

1 000 kV 特高压输电塔线体系风荷载传递机制 风洞试验研究

谢强¹, 李继国¹, 严承涌², 周勇¹

- (1. 同济大学土木工程学院, 上海市 杨浦区 200092;
2. 中国海诚工程科技股份有限公司, 上海市 静安区 200031)

Wind Tunnel Test on Wind Load Transferring Mechanism in the 1 000 kV UHV Transmission Tower-line System

XIE Qiang¹, LI Jiguo¹, YAN Chengyong², ZHOU Yong¹

- (1. School of Civil Engineering, Tongji University, Yangpu District, Shanghai 200092, China;
2. China Haisum Engineering Co., Ltd., Jing'an District, Shanghai 200031, China)

ABSTRACT: To clarify the wind load transferring mechanism of tower-line system, a wind tunnel test on a four-span tower-line system model was carried out in TJ-3 wind tunnel at Tongji University with the prototype in the Huainan-Shanghai 1 000 kV ultra high voltage (UHV) electric power transmission project. An aero-elastic model of the double circuit tower and eight-bundled conductors coupling system was designed. Besides the measurement of acceleration and displacement, Fiber Bragg grating sensors were used to measure the dynamic strain of the conductors, insulators and tower main members. It is found from the analysis that the dynamic characteristics of power transmission tower-line system under wind load are greatly influenced by the tower-conductor coupling effects. As wind speed goes up, the contribution of higher order vibration modes of the conductors to the total energy of the system increases as well.

KEY WORDS: ultra high voltage (UHV) transmission lines; 1 000 kV coupling effects; transmission tower-line system; fiber Bragg grating (FBG) sensor; wind tunnel test; wind load transferring mechanism

摘要: 为研究输电塔线体系的风荷载传递机制,以皖电东送淮南—上海输变电工程 1 000 kV 特高压送电线路中的直线钢管塔为设计原型,在同济大学 TJ-3 风洞试验室进行了输电塔—八分裂导线五塔四线耦联体系完全气弹模型风洞试验,测得了体系的加速度和位移响应。采用光纤布拉格光栅(fiber Bragg grating, FBG)传感器,测得了塔身主材、导线

及绝缘子在风荷载作用下的动应变。通过对不同风攻角、流场及风速工况下塔线体系动力响应数据的统计与分析,总结出了导线、绝缘子和输电塔风致振动规律;通过功率谱密度分析,揭示了输电塔线耦联体系的风荷载传递机制。研究表明,塔线体系风致振动呈现强非线性耦合作用,导线及绝缘子的振动对输电塔具有重要影响,随着风速的增加,导线高阶振型对能量的贡献增大。

关键词: 特高压输电线路; 1 000 kV 耦联效应; 输电塔线体系; 光纤布拉格光栅传感器; 风洞试验; 荷载传递机制

0 引言

作为生命线系统的重要组成部分,输电线路的安全直接影响国家的生产建设和人民的生活秩序^[1-2]。风荷载是输电塔线体系的主要外荷载,塔线体系在风荷载作用下呈现出强非线性耦联作用。对输电塔线体系风致响应的试验研究已有不少。Momomura^[3]和 Okamura^[4]等人对全尺真型塔线体系风振特性行了长达 2 年(1991—1993)的观测,对塔身主材应变及八分裂导线张力进行了观测,并对其风致振动规律进行了分析。Savory 在英格兰南部对一直线塔进行了 4 年的实际观测(1995—1999),获得大量数据,对于由风荷载引起塔底基础受力进行了详细的研究^[5]。赵桂峰通过气弹模型风洞试验,再现了实际塔的风致破坏模式,并用应变片测得了绝缘子的动应变,对塔线体系的风致非线性振动进行了分析^[6-7]。邓洪洲以汉江大跨越为工程背景,设计进行两塔三线体系气弹模型风洞试验,用自由振

基金项目: 国家自然科学基金项目(51278369, 50778135); 教育部霍英东教育基金会资助课题(114021)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (51278369, 50778135); Fok Ying Tung Education Foundation for Young Scientists (114021).

动法测得单塔和塔线体系的自振频率和阻尼比^[8]。郭勇通过对一塔双线体系风洞试验研究,得出输电塔塔线的响应可分解为共振响应与背景响应,通过分析塔线耦合作用对两部分分量的影响,揭示塔线体系的风振响应特性^[9]。对于塔线耦联体系的风洞试验研究还有许多,非线性耦合作用对塔线体系有重要影响,设计中不可忽略这种作用^[10-12]。理论研究方面,Yasui^[13]对输电塔线体系的风致耦联非线性振动进行了理论计算研究。Ohkuma^[14]对紊流场中输电导线的弛振特性进行了数值分析。

现场实测研究中,风场特性很难全面掌握,且不可人为控制,难以做到与建模分析结果的有效对比。以往塔线体系气弹模型风洞试验研究中,由于模型缩尺及测量手段的限制,不能测得试验模型主材及导线的动应变响应,仅可对体系的动力响应做整体把握^[6-11]。本次试验以皖电东送淮南—上海输变电工程 1000 kV 特高压输电线路为工程背景,在同济大学 TJ-3 风洞试验室进行了五塔四线的耦联体系完全气弹模型风洞试验,除测量了体系的加速度和位移,还采用光纤布拉格光栅测得了塔身主材、绝缘子和导线的动应变。通过对响应数据规律的统计、分析,总结了导线、绝缘子和塔身之间的能量传递关系,揭示了塔线耦联体系的风荷载传递机制。

