

DOI: 10.13849/j.issn.1006-6578.2025.01.035

立体索桁光伏支架结构风致振动特点和简化设计方法

顾瑜恒, 刘宏创, 邓 华

(浙江大学 空间结构研究中心, 浙江 杭州 310058)

摘 要: 采用显式动力分析法研究了立体索桁光伏支架结构分别在下压风和上掀风作用下的风振响应特点. 通过分析位移响应的功率谱, 指出下压风使支架结构产生扭转为主的共振响应, 而上掀风作用下下弦索发生松弛使结构的共振响应以竖向弯曲为主. 支架结构的风致动力响应表现为围绕准静力响应进行高频波动, 故可利用准静力响应标准差来近似估算结构动力响应标准差. 采用分位数图验证了结构的风致响应近似符合正态分布. 考察了基本风速、结构跨度、拉索预张力和光伏板倾角四个主要设计参数对结构风振响应的影响. 通过多元线性回归分析筛选出影响结构动力响应的关键参数, 并针对下压风和上掀风工况分别给出了动力响应标准差的拟合公式. 最后给出了估算立体索桁光伏支架结构跨中风致位移和索内力的简化方法.

关键词: 光伏支架结构; 立体索桁架; 风致振动; 结构性能; 设计方法

中图分类号: J506; TU399

文献标志码: A

文章编号: 1006-6578(2025)01-0035-10

Wind-induced vibration characteristics and simplified design method of spatial cable-truss photovoltaic support structures

GU Yu-heng, LIU Hong-chuang, DENG Hua

(Space Structures Research Center, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: The characteristics of wind-induced vibration responses are investigated using the explicit dynamics analysis method for spatial cable-truss photovoltaic support structures under downward and uplift wind loads, respectively. The downward wind load induces a torsional resonance response of the support structure according to the analysis of the power spectrum of displacement response, while the vertical resonance response is primarily excited by the uplift wind load due to the relaxation of the bottom chord cable. The wind-induced dynamic response of the support structure exhibits a high-frequency fluctuation around its quasi-static response, whose standard deviation can therefore be employed to estimate that of the structural dynamic response. The structural response is verified by a Q-Q plot to approximately follow a normal distribution. The influences of the four main design parameters including the reference wind speed, the structural span, the pretension of cables and the inclination of photovoltaic panel on the structural dynamic responses are investigated. The key parameters affecting the structural dynamic responses are identified through the multiple linear regression analysis, and fitting formulas for the standard deviation of dynamic responses caused by downward and uplift wind loads are suggested, respectively. Simplified calculation methods are proposed for estimating the mid-span wind-induced displacement and cable internal forces of spatial cable-truss photovoltaic support structures.

Key words: photovoltaic support structure; spatial cable-truss; wind-induced vibration; structural behavior; design method

收稿日期: 2024-02-23.

基金项目: 国家自然科学基金项目(52178173).

作者简介: 顾瑜恒(1999—), 男, 浙江绍兴人, 硕士研究生, 主要从事空间结构研究. E-mail: 22112056@zju.edu.cn

通信联系人: 刘宏创, 男, 博士, 助理研究员. E-mail: tronliu@zju.edu.cn

近年来随着光伏发电产业的迅速发展,大跨度光伏支架结构的工程需求日益增加^[1].当支架跨度大于15 m时,工程中主要采用柔性索结构支架,具体有单层悬索、平面索桁、立体索桁、索网等形式.其中,由两根上弦索和单根下弦索为主要受力构件的立体索桁^[2]支架是当前30 m左右跨度光伏支架结构的主要形式,并在山地、荒漠、渔林等场景中大量应用.柔性光伏支架结构的跨度大、刚度小、自重轻,其结构设计主要由风荷载主导的工况控制,其中结构风致振动特点及抗风设计方法是关键的问题.对于立体索桁支架结构而言,除了具有柔性索结构强非线性的特点外,下弦索在上掀风作用时通常还会退出工作.这不仅造成基于振型分解的频域法^[3]不再适用于此类结构的风致振动响应分析,建筑结构中常用的风振系数设计方法^[4]的有效性也有待考察.

目前围绕光伏支架抗风设计的研究主要集中在光伏板的体型系数.徐海巍^[5]和韩晓乐^[6]等通过风洞试验研究了不同倾角的光伏板列阵的体型系数分布规律.马文勇^[7]等对不同风向角下光伏板的偏心风荷载进行研究,提出了体型系数的分配建议.KOPP^[8]和CAO^[9]等对位于屋顶上光伏板的体型系数进行了研究,并给出了取值建议.房彦山^[10]和黄政^[11]等指出由于遮挡效应,后排光伏板体型系数远小于第一排,尤其是对第二排的遮挡最为显著.对于大跨度光伏支架结构而言,结构风致振动问题变得突出,但相关的研究较少且主要集中于单层悬索形式.杨光^[12]等采用等效力法计算中小跨度单层悬

索结构的风振系数.宋慧铭^[13]等利用脉动风响应的峰值位移来估算单层悬索结构的风振系数.蔡元^[14]等则认为,脉动风响应并非是对平均风效应的放大,而是围绕准静力响应的波动,故基于结构的准静力风致响应提出了近似估计动力响应的简化设计方法.相比之下,目前关于立体索桁支架结构的抗风性能的研究尚存空白,有必要深入开展相关工作.

本文以大跨度立体索桁支架结构为研究对象,重点考察在上掀风和下压风工况的结构风致动力响应特点.面向工程设计需求,分析光伏板倾角、索预张力、基本风速以及结构跨度等参数对结构风致响应的影响规律,并总结立体索桁支架结构的刚度特性和抗风性能.基于对计算结果的统计分析并借助估算的结构风致动力响应的标准差,提出一种针对立体索桁光伏支架结构风振效应的简化设计方法.

1 结构组成特点和基本分析模型

图1(a)为典型的立体索桁光伏支架结构.两根间距为1.4 m的平行上弦索支承尺寸为 $2.28\text{ m} \times 1.13\text{ m}$ 的光伏板.单块光伏板重 28.8 kg ,与水平面夹角 θ 通常为 $10^\circ \sim 40^\circ$,相邻两块板的净间距为 0.02 m .上、下弦索锚固于两端的钢框架上,其水平拉力通过锚固在桩基础上的背锚索传递到地面.下弦索与上弦索之间一般设置4处竖向三角撑,其高度由光伏支架下方净空和荷载态挠度限值要求决定.立体索桁架的上弦索直接承受光伏板重量及板面荷载,并提供上掀风荷载作用下的抗变形刚度,其

