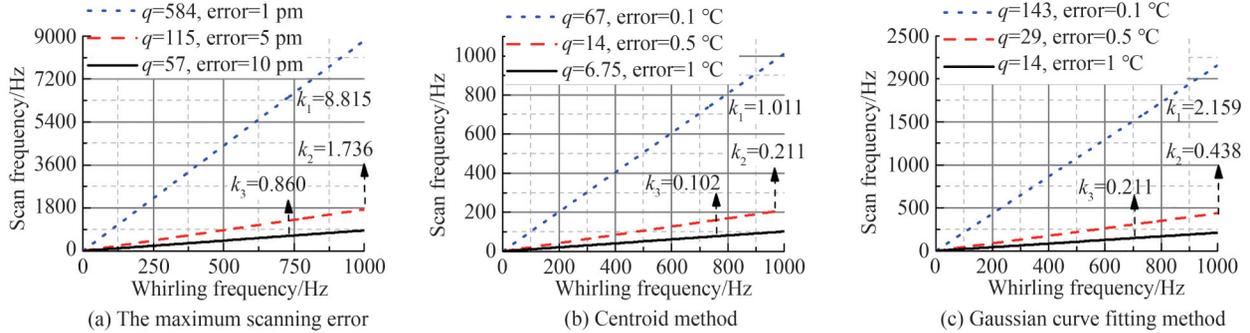


图6 特定误差条件下涡动频率和扫描频率的对应关系

Fig. 6 Correlation under certain error conditions between whirling frequency and scanning frequency

2.3 轴心轨迹及轴线偏转角度对FBG中心波长扫描值的影响

由2.1节可知,影响扫描光谱形状的因素除了转子涡动的频率和解调仪的扫描频率外,转子端面处轴心椭圆形运动轨迹的形状及轴心线的偏转角度(φ_{\max})也是主要因素,前者又由转子径向振动的幅值和椭圆轨迹的轴比决定,本节将围绕这些因素对畸变光谱的影响规律展开探究。

首先,根据第2.2节中图5所反映的中心波长最大扫描误差随 q 值的变化规律,将 q 值取为10以避免 q 值对FBG中心波长造成较大的影响。然后,为了研究转子径向振动的幅值(A_1)对中心波长最大扫描误差的影响,将椭圆轨迹的轴比(n)设为2.5、轴心线的偏转角度(φ_{\max})设为 0.05° ,当转子径向振动幅值的变化范围为 $0\sim 300\ \mu\text{m}$ 时,中心波长的最大扫描误差($\lambda_{B,\max}$)随径向振动幅值(A_1)的变化规律如图7(a)所示。由图7(a)可见,随着转子径向振动幅值的增加,中心波长的最大扫描误差先缓慢地增加,当径向振动幅值达到 $110\ \mu\text{m}$ 后,中心波长最大扫描误差开始线性地增加,平均速率约为 $0.19\ \text{pm}/\mu\text{m}$ 。对于高斯曲线拟合法,当径向振动幅值小于 $200\ \mu\text{m}$ 时,寻峰误差缓慢地增大;当径向振动幅值达到 $200\ \mu\text{m}$ 以后,寻峰误差开始剧烈地增加,其趋势直逼最大扫描误差。对于质心法,当径向振动幅值小于 $260\ \mu\text{m}$ 时,随着径向振动幅值的增加,寻峰误差增加的速率十分缓慢,当径向振动幅值超过 $260\ \mu\text{m}$ 后,寻峰误差增加的速率开始变大。此外,通过对比两种算法寻峰误差随着转子径向振动幅值的变化趋势,可见对于径向振动强度较小的转子,采用两种寻峰算法的差异不大,但对于径向振动剧烈的转子,质心法的应用优势明显。

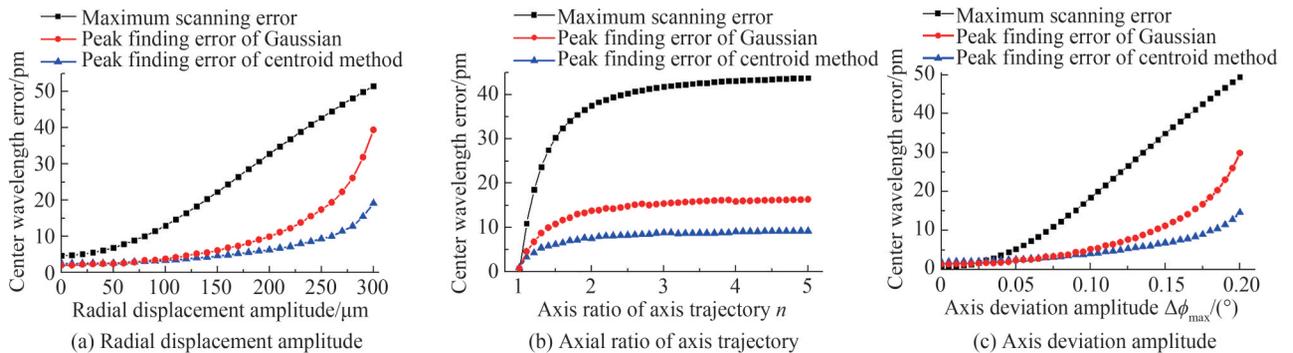


图7 中心波长的最大扫描误差随径向振动幅值、轴心轨迹轴比、轴心线偏角幅值的变化规律

Fig. 7 Changing law of maximum scanning error of center wavelength with radial displacement amplitude, axial ratio of axis trajectory and axis deviation amplitude

然后,为了研究轴心椭圆轨迹的轴比对中心波长最大扫描误差的影响,将转子径向振动的幅值(A_1)设为 $200\ \mu\text{m}$ 、轴心线偏转的角度幅值(φ_{\max})设为 0.1° ,当轴比(n)的变化范围为 $1\sim 5$ 时,中心波长的最大扫描误

差($\lambda_{b,max}$)随轴比(n)的变化情况如图7(b)所示。由图7(b)可见,随着 n 值的增大,最大扫描误差及寻峰误差均先迅速地增加、然后缓慢地增加、最后达到稳定,使中心波长最大扫描误差达到稳定的轴比约为3,对应的最大扫描误差约为41.8 pm;当轴比等于5时,中心波长的最大扫描误差约为43.8 pm;使质心法和高斯曲线拟合法的最大寻峰误差达到稳定的轴比分别约为1.8和2.3,对应的最大寻峰误差分别约为14.24 pm和7.17 pm;当轴比等于5时,两者对应的最大寻峰误差分别约为16.24 pm和9.17 pm。

