

引用本文:魏文晖,周翔,邓晨,等.基于能量法的下击暴流作用下输电塔线体系失效倒塌研究[J].建筑科学与工程学报,2020,37(6):73-80.

WEI Wen-hui, ZHOU Xiang, DENG Chen, et al. Research on Failure and Collapse of Transmission Tower Line System Under Downburst Action Based on Energy Method[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2020, 37(6): 73-80.

DOI:10.19815/j.jace.2020.05074

基于能量法的下击暴流作用下输电塔线体系失效倒塌研究

魏文晖,周翔,邓晨,吉柏锋

(武汉理工大学 道路桥梁与结构工程湖北省重点实验室,湖北 武汉 430070)

摘要:对下击暴流作用下的输电塔线体系进行了基于能量法的失效倒塌分析。采用 ABAQUS 软件建立了“一塔两线”的输电塔体系有限元模型;基于改进的 OBV 模型的时变平均风速模拟方法,推导并得到了输电塔及导线各节点的下击暴流风速时程曲线;采用基于特征能量的动力稳定性判别方法对塔线体系在 3 个不同风速的下击暴流动力工况时的响应进行分析,确定了下击暴流作用下输电塔失效的时刻,探讨了大跨越输电塔线体系的失效倒塌机制。结果表明:采用能量法对结构体系进行分析时,最后一次特征能量超过输入能量的时刻即为结构的失效时刻;基于能量法对下击暴流作用下的输电塔线体系进行分析,可以快速准确地判断输电塔线体系整体失稳倒塌的时刻,具有较强的工程实用价值;在倒塌时刻,主材失稳引发的薄弱区域杆件部分失效会导致输电塔的整体失稳,最终使结构失效倒塌。

关键词:能量法;输电塔线体系;下击暴流;动力稳定性;失效;倒塌

中图分类号: TU311

文献标志码: A

文章编号: 1673-2049(2020)06-0073-08

Research on Failure and Collapse of Transmission Tower Line System Under Downburst Action Based on Energy Method

WEI Wen-hui, ZHOU Xiang, DENG Chen, JI Bai-feng

(Hubei Key Laboratory of Roadway Bridge & Structure Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, Hubei, China)

Abstract: The failure and collapse analysis of transmission tower line system under downburst was carried out based on energy method. The finite element model of “one tower and two lines” transmission tower system was established by using ABAQUS. By using the time-varying average wind speed simulation method based on the improved OBV model, the time history curves of the downburst wind speed of each node of transmission tower and wire were derived and obtained. By using the dynamic stability discrimination method based on characteristic energy, the response of tower line system under three downburst dynamic conditions with different wind speeds was analyzed. The failure time of transmission tower system under downburst was determined. The failure and collapse mechanism of transmission tower system with large span was discussed. The

收稿日期:2020-05-30

基金项目:国家自然科学基金项目(51678462);中央高校基本科研业务费专项资助项目(2019-zy-125)

作者简介:魏文晖(1963-),男,湖北武汉人,教授,博士研究生导师,工学博士,E-mail:weiwenhui@whut.edu.cn。

results show that when the energy method is used to analyze the structure system, the last time when the characteristic energy exceeds the input energy is the failure time of the structure. Based on the energy method, the analysis of the transmission tower line system under the action of downburst can quickly and accurately judge the time when the whole transmission tower line system loses stability and collapses, and it has strong engineering practical value. At the moment of collapse, the failure of the members in the weak area caused by the instability of the main material will lead to the overall instability of the transmission tower, and eventually make the structure fail and collapse.

Key words: energy method; transmission tower line system; downburst; dynamic stability; failure; collapse

0 引言

伴随着中国经济的高速发展,输电塔的数量迅速增长,其安全与稳定成为了人们关注的焦点。导致输电塔故障的原因中,很大一部分是由于极端天气的影响^[1]。由于输电塔属于高柔结构,对风敏感且钢结构的阻尼相对较小,因此风成为了输电塔结构的主要灾害作用^[2],大风等极端气象灾害在短时间内会造成多条输电线路故障,甚至引发大面积停电事故。

下击暴流作为一种近地面附近的灾害性强下沉气流^[3],在以往的研究中,虽然有学者分析了输电塔在下击暴流作用下的风致失效,如瞿伟廉等^[4]基于对边界层风和下击暴流风荷载引起的弯矩效应分析,利用最小二乘拟合承载能力模型,分析了下击暴流与近地面风下结构的薄弱位置与结构破坏的范围;Shehata 等^[5-6]采用框架单元和二维弯曲梁单元对塔和导线、地线进行建模,在进行输电塔的结构设计时应考虑高强度风荷载(HIW)的重要性;Lin 等^[7]对某输电线路和支护结构进行了 1:100 的气动弹性模型试验研究,分析了边界层风与下击暴流作用下输电塔结构响应的区别,认为塔体对下击暴流的响应峰值明显大于边界层风强迫的响应峰值。下击暴流荷载至今都没有形成一个比较统一的模型^[8]。输电塔在下击暴流作用下的结构响应及动力稳定性等特性已经成为亟待解决的问题。

