

DOI: 10.3901/JME.2018.02.201

考虑叶片相互影响风力机涡流发生器参数化建模*

赵振宙¹ 严 畅¹ 王同光² 沈文忠³ 郑 源¹ 许波峰¹

(1. 河海大学能源与电气学院 南京 210096;

2. 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;

3. 丹麦科技大学风能系 灵比 2800 丹麦)

摘要: 参数化模型可解决数值计算中涡流发生器(Vortex generators, VGs)实体建模带来网格数量大的问题。基于升力线和三角翼理论,考虑了叶片间相互影响,建立了反向旋转、由三角翼构成的阵列式 VGs 的参数化涡模型,给出三角翼的最大环量值计算方法,以源项加入 N-S 方程,用于模拟 VGs 对叶片气动性能的影响。分别采用阵列式和单一叶片模型计算安装于平板的 VGs 环量特性,并与文献试验数据进行对比,结果显示:在 $0^\circ \leq \alpha \leq 18^\circ$ 内,阵列式模型的计算误差仅为 4.8%,在 $\alpha = 24^\circ$ 误差为 13.2%;单一叶片模型计算结果随攻角增大而较大偏离试验数据, $\alpha = 24^\circ$ 最大误差达 49.4%。模拟了 DU91-W2-250 直叶片上 5 组 VGs 的气动特性,两模型对比结果显示阵列式模拟结果与试验值更加吻合。从流场模拟来看,实体建模和阵列式参数化模型得到的流场基本一致。

关键词: 涡流发生器; 风力机; 参数化建模; 数值模拟

中图分类号: T38

Parametric Model of Vortex Generators of Wind Turbine Considering Inter-effect of Winglets

ZHAO Zhenzhou¹ YAN Chang¹ WANG Tongguang² SHEN Wenzhong³
ZHENG Yuan¹ XU Bofeng¹

(1. College of Energy and Electric Engineering, Hohai University, Nanjing 211100;

2. Jiangsu Key Laboratory of Hi-Tech Research for Wind Turbine Design,

Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, Nanjing 210016;

3. Department of Wind Energy, Technical University of Denmark, Lyngby, 2800, Denmark)

Abstract: The problem of large amounts of grids caused by solid boundary of vortex generators (VGs) in computation fluid dynamic modeling can be resolved by employing parametric model. Considering inter-effect between the wings, based on the theories of lift-line and delta-wing, a parametric model of an array of VGs which are composed of anti-rotating delta wings, is proposed to simulate the effect of shedding vortex on the aerodynamic of lift blade. The maximum circulation is computed from the model and added into the equation of N-S as a source term. The circulation of blade with VGs are calculated employing the VG-arrays model and the single-wing model without considering the inter-effect, the results are compared with the experimental results from literature, the comparison shows: when $0^\circ \leq \alpha \leq 18^\circ$, the maximum error of the array model is only 4.8%; when $\alpha = 24^\circ$, the error reaches 13.2% which is still much lower than the result of the single-wing model (49.4%). The performance of DU91-W2-250 blade section with five pairs of VGs is modeled; the comparison with the experimental results show the array type model has higher agreement with the results of experiment. The simulation results of fluid field employing two models, real structure model and parametric model of array VGs, have high agreement.

Key words: vortex generators; wind turbine; parametric model; numerical simulation

0 前言

涡流发生器(Vortex generators, VGs)是用于控

制边界层分离、延迟失速、增升减阻的技术。VGs 由多个小叶片组成,垂直安装于升力叶片吸力面,与当地来流风速形成攻角。气流通过 VGs 后产生扰动,获得高能量并传递到边界层内,增加叶片近壁流体能量,延缓气流分离。VGs 叶片有三角翼、矩形翼,椭圆翼等多种结构,但用于风力机上的以三角翼型为主^[1]。安装方式有同向和反向旋转等,其尺

* 国家自然科学基金(11502070)、国家重点基础研究发展计划(973 计划, 2014CB046200)和江苏省六大人才高峰(XNY-007)资助项目。20170227 收到初稿,20170820 收到修改稿

寸及安装方式对升力叶片气动性能具有重要影响^[2]。

计算流体动力学(Computational fluid dynamics, CFD)是研究风力机 VGs 的重要手段之一。因 VGs 尺寸与叶片边界层属同一数量级,为保证 CFD 精确捕获流动特性,须在 VGs 区域进行网格局部加密,这势必大大增加网格数量和难以保证网格质量。针对此问题,国内外诸多学者尝试建立与 VGs 的几何形状、安装方式和流动参数等影响旋涡强度和发展的因素相关的参数化模型,来模拟 VGs 对叶片气动的影响。BENDER 等^[3]提出了 BAY 模型来直接模拟 VGs 形状,通过设置源项来将 VGs 对流体的作用力分配到网格单元。JIRÁSEK^[4]将 BAY 模型修正为 jBAY 模型,采用无厚度平面来代替 VGs,改进了 VGs 在网格中位置的确定方法。这两种方法通过网格代替 VGs 来模拟与流场的相互作用,大幅降低了网格依赖程度,但 VGs 对流体作用力等参数的估算需要很强的经验性,该方法未估算 VGs 脱落涡环量,也不具有极大减少繁重工作量的潜力。

