

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2023.01.011

基于本构均一化理论的多层复合材料 流固耦合等效分析方法

顾水涛^{1,2}, 钟 胜¹, 李 珂^{1,2}, 刘 敏^{1,2}, 方根深³

(1. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400045; 2. 山地城镇建设与新技术教育部重点实验室, 重庆 400045;
3. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘要: 为缓解多层复合材料在流固耦合模拟中计算效率和精度间的矛盾, 基于本构均一化理论提出了多层复合材料的等效方法, 并结合开源工具 preCICE 检验了该方法在恒定、时变 2 种流体边界条件下流固耦合的准确性和计算效率。结果表明: 与直接分层模拟相比, 等效方法的误差处于合理范围内, 且即使忽略等效模型带来的固体单元数量减少的收益, 计算效率也有显著提升; 恒定流体边界下耦合仿真结果相对误差小于 5%, 耦合迭代效率提高 20%; 时变流体边界耦合场景中相对误差小于 10%, 耦合迭代效率提高 40%。

关键词: 复合材料; 等效模型; 流固耦合; preCICE; 计算效率

中图分类号: O302 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1980(2023)01-0082-08

Equivalent analysis method of fluid-structure coupling for multilayer composites based on constitutive homogenization theory

GU Shuitao^{1,2}, ZHONG Sheng¹, LI Ke^{1,2}, LIU Min^{1,2}, FANG Genshen³

(1. School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China;

2. Key Laboratory of New Technology for Construction of Cities in Mountain Area, Ministry of Education, Chongqing 400045, China;

3. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: To alleviate the contradiction between the efficiency and accuracy of the composite material in the fluid-structure interaction (FSI) simulation, an equivalent method of the composite material is proposed based on the constitutive homogenization theory, and the iterative algorithm of FSI is explained. The open-source tool preCICE is used to verify the accuracy and efficiency of this method in terms of FSI analysis under both constant and time-varying fluid boundary conditions. The results show that the error of the equivalent method is within a reasonable range compared with the direct layered simulation, and even if the benefits of reducing the number of solid elements brought by the equivalent method are ignored, the calculation efficiency is still significantly improved; the relative error of simulation results under constant fluid boundary conditions is less than 5%, and the coupling iteration efficiency is increased by 20%; the relative error of the coupling scenario under time-varying fluid boundary is less than 10%, and the coupling iteration efficiency is increased by 40%.

Key words: composite material; equivalent model; fluid-structure interaction; preCICE; calculation efficiency

多层复合材料密度小、强度高, 大量应用于火箭箭体、机翼躯壳和轮机叶片等特种结构或构件中。此类流体动力学应用领域所涉环境复杂^[1], 传统理论无法充分考虑多层复合材料的力学特性, 在结构变形动力响应研究、结构表面细观性能研究等方面存在局限性; 而对多层复合材料的直接数值模拟又存在双向流固耦合计算资源消耗过大的问题, 因此许多学者对计算模型或计算设定都有所简化。流固耦合分析算法方面,

基金项目: 国家自然科学基金青年科学基金(51808075); 重庆市博士后出站留渝项目(2020LY07, 2020LY08); 重庆市自然科学基金面上项目(cstc2020jcyj-msxmX0773); 中央高校基本科研业务费专项(2020CDJ-LHZZ-018)

作者简介: 顾水涛(1979—), 男, 教授, 博士, 主要从事工程力学与计算力学研究。E-mail: gust@cqu.edu.cn

通信作者: 李珂(1989—), 男, 讲师, 博士, 主要从事风工程与智能减震研究。E-mail: keli-bridge@cqu.edu.cn

引用本文: 顾水涛, 钟胜, 李珂, 等. 基于本构均一化理论的多层复合材料流固耦合等效分析方法[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2023, 51(1): 82-89.

GU Shuitao, ZHONG Sheng, LI Ke, et al. Equivalent analysis method of fluid-structure coupling for multilayer composites based on constitutive homogenization theory[J]. Journal of Hohai University(Natural Sciences), 2023, 51(1): 82-89.

Bazilevs 等^[2]在流固耦合研究中提出基于经典层合板理论的简化本构模型,但并未充分考虑复合材料的界面关系;Wang 等^[3-5]研究了多层复合体动力分析问题的静力等效方法,可以大幅度缩减计算时间;韩栋^[6]运用了一种流固耦合简化计算方法,通过在固体域与流体域采用不同的时间步长,缓解了多层复合板计算稳定收敛困难的问题;李子如等^[7]采用了完整的双向瞬态计算,但耦合计算的时步数相比其他学者的研究而言较少;He 等^[8-9]为平衡计算量,将耦合计算简化为稳态计算。由此可见,复合材料体流固耦合研究中存在着计算效率和精度间的矛盾。

流固耦合分析工具方面,可以选择自编程序或使用第三方软件。Bazilevs 等^[2]从基础层面出发自主开发流固耦合计算平台,在使用上存在较高的准入门槛,难以推广和交流;Wang 等^[3-5,8-9]的研究基于付费商业平台开展,商业平台方便易用且应用程序接口丰富,但在当前国际环境下存在一定的采购风险。为此,本文固体计算部分采用 CalculiX,流体计算部分采用 OpenFOAM,耦合迭代部分采用 preCICE,软件均为开源软件,开源协议完全可控,扩展性强,且易上手、不存在“卡脖子”问题,可作为流固耦合研究的一种选择。

为缓解多层复合材料在流固耦合模拟中计算效率和精度间的矛盾,本文提出了一种可以充分考虑材料层间界面关系的多层复合材料等效方法并通过开源工具 preCICE 检验了该方法在恒定、时变 2 种流体边界条件流固耦合场景中的准确性和计算效率。

