

景区大跨人行悬索桥涡振特性风洞试验研究*

李玉学^{1,2,3}, 马草原¹, 李海云^{1,2,3}, 田玉基⁴

(1. 石家庄铁道大学土木工程学院 石家庄, 050043)

(2. 河北省风工程与风能利用工程技术创新中心 石家庄, 050043)

(3. 石家庄铁道大学道路与铁道工程安全保障省部共建教育部重点实验室 石家庄, 050043)

(4. 北京交通大学结构风工程与城市风环境北京市重点实验室 北京, 100044)

摘要 为掌握大跨人行悬索桥(玻璃桥面)涡振特性,借助主梁节段模型涡振风洞试验,分别研究了风攻角、阻尼比、桥面粗糙度和桥面栏杆设置对主梁涡振性能的影响。结果表明:风攻角由正转负,竖向和扭转涡振振幅均增大,竖向涡振风速锁定区间基本不变,扭转涡振风速锁定区间向低风速区偏移;提高阻尼比对主梁涡振具有明显的抑制作用,且较竖向涡振对扭转涡振振幅的抑制效果更显著,但对二者风速锁定区间均影响不大;降低桥面粗糙度,竖向和扭转涡振振幅均增大,玻璃桥面的采用,使主梁涡振性能变差;桥面栏杆上设置抑流板以及将桥面栏杆间隔封闭,均能明显抑制涡振振幅并一定程度地压缩风速锁定区间,考虑到施工便利性,桥面栏杆间隔封闭更实用。

关键词 人行悬索桥; 涡激振动; 节段模型; 风洞试验; 纵横主梁; 桥面粗糙度

中图分类号 U448.11; U448.25

引言

悬索桥因受力明确、造型优美以及跨越能力强等优点得到广泛应用。随着现代高强建筑材料的出现和使用,其跨度不断增大,相应的刚度则不断降低,结构对风荷载的敏感性大大增强,特别是主梁气动稳定性变差,很容易产生较明显的涡激振动^[1-2]。涡激振动属于来流经过结构形成的交替性漩涡脱落而引起的带有自激性质的风致限幅振动^[3],一般不会造成灾难性破坏,但由于其多发生在常遇低风速范围,发生频率较高,主梁一旦出现明显的涡激振动,会影响桥上行人的舒适度和行车安全,且长期的涡激振动还将导致结构细部构件疲劳破坏^[4-7],因此开展大跨悬索桥主梁涡激振动特性研究、保证其具有良好的涡振性能是结构抗风设计的关键环节之一。

针对大跨度悬索桥主梁涡激振动特性,学者们进行了大量研究。陈政清等^[8]对包括大跨度悬索桥在内的大跨度桥梁竖向涡激振动限值进行了理论研究,指出涡振限值仅满足现有规范是不够的,还应综合考虑人体舒适性及行车安全性方面的要求。Larsen等^[9]对主跨为 1 624 m 的丹麦大海带东桥在

施工后期出现的竖向涡振问题进行了研究,提出在主梁上安装导流板以抑制涡振,通过 1:60 的节段模型风洞试验和实桥测试发现,导流板较好地消除了主梁涡振。Larose 等^[10]研究了雷诺数效应对丹麦大海带东桥涡振性能的影响,发现西引桥对雷诺数敏感,主桥对雷诺数不敏感。Chen 等^[11]以丹麦大海带东桥为背景,提出在主梁断面布设吹气孔道,通过扰乱涡振发生的流场机制,实现对主梁涡激振动的控制。Li 等^[12]研究了西堠门大桥(主跨为 1 650 m)涡振发生时梁体断面气流漩涡发生及发展规律,一定程度上揭示了该桥涡激振动发生的机理。Laima 等^[13]以分离式双箱加劲主梁悬索桥为背景,研究发现上游风障的存在会加剧迎风侧气流漩涡的尾流宽度,从而抑制竖向涡振,但是会导致扭转涡振的发生。李玲瑶等^[14]通过风洞试验获取了一座大跨度悬索桥(主跨为 260 m)涡激振动所涉及的结构特性参数,分析了参数变异系数、偏度系数和峰度系数的不确定性对桥梁涡振失效概率的影响。结果表明,参数变异系数对桥梁涡振失效概率的影响比偏度系数和峰度系数大。Hu 等^[15]针对大跨度悬索桥中常见的闭口箱梁截面,通过刚体模型测压风洞试验和计

* 国家自然科学基金资助项目(51278314;51878040);河北省自然科学基金资助项目(E2019210031);中央引导地方科技发展资金资助项目(206Z5401G);中央支持地方高校科研团队建设资助项目(XMPS-24)

