

大跨度流线型箱梁悬索桥颤振稳定性气动优化

刘志文^{1†}, 谢普仁¹, 陈政清¹, 徐国平², 徐军²

(1. 湖南大学 风工程与桥梁工程湖南省重点实验室, 湖南 长沙 410082;

2. 中交公路规划设计院有限公司, 北京 100010)

摘要:以主跨为 1 660 m 流线型箱梁悬索桥为工程依托, 采用风洞试验和 CFD 数值模拟相结合的方法对影响大跨度悬索桥颤振稳定性的主要因素(主缆空间形式、主梁气动外形和中央稳定板高度)进行了研究, 并对气动控制措施机理进行了探讨. 结果表明: 主缆布置形式对桥梁结构颤振临界风速的影响主要表现为主缆布置形式导致桥梁结构扭转频率的改变, 从而影响桥梁结构颤振临界风速; 适当增加主梁断面宽高比可有效提高桥梁结构颤振临界风速; 设置合适高度的中央稳定板可有效提高带水平分离板的流线型箱梁断面颤振临界风速. 中央稳定板附近产生的涡会引起主梁断面竖向气动力增加, 导致主梁断面竖向运动参与程度提高, 抑制了主梁断面扭转运动, 从而提高了流线型箱梁断面颤振稳定性.

关键词:大跨悬索桥; 颤振稳定性; 气动优化; 风洞试验; 数值模拟

中图分类号:U441.3

文献标志码:A

Aerodynamic Optimization of Flutter Stability for a Long-span Streamlined Box Girder Suspension Bridge

LIU Zhiwen^{1†}, XIE Puren¹, CHEN Zhengqing¹, XU Guoping², XU Jun²

(1. Key Laboratory for Wind and Bridge Engineering of Hunan Province, Hunan University, Changsha 410082, China;

2. China Highway Planning and Design Institute Consultants Inc, Beijing 100010, China)

Abstract: Taking a suspension bridge with a streamlined girder of 1 660 m span as engineering background and using the methods of wind tunnel test and numerical simulation of CFD, this paper studies three main factors affecting the flutter stability of long-span suspension bridges, namely the main cable space form, aerodynamic shape of the girder section and height of central stabilizer, and then the mechanism of aerodynamic countermeasures is discussed. The results show that the influence of main cable layout on the flutter critical wind speed of bridge structures is mainly caused by the change of the torsional frequency of bridge structure according to the layout of main cables, which affects the critical wind speed of bridge structures. Appropriately increasing the ratio of width to height of the main girder section can effectively improve the flutter critical wind speed of bridge structures. Setting an appropriate height of central stabilizer can effectively improve the flutter critical wind speed of streamlined girder section with horizontal separation plates. The major effect of vortices generated near the central stabilizer is to generate the vertical aerodynamic force of streamlined main beam, leading to the increase of vertical movement degree of the main

* 收稿日期:2018-01-26

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51778225, 51478180), National Natural Science Foundation of China(51778225, 51478180)

作者简介:刘志文(1975—), 男, 山西阳高人, 湖南大学副教授, 工学博士

† 通讯联系人, E-mail: zhiwenliu@hnu.edu.cn

girder section and the suppression of torsional movement degree of the main girder section. Thus, the flutter stability of the streamlined girder section is improved.

Key words: long-span suspension bridges; flutter stability; aerodynamic optimization; wind tunnel tests; numerical simulation

颤振稳定性往往是大跨度悬索桥设计的控制因素之一,如何有效提高大跨度悬索桥的颤振稳定性是其抗风设计的重点.影响桥梁结构颤振的主要因素有桥梁结构体系、加劲梁气动外形和气动措施三大类.国内外许多学者从这三个方面对大跨度悬索桥的颤振稳定性进行了研究.

桥梁结构体系是影响大跨度悬索桥颤振稳定性的重要因素之一.Miguel^[1]研究了多种超大跨径悬索桥主缆数量、结构形式及吊杆布置对颤振性能的影响,结果表明交叉布置吊杆是提高桥梁颤振稳定性最为简洁的方法之一.Michael 等^[2]研究了扭转频率特性对箱梁断面悬索桥颤振临界风速的影响,结果表明桥梁结构扭转频率低于竖向频率,可有效避免颤振问题的出现.李翠娟等^[3]研究了交叉吊索设置对 CFRP 主缆悬索桥颤振稳定性的影响,结果表明在中跨 $L/3$ 和边跨跨中各设置一竖向交叉吊索,结构颤振稳定性最好.

加劲梁气动外形是影响大跨度悬索桥颤振稳定性最为重要的因素,也是桥梁结构颤振稳定性研究重点.Wang 等^[4]详细研究了流线型箱梁断面气动外形对桥梁颤振和涡振性能的影响,研究表明闭口流线型箱梁断面斜腹板倾角为 15° 时,桥梁结构颤振临界风速可有效提高,且涡振现象也可以消除.Larsen 等^[5]结合机翼断面升力随攻角的变化规律,研究了流线型箱梁断面斜腹板倾角对涡振的影响,结果表明流线型箱梁断面斜腹板最优倾角为 15° ,该角度条件下可消除箱梁涡振现象.刘志文等^[6-7]针对闭口流线型箱梁的颤振性能和涡激力展向相关性进行了试验研究,结果表明采用闭口流线型箱梁大跨度斜拉桥颤振稳定性较好,振动状态流线型主梁断面涡激力展向相关系数与振幅、锁定区风速等相关.此外,Yoshinobu 等^[8]对 Π 型断面气动外形优化进行了有益尝试.结果表明,改变 Π 型截面两板梁的间距可有效减小涡振振幅和提高颤振临界风速.

