

大跨度桥梁实用颤振控制方法

杨詠昕, 周 锐, 葛耀君

(同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘要: 当大跨度桥梁面临颤振威胁时, 合理有效的被动气动控制方法是避免其在服役期内发生风毁的最好保障. 研究了适用于闭口箱梁等 3 种大跨度桥梁常用主梁的多种被动气动颤振控制方法. 结果表明, 中央开槽适合于提高气动稳定性较好的闭口箱梁的颤振性能, 风嘴则能显著提升气动外形钝化的开口边主梁的颤振临界风速, 而中央稳定板几乎适合于各种主梁形式. 此外, 对检查车轨道等附属装置进行局部调位也可以起到良好的颤振控制效果, 而多种控制方法的合理组合可以进一步发挥其控制作用. 气动控制措施的效果与其设置参数紧密相关, 针对各种控制方法的合理参数设置进行了研究和优化.

关键词: 颤振失稳; 颤振控制; 中央开槽; 中央稳定板; 风嘴; 检查车轨道

中图分类号: U442.5⁺4

文献标志码: A

Practical Flutter Control Method for Long-span Bridges

YANG Yongxin, ZHOU Rui, GE Yaojun

(State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: When faced with the threat of flutter instability, a reasonable and effective passive aerodynamic flutter control method is the best protection scheme for a long-span bridge from wind-induced collapse in its service life. The effects of several passive aerodynamic flutter control methods were investigated for three widely adopted main girders for long-span bridges including closed box girder. It can be concluded that central slotting best suits closed box girder, fairings are able to improve the flutter performance of more bluff girder section significantly, and central stabilizer can be applied to all the three girder sections. In addition, adjusting the position of inspection rails can also achieve the flutter control goal, and a rational combination of different methods may

have extra advantages. It should be noted that the flutter control effect of a method is largely influenced by its parameters, so the appropriate setting and optimization of detailed parameters for different flutter control measures are also investigated.

Key words: flutter instability; flutter control; central-slotting; central stabilizer; fairing; inspection rail

随着科学技术的进步, 特别是设计方法、施工技术和材料性能的提高, 现代大跨度桥梁特别是悬索桥和斜拉桥不断向着长大化方向发展. 1998 年日本 Akashi Kaikyo 悬索桥的主跨已经达到了 1991 m, 2012 年俄罗斯 Russky Island 大桥的通车将斜拉桥的跨径记录提升到 1104 m. 桥梁跨径大幅度增长带来的主要问题是结构刚度的急剧下降, 这就使得风对桥梁结构的作用, 尤其是风致振动问题变得越来越重要. 我国是世界上少数几个受风灾影响最严重的国家之一, 据统计, 我国沿海地区平均每年有登陆台风 7 个, 引起严重风暴潮灾害 6 次, 袭击风速可达 $60 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 以上, 对沿海地区人的生命财产安全以及桥梁结构安全构成严重威胁.

在各种风致振动中对桥梁稳定、安全和使用性能影响最大的是自激振动, 特别是会导致桥梁毁坏的颤振失稳, 因此必须绝对保证结构颤振临界风速高于颤振检验风速. 当不能达到这个要求时就需要施加有效的颤振控制措施以改善气动稳定性. 颤振控制措施种类较多, 既有主动控制措施又有被动控制措施, 既有机械控制措施又有气动控制措施. 但从实用角度出发, 主动控制措施因为需要控制者主动地为控制系统输入能量, 实际应用起来难度和费用都较高且可靠性较难保证; 而机械控制措施完全

收稿日期: 2013-10-21

基金项目: 国家自然科学基金(51078276); 国家重点实验室自主课题(SLDRCE10-B-05); 国家“九七三”重点基础研究发展计划(2013CB036300)

第一作者: 杨詠昕(1974—), 男, 副研究员, 工学博士, 主要研究方向为大跨度桥梁风振机理和风振控制. E-mail: yang_y_x@tongji.edu.cn
通讯作者: 周 锐(1988—), 男, 博士生, 主要研究方向为大跨度桥梁抗风. E-mail: zhourui_88@163.com

依赖于核心机构的正常运作,一旦出现机械故障后果将极为严重.综合看来,被动的气动控制措施是最可靠最有实用意义的颤振控制措施.

本文针对大跨度桥梁应用最广泛的 3 种主梁,即闭口钢箱梁、带挑臂箱梁和开口边主梁,重点研究和总结中央开槽、中央稳定板、设置风嘴和调整附属装置位置等实用被动气动颤振控制方法的控制效果和原理.

1 闭口箱梁颤振控制

闭口箱梁因其断面具有良好的空气动力性能而广泛应用于大跨度悬索桥和斜拉桥中,如图 1 所示,其中比较有代表性的是丹麦 Great Belt 悬索桥以及我国的润扬长江公路大桥和苏通大桥等.虽然闭口箱梁的气动稳定性能较好,但从主跨 1 624 m 的丹麦 Great Belt 桥和 1 490 m 的中国润扬大桥的颤振临界风速分别仅为 $62 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ^[1]和 $63 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ^[2]的情况来看,闭口钢箱梁悬索桥的空气动力极限基本停留在 1 600 m 左右,当需要的桥梁跨径更大或者桥址风速要求更高时,仍然需要借助有效合理的颤振控制方法.

