

箱形主梁悬臂水平分离板的颤振控制效果与机理

张宏杰^{1,3}, 朱乐东^{1,2,3}

(1. 同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学 桥梁结构抗风技术交通行业重点实验室, 上海 200092;
3. 同济大学 桥梁工程系, 上海 200092)

摘要: 为改善主跨 1 400 m 钢箱梁斜拉桥颤振稳定性, 通过节段模型风洞试验研究了中央稳定板、中央开槽、加装悬臂水平分离板(CHSP)等多种气动控制措施的效果. 结果表明, 在所研究的各种气动控制措施中, CHSP 的效果最好, 它可显著改善桥梁的颤振性能, 尤其是在 +3° 风攻角情况下的颤振性能. 采用二维三自由度耦合颤振分析方法, 对原钢箱梁断面和加装 CHSP 后的钢箱梁断面进行了颤振驱动机理和颤振形态的分析与对比, 结果显示, 对于那些气动外形介于流线型和钝体之间的主梁断面, CHSP 的颤振控制效果与其宽度及风攻角有很大关系, 合理分离板宽度应综合考虑不同风攻角下的颤振控制效果而定. 控制机理分析表明: CHSP 主要通过改变扭转牵连运动产生的两项气动阻尼随风速的变化规律, 以及改变自由度耦合效应这样两条途径来达成了改善颤振性能目的.

关键词: 超大跨度桥梁; 颤振控制; 悬臂水平分离板; 控制机理; 颤振形态

中图分类号: U441.3

文献标识码: A

Control Effect and Mechanism of Cantilever Horizontal Splitting Plates on Flutter Performance of a Box Deck

ZHANG Hongjie^{1,3}, ZHU Ledong^{1,2,3}

(1. State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory for Wind Resistance Technology of Bridges of the Ministry of Transport, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. Department of Bridge Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: Various aerodynamic control measures, such as central stabilizing plate, central slotting and cantilever horizontal splitting plate (CHSP), are investigated via a serious wind tunnel tests of sectional model in order to improve the flutter stability of a steel box deck cable-stayed

bridge with a main span of 1 400 m. The results show that CHSP is the most effective among the measures investigated, and can significantly improve the bridge flutter performance, especially in the case of +3° wind attack angle. Using a 2-dimensional and three degree of freedom (3-DOF) coupled flutter analysis method, the flutter-driving mechanism and flutter pattern of both the original box deck and that with CHSP measures are then analyzed and compared with each other. It is found that for the decks with aerodynamic shapes between streamline body and bluff body, the control effect of CHSP on flutter depends on both the width and the wind attack angle. A reasonable width of CHSP should be determined with an integrated consideration of its flutter control effect at various wind attack angles. Moreover, the analysis result of flutter control mechanism of CHSP indicates that the measures of CHSP improves the flutter performance of box deck by changing the variation patterns of two aerodynamic damping items generated by the twist-involved deck motions, in conjunction with changing the coupling effect among degrees of freedoms.

Key words: super-long span bridge; flutter control; cantilever horizontal splitting plate; control mechanism; flutter pattern

在设计与施工水平不断提高的今天, 桥梁不断朝着长大化与轻柔化方向发展^[1]. 随之而来的颤振稳定性问题也越来越严重. 在主跨 1 400 m 超大跨度钢箱梁斜拉桥抗风性能试验研究中发现, 原主梁断面在 +3° 风攻角下的颤振临界风速仅为 $58 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, 远低于 $80 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 的颤振临界风速目标值. 为找到一种有效的气动控制措施, 通过风洞试验对中央稳定板 (central stabilizing plate, CSP)、中央开槽 (central slotting, CS)、加装悬臂水平分离板

收稿日期: 2010-09-17

基金项目: 国家“863”高技术研究发展计划资助项目 (2006AA11Z120), 科技部国家重点实验室基础研究资助项目 (SLDRCE08-A-02)