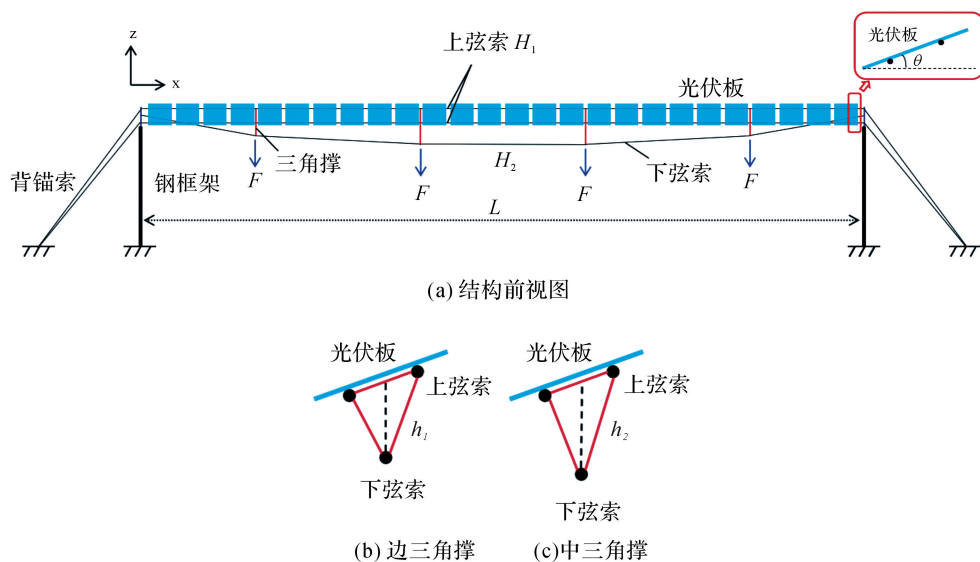


图1 立体索桁光伏支架结构及其计算模型

Fig. 1 Spatial cable-truss photovoltaic support structure and its computational model

预张力 H_1 取决于支架结构的变形控制. 下弦索主要承受三角撑传递的重力荷载 F , 并形成双层立体结构以增加竖向刚度. 下弦索的预应力 H_2 可由其竖向分量与上方索杆及光伏板自重相平衡的原则确定.

本文以跨度 $L=31\text{ m}$ 、 $\theta=33^\circ$ 、 $H_1=24\text{ kN}$ 的单跨立体索桁支架模型作为基本分析模型. 边三角撑高度和中三角撑高度分别为 $h_1=0.87\text{ m}$ 、 $h_2=1.5\text{ m}$ (图 1(b)、(c)), 杆件均采用直径为 $\phi 30 \times 2$ 的圆钢管. 初始态考虑光伏板和索桁支架结构自重, 并根据与之平衡的原则确定下弦索水平段的预张力 $H_2=21.8\text{ kN}$. 背锚索和上、下弦索均采用公称直径为 15.2 mm 、弹性模量为 195 GPa 的钢绞线, 在 ABAQUS 有限元软件中采用分段杆单元 T3D2 来模拟, 材性设置为只拉. 单块光伏板采用厚度为 10 mm 、质量密度为 $1\,220\text{ kg/m}^3$ 、弹性模量为 72 GPa 的薄壳单元 S4R 来简化模拟. 钢框架构件采用梁单元 B31 模拟, 截面为 $250\text{ mm} \times 200\text{ mm} \times 8\text{ mm} \times 10\text{ mm}$ 的 H 型钢.

2 风荷载

结构上任一节点 i 的顺风向风速 $V_i(t)$ 可以表示为:

$$V_i(t) = \bar{v}_i + v_i(t) \quad (1)$$

式中: $\bar{v}_i$ 为平均风速; $v_i(t)$ 为 t 时刻的脉动风速. 假定脉动风速符合 Davenport 谱^[15]:

$$S(f) = \frac{4K\bar{v}_{10}^2}{f} \frac{x^2}{(1+x^2)^{4/3}} \quad (2)$$

式中: $\bar{v}_{10}$ 为 10 m 高度处的平均风速; f 为频率; $x=1\,200f/\bar{v}_{10}$; K 为地面粗糙度系数, 考虑到大跨度支架的光伏电站常位于 B 类地貌, 取 $K=0.002\,15$ ^[16].

以陕西省榆林市重现期为 25 年的基本风压取值 0.33 kN/m^2 为例, 对应的基本风速为 $\bar{v}_{10}=23\text{ m/s}$. 图 2(a) 为是基于 Davenport 谱使用谐波叠加法^[17] 生成的脉动风速时程, 其中时间步长为 0.01 s , 总时长为 60 s . 图 2(b) 则是根据生成的脉动风速时程反算的自功率谱, 可见其与 Davenport 谱吻合良好.

不考虑流固耦合效应并采用准定常假定, 光伏板上的脉动风荷载时程可表示为:

$$w(t) = \frac{1}{2} \rho \mu_i V_i^2(t) = \frac{1}{2} \rho \mu_i [\bar{v}_i + v_i(t)]^2 \quad (3)$$

式中: ρ 为空气密度, 取 1.25 kg/m^3 . μ_i 为光伏板 i 对应的体型系数, 参考现行 NB/T 10115-2018《光伏

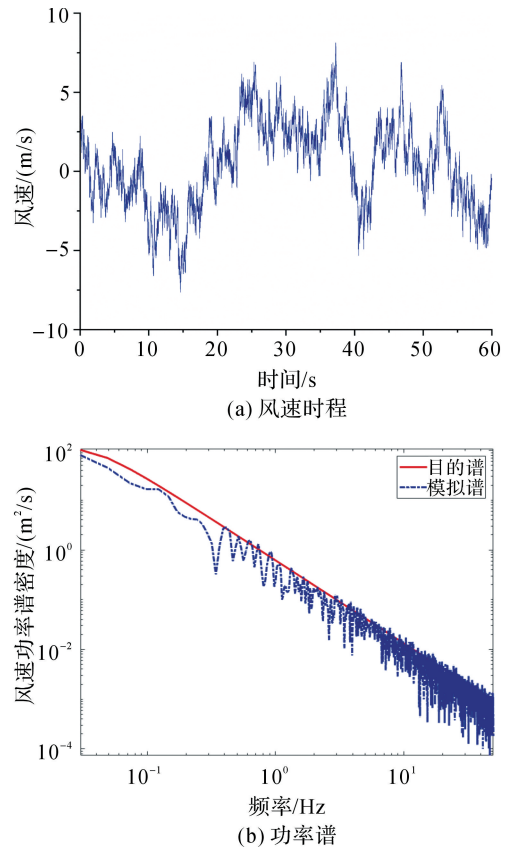
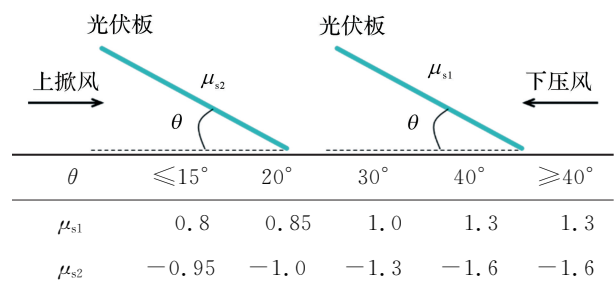


图 2 脉动风速时程及其功率谱

Fig. 2 Time history of fluctuating wind speed and its power spectrum

支架结构设计规程^[18] 取值, 如图 3 所示. 可以看出, 当光伏板倾角相同时, 上掀风作用下光伏板体型系数的绝对值比下压风更大.