收稿日期:2021-01-10;修回日期:2021-03-26

算流体动力学数值模拟,研究了其涡激振动特性。王俊鑫等^[16]以某主跨为 1 660 m 的悬索桥为背景,研究了抑涡格栅对主梁涡振性能的影响,发现格栅均匀布置比非均匀布置抑制涡振效果更好。李浩弘等^[17]基于风洞试验和数值模拟,研究了主跨为 880 m 的重庆寸滩长江大桥附属构件对主梁涡振性能的影响,发现内移检修车轨道可以明显降低主梁竖弯和扭转涡振的幅值。

随着旅游业的快速发展,多座大跨人行景观悬索桥在一些风景名胜区内被修建或待建,与常见的公路、铁路悬索桥相比,该类悬索桥主梁的宽跨比更小、柔度更大、对风荷载也更加敏感。为了更好地满足游客观景效果,多将气动性能良好的传统扁平箱型主梁替换成纵横主梁以方便安装透明的玻璃桥面。这些结构形式的变化,包括采用玻璃桥面引起的桥面粗糙度降低等,均使结构的风场绕流特性发生明显改变,进而主梁呈现出复杂的涡激振动特性。目前,对该类结构主梁涡振性能的研究鲜有报道,且无相关抗风设计规范可供参考。因此,笔者以一景区大跨人行景观悬索桥(玻璃桥面)为工程背景,借助主梁节段模型风洞试验,研究主梁的涡激振动特性,为类似大跨人行景观悬索桥的抗风设计提供参考。

1 工程背景

本研究依托工程为 32 m+162 m+55 m 双塔三跨地锚式人行景观悬索桥,桥址位于风景名胜区,地处黄海北岸,属暖温带湿润性季风气候。季风环流是该地区支配气候的主要因素,桥址山区峡谷风特性明显,易形成大于 $\pm 3^\circ$ 风攻角的来流风。在主梁高度处实测 10 min,平均风速最大为 14.7 m/s。主缆矢跨比为 1/9,间距为 4.4 m,加劲主梁为纵横梁结构体系,梁高为 0.43 m,梁宽为 4.8 m,桥面铺设厚为 0.03 m、宽为 2.4 m 的特种玻璃板,并与加劲主梁胶接,桥面两侧设置高为 1.1 m 的栏杆。图 1 为加劲主梁横断面图。

2 风洞试验概况

2.1 试验模型设计

为研究主梁涡激振动特性,设计制作了主梁节段模型进行风洞试验测试。根据实桥尺寸、风洞断

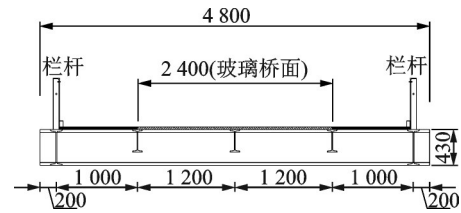


图 1 设计方案加劲主梁横断面图(单位:mm)

Fig.1 Cross section diagram of the stiffening girder (unit: mm)

面尺寸以及相关规范^[18]要求,选取主梁节段长度为 18 m,试验模型按照 1:10 进行缩尺。试验设计参数如表 1 所示。节段模型利用不锈钢板做支架,丙烯腈-丁二烯-苯乙烯共聚物(acrylonitrile-butdiene-styrene,简称 ABS)板做桥面板和栏杆,桥面板表面粘贴不同型号的工业砂纸,模拟桥面粗糙度改变,模型具有足够的强度和刚度,外形采用雕刻机精细模拟,尽可能真实模拟设计方案主梁的气动外形。

表 1 主梁节段模型试验设计参数

Tab.1 Model test design parameters of girder section

参数	实桥值	相似比	模型值
长度/m	18	1:10	1.8
宽度/m	4.8	1:10	0.48
高度/m	0.43	1:10	0.043
等效质量/(kg·m ⁻¹)	879.4	1:10 ²	8.91
等效质量惯性矩/(kg·m ² ·m ⁻¹)	1 353	1:10 ⁴	0.135 3
竖弯频率/Hz	0.380 3	4.02	1.53
扭转频率/Hz	1.279 9	4.05	5.18
风速/(m·s ⁻¹)	—	1:2.47	—

2.2 试验测试

主梁节段模型风洞试验在北京交通大学结构风工程与城市风环境北京市重点实验室进行。如图 2 所示,模型涡振测试时,节段模型由 8 根拉伸弹簧悬挂在专门制作的刚性支架上,形成二自由度振动系统,主要模拟节段模型竖向和扭转二个自由度的弹性振动。如图 2 所示,在模型四角对称布置 4 个位移测点,采用激光位移计测试得到位移测点的振动响应信号。模型竖向位移响应 h 和扭转角响应 α 分别为

$$h = \frac{\delta_1 + \delta_2 + \delta_3 + \delta_4}{4} \quad (1)$$

$$\alpha = \frac{(\delta_1 + \delta_3) - (\delta_2 + \delta_4)}{2e} \quad (2)$$

其中: $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \delta_4$ 分别为测点 1, 2, 3, 4 的位移响应测试信号; e 为测点 1, 2 或测点 3, 4 之间的距离。

