

分布式光纤传感器与被测结构的界面效应影响分析

王花平^{1,2*}¹兰州大学土木工程与力学学院西部灾害与环境力学教育部重点实验室, 甘肃 兰州 730000;²哈尔滨工业大学结构工程灾变与控制教育部重点实验室, 黑龙江 哈尔滨 150090

摘要 由于光纤具有高灵敏度、耐腐蚀、抗电磁干扰、绝对测量、体积小和质量轻等优点, 分布式光纤传感器被研发并广泛用于长距离、大跨度和超高层结构全尺度应变、温度、位移及压力等参数的长期连续高精度测量。当被测基体为钢结构时, 通常采用表面粘贴方式安装光纤传感器。由于光纤与被测基体材质的差异, 光纤传感器与基体之间的界面特征明显。在变形测量过程中, 分布式光纤传感器与基体粘结界面发生局部剥离的现象较普遍。为确保光纤传感器有效准确地测量结构状态信息, 需要研究界面剥离的成因和扩展机理。为此, 基于应变传递理论探讨分布式光纤传感器与被测结构之间的界面相互作用及界面剥离对测量的影响, 通过实验验证该模型的有效性, 建立考虑非均匀约束影响的界面剪应力解析方程, 通过测试模型的相关物理参数敏感性分析, 给出分布式光纤传感器工程化应用的设计建议。

关键词 光纤光学; 分布式光纤传感器; 被测结构; 界面粘结状态; 测量准确性

中图分类号 TN253

文献标志码 A

doi: 10.3788/AOS202242.0206004

Influence of Interfacial Effect Between Distributed Optical Fiber Sensors and Monitored Structures

Wang Huaping^{1,2*}

¹Key Laboratory of Mechanics on Disaster and Environment in Western China, Ministry of Education, School of Civil Engineering and Mechanics, Lanzhou University, Lanzhou, Gansu 730000, China;

²Key Lab of Structures Dynamic Behavior and Control, Ministry of Education, Harbin Institute of Technology, Harbin, Heilongjiang 150090, China

Abstract Distributed optical fiber sensors have been intensively used to measure the strain, temperature, displacement, and pressure of long-distance, large-span, and super high-rise structures with long term and high precision, due to the unique advantages of high sensitivity, anti-corrosion, immune to electromagnetic interference, absolute measurement, small size and light weight. When the host material is steel structures, optical fiber sensors have often been attached on the surface. For the different properties of silica fiber and steel material, obvious interfacial feature exists. The interfacial debonding often occurs between the surface-attached sensors and the monitored structures during the measurement. To guarantee the effective and accurate measurement, study on the occurrence and propagation of interfacial debonding should be performed. For this reason, strain transfer theory is adopted to discuss the interfacial interaction between the sensor and the structure and the influence of interfacial debonding on measurement. Experiments have been conducted to validate the effectiveness of the theoretical model. The close-form equation of interfacial shear stress with the non-uniform constraint considered has been given, and sensitivity of the correlated physical parameters has been discussed, suggestions are proposed for the design of distributed optical fiber sensors in practical engineering.

收稿日期: 2021-05-10; **修回日期:** 2021-07-03; **录用日期:** 2021-08-13

基金项目: 国家自然科学基金青年科学基金(51908263)、兰州大学双一流建设费(561119201)、中央高校基本科研业务费专项-自由探索-优秀青年教师科研创新项目(lzujbky-2020-56)、省级科技项目(2020-0624-RCC-0013, JK2021-18)

通信作者: *wanghuaping1128@sina.cn

Key words fiber optics; distributed optical fiber sensor; monitored structure; interfacial bonding state; measurement accuracy

1 引言

光纤传感技术因其具有电绝缘、耐腐蚀、防火防爆、易集成网络、长期稳定、绝对测量和灵敏度高等优势,在航空、土木、深海工程、石油开采和地矿探测等领域应用广泛^[1-4]。光纤传感器在工程结构参数测量中不可避免地会存在基体结构与感知光纤元件之间的相互作用问题,该问题直接关系光纤传感器能否有效准确提取工程结构特征参数,而准确提取参数对光学和光电子学中光纤传感技术及其应用有非常直接和关键的指导作用。光纤传感元件由于组成材料的脆性特征及抗剪能力较弱,在应用过程中通常需要对其进行封装保护,以适应工程领域的恶劣施工和运营环境^[5-7]。当光纤传感器用于测量结构变形时,需要对光纤进行减敏封装,以确保其成活率及测量的有效性和长期稳定性。由于光纤封装保护层的存在,被测结构的变形信息需要通过中间介质层(保护层和胶粘层)传递到感知光纤。在变形信息的传递过程中,中间介质层会接收部分被测结构的变形信息,从而导致光纤感知的应变较被测结构的真实应变小,由此引入了应变传递误差^[8]。针对不同约束类型的传感器,可以分别通过标定实验、改进的标定实验或应变传递理论建模分析来消除该传递误差^[8-10]。当前,关于分布式光纤传感器的封装设计研究较少,大多数工程应用案例均建立在经验和实验探索的基础上。少量学者在实验探索的基础上,进一步利用应变传递理论指导工程化光纤传感器的应用设计,从而提升服役光纤传感器的耐久性^[11]。对于分布式光纤传感技术,由于其测试范围较大,故其封装设计需要进行更精细且全面的探索。尤其在测量过程中,当光纤传感器与被测结构之间发生局部剥离或翘曲时,如何正确理解该段测试数据的物理含义,以及如何消除该段测量数据对周围

测试数据的影响均需要进行研究。因此,关于分布式光纤传感器与被测结构之间的界面相互作用机理、界面剥离发生的成因和界面效应的影响有待进一步深入探讨,以便更长效、准确和耐久地提取工程结构参数。

本文在此基础上,针对分布式光纤传感器在工程结构测试中出现较多的局部界面剥离或翘曲问题,建立相应的力学作用机理模型,分析其应变传递规律,并推导考虑约束所引起的非均匀的界面剪应力解析表达式。进一步通过基础拉伸实验来验证该理论模型的有效性,并在此基础上,探讨多层介质光纤传感测试模型中相关物理参数对界面作用的敏感程度,从而指导光纤传感器的应用设计。

2 当前的主要问题

长距离、大跨度钢结构(高速铁路轨道、输油气管道和拉索等)的全尺度监测需要应用分布式测试技术,由此定位结构的局部屈曲、高应力区域、冲蚀孔洞或裂缝等损伤^[12-13]。以海洋管道(海管)结构为例,海管可能发生屈曲、开裂和腐蚀穿孔等随机分布的损伤,如图 1 所示。由于海管通常浸没在海水中,运营中的结构形态不易观测。为了掌握海管结构的安全服役状态,需要对其进行定期检测,但会带来海管的停产作业和相应的经济损失。为此,引入分布式光纤传感技术以期实现长距离海管的长期连续监测,从而维护海管的安全运营。

