

文章编号: 1007-7294(2024)03-0409-13

# 基于 iFEM 和虚实结合的加筋板 应变场构建研究

陈国材<sup>1</sup>, 汪雪良<sup>1,2</sup>, 杨华伟<sup>1,2</sup>, 蒋镇涛<sup>1,2</sup>, 张涛<sup>1,2</sup>, 张正<sup>3</sup>  
(1. 中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082; 2. 深海技术科学太湖实验室, 江苏 无锡 214082;  
3. 武汉理工大学, 武汉 430070)

**摘要:** iFEM (inverse finite element method) 是目前进行结构应变场构建最有前景的方法之一, 其目的是在结构离散应变采集过程中, 以最少的实际测点获取满足精度要求的结构应变场。在一些局部区域应变数据不易采集时, 可尝试采用虚实结合的方式进行离散应变数据的采集。本文以船舶典型结构加筋板为例, 根据实测数据, 结合仿真模型, 依据 Xgboost 的测点回归方法, 基于 iFEM 技术依次计算实测、仿真和虚实结合三种方法的应变场重构精度, 分析误差原因。通过预测, 当 47 个物理测点时平均误差最低, 为 1.92%, 以虚实结合路径输入 15 个点和 21 个点时结果与验证点的误差均小于 3%, 验证了虚实结合快速补充缺失数据的应变场重构的方法操作性强、准确度高。

**关键词:** iFEM; 加筋板; 虚实结合方法; 应变场; Xgboost 回归方法

中图分类号: O342 文献标识码: A doi: 10.3969/j.issn.1007-7294.2024.03.009

## Strain field construction method of stiffened plate based on iFEM and virtual-real combination method

CHEN Guo-cai<sup>1</sup>, WANG Xue-liang<sup>1,2</sup>, YANG Hua-wei<sup>1,2</sup>, JIANG Zhen-tao<sup>1,2</sup>,  
ZHANG Tao<sup>1,2</sup>, ZHANG Zheng<sup>3</sup>

(1. China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China; 2. Taihu Laboratory of Deepsea Technological Science, Wuxi 214082, China; 3. Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China)

**Abstract:** At present, iFEM (inverse finite element method) is one of the most promising methods to construct a structural strain field. The purpose of this method is to obtain a structural strain field that meets the precision requirement with the least number of real measuring points in the process of discrete strain acquisition. However, when it is difficult to collect strain data in some local areas, discrete strain data can be collected by combining virtual and actual measuring points. In this paper, the stiffened plate of a typical ship structure was taken as an example, according to the measured data, combined with the simulation model and the measurement point regression method of Xgboost, the strain field reconstruction accuracies of the three methods of measurement, simulation and virtual and real combination were calculated based on the iFEM technology, and the causes of error were analyzed. The prediction results showed that the average error of 47 physi-

收稿日期: 2023-09-17

基金项目: 国家重点研发计划项目(2021YFC2802300)

作者简介: 陈国材(1998-), 男, 硕士研究生;

汪雪良(1977-), 男, 博士, 研究员, 通讯作者, E-mail:wangxl@cssrc.com.cn。

cal measurement points was the lowest, which was 1.92%. When 15 points and 21 points were input through the virtual-real combination path, the errors between the results and the verification points were all less than 3%, which verified that the strain field reconstruction method of virtual-real combination with a quick supplement of the missing data has strong operability and high accuracy.

**Key words:** iFEM; stiffened plate; virtual-real combination method; strain field; Xgboost regression method

## 0 引 言

船舶在长期服役过程中,遭受风、浪、流多种复杂载荷的作用,极易发生结构疲劳损伤,从而导致船体安全性能下降,通过船体监测系统能够感知船舶结构自身安全,实现对船舶结构健康状态的把握<sup>[1]</sup>。应变作为结构最常采集的物理量之一,同时也是评价船体结构健康状态的重要依据,通常以实际的离散应变测点为基础,开展对结构的全局应变场构建。目前,国内外比较成熟的应变场重构方法有模态法<sup>[2-4]</sup>、Ko 等人提出的位移理论<sup>[5-6]</sup>、人工智能<sup>[7]</sup>和 iFEM 法<sup>[8-9]</sup>等。模态法的核心思想是将结构变形视为各阶模态的线性组合,其重构精度受模态分析精度影响较大;Ko 的位移理论是基于挠度曲线推导的,所以只适用于重构单方向结构变形<sup>[10]</sup>;人工智能的方法主要基于人工神经网络模型,变形重构模型与被测物的材料属性、结构参数以及环境载荷的分布形式关联性弱,具有较强的通用性,但其重构位移的精确性严重依赖于训练网络时所使用载荷集的丰富性<sup>[11]</sup>;iFEM 通过构建实测应变值与理论值之间的最小二乘误差函数,结合形函数矩阵与几何矩阵,组装成结构全局应变场,iFEM 能摆脱传统重构方法的局限性,忽略结构的材料属性和受载荷情况,具有较高的工程应用前景。自 2003 年 Tessler<sup>[12]</sup>正式提出 iFEM 的概念和理论以来,国内外学者针对板、梁、壳等结构开展了深入研究,并在机翼、船体等结构健康监测,复合材料变形场重构等领域进一步验证了 iFEM 的鲁棒性和可行性<sup>[13-14]</sup>。

重构方法的精度通常正相关于应变传感器布置数量,但是实际工程应用中无法通过布置大量传感器来提升应变场的重构精度,主要有以下原因:一是特殊位置不满足工程施工条件,如结构角隅处等;二是传感器数量的增加,将造成系统成本的上升和可靠性的下降。

面对重构精度提升与降低传感器数量的矛盾,本文提出以虚拟应变传感器和物理传感器虚实结合的应变采集方法。所谓虚拟应变传感器,是指利用数值分析方法给出结构目标位置在不同受载条件下的应变响应,以替代物理应变传感器的技术手段。在 iFEM 技术框架下,通过对船舶结构的典型组成单元加筋板布置虚拟应变传感器进行应变场重构,可突破少量物理测点难以实现应变场重构的困境,为全船结构应变场重构提供有效方法。

## 1 船舶加筋板应变场重构理论框架

在 iFEM 技术框架下的应变场构建流程可概括为“两支一主”,“两支”为根据逆壳单元构建单元理论应变和根据物理模型采集的实测应变,“一主”则是构建关于单元节点位移的最小二乘误差函数,对误差函数求极值后,求得单元节点位移,再结合单元几何矩阵组装总体矩阵得到应变场,简化求解流程,如图 1 所示。

为了适应不同的结构形式和物理模型,需要构建不同的逆向单元,由于加筋板模型是应变呈

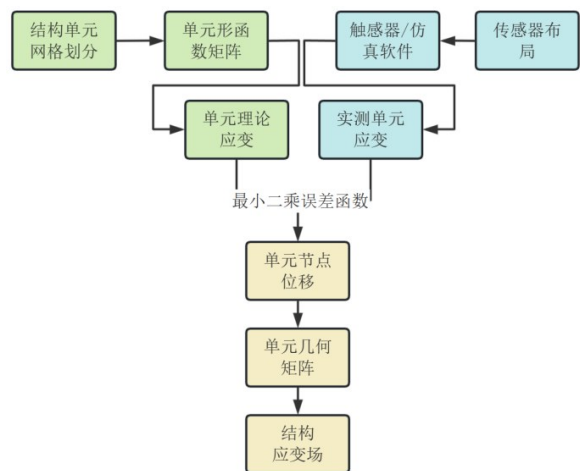


图 1 iFEM 求解流程

Fig.1 Solution process of iFEM

线性变化的板壳结构,并考虑剪切变形对结构的影响,故采用 iQS4 作为逆壳单元和 Mindlin 板理论进行应变场重构<sup>[15]</sup>。如图 2 所示建立一个板单元的局部坐标系  $(x, y, z)$ , 坐标原点位于板单元的中性面形心处。 $u, v$  和  $w$  分别是该局部坐标系下  $x, y$  和  $z$  方向的位移,  $\theta_x, \theta_y$  和  $\theta_z$  分别为绕  $x, y$  和  $z$  轴方向的转角。单元厚度为  $2h$ , 点 1、2、3、4 分别为单元的 4 个节点。

$$\begin{cases} u = u_0 + z\theta_{y_0} \\ v = v_0 - z\theta_{x_0} \\ w = w_0 \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $u_0, v_0$  和  $w_0$  分别表示节点在  $x, y, z$  方向上的位移;  $\theta_{x_0}$  和  $\theta_{y_0}$  表示中线面上一点绕  $x$  轴和  $y$  轴方向旋转的角度, 其中  $z$  方向的位移  $w$  沿板厚方向基本不变,  $z \in [-h, +h]$ 。

