

光纤主轴方位角对光纤电流传感器的影响

王 伟 刘晓隆*

(哈尔滨工程大学自动化学院, 黑龙江 哈尔滨 150001)

摘要 为提高光纤电流传感器的标度因数稳定性,从传感光纤与光纤 1/4 波片熔接时的方位角出发,研究了方位角的优化对光纤内线性双折射变化的抑制作用,指出了现有方位角优化方法中忽略的因素——旋光角,并结合旋光角这一变量建立了更加精确的琼斯矩阵模型。仿真分析了在不同方位角与旋光角条件下,线性双折射对标度因数稳定性的影响。通过仿真结果的对比发现,在考虑旋光角之后,现有算法的方位角优化值误差较大;还发现在特定的旋光角条件下,线性双折射的变化对标度因数无影响。基于此提出了方位角与旋光角的综合优化方法,降低了对光纤制造工艺的要求,有效提高了系统标度因数的稳定性。

关键词 传感器;光纤传感器;法拉第效应;方位角;琼斯矩阵;旋光角

中图分类号 O436.4 **文献标识码** A **doi**: 10.3788/CJL201340.0114003

Effects of Azimuth of Fiber Optic Principal Axes on Fiber Optic Current Sensors

Wang Wei Liu Xiaolong

(College of Automation, Harbin Engineering University, Harbin, Heilongjiang 150001, China)

Abstract To improve the scale factor stability of fiber optic current sensors, effects of azimuth which is the fiber welding azimuth between a sensing fiber and a fiber quarter-wave plate are studied, so as to restrain the linear birefringence by optimizing the azimuth. Effects of optical rotatory angle which are ignored by existing azimuth optimization theory are considered and a more accurate Jones matrix model is proposed with this new variable. It is theoretically shown that the present optimization theory has some errors with the consideration of optical rotatory angle when analyzing the simulation results. The scale factor is immune to the variable linear birefringence with some optical rotatory angles. The combined optimization of the azimuth and optical rotatory angles is proposed. It can reduce the technical requirements of fibers and effectively enhance the stability of scale factors.

Key words sensors; fiber optics sensor; Faraday effect; azimuth; Jones matrix; optical rotatory angle

OCIS codes 060.2310; 230.2240; 230.3810; 230.5440

1 引 言

研究基于法拉第效应的全光纤电流传感器是未来数字化电流传感器的发展趋势之一,它相较传统的电磁式电流互感器,在未来的智能电网建设中有着更广阔的应用前景。其主要优点为输出数字化、体积小、重量轻、安装方便、动态范围宽、无磁饱和现象、器件全光纤化和耐高压^[1]。

标度因数是衡量光纤电流传感器(FOCS)性能的关键指标,其长期稳定性问题一直没有得到有效的解决,从近期国家电网公司对各电力设备厂商送

检产品的性能检测结果来看,基于法拉第效应的光学电流传感器都没有完全通过性能检测^[2],其主要原因在于传感光纤对如温度、震动等外界干扰导致的线性双折射变化非常敏感^[3,4],轻微的扰动就会使其中传输光的偏振态发生变化,再加上光纤老化^[5]等原因,使得 FOCS 的长期稳定运行遇到了很大的困难。目前的研究主要集中在线性双折射大小的变化对 FOCS 输出的影响^[6~8],而实际使用中,在传感光纤与光纤 1/4 波片进行熔接时是需要考虑两段光纤主轴的方位角的,这一点在文献[9~11]中有

收稿日期: 2012-08-21; 收到修改稿日期: 2012-09-17

作者简介: 王 伟(1979—),男,博士,教授,主要从事光纤陀螺惯性导航系统方面的研究。E-mail: chinaww@126.com

* 通信联系人。E-mail: lxloong@163.com

所提及,并给出了理论计算结果,但是其理论结果是在传感光纤较为理想的条件下得到的,没有考虑到实际传感光纤中杂散分布双折射的综合作用,因此理论结果会与实际应用有较大差距。本文充分考虑了杂散分布双折射的影响,并以旋光角来表征,与方位角因素一并引入到 FOCS 的琼斯矩阵模型中,给出了更一般条件下方位角与 FOCS 输出的关系,能更加精确地描述出各个光纤器件的参数对标度因数的影响。通过对理论模型的仿真分析,提出了旋光角与方位角相结合的综合优化方法,降低了对单模光纤加工工艺的严苛要求,能更为有效地抑制外界因素导致的线性双折射变化,提高 FOCS 标度因数的长期稳定性。