分布式光纤在钢制管道上的布设方式通常分两种:一种是在管道表面刻槽埋置光纤,然后在槽内浇筑胶水固定光纤,如图 2 所示;另一种是在管道表面粘贴封装的光纤,如图 3 所示。基础实验证明^[14-15],在管道表面刻槽布设的光纤在结构变形测试过程中容易发生界面剥离和局部翘起等损伤,从而使得测试失效,如图 2 所示。从力学作用机理角度解释,由

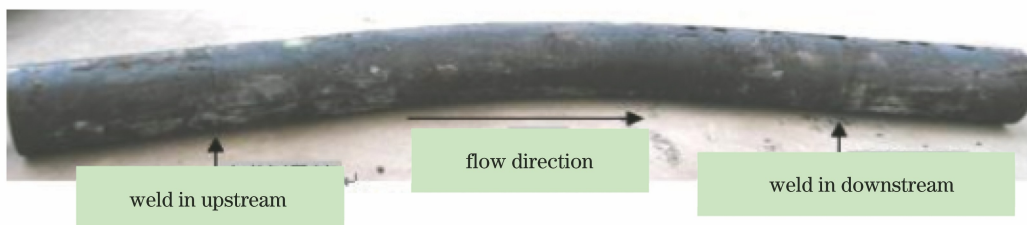


图 1 管道损伤的类型

Fig. 1 Type of pipe damage

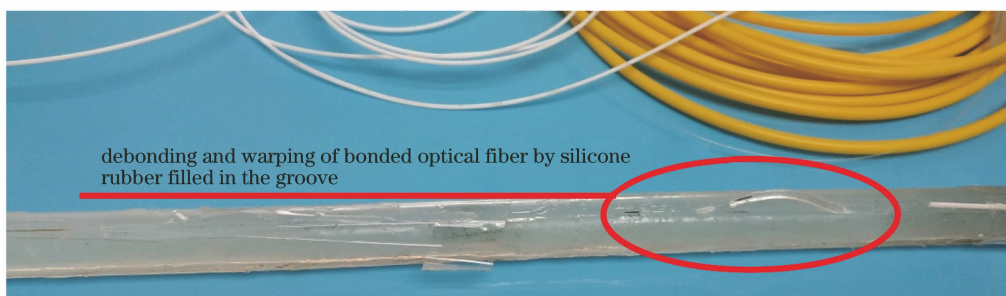


图 2 内嵌式分布式光纤的局部剥离翘曲

Fig. 2 Local debonding and warping of inserted distributed optical fiber

于刻槽尺寸有限,填充胶水与被测结构接触界面较小,在基体变形信息传递到光纤的过程中,界面作用力过大,超出临界极限,因此发生界面剥离。为此,通常需要对光纤进行封装,扩大表面接触面积,从而

使得光纤能更稳定、牢固地粘贴在管道结构表面,如图 3 所示。封装光纤除了沿管道纵向布设外,还可以缠绕在管道表面,感知管道转角处的集中应力和局部大变形等,如图 4 所示。

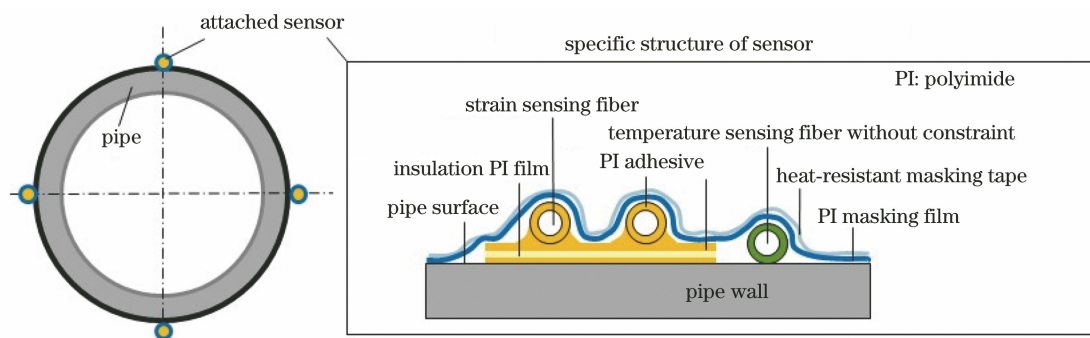


图 3 外贴式分布式光纤的横截面结构

Fig. 3 Cross-section structure of surface-attached distributed optical fiber

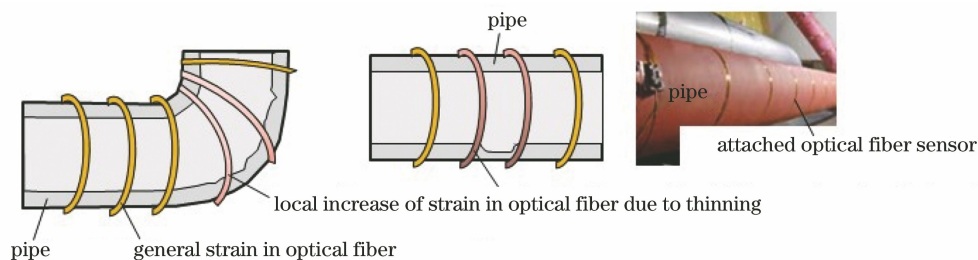


图 4 分布式光纤在管道结构上的布设方案

Fig. 4 Layout design of distributed optical fiber on pipe structure

然而不论采用哪种布设方式,被测结构的变形信息均需通过界面作用传递到分布式光纤,界面粘结性能会直接影响变形信息传递路径和测量的有效性。分布式光纤与基体结构之间发生的局部剥离和翘曲均会影响测量的准确性,因此需探讨光纤与基体结构之间的界面相互作用及剥离机理,从而改进光纤的封装工艺以避免界面剥离的发生,进而提升分布式光纤传感器在工程结构测量中的准确性、长期稳定性及耐久性。

3 应变传递理论分析

封装光纤与基体结构之间的界面作用和剥离损

伤机理,可以通过力学建模来获取其应力应变传递规律^[14],从而构建表征界面作用的应力分量解析表达式,讨论影响界面作用状态的相关几何和物理参量,并根据极限状态判断界面剥离损伤是否发生和扩展。本课题组在光纤传感测试模型的应变传递理论方向有较多积累,分别对考虑基体开裂以及温度和动力荷载作用的应变传递机理进行了探讨^[10-11,14]。本文则在前述研究的基础上,进一步考虑模型的非均匀约束影响及其界面应力分布状态。

3.1 光纤传感测试模型描述

对于图 3 的外贴式光纤传感器,需要通过胶粘

层将封装的光纤感知元件固定在被测结构表面。因此,关于光纤传感器的测试模型通常是一种 4 层结构,即感知光纤、保护层、胶粘层和基体,如图 5 所示。其中 L 表示 1/2 的粘贴长度, h_a 表示胶粘层厚度, r_p 和 r_f 分别表示保护层和感知光纤元件的半径。当被测基体是钢结构或其他高强复合材料时,胶粘层需要具备较高的粘结力,而保护层则易选用柔性超弹性材料。当基体在温度或机械荷载的作用下产生变形时,基体应变将通过粘结界面从胶粘层和保护层传递到感知光纤。因此,界面相互作用对变形信息的传递效率有直接的影响。光纤与基体之间的中介质层不易太多,以避免多层结构在变形信息传递过程中界面局部损伤所带来的传递路径中断或改变等影响测量结果,最优的测试模型通常不超过 4 层。

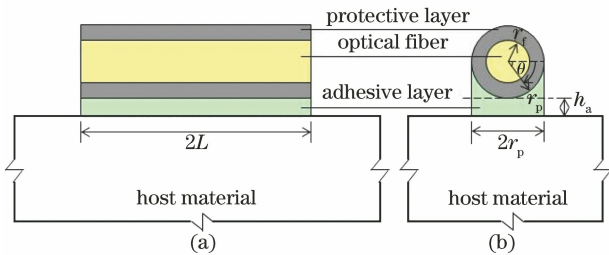


图 5 测试模型的截面形态。(a)纵断面;(b)横断面

Fig. 5 Cross-section profile of test model.

