

大跨度桥梁多目标等效静力风荷载基向量法

董 锐^{1,2} 葛耀君² 杨咏昕² 韦建刚^{1,3}

(1. 福州大学, 福建福州 350108; 2. 同济大学, 上海 200092; 3. 福建工程学院, 福建福州 350118)

摘要: 由于结构抖振响应计算复杂, 目前主流风荷载设计规范均采用等效静力风荷载做等代替换。文中以桥梁结构为研究对象, 对抖振响应的多目标等效静力风荷载计算方法进行研究。首先, 采用经典的荷载-响应相关 (LRC) 法获得大跨度桥梁主梁各节点处的等效静力风荷载向量, 并组成荷载矩阵 F_{LRC} ; 其次, 采用本征正交分解 (POD) 技术获得 F_{LRC} 的本征模态矩阵 Φ_{LRC} ; 然后, 以主梁的抖振响应极值为等效目标, 选取 Φ_{LRC} 的前 i 阶本征模态作为构建等效静力风荷载的基向量, 获得最小二乘意义的多目标等效静力风荷载; 最后, 以东海大桥为例对该方法的有效性进行验证。结果表明, 由于 Φ_{LRC} 同时包含了脉动风荷载和抖振响应的主要信息, 同时是依据重要程度排序, 按照文中方法获得的多目标等效静力风荷载在抖振响应计算精度和荷载分布的合理性方面均表现良好。

关键词: 等效静力风荷载; 桥梁; 多目标; 荷载-响应相关法; 本征正交分解; 抖振

中图分类号: U441⁺.2 文献标识码: A 文章编号: 1000-131X(2019)07-0110-08

Multi-target equivalent static wind loads of long-span bridges based on proper orthogonal modes

Dong Rui^{1,2} Ge Yaojun² Yang Yongxin² Wei Jiangan^{1,3}

(1. Fuzhou University, Fuzhou 350108, China; 2. Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. Fuzhou University of Technology, Fuzhou 350118, China)

Abstract: The buffeting response of a structure is very complex, and in main wind resistant design codes/specifications of structures, the equivalent static wind loads (ESWL) is adopted to instead the real dynamic buffeting analysis. The multi-target ESWL calculation method of long-span bridges is studied from a new perspective. Firstly, load response correlation (LRC) method was used to estimate ESWL vectors at the nodes of girders of the long-span bridge and then to form the ESWL matrix F_{LRC} . Secondly, the proper orthogonal decomposition (POD) technique was applied to attaining the proper orthogonal matrix Φ_{LRC} of F_{LRC} . Thirdly, with the buffeting response extreme values of the girder regarded as the equivalent targets, the first i -order proper modes of Φ_{LRC} were used as the base vectors to reconstruct ESWL, so that the multi-target ESWL can be obtained in least square meaning. Finally, East Sea cable-stayed bridge was used as an example to validate the effectiveness of the method. The results indicate that the accuracy of buffeting responses calculated by multi-target ESWL and the rationality of ESWL distribution are acceptable by using the proposed method, because after POD, the matrix Φ_{LRC} contains both the fluctuating wind pressure information and the buffeting response information, which are ordered according to the significance.

Keywords: equivalent static wind load; bridge; multi-target; load-response-correlation method; proper orthogonal decomposition; buffeting

E-mail: dongruifzu@126.com; ruidong@fzu.edu.cn

引 言

基金项目: 国家自然科学基金(51508107)、中国博士后科学基金(2016M590592)

作者简介: 董锐, 博士, 助理研究员

收稿日期: 2018-05-31

结构在风荷载作用下的抖振计算涉及结构的力学特性、风荷载特性以及风与结构之间的相互作用

用,是一件非常复杂的工作,很难被结构工程师掌握。为便于结构工程师在设计时能够方便地进行风荷载与其他静力荷载的组合,几乎所有的风荷载规范均采用等效静力风荷载的概念进行结构抖振响应的等代计算。

风工程研究者针对不同类型结构的特点提出了很多等效静力风荷载计算方法,其中具有原创性和代表性的重要方法主要有阵风荷载因子法 (GLF)^[1]、荷载-响应相关法 (LRC)^[2]、惯性力风荷载法 (IWL)^[3-4]、IWL+LRC 组合法^[5-7]、Universal 法^[8]和基本风荷载法 (PSWL)^[9-10]。GLF 法^[1]由 Davenport 在 1960 年代提出,将阵风荷载因子 G 与平均风荷载的乘积作为计算高层建筑风振响应的等效静力风荷载。阵风荷载因子 G 定义为高层建筑顶部位移响应极值与平均风响应值的比值,并认为等效静力风荷载与平均风荷载的分布形式相同,实际上该假设不适用于大跨屋盖等结构类型。由于 GLF 法概念清晰、操作简便,适合于工程设计,其思想至今仍然保留在许多国家的设计规范中。GLF 法最大的不足是仅能够保证高层建筑顶点处的风振响应极值相等,其他位置处的响应均存在不同程度的误差。LRC 法^[2]是 Kaspersky 和 Niemann 研究低矮房屋时提出的一种计算结构背景等效静力风荷载的精确方法,在等效静力风荷载发展历史中具有重要意义。LRC 法实际上也只能保证等效节点处的风振响应极值相等,非等效节点处的响应均存在不同程度的误差。IWL 法^[3-4]是计算结构共振等效静力风荷载的方法,并被广泛应用于高层建筑的风振响应计算中。但是 IWL 法较难考虑高阶振型和振型耦合效应,通常情况下仅适用于第一阶振型起控制作用的高层建筑,不适用于振型密集类结构。LRC+IWL 组合法^[5-7]分别采用 LRC 法和 IWL 法计算结构的背景和共振等效静力风荷载分量,然后采用适当的组合方式获得结构的总等效静力风荷载。该方法通常情况下可以获得较好的精度,但也是一种单目标等效方法,非等效节点处的计算结果存在不同程度的误差。Universal 法^[8]是 Katsumura 等提出一种多目标等效静力风荷载计算方法,该方法通过构建等效静力风荷载基本向量获得最小二乘解,但是对于等效静力风荷载基本向量的选择需要通过工程师的判断来完成,目前主要应用于大跨屋盖结构。PSWL 法^[9-10]是 Blaise 等提出的一种构建等效静力风荷载包络值的方法,该方法引入了奇异值分解 (SVD) 技术获得等效静力风荷载的基向量矩阵,

