

实测与规范风谱下某悬索桥抖振响应定性比较

汪磊¹, 张志田^{2*}, 谭卜豪², 马健¹, 袁少洋¹

(1. 云南省交通规划设计研究院, 云南 昆明 650011; 2. 湖南大学 土木工程学院)

摘要: 对某大跨悬索桥址的风特性进行了现场长期风观测。在观测数据中提取合适的风速时程样本, 得到各样本的风谱及其平均风谱曲线, 在此基础上对该桥进行了频域抖振响应分析。同时, 采用 JTG/T D60-01-2004《公路桥梁抗风设计规范》建议的风谱, 基于 A、B、C、D 4 类场地特性得到的谱值对该桥进行频域抖振分析, 并与基于实测风谱的计算结果进行对比。结果表明: 对于主梁抖振位移, 基于实测谱的结果介于基于规范谱的 C 类与 D 类场地值之间; 对于塔基抖振内力, 基于实测谱的结果高于基于规范谱的所有 4 类场地结果。此外, 抖振位移的功率谱表明: 在低频区, 基于实测风谱的响应低于基于规范谱的响应; 而高频区则反之。该文研究表明: 在计算结果是否偏于保守或危险方面, 如果采用规范建议风谱来计算, 内力与位移两方面可能会有相反的结论。

关键词: 桥梁; 抖振; 位移; 内力; 风谱; 实测; 规范

桥梁等结构在随机风荷载作用下的随机响应即抖振。是否能准确分析一座桥梁的抖振响应由 3 个环节来控制。① 结构本身的描述, 包括有限元模型中质量、刚度、几何以及材料非线性、边界条件; ② 结构气动力特性的描述, 包括主要受风构件的静风力特性、气动导纳特性以及自激力特性。根据静风力系数以及气动导纳特性可建立从脉动风至随机气动力的转换关系。根据自激力特性则可考虑结构的振动对气动自激力的反馈修正作用, 这一作用在频域内表现为气动阻尼与气动刚度的形式; ③ 来流风特性的描述, 包括脉动风的自功率谱、互谱以及相关谱特性。从工程实际看, 这 3 个环节中最易把握的是对结构的描述; 对气动力特性的描述通常采用风洞试验的方法解决, 实际应用中可视情况进行简化, 如不考虑气动导纳或采用简化的气动导纳函数, 在假设流固耦合效应不明显时也可忽略自激力特性; 相比之下, 最难准确把握的是输入特性, 即脉动风的谱特性。湍流特性对抖振影响很大。当输入特性脱离实际情况时, 结构特性以及气动力特性描述得再准确也无济于事, 得到的结果完全有可能与工程实际情况大相径庭, 对于山区复杂地形这一问题可能更加突出。JTG/T D60-01-2004《公路桥梁抗风设计规范》将风场分成 4 类, 根据建议的水平及竖

向风谱公式结合 4 类风场指定的风参数可得到具体的风谱值。该文结合某一山区大跨桥梁桥址现场实测脉动风特性进行抖振响应分析, 并与基于规范建议谱的结果进行对比。

1 现场风特性

现场风特性采用 30 m 高的塔布置两层风观测仪进行观测。两层风观测仪分别位于 10 m 及 30 m 高度处。

现场测得的典型瞬时风速时程如图 1 所示。实际观测到的风速在长时间范围内(以 d 为单位)具有较明显的非平稳特征, 但对于给定的一座桥梁, 用于结构设计的风速以及内力值却是固定的, 如 100 年一遇、10 min 时距下与桥址相应的风场产生的各类设计值。该文在为期 1 年多的观测数据中, 提取 20 min 时距内平均风向平稳(分布在 283°~289°之间, 该方向大致与桥轴线垂直)的若干条时程进行处理, 得到顺风向与竖向的脉动风时程, 进而进行谱分析得到每个样本的风谱, 最后将所有样本的风谱按频率点进行平均后得到该风速段与该风向的实测平均风谱(图 2、3)。考虑到风谱对风速值的依赖性, 首先选择合理的风速值。给定风

收稿日期: 2019-10-29(修改稿)

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(编号: 51578233, 50708036)

作者简介: 汪磊, 男, 硕士, 高级工程师。E-mail: 30850955@qq.com

* 通信作者: 张志田, 男, 博士, 教授。E-mail: zhangzhitian999@126.com

速值下, 20 min 时距的样本须具有足够的风向以及风速平稳性。如图 1 所示, 显然风速越小可得到的样本越多, 越高则样本数越少。结合实际观测结果, 在 10 ~ 12 m/s 的风速范围内选取满足方向与平稳性的样本。

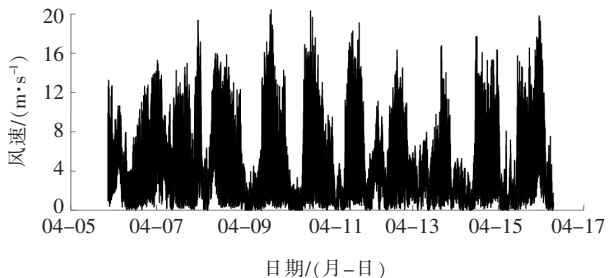


图 1 实测 30 m 高度处瞬时风速时程(2017 年)