基于上述原因,有许多学者对下击暴流荷载进行了模拟,如瞿伟廉等^[9]对下击暴流平均成分进行了改进,通过改进 Oseguera & Bowles^[10]与 Vicroy^[11]模型(OBV 模型),重点讨论了其中 2 个重要参数的确定,并结合 FFT 的谐波叠加法调制非平稳的脉动成分,使得下击暴流荷载模型进一步发展。本文便是依据改进的 OBV 模型实现了下击暴流荷

载的获取。

传统的结构稳定性能量判别方法主要有徐皆苏能量准则(Hoff-Hsu 准则)^[12-13]及 Hoff-Simitses 准则(Simitses 总势能原理)^[14]等。本文所探讨的输电塔这种高柔结构在风荷载作用下的动力失稳属于非保守系统任意荷载作用下的弹塑性动力失稳判别的应用范围,上述以保守系统为前提条件的准则在非保守系统中应用的合理性仍未得到验证^[15]。其他一些通过构造结构总势能、应变能变化量反映切线刚度状态的做法仍然属于拟静力刚度准则范畴^[16],故在输电塔线体系中难以应用上述方法。判别结构动力失稳的本质在于系统特征能量是否超出了输入到结构中的总能量^[16],对比分析非线性动力系统在任意荷载作用下的各项能量时程响应是一种直观有效的方法。

本文将通过对比分析输电塔线体系在下击暴流作用下结构输入能量和特征能量的方法来判断输电塔体系的稳定特征,进而确定塔体结构的失效倒塌时刻,并对分析结果中特定时刻塑性应变发生变化杆件(简称 AY 杆件)的内力及空间分布进行研究。确定了输电塔在下击暴流动力下的响应失效倒塌机理及其失效倒塌时刻,为下击暴流荷载作用下输电塔结构的抗震计算和设计方法提供依据。

1 输电塔线体系有限元模型的建立和下击暴流荷载的模拟

1.1 输电塔线体系有限元模型

本文以某输电电压等级为±800 kV 的输电线路的 ZC27153 型直线塔为例进行研究。整体模型如图 1 所示,塔线体系下击暴流荷载点如图 2 所示(其中塔线荷载点水平间隔 $l=83.3$ m)。

输电塔总高 81.8 m,呼高 78 m,塔底开间为 17.18 m,档距 500 m。其中输电线型号钢芯铝绞线

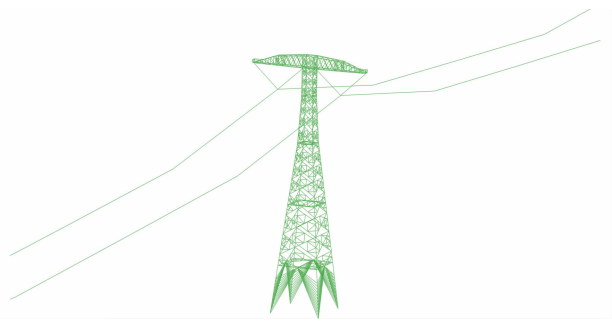


图 1 输电塔线体系整体模型

Fig. 1 Overall Model of Transmission Tower Line System

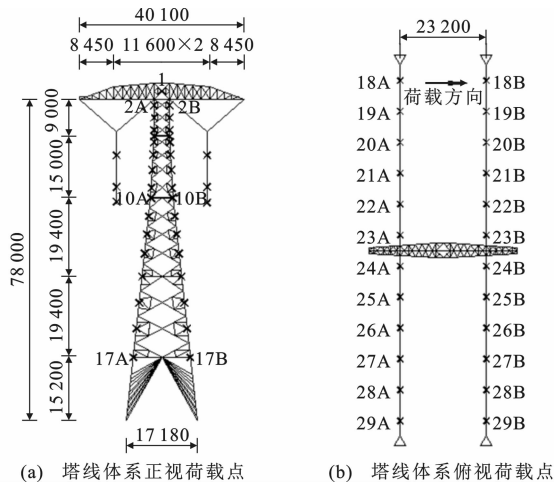


图 2 输电塔线体系荷载点位置(单位:mm)

Fig. 2 Load Position of Transmission Tower

Line System (Unit:mm)

为 LGJX-400/50,单位质量为 $1\,511\text{ kg}\cdot\text{km}^{-1}$,弹性模量 $E=69\text{ kPa}$,气温 $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时下弧垂为 17.58 m 。用 ABAQUS 软件分析计算,在模型中采用桁架单元 T3D2 串联铰接模拟;塔身角钢构件采用 B310S 梁单元;阻尼比按《架空输电线路荷载规范》^[17]取 0.02 。钢体型系数的取值在进行 CFD 数值模拟后发现:在风吹向角钢内侧时,计算结果约为规范规定值的 41.7% ;在风吹离角钢内侧时,其结果约为规范规定值的 87.7% 。规范取值相对保守,故本文中角钢的体型系数 μ_s 仍然按照规范确定,取 $\mu_s=1.3$ 。其中风攻角 0° ,风向选择最不利方向布置。

1.2 下击暴流荷载的模拟

与大气层边界层近地面风场一样,下击暴流风场中,空间任一点的风速 $U(x,y,z,t)$ 也可以表达为平均成分与脉动成分的叠加[式(1)],但下击暴流的平均成分与脉动成分都是随时间变化的。