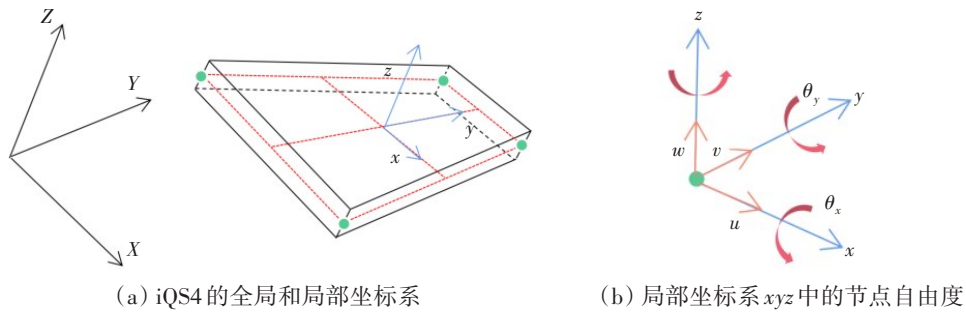


图2 四节点逆壳单元 iQS4

Fig.2 Four-node inverse shell unit iQS4

根据求解流程及有限元理论, 四节点单元的形函数如式(2), 单元的每个节点可表示为式(3):

$$N_i = \frac{1}{4} (1 + x_i x)(1 - y_i y), \quad i = 1, 2, 3, 4 \quad (2)$$

$$\mathbf{u}_i^e = [u_i \quad v_i \quad w_i \quad \theta_{xi} \quad \theta_{yi} \quad \theta_{zi}]^T, \quad i = 1, 2, 3, 4 \quad (3)$$

则四节点单元位移矩阵可表示为

$$\mathbf{u}^e = [u_1 \quad u_2 \quad u_3 \quad u_4]^T \quad (4)$$

根据线弹性理论, 加筋板结构某单元的理论应变可大致分为面内的拉压应变  $\mathbf{e}(\mathbf{u}^e)$ 、弯曲应变  $\mathbf{k}(\mathbf{u}^e)$ 、剪切应变  $\mathbf{s}(\mathbf{u}^e)$  的线性组合, 分别如式(5)~(7)所示。

$$\mathbf{e}(\mathbf{u}^e) = \begin{Bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ e_3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (5)$$

$$\mathbf{k}(\mathbf{u}^e) = \begin{Bmatrix} k_1 \\ k_2 \\ k_3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial \theta_y}{\partial x} \\ \frac{\partial \theta_x}{\partial y} \\ \frac{\partial \theta_x}{\partial x} + \frac{\partial \theta_y}{\partial y} \end{Bmatrix} \quad (6)$$

$$\mathbf{s}(\mathbf{u}^e) = \begin{Bmatrix} s_1 \\ s_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial w}{\partial x} + \theta_y \\ \frac{\partial w}{\partial y} - \theta_x \end{Bmatrix} \quad (7)$$

另外,可通过形函数的偏导数矩阵建立起理论应变与单元节点位移矩阵的关系,即加筋板结构的表面应变  $\boldsymbol{\varepsilon}_b$  可以用四节点逆壳单元形函数的偏导数矩阵  $\mathbf{B}^m$ 、 $\mathbf{B}^k$  与单元节点位移矩阵  $\mathbf{u}^e$  表示为

$$\boldsymbol{\varepsilon}_b = \mathbf{e}(\mathbf{u}^e) + z\mathbf{k}(\mathbf{u}^e) = \mathbf{B}^m\mathbf{u}^e + z\mathbf{B}^k\mathbf{u}^e \tag{8}$$

同样,横向剪切应变  $\boldsymbol{\varepsilon}_s$  也可以表示为四节点逆壳单元形函数的偏导数矩阵  $\mathbf{B}^s$  与单元节点位移矩阵  $\mathbf{u}^e$  的乘积,

$$\boldsymbol{\varepsilon}_s = \mathbf{s}(\mathbf{u}^e) = \mathbf{B}^s\mathbf{u}^e \tag{9}$$

形函数偏导矩阵  $\mathbf{B}^m$ 、 $\mathbf{B}^k$ 、 $\mathbf{B}^s$  的详细计算过程及原理见文献[8]。

如图 3 所示,利用应变传感器测量加筋板上下表面的应变,测得上表面应变为  $(\boldsymbol{\varepsilon}_{xx}^+, \boldsymbol{\varepsilon}_{yy}^+, s_{xy}^+)_j$ , 下表面应变为  $(\boldsymbol{\varepsilon}_{xx}^-, \boldsymbol{\varepsilon}_{yy}^-, s_{xy}^-)_j$ , 其中  $j = 1, 2, 3 \dots n$ ,  $n$  为单元内应变传感器个数,“+”、“-”分别表示结构上、下表面,  $2h$  为加筋板的板厚,可通过式(10)、(11)得到上、下表面实测应变:

$$\mathbf{e}_j^c = \frac{1}{2} (\boldsymbol{\varepsilon}_j^+ + \boldsymbol{\varepsilon}_j^-) \quad j = 1, 2, 3 \dots n \tag{10}$$

$$\mathbf{k}_j^c = \frac{1}{2h} (\boldsymbol{\varepsilon}_j^+ - \boldsymbol{\varepsilon}_j^-) \quad j = 1, 2, 3 \dots n \tag{11}$$

式中,  $\boldsymbol{\varepsilon}_j^+ = [\boldsymbol{\varepsilon}_{xx}^+ \quad \boldsymbol{\varepsilon}_{yy}^+ \quad s_{xy}^+]_j^T$ ,  $\boldsymbol{\varepsilon}_j^- = [\boldsymbol{\varepsilon}_{xx}^- \quad \boldsymbol{\varepsilon}_{yy}^- \quad s_{xy}^-]_j^T$ , 上标

$c$  表示试验测得的离散应变,  $\mathbf{e}_j^c$  表示试验过程中板中性面的拉压应变,  $\mathbf{k}_j^c$  为板中性面的弯曲应变, 而剪切应变  $s_j^c$  相对于拉压应变  $\mathbf{e}_j^c$  数值较小, 在测量过程中先予以忽略不计, 在后续计算中通过比例关系来确定, 以简化计算过程。

构建实测应变与理论应变之间的最小二乘误差函数, 然后求误差函数对单元节点位移的偏导, 当误差函数为 0 时, 取得理论上该单元各节点的位移值, 并认为此时的单元各节点位移分布对应此时实测应变状态下的实际位移分布。

$$\varphi_e(\mathbf{u}^e) = w_e \|\mathbf{e}(\mathbf{u}^e) - \mathbf{e}^c\|^2 + w_k \|\mathbf{k}(\mathbf{u}^e) - \mathbf{k}^c\|^2 + w_s \|\mathbf{s}(\mathbf{u}^e) - \mathbf{s}^c\|^2 \tag{12}$$

