

doi:10.11918/j.issn.0367-6234.2015.02.013

双塔电压发生器地震反应分析的 Rayleigh 阻尼矩阵

唐 玉, 楼梦麟

(同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 200092 上海)

摘 要: 电压发生器设备因具有长细比大、重心高、阻尼比小等特点, 十分不利于抵御水平地震作用或强风作用. 为了研究此类结构在地震反应分析中阻尼矩阵的建模问题, 以明置于室外地表的某双塔电压发生器为例, 分析了结构的动力特性, 并计算和讨论了结构在 Taft 波、El-Centro 波和宁河波作用下, 采用不同 Rayleigh 阻尼矩阵建模时的结构动力反应. 计算结果表明: 不同 Rayleigh 阻尼矩阵比例系数的选取, 对结构的动力反应计算结果的正确性产生很大影响. 因此应综合考虑地震波的频谱特性和结构的自振特性选取两阶自振频率, 从而使得计算结果更加接近真实解.

关键词: 双塔电压发生器; Rayleigh 阻尼模型; 时程分析; 模态叠加; 阻尼系数转换频率

中图分类号: TU591 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2015)02-0067-07

Damping matrix models in seismic response analysis of twin-tower voltage generators

TANG Yu, LOU Menglin

(State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, 200092 Shanghai, China)

Abstract: The voltage generator equipment is not conducive to resist horizontal seismic actions and strong wind actions for its large slenderness ratio, high center of gravity and low damping ratio. To study the damping matrix models in seismic response analysis of the generator, the dynamic characteristics of a twin-tower voltage generator were analyzed under the excitations of three waves (Taft wave, El-Centro wave and Ninghe wave) with six different Rayleigh damping modes. The results show that the selection of damping coefficients has great influences on the calculation accuracy of structural dynamic responses. As the damping coefficients are determined by the two natural frequencies of vibration, it is wiser to take both characteristics of seismic spectra and structural natural vibration properties into account when choosing the damping coefficients, so that the calculation results will be more accurate.

Keywords: twin-tower voltage generator; Rayleigh damping; time-history analysis; mode superposition; translation frequency of damping coefficient

电压发生器设备, 在电力系统中占据十分重要的位置, 该类设备日趋大型化、高压化和新型化, 对其抗震设计的研究成为国内外抗震研究工作的重要课题之一^[1]. 由于功能需求特殊, 其往往具有细长(高度远大于宽度)、重心高(顶部质量比重大)以及阻尼比小(约为混凝土的 1/7~1/4)等特点, 使得这种结构形式十分不利于抵御强风

作用或水平地震作用^[2]. 电压发生器通常有两种结构形式^[3-4]: 一种为单塔式; 另一种为多塔式. 多塔式结构, 以双塔为例, 本体与分压器之间由保护电阻相连接, 构成了较复杂的结构体系.

在对结构进行地震反应分析时, 构造合适的阻尼矩阵十分重要. 目前最为常用的阻尼矩阵建模方式为 Rayleigh 阻尼矩阵, 由于该矩阵在数学处理方面十分便捷, 因此很多商业有限元软件都包含了这个矩阵模型. Rayleigh 阻尼矩阵由质量矩阵和刚度矩阵线性组合而成, 并通过选取的结构两阶自振频率及其对应振型的阻尼比求得相应的

收稿日期: 2013-10-30.

作者简介: 唐 玉(1985—), 女, 博士研究生;

楼梦麟(1947—), 男, 教授, 博士生导师.

通信作者: 楼梦麟, lml@tongji.edu.cn.

质量和刚度比例阻尼系数^[5-6].

由于双塔电压发生器在地震作用下表现出主从结构反应形式,计算 Rayleigh 阻尼系数时,需要同时考虑两个塔体的动力反应特性,因此选取合适的两阶频率显得尤为重要.为此,本文采用不同的频率组合,计算相应的 Rayleigh 阻尼系数并组建阻尼矩阵,利用有限元软件对某双塔电压发生器结构基于不同阻尼矩阵的地震反应进行分析,探讨不同建模方式对此类结构地震反应的影响,从而确定最优阻尼模型,为相似结构的地震反应分析提供可靠依据.

1 计算模型

1.1 结构简介

本文分析的结构为北方地区一室外双塔电压发生器,如图 1 所示.主体结构包括位于图左侧的塔架、塔架屏蔽罩和位于图右侧的分压器塔架、分压器屏蔽罩,以及连接两塔架的保护电阻.塔架和分压器塔架分别设置 4 根斜拉杆,以增强其稳定性.

塔架的左边立柱由高度为 2.9 m 的滤波电容器、交流上支柱,1.5 m 的倍压电容器以及 1.6 m 的交流下支柱组成;右边立柱由高度 2.9 m 的滤波电容器、1.432 m 的直流上支柱,以及

1.632 m 的直流下支柱组成.两立柱总高均为 14.844 m,其底部至屏蔽罩顶部的总高度为 16.3 m,立柱间在水平向由斜向硅堆管连接,竖向由法兰盘连接.分压器塔架由 3 个六层立柱组成,每层高度为 2.4 m,底部金属支座高 0.4 m,总高度 14.4 m,底部至屏蔽罩顶部的高度为 16.2 m.3 个立柱组成的结构平面为边长 1.2 m 的正三角形,各立柱间在水平向由水平钢杆相连,竖向由法兰盘相连.本体与分压器的屏蔽罩之间配置 3 个保护电阻,并通过金属挂管相连.

