

均匀流场下平单轴光伏支架扭转气动失稳特征 试验研究

马文勇^{1,2,3}, 康霄汉³, 张晓斌³, 陈伟⁴, 谭强⁵

- (1. 石家庄铁道大学省部共建交通工程结构力学行为与系统安全国家重点实验室, 河北 石家庄 050043;
2. 石家庄铁道大学道路与铁道工程安全保障省部共建教育部重点实验室, 河北 石家庄 050043;
3. 石家庄铁道大学土木工程学院, 河北 石家庄 050043; 4. 石家庄铁道大学机械工程学院, 河北 石家庄 050043;
5. 江苏国强兴晟能源科技有限公司, 江苏 常州 213363)

摘要: 由于发电量明显高于固定式光伏系统, 平单轴光伏发电系统近些年得到了广泛的应用。平单轴光伏支架由于扭转刚度较低, 在大风天气下容易出现扭转气动失稳现象, 从而造成支架结构破坏。为了进一步深入了解该振动的发生条件和机理, 本研究通过节段模型测振风洞试验研究结构自振频率、倾角、阻尼等参数对扭转气动失稳的影响, 分析了气动阻尼和气动刚度随着风速和倾角的变化规律。研究表明, 平单轴光伏支架的扭转气动失稳表现出较强的气动耦合效应, 气动阻尼和气动刚度是影响平单轴光伏支架气动失稳的重要参数, 对风速和倾角的变化较为敏感, 该失稳现象具备自激振动的特点; 扭转刚度的提高在某些倾角下可以有效地限制振幅, 同时可提高结构在各倾角的临界风速; 扭转气动失稳的倾角范围为 $-15^{\circ} \sim 20^{\circ}$, 0° 倾角附近临界风速较高, 若采用小倾角进行保护时, 建议将大风保护角度设为 0° 。

关键词: 气动失稳; 平单轴光伏支架; 风洞试验; 临界风速; 气动阻尼

中图分类号: TU311.3; TK519 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2024)05-0838-09

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2024.05.012

1 概述

为了最大程度地利用太阳能, 提高太阳能发电量, 跟踪式光伏支架得到了广泛的应用, 其中平单轴是目前最常见的跟踪式光伏支架形式。由于跟踪的过程中需要光伏组件沿主轴转动, 因此支架扭转刚度较低, 在大风天气下, 往往会引起扭转向的风致振动与气动失稳的现象, 从而引起光伏支架的破坏, 造成重大经济损失。

虽然平单轴光伏支架的扭转气动失稳机理目前尚不明确, 但其振动现象与平板的风致振动有相似之处。近几年, 国内外学者对平板风致振动问题进行了相关的试验与理论研究。王骑等^[1]采用风洞试验的方法研究了薄平板扭转运动, 分析了与气动阻尼相关的颤振导数 A_2^* 随倾角的变化规律。刘祖军等^[2]采用风洞试验的方法从能量的角度解释了薄平板颤振能量产生与耗散的来源。应旭永等^[3]采用数值模拟的方法研究得出无风环境下初始激励对平板断面的气动效应有较大的影响。吕坤等^[4]采用数值

模拟的方法, 提出了平板在稳定持续的来流冲击下, 大多以一阶固有频率振动, 振动属于自激振动, 流固耦合现象随流速的增加而增强。Gao 等^[5-6]采用节段模型试验系统分析了阻尼和非线性特性, 此外采用时域辨识的方法进一步分析了振幅对阻尼和刚度的影响。Cao 等^[7]通过振动试验获得的总阻尼减去数值模拟获得的气动阻尼的方法得到了结构的机械阻尼比。针对平单轴光伏支架气动失稳的研究, Taylor 等^[8]采用风洞试验与数值模拟的方法说明了平单轴光伏支架容易出现气动弹性效应和扭转失稳, 并提出了一种评估平单轴光伏阵列设计风荷载的新方法。Young 等^[9]采用数值模拟的方法研究了各倾角下平单轴光伏支架的临界风速, 并提出在 $-40^{\circ} \sim -10^{\circ}$ 倾角范围内, 平单轴光伏支架临界风速随倾角的变化幅度不大, 且普遍较低, 倾角接近于 0° 时平单轴光伏支架的临界风速较其他倾角要高。Martínez-García 等^[10-11]通过风洞试验研究了组件惯性、面板长宽比等对平单轴光伏支架扭转振动的影响规律。另外柔性光伏支架、定日镜等发电结构在大风天气下往往也会发生风致振动现象, He 等^[12-13]

通过风洞试验研究了柔性光伏支架的风振性能,研究表明其扭转振动要比竖向振动强烈得多,在排与排之间加入连接件能够有效地抑制这类振动。Tamura等^[14]通过两种垂度下模型位移随风速变化规律的分析,表明在某些风向角的特定风速下会出现振动突然增大的现象。杜航等^[15]采用风洞试验与数值模拟结合的方法,研究了柔性光伏支架在风荷载下的风振响应。Gong等^[16]采用风洞试验和数值模拟相结合的方法研究了定日镜脉动风压特征和风振响应,并建议定日镜在大风来临时应采用 0° 风向角、 90° 倾角保护。王莺歌等^[17]研究表明,在不同倾角、风向角下位移响应大不相同,随着倾角的增大,动力响应峰值由镜面底部转到镜面顶部。柔性光伏支架和定日镜的支撑形式与平单轴光伏支架完全不同,所表现出来的振动方式和振动性质也大不相同,对于平单轴光伏支架的这种具有自激性质的振动,往往无法通过风振系数等动力系数解决^[8]。

不同于桥梁颤振研究,平单轴光伏支架的宽厚比(35~50)远远大于桥梁(9~16)^[18];另外平单轴光伏支架的风攻角范围($-60^\circ\sim 60^\circ$)也远大于桥梁结构的对应值($-5^\circ\sim 5^\circ$)。