然后在不高估极值响应包络值的情况下,通过迭代运算获得最小二乘意义上的最优组合系数。该方法以所有的响应包络值不被高估作为前提,同时没有对等效静力风荷载分布的合理性进行评估。在实际工程设计中,从安全的角度考虑,工程师总是希望计算得到的结构响应极值不要被低估,同时不要被过分高估。由于等效静力风荷载不是一种真实的荷载分布,如果仅考虑计算精度而忽略其分布的合理性,通常情况下会获得一个很差的荷载分布形式。这种等效静力风荷载分布虽然能够保证结构的计算精度,但是由于在某些部位出现突变,很容易得出结构局部构件破坏或失稳的错误结果。

本文以大跨度桥梁结构的抖振响应为研究对象,在已有研究的基础上提出了一种构建多目标等效静力风荷载的基向量法。该方法综合考虑了 LRC 法、Universal 法和 PSWL 法各自的特点。最后,以东海大桥主航道桥为算例,同时将计算精度和风荷载分布的合理性作为评价标准,对该方法的有效性进行了验证。

1 多目标等效静力风荷载基向量法

在风工程中通常将作用在结构上的风荷载分解为不随时间变化的平均风分量 \bar{F} 和零均值的脉动风分量 $\hat{F}(t)$ 的合成。如果将结构离散为具有 N 个节点的有限元模型,则结构在风荷载作用下第 i 节点处的响应极值包络可表示为:

$$R_i = \bar{R}_i \pm \hat{R}_i = \bar{R}_i \pm g \cdot \sigma_i \quad (i=1,2,\dots,N) \quad (1)$$

式中: R_i 为结构第 i 节点处的响应极值包络,取“+”时为极大包络值,取“-”时为极小包络值; \bar{R}_i 为结构第 i 节点处的平均风响应值; \hat{R}_i 为结构第 i 节点处的脉动风响应极值; σ_i 为结构第 i 节点处的脉动风响应均方根值,即 RMS 值; g 为响应的峰值因子,通常情况下可取为 3.5。

由于平均风响应可以按照静力学理论进行方便的计算,为表述清晰,本文以下论述仅考虑脉动风响应极值 \hat{R}_i 。

根据荷载-响应之间的关系,以 \hat{R}_i 为等效目标,可以通过 LRC 法^[2]获得等效静力风荷载列向量,

$$F_{\text{LRC}}^i = g(\rho_{\hat{R}_i} \odot \sigma_{\hat{F}}) \quad (i=1,2,\dots,N) \quad (2)$$

式中: F_{LRC}^i 是以结构第 i 节点处的响应 \hat{R}_i 为等效目标,按照 LRC 法计算出的等效静力风荷载列向量; $\sigma_{\hat{F}}$ 为脉动风荷载的 RMS 值列向量; $\rho_{\hat{R}_i}$ 为脉动风

荷载与响应 \hat{R}_i 之间的荷载-响应相关系数列向量; 符号“ \odot ”表示矩阵之间的运算为对应元素相乘。

将上述 LRC 法获得的等效静力风荷载列向量组成 $N \times m$ 维的等效静力风荷载矩阵 F_{LRC} ,

$$F_{LRC} = \{F_{LRC}^1 \cdots F_{LRC}^N\} \quad (3)$$

采用本征正交分解 (POD) 技术, 对于离散数据结构又称为奇异值分解 (SVD) 技术, 对荷载矩阵 F_{LRC} 进行分解,

$$F_{LRC} = U \Sigma V^T \quad (4)$$

式中: U 为与矩阵 F_{LRC} 的行数相同的 $N \times N$ 维正交矩阵; $\Sigma = \text{diag}(\lambda_1 \cdots \lambda_N)$ 为 $N \times m$ 维非负对角矩阵, 且 $\lambda_1 > \lambda_2 > \cdots > \lambda_N \geq 0$; V 为与矩阵 F_{LRC} 的列数相同的 $m \times m$ 维正交矩阵; 符号“ T ”表示矩阵的共轭转置, 对于实矩阵为转置运算。

令 $\Phi_{LRC} = U$, $Q = \Sigma V^T$, 则式 (4) 可以转化为 POD 分解的标准形式:

$$F_{LRC} = \Phi_{LRC} Q \quad (5)$$

式中: Φ_{LRC} 为等效静力风荷载矩阵 F_{LRC} 经 POD 分解的本征模态矩阵; Q 为对应的主坐标矩阵。

因为 $\lambda_1 > \lambda_2 > \cdots > \lambda_N \geq 0$, 所以可以用 Φ_{LRC} 和 Q 的前 k 阶列向量重构矩阵 F_{LRC} [11]。