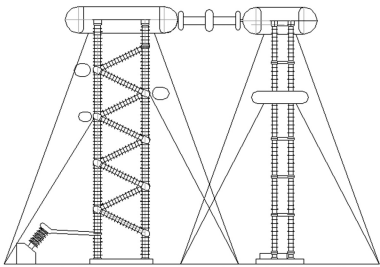


图 1 双塔式电压发生器结构示意图

总体上,立柱材料为复合绝缘套管,水平连杆为钢管,保护电阻为玻璃丝管,本体与分压器屏蔽罩内部支撑为型钢构件,斜拉杆为引拔棒.各类构件材料的具体物理性能参数如表 1 所示,表中复合绝缘套管和引拔棒的各项强度为破坏强度,钢 Q235 的强度为设计强度^[7].

表 1 材料物理性能

材料名称	弹性模量 E/MPa	密度 $\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	弯曲强度 σ/MPa	拉伸强度 σ/MPa	压缩强度 σ/MPa	剪切强度 τ/MPa	泊松比 ν
复合绝缘套管	2.1×10^4	2 100	136	55.4	200	841	0.30
Q235 钢	2.1×10^5	7 800	215	215.0	215	125	0.30
玻璃丝管	$(2.0\sim 2.5)\times 10^4$	2 100	600	297.0	190	45	0.30
引拔棒	4.0×10^{-2}	1 900	500	500.0			0.30

1.2 有限元模型

本文应用 ANSYS 程序对结构体系进行计算分析,根据直流电压发生器结构体系的特点,分别采用不同单元建立结构体系的计算模型.其中,塔架倍压电容器、滤波电容器、直/交流支柱、高压硅堆及分压器立柱等采用 PIPE16 管单元模拟;本体与分压器的连接杆、大保护电阻、均压罩中的支撑构件等采用 BEAM188 梁单元模拟;本体与分压器的斜拉杆采用 LINK180 受拉杆单元模拟;本体大/小腰形罩、中部均压罩以及大保护电阻中/端部均压环的质量分布用 MASS21 质量单元来模拟.模型中有 84 个管单元,969 个梁单元,113 个质量单元,16 个受拉杆单元,共 447 个节点,2 634 个自由度.结构的有限元模型如图 2 所示.

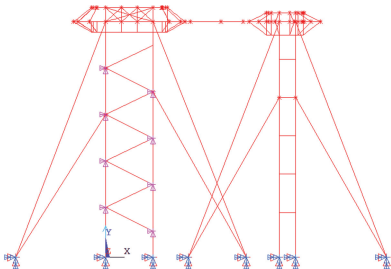


图 2 结构计算有限元模型

1.3 基本运动方程

一致地震输入作用下,多自由度体系的强迫振动^[5]可以表示为

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = -[M]\{I\}\ddot{u}_g(t)[M], \quad (1)$$

式中: $\{u\}$ 、 $\{\dot{u}\}$ 和 $\{\ddot{u}\}$ 分别为相对位移、相对速度和相对加速度, $[M]$ 、 $[C]$ 和 $[K]$ 分别为质量

矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵, $\{I\}$ 为地面运动影响向量, $\ddot{\mathbf{u}}_g(t)$ 为地面运动加速度. 阻尼矩阵 $[C]$ 选用 Rayleigh 阻尼矩阵, 即:

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K], \tag{2}$$

式中 α 和 β 分别为质量比例阻尼系数和刚度比例阻尼系数.

若已知结构的前 N 阶频率和模态为 ω_k 和 $\{\phi_k\}$ ($k = 1, 2, \cdots, N$), 则结构位移由广义坐标位移表示为

$$\{u(t)\} = \sum_{k=1}^N \{\phi_k\} q_k(t). \tag{3}$$

将式(3)代入式(1), 并前乘 $\{\phi_k\}^T$ 后得:

$$\ddot{q}_k(t) + 2\zeta_k \omega_k \dot{q}_k(t) + \omega_k^2 q_k(t) = \gamma_k \ddot{u}_g(t), \tag{4}$$

$$\gamma_k = -\{\phi_k\}^T [M] \{I\} / M_k, \tag{5a}$$

$$M_k = \{\phi_k\}^T [M] \{\phi_k\}, \tag{5b}$$

$$\zeta_k = \frac{\alpha}{2\omega_k} + \frac{\beta\omega_k}{2}. \tag{5c}$$

式中 γ_k 、 M_k 和 ζ_k 分别为第 k 阶振型的参与系数、

广义质量和振型阻尼比的计算值. 当结构系统的各阶阻尼比均为 ζ 时, 有

$$\alpha = \frac{2\zeta\omega_m\omega_n}{\omega_m + \omega_n}, \quad \beta = \frac{2\zeta}{\omega_m + \omega_n}. \tag{6}$$

式中 ω_m 、 ω_n 为结构任意两阶频率, 经试验得到复合绝缘套管的阻尼比为 $\zeta = 0.0124$.