气动措施是改善桥梁断面颤振稳定性的重要措施.徐洪涛等^[9]研究了桁架加劲梁桥面板中央开

槽、裙板和气动翼板等措施对桥梁颤振临界风速的影响,结果表明桥面板中央开槽、裙板、气动翼板都能够改善桁架桥颤振稳定性.张宏杰等^[10]针对流线型箱梁断面研究了中央稳定板、中央开槽、悬臂水平分离板对斜拉桥颤振稳定性的影响,结果表明在流线型箱梁断面两侧设置水平分离板能够显著改善桥梁颤振性能.徐爱军等^[11]对板-桁分离式钢桁架桥和板-桁组合式钢桁架桥主梁断面进行了气动外形优化研究,结果表明采用下中央稳定板或中央开槽气动措施可有效改善板-桁分离式钢桁架桥颤振性能;采用上中央稳定板和水平稳定板对板-桁组合式钢桁架桥颤振性能有明显改善.夏锦林等^[12]研究了单侧和上下组合设置中央稳定板对单箱断面悬索桥颤振性能的影响,结果表明相比于单侧稳定板,同时设置上、下稳定板对于气动稳定性的改善效果更佳.Yang 等^[13]对中央开槽双箱梁断面颤振性能进行了研究,结果表明中央稳定板可有效改善中央开槽双箱梁断面气动性能,中央稳定板颤振控制效果与双箱梁断面开槽宽度有关.Tang 等^[14]对桥面中央开槽钢桁架主梁断面气动性能进行了研究,结果表明封闭桥面中央槽隙和设置竖向稳定板有利于改善主梁断面颤振性能.杨咏昕等^[15]对薄平板断面中央稳定板气动控制措施的颤振控制效果及控制机理进行了研究,结果表明采用合适高度的中央稳定板可有效改善桥梁颤振稳定性;中央稳定板颤振控制机理是增加竖向自由度参与程度,改变耦合气动阻尼性质和发展规律,从而抑制系统扭转运动发散,使颤振形态转化为竖弯形式.陈政清等^[16]对矮寨大桥有无中央稳定板时气动导数进行了颤振分析,结果表明中央稳定板提高了颤振发生时竖向自由度的参与程度和扭转耦合程度,使颤振形态由单自由度扭转振动向弯扭耦合振动转移,从而提高颤振临界风速.欧阳克俭等^[17]通过 CFD 数值模拟及 PIV 风洞试验对中央稳定板提高桥梁结构颤振稳定性性能的细观作用机理进行了研究,结果表明中央稳定板可使桥梁断面在颤振中竖向自由度参与作用

增强.

综上所述,国内外许多学者分别从桥梁结构体系、主梁断面气动外形以及气动措施等角度对大跨度桥梁颤振稳定性进行研究,并得到了一些具有重要工程应用价值的研究成果.对于大跨度悬索桥,当桥位颤振检验风速较高且采用流线型箱梁断面时有必要从桥梁结构体系、主梁断面气动外形和气动措施三个层面来提高桥梁结构颤振稳定性.本文以主跨为 1 660 m 的伶仃洋悬索桥为工程背景,对主缆空间形式、主梁气动外形及中央稳定板高度对流线型整体钢箱梁的颤振控制效果及机理进行研究.

1 试验介绍

1.1 工程简介

拟建的深圳至中山跨江通道工程伶仃洋大桥初步设计阶段分别拟定了分离箱方案和整体箱方案,其中整体箱梁方案根据桥塔布置又分为钻石型桥塔空间缆方案和门型桥塔平行缆方案.本文主要针对深中通道伶仃洋大桥整体箱空间缆和平行缆方案颤振稳定性问题进行研究.深中通道伶仃洋大桥整体箱设计方案为主跨 1 660 m 的悬索桥方案,跨径布置为 530 m+1 660 m+530 m=2 720 m,桥塔塔高 266 m,图 1 为该桥整体箱方案总体布置示意图.加劲梁采用闭口流线型钢箱梁,梁宽为 49.7 m(含风嘴、水平分离板),加劲梁中心线处梁高为 4.0 m.钻石型桥塔方案(图 1(c))所示和 H 型桥塔方案(图 1(d))所示)对应主缆分别为空间缆和平行缆,吊杆布置

与之相适应.表 1 给出了相应的动力特性分析结果.

表 1 伶仃洋大桥整体箱方案成桥状态结构动力特性
Tab.1 Dynamic characteristics of the Lingding suspension bridge with single box girder section in service stage

设计 方案	一阶对称侧弯		一阶对称竖弯		一阶对称扭转	
	频率 /Hz	等效质量 /(10 ³ kg·m ⁻¹)	频率 /Hz	等效质量 /(10 ³ kg·m ⁻¹)	频率 /Hz	等效质量 惯性矩/ (10 ³ kg·m ² ·m ⁻¹)
钻石型 桥塔	0.058 3	39.0	0.096 8	41.5	0.244 4	16 100
H 型 桥塔	0.056 5	38.9	0.100 0	42.4	0.222 8	9 840

1.2 试验装置与试验工况

综合考虑确定伶仃洋大桥主梁节段模型几何缩尺比为 $\lambda_L = 1/70$. 为减少节段模型端部三维流动的影响,主梁模型长度取 $L = 2\ 000\text{ mm}$,主梁宽度为 $B = 710\text{ mm}$,模型高度 $H = 57\text{ mm}$,模型长宽比 $L/B = 2.817$.节段模型骨架采用铝合金框架制作而成,外衣采用优质木材制作,以保证几何外形相似.模型两端采用胶合板作为端板,以保证主梁断面附近气流的二元特性.主梁上的防撞护栏、人行道栏杆采用 ABS 板雕刻而成,并模拟了防撞护栏形状与透风率.检修车轨道及检修车轨道两侧的导流板采用 ABS 板制作.加劲梁节段模型颤振稳定性试验在湖南大学 HD-2 边界层风洞中进行,该试验段高 2.5 m,宽 3.0 m,长 17 m.试验风速范围为 0.5~58 m/s,流场不均匀性小于 0.55%,紊流度小于 0.5%.悬挂于风洞中的节段模型照片如图 2 所示.

