

高压输电塔-线体系风致动力响应分析与优化控制

柳国环, 李宏男

(海岸与近海工程国家重点实验室(大连理工大学), 辽宁省 大连市 116024)

Analysis and Optimization Control of Wind-induced Dynamic Response for High-voltage Transmission Tower-line System

LIU Guo-huan, LI Hong-nan

(State Key Lab of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, Liaoning Province, China)

ABSTRACT: A three-dimension coupled model of transmission tower-line system is established. Then, wind speed histories of the given field are generated using Davenport spectrum. In addition, a method to simulate tuned mass damper (TMD) is presented and proposed by combining linear spring model and Maxwell model. A nonlinear direct integration method considering conducting wire time-varying geometric stiffness is adopted to calculate wind-induced dynamic response of single tower and tower-line system. Moreover, control effectiveness of different optimization parameters of TMD is compared. The results of this study show that it is acceptable for both single tower and tower-line system to count optimization parameters of TMD according to the frequency computed from single tower modal analysis, and it is due to the increase of background response that make the total response of tower-line system be greater than those of single tower.

KEY WORDS: transmission tower-line system; tuned mass damper; time-varying geometric stiffness; wind-induced dynamic response; optimization parameter

摘要: 建立了输电塔-线耦联体系的空间模型, 利用 Davenport 谱模拟了目标场地风场, 采用线性弹簧模型与 Maxwell 模型相结合模拟调谐质量阻尼器(tuned mass damper, TMD), 采用考虑导线几何刚度时变性的非线性直接积分方法对有无 TMD 的单塔、塔-线体系风致响应时程分析, 进行 TMD 调频参数优化控制计算, 并比较了单塔与塔-线体系时程反应。分析结果表明, 对单塔和塔-线体系优化控制, 均可根据单塔模态分析得到的频率计算 TMD 优化参数; 由于背景反应的增加, 使得塔-线体系总反应比单塔有较大幅度增长。

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(50638010); 教育部创新团队(IRT0518); 高等学校博士点基金(20060141027)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China(50638010).

关键词: 输电塔-线体系; 调谐质量阻尼器; 几何刚度时变性; 风致动力响应; 优化参数

0 引言

风荷载作用下输电塔-线体系的破坏现象多有发生^[1]。例如, 2004年8月12日“云娜”台风导致浙江地区输电线路损坏3000km; 2005年4月20日, 江苏一双回路500kV输电线路发生风致倒塌事故, 一次倒塌8基; 2005年8月13日泉州市一高压线路铁塔在大风吹袭下轰然倒塌, 造成当地大面积停电。这些事故带来了重大的经济损失。为此, 学者们作了相关研究^[2-7], 文献[2]对比了单个输电塔的拟静力与塔-线体系动力响应计算结果, 得到我国输电塔抗风设计方法偏于不安全的结论, 但文中风荷载模拟忽略了导(地)线(以下称导线)各点高度差异的因素; 文献[3]提出了一种输电塔-线体系动力分析模型, 其本质是基于振型叠加的时程分析方法, 该方法无法考虑风荷载作用下导线的刚度时变性; TMD属于被动控制装置之一, 邓洪州等人^[4-5]利用TMD对江阴输电塔-线体系进行了风致响应控制研究, 但未提及TMD参数具体如何优化。

本文建立了三塔两线和五塔四线的输电塔-线耦联体系的空间模型, 以 Davenport 谱为目标谱, 对塔身94个不同高度以及导线15360个初始几何位置模拟脉动风场, 并将模拟结果与目标谱相比较; 给出将线性弹簧模型与基于 Maxwell 模型相结合来模拟 TMD 的方法; 采用考虑刚度时变性的非线性直接分方法分别对有无 TMD 的塔、塔-线体系分别进行了时程分析; 由于结构控制效果对 TMD 的调谐频率比较敏感, 本文进一步比较了不同 TMD 优化参数对控制效果的影响, 并将计算结果与文献

试验结果作了比较。

1 分析方法

1.1 索单元时变刚度矩阵

图1中, t_0 时刻索单元承受 $T(t_0)$ 作用力, t 时刻风荷载作用下, 节点 i 、 j 承受节点力 $F_i(t)$ 、 $F_j(t)$ 和 $T(t)$, 达到新的平衡状态, 此时, 满足力的平衡方程:

$$\begin{bmatrix} F_i(t) \\ F_j(t) \end{bmatrix} = \frac{T(t)}{L} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ 1 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_i(t) \\ v_j(t) \end{bmatrix} = \mathbf{K}_t^c \begin{bmatrix} v_i(t) \\ v_j(t) \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中 \mathbf{K}_t^c 定义为 t 时刻索单元的单元刚度矩阵。由于风荷载具有脉动性, \mathbf{K}_t^c 具有时变性。不难发现, \mathbf{K}_t^c 随 $T(t)$ 增大而增大, 反之亦然。风荷载作用下, 导线刚度的变化会影响结构体系的自振特性(例如: 频率), 文中的计算考虑到该因素, 这一点不同于文献[2]。