注: 中间角度对应的体型系数按线性插值计算.

图 3 光伏板风荷载体型系数

Fig. 3 Shape coefficient of wind load on photovoltaic panels

利用人工生成的风荷载时程, 采用通用有限元软件 ABAQUS/Explicit 的显式动力分析模块进行结构的风致振动模拟. 应该注意结构自重对于上掀风和下压风的有效程度不同, 且在上掀风作用下下弦索可能会退出工作. 因此, 针对下压风和上掀风作用分别讨论立体索桁光伏支架结构的非线性风致响应特点.

3 结构风致响应特点

3.1 结构动力特性

以基本分析模型在上述基本风速 $\bar{v}_{10} = 23 \text{ m/s}$ 对应的下压平均风作用下的平衡状态为对象进行模态

分析,求得结构的前 6 阶模态的振型和频率如图 4 所示.可以看出,结构的低阶振型除了第 1、第 5 阶以扭转变形为主,其余的振型都以竖向弯曲变形为主.而在 $\bar{v}_{10} = 23 \text{ m/s}$ 的上掀平均风作用下,立体索桁结构因下弦索退出工作,从而退化为单层悬索体系,其第 1 阶自振模态为竖向对称的弯曲振型,基频为 1.47 Hz .

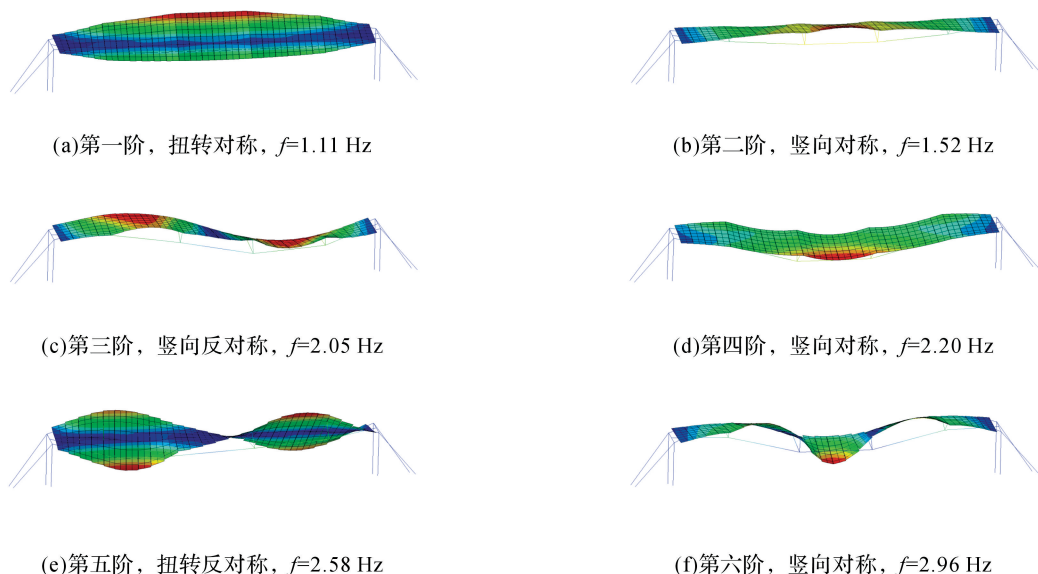


图 4 支架结构的前 6 阶模态的振型及频率

Fig. 4 Mode shapes and frequencies of the first six modes of support structure

3.2 结构的风致响应

将 $\bar{v}_{10} = 23 \text{ m/s}$ 的下压风时程施加于基本分析模型,得到跨中光伏板位移以及上、下弦索跨中索单元内力响应.在动力时程分析开始瞬间,对静力平衡状态下的结构施加了平均风和脉动风荷载,结构相当于承受了阶跃荷载,位移和内力响应会出现激荡,因此摒弃前 10 s 的时程响应数据,风致响应分析结果见图 5.同时令式(3)中的 $v_i(t) = 0$,可求出作用在光伏板上的平均风荷载以及施加于支架结构上得到的平均风响应.此外,不考虑结构的动力效应,将 $V_i(t) = \bar{v}_i + v_i(t)$ 对应的脉动风荷载以静力荷载的形式施加到结构上,每 0.01 s 进行一次静力求解,可以得其准静力响应时程,一并绘于图 5.可以看出,结构的准静力响应是在平均风响应附近作低频波动,而动力响应则是在准静力响应附近进行高频波动.这一特点与文献中单层悬索支架结构^[19]的风致响应特点非常类似,即结构动力响应变化趋势主要与准静力响应保持一致.

对基本分析模型施加 $\bar{v}_{10} = 23 \text{ m/s}$ 对应的上掀风荷载,所得到上、下弦索跨中单元内力的时程响应如图 6 所示.一旦下弦索松弛,结构则呈现为由两个

上弦索构成的单层悬索的受力状态.

图 7 为不同风向作用下支架结构跨中节点位移动力响应时程的功率谱.由于 Davenport 谱主频 $6.46 \times 10^{-4} \bar{v}_{10}$ 远低于结构的自振频率,故位移功率谱明显展示出结构的背景响应和共振响应成分^[19].从图 7(a)可以看出在下压风作用时结构的共振响应基本分布在 $1 \sim 1.2 \text{ Hz}$ 的相对较宽的频段内,对应着第一阶扭转振型.观察图 7(b)发现,结构受上掀风作用时共振响应主要分布在 $1.35 \sim 1.55 \text{ Hz}$ 频段,对应为下弦索在平均风作用下退出工作后,立体索桁简化成单层悬索体系的第一阶竖向弯曲振型 (1.47 Hz).这说明,立体索桁支架结构在风压作用下容易发生以扭转为主的共振响应,而在上掀风作用时容易发生以弯曲为主的共振响应.

3.3 标准差分析

采用统计学方法对立体索桁支架结构的风致动力响应进行分析.假设索桁支架结构在脉动风荷载作用下的风致响应属于平稳高斯随机过程,则可以考虑采用分位数 Q-Q 图来估计结构响应是否满足正态分布.图 8(a)、(b)分别是下压风作用下索桁支架跨中节点位移动力响应统计的直方图和对应的

