

4 : 1 矩形断面运动诱导涡型扭转涡振的 LES 研究^{*}

回忆[†] 陈海伟

(重庆大学 土木工程学院, 重庆 400030)

摘要 涡激振动是大跨度桥梁典型的风致振动现象之一,主要包括卡门涡型涡振和运动诱导涡型涡振. 尽管已有大量研究对第一类振动进行了深入探讨,但对第二类振动的研究仍相对不足. 为此,本研究以 4 : 1 矩形断面为研究对象,采用大涡模拟方法再现了运动诱导涡型扭转涡振的完整过程,提出一种去均值的条件平均技术以提取关键旋涡的演化特征,系统分析了流场结构与气动力矩的内在作用机制. 研究表明:前缘分离涡沿结构表面向下游的漂移及其与尾缘涡的融合过程,是结构发生运动诱导涡型涡振动态激励的主要来源. 同时,研究发现涡旋运动特征与力矩密度分布在时空演化上高度一致. 流场结构的动态变化不仅改变了作用在结构上的激励力矩幅值,还调控了气动力矩和扭转响应之间的相位关系.

关键词 涡激振动, 流固耦合, 大涡模拟, 运动诱导涡旋, 气动特性

中图分类号:TU973

文献标志码:A

A LES Study of Torsional Motion-Induced Vortex Vibration of 4 : 1 Rectangular Section^{*}

Hui Yi[†] Chen Haiwei

(School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400030, China)

Abstract Vortex-induced vibration is a representative wind-induced response of long-span bridges, comprising Karman vortex type vortex-induced vibration and motion-induced vortex vibration. Although the former has been extensively investigated, research on the latter remains comparatively limited. To address this gap, this study investigates the torsional mode of motion-induced vortex vibration in a 4 : 1 rectangular section using Large Eddy Simulation. A mean-removed conditional averaging technique is proposed to elucidate the evolution of key vortices, and the underlying mechanism governing the flow field and aerodynamic moment is systematically analyzed. The results show that the downstream drift of leading-edge separation vortices along the body surface, together with their subsequent merger with trailing-edge vortices, constitutes the primary source of dynamic excitation that triggers motion-induced vortex vibration. Furthermore, the kinematics of the vortex structures exhibits strong spatiotemporal coherence with the distribution of aerodynamic moment density. The dynamic evolution of the flow field structures not only alters the amplitude of the exciting aerodynamic moment acting on the body but also modulates the phase relationship between the aerodynamic moment and the torsional response.

Key words vortex-induced vibration, fluid-structure interaction, large-eddy simulation, motion induced vortex, aerodynamic characteristics

2025-11-06 收到第 1 稿,2025-11-17 收到修改稿.

^{*} 国家重点研发计划资助项目(2023YFC3805201),教育部 111 引智基地资助项目(B18062);National Key Research and Development Program of China (2023YFC3805201), the 111 Project of the Ministry of Education and the Bureau of Foreign Experts of China (B18062).

[†] 通信作者 E-mail:alihui@cqu.edu.cn

引言

在高层建筑、大跨度桥梁等长柔结构的风致振动中,涡激振动是一种常见的流致大幅振动之一^[1]。例如,2020年5月中国广州虎门大桥发生的涡振事件,凸显了该类振动在桥梁工程中的潜在风险。为深入理解桥梁涡振的致振机理,研究人员常采用大宽高比(如4:1、5:1)矩形断面柱体作为桥面气动特性研究的简化模型^[2-4],相关涡振问题也因而受到广泛关注。

矩形断面的涡振可大致分为两类:卡门涡型涡振和运动诱导涡型涡振(motion-induced vortex vibration)。研究表明前者通常在卡门涡脱落频率与结构固有频率匹配时激发^[5];有学者认为后者的发生原因由前缘分离涡在结构表面的漂移及其与尾缘涡的相互作用共同诱发^[6]。

目前,关于卡门涡型涡振的研究已较为成熟^[7,8]。大量矩形断面节段模型的风洞试验表明,起振风速、最大振幅及锁定区间对截面几何与斯鲁顿数(Scruton number, Sc)高度敏感^[9]。Marra等^[10]研究表明,随着 Sc 增大,涡振响应幅值与锁定区间总体呈减小趋势。数值模拟方面,大涡模拟(large eddy simulation, LES)等^[11]方法被用于再现完整的涡振过程,以揭示流场结构与风致载荷的演化规律。Tang等^[12]研究指出,剪切层的周期性再附着以及升力与位移间的相位关系主导了振动响应。理论研究方面,多种数学模型^[13]被用于预测涡振的振幅和锁定区间,其中Hui等^[14]提出的双振子模型不仅准确再现了结构响应,还捕捉了断面周围的涡脱模式。

相比之下,关于矩形断面运动诱导涡型涡振的研究仍相对不足,且多依赖于风洞试验^[15]。Shiraishi和Matsumoto^[6]发现起振风速与断面宽高比密切相关,提出了矩形断面运动诱导涡型涡振的折算起振风速经验估算公式;Kubo等^[16]强调了前缘分离涡对振动模式(竖弯和扭转)的决定作用;Cao等^[17]则指出前缘分离涡与尾缘涡相互作用形成的整体涡对气动激励具有重要影响。尽管上述研究在流场结构和振动模式方面提供了有益见解,但受限于试验技术手段,对流场结构、气动力和结构响应之间耦合机制的理解仍不充分。除试验方法外,计算流体力学(computational fluid dynamics,

CFD)已成为揭示流固耦合机理的有效工具。例如,Zhao等^[18]通过二维CFD模拟对6:1矩形断面运动诱导涡型竖弯涡振开展了细致的分析,并讨论了前缘分离涡的漂移过程。

尽管现有研究对运动诱导涡型涡振有所涉及,但运动诱导涡型扭转涡振的演化机理尚不明确。为此,本文以4:1矩形断面为研究对象,采用LES方法对运动诱导涡型扭转涡振的完整过程进行了数值模拟,计算结果与试验数据吻合较好。通过系统分析流场结构与气动力矩的变化规律,揭示了运动诱导涡型扭转涡振振幅发展的具体机制。

