

安装声屏障钢箱—混凝土组合梁涡激振动机理与控制

王峰^{1,2} 孟尧³ 宋曰建^{1,2} 魏子然^{4,5} 刘志文^{4,5†}

(1. 中国铁建投资集团有限公司, 珠海 519000)

(2. 中铁建投山西高速公路有限公司, 运城 044000)

(3. 新疆农业大学 水利与土木工程学院, 乌鲁木齐 830000)

(4. 桥梁工程安全与韧性全国重点实验室, 长沙 410082)

(5. 湖南大学 风工程与桥梁工程湖南省重点实验室, 长沙 410082)

摘要 依托山西临猗黄河大桥工程, 针对安装声屏障(VIV)钢箱—混凝土组合梁断面涡激振动机理与气动控制措施(aerodynamic countermeasures, AC)进行风洞试验与计算流体动力学(CFD)模拟研究. 首先, 采用几何缩尺比为 1:60 的节段模型对主梁断面原设计方案进行了风洞试验研究; 然后, 为探究水平导流板安装位置对主梁涡振控制效果的影响, 分别针对在钢箱—混凝土组合梁两侧腹板距底板 2.6 m 高度处各安装一道 2.0 m 宽水平导流板(AC-1), 以及在翼缘板端部安装 2.0 m 宽水平导流板(AC-2)开展了试验研究; 最后, 采用 CFD 方法对主梁断面原设计方案以及增设气动控制措施 AC-1、AC-2 后进行了数值模拟研究, 从流场特征角度对主梁涡振及控制机理进行了分析. 结果表明: 主梁断面原设计方案在 0°、+3°攻角下存在竖向及扭转涡激共振现象, 且最大振幅超过规范要求; 采用措施 AC-1 后, 主梁断面扭转涡激共振响应消失, 而竖向涡激振动振幅略有增大; 采用措施 AC-2 后, 主梁断面竖向涡激共振响应幅值被有效抑制, 且主梁扭转涡激共振现象消失. 安装直立式声屏障钢箱—混凝土组合梁原方案涡激振动与气动控制机理主要表现为: 气流流经主梁断面后在主梁下游侧产生交替脱落的旋涡引起的, 采用气动控制措施 AC-1 后涡的强度变化不大, 而采取气动控制措施 AC-2 后涡的强度有一定的减弱, 有助于主梁涡激振动响应的抑制.

关键词 钢箱—混凝土组合梁, 声屏障, 涡激振动, 气动控制措施, 风洞试验, 计算流体动力学

中图分类号: U448.21

文献标志码: A

Mechanisms and Control for Vortex-induced Vibration of a Steel Box-concrete Composite Girder with Sound Barriers

Wang Feng^{1,2} Meng Yao³ Song Yuejian^{1,2} Wei Ziran^{4,5} Liu Zhiwen^{4,5†}

(1. China Railway Construction Investment Group Co., Ltd, Zhuhai 519000, China)

(2. China Railway Construction Investment Shanxi Expressway Co., Ltd, Yuncheng 044000, China)

(3. College of Hydraulic and Civil Engineering, Xinjiang Agricultural University, Wulumuqi 830000, China)

(4. State Key Laboratory of Bridge Safety and Resilience, Changsha 410082, China)

(5. Hunan Provincial Key Laboratory for Wind and Bridge Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China)

Abstract Based on the Linyi Yellow River Bridge in Shanxi Province, experiments and computational fluid dynamics (CFD) numerical simulations were conducted to study the mechanism of vortex induced vibration (VIV) and aerodynamic countermeasures (AC) for a steel box-concrete composite girder with sound barriers. Firstly, wind tunnel tests were conducted on the original design scheme of the girder sec-

2025-07-25 收到第 1 稿, 2025-08-31 收到修改稿.

* 国家自然科学基金(51778225, 52178475), 山西省交通建设科技项目课题(2020-2-02), National Natural Science Foundation of China (51778225, 52178475), Shanxi Provincial Transportation Construction Science and Technology Project (2020-2-02).

† 通信作者 E-mail: zhiwenliu@hnu.edu.cn

tion using a segment model with a geometric scale ratio of 1 : 60. Then, experimental studies were conducted to investigate the influence of the installation position of horizontal guide plates on the VIV control performance, including installing 2.0 m-wide horizontal guide plates on both webs of the steel box-concrete composite girder at a height of 2.6 m above the bottom plate (AC-1), as well as installing 2.0 m-wide horizontal guide plates at the ends of the flange plates (AC-2). Finally, CFD simulations were performed to analyze the vortex-induced vibration and control mechanism of the original design scheme of the steel box-concrete composite girder section with/without AC-1 and AC-2, respectively, based on flow field characteristics. The results show that the original design scheme of the steel box-concrete girder section exhibits both vertical and torsional VIV at 0° and $+3^\circ$ angles of attack, and the maximum amplitude exceeds code-specified limits. After adopting the aerodynamic control measure AC-1, the torsional VIV response of the girder section is eliminated, while the vertical VIV amplitude slightly increases. Furthermore, after adopting the aerodynamic control measure AC-2, the VIV amplitude of the girder section was effectively suppressed, and the torsional VIV of the girder disappeared. Moreover, the mechanism of VIV and aerodynamic control of the steel box-concrete girder section with sound barriers can be summarized as follows: the airflow passing over the girder section induces alternately shedding vortices on the downstream side, which leads to vortex-induced vibration. The vortex intensity shows no significant reduction after adopting the aerodynamic control measure AC-1, while the vortex intensity is weakened to to a certain extent after adopting the aerodynamic control measure AC-2, which contributes to the effective suppression of the VIV response of the girder section.

