

三维超声波换能器测风阵列研究*

行鸿彦^{1,2}, 吴红军^{1,2}, 徐 伟^{1,2}, 魏佳佳^{1,2}

(1. 南京信息工程大学 气象灾害预报预警与评估协同创新中心 南京 210044;

2. 南京信息工程大学 江苏省气象探测与信息处理重点实验室 南京 210044)

摘 要:针对三维测风技术中常用的垂直正交测风阵列在消除阴影效应影响方面的缺陷,根据流场特性,设计了一种基于特殊四面体棱边构建的非正交测风阵列。该阵列旨在降低尾迹区湍流对测风路径平均风速的影响,并且对绕流干扰严重的测风路径进行数据补偿。利用 GAMBIT 软件建立测风阵列模型,通过 FLUENT 软件改变流场内气体流速和雷诺数等环境参数,仿真两种阵列在低速层流区和高速湍流区的不同性能,获取了速度分布云图和三组换能器所在路径速度折线图,说明了非正交测风阵列能够有效提高三维测风的精度。

关键词:湍流;测风阵列;绕流干扰;测风精度

中图分类号: TH765 **文献标识码:** A **国家标准学科分类代码:** 460.40

Study on ultrasonic transducer array for three-dimensional wind

Xing Hongyan^{1,2}, Wu Hongjun^{1,2}, Xu Wei^{1,2}, Wei Jiajia^{1,2}

(1. Collaborative Innovation Center on Forecast and Evaluation of Meteorological Disasters, Nanjing University of Information Science & Technology, Nanjing 210044, China; 2. Jiangsu Key Laboratory of Meteorological Observation and Information Processing, Nanjing University of Information Science & Technology, Nanjing 210044, China)

Abstract: The vertical wind array commonly used in three-dimensional wind measurement technology has defects in eliminating the shadow effect. This paper designs a non-orthogonal wind array based on special tetrahedron edges according to the characteristics of flow field. The array is designed to reduce the influence of wake region turbulence on the mean wind velocity of the wind path, and to compensate the wind path which the round flow interferes severely. The wind array is modeled with GAMBIT software, and the flow field of gas velocity and Reynolds number of different environmental parameters are changed in FLUENT software to simulate the different performances of the two arrays in the low velocity laminar flow region and the high velocity turbulence region. The cloud chart of velocity distribution and the velocity line graph based on the path of three groups of transducers are obtained to prove that the non-orthogonal array can improve the accuracy of the three-dimensional wind measurement.

Keywords: turbulence; wind array; round flow interference; wind measurement accuracy

0 引 言

风速和风向的监测是现代气象重要的组成部分,对军事和民用有着至关重要的作用。测量风速和风向,应用较多的方式主要有机械式测量、热线热膜式测量、皮托管式测量、激光多普勒式测量等。这些方式由于设备成

本高、测量精度低或者维护费用高等问题,难以得到广泛使用。在现代测风技术里,使用较多的就是超声波式测量,结构简单、使用范围广、设备成本低、测量精度高等优点使其综合性能较其他方式有着很大的提升。因此,超声波测量方式已经发展成为现代气象监测风速和风向的主流方式^[1]。

声学测风仪器的构想最早于 20 世纪 40 年代由 Car-

rier G. F. 等人^[2]提出,20世纪50年代末,出现了第1个微型声学风速仪^[3]。20世纪60~80年代,声学测风仪器经历了长足的发展,突破了早期的条件限制进行了大量野外观测以及风洞对比实验,实现了从单维到三维超声波测风系统的改进升级^[4]。

现代超声波测风仪的研究主要致力于测量精度的改进,使其适用于更加严苛的环境,其精度的影响因素主要有绕流干扰、硬件的选型和噪声模型的选择与建立^[5-7]。在三维测风系统中,绕流干扰对风速的影响更加尤为突出,因此选择一个合适的测风阵列尤为重要。

当前使用较为广泛的测风阵列为垂直正交型,即3组换能器基于空间直角坐标系的3条坐标轴建立测风阵列^[8-9]。根据实际情况,把风力场定义为粘性可压缩的非定常牛顿流场,流场中换能器的大小和阵列内部密度等对流场的分布有很大影响。绕流分析时,最明显的就是湍流对风速的干扰,每组换能器之间的风速平均值和各种脉动值不均匀且不稳定,导致垂直正交型测风阵列的测量精度大打折扣^[10-12]。

针对湍流干扰导致测风精度降低的问题,本文设计了一种非正交测风阵列,由3组的换能器构成,分别位于四面体的3条棱上,每组换能器利用时差法原理测出该方向上的风速独立分量,根据换能器组的特殊偏角给出基于该阵列的三维风速风向推导公式,并且利用 FLU-ENT 软件进行空气流体仿真,通过改变风速值、风向和雷诺数等参数与垂直正交测风阵列进行绕流对比分析,指出非正交测风阵列的优点。

1 超声波换能器阵列设计

1.1 时差法原理

超声波在空气中传播过程中,在顺风与逆风方向传播存在一个速度差,当传播固定的距离时,此速度差反映成一个时间差,这个时间差与待测风速有线性关系。一般情况下,收发一体的超声波探头采用的中心频率为200 kHz,换能器外形采用流线型子弹头方案设计^[13]。