2 FOCS 的原理及建模

反射式 FOCS 的结构如图 1 所示。光源发出的光经过耦合器后,由起偏器形成线偏振光,线偏振光通过 45°熔接角平均注入到保偏光纤的快慢轴中,并受到调制器的调制。受到调制的两束线偏振光经由传导光纤(保偏型光纤)输送到 FOCS 的传感头部分,并在此受到电流磁场的调制,产生相位差。传

感头由 1/4 波片、单模光纤和反射镜组成。由传导光纤送来的两束线偏振光被 1/4 波片转换成两束左右旋圆偏振光,两束圆偏振光由于受到电流磁场的调制(法拉第效应)而以不同的速度传播,产生相位差 $\Delta\varphi=2F=2VNI$, F 为法拉第磁光相移, V 为光纤材料的 Verdet 常数, N 为传感光纤的匝数, I 为待测电流的大小。当受到终端反射镜反射后,两束圆偏振光的偏振态互换,并再次通过传感光纤受到二次调制,此时累积的相位差为 $\Delta\varphi=4F$ 。反射回来的圆偏振光再次经过 1/4 波片后被转换回线偏振光,最终在起偏器处发生干涉,通过检测干涉光强的变化获得相干光的非互易性相位差,根据 $\Delta\varphi=4VNI$ 间接测得电流值。但是这只是在各光学器件都为理想的情况下得到的结果,实际中检测到的相位差与理想值存在一定的偏差,把检测到的 $\Delta\varphi$ 与 F 之间的比值定义为标度因数 K ,通过理论建模来获得 K 与各个光学器件参数之间的关系。下面将主要通过琼斯矩阵对 FOCS 的光路进行建模分析(尤其是传感头部分),得出 K 的参数表达式,然后据此提出增强 K 值稳定性的具体方法。

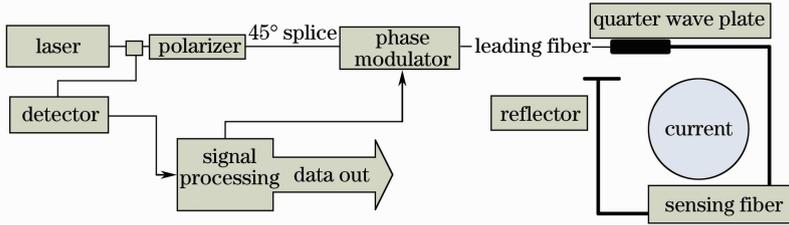


图 1 反射式全光纤电流传感器的原理结构

Fig.1 Schematic diagram of reflective FOCS

在对 FOCS 进行琼斯矩阵建模时,各个光学器件的琼斯矩阵描述都与坐标系的选取有着严格的对应关系。以传导光纤的偏振主轴为固定参考坐标系,并且在反射前后始终以右手坐标系为参考^[6],这样一来,偏振光在反射前后虽然通过同一光学器件,但是其琼斯矩阵描述却有很大的不同^[12],此外为了正确比较反射前后两束光之间的相位,需要引入二次反射^[13],因此各光学器件的琼斯矩阵建模描述如下:

$$\mathbf{E}_{in} = \frac{1}{\sqrt{2}} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \end{pmatrix}, \quad (1)$$

$$\mathbf{L}_{mirror} = \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (2)$$

