

不同地震强度下风机基础损伤破坏与等级预测*

江 琦¹, 曹克磊¹, 王海龙¹, 胡 昊², 张建伟¹, 许昭一³

(1. 华北水利水电大学水利学院 郑州, 450046)

(2. 黄河水利职业技术大学 郑州, 475004)

(3. 华北水利水电大学能源与动力工程学院 郑州, 450045)

摘要 为探究不同峰值加速度(peak ground acceleration, 简称 PGA)下锚栓笼式风电基础损伤破坏特性,以新疆某风电场为例,首先,建立地基-基础-锚栓笼三维数值模型,并基于混凝土塑性损伤模型,深入探究纵波(primary wave, 简称 P 波)45°及剪切波(shear vertical wave, 简称 SV 波)25°在不同 PGA 斜入射作用下风电基础损伤演化特征;其次,采用失效体积率方法评估不同峰值强度下风机基础的损伤等级,构建风机基础地震损伤等级预测曲线。结果表明:锚栓应力与位移均随着峰值强度的增加呈非线性增加趋势,且锚栓笼附近混凝土发生剪切破坏;基础损伤主要集中在锚栓笼附近,其损伤程度随着峰值强度的增加而加剧,且 SV 波作用下损伤更为严重;风电基础损伤等级预测曲线有效揭示了 P 波和 SV 波在不同峰值强度下对基础损伤等级的影响。

关键词 地震波斜入射;黏弹性人工边界;塑性损伤模型;峰值加速度;损伤预测

中图分类号 TM315;TH113.1;TU470

0 引 言

风能作为一种可持续且无污染的清洁能源,在能源转型战略中占据重要地位^[1-2]。随着风力发电机组单机容量的提升,风机叶片、机舱及塔筒的质量均显著增加,导致塔架结构的动力特性发生明显改变^[3-4],给地震频发区域的风力机建设带来了新的技术挑战。预应力锚栓式风电基础作为新型陆上风力机结构,通过预应力高强锚栓组件与混凝土的共同浇筑,有效提升了结构稳定性和承载能力。因此,分析不同 PGA 作用下锚栓笼式风电基础的地震响应及其损伤特性,对优化新型基础的抗震设计、保障风力机结构长期安全稳定运行,具有重要的工程实践意义。

对于新型锚栓笼式风力机结构力学特性,已有学者开展了连接方式特性和受力机理分析^[5]、T 型法兰^[6]以及承载力验算方法分析^[7-8]等方面的研究。然而,山地风电场位置偏远、地势复杂,地震动作用下的风力机基础动力性能研究同样具有重要的理论价值与工程实践意义。在探究风力机结构地震动力响应特性方面,部分学者对地震作用下风力机破坏模式^[9]、风电场场地液化特性^[10]、土-结构相互作用^[11-12]等进行了分析。此外,宋波等^[13]探讨了不同 PGA 以

及冲刷深度对风电塔结构动力响应的影响。赵志等^[14]研究了不同 PGA 下风电塔筒的破坏位置变化。邹锦华等^[15]分析了不同 PGA 及多风况下风力机塔架动力响应特性。然而,上述研究均未开展锚栓笼式风电基础在不同 PGA 下的地震响应分析方面的研究,尤其缺乏针对斜入射地震波作用下、不同 PGA 对应的基础结构损伤演化特性研究。

为明晰锚栓笼式风电基础在不同 PGA 下结构损伤演化特性,本研究以新疆某风电场为例,首先,建立了地基-基础-锚栓笼的三维数值模型,利用二次开发实现地基边界弹簧-阻尼器的黏弹性边界模拟,建立半无限空间模型验证斜入射地震波输入方法的准确性和可靠性;然后,基于混凝土塑性损伤模型(concrete damaged plasticity model, 简称 CDP),结合已有文献中拱形隧道^[16]、大坝^[17]以及水电站厂房^[18]等结构在地震作用下的不同入射角动力损伤影响分析,初步选用 P 波 45°及 SV 波 25°进行斜入射测试,明晰不同 PGA 锚栓笼式风电基础结构动力特性和损伤演化特性;最后,基于失效体积率损伤评价方法提出锚栓笼式风电基础损伤等级预测曲线,明确不同 PGA 下的基础损伤程度,为锚栓笼式风力机设计提供科学依据,提高基础抗震能力。

* 国家自然科学基金资助项目(52279133);河南省科技攻关资助项目(232102320003);华北水利水电大学高层次人才科研启动资助项目(202110001)

收稿日期:2024-09-12;修回日期:2025-01-09

1 基本理论

1.1 CDP模型

CDP模型基于连续介质塑性损伤理论,考虑了混凝土材料拉伸开裂和压缩破坏的失效机制,适用于模拟混凝土在地震作用下的弹塑性行为。

混凝土的单轴受压应力-应变关系如图1所示,曲线可分为3个阶段。初始为弹性阶段,屈服应力小于 σ_{c0} ,弹性刚度为 E_0 ,此时应力-应变为线弹性关系。当屈服应力达到 σ_{c0} 且持续增大时,典型材料在塑性规律作用下会在一定范围内出现硬化,超过极限应力 σ_{cu} 后进入软化阶段,主要表现为材料弹模的不断降低。混凝土单轴受拉应力-应变关系如图2所示。在较低的应力水平下,混凝土表现为线弹性材料,应力-应变为线性关系,可用胡克定律来描述。当混凝土应力超过极限破坏应力后,混凝土进入屈服阶段,此时混凝土内部裂缝迅速扩展,随着应变的增加应力迅速下降,说明混凝土具有较好的延性。

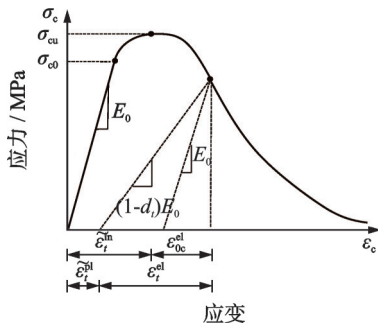


图1 混凝土单轴受压应力-应变关系

Fig.1 Stress-strain relationship of concrete under uniaxial compression

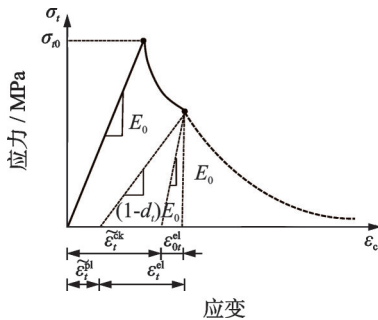


图2 混凝土单轴受拉应力-应变关系

Fig.2 Uniaxial tensile stress-strain relationship of concrete

1.2 黏弹性人工边界波动输入方法

为实现黏弹性人工边界的地震动输入,将自由波场转换为等效节点力,并作用于人工边界,即在人工边界节点上施加等效荷载^[19],模拟地震波在边界

处的散射效应,等效节点荷载 $\{F_b\}$ 可表示为

$$\{F_b\} = \{f_{li}\} = \{u_b^l\} [K_b] A_b + \{c_b^l\} [C_b] A_b + \{\sigma_b^l\} [n] A_b \quad (1)$$