(a) Longitudinal section; (b) transversal section

实际上,胶粘层和保护层具备相应厚度,因此在传递基体变形信息至感知光纤的过程中,自身也会产生剪切变形,由此引入了剪力滞效应和应变传递损失。对于埋入式光纤传感器,可以认为基体对称约束圆柱状光纤传感器^[16-18],测试模型内部各层的应力场可近似认为呈均匀分布。对于外贴式光纤传感器,光纤与基体之间的约束边界是呈非对称分布的,因此需要考虑其非均匀性。因此,在理论分析中,引入 θ 来表征胶粘层在不同位置处的厚度变化,应变和应力分量将与半径 r 、角度 θ 和轴线位置 x 相关,如图 5(b)所示。

测试模型的应力状态和相应的变形如图 6 所示。其中, σ_i 和 τ_i 分别为正应力和剪应力, u_i 为沿轴向的位移。当下脚标 i 为 m、a、p 和 f 时,分别代表基体、胶粘层、保护层和光纤。该理论分析模型的基本假设包括:1) 光纤、保护层、胶粘层和基体均为线弹性材料;2) 该 4 层模型各接触界面粘结良好,各层界面均没有局部滑移或剥离;3) 由于保护层和胶粘层的弹性模量较基体和光纤小很多,因此假定

保护层和胶粘层只承受剪切变形^[19];4) 由于光纤的直径远小于其他三层,因此认为其在横截面内均匀受力;5) 在局部测试区域内基体的应力为常数,其对应的是分布式光纤一个空间分辨率的区间。

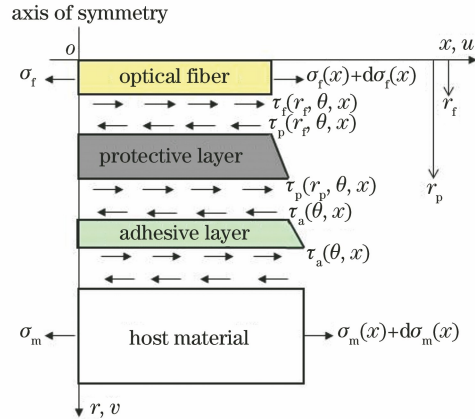


图 6 4 层传感模型的应力状态和变形分布

Fig. 6 Stress state and deformation distribution of four-layer sensing model

3.2 理论推导

如图 6 所示,根据保护层的力平衡关系可得

$$r_p \cdot \int_0^\pi \tau_p(r_p, \theta, x) d\theta dx = r_f \cdot \int_0^{2\pi} \tau_f(r_f, \theta, x) d\theta dx, \quad (1)$$

式中: $\tau_p(r, \theta, x)$ 为保护层的剪应力,可以表示为

$$\tau_p(r, \theta, x) = \frac{r_p}{r} \tau_a(\theta, x), \quad (2)$$

式中: $\tau_a(\theta, x)$ 为保护层与胶粘层之间的剪应力。

由 Hooke 定律可知,保护层的剪应力还可以表示为

$$\tau_p(r, \theta, x) = G_p \gamma_p(r, \theta, x), \quad (3)$$

式中: $\gamma_p(r, \theta, x)$ 为剪应变; G_p 为剪切模量。由泊松效应可知,保护层的径向位移 v 比起轴向位移小很多,因此 $\partial v / \partial x$ 可以忽略^[20-21]。由此可以给出保护层的剪应变表达式为

$$\gamma_p(r, \theta, x) = \frac{\tau_p(r, \theta, x)}{G_p} = \frac{\partial u_p(r, \theta, x)}{\partial r}, \quad (4)$$

式中: $u_p(r, \theta, x)$ 为保护层的轴向位移。根据光纤与保护层接触界面之间的位移连续特征可知,当 $r=r_f$ 时, $u_p(r, \theta, x)$ 与光纤的轴向位移相等,因此将(4)式代入(2)式,并对(2)式求关于 r 的积分可得

$$u_p(r, \theta, x) = \frac{r_p}{G_p} \tau_a(\theta, x) \ln\left(\frac{r}{r_f}\right) + u_f(x), \quad (5)$$

式中: $u_f(x)$ 为感知光纤的轴向位移。由假设 4) 可知,考虑相比于其他三层,光纤自身的直径非常小,因此可以认为 $u_f(x)$ 是独立于 θ 和 r 的。

同理,由保护层与胶粘层接触界面之间的位移连续性可得

$$u_a(r_p, \theta, x) = u_p(r_p, \theta, x) = \frac{r_p}{G_p} \tau_a(\theta, x) \ln\left(\frac{r_p}{r_f}\right) + u_f(x), \quad (6)$$

式中: $u_a(r_p, \theta, x)$ 为胶粘层与保护层接触界面处($r=r_p$)的轴向位移。

由图 5 可知,胶粘层的厚度与角度 θ 有关,可以表示为

$$t_a(\theta) = h_a + r_p - r_p \sin \theta, \quad (7)$$

式中: $t_a(\theta)$ 为胶粘层在横截面内各点的厚度。

胶粘层的剪切位移与剪切应变关联密切^[22],因此引入 Hooke 定律,胶粘层的剪切应变和应力可以分别表示为

$$\gamma_a(\theta, x) = \frac{u_m(x) - u_a(r_p, \theta, x)}{h_a + r_p - r_p \sin \theta}, \quad (8)$$

$$\tau_a(\theta, x) = G_a \frac{u_m(x) - u_a(r_p, \theta, x)}{h_a + r_p - r_p \sin \theta}, \quad (9)$$

式中: $\gamma_a(\theta, x)$ 和 G_a 分别为胶粘层的剪切应变和剪切模量。进一步,将(6)式代入(8)式可得

$$\tau_a(\theta, x) = \frac{G_a}{h_a + r_p - r_p \sin \theta} \left[u_m(x) - \frac{r_p}{G_p} \tau_a(\theta, x) \ln\left(\frac{r_p}{r_f}\right) - u_f(x) \right], \quad (10)$$

由此,(10)式可以改写为

$$\tau_a(\theta, x) = \frac{1}{\frac{h_a + r_p - r_p \sin \theta}{G_a} + \frac{r_p}{G_p} \ln\left(\frac{r_p}{r_f}\right)} [u_m(x) - u_f(x)], \quad (11)$$

