

气动措施抑制桥梁涡振机理研究

许福友^{1,2}, 林志兴³, 李永宁³, 楼文娟¹

(1. 浙江大学 建筑工程学院, 杭州 310027; 2. 大连理工大学 土木水利学院, 大连 116024;

3. 同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘 要: 通过表面测压方法研究了桥梁主梁基本断面、添加抑流板或导流板后断面的涡激共振特性; 基于三种断面不同风速各测点压力时程, 综合对比分析脉动压力系数均值、标准差、功率谱及局部与总体气动力相关性对涡振的影响, 揭示了扭转涡振及气动措施抑振的机理。研究发现: 扭转涡振的根本原因是上表面上游的分离使得中游和下游区域压力脉动非常强烈, 各测点脉动压力具有相同卓越频率, 且与总体气动力具有良好的相关性; 抑流板改善了上表面流场分布, 有效抑制了涡振; 而导流板对上表面流场基本无影响, 未能抑制涡振。

关键词: 涡振; 气动措施; 抑振; 表面测压; 涡振机理

中图分类号: U448

文献标识码: A

涡激振动是大跨度桥梁在较低风速下容易出现的一种风致振动。该振动具有自激性质, 对漩涡脱落形成某种反馈作用, 使得振幅受到限制。美国 Tacoma 桥在扭转颤振失稳之前出现过较低风速下的竖弯涡振; 丹麦 Great Belt 东桥引桥、英国 Second Severn 桥以及加拿大 Lion Gate 桥都出现过大幅涡振; 柳州红光桥发生竖弯和扭转涡振; 舟山桃夭门大桥甚至发现有扭转角和竖向位移都超过允许值的大幅涡振。在大跨度桥梁抗风稳定性能得以保证的今天, 与适用性和耐久性相关的涡激振动问题日益突出, 如何有效减振或抑振成为一个重要研究课题。

Nagao^[1]通过烟雾法和测压法从微观上在一定程度上研究了栏杆对桥梁涡振特性的影响, 获得一些具有指导意义的结论。Battista^[2]通过设置被动阻尼器成功抑振了主桥跨径为 200m + 300m + 200m 的巴西 Rio-Niteroi bridge(钢箱梁连续梁桥)的涡激振动。Larsen^[3]研究了设置导流板抑制 Great Belt 桥的涡振效果, 运营结果证明涡振被有效抑制。Francesco^[4]通过均匀流场风洞试验测压、测力、测振研究了 Sunshine Skyway 桥的涡振特性。结果表明: 在涡振锁定区气动力系数与压力分布与对应的静态测量结果差异明显, 标准差相对更大, 而平均值相对更小。该研究存在的不足是测压点布置太少, 整个桥梁主梁横断面仅布置 24 个测点, 用于计算整个断面气动力, 而且结论是与天平测量结果吻合良好, 难免会受到一些质疑。Larose^[5]对昂船洲桥主梁断面进行了 1:80 和 1:20 高低雷诺数试验对比研究, 结果表明: 0° 攻角, 导流板在低雷诺数试验中会扩大涡振振幅, 而在高雷诺数试验中却能大幅减小涡

振振幅。Larose^[6]总结了高低雷诺数试验对比研究结果, 认为丹麦 Great Belt 桥西引桥、香港昂船洲桥和日本 Ikara 桥断面对雷诺数敏感, Great Belt 主桥和日本 IHI 桥对雷诺数不敏感。葛耀君^[7]研究了某大跨度桥梁桥塔气弹模型施工塔架、阻尼比、风环境等因素对涡振振幅的影响, 主要结论为塔架、高阻尼比和高紊流度会减弱涡振。张伟^[8]基于高低雷诺数两种对比风洞试验研究了西堠门大桥分离双箱梁涡振特性。结果表明: 导流板抑振效果与导流板与箱梁之间的间距有关。零度攻角导流板能够大幅减小振幅; 存在攻角时导流板在低雷诺数时增加振幅, 在高雷诺数时则会减小振幅, 减小幅度与攻角相关。