式中,  $\mathbf{e}(\mathbf{u}^e)$ 、 $\mathbf{k}(\mathbf{u}^e)$ 、 $\mathbf{s}(\mathbf{u}^e)$  是由中性面位移场表示的单元理论拉压、弯曲、剪切应变;  $\mathbf{e}^c$ 、 $\mathbf{k}^c$ 、 $\mathbf{s}^c$  是通过仿真试验或者应变片测量得到表面应变信息推导得到的中性面的拉压、弯曲、剪切应变;  $w_e$ 、 $w_k$ 、 $w_s$  为无量纲加权系数, 与各截面应变相关, 控制着理论中性面应变与实际中性面应变的强弱关系。如果通过应变片或者光纤光栅测量的表面应变信息, 可以得到所有单元的中性面应变  $\mathbf{e}^c$ 、 $\mathbf{k}^c$  和  $\mathbf{s}^c$ , 那么加权系数可取  $w_e=w_k=w_s=1$ , 对于缺失实际中性面应变的情况, 如上述中的剪切应变, 可以通过调整对应的系数来控制结果的精度以及合理性<sup>[10, 16]</sup>。经过对加筋板某板构造及材质的综合分析, 取  $w_s=\lambda=10^{-3}$ , 其中  $0 < \lambda \leq 1$ ,  $\lambda$  为罚参数<sup>[16]</sup>。

$$\|\mathbf{e}(\mathbf{u}^e) - \mathbf{e}^c\|^2 = \frac{1}{n} \iint_{A^e} \sum_{i=1}^n (\mathbf{e}(\mathbf{u}^e)_i - \mathbf{e}_i^c)^2 dx dy \tag{13}$$

$$\|\mathbf{k}(\mathbf{u}^e) - \mathbf{k}^c\|^2 = \frac{(2h)^2}{n} \iint_{A^e} \sum_{i=1}^n (\mathbf{k}(\mathbf{u}^e)_i - \mathbf{k}_i^c)^2 dx dy \tag{14}$$

$$\|\mathbf{s}(\mathbf{u}^e) - \mathbf{s}^c\|^2 = \frac{1}{n} \iint_{A^e} \sum_{i=1}^n (\mathbf{s}(\mathbf{u}^e)_i - \mathbf{s}_i^c)^2 dx dy \tag{15}$$

式中,  $A^e$  是板单元内的面积,  $n$  为单元内传感器的数量。

对误差函数  $\varphi_e(\mathbf{u}^e)$  求关于位移向量  $\mathbf{u}^e$  的偏导, 并令偏导等于零, 求得误差函数  $\varphi_e(\mathbf{u}^e)$  的极小值。

$$\frac{\partial \varphi_e(\mathbf{u}^e)}{\partial \mathbf{u}^e} = \mathbf{k}^e \mathbf{u}^e - \mathbf{f}^e = 0 \tag{16}$$

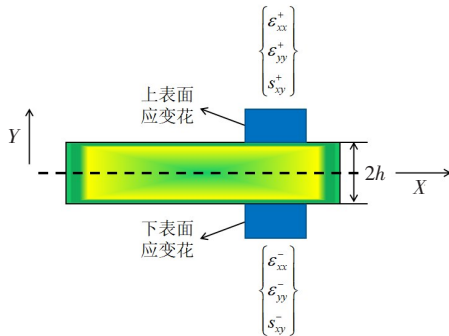


图 3 通过 iQS4 内的应变花测量的离散表面应变  
Fig.3 Discrete surface strain measured by strain flower in iQS4 element

整理上式可得

$$\mathbf{k}^e \mathbf{u}^e = \mathbf{f}^e \quad (17)$$

与有限单元法的单元刚度方程类似, 式中:  $\mathbf{k}^e$  为单元刚度矩阵,  $\mathbf{f}^e$  为单元载荷矩阵。

矩阵  $\mathbf{k}^e$  由矩阵  $\mathbf{B}^m$ 、 $\mathbf{B}^k$ 、 $\mathbf{B}^s$  及其对应的加权系数  $w_e$ 、 $w_k$ 、 $w_s$  确定, 由于  $w_e=w_k=1$ ,  $w_s=\lambda=10^{-3}$ , 具体形式如下:

$$\mathbf{k}^e = \iint_{A^e} [(\mathbf{B}^m)^T \mathbf{B}^m + (2h)^2 (\mathbf{B}^k)^T (\mathbf{B}^k) + \lambda (\mathbf{B}^s)^T (\mathbf{B}^s)] dx dy \quad (18)$$

矩阵  $\mathbf{f}^e$  与矩阵  $\mathbf{B}^m$ 、 $\mathbf{B}^k$ 、 $\mathbf{B}^s$  及其对应的加权系数  $w_e$ 、 $w_k$ 、 $w_s$  以及应变传感器数量  $n$ 、单元板厚  $h$  有关, 由于  $w_e=w_k=1$ ,  $w_s=\lambda=10^{-3}$ , 具体形式如下:

$$\mathbf{f}^e = \frac{1}{n} \iint_{A^e} [(\mathbf{B}^m)^T \mathbf{e}_i^e + (2h)^2 (\mathbf{B}^k)^T \mathbf{k}_i^e + \lambda (\mathbf{B}^s)^T \mathbf{s}_i^e] dx dy \quad (19)$$

组装单元矩阵构建整体矩阵, 通过坐标变换矩阵, 可将单元在局部坐标系下的刚度矩阵方程转化为在全局坐标系下的刚度矩阵方程, 进而将离散结构的刚度矩阵方程进行整合, 得到总体结构的总体刚度矩阵方程, 此过程类似于有限元思想<sup>[14]</sup>。

$$\mathbf{K} \mathbf{U} = \mathbf{F} \quad (20)$$

具体求法与形式如下:

$$\mathbf{K} = \sum_{e=1}^{n_{el}} (\mathbf{T}^e)^T \mathbf{k}^e \mathbf{T}^e \quad (21)$$

$$\mathbf{F} = \sum_{e=1}^{n_{el}} (\mathbf{T}^e)^T \mathbf{f}^e \quad (22)$$

$$\mathbf{U} = \sum_{e=1}^{n_{el}} (\mathbf{T}^e)^T \mathbf{u}^e \quad (23)$$

式中,  $\mathbf{K}$  是总体刚度矩阵, 与结构离散的单元位置和数量有关,  $n_{el}$  是结构离散的单元数量;  $\mathbf{U}$  是总体结构位移向量;  $\mathbf{F}$  是总体载荷矩阵, 与结构离散的单元中面应变有关;  $\mathbf{T}^e$  为坐标转换矩阵。而  $\mathbf{k}$  矩阵是一个对称矩阵, 与应变测量值无关, 与应变测量点所在逆向单元的单元节点位置和应变测量点位置有关, 再结合单元边界条件, 系数矩阵  $\mathbf{k}$  将简化为一个正定矩阵, 求逆后可得到单元节点的全局位移  $\mathbf{U}$ 。

在忽略板单元的剪切变形的情况下, 利用单元的形函数偏导数矩阵与单元节点位移矩阵, 加筋板结构表面应变可表示为

$$\boldsymbol{\varepsilon}_b = \mathbf{e}(\mathbf{u}^e) + \mathbf{z} \mathbf{k}(\mathbf{u}^e) = \mathbf{B}^m \mathbf{u}^e + \mathbf{z} \mathbf{B}^k \mathbf{u}^e = (\mathbf{B}^m + \mathbf{z} \mathbf{B}^k) \mathbf{u}^e \quad (24)$$

