

DOI:10.11918/202411091

考虑镜群遮挡效应的定日镜抗风可靠度评估方法

钟杰^{1,2}, 王久泉^{1,2}, 戴靠山^{1,2}, 杨子航^{1,2}, 刘仰昭^{1,2}

(1. 四川大学 建筑与环境学院, 成都 610065; 2. 深地科学与工程教育部重点实验室(四川大学), 成都 610065)

摘要: 定日镜作为塔式光热电站中的核心聚光元件, 其抗风可靠性的准确评估对保障电站的正常、高效运行至关重要。为此, 建立了考虑镜群遮挡效应的定日镜抗风可靠度评估方法。首先, 开展定日镜镜场风洞测压试验, 获得各定日镜风载体型系数, 并以其空间变化衡量镜群遮挡效应; 随后, 结合随机风场模拟、有限元仿真和概率密度演化理论等, 以定日镜镜面应力、变形及斜率误差等为响应指标, 建立了考虑镜群遮挡效应的定日镜抗风可靠度评估方法; 最后, 以镜场中一组小型定日镜为例, 考察了镜群遮挡效应、镜面俯仰角及风向角等参数对其抗风可靠度的影响。结果表明: 镜场外侧定日镜的可靠度显著低于镜场内侧定日镜, 且该组定日镜正面迎风时的可靠度高于背面迎风时的可靠度; 对于镜场外侧的定日镜, 其抗风可靠度随风向角和俯仰角的变化表现出明显的变化趋势, 而内侧定日镜抗风可靠度随风向角和俯仰角的变化较小。

关键词: 定日镜; 风洞试验; 可靠度; 概率密度演化; 遮挡效应

中图分类号: TM615

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2025)10-0082-11

Reliability evaluation method for wind-resistance of heliostats considering shielding effects of heliostat field

ZHONG Jie^{1,2}, WANG Jiuquan^{1,2}, DAI Kaoshan^{1,2}, YANG Zihang^{1,2}, LIU Yangzhao^{1,2}

(1. School of Architecture and Environment, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

2. Key Laboratory of Deep Earth Science and Engineering(Sichuan University), Ministry of Education, Chengdu 610065, China)

Abstract: Heliostats, as the core solar energy concentrating elements in tower solar thermal power plants, require accurate evaluation of the wind-resistance reliability to ensure safe and efficient operation of the power plants. To address this, a wind-resistance reliability evaluation method for heliostats considering the shielding effect of heliostat field is proposed. Firstly, wind tunnel pressure measurement tests were conducted on a heliostat field to obtain wind shape coefficients of the mirrors, and measure the shielding effects of the heliostat field based on its spatial variations. Subsequently, by combining random wind field simulation, finite element simulation, and probability density evolution theory, a wind-resistance reliability evaluation method for heliostats considering the shielding effects of heliostat field was established, with the mirror stress, deformation, and surface slope error as response indicators. Finally, taking a group of small heliostats in the heliostat field as an example, the influence of the shielding effects of the heliostat field, mirror pitch angle, wind direction angle and other parameters on its wind-resistance reliability was investigated. The results shows that the reliability of the heliostats on the outer side mirror of the heliostat field was significantly lower than that on the inner side. The reliability of the outer side was higher than when facing the wind compared to when facing away from it. In addition, for the heliostats on the outer side of the heliostat field, their reliability shows significant variations with changes in wind direction and pitch angle, whereas the reliability of the inner heliostats showed minimal variation with these parameters.

Keywords: heliostats; wind tunnel testing; reliability; probability density evolution; shielding effect

近年来,塔式光热发电技术因具备储能功能而受到关注。定日镜作为塔式光热发电站的核心聚光元件,其建造和运维费用高达总投资的30%~40%^[1-2]。值得注意的是,定日镜服役期间的聚光效率和安全性会受到风荷载的显著影响^[3],并且由

于存在镜场遮挡效应,镜场中不同区域的定日镜受风荷载影响的大小不同。因此,准确评估镜群中定日镜遮挡效应,并在此基础上开展定日镜抗风可靠度研究,可为定日镜的抗风设计和“降本增效”提供技术依据。

收稿日期: 2024-11-30; 录用日期: 2025-01-21; 网络首发日期: 2025-03-24

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250324.1625.004>

基金项目: 国家自然科学基金(52008274)

作者简介: 钟杰(1987—),男,副研究员

通信作者: 钟杰, zhjehit@163.com

研究人员围绕定日镜已开展较多的研究。如在定日镜风压分布和风致振动研究方面,Gong 等^[4]通过 1:10 缩尺比的风洞试验,针对 108 m² 的大型定日镜计算了风振系数,并建议其偏于安全的停放角度为 0° 俯仰角;卢春玲等^[5]则采用 RANS、LES 和 DES 3 种模型对定日镜风效应进行了数值模拟。在定日镜镜场方面,Jafari 等^[6]探究了定日镜串联布置时的表面风压分布特征,指出依据风荷载优化布局有助于降低成本;姜安民等^[7]分析了镜面面积为 40.35 m² 的中型定日镜的镜群风力系数变化规律。在镜群遮挡效应研究方面,王莺歌等^[8]利用 CFD 技术,研究了前后径向布置和辐射状布置时定日镜的干扰因子和流场特性;Kashif 等^[9]研究了定日镜之间的遮挡和狭缝效应干扰影响,并判断了不同工况下的干扰影响程度。在面型精度研究方面, Ji 等^[10]建立了一种评估定日镜聚光效率损失的方法;Yan 等^[11]针对太阳能碟式聚光系统提出了一种载荷作用下的光-机集成建模方法,并针对镜面面积为 20 m² 的中型定日镜进行了分析^[12]。尽管上述研究已分别针对定日镜单体、镜场、遮挡效应和面型精度进行了探讨,但鲜有研究全面考虑工程实际中的遮挡效应、自然风随机特性以及聚光效率。

基于此,提出考虑遮挡效应的定日镜抗风可靠度评估方法,并以某镜场中的一组定日镜为例进行计算,考察俯仰角、风向角和设计风速对抗风可靠度的影响,从而为定日镜的抗风设计及抗风性能评估提供参考。

1 抗风可靠度计算方法

为准确评估定日镜在服役期间的抗风安全性,提出考虑镜场遮挡效应的定日镜抗风可靠度评估方法。该方法主要由考虑遮挡效应的风载体型系数计算、随机风场模拟、有限元仿真和基于概率密度演化的可靠度计算 4 部分组成。

1.1 考虑镜场遮挡效应的风载体型系数计算

塔式光热发电站中的定日镜镜场通常由数万面定日镜按一定的排列方式组成。在遭受风荷载作用时,由于镜场外围定日镜对镜场内部定日镜的遮挡,位于镜场外围的定日镜往往承受较镜场内部定日镜更大的风荷载。若在定日镜设计和校核中不考虑遮挡效应导致的风荷载差异,所有定日镜的设计风荷载相同,必将导致材料浪费和成本增加或定日镜破

