

基于仿生结构的复合材料风电叶片损伤分析

寿昊楠¹, 缪维跑^{1,2}, 范士杰¹, 许子非^{1,3}, 李 春^{1,2}, 岳敏楠^{1,2}

(1. 上海理工大学能源与动力工程学院, 上海 200093; 2. 上海非碳基能源转换与利用研究院, 上海 200240;

3. 利物浦大学风险与可靠性研究所, 利物浦 L69 7ZF)

摘 要: 大型风力机为控制重量使得结构刚度不可避免地降低, 导致复合材料叶片在大尺度形变下易出现尾缘结构损伤问题。为此, 该文将内肋结构应用于风电叶片以探究其在提高抗屈曲损伤方面的特性。针对3种偏航角下极端风速的极限载荷状态, 通过显式动力学方法开展结构损伤响应分析。结果表明: 叶片尾缘损伤的形成主要为屈曲驱动过程, 仅施加在特定角度的弯矩载荷才会导致明显的尾缘屈曲; 仿生叶片由于其内肋支撑作用, 损伤区域集中在过渡段发展, 可有效抑制损伤向叶根段进一步扩展; 当叶片受拉伸载荷控制时, 损伤集中于过渡段尾缘区域; 受压缩载荷控制时, 损伤沿主梁横向发展; 不同铺层角度复合材料层抗屈曲性能不同, 损伤差异较大。

关键词: 风电叶片; 仿生; 复合材料; 屈曲; 2D-Hashin准则

中图分类号: TK83

文献标志码: A

0 引 言

风能因具有储量大、分布广且能量密度高等优势, 已成为最具潜力的可再生能源之一^[1]。据全球风能理事会 2025 年度报告统计^[2], 全球风电装机容量新增 165 GW, 累计达 1186 GW, 较上一年增长 60%。为提升风能开发效率并降低平准化度电成本, 推动风力机组的大型化已成为行业发展的核心趋势^[3]。

随着风力机的大型化发展, 其整体形态愈发细长, 且为控制重量通常采用高比强度的复合材料构建薄壁结构^[4]。但作为承受复杂随机风载荷的非对称结构, 复合材料叶片极易在大尺度形变下产生尾缘结构损伤问题^[5]。叶片尾缘是用粘结剂粘接的壳体结构, 强度较弱且粘接处易发生应力集中, 进而导致尾缘区域屈曲变形、复合材料损伤失效^[6]。

因此, 诸多学者尝试对叶片尾缘材料失效机理展开研究。陈晓等^[7]基于连续损伤力学, 提出一种模拟复合材料叶片箱形梁多尺度损伤的渐进破坏分析方法, 结果表明, 该损伤模型可合理预测叶片箱形梁结构的材料损伤和强度失效。随后, 陈晓等^[8]基于此模型对 34 m 长 1.5 MW 叶片尾缘截面的材料失效机理展开研究, 结果表明, PVC 泡沫材料在试件达到极限承载能力时开始失效, 而复合材料失效发生于峰后阶段。缪兴元等^[9]对 47 m 长复合材料叶片的中跨部分进行

了损伤分析, 模拟了复合材料在三维应力-应变域中的层合板失效, 结果表明, 尾缘损伤由屈曲变形引起, 采用高强度泡沫芯材可提高抗屈曲性能, 从而延缓结构的损伤失效过程。

上述研究表明, 显著的屈曲变形是尾缘区域受损的主要原因, 可通过优化叶片材料组分改善抗屈曲性能。此外, 有学者认为设计新型叶片内部构型的创新思路, 或可成为提升叶片屈曲稳定性、抑制尾缘损伤的有效手段^[10]。Simon^[11]和 Forcier 等^[12-13]对 75 m 级风电叶片开展了拓扑优化设计, 优化后叶片尾缘区域形成了类似肋条的加强结构, 据此建立肋条结构叶片模型, 并以结构质量最小化为约束条件进行了尺寸优化, 结果显示, 肋条结构显著提升了叶片的抗屈曲稳定性, 从而减小蒙皮铺层厚度, 最终实现了 1.5% 的减重效果。朱海波等^[14]借鉴植物叶脉分布特征, 提出一种新型仿生内肋叶片, 其整体质量较基准叶片减少 6.6%, 并通过流固耦合方法验证其在极端环境下的结构性能, 结果表明, 仿生叶片的内肋结构有助于增强叶片结构稳定性, 减小屈曲变形。

综上, 基于内肋的新型复合材料叶片结构设计可有效提高其抗屈曲性能。然而, 目前针对新构型叶片的研究多采用线性屈曲分析, 尚未深入研究局部非线性屈曲对复合材料叶片结构损伤的影响。因此, 本文结合前期研究成果, 采用复合材料损伤模型, 探究极端载荷下 5 MW 风电叶片尾缘局部非线性屈曲引发的材料损伤效应, 着重分析仿生内肋结构在

收稿日期: 2025-02-18

基金项目: 国家重点研发计划(2024YFA1012501); 国家自然科学基金(52376204; 52476212); 上海市IV类高峰学科-能源科学与技术-上海非碳基能源转换与利用研究院建设项目

通信作者: 缪维跑(1990—), 男, 博士、讲师, 主要从事流体机械、风能利用等方面的研究工作。mwpusst@163.com

提升叶片屈曲性能及减轻损伤特性方面的可靠性, 以期为该新型复合材料叶片结构的开发提供一定参考。

1 叶片模型建立

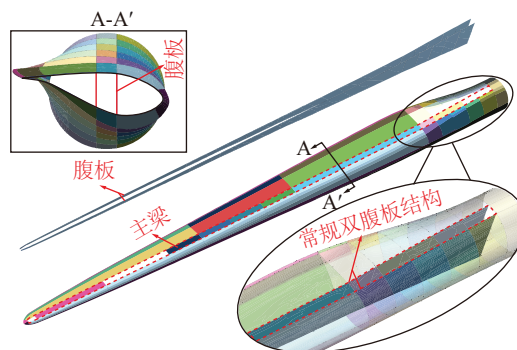
1.1 几何模型及铺层设计

本文选取美国可再生能源实验室(National Renewable Energy Laboratory, NREL)公布的 5 MW 风电叶片为研究对象^[15], 其结构参数及由此构建的基准叶片 CAD 模型如图 1 所示。在此基础上, 仿生叶片借鉴网状脉序植物叶脉特点, 在腹板两侧设计具有交错特征的仿生肋板结构, 通过其支撑功能提高叶片表面抗屈曲能力^[14], 其 CAD 模型及具体建模过程如图 2 所示。叶片内部肋板结构通过翼型空间位置定位。