1 试验介绍

1.1 模型设计^[15-17]

本次试验模型是以皖电东送淮南—上海输变电工程 1000 kV 特高压送电线路中的直线塔为原型设计的。该线路采用同塔双回钢管塔,实际塔高 103.6 m,呼高 57 m,水平档距为 510 m,采用 ACSR-630/40 八分裂导线。地线一根采用 LBGJ-240-20AC 铝包钢绞线,另一根采用 OPGW,直接悬挂在塔头地线支架上。试验在同济大学 TJ-3 号风洞试验室进行的,风洞尺寸为 14 m×15 m×2 m,可通过尖劈、栅格及粗糙元排布来模拟地貌和流场条件,风速可在 1.0~17.6 m/s 范围内连续调节。

受风洞尺寸的限制,此次风洞试验输电塔气弹模型的设计比例为 1:60,模型高度为 1.727 m。按照 Davenport 考虑场地条件提出的导地线模型设计方法^[18],修正系数设为 0.5,可得导地线的几何相似比为 1:120,跨度为 4.25 m。采用直径 7 mm 的 ABS 塑料管来模拟绝缘子。试验设计采用五塔四线

体系如图 1 所示。为模拟真实的边界条件,位于两端的边界塔是根据原线路中的塔设计出的等代模型。等代塔用不锈钢制作,在设计时保证其前两阶频率和振型与原型塔基本一致。



图 1 五塔四线耦联体系

Fig. 1 Five-tower four-span coupling system

除满足几何相似以外,还需满足 Strouhal 数相似、弹性参数和惯性参数相似,各相似参数列于表 1。采用电极铜管模拟结构的刚度,主要杆件尽量满足抗拉刚度相似。采用塑料吸管模拟原型塔的钢管外形,并在管内通过配铅条段实现质量相似。原型及模型塔架的质量对应表如表 2 所示。塔头横担部分的角钢外形采用塑料板切片模拟,密度为 1.05 g/cm³,厚度统一为 0.5 mm,宽度按实际塔杆件边长确定后对接成角钢形式,内角放置对应的电极铜管以满足刚度相似。

表 1 模型主要参数相似比

Tab. 1 Primary similarity parameters of the test model

相似系数名称	相似比
几何相似系数	1:60
风速相似系数	1:3
质量相似系数	1:21 600
输电线轴向刚度相似系数	1:43 200
频率相似系数	20:1

表 2 塔架质量对应表

Tab. 2 Mass of prototype tower and scale model kg

实际塔质量	模型质量期望值	模型骨架及外形质量	模型配重
120 708	0.56	0.296	0.264

1.2 试验测点布置

本次风洞试验的测点布置如图 2 所示。采用微型高灵敏度压电陶瓷加速度传感器 6 个,分布于塔头及塔头与塔身连接处。激光位移计 6 个,分布于上、中横担两侧绝缘子悬挂点处及其对应的塔身侧面位置。光纤布拉格光栅(fiber Bragg grating, FBG)变传感器 28 个,其中塔身 4 个,分布于 4 个塔腿根部各 1 个;背风面上、中绝缘子上各 1 个;

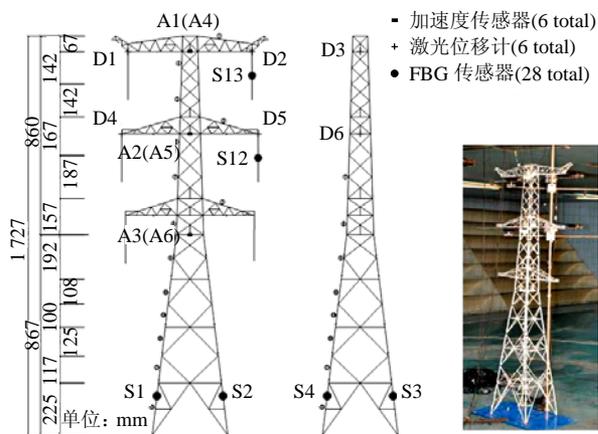


图 2 试验测点布置图

Fig. 2 Measuring point locations

背风面上、中相八分裂导线中的一根, 在靠近绝缘子悬挂处各布置 1 个; 迎风面上、中相导线沿相邻两跨均匀分布各 10 个。试验的量测系统采样频率均为 100 Hz。

为了研究输电塔线耦联体系的风荷载传递机制以及导线动张力的变化规律, 本次风洞试验首次采用了 FBG 传感器测试塔线模型的动应变。FBG 应变传感器的安装图如图 3 所示。模型中用于模拟导线的钢丝直径为 0.1 mm, 与光纤光栅传感器直径几乎相同。试验前需先将直径约 0.1 mm 的光纤布拉格光栅的栅段两端粘贴在直径 0.1 mm 模拟导线钢丝上, 以使其能够在拉力作用下与导线协同变形。再将直径为 1.2 mm 的橡胶管套在钢丝和光栅