最后,为了研究转子轴心线的偏转角度幅值对中心波长最大扫描误差的影响,将转子径向振动的幅值(A_1)设为25 μm 、椭圆轨迹的轴比(n)设为2.5,当轴心线偏转角度幅值(φ_{max})的变化范围为0~0.2°时,中心波长最大扫描误差($\lambda_{b,max}$)随偏转角度幅值(φ_{max})的变化规律如图7(c)所示。由图7(c)可见,当轴心线偏转角度的幅值小于0.05°时,随着偏转角度幅值的增加,中心波长最大扫描误差缓慢地增大,当偏转角度幅值大于0.05°后,中心波长最大扫描误差线性地增大,平均速率约为2.95 pm/0.01°。对于质心法而言,当偏转角度幅值小于0.165°时,寻峰误差近似线性地增大;当偏转角度幅值大于0.165°后,寻峰误差开始迅速地增大。对于高斯曲线拟合法而言,当偏转角度幅值小于0.1°时,其寻峰结果与质心法的差别较小;当偏转角度幅值大于0.15°后,其寻峰误差开始迅速地增大。

3 转子涡动对FBG扫描光谱及测温误差影响的试验研究

本节搭建了电机转子温度监测系统和振动测试系统,给准直器B施加振动载荷,在进行温度监测的同时,利用光谱分析仪采集光纤光栅的反射谱,对转子涡动条件下FBG扫描光谱的畸变规律及其影响因素展开研究。

3.1 试验准备

3.1.1 涡动导致准直器间耦合失配的等效转换方法

由于试验过程中很难控制轴心运动轨迹的尺寸及轴心线的偏转角度等,为了将转子涡动过程中产生的失配量施加到准直器B上、以研究扫描光谱的畸变规律,只能对转子涡动过程进行等效转换。由2.1节的研究可知,在转子涡动过程中,角向失配量与径向失配量对耦合损耗及扫描光谱的影响规律近似相同,故而可以考虑采用额外的径向失配量代替涡动过程中产生的角向失配量,同时采用一个恒定的轴向失配量代替涡动过程中的最小失配情况。

为了验证等效替代方法的可靠性,首先需要试验得到耦合损耗随着径向、角向、轴向失配量的变化规律,试验系统的原理如图8(a)所示,由1×2单模光纤耦合器将ASE光源发出的光平均分成两束,其中一束进入光功率计1,另一束光经过两个光纤准直器后,进入光功率计2。光功率计1的读数(P_1)即为入射到光纤准直器B的功率,当两个准直器间的相对位置发生变化时,光功率计2的读数(P_2)也随之改变,则两个准直器间的耦合损耗表示为 $L' = P_1 - P_2$ 。

试验系统的实物图如图8(b)所示,在试验开始前,首先需要调整光学调整架,令两准直器间的耦合效率达到最大;然后使两个准直器的径向距离逐步增大,同时将角向和轴向失配量调整到最小,得到准直器间的耦合损耗随着径向失配量的变化规律如图9(a)所示;按照同样的方法,改变两准直器间的轴向或角向失配量,分别得到耦合损耗随着轴向或角向失配量的变化规律如图9(b)和(c)所示。

由图9可见,径向和角向失配量对耦合损耗的影响规律确实非常相近,可以考虑采用一个恒定的轴向失配量以及简谐振动产生周期性变化的径向失配量等效替代转子涡动过程中产生的径向和角向失配量。下文对等效转换过程进行推导,首先将等效转换方法得到的耦合损耗表示为

$$L_{equal} = L_{z_equal} + L_{xy_equal} \quad (18)$$

式中, L_{equal} 为等效失配量产生的总耦合损耗; L_{z_equal} 为恒定的轴向失配量产生的耦合损耗; L_{xy_equal} 为简谐振动产生的耦合损耗。

然后,需要求出等效轴向失配量的大小。由式(15)可知,当准直器B运动到轴心椭圆轨迹的短轴端点处时,准直器间的耦合损耗为最小值 $L(t)_{min}$

$$L(t)_{min} = 4.343 \cdot \left[\left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0 A_2}{\lambda} \right)^2 + \left(\frac{\tan(\Delta\varphi_{max})}{m n_0 \sqrt{A} \omega_0} \right)^2 \right] \quad (19)$$

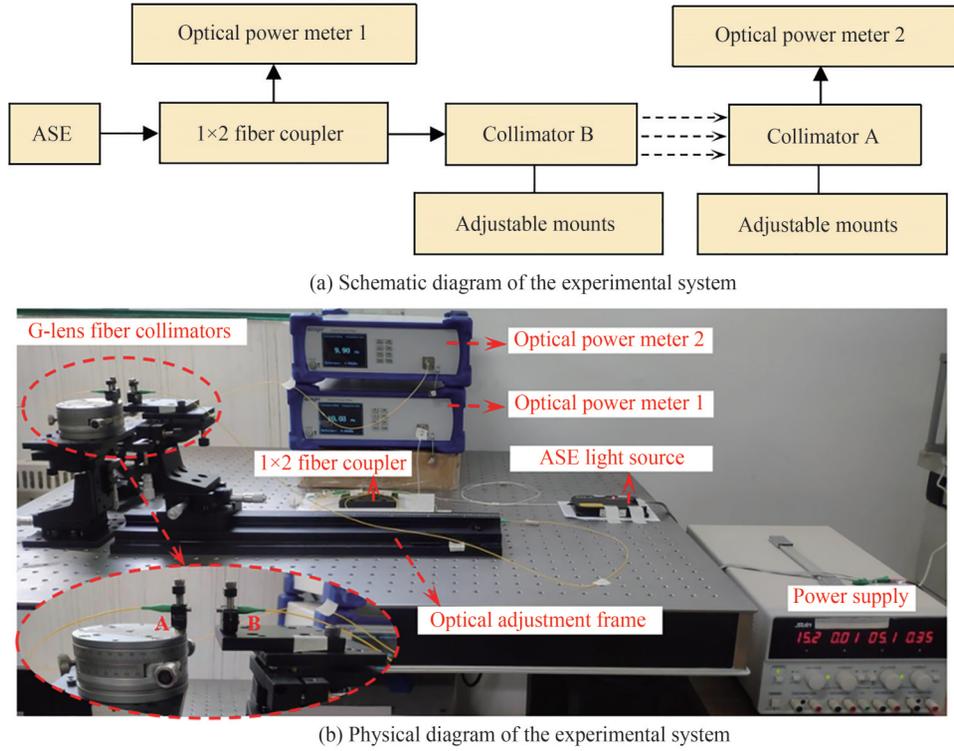


图8 准直器耦合损耗试验系统的原理图及实物

Fig. 8 Schematic and physical diagram of the collimator coupling loss test system