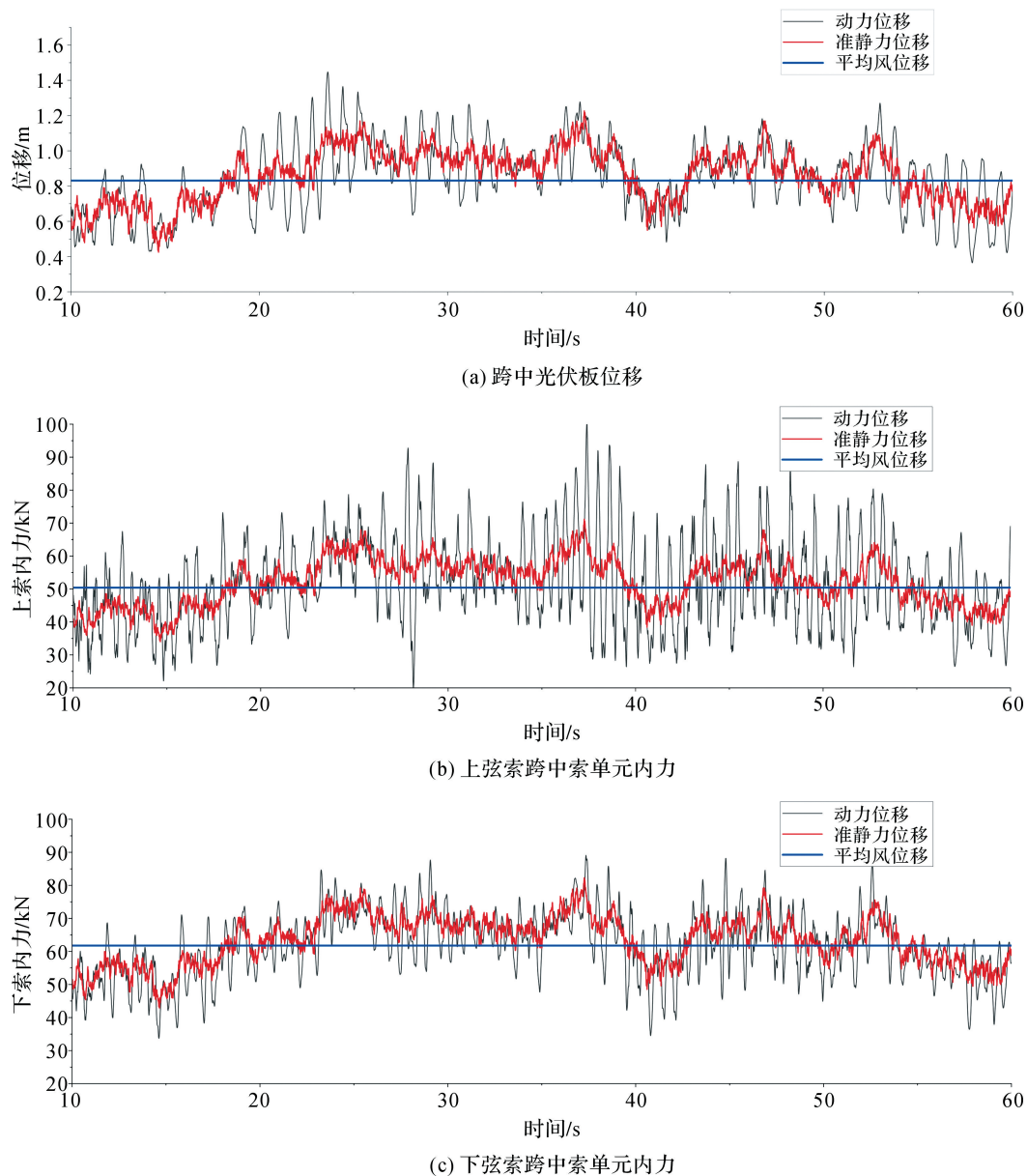


图 5 下压风作用下支架结构的动力响应时程

Fig. 5 Time histories of structural dynamic responses under downward wind load

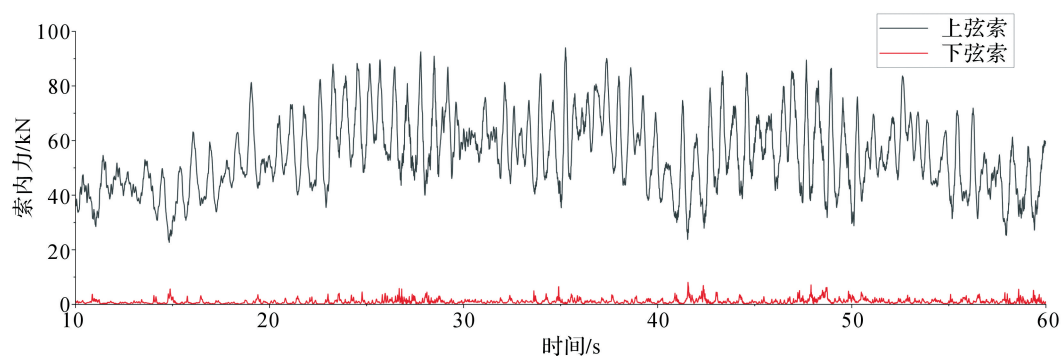


图 6 上掀风作用下支架结构上、下弦索跨中单元内力时程

Fig. 6 Time history of internal forces in the mid-span element of upper and lower chord cables under uplift wind load

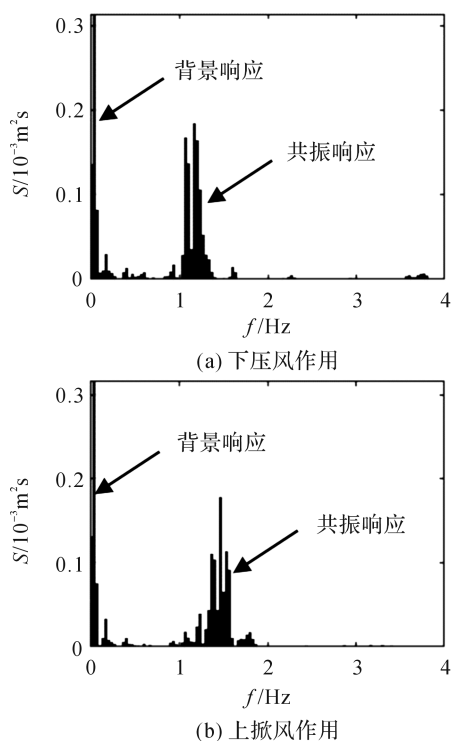


图7 跨中节点位移的功率谱

Fig. 7 Power spectrum of mid-span nodal displacement

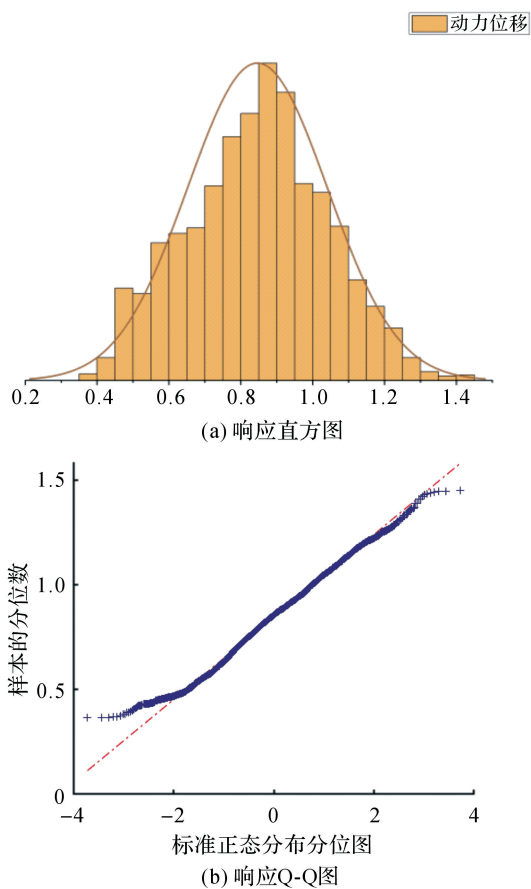


图8 跨中节点位移统计分析

Fig. 8 Statistical analysis of mid-span nodal displacements

Q-Q图,可以看出结构的风致响应数据点基本落在参考的对角线附近,仅有正向幅值和负向幅值附近的响应有些偏差.图9(a)、(b)分别为对上、下弦索的跨中单元内力响应进行分析的Q-Q图,也可以看出具有相似的分布规律.这表明,不仅可以采用平均值和标准差来描述立体索桁支架结构的风致振动响应,还可以按照正态分布函数来近似估算其保证率.

