



## 基于改进阵风锋因子法的输电塔下击暴流等效风荷载研究

彭渝超 汪之松 邓光余 李正良

### RESEARCH ON EQUIVALENT WIND LOAD OF DOWNBURST ON TRANSMISSION TOWERS upON IMPROVED GUST FRONT FACTOR METHOD

PENG Yu-chao, WANG Zhi-song, DENG Guang-yu, LI Zheng-liang

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.6052/j.issn.1000-4750.2024.04.0320>

## 您可能感兴趣的其他文章

### Articles you may be interested in

#### 下击暴流风冲击作用下输电塔非平稳动力响应的频域方法

FREQUENCY DOMAIN METHOD FOR DYNAMIC RESPONSES OF TRANSMISSION TOWER UNDER DOWNBURST

工程力学. 2024, 41(8): 152-163 <https://doi.org/10.6052/j.issn.1000-4750.2022.06.0580>

#### 移动型下击暴流及其作用下高层建筑风荷载的数值模拟

THE NUMERICAL SIMULATION OF MOVING DOWNBURSTS AND THEIR INDUCED WIND LOAD ON HIGH-RISE BUILDINGS

工程力学. 2020, 37(3): 176-187 <https://doi.org/10.6052/j.issn.1000-4750.2019.04.0231>

#### 下击暴流作用下输电塔-线体系倒塌破坏研究

STUDY ON THE COLLAPSE FAILURE OF TRANSMISSION TOWER-LINE SYSTEM UNDER DOWNBURST

工程力学. 2022, 39(S): 78-83 <https://doi.org/10.6052/j.issn.1000-4750.2021.05.S012>

#### 下击暴流作用下高速列车运行安全性能评估

EVALUATING THE SAFETY OF HIGH-SPEED TRAINS AT THE ACTION OF DOWNBURST

工程力学. 2021, 38(10): 248-256 <https://doi.org/10.6052/j.issn.1000-4750.2020.09.0640>

#### 强风下导线的等效随机静风荷载概率模型

PROBABILISTIC MODEL OF RANDOM EQUIVALENT STATIC WIND LOADS ON TRANSMISSION LINE CABLES UNDER STRONG WINDS

工程力学. 2024, 41(1): 124-137 <https://doi.org/10.6052/j.issn.1000-4750.2022.03.0217>

#### 下击暴流作用下菱形马鞍面屋盖风压特性

WIND PRESSURES ON A LARGE-SPAN HYPERBOLIC-PARABOLOID ROOF SUBJECTED TO A SIMULATED DOWNBURST

工程力学. 2022, 39(3): 182-192 <https://doi.org/10.6052/j.issn.1000-4750.2021.01.0091>



订阅号：面向读者



订阅号：面向作者

扫码关注微信公众号，获得更多资讯信息

文章编号: 1000-4750(2024)00-0001-12

# 基于改进阵风锋因子法的 输电塔下击暴流等效风荷载研究

彭渝超<sup>1</sup>, 汪之松<sup>1</sup>, 邓光余<sup>2</sup>, 李正良<sup>1</sup>

(1. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400045; 2. 中冶赛迪工程技术股份有限公司, 重庆 400013)

**摘要:** 下击暴流是一种对结构危害性较大的极端强对流天气, 输电线路抗风设计规范中杆塔的风荷载尚未考虑到下击暴流的影响。该文采用数值模拟方法, 引入可以考虑非稳态下击暴流风效应影响的阵风锋因子法, 结合我国规范考虑地面粗糙度对风场的影响, 针对输电塔的下击暴流等效风荷载提出改进的阵风锋因子法。为探究该方法的准确性, 在两类风廓线转换标准下, 基于6种不同高度的输电塔算例, 对比非稳态下击暴流风作用下的时程分析和等效风荷载分析结果。研究表明: 改进阵风锋因子法下计算得到的等效风荷载更符合下击暴流的风场特征, 由此计算得到的等效静风响应能较好地包络时程法响应极值, 验证了改进阵风锋因子法计算非稳态下击暴流作用下输电塔等效风荷载的准确性; 不同转换标准和不同塔型、高度的验算结果表明, 改进阵风锋因子法具有广泛的适用性。

**关键词:** 下击暴流; 输电塔; 阵风锋因子法; 等效静风荷载; 风振响应

中图分类号: TM753 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2024.04.0320

## RESEARCH ON EQUIVALENT WIND LOAD OF DOWNBURST ON TRANSMISSION TOWERS upON IMPROVED GUST FRONT FACTOR METHOD

PENG Yu-chao<sup>1</sup>, WANG Zhi-song<sup>1</sup>, DENG Guang-yu<sup>2</sup>, LI Zheng-liang<sup>1</sup>

(1. School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China; 2. CISDI Group Co., Ltd., Chongqing 400013, China)

**Abstract:** Downburst is a type of extreme convective weather that can cause significant structural damage. The wind loading acting on transmission towers in the wind-resistant design codes has not yet considered the effects of downburst winds. This study employs numerical simulation and introduces a gust-front factor method that accounts for unsteady downburst wind effects. And incorporating ground roughness effects as per Chinese standards, an improved gust-front factor method for the equivalent wind load on transmission towers under downburst conditions is proposed. To verify the accuracy of this method, the results of time history analysis and equivalent wind load analysis under unsteady downburst wind effects were compared using six transmission tower cases of different heights and two wind profile conversion standards. The analysis results indicate that the equivalent wind loads calculated with the improved gust-front factor method better reflect the characteristics of downburst wind fields. The equivalent static wind response calculated using this method effectively envelopes the peak values obtained from the time history method, validating the accuracy of the improved gust-front factor method for calculating equivalent wind loads on transmission towers under unsteady downburst effects. Verification results for different conversion standards, for tower types and, for heights demonstrate the broad applicability of the gust factor method improved.

**Key words:** downburst; transmission tower; gust-front factor method; equivalent static wind load; wind-induced dynamic response

收稿日期: 2024-04-29; 修改日期: 2024-07-23

基金项目: 国家自然科学基金项目(52178455); 重庆市留创计划创新类项目(cx2019096)

通信作者: 汪之松(1980—), 男, 安徽人, 副教授, 博士, 博导, 主要从事结构的抗风、结构风场特性等方面的研究 (E-mail: wangzhisong@cqu.edu.cn).

作者简介: 彭渝超(2000—), 女, 重庆人, 硕士生, 主要从事结构风工程研究 (E-mail: pengyuchaojnbsa@163.com);

邓光余(1997—), 男, 重庆人, 硕士生, 主要从事结构风工程研究 (E-mail: GuangYu.Deng@cisdi.com.cn);

李正良(1963—), 男, 江苏人, 教授, 博士, 博导, 主要从事结构工程和工程力学方面的研究 (E-mail: lizhengli@hotmail.com).

雷暴天气中下沉气流冲击地面后向四周扩散,形成短时强风的现象被定义为下击暴流。调查表明下击暴流造成大量工程结构破坏,尤其是输电塔等高耸结构<sup>[1-3]</sup>。目前的输电塔设计规范中尚没有考虑此类风荷载的作用,因此,研究致灾性极强的下击暴流作用下输电杆塔的等效静力风荷载计算方法具有重要的工程应用价值。

下击暴流的风场具有强度大、持续时间短、影响范围小等特征,其风场特性研究方面有现场实测、风洞试验和数值模拟等手段,如在美国丹佛市开展的 Joint Airport Weather Studies(JAWS)项目<sup>[4]</sup>记录了 180 多个真实下击暴流事件。基于 JAWS 计划中的 26 个下击暴流实测资料, HJELMFELT<sup>[5]</sup>绘制出了下击暴流的典型风剖面。CANEPA 等<sup>[6]</sup>基于 Wind and Ports 和 Wind, Ports and Sea 项目,提出了一种从连续实测记录中提取下击暴流的方法,并在此基础上对影响下击暴流垂直廓线的主要参数进行了全面的研究和比较。由于现场实测受限于下击暴流事件发生的随机性、短时性,因此物理试验近似模拟也是一个较为可靠的方法。褚云朋等<sup>[7]</sup>制作了菱形马鞍面大跨屋盖结构缩尺模型,通过风洞试验探究了下击暴流作用下菱形马鞍面屋盖表面风压特性。采用计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)方法对下击暴流风场进行模拟也是如今较为实用的一种方法。王超等<sup>[8]</sup>通过数值模拟对比了不同参数下冲击射流模型和壁面射流模型风剖面的特征。国内外学者基于实测、试验和数值模拟的数据,提出了下击暴流风场的经验模型,如 OSEGUERA 等<sup>[9]</sup>基于流体力学基本原理提出轴对称解析模型用于定义静止下击暴流平均风(简称 OB 模型)。VICROY<sup>[10]</sup>在 OB 模型的基础上提出了 OBV 模型,对竖直风剖面进行优化,使其更加符合下击暴流风剖面实际形状,且表达式更加简洁。WOOD 等<sup>[11]</sup>基于冲击射流试验与数值模拟研究,对下击暴流平均风剖面进行了经验推算并提出了竖向风剖面 Wood 模型。