第一作者: 张宏杰 (1981—), 男, 博士生, 主要研究方向为桥梁抗风. E-mail: 75790868@qq.com

通讯作者: 朱乐东 (1965—), 男, 研究员, 工学博士, 博士生导师, 主要研究方向为桥梁和建筑结构抗风. E-mail: Ledong@tongji.edu.cn

的值,也就是说,这样的措施反而起到了反作用;当宽度增加到 $0.2B$ (8.2 m) 时,临界风速虽然已超过了原断面的临界风速,但仍没有达到 $80\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 的目标,可能还需要继续增加槽宽才能起到颤振控制的效果。

表 1 各气动控制措施对应的颤振临界风速
Tab.1 Flutter critical wind speed of different aerodynamic control measures

攻角	试验风速/ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	原型风速/ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	风速比	气动措施
0°	17	104	6.11	无气动措施(原断面)
$+3^\circ$	9.5	58	6.11	无气动措施(原断面)
$+3^\circ$	9.5	58	6.11	原断面 + UCSP (1.5 m)
$+3^\circ$	9.5	58	6.11	原断面 + ULCSP (1.5 m)
0°	13.6	83	6.11	原断面 + CHSP (1.0 m)
$+3^\circ$	8.8	74	6.11	原断面 + CHSP (1.0 m)
0°	14.3	87	6.11	原断面 + CHSP (1.2 m)
$+3^\circ$	12.8	96	6.11	原断面 + CHSP (1.2 m)
0°	15.7	96	6.11	原断面 + CHSP (1.5 m)
$+3^\circ$	18	110	6.11	原断面 + CHSP (1.5 m)
0°	15.5	95	6.11	原断面 + CHSP (1.7 m)
$+3^\circ$	>17	>104	6.11	原断面 + CHSP (1.7 m)
0°	15.4	94	6.11	原断面 + CHSP (2.0 m)
$+3^\circ$	>17	>104	6.11	原断面 + CHSP (2.0 m)
0°	15	92	6.11	原断面 + CHSP (1.5 m) + LCSP (1.5 m)
$+3^\circ$	>18	>110	6.11	原断面 + CHSP (1.5 m) + LCSP (1.5 m)
0°	17	104	6.11	原断面 + CHSP (1.5 m) + ULCSP (1.5 m)
$+3^\circ$	>18	>110	6.11	原断面 + CHSP (1.5 m) + ULCSP (1.5 m)
0°	12	76.7	6.39	CS ($0.1B$)
$+3^\circ$	8	51.1	6.39	CS ($0.1B$)
0°	12	82.8	6.90	CS ($0.15B$)
$+3^\circ$	8	55.2	6.90	CS ($0.15B$)
0°	12	89.4	7.45	CS ($0.2B$)
$+3^\circ$	10	74.5	7.45	CS ($0.2B$)

(3) CHSP 可以显著改善箱梁在 $+3^\circ$ 风攻角下的颤振性能,但对 0° 风攻角下的颤振性能有一定的不利影响. 当增加 1 m 宽的 CHSP 时,对于 0° 风攻角下颤振临界风速由 $104\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 下降至 $83\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$,但 $+3^\circ$ 风攻角下的颤振临界风速从 $58\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 增加至 $74\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. 然后,随着 CHSP 宽度增大, 0° 与 $+3^\circ$ 风攻角下主梁断面的颤振临界风速都在不断提高,且 $+3^\circ$ 风攻角下的临界风速增加速度较快. 当 CHSP 宽度达到 1.2 m 时, $+3^\circ$ 风攻角下的临界风速已经

