

DOI: 10.19650/j.cnki.cjsi.J2513984

基于 Koopman 滤波的双条状抗温光学电流 传感器设计及实验研究

张 静, 李岩松, 张子傲, 侯凯允, 刘 君

(华北电力大学电气与电子工程学院 北京 102206)

摘 要:光学电流传感器符合新型电力系统智能化、数字化的发展需求,但目前光学电流传感器在电力系统宽温域测量中没有同时满足实时性和长期运行稳定性的抗温方案。为此,提出了一种基于 Koopman 自适应滤波的双条状抗温磁光式光学电流传感器(DS-MOCT)。首先介绍了磁光传感原理以及磁光传感温度扰动机理,应用琼斯矩阵构建了直通光路式光学电流传感器起检偏器任意角度光学电流传感偏振解析模型;然后分析起检偏器不同角度对传感器输出结果的影响并提出了起检偏器特殊角度温度补偿方法,构建了 DS-MOCT 抗温结构,包括测量臂和温度补偿臂,测量臂输出待测电流信号,温度补偿臂输出温度补偿信号,使用温度补偿信号对待测电流信号实时抗温补偿,DS-MOCT 输出抗温扰动测量电流值;分析了 DS-MOCT 的误差来源并提出了基于 Koopman 理论的降噪方法;接着,在有限元仿真软件中模拟了实验系统中 DS-MOCT 多物理场耦合环境,可视化了 DS-MOCT 光波抗温过程,验证了 DS-MOCT 的抗温性能;最后搭建了软硬件协同设计的 DS-MOCT 实测系统。实验结果表明,在 $-40^{\circ}\text{C} \sim 40^{\circ}\text{C}$ 宽温域内,DS-MOCT 测量误差 $< 0.2\%$,满足 GB/T 20840.8—2007 对电子式互感器的 0.2 级测量标准;动态响应时间 $< 14 \text{ ms}$,满足电力系统实时监控需求。所提基于 Koopman 自适应滤波的 DS-MOCT,解决了新型电力系统中光学电流传感器的抗温性、实时性与长期运行稳定性之间的三重矛盾。

关键词:直通光路式光学电流传感器;线性双折射;温度补偿;起检偏器特殊角度;Koopman 自适应滤波

中图分类号: TH74 TM452 **文献标识码:** A **国家标准学科分类代码:** 510. 20

Design and experimental study of a dual-stripe temperature-resistant optical current transformer based on Koopman filtering

Zhang Jing, Li Yansong, Zhang Ziao, Hou Kaiyun, Liu Jun

(School of Electrical and Electronic Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: Optical current transformers align with the intelligent and digital development needs of new power systems. However, the existing optical current transformers lack temperature-resistant solutions for wide temperature range measurements in power systems that simultaneously meet real-time processing requirements and ensure long-term operational stability. To address these issues, a dual-strip temperature-immune magneto-optical current transformer (DS-MOCT) based on the Koopman adaptive filtering is proposed. First, the principles of magneto-optical sensing and the temperature perturbation mechanism in magneto-optical sensing are introduced. By using the Jones matrix, a polarization analytical model for optical current sensing at arbitrary angles of the polarizer-analyzer in a straight-through optical path configuration is formulated. Subsequently, the influence of varying polarizer-analyzer angles on the transformer's output is analyzed. A temperature compensation method for specific angles of the polarizer-analyzer is proposed. This enabled the construction of a temperature-resistant DS-MOCT structure comprising a measurement arm and a temperature compensation arm. The measurement arm outputs the measured current information, while the temperature compensation arm generates temperature compensation signals. These compensation signals are applied in real-time to counteract temperature disturbances in the measured current signal.

Consequently, the DS-MOCT produces temperature-immune measurement current values resilient to thermal perturbations. The error sources of DS-MOCT are analyzed, and a Koopman theory-based denoising method is proposed. Subsequently, finite element simulations are performed to model the DS-MOCT's multi-physics coupling environment. Results demonstrate the optical wave's thermal stability by visualizing its temperature resistance behavior. Finally, the DS-MOCT experimental system with hardware-software co-design is constructed. The experimental results show that, within a broad temperature range of -40°C to 40°C , the DS-MOCT exhibits a measurement error of less than 0.2%, complying with the Class 0.2 measurement standard for electronic transformers specified in GB/T 20840.8—2007. The dynamic response time remains under 14 ms, satisfying the real-time monitoring requirements of power systems. The proposed Koopman adaptive filtering-based DS-MOCT resolves the trilemma of temperature resistance, real-time performance, and long-term operational stability in optical current transformers within new power systems.

Keywords: straight-through optical path type optical current transformer; linear birefringence; temperature compensation; special angle for polarizer and analyzer; Koopman adaptive filtering

0 引言

电流传感器是电力系统实时监测的重要装置^[1-2]。传统电磁式电流传感器基于电磁感应原理,为电力系统数据测量提供了基础技术支撑。随着新能源场站规模化并网及特高压柔性直流输电等技术深度应用,电力系统动态特性日趋复杂。传统电磁式电流传感器结构复杂、绝缘等级要求高,且铁芯物理特性限制了其宽频域感知能力,在测量精度与响应速度方面已无法满足新型电力系统准确性、实时性的要求。

以法拉第磁光效应为测量原理的光学电流传感器(optical current transformer, OCT)具有无铁芯磁饱和、无铁磁谐振、绝缘性能好等优点^[3-7],在小电流和高次谐波场景下线性度好,可用于直流场景测量,符合新型电力系统的需要。且OCT可输出数字信号,符合电网智能化、数字化的发展要求^[8]。

OCT按制作材料可分为全光纤式光学电流传感器^[9-10](fiber optical current transformer, FOCT)和磁光式光学电流传感器^[11-12](magneto-optical current transformer, MOCT)两种类型。FOCT结构复杂,信号处理速度慢、光纤结构以及物理特性不稳定^[13]。MOCT结构简单、体积小,磁光玻璃物理性质稳定,可分为闭合光路式和直通光路式。闭合光路的反射结构使出射光信号含有反射相移致使测量精度下降,长期运行稳定性弱^[14]。直通传感光路简单^[15],无反射相移,长期运行稳定性强,更满足电力系统的测量要求。

直通光路式MOCT实用化受环境温度干扰制约。环境温度波动基于光弹效应^[16]对测量结果产生影响。当环境温度升高,玻璃及传感封装装置均会发生热膨胀^[17]。磁光玻璃与传感封装装置热膨胀系数不同,膨胀过程中传感封装装置与磁光玻璃的相互挤压使玻璃产生热应力,进而产生温致线性双折射。线性双折射使输出光偏振态改变,测量精度下降。当温度

波动范围为 -40°C ~ 40°C 时,MOCT系统灵敏度变化可达1%^[18]。

针对该问题,文献[19]提出旋转MOCT中偏振片离线测量磁光玻璃内部线性双折射。该方法结构简单,长期运行稳定性好。文献[20]应用延迟片和偏振片组合测量玻璃线性双折射,该方法仍离线进行,避免了线性双折射测量多值性。文献[21]为MOCT引入永磁体,构建参考测量臂,实现了在线温度补偿。增加了冗余机制的方法实时性好,但结构复杂,且引入的永磁体易发生大电流退磁,长期运行稳定性差。

综上所述,现有直通光路式MOCT抗温方案主要有2种:1)引入额外补偿器件,形成参考测量臂,实时抗温补偿MOCT输出信号;2)改变原传感光路器件摆放位置,离线获取温致线性双折射值。但上述抗温方案为保证实时性引入的冗余机制使MOCT结构复杂,长期运行稳定性变差;无冗余机制的抗温方法结构简单,长期运行稳定性好,但不能实时测量。现有抗温方案不能同时满足电力系统对MOCT抗温性、实时性和长期运行稳定性的要求。