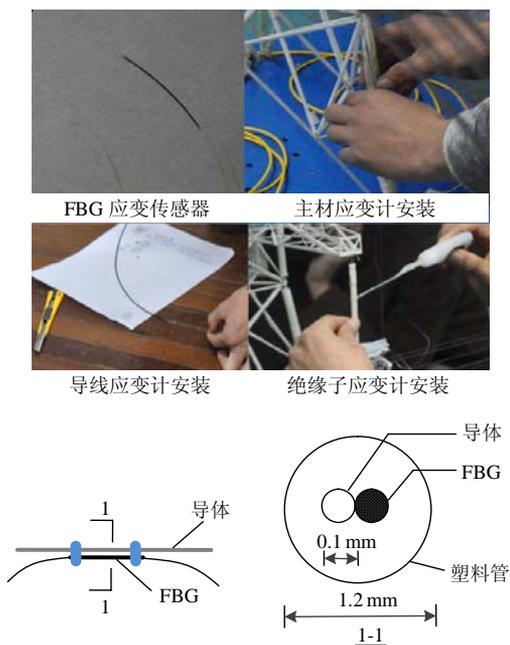


图 3 光纤光栅应变传感器组装图

Fig. 3 FBG assembly drawing

的外面, 以模拟导线的外形, 同时起到保护光栅传感段的作用。塔身根部主材及绝缘子上光栅应变传感器的安装与导线类似。

1.3 试验工况

风吹来的方向与输电线路走线垂直时风攻角为 90°, 与线路走向平行时风攻角为 0°。

试验中对单塔测试了紊流场 0°、45°、60° 和 90° 来流方向时各级风速下结构的响应; 塔线体系进行了 60° 紊流场及 90° 均匀流、紊流场结构动力响应测量。试验风速级数范围为 2~6 m/s, 采用的各风速等级为 2、3、3.5、4、4.5、5 和 5.5 m/s。

2 数值分析

2.1 有限元建模

选用有限元软件 ABAQUS 进行建模分析, 所建立的模型为气弹模型所对应的原型塔, 杆件截面特性以及材料特性均按照实际设计参数赋予。本次分析主要目的是与试验中的塔线 90° 风攻角均匀流工况对比。均匀流工况可视为风荷载的静力作用, 因此本次建模仅建立输电塔有限元模型, 导线及绝缘子的荷载直接施加于横担绝缘子悬挂点处。选用梁单元 B32 来模拟塔体主要受力构件, 每根杆件按尺寸每 0.5 m 划分为一个单元, 全塔一共 8474 个单元。

2.2 试验结果与有限元计算结果对比

静力加载中荷载来源主要有以下几个方面:

- 1) 导、地线通过绝缘子传递来的水平风荷载, 其为荷载的最主要部分;
- 2) 塔身所承受的水平风荷载;
- 3) 导线绝缘子及塔身的自重荷载。

根据试验中的实测风速值, 结合风剖面可计算得到各高度处的风速值, 考虑模型设计中的相似比例关系, 依据现行规范^[19-20]可计算得到前 2 项风荷载。第 3 项自重荷载可直接按照原型塔设计参数计算得到。

本次风洞试验真型与模型的应变比例为 1:1, 有限元计算(finite element method, FEM)及试验实测 2 个受压塔腿(mainmember1, mainmember2)的应变随风速变化情况如图 4 所示。

由图 4 可以看出, 有限元的计算结果与试验实测结果比较接近, 验证了有限元模型的有效性, 采用此建模方法进行后续扩展分析是可行的。由图中还可看出, 低风速时结构的响应增加较为舒缓, 高风速区域结构的响应增长比较急剧。

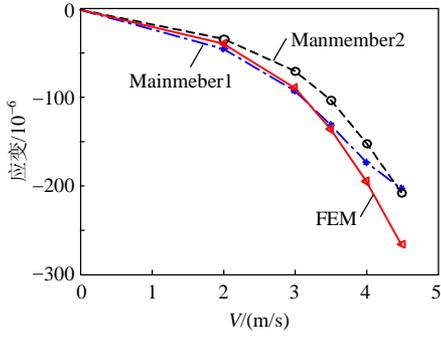


图4 塔线均匀流工况试验值与有限元对比

Fig. 4 Comparison of test results with FEM results

2.3 塔底倾覆力矩

1) 利用有限元模型, 计算了塔身的倾覆力矩, 以及由于输电塔顶部位移所引起的附加倾覆力矩值(P-Δ 效应), 结算结果如表 3 所示。

表 3 有限元倾覆力矩计算结果

Tab. 3 Overturningmoment calculated by FEM

风速值/(m/s)	$M_{Total}/(kN\cdot m)$	$M_{P-\Delta}/(kN\cdot m)$	$M_{P-\Delta}/M_{total}$
6.0	1281	0.82	0.063
9.0	2917	2.10	0.072
10.5	4465	3.30	0.074
12.0	6394	4.80	0.075
13.5	8786	6.62	0.075

