

大跨索承桥梁流线型钢箱梁抖振响应流固耦合数值模拟

徐梓栋^{1,2}, 王 浩², 刘震卿³

(1. 东南大学混凝土及预应力混凝土结构教育部重点实验室, 江苏 南京 211189;

2. 内蒙古科技大学土木工程学院, 内蒙古 包头 014010; 3. 华中科技大学土木与水利工程学院, 湖北 武汉 430074)

摘要: 大跨索承桥梁抖振性能评估是桥梁抗风安全设计的重要环节。但当前抖振分析理论在揭示抖振基本物理成因时的“描述性”强于“解释性”, 且风洞试验难以重现抖振过程中的流固耦合细节。对此, 以苏通大桥标准主梁节段为研究对象, 在 Fluent 软件中开展了模型抖振响应数值模拟, 并将抖振响应数值解与理论解进行对比。结果表明, 对高湍流度风场而言, 模型风振以湍流引起的强迫振动为主, 考虑流固耦合效应的抖振响应理论解与数值解的 RMS 较为接近, 模型上、下方涡核发展交替进行, 特征湍流对模型抖振响应的影响较小。

关键词: 大跨桥梁; 抖振响应; 计算流体力学; 流固耦合; 大涡模拟

中图分类号: U448.27 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2023)01-0179-09

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2023.01.019

引 言

大跨索承桥梁抖振是由空气中湍流引起的限幅强迫振动, 对大跨桥梁抖振性能进行评估是桥梁抗风安全设计的重要环节^[1-2]。目前, 工程中常用的抖振分析理论均引入了大量的气动参数对抖振荷载进行建模, 且各类气动参数需由风洞试验或数值模拟等方法确定, 因而既有抖振分析理论被认为具有半试验性质与统计性质^[3-4]。此外, 既有抖振分析理论以最大程度刻画桥梁抖振现象并服务于工程实际为目的, 在工程领域得到广泛应用, 但其难以揭示抖振现象的基本物理成因, 且实际中重要的流固耦合 (Fluid-Structure Interaction, FSI) 细节容易被忽视^[3,5-6]。因而, 有必要发展更加精细化的大跨桥梁抖振响应分析方法, 尽量避免使用试验气动参数与经验模型。

为充分把握空气与桥梁结构的 FSI 细节, 实现大跨桥梁气动响应的精细化模拟, 研究者们通过结合计算流体动力学 (Computational Fluid Dynamics, CFD) 与结构动力学方法, 对桥梁-空气耦合系统动力方程进行求解^[6]。例如, Nariman^[7]采用双向 FSI 对大跨索承桥梁的涡激振及其“锁定”

现象进行了分析; 詹昊等^[8]基于用户自定义函数 (User Defined Function, UDF) 对 Fluent 软件进行二次开发, 实现了大跨桥梁主梁颤振的 FSI 数值仿真, 并据此开展了桥梁颤振主动控制研究; 董国朝等^[9]依托 ANSYS CFX 软件及 User Fortran 工具开发了流固耦合分析程序, 并据此开展了斜拉桥拉索风致驰振 FSI 分析; Kavrakov 等^[10]采用二维模型开展了大跨桥梁主梁节段抖振响应 FSI 分析, 并将数值解与理论解进行了对比。总体上, 现有大跨索承桥梁数值模拟研究多针对如颤振、涡振等自激振动, 而受大气边界层湍流难以准确模拟、数值计算开销巨大、气固耦合机理难以准确把握等因素制约^[10-11], 对由湍流引发的大跨桥梁抖振响应数值模拟研究并不多见。

大跨索承桥梁风致抖振是由大气边界层湍流引起的强迫振动, 因而合理高效地模拟大气边界层湍流风环境是开展风致抖振分析的重要前提。大涡模拟 (Large Eddy Simulation, LES) 是 CFD 中重要的湍流处理方式, 其对大涡部分进行直接求解, 而对亚尺度涡旋进行模化。利用 LES 开展大气边界层湍流风环境模拟的关键在于生成满足特定条件的入口湍流^[11-12]。当前, LES 入口湍流生成技术包括层-湍流过渡技术、循环域技术、驱动域技术与合成湍流技

收稿日期: 2021-05-08; **修订日期:** 2021-07-18

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52208481, 51978155); 中央高校基本科研业务费资助项目 (2242020k1G013); 国家“万人计划”青年拔尖人才 (W03070080)。

术四类^[13]。其中,合成湍流技术又包括谱方法、涡方法与滤波法三类,因计算开销小且可实现入口边界平均风剖面与湍流特性的精准控制,该技术被广泛应用于湍流大气边界层模拟^[14]。综合考虑各类 LES 湍流入口生成技术在计算效率、湍流结构可控性、大气边界层模拟适用性等方面的优缺点,拟采用合成湍流技术中的窄带合成(Narrowband Synthetic Random Flow Generation, NSRFG)法^[14]生成满足给定风特性的湍流风场,并据此实现主梁节段抖振响应的数值模拟。