如计入板单元的结构剪切应变, 可根据剪切应变与拉压应变的关系, 合理取罚参数  $\lambda$ , 得到

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{e}(\mathbf{u}^e) + \mathbf{z} \mathbf{k}(\mathbf{u}^e) + \lambda \mathbf{e}(\mathbf{u}^e) = \mathbf{B}^m \mathbf{u}^e + \mathbf{z} \mathbf{B}^k \mathbf{u}^e + \mathbf{B}^s \mathbf{u}^e = (\mathbf{B}^m + \mathbf{z} \mathbf{B}^k + \mathbf{B}^s) \mathbf{u}^e \quad (25)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}(x, y) = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = [\partial] \mathbf{u} = [\partial] \mathbf{N} \mathbf{q}^e = \mathbf{B} \mathbf{q}^e \quad (26)$$

同样可以经过对离散应变单元的组装后得到全局应变  $\boldsymbol{\varepsilon}$ 。

## 2 模型分析与试验

### 2.1 加筋板几何参数和材料属性

加筋板作为船体结构中的主要构件, 在保证船体结构强度和刚度的情况下可大幅减轻钢材用量。本文中加筋板模型采用低温船用钢设计, 板面以下为“九纵四横”结构, 即9根纵骨, 4根横梁, 板面以

上布置肋板(如图4所示)。详细尺寸及材料属性见表1。

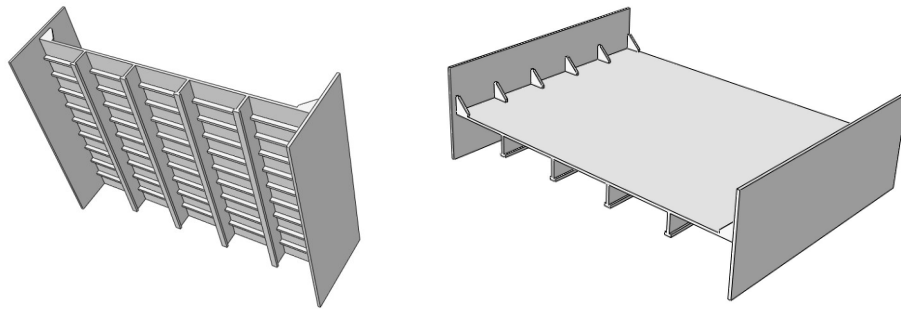


图4 加筋板模型

Fig.4 Stiffened plate model

表 1 加筋板几何参数和材料属性

Tab.1 Geometric parameters and material properties of stiffened plates

| 构件  | 长/mm | 宽/mm        | 厚/mm | 弹性模量/GPa | 泊松比 | 数量 |
|-----|------|-------------|------|----------|-----|----|
| 板   | 1200 | 900         | 10   | 205      | 0.3 | 1  |
| 纵骨  | 1200 | 28          | 10   | 205      | 0.3 | 9  |
| 横梁  |      | 78×24×10×10 |      | 205      | 0.3 | 4  |
| 肋板  |      | 60×60,C50   |      | 205      | 0.3 | 12 |
| 固定边 | 920  | 350         | 20   | 205      | 0.3 | 2  |

2.2 数值仿真

加筋板以 Abaqus 有限元软件进行建模,板、肋板、固定边采用壳单元建模,纵骨横梁采用梁单元建模,共有 23 518 个单元、71 002 个节点,单元均为四边形单元,即为逆壳单元 iQS4(如图5所示)。

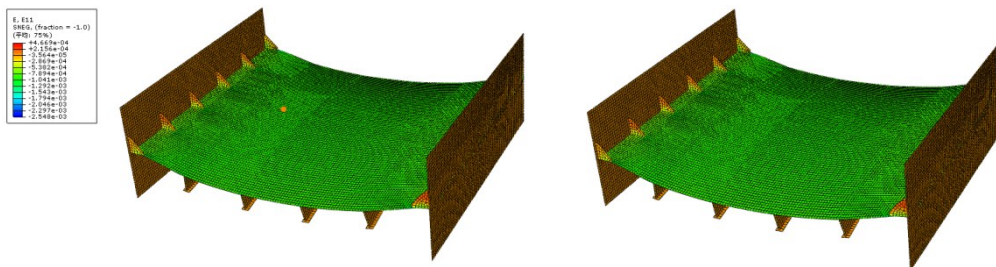


图5 加筋板有限元模型

Fig.5 Finite element model of stiffened plate

为了模拟船舶甲板发生中垂时船舶甲板的载荷响应,试验时采用一端固定,一端加载,固定端边界条件为  $U_1=U_2=U_3=UR_1=UR_2=UR_3=0$ ,加载端边界条件为  $U_2=U_3=UR_1=UR_2=UR_3=0$ ,如图6所示。

2.3 模型试验研究

加筋板模型充分考虑了船舶上层甲板建筑物及工程实际,在加筋板边缘布置传感器,以模拟船舶左右舷甲板列板。试验共布置 6 个单向应变片、3 个电阻传感器和 3 个光纤传感器,本文内容仅用到 6 个单向应变片,E1、A1、E3、A2距最近的固定边 15 cm,E2、E4位于加筋板长度方向的对称线上,所有测点均距加筋板边缘 2 cm,加筋板试验模型如图7所示。

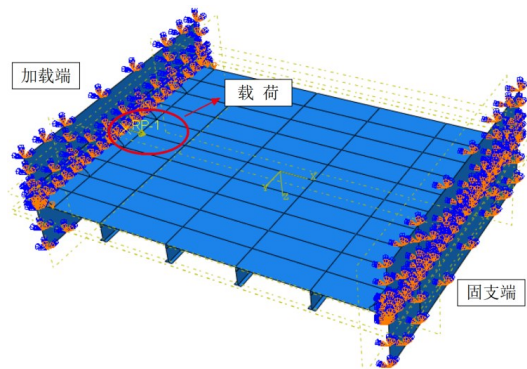


图6 加筋板加载示意图

Fig.6 Schematic diagram of stiffened plate loading

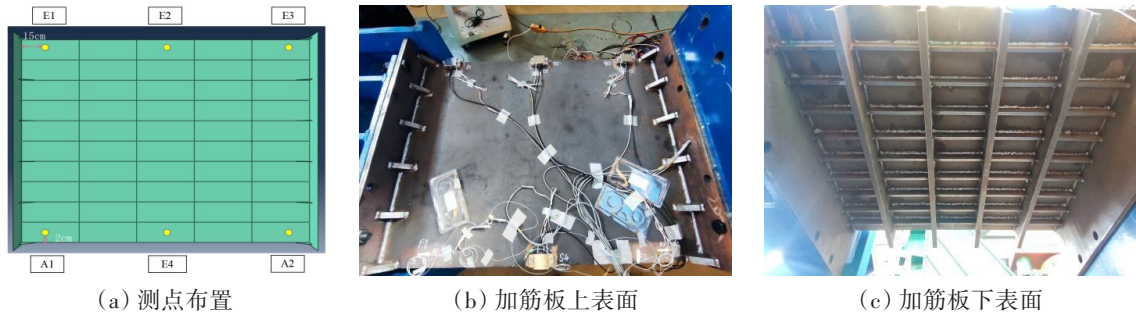


图7 加筋板模型试验

Fig.7 Stiffened plate model test

试验过程中,不可避免地存在应变片粘贴位置不够精确、粘贴工艺不完全相同等状况。以应变片粘贴最终位置为准,在有限元模型中选取相对应位置的单元,使数值仿真与试验保持一致,如图8所示。实测点与有限元单元号对应表如表2所示。

