引用格式：盛铭，张宇卓，薛晓敏，等．220 kV酒杯型输电塔线结构风振响应分析及抗风设计理论研究[J]．工业建筑，2026，56(3)：204-215.
SHENG Ming，ZHANG Yuzhuo，XUE Xiaomin，et al. Wind-Induced Vibration Analysis and Wind-Resistant Design of a 220 kV Cup-Type Transmission Tower-Line System[J]. Industrial Construction，2026，56(3)：204-215 (in Chinese). DOI：10.3724/j.gyjzG23062507

220 kV酒杯型输电塔线结构风振响应分析及抗风设计理论研究

盛　铭[1]　张宇卓[1]　薛晓敏[1]　孙　清[1]　安有斌[2]　嘎玛平措[2]　洛桑赤列[2]
（1. 西安交通大学人居环境与建筑工程学院，西安　710049；2. 国网西藏电力有限公司经济技术研究院，拉萨　850000）

摘　要　西藏地区输电线路因常年处于大风环境频发风偏闪络，甚至风致倒塔等事故。鉴于此，以西藏自治区220 kV输电线路工程为背景，开展酒杯型输电铁塔及塔线体系风振响应分析及抗风设计理论研究。首先，提出能准确反映输电铁塔及塔线体系的风振分析方法，采用Davenport风功率谱和AR法模型方法模拟三维脉动风荷载并施加于输电塔线体系有限元模型，然后基于随机振动理论计算输电塔线体系的振动响应和风振系数。基于上述所提方法，对西藏线路酒杯型输电铁塔及其典型线路进行仿真模拟计算，探讨塔线体系在各风向下的振动响应和风振系数影响规律，并与现行规范进行对比分析。结果表明：现行规范用于输电铁塔的抗风设计存在设计不合理现象，整体过于保守，且存在部分设计不安全现象，亟需改进。

关键词　输电塔；塔线耦合体系；酒杯型；模态分析；风振响应；风振系数

Wind-Induced Vibration Analysis and Wind-Resistant Design of a 220 kV Cup-Type Transmission Tower-Line System

SHENG Ming[1]　ZHANG Yuzhuo[1]　XUE Xiaomin[1]　SUN Qing[1]　AN Youbin[2]
GAMA Pingcuo[2]　LUOSANG Chilie[2]
(1. *School of Human Settlements and Architectural Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an* 710049, *China*;
2. *Economic and Technological Research Institute of State Grid Xizang Electric Power Co., Ltd., Lasa* 850000, *China*)

Abstract: Due to the perennial windy environment, the transmission lines in Tibet frequently experience accidents such as wind-induced flashovers and even tower collapse. Based on a 220 kV transmission line project in Tibet, a study of wind-induced vibration response and the corresponding structural design of a cup-type transmission tower-line system was carried out. Firstly, a method for analyzing wind-induced vibration analysis method was proposed to accurately simulate the dynamic behavior of the transmission tower-line system. The Davenport wind power spectrum and the AR model were employed to simulate the 3D fluctuating wind load, which was then applied to the finite element model of the transmission tower-line system. By combined these methods, dynamic response and wind-induced vibration coefficients of the transmission tower system were calculated on the basis of random vibration theory. Secondly, based on the above methods, simulation calculations were conducted on the cup-type transmission tower and its typical lines in Tibet. The study investigated the vibration response and wind-induced vibration coefficients of the tower-line system under different wind directions. A comparative analysis with current design codes reveals that the existing specifications lead to unreasonable outcomes in the wind-resistant

* 国家自然科学基金项目(51978570)；国网西藏电力有限公司经济技术研究院科技项目(SGTYHT/21-JS-226)。
第一作者：盛铭，博士研究生，主要从事输电杆塔动力响应分析、风振控制等研究。
通信作者：薛晓敏，副教授，主要从事钢结构设计、结构振动控制等方面的工作，xuexm@xjtu.edu.cn。
收稿日期：2023-06-25

design of transmission towers: the overall design is overly conservative, certain aspects remain unsafe, indicating an urgent need for improvement.

Keywords: transmission tower; tower-line coupling system; cup-type; modal analysis; wind-induced vibration response; wind-induced vibration coefficient

0　引　言

近年来随着电网科技创新的高速发展，电力天路建设不断推进，西藏常年缺电问题得到了彻底解决。输电铁塔为高耸柔性结构[1-3]，风荷载下易引发较大振幅响应，如在类似西藏地区的大风天气下，风振响应更为剧烈，甚至造成结构倒塌破坏[4-6]，因此，西藏地区输电铁塔抗风设计尤为重要[7-8]。

然而，输电线路在西藏地区需穿越高海拔、大风速等恶劣环境，一旦出现输电塔线路断电甚至倒塌事故将很难修复[2-3]。近年来，西藏地区由于强风天气导致的风偏闪络事故频发，如 2023 年 2 月西藏多地出现 8~9 级大风，若干区域风速甚至达到了 10 级，导致西藏 122 条输电线路受到影响。

目前我国输电铁塔抗风设计采用风振系数来考虑。现行 GB 50545—2010《110 kV~750 kV 架空输电线路设计规范》[9]（简称《线路规范》）规定杆塔高度低于 60 m 时，风振系数根据高度采用定值系数，不考虑风振系数随高度变化的情况；当杆塔高度高于 60 m 时，可采用 GB 50009—2012《建筑结构荷载规范》[10]（简称《荷载规范》）和 GB 50135—2019《高耸结构设计标准》[11]（简称《高耸规范》）的规定，其风振系数基于结构外形或质量为沿高度不变或均匀变化情况，采用沿高度逐段增大的风振系数取值。

然而，越来越多学者通过输电塔风振系数研究发现现行规范用于输电铁塔及其塔线体系的抗风设计不尽合理。邓洪洲等[12]通过时程分析法对直线单塔风振系数进行计算，验证了导线横担处存在突变的问题，而现行规范并未对此问题特别考虑。罗柯镕等[13]通过有限元方法对钢管混凝土复合型跨越塔抗风性能进行研究，验证电力规范风振系数计算时由于未考虑质量突变问题而使设计过于保守。谢华平等[14]基于随机振动理论，提出体系和质量突变因素的风振系数计算公式，并通过“羊角干子型”输电铁塔风振系数计算，验证《荷载规范》抗风设计存在不合理现象。李正良等[15]通过气弹性风洞试验和有限元数值模拟对直线塔在考虑导、地线耦合的风振系数进行计算，验证了横担和输电线导致风振系数显著增大的现象。

此外，一些研究表明输电塔的类型及结构特征对塔线体系风振响应及风振系数的影响不可忽略。张骞等[16]研究发现，长悬臂输电塔一阶振型为扭转振型，其横担风振响应随着横担宽度的增大而增大；段辉顺等[17]研究发现，门字型输电塔塔身易出现扭转和横向振动，且其横担风振响应随长度变化不大；汪楚清等[18]研究发现，拉线塔由于其塔底为球铰接的形式，故易出现绕 z 轴旋转和横向振动，且其风振系数在拉索位置处存在明显的跳跃现象；吴新桥等[19]研究发现，真字型输电塔在台风环境下的风振响应相较于微风环境下的响应高出一个数量等级。

目前，针对“酒杯型”输电铁塔的风振响应及风振系数研究内容较少，相较于其他类型输电铁塔，“酒杯型”输电铁塔沿高度并非均匀分布，其横担塔头较重、迎风面积较大且存在质量突变的现象，而现行规范均未考虑这一点。外加西藏地区极端天气频发，架空输电线路长期处于大风速的环境下，极易引发酒杯型输电铁塔风振响应过大，继而导致线路风偏等事故甚至倒塔现象。鉴于此，急需对西藏地区“酒杯型”输电塔的风振响应进行分析并与现行规范风振系数计算值进行比对，从而最大程度减少西藏地区倒塔事故的发生，提高西藏地区酒杯型输电塔抗风设计的合理性。