超过了 0° 风攻角下的临界风速, 0° 风攻角转变成为最不利风攻角. 当 CHSP 宽度达到 1.5 m 时, $+3^\circ$ 风攻角下的临界风速达到了 $110\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$,而 0° 风攻角下的临界风速达到 $96\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$,并接近最大值. 当继续增加 CHSP 的宽度, $+3^\circ$ 风攻角下的颤振临界风速继续增加,但 0° 风攻角下的颤振临界风速开始下降. 因此,综合不同风攻角下的颤振性能,CHSP 的最优宽度约为 1.5 m ,此时最低颤振临界风速为 $96\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$,是目标值 $80\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 的 1.2 倍。

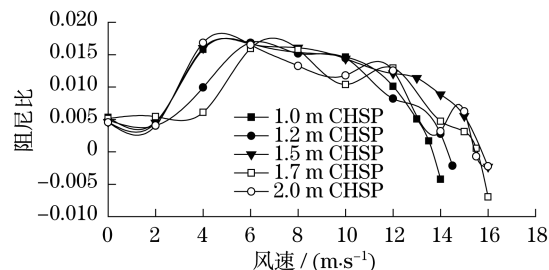


图 3 不同宽度 CHSP 对应的模型系统扭转阻尼比随风速变化曲线 (0° 风攻角)

Fig. 3 Torsional damping ratio of model system with different CHSPs with wind speed (0° attack angle)

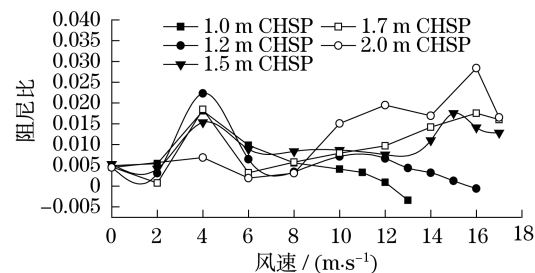


图 4 不同宽度 CHSP 对应的模型系统扭转阻尼随风速变化曲线 ($+3^\circ$ 风攻角)

Fig. 4 Torsional damping ratio of model system with different CHSPs with wind speed ($+3^\circ$ attack angle)

2 二维三自由度耦合颤振分析方法

文献[5]基于二维三自由度耦合颤振分析方法的桥梁颤振研究结果表明,对于桥梁断面从流线性程度较好的情况到钝化程度较高的情况,发生的都是系统扭转牵连运动气动负阻尼驱动的颤振发散,因此深入分析系统扭转运动气动阻尼的发展规律是研究其 CHSP 颤振控制机理的关键. 系统扭转运动气动阻尼可以用气动导数表示为以下 5 项^[5]:

(1) 扭转运动速度产生的气动升力矩所形成的气动阻尼,可以表示为 $-1/2 \cdot \rho B^4 / I \cdot A_2^*$,标记为

A项气动阻尼;

(2) 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, 可以表示为 $-\rho^2 B^6 / 2 m_h I \cdot \Omega_{ha} \cdot A_1^* H_2^* \cos \theta_1$, 标记为B项气动阻尼;

(3) 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, 可以表示为 $\rho^2 B^6 / 2 m_h I \cdot \Omega_{ha} \cdot A_4^* H_2^* \sin \theta_1$, 标记为C项气动阻尼;

(4) 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, 可以表示为 $-\rho^2 B^6 / 2 m_h I \cdot \Omega_{ha} \cdot A_1^* H_3^* \cos \theta_2$, 标记为D项气动阻尼;

(5) 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, 可以表示为 $\rho^2 B^6 / 2 m_h I \cdot \Omega_{ha} \cdot A_4^* H_3^* \sin \theta_2$, 标记为E项气动阻尼.