随着光伏组件的大型化和平价上网带来的成本压力,支架变得越来越柔,与此同时平单轴光伏支架气动失稳所造成结构破坏的案例越来越多。如图1所示为平单轴光伏支架发生气动失稳时的场景,可以看出振动形式为扭转大幅振动,目前国内外对于平单轴光伏支架气动失稳的研究尚不充分,无法彻底地解决平单轴光伏支架气动失稳的问题,尤其是流固耦合效应中的气动阻尼和气动刚度对振动特性的影响。



图1 平单轴光伏支架扭转气动失稳

Fig.1 The torsional aerodynamic instability of single-axis PV tracker

为了明确平单轴光伏支架扭转气动失稳的机理和特性,本文分别测试了支架模型在不同风速和倾角状态下的扭转气动阻尼和气动刚度,获得了不同倾角的光伏支架扭转失稳的临界风速,重点讨论了气动阻尼和气动刚度随风速的变化规律,明确了平单轴光伏支架的扭转振动特性,为平单轴光伏支架的大风保护策略提出了建议,为抑振措施的开发提

供了基础数据。

2 试验概况

气动阻尼和气动刚度是扭转气动失稳中需要重点考虑的因素,为了明确系统的气动阻尼和气动刚度随风速和倾角的变化,研究共进行了四类试验。

第Ⅰ类:不同风速下,不同初始状态的弹性悬挂模型的振动测试,用于测试支架的气动失稳临界风速及振幅等振动参数。

第Ⅱ类:无风状态下,不同倾角光伏支架自由振动试验,测试模型的振动频率 f_1 、阻尼比 ζ_1 等参数。

第Ⅲ类:无风状态下,等效转动惯量模型的自由振动试验。该测试与第Ⅱ类试验的差别在于将光伏板替换为相同转动惯量的钢制模型,从而减小光伏板周围静止空气对振动特性的影响,测试得到的振动频率 f_2 和阻尼比 ζ_2 不包含静止空气的影响,此时的阻尼比 ζ_2 可作为系统的机械阻尼比。

第Ⅳ类:不同风速下,不同倾角的支架自由振动试验,测试风速对振动频率 f_3 和阻尼比 ζ_3 的影响。与第Ⅰ类试验不同的是,在该试验中人为地给模型施加了非零的初始位移。

为了方便区分气动阻尼和气动刚度的影响,本文将第Ⅲ类试验获得的振动频率和阻尼比称为系统自振频率和机械阻尼比,将第Ⅰ、Ⅱ和Ⅳ类试验获得的频率和阻尼比称为系统的振动频率和阻尼比。

2.1 试验模型

大量的平单轴光伏支架现场的气动失稳现象表明,平单轴光伏支架气动失稳可以近似为扭转方向单自由度振动。研究对象为某单排独立平单轴光伏支架系统,如图2(a)所示。单块光伏组件质量为38.7 kg,工程设计参数如表1所示,其中单位长度质量包括光伏组件和其他配件的质量。图2(b)为通过有限元计算的图2(a)支架的前两阶振动模态,由于结构对称性,其对应的振动频率均为1.3 Hz,模态表现为扭转振动。同时由于平单轴光伏支架主轴的刚度和驱动柱数量的不同,类似光伏支架的一阶模态均为扭转振动,频率在1~3 Hz之间。因此,设计了单自由度扭转试验系统,试验系统示意图如图3所示,模型采用轻质木板制作,可以通过调整模型弹簧的距离调整结构扭转频率,试验模型的频率可以在1~3 Hz之间调整。

第Ⅲ类试验采用等效转动惯量的钢臂替换试验模型,如图4所示。由于钢臂在自由振动过程中与空气的接触面积较小,周围静止空气对振动特性的

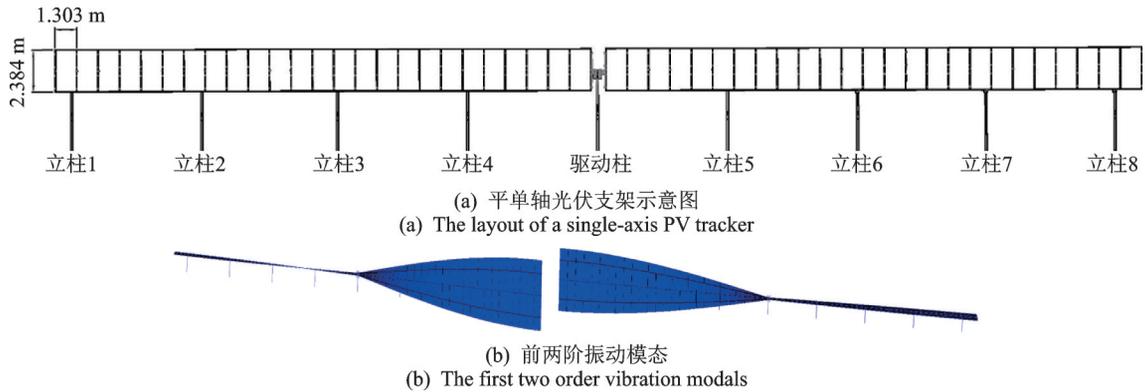


图2 单轴光伏支架系统及振动特性

Fig. 2 The single-axis PV tracker and its vibration characteristics

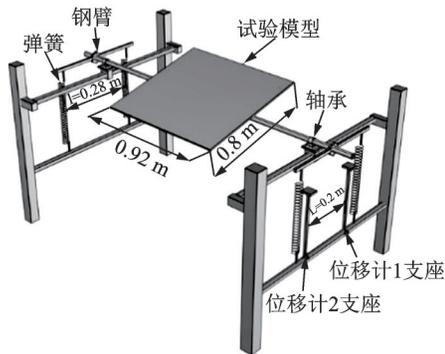


图3 单轴光伏支架测振模型试验示意图

Fig. 3 Schematic diagram of single-axis PV tracker model test

影响可忽略不计,故等效转动惯量的钢臂自由振动所测得的频率和阻尼比可近似作为未考虑气动刚度和气动阻尼时结构的自振频率和机械阻尼比。为了方便区分,将第Ⅲ类试验所使用的模型称之为等效模型,如将第Ⅰ,Ⅱ和Ⅳ类试验所使用的模型称之为试验模型,如图4所示。

