

文章编号: 1000-4750(2006)12-0001-08

平板断面扭弯耦合颤振机理研究

*杨咏昕, 葛耀君, 项海帆

(同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘 要: 基于二维三自由度耦合颤振分析方法, 对平板断面经典扭弯耦合颤振的颤振驱动机理和颤振形态进行了深入研究。研究表明经典扭弯耦合颤振仍然是由气动负阻尼驱动的, “气动刚度驱动”的机理解释是不正确的, 而气动负阻尼主要来源于系统扭转和竖向自由度运动之间的耦合效应。颤振形态矢量的分析结果显示经典扭弯耦合颤振发生时竖向自由度参与程度较高, 表明扭转和竖向自由度的耦合效应相当强烈。对颤振形态同结构扭弯频率比以及颤振形态同结构颤振性能的关系进行了分析, 虽然颤振形态同结构扭弯频率比之间存在简单、唯一的对应关系, 但颤振形态同结构颤振性能的关系则比较复杂。最后对发生于平板断面的竖弯形态颤振的机理进行了探讨。

关键词: 大跨度桥梁; 颤振机理; 颤振分析方法; 平板断面; 颤振驱动机理; 颤振形态; 颤振性能

中图分类号: TU311.3; U441+.3 **文献标识码:** A

RESEARCH ON THE COUPLED BENDING-TORSIONAL FLUTTER MECHANISM FOR THIN PLATE SECTIONS

*YANG Yong-xin, GE Yao-jun, XIANG Hai-fan

(State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: Based on the analytical method (2d-3DOF method) for two-dimensional three degrees of freedom coupling flutter, the flutter-driving mechanism and flutter modality of the classical coupled bending-torsional flutter phenomenon about thin plate sections were investigated. The research results indicate that the classical coupled flutter is driven by negative aerodynamic damping, and the “aerodynamic stiffness driving mechanism” is incorrect. The negative aerodynamic damping mainly comes from coupling effects between torsional and heaving motions of the whole system. The calculated flutter modality vector at flutter onset reveals that the participation level of heaving motion in the flutter phenomenon is very high, which implies that strong coupling effect exists between motions in different degrees of freedom. Then both the relationship between flutter modality and torsion-bend-frequency ratio and the relationship between flutter modality and structural flutter performance were analyzed. It is found that although there is a simple and unique relationship between flutter modality and torsion-bend-frequency ratio, the relationship between flutter modality and structural flutter performance is rather complicated. The mechanism of heaving-type flutter about thin plate sections was also discussed.

Key words: long-span bridge; flutter mechanism; flutter analysis method; thin plate section; flutter-driving mechanism; flutter modality; flutter performance

收稿日期: 2005-04-30; 修改日期: 2005-07-28

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(59895410)

作者简介: *杨咏昕(1974), 男, 浙江省宁波市人, 讲师, 博士, 从事桥梁抗风研究(E-mail: yang_y_x@mail.tongji.edu.cn);

葛耀君(1958), 男, 上海市人, 教授, 博士, 博导, 从事桥梁抗风可靠性研究工作;

项海帆(1935), 男, 上海市人, 教授, 博导, 中国工程院院士, 同济大学土木工程防灾国家重点实验室主任, 从事桥梁结构理论与桥梁工程控制研究。

随着设计和施工水平的提高,现代桥梁不断向长大化方向发展,这就使得风致振动问题变得越来越重要。在所有的风致振动中由于颤振将导致桥梁发生灾难性的毁坏^[1],因而必须绝对避免。大跨度桥梁的颤振稳定性问题早在 60 多年前就引起了桥梁设计师们的重视^[2],而颤振机理的研究则滞后于桥梁颤振的应用性研究。尽管可以通过三维颤振分析程序^[3~5]或者简化的拟合公式^[6]估计出桥梁的颤振临界风速,但是对颤振机理的模糊甚至错误的理解却不断地敦促着桥梁抗风的研究人员在颤振机理的研究上做出进一步的努力^[7,8]。

理想薄平板断面在风的作用下发生的动力失稳现象一般称为经典扭弯耦合颤振,这是一类比较典型的颤振现象,在大跨度桥梁中应用非常广泛的闭口钢箱梁断面所发生的颤振基本都是经典扭弯耦合颤振^[6],其表现特征为:参与颤振的振型至少包含竖弯形态和扭转形态的各一个振型;颤振频率与结构扭转固有频率并不接近,而是处于结构竖弯固有频率和扭转固有频率二者中间的位置。

在以往的研究中,经典扭弯耦合颤振的机理通常被归结为刚度驱动,即:气流带来的气动刚度效应改变了系统的竖弯运动和扭转运动的振动频率,使竖弯频率增大,扭转频率减小,从而在颤振临界点耦合成统一的颤振频率,并驱动结构振动发散^[6]。这种解释仅仅描述了振动发散的表象而没有涉及问题的实质,而之所以出现这样似是而非的解释,是因为在传统概念中把扭转气动阻尼等同于气动导数 A_2^* 所代表的那部分气动阻尼,而以平板断面为代表的流线型较好的断面的 A_2^* 随风速的增大不出现由负转正的现象,按照这样的理解此时的气动阻尼就没有由正转负,既然系统的颤振发散不是由于负的气动阻尼引起的,只能将其归结到气动刚度的影响上去。本文将针对颤振机理研究而建立的二维三自由度耦合颤振分析方法^[9]为理论工具,力求对经典扭弯耦合颤振的机理问题进行较为深入的研究。