Key words steel box-concrete composite girder, sound barriers, vortex-induced vibration, aerodynamic countermeasures, wind tunnel test, computational fluid dynamics

引言

大跨桥梁涡激振动是气流流经主梁断面产生的旋涡脱落频率与主梁某一阶自振频率接近时发生的一种共振现象,具有自激、限幅的振动特征,若不进行有效控制,则会导致行车舒适性下降与结构疲劳等问题。工程实践中多座大跨桥梁发生了较为显著的涡激共振现象,如英国 Kessock 桥(主跨 240 m 斜拉桥)发生了振幅为 90~200 mm 的竖向涡激振动^[1];英国第二塞文桥(主跨 456 m)主梁采用钢—混凝土结合梁,该桥通车后不久发生了竖向涡激振动现象,之后在主梁下侧安装两道下稳定板进行涡激振动控制^[2];巴西 Rio-Niterói 桥在桥面风速为 14 m/s 左右时发生了明显的竖向涡激振动现象^[3];俄罗斯伏尔加河大桥在 11.6~15.6 m/s 风速下发生了大幅度的竖向涡激振动,最大振幅达到 40 cm^[4];此外,丹麦大带东桥引桥^[5]、日本东京湾大桥^[6],以及我国浙江西堠门大桥^[7]、武汉鹦鹉洲长江大桥、广东虎门大桥^[8,9]等发生过程度不等的涡激共振现象,引发社会广泛关注。

钢—混组合结构最早产生于 20 世纪初期,主

要用来对混凝土结构防火保护;之后由于其受力性能与经济优势,于 20 世纪 50 年代之后组合结构得到了快速发展,目前已广泛应用于桥梁工程、建筑结构工程中^[10]。桥梁工程中的钢—混凝土组合梁多采用工字型钢梁或钢箱与混凝土桥面板通过剪力连接件协同受力,大跨钢—混凝土组合梁主要有 Π 型钢—混凝土组合梁与钢箱混凝土组合梁两大类。国内外许多学者采用风洞试验^[11,12]和数值模拟^[13]针对钢—混凝土组合梁涡激振动开展了大量的研究工作。Sakai 等研究了主梁宽高比分别为 4 和 8 的双“ I ”型结合梁涡振性能,并提出在主梁两侧设置导流板对主梁涡激振动进行控制^[14]。Kubo 等针对 Π 型钢—混凝土组合梁开展了风洞试验研究,分析了该主梁断面扭转涡激振动机理^[15]。Daito 等采用风洞试验研究了不同边主梁形式(“ I ”型、箱型、圆形)与间距对 Π 型钢—混凝土组合梁涡激振动性能的影响规律^[16]。Irwin 等针对钢—混凝土组合梁进行了不同气动控制措施的试验研究^[17]。刘志文等针对主梁宽高比为 11.5 的 Π 型钢—混凝土组合梁开展了风洞试验与计算流体动力学(CFD)数值模拟研究,分别针对下稳定板、导流板、

裙板和上稳定板等气动控制措施进行了控制效果与机理研究^[18]. 蒋尚君等采用风洞试验与CFD数值模拟相结合的方法,对一座Ⅱ型钢—混凝土组合梁斜拉桥涡激振动性能与气动控制措施进行了研究,分别针对上L型导流板、风嘴、风嘴+水平导流板的控制效果进行对比研究^[19]. Liu等针对宽高比 $B/H=5$ 窄幅Ⅱ型主梁断面的涡激振动机理与气动控制措施进行了研究^[20]. 李明水等采用主梁节段模型和全桥气动弹性模型风洞试验对带大挑臂钢箱梁涡激振动特性进行了研究,重点比较了各种气动措施和阻尼措施对此类断面涡激振动性能的影响^[21]. 韩艳等依托某大跨钢混典型钢混Ⅱ型梁斜拉桥,采用风洞试验方法研究了质量、阻尼比对主梁涡激振动性能的影响,建立了基于幅变气动导数的主梁涡激力模型^[22]. 罗楚钰等针对矩形断面采用数值模拟方法研究了侧表面双气吸孔吸气涡激振动的抑制效果^[23]. 洪泽宇等基于动力学模态分解技术(DMD)结合数值模拟方法,研究了宽高比为5的矩形断面静止状态与涡激振动状态的流场特征^[24]. Xiao等采用风洞试验与数值模拟相结合的方法研究了中央开槽箱梁断面涡激振动机理与气动控制措施,研究了不同气动控制措施以及不同中央隔涡板宽度对主梁涡激振动的控制效果,最

后对比了不同缩尺比对主梁涡激振动响应的影响^[25]. Xiao等采用风洞试验与数值模拟相结合的方法研究了不同竖向相对位置下,三幅分离主梁断面涡激振动响应以及三分力系数特性与机理^[26].

综上所述,国内外许多学者主要针对Ⅱ型钢—混凝土组合梁涡振性能与气动控制措施进行了大量研究,而关于安装声屏障钢箱—混凝土组合梁涡激振动性能与机理研究相对较少. 由于涡激振动影响因素的多样性与振动机理的复杂性,目前关于安装声屏障钢箱—混凝土组合梁涡激振动性能与控制研究相对不足,因此,开展安装声屏障钢箱—混凝土组合梁涡激振动机理与气动控制措施研究具有十分重要的价值和意义.

1.1 工程简介

依托工程为山西临猗黄河大桥,该桥为主跨128 m等高度钢箱—预应力混凝土组合梁连续梁桥,跨径为: $(112\text{ m}+14\times128\text{ m})+(14\times128\text{ m}+120\text{ m})=3816\text{ m}$,主梁宽度为26 m、高度为6.28 m,主梁外侧设置有斜撑. 由于大桥穿越黄河湿地国家自然保护区,在主梁两侧还设有声屏障系统,声屏障采用高度为2.5 m的直线型声屏障形式,大桥总体布置与主梁标准断面分别如图1和图2所示.