本文以西藏地区 220 kV 输电线路为工程背景，建立单基输电塔及塔线体系有限元仿真模型，基于随机振动理论[20]对有限元仿真模型施加三维脉动风作用并进行风振响应计算和分析。该方法可充分考虑输电铁塔风振效应沿高度变化及铁塔横担处体型和质量突变等复杂因素，采用该方法得出的风振系数能准确反映酒杯型输电塔复杂风振效应。基于该方法对西藏工程线路进行计算和结果分析，探讨各风向角下，单基酒杯型输电塔和塔线体系塔的振动时程响应、风振系数以及塔型输电-线耦合作用的影响规律。此外，本文预探讨现行各规范抗风设计用于酒杯型输电塔和其塔线系统的合理性，

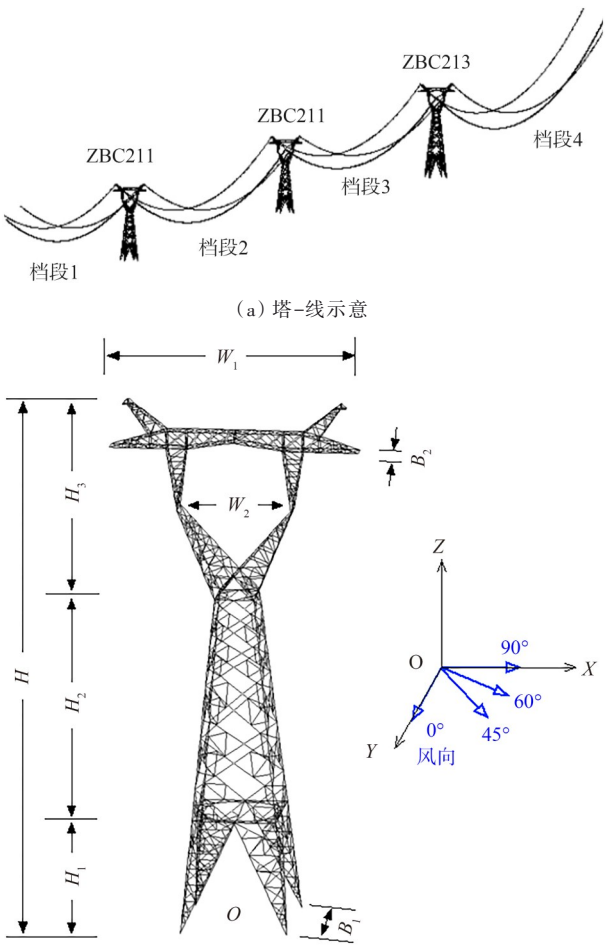
以期为西藏输电线路工程设计中酒杯型输电塔风振系数的取值提供必要参考数据。

1　西藏输电线路段有限元建模

1.1　工程背景

西藏自治区雅中朗县加查牵引站输电线路工程段于2022年7月大风天气下导致线路振动过大，引发跳闸断电事故。为探究事故原因，本文开展该线路段的风振响应和风振系数分析研究。

事故线路涉及3个档段、两种输电角钢铁塔，见图1(a)，其中单塔ZBC211和ZBC213均为酒杯型输电角钢铁塔，见图1(b)，导线为2×JL/G1A-240/30，地线为JLB20A-100。单塔信息见表1，塔线信息见表2。



(a) 塔-线示意

(b) 单塔示意

图1　输电线路信息

Fig. 1　Schematic diagram of transmission lines and towers

1.2　有限元模型

以该西藏事故线路为研究对象，进行有限元建模和模态分析，旨在分析单基输电塔及塔线体系在强风下的动态响应。参见图1(b)定义Y轴为顺导线向，为0°风向角；X轴为垂直导线向，为90°风向角；Z轴为输电塔高度方向，见图1。

表1　塔结构几何信息

Table 1　Geometric information of transmission towers　m

参数	ZBC211塔	ZBC213塔
塔总高 H	42.9	52.3
塔腿高 H_1	9	12
塔身高 H_2	17.9	23.7
塔头高 H_3	16	16.6
横担宽 W_1	20.1	22.64
曲臂宽 W_2	9.2	9.3
跟开 W_3	8.58	10.73
塔底深度 B_1	8.58	10.73
塔顶深度 B_2	1.2	1.3

表2　线路几何信息

Table 2　Geometric information of transmission lines　m

几何信息	档段1	档段2	档段3	档段4
档距	277	349	338	379
导线长度	280	354	342	388
导线高差	33.87	53.30	54.70	74.60

有限元建模中，输电塔主材采用Beam189单元，辅材采用Link8单元，导线和地线采用Link10单元(有预应力非线性直线单元)，并建立“三塔四线”模型用以模拟整个线路，重点关注单基酒杯型输电塔及塔线体系中间酒杯型输电塔ZBC211的动力特性和位移响应，其中各单塔塔脚和导地线端部均采用全约束，见图2。



图2　塔线体系模型约束

Fig. 2　Constraints of the tower-line model

1.3　模型验证

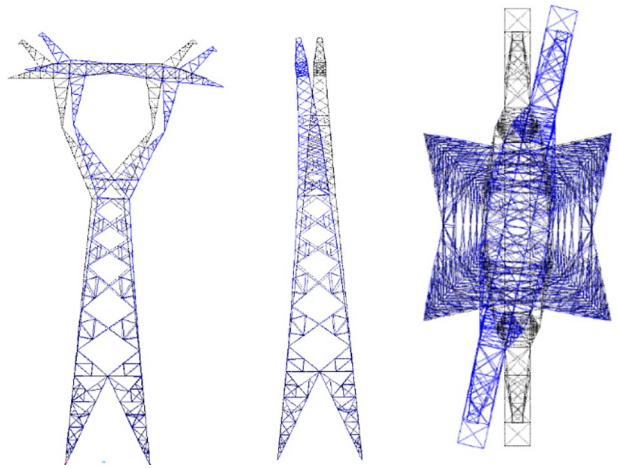
1.3.1　单基输电塔模型的模态分析

以输电铁塔自身为研究对象，不考虑输电线耦合作用，对单基塔进行基础模态分析。仿真结果显示，输电塔ZBC211和ZBC213前三阶振型类似，横

向一阶以绕 Y 轴弯曲变形为主、纵向一阶以绕 X 轴弯曲变形为主，扭转一阶以绕 Z 轴扭转变形为主，见图 3。两种塔型各方向的一阶模态结果见表 3。根据《高耸规范》[11]，高耸结构的一阶自振周期应为：

$$T = (0.007\sim0.013)H \quad (1)$$

式中：H 为输电塔总高度。酒杯型输电塔 ZBC211 和 ZBC213 的一阶自振周期分别为 0.5215 s 和 0.5516 s，满足规范[11]要求的 0.3003~0.5577 s 和 0.3661~0.6799 s，验证了两座酒杯型输电杆塔有限元模型的合理性。