其中: $\{f_{li}\}$ 为节点 l 在人工边界 i 处的等效节点力; $\{u_b^l\}$ 为自由波场的位移; $\{c_b^l\}$ 为自由波场的速度; $\{\sigma_b^l\}$ 为连续介质中自由波场的应力; $[K_b]$ 与 $[C_b]$ 为节点的弹簧和阻尼系数矩阵; A_b 为节点 b 在人工边界面上所影响的面积。

SV波斜入射示意图如图3所示。以SV波斜入射底面荷载为例,参考波动输入法^[20],斜入射SV波在经过边界时产生反射P波与SV波。假定入射SV波、反射P波与 y 轴夹角分别为 θ_2 、 θ_1 ,入射波、反射波确定的平面与 x - y 平面夹角为 α 。

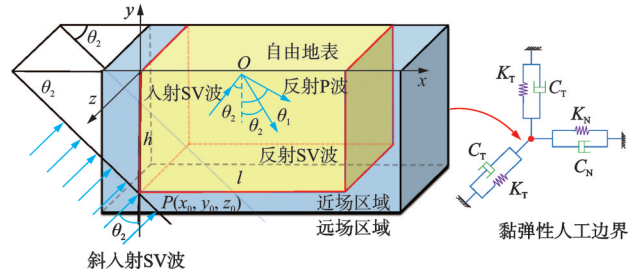


图3 SV波斜入射示意图

Fig.3 Schematic diagram of SV wave oblique incidence

根据波动理论及等效荷载计算方法,推导出斜入射SV波作用下边界节点力的表达式为

$$F_x(x, y, z, t) = (K_T \varphi_{SV}^i + C_T \dot{\varphi}_{SV}^i) \cos \alpha \cos \theta_2 (t - \Delta t_1) - \frac{H_2}{H_1} (K_T \varphi_{SV}^r + C_T \dot{\varphi}_{SV}^r) \cos \alpha \cos \theta_2 (t - \Delta t_2) - \frac{B_2 c_{SV}}{H_1 c_P} (K_T \varphi_P^r + C_T \dot{\varphi}_P^r) \cos \alpha \sin \theta_1 (t - \Delta t_3) - \sum_{i=1}^l W_i (\tau_{xySV}^i + \tau_{xySV}^r + \tau_{xyP}^r) \quad (2)$$

$$F_y(x, y, z, t) = -(K_N \varphi_{SV}^i + C_N \dot{\varphi}_{SV}^i) \sin \theta_2 (t - \Delta t_1) - \frac{H_2}{H_1} (K_N \varphi_{SV}^r + C_N \dot{\varphi}_{SV}^r) \sin \theta_2 (t - \Delta t_2) + \frac{B_2 c_{SV}}{H_1 c_P} (K_N \varphi_P^r + C_N \dot{\varphi}_P^r) \cos \theta_1 (t - \Delta t_3) - \sum_{i=1}^l W_i (\sigma_{ySV}^i + \sigma_{ySV}^r + \sigma_{yP}^r) \quad (3)$$

$$F_z(x, y, z, t) = (K_T \varphi_{SV}^i + C_T \dot{\varphi}_{SV}^i) \sin \alpha \cos \theta_2 (t - \Delta t_1) - \frac{H_2}{H_1} (K_T \varphi_{SV}^r + C_T \dot{\varphi}_{SV}^r) \sin \alpha \cos \theta_2 (t - \Delta t_2) - \frac{B_2 c_{SV}}{H_1 c_P} (K_T \varphi_P^r + C_T \dot{\varphi}_P^r) \sin \alpha \sin \theta_1 (t - \Delta t_3) - \sum_{i=1}^l W_i (\tau_{yzSV}^i + \tau_{yzSV}^r + \tau_{yzP}^r) \quad (4)$$

其中: $\dot{\phi}_{SV}^i$ 、 $\dot{\phi}_{SV}^r$ 、 $\dot{\phi}_P^r$ 、 ϕ_{SV}^i 、 ϕ_{SV}^r 和 ϕ_P^r 为入射 SV 波、反射 SV 波以及反射 P 波引起的速度和位移时程函数; σ_{ySV}^i 、 σ_{ySV}^r 、 σ_{yP}^r 、 τ_{xySV}^i 、 τ_{xySV}^r 、 τ_{xyP}^r 、 τ_{yzSV}^i 、 τ_{yzSV}^r 和 τ_{yzP}^r 分别为入射 SV 波、反射 SV 波以及反射 P 波在各方向引起的正应力与剪应力; Δt_1 、 Δt_2 和 Δt_3 分别为入射 SV 波与反射 SV 波、反射 P 波到达各边界节点上的延迟时间; c_{SV} 、 c_P 分别为 SV 波和 P 波的波速; K_T 、 K_N 分别为切向和法向弹簧系数; C_T 、 C_N 分别为切向和法向阻尼系数; $\sum_i W_i$ 为等效单元面积。

H_1 、 H_2 和 B_2 分别为入射 SV 波、反射 SV 波和反射 P 波的势函数幅值, 计算式为

$$\frac{H_2}{H_1} = \frac{\sin 2\theta_1 \sin 2\theta_2 - (\sin \theta_1 / \sin \theta_2)^2 \cos^2 2\theta_2}{\sin 2\theta_1 \sin 2\theta_2 + (\sin \theta_1 / \sin \theta_2)^2 \cos^2 2\theta_2} \quad (5)$$

$$\frac{B_2}{H_1} = \frac{-2(\sin \theta_1 / \sin \theta_2)^2 \sin 2\theta_2 \cos 2\theta_2}{\sin 2\theta_1 \sin 2\theta_2 + (\sin \theta_1 / \sin \theta_2)^2 \cos^2 2\theta_2} \quad (6)$$

$$\Delta t_1 = \frac{(x - x_0) \sin \theta_2}{c_{SV}} + \frac{(y - y_0) \cos \theta_2}{c_{SV}} \quad (7)$$