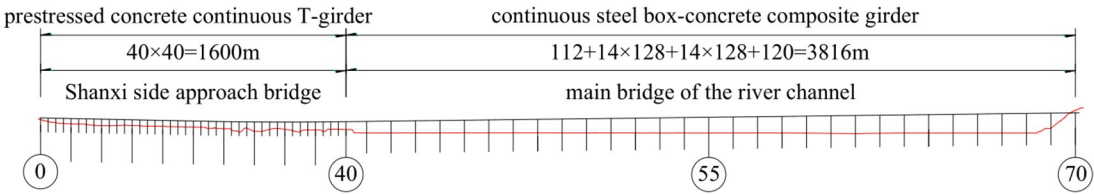


图1 临猗黄河特大桥全桥立面图
Fig. 1 Schematic elevation of Linyi Yellow River Bridge

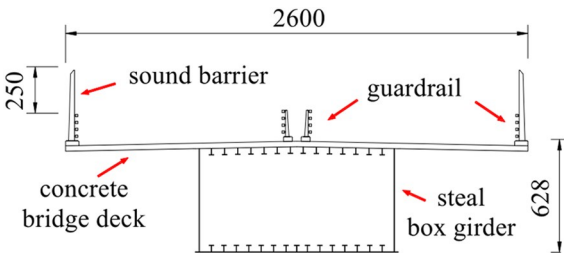


图2 主梁原设计方案断面图(单位:cm)
Fig. 2 Original bridge beam section (unit:cm)

1.2 结构动力特性分析

采用大型结构有限元软件 ANSYS 建立主梁

结构有限元模型,在进行动力特性分析时,首先进行结构的恒载作用下考虑几何非线性影响的静力分析. 在静力分析的基础上,计入结构恒载内力的影响进行动力特性分析,特征方程求解采用 Block Lanczos 法,振型相对于质量矩阵归一化. 图3所示为主桥结构关键振型图,表1给出了主梁关键振型对应的频率与等效质量. 由图3及表1可知,主梁一阶纵飘振型频率为0.1592 Hz,主梁一阶侧弯频率为0.4357 Hz,主梁一阶对称竖弯和一阶对称扭转振动频率分别为0.7830 Hz和3.0857 Hz,扭转频率比为3.941.

表 1 主梁关键振对应的频率和等效质量
Table 1 Frequency and equivalent mass of the key mode shape of the main girder

Mode order	Mode shape	Frequency/Hz	Equivalent mass/(t/m or t·m ² /m)
1	First-order longitudinal mode	0.1592	/
2	First-order symmetry lateral mode	0.4358	58.6
20	First-order symmetry vertical mode	0.7830	43.0
58	First-order symmetry torsional mode	3.0857	3430

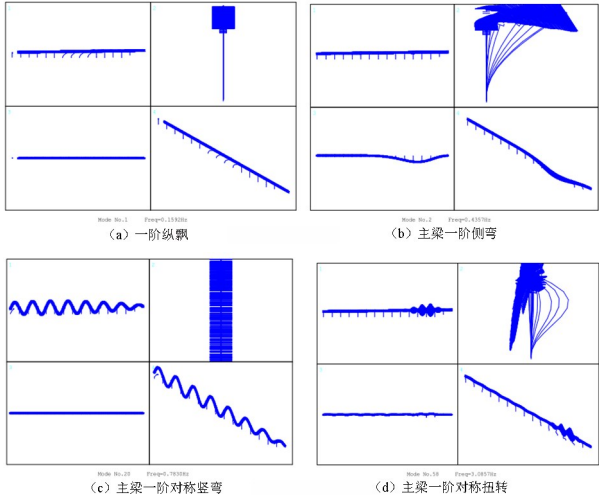


图 3 主梁关键振型图
Fig. 3 Key mode shape of the main girder

1.3 桥位设计基准风速

根据桥位风观测研究成果确定大桥桥位基本风速为 $V_{10}=29.6\text{ m/s}$ (10 m 高度、10 min 平均时距、100 年重现期),风剖面指数可取为 $\alpha=0.17$. 根据《公路桥梁抗风设计规范》(JTG/T 3360-01—2018)^[27]第 3.2.1 条,桥位处抗风风险区域为 R2.

大桥桥位设计 $H_0=352.6\text{ m}$,以最高桥墩计算,对应桥面标高为: $H_{\text{deck}}=455.1\text{ m}$,则桥面距离水面的最大距离为: $Z_d=102.5\text{ m}$,根据《公路桥梁抗风设计规范》(JTG/T 3360-01—2018)规定,对应主梁高度处设计基准风速为:

$$\begin{aligned} V_d &= k_f \times \left(\frac{z_d}{10}\right)^a \times V_{s10} \\ &= 1.02 \times \left(\frac{102.5}{10}\right)^{0.17} \times 29.6 = 44.8\text{m/s} \quad (1) \end{aligned}$$

$$V_{sd} = k_{sf} \times V_d = 0.88 \times 44.8 = 39.4\text{m/s} \quad (2)$$

式中, k_f 为抗风风险系数,取 $k_f=1.02$; k_{sf} 为施工期抗风修正系数,偏于安全考虑,取施工年限大于 3 年,即取 $k_{sf}=0.88$.

2 主梁节段模型涡激振动试验

主梁节段模型风洞试验在湖南大学风工程试

验研究中心 HD-2 大气边界层风洞第一试验段中进行.

2.1 试验装置与参数

试验段长 17 m,宽 3 m,高 2.5 m. 采用计算机终端集中控制的可控硅直流调速系统对风速进行调节和控制,最大风速为 58.0 m/s,速度不均匀性小于 1%,湍流度小于 0.2%,平均气流偏角小于 0.5°.

本研究采用弹簧悬挂截面模型的自由振动试验,用于模拟主梁断面的竖向和扭转运动,并获取竖向和扭转的风致振动响应. 综合考虑,确定模型几何缩尺比为 1 : 60,主梁模型长度为 1.6 m,宽度为 0.433 m,高度为 0.105 m,长宽比为 3.695. 模型骨架采用不锈钢框架,外衣采用优质 ABS 板,并保证模型几何外形与实桥相似. 模型外侧设置的斜撑为有机玻璃管,与实桥结构外形一致. 主梁断面成桥状态的防撞护栏、人行道栏杆以及声屏障等桥面附属设施均采用 ABS 板制作,在满足透风率的基础上保证形状相似;主梁节段模型两端还分别设置了木质端板,以保证端部周围气流的二元特性. 试验风速和模型位移的测量分别采用澳大利亚 TFI 眼镜蛇三维脉动风速探针和日本基恩仕激光位移传感器(IL-300),其中两个激光位移计对称布置在模型底部上下游. 表 2 所示为主梁节段模型试验参数,对应的主梁节段模型试验照片如图 4 所示. 风试验中采用的气动控制措施(aerodynamic countermeasure, AC)如图 5 所示.