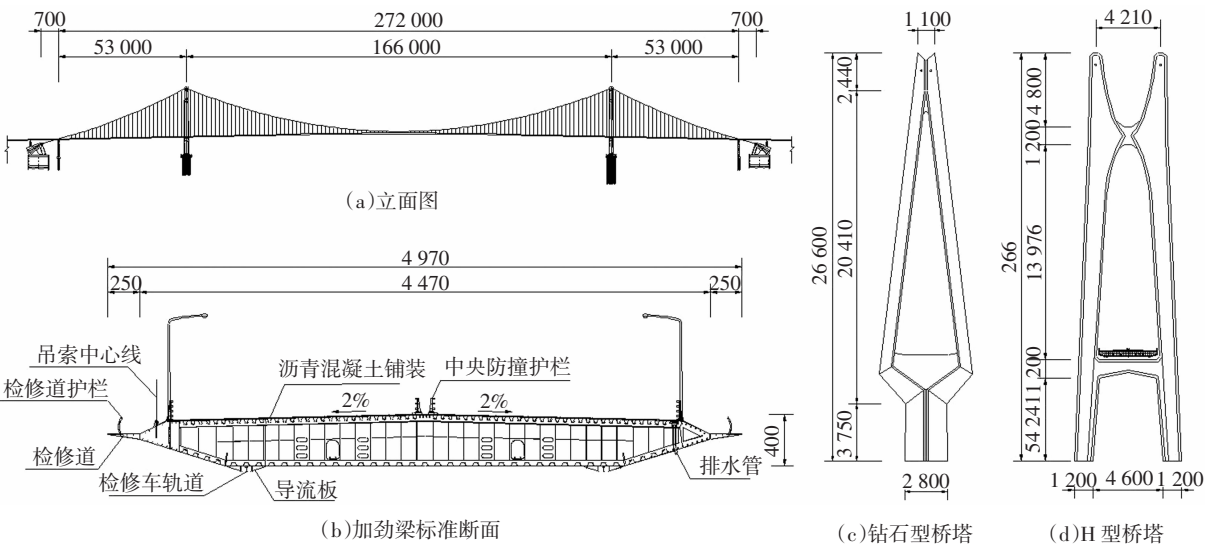


图 1 伶仃洋大桥整体箱方案总体布置图(单位:cm)

Fig.1 General layout of Lingding Bridge with mono-box girder (unit: cm)



图 2 HD-2 风洞中的节段模型
Fig.2 Section model in HD-2 wind tunnel

首先分别针对钻石型桥塔、H 型桥塔原加劲梁断面方案进行颤振稳定性节段模型试验研究;然后以 H 型塔方案为基础,分别进行主梁断面气动外形优化和中央稳定板气动措施颤振稳定性试验研究.详细试验工况见表 2. 各工况下的动力特性见表 1 和表 3.由表 1 可得,钻石型桥塔空间缆方案扭转频率较 H 型桥塔平行缆方案高 9.7%; 钻石型桥塔空间缆方案扭弯频率比为 2.525,H 型桥塔平行缆方案的扭弯频率比为 2.228, 钻石型桥塔空间缆方案的扭弯频率较 H 型桥塔平行缆方案增大 13.3%. 由表 3 可知,对于主跨 1 660 m 的悬索桥,加劲梁梁高和外形改变对桥梁结构动力特性的影响较小.

表 2 伶仃洋大桥整体箱方案颤振
稳定性气动优化试验工况

Tab.2 Test cases of aerodynamic optimizations
for flutter stability of Lingding Bridge
with mono-box girder section

工况编号	桥塔	梁高/m	气动措施	试验攻角/(°)
DG-4.0	钻石型塔	4	原断面	0、±3、±5
			原断面	0、±3、±5
HG-4.0	H 型塔	4	原断面+CS(1.0 m)	
			原断面+CS(1.2 m)	0、±3
			原断面+CS(1.4 m)	
HG-4.5-1	H 型塔	4.5	气动优化断面 1	0、±3
HG-4.5-2	H 型塔	4.5	气动优化断面 2	0、±3
HG-4.5-3	H 型塔	4.5	气动优化断面 3	0、±3
HG-5.0	H 型塔	5	气动优化断面	0、±3

注:DG-4.0 表示钻石型桥塔+4 m 梁高方案;HG-4.0 表示 H 型桥塔+4 m 梁高方案;其余工况编号含义类似.CS 表示桥面中央稳定板.

表 3 加劲梁气动优化方案关键动力特性参数

Tab.3 Key dynamic characteristics parameters of
aerodynamic optimization of the stiffen girder sections

设计方案	一阶对称竖弯		一阶对称扭转	
	频率 /Hz	等效质量 /(10 ³ kg·m ⁻¹)	频率 /Hz	等效质量惯性矩 /(10 ³ kg·m ² m ⁻¹)
HG-4.5-1	0.104 2	44.66	0.222 2	10 113.6
HG-4.5-2	0.104 4	44.65	0.224 6	10 440.4
HG-4.5-3	0.104 2	44.60	0.222 1	10 422.5
HG-5.0	0.100 4	44.74	0.223 0	10 900.0

2 试验结果

2.1 主缆布置对桥梁颤振稳定性的影响

钻石型桥塔和 H 型桥塔方案分别对应空间缆和平行缆,对应颤振临界风速试验结果汇总见表 4. 由表 4 可知,工况 DG-4.0“钻石型桥塔+4.0 m 梁高方案”对应最小颤振临界风速为 79.5 m/s;工况 HG-4.0“H 型桥塔+4.0 m 梁高方案”对应最小颤振临界风速为 72.4 m/s.即“钻石型桥塔+4.0 m 梁高方案”颤振临界风速较“H 型桥塔+4.0 m 梁高方案”颤振临界风速偏高约 9.8%,钻石型桥塔空间缆的颤振稳定性要优于 H 型桥塔平行缆方案.主要原因是钻石型桥塔空间缆结构体系整体扭转刚度大于 H 型塔平行缆结构体系整体扭转刚度.实际上,钻石型塔方案对应的扭转频率较 H 型桥塔方案对应的扭转频率偏大 9.7%.考虑到实际工程中钻石型桥塔空间缆施工难度较大,故仅针对平行缆方案进行进一步气动性能优化试验研究.

