

文章编号: 1001-4888(2024)04-0474-11

带风嘴 π 型组合梁断面涡振性能 试验及抑振机理研究*

李春光, 黄笑, 韩艳, 颜仲良, 罗浩轩

(长沙理工大学 土木工程学院, 湖南长沙 410114)

摘要: 为研究带风嘴 π 型叠合梁断面涡激振动性能, 基于某在建斜拉桥工程的设计方案, 通过 1:50 缩尺比刚性节段模型自由悬挂风洞试验, 测试了不同工况下 π 型梁的涡振性能, 并对上、下稳定板及组合稳定板措施的抑振效果进行了研究。进一步采用 SST $k-\omega$ 湍流模型, 模拟了原断面和推荐措施下 π 型梁断面周围的流场特性, 并结合绕流涡量演化图探讨了涡振抑制机理。研究表明: 原断面在 5 种风攻角状态下均发生明显竖向涡激振动, 且 $+5^\circ$ 攻角竖向幅值超过规范允许振幅。设置与边主梁等高的下中央稳定板明显降低了涡激振动响应, 主梁涡振性能随着下中央稳定板高度的增加先提升后降低。

关键词: π 型主梁断面; 风洞试验; 涡振性能; 气动措施

中图分类号: U448.12 **文献标识码:** A **DOI:** 10.7520/1001-4888-23-253

0 引言

随着社会经济和科学技术的飞速发展, 现代桥梁结构的跨度纪录不断被刷新, 结构形式向更柔、更纤细的方向发展^[1-3]。桥梁跨度的不断增大导致其对风致振动的敏感性增强, 因此抗风性能成为大跨桥梁设计的关键控制因素^[4]。 π 型主梁断面是一种典型的开口钝体断面, 梁体周围来流绕流情况复杂, 气流分离明显, 易引起涡激振动现象的产生。但 π 型梁可以充分发挥钢与混凝土 2 种桥梁建设常用材料的力学特性, 提高材料利用率, 减轻桥梁自重, 提高施工进度, 故在大跨度斜拉桥的主梁选型中被广泛采用^[5]。因此解决 π 型组合梁断面的涡振问题是促进其在实际工程中被广泛应用的关键。

目前已有许多学者对 π 型主梁断面的涡振性能进行了研究, 并取得了一定的研究成果。SAKAI 等^[6]通过风洞试验研究了宽高比为 4 和 8 的工字型边主梁叠合梁的涡振性能和抑振措施, 提出了在主梁两侧设置导流板(Tip Plate)的方案。段青松等^[7]在对一座主跨 430m 的边箱叠合梁断面斜拉桥进行风洞试验时, 采用间隔封闭人行道栏杆的方式, 控制了成桥状态主梁的涡激振动。钱国伟等^[8]通过 π 型主梁断面涡激振动风洞试验, 发现桥面防撞栏杆及检修道护栏采用圆截面形式有利于减小涡振振幅, 改尖风嘴角度能显著抑制涡激共振, 且风嘴角度越小, 控制效果越好。王嘉兴等^[9]发现通过合理布置稳定板这类气动措施可以有效抑制边主梁断面涡激共振的发生, 并且可以改善颤振性能, 提高颤振临界风速。李春光等^[10]对 π 型断面进行风洞试验, 结果表明气动减振措施中风嘴的抑振效果最佳, 并发现边主梁与桥面板连接处转角部位的漩涡脱落是诱发涡振的重要原因。陈应高等^[11]通过风洞试验对比测

* 收稿日期: 2023-12-06; 修回日期: 2024-01-29

基金项目: 国家自然科学基金项目(51978087, 52178452); 长沙理工大学桥梁工程安全控制教育部重点实验室开放基金项目(18ZDXK09); 湖南省教育厅科学研究项目(22C0174)

通信作者: 李春光(1980-), 男, 博士, 副教授。主要从事桥梁及结构风工程研究。Email: mrlcg@126.com

试了某山区斜拉桥不同宽高比的2种 π 型主梁断面,发现宽高比较大的主梁断面气动性能更优。张志田等^[12]对一座工字型边主梁叠合梁桥涡振性能进行研究时发现,在梁体下方布置3道下稳定板,组合梁体上方布置1道上中央稳定板可以抑制主梁的竖向和扭转涡激振动。李春光等^[13]通过 π 型断面的风洞试验发现,增加下稳定板长度及道数对涡振的控制效果会更好,而L型导流板不能改善主梁的扭转涡振性能。BAI等^[14]研究了主梁的宽高比以及风嘴、稳定板等因素对 π 型断面主梁涡振性能的影响,结果显示在高宽比为9.05~11.96时,增加高宽比将延缓涡激振动的起振风速,下稳定板对 π 型主梁涡振有良好的抑制作用。LI等^[15]对 π 型主梁断面双涡振区间的特性进行了试验研究,发现风嘴、稳定板气动措施对第一个涡振区间影响不明显,第一个涡振区间与卡门涡街密切相关,而断面前端前缘的二次涡对第二个涡振区间具有显著影响。

上述文献中,风嘴多作为 π 型主梁断面的一种气动优化措施,而如果 π 型主梁方案已经设计了风嘴构造,却仍然存在显著的涡振响应,则其主梁的涡振抑振措施和作用机理将有所不同。本文基于某主梁断面形式为带风嘴 π 型梁断面的在建斜拉桥工程,通过风洞试验研究其涡振性能并提出合理的气动优化措施,同时使用CFD数值模拟方法探究气动措施的涡振抑振机理。

1 工程背景

依托工程是一座跨越山谷的三塔四跨斜拉桥,其跨径布置为(150+2×330+150)m。主梁采用钢-砼组合梁形式,由左右钢箱梁、钢横梁以及混凝土桥面板组成,横断面宽31.76m,高5.46m,宽高比(B/H)为5.81。其初始设计方案如图1所示。