其中5项中各变量含义为:

$$\Omega_{ij} = \frac{\omega_j^2}{\sqrt{(\omega_i^2 - \omega_j^2)^2 + 4\xi_i^2 \omega_i^2 \omega_j^2}}, \quad i, j = \alpha, h$$

$$\theta_1 = \arctan\left(\frac{2\xi_h \omega_h \omega_\alpha}{\omega_h^2 - \omega_\alpha^2}\right) + \frac{3}{2}\pi,$$

$$\theta_2 = \arctan\left(\frac{2\xi_h \omega_h \omega_\alpha}{\omega_h^2 - \omega_\alpha^2}\right), \quad 90^\circ < \theta_2 < 180^\circ$$

B为主梁宽度; ρ 为空气密度; m_h 和 I 分别为结构

竖向广义质量和广义质量惯矩; $\omega_h, \omega_\alpha, \xi_h, \xi_\alpha$ 分别为竖弯频率、扭转频率、竖弯阻尼比和扭转阻尼比; A_i^* ($i=1, 2, 3, 4$)、 H_i^* ($i=1, 2, 3, 4$)为气动导数.

在上述5项气动阻尼中,A项气动阻尼是扭转自由度自身所产生的,而后4项是由于扭转和竖向自由度之间的耦合效应所产生的气动阻尼.

同颤振驱动机理研究相补充,确定颤振形态,即了解扭转和竖向自由度在颤振发生中的参与程度也是探索颤振机理的一条重要途径.对于两自由度的二维桥梁节段,其颤振临界状态时的扭转牵连运动颤振形态矢量可用下式计算^[5]:

$$\mathbf{V}_\alpha = \left[\frac{\frac{\rho B^2}{m_h} \Omega_{ha} \sqrt{H_2^{*2} + H_3^{*2}}}{C_\alpha}, \frac{1}{C_\alpha} \right]$$

$$\text{式中: } C_\alpha = \sqrt{\left(\frac{\rho B^2}{m_h} \Omega_{ha} \sqrt{H_2^{*2} + H_3^{*2}} \right)^2 + 1}$$

3 原主梁断面颤振驱动机理分析

原主梁断面颤振临界风速仅为 $58 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, 为探究其形成原因,应用二维三自由度耦合颤振分析方法,对原主梁断面在 $+3^\circ$ 、 0° 和 -3° 风攻角下的颤振驱动机理进行了分析.图5给出了不同风攻角下原主梁断面系统扭转牵连运动气动阻尼随风速变化曲线.

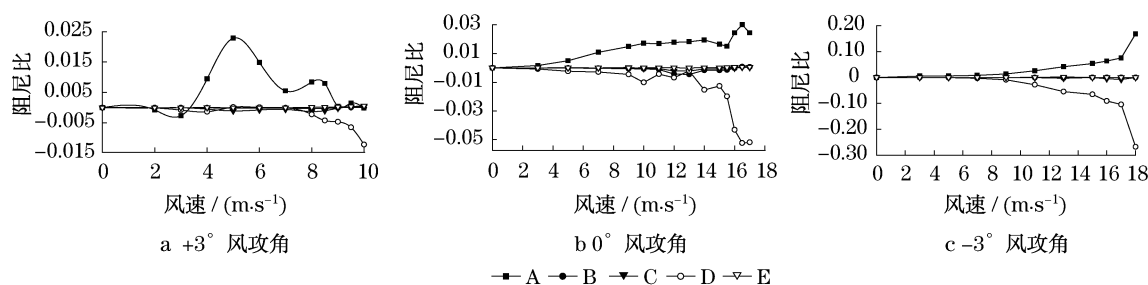


图5 不同风攻角下原主梁断面扭转牵连运动气动阻尼随风速变化曲线

Fig.5 Aerodynamic damping of the original deck generated by the twist-involved motions with wind speed at different attack angles

由图5可知:(1)在不同风攻角下,D项气动阻尼均为不利于系统稳定的负阻尼,并最终导致了系统发散;(2)在 -3° 和 0° 风攻角下,A项气动阻尼随风速不断增大;在 $+3^\circ$ 风攻角下,A项气动阻尼随风速先增大后减小,从而对系统稳定产生不利影响.由此,结合文献^[5]的结论,可判定:相对于来流方向, $+3^\circ$ 风攻角下原主梁断面较为钝化,而 -3° 和 0° 风攻角下原主梁断面流线程度相对较好.