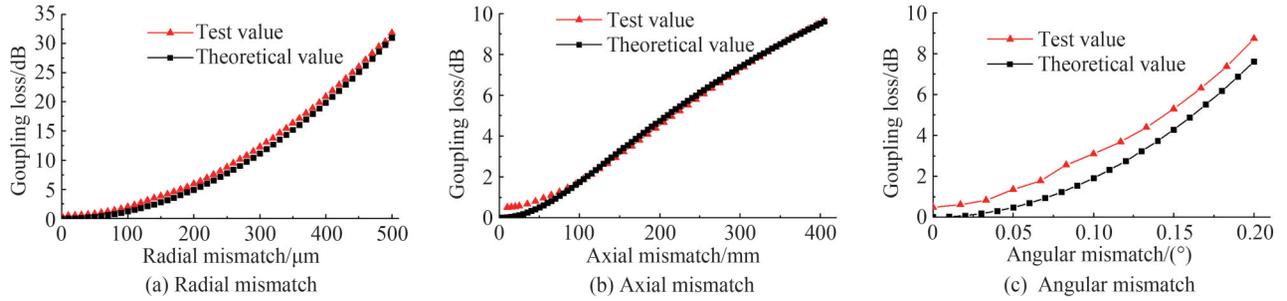


图9 耦合损耗随各失配量的变化曲线

Fig. 9 Change curve of Coupling loss with each mismatch

等效轴向失配量 ΔZ_{equal} 产生的耦合损耗表示为

$$L_{z_equal} = 4.343 \ln \left(1 + \left(\frac{\lambda \cdot \Delta Z_{\text{equal}}}{2\pi\omega_1^2} \right)^2 \right) \quad (20)$$

令等效轴向失配量产生的耦合损耗等于涡动过程中耦合损耗的最小值,即令式(19)和(20)相等,得到等效轴向失配量 ΔZ_{equal} 的表达式为

$$\Delta Z_{\text{equal}} = \left(\exp \left(\left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0 A_2}{\lambda} \right)^2 + \left(\frac{\tan(\Delta\varphi_{\text{max}})}{m_0 \sqrt{A} \omega_0} \right)^2 \right) - 1 \right)^{1/2} \cdot \frac{2\pi\omega_1^2}{\lambda} \quad (21)$$

进一步地,要求出等效径向失配量 ΔS_{equal} 的表达式。等效径向失配量由简谐振动提供,准直器B与平衡位置的距离可以表示为

$$\Delta S_{\text{equal}} = \left| (\Delta S_{\text{equal}})_{\text{max}} \cdot \cos\beta \right| \quad (22)$$

式中, $(\Delta S_{\text{equal}})_{\text{max}}$ 为简谐振动的位移幅值; β 为可变参数; 等效径向失配量 ΔS_{equal} 变化的角频率为 ω_{eq} , 为简谐振

动角频率的2倍。

将式(22)带入式(7),得到简谐振动过程中耦合损耗的变化规律为

$$L_{xy, \text{equal}} = 4.343 \left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0}{\lambda_0} \right)^2 (\Delta S_{\text{equal}})_{\text{max}}^2 \cdot \cos^2 \beta \quad (23)$$

令简谐振动过程中耦合损耗的峰峰值等于转子涡动过程中耦合损耗 $L(t)$ 的峰峰值

$$(L_{xy, \text{equal}})_{\text{max}} - (L_{xy, \text{equal}})_{\text{min}} = L(t)_{\text{max}} - L(t)_{\text{min}} \quad (24)$$

式中, $(L_{xy, \text{equal}})_{\text{max}}$ 、 $(L_{xy, \text{equal}})_{\text{min}}$ 分别为简谐振动过程中耦合损耗的最大值、最小值; $L(t)_{\text{max}}$ 、 $L(t)_{\text{min}}$ 分别为转子涡动过程中耦合损耗的最大值、最小值。

由式(23)可知,简谐振动过程中耦合损耗的最小值 $(L_{xy, \text{equal}})_{\text{min}}=0$,其最大值可以表示为

$$(L_{xy, \text{equal}})_{\text{max}} = 4.343 \left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0}{\lambda_0} \right)^2 (\Delta S_{\text{equal}})_{\text{max}}^2 \quad (25)$$

同时,转子涡动过程中耦合损耗的最小值如式(19)所示,其最大值可以表示为

$$L(t)_{\text{max}} = 4.343 \cdot n^2 \cdot \left[\left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0 A_2}{\lambda} \right)^2 + \left(\frac{\tan(\Delta\varphi_{\text{max}})}{n n_0 \sqrt{A} \omega_0} \right)^2 \right] \quad (26)$$

将式(19)、(25)和(26)带入式(24)中,得到简谐振动过程中径向失配量幅值的表达式为

$$(\Delta S_{\text{equal}})_{\text{max}}^2 = (n^2 - 1) \cdot \left[\left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0 A_2}{\lambda} \right)^2 + \left(\frac{\tan(\Delta\varphi_{\text{max}})}{n n_0 \sqrt{A} \omega_0} \right)^2 \right] \cdot \left(\frac{\lambda_0}{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0} \right)^2 \quad (27)$$

将式(27)带入式(23),可以得到简谐振动过程中耦合损耗的表达式为

$$L_{xy, \text{equal}} = 4.343 \cdot (n^2 - 1) \cdot \left[\left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0 A_2}{\lambda} \right)^2 + \left(\frac{\tan(\Delta\varphi_{\text{max}})}{n n_0 \sqrt{A} \omega_0} \right)^2 \right] \cdot \cos^2 \beta \quad (28)$$

将简谐振动产生的耦合损耗 $(L_{xy, \text{equal}})$ 与恒定的轴向失配损耗 $(L_{z, \text{equal}})$ 相加,即将式(19)与式(28)相加,得到等效转换方法产生的总耦合损耗 (L_{equal})

$$L_{\text{equal}} = 2.1715 \cdot \left[\left(\frac{\pi n_0 \sqrt{A} \omega_0 A_2}{\lambda} \right)^2 + \left(\frac{\tan(\Delta\varphi_{\text{max}})}{n n_0 \sqrt{A} \omega_0} \right)^2 \right] \cdot [(n^2 + 1) + (n^2 - 1) \cos 2\beta] \quad (29)$$