联立(11)、(1)和(2)式可得

$$\int_0^{2\pi} \tau_p(r_f, \theta, x) d\theta = \frac{r_p}{r_f} \int_0^\pi \tau_a(\theta, x) d\theta = \frac{r_p}{r_f} \int_0^\pi \frac{1}{\frac{h_a + r_p - r_p \sin \theta}{G_a} + \frac{r_p}{G_p} \ln\left(\frac{r_p}{r_f}\right)} [u_m(x) - u_f(x)] d\theta, \quad (12)$$

由光纤在轴向的力平衡关系可得

$$d\sigma_f(x) \pi r_f^2 + r_f \left[\int_0^{2\pi} \tau_p(r_f, \theta, x) d\theta \right] dx = 0, \quad (13)$$

用(12)式替换(13)式中的第二项,并求(13)式关于 x 的微分,可得

$$\frac{d\sigma_f(x)}{dx} + \frac{r_p}{\pi r_f^2} \int_0^\pi \frac{1}{\frac{h_a + r_p - r_p \sin \theta}{G_a} + \frac{r_p}{G_p} \ln\left(\frac{r_p}{r_f}\right)} [u_m(x) - u_f(x)] d\theta = 0, \quad (14)$$

由于该多层模型受机械荷载的作用,各层变形均由应力作用引起,因此光纤和基体的位移可以分别表示为

$$\begin{cases} u_f(x) = \int_0^x \epsilon_f(x) dx = \int_0^x \frac{\sigma_f(x)}{E_f} dx \\ u_m(x) = \int_0^x \epsilon_m dx = \int_0^x \frac{\sigma_m}{E_m} dx \end{cases}, \quad (15)$$

式中: ϵ 为应变; E 为弹性模量。

将(15)式代入(14)式,并求(14)式关于 x 的微分,可得

$$\frac{d^2 \sigma_f(x)}{dx^2} - \lambda^2 \sigma_f(x) = -\lambda^2 E_f \frac{\sigma_m}{E_m}, \quad (16)$$

式中: λ 为常数,表达式为

$$\lambda = \sqrt{\frac{r_p}{E_f \pi r_f^2} \int_0^\pi \frac{1}{\frac{h_a + r_p - r_p \sin \theta}{G_a} + \frac{r_p}{G_p} \ln\left(\frac{r_p}{r_f}\right)} d\theta}, \quad (17)$$

(16)式的通解可以表示为

$$\sigma_f(x) = A \sinh(\lambda x) + B \cosh(\lambda x) + E_f \frac{\sigma_m}{E_m}, \quad (18)$$

式中: A 和 B 为常数,可以通过边界条件来确定。根据结构的对称性,正应力表达式应为偶函数,因此 $A=0$ 。由于光纤两端部没有约束且不受外力的作用,因此端部轴向应力为 0,即

$$\sigma_f(x) |_{x=\pm L} = 0, \quad (19)$$

将(19)式代入(18)式可解得 B 。由此,得到光纤与基体之间的应力关系式,即

$$\sigma_f(x) = E_f \frac{\sigma_m}{E_m} \left[1 - \frac{\cosh(\lambda x)}{\cosh(\lambda L)} \right], \quad (20)$$

(20)式为应力传递方程。光纤和基体在机械荷载作用下的应变方程为

$$\begin{cases} \epsilon_f(x) = \frac{\sigma_f(x)}{E_f} \\ \epsilon_m = \frac{\sigma_m}{E_m} \end{cases}, \quad (21)$$

将(21)式代入(20)式,可得光纤应变与基体应力之间的关系式为

$$\epsilon_f(x) = \frac{\sigma_m}{E_m} \left[1 - \frac{\cosh(\lambda x)}{\cosh(\lambda L)} \right], \quad (22)$$

利用(21)式中的 $\epsilon_m = \sigma_m/E_m$, 可得光纤和基体之间的应变传递关系在标距长度范围为

$$\epsilon_f(x) = \epsilon_m \left[1 - \frac{\cosh(\lambda x)}{\cosh(\lambda L)} \right], \quad (23)$$

由于光纤传感器测量的是标距长度范围内的平均变形,因此需要对(23)式进行积分以得到平均应变,表达式为

$$\epsilon_{fa} = \frac{\int_{-L}^L \epsilon_f(x) dx}{2L} = \epsilon_m \left[1 - \frac{\sinh(\lambda L)}{\lambda L \cosh(\lambda L)} \right], \quad (24)$$

式中: ϵ_{fa} 为标距范围(或一个空间分辨率)内光纤测量的平均应变。因此,相应的平均应变传递系数可以表示为

$$\beta_a = \frac{\epsilon_{fa}}{\epsilon_m} = 1 - \frac{\sinh(\lambda L)}{\lambda L \cosh(\lambda L)}, \quad (25)$$

式中: β_a 为平均应变传递系数,即基体应变经过中间介质层传递到光纤的部分。该方程的准确性可以通过实验方式进行验证。

在应力变形传递模型分析的基础上,利用几何和物理方程及光纤和基体之间的应力传递关系式[(20)式],可以将胶粘层剪应力表达式[(11)式]改写为

$$\tau_a(\theta, x) = \frac{1}{\frac{h_a + r_p - r_p \sin\theta}{G_a} + \frac{r_p}{G_p} \ln\left(\frac{r_p}{r_f}\right)} \frac{\sigma_m}{E_m} \int_0^x \frac{\cosh(\lambda x)}{\cosh(\lambda L)} dx, \quad (26)$$

(26)式即为胶粘层剪应力与基本应力之间的定量关系。由此可知,当基体应力增大时,胶粘层处的剪应力也增大;当剪应力值达到粘结界面允许的临界值时,界面会发生剥离;当胶粘层和基体材质确定时,粘结界面处的临界应力值可以通过实验较精确地确定^[22]。因此,利用(26)式并根据测量的基本应力值可以判定出界面应力状态,从而实现界面是否发生剥离的诊断。

3.3 理论论证分析

为了检验理论模型的准确性和有效性,开展了

碳纤维增强复合材料(CFRP)板的轴向拉伸实验,如图 7 所示。由于分布式解调设备需要租用,这里采用裸光纤光栅(FBG)代替光纤来验证该理论模型的可靠性。环氧树脂封装的 FBG 通过超弹性硅橡胶粘贴在 CFRP 板表面,以感知板的拉伸变形。由基础拉伸测试实验得到该 CFRP 板材的弹性模量约为 132 GPa。封装 FBG 的长度约为 6 cm,封装圆柱体直径约为 4 mm。FBG 的信号解调设备采用 Optical system 200,采样频率为 100 Hz。将相关参数代入(25)式可计算出测试模型的平均应变传递系数约为 0.49,使用该系数修正封装 FBG 的测试数据后得到修正数据,如图 8 所示。由图 8 可知,采用本文的应变传递系数可以较好地修正封装光纤的测试数据,使其较接近真实测量值,有效消除了应变传递误差的影响。因此,本文建立的理论模型是有效可靠的,可以进一步在此基础上进行界面影响的分析。