脱落涡是 VGs 抑制升力叶片表面气流分离的主要因素^[5]。KUNIK^[6]提出了模拟 VGs 脱落涡形状的方法,通过在涡动力学方程中增加涡量源项,实现对 VGs 的数值模拟。BRAY 基于升力线理论和试验数据对 VGs 脱落涡环量进行了研究,给出了比较简单的 VGs 环量计算公式^[7]。WENDT 针对椭圆机翼提出了比较精细的脱落涡环量计算方法,该方法考虑了边界层的影响^[8]。VELTE 等^[9]针对矩形叶片 VGs 开展大量研究,探索了矩形叶片 VGs 数值模拟方法。MAY^[10]考虑翼型壁面对 VGs 源项的影响,采用 Lamb-Oseen 涡速度分布来表示 VGs 脱落涡截面二次涡流场,实现了 VGs 的模拟。BOOKER 等^[11]提出了大尺度 VGs 源项模型,通过规定源项柱体区域的切向及轴向速度分布,实现对 VGs 脱落涡的模拟。以上研究为 VGs 数值模拟的源项处理提供了很好的借鉴,但在涡环量估算上还需改进。

也有学者采用统计方法,将 VGs 的三维效应转化为二维流场控制方程的源项,降低了数值模拟时间消耗^[12]。如 Nikolaou 采用统计模型将 VGs 排列方向的流动统计平均,将 VGs 的三维效应转化二维流动^[13]。统计模型也没有对涡环量估算提出更好的方法。

基于三角翼理论和前人对涡源项的处理,ZHANG 等^[14]以升力线和三角翼理论为基础,提出了单一三角翼 VG 环量计算方法,采用该环量模型模拟了加装于平板和叶片段的反向旋转 VGs 的性能。然而,该研究是针对单一 VG 建立的参数化模型,忽略了叶片间相互作用。TRAUB^[15]对一组不同面积、平行和交错排列的三角翼升力特性进行了参

数化建模和试验研究,给出了升力系数计算方法,研究成果反映出了叶片间相互作用的重要性。PAULEY 等^[16]研究了平板边界层在 VGs 影响下的发展规律,对不同间距的 VGs 流场进行了分析,指出间距对 VGs 整体环量影响甚大。综上所述,VGs 脱落涡强度很大程度依赖于安装参数,在参数化建模过程中叶片间的影响不应被忽略。

本文以反向旋转的三角翼阵列式 VGs 为研究对象,考虑叶片间相互影响,建立阵列式 VGs 参数化模型,通过源项加入 N-S 方程,计算结果分别与试验数据及采用实体建模的 CFD 计算结果进行对比分析,验证阵列式参数化模型的预测精度。

1 理论基础

1.1 升力线理论

普朗特升力线理论(图 1)利用涡线来代替机翼升力,将机翼剖面的流动视为绕翼型的二维流动,将复杂三维机翼扰流效应抽象为附着涡与尾涡的相互作用。

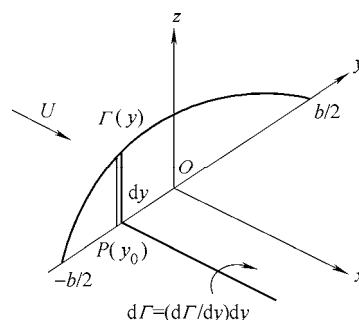


图 1 升力线理论

设自由流以速度 U 通过叶片,尾缘拖出自由尾涡,尾涡对升力线上点 $P(y_0)$ 诱导产生下洗速度 w 。

$$w(y_0) = -\frac{1}{4\pi} \int_{-b/2}^{b/2} \frac{d\Gamma/dy}{y_0 - y} dy \quad (1)$$

式中, b 为三角翼展长。

下洗角 α_i 为

$$\alpha_i = \arctan \frac{w(y_0)}{U} \approx \frac{w(y_0)}{U} \quad (2)$$

有效攻角 α_{eff} 与翼型攻角 α 存在

$$\alpha_{\text{eff}} = \alpha - \alpha_i \quad (3)$$

翼型升力系数 $C_{L,2D}$ 与攻角 α 的关系可表示为

$$C_{L,2D} = C_{L,2D}^\alpha (\alpha - \alpha_{L=0}) \quad (4)$$

式中 $C_{L,2D}^\alpha$ ——翼型升力系数斜率;

$\alpha_{L=0}$ ——零升力攻角。

由 Kutta-Joukowski 定理可得出展向环量 $\Gamma(y)$ 为

$$\Gamma(y) = \frac{1}{2} U \times C_{L2D} \times c(y) \quad (5)$$

式中, $c(y)$ 为翼型当地弦长。

1.2 三角翼升力

三角翼是小展弦比、三维流动特性非常明显的叶片。如图 2 所示, 气流在两侧从下表面翻越到上表面后, 卷起而形成涡流, 在尾缘脱落后形成尾涡。卷起的涡流在上表面前缘造成较大负压, 使三角翼承受向上的前缘升力, 此升力称为涡致升力。势流理论没有考虑前缘涡致升力的影响, POLHAMUS^[17]提出了三角翼升力估算方法, 指出涡致升力类似于平板扰流中产生的阻力情形, 阻力在垂直于自由流速度方向的分量即为对三角翼升力的贡献。故三角翼升力由势流升力和涡致升力两部分组成, 可表示为

$$\begin{cases} C_L = C_{L,p} + C_{L,v} \\ C_{L,p} = K_p \sin \alpha \cos^2 \alpha \\ C_{L,v} = K_v \cos \alpha \sin^2 \alpha \end{cases} \quad (6)$$

