文章编号:1674-2974(2026)03-0174-12 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2026035

山区Π型截面梁涡振抑制机理研究

刘汉云[1],帅浩烨[1],陈柏翔[1],毛娜[1],杨飞[1,2],胡朋[1],王力东[1],韩艳[1†]
(1. 长沙理工大学 土木与环境工程学院, 湖南 长沙 410114;
2. 湖南省交通科学研究院有限公司, 湖南 长沙 410015)

摘 要:风嘴能有效抑制山区Π型截面梁的涡激振动,但其抑振效果对外形十分敏感,抑振机理不明.本文研究带风嘴Π型截面梁的涡激振动抑制机理.采用代理模型获得最优风嘴;基于SST k-ω 湍流模型与动网格技术,对最优风嘴、较优风嘴和原始截面方案开展二维CFD数值模拟研究;基于动态模态分解(DMD)方法与随体坐标技术,对三个方案进行详细的流场模态及涡通量对比分析.结果表明:对于Π型截面梁,上部桥面和下部空腔内不稳定的涡是导致其发生涡激振动的重要原因;原始截面有明显涡振,第2阶为涡脱频率,DMD方法能够清楚地捕捉到高阶模态,涡通量较大;从第4阶模态开始,原始截面前缘诱导涡未在中部进一步发展或未能发展成较大尺度的涡,其在尾部分离后开始逐步分离消散,故前4阶为主导模态;增设最优风嘴后,从第2阶模态开始,前缘诱导涡几乎完全被抑制,不稳定的涡未能在中部继续发展形成较大尺度的涡,也未发生脱落,涡通量接近于零.故相较于原始截面,增设风嘴后可以极大改善流场的绕流流态,从而降低涡振振幅,提高涡振的稳定性.

关键词:桥梁工程;涡激振动;风嘴;动态模态分解;抑振机理
中图分类号:U448.27 **文献标志码**:A

Study on suppression mechanism of vortex-induced vibration of Π-shaped section beams in mountainous areas

LIU Hanyun[1], SHUAI Haoye[1], CHEN Baixiang[1], MAO Na[1], YANG Fei[1,2],
HU Peng[1], WANG Lidong[1], HAN Yan[1†]
(1. School of Civil and Environmental Engineering, Changsha University of Science and Technology, Changsha 410114, China;
2. Hunan Communications Research Institute Co., Ltd., Changsha 410015, China)

Abstract: Wind fairings can effectively suppress the vortex-induced vibrations (VIV) of Π-shaped beams in the mountainous terrain, but their mitigation performance is highly sensitive to geometric configuration, and the underlying suppression mechanism remains unclear. This study investigates the VIV suppression mechanism of Π-

* **收稿日期**:2025-02-22
基金项目:国家自然科学基金资助项目(52108433, 52178452, 52178451), National Natural Science Foundation of China(52108433, 52178452, 52178451);湖南省科技创新计划项目(2021RC4031, 2024RC3170), The Science and Technology Innovation Program of Hunan Province(2021RC4031, 2024RC3170);湖南省自然科学基金资助项目(2024JJ5018, 2024JJ2002), Natural Science Foundation of Hunan Province(2024JJ5018, 2024JJ2002);长沙市自然科学基金资金项目(KQ2402027), Natural Science Foundation of Changsha(KQ2402027)
作者简介:刘汉云(1989—),男,湖南邵阳人,长沙理工大学副教授,博士
† 通信联系人,E-mail:ce_hanyan@163.com

shaped beams equipped with wind fairings. A surrogate model is employed to determine the optimal fairing configuration; two-dimensional CFD simulations are then conducted for the optimal wind fairing, a suboptimal wind fairing, and the original section, based on the SST k-ω turbulence model and dynamic mesh techniques. Furthermore, dynamic mode decomposition (DMD) combined with a body-fitted coordinate system is used to perform detailed comparisons of flow-field modes and vortex-flux characteristics among the three cases. The results indicate that, for Π-shaped section beams, unstable vortices above the deck and inside the lower cavity are key contributors to VIV occurrence. The original section exhibits pronounced VIV, where the 2nd mode corresponds to the vortex-shedding frequency; DMD effectively captures the higher-order modes, and the vortex flux is significant. From the 4th mode onward, the leading-edge induced vortices of the original section no longer develop into larger-scale vortices within the mid-span region, and gradually dissipate after shedding at the tail, indicating that the first 4th modes dominate the response. With the optimal wind fairing installed, the leading-edge induced vortices are almost entirely suppressed starting from the 2nd mode; unstable vortices fail to grow into large-scale structures in the mid-span region and do not shed, resulting in vortex fluxes approaching zero. Hence, compared with the original section, the installation of wind fairings fundamentally improves the flow pattern around the beam, significantly reducing the VIV amplitude and enhancing its stability.

Key words: bridge engineering; vortex-induced vibration; wind fairing; dynamic mode decomposition; vibration suppression mechanism

---

我国山区大跨度桥梁发展迅猛.此类桥梁普遍具有低刚度、低阻尼的特性,属于风敏感型结构,易引发涡激振动等风振现象[1].在桥梁工程中,涡激振动通常是指大跨度桥梁在较低风速下由交替脱落的旋涡引起的桥体共振现象[2].在目前的工程实践中,常采用机械措施和气动措施抑制涡激振动.与机械措施相比,通过改变桥梁周边流场来提高桥梁抗风性能的气动措施具有明显的优势,是一种直接、经济且高效的解决方[3].气动措施可分为两大类:主动气动措施和被动气动措施.被动气动措施是在不改变桥梁主体结构形式和功能的情况下,通过修改桥梁的外部形状或加入辅助设备来提高桥梁的抗风能力.常见被动气动措施有稳定板[4]、导流板[5-6]、抑流板[7]、隔涡网[8]、整流罩[9]以及风嘴[10]等.各类气动措施都有其独特的适用范围和特点,如稳定板适用于宽翼缘箱梁和扁平钢桁梁桥,但因尺寸过大会引入新气动不稳定性;导流板适用于边缘紊流明显的扁箱梁,但效果依赖角度和尺寸;风嘴适用于大部分桥梁,能增加桥梁美观,被广泛采用,但风嘴尺寸需要优化找形,且抑振机理不明[11].故本文通过CFD数值模拟,结合风洞试验对带风嘴的Π型梁抑制机理进行研究.

动态模态分解(dynamic mode decomposition, DMD)、本征正交分解(proper orthogonal decomposition,POD)作为目前新兴的数据分析方法,用于数据降维和特征提取,能够从流场数据中提取出代表流动特性的模态,并用于流场演化分析[12-13].POD通过对数据的协方差矩阵进行本征值分解,提取出主要模态,其主要目标是寻找最能描述数据的正交基[14-15].DMD则将时间序列数据分解为具有特定频率和衰减率的模态,相较于POD更关注系统的动态行为和时变特性,尤其是非线性和非平稳系统的动态特征[16-17].目前已有众多关于圆柱体[18]、方柱体[19]、矩形截面[20-21]等简单截面[22-23]的基于DMD的涡脱研究以及旋涡演化分析,而针对复杂实桥截面的DMD法分析的相关研究较少.

本文以山区斜拉桥典型Π型截面梁为研究对象,开展风嘴气动措施涡激振动抑制机理研究.基于SST k-ω 湍流模型与动网格技术,进行不同工况下的CFD数值模拟.同时采用基于随体坐标系的数据提取方法,有效避免了在处理移动边界问题时由于空间采样随时间变化而导致的时空污染(spatio-temporal contamination,STC),通过DMD法对涡振态流场进行了模态分解,从流场模态演化的角度深度分析了最优风嘴、较优风嘴及原始截面的流场特性,较为详细地解释了最优风嘴气动措施的抑振机理.

该研究可为山区Π型截面梁抗风设计及涡振抑制提供指导.

1 数值方法

1.1 最优风嘴气动外形参数

某山区斜拉桥Π型截面梁截面基本参数如图1所示,课题组基于代理模型已获得了各风攻角下的最优风嘴设计参数.

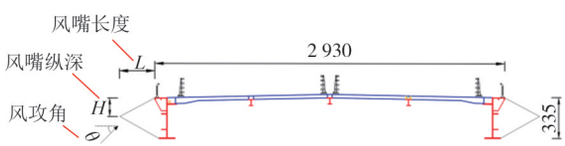


图1 Π型主梁截面及风嘴设计参数(单位:cm)

Fig.1 Design parameters of Π-shaped main girder section and wind fairing (unit: cm)

为了保持本论文的完整性,部分内容摘录如下,气动优化流程见图2,各风嘴截面编号见图3,风嘴参数见表1[24].

