

文章编号:1000-582X(2009)11-1328-06

# 输电塔线体系风洞试验模型的变比例问题分析

汪之松<sup>1</sup>, 孙波<sup>2</sup>, 李正良<sup>1</sup>, 肖正直<sup>1</sup>

(1. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400030; 2. 中国电力顾问集团公司, 北京 100011)

**摘要:**塔线体系的气弹模型风洞试验时, 由于模型制作和现有风洞尺寸条件的限制, 输电塔线体系中塔与线保持相同比例的气弹模型制作难度很大, 往往需要将导线跨度的比例缩小。从数值分析的角度出发, 以某 1 000 kV 双回路线路的一段塔线体系为例, 铁塔保持不变, 导线的缩聚比例分别为 1.00、0.50、0.25 的情况进行顺风向的风振响应时程分析。结果显示, 导线比例缩聚后, 塔线体系的风振响应基本保持一致, 缩聚模型的风洞试验结果可以比较准确的反映原型的风振响应。

**关键词:**塔线体系; 风洞试验; 比例缩聚; 风振响应

中图分类号: TU279.7

文献标志码: A

## Analysis of the distorted scaling factor in wind tunnel modeling of power transmission line system

WANG Zhi-song<sup>1</sup>, SUN Bo<sup>2</sup>, LI Zheng-liang<sup>1</sup>, XIAO Zheng-zhi<sup>1</sup>

(1. College of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400030, P. R. China;

2. China Power Engineering Consulting Group Corporation, Beijing 100011, P. R. China)

**Abstract:** Because of the limitation of the model making and the existing wind tunnel's size, it is difficult to keep the line and tower in the same scaling factor in developing the aeroelastic model of the power transmission lines system, and a distorted scaling factor is needed in span length of the lines. With the instance of a 1 000 kV two-circuit power transmission lines, the finite element analysis under the along-wind load in time history is conducted with keeping the tower in the same and the line scaling factor being 1, 0.5 and 0.25 respectively. The results show that the response of the power transmission lines systems keep in the same, and then the wind-induced vibration of the distorted model in the wind tunnel test can actually reflect the response of the power transmission lines system under the wind load.

**Key words:** power transmission tower line system; wind tunnel testing; distorted scaling factor; response of wind-induced vibration

特高压输电线路由于杆塔较高, 线路的档距较大, 风敏感性较强, 其风振响应是线路结构设计中考虑的主要控制因素之一。为研究塔、线在风荷载作用下的相互作用, 国内进行了一系列的塔线体系风

洞试验。由于模型制作和现有风洞尺寸条件的限制, 输电塔线体系中塔与线保持相同比例的气弹模型制作难度很大, 往往需要将导线跨度的比例缩小。Loredo-Souza 和 Davenport<sup>[1]</sup> 对导线风洞试验中的

收稿日期: 2009-06-30

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50678181)

作者简介: 汪之松(1980-), 男, 重庆大学博士研究生, 主要从事结构风工程方向的研究, (Tel)13996470119, (E-mail)wzsong123@163.com。

跨度缩聚比例为 0.5 的情况进行了试验研究,得出在保持导线垂度相同,总的质量与挡风面积相同的情况下,缩聚模型与正常模型的风洞试验结果吻合较好,可以将导线的跨度缩聚后进行风洞试验。在此研究的基础上,郭勇等<sup>[2-3]</sup>以舟山大跨越为背景,其塔高 370 m,档距 2 750 m,在同济大学 TJ-2 风洞(实验段尺寸宽 3 m×高 2.5 m×长 15 m)进行了塔线体系的风洞试验研究,其塔模型比例采用 1:200,导线跨度比例为 1:2 000;李正良等<sup>[4-5]</sup>在中国空气动力研究与发展中心的 FL-13 风洞中进行了 1 000 kV 汉江大跨越塔线体系风洞试验研究,塔高 181.8 m,跨越档距 1 750 m,其塔和导线跨度的比例分别为 1:50 和 1:100;梁枢果等<sup>[6]</sup>也在同济大学 TJ-3 风洞(实验段尺寸宽 14 m×高 2 m×长 15 m)中做了类似的塔线体系风洞试验,其塔高为 48.5 m,档距 400 m,塔模型的比例为 1:30,导线跨度比例 1:60。总结这些试验,其塔线耦合体系的气弹模型均为非一致比例模型,此时风洞试验的结果是否仍然和塔线体系比例一致的情况相吻合尚缺乏必要的论证。在试验中对此类非一致比例的塔线模型进行对比研究比较困难,而且成本较高。Cluni<sup>[7-8]</sup>对索的风洞试验和数值分析进行比较,发现以两节点杆单元模拟索与风洞试验结果吻合较好。因此,从数值分析的角度出发,以某 1 000 kW 双回路线路的一段塔线体系为例,对铁塔保持不变,导线的缩聚比例分别为 1.00,0.50,0.25 的情况建立有限元模型,进行顺风向风振响应的理论计算,讨论导线跨度缩聚对塔线体系的风振反应的影响。