1 研究方法

1.1 计算域与网格划分

本研究所采用的矩形断面宽度(B)为0.3 m,高度(D)为0.075 m。图1展示了LES方法的计算域信息,其中 x 、 y 、 z 轴分别代表顺风向、横风向和展向。计算域在展向(z 方向)的长度设置为 $4D$ ^[19]。断面后缘至出口边界的距离设置为 $160D$,前缘至入口边界的距离为 $60D$,上下表面至对应边界的距离同样为 $60D$ ^[20]。根据Bruno等^[21]提出的设置方案,入口边界采用速度入口条件,出口边界采用压力出口条件。计算域顶部与底部边界设置为对称性边界条件,两侧采用周期性边界条件,结构表面指定为无滑移壁面边界条件。

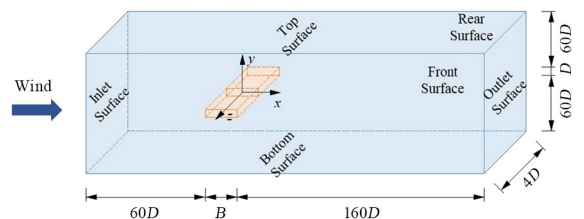


图1 LES方法的计算域形状示意

Fig. 1 The information on shape of the computer domain

图2展示了计算域的整体网格配置。如图2(a)所示, x - y 平面被划分为三个子区域:外部子域、变形子域和刚性子域。其中,外部子域采用结构化网格,变形子域采用非结构化三角形网格,刚性子域则包含结构化和非结构化四边形混合网格。在模拟过程中,刚性子域随结构同步运动,以保持其周边网格质量。为精确捕捉近壁面流动特征,结构表面附近布置了15层加密的结构化网格,首层网格高度为 $0.0004D$,膨胀比为1.05^[22],如图2(b)

所示. 所采用的网格配置平均 y^+ 值为 0.31, 最大值为 1.3, 验证了近壁面网格分辨率的充分性. 变形子域采用动网格技术以适应刚性与外部子域间的相对位移, 而外部子域保持固定不变. 图 2(c) 展示了 x - y 平面上的网格分布, 共包含 51 620 个网格单元. 根据 Bruno 等^[23] 和 Patruno 等^[24] 采用的方法, 将二维网格沿展向以 $\delta z = 0.1D$ 的间距均匀拉伸形成三维网格, 最终计算域共包含 2 064 800 个网格单元.

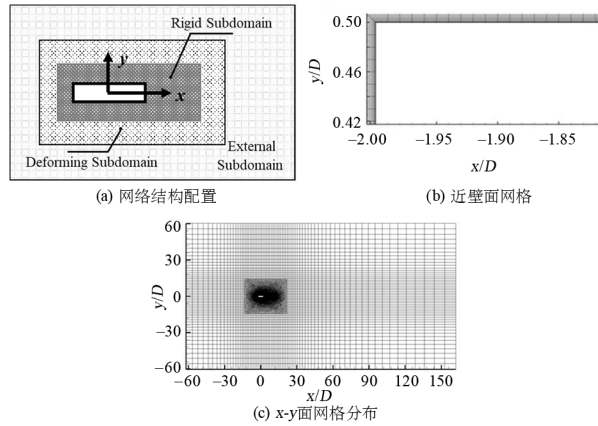


图 2 计算网格概览

Fig. 2 Computational mesh overview

1.2 流体控制方程

本文采用 LES 方法对三维不可压缩非定常流体进行数值模拟, 经空间滤波后的控制方程表达式为:

$$\frac{\partial \rho \tilde{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho \tilde{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial \tilde{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right) \right] - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j}, (i=1,2,3) \quad (2)$$

式中, \tilde{u}_i 、 \tilde{u}_j 为空间滤波后的流体速度分量, \tilde{p} 为空间滤波后的流体压力; τ_{ij} 为空间滤波产生的亚格子应力; ρ 、 μ 为流体的密度和动力黏度; t 为时间项, x_1 、 x_2 、 x_3 为空间直角坐标, ρ 、 μ 的数值分别设定为 1.225 kg/m^3 和 $1.93 \times 10^{-5} \text{ kg/(m} \cdot \text{s)}$.

根据不可压缩流体的布西涅斯克假设, τ_{ij} 的计算遵循如下方程:

$$\tau_{ij} - \frac{1}{3} \tau_{kk} \delta_{ij} = -2\mu_{\text{SGS}} \tilde{S}_{ij}, (i=1,2,3) \quad (3)$$

$$\tilde{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} \right), (i=1,2,3) \quad (4)$$

式中, μ_{SGS} 为亚格子涡黏系数; \tilde{S}_{ij} 为空间滤波后的应变率张量; δ_{ij} 为克罗内克符号.

亚格子涡黏系数采用 WALE 模型进行计算^[25], 具体方程如下:

$$\mu_{\text{SGS}} = \rho L_s^2 \frac{(S_{ij}^d S_{ij}^d)^{3/2}}{(\tilde{S}_{ij} \tilde{S}_{ij})^{5/2} + (S_{ij}^d S_{ij}^d)^{5/4}} \quad (5)$$

$$S_{ij}^d = \frac{1}{2} (\tilde{g}_{ij}^2 + \tilde{g}_{ji}^2) - \frac{1}{3} \tilde{g}_{kk}^2 \delta_{ij} \quad (6)$$

$$\tilde{g}_{ij} = \frac{\partial \tilde{u}_{ij}}{\partial x_j} \quad (7)$$

$$L_s = \min(\kappa d, C_w \Delta) \quad (8)$$

式中, κ 、 C_w 为模型常数, 数值分别为 0.4178 和 0.325; d 为网格节点到结构表面的最短距离; Δ 为网格体积的立方根.

