

文章编号: 1000-4750(2005)05-0204-05

桥梁涡激共振试验节段模型 质量系统模拟与振幅修正方法

朱乐东

(同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘 要: 节段模型风洞试验是研究涡激共振风速锁定范围和最大振动幅值的一种重要手段。基于一个具有自激特性的经验线性涡激力模型, 从涡激共振微分方程出发, 推导了涡激共振试验节段模型质量系统模拟公式, 并建立了相应的模型与实桥之间涡激共振幅值的换算关系, 给出了涡激共振幅值的振型修正系数和阻尼修正系数公式。由此, 通过合理的质量系统模拟和响应幅值换算, 可在二维的涡激共振节段模型试验中考虑实桥的结构和振动的三维特性的影响。

关键词: 桥梁与隧道工程; 涡激共振; 涡激力模型; 节段模型风洞试验; 等效质量; 振型修正系数; 阻尼修正系数

中图分类号: U441.3 文献标识码: A

MASS SIMULATION AND AMPLITUDE CONVERSION OF BRIDGE SECTIONAL MODEL TEST FOR VORTEX-EXCITED RESONANCE

ZHU Le-dong

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

Abstract: Wind tunnel test of sectional model is an important means for determining lock-in region of wind speed and maximal amplitude of vortex-excited resonance. The simulation formulae for the mass system of sectional model are derived based on the differential equation of vortex-excited resonance and an experimental linear model of vortex-excited force with self-excited behavior. The conversion relationships between the resonant amplitudes of the sectional model and the prototype bridge are also established, and the correction coefficients of mode shape and damping are presented as well. The effects of the three-dimensional structural and vibrational behavior of prototype bridge can thus be considered in the two-dimensional sectional model test of vortex-excited resonance via the proper mass simulation and amplitude conversion by means of the derived formulae.

Key words: bridge and tunnel engineering; vortex-excited resonance; vortex-excited force model; wind tunnel test of sectional model; equivalent mass; correction coefficient of mode shape; correction coefficient of damping

桥梁的涡激振动是一种具有强迫和自激双重特性的自限幅风致振动现象, 由气流绕经结构表面时所产生的以某一固定时间间隔有规律地脱落的

旋涡所引起。当风速达到一个适当的值时, 旋涡脱落频率接近于桥梁的某一固有频率, 从而激发桥梁的涡激共振。一旦桥梁开始共振, 气弹效应(桥梁运

动与气流之间的相互作用)的反馈作用会把涡脱频率“锁定”在其固有频率附近,即在一定的风速范围内涡脱频率不再随风速而变化(见图1)。由此,在原有周期性强迫涡激力上附加了较强的与桥梁运动有关的非线性自激力项,并使作用在桥梁结构上的涡激力的相关性增强^[1-4]。

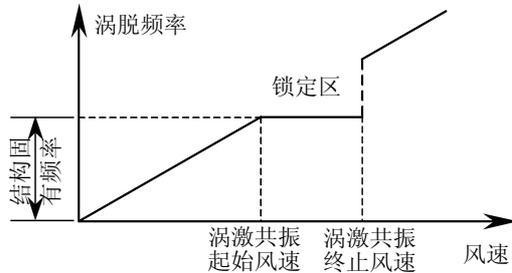


图1 涡脱频率随风速变化示意图

Fig.1 Variation of vortex-shedding frequency with wind speed

桥梁涡激共振的锁定风速范围和最大振动幅值可以通过节段模型或全桥模型风洞试验来确定。由于全桥气弹模型的几何缩尺比一般要比节段模型的几何缩尺比小得多,对桥梁断面上的一些细节部位(如栏杆、检修车轨道等)的模拟准确性要比节段模型差得多,雷诺数也要小得多,加上风速比较小,不易“捕捉”到稳定的涡激共振,因此,在涡激振动的研究实践中,节段模型试验显得更有效^[1]。然而,节段模型的两维特性与实桥的三维特性有显著的差别。首先,在实桥中,当主梁按某一固有振型发生涡激共振时,桥梁的其它构件(如桥塔、缆索等)也同时按此振型发生相应的振动;其次,实桥的振型沿桥跨呈不均匀分布,甚至还会出现呈空间特性的固有振型,即固有振动在不同方向出现耦合的现象,而节段模型没有直接包括桥塔和缆索等构件的振动,其固有振型沿跨向均匀分布且是单向的。在文献[1]中, Irwin 对如何在涡激共振节段模型试验中考虑实桥振动三维空间特性作了一些探讨,但由于在其所采用的涡激力模型中只考虑了周期性强迫荷载而忽略的涡激力的自激特性,使其在理论上不够严密。与 Irwin 一样, Larsen 等在文献[5]和[6]中也采用了不考虑自激力的周期性强迫涡激力模型,并根据节段模型和原型无量纲涡激共振幅值相等的原则,建议涡激共振节段模型质量系统应按考虑了振型修正系数(见下文详述)的原型主梁“涡振等效质量”进行模拟。然而,事实上,对于涡激共振锁定区,由于振动位移较大,涡激力的自激特