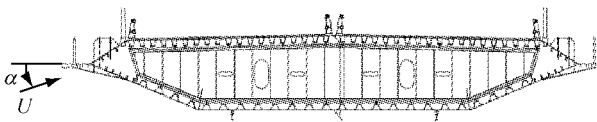


图 1 闭口钢箱梁

Fig.1 Closed box steel girder

1.1 中央开槽

尽管并非对任何断面形式的主梁施加中央开槽都能提高颤振临界风速 U_{cr} ,但是对扁平闭口箱梁断面进行中央开槽一般能提高桥梁的颤振稳定性能;中央开槽气动控制措施对颤振稳定性能的提升效果同开槽宽度紧密相关,但现有研究在对其发展趋势的判断上存在分歧^[3-4].为此,本文采用如图 2 所示的分体箱梁来研究中央开槽的颤振控制效果及其随槽宽的变化规律.

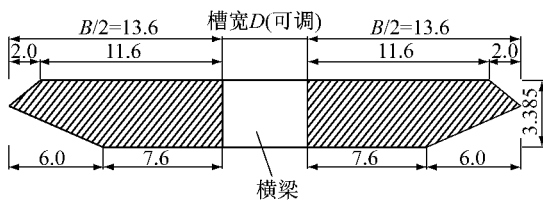


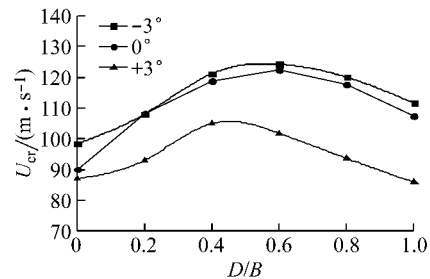
图 2 中央开槽形成的分体箱梁(单位:m)

Fig.2 Central-slotted box girder (unit:m)

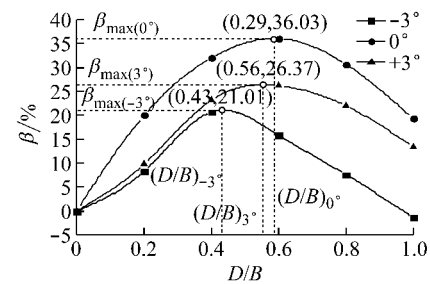
共设计了 5 种槽宽的分体箱梁节段模型,其开槽宽度 D 分别为原型断面宽度 B 的 20%,40%,60%,80%和 100%.设置中央开槽前后各断面的颤振临界风速 U_{cr} 和临界风速增长率 β 随相对槽宽比 D/B 的发展曲线如图 3 所示.

由图 3 可知,中央开槽对闭口箱梁的颤振控制效果可以归纳为以下几点:

- (1)不同风攻角下,结构颤振临界风速随相对槽宽比增加而变化的趋势大致相同,槽宽比不大时临界风速随槽宽比增加而增大,并在最优槽宽比时达到极大值;槽宽比继续增大,颤振稳定性能反而下降.
- (2)由于闭口箱梁在 $+3^\circ$ 风攻角下稳定性最差,且不同槽宽断面在此攻角下的临界风速增长率也始终低于其他两个攻角,因此在研究所涉及的槽宽比范围内,结构最不利风攻角始终为 $+3^\circ$.
- (3)由于最不利风攻角下的结构颤振临界风速增长率 β 极值达到 27%,因此中央开槽对闭口箱梁具有显著的颤振控制效果.



a 颤振临界风速随相对槽宽比的变化



b 临界风速增长率随相对槽宽比的变化

图 3 中央开槽闭口箱梁的颤振临界风速

Fig.3 Flutter critical speeds of central-slotted box girder

应用二维三自由度耦合颤振分析方法^[5]对这一系列断面气动阻尼的形成和发展规律进行的研究表明:与理想薄平板扭转形态颤振相似,闭口箱梁及其中央开槽后形成的系列分体箱梁断面所发生的颤振,仍然是扭转主运动位移所产生的气动升力激发起耦合竖向运动,这一耦合竖向运动的速度产生的

耦合气动升力矩又反馈作用到扭转主运动上的这样一条扭转竖向自由度之间的激励-反馈路线导致了系统的发散, 即主要由 D 项耦合气动负阻尼驱动发散的扭转耦合扭转颤振. 虽然扭转运动自身所产生的 A 项气动阻尼保持为正且基本随风速上升而增长, 但以 D 项耦合气动阻尼为主的气动负阻尼随风速增加逐渐抵消了 A 项气动正阻尼和结构阻尼对系统的稳定作用, 最终导致了系统扭转运动的发散. 图 4 所示为不同 D/B 断面 A 项气动阻尼和 D 项气动阻尼 ξ 的比较.

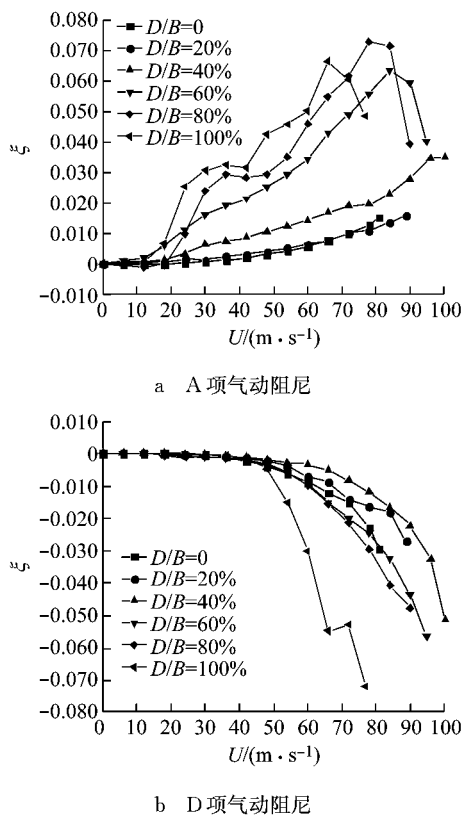


图 4 +3°风攻角下主要气动阻尼比较

Fig.4 Aerodynamic damping comparison at +3° attack angle

同原闭口箱梁相比, 由于开槽宽度较小的 $D/B=20\%$ 的断面和 $D/B=40\%$ 的断面的气动导数 A_1^* , H_3^* 的变化, 在相同风速下其 D 项气动负阻尼的绝对值低于原型断面, 有利于系统稳定. 同时, 由于气动导数 A_2^* 的绝对值随风速上升增大的幅度高于原型断面, 其 A 项气动正阻尼大于原型断面. 在这两个因素的综合影响下, $D/B=20\%$, $D/B=40\%$ 断面的系统扭转总阻尼比曲线始终位于原型断面上方, 颤振稳定性能有了明显改善.