近年来,输电塔抗下击暴流风方面的研究逐渐引起学者们的重视:汪大海等<sup>[12]</sup>基于随机振动理论,提出了输电杆塔非平稳脉动风响应的频域解析方法,并采用随机样本的有限元动力分析结果验证了该方法的精确性。毕文哲等<sup>[13]</sup>建立输电塔-线体系有限元模型,基于 Tian-Ma-Qu 本构模

型模拟该结构在下击暴流作用下的连续倒塌过程。WANG 等<sup>[14]</sup>基于 5 座不同直径的输电塔在静、动下击暴流风条件下进行研究,探究下击暴流风参数对不同高度输电塔的影响。

等效静力风荷载是一种静力荷载,但可以产生动力荷载作用下结构的最大响应。目前提出了多种计算结构等效静力风荷载的方法,例如荷载-响应相关法(Load-Response-Correlation Method, LRC)、背景分量与共振分量的组合法、阵风荷载因子法(Gust Loading Factor Method, GLF)、惯性风荷载法等。目前我国的《架空输电线路荷载规范》(DL/T 5551-2018)<sup>[15]</sup>仅考虑了传统常规边界层风的风致效应,对非稳态下击暴流风场尚无相关规定。因此国内外学者对下击暴流等效静风荷载的设计方法进行了探究。赵勇等<sup>[16]</sup>基于惯性风荷载法提出了移动下击暴流下输电塔的等效静风荷载的建议公式,并将等效静力响应结果与有限元动力分析结果进行了对比和验证,结果表明:静力响应与各类时程响应的极值最大偏差在 20% 以内。ZHONG 等<sup>[17]</sup>采用背景分量与共振分量组合法计算下击暴流等效静风荷载,并将静力响应结果分别与 ASCE7 规范<sup>[18]</sup>计算结果和有限元动力分析结果进行了对比,结果表明:该方法计算得到的最大响应与有限元动力学分析得到的最大响应吻合较好。

由于现有规范和研究不能准确地考虑下击暴流风对输电杆塔的影响,本文引入 KWON 等<sup>[19]</sup>提出的阵风锋因子法。阵风锋因子法系统地考虑了下击暴流对结构产生的运动学和动力学特征,这些特征区别于传统边界层风产生的风致响应特征,例如风速突变引起的动力效应,湍流的非平稳特征等。且该方法可与设计规范结合使用,由于阵风锋因子法是基于 ASCE7 规范<sup>[18]</sup>提出的,无法直接应用于中国规范。因此,针对非稳态下击暴流风场的基本特性,本文基于阵风锋因子框架,结合我国架空输电线路荷载规范中杆塔设计风荷载的计算理论<sup>[15]</sup>,考虑地面粗糙度对风场的影响,提出了改进的阵风锋因子框架。

## 1 非平稳下击暴流风模型

### 1.1 时变平均风场

下击暴流非平稳风风速模型<sup>[20]</sup>可以表示为:

$$V(z, t) = \bar{V}(z, t) + \tilde{V}(z, t) \quad (1)$$

式中： $V(z,t)$ 为非平稳下击暴流总风速； $\bar{V}(z,t)$ 为下击暴流风时变平均分量； $\tilde{V}(z,t)$ 为下击暴流风非平稳脉动分量。

方便起见，假定在任何时间和高度的下击暴流风时变平均分量可由垂直风剖面 $\bar{V}(z)$ 和归一化时间函数 $f(t)$ 的乘积来表示：

$$\bar{V}(z,t) = \bar{V}(z) \cdot f(t) \quad (2)$$

其中， $f(t)$ 描述了时变平均分量中风速随时间变化的平均值。通过大量下击暴流实测数据<sup>[5-6]</sup>得到风速的时变平均特征：在整个短时间风速时程中出现一个非常大的峰值，从骤然上升到下降的持续时间大致为 2 min~3 min。因此，本文采用 KWON 等<sup>[19]</sup>提出的半波正弦时间函数来考虑由于下击暴流风速骤增瞬减对输电塔产生的瞬时脉冲作用，定义为式 (3)。SOLARI 等<sup>[21-22]</sup>证实，半正弦形状接近全尺寸下击暴流实测数据的内包络，如图 1 所示。

$$f(t) = \sin\left(\frac{\pi}{t_d} \cdot t\right) \quad (3)$$

式中， $t_d$ 为激励的脉冲持续时间。

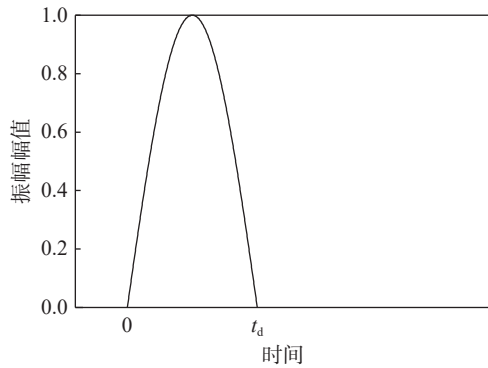


图 1 半波正弦函数

Fig. 1 Half-wave sine function

基于有限的全尺寸测量，有学者提出几种描述下击暴流平均风垂直剖面经验模型<sup>[9-11]</sup>。如图 2 所示，大部分经验模型在输电塔塔高范围内差异不大，因此本文采用 OBV 模型模拟平均风速垂直剖面，任意高度  $z$  处的平均风速 $\bar{V}(z)$ 表示如下<sup>[10]</sup>：

$$\bar{V}(z) = 1.354 \times [e^{(-0.22z/z_{\max})} - e^{(-2.75z/z_{\max})}] \times \bar{V}_{\max} \quad (4)$$

式中： $\bar{V}_{\max}$ 为下击暴流最大平均风速； $z_{\max}$ 为最大平均风速对应高度。

### 1.2 非平稳随机脉动风场

下击暴流非平稳脉动分量 $\tilde{V}(z,t)$ 可表示为一个以平均风速为基准且随时间变化的调幅函数和一个给定功率谱的稳态高斯随机过程的乘积<sup>[23]</sup>：

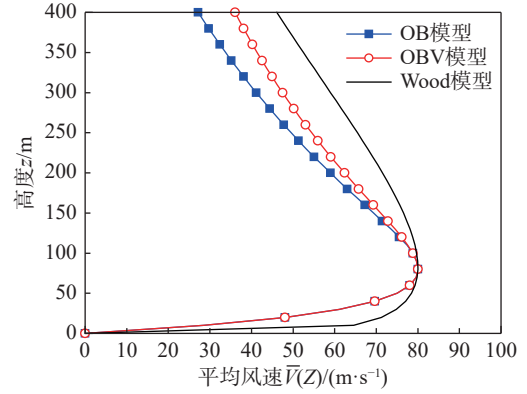


图 2 3种风剖面经验模型对比

Fig. 2 Comparison of three empirical models of wind profile

$$\tilde{V}(z,t) = k(z,t)a(z,t) \quad (5)$$

定义非平稳一致调制函数 $a(t)$ 为：

$$a(z,t) = c_1 \bar{V}(z,t) = c_1 \bar{V}(z)f(t) \quad (6)$$

式中： $c_1$ 为调幅系数，参考 KWON 等<sup>[19]</sup>的研究，本文假设  $c_1$  为各类地貌下的 10 m 高度名义湍流强度。参考我国规范的建议<sup>[15]</sup>，本文以 B 类地貌为例，取 0.14。

式 (5) 中， $k(z,t)$ 为服从标准正态分布的高斯平稳随机过程，其功率谱函数可表示为：

$$S_0(z_1, z_2, n) = S_0(n) \text{coh}(z_1, z_2, n) \quad (7)$$

式中： $S_0(z_1, z_2, n)$ 为高度  $z_1$  与  $z_2$  位置处的归一化风速交叉谱； $\text{coh}(z_1, z_2, n)$ 为高度  $z_1$  与  $z_2$  位置处的风速相干函数； $n/\text{Hz}$  为脉动风频率； $S_0(n)$ 为归一化风速自谱，可用归一化的 Davenport 谱表示：

$$S_0(n) = \frac{2}{3} \cdot \frac{x^2}{n(1+x^2)^{4/3}} \quad (8)$$

式中： $x = 1200n/\bar{V}(10)$ ， $\bar{V}(10)$ 为高度为 10 m 处的平均风速。相干函数 $\text{coh}(z_1, z_2, n)$ 可采用 Davenport 竖向相干函数表示：

$$\text{coh}(z_1, z_2, n) = \exp\left(-\frac{C_z n |z_1 - z_2|}{\bar{V}(z_1)}\right) \quad (9)$$

其中，文献 [24] 建议  $C_z$  为 7。

综上，类似于边界层风的一般频域方法<sup>[25]</sup>，下击暴流风的非平稳脉动风力谱可用演化谱概念表示为<sup>[26-27]</sup>：

$$S_F(n,t) = (c_1 \rho)^2 \cdot f^4(t) \cdot S_0(n) \times \int_0^H \int_0^H \bar{V}^2(z_1, t) \bar{V}^2(z_2, t) \cdot \text{coh}(z_1, z_2, n) \varphi_1(z_1) \varphi_1(z_2) dz_1 dz_2 \quad (10)$$