性不容忽视。而当涡激力模型中包含了自激力时,由于 Larsen 所建议的模拟方法不能满足模型和原型之间自激力的相似要求^[7]而不再适用。为此,本文将基于含自激力影响的经验线性涡激力模型,从涡激共振微分方程出发,推导考虑实桥结构和振动三维特性的涡激共振试验节段模型质量系统模拟公式,并建立节段模型与实桥之间涡激共振幅值的换算关系。本文最后还讨论了当模型结构阻尼与实桥结构阻尼不一致时对试验涡激共振幅值的修正方法。

1 涡激力模型

由于在某一涡激共振风速下涡激力一般只激发起某一阶固有模态的共振,使得基于单自由度振动的涡激力模型具有了实际意义,并被广泛采用^[1-6,8-10],因此下面以单一模态的竖向涡激共振为例进行公式推导。对于扭转涡激共振,本文只给出了相应的公式而略去了相似的推导过程。

作用在刚性静止结构上的涡激力是由于一系列有规律地脱落的旋涡引起,表现为按正弦规律变化的周期性强迫力,其幅值与频率与主梁断面形状、Strouhal 数和风速等有关。但对于弹性结构,由于结构运动引起的气弹效应,涡激力与结构的运动之间存在着一定的关系,从而会对结构运动的阻尼和频率带来一定的影响,因此作用在弹性结构上的涡激力除了有周期性强迫力特性外,还具有自激力的特性。涡激力的这种自激特性的机理相当复杂,并且一般被认为是结构运动的非线性函数。文献[3]和[8]对各种涡激力模型进行了讨论,其中包括升力振子模型、经验非线性模型和经验线性模型等,这三种模型都包含了自激力的影响,其中所涉及的气动力系数都需要通过风洞试验确定。

在升力振子模型中假设了脉动升力系数与结构的运动速度有关,并满足具有 Van der Pol 振子特性的三次振荡方程,小振幅时系统阻尼小,大振幅时系统阻尼大。升力振子模型是一个比较精确的模型,但并不实用,为了确定其众多的模型参数需要大量的实验数据支持和复杂的分析。Scanlan 等在文献[3]中提出了一个描述涡激力的经验非线性模型,并在文献[4]和[9]中进行了进一步的深化。在这一经验非线性模型中,Scanlan 等通过引入一个三次的非线性气动自激力项来应用 Van der Pol 振子的概念,并建立了涡激共振稳态响应幅值与 Scruton 数和

Strouhal 数之间的关系,给出了通过风洞试验确定所引入的几个气动力参数的方法和基本步骤。这个经验非线性模型比升力振子模型要简单的多,而且能够反映涡激共振的自激特性和自限幅的特性,并能根据模型试验结果来较好地预估原型物的运动。

Larsen 在文献[10]中对上述经验非线性模型进行了进一步的优化,提出了一个广义 Van de Pol 模型,把非线性气动自激力的阶次也作为一个需要通过风洞试验结果来拟合的气动力参数,使模型能更好地反映试验结果。风洞试验结果显示对于实际桥梁结构,非线性气动自激力的阶次一般小于 3^[9,11]。