令等效转换方法产生的总耦合损耗 L_{equal} 与转子涡动过程中的总耦合损耗 $L(t)$ 相等

$$L_{\text{equal}} = L(t) \quad (30)$$

将式(29)和式(22)带入到式(30)中,即可得到参数 β 的表达式为

$$\beta = 2\pi f_{\text{whirl}} \cdot \left(t + \frac{m_{\text{loss}}}{n_{\text{loss}}} \cdot T_{\text{loss}} \right) + \frac{\pi}{2} - 2\pi f_{\text{whirl}} t_{\text{dB}} \quad (31)$$

将式(31)带入到式(22)中,即可求出简谐振动过程中径向失配量 ΔS_{equal} 的表达式为

$$\Delta S_{\text{equal}} = (\Delta S_{\text{equal}})_{\text{max}} \cdot \left| \cos \left(2\pi f_{\text{whirl}} t + 2\pi f_{\text{whirl}} \frac{m_{\text{loss}}}{n_{\text{loss}}} \cdot T_{\text{loss}} + \frac{\pi}{2} - 2\pi f_{\text{whirl}} t_{\text{dB}} \right) \right| \quad (32)$$

综上,在等效替代方法中,采用一个如式(21)所示的等效轴向失配量代替转子涡动过程中的最小失配情况,并采用如式(32)所示的由简谐振动产生的等效径向失配量来代替转子涡动过程中变化的失配量,简谐振动的频率与转子涡动的频率相等,幅值如式(27)所示。至此,从理论上证实了等效替代方法是可行的,下面利用试验验证其准确性。

3.1.2 等效转换方法的准确性验证

当转子涡动频率为50 Hz、转子径向位移幅值为200 μm 、轴心轨迹的轴比为3、轴心线的偏转角度为 0.1° 时,涡动导致准直器间的失配量在一个周期内的变化如图10(a)所示,由此产生的总耦合损耗如图10(c)所示,由图10(c)可见,耦合损耗的最小值为1.94 dB,峰峰值为7.06 dB。根据3.1.1节中的等效替代方法,利用

图9中的数据点和线性插值方法,得到等效轴向失配量为107.35 mm、等效径向失配量幅值为221.87 μm ,等效失配量随时间的变化规律如图10(b)所示,等效失配量产生的总耦合损耗如图10(c)所示,由图10(c)可见,等效失配量产生的耦合损耗与转子涡动产生的非常接近,证实了等效替代方法的准确性。事实上,恒定的轴向失配量对光纤光栅反射谱的衰减作用是均匀的,并不会影响中心波长值,只有周期性变化的等效径向失配量才会对扫描光谱的对称性造成影响,故而,在后续试验过程中仅给准直器B施加简谐振动。

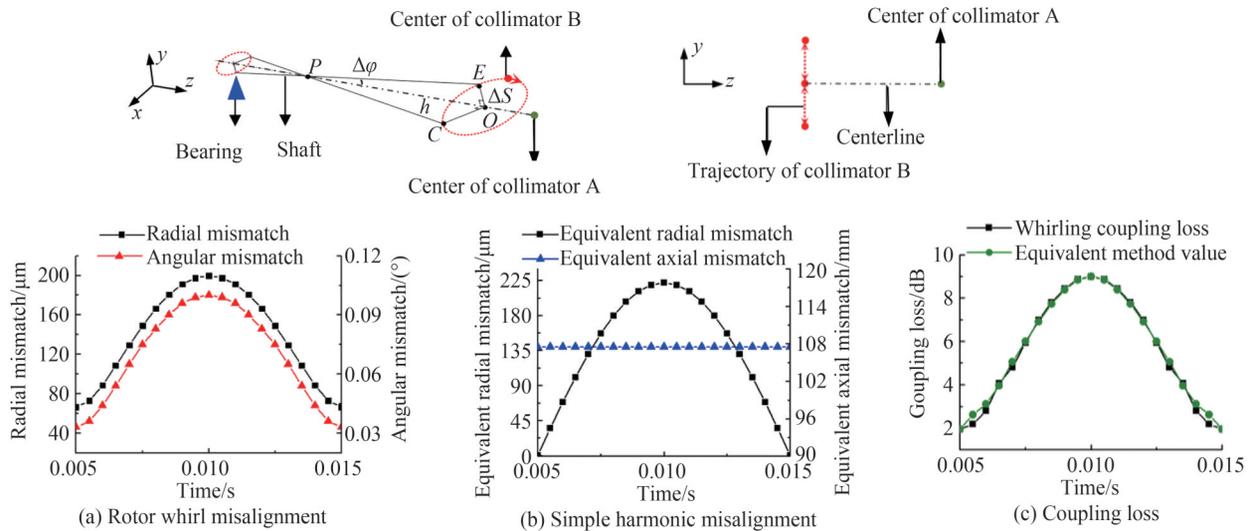


图10 转子涡动过程中的实际失配情况及其等效转化

Fig. 10 The misalignment caused by rotor whirling and its equivalent transformation

3.1.3 FBG反射功率谱采集试验准备

FBG反射功率谱采集试验系统的原理如图11所示,其中,光学系统即为电机转子温度监测系统,不同的是,FBG的反射光经过光环形器后进入1×2耦合器,耦合器将入射光平分成两部分,一束进入光功率计,用于试验开始前对两个准直器进行对准操作;另一束进入光谱分析仪,用于试验中光纤光栅反射谱的采集。光谱分析仪是日本横河(Yokogawa)公司生产的AQ6370D型,试验分为两组,第一组试验是为了研究耦合损耗变化周期与FBG光谱扫描时间之比(q 值)对FBG扫描光谱的影响,当FBG光谱的扫描时间恒定时,通过改变简谐振动的频率来改变 q 值,受限于激振器的可调节频率范围,需要令光谱仪处于模式1下,在该模式下,FBG中心波长的标准值为1556.3240 nm,扫描光栅的反射谱为5.4 ms,采样间隔为4 μm ,分辨率为5 μm 。第二组试验是研究转子径向振动幅值、轴心轨迹的轴比、轴心线偏转角度对FBG扫描光谱的影响,该试验在固定 q 值条件下进行,即激振器工作的频率固定,故而将光谱仪的采样间隔和分辨率设置为2 μm ,在模式2下,FBG中心波长的标准值为1556.3327 nm,扫描光栅反射谱的时间约为10.6 ms。振动系统的工作原理为:控制信号发生器和功率放大器对激振器和准直器B施加振动载荷,振动的频率由FBG光谱扫描时间和 q 值共同确定;同时,将加速度传感器安装在准直器B附近,采集加速度传感器的信号,实时监测准直器