式中, $C_{L,p}$ 为势流升力系数; $C_{L,v}$ 为涡致升力系数; K_p 、 K_v 为常数。

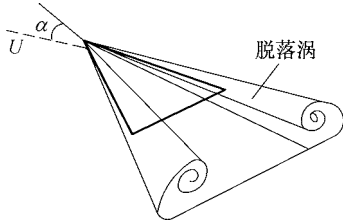


图 2 三角翼理论示意图

2 阵列式 VGs 参数化模型

阵列式 VGs 参数化建模的目的为, 将 VGs 整体视为研究对象, 建立合理的涡模型来模拟其产生的涡流效应。然后, 把涡模型作为源项加入 N-S 方程中, 模拟 VGs 对风力机叶片气动性能的影响。N-S 方程中常用的涡模型有点涡、金兰涡、Lamb-Oseen 涡、泰勒涡和 Bachelors 涡等。柱坐标下点涡产生的速度分布为

$$V_\theta(r) = -\frac{\Gamma}{2\pi r} \quad (7)$$

从式(7)可看出, 速度在 $r=0$ 时无穷大, 除了奇点外环量都为零, 这与实际情况相差很大。针对此问题, Lamb-Oseen 涡模型提出了更加合理的解决方法^[14]。由于涡运动存在耗散性, 不能维持定常运动, Lamb-Oseen 涡模型考虑了流体粘性作用以及涡随

时间的演化过程, 假设初始涡源强度为 Γ_0 及漩涡在轴向不发生变化, 得出涡环量的表达式为

$$\Gamma = \Gamma_0 \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{4\nu t}\right) \right] \quad (8)$$

Lamb-Oseen 涡模型的速度分布为

$$V_\theta(r) = \frac{\Gamma_0}{2\pi r} \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{4\nu t}\right) \right] \quad (9)$$

$$r_0 = \sqrt{4\nu t}$$

式中, Γ_0 为涡环量最大值, r 为距涡核距离, ν 为运动黏性系数, t 为时间尺度。

从式(8)、(9)可反映出, Γ_0 是确定环量和速度分布的重要参数。阵列式 VGs 叶片 Γ_0 值的估算是参数化建模过程中最主要的工作。

如图 3 所示, 反向旋转 VGs 由 VG1 和 VG2 两片三角翼组成。空气以速度 U 和攻角 α 通过叶片, 两叶片高度分别为 b_1 和 b_2 , $b_1=b_2=b/2$ 。VGs 叶片几何尺寸甚小, 故假设升力线位于叶片中线^[15], 则两升力线距离为 Z , 其环量分别为 Γ_1 和 Γ_2 。

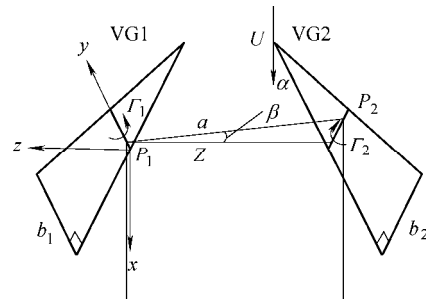


图 3 VGs 结构示意图

VGs 阵列建模需要考虑 VG1 自身的前缘涡和势流的影响, 及 VG2 脱落涡和附着涡对 VG1 的诱导影响。根据右手法则, VG2 脱落涡对 VG1 升力线上点产生下洗速度, VG2 附着涡对 VG1 升力线上点产生轴向诱导速度。

2.1 单一 VG 叶片环量

根据文献[14,16]研究结果, 单一三角翼环量满足椭圆形分布

$$\Gamma = \Gamma_0 \sqrt{1 - (2y/b)^2} \quad (10)$$

由 Kutta-Joukowski 定理及三角翼有效环量分布可得

$$L = \rho \frac{\pi}{4} U \Gamma_0 b = C_{L3d}^\alpha \sin \alpha \frac{1}{2} \rho U^2 S \quad (11)$$

式中, C_{L3d}^α 为 VG 叶片升力曲线斜率。

因三角翼的面积为 $S = 0.5 \times b \times c$ (c 为三角翼弦长), 式(11)得出三角翼的最大环量

$$\Gamma_0 = UcC_{L,3D}^\alpha \sin \alpha / \pi \quad (12)$$

2.2 VG2 脱落涡对 VG1 的影响

取 VG1 升力线上点 $P_1(y_1)$ 和 VG2 升力线上点 $P_2(y_2)$, 来分析 VG2 附着涡及尾涡对 VG1 的影响。如图 3 所示, 两点 $y_1 y_2$ 连线与投影构成夹角 β , $y_1 y_2$ 长度为 a , VG1 和 VG2 升力线环量分布分别为 $\Gamma_1(y_1)$ 和 $\Gamma_2(y_2)$ 。由涡守恒定律得出, VG2 尾涡强度为 $(d\Gamma_2/dy_2) \times dy_2$, 通过 Biot-Savart 定理可计算出其对 VG1 升力线 $P_1(y_1)$ 产生的下洗诱导速度

$$dv_{12} = \frac{-1}{4\pi a} \left(\frac{d\Gamma_2}{dy_2} dy_2 \right) \quad (13)$$

该诱导速度在垂直来流的 z 方向分量

$$dw_{12} = \frac{-1}{4\pi a} \left(\frac{d\Gamma_2}{dy_2} dy_2 \right) \sin \beta \quad (14)$$

由图 3 所示, 以下关系成立

$$\begin{cases} \sin \beta = \frac{y_2 - y_1}{a} \\ a = \sqrt{(y_2 - y_1)^2 + Z^2} \end{cases} \quad (15)$$

将式(15)代入式(14)中, 可知

$$w_{12} = \int_{-b_2}^{b_2} \frac{-1}{4\pi a^2} (y_2 - y_1) \frac{d\Gamma_2}{dy_2} dy_2 \quad (16)$$

由于环量分布呈椭圆分布, 故 VG2 对 VG1 诱导产生的下洗角可表达为

$$\alpha_{12}(y_1) = \frac{w_{12}}{U} =$$

$$\int_{-b_2}^{b_2} \frac{-1}{4\pi U} \Gamma_2 \times \frac{a^2 - 2(y_2 - y_1)^2}{a^4} dy_2 \quad (17)$$