在文献[3]中,Scanlan 等还讨论了一个经验线性模型,其中,由于采用了线性的自激力模型,即假设气动激振力、气动阻尼力和气动刚度可由一个线性机械振子确定,从而使问题得到了简化。虽然经验线性模型是一种近似的涡激力模型,但实验结果显示,在最大共振幅值附近,经验线性模型能较好地反映实验结果^[3]。考虑到在桥梁涡激共振的研究中,涡激共振的锁定风速范围和最大振幅是最为关心的问题,为此,出于简化问题的目的,本文以文献[3]的分析为基础,近似地用下述经验线性模型来表示作用在主梁上的竖向涡激力:

$$f_v = \frac{1}{2} \rho U^2 B [KH_1^*(K) \dot{y}/U + K^2 H_4^*(K) y/B + C_L'(K) \sin(\omega t + \phi)] \quad (1)$$

其中, ρ 为空气密度; U 为风速; B 为实桥桥面宽度; ω 为涡脱圆频率或 Strouhal 圆频率,是风速的函数,当涡激共振发生时亦为结构振动圆频率; ϕ 为相位差; $K = B\omega/U$ 为约化频率; t 为时间; $C_L'(K)$ 为脉动升力系数单峰幅值; H_1^* 和 H_4^* 为竖向运动主气动导数; ϕ 、 $C_L'(K)$ 、 H_1^* 和 H_4^* 等有关参数可通过试验获得。这里,与文献[3]和[8]中涡激力经验线性模型稍有不同的是自激力采用了由气动导数表达的、忽略了运动耦合效应的 Scanlan 自激力模型。

2 实桥涡激共振响应

考虑到桥塔、拉索等桥梁构件的断面和主梁断面存在显著的差别,因此可以假设当主梁发生涡激共振时,作用在其它构件上的涡激力的频率远离共振频率,使得在涡激共振分析中可以近似地只考虑主梁上的涡激力而忽略其它构件上的涡激力,这也是能够采用主梁节断模型风洞试验来研究桥梁涡激共振性能的前提条件。另外,由于结构的运动会

对涡脱产生诱导作用,在发生涡激共振时会出现涡脱频率的“锁定”现象,从而使脉动升力的符号会随着振动方向而改变^[1]。这样,单模态竖向涡激共振的广义运动方程可表示为:

$$\ddot{q}_v(t) + (2\omega_{0v}\zeta_{0v} - \omega H_1) \dot{q}_v(t) + (\omega_{0v}^2 - \omega^2 H_4) q_v(t) = \left(\frac{\rho U^2 B C_L' C_{Rv}}{2} \int_0^{L_g} |\varphi_{yv}(x)| dx / m_{eq} \int_0^{L_g} \varphi_{yv}^2(x) dx \right) \times \sin(\omega t + \phi) \quad (2)$$

其中, q_v 为该模态的广义坐标; ω_{0v} 和 ζ_{0v} 分别为零风速下结构竖向固有模态的频率和阻尼比; x 代表顺桥向轴及顺桥向坐标; y 代表竖向轴及竖向坐标; $\varphi_{yv}(x)$ 为主梁上坐标为 x 处该竖向固有模态沿竖向的振型函数值; L_g 为主梁全长,表示积分对整个主梁进行; C_{Rv} 为一个小于 1.0 折减系数,用来考虑由于紊流等因素引起的竖向涡激力沿桥跨方向不完全相关效应,原则上可以通过适当的风洞试验方法来确定;当涡激共振发生时,随着振动幅度的增加,由于结构振动对涡脱的诱导作用,涡激力沿桥跨方向相关性要高于非共振时的涡激力相关性^[1-4],即共振时的 C_{Rv} 相对地要比非共振时的 C_{Rv} 更接近于 1.0,因此,在没有试样数据的情况下,可偏安全地取为 1.0; m_{eq} 为考虑了实桥结构和振动三维空间特性的主梁竖向振动等效均布质量:

$$m_{eq} = \tilde{M}_v / \int_0^{L_g} \varphi_{yv}^2(x) dx \quad (3)$$

\tilde{M}_v 为该竖向模态对应的全桥广义质量; H_1 和 H_4 为广义自激力系数,按下式计算:

$$H_1 = \rho B^2 H_1^*(K) / 2m_{eq}; \quad H_4 = \rho B^2 H_4^*(K) / 2m_{eq} \quad (4)$$