对于更大的槽宽, $D/B=60\%$, $D/B=80\%$ 和 $D/B=100\%$, 当风速高于 $70 m \cdot s^{-1}$ 后, D 项气动阻

尼开始随风速上升而迅速下降, 其下降速度显著高于原型断面和槽宽较小的断面. 此外, 由于 A_2^* 在较高风速下随风速上升的变化趋势发生转折, 使得 A 项气动正阻尼在超过一定风速后对系统的稳定作用减弱, 且槽宽越大其转折风速越低. 这样, 系统的扭转总阻尼比的“转折风速”提前, 并且阻尼比曲线下降段的下降速度变大, 最终使得颤振临界风速降低.

进一步采用桥梁风振分析方法对各断面达到颤振临界状态时的颤振形态矢量进行计算, 结果表明, 槽宽较小时, 随槽宽比增加, 结构竖向自由度在扭转颤振中的参与程度逐渐提高, 在最优槽宽比时达到最大; 随着槽宽比继续增加, 扭转和竖向自由度的耦合程度反而下降. 结合颤振临界风速结果可以发现, 当结构竖向自由度的参与程度提高时, 中央开槽对结构颤振失稳的控制作用增强, 反之, 当这种扭转和竖向自由度的耦合程度下降时, 中央开槽的颤振控制作用下降. 由此可见, 中央开槽断面自由度耦合程度的改变是颤振稳定性能变化的主要原因.

1.2 中央稳定板

国内外已有研究表明, 设置中央稳定板有利于提高主梁结构的颤振稳定性能^[6-9], 并在日本明石海峡大桥、中国润扬长江公路大桥等大跨度桥梁工程中得到应用, 其中明石海峡大桥采用的是桥面中央底部向下的稳定板, 而润扬大桥的中央稳定板则设置在加劲梁顶部. 如图 5 所示, 本文在闭口箱梁梁顶和梁底设置了 3 种形式中央稳定板: X 型, 梁顶稳定板; Y 型, 梁底稳定板; X+Y 型, 梁顶和梁底均设置稳定板, 以研究梁顶和梁底设置中央稳定板对颤振临界风速的影响, 以及稳定板高度和颤振控制效果的关系. 本文考虑了 4 种稳定板高度, 分别为梁高的 0.2, 0.4, 0.6 和 0.8 倍.

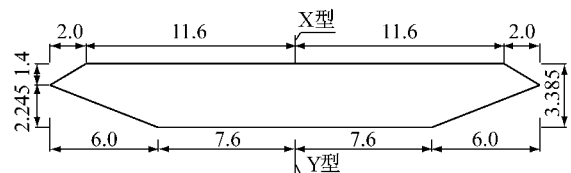


图 5 带中央稳定板的闭口箱梁(单位:m)
Fig.5 Closed box girder with central stabilizers (unit:m)

通过系列节段模型风洞试验测试了原闭口箱梁断面及设置各种形式、高度的中央稳定板后的颤振临界风速, 结果见表 1, 其中 h/H 为稳定板高度/主梁高度. 试验结果显示, 中央稳定板的颤振控制效果主要取决于 3 个因素: 风攻角、稳定板形式和稳定板

高度。

由表 1 可知,和中央开槽不同,即使稳定板形式和高度相同,各主梁断面的颤振临界风速也随风攻角不同而有着较大变化,而且基本不存在统一的控

制风攻角. 这是由于结构的颤振稳定性能取决于其在±3°攻角范围内的最低颤振临界风速,因此从表 1 的数据中提取出各个断面在 3 种风攻角中的最低风速,如图 6 所示.

表 1 带中央稳定板的闭口箱梁的 U_{cr}

Tab.1 Flutter critical speeds of closed box girder with central stabilizers

h/H	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$								
	X 型			Y 型			X+Y 型		
	+3°	0°	-3°	+3°	0°	-3°	+3°	0°	-3°
0	87.0	90.0	98.4	87.0	90.0	98.4	87.0	90.0	96.4
0.2	91.2	115.2	109.8	90.0	110.4	111.6	72.0	108.6	127.2
0.4	96.0	118.8	102.0	82.8	102.0	112.8	106.2	102.0	87.0
0.6	111.0	105.0	96.0	72.0	99.0	110.4	108.6	91.8	<87.0
0.8	121.2	94.8	91.2	55.8	91.2	95.4	<87.0	<87.0	<87.0

由图 6 可知,X 型和 Y 型的中央稳定板都能在 一定板高范围内提升闭口箱梁的颤振稳定性能,而且同中央开槽颤振控制效果随槽宽发展规律相似,设置这两种型式中央稳定板后闭口箱梁的颤振临界风速也不是随板高增加而单调递增的. 无论设置在梁顶还是梁底,中央稳定板的颤振控制效果随板高增加都是先提升再降低,即存在“最优板高”. 在各自的最优板高比,X 型稳定板可以提高颤振临界风速 11.1%,而 Y 型只能提高 4.1%.

