文章编号: 1000-4750(2024)08-0093-14

# 桥梁结构中 E-GFRP 单向板徐变性能与 双尺度均匀化数值评估

辛灏辉1,高卿林1,冯 鹏2,刘玉擎3

(1. 西安交通大学土木工程系,陕西,西安710049; 2. 清华大学土木工程系,北京100084; 3. 同济大学桥梁工程系,上海200092)

**摘 要:**由于玻璃纤维增强复合材料 (GFRP) 组分材料中的树脂属于高分子材料,桥梁工程界对 GFRP 结构的 徐变性能十分担忧,阻碍了其推广应用。该文聚焦于桥梁工程 E 型玻璃纤维增强复合材料 (E-GFRP) 单向板,基于双尺度均匀化数值模拟方法,从纤维和树脂的徐变性能评估了 E-GFRP 单向板的徐变性能,并与试验结果 进行比较验证了预测结果的准确性。在此基础上,分析了应力水平、纤维体积率及持荷形式对 E-GFRP 单层板 徐变性能的影响,结果表明,应力水平越高、纤维体积率越小,单层板的徐变粘滞应变越大。在此基础上,提出了不同纤维体积率下 E-GFRP 单层板粘滞应变模型,准确表述了应力水平、持荷时间和徐变应变之间的关系。最后,提出了 E-GFRP 单层板徐变断裂时间预测公式,可为 E-GFRP 结构的长期性能预测提供参考。 关键词: E 型玻璃纤维增强复合材料 (E-GFRP);双尺度数值模拟;徐变性能;粘滞应变模型;徐变断裂时间 中图分类号: TU599;U444 文献标志码:A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.06.0565

# CREEP BEHAVIOR OF E-GFRP UNIDIRECTIONAL LAMINA FOR BRIDGE ENGINEERING USING TWO-SCALE NUMERICAL HOMOGENIZATION EVALUATION METHOD

XIN Hao-hui<sup>1</sup>, GAO Qing-lin<sup>1</sup>, FENG Peng<sup>2</sup>, LIU Yu-qing<sup>3</sup>

(1. Department of Civil Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an, Shaanxi 710049, China;

2. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

3. Department of Bridge Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** The creep performance of GFRP structures is concerned in the bridge engineering field because the resin in GFRP components belongs to the polymer material, which affects its promotion and application in the infrastructure engineering sector. This study focused on the E-GFRP lamina. The creep behavior of E-GFRP unidirectional lamina were predicted by using fiber and resin creep behavior through the two-scale numerical homogenization simulation method. The accuracy of the prediction was verified by comparing the experimental results with pertinent numerical simulation. The effects of stress level, the fiber volume fraction, and loading direction on the creep performance of E-GFRP lamina were analyzed. The results show that the higher the stress level or the smaller the fiber volume ratio is, the greater the creep strain of the lamina becomes. Then, a creep strain model of E-GFRP lamina with different fiber volume ratios was proposed to accurately describe the relationship between stress level and loading time and creep strain. Finally, the creep fracture time prediction equation of E-GFRP lamina was proposed, which may provide a reference for engineering design and long-term behavior prediction of E-GFRP structures.

**Key words:** E-glass fiber reinforced polymer (E-GFRP); two-scale numerical simulation; creep behavior; viscosity strain model; creep fracture time

收稿日期: 2022-06-24; 修改日期: 2022-09-11

基金项目:国家自然科学基金项目(51808398, 52078362);西安交通大学基本科研业务费项目(xzd012021029)

通信作者: 辛灏辉 (1991-), 男, 甘肃人,教授, 博士, 博导, 主要从事高性能材料、结构性能及多尺度仿真研究 (E-mail: xinhaohui@xjtu.edu.cn).

作者简介: 高卿林 (1995-),男,辽宁人,博士生,主要从事纤维增强复合材料疲劳及徐变性能研究 (E-mail: gaoqinglin@stu.xjtu.edu.cn); 冯 鹏 (1977-),男,陕西人,教授,博士,博导,主要从事新材料结构与新型结构的研究 (E-mail: fengpeng@tsinghua.edu.cn); 刘玉擎 (1962-),男,江苏人,教授,博士,博导,主要从事组合结构桥梁的研究 (E-mail: yql@tongji.edu.cn).

纤维增强复合材料 (FRP)具有力学性能优 异、可塑性好等优点,其在桥梁结构中的应用有 利于跨径的突破、服役寿命的延长及结构体系的 提升,受到土木工程领域的关注<sup>[1-5]</sup>。桥梁结构材 料用量大但工程造价有限,常用玻璃纤维作为增 强材料<sup>[6-9]</sup>,形成玻璃纤维增强复合材料 (GFRP) 桥梁结构。

为了充分发挥 GFRP 轻质高强的优势, GFRP 构件需要作为主承重结构应用于桥梁工程, 服役 期间应力水平一般很高。由于构成 GFRP 的树脂 组分属于高分子材料, 高应力状态明显增加了 GFRP 的徐变变形<sup>[10]</sup>, 显著影响了桥梁结构的长期 性能。例如北京密云水库桥, 如图 1 所示, 该桥 采用了 GFRP 蜂窝板箱梁, 经过 20 多年的使用 后, 桥梁跨中受徐变影响产生了明显的下挠。由 于桥梁支座位置受力状态复杂, 徐变导致的局部 变形十分明显。



(a) 跨中下挠



(b) 支座变形图 1 密云 GFRP 公路桥Fig. 1 Miyun GFRP highway bridge

桥梁工程领域对 GFRP 结构的徐变性能十分 担忧,阻碍了推广应用。如果在设计过程中过低 评估 GFRP 的徐变影响,则 GFRP 结构设计存在 安全隐患;然而如果在设计中过高地评估 GFRP 徐变影响,则无法发挥 GFRP 结构轻质高强的优势。 准确评估 GFRP 材料及结构的徐变性能十分重要。

当前土木工程领域对 GFRP 徐变性能的研究 主要依赖于试验,通过特定加载工况下的试验结 果 拟 合 经 验 模 型 参 数,实现 徐 变 性 能 预 测。 BOSCATO 等<sup>[11]</sup> 对 GFRP 工字梁开展了为期 1 年 的徐变性能试验,评估了 GFRP 工字梁的长期变 形、卸载后的残余挠度及徐变应变对弯扭屈曲的

影响。ASCIONE 等<sup>[12]</sup> 在不同应力状态下对 GFRP 板件开展了徐变性能试验,并基于试验数据拟合 了徐变唯象模型的相关系数。BERARDI 等[13] 对玻 璃纤维、环氧树脂和单向 GFRP 板件开展了为期 半年的徐变性能试验,获取应变随时间变化规 律,并基于试验数据拟合了徐变唯象模型的相关 系数。白晓宇等[14] 对 GFRP 抗浮锚杆进行了室内 足尺长期性能试验,并基于试验数据拟合了刚度 随时间变化曲线, 推导了 GFRP 抗浮锚杆的抗拔 长期承载力公式。BENMOKRANE 等[15] 基于徐变 性能试验数据讨论了 GFRP 筋的徐变断裂极限应 力,对一种热固性 GFRP 筋开展了为期 417 d 的徐 变性能试验,结果表明在40%极限荷载作用下 GFRP 筋的徐变应变比初始应变增加了 8%<sup>[16]</sup>。周 长东等[17] 在不同应力和不同温度下对 GFRP 筋的 徐变性能进行了试验和分析,结果表明同一应力 水平下 GFRP 筋徐变应变随温度升高而增大。 CARDOSO 和 HARRIES<sup>[18]</sup> 对 GFRP 板开展了徐变 和恢复性能试验,基于试验数据拟合了所提出的 粘弹性模型的相关参数,预测了 GFRP 板件的徐 变性能。

