

文章编号: 1674—8247(2019)05—0025—07
DOI:10.12098/j.issn.1674-8247.2019.05.006

大跨桥梁涡激共振幅值估算方法的理论基础与应用

周 帅^{1,2} 陈克坚³ 陈政清² 曾永平³

(1. 中国建筑股份有限公司, 北京 100013; 2. 湖南大学, 长沙 410082;
3. 中铁二院工程集团有限责任公司, 成都 610031)

摘 要:文章首先综述了目前主要的涡振幅值估算方法,从理论上分析比较了各自的特点及应用范围。然后以 1 组大长细比匀质构件的实测涡振幅值数据为基础,对比研究了各种估算方法的效率,重点观察了高阶涡振幅值的估算情况。实测涡振幅值数据与经验估算值的对比分析结果显示基于简谐力涡激力模型推导的 Ruscheweyh 估算方法适用性强。最后,通过对 1 座柔性桥梁的涡振幅值进行估算并与现场实测值对比,分析总结了现有涡振幅值估算方法在该领域的应用局限性,并对今后的研究方向做了展望。

关键词:桥梁; 涡振幅值; 估算; 风洞; 实测
中图分类号:U441.3 **文献标志码:**A

Theoretical Basis and Practical Applications of Various Vortex-induced Vibration Amplitudes Estimation Methods for Large-span Bridges

ZHOU Shuai^{1,2} CHEN Kejian³ CHEN Zhengqing² ZENG Yongping³

(1. China State Construction Engineering Corporation Limited, Beijing 100013, China;
2. Hunan University, Changsha 410082, China;
3. China Railway Eryuan Engineering Group Co., Ltd., Chengdu 610031, China)

Abstract: The prevailing Vortex-induced vibration (VIV) amplitudes estimation methods are introduced, whose theoretical basis and application limits are comparatively analyzed. Their prediction efficiency on VIV amplitude are examined based on a group of practically measured VIV data, which belongs to several constant cross section slender structures, and the prediction on high mode VIV amplitudes of structures are specifically highlighted. The comparison between practically measured VIV amplitude and empirical prediction data proved that the Ruscheweyh method is the most effective one. Finally, the research status of VIV amplitude estimation on flexible bridges is concluded through the application of the prevailing methods on a real bridge's VIV data. The research difficulties in this field are summarized and further works are generally summoned.

Key words: bridge engineering; VIV amplitude; estimation; wind tunnel; filed tests

涡激共振是柔性结构,如大跨度桥梁、高层建筑、高耸烟囱、高压输电线、海洋输油管、海岸工程等结构

收稿日期:2019-04-10

作者简介:周帅(1986-),男,高级工程师。

基金项目:国家自然科学基金项目(51708202);湖南创新型省份专项经费资助(2017XK2025、2018JJ3577、2019RS2051);中建股份科技研发计划(CSCEC-2017-Z-18-1)

引文格式:周帅,陈克坚,陈政清,等. 大跨桥梁涡激共振幅值估算方法的理论基础与应用[J]. 高速铁路技术,2019,10(5):25-31.

ZHOU Shuai, CHEN Kejian, CHEN Zhengqing, et al. Theoretical Basis and Practical Applications of Various Vortex-induced Vibration Amplitudes Estimation Methods for Large-span Bridges[J]. High Speed Railway Technology, 2019, 10(5): 25-31.

的主要工程振动问题之一。建立一个能准确描述涡激力的数学模型是分析和解决这个问题最有效的途径。由于涡激振动的复杂性,尾流的漩涡脱落在涡振锁定区间的上升段、下降段等不同的振动阶段以及结构的不同边界条件下会呈现出2S、2P、P+S、2T甚至2C等多种不同的模态。伴随着尾流涡模态的转变,流体作用力的大小以及流体作用力与结构响应之间的相位差等都会相应变化。涡激振动的基本特征,如锁定区间的分支,区间内振动频率与固有频率的比值等,在水和空气等不同流体中也会呈现出不同的特性。因此,用一个统一的数学模型来描述涡激力十分困难。基于一些基本的假定,学术界已提出了几种涡激力数学模型,主要分为单自由度和两自由度两大类。值得注意的是,所有模型中关键的流体参数往往需要提前假定或根据结构的实测涡振响应进行识别,这些流体参数对结构参数以及来流速度的变化往往都非常敏感,例如Scanlan经验模型。针对以上研究难点,建立一个能准确估算结构涡振幅值的经验公式,在工程设计阶段确定各项参数设计指标,预测涡振幅值并采取措施予以控制成为解决该问题的有效途径。本文系统地综述目前主要的几种涡振幅值估算方法,分析各自的理论背景和适用范围,采用一组匀质构件实测涡振幅值数据,横向比较各估算方法的效率,针对柔性桥梁涡振幅值估算的研究现状和研究难点进行总结和展望。