（a）绕 Y 弯曲　（b）绕 X 弯曲　（c）绕 Z 扭转

图 3　单塔 ZBC211 模型各方向的第一阶振型

Fig. 3　First-order vibration modes of ZBC211 model in different directions

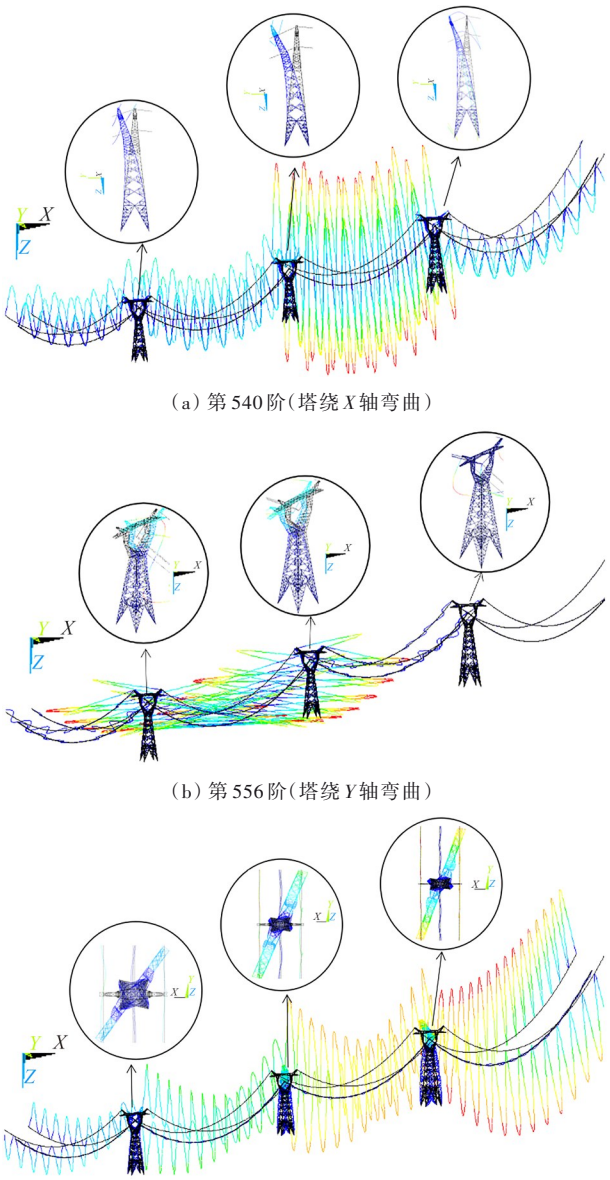
表 3　单塔 ZBC211 和 ZBC213 模型各方向的一阶模态

Table 3　First-order vibration modes of ZBC211 and ZBC213 models in all directions

第一阶振型	频率/Hz		周期/s	
	ZBC211	ZBC213	ZBC211	ZBC213
绕 Y 弯曲	1.9174	1.8130	0.5215	0.5516
绕 X 弯曲	2.0069	1.8259	0.4983	0.5477
绕 Z 扭转	3.3010	2.6534	0.3029	0.3769

1.3.2　塔线体系模型的模态分析

以“三塔四线”塔线体系为研究对象，对中间塔进行模态分析，图 4 和表 4 分别为塔线体系的典型振型和模态。塔线体系模型的低阶振型模态密集（前 8 阶在 0.1 Hz 以内），均以导线振动变形为主。直到第 540 阶时，导线的竖向振动激发输电塔自身绕 X 弯曲变形一阶振型响应；到第 556 阶时，导线较高频的振动激发输电塔绕 Y 弯曲变形一阶振型响应；到第 775 阶时，更高频次的导线振动激发输电塔一阶扭转振型响应。



（a）第 540 阶（塔绕 X 轴弯曲）

（b）第 556 阶（塔绕 Y 轴弯曲）

（c）第 775 阶（塔绕 Z 轴扭转）

图 4　塔-线体系模型的典型振型

Fig. 4　Typical vibration modes of the tower-line model

表 4　塔线体系模型的典型模态

Table 4　Typical vibration modes of the tower-line model

Hz

阶数	振型描述	频率
第 1 阶	导线振动	0.0913
⋮	导线振动	⋮
第 540 阶	绕 X 弯曲	1.8491
第 556 阶	绕 Y 弯曲	1.9502
第 775 阶	绕 Z 扭转	2.6771

对比单基输电塔模态分析结果发现，塔-线耦合体系激发单基塔主振型的频率介于 ZBC211 和

ZBC213各自主频之间，且首次激发单基塔振型为绕X弯曲变形，并非单基塔模态分析中的绕Y弯曲振型。塔线体系模态分析表明了输电导线的耦合作用对输电单塔振动特性影响显著，其作用不可忽略。

1.3.3　塔线体系的自重分析

为进一步验证塔线体系模型的合理性，对“三塔四线”输电塔线体系施加重力荷载后进行非线性分析计算。实现过程为建立输电塔时，赋予输电塔材料属性几何、密度、弹性模量等参数，而后通过对输电塔竖直Z方向施加重力加速度来对其施加重力荷载。图5为输电塔轴力云图。表5为分别提取有限元模型四档导线弧垂最低单元节点的水平张力，并与状态方程计算张力的结果对比。可见：有限元模型四档导线水平计算张力误差均不超过5%，验证了“三塔四线”输电塔线体系有限元模型的合理性。

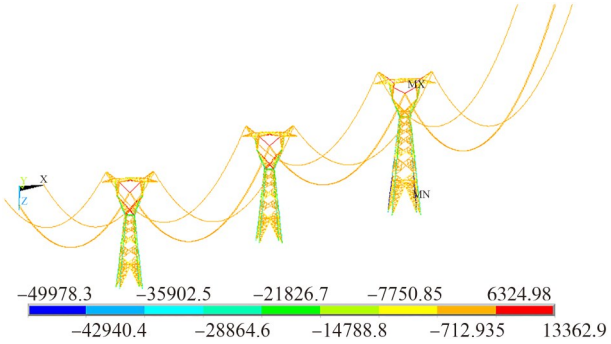


图5　自重作用下塔线体系轴力云图　N

Fig. 5　Axial force contour plot of the tower-line system under self-weight

表5　输电线弧垂最低单元节点的水平张力

Table 5　Horizontal tension at the lowest point of the arc sag of the transmission line

导线弧垂最低点处	有限元计算张力/N	状态方程计算张力/N	误差/%
档段1	5526.8	5466.1	1.1
档段2	5721.7	5590.1	2.3
档段3	6017.1	5843.6	3.0
档段4	5271.2	5128.9	2.8

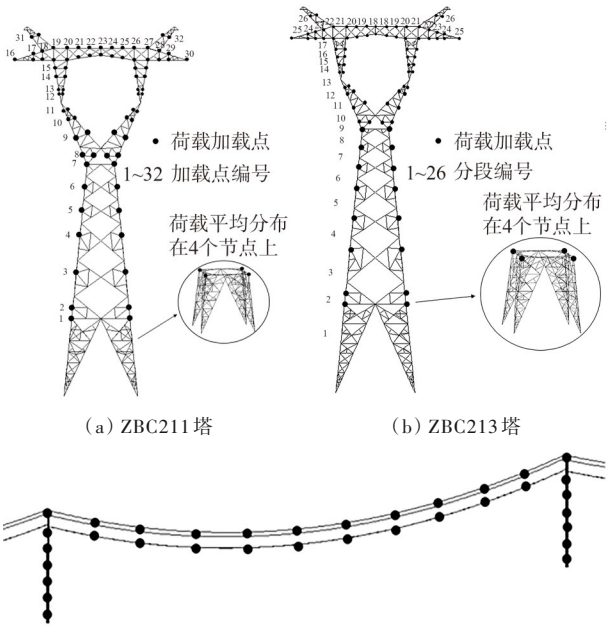
通过对“三塔四线”塔线体系的模态及自重分析，验证了有限元模型的合理性，表明该模型可进行后续的风荷载施加及风振响应的提取与分析。

2　风振响应分析

2.1　风荷载模拟

本文基于Davenport风功率谱[21]采用AR法模型[22-23]，并引入空间相关函数，提取1 min的风速时程，由于前100 s所模拟出的风速并不稳定而无法采用，故对三维风场进行700 s的时程模拟。将模拟出的参考点的风速代替作用于该塔段或输电线段的风速，进行输电塔线体系风荷载计算。

在模拟输电塔线体系风荷载时，将输电塔线体系简化为分段加载模型[24]，根据《线路规范》[9]中对输电塔塔身风压段划分的要求，将酒杯型输电塔ZBC211的塔身分为7段，由于酒杯型输电塔塔头和横担存在较多质量和形状突变点，故根据变截面点将其分别分为10段和7段，酒杯型输电塔的加载点设计见图6(a)、6(b)，输电线每25 m取一个加载点，其加载点设置见图6(c)。