为进一步验证以上判定,这里,对苏通大桥主梁断面作了相似的对比较.由文献^[6]可知,苏通大桥主梁断面与1400m斜拉桥主梁断面外形相似,宽度一致(均为41m),不同之处仅在于前者高度为3.5m,后者高度为4.5m.后者较前者更为钝化,表现出的颤振驱动形式也应当更接近钝体.

基于上述推理,在图6中首先给出了不同风攻角下苏通大桥主梁断面系统扭转牵连运动气动阻尼

随风速变化曲线.为更好地说明这种因高度增加带来的主梁钝化,在图 7 中同时给出了 $+3^\circ$ 风攻角下苏通主梁与 1 400 m 斜拉桥原主梁断面 A 项、D 项气动阻尼随风速变化曲线.

由图 6 和图 7 可知,因主梁高度增加导致的断

面钝化对扭转牵连运动气动阻尼造成了如下影响:

(1) A 项气动阻尼由正转负的拐点明显前移;(2) D 项气动阻尼随风速增长下降趋势加剧;(3) B、C、E 项气动阻尼绝对值显著减小,自由度耦合效应显著弱化.

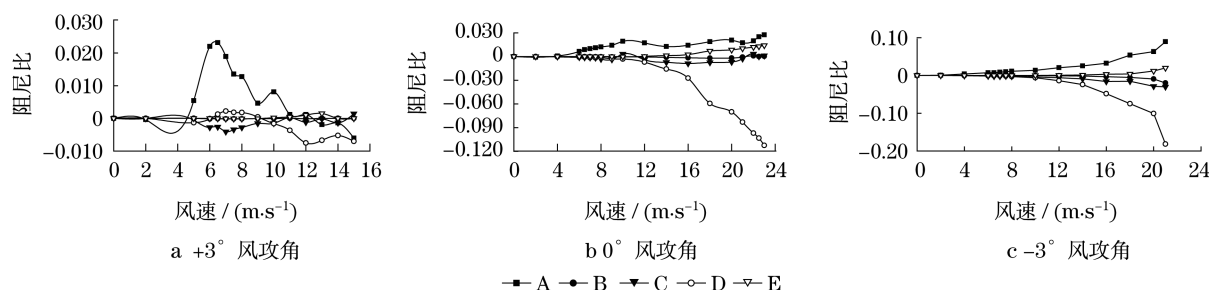


图 6 不同风攻角下苏通大桥主梁扭转牵连运动气动阻尼随风速变化曲线

Fig. 6 Aerodynamic damping of Sutong Bridge deck generated by the deck twist-involved motions with wind speed at different attack angles

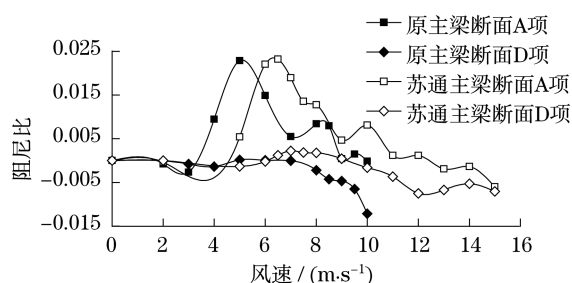


图 7 $+3^\circ$ 风攻角下苏通桥主梁与原主梁断面 A 项、D 项气动阻尼随风速变化曲线

Fig. 7 The A- and D-items of aerodynamic damping of Sutong bridge deck and the concerned original deck with wind speed at 3° attack angle

对气动阻尼的这种影响进一步导致了下面两个宏观结果:①与苏通大桥相比,所研究的 1 400 m 斜拉桥颤振性能恶化,其颤振临界风速由前者的 $89 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 降为 $58 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$;②主梁断面气动外形的钝化,使其颤振性能对开槽宽度更敏感,不当的开槽宽度会对颤振性能起到反作用^[7].