以上研究共同特点是通过改变试验条件, 如攻角、偏角、阻尼、流场、雷诺数、添加气动措施等对比研究风速锁定区风速范围及涡振振幅大小, 缺乏从微观上进行机理解释。本文将针对流线型桥梁主梁断面, 通过风洞试验表面测压方法, 研究涡振是否发生表面压力分布特点和气动措施的抑振效果, 总结涡振发生条件, 从微观上揭示桥梁主梁断面涡振机理。

1 风洞试验概况

本文主要针对大跨度缆索承重桥梁经常使用的一类流线型封闭箱形梁断面开展涡激振动研究。选用试验模型横断面如图 1 所示, 模型缩尺比为 1:50, 宽度为 60 cm, 高度为 6 cm。在模型中部横断面布置一排测压孔, 共布置了 143 个测点, 编号见图 1。

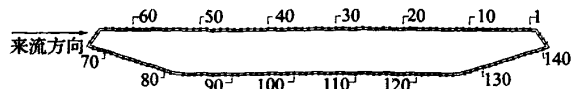


图1 模型布置测压点序号示意图

基金项目: 国家自然科学基金(50708012); 高等学校博士点新教师基金(20070141073); 辽宁省博士启动基金(20081086)

收稿日期: 2008-10-21 修改稿收到日期: 2009-03-09

第一作者 许福友 男, 博士, 讲师, 1976 年生

测压数据线经由模型端部走线孔与固定在模型中轴线处的电子压力扫描阀相联。模型与弹簧等组成节段模型测振弹性悬挂系统,该系统模态测试结果为:基本断面竖弯和扭转频率分别为 5.3 Hz 和 11.2 Hz,对应的阻尼比均约为 6‰。在模型系统端横杆上布置加速度传感器,以测量竖向和扭转振动信号。

首先在均匀流场中对 $\pm 5^\circ$, $\pm 3^\circ$, 0° 五种攻角工况进行了风洞试验研究,结果发现仅在 $+5^\circ$ 攻角条件下发生了扭转涡激共振。为了减弱和抑制涡振的发生,根据该工况表面风压分布特点,又在模型上独立添加了抑流板和导流板两种气动措施,其具体尺寸与添加位置如图 2 所示,此时系统竖弯和扭转频率分别约为 5.25 Hz 和 11.1 Hz。对这两种带气动措施的断面分别进行风洞试验。本文主要研究有无气动措施及不同气动措施对涡振的影响,因此仅对均匀流场 $+5^\circ$ 攻角条件下,基本断面、抑流板断面和导流板断面这三种工况进行详细研究。

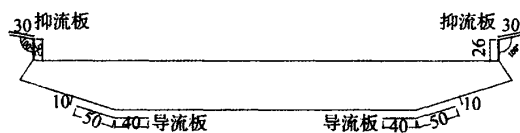


图2 气动措施安放位置图(单位:mm)

2 试验结果分析

试验发现,基本断面和导流板断面模型出现了明显的扭转涡激共振现象,而抑流板断面未出现涡振。

2.1 振幅与风速的关系

振幅是指该风速下位移时程标准差。由振幅与风速关系曲线可判断是否发生涡激共振及涡振锁定风速范围、最大振幅对应风速。基本断面、抑流板及导流板模型振幅随风速变化曲线见图 3。对于基本断面,风速 7.1 m/s 时开始扭转涡振,8.1 m/s 时达到最大值,9.5 m/s 时退出涡振。安装抑流板后,涡振被完全抑制,振动以典型的“拍”形式出现,并没有形成“锁定”。振幅随风速呈整体上升趋势,呈现抖振的特征。安装导流板后,并没有有效抑制扭转涡振,锁定风速区为 7.1 m/s 到 9.5 m/s。最大振幅对应的风速由 8.1 m/s 推迟到 8.7 m/s。最大振幅由 0.8° 增大到 1.1° ,增幅达近 40%。