1 涡振幅值估算方法

结构在涡激力荷载作用下的动力方程如式(1)所示。

$$M \times \ddot{v}(x, t) + C \times \dot{v}(x, t) + k \times v(x, t) = P(t) \\ v(x_1 t) = \Phi \times Y(t) \quad (1)$$

式中: M ——结构质量矩阵;

$v(x, t)$ ——结构位移响应;

Φ ——振型矩阵;

$Y(t)$ ——广义坐标;

C ——结构阻尼矩阵;

k ——结构刚度矩阵;

$P(t)$ ——涡激力荷载向量。

根据线性体系的振型分解,结构第 n 阶广义单自由度模态动力方程如式(2)所示。

$$M_n \times \ddot{Y}(t) + \xi_n \times 2 \times \omega_n \times M_n \times \dot{Y}(t) + \omega_n^2 \times M_n \times Y(t) = \int_0^L \varphi_n(x) \times P(t) \times dx \quad (2)$$

式中: ξ_n ——结构第 n 阶模态阻尼比;

ω_n ——结构第 n 阶模态固有圆频率;

M_n ——第 n 阶等效质量;

$\varphi_n(x)$ ——结构第 n 阶固有振型;

L ——结构全长^[1]。

1.1 Ruscheweyh 模型

Ruscheweyh 将涡振锁定区间内的涡激力描述为标准简谐力荷载,即:

$$P(t) = \frac{1}{2} \rho \times U^2 \times D \times C_L \times \sin(\omega t + \psi) \quad (3)$$

式中: ρ ——空气密度;

U ——来流速度;

D ——截面横风向尺寸;

ψ ——结构位移响应与涡激力的相位差;

C_L ——升力系数均方根;

ω ——振动圆频率;

t ——时间。

结构在简谐响应的前提下,忽略涡激力荷载与结构位移响应之间的相位差,则位移响应如式(4)所示。

$$Y(t) = Y_{\max} \times \sin(\omega \times t + \psi) \quad (4)$$

将式(3)和式(4)代入式(2),可得结构第 n 阶振型的涡激共振广义坐标位移幅值。

$$Y_{\max} = \frac{\int_0^h \varphi_n^T(x) \times P(t) \times dx}{M_n \times \omega_n^2} \times \frac{1}{2\xi_n} \quad (5)$$

式中: h ——涡激力展向相关长度。

因此,结构第 n 阶振型无量纲涡振位移幅值。

$$\frac{v_{n,\max}}{D} = \varphi_{n,\max}(x) \times \frac{Y_{\max}}{D} = \varphi_{n,\max}(x) \times \frac{\frac{1}{2} \rho \times U^2 \times C_L \times \int_0^h \varphi_n^T(x) dx}{m \times \int_0^L \varphi_n^2(x) dx \times (2\pi f_n)^2} \times \frac{1}{2 \times \xi_n} = \frac{1}{S_{cr}} \times \frac{1}{St^2} \times C_L \times \frac{\varphi_{n,\max}(x) \times \int_0^L \varphi_n(x) \times dx}{4\pi \int_0^L \varphi_n^2(x) dx} \times \frac{\int_0^h \varphi_n^T(x) \times dx}{\int_0^L \varphi_n(x) dx} = \frac{1}{S_{cr}} \times \frac{1}{St^2} \times C_L \times K \times K_w \quad (6)$$

$$S_{cr} = 4\pi m \xi_n / (\rho D^2)$$

$$S_i = f_n D / U$$

式中: m ——匀质结构每延米物理质量;

S_{cr} ——结构 Scruton 数;

St ——结构横截面 Strouhal 数;

f_n ——结构第 n 阶模态固有工程频率;

K ——结构第 n 阶模态振型修正系数;

K_w ——相应的涡激力展向相关性系数。

式(6)即为 EuroCode 中的结构涡振幅值估算公式之一^[2]。该估算方法基于标准的简谐涡激力荷载和结构简谐响应的基本假定,考虑结构位移响应与涡激力荷载之间完全同相位,振动频率与固有频率一致,按照线性体系的振型分解法进行数学推导,所得出的涡振幅值估算公式具有理论可行性。

