

港珠澳大桥大挑臂钢箱梁涡激振动特性及抑振措施

李明水^{1,2}, 孙延国^{1,2}, 廖海黎^{1,2}, 孟凡超³, 马存明^{1,2}

(1. 西南交通大学 土木工程学院, 成都 610031; 2. 西南交通大学 风工程四川省重点实验室, 成都 610031;
3. 中交公路规划设计院有限公司, 北京 100011)

摘要: 港珠澳大桥采用的大挑臂钢箱梁外形较钝, 在常遇风速下易发生涡激振动。该文通过一系列节段模型和全桥气动弹性模型风洞试验, 详细研究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。结果表明: 大挑臂钢箱梁截面存在 2 个竖向涡振区和 1 个扭转涡振区; 依据涡振振幅和发振风速区间, 通航孔斜拉桥需关注第 2 个竖向涡振区, 非通航孔连续梁桥需关注第 1 个竖向涡振区; 在栏杆上安装弧形扰流板的气动措施可有效改善其涡激振动性能; 增加结构阻尼可显著降低其涡振振幅, 阻尼比达到 1.0% 时, 涡激振动基本消失, 该阻尼限值可作为港珠澳大桥的调谐质量阻尼器的依据; 最后, 利用三维非线性涡振分析方法对节段模型和全桥气弹模型风洞试验结果的一致性进行了讨论。

关键词: 港珠澳大桥; 涡激振动; 大挑臂钢箱梁; 抑振措施

中图分类号: U448.27

文献标志码: A

文章编号: 1000-0054(2020)01-0057-09

DOI: 10.16511/j.cnki.qhdxxb.2019.26.049

Vortex-induced vibration of steel box girder with large projecting slab and its mitigation countermeasures for Hong Kong-Zhuhai-Macao Bridge

LI Mingshui^{1,2}, SUN Yanguo^{1,2}, LIAO Haili^{1,2},
MENG Fanchao³, MA Cunming^{1,2}

(1. School of Civil Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China;

2. Wind Engineering Key Laboratory of Sichuan Province, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China;

3. CCCC Highway Consultants Co., Ltd., Beijing 100011, China)

Abstract: Steel box girder with large projecting slab applied in Hong Kong-Zhuhai-Macao Bridge (HZMB), is very prone to vortex-induced vibration (VIV) due to its bluff configuration. A series of section models and full aeroelastic bridge models wind tunnel tests were conducted to investigate the effects of aerodynamic measures and additional damping measures for mitigating the VIV of HZMB.

The results show that two vertical VIV regions and one torsional VIV region were observed during the wind tunnel tests. According to the VIV amplitude and wind speed range of each case, the particular attention should be paid on the second vertical VIV region for the cable-stayed bridges of navigable span and the first vertical VIV region for the continuous beam bridges of non-navigable span. The VIV performance of the bridges was efficiently improved by installing arc-shaped guide vane on guardrails. In addition, the VIV amplitude were reduced significantly by increasing additional damping, and the VIV phenomenon disappeared when the damping ratio increases to 1.0%, which can be used for the design of the tuned mass damper (TMD) for HZMB. Finally, the consistency of wind tunnel test results between section model and full bridge aeroelastic model was discussed by three-dimensional nonlinear VIV analysis method.

Key words: Hong Kong-Zhuhai-Macao Bridge; vortex-induced vibration; steel box girder bridge with large projecting slab; mitigation measures

带挑臂的钢箱梁是大跨度连续梁桥和斜拉桥常用的一种主梁形式。从空气动力学角度分析, 这类桥梁断面外形较钝, 气流会在梁体周围产生周期性的旋涡脱落, 从而诱发涡激振动。巴西 Rio-Niterói 桥的主桥为主跨 300 m 的三跨连续梁桥, 主梁采用此类钢箱梁, 建成后发生了显著的涡激振动, 严重影响了桥梁的正常运营^[1]; 日本东京湾海峡大桥为主跨 240 m 的十跨连续梁桥, 主梁同样采用了带挑臂的钢箱梁, 在前期的风洞试验中及建成通车后均发生了明显的涡激振动^[2]; 我国沪陕高速公路崇启大桥为主跨为 185 m 的六跨连续梁桥, 主梁采用双幅带挑臂钢箱梁, 在桥梁施工过程中发生了明显的涡激振动, 严重影响了施工进度^[3-4]。

收稿日期: 2019-04-14

作者简介: 李明水(1966—), 男, 教授。

通信作者: 孙延国, 讲师, E-mail: ygsun@swjtu.edu.cn

涡激振动一般发振风速较低,通常为桥梁结构的常遇风速,发生频率较高。尽管涡激振动是一种限幅振动,不会像颤振那样引发结构发散破坏,但是会影响桥梁施工期的安全性及运营期间的使用舒适性,严重时还会导致结构疲劳破坏^[5]。在这类桥梁的抗风设计中,主梁的涡激振动是一个必须予以重视的问题,需要采取必要的抗风减振措施,把涡激振动的最大振幅限制在容许范围之内。目前,抑制主梁的涡激振动主要途径包括:基于优化桥梁断面气动外形的气动措施和基于增大结构阻尼的机械措施。国内外学者对气动措施开展了研究,例如通过导流板、抑流板和扰流板等,改善主梁的涡激振动性能^[6-12]。针对巴西 Rio-Niterói 桥和日本东京湾大桥的主梁涡激振动,通过加装调频质量阻尼器(tuned mass damper, TMD)有效地控制了涡激振动^[2,13]。