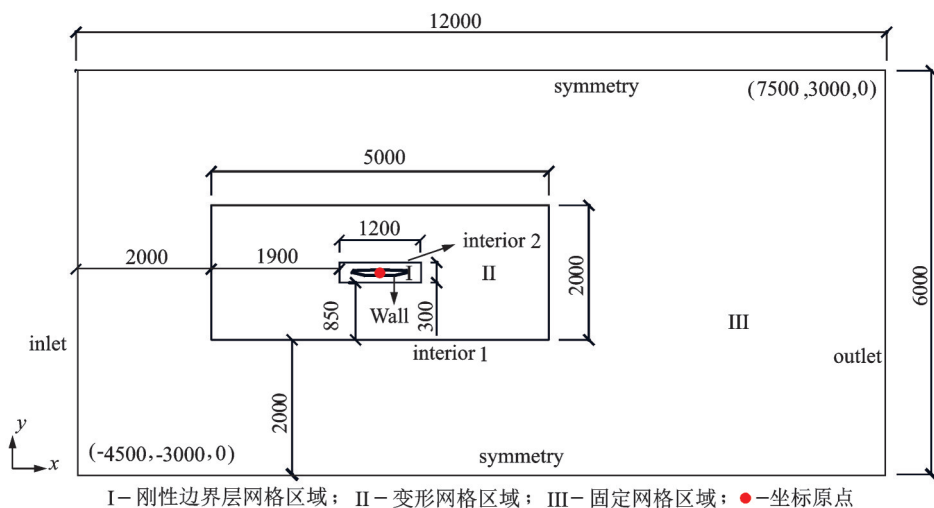
本文依托 Fluent 软件平台,基于 Fluent 中的用户自定义函数(User Defined Function, UDF)功能植入 NSRFG 法,从而生成满足给定风特性的湍流风场。此外,通过 UDF 编制苏通大桥主梁标准节段

的抖振响应 FSI 模拟程序,开展该桥三维主梁节段抖振响应数值模拟。为确保模拟结果合理可靠,以大桥钢箱梁气动参数的风洞试验结果为参考,对数值模型进行验证,并将抖振响应数值解与半经验模型获得的理论解进行对比分析。

1 苏通大桥标准主梁节段数值模型

1.1 几何建模与网格划分

取模型几何缩尺比 1:50,并参考文献[15]构造三维计算域,其中计算域 z 方向厚度 16 m 为苏通大桥标准主梁节段长度,计算域 x - y 平面尺寸及边界条件设置如图 1 所示。



I—刚性边界层网格区域；II—变形网格区域；III—固定网格区域；●—坐标原点

图 1 计算域 x - y 平面(单位:mm)

Fig. 1 Calculation region x - y plane (Unit: mm)

图 1 中,钢箱梁重心位置坐标为($x, y=0$ mm, $z=160$ mm)。为便于抖振响应数值模拟,计算域网格划分采用多域网格划分方案以降低对模拟时间步长的要求。各网格区域由 interior 交界面分隔,各区域网格在交界面上共节点。在充分利用计算资源的前提下,计算域采用几何适应性较强的非结构网格划分,边界层采用三棱柱网格划分,第一层边界层网格厚度为 0.001 m,壁面 y^+ 平均值 45,边界层中的黏性亚层与缓冲层则通过壁面函数进行模化,计算域网格总数超 460 万(4611692 个),动网格区域及边界层网格划分情况如图 2 所示。

图 2 中网格划分在 Hypermesh 软件中完成,计算域网格最大等效扭曲度(Equivalent Skew)小于 0.7,满足 Fluent 计算要求。

1.2 数值模型气动参数分析与验证

节段模型的风致抖振主要由抖振荷载引起,抖振理论表明抖振荷载与湍流风场及断面三分力系数密切相关^[10]。其中,湍流风场可通过 LES 实现,数值模型的三分力系数则需要依据风洞试验结果进行验证。

数值模型三分力系数分析时,关闭动网格设置,采用雷诺平均 N-S 方程(Reynolds-Averaged Navier-Stokes, RANS)进行瞬态(Unsteady)计算,湍流模型取 Realizable $k-\epsilon$ 模型,设置变量与连续性方程残差小于 10^{-5} 为收敛标准,时间步长取 0.002 s,时间步总数 13000 步,离散与插值格式设置如表 1 所示。以 1.1 节中数值模型为分析对象,分别对模型 -3° 到 $+3^\circ$ 攻角下(步长 1°)的三分力系数进行计算,并与风洞试验结果进行对比,如图 3 所示。

由图 3 可知,升力系数和扭矩系数与风攻角正

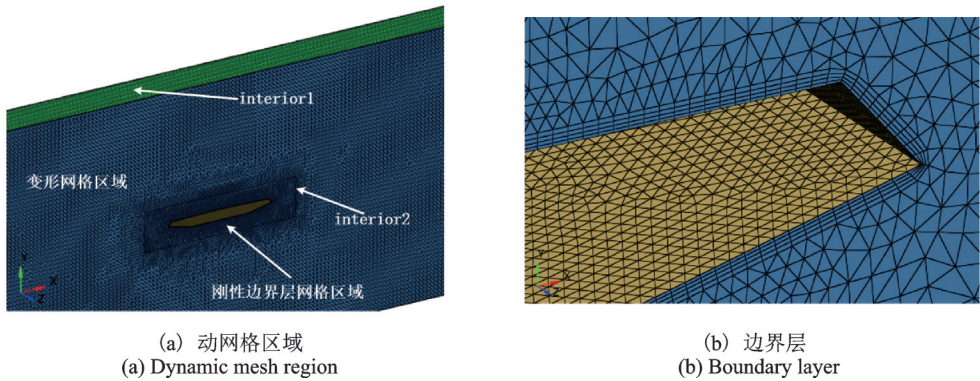


图 2 网格划分示意

Fig. 2 Mesh schematic diagram

表 1 数值模型离散与插值方案

Tab. 1 Discretization and interpolation scheme of the numerical model

计算步骤	梯度插值	动量方程	湍流模型方程	P - U 耦合求解	时间离散
RANS	最小二乘法	中心差分	中心差分	SIMPLEC	Backward Euler