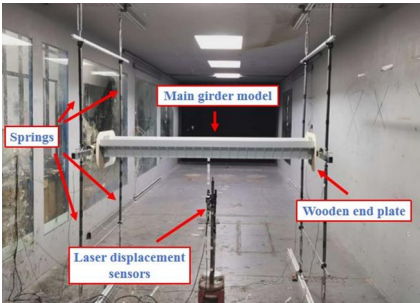


图 4 主梁节段模型风洞试验布置图
Fig. 4 Layout of wind tunnel tests of girder section model

表 2 主梁节段模型试验参数
Table 2 Experimental parameters of the section model

Parameter	Unit	Prototype values	Scale ratio	Model values
Width, B	m	26.00	1/60	0.433
Height, D	m	6.28	1/60	0.105
Mass per unit length, m_{eq}	kg/m	43000	1/602	11.904
Mass moment of inertia per unit length, J_{eq}	$\text{kg} \cdot \text{m}^2/\text{m}$	34300000	1/604	0.265
Vertical frequency, f_v	Hz	0.783	9.978	7.813
Torsional frequency, f_t	Hz	3.086	5.271	16.265
Vertical damping ratio, ξ_v	/	1.000%	1.000%	0.727%
Torsional damping ratio, ξ_t	/	1.000%	1.000%	0.727%

表 3 主梁断面涡激振动试验工况汇总表
Table 3 Test cases of the VIV of the main girder section

Case NO.	Deck w/o AC	Flow field	Wind AOAs/(°)
1	Without AC	Uniform flow	0
2	Without AC	Uniform flow	+3
3	With AC-1	Uniform flow	0
4	Without AC	Turbulent flow ($I_u=4.0\%$)	0
5	With AC-2	Turbulent flow ($I_u=4.0\%$)	0
6	With AC-2	Uniform flow	0
7	With AC-2	Uniform flow	+3
8	With AC-2	Uniform flow	-3

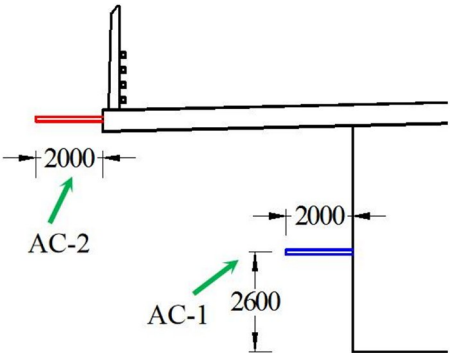


图 5 主梁涡振气动控制措施示意图
Fig. 5 Aerodynamic countermeasures on the girder section

2.2 试验结果

2.2.1 涡激振动允许幅值

根据《公路桥梁抗风设计规范》(JTG/T 3360-01-2018)第 8.2.9 条规定,临猗黄河大桥成桥状态主梁竖弯及扭转涡激共振允许幅值分别为:

$$[h_v]=\gamma_v\frac{0.04}{f_v}=1.0\times\frac{0.04}{f_v}=1.0\times\frac{0.04}{0.783}$$
$$=0.0511\text{ m}\tag{3}$$

$$[\theta_t]=\gamma_t\frac{4.56}{B\cdot f_t}=1.0\times\frac{4.56}{26.0\times3.086}$$
$$=0.0568^\circ\tag{4}$$

式中, $[h_v]$ 和 $[\theta_t]$ 分别为竖向和扭转涡振振幅的规范允许值; f_v 和 f_t 分别为桥梁竖弯和扭转振型的基频; B 为主梁宽度; 对应的竖弯涡激共振、扭转涡激共振允许根方差分别为 0.0361 m 和 0.0402°.

2.2.2 试验结果

图 6 所示为临猗黄河大桥主梁原断面竖向、扭转振动响应根方差随折算风速变化曲线, 由图 6 可知, 当风攻角为 0° 和 +3° 时, 主梁发生了明显的竖向和扭转涡激振动现象, 其中主梁断面竖向涡激振动的折算风速区间约为 1.4~1.9, 对应的实桥桥面高度处风速约为 28~38 m/s, 对应的最大竖向位移根方差约为 0.008D (D 为主梁高度), 对应的实桥竖向位移根方差约为 0.05 m, 超过了规范允许值. 主梁扭转涡激振动的折算风速区间约为 0.7~0.9, 对应的实桥桥面高度处风速约为 59~74 m/s, 最扭转位移根方差约为 0.375°, 超过了规范允许值.

文献[21]指出, 导流板和抑流板对带挑臂的钢箱—混凝土板梁的涡激振动有较好的抑制效果. 考虑到大桥栏杆外侧安装有 2.5 m 高的直立声屏障, 不便于在栏杆处安装抑流板, 因此本文重点研究水平导流板对主梁涡激振动的控制效果. 首先, 在箱梁两侧腹板距底板 2.6 m 高度处各安装一道 2.0 m 宽的水平导流板 (AC-1), 如图 5 所示. 主梁断面竖向、扭转无量纲振动响应根方差随折算风速的变化曲线如图 6 所示. 由图 6 可知, 采用措施 AC-1 后, 竖向涡振的振幅略有增大, 涡振区间与原始断面基本一致, 然而扭转涡振基本消失. 另外, 考虑到腹板处导流板仅对扭转涡振有抑制效果, 且大桥实际风场存在一定的紊流度, 故又开展了在翼缘

板端部安装 2.0 m 宽水平导流板(AC-2)的紊流场风洞测振试验(紊流度 $I_u=0.04$)试验,结果如图 7 所示.由图 7 可知,桥面高度处紊流度为 $I_u=0.04$ 时,对主梁涡激振动振幅有明显的抑制作用.

