



风力机设计及其空气动力学问题

王琰, 王同光*

南京航空航天大学江苏省风力机设计高技术研究重点实验室, 南京 210016

*联系人, E-mail: tgwang@nuaa.edu.cn

收稿日期: 2013-04-08; 接受日期: 2013-05-23

江苏高校优势学科建设工程资助项目



摘要 针风力机设计中的复杂多变量、多目标和多约束优化问题, 提出一种基于 Pareto 理论的风力机多目标设计框架, 并以 1.5 MW 大型风力机叶片设计为例, 讨论了风力机多目标一体化设计的基本特点. 然后由此引出风力机设计中至关重要的气动计算方法和非常规气动建模面临的挑战, 概述了风力机空气动力学的复杂性, 介绍了在风力机空气动力学计算方法和气动建模方面取得的进展和存在的问题.

关键词 风力机, 多目标优化, CFD, 涡尾迹方法, 动量叶素理论, 动态失速, 三维旋转效应, 动态尾流, 尾流干扰

PACS: 89.30.Ee, 92.60.Gn, 43.75.Pq**doi:** 10.1360/132013-167

随着我国国民经济的快速发展, 能源的巨大需求与常规化石能源日趋枯竭的矛盾已日益尖锐, 能源问题已成为影响我国国家安全、制约经济可持续发展的一个关键要素. 另一方面, 大量使用化石能源, 特别是以煤电为主的能源结构形式是造成我国环境恶化、空气污染的主要原因之一. 因此, 尽快实现可再生能源的大规模开发是解决我国能源紧缺、改善环境和空气质量的迫切需求和根本途径. 其中, 风能作为一种取之不尽、用之不竭的清洁可再生能源, 已经成为最具代表性和商业化前景的新能源之一. 近年来, 世界主要国家的政府都将风力发电技术列为新兴的高新技术予以支持. 风力发电技术也已取得了巨大的进步, 已发展成为一个涉及空气动力学、机械工程、材料科学、传感器技术、计算科学和先进生产

技术等多学科高度综合的复杂系统工程. 但是, 风力发电技术, 特别是风力机设计及其最根本的空气动力学问题还远没有得到解决.

风力机整机和零部件设计不能看成一个相互独立的过程, 各部件和系统之间联系紧密且相互制约, 包含的设计变量、设计目标和约束条件众多, 如发电量要大、度电成本要小、整机造价要低、塔架受力要小、要抗疲劳和极限载荷等, 还要兼顾到噪音、控制、制造和上网等方面的要求, 本质上风力机设计是一个典型的、复杂的多目标优化设计问题^[1-4]. 目前工程上设计方法主要是基于设计-验证-改进这种循环过程, 将各个部件和系统的设计独立开来. 这种方法高度依靠已有经验, 还要不断修改叶片最优气动外形, 获得的风力机性能离理论的最优值有较大差距.

引用格式: 王琰, 王同光. 风力机设计及其空气动力学问题. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2013, 43: 1579-1588

Wang L, Wang T G. Wind turbine design and its aerodynamic issues (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2013, 43: 1579-1588, doi: 10.1360/132013-167

理论上, 基于 Pareto 最优解理论的一体化设计方法是处理这类问题的最佳选择, 但目前普遍采用的、基于单目标设计思路的“目标加权方法”^[5,6], 并不能处理这样复杂的优化设计问题, 严重制约了风力机各部分之间的联合设计和风力机整体性能的提高. 因此, 迫切需要一种适合风力机一体化设计的、高效的多目标优化方法.

本文首先针对风力机的设计特点, 介绍一种基于 Pareto 理论的风力机多目标设计框架, 并以 1.5 MW 大型风力机叶片设计为例, 讨论了风力机多目标一体化设计的基本特点. 然后由此出发, 引出风力机设计中至关重要的气动计算方法和非定常气动力学建模面临的挑战.

1 风力机的多目标设计方法

风力机优化设计是复杂的多目标问题, 设计目标之间相互联系又互相制约, 并不存在唯一的最优解, 而是存在一组目标相互妥协的综合最优解集, 即 Pareto 最优解集. 同时, 风力机优化存在众多的等式和不等式约束, 目标函数的求解更是复杂的多峰问题, 计算量也较大, 这些都对优化算法提出了很高的要求. 因此, 在设计风力机的多目标优化算法时, 需要同时满足三个基本要求: (1) 算法能很好的处理任意数量的优化目标和约束条件, 对目标之间的关联性和冲突不敏感; (2) 针对风力机特有的多峰问题, 算法必须要有较好的收敛性和鲁棒性; (3) 算法还必须具有很高的计算效率.

1.1 多目标优化算法

针对上述要求, 本文基于一种快速非支配排序遗传算法(Fast and Non-dominated Sorting Genetic Algorithm, NSGA-II)^[7], 并针对算法收敛性和效率的不足, 提出了一种改进的 NSGA-II 算法. NSGA-II 算法是一种基于遗传算法的高效快速排序算法, 无需对设计目标进行任何转化, 根据个体之间的 Pareto 支配关系对种群进行分层, 再通过密度评价函数来控制每一层中的个体分布, 从而达到快速筛选个体优劣的目的. 在约束处理方面, NSGA-II 算法引入了一种高效的约束处理机制^[8], 其不采用罚函数方法, 而是通过引入一种虚拟越界的方法, 给约束条件处理提供了一种通用的解决方案. 算法还采用了拥挤距

离评估方法取代常用的共享函数法, 使其无需确定一个共享参数就能控制个体的分布. 由于 NSGA-II 算法操作简单, 且有较好的收敛速度和鲁棒性, 已成为多目标优化领域的基准算法之一.