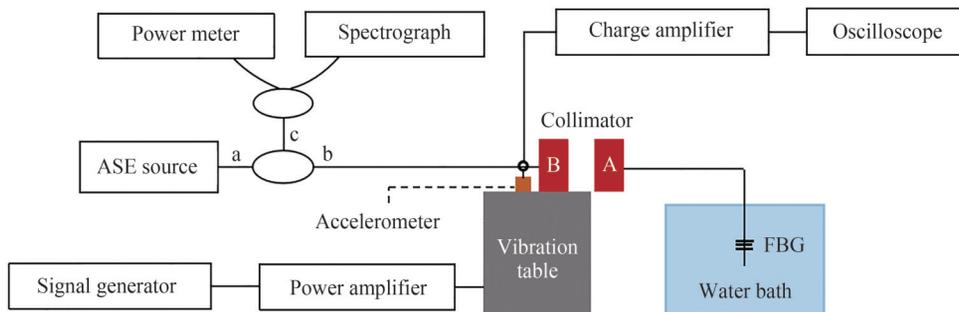


图11 FBG反射功率谱采集试验系统原理图

Fig. 11 Schematic diagram of aberration spectrum acquisition test system

B的振动位移,并令最大位移等于等效径向失配幅值。

在试验过程中,将光纤光栅传感器放置于100℃的沸水中,令其反射谱不受外界温度变化的影响,为了得到畸变较为严重的光谱,每次试验利用光谱仪采集15次FBG反射光谱,从中选取中心波长偏差最大的光谱作为研究对象。

3.2 试验过程与结果分析

3.2.1 q 值对FBG扫描光谱的影响

为了研究准直器间耦合损耗变化周期与FBG光谱扫描时间之比(q 值)对扫描光谱中心波长的影响,选择转子发生剧烈弯曲振动时的涡动情况作为研究对象,即转子径向位移幅值为200 μm 、轴心轨迹的轴比为3、轴心线的偏转角度为 0.1° ,由3.1.2节可知,该工况等效的简谐振动幅值为221.87 μm 。如图12所示,在试验过程中,首先令两个准直器间的耦合效率达到最大;然后,根据不同的 q 值控制准直器B发生简谐振动的频率,同时令准直器B发生的最大振动位移等于221.87 μm ;最后,在每个 q 值条件下采集15次扫描光谱,选取中心波长扫描误差最大的光谱作为研究对象。

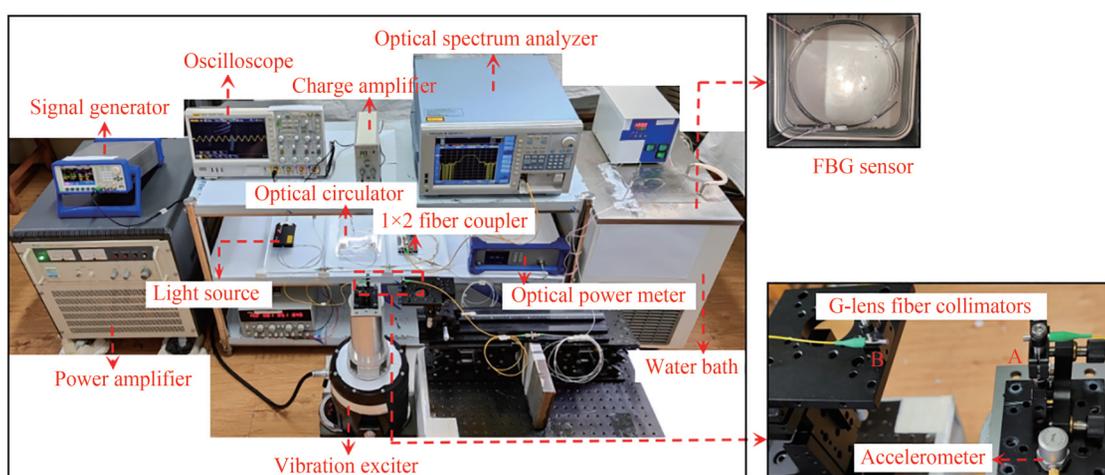


图12 FBG反射功率谱采集试验系统图

Fig. 12 FBG reflection power spectrum acquisition test system diagram

中心波长最大扫描误差随着 q 值的变化规律如图13所示,由图13可见,随着 q 值的增加,中心波长的最大扫描误差先剧烈地减小、后缓慢地减小至稳定,这与2.2节中理论研究得到的规律是一致的,证实了理论研究的可靠性。由图13可见,当 $q < 10$ 时,中心波长的最大扫描误差较大,且随着 q 值的增加而剧烈地减小;当 $q > 10$ 后,中心波长最大扫描误差减小得较为缓慢。对于质心法而言,当 $q < 6$ 时,随着 q 值的增大,其寻峰误差剧烈地减小,当 $q > 6$ 后,寻峰误差在波动中达到稳定。对于高斯曲线拟合法而言,当 $q < 6$ 时,随着 q 值的增大,其寻峰误差剧烈地减小,当 $q > 6$ 以后,寻峰误差开始缓慢减小,当 $q > 25$ 后,寻峰误差基本达到稳定、且与质心法的寻峰误差相接近。中心波长寻峰误差随 q 值的变化趋势也反映出了保证耦合损耗周期约

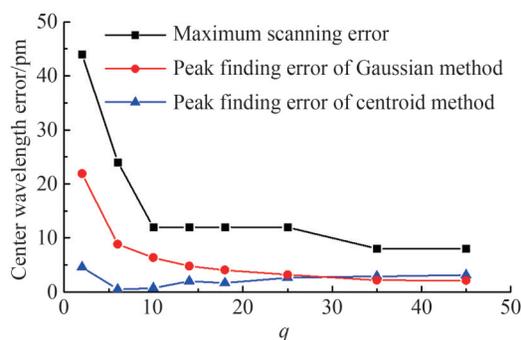


图13 中心波长的最大扫描误差随着 q 值的变化规律

Fig.13 The maximum central wavelength scanning error varies with q

达到FBG扫描时间的10倍以上($q > 10$)是系统获得较小测温误差及其波动的最低要求。

3.2.2 轴心轨迹的轴比对FBG扫描光谱的影响

为了研究转子轴心轨迹的轴比(n)对FBG扫描光谱的影响规律,当转子径向位移的幅值为 $200\ \mu\text{m}$ 、轴心线偏转的角度幅值为 0.1° 时,考虑轴比(n)的变化范围为 $1\sim 5$,将每个轴比条件下准直器间的失配量进行等效转换处理,得到等效径向失配量的幅值作为简谐振动的幅值,然后进行振动试验并同步采集光谱数据,得到中心波长的最大扫描误差及寻峰误差随着 q 值的变化规律如图14所示。由图14可见,随着 n 值的增大,中心波长的最大扫描误差先迅速地增大,当 n 值达到2以后,误差基本趋于稳定,数值约为 $26\sim 30\ \text{pm}$,这一规律与2.3节中理论仿真的结果是吻合的。同时,对光谱进行寻峰时,高斯曲线拟合法的寻峰误差比质心法略大,当 n 大于2.5后, n 值的变化对两种方法寻峰误差的影响均较小,前者稳定在 $10\ \text{pm}$ 左右,后者稳定在 $5\ \text{pm}$ 左右。