(a) ZBC211塔　(b) ZBC213塔

(c) 导线加载点

图6　塔线体系加载点设置

Fig. 6　Loading point arrangement for the tower-line system

三维风场(风速)模拟程序实现步骤如下：

1)求解Davenport风功率谱$S_v(f)$。

$$S_v(f)=4kv_{10}^2\frac{x^2}{f\left(1+x^2\right)^{4/3}} \tag{2}$$

式中：f为脉动风频率；k为地面粗糙度系数；v_{10}为10 m高度处平均风速；x为$1200/v_{10}$。

2)基于脉动风三维空间相关性，获得脉动风速功率互谱密度函数$S_{ij}(f)$。

$$S_{ij}(f)=\sqrt{S_{ii}(f)S_{jj}(f)}\cdot r_{ij}(f) \tag{3}$$

式中：r_{ij}为脉动风速场空间i，j两点的相干函数。

3)建立并求解自回归 AR 模型,获得三维节点脉动风速时程 v_{f}。

$$v_{\mathrm{f}}(\boldsymbol{X},\boldsymbol{Y},\boldsymbol{Z},t)=-\sum_{k=1}^{p}\boldsymbol{\varphi}_k\cdot v_{\mathrm{f}}(\boldsymbol{X},\boldsymbol{Y},\boldsymbol{Z},t-k\Delta t)+N(t) \tag{4}$$

其中　$\boldsymbol{X}=\left[x_1,\cdots,x_M\right]^{\mathrm{T}}$

$\boldsymbol{Y}=\left[y_1,\cdots,y_M\right]^{\mathrm{T}}$

$\boldsymbol{Z}=\left[z_1,\cdots,z_M\right]^{\mathrm{T}}$

式中:(x_i,y_i,z_i)为空间第 i 点坐标,$i=1,\cdots,M$;$\boldsymbol{\varphi}_k$ 为第 k 阶 AR 模型自回归系数 $M\times M$ 阶方阵,其由 AR 模型正则方程求解获得,$k=1,\cdots,p$,p 为 AR 模型阶数;t 和 Δt 为时间和其步长;$N(t)$为独立随机过程向量。

4)根据指数模型,获取平均风速 $\bar{v}_{(z)}$。

$$\frac{\bar{v}_{(z)}}{\bar{v}_{\mathrm{s}}}=\left(\frac{z}{z_{\mathrm{s}}}\right)^{\alpha} \tag{5}$$

式中:z、$\bar{v}_{(z)}$分别为所测点的高度和该高度处的平均风速;z_{s}、$\bar{v}_{\mathrm{s}}$ 分别为标准高度和该高度处的平均风速,我国标准高度取 10 m;α 为地表粗糙度系数。

5)叠加平均风速和脉动风速获得 z 高度处的合成风速 $v_{(z)}$。

$$v_{(z)}=\bar{v}_{(z)}+v_{\mathrm{f}} \tag{6}$$

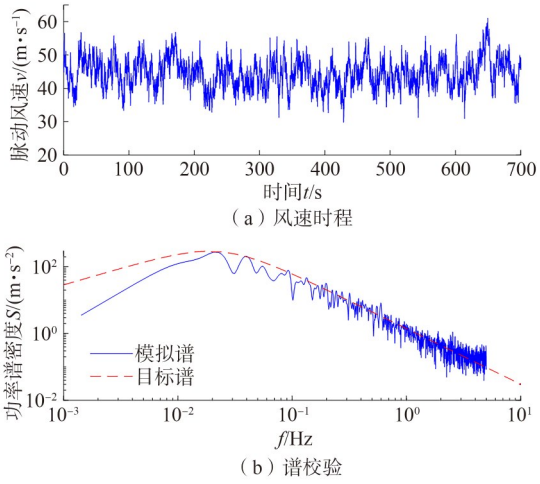
风荷载模拟参数设计中地形地貌类型为 B 类、AR 模型阶数为 4、风速时程选 700 s、初始频率为 0.001 Hz、截止频率为 10 Hz。基于以上取值,编制节点风速时程模拟程序。

图 7 为模拟得到的“三塔四线”体系中间酒杯型输电塔(ZBC211)塔顶风速时程曲线及脉动风模拟谱和目标谱校验。可以看出,ZBC211 塔顶风速峰值达到 61.05 m/s,且脉动风模拟谱与目标谱吻合较好。在模拟完单基输电塔及塔线体系风速时程后,根据《线路规范》[9]分别计算作用于输电塔和导地线上的风荷载标准值。

图 8 为计算得到的 29 m/s 风速、0°风向下塔线体系中间酒杯型输电塔 ZBC211 塔顶处[加载点 24,见图 6(a)]的风荷载时程。可以看出,ZBC211 塔顶处的风荷载峰值为 4.13 kN。

2.2　单基输电塔风振响应分析

在 29 m/s 风速下,计算单基塔 ZBC211 在 0°、45°、60°以及 90° 4 个风向下的风振响应,风向角示意如图 1 所示。图 9 为分析得到的 29 m/s 风速下典型风向



(a) 风速时程

(b) 谱校验

图 7　ZBC211 塔顶风速时程与谱校验

Fig. 7　Time history and spectral verification of wind speed at the top of ZBC211 tower

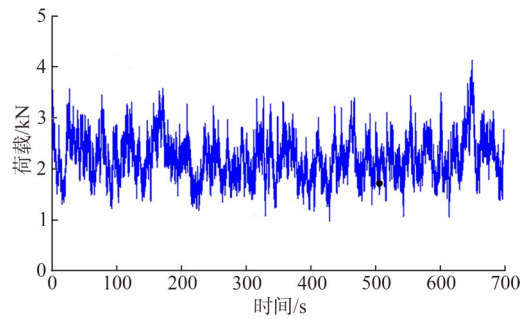


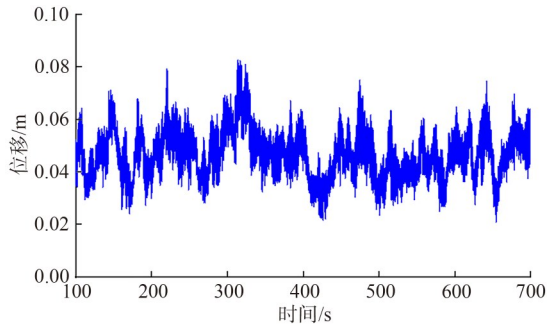
图 8　ZBC211 输电塔塔顶风荷载时程

Fig. 8　Time history of wind load at the top of ZBC211 tower

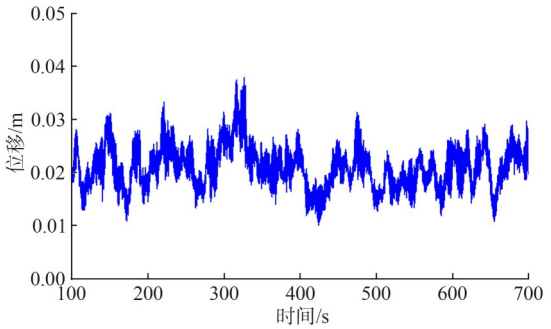
特定方向的位移时程,图例“0°Y向”表示 0°风荷载作用于结构在 Y 向产生的位移均方差响应,以此类推。图 9(a)显示 0°风向下单基塔 ZBC211 塔顶处 Y 向的位移时程,峰值为 0.077 m;图 9(b)显示 90°风向下 ZBC211 塔顶 X 向的位移时程,峰值为 0.038 m。对比之下,0°风向塔身在 Y 向的风振响应更为显著。

对各风向下单基输电塔各塔段位移时程进行统计,图 10 显示单基塔沿高度(Z 坐标)的位移均方差响应,图 11 则显示单基输电塔模型沿横担宽度(X 坐标)的位移均方差响应。

总体来看,对于沿高度而言,单基酒杯型输电塔位移均方差随着高度增加而增大;对于横担而言,其不同风向下的位移均方差基本不随宽度发生变化,且其位移响应与横担连接的塔顶处位移基本保持一致,说明在不同风向的风荷载作用下,横担自身变形并不大,其位移响应主要是随塔身振动而整体摆动。对于单基输电塔而言,其 Y 向的位移响应要大于 X 向,且在 0°风向下,其塔身和横担的位移