$U(x,y,z,t)=\bar{U}(x,y,z,t)+u(x,y,z,t)$ (1)

式中: $\bar{U}(x,y,z,t)$ 为关于相对于风暴中心空间点相对坐标 x,y,z 与时间 t 的函数,代表随时间变化的

平均风速; $u(x,y,z,t)$ 为脉动成分,是和风暴中心相对位置相关的非平稳随机过程,代表下击暴流的脉动风速,这里假定其为零均值的高斯随机过程。

对于下击暴流荷载平均成分,本文根据改进的 OBV 法假定任意高度的平均风速最大值同时发生^[18],且其变化规律用一个与时间有关的函数 $f(t)$ 来表示^[2],则

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

式中: $\bar{U}(z,t)$ 为任意高度处下击暴流平均风速; $V(z)$ 为最大平均风速的竖直风剖面。

$f(t)$ 表达式如下

$$f(t)=\frac{|V_c(t)|}{\max\{|V_c(t)|\}}$$
 (3)

式中: $V_c(t)$ 为风暴任意一观测点的平均风速,可由风暴径向速度向量 $V_r(r,t)$ 与风暴中心速度向量 V_t 的矢量之和(Holmes 模型)^[19]求得。

若设 $t=0\text{ s}$ 时刻有一风暴观测点 $P(d_0,e)$,下击暴流中心位置为 $(d_0-V_t t,e)$,两者的径向距离为 r 。 t 时刻 P 点的平均风速 $V_r(r,t)$ 为

$$V_r(r,t)=\frac{r}{|r|}V_r(|r|,t)$$
 (4)

将式(4)代入式(2)则得到任意高度处平均风速 $\bar{U}(z,t)$ 。在符合 Holmes 模型的基本假定下,平均风速模型参数取值见表 1。

表 1 Holmes 模型参数

Tab. 1 Parameters of Holmes Model

$V_{r,\max}/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	r_p/m	$V_t/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$P(d_0,e)$	T/s
30	1 000	12	(3 000 m,15 m)	900

注: $V_{r,\max}$ 为风暴径向速度最大值; r_p 为任意观测点 P 到风暴中心的径向距离; V_t 为风暴中心速度; T 为模拟时间。

对于下击暴流荷载脉动成分,本文假定下击暴流中非平稳脉动成分的频域特性不随时间改变。脉动成分最大幅值通常根据该时刻相应的平均成分 \bar{U} 取值,则下击暴流的脉动成分可以表达为

$$u(x,y,z,t)=k(x,y,z,t)a(x,y,z,t)$$
 (5)

式中: $a(x,y,z,t)$ 为调幅函数, $a(x,y,z,t)=\eta\bar{U}(x,y,z,t)$, $\eta=0.25$ ^[18]; $k(x,y,z,t)$ 为功率谱密度函数。

功率谱密度函数近似采用能够准确表达湍流尺度随高度变化特性的 Kaimal 谱^[20]来计算。首先将脉动风速随机过程 $u(x,y,z,t)$ 转化为均匀调制非平稳随机过程,得到其自谱密度函数和下击暴流脉动风速时程两点的互谱密度函数,最终得到风暴作用下结构各测点脉动风速时程的功率谱密度表达式,从而得到下击暴流荷载脉动成分的风速时程。

将以上所得的下击暴流荷载平均成分和脉动成分进行组合,便可得到下击暴流风速时程曲线。将风速时程曲线施加于有限元模型上,即可得到本文所需的各点风速时程关系。最终选取了3种不同工况的下击暴流风荷载(径向最大风速分别为25,30,35 m·s⁻¹)施加于有限元塔线体系模型,从而得到风速时程曲线,为进行动力弹塑性时程分析做准备。此处仅展示径向最大风速30 m·s⁻¹时,塔身顶部2A点及塔线21A点的风速时程曲线,如图3,4所示。

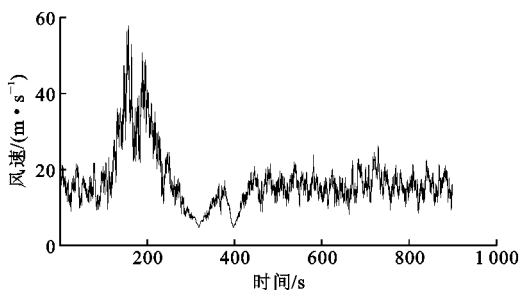


图3 塔身2A点风速时程曲线

Fig. 3 Time-history Curve of Wind Speed at 2A Point on Tower Body

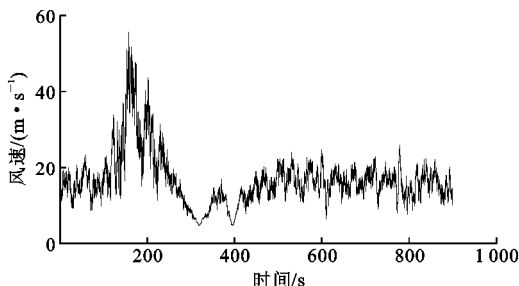


图4 塔线21A点风速时程曲线

Fig. 4 Time-history Curve of Wind Speed at 21A Point on Tower Body

2 塔线体系动力稳定状态判别方法

2.1 基于特征能量函数的动力稳定性判定准则

定义系统特征能量 $E_{\text{intr}}(t)$ 为^[16]

$$E_{\text{intr}}(t) = |W(t)| = |W_{\text{ext}}(t) - W_{\text{int}}(t)| \quad (6)$$