以本征模态矩阵 Φ_{LRC} 的前 k 阶列向量作为构建多目标等效静力风荷载的基本向量, 以桥梁抖振响应极值为等效目标, 构建如下等式:

$$\hat{R} = I \{\Phi_{LRC}\}_{N \times k} C \quad (6)$$

式中: $\hat{R} = g \sigma_r$ 为抖振响应极值列向量 (不含平均风荷载响应), 其中 σ_r 为抖振响应 r 对应的 RMS 值列向量; I 为响应 r 的影响函数矩阵; $\{\Phi_{LRC}\}_{N \times k} = \{\Phi_{LRC}^1 \cdots \Phi_{LRC}^k\}$ 为本征模态矩阵的前 k 阶列向量组成的等效静力风荷载基向量; C 为等效静力风荷载基向量的组合系数列向量, 为 $k \times 1$ 阶列向量。

通常情况下 $N \gg k$, 基向量组合系数 C 只能按照最小二乘法准则求得最优数值解。定义以 C 为未知数的函数 $f(C)$:

$$f(C) = \min_C \|\hat{R} - I \{\Phi_{LRC}\}_{N \times k} C\|_2 \quad (7)$$

式中: $\|\cdot\|_2$ 表示二范数; $\min(\cdot)$ 表示求最小值。

对式 (7) 求组合系数 C 的偏导数, 并令其等于零, 即可以求得上述问题的最小二乘解。

求得组合系数 C 后, 结构的多目标等效静力风荷载列向量 F_{Mul}^{eq} 可以表示为:

$$F_{Mul}^{eq} = \{\Phi_{LRC}\}_{N \times k} C \quad (8)$$

2 等效静力风荷载计算精度和分布合理性的评估

等效静力风荷载并不是一种真实存在的荷载, 是为了弥补结构抖振计算的复杂性与结构工程师很难掌握风振计算方法之间的矛盾而提出的一种等效概念。等效静力风荷载的分布存在多种形式, 可根据抖振响应计算精度和荷载分布的合理性作为衡量其好坏的两个标准。

真实结构的有限元模型通常至少具有上百个节点, 如果要求每一个节点的抖振响应都精确相等, 必然会使得等效静力风荷载的分布畸形。文献[12]通过引入虚拟激励法直接获得东海大桥主梁抖振响应的等效静力风荷载分布, 虽然该方法的计算精度非常好, 但是等效静力风荷载的分布在某些地方出现剧烈突变, 很难被工程师接受。实际工程中, 结构工程师关心的是结构关键部位处的响应, 而非结构所有部位处的响应。在对等效静力风荷载的评估中, 本文选择桥梁关键部位处的响应作为评判目标。定义结构第 i 个关键部位处的响应的计算误差为:

$$\varepsilon_i = \frac{|\hat{R}_i - \tilde{R}_i|}{\hat{R}_i} \times 100\% \leq \varepsilon_{crit} \quad (9)$$

式中: ε_i 为结构第 i 个关键节点处的抖振响应计算误差; $\hat{R}_i = g \sigma_i$ 为按照随机抖振理论计算得到的结构第 i 个关键节点处的抖振响应极值, 以下讨论中简称为精确值; \tilde{R}_i 为根据式 (8) 中的等效静力风荷载计算得到的结构第 i 个关键节点处的抖振响应极值, 以下讨论中简称为计算值; ε_{crit} 为计算误差控制值, 根据工程经验确定。

如果结构关键部位处响应的计算误差均满足式 (9), 则认为等效静力风荷载的计算精度满足要求。

等效静力风荷载在保证结构抖振响应计算精度的前提下, 其分布的合理性必须考虑。如果按照荷载等效的标准, 脉动风荷载的分布应该与平均风荷载的分布近似。由于主流的等效静力风荷载计算方法采用的是响应等效原则, 并且该响应为抖振响应的均方根值, 造成等效静力风荷载的分布同时包含脉动风荷载分布、结构的质量分布、结构的刚度分布等信息, 并且是统计意义上的信息。当结构工程师将等效静力风荷载与其他静力荷载组合时, 计算出的结构响应仅包含荷载分布和结构刚度分布两

方面的信息。另外需要注意的是，等效静力风荷载是根据结构的总体响应等效获得，而非局部响应。如果等效静力风荷载的分布出现剧烈突变，很可能在静力荷载组合计算中出现构件局部破坏或失稳的现象。为避免出现上述错误结果，必须保证等效静力风荷载分布的合理性。本文定义等效静力风荷载的均值 \bar{F}_{Mul}^{eq} 和标准差 σ_{Mul}^{eq} 为：

$$\bar{F}_{Mul}^{eq} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N F_{Mul_i}^{eq} \quad (10)$$

$$\sigma_{Mul}^{eq} = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (F_{Mul_i}^{eq} - \bar{F}_{Mul}^{eq})^2} \quad (11)$$

如果结构相邻两点处的等效静力风荷载分布满足关系式 (12)，则认为该节点处的荷载不存在突变。

$$\frac{|F_{Mul_i+1}^{eq} - F_{Mul_i}^{eq}|}{|\bar{F}_{Mul}^{eq}|} \leq \alpha \quad (i=1,2,\dots,N-1) \quad (12)$$