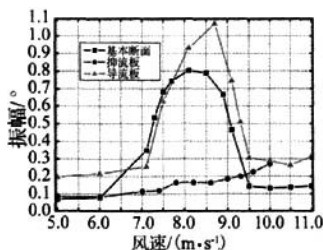


图3 振幅与风速的关系

2.2 振动功率谱

通过各风速下振动位移功率谱也可以判断锁定风

速范围、最大振幅风速和卓越频率。限于篇幅,不同风速功率谱不再给出。由基本断面各风速下振动功率谱可知,随着风速增大,频率为 11.2 Hz 左右处振动逐渐增强,进入锁定风速 7.1 m/s 后呈现单一卓越频率,约为 11.2 Hz,正是模型扭转频率。功率谱幅值在 8.1 m/s 时达到最大值,直到 9.5 m/s 时 11.2 Hz 处谱值接近于零。导流板断面与此类似,只是幅值大小和风速范围有所不同,分别和各自振幅与风速关系曲线对应。抑流板断面振动功率谱始终未发现卓越频率。

2.3 各测点压力系数均值

由模型表面测点压力系数可以判断气流在表面分布情况。三种工况(风速分别为 8.1 m/s, 10 m/s, 8.7 m/s, 分别为各自涡振或抖振振幅最大对应风速)模型各测点压力系数均值见图 4。

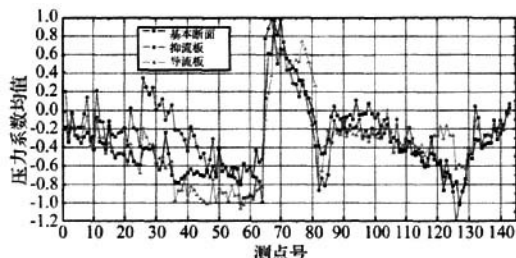


图4 压力系数均值比较

对于基本断面,上表面压力系数由 65 点正值急转为 64 点负值;从 64 ~ 35 点压力系数基本保持稳定,该区域是一个分离点后的“空泡”;此后压力绝对值一直下降,整个上表面在涡激共振时是一个负压区,没有发生再附。下表面压力系数在 81 点由正变负,即分离不是在模型拐角处,而是提前了;其后(约 82 ~ 85 点),压力急降,是分离后的特征;随后(约 86 ~ 101 点)压力再次上升,呈显弱再附的形式,接着(直到 126 点,即下表面最后端)压力一直下降,呈分离趋势,而最终在模型后表面再附。

对于抑流板断面,压力系数被显著改变:① 上表面抑流板使前方气流经过面积减小,进入上表面的气流速度增大,导致分离点(拐角处)分离加强,64 点压力系数绝对值更大;② 抑流板断面上表面分离之后的“空泡”稳定区域大大缩小,仅从 64 ~ 57 点;③ 上表面中部出现正压区,说明在此处发生再附,再附区前后仍然是负压区;④ 下表面分离较基本断面强烈,86 ~ 101 点弱再附区域大小未变,但是由于前方分离加强使得再附变弱,甚至成为负压区。

对于导流板断面,压力系数有些改变:① 上表面分离后形成的“空泡”中压力降低更大,即此处的分离更加强烈;② 下表面靠近导流板处,压力发生变化,但未能显著地改善分离状况;③ 导流板虽然也引起上表面的分离加强,但没有像抑流板那样将分离后的“气

泡”区域压缩,因而未在中部形成再附。

三种工况最显著的区别是上表面风压分布;涡激共振发生时,由于上表面的分离在上表面后部形成压力脉动能量最强的区域,负压也相对更大。由图4上表面1~64点各条曲线与压力零坐标轴线围成的面积也可以判断,导流板断面模型对应面积最大,气动力也对应最大;基本断面次之;抑流板断面最小。因此,本文研究的扁平箱梁断面,不发生扭转涡振的一个必要条件是上表面发生再附。是否发生再附,由前端的分离情况决定。

2.4 各测点压力系数标准差

结构风致振动中,压力均值提供静力部分,而真正起决定作用的是压力脉动部分,对其研究居关键地位。三种工况(风速分别为8.1 m/s, 10 m/s, 8.7 m/s)模型各测点压力系数标准差见图5。

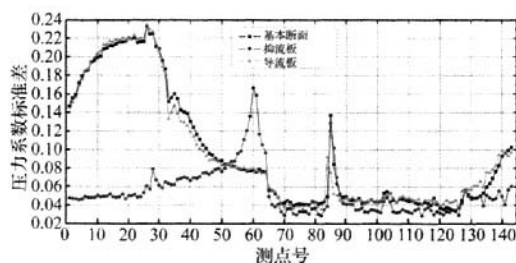


图5 压力系数标准差比较

由此可见:在基本断面压力系数标准差最大的区域,也就是上表面中部和后部,抑流板断面数值被大大削弱;在60点附近的狭小区域内,即上表面前端,其值有所上升;而其它区域几乎没有太大变化。因此,上表面中后部压力脉动被抑制应该是涡振被抑制的根本原因。