1 二维三自由度耦合颤振分析方法基本原理

二维三自由度耦合颤振分析方法的研究对象,是根据片条假定沿桥梁跨长方向截取的单位长度桥梁节段,如图 1 所示,其中 h 、 p 和 α 分别代表结构在竖向、侧向和扭转三个方向的位移。

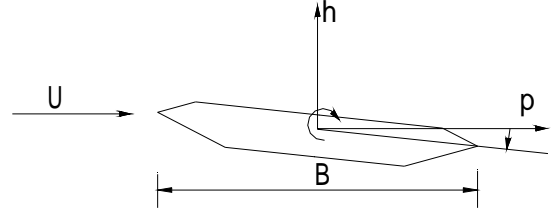


图 1 二维桥梁节段

Fig.1 Two dimensional bridge-girder section

在自激升力、阻力和升力矩作用下,二维桥梁节段的颤振运动方程为:

$$\ddot{h} + 2\xi_{h0}\omega_{h0}\dot{h} + \omega_{h0}^2 h = \frac{\rho B^2}{m_h} \omega H_1^* \dot{h} + \frac{\rho B^3}{m_h} \omega H_2^* \dot{\alpha} + \frac{\rho B^3}{m_h} \omega^2 H_3^* \alpha + \frac{\rho B^2}{m_h} \omega^2 H_4^* h + \frac{\rho B^2}{m_h} \omega H_5^* \dot{p} + \frac{\rho B^2}{m_h} \omega^2 H_6^* p \quad (1a)$$

$$\ddot{p} + 2\xi_{p0}\omega_{p0}\dot{p} + \omega_{p0}^2 p = \frac{\rho B^2}{m_p} \omega P_1^* \dot{h} + \frac{\rho B^3}{m_p} \omega P_2^* \dot{\alpha} + \frac{\rho B^3}{m_p} \omega^2 P_3^* \alpha + \frac{\rho B^2}{m_p} \omega^2 P_4^* h + \frac{\rho B^2}{m_p} \omega P_5^* \dot{p} + \frac{\rho B^2}{m_p} \omega^2 P_6^* p \quad (1b)$$

$$\ddot{\alpha} + 2\xi_{\alpha 0}\omega_{\alpha 0}\dot{\alpha} + \omega_{\alpha 0}^2 \alpha = \frac{\rho B^3}{I} \omega A_1^* \dot{h} + \frac{\rho B^4}{I} \omega A_2^* \dot{\alpha} + \frac{\rho B^4}{I} \omega^2 A_3^* \alpha + \frac{\rho B^3}{I} \omega^2 A_4^* h + \frac{\rho B^3}{I} \omega A_5^* \dot{p} + \frac{\rho B^3}{I} \omega^2 A_6^* p \quad (1c)$$

式中 m_h 、 m_p 和 I 分别是结构竖向、侧向和扭转方向的广义-质量和广义质量惯矩; ξ_{h0} 、 ξ_{p0} 和 $\xi_{\alpha 0}$ 分别是结构竖向、侧向和扭转方向的结构阻尼比; ω_{h0} 、 ω_{p0} 和 $\omega_{\alpha 0}$ 分别是结构竖向、侧向和扭转方向的固有频率; ρ 是空气密度, U 是来流平均风速, B 是桥梁横断面宽度; H_i^* 、 P_i^* 和 A_i^* ($i=1, \dots, 6$) 分别是无量纲的气动升力导数、气动阻力导数和气动升力矩导数,也称为颤振导数; K 是无量纲的折减频率, $K = B\omega/U$, ω 是系统振动圆频率。

通过引入不同自由度运动之间的激励-反馈机制^[9~11]可以建立起如下所示的系统扭转运动、竖向运动和侧向运动方程

$$\ddot{\alpha} + 2\xi_{\alpha 0}\omega_{\alpha 0}\dot{\alpha} + \omega_{\alpha 0}^2 \alpha = M_{se}(\alpha, \alpha) + M_{se}(\alpha, h) + M_{se}(\alpha, p) \quad (2)$$

$$\ddot{h} + 2\xi_{h0}\omega_{h0}\dot{h} + \omega_{h0}^2 h = L_{se}(h, h) + L_{se}(h, \alpha) + L_{se}(h, p) \quad (3)$$

$$\ddot{p} + 2\xi_{p0}\omega_{p0}\dot{p} + \omega_{p0}^2 p = D_{se}(p, p) + D_{se}(p, \alpha) + D_{se}(p, h) \quad (4)$$

三个方程中右端第一项均为各个自由度运动自身产生的自激气动力，而第二和第三项为不同自由度之间耦合效应所形成的气动力。以系统扭转运动方程为例加以说明，其右端第一项为扭转运动自身所产生的气动力矩，这一项是和单自由度扭转运动方程的气动力矩完全相同的：

$$M_{se}(\alpha, \alpha) = \frac{\rho B^4}{I} \omega_\alpha A_2^* \dot{\alpha} + \frac{\rho B^4}{I} \omega_\alpha^2 A_3^* \alpha \quad (5)$$

