

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.2020.03.007

背景和共振分量在风振时频域计算中的分离方法*

张军锋, 刘庆帅, 杨军辉, 涂保中

(郑州大学土木工程学院, 河南 郑州 450001)

摘要:为深入分析结构风振响应时域计算结果,提出了一种在时域计算中分离背景和共振分量的方法。在结构动力响应频域和时域计算理论分析的基础上,分别以弹簧振子和悬臂杆件这两个单、多自由度结构的风振响应为例,通过时域计算对所提出的方法进行了验证,并与传统的频域结果进行了对比。经理论分析和单自由度算例验证对比,证实所提出的方法概念清晰且简单有效,可以从总动力响应时程中准确分离得到纯粹的共振响应时程,并且对多自由度结构也可得到准确的共振分量。另外,对风振计算中的背景和共振耦合分量也进行了分析。

关键词:动力响应; 时域计算; 背景分量; 共振分量; 耦合分量

中图分类号: TU33⁺2; TU271.1 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2020)03-0365-07

A Method of Separating the Background and Resonant Components of Wind Dynamic Effects in Time Domain

ZHANG Junfeng, LIU Qingshuai, YANG Junhui, TU Baozhong

(School of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: To further interpret the dynamic results in time domain, a method of separating the background and resonant components in time domain is proposed. Based on the theory of dynamic calculation in frequency and time domains, the proposed method is examined through a SDOF oscillator and a MDOF cantilever beam under dynamic wind actions, and the results are also compared with those from the calculation in frequency domain. According to the theoretical analysis and example illustration, it is proved that with clear concept and simple application, the new method can separate the resonant component from the total dynamic responses precisely for MDOF structures. Moreover, the coupling component between the background and resonant components is also studied.

Keywords: dynamic analysis; time domain; background component; resonant component; coupling component

引言

风、地震以及其他随机激励对结构的作用效应一直受工程和科研人员的关注,并且有频域和时域

两种计算方法。众所周知,随机激励对结构的作用效应体现在两个方面,即激励本身的脉动性以及其引发的动力效应,或者说惯性效应(包含阻尼效应),惯性效应也是静力和动力分析的根本区别^[1]。但是,不管是时域还是频域计算,其直接结果均为

* 收稿日期:2018-06-25;修回日期:2018-12-12

基金项目:国家自然科学基金项目(51508523)资助

作者简介:张军锋(1983-),男,副教授,博士。主要从事结构风工程方面的研究。Email: brilliantshine@163.com

响应的根方差,无法直接从中分离激励本身脉动性的贡献以及其引发的动力效应的贡献。为此,Davenport在风工程研究中提出了背景和共振分量的概念并给出了频域计算方法^[2-4],这一概念已成为结构风振响应分析的一种基本原则且被众多国家规范所采用^[5],我国规范^[6]中的脉动增大系数实际上也体现了背景和共振两个分量各自的贡献^[7]。

现阶段的背景和共振分量存在以下问题:仅针对频域计算而不针对时域计算,常规频域计算往往易得到位移而不易得到内力;共振分量仅对单自由度结构有明确的计算表达式,对多自由度结构只能近似计算且无法精确得到每个模态的贡献。实际上,根据背景和共振分量的概念,这两者在时域内也可以给出准确的计算方法,且可作为频域计算的补充和验证。只是受计算性能的限制,早期动力计算以频域为主,随着计算机性能的提升,时域计算耗时长的缺点正在逐步减弱,自身优点也愈加凸显,比如应用方便,结果直观全面,并且能考虑非线性和疲劳效应等。本文以单自由度弹簧振子模型和多自由度高耸避雷针结构为例给出了风振作用下背景和共振分量在时域内的定义以及实用计算方法,并与频域方法所得结果进行对比。

1 背景和共振分量的划分

1.1 频域方法

针对结构风振响应,以图1所示单自由度结构为例阐述其在脉动风荷载作用下的响应。在随机荷载作用下的动力平衡方程为式(1),根据Davenport方法,频域内位移 y 的总脉动响应 σ_T 、背景分量 σ_B 和共振分量 σ_R 计算分别如式(2)~式(5)^[2,4,8]:

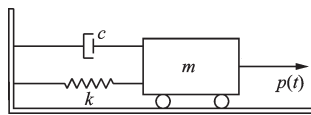


图1 随机荷载作用下的单自由度结构

Fig.1 Single-degree-of-freedom (SDOF) oscillator under stochastic load

$$m\ddot{y}(t) + c\dot{y}(t) + ky(t) = p(t) \quad (1)$$

$$\sigma_T^2 = \int_0^\infty S(f) |H(f)|^2 df \quad (2)$$

$$\sigma_B^2 = \frac{1}{k^2} \int_0^\infty S(f) df \quad (3)$$

$$\sigma_{R1}^2 \approx S(f_0) \int_0^\infty |H(f)|^2 df = \frac{1}{k^2} \frac{\pi f_0 S(f_0)}{4\zeta} \quad (4(a))$$

$$\sigma_T^2 = \sigma_B^2 + \sigma_{R1}^2 \quad (5(a))$$

$$\sigma_{R2}^2 = S(f_0) \int_0^\infty |H(f)|^2 df = \frac{1}{k^2} \frac{\pi f_0 S(f_0)}{4\zeta} \quad (4(b))$$

$$\sigma_T^2 \approx \sigma_B^2 + \sigma_{R2}^2 \quad (5(b))$$

$$f_0 = \sqrt{\frac{k}{m}} / 2\pi, \quad k^2 = 16\pi^4 f_0^4 m^2 \quad (6)$$

$$c = 2m2\pi f_0 \zeta \quad (7)$$

$$|H(f)|^2 = \frac{1}{k^2} \cdot \frac{1}{[1 - (f/f_0)^2]^2 + 4\zeta^2 (f/f_0)^2} \quad (8)$$

式中, m 、 c 、 k 为系统的质量、阻尼和刚度; $p(t)$ 和 $y(t)$ 为荷载和位移时程; $S(f)$ 为荷载 $p(t)$ 的单边功率谱; f_0 和 ζ 为系统的基频(Hz)和阻尼比,且有式(6)~式(7)成立; $|H(f)|^2$ 为复频响应函数模的平方。

对比式(2)、式(3)及式(8)可知, σ_T 与 σ_B 的计算差异只是对 $|H(f)|^2$ 是否考虑其动力放大系数项;从图2和图3亦可知,如果不考虑结构的惯性效应(包含阻尼效应,下同),则有 $\sigma_T = \sigma_B$ 。

式(4)和式(5)各有两种表示方法,即(a)和(b)分别源自文献[2]和文献[4]。这是由于两篇文献中对此问题的阐述不同: σ_R^2 尽管表达形式一致但实际含义并不相同,故分别用 σ_{R1}^2 和 σ_{R2}^2 表示。

Davenport将 σ_T^2 分为 σ_B^2 和 σ_R^2 主要是为了简化 σ_T^2 的计算,并首先在文献[2]中给出式5(a)的计算过程。在文献[2]中, σ_T^2 被分为 σ_B^2 和 σ_{R1}^2 ,并给出了三者在位移响应功率谱上的面积(图2),其中面积 A_1 和 A_2 分别表示 σ_B^2 和 σ_{R1}^2 ,总面积 A 也即 σ_T^2 。从图2可知, σ_B^2 对应的形状与荷载谱 $S(f)$ 完全相同,所以 σ_B^2 的图示面积 A_1 和计算方法(式(3))都是精确的,也与其概念一致,即 σ_B 仅由荷载的脉动性和结构刚度有关,与结构的频率和振型无关。只是文献[2]中对 σ_B^2 对式(3)又进一步做了简化以便于计算,但式(3)本身是精确的。需要说明,背景响应在一些文献中也称为准静态响应^[9]。

图2中 σ_{R1}^2 对应的面积 A_2 为总面积 A 与 A_1 的差值,从这个意义上看,文献[2]对 σ_{R1}^2 的定义实质为总脉动响应中背景分量以外的部分,也即式(9)。只是这样计算需首先获得 σ_T (式(2)),也失去了将 σ_R 和 σ_B 分别计算再组合的意义:即避免式(2)的复杂积分以简化 σ_T 的计算。

$$\sigma_{R1}^2 = \sigma_T^2 - \sigma_B^2 \quad (9)$$

显然,在图2中示意性地给出对 A_2 的划分容易,但却无法精确计算 A_2 的面积即 σ_{R1}^2 :文献[2]中

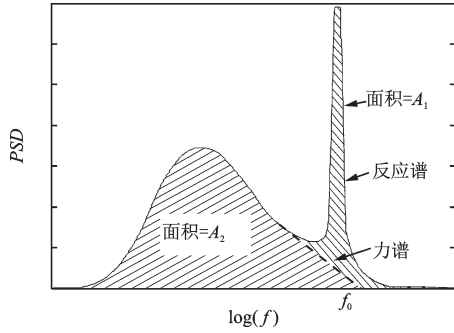


图2 背景和共振分量在响应功率谱中的划分^[2]