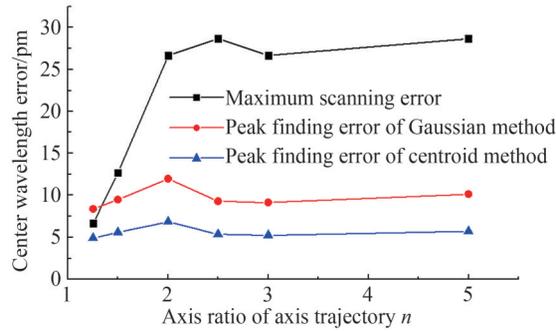


图14 中心波长的最大扫描误差随轴比 n 的变化规律

Fig. 14 The maximum central wavelength scanning error varies with axial ratio n

3.2.3 转子径向振幅和轴线偏转角度对系统测温误差的影响

为了研究转子在涡动过程中产生的径向位移幅值(A_1)、轴心线偏转角度幅值(φ_{\max})扫描光谱的影响,在 $q=10$ 的条件下,当轴心轨迹的轴比(n)等于2.5时,转子径向位移幅值 A_1 的变化范围为 $20\sim 200\ \mu\text{m}$ 、轴心线偏转角度幅值的变化范围为 $0.033^\circ\sim 0.167^\circ$,通过等效转换方法得到每个工况对应的等效径向失配量幅值,并进行振动试验,最终得到中心波长的最大扫描误差($\lambda_{B,\max}$)随着径向位移幅值 A_1 和轴心线偏转角度幅值(φ_{\max})的变化规律如图15所示。

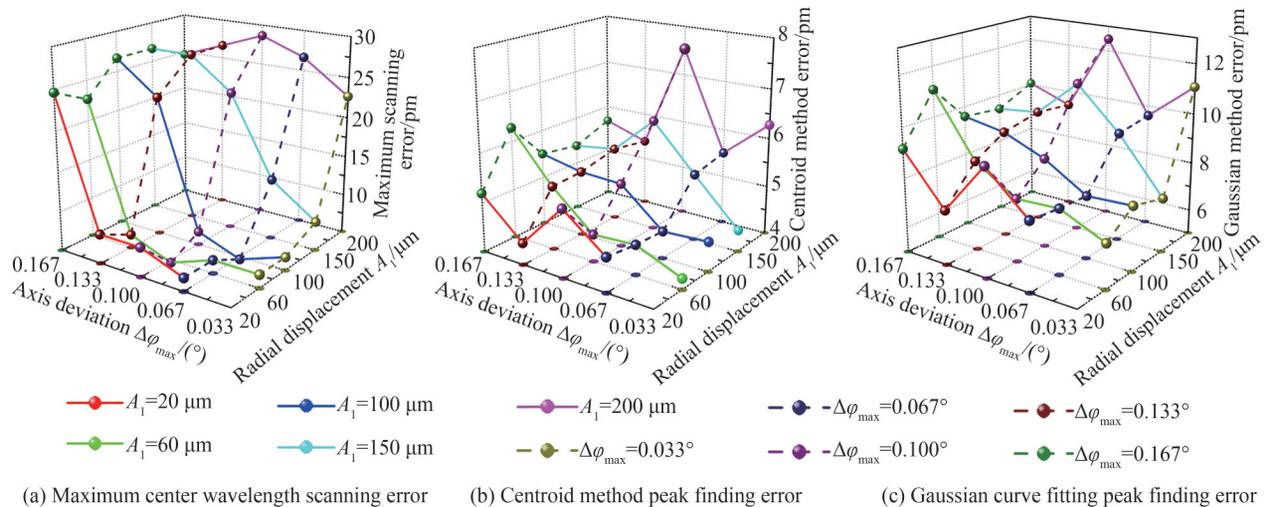


图15 不同剧烈程度的转子涡动条件下,中心波长的最大扫描误差及光谱的寻峰误差

Fig. 15 Maximum central wavelength and peak search error of the spectrum under various rotor whirling conditions

由图15(a)可见,随着转子径向幅值或轴心线偏转角度幅值的增大,中心波长的最大扫描误差均表现为先缓慢地增加、后剧烈增加的趋势,这与第2.3节中理论研究的规律十分接近。此外,在所研究的范围内,中心波长最大扫描误差的最小值为 $6.7\ \text{pm}$ 、最大值为 $28.7\ \text{pm}$,根据聚酰亚胺涂覆型光纤光栅的温度灵敏度约

为 $10 \text{ pm}/^\circ\text{C}$,不同剧烈程度的转子涡动将引起 $0.7^\circ\text{C}\sim 2.9^\circ\text{C}$ 的测温误差。由图 15(b)和(c)可见,随着转子径向幅值或轴心线偏转角度幅值的增大,质心法和高斯曲线拟合法的寻峰误差在波动中增大,质心法的寻峰误差最小为 4.2 pm 、最大为 7.5 pm ,高斯曲线拟合法的寻峰误差最小为 6.8 pm 、最大为 12.5 pm ;根据两者对正常光谱的寻峰误差分别为 1.87 pm 和 1.14 pm ,若采用质心法,不同剧烈程度的转子涡动会导致测温系统产生约 $0.2^\circ\text{C}\sim 0.6^\circ\text{C}$ 的测温误差,若采用高斯曲线拟合法,则会产生 $0.6^\circ\text{C}\sim 1.1^\circ\text{C}$ 的测温误差。可见,对于涡动较剧烈的转子,质心法的优势明显高于高斯曲线拟合法,其寻峰误差接近于后者的一半。

4 结论

转子涡动导致光纤光栅的扫描光谱发生畸变,影响扫描光谱中心波长的因素主要有转子涡动频率、解调仪扫描频率、端面处转子的径向位移、轴心轨迹的轴比和轴线的偏转角度。利用光纤光栅的传输矩阵理论和自聚焦透镜的耦合传输理论,结合相关试验,对扫描光谱的中心波长及其影响因素展开了研究。