式中： α 为经验系数，可以根据工程经验确定。

实际上，等效静力风荷载分布合理性可以首先通过图形做初步判断，仅当相邻两点处的荷载值相差较大时再根据上式进行判断。

3 斜拉桥算例

本文提出的基向量法综合考虑了 LRC 法、Universal 法和 PSWL 法各自的特点。LRC 法能够反应脉动风荷载分布特性和结构抖振响应的基本信息；通过 POD 技术获得按照重要程度排列的本征模式矩阵后，可直接用于构建等效静力风荷载的基向量，克服了传统 Universal 法中依赖工程师经验选择的不足。此外，该方法同时兼顾多目标等效静力风荷载的计算精度和分布合理性。下面将以东海大桥主航道桥为例，对上述方法的有效性进行检验。

3.1 斜拉桥抖振响应 RMS 值

东海大桥主航道桥连接上海与洋山深水港，为跨径组合 73m+132m+420m+132m+73m=830m 的独塔单索面斜拉桥，整体布置如图 1 所示。主梁采用

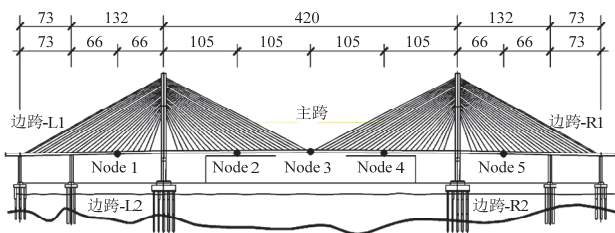


图 1 斜拉桥整体布置 (单位: m)

Fig.1 General layout of the cable-stayed bridge (unit: m)

钢-混叠合箱梁，梁宽 33m，中心梁高 4m，标准主梁断面如图 2 所示；倒 Y 形混凝土桥塔高 148m。采用 ANSYS 建立东海大桥有限元模型，主梁、桥塔、辅助墩和过渡墩采用 beam 4 单元模拟，斜拉索采用 link 10 单元模拟，垂度效应通过 Ernst 公式修正，有限元模型如图 3 所示。

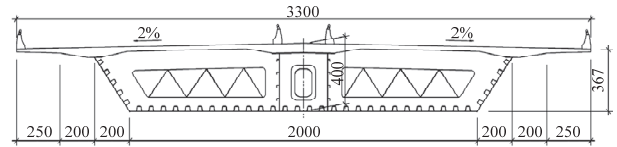


图 2 标准主梁断面 (单位: cm)

Fig.2 Sectional layout of the standard bridge deck (unit: cm)

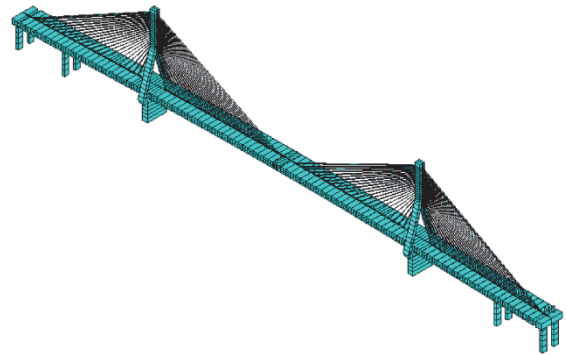


图 3 东海大桥有限元模型

Fig.3 Finite element model of East Sea bridge

经模态分析得到东海大桥主梁前 20 阶主要振型和频率^[13]，并作为抖振计算的基础。

由于大跨度桥梁为典型的水平线状结构，抖振分析通常忽略顺桥向的脉动风作用。实际分析中作用在主梁上的风速主要考虑平均风速 U 、与平均风同方向的水平脉动风速 $u(t)$ 和竖向脉动风速 $w(t)$ 。作用在主梁上的风荷载主要考虑阻力 D 、升力 L 和升力矩 M ，对应方向的变形分别为 p 、 h 和 α 。各参数正方向标示如图 4 所示。

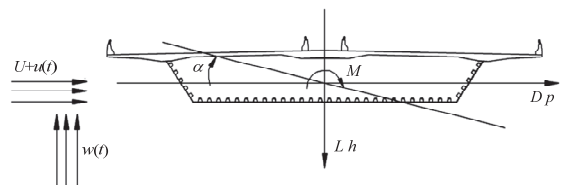


图 4 作用在主梁结构上的风荷载

Fig.4 Wind loads on the bridge deck

以斜拉桥有限元模型为基础，采用同时考虑自激力和抖振力的计算模型对斜拉桥主梁进行耦合抖振频域分析^[14]。自激力采用 Scanlan 提出的基于 18

个颤振导数的自激力表达式^[15]；抖振力采用 Davenport 考虑气动导纳的抖振力表达式^[16]，其中气动导纳采用 Sears 函数的 Liepmann 简化表达式^[17]。

自激力和抖振力表达式中的气动力参数通过主梁节段模型风洞试验获得，该试验在同济大学土木工程防灾国家重点实验室完成。其中颤振导数 $H_1^* \sim H_4^*$ 和 $A_1^* \sim A_4^*$ 通过节段模型测振风洞试验获得，颤振导数 A_5^* 、 A_6^* 、 H_5^* 、 H_6^* 和 $P_1^* \sim P_6^*$ 通过准定常理论推导获得，详见文献[12-13]；静力三分力系数及其变化率通过节段模型测力试验获得， 0° 风攻角时的数据见表 1。

抖振计算中水平向脉动风谱 $S_{uw}(n)$ 选用 Kaimal 谱^[18]：

$$\frac{nS_{uw}(n)}{u_*^2} = \frac{200f}{(1+50f)^{5/3}} \quad (13)$$

式中： $f = \frac{nz}{U(z)}$ 为相似律坐标； z 为离地面或水面的高度，单位为 m； $U(z)$ 为高度 z 处的平均风速，单位为 m/s； $u_* = \frac{KU(z)}{\ln(z/z_0)}$ ，为摩擦风速； $K \approx 0.4$ ，为 Von karman 常数； z_0 为地面粗糙长度； n 为脉动风的频率，单位为 Hz。