1 多层复合材料等效方法

多层复合材料等效方法基于层间应力应变连续条件,通过引入两个互补的四阶投影张量算子,给出层间应力应变条件,最后由均匀化理论得到多层复合材料等效解析式。

如图 1 所示,复合材料界面 F 将其分割成两部分 $\Omega^{(1)}$ 和 $\Omega^{(2)}$,界面 F 上任一点处的单位法向向量表示为 \boldsymbol{n} , $\Omega^{(1)}$ 、 $\Omega^{(2)}$ 中的应力应变分别为 $\boldsymbol{\sigma}^{(1)}$ 、 $\boldsymbol{\varepsilon}^{(1)}$ 和 $\boldsymbol{\sigma}^{(2)}$ 、 $\boldsymbol{\varepsilon}^{(2)}$,对应的柔度张量和弹性张量分别为 $\boldsymbol{D}^{(1)}$ 、 $\boldsymbol{S}^{(1)}$ 和 $\boldsymbol{D}^{(2)}$ 、 $\boldsymbol{S}^{(2)}$ 。

引入界面 F 上的一组四阶投影算子 \boldsymbol{P}^\perp 、 $\boldsymbol{P}^{\prime\prime}$:

$$\boldsymbol{P}_{ijkl}^\perp = \frac{1}{2}(\delta_{ik}n_jn_l + \delta_{jk}n_in_l + \delta_{il}n_jn_k + \delta_{jl}n_in_k) - n_in_jn_kn_l \quad (1)$$

$$\boldsymbol{P}_{ijkl}^{\prime\prime} = \frac{1}{2}(\delta_{ik} - n_in_k)(\delta_{jl} - n_jn_l) + \frac{1}{2}(\delta_{jk} - n_jn_k)(\delta_{il} - n_in_l) \quad (2)$$

式中 δ 为克罗内克符号,即 Kronecker delta。 \boldsymbol{P}^\perp 、 $\boldsymbol{P}^{\prime\prime}$ 间存在以下关系:

$$\boldsymbol{P}^\perp + \boldsymbol{P}^{\prime\prime} = \boldsymbol{I}_{(4)} \quad (3)$$

式中 $\boldsymbol{I}_{(4)}$ 为四阶单位张量。二阶对称应力 $\boldsymbol{\sigma}$ 和应变 $\boldsymbol{\varepsilon}$ 张量可以分解成:

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{P}^\perp : \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{P}^{\prime\prime} : \boldsymbol{\sigma} \quad (4)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{P}^\perp : \boldsymbol{\varepsilon} + \boldsymbol{P}^{\prime\prime} : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5)$$

将式(4)(5)分别代入本构关系 $\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{S} : \boldsymbol{\sigma}$ 、 $\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D} : \boldsymbol{\varepsilon}$,可以得到:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{S} : \boldsymbol{P}^\perp : \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{S} : \boldsymbol{P}^{\prime\prime} : \boldsymbol{\sigma} \quad (6)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D} : \boldsymbol{P}^\perp : \boldsymbol{\varepsilon} + \boldsymbol{D} : \boldsymbol{P}^{\prime\prime} : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (7)$$

引入 2 个四阶张量投影算子 \boldsymbol{A} 、 \boldsymbol{B} ,即:

$$\boldsymbol{A} = (\boldsymbol{P}^\perp : \boldsymbol{D} : \boldsymbol{P}^\perp)^{-1} \quad (8)$$

$$\boldsymbol{B} = (\boldsymbol{P}^{\prime\prime} : \boldsymbol{D} : \boldsymbol{P}^{\prime\prime})^{-1} \quad (9)$$

可以证明逆张量算子 \boldsymbol{A} 、 \boldsymbol{B} 存在以下关系:

$$\boldsymbol{A} : (\boldsymbol{P}^\perp : \boldsymbol{D} : \boldsymbol{P}^\perp) = (\boldsymbol{P}^\perp : \boldsymbol{D} : \boldsymbol{P}^\perp) : \boldsymbol{A} = \boldsymbol{P}^\perp \quad (10)$$

$$\boldsymbol{A} : \boldsymbol{P}^\perp = \boldsymbol{A} : \boldsymbol{P}^\perp = \boldsymbol{A} \quad (11)$$

$$\boldsymbol{B} : (\boldsymbol{P}^{\prime\prime} : \boldsymbol{S} : \boldsymbol{P}^{\prime\prime}) = (\boldsymbol{P}^{\prime\prime} : \boldsymbol{S} : \boldsymbol{P}^{\prime\prime}) : \boldsymbol{B} = \boldsymbol{P}^{\prime\prime} \quad (12)$$

$$\boldsymbol{B} : \boldsymbol{P}^{\prime\prime} = \boldsymbol{P}^{\prime\prime} : \boldsymbol{B} = \boldsymbol{B} \quad (13)$$

$$\boldsymbol{D} : \boldsymbol{A} + \boldsymbol{B} : \boldsymbol{S} = \boldsymbol{A} : \boldsymbol{D} + \boldsymbol{S} : \boldsymbol{B} = \boldsymbol{I}_{(4)} \quad (14)$$