由表 3 可以看出, 由于 P-Δ 引起的塔底倾覆力矩不是很大, 与总倾覆力矩相比所占比例不足 1%, 可以忽略其对倾覆力矩的贡献。

2) 试验实测塔腿应变数据计算倾覆力矩 M_1 。

根据实测得到的塔腿应变分布示意图, 塔底倾覆力矩 M_1 可根据式(1)计算。

$$\begin{cases} \varepsilon^- - \varepsilon_G = \varepsilon^+ + \varepsilon_G \\ M_1 = 2 \times EA(\varepsilon^- - \varepsilon_G) \times \frac{l}{2} \end{cases} \quad (1)$$

式中: M_1 为根据塔腿实测应变数据计算的塔底倾覆力矩, 包括塔身风荷载及线上风荷载的共同作用引起的倾覆力矩; 文中列项说明格式如下: $l =$

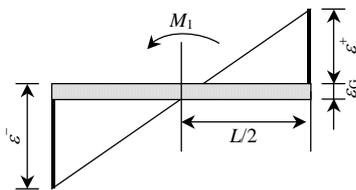


图5 塔腿拉压应变分布示意图

Fig. 5 Compressive strain and tensile strain of tower leg

324.67 mm ; $A = \pi(0.62 - 0.152) = 1.06 \text{ mm}^2$; $\varepsilon^- (\varepsilon^+)$ 为塔腿受压(拉)应变; ε_G 为由塔线自身重力产生的受压应变值。

3) 试验实测绝缘子应变数据计算倾覆力矩 M_2 。

塔底倾覆力矩 M_2 通过实测绝缘子应变数据, 在忽略导线自重引起的二阶效应的情况下计算得到。如图 6 所示, 绝缘子的轴向力 $F_i (i=1,2,3)$ 是由横向水平力 N_i 和导线竖向自重 G_i 合成的, 可由公式(2)计算得到个绝缘子处的水平横向力 N_i 。

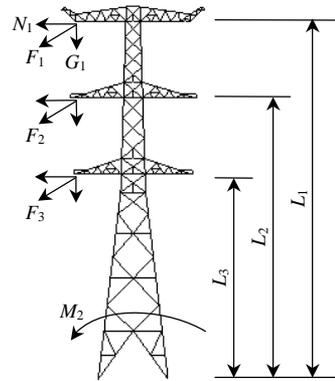


图6 绝缘子悬挂点受力图

Fig. 6 Load on insulator suspending point

$$\begin{cases} F_i = EA\varepsilon \\ N_i = \sqrt{F_i^2 - G_i^2}, \quad i = 1, 2, 3 \end{cases} \quad (2)$$

$$M_2 = N_1L_1 + N_2L_2 + N_3L_3 \quad (3)$$

式中: F_i 为绝缘子悬挂处的水平横向力; E 为绝缘子材料的弹性模量, 通过材料拉伸试验测得为 $E = 1.68 \text{ GPa}$; A 为绝缘子的截面积, $A = 15.71 \text{ mm}^2$; ε 为绝缘子平均拉应变; N_i 为绝缘子处的水平横向力; G_i 为导线的自重。

M_2 为根据绝缘子上实测应变数据计算的塔底倾覆力矩, 仅包含由于线上风荷载引起的倾覆弯矩作用。于是, 可通过式(3)计算得到塔底倾覆力矩 M_2 。

以上计算了试验实测塔腿应变反算的倾覆力矩 M_1 , 实际表征的是作用在塔身及导地线上的全部风荷载所引起的塔底弯矩; 根据试验实测绝缘子应变计算的倾覆力矩 M_2 , 实际表征的是作用在导地线上风荷载所引起的塔底弯矩。将计算结果绘制于图 7 中, 可以看出计算倾覆力矩 M_2 在各风速值下都比 M_1 要小。随着风速增大, 导、地线上风荷载占塔线总体风荷载的比例越来越大, 从而在整体倾覆力矩中所占比例越来越高。说明较高风速时, 塔线体系所承受的风荷载主要来自于线上荷载。

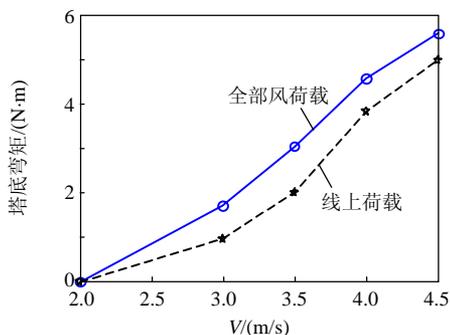


图 7 根据实测数据计算倾覆力矩值对比
Fig. 7 Overturning moment comparison

3 风荷载传递机制分析

3.1 塔腿动应变随风速和风攻角的变化

塔线紊流场 90° 风攻角和 60° 风攻角工况下塔腿动应变均方根随风速变化情况如图 8 所示。可以看出, 塔腿动应变随着风速的增大而增大, 而且风速越大曲线斜率越大, 即应变增加越急剧。此外, 在同一风速下, 60° 风攻角工况下的塔腿动应变均方根比 90° 风攻角工况时大 20% 左右。说明 60° 大风工况对于线路的安全更为不利。