$$\begin{cases} \vec{\mathbf{L}}_M = \begin{bmatrix} \exp[i\varphi_m(t)/2] & 0 \\ 0 & \exp[-i\varphi_m(t)/2] \end{bmatrix} \\ \vec{\mathbf{L}}_M = \begin{bmatrix} \exp[i\varphi_m(t+\tau)/2] & 0 \\ 0 & \exp[-i\varphi_m(t+\tau)/2] \end{bmatrix} \end{cases}, \quad (3)$$

$$\vec{\mathbf{L}} = \vec{\mathbf{L}} = \begin{bmatrix} \exp\left(i\frac{2\pi\Delta n l}{2\lambda}\right) & 0 \\ 0 & \exp\left(-i\frac{2\pi\Delta n l}{2\lambda}\right) \end{bmatrix}, \quad (4)$$

$$\vec{L}_R = \begin{bmatrix} \cos R & i\sin R \\ i\sin R & \cos R \end{bmatrix}, \quad \overleftarrow{L}_R = \begin{bmatrix} \cos R & -i\sin R \\ -i\sin R & \cos R \end{bmatrix}, \quad (5)$$

$$\vec{L}_{\theta+} = \overleftarrow{L}_{\theta+} = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix}, \quad \vec{L}_{\theta-} = \overleftarrow{L}_{\theta-} = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta \\ \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix}, \quad (6)$$

$$\vec{L}_{\text{coil}} = \begin{bmatrix} A+iB & -C \\ C & A-iB \end{bmatrix}, \quad \overleftarrow{L}_{\text{coil}} = \begin{bmatrix} A^*+iB^* & C^* \\ -C^* & A^*-iB^* \end{bmatrix}, \quad (7)$$

$$A = \cos \gamma, \quad A^* = \cos \gamma^*, \quad B = \frac{\delta}{2} \frac{\sin \gamma}{\gamma}, \quad B^* = \frac{\delta}{2} \frac{\sin \gamma^*}{\gamma^*}, \quad (8)$$

$$C = (F+\alpha) \frac{\sin \gamma}{\gamma}, \quad C^* = (F-\alpha) \frac{\sin \gamma^*}{\gamma^*}, \quad (9)$$

$$\gamma = \sqrt{(F+\alpha)^2 + (\delta/2)^2}, \quad \gamma^* = \sqrt{(F-\alpha)^2 + (\delta/2)^2}, \quad (10)$$

式中 $\varphi_m(t)$ 表示相位调制器引入的调制相位; τ 表示光从相位调制器出射后经反射再次回到相位调制器的时间, 该参数决定了系统的调制频率; Δn 表示光纤快慢轴折射率之差; l 表示传导光纤的长度; λ 表示偏振光波长; R 表示光纤 1/4 波片的相位延迟角, 理想情况下为 90° ; δ 表示线性双折射量的大小; α 表示旋光角的大小; $\mathbf{E}_{\text{in}}, \mathbf{L}_{\text{mirror}}, \mathbf{L}_M, \mathbf{L}, \mathbf{L}_R, \mathbf{L}_{\text{coil}}$ 分别是入

射光、反射镜、相位调制器、传导光纤、1/4 波片, 传感光纤的琼斯矩阵描述, 具体对应关系如图 2 所示; \mathbf{L}_θ 是坐标系转换矩阵, 表示两个参考系之间的相对角位置, 角位置大小用 θ 表示; 其上的右箭头表示光入射时各光学器件的琼斯矩阵, 左箭头表示光由反射镜反射后反向通过各光学器件的琼斯矩阵, * 仅为了区别不同变量。