如图1所示,在一个理想风场中,A、B为收发一体超声波的两个换能器,风速为 V ,换能器A、B之间的距离为 L 。顺风方向上,超声波由换能器A传播到换能器B的时间为 t_{AB} ;逆风方向上,超声波由换能器B传播到换能器A的时间为 t_{BA} 。设声音在均匀空气中的传播速度为 c ,那么可以分别得到顺风方向上:

$$t_{AB} = \frac{L}{c + V} \quad (1)$$

逆风方向上:

$$t_{BA} = \frac{L}{c - V} \quad (2)$$

联立式(1)和(2),可以得到:

$$V = \frac{L}{2} \left(\frac{1}{t_{AB}} - \frac{1}{t_{BA}} \right) \quad (3)$$

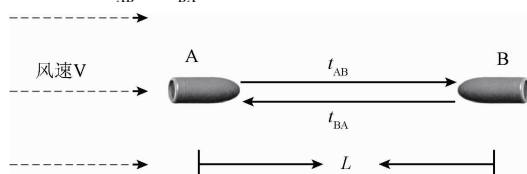


图1 超声波测风时差法原理

Fig. 1 Diagram of the ultrasonic wind measurement by time-different method

由于阴影效应和超声波信号衰减的影响,探头距离的取值很重要。风经过换能器以后,在换能器后方一段距离里产生湍流,使得风速值降低并且无法预测,所以两个探头之间的距离 L 越大,阴影效应对测量精度的影响越低。但是超声波的传播会随着传播距离衰减,距离越大,衰减越厉害,其幅度衰减与距离之间的规律表现为:

$$A = A_0 e^{-\alpha x + \beta v} \quad (4)$$

式中: A 为当前超声波的幅度; A_0 为原始超声波幅度; α 为超声波衰减因子,其与超声波中心频率的平方成正比; β 为外界因素导致的衰减偏移系数; v 为风速,当风向与超声波传播方向相同时 v 取正,否则 v 取负^[11,16]。

1.2 三维风模型

根据实际测量要求,采用一种改进的三维风表示方法。如图2所示,在一个超声波风速仪坐标系统中, Y 轴所指的方向为正东方向, V 为一个风速矢量,风速矢量的映射线与正东方向的夹角 α 为风向的水平偏角,风速矢量与水平面的夹角 β 为风向的垂直偏角。那么,可以用风速大小 $|V|$ 、水平偏角 α 、垂直偏角 β 来表示三维风。水平偏角 α 的范围为 $(-\pi/2, \pi/2)$,垂直偏角 β 的范围为 $(0, \pi/2)$ 。为了便于计算模型的建立,本文规定 $(-X, Y, Z)$ 象限为正风向的象限^[12]。(以下公式中用 V 代表风速大小 $|V|$)。

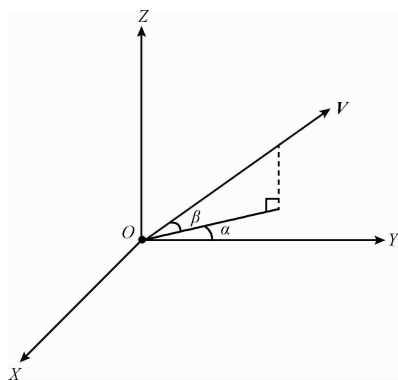


图2 三维风模型示意图

Fig. 2 Diagram of 3D wind model

1.3 超声波换能器垂直正交测风阵列原理

垂直正交测风阵列在三维风速风向测量中使用得较为广泛,主要是由于结构简单、计算方便,换能器组成的超声波坐标系恰好与空间直角坐标系重合。该系统采用 6 个换能器,分为 3 组,每组换能器分别沿着空间坐标系的 3 个轴放置,且每组有一个换能器放置于坐标原点处。如图 3 所示,在一个空间直角坐标系中,Y 轴所指的方向为正东方向,OP、OQ、OR 分别为三组换能器,L 为每组换能器中两个探头之间的距离,一般情况下取 200 mm 3 组换能器 OP、OQ、OR 所在的直线与空间直角坐标系的 3 条轴重合,V 为任意方向上的风。

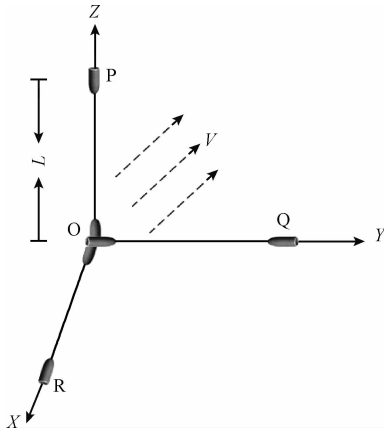


图 3 垂直正交测风阵列

Fig. 3 Diagram of vertical wind array

那么,可以将风速矢量沿着 3 个坐标轴正交分解为 V_x 、 V_y 、 V_z ,根据式(3), V_x 、 V_y 、 V_z 的表达式如下:

$$V_x = \frac{L}{2} \left(\frac{1}{t_{OR}} - \frac{1}{t_{RO}} \right) \quad (5)$$

$$V_y = \frac{L}{2} \left(\frac{1}{t_{OQ}} - \frac{1}{t_{QO}} \right) \quad (6)$$

$$V_z = \frac{L}{2} \left(\frac{1}{t_{OP}} - \frac{1}{t_{PO}} \right) \quad (7)$$

根据正交分解原理,原始风速与分解风速之间的关系如下:

$$V = \sqrt{V_x^2 + V_y^2 + V_z^2} \quad (8)$$

由式(8),结合式(5)~(7),实际风速表达式如下:

$$V = \frac{L}{2} \sqrt{\left(\frac{1}{t_{OR}} - \frac{1}{t_{RO}} \right)^2 + \left(\frac{1}{t_{OQ}} - \frac{1}{t_{QO}} \right)^2 + \left(\frac{1}{t_{OP}} - \frac{1}{t_{PO}} \right)^2} \quad (9)$$

由图 2 可知,水平偏角 α 为风速矢量的映射线与正东方向的夹角,垂直偏角 β 为风速矢量与水平面的夹角,那么根据直角三角形勾股定理可知,水平偏角 α 只与水平分量 V_x 、 V_y 有关,垂直偏角 β 与垂直分量 V_z 以及水平分量 V_x 、 V_y 的合分量有关,其表达式如下:

$$\alpha = -\arctan \frac{V_x}{V_y} \quad (10)$$

$$\beta = \arctan \frac{V_z}{\sqrt{V_x^2 + V_y^2}} \quad (11)$$

1.4 超声波换能器非正交测风阵列设计

由于垂直正交测风阵列对阴影效应非常敏感,当风向平行于某组换能器时,必然与另外两组换能器垂直,那么理论上,另外两组换能器测出的风速值为 0,只有平行于风的那组换能器能正常测量。但是由于阴影效应的影响,风场中换能器绕流时会产生湍流,而平行时湍流度最大,此时如果不对测量数据进行补偿,其误差会很大且不可预测。在第 3 节绕流干扰分析中,本文将对其进行尾迹区层流和湍流对比仿真,并进行测量精度定量分析。

