

# 中央稳定板对分体箱梁桥梁的涡振控制

程 怡<sup>1</sup>, 周 锐<sup>2</sup>, 杨咏昕<sup>3</sup>, 葛耀君<sup>3</sup>

(1. 福州大学 阳光学院, 福建 福州 350015; 2. 深圳大学 城市智慧交通与安全运维研究院, 广东 深圳 518060;

3. 同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

**摘要:** 以一座分体箱梁桥梁为背景, 通过计算流体动力学 (CFD) 数值模拟和节段模型风洞试验, 分别对上、下中央稳定板作用于分体箱梁的涡振控制效果展开研究. 发现随着中央稳定板高度的增加, 竖向涡振性能都是先变好再变差, 分别在 0.4 倍梁高上稳定板时和 0.2 倍梁高下稳定板时竖向涡振振幅最小; 增设上稳定板时加大了扭转涡振振幅, 而下稳定板明显减小了扭转涡振振幅. CFD 模拟的涡度场和压强场对比还表明, 中央稳定板改变了槽中漩涡的运动方式和下风侧两端上下表面的压强, 从而明显改变了竖向涡振的振幅. 综合结果发现, 0.2 倍梁高下稳定板的涡振控制效果最好, 而 0.8 倍梁高上稳定板的涡振控制效果最不利.

**关键词:** 分体箱梁; 涡激共振; 中央稳定板; 计算流体动力学 (CFD); 风洞试验; 流场

**中图分类号:** U442.5<sup>+</sup>4; U448.25

**文献标志码:** A

## Vortex-Induced Vibration Control for Twin Box Girder Bridges with Vertical Central Stabilizers

CHENG Yi<sup>1</sup>, ZHOU Rui<sup>2</sup>, YANG Yongxin<sup>3</sup>, GE Yaojun<sup>3</sup>

(1. Yanggo University, Fuzhou University, Fuzhou 350015, China;

2. Institute of Urban Smart Transportation and Safety Maintenance, Shenzheng University, Shenzhen 518060, China; 3. State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** Taking a twin-box girder bridge with a slot width ratio of 20% as an example, the control effects of upward vertical central stabilizers (UVCS) and downward vertical central stabilizers (DVCS) on the bridge were investigated using CFD simulation and a series of wind tunnel tests, respectively. The results show that the amplitudes of heaving vortex-induced vibration (VIV) responses first increase and then decrease with the height increase of vertical central stabilizers, in which the amplitudes of heaving VIV responses for the UVCS with  $0.4h/H$  and the DVCS with  $0.2h/H$  were

the smallest. The amplitudes of torsional VIV responses were enhanced by installing the UVCS while the DVCS are helpful to decrease the torsional responses. In addition, the results of the CFD numerical simulation show that VCS change the motion mode of vortex structures in the slotting and the pressure zones on the upper and bottom surface of the leeward side girder. It is found that the optimal control effective on the VIV performance is the DVCS with  $0.2h/H$ , whereas the UVCS with  $0.8h/H$  has the worst effective of all cases.

**Key words:** twin-box girder; vortex-induced vibration; vertical central stabilizers; computational fluid dynamics (CFD); wind tunnel testing; flow structures

当桥梁结构在风洞试验或者实桥运营中出现了颤振或大振幅涡振等现象不能满足抗风要求时, 就需要采取有效的抗风控制措施来改善桥梁的整体抗风性能, 使其满足抗风要求<sup>[1-2]</sup>. 桥梁结构的抗风控制措施主要分为气动措施、结构措施和机械措施. 其中, 气动措施是通过附加外部装置或修改结构的截面外形, 改善其周围的绕流状态, 从而提高抗风稳定性, 减小风致振动的幅度, 由于这种方法可靠性好, 对结构改变相对较小, 经济代价较低, 因此是一种很实用的控制方法<sup>[3]</sup>. 常见的气动控制措施主要有两大类: ① 采用中央开槽、竖向稳定板和导流板等措施; ② 对主梁附属装置如栏杆、检修车轨道等的位置和形状做适当调整<sup>[4-5]</sup>. 现有的几座大跨度桥梁针对可能的风致振动问题, 都采取了气动措施来改善桥梁的抗风性能, 例如, 舟山西堠门大桥采用了分体双箱梁, 香港青马大桥和润扬长江大桥采用了中央稳定板, 明石海峡大桥采用了加稳定板形式的桁梁等.

当一种气动控制措施的控制效果还不能完全达

收稿日期: 2018-05-26

基金项目: 福建省教育厅中青年教师教育科研项目(JT180722); 国家自然科学基金面上项目(51678436)

第一作者: 程怡(1986—), 女, 讲师, 工学硕士, 主要研究方向为结构分析. E-mail: 84342523@qq.com

通信作者: 周锐(1988—), 男, 助理教授, 工学博士, 主要研究方向为大跨度桥梁抗风研究. E-mail: zhourui@szu.edu.cn

到预期控制目标时,可以尝试两种或更多措施的组合控制<sup>[6]</sup>. 例如,昂船洲大桥和嘉绍大桥的中央开槽和梁底导流板的组合时的风洞试验结果表明,当两者共同作用时有良好效果,可消除各个攻角下主梁的涡激共振<sup>[7-8]</sup>;对于开口断面只有同时采用稳定板和扰流板才能有效地将涡振振幅控制在规范的允许值内<sup>[9]</sup>;抑流板对于半开口分体箱梁的涡振控制效果要优于水平翼板<sup>[10]</sup>;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研究表明,在中央开槽措施基础上,组合稳定板措施能进一步提升颤振控制效果<sup>[11]</sup>. 目前多种气动措施的组合都是基于经验来判断和不断尝试,将这些气动措施应用到实际桥梁结构前,都要经过风洞试验或数值模拟,来验证其控制效果.

虽然被动气动措施是目前最常用的桥梁气动措施,但在找到有效的颤振(或涡振)控制措施后,还必须重新检验施加措施后结构的其他风振性能,如涡振(或颤振)、抖振、风致静力稳定性和风荷载等<sup>[12]</sup>. 而且,控制措施具有很强的气动敏感性,同一种控制措施的尺寸和位置不同时的作用效果差异很大<sup>[13]</sup>. 例如,不同开槽率下分体箱梁的颤振稳定性能不同,不同高度的竖向稳定板对闭口箱梁的颤振控制效果也不同. 研究发现,不同高度的中央稳定板和中央开槽组合措施下的颤振控制效果明显不同<sup>[14]</sup>. 然而,目前还没有人针对中央稳定板和中央开槽这种组合措施下的涡振控制效果进行校验. 为了系统地研究

中央开槽和中央稳定板组合措施的涡激共振控制效果,本文以常用的 20%开槽率的分体箱梁桥梁为背景,首先,利用节段模型风洞试验,研究了 6 种典型高度的上中央稳定板(UVCS)和下中央稳定板(DVCS)作用时,分体箱梁的竖向涡振和扭转涡振发生的锁定风速区间和峰值响应;然后,通过计算流体力学(CFD)分别对这些中央稳定板作用下分体箱梁的涡振控制效果和机理进行了对比研究,并比选出最佳的控制方法. 该研究对于合理选择气动措施来改善分体箱梁桥梁的整体抗风性能具有重要的意义.