### 1 导线缩聚的原理

根据 Loredou-Souza 和 Davenport<sup>[1]</sup>的研究,在导线正常模型的跨度  $L_m$  和缩聚模型跨度  $L'_m$  之间引入缩聚系数  $\gamma$ ,有如下关系

$$L'_m = \gamma L_m \tag{1}$$

则导线的正常模型与缩聚模型的单位长度质量、单位长度上的风阻力和轴力关系为

$$\begin{aligned} m'_m &= m_m/\gamma, (C_D D)'_m = (C_D D)_m/\gamma, \\ E d'^2 &= \gamma E d^2, \end{aligned} \tag{2}$$

式中: $m_m$  和  $m'_m$  分别为正常模型与缩聚模型的单位

长度质量; $C_D$  为气动阻力系数, $D$  为导线的外观直径; $E$  和  $E'$  分别为正常模型与缩聚模型的弹性模量, $d$  为导线的受力部分的直径。

正常模型与缩聚模型的垂度  $s$ ,频率  $f$  和阻尼比  $\xi$ (包括气动阻尼)应保持不变

$$s'_m = s_m, f'_m = f_m, \xi'_m = \xi_m \tag{3}$$

文献[1]通过风洞试验验证当  $\gamma=0.5$  时,导线正常模型和缩聚模型的气动弹性响应保持一致。对于缩聚系数更小的气弹模型在风洞试验中实现困难很大。因此本文从数值分析的角度,对塔线体系原型及其导线缩聚模型原型进行顺风向的抖振分析,讨论更小缩聚系数的可行性。

根据式(1)-(3)得到正常模型原型与缩聚模型原型各参数的关系如下

$$\begin{aligned} L'_p &= \gamma L_p, m'_p = m_p/\gamma, D'_p = D_p/\gamma, E'_p = \gamma E_p, \\ s'_p &= s_p, d'_p = d_p, \xi'_p = \xi_p \end{aligned} \tag{4}$$

式中:上标“'”表示缩聚模型原型; $L$  为跨度; $m$  为单位长度质量; $D$  为外观直径; $E$  为弹性模量; $s$  为垂度; $d$  为受力部分直径; $\xi$  为阻尼比。

## 2 塔线体系的顺风向抖振分析

### 2.1 塔线体系的结构参数与有限元模型

选取某 1 000 kV 双回路线路中的耐-直-耐的三塔两线体系作为分析对象,其中耐张塔和直线塔均为格构式钢管塔,直线塔的高度为 108 m,耐张塔高度为 107 m。两跨导线档距为 400 和 550 m,导线垂度为 13 和 24 m。最上面是两根地线兼通讯线缆,下面 3 层为 6 根 8 分裂导线。导、地线与直线塔通过悬垂绝缘子连接,长度分别为 0.6 和 13 m,地线绝缘子串重 50 kg,导线绝缘子每相一串,重 3 000 kg。

为考察导线缩聚后的影响,分别取缩聚系数  $\gamma=0.5,0.25$ 。塔线体系原型与导线缩聚模型中导线各参数如表 1 所示。

利用通用有限元程序 ANSYS 建立塔线体系原型与导线缩聚模型的有限元模型,其中塔的杆件用梁单元模拟,导线与绝缘子用带预应力的索单元模拟,图 1 所示为塔线体系原型的有限元模型示意图。