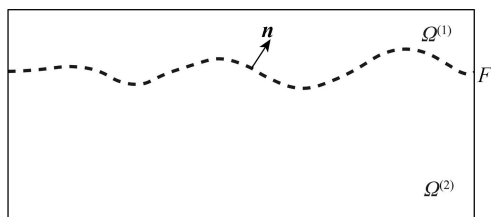


图 1 空间界面

Fig. 1 Interface in space

由式(6)(7)结合式(10)~(14)可以得到:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{B} : \mathbf{P}'' : \boldsymbol{\varepsilon} + \mathbf{D} : \mathbf{A} : \mathbf{P}^\perp : \boldsymbol{\sigma} \quad (15)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{A} : \mathbf{P}^\perp : \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{S} : \mathbf{B} : \mathbf{P}'' : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (16)$$

完美界面^[10-11]的连续性条件为

$$\mathbf{P}^\perp : \boldsymbol{\sigma}^{(1)} = \mathbf{P}^\perp : \boldsymbol{\sigma}^{(2)} \quad \mathbf{P}'' : \boldsymbol{\varepsilon}^{(1)} = \mathbf{P}'' : \boldsymbol{\varepsilon}^{(2)} \quad (17)$$

因此, $\boldsymbol{\sigma}^{(1)}$ 、 $\boldsymbol{\varepsilon}^{(1)}$ 可以表示为

$$\boldsymbol{\sigma}^{(1)} = \mathbf{B}^{(1)} : \boldsymbol{\varepsilon}^{(2)} + \mathbf{D}^{(1)} : \mathbf{A}^{(1)} : \boldsymbol{\sigma}^{(2)} \quad (18)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{(1)} = \mathbf{A}^{(1)} : \boldsymbol{\sigma}^{(2)} + \mathbf{S}^{(1)} : \mathbf{B}^{(1)} : \boldsymbol{\varepsilon}^{(2)} \quad (19)$$

在此基础上,考虑如图2(a)所示的多层复合板,总厚为 H ,第 i 层板的厚度为 h_i ,弹性张量为 \mathbf{D}_i ,板体积为 V_i 。从宏观角度来看,多层复合材料等效后为均匀材料如图2(b)所示,等效均匀材料的本构方程可以写为

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \bar{\mathbf{D}} : \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (20)$$

式中: $\bar{\mathbf{D}}$ 为复合材料等效均一化后的等效弹性张量; $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ 、 $\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}$ 为复合材料等效应力张量和应变张量。根据式(17),可得:

$$\mathbf{P}^\perp : \bar{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{P}^\perp : \boldsymbol{\sigma}^{(1)} = \mathbf{P}^\perp : \boldsymbol{\sigma}^{(2)} = \cdots = \mathbf{P}^\perp : \boldsymbol{\sigma}^{(N)} \quad (21)$$

$$\mathbf{P}'' : \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} = \mathbf{P}'' : \boldsymbol{\varepsilon}^{(1)} = \mathbf{P}'' : \boldsymbol{\varepsilon}^{(2)} = \cdots = \mathbf{P}'' : \boldsymbol{\varepsilon}^{(N)} \quad (22)$$

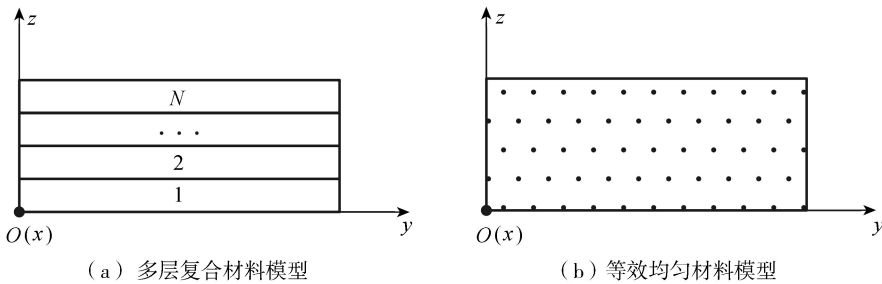


图2 多层复合材料及等效均一化模型

Fig. 2 Multilayer composite materials and equivalent homogenization model

则由式(15)和式(16)给出:

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \langle \mathbf{B} \rangle : \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} + \langle \mathbf{D} : \mathbf{A} \rangle : \mathbf{P}^\perp : \bar{\boldsymbol{\sigma}} \quad (23)$$

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}} = \langle \mathbf{A} \rangle : \mathbf{P}^\perp : \bar{\boldsymbol{\sigma}} + \langle \mathbf{S} : \mathbf{B} \rangle : \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (24)$$

式中 $\langle \cdot \rangle$ 的含义为平均算子符号,定义为

$$\langle \cdot \rangle = f_1 \langle \cdot \rangle_1 + f_2 \langle \cdot \rangle_2 + \cdots + f_N \langle \cdot \rangle_N \quad (25)$$

其中

$$f_i = \frac{h_i}{H} \quad \langle \cdot \rangle_i = \frac{1}{V_i} \int_{\Omega_i} (\cdot)_i dV$$

联立式(23)(24)(14)可得

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = [\langle \mathbf{D} - \mathbf{D} : \mathbf{A} : \mathbf{D} \rangle + \langle \mathbf{D} : \mathbf{A} \rangle : \langle \mathbf{A} \rangle^{-1} : \langle \mathbf{A} : \mathbf{D} \rangle] : \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (26)$$

对比式(20)即可得到多层复合材料的等效模量 $\bar{\mathbf{D}}$ 为

$$\bar{\mathbf{D}} = \langle \mathbf{D} - \mathbf{D} : \mathbf{A} : \mathbf{D} \rangle + \langle \mathbf{D} : \mathbf{A} \rangle : \langle \mathbf{A} \rangle^{-1} : \langle \mathbf{A} : \mathbf{D} \rangle \quad (27)$$

在已知材料层数 N 、各层材料厚度 h_i 及对应的弹性模量 \mathbf{D}_i 的前提下,根据式(27)可求出宏观等效模量 $\bar{\mathbf{D}}$,针对纤维增强复合材料^[12]还需考虑铺层角度与整体坐标间的变换。