Fig. 2 Separation of background and resonant components in response spectrum (from Ref. [2])

只是未加证明地给出了式4(a)这一近似表达式:文献[2]中对式4(a)使用的是“=”而非“ \approx ”,但其正文描述却是“approximately”,即约等。

文献[4]中, σ_T^2 、 σ_B^2 和 σ_R^2 三部分不再像图2一样是组合关系,而是独立给出各自的功率谱图形(图3)。显然, σ_T^2 和 σ_B^2 的图形、含义和表达式与文献[2]是一致的,但 σ_R^2 的图形和含义与文献[2]并不一致:此处的 σ_R^2 对应于幅值为 $S(f_0)$ 的白噪声激励所得响应功率谱,且据文献[10]可知式4(b)所示 σ_{R2}^2 的表达式是精确的。根据这一定义,虽然 σ_{R2}^2 的计算是精确的,但 σ_{R2}^2 和 σ_B^2 在 f_0 附近均有频率成分,两者之间有一定的耦合项,也即背景与共振的耦合分量 σ_{BR} ^[11-12],故在式5(b)对 σ_T 的计算中使用了“ \approx ”而非“=”。文献[4]对各分量的定义和分析过程在文献[3, 13]中亦有类似且更为详细的介绍,不再详述。

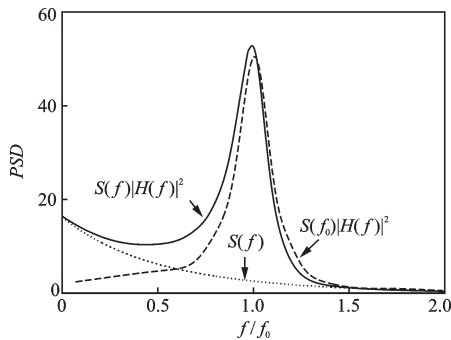


图3 各分量的功率谱^[4]

Fig. 3 Separation of each components in response spectrum (from Ref. [4])

对比文献[2-4]以及式(1~3)可知,在结构动力响应分析中, σ_T 和 σ_B 有明确的物理意义和准确的计算公式,各文献的表达也是一致的,但对共振分量 σ_R 的定义并不一致,也即文献[2]和文献[4]的定义及各自的计算方法。

一般认为,共振分量 σ_R 的概念源于惯性效应,故文献[3-4]的定义更为合理,式4(b)的计算也是精确的,只是在Davenport理论中对 σ_T 始终使用式(5)的近似表达式,并不涉及耦合分量 σ_{BR} 。另外,在图2中, σ_T 的功率谱曲线始终不低于 σ_B 的曲线,故可以将 σ_T 的对应的面积 A 简单划分为 A_1 和 A_2 。但从图3可知,在高于共振频率以外的频段, σ_T 的谱值会小于 σ_B 的谱值,这在下文图5中更为明显:这是由于 $|H(f)|^2$ 在低频区取值近乎为1.0但在高频区的取值急剧下降。尽管对于风振效应来说, σ_T 和 σ_B 在高频段的谱值相差极小,但这同样说明文献[2]通过响应谱的划分区别背景与共振的方法是不严谨的。

对于单自由度结构,经式(2)、式(3)和式4(b)得到 σ_T 、 σ_B 和 σ_R 各分量后,可由式(10)得到 σ_{BR} ,并且耦合分量往往以负值出现,尤其是当结构频率较小时,这在下文亦有印证。

$$\sigma_T^2 = \sigma_B^2 + \sigma_R^2 + \sigma_{BR} \quad (10)$$

另外,式4(b)的 σ_R 仅针对单自由度结构,对于多自由度结构,其 σ_T 和 σ_B 仍有明确的计算表达式,而 σ_R 却无明确的计算表达式。如依单自由度结构按式(4)单独计算每个模态的 σ_{Ri}^2 ,则所有模态 σ_{Ri}^2 的累加也不能称为总的共振分量,因为模态之间亦存在耦合项^[11]。同时,没有精确的 σ_R 也无法类比式(10)得到 σ_{BR} 。

因此,结构的共振分量 σ_R 和耦合分量 σ_{BR} 虽可定义,但在频域内仅能对单自由度结构给出表达式而无法对多自由度结构给出计算方法,但时域计算对任意结构均可给出 σ_R 和 σ_{BR} 的表达式。