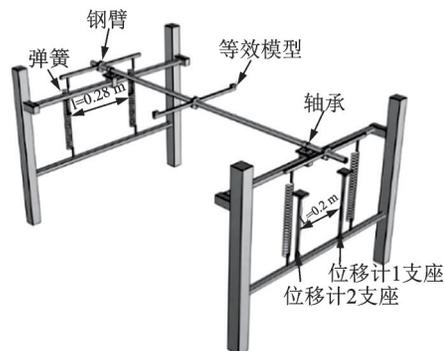


图4 光伏板转动惯量等效模型测振试验系统

Fig. 4 Torsional inertia equivalent model vibration test system for PV panel

试验在石家庄铁道大学风洞试验室低风速试验段进行,低速试验段长24 m,宽4.4 m,高3 m,低速试验段风速范围为1.5~30 m/s,20 m/s风速下试验段中心区域速度场不均匀性小于0.5%,背景湍流度小于1%。

四类振动试验中,均采用最小量程为70 mm、最大量程为200 mm的激光位移计测试模型的振动,设备的测试精度为8 μm,采样频率为1000 Hz,与对应的角度测试范围为-32°~32°,精度为0.0038°。

模型主要设计参数根据以下公式计算得到:

惯性参数相似公式:

$$\frac{J_m}{\rho b^4} = \frac{J'_m}{\rho' b'^4} \quad (1)$$

弹性参数相似公式:

$$\frac{U}{fB} = \frac{U'}{f'B'} \quad (2)$$

阻尼参数相似公式:

$$\zeta = \zeta' \quad (3)$$

式中 J'_m 为光伏支架转动惯量的工程设计值; J_m 为试验系统的转动惯量; ρ' 为实际空气密度; ρ 为试验环境空气密度; b' 为光伏组件弦长的一半; b 为模型弦长的一半; U' 为光伏支架实际风速; U 为模型试验风速; f' 为光伏支架自振频率的工程设计值; f 为试验系统的自振频率; B' 为光伏组件的弦长; B 为模型的弦长; ζ' 为光伏支架阻尼比的工程设计值; ζ 为试验系统的阻尼比。计算得到的模型主要设计参数如表1所示。

2.2 试验工况

具体试验工况如表2所示。第Ⅰ类试验的风速范围为0~16 m/s,倾角范围为-60°~60°,其中-30°~30°间隔为5°,其余倾角间隔为10°,通过改变弹簧悬挂位置改变模型的自振频率,选取自振频率为1.27 Hz、系统总阻尼比为6.4%和自振频率为2.18 Hz、系统总阻尼比为3.1%的两组自振特性模型进行试验。第Ⅳ类的风速范围是从0 m/s风速开始,以1 m/s风速为间隔,逐一递加到各个倾角下的临界风速为止。

表1 主要试验参数

Tab. 1 Test parameters

参数名称	符号	单位	缩尺比	工程设计值	模型理论值	模型实际值
弦长	B	m	1:3	2.384	0.800	0.800
单位长度质量	m	kg/m	1:9	35.746	3.972	3.975
单位长度转动惯量	J_m	kg·m	1:80	16.940	0.209	0.212
一阶扭转自振频率	f	Hz	1:1	1.300	1.300	1.274
系统总阻尼比	ζ	—	—	—	—	0.064
风速	U	m/s	1:3	—	—	—
倾角范围	β	°	—	-60~60	-60~60	-60~60

表2 试验工况

Tab. 2 Test cases

类别	风速/(m·s ⁻¹)	倾角/(°)	自振频率/Hz	总阻尼比	测试参数
I	0~16	-60~60	1.27 2.18	0.064 0.031	风致振动
II	0	-40,	1.27	0.064	自振特性
III	0	-30,			自振特性
IV	0~临界风速	-10, 0, 10, 30, 40			外部激励 自由振动

注:以上试验均在均匀流场中进行。

2.3 数据处理

2.3.1 参数定义

本文采用阻尼比来衡量阻尼的大小,在气动自激力作用下系统的气动阻尼比为系统的总阻尼比与机械阻尼比的差,如下式所示:

$$\zeta_q = \zeta - \zeta_z \quad (4)$$

式中 ζ_q 为系统的气动阻尼比; ζ 为系统的总阻尼比; ζ_z 为第 III 类试验测试得到的机械阻尼比。

气动刚度的计算公式为:

$$k_q = J(f^2 - f_z^2) \quad (5)$$

式中 k_q 为气动刚度; J 为模型总转动惯量; f 为系统的振动频率; f_z 为第 III 类试验测试得到的自振频率。

本文中由于转动惯量 J 和结构自振频率 f_z 不随风速的变化而变化,因此系统的气动刚度变化规律可通过系统振动频率体现。

基于激光位移计测试得到的位移,模型的扭转角度的计算公式为:

$$A_{(t)} = \arctan \left[\frac{1}{L} (\mu_{1(t)} - \mu_{2(t)}) \right] \cdot \frac{180}{\pi} \quad (6)$$

式中 $A_{(t)}$ 为模型的扭转角度,如图5所示。

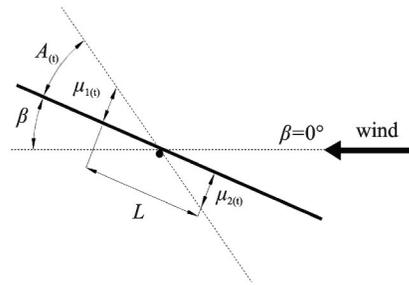


图5 模型扭转角度

Fig. 5 Definition of the torsional angle

如图5所示,模型扭转以顺时针旋转为正,逆时针旋转为负; $\mu_{1(t)}$ 为位移计1位置所采集到的竖向位移, $\mu_{2(t)}$ 为位移计2位置所采集到的竖向位移, $\mu_{1(t)}$ 和 $\mu_{2(t)}$ 向上运动为正,向下运动为负; L 为 $\mu_{1(t)}$ 和 $\mu_{2(t)}$ 之间的距离, $\mu_{1(t)}$ 和 $\mu_{2(t)}$ 距轴心距离相等,试验中 $L=0.2$ m。为了与扭转角度进行区分,以下模型初始倾角均由 β 代替,其中按照图5方向倾斜的模型倾角为正值,按照与图5相反方向倾斜的模型倾角为负值。