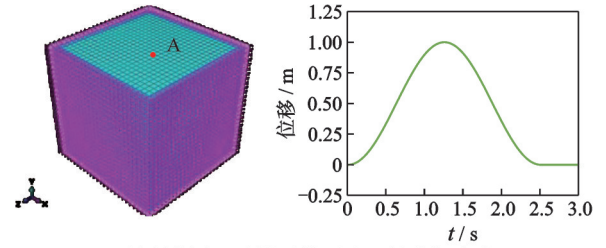
$$\Delta t_2 = \Delta t_1 + \frac{2(h - y - y_0) \cos \theta_2}{c_{SV}} \quad (8)$$

$$\Delta t_3 = \Delta t_1 + (h - y + y_0) \frac{\cos(\theta_1 + \theta_2)}{\cos \theta_2 c_{SV}} + \frac{1}{(h - y + y_0) \cos \theta_2 c_P} \quad (9)$$

1.3 输入法算例验证

为验证斜入射地震波输入方法的准确性和可靠性, 选取半无限空间模型为验证对象, 以 SV 波斜入射表面中心点位移响应作为参考, 建立土体地基数值模型, 模拟地震波在半无限弹性介质中的传播过程。数值模拟输入法算例验证如图 4 所示。在图 4 中, 假设有限元模型尺寸为 $100 \text{ m} \times 100 \text{ m} \times 100 \text{ m}$, 模型由 25 625 个单元组成, 最大网格尺寸为 2 m, 满足地震波模拟过程中网格尺寸的要求。介质弹性模量为 50 MPa, 泊松比为 0.3, 密度为 $2\,000 \text{ kg/m}^3$ 。在模型底部和周围施加黏弹性人工边界, 模型的顶部为自由面。选取自由面中心点为监测点。

图 4(b)、(c) 分别为入射角 P 波 45° 和 SV 波 25° 的监测点位移时程曲线。从图中可以看出, 地震波在土体中传播时会发生反射和透射, 导致能量在结构基础附近集中, 从而放大结构响应。此时, 监测点位移时程接近于两倍理论值, 说明土-结构相互作用模型可较好地模拟实际的地震波传播和结构响应情况。这表明所提出的输入法可有效地模拟半无限弹性介质的地震波场。



(a) 算例验证有限元模型及入射波位移时程
(a) Example to verify the finite element model and the incident wave displacement time history

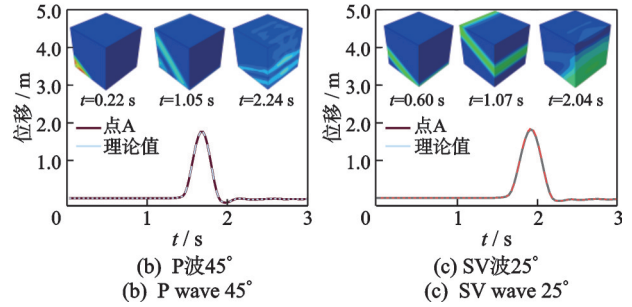


图 4 数值模拟输入法算例验证

Fig.4 Numerical simulation input method example verification

2 锚栓笼式风机基础有限元模型

2.1 模型参数选取

本研究以新疆某风电场典型风机基础为研究对象, 拟建风电电场场址区地貌类型为丘陵、地表为戈壁荒滩。地基以含砾粉土为主, 采用摩尔库仑本构模型, 其容重为 1.6 g/cm^3 、弹性模量为 14 MPa、内摩擦角为 30° 、膨胀角为 15° 。为确保模型应力分布的准确性, 土体深度取为基础直径的 5 倍, 宽度取为基础直径的 10 倍。为真实反映土体摩擦特性并确保模型安全评估结构地震响应, 引入罚函数方法来模拟地基与土体之间的摩擦效应, 摩擦因数设为 $0.5^{[21]}$ 。

锚栓笼式风电基础如图 5 所示。风力发电机组地基基础与塔筒采用锚栓笼进行连接, 其结构主要

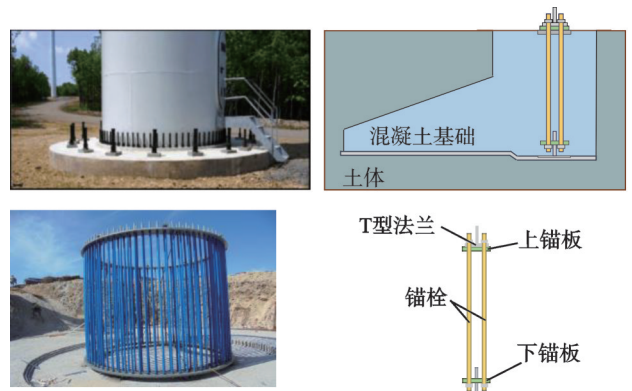


图 5 锚栓笼式风电基础

Fig.5 Anchor cage wind power foundation

由上锚板、预应力锚栓和下锚板 3 部分组成,锚栓笼与塔筒通过 T 型法兰进行连接。基础结构尺寸为:基础底部直径为 22.4 m,底板外缘高度为 0.8 m 的圆柱;上部是顶面直径为 7.8 m、高为 1.3 m 的圆柱;中间是底部直径为 22.4 m、顶部直径为 7.8 m、高为 2.1 m 的圆台。

风力发电机物理力学参数见表 1。风机基础混凝土主体强度等级为 C45,采用 CDP 本构模型,混凝土垫层为 C20,灌浆层强度等级为 C50。为提高结构稳定性、增强承载能力、改善结构力学性能,并减小结构受力后的变形与位移、提升结构耐久性,预应力锚栓采用 Q235 级钢材。

表 1 风力发电机物理力学参数

Tab.1 Physical and mechanical parameters of wind turbine

材料	密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	弹性模 量/GPa	泊松比 μ	黏聚力/ MPa	内摩擦角 $\varphi/(^{\circ})$
混凝土基础	2 500	33	0.20	30	1 000
锚栓	7 850	200	0.30	—	—
混凝土垫层	2 450	22	0.167	—	—
锚板	7 850	210	0.30	—	—

2.2 有限元模型建立

为精确模拟风机基础在地震作用下的动态响应,采用 Abaqus 有限元分析软件,建立 1/2 锚栓笼式风机基础精细化有限元模型如图 6 所示。基础混凝土、锚栓笼和地基土体采用六面实体单元 C3D8 进行离散化,预应力锚栓采用桁架单元 T3D2 进行概化。预应力锚栓通过内嵌的方式与上锚板、混凝土基础及下锚板进行连接。钢材和混凝土各项材料参数见表 1。采用温度场方式施加预应力,通过设置膨胀系数,模拟环境降温,可使材料发生压缩预紧,锚栓膨胀系数 $\alpha=1.0\times 10^{-6}\text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$ 。