式中： $\rho$ 为空气密度，本文取  $1.25 \text{ kg/m}^3$ ； $H$ 为结构高度； $\varphi_1$ 为结构一阶振型函数。

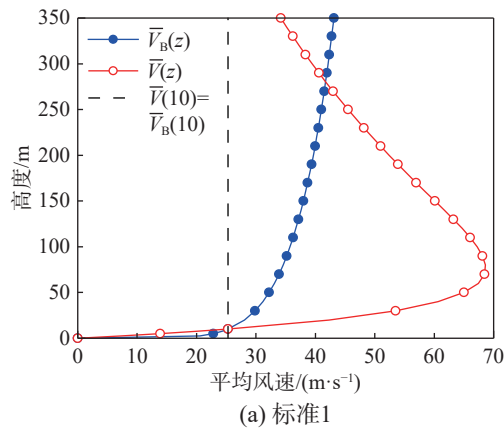
### 1.3 两类转换标准

OBV 模型的原始数据来源地点位于美国丹佛

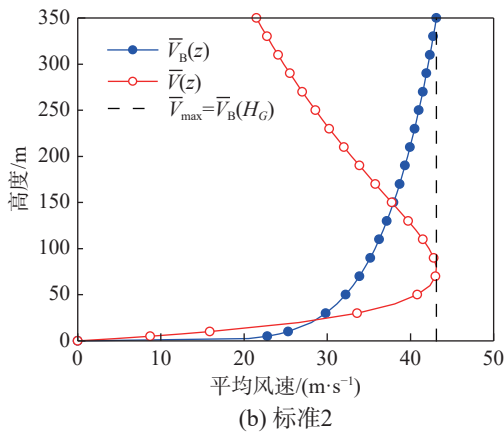
国际机场, 近似对应于我国规范中的 B 类地貌。目前有风洞试验结果表明  $z_{\max}$  及  $V_{\max}$  一定程度上受地貌粗糙度影响<sup>[28-29]</sup>。因此, 以我国规范 B 类地貌为标准, 对常规大气边界层风和下击暴流风的风廓线的转换准则规定如下<sup>[30]</sup>, 其中  $\bar{V}_B(z)$  表示 B 类地貌下  $z$  高度处边界层风平均风速:

标准 1:  $\bar{V}(10)=\bar{V}_B(10)$ , 即下击暴流风 10 m 高度处的平均风速与边界层风 10 m 高度处平均风速相等, 如图 3(a) 所示。

标准 2:  $\bar{V}_{\max}=\bar{V}_B(H_G)$ , 即下击暴流风最大平均风速与边界层梯度风高度  $H_G$  处的平均风速相等, 如图 3(b) 所示。



(a) 标准1



(b) 标准2

图 3 常规边界层风和下击暴流风廓线转换标准

Fig. 3 Conversion standard for wind profiles of conventional boundary layer winds and downburst winds

假设  $\bar{V}_{\max}$  为 B 类地貌下的最大平均风速, 则其他地貌条件下的  $\bar{V}_{\max,N}$  ( $N$  可取 A、C、D) 取值取决于各类地貌下边界层风与 B 类地貌下边界层风的速度关系。因此, 各地貌的  $\bar{V}_{\max,N}$  可以表示为:

$$\bar{V}_{\max} = \frac{V_0}{1.354[e^{-0.22z_0/z_{\max}} - e^{-2.75z_0/z_{\max}}]} \quad (11)$$

$$\bar{V}_{\max} \approx 1.705V_0 \quad (12)$$

$$\bar{V}_{\max,N} = b_N \cdot \bar{V}_{\max} \quad (13)$$

$$b_N = \frac{\mu_{z,N}}{\mu_{z,B}} \cdot \left( \frac{z_{\max}}{z_0} \right)^{\alpha_N - \alpha_B} \quad (14)$$

式中:  $z_0$  为参考高度, 取 10 m;  $V_0$  为参考高度处基本风速;  $N$  为 A、C、D 类地貌类型;  $b_N$  为 B 类地貌  $\bar{V}_{\max}$  与其他地貌  $\bar{V}_{\max,N}$  之间的转化因子;  $\mu_z$  为风压高度变化系数;  $\alpha$  为地貌粗糙度指数。

OBV 模型中认为  $z_{\max}$  与  $z^*$  的关系如式 (15), 其中  $z^*$  代表高度在  $z_{\max}$  以上且风速为  $0.5\bar{V}_{\max}$  所对应的高度。假设  $z^*$  为梯度风高度  $H_G$ , 而各类地貌的  $H_G$  为定值, 则  $z_{\max}$  在各地貌环境下可以被唯一确定。

$$\frac{z_{\max}}{z^*} = \frac{z_{\max}}{H_G} = 0.22 \quad (15)$$

以 B 类地貌边界层风参考高度 10 m 为例, 设定参考风压  $W_0=0.4 \text{ kN/m}^2$ , 对应参考风速  $V_0=25.3 \text{ m/s}$ 。因此, 不同地貌在 2 类转换准则下的  $\bar{V}_{\max}$  和  $z_{\max}$  如表 1 所示。

表 1 两类标准框架下各地貌的  $\bar{V}_{\max}$  和  $z_{\max}$ Table 1  $\bar{V}_{\max}$  and  $z_{\max}$  of various landforms under two types of standard frameworks

地形类别	边界层风高度 $H_G/\text{m}$	最大平均风速对应高度 $z_{\max}/\text{m}$	$\bar{V}_{\max}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	
			标准1	标准2
A	300	66	73.51	46.19
B	350	77	68.66	43.13
C	450	99	59.45	37.35
D	550	121	51.08	32.09

## 2 广义阵风锋因子模型

### 2.1 改进的阵风锋因子框架

ASCE<sup>[18]</sup> 规范中, 阵风荷载因子  $G$  表示在某段时间内结构在常态风荷载作用下的最大位移响应与平均位移响应之比。由于  $G$  的适用范围只局限于平稳风或是近似于平稳风<sup>[25]</sup>, 故 KWON 等<sup>[19]</sup> 在阵风荷载因子的基础之上提出一个关于非平稳阵风锋等效风荷载的设计框架, 将阵风锋引起结构最大位移与边界层风引起结构最大位移的比值作为放大系数, 对规范风荷载标准值进行调整, 即阵风锋因子法。此模型隐含着结构在下击暴流作用下的运动学和动力学特征, 这些特征区别于传统边界层风产生的风致效应, 其中包括风速垂直剖面的变化带来的运动学效应系数  $I_1$ , 由风速突然上升引起的动力学效应系数  $I_2$ , 非平稳湍流效应系数  $I_3$  以及瞬态空气动力学效应系数  $I_4$ 。通过阵风锋因子  $G_{GF}$  对美国规范风荷载设计值进行

调整, 给出了下击暴流风下等效风荷载的表达式, 如式 (16):

$$F_{\text{Design}} = F_{\text{ASCE}} K_{z,\text{GF}} G_{\text{GF}} \quad (16)$$

式中:  $F_{\text{ASCE}}$  为现有 ASCE7 规范<sup>[18]</sup> 边界层风的建议取值;  $K_{z,\text{GF}}$  为下击暴流风压高度系数;  $G_{\text{GF}}$  为基于 ASCE7 规范<sup>[18]</sup> 给出的阵风锋因子, 为下击暴流引起结构最大位移与边界层风引起结构最大位移的比值, 其表达式如下:

$$G_{\text{GF}} = I_1 I_2 I_3 I_4 \quad (17)$$

$I_1$ 、 $I_2$ 、 $I_3$ 、 $I_4$  可表示为<sup>[19]</sup>:

$$I_1 = \frac{\bar{x}_{\text{st,GF}}(z)}{\bar{x}_{\text{B}}(z)} \quad (18)$$

$$I_2 = \frac{\bar{x}_{\text{GF,max}}(z,t)}{\bar{x}_{\text{st,GF}}(z)} \quad (19)$$

$$I_3 = \frac{1 + \frac{\tilde{x}_{\text{GF,max}}(z,t)}{\bar{x}_{\text{GF,max}}(z,t)}}{G} \quad (20)$$

$$I_4 = \frac{C_{\text{D,GF}}}{C_{\text{D}}} \quad (21)$$

式中:  $\bar{x}_{\text{st,GF}}(z)$  为下击暴流时变平均分量引起的静态位移;  $\bar{x}_{\text{B}}(z)$  为 B 类地貌边界层风引起的平均位移;  $\bar{x}_{\text{GF,max}}(z,t)$  为下击暴流时变平均分量引起的平均位移最大值;  $\tilde{x}_{\text{GF,max}}(z,t)$  为下击暴流非平稳脉动分量引起的位移最大值;  $C_{\text{D}}$  和  $C_{\text{D,GF}}$  分别为边界层风下和下击暴流下气动阻力系数, 参考 KWON 等<sup>[19]</sup> 的建议, 不考虑风场变化带来的气动阻力系数的影响, 因此本文暂定参数  $I_4 = 1$ 。