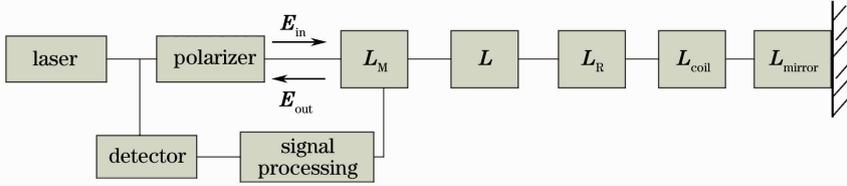


图 2 光纤电流传感器的琼斯矩阵原理框图

Fig. 2 Jones matrix diagram of FOCS

理想的单模光纤与光纤 1/4 波片熔接时是不需要考虑光纤主轴方位角 θ 的, 而实际的单模光纤中总会存在一定量的杂散双折射, 而且分布不均匀, 但是在光纤入射端面上总可以找到一对正交的方向, 使得线偏振光的振动方向与其中一个方向重合时, 出射光仍是线偏振光, 只不过出射的线偏振光相对于入射的线偏振光有一个旋光角 α , 显然这个 α 角是单模光纤中杂散分布的双折射群派生出的, 这其中就包括圆双折射。因此当偏振光通过上述单模光纤时, 可以等效为先通过一个双折射器, 然后再通过一个旋光器^[12]。旋光器产生的旋光角 α 会对线偏

振光的振动方向产生旋转效果, 但是当偏振光正反向通过时, 来回的旋光效应会互相抵消。以等效双折射器的快慢轴方向为单模光纤的本地坐标系 $X_\delta-Y_\delta$, 光纤 1/4 波片的本地坐标系为 $X_{1/4}-Y_{1/4}$, 将传导光纤的主轴定义为固定参考坐标系 $X-Y$, 光纤 1/4 波片的本地坐标系与固定参考坐标系成 45° , 将单模光纤的本地坐标系 $X_\delta-Y_\delta$ 与固定参考坐标系之间的角度设为 θ , 各坐标系之间的相对角位置关系如图 3 所示。于是在引入方位角 θ 后, 整个系统的琼斯矩阵可表示如下:

$$\mathbf{E}_{\text{out}} = \overleftarrow{L}_M \overleftarrow{L} \overleftarrow{L}_{\text{mirror}} \overleftarrow{L}_R \overleftarrow{L}_{\text{coil}} \overleftarrow{L}_{\text{mirror}} \overleftarrow{L}_{\text{coil}} \overleftarrow{L}_R \overleftarrow{L} \mathbf{E}_{\text{in}}, \quad (11)$$

$$\mathbf{M} = \overleftarrow{L}_{\text{mirror}} \overleftarrow{L}_R \overleftarrow{L}_{\theta+} \overleftarrow{L}_{\text{coil}} \overleftarrow{L}_{\theta-} \overleftarrow{L}_{\text{mirror}} \overleftarrow{L}_{\theta-} \overleftarrow{L}_{\text{coil}} \overleftarrow{L}_{\theta+} \overleftarrow{L}_R, \quad (12)$$

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} \\ m_{21} & m_{22} \end{bmatrix}, \quad (13)$$

$$m_{11} = (AA^* - BB^* - CC^*) \cos 2R - (A^*B + AB^*) \sin 2R \sin 2\theta + (B^*C - BC^*) \sin 2R \cos 2\theta + i[(A^*B + AB^*) \cos 2\theta + (B^*C - BC^*) \sin 2\theta], \quad (14)$$

$$m_{12} = (A^* C + AC^*) + i[(AA^* - BB^* - CC^*) \sin 2R + (AB^* + A^* B) \sin 2\theta \cos 2R + (BC^* - B^* C) \cos 2R \cos 2\theta], \quad (15)$$

$$m_{21} = -m_{12}^*, \quad m_{22} = m_{11}^*, \quad (16)$$

式中 \mathbf{M} 是整个传感头部分的琼斯矩阵描述。经过计算得

$$\mathbf{E}_{\text{out}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \begin{bmatrix} m_{11} \exp\left\{i\left[\frac{2\pi\Delta n l}{\lambda} + \frac{\varphi_m(t) + \varphi_m(t+\tau)}{2}\right]\right\} + m_{12} \exp\left[-i\frac{\varphi_m(t+\tau) - \varphi_m(t)}{2}\right] \\ m_{22} \exp\left\{-i\left[\frac{2\pi\Delta n l}{\lambda} + \frac{\varphi_m(t) + \varphi_m(t+\tau)}{2}\right]\right\} + m_{21} \exp\left[i\frac{\varphi_m(t+\tau) - \varphi_m(t)}{2}\right] \end{bmatrix}, \quad (17)$$