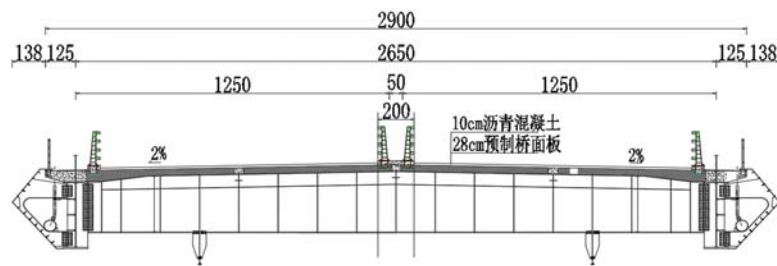


图1 设计方案断面(单位:cm)

Fig. 1 Cross section of design plan(unit: cm)

2 风洞试验布置

主梁节段模型风洞试验在长沙理工大学风工程与风环境研究中心边界层风洞高速试验段进行,该试验段为4.0m(宽)×3.0m(高)×21.0m(长),风速稳定范围为1.0m/s~45.0m/s,均匀流场紊流度小于0.5%。桥梁主梁涡振性能对外形构造十分敏感,为精细模拟主梁外形,并同时兼顾桥梁断面的雷诺数效应,节段模型缩尺比确定为1:50,主梁节段模型长 $L=1.54$ m,宽 $B=0.635$ m,高 $H=0.109$ m。主梁节段模型骨架采用不锈钢框架制作而成,为保证模型与实桥外形的相似,外衣采用优质PVC制作;检修车轨道、两侧导流板、主梁上的防撞护栏、检修道栏杆采用ABS板精细雕刻制作,并模拟防撞护栏的形状与透风率。为保证气流二元特性,在模型两端设置端板,以减少节段模型端部三维流动的影响。

节段模型试验通过自由振动悬挂系统模拟节段模型的竖弯及扭转两阶模态。自由振动悬挂系统通过8根弹簧连接固定在风洞试验室支架上,模型通过两端的端轴连接系统与弹簧相连。在模型下方布置2个激光位移计以测量主梁涡振位移响应,2个激光位移计沿模型横向间隔0.5m,采样频率为500Hz。采用TFICobra眼镜蛇探针测量风速,采样频率为1000Hz,采样时间为40s。模型试验参数见表1,主梁节段模型风洞试验布置如图2所示。

表1 模型试验参数

Tab.1 Model test parameters

试验参数	实桥值	模型值	相似比
单位质量/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-1}$)	58853	23.541	$1:50^2$
单位质量惯矩/($\text{kg} \cdot \text{m}^3$)	4152087	0.664	$1:50^4$
竖弯频率/Hz	0.281	6.565	$1:23.36$
扭转频率/Hz	0.601	14.039	$1:23.36$
竖弯风速比	—	—	$1:2.14$
扭转风速比	—	—	$1:2.14$
竖弯阻尼比/%	—	0.8	—
扭转阻尼比/%	—	0.8	—



图2 主梁节段模型风洞试验布置

Fig.2 Wind tunnel test layout of the section model

3 风洞试验结果分析

3.1 原主梁断面涡振性能研究

主梁节段模型风洞试验在均匀流场中进行,选取攻角为 0° 、 $\pm 3^\circ$ 、 $\pm 5^\circ$,根据《公路桥梁抗风设计规范》(JTG/T 3360-01-2018)(简称《公规》)^[16],钢混组合梁桥的阻尼比可取为1%,节段模型试验设置了偏安全的阻尼比($\xi_v=0.8\%$, $\xi_t=0.8\%$)。主梁原断面涡振位移响应如图3所示,图中风速和位移响应均已换算至实际风速和实桥位移响应,下文同理。由图3可知:①主梁在各个攻角均出现大幅竖向涡振现象,并且在 $+3^\circ$ 、 $+5^\circ$ 时有小幅扭转涡振发生。在风速为 16.4m/s 左右时, $+5^\circ$ 攻角下,最大竖向涡