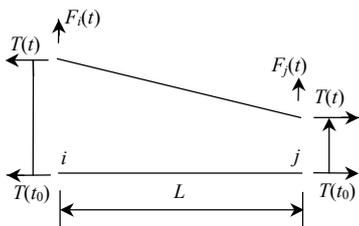


图1 节点力作用下索单元平衡图
Fig. 1 Equilibrium of cable element subjected to nodal force

1.2 塔-线体系求解方法

风荷载作用下, 考虑导线刚度时变性的塔-线体系动力平衡方程为

$$\mathbf{M}_0 \ddot{\mathbf{x}}_{t+\Delta t} + \mathbf{C}_{t+\Delta t} \dot{\mathbf{x}}_{t+\Delta t} + \mathbf{K}_{t+\Delta t} \mathbf{x}_{t+\Delta t} = \mathbf{F}_{t+\Delta t} \quad (2)$$

式中: $\mathbf{K}_{t+\Delta t} = \mathbf{K}_0 + \mathbf{K}'_{t+\Delta t}$; $\mathbf{C}_{t+\Delta t} = \alpha \mathbf{M}_0 + \beta \mathbf{K}_{t+\Delta t}$; \mathbf{M}_0 和 \mathbf{K}_0 分别为导线找形完毕时具有初始刚度时塔-线体系质量矩阵和刚度矩阵; $\mathbf{K}'_{t+\Delta t}$ 是 $t + \Delta t$ 时刻已转化为整体坐标系下导线时变刚度的增量矩阵; $\mathbf{K}_{t+\Delta t}$ 和 $\mathbf{F}_{t+\Delta t}$ 分别为 $t + \Delta t$ 时刻塔-线体系时变刚度矩阵以及风荷载向量; $\mathbf{x}_{t+\Delta t}$ 为 $t + \Delta t$ 时刻塔-线体系位移节点向量; α 和 β 分别为塔-线体系的质量矩阵系数和时变刚度矩阵系数, 根据文献[8]确定。

1.3 计算精度保证

由结构力学可知, 动力荷载作用下结构反应不仅与荷载大小有关, 而且与荷载卓越周期和结构自振周期的比值有关。设荷载卓越周期为 T , 结构自振周期为 T_0 。当 $T/T_0 \geq 4$ 时, 可按静力荷载计算; 当 $T/T_0 \leq 4$ 时, 可不考虑结构动力响应; 当 $1/4 < T/T_0 < 4$ 时, 需要考虑结构动力的响应。本文中采用 HHT^[9]直接积分方法计算结构动力响应, 需

要满足以下条件才可得到精度较高解^[10-12]:

$$\Delta t \leq \lambda T_{\min} \quad (3)$$

式中 $\lambda \leq 1/10$ 且 $T_{\min} = \min(T_0, T)$ 。

上述讨论, 与荷载类别无关。因此, 保证计算精度的积分步长选取适用于风荷载激励。

2 导线初始形态确定

索没有固定的几何形状, 在一定边界条件下, 施加的索张力和外部荷载保持平衡需要通过调节索的形状来实现。文献[13]指出, 承受均布荷载索形的解析解为悬链线(图2):

$$Z(x) = \frac{H_0}{q_0} [\text{ch}(\alpha) - \text{ch}(\frac{q_0(x-x_1)}{H_0} - \alpha)] + z_1 \quad (4)$$

式中: $\alpha = \text{arsinh} \left| \beta \cdot \frac{z_2 - z_1}{\text{sh}(\beta)} \right| + \beta$, $\beta = \frac{q_0 L}{2H_0}$; H_0 索端部水平拉力; q_0 重力均布线荷载。本文中, 导线两端点具有同水平高度, 故可令 $z_1 = z_2 = 0$; 此时, 如果已知 q_0 和索跨中垂度 z_f , 可以得到 H_0 , 通过式(4)就可以确定索的初始几何形状。索初始刚度的确定需要在索变形前几何位置施加重力荷载并进行考虑几何大变形的静力非线性分析, 达到预定初始几何形状, 具体还可参考文献[14]。

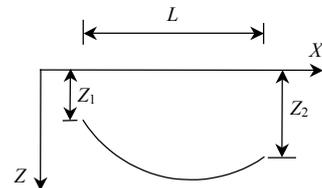


图2 索受均布重力荷载作用示意图
Fig. 2 Illustration of cable with distributed gravity loads

3 模型描述

为了充分模拟实际输电塔-线体系的风致动力响应, 必须建立塔-线耦合体系空间模型。三塔两线模型图3(a)由1个中塔、2个边塔、12根导线和4根地线组成; 五塔四线模型图3(b)由一个中塔、4个边塔、24根导线和8根地线组成; 塔高94m, 呼高54m, 档距480m。为避免结构出现机构现象, 输电塔构件选取具有轴向刚度、弯曲刚度与剪切刚度的空间梁单元, 而不采用桁架单元, 从而更好地模拟实际结构的物理属性; 导线采用索单元; 输电塔与大地连接方式采用固结, 与导线采用铰接; 空间梁单元不进行单元划分, 为充分体现几何大变形物理性质, 每根导线划分为480个单元, 三塔两线计算模型由5865个空间梁单元和7680个索单元组成, 五塔四线计算模型由9775个空间梁单元和