而右端后两项为耦合运动产生的气动力矩。这种“附加”的气动力矩对扭转运动系统的影响是通过不同自由度运动之间的激励-反馈机制实现的，即系统扭转运动通过耦合气动力在竖向和侧向自由度上激励起具有系统扭转频率的竖向和侧向运动，而被激发的耦合竖向和侧向运动又通过耦合气动力矩的形式反馈作用在扭转运动系统上。其中由于扭转和竖向运动间的激励-反馈效应所产生的耦合气动力矩为^[9,11]

$$M_{se}(\alpha, h) = \frac{\rho B^4}{I} \frac{\rho B^2}{m_h} \Omega_{h,\alpha} (\omega_\alpha A_1^* H_2^* \cos \theta_1 \dot{\alpha} + \omega_\alpha^2 A_1^* H_2^* \sin \theta_1 \alpha - \omega_\alpha A_4^* H_2^* \sin \theta_1 \dot{\alpha} + \omega_\alpha^2 A_4^* H_2^* \cos \theta_1 \alpha + \omega_\alpha A_1^* H_3^* \cos \theta_2 \dot{\alpha} + \omega_\alpha^2 A_1^* H_3^* \sin \theta_2 \alpha - \omega_\alpha A_4^* H_3^* \sin \theta_2 \dot{\alpha} + \omega_\alpha^2 A_4^* H_3^* \cos \theta_2 \alpha) \quad (6)$$

系统扭转运动方程右端第三项为扭转和侧向运动间的激励-反馈效应所产生的耦合气动力矩^[9,11]

$$M_{se}(\alpha, p) = \frac{\rho B^4}{I} \frac{\rho B^2}{m_p} \Omega_{p,\alpha} (\omega_\alpha A_5^* P_2^* \cos \theta_3 \dot{\alpha} + \omega_\alpha^2 A_5^* P_2^* \sin \theta_3 \alpha - \omega_\alpha A_6^* P_2^* \sin \theta_3 \dot{\alpha} + \omega_\alpha^2 A_6^* P_2^* \cos \theta_3 \alpha + \omega_\alpha A_5^* P_3^* \cos \theta_4 \dot{\alpha} + \omega_\alpha^2 A_5^* P_3^* \sin \theta_4 \alpha - \omega_\alpha A_6^* P_3^* \sin \theta_4 \dot{\alpha} + \omega_\alpha^2 A_6^* P_3^* \cos \theta_4 \alpha) \quad (7)$$

上两式中

$$\Omega_{i,j} = \frac{\omega_j^2}{\sqrt{(\omega_i^2 - \omega_j^2)^2 + 4(\xi_i \omega_i)^2 \omega_j^2}} \quad (i, j = \alpha, h, p) \quad (8)$$

不同耦合运动间的相位差角为：

$$\theta_1 = \theta_{h\alpha} + 3\pi/2 \quad (9a)$$

$$\theta_2 = \theta_{h\alpha} \quad (9b)$$

$$\theta_3 = \theta_{p\alpha} + 3\pi/2 \quad (9c)$$

$$\theta_4 = \theta_{p\alpha} \quad (9d)$$

其中

$$\theta_{h\alpha} = \arctg \frac{2\xi_h \omega_h \omega_\alpha}{\omega_h^2 - \omega_\alpha^2} \quad (90^\circ < \theta_{h\alpha} < 180^\circ) \quad (10a)$$

$$\theta_{p\alpha} = \arctg \frac{2\xi_p \omega_p \omega_\alpha}{\omega_p^2 - \omega_\alpha^2} \quad (90^\circ < \theta_{p\alpha} < 180^\circ) \quad (10b)$$

求解这些引入了不同自由度运动之间的激励-反馈机制的系统扭转运动、竖向运动和侧向运动方程，就可以得到系统扭转运动、竖向运动和侧向运动在任意风速下的运动规律。

2 风洞试验和理论分析

理想薄平板是没有厚度的，为此这里采用宽高比为 22.5 的平板刚体节段模型，模型的断面外形尺寸见图 2，弯扭两自由度振动模型的基本参数是 $m = 11.25 \text{ kg/m}$ 、 $I_m = 0.2828 \text{ kg-m}^2/\text{m}$ 、竖向圆频率 $\omega_h = 12.11 \text{ rad/s}$ 、扭转圆频率 $\omega_\alpha = 19.0 \text{ rad/s}$ 。试验在同济大学土木工程防灾国家重点实验室 TJ-1 边界层风洞进行，颤振临界风速经测定为 16.5 m/s 。

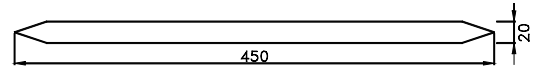


图 2 平板节段模型

Fig.2 Thin plate-section model

根据理想薄平板气动导数，应用二维三自由度耦合颤振分析方法进行颤振分析得到颤振临界风速为 16.0 米/秒 ，颤振圆频率为 15.6 弧度/秒 。图 3 所示为分析得到的系统扭转运动和系统竖弯运动的阻尼比随风速增加的变化规律，图 4 所示为分析得到的系统扭转频率和系统竖弯圆频率随风速增加的变化规律。