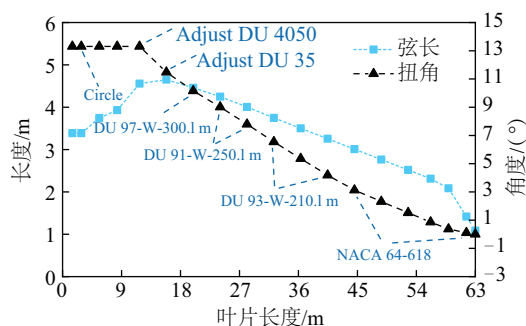
基准叶片剖面结构由蒙皮、主梁及腹板共同构成多个闭室, 外部壳体负责将叶片承受的剪切力与扭矩传递至内部腹板, 为防止前缘与尾缘等大面积悬空区域发生屈曲失稳, 额外填充了大量芯材以提升局部刚度^[16]。上述各区域的铺层厚度与分布方案参考自美国 Sandia 实验室公开的技术报告^[17]。对于仿生叶片, 前期研究的主要目的是实现轻量化, 利用仿生肋板的支撑功能加强整体结构特性, 在此基础上通过去除尾缘玻璃钢, 减少叶片前缘与尾缘区域泡沫层数, 并沿叶展方向逐渐减少内部肋板材料用量。本文在前期轻量化叶片基础上, 进一步探究内肋结构在抗屈曲损伤方面的特性, 因此仿生叶片的几何模型及铺层方案与前期研究保持一致^[14]。

用于建模的材料力学性能参数见表 1^[18]。表 1 中: E_x 、 E_y 分别为展向和弦向弹性模量; G_{xy} 为面内剪切模量; ν_{xy} 为泊松比; t_{ply} 为单层材料厚度; ρ 为材料密度; S_L 、 S_e 分别为极

限拉伸应力与极限压缩强度。



a. 基准叶片 CAD 模型



b. 叶片翼型、弦长及扭角

图 1 基准叶片 CAD 模型及结构参数

Fig. 1 CAD model and structural parameters of reference blade

1.2 材料损伤模型

复合材料的损伤行为主要包括纤维屈曲、纤维断裂、基体脱粘、基体开裂和分层等多种模式, 这些模式通常相互耦合, 实际损伤行为极其复杂^[19]。因此, 本文通过构建复合材料损伤模型, 以探究仿生内肋结构在抗损伤方面的特性。二

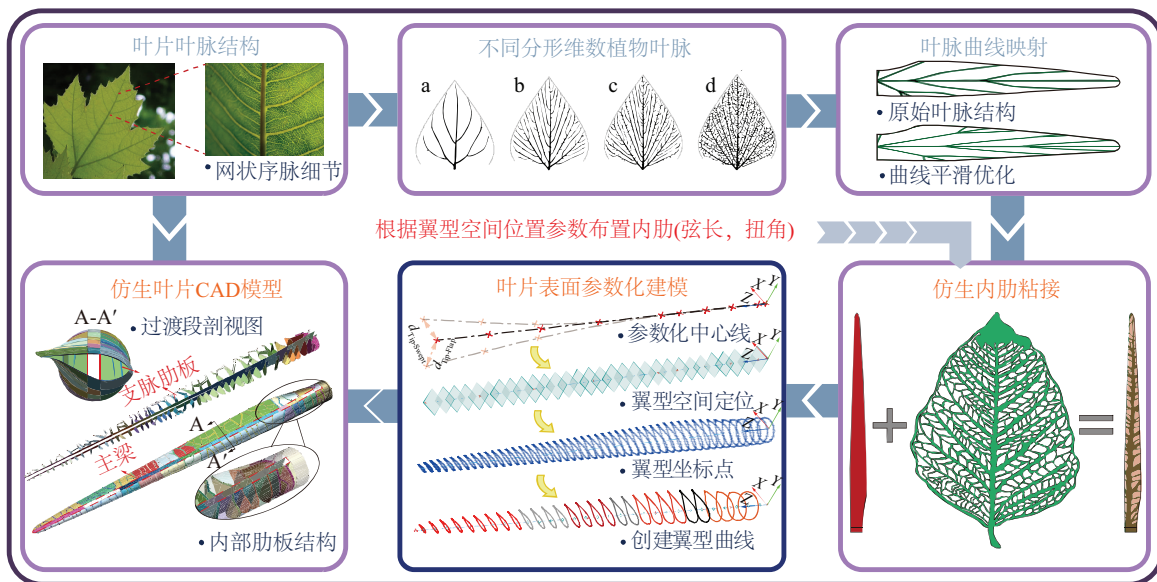


图 2 仿生叶片 CAD 模型建模过程

Fig. 2 Modeling process of bionic blade CAD model

表 1 材料性能参数

Table 1 Properties of materials

复合材料	E_x/GPa	E_y/GPa	G_{xy}/GPa	ν_{xy}	t_{ply}/mm	$\rho/(\text{kg/m}^3)$	S_t/GPa	S_c/GPa
胶衣	3.440		1.380	0.30	0.05	1235		
三轴向蒙皮 $[45^\circ/0^\circ/\pm 45^\circ/0^\circ/-45^\circ]$	27.700	13.650	7.200	0.39	0.94	1850	0.144	0.213
双轴向蒙皮 $[\pm 45^\circ/0^\circ/\pm 45^\circ]$	13.600	13.300	11.800	0.49	1.00	1780	0.700	
碳纤维	114.500	8.390	5.990	0.27	0.47	1220	1.546	1.047
玻璃钢	41.800	14.000	2.630	0.28	0.47	1920	0.972	0.702
泡沫	0.256	0.256	0.022	0.30	1.00	200		

维 Hashin 准则因具有细化的失效模式以及相对较易实现的优点而在复合材料层合板渐进失效进程模拟中得到广泛应用^[20],尤其适用于壳单元构建的有限元模型^[21]。

本文采用二维 Hashin 失效准则模拟叶片损伤特性,通过定义损伤起始评估复合材料叶片层合板的损伤倾向。在纤维增强复合材料的损伤初始化分析中,通常需考虑 4 种失效模式,即纤维拉伸失效、纤维压缩失效、基质拉伸失效和基质压缩失效^[22],其一般化形式如式(1)~式(4)所示。