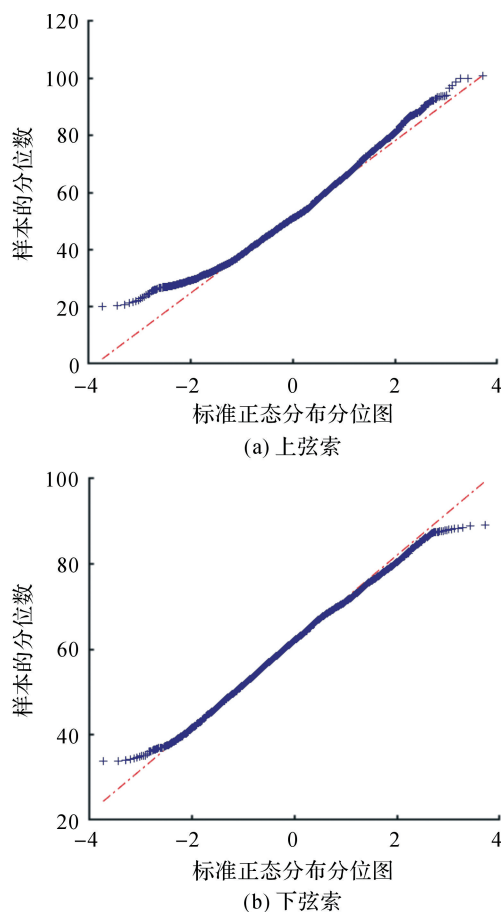


图9 跨中索单元内力的Q-Q图样本的分位数

Fig. 9 Q-Q plots of internal forces in mid-span elements

4 风致响应参数分析

在立体索桁光伏支架的设计中,风荷载作用下结构跨中位移和上、下弦索的内力通常是验算的重要指标.针对基本风速 $\bar{v}_{10}$ 、结构跨度 L 、上弦索预张力 H_1 和光伏板倾角 θ 这四个主要设计参数,考察其对于立体索桁支架结构风致响应的影响.

4.1 风速

仅改变基本风速 $\bar{v}_{10}$,可得到基本分析模型在上掀风、下压风作用时的跨中位移和上、下弦索内力的平均风和脉动风响应特征,结果列于表1.可以看出,随着平均风速的增加,结构的风致响应总体上不

断增大,但在上掀风作用时下弦索会发生松弛,表现为其跨中单元在平均风作用下的静内力改变量 F_{wx} 约等于 $-H_2$,脉动风作用下的动内力响应标准差 σ_{Fx} 接近于 0. 注意到,在上掀风作用下,尽管光伏板

体型系数 μ_i 比下压风作用更大,但结构和光伏板自重与风荷载方向相反. 与下压风作用相比,上掀风作用下的跨中最大静位移 u_w (矢量值)和上弦索跨中单元相对初始态的内力改变量 F_{ws} 反而更小.

表 1 对应不同基本风速的结构响应特征

Table 1 Characteristics of structural responses with respect to different reference wind speeds

$\bar{v}_{10}$ /(m/s)	位移				上弦索				下弦索			
	u_w /m	σ_u /m	δ_u /m	σ_u/δ_u	F_{ws} /kN	σ_{Fs} /kN	δ_{Fs} /kN	σ_{Fs}/δ_{Fs}	F_{wx} /kN	σ_{Fx} /kN	δ_{Fx} /kN	σ_{Fx}/δ_{Fx}
20	0.67	0.17	0.12	1.33	18.46	9.58	5.41	1.77	32.43	7.48	5.74	1.30
23	0.83	0.2	0.13	1.47	25.62	13.26	6.51	2.04	39.98	9.78	6.61	1.48
26	0.98	0.24	0.14	1.67	33.09	17.36	7.67	2.26	47.54	12.27	7.48	1.64
29	1.13	0.27	0.15	1.76	40.85	26.00	8.70	2.99	55.12	14.64	8.38	1.75
32	1.27	0.29	0.16	1.83	48.77	30.37	9.77	3.11	62.72	17.31	9.30	1.86
-20	0.75	0.21	0.12	1.75	17.89	9.99	7.30	1.37	-21.54	0.98	-0.02	-44.03
-23	0.9	0.23	0.12	1.91	27.55	13.62	8.80	1.55	-21.57	0.88	-0.02	-59.22
-26	1.04	0.25	0.12	2.02	37.64	15.57	10.34	1.51	-21.58	1.13	-0.01	-102.27
-29	1.16	0.3	0.13	2.38	48.1	19.62	11.91	1.65	-21.60	2.12	-0.01	-240.05
-32	1.28	0.36	0.13	2.78	58.89	25.94	13.55	1.91	-21.60	2.61	-0.01	-357.62

注:正风速为下压风,负风速为上掀风.

4.2 结构跨度

在基本分析模型的基础上仅将跨度 L 在 24~33 m 之间调整,表 2 列出在基本风速为 23 m/s 时所求解的结构风致动力响应特征. 随着跨度 L 增

加,光伏板数量增加导致结构自重和风荷载也不断增大, u_w 和 F_{ws} 均不断变大. 跨中最大位移和上弦索跨中单元内力的动力响应标准差 σ_u 和 σ_{Fs} 也呈增大趋势.

表 2 对应不同跨度的结构响应特征

Table 2 Characteristics of structural responses with respect to different spans

L /m	位移				上弦索				下弦索			
	u_w /m	σ_u /m	δ_u /m	σ_u/δ_u	F_{ws} /kN	σ_{Fs} /kN	δ_{Fs} /kN	σ_{Fs}/δ_{Fs}	F_{wx} /kN	σ_{Fx} /kN	δ_{Fx} /kN	σ_{Fx}/δ_{Fx}
33.3	0.98	0.21	0.14	1.50	30.68	13.73	6.87	2.00	44.24	11.03	6.52	1.69
31.0	0.83	0.20	0.13	1.47	25.62	13.26	6.51	2.04	39.98	9.78	6.61	1.48
28.7	0.68	0.22	0.12	1.75	22.16	12.59	6.07	2.08	35.32	10.57	6.46	1.64
26.4	0.54	0.16	0.11	1.40	19.19	10.24	5.51	1.86	29.56	10.63	6.21	1.71
24.1	0.42	0.15	0.10	1.60	14.02	9.68	4.54	2.13	23.09	10.40	6.09	1.71
33.3*	1.00	0.29	0.13	2.31	29.62	16.90	9.43	1.79	-21.57	1.72	-0.02	-108.33
31.0*	0.90	0.23	0.12	1.91	27.55	13.62	8.80	1.55	-21.60	0.88	-0.02	-59.22
28.7*	0.81	0.22	0.11	2.03	25.43	13.05	8.17	1.60	-21.62	1.34	-0.01	-98.10
26.4*	0.72	0.16	0.10	1.55	23.27	11.80	7.52	1.57	-21.64	1.51	-0.01	-117.41
24.1*	0.62	0.19	0.09	2.02	21.10	11.65	6.85	1.70	-21.67	1.09	-0.01	-92.41

注:* 表示结构受上掀风作用,其他表格含义相同.