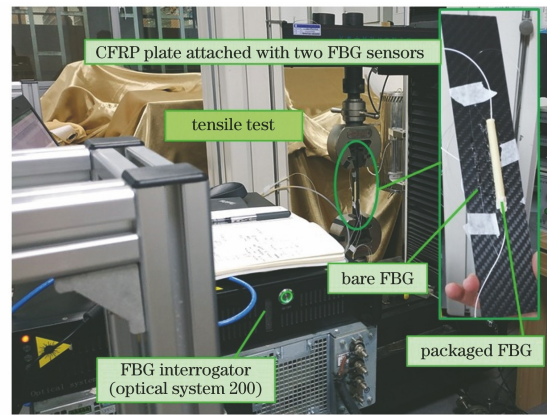


图 7 外贴裸 FBG 和封装 FBG 的 CFRP 板拉伸测试实验
Fig. 7 Tensile test experiment of CFRP plate attached with bare FBG and packaged FBG

理论模型的验证是以环氧树脂封装 FBG 传感器的测量数据为分析基础的。为了进一步验证该理论模型在柔性封装光纤传感器的有效性和准确性,采用了硅橡胶封装 FBG 传感器,将其粘贴在 CFRP 管表面,并在相同位置粘贴裸 FBG 以提供对比数据。传感器、测试试件及实验装置如图 9 所示。硅橡胶封装 FBG 的长度约为 8 cm,封装圆柱体直径约为 6 mm。测试的管材长度约为 25 cm,左右两端各预留约 5 cm 用于试验机夹具固定管材。将相关参数代入(25)式可计算出该测试模型的平均应变传递系数约为 0.68,从而可以得到硅橡胶封装 FBG 传感器的修正数据,如图 10 所示。由于管材的夹持问题,拉伸实验测试过程中出现微小滑移的现象,导致封装 FBG 和裸 FBG 的测试数据出现折线。由

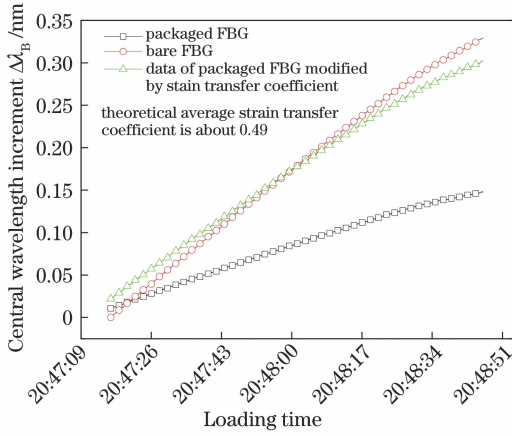


图 8 裸 FBG、封装 FBG 的测量数据和经应变传递系数修正后封装 FBG 的数据

Fig. 8 Measurement data of bare FBG and packaged FBG, data of packaged FBG modified by strain transfer coefficient

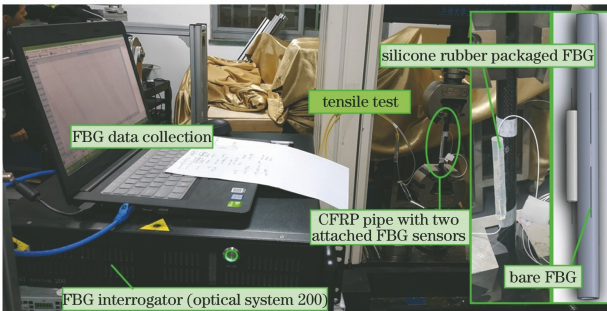


图 9 外贴裸 FBG 和硅橡胶封装 FBG 的 CFRP 管拉伸测试实验

Fig. 9 Tensile test experiment of CFRP pipe attached with bare FBG and silicone rubber packaged FBG

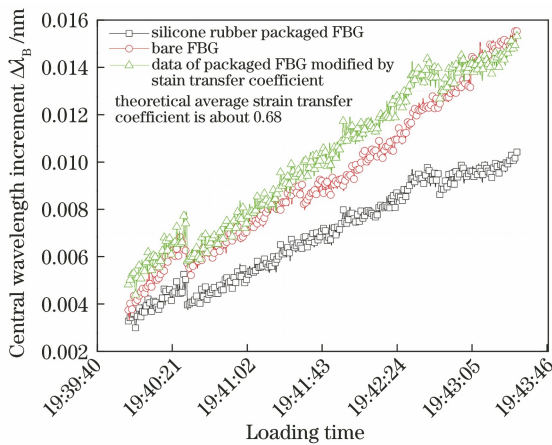


图 10 裸 FBG、硅橡胶封装 FBG 的测量数据和经应变传递系数修正后的封装 FBG 的数据

Fig. 10 Measurement data of bare FBG and silicone rubber packaged FBG, data of packaged FBG modified by strain transfer coefficient

图 10 可知,经应变传递系数修正后的测试数据整体上较接近裸光纤的测量数据,即该理论模型同样可推广应用于柔性封装光纤传感器的测量误差修正。

4 分布式光纤传感器与被测结构的界面效应影响分析

在理论分析和实验验证的基础^[23]上,进一步根据该理论模型对(26)式求关于对 x 的积分项并得到

$$\tau_a(\theta, x) = \frac{1}{\frac{h_a + r_p - r_p \sin \theta}{G_a} + \frac{r_p}{G_p} \ln\left(\frac{r_p}{r_f}\right)} \frac{\sigma_m \sinh(\lambda x)}{E_m \lambda \cosh(\lambda L)}, \quad (27)$$

(27)式即为考虑非均匀性的封装传感器胶粘层界面剪应力与被测结构应力之间的定量关系。据此,将表 1 中光纤传感测试模型的相关物理数据代入(27)式,可以得到在不同角度下,界面剪应力与基体应力的比值沿粘贴长度变化的分布规律,如图 11 所示。

表 1 4 层传感测试模型的材料和几何参数

Table 1 Material and geometrical parameters of four-layer sensing model

Content	Label	Value	Unit
Young's modulus of optical fiber	E_f	7.2×10^{10}	N/m ²
Radius of optical fiber	r_f	1.25×10^{-4}	m
Shear modulus of protective layer	G_p	6.65×10^7	N/m ²
Radius of protective layer	r_p	1×10^{-3}	m
Shear modulus of adhesive layer	G_a	2.26×10^7	N/m ²
Thickness of adhesive layer	h_a	1×10^{-3}	m
Half of bonded length	L	4×10^{-2}	m
Young's modulus of host material	E_m	2.06×10^{11}	N/m ²

由图 11 可知,当 $\theta = 90^\circ$ 时,界面剪应力 $\tau_a(\theta, x)$ 值最大,因此这里以该处的界面剪应力为对象,分析其受哪些参数的影响。由此可以得到,在中心轴位置处界面剪应力和基体应力的比值受几何参数(胶粘层厚度、保护层直径和粘贴长度)的影响,结果分别如图 12~14 所示,受材料参数(胶粘层剪切模量、保护层剪切模量和基体弹性模量)的影响,结果分别如图 15~17 所示。