2 数值模拟方法

本文采用流固耦合接口库 preCICE 进行分区式耦合^[13-15],即固体域和流体域求解各自区域,再以数据交互的形式确保耦合边界上的响应一致。其中,固体域采用基于有限单元法的开源计算软件 CalculiX 展开,流体域采用基于有限体积法的开源计算软件 OpenFOAM 展开。

固体域控制方程为不考虑阻尼的通用动力学方程,流体域控制方程为纳维斯托克斯方程,相关公式原理可分别参考文献[16-17],CalculiX 和 OpenFOAM 详细使用说明参见开源资料文献[18-19]。

流固耦合采用开源软件 preCICE 进行,用于传递 OpenFOAM 中的流体作用力和 CalculiX 中的耦合边界

位移。为了避免产生数值稳定问题^[12,20],本文采用隐式串行耦合策略并搭配相应的稳定收敛及加速方法来控制求解器运行次序,而非求解器之间进行单纯的信息交互和自由迭代。隐式串行耦合策略要求参与计算的求解器在一个时间步内反复迭代直到达到设定的误差限为止。假定参与计算的求解器分别为 S 和 L ,时间从 $t_{(n)}$ 到 $t_{(n+1)}$, S 端第 $k-1$ 次迭代的结果为 $s_{k-1(n)}$, L 端第 $k-1$ 次迭代的结果为 $f_{k-1(n)}$, 在第 k 次迭代后求解器达到收敛条件,其完整的迭代过程可以表示为

$$s_{0(n)} = s_{(n)} \rightarrow s_{1(n)} = S(L(s_{0(n)})) \rightarrow \dots \rightarrow s_{k(n+1)} = S(L(s_{k-1(n)})) \rightarrow s_{(n+1)} = s_{k(n+1)} \quad (28)$$

该策略在一个迭代步内的流程如图 3 所示。图中 PostP 即代表 preCICE 松弛处理的过程,式(28)广义化并以 $H(x)$ 表示 $S(L(x))$,则迭代松弛法将式改写为

$$x_{i+1} = H(x_i) + (\omega_i - 1)(H(x_i) - x_i) \quad (29)$$

式中 ω_i 为第 i 次迭代的松弛系数。

本文采用广义牛顿法 (IQN-ILS) 来稳定、加速上述序列方程并对求解器交互数据加以修正。关于 preCICE 其他策略方法及网格数据映射、传输控制方法详细说明可参考文献[13,20]。

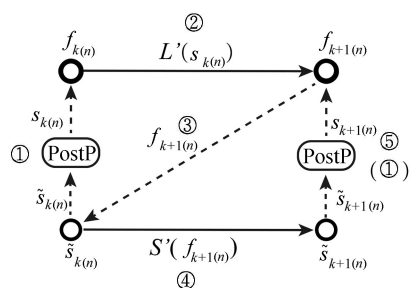


图 3 隐式串行耦合策略

Fig. 3 Implicit serial-coupling strategy

3 流固耦合仿真与验证

3.1 preCICE 流固耦合方法验证

3.1.1 算例描述及设定

采用流固耦合二维经典案例——方柱柱后薄板涡激振动案例测试 preCICE 流固耦合计算的准确性,算例基本几何尺寸如图 4 所示。

OpenFOAM 中流体域为去掉方柱和柔性体部分的 $19.5 \text{ cm} \times 12 \text{ cm} \times 0.01 \text{ cm}$ 柱形区域,左侧边界为流体入口,流体具有沿 x 方向恒定的流入速度 0.513 m/s ,右侧为流体流出边界,上下边界为对称边界,前后边界设定为空 (empty),即在 OpenFOAM 中视为二维计算的边界。另外,由于该算例网格数量较少,流体域采用了直接模拟而非大涡模拟方法进行求解。

Calculix 固体域采用八节点六面体实体单元建模。靠方柱侧节点约束为完全固定,其余节点限制 z 方向自由度,计算时考虑了几何非线性影响。preCICE 耦合策略采用隐式串行 (Implicit-Serial),网格映射算法采用最近邻映射 (Nearest-Neighbor),相对收敛限为 10^{-4} ,全局计算时步长为 0.001 s 。方柱柱后薄板涡激振动算例其他参数,固体域:杨氏模量为 250 kPa 、密度为 100 kg/m^3 、泊松比为 0.35 ;流体域:运动黏度为 $1.54 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ 、流体密度为 1.18 kg/m^3 。

3.1.2 结果对比

该测试案例评价指标为柱后薄板自由端上下 (y 向) 振幅和振荡频率。自由端 y 向位移时程曲线如图 5 所示,最大振幅、振荡频率与其他文献对比见表 1。由表 1 可知,文献中的最大振幅均值为 $\pm 1.06 \text{ cm}$,振荡频率均值 3.13 Hz ,与本文所得最大振幅相对均值误差为 2.8% 、振荡频率相对均值误差为 4.9% ,说明 preCICE 流固耦合算法具有较高的准确性。

3.2 多层复合材料等效方法的流固耦合验证

3.2.1 算例描述及设定

算例基本尺寸及流体域边界设定如图 6 所示。流体域为 $1 \text{ m} \times 1 \text{ m} \times 1 \text{ m}$ 立方体区域,入口处流体沿 x 方向的流速 u_x 分别设定为 $u_x = [1 - \cos(2\pi t/5)] \text{ m/s}$ 、 $u_x = 1 \text{ m/s}$ 两种情形。图 6 中其他未标识的边界为不可穿透