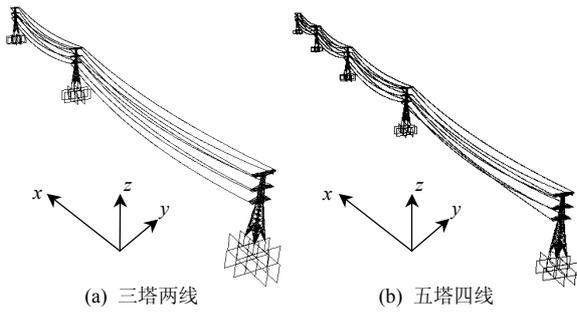


图 3 输电塔-线体系三维有限元模型

Fig. 3 3D-FEM model of transmission tower-line system

15 360 个索单元组成。为方便下文叙述，规定垂直方向、平行和垂直于导线方向依次分别为 Z 方向、x 方向和 y 方向。风荷载施加方向为 y 方向(90°攻角)。

4 风场模拟

文中根据顺风向水平脉动风速谱 Davenport 谱(式(5))，采用虽计算速度较慢但精度较高的谐波叠加法，来模拟塔-线体系目标场脉动风场，互功率谱相干函数采用式(6)，模拟时间间隔 0.05，持时 300 s。沿塔身模拟了 94 个不同高度处脉动风速，不考虑 x 与 y 方向相关性($C_x=C_y=0$)；与文献[1]不同，本文按照每根导线实际形状共模拟了 15 360 个不同位置脉动风速，不考虑 y 方向相关性($C_y=0$)。限于篇幅，仅给出中间塔塔顶位置(节点 1)脉动风时程(图 4)及其功率谱与目标谱吻合曲线(图 5)。

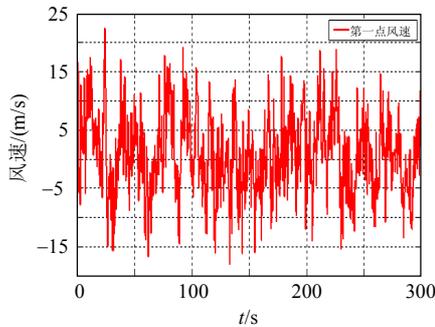


图 4 塔顶的脉动风模拟

Fig. 4 Simulated fluctuating wind speed at tower tip

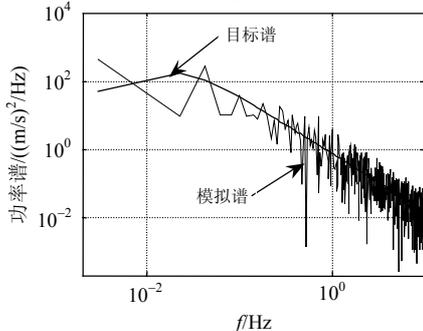


图 5 塔顶模拟风速的功率谱

Fig. 5 Power spectrum of fluctuating wind speed at tower tip

$$\begin{cases} S_v(f) = 4Kv_{10}^2 \frac{x^2}{f(1+x^2)^{4/3}} \\ x = \frac{1200f}{v_{10}} \end{cases} \quad (5)$$

$$\text{ch}(f) = \exp[(-2f) \cdot$$

$$\left(\frac{\sqrt{C_x^2(x_i - x_j)^2 + C_y^2(y_i - y_j)^2 + C_z^2(z_i - z_j)^2}}{v(z_i) + v(z_j)} \right)] \quad (6)$$

式中： K 反映地面的粗糙程度。工程处于河湾地带，本文取 $K=0.003$ ； v_{10} 为 10 m 处平均风速； f 为频率； C_x 、 C_y 和 C_z 为衰减系数， $C_x=10$ ， $C_z=15$ ； $v(z_i)$ 和 $v(z_j)$ 表示 i 、 j 两点的平均风速。脉动风具体模拟步骤见文献[15]，平均风以及风荷载计算步骤见文献[16]。

5 TMD 模拟

TMD 由质量块 M 、弹簧 K 和阻尼 C 组成(图 6)。阻尼 C 采用阻尼器 C_m 与弹簧 K_m 串联方式的 Maxwell 计算模型(图 7)。现在，讨论如何利用 Maxwell 模型来模拟 TMD 中的阻尼 C 。