坏等后果。从经济性和安全性的角度出发,在定日镜的抗风设计和可靠性评估中,应充分考虑遮挡效应。

类似光伏板,定日镜的遮挡效应可由镜群中定日镜风载体型系数的变化体现,同一镜场中被遮挡定日镜的体型系数较未被遮挡定日镜的体型系数更低。确定定日镜所承受风荷载大小时,应根据定日镜在镜场中不同位置和不同姿态下真实可靠的体型系数进行计算,而不同位置定日镜各姿态下的体型系数应由镜场风洞刚性测压试验得到,试验中关注结构的气动外形。风洞试验中获得的风压时程数据应按式(1)处理为无量纲的净风压系数 $C_{pi}(t)$:

$$C_{pi}(t) = \frac{p_i^f(t) - p_i^b(t)}{0.5\rho V^2} \quad (1)$$

式中: $C_{pi}(t)$ 为 t 时刻测压点 i 对应的净风压系数, $p_i^f(t)$ 和 $p_i^b(t)$ 分别为 t 时刻测压点 i 对应的前表面和后表面的风压值, ρ 为空气密度, V 为试验风速。将测压点所有时刻的净风压系数 $C_{pi}(t)$ 平均后即可得到该测压点平均净风压系数 \bar{C}_{pi} 。

依据 GB 50009—2012《建筑结构荷载规范》,体型系数应通过镜面板各测压点的平均净风压系数 \bar{C}_{pi} 加权平均获得,即

$$\mu_s = \frac{\sum_{i=1}^n \bar{C}_{pi} \cdot A_i}{A} \quad (2)$$

式中: μ_s 为体型系数, n 为测压点数目, A 为镜面的总面积, A_i 为测压点 i 所分担的镜面面积, \bar{C}_{pi} 为测压点 i 的平均净风压系数。

1.2 随机风场模拟

定日镜所遭受的自然风具有极强的随机性,在保持随机风场模拟、风洞试验和实际场地三者的大气边界层参数一致的前提下,通过随机风场数值模拟生成脉动风的代表性样本集合。

基于谐波叠加法的随机风场模拟是典型的高维随机问题。为减少样本数量,提升计算效率,采用谱表示-降维的模拟方法^[13]生成随机风场中的代表性样本集合。风场中第 i 点的脉动风速时程可通过下式计算得到:

$$f_i(t) \approx 2 \sum_{k=1}^i \sum_{m=1}^N \sqrt{\Delta\omega H_{ik}(\omega_{km})} \cdot (R_{km} \cos \omega_{km} t - I_{km} \sin \omega_{km} t), i = 1, 2, \dots, n \quad (3)$$

式中: n 为风场离散点数, 应与风洞试验中测压点的数目一致; N 为频率截断项数; $\Delta\omega$ 为频率间隔; $H_{ik}(\omega_{km})$ 为对功率谱密度矩阵进行 Cholesky 分解后的下三角矩阵 $\mathbf{H}(\omega)$ 中的元素; R_{km} 、 I_{km} 均为零均值的实正交随机变量集; ω_{km} 为双索引频率, 表达式为

$$\omega_{km} = \left(m - 1 + \frac{k}{n}\right)\Delta\omega, \quad k = 1, 2, \dots, n; m = 1, 2, \dots, N \quad (4)$$

正交随机变量集 R_{km} 和 I_{km} 定义为相互独立且给定概率分布的二维基本随机变量 $\{\Theta_1, \Theta_2\}$ 的正交随机函数形式, 采用式(5)的正交函数形式:

$$\begin{aligned} R_{km} &= \cos(r \times \Theta_1 + s \times \Theta_2 + \alpha) \\ I_{km} &= \sin(r \times \Theta_1 + s \times \Theta_2 + \alpha) \\ r &= 1, 2, \dots, m; s = 1, 2, \dots, N \end{aligned} \quad (5)$$

式中: α 为 $(0, 2\pi]$ 上的确定性值, 取 $\pi/4$, 指针 (r, s) 与 (k, m) 通过特殊映射关系一一对应。

基本随机变量 $\{\Theta_1, \Theta_2\}$ 可利用数论的方法进行选点, 选取的基本随机变量的集合服从 $(0, 1]$ 上的均匀分布, 利用线性变换将代表性点集变换到 $(0, 2\pi]$ 上。

1.3 有限元仿真

依据原型结构建立定日镜各姿态的精细化有限元模型, 在有限元模拟过程中, 将定日镜驱动机构等效为实体结构, 且不考虑土体对上部结构的作用。有限元模型上随机风荷载作用点的位置应根据风洞试验中缩尺模型的测压点位置等比例放大获得, 各作用点的随机风荷载由下式求得:

$$F_i(t) = 0.5\rho\mu_{si}A_i[U_z + f_i(t)]^2 \quad (6)$$

式中: $F_i(t)$ 为镜面上第 i 点对应的随机风荷载; ρ 为空气密度, 应采用光热电站所在地的数据进行计算; μ_{si} 为第 i 点所对应的风载体型系数, 由风洞试验获得; A_i 为第 i 点对应的面积; U_z 为平均风速; $f_i(t)$ 为前文生成的随机风场中第 i 个风场离散点的脉动风速时程。

完成动力计算后, 提取可靠度计算所需物理指标的响应信息。针对定日镜结构, 保护姿态下以镜面的应力和位移为指标进行可靠度评估; 工作姿态下以镜面的斜率误差 $\Psi^{[14]}$ 为指标进行可靠度评估。

1.4 概率密度演化

基于概率密度演化理论(PDEM)的可靠度计算

方法可显著改善矩方法计算精度不够的问题和弥补蒙特卡洛法(MCS)计算效率较低的缺点^[15], 该方法计算时假定整个系统中的随机信息均来源于风荷载, 不计入材料等因素的随机性, 整个系统视为概率保守系统。式(7)为广义的概率密度演化方程^[16]:

$$\frac{\partial p_{z,\theta}(z, \theta, t)}{\partial t} + h(\theta, t) \frac{\partial p_{z,\theta}(z, \theta, t)}{\partial z} = 0 \quad (7)$$

式中: $p_{z,\theta}(z, \theta, t)$ 为随机过程 $Z(\Theta, t)$ 的联合概率密度函数; $h(\theta, t)$ 为 $Z(\Theta, t)$ 的速度过程。利用数值方法求解上式即可得到响应量 Z 的概率密度函数:

$$p_Z(z, t) = \int_{\Omega} p_{z,\theta}(z, \theta, t) d\theta \quad (8)$$

式中 Ω 为基本随机变量 Θ 的分布区间。

可靠度计算时, 需先确定结构对应的失效模式, 针对定日镜结构, 提出以下 3 个失效模式。首先, 从强度方面考虑, 确定结构的一个失效模式为保护姿态下的镜面应力超限并构造失效函数 Z_1 :

$$Z_1 = f_s - f_{\max} \quad (9)$$

式中 f_s 和 f_{\max} 为镜面的强度设计值和最大应力。

其次, 从刚度方面考虑, 确定结构的两个失效模式分别为保护姿态下镜面的位移超限和工作姿态下镜面的斜率误差超限, 并构造其失效函数分别为 Z_2 和 Z_3 :

$$Z_2 = D_s - D_{\max} \quad (10)$$

$$Z_3 = \Psi_s - \Psi_{\max} \quad (11)$$

式中: D_s 和 D_{\max} 分别为位移阈值和最大值, Ψ_s 和 Ψ_{\max} 分别为斜率误差的阈值和最大值。当上述 Z_1 、 Z_2 和 Z_3 大于零时, 认为其可靠性满足要求。