表 4 钻石型桥塔和 H 型桥塔方案颤振临界风速结果汇总

Tab.4 Summary of critical flutter wind speeds of
the bridge with diamond pylon and H-shaped pylon

工况编号	风攻角/(°)	颤振临界风速/(m·s ⁻¹)
DG-4.0	-5	>84.3
	-3	>86.7
	0	81.9
	+3	79.5
	+5	79.5
HG-4.0	-5	>92.3
	-3	79.9
	0	74.9
	+3	72.4
	+5	75.8

2.2 流线型箱梁断面外形对桥梁颤振稳定性的影响

流线型箱梁断面气动外形对桥梁结构颤振稳定性影响至关重要,决定流线型箱梁断面气动外形的主要参数包括加劲梁断面宽度、高度、斜腹板与底板夹角及风嘴参数等.参考已有文献研究成果^[4-5],综合考虑流线型箱梁断面的梁高、梁宽、斜腹板与底板夹角、风嘴锐度及风嘴位置等参数对桥梁颤振稳定性的影响进行了试验研究,流线型箱梁断面气动外形具体参数汇总见表 5,箱梁断面外形及基本尺寸见图 3.

表 5 流线型箱梁断面几何外形参数汇总
Tab.5 Summary of geometry parameters
of the streamlined-box girder sections

工况编号	梁高 H/m	梁宽 $*B/\text{m}$	梁宽 B_0/m	风嘴与底 板高 h_1/m	斜腹板倾 角 $\alpha/(\text{^\circ})$	风嘴锐 度 $\beta/(\text{^\circ})$
HG-4.0	4.0	49.70	44.70	2.48	17	41
HG-4.5-1	4.5	49.70	44.70	2.98	17	43
HG-4.5-2	4.5	49.70	44.70	2.25	16	56
HG-4.5-3	4.5	49.70	44.70	2.79	16	41
HG-5.0	5.0	51.32	46.32	3.10	15	40

注:工况编号含义同表 2;梁宽 * 表示含水平分离板.

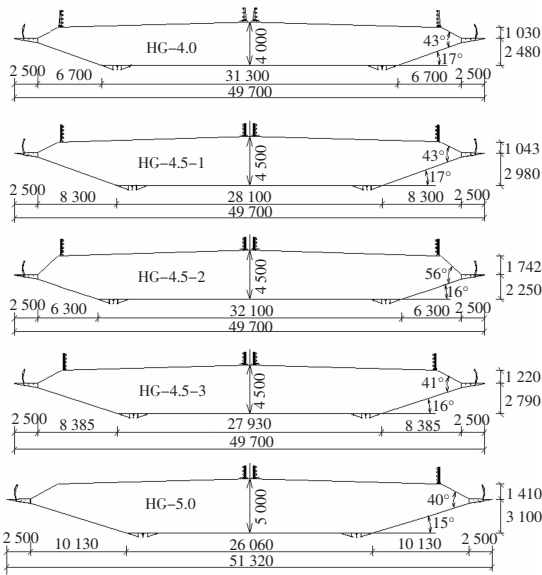


图 3 整体钢箱梁断面的基本外形尺寸(单位:mm)

Fig.3 The basic size and shape of integral
steel box girder section (unit: mm)

为分析主梁断面关键气动参数对桥梁结构颤振稳定性的影响,对表 5 中各工况进行分组,尽量减小不同参数变化导致的相互影响. 首先进行箱梁

断面宽高比 B/H 对桥梁结构颤振临界风速影响分析. 考虑到工况 HG-4.0 与工况 HG-4.5-1、工况 HG-4.5-3 与工况 HG-5.0 对应的风嘴外形变化较小, 故将工况 HG-4.0 与工况 HG-4.5-1 作为组合 1,将工况 HG-4.5-3 与工况 HG-5.0 作为组合 2;然后进行风嘴参数对桥梁结构颤振临界风速影响分析,即对工况 HG-4.5-1、HG-4.5-2 及 HG-4.5-3 对应的试验结果进行分析.

表 6 所示为不同主梁宽高比 B/H 对应的桥梁结构颤振临界风速试验结果.由表 6 可知,对于组合 1,0°、+3°和-3°攻角条件下, 工况 HG-4.0 对应颤振临界风速分别为 74.9 m/s、72.4 m/s 和 79.9 m/s;0°、+3°和-3°攻角条件下, 工况 HG-4.5-1 对应颤振临界风速分别为 61.6 m/s、47.9 m/s 和 83.0 m/s. 即在 0°、+3°攻角条件下, 工况 HG-4.5-1 对应颤振临界风速分别较工况 HG-4.0 减小 13.3 m/s、24.5 m/s; 在-3°攻角条件下, 工况 HG4.5-1 对应颤振临界风速较工况 HG-4.0 增加 3.1 m/s.工况 HG-4.0 对应最小颤振临界风速为 72.4 m/s;工况 HG-4.5-1 对应最小颤振临界风速为 47.9 m/s.工况 HG-4.5-1 颤振临界风速比工况 HG-4.0 颤振临界风速低 24.5 m/s,表明随主梁断面宽高比减小,主梁断面颤振临界风速会降低,且影响较为明显.