为解决上述矛盾,设计了一种基于Koopman滤波的双条状抗温磁光式光学电流传感器(double-strip heat-resistant magneto-optical current transformer, DS-MOCT)。首先基于矩阵光学理论,推导起检偏器任意角度光学电流传感偏振解析模型,并提出起检偏器同角度温度补偿方法;然后设计含测量传感臂和温度补偿传感臂的DS-MOCT结构;然后引入Koopman理论进行动态信号滤波,进一步提升DS-MOCT的实时动态响应性能;接着应用温度补偿传感臂输出的补偿信号对测量传感臂信号进行补偿,DS-MOCT输出抗温处理后高精度待测电流信号;最后设计仿真和实验验证所提抗温方法在宽温域工作场景下的实时性和长期运行稳定性。所设计传感器结构简单,维护方便,为新型电力系统的复杂工作场景提供了兼具快速响应特性和长期运行稳定特性的新型光电传感抗温方案。

1 DS-MOCT 起检偏器同角度温度补偿理论

1.1 MOCT 传感原理及温度影响机制

MOCT 应用法拉第磁光效应进行电流测量。

$$\gamma = V \int_l \vec{H} \cdot d\vec{l} = V \cdot N \cdot I \quad (1)$$

式中： γ 为待测法拉第旋光角； V 为磁光玻璃费尔德常数； \vec{H} 为待测电流磁场； l 为传感光路长度； I 为待测电流； N 为磁光玻璃环绕待测电流圈数。

法拉第磁光效应指当磁光介质周围存在纵向磁场时，沿磁场方向传播的偏振光偏振面发生偏转，如图 1 所示。以磁光玻璃作为传感元件的单条 MOCT 封装结构如图 2 所示。

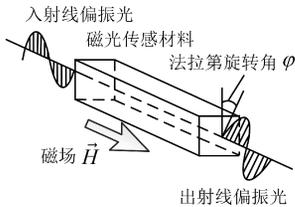


图 1 法拉第磁光效应原理

Fig. 1 Faraday's magneto-optical effect

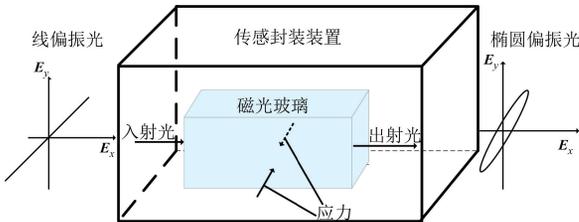


图 2 MOCT 封装装置

Fig. 2 MOCT packaging device

磁光玻璃与传感封装装置热膨胀率不同。环境温度发生波动，磁光玻璃与传感封装装置相互挤压产生热应力，其使磁光玻璃介质从各向同性变为各向异性。外部光束在各向异性介质中传输会产生线性双折射。入射线偏振光沿垂直于传输方向的平面可分解为 x 和 y 方向的分量，双折射使其产生相位差 δ ，在出射端合成椭圆偏振光，其对周围磁场的感应能力弱^[22]，使 MOCT 测量精度下降。 δ 与 T 的微量化关系与磁光玻璃材料属性相关。

1.2 起检偏器任意角度直通光路式 MOCT 传感模型

单条直通光路式 MOCT 传感光路部分的组成如图 3 所示。

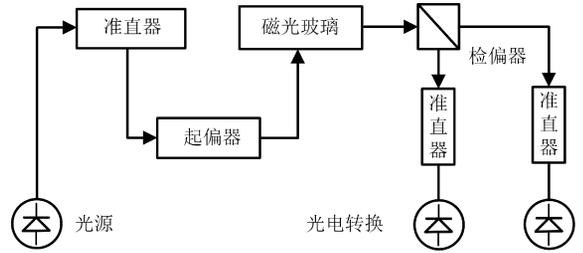


图 3 直通光路式 MOCT 传感光路

Fig. 3 Through optical path MOCT light transmission path

完全偏振光的偏振态转换过程可以用光依次通过传感光路元件的琼斯矩阵连乘描述。

设图 2 中垂直于光传输方向平面的光电场矢量 E_x 所在轴为 x 轴，入射线偏振光的琼斯矩阵 E 为：

$$E = A \begin{bmatrix} \cos \theta \\ \sin \theta \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中： θ 是入射线偏振光偏振面（即起偏器光轴）与 x 轴的夹角； A 为入射光的振幅。

F 为考虑温致线性双折射的磁光玻璃琼斯矩阵，具体为：

$$F = \begin{bmatrix} A & -B \\ B & A^* \end{bmatrix} \quad (3)$$

其中， $A = \cos(\Delta/2) + j\sin(\Delta/2)\cos(X)$ ； $B = \sin(\Delta/2)\sin(X)$ ； $\Delta = \sqrt{\delta^2 + 4\varphi^2}$ ； $\cos(X) = \delta/\Delta$ ； $\sin(X) = 2\gamma/\Delta$ ； γ 为蕴含待测电流信息的法拉第旋光角； δ 为由线性双折射引起的相位差； Δ 为 γ 和 δ 的杂糅量； $\sin(X)$ 、 $\cos(X)$ 表示与磁光材料介电张量矩阵有关的变量，其值可由 γ 和 δ 确定。

检偏器琼斯矩阵 P 为：

$$P = \begin{bmatrix} \cos^2 \varphi & \frac{1}{2} \sin^2 \varphi \\ \frac{1}{2} \sin^2 \varphi & \sin^2 \varphi \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中： φ 为检偏器光轴与 x 轴的夹角。将式 (2) ~ (4) 代入式 (5) 中，可得到考虑起检偏器任意角度情况的直通光路式 MOCT 传感模型为：

$$E_o = P \cdot F \cdot E \quad (5)$$

设 J_o 为传感光路输出光强，其携带测量法拉第旋光角信息，如式 (6) 所示：

$$J_o = E_o \cdot E_o^* \quad (6)$$

整理式 (5)，得到最终 MOCT 输出光的电矢量 E_o 及其厄米矩阵 E_o^* 如 (7) ~ (8) 所示。将式 (7) ~ (8) 代入式 (6)， J_o 如式 (9) 所示，并整理式 (9) 如式 (10) 所示。式中： $J_i = A^2$ ，为入射光光强。

$$\mathbf{E}_o = A \begin{bmatrix} \cos \theta \cos^2 \varphi \cos(\Delta/2) + j \cos \theta \cos^2 \varphi \sin(\Delta/2) \cos(\chi) - \sin \theta \cos^2 \varphi \sin(\Delta/2) \sin(\chi) + \\ \frac{1}{2} \cos \theta \sin 2\varphi \sin(\Delta/2) \sin(\chi) + \frac{1}{2} \sin \theta \sin 2\varphi \cos(\Delta/2) - j \frac{1}{2} \sin \theta \sin 2\varphi \sin(\Delta/2) \cos(\chi) \\ \frac{1}{2} \cos \theta \sin 2\varphi \cos(\Delta/2) + j \frac{1}{2} \cos \theta \sin 2\varphi \sin(\Delta/2) \cos(\chi) - \frac{1}{2} \sin \theta \sin 2\varphi \sin(\Delta/2) \sin(\chi) + \\ \cos \theta \sin^2 \varphi \sin(\Delta/2) \sin(\chi) + \sin \theta \sin^2 \varphi \cos(\Delta/2) - j \sin \theta \sin^2 \varphi \sin(\Delta/2) \cos(\chi) \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\mathbf{E}_o^+ = A \begin{bmatrix} \cos \theta \cos^2 \varphi \cos(\Delta/2) - j \cos \theta \cos^2 \varphi \sin(\Delta/2) \cos(\chi) - \sin \theta \cos^2 \varphi \sin(\Delta/2) \sin(\chi) + \\ \frac{1}{2} \cos \theta \sin 2\varphi \sin(\Delta/2) \sin(\chi) + \frac{1}{2} \sin \theta \sin 2\varphi \cos(\Delta/2) + j \frac{1}{2} \sin \theta \sin 2\varphi \sin(\Delta/2) \cos(\chi) \\ \frac{1}{2} \cos \theta \sin 2\varphi \cos(\Delta/2) - j \frac{1}{2} \cos \theta \sin 2\varphi \sin(\Delta/2) \cos(\chi) - \frac{1}{2} \sin \theta \sin 2\varphi \sin(\Delta/2) \sin(\chi) + \\ \cos \theta \sin^2 \varphi \sin(\Delta/2) \sin(\chi) + \sin \theta \sin^2 \varphi \cos(\Delta/2) + j \sin \theta \sin^2 \varphi \sin(\Delta/2) \cos(\chi) \end{bmatrix}^T \quad (8)$$