改进的 NSGA-II 算法在保留 NSGA-II 算法所有优点的同时, 也对其在处理多模态问题存在的不足进行了改进. 改进的 NSGA-II 通过引入精英控制策略^[9]和动态拥挤距离的评价方法^[10]来改善算法在处理侧向和横向多样性时存在的不足. 同时, 为了进一步改善算法的收敛性能, 减小计算规模和操作复杂性, 改进的 NSGA-II 算法还采用 SBX 交叉算子和多项式变异的方法^[11].

基于改进 NSGA-II 算法的风力机设计与传统的单目标设计有本质的区别, 其不追求唯一的最优解, 而致力于快速获取 Pareto 最优解集和阵面, 在处理大量的目标和约束的优化问题时, 保持较好的收敛性和鲁棒性, 能够胜任风力机复杂的多目标设计任务^[12].

1.2 NH1500 风力机叶片设计

为了验证上述改进的 NSGA-II 算法框架下的风力机多目标一体化设计的可行性, 本文以 1.5 MW 大型风力机叶片(NH1500)设计为例, 说明本设计方法的基本特点^[13]. NH1500 风力机叶片采用常用的水平轴、上迎风、三叶片的设计方案, 其基本特性参数如表 1 所示.

风力机叶片设计的理想目标是在多个目标耦合和约束下的成本最小, 但风力机的成本评估涉及诸多不确定因素, 目前常用的基于权重法的成本模型, 并不能表达风力机的真实成本. 因此, NH1500 风力机叶片选取以下两个存在一定冲突的设计目标:

表 1 风轮基本特性参数

Table 1 Basic parameters of the rotor

参数	单位	数值
风轮类型	-	水平轴/上迎风/变桨控制
风场类型	-	Ⅲ类
叶片数	-	3
叶片长度	m	41.5
最大转速	round/min	18.5
额定功率	MW	1.5
最佳尖速比	-	9.5
切入风速	m/s	3
切出风速	m/s	25
翼型族	-	DU/NACA 63

- (1) 在给定风场条件下, 风轮的年发电量最大;
- (2) 在给定结构形式条件下, 叶片质量最小.

NH1500 风力机叶片力求在给定的设计条件下, 追求最佳的空气动力学性能. 因此, 在给定风场风速分布的基础上, 以年发电量最大为首要优化目标, 叶片的气动性能评估采用了修正的动量叶素理论.

NH1500 风力机叶片在追求最优空气动力学性能的同时, 还兼顾到了叶片的结构优化. NH1500 风力机叶片采用了双腹板的结构型式, 主复合层和尾缘加强层使用单向布玻璃纤维聚合脂复合材料, 内/外蒙皮和前缘条采用双轴布玻璃纤维聚合脂复合材料, 填充部分为 PVC 泡沫^[14], 如图 1 所示. 依据 GL(2003) 的设计规范要求, 选取多种极限工况, 用来确定 NH1500 风力机叶片的极限载荷. 再以截面主复合层厚度和位置、尾缘加强层的厚度为变量, 以给定铺成形式下的质量最小为优化目标, 采用了薄壁梁自由弯曲的计算方法, 借助单目标优化设计算法, 可以得到满足强度和刚度要求的最优叶片结构铺层形式.

风力机叶片设计的约束条件确定是一个半经验过程. 在叶片的气动布局约束方面, NH1500 仅要求叶片的弦长、扭角和绝对厚度从最大厚度处向叶尖递减. 同时, 为了满足制造要求, 采用了四阶自然边界的样条曲线对其形状加以控制, 共设置了 13 个变量, 能够很好地覆盖常用外形. 此外, 还采用了先光顺后优化的设计思路, 从而避免了因叶片光顺而导致的气动性能改变. 除了叶片的几何约束外, 输出功率和推力的约束主要是通过变桨操作来完成, 使其在大于额定风速后, 功率输出始终稳定在额定功率.

NH1500 风力机叶片的气动布局如图 2 所示, 图中清晰地给出了叶片的腹板位置. 叶片总重量为 5.6 t, 与一般的 1.5 MW 叶片相当. 这主要是因为本设计更

关注叶片的气动性能而不是重量, 所以在 Pareto 最优解集中选取了气动性能较高的设计点. NH1500 风力机叶片从切入风速到 8 m/s 风速, 始终追踪最优功率系数, 风轮在 10.4 m/s 时到达额定功率. 风轮在大于额定风速后, 通过变桨控制使功率输出始终稳定在额定功率. 图 3 给出了用 GH BLADED 软件计算的功率和扭矩曲线.

NH1500 风力机叶片还在中国空气动力研究中心的 12 m×16 m 大型风洞中进行了 1/16 的缩尺模型气动性能验证试验^[15](图 4). 动量叶素理论计算得到的

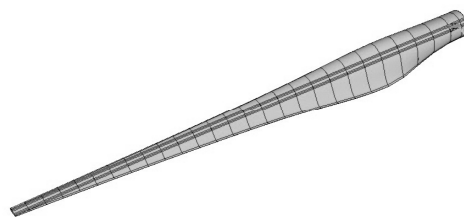


图 2 NH1500 叶片气动布局
Figure 2 NH1500 blade layout.

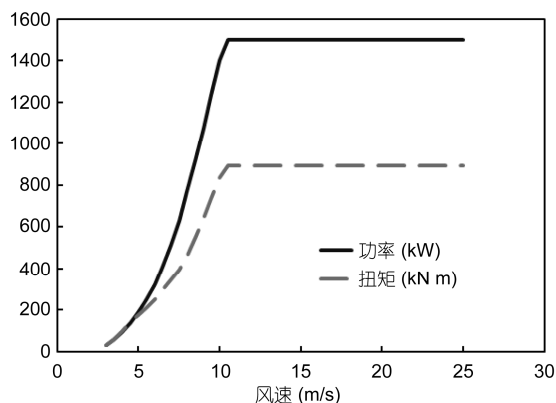


图 3 叶片的功率和扭矩曲线
Figure 3 Power curve and shaft torque curve.