1.4 地震作用

根据 GB50011—2010《建筑结构抗震规范》^[8], 该地区的抗震设防烈度为 8 度, II 类工程场地, 水平输入地震加速度的峰值为 0.2g. 选用 II 类场地上记录的 3 条实际地震波: Taft 波、El-Centro 波和宁河波. 地震输入方式采用控制水平方向(垂直于本体与分压器水平连接方向的 Z 向) + 竖直方向(Y 向), 3 条波分别选取相应的水平分量和垂直分量, 其中垂直地震加速度峰值取为水平地震加速度峰值的 1/2. 各输入地震波的水平加速度时程曲线、傅里叶幅值谱以及反应谱如图 3~5 所示.

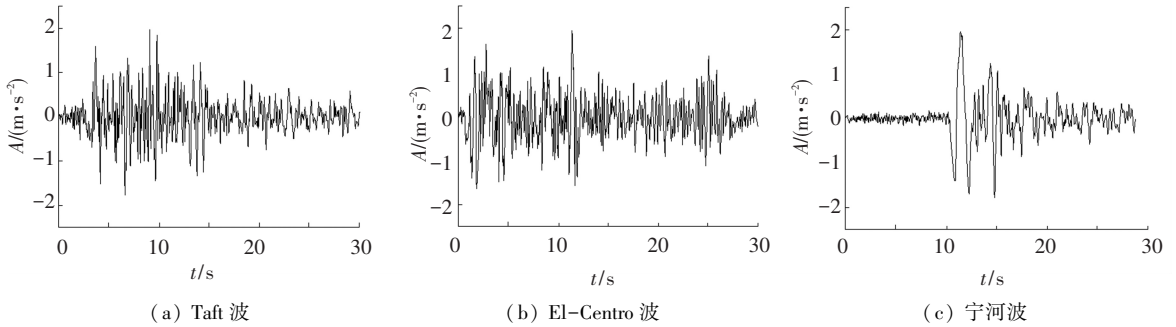


图3 输入水平地震波的时程曲线

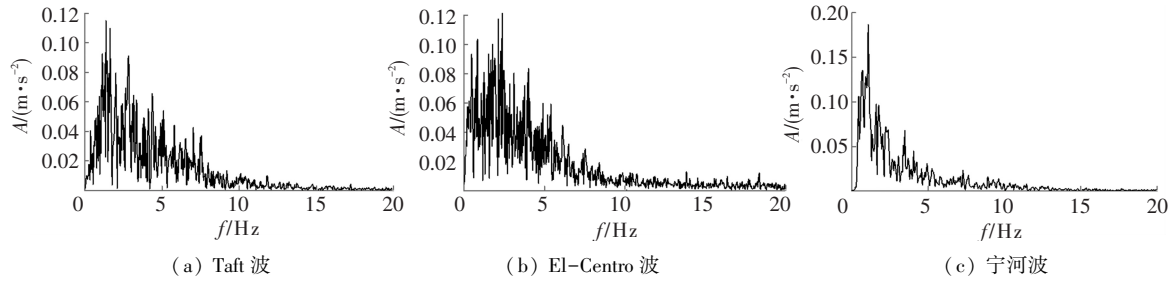


图4 输入水平地震波的傅里叶幅值谱

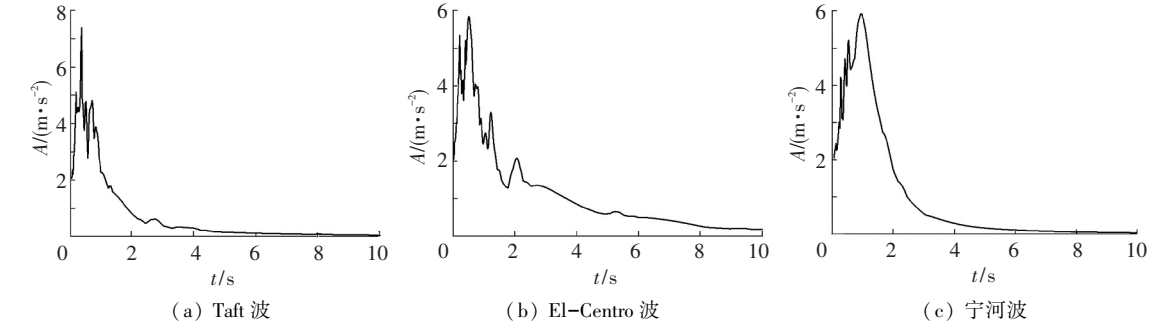


图5 输入水平地震波的反应谱

2 结构动力特性和地震反应

2.1 自振特性

表 2 列出了结构前七阶自振频率 ω_i 、自振周期 T_i 、各阶振型 3 个方向的参与系数 η_{ix} 、 η_{iy} 、 η_{iz} ，其中第 1 阶振型为以本体水平 Z 方向振动为主的振型，第 2 阶振型为以分压器 Z 方向振动为主的振型，第 5 阶振型为以分压器水平 X 方向振动为主的振型，第 7 阶振型为以本体 X 方向振动为主的振型，如图 6 所示。表中还列出了明显以 Y 方向竖向振动为主的第 19 阶振型。