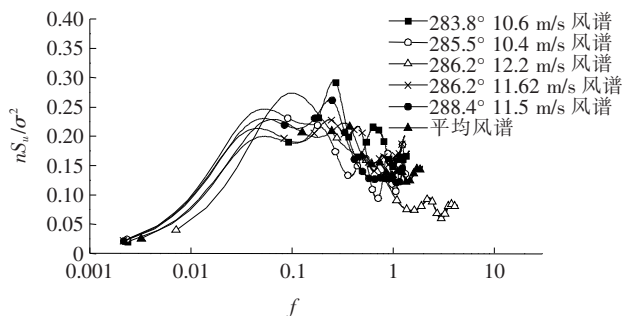


图 2 实测顺风向脉动风谱

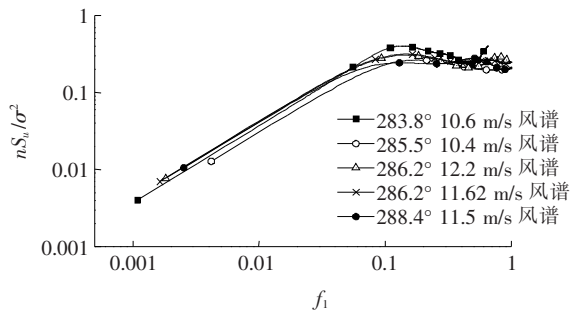


图 3 实测竖向脉动风谱

山区峡谷中的风场具有空间分布特性, 即空间不同点具有不同的谱特性。实际工程中要得到每一点的谱特性进行输入是不可行的。该文仅通过观测位置的谱特性入手进行研究, 目标不是准确描述山谷中桥梁的随机风荷载分布, 而是定性地讨论实测与规范风谱下可能造成的差异。

JTG/T D60—01—2004《公路桥梁抗风设计规范》建议顺风向风谱采用 Kaimal 谱, 其表达式如下:

$$\frac{nS_{1u}(z, n)}{(u^*)^2} = \frac{200f}{(1+50f)^{5/3}} \quad (1)$$

$$f = \frac{nZ}{U} \quad (2)$$

$$6(u^*)^2 = \sigma_u^2 \quad (3)$$

式中: u^* 为流动剪切速度; $S_{1u}(z, n)$ 为顺风向 Kaimal 谱 (m^2/s); Z 为距地面高度; n 为脉动风频率 (Hz); f 为莫宁坐标系无量纲频率; U 为平均风速; σ_u 为顺风向脉动风均方差。规范建议采用 Panofsky 谱拟合竖向风谱, 如式(4)所示:

$$\frac{nS_{3w}(z, n)}{\sigma_u^2} = \frac{f}{(1+4f)^2} \quad (4)$$

式中: $S_{3w}(z, n)$ 为竖向风谱。

该文将分别采用基于实测的风谱以及规范建议的风谱进行抖振分析与对比。为保证对比的合理性, 遵循以下两条原则: ① 桥面高度处的平均风速值一致, 均为 11.2 m/s; ② 脉动风的相关谱一致, 由于相关谱缺少现场实测, 全部统一采用以下公式:

$$S_{u_1 u_2}^c(r, n) = \sqrt{S(z_1, n)S(z_2, n)} \cdot e^{-\hat{f}} \quad (5)$$

式(5)中衰减指数的计算为:

$$\hat{f} = \frac{n[C_z^2(z_1 - z_2)^2 + C_y^2(y_1 - y_2)^2]^{1/2}}{[U(z_1) + U(z_2)]/2} \quad (6)$$

式中: n 为频率; z_1, z_2 为两点的水平坐标; y_1, y_2 为两点的竖向坐标; C_z, C_y 为控制两点水平及竖向相关性的相关系数。

2 有限元模型及抖振频域算法

拟建桥梁为一超大跨度悬索桥, 主跨 920 m, 采用混凝土桥塔与钢箱加劲梁。采用单主梁法建模, 有限元模型如图 4 所示。全桥共 464 个节点, 626 个单元。桥塔与加劲梁采用不考虑剪切变形的欧拉—伯努力三维梁单元模拟; 主缆与吊杆采用杆单元模拟。模型中坐标轴 x, y, z 分别为顺桥向、竖向以及侧向。

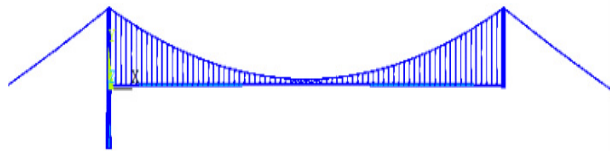


图 4 抖振分析有限元模型

加劲梁断面的三分力系数如图 5 所示。采用频域多模态耦合方法进行抖振分析, 这一基本方法在国内已经得到广泛应用。该文采用 Visual C++ 实现数值算法, 以下给出基于节点与单元的频域抖振有限元求解的离散格式。