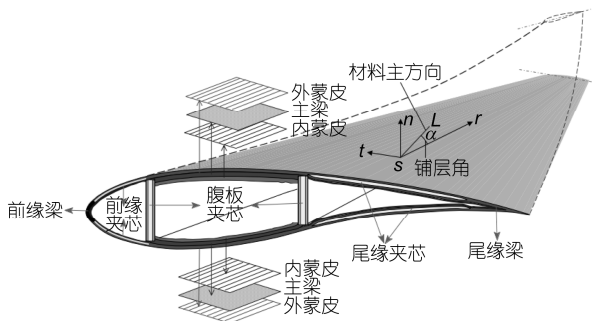


图 1 叶片截面的结构示意图
Figure 1 Structural scheme of the blade section.

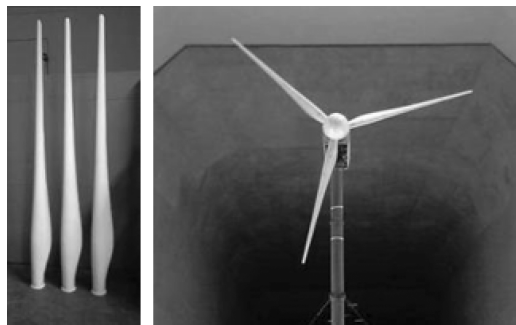


图 4 NH1500 叶片风洞试验
Figure 4 The tunnel experiments of the NH1500 blade.

最大功率系数为 0.488, 而风洞试验得到了更高的最大功率系数为 0.492, 考虑到尺寸效应, 显然全尺寸叶片的最大功率系数应该高于 0.492, 这也被采用 $k-\omega$ SST 湍流模型的雷诺平均计算流体力学方法和自由涡尾迹方法的气动计算结果证实, 如图 5 所示.

2 风力机空气动力学面临的挑战

大型风力机设计虽然涉及的学科众多, 但毫无疑问, 空气动力学作为首要问题已得到公认, 是整机和部件设计的关键和基础. 风力机叶片的气动性能直接决定能量的提取效率, 各种气动载荷要么直接是其他系统或部件的设计输入, 要么间接的作为设计依据或准则, 进而从根本上决定着风力机的整机性能、发电成本和安全性.

大型风力机在复杂环境和载荷下工作, 涉及的流动问题高度复杂, 主要表现在四个方面: (1) 与飞行器和其他旋转机械不同, 风力机在近地面大气边界层内运转, 受到地理、地形、气候和风电场中风力机间的相互干扰等诸多因素影响, 来流条件异常复杂, 使得风力机所有的气动现象都表现出高度非定常性^[16]; (2) 风力机叶片常常工作在失速状态下, 而目前还缺乏对非定常失速气动特性的深刻理解, 无法全面准确描述动态失速现象和规律^[17]; (3) 风力机叶片根部和尖部区域的流动是高度三维的, 在靠近叶根区域, 由于离心力和科氏力的共同作用而存在显著的三维旋转效应; 在叶尖区域, 存在大强度叶尖涡的诱导作用^[18]; (4) 风力机还存在严重的气动尾流干扰问题. 风电场中的风力机总是在上游风力机尾

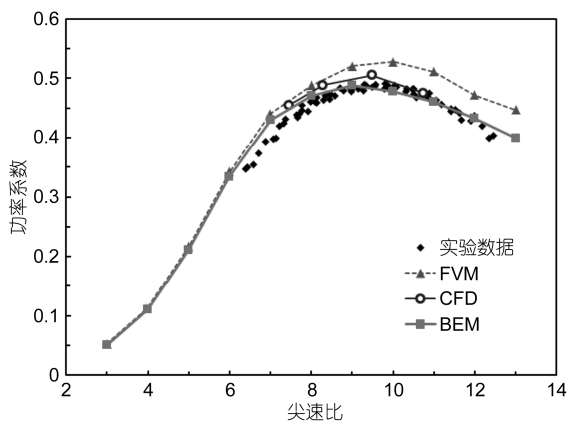


图 5 功率系数随尖速比的变化曲线
Figure 5 Power coefficient with tip speed ratio.

流中运转, 存在复杂的尾流效应. 实验结果表明: 即使风轮在 10 倍和 12 倍距离后, 下游风力机也受到高湍流度尾流的显著影响, 这种影响既减小了风轮功率输出, 增加叶片的非定常载荷, 还改变叶片的气固耦合特性和产生严重气动噪声.

风力机空气动力学面临挑战的严重性在美国可再生能源国家实验室(NREL)组织的盲比(Blind Comparison)研究中得到了充分体现^[19]. 2000 年 5 月, NREL 在 NASA Ames 全尺寸风洞(24.4 m×36.6 m)中完成了风力机非定常气动实验第六期(UAE Phase VI). 随后, NREL 在事先不给出实验结果的情况下, 邀请了国际上 18 个机构的 19 套程序对实验结果进行对比研究. 盲比结果引起风力机空气动力学界的极大震惊, 因为无论是计算结果与实验结果之间, 还是各计算结果之间, 都存在巨大的差别. 例如, 就往往被认为最容易准确计算的风轮功率来说, 即使在轴向流、低风速的定常情况下的计算值与实验结果误差都达到 25%–175%(图 6 所示), 而在大风速情况下的计算误差高达 30%–275%. 在非定常情况下的计算结果更加令人失望, 有的甚至与实验值存在数量级的差别.

盲比中的计算结果与实验结果巨大差别的主要原因是风力机绕流的高度非定常性和非线性. 在非定常条件下, 即使对附着流也没有完全理解, 而深失速、动态失速及其与三维旋转效应的耦合作用更是无法准确的描述. 这些都说明目前的各种的风力机气动计算方法和非定常气动力模型仍需开展更深入的研究.