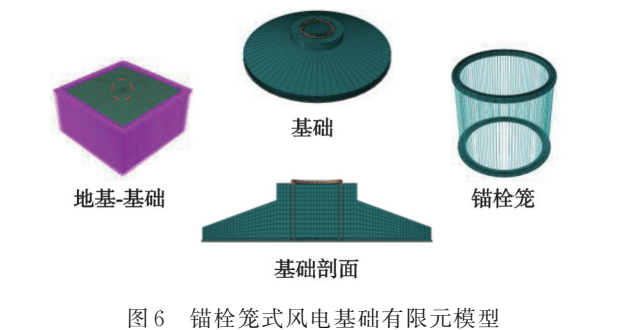


图 6 锚栓笼式风电基础有限元模型

Fig.6 Finite element model of anchor cage wind power foundation

2.3 地震动特征

近断层地震动高频成分能量较大,易对高层结构造成较大的振动影响,对建筑物的安全性具有重要影响^[22]。本研究选取断层距小于 20 km、PGA 与峰值地面位移的比值大于 0.2 的近断层脉冲型地震动,将 PGA 调整为 0.05、0.15、0.34、0.45、0.55 与 0.65。分别以 P 波 45°、SV 波 25° 进行斜入射,PGA=0.65 时的地震波加速度、速度与位移如图 7 所示。

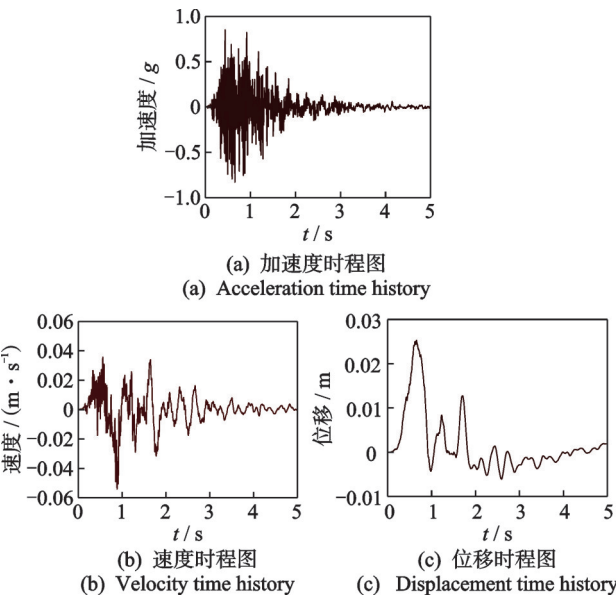


图 7 地震波加速度、速度与位移

Fig.7 Seismic wave acceleration, velocity, and displacement

3 锚栓笼式风电基础动力响应分析

3.1 锚栓笼受力分析

锚栓最大应力与位移变化如图 8 所示。由 P 波与 SV 波不同峰值作用下锚栓笼应力响应研究结果可知,随着地震波的 PGA 增加,锚栓所承受的应力呈现出明显的增长趋势。这一现象在 SV 波作用下

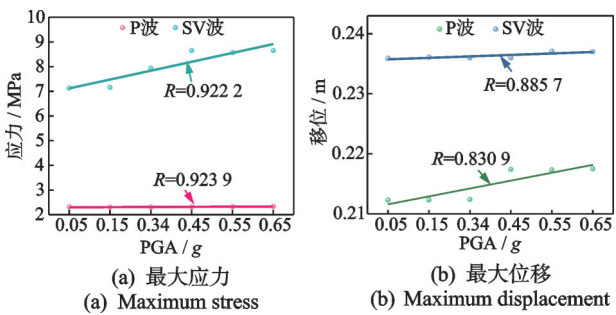


图 8 锚栓最大应力与位移变化

Fig.8 Maximum stress and displacement of anchor bolt

尤为显著,与P波相比,SV波在不同PGA水平下对锚栓的应力影响更加显著。进一步分析图8可知,锚栓应力与地震动峰值加速度PGA的增大呈正相关变化。这表明地震动作用下锚栓受力状态对PGA变化较为敏感,在SV波作用下该规律尤为显著。锚栓应力响应随PGA的增大呈现非线性增长特征,说明强震作用下结构发生损伤破坏的风险显著上升。

3.2 混凝土受力分析

3.2.1 混凝土应力分析

通过模拟不同PGA下的地震作用,评估风机基础在极端地震条件下的安全性。不同PGA下基础最大压应力如图9所示。为进一步揭示锚栓笼式风电基础在不同PGA下的受力特性,以PGA=0.55为研究对象,选取基础斜向6个测点进行分析,锚栓笼式风电基础测点如图10所示。提取图10中测点5的最大压应力可知,PGA越高,基础和上部结构的应力以及加速度响应越显著。相较于P波,SV波受自身剪切性质的影响,其水平振动更易激发结构产生水平摇摆运动。在高层建筑或柔性结构中,这种水平振动可能导致更为显著的结构响应,增加潜在的结构破坏风险。这一特征可从图9(b)中得到印证,即随着PGA的增加,SV波作用下结构损伤发展时间呈逐渐延长趋势。

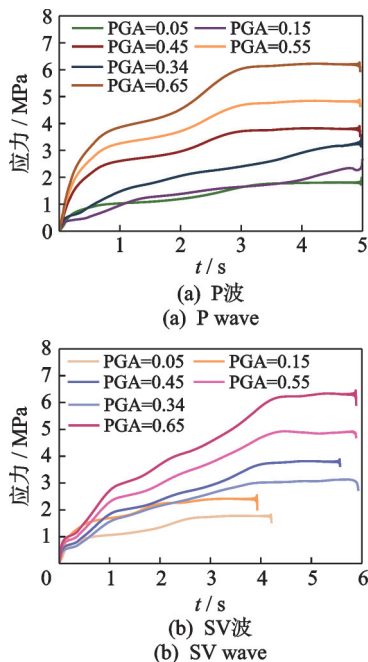


图9 不同PGA下基础最大压应力
Fig.9 Maximum pressure stress of foundation under different PGA

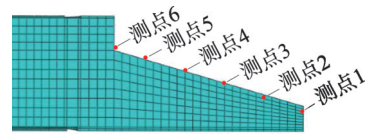


图10 锚栓笼式风电基础测点
Fig.10 Base measuring points of anchor cage wind power

基础斜向测点压应力与竖向位移如图11所示。随着地震荷载的施加,基础所承受的压应力及产生的竖向位移均呈逐步增大趋势,且呈现出层次分明的分布特征,即上部结构的压应力与竖向位移显著高于下部结构。