令:

$$\beta_{0v} = \omega / \omega_{0v}; \quad \omega_v = \sqrt{1 - \beta_{0v}^2 H_4} \omega_{0v} \quad (5a)$$

$$\beta_v = \omega / \omega_v = \beta_{0v} / \sqrt{1 - \beta_{0v}^2 H_4} \quad (5b)$$

$$\zeta_v = (2\zeta_{0v} - \beta_{0v} H_1) / 2\sqrt{1 - \beta_{0v}^2 H_4} \quad (5c)$$

则由式(2)可以得到如下主梁竖向涡激共振的稳态振动的广义坐标幅值:

$$q_{v0} = D_v \frac{\rho U^2 B C_L' C_{Rv}}{2m_{eq} \omega_{0v}^2} \int_0^{L_g} |\varphi_{yv}(x)| dx / \int_0^{L_g} \varphi_{yv}^2(x) dx \quad (6)$$

其中: D_v 为竖向振动动力放大系数,定义如下:

$$D_v = 1 / [(1 - \beta_{0v}^2 H_4) \sqrt{(1 - \beta_v^2)^2 + 4\beta_v^2 \zeta_v^2}] \quad (7)$$

这里, β_{0v} , β_v , ζ_v 和 H_4 均为结构振动圆频率 ω 的函数,当 $\beta_{0v} = 1$, 即 $\omega = \omega_{0v}$ 时,

$$D_{v,\omega=\omega_{0v}} = 1 / \sqrt{H_4^2 + (2\zeta_{0v} - H_1)^2} \quad (8)$$

由于结构阻尼和气动阻尼的存在, 动力放大系数在 $\omega = \omega_{0v}$ 时的值虽然很接近于其最大值, 但并未真正达到最大值。最大动力放大系数 $D_{v\max}$ 及其所对应的振动频率可由 $dD_v/d\omega = 0$ 求得。 $D_{v\max}$ 与结构阻尼、气动阻尼和气动刚度有关。在确定最大动力放大系数后, 涡激共振响应广义坐标最大幅值可表示为:

$$q_{v\max} = D_{v\max} C'_L C_{Rv} (\rho B^3 / 2m_{\text{eq}}) (U / \omega_{0v} B)^2 \times \int_0^{L^*} |\varphi_{yv}(x)| dx / \int_0^{L^*} \varphi_{yv}^2(x) dx \quad (9)$$

进一步, 实桥主梁上竖向涡激共振无量纲位移最大幅值 y_{\max} / B 和平均幅值 y_{mean} / B 可分别按下面两式计算:

$$y_{\max} / B = \varphi_{v\max} q_{v\max} / B = C'_L C_{Rv} C_{\varphi, \max} (\rho B^2 / 2m_{\text{eq}}) (U / \omega_{0v} B)^2 D_{v\max} \quad (10a)$$

$$y_{\text{mean}} / B = \varphi_{v\text{mean}} q_{v\max} / B = C'_L C_{Rv} C_{\varphi, \text{mean}} (\rho B^2 / 2m_{\text{eq}}) (U / \omega_{0v} B)^2 D_{v\max} \quad (10b)$$

其中, $\varphi_{v\max}$ 和 $\varphi_{v\text{mean}}$ 分别表示该竖向固有模态主梁沿竖向运动的最大和平均振型函数值。若设 L_{ef} 为有效计算长度, 则

$$\varphi_{v\text{mean}} = \int_0^{L_{\text{ef}}} |\varphi_{yv}(x)| dx / L_{\text{ef}} \quad (11)$$

$C_{\varphi, \max}$ 和 $C_{\varphi, \text{mean}}$ 分别为竖向涡激共振位移最大幅值和平均幅值振型修正系数, 按下式计算:

$$C_{\varphi, \max} = \varphi_{v\max} \int_0^{L^*} |\varphi_{yv}(x)| dx / \int_0^{L^*} \varphi_{yv}^2(x) dx \quad (12a)$$

$$C_{\varphi, \text{mean}} = \varphi_{v\text{mean}} \int_0^{L^*} |\varphi_{yv}(x)| dx / \int_0^{L^*} \varphi_{yv}^2(x) dx \quad (12b)$$