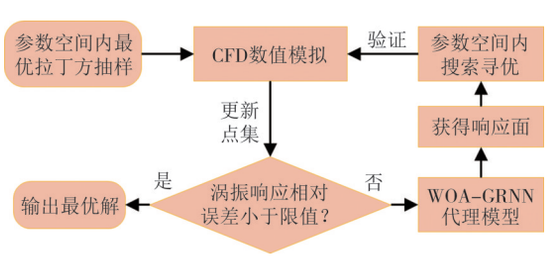


图2 气动外形优化流程

Fig.2 Process of aerodynamic shape optimization

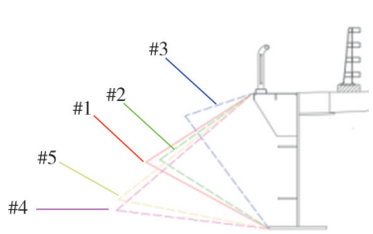


图3 各风嘴截面编号示意图

Fig.3 Wind fairing cross-sectional number diagram

为了分析风嘴的涡振抑制机理,本文对未增设风嘴的原始截面(#0)、较优风嘴截面(#3)和最优风嘴截面(#1)进行了流场特性对比分析,从而探明最优风嘴截面的抑振机理.

1.2 基本控制方程

通过CFD数值模拟获得结构周围流体的流动特性.流动被视为二维不可压缩黏性流体,忽略能量方程的影响.对瞬时流动变量进行雷诺平均处理后,可得到控制流动的连续性方程和动量方程,即雷诺平均纳维-斯托克斯(Reynolds-averaged Navier-Stokes,RANS)方程,其表达式如下:

$$\partial \bar{u}_i/\partial x_i = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_i} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x_i} + v\nabla^2 \bar{u}_i - \frac{\partial \bar{u}_i' \bar{u}_j'}{\partial x_i} \tag{2}$$

式中:t为时间;p为平均压力;ρ和v分别为空气密度和运动黏性系数;下标$(i,j=1,2)$为坐标轴的两个方向;$\bar{u}_i$和$\bar{u}_i'$分别表示沿着i轴的平均速度和脉动速度;$\partial \bar{u}_i' \bar{u}_j'$为雷诺应力项.本研究控制方程的离散和求解基于大型商业软件Fluent实现,其中湍流模型采用对分离流动适用性良好的SST k-ω模型,选择有限体积法求解控制方程,空间离散采用二阶迎风格式,时间离散采用二阶隐式时间积分,速度-压力耦合方程则采用SIMPLEC算法来求解,计算收敛残差精度设置为1×10^{-6}.

表1 典型风攻角下风嘴设计参数[24]

Tab.1 Design parameters of wind fairing at typical wind attack angles[24]

截面编号	风攻角/(°)	风嘴参数	
		长度L/m	纵深H/m
#0	—	—	—
#1	−5	2.73	1.72
#2	−3	1.79	0.77
#3	0	1.95	1.64
#4	+3	3.50	2.89
#5	+5	3.50	2.63

1.3 计算模型

对目标截面进行二维数值模拟,采用自编译UDF程序嵌入Fluent软件,实现桥梁截面竖向单自由度的流固耦合计算.桥梁Π型截面的具体结构参数见表2.

表2 Π型截面计算参数

Tab.2 Calculation parameters of Π-shaped section

模型参数	相似比	实桥值	模型值
宽度(不含风嘴)B/m	1∶50	29.3	0.586
高度D/m	1∶50	3.35	0.067
等效质量/(kg·m^{-1})	1∶50^2	54 450.5	21.8
等效质量惯性矩/(kg·m^2·m^{-1})	1∶50^4	4 313 880	0.690
竖弯频率/Hz	1∶50	4.279	0.297
竖弯阻尼比/%	1∶1	0.7	0.7
来流风速U/(m·s^{-1})	1∶3.47	—	—

桥梁截面涡激振动可简化为竖向单自由度弹簧-质量-阻尼系统,见图4.采用Newmark-β法求解结构的动力学方程:

$$m\ddot{y}(t) + c\dot{y}(t) + ky(t) = F_{\mathrm{L}}(t) \tag{3}$$

式中:$y(t)$、$\dot{y}(t)$、$\ddot{y}(t)$分别为结构瞬时的竖向位移、速度、加速度;m、c和k分别为结构单位长度的质量、阻尼及刚度;$F_{\mathrm{L}}(t)$为结构竖向瞬时升力,可通过UDF宏命令提取获得.

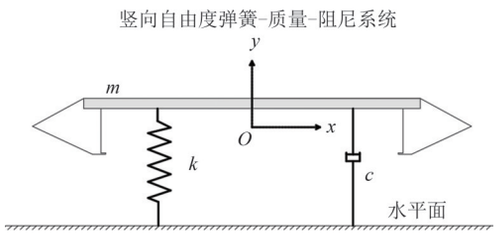


图4　Π型主梁竖向单自由度动力模型

Fig.4　Vertical single degree of freedom dynamic model of Π-section main girder

1.4　网格及边界条件设置

模型的计算域及边界条件设置见图5,网格计算域划分为刚性域+动网格域,刚性域采用了结构化网格,计算截面及局部网格细节见图6,其中刚性域计算截面附近边界层网格为30层,第一层网格高度为1×10^{-5} m,动网格域采用四边形网格,整体网格增长率不超过1.05,在最高计算风速(U_0=8.65 m/s)下的整体壁面网格的无量纲距离Y^+均值小于1,同时网格最大偏斜度小于0.245,最小正交质量大于0.47,最大长宽比小于2.44,最大非正交角小于50°. 动网格采用弹簧光顺(smoothing-spring)技术,重映射设置为局部网格重构法(local cell remeshing),质量阈值设置为小于0.6,符合湍流模型的基本要求. 为保证动网格更新迭代趋于收敛,迭代步数设置为30步. 为了保证CFD计算结果的准确性,对原始模型进行网格无关性和时间步长无关性验证. 使用3套不同的网格,其数量分别为25.6万、38.7万、46.1万,经过测试3套网格质量均符合要求,根据网格的数量分别将3套网格命名为Mesh_A、Mesh_B和Mesh_C. 每套网格计算时间步长均分别取0.001 s、0.000 5 s和0.000 1 s,总时间步数分别为6 000步、12 000步和60 000步,计算总时长均为6 s. 不同工况下3个分力系数(阻力系数C_{D}、升力系数C_{L}、扭转系数C_{M})结果如表3所示,3套模型网格均符合网格无关性和时间步长无关性. 为了兼顾精度和计算效率,选取网格数为38.7万.

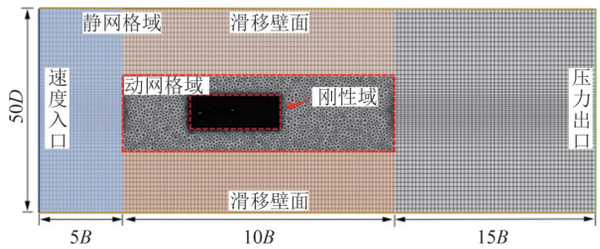


图5　计算域和边界条件设置

Fig.5　Compute domain and boundary condition setup

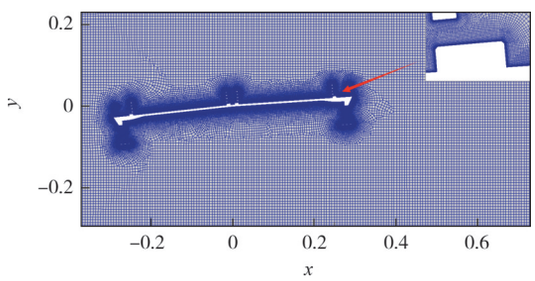


图6　计算截面及局部网格细节

Fig.6　Calculate section and local mesh details

表3　不同网格数量和时间步长下数值结果

Tab.3　Numerical results for different quantities of grids and time steps

网格数量及命名	时间步长/s	C_{D}	C_{L}	C_{M}
256 228 (Mesh_A)	0.001 0	0.223	0.771	0.587
	0.000 5	0.228	0.778	0.579
	0.000 1	0.226	0.776	0.585
387 145 (Mesh_B)	0.001 0	0.229	0.773	0.579
	0.000 5	0.232	0.771	0.579
	0.000 1	0.231	0.771	0.578
461 945 (Mesh_C)	0.001 0	0.231	0.771	0.579
	0.000 5	0.231	0.770	0.577
	0.000 1	0.230	0.770	0.577