竖向脉动风谱 $S_{ww}(n)$ 选用 Lumley-Panofsky 修正风谱^[19]，

$$\frac{nS_{ww}(n)}{u_*^2} = \frac{3.36f}{1+10f^{5/3}} \quad (14)$$

水平和竖向脉动风的交叉谱根据文献[20]可以表示为：

$$S_{uw}(n) = C_{uw}(n) + iQ_{uw}(n) \quad (15)$$

式中： $Q_{uw}(n)$ 为象限谱； $C_{uw}(n)$ 为余谱； i 为虚数单位。

本文计算中仅考虑余谱，表达式为：

$$\frac{nC_{uw}(n)}{u_*^2} = \frac{14f}{1+9.6f^{2.4}} \quad (16)$$

由于斜拉桥跨度较大，不同位置处的脉动风速既非完全独立，也非完全相关，需要考虑其空间相关性。本文采用《公路桥梁抗风设计规范》^[21]建议的形式：

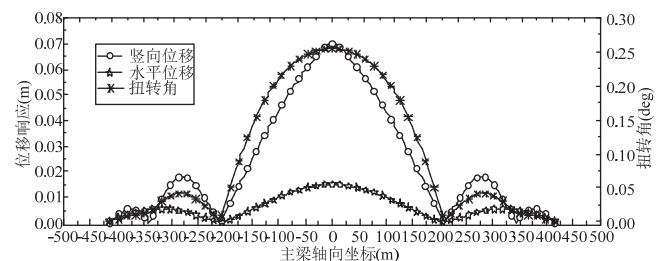
$$S(x_i, x_j, n) = S(n)e^{-\frac{\lambda n}{U}|x_i - x_j|} \quad (17)$$

式中： λ 为风场相关系数， $7 \leq \lambda \leq 21$ ，计算中偏安全的取 $\lambda = 7$ ； x_i 、 x_j 为桥梁主跨方向的坐标； $|x_i - x_j|$ 为桥梁顺桥向两点之间的距离。

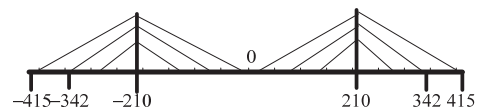
抖振计算中的其他主要参数见表 1。限于篇幅，本文以 0° 风攻角为例，其他角度的计算与之相同。考虑主梁前 20 阶振型，采用上述方法按照 CQC 组合方式，得主梁抖振位移响应 RMS 值如图 5 所示。由图 5 可知，主跨和主塔与过渡墩之间的边跨抖振响应显著大于其他位置。由于大跨度桥梁为柔性结构，工程中主要关心抖振引起的变形是否满足要求，很少关心抖振时的强度问题。根据图 5，分别取斜拉桥主跨跨中、主跨四分点、边跨-L2 和边跨-R2 跨中作为关键点，如图 1 所示。Node 1、Node 3、Node 5 分别指边跨-L2、主跨和边跨-R2 跨中位置，Node 2 和 Node 4 指主跨四分点位置。

表 1 抖振计算主要参数

名称	内容	名称	内容
地貌类别	A 类	主梁标高	54m
风剖面指数	0.01	空气密度	1.225kg/m ³
地面粗糙长度 z_0	0.01m	模态阻尼比	0.01
设计基本风速 U_{10}	48.1m/s	风攻角	0°
升力系数	$C_L = -0.043$	升力系数变化率	$C'_L = 0.067$
阻力系数	$C_D = 0.931$	阻力系数变化率	$C'_D = -0.004$
扭矩系数	$C_M = 0.054$	扭矩系数变化率	$C'_M = 0.020$



(a) 抖振响应 RMS 值



(b) 主梁位置对应图

图 5 斜拉桥主梁抖振位移响应 RMS 值

Fig.5 RMS values of the buffeting displacement of the bridge deck

3.2 斜拉桥主梁抖振等效静力风荷载

取峰值因子 $g=3.5$ ，根据式 (2) 和式 (3) 可以获得主梁抖振位移响应极值对应的等效静力风荷载矩阵 F_{LRC} ，经 POD 分解得等效静力风荷载本征模态矩阵 Φ_{LRC} ，其前 5 阶本征模态分布如图 6 所示。由图 6 可知，等效静力风荷载在竖向、水平和扭转方向的第 1、3 阶本征模态均为对称形状，第 2、4