虽然工况 4、5 的风洞试验结果表明大桥在紊流场条件下不存在主梁涡激共振现象,但是偏于安全考虑,将进一步开展均匀流场下主梁涡激振动气动措施研究.图 8 所示为采用措施 AC-2,在均匀流

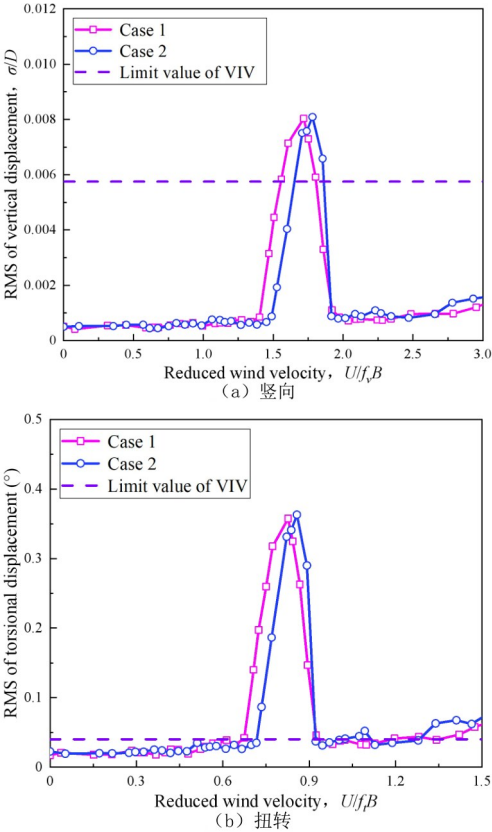


图 6 主梁原始断面竖向、扭转涡激振动试验结果
Fig. 6 Vertical and torsional VIV responses of original girder section vs wind speed

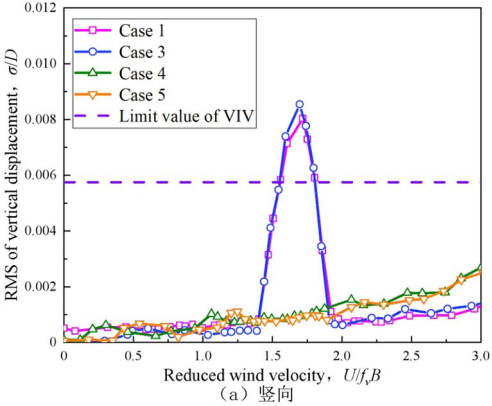


图 7 主梁采用气动措施及紊流场下竖向、扭转涡振试验结果
Fig. 7 Vertical and torsional VIV responses of the girder section with aerodynamic measures or in turbulent fields vs wind speed

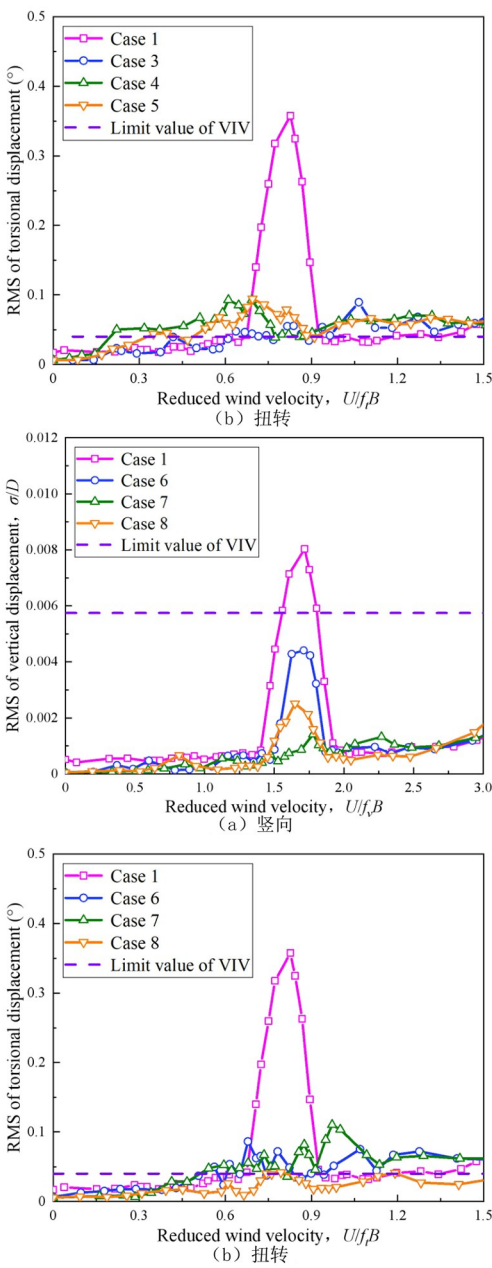


图 8 主梁采用气动控制措施 AC-2 竖向、扭转涡振试验结果
Fig. 8 Vertical and torsional VIV responses of final girder section with aerodynamic countermeasure AC-2 vs wind speed

场条件下风攻角为 -3° 、 0° 、 $+3^\circ$ 主梁竖向及扭转涡激振动响应无量纲根方差随折算风速变化曲线.由图 8 可知,相较于 AC-1 而言,AC-2 可完全抑制主梁扭转涡激振动响应,可有效抑制主梁竖向涡激振动响应幅值,其中,当风攻角为 0° 时(工况 6),主梁竖向涡激振动折算风速区间约为 1.5~1.8,对应的实桥桥面高度处风速约为 30~38 m/s,相较于主梁原断面而言,风速区间略有减小,其最大竖向涡振振幅根方差也减小为 0.004D,对应的实桥竖向涡振振幅根方差约为 0.027 m,满足规范要求.

3 主梁涡激振动机理

针对安装直立式声屏障钢箱—混凝土组合梁断面原方案、AC-1 方案以及 AC-2 方案,采用大型流体力学软件 ANSYS Fluent 进行绕流场数值模拟,以对安装直立式声屏障钢箱—混凝土组合梁断面涡激振动与气动控制措施机理进行探讨,为今后类似主梁断面涡激振动控制提供参考。

3.1 控制方程

对于黏性不可压缩流体,质量守恒方程(连续方程)的矢量形式可以表示为:

$$\nabla \cdot \mathbf{V} = 0 \tag{5}$$

动量守恒方程,即 N-S(Navier-Stokes)方程:

$$\frac{\partial \mathbf{V}}{\partial t} + (\mathbf{V} \cdot \nabla) \mathbf{V} = \mathbf{f} - \frac{1}{\rho} \nabla p + \frac{\mu}{\rho} \nabla^2 \mathbf{V} \tag{6}$$

式中: ρ 是流体密度; $\mathbf{V}$ 是速度矢量; p 是压力; $\mathbf{f}$ 是单位体积流体受到的外力,若只考虑重力,则 $\mathbf{f} = \rho \mathbf{g}$; μ 是动力黏度。