基于风场特性,本文设计了非正交测风阵列。如图 4 所示,CD 所在的方向为正东方向,AB、AC、AD 分别为 3 组换能器,换能器 AB 之间的距离为 L_1 ,换能器 AC 和 AD 之间的距离为 L_2 。

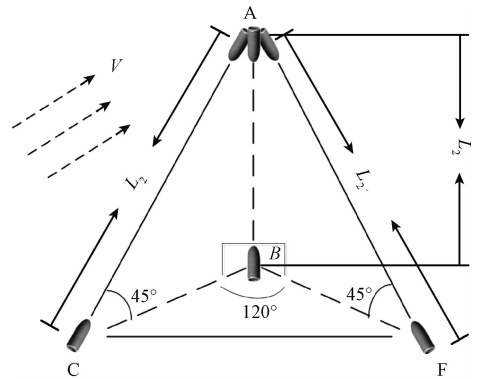


图 4 非正交测风阵列

Fig. 4 Diagram of non-orthogonal wind array

根据超声波在传播过程中的衰减规律式(5),结合 FLUENT 模拟空气介质进行不同距离的阴影效应分析,为了方便计算,综合考虑,确定换能器距离 L_1 取 200 mm, L_2 取 282 mm。换能器 AB 所在直线垂直于换能器 BCD 所在平面,换能器 ACB 和换能器 ADB 的夹角都为 45°,换能器 CBD 的夹角为 120°,V 为任意方向上的风。

设 AB、AC、AD 3 组换能器所测得的风速分别为 V_{AB} 、 V_{AC} 、 V_{AD} ,根据式(3),其表达式如下:

$$V_{AB} = \frac{L_1}{2} \left(\frac{1}{t_{BA}} - \frac{1}{t_{AB}} \right) \quad (12)$$

$$V_{AC} = \frac{L_2}{2} \left(\frac{1}{t_{CA}} - \frac{1}{t_{AC}} \right) \quad (13)$$

$$V_{AD} = \frac{L_2}{2} \left(\frac{1}{t_{AD}} - \frac{1}{t_{DA}} \right) \quad (14)$$

需要注意的是,由于在 2.2 中已经规定了正风向的方向,这里建立 V_{AB} 、 V_{AC} 、 V_{AD} 计算模型式,就需要确定其正负。如图 2 所示,换能器 C 到换能器 A 所指的方向在

(-X, Y, Z)象限内,换能器 A 到换能器 D 所指的方向在 (X, Y, -Z)象限内,换能器 B 到换能器 A 所指的方向为正 Z 方向。

接下来就是求解风速大小 V 以及水平偏角 α 、垂直偏角 β ,根据立体几何的解析方法,相关方程如下:

$$V_{AB} = V \sin \beta \quad (15)$$

$$V_{AC} \cos 45^\circ = V \cos \beta \sin \alpha \quad (16)$$

$$V_{AD} \cos 45^\circ = V \cos \beta \cos(\alpha + 30^\circ) \quad (17)$$

联立式(15)~(17),风速大小 V 以及水平偏角 α 、垂直偏角 β 关于 V_{AB} 、 V_{AC} 、 V_{AD} 的表达式如下:

$$V = \sqrt{\left\{ 2 \cdot \operatorname{sinarcot} \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{V_{AD}}{V_{AC}} - \frac{1}{2} \right) \right] \right\}^2 + V_{AB}^2} \quad (18)$$

$$\alpha = \operatorname{arccot} \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{V_{AD}}{V_{AC}} - \frac{1}{2} \right) \right] \quad (19)$$

$$\beta = \operatorname{arcsin} \frac{V_{AB}}{\sqrt{\left\{ \frac{\sqrt{2} \cdot V_{AC}}{2 \cdot \operatorname{sinarcot} \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{V_{AD}}{V_{AC}} - \frac{1}{2} \right) \right]} \right\}^2 + V_{AB}^2}} \quad (20)$$

非正交测风阵列降低了湍流对测风精度的影响,当其中一组换能器产生的湍流较大时,另外两组换能器可以对其进行数据补偿,以此实现高精度风速风向的测量。

2 绕流干扰分析

2.1 湍流模型选择

根据实际情况,风力场定义为粘性可压缩的非定常牛顿流场,场域内温度、气体导热系数等对风速大小有着极大的影响。以此,本文选用可压缩湍流运动的系统平均方程组作为控制方程,它满足的运动方程和状态方程如下:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (21)$$

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (22)$$

$$\frac{\partial \rho e}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j e}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(k \frac{\partial \theta}{\partial x_j} \right) - p \frac{\partial u_j}{\partial x_j} + \phi \quad (23)$$

式中: e 为气体内能, θ 为气体的温度, k 为气体的导热系数, τ_{ij} 为牛顿流体粘性应力张量, ϕ 为粘性耗散功,它们的关系式如下:

$$e = c_v \theta \quad (24)$$

$$p = R \rho \theta \quad (25)$$

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \quad (26)$$

$$\phi = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (27)$$

式中: c_v 为气体的质量定容热容, R 为气体常数, μ 为气体的动力粘性系数,假定他们都是常数^[9,17-18]。

湍流运动是非常复杂的流动,计算湍流运动时,需要附加湍流方程,本测风系统选用 $k-\varepsilon$ 双方程模型,它适用于高雷诺数的湍流计算模型。标准 $k-\varepsilon$ 模型方程如式(28)、(29)所示。湍动能 k 方程如下:

$$\rho \frac{Dk}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon \quad (28)$$