阶本征模态均为反对称形状。等效静力风荷载在竖向和扭转方向的第 5 阶本征模态为对称形状，而在水平向为反对称形状。

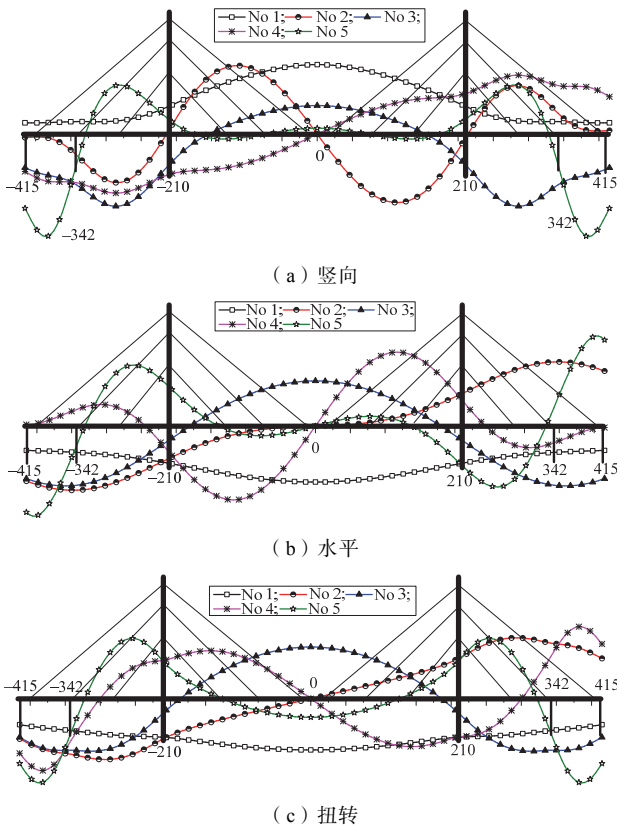
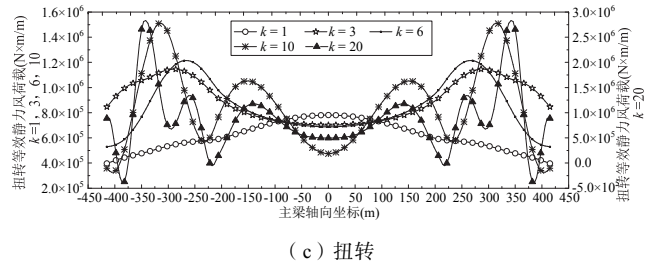
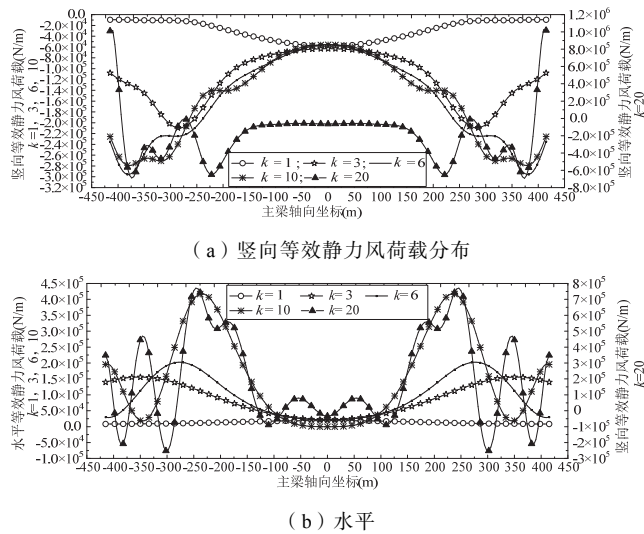


图 6 等效静力风荷载本征模态矩阵 Φ_{LRC} 示意图 (前 5 阶)
Fig.6 Diagram of the equivalent static wind load proper mode matrix Φ_{LRC} (first 5-order modes)

根据式 (6) ~ 式 (8) 可以分别得到基向量取 $k=1, 3, 6, 10, 20$ 时的多目标等效静力风荷载 F_{Mul}^{eq} 的分布如图 7 所示。由于当 $k=20$ 时多目标等效静

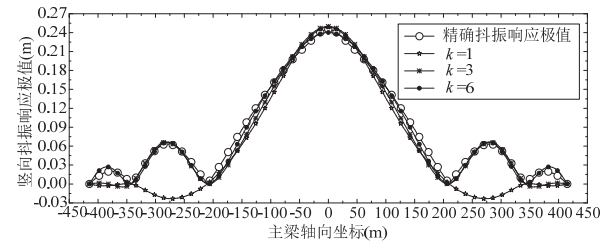


(c) 扭转

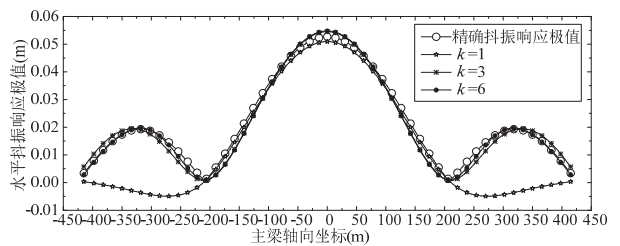
图 7 多目标等效静力风荷载分布
Fig.7 Distributions of the multi-target equivalent static wind loads

力风荷载的分布在某些地方出现了明显的畸变，并且其数值明显大于 k 取较小值时的荷载分布。为避免使用同一坐标造成 $k=1, 3, 6, 10$ 时的等效静力风荷载分布不易区分，文中将 $k=20$ 时的坐标画在了右侧，图 9 也做了相同处理。

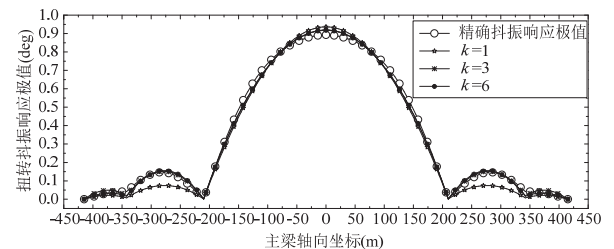
将图 7 中的多目标等效静力风荷载分别作用在斜拉桥主梁上，得抖振响应极值计算值如图 8 所示。由于当 $k=10, 20$ 时抖振响应计算误差很小，为表示清晰，图 8 中仅给出了抖振响应极值的精确值和 $k=1, 3, 6$ 时的计算值。