（a）0° *Y*向



（b）90° *X*向

图9　单基塔ZBC211塔顶在各风向下位移响应

Fig. 9　Time histories of the displacement at the top of ZBC211 under typical wind directions for single-tower system

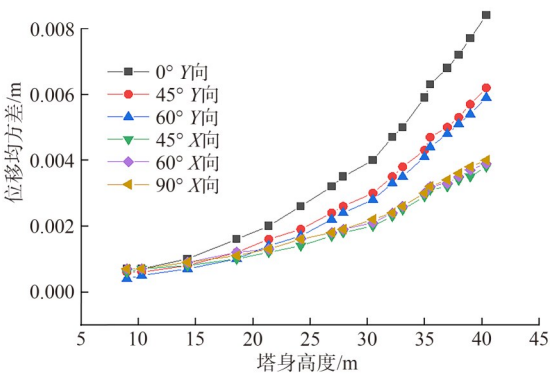


图10　单基塔ZBC211模型沿高度的位移均方差响应

Fig. 10　Root-Mean-Square（RMS）response of displacement along the height of the single tower ZBC211

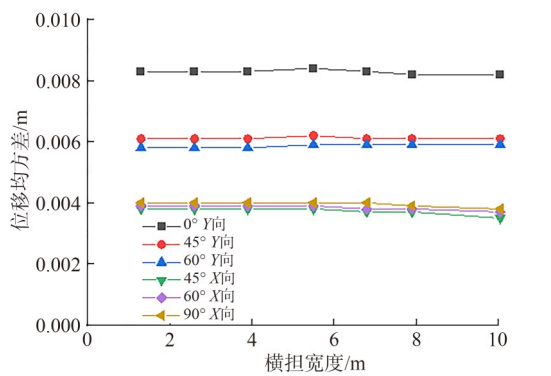


图11　单基塔ZBC211模型沿横担宽度的位移均方差响应

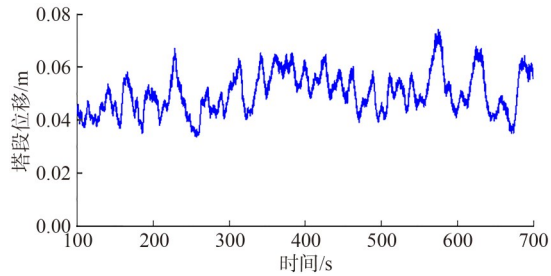
Fig. 11　RMS response of cross-arm displacement of the single tower ZBC211 model

响应均是最大的，这主要是由于0°风向下酒杯型输电塔的塔身和横担的迎风面积是最大的，其受到的风荷载最大，从而导致其位移响应最大。

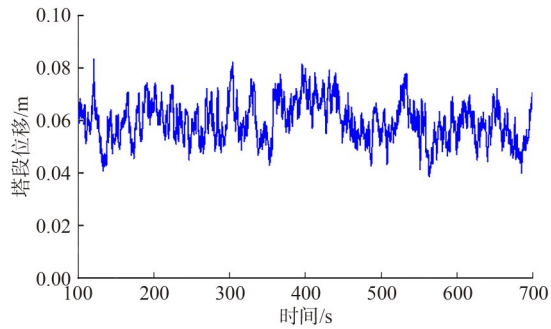
2.3　塔线体系风振响应分析

计算29 m/s风速下“三塔四线”体系中间酒杯型输电塔ZBC211在0°，45°，60°以及90° 4个风向下的风振响应。

图12为29 m/s风速下典型风向特定方向的位移时程。图12(a)显示0°风向下塔线体系的ZBC211塔顶处*Y*向位移时程，峰值为0.079 m；图12(b)显示90°风向下塔线体系的ZBC211塔顶处*X*向位移时程，峰值为0.084 m。对比单塔模型，塔线体系的0°*Y*向位移响应峰值略有加大，90°*X*向位移响应峰值则显著增大，表明导地线对输电塔风振耦合效应明显增大，因此考虑塔-线耦合作用非常必要。



（a）0° *Y*向



（b）90° *X*向

图12　塔线体系ZBC211塔顶在各风向下位移响应

Fig. 12　Time histories of the displacement at the top of ZBC211 under different wind directions for tower-line system

图13为中间酒杯型输电塔沿高度的位移均方差响应，图14为其沿横担宽度的位移均方差响应。可以发现，中间酒杯型输电塔沿高度和横担宽度的位移响应变化规律与单基输电塔相同。在0°风向下，中间酒杯型输电塔塔身和横担的位移响应均是最大的，这主要是由于0°脉动风激发了塔线体系中塔身结构的主频响应，其呈现出*Y*向位移响应最大。总之，塔线体系呈现塔身结构主阶振型的动态响应。

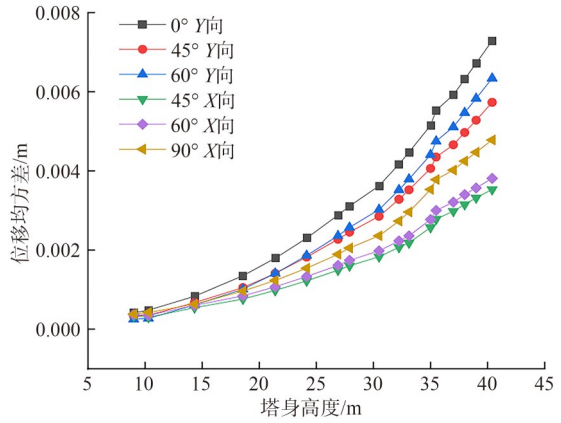


图 13　塔线体系中间塔沿高度的位移均方差响应

Fig. 13　RMS response of displacement along the height of the middle tower in the tower-line system

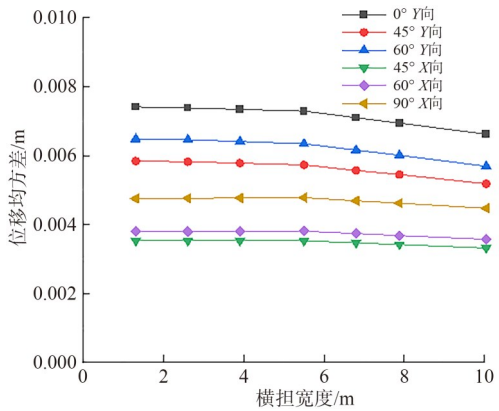


图 14　塔线体系中间塔沿横担宽度的位移均方差响应

Fig. 14　RMS response of cross-arm displacement of the tower-line system

3　风振系数分析

在水平风(包括平均风和脉动风)作用下,结构可在各个方向产生振动,其中脉动风作用是随机的,引起结构风振响应。且输电塔结构属于柔性高耸结构,风振脉动响应显著,设计中需重点考虑。

单基输电塔及塔线体系所受到的风荷载根据其成分性质的不同,可以分为静荷载和随机脉动荷载两部分[25]。静荷载相当于作用在结构上的恒载,可用静力方法进行计算。而随机脉动荷载则会激起单基塔及输电塔线体系的振动,使得结构的变形和受力增大,甚至造成倒塔和断电事故的发生。为充分考虑脉动风载效应,可采用随机振动理论对单基输电塔及塔线体系风致振动响应进行分析,并引入风振系数将输电塔所受到的随机脉动荷载转换为拟静力荷载。

3.1　我国现行规范中风振系数取值

目前,我国对于全高不超 60 m 的输电杆塔最常用的风振系数计算规范有 3 本:

1)《线路规范》[9]中第 10.1.20 条规定:对于杆塔设计,当其高度不超过 60 m,风荷载调整系数β_z应按规定对全高采用一个系数;如高度超过 60 m,系数应按照《荷载规范》[10]采用由下到上逐段增大的数值。

2)《荷载规范》[10]中第 8.4.3 条规定:对于一般竖向悬臂型结构,仅考虑一阶振型影响下结构z高度处的风振系数β_z,可按式(7)计算:

$$\beta_z = 1 + 2gI_{10}B_z\sqrt{1+R^2} \tag{7}$$

式中:g为峰值因子;I_{10}为 10 m 高度名义湍流强度;R为脉动风荷载共振分量因子;B_z为脉动风荷载背景分量因子,其仅考虑结构的质量沿高度均匀分布,且迎(侧)风面宽度沿高度近似线性递减变化。