湍动能耗散率 ε 方程如下:

$$\rho \frac{D\varepsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (29)$$

式中: μ_l 为层流黏性系数。 μ_t 为湍流黏性系数,其满足的关系式如下:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (30)$$

式中: G_k 为由层流速度梯度产生的湍流动能, G_b 为由浮力产生的湍流动能, $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 、 $C_{3\varepsilon}$ 、 σ_k 和 σ_ε 为经验常数, C_μ 为湍流常数^[15,19]。在本次绕流干扰分析中,浮力产生的湍动能可以忽略不计,所以经验常数 $C_{3\varepsilon}$ 不予考虑,经验常数等的取值如下: $C_{1\varepsilon} = 1.44$, $C_{2\varepsilon} = 1.92$, $C_\mu = 0.09$, $\sigma_k = 1.0$, $\sigma_\varepsilon = 1.3$ 。

2.2 换能器阵列绕流干扰对比分析

针对非正交阵列和垂直正交阵列结构上的差异,使用 FLUENT 软件进行绕流干扰分析,通过改变流场内气体流速 V 和雷诺数 Re 对比两种测风阵列的可靠性,并根据提取的数据,给出其测量精度。

考虑到实际情况下风速的大小和仿真效果,选用二级风和七级风作为流场内气体流速的参考值,其仿真值分别为 2、12 m/s。

如表 1 所示,不同雷诺数下,绕流效果不同。当雷诺数介于 $150 \sim 3 \times 10^5$ 时,绕流在分离点前为层流边界,分离点后,也就是尾迹为湍流。在工程应用中,一般统一取临界雷诺数 $Re = 2300$ 。当 $Re < 2300$ 时,为层流流动;当 $Re > 2300$ 时,可认为流动为湍流流动。因此,分别对层流流动和湍流流动两种状态进行对比分析。

雷诺数计算公式为:

$$Re = \frac{\rho V D}{\mu} \quad (31)$$

式中: ρ 为流体的密度, V 为流体的平均流速, D 为管径, μ 是流体的粘性系数。绕流干扰分析中,使用流体为标准大气,换能器模型近似为半径为 0.01m 的子弹型柱

体,因此雷诺数计算公式中各参数的取值如下: $\rho = 1.293 \text{ kg/m}^3, D=0.01 \text{ m}, \mu=1.8 \times 10^{-5} \text{ kg/(m}\cdot\text{s)}$ 。

表 1 不同雷诺数下的流动效果

Table 1 Flow effects of different Reynolds numbers

雷诺数的取值范围	绕流效果
$Re < 5$	蠕动流(无分离)
$5 \sim 15 < Re < 40$	尾迹区有一堆稳定涡
$40 < Re < 150$	层流涡街
$150 < Re < 3 \times 10^5$	尾迹为湍流
$3 \times 10^5 < Re < 3.5 \times 10^6$	边界层转换为湍流
$Re > 3.5 \times 10^6$	湍流涡街,但涡间距更近

当 $V=2 \text{ m/s}$ 时,可以算得雷诺数 $Re = 1\ 437$, 此时

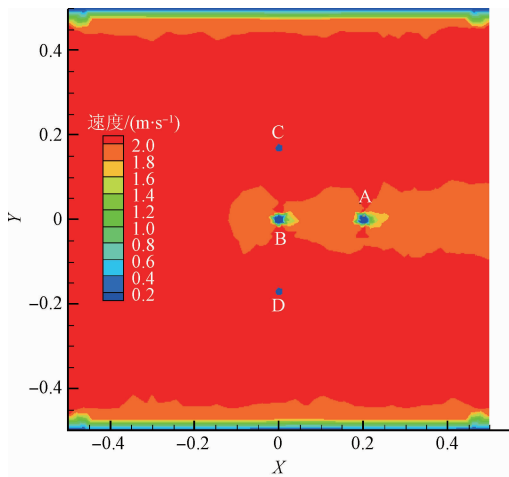
流体处于层流流动状态;

当 $V=2 \text{ m/s}$ 时,可以算得雷诺数 $Re = 8\ 620$, 此时流体处于湍流流动状态。

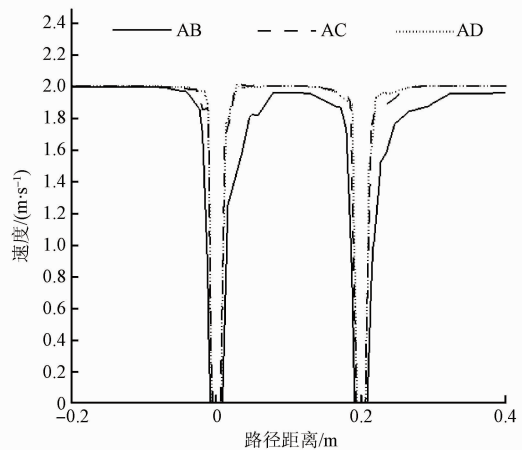
由于两种阵列都是三维的,使用 GAMBIT 建模时选取长圆柱作为流场,换能器模型位于长圆柱内部中心位置。为了便于观察,仿真效果图均选取换能器所在的截面展示。

2.2.1 层流流动状态下的仿真

当 $V=2 \text{ m/s}, Re = 1\ 437$ 时,流场中非正交阵列速度分布和换能器 A、B 之间的速度曲线如图 5(a) 所示,垂直正交阵列速度分布和换能器 O、R 之间的速度曲线如图 5(b) 所示。

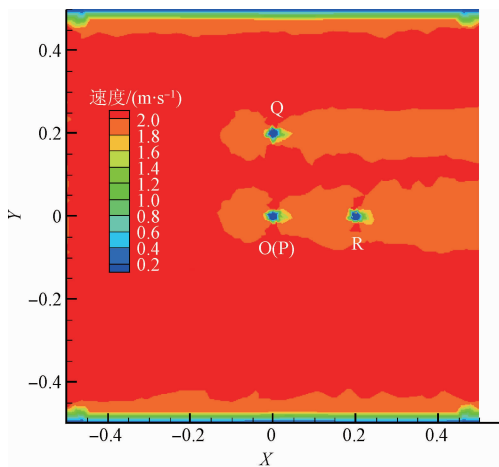


(a1) 层流流动状态下非正交阵列速度分布云图
(a1) The cloud chart of velocity distribution non-orthogonal array under the state of laminar flow