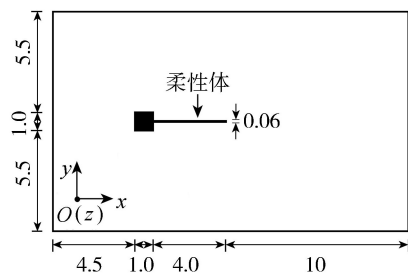


图 4 方柱柱后薄板涡激振动算例基本尺寸 (单位: cm)

Fig. 4 Basic dimensions in vortex-induced vibration of thin plate behind square column (unit: cm)

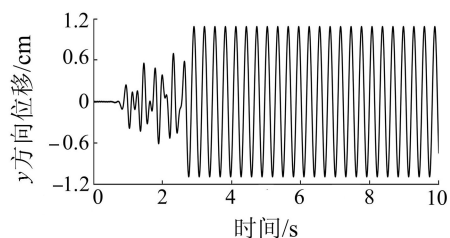


图 5 方柱柱后薄板涡激振动算例自由端 y 方向位移

Fig. 5 Tip displacement of cantilever beam in y direction of vortex-induced vibration

边界。流体域其他设定信息及 preCICE 相关参数,流体域:运动黏度为 $0.01 \text{ m}^2/\text{s}$,流体密度为 $1.0 \text{ kg}/\text{m}^3$,湍流模型为大涡模拟 Smagorinsky 模型,壁面函数(仅耦合面)采用 nutUSpalding 模型;preCICE 的耦合策略为隐式串行,网格映射方法为径向基函数 rbf-thin-plate-splines,收敛稳定及加速方法为广义牛顿法(IQN-ILS),相对收敛限为 0.0001 ;全局的计算时步长为 0.01 s 。

固体域分别建立等效均一化模型和分层模型如图 7 所示,二者尺寸均为 $1 \text{ m} \times 0.002 \text{ m} \times 1 \text{ m}$,厚度方向为 y 轴方向,分层模型铺层方式为 $[0^\circ/\pm 45^\circ/0^\circ]$,其中 0° 铺层材料的局部坐标系与图 6 所示整体坐标一致,整体坐标系 y 轴旋转对应角度可得, $\pm 45^\circ$ 铺层材料的局部坐标系,各层厚度相等。固体域均采用实体单元建模,四周边界固定不动,计算时考虑几何非线性的影响。

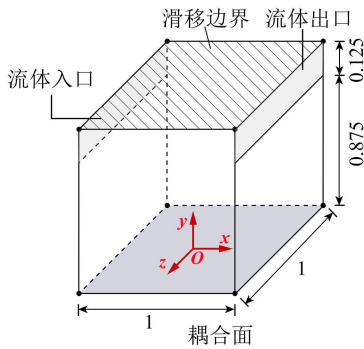


图 6 等效方法验证算例尺寸及流体域边界(单位:m)

Fig. 6 Model size and fluid domain boundary of equivalent analysis method validation case (unit: m)

整体坐标下,分层模型铺层材料参数以及等效均一化模型材料参数如表 2 所示,注意表中所列出的仅为 0° 铺层的材料参数, $\pm 45^\circ$ 铺层材料参数有两种方式设定:一是对 0° 铺层材料参数进行坐标转换后直接定义,二是通过 CalculiX 中设定材料局部坐标系,本文采用第二种方式进行设定。同种材料等效均一化后密度依然为 $500 \text{ g}/\text{cm}^3$ 。

表 2 固体域分层模型及等效均一化模型材料参数

Table 2 Solid domain material parameters of layered model and equivalent homogenized model

材料参数	E_x/Pa	E_y/Pa	E_z/Pa	ν_{xy}	ν_{yz}	ν_{xz}	G_{xy}/Pa	G_{yz}/Pa	G_{xz}/Pa
分层(0°)	200	250	200	0.22	0.22	0.20	100	100	100
等效均一化	212.87	250.25	212.87	0.217	0.221	0.170	100	100	90.98

注: E 、 ν 、 G 分别表示弹性模量、泊松比、剪切模量。

3.2.2 恒定流体边界流固耦合验证结果

恒定流体边界下耦合验证时,总计算时长为 50 s 。耦合面中心点处竖直方向位移时程对比如图 8 所示,分层模型及等效均一化模型在计算时长 $t=20 \text{ s}$ 左右均趋于稳定,稳定后两模型的最大位移分别为 -0.372 m 、 -0.386 m ,以分层模型计算结果为基准时二者相对误差仅为 3.86% ,由此可见等效均一化模型在固体域动力效应不明显的流固耦合计算中具有较高的计算精度。

从计算效率方面分析,恒定流体边界流固耦合验证时 preCICE 每一时步迭代次数统计如图 9 所示,分层模型在耦合前期不稳定阶段的迭代次数明显高于等效模型,耦合计算趋于稳定后分层模型与等效模型迭代次数相近,但迭代次数高于等

表 1 方柱柱后薄板涡激振动算例结果对比
Table 1 Comparison of results in vortex-induced vibration of thin plate behind square column

来源	最大振幅/cm	振荡频率/Hz
本文	± 1.09	3.29
Liu 等 ^[21]	± 1.03	3.18
Habchi 等 ^[22]	± 1.02	3.25
Wood 等 ^[23]	± 1.15	2.94
Olivier 等 ^[24]	± 0.95	3.17
Matthies 等 ^[25]	± 1.18	3.13