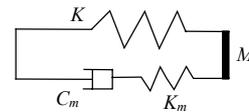


图 6 TMD 示意图

Fig. 6 Illustration of TMD

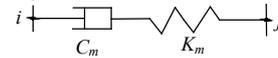


图 7 Maxwell 模型示意图

Fig. 7 Illustration of Maxwell model

设 Maxwell 模型中 C_m 与 K_m 的位移为 d_c 和 d_k ，满足式(7)和(8)

$$f_d = K_m d_k = C_m \dot{d}_c \quad (7)$$

$$d = d_k + d_c \quad (8)$$

式中： d 为 i 、 j 两点变形差。当 K_m 取值足够大时(本文中取 $K_m = 10^3 C_m$ ，与 $K_m = 10^4 C_m$ 计算结果同)， d_k 足够小，则 $d = d_c$ 。此时， $f_d = C_m \dot{d}$ ，这里 C_m 就是 TMD 阻尼 C 。简言之，TMD 模拟是将弹簧模型(模拟 TMD 刚度)与 Maxwell 模型并联组合，再通过调整 Maxwell 模型中 k_m 与 c_m 比值，实现 TMD 中阻尼 C 。

6 TMD 参数优化

6.1 单塔分析

李春祥等人^[17]采用 Davenport 谱，根据随机振动理论，对结构风振响应的 TMD 优化控制进行了研究，文中定义结构位移减振系数为 $D_{RF} = E[x_k(t)]$

$E[x_{0k}^2(t)]$, 其中, $E[x_k^2(t)]$ 和 $E[x_{0k}^2(t)]$ 分别为结构有控与无控第 k 层位移的均方差。由于风振控制主要是控制结构的第一振型, 所以将 TMD 放置结构最高层位置。以 D_{RF} 最小为目标函数, 求得 TMD 的优化参数。具体推导过程, 见该文献。

本文根据文献[18]对不同优化参数的 TMD 对单个输电塔以及塔-线体系减振效果影响进行了分析。下文中各符号意义: f_1 为输电塔或塔-线体系第一阶频率; λ^{opt} 为 TMD 调谐频率与 f_1 优化比值; f_{tmd}^{opt} 为 TMD 优化频率; M_1^* 为第一阶规格化模态质量; μ 为 TMD 质量与 M_1^* 比值; m_{tmd} 为 TMD 质量; ξ_{tmd}^{opt} 为 TMD 优化阻尼比; K_{tmd}^{opt} 为 TMD 优化刚度; C_{tmd}^{opt} 为 TMD 优化阻尼。本文中, TMD 放置在输电塔-线体系塔的最高横担处。

单塔模态分析的第一阶振型平行于横担, 频率为 0.792 Hz(图 8)。考虑几何非线性(P- Δ 效应)的 120s 时程反应频谱分析结果, 一阶频率为 0.773 Hz(图 9)。频谱分析得到基频减小, 原因在于风致反应过程中输电塔重力二阶效应使得结构软化^[18-19]。从位移图 9(a)幅值谱可知, 位移反应除共振分量外, 还包括位移响应的低频背景分量。这种现象可以从随机振动角度解释: 尽管在远离结构基频的低频处

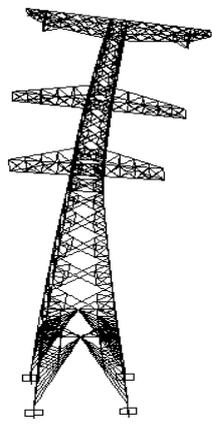
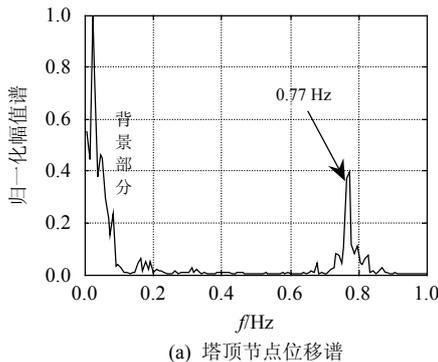
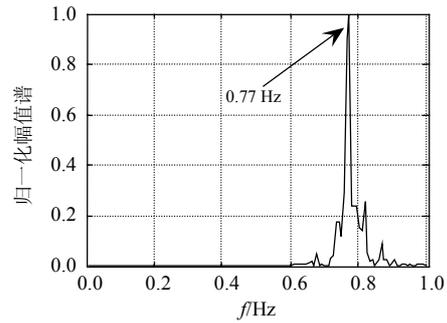


图 8 单塔一阶模态(0.792 Hz)

Fig. 8 First vibration mode of single tower (0.792 Hz)



(a) 塔顶节点位移谱



(b) 顶部横担边节点加速度谱

图 9 单塔节点位移幅值谱

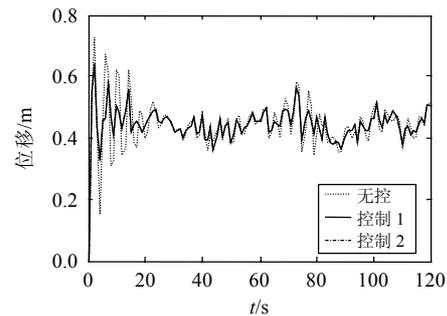
Fig. 9 Fourier amplitude of joint displacement of single tower