式中的两个元素表示最终输出的两束返回光(a, b), 每个元素的第一项表示返回光的非相干部分, 这部分光由于光程差远大于其相干长度, 故不会引起光强的明显变化; 第二项表示两束返回光的相干部分, 这两束相干光的相位差可以通过正弦调制或方波调制的方法解调得到^[14]; 在这里可以通过

$$m_{12} = i |m_{12}| \exp(i\varphi_a), \quad m_{21} = i |m_{21}| \exp(i\varphi_b) \quad (18)$$

来直接计算出实际检测到的两束光的相位差 $\varphi_b - \varphi_a$ ^[13], 式中 $\varphi_b = -\varphi_a$, 然后再与电流产生的法拉第相位差作比, 就可以方便地得到系统标度因数的表达式

$$\Gamma = \left[(F + \alpha) \frac{\sin \gamma \cos \gamma^*}{\gamma} + (F - \alpha) \frac{\sin \gamma^* \cos \gamma}{\gamma^*} \right] \div \left[\cos \gamma \cos \gamma^* - \left(\frac{\delta^2}{4} + F^2 - \alpha^2 \right) \frac{\sin \gamma \sin \gamma^*}{\gamma \gamma^*} \right] \sin 2R + \frac{\delta}{2} \left(\frac{\sin \gamma \cos \gamma^*}{\gamma} + \frac{\sin \gamma^* \cos \gamma}{\gamma^*} \right) \sin 2\theta \cos 2R - \delta \alpha \frac{\sin \gamma \sin \gamma^*}{\gamma \gamma^*} \cos 2R \cos 2\theta, \quad (19)$$

$$\varphi_b = \arctan \Gamma, \quad (20)$$

$$\Delta\varphi = \varphi_b - \varphi_a = 2\arctan \Gamma, \quad (21)$$

式中 $\Delta\varphi$ 就是 a 光和 b 光之间的相位差。 $F = VNI$ 表示法拉第磁光相移, ϵ 表示 $1/4$ 波片偏离 $\pi/2$ 的误差值即 $R = (\pi/2 + \epsilon)/2$, δ 表示传感光纤中总的线性双折射量, 则标度因数 K 可以表示为 $K = \Delta\varphi/(4F)$ 。

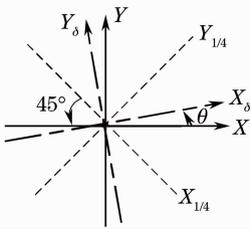


图3 光纤主轴的方位角关系

Fig. 3 Azimuth of principal axes of fibers

3 标度因数的稳定性分析

由(19)式可以看出, 光纤 $1/4$ 波片的参数、线性双折射、相对角位置 θ 、旋光角 α 与 K 呈现出很复杂的关系。当 $\alpha = 0$ 时, (19)式可以简化为

$$\Gamma = \frac{2F \frac{\tan \gamma}{\gamma}}{\left[1 - \left(\frac{\delta^2}{4} + F^2 \right) \frac{\tan^2 \gamma}{\gamma^2} \right] \cos \epsilon - \delta \sin \epsilon \sin 2\theta \frac{\tan \gamma}{\gamma}}, \quad (22)$$

这与文献[9~11]的结果是基本一致的。进一步假

设法拉第相移很小即 $F \ll 1$, 传感光纤中的线性双折射量 $\delta \ll 1$, $1/4$ 波片误差 $\epsilon \ll 1$, 方位角 θ 与标度因数 K 之间的关系可简化为

$$K \approx \frac{1}{\cos \epsilon - \delta \sin \epsilon \sin 2\theta}, \quad (23)$$

由(23)式可以直观地看出, 当 $\theta = \frac{n\pi}{2}$ ($n = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$) 时, 线性双折射和 $1/4$ 波片误差值的变化对标度因数的稳定性影响最小, $K \approx \frac{1}{\cos \epsilon}$, 与文献[15]结果一致。在仿真前先假设光纤 $1/4$ 波片的制作误差 $\epsilon = 0.1$ rad, 电流产生的法拉第相移 $F = 0.01$ rad。