4.1 物理参数敏感性分析

由图 12 可知,胶粘层越厚,界面剪应力越小;当

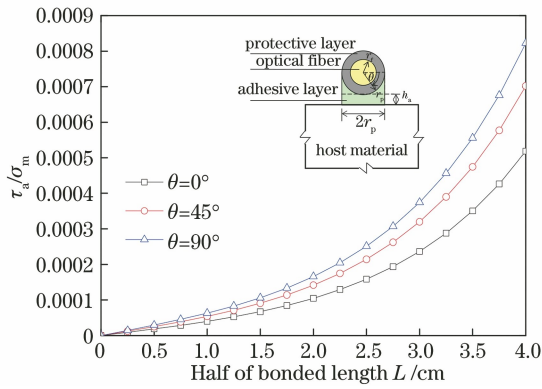


图 11 不同角度下界面剪应力与基体应力的比值沿粘贴长度变化的分布

Fig. 11 Distribution of ratio of interfacial shear stress and stress of host material with bonded length under different angles

胶粘层厚度从 1.0 mm 增加至 2.0 mm 时,界面剪应力降幅最大;当厚度再增加 1.0 mm 时,界面剪应力也会降低,只是减小幅度较小。因此,实际工程中,综合考虑胶粘层的可操作性和对基体结构的影响,可以选用 2.0 mm 厚的胶粘层固定外贴式光纤传感器。

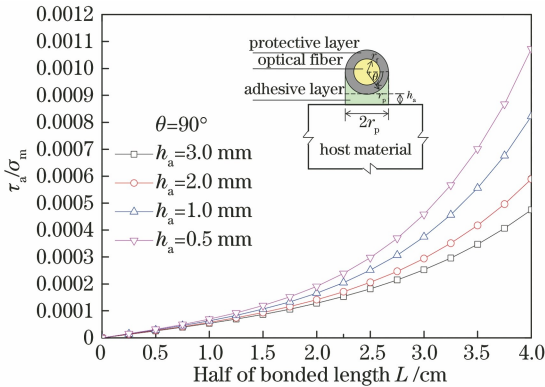


图 12 不同胶粘层厚度下界面剪应力与基体应力的比值沿粘贴长度变化的分布

Fig. 12 Distribution of ratio of interfacial shear stress and stress of host material with bonded length under different thickness of adhesive layer

由图 13 可知,保护层越厚,界面剪应力越小,这是因为保护层半径的增大等效于增加界面接触面积,从而使得单位面积上的界面剪应力较小。当保护层半径从 1 mm 增加至 2 mm 时,界面剪应力降幅最大;当半径再增加时,界面剪应力也会降低,只是减小幅度相对较小。因此,实际工程中,综合考虑保护层的可操作性和不对基体造成附加效应的影响,可以选用半径为 2~3 mm 的保护层封装光纤。

由图 14 可知,粘贴长度越长,界面剪应力分布

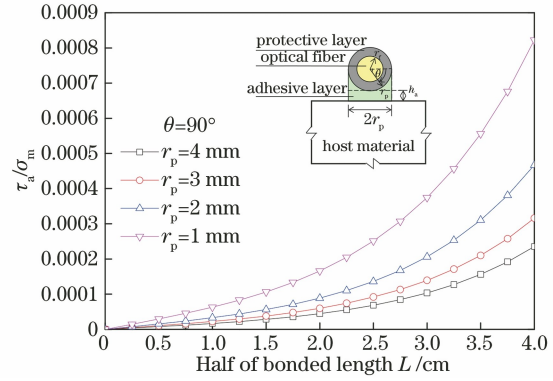


图 13 不同保护层半径下界面剪应力与基体应力的比值沿粘贴长度变化的分布

Fig. 13 Distribution of ratio of interfacial shear stress and stress of host material with bonded length under different radius of protective layer

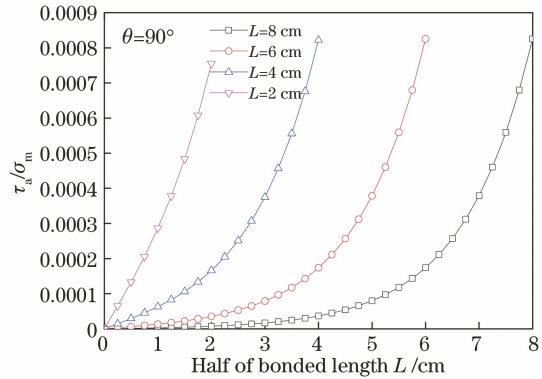


图 14 不同粘贴长度下界面剪应力与基体应力的比值沿粘贴长度变化的分布

Fig. 14 Distribution of ratio of interfacial shear stress and stress of host material with bonded length under different bonded lengths

较平缓,且端部界面剪应力值最大。当 L 从 2 cm 增加至 4 cm 时,端部界面剪应力值增加显著;当 L 从 4 cm 增加至 8 cm 时,端部界面剪应力值增幅变小。由此说明,当局部大变形作用时,分布式光纤易在作用区域内发生剥离;当整体大变形作用时,分布式光纤易在端部发生剥离。因此,在传感器应用设计中,应考虑基体结构可能的应变分布特征,分别在局部或端部区域对光纤传感器和基体粘结界面进行补强处理,从而避免发生界面局部剥离。

由图 15 可知,当 G_a 值分别为 2.26×10^9 , 2.26×10^8 , 6.65×10^7 N/m^2 时,胶粘层剪切模量越高,粘贴长度范围内的界面剪应力越小,但端点处的最大界面剪应力值几乎不变。当 G_a 值为 2.26×10^7 N/m^2 时,粘贴长度范围内的界面剪应力较大,端点处的界面剪应力显著降低;当 $G_a = 2.26 \times$

10^6 N/m^2 时, 胶粘层剪切模量很小, 界面剪应力呈直线分布, 整体较小, 端部应力降低显著。由图 16 可知, 保护层剪切模量越高, 界面剪应力越大, 即刚性封装, 变形信息传递过程中粘结界面应力大。保护层是确保外贴式光纤在粗放式工程服役环境中的成活率(如海洋环境中, 光纤保护层需要抵御周围异物撞击或砂石冲蚀作用), 但模量较低的柔性保护层易损坏, 因此不能选用模量太小的保护材料。根据光纤封装应用探索研究的多年实践经验, 建议保护层的剪切模量不低于 $1 \times 10^7 \text{ N/m}^2$ 。综合图 15 和图 16 可知, 当粘贴层的剪切模量与保护层相等 ($2.26 \times 10^7 \text{ N/m}^2$) 时, 界面剪应力降低显著。因此, 在实际工程中, 可以选用相同的胶粘剂材料作为光纤的保护层和封装传感器的胶粘层, 从而有效降低界面剪应力, 避免界面损伤。