值得注意的是,该估算方法理论推导中的横风向升力系数均方根 C_L 是随着截面型式和 Reynolds 数的变化而变化的,结构在静止状态下和振动状态下的 C_L 也不尽相同。展向相关性参数 K_w 对于三维结构的高阶涡振幅值估算十分重要,但它也随截面型式、振幅、振型等参数的变化而变化。在大量的现场实测和试验数据的基础上,Ruscheweyh 模型拟合了少数典型截面构件在不同流场条件下 C_L 、 K 、 K_w 等关键参数的经验取值方式,可较方便地估算该类结构在风荷载作用下的各阶涡振幅值^[3]。

1.2 Griffin Plot

“Griffin Plot”的理论基础与 Ruscheweyh 模型十分类似,唯一的差别在于“Griffin Plot”考虑了涡激力荷载和结构位移响应之间的相位差^[4]。结构的位移响应表示为式(7):

$$Y(t) = Y_{\max} \times \sin(\omega \times t) \quad (7)$$

同样地,将式(3)和式(7)代入式(2),可得:

$$\begin{aligned} & \left[-Y_{\max} \times M_n \times \omega^2 + Y_{\max} \times M_n \times \omega_n^2 - \frac{1}{2} \rho \times U^2 \times D \times \right. \\ & \left. \cos\psi \times \int_0^h \varphi_n(x) \times C_L \times dx \right] \times \sin(\omega \times t) + \left[2\xi_n \times \right. \\ & \left. M_n \times \omega_n \times Y_{\max} \times \omega - \frac{1}{2} \rho \times U^2 \times D \times \sin\psi \times \right. \\ & \left. \int_0^h \varphi_n(x) \times C_L \times dx \right] \times \cos(\omega t) = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

为使等式恒成立,必须使正弦和余弦函数前的系数均为0。因此,可得结构振动频率与固有频率的比值:

$$\frac{\omega}{\omega_n} = \left[1 - \frac{\int_0^h \varphi_n(x) \times C_L \times dx}{\int_0^h \varphi_n^2(x) \times C_L \times dx} \times \cos\psi \times \frac{\rho \times D^2}{2m} \times \frac{U^2}{f_n^2 \times D^2} \times \frac{D}{Y_{\max}} \times \frac{C_L}{4\pi^2} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (9)$$

式中: f_n ——结构第 n 阶模态固有工程频率, $f_n = \omega_n/2\pi$ 。

可见,当流体密度较小时(如流体为空气),质量比参数 $\rho D^2/(2m)$ 基本上在 10^{-3} 量级,因此,涡激共振时振动频率与固有频率基本一致;当流体密度较大时(如流体为水)质量比参数数值较大,振动频率与结构固有频率往往不一致,有文献报道该比值可达 1.4 甚

至更高^[3]。

根据式(8)也可得到结构无量纲涡振幅值估算公式,如式(10)所示。

$$\begin{aligned} \frac{v_{n,\max}}{D} &= \varphi_{n,\max}(x) \times \frac{Y_{\max}}{D} = \frac{\varphi_{n,\max}(x) \times \int_0^h \varphi_n^T(x) \times dx}{\int_0^h \varphi_n^2(x) \times dx} \times \\ & \frac{\rho \times D^2}{\xi_n \times m} \times \frac{U^2}{f_n^2 \times D^2} \times \frac{f_n}{f} \times \frac{C_L \times \sin\psi}{16\pi^2} \end{aligned} \quad (10)$$

文献[5]的研究结果表明,涡激力参数项 $C_L \sin\psi$ 是式(10)中结构质量阻尼参数 $\rho D^2/(m\xi_n)$ 的函数。因此,在不考虑结构三维振型和展向相关性的影响以及默认 Strouhal 数恒定的前提下,结构的涡振幅值只与质量阻尼参数相关。

基于该研究结论,文献[6]以结构质量阻尼参数为唯一参数,对大量的实测数据进行回归分析,建立了相应的经验公式,即“Griffin Plot”。针对原始的“Griffin Plot”数据离散性大的缺陷,文献[6]综合考虑了对 $500 < \text{Reynolds} < 33\,000$ 范围内的 Reynolds 值进行修正,提出了“Modified Griffin Plot”,使得估算公式更为合理。

$$\begin{aligned} \frac{Y_{\max}}{D} &= (1 - 1.12\alpha + 0.30\alpha^2) \times \log(0.41\text{Re}^{0.36}) \\ \text{Re} &= \rho U D / \mu \\ \alpha &= (m^* + C_A) \xi_n \end{aligned} \quad (11)$$