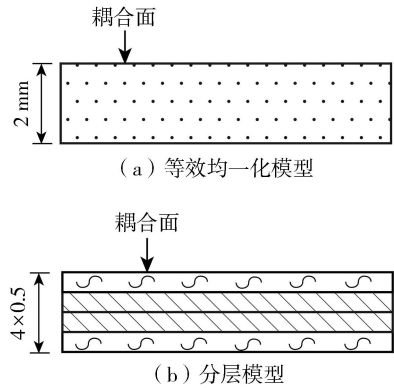


图 7 等效方法验证算例固体域模型

Fig. 7 Solid domain model of equivalent analysis method validation case

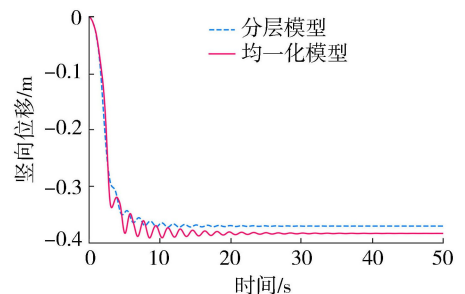


图 8 中心点 y 方向位移时程曲线(恒定流体边界)

Fig. 8 Time-history curves of center point displacement in y -direction during FSI verification of constant fluid boundary

效模型的时段仍占绝大多数,具体数据上,全时段统计分层模型和等效均一化模型每一时步平均迭代次数分别为 3.69、2.96,由此可知等效模型相较于分层模型反应在 preCICE 下固体域动力效应不明显的流固耦合计算效率提升约 20%。

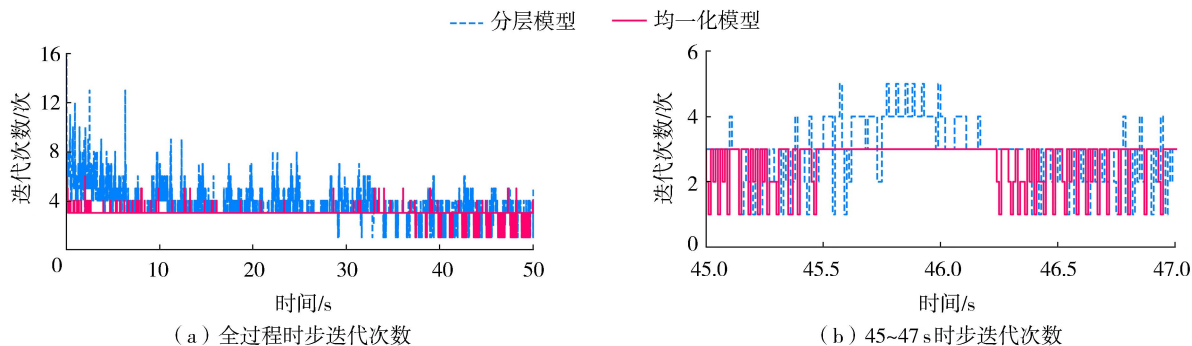


图 9 preCICE 每一时步迭代次数 (恒定流体边界)

Fig. 9 Number of iterations of preCICE per time step during FSI verification with constant fluid boundary

3.2.3 时变流体边界流固耦合验证结果

时变流体边界流固耦合验证时,为保证模型计算能够充分稳定,总计算时长延长至 100 s 并取最后 20 s 结果分析。从图 10 可知,动力效应明显时分层模型与等效均一化模型的耦合面中心点 y 方向位移时程曲线仍具有较好的符合性,其中分层模型最大和最小振荡位移分别为 0.248 m、0.132 m,等效均一化模型计算值分别为 0.239 m、0.143 m,同样以分层模型计算结果为基准,二者相对误差分别为 3.63%、8.33%。在求解效率上,从图 11 可见,等效模型的计算效率有着更为明显的提升,相较于分层模型每一时步 preCICE 平均迭代次数 5.21,等效模型将平均迭代次数减少到了 3.04,可见等效模型在固体域动力效应明显时,反映在 preCICE 的计算效率提升 40% 左右。

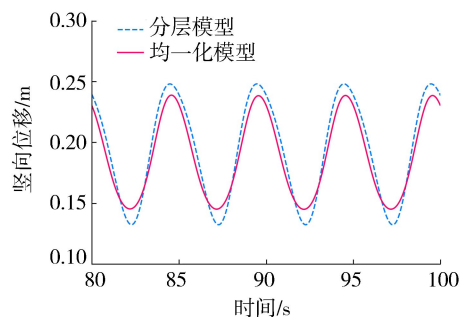


图 10 中心点 y 方向位移时程曲线对比 (时变流体边界)

Fig. 10 Comparison of time-history curves of center point displacement in y-direction during FSI verification of time-varying fluid boundary

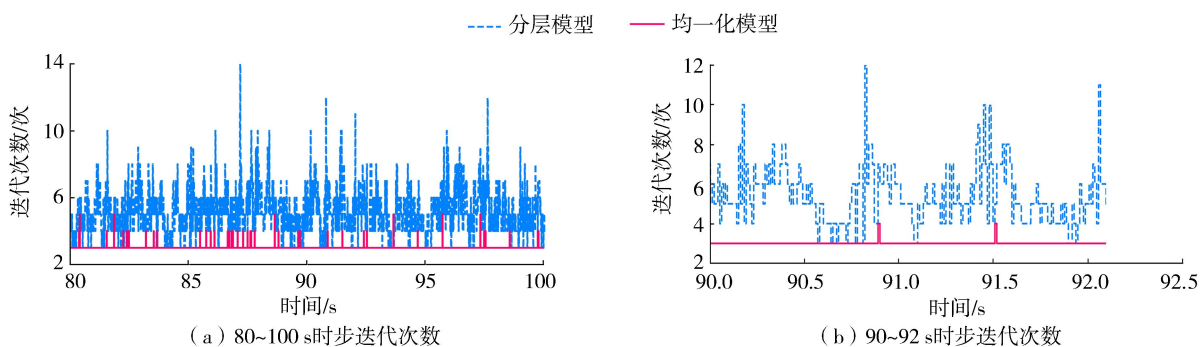


图 11 preCICE 每一时步迭代次数 (时变流体边界)