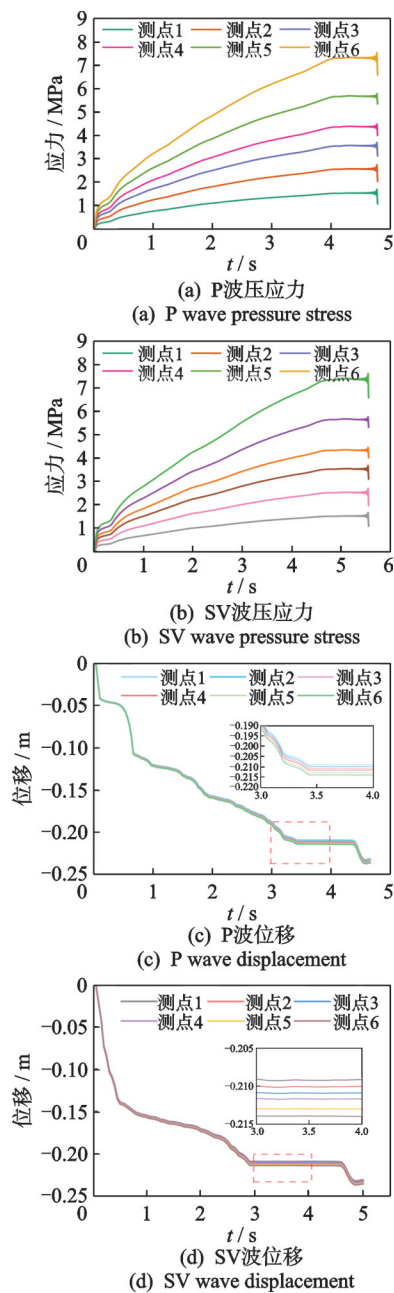


图11 基础斜向测点压应力与竖向位移
Fig.11 Pressure stress and displacement of foundation oblique measuring points

3.2.2 混凝土破坏分析

参照已有方法^[23],本研究选取基础竖向测点,对图10中选取的特征点进行应力分析,得到的锚栓笼附近混凝土主应力如图12所示。由锚栓笼附近混凝土主应力图可知,锚栓笼附近的混凝土应力从下到上依次呈递增趋势。锚栓笼附近混凝土的第1、第2主应力呈现“上部为压应力、下部为拉应力”的分布特征,第3主应力为压应力,且第1、第2主应力的数值较第3主应力低1~2个数量级。在基础上部,由于压应力的作用,混凝土易发生压缩破坏,具体表现为混凝土的压碎,尤其在高应力区域(如锚栓笼与基础的接触区域)。在基础下部,拉应力易导致混凝土产生裂缝,此类裂缝会随时间推移及循环加载逐步扩展,最终可能引发结构开裂或分离。此外,由于基础上部压应力与下部拉应力的协同作用,基础在上下部过渡区域易发生剪切破坏,该破坏通常表现为剪切裂缝的形成,尤其集中在应力集中区域。

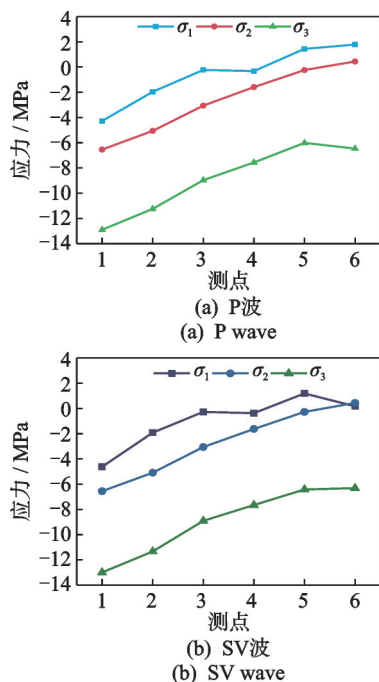


图12 锚栓笼附近混凝土主应力

Fig.12 Main stress of concrete near the anchor cage

3.3 锚板受力分析

下锚板应力与位移如图13所示。在P波作用以及不同PGA工况下,因黏弹性边界的弹性与阻尼特性可有效耗散部分入射波能量,使得下锚板应力随PGA的增大呈下降趋势;而在SV波作用下,由于SV波引发的剪切变形与结构相互作用,下锚板应力呈现波动式变化,且波动幅度较大,验证了SV波具有幅值高、破坏性强的特点。

如图13(b)所示,在P波作用下,当下锚板承受的PGA较低时,其最大竖向位移相对较小;随着PGA逐步升高,下锚板最大竖向位移呈明显增大趋势。其中,当PGA达到0.34g与0.45g时,位移出现显著突变。相比之下,在SV波作用下,结构最大竖向相对位移始终维持在较高水平,表明剪切波作用下的结构竖直方向位移响应更为显著,且该位移会随地震波的动态变化持续波动,仅在PGA=0.45g时有所减小。

