

文章编号: 1000-8055(2005)03-0512-06

风机结构形式对其性能影响的数值与实验研究

杨 春, 李秋实, 袁 巍, 陆亚钧

(北京航空航天大学 航空发动机气动热力国家重点实验室, 北京 100083)

摘要: 通过数值模拟和实验研究, 对不同结构形式的轴流风机进行了对比分析。找出了由于风机生产条件限制而造成的几种不当结构影响风机整体性能的原因, 以及风机中主要损失产生的位置。结果表明, 在风机原始设计过程中, 应从整体优化的角度出发, 预先考虑工厂中产品实际配装的几何结构形式, 然后调整相关气动设计参数, 从而要使气动设计与产品实际结构相匹配。

关键词: 航空、航天推进系统; 风机; 子午面; 数值模拟; 实验研究

中图分类号: V 231.3

文献标识码: A

Numerical and Experimental Investigation of the Fan Structure Effects on Performance

YANG Chun, LI Qiu-shi, YAN Wei, LU Ya-jun

(National Key Laboratory of Aircraft Engine,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083, China)

Abstract: By means of numerical simulation and experimental investigation, some comparison analysis of the different axial fan structure effects on performance was done. Through the analysis, causes of how improperly designed structures that were made by the production condition limitations affected the overall fan performance were found, in the meanwhile, locations of main loss generation were found also. The results show that the fan structure must be taken into consideration in the process of the original design, and thus the design aerodynamic parameters can be adjusted to match the actual structure of the products.

Key words: aerospace propulsion system; fan; meridian plane; numerical simulation; experimental investigation

在风机行业中, 多数风机厂家为了降低产品成本以及加工制造的方便, 把风机的结构形式进行了大量的简化, 以至于无暇考虑到风机的整体匹配。这样, 把气动设计性能很好的叶片配装到实际产品上, 往往无法得到令人满意的结果。产生这种情况的原因在于通常的轴流风机设计, 转子叶

片大多是在均直来流条件下进行优化设计的^[1], 而进行加工简化后的风机结构并不能满足设计时所要求的条件, 使得风机叶片的气动设计与产品的实际结构相互不匹配以至带来风机整体性能的下降。本文将对风机厂试制的某实例风机进行数值模拟和实验研究, 通过对结果的分析, 阐述该风

收稿日期: 2004-07-06; 修订日期: 2004-11-26

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(60175001)

联系人: 李秋实

作者简介: 杨春(1979-), 男, 辽宁辽阳人, 北京航空航天大学能源与动力工程学院硕士生, 主要从事流体机械研究

机内部流动某些细节,找出造成其整体性能下降的不合理结构形式,也为设计和制造出高性价比风机提供了合理化建议。

1 计算域的选取、网格的生成及求解方法

1.1 计算域的选取和网格的生成

在计算域选取时,将进、出口流道的区域延长,使之与实际结构形式相符合。计算网格应用 NUMECA 软件所带的 AutoGrid 模块生成,并且针对风机的结构形式(图1)采用分区网格(图2),网格的总数为636498,每个区域网格的分布:转子通道区:流向×周向×展向=129×45×61;进口区:流向×周向×展向=57×45×61;后台阶区:流向×周向×展向=72×53×33。

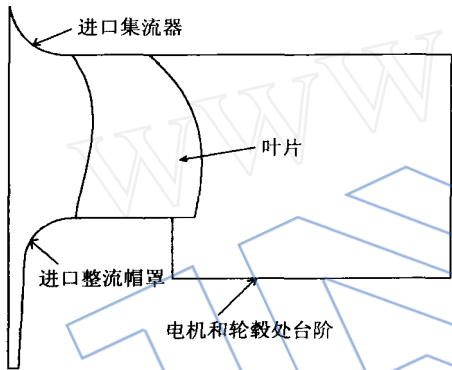


图1 风机结构图
Fig. 1 The fan structure

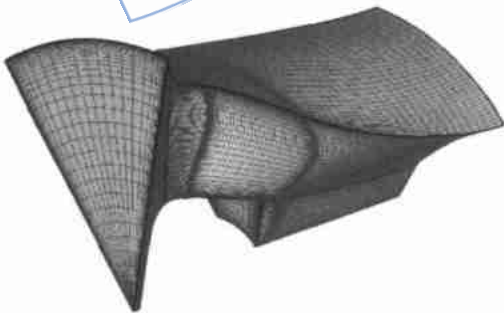


图2 计算网格图
Fig. 2 Computational grid

1.2 求解方法

采用的控制方程为雷诺平均的N-S方程,湍流模型采用 Spalart-Allmaras 模型,空间离散方法采用 Jameson 中心差分格式,时间离散方法采用 Jameson 的多步四阶 Runge-Kutta 法。