图 9 为 4 m/s 风速时, 2 种风攻角工况下塔腿动应变的功率谱密度对比图。受导线振动的影响,

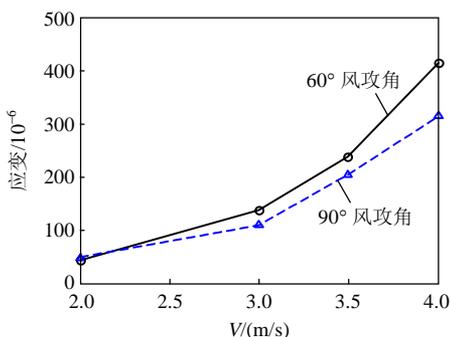


图 8 塔腿应变随风速变化图

Fig. 8 Strain variations under wind attack angles 60 and 90 degree with different wind speed

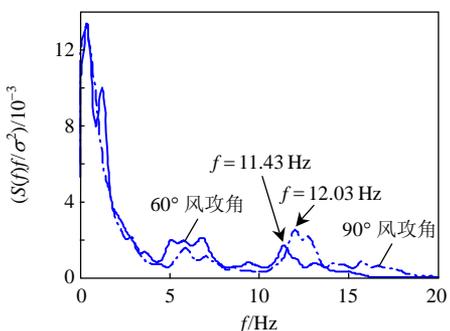


图 9 4 m/s 时不同风攻角下塔腿应变功率谱图

Fig. 9 Power spectrum density under wind attack angles 60 and 90 degree with wind speed 4 m/s

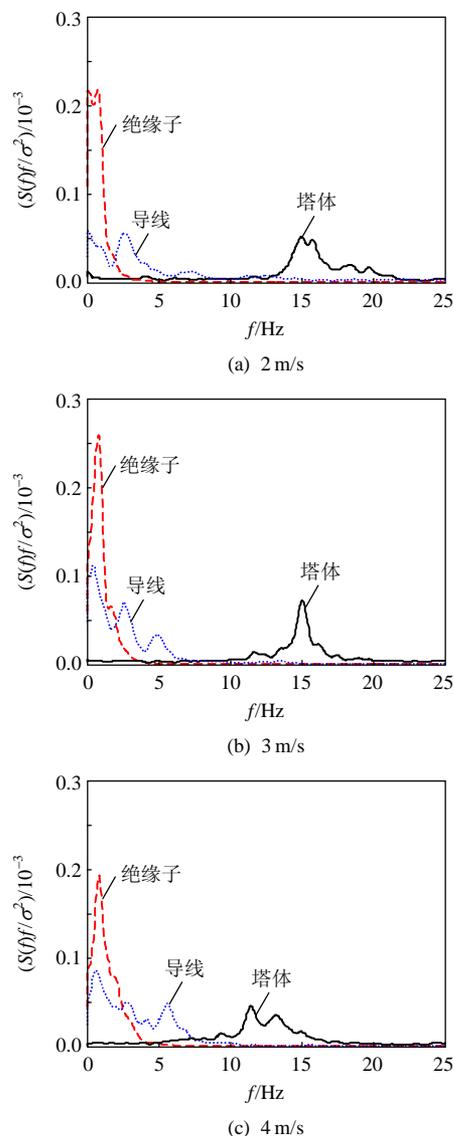
2 种风攻角下结构体系的振动在低频区域能量分布出现了峰值, 体现了塔线非线性耦合作用的影响。60° 风攻角下塔的功率谱密度能量分布更靠近低频区域, 90° 风攻角时相对较高, 说明 60° 大风工况下塔线体系的耦联作用比 90° 风攻角工况更强。这与前述分析相吻合, 即 60° 大风工况对塔线体系更为不利。

3.2 荷载传递机制

导线通过绝缘子串悬挂于输电塔横担处, 地线悬挂于塔头地线支架处, 构成塔线体系。如前文所述, 塔线体系之间呈现出强非线性耦合作用。为了研究塔线体系风荷载传递机制, 本文分析了不同工况下输电塔、绝缘子及导线的功率谱密度随风速的变化情况, 阐述了三者之间的能量传递规律。

1) 塔线紊流场 60° 风攻角工况。

将各响应数据的功率谱密度曲线除以各自所围成的面积后, 得到归一化的功率谱密度图。如图 10



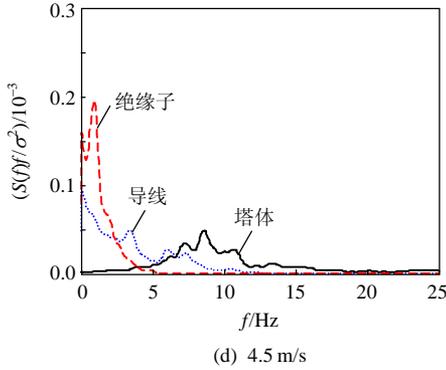


图 10 60° 风攻角绝缘子、导线及塔体响应功率谱密度对比图

Fig. 10 Normalized PSD of responses on insulator, conductor and tower under attack angle 60 with different wind speed