表 6 主梁宽高比对颤振临界风速的影响

Tab.6 Influence of height width ratio of
the main girder on critical wind speed

组合	方案	H/m	B/H	颤振临界风速/ $(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$		
				-3°	0°	+3°
1	HG-4.0	4.0	12.43	79.9	74.9	72.4
	HG-4.5-1	4.5	11.04	83.0	61.6	47.9
2	HG-4.5-3	4.5	11.04	>84.4	80.4	65.9
	HG-5.0	5.0	10.26	83.0	82.2	62.1

由表 6 可知, 对于组合 2,0°、+3°和-3°攻角条件下, 工况 HG-4.5-3 对应颤振临界风速分别为 80.4 m/s、65.9 m/s 和大于 84.4 m/s;0°、+3°和-3°攻角条件下, 工况 HG-5.0 对应颤振临界风速分别为 82.2 m/s、62.1 m/s 和 83.0 m/s. 即在 0°攻角下工况 HG-5.0 对应颤振临界风速较工况 HG-4.5-3 对应颤振临界风速增加 1.8 m/s;+3°和-3°攻角下,HG-5.0 对应颤振临界风速较工况 HG-4.5-3 对应颤振

临界风速分别下降了 3.8 m/s 和 1.4 m/s. 对应最小颤振临界风速由工况 HG-4.5-3 对应的 65.9 m/s 降到了工况 HG-5.0 对应的 62.1 m/s.

综上可知, 总体而言随着主梁断面宽高比 B/H 的减小, 主梁断面颤振临界风速会降低, 适当增加主梁断面宽高比 B/H , 可有效提高桥梁结构颤振稳定性.

表 7 所示为相同梁高不同风嘴形式主梁断面颤振稳定性试验结果汇总. 由表 7 可知, 工况 HG-4.5-1、HG-4.5-2 和 HG-4.5-3 对应各攻角下颤振临界风速随风嘴形状的改变而改变, 相对而言, 工况 HG-4.5-3 对应桥梁颤振临界风速是最高的, 表明选择合适的风嘴形状可有效提高桥梁结构颤振稳定性. 此外, 工况 HG-4.5-1、HG-4.5-2 及 HG-4.5-3 方案风嘴锐度、 h_1/H 变化趋势与颤振临界风速的变化趋势不尽相同, 表明风嘴锐度和 h_1/H 共同影响桥梁结构颤振临界风速. 当风嘴锐度为 41° 、风嘴位置 $h_1/H=0.62$ 时 (HG-4.5-3) 颤振临界风速最高. 表 7 中工况 HG-4.0 对应风嘴锐度为 41° 、风嘴位置 h_1/H 为 0.62, 对应颤振临界风速试验结果也反映了这一规律.

表 7 风嘴对颤振临界风速的影响

Tab.7 Influence of wind fairing on flutter critical velocity

工况	风嘴锐度/ $(^\circ)$	h_1/H	颤振临界风速/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)		
			-3°	0°	$+3^\circ$
HG-4.5-1	43	0.66	83.0	61.6	47.9
HG-4.5-2	56	0.50	84.8	64.2	56.5
HG-4.5-3	41	0.62	>84.4	80.4	65.9

2.3 中央稳定板对桥梁颤振性的影响

中央稳定板是提高桥梁颤振临界风速的有效气动措施之一. 以工况 HG-4.0 原主梁断面为基础, 针对不同高度中央稳定板对带水平分离板流线型箱梁断面颤振临界风速的影响进行研究. 综合考虑, 确定中央稳定板的高度分别为 1.0 m、1.2 m 和 1.4 m, 即分别为 $0.25H$ 、 $0.3H$ 和 $0.35H$. 表 8 给出了工况 HG-4.0 原断面和增设不同高度中央稳定板对应桥梁颤振临界风速试验结果. 图 4 所示为工况 HG-4.0 原断面增设不同高度中央稳定板后不同攻角条件下桥梁颤振临界风速随中央稳定板高度变化曲线.

表 8 中央稳定板高度对桥梁颤振临界风速的影响
Tab.8 Influence of central stabilizer heights on flutter critical velocity of the bridge

工况	颤振临界风速/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)		
	-3°	0°	$+3^\circ$
HG-4.0	79.9	74.9	72.4
HG-4.0+CS1.0	84.1	81.8	91.6
HG-4.0+CS1.2	86.5	87.9	92.1
HG-4.0+CS1.4	87.4	90.2	94.9

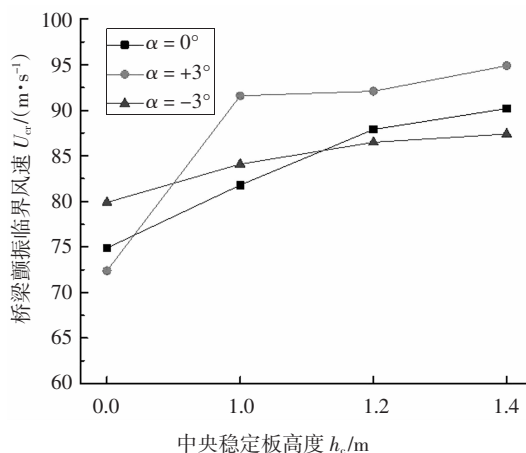


图 4 桥梁颤振临界风速随中央稳定板高度的变化曲线

Fig.4 Flutter critical velocity of the bridge vs. the central stabilizer height

由表 8 可知, 0° 、 $+3^\circ$ 和 -3° 攻角条件下, 工况 HG-4.0 原断面对应颤振临界风速分别为 74.9 m/s、72.4 m/s 和 79.9 m/s; 增设高度为 1.0 m 的中央稳定板后对应颤振临界风速分别为 81.8 m/s、91.6 m/s 和 84.1 m/s; 增设高度为 1.2 m 的中央稳定板后对应的颤振临界风速分别为 87.9 m/s、92.1 m/s 和 86.5 m/s; 增设高度为 1.4 m 中央稳定板后对应的颤振临界风速分别为 90.2 m/s、94.9 m/s 和 87.4 m/s. 结果表明设置合适高度的中央稳定板可有效提高带水平分离板的流线型箱梁断面颤振临界风速.

由图 4 可知, 各风攻角对应桥梁结构颤振临界风速均随中央稳定板高度的增加而逐渐增加; 当中央稳定板高度超过 1.2 m ($0.3H$) 后中央稳定板对桥梁颤振临界风速提高效果不太明显. 不同风攻角条件下, 中央稳定板对桥梁颤振临界风速提高效果也存在一定的差异, $+3^\circ$ 攻角中央稳定板对桥梁颤振临界风速提高效果最为明显; -3° 攻角中央稳定板对桥梁颤振临界风速提高效果相对最小, 这可能与流线型箱梁断面两侧设置水平分离板有一定关系.