式中:Re——雷诺数;

α ——质量阻尼参数;

ξ_n ——结构机械阻尼比;

m^* ——质量比,即结构物理质量与相应体积下的流体质量的比值;

C_A ——附加质量参数,在风致振动中的影响可忽略。

文献[7]的研究表明,Reynolds 数在 $5.0e^5$ 的量级时,“Modified Griffin Plot”对涡振幅值的估算仍然有效。同样值得注意的是,该估算方法在理论上是合理的,但其估算效率完全取决于拟合数据的来源。目前,“Modified Griffin Plot”主要针对在水流作用下的幅值估算,且在三维结构的涡振幅值估算中,振型修正和涡激力展向相关性的影响得不到充分考虑。

1.3 Tamura 模型

Tamura 模型是针对圆型截面构件,对 Birkhoff 两自由度涡激共振模型的尾流振子长度进行修正而建立的。即假定一个由尾部脱落漩涡构成的尾流振子与结构的振动耦合,并考虑在不同的振动状态尾流振子长

度的变化^[8],其振动方程如式(12)所示。

$$\begin{aligned} \ddot{\alpha} - 2\zeta\nu\{1 - (4f^2/C_{10}^2)\alpha^2\}\dot{\alpha} + \nu\alpha &= -m^*\ddot{Y} - \nu S^*\dot{Y} \\ \ddot{Y} + \{2\eta + n(f + C_D)\nu/S^*\}\dot{Y} + Y &= -fn\nu^2\alpha/S^{*2} \\ C_L &= -f(\alpha + S^*\dot{Y}/\nu) \end{aligned} \quad (12)$$

式中: α ——尾流振子的角位移;

Y ——结构无量纲位移响应;

ν ——无量纲流体速度;

η ——结构机械阻尼比;

f ——流体参数,根据 Magnus 效应和尾流振子确定;

ζ ——气动阻尼;

C_{10} ——圆柱动态升力系数幅值;

n ——质量比;

C_D ——圆柱阻力系数。

圆柱在风荷载作用下, $\zeta = 0.038$; $m^* = 0.625$; $S^* = 1.26$ ($St = 0.2$); $f = 1.16$; $C_D = 1.2$ 。通过 Runge-Kutta 数值分析方法求解式(12)可得圆柱的涡振幅值。

对于不同截面型式构件的涡振幅值估算,此模型同样具备理论可行性,只需识别在该截面型式下的相关参数(如升力系数,尾流振子长度,宽度等)即可。但三维结构的振型修正和涡激力展向相关性对涡振幅值的影响需另外考虑。

1.4 Vickery & Basu 模型

Vickery & Basu 模型是基于线性随机振动理论建立的,在理论层面上的主要特征是考虑了结构振动干扰流场而导致的涡激力的影响,即流固耦合效应导致的气动负阻尼的影响。气动负阻尼的构成综合考虑了 Reynolds 数、紊流度、涡激力展向相关性以及涡振锁定区间内振动频率锁定等因素的影响。将气动负阻尼自激力与结构在静止状态下的涡脱力叠加构成整体的涡激力^[9-10]。基于一些假定和简化,针对圆型和方型截面构件的涡振幅值估算如式(13)所示。

$$\begin{aligned} \frac{Y_{\max}}{D} &= \frac{\sigma_y}{D} \times k_p \\ k_p &= \sqrt{2} \times \left(1 + \frac{1.2}{\tan(0.75 \times \frac{Scr}{4\pi \times K_a})}\right) \\ \frac{\sigma_y}{D} &= \frac{1}{S_t^2} \times \frac{C_c}{\sqrt{\frac{S_{cr}}{4\pi} - K_a \times (1 - (\frac{\sigma_y}{D \times a_L})^2)}} \times \\ &\quad \sqrt{\frac{\rho \times D^2}{m}} \times \sqrt{\frac{D}{H}} \end{aligned} \quad (13)$$

式中: k_p ——峰值因子;

σ_y ——位移响应根方差;

H ——构件长度;

S_{cr} ——Scruton 数;

St ——Strouhal 数;

K_a, a_L, C_c ——反映截面特性的气动参数,与截面型式以及 Reynolds 有关,在 EuroCode 中针对圆型截面和方型截面有各自不同的相关经验取值。