3)《高耸规范》[11]中第 4.2.9 条规定:输电杆塔在z高度处的风振系数β_z可按式(8)计算:

$$\beta_z = 1 + \xi\varepsilon_1\varepsilon_2 \tag{8}$$

式中:ξ为脉动增大系数;ε_1为风压脉动和风压变化等的影响系数;ε_2为振型、结构外形的影响系数,与《荷载规范》类似,主要适用质量与体型沿高度连续近似线性变化的高耸结构。

以上规范给出的输电杆塔风振系数的计算公式仅适用塔段质量和刚度沿高度均匀变化或变化不大的输电杆塔,对于酒杯型输电杆塔,其在曲臂及横担位置形状和质量均有明显的突变,3 本规范中输电杆塔的计算公式并不能对其适用。因此,本文基于随机振动理论来对酒杯型输电杆塔的风振系数计算进行推导[20],得到的公式为:

$$\beta_i = \frac{P_{si}+P_{fi}}{P_{si}} = 1 + \frac{M_i\omega_1^2 y_{1i}}{\mu_{si}\mu_{zi}w_0A_i} \tag{9}$$

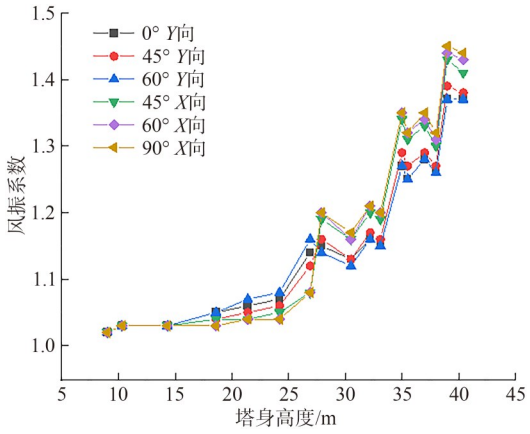
式中:β_i为第i加载点的风振系数;P_{si}为静风荷载;P_{fi}为脉动风荷载;M_i和A_i分别为i点质量和承风面积;ω_1为塔线体系中输电塔 1 阶圆频率;y_{1i}为i点位移响应;μ_{si}和μ_{zi}分别为i点的体型系数和风压高度变化系数;w_0为基本风压。

3.2　单基输电塔风振系数计算与取值

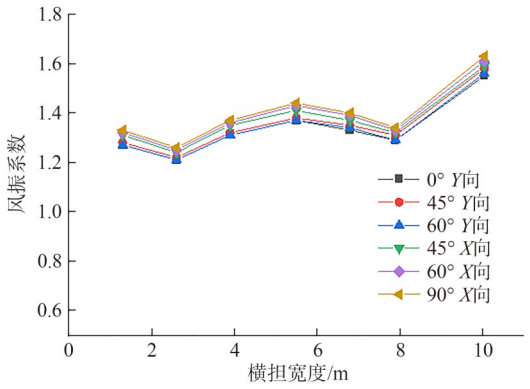
3.2.1　单基输电塔风振系数的计算

本节将对单基输电塔风振系数进行计算和分析。基于随机振动理论,按照式(9)利用单基输电塔的位移响应分别计算了 29 m/s 风速、0°,45°,60°以及 90°风向下单基输电塔 ZBC211 沿高度和横担宽度的风振系数。对于酒杯型输电杆塔,其沿高度

并非均匀分布，在横担处有明显质量和性质的突变。因此为了探究该影响因素，本文统计了各风向下单基酒杯型输电塔沿高度和横担宽度承受风荷载位置处的风振系数，见图15。



（a）沿高度Z坐标的风振系数



（b）沿横担X坐标的风振系数

图15　仿真计算获得的各风向下单基塔ZBC211风振系数

Fig. 15　Wind-induced vibration coefficients of ZBC211 under different wind directions obtained from simulations

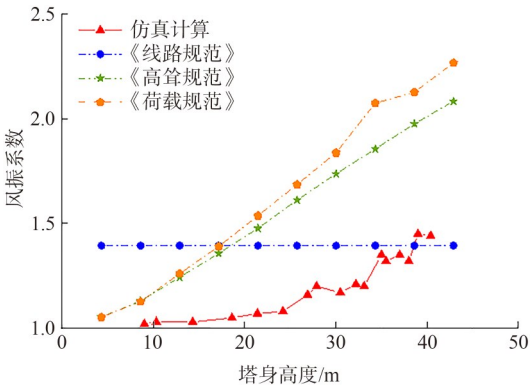
由图15(a)可看出：随着输电塔高度的加大，各风向角下风振系数均呈现整体增大的趋势，直至塔顶达到风振系数的最大值；塔身高度27 m以内（塔腿H_1和塔身H_2）显示60°Y向工况下的风振系数最大，说明输电塔的塔腿和塔身部分在风荷载60°下的Y向动载效应最为显著；塔身高度27 m以上（塔头H_3），X向风振系数较接近且大于Y向风振系数，90°X向工况的风振系数最大。

由图15(b)可看出：随着横担宽度（X坐标）的变化，各风向角下风振系数基本稳定，横担各处均显示X向风振系数大于Y向，且90°X工况的风振系数最大。但在横担边梢处，风振系数均出现突然加大的趋势，这是因为此处为横担边缘，其迎风面积很小，从而出现风振系数陡增的现象。

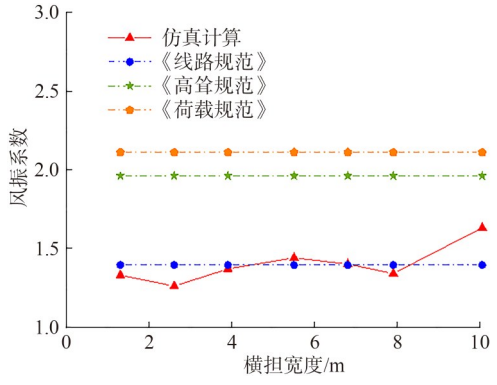
3.2.2　单基输电塔风振系数的取值

为了研究我国现有规范是否合理，本文采用现行规范《荷载规范》[11]、《高耸规范》[10]、《线路规范》[9]中的设计方法对该单基输电塔风振系数进行计算，通过对比模拟方法结果，验证规范合理性。

图16(a)将采用不同计算方法获得的单基输电塔沿高度Z坐标位置的风振系数进行了汇总。其中《荷载规范》和《高耸规范》是在假设输电塔质量和体型沿高度均匀分布的结构前提下获得的结果。与仿真计算结果对比可知，《荷载规范》和《高耸规范》的设计方法体现了输电杆塔风振系数沿高度增加而增大的规律，但总体而言其风振系数的仿真计算结果大了许多，误差最高分别可达56%和44%，显然规范[10-11]过于保守；与仿真计算结果对比，《线路规范》设计方法获得的风振系数为单一系数，未体现输电杆塔风振系数随高度增加而增大的现象，因此对于输电塔高度位置较低时显得过于保守，最大误差可达36.7%，但在塔顶附近设计偏于不安全，最大误差为3.9%。



（a）沿高度Z坐标的风振系数



（b）沿横担X坐标的风振系数

图16　各设计方法获得的单基塔ZBC211风振系数

Fig. 16　Wind-induced vibration coefficients obtained from different design methods for ZBC211 tower