3 节段模型涡激共振响应

对于节段模型, 沿跨度方向振型函数恒等于 1, 位移等于常数, 即模型的振型修正系数等于 1, 且竖向振动等效均布质量等于其均布质量 m_m 。同时, 由于节段模型较短, 可以假设涡脱沿模型沿跨度方向完全相关, 即 $(C_{Rv})_m = 1$ 。这样, 根据式(10)可知, 节段模型的竖向涡激共振无量纲位移最大幅值 $(y_{\max} / B)_m$ 和平均幅值 $(y_{\text{mean}} / B)_m$ 相等, 皆为:

$$(y_{\max} / B)_m = (y_{\text{mean}} / B)_m = (y_0 / B)_m = C'_L (\rho B^2 / 2m)_m (U / \omega_{0v} B)^2 (D_{v\max})_m \quad (13)$$

其中, 下表 m 代表模型, B_m 为节段模型宽度; 模型的脉动升力系数单峰幅值 C'_L 及气动导数 H_1^* 和 H_4^* 应与实桥保持一致。同样, 节段模型的涡激共振动力放大系数 $(D_{v\max})_m$ 也与主梁断面的气动导数有关, 并且仍可类似地按式(7)通过求极值得到,

其中模型的自激力系数 $(H_1)_m$ 和 $(H_4)_m$ 按下式计算:

$$(H_1)_m = (\rho B^2 / 2m)_m H_1^*(K) \quad (14a)$$

$$(H_4)_m = (\rho B^2 / 2m)_m H_4^*(K) \quad (14b)$$

当模型的阻尼与实桥的模态阻尼一致时, 模型的涡激共振动力放大系数也应与实桥的一致。

4 节段模型质量模拟及涡激共振幅值换算

为了使节段模型竖向涡激共振的无量纲动力放大系数与实桥的一致, 即: $(D_{v\max})_m = D_{v\max}$, 那么按式(14)计算的节段模型自激力系数与按式(4)计算的实桥广义自激力系数必须相等。为此, 节段模型的均布质量 m_m 必须按考虑了实桥结构和振动三维空间特性的主梁等效均布质量来模拟, 即:

$$m_m = \lambda_L^2 m_{\text{eq}} = \lambda_L^2 \tilde{M}_v / \int_0^{L^*} \varphi_{yv}^2(x) dx \quad (15)$$

其中, $\lambda_L = B_m / B$ 为模型的几何缩尺比。由文献[7]可知, 满足式(15)同时也保证了式(14)中模型的气动导数和式(4)中实桥主梁的气动导数之间的一致性。

进一步比较式(13)和式(10), 并考虑到模型的气体密度和阻尼比与实桥的相等, 即: $\rho_m = \rho$, $(\zeta_{0v})_m = \zeta_{0v}$, 可以得到如下节段模型和实桥之间竖向涡激共振幅值的换算关系:

$$y_{\max} / B = C_{Rv} C_{\varphi, \max} (y_0 / B)_m \quad (16a)$$

$$y_{\text{mean}} / B = C_{Rv} C_{\varphi, \text{mean}} (y_0 / B)_m \quad (16b)$$

而 Larsen 等在文献[5]和[6]中则建议式(15)中原型主梁等效均布质量应按下式计算:

$$m'_{\text{eq}} = \tilde{M}_v / \left(\varphi_{v\max} \int_0^{L^*} |\varphi_{yv}(x)| dx \right) = m_{\text{eq}} / C_{\varphi, \max} \quad (17)$$

并且节段模型和原型的无量纲涡激共振幅值相等, 即: $y_{\max} / B = (y_0 / B)_m$, 其中涡激力被认为沿桥跨方向完全相关, 即: $C_{Rv} = 1$ 。显然, 若用式(17)代替式(3)来计算式(15)中的原型主梁等效均布质量就不能满足节段模型自激力系数和原型广义自激力系数的相似要求, 因此 Larsen 的建议只适用于不计涡激力自激特性的情况。

对于扭转涡激共振, 同理可以得到如下节段模型均布质量惯性矩 (I_{mm}) 的模拟公式及节段模型和实桥之间扭转涡激共振幅值的换算关系:

$$I_{mm} = \lambda_L^4 I_{m\text{eq}} = \lambda_L^4 \tilde{M}_t / \int_0^{L^*} \varphi_{\alpha}^2(x) dx \quad (18)$$

$$\alpha_{\max} = C_{Rt} C_{\varphi, \max} \alpha_{0m}; \quad \alpha_{\text{mean}} = C_{Rt} C_{\varphi, \text{mean}} \alpha_{0m} \quad (19)$$