折算风速计算公式如下所示:

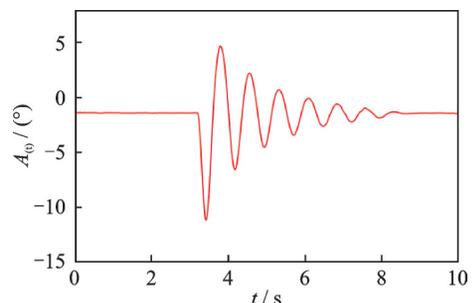
$$U^* = \frac{U}{fB} \quad (7)$$

式中 U^* 为折算风速; U 为试验风速; f 为模型的自振频率; B 为模型的弦长。

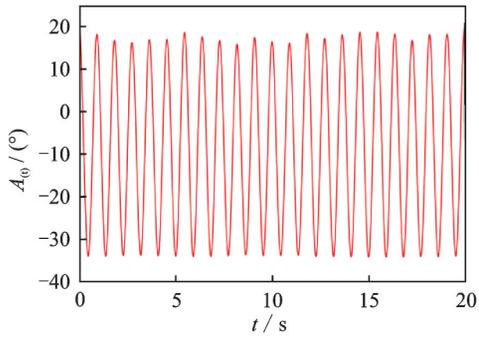
2.3.2 模型振动信号识别

对于自由衰减信号,如图6(a)所示,系统的阻尼比可通过对数衰减法获得;对于临界风速下系统发生的大幅度扭转振动如图6(b)所示,对数衰减法无法准确获得模型气动失稳状态下的阻尼比,该阻尼比可通过随机减量法估算^[19],随机减量法采用某一阈值截取体系的响应信号,得到以阈值与响应信号的交点为起点时刻 t_k ,长度为 s 的 n 段时间序列信号,经历采样时长后的表达式为: $x(t_k + s)$; 其次再对这 n 段信号进行叠加后求平均,得到随机减量特征函数,表达式为:

$$\delta_{(s)} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n x(t_k + s) \quad (8)$$



(a) 自由衰减历程
(a) The time history of a free decay



(b) 气动失稳时程
(b) The time history of an aerodynamic instability

图6 振动响应时程曲线

Fig. 6 Time history of vibration response

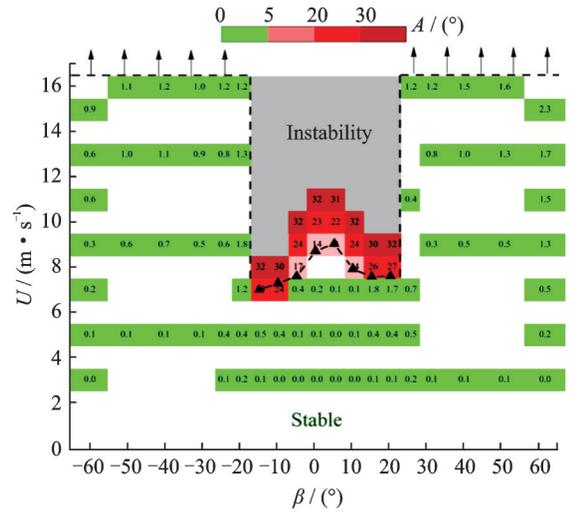
通过随机减量法得到和原信号等效的初始位移下的自由振动信号,该自由振动信号通过对数衰减法计算得到的阻尼比为该系统气动失稳状态下的振动阻尼比。

3 试验结果

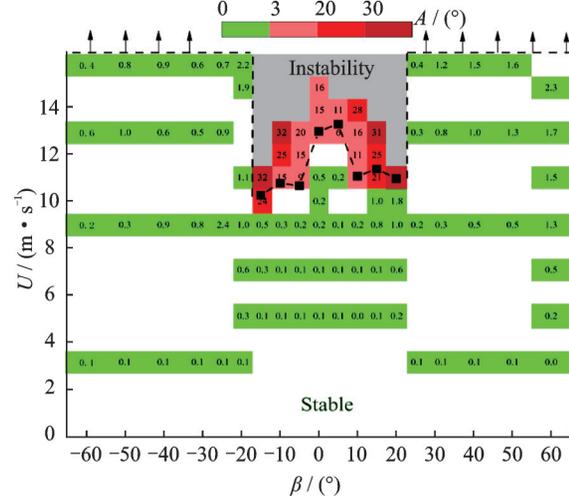
3.1 失稳临界风速及大风保护角度

平单轴光伏支架在特定倾角和特定风速下出现了气动失稳现象,出现气动失稳的风速称作临界风速(U_{CR})。工程中常将光伏组件倾角调整到某个特定的角度来避免气动失稳现象的出现,这个特定的角度在工程上称为大风保护角。临界风速和大风保护角度往往需要通过风洞试验来进行预测。本节选择两个模态参数的试验模型进行试验,研究不同模态参数对试验模型气动失稳特性的影响,将自振频率为1.27 Hz、系统总阻尼比为6.4%的模型称作C模型,将自振频率为2.18 Hz、系统总阻尼比为3.1%的模型称作D模型,此处系统自振频率的提高是由于扭转刚度的增大,而非系统转动惯量的变化。

C和D两模型振幅随风速和倾角的变化规律如图7所示。二者在 $\beta = -15^\circ, -10^\circ, -5^\circ, 0^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ$ 和 20° 时均发生了振幅大于 5° 的振动,在 $\beta = -20^\circ, -25^\circ, -30^\circ, -40^\circ, -50^\circ, -60^\circ, 25^\circ, 30^\circ, 40^\circ, 50^\circ$ 和 60° 时只存在较微小的振动,并未出现振幅大于 5° 的大幅度的振动,可以说明,大倾角的气动稳定性明显优于小倾角。其中C模型在 $\beta = -15^\circ \sim 20^\circ$ 的不稳定区间内振幅随风速的增长速度较快,达到临界风速后风速提高会引起振幅的大幅增长。在 $\beta = -10^\circ, -5^\circ, 0^\circ, 5^\circ, 10^\circ$ 和 15° 时D模型在达到临界风速后振幅随风速的增长速度相对C模型有着明显的降低。另外,D模型在 $\beta = -5^\circ, 0^\circ, 5^\circ$ 和 10° 时振幅明显小于C模型。虽然D模型相对于C模型来说阻尼比降低不利于结构对振幅的控制,但扭转刚