Fig. 11 Number of iterations of preCICE per time step during FSI verification with time-varying fluid boundary

4 结 语

多层复合材料等效方法作为近似手段会使模型内部微观界面应力分布与实际产生差异,不可避免地导致一定误差,但该方法的应用价值在于尽可能还原模型宏观变形响应,并同时起到加速耦合计算收敛的作用。具体与分层模型相比,等效模型在流固耦合计算中的结果精度表现较好,误差处于可以接受的合理范围,其中恒定流体边界下流固耦合计算结果相对误差小于 5%,时变流体边界下流固耦合计算时误差相对较大但总体小于 10%。在计算效率方面,等效模型有较为显著的提升:由于验证算例固体域结构简单,即使忽略等效模型为固体域单元数量缩减带来的收益,恒定、时变流体边界条件下仅迭代次数方面的效率提升就已

分别达到 20% 和 40%。可以预见,在风力机叶片、水轮机叶片、飞机机翼等需要考虑复合材料特性的大型流固耦合仿真模拟中,等效模型的计算优势将得到更进一步的凸显。

参考文献:

- [1] 张继生,汪国辉,林祥峰.潮流能开发利用现状与关键科技问题研究综述[J].河海大学学报(自然科学版),2021,49(3): 220-232. (ZHANG Jisheng, WANG Guohui, LIN Xiangfeng. A review of the current situation and key scientific and technological issues in the development and utilization of tidal energy[J]. Journal of Hohai University (Natural Science Edition), 2021, 49(3): 220-232. (in Chinese))
- [2] BAZILEVS Y, HSU M C, AKKERMAN I, et al. 3D simulation of wind turbine rotors at full scale. Part II: fluid-structure interaction modeling with composite blades[J]. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 2011, 65(1/2/3): 207-235.
- [3] WANG L, QUANT R, KOlios A. Fluid structure interaction modelling of horizontal-axis wind turbine blades based on CFD and FEA[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2016, 158: 11-25.
- [4] 曹峰. 复合材料螺旋桨一流固耦合[D]. 上海: 上海交通大学, 2013.
- [5] 黄政, 熊鹰, 杨光. 基于 ANSYS ACP 的复合材料螺旋桨流固耦合计算方法[J]. 计算力学学报, 2017, 34(4): 501-506. (HUANG Zheng, XIONG Ying, YANG Guang. A fluid-structure coupling method for composite propellers based on ansys acp module[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2017, 34(4): 501-506. (in Chinese))
- [6] 韩栋. 陶瓷基复合材料结构非线性动力学响应计算方法研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2020.
- [7] 李子如, 李广辉, 何朋朋, 等. 复合材料螺旋桨非定常流固耦合特性数值分析[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2019, 47(9): 7-13. (LI Ziru, LI Guanghui, HE Pengpeng, et al. Numerical analysis of unsteady fluid-structure interaction of composite marine propellers[J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2019, 47(9): 7-13. (in Chinese))
- [8] HE P P, LI Z R, HE W, et al. Numerical simulation of fluid-structure interaction of anisotropic composite propeller[C]//JIN S Chung. Proceeding of the 28th International Offshore and Polar Engineering Conference. Sapporo: International Society of Offshore and Polar Engineers, 2018: 819-825.
- [9] 张帅, 朱锡, 周振龙, 等. 易变形船舶螺旋桨流固耦合特性分析[J]. 海军工程大学学报, 2014, 26(1): 48-53. (ZHANG Shuai, ZHU Xi, ZHOU Zhenlong, et al. Fluid-structure interaction characteristics for flexible marine propellers[J]. Journal of Naval University of Engineering, 2014, 26(1): 48-53. (in Chinese))
- [10] HILL R. An invariant treatment of interfacial discontinuities in elastic composites[J]. Continuum Mechanics & Related Problems of Analysis, 1972, 1972: 597-604.
- [11] HILL R. Interfacial operators in the mechanics of composite media[J]. Journal of the Mechanics & Physics of Solids, 1983, 31(4): 347-357.
- [12] 王海涛, 吴刚, 张磊. FRP 板修复开裂钢板的应力强度因子影响因素分析[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2020, 48(5): 440-445. (WANG Haitao, WU Gang, ZHANG Lei. Influencing factor analysis of stress intensity factor for FRP-strengthened cracked steel plates[J]. Journal of Hohai University (Natural Science), 2020, 48(5): 440-445. (in Chinese))
- [13] HANS J, BUNGART Z, FLORIAN N, et al. Precice-a fully parallel library for multi-physics surface coupling[J]. Computers & Fluids, 2016, 141: 250-258.
- [14] UEKERMANN B, BUNGARTZ H J, YAU L C, et al. Official precice adapters for standard open-source solvers[C]//MALTE VON S. Proceedings of 7th Gaem Colloquium on Computational Mechanics for Young Scientists from Academia. Stuttgart: Institute for Structural Mechanics-University of Stuttgart, 2017: 210-213.
- [15] DEREK Risseeuw. Fluid structure interaction modelling of flapping wings[D]. Delft: Delft University of Technology, 2019.
- [16] 钱向东, 李震东, 李晨. 混凝土重力坝非黏滞阻尼地震响应分析[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2021, 49(4): 342-348. (QIAN Xiangdong, LI Zhendong, LI Chen. Non-viscous damped seismic response analysis of concrete gravity dam[J]. Journal of Hohai University (Natural Science), 2021, 49(4): 342-348. (in Chinese))
- [17] 蔡新, 林世发, 胡莉, 等. 不同倾斜角叶尖小翼水平轴风力机气动性能[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2020, 48(5): 460-466. (CAI Xin, LIN Shifa, HU Li, et al. Aerodynamic performance of horizontal axis wind turbine with different inclination angles of tip winglet[J]. Journal of Hohai University (Natural Science), 2020, 48(5): 460-466. (in Chinese))
- [18] DHONDT G. Calculix crunchix user's manual version 2. 16[EB/OL]. [2021-08-16]. http://www.dhondt.de/cgx_2.17.1.pdf. 2019-11-24/2021-08-16.