下洗速度对 VG1 的影响采用二维扰流来近似求解。根据升力线理论, 下洗速度导致未扰动来流速度向下倾斜, 有效攻角变为

$$\alpha_{\text{eff}} = \alpha - \alpha_{12} \quad (18)$$

受下洗角影响, 升力变化为

$$C_{L,2D}^\alpha (\alpha - \alpha_{12}) = C_{L,3D}^\alpha \alpha = C_L \quad (19)$$

式中, $C_{L,2D}^\alpha$ 由翼型性能决定, $C_{L,3D}^\alpha$ 受三维气动性能影响。

在附着涡环量成椭圆型分布的叶片, 存在 $C_{L,2D}^\alpha (\alpha - \alpha_i) = C_{L,3D}^\alpha \alpha = C_L$, $\alpha_i = -C_L / \pi \lambda$, (考虑 VG 壁面镜像作用, 则展弦比 $\lambda = b/c$), 得出

$$C_{L,2D}^\alpha = \frac{C_{L,3D}^\alpha}{1 + C_{L,3D}^\alpha / \pi \lambda} \quad (20)$$

对于三角翼而言, 升力系数斜率 $C_{L,3D}^\alpha$ 与前缘夹

角 ε 近似存在关系 $C_{L,3D}^\alpha = 4 \tan^{0.8} \varepsilon$ [17], 将其代入式(20)可得出 $C_{L,2D}^\alpha$ 。

当 VG1 为零攻角时, 对升力线上二维升力系数积分后再平均, 可得到零攻角下的三维升力系数值。

$$C_{L,12} = \frac{2}{b_1} \int_0^{b_1/2} C_{L,2D}^\alpha(y_1) \alpha_{12}(y_1) dy_1 \quad (21)$$

2.3 VG2 附着涡对 VG1 的影响

涡对空间任意点都存在诱导作用。VG2 附着涡对 VG1 升力线上 $P_1(y_1)$ 点产生的诱导速度在来流方向的分量为

$$du_{12} = \frac{-\Gamma_2 \cos(\beta)}{4\pi a^2} dy_2 \quad (22)$$

$$u_{12} = \int_{-b_2}^{b_2} \frac{-\Gamma_2}{4\pi} \frac{Z}{a^3} dy_2 \quad (23)$$

受该诱导速度的影响, VG1 有效速度变为 $U_{\text{eff}} = U + u_{12}$ 。此时, 由于势流影响, VG1 的升力系数与环量存在如下关系

$$C_L = C_{L,3D,\text{new}}^\alpha \alpha = \frac{\rho(U + u_{12})\Gamma_1}{1/2 \rho U^2 S} \quad (24)$$

2.4 综合效应

VG1 所承受的总势流升力系数可以表示为

$$C_{L,t} = C_{L,3D,\text{new}}^\alpha \alpha - C_{L,12} \quad (25)$$

由 Polhamus 提出的三角翼升力估算方法可知, 势流升力的升力系数斜率与 K_P 存在如下关系

$$K_P = C_{L,p}^\alpha / \sin \alpha \quad (26)$$

VG2 对 VG1 产生了诱导阻力, 阻力系数可表示为

$$C_{D,12} = \frac{\int_0^{b_1/2} \rho U \alpha_{12}(y_1) \Gamma_1(y_1) dy_1}{1/2 \rho U^2 S} \quad (27)$$

根据环量呈椭圆分布的理论, 单一叶片的阻力系数为

$$C_{D,VG} = \frac{(C_{L,3D,\text{new}}^\alpha)^2}{\pi \lambda} \quad (28)$$

令 $\sigma_{12} = C_{D,12} / C_{D,VG}$ 表示 VG2 对 VG1 阻力的影响。则 VG1 前缘涡所产生的涡致升力的 K_V 常数为

$$K_V = \frac{C_{L,3D,\text{new}}^\alpha - C_{L,3D,\text{new}}^{\alpha^2} (1 + \sigma_{12}) / \pi \lambda}{\cos(90 - \varepsilon)} \quad (29)$$

基于以上分析, 联立式(6)、(12)、(26)和(29)可得出, 阵列式 VGs 三角翼下游等效马蹄涡的环量最大值为

$$\Gamma_0 = \frac{U c \sin \alpha}{\pi} \times (K_P \cos^2 \alpha \sin \alpha + K_V \sin^2 \alpha \cos \alpha) \quad (30)$$

3 VGs 源项设置

取环绕 VGs 长 L 和半径 R 的圆柱形区域, 沿流向对其进行受力分析, 如图 4 所示。该区域的角动量变化等价于 VGs 的角动量变化。对于半径 r 和宽度 dr 的环形区域, 流体轴向速度为 U , 进入圆环时的切向速度为 0, 离开时切向速度增加为 V_θ , dM 为作用在环形区域的力矩, dA 为圆环流通面积。

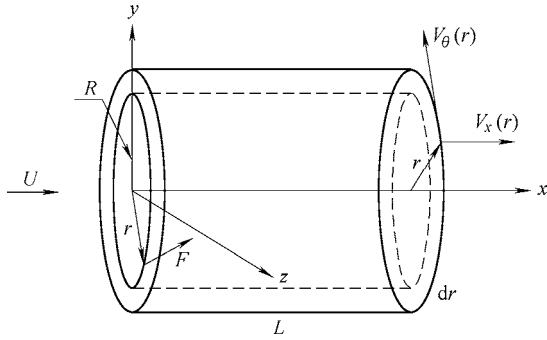


图 4 涡流发生器源项设置

根据动量理论, VGs 产生的力矩

$$dM = \rho U V_\theta r dA \quad (31)$$

考虑到 N-S 动量方程各项为单位体积的量, 故受力也采用体积分的形式

$$F(r) = \frac{dF}{L dA} = \frac{\rho U}{L} V_\theta \quad (32)$$

在笛卡儿坐标系中, 力的两个分量如式(33)所示, 式中 V_θ 满足 Lamb-Oseen 涡速度分布。

$$\begin{aligned} F_y &= -F(r) \frac{z}{r} = -\frac{\rho U}{L} \frac{z V_\theta(r)}{r} \\ F_z &= F(r) \frac{y}{r} = \frac{\rho U}{L} \frac{y V_\theta(r)}{r} \end{aligned} \quad (33)$$