2.1 CFD 方法

基于 Navier-Stokes 方程的计算流体力学(CFD)

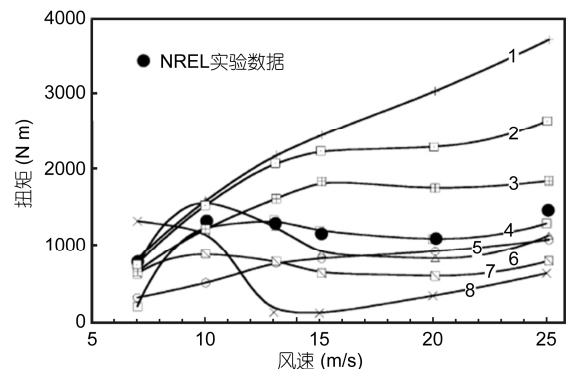


图 6 NREL Phase VI 的盲比结果
Figure 6 Blind comparison results of NREL Phase VI.

方法能够给出高精度的流场结构和细节,能处理各种复杂流动和运动情况,毫无疑问是今后风力机空气动力学研究的重点领域. CFD方法根据其处理湍流尺度的能力,可以分为:雷诺平均(Reynolds averaged Navier-Stokes, RANS)、大涡模拟(Large Eddy Simulation, LES)、直接数值模拟(Direct Numerical Simulation, DNS).

结合两方程的 $k-\omega$ SST 湍流模型的 RANS 方法因其计算量相对较小,在旋转流场中相较于其他湍流模型的模拟精度更高,被广泛应用于风力机流场的模拟^[20-23]. LES 采用了瞬时 N-S 方程直接模拟湍流中的大尺度涡,对小尺度涡采用亚格子模型来处理. LES 在处理近壁面时所需网格量巨大,在目前的计算条件下,更适合针对风力机的个别状态或局部开展高精度精细化模拟^[24,25]. DNS 无需对湍流进行任何简化,采用瞬时的 N-S 方程求解湍流,理论上能得到精确的计算结果.但 DNS 对空间和时间的离散要求非常高,目前还无法应用到工程计算中.

现有基于湍流模型的 RANS 方法虽然在 CFD 方法中计算量最小,但在计算分离流时效果不理想,发展针对复杂旋转流场的湍流模型,在风力机的工程应用中仍有非常重要的意义. LES 被认为将取代 RANS 成为未来一个时期湍流模拟的主流方法,但由于计算量依然巨大,目前在风力气动计算中很少应用.但 LES 和 RANS 的混合方法,即脱体涡模拟(Detached Eddy Simulation, DES)^[26-28],其在近壁面和主流区分别采用 RANS 和 LES,计算量相对较小,又保持了较高的精度,在风力机气动计算中表现出一定的优势.随着计算机技术的提高和数值计算方法的发展,CFD 方法必定表现出其固有的巨大优越性.

2.2 涡尾迹方法

风力机绕流的本质就是由一系列复杂的涡系构成,因而涡尾迹方法是处理此类问题的较好选择.在涡尾迹方法中,叶片和尾流被假设成由一系列分布涡来代替,再根据 Biot-Savart 定理来计算涡系的诱导速度场.最常用的方法是升力线理论,该方法计算量较小,但当尾涡的下洗变化较大时,必须使用升力面方法.涡尾迹方法按照对尾迹形状的处理可分为刚性涡尾迹、预定涡尾迹和自由涡尾迹.

刚性涡尾迹方法是基于尾迹保持圆柱形不变的

假设,不能期望提供准确的风力机气动特性^[29].预定涡尾迹方法要准确模拟风力机的气动性能,必须获得真实可靠的尾迹几何数据,用以预先建立尾迹描述函数,这必须建立在大量的尾迹实验和数值计算的基础之上,从而限制了预定涡尾迹方法的应用^[30-32].自由涡尾迹方法由于可以按照尾迹的真实情况“自由”发展,可以处理风力机的复杂流动特性,具有风力机气动特性计算的强大能力^[33,34].

涡尾迹方法相比于 CFD 方法计算量要小得多,且能比较真实地反映风力机的流场结构,所以仍将是今后的研究重点之一.目前的研究热点主要集中在自由涡尾迹方法上,以使该方法能够满足风力机的日常气动设计和计算要求.另外,自由涡尾迹方法必须与动态失速和三维旋转效应模型有效结合,以提高风力机非定常气动载荷的计算准确度.

2.3 动量叶素理论

动量叶素理论是风力机空气动力学中经典的、也是目前工程上最广泛使用的气动计算方法,其将叶片沿着径向离散成一系列相互独立的叶素,再将动量理论和叶素理论分别应用到每个叶素微元上,通过简单的数值迭代便可获取风轮的气动特性和性能^[35].

动量叶素理论基于二元准定常假设,在处理非轴向来流和非定常绕流时存在先天缺陷.但如果输入的翼型气动数据可靠,动量叶素理论耦合针对各种非定常现象开发的气动模型,通常认为能给出相对可靠的风力机气动性能.特别是当风力机设计需要模拟数千个工况时,动量叶素理论因为其操作简单、计算工作量小,且很容易被融合于叶片的气动弹性稳定性和风力机结构动态响应的计算中,在相当长的时间内仍将是风力机设计和气动计算的重要手段,目前也被各种主流的风力机性能评估软件采用,如 AERODYN 和 BLADED.

动量叶素理论进一步改进的空间很小,重点还是如何与动态失速模型、三维旋转效应模型以及动态尾流模型有效耦合,以进一步提高其计算精度.

2.4 动态失速

当来流随时间连续变化或叶片经历非定常运动时,叶片截面翼型的攻角会随时间改变,从而产生动态失速现象,主要表现为翼型的失速延迟和气动特性迟滞环的产生.

动态失速现象很早就已经在直升机旋翼上被注意到, 并针对动态失速会发生的各种运动方式开展广泛而细致的研究. 实验^[36-42]和数值模拟^[43-46]研究都给出了动态失速过程的共同而典型特征, 即: 吸力面回流区的不断扩张、流动大分离、前缘大尺度动态失速涡的形成及向尾缘运动, 以及随后的流体再附着. 图 7 给出了典型的升力系数的动态失速迟滞环^[47], 这与翼型静态失速情况存在明显差别.