传递函数 $|H(\omega)|^2$ 较小, 但由于低频处风输入功率谱 $S_w(\omega)$ 较大, 使得位移反应功率谱 $S_d(\omega) = |H(\omega)|^2 \cdot S_w(\omega)$ 较大; 不同于位移反应, 加速度幅值谱(图 9(b))不存在背景分量, 这是因为, 在低频阶段, ω^4 极小使得加速度功率谱 $S_a(\omega) = \omega^4 S_d(\omega)$ 很小; 上述现象与文献[20]中实验结果一致。不同 TMD 优化参数对控制单塔控制的时程反应比较见图 10。

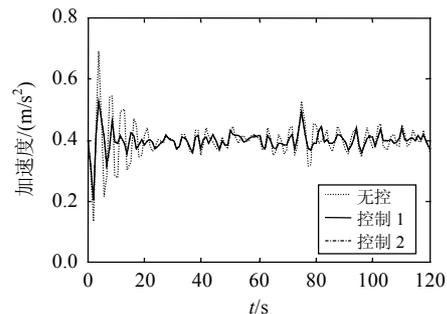
本文算例 $M_1^* = 12\ 913\ \text{kg}$, 取 $\mu = 5\%$, $\lambda^{opt} = 0.962$, $\xi_{tmd}^{opt} = 0.11$, TMD 优化参数见表 1。减振效果由减振系数 β_R 来表示

$$\beta_R = \sigma_c / \sigma_o \tag{9}$$

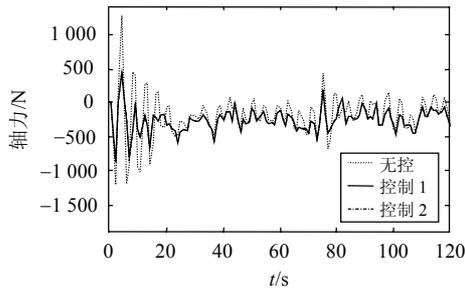
式中 σ_c 和 σ_o 分别定义为结构有控和无控时反应的方差。文中, β_d 、 β_a 和 β_n 分别表示为位移减振系数、加速度减振系数和轴力减振系数。对于单塔, 采用方案 2 控制效果如下: $\beta_d = 0.86$, $\beta_a = 0.83$, $\beta_n =$



(a) 塔顶节点位移过程



(b) 顶部横担边节点加速度时程



(c) 顶部横担处杆轴力时程

图 10 不同 TMD 优化参数控制单塔时程反应比较
Fig. 10 Control effectiveness by different optimization parameters of TMD for single tower

表 1 单塔不同频率 TMD 参数优化表

Tab. 1 TMD optimization parameters of different frequency for single tower

| 参数 | f_1/Hz | $f_{\text{TMD}}^{\text{opt}}/\text{Hz}$ | m_{TMD}/kg | $C_{\text{TMD}}^{\text{opt}}/(\text{N}\cdot\text{s}/\text{m})$ | $K_{\text{TMD}}^{\text{opt}}/(\text{N}/\text{m})$ |
|------|-----------------|---|----------------------------|--|---|
| 控制 1 | 0.792 | 0.762 | 646 | 680 | 14 793 |
| 控制 2 | 0.773 | 0.744 | 646 | 664 | 14 092 |

注：控制 1—根据单塔模态分析得到的基频计算 TMD 优化参数；控制 2—根据考虑几何非线性的时程分析反应的傅氏变换得到的基频计算 TMD 优化参数。

0.85。方案 1 与方案 2 控制效果最大相差 0.98%。

上述分析表明：采用 TMD 对单塔有较好的控制效果；利用 TMD 对单塔进行一阶模态优化控制时，TMD 优化参数计算无需考虑单塔风致反应过程中 P- Δ 效应对基频的影响，其优化参数根据模态分析得到的基频计算即可。

6.2 塔-线耦合体系分析

本文首先进行了三塔两线模型与五塔四线模型模态分析结果的比较，比较结果见表 2、3。从前 3 阶频率看，导线的自振频率最大相差 4.56%，塔-线体系自振频率最大相差 3.09%，选取三塔两线模型进行分析。

三塔两线体系(以下称塔-线体系)一阶振型平行于横担(图 11)，频率为 0.671 Hz。考虑导线刚度时变性 120 s 时程反应频谱分析得到的一阶频率为 0.750 Hz(图 12)，比单塔模态分析结果略小。这一

表 2 导线的自振频率

Tab. 2 Natural frequency of conductors Hz

| 频率 | f_1 | f_2 | f_3 |
|-------|---------|---------|---------|
| 三塔两线 | 0.144 0 | 0.144 3 | 0.144 4 |
| 五塔四线 | 0.150 8 | 0.151 2 | 0.151 3 |
| 百分比/% | 4.51 | 4.56 | 4.56 |