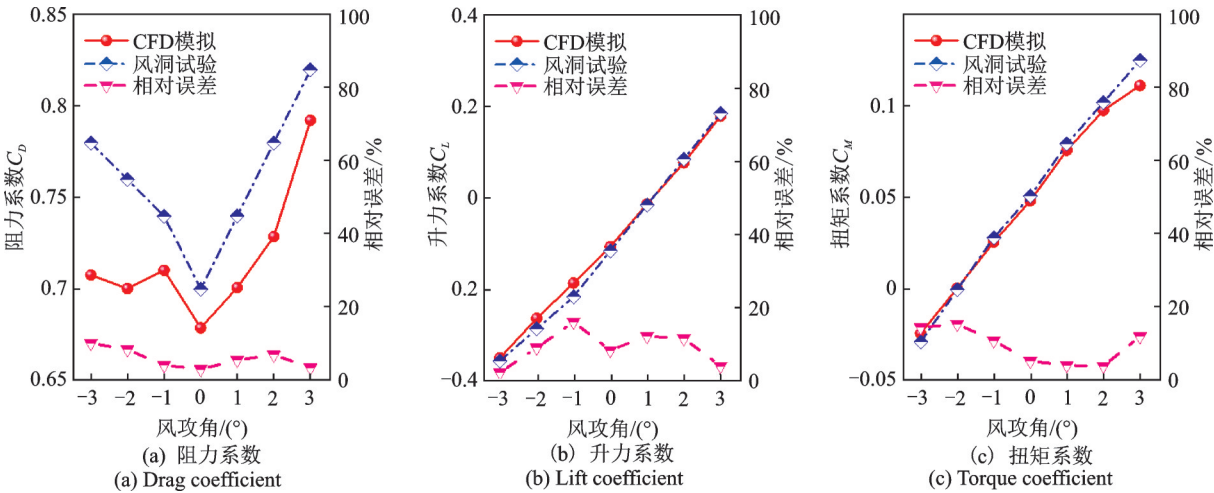


图 3 数值模型三分力系数验证

Fig. 3 Validation of the aerodynamic coefficients of the numerical model

相关,而阻力系数在风攻角为负时,随着风攻角的增大而降低,反之增加。受边界层网格划分和风特性参数设置等因素影响,模拟所得阻力系数的绝对误差相对较大,但各工况下三分力系数模拟值与风洞试验值的相对误差均不超过 20%,且变化趋势大体相同,表明该模型可进一步用于后续抖振响应数值模拟。

2 抖振响应数值模拟流程与参数设置

2.1 模拟流程

对于二自由度主梁断面,考虑竖向与扭转自由度的动力学方程可写为^[10]:

$$\begin{bmatrix} m_h & 0 \\ 0 & m_a \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{h} \\ \ddot{\alpha} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_h & 0 \\ 0 & c_a \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{h} \\ \dot{\alpha} \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} k_h & 0 \\ 0 & k_a \end{bmatrix} \begin{bmatrix} h \\ \alpha \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L \\ M \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中 h 与 α 分别表示竖向与扭转位移; $\dot{x}$ 表示变量 x 对时间求导; m_h 为单位长度主梁质量; m_a 为单位长度主梁转动惯量; $c_i = 2m_i \xi_i \omega_i$ ($i = h, \alpha$) 为阻尼系数,其中 $\omega_h = 1.1567$ 为实测主梁一阶正对称竖弯频率, $\omega_a = 25.244$ 为实测主梁一阶正对称扭转频率; ξ_i ($i = h, \alpha$) 表示阻尼比,各方向均取 0.4%; $k_i = m_i \omega_i^2$ ($i = h, \alpha$) 为刚度系数; L 与 M 分别表示作用于主梁的气动升力与扭矩,其线性非定常模型表达如下^[10]:

$$L = \frac{1}{2} \rho U^2 B [-C_L - 2C_{L\dot{u}} \frac{u}{U} - (C'_L + C_D) \cdot \chi_{Lw} \frac{w}{U} + KH_1^* \frac{\dot{h}}{U} + KH_2^* \frac{B\dot{\alpha}}{U} + K^2 H_3^* \alpha + K^2 H_4^* \frac{h}{B}] \quad (2a)$$

$$M = \frac{1}{2} \rho U^2 B^2 (C_M + 2C_M \chi_{Mu} \frac{u}{U} + C'_M \chi_{Mw} \frac{w}{U} +$$
$$KA_1^* \frac{\dot{h}}{U} + KA_2^* \frac{B\dot{\alpha}}{U} + K^2 A_3^* \alpha + K^2 A_4^* \frac{h}{B}) \quad (2b)$$

式中 χ_{iu} 与 χ_{iw} ($i=1,2,3,4$) 为气动导纳函数, 本文偏于保守的取 1; $K=\omega B/U$ 表示折减频率; H_i^* 与

A_i^* ($i=1,2,3,4$) 表示颤振导数; u 表示顺风向脉动风速; w 表示竖向脉动风速; U 表示平均风速; ρ 表示空气密度; B 表示梁宽。苏通大桥主梁断面抖振响应数值模拟在 Fluent 中直接完成, 流体方程与结构动力学方程耦合求解流程如图 4 所示。