表2 实测点与单元号对应表

Tab.2 Measuring points and corresponding unit numbers

| 实测点 | 单元号   | 实测点 | 单元号   |
|-----|-------|-----|-------|
| E1  | 22404 | E4  | 17732 |
| A1  | 95    | E3  | 1858  |
| E2  | 16154 | A2  | 12700 |

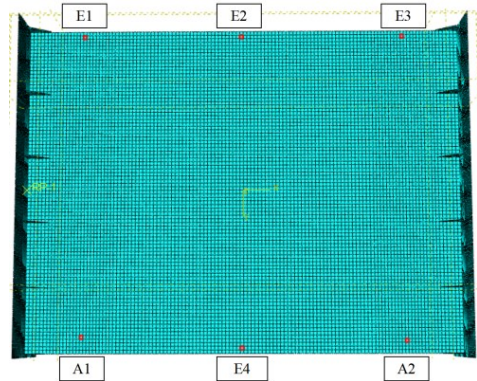


图8 加筋板测点布置示意图

Fig.8 Schematic diagram of measuring point arrangement of stiffened plate

试验过程中,先以 100 kN 为阶梯加载至 1400 kN 后,再以 200 kN 为阶梯加载至 2000 kN,如此加载重复两次,应变数据基本吻合,工况如表3所示。

表3 加筋板加载工况

Tab.3 Loading condition of stiffened plate

| 加载类型 | 载荷大小/kN                                      | 重复次数 |
|------|--|------|
| 轴向压缩 | 0, 100, 200, 300, ..., 1400, 1600, ..., 2000 | 2    |

由于物理测点有限,基于有限测点难以开展高精度应变场重构工作,针对以上困境开展了 Xg-boost 和虚实结合两种数据补充方法的研究。

### 3 实测数据分析与处理

将相同位置应变值的实测结果与仿真结果进行对比,并作误差曲线,如图9所示。E1点误差较大,其它测点趋势相同,6个测点均随着载荷增大,误差逐渐减小。E2点实测值和仿真值最为接近,除起始工况外,其它工况误差值保持在 1.5%~6.7% 之间。A1点和E1点、E2点和E4点、A2点和E3点两两形成对照,实测值均有一定差异。另外,实测应变初始值基本不为零,原因有以下几点:一是加筋板在加工过程中存在焊缝不均匀,板内存有内应力等;二是加载过程存在载荷分布不均匀,导致对应点应变值偏差;三是施工工艺不稳定或存在零点漂移,当载荷为零时,5个测点出现非零值;四是环境因素,试验室中的温度变化,其它机械振动等因素也会对应变采集系统产生影响<sup>[17]</sup>。综合实测数据分析,试验值和仿真值数据较为接近,此次试验仿真值具有较高参考价值。

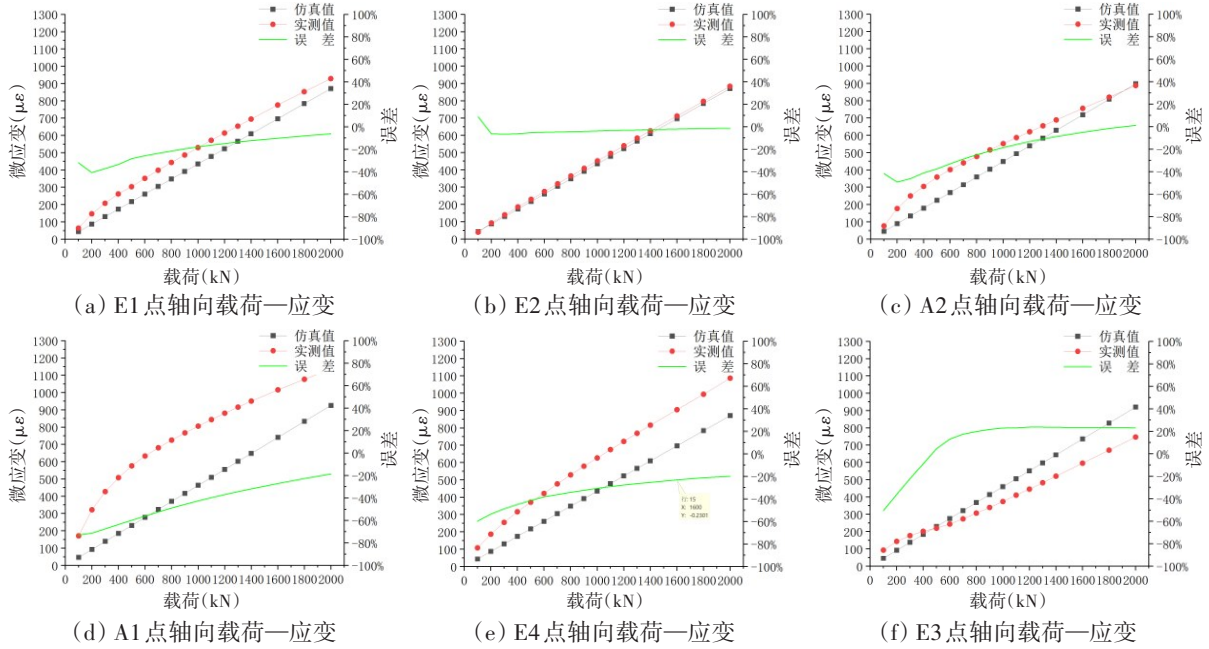


图 9 加筋板试验、仿真载荷-轴向应变图

Fig.9 Test and simulation load-axial strain diagram of stiffened plate

### 4 虚实结合思路及验证研究

由于此次轴向压缩最大加载为 2000 kN,轴向应变值最大,此工况下最接近结构的破坏状态,且具有较高的工程研究意义,故对该载荷作用下的轴向应变场进行重构研究,对 6 个测点位置分析后,分为 4 个反演点、2 个验证点,如表 4 所示。

将板面按照物理区域划分为反演点区域和验证点区域,两者沿加筋板板面对角线对称,反演点区域包含 4 个反演点,验证点区域包含 2 个验证点,如图 10 所示。

基于 iFEM 框架,用实测点、虚拟点、虚实结合点三种路径分别对加筋板进行应变场构建,并用 E1 点、E2 点进行精度验证,由于 iFEM 法需要测点上下表面的三向应变,其它方向应变由仿真中的虚拟应变传感器提供补充数据,流程如图 11 所示。在实测点反演路径中,仅使用 4 个反演点进行应变场构

表 4 测点分类

Tab.4 Classification of measuring points

| 反演点            | 验证点    |
|----------------|--------|
| E3, A1, E4, A2 | E1, E2 |

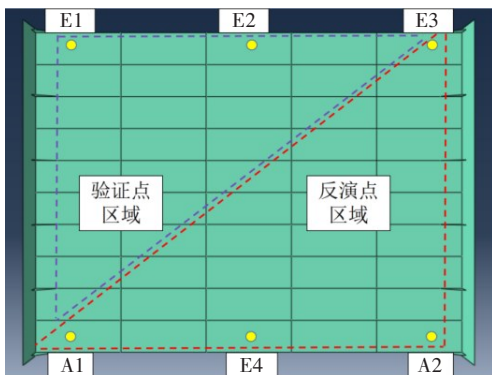


图 10 反演点、实测点分布图

Fig.10 Distribution of inversion points and measured points

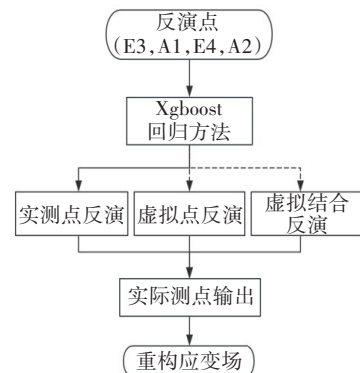


图 11 虚实结合方法验证路径

Fig.11 Verification path of virtual-real combination method

建,另外采用 Xgboost 的回归方法对实测点进行补充,验证并对比三种方法的精度。在虚拟点反演路径中,使用有限元仿真值进行反演,在虚实结合路径中,以4个实测点补充部分虚拟点再进行反演并构建加筋板应变场。