1.5　DMD法

DMD法首先对原始数值模拟的结果进行采样,得到N个时刻的流场快照信息. 再建立一个时间序列矩阵$\boldsymbol{X}_1^N = [\boldsymbol{x}_1, \boldsymbol{x}_2, \cdots, \boldsymbol{x}_k, \cdots, \boldsymbol{x}_{N-1}]$. 其中$\boldsymbol{x}_k$是$t_k$时刻的状态向量,$N$是时间步数,任意两个快照之间的时间间隔均为$\Delta t$. 分割流场$\boldsymbol{X}_1^N$获得两个新时间序列$\boldsymbol{X}_1 = [\boldsymbol{x}_1, \boldsymbol{x}_2, \cdots, \boldsymbol{x}_{N-1}]$和$\boldsymbol{X}_2 = [\boldsymbol{x}_2, \boldsymbol{x}_3, \cdots, \boldsymbol{x}_N]$,其中$\boldsymbol{X}_1$是包含前$N-1$列的时间序列矩阵(时刻$t_1$到$t_{N-1}$),$\boldsymbol{X}_2$是包含后$N-1$列的时间序列矩阵($t_2$到$t_N$). 假设系统中前时刻流场$\boldsymbol{x}_k$和后时刻流场$\boldsymbol{x}_{k+1}$满足线性关系$\boldsymbol{x}_{k+1} = \boldsymbol{A}\boldsymbol{x}_k$则可得

$$\boldsymbol{X}_2 = \boldsymbol{A}\boldsymbol{X}_1 \tag{4}$$

式中:$\boldsymbol{A}$为Koopman矩阵,为高维流场的系数矩阵,用

来描述系统状态演变规律.由于维度高,求解计算量大,利用DMD法对上述快照进行数学变换,提取出系统主导的特征值和主要模态.

引入矩阵$\tilde{\boldsymbol{A}}$来代替高维矩阵$\boldsymbol{A}$,用$\tilde{\boldsymbol{A}}$的特征值来近似估计主要的$\boldsymbol{A}$的特征值,且两个矩阵相似,有

$$\tilde{\boldsymbol{A}} = \boldsymbol{W}^{*}\boldsymbol{A}\boldsymbol{W} = \boldsymbol{W}^{*}\boldsymbol{X}_2\boldsymbol{V}\boldsymbol{\Sigma}^{-1} \tag{5}$$

式中:$\boldsymbol{W}$是$\boldsymbol{X}_1$矩阵的奇异值分解(singular value decomposition, SVD)获得的酉矩阵分量,有$\boldsymbol{X}_1 = \boldsymbol{W}\boldsymbol{\Sigma}\boldsymbol{V}^{*}$,矩阵$\boldsymbol{\Sigma}$由包含$r$个奇异值组成的对角矩阵,$\boldsymbol{W}$,$\boldsymbol{V}$为酉矩阵,满足$\boldsymbol{W}^{*}\boldsymbol{W} = \boldsymbol{I}$,$\boldsymbol{V}^{*}\boldsymbol{V} = \boldsymbol{I}$;$\boldsymbol{W}^{*}$、$\boldsymbol{V}^{*}$分别为$\boldsymbol{W}$、$\boldsymbol{V}$的复共轭转置矩阵.

记$\boldsymbol{A}$的第r个特征值为τ_r,令$\boldsymbol{\Lambda}$为特征向量$\boldsymbol{\theta}_r$的矩阵,$\boldsymbol{N}$为包含$\tilde{\boldsymbol{A}}$奇异值的对角阵,则:

$$\tilde{\boldsymbol{A}} = \boldsymbol{\Lambda}\boldsymbol{N}\boldsymbol{\Lambda}^{-1},\ \boldsymbol{N} = \mathrm{diag}(\tau_1, \tau_2, ..., \tau_r) \tag{6}$$

此时,任意时刻的快照近似为

$$\boldsymbol{x}_k = \boldsymbol{A}\boldsymbol{x}_{k-1} = \boldsymbol{W}\tilde{\boldsymbol{A}}\boldsymbol{W}^{*}\boldsymbol{x}_{k-1} = \boldsymbol{W}\boldsymbol{\Lambda}\boldsymbol{N}\boldsymbol{\Lambda}^{-1}\boldsymbol{W}^{*}\boldsymbol{x}_{k-1} = \boldsymbol{W}\boldsymbol{\Lambda}\boldsymbol{N}^{k-1}\boldsymbol{\Lambda}^{-1}\boldsymbol{W}^{*}\boldsymbol{x}_1 \tag{7}$$

$\boldsymbol{\Phi}$的每一列定义为一个DMD模态,则第r阶模态为

$$\boldsymbol{\Phi}_r = \boldsymbol{W}\boldsymbol{\Lambda}_r \tag{8}$$

各阶DMD模态的流动增长率(衰减率)g_r和振荡频率f_r通过对特征值取对数来确定,即$g_r = Re\{\lg(\tau_r)\}/\Delta t$,$f_r = \mathrm{Im}\{\lg(\tau_r)\}/\Delta t$.定义模态振幅向量$\boldsymbol{\alpha}$为

$$\boldsymbol{\alpha} = \boldsymbol{\Lambda}^{-1}\boldsymbol{W}^{*}\boldsymbol{x}_1,\ \boldsymbol{\alpha} = [a_1, a_2, ..., a_r]^{\mathrm{T}} \tag{9}$$

将式(8)和式(9)代入式(7),则任意时刻流场可表示为

$$\boldsymbol{x}_k = \boldsymbol{\Phi}_r\boldsymbol{\Lambda}^{k-1}\boldsymbol{\alpha} = \sum_{r=1}^{n}\boldsymbol{\Phi}_r(u_r)^{k-1}a_r \tag{10}$$

式中:α_r表示第r阶模态振幅.

经过上述DMD法可获得流场特性.

2 计算结果及分析

梁截面二维数值模拟和试验涡激振动结果见表4,实验布置见图7.除#1截面,其余各截面均在-5°攻角下超过限值,故后续只针对-5°最不利攻角进行分析.

选取#0、#3和#1截面在最不利攻角下进行详细的分析.先计算获得最不利风速下涡振响应均方根值,整个涡振过程划分为初始段、上升段和稳定段.为分析涡振稳定时的振动机理,取稳定段的10个周期进行DMD,以原始截面为例见图8.

表4 不同攻角下各风嘴涡激振动结果

Tab.4 VIV responses of each wind fairing at different attack

截面编号	风攻角/(°)	R_{MS} 试验值/mm	R_{MS} 模拟值/mm	截面编号	风攻角/(°)	R_{MS} 试验值/mm	R_{MS} 模拟值/mm
#0	-5	231.87	223.92	#3	-5	107.33	112.99
	-3	85.23	90.15		-3	0.23	0.31
	0	181.03	169.42		0	0.01	0.03
	+3	237.30	223.93		+3	5.33	8.42
	+5	221.32	229.53		+5	6.99	7.31
#1	-5	1.17	2.77	#4	-5	217.44	205.18
	-3	0.44	0.56		-3	54.25	49.62
	0	0.99	0.83		0	0.97	0.79
	+3	0.01	0.11		+3	0.01	0.07
	+5	1.17	1.31		+5	0.87	0.79
#2	-5	143.77	146.32	#5	-5	206.47	211.78
	-3	0.11	0.14		-3	38.21	40.98
	0	0.29	0.38		0	2.97	2.14
	+3	0.66	0.87		+3	0.05	0.12
	+5	105.31	98.76		+5	0.47	0.66

注:R_{MS}为试验值和模拟值的均方根.



图7 节段模型涡激振动试验布置

Fig.7 Section model VIV experimental setup

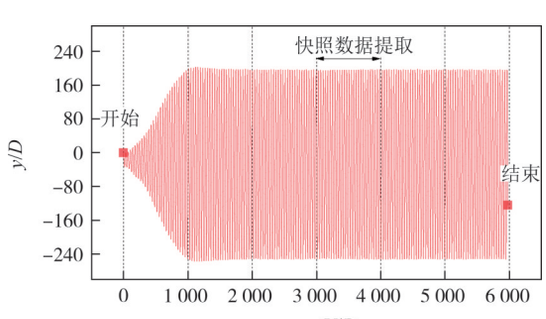


图8 #0截面数值模拟涡激振动结果

Fig.8 #0 section simulation result of VIV

图9为原始截面竖向振幅最大时垂直于截面方向(z向)涡量云图,单位s^{-1}.可以明显看出,前缘诱导涡在分离后分成低压区(上部)和高压区(下部),各自

在中部不断发展形成大尺度涡,随后高/低压区涡在压力梯度下相继在尾部交替脱落形成卡门涡街.