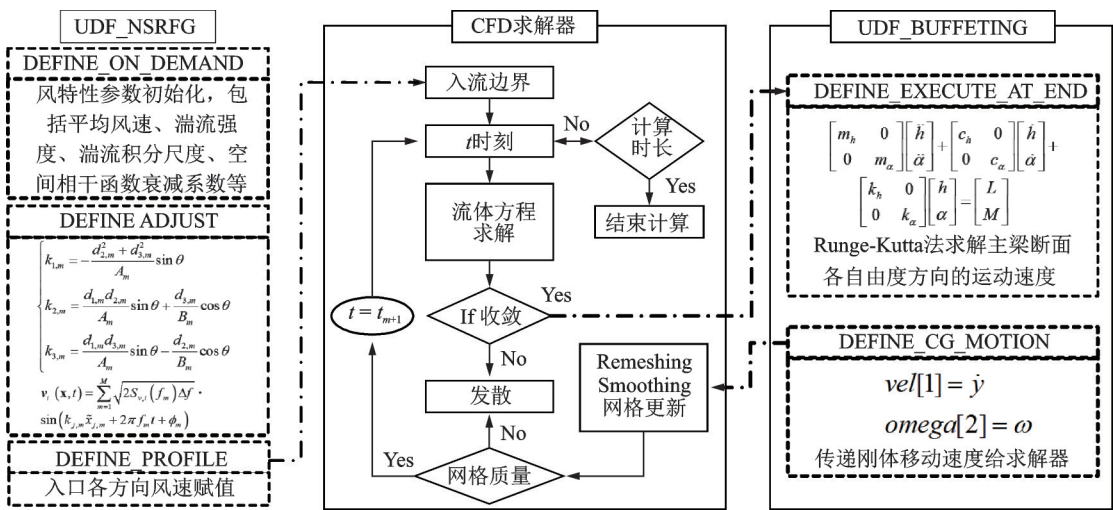


图 4 抖振响应数值模拟流程

Fig. 4 Flow chart of the numerical simulation of the buffeting responses

图 4 中, 首先通过 NSRFG 法生成 LES 入口湍流, 再编制 UDF 提取每一时间步上作用于主梁断面的气动升力与扭矩, 并使用 4 阶 Runge-Kutta 法求解式(1)中主梁断面动力方程, 从而确定主梁断面的运动状态。最后, 根据 Fluent 中自带的 Remeshing 与 Smoothing 方法实现网格更新。上述耦合过程由 CFD 求解器与 UDF_BUFFETING 间的数据交换

体现, 属于双向弱耦合。

2.2 模拟参数设置

为使数值模型满足相似准则, 设模型几何缩尺比 $n=50$, 则模型中其他参数的相似关系与取值如表 2 所示^[1,16]。LES 入口湍流风特性定义如表 3 所示^[14]。

表 2 数值模型主要参数相似关系 ($n=50$)

Tab. 2 Similarity relation of the main parameters of the numerical model ($n=50$)

名称	单位	实桥值	缩尺比	模型值
高度	m	4.0	$1/n$	0.08
竖弯刚度	$N \cdot m^2$	1.008×10^{12}	$1/n^5$	3225.6
扭转刚度	$N \cdot m^2$	1.070×10^{12}	$1/n^5$	3424.0
质量	kg/m	24900	$1/n^2$	9.96
质量惯矩	$kg \cdot m^2/m$	3335977	$1/n^4$	0.534
风速	m/s	20	$n^{-\frac{1}{2}}$	2.828
竖弯频率	Hz	0.1841	$n^{\frac{1}{2}}$	1.3018
扭转频率	Hz	0.5682	$n^{\frac{1}{2}}$	4.0178

开展抖振数值模拟时, 取表 3 中 $\alpha=0$ (常数风剖面), 湍流强度则参考苏通大桥桥址区长期风特性实测结果取值 (10 min 基本时距湍流强度平均值 0.2051)^[17], 风场湍流度较高。模拟在配置为 96 核 Intel(R) Xeon(R) Platinum 8163 CPU @ 2.50 GHz 的工作站上完成, 采用 32 核并行计算。首先, 关闭

动网格, 采用 LES 进行瞬态分析使流场发展稳定。再打开动网格, 进行主梁断面抖振响应 FSI 模拟, LES 时间步长为 0.002 s, 时间步总数 28000。设置变量与连续性方程残差小于 10^{-5} 为收敛标准, 模拟总耗时超 1800 h (2 个半月)。LES 离散与插值格式设置如表 4 所示。

表 3 入口湍流风特性定义

Tab. 3 Wind characteristics of the inflow turbulence

湍流风特性	定义
平均风速	$U(z)=2.828(H_{\text{ref}}/z)^a$
湍流强度	$I_u(z)=0.23(z/10)^{-a}$, $I_v(z)=I_u(z)\frac{\sigma_v}{\sigma_u}$, $I_w(z)=I_u(z)\frac{\sigma_w}{\sigma_u}$, $\frac{\sigma_v}{\sigma_u}=1-0.22\cos^4\left(\frac{\pi}{2}\frac{z}{3.33}\right)$, $\frac{\sigma_w}{\sigma_u}=1-0.45\cos^4\left(\frac{\pi}{2}\frac{z}{3.33}\right)$
湍流积分尺度	$L_u(z)=300\left(\frac{z}{300}\right)^{0.46+0.074\ln 0.7}$, $L_v(z)=0.5\left(\frac{\sigma_v}{\sigma_u}\right)^3L_u(z)$, $L_w(z)=0.5\left(\frac{\sigma_w}{\sigma_u}\right)^3L_u(z)$
湍流功率谱密度	$S_u(z,f)=\frac{4[I_uU(z)]^2[L_u(z)/U(z)]}{\left\{1+70.8[fL_u(z)/U(z)]^2\right\}^{\frac{5}{3}}}$, $S_v(z,f)=\frac{4[I_vU(z)]^2[L_v(z)/U(z)]\left\{1+188.4[2fL_v(z)/U(z)]^2\right\}}{\left\{1+70.8[fL_v(z)/U(z)]^2\right\}^{\frac{11}{3}}}$, $S_w(z,f)=\frac{4[I_wU(z)]^2[L_w(z)/U(z)]\left\{1+188.4[2fL_w(z)/U(z)]^2\right\}}{\left\{1+70.8[fL_w(z)/U(z)]^2\right\}^{\frac{11}{3}}}$
空间相关性	$R_{i,j}=\sum_m\sqrt{S_{\delta,i}(f_m)S_{\delta,j}(f_m)}\exp\left(\frac{-c_{\delta}^k y_i-y_j f_m}{U(z)}\right)$; $\delta=u,v,w$; $k=x,y,z$; $c_{\delta}^x=8$; $c_{\delta}^y=10$; $c_{\delta}^z=15$; $f_m=(2m-1)\Delta f/2$; $\Delta f=0.2\text{ Hz}$