上述控制方程基于 ANSYS Fluent 平台进行数值求解. 采用 SIMPLEC 算法实现速度与压力的耦合. 为降低数值耗散, 动量方程的空间离散采用有界中心差分格式, 时间离散采用二阶隐式格式. 残差收敛阈值为 1.0×10^{-4} .

1.3 结构控制方程

结构绕 z 轴的扭转振动被简化为单自由度弹簧-质量-阻尼系统, 其运动方程为:

$$I_s \ddot{\theta}(t) + 2I_s \zeta_s \omega_s \dot{\theta}(t) + I_s \omega_s^2 \theta(t) = M_z(t) \quad (9)$$

式中, I_s 、 ζ_s 、 ω_s 分别表示结构的质量惯性矩、阻尼比和固有扭转圆频率; $\theta(t)$ 、 $\dot{\theta}(t)$ 、 $\ddot{\theta}(t)$ 分别为绕 z 轴的角位移、角速度和角加速度. 作用在结构上的气动力矩 $M_z(t)$ 由下式计算:

$$M_z(t) = \sum_{n=1}^N m_n(t) \quad (10)$$

$$m_n(t) = p_n(t) \cdot A_{x,n}(t) \cdot \gamma_{y,n}(t) - p_n(t) \cdot A_{y,n}(t) \cdot \gamma_{x,n}(t) \quad (11)$$

式中, $m_n(t)$ 为节点单元 n 绕 z 轴的气动力矩; $p_n(t)$ 为节点单元 n 处的瞬时压力; $A_{x,n}(t)$ 和 $A_{y,n}(t)$ 分别为节点单元 n 的面积向量在 x 和 y 方向的分量; $\gamma_{x,n}(t)$ 和 $\gamma_{y,n}(t)$ 为旋转中心到表面节点在相应方向的力臂; N 为节点单元总数.

具体参数设置为: $Sc = 7.86$, 质量惯性矩 $I_s = 0.015 \text{ kg} \cdot \text{m}$, 阻尼比 $\zeta_s = 0.16\%$, 固有扭转频率 $f_\theta = 4.85 \text{ Hz}$. 为准确捕捉运动诱导涡型扭转涡振

的流固耦合特性,本研究采用分区耦合求解方法.该方法在每一时间步内实现流体求解器与结构求解器之间的数据交互;流体控制方程与结构运动方程分别独立求解,通过结构表面的气动力矩进行双向耦合迭代,从而完整描述流场与结构的相互作用过程.

1.4 气动参数

为评估振动结构的气动性能,本文定义了脉动力矩系数(C'_M)、局部压力系数 $[C_{pk}(t_n)]$ 和斯特劳哈尔数(St)等特征参数,具体表达式如下:

$$C_M(t_n) = M_z(t_n) / \left(\frac{1}{2} \rho U^2 B^2 L \right) \quad (12)$$

$$\bar{C}_M = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N C_M(t_n) \quad (13)$$

$$C'_M = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N [C_M(t_n) - \bar{C}_M]^2} \quad (14)$$

$$C_{pk}(t_n) = p_k(t_n) / \left(\frac{1}{2} \rho U^2 \right) \quad (15)$$

$$\bar{C}_{pk} = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N C_{pk}(t_n) \quad (16)$$

$$C'_{pk} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N [C_{pk}(t_n) - \bar{C}_{pk}]^2} \quad (17)$$

$$St = f_v D / U \quad (18)$$

式中, \bar{C}_M 与 C'_M 分别表示平均力矩系数与脉动力矩系数,用于表征作用在结构上的整体气动力矩及其波动特性; \bar{C}_{pk} 和 C'_{pk} 分别为节点 k 处的平均压力系数与脉动压力系数,反映结构表面的平均与非定常压力分布特征; f_v 为涡脱频率; U 为入口边界处来流风速; t_n 为采样时刻; N 为采样数据点总数.

2 模拟结果验证

2.1 网格与时间步长验证

为验证网格分辨率对计算精度的影响,在来流速度为 2.1 m/s (对应雷诺数为 1.0×10^4)条件下,采用两种不同的网格方案进行对比分析.第一种方案(网格一)详见第1.1节所述;第二种方案(网格二)将结构表面节点数增加一倍,网格单元总数约为 3.32×10^7 .

图3展示了两种网格方案下静止矩形断面结构跨中上表面的风压模拟结果,结果显示:尽管网

格二捕捉到的脉动风压系数峰值略高,但两种网格的平均压力分布具有高度一致性.表1进一步对比了关键气动参数(包括 C'_M 和 St),其差异均小于5%,表明网格一已足够满足后续分析要求.

此外,本文对比分析了时间步长($\delta t = 1.0 \times 10^{-4} \text{ s}$ 和 $\delta t = 2.0 \times 10^{-4} \text{ s}$)对模拟结果的影响.图3与表1的结果表明,两种时间步长得到的压力分布、力矩系数和 St 均基本一致.因此,后续研究采用 $\delta t = 2.0 \times 10^{-4} \text{ s}$ 作为计算时间步长.网格与表面压力的进一步验证可参照Tang等^[12]的研究,本文LES的相关设置与其保持一致,但本研究模拟了扭转振动.

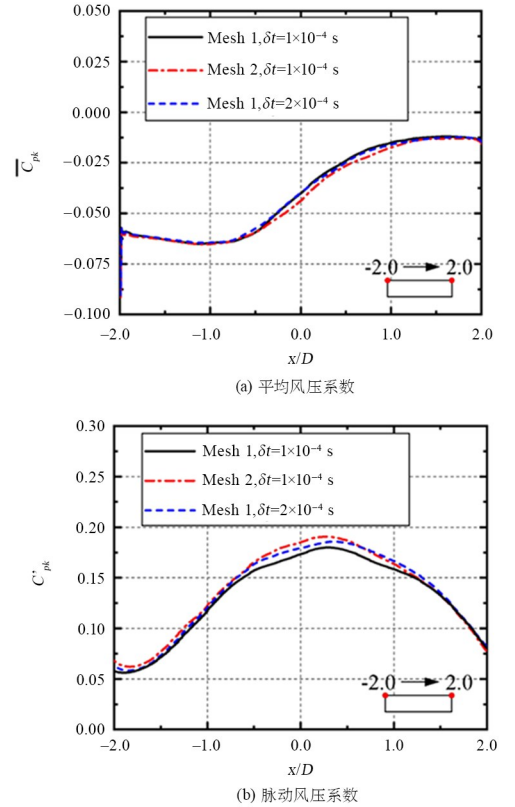


图3 静止矩形断面结构跨中上表面的风压系数分布
Fig. 3 Pressure coefficient distributions on the upper surface of a stationary cylinder at mid-span