$$J_o = J_i \left[\frac{1}{4} \sin^2 2\varphi + \cos^2(\Delta/2) \cos^2 \theta \cos^4 \varphi + \cos^2(\Delta/2) \sin^2 \theta \sin^4 \varphi + \sin^2(\Delta/2) \cos^2(\chi) \cos^2 \theta \cos^4 \varphi + \right. \\ \left. \sin^2(\Delta/2) \cos^2(\chi) \sin^2 \theta \sin^4 \varphi + \sin^2(\Delta/2) \sin^2(\chi) \sin^2 \theta \cos^4 \varphi + \sin^2(\Delta/2) \sin^2(\chi) \cos^2 \theta \sin^4 \varphi + \frac{1}{2} \sin 2\theta \sin 2\varphi \cos(\Delta) + \right. \\ \left. \frac{1}{2} \sin 2\varphi \sin(\chi) \sin(\Delta) \cos 2\theta + \frac{1}{2} \sin(\chi) \sin(\Delta) \sin 2\theta \sin^4 \varphi - \frac{1}{2} \sin(\chi) \sin(\Delta) \sin 2\theta \cos^4 \varphi \right] \quad (9)$$

$$J_o = J_i \left[\frac{1}{4} \sin^2 2\varphi + \cos^2\left(\frac{\Delta}{2}\right) (\cos^2 \theta \cos^4 \varphi + \sin^2 \theta \sin^4 \varphi) + \sin^2\left(\frac{\Delta}{2}\right) \cos^2(\chi) (\cos^2 \theta \cos^4 \varphi + \sin^2 \theta \sin^4 \varphi) + \right. \\ \left. \sin^2\left(\frac{\Delta}{2}\right) \sin^2(\chi) (\sin^2 \theta \cos^4 \varphi + \cos^2 \theta \sin^4 \varphi) + \frac{1}{2} \sin 2\theta \sin 2\varphi \cos(\Delta) + \frac{1}{2} \sin 2\varphi \sin(\chi) \sin(\Delta) \cos 2\theta + \right. \\ \left. \frac{1}{2} \sin(\chi) \sin(\Delta) \sin 2\theta (\sin^4 \varphi - \cos^4 \varphi) \right] \quad (10)$$

式中:与 Δ 和 χ 相关的项为环境温度干扰信息。

1.3 起检偏器特殊角度 DS-MOCT 传感机理

式(9)为线偏振光经单条直通光路式 MOCT 传感光路调制后输出光强信号的一般表达形式。式中待测量为 δ 和 γ ,控制量为 θ 和 φ 。为降低 Δ 及 χ 相关项对输出结果的影响,取 $\theta = 45^\circ$ 代入式(10),可得:

$$J_o = \frac{J_i}{2} [1 + \sin 2\varphi \cos(\Delta) - \cos 2\varphi \sin(\Delta) \sin(\chi)] \quad (11)$$

式(11)表明当 $\theta = 45^\circ$ 时,MOCT 输出光信号温度干扰信息已大大减少。

取 $\varphi = \varphi_1 = 90^\circ$ 代入式(11),单条直通光路式 MOCT 输出的光强信号为:

$$J_{o1} = \frac{J_i}{2} [1 + \sin \Delta \sin \chi] = \frac{J_i}{2} \left[1 + \frac{\sin \Delta}{\Delta} 2\gamma \right] \quad (12)$$

式中: J_{o1} 表示图 3 中起偏器光轴与 x 轴呈 45° 摆放,检偏器光轴与 x 轴呈 90° 摆放后 MOCT 的输出结果。

取 $\varphi = \varphi_2 = 45^\circ$ 代入式(11),单条直通光路式 MOCT 输出的光强信号为:

$$J_{o2} = \frac{J_i}{2} [1 + \cos(\Delta)] \quad (13)$$

式中: J_{o2} 表示将图 3 中起偏器光轴与 x 轴呈 45° 摆放,检偏器光轴与 x 轴呈 45° 摆放后 MOCT 的输出结果。

2 起检偏器特殊角度抗温 DS-MOCT 结构

2.1 起检偏器特殊角度 DS-MOCT 传感模型

ZF-7 磁光玻璃的费尔德常数为 $2.26 \times 10^{-7} \text{ rad} \cdot \text{cm}^{-1} \cdot \text{A}^{-1[23]}$ 。实验室单条传感臂长度为 5 cm,待测电流为 200 A 时, $\gamma = 2.26 \times 10^{-4} \text{ rad}$ 。传感臂单位长度线性双折射值约为 $1 \text{ rad/m}^{[23]}$,故 $\delta \approx 0.05 \text{ rad}$,即 $\delta \gg \gamma$, $\Delta \approx \delta$, $\cos(\Delta) \approx \cos(\delta)$ 。式(13)表明改变起检偏器光轴相对角度,磁光玻璃中温度干扰信号 δ 和法拉第旋光角信号 γ 被分离。DS-MOCT 抗温结构可获取去除 δ 影响的高精度待测电流值。将两条磁光玻璃传感臂分别编号 M1、M2,如图 4 所示。

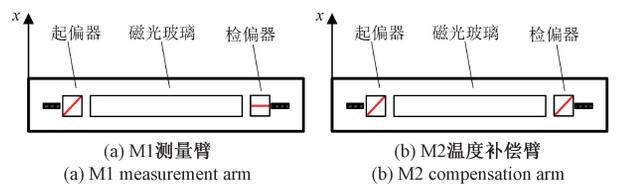


图 4 DS-MOCT 传感光路

Fig. 4 DS-MOCT sensing optical path

M1 为磁光测量传感臂:起偏器光轴与 x 轴呈 45° , 检偏器光轴与 x 轴呈 90° ; M2 为磁光温度补偿传感臂:起偏器光轴与 x 轴呈 45° , 检偏器光轴与 x 轴呈 45° 。

设 M1、M2 输出的光强信号分别为 u_1 、 u_2 , 有:

$$\begin{aligned} u_1 &= \frac{J_i}{2} \left[1 + \frac{\sin\Delta}{\Delta} 2\gamma \right] = \frac{J_i}{2} + \frac{J_i \gamma \sin\Delta}{\Delta} \\ u_2 &= \frac{J_i}{2} [1 + \cos\Delta] = \frac{J_i}{2} + \frac{J_i \cos\Delta}{2} \end{aligned} \quad (14)$$

M1、M2 传感光路输出信号包含相同的基本直流光强以及与 γ 和线性双折射干扰量 Δ 的信息。基于 Koopman 滤波方法可将 DS-MOCT 输出中交直流流量分离, M1 输出信号中的交直流流量为:

$$\begin{aligned} u_{dc} &= \frac{J_i}{2} \\ u_{ac} &= \frac{J_i \gamma \sin\Delta}{\Delta} \end{aligned} \quad (15)$$

式中: u_{dc} 和 u_{ac} 分别为 M1 输出信号的直流、交流分量; 去除直流流量影响的 M1 输出光电信号交流量为:

$$u_3 = \frac{u_{ac}}{u_{dc}} = \frac{\sin\Delta}{\Delta} 2\gamma \quad (16)$$

去除 M2 输出中的基本直流光强干扰可得 M2 温度补偿信号为:

$$u_4 = \frac{u_2 - u_{dc}}{u_{dc}} = \cos\Delta \quad (17)$$

据文献[23], 磁光玻璃式光学电流传感器的线性双折射值小于 90° , 反正弦函数的值为 $[-\pi/2, \pi/2]$, 对 u_3 和 u_4 综合处理可去除线性双折射对 MOCT 输出的影响, 如式(18)所示。

$$\gamma = u_3/2(\sqrt{1-u_4^2}/\arcsin\sqrt{1-u_4^2}) \quad (18)$$

DS-MOCT 消除温度影响后测量的电流为:

$$I = \frac{\gamma}{VN} \quad (19)$$

式中: V 是费尔德常数, 与玻璃材料有关; N 为常数; I 为待测电流值。

2.2 DS-MOCT 系统误差分析及解决方案

1) 误差分析

DS-MOCT 系统误差来源为模型失配误差和系统实现不确定度误差, 总误差可表示为:

$$\varepsilon_t = f(\varepsilon_m, \varepsilon_s) \quad (20)$$

式中: ε_t 为总误差; f 为误差传递函数; ε_m 表示模型失配误差; ε_s 是系统实现不确定度。

(1) 模型失配误差

由式(19)可知 DS-MOCT 测量值与 V 成反比, 温度补偿模型认为 V 为常值。但 ZF-7 磁光玻璃 V 具有色散特性, 其变化为光波长的函数^[24], 即:

$$V(\lambda) = \frac{Ae\lambda}{2mc} \cdot \frac{dn(\lambda)}{d\lambda} \quad (21)$$