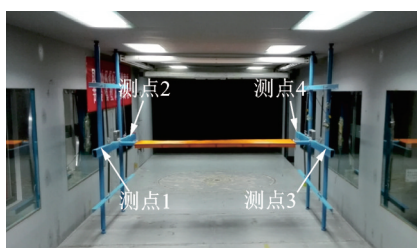


图2 弹性模型涡振测试

Fig.2 Test of vortex-induced vibration used elastic suspended model

3 主梁涡激振动特性分析

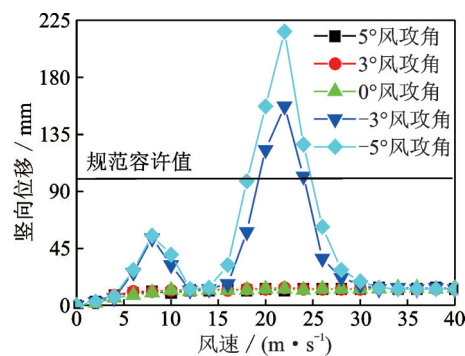
笔者借助主梁节段模型涡振试验对其涡激振动特性进行研究,主要考察其涡振特性随风攻角、阻尼比以及桥面粗糙度的变化规律。考虑到桥面栏杆作为影响主梁涡振性能的敏感构件,还分别研究了在桥面栏杆上设置抑流板以及将栏杆间隔封闭时主梁的涡激振动特性。

采用有限元软件 MIDAS Civil 建立桥梁结构计算模型,并进行动力特性计算,得到一阶正对称竖弯和一阶正对称扭转振型对应的自振频率分别为 0.380 3 Hz 和 1.279 9 Hz。根据文献[18],理论计算得到该桥竖向和扭转涡激共振容许振幅分别为 0.1 m 和 0.742 2°。

3.1 不同风攻角时主梁涡振性能

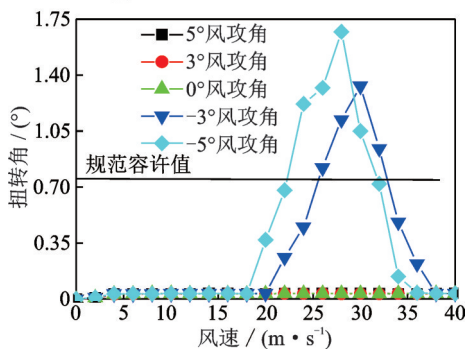
为了考察风攻角对主梁涡振性能的影响,进行了 0°, ±3°, ±5° 共 5 种风攻角条件下的涡振试验。其中,风攻角以水平风向平行于桥面定义为 0°,以模型相对于水平风向顺时针旋转为正值。通过安装在节段模型两端刚性连杆上的电磁阻尼调节器,设定竖弯阻尼比和扭转阻尼比分别为 0.003 和 0.002 5,并保持不变(下文不同目标阻尼值的调整也由该电磁阻尼调节器实现)。测试得到不同风速、风攻角时节段模型竖向位移和扭转角响应,并根据相似关系转换到实际桥梁结构上。图 3 为不同风攻角时主梁的涡振响应。

由图 3(a)可见:①风攻角为 0°, 3° 和 5° 时,主梁均没有发生竖向涡振。②当风攻角为 -3° 时,主梁出现了 2 次明显的竖向涡振,风速锁定区间分别为 5~12 m/s 和 16~27 m/s。其中:在 5~12 m/s 风速锁定区间内,竖向涡振最大振幅为 53 mm,未超过容许值;在 16~27 m/s 风速锁定区间内,竖向涡振最大振幅为 157 mm,超过容许值。③当风攻角为 -5° 时,主梁也出现了 2 次明显的竖向涡振,风速锁定区间分别为 5~12 m/s 和 16~27 m/s。其中:在 5~12 m/s 风速锁定区间内,竖向涡振最大振幅为



(a) 竖向涡振

(a) Vertical vortex-induced vibration



(b) 扭转涡振

(b) Torsional vortex-induced vibration

图3 不同风攻角时主梁的涡振响应

Fig.3 Vortex-induced vibration response of main girder under different wind attack angles