2.2 不同 Rayleigh 阻尼矩阵建模方式

由式 (6) 可知，结构地震反应分析中采用 Rayleigh 阻尼矩阵形式时，各阶振型阻尼比的计算值是本阶振型频率 ω 与比例系数 α 和 β 的函数。

其中 α 、 β 可由结构体系两阶控制振型的频率和相应的振型阻尼比来确定。由于确定 α 和 β 值时，选取两阶自振频率的任意性将改变未参与比例系数计算的其他振型的真实阻尼比，使得 Rayleigh 阻尼矩阵下各阶振型阻尼比的计算值存在一定的误差。图 7 为当各阶振型阻尼比的实际值相等时，按式 (5c) 计算得到的振型阻尼比变化曲线。从图 7 可见，位于两阶控制频率之间的振型阻尼比计算值小于真实阻尼比，将会导致高估相应模态的结构动力反应；而位于两阶频率以外的振型阻尼比的计算值大于真实阻尼比，将会导致低估相应模态的结构动力反应。尤其当对结构地震反应贡献较大的振型较多时，会造成结构的地震反应产生较大失真。已有研究表明^[9-10]，选择合适的控制振型是保证结构地震反应计算准确性的关键。

表 2 结构自振特性表

振型阶数	$\omega_i / (\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$	T_i / s	η_{ix}	η_{iy}	η_{iz}
1	2.864	2.193	0.002 70	-0.006 4	66.030 0
2	7.479	0.840	-0.006 70	0.000 3	28.478 0
3	14.651	0.429	-0.014 90	-0.019 4	-31.240 0
4	15.719	0.399	0.056 30	0.006 0	5.360 0
5	16.636	0.377	73.478 00	-0.745 2	-0.013 2
6	28.901	0.217	0.035 22	-0.017 9	2.820 1
7	31.394	0.200	4.779 60	-0.517 8	0.095 8
19	82.682	0.076	2.872 20	-30.821 0	0.153 9

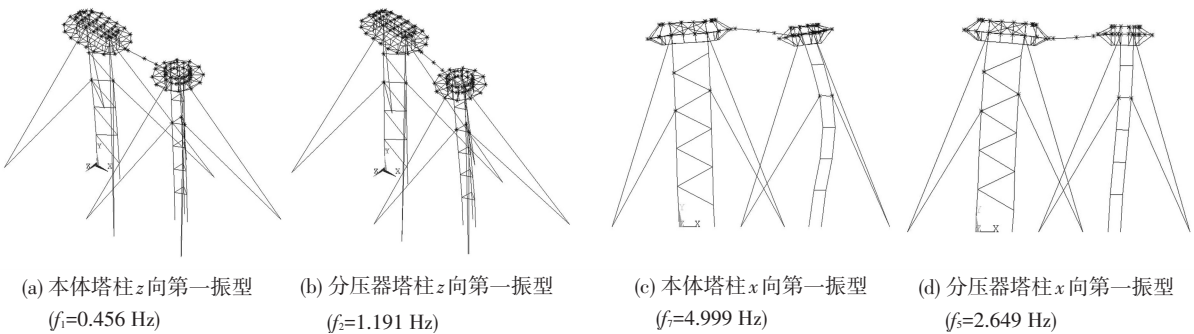


图 6 直流电压发生器结构体系振型图

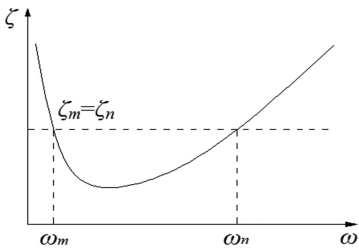


图 7 各阶振型阻尼比

由于系统的第 1 阶振型是以本体水平 Z 向第 1 阶振型为主的振型，因此取 $\omega_m = \omega_1$ 。同时，针对双塔电压发生器主从结构的反应形式，并参照相关 Rayleigh 阻尼矩阵的建模方式， ω_n 采用 6 种方法进行选取。

方法一：选取 ω_n 为以分压器水平 Z 向第 1 阶振型为主的系统第 2 阶振型频率，即 $\omega_n = \omega_2$ 。

方法二：选取 ω_n 为以本体水平 Z 向第 2 阶振型为主的系统第 3 阶振型频率，即 $\omega_n = \omega_3$ 。

方法三：选取 ω_n 为以分压器水平 Z 向第 2 阶振型为主的系统第 4 阶振型频率，即 $\omega_n = \omega_4$ 。

方法四：考虑输入地震波频谱影响，取 ω_n 为该地震波反应谱中谱值最大的激振频率，即 $\omega_n = \omega_1$ 。

方法五：取 ω_n 为粘滞阻尼转换频率^[11]，即 $\omega_n = \omega_c$ 。阻尼系数转换频率 ω_c 与结构基频和地震动的频谱特性有关。通过对多条实际地震动的最佳拟合频率进行曲线拟合，得到其经验公式为

$$\omega_c = \max(\omega_{c1}, \omega_{c2}) ,$$

(7)

$$\begin{cases} \omega_{c1} = 2\pi f_1 \left[1.0 + 2.4 \exp\left(-\frac{f_1 - 0.2}{0.16}\right) + \right. \\ \quad \left. 2.0 \exp\left(-\frac{f_1 - 0.2}{0.94}\right) \right], \\ \omega_{c2} = 2\pi f_g [0.26 + 0.2f_1]. \end{cases}$$

$(0.2 \leq f_1 \leq 4.5)$

式中: f_g 为傅里叶谱 $A(f)$ 重心处的频率, $f_g = \lambda_1/\lambda_0$, λ_i 为傅里叶谱的谱矩,即

$$\lambda_i = \frac{1}{2\pi} \int_0^\infty f_i A(f) df, \quad i = 0, 1.$$

(8)

经计算,3 条地震波傅里叶谱重心处的频率分别为 3.131 8、3.402 4 及 1.923 6 Hz,由此得到对应各条地震波的粘滞阻尼转换频率均为 8.62 rad/s.