最后, 基于首次超越失效准则, 结合概率密度演化理论与等价极值事件^[17], 假定一个随机过程计算可靠度:

$$R_i(\varphi_b) = \Pr\{Z_i > 0\} = \int_0^{\varphi_b} p_{\varphi_{i,\max}}(\varphi) d\varphi \quad (12)$$

式中: $R_i(\varphi_b)$ 为以 φ_b 为指标的可靠度, φ_b 分别为应力 f 、位移 D 和斜率误差 Ψ ; $p_{\varphi_{i,\max}}(\varphi)$ 为等价极值 $\varphi_{i,\max}$ 的概率密度函数 PDF, 可由概率密度演化方程求得。图 1 为考虑镜场遮挡效应的定日镜抗风可靠度评估方法的计算流程。

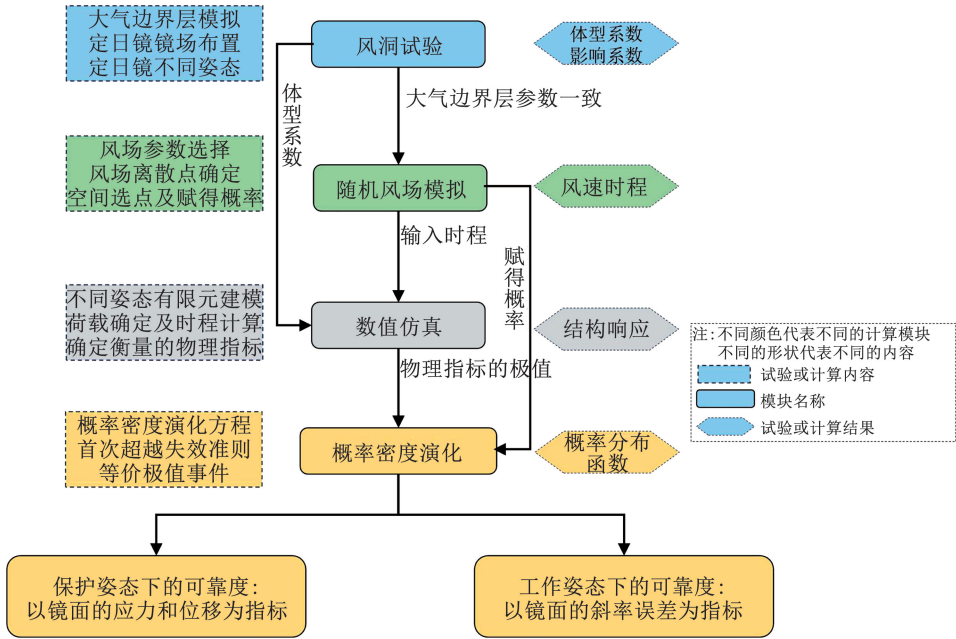


图 1 定日镜考虑遮挡效应的抗风可靠度评估方法

Fig. 1 Wind-resistance reliability evaluation method for heliostats considering shielding effects

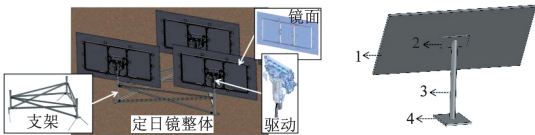
2 定日镜抗风可靠度评估算例

利用前文建立的方法,以某小型定日镜(镜面面积为 2.17 m^2)为例,开展考虑遮挡效应的定日镜抗风可靠度计算。

2.1 镜场风洞测压试验

2.1.1 试验概况

图 2(a)给出了镜场风洞试验的定日镜原型结构,其镜面长度和宽度分别为 2.04 m 和 1.07 m ,面积为 2.17 m^2 ,转动中心高度为 1.02 m 。图 2(b)为按 1:12 缩尺比设计的刚性测压试验模型,模型中镜面板由 ABS 材料加工而成,结构具有足够的强度和刚度,不会在试验风速下发生明显的变形和振动。模型镜面的长度和宽度分别为 17 cm 和 8.9 cm ,角度调节器高度为 8.5 cm 。



注:1—镜面板;2—角度调节器;3—立柱;4—底座。

(a) 定日镜原型结构 (b) 定日镜试验模型

图 2 定日镜原型和模型示意

Fig. 2 Prototype and model schematic of heliostat

试验在西南交通大学 XNJD-1 闭口单回流风洞中的低速试验段开展,镜场为 8×8 的刚性模型阵列,镜场中设置 36 个试验模型和 28 个辅助模型。试验模型镜面板上布置测压点,辅助模型不设测压点,仅组成镜场以模拟定日镜之间的遮挡效应。

图 3 为镜面板测压点布置示意。图 4 为镜场在风洞中的布置图,试验中采用风速测量仪 Cobra 探头(采样频率为 256 Hz 、采样时间为 30 s)测量试验时各个高度位置的风速时程。

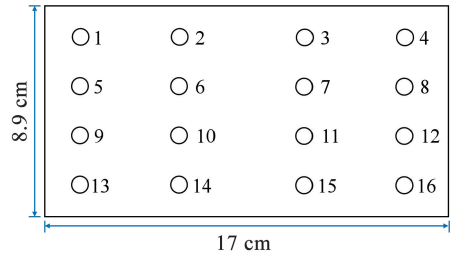


图 3 镜面板测压点布置

Fig. 3 Layout of pressure measuring points on mirror panel

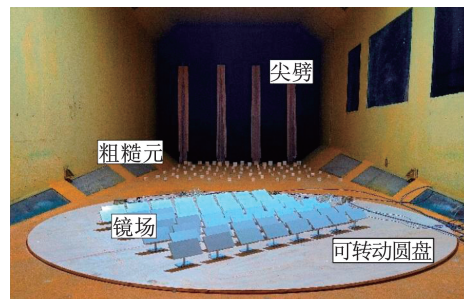


图 4 镜场风洞试验布置

Fig. 4 Layout of heliostat field for wind tunnel tests

试验中使用格栅、尖劈和粗糙元装置模拟了 GB 50009—2012《建筑结构荷载规范》中 A 类地貌的大气边界层,风速剖面的指数为 0.12 ,模型高度处的湍流度为 13% 。试验测得的平均风速和湍流强度如图 5 所示。

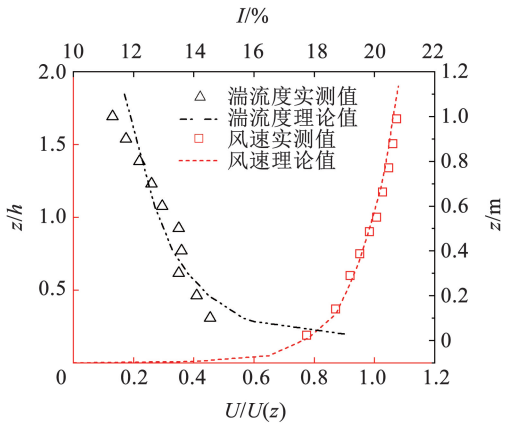
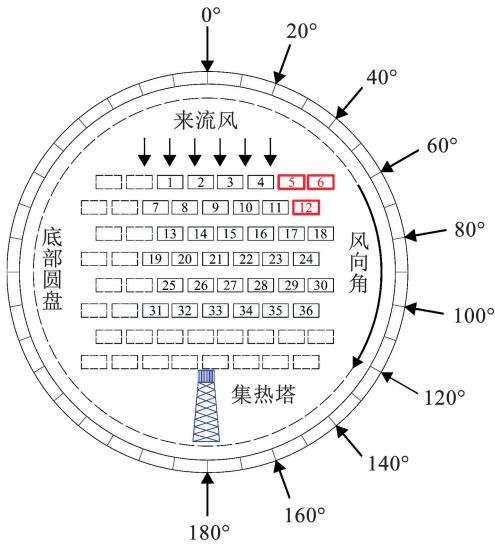