然而,如图2所示,GFRP桥梁结构<sup>[7-8]</sup>具有 空间多层级特征,其徐变性能预测需要考虑组分 材料的类型、纤维体积率、铺层顺序、铺层角 度、层数等多种因素的同时,还需考虑应力水平<sup>[19]</sup>、 湿热盐碱<sup>[20-21]</sup>等环境条件及其相互作用<sup>[5,22]</sup>、固 化程度的显著影响。在以上多种因素耦合下,对 GFRP桥梁结构进行长期性能预测便尤为困难。此 外,GFRP桥梁结构受力形式复杂,除了承受轴向 拉压荷载作用外,还承受剪切以及多轴耦合荷载 的作用,传统研究往往集中于材料纤维方向的性 能,对复杂应力状态的徐变表现关注不足。

双尺度均匀化数值方法<sup>[23-26]</sup> 在细观尺度上选 取代表性体积单元 (RVE),通过数值模拟高保真 重现特定工况下宏观尺度 GFRP 材料或结构徐变 性能试验结果后,基于均匀化方法评估复杂应力 状态下单层板徐变性能规律,实现多轴应力状态 下 GFRP 材料或结构徐变性能的全面评估,弥补 了传统长期试验时间和金钱成本高的缺点。

由 GFRP 桥梁结构的空间多层级特征可知, 其性能预测主要包括层内单层板性能预测和层间 界面性能预测。本文聚焦于桥梁工程中 E 型 GFRP (E-GFRP) 单向板,从纤维和树脂的徐变性能评估



Fig. 2 Different levels of GFRP bridge structures<sup>[7-8]</sup>

E-GFRP单向板的徐变性能。首先,介绍了双尺度 均匀化理论和组分材料的粘滞模型;其次,基于 双尺度均匀化数值模拟预测了文献中 E-GFRP单 向板徐变性能试验,验证了数值模拟的有效性; 在此基础上,分析了纤维体积率、加载方向和应 力水平对 E-GFRP单层板徐变性能的影响;最后, 基于双尺度均匀化模拟数据拟合了 E-GFRP单层 板粘滞应变模型和徐变断裂时间公式,对 E-GFRP单层板徐变性能的研究进行系统地补充, 为 E-GFRP 结构的徐变性能评估提供理论基础。

# 1 E-GFRP 单层板双尺度均匀化理论 与组分粘滞应变模型

### 1.1 双尺度均匀化理论

假定复合材料细观结构具有周期性分布,如 图 3 所示,宏观尺度通过求解固体力学偏微分方 程组 (PDEs) 获得变形梯度 $F_{ik}^{c}$  (小变形情况为应变  $\varepsilon_{ik}^{c}$ ),并施加在具有周期性边界条件的代表性体积 胞元 (RVE) 上实现降阶;综合细观组分材料本构



注:  $F_{ik}^{c}$ 为宏观尺度变形梯度;  $P_{ij}^{c}$ 、 $P_{ij}^{f}$ 分别为宏观和细观尺度名义 应力; X、Y分别为宏观域 $\Omega_{x}$ 和细观域 $\Theta_{y}$ 于初始构形中的坐标 轴;  $\delta_{ik}$ 为克罗内克函数值;  $u_{i}^{c}$ 为 RVE 宏观位移;  $|\Theta_{y}|$ 为通过 细观坐标系 Y得到的 RVE 的体积。

图 3 双尺度均匀化桥连示意图

关系和周期性边界条件,求解细观尺度名义应力 *P*<sup>*i*</sup><sub>*i*</sub>;将细观胞元的应力均匀化后获得宏观应力实 现升阶。通过升阶和降阶<sup>[26]</sup>,均匀化理论将细观 非均质复合材料等效成宏观均质材料,通过渐进 均匀化的方法实现宏观性能分析。

### 1.2 周期性边界条件

双尺度分析同时存在宏观和细观两个坐标 系,其中宏观位移仅对细观 RVE 起到刚体平动作 用,对细观应力、应变没有影响。细观位移可分 解为宏观位移和一个微小扰动量。本文通过建立 如下约束方程<sup>[26]</sup>实现周期性边界条件:

$$\int_{\partial\Theta} (u_i^{\rm f}(\hat{X},Y) - (F_{ik}^{\rm c}(\hat{X}) - \delta_{ik})Y_k)N_j^{\Theta}\mathrm{d}\gamma_Y = 0 \qquad (1)$$

 $|u_i^{f}(\hat{X}, Y) - (F_{ik}^{c}(\hat{X}) - \delta_{ik})Y_k|N_j^{\Theta} \leq d$  (2) 式中:  $u_i^{f}$ 为 RVE 细观位移;  $N_j^{\Theta}$ 为细观 RVE 边界  $\partial \Theta_Y$ 的法向量。

#### 1.3 E-GFRP 组分材料粘滞应变模型

E-GFRP 组分材料包含 E 型玻璃纤维和环氧树 脂基体。环氧树脂为非线性粘弹性材料,粘滞应 变增量 έ<sub>m</sub>与持荷应力 σ、持荷时间 t 呈指数关 系<sup>[27-28]</sup>,如式 (3) 所示:

$$\dot{\varepsilon}_{\rm m} = A_{\rm m} t^{B_{\rm m}} \sigma^{D_{\rm m}} \tag{3}$$

式中, $A_{\rm m}$ 、 $B_{\rm m}$ 、 $D_{\rm m}$ 均为与环氧树脂相关的常数。 对式 (3)进行积分,环氧树脂徐变应变 $\varepsilon_{\rm m}^{\rm cr}$ 与时间 t的关系如式 (4) 所示:

$$\varepsilon_{\rm m}^{\rm cr} = \frac{A_{\rm m}}{B_{\rm m}+1} t^{B_{\rm m}+1} \sigma^{D_{\rm m}} \tag{4}$$

如图 4 所示,选用文献 [13] 中试验数据对环 氧树脂粘滞应变模型参数进行拟合,拟合结果见表 1。 目前研究人员对玻璃纤维的徐变性能持两种 观点:一种认为纤维在恒定荷载作用下的徐变应 变很小可忽略不计<sup>[12]</sup>;另一种观点认为纤维徐变 性能不可忽视<sup>[13]</sup>,徐变应变增量与持荷时间*t*呈指 数关系如式 (5) 所示:

$$\dot{\varepsilon}_{\rm f} = K_{\rm f} t^{B_{\rm f}} \tag{5}$$

式中: $\dot{\epsilon}_{f}$ 为纤维徐变应变增长率; $K_{f}$ 、 $B_{f}$ 为与纤维 材料相关的参数。对式(5)进行积分,纤维徐变应 变 $\varepsilon_{f}^{cr}$ 与时间t的关系如式(6)所示:

$$\varepsilon_{\rm f}^{\rm cr} = \frac{K_{\rm f}}{B_{\rm f} + 1} t^{B_{\rm f} + 1} \tag{6}$$