3.2 计算域与边界条件

由图 6 与图 8 可知,临猗黄河大桥主梁原断面在 0° 、 $+3^\circ$ 风攻角下涡激振动响应基本一致,在采用 AC-1 方案后, 0° 风攻角下主梁竖向振动响应略大,故针对风攻角为 0° 进行主梁涡激振动与气动控制措施机理研究. 考虑阻塞率因素,结合以往经验确定主梁断面计算域为 $35B \times 20B$ 的矩形区域(B 为主梁断面宽度),主梁断面中心距离计算域左、右侧边界分别为 $10B$ 和 $25B$,主梁断面中心距离计算域上下侧边界分别为 $10B$. 计算域边界条件定义如下:入口边界设置为速度入口(velocity inlet),出口边界设置为压力出口(pressure outlet),主梁断面表面采用无滑移壁面边界(wall),计算域上、下边界设置为对称边界(symmetry). 主梁断面计算域及边界条件如图 9 所示。

计算域网格划分采用分块法思路进行划分,在主梁断面附属设施附近区域内网格较细,而在远离主梁断面附近处网格较为稀疏,即靠近主梁的首层网格高度为 8 mm ,约为 $3 \times 10^{-4}B$,网格总计 462 488 个,主梁断面网格划分如图 10 所示. 主梁断面 CFD 计算几何缩尺比取为 $1:60$,湍流模型采用对钝体绕流模拟效果较好的剪应力输运模型(SST $k-\omega$)^[28],并采用SIMPLEC二阶隐式算法

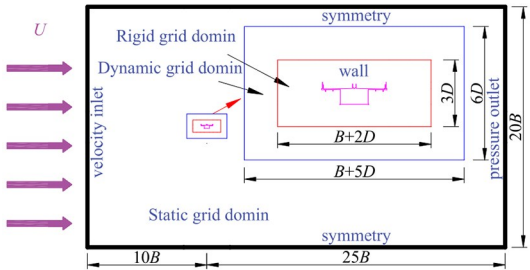
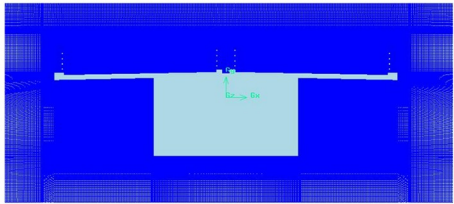
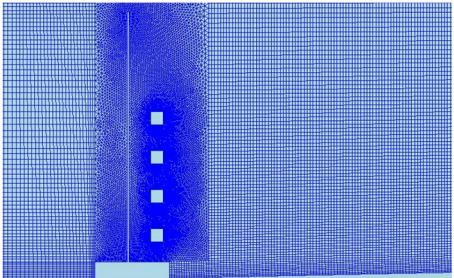


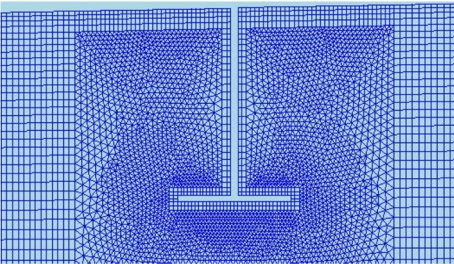
图 9 计算域及边界条件设置
Fig. 9 Computational domain and boundary conditions



(a) 主梁整体网格划分



(b) 声屏障及防撞栏杆处网格划分



(c) 挑臂下缘纵肋处网格划分

图 10 主梁断面近壁面局部划分

Fig. 10 Local mesh division near the wall of the girder cross-section

分别对压力和动量进行空间离散化. 计算时间步长取 $\Delta t = 0.0005\text{ s}$,收敛残差设置为 10^{-6} .

考虑到主梁断面发生扭转涡振的风速区间风速较高,超过大桥常遇风速,因此本文仅针对竖向涡振的产生及气动控制措施机理进行研究. 速度入口的来流风速 U 设置为 5.8 m/s ,对应实桥桥面高度处风速约为 34.9 m/s ,竖弯振型的无量纲风速约为 1.7 ,即风洞试验(工况 1)中的主梁竖向涡激振动响应最大幅值对应的风速。

3.3 流场分析

为了进一步分析主梁断面涡激共振及其气动控制措施抑振机理,采用涡量对主梁断面周围流场

进行量化分析. 涡量为流体速度矢量的旋度,用于描述流体旋涡运动,即

$$\boldsymbol{\Omega} = \text{rot}(\boldsymbol{V}) \tag{7}$$

式中: $\boldsymbol{V}$ 为速度矢量; $\boldsymbol{\Omega}$ 为涡量,与点在流场中的空间位置及时间相关.

本研究针对主梁原设计方案断面及分别采用气动控制措施方案 AC-1 和 AC-2 断面进行了 CFD 数值模拟,比较了三种断面在静止状态下 0、 $T/4$ 、 $T/2$ 、 $3T/4$ 时刻的瞬时涡量. 计算结果分别如图 11 和图 12 所示.

由图 11 可知,对于主梁断面原方案,来流受到主梁前缘挑臂的影响分别向主梁上、下侧分离,主梁上侧气流在后缘向断面附着后又受到声屏障的

影响再一次分离,并在主梁尾流区形成明显的涡街,对主梁产生周期性压力差,在特定风速下,当漩涡脱落频率与主梁自振频率一致时会引起涡激共振. 主梁原始断面上缘主导涡 A_1 在 nT 至 $nT + T/4$ 时刻期间涡量从 -34 逐渐变化为 -29 ,下缘主导涡 B_1 在 nT 至 $nT + 3T/4$ 时刻期间涡量从 50 逐渐变化为 29 .