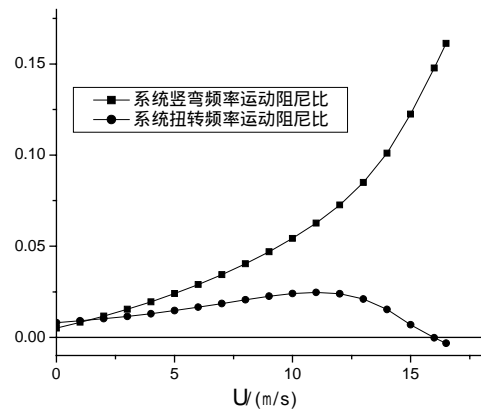


图 3 系统阻尼变化规律

Fig.3 Variation of systematic damping

从图 4 可以看到，气动刚度的作用确实在相当程度上影响了系统扭转频率的发展规律，使其在颤

振发生时较初始值降低了 33%，而系统竖弯频率也在气动刚度的影响下有所上升，但两个系统振动频率在系统发散时仍然相差较大，并没有耦合成一个频率，也就不存在所谓“刚度驱动”的可能。

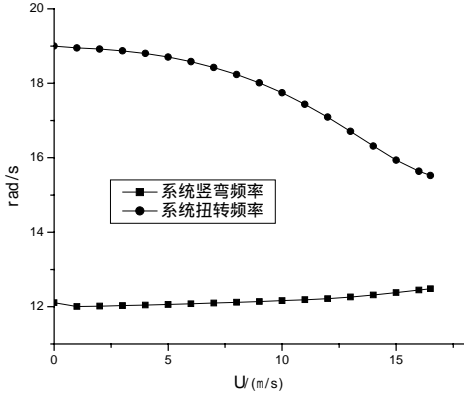


图 4 系统频率变化规律

Fig.4 variation of systematic frequency

事实上从图 3 系统阻尼变化规律可以看到，在经典扭转耦合颤振中最终达到发散状态的是系统扭转运动，也就是说仍然是气动负阻尼导致了系统丧失稳定性，那么是什么样的气动负阻尼驱动了系统振动的发散呢，下面将结合二维三自由度耦合颤振分析的基本原理对经典扭转耦合颤振的驱动机理和颤振形态问题进行探讨。

3 颤振驱动机理分析

根据前述二维三自由度耦合颤振分析方法的基本原理^[9-11]，系统扭转运动包含两种成分，除了扭转自由度的主运动外还有基于系统扭转频率的耦合竖向运动。基于系统扭转频率的耦合竖向运动是扭转主运动在竖向自由度上激发起来的，它又包含两种成分：一是扭转运动速度产生的气动升力(即 H_2^* 项气动升力)在竖向自由度上激发的耦合竖向运动；二是扭转运动位移产生的气动升力(即 H_3^* 项气动升力)在竖向自由度上激发的耦合竖向运动。这两种耦合竖向运动都会通过耦合气动升力矩，即 A_1^* 项气动升力矩和 A_4^* 项气动升力矩，反馈作用在扭转主运动上，从而同扭转主运动一起共同决定系统扭转运动的运动规律。

这样系统扭转运动气动阻尼的产生共有五条途径：

(1) 扭转运动速度产生的气动升力矩所形成的气动阻尼，可以简单地表示为 $-A_2^*$ 项；

(2) 扭转运动速度产生的气动升力激励起的耦

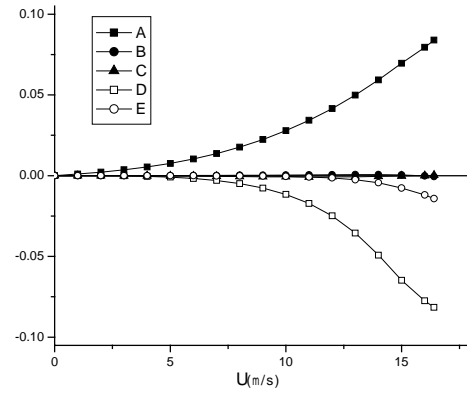
合竖向运动的速度所产生的耦合气动升力矩形成的气动阻尼，可以表示为 $-A_1^*H_2^*\cos\theta_1$ 项；

(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 $A_4^*H_2^*\sin\theta_1$ 项；

(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 $-A_1^*H_3^*\cos\theta_2$ 项；

(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 $A_4^*H_3^*\sin\theta_2$ 项；

图 5 显示的是应用二维三自由度耦合颤振分析方法得到的系统扭转运动气动阻尼各分项随风速增加的变化规律。



$$\begin{aligned} A &\Leftrightarrow -1/2 \cdot \rho B^4 / I \cdot A_2^* \\ B &\Leftrightarrow -\rho^2 B^6 / 2m_h I \cdot \Omega_{h\alpha} \cdot A_1^* H_2^* \cos\theta_1 \\ C &\Leftrightarrow \rho^2 B^6 / 2m_h I \cdot \Omega_{h\alpha} \cdot A_4^* H_2^* \sin\theta_1 \\ D &\Leftrightarrow -\rho^2 B^6 / 2m_h I \cdot \Omega_{h\alpha} \cdot A_1^* H_3^* \cos\theta_2 \\ E &\Leftrightarrow \rho^2 B^6 / 2m_h I \cdot \Omega_{h\alpha} \cdot A_4^* H_3^* \sin\theta_2 \end{aligned}$$

图 5 系统扭转运动气动阻尼各分项变化规律

Fig.5 variation of aerodynamic damping of the systematic torsional motion

由于理想薄平板断面的 A_2^* 随风速增加保持为负且绝对值不断增大，所以扭转运动自身所产生的 A 项气动阻尼保持为正且随风速上升而增长，是有利于系统扭转运动稳定的，正如图 5 所示。