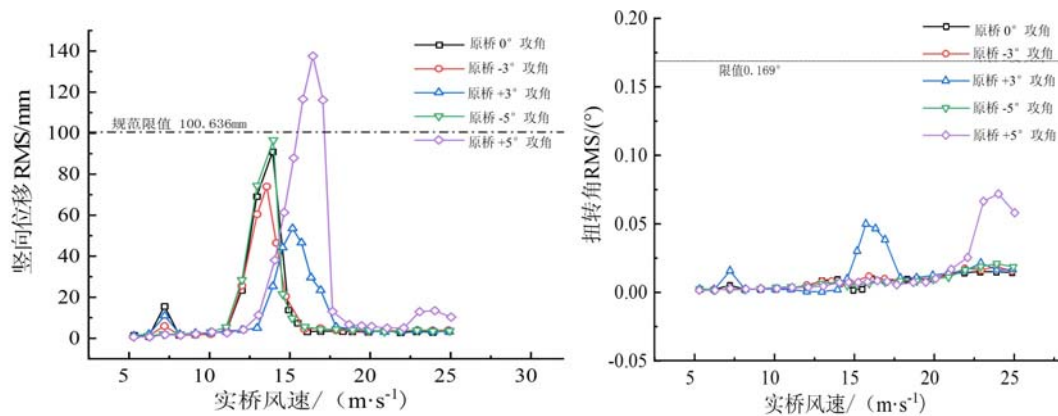


图3 主梁原断面涡振位移响应

Fig.3 VIV(Vortex Induced Vibration) of the original section of the main beam

振响应振幅为允许振幅的137%;②在 $+3^\circ$ 、 $+5^\circ$ 攻角下扭转涡振幅值均在规范允许值的50%以下。

由以上结果可知,主梁原断面在 $+5^\circ$ 攻角时竖弯及扭转涡振响应最不利,因此,本文选取 $+5^\circ$ 攻角进行抑制涡振气动措施试验研究。

3.2 涡振优化措施

主梁涡激振动的抑制方法主要分为气动措施、结构措施和机械措施。从空气动力学来讲,采用气动措施能从根本上抑制或减弱涡振现象,具有良好的可靠性,多数桥梁的抑振均是采用气动优化措施。本文拟通过设置气动措施来改善主梁断面涡振性能,考虑到本文主梁断面的构造特点并借鉴已有成果,选择上、下稳定板措施作为研究方向。由于各工况扭转响应均远低于规范规定限值,因此下文中对扭转响应不做过多赘述。

3.2.1 上稳定板

试验过程中对原断面加装与防撞栏等高的上中央稳定板进行了 5 个攻角状态的测试。试验断面如图 4 所示,试验结果如图 5 所示。由图 5 可知 0° 攻角时上稳定板起到了很好的涡振抑制效果,主梁未出现明显涡振响应, $+5^\circ$ 、 -3° 及 -5° 攻角时涡振响应振幅均被显著削弱,但是在 $+3^\circ$ 攻角状态,上稳定板未取得明显的涡振控制效果,其涡振幅值相较于原断面有所增长,最大振幅接近规范限值的 80%,仍需继续探究其他措施。

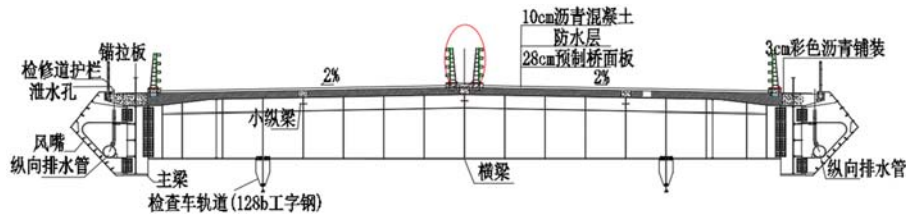


图 4 主梁原断面+防撞栏等高上中央稳定板

Fig. 4 The original section of the main beam+the upper central stabilizer plate

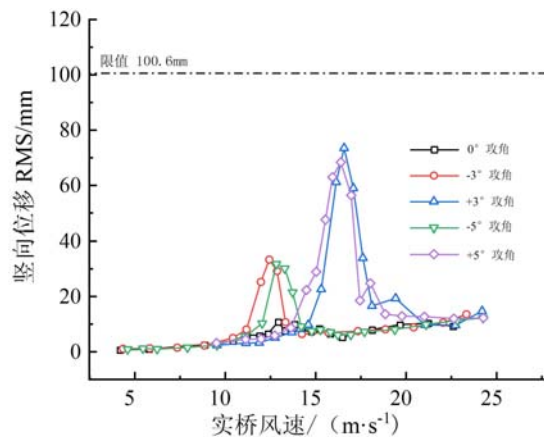


图 5 主梁原断面+防撞栏等高上中央稳定板涡振位移响应

Fig. 5 VIV of the original section of the main beam+the upper central stabilizer as high as crash barrier

3.2.2 上稳定板+下稳定板

由于上稳定板对涡振性能的改善不够理想,因此尝试在对原断面加装与防撞栏等高的上中央稳定板基础上,在梁底加装与边主梁等高的下中央稳定板并进行测试。稳定板布置如图 6 所示,试验结果如图 7 所示。主梁仅在 $+5^\circ$ 攻角发生小幅竖向涡振,幅值未超过限值的 50%,上下稳定板组合的方式能有效改善主梁涡振性能,同时也说明该带风嘴 π 型主梁的梁底构造是涡振敏感区。

3.2.3 下稳定板

为进一步优化气动措施,获取更为有效且经济的方案,针对单独梁底安装下稳定板的措施,进行了不同下稳定板高度与道数的系列优化试验,试验方案见表 2,试验断面如图 8 所示。试验结果如图 9 所示。

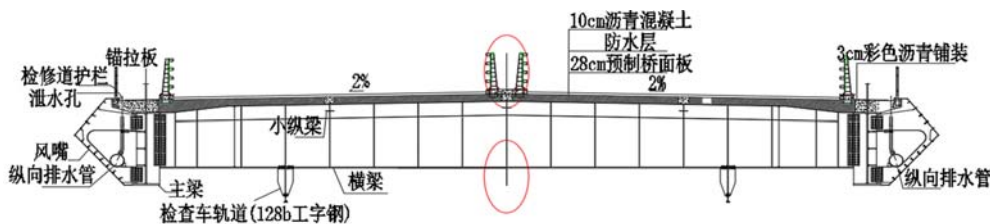


图 6 主梁原断面+防撞栏高上中央稳定板+边主梁等高下中央稳定板
 Fig. 6 The original section of the main beam+the upper central stabilizer as high as crash barrier+the lower central stabilizer as high as side girder

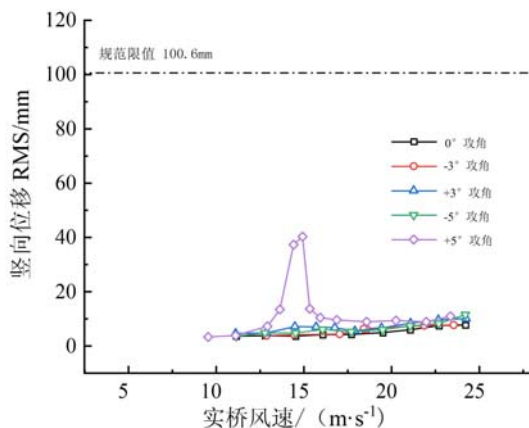


图 7 主梁原断面+防撞栏等高上中央稳定板+边主梁等高下中央稳定板涡振位移响应
 Fig. 7 VIV of the original section of the main beam+the upper central stabilizer as high as crash barrier+the lower central stabilizer as high as side girder