其中, $I_{m\text{eq}}$ 为考虑全桥结构和振动三维空间特性的

实桥主梁等效均布质量惯性矩; \tilde{M}_t 为扭转固有模态对应的全桥广义质量; $\varphi_{\alpha}(x)$ 为主梁上坐标为 x 处该扭转固有模态绕 x 轴的扭转振型函数值; C_{Rt} 为一个小于 1.0 折减系数, 用来考虑扭转涡激力沿桥跨方向不完全相关效应; α_{\max} 和 α_{mean} 分别为实桥扭转涡激共振位移最大幅值和平均幅值; α_{0m} 为节段模型扭转涡激共振位移幅值; $C_{\varphi, \max}$ 和 $C_{\varphi, \text{mean}}$ 分别为扭转涡激共振位移最大幅值振型修正系数和平均幅值振型修正系数, 按下式计算:

$$C_{\varphi, \max} = \varphi_{t \max} \int_0^{L_s} |\varphi_{\alpha}(x)| dx / \int_0^{L_s} \varphi_{\alpha}^2(x) dx \quad (20a)$$

$$C_{\varphi, \text{mean}} = \varphi_{t \text{mean}} \int_0^{L_s} |\varphi_{\alpha}(x)| dx / \int_0^{L_s} \varphi_{\alpha}^2(x) dx \quad (20b)$$

$\varphi_{t \max}$ 和 $\varphi_{t \text{mean}}$ 分别为该扭转固有模态主梁绕 x 轴扭转的最大和平均振型函数值, 其中,

$$\varphi_{t \text{mean}} = \int_0^{L_{ef}} |\varphi_{\alpha}(x)| dx / L_{ef} \quad (21)$$

特别地, 对于单跨悬索桥, 低阶振型均可近似地用正弦函数 $\sin(n\pi x / L_g)$ 来表示, 这里 n 为一自然数, 那么根据式(12)或式(20)可知, 最大幅值振型修正系数等于 $4/\pi$, 平均幅值振型修正系数等于 $8/\pi^2$ 。而对于斜拉桥, 其振型一般与正弦函数相差甚远, 因此其涡激共振幅值的振型修正系数都需要根据有限元模态分析结果按前述有关公式计算。

5 涡激共振幅值阻尼修正系数

如果节段模型阻尼与实桥模态阻尼不一致, 那么, 节段模型和实桥涡激共振的动力放大系数也不一致, 这样, 在根据涡激共振幅值试验结果计算实桥涡激共振幅值时, 除了需要对试验幅值进行振型修正和涡激力沿桥跨不完全相关性修正外, 还必须进行阻尼修正, 即式(16)和式(19)应改写为:

$$y_{\max} / B = C_{Rv} C_{\varphi, \max} C_{\zeta v} (y_0 / B)_m \quad (22a)$$

$$y_{\text{mean}} / B = C_{Rv} C_{\varphi, \text{mean}} C_{\zeta v} (y_0 / B)_m \quad (22b)$$

$$\alpha_{\max} = C_{Rt} C_{\varphi, \max} C_{\zeta t} \alpha_{0m} \quad (23a)$$

$$\alpha_{\text{mean}} = C_{Rt} C_{\varphi, \text{mean}} C_{\zeta t} \alpha_{0m} \quad (23b)$$

其中 $C_{\zeta v}$ 和 $C_{\zeta t}$ 分别为竖向和扭转涡激共振幅值阻尼修正系数, 定义如下:

$$C_{\zeta v} = D_{v \max} / (D_{v \max})_m ; C_{\zeta t} = D_{t \max} / (D_{t \max})_m \quad (24)$$

这里, $D_{t \max}$ 为扭转涡激共振最大动力放大系数。显然, 通过对式(7)求极值的方法求解 $D_{v \max}$ 的显式表达式或类似地求解 $D_{t \max}$ 的显式表达式都是很困