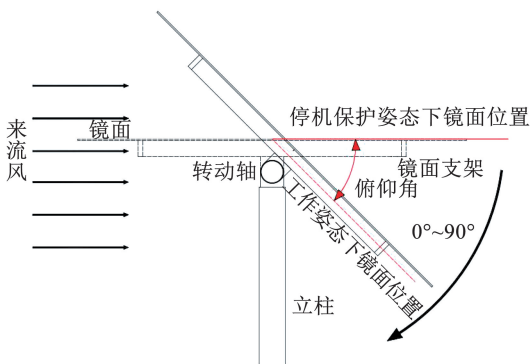
图 5 风剖面 and 湍流度剖面

Fig. 5 Wind profile and turbulence intensity profile

试验过程中,通过转动镜场底部圆盘改变风向角,调整镜面板倾角改变俯仰角。风向角在 $0^\circ \sim 180^\circ$ 每 20° 转动一次,俯仰角在 $0^\circ \sim 90^\circ$ 每 20° 转动一次,采用正交设计共计 50 组试验工况。图 6 为风向角和俯仰角示意,在图中一并给出试验模型序号。试验工况编号以“俯仰角-风向角”表示,如“20-140”表示俯仰角为 20° ,风向角为 140° 。



(a) 镜场风向角示意



(b) 定日镜俯仰角示意

图 6 试验角度示意

Fig. 6 Experimental angle diagram

2.1.2 试验结果

光热支撑结构的工程设计和结构校核中,常将动力作用等效为静力作用进行分析计算^[18],此时定日镜体型系数的取值就尤为重要。由于该定日镜镜面面积为 2.17 m^2 ,属于小面积定日镜,计算风载体型系数时可将每个子镜面考虑为一个独立的整体。据式(1)和式(2)对镜场中的每个定日镜进行计算,获得各定日镜考虑遮挡效应后的风载体型系数。

遭遇极端风速时定日镜处于停机保护姿态,镜面易发生撕裂破坏,需进行承载能力极限状态设计。图 7 为 0-0 工况下镜场中各定日镜的体型系数。可以看出,该姿态下各定日镜的体型系数接近,迎风面极小,镜面主要承受风吸作用。试验获得的体型系数最大值为 0.04,最小值为 -0.20 ,计算时建议选取风吸最不利值,即 -0.20 。

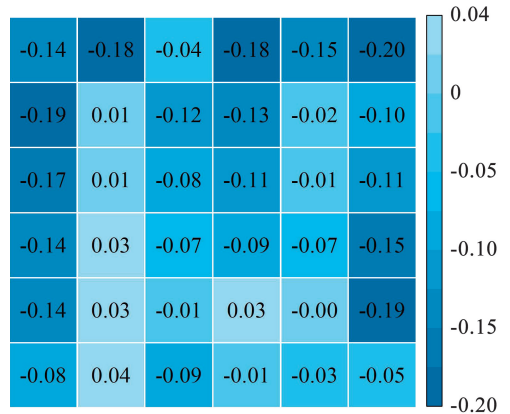
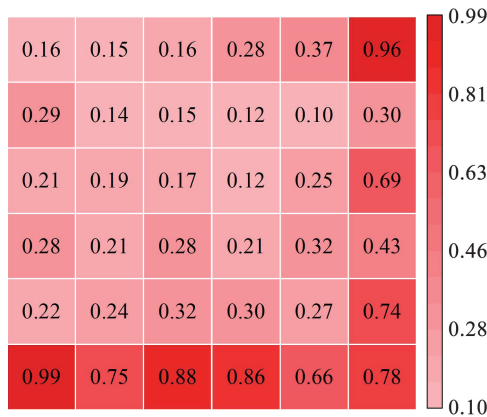


图 7 0-0 工况下风载体型系数

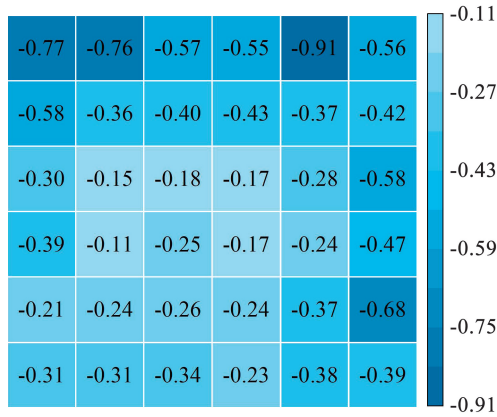
Fig. 7 Wind load shape coefficients under 0-0 working conditions

当风速较低时定日镜正常聚光处于工作姿态,此时镜面若发生较大振动将导致光线偏移和光斑溢出,需进行正常使用极限状态设计。图 8 为试验中所有定日镜不同工作姿态下的体型系数极值,将镜场从外到内依次分为三环,最外环的 20 个定日镜划分为迎风区,中间环的 12 个定日镜为过渡区,最内环的 4 个定日镜为稳定区。不难看出不同区域的体型系数相差较大,为经济和安全地进行定日镜抗风计算,建议进行分区设计,迎风区的单体定日镜体型系数取 -0.90 和 1.0 ,过渡区的单体定日镜体型系数取 -0.40 和 0.35 ,稳定区的单体定日镜体型系数取 -0.25 和 0.30 。

基于上述结果可以看出,试验中位于镜场外侧(远离吸热塔)角点处的一组定日镜“5-6-12”(图 6(a)中红色部分)体型系数整体的正值和负值较其他组定日镜均较大,故选取该组定日镜为分析对象,开展后续的抗风可靠度计算。



(a) 体型系数极大值



(b) 体型系数极小值

图 8 体型系数的极值

2.2 计算工况

以“5-6-12”定日镜考虑遮挡效应后的风载体型系数为指标,确定各子镜对应的最不利工况:各子镜体型系数最小值为该子镜的背风向最不利工况,体型系数最大值为该子镜的正风向最不利工况。

根据风洞试验结果,5号镜最不利工况编号为80-0和80-140,体型系数分别为-0.91和0.37;6号镜最不利工况编号为60-0和80-140,体型系数分别为-0.56和0.96;12号镜最不利工况编号为40-20和60-120,体型系数分别为-0.41和0.29。此外,选取多组对比工况以考察风速、俯仰角和风向角对抗风可靠度的影响。表1为计算分析中所涉及工况的具体信息。

2.3 风速时程参数

随机风场的功率谱和相干函数与风洞试验相同,为Karman谱和Davenport相干函数:

$$S_u(\omega) = \frac{4x\sigma_u^2}{n(1+70.8x^2)^{5/6}} \quad (13)$$

$$Coh_{ij}(\omega) = \exp\left[-\frac{\omega \sqrt{C_x^2(x_i-x_j)^2 + C_z^2(z_i-z_j)^2}}{\pi(\bar{v}_{z_i} + \bar{v}_{z_j})}\right] \quad (14)$$

