

气动翼板抑制悬索桥颤振的物理机理

王秀伟, 刘 高

(中交公路规划设计院 北京市 100010)

摘 要: 从能量的角度研究气动翼板控制悬索桥颤振的物理机理。基于弯扭二模态耦合颤振系统, 分别推导了气流由主梁和一对气动翼板输入系统的能量以及结构阻尼耗散能量的表达式。以某跨海方案桥为例进行了研究, 结果表明: 气动翼板能有效耗散气流由主梁输入系统的能量, 桥梁颤振临界风速提高达 30%。

关键词: 桥梁工程; 颤振; 能量; 气动翼板

颤振是由于自激力的作用使结构振幅逐渐发散的自激振动, 是桥梁风致振动中最具危害性的现象。自 1940 年美国旧 Tacoma 桥因颤振失稳倒塌以来, 悬索桥颤振稳定性的研究成为桥梁工程界的热点问题之一。

随着悬索桥跨径的增加, 结构刚度和阻尼随之下降, 其颤振稳定性问题更加突出, 因此采用一些切实可行的控制措施成为一项重要课题。自美国学者 Raggett 1987 年提出通过在主梁上安装固定气动翼板来提高悬索桥颤振稳定性的概念以来, 气动翼板作为一种颤振控制措施日益受到桥梁工程界的关注。目前, 有多位学者在实验和理论方面进行了研究, 本文尝试从能量角度探讨气动翼板抑制悬索桥颤振的物理机理。

1 悬索桥弯扭耦合颤振的机理

考虑在平滑来流作用下的一个桥梁主梁断面, 假设它具有竖向弯曲和扭转两个自由度, 如图 1 所示。

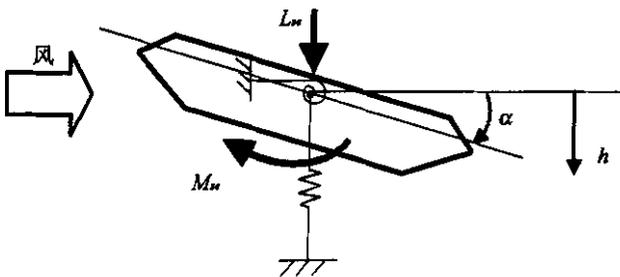


图 1 主梁断面上位移和气弹自激力的示意

对于简谐激励下的小幅振动, 单位展长的气弹升力 L_{se} 和俯仰力矩 M_{se} 可用气动导数表达为:

$$\left. \begin{aligned} L_{se} &= \frac{1}{2} \rho U^2 (2B) (KH_1^* \dot{h}/U + KH_2^* B \dot{\alpha}/U \\ &\quad + K^2 H_3^* \alpha + K^2 H_4^* h/B) \\ M_{se} &= \frac{1}{2} \rho U^2 (2B^2) (KA_1^* \dot{h}/U + KA_2^* B \dot{\alpha}/U \\ &\quad + K^2 A_3^* \alpha + K^2 A_4^* h/B) \end{aligned} \right\} (1)$$

式中: ρ 为空气密度; U 为平均风速; B 为主梁的宽度; H_i^* 和 A_i^* ($i=1\sim 4$) 为主梁的气动导数, 是折算频率 $K (=B\omega/U)$ 的无量纲函数, ω 为振动圆频率。

由于桥梁发生颤振时, 具有最低的桥梁模态贡献最大, 因此本文只考虑竖弯和扭转的基本模态振型。假设结构竖向弯曲和扭转位移可表示为:

$$\left. \begin{aligned} h(x, t) &= \phi_{h,1}(x) p(t) \\ \alpha(x, t) &= \phi_{a,1}(x) q(t) \end{aligned} \right\} (2)$$

式中: x 为沿桥跨方向; $\phi_{h,1}(x)$ 和 $\phi_{a,1}(x)$ 分别为竖弯和扭转模态振型; $p(t)$ 和 $q(t)$ 为相应的广义坐标。