在不考虑气动导纳修正并假设脉动风速远小于平

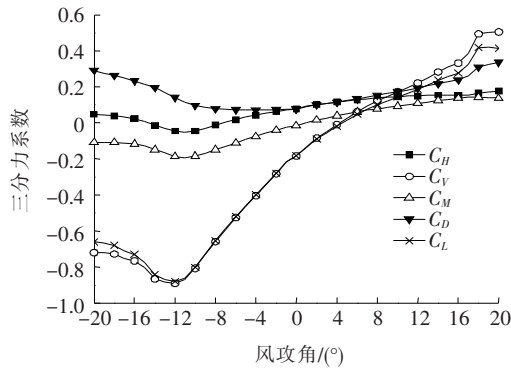


图 5 加劲梁静风荷载三分力系数

均风速值的情况下,可采用以下 Davenport 表达式来描述加劲梁断面每延米的抖振力:

$$D_b(t) = \frac{1}{2} \rho U^2 B \left[2C_D \frac{u(t)}{U} + C'_D \frac{w(t)}{U} \right] \quad (7a)$$

$$L_b(t) = \frac{1}{2} \rho U^2 B \left[2C_L \frac{u(t)}{U} + (C'_L + C_D) \frac{w(t)}{U} \right] \quad (7b)$$

$$M_b(t) = \frac{1}{2} \rho U^2 B^2 \left[2C_M \frac{u(t)}{U} + C'_M \frac{w(t)}{U} \right] \quad (7c)$$

式中: D_b 、 L_b 、 M_b 分别为每延米的抖振阻力、升力以及升力矩关于时间 t 的函数; $u(t)$ 、 $w(t)$ 分别为顺风向、竖向脉动风时程; U 为平均风速; C_D 、 C_L 、 C_M 分别为阻力、升力、升力矩系数,为风攻角 α 的函数; B 为参考宽度; ρ 为空气密度; $C'_D = dC_D/d\alpha$ 、 $C'_L = dC_L/d\alpha$ 、 $C'_M = dC_M/d\alpha$ 分别为阻力、升力系数、升力矩系数对风攻角 α 的导数。

当平均风速固定时,单元节点上所分配到的抖振力可表示为脉动风的线性函数,如下所示:

$$D_b(t) = \Delta x [\alpha_D u(t) + \beta_D w(t)] \quad (8a)$$

$$L_b(t) = \Delta x [\alpha_L u(t) + \beta_L w(t)] \quad (8b)$$

$$M_b(t) = \Delta x [\alpha_M u(t) + \beta_M w(t)] \quad (8c)$$

式中: Δx 为分到该节点的有效长度; α_i 、 β_i ($i = D, L, M$) 为常数,可通过比较式(7)、(8)得出。

采用振型分解法对结构进行抖振求解,其第 i 阶模态的广义运动方程为:

$$I_i [\ddot{\xi}_i + 2\zeta_i \omega_i \dot{\xi}_i + \omega_i^2 \xi_i] = Q_{bi} \quad (9)$$

式中: I_i 为第 i 阶模态的广义质量; ξ_i 、 ζ_i 、 ω_i 分别为第 i 阶模态的广义运动坐标、阻尼比以及自然频率; Q_{bi} 为第 i 阶模态力。

假设结构上需要考虑抖振力的节点共有 k 个,每个节点上均作用有气动阻力、升力与升力矩,则模态力可表示为:

$$Q_{bi} = \{\phi\}_i^T \{F\}_b = \sum_{j=1}^k [\phi_{yij} L_{bj} + \phi_{zij} D_{bj} + \phi_{\theta_{xij}} M_{bj}] \quad (10)$$

式中: $\{F\}_b$ 为抖振力列向量; ϕ_{yij} 、 ϕ_{zij} 、 $\phi_{\theta_{xij}}$ 分别为第 i 阶振型函数中第 j 个节点在竖向、侧向、扭转方向的分量; $\{\phi\}_i^T$ 为第 i 阶振型函数的转置,为行向量:

$$\{\phi\}_i^T = \{\phi_{x1}, \phi_{y1}, \phi_{z1}, \phi_{\theta_{x1}}, \phi_{\theta_{y1}}, \phi_{\theta_{z1}}, \dots, \phi_{\theta_{zk}}\}_i \quad (11)$$

由于只考虑升力、阻力与升力矩,因此每一个节点的 6 个力矢量只有 3 个分量不为 0,最后抖振力向量表达为:

$$\{F\}_b = \{0, L_{b1}, D_{b1}, M_{b1}, 0, 0, \dots, M_{bk}, 0, 0\} \quad (12)$$

n 阶模态参与分析的矩阵运动方程为:

$$[I] \{\ddot{\xi}\} + [C] \{\dot{\xi}\} + [K] \{\xi\} = \{q\} \quad (13)$$

式中: $\{\xi\}$ 、 $\{q\}$ 分别为模态运动坐标向量、广义模态力向量,其表达式分别为:

$$\{\xi\} = \{\xi_1 \quad \dots \quad \xi_n\}^T \quad (14)$$

$$\{q\} = \left\{ \frac{1}{I_1} Q_{b1} \quad \dots \quad \frac{1}{I_n} Q_{bn} \right\}^T \quad (15)$$