式中: σ_u^2 为顺风向的脉动风速方差; n 为频率; $x = nL_u^x/U(z)$, L_u^x 为纵向湍流积分尺度,取 $100\sqrt{z/30}$; (x_i, z_i) 、 (x_j, z_j) 分别为第*i*和第*j*个离散点的坐标; \bar{v}_{z_i} 、 \bar{v}_{z_j} 分别为第*i*和第*j*个离散点的平均风速,m/s; C_x 、 C_z 分别为*x*方向和*z*方向的衰减系数,分别取16和10。

Fig. 8 Extreme values of wind load shape coefficients

表 1 所选取工况的信息

Tab. 1 Information on the selected working conditions

序号	工况编号	运行状态(计算指标)	计算风速/(m·s ⁻¹)	组别
1	80-0	正常使用(斜率误差)	18.8	5号镜背风向最不利
2	80-140		18.8	5号镜、6号镜正风向最不利
3	60-0		18.8	6号镜背风向最不利
4	40-20		18.8	12号镜背风向最不利
5	60-120		18.8	12号镜正风向最不利
6	0-0	停机保护(位移、应力)	49.2	生存风速
7	80-180	正常使用(斜率误差)	13.8	风速对比组
8	80-180		18.8	风速对比组
9	80-180		24.4	风速对比组
10	20-0		18.8	俯仰角对比组
11	40-0		18.8	俯仰角对比组
12	60-0		18.8	俯仰角对比组
13	80-0		18.8	俯仰角对比组
14	80-0		18.8	风向角对比组
15	80-40		18.8	风向角对比组
16	80-80		18.8	风向角对比组
17	80-140		18.8	风向角对比组
18	80-180		18.8	风向角对比组

表 2 为随机风场模拟时的相关参数取值。其中,大气边界参数与风洞试验一致;风场离散点的数量和位置参照试验中的测压点布置;样本数量与赋

得概率可根据数论的方法和计算资源选取,本文分别取 144 和 1/144。

表 2 风场模拟参数取值

Tab. 2 Values of wind field simulation parameters

截止频率 $\omega/$ ($\text{rad}\cdot\text{s}^{-1}$)	频率截断 项数 N	时间步长 $\Delta t/\text{s}$	持时 T/s	相干函数	地貌 类型	风剖面 指数 α	10 m 高度基本风 速 $v/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	样本 数量	赋得 概率	风场离 散点数
2π	600	0.5	600	Davenport	A	0.12	13.8、18.8、24.4、49.2	144	1/144	48

图 9 为风洞试验实测的功率谱密度、标准 Karman 功率谱密度和谱表示-降维模拟法生成的 144 条代表性风速时程的平均功率谱密度的对比结果。可以看出,风洞模拟的功率谱与 Karman 谱较为接近,说明风洞试验较好地模拟了大气边界层,而谱表示-降维模拟的集平均谱与 Karman 谱高度重合,说明随机风场的模拟效果很好,且与风洞试验接近,可用于后续的计算。

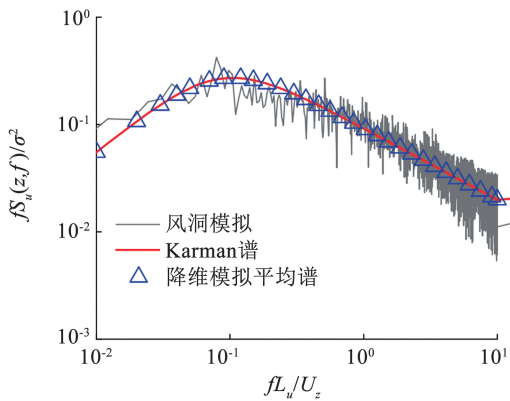


图 9 功率谱密度对比

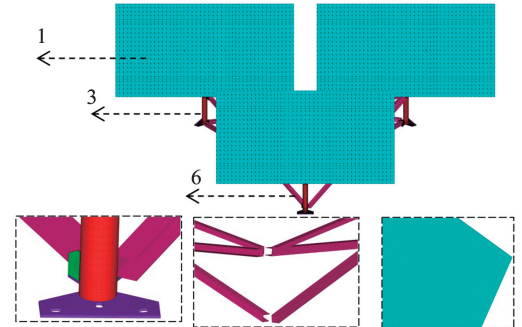
Fig. 9 Comparisons of power spectral density

2.4 小型定日镜结构有限元模型

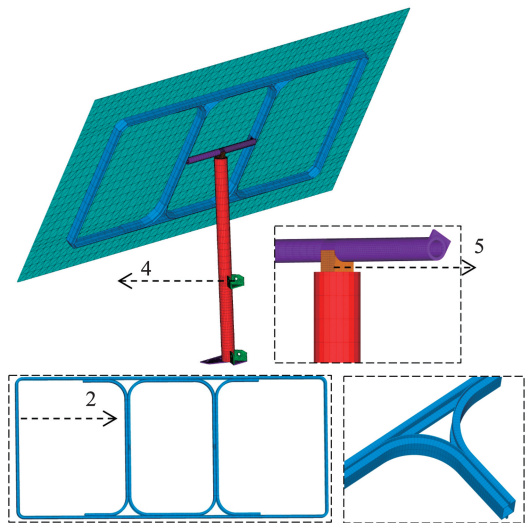
图 10 为利用有限元软件 ANSYS 建立的“5-6-12”定日镜精细化有限元模型。其中,镜面、立柱以及连接件采用壳单元 SHELL181 模拟,型钢构件和支架采用梁单元 BEAM189 模拟,驱动机构采用实体单元 SOLID185 等效。材料参数取值如下:钢材采用 Q235 钢,弹性模量为 200 GPa,密度为 7 850 kg/m^3 ,泊松比为 0.3;镜面为超白玻璃,弹性模量为 70 GPa,密度为 2 500 kg/m^3 ,泊松比为 0.23。

2.5 阈值设置

保护姿态下镜面应力以不超过镜面板的容许应力为限,阈值为 45 MPa;保护姿态下镜面的位移以镜面板不发生撕裂破坏为限,阈值为 25 mm^[19];工作姿态下斜率误差以镜面偏转后光线不从吸热器上脱落为限,该定日镜镜场的最大镜塔距离为 1 740.98 m,塔高为 180 m,吸热器高为 40 m,总高为 220 m,经计算后得到的斜率误差阈值为 15×10^{-3} rad。



(a) 整体视图



(b) 单体有限元模型

注:1—镜面;2—支架;3—立柱;4—连接件;5—驱动机构;6—型钢构件。

图 10 定日镜结构有限元模型

Fig. 10 Finite element model of heliostat structure

3 小型定日镜计算结果

3.1 以应力和位移为指标的抗风可靠度评估

图 11 为 0-0 工况下风速为 49.2 m/s 时 3 个镜面的应力极值和位移极值的概率分布函数。可以看出,镜面的应力极值和位移极值均未超出对应阈值 45 MPa 和 25 mm,即其抗风可靠度为 1.000,表明在 49.2 m/s 的极端风速下该小型定日镜不会发生结构破坏。