4.3 索预张力

仅改变上弦索的预张力 H_1 , 得到支架结构的风致动力响应特征分析结果列于表 3. 随着 H_1 的增加, 结构刚度提高, u_w 和 F_{ws} 降低比较明显. 但是在脉动风作用下, H_1 的变化对于结构动力响应影响较小, σ_u 和 σ_{Fs} 基本不变.

表 3 对应不同上弦索预张力的结构响应特征
Table 3 Characteristics of structural responses with respect to different pretension forces in upper chord cables

H_1/RN	位移				上弦索				下弦索			
	u_w/m	σ_u/m	δ_u/m	σ_u/δ_u	F_{ws}/kN	σ_{Fs}/kN	δ_{Fs}/kN	σ_{Fs}/δ_{Fs}	F_{wx}/kN	σ_{Fx}/kN	δ_{Fx}/kN	σ_{Fx}/δ_{Fx}
18	0.98	0.20	0.13	1.56	28.73	15.34	6.63	2.31	39.27	10.10	6.34	1.59
24	0.90	0.20	0.13	1.51	24.30	14.42	6.62	2.18	39.72	10.23	6.45	1.59
30	0.83	0.20	0.13	1.47	20.16	13.26	6.51	2.04	39.98	9.78	6.61	1.48
36	0.76	0.21	0.14	1.56	16.34	15.20	6.33	2.40	40.03	11.02	6.78	1.62
42	0.70	0.21	0.14	1.57	12.93	14.87	6.05	2.46	39.85	11.52	6.98	1.65
18*	1.00	0.23	0.11	2.06	28.74	14.44	9.06	1.59	-21.50	1.16	-0.01	-99.35
24*	0.95	0.24	0.12	2.11	25.30	14.77	8.95	1.65	-21.60	1.12	-0.01	-85.44
30*	0.90	0.23	0.12	1.91	22.08	13.62	8.80	1.55	-21.60	0.88	-0.02	-59.22
36*	0.86	0.25	0.12	2.08	19.12	13.88	8.61	1.61	-21.60	1.30	-0.02	-77.83
42*	0.81	0.27	0.13	2.18	16.40	14.22	8.37	1.70	-21.70	1.75	-0.02	-93.83

4.4 光伏板倾角

仅对基本分析模型中的光伏板倾角 θ 在 $20^\circ \sim 35^\circ$ 之间进行改变. 表 4 为求得的支架结构的风致响应特征. 随着 θ 变大, 风荷载因体型系数 μ_s 的变大而增加, 同时风荷载与自重方向的夹角也不断变大. 这说明两个因素都会对结构的静、动力响应产生影响. 在静力风荷载作用时, 无论是上掀风还是下压风作用, u_w 、 F_{ws} 、 F_{wx} 都会随 θ 增大而变大. 对于动力响应, 下压风作用时由于下弦索参与工作而使得结构的竖向刚度增强, σ_u 和 σ_{Fs} 均比上掀风作用时更小. 上掀风时, 由于风荷载大小和作用方向这两个因素综合叠加, 使 σ_u 和 σ_{Fs} 在 $\theta=30^\circ$ 时达到最大.

表 4 对应不同光伏板倾角的结构响应特征
Table 4 Characteristics of structural responses with respect to different inclinations of photovoltaic panel

$\theta/(\circ)$	位移				上弦索				下弦索			
	u_w/m	σ_u/m	δ_u/m	σ_u/δ_u	F_{ws}/kN	σ_{Fs}/kN	δ_{Fs}/kN	σ_{Fs}/δ_{Fs}	F_{wx}/kN	σ_{Fx}/kN	δ_{Fx}/kN	σ_{Fx}/δ_{Fx}
20	0.51	0.17	0.11	1.59	12.27	9.75	3.99	2.45	34.04	10.15	6.68	1.52
25	0.63	0.19	0.12	1.53	16.64	10.36	5.04	2.06	36.28	10.28	6.68	1.54
30	0.74	0.20	0.13	1.55	21.46	11.94	5.94	2.01	38.02	10.06	6.56	1.53
33	0.83	0.20	0.13	1.47	25.62	13.26	6.51	2.04	39.98	9.78	6.61	1.48
35	0.89	0.21	0.14	1.55	28.38	14.21	6.91	2.06	41.12	10.55	6.61	1.60
20*	0.66	0.24	0.12	1.98	18.09	11.12	7.15	1.56	-21.58	1.98	-0.02	-86.84
25*	0.76	0.26	0.12	2.19	21.80	12.80	7.84	1.63	-21.59	1.89	-0.02	-102.61
30*	0.85	0.34	0.12	2.87	25.42	14.93	8.45	1.77	-21.60	2.81	-0.02	-177.54
33*	0.90	0.23	0.12	1.91	27.55	13.62	8.80	1.55	-21.60	0.88	-0.02	-59.22
35*	0.94	0.26	0.12	2.15	28.96	14.19	9.02	1.57	-21.60	1.31	-0.01	-91.72

5 简化计算方法

5.1 准静力响应标准差

目前荷载规范^[4]采用风振系数来放大平均风荷载或其产生的静力效应以考虑动力风荷载对结构响应的影响. 根据定义, 立体索桁光伏支架结构响应的风振系数可统一表示为:

$$\beta = 1 + \frac{\mu\sigma}{R} \quad (4)$$

式中: β 根据验算要求, 可以取为位移风振系数 β_u 和上、下弦索内力风振系数 β_{Fs} 和 β_{Fx} ; μ 为相应的峰值保证因子. σ 为结构计算动力响应的标准差, 可以取为位移响应标准差 σ_u , 上、下弦索内力响应标准差 σ_{Fs} 和 σ_{Fx} ; R 为平均风响应, 如平均风作用下的跨中位移 u_w 或上、下弦索内力改变量 F_{ws} 和 F_{wx} . 可见, 风振系数的设计方法是基于平均风响应来估算结构的动力响应标准差.

根据图 5 可知, 结构动力响应与平均风响应并没有明显相关性, 而是与准静力响应的变化趋势一致. 这表明可以用准静力响应的标准差来近似估计支架结构的动力响应标准差.