1 涡振控制试验

1.1 节段模型试验

以主跨 1 650 m 的西堠门大桥为工程背景,选取了 1:60 几何缩尺比,不考虑栏杆等附属结构,设计了 6 个具有代表性的上、下中央稳定板:稳定板相对高度  $h/H$  ( $h$  为稳定板高度,  $H$  为主梁高度)取 0、0.2、0.4、0.6、0.8 和 1.0. 节段模型的具体参数和实桥断面尺寸分别如表 1 和图 1 所示. 节段模型长为 1.74 m. 为了研究加稳定板后气动外形改变对桥梁气动性能的影响,假设结构参数不变. 采用弹簧悬挂二元刚体节段模型,在同济大学 TJ-1 风洞开展涡振试验,在均匀流场中进行了  $+3^\circ$ 、 $0^\circ$  和  $-3^\circ$  三个风攻角的试验,节段模型涡振试验如图 2 所示.

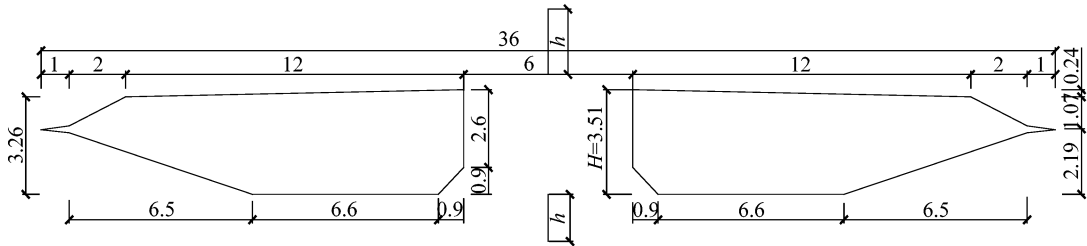


图 1 带中央稳定板的分体箱梁断面图 (单位:m)

Fig.1 Sectional model of twin-box girder with VCS (unit: m)

表 1 带中央稳定板的分体箱梁桥梁的结构参数

Tab.1 Structural parameters of twin-box girder with VCS

桥梁	槽宽 $D$ / m	宽度 $B$ / m	高度 $H$ / m	线质量/ ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-1}$ )	质量惯性矩/ ( $\text{kg} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{m}^{-1}$ )	竖弯基频 $f_v$ / Hz	扭转基频 $f_t$ / Hz	阻尼比
实桥	6	36	3.5	27 577	3 641 460	0.100 8	0.232 1	0.005
模型	0.1	0.6	0.59	7.331	0.295	9.72	13.98	0.005

1.2 上稳定板的涡振响应

对比了  $+3^\circ$ 、 $0^\circ$  和  $-3^\circ$  三个风攻角下带不同上中央稳定板的分体箱梁的竖向涡振响应,发现  $+3^\circ$  攻角是最不利攻角. 图 3 描述了 6 种高度的上中央稳

定板的竖向和扭转涡振位移响应的均方根(RMS)值. 图 3a 表明,  $0.8h/H$  上中央稳定板的竖向涡振位移响应最大,约达到 0.26 m;其次是  $1.0h/H$  和  $0.6h/H$  上稳定板,分别约为 0.23 m 和 0.22 m;而

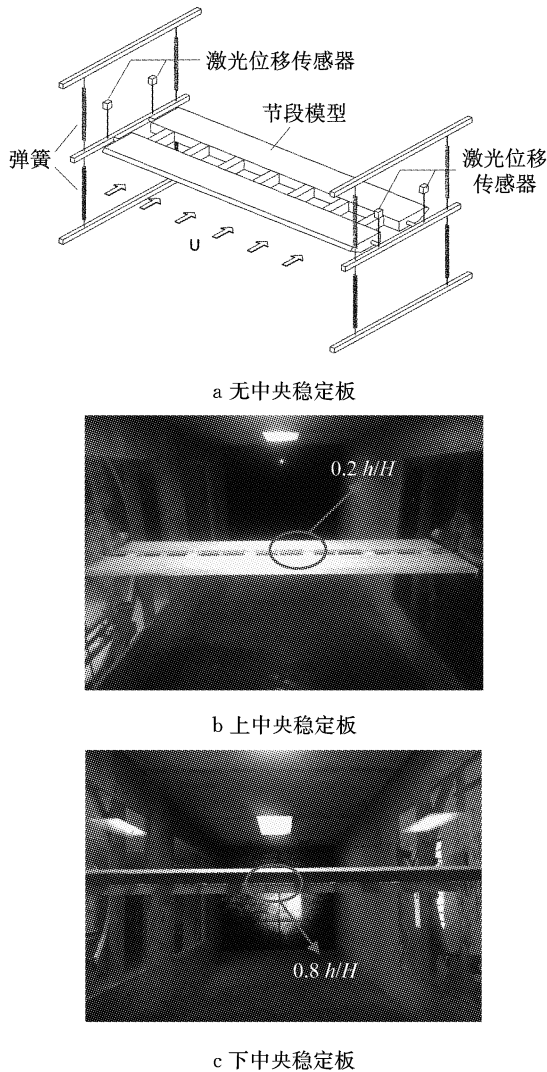


图2 带中央稳定板分体箱梁的涡振试验

Fig.2 VIV tests of twin-box girder with VCS

0.2 $h/H$ 和0.4 $h/H$ 上稳定板的竖向涡振响应却小于无稳定板的,分别约为0.14 m和0.13 m。此外,这6种工况都呈现2个锁定区间,带上中央稳定板后最大峰值对应的风速明显变小,特别是0.4 $h/H$ 对应的折减风速 $U_r = U/f_h B = 6.5/(0.324 \times 36) = 0.56$ 。因此,带上中央稳定板后分体箱梁桥梁的竖向涡振振幅峰值顺序从小到大依次为0.4 $h/H$ 、0.2 $h/H$ 、0.6 $h/H$ 、1.0 $h/H$ 、0.8 $h/H$ ;加0.2 $h/H$ 和0.4 $h/H$ 上中央稳定板,有利于减小该分体箱梁桥梁的竖向涡振。图3b表明,0.6 $h/H$ 和0.8 $h/H$ 上中央稳定板的扭转涡振位移响应都很大,约0.3°,其次是1.0 $h/H$ 和0.4 $h/H$ 上稳定板,分别约为0.25°和0.20°,而0.2 $h/H$ 上稳定板的竖向涡振响应却小于无稳定板的,仅为0.125°,且对应的锁定风速较大。其他5种工况的折减风速约为 $U_r = U/f_v B = 8/(0.232 \times 36) = 0.96$ 。因此,带上中央稳定板后分