而在其它四项由于扭转和竖向自由度耦合效应所产生的耦合气动阻尼中， D 项气动阻尼是导致系统扭转运动发散的決定力量。这是因为根据平板气动导数的特征，在我们关心的折减风速范围内 H_3^* 的绝对值远大于 H_2^* ，这意味着扭转运动速度产生的气动升力在竖向自由度上激发的耦合竖向运动对系统扭转运动的影响更大，而 A_1^* 的绝对值也大于 A_4^* ，这意味着基于系统扭转频率的耦合竖向运

动的速度项所产生的气动升力矩对系统扭转运动的影响更大,此外耦合竖向运动同扭转运动的相位差角 θ_2 在风速较低时接近 180° 度然后随风速增加缓慢地减小,所有这些因素使得 D 项气动阻尼在所有耦合气动阻尼中占据主导地位,并且由于 H_3^* 和 $\cos \theta_2$ 始终为负值而 A_1^* 始终为正值,使得这一项耦合气动阻尼保持为负阻尼,并且随风速增加逐渐抵消了 A 项气动正阻尼和结构阻尼对系统的稳定作用,最终导致了系统扭转运动的发散。

这里揭示了经典扭弯耦合颤振真实的驱动机理,它并不是“刚度驱动”的,负的气动阻尼是造成系统扭转运动发散的真实原因,不过此时,扭转运动自身所形成的 A 项气动阻尼的确保持为正值有利于系统的稳定,而由于扭转和竖向自由度耦合所产生的耦合气动负阻尼特别是 D 项气动负阻尼才是驱动颤振的最主要原因,这也就是说在经典扭弯耦合颤振的自由度耦合效应中,扭转主运动位移所产生的气动升力激发起耦合竖向运动,耦合竖向运动的速度产生的耦合气动升力矩又反馈作用到扭转主运动上的这样一条激励-反馈路线是导致系统发散的主线。

当然, E 项耦合气动负阻尼在颤振发生时也达到了 D 项耦合气动负阻尼绝对值的 16%,也是驱动理想平板经典扭弯耦合颤振的不可忽视的力量,也就是说在颤振发生过程中,扭转主运动位移所产生的气动升力激发起耦合竖向运动,耦合竖向运动的位移产生的耦合气动升力矩又反馈作用到扭转主运动上的这样一条激励-反馈路线也是扭转和竖向自由度耦合效应中相当重要的一个方面。

同系统扭转运动相类似,系统竖弯运动也包含两种成分,除了竖向主运动外还有基于系统竖弯频率的耦合扭转运动。基于系统竖弯频率的耦合扭转运动是竖向主运动在扭转自由度上激发起来的,它包含两种成分:一是竖向运动速度产生的气动升力矩(即 A_1^* 项气动升力矩)在扭转振动系统上激起的耦合扭转运动;二是竖向运动位移产生的气动升力矩(即 A_4^* 项气动升力矩)在扭转振动系统上激起的耦合扭转运动。这两种扭转运动都会通过耦合气动升力,即 H_2^* 项气动升力和 H_3^* 项气动升力,反馈作用在竖向主运动上,从而同竖向主运动一起共同决定系统竖弯运动的运动规律。

基于上述分析,系统竖弯运动气动阻尼的产生共有五条途径:

(1) 竖向运动速度产生的气动升力所形成的气动阻尼,可以简单地表示为 $-H_1^*$ 项;

(2) 竖向运动速度产生的气动升力矩激励起的耦合扭转运动的速度所产生的耦合气动升力形成的气动阻尼,可以表示为 $-H_2^* A_1^* \cos \theta_5$ 项;

(3) 竖向运动速度产生的气动升力矩激励起的耦合扭转运动的位移所产生的耦合气动升力形成的气动阻尼,可以表示为 $H_3^* A_1^* \sin \theta_5$ 项;

(4) 竖向运动位移产生的气动升力矩激励起的耦合扭转运动的速度所产生的耦合气动升力形成的气动阻尼,可以表示为 $-H_2^* A_4^* \cos \theta_6$ 项;

(5) 竖向运动位移产生的气动升力矩激励起的耦合扭转运动的位移所产生的耦合气动升力形成的气动阻尼,可以表示为 $H_3^* A_4^* \sin \theta_6$ 项;

图 6 显示的是应用二维三自由度耦合颤振分析方法得到的系统竖弯运动气动阻尼各分项随风速增加的变化规律。

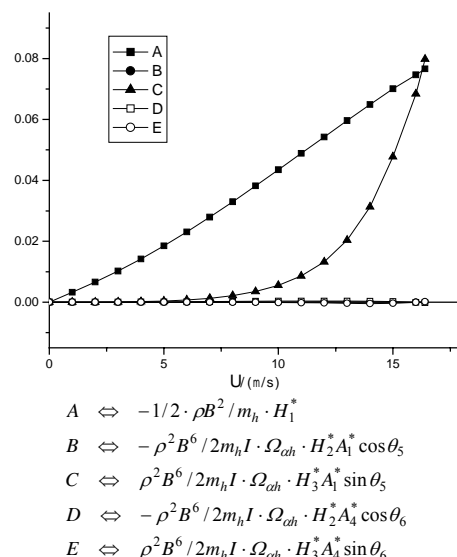


图 6 系统竖弯运动气动阻尼各分项变化规律

Fig.6 variation of aerodynamic damping of the systematic heaving motion

由于理想薄平板断面的 H_1^* 随风速增加保持为负且绝对值逐渐增大,所以系统竖弯牵连运动的 A 项气动阻尼保持为正且随着风速的上升而增长,是有利于系统稳定的。

而在所有四项耦合气动阻尼中, C 项气动阻尼随风速增加上升很快,在临近颤振临界风速时其大小已经同 A 项气动阻尼相等了,这也就是说在系统竖弯运动气动阻尼的形成中,竖向主运动速度所产生的气动升力矩激发起耦合扭转运动,耦合扭转运