4.1 15个重构点

以15个测点为输入( $I$ ),iFEM 重构值( $O$ )与输入的轴向应变误差曲线如图12所示,实测、虚拟、虚实结合3种路径的平均误差( $\delta$ )分别为1.82%、1.09%和1.8%,验证点E1和E2的相对误差见表5。

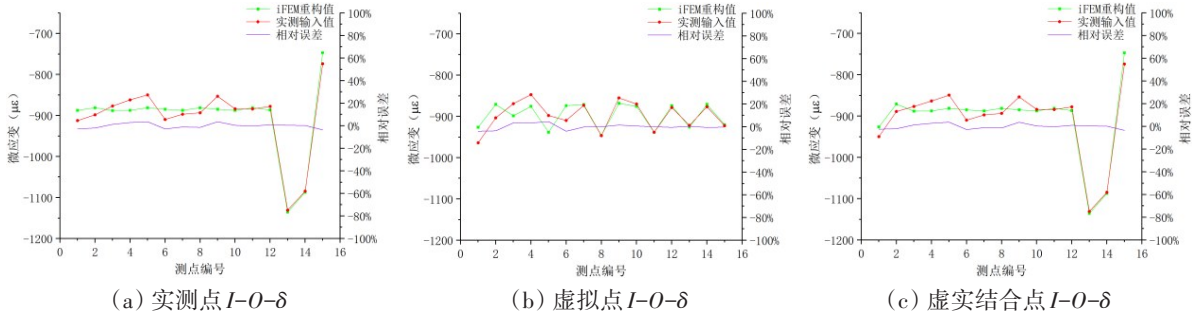


图12 15个点  $I-O-\delta$  图

Fig.12  $I-O-\delta$  of 15 points

表5 15个重构点相对误差

Tab.5 Relative errors of 15 reconstruction points

| 构建路径 | 输入点数量 | 验证点 | 相对误差   |
|------|-------|-----|--------|
| 实测   | 15点   | E1  | -4.48% |
|      |       | E2  | -0.32% |
| 虚拟   | 15点   | E1  | 3.76%  |
|      |       | E2  | 2.1%   |
| 虚实结合 | 15点   | E1  | 2.23%  |
|      |       | E2  | 0.56%  |

依据实测点、虚拟点、虚实结合点3种路径构建实测应变场和重构应变场,如图13所示,图中(a)、(b)、(c)分别为3种路径构建的实测应变场,(d)、(e)、(f)分别为3种路径的重构应变场。

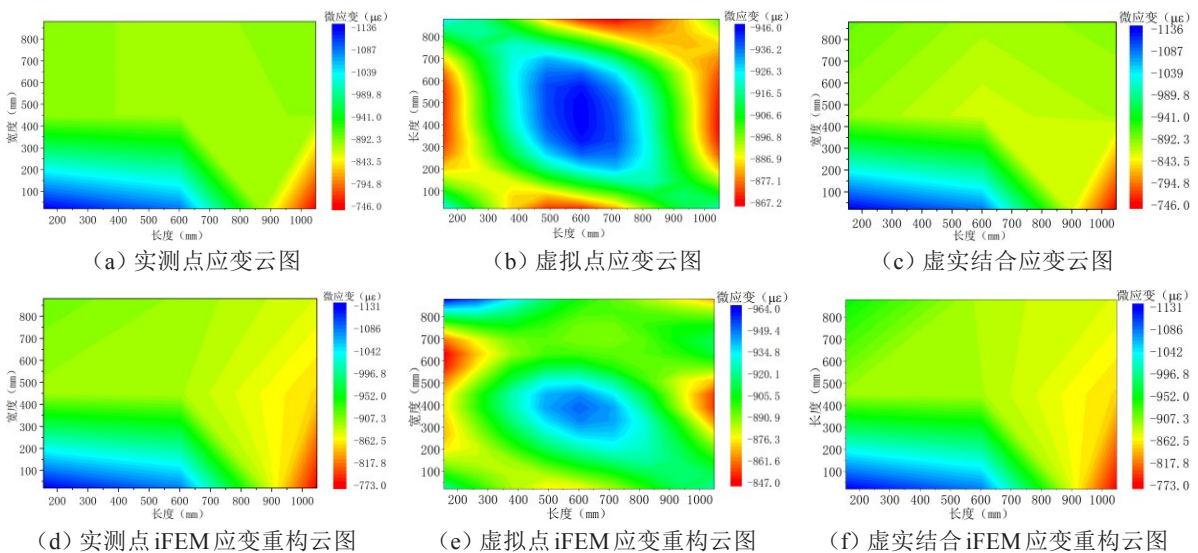


图13 15个点应变云图及 iFEM 应变重构云图

Fig.13 Strain nephogram and iFEM strain reconstruction nephogram of 15 points

4.2 21 个重构点

以 21 个测点为输入, iFEM 重构值与输入的轴向应变误差曲线如图 14 所示, 实测、虚拟、虚实结合 3 种路径的平均误差( $\delta$ )分别为 0.47%、2.1% 和 2.11%, 验证点 E1 和 E2 的相对误差见表 6。

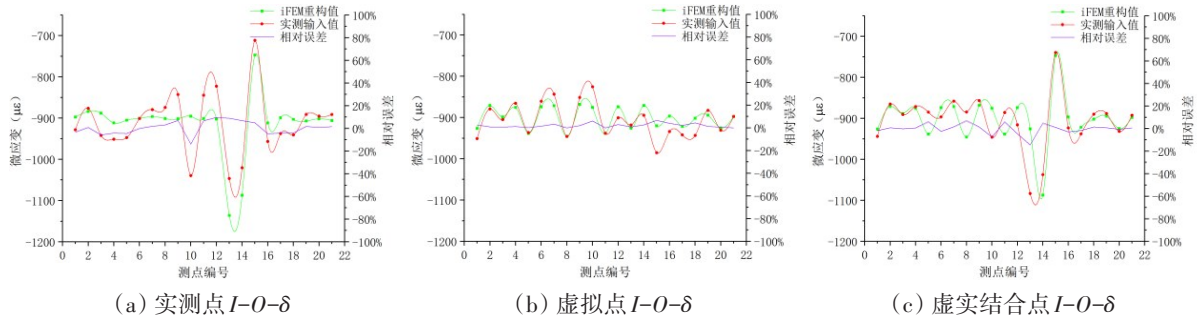


图 14 21 个点 I-O- $\delta$  图

Fig.14 I-O- $\delta$  diagram of 21 points

表 6 21 个重构点相对误差

Tab.6 Relative errors of 21 reconstruction points

| 构建路径 | 输入点数量 | 验证点 | 相对误差   |
|------|-------|-----|--------|
| 实测   | 21 点  | E1  | -0.08% |
|      |       | E2  | -0.88% |
| 虚拟   | 21 点  | E1  | 2.37%  |
|      |       | E2  | -0.56% |
| 虚实结合 | 21 点  | E1  | 1.62%  |
|      |       | E2  | -2.13% |