表 1 各模型的导线计算参数

模型	$\gamma$	$L/m$	$s/m$	$As/m^2$	$E/MPa$	$D/m$	$m/(kg \cdot m^{-1})$
Model1	1.00	400/550	13/24	$6.283 2 \times 10^{-2}$	$6.300 \times 10^5$	0.268 8	16.48
Model2	0.50	200/275	13/24	$6.283 2 \times 10^{-2}$	$3.150 \times 10^5$	0.537 6	32.96
Model3	0.25	100/137.5	13/24	$6.283 2 \times 10^{-2}$	$1.575 \times 10^5$	1.075 2	65.92

说明:1)表中 Model1,Model2,Model3 分别代表塔线体系原型,导线缩聚系数为 0.5 和 0.25 的缩聚模型。

2)As 表示导线受力部分截面积。

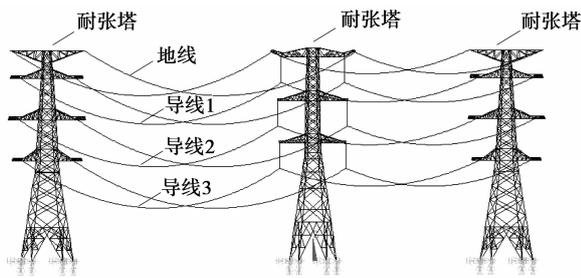


图 1 塔线体系 (Model 1) 的有限元模型

## 2.2 各塔线体系的模态分析比较

分别在重力作用下和参考风速  $v_{10} = 16 \text{ m/s}$  平均风荷载和重力共同作用下 2 种情况,对以上 3 种塔线体系进行模态分析。从塔线体系的模态分析结果看,其中低频部分均以导线的振动为主,而且频率分布十分密集,包括塔变形的塔线耦联体系振型一

般在 100 阶以后。导线的前 3 阶频率和包括塔变形的塔线耦联体系的前 3 阶频率结果如表 2,3 所示。

从 2 种受力情况下塔线体系频率对比可以看出,有风荷载作用时,塔线体系的频率有所增加,其中 Model3 导线频率前 3 阶平均增大 3.5%;直线塔的一阶频率也有所变化,但最大不超过 2.1% (Model 1)。从 2 种受力情况下的塔线体系原型与缩聚模型原型的动力特性比较可以看出,缩聚后导线频率变化很小,均在 0.5% 以内。直线塔的一阶频率变化稍大,其中变化最大的是重力和平均风共同作用下 Model3 的直线塔 1 阶频率较原型降低了 6.8%,其他情况直线塔的一阶频率变化约为 3% 左右。总体来看,导线跨度缩聚后,塔线体系的动力特性基本保持不变。

表 2 重力作用下各模型的模态分析结果比较

模型	导线			直线塔		
	$f_1$	$f_2$	$f_3$	$f_1$	$f_2$	$f_3$
Model 1	0.103 74	0.103 78	0.103 79	0.880 04	0.931 42	1.209 8
Model 2	0.103 45	0.103 50	0.103 50	0.854 78	0.932 94	1.213 0
Model 3	0.104 93	0.104 95	0.104 96	0.852 84	0.928 89	1.200 1

表 3 重力和平均风作用下各模型的模态分析结果比较

模型	导线			直线塔		
	$f_1$	$f_2$	$f_3$	$f_1$	$f_2$	$f_3$
Model 1	0.107 32	0.107 79	0.108 68	0.898 82	0.933 02	1.213 9
Model 2	0.107 16	0.107 65	0.108 56	0.866 44	0.934 73	1.217 8
Model 3	0.107 09	0.107 95	0.110 91	0.837 37	0.931 62	1.207 2