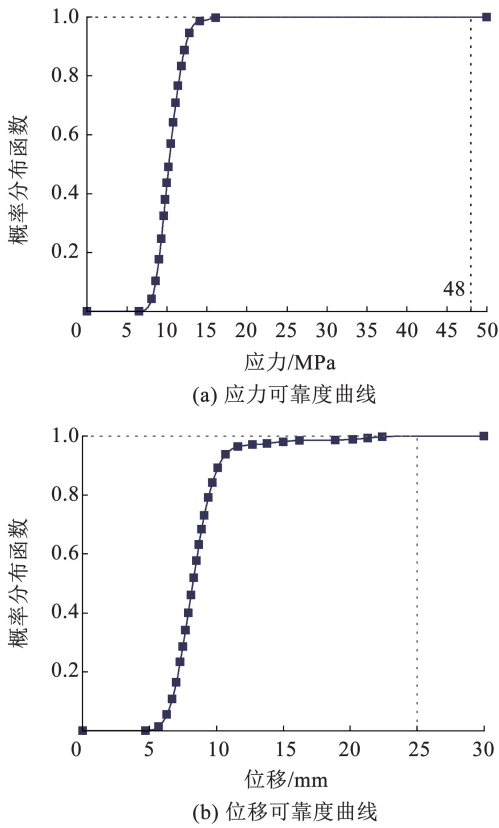


图 11 0-0 工况下镜面的可靠度

Fig. 11 Reliabilities of mirror surface under 0-0 working conditions

3.2 以斜率误差为指标的抗风可靠度评估

图 12 给出了表 1 中各子镜最不利工况下该组定日镜中 3 个子镜的斜率误差 Ψ 的概率分布函数曲线以及 80-180 工况下风速分别为 13.8、18.8、24.4 m/s 时各子镜 Ψ 的概率分布函数曲线。

首先,如图 12(a)和图 12(b)所示,在 5 号镜背风向最不利工况下,5 号、6 号和 12 号镜的抗风可靠度依次为 0.952、0.823 和 1.000;6 号镜背风最不利工况下,5 号、6 号和 12 号镜的抗风可靠度依次为 0.996、0.998 和 1.000;图 12(c)、(d)和图 12(e)则表明 12 号镜背风最不利以及 3 个定日镜正风最不利的所有工况中,3 个子镜的抗风可靠度均为 1.000。

其次,由图 12(d)和图 12(e)可以看出,定日镜结构背面迎风时的抗风可靠度低于定日镜结构正面迎风时的可靠度。上述现象主要与本文的镜场布置方式(见图 5)相关:计算选取的定日镜远离吸热塔且位于镜场外侧,正面迎风时,来流风从吸热塔方向吹向定日镜,前排的诸多定日镜会造成显著的遮挡效应;而背面迎风时,来流风从镜场外侧吹向吸热塔,所选取的定日镜无其他定日镜遮挡,承受较大的风荷载,抗风可靠度降低。塔式光热电站中常见的镜场布置方式分为环形布置和辐射形布置,位于镜场外围的定日镜背面迎风可靠度均低于正面迎风可靠度。

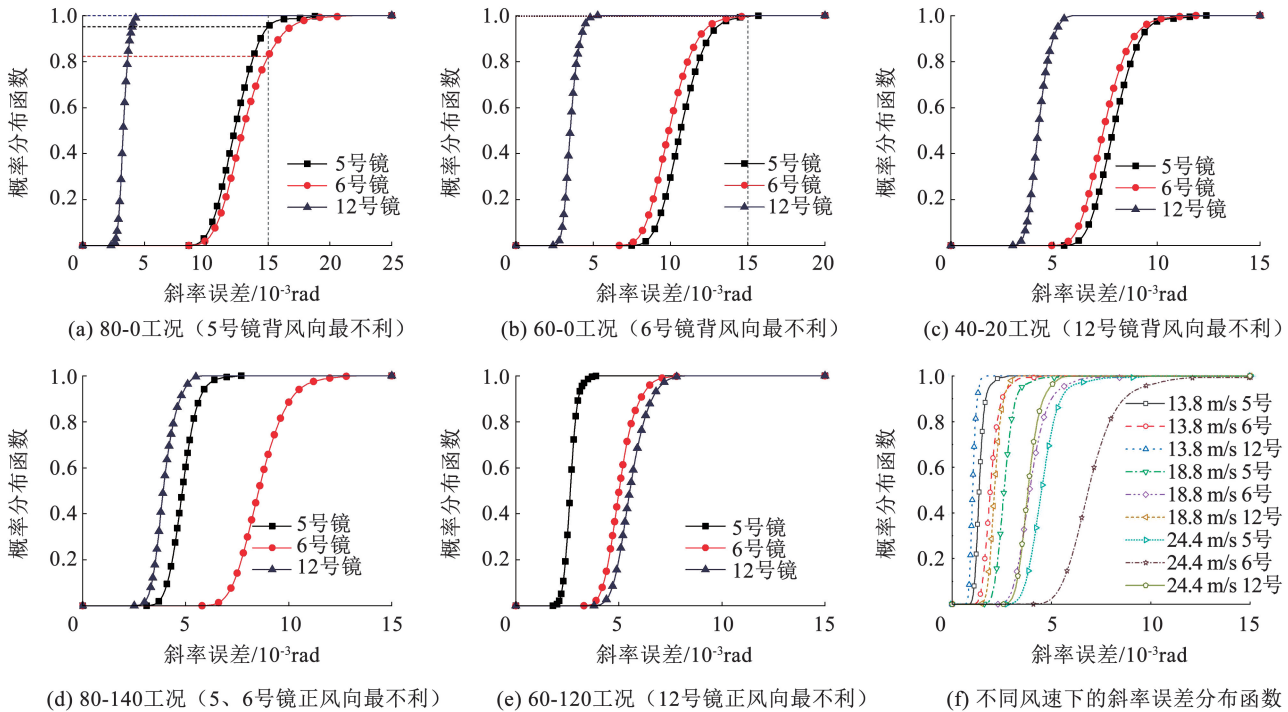


图 12 最不利工况下斜率误差概率分布函数

Fig. 12 Probability distribution functions of slope errors under the worst working conditions

最后,从图 12(f)可看出,随着基本风速从 13.8 m/s 增大到 24.4 m/s,3 个子镜的抗风可靠度仍然均为 1.000,但其概率分布函数曲线明显向右移动,即向

失效阈值靠近;同时,镜面的斜率误差极值的分布区间也更大,13.8 m/s 时 6 号镜的斜率误差极值分布于 $(1.2 \sim 4.6) \times 10^{-3}$ rad,而 24.4 m/s 时,分布于

$(4.1 \sim 16.5) \times 10^{-3}$ rad, 区间长度增加了 3 倍, 该现象说明随着风速增大, 镜面反射到吸热塔上光线的波动范围也随之变大。

3.3 俯仰角对抗风可靠度的影响

为分析定日镜不同姿态对抗风可靠度的影响, 计算了风向角为 0° 时, 不同俯仰角下“5-6-12”定日镜的抗风可靠度, 以及俯仰角为 80° 时, 不同风向角下“5-6-12”定日镜的聚光可靠度。该部分的讨论不赘述抗风可靠度的具体数值, 以概率分布函数曲线的左右移动, 即是否向斜率误差阈值靠近, 定性讨论定日镜俯仰角和风向角变化时对抗风可靠度产生的