港珠澳大桥跨越珠江口伶仃洋海域,是连接香港特别行政区、广东省珠海市、澳门特别行政区的大型跨海通道。主体工程包含多座大跨度桥梁,为了使主梁外形协调一致,在设计之初多数通航孔及非通航孔大桥均采用大挑臂钢箱梁。例如:深水区非通航孔连续梁桥(6×110 m 标准联、5×110 m 变宽联、跨崖 13-1 气田管线联(110+150+110) m 等)、通航孔斜拉桥(青州航道桥、江海直达船航道桥)等。桥址区域的气象条件复杂,抗风设计标准高,主梁的涡激振动是港珠澳大桥抗风设计中需要解决的关键问题之一。

为研究大挑臂钢箱梁的涡激振动特性,首先以港珠澳青州航道桥大挑臂钢箱梁方案为研究背景,通过节段模型风洞试验,研究各种气动措施对此类主梁断面涡振性能的影响;其次,将抑振效果显著的气动措施应用于港珠澳大桥具有同类主梁形式的其他桥梁上,并对其有效性进行检验;然后,通过改变模型系统阻尼,研究附加阻尼对涡激振动的影响,为采用 TMD 抑制主梁涡振提供必要的设计依据;最后,考虑振型及涡激力跨向相关性的影响,对节段模型和全桥气弹模型风洞试验结果的一致性进行了探讨。

1 工程背景

通航孔青州航道桥为双塔双索面斜拉桥,主桥全长 1 150 m,桥跨布置为(110+236+458+236+110) m(见图 1)。主梁采用倒梯形单箱双室钢箱梁,两

侧带大挑臂,主梁全宽 36 m,中心梁高 4.5 m(见图 2)。

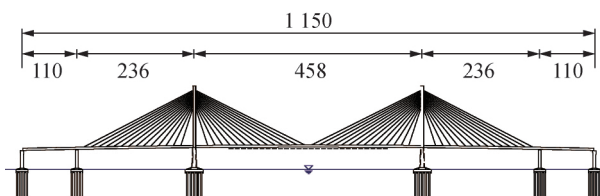


图 1 青州航道桥桥跨布置图(单位:m)

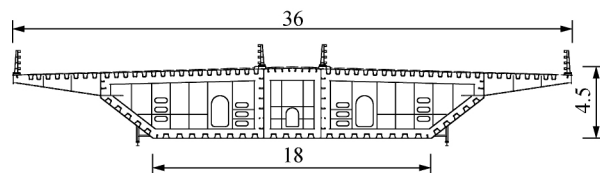


图 2 青州航道桥主梁标准断面图(单位:m)

2 节段模型涡振试验

主梁涡激振动节段模型的缩尺比为 1:50,模型长度 $L=2.095$ m。依据相似准则,要求动力节段模型与实桥之间保持 3 组无量纲参数一致,即:弹性参数 $U/f_h B$ 和 $U/f_a B$,惯性参数 $m/\rho B^2$ 和 $I_m/\rho B^4$,阻尼参数 ζ_h 和 ζ_a 。其中: U 为风速, B 为桥面宽度, ρ 为空气密度, m 和 I_m 分别为单位长度质量和质量惯矩, f_h 和 f_a 分别为竖向和扭转频率, ζ_h 、 ζ_a 为阻尼比,下标 h 和 a 分别为竖向和扭转运动,试验参数参见表 1。中国 JTG D60-01—2004《公路桥梁抗风设计规范》建议钢桥阻尼比为 0.5%^[14],但现有的实测资料表明,大跨度桥梁的阻尼比有时会低于该值^[12]。因此风洞试验时采用低于该建议值的阻尼比(约 0.3%左右),与英国规范所规定的阻尼比 0.36% 接近^[15]。节段模型试验在西南交通大学 XNJD-1 风洞第二试验段进行,图 3 为安装在风洞中的节段模型。

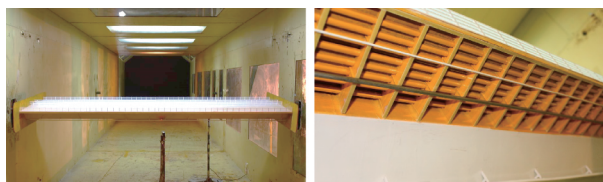


图 3 风洞中的节段模型整体与挑臂局部

涡激振动试验在均匀流场中进行,测试了 0° 、 $\pm 3^\circ$ 、 $\pm 5^\circ$ 攻角下主梁的涡振响应。由图 4 可知,主梁在 $+3^\circ$ 和 $+5^\circ$ 攻角下发生了明显的涡激振动现象,在 5.0~8.0 m/s 和 12~20 m/s 附近分别有一个竖向涡振区,在 25~38 m/s 附近有一个扭转涡振区,最大振幅分别达 508 mm 和 1.2° ;其余风攻