如图 5 所示,选用文献 [13] 中的试验数据对 E 型玻璃纤维粘滞应变模型相关参数进行拟合,可 得 *K*<sub>f</sub>=2.0416×10<sup>-7</sup>。若将纤维看作非线性粘弹性材 料,则 *K*<sub>f</sub>与应力水平之间存在式 (7) 所示关系:

$$K_{\rm f} = A_{\rm f} \sigma^{D_{\rm f}} \tag{7}$$



表 1 E-GFRP 组分材料徐变参数 Table 1 Creep parameters of E-GFRP components

组分材料	-	徐变参数	
11T 11F	$A_{\mathrm{f}}$	$B_{\mathrm{f}}$	$D_{\mathrm{f}}$
纤维	2.0416×10 <sup>-7</sup>	-0.3395	0.0000
初日民	$A_{\mathrm{m}}$	B <sub>m</sub>	$D_{\rm m}$
作列 月日	2.7563×10 <sup>-7</sup>	-0.5254	1.6520

# 2 双尺度徐变性能预测模型验证

文献 [13] 对纤维体积率  $V_{\rm f}$ =50%的 E-GFRP 单 层板开展了为期 4700 h 的徐变试验,采用力传感 器读取实际应力值,在试件表面粘贴应变片读取应 变值,获得各试件的时间-应变变化关系曲线。其中, 所选用 E 型玻璃纤维的弹性模量  $E_{\rm f}$ =60 GPa, 泊松 比  $v_{\rm f}$ =0.22;所选用树脂的弹性模量  $E_{\rm m}$ =3.85 GPa, 泊松比  $v_{\rm f}$ =0.34。



Fig. 5 Creep strain-time curve of E-glass fiber

如图 6 所示,在 ABAQUS 中建立细观 RVE 胞元模型,正方体由纤维增强相和树脂基体相组 成,尺寸为 1×1×1,纤维半径为 0.399。采用 8 节点 六面体缩减积分单元 (C3D8R) 进行网格划分,网 格尺寸 0.02,共划分 141 250 个单元。纤维及树脂 徐变采用时间硬化模型定义,参数如表 1 所示。 为提高模型收敛效率,徐变应变容差设置为 1×10<sup>-5</sup>。周期性边界条件通过 1.2 节约束方程<sup>[26]</sup>实 现,详细实现方法如文献 [29 – 30] 所述。



图 6 细观 RVE 胞元模型 Fig. 6 Meso-scale RVE cell model

对 RVE 施加沿纤维方向的荷载模拟 E-GFRP 单层板纵向徐变过程。为验证纤维徐变性能对 E-GFRP 单层板徐变性能的影响,本节同时开展了 考虑纤维粘滞应变 (considering fiber creep, CFC) 和 不考虑纤维粘滞应变 (without fiber creep, WFC) 的 双尺度均匀化数值分析。

当考虑纤维粘滞应变性能对 E-GFRP 单层板 进行双尺度数值模拟时,须确认纤维材料常数 *A*<sub>f</sub>和 *D*<sub>f</sub>。由式 (7),当*K*<sub>f</sub>一定时,对纤维选取若 干组不同的材料常数进行有限元模拟,利用式 (8) 计算试验与有限元模拟结果在典型徐变时间下总 应变的平均相对误差δ<sub>t</sub>,结果如图 7 所示,*D*<sub>f</sub>=0 时,有限元模型结果相较试验值的平均误差最小 为 0.55%,误差不随时间的增长而变大。纤维徐变 拟合参数如表 1 所示,双尺度数值模拟及试验结 果如图 8 所示。

$$\delta_t = \frac{1}{n} \sum_{1}^{n} \left| \frac{\varepsilon_t^t - \varepsilon_t^f}{\varepsilon_t^t} \right| \times 100\%$$
(8)

式中: $\varepsilon_{i}^{t}$ 、 $\varepsilon_{i}^{t}$ 分别为t时间下试验和有限元所得总 应变;n为数据点个数。



图 7 E-GFRP 单层板模拟相对误差随参数  $D_{\rm f}$  变化 Fig. 7 The simulation relative error of E-GFRP lamina varies with the parameter  $D_{\rm f}$ 



图 8 E-GFRP 单层板考虑纤维粘滞应变的应变-时间关系 Fig. 8 Strain-time curves of E-GFRP unidirectional lamina considering fiber creep

当不考虑纤维粘滞变形时,单层板徐变性能 双尺度模拟结果如图9所示。模拟与试验结果平 均误差为1.05%,且伴随时间增长,误差值增大, 因此纤维的粘滞变形不可忽略。

# 3 E-GFRP 单层板徐变性能双尺度数值 评估

本文通过研究持荷应力大小、应力方向及纤 维体积率对 E-GFRP 单层板徐变性能的影响,对



Fig. 9 Strain-time curves of E-GFRP unidirectional lamina without considering fiber creep

验证后的双尺度模型进行了一系列参数化分析。 为了更好地模拟国产 E-GFRP 板件的徐变性能, E型玻璃纤维和环氧树脂的工程弹性常数和强度采 用表 2 和表 3 所示参数<sup>[23]</sup>。E-GFRP 单层板的极限 强度<sup>[23]</sup>按照式 (9)~式 (15)进行计算,包括纵向 (平 行纤维方向) 拉伸T11(式(9)<sup>[31]</sup>)、纵向压缩C11(式(10) 和式 (11)<sup>[23,32-33]</sup>)、横向(垂直纤维方向) 拉伸 T22 (式(12)<sup>[23,34-35]</sup>)、横向压缩 C22 (式(13)<sup>[23,34-35]</sup>)、面 内剪切 S12 (式(14)<sup>[23,32]</sup>)和横向剪切 S23 (式(15)<sup>[32]</sup>) 共 6 种加载应力状态,失效应变取各单层板细观 模型在极限应力作用下的应变,则各纤维体积率 下极限强度和失效应变如表 4 和表 5 所示。

$$F_{1t} = F_{ft} \left( V_f + \frac{E_m}{E_{f1}} V_m \right)$$

$$(9)$$

$$F_{1c} = G_{12} \left( 1 + \frac{4.76G_{12}\alpha_{\sigma}}{S} \right)$$
(10)

$$G_{12} = \frac{G_{\rm f}G_{\rm m}[V_{\rm f} + V_{\rm m}(0.28 + \sqrt{E_{\rm m}/E_{\rm f}})]}{G_{\rm m}V_{\rm f} + G_{\rm f}V_{\rm m}(0.28 + \sqrt{E_{\rm m}/E_{\rm f}})}$$
(11)

$$F_{2t} = F_{mt} \left[ 1 - \sqrt{\frac{4V_{\nu}}{\pi(1 - V_{f})}} \right] \left[ 1 + (V_{f} - \sqrt{V_{f}}) \left( 1 - \frac{E_{m}}{E_{f2}} \right) \right] (12)$$

$$F_{2c} = E_2 \varepsilon_{mc} \left[ 1 - \left( \frac{4V_f}{\pi} \right)^{\overline{2}} \left( 1 - \frac{E_m}{E_f} \right) \right]$$
(13)

$$S_{12} = S_{\rm m} \left[ 1 - \sqrt{\frac{4V_{\nu}}{\pi(1 - V_{\rm f})}} \right] \left[ 1 + (V_{\rm f} - \sqrt{V_{\rm f}}) \left( 1 - \frac{G_{\rm m}}{G_{\rm f}} \right) \right]$$
(14)

 $S_{23} = F_{2c} \cos \alpha_0 (\sin \alpha_0 + \cos \alpha_0 \cot 2\alpha_0)$  (15) 式中:  $V_f \pi V_m$ 分别为纤维和树脂体积率;  $\alpha_\sigma$ 为纤 维垂直度偏差角,本文取 1.15;  $G_{12}$ 为面内剪切模 量,由式 (11)计算; S为面内极限剪切强度,由 式 (14)计算;  $V_v$ 为材料孔隙率,本文取 0.02;  $\varepsilon_{mc}$  为树脂压缩极限应变,本文取 0.075; α<sub>0</sub>为剪切-压 缩破坏角,本文取 53°。