4 CHSP 颤振控制机理初探

在原主梁断面上加装 CHSP 后, $+3^\circ$ 风攻角下颤振临界风速明显提高,而 0° 风攻角下颤振临界风速有所降低,为找出这些现象的形成原因,应用前述二维三自由颤振分析方法,对加装不同宽度 CHSP 后的箱梁断面的扭转牵连运动 A、D 项气动阻尼及颤振形态中扭转与竖弯振动的参与程度进行了定量分析.

图 8、图 9 和图 10 分别给出了 0° 风攻角下的扭转牵连运动 A 项、D 项气动阻尼及颤振形态随风速变化情况.从图中可以看出:①与原断面相比,加装 CHSP 后 A 项气动正阻尼减小, D 项气动负阻尼增大,竖弯运动在颤振形态中的参与程度弱化,从而导致了 0° 风攻角下桥梁的颤振临界风速的下降;②随着 CHSP 宽度增大, 高风速下的 A 项气动正阻尼和颤振形态中竖弯运动的参与程度随之增加,至在宽度约为 1.5 m 时达到最大值,而后随着 CHSP 宽度继续增加而有所回落,同时, D 项气动负阻尼对 CHSP 宽度的变化并不敏感;这样,最终使得设置 CHSP 后的桥梁颤振临界风速在 CHSP 宽度为 1.5 m 时达到最大值.

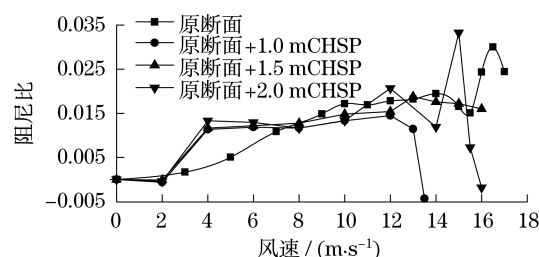


图 8 0° 风攻角下扭转牵连运动 A 项气动阻尼随风速变化情况

Fig. 8 The A-items of aerodynamic damping generated by the twist-involved motions with wind speed at 0° attack angle

图 11、图 12 和图 13 分别给出了 $+3^\circ$ 风攻角下原断面 + CHSP 的扭转牵连运动 A 项、D 项气动阻尼及颤振形态随风速变化情况.

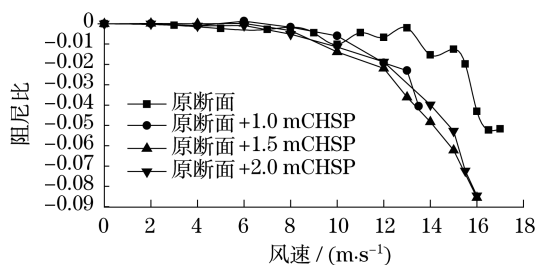


图 9 0°风攻角下扭转牵连运动 D 项气动阻尼随风速变化曲线

Fig. 9 The D-items of aerodynamic damping generated by the twist-involved motions with wind speed at 0° attack angle