(a) C模型
(a) Model C



(b) D模型
(b) Model D

图7 不同倾角的试验模型在不同风速下的振幅

Fig. 7 The amplitude of model with different tilt angles under different wind speeds

度的提高却有效地减小了结构振幅的发展。

在以上发生大幅振动的倾角中,不同倾角的临界风速都有较大差异。C,D两个模型的临界风速随倾角的变化情况如图8所示。 $\beta = 0^\circ, 5^\circ$ 时C和D

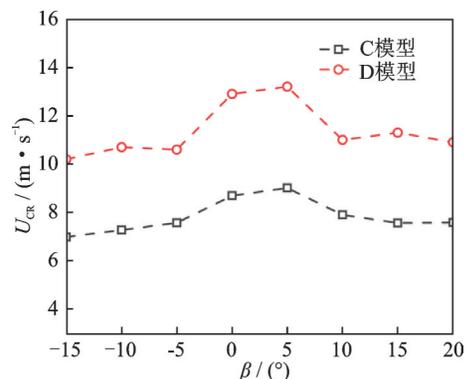


图8 两种试验模型在不同倾角下的临界风速

Fig. 8 The critical wind speeds of two test model at different tilt angles

两模型临界风速明显要大于其他倾角下的临界风速,这是由于在风的作用下,光伏支架倾角越小,分离流再附点越靠向轴心,随着风速的增大,静态转角逐渐增大,从而导致分离流再附点向板两侧移动,故在板两侧位置逐渐形成较大的漩涡,从而引起光伏支架发生大幅度振动,故其倾角越小,临界风速越高。在 $\beta = -15^\circ, -10^\circ, -5^\circ, 0^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ$ 和 20° 时 D 模型的临界风速均高于 C 模型。由于 D 模型相对于 C 模型虽然阻尼比降低不利于结构临界风速的提高,但扭转刚度的增大却使得结构临界风速得到了一定程度的提高。

通过以上分析,大倾角的气动稳定性明显优于小倾角,因此建议平单轴光伏支架在大风天气下采用大倾角保护以防止发生气动失稳。如果光伏支架整体刚度较低,大倾角状态受到静力风荷载作用可能会产生静力失稳现象,不得不采用小倾角进行保护时,保护角度为 0° 时,临界风速较高。在某一些特定的倾角下提高结构的扭转刚度可以有效地限制振幅的发展,并使得结构临界风速在一定程度上提高。

3.2 无风状态下的气动阻尼比和气动刚度

通过第 II 类试验和第 III 类试验测得无风环境下两类模型自由振动过程中频率随倾角的变化规律如图 9 所示。在无风环境下,等效模型自振频率在各倾角下均分布在 $1.268 \sim 1.281$ Hz 之间。与等效模型不同,试验模型的自振频率随着倾角的变化具有不同程度的变化,在无风环境下,与其他倾角相比, $\beta = 0^\circ$ 对应的频率较小,气动刚度也较小。随着光伏板倾角的增大,气动刚度在逐渐增大,不同倾角的试验模型的气动刚度远小于结构自身刚度。

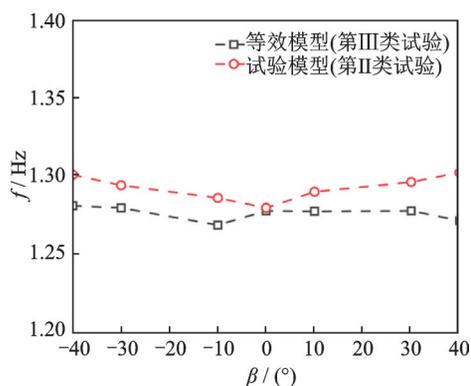


图 9 无风环境下的模型振动频率

Fig. 9 The frequencies in still air

通过第 II 类试验和第 III 类试验测得无风环境下两类模型自由振动过程中阻尼比随倾角的变化规律如图 10 所示。在无风环境下,等效模型阻尼比在各倾角下皆集中在 $3.2\% \sim 3.8\%$ 之间,试验模型阻尼

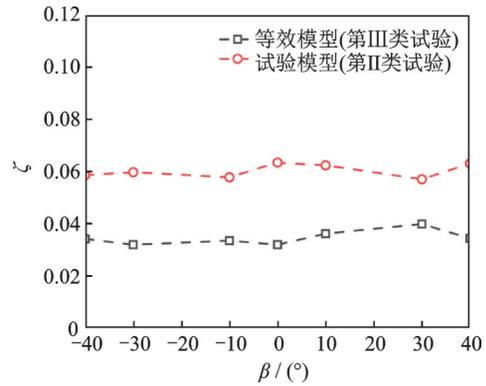


图 10 无风环境下的模型阻尼比

Fig. 10 The damping ratio in still air

比在各倾角下皆集中在 $5.7\% \sim 6.3\%$ 之间。无风环境下气动阻尼随倾角的变化幅度较小,气动阻尼占总阻尼 42% 左右。

通过以上分析,试验模型与周围空气存在较强的气动耦合作用,试验模型在无风环境下自由振动会带动周围空气运动,在试验模型上会产生一定程度的气动阻尼和气动刚度,无风环境下模型气动阻尼较气动刚度要显著得多。结果表明,对于类似于光伏板这类轻质的平板结构,静止空气产生的阻尼效果不容忽视。

3.3 风速对气动阻尼和气动刚度的影响

风速是影响气动阻尼和气动刚度的重要参数,研究不同风速下平单轴光伏支架气动阻尼和气动刚度的变化趋势,对于揭示平单轴光伏支架气动失稳机理和结构抑振措施的开发有显著的意义。