表 2 优化下稳定板试验措施方案

Tab. 2 Optimization of test measures for lower stabilizer

方案编号	措施方案
1	比边主梁高 0m、0.5m、0.75m、1.175m、1.5m 下中央稳定板
2	2 道下稳定板(中间往外 4m, 比边主梁高 0m、0.5m)
3	等高边主梁下中央稳定板(4%紊流)

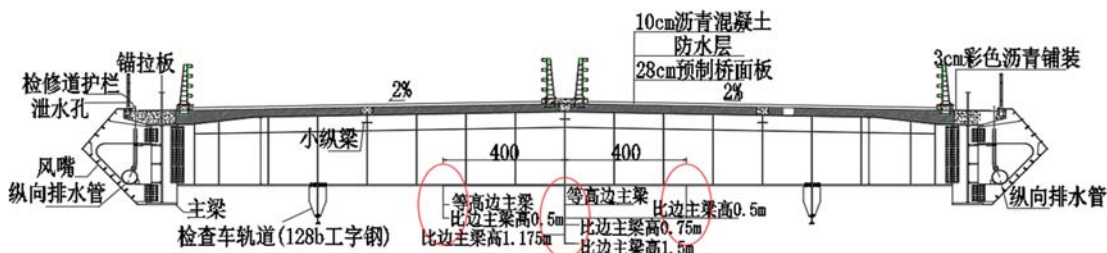


图 8 不同下稳定板布置工况
 Fig. 8 Different arrangement of lower stabilizer

图 9(a)为不同高度梁底下中央稳定板试验结果,对比图 3 原设计断面不安装下稳定板工况可知,断面涡振性能随着梁底下中央稳定板高度的增加先提高后减弱,稳定板高度比边主梁高 1.175m 时达到临界值,随后涡振性能开始随着下稳定板高度的增加而下降。图 9(b)为不同高度 2 道下稳定板(距中心 4m)的试验结果,由图可知,对称 4m 布置的 2 道下稳定板效果微弱,没有起到改善主梁涡振性能的效果。图 9(c)为在紊流风场条件下,加装与边主梁等高下中央稳定板的涡振响应,主梁在+5°攻角发生小幅竖向涡振,幅值未超过限值的 50%,紊流风场起到了明显的抑制涡振的作用。

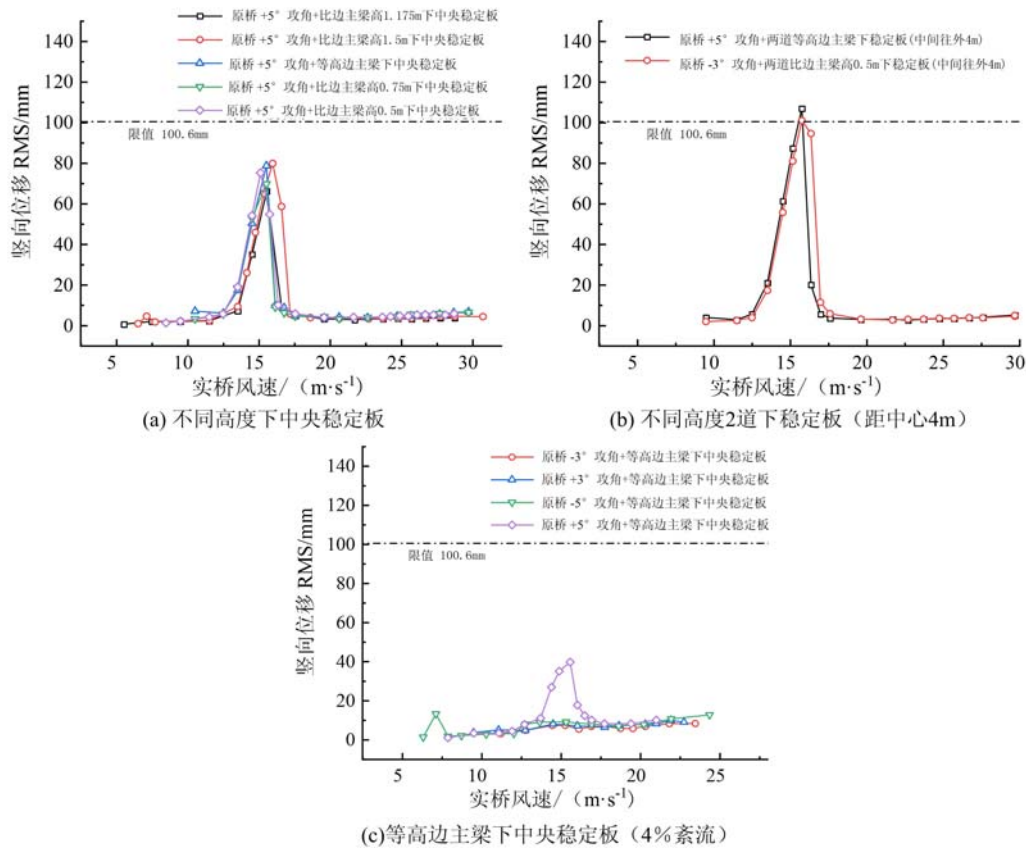


图 9 不同下稳定板布置工况主梁涡振位移响应

Fig. 9 VIV of the main beam under different arrangement of stable plate

4 数值模拟机理研究

为探究气动措施抑制涡振的机理,进行了主梁断面流场的 CFD 数值模拟,通过计算流体动力学方法可以有效表征结构周围的流场特性,从而为定性解释等高下稳定板对带风嘴 π 型叠合梁气动性能的影响提供直观依据。