方法六:采用直接求解 Rayleigh 阻尼系数的优化方法^[12].该方法以控制结构动力反应误差为目的,主要包含 4 个步骤:① 进行模态分析,确定结构自振频率 ω_n 、振型 $\{\phi\}_n$ 和振型参与系数 γ_n ;② 根据输入地震波确定位移反应谱 $S_d(\zeta_n, \omega_n)$;③ 建立以结构动力特性、振型参与系数以及反应谱为函数的目标函数:

$$[\boldsymbol{\Omega}]^T [\mathbf{W}] [\boldsymbol{\Omega}] \{\mathbf{A}\} = [\boldsymbol{\Omega}]^T [\mathbf{W}] \{\mathbf{Y}\}, \quad (9)$$

式中, $\{\mathbf{A}\} = \{\alpha \quad \beta\}^T$; $\{\mathbf{Y}\} = \{\zeta_1^*, \zeta_2^*, \dots, \zeta_N^*\}^T$, ζ_N^* 为各阶精确阻尼比; $[\mathbf{W}] = \text{diag}\{w_{k1}, w_{k2}, \dots, w_{kN}\}$,

$$w_{kn} = \varphi_{kn}^2 \gamma_n^2 S_d^2; \quad [\boldsymbol{\Omega}] = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1/\omega_1 & \omega_1 \\ 1/\omega_2 & \omega_2 \\ \dots & \dots \\ 1/\omega_N & \omega_N \end{bmatrix} \in \mathbf{R}^{N \times 2}.$$

④ 求解正规方程,得到该地震波下 α 和 β 的优化解,并解得相应的最优频率,则取 ω_n 为该频率,即 $\omega_n = \omega_y$.

表 3 列出了对应于各方法的 ω_n 值.从表中 ω_r 的数值可以看出,所选 3 条地震波的反应谱峰值频率有如下特点:Taft 波的 ω_r 大于 ω_3 , El-Centro 波的 ω_r 介于 ω_2 和 ω_3 之间,宁河波的 ω_r 介于 ω_1 和 ω_2 之间.图 8~10 分别给出了结构在 Taft 波、El-Centro 波及宁河波作用下,采用 6 种频率组合方式获得的结构各阶振型阻尼比曲线,其中水平实线代表各阶精确阻尼比均为精确阻尼比 0.012 4.

表 3 各工况下 ω_n 的取值 rad · s⁻¹

地震波	ω_2	ω_3	ω_4	ω_r	ω_e	ω_y
Taft 波	7.48	14.65	15.73	17.45	8.62	10.14
E-C 波	7.48	14.65	15.73	12.56	8.62	46.73
宁河波	7.48	14.65	15.73	6.68	8.62	4.84

为了比较不同阻尼模型对结构地震反应的影响,需要确定结构的“实际”反应.在线性条件下,

结构的实际地震反应可以采用全部模态叠加后的总反应.文中在假定各阶振型阻尼比均为 0.012 4 的条件下,选取全部振型应用振型叠加法计算结构的地震总反应,并以此作为分析比较的真实解.