式中: A 为常数, 与磁光材料特性有关; e 为电子电荷量; m 为电子质量; λ 为入射光波长; $n(\lambda)$ 为磁光玻璃折射率; 文献[24]指出单色光光源通过费尔德常数的色散特性对 MOCT 输出的影响 $< 0.04\%$, 故模型失配误差 ε_m 可近似忽略。

(2) 系统实现不确定度

系统实现不确定度 ε_s 来源于实验系统中光电探测器光电转换过程和 A/D 转换器的模数转换过程的噪声。考虑噪声的输出信号模型为:

$$x_{k+1} = f(x_k) + w_k \quad (22)$$

式中: x_k 为 k 时刻测量信号; f 为状态转移函数; w_k 为随机噪声。

2) 基于 Koopman 理论的 DS-MOCT 噪声抑制

基于 Koopman 算子 K 对原信号状态空间进行高维线性映射, 实现全局线性化。通过 K 算子的谱分解和线性迭代进行 DS-MOCT 输出信号降噪, 具有更快的动态响应速度和更高的精度。

DS-MOCT 以离散形式测量信号, 其误差模型可表示为:

$$\mathbf{X}_{k+1} = K\mathbf{X}_k + \mathbf{W}_k \quad (23)$$

式中: $\mathbf{X} = g(x)$, $g(x)$ 为观测函数; \mathbf{W}_k 为随机噪声。

通过算子 K 的谱分解分离信号中的高频噪声模式为:

$$K\varphi_i(\mathbf{x}) = \lambda_i\varphi_i(\mathbf{x}) \quad (24)$$

式中: $\varphi_i(\mathbf{x})$ 为特征函数; λ_i 为特征值。

滤除噪声模式后 DS-MOCT 输出的真实信号为:

$$\hat{x}(t) = K^k \sum_{i=1}^n b_i \varphi_i(x_0) = \sum_{i=1}^n b_i \lambda_i^k \varphi_i(x_0) \quad (25)$$

式中: t 为采样时刻; $\hat{x}(t)$ 为滤除噪声后的测量信号; x_0 为信号初值; b_i 为演化系数。

3 DS-MOCT 抗温 COMSOL 仿真

3.1 仿真过程

1) 几何建模及材料设置

DS-MOCT 工作在多物理场耦合环境中, 法拉第磁光效应为光与磁光介质之间微观层面的相互作用, 需要分析线偏振光的波动性。实验环境为 cm 级别, 会出现模型内存过大, 求解困难的问题, 因此本仿真研究 μm 级别的磁光玻璃微元传感过程, 如图 5 所示。

使用底面半径为 $16 \mu\text{m}$, 高度为 $20 \mu\text{m}$ 的圆柱体模拟光的无限大传输空间, 材料为空气。半径为 $0.5 \mu\text{m}$, 高度为 $20 \mu\text{m}$ 的圆柱体模拟待测电流导体, 材料为铜。利用 2 个 $1 \mu\text{m} \times 1 \mu\text{m} \times 5 \mu\text{m}$ 的长方体模拟双条状磁光玻

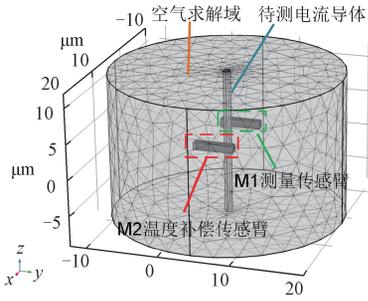


图5 DS-MOCT COMSOL模型

Fig.5 DS-MOCT COMSOL model

璃,2个长方体材料均为ZF-7磁光玻璃。各材料参数如表1所示。

表1 材料属性参数表

Table 1 Material property parameters

求解域	材料	$\sigma/(S \cdot m^{-1})$	ϵ_r	μ_r
长方体磁光传感单元	ZF-7磁光玻璃	1.000×10^{-14}	2.090	1.000
圆柱体导线	铜	5.998×10^7	1.000	0.999
空气域	空气	0	1.000	1.000

2) COMSOL 求解物理场及边界条件设置

各物理场边界条件施加在几何求解域上进行光电传感模拟。DS-MOCT光电传感底层方程为麦克斯韦方程组。COMSOL通过网格划分将各个求解域划分成微元,求解其上的底层数学方程来模拟实际物理过程。本文应用Magnetic Fields、Wave Optics和Ray Optics模块模拟DS-MOCT抗温过程。

(1) Magnetic Fields 模拟待测电流产生磁场,求解域为所有域。控制方程为:

$$\begin{cases} \mathbf{J} = \sigma \mathbf{E} + \mathbf{J}_e \\ \mathbf{J}_e = (0, 0, I/\pi r^2) \end{cases} \quad (26)$$

式中: I 为待测电流; r 为导线半径; \mathbf{J}_e 为外部电流密度,单位为 A/m^2 ,沿 z 轴正方向。

(2) Wave Optics 模拟线偏振光波动形态的变换,求解域为双条状长方体磁光玻璃。Wave Optics 端口边界条件模拟入射线偏振光琼斯矩阵,即起偏器光轴角度。联立麦克斯韦方程组和线偏振光方程求解法拉第磁光效应为:

$$\begin{cases} \nabla \times \mu_r^{-1} (\nabla \times \vec{E}) - k_0^2 \left(\epsilon_r - \frac{j\sigma}{\omega \epsilon_0} \right) \vec{E} = 0 \\ \vec{E}_0 = \exp(-iky) (1, 0, 1) \end{cases} \quad (27)$$

式中: \vec{E} 为光波全电场分量,描述光波微观波动过程; \vec{E}_0 为

光波初态; k_0 为波矢; y 为光传播方向; σ 为玻璃电导率; μ_r 为相对磁导率; ϵ_0 为真空介电常数; ϵ_r 为玻璃介电张量。

磁光传感材料 ϵ_r 属于对称性高于正交的晶系。

$$\epsilon_r = \begin{bmatrix} n_x^2 & 0 & ia\mathbf{H}_y \\ 0 & n_y^2 & 0 \\ -ia\mathbf{H}_y & 0 & n_z^2 \end{bmatrix} \quad (28)$$

式中: \mathbf{H}_y 为 y 方向磁场矢量,由Magnetic Fields求解; a 为与光波角频率 ω 有关的常数。玻璃不受温度干扰时为各向同性介质,即 $n_x = n_y = n_z = n_0$ 。考虑温致线性双折射,式(28)变为:

$$\epsilon_r = \begin{bmatrix} (n_0 + x_0)^2 & 0 & ia\mathbf{H}_y \\ 0 & n_0^2 & 0 \\ -ia\mathbf{H}_y & 0 & (n_0 - x_0)^2 \end{bmatrix} \quad (29)$$

式中: x_0 表示双折射引起的磁光玻璃 x 和 z 方向折射率变化。

(3) Ray Optics 模拟偏振光经检偏器传输到光电探测器的过程,求解域为除双条磁光玻璃长方体之外的剩余部分。由式(14)~(19),实验通过光强信息获取待测电流。模拟实验检测方法,Ray Optics利用光的粒子性计算光强,不关注光在微观下的波动变化。应用Ray Optics模拟检偏器光轴角度为:

$$\cos(\hat{\theta}) = \frac{\mathbf{e}_1 \cdot \mathbf{T}}{|\mathbf{e}_1| |\mathbf{T}|} \quad (30)$$