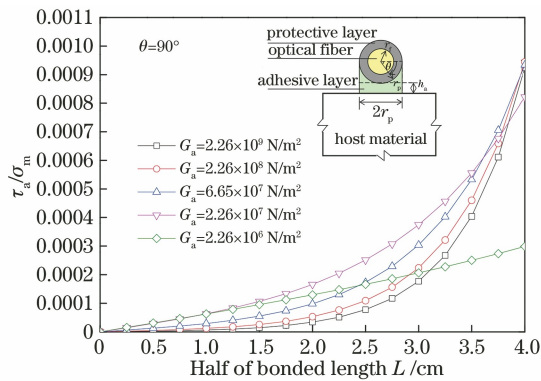


图 15 不同胶粘层剪切模量下界面剪应力与基体应力的比值沿粘贴长度变化的分布

Fig. 15 Distribution of ratio of interfacial shear stress and stress of host material with bonded length under different shear modulus of adhesive layer

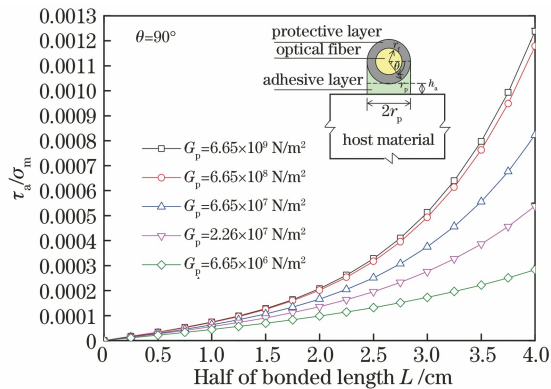


图 16 不同保护层剪切模量下界面剪应力与基体应力的比值沿粘贴长度变化的分布

Fig. 16 Distribution of ratio of interfacial shear stress and stress of host material with bonded length under different shear modulus of protective layer

由图 17 可知, 当基体弹性模量较小时, 界面剪应力增加显著。基体弹性模量越高, 界面剪应力越小, 即当前所选取的光纤传感测试模型较适用于刚性基体测试。因此, 外贴式光纤传感器的封装设计和界面作用调控, 需要考虑被测结构弹性模量对界面剪应力的影响。

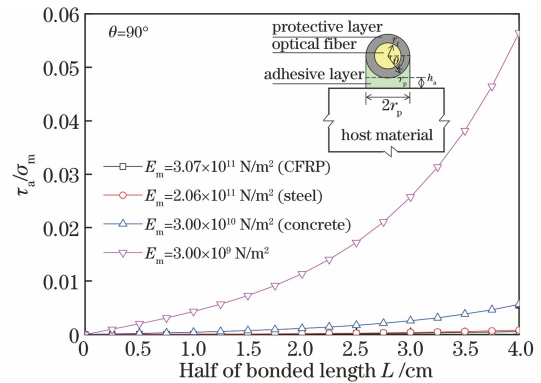


图 17 不同基体弹性模量下界面剪应力与基体应力的比值沿粘贴长度变化的分布

Fig. 17 Distribution of ratio of interfacial shear stress and stress of host material with bonded length under different elastic modulus of host material

4.2 界面效应对测量结果影响分析

外贴式光纤传感器在与基体协调变形的过程中, 可能由于局部点界面剪应力过大而发生界面剥离, 如图 18 所示。当局部界面剥离损伤发生时, 应变传递路径发生改变, 有效传递变形信息的路径变短^[24-25]。该工况等效于粘贴长度 L 的减小, 因此根据平均应变传递系数方程[(25)式]可以得到图 19。由图 19 可知, 当界面剥离长度从 0 增加至 7 cm 时, 平均应变传递效率从 84% 下降至 16%, 即界面剥离会显著影响光纤传感器测量数据的准确性, 以及界面失效带来变形测试失真。因此, 在实际工程设计中, 应该根据理论模型对封装传感器与基体之间的界面进行精细设计, 以尽量避免界面剥离现象的发生, 从而减弱界面效应对测量结果的影响。在实际工程结构测试过程中, 可以通过分布式光纤传感器的局部测试数据突降和相邻测点信息或其他辅助技术(图像)等方式, 来确定外贴式分布式光纤传感器是否与基体发生界面剥离。

综合前述分析可得到分布式光纤传感器的工程应用设计建议: 机械荷载的作用下, 胶粘层厚度较厚(不小于 2 mm)、剪切模量越高 ($2.26 \times 10^9 \text{ N/m}^2$), 保护层半径越大(不小于 2 mm)、剪切模量越小 ($6.65 \times 10^6 \text{ N/m}^2$), 当被测基体为混凝土、钢材、CFRP 等刚性结构时, 封装设计的传感器与被测基

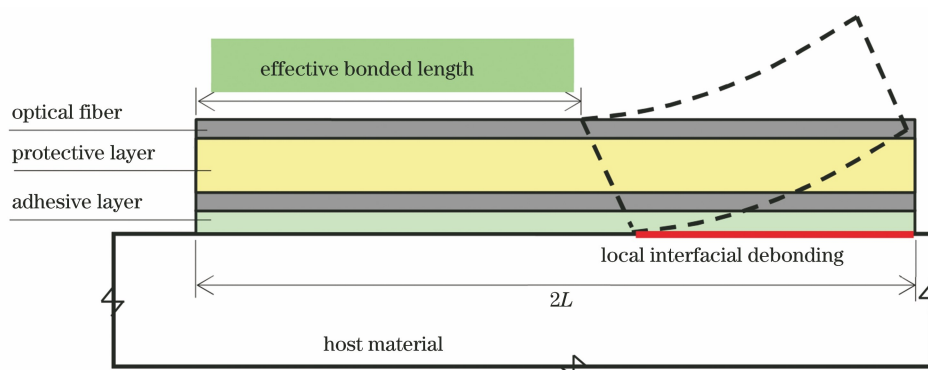


图 18 光纤传感测试模型的局部界面剥离

Fig. 18 Local interfacial debonding of optical fiber sensing model

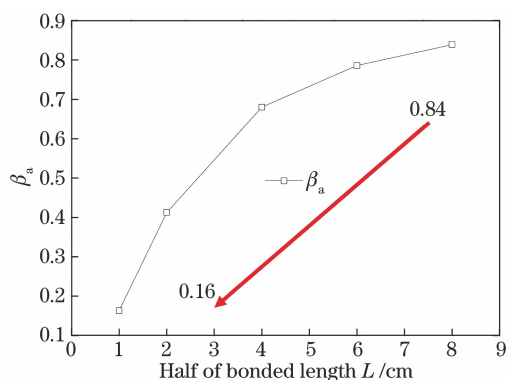


图 19 平均应变传递系数随粘帖长度的变化规律

Fig. 19 Variation of average strain transfer coefficient with bonded length

体之间不易发生界面剥离损伤。其次,在条件可行的情况下,胶粘层和保护层易选用同种材料,此时能取得最优的应变传递效果和较均匀的界面相互作用。

5 结 论

针对分布式光纤传感器在工程结构测试中出现的局部剥离或翘曲等现象,根据其变形作用机理建立了应变传递分析模型,考虑外贴式光纤传感器内部应力场的非均匀性,得到封装光纤传感器与被测结构之间的界面剪应力解析表达式,并通过实验验证该理论模型的有效性。基于前述理论分析,对光纤传感测试模型的相关物理参数进行敏感性分析并得到如下结论。