角下的涡振现象不明显。根据文[14]，主梁竖向和扭转基频对应的涡激振动容许振幅分别为 172 mm 和 0.179°，+3°和+5°攻角下的竖向及扭转振幅均

大于该容许振幅。考虑到桥梁结构的运营安全及行车舒适性，需要对主梁断面开展涡振抑振措施研究。

表 1 涡振试验节段模型设计参数

参数名称	符号	缩尺比	实桥值	模型要求值	模型实现值
主梁高/m	H	1/50	4.5	0.09	0.09
主梁宽/m	B	1/50	36	0.72	0.72
单位长度质量/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-1}$)	M	1/50 ²	36 431	14.57	14.60
单位长度质量惯矩/($\text{kg} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{m}^{-1}$)	I_m	1/50 ⁴	2 547 663	0.408	0.408
竖弯频率/Hz	f_h	8.28	0.233	1.932	1.932
竖弯阻尼比/%	ζ_h	1	—	—	0.30
扭转频率/Hz	f_a	8.28	0.7079	5.871	5.871
扭转阻尼比/%	Z_a	1	—	—	0.31

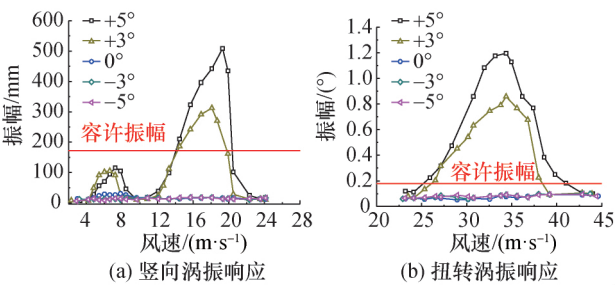


图 4 涡振响应

3 抑振措施研究

根据已有研究成果^[6-10]，结合港珠澳青州航道桥大挑臂钢箱梁的特点，拟定了一系列抑振措施试验方案，主要包括：改变栏杆透风率、优化检查车轨道、主梁两端安装导流风嘴、主梁下安装竖直扰流板、底板安装导流板等，抑振措施见表 2—6。为了较为直观地反映各种抑振措施的抑振效率，定义了振幅折减率 $(A - A_0)/A_0 \times 100\%$ （该值为正说明振幅减小，为负说明振幅增大）。

表 2 检查车轨道相关抑振措施

方案	抑振措施	折减率/%		示意图
		竖向	扭转	
1	去掉检修车轨道	3.4	33.3	
2	检修车轨道下安装 2 m 宽导流板	-8.5	34.2	

主梁底部的检修车轨道对涡激振动有一定的影响。为此，首先针对检修车轨道，设置了 2 种方案：方案 1 是直接去掉检修车轨道，方案 2 是在检修车轨道下方布设导流板以削弱轨道对气流的影响（见表 2）。试验结果表明，这 2 种方案对主梁的涡振抑制效果并不明显，甚至还会增大涡振振幅。

栏杆也是影响涡激振动的主要构件之一。为此，针对梁体外侧的防撞栏杆，设置 2 种方案：第 1 种是去掉迎风侧栏杆，结果发现去掉迎风侧栏杆对涡激振动有着明显的抑制效果，竖向和扭转折减率分别为 70.9%和 46.7%；第 2 种是去掉两侧栏杆，结果发现竖向振幅比仅去掉迎风侧栏杆略大，折减率为 53.4%，同时会增大扭转涡振。由此可知，迎风侧的栏杆是引起主梁涡激振动的主要原因，因此后续的抑振措施多数围绕外侧防撞栏杆部位展开，主要包括：优化栏杆位置、改变栏杆透风率、增加风嘴和栏杆上增加导流板等。

制定了几种措施期望能够削弱栏杆的不利影响。主要措施包括：在主梁两侧加装不同宽度的抑流板和将栏杆内移等（见表 3）；将主梁两侧的抑流板换为风嘴，并去掉栏杆下缘的防撞条增大栏杆透风率（见表 4）；在栏杆上安装导流板，并与梁体前不同尺寸的扰流板结合（见表 5）。

由表 3 可知，在主梁的两侧安装一定宽度的抑流板能够有效抑制涡振，随着抑流板长度的增加（增加抑流板长度相当于将栏杆内移），折减率逐渐增大，抑振效果变好。

表3 抑流板抑振措施

方案	抑振措施	折减率/%		示意图
		竖向	扭转	
3	主梁两侧加 1 m 抑流板	2.6	35.8	
4	主梁两侧加 1.5 m 抑流板	24.8	49.2	
5	主梁两侧加 1.5 m 抑流板+栏杆内移 1.5 m	51.48	60.8	

由表4可知,方案6单独在主梁上设置导流风嘴对扭转涡振有一定的抑制效果,但会使竖向涡振幅略微增大。因此方案7—9中考虑增大栏杆的透风率,去掉栏杆下缘一栏或两栏,并与风嘴联合使用,结果表明,两者联合使用对竖向及扭转涡振均有着明显的抑制作用;然而,反向放置导流风嘴会使扭转振幅显著增加。

表4 风嘴抑振措施

方案	抑振措施	折减率/%		示意图
		竖向	扭转	
6	加风嘴	-2.4	54.2	
7	风嘴+栏杆下空 1 栏	17.9	42.5	
8	风嘴+栏杆下空 2 栏	53.4	56.7	
9	反置风嘴+栏杆下空 2 栏	69.3	-50.0	