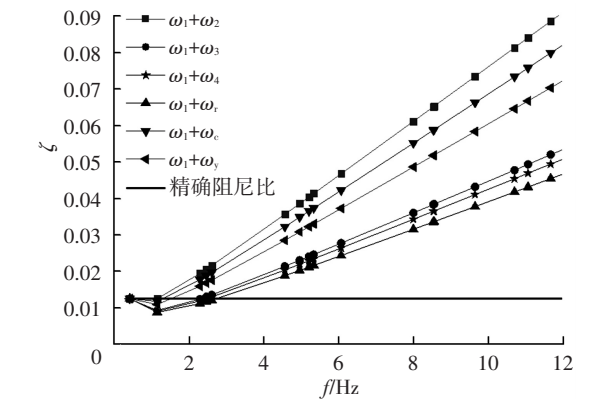


图 8 Taft 波不同频率组合下振型阻尼比曲线

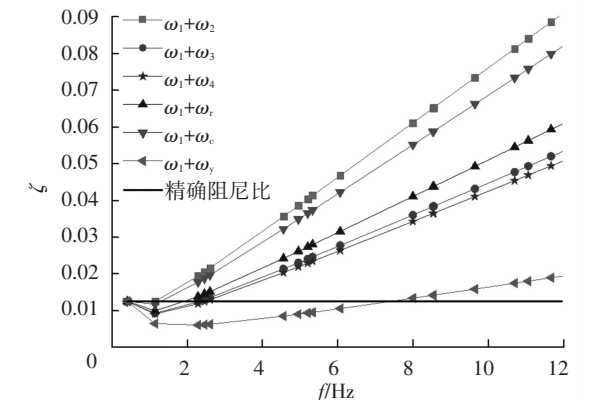


图 9 El-Centro 波不同频率组合下振型阻尼比曲线

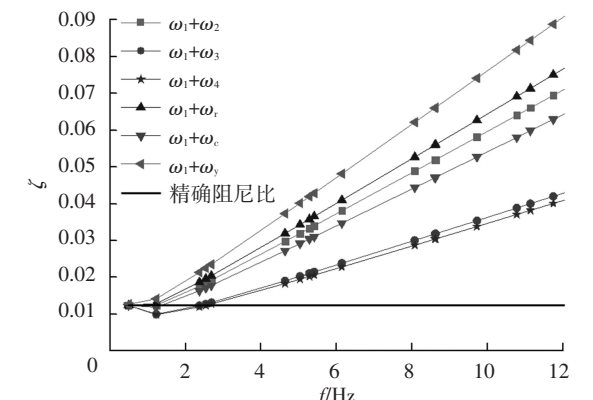


图 10 宁河波不同频率组合下振型阻尼比曲线

表 4~6 分别列出了结构在 3 条地震波作用下,采用不同阻尼矩阵后关键部位的反应峰值,以及各工况下结构线性地震反应峰值的相对误差.表中 A 、 V 、 M 和 N 分别表示顶层加速度与支柱底截面上的剪力、弯矩和轴力,其中后三项是结构抗震设计中重点关注的内容.下标 B、F 和 C 分别代表本体、分压器和保护电阻.结构在 Taft 波作用下的顶层加速度、本体支柱剪力以及本体支柱弯矩时程曲线同真实解的对比情况见图 11.

表 4 不同阻尼矩阵下地震反应峰值比较 (Taft 波)

工况	$A_B/(\text{m} \cdot \text{s}^{-2})$	V_B/kN	$M_B/(\text{kN} \cdot \text{m})$	N_B/kN	$A_F/(\text{m} \cdot \text{s}^{-2})$	V_F/kN
$\omega_1 + \omega_2$	4.15 (− 3.94)	2 762 (− 5.18)	17 208 (− 0.27)	9.64 (− 14.1)	6.00 (− 2.12)	1 665 (− 2.46)
$\omega_1 + \omega_3$	4.60 (6.48)	3 190 (9.51)	17 240 (− 0.09)	13.58 (21.0)	6.44 (5.06)	1 777 (4.10)
$\omega_1 + \omega_4$	4.64 (7.41)	3 222 (10.61)	17 220 (− 0.20)	14.19 (26.5)	6.48 (5.71)	1 788 (4.75)
$\omega_1 + \omega_r$	4.70 (8.80)	3 275 (12.43)	17 288 (0.19)	14.32 (27.6)	6.55 (6.85)	1 806 (5.80)
$\omega_1 + \omega_e$	4.25 (− 1.62)	2 856 (− 1.96)	17 249 (− 0.03)	10.41 (− 7.22)	6.08 (− 0.82)	1 690 (− 1.00)
$\omega_1 + \omega_y$	4.36 (0.93)	2 964 (1.75)	17 271 (0.09)	11.36 (1.25)	6.19 (0.98)	1 718 (0.64)
真实解	4.32	2 913	17 255	11.22	6.13	1 707

工况	$M_F/(\text{kN} \cdot \text{m})$	N_F/kN	V_C/kN	$M_C/(\text{kN} \cdot \text{m})$
$\omega_1 + \omega_2$	5 260 (− 1.99)	6.00 (− 8.68)	2 510 (− 1.14)	3 193 (− 0.87)
$\omega_1 + \omega_3$	5 575 (3.88)	7.42 (12.9)	2 581 (1.65)	3 274 (1.65)
$\omega_1 + \omega_4$	5 595 (4.25)	7.54 (14.7)	2 585 (1.81)	3 279 (1.80)
$\omega_1 + \omega_r$	5 630 (4.90)	7.73 (17.2)	2 593 (2.13)	3 288 (2.08)
$\omega_1 + \omega_e$	5 332 (− 0.65)	6.30 (− 4.11)	2 526 (− 0.51)	3 212 (− 0.28)
$\omega_1 + \omega_y$	5 413 (0.86)	6.64 (1.07)	2 543 (0.16)	3 232 (0.34)
真实解	5 367	6.57	2 539	3 221

注:括号内数值为相对误差,单位是%.

表 5 不同阻尼矩阵下地震反应峰值比较 (El-Centro 波)

工况	$A_B/(\text{m} \cdot \text{s}^{-2})$	V_B/kN	$M_B/(\text{kN} \cdot \text{m})$	N_B/kN	$A_F/(\text{m} \cdot \text{s}^{-2})$	V_F/kN
$\omega_1 + \omega_2$	7.92 (− 20.1)	4 551 (− 28.6)	46 570 (− 3.60)	10.58 (− 19.7)	4.40 (− 13.6)	1 277 (− 11.6)
$\omega_1 + \omega_3$	9.40 (− 5.15)	5 633 (− 11.6)	47 520 (− 1.64)	13.73 (4.25)	4.72 (− 7.27)	1 369 (− 5.19)
$\omega_1 + \omega_4$	9.52 (− 3.94)	5 723 (− 10.2)	47 440 (− 1.80)	14.13 (7.29)	4.75 (− 6.68)	1 378 (− 2.55)
$\omega_1 + \omega_r$	8.95 (− 9.69)	5 308 (− 16.7)	47 410 (− 1.86)	12.49 (− 5.16)	4.66 (− 8.45)	1 343 (− 6.99)
$\omega_1 + \omega_e$	8.22 (− 17.1)	4 872 (− 23.6)	46 870 (− 2.98)	11.16 (− 15.3)	4.46 (− 12.4)	1 294 (10.4)
$\omega_1 + \omega_y$	11.28 (13.8)	7 056 (10.7)	49 190 (1.82)	14.54 (10.4)	5.67 (11.4)	1 502 (4.02)
真实解	9.91	6 374	48 310	13.17	5.09	1 414