随着耦合损耗周期与光谱扫描时间之比(q 值)的增大,中心波长的最大扫描误差及寻峰误差均表现为先迅速地减小、后缓慢地减小至稳定,令 $q>10$ 是确保系统测温误差水平较低的关键,对于涡动较剧烈的转子,质心法的应用优势比高斯曲线拟合法更明显,当 $q>40$ 后,高斯曲线拟合法的寻峰误差减小至质心法的水平。当转子径向振动幅值为 $200 \mu\text{m}$ 、轴心轨迹的轴比为 3、轴线偏转角度为 0.1° 时,对于典型解调仪工作带宽 40 nm 、FBG 带宽 0.3 nm ,若希望涡动导致聚酰亚胺涂覆型光纤光栅的测温误差小于 0.5°C ,则应保证 q 值达到 115 以上,对应扫描频率需达到涡动频率的约 1.74 倍以上,当采用质心法或高斯曲线拟合法进行寻峰时,只需令扫描频率分别达到涡动频率的约 0.21 倍和 0.44 倍以上。随着转子径向位移幅值或轴线偏角幅值的增大,中心波长的最大扫描误差先缓慢地增加、然后线性地增加,质心法和高斯曲线拟合法的寻峰误差先缓慢地增加、后剧烈地增加;随着转子轴心轨迹轴比的增大,中心波长的最大扫描误差和寻峰误差均先剧烈地增加、然后缓慢地增加至稳定。当径向位移的幅值小于 $200 \mu\text{m}$ 、轴线偏角小于 0.167° 时,在 q 等于 10、轴比等于 3 的条件下,15 次采样试验反映出涡动引起的最大测温误差为 2.9°C ,当采用质心法或高斯曲线拟合法进行寻峰后,系统的测温误差分别减小至 0.6°C 和 1.1°C 。

参考文献

- [1] MA Weiming, LU Junyong, LI Xiangping. Electromagnetic launch hypervelocity integrated projectile [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2019, 41(4): 1-10.
马伟明, 鲁军勇, 李湘平. 电磁发射超高速一体化弹丸[J]. 国防科技大学学报, 2019, 41(4): 1-10.
- [2] MA Weiming. Electromechanical power conversion technologies in vessel integrated power system [J]. Journal of Electrical Engineering, 2015, 10(4): 3-10.
马伟明. 舰船综合电力系统中的机电能量转换技术[J]. 电气工程学报, 2015, 10(4): 3-10.
- [3] LIANG Deliang, CHU Shuaijun, JIA Shaofeng, et al. Overview of research on key trchnology of high-temperature and high-speed permanentmagnet machine [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2022, 56(10): 31-48.
梁得亮, 褚帅君, 贾少锋, 等. 高温高速永磁电机关键技术研究综述[J]. 西安交通大学学报, 2022, 56(10): 31-48.
- [4] ZHUO Liang, SUN Lu, SHI Daolong, et al. Semi-analytical model and experimental verification of rotor eddy current loss of high temperature high speed permanent magnet machine considering temperature change [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(24): 8305-8315.
卓亮, 孙鲁, 施道龙, 等. 考虑温度变化的高温高速永磁电机转子涡流损耗半解析模型及实验验证[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(24): 8305-8315.
- [5] ZHANG Lei. Design of non-contact dynamic temperature monitoring system of hydroelectric generator rotor pole [D]. Changchun: Jilin University, 2013: 50-65.
张磊. 非接触式水轮发电机转子磁极温度动态监测系统研制[D]. 长春: 吉林大学, 2013: 50-65.
- [6] REIGOSA D D, GUERRERO J M, DIEZ A B, et al. Rotor temperature estimation in doubly-fed induction machines using rotating high-frequency signal injection [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2017, 53(4): 3652-3662.
- [7] INKOVY M, KOSMODAMIANSKII A S, PUGACHEV A A. Modeling of sensorless determination of the resistance and temperature of the stator and rotor windings of an asynchronous motor [J]. Russian Electrical Engineering, 2018, 89(9): 512-517.
- [8] BERNARDIS P D, COLUMBRO F, MASI S, et al. A simple method to measure the temperature and levitation height of devices rotating at cryogenic temperatures [J]. Review of Scientific Instruments, 2020, 91(4): 045118.
- [9] CHESHIRE C, AMMANN U, GLIESE F, et al. Wireless rotor temperature measurement system based on bluetooth low