该估算方法在理论构成上比较全面,影响因素考虑得比较全面,特别是考虑了紊流随机振动的影响。但也正是因为考虑了紊流各方面的影响,在形成估算公式的过程中做了一些相关的假设和近似,因此,不太适用于在均匀流场下的幅值估算。另外,该模型对于复杂截面结构的涡振幅值估算也有一定的局限性。

1.5 Scanlan 模型

Scanlan 先后提出了经验线性和非线性模型,该类模型的主要特征是设置气动参数来描述涡激共振锁定区间和限幅的现象。其中,基于在风荷载作用下振动频率与固有频率基本一致的特点,忽略气动阻尼和气动刚度的影响,经验非线性模型的涡激力如式(14)^[11]所示:

$$P(t) = \frac{1}{2}\rho \times U^2 \times D \times Y_1 \times (1 - \varepsilon \times \frac{v(x,t)^2}{D^2}) \times \frac{\dot{v}(x,t)}{U} \quad (14)$$

式中: Y_1, ε ——气动参数,需根据实测涡振响应区间而识别。

将式(14)代入式(2),则结构的振动方程如式(15)所示:

$$\begin{aligned} M_n \times \ddot{Y}(t) + 2\xi_n \times \omega_n \times M_n \times \dot{Y}(t) + \omega_n^2 \times M_n \times Y(t) \\ = \int_0^h \varphi_n(x) \times \frac{1}{2} \times \rho \times U^2 \times D \times Y_1(K) \times (1 - \varepsilon \times \frac{v^2(x,t)}{D^2}) \times \frac{\dot{v}(x,t)}{U} dx \end{aligned} \quad (15)$$

这是一个具有 Van Der Pol 震荡振子特征的非线性方程,振动达到稳态时是具有稳定振幅的极限环运动,在每个周期内非保守力做功的总和为0。由此可建立式(16):

$$\int_0^{2\pi} \left[(2\xi_n \times \omega_n - \frac{\rho \times U \times D \times Y_1(K)}{2m}) \times \frac{\int_0^h \varphi_n^2(x) dx}{\int_0^L \varphi_n^2(x) dx} + \right]$$

$$\frac{\rho \times U \times Y_1(K) \times \varepsilon \times Y^2(t)}{2m \times D} \times \frac{\int_0^h \varphi_n^4(x) dx}{\int_0^h \varphi_n^2(x) dx} \times Y(t) \times$$
$$Y(t) = 0$$

(16)

因此,无量纲涡振幅值如式(17)所示:

$$\frac{v_{n,max}}{D} = \varphi_{n,max}(x) \times \sqrt{\frac{4Y_1(K) - 8S_{cr} \times S_t}{Y_1(K) \times \varepsilon} \times \frac{\int_0^h \varphi_n^2(x) dx}{\int_0^h \varphi_n^4(x) dx}}$$

(17)

值得注意的是,该估算方法中最为关键的两个气动参数 Y_1 和 ε ,均需通过实测的涡振响应进行识别,且这两个参数对截面型式、结构的质量、阻尼以及来流风速的变化均十分敏感。因此,该模型对于实际工程结构的涡振幅值估算有很大的局限性。但从式(17)可以看出,结构的各阶最大涡振位移幅值与 Scruton 数并非 Ruscheweyh 模型中完全的反比例关系。

2 匀质构件涡振幅值估算的效率对比

本文根据一组现场实测和风洞试验实测的涡振幅值数据,对上述 5 种涡振幅值估算方法的估算效率进行横向比较。由于 Scanlan 模型估算实际上是基于实测涡振幅值的参数识别,文献[5]等已验证了该过程的可逆性,因此本文不再进行讨论。

2.1 实测值

工况 1~工况 3 共 3 组匀质圆型截面构件的结构参数及实测涡振幅值数据如表 1 所示。工况 1 对应文献[12]的直立烟囱。工况 2 和工况 3 为本文以高压输电塔大长细比杆件为工程背景开展的风洞试验,试验杆件的边界条件近似为两端简支,两个工况分别对应同一根试验杆件一阶和二阶弯曲振型涡激共振。试验圆杆中点、四分点的振幅和频率响应分别如图 1 和图 2 所示。从图中可以看出,试验杆件一阶和二阶弯曲振型涡激共振锁定区间的无量纲起振风速点均在 5 左右,对应 Strouhal 数为 0.2,相应的振动卓越频率与固有频率接近,涡振幅值基本相同。