和发展规律进行了分析^[5],如图 7 所示. 图中 5 项气动阻尼含义为:A 为扭转运动速度产生的气动升力矩所形成的气动阻尼;B 为扭转运动速度产生的气动升力激励起的耦合竖向运动的速度所产生的耦合气动升力矩形成的气动阻尼;C 为扭转运动速度产生的气动升力激励起的耦合竖向运动的位移所产生的耦合气动升力矩形成的气动阻尼;D 为扭转运动位移产生的气动升力激励起的耦合竖向运动的速度所产生的耦合气动升力矩形成的气动阻尼;E 为扭转运动位移产生的气动升力激励起的耦合竖向运动的位移所产生的耦合气动升力矩形成的气动阻尼.

设置 0.2 倍梁高的 X 型中央稳定板后,由于气动导数 A_2^* 的绝对值随折减风速上升而增大的幅度减小,其 A 项气动正阻尼低于原闭口箱梁;但由于 A_1^* 和 H_3^* 绝对值减小导致 D 项气动负阻尼的绝对值也低于原断面. 当风速较高时,D 项气动负阻尼的绝对值减小程度更大,连同 E 项气动阻尼对系统稳定作用的增强,抵消了 A 项气动正阻尼减小的不利影响,最终改善了结构颤振稳定性能.

板高增加到 0.8 倍梁高后,在 0°和-3°风攻角下气动导数 A_2^* 绝对值随风速的增长幅度有所提高,但 E 项气动阻尼稳定作用的降低和 C 项负阻尼的出现,导致系统扭转总阻尼比在各级风速下都低于 0.2 倍梁高的稳定板断面,颤振临界风速也较低. 而+3°风攻角下却由于 A_2^* 绝对值随风速的增长幅度的大幅增加,使得 A 项气动阻尼的有利发展克服了其他多项负阻尼的不利影响,使得-3°风攻角转变成为 0.8 倍梁高的 X 型中央稳定板闭口箱梁的最不利攻角.

同中央开槽颤振气动控制的情况相似,当颤振发生过程中竖向自由度参与程度提高时,稳定板可以提高颤振临界风速;反之,扭转与竖向自由度耦合程度的下降导致颤振稳定性的下降. 因此,中央稳定

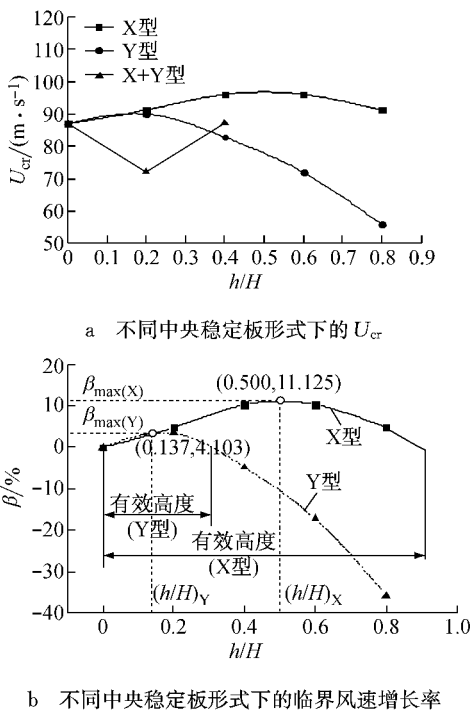


图 6 带中央稳定板的闭口箱梁的最低 U_{cr}

Fig.6 Minimum values of critical wind speed of close box girder with central stabilizers

应用二维三自由度耦合颤振分析方法对设置 X 型中央稳定板前后的闭口箱梁断面气动阻尼的形成

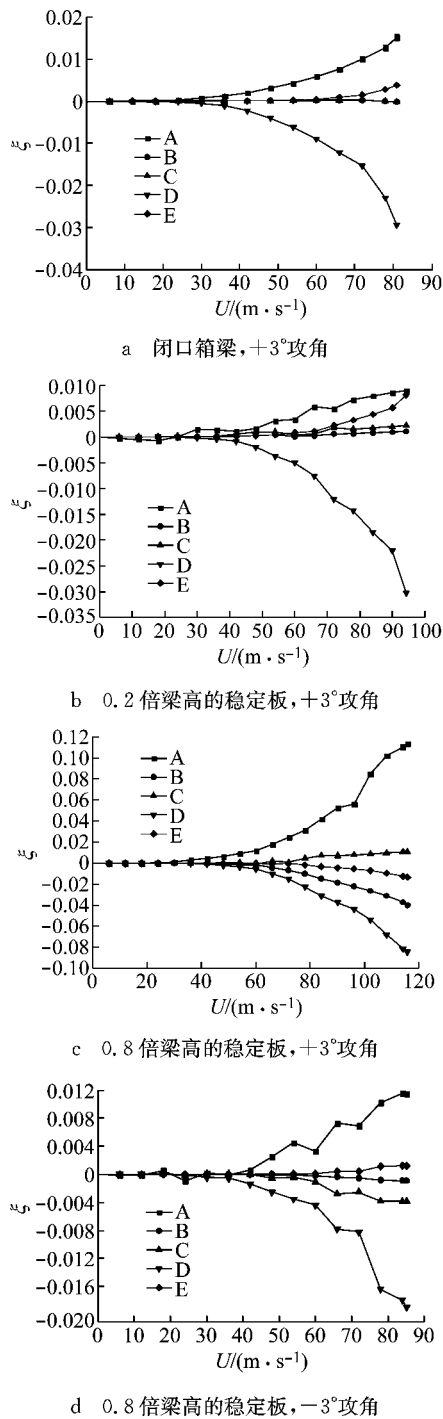


图 7 设置 X 型稳定板前后气动阻尼比较

Fig.7 Aerodynamic damping comparison of box girder with central stabilizer type X

板对颤振发生过程中扭转和竖向自由度耦合程度的改变是中央稳定板改变颤振性能的重要原因, 这也可从与耦合项气动阻尼相关的气动导数 H_2^* , H_3^* 在设置稳定板前后的显著变化得到证实.