式中: $W(t)$ 为表征系统能量的变化量,其绝对值对应于系统内能量的变化; $W_{\text{ext}}(t)$ 为广义外荷载所做功, $W_{\text{ext}}(t) = (\mathbf{F}(t) - \mathbf{M}\mathbf{u}(t) - \mathbf{C}\mathbf{u}(t))^T \mathbf{u}(t)$,其中 $\mathbf{F}(t)$, $\mathbf{u}(t)$, \mathbf{M} , \mathbf{C} 分别为外荷载、节点位移、结构质量矩阵和结构阻尼矩阵; $W_{\text{int}}(t)$ 为非线性结构体系内力累积做功,在ABAQUS软件中定义其为弹性应变能、塑性能、蠕变耗散能、伪应变能4项之和。

输入到系统的总能量 E_{int} 为

$$E_{\text{int}}(t) = \int_0^t \mathbf{F}^T(t) \mathbf{u}(t) dt + E_0 \quad (7)$$

式中: $\int_0^t \mathbf{F}^T(t) \mathbf{u}(t) dt$ 和 E_0 分别为外荷载输入能量和系统的初始能量。

定义动力稳定性函数 $S(t)$ 为

$$S(t) = E_{\text{int}}(t) - E_{\text{intr}}(t) \quad (8)$$

当 $E_{\text{int}}(t) - E_{\text{intr}}(t) \geq 0$ 时,结构保持动力稳定,反之结构动力失稳。

2.2 基于 ABAQUS 的动力判定准则

结构体系的能量可以分解为动能 E_K 和内能 E_U 。为了解 ABAQUS 中各项能量的表达与公式(6),(7)的对应关系,将 E_U 进行分解。

假定体系初始状态内部能量 U_0 为0,则 E_U 可分解为^[21]

$$\begin{aligned} E_U &= \int_0^t \left(\int_V \dot{\epsilon} : \bar{\sigma} dV \right) d\tau = \int_0^t \left[\int_V \dot{\epsilon} : (\sigma^e + \sigma^v) dV \right] d\tau = \\ &= \int_0^t \left(\int_V \dot{\epsilon} : \sigma^e dV \right) d\tau + \int_0^t \left(\int_V \dot{\epsilon} : \sigma^v dV \right) d\tau = \\ &= E_I + E_V \end{aligned} \quad (9)$$

式中: $\dot{\epsilon}$ 为应变速率张量; $\bar{\sigma}$ 为材料应力; σ^e 为材料本构关系定义的应力; E_I 为由材料本构确定的内能; σ^v 为材料阻尼应力; E_V 为黏滞阻尼耗能; V 为每个单元的体积。

如果不考虑蠕变,可将应变速率张量 $\dot{\epsilon}$ 分为弹性应变速率 $\dot{\epsilon}^{\text{el}}$ 及塑性应变速率 $\dot{\epsilon}^{\text{pl}}$,则可以将内能 E_I 分为弹性应变能 E_s 与塑性应变能 E_p 两项,过程如下

$$\begin{aligned} E_I &= \int_0^t \left[\int_V (\dot{\epsilon}^{\text{el}} + \dot{\epsilon}^{\text{pl}}) : \sigma^e dV \right] d\tau = \\ &= \int_0^t \left(\int_V \dot{\epsilon}^{\text{el}} : \sigma^e dV \right) d\tau + \int_0^t \left(\int_V \dot{\epsilon}^{\text{pl}} : \sigma^e dV \right) d\tau = \\ &= E_s + E_p \end{aligned} \quad (10)$$

另外,损伤消耗的能量和可恢复的应变能在ABAQUS中归于弹性应变能,而总应变能为弹性应变能与塑性应变能之和。对于式(8)中各项的表达式,只剩下与惯性力有关的一项 $\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) \mathbf{u}(t)$,这里基于单质点的一般情况对其做出变换。

设某一单质点弹簧体系的质点 M 某时刻有一位移微元 $d\mathbf{u} = \mathbf{v} dt$,其中 \mathbf{v} 为该时刻速度, dt 为产生位移微元的时间微元,于是该时刻有

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} d\mathbf{u} = \mathbf{M} \frac{d\mathbf{v}}{dt} \mathbf{v} dt = d\left(\frac{1}{2} \mathbf{M} \mathbf{v}^2\right) \quad (11)$$

式(11)两边同时积分得

$$\int_{u_1}^{u_2} \mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} d\mathbf{u} = \int_{v_1}^{v_2} d\left(\frac{1}{2} \mathbf{M} \mathbf{v}^2\right) = \frac{1}{2} \mathbf{M} \mathbf{v}_2^2 - \frac{1}{2} \mathbf{M} \mathbf{v}_1^2 \quad (12)$$