纤维拉伸($\sigma_{11} \geq 0$):

$$F_f^t = \left(\frac{\sigma_{11}}{X^T} \right)^2 + \alpha \left(\frac{\tau_{12}}{S^L} \right)^2 \quad (1)$$

纤维压缩($\sigma_{11} < 0$):

$$F_f^c = \left(\frac{\sigma_{11}}{X^C} \right)^2 \quad (2)$$

基质拉伸($\sigma_{22} \geq 0$):

$$F_m^t = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y^T} \right)^2 + \alpha \left(\frac{\tau_{12}}{S^L} \right)^2 \quad (3)$$

基质压缩($\sigma_{22} < 0$):

$$F_m^c = \left(\frac{\sigma_{22}}{2S^T} \right)^2 + \left[\left(\frac{Y^C}{2S^T} \right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_{22}}{Y^C} + \left(\frac{\tau_{12}}{S^L} \right)^2 \quad (4)$$

式中: S^L ——纵向抗剪强度,MPa; S^T ——横向抗剪强度,MPa; X^T ——纵向抗拉强度,MPa; α ——确定切应力对纤维拉伸初始化准则贡献的系数; σ_{11} 、 σ_{22} 、 τ_{12} ——有效应力张量 σ 的分量; X^C ——纵向抗压强度,MPa; Y^T ——横向抗拉强度,MPa; Y^C ——横向抗压强度,MPa。

复合材料强度分量参数如表 2 所示^[9],其中上标 u 为材料所能承受的极限强度,t、c 分别为材料承受拉伸载荷和压缩载荷。Hashin 损伤模型可通过参数设置进行指定,其中 1.0 或更高的值代表初始化准则得到满足,进而模拟损伤演化过程^[23]。如定义了损伤初始化模型,但未定义相关的演化规律,则初始化可用于评估材料的损伤承受倾向,而不具体模拟损伤过程^[24]。

表 2 复合材料强度分量

Table 2 Strength components of composite materials

复合材料	$\sigma_{11}^{u,t}$	$\sigma_{11}^{u,c}$	$\sigma_{22}^{u,t}$	$\sigma_{22}^{u,c}$	$\sigma_{33}^{u,t}$	$\sigma_{33}^{u,c}$	σ_{12}^u	σ_{13}^u	σ_{23}^u
玻璃钢	850	500	45	170	30	170	50	55	45
双轴向蒙皮	160	160	160	160	105	105	240	89	58
三轴向蒙皮	255	240	150	150	105	105	110	89	58

1.3 数值模型及边界条件

本文通过有限元软件 ABAQUS 显式求解方法模拟叶片损伤。由于大型风电叶片结构损伤部位通常位于叶片根部至中部区域,因此本文仅针对叶根区至过渡区跨 14.5 m 叶片段进行网格划分、铺层设计及结构性能分析,以节约计算成本。叶片有限元网格细节如图 3 所示。

本文考虑叶片在极端风况下停机时所承受的极限载荷,

暂不涉及叶片动态旋转效应,因此对叶根施加固定约束。为简化载荷传递系统,将叶片两端节点耦合至位于弹性中心的刚性参考节点,并为其指定局部坐标系。对过渡段参考节点施加集中弯矩载荷,允许沿轴向旋转。为避免数值模拟中出现上下夹层板相互穿插的现象,在两块夹层板内表面定义接触属性,摩擦系数设为 0.3,并假定其在整个模拟过程中保持不变。对叶片表面及腹板进行以四边形为主的自由网格离

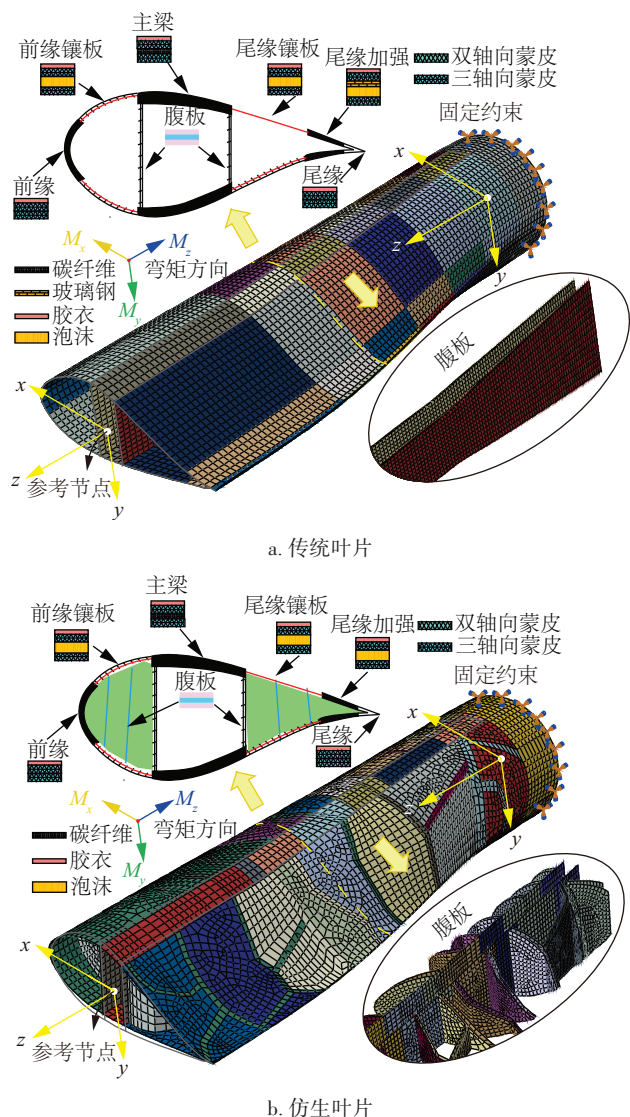


图3 有限元网格及边界条件

Fig. 3 Finite element mesh and boundary conditions

散比划分,单元类型选择适用于层合板分析的四节点缩减积分三维壳单元 S4R。

极限集中弯矩载荷主要是挥舞方向和摆振方向力矩的组合^[25]。为验证停机状态下遭遇 50 年一遇极端风速时的极限承载能力,参照中国风电叶片设计标准^[26],考虑 3 种风向偏航角工况: $\beta=\pm 15^\circ, 0^\circ$ 。图 4 给出了叶片停机状态及偏航角示意图。此外,由于风切变效应,叶片相位角 φ 取 0° 时承受相对最大气动载荷。