表 4 LES离散与插值方案

Tab. 4 Discretization and interpolation scheme of LES

计算步骤	梯度插值	动量方程	湍流模型方程	P - U 耦合求解	时间离散
LES	最小二乘法	二阶迎风	二阶迎风	PISO	Backward Euler

3 模拟结果分析与验证

为开展模拟结果的量化分析与验证,在主梁节

段附近设置监测点 BP(−0.5 m, 0 m, 0.16 m),测点处顺风向与竖向脉动风速时程如图 5 所示,相对应的湍流谱密度如图 6 所示。

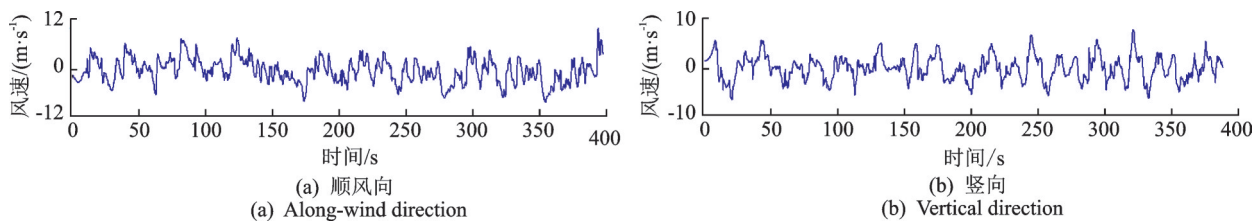


图 5 BP监测点风速时程

Fig. 5 Wind speed time history of the monitoring point BP

由图 5 和 6 可知,随着湍流在流域内不断发展,模型位置处功率谱密度监测值仅在低频区与目标值吻合良好,而在高频区迅速衰减。该现象一方面与数值算法产生的湍动能耗散有关;另一方面由于 LES 采用滤波函数过滤了风速时程中的高频成分,从而使 LES 得到的湍流功率谱在高频部分偏低。

尽管如此,主梁节段模型竖弯与扭转频率仍位于 LES 解析尺度内,故生成的湍流场满足模型抖振模拟要求。将 BP 测点脉动风速时程代入式(2),并采用 4 阶 Runge-Kutta 法求解式(1),获得考虑与不考虑气动自激力时主梁节段抖振响应的理论解,其中模型气动参数根据文献[18]取值。将其与数值解进