3 流线型箱梁断面颤振控制机理探讨

由上述试验结果可知,主缆布置形式、箱梁断面气动外形及中央稳定板均会对桥梁颤振临界风速产生一定的影响.主缆布置形式对桥梁结构颤振临界风速的影响主要表现为主缆布置形式导致桥梁结构扭转频率改变,从而影响桥梁结构颤振临界风速.箱梁断面气动外形及中央稳定板高度对桥梁结构颤振临界风速的影响机理则较为复杂.已有研究成果表明增设中央稳定板后能有效增加竖向自由度参与程度,改变耦合气动阻尼的性质和发展规律,从而抑制系统扭转运动的发散,提高原断面颤振稳定性^[15-17].

现采用计算流体力学方法从流场结构角度对流线型箱梁断面中央稳定板颤振控制机理进行研究.基于二维大涡模拟和动网格技术建立桥梁主梁断面流固耦合分析方法,以工况 HG-4.0 和 HG-4.0+CS1.4 为研究对象,分别进行 0°攻角主梁断面自由振动数值模拟,根据不同风速条件下主梁断面的振动响应曲线确定桥梁结构颤振临界风速.为便于与试验结果进行比较,确定主梁断面几何缩尺比为 1/70,风速比为 1/5.计算域左侧边界距主梁断面 4B(B 为主梁断面宽度),计算域右侧边界距主梁断面 10B,计算域上、下侧距主梁断面中心线 4B,模型阻塞率为 1.0%,满足阻塞率小于 5%的要求.网格划分采用分块化思路,靠近主梁断面附近采用结构化网格进行划分,主梁断面附近变形区域采用三角形网格,计算域最外侧区域采用结构化网格,以提高网格划分质量.边界条件确定如下:计算域左侧为速度入口 (Velocity inlet),计算域右侧为压力出口 (Pressure outlet),计算域上、下侧为对称边界 (Symmetry).图 5 为主梁断面计算域、网格划分分块及边界条件示意图.图 6 为工况 HG-4.0 及工况 HG-4.0+CS1.4 主梁模型网格示意图.

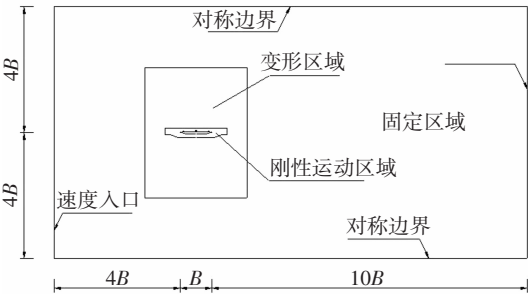


图 5 主梁断面计算域及边界条件
Fig.5 Computational domain and boundary conditions of the main deck section

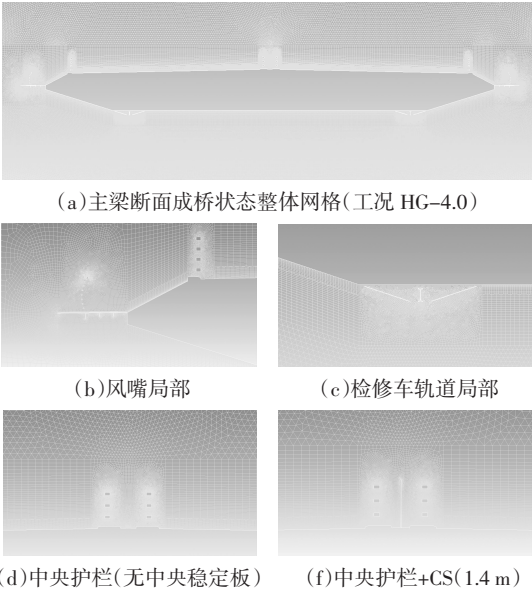


图 6 工况 HG-4.0 和工况 HG-4.0+CS1.4 主梁断面网格
Fig.6 Mesh of main deck of HG-4.0 case and HG-4.0+CS1.4 case

湍流模型选择二维大涡模拟 (Large Eddy Simulation, LES) 中的 Smagorinsky-Lilly 湍流模型, Smagorinsky 常数 $C_s=0.10$.具体求解参数设置如表 9 所示.0°攻角下工况 HG-4.0 及工况 HG-4.0+CS1.4 主梁断面在颤振发散前后位移响应计算结果如图 7、图 8 所示,数值模拟结果与试验结果的比较见表 10.由图 7、图 8 可知,工况 HG-4.0 实际桥梁结构颤振临界风速约为 75~77.5 m/s,工况 HG-4.0+CS1.4 实际桥梁结构的颤振临界风速约为 80~82.5 m/s.

表 9 求解参数设置

Tab.9 Parameter setting of calculation		
方法及参数		设置
速度-压力耦合求解		SIMPLEC
	梯度	Green-Gause Node Based
空间离散	压力	Second Order
	动量	Bounded Central Differencing
时间离散		Second Order Implicit
时间步/s		0.000 2

表 10 桥梁结构颤振临界风速计算结果与试验结果比较
Tab.10 Comparison of numerical and experimental results of flutter critical wind speeds of the bridge structures

工况	颤振临界风速/(m·s ⁻¹)		相对误差 /%
	试验结果	数值模拟	
HG-4.0	74.9	75~77.5	0.1~3.5
HG-4.0+CS1.4	90.2	80~82.5	9.3~12.8