对于全桥, 主梁的振动变形是沿桥跨位置的函数, 所以作用在主梁上的气弹自激力也沿桥跨的位置而变化。在线弹性和粘滞阻尼假定下, 结构竖向和扭转运动微分方程可表达为:

$$\left. \begin{aligned} m_e (\ddot{p} + 2\zeta_h \omega_h \dot{p} + \omega_h^2 p) &= \overline{L}_{se} \\ I_e (\ddot{q} + 2\zeta_a \omega_a \dot{q} + \omega_a^2 q) &= \overline{M}_{se} \end{aligned} \right\} (3)$$

式中: m_e 为全桥的广义质量, $m_e = \int_{bridge} m(x) \phi_{h,1}^2(x) dx$, 其中 $m(x)$ 为结构的质量; I_e 为全桥的广

义质量惯矩, $I_e = \int_{bridge} I_m(x) \phi_{a,1}^2(x) dx$, 其中 $I_m(x)$ 为结构的质量惯矩; ζ_h 和 ζ_a 分别为静风中结构的竖弯和扭转基本模态的阻尼比; ω_h 和 ω_a 分别为相应的圆频率; \bar{L}_{se} 和 \bar{M}_{se} 分别为广义气弹自激升力和俯仰力矩, 其表达式分别为:

$$\left. \begin{aligned} \bar{L}_{se} &= \int_{deck} L_{se}(x, t) \phi_{h,1}(x) dx \\ &= \rho U^2 B \left[C_{hh} K H_1^* \frac{\dot{p}}{U} + C_{ha} K H_2^* \frac{B \dot{q}}{U} + \right. \\ &\quad \left. C_{ha} K^2 H_3^* q + C_{hh} K^2 H_4^* \frac{p}{B} \right] \\ \bar{M}_{se} &= \int_{deck} M_{se}(x, t) \phi_{a,1}(x) dx \\ &= \rho U^2 B^2 \left[C_{ah} K A_1^* \frac{\dot{p}}{U} + C_{aa} K A_2^* \frac{B \dot{q}}{U} + \right. \\ &\quad \left. C_{aa} K^2 A_3^* q + C_{ah} K^2 A_4^* \frac{p}{B} \right] \end{aligned} \right\} (4)$$

式中: C_{hh} 、 C_{ha} 、 C_{aa} 和 C_{ah} 为无量纲振型相似系数, 其表达式分别为:

$$\left. \begin{aligned} C_{hh} &= \int_{deck} \phi_{h,1}^2(x) dx \\ C_{ha} = C_{ah} &= \int_{deck} \phi_{h,1}(x) \phi_{a,1}(x) dx \\ C_{aa} &= \int_{deck} \phi_{a,1}^2(x) dx \end{aligned} \right\} (5)$$

式中: $\int_{deck} dx$ 表示沿主梁积分。

式(3)可以进一步表达为矩阵形式:

$$[M] \{\ddot{Q}\} + [C] \{\dot{Q}\} + [K] \{Q\} = 0 \quad (6)$$

式中: $[M] = \begin{bmatrix} m_e & 0 \\ 0 & I_e \end{bmatrix};$

$$[C] = \begin{bmatrix} 2m_e \xi_h \omega_h & 0 \\ 0 & 2I_e \xi_a \omega_a \end{bmatrix} - \rho U B K \begin{bmatrix} C_{hh} H_1^* & B C_{ha} H_2^* \\ B C_{ha} A_1^* & B^2 C_{aa} A_2^* \end{bmatrix};$$

$$[K] = \begin{bmatrix} m_e \omega_h^2 & 0 \\ 0 & I_e \omega_a^2 \end{bmatrix} - \rho U^2 K^2 \begin{bmatrix} C_{hh} H_4^* & B C_{ha} H_3^* \\ B C_{ha} A_4^* & B^2 C_{aa} A_3^* \end{bmatrix};$$

$$\{Q\} = \begin{Bmatrix} p \\ q \end{Bmatrix}.$$

基于式(6), 可以通过复特征值方法或时程积分法等, 求解系统的颤振临界风速和颤振频率。在不同风速下, 系统是否发生颤振的本质在于由气流输入到结构中的能量 E_{in} 与结构阻尼耗散的能量 E_{dis} 之间