式中: $\hat{\theta}$ 为检偏器琼斯矩阵中变量,由光轴位置矩阵 \mathbf{T} 决定; \mathbf{e}_1 为单位向量。

(4) 多物理场耦合机制:Magnetic Fields 求解的 \mathbf{H}_y 输入到 Wave Optics 的“波动方程,电”边界条件中的式(28)矩阵;Wave Optics 求解的经法拉第磁光效应调制后的光波电场分量。Wave Optics 求解的电场分量通过“基于电场释放”边界条件耦合到 Ray Optics。最后 Ray Optics 求解起检偏器不同相对角度的光强。

(5) 网格划分:考虑对磁光玻璃上光波的波动解析要求,长方体求解域最大网格单元设置为 $850/6$ nm,其他部分设置自由四面体粗化网格,Wave Optics 与 Ray Optics 在长方体求解域处网格划分如图6所示。

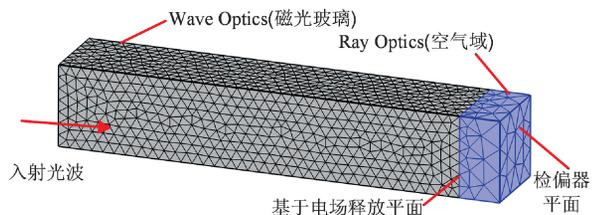


图6 Wave Optics 模块与 Ray Optics 模块网格划分

Fig.6 Meshing of the wave optics module and the ray optics module

(6) 结果分析: Ray Optics 求解光强。由式(11), $\theta=45^\circ$, 将 M1 检偏器 φ_1 设置为 90° 和 0° , 分别计算光强为:

$$\begin{cases} u_1 = \frac{J_i}{2} \left[1 + \frac{\sin\Delta}{\Delta} 2\gamma \right] \\ u'_1 = \frac{J_i}{2} \left[1 - \frac{\sin\Delta}{\Delta} 2\gamma \right] \end{cases} \quad (31)$$

对上式进行差除和处理获取 M1 输出信号为:

$$u_3 = \frac{u_1 - u'_1}{u_1 + u'_1} = \frac{\sin\Delta}{\Delta} 2\gamma \quad (32)$$

同理, M2 检偏器角度 φ_2 设置为 $\pm 45^\circ$:

$$\begin{cases} u_2 = \frac{J_i}{2} [1 + \cos(\Delta)] \\ u'_2 = \frac{J_i}{2} [1 - \cos(\Delta)] \end{cases} \quad (33)$$

M2 输出信号为:

$$u_4 = (u_2 - u'_2)/(u_2 + u'_2) = \cos\Delta \quad (34)$$

上述环节多物理场边界条件耦合过程模拟不含噪声的 DS-MOCT 磁光传感过程。

3.2 仿真结果与分析

1) 磁场、光场分布情况及分析

设置待测电流为 200 A; 待测电流方向沿 z 轴正方向。磁场云图如图 7 所示。

图 7 显示沿着 z 轴正方向的电流在空间中产生环绕磁场, 其与光场相互作用, 模拟磁光玻璃中的法拉第磁光效应。以 M1 为例说明磁光传感过程, 入射光波长 850 nm, 偏振面与 x 轴夹角为 45° 。双折射率为 0, 沿 y 轴传播, 图 8 展示了玻璃 45° 切面光场分布。

多切面: 磁通密度模(T) 体箭头: 磁通密度

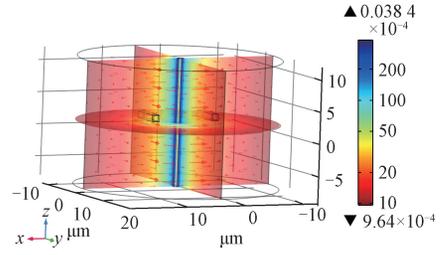


图 7 COMSOL 磁场分布云图

Fig. 7 COMSOL magnetic field distribution cloud map

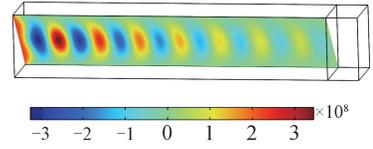


图 8 磁光玻璃光场分布图

Fig. 8 Optical field distribution diagram of optical glass

图中, 颜色表达式如(35):

$$\text{ewfd. } E_z \cos(\pi/4) + \text{ewfd. } E_x \sin(\pi/4) \quad (35)$$

式中: ewfd. E_z 表示光场 z 分量幅值; ewfd. E_x 表示光场 x 分量幅值, 单位均为 V/m。随着入射光的传播以及法拉第效应调制, 线偏振光偏振面偏离 45° 切面, 光场分量的幅值逐渐下降。

Ray Optics 可设置检偏器光轴角度, 可视化光波偏振状态转换并计算出射光强值。室温时, $\theta=45^\circ$, 改变检偏器光轴角度 φ , 射线释放过程如图 9 所示。

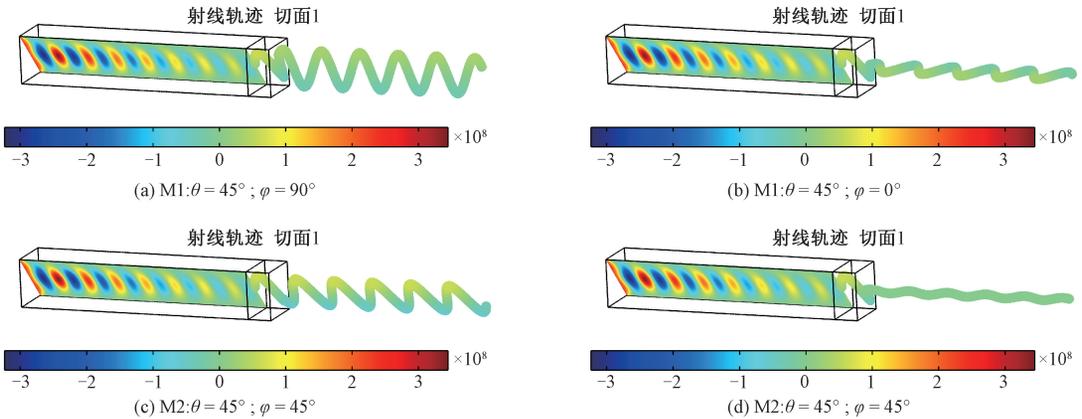


图 9 磁光玻璃射线释放图

Fig. 9 Magneto-optical glass ray emission pattern

2) 起检偏器同角度温度补偿方案验证

为验证起检偏器同角度温度补偿方案的有效性。采用旋光角 γ 为测量数据。相对误差的计算公式为:

$$\beta = \left| \frac{\gamma_t - \gamma_s}{\gamma_s} \right| \times 100\% \quad (36)$$

式中: γ_s 为不含温度干扰的 DS-MOCT 测量旋光角, γ_t 为

含温度干扰时 DS-MOCT 测量旋光角。

待测电流为 200 A, 设置环境温度变化为 $-40^{\circ}\text{C} \sim 40^{\circ}\text{C}$, 玻璃初始线性双折射取 $0 \sim 0.5 \text{ deg}/\text{cm}^{[18]}$, 得到 DS-MOCT 抗温补偿前后相对误差如图 10 所示。

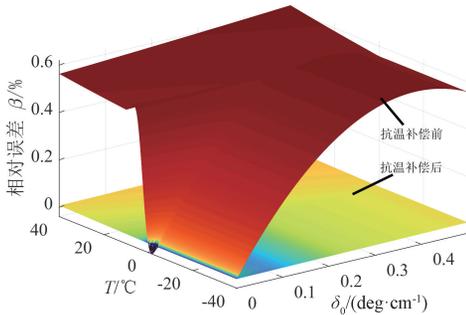


图 10 DS-MOCT 补偿前后测量相对误差
Fig. 10 DS-MOCT pre- and post-compensation relative measurement error