依据实测点、虚拟点、虚实结合点 3 种路径构建实测应变场和重构应变场, 如图 15 所示, 图中(a)、(b)、(c)分别为 3 种路径构建的实测应变场, (d)、(e)、(f)分别为 3 种路径的重构应变场。

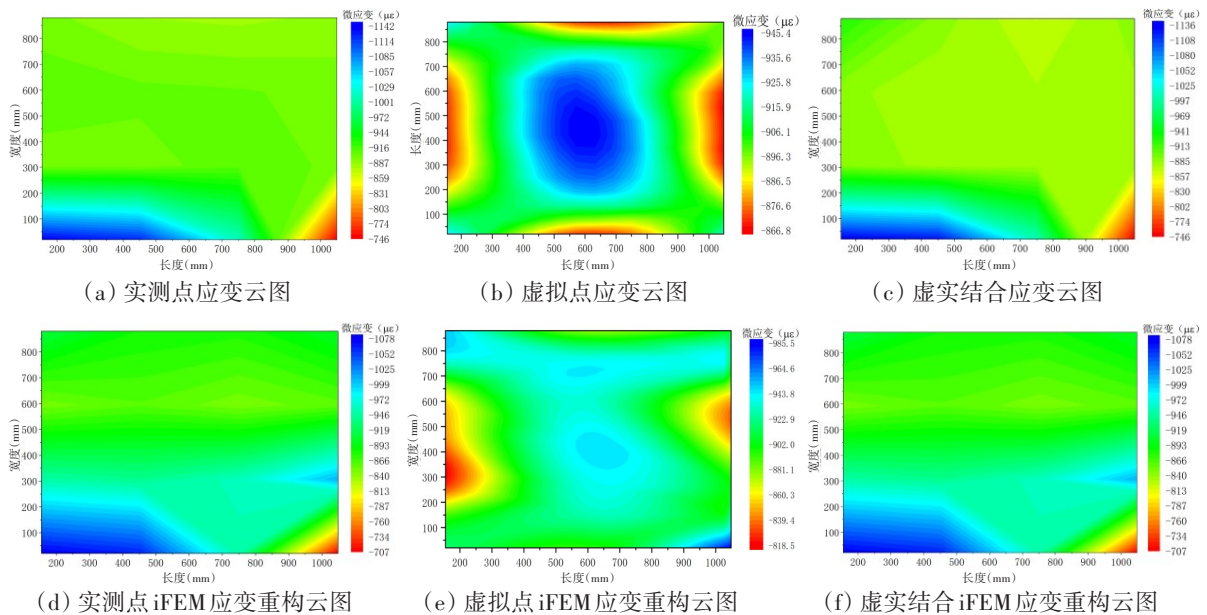


图 15 21 个点应变云图及 iFEM 应变重构云图

Fig.15 Strain nephogram and iFEM strain reconstruction nephogram of 21 points

### 5 应变场构建精度影响因素评估

应变场构建精度的影响因素诸多,有可定量分析因素,如输入点的真实度和数量等,有可定性分析因素,如模型加工工艺、试验加载方式、数据采集技术、环境因素等<sup>[18]</sup>。通过改变定量物理因素和完善优化相关的定性因素可以更好地评估应变场重构精度。

#### 5.1 Xgboost 回归方法分析

Xgboost(extreme gradient boosting)方法的原理是建立一个新的决策树模型,该模型正在学习一个新的函数来拟合上次迭代预测的残差。将所有二分树模型的回归值相加,得到最终的回归结果(如图16所示)。本研究中,通过设置二分树的最大深度来限制收敛准则。

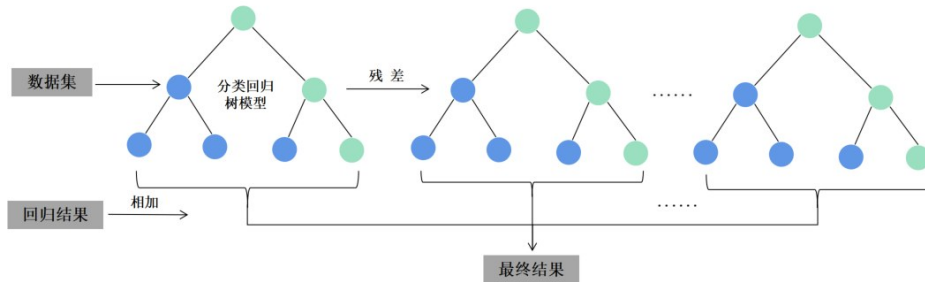


图16 Xgboost 回归法

Fig.16 Xgboost regression method

Xgboost 预测残差的目标函数由损失函数和正则化项组成,正则化项为

$$L = \sum_i l(y_i, \hat{y}_i) + \sum_k \Omega(f_k) = \sum_{i=1}^N l(y_i, \hat{y}_i^{(t-1)} + f_t(x_i)) + \Omega(f_t) \tag{27}$$

式中, $l(y_i, \hat{y}_i)$ 为损失函数, $\Omega(f_k)$ 为正则化项, $y_i$ 为样本, $\hat{y}_i$ 为 $y_i$ 的预测结果,在本研究中,损失函数为线性函数,如式(28)所示:

$$l(y_i, \hat{y}_i) = MSE(y_i, \hat{y}_i) \tag{28}$$

在 Xgboost 回归方法中,随机选取 16、21、30、40、41、...、48、49、50 个点应变数据,依次放入 200 kN 数据库中,以仿真值为基准,插值 21 个点的应变。图 17 为轴向应变在各次插值中的吻合度曲线,在数据库中,有 47 个点时对应的插值结果与仿真值误差最小,最小误差为 1.92%;当测点超过 47 个点时其误差再次变大,出现过拟合现象。

在此次加筋板模型中, Xgboost 回归方法以仿真与实测值相互补充建立数据库,同样基于此方法,在模型试验时随机物理测点为 47 个时,插值误差最小,为 1.92%,应变场重构结果最佳。数据量丰盈度与插值精度曲线如图 18 所示。

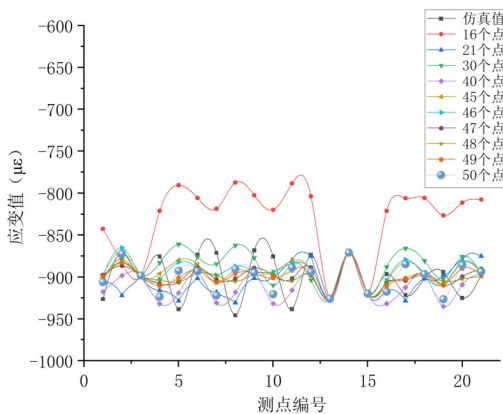


图17 轴向应变吻合度曲线

Fig.17 Coincidence cure of axial strain data

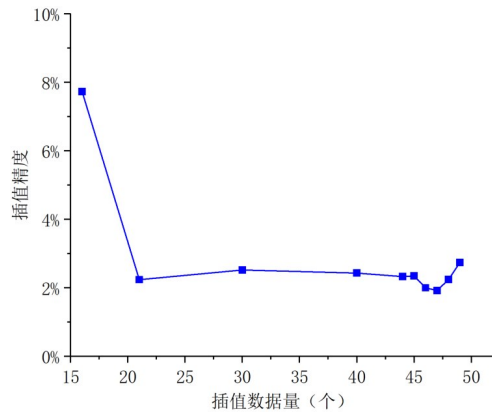


图18 数据量丰盈度与插值精度曲线

Fig.18 Curve of data abundance and interpolation accuracy

## 5.2 测点数量分析

对此模型 9、15、21 个测点的情况分别进行了分析研究。通过虚实结合路径,以 9 个测点构建的结果与验证点 E1、E2 的相对误差分别为 -2.68%、-4.50%,由于轴向单元划分区域大,且模型边界复杂,重构应变场与实际应变场差距大,本文未做详细分析。以 15 个测点构建的结果与验证点 E1、E2 误差分别为 2.23%、0.56%。以 21 个测点构建的结果,与 E1、E2 验证点误差则分别为 1.62%、-2.13%。实测和虚拟路径的重构相对误差如表 7 所示。