55 mm,未超过容许值;在 16~27 m/s 风速锁定区间内,竖向涡振最大振幅为 216 mm,超过容许值。

由图 3(b)可见:当风攻角为 0°, 3° 和 5° 时,主梁均没有发生扭转涡振;当风攻角为 -3° 时,主梁出现一次明显的扭转涡振,风速锁定区间为 21~36 m/s,该区间内扭转涡振最大扭转角为 1.33°,超过容许值;当风攻角为 -5° 时,主梁也出现一次明显的扭转涡振,风速锁定区间为 18~35 m/s,该区间内扭转涡振最大扭转角为 1.67°,超过容许值。

总体来看,随着风攻角由正转负,主梁的竖向和扭转涡振性能均变差。原因可能在于该主梁断面较钝,上下不对称,负风攻角时主梁下表面迎风更易形成能量较高的旋涡脱落。随着负风攻角绝对值增大,竖向和扭转涡振振幅都随之增大,不同的是,竖向涡振风速锁定区间基本不变,而扭转涡振风速锁定区间向低风速区偏移。

3.2 不同阻尼比时主梁涡振性能

为了考察结构阻尼比对该主梁涡振性能的影响,选取最不利的 -5° 风攻角,扭转阻尼比为 0.002 5,竖弯阻尼比分别为 0.003, 0.006, 0.009 时,以及竖弯阻尼比为 0.003,扭转阻尼比分别为 0.002 5, 0.005, 0.007 5 时,不同风速下得到主梁的竖向位移和扭转

角响应,并根据相似关系转换到实际桥梁结构上。图4为不同阻尼比时主梁的涡振响应。

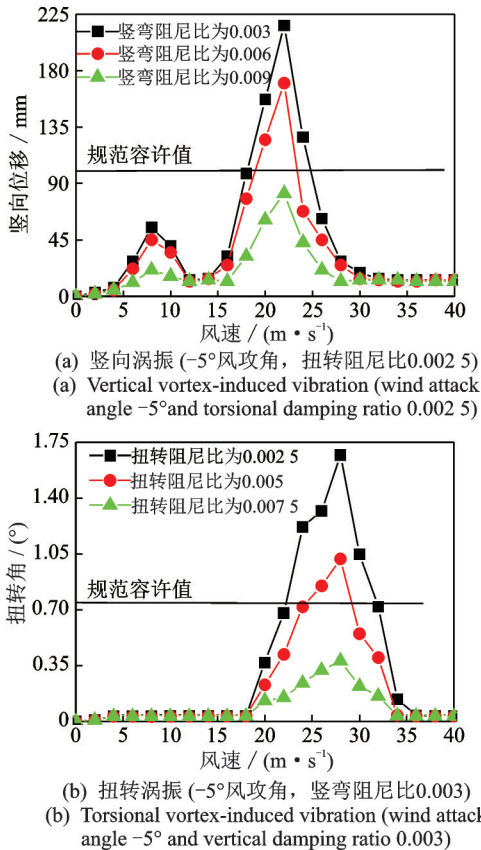


图4 不同阻尼比时主梁的涡振响应

Fig.4 Vortex-induced vibration response of main girder under different damping ratios

由图4(a)可见,在3种竖弯阻尼比条件下,主梁均出现了2个竖向涡振区且风速锁定区间基本一致,即第1个风速锁定区在5~12 m/s附近,第2个风速锁定区在16~27 m/s附近。从竖向涡振最大振幅来看,随着阻尼比的增大,竖向涡振最大振幅减小。例如,在第2个风速锁定区间内,竖弯阻尼比为0.003时,竖向涡振最大振幅为216 mm,远大于规范容许值;当阻尼比增加一倍取0.006时,竖向涡振最大振幅为170 mm,减小21.3%;当竖弯阻尼比增加到0.009时,竖向涡振最大振幅为82 mm,减小51.8%。

由图4(b)可见,在3种扭转阻尼比条件下,主梁均出现了一个扭转涡振区,且风速锁定区间也基本一致,即在18~35 m/s附近。从扭转涡振最大扭转角来看,随着阻尼比的增大,扭转涡振最大扭转角减小。例如,在风速锁定区间内,当扭转阻尼比为0.0025时,扭转涡振最大扭转角为1.67°,远大于规范容许值;当阻尼比增加一倍取0.005时,扭转涡振最大扭转角为1.02°,减小38.9%;当扭转阻尼比增

加到0.0075时,扭转涡振最大扭转角为0.38°,减小62.7%。

总体来看,随着阻尼比的增加,主梁竖向和扭转涡振风速锁定区间变化不大,但风速锁定区间内最大振幅均明显减小,说明阻尼比的增加没有改变主梁断面的斯托罗哈数,而阻尼耗能减少了涡振驱动能量。相对而言,阻尼比增加同样的倍数,扭转涡振振幅减小的幅度要大于竖向涡振振幅,即通过增加对应的阻尼比,抑制扭转涡振的效果要好于抑制竖向涡振。在实际工程中,可以采用在桥塔和主梁间安装阻尼器来提高人行悬索桥的结构阻尼。