翼型壁面对 VGs 涡系的诱导作用产生影响, 诱导速度会发生变化, 可利用增加镜像涡的方法来考虑壁面效应, 如图 5 所示。

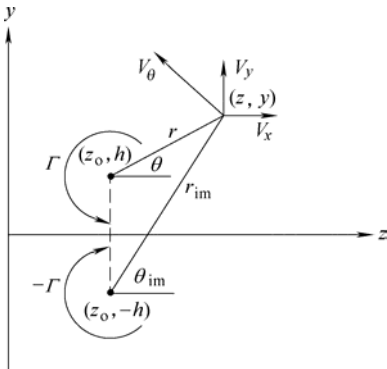


图 5 涡的镜面效应

考虑壁面效应后, VGs 承受的力变为

$$F(r) = \frac{\rho U}{L} (V_\theta + V_{\theta im}) \quad (34)$$

Lamb-Oseen 涡的速度分布变为

$$\begin{aligned} V_y &= \frac{\Gamma}{2\pi} \frac{z - z_0}{r^2} \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{4\nu t}\right) \right] - \frac{\Gamma}{2\pi} \frac{z - z_0}{r_{im}^2} \left[1 - \exp\left(-\frac{r_{im}^2}{4\nu t}\right) \right] \\ V_z &= -\frac{\Gamma}{2\pi} \frac{y - h}{r^2} \left[1 - \exp\left(-\frac{r^2}{4\nu t}\right) \right] - \frac{\Gamma}{2\pi} \frac{y + h}{r_{im}^2} \left[1 - \exp\left(-\frac{r_{im}^2}{4\nu t}\right) \right] \end{aligned} \quad (35)$$

VGs 对流场产生阻力, 引起轴向动量变化, 采用如下方法来考虑 VGs 阻力的影响。假设 VGs 阻力场满足正态分布, 表示为

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left(-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right) \quad (36)$$

式中, μ 为平均值, σ 为标准差。

$[-2\sigma, 2\sigma]$ 的区间集中了 95% 以上的面积, 整个曲线与 x 轴所围成的面积为 1。在垂直于轴向的截面, VG 造成的阻力大部分集中在涡核区, 以围绕涡核心的圆面积 $s = \pi r^2$ 作为自变量, 在涡核边界存在关系 $s_0 = \pi r_0^2$, 其中 r_0 为涡核半径。因此, 阻力主要集中在 $[0, s_0]$ 的区域。圆面积只能取正值, 所以只能用到 $x > 0$ 的分布。令

$$\sigma = \frac{s_0}{2} = \frac{1}{2} \pi r_0^2 \quad (37)$$

可得到轴向力为

$$F_x = \frac{2D}{L\sqrt{2\pi}\pi r_0^2} \exp\left(-\frac{2r^2}{\pi^2 r_0^4}\right) \quad (38)$$

该力在 $-L/2 < x < L/2$ 和 $r > 0$ 范围内的体积分等于三角形 VGs 作用于流场的阻力。

4 阵列式模型应用及分析

分两步来验证利用阵列式参数化模型来分析 VGs 对风力机叶片的气动特性影响的可靠性。首先, 对安装于平板上的阵列式 VGs 环量值进行计算, 与文献同模型的试验数据进行对比。然后, 以安装了 VGs 的风力机直叶片为研究对象, 分别采用实体建模和阵列式参数化模型进行模拟计算, 模拟结果与实验数据进行对比。

4.1 阵列式 VGs 参数化模型在平板上应用

Pauley 在研究湍流边界层 VGs 脱落涡的发展规律中, 对安装在平板上高 2 cm、弦长 5 cm 的一组 VGs 进行了试验研究, 给出了 16 m/s 风速下一组最大环量值与攻角的变化规律试验结果^[15]。

图 6 为不同研究方法得到的 VGs 环量随攻角的变化曲线图。图 6 中有两条计算结果曲线, 分别为采用了单一叶片和阵列式参数化模型的计算结果, 其中单一叶片模型结果源于文献^[14]。从试验数据可看出, 随着攻角 α 增大, VGs 最大环量呈非线性增加, 当攻角 $\alpha > 18^\circ$, VGs 环量增加变缓。从计算结果对比可明显看出, 因考虑叶片相互影响, 阵列式模型的计算结果与试验结果吻合更良好。在攻角范围 $0^\circ \leq \alpha \leq 18^\circ$ 时, 阵列式模型的计算误差较小, 仅为 4.8%; 在 $\alpha = 24^\circ$ 时与试验数据的误差为 13.2%。单一叶片模型计算结果曲线整体近似呈线性增长, 在 $\alpha > 12^\circ$ 后较大偏离试验数据, 在 $\alpha = 24^\circ$ 时最大误差达 49.4%。其原因为考虑了叶片相互作用后, VG 叶片会产生下洗角, 有效攻角降低导致了环量降低。由上述分析可见, 在 VGs 参数化建模研究中, 忽略叶片相互作用对环量值产生较大影响。本文考虑了叶片间影响的参数化模型能够更准确地计算阵列式 VGs 的环量值, 为安装于风力机叶片的 VGs 性能的计算奠定基础。