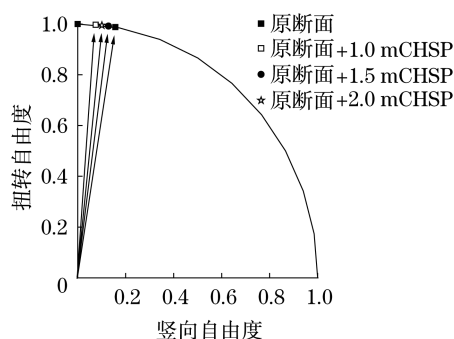


图 10 0°风攻角下颤振形态矢量图

Fig. 10 Vectors of flutter pattern at 0° attack angle

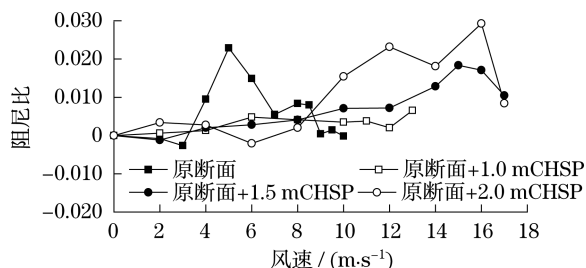


图 11 +3°风攻角下扭转牵连运动 A 项气动阻尼随风速变化曲线

Fig. 11 The A-items of aerodynamic damping generated by the twist-involved motions with wind speed at +3° attack angle

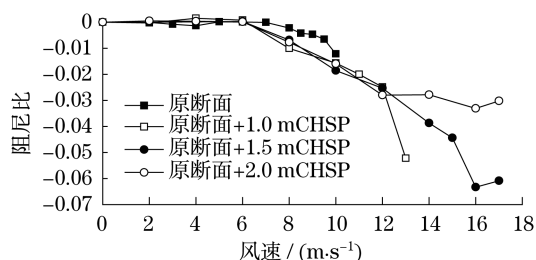


图 12 +3°风攻角下扭转牵连运动 D 项气动阻尼随风速变化情况

Fig. 12 The D-items of aerodynamic damping generated by the twist-involved motions with wind speed at +3° attack angle

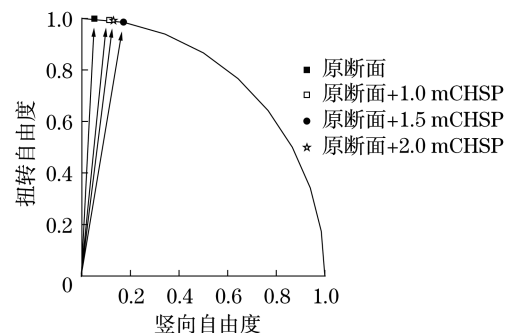


图 13 +3°风攻角下颤振形态矢量图

Fig. 13 Vectors of flutter pattern at +3° attack angle

对于+3°风攻角情况,将图 11~图 13 分别与图 8~图 10 进行比较,可以看出:①与原断面相比,加装 CHSP 后 A 项气动正阻尼拐点明显后移, D 项气动负阻尼变化不大,竖弯运动在颤振形态中的参与程度明显提高,这三方面因素共同作用使其在+3°风攻角下颤振临界风显著增大;②随着 CHSP 宽度的增大,在高速下的 A 项气动正阻尼逐渐增大, D 项气动负阻尼逐渐减小,竖弯运动在颤振形态中的参与程度先增强后略有减弱,最终使得桥梁颤振临界风速在所考察的 CHSP 宽度范围内随 CHSP 宽度的增加而增加。

5 结论

通过对箱型钢箱梁 1 400 m 斜拉桥原主梁断面的颤振驱动机理以及不同宽度悬臂水平分离板 (CHSP) 颤振控制气动措施的控制机理的定量分析,得出了以下主要结论:

(1) CHSP 这种气动控制措施能显著地改善带风嘴箱形主梁断面在正风攻角下的颤振性能,但对 0°风攻角下的颤振性能有一定的不利影响。

(2) 不同宽度的 CHSP 都是通过增大扭转运动产生的 A 项气动正阻尼、减小扭转牵连耦合运动产生的 D 项气动负阻尼以及增强竖弯运动在颤振形态中的参与程度这三条途径中的一种或几种的组合来改善带风嘴箱形主梁在正风攻角下的颤振性能。

(3) 相反,对于 0°风攻角下带风嘴箱形主梁颤振性能,CHSP 则是通过降低扭转运动产生的 A 项气动正阻尼、增加扭转牵连耦合运动产生的 D 项气动负阻尼以及降低竖弯运动在颤振形态中的参与程度这三条途径中的一种或几种的组合来产生不利影响的。

(下转第 1640 页)