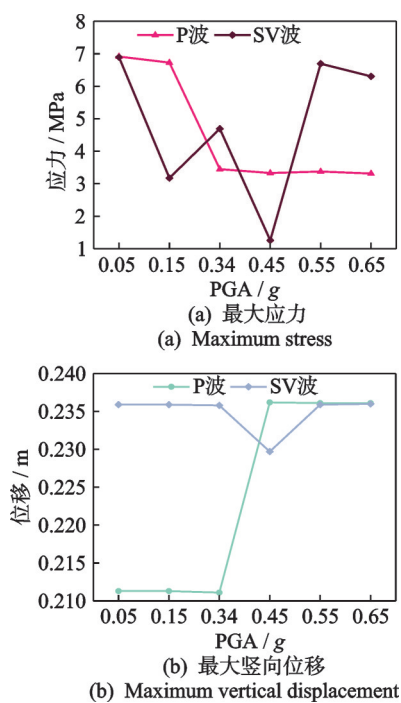


图13 下锚板应力与位移

Fig.13 Stress and displacement of anchor plate

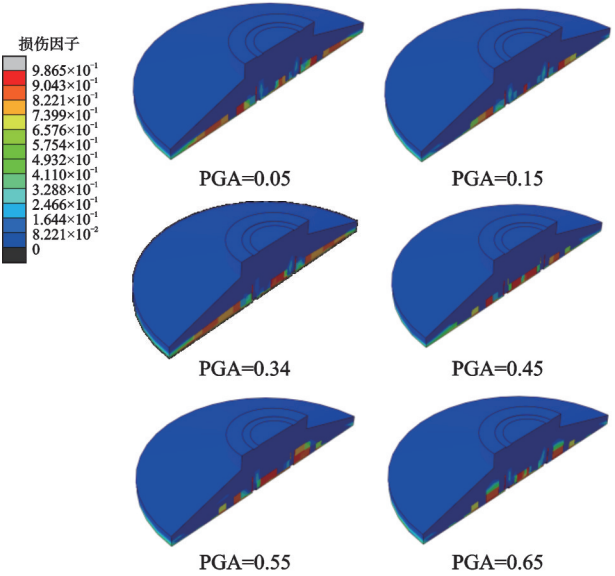
4 锚栓笼式风电基础损伤分析

4.1 受拉损伤分析

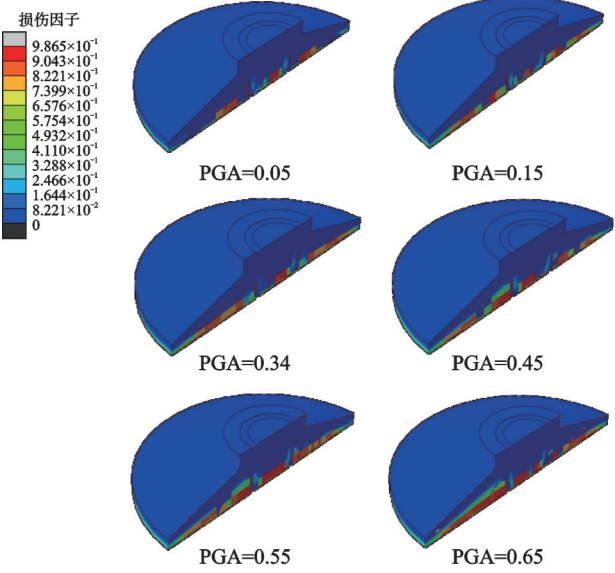
不同PGA下混凝土受拉损伤如图14所示。图14(a)展示了混凝土损伤在P波作用下的发展情况。当PGA=0.05g时,损伤初步出现在风机基础的翼缘区域,表现为轻微的局部损伤。随着PGA的增加,损伤区域逐渐向结构中部扩展,损伤程度亦随之加剧。在PGA达到0.34g时,损伤主要集中在以圆台为中心的圆柱底部及锚栓接触区域。当PGA进一步增大至0.55g时,损伤区域向上延伸,表明结构响应随着地震动作用的增强而发生变化。

图14(b)则展示了SV波斜入射对混凝土损伤的影响。与P波相比,SV波凭借其剪切性质和水平振动特性,更易在结构内部引发显著剪切变形,进而导致结构特定区域产生明显应力集中,使得混凝土

损伤风险显著提高。在 $\text{PGA}=0.05g$ 时,损伤先在结构中部形成;随着 PGA 的增大,损伤区域逐步向四周扩散,且底部损伤累积至一定程度后,会进一步向上延伸。此外,受土体各向异性及土-结构相互作用复杂性的影响,SV 波斜入射时,在靠近入射角度的区域易产生更为剧烈的应力分布不均及应力传播差异,加剧该区域的混凝土损伤程度。



(a) P波在不同PGA下基础损伤
(a) Foundation damage under different PGA of P wave



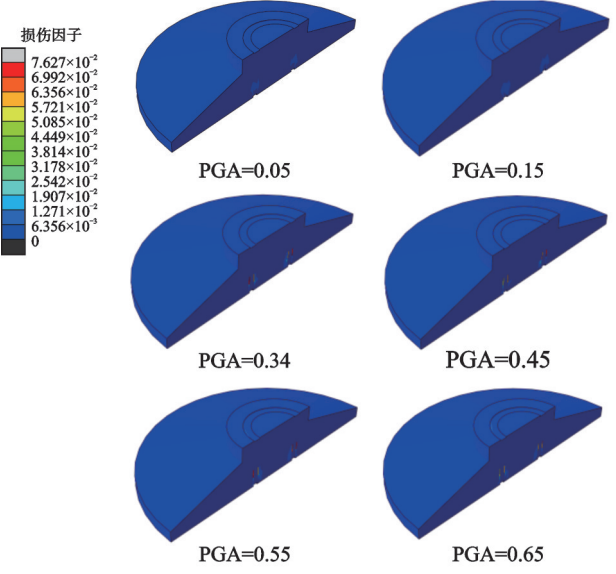
(b) SV波在不同PGA基础损伤
(b) Foundation damage under different PGA of SV wave
图 14 不同PGA下混凝土受拉损伤

Fig.14 Tensile damage of concrete under different PGA

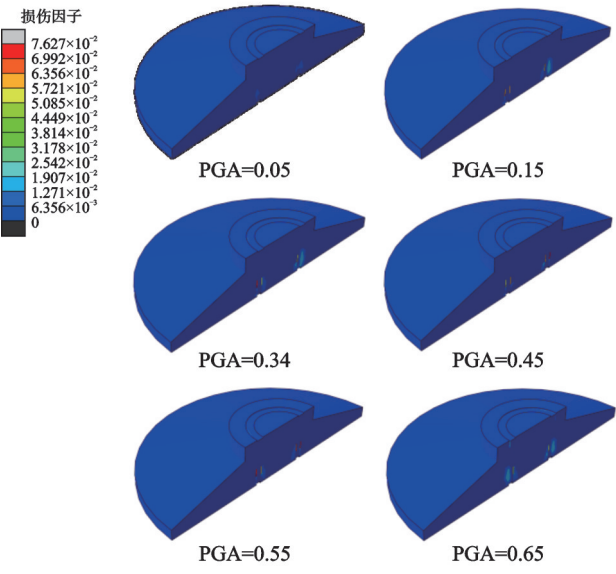
4.2 受压损伤分析

不同PGA下混凝土受压损伤如图 15 所示。当

PGA 较低时,混凝土损伤主要集中于底部区域,尤其是靠近锚栓的区域,这表明该部位是受拉应力最敏感的区域。当 $\text{PGA}=0.05g$ 时,受压损伤较小,损伤出现在基础与锚栓接触部位。随着 PGA 的增加,损伤区域逐渐扩大,当 PGA 增加至 $0.55g$ 时,损伤向上扩展至基础的上部,基础上部与灌浆层接触部位开始出现轻微受压损伤。随着 PGA 的增大,该接触部位的损伤特征更为显著。与 P 波相比,SV 波斜入射引发更为显著的应力分布不均及传播差异,导致损伤程度加剧。



(a) P波不同PGA下基础损伤
(a) Foundation damage under different PGA of P wave



(b) SV波不同PGA下基础损伤
(b) Foundation damage under different PGA of SV wave
图 15 不同PGA下混凝土受压损伤

Fig.15 Compressive damage of concrete under different PGA

5 锚栓笼式风机基础损伤评价与预测

5.1 混凝土损伤破坏指标

结构在非均匀地震荷载作用下会遭受严重破坏,为进一步明确近场脉冲地震荷载对结构破坏程度的影响,引入失效体积率评估不同因素下结构的受破坏程度。失效体积率定义为混凝土结构失效单元体积与混凝土结构总单元体积的比值。失效体积率公式为

$$D=\frac{M_a}{M_A}\tag{10}$$

其中: M_a 为混凝土结构失效单元的体积; M_A 为混凝土结构体积。

一般而言,损伤状态的划分主要依据损伤因子、工程评估或实验验证来确定。现有研究中存在一类与 Park-Ang 损伤指数挂钩的损伤状态划分方法^[24],该方法通过求解结构 Park-Ang 损伤指数来评价结构损伤程度。损伤程度等级划分如表 2 所示。