的平衡关系: (1) 当 $E_{in} < E_{dis}$ 时, 系统在初始扰动下将做衰减(阻尼)振动, 系统处于稳定状态; (2) 当 $E_{in} = E_{dis}$ 时, 系统在初始扰动下将做等幅谐和振动, 此时系统处于颤振临界状态; (3) 当 $E_{in} > E_{dis}$ 时, 系统在初始扰动下将做发散振动, 系统因颤振而失稳。在颤振临界状态, 一个振动周期内 E_{in} 和 E_{dis} 的解析表达式分别为:

$$\begin{aligned} E_{in} &= \int_0^{2\pi/\omega} \int_{deck} L_{se}(x, t) \dot{h}(x, t) dx dt + \\ &\quad \int_0^{2\pi/\omega} \int_{deck} M_{se}(x, t) \dot{\alpha}(x, t) dx dt \\ &= \pi \rho U^2 K^2 B p_0 q_0 [C_{ha} (H_2^* + A_1^*) \cos\theta + \\ &\quad (C_{hh} H_1^* \frac{p_0}{B q_0} + C_{aa} A_2^* \frac{B q_0}{p_0}) + \\ &\quad C_{ha} (-H_3^* + A_4^*) \sin\theta] \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} E_{dis} &= \int_0^{2\pi/\omega} \int_{bridge} C_h(x) \dot{h}^2(x, t) dx dt + \\ &\quad \int_0^{2\pi/\omega} \int_{bridge} C_a(x) \dot{\alpha}^2(x, t) dx dt \\ &= 2\pi (m_e \zeta_h \omega_h p_0^2 + I_e \zeta_a \omega_a q_0^2) \end{aligned} \quad (8)$$

式中: p_0 和 q_0 分别为广义坐标 $p(t)$ 和 $q(t)$ 的幅值, 此幅值由自激振动系统的初始状态决定, 但幅值比 p_0/q_0 与系统的初始状态无关; θ 为 $q(t)$ 滞后于 $p(t)$ 的相位差; $C_h(x)$ 和 $C_a(x)$ 分别为全桥竖弯和扭转振动的阻尼系数; $\int_{bridge} dx$ 表示沿全桥积分。

2 气动翼板的制振机理

设气动翼板为宽度、厚度和质量均很小的刚性板, 它们水平设置在主梁上方并与主梁之间保持一定的距离, 二者的流场互不干扰, 如图2所示。单位展长左右翼板上的气动力和力矩分别为:

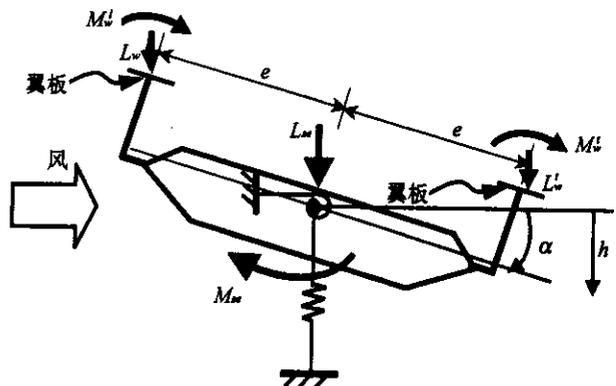


图2 安装气动翼板的主梁截面示意

$$I_w^l = \frac{1}{2} \rho U^2 (2B_w) \left(K_w H_{w,1}^* \dot{h}_w^l / U + K_w H_{w,2}^* B_w \dot{\alpha}_w^l / U + K_w^2 H_{w,3}^* \alpha_w^l + K_w^2 H_{w,4}^* h_w^l / B_w \right) \quad (9)$$