本文采用稳态风模型进行仿真分析,计算中考虑的外部载荷包括叶片自重及气动载荷,50 年一遇极端风切变 $V_{e50}(z)$ 为:

$$V_{e50}(z) = 1.4V_{ref}(z/z_{hub})^{0.11} \quad (5)$$

式中: z ——海拔高度, m; V_{ref} ——参考风速,取 50 m/s; z_{hub} ——轮毂高度,取 90 m。

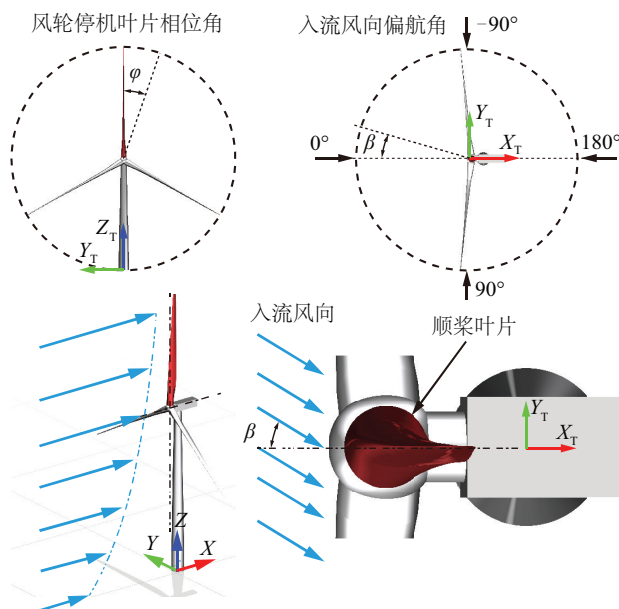


图4 风电叶片停机位置及偏航角度

Fig. 4 Shutdown position and yaw angle of wind turbine blades

采用 Ansys Fluent 稳态求解器,对上述风切变条件下叶片的表面压力分布进行计算,并提取表面压力相对于参考坐标系 3 个方向的受力(图 3),由此计算得到 3 种风向偏航角下的弯矩,结果见表 3。

表3 3种风向偏航角的设计弯矩

Table 3 Design moments for three wind yaw angles

偏航角	kN·m		
	+15°	0°	-15°
M_x	9230	222	-16100
M_y	485	434	3550
M_z	-380	-280	156

2 叶片模型验证

2.1 几何参数验证

表 4 为本文基准叶片几何结构参数与 NREL 5 MW 理论设计值的对比结果。验证表明,采用本文铺层方案建立的叶片几何模型,在总质量、重心及惯性矩等参数上均与设计要求保持了较好的一致性。

表4 叶片几何结构参数对比

Table 4 Comparison of blade structure parameters

结构参数	总质量/ kg	重心位置 (沿展向)/m	惯性矩(基于叶根)/ ($10^7 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$)
设计参数	17740	20.47	1.18
本文	17814	20.34	1.19

2.2 网格无关性验证

网格无关性验证结果如图 5 所示。基于叶片表面施加固定载荷的方式,对基准叶片与仿生叶片开展线性屈曲分析。以网格尺寸 0.08 m 为基准,计算结果表明,屈曲因子随全局网格尺度的细化而逐渐降低。当网格尺度为 0.15 m 时,屈曲因子的变化率已控制在 5% 以内。综合权衡计算效率与求解精度后,最终采用 0.15 m 的全局网格尺度。

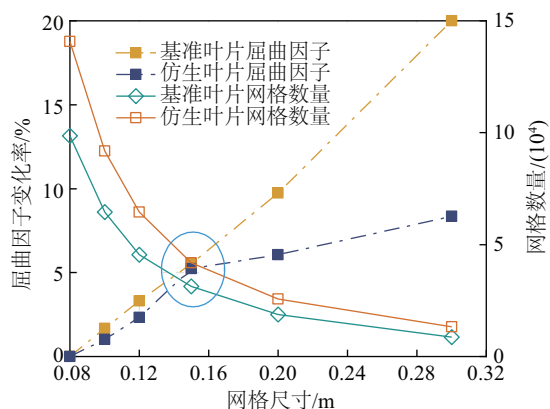


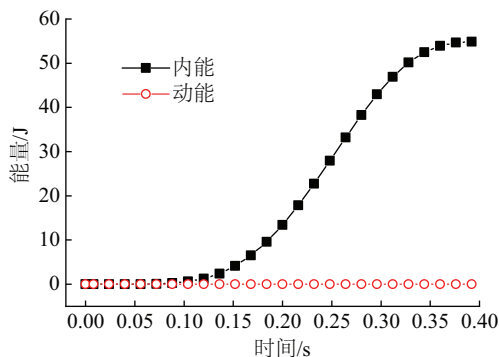
图 5 不同网格尺寸下的屈曲因子与网格数量

Fig. 5 Buckling factor and number of meshes under different mesh sizes

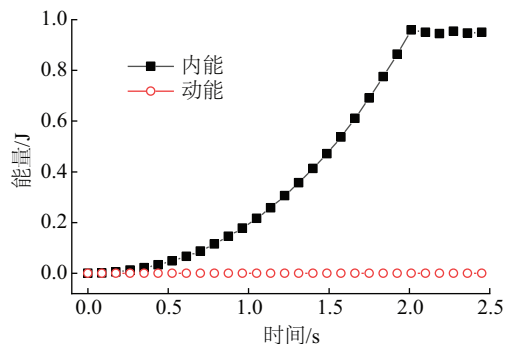
2.3 损伤模型验证

由于缺乏 5 MW 叶片的损伤实验或模拟数据,本文采用单一碳纤维复合材料进行带孔层合板拉伸模拟^[27],通过测试其内部损伤机理,间接验证所用损伤模型的可靠性。图 6 为带孔层合板拉伸模拟及仿生叶片损伤模拟的能量-时间曲线。从图 6 可知,损伤模拟进程中内能远远大于试件破坏前的动能。因此,利用 ABAQUS 显式求解器模拟准静态下极限载荷材料损伤的动力学效应可忽略。