利用 GAMBIT 作为数值模拟的前处理软件对模型进行建模及网格划分。数值模拟对计算域尺寸要求较高,过大的计算域会大大增加计算所需时间,浪费计算资源,计算域长度过小将难以准确定义出入口的边界条件;计算域宽度过小则将导致模型尾部脱落的漩涡经边界层后折返,影响计算结果的准确性,因此,合适的计算域大小显得极为重要。本章在满足阻塞率小于 5%的前提下,将尽可能完整地描述自然状态的风环境。计算域由内而外分为桥梁模型、刚性域、动网格域和稳定域。其中,以桥梁模型的长宽作为参考,桥梁模型长为 B ,宽为 D 。刚性域尺寸为 $1.25B \times 2.5D$,动网格域尺寸为 $5B \times 20D$,整体计算域为 $20B \times 50D$ 。为使尾流发展更加充分,设置尾流区域尺寸为 $10B \times 20D$ 。具体区域划分如图 10 所示。

主梁断面涡激振动数值模拟采用与风洞试验相同的缩尺比和计算参数,模型的竖弯自振频率为 6.5654Hz,通过网格无关性测试,最终选择数值模拟总网格数量为 27 万,采用弹簧光滑(Smoothing)和网格重构法(Re-meshing)相结合的方法对动网格区域网格进行更新。采用 SST $k-\omega$ (Shear Stress Transport $k-\omega$ Model)湍流模型进行计算,设置湍流强度(Turbulent Intensity)为 0.5%,湍流黏性比(Turbulent Viscosity Ratio)为 2。为确保计算的效率,首先用 SIMPLE 算法计算模型稳态,收敛后导入 UDF 文件进行流固耦合计算,用 SIMPLEC 算法计算瞬态,对流项采用二阶迎风格式,瞬态求解格式为二阶隐式,计算残差设置为 1×10^{-6} ,时间步长取 0.0005s。

图 11 为原断面风洞试验与数值模拟竖向、扭转位移 RMS 值对比。由图可以看出,原断面竖弯响

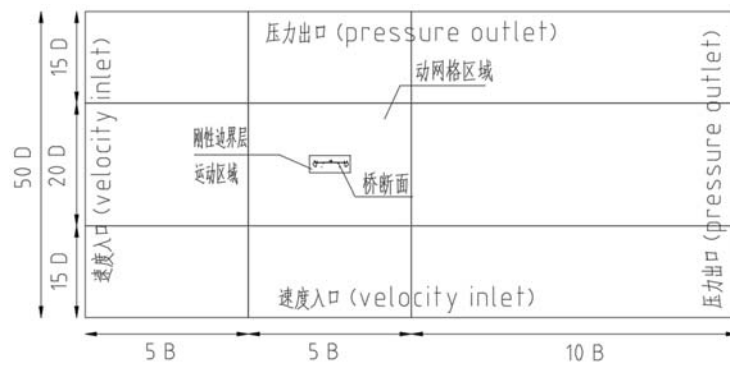


图10 计算域网格划分及尺寸

Fig. 10 Division and size of calculation domain grid

应数值模拟在 14.68m/s 的风速下响应达到最大,与风洞试验结果接近,考虑到风洞试验中的三维效应,数值模拟响应结果略大于风洞试验结果属正常现象。原断面扭转响应数值模拟结果与风洞试验结果几乎重合。竖弯与扭转数值模拟计算结果与风洞试验结果在涡振区间及振幅随风速变化趋势上较为吻合,验证了数值模拟方法的可靠性。

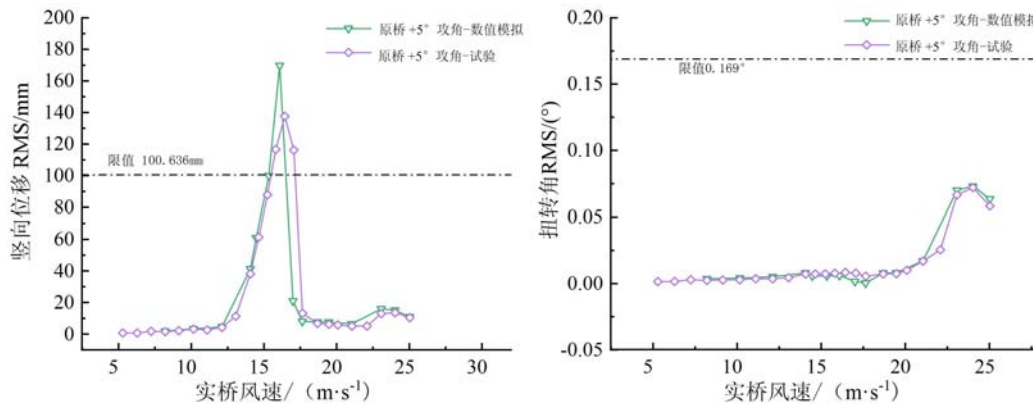


图11 风洞试验与数值模拟位移 RMS 值对比

Fig. 11 Comparison of displacement RMS between wind tunnel tests and numerical simulations

图12为原断面与优化后断面在一个振动周期内不同时刻涡振压力云图对比,图13为原断面及优化后断面一个振动周期不同时刻涡量分布,其中左侧为原断面工况云图,右侧为优化后主梁断面工况的云图。