表 2 E 型玻璃纤维性能参数 Table 2 Mechanical properties of E-glass fiber

纵向弹性	横向	弹性	泊松比	剪切模量	拉伸强度	压缩强度	密度		
模量 $E_{\rm fl}/{\rm Gl}$	Pa模量E	GPa/GPa	$v_{\rm f}$	$G_{\rm f}$ /GPa	$F_{\rm ft}/{\rm MPa}$	$F_{\rm fc}/{\rm MPa}$	$\rho/(kg/m^3)$		
74	7	4	0.2	30.8	2150	1450	2560		
	表3 环氨树脂性能参数								
Т	Table 3	Mec	hanica	al proper	ties of ep	oxy resir	1		
弹性模量	泊松比	剪切棒	莫量 拉	伸强度	E缩强度	剪切强度	密度		
$E_{\rm m}/{\rm MPa}$	$v_{\rm m}$	$G_{\rm m}/{\rm G}$	Pa F	mt/MPa	Fmc/MPa	$S_{\rm m}/{\rm MPa}$	$\rho/(kg/m^3)$		

80

120

75

1160

#### 3.1 持荷应力对徐变性能的影响

1.24

假定纤维体积率为 60%,以 σ 为 0.1σ<sub>max</sub>、 0.3σ<sub>max</sub>、0.5σ<sub>max</sub>、0.7σ<sub>max</sub>、0.9σ<sub>max</sub> 持荷应力,通 过双尺度均匀化数值模拟预测六种持荷状态下 100 年 (876 000 h)内单层板的应变随时间变化情 况。图 10 为 6 种持荷方向下 E-GFRP 单层板总应 变-时间关系曲线,各曲线按照"纤维体积率&加 载形式-应力水平"的顺序命名。图 11 给出了 6 种 持荷方向下纤维体积率 60% 的细观 RVE 等效徐变 应变和细观变形情况。

在 100 年预测时间内,当 E-GFRP 单层板受 纵向拉伸和压缩荷载作用时 (图 10(a) 和图 10(b)), 仅应力水平 σ=0.9σ<sub>max</sub> 时的总应变超出极限应变, 其他荷载作用下的模型在 100 年内均保持完好状态。 表 4 E-GFRP 单层板各纤维体积率下极限强度 Table 4 Ultimate strength of E-GFRP lamina with different

fiber volume fractions

亡于卫士	极限强度/MPa								
应力扒忿	$V_{\rm f}$ =55%	$V_{\rm f} = 60\%$	$V_{\rm f} = 65\%$	$V_{\rm f}=70\%$	$V_{\rm f}=75\%$				
T11	1226.30	1328.93	1431.57	1534.20	1636.83				
C11	859.15	903.19	949.87	998.70	1048.31				
T22	49.82	49.84	49.71	49.30	48.43				
C22	192.21	179.42	162.64	140.59	111.31				
S12	46.65	46.68	46.56	46.18	45.38				
S23	72.42	67.60	61.28	52.97	41.94				

#### 表 5 E-GFRP 单层板各纤维体积率下 失效应变

Table 5 Failure strain of E-GFRP lamina with different fiber volume fractions

产口小土	失效应变/(×10 <sup>3</sup> με)								
<b>巡刀状</b> 态	V <sub>f</sub> =55%	$V_{\rm f} = 60\%$	$V_{\rm f} = 65\%$	$V_{\rm f} = 70\%$	$V_{\rm f} = 75\%$				
T11	29.05	29.05	29.05	29.05	29.05				
C11	20.35	19.74	19.27	18.91	18.60				
T22	3.93	3.35	2.80	2.26	1.73				
C22	15.17	12.06	9.15	6.45	3.98				
S12	5.95	5.12	4.27	3.38	2.41				
S23	12.63	10.41	8.09	5.70	3.25				

由等效徐变应变 (equivalent creep strain, CEEQ) 分布可以看出该应力状态下的应变水平受到纤维 和基体的共同影响,树脂的等效塑性应变大于纤 维 (图 11(a) 和图 11(b)),但由于该应力状态下的



Fig. 10 Total strain-time relationships of E-GFRP lamina with different stress levels ( $V_{\rm f}$ =60%)

3.35

0.35

单向板荷载主要由纤维承担,由不考虑纤维粘滞 应变的预测结果可知,树脂徐变变形对E-GFRP 单 层板 11 方向徐变变形的影响很小。

当 E-GFRP 单层板受横向荷载作用时 (图 10(c) 和图 10(d)),当应力水平 σ=0.1σ<sub>max</sub> 时, E-GFRP 单层板在 100 年内未失效,其他工况的总应变均 超出其失效应变。由图 11(c) 和图 11(d) 所示等效 徐变应变分布可知,在横向拉伸荷载作用下,纤 维的等效徐变应变比树脂小但不可忽视,二者粘 滞应变对单层板的徐变性能均有影响;然而在横 向压缩荷载作用时,纤维的等效徐变应变仅为树 脂等效徐变应变最大值的 1/150,该应力状态下单 层板徐变变形主要受树脂基体控制。

当 E-GFRP 单层板受剪切荷载作用时 (图 10(e) 和图 10(f)),应力水平 σ>0.1σ<sub>max</sub> 的 E-GFRP 单层 板在 100 年内均因总应变超出其失效应变发生破 坏。如图 11(e) 和图 11(f) 所示,在该应力状态 下,纤维粘滞应变对单层板的徐变性能的影响较 小,单层板徐变应变大小主要受基体影响,应力 水平对单层板徐变应变的影响明显。





#### 3.2 纤维体积含量对徐变性能的影响

假定持荷应力 σ=0.5σ<sub>max</sub>,考虑 V<sub>f</sub>=55%,60%, 65%,70%,75% 共 5 种纤维体积率,通过双尺度均 匀化数值模拟预测 6 种持荷形式下 100 年 (876 000 h) 时间内单层板应变随时间变化情况。图 12 为 6 种 持荷形式下 E-GFRP 单层板总应变-时间关系曲 线,图 13 给出了 6 种持荷形式下纤维体积率为 75% 的细观 RVE 等效徐变应变和细观变形情况。

在 100 年预测时间内,当持荷形式和应力水 平相同时,纤维体积率越大,同一时间的总应变 越小。具体而言,E-GFRP 单层板受纵向拉伸和压 缩荷载作用时 (图 12(a)和图 12(b)),由于单层板 的弹性模量和极限强度始终由纤维控制,纤维体 积含量对单层板徐变应变影响较小。比较图 13(a) 与图 11(a)、图 13(b)与图 11(b),纤维体积率增加 对纤维的等效徐变应变影响不大,但树脂部分位

#### 置应变集中更加明显。

当 E-GFRP 单层板受横向荷载作用时 (图 12(c) 和图 12(d)),纤维体积率对单层板徐变应变影响十 分明显,纤维体积率越小徐变应变越大。此外, 比较图 13(c) 与图 11(c)、图 13(c) 与图 11(c),随 纤维体积率增加,纤维在单层板中的承力比例增 加,树脂等效徐变应变的集中现象减弱。

当 E-GFRP 单层板受面内和横向剪切荷载作 用时 (图 12(e) 和图 12(f)),由于该持荷形式下的单 层板徐变应变受纤维粘滞应变影响很小,故树脂 体积率增加,单层板徐变应变增加幅度最大。比 较图 13(e) 与图 11(e)、图 13(f) 与图 11(f),纤维体 积率导致树脂应变集中现象更明显。