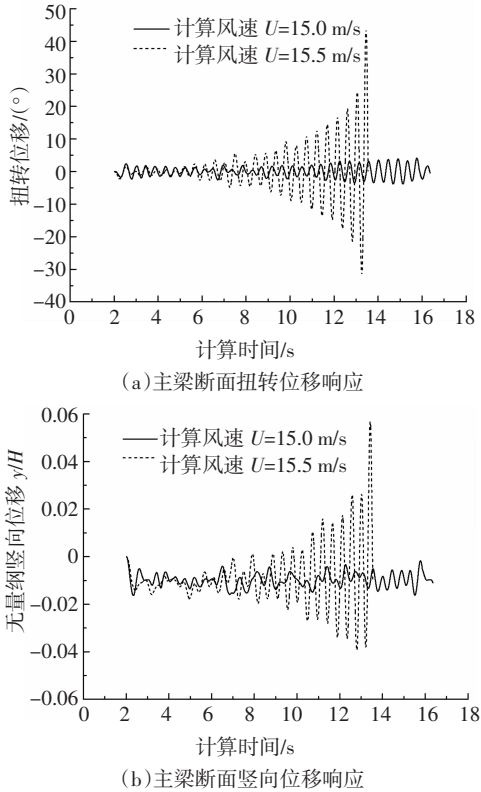


图7 工况 HG-4.0 主梁断面颤振前后位移响应
Fig.7 Displacements of the main deck of HG-4.0 case before and after flutter divergence

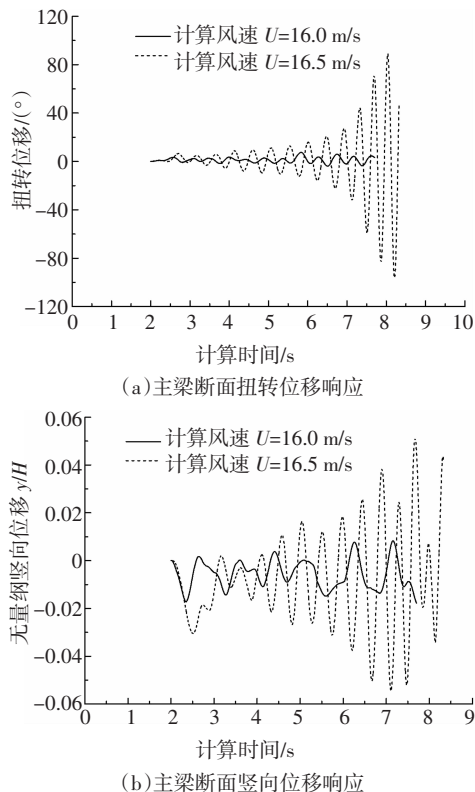


图8 工况 HG-4.0+CS1.4 主梁断面颤振前后的位移响应
Fig.8 Displacement of the main deck of HG-4.0+CS1.4 case before and after flutter divergence

由表 10 可知, 0° 攻角下工况 HG-4.0 和工况 HG-4.0+CS1.4 对应的实际桥梁结构颤振临界风速数值模拟结果与试验结果总体吻合较好, 验证了本文数值模拟方法的精度。

为了方便分析设置中央稳定板后流场的变化, 图 9、图 10 给出颤振前后一个周期内断面的流场显示。从图 9 可以看出, 当计算风速为 15.5 m/s 时, 原主梁断面主要表现为扭转运动; 主梁断面附近的涡主要位于主梁断面前后缘处, 断面中央附近涡较少。

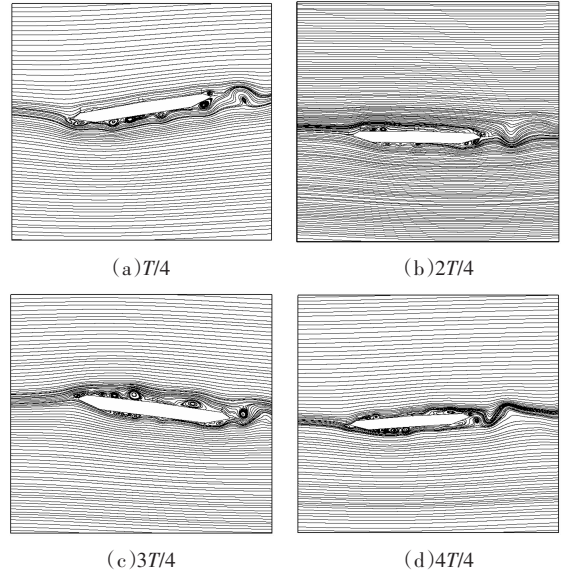


图9 无中央稳定板颤振发散后的流场结构($U=15.5$ m/s)
Fig.9 The streamline of the flow field after flutter without central stabilizer ($U=15.5$ m/s)

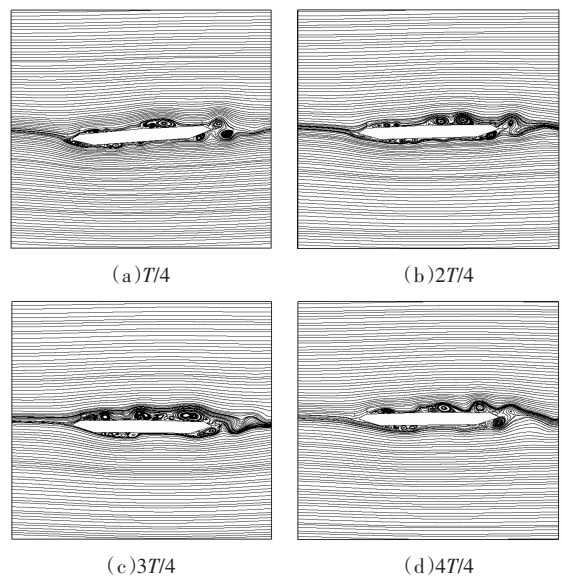


图10 有中央稳定板颤振发散前的流场结构($U=16.0$ m/s)
Fig.10 The streamline of the flow field before flutter with 1.4 m central stabilizer ($U=16.0$ m/s)

从图 10 可以看出,当计算风速为 16.0 m/s 时,设置中央稳定板后主梁断面主要表现为竖向运动;主梁断面在中央稳定板附近存在明显的涡,从而对主梁产生竖向气动力,导致主梁断面竖向运动参与程度提高,抑制了主梁断面扭转运动。