式(12)等号右边即为动能增量,由单质点体系推广至多质点有限元模型中,由此得到 $\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}}(t) \mathbf{u}(t)$

在 ABAQUS 中的对应表达。

3 塔线体系动力分析

3.1 下击暴流荷载作用下输电塔线体系动力时程响应分析

通过对前文建立的输电塔线体系进行下击暴流荷载时程分析,最终计算所得的 3 种工况下塔顶位移时程曲线如图 5 所示。径向最大风速分别为 25, 30, 35 $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$, 记为 A, B, C 三种工况。

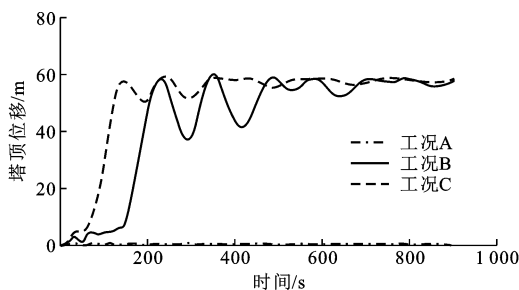


图 5 3 种工况下塔顶位移时程曲线

Fig. 5 Time-history Curves of Tower Top Displacement Under Three Working Conditions

从图 5 可以看出:在持续时间内,工况 A 塔顶位移并没有发生太大变化,而工况 B 与工况 C 塔顶均发生了大位移。由此可见:工况 A 下输电塔并没有发生倒塌,工况 B 与工况 C 下输电塔均发生了失稳倒塌现象,且 B 工况下输电塔失稳时刻约在 $t = 110 \text{ s}$, 工况 C 下输电塔失稳时刻约在 $t = 50 \text{ s}$ 。

图 6 为工况 B 下输电塔线体系倒塌过程及对应时间点。由于篇幅限制,与工况 B 类似的工况 C 下体系倒塌过程未列出。

3.2 下击暴流荷载作用下输电塔线体系的能量变化

根据下击暴流作用下输电塔线体系动力计算的结果及各输出变量与本文各能量项的对应关系,得到了 3 种下击暴流动力工况下的各项耗能指标时程曲线(图 7)。

3.3 下击暴流荷载作用下输电塔线体系失效倒塌时刻判定

根据图 7 得到的各耗能曲线,采用前文推导得到的判别方法,分别构建出 3 种动力工况下的特征能量与输入能量时程曲线,如图 8 所示。

由图 8 可知,工况 B, C 处于下击暴流作用下的输电塔线体系在较早的时间段内特征能量多次超过了输入能量。为了便于失效时刻的确定,对初始时间段内的输入能量、特征能量单独列出,如图 9, 10 所示。由于本文有限元模型失效后风荷载及塔身结

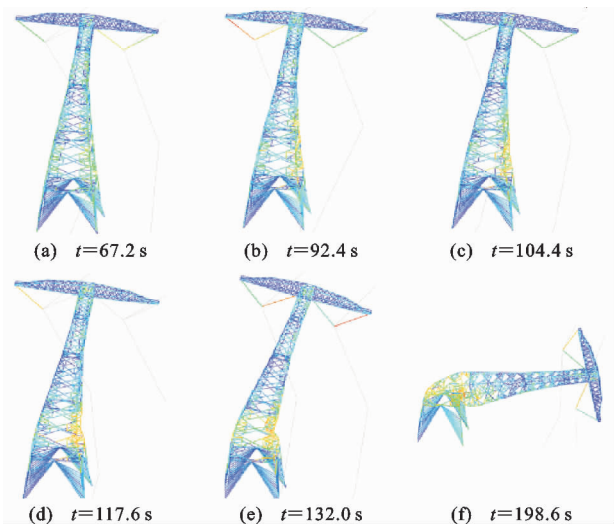
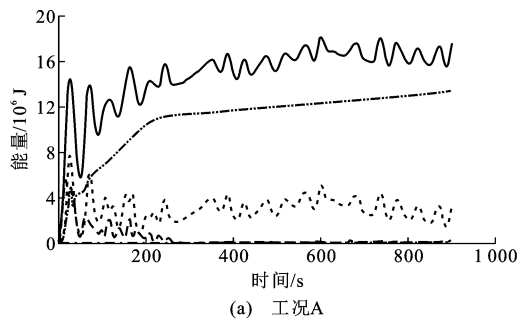
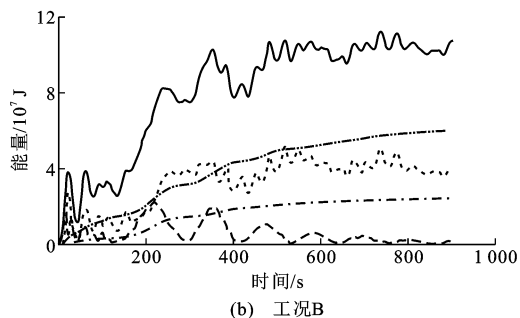