表 3 塔-线体系的自振频率

Tab. 3 Natural frequency of tower-lines system

| 频率 | $f_1(\text{y 向})$ | $f_2(\text{x 向})$ | $f_3(\text{绕 z 扭})$ |
|-------|-------------------|-------------------|---------------------|
| 三塔两线 | 0.671 1 | 0.710 7 | 0.937 8 |
| 五塔四线 | 0.650 3 | 0.629 24 | 0.911 2 |
| 百分比/% | -3.09 | -2.57 | -2.84 |

现象与文献[20]的分析结果一致。 M_1^* 、 μ 、 λ^{opt} 和 $\xi_{\text{TMD}}^{\text{opt}}$ 与单塔相同。3 种不同方案的 TMD 优化参数见表 4。根据不同控制方案对塔-线体系控制的时程反应如图 13 所示，相应控制效果见表 5。

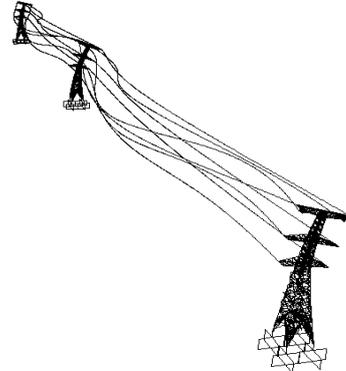
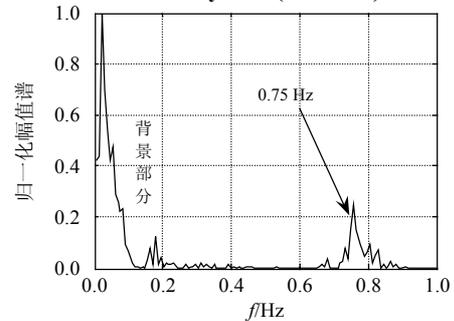
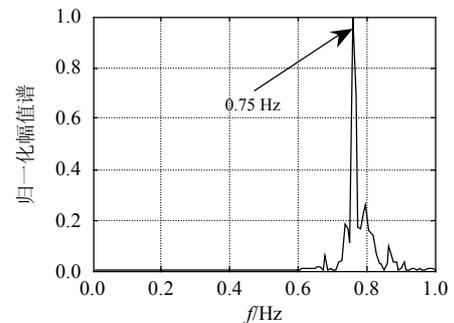


图 11 塔-线体系一阶模态(0.671 Hz)

Fig. 11 The first vibration mode of tower-line system (0.671 Hz)



(a) 塔顶节点位移谱



(b) 顶部横担边点加速度谱

图 12 塔-线体系节点位移与加速度幅值谱

Fig. 12 Fourier amplitude of joint displacement and member axial force for tower-line system

表 4 塔-线体系不同方案的 TMD 参数优化表

Tab. 4 TMD optimization parameters of different scheme for tower-line system

| 控制方案 | f_1/Hz | $f_{\text{TMD}}^{\text{opt}}/\text{Hz}$ | m_{TMD}/kg | $C_{\text{TMD}}^{\text{opt}}/(\text{N}\cdot\text{s}/\text{m})$ | $K_{\text{TMD}}^{\text{opt}}/(\text{N}/\text{m})$ |
|------|-----------------|---|----------------------------|--|---|
| a | 0.671 | 0.645 | 646 | 576 | 10 618 |
| b | 0.792 | 0.762 | 646 | 680 | 14 793 |
| c | 0.750 | 0.722 | 646 | 644 | 13 264 |

注：a—根据塔-线模态分析得到的基频计算 TMD 优化参数；b—根据单塔模态分析得到的基频计算 TMD 优化参数；c—根据考虑导线刚度时变性和几何非线性的时程分析反应的傅氏变换得到的基频计算 TMD 优化参数。

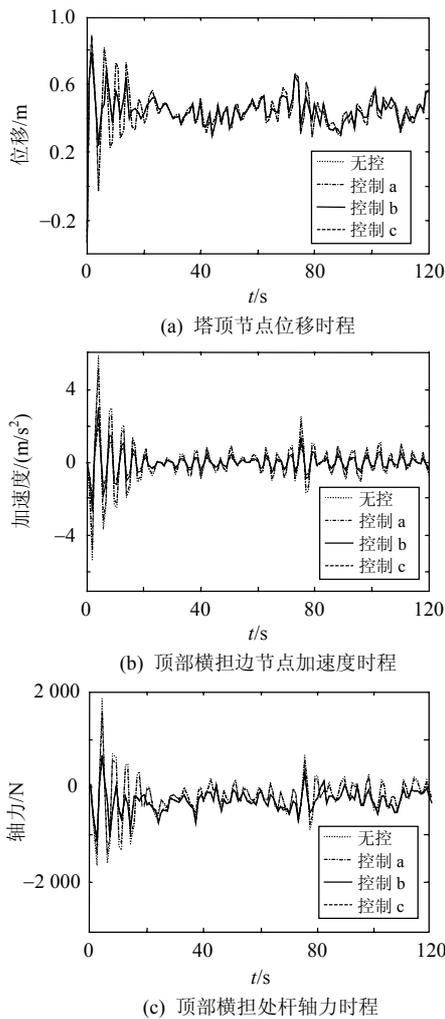


图 13 塔-线体系不同优化参数控制时程反应比较
Fig. 13 Control effect of response by different optimization parameters for single tower