1.2 时域方法

仍以单自由度结构为例,对式(1)如忽略惯性效应则退化为式(11),显然后者的响应完全由荷载自身的脉动性决定。对式(1)和式(11)分别进行动力和拟静力求解则可得精确意义的动力响应时程 $y_T(t)$ 和背景响应时程 $y_B(t)$,两者相减则可得精确意义的共振响应 $y_R(t)$ 。实际上,用式(11)计算背景响应在文献[12, 14]中已有体现,只是并未再用式(12)计算共振响应。

$$ky(t) = p(t) \quad (11)$$

$$y_R(t) = y_T(t) - y_B(t) \quad (12)$$

显然, σ_T 、 σ_B 和 σ_R 分别与 $y_T(t)$ 、 $y_B(t)$ 和 $y_R(t)$ 对应,并且在结构自振频率附近, $y_B(t)$ 和 $y_R(t)$ 均含有此频率成分而必然存在耦合效应,耦合分量 σ_{BR} 同样可由式(10)计算。

需要强调的是,耦合项只在频域或者方差计算中才有,在时域中并无此概念。以两个时域单频的信号 $y_1(t)=a\sin(\omega_1t+\alpha_1)$ 和 $y_2(t)=b\sin(\omega_2t+\alpha_2)$ 为例,显然两者并没有什么耦合项的概念。如对两个时域信号求和即 $y(t)=a\sin(\omega_1t+\alpha_1)+b\sin(\omega_2t+\alpha_2)$, 则 $y_1(t)$ 、 $y_2(t)$ 和 $y(t)$ 的方差分别为 $a^2/2$ 、 $b^2/2$ 和 $(a^2+b^2+2ab\rho)/2$, 其中 ρ 为 $y_1(t)$ 和 $y_2(t)$ 的相关系数。显然,如果 ω_1 和 ω_2 相等,则有 $\rho=\cos(\alpha_2-\alpha_1)$; 如果 ω_1 和 ω_2 不等,则有 $\rho=0$ 。也即如果 $y_1(t)$ 和 $y_2(t)$ 同频,则 $y(t)$ 的方差比 $y_1(t)$ 和 $y_2(t)$ 各自方差的和还多出一项,这一项 $ab\rho$ 也即耦合项。如果 $y_1(t)$ 和 $y_2(t)$ 频率不同,则无耦合项。

另外,由式(12)所得 $y_R(t)$ 共振分量时程将充分表现出共振效应的特点,其功率谱仅表现为共振频率位置的峰值。更为重要的是,式(1)、(11)和(12)所给各分量的在时域中的划分方法可以简单扩展至任意的多自由结构,并且概念同样是精确的。另外,时域计算不仅可以得到位移,还可得到内力,对结构设计更具指导性。需要说明,不管时域还是频域计算,对 σ_T 和 $y_T(t)$ 都只能给出理论表达式,实际都采用数值计算方法,故所得结果精度将受数值算法的影响,时域求解还受求解参数的影响,这些影响暂不做讨论。

2 计算结果及分析

为验证时域方法所得背景和共振分量的准确性,本文以两个结构的风振响应进行说明,包括单自由度的弹簧振子和多自由度的避雷针高耸结构。两种结构的脉动风时程依 Davenport 谱(式(13))和相干函数(式(14))采用谐波叠加法模拟^[15],时长均为 600 s;两种结构时域和频域计算中,风荷载参数依规范^[6]和文献^[16]对 B 类场地取风剖面幂指数 $\alpha=0.15$ 和地面阻力系数 $\kappa=3.27\times 10^{-3}$,并有 10 m 高度的紊流度 $I_{10}=0.14$ 。

$$\left. \begin{aligned} \frac{fS(f)}{u_*^2} &= \frac{4.0x^2}{(1+x^2)^{4/3}} \\ x &= \frac{1200f}{U(10)}, \quad u_*^2 = \kappa U^2(10) \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} &coh(x_i, y_i, z_i, x_j, y_j, z_j, f) = \\ &\exp\left\{\frac{-f[C_z^2(z_i - z_j)^2 + C_y^2(y_i - y_j)^2 + C_x^2(x_i - x_j)^2]}{(U_i + U_j)/2}\right\} \end{aligned} \quad (14)$$

式中, x 为无量纲的约化频率,即莫宁坐标; u_* 为摩擦

速度; $U(10)$ 为 10 m 高度平均风速;相干函数中 C_x 、 C_y 和 C_z 分别取 6、16 和 10; i 点坐标为 (x_i, y_i, z_i) ; U_i 为 i 点平均风速。

2.1 弹簧振子

首先以一系列不同频率的单自由度弹簧振子模型为算例进行说明。此系列模型共 21 种,弹簧刚度均为 $k=(2\pi)^2\text{N/m}$,配合不同的质量改变频率 f_s ,使 f_s 在 0.25~6.0 Hz 变化,为准确计入共振效应,脉动风模拟的上限频率为 $f_u=8.0$ Hz,时间步长 $\Delta t=1/128$ s,共计 76 800 个时间步长。