## 2.3 塔线体系风荷载与风速时程数值模拟

基于准定常理论和片条理论假定,输电塔线上任意节段所受到的顺风向风荷载  $F(t)$  可以表示为<sup>[9]</sup>

$$F(t) = \frac{1}{2} \rho v(t)^2 C_D A, \quad (5)$$

式中: $\rho$  为空气密度; $v(t)$  为风速,包括平均风和脉动风; $C_D$  为体型系数,可以按规范<sup>[10]</sup>的规定取值; $A$  为节段挡风面积。

要得到塔线体系顺风向风荷载时程需要生成空间相关的风速时程。目前,脉动风速时程的模拟方法主要有谐波合成法和线性滤波法<sup>[11]</sup>。采用谐波合成法对风速时程进行数值模拟,具体过程见文献<sup>[12]</sup>。

目标功率谱为采用 Simiu 谱<sup>[13]</sup>

$$\frac{nS(z, n)}{v_s^2} = \frac{200f}{(1 + 50f)^{5/3}}, \quad f = nz/\bar{v}, \quad (6)$$

式中: $z$  为高度; $n$  为频率,单位 Hz; $\bar{v}$  为  $z$  高度处的

平均风速; $v_s$  为剪切风速,应用中一般取  $v_s^2 = K v_{10}^2$ , 系数  $K$  与地貌有关<sup>[14]</sup>。

空间任意两点的风速的互谱可以通过下式计算

$$S_{ij}(\omega) = Coh(r, \omega) \sqrt{S_{ii}(\omega) S_{jj}(\omega)}, \quad (7)$$

式中: $S_{ij}(\omega)$  为  $i, j$  点之间的风速互谱; $S_{ii}(\omega)$  和  $S_{jj}(\omega)$  分别为空间 2 点的风速自谱; $Coh(r, \omega)$  为相干函数。

相干函数模型采用 Davenport<sup>[15]</sup>给出了纵向脉动风速的竖向和横向相干函数的表达式

$$Coh(r, \omega) = \exp \left[ - \frac{\omega}{2\pi} \frac{[C_y^2 (y_i - y_j)^2 + C_z^2 (z_i - z_j)^2]^{0.5}}{\frac{1}{2} [U(z_i) + U(z_j)]} \right], \quad (8)$$

式中: $\omega$  为圆频率; $r$  为空间 2 点的距离; $y_1, y_2, z_1, z_2$  分别为空间 2 点的横向坐标和竖向坐标,2 点的连线与平均风速的方向垂直; $U(z_1), U(z_2)$  分别为

$z_1, z_2$  高度处的平均风速;  $C_y, C_z$  分别为横向和竖向相关的指数衰减系数,其取值可以由试验确定, Davenport<sup>[15]</sup> 根据风洞试验结果建议取 16 和 10。

取 10 m 高处平均风速 10 和 16 m/s,以垂直线路走向为顺风向,将每个塔沿高度分为 10 个风速模拟点,导线每 50 m 作为一个风速模拟点,共 106 个风速模拟点。图 2 所示为模拟的平均风速  $v_{10} = 16$  m/s 时某一点风速时程曲线。图 3 为此点的风速功率谱与目标功率谱的比较,二者基本吻合,满足数值模拟的要求。