表1 静止矩形断面结构在不同网格和时间步长下气动力结果

Table 1 Aerodynamic simulations of a static cylinder under different grid strategies and time steps

网格方案	网格数	时间步长 δt	C'_M	St
网格一	2.06×10^7	$1.0 \times 10^{-4} \text{ s}$	0.013	0.139
网格二	3.32×10^7	$1.0 \times 10^{-4} \text{ s}$	0.014	0.138
网格一	2.06×10^7	$2.0 \times 10^{-4} \text{ s}$	0.013	0.138

2.2 运动诱导涡型扭转涡振验证

本研究基于 Matsumoto 等^[26]的风洞试验数据设置结构参数,通过对比 LES 与试验测得的运动诱导涡型扭转涡振的振动幅值,验证了 CFD 方法的可靠性,结果如图 4 所示.

如图所示,随着折算风速 $U_R = 2\pi U[(\omega_s D)]$ 的增大,数值模拟与试验得到的振动幅值变化趋势基本一致.两者在运动诱导涡型扭转涡振的起振风速、锁定区间及峰值振幅方面均高度吻合,响应幅值与风速区间的差异均控制在 10% 以内,证明了当前数值模拟方法具有较高的准确性.

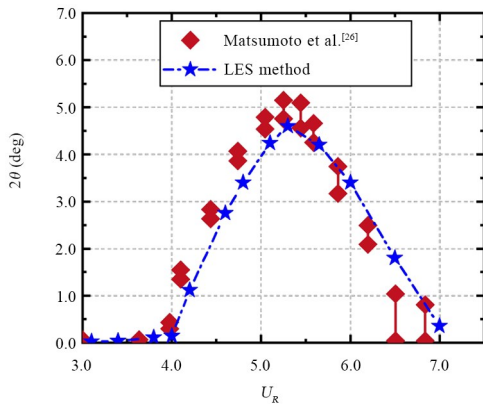


图 4 运动诱导涡型扭转涡振振幅值的数值模拟与 Matsumoto 等^[26]试验结果对比

Fig. 4 Comparison of torsional mode motion-induced vortex vibration amplitudes between present simulation and Matsumoto et al. ^[26]

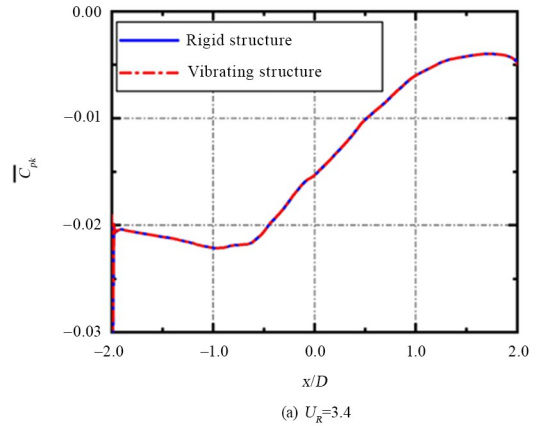
3 运动诱导涡型扭转涡振的流场与气动力分析

3.1 时间平均流场

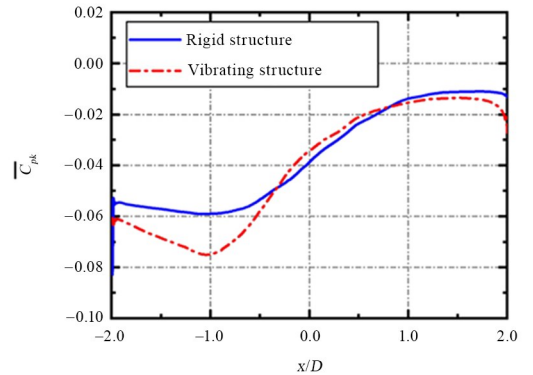
图 5 展示了不同折算风速下,刚性结构与涡振结构跨中上表面的平均风压系数分布.由图 5(a)可见,在折算风速为 3.4 时,刚性结构与涡振结构上表面的风压系数分布基本一致.观察图 5(b)发现,在折算风速为 5.3 时,涡振结构上表面风压系数最小值有所降低,且其出现位置略向结构前缘方向移动.上述变化可以通过涡振结构的时均流场来解释.如图 6 所示,当折算风速为 5.3 时,分离剪切层的平均再附着点向结构前缘方向移动,使得主旋涡顺风向的平均尺寸缩短,平均曲率增大.已有研究^[27]表明,增大旋涡曲率能够在结构表面产生更大的负压,从而使最小风压系数进一步降低.

结合图 5 和图 6 可知,相较于刚性结构,涡振

结构表面的平均风压系数分布发生了明显变化,反映出其周围的流场动态特性发生本质变化.因此,有必要对涡振结构的流场演化和气动特性展开细致的分析.