动态失速带来的失速延迟会使叶片上的气动载荷的显著增大, 而动态失速涡的脱落又会带来气动特性的剧烈波动, 会给叶片带来严重的疲劳载荷和强烈的振动. 目前工程上已开发出多种动态失速模型^[48]. 其中, Leishman-Beddoes 动态失速模型在风力机气动载荷计算中使用最为广泛. Leishman-Beddoes 动态失速模型是一种半经验方法, 它并非针对特定的翼型和翼型运动, 而是更多的考虑翼型动态绕流的物理特性, 辅助以二维风洞实验结果, 能较好地模拟翼型的非定常空气动力和动态失速特性. 但是, 该方法仍需要三个动态经验系数, 它们随着翼型的不同而不同, 且往往需要通过动态失速实验获得.

动态失速模型的应用可以提高气动载荷的计算精度是毋庸置疑的. 目前的二维动态失速模型都是八十年代以前建立的, 尽管后来做了某些改进, 但对非定常分离及流动的再附着等现象的描述还亟待提高, 发展和改进二维动态失速模型仍是风力机气动研究的主要方向之一, 而三维动态失速工程模型的建立将是更加困难的课题^[49], 这必须建立在大量的理论研究、实验研究和数值计算的基础之上.

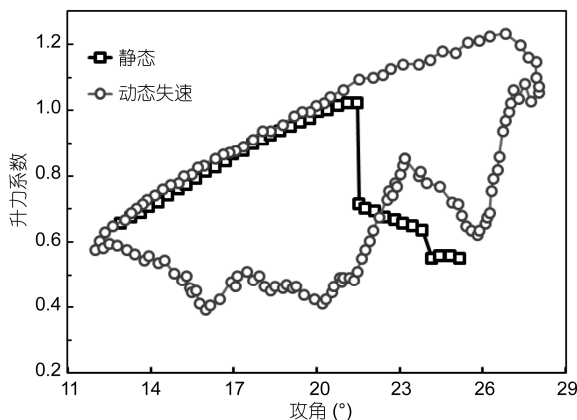


图 7 升力系数动态失速迟滞环

Figure 7 Dynamic stall hysteresis loop of the lift coefficient.

2.5 三维旋转效应

在风力机运行过程中, 叶片上还存在另一种由旋转引起的复杂非定常效应, 表现为升力增大和失速推迟, 通常被称为三维旋转效应. 图 8 给出了在 25 m/s 风速下 NREL Phase VI 叶片在静止和旋转条件时的 0.3 展向位置处的升力系数对比^[50], 可以看出: 叶片在静止状态下, 失速迎角大约为 15°, 最大升力系数为 1.05; 而叶片旋转时, 失速迎角推迟到了 26.4°, 升力系数也增大到 2.1. 三维旋转效应在叶片的根部区域更加明显, 甚至使靠近根部处附面层内的气流分离完全消失. 三维旋转效应的机理同样没有被完全掌握, 通常认为, 旋转产生的离心力将叶片附面层内气流沿径向泵出, 使附面层变薄; 同时, 科氏力引起附加的弦向正压梯度使分离点后移, 导致失速延迟和叶片升力的增加.

显然, 要准确计算叶片的气动载荷, 这种表现为升力增加和失速推迟的三维旋转效应必须予以考虑. 目前已发展了几种预测三维旋转效应的工程模型^[51-55]. 计算结果表明, 这些模型与动量叶素理论和涡尾迹方法结合, 可以有效提高风力机叶片气动载荷的计算准确度.

目前的三维旋转效应模型存在明显的缺陷, 其都是建立在层流附面层假设的基础之上, 且所需要的经验参数难以确定, 其预测的叶片气动载荷通常相比于实验值会更高. 因此, 三维旋转效应模型都还没有成熟, 发展能更好表达叶片真实流动特性的、针对湍流附面层的三维旋转效应工程模型是今后的努力主要方向.

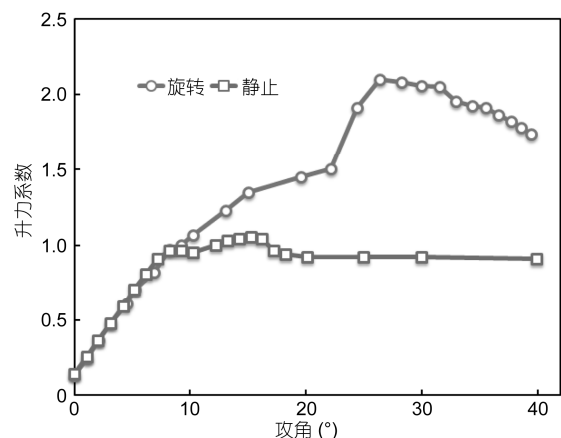


图 8 静止和旋转叶片在 0.3R 位置处升力系数对比

Figure 8 Lift coefficient at 0.3R statuary and rotating blade.

2.6 动态尾流

目前的水平轴风力机工程上的气动计算方法是建立在准定常的二维动量叶素理论基础之上, 当被用于时域动态仿真时, 要假设尾流对叶片的受力变化做出立即反应, 所求得的叶片诱导速度场也是针对特定流动条件和所经历加载过程的瞬时解, 这通常也称为均衡尾流假设. 然后这与实际发生的情况并不相符, 当风速和风向发生变化或快速变桨时, 风轮尾流诱导流场的改变会有延迟, 需要一段时间来才能达到新的平衡, 这种延迟通常被称为动态尾流效应. 在欧盟的两个研究项目中, 通过引入一阶微分方程考虑动态尾流的影响, 用动量叶素理论对 Tjaereborg 风力机的气动特性计算, 获得了很好的结果^[56,57], 如图 9 所示.