图 6 工况 B 下输电塔线体系倒塌过程

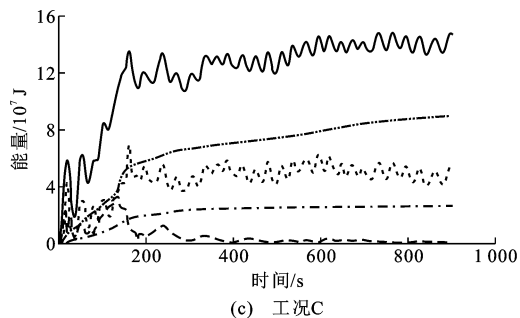
Fig. 6 Collapse Process of Transmission Tower Line System Under Working Condition B



(a) 工况 A



(b) 工况 B



(c) 工况 C

— 外力做功 - - - 总应变能 - · - 动能
- · - 塑性耗能 - · - 阻尼耗能

图 7 3 种下击暴流动力工况下各项耗能指标时程曲线

Fig. 7 Time-history Curves of Energy Consumption Indexes Under Three Conditions of Downburst Dynamics

构特性不再与实际情况相近,故对于结构倒塌以后

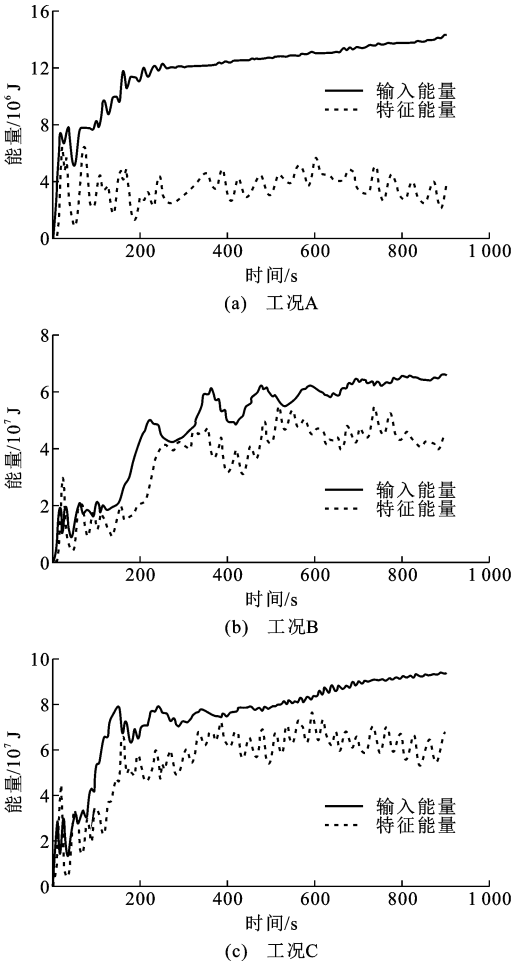


图 8 3 种下击暴流动力工况下特征能量与输入能量
时程曲线
Fig. 8 Time-history Curves of Characteristic Energy and
Input Energy Under Three Conditions of
Downburst Dynamics

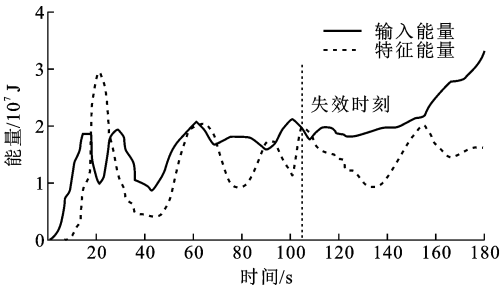


图 9 工况 B 下体系失效时刻
Fig. 9 Failure Time of System Under
Working Condition B

的特征能量结果本文不再将其作为研究依据。
按照图 9、10 中的失效时刻对应找到图 5 中的失效时刻塔顶位移,结果如图 11 所示。
将图 11 塔顶位移曲线与图 8 中特征能量及输入能量曲线的关系对比可知:工况 B 中,由结构倒塌前特征能量最后一次超过输入能量的时刻可知结

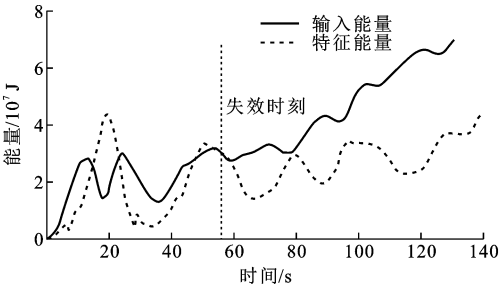


图 10 工况 C 下体系失效时刻
Fig. 10 Failure Time of System Under
Working Condition C

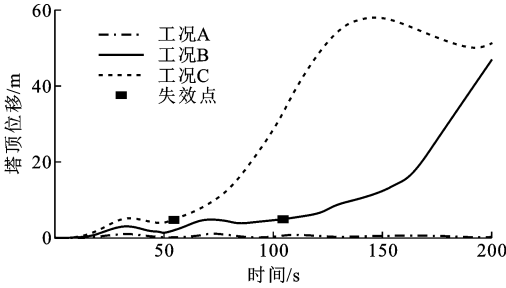


图 11 各工况前 200 s 塔顶位移曲线
Fig. 11 Tower Top Displacement Curve of the First 200 s
Under Various Working Conditions