### 3.3 E-GFRP 单层板粘滞应变模型

本文采用下式预测 E-GFRP 单层板粘滞应变 增量 $\dot{\varepsilon}_{c}$ 与持荷应力 $\sigma$ 、持荷时间t的关系:



Fig. 12 Total strain-time relationships of E-GFRP lamina with different fiber volume fractions ( $\sigma$ =0.5 $\sigma$ <sub>max</sub>)

CEEQ CEEQ CEEQ (Avg:75%) (Avg:75%) (Avg:75%) 3-1 **L**1  $\boldsymbol{\lambda}_1$ 3 3 (a) 75T11-05 (b) 75C11-05 (c) 75T22-05 CEEQ CEEQ CEEQ (Avg:75%) (Avg:75%) (Avg:75%) 3 3 3 (d) 75C22-05 (e) 75S12-05 (f) 75S23-05 图 13 E-GFRP 细观胞元等效徐变应变 (Vf=75%, σ=0.5 σmax, t=100 a)

Fig. 13 Equivalent creep strain of E-GFRP meso-scale cell ( $V_{\rm f}$ =75%,  $\sigma$ =0.5 $\sigma_{\rm max}$ , t=100 a)

$$\dot{\varepsilon}_{\rm c} = A_{\rm c} t^{B_{\rm c}} \sigma^{D_{\rm c}} \tag{16}$$

式中: $A_c$ 、 $B_c$ 、 $D_c$ 均为与 E-GFRP 单层板相关的 常数。对式 (16) 进行积分,单层板徐变应变 $\varepsilon_c^{cr}$ 与 持荷应力 $\sigma$ 、持荷时间t的表达如下:

$$\varepsilon_{\rm c}^{cr} = \frac{A_{\rm c}}{B_{\rm c}+1} t^{B_{\rm c}+1} \sigma^{D_{\rm c}} \tag{17}$$

假定纤维体积率为 60%,以持荷时间 t 为 X 轴,以持荷应力  $\sigma$  为 Y 轴,以徐变应变  $\varepsilon_c^{er}$  为 Z 轴,在

双尺度均匀化数值模拟结果的基础上,采用式(17) 拟合 E-GFRP 单层板粘滞应变模型,揭示持荷时 间、应力水平对单层板徐变应变和应变增量的影 响,绘制拟合曲面如图 14 所示,模型参数如表 6 所示。在 100 a 预测时间内,6 种持荷方向下曲面 的拟合度 *R*<sup>2</sup> 均在 0.98 以上,面内剪切和横向剪切 荷载作用下曲面的拟合度最佳 (*R*<sup>2</sup>≈1)。

对其他 4 种纤维体积率 (V<sub>f</sub>=55%, 65%, 70%,

 75%)的E-GFRP单层板模型利用式(17)拟合,所在100年3

 得各单层板粘滞应变模型拟合参数如表6所示。

 R<sup>2</sup>均在0.9

 3000

 第 3000

 第 3000

 第 3000

在 100 年预测时间内, 各单层板模型拟合曲面的 *R*<sup>2</sup> 均在 0.97 以上。



Fig. 14 Viscosity strain models of E-GFRP lamina with fiber volume fraction of 60%

	表 6 E-GFRP 单层板粘滞应变模型拟合参数
Table 6	Viscosity strain model fitting parameters of E-GFRP lamina

亡士小士	纤维体积率 拟合参数 **		<b>老</b> 人 庄 n2	亡士小士	纤维体积率	拟合参数			- 割人庄 n?		
应力状态	$V_{\rm f}/(\%)$	$A_{\rm c}$	B <sub>c</sub>	$D_{\rm c}$	拟合度R <sup>2</sup>	四刀状态	$V_{\rm f}/(\%)$	$A_{\rm c}$	B <sub>c</sub>	$D_{\rm c}$	小台度R <sup>2</sup>
	55	7.690×10 <sup>-7</sup>	-0.5331	0.1772	0.9737		55	5.610×10 <sup>-7</sup>	-0.4781	0.1290	0.9846
	60	6.326×10 <sup>-7</sup>	-0.5015	0.1476	0.9803		60	4.687×10 <sup>-7</sup>	-0.4527	0.1040	0.9894
T11	65	5.272×10 <sup>-7</sup>	-0.4749	0.1219	0.9857	C11	65	$3.778 \times 10^{-7}$	-0.4252	0.0827	0.9929
	70	4.404×10 <sup>-7</sup>	-0.4488	0.0976	0.9902		70	3.421×10 <sup>-7</sup>	-0.4099	0.0645	0.9956
	75	3.808×10 <sup>-7</sup>	-0.4226	0.0731	0.9941		75	2.983×10 <sup>-7</sup>	-0.3913	0.0475	0.9976
	55	3.235×10 <sup>-7</sup>	-0.5678	1.0050	0.9883		55	5.874×10 <sup>-8</sup>	-0.5875	1.5020	0.9992
	60	5.039×10 <sup>-7</sup>	-0.5660	0.7865	0.9824		60	7.301×10 <sup>-8</sup>	-0.6081	1.4080	0.9983
T22	65	7.362×10 <sup>-7</sup>	-0.5522	0.5491	0.9791	C22	65	1.348×10 <sup>-7</sup>	-0.6333	1.2270	0.9955
	70	7.982×10 <sup>-7</sup>	-0.5168	0.3339	0.9835		70	4.466×10 <sup>-7</sup>	-0.6492	0.8835	0.9871
	75	5.635×10 <sup>-7</sup>	-0.4550	0.1661	0.9931		75	1.250×10 <sup>-6</sup>	-0.596	0.3984	0.9809
	55	2.021×10 <sup>-7</sup>	-0.5224	1.6030	0.9999		55	2.471×10 <sup>-7</sup>	-0.5232	1.6370	1.0000
	60	1.780×10 <sup>-7</sup>	-0.5221	1.5900	0.9998		60	2.195×10 <sup>-7</sup>	-0.523	1.6310	1.0000
S12	65	1.546×10 <sup>-7</sup>	-0.5215	1.5720	0.9997	S23	65	1.919×10 <sup>-7</sup>	-0.5228	1.6210	1.0000
	70	1.317×10 <sup>-7</sup>	-0.5205	1.5390	0.9995		70	1.646×10 <sup>-7</sup>	-0.5223	1.5980	0.9999
	75	1.089×10 <sup>-7</sup>	-0.5174	1.4630	0.9986		75	1.439×10 <sup>-7</sup>	-0.5201	1.5250	0.9993

由于纤维产生的等效徐变应变不可忽视,本 文中纤维粘滞应变参数 *D*f=0,即徐变应变与所受 应力水平无关,而树脂徐变性能受应力影响明显, 故对 E-GFRP 单层板采用非线性粘弹性模型进行 拟合时,轴向持荷作用下拟合面 (图 14(a)~图 14(d)) 的拟合效果比剪切荷载作用时 (图 14(e)和图 14(f)) 的拟合效果相对较差。整体拟合度很高,上述拟 合曲面仍能准确反映 E-GFRP 单层板应力水平、 持荷时间和徐变应变三者的关系。

纤维体积率发生变化时,单层板的徐变参数存在一定规律性:在同种持荷方向下,纤维体积率越高,参数 *A*<sub>c</sub>、*B*<sub>c</sub>、*D*<sub>c</sub>的值越接近纤维的拟合参数;纤维体积率越低,徐变模型参数的值越接近树脂的拟合参数。