体箱梁桥梁的扭转涡振振幅峰值顺序从小到大依次为0.2 $h/H$ 、0.4 $h/H$ 、1.0 $h/H$ 、0.6 $h/H$ 、0.8 $h/H$ ;加0.2 $h/H$ 上中央稳定板,有利于减小该分体箱梁桥梁的扭转涡振。因此,加0.2倍和0.4倍梁高上中央稳定板的竖向和扭转涡振性能是相对较好的。

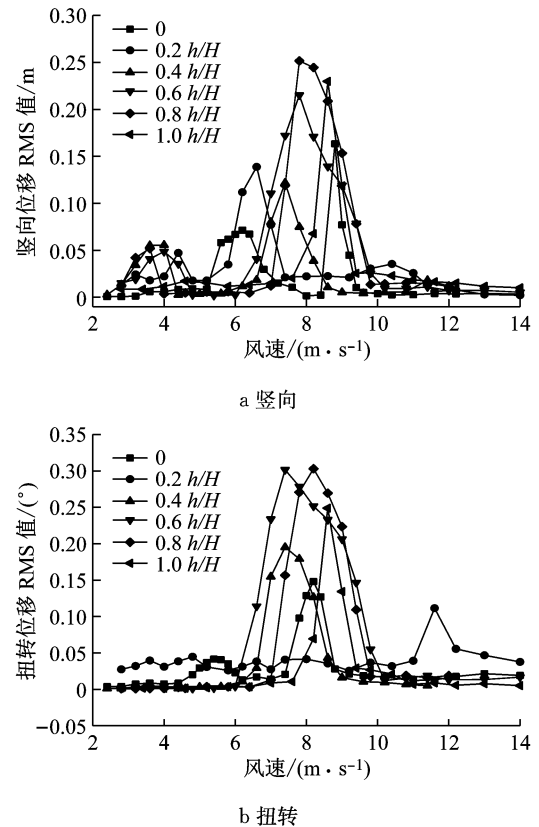


图3 带上中央稳定板分体箱梁的涡振响应

Fig.3 VIV responses of twin-box girder with UVCS

### 1.3 下稳定板的涡振响应

图4分别描述了6种高度的下中央稳定板的竖向和扭转涡振位移响应RMS值。图4a表明,0.8 $h/H$ 的DVCS的竖向涡振位移响应也是最大,高达约0.36 m,其次是0.6 $h/H$ 和1.0 $h/H$ 的DVCS,分别约为0.28 m和0.21 m,而0.4 $h/H$ 和0.2 $h/H$ 的DVCS的竖向涡振响应也是小于无稳定板的,分别约为0.14 m和0.10 m。此外,带下中央稳定板后风速锁定期变为一个区间,最大峰值对应的风速也减小,特别是0.2 $h/H$ 的稳定板。因此,带下中央稳定板后分体箱梁桥梁的竖向涡振振幅峰值顺序从小到大依次为0.2 $h/H$ 、0.4 $h/H$ 、1.0 $h/H$ 、0.6 $h/H$ 、0.8 $h/H$ ;加0.2 $h/H$ 和0.4 $h/H$ 的DVCS有利于减小该分体箱梁桥梁的竖向涡振。图4b表明,加下中央稳定板后扭转涡振位移均明显减小,0.2 $h/H$ 和0.8 $h/H$ 的DVCS较大,其次是0.4 $h/H$ 和0.6 $h/H$ 的DVCS,最小的是1.0 $h/H$ 高稳定板,仅为0.055°。

此外,带下中央稳定板后风速锁定区间变为一个,  $0.2h/H$  的 DVCS 峰值对应的风速最小. 因此,带下中央稳定板后分体箱梁桥梁的扭转涡振振幅峰值顺序从小到大依次为  $1.0h/H$ 、 $0.6h/H$ 、 $0.4h/H$ 、 $0.2h/H$ 、 $0.8h/H$ 、 $0$ ; 加 5 种下稳定板都有利于减小该分体箱梁桥梁的扭转涡振. 综合竖向和扭转响应的对比结果,加  $0.2h/H$  和  $0.4h/H$  的 DVCS 是加 5 种下稳定板中较好的,而  $0.8h/H$  下稳定板是最不利的;下中央稳定板的涡振控制效果相对好于上稳定板,特别是扭转涡振. 因此,加  $0.2h/H$  下稳定板的涡振控制效果最好,其次分别是  $0.4h/H$  下中央稳定板和  $0.2h/H$  高上稳定板.

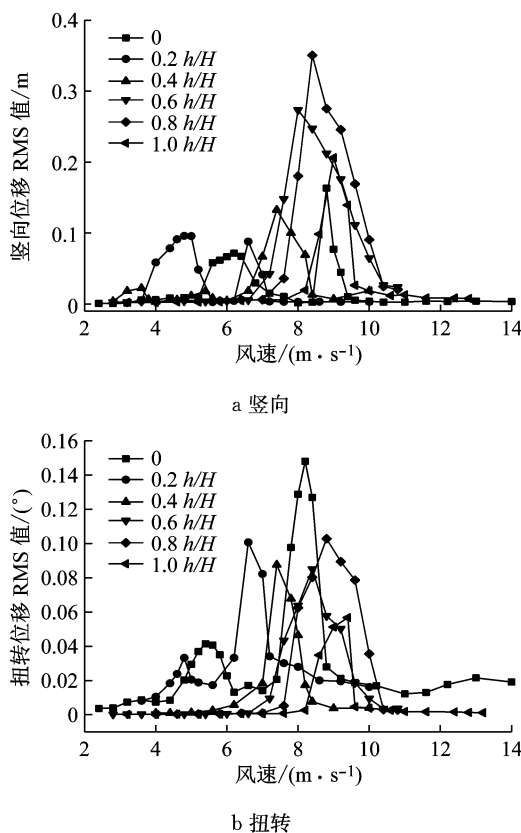


图 4 带下中央稳定板分体箱梁的涡振响应

Fig.4 VIV responses of twin-box girder with DVCS

## 2 涡振控制数值模拟

由于中央稳定板会导致分体箱梁断面气流绕流流态特别是旋涡生成及其运动规律变得更为复杂,导致分体箱梁可能存在较大的涡激共振,利用 CFD 分别模拟了上中央稳定板和下中央稳定板作用时分体箱梁桥梁的涡振性能.

### 2.1 CFD 数值模型

借助同济大学刘十一博士<sup>[15]</sup>自主研发的基于

非结构化有限体积法二维 CFD 数值模拟平台进行计算,选用基于 Smagorinsky 模型的大涡模拟 (LES) 方法,采用长方形计算区域,迎风侧边界采用速度入口,背风侧边界采用压力出口. 为兼顾计算精度和计算效率,在主梁断面周边及较近的尾流区域采用密网格并设置边界层,在计算域的周边选用疏网格,中间区域进行合理过渡,动网格采用三角形非结构化网格. 当风速为  $U = 5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时,雷诺数为  $Re = 27\ 000$ . 计算域尺寸为  $[-230, -270] \times [230, 270]$ ,主梁中心位于  $(0, 0)$  点. 底层网格三角形边长为  $0.04 \text{ m}$ ,当风速为  $U = 5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时,壁面率  $y^+ \approx 2.7$ . 具体网格划分如图 5 所示,网格三角形数量为 185 412,网格点数量为 93 382,用于求解动网格的代理网格节点数量为 1 249,采用 5 层多重网格层数.