工况	$M_F/(\text{kN} \cdot \text{m})$	N_F/kN	V_C/kN	$M_C/(\text{kN} \cdot \text{m})$
$\omega_1 + \omega_2$	4 290 (− 5.57)	7.26 (− 18.9)	7 284 (− 6.76)	8 921 (− 6.46)
$\omega_1 + \omega_3$	4 488 (− 1.21)	8.07 (− 9.93)	7 586 (− 2.89)	9 269 (− 2.81)
$\omega_1 + \omega_4$	4 503 (− 0.88)	8.13 (− 9.26)	7 597 (− 2.79)	9 279 (− 2.71)
$\omega_1 + \omega_r$	4 427 (− 2.55)	7.83 (− 12.6)	7 490 (− 4.12)	9 159 (− 3.96)
$\omega_1 + \omega_e$	4 318 (− 4.95)	7.40 (− 17.4)	7 339 (− 6.05)	8 984 (− 5.80)
$\omega_1 + \omega_y$	4 682 (3.06)	9.76 (8.93)	8 073 (3.34)	9 819 (2.96)
真实解	4 543	8.96	7 812	9 537

注:括号内数值为相对误差,单位是%.

表 6 不同阻尼矩阵下地震反应峰值比较 (宁河波)

工况	$A_B/(\text{m} \cdot \text{s}^{-2})$	V_B/kN	$M_B/(\text{kN} \cdot \text{m})$	N_B/kN	$A_F/(\text{m} \cdot \text{s}^{-2})$	V_F/kN
$\omega_1 + \omega_2$	8.30 (− 18.5)	4 397 (− 8.62)	31 790 (− 11.2)	7.23 (− 14.3)	5.94 (− 17.7)	2 085 (− 7.54)
$\omega_1 + \omega_3$	9.51 (− 6.58)	4 984 (3.57)	34 650 (− 3.26)	7.93 (− 6.04)	6.11 (− 12.8)	2116 (− 6.16)
$\omega_1 + \omega_4$	9.62 (− 5.50)	5 142 (6.86)	34 870 (− 2.64)	8.11 (− 3.91)	6.22 (− 11.3)	2 118 (− 6.08)
$\omega_1 + \omega_r$	8.20 (− 19.4)	4 333 (− 9.95)	31 600 (− 11.8)	7.29 (− 13.6)	5.92 (− 15.5)	2 083 (− 7.63)
$\omega_1 + \omega_e$	8.55 (− 16.0)	4 567 (− 5.09)	32 390 (− 9.57)	7.50 (− 11.3)	5.98 (− 14.7)	2 092 (− 7.23)
$\omega_1 + \omega_y$	7.66 (− 24.8)	3 789 (− 21.3)	30 370 (− 15.2)	6.95 (− 17.7)	5.58 (− 20.4)	2 037 (− 9.67)
真实解	10.18	4 812	35 817	8.44	7.01	2 255

工况	$M_F/(\text{kN} \cdot \text{m})$	N_F/kN	V_C/kN	$M_C/(\text{kN} \cdot \text{m})$
$\omega_1 + \omega_2$	5 260 (− 1.99)	5.75 (− 19.2)	5 674 (− 5.92)	7 052 (− 6.25)
$\omega_1 + \omega_3$	6 675 (− 1.10)	6.39 (− 10.3)	5 849 (− 3.02)	7 274 (− 3.30)
$\omega_1 + \omega_4$	6 694 (− 0.81)	6.45 (− 9.41)	5 856 (− 2.90)	7 281 (− 3.20)
$\omega_1 + \omega_r$	6 333 (− 6.16)	5.71 (− 19.8)	5 677 (− 5.87)	7 055 (− 6.21)
$\omega_1 + \omega_e$	6 435 (− 4.65)	5.88 (− 17.4)	5 704 (− 5.42)	7 091 (− 5.73)
$\omega_1 + \omega_y$	5 852 (− 13.3)	5.47 (− 23.2)	5 563 (− 7.76)	6 899 (− 8.28)
真实解	6 749	7.12	6 031	7 522

注:括号内数值为相对误差,单位是%.

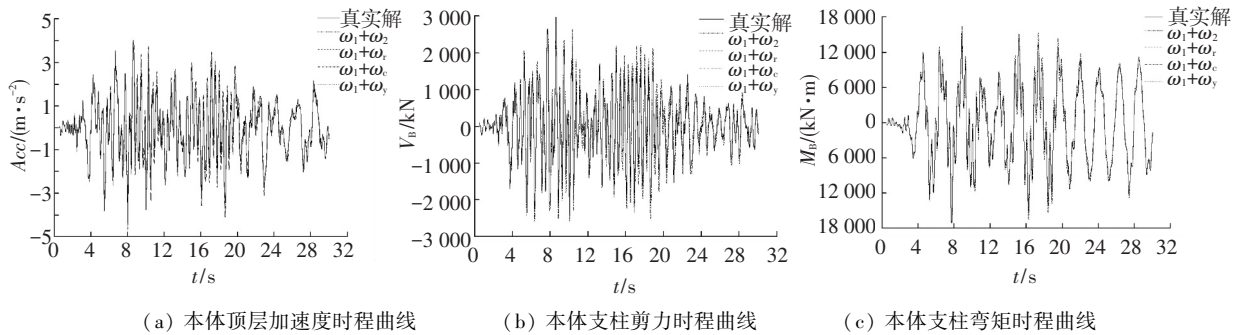


图 11 Taft 波作用下结构关键部位时程曲线

计算结果表明:

1) Taft 波作用下,工况 $\omega_1 + \omega_y, \omega_1 + \omega_r, \omega_1 + \omega_3$ 和 $\omega_1 + \omega_4$ 计算阻尼比系数存在高估结构动力反应的现象,而工况 $\omega_1 + \omega_2$ 和 $\omega_1 + \omega_c$ 则低估了结构的动力反应.由地震波的频谱特性结合振型阻尼比曲线可知,Taft 波中高频分量相对丰富(主要分量在 $0 \sim 5 \text{ Hz}$ 范围),使得相对高阶振型对反应的贡献不可忽略.由于工况 $\omega_1 + \omega_2$ 和 $\omega_1 + \omega_c$ 对应的阻尼比曲线明显存在高估高阶振型阻尼比的现象,因此这两组工况下的结构动力反应小于真实解.

2) El-Centro 波作用下,工况 $\omega_1 + \omega_y$ 计算阻尼比系数存在高估结构动力反应的现象,而其余工况则低估了结构的动力反应.由地震波的频谱特性结合振型阻尼比曲线可知,El-Centro 波中高频分量相对丰富(主要分量在 $0 \sim 5 \text{ Hz}$ 范围),高阶振型对反应的贡献同样不可忽略.除了工况 $\omega_1 + \omega_y$,其余工况对应的阻尼比曲线明显存在高估高阶振型阻尼比的现象,因此这些工况下的结构动力反应均小于真实解.

3) 宁河波作用下,各工况计算阻尼比系数均存在低估结构动力反应的现象.由地震波的频谱特性结合振型阻尼比曲线可知,宁河波的主要能量集中在低频段(主要分量在 $0 \sim 1.5 \text{ Hz}$ 范围),使得各工况对应的阻尼比曲线明显高估了高阶振型阻尼比.

综合表 4~6 的数据可知,当地震波反应谱中谱值最大的激振频率大于结构前两阶振型频率时, ω_n 的选择主要考虑输入地震波中主要分量频率的影响,建议 ω_n 取为地震波反应谱峰值频率和优化频率的较小值,这样能保证不低估结构地震反应;当地震波反应谱中谱值最大的激振频率低于结构第 2 阶振型频率时,地震波反应谱峰值频率对应的解和优化解对结构地震反应分析已无实际意义, ω_n 的选择主要考虑结构各阶振型的贡献情况.由此可见,利用 Rayleigh 阻尼模型进行地震反应分析时,若想得到较为精确的结果,其阻尼比例系数的选取非常关键,且对不同物理量会有不同的影响,应综合考虑地震波的频谱特性及结构的自振特性进行选取.

3 结 语

电压发生器设备因其具有长细比大、重心高、阻尼比小等特点,十分不利于抵御水平地震作用或强风作用.本文以明置于室外地表的某双塔电压发生器为例,计算并分析了在具有不同激振频率分布特性的地震波作用下,结构在不同阻尼矩阵模型下的结构动力反应.计算结果表明:不同 Rayleigh 阻尼系数的选取对结构动力反应将产生很大影响,因此利用 Rayleigh 阻尼模型对结构进行地震反应分析时,应综合考虑地震波的频谱特性和结构的自振特性选取两阶自振频率及相应的振型阻尼比,从而使计算结果更接近真实解.

参考文献

[1] 李杰. 生命线工程抗震[M]. 北京:科学出版社,2005.
[2] 同济大学土木工程防灾国家重点实验室. 汶川地震震害[M]. 上海:同济大学出版社,2008.
[3] 楼梦麟,董云. 大型直流电压发生器塔架结构地震反应分析[J]. 防灾减灾工程学报, 2013, 33(1): 35-40.
[4] 楼梦麟,潘曦. 电容器双塔结构地震反应分析[J]. 结构工程师, 2009, 25(6): 84-88.
[5] RAY W C, JOSEPH P. Dynamics of Structures[M]. Berkeley: Computers & Structures, Inc., 1995.
[6] 翟长海,谢礼立,张茂花. 阻尼对工程结构等延性地震抗力谱的影响分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2006, 39(10): 1705-1708.
[7] GB 50009—2001 建筑结构荷载规范[S]. 北京:中国标准出版社,2006.
[8] GB 50011—2010 建筑抗震设计规范[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2010.
[9] 楼梦麟,张静. 大跨度拱桥地震反应分析中阻尼模型的讨论[J]. 振动与冲击, 2009, 28(5): 22-26.
[10] 楼梦麟,张静. 结构爆破地震反应计算中的阻尼模型[J]. 防护工程, 2009, 31(1): 15-19.
[11] 楼梦麟,潘旦光. 滞后阻尼在土层时域分析中的应用[J]. 同济大学学报, 2004, 32(3): 281-285.
[12] 楼梦麟,董云. 基于结构基频确定 Rayleigh 阻尼系数的优化方法及其讨论[J]. 湖南大学学报, 2014, 41(2): 8-13.

(编辑 赵丽莹)