## 3.4 E-GFRP 长期荷载作用弹性模量折减系数

E-GFRP 强度高但弹性模量相对较低,在实际 工程设计中梁板结构多采用挠度控制。在长期荷 载作用下,结构刚度计算需考虑弹性模量折减系 数 *k*<sub>el</sub>,如下式:

$$E_{\rm cr} = k_{\rm el} \cdot E_0 \tag{18}$$

$$E_{\rm cr} = \frac{\sigma}{\varepsilon_{\rm r}} \tag{19}$$

$$E_0 = \frac{\partial}{\varepsilon_0} \tag{20}$$

式中:  $E_0 \, \pi E_{cr} \, \beta$ 别为结构初始和长期荷载作用下的弹性模量;  $\epsilon_i$ 为长期荷载作用下的总应变。则弹性模量折减系数  $k_{el}$ 可直接通过 $\epsilon_i$ 与初始应变 $\epsilon_0$ 的比值求得:

$$k_{\rm el} = \frac{\varepsilon_0}{\varepsilon_{\rm t}} \tag{21}$$

图 15 给出了规范《纤维增强复合材料工程应 用技术标准》(GB 50608-2020)<sup>[36]</sup> 对弹性模量折减 系数 k<sub>el</sub> 的建议取值和 E-GFRP 单层板在 6 种持荷 形式下 50 年和 100 年时间的有限元模拟结果。GB 50608-2020 近似认为 GFRP 构件弹性模量折减仅 与材料纤维体积率相关。事实上,k<sub>el</sub> 还与应力水 平和预期服役时间等多种因素有关。此外,GB 50608-2020 中徐变弹性模量折减系数主要由 FRP 筋徐变性能试验获取,并未考虑受荷形式的影 响,由于复合材料呈正交各向异性,GFRP 材料的 弹性模量折减系数 k<sub>el</sub> 与受载方式密切相关。

对于 E-GFRP 单层板纵向拉伸和压缩应力状态 (图 15(a) 和图 15(b)),徐变性能由纤维主导,

大多数情况下弹性模量折减系数 k<sub>el</sub> 相比规范值偏 大且受纤维体积率影响较小。

对于 E-GFRP 单层板横向 (图 15(c) 和图 15(d)) 和剪切 (图 15(e) 和图 15(f)) 应力状态,树脂对材 料的徐变应变影响较大,弹性模量折减系数 k<sub>el</sub> 远 小于纵向拉伸和压缩应力状态下 k<sub>el</sub> 的值,相比规 范值也明显偏小。估计 E-GFRP 构件长期荷载作 用下的弹性模量时,仅采用纤维体积率估计模量 折减系数的局限性大,须同时考虑应力水平与应 力状态等因素的影响。

# 4 E-GFRP 单层板徐变失效时间预测

考虑到持荷应力水平 σ→σ<sub>max</sub> 时,徐变失效 时间 t→0,参考 E-GFRP 单层板粘滞应变模型中 持荷时间与徐变应变之间的指数关系,本文定义 应力比 R 如式 (22)所示,提出式 (23)所示应力比 R 与徐变失效时间关系预测公式,该式用于在给定 预期使用寿命后直接估算许用应力水平。对式 (23) 进行简单变换可得单层板徐变失效时间评估公 式,如式 (24)所示。

$$R = \frac{\sigma}{\sigma_{\max}}$$
(22)

$$R = 1 - a \cdot \exp(b \cdot t^c) \tag{23}$$

$$t = \left[\frac{\ln\left(1-R\right) - \ln\left(a\right)}{b}\right]^{\overline{c}} \tag{24}$$

式中, *a*、*b*、*c*均为与单层板持荷方向和纤维体积率相关的常数。



Fig. 15 Elastic modulus reduction factor of E-GFRP lamina

基于式 (23) 对横向拉伸、压缩以及面内、横 向剪切四种持荷状态下的双尺度评估失效时间-应 力比关系进行拟合,相关拟合参数见表 7。图 16 为有限元预测和拟合公式预测结果的比较。结果 显示各公式的拟合度 R<sup>2</sup> 均在 0.99 以上,即拟合结 果可以准确反映各持荷方向和应力水平对应的徐 变失效时间。分别计算 50 年和 100 年预期寿命对 应的应力比值 R 见表 8 和表 9。

	表 / E-GFRP 单层板徐叟矢效时间拟合参数
Table 7	Fitting parameters of creep failure time equations for E-GFRP lamina

<u>中山</u> 地士 纤维体积率		-	拟合参数		制人克丽	纤维体积率	拟合参数			一型人店的	
应刀状态	$V_{\rm f}$ (%)	а	b	С	· 拟台度R <sup>2</sup>	四刀状态	$V_{\rm f}/(\%)$	а	b	С	· 拟台度R <sup>2</sup>
	55	1.690×10 <sup>8</sup>	-29.86	-0.023 88	0.9999		55	1.690×10 <sup>8</sup>	-30.390	-0.026 58	0.9999
	60	1.690×10 <sup>8</sup>	-30.46	-0.025 39	0.9999		60	1.690×10 <sup>8</sup>	-30.860	-0.027 87	0.9999
T11	65	1.690×10 <sup>8</sup>	-31.01	-0.026 74	0.9999	C11	65	1.690×10 <sup>8</sup>	-31.400	-0.029 27	0.9999
	70	1.690×10 <sup>8</sup>	-31.55	-0.028 07	0.9999		70	1.690×10 <sup>8</sup>	-31.690	-0.030 05	0.9999
	75	1.690×10 <sup>8</sup>	-32.00	-0.029 40	0.9999		75	1.690×10 <sup>8</sup>	-32.060	-0.031 00	0.9999
	55 7.445 -6.4	-6.432	-0.078 65	0.9991		55	1.359	-4.479	-0.154 30	0.9999	
	60	85.700	-8.624	-0.045 81	0.9988		60	1.770	-4.607	-0.124 30	0.9996
T22	65	1356.000	-11.67	-0.034 12	0.9984	C22	65	4.278	-5.210	-0.079 17	0.9986
	70	3525.000	-13.43	-0.036 21	0.9970		70	1356.000	-10.790	-0.026 09	0.9973
	75	1.690×104	-15.45	-0.0346	0.9931		75	6.194×104	-16.090	-0.025 89	0.9939
	55	1.154	-4.302	-0.2051	0.9997		55	1.087	-3.939	-0.219 60	0.9996
S12	60	1.176	-4.31	-0.2018	0.9997		60	1.099	-4.015	-0.216 60	0.9996
	65	1.210	-4.324	-0.1968	0.9998	S23	65	1.119	-4.119	-0.212 20	0.9996
	70	1.268	-4.367	-0.1893	0.9999		70	1.162	-4.263	-0.204 30	0.9997
	75	1.425	-4.538	-0.1742	0.9999		75	1.303	-4.499	-0.185 40	0.9999

对于横向拉伸和压缩应力状态(图 16(a)和 图 16(b)),预期使用寿命为 50 年时,许用应力水 平 *σ* 多位于 0.20*σ*<sub>max</sub>~0.38*σ*<sub>max</sub>;预期使用寿命为 100 年时,许用应力水平 *σ* 多位于 0.10*σ*<sub>max</sub>~ 0.28*σ*<sub>max</sub>。在相同应力比作用下,单层板横向压缩 的徐变寿命略高于横向拉伸。在高持荷应力作用 下,纤维体积率越高,单层板预计失效时间越短; 反之在较低应力作用下,纤维体积率越高,单层 板预计失效时间越长。此外,低应力作用下,由 于式(6)可能过高估计了纤维的粘滞应变,从而导 致预期寿命偏于保守,出现应力比为负的情况。