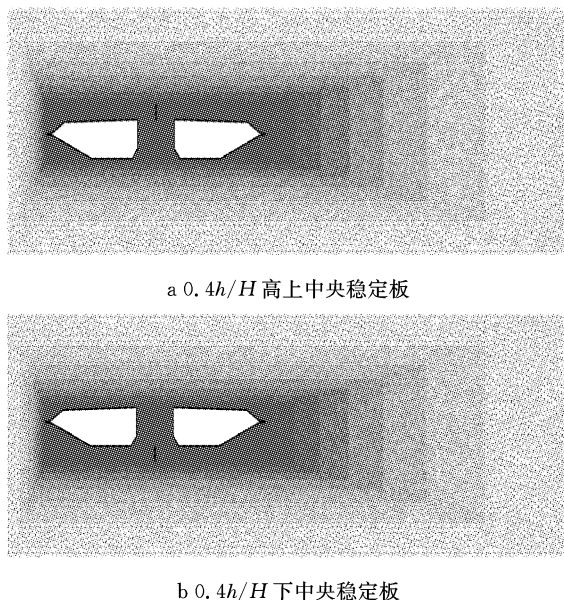


图 5 带中央稳定板的分体箱梁的网格划分

Fig.5 Meshing maps of twin-box girder with VCS

### 2.2 上稳定板的涡振控制效果

选取 6 种不同高度的上、下中央稳定板(相对主梁高度  $h/H$  为  $0$ 、 $0.2$ 、 $0.4$ 、 $0.6$ 、 $0.8$ 、 $1.0$ ),其他结构动力参数不变. 图 6 对比了  $0^\circ$  风攻角下不同高度上中央稳定板时分体箱梁的竖向和扭转涡振响应. 对于竖向涡振响应,对于无稳定板在风速  $U = 7.0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值,约为  $0.03$  倍梁高; $0.2h/H$  上稳定板在风速  $U = 6.6 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值,约为  $0.02$  倍梁高; $0.4h/H$  上稳定板在风速  $U = 5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值,约为  $0.015$  倍梁高; $0.6h/H$  上稳定板在风速  $U = 5.6 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值,约为  $0.05$  倍梁高; $0.8h/H$  上稳定板在风速  $U = 5.6 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值,约为  $0.05$  倍梁高.

$\cdot s^{-1}$ 时位移达到峰值,约为0.06倍梁高;1.0 $h/H$ 上稳定板在风速 $U=7.6 m \cdot s^{-1}$ 时位移达到峰值,大于0.06倍梁高。因此,竖向涡振振幅峰值的顺序从小到大依次为0.4 $h/H$ 、0.2 $h/H$ 、0.6 $h/H$ 、0.8 $h/H$ 、1.0 $h/H$ 。对于扭转涡振响应,对于无稳定板在风速 $U=8.8 m \cdot s^{-1}$ 时位移达到峰值,约为 $0.2^\circ$ ;0.2 $h/H$ 上稳定板在风速 $U=8.8 m \cdot s^{-1}$ 时位移达到峰值,大于 $0.2^\circ$ ;0.4 $h/H$ 上稳定板在风速 $U=10.6 m \cdot s^{-1}$ 时位移达到峰值,约为 $0.4^\circ$ ;0.6 $h/H$

上稳定板在风速 $U=10 m \cdot s^{-1}$ 时位移达到峰值,约为 $0.35^\circ$ ;0.8 $h/H$ 上稳定板在 $9.5 m \cdot s^{-1}$ 之前没有出现扭转涡振;1.0 $h/H$ 上稳定板在风速 $U=10 m \cdot s^{-1}$ 时位移达到峰值,约为 $0.35^\circ$ 。因此,扭转涡振振幅峰值的顺序从小到大依次为0.2 $h/H$ 、0.6 $h/H$ 、1.0 $h/H$ 、0.4 $h/H$ 。相对于扭转涡振,竖向涡振的问题更严重。图7显示了6种高度上上稳定板分体箱梁锁定风速区间中某个风速对应的涡振响应时程。