表 1 结构参数及实测数据列表

工况	等效质量 /(kg/m)	阻尼比	固有频率 /Hz	横截面直径 /m	Strouhal	Reynolds	长度 /m	实测无量纲 涡振幅值
工况 1	87.0	0.002	1.72	0.91	0.2	4.71E+05	28.0	0.154
工况 2	6.1	0.001 45	15.87	0.06	0.2	1.89E+04	3.1	0.027
工况 3	6.1	0.001 58	53.34	0.06	0.2	6.35E+04	3.1	0.026

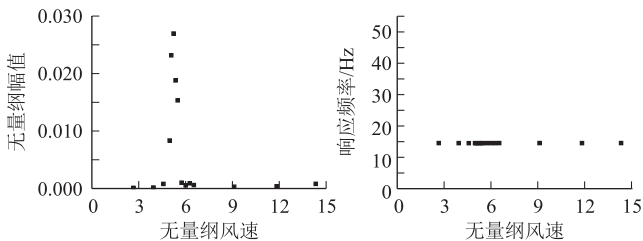


图 1 试验杆件中点实测响应(工况 2)

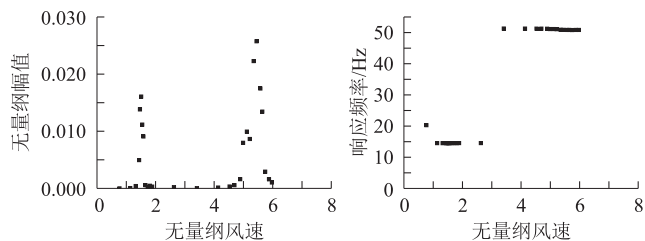


图 2 试验杆件四分点实测响应(工况 3)

2.2 估算值

采用上述 4 种估算方法对工况 1-工况 3 的涡振幅值进行估算,估算结果分别如表 2~表 5 所示。其中,Ruscheweyh 模型、Vickery & Basu 模型中相关的经验参数根据 EuroCode 取值;在 Tamura 模型的幅值估算

中,升力幅值 C_{l0} 和阻力系数 C_D 根据文献[13]提供的经验公式,由相应的 Reynolds 数计算得到,Maglus 效应参数等流体参数根据文献[13]的试验结果确定,幅值估算由 Runge-Kutta 数值分析方法求解式(12)得到。

表 2 Ruscheweyh 模型估算与实测涡振幅值对比

工况	相关长度 L_j/D	Scruton 数	振型修正 系数 K	展向相关性修 正系数 K_w	横风向气动力 系数 C_{lat}	无量纲涡振幅值	
						估算值	实测值
工况 1	6.75	2.1	0.13	0.52	0.20	0.163	0.154
工况 2	6.00	25.2	0.10	0.31	0.70	0.021	0.027
工况 3	6.00	27.5	0.10	0.55	0.70	0.034	0.026

表 3 Modified Griffin Plot 估算与实测涡振幅值对比					
工况	质量比 m^*	质量阻尼 参数 α	$\log(0.41\text{Re}^{0.36})$	无量纲涡振幅值	
				估算值	实测值
工况 1	109	0.21	1.66	1.290	0.154
工况 2	1 761	2.55	1.15	0.111	0.027
工况 3	1 761	2.78	1.34	0.277	0.026

表 4 Tamura 模型估算与实测涡振幅值对比					
工况	Maglus 效应参数 f	升力系数 幅值 C_{L0}	阻力系数 C_D	无量纲涡振幅值	
				估算值	实测值
工况 1	1.16	0.40	1.0	0.202	0.154
工况 2	1.16	0.66	1.2	0.050	0.027
工况 3	1.16	0.66	1.2	0.047	0.026

表 5 Vickery & Basu 模型估算与实测涡振幅值对比							
工况	C_e	K_a	a_L	σ_y/D	k_p	无量纲涡振幅值	
						估算值	实测值
工况 1	0.005	0.5	0.4	0.328	8.2	2.684	0.154
工况 2	0.02	2	0.4	0.018	3.2	0.060	0.027
工况 3	0.02	2	0.4	0.004	3.0	0.013	0.026

2.3 实测与估算对比

工况 1 – 工况 3 实测的涡振幅值与 4 种估算方法的估算值对比结果如表 6 所示。从表中可以看出, Ruscheweyh模型的估算结果与实测值较为接近,总体上优于其他 3 种方法。但是值得注意的是,工况 2 和工况 3 为同一根试验杆件的一阶和二阶弯曲振型涡振,两者实测的幅值基本相同,但是估算值却相差较大。Tamura 模型的估算值为二维状态下的结果,总体