由图 12(a)可知,在主梁腹板中央附近处安装导流板(AC-1),主梁漩涡脱落形式未发生明显的改变,主梁上缘主导涡 A_1 在 nT 至 $nT + T/4$ 时刻期间涡量从 -37 逐渐变化为 -31 ,下缘主导涡 B_1 在 nT 至 $nT + 3T/4$ 时刻期间涡量从 55 逐渐变化为 30 ,相较于主梁断面原方案涡量略有增大,但增幅较小,因此采用气动控制措施 AC-1 时的主梁涡振幅值相较于主梁原方案未发生明显改变,与风洞试验结果一致. 由图 12(b)可知,在主梁悬臂端处安装导流板(AC-2)时,主梁上缘主导涡 A_1 在 nT 至 $nT + T/4$ 时刻期间涡量从 -28 逐渐变化为 -24 ,下缘主导涡 B_1 在 nT 至 $nT + 3T/4$ 时刻期间涡量从 38 逐渐变化为 20 ,相较于主梁原方案,下缘主导涡 B_1 的涡量减小约 $20\% \sim 30\%$,由此可见,尽管气动控制措施 AC-2 没能直接抑制漩涡的产生,但通过改变主梁断面的气动外形,减小边界层分离涡强度,断面尾流区主导涡的强度也随之减小,因此有助于减小主梁竖向涡激共振的振幅.

4 结论

依托山西临猗黄河大桥工程,针对安装直立式声屏障钢箱—混凝土组合梁涡激振动与气动控制措施进行了试验研究,并采用 CFD 数值模拟方法对该主梁断面涡激振动与气动控制措施抑振机理进行了探讨,得到如下主要结论:

- (1)当风攻角为 0° 、 $+3^\circ$ 时,安装直立式声屏障窄幅钢箱—混凝土组合梁原方案发生了明显的激共振响应现象,主梁断面竖向涡激振动锁定区折算风速区间为 $1.4 \sim 1.9$,对应的实桥桥面高度处风速约为 $28 \sim 38 \text{ m/s}$,最大竖向位移根方差约为 $0.008D$;主梁断面扭转涡激振动锁定区折算风速区间为 $0.7 \sim 0.9$,对应的实桥桥面高度处风速约为 $59 \sim 74 \text{ m/s}$,最扭转位移根方差约为 0.375° .
- (2)在两侧腹板距底板 2.6 m 高度处各安装一道 2.0 m 宽水平导流板(AC-1),风攻角为 0° 时,主

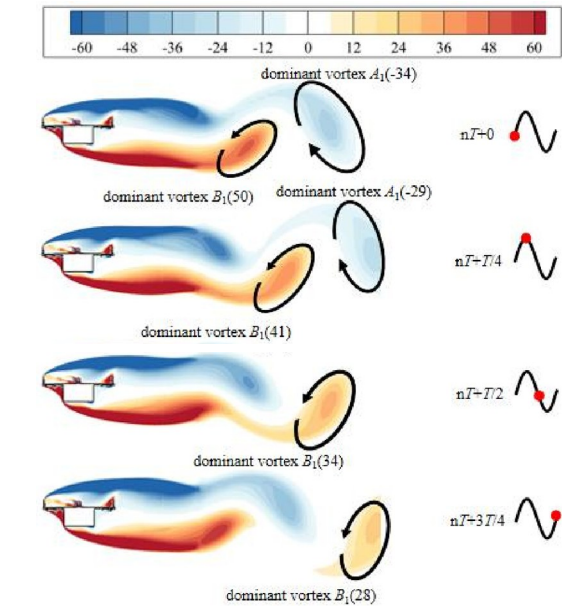


图 11 主梁原设计方案断面静态绕流瞬时涡量图
Fig. 11 Instantaneous vorticity diagram of the flow around the static original girder section

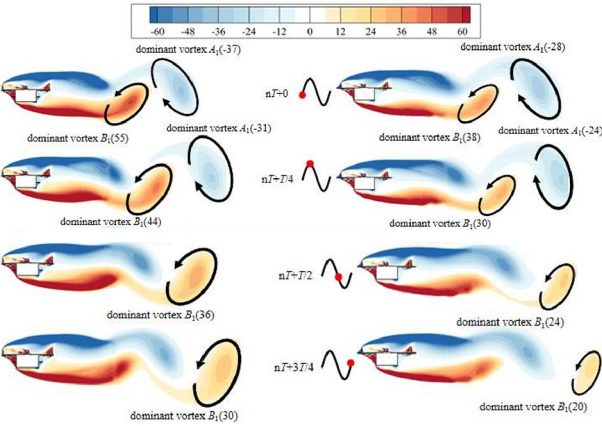


图 12 主梁分别采用气动控制措施方案 AC-1 及 AC-2 时的静态绕流瞬时涡量图
Fig. 12 Instantaneous vorticity diagram of the flow around the static girder section with aerodynamic countermeasures AC-1 and AC-2

梁断面竖向涡激振动锁定区折算风速区间与原方案基本一致,最大幅值较原方案略有增加;主梁断面扭转涡激振动响应完全被抑制。

(3)在翼缘板端部安装 2.0 m 宽水平导流板(AC-2),可完全抑制主梁扭转涡激振动响应,可有效抑制主梁竖向涡激振动响应幅值,当风攻角为 0° 时,主梁竖向涡激振动折算风速区间约为 1.5~1.8,对应的最大竖向涡振振幅根方差由原方案的 0.008D 减小至 0.004D,抑制幅度达 50%,涡激振动幅值满足规范要求。

(4)安装直立式声屏障钢箱—混凝土组合梁原方案涡激振动主要是由于气流流经主梁断面后在主梁下游侧产生交替脱落的旋涡引起的,采用气动控制措施 AC-1 后涡的强度变化不大,而采取气动控制措施 AC-2 后涡的强度有一定的减弱,有助于主梁涡激振动响应的抑制。