$$M_w^l = \frac{1}{2} \rho U^2 (2B_w^2) \left(K_w A_{w,1}^* \dot{h}_w^l / U + K_w A_{w,2}^* B_w \dot{\alpha}_w^l / U + K_w^2 A_{w,3}^* \alpha_w^l + K_w^2 A_{w,4}^* h_w^l / B_w \right)$$

$$I_w^t = \frac{1}{2} \rho U^2 (2B_w) \left(K_w H_{w,1}^* \dot{h}_w^t / U + K_w H_{w,2}^* B_w \dot{\alpha}_w^t / U + K_w^2 H_{w,3}^* \alpha_w^t + K_w^2 H_{w,4}^* h_w^t / B_w \right) \quad (10)$$

$$M_w^t = \frac{1}{2} \rho U^2 (2B_w^2) \left(K_w A_{w,1}^* \dot{h}_w^t / U + K_w A_{w,2}^* B_w \dot{\alpha}_w^t / U + K_w^2 A_{w,3}^* \alpha_w^t + K_w^2 A_{w,4}^* h_w^t / B_w \right)$$

式中,右上标“*l*”和“*t*”分别为“leading”和“trailing”的缩写,表示与迎风侧和背风侧翼板的相关参数; B_w 为翼板的宽度; $H_{w,i}^*$ 和 $A_{w,i}^*$ ($i=1\sim 4$)为翼板的气动导数,是折算频率 $K_w (= B_w \omega / U)$ 的函数,其解析表达式分别为:

$$\left. \begin{aligned} H_{w,1}^* &= -\frac{\pi}{K_w} F(K_w) \\ H_{w,2}^* &= -\frac{\pi}{4K_w} \left[1 + F(K_w) + \frac{4G(K_w)}{K_w} \right] \\ H_{w,3}^* &= -\frac{\pi}{K_w^2} \left[F(K_w) - \frac{K_w G(K_w)}{4} \right] \\ H_{w,4}^* &= \frac{\pi}{4} \left[1 + \frac{4G(K_w)}{K_w} \right] \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

$$\left. \begin{aligned} A_{w,1}^* &= \frac{\pi}{4K_w} F(K_w) \\ A_{w,2}^* &= -\frac{\pi}{16K_w} \left[1 - F(K_w) - \frac{4G(K_w)}{K_w} \right] \\ A_{w,3}^* &= \frac{\pi}{4K_w^2} \left[F(K_w) - \frac{K_w G(K_w)}{4} \right] \\ A_{w,4}^* &= -\frac{\pi}{4K_w} G(K_w) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式中, $F(K_w)$ 和 $G(K_w)$ 分别为Theodorsen圆函数的实部和虚部。

在小幅振动条件下,假设作用在气动翼板和主梁上的气动力可以迭加,均作用到主梁的质心上(设其与扭心重合)。此时,作用在整个主梁(含翼板)单位展长上的气弹自激升力和俯仰力矩分别为 \hat{L}_{se} 和 \hat{M}_{se} ,它们也可表达成式(1)所示的形式,与 \hat{L}_{se} 和

$$\hat{M}_{se}$$
相应的气动导数 \hat{H}_i^* 和 \hat{A}_i^* ($i=1\sim 4$)分别为:
$$\left. \begin{aligned} \hat{H}_1^* &= H_1^* + 2C_1^2 H_{w,1}^* \\ \hat{H}_2^* &= H_2^* + 2C_1^3 H_{w,2}^* \\ \hat{H}_3^* &= H_3^* + 2C_1^3 H_{w,3}^* \\ \hat{H}_4^* &= H_4^* + 2C_1^2 H_{w,4}^* \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$\left. \begin{aligned} \hat{A}_1^* &= A_1^* + 2C_1^3 A_{w,1}^* \\ \hat{A}_2^* &= A_2^* + 2C_1^4 A_{w,2}^* + 2C_1^2 C_2^2 H_{w,1}^* \\ \hat{A}_3^* &= A_3^* + 2C_1^4 A_{w,3}^* + 2C_1^2 C_2^2 H_{w,4}^* \\ \hat{A}_4^* &= A_4^* + 2C_1^3 A_{w,4}^* \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