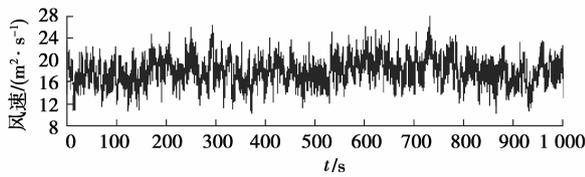


图 2 数值模拟的风速时程

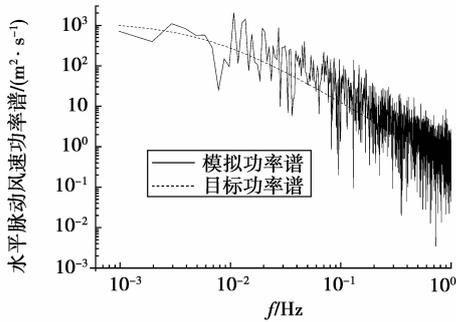


图 3 数值模拟风速功率谱与目标功率谱比较

### 3 塔线体系风振响应的比较

#### 3.1 塔线体系中直线塔响应比较

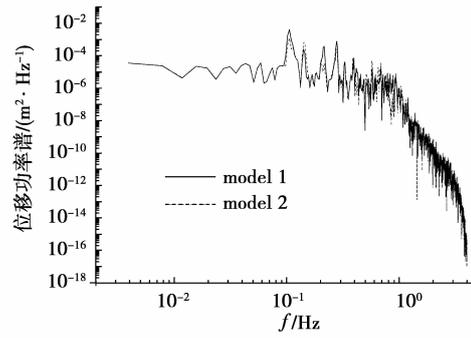
将前面数值模拟所得的各点风速时程通过式(5)转换成顺风向的风荷载时程,风荷载以节点荷载的形式分段加载于各个节段的节点处,采用 Newmark- $\beta$  法即可进行塔线体系的动力时程分析,从而得到各体系顺风向的风振响应。

图 4-7 中给出了不同参考风速各模型直线塔塔顶位移和加速度功率谱曲线比较,导线缩聚模型的塔顶位移和加速度谱与原型结果吻合较好。

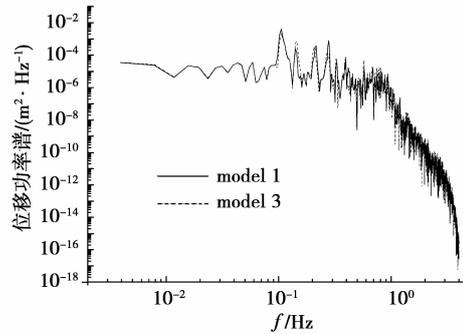
表 4 各模型的塔顶顺风向位移与加速度结果比较

$v_{10}/$ ( $m \cdot s^{-1}$ )	模型	位移/m		加速度/( $m \cdot s^{-2}$ )	
		均值	RMS	均值	RMS
10	Model 1	0.067 49	0.007 157	$-9.315 \times 10^{-5}$	0.034 86
	Model 2	0.067 45	0.005 545	$3.227 \times 10^{-5}$	0.034 82
	Model 3	0.067 21	0.006 089	$-9.641 \times 10^{-5}$	0.034 36
16	Model 1	0.146 10	0.023 800	$-3.930 \times 10^{-4}$	0.117 40
	Model 2	0.142 00	0.023 310	$-1.840 \times 10^{-4}$	0.142 80
	Model 3	0.139 60	0.022 440	$-2.800 \times 10^{-4}$	0.136 10

表 4 中列出了平均参考风速  $v_{10}$  为 10、16 m/s

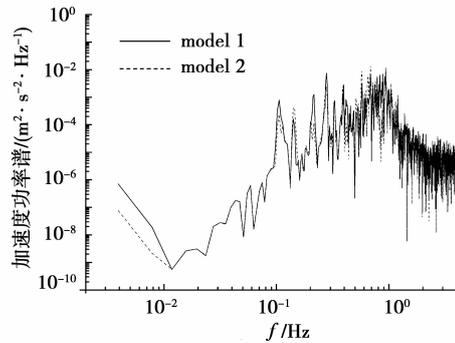


(a) model 1 与 model 2 的比较

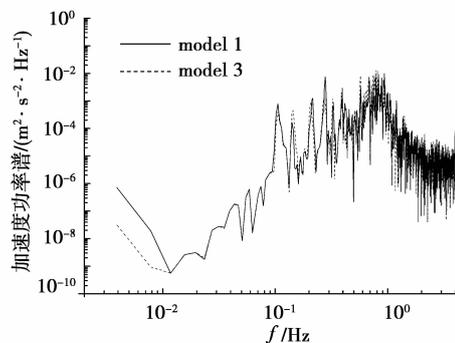


(b) model 1 与 model 3 的比较

图 4 直线塔塔顶位移功率谱比较 ( $v_{10} = 10$  m/s)