上述的阵风锋因子框架是基于 ASCE7 规范<sup>[18]</sup> 提出的, 其中的  $F_{\text{ASCE}}$  为边界层风下 3 s 阵风风速对应的风速压; 阵风荷载因子  $G$  是基于 3 s 阵风风速压的调整系数, 对确定的结构而言其为一个恒定值。而中国规范采用 10 min 平均风速作为基本风速, 杆塔风荷载标准值按照式 (22) 计算<sup>[15]</sup>:

$$W_{\text{k}} = W_0 \mu_z \mu_s \beta_z A_s(z) \quad (22)$$

式中:  $W_{\text{k}}$  为现行规范常规边界层风杆塔风荷载标准值;  $W_0$  为基本风压;  $\mu_z$  为风压高度变化系数;  $\mu_s$  为结构体形系数;  $\beta_z$  为高度  $z$  处的杆塔风振系数;  $A_s(z)$  为高度  $z$  处的杆塔迎风投影面积。

杆塔风振系数  $\beta_z$  是基于平均风荷载的放大系数, 定义为等效静动力风荷载与平均风静力风荷载的比值, 其值沿着高度变化。虽然  $\beta_z$  以荷载放大系数的方式给出, 但其意义与 ASCE7 规范里的阵风荷载因子  $G$  类似, 故本文采用  $\beta_z$  代替阵风荷载因子框架中的  $G$ 。类似式 (16), 给出下击暴流下输电塔等效静风荷载为:

$$W_{\text{GB},\beta}(z) = W_{\text{k}} K_{z,\text{GF}} G_{\text{GF},\beta}(z) \quad (23)$$

$$G_{\text{GF},\beta}(z) = I_1 I_2 I_{3,\beta}(z) I_4 \quad (24)$$

$$I_{3,\beta}(z) = \frac{1 + \frac{\tilde{x}_{\text{GF,max}}(z,t)}{\bar{x}_{\text{GF,max}}(z,t)}}{\beta_z(z)} \quad (25)$$

式中:  $\beta_z(z)$  为按照我国规范计算得到的杆塔风振系数;  $G_{\text{GF},\beta}(z)$  为随高度变化的阵风锋因子;  $I_{3,\beta}(z)$  为随高度变化的非平稳湍流效应系数; 参数  $I_1$ 、 $I_2$ 、 $I_4$  仍参考式 (18)、式 (19)、式 (21)。

## 2.2 平均荷载效应 $I_1$

参数  $I_1$  定义为下击暴流和边界层风的平均静态响应之比, 描述了边界层风和下击暴流风两类风场垂直风廓线的差异。下击暴流的平均静态响应表示为式 (26), 则  $I_1$  可以表示为式 (27):

$$\bar{x}_{\text{st,GF}}(z) = \frac{\rho B}{2K} \cdot \int_0^H \bar{V}^2(z) \cdot \varphi_1(z) dz \cdot \varphi_1(z) \quad (26)$$

$$I_1 = \frac{\bar{x}_{\text{st,GF}}(z)}{\bar{x}_{\text{B}}(z)} = \frac{\int_0^H \bar{V}^2(z) \cdot \varphi_1(z) dz}{\int_0^H \bar{V}_{\text{B}}^2(z) \cdot \varphi_1(z) dz} \quad (27)$$

式中:  $B$  为结构宽度;  $K$  为一阶广义刚度。

## 2.3 脉冲动力效应 $I_2$

参数  $I_2$  叙述了下击暴流风场发展历程中风速陡然增加引起的结构响应放大的作用, 其典型特征是具有有一定持续时间的脉冲动力效应, 但其中不包括湍流效应。脉冲动力因子  $I_2$  表示为:

$$I_2 = \frac{\bar{x}_{\text{GF,max}}(z,t)}{\bar{x}_{\text{st,GF}}(z)} = \frac{\frac{\rho B}{2M} \cdot \int_0^H \bar{V}^2(z) \cdot \varphi_1(z) dz \cdot x_{\text{max}}(t)}{\frac{\rho B}{2K} \cdot \int_0^H \bar{V}^2(z) \cdot \varphi_1(z) dz} = \omega^2 \cdot x_{\text{max}}(t) \quad (28)$$

式中:  $M$ 、 $K$ 、 $\omega$  分别为结构的一阶广义质量、一阶广义刚度及一阶圆频率;  $x_{\text{max}}(t)$  为在时变平均风脉冲作用下结构的最大位移响应。

## 2.4 非平稳湍流效应 $I_3$

参数  $I_3$  包含了剔除平均分量后的非平稳湍流对结构产生的作用。方便起见, 本文采用频域方法来计算风的非平稳波动引起的风效应。下击暴流的非平稳湍流特征可以用平稳激励和调幅函数的乘积来表示, 因此, 非平稳脉动分量引起的位移最大值表示为峰值因子与非平稳脉动位移均方根最大值的乘积<sup>[31]</sup>:

$$\tilde{x}_{\text{GF,max}}(z,t) = g_{\text{GF}} \cdot \max[\sigma_{\tilde{x}_{\text{GF}}}(t)] \quad (29)$$

$$I_{3,\beta} = \frac{1 + \frac{\tilde{x}_{\text{GF,max}}(z,t)}{\bar{x}_{\text{GF,max}}(z,t)}}{\beta_z} = \frac{1 + \frac{g_{\text{GF}} \cdot \max[\sigma_{\tilde{x}_{\text{GF}}}(t)]}{\bar{x}_{\text{st,GF}}(z) \cdot I_2}}{\beta_z} \quad (30)$$

式中:  $g_{\text{GF}}$  为峰值因子;  $\sigma_{\tilde{x}_{\text{GF}}}(t)$  为非平稳脉动位移

均方根。

由于下击暴流风脉动分量是一个与时间相关的非平稳过程，因此其需要使用与时间相关的频响函数来评估非平稳脉动位移均方根。类似于边界层风，下击暴流风非平稳脉动位移均方根  $\sigma_{\bar{x}_{GF}}(t)$  可近似由非平稳脉动风力谱  $S_F(n, t)$  和结构的时变频响函数  $M(n, t)$  来表示<sup>[19]</sup>。基于下击暴流脉冲时间为长脉冲的前提条件下，非平稳脉动位移均方根响应可以近似为背景分量和共振分量的组合<sup>[25]</sup>，Kwon 等给出了快速评估非平稳脉动风效应的闭合解析公式<sup>[32]</sup>：

$$\sigma_{\bar{x}_{GF}}(t) = \sqrt{\int_0^\infty S_F(n, t) |M(n, t)|^2 dn} \approx F_{GF}(t) \sqrt{B_{GF} + R_{GF}} \quad (31)$$

$$F_{GF}(t) = \frac{1}{K} (\rho B H \cdot c_1) \cdot (CA) \cdot (1.354 \bar{V}_{\max})^2 \cdot f^2(t) \quad (32)$$

$$(CA)^2 = \int_0^1 \int_0^1 \left[ e^{\frac{-0.22z_1 H}{z_{\max}}} - e^{\frac{-2.75z_1 H}{z_{\max}}} \right]^2 \cdot \left[ e^{\frac{-0.22z_2 H}{z_{\max}}} - e^{\frac{-2.75z_2 H}{z_{\max}}} \right]^2 \cdot z_1 z_2 dz_1 dz_2 \quad (33)$$

式中： $B_{GF}$ 、 $R_{GF}$  为背景分量和共振分量； $CA$  为归一化竖向接受函数。背景分量可以通过高频截止频率消除荷载谱中的共振峰值后得到<sup>[25]</sup>，则  $B_{GF}$  可以表示为：

$$B_{GF} = 1 - \frac{1}{[1 + (n_r \cdot 1220/H)^2]^{1/3}} \quad (34)$$

其中， $n_r$  为高频截止频率，参考 DAVENPORT 的建议<sup>[25]</sup>，本文取 3/8。在共振分量的表达上，由于杆塔为轻阻尼高耸结构，频响函数在共振区域表现为尖峰形状，故共振分量可以表示为<sup>[25]</sup>：

$$R_{GF} = \frac{\pi}{4\xi} n_0 S_0(n_0) \frac{1}{1 + C_x \frac{n_0 B}{2 \cdot \bar{V}(10)}} \cdot \frac{1}{1 + C_z \frac{n_0 H}{3 \cdot \bar{V}(10)}} \quad (35)$$

式中： $\xi$  为结构阻尼； $n_0$  为结构固有频率，对于输电塔结构仅考虑一阶振型的影响； $S_0(n_0)$  为归一化 Davenport 风速谱在频率为  $n_0$  时的取值； $C_x$ 、 $C_z$  为指数衰减系数，由于输电塔属于高耸结构，一般只考虑垂直方向相关，因此  $C_x$  取 0，由式 (9) 可知， $C_z$  取 7； $\bar{V}(10)$  为 10 m 高度处的平均风速。