1.3 组合效果

当一种颤振控制措施的控制效果还不能完全达到预期控制目标时, 可以尝试两种或更多措施的组

合控制. 本文提出的是针对闭口箱梁的中央开槽和中央稳定板组合颤振控制效果, 其中 $D/B=20\%$, 而中央稳定板则有 5 种形式: I 型位于梁顶, II 型位于槽中, III 型位于梁底, 另有 2 种稳定板自身的组合形式 I + II 和 II + III. 施加各种组合控制措施后的闭口箱梁断面如图 8 所示.

设置中央开槽和中央稳定板组合控制后的 5 种断面颤振临界风速试验结果见表 2. 由表 2 可知, 在中央开槽措施基础上组合各种稳定板措施均能进一步提升颤振控制效果, 其中 3 种基本稳定板形式中 III 型即梁底型最佳, 而组合稳定板形式比基本形式效果更好.

表 2 5 种中央开槽和稳定板的组合控制措施的控制效果
Tab.2 Flutter control effects for central-slotted sections with five kinds of central stabilizers

中央稳定板状态	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$			最小值	$\beta/\%$
	-3°	0°	+3°		
无	83.9	>87.1	>87.1	83.9	
I 型	88.1	>99.0	>99.0	88.1	5.0
II 型	87.7	>99.0	>99.0	87.7	4.5
III 型	90.9	>99.0	>99.0	90.9	8.3
I + II 型	96.5	>99.0	>99.0	96.5	15.0
II + III 型	94.4	>99.0	>99.0	94.4	12.5

1.4 附属装置调位

通过调整检修轨道的位置来改变箱梁外侧的气动外形, 特别是在钢箱梁外侧和下侧调整检修轨道的位置, 可能成为一种有效提高颤振稳定性能的气动措施.

针对宽 38.5 m、高 3.5 m 的扁平闭口钢箱梁, 考察了检修轨道位置调整对结构颤振稳定性能的影响. 检修轨道初始位置在整体钢箱梁底板之下, 调位后检修轨道调整到钢箱梁斜腹板的下缘. 表 3 对比了调位前后的结构颤振临界风速, 可知调位后 3 个风攻角下的结构最小颤振临界风速为 $67 m \cdot s^{-1}$, 相比初始位置提高了 8.9%. 因此, 对于闭口钢箱梁的颤振稳定性能, 检修轨道设置在斜腹板下缘比在主梁底部可能更有利.

表 3 不同检修轨道设置位置的闭口钢箱梁的 U_{cr}
Tab.3 Flutter critical speeds of closed box girder with different inspection rail locations

风攻角/(°)	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$	
	初始位置	调位后
-3	>72.0	79.8
0	91.0	74.9
+3	61.0	67.0

针对分体箱梁, 以改变检修轨道位置为手段也进行了一组颤振控制试验. 检修轨道的位置及相应

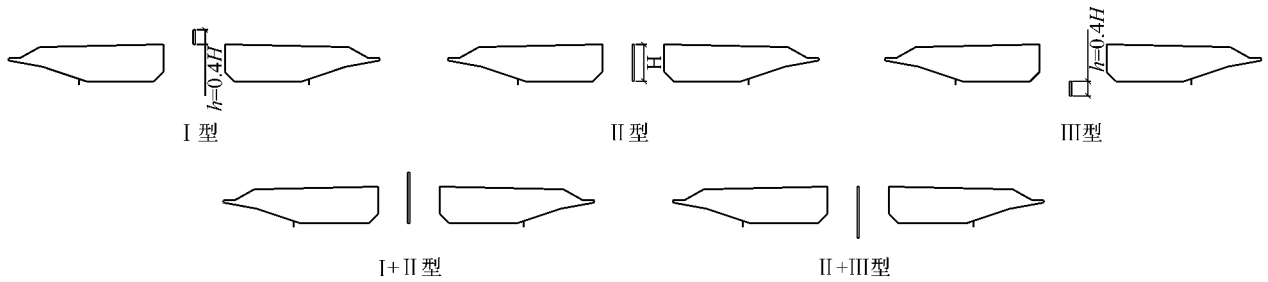


图 8 5 种中央开槽和稳定板的组合控制措施

Fig.8 Five types of combined control measures composed of central slotting and stabilizers

的颤振临界风速试验结果如表 4 所示.

表 4 检修轨道调位引起的控制效果

Tab.4 Variation of flutter critical speeds due to location adjustment of inspection rail

工况	检修轨道位置示意图	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$	$\beta/\%$
1		76.2	
2		77.1	1.1
3		77.3	1.4
4		79.0	3.6
5		76.9	0.8
6		76.6	0.5

颤振控制试验结果表明,检修轨道在底面上的位置改变对结构颤振临界风速的影响微小,而在斜腹板上的位置改变则对结构颤振稳定性能有一定的影响,表现为越靠近斜腹板的下缘,颤振临界风速越高.当检修轨道设置于斜腹板下缘时,颤振临界风速达到 $79.0 m \cdot s^{-1}$,相比初始断面提高了 3.6%.

在此基础上进一步考察检修轨道顶板中心离开斜腹板的竖有距离 L 大小(图 9)对结构颤振稳定性能的影响.表 5 列出了对应各种间距的分体箱梁颤振临界风速测试结果.