式中,系数 $C_1 = B_w / B$; $C_2 = e / B$, e 为翼板水平偏心距,见图2。

主梁上方安装气动翼板后,由气流输入系统中的能量可由式(13)、式(14)代入式(7),用 \hat{H}_i^* 和 \hat{A}_i^* ($i=1\sim 4$)分别代替 H_i^* 和 A_i^* ($i=1\sim 4$)计算得到,该能量由两部分组成,即:

$$E_{in} = E_{in,deck} + E_{in,wing} \quad (15)$$

式中, $E_{in,deck}$ 是气流通过主梁输入系统的能量,其表达式见式(7); $E_{in,wing}$ 是气流通过翼板输入系统的能量,从总能量中分离出来其表达式为:

$$E_{in,wing} = \pi \rho U^2 K^2 B p_0 q_0 \cdot \left[\left(2C_1^2 C_{hh} \frac{p_0}{Bq_0} + 2C_1^2 C_2^2 C_{aa} \frac{Bq_0}{p_0} \right) H_{w,1}^* + 2C_1^4 C_{aa} A_2^* \frac{Bq_0}{p_0} + 2C_1^3 C_{ha} (H_{w,2}^* + A_{w,1}^*) \cdot \cos\theta + 2C_1^3 C_{ha} (-H_3^* + A_4^*) \sin\theta \right] \quad (16)$$

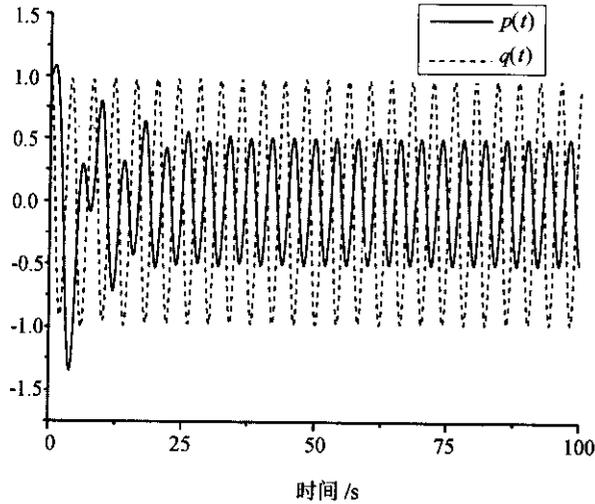
因翼板的气动导数 $H_1^* < 0, A_2^* < 0$,式(16)右端前两项均为负值,可见气动翼板能够为系统竖弯和扭转运动提供气动阻尼,使气流输入结构中的能量减少;式(16)右端后两项与相位角 θ 有关,由弯扭模态间的耦合决定。

3 算例

某跨海桥方案之一为3跨连续扁钢箱梁悬索桥,桥跨布置为438 m+1 450 m+438 m。本文研究气动翼板对改善该桥颤振稳定性的影响。假定平均风速 U 与桥轴正交;主梁气动导数选用风攻角 $\alpha = +3^\circ$ 时节段模型实验实测结果;翼板气动导数采用Theodorsen理论解。设气动翼板沿桥梁主跨布置,翼板宽度取主梁宽度的1/10,翼板水平偏心距 e 取