表 7 验证点相对误差  
Tab.7 Relative errors of verification points

| 构建路径 | 验证点 | 输入点数量 | 相对误差   | 输入点数量 | 相对误差   | 输入点数量 | 相对误差   |
|------|-----|-------|--------|-------|--------|-------|--------|
| 实测   | E1  | 9 点   | -7.99% | 15 点  | -4.48% | 21 点  | -0.08% |
|      | E2  | 9 点   | -4.00% | 15 点  | -0.32% | 21 点  | -0.88% |
| 虚拟   | E1  | 9 点   | -2.68% | 15 点  | 3.76%  | 21 点  | 2.37%  |
|      | E2  | 9 点   | -4.44% | 15 点  | 2.21%  | 21 点  | -0.56% |
| 虚实结合 | E1  | 9 点   | -2.68% | 15 点  | 2.23%  | 21 点  | 1.62%  |
|      | E2  | 9 点   | -4.50% | 15 点  | 0.56%  | 21 点  | -2.13% |

由表可见,虚实结合路径中以 15 个点和 21 个点为输入时,其结果与验证点的误差均小于 3%。根据应变场重构结果图 12 和图 14,测点为 21 个点时通过虚实结合路径构建的应变场与实测值构建的应变场更为吻合。

## 6 结 论

本文基于 iFEM 框架以船舶典型结构加筋板为研究对象,在其边缘布置传感器,融入虚实结合思想并结合 Xgboost 回归方法,通过对加筋板模型的数值仿真和加载试验,解决了同步提升重构精度与降低物理传感器数量的工程难点,并对试验过程中可能造成重构应变场精度的因素进行了分析。通过研究得出以下结论:

(1) Xgboost 回归方法对于补充实测点具有较高的精确性和实用性,在此模型中,通过预测,当物理测点达到 30 个时插值结果的平均误差降到 2.25%,物理测点达到 47 个时平均误差最低,为 1.92%。

(2) 通过虚实结合路径快速补充缺失数据的应变场重构结果操作性强、准确度高,以 15 个点和 21 个点为输入时结果与验证点的误差均小于 3%。

(3) 本文针对加筋板结构提供了一套完整的应变场重构方案,对于相似的板架结构具有一定的参考价值,同时虚实结合路径的验证也为工程应用提供了有效支撑。

## 参 考 文 献:

- [1] 汪雪良,朱全华,张 涛,等. 船舶结构监测技术研究进展[J]. 船舶力学, 2022, 26(8): 1246-1253.  
Wang Xueliang, Zhu Quanhua, Zhang Tao, et al. Research progress of ship structure monitoring technology[J]. Journal of Ship Mechanics, 2022, 26(8): 1246-1253.
- [2] Bernasconi O, Ewins D J. Application of strain modal testing to real structures[C]//Proceedings of the 7th International Modal Analysis Conference, Bethel, 1989.
- [3] Chopra I. Review of state of art of smart structures and integrated systems[J]. AIAA Journal, 2002, 40(11): 2145-2187.
- [4] 孙 健. 基于 SMPC 蒙皮和主动蜂窝结构的可变形机翼结构研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2015.

- Sun Jian. Investigation on morphing wing structures based on shape memory polymer composite (SMPC) skins and active honeycomb structures[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2015.
- [5] Ko W L, Richards W L, Tran V T. Displacement theories for in-flight deformed shape predictions of aerospace structures [R]. NASA Dryden Flight Research Center Edwards, CA NASA/TP-2007-214612, 2007.
- [6] Derkevorkian A, Masri S F, Alvarenga J, et al. Strain-based deformation shape-estimation algorithm for control and monitoring applications[J]. AIAA Journal, 2013, 51(9): 2231-2240.
- [7] 张涛, 胡嘉骏, 汪雪良, 等. 基于人工智能的三维结构全局应力求解方法研究[J]. 船舶力学, 2023, 27(2): 238-249.  
Zhang Tao, Hu Jiajun, Wang Xueliang, et al. Solving approach for global stress field of the 3D structures based on artificial intelligence[J]. Journal of Ship Mechanics, 2023, 27(2): 238-249.
- [8] Kefal A, Oterkus E. Displacement and stress monitoring of a Panamax containership using inverse finite element method[J]. Ocean Engineering, 2016, 119: 16-29.
- [9] Kefal A. An efficient curved inverse-shell element for shape sensing and structural health monitoring of cylindrical marine structures[J]. Ocean Engineering, 2019, 188: 106262.
- [10] 黄辉. 基于逆有限元方法的板梁结构变形重构的研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2021.  
Huang Hui. Research on deformation reconstruction of plate and beam structure based on iFEM[D]. Wuhan: Huazhong University of Science And Technology, 2021.
- [11] Mao Z. Comparison of shape reconstruction strategies in a complex flexible structure[M]. San Diego: University of California, 2008.
- [12] Tessler A. A variational principle for reconstruction of elastic deformations in shear deformable plates and shells[R]. National Aeronautics and Space Administration, Langley Research Center, 2003.
- [13] 胡明月, 吴邵庆, 董萸良. 基于逆有限元法的三维壁板结构变形场重构[J]. 工程力学, 2022, 39: 1-11.  
Hu Mingyue, Wu Shaoqing, Dong Erlang. Deformation reconstruction of a three-dimensional panel structure upon iFEM[J]. Engineering Mechanics, 2022, 39: 1-11.
- [14] 张科, 袁慎芳, 任元强, 徐跃胜. 基于逆向有限元法的变形机翼鱼骨的变形重构[J]. 航空学报, 2020, 41(08): 250-260.  
Zhang Ke, Yuan Shenfang, Ren Yuanqiang, Xu Yuesheng. Shape reconstruction of self-adaptive morphing wings' fishbone based on iFEM[J]. Acta Aeronautical, 2020, 41(08): 250-260.
- [15] 闫宏生, 白超迪, 贾同宇, 刘春利. 逆有限元法在船体加筋板结构变形重构中的应用[J]. 中国造船, 2023, 64(01): 168-179.  
Yan Hongsheng, Bai Chaodi, Jia Tongyu, Liu Chunli. Application of inverse finite element in deformation and reconstruction of ship reinforced plate structure[J]. Shipbuilding of China, 2023, 64(01): 168-179.
- [16] Vazquez S L, Tessler A, Quach C C, et al. Structural health monitoring using high-density fiber optic strain sensor and inverse finite element methods[R]. NASA Dryden Flight Research Center Edwards, CA NASA/TM-2005-213761, 2005.
- [17] Papa U, Russo S, Lamboglia A, et al. Health structure monitoring for the design of an innovative UAS fixed wing through inverse finite element method (iFEM)[J]. Aerospace Science and Technology, 2017: S1270963817312397. DOI: 10.1016/j.ast.2017.07.005.
- [18] 郑庆新, 汪雪良, 赵晓宇, 等. 应用于船舶与海洋工程结构安全监测的应变传感器技术研究[J]. 装备环境工程, 2023, 20(01): 83-89.  
Zheng Qingxin, Wang Xueliang, Zhao Xiaoyu, et al. Research on strain sensor technology applied to structural safety monitoring of ships and offshore engineering[J]. Equipment Environmental Engineering, 2023, 20(01): 83-89.