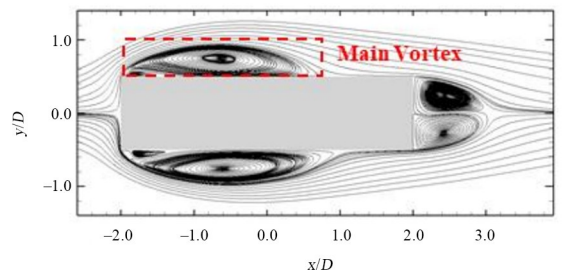


(a) $U_R = 3.4$

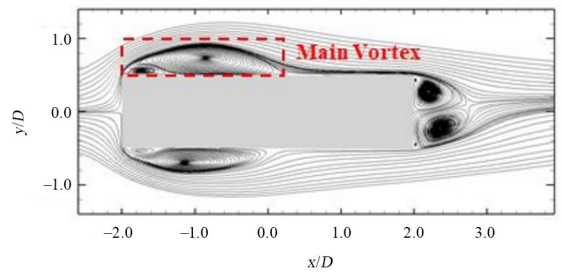


(b) $U_R = 5.3$

图 5 刚性结构和涡振结构的平均风压系数分布
Fig. 5 Mean pressure coefficient distribution of rigid and vibrating structure



(a) 刚性结构



(b) 涡振结构

图 6 折算风速 5.3 下的时间平均流场
Fig. 6 Time-averaged flow fields at $U_R = 5.3$

3.2 MRCA 流场

为更清晰地捕捉运动诱导涡型扭转涡振的关键流场特征,本研究参考 Hosseini 等^[28]的流场处理方法,提出了去均值的条件平均技术.条件平均流场是对 30 个涡脱周期中相同时刻点的瞬态流场进行平均处理而得,在此基础上再去掉时均值,即可得到去均值的条件平均(mean-removed conditional average, MRCA)流场.通过去除时均分量,MRCA 流场能够更清晰地描述涡旋动力学行为.图 7 展示了单个振动周期内所选条件平均时刻的分布情况,鉴于前半周期与后半周期流场结构近似对称,后续分析将聚焦于前半周期内的流场结构与气动力特性.

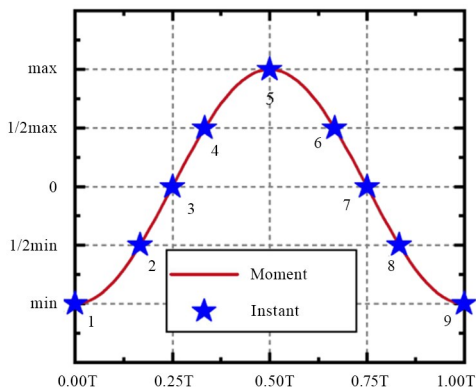


图 7 条件平均时刻示意图

Fig. 7 Diagram of conditional averaged instants

为更直观地展示 MRCA 流场,本文采用 z 方向涡量标识各涡旋的旋转方向,其中正值(红色)表示逆时针旋转,负值(蓝色)表示顺时针旋转.图 8 展示了折算风速 4.6 条件下,时刻 1 至时刻 5 的 MRCA 流场及 z 方向涡量演化过程.可以观察到,每个时刻在结构上下表面附近均存在 3 个明显涡旋,且尾缘附近可见融合涡.具体而言,同一侧相邻涡旋的旋转方向相反,而两侧对称位置的涡旋旋转方向相同.随着时间推移,涡旋持续向下游漂移,当前缘涡运动至尾缘区域时,逐渐被尾缘涡吸收,导致侧向涡尺度收缩而尾涡尺度扩大.该融合过程持续约 $1/4$ 振动周期,每个振动周期内出现两次.与此同时,在尾缘发生涡融合的过程中,前缘处可见新涡旋逐步生成.

由上述过程可以看出,旋涡的发展与脱落过程其频率与结构振动保持一致,表明了运动诱导涡型涡振过程中流场与结构的相互作用.以下将进一步

探讨旋涡运动与结构风荷载(气动力矩)的对应关系,以进一步明确涡振的致振机制.

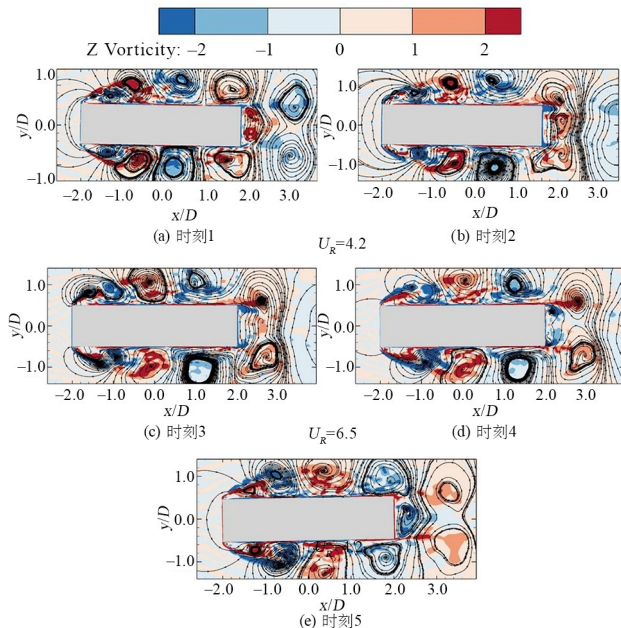


图 8 折算风速 4.6 下的 MRCA 流场和 z 方向涡量
Fig. 8 MRCA flow fields and z -direction vorticity distribution at $U_R = 4.6$

3.3 气动力矩

为阐明运动诱导涡型扭转涡振中气动力矩的演化机制,本文引入力矩密度以表征局部气动力矩的贡献,展向量长度上的力矩密度定义为:

$$m_{z, \text{unit}}(x) = (\tilde{C}_{\text{upn}} - \tilde{C}_{\text{lpn}}) \cdot \frac{1}{2} \rho U^2 \cdot x \quad (19)$$

其中, \tilde{C}_{upn} 和 \tilde{C}_{lpn} 分别表示结构上下表面节点 n 处经 MRCA 技术处理后的风压值.

通过对力矩密度进行积分,可得作用在结构上的总气动力矩:

$$M_z^L = \int_{-x}^x m_{z, \text{unit}}(x) d(x) = M_{z,+}^L + M_{z,-}^L \quad (20)$$

其中, $M_{z,+}^L$ 和 $M_{z,-}^L$ 分别表示逆时针和顺时针方向的气动力矩.