1.3 绝热性能计算公式

流量计算公式:按速度在出口截面网格上的积分:

$$\dot{m} = \int \rho v ds$$

式中: ρ 为密度, v 为速度, $ds = dydz$ 为微元面积。
全压升计算公式:

$$\Delta P^* = (\pi_k - 1) * P_1^*$$

式中: π_k 为压比, P_1^* 为进口截面总压。
绝热等熵效率计算公式:

$$\eta = \frac{(P_2^*/P_1^*)^{1/\gamma} - 1}{T_2^*/T_1^* - 1}$$

式中: P_2^* 为出口截面总压, T_2^* 为出口截面总温, T_1^* 为进口截面总温, $\gamma = 1.4$ 。

2 计算分析

2.1 实例风机设计参数

风机的质量流量 $\dot{m} = 4.733 \text{ kg/s}$, 全压 $\Delta P^* = 201 \text{ Pa}$, 设计转速 $n = 960 \text{ r/min}$, 外径 $D_t = 630 \text{ mm}$, 轮毂比 $d = 0.48$ 。

2.2 进口是否加整流帽罩和集流器对风机性能的影响

在风机制造过程中为求加工的方便和造价的低廉,忽视了对进口结构的设计与加工。为了说明整流帽罩和集流器对风机性能的影响,我们对以下两种结构进行了数值模拟,等直通道结构(简称:结构A)(图3);在进口匹配钝头整流帽罩和

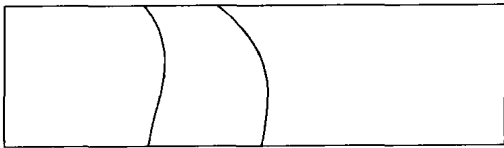


图3 结构A 子午面图
Fig. 3 Meridian plane of structure A

小圆弧半径集流器结构(简称:结构B)(图4)。根据计算结果,画出两种结构的全压、效率特性线图(图5)。从图中可以定量的看到,结构B的效率在设计点比结构A下降了5.2个百分点,全压也有一定的下降。这说明结构B中整流帽罩、集流器的几何结构形式与原始气动设计的叶片互相不匹配,以至造成风机总体性能的下降。这也从计算的角度说明了风机进气结构对整体性能的影响,与实验的结论是一致的^[2]。

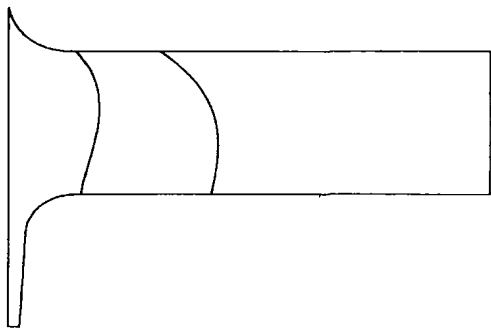


图4 结构B 子午面图

Fig 4 Meridian plane of structure B

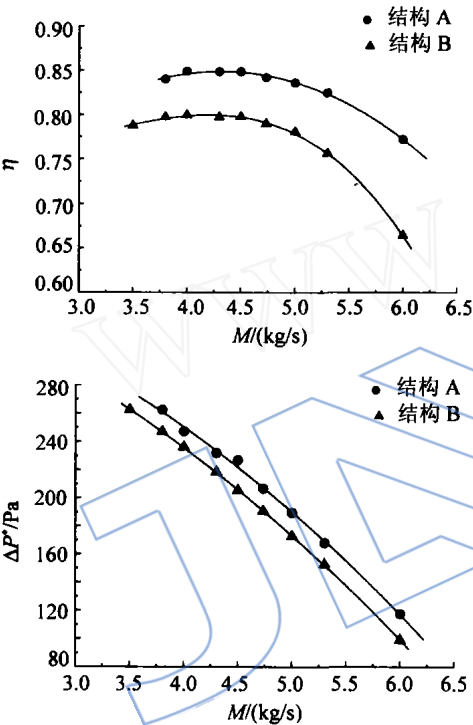


图5 结构A、B 计算所得特性线对比图

Fig 5 Characteristic comparison between structure A and structure B

2 3 电机和轮毂处由于半径的不同出现后台阶对风机性能的影响

首先,对比结构C(在电机和轮毂处存在后台阶结构简称:结构C)和结构B的内部流场情况。由CFD 计算的结果,画出设计工况子午面绝对速度矢量和流线图(图6、图7),可以发现在电机和轮毂处由于后台阶的存在产生了很大的分离旋涡,并且随着旋涡的扩大和脱落堵塞了大面积的流道,以至于在局部区域出现流动的滞止区。出口流量出现脉动,以至全压、效率大幅度下降。