由表5可知,方案10在栏杆上安装0.85 m宽的导流板可完全抑制主梁的扭转涡振,对竖向涡振也具有一定的抑制效果。方案11—12为在主梁前部安装不同长度的竖直扰流板,并与栏杆上的导流板联合使用。结果表明,2.5 m宽的扰流板可完全抑制主梁的竖向和扭转涡振,减小宽度至1.5 m后,对竖向振幅的抑振效果不理想。方案13将1.5 m宽的扰流板下移2.5 m至与底板齐平,试验结果

表明,该措施可完全抑制扭转涡激振动,同时使竖向涡振幅折减50%。方案14在栏杆上安装折线型导流板,试验发现该方案对主梁涡振的抑制作用明显,抑振效果与方案13相当。

表5 扰流板抑振措施

方案	抑振措施	折减率/%		示意图
		竖向	扭转	
10	0.85 m 导流板	13.0	100	
11	0.85 m 导流板+2.5 m 扰流板	100	100	
12	0.85 m 导流板+1.5 m 扰流板	16.5	100	
13	0.85 m 导流板+下移 1.5 m 扰流板	50.4	100	
14	折线导流板	52.0	100	

综合对比抑振方案,方案14在栏杆上安装折线导流板简单有效,且便于工程应用。因此针对方案14作进一步优化,以期找到更加有效的抑振措施。基于该方案设计了一种更小尺寸的导流板和一种弧形的导流板,在相同阻尼比下进行试验。导流板具体布置如图5所示,试验结果如图6所示。

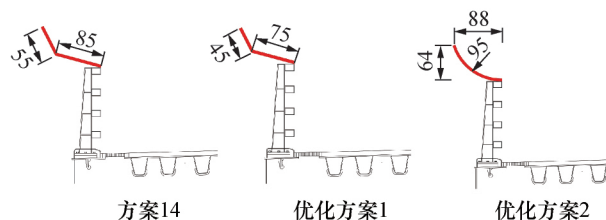


图5 栏杆上安装导流板优化方案(单位:cm)

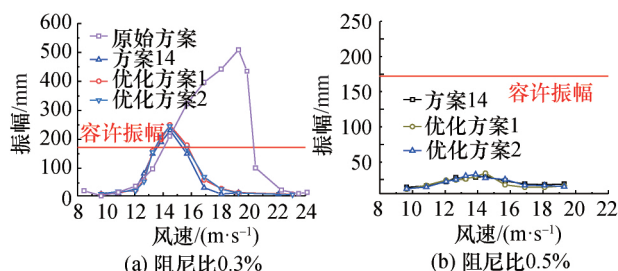


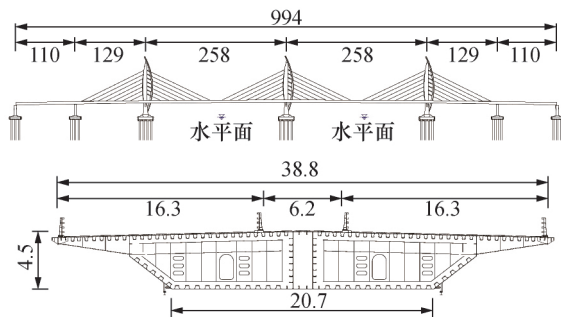
图6 优化方案主梁竖向位移随风速变化曲线

由优化试验结果可知,在阻尼比为 0.3%左右时,2 种优化方案的抑振效果与方案 14 接近,与原始断面相比,竖向及扭转涡振振幅均显著降低,但竖向涡振振幅最大值略大于容许值。将阻尼比增大到规范^[14]的建议值 0.5%后进行试验,主梁仅发生了微弱的涡激振动,振幅远低于规范要求的容许值。

4 基于导流板气动措施的其他桥梁涡振评价

港珠澳大桥深水区江海直达船航道桥及非通航孔连续梁桥的主梁均采用了大挑臂钢箱梁,主梁具有类似的涡激振动性能。基于上述气动优化措施,并结合一系列节段模型风洞试验,对其涡激振动性能开展了研究。

江海直达船航道桥是一座主跨 2×258 m 的三塔中央索面钢箱梁斜拉桥,梁宽 38.8 m,高 4.5 m,其桥跨布置及横断面图如图 7 所示。深水区非通航孔桥的标准联为 6×110 m 连续梁桥,梁宽 33.1 m,高 4.5 m,桥跨布置及横断面图如图 8 所示。非通航孔跨崖 13-1 气田管线桥为 $(110+150+110)$ m 三跨变截面连续梁桥,梁宽 33.1 m,箱梁梁高根部 6.5 m,跨中 4.5 m,桥跨布置图及横断面图如图 9 所示。



7 江海直达船航道桥桥跨布置及横断面图 (单位: m)

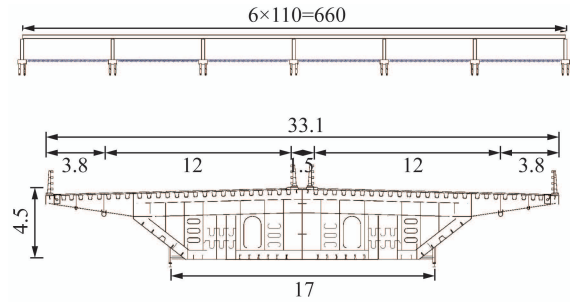


图 8 非通航孔 6×110 m 桥跨布置及横断面图 (单位: m)