所示，为 60° 风攻角时，不同风速下塔线体系中输电塔、绝缘子和导线三者的功率谱密度对比图。可以看出，低风速时，输电塔顶加速度的功率谱密度在约 15 Hz 左右的频段范围能量分布最高，随着风速的增大，能量分布逐渐向低频区域移动。与之相反，导线响应在功率谱密度图中表现为能量分布随风速的增大逐渐向高频区域移动。风速从 2 m/s 增加到 4.5 m/s，输电塔顶加速度功率谱密度能量分布由 15 Hz 左右的频段范围变化到 5~12 Hz 的频段范围。而导线的功率谱密度能量分布由 2~3 Hz 的频段范围扩大至 2~7 Hz 左右范围，反应了导线高阶振型对能量贡献的不断提高。

60° 紊流工况下，输电塔和导线的风致响应功率谱密度分布随风速变化如图 11 和 12 所示。由以上两图可以更加清晰的看到塔线非线性耦联作用随风速的变化程度。高风速时，输电塔和导线功率谱密度能量分布的频段范围已经有较大的重叠，如在此频率区域激发出塔线的共振效应，则可能成为输电塔线体系风致破坏的重要原因。

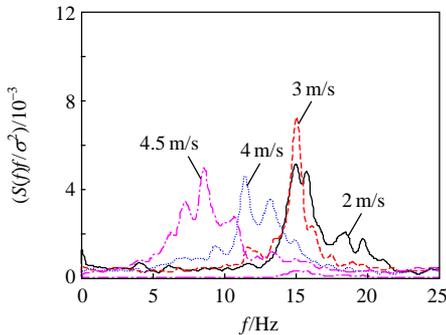


图 11 不同风速下 60° 风攻角塔顶加速度功率谱密度
Fig. 11 Normalized PSD of acceleration on top of the tower under attack angle 60 with different wind speed

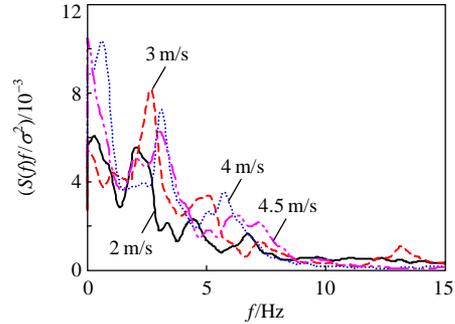
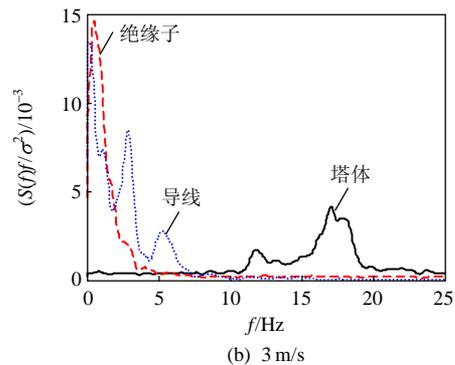
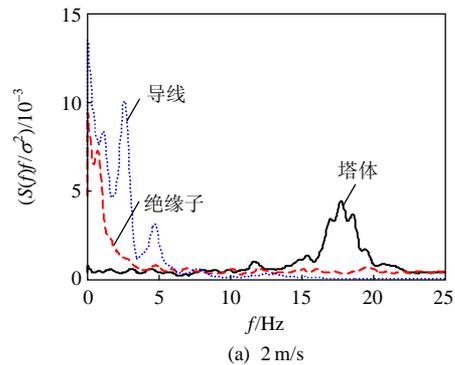


图 12 不同风速下 60° 风攻角导线动应变功率谱密度
Fig. 12 Normalized PSD of dynamic strain of conductor under attack angle 60 with different wind speed

试验结果揭示了塔线耦联体系在风荷载作用下非线性动力耦合效应。风荷载首先引起导线的振动，使导线高阶振型对能量的贡献增大。导线吸收风所传递来的能量的同时，将能量通过绝缘子传递给输电塔，使得塔身振动能量分布逐渐向低频区域靠拢。绝缘子的功率谱曲线几乎都介于塔线之间，说明绝缘子起到了荷载和能量传递的作用。荷载与能量在塔线体系之间的传递得到清晰的展现。

2) 塔线紊流场 90° 风攻角工况。

图 13 为塔线体系在 90° 风攻角工况时，各风速下导线、绝缘子动应变与塔顶加速度功率谱密度归一化对比图。与 60° 风攻角工况相类似，随着风速的增大输电塔顶加速度响应的功率谱密度能量分布逐渐向低频区域移动，导线响应的功率谱密度能量分布逐渐向高频区域移动。风速从 2 m/s 增加到 4.5 m/s，输电塔振动的能量分布频段扩大至