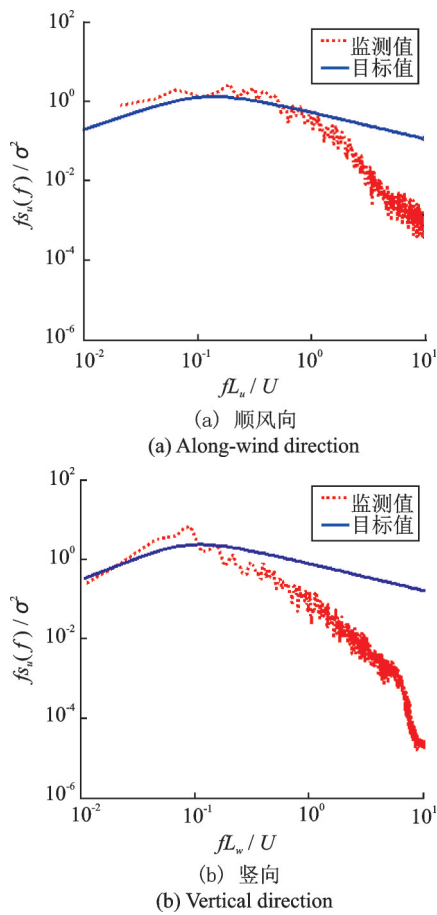


图 6 功率谱密度对比

Fig. 6 Comparison of the power spectral density

行对比,以验证模拟结果的合理性,如图 7 所示。相对应的位移响应功率谱密度分析结果如图 8 所示。

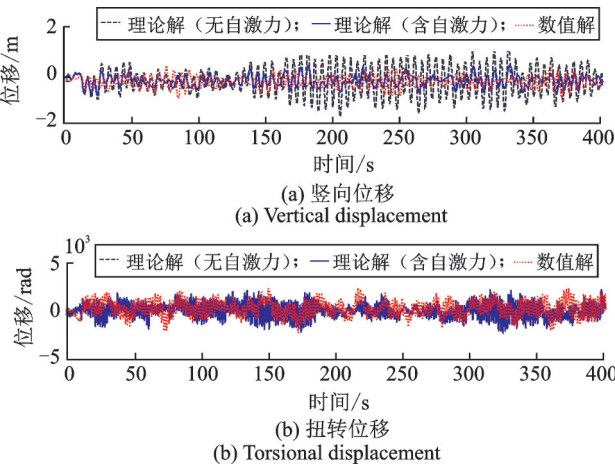


图 7 抖振响应数值解与理论解对比

Fig. 7 Comparison of the numerical and theoretical buffeting responses

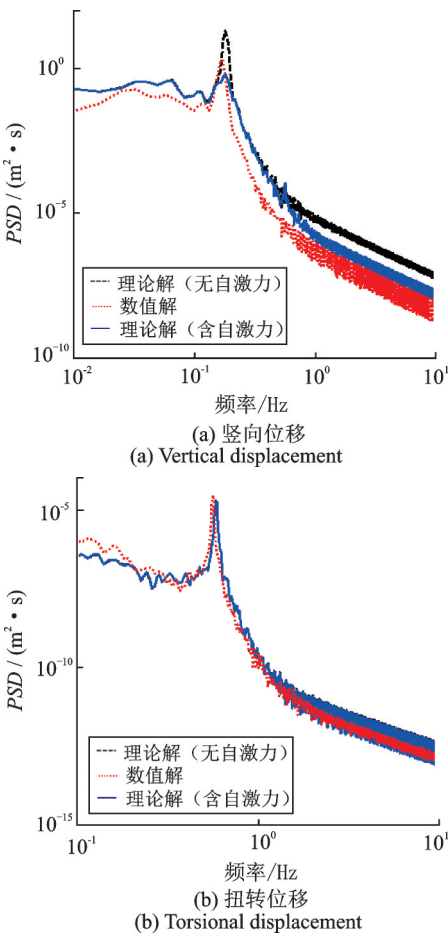


图 8 抖振响应功率谱密度对比

Fig. 8 Comparison of the power spectral density of the buffeting responses

由图 7 和 8 可知,当模拟风场湍流度较高时,主梁节段模型风振响应兼具强迫振动(随机性)与自激振动(周期性)特征,但以强迫振动为主。就时程结果而言,由于抖振力模型存在假设简化,且数值模型气动参数与风洞试验结果存在差异,故数值解与理论解并不完全吻合。当不考虑自激力时(即不考虑流固耦合效应),竖向位移理论解明显偏大,而扭转位移理论解则无明显变化。此外,抖振响应数值解与理论解所包含的频率成分相近,且主要频率成分与主梁节段竖弯及扭转频率相对应。对随机振动而言,统计量较时程结果更具代表性,故分别计算了抖振响应数值解与理论解的均方根值(Root Mean Square, RMS),结果如表 5 所示。

表 5 抖振响应 RMS 对比

Tab. 5 Comparison of the RMS of the buffeting responses

抖振响应	数值解 RMS	理论解 RMS (含自激力)	相对 误差/%	理论解 RMS (无自激力)	相对 误差/%
竖向	0.22293 m	0.21921 m	1.7	0.56710 m	60.7 m
扭转	0.00110 rad	0.00092 rad	19.6	0.00093 rad	18.2 rad

注: 相对误差=|数值解 RMS—理论解 RMS|/理论解 RMS×100%。

由表5可知,不考虑自激力时的竖向位移RMS相对误差高达60.7%,而考虑自激力时,竖向位移RMS相对误差仅1.7%。扭转位移RMS较小,是否考虑自激力对扭转位移RMS的影响也较小。实际工程中不考虑自激力获得的抖振响应总体上偏于安全。

为进一步探究抖振发生时的绕流场细节,以计

算域 $z=160\text{ mm}$ 平面(Plane 1)为监测面,任意选取计算稳定时主梁断面附近瞬时速度场进行展示,并基于Q准则对主梁断面附近的涡核进行识别,速度场与瞬时涡核分布如图9所示。其中,位移和加速度的数值模拟结果(缩尺后结果)也一并给出,并将对应时刻的位移结果标注于图中。