表 5 塔-线体系不同控制方案减振系数
Tab. 5 Buffering coefficient of different control schemes for tower-line system

| 控制方案 | β_d | β_a | β_b |
|------|-----------|-----------|-----------|
| a | 0.96 | 0.95 | 0.96 |
| b | 0.86 | 0.85 | 0.84 |
| c | 0.83 | 0.82 | 0.83 |

从表 5 中可看出, a 方案控制效果很差, 尽管塔-线体系一阶频率比单塔基频仅小 0.12 Hz, 但控制效果确大幅度下降, 与 b 方案相比, β_n 相差高达 12.5%; b、c 两种方案比较接近, 减振系数最大相差 3.4%。尽管 c 方案控制效果最好, 但若以 c 方案进行优化控制, 需先计算塔-线体系无控时程反应, 再进行傅氏变换才能得到优化控制频率, 这将需要大量的运算时间。

7 单塔与塔-线体系反应比较

从单塔与塔-线体系功率谱曲线(图 14)可以看

出, 由于导线的存在增加了结构体系的阻尼, 从而使得在共振分量处塔-线体系功率谱小于单塔; 在背景分量处, 塔-线体系功率谱幅值较大幅度高于单塔, 这不仅是由于导线存在增加了结构体系的迎风面积, 还由于导线自振周期更接近于风卓越周期使得在低频处结构体系的传递函数 $|H(\omega)|^2$ 较单塔更大, 最终导致塔-线体系位移响应更大。就本文算例, 塔-线体系中塔塔顶节点位移响应方差是单塔的 2.58 倍。

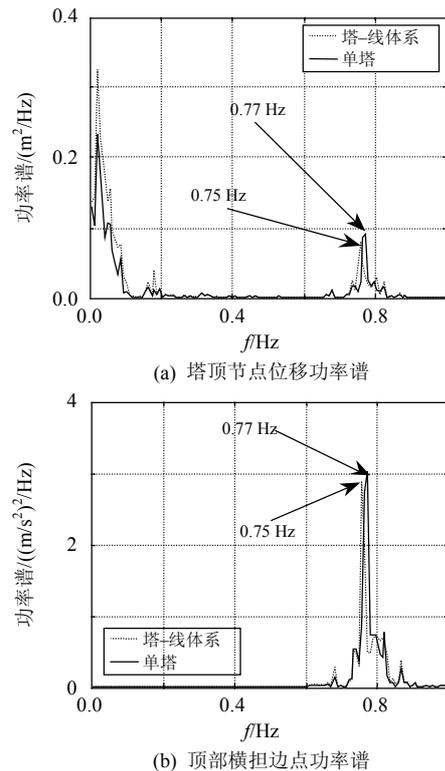


图 14 单塔与塔-线体系功率谱比较
Fig. 14 Comparison of the power sd between the tower and the tower-line system

8 结语

本文考虑到导线实际形状, 根据 Davenport 谱, 更精确地模拟了目标场地风场; 比较三塔两线与五塔四线模型的模态分析结果, 选取三塔两线模型进行分析; 采用考虑导线刚度时变性直接积分法对塔-线体系风致动力响应进行了计算与优化控制。根据分析结果, 可得到如下几点结论:

(1) 本文采用了将线性弹簧模型与 Maxwell 模型相结合的模拟 TMD 方法, 它可以用于实际结构的数值计算。

(2) 利用 TMD 对单塔一阶振型风振响应进行优化控制, 可根据单塔模态分析得到的基频计算 TMD 优化参数, 不需要考虑时程反应中由于二阶

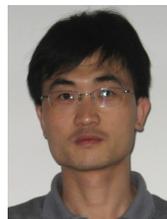
效应导致结构基频的减小。

(3) 利用 TMD 对塔-线体系风振响应一阶振型优化控制：根据塔-线体系模态分析得到的基频计算 TMD 优化参数，控制效果较差，减振系数均在 95%以上；根据单塔模态分析得到的基频计算 TMD 优化参数(b 方案)，控制效果较好，位移与轴力减振系数分别为 86%和 84%；根据塔-线体系时程反应频谱分析得到基频计算 TMD 优化参数(c 方案)，控制效果最好，位移与轴力减振系数均为 83%，但与 b 方案相比较，效果不明显。本文建议采取 b 方案。

(4) 与单塔相比，尽管由于导线的阻尼使得塔-线体系在共振分量处谱值降低，但由于其自振周期增加和迎风面积的增大使得塔-线体系位移反应背景分量增大，致使总反应增大。