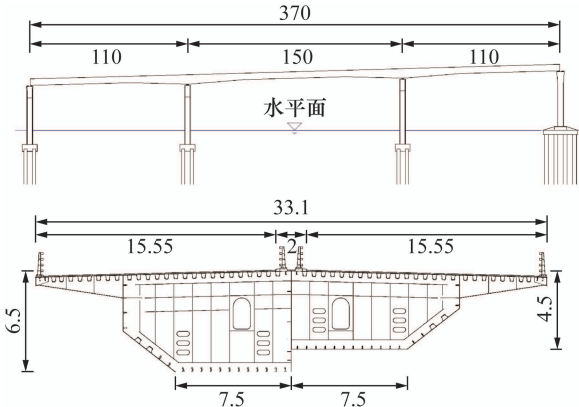


图 9 非通航孔 $(110+150+110)$ m 桥跨布置及横断面图 (单位: m)

通过模态分析,江海直达船航道桥的竖弯基频略大于青州航道桥,等效质量与其接近,而 2 座非通航孔桥为连续梁桥,竖弯基频远大于 2 座斜拉桥,对应的等效质量与梁体自重接近,均低于 2 座斜拉桥(见表 6)。因此,几座大桥的涡振风速区间及涡振振幅会有所差异。根据规范^[14],江海直达船航道桥、非通航孔 6×110 m 桥和非通航孔 $(110+150+110)$ m 桥的竖弯基频对应的涡振容许振幅分别为 121、50、51 mm。

表 6 四座桥梁试验参数及结果统计表

桥梁	竖弯频率/Hz	等效质量/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-1}$)	阻尼比/ %	S_c 数	涡振风速区间/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)		振幅/mm		弧形导流板 控制率/%
					第 1 涡振区	第 2 涡振区	第 1 涡振区	第 2 涡振区	
青州航道桥	0.233	36 431	0.30	55.37	5~8	12~20	115	508	49.2
江海直达 船航道桥	0.332	34 754	0.32	56.34	12~16	22~32	58	550	59.5
非通航孔 6×110 m	0.806	27 000	0.32	43.77	30~40	60~80	90	—	67.4
非通航孔 $(110+150+110)$ m	0.779	27 100	0.33	45.30	30~40	60~80	93	—	68.8

为了研究其他 3 座桥梁的涡振性能以及检验弧形导流板抑振措施的有效性,分别对其开展了

1:50 常规尺度节段模型风洞试验, 试验阻尼比仍为 0.3% 左右, 表 6 统计了这几座桥梁在 $+5^\circ$ 最不利攻角下的试验参数及结果。

与青州航道桥类似, 江海直达船航道桥主梁在 $+3^\circ$ 和 $+5^\circ$ 攻角下发生了明显的涡激振动现象。 $+5^\circ$ 攻角存在 2 个竖向涡振区, 其中第 2 个涡振区的振幅较大, 超过了规范的容许振幅。与青州航道桥相比, 江海直达船航道桥的竖弯基频较高, 因此其涡振风速相应增加, 2 座斜拉桥的 S_c 数接近, 因此振幅很接近。由于桥面宽度的改变, 导致两者的涡振振幅略有差异。两座非通航孔桥在 0° 、 $\pm 3^\circ$ 、 $\pm 5^\circ$ 攻角下都发生了明显的涡激振动, 也存在 2 个竖向涡振区, 第 2 个涡振区的风速较高, 达到了 60~80 m/s, 因此未对第 2 个竖向涡振区开展深入研究。虽然第 1 个涡振区的振幅较小, 但也超过了规范的容许振幅。综合几座桥梁的涡振振幅以及发振风速, 对于 2 座通航孔斜拉桥, 仅需关注第 2 个竖向涡振区; 对于深水区非通航孔连续梁桥, 仅需关注第 1 个竖向涡振区。

将抑振效果显著的弧形导流板方案应用于这 3 座大桥, 风洞试验结果表明, 弧形导流板能够显著降低该类主梁的涡激振动振幅(见表 6)。

5 阻尼比对涡振响应的影响

增大桥梁结构附加阻尼的机械措施, 也是抑制涡激振动的常用手段。为给港珠澳大桥的机械抑振措施提供设计参数, 针对 $+5^\circ$ 最不利风攻角, 分别对三座桥梁进行了 1:20 大尺度节段模型风洞试验, 研究阻尼比对结构涡振振幅的影响。图 10 给出了 3 座桥梁在不同阻尼比下的试验结果及对应的容许振幅。

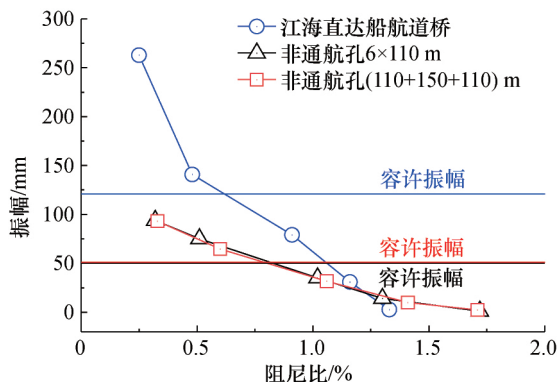


图 10 (网络版彩图) 阻尼比对涡振振幅的影响

试验结果表明, 随着阻尼比的增大, 涡振振幅迅速减小。由于江海直达船桥关注的涡激振动为第 2 涡振区, 而非通航孔连续梁桥关注的为第 1 涡振区, 此外斜拉桥的模态质量高于连续梁桥, 因此 2 类桥梁随振幅的衰减趋势存在显著差异。江海直达船航道桥在阻尼比为 1.16% 时, 涡振振幅已经足够小(31 mm), 阻尼比降至 0.91% 时的振幅也可满足抗风设计要求。对于非通航孔 6×110 m 连续梁桥和非通航孔(110+150+110) m 连续梁桥, 当阻尼比增至 1.7% 左右时, 涡激振动现象彻底消失; 当阻尼比为 1.0% 左右时, 2 座桥梁的涡振振幅分别为 35 和 32 mm, 均低于规范的容许振幅。因此, 可偏安全地将阻尼比 1.0% 作为港珠澳大桥 TMD 设计依据。