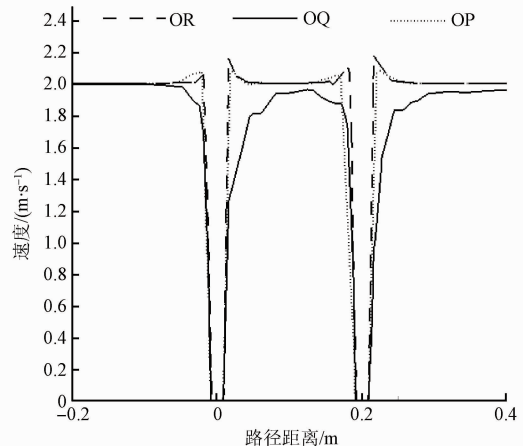


(a2) 层流流动状态下非正交阵列3组换能器所在路径速度折线图
(a2) The velocity line graph based on the path of three groups of transducers of non-orthogonal array under the state of laminar flow

(a) 层流流动状态下非正交阵列仿真图
(a) The simulation diagram of non-orthogonal array under the state of laminar flow



(b1) 层流流动状态下垂直正交阵列速度分布云图
(b1) The cloud chart of velocity distribution of vertical array under the state of laminar flow



(b2) 层流流动状态下垂直正交阵列3组换能器所在路径速度折线图
(b2) The velocity line graph based on the path of three groups of transducers of vertical array under the state of laminar flow

(b) 层流流动状态下垂直正交阵列仿真图
(b) The simulation diagram of vertical array under the state of laminar flow

图 5 层流流动状态下阵列速度分布云图和 3 组换能器所在路径速度折线图

Fig. 5 The cloud chart of velocity distribution and the velocity line graph based on the path of three groups of transducers of the array under the state of laminar flow

从图5(a)和(b)中可以看出,在流场参数为 $V = 2 \text{ m/s}$, $Re = 1\ 437$ 时,此时绕流流动为层流,非正交阵列与垂直正交阵列在换能器测速路径上的速度曲线略有差异,但是整体速度云图并无区别,前后换能器的耦合程度相似。在相同流场参数下对两种测风阵列的3条测风路径进行速度值离散采样并求均值,对比数据如表2所示。

表2 层流流动状态下两种阵列测风路径速度均值

Table 2 The average velocity of the paths of the two arrays under the state of laminar flow ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)

阵列	测风路径	理想值	仿真值	误差
非正交阵列	AB	2	1.712 5	0.287 5
	AC	1.414 2	1.388 7	0.025 5
	AD	1.414 2	1.391 2	0.023
垂直正交阵列	OP	0	0.130 5	0.130 5
	OQ	2	1.643 2	0.356 8
	OR	0	0.118 4	0.118 4

由表2可以提取出非正交阵列3条测风路径的风速仿真值: $V_{AB} = 1.712\ 5 \text{ m/s}$, $V_{AC} = 1.388\ 7 \text{ m/s}$, $V_{AD} = 1.391\ 2 \text{ m/s}$ 。代入式(18)可以算得风速大小 $V_{\text{非正交}} \approx 1.917\ 5 \text{ m/s}$,则其误差率为:

$$\delta_{\text{非正交}} = \frac{V - V_{\text{非正交}}}{V} \times 100\% \approx 4.13\% \quad (32)$$

由于水平偏角和垂直偏角表达式中没有包含全部仿

真值,所以只需通过风速大小计算误差率,无需赘述水平偏角和垂直偏角的计算。

同理可以提取出垂直正交阵列3条测风路径的风速仿真值: $V_{OP} = 0.130\ 5 \text{ m/s}$, $V_{OQ} = 1.643\ 2 \text{ m/s}$, $V_{OR} = 0.118\ 4 \text{ m/s}$ 。

代入式(8)可以算得风速大小 $V_{\text{正交}} \approx 1.861\ 1 \text{ m/s}$,则其误差率为:

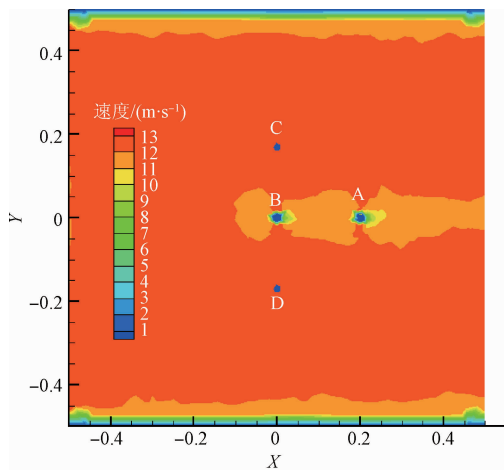
$$\delta_{\text{正交}} = \frac{V - V_{\text{正交}}}{V} \times 100\% \approx 6.95\% \quad (33)$$

因此,当绕流流动为层流时,非正交阵列测量误差率为4.13%,垂直正交阵列测量误差率为6.95%,非正交阵列测量精度相对于垂直正交阵列有所提升,但差距不明显。

2.2.2 湍流流动状态下的仿真

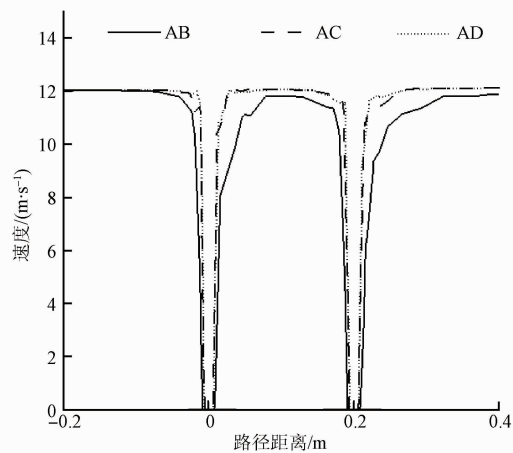
当 $V = 12 \text{ m/s}$, $Re = 8\ 620$ 时,流场中非正交阵列速度分布和换能器A、B之间的速度曲线如图6(a)所示,垂直正交阵列速度分布和换能器A、B之间的速度曲线如图6(b)所示。