式中: I_i 为第 i 阶模态的模态质量。 $[I]$ 、 $[C]$ 、 $[K]$ 均为 $n \times n$ 阶矩阵,其表达式分别如下:

$$[I] = \begin{bmatrix} 1 & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & 1 \end{bmatrix} \quad (16)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 2\zeta_1 \omega_1 & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & 2\zeta_n \omega_n \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$[K] = \begin{bmatrix} \omega_1^2 & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & \omega_n^2 \end{bmatrix} \quad (18)$$

定义形如下式所示的 Fourier 变换:

$$\bar{f} = \bar{f}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} f(t) e^{-i\omega t} dt \quad (19)$$

对式(13)进行如式(19)所示的 Fourier 变换后可得:

$$[E] \begin{Bmatrix} \bar{\xi}_1 \\ \vdots \\ \bar{\xi}_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{1}{I_1} \bar{Q}_{b1} \\ \vdots \\ \frac{1}{I_n} \bar{Q}_{bn} \end{Bmatrix} \quad (20)$$

式中:

$$[E] = -\omega^2 [I] + i\omega [C] + [K] \quad (21)$$

将式(20)两边求共轭后再与式(20)本身相乘可得

$$[E][S_{\xi\xi}][E]^* = [S_{Q_b Q_b}] \quad (22)$$

变形后可得:

$$[S_{\xi\xi}] = [E]^{-1} [S_{Q_b Q_b}] [E]^*{}^{-1} \quad (23)$$

式中: $[S_{\xi\xi}]$ 为 $n \times n$ 阶广义模态坐标的功率谱密度矩阵, 其表达式如下:

$$[S_{\xi\xi}] = \begin{bmatrix} \bar{\xi}_1 \bar{\xi}_1^* & \cdots & \bar{\xi}_1 \bar{\xi}_n^* \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \bar{\xi}_n \bar{\xi}_1^* & \cdots & \bar{\xi}_n \bar{\xi}_n^* \end{bmatrix} \quad (24)$$

模态坐标功率谱密度矩阵中任意元素 $S_{\xi_i \xi_j}(\omega) = \bar{\xi}_i \bar{\xi}_j^*$; $[S_{Q_b Q_b}]$ 为 $n \times n$ 阶模态荷载功率谱密度矩阵, 其表达式如下:

$$[S_{Q_b Q_b}] = \begin{bmatrix} \frac{1}{I_1 I_1} \bar{Q}_{b1} \bar{Q}_{b1}^* & \cdots & \frac{1}{I_1 I_n} \bar{Q}_{b1} \bar{Q}_{bn}^* \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{1}{I_n I_1} \bar{Q}_{bn} \bar{Q}_{b1}^* & \cdots & \frac{1}{I_n I_n} \bar{Q}_{bn} \bar{Q}_{bn}^* \end{bmatrix} \quad (25)$$

由于加劲梁上只考虑抖振阻力、升力以及升力矩, 因而式(25)中第 i 阶模态的模态抖振力频谱为:

$$\bar{Q}_{bi} = \sum_{m=1}^k [\phi_{yim} \bar{L}_{bm} + \phi_{zim} \bar{D}_{bm} + \phi_{\theta xim} \bar{M}_{bm}] \quad (26)$$

式中: \bar{L}_{bm} 、 \bar{D}_{bm} 、 \bar{M}_{bm} 分别为第 m 个节点上所受的抖振升力、阻力以及升力矩的频谱, 其他符号同前。

在式(26)的基础上, 可得到模态荷载功率谱密度矩阵任意元素的表达式如下:

$$S_{Q_i Q_j} = \frac{1}{I_i I_j} \left| \sum_{m=1}^k \phi_{yim} \bar{L}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{yjl} \bar{L}_{bl}^* + \sum_{m=1}^k \phi_{yim} \bar{L}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{\theta xjl} \bar{M}_{bl}^* + \sum_{m=1}^k \phi_{zim} \bar{D}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{yjl} \bar{L}_{bl}^* + \sum_{m=1}^k \phi_{zim} \bar{D}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{zjl} \bar{D}_{bl}^* + \sum_{m=1}^k \phi_{zim} \bar{D}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{\theta xjl} \bar{M}_{bl}^* + \sum_{m=1}^k \phi_{\theta xim} \bar{M}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{yjl} \bar{L}_{bl}^* + \sum_{m=1}^k \phi_{\theta xim} \bar{M}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{zjl} \bar{D}_{bl}^* + \sum_{m=1}^k \phi_{\theta xim} \bar{M}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{\theta xjl} \bar{M}_{bl}^* \right| \quad (27)$$