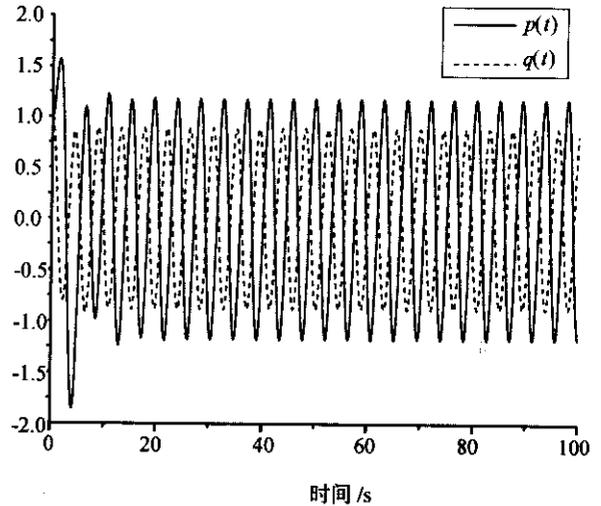
主梁宽度的1/2。

选取桥梁竖弯和扭转振动的基本模态,振动圆频率分别为: $\omega_h=0.704 \text{ rad/s}$, $\omega_a=1.728 \text{ rad/s}$, 模态阻尼比均取为0.005。运用颤振分析的精细时程分析方法求解式(6)所示系统的颤振稳定性,计算中初值取为 $p(0)=q(0)=1.0$, $\dot{p}(0)=\dot{q}(0)=0.0$ 。未安



(1) 无翼板

装气动翼板工况下,系统颤振临界风速为 $U_{cr}^I=65.93 \text{ m/s}$, 颤振频率为 $\omega_{cr}^I=1.567 \text{ rad/s}$, 弯扭模态广义坐标的幅值相位关系见图3(1);安装气动翼板工况下,系统颤振临界风速为 $U_{cr}^{II}=85.70 \text{ m/s}$, 颤振频率为 $\omega_{cr}^{II}=1.441 \text{ rad/s}$, 弯扭模态广义坐标的幅值相位关系见图3(2)。



(2) 安装翼板

图3 颤振临界状态时弯扭模态广义坐标时程曲线

未安装翼板时,在颤振临界状态,用式(7)、式(8)计算得在一个振动周期内 $E_{in}=E_{dis}=9.148 \times 10^{-2} \text{ N} \cdot \text{m}$, 即系统输入与输出的能量相等。安装翼板后,在颤振临界状态,用式(7)、式(8)计算得一个振动周期内, $E_{in,deck}=5.636 \times 10^{-1} \text{ N} \cdot \text{m}$, $E_{dis}=1.277 \times 10^{-1} \text{ N} \cdot \text{m}$, $E_{in,deck} > E_{dis}$; 由式(16)计算得一个振动周期内,气流由翼板输入系统的能量为负值: $E_{in,wing}=-4.359 \times 10^{-1} \text{ N} \cdot \text{m}$, 且 $E_{in,deck}+E_{in,wing}=E_{dis}$, 此时因翼板耗能系统仍处于平衡状态。以上计算中,输入和输出能量值大小与系统的初值选取有关,但初值选取不影响系统的颤振临界风速和临界频率的大小,也不影响安装翼板后 $E_{in,deck}$ 、 $E_{in,wing}$ 和 E_{dis} 三者间的比值。

由方案桥计算可知,是否安装气动翼板两种工况下,结构阻尼耗能变化不大;但安装翼板后,系统颤振临界风速提高了30%,气流由主梁输入系统的能量增加了5倍多,增加的这部分能量与翼板耗散的能量相平衡。

4 结论

本文基于悬索桥弯扭二模态系统,推导了气流

由主梁和一对气动翼板输入系统的能量以及结构阻尼耗散能量的表达式,并以某跨海方案桥为例进行了研究。结果显示:安装在主梁上的气动翼板是一种耗能装置,其物理机理在于作用在翼板上的气动力能够有效耗散气流由主梁输入系统的能量,从而系统的颤振稳定性得到改善。

参考文献:

- [1] Ostenfeld K H, Larsen A. Bridge engineering and aerodynamics. In: A Larsen ed. Aerodynamics of large bridges, Copenhagen Denmark, 1992, 3-22.
- [2] Raggett J D. Stabilizing winglet pair for slender bridge decks. Bridges and transmission line structures. Proc., 6th Struc. Congr. of ASCE, New York, 1987, 292-302.
- [3] Cobo del Arco D, Aparicio A C. Some proposals to improve the wind stability performance of long span bridges. In: 2EACWE, Genova, Italy. 1997, 1577-1584.
- [4] Savage M G, Larose G L. An experimental study of the aerodynamic influence of a pair of winglets on a flat plate model. Journal of Wind Engineering and

文章编号: 0451-0712(2005)06-0050-04

中图分类号: TP319; U449.1

文献标识码: A

基于构件的涵洞 CAD 软件开 发的研究

郑益民¹, 张 哲², 倪宏革¹

(1. 烟台师范学院交通学院 烟台市 264025; 2. 大连理工大学 大连市 116023)

摘 要: 将当今软件业最新的软构件技术融入涵洞 CAD 软件开发之中, 提出基于构件的涵洞 CAD 软件开发的基本原理, 在领域分析的基础上进行了涵洞 CAD 系统总体设计, 并划分了涵洞 CAD 系统的软构件。根据涵洞 CAD 领域内软构件资源匮乏的情况, 提出利用目前软件市场上丰富的基础构件来集成涵洞 CAD 软构件的构思, 并给出了基于构件的涵洞 CAD 软件总体设计图。

关键词: 道路工程; 软构件; CBD; 涵洞; CAD

国内对涵洞 CAD 软件的开发起始于 1988 年, 经历了十几年的发展, 涵洞 CAD 软件在较好地解决工程设计问题的同时, 软件体系在自身范围内也得到了发展。但由于影响涵洞设计的因素较多, 也因计算机硬件及支持软件的条件限制, 使得涵洞 CAD 软件与其他领域软件相比仍处于较为落后的状态。这

除了缺乏核心数据库的支持和落后的图形支撑平台之外, 主要原因是采用了结构化设计这种落后的“手工作坊”式的软件开发方法。20 世纪 90 年代我国道路 CAD 软件开发开始引进面向对象(OO)技术, 使用了类的概念, 从而提高了代码的复用度, 增强了系统的稳定性。有的学者将面向对象技术引入了涵洞

收稿日期: 2005-01-14



Industrial Aerodynamics, 2003, 91, 113-126.

-1375.

[5] 刘高. 主梁上方安装固定风板抑制悬索桥颤振的研究[J]. 振动工程学报, 2001, 14(2).

[7] Dyrbye C, Hansen S O. Wind loads on structures. Copyright 1996, John Wiley & Sons.

[6] Scanlan R H. Problematics in formulation of wind-force models for bridge decks. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 1993, 119(7), 1353

[8] 刘高, 王秀伟, 强士中. 悬索桥颤振稳定性分析的精细时程积分法[J]. 计算力学学报, 2001, 18(3).

Mechanism of Flutter Control of Suspension Bridges by Winglets

WANG Xiu-wei, LIU-Gao

(China Highway Planning and Design Institute (HPDI) Consultants, INC., Beijing 100010, China)

Abstract: Flutter control of the suspension bridges by pneumatic winglets is studied from the standpoint of energy mechanism. On the basis of the vertical bending and torsional bimodal coupled flutter system, the expressions of energy induced by the aeroelastic forces act on the bridge deck and a pair of winglets above the deck and by the structural damping are derived, respectively. With a project of sea-crossing bridge taken as an example, the results show that the aerodynamic energy generated from the bridge deck can be dissipated by a pair of winglets effectively, and the flutter critical speed of the bridge can be improved to 30%.

Key words: bridge engineering; flutter; energy; pneumatic winglet