(a) 竖向



(b) 水平



(c) 扭转

图 8 抖振位移响应极值比较

Fig.8 Comparison of buffeting displacement extreme values

3.3 多目标等效静力风荷载计算精度

由图 8 可知,随着基向量 k 的增加,抖振响应计算值 \hat{r}_i 越趋近于精确值 \hat{r}_i^0 。当 $k=1、3、6、10、20$ 时,关键位置处的抖振响应计算误差如表 2 所示。当 $k=6$ 时,所有关键位置处的响应误差均不大于 7%,其中主跨关键点处的计算误差均不大于 5%,可满足工程设计的要求。

表 2 多目标等效静力风荷载计算误差

Table 2 Calculation errors of the multi-target equivalent static wind loads (%)

类型	基向量	基向量				
		$k=1$	$k=3$	$k=6$	$k=10$	$k=20$
竖向 响应	Node 1	136.8	4.1	4.8	4.0	2.1
	Node 2	13.5	7.0	0.3	1.6	1.1
	Node 3	1.4	2.0	2.0	3.0	1.5
水平 响应	Node 1	131.5	18.1	3.9	3.8	1.2
	Node 2	4.6	5.0	5.0	2.1	0.2
	Node 3	3.4	3.5	3.9	1.1	0.2
扭转 响应	Node 1	48.7	4.2	6.8	0.4	0.7
	Node 2	3.9	3.3	3.1	0.5	0.1
	Node 3	4.8	3.0	2.7	0.1	0.2

3.4 多目标等效静力风荷载分布合理性

除了考虑计算精度外,等效静力风荷载分布的合理性也必须考虑。由图 7 可知,随着参与计算的基向量数量的增加,多目标等效静力风荷载分布的离散性逐渐增大。 F_{Mul}^{eq} 的均方根见表 3 所示。表 3 进一步表明,等效静力风荷载分布的离散性与基向量的数量近似成正比。

表 3 多目标等效静力风荷载均方根

Table 3 RMS values of multi-target equivalent static wind loads

类型	基向量				
	$k=1$	$k=3$	$k=6$	$k=10$	$k=20$
竖向(kN)	18.6	49.3	78.9	80.7	302.2
水平(kN)	3.9	50.2	64.0	140.1	284.1
扭转(kN·m)	115.0	159.8	200.3	313.8	656.8

为进一步评估等效静力风荷载分布的合理性,根据式(12)计算出不同位置处风荷载分布的变化率,如图 9 所示。

由图 9 可知,等效静力风荷载分布在边跨的变化率明显大于主跨。当 $k \leq 6$ 时,等效静力风荷载在竖向、水平和扭转方向的分布变化率均不大于 9%,可以满足工程设计的需要。各情况下等效静力风荷

载分布的变化率最大值见表 4。随着基向量数目 k 的增大,等效静力风荷载分布的变化率整体呈增大的趋势。当 $k=10$ 时最大变化率达 14.8%, $k=20$ 时最大变化率达 144.2%,出现了明显的畸变现象。

对于竖向等效静力风荷载分布, $k=6$ 时的最大值虽然大于 $k=10$ 时,但是该最大值发生在斜拉桥边跨支座处。在主跨、边跨-L2 和边跨-R2 的竖向等效静力风荷载分布, $k=6$ 时的变化率均小于 $k=10$ 时。

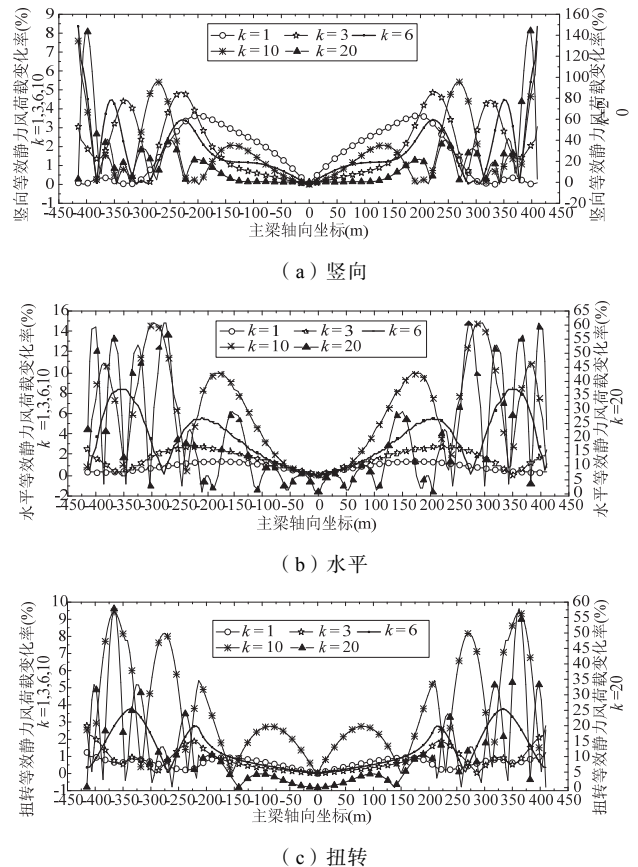


图 9 多目标等效静力风荷载分布变化率

Fig.9 Changing ratios of multi-target ESWL distributions

表 4 多目标等效静力风荷载变化率最大值

Table 4 Maximum values of changing ratios of multi-target ESWLs (%)