在不同风速下,为试验模型施加外部激励,使其自由振动,得到结构在不同风速下的阻尼比和振动频率。试验风速较低时,各个倾角的试验模型在外部激励的作用下振动会逐渐衰减,此时的阻尼比可以通过对数衰减法估算。当风速较大时(不同倾角对应的风速不同), $\beta = -10^\circ, 0^\circ$ 和 10° 的试验模型会在无外部激励的情况下出现大幅振动; $\beta = -30^\circ, 30^\circ$ 和 40° 的试验模型虽然在无外部激励的情况下并未出现大幅振动,但当对其施加外部激励时却出现了大幅振动,如图 11(a), (b)和(c)所示; $\beta = -40^\circ$ 的试验模型即使在外部激励下仍然不会出现大幅振动,激励振幅逐渐衰减,如图 11(d)所示,这类振动的阻尼比仍然可以采用对数衰减法估算。图 11(a), (b)和(c)所对应的风速为 $\beta = -30^\circ, 30^\circ$ 和 40° 的试验模型在外部激励下发生大幅振动的临界风速。

值得说明的是,本研究并未严格控制初始激励的大小,但是试验中较大激励和较小激励下均诱发了大幅扭转振动,这说明这种振动对初始激励的大

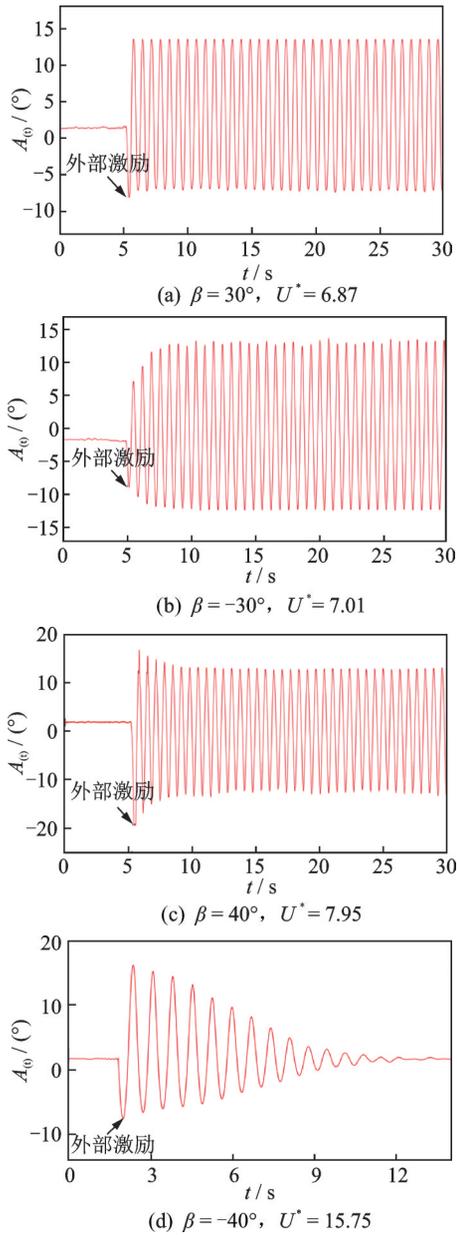


图11 不同倾角模型外部激励下的位移响应

Fig. 11 Displacement response with different tilt angles under external excitation

小并不敏感。图11(a)中结构的振动振幅与初始外部激励振幅相当;图11(b)中,结构振动的振幅明显大于初始外部激励振幅;图11(c)中结构振动的振幅小于初始外部激励振幅。从试验结果可以看出,对于 $\beta = -30^\circ, 30^\circ$ 和 40° 的光伏支架在大风天气下一旦受到外部激励就会激发结构发生大幅度扭转振动,故在大风条件下应当尽量避免光伏支架受到外部激励的干扰。

在试验过程中,对每个倾角、每个风速下的模型进行了多次的激励,选取了最合适的初始激励位移来获取结构的阻尼比。模型在发生气动失稳的过程中,机械阻尼作为结构固有属性不随风速的变化而变化,在气动自激力作用下,随着风速的增大模型总阻尼降低为0时,处于振动的临界状态。图12所采用的阻尼

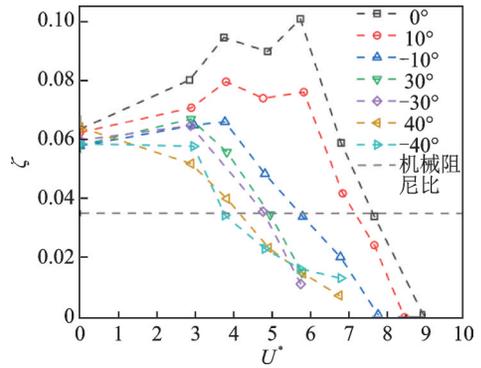


图12 不同倾角下阻尼比随风速的变化趋势

Fig. 12 The variation trend of damping ratio with wind speed under different tilt angles

为试验模型总阻尼,这里使用模型总阻尼既表现出气动阻尼随风速的变化趋势,又清楚地体现出各倾角模型的临界状态。不同倾角的试验模型在不同折算风速下的阻尼比如图12所示。 $\beta = 0^\circ, 10^\circ$ 的模型在阻尼比开始下降之前具有明显的上升趋势,且阻尼比下降段的下降速度要比其他倾角快得多。 $\beta = -10^\circ, 30^\circ$ 和 -30° 的模型阻尼比上升趋势较 $\beta = 0^\circ, 10^\circ$ 有着明显的减弱,且阻尼比下降段的下降速度较 $\beta = 0^\circ, 10^\circ$ 也有着不同程度的降低。 $\beta = 40^\circ$ 时模型的阻尼比一直在减小,无上升趋势。随着风速的增大, $\beta = 0^\circ, 10^\circ, -10^\circ, 30^\circ, -30^\circ$ 和 40° 时阻尼比在降低过程中的降低速度基本无变化,基本呈现线性降低的趋势; $\beta = -40^\circ$ 时阻尼比的降低速度在逐渐减慢。 $\beta = 0^\circ, 10^\circ$ 和 -10° 的模型在临界风速下的风致振动曲线通过随机减量法识别,阻尼比均分布在0左右。