6 节段模型与全桥模型的一致性讨论

在工程实际中, 常利用节段模型风洞试验来预估和评价实桥的涡激振动性能。对于实际桥梁而言, 涡激振动属于沿跨向范围内的三维问题。除结构模态振型的因素外, 作用在主梁上的涡激气动力沿跨向是不完全相关的, 直接采用节段模型研究结果预测实际桥梁的涡振响应时会造成误判。为进一步验证港珠澳大桥多座桥梁的涡振性能, 分别利用 1:70 全桥气弹模型进行风洞试验。表 7 列出了 $+3^\circ$ 下的试验结果。由于节段模型试验和全桥气弹模型的试验阻尼不同, 依据朱乐东^[16]提出的阻尼换算方法将两者换算至同一阻尼水平。由试验结果可知, 节段模型和全桥气弹模型的涡振振幅存在显著的差异。

文^[16-17]指出, 在将节段模型试验结果应用到实桥时应考虑振型和涡激力跨向相关性的影响, 建议采用振幅修正系数来获得实桥的涡振振幅。假定涡激力沿跨向完全相关时, 振幅放大系数为 $4/\pi$ (线性) 或者 $2\sqrt{3}/3$ (非线性)。Ehsan 等^[18]采用双指数函数拟合了方柱的相关函数, 并利用 Scanlan 经验非线性模型, 讨论了主梁沿跨向涡激振动。Sun 等^[19]基于二维 Scanlan 经验非线性模型, 提出了考虑涡激力的跨向相关性的三维非线性涡激振动分析模型。本文将基于该方法, 讨论这 3 座大桥的节段模型与全桥气弹模型试验结果的一致性。

表 7 节段模型、全桥气弹模型风洞试验及三维非线性涡振分析结果(+3°攻角)

桥梁	风洞试验						三维非线性涡 振分析方法 ^[19]	
	节段模型				全桥气弹模型			
	阻尼比/%	振幅/mm	换算阻尼比/%	振幅/mm	阻尼比/%	振幅/mm	阻尼比/%	振幅/mm
江海直达船航道桥	0.32	419	0.55	243	0.55	151	0.55	183
非通航孔 6×110 m	0.32	105	0.26	129	0.26	145	0.26	141
非通航孔 110+150+110 m	0.33	98	0.30	108	0.30	88	0.30	94

Scanlan 提出的二维经验非线性模型为

$$m[\ddot{y} + 2\zeta\omega_0\dot{y} + \omega_0^2y] = \frac{1}{2}\rho U^2(2D)\left[Y_1'(K)\left(1 - \epsilon(K)\frac{y^2}{D^2}\right)\frac{\dot{y}}{U} + Y_2(K)\frac{y}{D} + \frac{1}{2}C_L\sin(\omega t + \theta)\right]. \quad (1)$$

其中: m 为结构质量; ζ 为结构阻尼比; ω_0 为结构固有频率; U 为来流风速; D 为梁高; $y(x, t)$ 为结构沿展向任意一点的涡振响应, x 为展向坐标; K 为折算频率($K = \omega D/U$, ω 为旋涡脱落频率); Y_1 、 ϵ 、 Y_2 、 C_L 、 θ 均为待识别参数, 可通过风洞试验识别。忽略贡献较小的气动刚度项 Y_2 和旋涡脱落引起的涡激力项 C_L 后, 引入广义坐标项 $y(x, t) = \phi(x)\xi(t)D(\phi(x))$ 为主梁振型函数; $\xi(t)$ 为广义坐标, 并沿跨长 L 进行积分, 运动方程改为

$$M[\ddot{\xi}(t) + 2\zeta\omega_0\dot{\xi}(t) + \omega_0^2\xi(t)] = \rho U D \left[\int_0^L Y_1'\phi^2(x)dx - \int_0^L Y_1'\epsilon'\phi^4(x)dx\xi^2(t) \right] \dot{\xi}(t). \quad (2)$$

其中: M 为模态广义质量, Y_1' 和 ϵ' 为考虑节段模型展长修正后的风洞试验识别结果。

节段模型的振型函数 $\phi(x) = 1$, 对涡激力项进行相关性分析后再进行 Fourier 变换, 并引入自卷积分, 获得了二维涡激力向三维转换的折减系数:

$$\Phi = \sqrt{\frac{1}{L^2} \int_0^L \theta(\Delta x) R(\Delta x) d\Delta x}. \quad (3)$$