假定质点受到 B 类场地 10 m 高度平均风速 $U=24$ m/s 的脉动风荷载作用,假定质点的迎风面积 $A=1$ m² 且有阻力系数 $C_D=1.0$,根据空气密度 $\rho=1.25$ kg/m³ 及准定常气动力假定,可得质点脉动风荷载时程:

$$F(t)=\rho AC_D U v(t)=30v(t) \quad (15)$$

时程计算在 ANSYS 中进行,脉动荷载的每个时间步长 Δt 对应 ANSYS 求解中的一个荷载步,每个荷载步设一个子步即可满足各频率弹簧振子对积分步长 $ITS < 1/(20f_R)$ 的要求: f_R 为需计入的最高阶模态对应的频率,对本例即 f_s 。计算中取阻尼比 $\zeta=1\%$ 。

图 4 给出了频域的各分量计算结果,并以此为准给出了时域结果的相对值。可以看出,时域和频域所得 σ_B 几乎完全一致,偏差不到 1%。除 0.2、0.25、0.35、1.25、1.35 和 2.5 Hz 6 个频率外,其它频率弹簧振子时域所得 σ_T 和 σ_R 表现出良好规律:模型频率越大,与频域结果的偏差也越大,说明准确计入共振效应所需的 Δt 应越小; σ_T 和 σ_R 各自偏差分别在 2% 和 5%, σ_R 的偏差总大于 σ_T 的偏差,这也说明 σ_T 的偏差正来自 σ_R 。个别频率点 σ_R 偏差较大的原因是由于时程计算所得结果直接由荷载时程所决定,尽管荷载时程根据风谱模拟得到,但每次模拟所得脉动风时程仍有差异,所以时域结果将只是在统计意义上与频域结果相等,每个时程样本的结果仍会与频域结果有一定差异。

除 σ_T 和 σ_R 外,图 4(c) 还依式(10)给出了频域和时域方法所得耦合分量 σ_{BR} 以及 σ_{BR} 与 σ_T^2 的比值。可以看出,频域所得 σ_{BR} 始终为负值,这在图 5 中亦有体现:因为高频区 σ_T 的谱值较 σ_B 和 σ_R 谱值均偏小。另外, σ_{BR} 与 σ_T^2 的比值非常小,仅在一 2% 以内,且 σ_{BR}

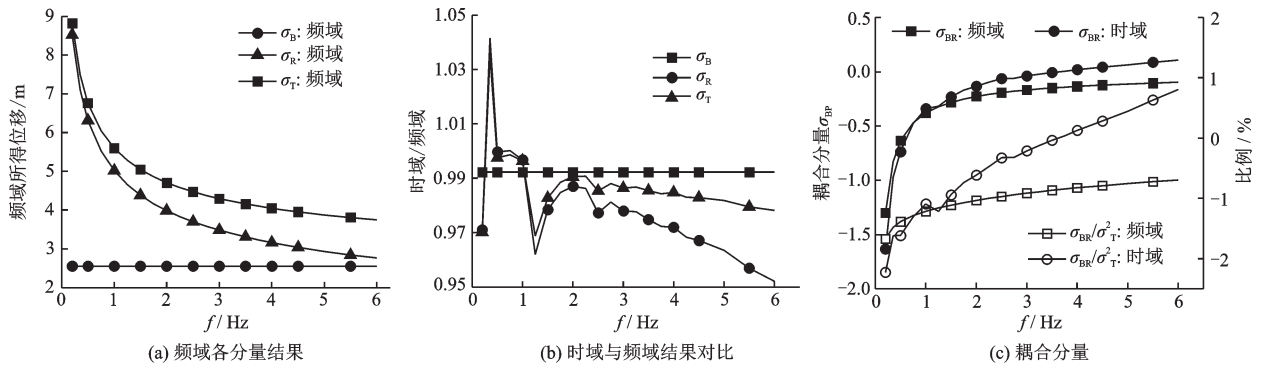


图4 时域和频域各分量计算结果对比

Fig.4 Comparison of the results from time and frequency domains

在 σ_T^2 中的权重随着结构频率的增加而持续减小,这也说明式 5(b) 的近似性颇高,尤其是结构频率较高时。时域结果所得 σ_{BR} 与频域结果同样有较好的一致性,但当结构频率较高时,同样因时域中 σ_R 的计