不同倾角的试验模型在不同折算风速下的振动频率如图13所示。 $\beta = 0^\circ, 10^\circ$ 和 -10° 的模型在风速增大的过程中振动频率下降趋势较为明显,每条曲线终止点频率明显低于初始频率,其中 $\beta = 0^\circ$ 时降低程度最大。 $\beta = 30^\circ, -30^\circ$ 的模型在 $U^* = 0 \sim 7$ 时振动频率具有微小程度的减小,每条曲线终止点频率略低于固有频率。 $\beta = 40^\circ, -40^\circ$ 的模型在 $U^* = 0 \sim 3$ 时振

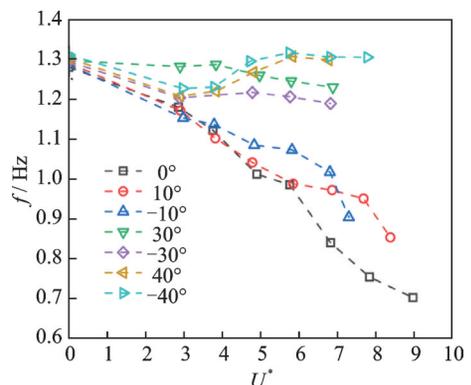


图13 不同倾角下频率随风速的变化趋势

Fig. 13 The variation trend of frequency with wind speed under different tilt angles

动频率具有一定程度的降低,当 $U^* = 3\sim 6$ 时振动频率有所升高,当 $U^* > 6$ 时,振动频率无较大的变化,每条曲线终止点频率和固有频率几乎一致。

通过以上分析,随着风速的不断增大,模型的频率和阻尼比均有较为明显的变化。在 $\beta=0^\circ, 10^\circ$ 和 -10° 时无外部激励下发生气动失稳现象的试验模型的频率和阻尼比随着风速的增大都向着对结构气动稳定性较为不利的方向发展,系统整体的频率和阻尼比都在减小。在 $\beta=-30^\circ, 30^\circ$ 和 40° 时试验模型在均匀来风情况下未发生气动失稳现象,但受到外部激励的情况下却出现气动失稳现象,这三个倾角下虽然阻尼比随风速的增长有所降低,但在 $\beta=-30^\circ, 30^\circ$ 时频率下降速度较为缓慢,在 $\beta=40^\circ$ 时在外部激励下发生气动失稳时刻的频率与初始频率相当,在 $\beta=-30^\circ, 30^\circ$ 和 40° 时在均匀流场中受到风的扰动很小,很难造成结构气动失稳。在 $\beta=-40^\circ$ 时试验模型随着风速的增大阻尼比降低速度逐渐减慢,其频率与 $\beta=40^\circ$ 时频率变化趋势相同,在均匀流场中受到风的激励和外部激励两种情景下均未发生气动失稳现象。如图13所示,在 $\beta=0^\circ, 10^\circ$ 和 -10° 时,无外部激励下发生气动失稳现象的试验模型的振动频率随风速的增大有着较为明显的降低,与涡激共振现象中的涡脱频率随风速的变化规则不同,该种振动体现的是系统振动特性的变化,而非强迫力频率,因此该振动不属于涡激共振的范畴。平单轴光伏支架的频率和阻尼比对风速的变化较为敏感,其扭转气动失稳表现出了明显的气动耦合效应,在临界风速附近阻尼比接近0值,系统进入到无衰减的等幅振荡^[20],符合自激振动发生的基本条件。

4 结 论

本文通过节段模型测振风洞试验研究了平单轴光伏支架大风条件下扭转气动失稳特性,并得到以下结论:

(1)大倾角的气动稳定性明显优于小倾角,平单轴光伏支架在 $-15^\circ\sim 20^\circ$ 倾角范围内发生气动失稳的可能性较大;在该范围内, 0° 倾角临界风速较高,且振幅随风速变化的速度较慢。建议平单轴光伏支架在大风天气下采用大倾角保护;如果不得不采用小倾角保护策略时,应将保护角度设为 0° 。

(2)不同倾角光伏支架的气动阻尼随着风速的增大整体上均呈现出不同程度的下降;在 $\beta=0^\circ, 10^\circ$ 和 -10° 时气动刚度随着风速的增大下降趋势明显,这可能是在均匀流场中 $\beta=0^\circ, 10^\circ$ 和 -10° 时能够在自激力作用下自主发生振动的主要原因;静止空气的气动阻尼和气动刚度也不可忽略。

(3)在均匀流场中,在 $\beta=-30^\circ, 30^\circ$ 和 40° 时试验模型虽然在外无外部激励的情况下并未出现大幅振动,但当对其施加外部激励时却出现了大幅振动,因此在结构抗风设计中,应充分考虑可能的外部激励对气动失稳的影响。

(4)平单轴光伏支架的扭转气动失稳表现出明显的气动耦合效应,自激力十分显著。扭转刚度的增大在某些倾角下可以有效地限制振幅的发展,同时可以提高结构在各倾角下的临界风速。

参考文献:

- [1] 王骑,李郁林,李志国,等.不同风攻角下薄平板的颤振导数[J].工程力学,2018,35(10):10-16.
Wang Qi, Li Yulin, Li Zhiguo, et al. Flutter derivatives of a thin plate model under different attack angles[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(10): 10-16.
- [2] 刘祖军,杨詠昕,葛耀君.平板耦合颤振过程中气动能量转换特性[J].振动与冲击,2013,32(10):55-61.
Liu Zujun, Yang Yongxin, Ge Yaojun. Aerodynamic energy transfer characteristics in coupled flutter of plate[J]. Journal of Vibration and Shock, 2013, 32(10): 55-61.
- [3] 应旭永,张哲.无风环境下振动薄平板断面的非线性气动效应研究[J].振动与冲击,2020,39(8):239-244.
Ying Xuyong, Zhang Zhe. A study on nonlinear aerodynamic effect of a vibrating thin plate section in windless condition[J]. Journal of Vibration and Shock, 2020, 39(8): 239-244.
- [4] 吕坤,张荻,谢永慧.不同来流下薄平板流固耦合特性分析[J].中国电机工程学报,2011,31(26):76-82.
Lü Kun, Zhang Di, Xie Yonghui. Fluid-structure interaction for thin plate with different flow parameters[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(26): 76-82.
- [5] Gao G Z, Zhu L D. Nonlinearity of mechanical damping and stiffness of a spring-suspended sectional model system for wind tunnel tests[J]. Journal of Sound and Vibration, 2015, 355: 369-391.
- [6] Gao G Z, Zhu L D, Han W S, et al. Nonlinear post-flutter behavior and self-excited force model of a twin-side-girder bridge deck[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2018, 177: 227-241.
- [7] Cao F C, Ge Y J. Air-induced nonlinear damping and added mass of vertically vibrating bridge deck section models under zero wind speed[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2017, 169: 217-231.
- [8] Taylor Z J, Browne M T L. Hybrid pressure integration and buffeting analysis for multi-row wind loading in an array of single-axis trackers[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2020, 197: 104056.
- [9] Young E, He X, King R, et al. A fluid-structure inter-