4 结 论

以拟建的伶仃洋大桥为工程依托,对流线型箱梁断面的颤振稳定性影响因素和气动控制措施进行了研究,得到如下主要结论:

1)主缆布置形式对桥梁结构颤振临界风速的影响主要表现为主缆布置形式导致桥梁结构扭转频率改变,从而影响桥梁颤振临界风速。

2)适当增加主梁断面宽高比可有效提高桥梁结构颤振稳定性;设置合适高度中央稳定板可有效提高带水平分离板流线型箱梁断面颤振临界风速。

3)中央稳定板附近产生的涡主要对流线型主梁断面产生竖向气动力作用,导致主梁断面竖向运动参与程度提高,抑制了主梁断面的扭转运动,从而提高了流线型箱梁断面颤振稳定性。

参考文献

- [1] MIGUEL A A. Flutter stability of very long suspension bridges[J]. *Journal of Bridge Engineering*, 1998, 3(3):132—139.
- [2] MICHAEL S A, JENS J, ANDERS B, *et al.* Aerodynamic stability of long span suspension bridges with low torsional natural frequencies [J]. *Engineering Structures*, 2016, 120:82—91.
- [3] 李翠娟, 李永乐, 唐茂林, 等. 交叉吊索对超大跨 CFRP 主缆悬索桥颤振性能的改善作用[J]. *土木工程学报*, 2017, 50(3):83—90.
- [4] LI C J, LI Y L, TANG M L, *et al.* Improvement of flutter stability of super long span suspension bridge with CFRP cable by crossed hangers[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2017, 50(3):83—90. (In Chinese)
- [4] WANG Q, LIAO H L, LI M S, *et al.* Influence of aerodynamic configuration of a streamline box girder on bridge flutter and vortex-induced vibration[J]. *Journal of Modern Transportation*, 2011, 19(4):261—267.
- [5] LARSEN A, WALL A. Shaping of bridge box girders to avoid vortex shedding response[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2012, 104/106:159—165.
- [6] 刘志文, 洪涵, 梁立农, 等. 广东江顺大桥抗风性能试验研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2015, 42(3):112—119.
- [6] LIU Z W, HONG H, LIANG L N, *et al.* Experimental investigation of the wind-resistant performance of Jiangshun Bridge in Guangdong [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2015, 42(3):112—119. (In Chinese)
- [7] 刘志文, 龚慧星, 陈政清. 流线型箱梁断面涡激力展向相关试验研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2017, 44(5):80—87.
- LIU Z W, GONG H X, CHEN Z Q. Experimental study on spanwise correlation of vortex-excited forces of a streamlined box girder[J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2017, 44(5):80—87. (In Chinese)
- [8] YOSHINOBU K, KENJI S, EIKI Y, *et al.* Improvement of aeroelastic instability of shallow π section[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2001, 89:1445—1457.
- [9] 徐洪涛, 何勇, 邹隽珺, 等. 特大跨径桁架加劲梁桥颤振稳定性气动优化措施风洞试验研究[J]. *公路交通科技*, 2010(2):48—53.
- XU H T, HE Y, ZOU J J, *et al.* Study of wins tunnel test of aerodynamic optimization measures for flutter stability of super long-span bridge with truss girder [J]. *Journal of Highway and Transportation Research and Development*, 2010(2): 48—53. (In Chinese)
- [10] 张宏杰, 朱乐东. 箱形主梁悬臂水平分离板的颤振控制效果与机理 [J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2011, 39(11):1569—1574, 1640.
- ZHANG H J, ZHU L D. Control effect and mechanism of cantilever horizontal splitting plates on flutter performance of a box deck[J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2011, 39(11): 1569—1574, 1640. (In Chinese)
- [11] 徐爱军, 王凯, 李明水, 等. 板-桁组合式钢桁梁悬索桥颤振稳定性选型研究[J]. *实验流体力学*, 2015, 29(4): 52—57.
- XU A J, WANG K, LI M S, *et al.* Flutter stability selection study of a long-span steel truss suspension bridge with a combine deck plate[J]. *Journal of Experiments in Fluid Mechanics*, 2015, 29(4): 52—57. (In Chinese)
- [12] 夏锦林, 杨咏昕, 葛耀君. 上、下组合中央稳定板对于箱梁颤振性能的影响[J]. *中国公路学报*, 2017, 30(7):86—93.
- XIA J L, YANG Y X, GE Y J. Influence of combined central stabilizing plates on flutter performances of box girder [J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2017, 30(7): 86—93. (In Chinese)
- [13] YANG Y X, ZHOU R, GE Y J, *et al.* Flutter characteristics of twin-box girder bridges with vertical central stabilizers [J]. *Engineering Structures*, 2017, 133:33—48.
- [14] TANG H J, LI Y L, WANG Y F, *et al.* Aerodynamic optimization for flutter performance of steel truss stiffening girder at larges of attack [J]. *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, 2017, 168:260—270.
- [15] 杨咏昕, 葛耀君, 项海帆. 中央稳定板颤振控制效果和机理研究 [J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2007, 35(2):149—155.
- YANG Y X, GE Y J, XIANG H F. Flutter controlling effect and, mechanism of central stabilizer[J]. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, 2007, 35(2):149—155. (In Chinese)
- [16] 陈政清, 欧阳克俭, 牛华伟, 等. 中央稳定板提高桁架梁悬索桥颤振稳定性的气动机理[J]. *中国公路学报*, 2009, 22(6): 53—59.
- CHEN Z Q, OUYANG K J, NIU H W, *et al.* Aerodynamic mechanism of improvement of flutter stability of truss-girder suspension bridge using central stabilizer [J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2009, 22(6): 53—59. (In Chinese)
- [17] 欧阳克俭, 陈政清. 中央稳定板提高颤振稳定性的细观作用机理[J]. *振动与冲击*, 2016, 35(1):11—16.
- OUYANG K J, CHEN Z Q. Micro-mechanism of a central stabilizer for improving a bridge's flutter stability [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(1):11—16. (In Chinese)