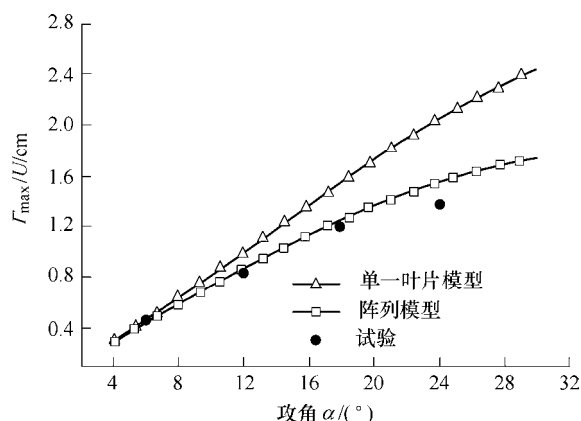


图 6 VGs 环量随攻角的变化曲线

4.2 阵列式 VGs 参数化模型在风力机叶片上应用

风力机专用翼型 DU91-W2-250 由荷兰 Delft 大学设计, 其相对厚度为 25%, 最大厚度距翼型前缘为 32.2% 弦长。荷兰 Delft 大学对装有 5 组 VGs 的叶片展长 0.175 m 和弦长 0.6 m 的 DU91-W2-250 叶片段进行了试验测试^[1]。为了便于对比, 计算模型结构与试验模型的保持一致。5 组 VGs 设置于叶片弦长 20% 处, 故在弦长 20% 处添加 VGs 参数化模型的环量源项。计算网格如图 7 所示, 经网格敏感性验证后, 实体模型需要 300 万网格单元, 阵列式参数化模型仅需要 80 万单元网格。为了便于精确预测, 采用 $\gamma-Re_{\theta t}$ 转捩模型进行 CFD 数值计算^[18-19]。

图 8 为采用两种模型计算得到的升力系数和试验数据对比图。从图 8 可以看出, 阵列式模型计算的结果与试验结果更加吻合。在攻角范围为

$0^\circ \leq \alpha \leq 14^\circ$ 时, 两条模拟结果与试验数据比较接近, 间距对叶片升力系数的影响不是很大, 在这区间内光滑叶片处于未失速和刚失速状态, VGs 产生的涡强度较小, 叶片之间影响不大。当攻角为 $14^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ$ 时, 阵列式模型的模拟结果与试验值更佳吻合; 单一叶片模型的计算结果逐渐偏离试验结果, 总体偏大, 其原因为大攻角下单一叶片模型模拟得到环量值更大。以上说明, 考虑叶片间影响的阵列式 VGs 参数化模型在风力机计算上更加准确, 能够更准确的预测 VGs 对风力机翼型的气动特性影响。

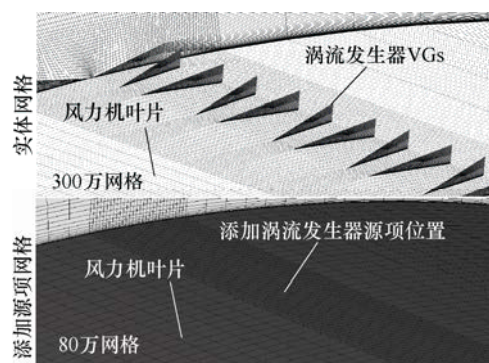


图 7 两种模型网格比较

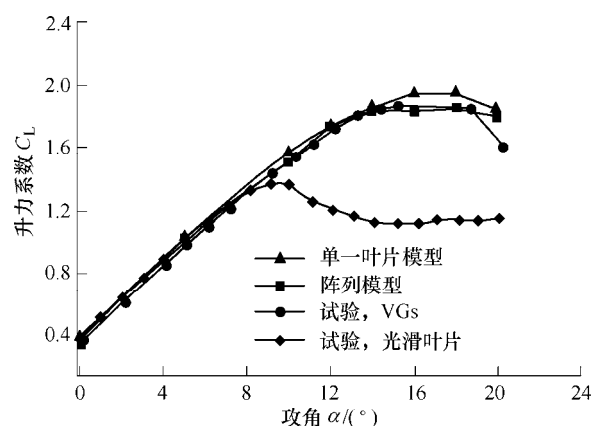


图 8 升力系数曲线

4.3 阵列式 VGs 参数化模型对流场的影响

以攻角 16° 为计算工况, 分析阵列式参数化模型影响下的流场, 并与 VGs 实体模型模拟得到的流场进行对比, 两者模拟结果如图 9 所示。从图 9 可以看出, 两者的模拟结果具有极大的相似性。在实体建模拟拟中, 由于 VGs 为壁面边界条件, 流线不可穿越壁面, 故在流场结果中很明显看到流线绕过 VGs 的流动现象, 后在 VGs 下游贴着壁面平顺流出。以阵列式 VGs 参数化模型模拟的流场中, 看不到流线扰流 VGs 的结果, 但在下游由于模拟涡的影响流线分布呈周期性, 与前者的模拟结果基本一致。

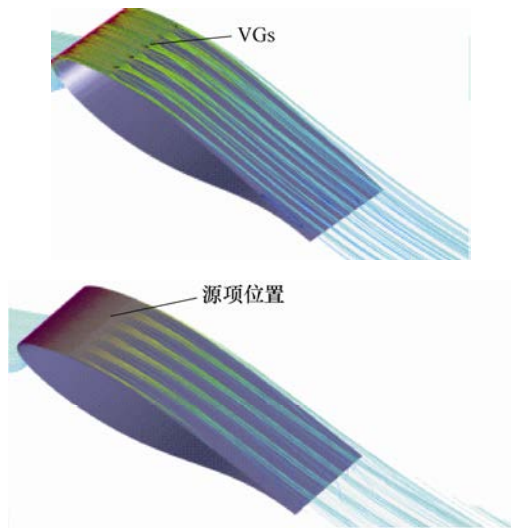


图 9 实体 VGs 与阵列式 VGs 模型流场图

5 结论

(1) 平板上安装 VGs 的环量分析结果显示, 阵列式参数化模型与试验结果更加吻合。在攻角范围 $0^\circ \leq \alpha \leq 18^\circ$ 时阵列式模型的计算误差较小, 仅为 4.8%; 在 $\alpha = 24^\circ$ 时与试验数据的误差为 13.2%, 远小于单一叶片模型的最大误差 49.4%。