动的位移产生的耦合气动升力又反馈作用到竖向主运动上的这样一条激励-反馈路线作出了重要的贡献,并且同竖向运动自身所产生的气动阻尼一起共同对系统竖弯牵连运动起着越来越显著的稳定作用。由此可见,在经典扭弯耦合颤振的发生过程中,自由度耦合效应不但对系统扭转运动的阻尼产生了重要的影响,并最终驱动了系统的发散,而且也同系统竖弯运动的阻尼的形成起了重要的作用。值得注意的是,对系统竖弯运动气动阻尼产生重要影响的这样一条激励-反馈路线正是同驱动系统扭转运动走向发散的那条激励-反馈路线相对称的。这也反映了系统扭转运动和系统竖弯运动之间的联系。

4 颤振形态分析

结构的颤振形态即扭转和竖向运动在颤振发生过程中的自由度参与程度可以借助于颤振形态矢量来进行定量描述。为了研究结构自振参数变化对颤振形态的影响,在模型原有扭弯频率比基础上,对多种不同的扭弯频率比情况应用二维三自由度耦合颤振分析方法进行了对比计算分析,颤振形态矢量计算结果如图 7 所示,颤振临界风速随结构扭弯频率比的变化规律如图 8 所示。其中在扭弯频率比的调整中考虑了两种情况,一是保持结构扭转频率不变调整竖弯频率,二是保持结构竖弯频率不变调整扭转频率。两种情况中当扭弯频率比相同时结构颤振形态是一致的,而颤振临界风速则有差别。在图 7 中方框内标识的是对应该颤振形态矢量的扭弯频率比数值,其中 1.569 是模型的原有扭弯频率比。

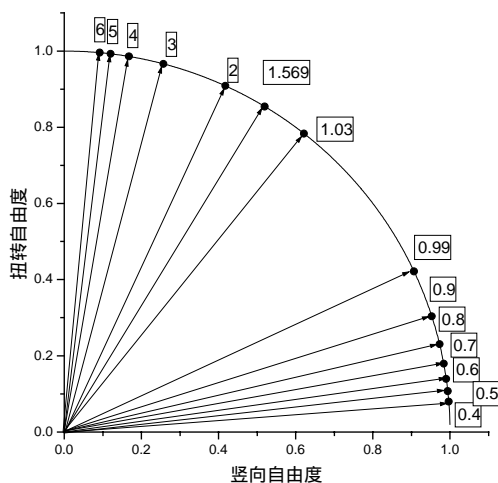


图 7 颤振形态矢量图示

Fig.7 Flutter modality vectors

从颤振形态矢量计算结果可以看到,发生于原始模型的经典扭弯耦合颤振仍然是扭转形态为主的颤振,但竖向自由度的参与程度已经达到相当强烈的程度。这表明在经典扭弯耦合颤振的发生过程中,扭转和竖向自由度的耦合程度相当强烈,耦合效应对系统运动的发展起着重要的推动作用。实际上,联系前面对系统扭转运动和系统竖弯运动的气动阻尼发展规律的分析,可以比较准确地理解这一结论。

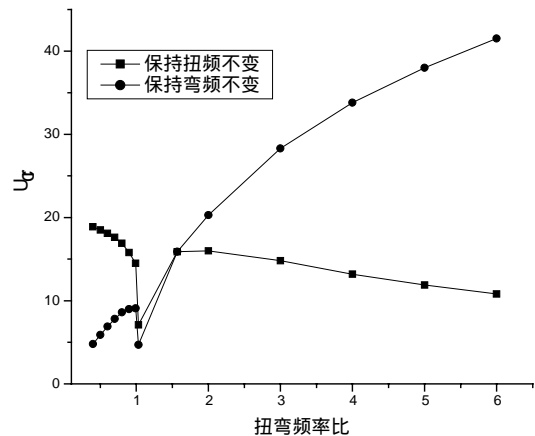


图 8 颤振临界风速

Fig.8 Flutter critical velocities

随着扭弯频率比的上升,颤振形态矢量不断向扭转自由度轴偏移,表明竖向自由度的参与程度不断降低,颤振的发生过程中扭转和竖向自由度的耦合程度也不断减弱。而随着扭弯频率比的降低,竖向自由度在颤振中的参与程度不断增强,当扭弯频率比接近 1.0 时,颤振形态转变为以竖向形态为主,而且随着频率比的进一步减小,扭转自由度的参与程度也随之减小,当扭弯频率比降到 0.5 时,以竖向自由度为主的颤振形态特征已经非常明显了。这种竖向形态颤振是一种非常特殊的颤振现象,其驱动机理将在下一小节分析。