2.09、4.31、7.46 和 11.66 Hz。

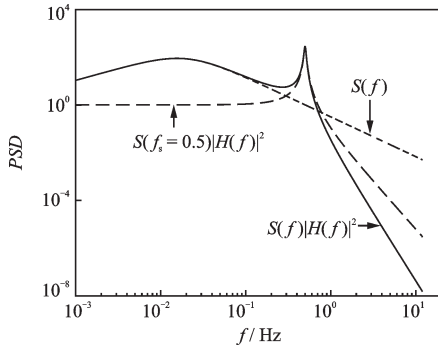


图5 $f_s=0.5$ Hz 时的荷载及响应 σ_B 、 σ_R 和 σ_T 功率谱

Fig. 5 Spectrums of load and σ_B , σ_R and σ_T at $f_s=0.5$ Hz

算误差使其 σ_{BR} 与频域结果的偏差有所增加,甚至时域所得 σ_{BR} 还出现正值。

弹簧振子模型模型算例说明,对于单自由度结构,时域方法同样可以得 σ_B 、 σ_R 和 σ_{BR} ,如果时域计算中的时间步长 Δt 相对结构频率足够小,如本例中小于 1.0 Hz 的结构,时域所得 σ_R 和 σ_{BR} 的准确性亦可达到频域方法的准确性。但是,时域方法的优点对单自由度结构并无体现,其优点主要体现在频域无法得到准确 σ_R 的多自由度结构。

2.2 高耸结构

某 750 kV 变电站避雷针塔身高 58 m(图 6),由变截面薄壁钢圆筒组成,直径从 1.5 m 渐变至 0.15 m。采用 ANSYS 中的 Beam188 单元建模计算,计算中不含塔尖,塔身共划分 31 个单元。经动力特性计算得其前 5 阶侧弯振型,频率 $f_1 \sim f_5$ 分别为 0.751、

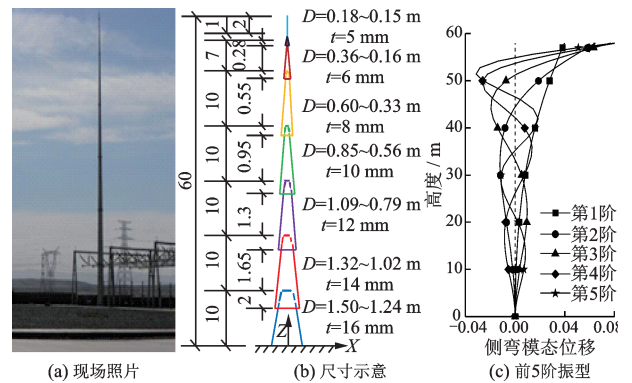


图6 避雷针结构及前5阶侧弯振型

Fig. 6 Geometry parameters and the first five models of the lightning rod

结构处于 B 类场地,基本风压 0.8 kPa,即风速 $U(10)=35.8$ m/s,其它参数同前,据此进行多变量(即节点数 $n=31$)脉动风场 $V(t)$ 模拟。为准确计入结构的共振效应,根据结构风振特点及前期计算^[15]可知,结构风振效应几乎完全由前三阶模态参与,故脉动风场模拟取 $f_u=6$ Hz,相应时间步长 $\Delta t=1/12$ s,共计 7 200 个时间步长。根据各节点迎风面积、规范阻力系数 $C_D=0.6$ 及准定常气动力假定,类似式(13)可得各节点脉动风荷载时程。采用瑞利阻尼对前两阶频率取阻尼比 $\zeta=1\%$ 。

图 7(a) 给出了时域方法所得位移和弯矩的 σ_T 、 σ_B 和 σ_R ,因频域方法仅能给出位移的 σ_T 和 σ_B ,故在图 7(b) 中用相对值给出。另外,也给出了时域所得 σ_{BR}/σ_T^2 (图 7(c))。可以看出,时频域所得位移的 σ_T 和 σ_B 一致性良好,偏差分别在 2.5% 和 3.5% 以内;位移和弯矩耦合分量 σ_{BR} 的权重依然较小,与 σ_T^2 的比值仅在 2% 以内。需要注意的是,本例 σ_{BR} 表现为