层合板不同类型的失效特征如图 7 所示。可发现孔周边基质裂纹加速了纤维的断裂。这是由于 90°层和±45°层的基质裂纹迅速扩展,使基质失去承载能力,导致孔边缘应力集中。可见,带孔层合板模拟的应力集中和纤维连续性破坏与复合材料叶片损伤特性具有一定相似性。为此,本文将额外关注铺层角度对复合材料叶片损伤的影响。



a. 带孔层合板



b. 叶片损伤

图 6 损伤模拟过程能量-时间曲线

Fig. 6 Energy-time curves for damage simulation

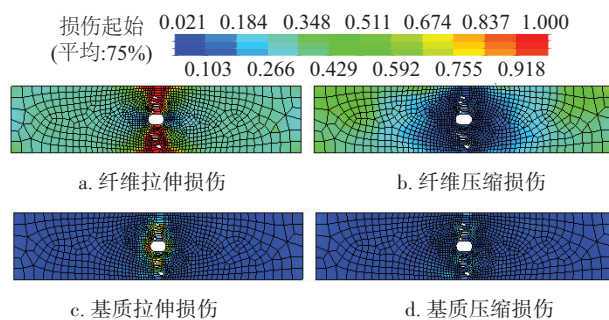


图 7 带孔层合板损伤特征

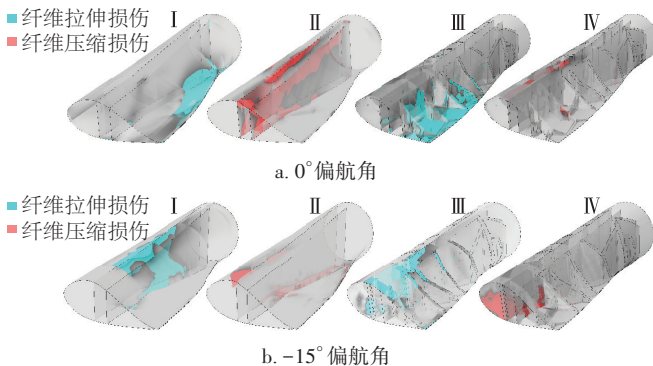
Fig. 7 Damage characteristics of perforated plywood

3 计算结果与分析

3.1 偏航角度影响

图 8 为两种叶片在不同偏航角度设计载荷下的纤维损伤状态。结果表明,仅在 $\beta=0^\circ$ 时叶片才会出现显著的尾缘损伤。这是因为尾缘损伤的形成是一个屈曲驱动过程,仅施加在特定角度的弯矩荷载才会导致明显的尾缘屈曲^[28]。

对比图 8a 中各叶片的损伤状态可见,在 $\beta=0^\circ$ 的载荷条件下,受纤维拉伸作用的尾缘损伤发展最为明显,叶片吸力面和压力面均可见损伤区域。基准叶片损伤区域自过渡区尾缘向叶根区发展,而仿生叶片损伤区域则集中在过渡段尾缘区域,这说明内肋的存在一定程度上抑制了损伤的横向发



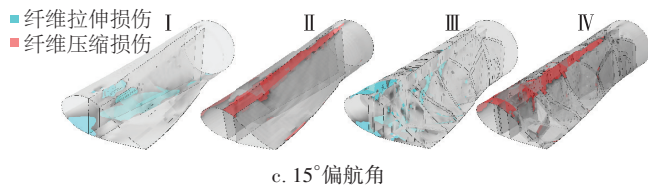


图8 不同偏航角下两种叶片的纤维损伤

Fig. 8 Fibre damage in two types of blades at different yaw angles

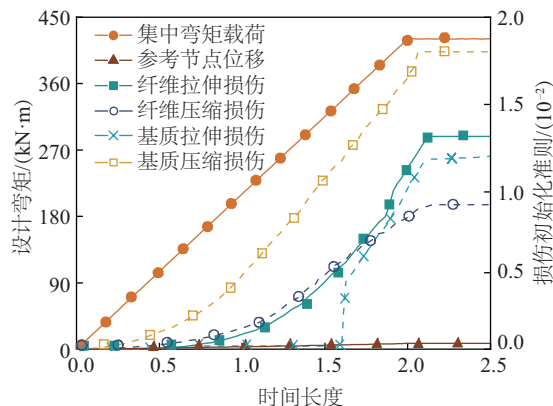
展。此外,基准叶片主梁及腹板区域出现较大面积纤维压缩损伤,这是由于其前缘与尾缘之间存在大面积中空区域,导致叶片主要承重结构箱型梁产生显著的屈曲不稳定性^[16]。

在 $\pm 15^\circ$ 偏航角荷载条件下,尾缘损伤发展相对缓慢,且在多个位置形成,这是由于叶片的多波屈曲模式导致应变分量在多个位置发生局部化^[8]。由于复合材料承受拉伸载荷与压缩载荷的力学响应不同,叶片压力面和吸力面损伤发展存在显著差异,纤维承担主要的拉伸载荷,而在压缩载荷下更容易发生失稳。图8c显示了在 $+15^\circ$ 偏航角下,仿生叶片吸力面主梁附近纤维压缩损伤发展严重,这可能是由于内肋结构在该偏航角下无法承担足够的压缩载荷,进而导致主梁受损。

3.2 损伤预测响应

图9为 0° 偏航角下两种叶片复合材料整体预测损伤结构响应随时间的变化。在结构产生线性弹性响应后,叶片两块夹芯板开始发生屈曲变形。随着施加载荷的增加,复合材料逐渐屈服,损伤初始准则随之增大,材料损伤集中出现在靠近尾缘的区域。由图9可见,在弯矩载荷达到峰值之前,复合材料的初始损伤以纤维和基质的主导模式表征,其中以基质为主导的损伤发展更快,材料损伤从尾缘扩展到压力侧和吸力侧。此外,相较于基准叶片,仿生叶片形变有所降低,且损伤初始变化更为缓慢。

为详细展示叶片不同区域及3种复合材料的失效进展,在 0° 偏航角下的模拟结果中提取载荷加载起始以及达到峰值后的材料损伤特征,如图10所示。由于持续的屈曲变形,复合材料逐渐承受更大荷载,最终导致严重的复合材料失