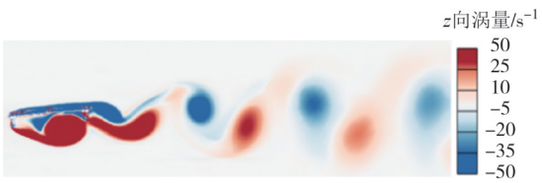


图 9　#0 截面竖向振幅最大时的 z 向涡量云图

Fig.9　z-direction vorticity contour plots of #0 section at maximum vertical vibration amplitude

3　DMD 分析

随体坐标系是随物体刚性运动而同步平移与旋转的参考系[25-26]. 本文将其用于解决移动边界引起的动网格问题. 因为相较于传统惯性坐标系,在进行 DMD 处理时会因边界位置随时间变化的影响产生伪结构. 通过随体坐标系的坐标变化与模态修正能够有效分离出流体本征动力学与运动参考效应[27]. 该坐标系以桥梁截面为参考系并保持相对静止,其坐标轴方向随物体运动实时改变. 将坐标原点设在桥体结构上,即可实现坐标系与结构同步移动,从而有效降低边界变形引发的时空离散误差. 随体坐标系与惯性坐标系的转换公式为

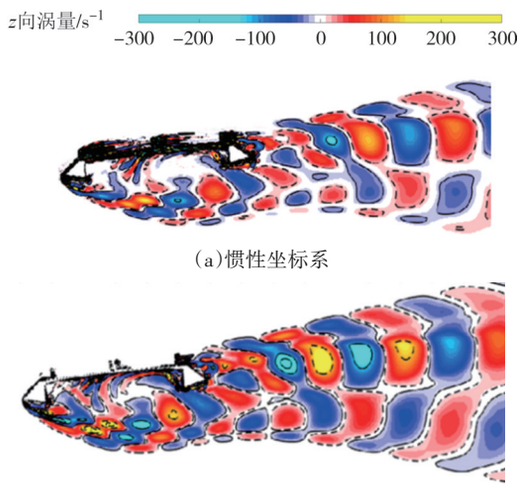
$$x(t) = \boldsymbol{R}(t)x_{\mathrm{b}} + x_0(t) \tag{11}$$

式中:$x(t)$为惯性坐标系中的点位置;x_{b}为随体坐标系中的点位置;$\boldsymbol{R}(t)$为时间相关的旋转矩阵(描述坐标轴方向的变化);$x_0(t)$为物体质心或基准点的位移.

图 10 为惯性坐标系与随体坐标系下 DMD 流场典型模态(第 3 阶)对比图.

3.1　#0 截面涡振态模型 DMD 分析

为了探究Π型梁原始截面的旋涡脱落机理,使用 DMD 方法对在最大无量纲振幅风速下获得的涡量场数据进行分析. 对稳定后的 10 个周期进行采样,每个周期采样 37 次,对提取的 370 个流场快照数据采用 DMD 方法处理. 图 11 为#0 截面 DMD 模态特性,图 11(a)为一个周期内各阶模态增长率和频率分布;图 11(b)为 DMD 各模态 Ritz 特征值的分布,大部分模态分布在单位圆上或单位圆内呈对称分布,表明该工况下分解出的模态为稳定的共轭模态. 其次,表 5 给出了各阶模态增长率与频率的关系,以及能



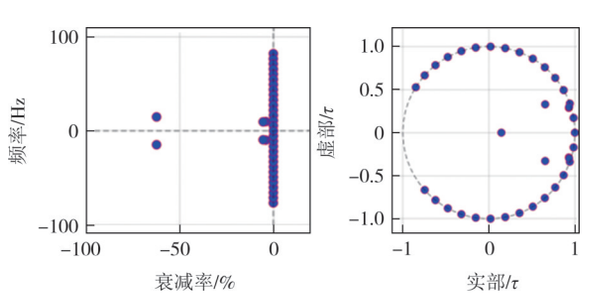
(a)惯性坐标系

(b)随体坐标系

图 10　DMD 流场模态对比(第 3 阶)

Fig.10　DMD flow field mode comparison(the 3rd order)

量占比,可以看出各阶模态增长率均小于 0,能量占比依次递增,且增长率一直减小直到第 4 阶,随后递增不明显. 根据损失值的大小,选取前 4 阶模态能够保证损失值大致在 5% 以内,可以代表主要流场. 在二维不可压流中,平面涡量定义为:$\omega = \dfrac{\partial v}{\partial x} - \dfrac{\partial v'}{\partial y}$,其中 v、v' 分别是 x、y 向速度分量. 定义区域 S 为 $\omega > 10\%|\omega_{\max}|$的涡量面积,单位为 m^2,$\omega_{\max}$ 为最大涡量值. 则有涡通量 $J = \oint_{\partial S} \boldsymbol{T}\cdot \mathrm{d}\boldsymbol{l} = \iint_S \omega(x,y)\mathrm{d}S$,单位为 m^2/s. 其中 $\boldsymbol{T} = (v, v')$ 为二维速度矢量,$\mathrm{d}\boldsymbol{l}$ 为沿边界 ∂S 的微小位移,方向与边界一致,其原始流场涡通量变化见图 12.



(a)各阶模态增长率与频率　(b)DMD 模态 Ritz 特征值

图 11　#0 截面 DMD 特性

Fig.11　DMD characteristics of #0 section

图 13 为 DMD 第 2~8 阶模态在同一相位的涡通量和涡量面积变化,可以看出随着模态阶数的增加涡通量和涡量面积在逐渐减小.

其各阶模态云图如图 14 所示. 随着模态阶数的增加,尾流逐渐变小且发散,到第 8 阶已经基本消

表 5 各阶模态增长率和频率

Tab.5 Growth rate and frequencies of each mode

模态阶数	增长率/%	频率/Hz	能量占比
1	0	0	1
2	-1.6×10^{-3}	4.287	0.813
3	-5.3×10^{-4}	8.573	0.892
4	-4.1×10^{-5}	12.864	0.946
5	-3.6×10^{-5}	16.996	0.968
6	-1.9×10^{-5}	21.970	0.989
7	-2.8×10^{-5}	27.438	0.997
8	-2.1×10^{-5}	32.928	0.998

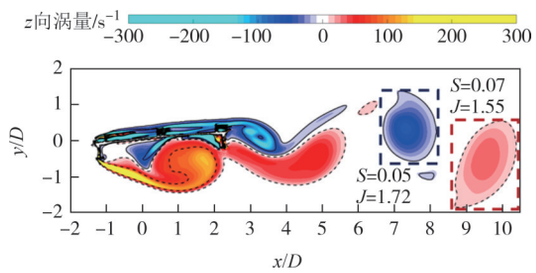


图 12 #0 截面涡量云图及涡通量标识

Fig.12 Vorticity contours plots and vortex-flux identification of #0 section

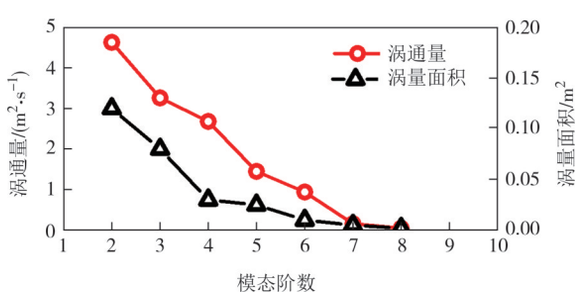
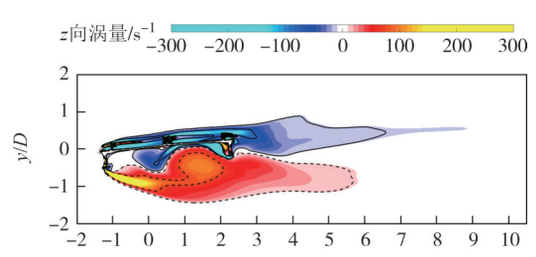