表 2 损伤程度等级划分		
Tab.2 Classification of damage degree		
D	损伤状态	损伤评价
0	无损伤	稳定运行
0~0.2	轻微损伤	修复之后可恢复稳定运行
0.2~0.4	中度损伤	需进行大量修复
0.4~1.0	严重损伤	无法修复(修复成本高)
>1.0	破坏损伤	结构全部破坏

5.2 混凝土损伤评价

2 种波斜入射下,锚栓笼式风机基础的结构损伤主要集中于基础底部及靠近外锚栓区域,该区域在强震作用下易发生竖向贯穿破坏。因此,在进行损伤评价时,以锚栓笼式风机基础底部为重点,分析风机基础的局部损伤演化情况。不同 PGA 下锚栓笼式风电基础损伤破坏指标如表 3 所示。在 PGA 动态变

表 3 不同 PGA 下锚栓笼式风电基础损伤破坏指标
Tab.3 Foundation damage and failure indexes of bolt cage wind power under different PGA

PGA/g	D	
	P 波	SV 波
0.05	0.172	0.208
0.15	0.168	0.242
0.34	0.197	0.265
0.45	0.208	0.332
0.55	0.229	0.375
0.65	0.237	0.421

化工况下,P 波诱发的结构损伤呈现波动性增长趋势,而 SV 波导致的结构损伤则表现为非线性增长曲线特征。尽管 2 种波诱发的损伤增长轨迹存在差异,但 2 种波与 PGA 之间均呈现出较好的相关性,不同 PGA 下损伤相关性分析如图 16 所示。

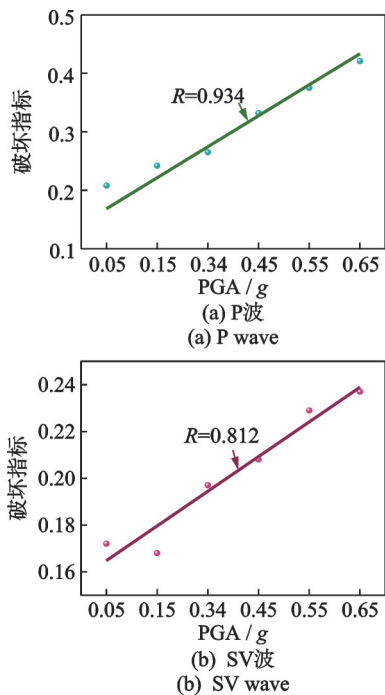


图 16 不同 PGA 下损伤相关性分析
Fig.16 Damage correlation analysis under different PGA

5.3 锚栓笼式风电基础损伤预测

为得出不同 PGA 下锚栓笼式风电基础损伤等级与 PGA 的关系,分别模拟 0.05、0.15、0.34、0.45、0.55 与 0.65 等 6 种 PGA 工况下的风电基础损伤模式。依据失效面积与基础底部的比值对结构破坏程度进行分类,最终依据失效体积率拟合出损伤等级预测曲线。风电基础损伤等级与 PGA 关系预测曲线如图 17 所示,图中轻度破坏与中度破坏为预测曲线 1,中度破坏与重度破坏为预测曲线 2。

轻度破坏与中度破坏、中度破坏与重度破坏损伤预测曲线拟合公式分别为

$$V=0.1774+0.02624s+0.0025s^2\tag{11}$$

$$V=0.1546+0.01133s+0.00138s^2\tag{12}$$

其中: V 为拟合失效体积率(量纲一的量); s 为不同的 PGA 值。

基于模拟结果拟合出的锚栓笼式风电基础损伤程度预测曲线,可以清晰看出不同 PGA 对基础损伤程度的影响,可为保障风力机组安全稳定运行提供参考依据。

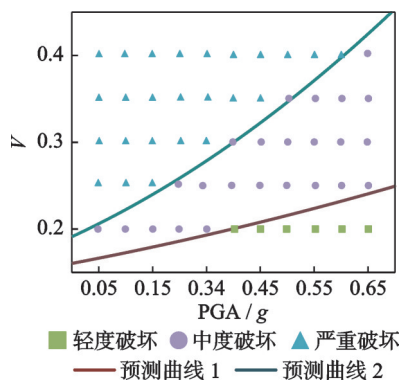


图17 风电基础损伤等级与PGA关系预测曲线

Fig.17 Prediction curves of wind turbine foundation damage grade and PGA

6 结 论

1) 研究了新型结构锚栓笼式风电基础在近场脉冲P波与SV波不同PGA斜入射工况下的动力响应特性及损伤演化特性。

2) 随着PGA的增大,锚栓应力与位移均呈现非线性增加趋势;通过分析锚栓笼附近混凝土主应力分布特征,揭示了混凝土易发生剪切破坏的风险。

3) 混凝土基础的损伤程度随PGA的增大而显著加剧,在P波与SV波作用下,基础损伤均主要集中于锚栓笼附近区域;与P波相比,SV波作用下的基础损伤更为严重。

4) 基于失效体积率损伤评价方法,对基础损伤程度进行量化评定;结合损伤等级评判标准,构建了锚栓笼式风电基础损伤等级预测曲线,可直观评估不同PGA下P波、SV波对基础损伤等级的影响,为基础抗震设计提供参考。

参 考 文 献

[1] 刘吉臻,马利飞,王庆华,等.海上风电支撑我国能源转型发展的思考[J].中国工程科学,2021,23(1):149-159.
LIU Jizhen, MA Lifei, WANG Qinghua, et al. Off-shore wind power supports China's energy transition[J]. Strategic Study of CAE, 2021, 23(1): 149-159. (in Chinese)

[2] 朱岸锋,赵前程,周凌,等.基于CNN-LSTM-Attention的风电机组状态监测与健康评估[J].振动、测试与诊断,2025,45(2):256-263.
ZHU Anfeng, ZHAO Qiancheng, ZHOU Ling, et al. Condition monitoring and health assessment of wind turbine based on CNN-LSTM with attention[J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2025, 45(2):

256-263. (in Chinese)

[3] 季亮,祝磊,叶桢翔.风力发电机组塔架底部地震剪力、弯矩计算方法研究[J].土木工程学报,2013,46(增刊1):298-303.
JI Liang, ZHU Lei, YE Zhenxiang. Seismic calculation methods of base shear and moment for wind turbines [J]. China Civil Engineering Journal, 2013, 46(S1): 298-303. (in Chinese)

[4] 李万润,范科友,杜永峰.基于B-R准则及相图法的风电结构动力屈曲研究[J].振动、测试与诊断,2025,45(2):264-272.
LI Wanrun, FAN Keyou, DU Yongfeng. Dynamic buckling of wind turbine structure based on B-R criterion and phase diagram method[J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2025, 45(2): 264-272. (in Chinese)

[5] XU J J, CHEN K R, YANG Y F, et al. Research on the force mechanism of the connection between the foundation ring and the anchor cage ring of the high-altitude onshore wind turbine[J]. Journal of Physics. Conference Series, 2022, 2181(1): 1-8.