对于导流板断面,除了在导流板附近区域外,与基本断面对应曲线几乎重合,导流板根本没有改变压力脉动情况,这与抑流板的作用形成鲜明对照。因此,模型上表面压力脉动是引起涡激共振发生的主要原因,而平均值由于振动时的部分抵消,其规律性相对不如标准差明显。由图5上表面1~64点曲线与压力系数标准差零坐标轴线围成面积也可判断,基本断面和导流板断面对应面积最大及气动力最大,与压力系数均值特点类似。

2.5 各测点脉动压力功率谱

功率谱能够反映脉动的频率特征。单个测点压力脉动功率谱可与模型振动功率谱相比较,寻求细部与总体的关系。图6为三种断面分别在8.1 m/s、8.1 m/s和8.7 m/s风速下所有测压点的功率谱最大幅值对应的频率或卓越频率。

由此可见:基本断面几乎所有测点的卓越频率值都接近11.2 Hz,只有85和86点为12.4 Hz,由图3和万方数据

图4也可以看出在这两个测点压力系数均值和标准差相对邻近点变化剧烈。导流板断面也是几乎所有测点的卓越频率值都接近11.2 Hz,只有123和124点为11.6 Hz,这两个点位置正好处于导流板位置。抑流板断面测点脉动压力谱最大值对应的频率很分散,没有统一的卓越频率。

图7是基本断面和导流板断面测点脉动压力功率谱在卓越频率处的数值比较,其中图a纵坐标采用线性坐标,图b采用常用对数坐标。虽然在模型表面各处的压力脉动有几乎相同的卓越频率,但是功率谱幅值相差悬殊。图a中两者形状有些相似,但在模型上表面中后部数值相差很大,这也就是导流板断面最大振幅比基本断面提高近40%的主要原因。这进一步说明了在扭转涡振中起主要贡献的区域是上表面,尤其是中部和后部。图b中的两条曲线看上去更相似。相当于将能量相对较低,即贡献较小的下表面测点脉动风压谱值放大,更利于观察比较。在下游导流板位置谱值相对最小,尤其是123和124测点,之所以图6中在这两点出现卓越频率有微幅变化,有可能是因为能量太小引起的计算误差所致。

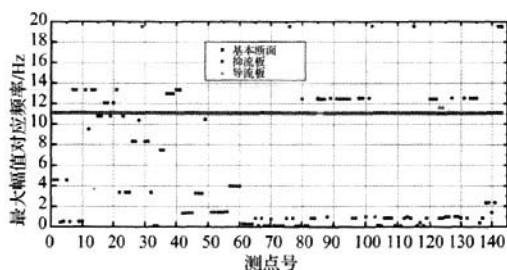
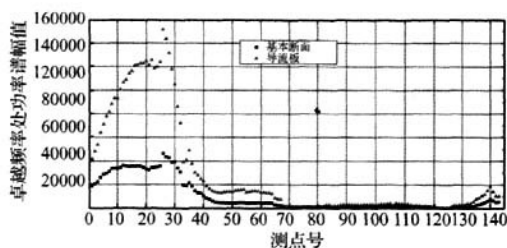
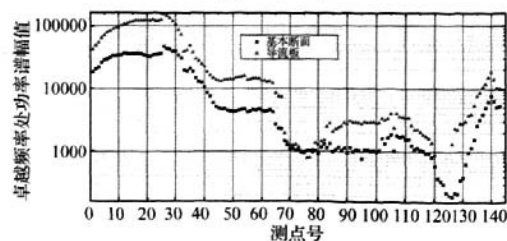