- action solver for investigating torsional galloping in solar-tracking photovoltaic panel arrays[J]. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, 2020, 12: 063503.
- [10] Martínez-García E, Blanco-Marigorta E, Parrondo-Gayo J, et al. Influence of inertia and aspect ratio on the torsional galloping of single-axis solar trackers[J]. *Engineering Structures*, 2021, 243:112682.
- [11] Martínez-García E, Blanco-Marigorta E, Parrondo-Gayo J, et al. Experimental determination of the resistance of a single-axis solar tracker to torsional galloping[J]. *Structural Engineering and Mechanics*, 2021, 78(5): 519-528.
- [12] He X H, Ding H, Jing H Q, et al. Wind-induced vibration and its suppression of photovoltaic modules supported by suspension cables[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2020, 206:104275.
- [13] He X H, Ding H, Jing H Q, et al. Mechanical characteristics of a new type of cable-supported photovoltaic module system[J]. *Solar Energy*, 2021, 226:408-420.
- [14] Tamura Y, Kim Y C, Yoshida A, et al. Wind-induced vibration experiment on solar wing[J]. *MATEC Web of Conferences*, 2015, 24:04006.
- [15] 杜航, 徐海巍, 张跃龙, 等. 大跨柔性光伏支架结构风压特性及风振响应[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2022, 54(10): 67-74.
- Du Hang, Xu Haiwei, Zhang Yuelong, et al. Wind pressure characteristics and wind vibration response of long-span flexible photovoltaic support structure[J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2022, 54(10): 67-74.
- [16] Gong B, Li Z N, Wang Z F, et al. Wind-induced dynamic response of Heliostat[J]. *Renewable Energy*, 2012, 38(1):206-213.
- [17] 王莺歌, 李正农, 宫博, 等. 定日镜结构风振响应的时域分析[J]. *振动工程学报*, 2008, 21(5): 458-464.
- Wang Yingge, Li Zhengnong, Gong Bo, et al. Time-domain analysis on wind-induced dynamic response of heliostat[J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2008, 21(5): 458-464.
- [18] 杨阳, 张亮亮, 吴波, 等. 宽体扁平钢箱梁气动力特性及涡振性能研究[J]. *桥梁建设*, 2016, 46(1): 70-75.
- Yang Yang, Zhang Liangliang, Wu Bo, et al. Study of aerodynamic characteristics and vortex-induced vibration performance of wide flat steel box girder[J]. *Bridge Construction*, 2016, 46(1): 70-75.
- [19] 罗钧, 刘纲, 黄宗明. 基于随机减量法的非平稳激励下模态参数识别[J]. *振动与冲击*, 2015, 34(21): 19-24.
- Luo Jun, Liu Gang, Huang Zongming. Modal parameter identification under non-stationary excitation based on random decrement method[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2015, 34(21): 19-24.
- [20] 陈政清. *桥梁风工程*[M]. 北京: 人民交通出版社, 2005.

Experimental investigation on the torsional aerodynamic instability characteristics of single-axis PV trackers in smooth flow

MA Wen-yong^{1,2,3}, KANG Xiao-han³, ZHANG Xiao-bin³, CHEN Wei⁴, TAN Qiang⁵

(1.State Key Laboratory of Mechanical Behavior and System Safety of Traffic Engineering Structures, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang 050043, China; 2.Key Laboratory of Road and Railway Engineering Safety, Ministry of Education, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang 050043, China; 3.School of Civil Engineering, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang 050043, China; 4.School of Mechanical Engineering, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang 050043, China; 5.Jiangsu Guoqiang Singsun Energy Co., Ltd., Changzhou 213363, China)

Abstract: The power generation of single-axis PV trackers system is significantly higher than that of the fixed photovoltaic system, making them widely used in recent years. The single-axis PV tracker is prone to torsional aerodynamic instability in the strong wind condition due to its low torsional stiffness, resulting in structural damage. In order to understand the occurrence conditions and mechanism of this vibration further, the present study investigates the influence of structural natural frequency, tilt angle, damping ratio and other parameters on torsional aerodynamic instability through wind tunnel tests with elastic support. The variations of aerodynamic damping and aerodynamic stiffness with wind speed and tilt angle are focused. The result shows torsional aerodynamic instability of single-axis PV trackers shows strong aerodynamic coupling effect. The aerodynamic damping and aerodynamic stiffness are significant parameters that can influence aerodynamic instability, which are sensitive to wind speed and tilt angle with self-excited vibration characteristics. The increase in torsional stiffness can effectively limit the amplitude at certain tilt angles and improve the critical wind speed of the structure at various tilt angles. The unstable tilt angle is approximately located in the range of $-15^{\circ}\sim 20^{\circ}$. It is suggested that a large tilt angle can be used to avoid aerodynamic instability in strong wind. When a small tilt angle is inevitable, higher critical wind speed corresponds to a 0° tilt angle.

Key words: aerodynamic instability; single-axis PV trackers; wind tunnel tests; critical wind speed; aerodynamic damping

作者简介: 马文勇(1981—),男,博士,教授。电话:(0311)87939488; E-mail:ma@stdu.edu.cn。