(2) 安装 VGs 的 DU91-W2-250 分析结果显示, 阵列式 VGs 参数化模型计算结果与试验结果更加吻合, 而单一叶片模型在 $14^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ$ 区间的计算结果与试验结果存在一定误差。

(3) 与实体建模的叶片 CFD 模拟结果显示, 阵列式参数化模型模拟得到的叶片上表面流场与实体建模的具有一致性。经敏感性验证后, 实体建模网格数达到 300 万, 阵列式建模网格数仅需 80 万。

参 考 文 献

- [1] TIMMER W A, VANROOY R P J O M, Summary of the Delft university wind turbine dedicated airfoils[J]. Journal of Solar Energy Engineering, 2003, 125(4): 488-496.
- [2] 李涛, 赵振宙, 陈景茹, 等. 考虑转捩的风力机涡流发生器数值模拟[J]. 机械工程学报, 2017, 53(4): 149-154. LI Tao, ZHAO Zhenzhou, CHEN Jingru, et al. Numerical simulation of wind turbine vortex generators with transition modeling[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(4): 149-154.
- [3] BENDER E E, ANDERSON B H, YAGLE P J. Vortex generator modeling for Navier-Stokes codes[C/CD]/3rd ASME/JSME Fluids Engineering Conference, ASME Paper FEDSM99-6919 San Francisco: ASME, 1999.
- [4] JIRASEK A. Vortex-generator model and its application to flow control[J]. Journal of Aircraft, 2005, 42(6): 1486-1491.
- [5] JULIANNE C D. Modeling vortex generators in a navier-stokes code [J]. AIAA Journal, 2011, 49(6): 748-759.
- [6] KUNIK W G. Application of a computational model for vortex generators in subsonic internal flows[C]/AIAA/ASME/SAE/ASEE 22nd Joint Propulsion Conference, 1986, Huntsville: 1-25.
- [7] BRAY T P. A Parametric study of vane and air jet vortex generators[D]. Cranfield: Cranfield University, 1998.
- [8] WENDT B J. Parametric study of vortices shed from airfoil vortex generators[J]. AIAA, 2004, 42(11): 2185-2195.
- [9] VELTE C M, OKULOV V L, HANSEN M O L. Multiple vortex structures in the wake of a rectangular winglet in ground effect[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2016, 72: 31-39.
- [10] MAY N E. A new vortex generator model for use in complex configuration CFD solvers. [C]/19th Applied Aerodynamic Conference, Anaheim CA, 11-14 June 2001: AIAA Paper 01-31014.
- [11] BOOKER C, ZHANG X. Large-scale source term modeling of vortex generation[C]/27th AIAA Applied Aerodynamics Conference, San Antonio, 2009: 1-18.
- [12] STILLFRIED F V, WALLIN S, JOHANSSON A V. Application of a statistical vortex generator model approach on the short-chord flap of a three-element airfoil[C]/KAT net II Conference on Key Aerodynamic Technologies, Bremen, 2009: 1-9.
- [13] NIKOLAOU I G, POLITIS E S, CHAVIAROPOULOS P K. Modeling the flow around airfoils equipped with vortex generators using a modified 2D Navier-Stokes solver[J]. Journal of Solar Energy Engineering, 2005, 127(2): 223-233.
- [14] ZHANG L, YANG K, XU J Z. Modeling of delta-wing type vortex generators[J]. China Tech. Sci., 2011, 54: 277-285.
- [15] TRAUB L W. Theoretical and experimental investigation of biplane delta wings[J]. Journal of Aircraft, 2001, 38: 536-546.
- [16] PAULEY W R, EATON J K. An experimental study of the development of longitudinal vortex Pairs embedded in a turbulent boundary layer[C]/AIAA 19th Fluid Dynamics Plasma Dynamics and Lasers Conference, Honolulu, 1987: 1-10.
- [17] POLBAMUS E C. A concept of the vortex lift of sharp-edge delta wings based on a leading-edge suction analogy[R]. Washinton, D. C.: NASA technical note, NASA TN D-3767, 1966.
- [18] 赵振宙, 李涛, 王同光, 等. 转捩对风力机涡流发生器气动性能影响的数值模拟研究[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(4): 1036-1041. ZHAO Zhenzhou, LI Tao, WANG Tongguang, et al.

Numerical research on effect of Transition on Aerodynamic performance of vortex generators of wind turbine[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36 (4): 1036-1041.

- [19] 赵振宙, 李涛, 王同光, 等. 基于转捩模型的风力机涡流发生器气动特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(10): 2271-2277.

ZHAO Zhenzhou, LI Tao, WANG Tongguang, et al.

Analysis on the performance of vortex generators of wind turbine based on transition model[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(10): 2271-2277.