区别于常规边界层风，非平稳下击暴流的峰值因子严格意义来说是与时间密切相关的，但从方便实际应用的角度出发，本文采用平均峰值因子  $g_{GF}$  来代替对时间依赖的峰值因子，其等效表达式如下式所示<sup>[33]</sup>：

$$g_{GF} = \sqrt{2 \ln(2\nu_0(t) T_{eq})} + \frac{0.5772}{\sqrt{2 \ln(2\nu_0(t) T_{eq})}} \quad (36)$$

$$T_{eq}(\eta) = \frac{T(\eta)}{\sigma_{eq}^{2\eta}(\eta)} \quad (37)$$

$$\sigma_{eq}^2(\eta) = \frac{T(\eta+1)}{T(\eta)} \quad (38)$$

$$T(\eta) = \int_0^T \sigma_{\bar{x}_{GF}}^{2\eta}(t) dt \quad (39)$$

式中： $\nu_0(t)$  为随时间变化的平均上穿越率，文献表明可近似认为  $\nu_0(t) \approx n_0$ <sup>[32]</sup>； $T(\eta)$  为持续过程位移均方差的积分； $T_{eq}$  为等效的时间间隔； $T$  为持续时间，本文采用半波正弦函数表示时间分量，故  $T=t_d$ ； $\sigma_{eq}$  为极值等效标准差； $\eta$  为阶数，Michaelov 建议  $\eta = 2$ <sup>[33]</sup>。

## 2.5 下击暴流风压高度系数 $K_{z,GF}$

阵风锋因子  $G_{GF}$  为一个类似于阵风荷载因子  $G$  的调整系数，描述了下击暴流风对建筑结构的影响与边界层风对建筑结构的影响之间的关系。而仅使用常数因子  $G_{GF}$  会导致风荷载的竖向分布仍然遵循常态边界层风廓线<sup>[19]</sup>，不符合下击暴流风廓线的特征。因此，采用  $K_{z,GF}$  将风压进行标准化，以修正不同地形、不同高度下的下击暴流设计风荷载， $K_{z,GF}$  表示为下击暴流和边界层风的归一化风压剖面的比值：

$$K_{z,GF} = \frac{\bar{V}^2(z) \varphi_1(z) \int_0^H \bar{V}^2(z) \cdot \varphi_1(z) dz}{\bar{V}_B^2(z) \varphi_1(z) \int_0^H \bar{V}_B^2(z) \cdot \varphi_1(z) dz} = \frac{1}{I_1} \cdot \frac{\bar{V}^2(z)}{\bar{V}_B^2(z)} \quad (40)$$

式中： $\bar{V}^2(z)$  为下击暴流平均风压剖面； $\bar{V}_B^2(z)$  为边界层平均风压剖面。引入式 (27)， $K_{z,GF}$  可用  $I_1$  来表示。

## 3 输电塔有限元建模及等效风荷载计算

### 3.1 输电塔有限元建模及风荷载计算

以 B 类地貌为例，设定边界层风参考高度为 10 m，基本风速以  $V_0=25.3$  m/s 为例，则在两类转换准则下对应的  $\bar{V}_{\max}$  和  $z_{\max}$  如表 1 所示。基于第 1 节的下击暴流风场模型，对下击暴流风场进行完整的模拟。为分析改进阵风锋因子法的适用性，分别选取 6 种不同高度的输电塔，其总高分别为 29.3 m、41.2 m、48.4 m、65 m、82 m、99.6 m，采用有限元软件 ANSYS 分别建立有限元模型，如图 4 所示。

### 3.2 等效风荷载计算

基于前述的输电塔模型和下击暴流风场模型，采用改进阵风锋因子法计算在两类转换标准

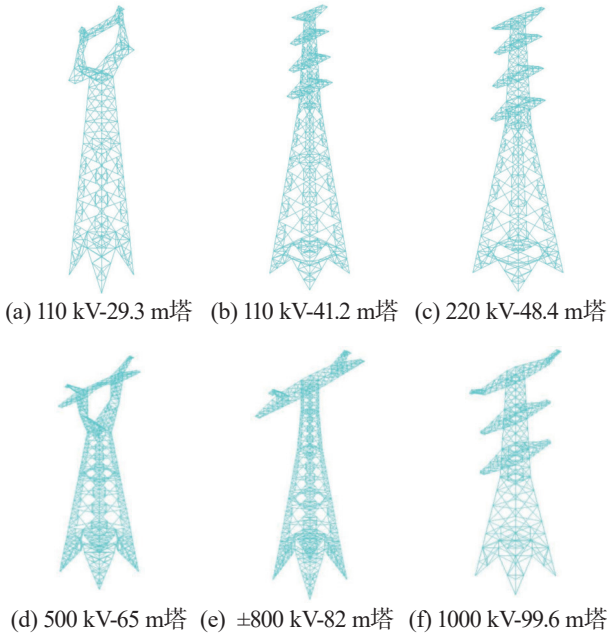


图 4 6 种典型输电塔模型

Fig. 4 Six typical transmission tower models

下 6 种输电塔的等效风荷载。由式 (27) 中可以发现  $I_1$  是无量纲数, 其大小仅与塔的高度、一阶频率振型函数及两类风场风廓线形状有关。我国规范将地貌条件划分为 4 类, 故在已知杆塔塔高及一阶频率振型函数的情况下, 各地貌条件下的  $I_1$  值便可确定。输电塔一阶振型函数  $\varphi_1$  按规范 DL/T 5551-2018 近似计算, 公式如下:

$$\varphi_1 = \frac{6z^2H^2 - 4z^3H + z^4}{3H^4} \quad (41)$$

表 2 给出了 6 种输电塔在两类转化标准下各地貌条件对应的  $I_1$ 。由表 2 可以看出, 标准 1 转换框架下得到的  $I_1$  与标准 2 转换框架下得到的  $I_1$  比值恒定, 为 2.53。  $I_1$  的数值普遍大于 1 表明输电杆塔的下击暴流平均风响应强于边界层风响应。A、B、C 类地貌下  $I_1$  随塔高的增加呈现出先增大后减小的趋势, 符合下击暴流在近地面的强度高于边界层风的实际情况。

由式 (25) 可知  $I_2$  仅与结构动力特性及脉冲时间函数唯一变量  $t_d$  有关, 而与风场的垂直廓线无关。表 3 给出了在标准 1 转换框架下 6 种输电塔在不同脉冲时间下对应的  $I_2$ 。短时风荷载作用于杆塔结构的确存在较大的冲击效应, 但在目前观测到的下击暴流中, 大多数持续时间约为几分钟左右。对于持续时间超过 100 s 的脉冲, 可近似忽略瞬态的动力效应, 即将  $I_2$  视为 1。

由式 (30) 可知, 由于风振系数  $\beta_z$  随高度变化, 因此  $I_3$  的值与输电塔高度有关。由此, 图 5

表 2 两类转化标准下各地貌条件对应  $I_1$  数值表  
Table 2 Corresponding values of  $I_1$  for various landform conditions under two conversion standards

标准类型	结构高度 $H/m$	地貌条件			
		A	B	C	D
标准1	29.3	3.30	2.41	1.31	0.73
	42.1	4.17	3.19	1.84	1.07
	48.4	4.43	3.45	2.05	1.22
	65.0	4.72	3.84	2.45	0.52
	82.0	4.66	3.94	2.66	1.73
	99.6	4.42	3.85	2.74	1.85
标准2	29.3	1.30	0.95	0.52	0.29
	42.1	1.65	1.26	0.73	0.42
	48.4	1.75	1.36	0.81	0.48
	65.0	1.86	1.51	0.97	0.60
	82.0	1.84	1.55	1.05	0.68
	99.6	1.74	1.52	1.08	0.73

表 3 不同脉冲时间下对应  $I_2$  数值表  
Table 3 Corresponding  $I_2$  values at different pulse times

输电塔类型	脉冲时间 $t_d/s$			
	5	10	50	200
110 kV-29.3 m	1.0006	1.0000	1.0000	1.0000
110 kV-41.2 m	1.0003	1.0000	1.0000	1.0000
220 kV-48.4 m	1.0013	1.0003	1.0000	1.0000
500 kV-65 m	1.0049	1.0009	1.0000	1.0000
±800 kV-82 m	1.0015	1.0011	1.0001	1.0000
1000 kV-99.6 m	1.0015	1.0007	1.0000	1.0000

给出了标准 1 转换框架下 ±800 kV-82 m 输电塔在不同高度处对应的  $I_3$ 。可以看出, 大多数高度下的  $I_3 < 1$ , 表明在这些高度上, 可能由于  $t_d$  较小, 下击暴流风的非平稳湍流效应不显著, 峰值响应可能没有时间达到与平稳情况相当的值。

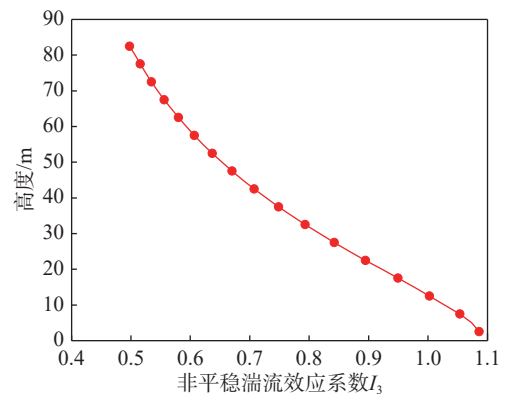


图 5 标准 1 下不同高度对应  $I_3$  图  
Fig. 5 Corresponding  $I_3$  chart at various heights under standard1