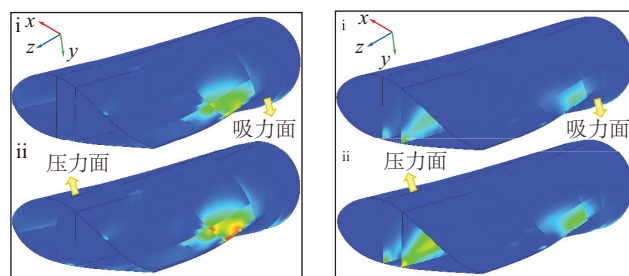
b. 仿生叶片

图9 叶片损伤预测结构响应

Fig. 9 Structural response to blade damage prediction

效,包括纤维断裂、基体损坏。叶片损伤区域首先沿着纵向方向围绕尾缘出现,随后逐渐横向扩展。

纤维损伤/0.00 2.20 4.40 6.60 7.34 8.81 基质损伤/0.00 1.48 2.37 3.55 5.22 8.70 (10^{-3})



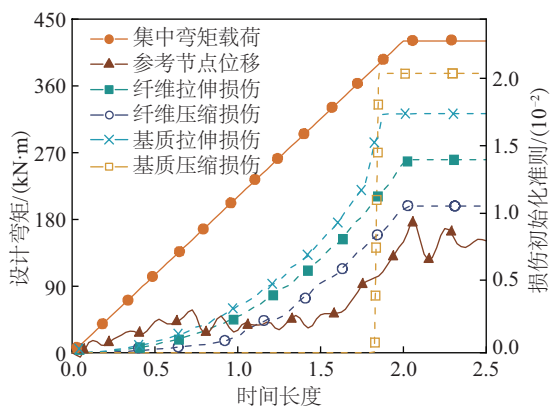
a. 基准叶片

b. 仿生叶片

图10 0° 偏航角损伤特征Fig. 10 Damage characteristics at 0° yaw angle

尾缘损伤以纤维主导的破坏形式从尾缘扩展至压力面的复合材料内层以及吸力面复合材料的外层和内层,吸力面外侧复合材料层的损伤逐渐向尾缘镶板扩展。此外,基准叶片过渡段的材料损伤逐渐横向扩展至叶根区域。仿生叶片由于其内肋提供的支撑作用,损伤区域集中在过渡段尾缘,未向叶根区域扩展。但需注意的是,从仿生叶片内肋的布置结构可见,相邻两块内肋之间区域的纤维损伤现象较为严重,这是由于该区域材料较薄所致。

尾缘损伤以基质主导的破坏形式在靠近过渡段腹板及尾缘区域开始扩散,叶片内部材料表现出更为显著的基质损

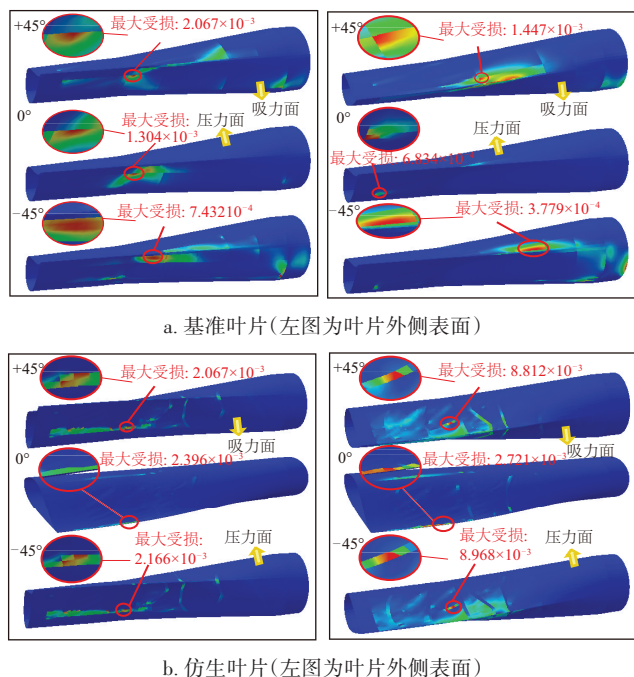


a. 基准叶片

伤。仿生叶片的最大损伤区域出现在过渡区内部肋板,尾缘损伤在多个位置形成。这是由于叶片内部载荷传递受内肋结构的影响,且不同失效类型材料产生相互作用所致^[29],因此尾缘损伤的形成是所有失效模式的综合结果。此外,由于屈曲变形的增加,两种叶片腹板与表面的接触区域损伤开始扩展。

3.3 铺层设计分析

基准材料的疲劳断裂特征通常表现为裂纹的形成与扩展,而复合材料往往以损伤场的形式演化^[30]。其损伤性能受材料类型、铺层设计和载荷形式等多种因素影响^[31]。因此,进一步探究叶片复合材料的类型及铺层角度对叶片受损区域及损伤程度的影响,双轴向、三轴向蒙皮铺层角度见表 1,各自的损伤行为如图 11、图 12 所示。



b. 仿生叶片 (左图为叶片外侧表面)

图 11 三轴向复合材料损伤特征

Fig. 11 Triaxial composite damage characteristics

基准叶片三轴向蒙皮在 0° 偏航角下的损伤特征如图 11a 所示。横向对比可知,基准叶片外侧表面损伤发展更为迅速,且主要表现为吸力面尾缘区域受损,而内侧表面损伤区域集中在压力面尾缘区域;纵向对比得出,3 种铺层角度的三轴向蒙皮损伤行为及损伤区域存在显著差异,在 $\pm 45^\circ$ 铺层角度时,叶片尾缘段产生损伤,且损伤逐渐朝主梁纵向发展,随后拓展至叶根及过渡区域,存在横向发展趋势,这与缪兴元等^[9]对尾缘横向裂纹形成的探究结果相吻合;当铺层角度为 0° 时,叶片表面损伤区域则较为集中,并未向其他区域扩展。仿生叶片三轴向蒙皮的损伤特征如图 11b 所示。横向对比可知,仿生叶片内侧表面损伤行为发展更为迅速,这与基准叶片相反。原因在于仿生叶片内肋的支撑作用抵抗了外侧

表面受到的载荷冲击,进而导致在主梁附近发展出长段的材料损伤,表明内肋结构对改善叶片尾缘损伤行为存在一定作用。后续研究将进一步优化内肋结构,调整铺层方案以减轻主梁区域三轴向蒙皮的材料损伤。通过纵向对比,仿生叶片得出与基准叶片相同的结论,即 0° 铺层时叶片损伤区域集中于尾缘区域。