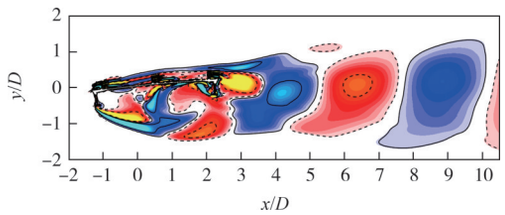
图 13 DMD 第 2~8 阶涡通量及涡量面积变化曲线

Fig.13 Curves of vortex flux and vorticity area variations of the 2nd to 8th DMD modes

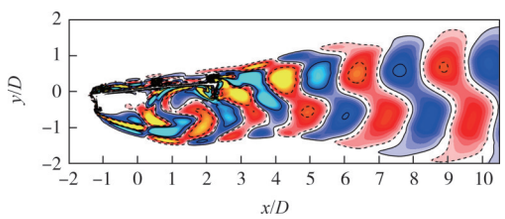
散,说明前 8 阶模态可以代表其主要模态特征.且随着模态阶数的增加,涡逐渐发散且尺度逐渐减小.第 1 阶模态对应时均模态,其频率和增长率均为 0. 为了验证第 1 阶模态是否真实反映时均流场,用 CFD 计算振幅稳定段任意 10 个周期的时均流场与 DMD 第 1 阶模态对比,如图 15 所示,流场基本一致.



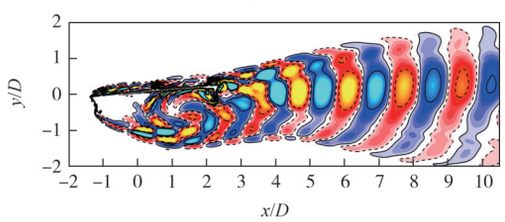
(a)第 1 阶



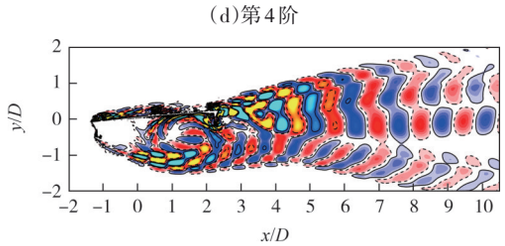
(b)第 2 阶



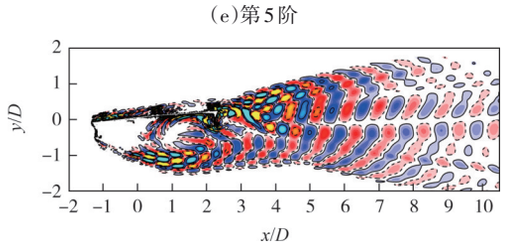
(c)第 3 阶



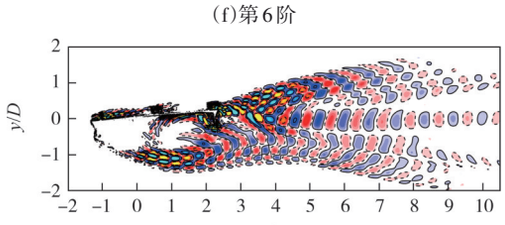
(d)第 4 阶



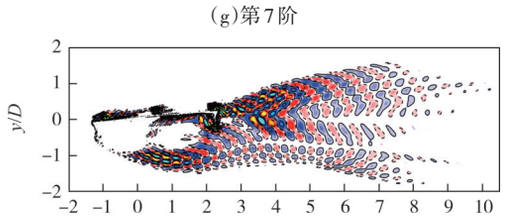
(e)第 5 阶



(f)第 6 阶



(g)第 7 阶



(h)第 8 阶

图 14 #0 截面 DMD 第 1~8 阶模态云图

Fig.14 1st to 8th order DMD mode contours plots of #0 section

第2阶模态对应的为涡振发生时的频率.其能量占比最大,为主要模态.从云图[图14(b)]可以看出,截面下侧前缘涡在中部空腔内形成不稳定较大尺度的涡后,在截面尾部与上部涡相互融合后形成大涡脱落.在该阶模态下,下部涡的发展与脱落是激发涡振的主要因素.

第3阶模态为第2阶模态的2倍频模态.从云图[图14(c)]可以看出,前缘分离后在截面下方分离出高压低压的两个涡,在截面空腔后部融合,与截面上方的涡在截面尾部继续融合,近乎形成大涡脱落,其整体近似呈正对称结构.

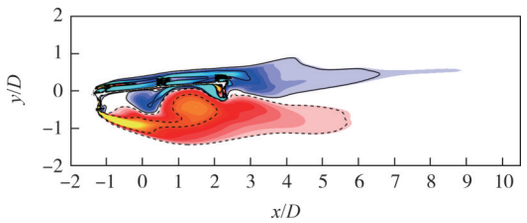
第4阶模态为第2阶模态的3倍频模态.从云图[图14(d)]看出,第4阶模态能然在尾部有部分涡融合,但下游的前缘诱导涡在中部有部分开始逐渐分离,其近似呈反对称结构,该模态表明了截面后方交替脱落的旋涡在尾流中的发展.

第5阶模态云图[图14(e)]可以看出,此时的模态是转折点,在高频模态下捕捉的涡尺度偏小,但已经不再相互融合发展,而是开始分离消散.且主导流场发展的涡,从下部转变成了上部.其流场整体近似呈正对称结构,为流场的高阶谐波模态,表征了流场中的高频行为,是对尾流沿流向延伸特征的补充.

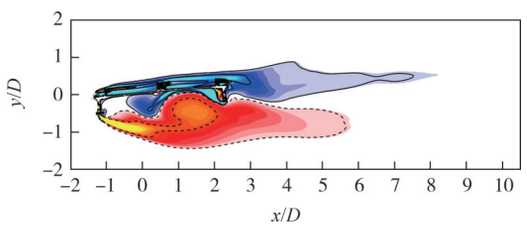
第6阶至第8阶模态云图[图14(f)(g)(h)]可以看出,旋涡逐步开始衰减消散.第8阶模态可以明显看出,此模态下的尾部分离涡由截面上部发展而来的涡占据主导,但总体而言涡的尺度都明显小于第2阶(涡脱频率)模态.其诱导涡在高阶模态中未能进一步发展,说明可以考虑改善前缘诱导涡的形成来抑制涡激振动.

图16为第2阶(涡脱频率)模态一个周期内流场旋涡演化图.对原始截面,其涡脱主要是由前缘诱导涡在上、下游不断发展造成的,形成了交替脱落的分离涡.诱导涡在剪切层附近不断发展,最后集中于尾部,截面上下的大小涡相互融合,由于压差的关系,上下交替脱落形成强劲的Karman涡街.

为了验证DMD法对提取流场的准确性,使用分解出的前4阶模态进行流场重构.共重构一个周期内的涡量场数据,如图17所示.为节省版面,选取4个典型时刻涡量场与原流场进行对比分析,未出现明显差异.证明DMD法提取的流场数据,可以捕捉到流场的整体特征,并且能够根据主要模态数据准确还原初始流场.



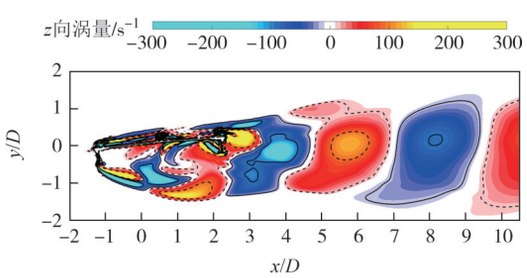
(a)DMD第1阶流场云图



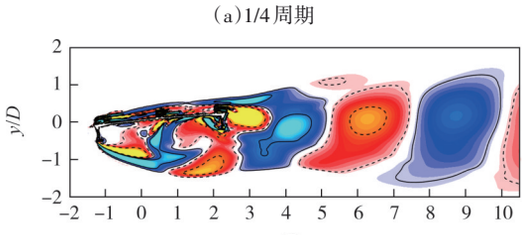
(b)CFD计算时均流场云图

图15　#0截面DMD第1阶与CFD计算时均流场云图对比

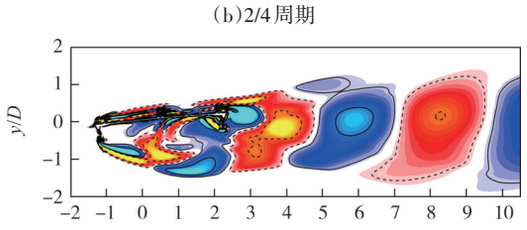
Fig. 15　Comparison of contour plots between the 1st-order DMD mode and the CFD-computed mean flow field for #0 section