参考文献

- [1] CULLEN WALLACE A A. Wind influence on kessock bridge [J]. *Engineering Structures*, 1985, 7(1): 18—22.
- [2] MACDONALD J H G, IRWIN P A, FLETCHER M S. Vortex-induced vibrations of the Second Severn Crossing cable-stayed bridge-full-scale and wind tunnel measurements [J]. *Structures and Buildings*, 2002, 152(2): 123—134.
- [3] BATTISTA R C, PFEIL M S. Reduction of vortex-induced oscillations of Rio-Niterói bridge by dynamic control devices [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2000, 84(3): 273—288.
- [4] WEBER F, MA ŠLANKA M. Frequency and damping adaptation of a TMD with controlled MR damper [J]. *Smart Materials and Structures*, 2012, 21(5): 055011.
- [5] LARSEN A, ESDAHL S, ANDERSEN J E, et al. Storebelt suspension bridge-vortex shedding excitation and mitigation by guide vanes [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2000, 88(2/3): 283—296.
- [6] FUJINO Y, YOSHIDA Y. Wind-induced vibration and control of trans-Tokyo bay crossing bridge [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2002, 128(8): 1012—1025.
- [7] LI H, LAIMA S J, OU J P, et al. Investigation of vortex-induced vibration of a suspension bridge with two separated steel box girders based on field measurements [J]. *Engineering Structures*, 2011, 33(6): 1894—1907.
- [8] ZHAO L, CUI W, SHEN X M, et al. A fast on-site measure-analyze-suppress response to control vortex-induced-vibration of a long-span bridge [J]. *Structures*, 2022, 35: 192—201.
- [9] GE Y J, ZHAO L, CAO J X. Case study of vortex-induced vibration and mitigation mechanism for a long-span suspension bridge [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2022, 220: 104866.
- [10] 聂建国. 钢—混凝土组合结构桥梁[M]. 北京: 人民交通出版社, 2011.
NIE J G. Steel-concrete composite bridges [M]. Beijing: China Communications Press, 2011. (in Chinese)
- [11] 胡建华, 赵跃宇, 刘慕广, 等. 串列双索气弹模型的风洞试验研究 [J]. *动力学与控制学报*, 2006, 4(2): 179—186.
HU J H, ZHAO Y Y, LIU M G, et al. Wind tunnel studies on the behaviour of aeroelastic twin cable model [J]. *Journal of Dynamics and Control*, 2006, 4(2): 179—186. (in Chinese)
- [12] 向桂兵, 胡腾飞, 华旭刚. 超长并列斜拉索尾流驰振及其控制风洞试验研究[J]. *动力学与控制学报*, 2023, 21(5): 69—75.
XIANG G B, HU T F, HUA X G. Investigation on wake galloping and its control of super long parallel stay cables by wind tunnel test [J]. *Journal of Dynamics and Control*, 2023, 21(5): 69—75. (in Chinese)
- [13] 黄灿, 赵永辉. 基于 CFD 系统辨识的气弹分析及 GPU 并行算法初探[J]. *动力学与控制学报*, 2015, 13(2): 86—91.
HUANG C, ZHAO Y H. Identification of CFD-based aeroelastic analysis and GPU parallel computing [J]. *Journal of Dynamics and Control*, 2015, 13(2): 86—91. (in Chinese)
- [14] SAKAI Y, OGAWA K, SHIMODOI H, et al. An experimental study on aerodynamic improvements for edge girder bridges [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1993, 49(1/2/3): 459—466.
- [15] KUBO Y, SADASHIMA K, YAMAGUCHI E, et

- al. Improvement of aeroelastic instability of shallow Π section [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2001, 89 (14/15): 1445—1457.
- [16] DAITO Y, MATSUMOTO M, ARAKI K. Torsional flutter mechanism of two-edge girders for long-span cable-stayed bridge [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2002, 90 (12/13/14/15): 2127—2141.
- [17] IRWIN P A. Bluff body aerodynamics in wind engineering [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2008, 96(6/7): 701—712.
- [18] 刘志文, 肖晗, 王雷, 等. Π 型钢—混凝土组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)
- [19] 蒋尚君, 朱金, 鲁胜龙, 等. Π 型叠合梁斜拉桥涡激振动性能及气动措施研究 [J]. *振动工程学报*, 2024, 37(5): 830—837.
JIANG S J, ZHU J, LU S L, et al. Vortex-induced vibration performance and aerodynamic countermeasures of Π -shaped composite girder of a cable-stayed bridge [J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2024, 37(5): 830—837. (in Chinese)
- [20] LIU Z W, HE F W, YAN A G, et al. Mechanism and aerodynamic countermeasures of vortex-induced vibration of a cable-stayed bridge with narrow Π -shaped girder sections [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2023, 28(12): 04023090.
- [21] 李明水, 孙延国, 廖海黎, 等. 港珠澳大桥大挑臂钢箱梁涡激振动特性及抑振措施 [J]. *清华大学学报 (自然科学版)*, 2020, 60(1): 57—65.
LI M S, SUN Y G, LIAO H L, et al. Vortex-induced vibration of steel box girder with large projecting slab and its mitigation countermeasures for Hong Kong-Zhuhai-Macao Bridge [J]. *Journal of Tsinghua University (Science and Technology)*, 2020, 60(1): 57—65. (in Chinese)
- [22] 韩艳, 彭峥权, 李凯, 等. 典型钢混 Π 型主梁断面的涡振特性及其响应预测研究 [J]. *动力学与控制学报*, 2023, 21(4): 91—102.
- HAN Y, PENG Z Q, LI K, et al. Study on vortex-induced vibration characteristics of a typical steel-concrete Π girder and its response prediction [J]. *Journal of Dynamics and Control*, 2023, 21(4): 91—102. (in Chinese)
- [23] 罗楚钰, 曾梦竹, 王响军, 等. 基于表面吸气的矩形截面涡激振动抑制及机理研究 [J]. *动力学与控制学报*, 2023, 21(6): 72—80.
- LUO C Y, ZENG M Z, WANG X J, et al. VIV suppression and mechanism analysis based on the surface aspiration of rectangular section [J]. *Journal of Dynamics and Control*, 2023, 21(6): 72—80. (in Chinese)
- [24] 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)
- [25] XIAO H, LIU Z W, CHEN Z Q, et al. Numerical and experimental investigation on vortex-induced vibration suppression of a self-anchored suspension bridge with a central-slotted box girder [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2025, 30: 04024106.
- [26] XIAO H, LIU Z W, CHEN Z Q, et al. Experimental and numerical study on vibration response, VIV mechanism and aerostatic coefficients of triple-separated decks under different vertical distances [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2024, 250: 105782.
- [27] 中华人民共和国交通运输部. 公路桥梁抗风设计规范: JTG/T 3360-01—2018 [S]. 北京: 人民交通出版社, 2018.
Ministry of Transport of the People's Republic of China. Wind-resistant design specification for highway bridges: JTG/T 3360-01—2018 [S]. Beijing: China Communications Press, 2018. (in Chinese)
- [28] MENTER F R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications [J]. *AIAA Journal*, 1994, 32(8): 1598—1605.