由表 5 可知,结构颤振性能随检修轨道离开斜腹板距离的增大而变化,当此距离增大到一定数值

表 5 检修轨道与斜腹板间距调整对 U_{cr} 的影响

Tab.5 Variation of flutter critical speeds due to distance adjustment of inspection rail

L/cm	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$			最小值	检验值
	-3°	0°	$+3^\circ$		
26	>87.1	>87.1	87.1	87.1	78.7
28	>87.1	>87.1	83.9	83.9	78.7
35	>85.5	>87.1	>87.1	>85.5	78.7
56	78.4	>87.1	>87.1	78.4	78.7
无	74.2	>83.9	>87.1	74.2	78.7

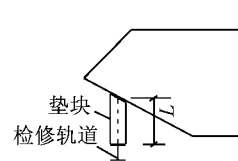


图 9 检修道顶板中心离开斜腹板的竖直距离

Fig.9 Vertical distance of the central point at the top of inspection rail to the inclined web

以后,临界风速下降相当明显.检修轨道出现在钢箱梁斜腹板下缘时对结构颤振稳定性能是有利的,而颤振性能的提高对检修轨道离开斜腹板的距离比较敏感,即存在一个最优距离;当检修轨道远离斜腹板达到一定程度后,其对结构颤振稳定性能的提升效果逐渐消失.

2 带挑臂箱梁颤振控制

带挑臂的斜腹板箱梁也是大跨度桥梁的常用主梁形式,如图 10 所示.该类型截面桥梁比较典型的

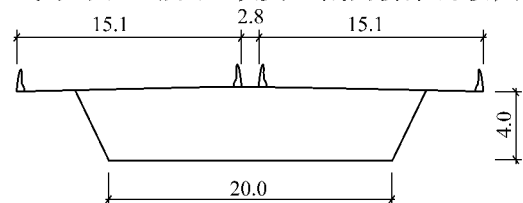


图 10 带挑臂闭口箱梁(单位:cm)

Fig.10 Closed box girder with cantilevered slab (unit:cm)

例子有主跨为 206 m 的长沙洪山大桥(无背索斜塔斜拉桥)和主跨为 318 m 的西班牙 Talavera 斜塔斜拉桥. Nieto 利用风洞试验和数值模拟对 Talavera 桥的颤振导数进行了对比研究^[10]. 相比更流线形的闭口箱梁, 带挑臂的斜腹板箱梁气动外形比较钝化, 所适用的桥梁主跨跨径较小, 但经济性能更好, 通常采用斜腹板和底板为钢板、上覆混凝土桥面板的叠合梁形式.

由表 6 可知, 当风攻角为零或负值时结构颤振临界风速相当理想, 但一旦转到正攻角, 其颤振临界风速迅速下降. 节段模型和全桥气弹模型的结果均验证了这一特点.

表 6 带挑臂箱梁的 U_{cr}

Tab.6 Flutter critical speeds of closed box girder with cantilevered slab

风攻角/(°)	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$	
	节段模型	全桥气弹模型
-3	>176.0	
0	145.0	>100.0
+3	81.4	82.6

2.1 中央稳定板

中央开槽方法能否发挥有效的颤振控制作用, 很大程度上依赖于原始主梁的气动性能^[4]. 当原始主梁断面的颤振性能并不理想时(可以用扭转运动自身所产生的气动扭转阻尼随风速增加的发展趋势来判断), 采用中央开槽很可能会降低结构颤振临界风速. 因此, 中央开槽颤振控制方法并不适用于带挑臂箱梁. 针对箱形主梁横断面形式的特点, 可以考虑在桥面中央设置稳定板的控制方法, 如图 11 所示. 中央稳定板考虑了 3 种高度: 0.8, 1.0 和 1.2 m, 分别对应为梁高的 20%, 25% 和 30%.

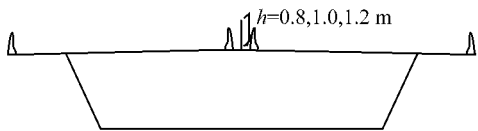


图 11 设置中央稳定板的带挑臂箱梁

Fig.11 Central stabilizer installed on closed box girder with cantilevered slab

风洞试验得到的结构颤振临界风速测试结果如表 7 所示. 由表 7 可知, 中央稳定板可以发挥较好的颤振控制效果, 其中效果最好的是 1.2 m 高度的中央稳定板, 其颤振临界风速相比原始断面提高了约 11%.

2.2 附属装置调位

结构在正风攻角下的颤振临界风速较之负攻角

表 7 不同高度中央稳定板对带挑臂箱梁的 U_{cr} 的影响
Tab.7 Flutter control effect of central stabilizer on U_{cr} of closed box girder with cantilevered slab

风攻角/(°)	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$			
	原始断面	0.8 m	1.0 m	1.2 m
-3	>176.0	>176.0	>176.0	>176.0
0	145.0	151.8	151.8	154.0
+3	81.4	85.8	85.8	90.2

和零攻角明显降低, 意味着如果在斜腹板或者底板的气动外形上进行恰当的调整以改善正风攻角下的绕流特征, 可能会带来明显的颤振控制效果. 由于钢梁底侧一般均要设置检查车轨道以便于检查车的运行, 所以利用检查车轨道的设置来实现颤振控制成为带挑臂箱梁桥梁颤振控制的另一种思路. 根据检查车轨道的不同设置位置, 一共考察了 5 种不同的断面形式, 如图 12 所示. 其中断面 a 的检查车轨道设置在斜腹板的底部, 断面 b 的检查车轨道设置在斜腹板上部, 断面 c 的检查车轨道设置在底板的边缘, 断面 d 的检查车轨道设置在底板靠中的位置, 而断面 e 的检查车轨道位置同断面 a 一样但取消了中央稳定板.