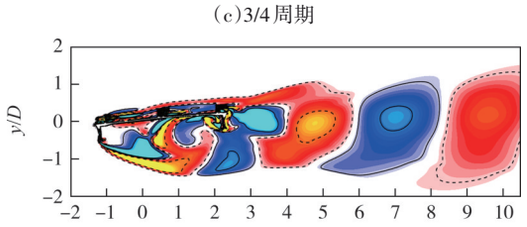
(a)1/4周期



(b)2/4周期



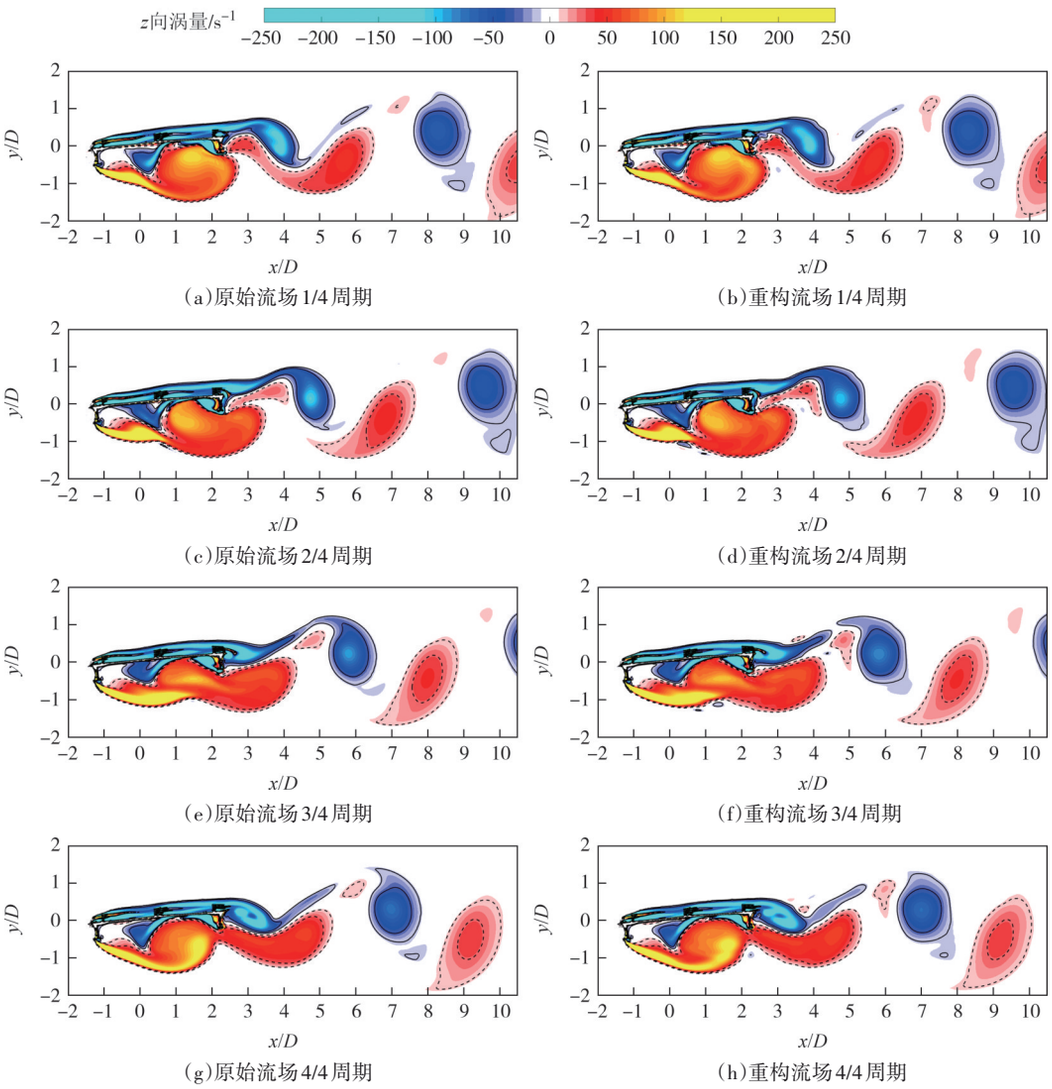
(c)3/4周期



(d)4/4周期

图16　第2阶模态一个周期内的旋涡演化

Fig.16　Vortex evolution of 2nd-order modes in one period



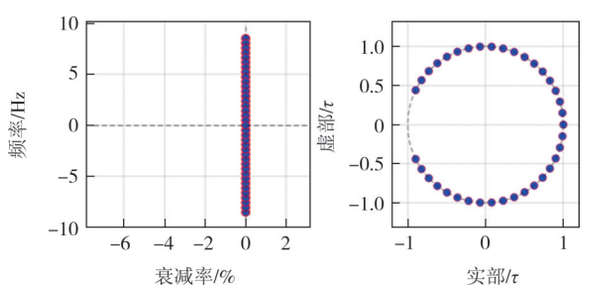
(a)原始流场1/4周期 (b)重构流场1/4周期
(c)原始流场2/4周期 (d)重构流场2/4周期
(e)原始流场3/4周期 (f)重构流场3/4周期
(g)原始流场4/4周期 (h)重构流场4/4周期

图17 原始流场与重构流场对比

Fig.17 Comparison between original flow field and reconstructed flow field

3.2 #3截面的涡振态模型DMD分析

为了更好地分析最优风嘴抑振特性,选取#3截面(较优风嘴截面)进行过渡对比分析.同理选取最大无量纲振幅对应风速下的涡量场数据进行DMD分析.图18(a)是#3截面各阶模态增长率和频率关系的分布.图18(b)为DMD模态Ritz特征值分布.涡量云图及涡通量标识见图19.第1~6阶模态云图如图20所示.由图20可知,相较于原始截面,安装较优风嘴后各阶涡尺度均有所减小;第2阶模态云图[图20(b)]显示,前缘诱导涡的生成得到有效抑制.自第4阶起,涡旋逐步消散,因此前3阶为流场主导模态.DMD第2~6阶同相位下的涡通量和涡量面积变化规律如图21所示.



(a)各阶模态增长率与频率 (b)DMD模态Ritz特征值

图18 #3截面DMD特性

Fig.18 DMD characteristics of #3 section

3.3 #1截面涡振态模型DMD分析

针对安装#1最优风嘴的桥梁截面开展抑振机理分析.同理选取最大无量纲振幅风速下的涡量场数据进行DMD,由图22(a)所示的DMD模态能量与频率的分布关系可知,第1阶模态能量占比显著高于其余各阶模态.此外,由图22(b)所示的DMD模态Ritz特征值的分布可知,特征值基本分布在单位圆上,表明已捕捉到高阶动力学特征;然而,由于高阶