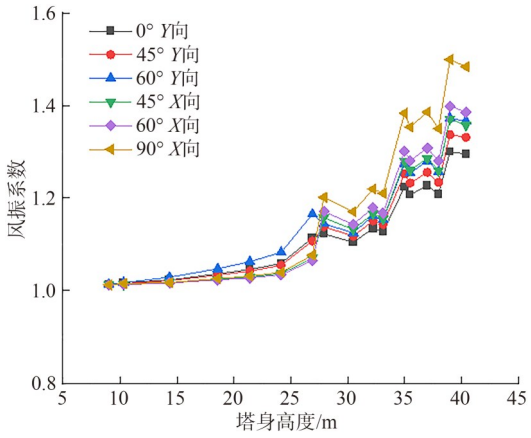
图 16(b)将各种计算方法获得的单基输电塔 ZBC211 沿横担 X 坐标位置的风振系数进行了汇总。其中《荷载规范》《高耸规范》《线路规范》均未对集中质量处(横担)有特定规定,其取值仍采用对应高度处的风振系数,均为一恒值。通过对比发现,《荷载规范》和《高耸规范》均过于保守,与仿真计算结果相比,误差分别高达 67% 和 56%。而《线路规范》在横担宽度 X 坐标的设计存在保守和危险交互出现现象,尤其到横担边梢处设计低于仿真结果高达 14.5%,最为不安全。

3.3　塔线体系风振系数计算与取值

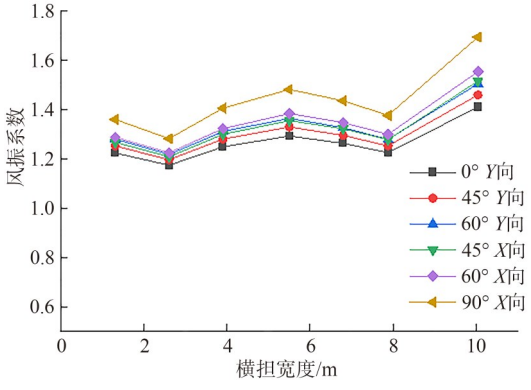
3.3.1　塔线体系风振系数计算

本节按照式(9)计算了各风向下塔线体系中间塔沿高度和沿横担宽度承受风荷载位置处的风振系数,见图 17。

由图 17(a)可看出:塔线体系中间塔身高度 27 m 以内(塔腿 H_1 和塔身 H_2),60°Y 向工况下的风振系数最大;塔身高度 27 m 以上(塔头 H_3),则 90°X 向工况下的风振系数最大,说明输电塔的塔头部分在风荷载 90°的 X 向动载效应最为显著。对比图 15(a)与 17(a)可发现,塔身高度 27 m 以上(塔头 H_3),塔线体系 90°X 向工况的风振系数要明显大于其他风向,而单基输电塔各角度 X 向工况的风振系数较接近,表明输电线的拉拽作用会对输电塔的风振系数产生一定影响。



(a) 沿高度 Z 坐标的风振系数



(b) 沿横担 X 坐标的风振系数

图 17　仿真计算获得的各风向下塔线体系中间塔风振系数

Fig. 17　Wind-induced vibration coefficients of the middle tower in the tower-line system under different wind directions obtained from simulations

由图 17(b)可看出:塔线体系中间塔 90°X 工况的风振系数最大,且与单基输电塔一样,其在横担边梢处,各工况风振系数均出现陡增的趋势这是因为此处为塔线连接处,风载下导线大幅度振动对酒杯型输电塔横担边梢处直接拉拽,导致其动载效应最为显著。

3.3.2　塔线体系风振系数取值

本节将塔线体系中间塔风振系数模拟结果与现行规范《荷载规范》《高耸规范》《线路规范》设计方法进行对比,验证规范合理性。

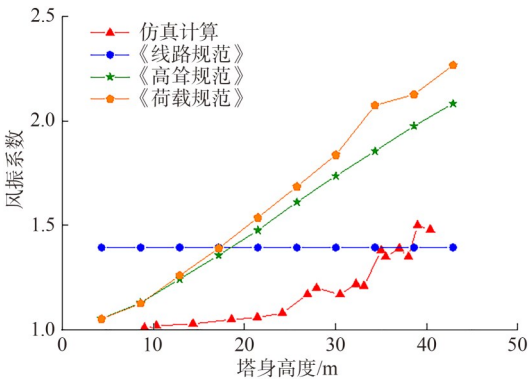
图 18(a)为塔线体系中间酒杯型输电塔沿高度 Z 坐标位置的风振系数与现行规范对比。其中《荷载规范》和《高耸规范》相较于仿真计算结果,误差最高可达 51% 和 39%,过于保守;《线路规范》在输电塔高度位置较低时显得过于保守,最大误差可达 39.4%,但在塔顶附近设计偏于不安全,最大误差为 7.6%。

图 18(b)为塔线体系中间塔沿横担 X 坐标位置的风振系数与现行规范对比。通过对比发现,《荷载规范》和《高耸规范》均过于保守,与仿真计算结果相比,误差分别高达 65% 和 53%。而《线路规范》在横担沿宽度 X 坐标的设计存在保守和危险交互出现现象,尤其到横担边梢处设计低于仿真计算结果 18%,最为不安全。

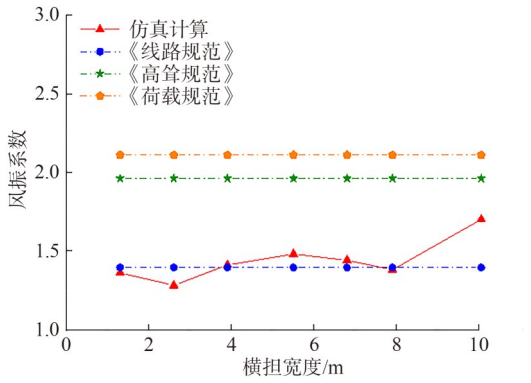
综上,现有规范均仅考虑输电塔沿高度风振系数设计,未考虑输电塔宽度方向的风振系数的变化,且均未考虑输电塔沿高度和宽度质量、刚度突变的情况。而酒杯型输电塔存在塔头重、迎风面积大、质量和刚度突变显著的特点,如采用现行规范对酒杯型输电塔及其塔线体系进行抗风设计存在以下问题:

1)沿塔高度方向:《荷载规范》和《高耸规范》考虑沿高度变化风振系数增大的趋势,但整体设计均过于保守;《线路规范》未考虑沿高度变化情况,因此,在结构高度位置较低处设计过于保守,但在顶部设计偏不安全。

2)沿横担宽度方向:各规范未考虑沿横担宽度



（a）沿高度 Z 坐标的风振系数



（b）沿横担 X 坐标的风振系数

图 18　各设计方法获得的塔线体系中间塔风振系数

Fig. 18　Wind-induced vibration coefficients obtained from different design methods for the middle tower in the tower-line system

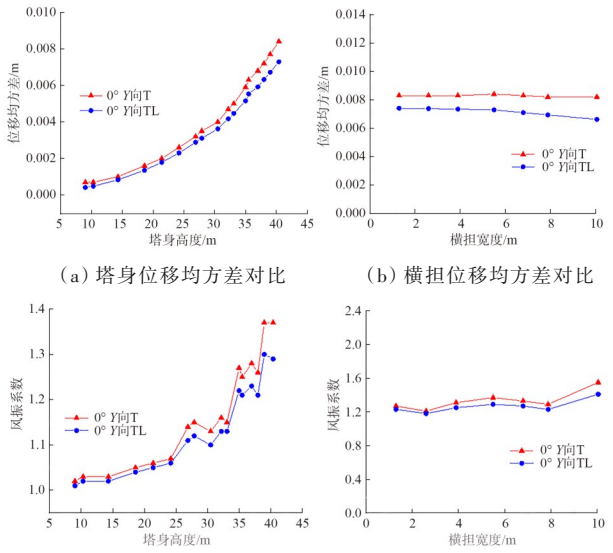
方向风振系数变化情况，《荷载规范》和《高耸规范》的设计均过于保守；《线路规范》存在设计保守和不安全交互出现的问题。