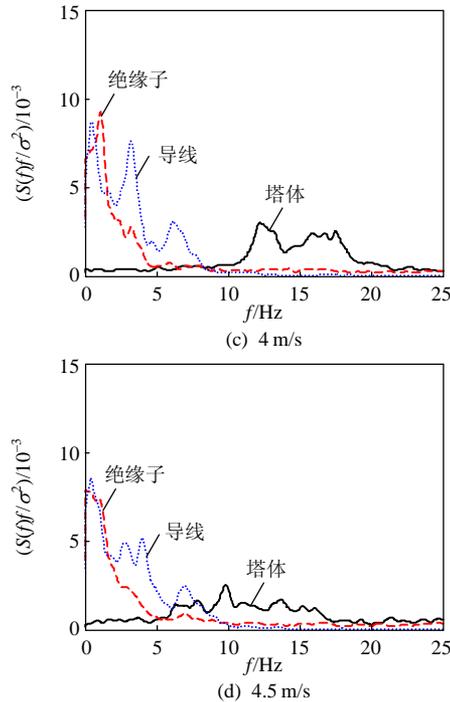


图 13 不同风速 90° 风攻角绝缘子、导线及塔身响应功率谱密度图

Fig. 13 Normalized PSD of response on insulator, conductor and tower under attack angle 90 with different wind speed

5~15 Hz 左右范围, 导线的振动能量分布频段增大至 3~10 Hz 左右范围。

对比图 10 和图 13, 60° 来流方向时输电塔和导线的功率谱密度分布能量交叉范围更大, 这说明 60° 风攻角工况下, 塔线体系的非线性耦合作用更强, 风荷载作用下体系所受到的影响更加严重。

图 14、15 分别为 90° 风攻角紊流工况下, 输电塔和导线的风致响应功率谱密度分布随风速变化情况。以上两图清晰的反应出该工况下塔线非线性耦合作用随风速的变化程度。如前所述, 较高风速所引起的塔线体系强非线性耦合作用有可能引起塔线的共振, 从而最终成为输电塔破坏的原因。

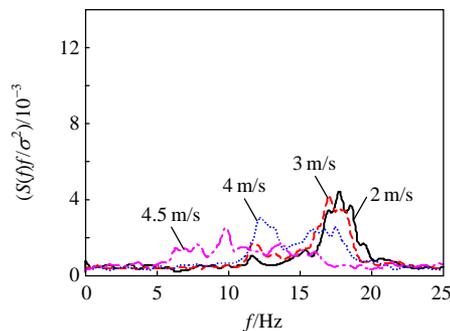


图 14 不同风速下 90° 风攻角输电塔响应功率谱

Fig. 14 Normalized PSD of the response on tower under attack angle 90 with different wind speed

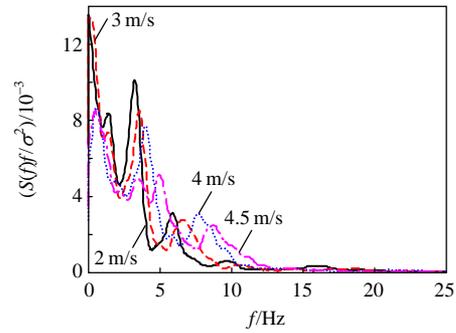


图 15 不同风速下 90° 风攻角导线响应功率谱

Fig. 15 Normalized PSD of the response on conductor under attack angle 90 with different wind speed

4 结论

本文通过对动力响应数据的分析, 揭示了塔线耦联体系的风荷载传递机制, 得如下结论:

挂线对输电塔的动力响应有重要影响, 挂线后输电塔的动力响应在功率谱密度图中表现为能量分布逐渐向低频区域移动。与之相反, 导线的动力响应在功率谱密度图中能量分布逐渐向高频区域移动。较高风速所引起的塔线体系强非线性耦合作用有可能引起塔线的共振, 从而最终成为输电塔破坏的原因。

60° 风攻角工况下, 塔线体系的非线性耦合作用更强, 风荷载作用下体系所受到的影响更加严重。对于设计而言, 60° 风攻角工况应作为一个重要工况予以考虑。

参考文献

- [1] 谢强, 李杰. 电力系统自然灾害的现状与对策[J]. 自然灾害学报, 2006, 15(4): 126-129.
Xie Qiang, Li Jie. Current situation of natural disaster in electric power system and countermeasures[J]. Journal of Natural Disasters, 2006, 15(4): 126-129(In Chinese).
- [2] Xie Qiang, Zhu Ruiyuan. Damage to electric power grid infrastructure caused by natural disasters in China[J]. IEEE Power and Energy, 2011, 9(2): 29-36.
- [3] Momomura Y, Marukawa H, Okamura T, et al. Full-scale measurements of wind-induced vibration of a transmission line system in a mountainous area[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1997, 72: 241-252.
- [4] Okamura T, Ohkuma T, Hongo E. Wind response analysis of a transmission tower in a mountainous area[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2003, 91: 53-63.
- [5] Savory E, Parke G A R, Disney P, et al. Wind-induced transmission tower foundation loads: A field study-design code comparison[J]. Journal of Wind Engineering and