构体系失效的时刻为 104.4 s,塔顶位移为 4.99 m;工况 C 中,由结构倒塌前特征能量最后一次超过输入能量的时刻可知结构体系失效时刻为 54.0 s,塔顶位移为 4.88 m。

将上述能量分析结果与时程分析结果进行对比可以发现:用该能量法得出的失稳时刻与时程分析时结构发生大位移的时刻基本吻合。对于采用基于特征能量法的结构体系进行分析时,特征能量最后一次超过输入能量的时刻即为结构的失效时刻。

为对失效时刻输电塔塔身薄弱区域的塑性主材和斜材分布状态进行分析,基于本文动力计算结果,对动力分析结果中最先破坏的薄弱杆件及区域进行编号:将塔身由上至下 15.2~34.6,34.6~54,54~69,69~78 m 的区域依次分为 A',B',C',D' 四个区域。

经研究分析发现:在结构失效前,塑性应变发生变化的杆件(AY 杆)在全塔主要区域各有分布,而失效后 AY 杆绝大多数只分布于 A' 区域。工况 B 在 $t=104.4$ s 时分别有 10 根主材存在塑性应变变化,占 D' 区主材总数的 22.7%;33 根斜材存在塑性应变变化,占 D' 区斜材总数的 14.2%。工况 C 在 $t=54.0$ s 时有 30 根主材存在塑性应变变化,占 D' 区主材总数的 68.2%;48 根斜材存在塑性应变变

化,占 D'区斜材总数的 20.7%。工况 B 结构失效附近时间段 AY 杆出现过程如图 12 所示,其中深色杆件为 AY 杆件。由此可知:在这 2 种工况下均由于杆件失稳而引起输电塔失效倒塌,这与采用能量法的分析结果基本吻合。

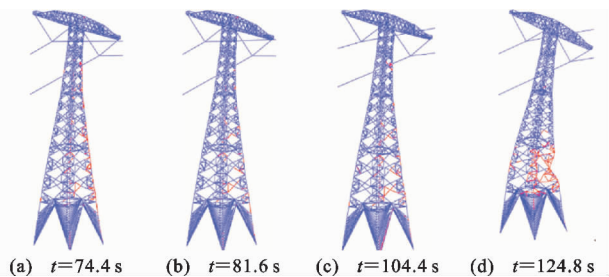


图 12 工况 B 结构失效附近时间段 AY 杆出现过程

Fig. 12 Occurrence Process of AY Bar in Period Near

Failure of Structure in Working Condition B

图 13,14 为动力工况下薄弱区塑性杆件轴力时程曲线,由远及近分别为受拉 AY 主材、AY 斜材和受压 AY 主材。

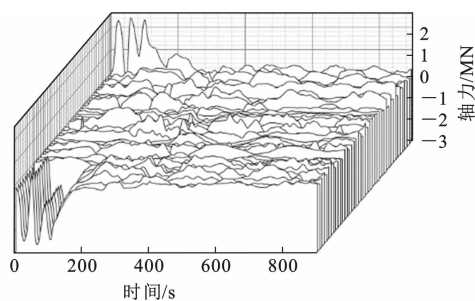


图 13 工况 B 失效时刻 AY 杆的轴力时程曲线

Fig. 13 Axial Force Time-history Curve of AY Bar at

Failure Time in Working Condition B

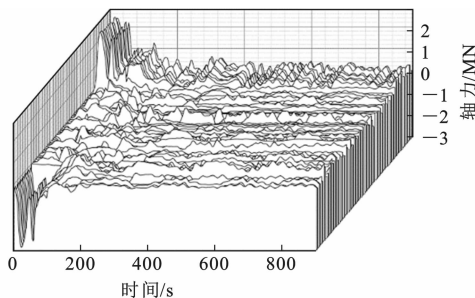


图 14 工况 C 失效时刻 AY 杆的轴力时程曲线

Fig. 14 Axial Force Time-history Curve of AY Bar at

Failure Time in Working Condition C

在 2 个动力工况分析结果中,对比轴力时程图 13,14 与失效时刻图 9,10 可以发现,轴力的最后一个主要波峰对应的时间点与前文得到的结构整体失效时刻基本一致,且在失效前结构整体发生若干次失稳。

由以上分析可知:输电塔抗风主要由主材来承担,塔身关键部位主杆失稳只是结构倒塌的必要条件,因此在对输电塔进行设计时,需加强其主材从而增强输电塔的抗风能力。

4 结 语

(1)基于特征能量法对结构体系进行分析时,特征能量会多次超过输入能量,且最后一次特征能量超过输入能量的时刻即为结构的失效时刻。

(2)采用 ABAQUS 输出输电塔的各向耗能时程,通过一种基于特征能量的动力稳定性判别方法并结合塔顶位移时程结果,实现了大跨越输电塔线体系在下击暴流动力工况下的稳定性判定。因此,在 ABAQUS 中可以通过该能量法快速且准确地判断输电塔结构整体失稳倒塌的时刻。

(3)通过对结构在 3 个不同强度下击暴流动力工况响应的讨论,探讨了大跨越输电塔线体系在下击暴流作用下的失效倒塌机制。在失稳时刻作为抗风主要构件的主材发生了部分弹塑性失稳现象,输电塔在动力工况下的倒塌均是由部分主材失稳引发的薄弱区域杆件部分失效进而造成输电塔整体失稳造成的。因此,在对输电塔进行设计时,设计人员需加强其主材从而增强输电塔的抗风能力。