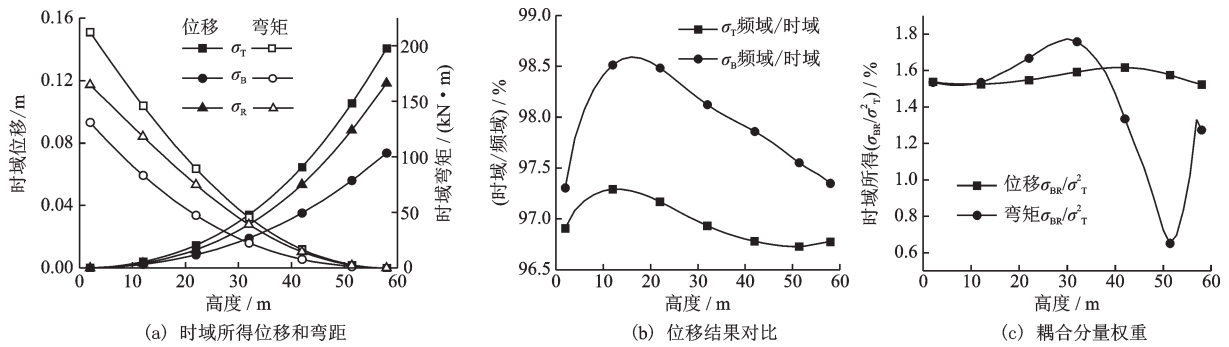


图7 避雷针结构时域和频域所得结果

Fig. 7 Results from time and frequency domains of the lightning rod

正值,这与弹簧振子频域计算所得 σ_{BR} 始终为负值不同,而文献[12]对大跨屋盖结构风振计算所得耦合分量也为正值。由于无法通过频域得到准确的 σ_R 和 σ_{BR} 进行对比验证,分析其原因,这一方面可能是由于时域计算 σ_R 的误差略大,另一方面也可能是多模态参与使 σ_{BR} 本身表现为正值。

3 结论

作为频域计算的补充和验证,给出了时域计算中背景和共振分量的计算方法,并通过弹簧振子和高耸避雷针结构的风振响应时频域计算结果对比,验证了方法的正确性,同时还分析了耦合分量在结构总脉动响应中的贡献。得到以下结论:

(1)时域中,对动力方程求解可得总脉动响应时程 $y_T(t)$,忽略惯性效应进行拟静力求解可得背景响应时程 $y_B(t)$,两者相减即可得共振响应时程 $y_R(t)$,三者分别与频域中的 σ_T 、 σ_B 和 σ_R 对应,而频域计算无法精确给出多自由度结构共振分量 σ_R 表达式。

(2)两种结构时域和频域所得 σ_T 、 σ_B 和 σ_R 一致性良好,偏差主要表现在 σ_R ,因为时域结果受动力计算时间步长的影响较大。另外,由于文中计算的脉动风荷载为谐波合成法模拟所得,故部分频率的弹簧振子模型时域所得结果与频域结果有较大差异。这也说明,时域计算结果受荷载样本影响,其结果不具备频域结果的统计性特征。

(3)根据背景和共振分量的定义方法,在总脉动响应 σ_T 中还有耦合分量 σ_{BR} 。依频域计算原理,单自由度结构的 σ_{BR} 多为负值,但在时域计算中,受 σ_R 计算精度的影响, σ_{BR} 可能会出现正值;多自由度结构 σ_{BR} 只能由时域所得,且本例计算其贡献为正值。

但两个算例的 σ_{BR} 权重均非常小,可忽略。

参考文献:

- [1] Clough R W, Penzien J. Dynamics of structures [M]. 3rd ed. Berkeley: Computers & Structures, 2003.
- [2] Davenport A G. Gust loading factors [J]. Journal of the Structural Division, 1967, 93(3): 11-34.
- [3] Simiu E, Scanlan R H. Wind effects on structures: an introduction to wind engineering [M]. New York: John Wiley & Sons Ltd, 1978.
- [4] Simiu E, Scanlan R H. Wind effects on structures: fundamentals and applications to design [M]. 3rd ed. New York: John Wiley & Sons Ltd, 1996.
- [5] Zhou Y, Kijewski T, Kareem A. Along-wind load effects on tall buildings: comparative study of major international codes and standards [J]. Journal of Structural Engineering, 2002, 128(6): 788-796.
- [6] 建筑结构荷载规范: GB 50009—2012 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012. Load code for the design of building structures: GB 50009—2012 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012. (in Chinese)
- [7] 张相庭. 结构风工程 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2006. Zhang X T. Wind engineering of structures [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2006. (in Chinese)
- [8] Holmes J D. Wind loadings of structures [M]. 3rd ed. Boca Raton: CRC Press, 2005.
- [9] 谢壮宁, 倪振华, 石碧青. 大跨度屋盖结构的等效静风荷载 [J]. 建筑结构学报, 2007, 28(1): 113-118. Xie Zh N, Ni Zh H, Shi B Q. Equivalent static wind loads on large span roof structures [J]. Journal of Building Structures, 2007, 28(1): 113-118. (in Chinese)
- [10] Meirovitch L. Analytical methods in vibrations [M].