表 7 实桥主要参数及实测涡振幅值								
主梁振型	主梁物理质量 /(kg/m)	阻尼比	振动卓越频率 /Hz	横风向尺寸 /m	Strouhal	Scruton	主梁全长 /m	实测无量纲 涡振幅值
四阶竖弯	19 105	0.005 1	0.229 7	3.26	0.10	94.1	1 650	0.024

基于实测的相关参数,采用 Ruscheweyh 模型对主梁第四阶竖弯振型的涡振幅值进行估算。考虑到实桥主跨较大,主梁端部约束对跨中振型的影响较弱,边界条件按照两端简支进行考虑。实桥主梁是截面宽高比为 11 的流线型断面,根据 EuroCode 中已有的经验数据,估算中按照宽高比为 10 的矩型截面考虑,这对于

表 8 Ruscheweyh 模型估算与实测涡振幅值对比							
相关长度 L_j/D	Strouhal	Scruton	振型修正 系数 K	展向相关性修正 系数 K_w	横风向气动力 系数 C_{lat}	无量纲涡振幅值	
						估算值	实测值
6	0.10	94.1	0.10	0.07	1.10	0.009	0.024

事实上,柔性桥梁涡振幅值估算,相对于等截面的吊杆、烟囱等构件来说要复杂得多。首先,主梁是主要的吸能构件,但吸收的能量并不仅仅用于主梁的振动,还包括拉索、桥塔等其他构件的振动,因此,主梁的等效质量往往等于其物理质量,并且随着振型的变化而

上偏于保守,若考虑结构三维振型和展向相关性的影响,估算结果应更为合理。“Griffin Plot”, Vickery & Basu 模型的估算值与实测值的偏差均较大。因为“Griffin Plot”主要是基于水流作用下涡振数据拟合的经验曲线,在风致涡激振动的估算中难免有较大偏差;而 Vickery & Basu 模型是基于随机振动理论建立的,并针对紊流的流场条件,做了相应假设和近似,该模型并不完全适用于均匀流场。

表 6 涡振幅值估算效率对比					
工况	实测值	估算值			
		Ruscheweyh 模型	Modified Griffin Plot	Tamura 模型	Vickery & Basu 模型
工况 1	0.154	0.163	1.290	0.202	2.684
工况 2	0.027	0.021	0.111	0.050	0.060
工况 3	0.026	0.034	0.277	0.047	0.013

3 柔性桥梁涡振幅值的估算

通过对上述匀质圆型截面直立烟囱和两端固定的细长圆管风致涡振幅值的估算,可以看出 Ruscheweyh 模型的估算效率相对较高。

文献[24]报道了现场实测的某大跨度悬索桥的高阶涡振事例。基于该桥实测的结构动力参数和涡振幅值,采用 Ruscheweyh 模型进行涡振幅值估算,检验该模型对截面型式复杂的桥梁主梁高阶涡振幅值估算的效率。以该桥实测到的涡振幅值最大的第四阶竖弯振型为例,主要参数如表 7 所示。

横风向气动力系数 C_{lat} 的处理更偏于保守。幅值估算结果如表 8 所示。从表中可以看出,在气动力系数取值已偏于保守的情况下,估算的涡振幅值仍大幅低于实测值。因此,对于截面型式以及振型都相对复杂的柔性桥梁结构的涡振幅值估算, EuroCode 中的 Ruscheweyh 模型并不是偏于安全的。

变化。其次,由于主梁受到拉索等外部构件的不均匀约束,其振型较匀质构件更复杂,展向相关性的问题也更为突出^[14-15]。再次,桥梁的主梁断面通常较为复杂,局部构件较多,截面气动参数缺乏经验数据,而对于柔性桥梁涡振幅值估算,该参数却十分关键^[16]。另

外, Reynolds 数效应对涡振幅值的影响也是一个需要重视的问题。因此,现有的涡振幅值估算方法主要针对截面型式相对简单规则的结构,而对于截面型式、结构体系更为复杂的柔性桥梁的高阶涡振幅值估算,其局限性是比较明显的。

4 总结

(1) 本文以现场实测的高耸烟囱及风洞试验实测圆形细杆涡激共振幅值数据为基础,对比现行主要涡振幅值估算方法的理论估算值,分析结果显示,基于简谐力涡激力模型推导的 Ruscheweyh 估算值与实测值最为接近;