其中: $\theta(\Delta x)$ 为振型的自卷积分; $R(\Delta x)$ 为涡激力的跨向相关函数, 可通过风洞测压试验获得。

对于实际结构, 其振型函数 $\phi(x) = 1$ 为任意形式。式(3)中的折减系数可看作自卷积分项与相关函数的乘积。借鉴 Duhamel 积分的表达形式, 自卷积分可以看作输入函数, 涡激力相关函数可看作响应函数。据此, 式(2)中的涡激力项

的频域表达为:

$$\begin{aligned} \Phi_2 &= \sqrt{\frac{1}{L^2} \int_{-L/2}^{L/2} \int_{-L/2}^{L/2} \phi^2(x)\phi^2(x)R(\Delta x)dx_1dx_2}, \\ \Phi_4 &= \sqrt{\frac{1}{L^2} \int_{-L/2}^{L/2} \int_{-L/2}^{L/2} \phi^4(x)\phi^4(x)R(\Delta x)dx_1dx_2}. \end{aligned} \quad (4)$$

此时的运动方程(2)可表示为

$$M[\ddot{\xi}(t) + 2\zeta\omega_0\dot{\xi}(t) + \omega_0^2\xi(t)] = \rho U D L [Y_1'\Phi_2 - Y_1'\epsilon'\Phi_4\xi^2(t)]\dot{\xi}(t). \quad (5)$$

根据涡激振动定常振幅时系统每个周期耗散的能量为零, 对式(5)进行求解, 可得运动方程的解。

$$\xi_0 = 2\sqrt{\frac{\Phi_2Y' - \frac{2M\zeta\omega}{\rho U D L_1}}{\Phi_4Y_1'\epsilon'}}. \quad (6)$$

在获得节段模型的试验振幅和相应断面的相关函数后, 便可利用上述公式通过迭代计算的方法获得实际桥梁的涡振振幅。对于港珠澳大桥的大挑臂钢箱梁断面, 国内外尚无该类断面的涡激力跨向相关函数, 多数研究针对 1:5 矩形等基础断面和流线型箱梁断面展开。由于带挑臂的钢箱梁断面气动外形较钝, 借用文[20]中高宽比为 1:5 的矩形的相关函数进行相关计算, 计算结果见表 7。

由表 7 中结果可知, 对节段模型试验振幅进行阻尼比换算后, 其结果与全桥气弹模型仍存在差异。对于江海直达船航道桥, 由于桥跨较长, 三维效应显著, 因此全桥模型的试验结果远小于节段模型值, 在通过三维非线性涡振分析方法计入这一影响后, 涡振振幅更接近全桥模型试验结果。对于非通航孔 6×110 m 桥, 由于节段模型的长宽比与实际桥梁相当, 因此涡激力相关性的影响与节段模型相当, 主要是因为模态振型的放大作用导致两者的差异, 经三维非线性分析得到了与全桥模型试验值

十分接近的结果。对于非通航孔(110+150+110)m桥,实桥的长宽比略大于节段模型,此外由于该桥的主梁为变截面,涡激力跨向相关性的折减作用比非通航孔6×110 m更加显著,因此全桥模型试验结果会小于节段模型结果。在利用三维非线性涡振分析方法进行计算时,对涡激力跨向相关性的考虑无法计入变截面梁的影响,即变截面梁的涡激力折减未能充分考虑,因此分析结果仍略大于节段模型试验结果。

需要说明的是,由于缺乏带挑臂钢箱梁的涡激力跨向相关函数,本节近似采用1:5矩形的跨向相关函数进行的三维涡振分析,更合理的计算结果需要对带挑臂钢箱梁进行节段模型测压试验后获得。

7 结 论

针对港珠澳大桥大挑臂钢箱梁涡激振动超过规范限值的问题,通过一系列模型风洞试验和计算分析,可以得出如下结论:大挑臂钢箱梁截面存在2个竖向涡振区和1个扭转涡振区。对于2座通航孔斜拉桥,仅需关注第2个竖向涡振区;对于深水区非通航孔连续梁桥,仅需关注第1个竖向涡振区。

本文所研究的多种气动措施均可有效改善大挑臂钢箱梁的涡激振动性能,其中在栏杆上安装弧形导流板的抑振措施综合效果最佳。附加结构阻尼可显著降低大挑臂钢箱梁的涡激振动振幅。当阻尼比达到1.0%,江海直达船航道桥、非通航孔连续梁桥的涡激振动基本消失,该阻尼限值可作为港珠澳大桥TMD设计的依据。全桥气弹模型与节段模型的试验结果存在较大差异,在利用三维非线性涡振分析方法考虑振型的放大作用和涡激力沿跨向非完全相关的折减作用后,可获得与全桥气弹模型试验值更加接近的结果。本文研究成果可为大挑臂钢箱梁涡激振动性能评价及抑振措施设计提供参考。

参考文献 (References)

[1] BATTISTA R C, PFEIL M S, ROITMAN N, et al. Global analysis of the structural behaviour of the central spans of Rio-Niterói Bridge [R]. Rio de Janeiro: Ponte Sa Contract Report, Ponte Sa, 1993.

[2] FUJINO Y. Wind-induced vibration and control of Tran-Tokyo Bay crossing bridge [J]. Journal of Structural Engineering, 2002(8): 1012-1025.

[3] 廖海黎. 崇启大桥主桥施工阶段涡激共振试验研究报告[R]. 成都: 西南交通大学风工程试验研究中心, 2010.