从图6(a)和(b)中可以看出,在流场参数为 $V = 12 \text{ m/s}$, $Re = 8\ 620$ 时,此时绕流流动为湍流,换能器尾迹区涡流由增大迹象,测风路径上高速层流区缩短,取而代之的是不稳定的涡流团。上游换能器后方,云图波动强烈,颜色变化较快,表示后方一段距离里速度干扰严重。下游换能器由于上游换能器产生的涡流团的干扰,其边界层涡流叠加,速度明显不符合理想值。在相同流场参数下对两种测风阵列的3条测风路径进行速度值离散采样并求均值,对比数据如表3所示。



(a1) 湍流流动状态下非正交阵列速度分布云图

(a1) The cloud chart of velocity distribution non-orthogonal array under the state of turbulent flow

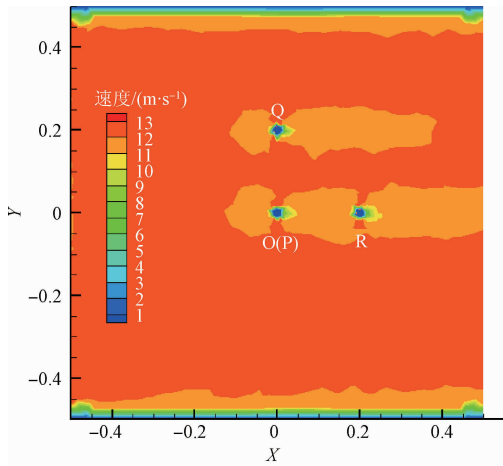


(a2) 湍流流动状态下非正交阵列3组换能器所在路径速度折线图

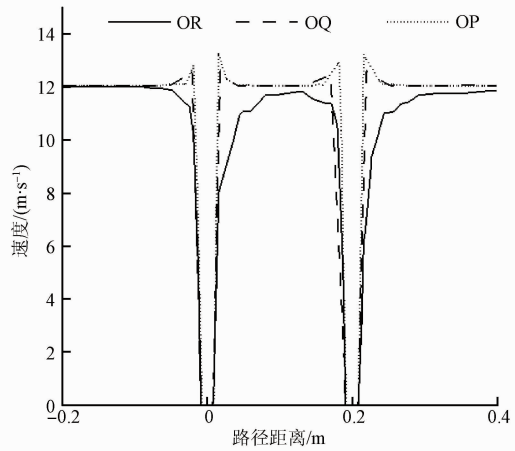
(a2) The velocity line graph based on the path of three groups of transducers of non-orthogonal array under the state of turbulent flow

(a) 湍流流动状态下非正交阵列仿真图

(a) The simulation diagram of non-orthogonal array under the state of turbulent flow



(b1) 湍流流动状态下正交阵列速度分布云图
(b1) The cloud chart of velocity distribution vertical array under the state of turbulent flow



(b2) 湍流流动状态下正交阵列3组换能器所在路径速度折线图
(b2) The velocity line graph based on the path of three groups of transducers of vertical array under the state of turbulent flow

(b) 湍流流动状态下正交阵列仿真图
(b) The simulation diagram of vertical array under the state of turbulent flow

图 6 湍流流动状态下阵列速度分布云图和三组换能器所在路径速度折线图

Fig. 6 The cloud chart of velocity distribution and the velocity line graph based on the path of three groups of transducers of the array under the state of turbulent flow

表 3 湍流流动状态下两种阵列测风路径速度均值

Table 3 The average velocity of the paths of the two Arrays under the state of turbulent flow

阵列	测风路径	理想值	仿真值	误差
非正交阵列	AB	12	9.431 6	2.568 4
	AC	8.485 2	8.034 8	0.450 4
	AD	8.485 2	7.997 2	0.488 0
垂直正交阵列	OP	0	0.842 3	0.842 3
	OQ	12	8.271 4	3.728 6
	OR	0	0.925 9	0.925 9

由表 3 可以提取出非正交阵列 3 条测风路径的风速仿真值: $V_{AB} = 9.431 6 \text{ m/s}$, $V_{AC} = 8.034 8 \text{ m/s}$, $V_{AD} = 7.997 2 \text{ m/s}$ 。代入式 (18) 可以算得风速大小 $V_{非正交} \approx 10.631 5 \text{ m/s}$, 则其误差率为:

$$\delta_{非正交} = \frac{V - V_{非正交}}{V} \times 100\% \approx 11.40\% \quad (34)$$

由于水平偏角和垂直偏角表达式中没有包含全部仿真值, 所以只需通过风速大小计算误差率, 无需赘述水平偏角和垂直偏角的计算。

同理可以提取出垂直正交阵列三条测风路径的风速仿真值: $V_{OP} = 0.842 3 \text{ m/s}$, $V_{OQ} = 8.271 4 \text{ m/s}$, $V_{OR} = 0.925 9 \text{ m/s}$ 。代入式 (8) 可以算得风速大小 $V_{正交} \approx 8.437 6 \text{ m/s}$, 则其误差率为:

$$\delta_{正交} = \frac{V - V_{正交}}{V} \times 100\% \approx 29.69\% \quad (35)$$

因此, 当绕流流动为湍流时, 非正交阵列测量误差率为 11.40%, 垂直正交阵列测量误差率为 29.69%, 非正交阵列测量精度明显高于垂直正交阵列, 垂直正交阵列在湍流环境中的测量值已经无法满足高精度要求, 而非正交阵列的误差率虽然有所上升, 但是仍能确保测量值可靠性。