[6] 陈俊岭,赵康,冯又全.风力发电塔基础预应力锚栓T型法兰连接系统计算方法研究[J].太阳能学报,2024,45(4):257-264.
CHEN Junling, ZHAO Kang, FENG Youquan. Research on calculation method of T-flange connection system of prestressed anchor bolt for wind turbine foundation[J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2024, 45(4): 257-264. (in Chinese)

[7] 刘斌,张立英,崔振磊,等.风电机组预应力锚栓基础局部承压分析[J].西北水电,2015(4):99-101.
LIU Pin, ZHANG Liying, CUI Zhenlei, et al. Analysis on local pressure of prestressed anchor bolts foundation of wind turbine generator[J]. Northwest Water Power, 2015(4): 99-101. (in Chinese)

[8] 吴强,贺广零,邹庆水.预应力锚栓风机基础设计局压承载力探讨[J].工程建设与设计,2022(3):32-35.
WU Qiang, HE Guangling, ZOU Qingshui. Discussion on local compression bearing capacity of prestressed bolt wind turbine foundations design[J]. Construction & Design for Project, 2022(3): 32-35. (in Chinese)

[9] 柳国环,练继建,于通顺.透射边界-地基-风电结构地震响应与破坏模式[J].岩土力学,2014,35(9):2651-2658.
LIU Guohuan, LIAN Jijian, YU Tongshun. Research on seismic response and failure modes of system of transmitting boundary-soil-wind power structures[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(9): 2651-2658. (in Chinese)

- [10] 赵留园, 单治钢, 汪明元. 地震作用下南黄海海上风电场水平场地液化特性分析[J]. 岩土力学, 2022, 43(1): 169-180, 194.
ZHAO Liuyuan, SHAN Zhigang, WANG Mingyuan. Analysis of liquefaction characteristics of horizontal site of offshore wind farm under earthquake in the South Yellow Sea[J]. Rock and Soil Mechanics, 2022, 43(1): 169-180, 194.(in Chinese)
- [11] BOZYIGIT B, BOZYIGIT I, PRENDERGAST L J. Analytical approach for seismic analysis of onshore wind turbines considering soil-structure interaction[J]. Structures, 2023, 51: 226-241.
- [12] DAI K S, MAO Z X. Seismic response analyses of a wind turbine under operating conditions considering soil-structure interaction[J]. Chinese Journal of Engineering, 2017, 39(9): 1436-1442.
- [13] 宋波, 赵伟娜, 双妙. 冲刷深度对海上风电塔地震动力响应的影响分析[J]. 工程科学学报, 2019, 41(10): 1351-1359.
SONG Bo, ZHAO Weina, SHUANG Miao. Analysis of the influence of scour depth on the dynamic response of offshore wind turbine towers under earthquake action [J]. Chinese Journal of Engineering, 2019, 41(10): 1351-1359.(in Chinese)
- [14] 赵志, 戴靠山, 毛振西, 等. 不同频谱特性地震动下风电塔破坏分析[J]. 工程力学, 2018, 35(增刊1): 293-299.
ZHAO Zhi, DAI Kaoshan, MAO Zhenxi, et al. Failure analyses of a wind turbine tower underground motions with different frequency characteristics [J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(S1): 293-299.(in Chinese)
- [15] 邹锦华, 杨阳, 李春, 等. 地震及多风况下风力机塔架动力响应[J]. 中国机械工程, 2019, 30(16): 1940-1949.
ZOU Jinhua, YANG Yang, LI Chun, et al. Dynamics response of wind turbine towers under seismic and multi wind conditions[J]. China Mechanical Engineering, 2019, 30(16): 1940-1949.(in Chinese)
- [16] SUN B B, DENG M J, ZHANG S R, et al. Inelastic dynamic analysis and damage assessment of a hydraulic arched tunnel under near-fault SV waves with arbitrary incoming angles[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2020, 104: 103523.
- [17] CHEN D H, PAN Z Y, ZHAO Y Y. Seismic damage characteristics of high arch dams under oblique incidence of SV waves[J]. Engineering Failure Analysis, 2023, 152: 107445.
- [18] SONG Z Q, WANG F, LI Y L, et al. Nonlinear seismic responses of the powerhouse of a hydropower station under near-fault plane P-wave oblique incidence [J]. Engineering Structures, 2019, 199: 109613.
- [19] 刘晶波, 宝鑫, 谭辉, 等. 土-结构动力相互作用分析中基于内部子结构的地震波动输入方法[J]. 土木工程学报, 2020, 53(8): 87-96.
LIU Jingbo, BAO Xin, TAN Hui, et al. Seismic wave input method for soil-structure dynamic interaction analysis based on internal substructure[J]. China Civil Engineering Journal, 2020, 53(8): 87-96.(in Chinese)
- [20] ZHANG J W, ZHAO M X, LI M C, et al. Nonlinear dynamic response of a CC-RCC combined dam structure under oblique incidence of near-fault ground motions[J]. Applied Sciences, 2020, 10(3): 885.
- [21] 师振贵, 王云超, 黄赐荣, 等. 干式连接装配式风电混塔非线性特征研究[J]. 太阳能学报, 2024, 45(6): 564-571.
SHI Zhengui, WANG Yunchao, HUANG Cirong, et al. Research on nonlinear characteristics of dry-connected prefabricated wind turbine hybrid tower[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2024, 45(6): 564-571.(in Chinese)
- [22] TARBALI K, BRADLEY B, BAKER J W. Ground motion selection in the near-fault region considering directivity-induced pulse effects[J]. Earthquake Spectra, 2019, 35(2): 759-786.
- [23] 康明虎, 徐慧, 黄鑫. 基础环形式风机基础局部损伤分析[J]. 太阳能学报, 2014, 35(4): 583-588.
KANG Minghu, XU Hui, HUANG Xin. Local damage analysis of near foundation ring in wind turbine foundation[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2014, 35(4): 583-588.(in Chinese)
- [24] PARK Y J, ANG A H S, WEN Y K. Damage-limiting aseismic design of buildings[J]. Earthquake Spectra, 1987, 3(1): 1-26.



第一作者简介:江琦,女,1991年3月生,博士、讲师。主要研究方向为水工结构振动安全与控制、风机结构动力特性分析。曾发表《海上风电筒型基础整机运输过程荷载识别研究》(《太阳能学报》2022年第43卷第10期)等论文。
E-mail:jiangqi_tju@163.com

通信作者简介:胡昊,男,1979年6月生,博士、教授。主要研究方向为智能控制、智慧水利及风机结构优化设计。
E-mail:hh@ncwu.edu.cn