LIAO H L. Experimental research report of vortex-induced vibration for Chongqi Bridge in erection stage[R]. Chengdu: Research Center for Wind Engineering of Southwest Jiaotong University, 2010. (in Chinese)

[4] 秦浩, 廖海黎, 李明水. 变截面连续钢箱梁桥典型施工阶段涡激振动 [J]. 西南交通大学学报. 2014, 45(9): 760-765, 786.

QIN H, LIAO H L, LI M S. Vortex-induced vibration of continuous steel box-girder bridge with variable cross-sections at typical erection stages [J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2014, 45(9): 760-765, 786. (in Chinese)

[5] 陈政清. 桥梁风工程 [M]. 北京: 人民交通出版社, 2005.

CHEN Z Q. Bridge wind engineering [M]. Beijing: China Communications Press, 2005. (in Chinese)

[6] 刘建新. 桥梁对风反应中涡激振动及制振[J]. 中国公路学报, 1995, 8(2): 74-79.

LIU J X. Vortex-induced vibration and its control in responses of bridge to wind[J]. China Journal of Highway and Transport, 1995, 8(2): 74-79. (in Chinese)

[7] 张文明, 葛耀君, 杨咏昕, 等. 带挑臂箱梁涡振气动控制试验[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2010, 42(12): 1948-1952.

ZHANG W M, GE Y J, YANG Y X, et al. Experimental study on aerodynamic control of the vortex induced vibrations of a box girder with projecting slab [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2010, 42(12): 1948-1952. (in Chinese)

[8] 李春光, 陈政清, 韩艳. 带悬臂流线型箱梁大比例节段模型涡振试验研究 [J]. 桥梁建设, 2014, 44(6): 12-18.

LI C G, CHEN Z Q, HAN Y. Experimental study of large scale sectional model for vortex-induced vibration of Streamlined box girder with cantilever walk slabs [J]. Bridge Construction, 2014, 44(6): 12-18. (in Chinese)

[9] 李春光, 陈政清, 韩阳. 带悬挑人行道板流线型箱梁涡振性能研究 [J]. 振动与冲击, 2014, 33(24): 19-25.

LI C G, CHEN Z Q, HAN Y. Vortex induced vibration performance of a streamlined box girder with a cantilevered walking slab [J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(24): 19-25. (in Chinese)

- [10] 熊龙, 孙延国, 廖海黎. 钢箱梁在高低雷诺数下的涡振特性研究 [J]. 桥梁建设, 2016, 46(5): 65-70.
XIONG L, SUN Y G, LIAO H L. Study of vortex-induced vibration characteristics of steel box girder at high and low Reynolds numbers [J]. Bridge Construction, 2016, 46(5): 65-70. (in Chinese)
- [11] 熊龙, 廖海黎, 孙延国. 带挑臂箱梁竖向涡振特性风洞试验研究 [J]. 武汉理工大学学报, 2015, 37(11): 72-77.
XIONG L, LIAO H L, SUN Y G. Wind-tunnel test study on the characteristics of vertical vortex-induced vibration of box girder with projecting slab [J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2015, 37(11): 72-77. (in Chinese)
- [12] Honshu-Shikoku Bridge Authority. Wind resistant design standard for Honshu-Shikoku bridges [S]. Kobe: HSBA, 2001. (in Japanese)
- [13] BATTISTA R C, PFEIL M S. Reduction of vortex-induced oscillations of Rio-Niteroi Bridge by dynamic control devices [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2000, 84(3): 273-288.
- [14] 中华人民共和国交通部. 公路桥梁抗风设计规范: JTG/T D60-01-2004 [S]. 北京: 人民交通出版社, 2004.
Ministry of Communications of the People's Republic of China. Wind-resistant design specification for highway bridges: JTG/T D60-01-2004 [S]. Beijing: China Communications Press, 2004. (in Chinese)
- [15] Great Britain Highway Agency. BD 49/01 design manual for roads and bridges (Part 3) design rules for aerodynamic effects on bridges [S]. Norwich: The Stationery Office, 1993.
- [16] 朱乐东. 桥梁涡激共振试验节段模型质量系统模拟与振幅修正方法 [J]. 工程力学, 2005, 10(5): 204-208.
ZHU L D. Mass simulation and amplitude conversion of bridge sectional model test for vortex-excited resonance [J]. Engineering Mechanics, 2005, 10(5): 204-208. (in Chinese)
- [17] 张志田, 陈政清. 桥梁节段与实桥涡激共振幅值的换算关系 [J]. 土木工程学报, 2011, 44(7): 77-82.
ZHANG Z T, CHEN Z Q. Similarity of amplitude of sectional model to that of full bridge in the case of vortex induced resonance [J]. China Civil Engineering Journal, 2011, 44(7): 77-82. (in Chinese)
- [18] EHSAN F, SCANLAN R H. Vortex-induced vibration of flexible bridges [J]. Journal of Engineering Mechanics, 1990, 116(6): 1392-1411.
- [19] SUN Y G, LI M S, LIAO H L. Nonlinear approach of vortex-induced vibration for line-like structures [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2014, 124: 1-6.
- [20] 王孝楠. 典型钝体断面涡激力特性及其跨向相关性研究 [D]. 成都: 西南交通大学, 2017.
WANG X N. Study on the Characteristic and spanwise correlation of vortex-induced force on bluff body [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2017. (in Chinese)

(责任编辑 金延秋)