式(27)括号中共由 9 项组成, 每一项可继续展开, 以第 1 项为例, 可展开得到:

$$\begin{aligned} \sum_{m=1}^k \phi_{yim} \bar{L}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{yjl} \bar{L}_{bl}^* &= \sum_{m=1}^k \phi_{yim} \Delta x_m [\alpha_L \bar{u}_m + \beta_L \bar{w}_m] \sum_{l=1}^k \phi_{yjl} \Delta x_l [\alpha_L \bar{u}_l^* + \beta_L \bar{w}_l^*] = \sum_{m=1}^k \sum_{l=1}^k \phi_{yim} \phi_{yjl} \cdot \\ &\Delta x_m \Delta x_l \alpha_L^2 \bar{u}_m \bar{u}_l^* + \sum_{m=1}^k \sum_{l=1}^k \phi_{yim} \phi_{yjl} \alpha_L \beta_L \Delta x_m \Delta x_l \bar{u}_m \bar{w}_l^* \\ &+ \sum_{m=1}^k \sum_{l=1}^k \phi_{yim} \phi_{yjl} \beta_L \alpha_L \cdot \Delta x_l \bar{w}_m \bar{u}_l^* + \sum_{m=1}^k \sum_{l=1}^k \phi_{yim} \phi_{yjl} \beta_L^2 \cdot \end{aligned}$$

$$\Delta x_m \Delta x_l \bar{w}_m \bar{w}_l^* \quad (28)$$

式中: Δx_m 、 Δx_l 分别为第 m 个节点与第 l 个节点所分摊的有效单元长度; \bar{u}_m 、 \bar{w}_m 、 \bar{u}_l 、 \bar{w}_l 分别为第 m 个节点与第 l 个节点位置处顺风向脉动风与竖向脉动风的频谱。式(27)中其他各项可写成类似的形式。

最后, 根据频谱与功率谱的关系, 式(28)可写成如下风谱的形式:

$$\begin{aligned} \sum_{m=1}^k \phi_{yim} \bar{L}_{bm} \sum_{l=1}^k \phi_{yjl} \bar{L}_{bl}^* &= \left[\sum_{m=1}^k \sum_{l=1}^k \phi_{yim} \phi_{yjl} \alpha_L^2 \Delta x_m \cdot \right. \\ &\Delta x_l S_{uu}(x_m, x_l) + \sum_{m=1}^k \sum_{l=1}^k \phi_{yim} \phi_{yjl} \alpha_L \beta_L \Delta x_m \Delta x_l S_{uw} \cdot \\ &(x_m, x_l) + \sum_{m=1}^k \sum_{l=1}^k \phi_{yim} \phi_{yjl} \alpha_L \beta_L \Delta x_m \Delta x_l S_{wu}(x_m, x_l) \\ &\left. + \sum_{m=1}^k \sum_{l=1}^k \phi_{yim} \phi_{yjl} \beta_L^2 \Delta x_m \Delta x_l S_{ww}(x_m, x_l) \right] \quad (29) \end{aligned}$$

式中: $S_{uu}(x_m, x_l)$ 、 $S_{uw}(x_m, x_l)$ 、 $S_{wu}(x_m, x_l)$ 分别为 m 与 l 两位置处顺风向脉动风相关谱、顺风向脉动风与竖向脉动风交叉谱、以及竖向脉动风相关谱。

从式(29)、(27)到式(23)的逆运算过程建立了从空间不同点脉动风速相关谱以及交叉谱转变到结构模态坐标运动功率谱密度矩阵的计算过程。

最后, 结构任意两点 6 个自由度方向位移的功率互谱密度函数可按以下公式计算:

$$S_{xx}(x_m, x_l, \omega) = \sum_{i=1n} \sum_{j=1n} \phi_{xim} \phi_{xjl} S_{\xi_i \xi_j}(\omega) \quad (30)$$

$$S_{yy}(x_m, x_l, \omega) = \sum_{i=1n} \sum_{j=1n} \phi_{yim} \phi_{yjl} S_{\xi_i \xi_j}(\omega) \quad (31)$$

$$S_{zz}(x_m, x_l, \omega) = \sum_{i=1n} \sum_{j=1n} \phi_{zim} \phi_{zjl} S_{\xi_i \xi_j}(\omega) \quad (32)$$

$$S_{\theta_x \theta_x}(x_m, x_l, \omega) = \sum_{i=1n} \sum_{j=1n} \phi_{\theta_x im} \phi_{\theta_x jl} S_{\xi_i \xi_j}(\omega) \quad (33)$$

$$S_{\theta_y \theta_y}(x_m, x_l, \omega) = \sum_{i=1n} \sum_{j=1n} \phi_{\theta_y im} \phi_{\theta_y jl} S_{\xi_i \xi_j}(\omega) \quad (34)$$

$$S_{\theta_z \theta_z}(x_m, x_l, \omega) = \sum_{i=1n} \sum_{j=1n} \phi_{\theta_z im} \phi_{\theta_z jl} S_{\xi_i \xi_j}(\omega) \quad (35)$$

对功率谱进行积分可得位移的方差函数, 以竖向响应方差为例, 其积分表达式如下:

$$\sigma_{yy}^2(x_m, x_l) = \int_0^{\infty} S_{yy}(x_m, x_l, \omega) d\omega \quad (36)$$