对于面内、横向剪切应力状态(图 16(c)和 图 16(d),预期使用寿命为50年时,许用应力水平 σ多位于 0.11σ<sub>max</sub>~0.15σ<sub>max</sub>;预期使用寿命为100 年时,许用应力水平σ多位于 0.06σ<sub>max</sub>~0.11σ<sub>max</sub>。 纤维体积率对失效时间影响不明显。在相同应力 比作用下,同种剪切应力状态的徐变寿命基本一 致,即 E-GFRP 单层板受剪切荷载作用时粘滞应 变水平仅与应力比有关,纤维体积率对其影响不大。

E-GFRP 单层板受纵向荷载作用时,有限元分 析结果显示仅应力水平  $\sigma \ge 0.95\sigma_{max}$ 时在 50 年内 或  $\sigma \ge 0.9\sigma_{max}$ 时在 100 年内可能发生破坏,这里 采用式 (17) 和表 6 建立的 E-GFRP 单层板纵向荷 载作用下的粘滞应变模型及参数,采用式 (23) 对 该模型徐变失效时间-应力比关系进行拟合,曲线 如图 17 所示,拟合参数见表 7。各模型的拟合度 *R*<sup>2</sup>≈1,即该徐变失效时间预测公式描述的应力水 平与失效时间之间的关系准确。

比较不同纤维体积率对单层板失效时间的影响,应力水平越高,纤维体积率对单层板失效时间的影响越小;应力水平较低时,纤维体积 率越高,单层板失效得越快。但考虑到单层板





图 16 E-GFRP 单层板横向及剪切加载徐变失效 时间-应力比关系曲线

Fig. 16 Failure time-stress ratio curves of E-GFRP lamina under transverse and shear loading

在进行纵向加载时,只有极高恒定荷载作用时 才可能在预期使用年限内失效,而结构在正常 使用过程中不会允许荷载长期保持在极高应力 状态,故可以忽略 E-GFRP 单层板沿纤维方向徐 变失效的可能性。

规范《纤维增强复合材料工程应用技术标

表 8 E-GFRP 单层板 50 年预期寿命的许用应力比 *R* Table 8 Permissible *R* ratio of E-GFRP lamina with life expectancy of 50 years

产品基本	许用应力比								
应刀状态 -	V <sub>f</sub> =55%	V <sub>f</sub> =60%	V <sub>f</sub> =65%	V <sub>f</sub> =70%	V <sub>f</sub> =75%				
T11	0.944	0.944	0.944	0.944	0.940				
C11	0.921	0.916	0.918	0.914	0.913				
T22	0.266	0.264	0.245	0.201	0.116				
C22	0.257	0.293	0.337	0.379	0.370				
S12	0.145	0.141	0.135	0.128	0.112				
S23	0.134	0.137	0.139	0.140	0.131				

表 9 E-GFRP 单层板 100 年预期寿命的许用应力比 *R* Table 9 Permissible *R* ratio of E-GFRP lamina with life expectancy of 100 years

亡士小士	许用应力比								
<b>应</b> 力状态	V <sub>f</sub> =55%	$V_{\rm f} = 60\%$	V <sub>f</sub> =65%	$V_{\rm f} = 70\%$	$V_{\rm f} = 75\%$				
T11	0.923	0.921	0.920	0.918	0.909				
C11	0.884	0.878	0.873	0.869	0.865				
T22	0.170	0.146	0.100	0.016	-0.117				
C22	0.210	0.237	0.267	0.288	0.228				
S12	0.111	0.105	0.097	0.087	0.063				
S23	0.106	0.107	0.108	0.105	0.088				

准》(GB 50608-2020)<sup>[36]</sup>规定,GFRP 考虑长期荷 载影响的许用应力比 *R* 不超过 0.3。该系数通过 GFRP 筋徐变试验获取,由于 GFRP 筋夹持端应力 状态复杂,该系数并不能反应单一应力状态下 GFRP 筋的徐变性能,其他 GFRP 结构受力状态 与 GFRP 筋也存在明显不同。由表 8 和表 9 可知, E-GFRP 材料沿纤维方向在 50 年和 100 年的许用 应力比明显大于 0.3,垂直于纤维方向在 50 年和 100 年的许用应力比略小于 0.3,剪切应力状态下 的许用应力比明显小于 0.3。由于 E-GFRP 材料正 交各向异性的特征,采用统一的许用应力比值可 能会导致在设计过程中或过低、或过高地估计







E-GFRP 的徐变影响。实际工程中应考虑材料铺层 情况和受力特点来分别确定各构件的许用应力比值。

# 5 结论

本文基于双尺度均匀化数值模拟方法,对 E型玻璃纤维增强复合材料(E-GFRP)单层板的徐 变性能和失效时间进行了预测,为复杂应力状态 下 E-GFRP 结构的徐变性能评估提供理论基础。 结论如下:

(1) 基于双尺度均匀化理论建立细观代表性体 积单元 (RVE),利用拟合的 E-GFRP 组分材料粘滞 应变参数,预测了 E-GFRP 单向板的徐变性能, 并与试验结果进行比较验证了预测结果的准确性。

(2) 应力水平越高、纤维体积率越小,单层板 的徐变应变相对越大。单层板横、纵向加载时纤 维等效徐变应变不可忽略,单层板徐变性能受纤 维粘滞应变影响较大;单层板受剪切荷载作用 时,纤维徐变性能对 E-GFRP 单层板徐变性能的 影响较小。

(3) 提出了不同纤维体积率下 E-GFRP 单层板 粘滞应变模型。该模型在各应力状态下的拟合度 在 0.98 以上,可准确表述应力水平、持荷时间和 徐变应变之间的关系。

(4) E-GFRP 材料弹性模量折减系数 k<sub>el</sub> 与受载 方式和服役时间等因素密切相关,GB 50608-2020 的 k<sub>el</sub> 建议取值未考虑上述因素影响,有一定局限性。

(5) 提出了 E-GFRP 单层板徐变失效时间预测 公式。该公式对双尺度数值模拟结果的拟合度在 0.99 以上,可为 GFRP 材料的工程设计和长期持 荷性能预测提供参考。

(6) GFRP 在沿纤维方向、垂直纤维方向和剪 切方向的许用应力比值差别较大,实际工程中应 考虑材料铺层情况和受力特点来分别确定各 GFRP 构件的许用应力比值。

#### 参考文献:

[1] 滕锦光. 新材料组合结构[J]. 土木工程学报, 2018, 51(12):1-11.