3.3 不同桥面粗糙度时主梁涡振性能

笔者研究的悬索桥为玻璃桥面,其桥面粗糙度与通常的桥面差异较大。为了研究桥面粗糙度对主梁涡振性能的影响,测试了-5°风攻角、竖弯阻尼比为0.003、扭转阻尼比为0.0025、不同桥面粗糙度时主梁的竖向位移和扭转角响应,并根据相似关系转换到实际桥梁结构上。图5为不同桥面粗糙度时主梁的涡振响应。

桥面粗糙度通过在主梁节段模型表面粘贴工业砂纸实现,砂纸型号分别为100目(定义为粗糙度I)和60目(定义为粗糙度II),采用粗糙度仪对砂纸表面进行测量。根据文献[19],计算得到轮廓最大高度作为粗糙度指标,其值分别为0.205 mm和0.391 mm。

由图5(a)可见,桥面粗糙度的变化没有改变主梁竖向涡振形式以及竖向涡振风速锁定区间范围,均为2个竖向涡振风速锁定区间,即第1个风速锁定区在5~12 m/s附近,第2个在16~27 m/s附近。桥面粗糙度对竖向涡振振幅有一定的影响,随着桥面粗糙度的增大,主梁竖向涡振振幅减小。例如,在第2个风速锁定区内,标准模型的竖向涡振最大振幅为216 mm,远大于规范容许值100 mm。桥面粗糙度I时,竖向涡振最大振幅为178 mm,减小17.6%;桥面粗糙度II时,竖向涡振最大振幅为105 mm,减小41%,基本接近规范容许值。

由图5(b)可见,桥面粗糙度的变化同样没有改变主梁扭转涡振形式以及扭转涡振风速锁定区间范围,均为一个扭转涡振风速锁定区,风速范围在18~35 m/s附近。随着桥面粗糙度的增大,主梁扭转涡振振幅减小。例如,在风速锁定区间内,标准模型的扭转涡振最大扭转角为1.67°,远大于规范容许值。桥面粗糙度I时,扭转涡振最大扭转角为1.22°,减小26.9%;桥面粗糙度II时,扭转涡振最大扭转角为0.70°,减小42.6%,小于规范容许值。

总体来看,增大桥面粗糙度,对主梁的竖向和扭

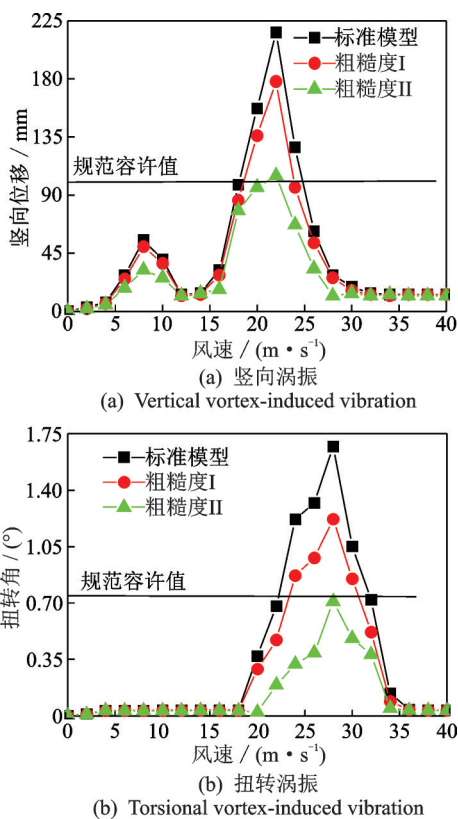


图 5 不同桥面粗糙度时主梁的涡振响应

Fig.5 Vortex-induced vibration response of main girder under different deck roughness

转涡振均有一定的抑制作用,但对 2 种涡振的风速锁定区间影响不大。原因可能在于桥面粗糙度的增加,减弱了气流在梁体表面的分离,降低了旋涡脉动能量,从而抑制了涡振。因此,在同等条件下,粗糙度较低玻璃桥面主梁较通常的混凝土或沥青桥面主梁涡振效应更显著。在实际工程中,可通过在玻璃表面间隔粘贴防滑垫片来增加玻璃桥面的粗糙度。