将式(3)进行展开:

$$w(t) = \frac{1}{2}\rho\mu_i [\bar{v}_i^2 + \bar{v}_i v_i(t) + v_i(t)^2] \quad (5)$$

考虑到一般认为脉动风速 $v_i(t)$ 相对于 $\bar{v}_i$ 为小量, 忽略式(5)中的 $v_i(t)^2$, 则 $w(t)$ 与 $v_i(t)$ 呈线性关系. 因此, 可认为两者的标准差近似成正比. 将 $w(t)$ 视为准静力荷载, 并假设结构恒为平均风作用下的刚度, 那么准静力响应与准静力荷载 $w(t)$ 呈线性关系. 根据式(2)可求得 Davenport 谱脉动风速的标准差^[15]为:

$$\sigma_v = \sqrt{6K\bar{v}_{10}^2} \quad (6)$$

对结构施加 $V = \bar{v}_{10} + \sigma_v$ 的静力风荷载, 将所求的跨中最大位移和上、下弦索跨中单位内力幅值减去 $V = \bar{v}_{10}$ 对应的平均风荷载作用下相应计算结果, 即可得到其准静力响应的标准差, 分别记作 δ_u 、 δ_{Fs} 、 δ_{Fx} ^[14]. 在表 1~4 中分别列出了各种情况下支架结构准静力响应的标准差.

5.2 参数敏感性分析

采用多元线性回归分析, 将风速 $\bar{v}_{10}$ 、结构跨度 L 、光伏板角度 θ 和索预张力 H_1 作为自变量, 而将不同风向下支架结构跨中位移和上、下弦索内力动力响应与准静力响应的标准差比值 σ_u/δ_u 、 σ_{Fs}/δ_{Fs} 、 σ_{Fx}/δ_{Fx} 作为因变量来估计两者之间的关系. 对结构

受到下压风作用时的响应进行统计. 当逐个增加拟合参数的时候, 得到新增参数响应的残差均方根值 (RMSE) 见表 5. 其中当拟合参数数量为 0 时, 以所取参数的动、静力响应标准差比值作为样本数据的标准差.

表 5 下压风工况下不同数量参数的拟合效果

Table 5 Fitting performance of different number of parameters under downward wind load

参数数量	0	1	2	3	4
新增参数	/	$\bar{v}_{10}$	L	θ	H_1
RMSE(σ_u/δ_u)	0.120	0.082	0.081	0.079	0.078
RMSE(σ_{Fs}/δ_{Fs})	0.329	0.174	0.174	0.174	0.174
RMSE(σ_{Fx}/δ_{Fx})	0.120	0.087	0.077	0.077	0.077

从表 5 中可以看出 $\bar{v}_{10}$ 的改变对 σ_u/δ_u 和 σ_{Fs}/δ_{Fs} 结果影响较大, 而其他参数影响较小. 但是 σ_{Fs}/δ_{Fs} 受 $\bar{v}_{10}$ 和 L 影响都比较大, 因此考虑这两个参数参与下弦索内力公式拟合. 同时, 采用在线性回归分析中常用确定系数 R^2 来衡量回归方程的拟合优度. 在下压风荷载作用时, 得到的拟合公式为:

$$\sigma_u/\delta_u = 0.657 + 0.038 \times \bar{v}_{10} \quad (7)$$

$$\sigma_{Fs}/\delta_{Fs} = -0.507 + 0.115 \times \bar{v}_{10} \quad (8)$$

$$\sigma_{Fx}/\delta_{Fx} = 1.383 + 0.037 \times \bar{v}_{10} - 0.022 \times L \quad (9)$$

三个拟合公式的 R^2 分别为 0.649、0.79、0.667, 能包络 95% 以上的计算样本数据, 可以认为拟合精度较高.

同理, 可以计算得到上掀风作用下的拟合公式:

$$\sigma_u/\delta_u = (-0.796 + 0.066 \times \bar{v}_{10} + 0.044 \times L) \times \eta_u \quad (10)$$

$$\sigma_{Fs}/\delta_{Fs} = (0.995 + 0.026 \times \bar{v}_{10}) \times \eta_{Fs} \quad (11)$$

式中: η_u 、 η_{Fs} 为上掀风工况时跨中位移和上弦索内力标准差拟合公式的修正系数. 这两个拟合公式的 R^2 只有 0.42 和 0.343. 与下压风相比, 上掀风响应的动力标准差拟合精度欠佳. 这是因为上掀风荷载使下弦索发生松弛, 导致结构动力计算结果存在一定的离散性, 从而对线性回归分析结果产生影响. 为了提高拟合精度, 当令 η_u 和 η_{Fs} 均取 1.1 后, 可使得拟合公式包络 95% 以上的样本数据. 在上掀风作用时, 下弦索由于会发生松弛, 故其强度验算不考虑上掀风主导的荷载工况.

5.3 简化设计公式

采用式(7)~(11), 可以根据准静力响应标准差 δ_u 、 δ_{Fs} 、 δ_{Fx} , 求得响应的位移和内力动力响应的标准差 σ_u 、 σ_{Fs} 、 σ_{Fx} . 于是, 风荷载作用下支架结构跨中位

移 u , 上弦索单元内力改变量 F_s 和下弦索单元内力改变量 F_x 可以采用下式简化计算:

$$u = u_w + \mu_u \sigma_u \quad (12)$$

$$F_s = F_{ws} + \mu_{Fs} \sigma_{Fs} \quad (13)$$

$$F_x = F_{wx} + \mu_{Fx} \sigma_{Fx} \quad (14)$$

式中: μ_u 、 μ_{Fs} 、 μ_{Fx} 为峰值保证因子. 基于 3.3 节的分析结果, 可根据正态分布和设计需求的保证率来确定其取值.

6 结 论

1) 从跨中位移响应的功率谱可以看出, 立体索桁光伏支架结构的风致响应呈现典型的背景响应和共振响应特征. 在下压风作用时结构共振响应以第一阶扭转振型的贡献为主, 上掀风作用时的共振响应成分以竖向弯曲变形为主.

2) 在脉动风作用下立体索桁光伏支架结构的跨中位移和索内力近似符合正态分布规律. 结构的动力响应表现为在准静力响应(而非平均风响应)的基础上作高频波动.

3) 立体索桁光伏支架结构受上掀风作用时下弦索易松弛; 受下压风作用时, 下弦索与上弦索共同工作, 结构刚度和抗变形能力都显著提升. 结构跨中位移和上弦索内力由上掀风主导的工况控制, 而下弦索内力则取决于下压风主导的荷载工况.

4) 通过对结构参数分析结果进行拟合, 提出一种计算立体索桁光伏支架结构风致动力响应的简化方法. 具体为: 先确定结构在平均风作用下的静力响应标准差, 并采用拟合公式计算动力响应标准差, 再根据正态分布确定峰值保证因子, 即可有效估计支架结构的风致动力响应.