图 9 展示了折算风速 4.6 条件下时刻 1 至时刻 5 的力矩密度分布.结果表明,力矩密度的空间分布与前述 MRCA 流场及涡量特征高度吻合.随着时间推移,各局部力矩峰值均向下游尾缘方向漂移.结合图 8 可知:结构表面的三个旋涡和尾缘附近的融合涡均贡献了一个局部力矩峰值,且前缘和尾缘旋涡的贡献程度最为显著.需要说明的是,当旋涡越过截面中心线时,其所贡献的气动力矩的方向将会发生反转,这使得前缘和尾缘处流向相反的

旋涡最终贡献了同向的激励力矩。

图 10 展示了折算风速 4.6 条件下一个完整振动周期内总气动力矩的时程变化。结合图 9 可见,在时刻 1 出现负向力矩峰值,对应结构顺时针方向转动峰值;而在时刻 5 则出现正向力矩峰值,对应结构逆时针方向转动峰值。整体而言,气动力矩在一个振动周期内呈现周期性增减变化。这一周期性行为与前一节所识别的流场结构特征相吻合,进一步表明前缘分离涡的生成、向下漂移及其与尾缘涡的融合过程,共同构成了驱动气动力矩演化的根本机制。

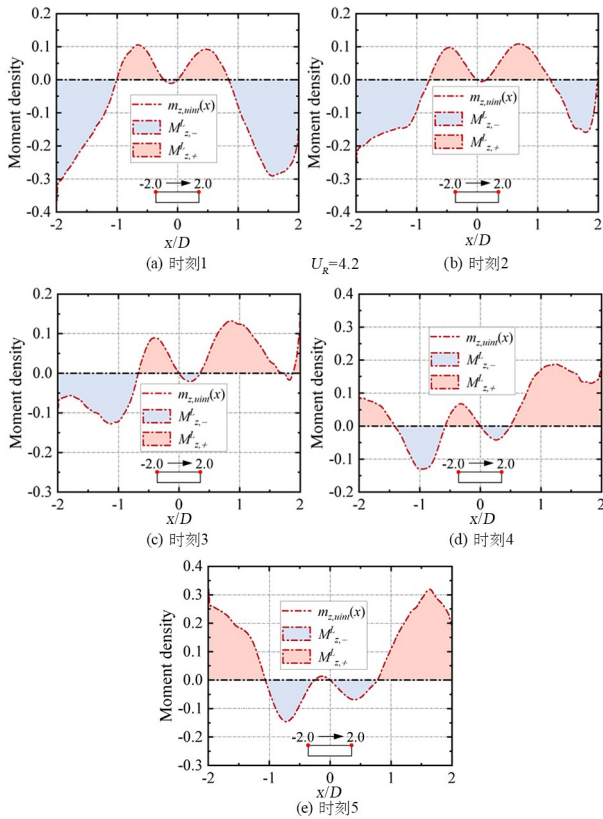


图 9 折算风速 4.6 下时刻 1~5 的力矩密度分布
Fig. 9 Moment density distributions for instants 1~5 at $U_R=4.6$

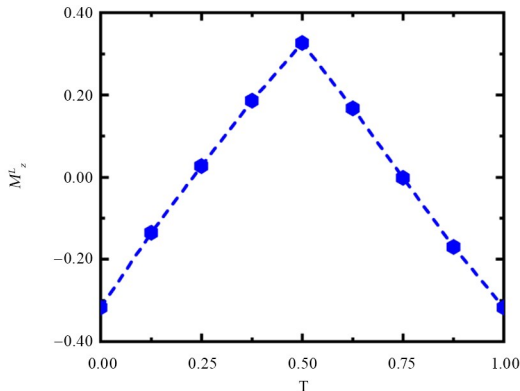


图 10 折算风速 4.6 下单个振动周期内总气动力矩的变化曲线
Fig. 10 Variation of the resultant aerodynamic moment within one vibration cycle at $U_R=4.6$

4 运动诱导涡型扭转涡振的振幅发展机制

4.1 流场与气动力演化

在第 3 节中,已对折算风速 4.6 下的运动诱导涡型扭转涡振开展了细致的分析,系统分析了流场结构与气动力矩之间的内在关联。为进一步阐明流场结构与气动响应随来流风速的变化规律,从而揭示振幅演化的内在机理,本节将对分析不同折算风速(4.2 和 6.5)下的计算结果,如图 11 和图 12 所示。

图 11 展示了折算风速 4.2 和 6.5 下的 MRCA 流场与 z 方向的涡量分布。由图可知,在折算风速 4.2 时,结构上下表面可见 4 个旋涡,随着折算风速增大到 6.5,结构上下表面仅可见 3 个旋涡。此外,在折算风速 6.5 时结构运动与气动力矩表现出相位反转现象,结构前缘第 1 个旋涡的流向由顺时针演变为逆时针。

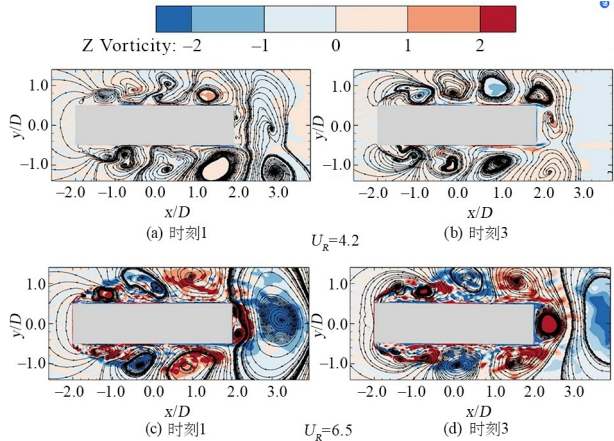


图 11 折算风速 4.2 和 6.5 下的 MRCA 流场和 z 方向涡量
Fig. 11 MRCA flow fields and z -direction vorticity distribution at $U_R=4.2$ and 6.5