当 $x_m = x_l$ 时, 即可得某一点的位移响应方差。有了节点位移响应的均方差后, 最后根据单元刚度矩阵可得节点的抖振内力响应均方差, 具体过程不再详述。实际求解过程中, 并非采用式(36)的积分表达式, 而是从圆频率 $\omega = 0$ 开始, 选择一个合理的积分上限, 以某一足够精细的扫频增量 $\Delta\omega$ 进行离散求解, 为提高数值求解效率, 可采用变增量扫频算法大幅缩短求

解时间,具体过程可参考文献[10]。

3 频域抖振结果

该文用 Visual C++ 语言实现以上频域抖振求解过程,并应用于风观测现场拟建的桥梁。抖振求解选取前 40 阶模态参与;采用瑞利阻尼模型并控制第 1 阶竖弯与第 1 阶扭转模态阻尼比为 0.4%,其他模态阻尼比按阻尼模型自动计算;初始扫频增量设为 0.001 rad/s,扫频截断频率为 3.2 rad/s,基本覆盖了参振的所有模态。按照现场实测的风速样本,当采用规范建议的风谱计算时,桥面高度处的平均风速控制在 11.2 m/s。为进行全面比较,针对规范中所有 4 类场地进行了抖振分析。

图 6~8 分别给出了加劲梁的竖向、侧向以及扭转响应均方差分布。

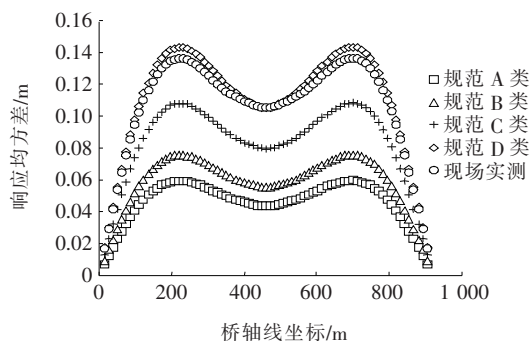


图 6 主梁竖向响应均方差分布

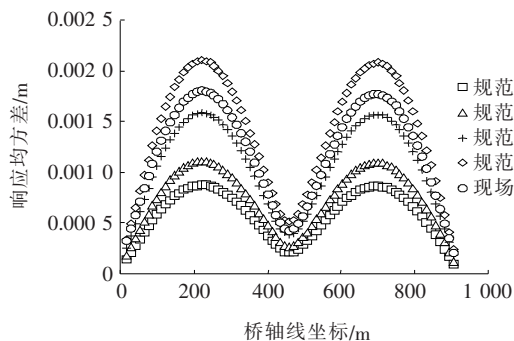


图 7 主梁侧向响应均方差分布

由图 6~8 可知:

(1) 基于规范建议风谱的抖振响应,从 A 类场地到 D 类场地逐渐增大,D 类场地的响应约为 A 类场地响应的 2.5 倍;整体来看,基于现场实测风谱的抖振结果位于规范 C 类与 D 类场地之间。对于竖向响应,基于实测谱的响应已经很接近规范 D 类风场结果,对于侧向与扭转,基于实测谱的响应基本位于规范 C 类与

D 类结果中间。

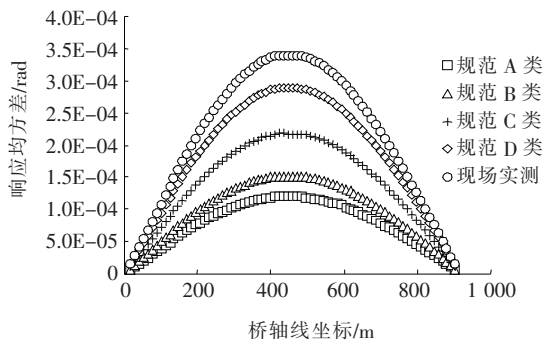


图 8 主梁扭转响应均方差分布

(2) 竖向响应在桥跨中间数值较大(正对称竖弯模态贡献),在两侧四分点有突出分布(反对称竖弯模态贡献),因此对称与反对称竖弯模态均明显参与抖振响应;侧向响应的分布曲线在跨中数值很小,两个四分点形成突出的峰值,因此主要参振模态为反对称模态;扭转响应分布曲线很对称单一,可以判断主要由正对称扭转振型参与。