根据式 (23) 分别得到两种标准下, 采用风振系数改进的阵风锋框架计算得到的等效静力风荷

载  $W_{GB,\beta}$ 。图 6 给出了 B 类地貌、两类标准框架下，下击暴流风作用于  $\pm 800$  kV-82 m 输电塔，其沿杆塔高度方向上的单位面积等效静力风荷载，图中  $\bar{V}_{GF}^2(z)$  为下击暴流风压剖面； $F_{Design}$  表示采用阵风系数  $G$  计算的等效静力风荷载，按式 (16) 计算；当式 (23) 中  $G_{GF}$  和  $K_{z,GF}$  都为 1 时，即为现行规范的杆塔风荷载标准值  $W_k$ 。

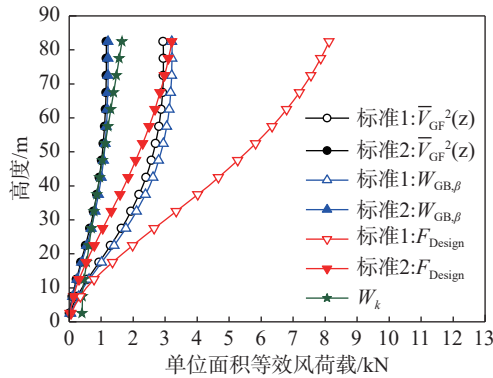


图 6 不同高度下单位面积等效风荷载图  
Fig. 6 Unit area equivalent wind load diagram at different heights

图 6 表明，在同一高度下，通过风振系数计算得到的单位面积  $W_{GB,\beta}$  小于采用阵风荷载因子得到的  $F_{Design}$ ，更加接近下击暴流风压剖面。若将同一高度上的下击暴流单位面积等效静力风荷载与下击暴流风压荷载定义为荷载比，则  $F_{Design}$  最大荷载比为 2.765，而  $W_{GB,\beta}$  最大荷载比仅为 1.652；该结果表明，改进后的阵风锋因子法计算结果精度更高。转换标准 1 框架下计算得到的等效风荷载远远大于  $W_k$ ；转换标准 2 框架由于其  $V_{max}$  较小，等效风荷载在高度较大处小于规范设计荷载，但其在近地面处也略大于规范设计荷载，表明改进前后的阵风锋因子法都比  $W_k$  更符合下击暴流的风场特征，其在高度较低处有更大的等效风荷载值。

## 4 风振响应分析及结果比较

### 4.1 风振时程响应分析

为验证上述等效风荷载的合理性和准确性，在两类转换标准下进行输电塔下击暴流作用下的风振时程响应分析，并比较响应结果。塔身风荷载时程分段加载，以  $\pm 800$  kV-82 m 塔为例，将输电塔如图 7 所示划分为 22 个塔段，左右横担对称，共 28 段；各塔段的体型系数如表 4 所示；图 8 以标准 1 为例，给出了 3 个不同高度处下击暴流的模拟风速时程曲线。

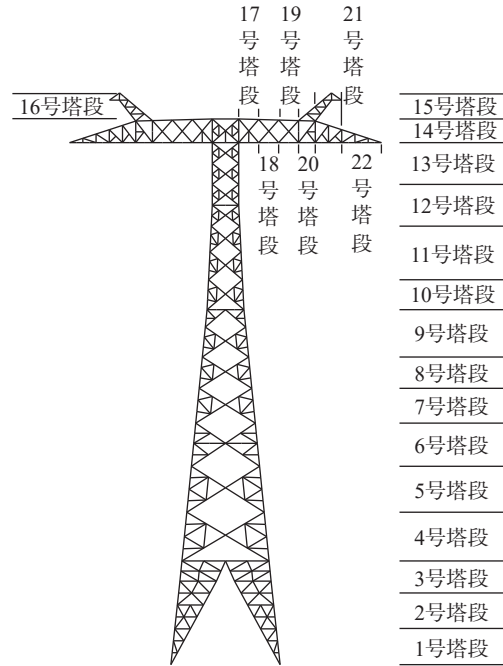


图 7  $\pm 800$  kV-82 m 塔风荷载分区示意图  
Fig. 7 Schematic diagram of division for  $\pm 800$  kV-82 m tower section

表 4  $\pm 800$  kV-82 m 塔各塔段体型系数表

Table 4  $\pm 800$  kV-82 m tower section size coefficient table

塔段	角钢塔体型系数	塔段	角钢塔体型系数
1	2.05	15	2.30
2	2.39	16	2.30
3	2.43	17	2.47
4	2.59	18	2.48
5	2.57	19	2.42
6	2.56	20	2.42
7	2.55	21	2.38
8	2.53	22	1.79
9	2.48	23	2.47
10	2.47	24	2.48
11	2.45	25	2.42
12	2.41	26	2.42
13	2.43	27	2.38
14	2.18	28	1.79

根据模拟得到的风速时程，依据准定常假设将风速时程转化为风荷载时程加载到输电塔结构模型上进行风振响应的时程分析。故作用在高度  $z$  处的风荷载可表示为：

$$F(z, t) = \mu_s(z) A_s(z) w(z, t) \quad (42)$$

式中： $\mu_s(z)$  为高度  $z$  处对应塔段的体型系数； $A_s(z)$  为该塔段对应的迎风面投影面积； $w(z, t)$  为高度  $z$  处的风压，按式 (43) 计算：

$$w(z, t) = \frac{1}{2} \rho V(z, t)^2 \quad (43)$$

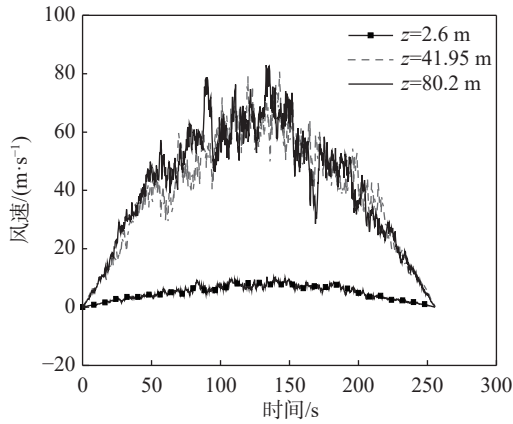


图 8 标准 1 框架下的下击暴流风速时程曲线

Fig. 8 Time history curve of simulated wind speed for downburst under standard 1 framework

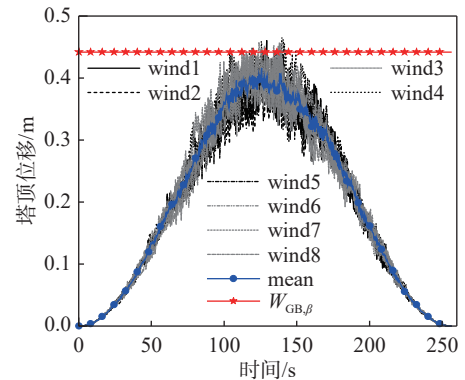
其中,  $V(z,t)$  按式 (1) 计算。基于输电塔模型和下击暴风场模型, 通过瞬态风振动力响应计算, 分析在两类标准下下击暴风对输电塔冲击作用全过程的杆塔风致响应。

如图 8 所示, 下击暴风冲击输电塔的过程中, 输电塔附近风速从 0 迅速激增至最大风速, 在短时间内经受风暴的强烈冲击; 在达到最大风速后, 风速又迅速减至 0。随着风速的变化, 结构的响应也随之变化。以标准 1 下  $\pm 800$  kV-82 m 输电塔为例, 图 9 分别给出了 8 条下击暴流风下该塔的各时程响应及其平均响应, 并标出了  $W_{GB,\beta}$  下结构的静力响应值。可以看出, 在下击暴风冲击输电塔的过程中, 瞬态动力响应与风速时程响应变化趋势一致, 各结构响应变化趋势也基本一致。各结构响应先迅速增大达到极值, 后迅速减小为 0。

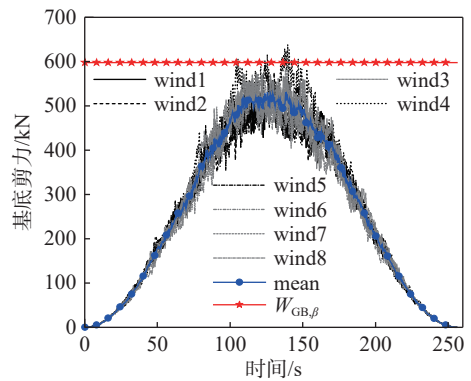
#### 4.2 结果比较

将改进的阵风锋框架计算得到的等效静风荷载采用有限元模型分别对其进行静力求解, 得到等效静风荷载分布下杆塔的静力响应。将结果与动力有限元法计算的时程响应结果极大值进行对比和分析, 考察改进的阵风锋因子法的准确性。