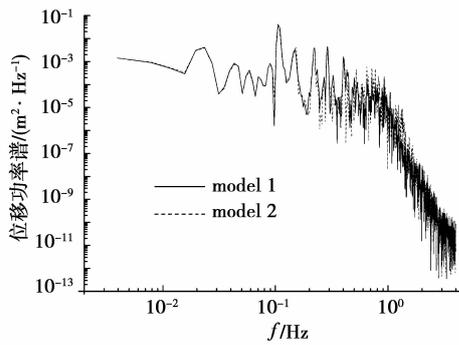
(a) model 1 与 model 2 的比较



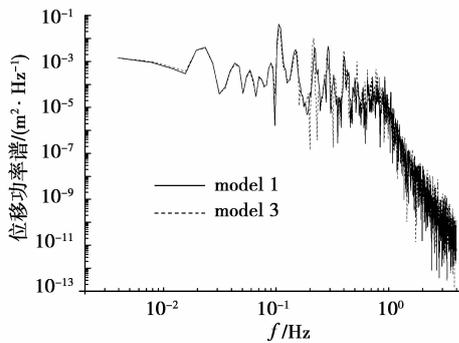
(b) model 1 与 model 3 的比较

图 5 直线塔塔顶加速度功率谱比较 ( $v_{10} = 10$  m/s)

时直线塔塔顶的顺风向位移与加速度的反应统计值。以正常模型为标准,两种风速下缩聚模型 1 的位移均值误差分别为 0.05% 和 2.83%;缩聚模型 2 的位移均值误差分别为 0.4% 和 4.50%。缩聚模型

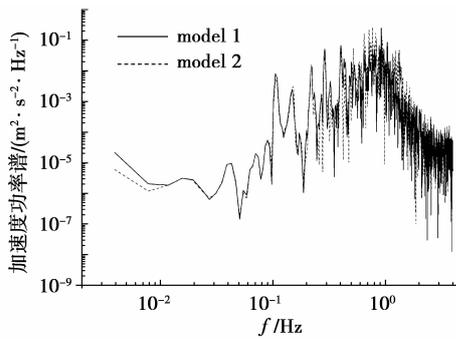


(a) model 1 与 model 2 的比较

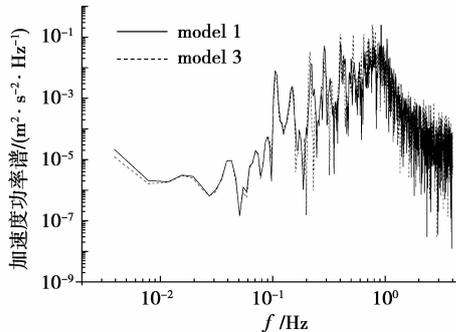


(b) model 1 与 model 3 的比较

图 6 直线塔塔顶位移功率谱比较 ( $v_{10} = 16$  m/s)



(a) model 1 与 model 2 的比较



(b) model 1 与 model 3 的比较

图 7 直线塔塔顶加速度功率谱比较 ( $v_{10} = 16$  m/s)

1 位移均方根(RMS)误差分别为 23%和 2.06%;缩聚模型 2 位移均方根误差分别为 9.8%和 5.79%。由于脉动风基本是一个平稳过程,所以加速度反应的均值接近于 0,  $v_{10} = 10$  m/s 时 3 种模型塔顶的加速度均方根值相差很小,  $v_{10} = 16$  m/s 时缩聚模型塔

顶的加速度均方根值约为正常模型的 1.2 倍左右。可见对于位移和加速度均方根值需根据具体情况考虑适当的修正。

### 3.2 塔线体系中导线响应比较

表 5、6 中列出了 400 m 跨和 550 m 跨一边的 1 根地线和 3 根导线中点的位移响应结果,3 根导线的编号从上到下依次为导线 1,导线 2 和 3(见图 1)。以正常模型为标准,其中缩聚模型 1 在 2 个不同的平均风速下的位移均值误差平均为 1.3%,最大为 3.4%;缩聚模型 2 在两个不同的平均风速下的位移均值误差平均为 5.2%,最大为 7.7%。而位移的均方根差异较大,没有明显的规律。

表 5 各模型导线跨中顺风向位移结果比较 ( $v_{10} = 10$  m/s)