难的。而事实上, 即使对于系统总阻尼比达 20% 的情况, 在结构固有频率处的动力放大系数仍可达到最大值的 98% 左右, 因此考虑自激力的涡激共振幅值阻尼修正系数可近似按下式计算:

$$C_{\zeta v} \approx D_{v, \omega=\omega_{0v}} / (D_{v, \omega=\omega_{0v}})_m = \frac{(\sqrt{H_4^2(K_{0v})} + [2\zeta_{0v} - H_1(K_{0v})]^2)_m}{\sqrt{H_4^2(K_{0v})} + [2\zeta_{0v} - H_1(K_{0v})]^2} \quad (25)$$

$$C_{\zeta t} \approx D_{t, \omega=\omega_{0t}} / (D_{t, \omega=\omega_{0t}})_m = \frac{(\sqrt{A_3^2(K_{0t})} + [2\zeta_{0t} - A_2(K_{0t})]^2)_m}{\sqrt{A_3^2(K_{0t})} + [2\zeta_{0t} - A_2(K_{0t})]^2} \quad (26)$$

其中 $K_{0v} = B\omega_{0v}/U$; $K_{0t} = B\omega_{0t}/U$; ω_{0t} 和 ζ_{0t} 分别为零风速下结构扭转固有圆频率和阻尼比;

$$A_2 = \rho B^4 A_2^*(K) / 2I_{meq} \quad (27a)$$

$$A_3 = \rho B^4 A_3^*(K) / 2I_{meq} \quad (27b)$$

$$(A_2)_m = (\rho B^4 / 2I_m)_m A_2^*(K) \quad (28a)$$

$$(A_3)_m = (\rho B^4 / 2I_m)_m A_3^*(K) \quad (28b)$$

$A_2^*(K)$ 和 $A_3^*(K)$ 为扭转运动主气动导数。

当风速较低时, 气动阻尼和气动刚度影响较小, 可以忽略, 则 $D_{v \max}$ 和 $D_{t \max}$ 的显式表达式及相应的频率如下所示:

$$D_{v \max} = 1 / [2\zeta_{0v} \sqrt{1 - \zeta_{0v}^2}]; \quad \omega = \omega_{0v} \sqrt{1 - 2\zeta_{0v}^2} \quad (29)$$

$$D_{t \max} = 1 / [2\zeta_{0t} \sqrt{1 - \zeta_{0t}^2}]; \quad \omega = \omega_{0t} \sqrt{1 - 2\zeta_{0t}^2} \quad (30)$$

此时, 竖向和扭转涡激共振幅值阻尼修正系数也可简化为:

$$C_{\zeta v} = (\zeta_{0v} \sqrt{1 - \zeta_{0v}^2})_m / \zeta_{0v} \sqrt{1 - \zeta_{0v}^2} \quad (31a)$$

$$C_{\zeta t} = (\zeta_{0t} \sqrt{1 - \zeta_{0t}^2})_m / \zeta_{0t} \sqrt{1 - \zeta_{0t}^2} \quad (31b)$$

6 小结

本文基于一个考虑自激力影响的经验线性涡激力模型, 从涡激共振微分方程出发, 推导了考虑实桥结构和振动三维特性的涡激共振节段模型试验质量系统的模拟公式, 使涡激共振节段模型试验结果更加合理。同时, 本文还建立了节段模型和实桥之间涡激共振幅值的换算关系, 给出了振型修正系数和阻尼修正系数, 为合理使用涡激共振节段模型试验结果提供了理论依据。

的损伤识别方法结合起来,在这方面还有待于进一步的研究。

参考文献:

- [1] Kammer D C. Sensor placement for on orbit modal identification and correlation of large space structures [J]. *Journal of Guidance, Control, and Dynamic*, 1991, 14(2): 251~259.
- [2] Hemez F M, Farhart C. An energy based optimum sensor placement criteria and its application to structural damage detection [A]. *Proc 12th int modal anal conf* [C]. Honolulu: Society of Experimental Mechanic, 1994. 1569~1575.
- [3] Guyan R J. Reduction of stiffness and mass matrices [J]. *AIAA Journal*, 1965, 3(2): 380.
- [4] Shi Z Y, Law S S, Zhang L M. Optimizing sensor placement for structural damage detection [J]. *Journal of Engng Mech*, ASCE, 2000, 126(11): 1173~1179.
- [5] G Heo, M L Wang, D Satpathi. Optimal transducer placement for health monitoring of long span bridge [J]. *Soil Dynamic and Earthquake Engineering*, 1997, 16: 495~502.
- [6] Zong Zhou-hong, Wang T L, etc. State-of-the-art report of bridge health monitoring [J]. *Journal of Fuzhou University (Natural Science)*, 2002, 30(2): 127~152.
- [7] K Worden, A P Burrows. Optimal sensor placement for fault detection [J]. *Engineering Structures*, 2001, 23: 885~901.
- [8] 李戈, 秦权, 董聪. 用遗传算法选择悬索桥监测系统中传感器的最优布点[J]. *工程力学*, 2000, 17(1): 25~34.
Li Ge, Qin Quan, Dong Cong. Optimal placement of sensors for monitoring systems on suspension bridges using genetic algorithms [J]. *Engineering Mechanics*, 2000, 17(1): 25~34. (in Chinese)
- [9] 崔飞, 袁万城, 史家钧. 传感器优化布设在桥梁健康监测中的应用[J]. *同济大学学报*, 1999, 27(2): 165~169.
Cui Fei, Yuan Wancheng, Shi Jiajun. Application of optimal sensor placement algorithms to health monitoring of bridges [J]. *Journal of Tongji University*, 1999, 27(2): 165~169.
- [10] Kammer D C. Effect of model error on sensor placement for on-orbit modal identification of large space structures [J]. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, 1992, 15(2): 334~341.
- [11] Thomas G Carne, Clark R Dohmann. A modal test design strategy for modal correlation, *Proc 13th Int. Modal Anal. Conf.* [C]. New York: Union College, Schenectady, 1995. 927~933.
- [12] J E T Penny, M I Friswell, S D Garvey. Automatic choice of measurement location for dynamic testing [J]. *AIAA Journal*, 1994, 32(2): 407~414.
- [13] Udwardia F E. Methodology for optimum sensor locations for parameter identification in dynamic system [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 1994, 120(2): 368~390.

(上接第 208 页)

参考文献:

- [1] Irwin P A. The role of wind tunnel modeling in the prediction of wind effects on bridges [A]. Larsen A. & Esdah S. *Bridge Aerodynamics* [C]. Rotterdam: A.A. Balkema, 1998. 99~117.
- [2] 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 guideline for highway bridges [M]. Beijing: People's Communications Publishing House, 1996. (in Chinese)
- [3] Simiu E, Scanlan R H. Wind effects on structures: fundamentals and applications to design, 2nd Edition [M]. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1986.
- [4] Simiu E, Scanlan R H. Wind effects on structures: fundamentals and applications to design, 3rd Edition [M]. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1996.
- [5] COWI. Review of preliminary studies of aerodynamic simulations and wind resistance, Sutong Bridge [R]. Report No. 58152-W-001, Issue No. 1. Jiangsu Province Sutong Bridge Construction Commanding Department, P.R.China, 2003.
- [6] COWI. Review of wind tunnel section model tests, bridge girder, Sutong Bridge [R]. Report, No. 58152-W-002, Issue No. 1. Jiangsu Province Sutong Bridge Construction Commanding Department, P.R. China, 2003.
- [7] 朱乐东, 项海帆. 桥梁颤振节段模型质量系统模拟[J]. *结构工程师*, 1995, 35(4): 39~45, 38.
Zhu Ledong, Xiang Haifan. Mass-system simulation of sectional model for bridge flutter [J]. *Structural Engineers*, 1995, 35(4): 39~45, 38. (in Chinese)
- [8] Dowell E H. A modern course in aeroelasticity, 2nd edition [M]. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1989.
- [9] Ehsan F, Scanlan R H. Vortex-induced vibrations of flexible bridges [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1990, 116(6): 1392~1411.
- [10] Larsen A. A generalized model for assessment of vortex-induced vibrations of flexible structures [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 1995, 57(2-3): 281~294.
- [11] 李永君, 葛耀君, 杜柏松. 大跨度桥梁广义非线性涡振模型及其试验研究[A]. 第十一届全国结构风工程学术会议论文集[C]. 海南省三亚: 中国土木工程学会和中国空气动力学学会, 2003. 229~234.
Li Yongjun, Ge Yaojun, Du Baisong. A generalized non-linear model of vortex-excited vibration of long-span bridges and its testing research [A]. *Proc. The 11th National Academic Conference on Structural Wind Engineering* [C]. Sanya, Hainan: China Civil Engineering Society and China Aerodynamics Society, 2003. 229~234. (in Chinese)