由于风力机动态尾流的研究开展相对较晚, 实验数据也相对缺乏, 目前建立的动态尾流模型还远没有成熟, 模型经验系数是否具有非常可靠的普适性, 还有待进一步验证. 风力机经常运转在各种瞬态的风环境下, 更高精度的、能更好表达尾流物理形态变化的动态尾流模型必须予以解决.

2.7 风电场尾流模型

风场中的风力机相互之间存在干扰, 特别是处在下游的风力机会受到高湍流度尾流的显著影响, 这种影响既减小了风轮功率输出, 带来气动噪声, 还会在风轮上产生严重的动态载荷, 从而影响风力机的使用寿命. 根据美国加州风电场的运行经验表明, 尾流造成损失的典型值是 10%, 根据地形、地貌以及

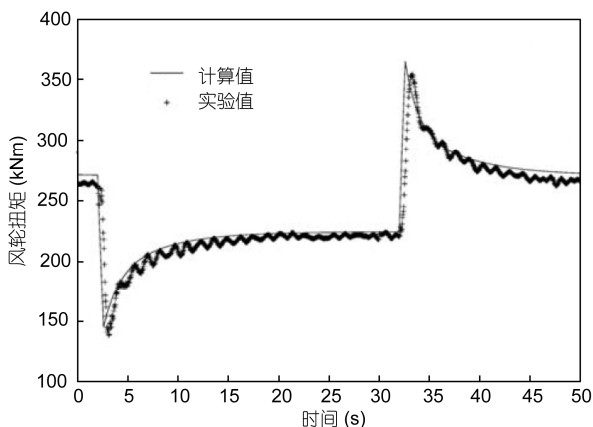


图 9 扭矩随时间变化的实验和数值对比
Figure 9 Power coefficient with tip speed ratio.

机组间的距离和风的湍流强度不同, 尾流损失最大可达到 30%, 即便是取不同风向的平均值, 陆上风力机的功率损失也大约有 8%, 而海上风力机则更高达 12%. 图 10 给出了英国 Nysted 和 Horns Rev 风电场中风速 8 m/s 时, 不同位置风力机功率输出的无量纲实测值^[59], 可以看出: 风力机位于不同位置处的功率输出变化很大, 位于尾流中的明显的下降趋势, 下风向第八排风力机功率输出只是第一排的 60%–70%.

尾流效应对风电场的经济性有着重要影响, 尾流模型的研究非常具有工程价值. 目前也已开发出多种尾流预测模型这种尾流效应的影响, 按照对尾流的模拟精度可以分为三类: 基于势流理论的半经验模型、涡理论模型和 CFD 方法相关模型^[59]. 另外, 还有一些基于这些方法之间的混合方法, 如致动盘、致动线和致动面模型^[60]. 所有这些模型对风电场选址起到了至关重要的作用.

目前尾流干扰的研究重点是在尾流建模时如何考虑地形和风电场的风特性, 实现高精度的风场尾流模拟, 在这方面 CFD 方法有固有的优势. RANS 方法由于其计算量较小, 是目前工程上尾流预测的首选. 但 RANS 方法主要的挑战是怎样精确地描述湍流, 因为湍流是风力机尾流的决定因素, 而目前的基于涡黏性方法的相关湍流模型在近尾迹处的扩散效应太强, 是目前尾流模拟中的湍流模型研究的重要改进方向. 更高精度的 LES 和 DES 方法在尾流预测方面更加适合, 但其计算量太大, 目前还只适合单台风力机尾流的机理性研究工作. 此外, 相对于大量开展风力机尾流研究和建模, 多台风力机干涉的叠加模型则相对研究较少, 其在工程同样具有重要意义,

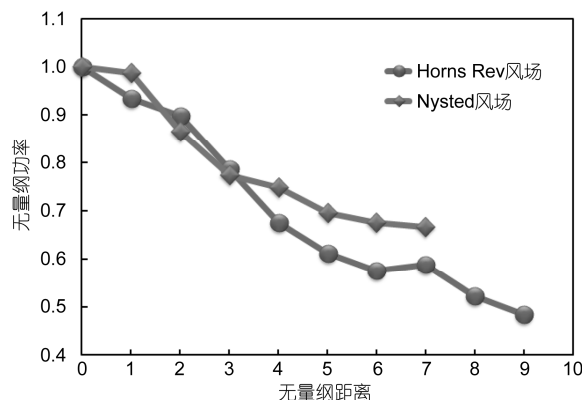


图 10 风场中风力机的发电量实测值
Figure 10 Power measurements in wind farms.

也是一个重要的研究方向。

3 结论

风力机运转环境的高度复杂性、风电设备设计和制造所涉及的复杂多学科耦合特性都使得风电产业的发展还远远落后于传统产业。风力机设计和气动计算涉及复杂的湍流、分离流、动态入流、动态尾流、尾流干扰等, 极具挑战性。随着海上风能开发所要求

的风力机超大型化, 大变形与非线性特性更明显, 更加极端的天气和海况, 风力机及其浮动基础与风、波浪、海流的复杂耦合作用, 都对风力机气动计算方法和非定常气动力模型的精度和可靠性提出了更高的要求。风力发电产业作为一个新兴的产业, 兆瓦级以上的大型风力机是从20世纪末和21世纪初开始安装的, 其空气动力学机理还有待进一步揭示, 存在的问题还没有完全暴露出来, 风电产业的同仁们任重道远。