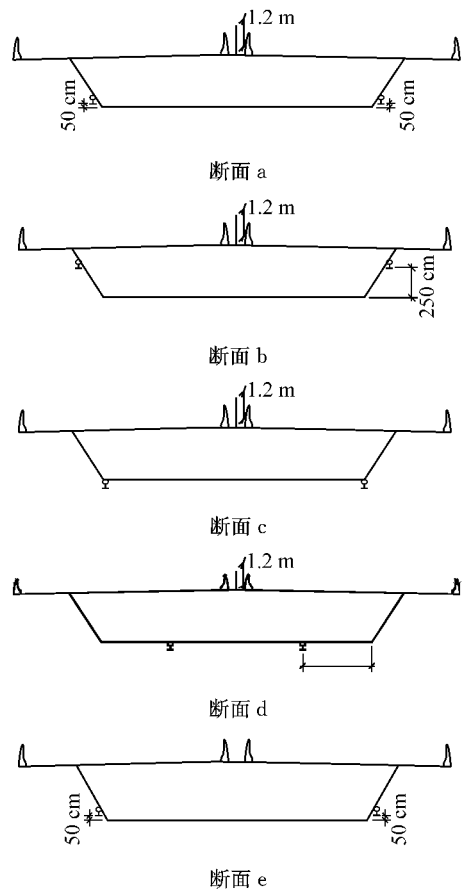


图 12 设置不同位置检查车轨道的带挑臂箱梁

Fig.12 Different locations of inspection rails on closed box girder with cantilevered slab

设置不同位置检查车轨道的带挑臂箱梁颤振临界风速测试结果见表 8. 由表 8 可知,除断面 c 以外,检查车轨道的合理设置都能使结构颤振稳定性得到显著提升,而断面 a 的颤振临界风速最高. 检查车轨道位置同断面 a 一致的断面 e 虽然颤振临界风速略低,但相比原始断面也提高了约 11%,这也同样表

明检修轨道设置在腹板下缘比底部更有利. 由于该断面不需设置中央稳定板在经济性能上更具优势,即仅仅通过检查车轨道位置的合理设置,就能实现同设置中央稳定板相当的颤振控制效果. 需要注意的是,这一检修轨道最优设置位置同闭口箱梁的非常相似.

表 8 设置不同位置检查车轨道的带挑臂箱梁的 U_{cr}

Tab. 8 Flutter control effect of inspection rails on U_{cr} of closed box girder with cantilevered slab

风攻角/ $^{\circ}$	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$					
	原始断面	断面 a	断面 b	断面 c	断面 d	断面 e
-3	>176.0	>176.0	>176.0	>176.0	>176.0	>176.0
0	145.0	162.8	151.8	121.0	154.0	154.0
+3	81.4	94.6	88.0	79.2	90.2	90.2

3 开口边主梁颤振控制

图 13 所示的开口边主梁也是大跨度桥梁的常用主梁之一,一般采用矩形或工字形的钢边纵梁,通过钢横梁和混凝土桥面板连接成整体. 这种主梁为典型的开口断面形式,相比闭口箱梁和带挑臂箱梁等闭口断面气动外形明显更加钝化. 比较著名的有主跨为 605 m 的青州闽江大桥、主跨为 602 m 的杨浦大桥和香港汀九大桥以及武汉二七长江大桥等.

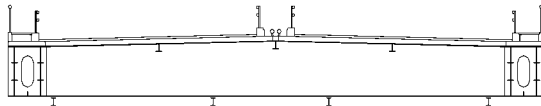


图 13 开口边主梁

Fig. 13 Separated edge beam girder

由于气动外形钝化,开口边主梁的气动稳定性能往往也比较差. 由表 9 可知,尽管背景桥梁的跨径只有 330 m,开口边双主梁断面仅在负风攻角下颤振性能较好,当风攻角为零度时结构颤振临界风速已经低于颤振检验风速,当转到正攻角时其颤振临界风速进一步下降.

表 9 开口边主梁的 U_{cr}

Tab. 9 Flutter critical speeds of separated edge beam girder

风攻角/ $^{\circ}$	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$	
	节段模型	全桥气弹模型
-3	96.2	
0	74.8	72.5
+3	69.0	

3.1 风嘴

由于开口边主梁气动外形的钝化特性,中央开槽难以发挥颤振控制效果. 为了提高气动稳定性,可

在主梁两侧边缘设置风嘴以改善气流的分离和绕流形态,从而提升包括颤振在内的各种风致性能. 增设风嘴后的开口边主梁断面如图 14 所示.

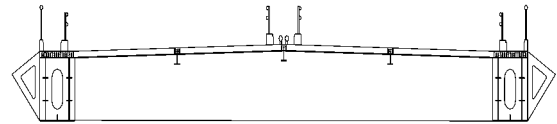


图 14 带风嘴的开口边主梁

Fig. 14 Separated edge beam girder with fairings

由表 10 可知,增设风嘴显著提高了开口边主梁的颤振控制效果,其颤振临界风速相比原始断面提高了 30%,远高于颤振检验风速,表明边缘风嘴对绕流气流的平滑梳理作用有利于提高结构颤振性能.

表 10 开口边主梁的颤振控制效果

Tab. 10 Flutter control effects on separated edge beam girder

风攻角/ $^{\circ}$	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$		
	原始断面	带风嘴断面	带中央稳定板断面
-3		95.0	87.5
0	72.5	>100.0	82.5
+3		95.0	>100.0

3.2 中央稳定板

根据开口边主梁断面的构造特点,在桥面中央底侧设置稳定板以干扰主梁腹内旋涡气流的流动,可以起到一定的颤振控制作用. 而且这样的设置方法,也不会对桥面行车和景观产生影响. 设置中央稳定板的开口边主梁如图 15 所示,稳定板高度同梁高一致.