根据颤振形态矢量在整个单位圆上的分布可以看到:结构扭转和竖向频率相差越大,颤振形态矢量就越靠近两个坐标轴,此时结构的颤振形态就越单纯;结构扭转和竖向频率越接近,颤振形态矢量就越逼近 45 度角中分线,结构的颤振形态就越具备扭转和竖向自由度强烈耦合的特征。对于第一种变化趋势颤振形态矢量的极限是两个坐标轴,而对第二种变化趋势而言颤振形态矢量的极限是 45 度角中分线。

另一方面,从图 8 所示的颤振临界风速计算结

果可以认识到,虽然对平板断面而言,颤振形态同扭弯频率比之间成一对对应关系,而且具有明显的规律性,但颤振临界风速同扭弯频率比之间的关系却要复杂得多。因为平板断面的颤振临界风速不仅同扭弯频率比相关,还同频率的绝对值大小相关。当扭弯频率比高于2以后,尽管同样是扭弯频率比上升,但如果这是通过保持结构扭频不变而降低弯频来实现的话,颤振临界风速将会逐渐降低,反之如果这是通过提高结构扭频来实现的话,颤振临界风速就会逐渐增大。而在扭弯频率比小于1的区段,通过提高结构弯频来降低扭弯频率比,则可起到改善平板断面颤振稳定性的作用。

5 平板竖弯颤振

当结构竖弯振动频率高于扭转频率时,理想薄平板断面将发生竖弯形态的颤振现象。为了研究这种特殊颤振现象的发生原因和驱动机理,本小节选取扭弯频率比为0.99和0.5的两种情况进行颤振分析。需要特别指出的是,这种颤振现象在一般桥梁断面中是不可能发生的。

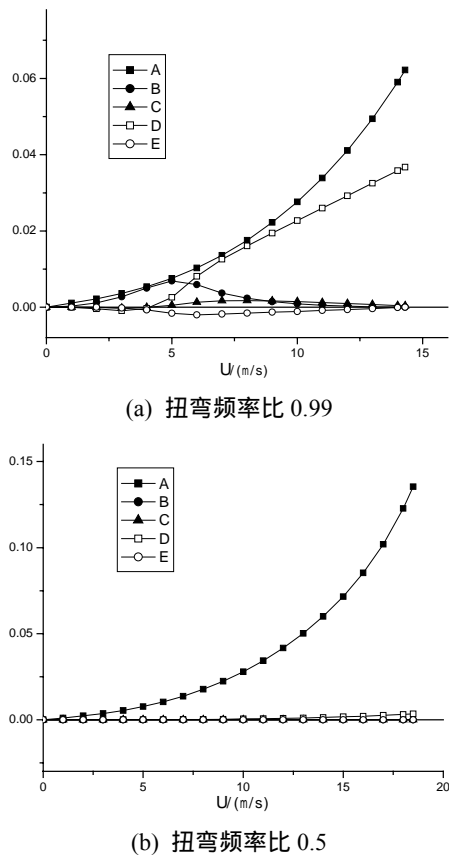


图9 系统扭转运动气动阻尼

Fig.9 Aerodynamic damping of the systematic torsional motion

图9所示为应用二维三自由度耦合颤振分析方法计算得到的系统扭转运动气动阻尼各分项随风速的变化规律。

从图9可以看到,对第一种情况而言由于系统扭转和竖弯频率的数值大小互换,从而改变了耦合竖弯运动对扭转运动相位差角的象限位置,使得气动阻尼 D 项成为正阻尼而有利于系统扭转牵连运动的稳定。当扭弯频率比降低到0.5时,随着扭转自由度参与程度的大幅下降,四项耦合气动阻尼的影响微乎其微,扭转运动自身产生的 A 项气动正阻尼的不断增长保证了系统扭转牵连运动的稳定。

图10显示的是系统竖向运动气动阻尼各分项随风速上升的变化规律。

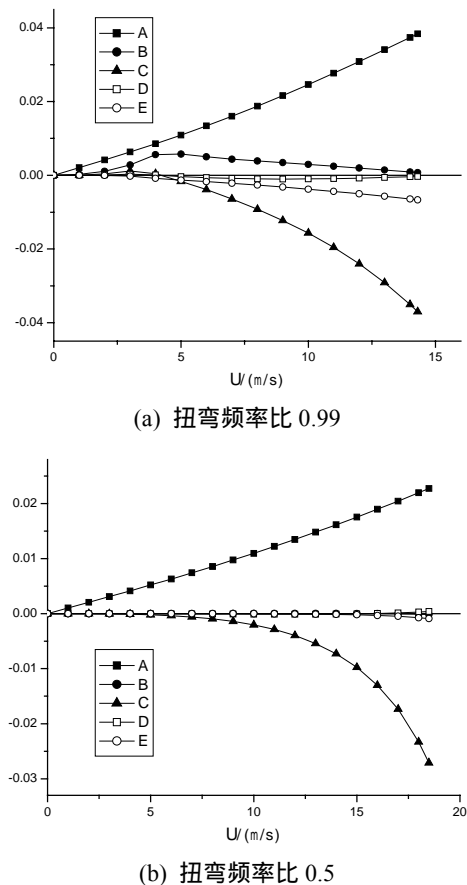


图10 系统竖向运动气动阻尼

Fig.10 Aerodynamic damping of the systematic heaving motion

从计算结果可以看到,虽然竖向运动自身所产生的 A 项气动正阻尼随风速上升不断增加,起着稳定系统竖向牵连运动的作用,但由于系统扭转和竖向频率数值大小的互换,使得耦合扭转运动对竖向运动相位差角的象限位置发生了改变,从而直接导致了 C 项耦合气动阻尼改变了符号转变为负阻尼,这是导致系统发生竖向形态颤振的原因所在。在这