图 12 展示了两个风速下的力矩密度分布。结合图 9 分析可知,在折算风速 4.2 和 4.6 时,结构前缘和尾缘提供同向气动力矩,而在折算风速 6.5 时,由于结构前缘和尾缘旋涡旋转方向相同,使得前后缘气动力矩反向(结构前缘由提供负激励演变为提供正激励),从而大幅降低了总体气动力矩。

通过上述分析可以发现,随着风速增大,结构周围的流场结构发生了显著变化,其影响主要体现在两个方面:首先,旋涡分布位置和流向的变化调控了作用在结构上的激励力矩的大小,在折算风速 6.5 时结构前缘和尾缘提供的激励力矩符号相反,

显著的减小了结构振动的气动激励;其次,前缘涡的生成、漂移及其与尾缘涡的融合调控了结构运动与气动力矩之间的相位关系,在折算风速 6.5 时表现出相位反转的现象。

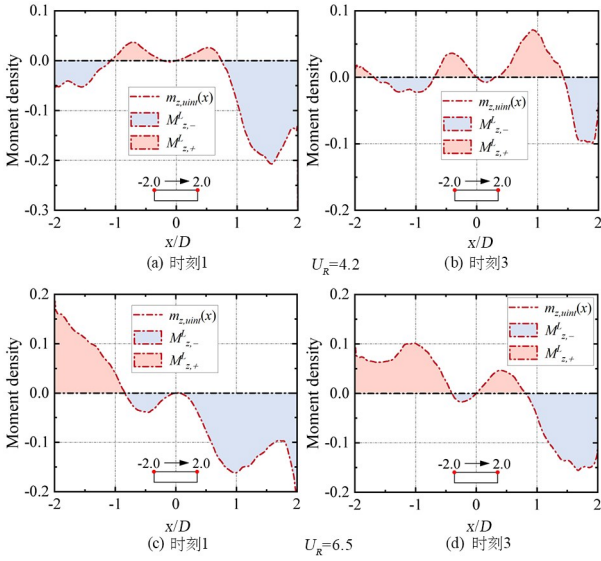


图 12 折算风速 4.2 和 6.5 下的力矩密度分布
Fig. 12 Moment density distribution at $U_R = 4.2$ and 6.5

4.2 振幅发展机制

为深入阐明运动诱导涡型扭转涡振振幅发展的具体机制,本文采用脉动力矩系数 C'_M 量化气动激励强度,并通过对气动力矩和扭转位移时程分别进行快速傅里叶变换,获得各自在振动主频上的相位,进而获得它们间的相位差 φ ,如图 13 所示.分析表明:当折算风速在 4.0~4.8 区间时, C'_M 由 0.015 显著增大至 0.04 以上,而 φ 始终接近于 0° ;当折算风速在 4.8~6.0 区间时, C'_M 从峰值开始下降, φ 缓慢增大但始终低于 90° ;当折算风速在 6.0~7.0 区间时, C'_M 维持在 0.015 附近的较低水平,而 φ 急剧增大至 180° .

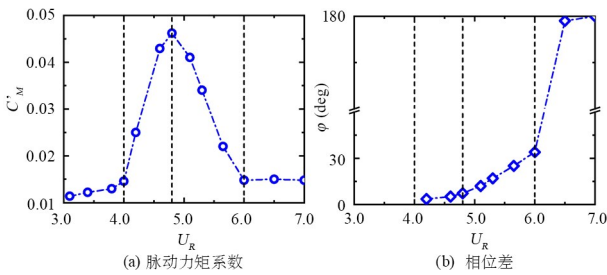


图 13 涡振结构的脉动力矩系数与相位差
Fig. 13 The fluctuating moment coefficient and phase difference of the vibrating structure

结合前述分析及图 4 可知,在折算风速 4.0~4.8 区间内,作用在结构上的气动激励不断增大,

结构振幅不断增大;在折算风速 4.8~6.0 区间内,气动激励减小,但相位差在逐渐增大且低于 90° (在 Tang 等^[12]的研究中,随着相位差接近 90° ,能量传递效率也会相应提升),结构振幅仍能维持在较高的水平;在折算风速 6.0~7.0 区间内,气动激励维持在较低的水平且相位差迅速增大到 180° (气动激励将转为抑制振动),结构振幅相应减小。

5 研究结论

运动诱导涡型涡振是大跨度桥梁常见的涡振形式之一.为深入研究矩形断面的扭转涡振,本文以 4 : 1 矩形断面为研究对象,采用大涡模拟方法再现了其完整振动过程,系统考察了流场结构和气动特性,主要结论如下:

(1)通过去除时均流场信息,从 MRCA 流场中清晰地识别了涡旋(包括前缘涡与尾缘涡)的完整运动周期.研究表明,前缘分离涡沿结构表面向下游尾缘的漂移过程及其与尾缘涡的融合行为,是结构涡振动态激励的主要来源,作用在结构上的气动力矩演化与涡旋的运动特征高度吻合。

(2)受流场结构变化的影响,气动激励和相位差调控了结构扭转涡振的振幅发展:当 $U_R \in [4.0, 4.8]$,气动激励不断变大且相位差始终接近于 0° ,结构振幅不断变大;当 $U_R \in [4.8, 6.0]$,气动激励变小但相位差增大提升了能量传递的效率,结构振幅仍然维持在较高的水平;当 $U_R \in [6.0, 7.0]$,气动激励维持在较小的水平且相位差迅速增大到 180° ,气动激励转为抑制结构振动,响应振幅相应减小。

参考文献

[1] 葛耀君, 赵林, 许坤. 大跨桥梁主梁涡激振动研究进展与思考[J]. 中国公路学报, 2019, 32(10): 1-18.
GE Y J, ZHAO L, XU K. Review and reflection on vortex-induced vibration of main girders of long-span bridges [J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32(10): 1-18. (in Chinese)
[2] JING H M, XU P C, YANG X W, et al. Numerical study of the aerodynamic forces and flow field on two tandem 5 : 1 rectangular cylinders with different angles of attack [J]. Physics of Fluids, 2025, 37