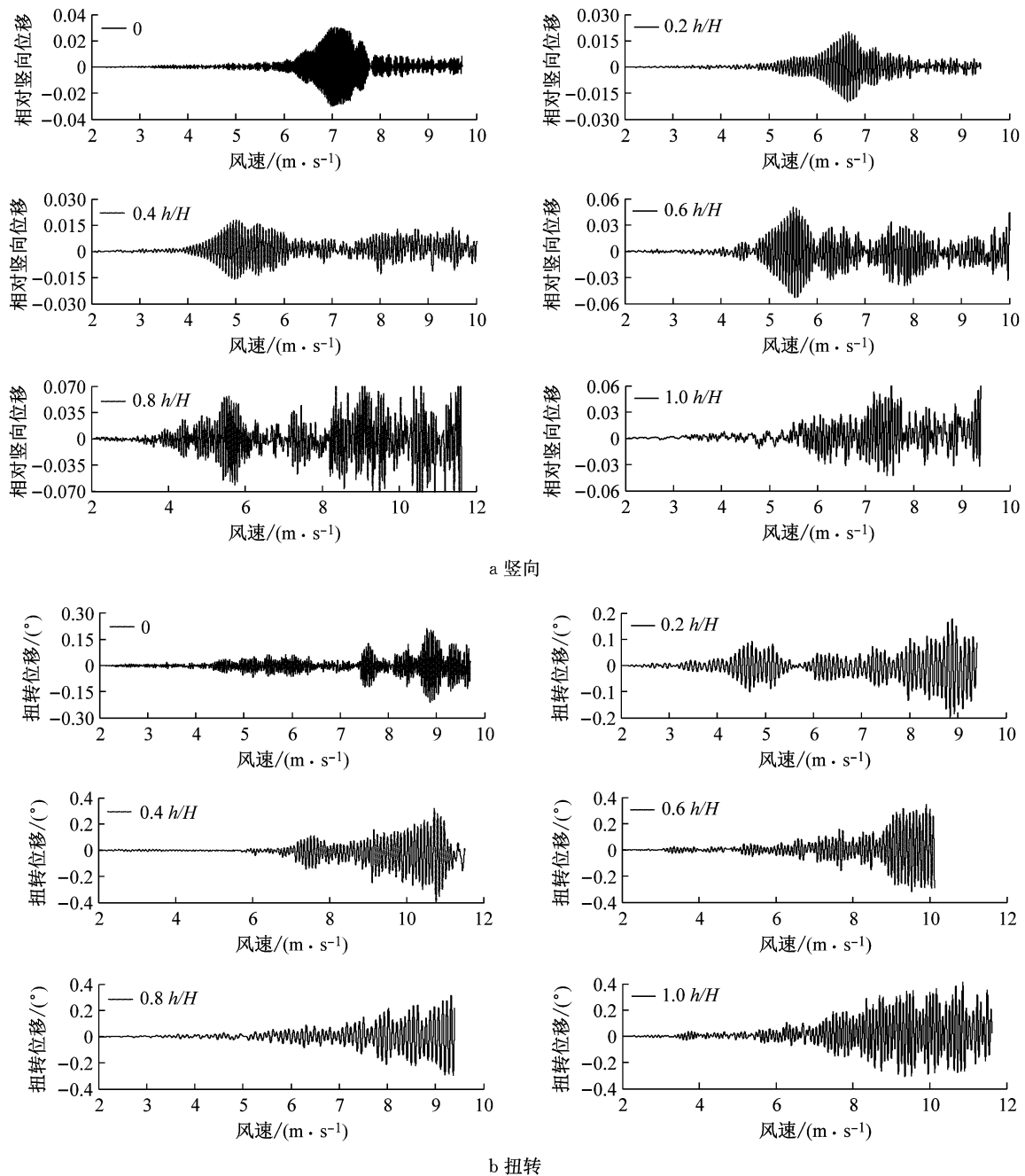


图6 不同高度上中央稳定板时分体箱梁的涡振响应

Fig.6 VIV responses of twin-box girder with different UVCS

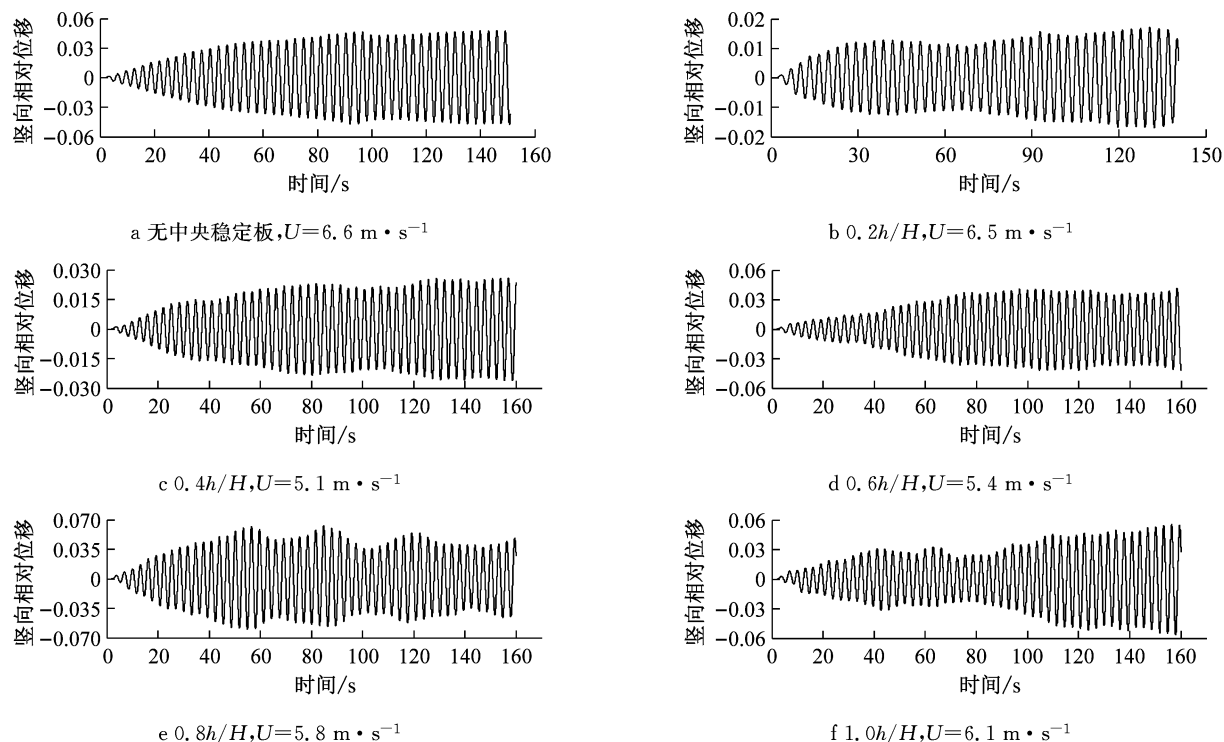


图 7 不同高度上中央稳定板时分体箱梁的竖向涡振时程

Fig. 7 Time histories of VIV responses of twin-box girder with different UVCS

### 2.3 下稳定板的涡振控制效果

图 8 对比了  $0^\circ$  风攻角、不同高度下中央稳定板和槽中稳定板(CVCS)时分体箱梁的竖向和扭转涡振响应. 对于竖向涡振,  $0.2h/H$  的下稳定板在风速  $U=6.0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为 0.017 倍梁高, 低于无稳定板的;  $0.4h/H$  下稳定板在风速  $U=5.5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为 0.017 倍梁高;  $0.6h/H$  下稳定板在风速  $U=5.2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为 0.04 倍梁高;  $0.8h/H$  下稳定板在风速  $U=5.3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为 0.045 倍梁高;  $1.0h/H$  下稳定板在风速  $U=5.4 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为 0.036 倍梁高;  $1.0h/H$  槽中稳定板在风速  $U=9.2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为 0.026 倍梁高. 因此, 竖向涡振振幅峰值的顺序从小到大依次为  $0.2h/H$ 、 $0.4h/H$ 、 $0.1.0h/H$ 、 $0.6h/H$ 、 $0.8h/H$ . 对于扭转涡振响应,  $0.2h/H$  下稳定板在风速  $U=4.6 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为  $0.13^\circ$ ;  $0.4h/H$  下稳定板在风速  $U=9.0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 大于  $0.12^\circ$ ;  $0.6h/H$  下稳定板在风速  $U=6.4 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为  $0.1^\circ$ ;  $0.8h/H$  下稳定板在风速  $U=8.8 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为  $0.18^\circ$ ;  $1.0h/H$  下稳定板在  $U=7 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为  $0.15^\circ$ ;  $1.0h/H$  槽中稳定板在风速  $U=7.3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  时位移达到峰值, 约为  $0.19^\circ$ . 因此, 扭转涡振振

幅峰值的顺序从小到大依次为  $0.6h/H$ 、 $0.4h/H$ 、 $0.2h/H$ 、 $1.0h/H$ 、 $0.8h/H$ 、 $0$ . 同样地, 加下中央稳定板后竖向涡振相对于扭转涡振更严重, 图 9 显示了 6 种高度时下稳定板分体箱梁锁定风速区间中某个风速对应的涡振响应时程.

## 3 涡振控制的机理

### 3.1 试验与 CFD 的结果对比

将二维 CFD 计算的结果和二维节段模型风洞试验结果进行对比, 如图 10 所示. 对于竖向涡振响应, CFD 计算的结果接近于试验结果; 随着稳定板高度的增加, 竖向涡振位移先减后增, 在高于  $0.4h/H$  稳定板时, 下稳定板的位移响应比率要大于上稳定板的, 且均大于 1. 对于扭转涡振响应, CFD 计算的结果基本上接近于试验结果(在高上中央稳定板时稍微有些偏差); 随着下稳定板高度的增加, 下稳定板的扭转涡振位移比率逐渐减小, 而上稳定板的位移先增后减, 5 种高度下稳定板的位移响应比率都小于 1, 而上稳定板的比率都大于 1.