图4表示的是线性双折射分别在 $3^\circ, 6^\circ, 9^\circ$ 的时候, 标度因数随方位角的变化关系。从图中可看出,

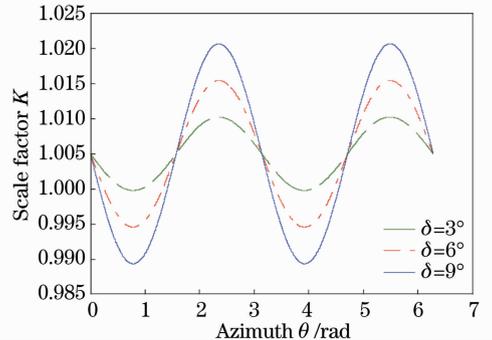


图4 标度因数随方位角的变化关系

Fig. 4 Scale factor as a function of azimuth

当方位角为 $0, \pi/2, \pi$ 时, 标度因数基本上不受线性双折射变化的影响。当方位角为 $\pi/4, 3\pi/4$, 线性双折射从 3° 变化到 9° 时, 标度因数波动了 1.05% , 而根据相关技术指标要求, 要达到实用化, 标度因数的波动水平至少要控制在 0.2% 以内^[16], 因此在 FOCS 的研制和安装过程中, 对光纤主轴方位角进行优化是十分必要的。

图 5 是在考虑了旋光角 α 之后, 标度因数随方位角 θ 变化的仿真分析, 图中的两簇曲线分别表示的是在 $\alpha=2$ rad 和 $\alpha=5$ rad 时, 线性双折射为 $5^\circ, 10^\circ, 15^\circ$ 时, 标度因数随方位角的变化关系: 1) 增大 α 的值后, 标度因数受线性双折射影响明显变小; 2) 在某些特定的方位角上(每簇曲线的交汇点), 标度因数基本不受线性双折射变化的影响, 而且这些特定的方位角受旋光角 α 的影响很小, 因此在实际中可以近似认为方位角 θ 的优化与旋光角 α 的优化是两个互相独立的过程。从图中可以看出: 其中一个最佳方位角在 2.34 rad 附近, 相对于图 4 发生了明显的偏移, 已经不再位于 $\pi/2$ 处, 因此如果按文献 [9~11] 中的理论公式对方位角进行优化, 势必会使标度因数的稳定性降低, 导致实际优化效果与理论预期相差很大。

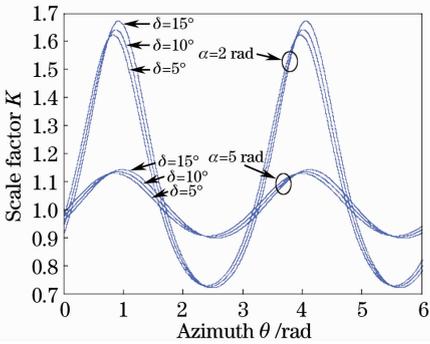


图 5 标度因数随方位角和旋光角的变化关系

Fig. 5 Scale factor as a function of azimuth

图 6 所示的是在线性双折射分别为 $10^\circ, 30^\circ, 50^\circ$ 时, 标度因数随 α 变化的关系曲线。旋光角 α 是互易的, 可以在光的来回反射过程中相互抵消, 但这并不意味着旋光角 α 对标度因数没有影响。通过仿真曲线就可以看出, 旋光角 α 的变化可以使标度因数的值产生波动, α 基础值越大, α 的变化对标度因数的影响就越小, 随着 α 的不断增大, 标度因数逐渐趋于 1; 而且更为重要的一点是 3 条曲线总会在某些特定的 α 值处交汇, 而且具有一定的周期性, 周期约为 π , 在这些特定的 α 值上, 标度因数的值基本不受线性双折射的影响, 这为线性双折射的抑制提供