3.4 桥面栏杆对主梁涡振性能的影响

已有研究表明^[20],桥面栏杆可能是引起主梁涡激振动的重要因素之一。因此,试验专门研究了桥面栏杆设置对该人行景观悬索桥主梁涡振性能的影响。选取最不利的 -5° 风攻角,分别测试了有、无桥面栏杆时主梁的竖向位移和扭转角响应,并根据相似关系转换到实际桥梁结构上。图 6 为有桥面栏杆(标准模型)与无桥面栏杆时主梁涡振响应。

由图 6 可见,去掉桥面栏杆后,主梁的竖向和扭转涡振均基本消失。原因可能在于栏杆增大了主梁断面的迎风宽度,同时加强了气流在上表面的流动分离,旋涡脉动能量增加,从而提供了较高的涡振驱动能量。可见,桥面栏杆对该主梁涡振性能影响显著。

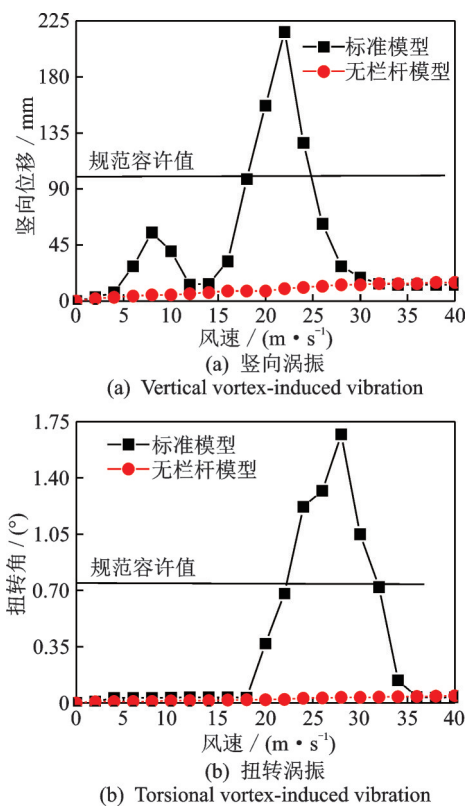


图 6 有、无桥面栏杆时主梁涡振响应

Fig.6 Vortex-induced vibration response of main girder with and without railing

需要说明的是,桥面栏杆作为人行景观悬索桥的必备附属设施在实际工程中不能去掉。图 7 为栏杆抑振措施设置示意图。笔者提出在桥面栏杆上加设抑流板(如图 7(a)所示,方案 I,抑流板宽度为 0.25 m,与水平线夹角为 15°)和对栏杆进行间隔封闭(如图 7(b)所示,方案 II)2 种抑振方案,并测试 2 种方案下主梁的涡激振动特性。为了便于比较,选取最不利的 -5° 风攻角、竖弯阻尼比为 0.003、扭转阻尼比为 0.002 5 时主梁的竖向位移和扭转角响应,并根据相似关系转换到实际桥梁结构上。图 8 为不同栏杆抑振措施时主梁涡振响应。

由图 8(a)可见,桥面栏杆抑振方案 I, II 均对主梁竖向涡振振幅具有明显的抑制作用,对风速锁定区间也有一定程度的压缩。相对而言,方案 I 对主梁竖向涡振振幅的抑制效果略优于方案 II。例如,在第 2 个风速锁定区间内,标准模型的竖向涡振最大振幅为 216 mm,远大于规范容许值,方案 I 竖向涡振最大振幅降到 82 mm,方案 II 竖向涡振最大振幅降到 96 mm,二者均降到规范容许值以内。

由图 8(b)可见,桥面栏杆抑振方案 I, II 对主梁扭转涡振最大振幅抑制作用、对风速锁定区间压缩效应等都表现出与竖向涡振相同的规律。例如,在扭转涡振风速锁定区间内,最大振幅从标准模型的

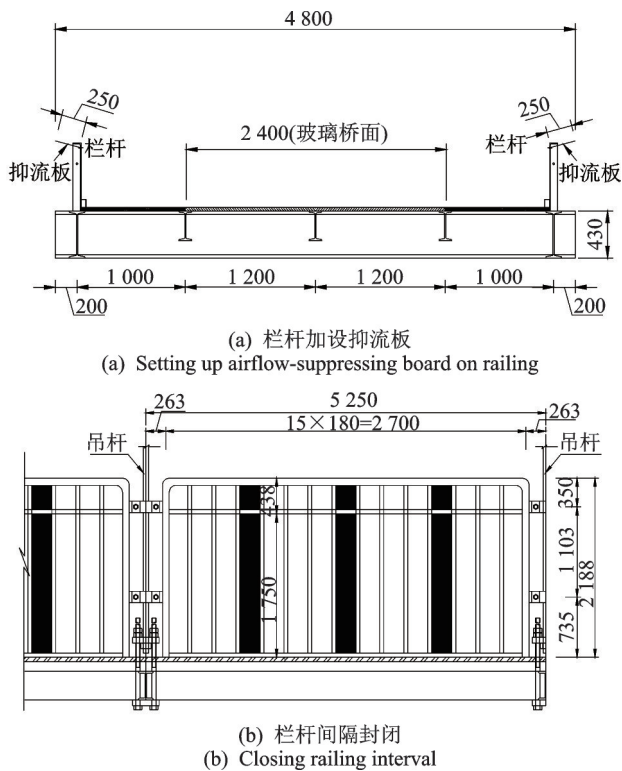


图7 栏杆抑振措施设置示意图(单位:mm)