London: Collier-Macmillan Company, 1967.

- [11] Ke S T, Ge Y J, Zhao L, et al. A new methodology for analysis of equivalent static wind loads on super-large cooling towers [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2012, 111:30-39.
- [12] 李寿科, 李寿英, 孙洪鑫. 考虑背景共振耦合效应的完全三分量法在大跨屋盖风致响应中的应用[J]. 应用力学学报, 2015, 32(6): 1 048-1 054, 1 107.
- Li Sh K, Li Sh Y, Sun H X. Refined three-component method for determining wind induced responses of large span roofs [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2015, 32(6): 1 048-1 054, 1 107. (in Chinese)
- [13] 刘尚培, 项海帆, 谢黎明. 风对结构的作用-风工程导论[M]. 上海: 同济大学出版社, 1992.
- Liu Sh P, Xiang H F, Xie J M. Wind effects on structures: an introduction to wind engineering [M]. Shanghai: Tongji University Press, 1992. (in Chinese)
- [14] 陈波, 武岳, 沈世钊. 大跨度屋盖结构等效静力风荷载中共振分量的确定方法研究[J]. 工程力学, 2007, 24(1): 51-56.

Chen B, Wu Y, Shen Sh Zh. Study of the resonant component of equivalent static wind loads on large span roofs [J]. Engineering Mechanics, 2007, 24(1): 51-56. (in Chinese)

- [15] 张军锋, 涂保中, 刘庆帅, 等. 谐波合成法脉动风模拟时间步长的取值[J]. 重庆交通大学学报(自然科学版), 2020, 39(2): 62-68.
- Zhang J F, Tu B Zh, Liu Q Sh, et al. Value of time step in the simulation of fluctuating wind field by weighted amplitude wave superposition method [J]. Journal of Chongqing Jiaotong University (Natural Science), 2020, 39(2): 62-68. (in Chinese)
- [16] 董新胜, 张军锋, 杨洋, 等. 脉动风紊流度的相关参数分析[J]. 结构工程师, 2019, 35(3): 115-160.
- Dong X Sh, Zhang J F, Yang Y, et al. Study on the parameters of turbulence intensity of fluctuating wind [J]. Structural Engineers, 2019, 35(3): 115-160. (in Chinese)

(本文责编: 赵霞)



(上接第 352 页)

- [14] 郭猛, 袁泉, 李鹏飞, 等. 密肋复合墙体的改进抗震构造措施[J]. 世界地震工程, 2010, 26(4): 141-145.
- Guo M, Yuan Q, Li P F, et al. Improved earthquake resistant constructional measures for multi-ribbed composite walls [J]. World Earthquake Engineering, 2010, 26(4): 141-145. (in Chinese)
- [15] 卢俊龙, 张荫. 三向地震作用下密肋复合墙结构模型振动台试验研究[J]. 自然灾害学报, 2017, 26(6): 77-86.
- Lu J L, Zhang Y. Shake table test of dynamic response of multi-ribbed wall structure model excited by tri-dimension earthquake wave [J]. Journal of Natural Disasters, 2017, 26(6): 77-86. (in Chinese)
- [16] 许祥训, 王凤来. 配筋砌块短肢砌体剪力墙抗剪承载力研究[J]. 新型建筑材料, 2011, 38(10): 27-30.
- Xu X X, Wang F L. Research on shear capacity of reinforced block short-leg masonry shear wall [J]. New Building Materials, 2011, 38(10): 27-30. (in Chinese)

- [17] 雷鸿君. 配筋混凝土空心小砌块墙受剪承载力研究[D]. 昆明: 昆明理工大学, 2002.
- Lei H J. Research of shear bearing capacity of small-sized concrete hollow block reinforced masonry wall [J]. Kunming: Kunming University of Science and Technology, 2002. (in Chinese)
- [18] 席亮. 竖向荷载作用下开洞带纵向加强肋复合墙体受力性能研究[D]. 乌鲁木齐: 新疆农业大学, 2017.
- Xi L. Study on mechanical behavior of longitudinal reinforcing rib composite wall with opening holes under vertical load [D]. Urumchi: Xinjiang Agricultural University, 2017. (in Chinese)
- [19] 郭猛. 框架-密肋复合墙结构抗震性能与设计计算方法研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2011.
- Guo M. Research on seismic performance and design calculation method of the frame-composite wall Structure system [D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2011. (in Chinese)