由压力云图12可知,原断面 $+5^\circ$ 攻角下,来流在迎风侧风嘴处发生分离并在主梁上下表面形成大尺度漩涡沿桥梁展向向下游发展,最终在背风区风嘴处脱落。优化后断面工况上表面漩涡负压绝对值低于原断面,且由于下表面中央稳定板的存在,阻挡了由迎风侧向下游发展的漩涡,上下表面未形成周期性漩涡脱落,这是涡振响应得以抑制的主要原因。

从涡量云图13来看,在优化后断面工况下表面处,迎风侧分离后的气流在下表面形成的一个大的漩涡被分割成两个相对较小的漩涡,所具有的涡量被减弱。同时虽然下游转角处仍会产生流动分离及漩涡脱落,但上表面涡量大小及位置随时间变化不大,且上下表面下游漩涡相较于原断面,漩涡偏折程度减小。

由图13可知,中央下稳定板可以阻挡原断面下表面漩涡的发展迁移。虽然下表面下游转角处仍会产生漩涡脱落,但其脱落后漩涡发展路径较短,导致下游产生的漩涡尺度减小,且漩涡向上偏折程度减小,从而难以“带动”上表面下游漩涡的发展、脱落,同时也使得气流能够更为顺畅地通过主梁截面,从而抑制了上下表面周期性漩涡脱落,在一定程度上也削弱了上表面负压数值,背风侧漩涡被完全打乱,脱落情况整体减弱,最终削弱了涡振的响应。

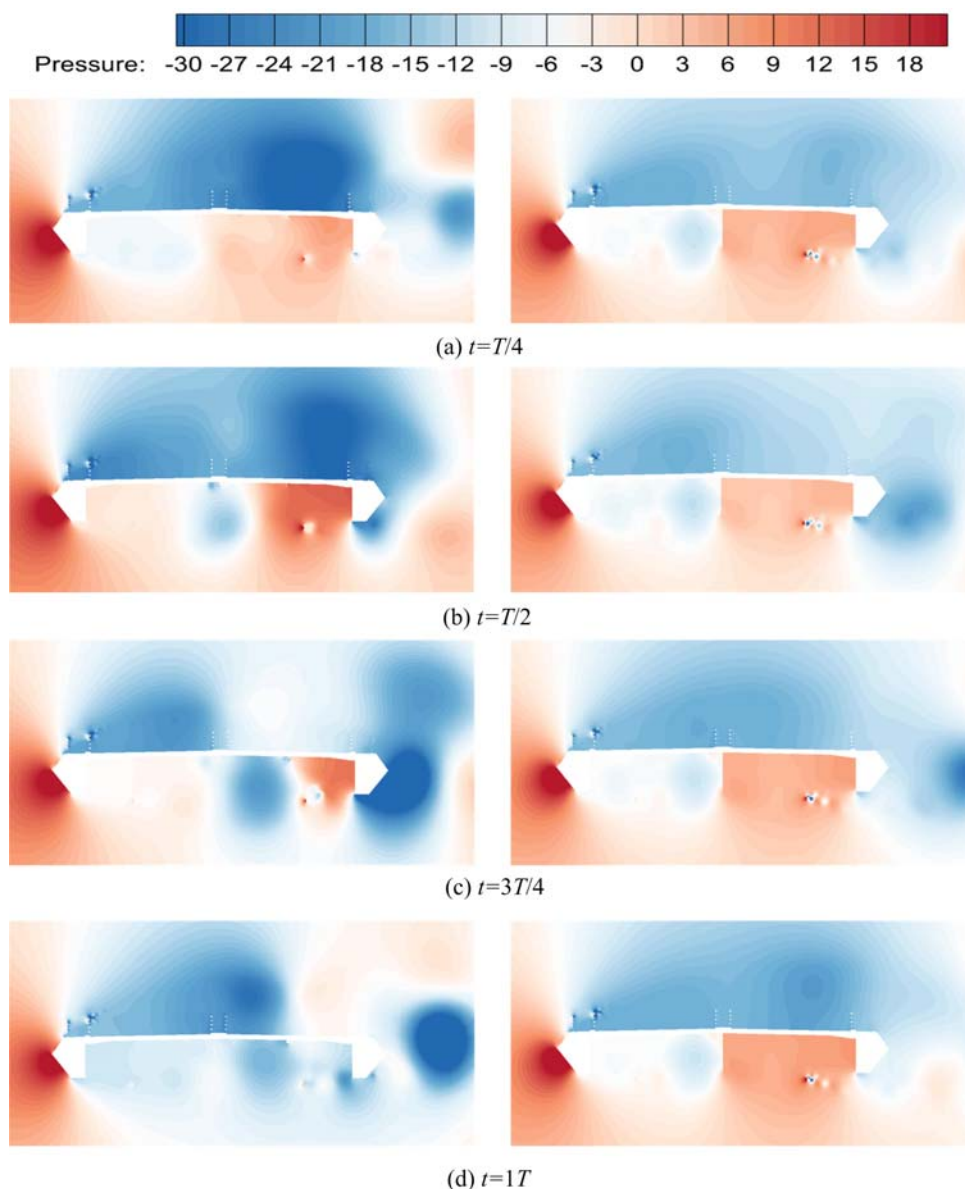


图 12 原断面及安装边主梁等高下稳定板断面不同时刻压力分布对比

Fig. 12 Comparison of pressure distribution at different times on the original section and the stable plate section

5 结论

以某带风嘴 π 型叠合桥面斜拉桥为工程背景,通过 1:50 的节段模型风洞试验结合 CFD 数值模拟,研究了主梁的涡激振动性能及气动措施的抑振作用机理,得到以下主要结论:

(1) 由于 π 型开口断面具有典型钝体特征,其对风的作用十分敏感,易在较低风速下发生明显的涡激振动现象。

(2) 与防撞栏等高上中央稳定板及 2 道不同高度下稳定板对改善主梁涡振性能的影响较小。断面涡振性能随着下中央稳定板高度增加而变优,直至高度达到临界值比边主梁高 1.175m,涡振性能开始随着下稳定板高度增加而下降。增设适当高度的下中央稳定板可以优化主梁气动特性,降低主梁涡激共振幅值。

(3) 下稳定板可以将上游发展而来的漩涡阻挡、打散成较小的漩涡,且尾涡区漩涡向上偏折程度减小,气流能够更为顺畅地通过主梁截面,对梁上部分影响程度减弱,改善断面周边流态从而抑制主梁的

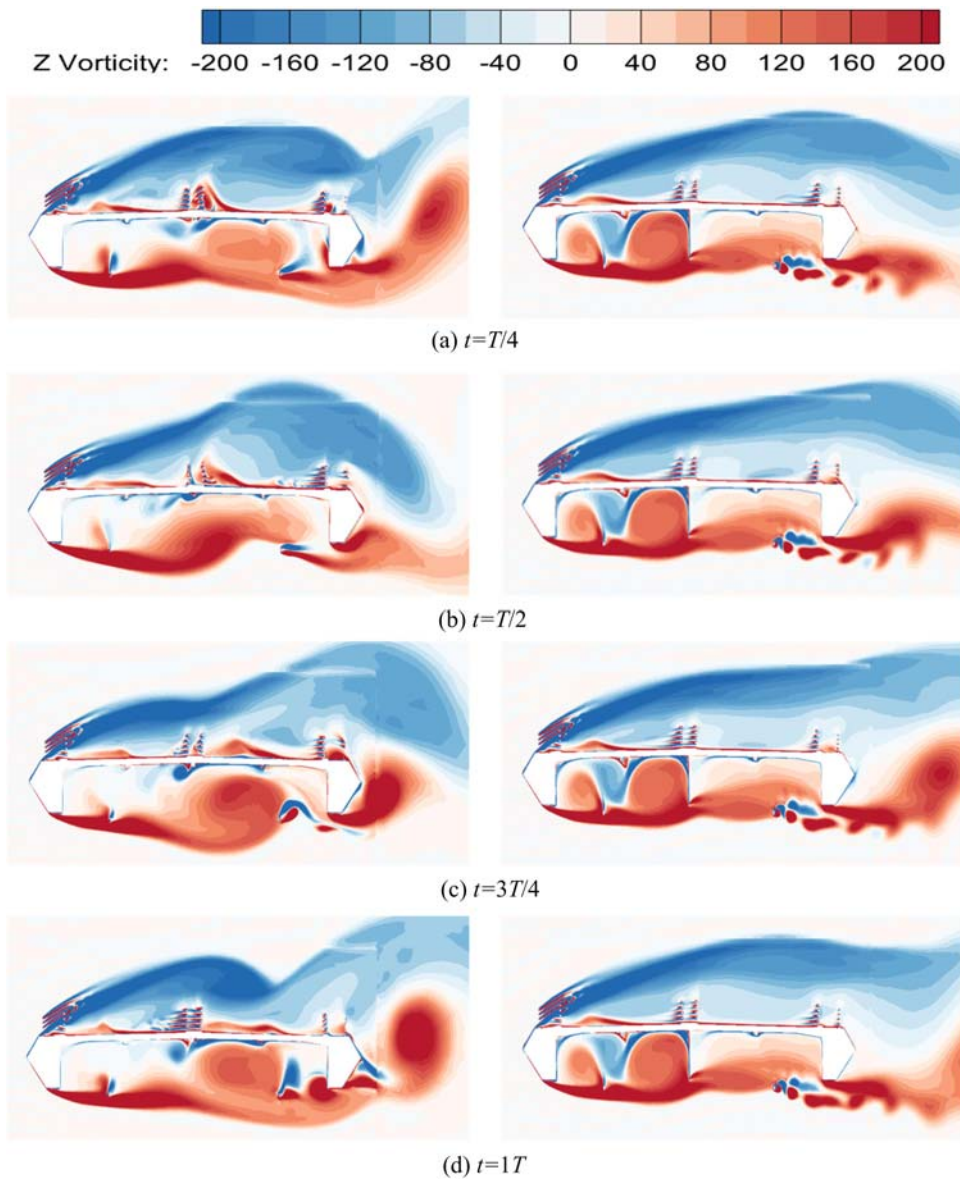


图 13 原断面及安装边主梁等高下稳定板断面不同时刻涡量分布
 Fig. 13 Vorticity distribution at different times on the cross-section of the original section and with the stable plate

涡激振动。

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 Yaojun, ZHAO Lin, XU Kun. 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] 华旭刚, 黄智文, 陈政清. 大跨度悬索桥的多阶模态竖向涡振与控制[J]. 中国公路学报, 2019, 32(10):115-124 (HUA Xugang, HUANG Zhiwen, CHEN Zhengqing. Multi-mode vertical vortex-induced vibration of suspension bridges and control strategy[J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32(10):115-124 (in Chinese))
- [3] 赵林, 葛耀君, 郭增伟, 等. 大跨度缆索承重桥梁风振控制回顾与思考——主梁被动控制效果与主动控制策略[J]. 土木工程学报, 2015, 48(12):91-98 (ZHAO Lin, GE Yaojun, GUO Zengwei, et al. Reconsideration of wind-induced vibration mitigation of long-span cable supported bridges: effects of passive control and strategy of