图 9、10 分别给出了加劲梁左侧四分点的竖向响应功率谱曲线、跨中扭转响应的功率谱曲线。

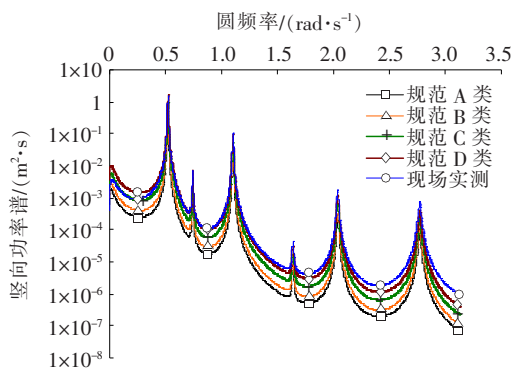


图 9 主梁竖向位移响应功率谱

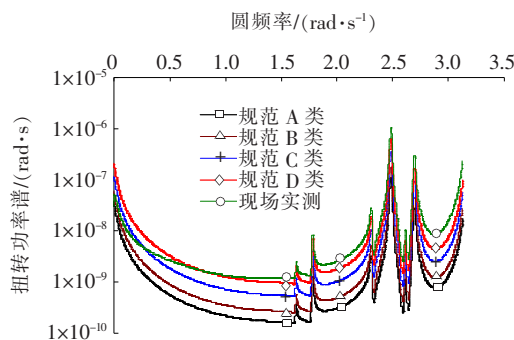


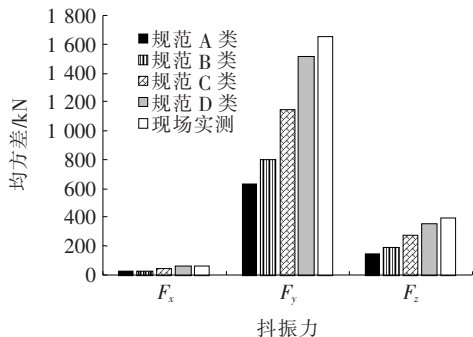
图 10 主梁扭转位移响应功率谱

从图 9、10 可知:竖向响应参与的模态较多,是典型的多模态耦合抖振响应;由于扭转频率较高,因此在

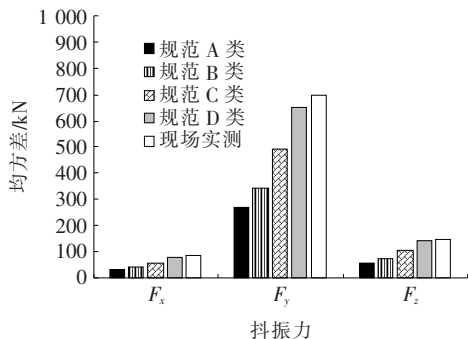
圆频率 2.0 rad/s 之前基本上只有背景响应,在 $2.0 \sim 3.0 \text{ rad/s}$ 之间有几阶模态有明显的共振响应。

比较图 10、11 中基于现场实测曲线与规范 D 类曲线可知:在高频区,基于现场实测的响应功率谱均在基于规范 D 类的功率谱曲线之上;而在低频区,现场实测曲线在规范 D 类之下,在更低的频率范围内甚至位于规范 C 类之下。这一特征与前面的均方差分布曲线有明显的不同,也间接说明规范建议的风谱在高频区的能量低于现场实测风谱,在低频区的能量则高于现场实测风谱。

图 11 给出了左右桥塔单柱根部 3 个方向抖振力的均方差;图 12 则给出了相应部位 3 个方向抖振力矩均方差。由图 11、12 可知:塔高形成抖振内力的差异十分明显,远高于塔高本身之间的差距。以力矩 M_x 的均方差为例,左塔柱底部为 $13\,067 \text{ kN} \cdot \text{m}$,而右塔柱底部为 $5\,667 \text{ kN} \cdot \text{m}$,前者为后者的 2.3 倍。



(a) 左桥塔柱根部



(b) 右桥塔柱根部

图 11 塔柱根部抖振力均方差

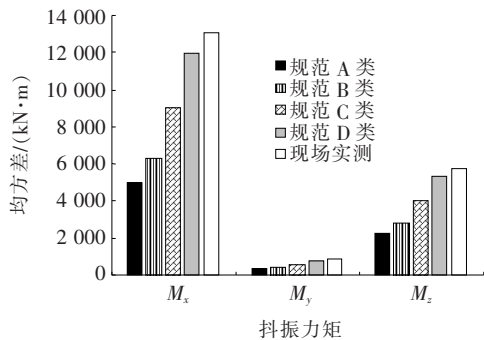
与加劲梁位移响应形成鲜明对比的是,基于现场实测风谱得到的塔基抖振内力明显高于所有 4 类基于规范谱的结果。目前,形成这一现象的机理并不十分明确,但结合前面给出的响应功率谱曲线来看,应当与桥塔本身频响特性有关。相对主体结构而言,桥塔本身的共振区间分布在高频区,在高频区间现场实测的

风谱高于 4 类规范建议谱。

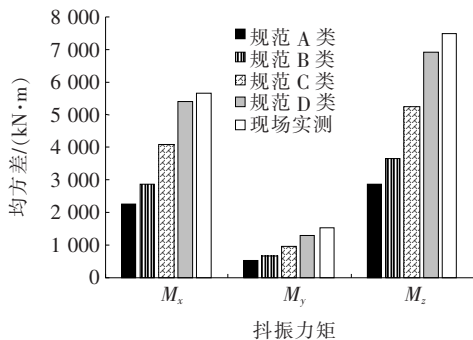
4 结论

该文基于桥址实测风谱以及规范建议风谱对拟建主跨约 $1\,000 \text{ m}$ 的悬索桥进行了频域抖振分析,通过对计算结果的对比分析可知,基于 JTG/T D60—01—2004《公路桥梁抗风设计规范》建议风谱进行桥梁抖振分析时,对位移与内力这两项指标可能得到相反的结果。因此对于十分重视抖振内力的桥梁,建议基于现场长期实测的风特性进行分析。具体结论如下:

(1) 从加劲梁位移抖振响应来看,基于现场观测风谱的响应值介于基于规范建议风谱的 C 类与 D 类场地结果之间,因此采用基于 D 类场地的规范建议谱计算加劲梁的抖振位移比较合理。



(a) 左桥塔柱根部



(b) 右桥塔柱根部

图 12 塔柱根部抖振力矩均方差

(2) 从塔基抖振内力结果来看,基于现场观测风谱的响应值高于基于规范建议风谱的所有 4 类场地的结果,因此即使采用响应值最大的 D 类场地规范建议谱进行分析,得到的抖振内力仍然偏于不安全。

(3) 从功率谱曲线来看,在低频处,基于现场实测谱的响应低于基于 D 类甚至 C 类场地规范谱的结果;而在高频处,基于现场实测谱的响应高于所有 4 类场

板式橡胶支座滑动性能试验研究

彭坤,徐秀丽,李雪红,王涛,程梦梦

(南京工业大学 土木工程学院,江苏 南京 210009)

摘要: 为了研究板式橡胶支座的滑动性能,对其进行了压剪试验,重点考察了竖向面压大小和水平加载速率对支座摩擦系数的影响,以及支座滑动过程中的力学性能。试验结果表明:摩擦系数随着竖向面压的增大而减小,随着水平加载速率的增大呈现先增大后减小的趋势;在加载过程中,支座会出现滑动、脱空和卡压现象,应力应变关系曲线上出现应力突变点;支座滑动前的极限剪应变可达到120%以上。建议设计时,在经济可行的条件下,尽量减少面压;在分析支座的滑移现象时,可偏安全地选取较小的摩擦系数,并关注支座脱空和卡压带来的不利影响。

关键词: 板式橡胶支座;支座滑动;摩擦系数;力学性能

板式橡胶支座因其构造简单、加工制造容易、用钢量少、成本低廉、安装方便等优点,被广泛应用于中小跨径桥梁。国内外学者对板式橡胶支座进行了许多试验研究。Najm 等对支座进行了纯压、压—扭和压—剪3种受力状态下的试验研究,试验结果与AASHTO LRFD规定的应力应变曲线吻合较好;Konstantinidis 等对双面均不固定的方形板式橡胶支座进行力学性能试验研究,结果表明板式橡胶支座在轴压为298和1 783 kN时摩擦系数分别为0.53和0.35;Steelman 等对足尺方形橡胶支座的剪切与摩擦性能

进行了研究,结果表明摩擦系数为0.25~0.50,并且摩擦系数随着竖向荷载的增大而减小。

对汶川地震等的震害调查及数值分析均发现:板式橡胶支座在地震作用下容易产生滑动现象,从而导致梁体移位过大,进而导致更严重的落梁或者梁体碰撞等破坏的发生。田国伟的振动台试验也证明了这一点。而支座滑动的直接影响因素就是主梁的惯性力超过了支座与梁底、墩顶间的摩擦力,因此,支座摩擦的抗滑性能直接影响桥梁的稳定性。支座摩擦系数的影响因素错综复杂,而水平加载速率、承压应力和接触面

地的规范建议谱的结果。

参考文献:

- [1] A. G. Davenport. Buffeting of a Suspension Bridge by Storm Winds[J]. ASCE J. Struct. Div., 1962, 88(3): 233—268.
- [2] R. H. Scanlan, N. P. Jones. Aeroelastic Analysis of Cable—Stayed Bridges[J]. ASCE Journal of Structural Engineering, 1990, 116(2): 279—297.
- [3] 周玉芬, 赵林, 葛耀君. 紊流积分尺度对桥梁抖振响应作用效应分析[J]. 振动与冲击, 2010(8).
- [4] JTG/T D60—01—2004 公路桥梁抗风设计规范[S].
- [5] E. Simiu, R. H. Scanlan. Wind Effects on Structures—An Introduction to wind Engineering [M]. Third Edition, 1996.
- [6] H. A. Panofsky, H. Tennekes, D. H. Lenschow, et al. The Characteristics of Turbulent Velocity Components in the Surface Layer under Convective Conditions[J]. Boundary—Layer Meteorology, 1977, 11(3): 355—361.
- [7] 张志田, 葛耀君. 基于气动新模型的大跨度桥梁频域抖振响应分析[J]. 工程力学, 2006(6).
- [8] Y. L. Xu, D. K. Sun, J. M. Ko, J. H. Lin. Fully Coupled Buffeting Analysis of Tsing Ma Suspension Bridge[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2000, 85: 97—117.
- [9] L. D. Zhu, Y. L. Xu. Buffeting Response of Long—Span Cable—Supported Bridges under Skew Winds. Part 1: Theory[J]. Journal of Sound and Vibration, 2005, 281: 647—673.
- [10] 张志田, 谢先浩. 变增量扫频法求解桥梁结构随机风振响应[J]. 工程力学, 2014(8).