由图 10 可以看出, 温度低于室温, 抗温补偿前 MOCT 测量精度随温度变化不明显。在高于室温时, 随着玻璃初始线性双折射和环境温度的升高, 补偿前的玻璃线性双折射逐渐增加, 测量相对误差呈升高趋势, 最大可达到 0.621 1%。抗温补偿后的 DS-MOCT 精度在 $-40^{\circ}\text{C} \sim 40^{\circ}\text{C}$ 变化中测量相对误差最大值仅有 0.015 9%, 符合 GB/T 20840. 8—2007 电子传感器 0. 2 级测量标准。

实际测量 $\Delta \approx \delta$ 。M2 测量信号近似为 $\cos(\delta)$ 。待测电流设置为 200~1 000 A, 设置环境温度 40°C 、玻璃初始线性双折射为 $0 \sim 0.5 \text{ deg}/\text{cm}$ 。以环境温度 40°C , 200 A, 初始线性双折射为 0 时 M2 测量的信号为基准。温度补偿信号相对值 α 随待测电流值和玻璃初始线性双折射的变化如图 11 所示。

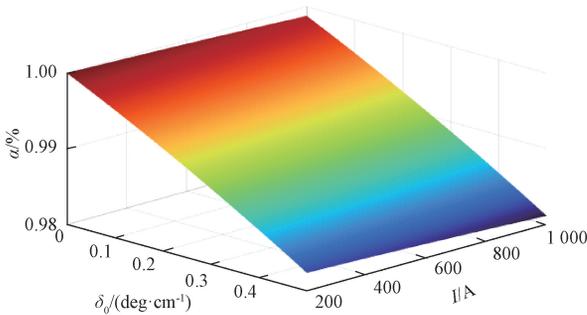


图 11 温度补偿信号相对值随待测电流变化
Fig. 11 Relative value of the temperature compensation signal varying with the current to be measured

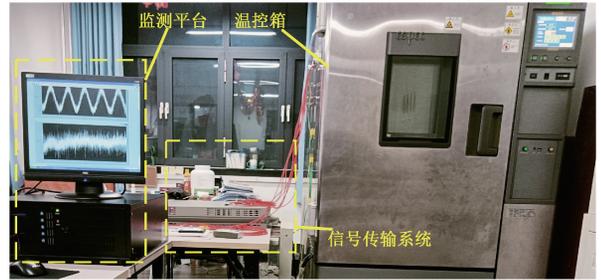
图 11 表明, 固定玻璃初始线性双折射值和环境温度值, M2 温度补偿信号随待测电流值增加基本不变, 图 11 中对应颜色区域均匀分布。但随玻璃初始线性双折射值

增加, 补偿信号值逐渐下降。补偿信号值为线性双折射的余弦值, 其变化趋势证明了所提方案的有效性。

4 DS-MOCT 软硬件协同抗温实测平台

4.1 实验平台

实际光电探测过程含有随机噪声, 为验证 DS-MOCT 的工程实用性, 搭建 DS-MOCT 温度特性实验平台如图 12(a) 所示, 信号传输系统如图 12(b) 所示。



(a) 温度特性实验系统
(a) Temperature characteristic experimental system



(b) 信号传输系统
(b) Signal transmission system

图 12 DS-MOCT 软硬件协同实测平台
Fig. 12 DS-MOCT software and hardware collaborative measurement platform

DS-MOCT 为独立双条状结构, 如图 13 所示。

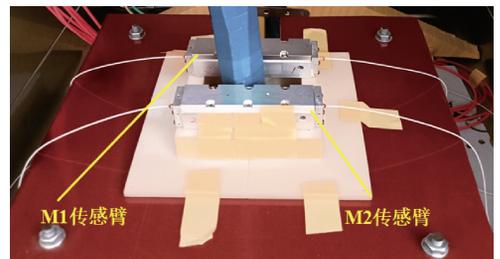


图 13 DS-MOCT 物理结构
Fig. 13 The physical structure of DS-MOCT

M1 为磁光测量传感臂, M2 为温度补偿传感臂。M1 起偏器光轴与 x 轴呈 45° , 检偏器光轴与 x 轴呈 90° ; M2 起偏器光轴与 x 轴呈 45° , 检偏器光轴与 x 轴呈 45° ; M1 和 M2 结构如图 14 所示。

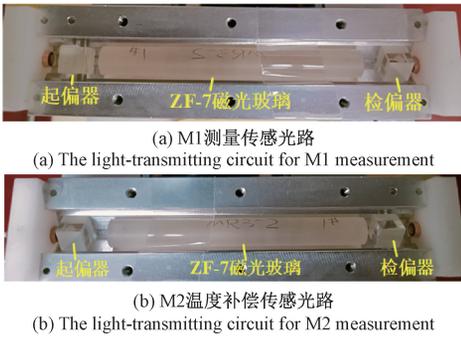


图 14 DS-MOCT 传感单元
Fig. 14 DS-MOCT sensing unit

图 14 中光波长为 850 nm, M1、M2 传感光路从左至右依次为输入准直器、起偏器、磁光玻璃、检偏器和输出准直器。起偏器和检偏器为 PBS502 的 5 mm 偏振棱镜, ZF-7 磁光玻璃有效透光长度 a 为 0.05 m。

4.2 基于 Koopman 理论的 DS-MOCT 信号滤波

实验基于 Koopman 理论对 DS-MOCT 测量信号进行实时降噪处理, 计算机型号为 12th Gen Intel (R) Core (TM) i7-12700H 2.30 GHz。M1 和 M2 输出包含信号真实值和噪声。噪声来源于数据采样及 A/D 转换过程。以 DS-MOCT 处于 20℃ 环境为例, 对滤波效果定量分析。

设置待测电流信号幅值为 200 A, 频率为 50 Hz, 输入光源波长为 850 nm; 实验采样频率为 10 kHz。计算 M1 和 M2 传感臂信号频率成分如表 2 和 3 所示。

表 2 M1 样本信号频率成分及连续特征值分布表

Table 2 M1 sample signal frequency components and continuous eigenvalue distribution

连续特征值	频率/Hz	频率成分百分比/%
0.007 6+0.000 0i	0.000 0	90.48
0.595 2±314.574 2i	50.066 0	
-0.650 5±3 171.208 7i	504.713 5	9.52
-19.336 0±980.692 7i	156.082 1	
⋮	⋮	

表 3 M2 样本信号频率成分及连续特征值分布表

Table 3 M2 sample signal frequency components and continuous eigenvalue distribution

连续特征值	频率/Hz	频率成分百分比/%
-0.001 8+0.000 0i	0.000 0	90.40
-19.191 0±636.916 4i	101.368 4	9.60
-21.996 5±108 8.180 4i	173.189 3	
-195 209.583 1+314 159.265 4i	50 000.000 0	
⋮	⋮	

由表 2 可得, M1 输出信号含直流、交流以及高频噪声分量, 直流和交流(信号真实值)占比为 90.48%, 噪声占比为 9.52%; 由表 3 可得 M2 输出信号主要为直流分量和噪声, 直流分量占比为 90.40%, 噪声占比为 9.60%。M2 输出的信号基本不含交流分量, 即温度补偿信号不受待测电流的影响, 验证了式(14)的正确性。

M1 和 M2 信号 Koopman 处理结果如图 15、16 所示。可以看出, Koopman 滤波环节抑制了 M1、M2 传感臂输出信号的噪声。

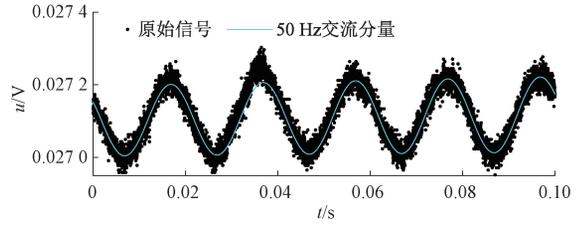


图 15 M1 输出信号 Koopman 处理结果

Fig. 15 Processing results of M1 output signal based on Koopman operator

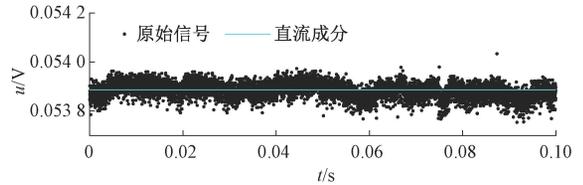


图 16 M2 输出信号 Koopman 处理结果

Fig. 16 Processing results of M2 output signal based on Koopman operator

表 4 以常用频段信号为例进行 DS-MOCT 信号处理效果的定量分析, 并与传统 Fourier 方法进行对比。由表 4 可以看出, 所提 DS-MOCT 信号处理算法滤波所耗时间远小于传统 Fourier 方法, 能够更好的处理不同频段的测量信号, 具有更快的动态分析能力。