### 3.2 绕流形态的对比研究

分别对比了无稳定板、 $0.4h/H$  高上中央稳定板和  $0.4h/H$  高下中央稳定板作用下分体箱梁断面的涡度和压强图, 如图 11 和图 12 所示. 加了上、下中

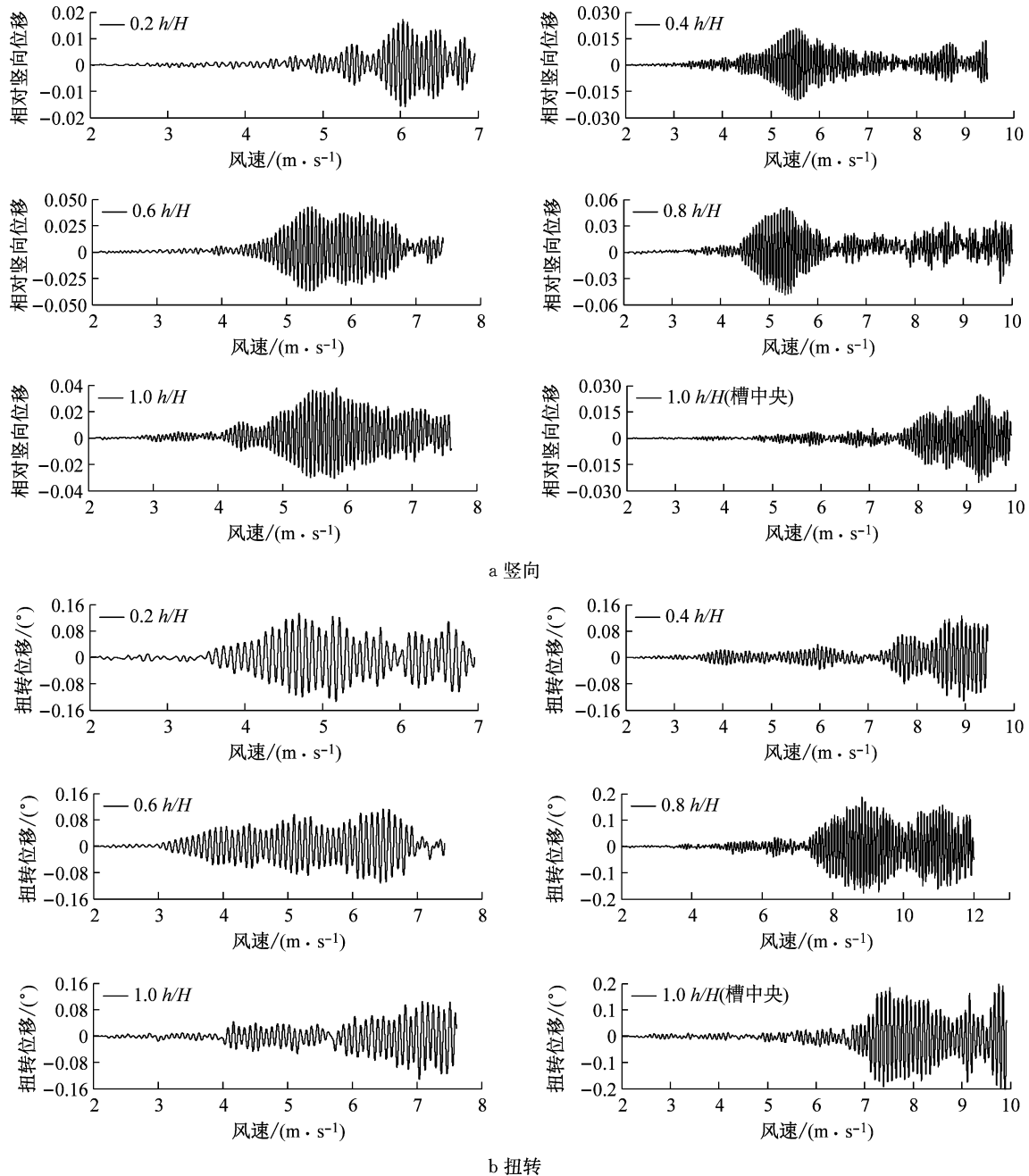


图8 不同高度下中央稳定板时分体箱梁的涡振响应全过程  
Fig.8 VIV responses of twin-box girder with different DVCS

央稳定板后分体箱梁的绕流形态发生了明显的改变. 图 11a 中在无稳定板时在分体箱梁的槽中形成了正负涡度的两个交替运动大漩涡, 负涡度在背风侧梁的上表面再附着, 而正涡度在背风侧梁的下斜腹板处也形成了大的漩涡, 这样背风侧梁的上下表面就形成了明显的负正漩涡, 从而产生较大的升力, 并引起了激烈的竖向涡振运动. 图 12a 的压强场也表明, 在槽中有正负压区, 在背风侧梁的上表面和下斜腹板处有明显的负压强, 而下表面也是正压区, 这样由槽中及背风侧梁形成的明显正负压强场引起了

整个主梁的升力.

添加了上中央稳定板后, 从图 11b 可以看到, 在槽中的稳定板后端存在较大的负涡度漩涡, 由于稳定板的存在, 使得背风侧梁上表面的漩涡再附位置更远, 接近于风嘴的上端, 与此同时, 背风侧梁的下表面没有明显的正涡度漩涡. 图 12b 显示, 在槽中的稳定板前端有明显的正负压强, 而在稳定板后端只有较明显的负压, 而且背风侧梁只有上表面有较明显的负压. 即正负压强相互作用更加集中于下游位置并接近于风嘴处, 这样导致相对原断面更小的竖