参考文献

- 1 Par J, Kima J, Shina Y, et al. 3 MW class offshore wind turbine development. *Current Appl Phys*. 2010, 10(2): 307–310
- 2 Griffin D A, Zuteck M D. Scaling of composite wind turbine blades for rotors of 80 to 120 meter diameter. *J Solar Energy Eng*, 2001, 123(4): 310–319
- 3 Kim T, Lee S, Kim H, et al. Design of low noise airfoil with high aerodynamic performance for use on small wind turbines. *Sci China-Technol Sci*, 2010, 53: 75–79
- 4 Wang S Y, Yin X Z. A numerical method to simulate the coupled oscillations of flexible structures in flowing fluids. *Chin Sci Bull*, 2010, 55(34): 3880–3888
- 5 Wood D H. Dual purpose design of small wind turbine blades. *Wind Eng*, 2004, 28(5): 511–528
- 6 Sale D, Jonkman J, Musial W. Development of a hydrodynamic optimization tool for stall-regulated hydrokinetic turbine rotors. In: the Proceedings of 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Hawaii: ASME, 2009. 901–906
- 7 Deb K, Agrawal S, Pratab A, et al. A fast elitist non-dominated sorting genetic algorithm for multi-objective: NSGA-II. *Evol Comput*, 2002, 6(2): 182–197
- 8 Deb K. An efficient constraint handling method for genetic algorithms. *Comput Methods Appl Mech Eng*, 2000, 186: 311–338
- 9 Deb K, Goel T. Controlled elitist non-dominated sorting genetic algorithms for better convergence. In: the Proceedings of First International Conference on Evolutionary Multi-Criterion Optimization. Zurich: Springer, 2001. 67–81
- 10 Luo B, Zheng J H, Xie J L, et al. Dynamic crowding distance—a new diversity maintenance strategy for MOEAs. In: the Proceedings of the IEEE international conference on natural computation. Jinan: IEEE Press, 2008. 580–585
- 11 Deb K, Agrawal R B. Simulated binary crossover for continuous searchspace. *Complex Syst*, 1995, 3(9): 115–148
- 12 Wang L, Wang T G, Luo Y. Improved non-dominated sorting genetic algorithm NSGA-II in multi-objective optimization studies of wind turbine blades. *Appl Math Mech*, 2011, 32(6): 739–748
- 13 Wang T G, Wang L, Zhong W, et al. Large-scale wind turbine blade design and aerodynamic analysis. *Chin Sci Bull*, 2012, 57: 466–472
- 14 Lindenburg C. Aeroelastic Analysis of the LMH64-5 Blade Concept. New York: Addison-Wesley, 2003
- 15 Xiao J P, Wu J, Chen L, et al. Particle image velocimetry (PIV) measurements of tip vortex wake structure of wind turbine. *Appl Math Mech*, 2011, 32(6): 729–738
- 16 Vermeer L J, Sorensen N, Crespo A. Wind turbine wake aerodynamics. *Prog Aerosp Sci*, 2003, 39(6-7): 467–510
- 17 Leishman J G. Challenges in modeling the unsteady aerodynamics of wind turbines. *Wind Energy*, 2002, 5(2-3): 85–132
- 18 Butterfield C P, Scott G, Musial W. Comparison of wind tunnel airfoil performance data with wind turbine blade data. *J Solar Energy Eng*, 1992, 114(2): 119–124
- 19 Simms D, Schreck S, Hand M, et al. NREL Unsteady Aerodynamics Experiment in the NASA-Ames Wind Tunnel: A Comparison of Predictions to Measurements. Technical Report NRELCTP-500-29494, 2001
- 20 Qian W, Wang T G. Numerical analysis of the wind turbine blade-tip vortex (in Chinese). *J Nanjing Univ Aeronaut Astron*, 2011, 43(5): 640–644 [钟伟, 王同光. 风力机叶尖涡的数值模拟. *南京航空航天大学学报*, 2011, 43(5): 640–644]
- 21 Sørensen N N, Michelsen J A, Schreck S. Navier-stokes predictions of the NREL Phase VI rotor in the NASA ames 80 ft × 120 ft wind tunnel. *Wind Energy*, 2002, 5: 151–169
- 22 Spentzos A, Barakos G N, Badcock K J, et al. Computational fluid dynamics study of three-dimensional, dynamic stall of various planform shapes. *J Aircraft*, 2007, 44: 1118–1128
- 23 Porté-Agel F, Wu Y T, Lu H, et al. Large-eddy simulation of atmospheric boundary layer flow through wind turbines and wind farms. *J Wind Eng Ind Aerod*, 2011, 99: 154–168
- 24 Sagaut P. Large Eddy Simulation for Incompressible Flows. New York: Springer, 2002
- 25 Geurts B J, Holm D D. Regularization modeling for large-eddy simulation. *Phys Fluids*, 2003, 15(1): 13–17
- 26 Johansen J, Sørensen N N, Michelsen J A, et al. Detached-eddy simulation of flow around the NREL Phase VI blade. *Wind Energy*, 2002, 5(2-3): 185–197