Fig.7 Diagram of vibration-suppression measures of railing (unit: mm)

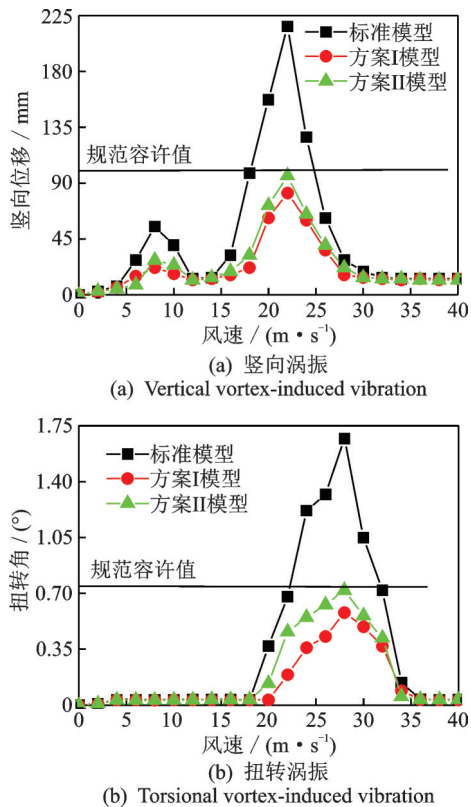


图8 不同栏杆抑振措施时主梁涡振响应

Fig.8 Vortex-induced vibration response of main girder under different vibration-suppression measures of railing

1.67°分别降到方案I的0.58°和方案II的0.72°,均降到规范容许值以内;风速锁定区间从标准模型的18~35 m/s分别压缩为方案I的20~34 m/s和方案II的18~34 m/s。

总体来看,桥面栏杆抑振方案I,II均可以明显降低该主梁的涡振振幅。原因可能在于方案I抑流板的存在改善了流场分布,减弱了气流在主梁上表面前缘的分离,降低了旋涡脉动能量,从而实现了抑制涡振。方案II将栏杆间隔封闭打乱了主梁上表面分离的气流,较大尺度旋涡无法生成,破碎的较小尺度旋涡脉动能量不足,同样实现了抑制涡振。考虑到施工便利性等要求,建议实际工程中采用方案II的栏杆抑振措施。

4 结论

1) 随着风攻角由正转负,主梁涡振性能变差,且随着负风攻角绝对值增大,竖向和扭转涡振振幅也随之增大,但竖向涡振风速锁定区间基本不变,而扭转涡振风速锁定区间向低风速区偏移。

2) 阻尼比对主梁涡振性能影响显著,随着阻尼比提高,主梁竖向和扭转涡振振幅均明显降低,且较竖向涡振振幅,提高阻尼比对扭转涡振振幅的抑制作用更有效,但阻尼比对竖向和扭转涡振风速锁定区间均影响不大。

3) 降低桥面粗糙度,主梁竖向和扭转涡振振幅均增大,但竖向和扭转涡振形式以及风速锁定区间范围变化不大。在同等条件下,玻璃桥面较通常的混凝土或沥青桥面,其主梁更容易发生明显的涡激振动。

4) 主梁涡振性能对桥面栏杆较敏感,桥面栏杆设置抑流板以及将桥面栏杆间隔封闭,均能较好地抑制涡振振幅并压缩风速锁定区间,但栏杆间隔封闭较栏杆设置抑流板施工更方便。

参 考 文 献

[1] 项海帆,葛耀君. 大跨度桥梁抗风技术挑战与基础研究[J]. 中国工程科学, 2011, 11(9): 8-21.
XIANG Haifan, GE Yaojun. Wind resistance challenges and fundamental research on long-span bridges [J]. Engineering Science, 2011, 11(9): 8-21. (in Chinese)

[2] LARSEN A, LAROSE G L. Dynamic wind effects on suspension and cable-stayed bridges [J]. Journal of Sound and Vibration, 2015, 334(6): 2-28.