- active control[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2015, 48(12):91-98 (in Chinese)
- [4] 樊永波, 李春光, 张记, 等. 基于节段模型试验的宽幅箱梁涡振性能气动措施优化[J]. *实验力学*, 2016, 31(5):607-616 (FAN Yongbo, LI Chunguang, ZHANG Ji, et al. On the aerodynamic optimization measures for vortex-induced vibration performance of wide box girder based on section model experiment[J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2016, 31(5):607-616 (in Chinese))
- [5] 李加武, 党嘉敏, 吴拓, 等. 径向基神经网络用于钢-混 π 型梁原始断面涡振性能的预测[J]. *振动工程学报*, 2021, 34(1):2-8 (LI Jiawu, DANG Jiamin, WU Tuo, et al. Radial basis function networks used in prediction of vortex-induced vibration of π -shape bridge-decks [J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2021, 34(1):2-8 (in Chinese))
- [6] 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, 49:459-466.
- [7] 段青松, 马存明. 边箱叠合梁涡振性能及抑振措施研究[J]. *桥梁建设*, 2017, 47(5):30-35 (DUAN Qingsong, MA Cunming. Study of vortex-induced vibration performance and vibration suppression on measures for composite girder with edge boxes[J]. *Bridge Construction*, 2017, 47(5):30-35 (in Chinese))
- [8] 钱国伟, 曹丰产, 葛耀君. II型叠合梁斜拉桥涡振性能及气动控制措施研究[J]. *振动与冲击*, 2015, 34(2):176-181 (QIAN Guowei, CAO Fengchan, GE Yaojun. Vortex-induced vibration performance of a cable-stayed bridge with II shape composite deck and its aerodynamic control measures[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2015, 34(2):176-181 (in Chinese))
- [9] 王嘉兴, 牛华伟, 靳俊中, 等. 钢-砼叠合边主梁斜拉桥稳定板气动措施研究[J]. *振动与冲击*, 2017, 36(8):48-54 (WANG Jiaying, NIU Huawei, JIN Junzhong, et al. Study on stabilizer aerodynamic measure of a cable-stayed bridge with a steel-concrete composite edge girder[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(8):48-54 (in Chinese))
- [10] 李春光, 黄静文, 张记, 等. 边主梁叠合梁涡振性能气动优化措施风洞试验研究[J]. *振动与冲击*, 2018, 37(17):86-92 (LI Chunguang, HUANG Jingwen, ZHANG Ji, et al. Aerodynamic optimization measures for VIV performances of a side girder composite beam based on wind tunnel tests[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(17):86-92 (in Chinese))
- [11] 陈应高, 吴骏, 李欢. 山区超高塔斜拉桥主梁断面气动选型风洞试验研究[J]. *交通科技*, 2017(5):8-11 (CHEN Yinggao, WU Jun, LI Huan. Wind tunnel test for aerodynamic selection of deck section of cable-stayed bridge with super high tower in mountain area[J]. *Transportation Science & Technology*, 2017(5):8-11 (in Chinese))
- [12] 张志田, 卿前志, 肖玮, 等. 开口截面斜拉桥涡激共振风洞试验及减振措施研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2011, 38(7):1-5 (ZHANG Zhitian, QING Qianzhi, XIAO Wei, et al. Vortex-induced vibration and control method for a cable-stayed bridge with open cross section[J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2011, 38(7):1-5 (in Chinese))
- [13] 李春光, 陈赛, 韩艳, 等. π 型组合桥面斜拉桥涡振性能及气动优化措施研究[J]. *实验力学*, 2023, 38(4):473-482 (LI Chunguang, CHEN Sai, HAN Yan, et al. Research on vortex vibration performance and aerodynamic optimization measures of π -shape composite bridge deck cable stayed bridges[J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2023, 38(4):473-482 (in Chinese))
- [14] BAI H, LI R, XU G, et al. Aerodynamic performance of II-shaped composite deck cable-stayed bridges including VIV mitigation measures [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2021, 208:104451.
- [15] LI J, WU P, HAO J, et al. Experimental and numerical studies on the two "lock-in" regions characteristic of vertical vortex-induced vibration of II-shaped composite bridge deck [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2022, 228:105122.
- [16] JTG/T 3360-01-2018, 公路桥梁抗风设计规范[S]. 北京:人民交通出版社, 2018 (JTG/T3360-01-2018, Wind-resistant design specification for highway bridges[S]. Beijing: China Communications Press, 2018 (in Chinese))

Experimental study on vortex vibration performance and vibration suppression mechanism of π -shaped composite beams with wind fairing

LI Chunguang, HUANG Xiao, HAN Yan, YAN Zhongliang, LUO Haoxuan

(School of Civil Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, Hunan, China)

Abstract: In order to study vortex-induced vibration (VIV) performance of π -shaped composite beams with wind fairing, based on the design scheme of a cable-stayed bridge under construction, the VIV performance of the π -shaped beam under different working conditions was tested through a 1 : 50 scale rigid section model free suspension wind tunnel test. A study was conducted on the vibration suppression effect of upper and lower stabilizing plates and combined stabilizing plate measures. Furthermore, SST $k-\omega$ turbulence model was used to simulate the flow field characteristics around the original section and the recommended measures of the π -shaped beam section, and the vortex suppression mechanism was explored in conjunction with the vortex evolution diagram of the surrounding flow. The research results indicate that the original cross-section undergoes significant vertical VIV under five different wind attack angles, and the vertical amplitude of the $+5^\circ$ attack angle exceeds the allowable amplitude in the specifications. The setting of a lower central stable plate at the same height as the edge main beam significantly reduces the vortex induced vibration response, the vortex vibration performance of the main beam first increases and then decreases with the increase of the height of the lower central stabilizing plate.

Keywords: π -shaped girder; wind tunnel test; vortex induced vibration performance; aerodynamic measure