(2) 采用 Ruscheweyh 涡振幅值估算方法对某大跨度柔性桥梁的高阶涡振幅值进行估算,并与现场实测数据进行对比,结果偏差较大,表明该方法在柔性桥梁领域的应用具有局限性;

(3) 通过对大跨度桥梁流线型桥梁断面升力系数的统计分析,提出经验公式可显著提高柔性桥梁涡振幅值估算的准确度。

参考文献:

- [1] 陈政清. 桥梁风工程 [M]. 北京: 人民交通出版社, 2005.
CHEN Zhengqing. Wind Engineering on Bridges [M]. Beijing: China Communications Press, 2005.
- [2] Gulvanessian H, Calgaro JA, M Holicky. Eurocode-Basic of Structural Design[J]. Civil Engineering, 1990, 144(6): 8-13.
- [3] Ruscheweyh H, Sedlacek G. Cross Wind Vibrations of Steel Stacks-critical Comparison Between Some Recently Proposed Codes [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1988, 30: 173-183.
- [4] Skop RA, Griffin O M. A Model for the Vortex-excited Resonant Response of Bluff Cylinders [J]. Journal of Sound and Vibration, 1973, 27(2): 225-233.
- [5] Khalak A, Williamson C H K. Motions, Forces and Mode Transitions in Vortex Induced Vibrations at Low Mass-damping [J]. Journal of Fluids and Structures, 1999, 13: 813-851.
- [6] Govardhan R N, Williamson C H K. Defining the 'Modified Griffin Plot' in Vortex-induced Vibration: Revealing the Effect of Reynolds Number Using Controlled Damping [J]. Journal of Fluid Mechanics, 2006, 561: 147-180.
- [7] Belloli M, Giappino S, Muggiasca S, et al. Force and Wake Analysis on A Single Circular Cylinder Subjected to Vortex Induced Vibrations at High Mass Ratio and High Reynolds Number [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2012, 103: 96-106.
- [8] Tamura Y, Matsui G. Wake-oscillator Model of Vortex-induced Oscillation of Circular Cylinder [C]. In: Proceedings of the 5th International Conference on Wind Engineering, Colorado, USA, 1979.
- [9] Vickery B J, Basu R I. Across-wind Vibrations of Structures of Circular Cross-section, Part I: Development of a Mathematical Model for Two-dimensional Conditions [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1983, 12: 49-73.
- [10] Vickery B J, Basu R I. Across-wind Vibrations of Structures of Circular Cross-section, Part II: Development of a Mathematical Model for full-scale Application [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 12: 75-97.
- [11] Simiu E, Scanlan R H. Wind Effects on Structures: Fundamentals and Applications to Design [J]. 1996.
- [12] Ruscheweyh H, Galemann T. Full-scale Measurements of Wind-induced Oscillations of Chimneys [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1996, 65: 55-62.
- [13] Li Hui, Laima S J, Ou Jinping, et al. Investigation of Vortex-induced Vibration of A Suspension Bridge with Two Separated Steel Box Girders Based on Field Measurements [J]. Engineering Structures, 2011, 33: 1894-1907.
- [14] 周帅, 张志田, 陈政清, 等. 大长细比钝体构件涡激共振与驰振的耦合研究[J]. 工程力学, 2012, 29(1): 176-186.
ZHOU Shuai, ZHANG Zhitian, CHEN Zhengqing, et al. Research on Coupling of the Vortex-excited Resonance and Galloping of the Bluff Body with Large Slenderness Ratio [J]. Engineering Mechanics, 2012, 29(1): 176-186.
- [15] 鲁昭. 高速铁路下承式拱桥吊索张力研究与应用[J]. 高速铁路技术, 2019, 10(3): 78-82.
LU Zhao. Research and Application of Sling Tension Force of Through Arch Bridge on High Speed Railway [J]. High Speed Railway Technology, 2019, 10(3): 78-82.
- [16] 苏延文, 曾永平, 徐昕宇, 等. 高速铁路路堤大风测站合理布置研究[J]. 高速铁路技术, 2018, 9(2): 9-13.
SU Yanwen, ZENG Yongping, XU Xinyu, et al. Study on Rational Location of Wind Anemometer on High Speed Railway Embankment [J]. High Speed Railway Technology, 2018, 9(2): 9-13.

(编辑: 苏玲梅 白雪)