表 4 不同滤波算法耗时

Table 4 Time consumption of different filtering algorithms

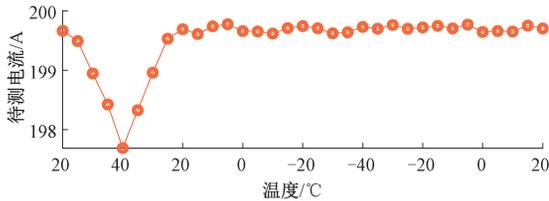
频率/Hz	Koopman 算法耗时/s	Fourier 算法耗时/s
10	0.014	1.223
30	0.011	1.556
50	0.010	1.654
100	0.012	1.258
150	0.013	1.240

4.3 DS-MOCT 温度循环实验

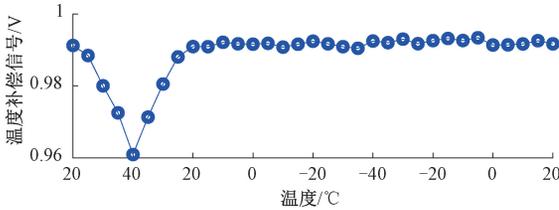
本节进行 DS-MOCT 标准 -40℃ ~ 40℃ 温度循环实

验,验证所提抗温方法的有效性。温控箱温度变化速率为0.5℃/min,每间隔5℃记录光电探测器输出结果。

第1阶段设置温度变化范围20℃~40℃,持续时间40 min;第2阶段设置温度变化范围40℃~20℃,持续时间40 min;第3阶段设置温度变化范围20℃~-40,持续时间120 min。第4阶段设置温度变化范围-40℃~20℃,持续时间120 min。总持续时间5 h 20 min。M1和M2传感臂连续温度循环实验测量结果如图17所示。



(a) M1测量传感臂输出结果
(The output result of the M1 measurement sensor arm)



(b) M2温度补偿传感臂输出结果
(The output result of the M2 measurement sensor arm)

图17 DS-MOCT连续温度循环实验结果

Fig. 17 Experimental results of DS-MOCT continuous temperature cycling

由图17(a)可以看出,在连续温度循环实验第1阶段20℃~40℃,伴随温度上升,MOCT测量精度下降,在40℃时下降至197.69 A;在第2阶段,随温度下降,测量电流值逐渐上升;在第3、4阶段,环境温度低于室温,此时玻璃和装置收缩,线性双折射由玻璃内部残余应力引起,MOCT测量精度基本保持室温20℃的测量水平。

由图17(b)可以看出,对于M2温度补偿传感臂,传感臂输出的温度补偿信号幅值在第1阶段20℃~40℃时,随着线性双折射值的增加而下降;在第2阶段40℃~20℃时,输出信号随着线性双折射值的下降而增加;在3、4阶段,补偿信号基本维持初始线性双折射余弦值不变。根据式(17),M2传感臂输出的温度补偿信号为线性双折射的余弦值。在环境温度为-40℃~40℃时,采用ZF-7磁光玻璃的线性双折射 $<\pi/2$,因此线性双折射值和M2传感臂输出结果成反比,验证了式(17)的正确性。

相对误差 ε 为:

$$\varepsilon = \left| \frac{I_1 - I}{I} \right| \quad (37)$$

式中: I 为设置待测电流值; I_1 为实验测得电流值。温度补偿前后测量相对误差如图18所示。

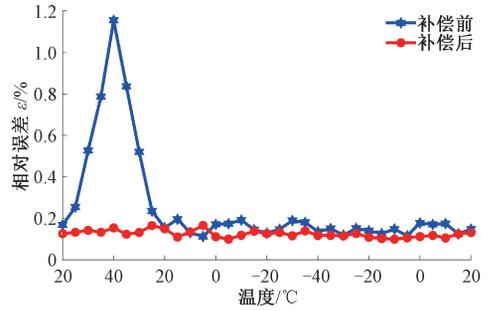


图18 温度补偿前后DS-MOCT测量相对误差

Fig. 18 The relative error of MOCT measurement before and after temperature compensation of the polarizer

由图18可以看出,未补偿MOCT测量的相对误差随着温度升高而增大,最大可达1.155%。补偿后,DS-MOCT测量误差下降到0.2%以内,满足GB/T 20840.8—2007对电子式互感器的0.2级测量标准^[15],证明了所提DS-MOCT抗温策略的有效性。

5 结论

针对现有抗温方案不能同时满足现代电力系统对MOCT抗温性、实时性和长期运行稳定性的要求,提出了一种基于Koopman自适应滤波的抗温DS-MOCT,经实验验证得到的结论为:

- 1)建立了考虑温度特性的起检偏器任意角度光学电流传感模型,弥补了传统直通光路式MOCT模型的单一性;
- 2)提出了起检偏器同角度温度补偿方法,并设计了DS-MOCT抗温结构,解决了传统MOCT输出信号中非线性双折射无法与法拉第旋光角分离的问题;
- 3)搭建了基于Koopman滤波的DS-MOCT软硬件协同实测平台。实验结果表明,所提DS-MOCT的测量误差 $<0.2\%$,响应时间 <14 ms,满足GB/T 20840.8—2007对电子式互感器的0.2级测量标准,解决了传统MOCT抗温性、长期运行稳定性和实时性的三重矛盾。

参考文献

[1] 唐求,陈张青,梁林,等. 基于加窗随机解调架构的电网超谐波信号检测方法[J]. 仪器仪表学报, 2024, 45(2): 263-271.
TANG Q., CHEN ZH Q., LIANG L., et al. Detection method of power grid supraharmmonic signals based on windowed random demodulation architecture[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2024, 45(2): 263-271.