参考文献:

References:

- [1] JESSON M, STERLING M. A Simple Vortex Model of a Thunderstorm Downburst — A Parametric Evaluation[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2018, 174: 1-9.
- [2] 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.
QU Wei-lian, JI Bai-feng. Formation and Diffusion of Downburst and Its Disaster Effect on Transmission Tower[M]. Beijing: Science Press, 2013.
- [3] 方智远,李正良,汪之松. 下击暴流作用下不同深宽比的高层建筑风荷载[J]. 东南大学学报:自然科学版, 2019, 49(3): 489-494.
FANG Zhi-yuan, LI Zheng-liang, WANG Zhi-song. Wind Loads of High-rise Buildings with Various Aspect Ratios in Downburst Wind[J]. Journal of Southeast University: Natural Science Edition, 2019, 49(3): 489-494.
- [4] 瞿伟廉,梁政平,王力争,等. 下击暴流的特征及其对输电线路塔风致倒塌的影响[J]. 地震工程与工程振动, 2010, 30(6): 120-126.

- QU Wei-lian, LIANG Zheng-ping, WANG Li-zheng, et al. Downburst's Characteristics and Its Effect on Wind-induced Collapse of Transmission Tower[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2010, 30(6): 120-126.
- [5] SHEHATA A Y, EL DAMATY A A, SAVORY E. Finite Element Modeling of Transmission Line Under Downburst Wind Loading[J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2005, 42(1): 71-89.
- [6] SHEHATA A Y, EL DAMATY A A. Behaviour of Guyed Transmission Line Structures Under Downburst Wind Loading[J]. Wind and Structures, 2007, 10(3): 249-268.
- [7] LIN W E, SAVORY E, MCINTYRE R P, et al. The Response of an Overhead Electrical Power Transmission Line to Two Types of Wind Forcing[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2012, 100(1): 58-69.
- [8] ABD-ELAAL E, MILLS J E, MA X. Numerical Simulation of Downburst Wind Flow over Real Topography[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2018, 172: 85-95.
- [9] 瞿伟廉, 吉柏锋, 王锦文. 基于改进的 OBV 模型的下击暴流风荷载模拟[J]. 地震工程与工程振动, 2009, 29(1): 146-152.
- QU Wei-lian, JI Bai-feng, WANG Jin-wen. Numerical Simulation of Downburst Wind Loads Based on Modified OBV Model[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2009, 29(1): 146-152.
- [10] OSEGUERA R M, BOWLES R L. A Simple Analytic 3-dimensional Downburst Model Based on Boundary Layer Stagnation Flow[R]. Washington DC: NASA, 1988.
- [11] VICROY D D. A Simple Analytic Axisymmetric Microburst Model for Downdraft Estimation[R]. Washington DC: NASA, 1991.
- [12] HSU C S. On Dynamic Stability of Elastic Bodies with Prescribed Initial Conditions[J]. International Journal of Engineering Science, 1966, 4(1): 1-21.
- [13] HSU C S. Stability of Shallow Arches Against Snap-through Under Timewise Step Loads[J]. Journal of Applied Mechanics, 1968, 35(1): 31-39.
- [14] SIMITESES G J. Dynamic Snap-through Buckling of Low Arches and Shallow Spherical CAPS[D]. Palo Alto: Stanford University, 1965.
- [15] 韩强. 弹塑性系统的动力屈曲和分叉[M]. 北京: 科学出版社, 2000.
- HAN Qiang. Dynamic Buckling and Bifurcation of Elastoplastic Systems[M]. Beijing: Science Press, 2000.
- [16] 李杰, 徐军. 结构动力稳定性判定新准则[J]. 同济大学学报: 自然科学版, 2015, 43(7): 965-971.
- LI Jie, XU Jun. Novel Criterion for Identification of Dynamic Stability of Structures[J]. Journal of Tongji University: Natural Science, 2015, 43(7): 965-971.
- [17] DL/T 5551—2018, 架空输电线路荷载规范[S].
- DL/T 5551—2018, Load Code for the Design of Overhead Transmission Line[S].
- [18] CHEN L, LETCHFORD C W. A Deterministic-stochastic Hybrid Model of Downbursts and Its Impact on a Cantilevered Structure[J]. Engineering Structures, 2004, 26(5): 619-629.
- [19] HOLMES J D, OLIVER S E. An Empirical Model of a Downburst[J]. Engineering Structures, 2000, 22(9): 1167-1172.
- [20] KAIMAL J C, WYNGAARD J C, IZUMI Y, et al. Spectral Characteristics of Surface-layer Turbulence[J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 1972, 98(417): 563-589.
- [21] 吴帅帅. 基于 Abaqus 的框架结构地震输入能量影响因素分析[D]. 郑州: 郑州大学, 2016.
- WU Shuai-shuai. Analysis of Influencing Factors of Input Energy During Earthquake of RC Frame Structure based on Abaqus[D]. Zhengzhou: Zhengzhou University, 2016.