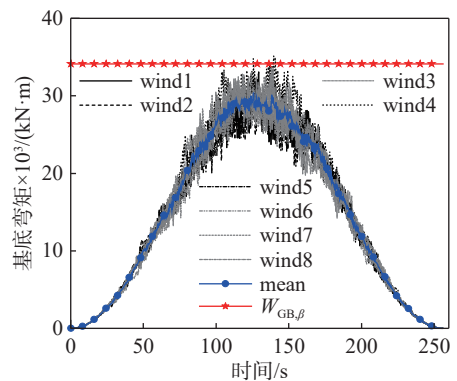
在两类转换标准下, 分别随机生成 8 条风作用于各输电塔上, 得到其时程响应。并将各标准下各输电塔的 8 次时程响应结果进行比较和平均, 得到该条件下时程响应极大值和平均值。图 10 和图 11 分别给出了标准 1 框架下  $\pm 800$  kV-82 m 输电塔各塔段位移响应和主材轴力响应结果, 结合图 9 可以发现, 不管从时程变化方面还是高度变化方面, 标准 1 框架下的静力响应能较好地包络各种类型时程响应的极大值。



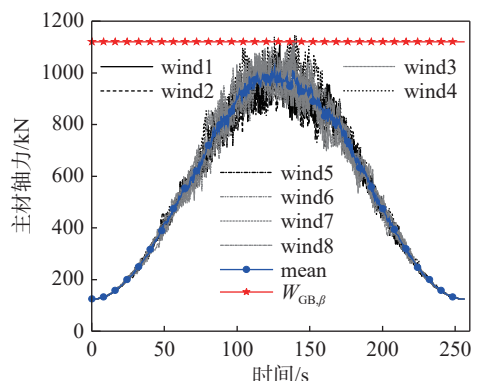
(a) 塔顶位移



(b) 基底剪力



(c) 基底弯矩



(d) 主材轴力

图 9  $\pm 800$  kV-82 m 输电塔等效静力风荷载与时程分析的各响应比较

Fig. 9 Comparison of various responses for equivalent static wind load and time history analysis of  $\pm 800$  kV-82 m transmission tower

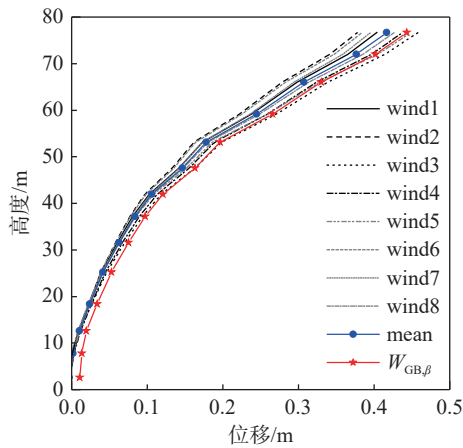


图 10 等效静力风荷载与时程分析的塔身位移比较  
Fig. 10 Comparison of displacements for each tower section between equivalent static wind load and time history analysis

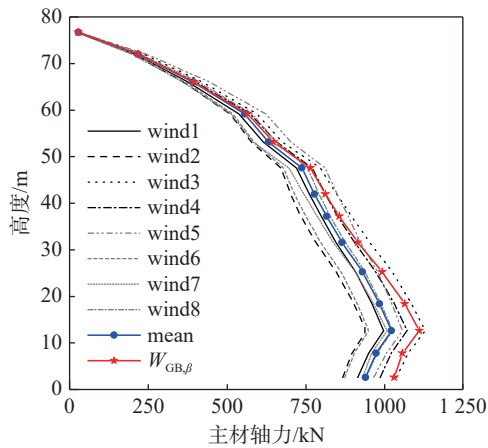


图 11 等效静力风荷载与时程分析的塔身主材轴力比较  
Fig. 11 Comparison of principal axial forces for each tower section between equivalent static wind load and time history analysis

表 5~表 10 分别给出了两类转换标准下 6 种输电塔时程响应极大值以及平均响应中的最大值，并与  $W_{GB,\beta}$  计算得到的静力响应进行对比。可以看出，不管是对于两类转化标准还是不同高度、塔型，改进阵风锋因子法都有较好的计算结果：静力响应能够完全包络时程响应平均值，较好地包络住时程响应极大值。且塔高对该方法精确度有一定的影响：29.3 m 塔和 41.2 m 塔的各静力响应与时程响应极大值的最大偏差值在 12% 左右，48.4 m 塔和 65 m 塔的各静力响应与时程响应极大值的偏差值不超过 10%，82 m 塔的偏差值在 7% 以内，99.6 m 塔的偏差值在 5% 以内。脉动风的非平稳特征导致了部分塔个别响应偏大，但总体结果较好，可以看出改进的阵风锋因子法具有一定的有效性。

表 5 两类标准下 110 kV-29.3 m 输电塔静力响应与时程响应对比

Table 5 Comparison of static response and time history response of 110 kV-29.3 m transmission tower two conversion standards

标准类型	响应类型	塔顶位移/mm	基底剪力/kN	基底弯矩/(kN·m)	主材轴力/kN
标准1	静力响应	18.688	14.055	254.002	31.886
	时程响应极大值	20.521	14.930	267.668	33.090
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	17.531	13.270	236.662	30.210
标准2	静力响应	7.594	5.567	100.700	17.335
	时程响应极大值	8.479	6.049	109.912	18.931
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	7.423	5.338	97.031	16.990

表 6 两类标准下 110 kV-41.2 m 输电塔静力响应与时程响应对比

Table 6 Comparison of static response and time history response of 110 kV-41.2 m transmission tower two conversion standards

标准类型	响应类型	塔顶位移/mm	基底剪力/kN	基底弯矩/(kN·m)	主材轴力/kN
标准1	静力响应	39.412	58.513	1519.796	113.860
	时程响应极大值	44.014	63.560	1705.803	117.701
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	37.786	54.230	1423.498	108.200
标准2	静力响应	15.567	23.201	602.614	59.328
	时程响应极大值	17.005	25.458	673.705	63.370
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	14.971	22.650	587.394	58.372

表 7 两类标准下 220 kV-48.4 m 输电塔静力响应与时程响应对比

Table 7 Comparison of static response and time history response of 220 kV-48.4 m transmission tower two conversion standards

标准类型	响应类型	塔顶位移/mm	基底剪力/kN	基底弯矩/(kN·m)	主材轴力/kN
标准1	静力响应	51.022	108.022	3338.789	192.284
	时程响应极大值	55.380	114.901	3556.183	201.807
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	49.916	104.963	3206.564	187.513
标准2	静力响应	20.030	42.841	1324.064	104.344
	时程响应极大值	21.716	45.930	1399.213	112.111
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	19.396	41.364	1280.289	102.458

表 8 两类标准下 500 kV-65 m 输电塔静力响应与时程响应对比

Table 8 Comparison of static response and time history response of 500 kV-65 m transmission tower two conversion standards

标准类型	响应类型	塔顶位移/m	基底剪力/kN	基底弯矩/(kN·m)	主材轴力/kN
标准1	静力响应	0.280	320.257	12324.131	525.597
	时程响应极大值	0.306	292.223	12820.325	562.260
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	0.278	259.258	11400.620	506.240
标准2	静力响应	0.111	124.136	4856.839	244.637
	时程响应极大值	0.121	113.337	4954.583	255.864
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	0.109	99.844	4457.339	236.453

表9 两类标准下±800 kV-82 m 输电塔静力  
响应与时程响应对比

Table 9 Comparison of static response and time history  
response of ±800 kV-82 m transmission tower two conversion  
standards

标准类型	响应类型	塔顶 位移/m	基底 剪力/kN	基底弯矩/ (kN·m)	主材 轴力/kN
标准1	静力响应	0.442	598.140	34103.852	1120.150
	时程响应极大值	0.465	638.726	35150.586	1147.879
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	0.417	531.449	30370.557	1022.637
标准2	静力响应	0.175	236.651	13449.793	527.260
	时程响应极大值	0.183	249.633	13750.436	536.598
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	0.166	217.425	12240.654	494.215

表10 两类标准下 1000 kV-99.6 m 输电塔静力  
响应与时程响应对比

Table 10 Comparison of static response and time history  
response of 1000 kV-99.6 m transmission tower two  
conversion standards

标准类型	响应类型	塔顶 位移/m	基底 剪力/kN	基底弯矩/ (kN·m)	主材 轴力/kN
标准1	静力响应	0.335	804.724	52050.358	1581.373
	时程响应极大值	0.336	840.821	51660.215	1554.847
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	0.297	760.689	45730.131	1294.505
标准2	静力响应	0.132	317.540	20538.913	790.452
	时程响应极大值	0.132	332.615	20150.523	774.658
	时程响应平均值 <sub>max</sub>	0.122	305.137	18440.866	732.630

## 5 结论

本文提出了一种适用于非平稳下击暴流风荷载作用下计算输电塔等效静风荷载的改进阵风锋因子方法,通过6种不同高度的输电塔的算例对比,论证了改进阵风锋框架的有效性,主要结论如下:

(1) 改进阵风锋因子法较全面,且更加精准地考虑了下击暴流风场特征。阵风锋因子法将下击暴流引起结构最大位移与边界层风引起结构最大位移的比值作为放大系数,对规范风荷载标准值进行调整。本文采用杆塔风振系数代替阵风锋因子法中的阵风荷载因子,得到改进的阵风锋因子法。该方法考虑了下击暴流平均风廓线的影响;蕴含了平均风速陡增骤减带来的脉冲动力效应;考虑了下击暴流非平稳湍流效应。且改进阵风锋因子法计算得到的等效风荷载比未改进的阵风锋因子法更加接近下击暴流风压剖面。

(2) 与时程分析结果对比,改进阵风锋因子法下计算得到的等效静风荷载具有较好的准确性。改进阵风锋因子法下计算得到的静力响应能较好

地包络各种类型时程响应的极大值;且各类响应沿高度分布特征与时程分析结果的极值吻合较好,具有较好的安全性。

(3) 从两类标准下不同高度和塔形的输电塔的静力响应结果和时程响应结果可以看出,改进阵风锋因子法下计算得到的等效静风荷载具有广泛的适用性。

## 参考文献:

- [1] SUN Q G, WU J, WANG D H, et al. Analysis of the quasi-static buffeting responses of transmission lines to moving downburst [J]. *Computer Modeling in Engineering & Sciences*, 2020, 124(1): 287 – 302.
- [2] DARWISH M, EL DAMATTY A. Critical parameters and configurations affecting the analysis and design of guyed transmission towers under downburst loading [J]. *Practice Periodical on Structural Design and Construction*, 2017, 22(1): 04016017.
- [3] 肖正直, 李正良, 汪之松, 等. 基于 HFFB 试验的特高压输电塔风振响应分析[J]. *工程力学*, 2010, 27(4): 218 – 225.
- [4] XIAO Zhengzhi, LI Zhengliang, WANG Zhisong, et al. Wind-induced vibration analysis of UHV transmission tower based on the HFFB tests [J]. *Engineering Mechanics*, 2010, 27(4): 218 – 225. (in Chinese)
- [5] MCCARTHY J, WILSON J W, FUJITA T T. The joint airport weather studies project [J]. *Bulletin of the American Meteorological Society*, 1982, 63(1): 15 – 22.
- [6] HJELMFELT M R. Structure and life cycle of microburst outflows observed in Colorado [J]. *Journal of Applied Meteorology and Climatology*, 1988, 27(8): 900 – 927.
- [7] CANEPA F, BURLANDO M, SOLARI G. Vertical profile characteristics of thunderstorm outflows [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2020, 206: 104332.
- [8] 褚云朋, 孙鑫晖, 李明, 等. 下击暴流作用下菱形马鞍面屋盖风压特性[J]. *工程力学*, 2022, 39(3): 182 – 192.
- [9] CHU Yunpeng, SUN Xinhui, LI Ming, et al. Wind pressures on a large-span hyperbolic-paraboloid roof subjected to a simulated downburst [J]. *Engineering Mechanics*, 2022, 39(3): 182 – 192. (in Chinese)
- [10] 王超, 汪之松, 李正良. 冲击射流与壁面射流风剖面特征比较和影响因素参数化分析[J]. *工程力学*, 2015, 32(11): 86 – 93.
- [11] WANG Chao, WANG Zhisong, LI Zhengliang. Comparison and parametric analysis of wind profile characteristics of impinging jet and wall jet [J]. *Engineering Mechanics*, 2015, 32(11): 86 – 93. (in Chinese)
- [12] OSEGUERA R M, BOWLES R L. A simple, analytic 3-dimensional downburst model based on boundary layer stagnation flow [R]. Hampton: National Aeronautics and Space Administration, Langley Research Center, 1988.
- [13] VICROY D D. A simple, analytical, axisymmetric

- microburst model for downdraft estimation [R]. Hampton: National Aeronautics and Space Administration, Langley Research Center, 1991.
- [11] WOOD G S, KWOK K C S, MOTTERAM N A, et al. Physical and numerical modelling of thunderstorm downbursts [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2001, 89(6): 535 – 552.
- [12] 汪大海, 王国强, 王昕, 等. 下击暴流风冲击作用下输电塔非平稳动力响应的频域方法[J]. *工程力学*, 2024, 41(8): 152 – 163.  
WANG Dahai, WANG Guoqiang, WANG Xin, et al. Frequency domain method for dynamic responses of transmission tower under downburst [J]. *Engineering Mechanics*, 2024, 41(8): 152 – 163. (in Chinese)
- [13] 毕文哲, 田利. 下击暴流作用下输电塔-线体系倒塌破坏研究[J]. *工程力学*, 2022, 39(增刊): 78 – 83.  
BI Wenzhe, TIAN Li. Study on the collapse failure of transmission tower-line system under downburst [J]. *Engineering Mechanics*, 2022, 39(Suppl): 78 – 83. (in Chinese)
- [14] WANG Z S, YANG F, WANG Y J, et al. Study on wind loads of different height transmission towers under downbursts with different parameters [J]. *Buildings*, 2022, 12(2): 193.
- [15] DL/T 5551—2018, 架空输电线路荷载规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2018.  
DL/T 5551—2018, Load code for the design of overhead transmission line [S]. Beijing: China Planning Press, 2018. (in Chinese)
- [16] 赵勇, 孙启刚, 宋卓彦, 等. 移动下击暴流作用下输电塔的风振响应及荷载评估方法[J]. *振动与冲击*, 2021, 40(12): 179 – 188, 195.  
ZHAO Yong, SUN Qigang, SONG Zhuoyan, et al. A dynamic responses and evaluation method of the downburst wind loads effect on a transmission tower [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(12): 179 – 188, 195. (in Chinese)
- [17] ZHONG Y L, LI S, JIN W C, et al. Frequency domain analysis of alongwind response and study of wind loads for transmission tower subjected to downbursts [J]. *Buildings*, 2022, 12(2): 148.
- [18] ASCE/SEI 7 – 22, Minimum design loads and associated criteria for buildings and other structures [S]. Reston, VA: American Society of Civil Engineers, 2022.
- [19] KWON D K, KAREEM A. Gust-front factor: New framework for wind load effects on structures [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2009, 135(6): 717 – 732.
- [20] WANG L, KAREEM A. Modeling of non-stationary winds in gust-fronts [C]// 9th ASCE Specialty Conference on Probabilistic Mechanics and Structural Reliability. Albuquerque: American Society of Civil Engineers, 2004: 1 – 6.
- [21] SOLARI G, BURLANDO M, DE GAETANO P, et al. Characteristics of thunderstorms relevant to the wind loading of structures [J]. *Wind and Structures*, 2015, 20(6): 763 – 791.
- [22] SOLARI G, DE GAETANO P, REPETTO M P. Thunderstorm response spectrum: Fundamentals and case study [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2015, 143: 62 – 77.
- [23] 瞿伟廉, 吉柏锋. 下击暴流的形成与扩散及其对输电线路塔的危害作用[M]. 北京: 科学出版社, 2013: 296.  
QU Weilian, JI Baifeng. Formation and diffusion of downburst and its disaster effects on transmission line towers [M]. Beijing: Science Press, 2013: 296. (in Chinese)
- [24] DAVENPORT A G. The relationship of wind structure to wind loading [C]// Proceedings of the Symposium on Wind Effect on Building and Structures. London, 1965, 1: 54 – 102.
- [25] DAVENPORT A G. Gust loading factors [J]. *Journal of the Structural Division*, 1967, 93(3): 11 – 34.
- [26] PRIESTLEY M B. Evolutionary spectra and non-stationary processes [J]. *Journal of the Royal Statistical Society: Series B (Methodological)*, 1965, 27(2): 204 – 229.
- [27] PRIESTLEY M B. Power spectral analysis of non-stationary random processes [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 1967, 6(1): 86 – 97.
- [28] 汪之松, 江鹏, 武彦君等. 地表粗糙度对高层建筑下击暴流风荷载特性影响的试验研究[J]. *振动与冲击*, 2019, 38(9): 184 – 191, 230.  
WANG Zhisong, JIANG Peng, WU Yanjun, et al. Tests for effects of terrain roughness on wind load characteristics of a high-rise building under downburst [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(9): 184 – 191, 230. (in Chinese)
- [29] CHOI E C C. Field measurement and experimental study of wind speed profile during thunderstorms [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2004, 92(3/4): 275 – 290.
- [30] CHEN L, LETCHFORD C W. Parametric study on the along-wind response of the CAARC building to downbursts in the time domain [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2004, 92(9): 703 – 724.
- [31] SUN W J, KAREEM A. Response of MDOF systems to nonstationary random excitation [J]. *Engineering Structures*, 1989, 11(2): 83 – 91.
- [32] KWON D K, KAREEM A. Generalized gust-front factor: A computational framework for wind load effects [J]. *Engineering Structures*, 2013, 48: 635 – 644.
- [33] MICHAELOV G, LUTES L D, SARKANI S. Extreme value of response to nonstationary excitation [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2001, 127(4): 352 – 363.