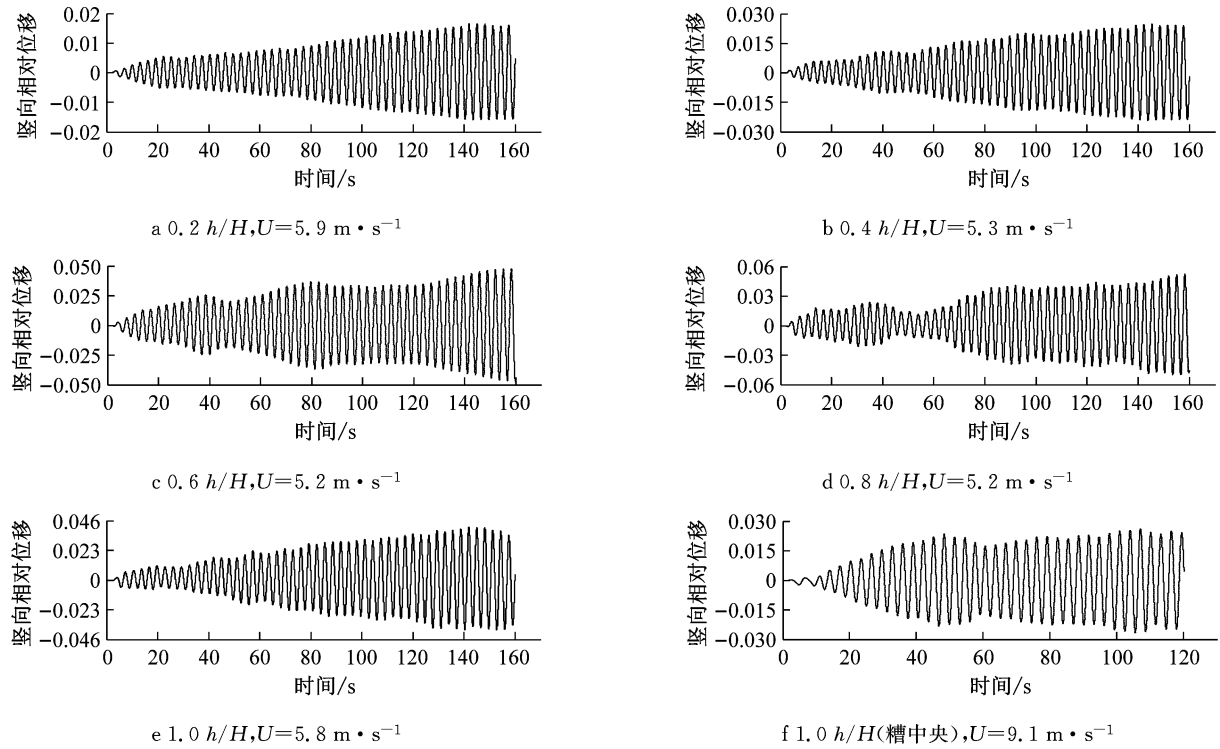
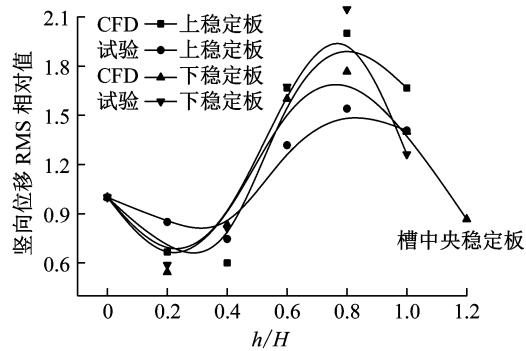
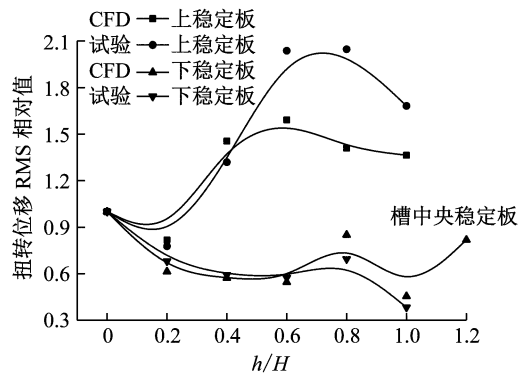


图 9 不同高度下中央稳定板时分体箱梁的竖向涡振时程

Fig. 9 Time histories of VIV responses of twin-box girder with different DVCS



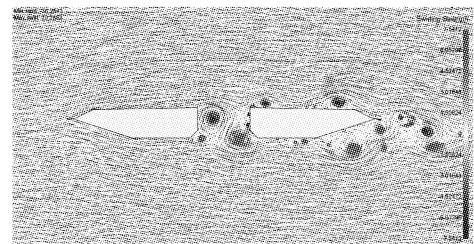
a 竖向



b 扭转

图 10 CFD 与试验结果的涡振响应峰值对比

Fig. 10 Comparison of results of CFD and tests



a 无稳定板

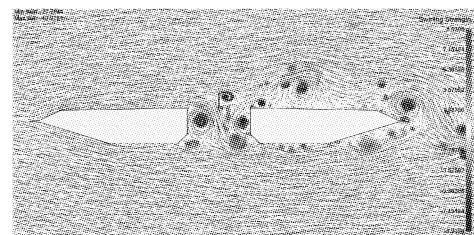
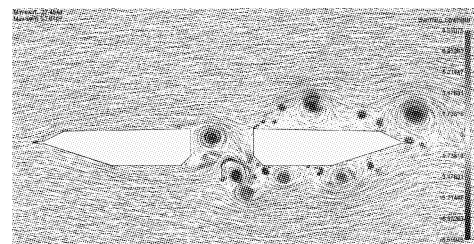
b  $0.4 h/H$  高上中央稳定板c  $0.4 h/H$  高下中央稳定板

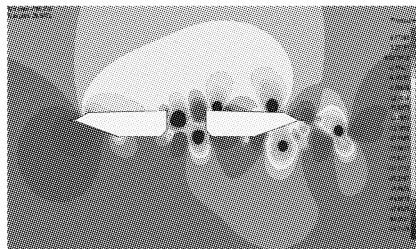
图 11 不同稳定板时断面的涡度对比图

Fig. 11 Comparison of vorticity of deck with different VCS

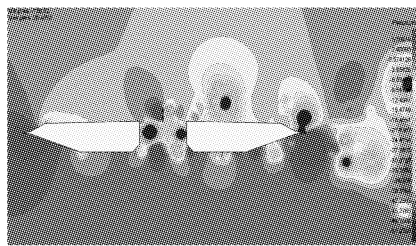


向力,因此竖向涡振运动没有那么明显. 添加了下中央稳定板后,图 11c 显示,在槽中的稳定板后端存在较大的交替的正负涡度漩涡,由于稳定板的存在,使得背风侧梁下表面存在较大正涡度的漩涡,上表面斜腹板靠近风嘴处才有较大的负涡度的漩涡. 图 12c 显示,在槽中的稳定板前端是明显的正压强区,而后端有明显的负压强区,而且背风侧梁上、下表面均有较明显的负压. 即正负压强相互作用更加集中接近于槽中位置,这样导致相对原断面更大的竖向力,因此竖向涡振运动没有那么激烈.

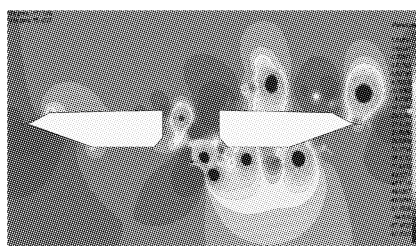
因此,上、下中央稳定板的存在明显改变了槽中漩涡的运动方式和能量分布位置,以及背风侧梁上下表面的压强场. 其中,上稳定板使得背风侧梁上表面的负涡度漩涡更靠近风嘴,而下稳定板使得背风侧梁下表面有了更多的正涡度漩涡.



a 无稳定板



b 0.4h/H 高上中央稳定板



c 0.4h/H 高下中央稳定板

图 12 不同稳定板时断面的压强场对比图

Fig. 12 Comparison of pressure of deck with different VCS

## 4 结论

通过对不同高度和位置的中央稳定板对大跨度分体箱梁桥梁涡激共振控制效果的研究,可以得到

以下主要结论:

(1) 随着上稳定板高度的增加,涡振性能是先变好再变差,分别在 0.4 倍梁高时竖向涡振性能和 0.2 倍梁高时扭转涡振性能最好.