- (6): 065147.
- [3] WANG B, ZHANG M J, XU F Y. Experimental investigation on the vortex-induced vibration of a rectangular 4 : 1 cylinder under skew winds [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2022, 229: 105114.
- [4] 洪泽宇, 董国朝, 韩艳, 等. 基于DMD方法的矩形断面涡振模态分析[J]. *动力学与控制学报*, 2023, 21(4): 48–58.
HONG Z Y, DONG G C, HAN Y, et al. Modal analysis of vortex-induced vibration in rectangular section based on DMD method [J]. *Journal of Dynamics and Control*, 2023, 21(4): 48–58. (in Chinese)
- [5] 祝瑜哲, 陈伏彬. 不同厚宽比矩形截面柱体涡激振动的数值研究[J]. *振动与冲击*, 2024, 43(10): 73–81.
ZHU Y Z, CHEN F B. Numerical study on the vortex-induced vibration of a rectangular cross section cylinder with different side ratios [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2024, 43(10): 73–81. (in Chinese)
- [6] SHIRAIISHI N, MATSUMOTO M. On classification of vortex-induced oscillation and its application for bridge structures [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1983, 14 (1/2/3): 419–430.
- [7] ZHAO J S, HOURIGAN K, THOMPSON M C. An experimental investigation of flow-induced vibration of high-side-ratio rectangular cylinders [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2019, 91: 102580.
- [8] 曹兴, 刘宇飞, 于恒, 等. 圆柱单自由度和双自由度涡激振动特性研究[J]. *动力学与控制学报*, 2020, 18(6): 49–56.
CAO X, LIU Y F, YU H, et al. Single degree and two degrees of freedom vortex-induced vibration of circular cylinder [J]. *Journal of Dynamics and Control*, 2020, 18(6): 49–56. (in Chinese)
- [9] WANG X K, WANG C, LI Y L, et al. Flow patterns of a low mass-damping cylinder undergoing vortex-induced vibration: Transition from initial branch and upper branch [J]. *Applied Ocean Research*, 2017, 62: 89–99.
- [10] MARRA A M, MANNINI C, BARTOLI G. Measurements and improved model of vortex-induced vibration for an elongated rectangular cylinder [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2015, 147: 358–367.
- [11] CHEN Y X, DJIDJELI K, XIE Z T. Large eddy simulation of flow past stationary and oscillating square cylinders [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2020, 97: 103107.
- [12] TANG Y Y, HUI Y, LI K. LES study on variation of flow pattern around a 4 : 1 rectangular cylinder and corresponding wind load during VIV [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2022, 228: 105121.
- [13] TAMURA Y. Mathematical models for understanding phenomena: Vortex-induced vibrations [J]. *Japan Architectural Review*, 2020, 3(4): 398–422.
- [14] HUI Y, TANG Y Y, YANG Q S, et al. A wake-oscillator model for predicting VIV of 4-to-1 rectangular section cylinder [J]. *Nonlinear Dynamics*, 2024, 112(11): 8985–8999.
- [15] ANDERSEN M S, JOHANSSON J, BRANDT A, et al. Aerodynamic stability of long span suspension bridges with low torsional natural frequencies [J]. *Engineering Structures*, 2016, 120: 82–91.
- [16] KUBO Y, HIRATA K, MIKAWA K. Mechanism of aerodynamic vibrations of shallow bridge girder sections [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1992, 42 (1/2/3): 1297–1308.
- [17] CAO N D, MATSUDA K, KATO K, et al. Experimental study on the effect of the secondary vortex at trailing edge on response characteristics of motion-induced vortex vibration in the torsional mode [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2020, 206: 104369.
- [18] ZHAO L, HAN T S, HU C X, et al. Pressure and flow patterns during multiple-order vertical vortex-induced vibrations of a 6 : 1 rectangular cylinder [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2025, 135: 104314.
- [19] ZHANG Z B, XU F Y. Spanwise length and mesh resolution effects on simulated flow around a 5 : 1 rectangular cylinder [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2020, 202: 104186.
- [20] BRUNO L, FRANSOS D, COSTE N, et al. 3D flow around a rectangular cylinder: a computational study [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2010, 98(6/7): 263–276.
- [21] BRUNO L, SALVETTI M V, RICCIARDELLI F. Benchmark on the aerodynamics of a rectangular

- 5 : 1 cylinder: an overview after the first four years of activity [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2014, 126: 87–106.
- [22] TANG Y Y, HUI Y, LI K. Study on mechanism of VIV causing limited amplitude vibration through LES for a 4 : 1 rectangular cylinder [J]. *European Journal of Mechanics B-Fluids*, 2024, 105: 192–205.
- [23] BRUNO L, COSTE N, FRANSOS D. Simulated flow around a rectangular 5 : 1 cylinder: Spanwise discretisation effects and emerging flow features [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2012, 104: 203–215.
- [24] PATRUNO L, RICCI M, DE MIRANDA S, et al. Numerical simulation of a 5 : 1 rectangular cylinder at non-null angles of attack [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2016, 151: 146–157.
- [25] NICOUD F, DUCROS F. Subgrid-scale stress modeling based on the square of the velocity gradient tensor [J]. *Flow, Turbulence and Combustion*, 1999, 62(3): 183–200.
- [26] MATSUMOTO M, YAGI T, TAMAKI H, et al. Vortex-induced vibration and its effect on torsional flutter instability in the case of $B/D=4$ rectangular cylinder [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2008, 96(6/7): 971–983.
- [27] LIU J Y, HUI Y, WANG J X, et al. LES study of windward-face-mounted-ribs' effects on flow fields and aerodynamic forces on a square cylinder [J]. *Building and Environment*, 2021, 200: 107950.
- [28] HOSSEINI Z, BOURGEOIS J A, MARTINUZZI R J. Large-scale structures in dipole and quadrupole wakes of a wall-mounted finite rectangular cylinder [J]. *Experiments in Fluids*, 2013, 54(9): 1595.