- energy and electric field power harvesting [C]. European Conference on Power Electronics and Applications, Ghent, Belgium, 2021:1-10.
- [10] LI Haotian. On line temperature monitoring and fault diagnosis of large generator rotor based on multi-source data fusion [D]. Chongqing: Chongqing University of Technology, 2020: 20-27.
李昊天. 基于多源数据融合的大型发电机转子温度在线监测与故障诊断[D]. 重庆: 重庆理工大学, 2020: 20-27.
- [11] MILIC S D, ZIGIC A D, PONJAVIC M M. Online temperature monitoring, fault detection, and a novel heat run test of a water-cooled rotor of a hydrogenerator[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2013, 28(3):698-706.
- [12] WANG Yanxiao. Research of the off-axis fiber-optic rotary joint [D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2014: 45-55.
王彦晓. 离轴光纤旋转连接器的研究[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2014: 45-55.
- [13] HUDON C, GUDDMI C, GINGRAS S, et al. Rotor temperature monitoring using fiber Bragg gratings [C]. 2016 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC), Montreal, QC, Canada, 2016: 456-459.
- [14] FABIAN M, KENNETH T V, GERADA C. Comprehensive monitoring of electrical machine parameters using an integrated fiber Bragg grating-based sensor system[J]. Journal of Lightwave Technology, 2018, 36: 1046-1051.
- [15] ABBOUD R. Non-contact temperature measurement method integrated in the rotor of a rotating machine using fiber Bragg gratings[D]. Université de Technologie de Compiègne, Université Libanaise, 2022: 24-36.
- [16] MOHAMMED A, DJUROVIC S. Rotor condition monitoring using fibre optic sensing technology [C]. The 10th International Conference Proceedings on Power Electronics, Machines and Drives, Piscataway: IEEE publisher, 2021: 1-7.
- [17] 吴朝霞. 光纤光栅传感原理及应用[M]. 北京: 国防工业出版社, 2011.
- [18] YUAN Jingchao, ZHAO Jiangshan, LI Hui, et al. Research of peak-detection algorithm based on absolute wavelength calibration of excimer laser[J]. Chinese Journal of Lasers, 2018, 45(7): 19-25.
袁靖超, 赵江山, 李慧, 等. 基于准分子激光绝对波长校准的寻峰算法研究[J]. 中国激光, 2018, 45(7): 19-25.
- [19] CHEN Zhijun, BAI Jian, WU Zutang, et al. Optimization and comparison of the peak-detection algorithms for the reflectionspectrum of fiber Bragg grating[J]. Acta Photonica Sinica, 2015, 44(11): 83-88.
陈志军, 白剑, 吴祖堂, 等. 光纤布喇格光栅反射谱寻峰算法优化及比较[J]. 光子学报, 2015, 44(11): 83-88.
- [20] WANG Feng, WU Zhiqiang, LI Yajie. Bending vibration analysis of a SRM rotor under electromagnetic excitation[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(18): 243-250.
王峰, 吴志强, 李亚杰. 电磁激励下开关磁阻电机转子的弯曲振动分析[J]. 振动与冲击, 2018, 37(18): 243-250.
- [21] LIU Feng, LIU Hui, XIANG Changle, et al. Influence of unbalanced magnetic pull on free vibration characteristics of motor rotor based on multi-scale method[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(16):52-60.
刘锋, 刘辉, 项昌乐, 等. 基于多尺度法的电机转子在不平衡磁拉力作用下的自由振动特性分析[J]. 机械工程学报, 2017, 53(16):52-60.
- [22] LIU Qihong, YE Cong, LI Weiguang, et al. Automatic recognition system based on LabVIEW shaft orbit fault[J]. China Measurement & Test, 2018, 44(4): 69-74.
刘其洪, 叶聪, 李伟光, 等. 基于LabVIEW的轴心轨迹故障自动识别系统[J]. 中国测试, 2018, 44(4): 69-74.
- [23] SONG Wei, XIE Youjin, LI Zhiguo, et al. Research on coupling efficiency based on fiber optic rotary joints [J]. Acta Photonica Sinica, 2022, 51(11): 1106005.
宋巍, 谢友金, 李治国, 等. 基于光纤旋转连接器的光纤耦合效率研究[J]. 光子学报, 2022, 51(11): 1106005.
- [24] 张自嘉. 光纤光栅理论基础与传感技术[M]. 北京: 科学出版社, 2009.

Temperature Measurement Error and Its Influencing Factors of FBG Sensor under Rotor Whirling Conditions Based on Space-Coupled Transmission Method

CHEN Sitong¹, HUANG Junbin¹, GU Hongcan¹, YAO Gaofei¹, XU Dan², LI Zheyu³

(1 College of Weaponry Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

(2 College of Electronic Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

(3 National Key Laboratory of Electromagnetic Energy, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

Abstract: The increased power of the motor directly results in a higher temperature rise effect on the rotor. High temperatures can cause turn-to-turn short circuits or permanent demagnetization of the motor rotor,

which can seriously affect the reliability of the generator operation and the stability of the combat system. Therefore, the research of online rotor temperature measurement technology is of great significance. Compared to electronic sensors, Fiber Bragg Gratings (FBGs) are resistant to electromagnetic interference, small in size, require no power supply, and can be used for quasi-distributed measurements. This is a great advantage for monitoring the motor rotor temperature. However, research on FBG rotor temperature monitoring systems is still relatively rare. The state of motion of the motor rotor is an important factor affecting the accuracy of the system. The effect of rotor whirling on measurement accuracy due to unbalanced mass is even more difficult to ignore and has not been studied.

In this paper, a model of FBG scanning spectra under rotor whirling conditions is developed by combining the transmission matrix theory of FBG and the coupled transmission theory of self-focusing lenses. The scanning error of the center wavelength and its influencing factors have been investigated in conjunction with relevant experiments. The results show that the whirling of the rotor leads to aberrations in the scanning spectra of the FBG, which are mainly manifested in the offset of the reflection peaks and the reduction of the 3 dB bandwidth. The main factors affecting the temperature measurement error of the system are the rotor whirling frequency, the demodulator scanning frequency, the radial displacement of the rotor at the end face, the axial ratio of the axial trajectory and the deflection angle of the axis. As the ratio of the coupling loss period to the spectral scan time (q -value) increases, the maximum center-wavelength scan error and the peak-seeking error both show a rapid decrease, followed by a slow decrease to stability. The key to ensuring a low level of temperature measurement error in the system is to ensure that $q > 10$. The peak-finding error of the Gaussian curve fitting method is reduced to the level of the centroid method when $q > 40$. When the rotor radial vibration amplitude is $200\ \mu\text{m}$, the axis ratio of the axial trajectory is 3, and the axis deflection angle is 0.1° , for a typical demodulator operating bandwidth of 40 nm and FBG bandwidth of 0.3 nm, if it is hoped that the measurement error of the polyimide-coated FBG to be less than $0.5\ ^\circ\text{C}$, it should be ensured that the q value reaches 115 or more. The corresponding scanning frequency must be approximately 1.74 times higher than the whirling frequency. When using the centroid method or the Gaussian curve fitting method for peak finding, it is only necessary to make the scanning frequency about 0.21 and 0.44 times higher than the whirling frequency, respectively. The centroid method is more advantageous than the Gaussian curve fitting method for rotors with strong whirling.

In addition, a study was conducted to investigate the effect of the intensity of the rotor whirling on the maximum scanning error at the center wavelength of the FBG and the system temperature measurement error. The results show that the maximum scanning error at the center wavelength increases slowly and then linearly as the rotor radial displacement amplitude or axis declination amplitude increases. The peak-finding error of the centroid and Gaussian curve fitting methods increases slowly and then dramatically. As the axial ratio of the rotor axis trajectory increases, the maximum scanning error and the peak detection error at the center wavelength both increase dramatically and then slowly increase to a steady state. When the amplitude of radial displacement is less than $200\ \mu\text{m}$ and the axial deflection angle is less than 0.167° , the maximum temperature measurement error caused by whirling motion is $2.9\ ^\circ\text{C}$, which is reflected by 15 sampling spectra under the condition of $q=10$ and the axial ratio of $n=3$. When peak detection is performed using the centroid method or the Gaussian curve fitting method, the temperature measurement error of the system is reduced to $0.6\ ^\circ\text{C}$ and $1.1\ ^\circ\text{C}$, respectively.

Key words: Fiber Bragg grating sensors; Rotor temperature monitoring system; Rotor whirling; Distorted spectrum; Measurement error

OCIS Codes: 060.3735; 120.6780; 280.7060; 280.4788