- 27 Bos F, Geurts B J. Commutator errors in the filtering approach to large-eddy simulation. *Phys Fluids*, 2005, 17: 103–123
- 28 Li Y W, Paik K J, Xing T, et al. Dynamic overset CFD simulations of wind turbine aerodynamics. *Ren Energy*, 2012, 37(1): 285–298
- 29 Kotb M A, Abdel M M. Rigid wake model for a horizontal axis wind turbine. *Wind Energy*, 1992, 16(2): 95–108
- 30 Coton F N, Wang T, Mc Galbraith R, et al. An examination of key aerodynamic modeling issues raised by the NREL blind comparison. *Wind Energy*, 2002, 5:199–212
- 31 Wang T, Coton F N. Prediction of the unsteady aerodynamic characteristics of horizontal axis wind turbines including three-dimensional effects. *J Power Energy*, 2000, 214: 385–400
- 32 Wang T G, Coton F N. A high resolution tower shadow model for downwind wind turbines. *J Wind Eng Industrial Aerod*, 2001, 89(10): 873–892
- 33 Xu B F, Wang T G. Wind turbine aerodynamic performance prediction based on free-wake/panel model coupled method (in Chinese). *J Nanjing Univ Aeronaut Astron*, 2011, 43(5): 592–597 [许波峰, 王同光. 基于自由涡尾迹法和面元法全耦合风力机气动特性计算. *南京航空航天大学学报*, 2011, 43(5): 592–597]
- 34 Yu G H, Shen X, Zhu X C, et al. An insight into the separate flow and stall delay for HAWT. *Renewable Energy*, 2011, 36(1): 69–76
- 35 Wilson R E, Lissaman P B S. *Applied Aerodynamic of Wind Power Machines*. Oregon State University Report PB 238594, 1974
- 36 Schreck S J. Dynamic reattachment on a downward pitching finite wing. *J Aircraft*, 1996, 33(2): 279–285
- 37 Carr L W. Progress in analysis and prediction of dynamic stall. *J Aircraft*, 1988, 25(1): 6–17
- 38 Shih C, Lourenco L, Van Dommelen L, et al. Unsteady flow past an airfoil pitching at a constant rate. *AIAA J*, 1992, 30(5): 1153–1161
- 39 Schreck S J, Faller W E, Robinson M C. Unsteady separation processes and leading edge vortex precursors: Pitch rate and reynolds number influences. *J Aircraft*, 2002, 39(5): 868–875
- 40 Rival D, Tropea C. Characteristics of pitching and plunging airfoils under dynamic-stall conditions. *J Aircraft*, 2010, 47(1): 80–86
- 41 McGowan G Z. Investigations of lift-based pitch-plunge equivalence for airfoils at low reynolds numbers. *AIAA J*, 2011, 49(7): 1511–1522
- 42 Michael V OI, Bernal L, Kang C K, et al. Shallow and deep dynamic stall for flapping low Reynolds number airfoils. *Exp Fluids*. 2009, 46(5): 883–901
- 43 Spentzos A, Barakos G, Badcock K J, et al. Investigation of three-dimensional dynamic stall using computational fluid dynamics. *AIAA J*, 2005, 43(5): 1023–1033
- 44 Visbal M R. Numerical investigation of deep dynamic stall of a plunging airfoil. *AIAA J*, 2011, 49(10): 2152–2170
- 45 Xu T, Paraschivoiu M, Sullivan P. Fast large-eddy simulation of low reynolds number flows over a NACA0025. *J Aircraft*, 2010, 47(1): 328–333
- 46 Sanchez-Rocha M, Kirtas M, Menon S. Zonal hybrid RANS-LES method for static and oscillating airfoils and wings. In: the Proceedings of 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reno: AIAA, 2006. 1256–1278
- 47 Mulleners K, Raffel M. The onset of dynamic stall revisited. *Exp Fluids*, 2012, 52(3): 779–793
- 48 Leishman G. Challenges in modelling the unsteady aerodynamics of wind turbines. *Wind Energy*, 5(2-3): 85–132
- 49 Lu C, Wang T G. Modeling of three-dimensional dynamic stall. *Appl Math Mech*, 2011, 32(4): 393–400
- 50 Breton S O, Coton F N, Moe G. A study on rotational effects and different stall delay models using a prescribed wake vortex scheme and NREL Phase VI experiment data. *Wind Energy*, 2008, 11: 459–482
- 51 Du Z H, Selig M S. A 3-D Stall Delay Model for HAWT Performance Prediction. *AIAA Paper 1998-0021*, 1998. 9–19
- 52 Dumitrescu H, Cardoso V. Rotational effects on the boundary-layer flow in wind turbines. *AIAA J*, 2004, 42(2): 408–411
- 53 Raj N V. An Improved Semi-Empirical Model for 3-D Post-Stall Effects in Horizontal Axis Wind Turbines. Dissertation of Master Dgree. Urbana-Champagne: University of Illinois, 2000
- 54 Chaviaropoulos P K, Hansen M O L. Investigating three-dimensional and rotational effects on wind turbine blades by means of a quasi-3D navier-stokes. *J Fluids Eng*, 2000, 122: 330–336
- 55 Breton S P, Coton F N, Moe G. A study on rotational effects and different stall delay models using a prescribed wake vortex scheme and NREL Phase VI experiment data. *Wind Energy*, 2008, 11: 459–482
- 56 Snel H, Schepers J G. Joint Investigation of Dynamic Inflow Effects and Implementation of an Engineering Method. Netherlands Energy Research Foundation, Amsterdam: ECN-C-94-107, 1995
- 57 Schepers J G, Snel H. Dynamic inflow: Yawed Conditions and Partial Span Pitch Control. Netherlands Energy Research Foundation, ECN-C-95-056, 1995
- 58 Barthelmie R J, Frandsen S T, Hansen K, et al. Modeling the impact of wakes on power output at Nysted and Horns Rev. In: the Proceedings of European Wind Energy Conference and Exhibition. Marseille: EWEC, 2009
- 59 Jensen N O. A Note on Wind Generator Interaction. Risø National Laboratory Risø-M-2411, 1983
- 60 Sanderse B, van der Pijl S P, Koren B. Koren review of computational fluid dynamics for wind turbine wake aerodynamics. *Wind Energy*, 2011, 14: 799–819

Wind turbine design and its aerodynamic issues

WANG Long & WANG TongGuang*

*Jiangsu Key Laboratory of Hi-Tech Research for Wind Turbine Design, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics,
Nanjing 210016, China*

A multi-objective design framework is presented based on Pareto theory for complicated multiple variables, multiple objectives and multiple constraints in wind turbine optimization. The basic features of the integrated optimization design are discussed through a 1.5 MW large-scale wind turbine blade design as an example. Key issues in both the wind turbine aerodynamic calculation methods and the unsteady aerodynamic modeling are then introduced with a summary of the complexity of wind turbine aerodynamics, followed by a brief review on progress and challenges in the aerodynamic calculations and models one by one.

wind turbine, multi-objective optimization, CFD, vortex wake method, blade element theory, dynamic stall, three-dimensional effect, dynamic wake, wake interaction

PACS: 89.30.Ee, 92.60.Gn, 43.75.Pq

doi: 10.1360/132013-167