模型		400 m 跨中位移		550 m 跨中位移	
		/m		/m	
		均值	均方根	均值	均方根
model 1	地线	2.295 0	0.365 7	4.170 5	0.966 8
	导线 1	3.643 3	0.736 4	5.847 4	1.914 6
	导线 2	3.120 0	1.339 4	5.089 9	1.291 1
	导线 3	2.758 6	0.920 9	4.436 6	2.353 0
model 2	地线	2.286 5	0.367 5	4.097 3	0.999 2
	导线 1	3.638 7	0.620 1	5.816 4	1.541 1
	导线 2	3.130 7	1.299 7	5.066 7	1.558 8
	导线 3	2.769 2	1.089 9	4.419 7	2.306 5
model 3	地线	2.201 4	0.403 4	3.858 7	0.953 4
	导线 1	3.506 8	0.589 3	5.529 5	1.556 4
	导线 2	3.011 0	1.306 6	4.809 4	1.394 7
	导线 3	2.678 8	0.918 7	4.212 8	1.733 1

表 6 各模型导线跨中顺风向位移结果比较 ( $v_{10} = 16$  m/s)

模型		400 m 跨中位移		550 m 跨中位移	
		/m		/m	
		均值	均方根	均值	均方根
model 1	地线	5.440 3	1.451 9	9.804 7	2.703 3
	导线 1	7.539 4	1.194 8	12.127 1	2.861 7
	导线 2	6.901 5	1.167 6	11.006 1	2.637 1
	导线 3	5.960 7	2.776 5	9.293 2	5.133 7
model 2	地线	5.299 2	1.250 3	9.487 4	2.623 0
	导线 1	7.332 4	1.621 7	11.712 1	2.747 8
	导线 2	6.801 8	1.167 2	10.812 1	2.308 5
	导线 3	5.899 8	2.865 9	9.066 4	5.105 6
model 3	地线	5.170 3	1.137 6	9.045 1	2.649 0
	导线 1	7.066 3	1.227 0	11.202 0	2.147 3
	导线 2	6.605 5	1.219 6	10.392 0	2.217 8
	导线 3	5.710 6	2.987 3	8.809 8	3.535 0

表 7 为导线 1 两跨端部的张力统计值,可以看出,导线跨度缩聚后,导线端部的张力发生了很大的

变化,3 种模型的导线端部张力均值之比约为 1:0.5:0.3。各模型导线端部张力均方根值之间没有明显规律。

表 7 各模型的导线端部张力结果比较

$v_{10}/$ ( $m \cdot s^{-1}$ )	模型	400 m 跨端张力/N		550 m 跨端张力/N	
		均值	RMS	均值	RMS
10	Model 1	$2.715 \times 10^5$	$4.396 \times 10^3$	$2.737 \times 10^5$	$4.487 \times 10^3$
	Model 2	$1.375 \times 10^5$	$8.697 \times 10^2$	$1.421 \times 10^5$	$9.370 \times 10^2$
	Model 3	$7.533 \times 10^4$	$8.207 \times 10^2$	$8.428 \times 10^4$	$5.162 \times 10^2$
16	Model 1	$2.895 \times 10^5$	$1.332 \times 10^4$	$2.919 \times 10^5$	$1.371 \times 10^4$
	Model 2	$1.497 \times 10^5$	$4.485 \times 10^3$	$1.538 \times 10^5$	$5.392 \times 10^3$
	Model 3	$8.149 \times 10^4$	$2.405 \times 10^3$	$8.995 \times 10^4$	$2.384 \times 10^3$

### 4 结 论

从塔线体系 3 种模型的模态分析和顺风向风振时程分析可以得出:

1)模态分析和直线塔塔顶位移、加速度谱对比的结果表明,导线缩聚后塔线体系的动力特性基本保持不变。

2)正常模型与缩聚模型的塔顶响应均值吻合较好,均方根值需根据实际情况考虑一定的修正。

3)正常模型与缩聚模型的导线跨中位移响应均值吻合较好,但均方根值之间并无明显规律。

4)导线跨度缩聚后对导线的张力影响较大,3 种模型的导线端部张力的的大小之比约为 1:0.5:0.3,与缩聚系数之比 1:0.5:0.25 大致相当。

由此可见,以输电塔塔顶响应为主要考察对象时,将导线缩聚后进行塔线体系的气弹性风洞试验可以比较准确的反映原型的风振响应。

#### 参考文献:

[1] LOEDO-SOUZA A M, DAVENPORT A G. A novel approach for wind tunnel modeling of transmission lines [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2001, 89(14): 1017-1029.