(2) 随着下稳定板高度的增加,竖向涡振性能也是先变好再变差,而扭转涡振性能逐渐变好,分别在 0.2 倍梁高时竖向涡振性能和 1.0 倍梁高时扭转涡振性能最好.

(3) CFD 计算的结果总体上接近试验结果,说明该数值模拟的结果比较可靠,绕流形态对比表明上、下中央稳定板通过改变槽中漩涡的运动方式和下风侧两端上下表面的压强,从而影响到升力大小和竖向涡振的振幅.

(4) 综合对比,0.2 倍梁高下稳定板的涡振控制效果最好,而 0.8 倍梁高上稳定板的涡振控制效果最不利.

## 参考文献:

- [1] MATSUMOTO M, MIZUNOC K. Flutter instability and recent development in stabilization of structures [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2007, 95 (9/10/11): 888.
- [2] UEDA T, YASUDA M, NAKAGAKI R. Mechanism of aerodynamic stabilization for long-span suspension bridge with stiffening truss-girder [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2000, 33(1/2):333.
- [3] 杨咏昕,周锐,葛耀君. 大跨度桥梁实用颤振控制方法研究 [J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2014, 42(7): 989.  
YANG Yongxin, ZHOU Rui, GE Yaojun. Practical flutter control method for long-span bridges [J]. *Journal of Tongji University(Natural Science)*, 2014, 42(7):989.
- [4] 赵林,葛耀君,郭增伟,等. 大跨度缆索承重桥梁风振控制回顾与思考——主梁被动控制效果与主动控制策略 [J]. *土木工程学报*, 2015,48(12): 91.  
ZHAO Lin, GE Yaojun, GUO Zengwei, *et al.* Reconsideration of wind-induced vibration mitigation of long-span cable supported bridges: effects of passive control and strategy of active control [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2015, 48 (12):91.
- [5] 杨咏昕,周锐,葛耀君. 大跨度分体箱梁桥梁的涡振性能及其控制 [J]. *土木工程学报*, 2014, 47(12): 107.  
YANG Yongxin, ZHOU Rui, GE Yaojun. Vortex-induced vibration and its control for long-span bridges with twin box girder [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2014, 47 (12):107.
- [6] 杨咏昕,周锐,罗东伟,等. 不同槽宽分体箱梁的涡振及其控制措施 [J]. *工程力学*, 2017,34(7):30.  
YANG Yongxin, ZHOU Rui, LUO Dongwei, *et al.* Vortex-induced vibration and its control for twin-box girder bridges with various slot widths [J]. *Engineering Mechanics*, 2017,

- 34(7):30.
- [7] LARSEN A, ESDAHL Y, ANDERSEN 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(2/3): 283.
- [8] 许福友, 丁威, 姜峰, 等. 大跨度桥梁涡激振动研究进展与展望[J]. *振动与冲击*, 2010, 29(10): 40.  
XU Fuyou, DING Wei, JIANG Feng, *et al.* Development and prospect of study on vortex-induced vibration of long-span bridges [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2010, 29(10): 40.
- [9] ZHOU R, YANG Y X, GE Y J, *et al.* Practical countermeasures for the aerodynamic performance of long span cable-stayed bridge with open deck [J]. *Wind and Structures*, 2015, 21(2):223.
- [10] 方根深, 杨詠昕, 葛耀君, 等. 半开口分离双箱梁涡振性能及其气动控制措施研究[J]. *土木工程学报*, 2017, 50(3): 74.  
FANG Genshen, YANG Yongxin, GE Yaojun, *et al.* Vortex-induced vibration performance and aerodynamic countermeasures of semi-open separated twin-box deck [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2017, 50(3): 74.
- [11] 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.
- [12] 欧阳克俭, 陈政清. 中央稳定板提高颤振稳定性能的细观作用机理[J]. *振动与冲击*, 2016, 35(1): 11.  
OUYANG Kejian, CHEN Zhengqing. Micro-mechanism of a central stabilizer for improving a bridge's flutter stability[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(1):11.
- [13] YANG Y X, ZHOU R, GE Y J, *et al.* Aerodynamic instability performance of twin-box girder for long-span bridges [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2015, 145: 196.
- [14] 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.  
ZHANG Wei, WEI Zhigang, YANG Yongxin, *et al.* Comparison and analysis of vortex induced vibration for twin-box bridge sections based on experiments in different reynolds numbers [J]. *Journal of Tongji University(Natural Science)*, 2008, 36(1):6.
- [15] 刘十一. 大跨度桥梁非线性气动力模型和非平稳全过程风致响应[D]. 上海: 同济大学, 2014.  
LIU Shiyi. Non-linear aerodynamic model and non-stationary whole-process wind response of long-span bridges [D]. Shanghai: Tongji University, 2014.

#### (上接第 616 页)

- [9] ALHADDAD M S, SIDDIQUI N A, ABADEL A A, *et al.* Numerical investigations on the seismic behavior of FRP and TRM upgraded RC exterior beam-column joints [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2012, 16(3):308.
- [10] YIN Shiping, YANG Yang, YE Tao, *et al.* Experimental research on seismic behavior of reinforced concrete columns strengthened with TRC under corrosion environment [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2017, 143(5): 04016231-1.
- [11] 梁兴文, 康力, 邓明科, 等. 塑性铰区采用纤维增强混凝土柱抗震性能试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2014, 35(2): 63.  
LIANG Xingwen, KANG Li, DENG Mingke, *et al.* Experimental investigation on seismic behavior of columns with fiber-reinforced concrete in potential plastic region [J]. *Journal of Building Structure*, 2014, 35(2):63.
- [12] SHAFIQ N, AYUB T, KHAN S U. Investigating the performance of PVA and basalt fibre reinforced beams subjected to flexural action [J]. *Composite Structures*, 2016, 153: 30.
- [13] 韩建平, 刘文林. 高轴压比配筋 PVA 纤维增强混凝土柱抗震性能试验研究[J]. *工程力学*, 2017, 34(9):193.
- HAN Jianping, LIU Wenlin. Experimental investigation on seismic behavior of PVA fiber reinforced concrete columns with high axial compression ratios [J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(9):193.
- [14] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑抗震试验规程: JGJ 101—2015[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.  
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Specification of test methods for earthquake resistant building: JGJ 101—2015 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015.
- [15] PARK R, PAULAY T. Reinforced concrete structures [M]. New York: John Wiley & Sons, 1975.
- [16] 邓宗才, 曾洪超, 张小冬, 等. 层内混杂 FRP 加固混凝土柱抗震性能[J]. *北京工业大学学报*, 2010, 36(8):1069.  
DENG Zongcai, ZENG Hongchao, ZHANG Xiaodong, *et al.* Seismic performance of square reinforced concrete columns strengthened with hybrid FRP [J]. *Journal of Beijing University of Technology*, 2010, 36(8):1069.