[3] 杨群,刘庆宽,孙亚松,等. 圆角方形断面气动特性试验[J]. 振动、测试与诊断, 2020, 40(1): 140-147.
YANG Qun, LIU Qingkuan, SUN Yasong, et al.

- Aerodynamic characteristics of square prism with rounded corner[J]. *Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis*, 2020, 40(1):140-147.(in Chinese)
- [4] 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 of Journal Highway and Transport*, 2019, 32(10):1-28.(in Chinese)
- [5] 刘小兵,陈帅,杨群,等.分离双钢箱梁涡激振动气动干扰试验研究[J]. *振动与冲击*, 2017, 36(18):196-201.
LIU Xiaobing, CHEN Shuai, YANG Qun, et al. Experiment study on aerodynamic interference effects on the vortex-induced vibration of twin separate steel box girders [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(18):196-201.(in Chinese)
- [6] MA C M, WANG J X, LI Q S, et al. Vortex-induced vibration performance and suppression mechanism for a long suspension bridge with wide twin-box girder [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2018, 144(11):04018202.
- [7] FUJINO Y, SIRINGORINGO D. Vibration mechanisms and controls of long-span bridges: a review [J]. *Structural Engineering International*, 2018, 23(3):248-268.
- [8] 陈政清,黄智文.大跨度桥梁竖弯涡振限值的主要影响因素分析[J]. *中国公路学报*, 2015, 28(9):30-37.
CHEN Zhengqing, HUANG Zhiwen. Analysis of main factors influencing allowable magnitude of vertical vortex-induced vibration of long-span bridges [J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2015, 28(9):30-37.(in Chinese)
- [9] LARSEN A, ESDAHL S, ANDERSON 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):283-296.
- [10] LAROSE G L, D'AUTEUIL A. On the Reynolds number sensitivity of the aerodynamics of bluff bodies with sharp edges [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2006, 94(5):365-376.
- [11] CHEN W L, YANG W H, LI H. Self-issuing jets for suppression of vortex-induced vibration of a single box girder[J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2019, 86(4):213-235.
- [12] LI H, LAIMA S J, ZHANG Q Q, et al. Field monitoring and validation of vortex-induced vibrations of a long-span suspension bridge [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2014, 124(7):54-67.
- [13] LAIMA S J, LI H, CHEN W L, et al. Effects of attachments on aerodynamic characteristics and vortex-induced vibration of twin-box girder [J]. *Journal of Fluids and Structures*, 2018, 77(2):115-133.
- [14] 李玲瑶,何旭辉,徐汉勇,等.桥梁涡振可靠度参数不确定性影响分析[J]. *应用基础与工程科学学报*, 2019, 27(4):1-9.
LI Lingyao, HE Xuhui, XU Hanyong, et al. Analysis of uncertainty effect of parameters on vortex-induced vibration reliability of bridges [J]. *Journal of Basic Science and Engineering*, 2019, 27(4):1-9.(in Chinese)
- [15] HU C X, ZHAO L, GE Y J. Mechanism of suppression of vortex-induced vibrations of streamlined closed-box girder using additional small-scale components [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2019, 189(6):314-331.
- [16] 王俊鑫,马存明,廖海黎.抑涡格栅对宽幅分离式双箱梁涡振性能的影响研究[J]. *桥梁建设*, 2017, 47(6):24-29.
WANG Junxin, MA Cunming, LIAO Haili. Influences of grid plates on vortex-induced vibration performance of separated wide twin box girders [J]. *Bridge Construction*, 2017, 47(6):24-29.(in Chinese)
- [17] 李浩弘,吴波,张亮亮,等.基于风洞试验及大涡模拟的宽体扁平箱梁涡振特性研究与优化[J]. *建筑结构学报*, 2018, 39(S1):29-35.
LI Haohong, WU Bo, ZHANG Liangliang, et al. Investigation and optimization on VIV performances of wide flat box girders based on wind tunnel tests and large eddy simulations [J]. *Journal of Building Structures*, 2018, 39(S1):29-35.(in Chinese)
- [18] 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.
- [19] GB/T 3505—2009/ISO 4287:1997 产品几何级数规范(GPS)表面结构轮廓法术语、定义及表面结构参数[S].北京:中国标准出版社,2009.
- [20] 管青海,李加武,胡兆同,等.栏杆对典型桥梁断面涡激振动的影响研究[J]. *振动与冲击*, 2014, 33(3):150-156.
GUAN Qinghai, LI Jiawu, HU Zhaotong, et al. Effects of railings on vortex induced vibration of a bridge deck section [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(3):150-156.(in Chinese)



第一作者简介:李玉学,男,1978年11月生,博士、副教授。主要研究方向为桥梁与建筑结构风荷载与风致振动。
E-mail: liyuxue2000@163.com