图6 三种工况压力脉动功率谱最大幅值对应频率比较



(a) 线性坐标



(b) 对数坐标

图7 脉动压力最大功率谱

2.6 各测点受到的气动力与总气动力的相关性

各测点气动力是指该测点所代表面积上受到的气动力,总气动力由所有单个测点气动力累加得到。这两种气动力的相关性通过其时程相关系数来反映,相关系数大小及正负与两者频率及相位差有关。图8是三个工况分别在8.1 m/s、8.1 m/s和8.7 m/s风速时各测点代表面积上产生扭矩和总扭矩的相关系数。在此,关心的是相关系数的相对大小,不关心其绝对值。

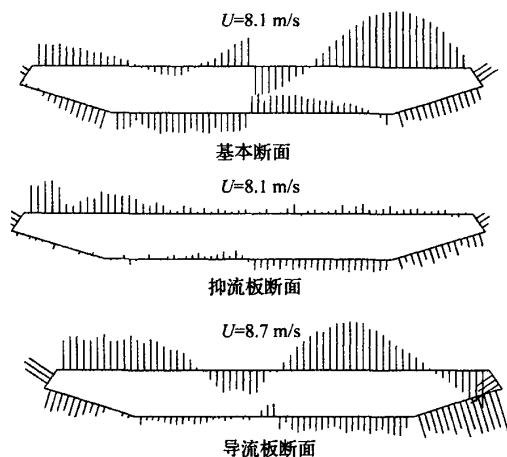


图8 各风速下各点扭矩与总扭矩的相关性

由此可见:对于基本断面,涡激共振发生时,上表面中部出现负相关,不过在中心两侧符号相反;上表面后部相关性一直很好;上表面后部压力以相同卓越频率强烈脉动,而且与总体气动力具有良好的相关性,这导致了模型以固有频率共振,即出现了“锁定”现象。

对于没有涡振的抑流板断面,上表面相关系数数值都为正,上表面后部的相关性被完全破坏,此处的相关系数很小。上表面气流经过抑流板后速度提高、分离加强;沿着抑流板的气流同时抑制了这样的分离,结果是分离强度加大,但后方“空泡”范围变小,最终将本来在模型末端的再附趋势提前到模型中部,涡激共振被抑制。

对于导流板断面,下表面分离和再附情况被改变,这样的绕流改变情况不会产生抑振作用,即这并不是发生涡激共振的决定因素。上表面后部的脉动与整体气动力的相关性仍然良好,上表面的分离形成了导致涡激共振动的压力。在上表面安装抑流板才是有效的抑振措施。

3 结论

(1) 根据表面测压获得的脉动压力时程,研究了桥梁主梁断面在不同条件下表面风压分布情况,从微观上揭示了涡振发生的本质及机理。

(2) 本文流线型主梁基本断面和导流板断面在均匀流场+5°攻角出现了扭转涡激共振,其根本原因是在涡振锁定风速区上表面上游的分离使得中游和下流压力脉动非常强烈,贡献了大部分涡激力,与总体气动力具相关性很好。导流板由于未对上表面流场产生影响,因此未能抑制涡振。

(3) 本研究通过设置合理的抑流板,减弱了气流在上表面在前缘的分离,降低了整个上表面的风压及脉动,成功地抑制了涡振的发生,另外,通过其它措施,如在上表面加栏杆、稳定板等或许也是可行方案。

参考文献

- [1] Nagao F, Utsunomiya H, Yoshioka E, et al. Effects of hand-rails on separated shear flow and vortex-induced oscillation [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1997, 69-71(8): 819-827.
- [2] 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.
- [3] 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(3): 283-296.
- [4] Francesco R, Enrico T, Horia H. Pressure distribution, aerodynamic forces and dynamic response of box bridge sections [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2002, 90(10): 1135-1150.
- [5] Larose G L, Larsen S V, Larsen A, et al. Sectional model experiments at high Reynolds number for the deck of a 1018 m span cable-stayed bridge [C]. Proceedings of 11th International Conference on Wind Engineering. Lubbock: TTU Press, 2003: 373-380.
- [6] 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: 365.
- [7] 葛耀君,丁志斌,赵林. 缆索承重桥梁桥塔自立状态涡激共振及其控制 [J]. 同济大学学报(自然科学版), 2007, 35(8): 1008-1011.
- [8] 张伟,魏志刚,杨詠昕,等. 基于高低雷诺数试验的分离双箱涡振性能对比 [J]. 同济大学学报(自然科学版), 2008, 36(1): 6-11.