作者简介: 赵振宙(通信作者), 男, 1972 年出生, 博士后, 副教授。主要研究方向为风力机气动流场控制。

E-mail: joephy@163.com

第 7 届上银优秀机械博士论文奖——优秀奖

周期簇稀疏特征提取方法及其在机械故障诊断中的应用研究

作者: 贺王鹏

毕业学校: 西安交通大学

指导教师: 瞿艳阳 Ivan W.Selesnick

冶金、风电、海洋装备等领域的大型复杂机电设备在高温腐蚀、重载疲劳等复杂恶劣的工作条件下运行, 其关键零部件不可避免发生性能退化和失效。机械设备一旦出现事故, 将带来巨大的经济损失, 甚至导致人员伤亡。若能在设备发生事故前识别出故障并及时维修, 将对关键机械设备的运行安全、避免灾难性事故的发生具有重大意义。

旋转机械关键零部件存在局部损伤故障时, 其运行过程中会产生周期性冲击响应特征, 且每个有用冲击特征信息并不是孤立的数据点, 而是具有簇稀疏的点集合。在设备发生故障的早期阶段, 反映损伤的微弱稀疏特征往往被设备运行过程中的强噪声淹没。在设备发生多故障或复合故障时, 其多重故障特征又表征为相互耦合的特点, 识别更加困难。基于内积匹配思想的小波变换在机械故障诊断领域得到了广泛的应用, 如何构造具有时频分析柔性的小波字典并实现对信号的最优分解成为了目前亟待攻克的两个挑战性难题。同时, 随着非凸正则化稀疏分解技术研究的兴起, 其显著增强稀疏性的特点对于机械故障特征提取具有重要的研究意义。针对近年来机械故障诊断对于微弱故障特征稀疏性表征的新需求, 本论文将不同观测域下的稀疏成分表示和分离作为切入点, 研究了小波展开域上的稀疏降噪方法和周期稀疏导向的超小波自动诊断技术, 探索了旋转机械时域和时频域的周期簇稀疏特征提取的非凸稀疏正则化理论、复合故障耦合特征的周期稀疏成分同步分离算法等关键科学问题和工程实用技术。

基于内积变换原理, 提出了基于可调品质因子小波变换(TQWT)的稀疏降噪方法, 增强了小波字典的噪声抑制能力。从噪声抑制角度, 提出了基于 TQWT 的相邻系数降噪方法。所提出的降噪方法可以有效地提取出隐藏在小波系数中的周期簇稀疏故障特征, 在滤去噪声的同时可以更好地保留信号中的重要微弱特征信息。将所研究的降噪方法应用于实际案例中, 成功诊断出某测量船传动链轴承外圈故障和齿轮箱实验台裂纹故障。

针对小波基函数优选问题, 深入研究了具有时频分析柔性的过完备字典学习方法, 提出了周期稀疏导向超小波字典驱动的自动化故障诊断技术。所提出的超小波字典利用 TQWT 构造了非单一非固定的超小波基函数原子库, 改进了经典的基于单一固定基函数的小波分析方法。为了刻画某个超小波字典对信号中冲击性特征的匹配效果, 提出了周期性非平稳故障特征幅值权重指标(PNFAR), 并且以 PNFAR 为优化目标函数选择最优的超小波基函数。根据重构方式的不同, 分别研究了单支最优重构及改进的双支最优重构稀疏导向超小波变换。将所研究的周期稀疏导向超小波自动诊断技术应用于平整机电轴承电蚀故障诊断以及某大型风电设备电机轴承故障分析中, 实现了轴承损伤稀疏故障特征的自动提取。

在时域特征提取方面, 提出了对分析字典依赖程度低的周期重叠簇稀疏(POGS)优化特征提取算法。所提出的 POGS 算法针对机械故障诊断稀疏特征提取问题构造了优化目标函数, 该目标函数中的正则项(惩罚函数)选用非凸惩罚函数来增强周期性特征的稀疏性, 并且证明了非凸可控化参数 α 在一定约束条件下可以保证目标函数整体为凸。同时, 引入优控极小化方法(MM)求解所构造的目标函数, 并给出高效的迭代收敛数值算法, 该求解算法收敛于 POGS 优化问题的全局最优解。针对实际信号周期簇稀疏特征提取的问题, 研究了应用 POGS 法时相关参数的优选问题, 并将其应用于机车轴承和实验台感应电机轴承故障特征提取中, 验证其在稀疏故障特征提取中的优越性。

在时频域特征提取方面, 提出了机械故障诊断的周期重叠簇稀疏(TFPOGS)特征提取算法。TFPOGS 方法通过求解所构造的非凸正则化优化模型来获取稀疏的时频系数。针对分离增广的拉格朗日收缩算法(SALSA)只能求解凸优化问题的缺点, 结合 SALSA 和优控极小化法, 提出了分离增广的拉格朗日优控替代极小化法(SALMA)用于所构造的非凸稀疏优化问题的求解, SALMA 是一种高效的迭代数值算法, 并证明了 SALMA 收敛的定理。所提出的 TFPOGS 法在某增速齿轮箱结构碰摩故障诊断中取得较好效果。

针对机械关键零部件的复合故障特征分离问题, 提出了周期复合稀疏成分同步分离算法(PSFSA)。PSFSA 算法基于形态学成分分析思想, 根据机械复合故障诊断周期稀疏特征分离问题构造了稀疏优化目标函数, 该目标函数包含三个正则项, 其中复合信号稀疏增强的正则项中采用了非凸惩罚函数, 理论推导证明了目标函数整体为凸的命题。利用优控极小化方法求解 PSFSA 所构造的目标函数, 推导出高效的同步分离稀疏成分的数值算法, 该迭代求解算法收敛于 PSFSA 优化问题的全局最优解。研究了 PSFSA 法进行周期簇稀疏特征分离时相关参数的优选问题, 并将其应用于机车轴承复合故障特征分离中, 验证其在稀疏故障特征分离中的有效性。

本论文从稀疏的视角出发, 对机械故障诊断中的可调品质因子小波稀疏降噪方法、周期稀疏导向的超小波自动诊断技术、时域和时频域的周期簇稀疏特征提取理论、复合故障耦合特征的周期稀疏特征成分同步分离算法等进行了深入和系统的研究, 研究成果对机械设备的健康监测和故障诊断具有极其重要的工程意义和实用价值。