影响, 概率分布函数曲线整体距离斜率误差阈值越近, 光学效率越低。

图 13 为定日镜的俯仰角变化时 3 个子镜斜率误差对应的概率分布函数曲线。将图 6(a) 中的 1-6 号定日镜定为外侧定日镜, 7-36 号定日镜为内侧定日镜。可以看出: 随着俯仰角的增加, 外侧 5 号镜和 6 号镜的斜率误差概率分布函数曲线均向右移动, 即抗风可靠度降低; 与 5 号镜和 6 号镜相比, 内侧 12 号镜的斜率误差概率分布函数更偏左, 即内侧 12 号镜的光学效率比 5 号镜和 6 号镜更高, 其抗风可靠度为 1.000。

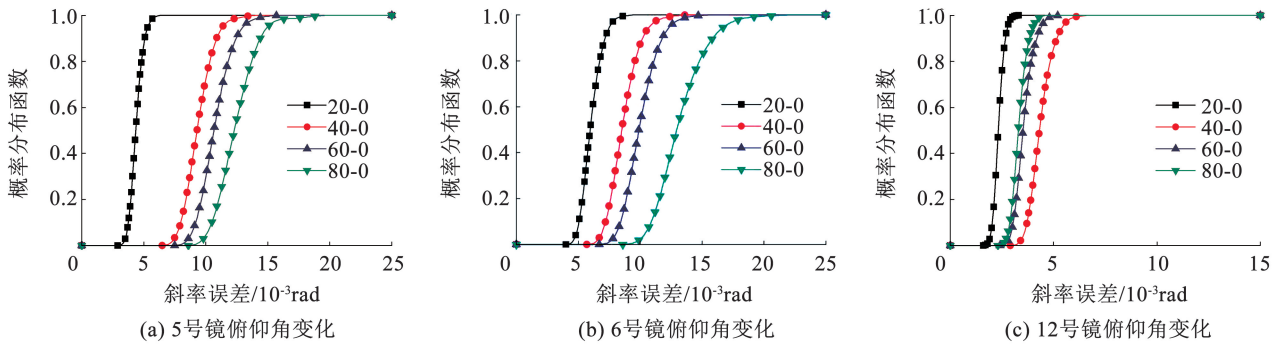


图 13 俯仰角对抗风可靠度的影响

Fig. 13 Influence of pitch angle on wind-resistance reliability

此外, 表 3 给出了表 1 中俯仰角对比组和风向角对比组工况下各子镜的风载体型系数。可以看出, 仅 5 号镜的概率分布函数曲线随俯仰角的变化趋势与其体型系数随俯仰角的变化趋势一致, 即体型系数的绝对值越大概率分布函数越靠右, 而 6 号镜和 12 号镜随俯仰角的变化趋势与体型系数随俯仰角的变化趋势并不完全一致。分析认为: 本次进行的风洞试验为刚性模型测压试验, 由于型钢连接构件的有无不影响试验测得的风载体型系数, 试验模型没有制作各子镜立柱间的型钢连接构件; 然而, 有限元模拟过程中真实建立了包括型钢构件在内的各组件, 型钢连接件将 3 个子镜面联系成为一个整体, 从而使各子镜的响应除和自身所受的风荷载有关外, 也受同一组定日镜中其他子镜的影响, 即型钢连接件对抗风可靠度的计算结果产生较为复杂的影响。如 80-0 工况下, 6 号和 12 号镜的体型系数为 -0.36 和 -0.18 , 所受风荷载小于 60-0 工况, 但受 5 号镜承受较大风荷载 (体型系数为 -0.91) 的影响, 其抗风可靠度计算结果反而低于 60-0 工况。上述现象显著区别于各镜面之间彼此独立没有连接的中大型定日镜。

表 3 定日镜体型系数

Tab. 3 Shape coefficients of heliostats

工况编号	5 号镜体型系数	6 号镜体型系数	12 号镜体型系数
20-0	-0.31	-0.52	-0.31
40-0	-0.56	-0.45	-0.38
60-0	-0.71	-0.56	-0.20
80-0	-0.91	-0.36	-0.18
80-40	-0.59	-0.25	-0.24
80-80	-0.08	0.18	0.02
80-140	0.37	0.96	0.20
80-180	0.05	0.24	0.11

3.4 风向角对抗风可靠度的影响

图 14 为定日镜的风向角变化时 3 个子镜斜率误差对应的概率分布函数曲线图。可以看出, 外侧 5 号镜和 6 号镜的光学效率随风向角的减小而降低, 而 12 号镜因位于镜场内部, 所承受的风荷载较低, 且受外围定日镜的遮挡, 故而无明显的变化趋势。

从各子镜概率分布函数随风向角的整体变化趋势来看, 3 个子镜可靠度的变化趋势与体型系数的变化趋势也并不一致, 再次印证前文所述抗风可靠

度与体型系数之间不呈简单的线性对应关系。因此,无法简单地通过风载体型系数判断对应定日镜

的安全性和可靠度,应开展考虑遮挡效应的抗风可靠度评估。

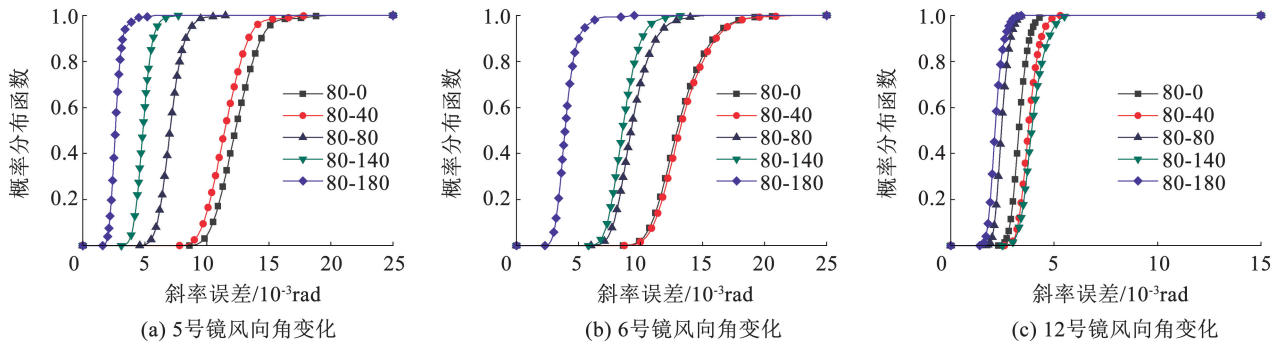


图 14 风向角对抗风可靠度的影响

Fig. 14 Influence of wind direction angle on wind-resistance reliability

4 结 论

1)建立了定日镜的抗风可靠度评估方法,即“镜场风洞试验—随机风场模拟—有限元仿真—基于概率密度演化理论的可靠度计算”,该方法从工程实际出发,以风洞试验获得的体型系数来考虑镜场中定日镜之间的遮挡效应,并综合相关理论实现对定日镜各姿态下抗风可靠度准确的评估,为定日镜的工程设计和安全性校核提供参考。

2)算例的抗风可靠度计算结果表明:首先,49.2 m/s的极端风速下,该组定日镜的力学可靠度为 1.000;其次,工作姿态下,其正面迎风时的抗风可靠度大于背面迎风时的抗风可靠度,光学效率随着风速的增加而降低;3个定日镜在工作姿态最不利工况下的抗风可靠度依次为 0.952、0.823 和 1.000;最后,无论定日镜是正面迎风还是背面迎风,定日镜结构的抗风可靠度都随风速的增加而降低。