3）考虑塔-线耦合作用对各规范的设计保守性有所缓解，但其设计不安全性部分进一步加重，因此塔-线耦合作用在抗风设计中必须合理考虑。

4　塔-线耦合作用分析

本节将对比0°和90°风向下单基输电塔与塔线体系中间塔的风振响应及风振系数，探讨在不同风向下输电线与输电塔之间的耦合作用对输电塔振动响应及风振系数的影响。

图19和20分别为0°和90°风向下单基塔与塔线体系中间塔塔身及横担位移响应和风振系数对比。图中图例“0° Y 向T(TL)”分别表示0°风荷载作用于单基输电塔T(塔线体系TL)对应中间塔在 Y 向产生的位移均方差响应及风振系数；可以看出：0°风向下塔线体系中间塔塔顶位移均方差为单塔的0.87，其风振系数（塔身和横担）为单塔的0.97；90°风向下塔线体系中间塔塔顶位移均方差为单塔的1.2倍，其塔身及横担风振系数与单塔相近，约为单塔的1.01倍。表明：0°风向下输电线的纵向摆动对输电塔起到了减振作用，而90°风向下输电线则会加剧输电塔的振动。

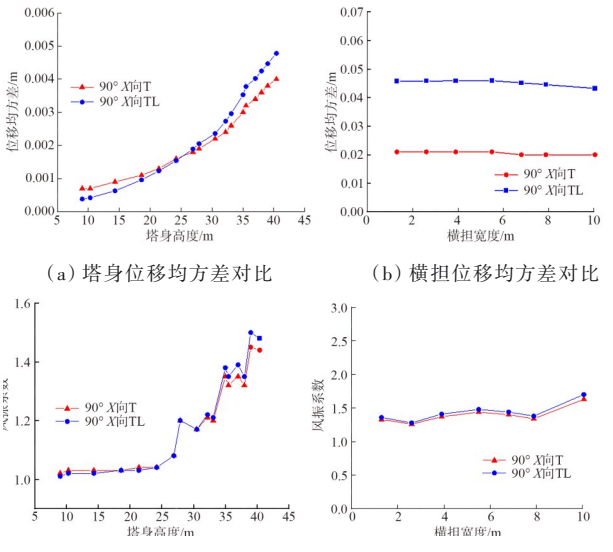


（a）塔身位移均方差对比　（b）横担位移均方差对比

（c）塔身风振系数对比　（d）横担风振系数对比

图 19　0°风向下塔线体系与单基塔风振响应对比

Fig. 19　Comparison of wind-induced vibration responses between the tower-line system and a single tower under 0° wind direction



（a）塔身位移均方差对比　（b）横担位移均方差对比

（c）塔身风振系数对比　（d）横担风振系数对比

图 20　90°风向下塔线体系与单基塔风振响应对比

Fig. 20　Comparison of wind-induced vibration responses between the tower-line system and a single tower under 90° wind direction

5　结　论

以西藏自治区220 kV输电线路工程为背景，通过有限元仿真单基输电塔及塔线体系进行风振响

应分析及风振系数研究，探讨各风向对酒杯型输电塔风致位移响应的影响，同时，将仿真计算输电塔的风振系数与《荷载规范》《高耸规范》及《线路规范》中的风振系数规范值进行对比，得出以下结论：

1）通过有限元仿真西藏地区 220 kV 单基输电塔及“三塔四线”塔-线耦合体系，基于 Davenport 风功率谱采用 AR 法模型合成脉动风，并将其转换为风荷载施加在输电塔线体系上，提取了不同风向下中间酒杯型输电塔的位移响应，并基于随机振动理论对其风振系数进行计算和分析，结果更符合实际情况。

2）对西藏 220 kV 输电线路进行仿真计算，获得不同风向下酒杯型单基输电塔及塔线体系风振响应和风振系数的影响规律，验证了《荷载规范》和《高耸规范》抗风设计过于保守，而《线路规范》还存在设计不安全问题。建议现行规范能够充分考虑酒杯型输电塔沿高度变化及横担处突变等因素，对风振系数计算公式进行修正。

3）对比了单基输电塔与塔线体系的风振响应及风振系数，发现 0°风向下输电线的摆动会对输电塔起到减振的作用，而 90°风向下，输电线的摆动则会加剧输电塔的振动。建议现行规范能够充分考虑塔-线耦合效应对酒杯型输电塔风振设计的影响，应对风振系数计算公式进一步修正。

参　考　文　献

[1] 张庆华，顾明. 基于高频天平测力试验的 500 kV 单回路输电塔风致响应研究[J]. 振动与冲击，2014(4)：156-160.

[2] 李春祥，李锦华，于志强. 输电塔线体系抗风设计理论与发展[J]. 振动与冲击，2009，28(10)：15-25.

[3] 张佳毅，占鹭林，曹枚根，等. 220 kV 双回路典型角钢输电塔动力特性及抗风性能评估[J]. 钢结构(中英文)，2023，38(1)：29-36.

[4] 李涛，王谦，吴登国，等. 台风风场下的 1000 kV 输电塔风洞试验与风振响应分析[J]. 电力科学与技术学报，2021，36(2)：76-82.

[5] FU X，JIANG Y，DU W L，et al. A new radial spoiler for suppressing vortex-induced vibration of a tubular tower and its practical design method [J]. Shock and Vibration，2021，2021：6971178.

[6] 郑家松，翁兰溪，郑宁敏，等. 台风风场与B类风场作用下输电塔风效应对比研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版)，2020，47(5)：99-106.

[7] WANG J，LI H N，FU X，et al. Geometric imperfections and ultimate capacity analysis of a steel lattice transmission tower [J]. Journal of Constructional Steel Research，2021，183：106734.

[8] 赵超，赵家钰，孙清，等. 环境激励下输电塔动力特性参数识别[J]. 振动与冲击，2021，40(4)：30-35.

[9] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 110 kV~750 kV 架空输电线路设计规范：GB 50545—2010 [S]. 北京：中国计划出版社，2010.

[10] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑结构荷载规范：GB 50009—2012 [S]. 北京：中国建筑工业出版社，2012.

[11] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 高耸结构设计标准：GB 50135—2019 [S]. 北京：中国计划出版社，2019.

[12] 邓洪洲，司瑞娟，吴昀. 输电塔的风振系数计算与程序设计[J]. 特种结构，2010，27(3)：4-8.

[13] 罗柯镕，余亮，舒赣平，等. 500 kV 长江大跨越电塔线体系风致响应分析研究[J]. 工业建筑，2022，52(8)：1-8.

[14] 谢华平，陈俊，尹志明. 输电塔风振系数分析[J]. 湘潭大学自然科学学报，2013，35(3)：40-45.

[15] 李正良，罗熙越，蔡青青. 考虑塔-线耦合作用的输电塔体系风振系数研究[J]. 建筑钢结构进展，2021，23(3)：119-128.

[16] 张骞，叶震，蔡建国，等. 特高压长悬臂输电塔与输电塔-线耦合体系的风振特性[J]. 东南大学学报(自然科学版)，2019，49(1)：1-8.

[17] 段辉顺，刘生奎，张玲玲，等. 门字型输电塔风振响应分析及风振系数的确定[J]. 应用力学学报，2019，36(3)：618-624.

[18] 汪楚清，孙清，王虎长，等. 拉线塔风振系数取值研究[J]. 钢结构，2016，31(5)：31-36.

[19] 吴新桥，彭康，耿力，等. 台风下输电塔风振响应有限元分析及测试试验[J]. 应用力学学报，2018，35(2)：328-332.

[20] 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.

[21] DAVENPORT A G. The spectrum of horizontal gustiness near the ground in high winds [J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society，1962，88(376)：197-198.

[22] ZHANG Y，HUANG W F，WANG L S，et al. Wind field characteristics of butte and the influence on the wind-induced responses of transmission towers [J]. Advances in Materials Science and Engineering，2022，2022：54-60.

[23] IANNUZZI A，SPINELLI P. Artificial wind generation and structural response [J]. Journal of Structural Engineering，1987，113(12)：2382-2398.

[24] 张爽，孙清，吴彤，等. ±1100 kV 输电塔风振响应及风振系数研究[J]. 特种结构，2018，35(4)：52-59.

[25] 余传运，张建润. 输电塔线体系动力特性及风振响应分析[J]. 东南大学学报(自然科学版)，2019，49(1)：116-124.