TENG Jinguang. New-material hybrid structures [J]. China Civil Engineering Journal, 2018, 51(12): 1 - 11. (in Chinese)

- [2] 吴智深, 汪昕, 吴刚. FRP增强工程结构体系 [M]. 北京: 科学出版社, 2017: 2-5.
  WU Zhishen, WANG Xin, WU Gang. FRP reinforced engineering structural systems [M]. Beijing: Science Press, 2017: 2-5. (in Chinese)
- [3] XIN H H, MOSALLAM A, CORREIA J A F O, et al. Material-structure integrated design optimization of GFRP bridge deck on steel girder [J]. Structures, 2020, 27: 1222 – 1230.
- [4] ZHANG Y Y, MOSALLAM A, LIU Y Q, et al. Assessment of flexural behavior of pultruded GFRP laminates for bridge deck applications [J]. Advances in Materials Science and Engineering, 2019, 2019: 6751636.
- [5] LIU T Q, LIU X, FENG P. A comprehensive review on mechanical properties of pultruded FRP composites subjected to long-term environmental effects [J]. Composites Part B: Engineering, 2020, 191: 107958.
- [6] FENG P, WU Y W, LIU T Q. Non-uniform fiber-resin distributions of pultruded GFRP profiles [J]. Composites Part B: Engineering, 2022, 231: 109543.
- [7] XIN H H, LIU Y Q, MOSALLAM A S, et al. Evaluation on material behaviors of pultruded glass fiber reinforced polymer (GFRP) laminates [J]. Composite Structures, 2017, 182: 283 – 300.
- [8] XIN H H, MOSALLAM A, LIU Y Q, et al. Analytical and experimental evaluation of flexural behavior of FRP pultruded composite profiles for bridge deck structural design [J]. Construction and Building Materials, 2017, 150: 123 – 149.
- [9] XIN H H, MOSALLAM A, LIU Y Q, et al. Experimental and numerical investigation on in-plane compression and shear performance of a pultruded GFRP composite bridge deck [J]. Composite Structures, 2017, 180: 914 – 932.
- [10] LI X L, LIU W Q, FANG H, et al. Flexural creep behavior of web reinforced GFRP-balsa sandwich beams: Experimental investigation and modeling [J]. Composites Part B: Engineering, 2020, 196: 108150.
- [11] BOSCATO G, CASALEGNO C, RUSSO S. Creep effects in pultruded FRP beams [J]. Mechanics of

Composite Materials, 2016, 52(1): 27 - 42.

- [12] ASCIONE L, BERARDI V P, D'APONTE A. Creep phenomena in FRP materials [J]. Mechanics Research Communications, 2012, 43: 15 – 21.
- [13] BERARDI V P, PERRELLA M, FEO L, et al. Creep behavior of GFRP laminates and their phases: Experimental investigation and analytical modeling [J]. Composites Part B: Engineering, 2017, 122: 136 – 144.
- [14] 白晓宇,郑晨,张明义,等. 大直径GFRP抗浮锚杆蠕变试验及蠕变模型[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(7): 1304-1311.
  BAI Xiaoyu, ZHENG Chen, ZHANG Mingyi, et al. Creep tests and standard linear solid model for large-diameter glass fiber-reinforced polymer anti-floating anchors [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 42(7): 1304-1311. (in Chinese)
- [15] BENMOKRANE B, BROWN V L, MOHAMED K, et al. Creep-rupture limit for GFRP bars subjected to sustained loads [J]. Journal of Composites for Construction, 2019, 23(6): 06019001.
- [16] BENMOKRANE B, MOUSA S, MOHAMED K, et al. Physical, mechanical, and durability characteristics of newly developed thermoplastic GFRP bars for reinforcing concrete structures [J]. Construction and Building Materials, 2021, 276: 122200.
- [17] 周长东, 吕西林, 金叶. GFRP筋的高温蠕变性能试验分析[J]. 工业建筑, 2008, 38(4): 73 76.
  ZHOU Changdong, LYU Xilin, JIN Ye. Test study on thermal creep strain of GFRP bars [J]. Industrial Construction, 2008, 38(4): 73 76. (in Chinese)
- [18] CARDOSO D C T, HARRIES K A. A viscoelastic model for time-dependent behavior of pultruded GFRP [J]. Construction and Building Materials, 2019, 208: 63 – 74.
- [19] CHENG S, FENG P, LI Z Y, et al. Mechanical behavior of cylindrical GFRP chimney liners subjected to axial tension [J]. Composites Part B: Engineering, 2019, 177: 107411.
- [20] CHANG Y F, WANG Y L, LI B N, et al. GFRP barreinforced seawater sea-sand concrete beam under the combined influence of seawater exposure and sustained load: Durability and degradation mechanism [J]. Structures, 2022, 43: 1503 – 1515.
- [21] ESMAEILI Y, MOHAMED K, NEWHOOK J, et al. Assessment of creep rupture and long-term performance of GFRP bars subjected to different environmental exposure conditions under high sustained loads [J]. Construction and Building Materials, 2021, 300: 124327.
- [22] HU L L, LI W J, FENG P. Long-term behavior of CFRP plates under sustained loads [J]. Advances in Structural Engineering, 2022, 25(5): 939 – 953.
- [23] XIN H H, MOSALLAM A, LIU Y Q, et al. Mechanical characterization of a unidirectional pultruded composite lamina using micromechanics and numerical homogenization [J]. Construction and Building Materials,

2019, 216: 101 - 118.

- [24] 田志强, 李彦斌, 张培伟, 等. 复合材料层合板多尺度交 互渐进损伤分析[J]. 工程力学, 2019, 36(12): 247-256.
  TIAN Zhiqiang, LI Yanbin, ZHANG Peiwei, et al. Multiscale interactive progressive damage analysis of composite laminates [J]. Engineering Mechanics, 2019, 36(12): 247-256. (in Chinese)
- [25] 张力,王猛,陈强,等.考虑微观界面的2D编织SiC/SiC复合材料宏-细-微多尺度渐进损伤失效分析[J]. 工程力学,2022,39(3):233-248.
  ZHANG Li, WANG Meng, CHEN Qiang, et al. Macromeso-micro multiscale analysis for progressive damage failure of 2D braided SiC/SiC composites considering microscale interfaces [J]. Engineering Mechanics, 2022, 39(3):233-248. (in Chinese)
- [26] FISH J. Practical multiscaling [M]. Chichester: Wiley, 2013: 1.
- [27] BARBERO E J. Finite element analysis of composite materials using ABAQUS [M]. Boca Raton: CRC Press, 2013: 413.
- [28] 吕佳欣, 肖毅. 复合材料螺栓连接预紧力松弛的改进预 测模型[J]. 工程力学, 2018, 35(10): 229-237.
  LYU Jiaxin, XIAO Yi. Improved approach to modelling preload relaxation in bolted composite joints [J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(10): 229 237. (in Chinese)
- [29] WU W D, OWINO J, AL-OSTAZ A, et al. Applying periodic boundary conditions in finite element analysis [C]// Proceedings of 2014 SIMULIA Community Conference. 2014: 707 – 719.
- [30] DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA Corp. Micromechanics plugin for ABAQUS/CAE [Z]. ABAQUS Documentation, 2017.
- [31] 陈烈民,杨宝宁.复合材料的力学分析 [M]. 北京:中国 科学技术出版社, 2006: 61.
  CHEN Liemin, YANG Baoning. Mechanical analysis for composite materials [J]. Beijing: Science and Technology of China Press, 2006: 61. (in Chinese)
- [32] BARBERO E J. Introduction to composite materials design [M]. 3rd ed. Boca Raton: CRC Press, 2018: 535.
- [33] TSAI S W. Introduction to composite materials [M]. Westport: Technomic Publishing, 1980: 394.
- [34] WEETON J W, PETERS D M, THOMAS K L. Engineers' guide to composite materials [M]. Metals Park, Ohio: American Society for Metals, 1987: 397.
- [35] STELLBRINK K K U. Micromechanics of composites: Composite properties of fibre and matrix constituents [M]. Munich: Hanser, 1996: 118.
- [36] GB 50608-2020, 纤维增强复合材料工程应用技术标准 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2020.
  GB 50608-2020, Technical standard for fiber reinforced polymer (FRP) in construction [S]. Beijing: China Planning Press, 2020. (in Chinese)