- Industrial Aerodynamics, 2008, 96(6-7): 1103-1110.
- [6] 赵桂峰, 谢强, 梁枢果, 等. 高压输电体系抗风设计风洞试验研究[J]. 高电压技术, 2009, 35(5): 1206-1213. Zhao Guifeng, Xie Qiang, Liang Shuguo, et al. Wind tunnel test on wind resistant design of high-voltage transmission tower-line coupling system[J]. High Voltage Engineering, 2009, 35(5): 1206-1213(in Chinese).
- [7] 梁枢果, 邹良浩, 韩健全. 输电塔-线体系完全气弹模型风洞试验研究[J]. 土木工程学报, 2010, 43(5): 70-79. Liang Shuguo, Zou Lianghao, Han Yingquan. Study of wind tunnel tests of a full-areo-elastic model of electrical transmission tower-line systems[J]. China Civil Engineering Journal, 2010, 43(5): 70-79.
- [8] 邓洪洲, 朱松晔, 陈晓明, 等. 大跨越输电塔-线体系气弹模型风洞试验[J]. 同济大学学报, 2003, 31(2): 132-137. Deng Hongzhou, Zhu Songye, Chen Xiaoming, et al. Wind tunnel investigation on model of long span transmission line system[J]. Journal of Tongji University, 2003, 31(2): 132-137.
- [9] 郭勇, 孙炳楠, 叶尹, 等. 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 Bingnan, Ye Yin, et al. Wind tunnel test on aeroelastic model of long span transmission line system[J]. Journal of Zhejiang University: Engineering Version, 2007, 41(9): 1482-1486.
- [10] 李正良, 肖正直. 1000kV 汉江大跨越特高压输电塔线体系气动弹性模型的设计与风洞试验[J]. 电网技术, 2008, 32(2): 1-5. Li Zhengliang, Xiao Zhengzhi. Aero-elastic model design and wind tunnel tests of 1000kv hanjianglong span transmission line system[J]. Power System Technology, 2008, 32(2): 1-5(In Chinese).
- [11] 肖正直, 李正良, 汪之松, 等. 1000kV 汉江大跨越塔线体系风洞实验与风振响应分析[J]. 中国电机工程学报 2009, 29(34): 84-89. Xiao Zhengzhi, Li Zhengliang, Wang Zhisong, et al. Wind tunnel tests and wind-induced responses analysis of 1000kV Hanjiang long span transmission line system[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(34): 84-89.
- [12] 李正良, 任坤, 肖正直, 等. 特高压输电塔线体系气弹模型设计与风洞试验[J]. 航空动力学学报, 2011, 29(1): 102-106, 113. Li Zhengliang, Ren Kun, Xiao Zhengzhi, et al. Aeroelastic model design and wind tunnel tests of UHV transmission line system[J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2011, 29(1): 102-106, 113 (in Chinese).
- [13] Yasui H, Marukawa H, Momomura Y, et al. Analytical study on wind-induced vibration of power transmission towers[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1999, 83(1-3): 431-441.
- [14] Ohkuma T, Jun Kagami, Marukawa H. Numerical analysis of overhead transmission line galloping considering wind turbulence[J]. Electrical Engineering in Japan, 2000, 131(3): 19-33.
- [15] 谢强, 严承涌. 1000kV 特高压交流同塔双回输电塔线耦联体系风洞试验[J]. 高电压技术, 2010, 36(4): 900-906. Xie Qiang, Yan Chengyong. Wind tunnel test on 1000kV double circuit transmission tower-conductor coupling system[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(4): 900-906(in Chinese).
- [16] 谢强, 严承涌, 李素贞. 1000kV 特高压交流输电 8 分裂导线张力风洞试验分析[J]. 高电压技术, 2010, 36(7): 1594-1600. Xie Qiang, Yan Chengyong, Li Suzhen. Wind tunnel test analysis on dynamic tension of 1000 kV UHV eight-bundled conductors [J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(7): 1594-1600(in Chinese).
- [17] 张勇, 严承涌, 谢强. 覆冰特高压输电塔线耦联体系风致动力响应风洞试验[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(28): 94-99. Zhang Yong, Yan Chengyong, Xie Qiang. Wind tunnel test on wind-induced dynamic responses of icing ultra high voltage transmission tower-line coupling system[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(28): 94-99.
- [18] Loredo-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(11-12): 1017-1029.
- [19] Q/GDW 179—2008 110~750kV 架空输电线路设计技术规程[S]. 北京: 中国计划出版社, 2010. GB 50545-2010 Code for design of 110~750kV overhead transmission line[S]. Beijing: China Planning Press, 2010 (in Chinese).
- [20] GB50009—2001 建筑结构荷载规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2002. GB 50009-2001 Load code for the design of building structures[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2002(in Chinese).



谢强

收稿日期: 2012-08-22。

作者简介:

谢强(1971), 男, 博士, 副教授, 博士生导师, IEEE 会员, IEEE 693 标准委员会委员, IEEE 1527 标准委员会委员, 主要从事电网基础设施防灾减灾研究, qxie@tongji.edu.cn;

李继国(1986), 男, 硕士研究生, 主要从事输电塔结构研究, lijiguo1986@163.com;

严承涌(1984), 男, 硕士, 主要从事高压输电线路工程防灾研究, yancy@haisum.com;

周勇(1973), 男, 博士, 主要从事结构工程防灾研究, yongzhou@tongji.edu.cn。

(责任编辑 王剑乔)