了新的方法。

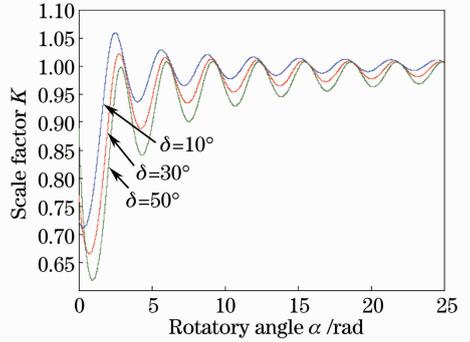


图 6 标度因数随旋光角的变化关系

Fig. 6 Scale factor as a function of optical rotatory angle

综合上述两点, 利用方位角与旋光角对标度因数影响相互独立的特点, 可以在传感光纤中先对旋光角进行优化, 然后在 $1/4$ 波片与传感光纤环的熔接过程中设置合理的对轴角度, 使方位角达到最优。这样就可以综合提高系统对外界环境变化的抗干扰能力, 使其长期稳定地运行。

该方法虽然在理论上是可行的, 但是应用到实际工程中还需要解决以下问题: 1) 光纤双折射主轴(快慢轴)的确定。如果传感光纤中的残余线性双折射可以忽略, 那么传感光纤中将以弯曲致线性双折射为主, 其快慢轴方向分别与光纤环平面平行和垂直^[17]; 而如果传感光纤中的线性双折射无法忽略的话, 需要确认总的线性双折射的大小和快慢轴方向, 并精确地测量和改变旋光角的大小。2) 传感光纤环在长期使用的过程中, 自身性质的变化和外界环境的影响^[18] 也会使线性双折射快慢轴方向缓慢发生变化, 根据双折射合成法则^[19], 传感光纤中各线性双折射分量之间的大小或方向发生变化, 都会使合成线性双折射的快慢轴发生变化, 从而使方位角值偏离设定的最佳值, 因此需要长期挂网试运行来检验该优化理论的可靠性。

4 结 论

从光纤主轴的方位角出发, 引入了旋光角, 建立了更加完善的琼斯矩阵模型。通过研究方位角与旋光角对标度因数的影响, 提出了综合优化方法, 可以有效提高系统的标度因数稳定性, 而且降低了对光纤制造工艺的要求。此外, 就该优化方法在投入实际使用时需要解决的重点问题做了归纳分析: 传感光纤中总的线性双折射主轴方向的确定, 确定后如何保证安装时方位角的准确性; 在长期运行过程中,