参考文献

- [1] Li Hongnan, Bai Haifeng. High-voltage transmission tower-line system subjected to disaster loads[J]. Progress in Natural Science, 2006, 16 (9): 899-911.
- [2] 张琳琳, 谢强, 李杰. 输电线路多塔耦联体系的风致动力响应分析[J]. 防灾减灾工程学报, 2006, 26(3): 261-267.
Zhang Linlin, Xie Qiang, LI Jie. Dynamic wind-induced response analysis of multi-tower-line coupled system of Transmission Line [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2006, 26(3): 261-267(in Chinese).
- [3] Battista R C, Rodrigues R S, Pfeil M S. Dynamic behavior and stability of transmission line tower under wind forces[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2003, 91(8) : 1051-1067.
- [4] 邓洪洲, 朱松晔, 陈亦, 等. 大跨越输电塔线体系风振控制研究 [J]. 建筑结构学报, 2003, 24(4): 60-64.
Deng Hongzhou, Zhu Songye, Chenyi, et al. Study on wind-induced vibration control of long span transmission line system[J]. Journal of Building Structures, 2003, 24(4): 60-64(in Chinese).
- [5] 邓洪洲, 苏速. 江阴 500 kV 大跨越输电塔线体系模型风振控制试验研究[J]. 山东建筑大学学报, 2002, 17(3): 7-12.
Deng Hongzhou, Su su. Experimental research on wind-induced vibration control of Jiangyin 500kV long-span transmission towers and lines system model[J]. Journal of Shandong Jianzhu University, 2002, 17(3): 7-12(in Chinese).
- [6] Paluch M J, Cappellari T T O, Riera J D. Experimental and numerical assessment of EPS wind action on long span transmission line conductors[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2007, 95(7): 473-492.
- [7] Loredou-Souza M, Davenport A G. The influence of the design methodology in the response of transmission towers to wind loading [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2003, 91(8): 995-1005.
- [8] Yasui H, Marukawa H, Momomura Y, et al. Analytical study on wind-induced vibration of power transmission tower[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1999, 8(3): 431-441.
- [9] Hughes T. The finite element method-linear static and dynamic finite element analysis[M]. New Jersey: Prentice Hall, Inc., 1987.
- [10] Bathe K J. Finite element procedures in engineering analysis [M]. New Jersey: Prentice-Hall, Inc., 1982.
- [11] Chopra A. Dynamics of structures[M]. 2nd Edition. New Jersey: Prentice-Hall, Inc., 2001.
- [12] Clough R, Penzien J. Dynamics of structures[M]. 2nd Edition. New York: McGraw-Hill, 1993
- [13] 袁弼, 程大业, 叶康生. 索结构找形分析的精确单元方法[J]. 建筑结构学报, 2005, 26(2): 46-51.
Yuan Si, Cheng Daye, Ye Kangsheng. Exact element method for form-finding analysis of cable structures[J]. Journal of Building Structures, 2005, 26(2): 46-51(in Chinese).
- [14] 沈世钊, 徐崇宝等. 武岳著. 悬索结构设计(第二版)[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2006.
- [15] 王之宏. 风荷载模拟研究[J]. 建筑结构学报, 1994, 4(15): 44-52.
Wang Zhihong. Simulation of wind loading[J]. Journal of Building Structures, 1994, 4(15): 44-52(in Chinese).
- [16] 张琳琳. 随机风场研究与高耸、高层结构抗风可靠性分析[D]. 上海: 同济大学, 2006.
- [17] 李春祥, 刘艳霞. 高层建筑 TMD 风振控制优化设计[J]. 计算力学学报, 2001, 18(1): 69-73.
Li Chunxiang, Liu Yanxia. Optimum design of TMD for suppressing vibration of tall buildings subjected to wind[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2001, 18(1): 69-73(in Chinese).
- [18] Wilson E L. Static and dynamic analysis of structures: a physical approach with emphasis on earthquake engineering[M]. California: Computer and Structures, Inc, Berkley, 2004.
- [19] 爱德华·L·威尔逊. 结构静力与动力分析-强调地震工程学的物理方法[M]. 北京金土木软件技术有限公司译. 北京: 中国建筑工业出版社, 2006.
- [20] 郭勇, 孙炳楠, 叶尹. 大跨越输电塔线体系风振响应的时域分析 [J]. 土木工程学报, 2006, 12(39): 12-18.
Guo Yong, Sun Bingnan, Ye Yin. Time-domain analysis on wind-induced dynamic response of long span power transmission line systems[J]. China Civil Engineering Journal, 2006, 12(39): 12-18(in Chinese).



柳国环



李宏男

收稿日期: 2007-10-23.

作者简介:

柳国环(1980—), 男, 天津人, 2006 年获得华北水力水电学院土木工程专业学位, 博士研究生, 国家教育部创新团队成员, 主要从事结构抗风、抗震研究, lghcivil_2006@126.com;

李宏男(1957—), 男, 沈阳人, 教育部长江学者特聘教授, 博士生导师, 大连理工大学土木水利学院院长, 分别于 1987 和 1990 年获得国家地震局工程力学研究所的硕士和博士学位, 防灾减灾工程与防护工程专业, 主要从事工程结构抗震、抗风、健康监测与诊断研究, hnli@dlut.edu.cn.

(编辑 郭联哲)