参考文献

- [1] 王雨. 光伏组件柔性支架技术方案[J]. 太阳能, 2018, (3): 37-40.
WANG Yu. Photovoltaic module flexible bracket technology solutions[J]. Solar Energy, 2018, (3): 37-40.
- [2] HE Xu-hui, DING Hao, JING Hai-quan, et al. Mechanical characteristics of a new type of cable supported photovoltaic module system[J]. Solar Energy, 2021, 226: 408-420.
- [3] 邓华, 丁博涵. 拉索预应力球面网壳的风振性能研究[J]. 浙江大学学报(工学版), 2005, 39(1): 20-26.
DENG Hua, DING Bo-han. Study on wind-induced dynamic behaviours of pretensioned spherical latticed shells[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2005, 39(1): 20-26.
- [4] GB 50009-2012. 建筑结构荷载规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- [5] 徐海巍, 楼巍, 李天昊, 等. 大跨度光伏支架结构的体型系数试验研究[C]//中冶建筑研究总院有限公司. 2021年工业建筑学术交流会论文集, 2021: 340-344.
XU Hai-wei, LOU Wei, LI TIAN-hao, et al. Experimental study on shape factor of a long-span support structure of photovoltaic array[C]//MCC Construction Research Institute Co., Ltd., Collected Papers of the 2021 Industrial Architecture Academic Exchange Conference, 2021: 340-344.
- [6] 韩晓乐. 太阳能光伏阵列风荷载取值研究[D]. 石家庄: 石家庄铁道大学, 2016: 1-58.
HAN Xiao-le. Study on wind load of solar photovoltaic array [D]. Shijiazhuang: Shijiazhuang Tiedao University, 2016: 1-58.
- [7] 马文勇, 柴晓兵, 赵怀宇, 等. 基于偏心风荷载分布模型的柔性支撑索分配系数研究[J]. 振动与冲击, 2021, 40(12): 305-310.
MA Wen-yong, CHAI Xiao-bing, ZHAO Huai-yu, et al. A study on distribution coefficient of a flexible photovoltaic support cable based on an eccentric moment wind load distribution model [J]. Journal of Vibration and Shock, 2021, 40(12): 305-310.
- [8] KOPP G A, FARQUHAR S, MORRISON M J. Aerodynamic mechanisms for wind loads on tilted roof-mounted solar arrays [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2012, 111: 40-52.
- [9] CAO J, YOSHIDA A, SAHA P K. Wind loading characteristics of solar arrays mounted on flat roofs [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2013, 123: 214-225.
- [10] 房彦山, 张国飞, 唐雯静. 太阳能光伏板阵列风压特性数值模拟研究[J]. 电力勘测设计, 2018, (4): 76-80.
FANG Yan-shan, ZHANG Guo-fei, TANG Wen-jing. Study on the numerical simulation of solar photovoltaic panels array of wind pressure characteristics [J]. Electric Power Survey & Design, 2018, (4): 76-80.
- [11] 黄政. 双列布局阵列下太阳能光伏板表面风压分布特性 CFD 数值计算分析[C]//全国现代结构工程学术研讨会论文集, 2016: 1878-1883.
HUANG Zheng. CFD numerical analysis of wind pressure distribution characteristics of solar photovoltaic panels under double-row array[C]//Proceedings of National Symposium on Modern Structural Engineering, 2016: 1878-1883.

(下转第 65 页)

- room temperature [J]. Journal of Huazhong University of Science & Technology, 2021, 49 (7): 7-12.
- [8] KMET S. Non-linear rheology of tension structural element under single and variable loading history. Part I: theoretical derivations [J]. Structural Engineering and Mechanics, 2004, 18(5): 565-589.
- [9] KMET S, HOLICKOVA L, Non-linear rheology of tension structural element under single and variable loading history Part II: Creep of steel rope-examples and parametrical study [J]. Structural Engineering and Mechanics, 2004, 18(5): 591-607.
- [10] IVANCO V, KMET S, FEDORKO G. Finite element simulation of creep of spiral strands [J]. Engineering Structures, 2016, 117(15): 220-238.
- [11] 张威加. 蠕变本构模型研究及其应用 [D]. 杭州: 浙江大学, 2021: 63-79.
- ZHANG Wei-jia. Research on the creep constitutive model of steel cables and its application [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2021: 63-79.
- [12] 丁承先, 王仲宇, 吴东岳, 等. 运动解析与向量式有限元 [R]. 中国, 台湾: 中央大学工学院桥梁工程研究中心, 2007.
- DING Cheng-xian, WANG Zhong-yu, WU Dong-yue, et al. Motion analysis and vector form intrinsic finite element method [R]. China, Taiwan: Bridge Engineering Research Center of the Central University, 2007.
- [13] TING E C, SHIH C, WANG Y K. Fundamentals of a vector form intrinsic finite element. Part I: Basic procedure and a plane frame element [J]. Journal of Mechanics, 2004, 20(2): 113-122.
- [14] 丁承先, 段元锋, 吴东岳. 向量式结构力学 [M]. 北京: 科学出版社, 2008: 252-254.
- DING Cheng-xian, DUAN Yuan-feng, Wu Dong-yue, et al. Vector mechanics of structures [M]. Beijing: Science Press, 2008: 252-254.
- [15] ZHANG W, YUAN X, YANG L, et al. Research on creep constitutive model of steel cables [J]. Construction and Building Materials, 2020, 236: 118481.

(上接第 44 页)

- [12] 杨光,左得奇,侯克让. 中小跨度预应力柔性光伏支架风振响应分析及风振系数取值研究[J]. 电力勘测设计, 2023, (5): 28-33.
- YANG Guang, ZUO De-qi, HOU Ke-rang. Wind vibration response analysis and wind vibration coefficient value study of small and medium-span prestressed flexible photovoltaic supports [J]. Electric Power Survey & Design, 2023, (5): 28-33.
- [13] 宋慧铭,袁焕鑫,杜新喜,等. 单层索系柔性光伏支架静力与动力响应研究[J]. 建筑结构, 2023: 1-8.
- SONG Yi-ming, YUAN Huan-xin, DU Xin-xi, et al. Research on static and dynamic response of single layer flexible photovoltaic support structure [J]. Building Structure, 2023: 1-8.
- [14] 蔡元,邓华,李本悦. 悬索光伏支架结构抗风设计方法初探[J]. 振动与冲击, 2022, 41(21): 69-77.
- CAI Yuan, DENG Hua, LI Ben-yue. Wind-resistant design method of cable-suspended photovoltaic module support structures [J]. Journal of Vibration and Shock, 2022, 41(21): 69-77.
- [15] DAVENPORT A G. The spectrum of horizontal gustiness near the ground in high winds[J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 1961, 87 (372): 194-211.
- [16] 王修琼,崔剑峰. Davenport 谱中系数 K 的计算公式及其工程应用[J]. 同济大学学报, 2002, 30(7): 849-852.
- WANG Xiu-qiong, CUI Jian-feng. Formula of coefficient K in expression of Davenport spectrum and its engineering application [J]. Journal of Tongji University, 2002, 30(7): 849-852.
- [17] SHINOZUKA M. Monte Carlo solution of structural dynamics [J]. Computers & Structures, 1972, 2 (5): 51.
- [18] NB/T 10115-2018. 光伏支架结构设计规程[S]. 北京: 中国计划出版社, 2019.
- [19] DAVENPORT A G. How can we simplify and generalize wind loads [J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 1995, 54/55: 657-669.