- [19] OpenFOAM Foundation. Openfoam v5 user guide[EB/OL]. [2021-08-16]. <https://cfd.direct/openfoam/user-guide-v5/>. 2016-07-29/2021-08-16.
- [20] MEHL M, UEKERMANN B, BIJL H, et al. Parallel coupling numerics for partitioned fluid-structure interaction simulations[J]. *Computers & Mathematics with Applications*, 2016, 71(4):869-891.
- [21] LIU Y, XIAO Q, INCECIK A. A coupled cfd/multibody dynamics analysis tool for offshore wind turbines with aeroelastic blades [C]//ASME. 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Trondheim: American Society of Mechanical Engineers, 2017; V010T09A038.
- [22] HABCHI C, RUSSEIL S, BOUGEARD D, et al. Partitioned solver for strongly coupled fluid-structure interaction[J]. *Computers & Fluids*, 2013, 71:306-319.
- [23] WOOD C, GIL A J, HASSAN O, et al. Partitioned block-Gauss-Seidel coupling for dynamic fluid-structure interaction[J]. *Computers & Structures*, 2010, 88(23/24):1367-1382.
- [24] OLIVIER M, MORISSETTE J F, DUMAS G. A fluid-structure interaction solver for nano-air-vehicle flapping wings[C]//AIAA. Aiaa Computational Fluid Dynamics. San Antonio: American Institute for Aeronautics and Astronautics, 2009:3676.
- [25] MATTHIES H G, STEINDORF J. Partitioned strong coupling algorithms for fluid-structure interaction [J]. *Computers & Structures*, 2003, 81(8/11):805-812.

(收稿日期:2022-01-12 编辑:刘晓艳)

.....
(上接第 81 页)

- [7] FENG Xiating, LI Shaojun, CHEN Sihli. Effect of water chemical corrosion on strength and cracking characteristics of rocks: a review[J]. *Key Engineering Materials*, 2004, 261-263:1355-1360.
- [8] ÇELİK M Y, KAÇMAZ A U. The investigation of static and dynamic capillary by water absorption in porous building stones under normal and salty water conditions[J]. *Environ Earth Sci*, 2016, 75:307.
- [9] SHUKLA R, RANJITH P G, CHOI S K, et al. Mechanical behaviour of reservoir rock under brine saturation[J]. *Rock Mech Rock Eng*, 2013, 46:83-93.
- [10] OZCELIK Y, OZGUVEN A. Water absorption and drying features of different natural building stones [J]. *Construction and Building Materials*, 2014, 63:257-270.
- [11] ERGULER Z A, ERGULER G K. The effect of particle size on acid mine drainage generation: Kinetic column tests[J]. *Minerals Engineering*, 2015, 76:154-167.
- [12] CIANTIA M O, CASTELLANZA R, PRISCO C D. Experimental study on the water-induced weakening of calcarenites [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2015, 48:441-446.
- [13] MAJID N B, JING Lanru[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2015, 48:971-985
- [14] VÁSÁRHELYI B, DAVARPANAH S M. Influence of water content on the mechanical parameters of the intact rock and rock mass [J]. *Periodica Polytechnica*, 2018, 62(4):1060-1066.
- [15] LI Diyuan, WANG Wenjian. Quantitative analysis of the influence of saturation on rock strength reduction considering the distribution of water[J]. *Geomech Geophys Geo-energy Geo-resour*. 2019, 5:197-207.
- [16] ZHANG Meichang, NIE Rongshan. Experimental investigation on the influence of water content on the mechanical properties of coal under conventional triaxial compression[J]. *Shock and Vibration*, 2020, 2020:1-11.
- [17] GENG Jishi, CAO Liwen. Failure analysis of water-bearing sandstone using acoustic emission and energy dissipation [J]. *Engineering Fracture Mechanics* 2020, 231:107021.
- [18] ZHAO Kui, YANG Daoxue, ZENG Peng, et al. Effect of water content on the failure pattern and acoustic emission characteristics of red sandstone[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2021, 142(7):104709.
- [19] JIANG Liyuan, XU Ying, CHEN Bingqi, et al. Effect of water content on the mechanical properties of an artificial porous rock[J]. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2021, 80:7669-7681.
- [20] 王伟, 张宽, 梅胜尧, 等. 不排气条件下低渗透岩石力学特性试验[J]. *河海大学学报(自然科学版)*, 2022, 50(3):110-117. (WANG Wei, ZHANG Kuan, MEI Shengyao, et al. Experimental study on mechanical characteristics of low permeability rock under gas undrained condition[J]. *Journal of Hohai University(Natural Sciences)*, 2022, 50(3):110-117. (in Chinese))

(收稿日期:2022-01-19 编辑:胡新宇)