综合层流流动和湍流流动两种状态下的仿真, 可以得出非正交阵列在层流流动状态中表现良好, 测量精度较垂直正交阵列略有提升; 而在湍流流动状态中表现出色, 测量精度较垂直正交阵列得到大幅度提升, 有效抑制了尾迹区湍流对风速的影响。

3 实际测量效果

在实际测试中, 主要测量 3 个参数, 即风速大小 V 、水平偏角 α 和垂直偏角 β , 选取 2017 年 8 月份和 9 月份的不同时间点, 测试地选于南京市浦口区南京信息工程大学实验楼顶空旷处, 标准数据采用超声波测风设备 WINDCAP 的测量结果, 非正交阵列和垂直正交阵列测量数据如表 4~6 所示。

表 4 8 月 24 日实测数据

Table 4 The measured data in August 24th

模型	$V/(m \cdot s^{-1})$	$\alpha/(\times \pi)$	$\beta/(\times \pi)$
非正交	3.041 3	0.085 5	0.072 4
垂直正交	2.983 2	0.021 5	0.207 3
WINDCAP	3.130 0	0	0

表5 9月3日实测数据

Table 5 The measured data in September 3rd

模型	$V/(m \cdot s^{-1})$	$\alpha/(\times \pi)$	$\beta/(\times \pi)$
非正交	8.675 2	0.111 6	0.132 2
垂直正交	7.764 1	0.042 8	0.225 4
WINDCAP	9.580 0	0	0

表6 9月11日实测数据

Table 6 The measured data in September 11th

模型	$V/(m \cdot s^{-1})$	$\alpha/(\times \pi)$	$\beta/(\times \pi)$
非正交	5.436 9	0.092 5	0.096 3
垂直正交	5.095 3	0.032 2	0.165 8
WINDCAP	5.950 0	0	0

由式(32)、(33)计算可得,3个时间点里非正交阵列和垂直正交阵列模型所测得的风速大小 V 与标准值之间的误差率如表7所示。

表7 两种阵列所测风速大小误差率

Table 7 The error rate of wind velocity measured by two arrays

时间点	模型	误差率/%
8月24日	非正交	2.92
	垂直正交	4.78
9月3日	非正交	9.48
	垂直正交	18.99
9月11日	非正交	8.67
	垂直正交	14.41

由表4~7可知,在实测环境风速较小的情况下,非正交阵列模型和垂直正交阵列模型的实测数据和误差率与仿真数据相比,虽然有所偏移,但是仍然在可控范围内,所得实测数据较为可靠。

由表5可得,风速较低时,非正交阵列模型和垂直正交阵列模型的误差率接近,都较低。随着风速的增加,两种阵列的误差率都开始上升,其中垂直正交阵列模型的误差率上升速度明显高于垂直正交阵列模型。当风速达到9.58 m/s时,垂直正交阵列模型的误差率已经超过15%,而非正交阵列模型的误差率仍然低于10%,充分显示了非正交阵列在高速湍流区的优异表现。

从表4~6中可以看出,两种阵列模型对水平偏角 α 和垂直偏角 β 也存在较大差异。非正交阵列模型对水平偏角和垂直偏角的测量较为稳定,虽然有一定误差,但是可以通过算法补偿;而垂直正交阵列模型所测数据不稳定,水平偏角接近标准值,而垂直偏角与标准值偏差过大,存在较大缺陷。

综上所述,在实际测量中,非正交阵列模型与垂直正交阵列模型的测量效果与理论仿真预测效果接近。在相同风速环境下,非正交阵列更能确保测量精度。

4 结 论

非正交测风阵列的3组换能器在任何情况下,都能

有至少两组正常工作,另外一组非正常工作的换能器组可以用于确定风向水平偏角和垂直偏角,结合正常工作的两组换能器所测定的风速大小,确定流场中的三维风,测量结果较为准确,实现对三维风数据的高精度测量;垂直正交测风阵列3组换能器互相垂直,当其中一组换能器干扰严重时,另外两组换能器无法测得数据,最终难以测出三维风的各项数据。

非正交测风阵列使用120°作为3组换能器的张角,降低了单位空间内换能器的密集程度,减少了换能器之间的耦合作用,防止不同测风路径上的换能器尾迹涡区出现过分叠加。而垂直正交测风阵列使用90°作为三组换能器的张角,单位空间内换能器的密集程度较高,尾迹涡区会出现叠加,使不同测风路径上的误差叠加,从而影响测风精度。在环境恶劣的情况下,流动提前转捩,层流边界层缩小,湍流边界层往上游推进,尾迹涡区扩大,非正交测风阵型为其提供了更大的容错区域。特别是在高流速、高雷诺数的环境下,非正交测风阵列的优势愈加明显,测得的数据稳定可靠。

当然,超声波测风技术的精度还有很大提升空间,尤其是算法方面,如果今后能将高斯噪声模型与非高斯噪声模型相结合,测风技术能实现质的飞跃。

参考文献

- [1] 张捷光,齐文新,齐宇. 三维超声波测风仪原理与应用[J]. 计算机与数字工程, 2013, 41(1): 124-126.
ZHANG J G, QI W X, QI Y. Principle and application of 3D ultrasonic anemometer[J]. Computer and Digital Engineering, 2013, 41(1): 124-126.
- [2] CARRIER G F, CARLSON F D. On the propagation of small disturbances in a moving compressible fluid[J]. Quarterly of Applied Mathematics, 1946, 4(4): 1-12.
- [3] KAIMAL L C, GAYNOR J E. Another look at sonic thermometry[J]. Boundary-Layer Meteorology, 1991, 56(4): 401-410.
- [4] DALICHOW M, DENNIS M, KROENING M, et al. Advances in 3-D ultrasonic imaging for quantitative flaw[J]. Proceedings of the 9th International Conference on NDE in Relation to Structural Integrity for Nucle, 2012, 21(8): 206-212.
- [5] 范思航,时文娟,黄艳芝,等. 超声波多普勒流量计换能器的研究与应用[J]. 国外电子测量技术, 2014, 33(2): 84-88.
FAN S H, SHI W J, HUANG Y ZH, et al. Investigation and application of transducer of ultrasonic Doppler flowmeter[J]. Foreign Electronic Measurement Technology, 2014, 33(2): 84-88.
- [6] 张振,徐枫,王鑫,等. 河流水面成像测速研究进展[J]. 仪器仪表学报, 2015, 36(7): 1441-1450.
ZHANG ZH, XU F, WANG X, et al. Advances in imaging velocity measurement of river surface[J]. Chinese