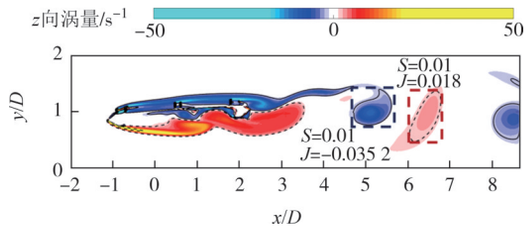


图 19　#3 截面涡量云图及涡通量标识

Fig.19　Vorticity contours plots and vortex-flux identification of #3 section

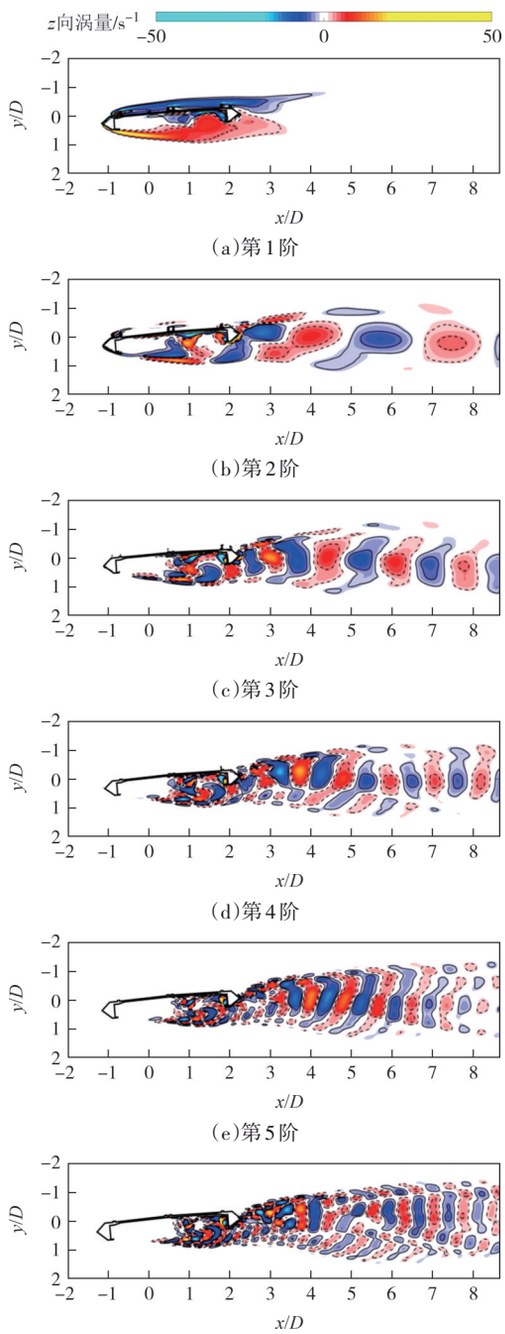


图 20　#3 截面第 1~6 阶 DMD 模态云图

Fig.20　1st to 6th order DMD mode contour plots of #3 section

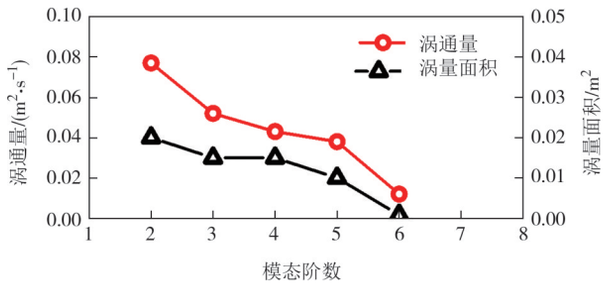
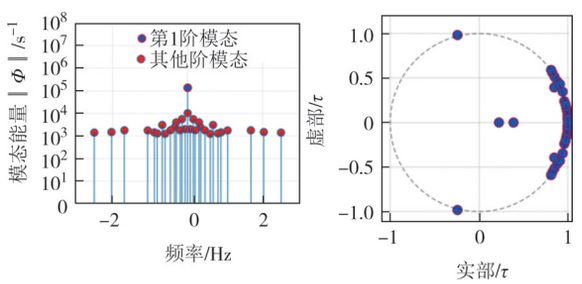


图 21　DMD 第 2~6 阶涡通量及涡量面积变化曲线

Fig.21　Curves of vortex flux and vorticity area variations for the 2nd to 6th DMD modes

模态能量占比极低,其对整体流动特性的贡献可忽略不计.综上,该工况下第 1 阶模态即可表征流场的特征模态.

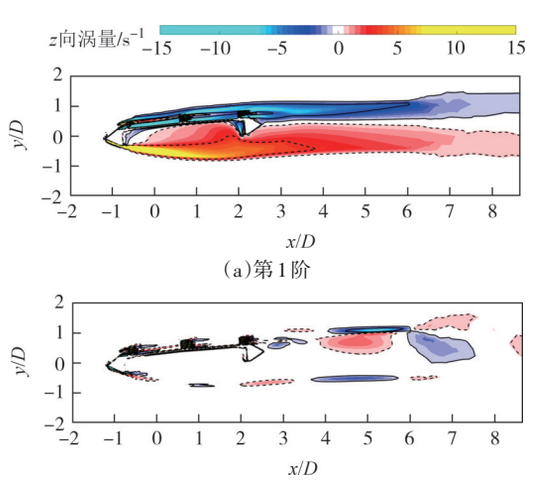


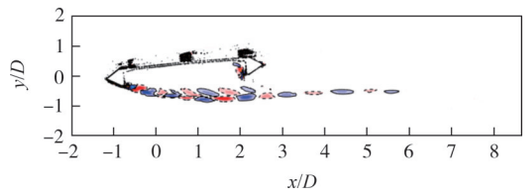
(a)DMD 模态能量与频率分布　　(b)DMD 模态 Ritz 特征值

图 22　#1 截面 DMD 特性

Fig.22　DMD characteristics of #1 section

#1 截面典型代表 DMD 模态(第 1~3 阶)见图 23.根据第 1 阶流场(时均流场)云图[图 23(a)]可以看出此时未发生涡振,不再有旋涡脱落.第 2 阶模态[图 23(b)]前缘诱导涡未在中部空腔内进一步发展,涡通量几乎为零.由第 3 阶模态云图[图 23(c)]可见,诱导涡未发展成形即开始衰减并逐渐消散.此外,在该工况下相较于第 1 阶主导模态,高阶模态的能量占比极小,对整体流动特性的影响可以忽略..





(c)第3阶

图23 #1截面第1~3阶DMD典型模态云图

Fig.23 Contour plots of the 1st to 3rd DMD typical modes for #1 section

从能量损失率分析,原始截面、较优风嘴及最优风嘴的前10阶的能量损失率呈递减趋势(图24).以流场中涡量强度峰值(即$|\omega_{max}|$)作为衡量指标可以看出,随着模态阶数的增加,其对应的涡量强度峰值呈逐渐降低的趋势.此外,通过对原始截面与最优风嘴截面工况的对比分析可以看出,最优风嘴条件下整体涡量强度峰值明显减小,具体结果如图25所示.上述模态分解表明,#1最优风嘴截面能够有效抑制诱导涡的持续发展,从而抑制涡激振动.

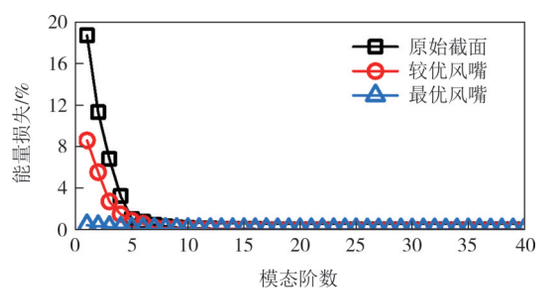


图24 不同工况下能量损失对比

Fig.24 Comparison of energy loss under different conditions

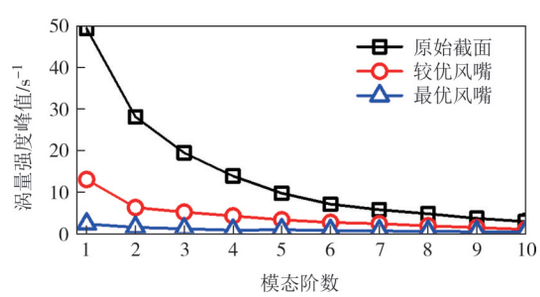


图25 不同工况下涡量强度峰值对比

Fig.25 Comparison of vorticity intensity under different conditions

4 结论

本文基于数值模拟方法对某典型Π型截面梁竖向涡激振动进行了机理分析,利用DMD法探究了涡振态Π型截面的绕流特征,并分析了不同工况下旋涡脱落模式,结论如下:

1)对Π型截面梁,上部桥面和下部空腔内不稳定的涡是其产生涡激振动的重要原因.

2)DMD法结合随体坐标技术,可准确捕捉复杂Π型截面的动态流场特性;原始截面流场可由前4阶模态高度还原,其中零频第1阶模态为时均模态、第2阶模态为涡脱模态,高阶模态为倍频模态.且随着模态阶数增加相同相位下的涡通量降低.

3)最优风嘴截面无涡脱频率,第1阶时均模态占比极高,涡通量几乎为0,无须高阶模态即可高度还原流场.增设风嘴后,机理上可大幅抑制和减小前缘诱导涡的形成,极大地改善了气流绕流特性,抑制涡振.

参考文献

[1] 曾旻,刘汉云,毛娜,等. 山区Π形梁斜拉桥涡振气动优化试验研究[J]. 中外公路, 2025, 45(3): 130-136.
ZENG M, LIU H Y, MAO N, et al. Study on aerodynamic optimization of Π-shaped cable-stayed bridge with vortex-induced vibration in mountainous areas[J]. Journal of China & Foreign Highway, 2025, 45(3): 130-136. (in Chinese)

[2] 刘志文, 肖晗, 王雷, 等. Π型钢-混凝土结合梁断面涡激振动及气动控制措施[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2022, 49(3): 68-78.
LIU Z W, XIAO H, WANG L, et al. Vortex-induced vibration of a Π-shaped steel-concrete composite girder and its aerodynamic countermeasures [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2022, 49(3): 68-78. (in Chinese)

[3] BAI H, LI R, XU G J, et al. Aerodynamic performance of Π-shaped composite deck cable-stayed bridges including VIV mitigation measures [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2021, 208: 104451.