如图 12a 所示,对于基准叶片,两侧表面的双轴向蒙皮损伤发展近似。然而,不同铺层角度导致损伤差异显著, -45° 铺层时的材料损伤区域显著多于 $+45^\circ$ 铺层。同时尾缘侧腹板损伤发展较前缘侧迅速,这表明尾缘侧腹板在该偏航角度下承受更多载荷作用,受屈曲不稳定性影响更大。如图 12b 所示,仿生叶片腹板受两侧内肋的支撑作用,损伤发展缓慢,最大受损区域位于过渡段尾缘侧腹板支脉肋板。此外,两种叶片均在叶根段额外铺设了多层复合材料以提升抗屈曲能力,因此腹板受损区域均集中于前端(即叶片过渡段区域),该现象表明,使用更多高刚度、高强度的材料能减缓损伤发展,但会不可避免地增加叶片重量与成本。因此,仿生叶片的内肋结构在减轻叶片重量、降低尾缘损伤等方面具有优势,对未来大型风电叶片的成本控制具有一定参考价值。

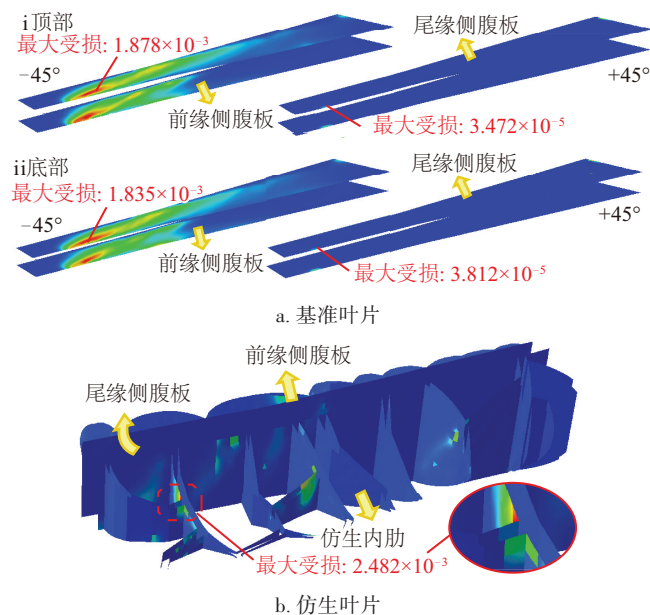


图 12 双轴向复合材料损伤特征

Fig. 12 Damage characteristics of biaxial composites

4 结 论

为改善复合材料叶片抗屈曲性能,减轻尾缘结构损伤,本文对具有内肋构型的 5 MW 风电叶片开展研究,采用渐进损伤失效模型分析叶片在不同偏航角度下的材料损伤响应,得到如下主要结论:

1) 叶片尾缘损伤的形成是一个屈曲驱动过程,仅 0° 偏航角载荷条件下施加弯矩载荷才会导致明显的尾缘屈曲。仿

生内肋的支撑作用可显著抑制损伤的横向发展。

2) 仿生叶片受拉伸载荷控制时, 损伤集中于过渡段尾缘区域; 受压缩载荷控制时, 损伤沿主梁横向发展。相较于基准叶片, 仿生叶片的屈曲变形有所降低, 且损伤起始变化更为缓慢。

3) 不同铺层角度下叶片表面复合材料的损伤行为差异明显, -45° 铺层角度下三轴向蒙皮损伤区域显著增多。叶片腹板损伤区域集中于前端过渡段, 优化材料组分可提升叶片抗屈曲性能。

[参考文献]

- [1] 赵丽军, 张璠, 厉伟, 等. 风电机组风轮不平衡机械载荷时域特性分析[J]. 太阳能学报, 2020, 41(8): 342-350.
- ZHAO L J, ZHANG F, LI W, et al. Analysis on time domain characteristics of imbalanced mechanical loads of wind turbine rotor[J]. Acta energiae solaris sinica, 2020, 41(8): 342-350.
- [2] ZHAO F, LEE J, BACKWELL B, et al. Global wind report[R]. Brussels, Global Wind Energy Council, 2024.
- [3] VEERS P, BOTTASSO C L, MANUEL L, et al. Grand challenges in the design, manufacture, and operation of future wind turbine systems [J]. Wind energy science, 2023, 8(7): 1071-1131.
- [4] ULLAH H, ALAM K, IQBAL M, et al. Simulation of buckling-driven progressive damage in composite wind turbine blade under extreme wind loads [J]. Engineering failure analysis, 2022, 140: 106574.
- [5] VEERS P, DYKES K, LANTZ E, et al. Grand challenges in the science of wind energy [J]. Science, 2019, 366(6464): eaau2027.
- [6] WANG J H, ZHANG L A, HUANG X M, et al. Initiation mechanism of transverse cracks in wind turbine blade trailing edge[J]. Energy engineering, 2022, 119(1): 407-418.
- [7] CHEN X, TANG J, YANG K. Modeling multiple failures of composite box beams used in wind turbine blades [J]. Composite structures, 2019, 217: 130-142.
- [8] CHEN X, BERRING P, MADSEN S H, et al. Understanding progressive failure mechanisms of a wind turbine blade trailing edge section through subcomponent tests and nonlinear FE analysis [J]. Composite structures, 2019, 214: 422-438.
- [9] MIAO X Y, CHEN X. Structural transverse cracking mechanisms of trailing edge regions in composite wind turbine blades [J]. Composite structures, 2023, 308: 116680.
- [10] NEJAD A R, KELLER J, GUO Y, et al. Wind turbine drivetrains: state-of-the-art technologies and future development trends [J]. Wind energy science, 2022, 7(1): 387-411.
- [11] SIMON J. Thermoplastic composite wind turbine blades: an integrated design approach [D]. Delft: Delft University of Technology, 2010.
- [12] FORCIER L C, JONCAS S. Development of a structural optimization strategy for the design of next generation large thermoplastic wind turbine blades [J]. Structural and multidisciplinary optimization, 2012, 45(6): 889-906.
- [13] FORCIER L C, JONCAS S. New structural design concepts for large thermoplastic wind turbine blades using structural optimization techniques [C]//51st AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference. Orlando, Florida, USA, 2010: 2578.
- [14] 朱海波, 缪维跑, 范士杰, 等. 大型风力机叶片仿生叶脉结构设计及性能分析[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(4): 1521-1531.
- ZHU H B, MIAO W P, FAN S J, et al. Design and performance analysis of bionic vein structure for large wind turbine blade [J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(4): 1521-1531.
- [15] JONKMAN J M, BUTTERFIELD S, MUSIAL W, et al. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development [R]. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2009.
- [16] 王同光. 风力机叶片结构设计[M]. 北京: 科学出版社, 2015.
- WANG T G. Structure design for wind turbine blades [M]. Beijing: Science Press, 2015.
- [17] RESOR B R. Definition of a 5 MW/61.5 m wind turbine blade reference model [R]. New Mexico: Sandia National Laboratories, 2013.
- [18] GRIFFITH D T, ASHWILL T, RESOR B. Large offshore rotor development: design and analysis of the Sandia 100-meter wind turbine blade [C]//53rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference. Honolulu, Hawaii, USA, 2012: 1499.
- [19] 程小全, 杜晓渊. 纤维增强复合材料疲劳寿命预测及损伤分析模型研究进展[J]. 北京航空航天大学学报, 2021, 47(7): 1311-1322.
- CHENG X Q, DU X Y. Research development of fatigue life prediction and damage analysis model of fiber-reinforced composite [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2021, 47(7): 1311-1322.