传感光纤在老化和外界因素的共同影响下,其方位角和旋光角所发生的最大偏移量的确认。

参 考 文 献

- 1 Tao Bangsheng. The application of the optical technology in smart grid[J]. *Jiangsu Electrical Engineering*, 2010, **29**(5): 82~84
陶邦胜. 光学技术在智能电网中的应用[J]. *江苏电机工程*, 2010, **29**(5): 82~84
- 2 国家电网. 电子式互感器性能检测结果[EB]. 2012. <http://www.sgcc.com.cn/images/ztlz/newzndw/rwpx/2012/02/29/E82874BAECAA4EA40FF47B4F7A98A11F.pdf>
- 3 Huang Jianhua, Wang Jia. Key technology of optical current transformer[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2009, **29**(12): 94~97
黄建华, 王 佳. 光学电流互感器的关键技术[J]. *电力自动化设备*, 2009, **29**(12): 94~97
- 4 Li Xuyou, Hao Jinhui, Yang Hanrui *et al.*. Research on the compensating fiber loop for eliminating vibration in Sagnac optic current sensor[J]. *Chinese J. Lasers*, 2012, **39**(2): 0205005
李绪友, 郝金会, 杨汉瑞 等. 消除萨尼亚克光纤电流传感器振动干扰的光纤补偿环研究[J]. *中国激光*, 2012, **39**(2): 0205005
- 5 Chen Shuying, Zhao Jingjing, Ma Jing. Feasibility of accelerated degradation test for FOG [J]. *Journal of Chinese Inertial Technology*, 2008, **16**(5): 623~626
陈淑英, 赵晶晶, 马 静. 光纤陀螺加速退化试验的可行性[J]. *中国惯性技术学报*, 2008, **16**(5): 623~626
- 6 S. X. Short, J. U. De Arruda, A. A. Tselikov *et al.*. Elimination of birefringence induced scale factor errors in the in-line Sagnac interferometer current sensor [J]. *J. Lightwave Technol.*, 1998, **16**(10): 1844~1850
- 7 Wang Jingfei, Liang Jingwei, Dong Qianmin. Study of sensing coil errors in in-line Sagnac interferometer current transducer[J]. *Laser & Optoelectronics Progress*, 2011, **48**(10): 102303
王景飞, 梁京伟, 董前民. 反射式 Sagnac 干涉光纤电流互感器的传感头误差研究[J]. *激光与光电子学进展*, 2011, **48**(10): 102303
- 8 S. X. Short, J. U. De Arruda, J. N. Blake *et al.*. Stable scale factor performance of an in-line Sagnac interferometer current sensor[C]. The 12th International Conference on Optical Fiber Sensors, 1997. 100~103
- 9 K. Bohnert, P. Gabus, J. Nehring *et al.*. Fiber optic current sensor for electrowinning of metals[J]. *J. Lightwave Technol.*, 2007, **25**(11): 3602~3609
- 10 R. Wuest, A. Frank, S. Wiesendanger *et al.*. Influence of residual fiber birefringence and temperature on the high-current performance of an interferometric fiber-optic current sensor[C]. *SPIE*, 2009, **7356**: 73560K
- 11 R. Wuest, A. Frank, K. Bohnert *et al.*. Method for Manufacturing a Fiber Optic Current Sensor with Inherent Temperature Compensation of the Faraday Effect[P]. USA: US 0072858A1, [2011-03-31]
- 12 Wei Guanghui. *Matrix Optics*[M]. Beijing: Ordnance Industrial Press, 1993. 168~169
魏光辉. *矩阵光学*[M]. 北京: 兵器工业出版社, 1993. 168~169
- 13 G. Frosio, R. Dandliker. Reciprocal reflection interferometer for a fiber-optic Faraday current sensor[J]. *Appl. Opt.*, 1994, **33**(25): 6111~6122
- 14 Zhang Guicai. *The Principles and Technologies of Fiber-Optic Gyroscope*[M]. Beijing: National Defence Industrial Press, 2008. 50~55
张桂才. *光纤陀螺原理与技术*[M]. 北京: 国防工业出版社, 2008. 50~55
- 15 K. Bohnert, P. Gabus, J. Nehring. Temperature and vibration insensitive fiber-optic current sensor [J]. *J. Lightwave Technol.*, 2002, **20**(2): 267~276
- 16 National Grid. The Technical Specification for Electronic Current Transformers, Q/GDW 424-2010[S]. Beijing: National Grid, 2010
国家电网. 电子式电流互感器技术规范, Q/GDW 424-2010[S]. 北京: 国家电网公司, 2010
- 17 Liao Yanbiao. *Fiber Optics: Principles and Applications*[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2010. 79~80
廖延彪. *光纤光学原理与应用*[M]. 北京: 清华大学出版社, 2010. 79~80
- 18 Yuan Libo. Effect of temperature and strain on fiber optic refractive index [J]. *Acta Optica Sinica*, 1997, **17**(12): 1713~1717
苑立波. 温度和应变对光纤折射率的影响[J]. *光学学报*, 1997, **17**(12): 1713~1717
- 19 Zhang Jinghua. General expression of Jones matrix in birefringent fibers and reflective transmission characteristics [J]. *Acta Photonica Sinica*, 1997, **26**(6): 527~531
张靖华. 双折射光纤琼斯矩阵的一般表达式及反射传输特性[J]. *光子学报*, 1997, **26**(6): 527~531

栏目编辑:何卓铭