[4] 董国朝,许育升,韩艳,等. π型加劲梁软颤振特性及下稳定板的影响研究[J]. 振动工程学报, 2022, 35(6): 1395-1403.
DONG G C, XU Y S, HAN Y, et al. Soft flutter performance of π-shaped girder and the influence of lower stabilizers[J]. Journal of Vibration Engineering, 2022, 35(6): 1395-1403. (in Chinese)

[5] 雷伟,王骑,廖海黎,等. 梁侧导流板对π型叠合梁断面涡振性能影响及抑振机理研究[J]. 振动与冲击 2023, 42(14): 48-55.
LEI W, WANG Q, LIAO H L, et al. Influence of guide plates on side of the edge girder on the VIV performance of the π-shaped composite deck section and its vibration suppression mechanism [J]. Journal of Vibration and Shock, 2023, 42(14): 48-55. (in Chinese)

[6] 王峰, 邢丰, 熊川, 等. 边箱式π型断面涡振性能及导流板措施参数研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2024, 51(5): 114-122.
WANG F, XING F, XIONG C, et al. Study on vortex-induced vibration performance of π-shaped side-box section and measurement parametric of guide vanes[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2024, 51(5): 114-122. (in Chinese)

[7] 郭增伟,赵林,葛耀君,等. 基于桥梁断面压力分布统计特性的抑流板抑制涡振机理研究[J]. 振动与冲击,2012,31(7):89-94.
GUO Z W, ZHAO L, GE Y J, et al. Mechanism analysis for vortex-induced vibration reduction of a flat streamlined steel box-shaped girder with airflow-suppressing board based on statistical property of surface pressure[J]. Journal of Vibration and Shock, 2012,31(7):89-94.(in Chinese)

[8] 马存明,王俊鑫,罗楠,等. 宽幅分体箱梁涡振性能及其抑振措施[J]. 西南交通大学学报,2019,54(4):724-730.
MA C M, WANG J X, LUO N, et al. Vortex-induced vibration performance and control measures of wide twin-box girder[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2019, 54(4):724-730.(in Chinese)

[9] 黄林,董佳慧,陈晨,等. 整流罩组合措施外形对Π形叠合梁斜拉桥涡振性能的影响[J]. 中国公路学报,2023,36(1):124-134.
HUANG L, DONG J H, CHEN C, et al. Influence of the fairing combination measure shape on the vortex-induced vibration performance of a cable-stayed bridge with Π-shaped composite girder[J]. China Journal of Highway and Transport, 2023, 36(1):124-134.(in Chinese)

[10] 李加武,徐敏建,王子健,等. 风嘴几何参数对双边箱式Π型梁涡振性能的影响[J]. 建筑科学与工程学报,2022,39(5):74-83.
LI J W, XU M J, WANG Z J, et al. Effect of geometric parameters of wind fairing on vortex-induced vibration performance of two-side box type Π-shaped girder[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2022, 39(5):74-83.(in Chinese)

[11] 赵林,李珂,王昌将, 等. 大跨桥梁主梁风致稳定性被动气动控制措施综述[J]. 中国公路学报, 2019,32(10): 34-48.
ZHAO L, LI K, WANG C J, et al. Review on passive aerodynamic countermeasures on main girders aiming at wind-induced stabilities of long-span bridges[J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32(10):34-48.(in Chinese)

[12] 寇家庆,张伟伟. 动力学模态分解及其在流体力学中的应用[J]. 空气动力学学报,2018,36(2):163-179.
KOU J Q, ZHANG W W. Dynamic mode decomposition and its applications in fluid dynamics[J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2018,36(2):163-179.(in Chinese)

[13] SCHMID P J. Dynamic mode decomposition of numerical and experimental data[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2010, 656: 5-28.

[14] 叶坤,武洁,叶正寅,等. 动力学模态分解和本征正交分解对圆柱绕流稳定性的分析[J]. 西北工业大学学报,2017,35(4):599-607.
YE K, WU J, YE Z Y, et al. Anslysis circular cylinder flow using dynamic mode and proper orthogonal decomposition[J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2017, 35(4):599-607.(in Chinese)

[15] 寇家庆,张伟伟,高传强. 基于POD和DMD方法的跨声速抖振模态分析[J]. 航空学报,2016,37(9):2679-2689.
KOU J Q, ZHANG W W, GAO C Q. Modal analysis of transonic buffet based on POD and DMD method[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2016, 37(9):2679-2689.(in Chinese)

[16] JOVANOVIĆ M R, SCHMID P J, NICHOLS J W. Sparsity-promoting dynamic mode decomposition[J]. Physics of Fluids, 2014,26(2):024103.

[17] 仵广策. 基于本征正交分解和动态模态分解的分离式双箱梁涡振特性分析[D]. 西安:长安大学,2023.
WU G C. Analysis of vortex-induced vibration characteristics of separated double box girder based on eigen orthogonal decomposition and dynamic mode decomposition[D]. Xi'an: Chang'an University, 2023.(in Chinese)

[18] 孙婉荣,明平剑,刘勇. 二维圆柱绕流的动模态分析研究[J]. 工程热物理学报,2021,42(5):1275-1281.
SUN W R, MING P J, LIU Y. Dynamic modal analysis of two-dimensional circular cylinder flow[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2021, 42(5):1275-1281.(in Chinese)

[19] 刘士杰,张珍,刘庆宽. 基于动力学模态分解的方柱绕流非定常流场分析[J]. 工程力学,2024,41(增刊1):326-331.
LIU S J, ZHANG Z, LIU Q K. Unsteady flow field analysis for flow around square cylinder upon dynamic mode decomposition[J]. Engineering Mechanics, 2024, 41(Sup.1): 326-331.(in Chinese)

[20] 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)

[21] 刘志文, 黄来科, 陈政清. 矩形断面主梁涡激振动气动力展向相关性试验研究[J]. 振动工程学报,2017,30(3):422-431.
LIU Z W, HUANG L K, CHEN Z Q. Experimental study on spanwise correlation of aerodynamic forces of VIV of the rectangular section girder[J]. Journal of Vibration Engineering, 2017,30(3): 422-431.(in Chinese)

[22] NAKAMURA Y, NAKASHIMA M. Vortex excitation of prisms with elongated rectangular, H and [vdash] cross-sections[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1986, 163:149-169.

[23] ROCKWELL D, NAUDASCHER E. Self-sustained oscillations of impinging free shear layers[J]. Annual Review of Fluid Mechanics, 1979, 11:67-94.

[24] 刘汉云, 陈柏翔, 韩艳, 等. 基于WOA-GRNN代理模型的Π形截面梁风嘴气动外形优化[J]. 中国公路学报,2023,36(8):76-86.
LIU H Y, CHEN B X, HAN Y, et al. Aerodynamic shape optimization of Π-shaped composite bridge deck with wind fairing based on WOA-GRNN surrogate model[J]. China Journal of Highway and Transport, 2023, 36(8):76-86.(in Chinese)

[25] 胡志强, 衣瑞文, 林扬, 等. 基于随体坐标系的水下机器人水动力数值计算方法[J]. 科学通报,2013,58(增刊2):55-66.
HU Z Q, YI R W, LIN Y, et al. Numerical calculation methods for hydrodynamics of unmanned underwater vehicles based on body-fixed coordinate frames[J]. Chinese Science Bulletin, 2013, 58(Sup.2): 55-66.(in Chinese)

[26] 武向南,张靠民,任照坤,等. 基于随体坐标法对单纤维在平面流场中的计算[J]. 北华航天工业学院学报,2010,20(1):1-3.
WU X N, ZHANG K M, REN Z K, et al. Calculation on single fiber in plane flow filed based on Lagrangian coordinate method[J]. Journal of North China Institute of Aerospace Engineering, 2010,20(1):1-3.(in Chinese)

[27] Menon K, Mittal R. Dynamic mode decomposition based analysis of flow over a sinusoidally pitching airfoil[J]. Journal of Fluids and Structures, 2020, 94: 102886.