类型	基向量				
	$k=1$	$k=3$	$k=6$	$k=10$	$k=20$
竖向	3.6	4.9	8.4	7.6	144.2
水平	1.3	2.8	8.4	14.8	60.8
扭转	1.2	2.8	3.8	9.4	57.8

4 结论

(1) 基向量法综合了 LRC 法、Universal 法和 PSWL 法的各自特点。保留了 LRC 法能够反应脉动

风荷载分布和结构响应分布主要信息的优点,改善了 Universal 法通过工程师个人判断选择等效静力风荷载基向量的不足,弥补了 PSWL 法没有考虑等效静力风荷载分布合理性和计算值不被高估的假设。

(2) 随着基向量 $\{\Phi_{LRC}\}_{N \times k}$ 中 k 的增加, 抖振响应计算精度逐渐趋于精确值, 而等效静力风荷载分布的离散性逐渐变大。实际工程中需要在计算精度和等效静力风荷载分布的合理性两者中寻找平衡。

(3) 综合考虑计算精度和等效静力风荷载分布的合理性, 对于本文中的斜拉桥结构, 当 $k=6$ 时, 按照基向量法得到的等效静力风荷载满足工程设计的要求。

参考文献

- [1] Davenport A G. Gust loading factors [J]. Journal of the Structural Division, ASCE, 1967, 93(3): 11-34
- [2] Kasperski M, Niemann H J. The L. R. C. (load-response-correlation)-method: a general method of estimating unfavorable wind load distribution for linear and non-linear structural behavior [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1992, 41/42/43/44: 1753-1763
- [3] Davenport A G. The representation of the dynamic effects of turbulent wind by equivalent static wind loads[C]//Proceedings of the 1985 International Engineering Symposium on Structural Steel. Chicago: American Institute of Steel Construction, 1985: 1-13
- [4] Irwin P A. The role of wind tunnel modeling in the prediction of wind effects on bridges[C]//Bridge Aerodynamics. Rotterdam, the Netherlands: A. A. Balkema Publishers, 1998: 99-118
- [5] Holmes J D. Along-wing response of lattice towers—III. Effective load distributions [J]. Engineering Structures, 1996, 18(7): 489-494
- [6] Zhou Y, Gu M, Xang H F. Along wind static equivalent wind loads and responses of tall buildings, Part I: Unfavorable distributions of static equivalent wind loads [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1999, 79(1/2): 135-150
- [7] Chen X Z, Kareem A. Equivalent static wind loads for buffeting response of bridges [J]. Journal of Structural Engineering, 2001, 127(12): 1467-1475
- [8] Katsumura A, Tamura Y, Nakamura O. Universal wind load distribution simultaneously reproducing largest load effects in all subject members on large-span cantilevered roof [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2007, 95(9/10/11): 1145-1165
- [9] Blaise N, Denoel V. Principal static wind loads [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 113: 29-39
- [10] Blaise N, Canor T, Denoel V. Reconstruction of the envelope of non-Gaussian structural responses with principal static wind loads [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2016, 149: 59-76
- [11] Chatterjee A. An introduction to the proper orthogonal decomposition [J]. Current Science, 2000, 78(7): 808-817
- [12] 董锐, 葛耀君, 杨詠昕. 基于虚拟激励法的大跨度桥梁位移多目标等效静力风荷载[J]. 土木工程学报, 2014, 47(11): 84-91 (Dong Rui, Ge Yaojun, Yang Yongxin. Multi-target equivalent static wind loading of long-span bridges based on pseudo-excitation method and displacement responses [J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 47(11): 84-91 (in Chinese))
- [13] 黄融, 葛耀君. 东海大桥主航道桥抗风性能及颤振控制研究[J]. 世界桥梁, 2004(增1): 45-49 (Huang Rong, Ge Yaojun. Study of wind performance and flutter control of main navigable spans of Donghai bridge [J]. World Bridges, 2004(S1): 45-49 (in Chinese))
- [14] Jain A, Jones N P, Scanlan R H. Coupled aeroelastic and aerodynamic response analysis of long-span bridges [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1996, 60: 69-80
- [15] Scanlan R H. Problematics in formulation of wind-force models for bridge decks [J]. Journal of Engineering Mechanics, 1993, 119(7): 1353-1375
- [16] Davenport A G. Buffeting of a suspension bridge by storm winds [J]. Journal of the Structural Division, 1962, 88(3): 233-270
- [17] Liepmann H W. On the application of statistical concepts to the buffeting problem [J]. Journal of Aeronautical Science, 1952, 19(12): 793-800
- [18] Kaimal J C, Wyngaard J C, Izumi Y, et al. Spectral characteristics of surface-layer turbulence [J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 1972, 98: 563-589
- [19] Lumley J L, Panofsky H A. The structure of atmospheric turbulence [M]. New York: Wiley, 1964
- [20] Simiu E, Scanlan R H. Wind effects on structures: fundamentals and applications to design [M]. 3rd edition. New York: John Wiley & Sons Inc., 1996
- [21] JTG/T D60-01—2004 公路桥梁抗风设计规范[S]. 北京: 中国标准出版社, 2004 (JTG/T D60-01—2004 Wind-resistant design specification for highway bridges [S]. Beijing: Standards Press of China, 2004 (in Chinese))

董锐(1982—), 男, 博士, 助理研究员。主要从事桥梁与结构抗风研究。

葛耀君(1958—), 男, 博士, 教授。主要从事桥梁与结构抗风研究。

杨詠昕(1974—), 男, 博士, 研究员。主要从事桥梁与结构抗风研究。

韦建刚(1971—), 男, 博士, 研究员。主要从事桥梁工程研究。