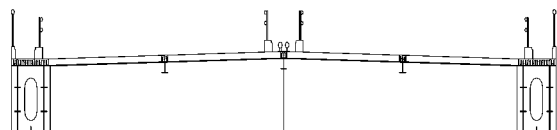


图 15 设置中央稳定板的开口边主梁

Fig. 15 Separated edge beam girder with central stabilizer

由表 10 还可知, 对开口边主梁, 中央稳定板的颤振控制效果虽然不如增设风嘴, 但也有效地提高了结构颤振临界风速, 增幅可达 14%, 满足颤振检验风速要求。

3.3 导流板

基于风嘴对开口边主梁颤振性能的改善原理, 合理引导来流气流可以避免和减弱主梁前缘剧烈的边界层分离和旋涡脱落, 实现提高结构气动稳定性的效果, 而导流板可在一定程度上起到这样的作用, 且比增设风嘴更为经济。图 16 所示为两边主梁为工字型的开口边主梁断面, 为了提升其原始结构的颤振性能, 研究了两种不同引导角度导流板的控制效果, 导流板和水平线夹角分别为 71°(导流板 1) 和 60°(导流板 2)。增设导流板前后的结构颤振临界风速见表 11。

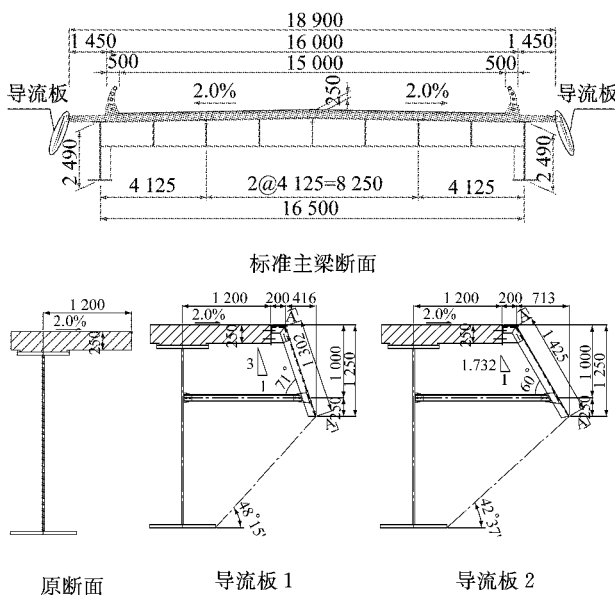


图 16 工字型开口边主梁和导流板形式 (单位: mm)

Fig. 16 Separated I-shaped edge beam girder with different guide vanes (unit: mm)

表 11 不同导流板形式的工字型开口边主梁的 U_{cr}

Tab. 11 Flutter critical speeds of separated I-shaped edge beam girder with different guide vanes

风攻角/(°)	$U_{cr}/(m \cdot s^{-1})$		
	原始断面	导流板 1	导流板 2
-3	>75.0	>90.0	>90.0
0	50.0	75.0	85.0
+3	35.0	65.0	80.0

由表 11 可知, 两种角度的导流板均能显著提高工字型开口边主梁的颤振稳定性能; 增设导流板 2 后结构在 3 种风攻角下的颤振临界风速最高, 其颤振控制效果优于导流板 1。因此, 对开口边主梁而言,

导流板可以成为有效的气动颤振控制措施, 且倾斜角度越小的导流板的颤振控制效果越好。

4 结论

(1) 中央开槽可以有效提升流线形较好的闭口箱梁的颤振稳定性能, 颤振临界风速最大可以提高 27%, 但其控制效果随槽宽增加呈现先上升后降低的趋势, 因此需要选择合理的槽宽比。对气动外形较为钝化的主梁则不宜采用这种颤振控制措施。虽然采用中央开槽将在经济上付出一定代价, 但目前是特大跨度桥梁突破气动力极限的首选方案。

(2) 中央稳定板也可改善闭口箱梁的颤振性能, 其控制效果与稳定板设置位置、稳定板高度相关, 只有合理选择中央稳定板的设置形式和板高才能有效发挥其颤振控制效能。对气动外形较为钝化的带挑臂箱梁和开口边主梁, 中央稳定板也可以明显提高颤振稳定性能, 颤振临界风速可提高 10% 以上, 其经济性较中央开槽好。

(3) 增设风嘴对气动外形钝化的主梁, 特别是开口边主梁, 具有非常优异的颤振控制效果。与之原理相仿的导流板也能在一定程度上改善开口边主梁的颤振性能, 对本身颤振性能较差的开口主梁, 颤振临界风速增加率可达 30%。

(4) 对主梁断面气动外形的局部调整, 如检查车轨道的调位, 也能起到颤振控制效果, 越靠近腹板下缘效果越好, 颤振临界风速增加率在 5% 以内, 尽管增幅不大, 但这种措施经济实用, 适用面广泛, 对气动稳定性能良好和较差的原始主梁均可发挥控制作用。

(5) 两种及两种以上颤振气动控制措施的合理组合应用, 如中央开槽组合中央稳定板、中央开槽组合检查车轨道调位, 可以在单种措施的基础上发挥更大的颤振控制效果。

参考文献:

[1] Larsen A. Aerodynamic aspects of the final design of the 1624m suspension bridge across the Great Belt[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1993, 48(2): 261.
 [2] 同济大学土木工程防灾国家重点实验室. 润扬大桥抗风性能研究[R]. 上海: 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 2003.