- [20] 余海燕, 贺宏伟, 邢萍. 考虑不同刚度退化模式的碳纤维增强复合材料失效模型开发[J]. 机械工程学报, 2024, 60(2): 197-208.
- YU H Y, HE H W, XING P. Development of carbon fiber reinforced plastic failure models considering different stiffness degradation modes [J]. Journal of mechanical engineering, 2024, 60(2): 197-208.
- [21] 宋江北, 安宗文, 汤婷, 等. 恒幅载荷下复合材料剩余刚度退化模型[J]. 太阳能学报, 2022, 43(3): 382-387.
- SONG J B, AN Z W, TANG T, et al. Degradation model of residual stiffness of composite materials under constant amplitude load[J]. Acta energiae solaris sinica, 2022, 43(3): 382-387.
- [22] 唐荆. 大型风电复合材料叶片主承力部件结构失效研究[D]. 北京: 中国科学院大学(中国科学院工程热物理研究所), 2019.
- TANG J. Structural failure of the primary load-carrying component of large composite wind turbine blades [D]. Beijing: Institute of Engineering Thermophysics, Chinese Academy of Sciences, 2019.
- [23] 张亚楠, 周勃, 俞方艾, 等. 基于聚类分析的含原生缺陷风力机叶片拉伸缺陷演化研究[J]. 太阳能学报, 2021, 42(4): 396-402.
- ZHANG Y N, ZHOU B, YU F A, et al. Evolution of tensile defects in wind turbine blades with original defects based on cluster analysis [J]. Acta energiae solaris sinica, 2021, 42(4): 396-402.
- [24] 张凝. 复合材料风力机叶片失效模拟研究[D]. 湘潭: 湘潭大学, 2021.
- ZHANG N. Study on failure simulation of composite wind turbine blades[D]. Xiangtan: Xiangtan University, 2021.
- [25] HASELBACH P U, CHEN X, BERRING P. Place smart, load hard-structural reinforcement of the trailing edge regions of a wind turbine blade strengthening the buckling resistance[J]. Composite structures, 2022, 300: 116068.
- [26] GB/T 18451.1—2022, 风力发电机组 设计要求[S].
- GB/T 18451.1—2022, Wind energy generation systems design requirements[S].
- [27] YIN D J, ZHENG J, XIONG C, et al. Experimental and numerical studies of perforated CFRP laminates under quasi-static tensile load [J]. IOP conference series: materials science and engineering, 2021, 1040(1): 012011.
- [28] 王宝莹, 董敏, 梁旭, 等. 海上风电叶片结构设计中的前沿问题与挑战[J]. 船舶工程, 2023, 45(11): 18-24, 53.
- WANG B X, DONG M, LIANG X, et al. Frontier issues and challenges in the structural design of offshore wind turbine blades[J]. Ship engineering, 2023, 45(11): 18-24, 53.
- [29] 范士杰, 寿昊楠, 缪维跑, 等. 基于内肋结构的大型风力机叶片轻量化设计[J]. 热能动力工程, 2025, 40(3): 133-143.
- FAN S J, SHOU H N, MIAO W P, et al. Lightweight design of large wind turbine blade based on internal rib structure[J]. Journal of engineering for thermal energy and power, 2025, 40(3): 133-143.
- [30] ANSARI M T A, SINGH K K, AZAM M S. Fatigue damage analysis of fiber-reinforced polymer composites: a review [J]. Journal of reinforced plastics and composites, 2018, 37(9): 636-654.
- [31] 张志强, 乔印虎, 王帅帅. 复合材料风力机叶片铺层参数优化[J]. 太阳能学报, 2023, 44(3): 97-103.
- ZHANG Z Q, QIAO Y H, WANG S S. Optimization of laminating parameters for composite wind turbine blades [J]. Acta energiae solaris sinica, 2023, 44(3): 97-103.

DAMAGE ANALYSIS OF COMPOSITE WIND TURBINE BLADE BASED ON BIONIC STRUCTURE

Shou Haonan¹, Miao Weipao^{1,2}, Fan Shijie¹, Xu Zifei^{1,3}, Li Chun^{1,2}, Yue Minnan^{1,2}

(1. *School of Energy and Power Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai 200093, China;*

2. *Non-carbon Energy Conversion and Utilization Institute, Shanghai 200240, China;*

3. *Risk and Reliability Institute, University of Liverpool, Liverpool L69 7ZF, UK*)

Abstract: To reduce the weight of large wind turbines, structural stiffness is often compromised, leading to local buckling instability and trailing edge structural damage in composite blades under large-scale deformation. To address this issue, this paper introduces an inner rib structure for wind turbine blades to examine its effectiveness in improving resistance to buckling-induced damage. Structural damage response analysis was conducted using the explicit dynamic method under ultimate load conditions at extreme wind speeds and three yaw angles. The results indicate that trailing edge damage in blades is primarily a buckling-driven process, with significant trailing edge buckling occurring only when bending moment loads are applied at specific angles. The support provided by the inner rib in bionic blades localises damage to the transition section, effectively preventing its progression to the blade root section. Under tensile loads, damage concentrates in the trailing edge of the transition section, whereas under compressive loads, damage propagates laterally along the main beam. The buckling resistance of composite layers varies with ply angles, resulting in distinct damage patterns.

Keywords: wind turbine blades; bionic; composite materials; buckling; 2D-Hashin criterion