[2] 张翼,刘富州,朱永利,等. 广域行波信息与图注意

- 力网络相结合的输电网故障定位[J]. 仪器仪表学报, 2022, 43(6): 140-150.
- ZHANG Y, LIU F ZH, ZHU Y L, et al. Fault location of transmission network combining wide-area traveling wave information and graph attention network [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2022, 43(6): 140-150.
- [3] 李建光, 肖浩, 刘东伟, 等. 用于铝电解电流精确测量的手持式光纤电流传感器研究[J]. 仪器仪表学报, 2022, 43(12): 39-48.
- LI J G, XIAO H, LIU D W, et al. Research on the handheld fiber-optic current sensor for aluminum electrolysis current measurement[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2022, 43(12): 39-48.
- [4] 许少毅, 孙俊雯, 彭强, 等. 一种基于阶梯型磁致伸缩复合材料的聚磁式光纤电流传感器[J]. 仪器与仪表学报, 2022, 43(1): 172-181.
- XU SH Y, SUN J W, PENG Q, et al. Magnetic focusing optical fiber current sensor based on stepped magnetostrictive composite material[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2022, 43(1): 172-181.
- [5] 朱鸿, 沙致远, 李佳讯, 等. 基于法拉第效应的宽频光学电流传感器研制及其性能研究[J]. 高电压技术, 2024, 50(5): 2198-2206.
- ZHU H, SHA ZH Y, LI J X, et al. Development and performance study of wide-band optical current transformer based on faraday effect [J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(5): 2198-2206.
- [6] 白静芬, 曾非同, 孟静, 等. 面向新型电力系统的光纤电流传感技术研究进展[J]. 计量学报, 2025, 46(1): 141-150.
- BAI J F, ZENG F T, MENG J, et al. Progress of fiber optic current sensing technology for new power systems[J]. Acta Metrologica Sinica, 2025, 46(1): 141-150.
- [7] 孙源, 陈杰, 卫梦龙, 等. 非线性负载下的三相逆变器开路和电流传感器同时故障的诊断[J]. 仪器仪表学报, 2024, 45(11): 52-64.
- SUN Y, CHEN J, WEI M L, et al. Simultaneous fault diagnosis of three-phase inverter open-circuits and current sensors under nonlinear load [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2024, 45(11): 52-64.
- [8] 刘义艳, 郝婷婷, 张伟. 融合RMT特征值的电网异常状态检测[J]. 电子测量与仪器学报, 2023, 37(12): 242-252.
- LIU Y Y, HAO T N, ZHANG W. Abnormal state detection of power system based on RMT eigenvalue fusion [J]. Journal of Electronic Measurement and Instrumentation, 2023, 37(12): 242-252.
- [9] 雷煜卿, 彭国政, 杨庆, 等. GMM-FBG电流传感器应变传递模型与胶结层优化研究[J]. 传感技术学报, 2024, 37(6): 967-973.
- LEI Y Q, PENG G ZH, YANG Q, et al. GMM-FBG current sensor strain transfer model and paste layer optimization method[J]. Chinese Journal of Transformers and Actuators, 2024, 37(6): 967-973.
- [10] 陈礼昕, 彭光强, 何竞松, 等. 全光纤电流互感器系统光纤器件的双折射误差分析[J]. 光通信技术, 2022, 46(3): 33-37.
- CHEN L X, PENG G Q, HE J S, et al. Birefringence error analysis of optical fiber devices in all fiber current transformer system[J]. Optical Communication Technology, 2022, 46(3): 33-37.
- [11] 王丽, 李娜, 朱忠丽, 等. 掺杂不同稀土氧化物的 $\text{Ga}_2\text{O}_3\text{-B}_2\text{O}_3\text{-ZnO-TiO}_2\text{-Tb}_2\text{O}_3$ 玻璃制备及磁光性能[J]. 发光学报, 2025, 46(2): 305-314.
- WANG L, LI N, ZHU ZH L, et al. Preparation and magneto-optical properties of $\text{Ga}_2\text{O}_3\text{-B}_2\text{O}_3\text{-ZnO-TiO}_2\text{-Tb}_2\text{O}_3$ glasses doped with different rare earth oxides[J]. Chinese Journal of Luminescence, 2025, 46(2): 305-314.
- [12] 张天扬, 裴瑞杰, 石云, 等. $\text{Dy}_2\text{Zr}_2\text{O}_7$ 磁光透明陶瓷的制备及法拉第效应[J]. 发光学报, 2024, 45(5): 772-778.
- ZHANG T Y, PEI R J, SHI Y, et al. Preparation and faraday effect of magneto-optical transparent $\text{Dy}_2\text{Zr}_2\text{O}_7$ ceramics[J]. Chinese Journal of Luminescence, 2024, 45(5): 772-778.
- [13] 邢宇航, 李红, 孙广开, 等. 光纤光栅光谱分光解调与接入光纤芯径相关性分析[J]. 仪器仪表学报, 2025, 46(1): 54-64.
- XING Y H, LI H, SUN G K, et al. Fiber grating spectral spectral demodulation and access fiber core diameter correlation analysis [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2025, 46(1): 54-64.
- [14] 王政平, 王洪宇, 姜海丽. 正交共轭反射镜电流传感器研究[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2007, 28(3): 359-361.
- WANG ZH P, WANG H Y, JIANG H L. Research on orthoconjugate reflector current transformer[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2007, 28(3): 359-361.
- [15] 李岩松, 梁卓航, 刘君. 光学电流传感层叠抗外磁干扰技术研究[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(10): 4055-4069.

- LI Y S, LIANG ZH H, LIU J. Research on the technology of optical current sensing stacked-up structure to resist external magnetic interference[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(10): 4055-4069.
- [16] 李义超,符佳,吕波,等.基于光弹调制的运动斯塔克效应诊断[J].光谱学与光谱分析,2023,43(1): 111-115.
- LI Y CH, FU J, LYU B, et al. Locating the positions of the slow and fast birefringent axes by elasto-optic effect[J]. Spectroscopy and Spectral Analysis, 2023, 43(1): 111-115.
- [17] 陈丹丹,吕大娟,陈巧,等.低膨胀锂铝硅微晶玻璃烧结-析晶行为与性能研究[J].硅酸盐通报,2024,43(10): 3834-3842.
- CHEN D D, LYU D J, CHEN Q, et al. Sintering-crystallization behavior and properties of low expansion lithium aluminosilicate glass-ceramics[J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2024, 43(10): 3834-3842.
- [18] 王政平,吴强,李庆波,等.线性双折射温度特性对光学电流互感器影响的理论分析[J].哈尔滨工程大学学报,2005,26(2): 272-276.
- WANG ZH P, WU Q, LI Q B, et al. Theoretical analysis of the effect of the temperature features of linear birefringence on the performance of an optic-glass current transformer[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2005, 26(2): 272-276.
- [19] 王政平,李庆波,王慧丽,等.光学玻璃电流传感头线性双折射的一种测量方法[J].光子学报,2003,32(5): 612-614.
- WANG ZH P, LI Q B, WANG H L, et al. A method to measure the linear birefringence inside the bulk glass head of an optical current transformer [J]. Acta Photonica Sinica, 2003, 32(5): 612-614.
- [20] 王政平,李庆波,欧阳春梅,等.延迟片法测量光学玻璃电流传感头线性双折射[J].光子学报,2004,33(6): 716-720.
- WANG ZH P, LI Q B, OUYANG CH M, et al. Method employing a retarder to measure the linear birefringence inside bulk glass current sensing heads [J]. Acta Photonica Sinica, 2004, 33(6): 716-720.
- [21] 陈金玲,李红斌,刘延冰,等.比较式光学电流互感器的分析设计与试验研究[J].中国电机工程学报,2008,28(36): 114-118.
- CHEN J L, LI H B, LIU Y B, et al. Design and test research of COCT based on theory analysis [J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(36): 114-118.
- [22] 康崇,王大伟,王政平,等.减小无源OCT中初始双折射影响的方法[J].光电工程,2008,35(12): 67-72.
- KANG CH, WANG D W, WANG ZH P, et al. Method of reducing the initial linear birefringence effect of passive OCT[J]. Opto-Electronic Engineering, 2008, 35(12): 67-72.
- [23] 康崇,吕文磊,欧阳鸿,等.光学电流互感器中性线双折射与法拉第效应的分离检测[J].光学学报,2008,28(1): 163-168.
- KANG CH, LYU W L, OUYANG H. The separate detection of linear birefringence and faraday effect in optical current transformer [J]. Acta Optica Sinica, 2008, 28(1): 163-168.
- [24] 王政平,欧阳春梅,王晓忠.光源谱宽通过Verdet常量的色散对OCS输出影响的理论分析[J].哈尔滨工程大学学报,2006(5): 782-785.
- WANG ZH P, OUYANG CH M, WANG X ZH. Theoretical analysis of optical source spectral width on output of optical current sensor via verdet constant dispersion[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2006(5): 782-785.

作者简介



张静,2023年于东北电力大学获得学士学位,现为华北电力大学硕士研究生,主要研究方向为电力系统智能测量与传感。

E-mail:2697195694@qq.com

Zhang Jing received her B. Sc. degree from Northeast Electric Power University in 2023.

She is currently a master student at North China Electric Power University. Her main research interest is intelligent measurement and sensing in power systems.



李岩松(通信作者),1991年于东北电力大学获得学士学位,2000年于华北电力大学获得硕士学位,2004年于华北电力大学获得博士学位,现为华北电力大学教授,主要研究方向为电力系统智能测量与传感,新能源电力系统分析与控制,先进输变电技术。

E-mail:liyansong811@126.com

Li Yansong (Corresponding author) received his B. Sc. degree from Northeast Electric Power University in 1991, M. Sc. degree from North China Electric Power University in 2000, and Ph. D. degree from North China Electric Power University in 2004. He is currently a professor at North China Electric Power University. His main research interests include intelligent measurement and sensing in power systems, analysis of new energy power systems, advanced power transmission and distribution technology.