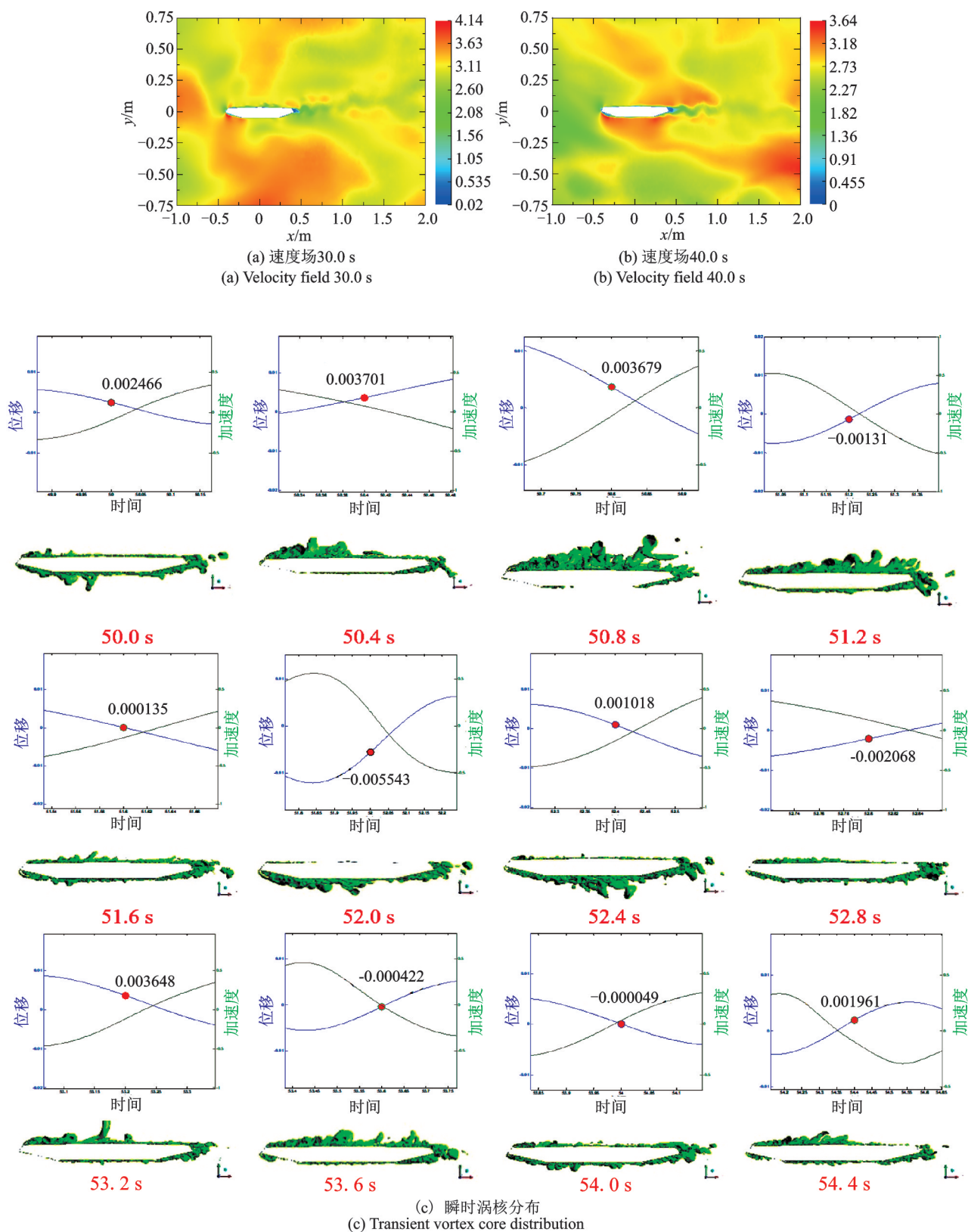


图9 主梁节段附近速度场与瞬时涡核分布(缩尺后)

Fig. 9 Velocity field and vortex core region near the bridge deck (after scaling)

由图 9 可知,模型上方涡旋形成于迎风侧桥面端点处,而下方涡旋则形成于迎风侧风嘴端点处。模型上、下方涡核经充分发展后,均在模型中心线附近达到最大尺寸。特别地,当模型下方涡核破碎消散后,又将在底板与背风侧斜腹板交点处重新形成,并向尾涡区发展。此外,模型上、下方涡核发展交替进行。当上方涡核不断发展时,下方涡核则逐渐破碎消散,反之亦然。而模型附近涡核演化(特征湍流引起)与模型抖振响应间未见明显关系,表明特征湍流对模型抖振响应的影响较小。

4 结 论

本文基于 NSRFG 法实现了 LES 入口湍流生成,通过编制 UDF 实现了大跨索承桥梁流线型钢箱梁抖振响应数值模拟,并将抖振响应数值解与理论解进行了对比分析,得到主要结论如下:

(1)三分力系数的 CFD 计算值与风洞试验值相对误差不超过 20%,且变化趋势大体相同,考虑流固耦合效应的抖振响应理论解与数值解的 RMS 较为接近。

(2)是否考虑自激力对扭转位移 RMS 的影响都较小,但不考虑自激力时的竖向抖振位移的 RMS 则明显偏大,实际工程中不考虑流固耦合效应获得的抖振响应总体上偏于安全。

(3)当模拟风场湍流度较高时,主梁节段模型风振响应兼具强迫振动(随机性)与自激振动(周期性)特征,但以强迫振动为主。模型上、下方涡旋分别形成于迎风侧桥面端点和风嘴端点处,两侧涡核经过充分发展后,均在模型中心线附近达到最大尺寸,且下方涡核破碎消散后,又将在底板与背风侧斜腹板交点处重新形成,并向尾涡区发展。

(4)模型上、下方涡核发展交替进行。当上方涡核不断发展时,下方涡核则逐渐破碎消散,反之亦然。模型附近涡核演化(特征湍流引起)与模型抖振响应间未见明显关系,特征湍流对模型抖振响应的影响较小。

与理论分析及风洞试验相比,抖振响应数值模拟充分捕捉了模型的绕流场特性,并清晰展示了抖振发生时模型绕流场的演化规律,研究成果有望进一步用于主梁断面抖振性能优化及桥面风环境评估等。然而,受计算资源限制,数值模拟时的 LES 解析尺度尚无法完全涵盖实际风场中的湍流尺度,模拟所得数值风场与实际风场仍存在一定差异。因而,在计算资源允许时,仍可开展更加精细化的数值模拟,以进一步验证本文结果。

参考文献:

- [1] 陈政清. 桥梁风工程[M]. 北京: 人民交通出版社, 2005.
- [2] Ge Y, Xia J, Zhao L, et al. Full aeroelastic model testing for examining wind-induced vibration of a 5,000 m spanned suspension bridge[J]. *Frontiers in Built Environment*, 2018, 4: 20.
- [3] Simiu E, Scanlan R H. *Wind Effects on Structures*[M]. New York: John Wiley and Sons, 1996.
- [4] 葛耀君. 大跨度桥梁抗风的技术挑战与精细化研究[J]. *工程力学*, 2011, 28(增刊 II): 11-23.
Ge Y J. Technical challenges and refinement research on wind resistance of long-span bridges[J]. *Engineering Mechanics*, 2011, 28(Sup II): 11-23.
- [5] Ahsan K. *Advanced Structural Wind Engineering*[M]. New York: Springer, 2013.
- [6] Tamura T. Reliability on CFD estimation for wind-structure interaction problems[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1999, 81(1-3): 117-143.
- [7] Nariman N A. Influence of fluid-structure interaction on vortex induced vibration and lock-in phenomena in long span bridges[J]. *Frontiers of Structural and Civil Engineering*, 2016, 10(4): 363-384.
- [8] 詹昊, 廖海黎. 桥梁主梁端部翼板颤振主动控制流固耦合计算[J]. *振动工程学报*, 2018, 31(2): 276-282.
Zhan H, Liao H L. Flutter active control studies of bridge with flaps attached to deck edge by FSI calculation[J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2018, 31(2): 276-282.
- [9] 董国朝, 陈政清, 罗建辉, 等. 安装亮化灯具导致的斜拉桥拉索风致驰振流固耦合分析[J]. *中国公路学报*, 2012, 25(1): 67-75.
Dong G C, Chen Z Q, Luo J H, et al. Fluid-structure interaction analysis of wind-induced galloping of cables with lamps of cable-stayed bridge[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2012, 25(1): 67-75.
- [10] Kavrakov I, Morgenthal G. A synergistic study of a CFD and semi-analytical models for aeroelastic analysis of bridges in turbulent wind conditions[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2018, 82: 59-85.
- [11] 周桐, 杨庆山, 闫渤文, 等. 大气边界层大涡模拟入口湍流生成方法综述[J]. *工程力学*, 2020, 37(5): 15-25.
Zhou T, Yang Q S, Yan B W, et al. Review of inflow turbulence generation methods with large eddy simulation for atmospheric boundary layer[J]. *Engineering Mechanics*, 2020, 37(5): 15-25.
- [12] 刘震卿, 张冲, 吴晓波, 等. 考虑粗糙地表的近地层风场仿真模拟研究及误差分析[J]. *空气动力学学报*,

- 2020, 38(4): 715-722.
- Liu Z Q, Zhang C, Wu X B, et al. Simulation and error analysis of wind field considering surface roughness[J]. ACTA Aerodynamic SINICA, 2020, 38(4): 715-722.
- [13] Yan B W, Li Q S. Inflow turbulence generation methods with large eddy simulation for wind effects on tall buildings [J]. Computers and Fluids, 2015, 116: 158-175.
- [14] Yu Y, Yang Y, Xie Z. A new inflow turbulence generator for large eddy simulation evaluation of wind effects on a standard high-rise building[J]. Building and Environment, 2018, 138: 300-313.
- [15] Grinderslev C, Lubek M, Zhang Z. Nonlinear fluid-structure interaction of bridge deck: CFD analysis and semi-analytical modeling [J]. Wind and Structures, 2018, 27(6): 381-397.
- [16] 许福友, 马如进, 陈艾荣, 等. 苏通大桥全桥气弹模型设计与模态调试[J]. 工程力学, 2009, 26(12): 150-154.
- Xu F Y, Ma R J, Chen A R, et al. Full aeroelastic model design and modal test for Sutong Bridge[J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(12): 150-154.
- [17] Wang H, Li A, Niu J, et al. Long-term monitoring of wind characteristics at Sutong Bridge site[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 115: 39-47.
- [18] Wang H, Hu R, Xie J, et al. Comparative study on buffeting performance of Sutong Bridge based on design and measured spectrum[J]. Journal of Bridge Engineering, 2013, 18(7): 587-600.

Buffeting numerical simulation of streamlined steel box girder of long-span cable-supported bridge using fluid-structural interaction

XU Zi-dong^{1,2}, WANG Hao², LIU Zhen-qing³

(1. Key Laboratory of Concrete and Prestressed Concrete Structures of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 211189, China; 2. School of Civil Engineering, Inner Mongolia University of Science and Technology, Baotou 014010, China; 3. School of Civil and Hydraulic Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

Abstract: Evaluation on the buffeting performance of the long-span cable-supported bridge is the significant step for the bridge wind-resistant safety design. However, current buffeting theories are more descriptive, but not explanatory in the sense of revealing basic buffeting physical causes. In addition, the details of the fluid-structure interaction (FSI) during the buffeting are hard to be reproduced. In this work, the Sutong Bridge is selected as the research object, the buffeting responses of its numerical model are simulated in the software Fluent. And the numerical buffeting responses are compared with the theoretical ones. Results show that the forced vibration is the major component of the wind-induced vibration in the wind field with high turbulence intensity. The theoretical and numerical RMS of the buffeting responses are close when considering FSI effect. Vortex core development conducts alternately between the upper and bottom of the deck. What's more, signature turbulence has little effect on the buffeting responses of the model.

Key words: long-span bridge; buffeting response; computational fluid dynamics; fluid-structural interaction; large eddy simulation

作者简介: 徐梓栋(1993—),男,讲师。电话:15850685828; E-mail:zdxu1993@163.com。

通讯作者: 王 浩(1980—),男,教授。电话:13739196535; E-mail:wanghao1980@seu.edu.cn。