- Journal of Scientific Instrument, 2015, 36(7): 1441-1450.
- [7] 吴晓军, 马明生, 邓有奇, 等. 两种湍流模型在跨声速绕流计算的应用研究[J]. 空气动力学学报, 2008, 26(1): 85-90.
WE X J, MA M SH, DENG Y Q, et al. Application of two turbulence models to transonic flow calculation[J]. Journal of Aerodynamics, 2008, 26(1): 85-90.
- [8] 袁先旭, 邓小兵, 谢显飞, 等. 超声速湍流流场的RANS/LES混合计算方法研究[J]. 空气动力学学报, 2009, 27(6): 723-728.
YUAN X X, DENG X B, XIE Y F, et al. RANS/LES mixed calculation method for supersonic turbulent flow field[J]. Journal of Aerodynamics, 2009, 27(6): 723-728.
- [9] 杨玉杰, 李霞, 刘铁军, 等. 游标卡尺鉴相法超声波声速测量系统设计[J]. 仪器仪表学报, 2014, 35(12): 163-166.
YANG Y J, LI X, LIU T J, et al. Ultrasonic velocity measurement system using vernier caliper phase meter[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2014, 35(12): 163-166.
- [10] 兰羽. 具有温度补偿功能的超声波测距系统设计[J]. 电子测量技术, 2013, 36(2): 85-87.
LAN Y. Design of ultrasonic ranging system with temperature compensation function[J]. Electronic Measurement Technology, 2013, 36(2): 85-87.
- [11] 张延成. 基于FPGA的地面测风系统研究与设计[D]. 南京: 南京理工大学, 2013.
ZHANG Y CH. Research and design of ground wind measurement system based on FPGA[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2013.
- [12] 周封, 李翠, 王晨光. 基于三维超声波阵列的风电场风力瞬变特性测量研究[J]. 电力系统保护与控制, 2012, 40(13): 127-134.
ZHOU F, LI C, WANG CH G. Measurement of wind transient characteristics of wind farm based on three dimensional ultrasonic array[J]. Power System Protection and Control, 2012, 40(13): 127-134.
- [13] 丁向辉, 李平, 孟晓辉. 高精度超声风速测量系统设计与实现[J]. 仪表技术与传感器, 2011(2): 41-44.
DING X H, LI P, MENG X H. Design and implementation of high accuracy ultrasonic anemometer[J]. Instrument Technique and Sensor, 2011(2): 41-44.
- [14] TAURO F, PORFIRI M, GRIMALDI S. Orienting the camera and firing lasers to enhance large scale particle image velocimetry for streamflow monitoring[J]. Water Resources Research, 2014, 50(9): 7470-7483.
- [15] DOBSON D W, HOLLAND K T, CALANTONI J. Fast, large-scale, particle image velocimetry-based estimations of river surface velocity[J]. Computers & Geosciences, 2014, 70(C): 35-43.
- [16] 姜明, 景元书, 郭建侠, 等. 三维超声风速仪观测中风向角计算方法[J]. 气象科技, 2011, 39(5): 615-619.
JIANG M, JING Y SH, GUO J X, et al. Calculation method of observation angle of stroke by three-dimensional ultrasonic anemometer[J]. Meteorological Science and Technology, 2011, 39(5): 615-619.
- [17] 黄思俞, 魏茂金. 气体流量对磁动式测氧仪影响的研究[J]. 电子测量与仪器学报, 2014, 33(2): 1181-1187.
HUANG S Y, WEI M J. The influence of gas flow on the magnetic oxygen meter[J]. Journal of Electronic Measurement and Instrumentation, 2014, 33(2): 1181-1187.
- [18] 刘志浩, 陈振华, 陈果, 等. 基于线阵列超声相控阵三维成像的实现研究[J]. 电子测量与仪器学报, 2016, 30(3): 400-406.
LIU ZH H, CHEN ZH H, CHEN G, et al. Implementation of 3D imaging based on line array ultrasonic phased array[J]. Journal of Electronic Measurement and Instrumentation, 2016, 30(3): 400-406.
- [19] 张自嘉, 葛志鑫. 移动式超声波风速风向测量系统[J]. 仪表技术与传感器, 2011(10): 69-70.
ZHANG Z J, GE ZH X. Mobile ultrasonic wind speed and wind direction measuring system[J]. Instrument Technique and Sensor, 2011(10): 69-70.

作者简介



行鸿彦(通讯作者), 1983年于太原理工大学获得学士学位, 1990年于吉林大学获得硕士学位, 2003年于西安交通大学获得博士学位, 现为南京信息工程大学教授、博士生导师, 主要研究方向为气象仪器设计与计量, 信号检测与处理等。

E-mail: xinghy@nuist.edu.cn

Xing Hongyan (Corresponding author) received his B.Sc. degree from Taiyuan University of Technology in 1983, received his M.Sc. degree from Jilin University in 1990 and Ph.D. degree from Xi'an Jiaotong University in 2003. Now he is a professor and Ph.D. supervisor in Nanjing University of Information Science and Technology. His main research interests include design and metering of meteorological instruments, signal detection and processing.



吴红军, 2016年于淮海工学院获得学士学位, 现为南京信息工程大学硕士研究生, 主要研究方向为仪器仪表技术、信号检测与处理。

E-mail: hongjun66666@126.com

Wu Hongjun received his B.Sc. degree from HuaiHai Institute of Technology in 2016. Now he is a M.Sc. candidate in Nanjing University of Information Science and Technology. His main research interests include instrumentation technology, signal detection and processing.