1) 应变测量类分布式光纤传感器与被测基体之间的界面作用较多取决于封装应用设计,即在传感器的应用设计中应合理选取胶粘层和保护层的几何和材料参数,以降低界面应力水平。

2) 应变测量类分布式光纤传感器与被测基体之间的局部界面剥离会导致局部测量结果的失真,

因此应尽量避免。分布式光纤传感器的封装应用设计应考虑被测结构的应力分布特征,从而在局部高应力区和端部处进行补强处理(增大界面接触面积和适当增加胶粘层厚度等)以降低界面剥离的风险。

3) 应变测量类分布式光纤传感器应尽量选用柔性保护层和胶粘层,来测量刚性基体结构的变形。这种设计所带来的界面应力较小,不易发生界面剥离而引发测试失效,因此建议优先保证测试的长期有效性。虽然柔性封装会带来较多的应变传递损失,但是这种传递误差可以通过应变传递理论模型进行修正或改进的标定实验来高精度表征^[9]。

参 考 文 献

- [1] Liao Y B, Yuan L B, Tian Q. The 40 years of optical fiber sensors in China[J]. Acta Optica Sinica, 2018, 38(3): 0328001.
廖延彪, 苑立波, 田芊. 中国光纤传感 40 年[J]. 光学学报, 2018, 38(3): 0328001.
- [2] Yuan L B. Multi-core fiber characteristics and its sensing applications [J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2019, 56(17): 170612.
苑立波. 多芯光纤特性及其传感应用[J]. 激光与光电子学进展, 2019, 56(17): 170612.
- [3] Zhang X P, Wang F, Lu Y G. Fully distributed optical fiber sensor based on Brillouin effect [J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2009, 46(11): 14-20.
张旭苹, 王峰, 路元刚. 基于布里渊效应的连续分布式光纤传感技术[J]. 激光与光电子学进展, 2009, 46(11): 14-20.
- [4] Huang X D, Wang B Y, Liu K, et al. Intrusion event identification for fiber perimeter security system based on ARMA modeling and Sigmoid fitting [J]. Chinese Journal of Lasers, 2020, 47(10): 1006004.
黄翔东, 王碧瑶, 刘琨, 等. 基于 ARMA 建模与

- Sigmoid 拟合的光纤周界安防入侵事件识别[J]. 中国激光, 2020, 47(10): 1006004.
- [5] Zhou W H, Ye Q, Ye L, et al. Distributed optical fiber *in situ* monitoring technology for a healthy temperature field in lithium ion batteries[J]. Chinese Journal of Lasers, 2020, 47(12): 1204002.
周炜航, 叶青, 叶蕾, 等. 锂离子电池内温度场健康状况分布式光纤原位监测技术研究[J]. 中国激光, 2020, 47(12): 1204002.
- [6] Xia M, Tang X H, Wang Y, et al. Comparative analysis of strain monitoring of the installed optical fiber composite overhead ground wire using BOTDA/R[J]. Acta Optica Sinica, 2020, 40(15): 1506001.
夏猛, 汤晓惠, 王颖, 等. 基于 BOTDA/R 的在运光纤复合架空地线光缆应变监测对比分析[J]. 光学学报, 2020, 40(15): 1506001.
- [7] Zhang X P, Qiao W Y, Sun Z H, et al. A distributed optical fiber sensing system for synchronous vibration and loss measurement[J]. Optoelectronics Letters, 2016, 12(5): 375-378.
- [8] Wang H P, Xiang P, Jiang L Z. Strain transfer theory of industrialized optical fiber-based sensors in civil engineering: a review on measurement accuracy, design and calibration[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2019, 285: 414-426.
- [9] Wang H P, Jiang L Z, Xiang P. Priority design parameters of industrialized optical fiber sensors in civil engineering[J]. Optics & Laser Technology, 2018, 100: 119-128.
- [10] Wang H P, Xiang P, Li X. Theoretical analysis on strain transfer error of FBG sensors attached on steel structures subjected to fatigue load[J]. Strain, 2016, 52(6): 522-530.
- [11] Wang H P, Xiang P. Strain transfer analysis of optical fiber based sensors embedded in an asphalt pavement structure[J]. Measurement Science and Technology, 2016, 27(7): 075106.
- [12] Wang H P, Jiang L Z, Xiang P. Improving the durability of the optical fiber sensor based on strain transfer analysis[J]. Optical Fiber Technology, 2018, 42: 97-104.
- [13] Zhang X P, Hu J H, Zhang Y X. A hybrid single-end-access BOTDA and COTDR sensing system using heterodyne detection[J]. Journal of Lightwave Technology, 2013, 31(12): 1954-1959.
- [14] Wang H P, Dai J G. Strain transfer analysis of fiber Bragg grating sensor assembled composite structures subjected to thermal loading[J]. Composites Part B: Engineering, 2019, 162: 303-313.
- [15] Wang H P, Ni Y Q, Dai J G, et al. Interfacial debonding detection of strengthened steel structures by using smart CFRP-FBG composites[J]. Smart Materials and Structures, 2019, 28(11): 115001.
- [16] Sirkis J S. Unified approach to phase-strain-temperature models for smart structure interferometric optical fiber sensors: part 1, development[J]. Optical Engineering, 1993, 32(4): 752-761.
- [17] Sirkis J S. Unified approach to phase-strain-temperature models for smart structure interferometric optical fiber sensors: part 2, development[J]. Optical Engineering, 1993, 32(4): 762-773.
- [18] Ansari F, Yuan L B. Mechanics of bond and interface shear transfer in optical fiber sensors[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1998, 124(4): 385-394.
- [19] Her S C, Huang C Y. Effect of coating on the strain transfer of optical fiber sensors[J]. Sensors, 2011, 11(7): 6926-6941.
- [20] Dong Y T, Li Q B, Ansari F. Shear lag model for embedded interferometric optical fiber sensors[C]// Engineering Mechanics Conference 2000, May 21-24, 2000, Austin, Texas, USA. Reston: American Society of Civil Engineers, 2000: 57-73.
- [21] Duck G, LeBlanc M. Arbitrary strain transfer from a host to an embedded fiber-optic sensor[J]. Smart Materials and Structures, 2000, 9(4): 492-497.
- [22] Chon C T, Sun C T. Stress distributions along a short fibre in fibre reinforced plastics[J]. Journal of Materials Science, 1980, 15(4): 931-938.
- [23] Bao X Y, Chen L. Recent progress in Brillouin scattering based fiber sensors[J]. Sensors, 2011, 11(4): 4152-4187.
- [24] Dai J G, Gao W Y, Teng J G. Bond-slip model for FRP laminates externally bonded to concrete at elevated temperature[J]. Journal of Composites for Construction, 2013, 17(2): 217-228.
- [25] Ansari F. Practical implementation of optical fiber sensors in civil structural health monitoring[J]. Journal of Intelligent Material Systems and Structures, 2007, 18(8): 879-889.