3)对不同姿态下定日镜的抗风可靠度讨论表明:俯仰角增加时,位于外侧未被遮挡定日镜的抗风可靠度降低;风向角增加时,位于外侧定日镜的抗风可靠度增加;由于遮挡效应的存在,俯仰角或风向角增加时,位于内侧被遮挡定日镜的抗风可靠度没有明显的变化趋势;该镜场中,定日镜的抗风可靠度与体型系数之间不呈简单的线性对应关系。

参 考 文 献

[1] 廖驰, 钟杰, 戴靠山, 等. 塔式光热电站定日镜结构风致响应与振动控制研究综述[J]. 土木与环境工程学报(中英文), 2023, 45(2): 166
LIAO Chi, ZHONG Jie, DAI Kaoshan, et al. A state-of-the-art review of wind-induced response and vibration control of heliostat structures in concentrated solar power plants[J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2023, 45(2): 166. DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.114

[2] 张宏丽, 王树群. 定日镜及其成本分析[J]. 沈阳工程学院学报(自然科学版), 2016, 12(4): 297
ZHANG Hongli, WANG Shuqun. Solar heliostat and its cost analysis [J]. Journal of Shenyang Institute of Technology (Natural Science), 2016, 12(4): 297. DOI: 10.13888/j.cnki.jsie(ns).2016.04.002

[3] ZHU G, AUGUSTINE C, MITCHELL R, et al. HeliCon: a roadmap for advanced heliostat technologies for concentrating solar power[J]. Solar Energy, 2023, 264: 111917

[4] GONG Bo, LI Zhengnong, WANG Zhifeng, et al. Wind-induced dynamic response of Heliostat [J]. Renewable Energy, 2011, 38(1): 206. DOI: 10.1016/j.renene.2011.07.025

[5] 卢春玲, 刘宇杰, 李正农. 基于分离涡方法的定日镜风效应研究[J]. 太阳能学报, 2021, 42(3): 440
LU Chunling, LIU Yujie, LI Zhengnong. Research on wind effect for detached eddy simulation of heliostat [J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2021, 42(3): 440. DOI: 10.19912/j.0254-0096.tynxb.2018-1176

[6] JAFARI A, EMES M J, CAZZOLATO B, et al. An experimental investigation of unsteady pressure distribution on tandem heliostats [J]. AIP Conference Proceedings, 2020, 2303: 030022

[7] 姜安民, 熊奇伟, 李正农, 等. 基于均匀设计法的定日镜群镜风力系数变化规律研究[J]. 太阳能学报, 2023, 44(6): 330
JIANG Anming, XIONG Qiwei, LI Zhengnong, et al. Study on wind load coefficient variation law of heliostat group based on uniform design method [J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2023, 44(6): 330. DOI: 10.19912/j.0254-0096.tynxb.2022-0230

[8] 王莺歌, 李正农, 卢春玲. 定日镜群风荷载干扰效应的数值模拟[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2012, 43(6): 2403
WANG Yingge, LI Zhengnong, LU Chunling. Numerical simulation of heliostat group's wind load interference effects [J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2012, 43(6): 2403

[9] KASHIF A, SONG Jifeng. Analysis and study on the interference effect of tower heliostats based on computational wind engineering [J]. Applied Solar Energy, 2024, 60(2): 267. DOI: 10.3103/S0003701X23601527

[10] JI Baifeng, QIU Penghui, XU Fan, et al. Concentrating efficiency loss of heliostat with multiple sub-mirrors under wind loads [J]. Energy, 2023, 281: 128281. DOI: 10.1016/j.energy.2023.128281

[11] YAN Jian, PENG Youduo, LIU Yongxiang. An optical-mechanical

integrated modeling method of solar dish concentrator system for optical performance analysis under service load[J]. *Energy*, 2022, 261: 125283. DOI: 10.1016/j.energy.2022.125283

[12] 李彬, 颜健, 周炜, 等. 服役载荷与结构参数对塔式太阳能定日镜光学精度的影响[J]. *光学学报*, 2024, 44(6): 316
LI Bing, YAN Jian, ZHOU Wei, et al. Influence of service load and structural parameters on the optical accuracy of solar tower heliostats[J]. *Acta Optica Sinica*, 2024, 44(6): 316

[13] LIU Zhangjun, LIU Wei, PENG Yongbo. Random function based spectral representation of stationary and non-stationary stochastic processes[J]. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 2016, 45: 115. DOI: 10.1016/j.probgemch.2016.04.004

[14] 颜健, 彭佑多, 刘永祥, 等. 载荷作用下太阳能聚光器两种光-机集成建模方法的验证[J]. *光学学报*, 2022, 42(20): 143
YAN Jian, PENG Youduo, LLU Yongxiang, et al. Validation on two optical mechanical integration modeling methods for solar concentrators under load[J]. *Acta Optica Sinica*, 2022, 42(20): 143. DOI: 10.3788/AOS202242.2022001

[15] 周锦, 李杰. 一种结构响应预测策略与新可靠度分析方法[J]. *计算力学学报*, 2023, 40(5): 686
ZHOU Jin, LI Jie. Prediction strategy of response of structures and the new reliability analysis method [J]. *Chinese Journal of Computational Mechanics*, 2023, 40(5): 686. DOI: 10.7511/jslx20230525004

[16] LI Jie, CHEN Jianbin, FAN Wenliang. The equivalent extreme-value event and evaluation of the structural system reliability[J]. *Structural Safety*, 2006, 29(2): 112. DOI: 10.1016/j.strusafe.2006.03.002

[17] 李杰. 工程结构整体可靠性分析研究进展[J]. *土木工程学报*, 2018, 51(8): 1
LI Jie. Advances in global reliability analysis of engineering structures[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2018, 51(8): 1. DOI: 10.15951/j.tmgexb.2018.08.001

[18] 李佳伟, 贺拥军, 全勇. 单层悬索柔性光伏支架风振系数研究[J]. *建筑科学与工程学报*, 2024, 41(5): 63
LI Jiawei, HE Yongjun, QUAN Yong. Study on wind vibration coefficient of single-layer cable-suspended photovoltaic support[J]. *Journal of Architecture and Civil Engineering*, 2024, 41(5): 63. DOI: 10.19815/j.jace.2022.06088

[19] 宫博, 李正农, 王莺歌, 等. 太阳能定日镜结构风载体型系数风洞试验研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2008(9): 6
GONG Bo, LI Zhengnong, WANG Yingge, et al. Wind tunnel test study on the wind load shape coefficient of heliostat[J]. *Journal of Hunan University*, 2008(9): 6

(编辑 刘 彤)

封面图片说明

封面图片来自本期论文“黏弹性流体内近刚性边界单空化泡动力学特性数值模拟”,展示了应用空化泡动力学特性的超声碎石的示意图,以及该项医学诊疗技术中所涉及的黏弹性流体内刚性边界附近单空化泡形态演变过程。由于人体内环境液体可视为黏弹性非牛顿流体,进行超声碎石治疗时,结石等刚性边界附近空化泡动力学特性将受到流体黏弹性效应的影响,表现出振荡幅度衰减、射流强度减弱、对边界的压力载荷降低等现象。因此,在医学上应用空化效应及规避空化引发的副作用时,需考虑人体内环境液体黏弹性效应的影响。

(图文提供:曾添宝,郑智颖,何志博,黄勇浩。哈尔滨工业大学能源科学与工程学院)