里, 竖向主运动速度所产生的气动升力矩激发起耦合扭转运动, 耦合扭转运动的位移产生的耦合气动升力又反馈作用到竖向主运动上的这样一条激励-反馈路线起着对系统发生竖向形态颤振的主要推动作用。这样一条耦合路线同驱动扭转形态平板耦合颤振的激励-反馈主线是相对称的。

6 结论

本文以二维三自由度耦合颤振分析方法为理论工具, 对经典扭弯耦合颤振的驱动机理和颤振形态进行了深入的研究, 得到以下结论:

(1) 以理想薄平板为代表的经典扭弯耦合颤振不是由“刚度驱动”的, 系统扭转运动气动负阻尼是驱动颤振发生的原因;

(2) 经典扭弯耦合颤振的主要驱动力量是扭转和竖向运动耦合效应所产生的耦合项气动负阻尼, 特别是 D 项耦合气动负阻尼, 系统扭转运动气动阻尼不等同于 A_2^* 所代表的那部分气动阻尼;

(3) 当结构扭弯频率比小于 1 时, 理想薄平板会发生竖向形态的扭弯耦合颤振, 这是由于系统扭转和竖向频率数值大小的颠倒改变了扭转和竖向自由度耦合运动之间相位差角的象限位置, 从而使耦合气动阻尼的性质发生了变化, 系统竖弯运动 D 项耦合气动阻尼成为负阻尼导致了竖向形态颤振的发生。

(4) 在颤振形态上经典扭弯耦合颤振仍然是扭转形态为主的颤振, 但竖向自由度的参与程度已经达到相当强烈的程度。这从另一个侧面证明在其发生过程中, 耦合效应起着重要的推动作用。

(5) 无论是扭转形态还是竖向形态的颤振, 结构扭转和竖向频率相差越大, 颤振形态矢量就越靠近两个坐标轴, 此时结构的颤振形态就越单纯; 结构扭转和竖向频率越接近, 颤振形态矢量就越逼近 45 度角中分线, 结构的颤振形态就越具备扭转和竖向自由度强烈耦合的特征。

(6) 颤振形态同结构扭弯频率比成——对应关系, 而颤振临界风速还同频率的绝对值大小相关。虽然在一般的认识中扭弯频率比的增大有利于颤振稳定性的提高, 但如果这是通过保持结构扭频不变而降低弯频来实现的话, 颤振临界风速可能反而

会降低。而当扭弯频率比小于 1 时, 通过提高结构弯频来降低扭弯频率比, 却可起到改善平板断面颤振稳定性的作用。

参考文献:

- [1] Simiu E, Scanlan R H. Wind effects on structures (3rd Edition) [M]. New York: John Wiley & Sons, 1996.
- [2] Scanlan R H, Tomko J J. Airfoil and bridge deck flutter derivatives [J]. Journal of Engineering Mechanics Division, 1971, 97: 1717~1737.
- [3] Agar T A. Aerodynamic flutter analysis of suspension bridges by a modal technique [J]. Journal of Engineering Structures, 1989, 11: 75~82.
- [4] Namini A, Albrecht P, Bosch H. Finite element-based flutter analysis of cable-suspended bridges [J]. Journal of Structural Engineering, 1992, 118: 1509~1526.
- [5] Ge Y J, Tanaka H. Aerodynamic flutter analysis of cable-supported bridges by multi-mode and full-mode approaches [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2000, 86: 123~153.
- [6] 项海帆. 公路桥梁抗风设计指南[M]. 北京: 人民交通出版社, 1996.
Xiang Haifan. Wind resistant design guidebook for highway bridges [M]. Beijing: People's Communication Press, 1996. (in Chinese)
- [7] Matsumoto M. Flutter classification of bridge girders [A]. Proceedings of the 1st International Symposium on Wind and Structures for the 21st Century [C]. Cheju: Techno Press, 2000. 39~79.
- [8] Larsen A. Aerodynamics of the tacoma narrows bridge-60 years later [J]. Journal of Structural Engineering International, 2000, 10: 243~248.
- [9] 杨咏昕. 大跨度桥梁二维颤振机理及其应用研究[D]. 上海: 同济大学, 2002.
Yang Yongxin. Two-dimensional flutter mechanism and its application for long-span bridges [D]. Shanghai: Tongji University, 2002. (in Chinese)
- [10] Yang Yongxin, Ge Yaojun, Xiang Haifan. Coupling effects of degrees of freedom in flutter instability of long-span bridges [A]. Proceeding of the 2nd International Symposium on Advances in Wind & Structures [C]. Busan: Techno Press, 2002. 625~632.
- [11] Yang Yongxin, Ge Yaojun, Xiang Haifan. 3DOF coupling flutter analysis for long-span bridges [A]. Proceeding of the 11th ICWE [C]. Lubbock: Texas Tech University, 2003. 925~932.