[2] 郭勇,孙炳楠,叶尹. 大跨越输电塔线体系气弹模型风洞试验[J]. 浙江大学学报:工学版,2007, 41(9): 1482-1486.  
GUO YONG, SUN BING-NAN, YE YIN. Wind tunnel test on aeroelastic model of long span transmission line system[J]. Journal of Zhejiang University: Engineering Science,2007, 41(9): 1482-1486.

[3] 郭勇. 大跨越输电塔线体系的风振响应及控制研究[D]. 浙江:浙江大学,2006.

[4] 李正良,肖正直,韩枫,等. 1 000 kV 汉江大跨越特高压输电塔线体系气弹性模型的设计与风洞试验[J]. 电网技术, 2008, 32(12):1-5.  
LI ZHENG-LIANG, XIAO ZHENG-ZHI, HAN FENG. Aeroslastic model design and wind tunnel tests of 1 000 kV

hanjiang long span transmission line system[J]. Power System Technology,2008, 32(12):1-5.

[5] 李正良,肖正直,郑怀清,等. 1 000 kV 特高压输电铁塔风振响应及风洞试验研究[J]. 防灾减灾工程学报, 2008, 28(增):58-62.  
XIAO ZHENG-ZHI, LI ZHENG-LIANG, ZHENG HUAI-QING, et al, Wind tunnel tests and wind-induced response analysis of 1 000 kV UHV transmission tower [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2008, 28(suppl):58-62.

[6] 韩银全,梁枢果,邹良浩,等. 输电塔线体系完全气弹模型设计[C]//第十三届全国结构风工程学术会议论文集(上册). 大连:中国土木工程学会桥梁与结构工程分会风工程委员会, 2007: 260-265.

[7] CLUNI F, GUSELLA V, BARTOLI G. Wind tunnel scale model testing of suspended cables and numerical comparison [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2008, 96 (6/7): 1134-1140.

[8] BARTOLI G, CLUNIB F, GUSELLA V, et al. Dynamics of cable under wind action: wind tunnel experimental analysis[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2006, 94 (3) 259-273.

[9] 克雷斯·迪尔比耶,斯文·奥勒·汉森. 结构风荷载作用[M]. 薛素铎,李雄彦,译. 北京:中国建筑工业出版社,2006.

[10] 中华人民共和国国家标准. GB50009-2001 建筑结构荷载规范[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2002.

[11] 张希黔,葛勇,严春风,等. 脉动风场模拟技术的研究与发展[J]. 地震工程与工程振动, 2008, 28(6): 206-212.  
ZHANG XI-QIAN, GE YONG, YAN CHUN-FENG, et al. Advances in research of simulation technology of fluctuation wind loading [J]. Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2008, 28(6): 206-212.

[12] 韩枫,肖正直,李正良,等. 1 000 kV 汉江大跨越输电塔线体系三维脉动风场模拟[J]. 高电压技术, 2009, 39(5):999-1004.  
HAN FENG, XIAO ZHENG-ZHI, LI ZHENG-LIANG, et al. 3D stochastic wind field simulation of 1 000 kV Hanjiang long span transmission line system[J]. High Voltage Engineering, 2009, 39(5): 999-1004.

[13] 埃米尔·希缪,罗伯特·H·斯坎伦. 风对结构的作用: 风工程导论[M]. 刘尚培,项海帆,译. 上海:同济大学出版社,1992.

[14] 张相庭. 结构风工程:理论·规范·实践[M]. 北京:中国建筑工业出版社,2006.

[15] DAVENPORT A G. The dependence of wind load upon meteorological parameters [C] // Proceedings of the International Research Seminar on Wind effects on Building and Structures, 1968, Toronto, Canada. Toronto: University of Toronto Press, 1968:19-82.

(编辑 赵 静)