其次,做出两种结构叶根S1流面相对速度

马赫数等值线图(图8、图9)也能说明上述问题。

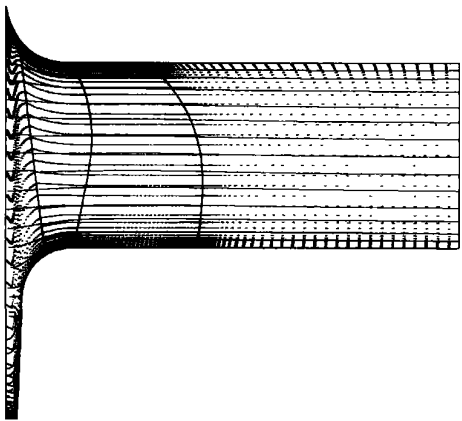


图6 在设计工况下结构B 的子午面绝对速度矢量和流线图

Fig 6 Meridian plane velocity and stream line of structure B in design condition

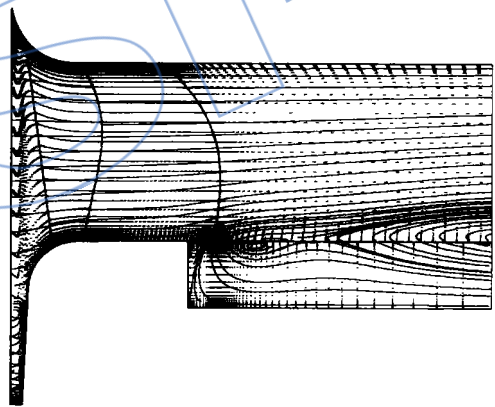


图7 在设计工况下结构C 的子午面绝对速度矢量和流线图

Fig 7 Meridian plane velocity and stream line of structure C in design condition

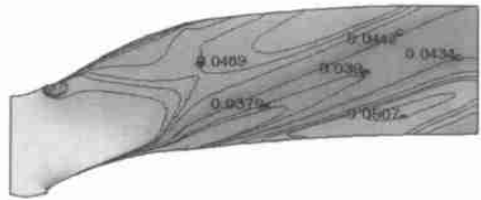


图8 结构B 的叶根S1流面相对马赫数等值线图

Fig 8 Relative velocity contours of structure B near hub region

在结构B 时叶栅后部相对速度较高,而结构C 时

叶栅后部相对速度较低。说明后台阶结构使得叶栅后部出现堵塞现象造成相对速度较低。

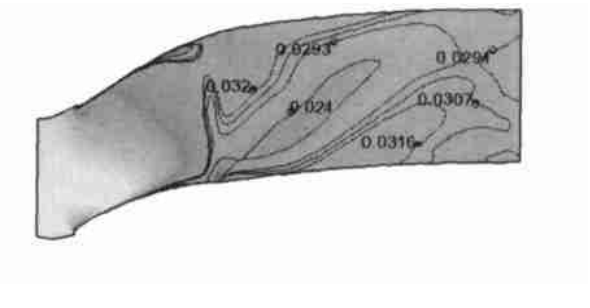
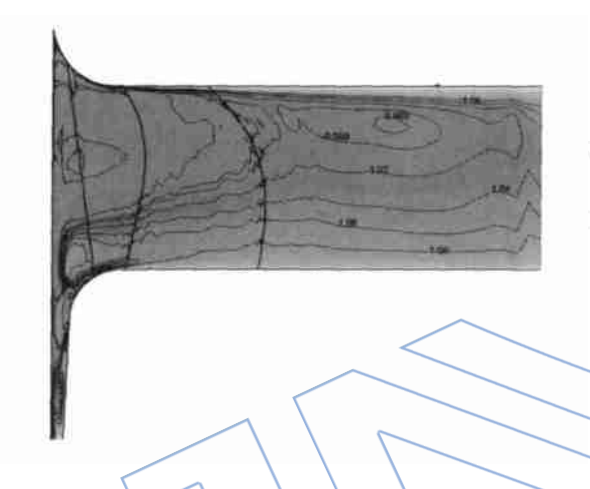


图9 结构C 的叶根s1 流面速度马赫数等值线图
Fig 9 Relative velocity contours of structure C near hub region



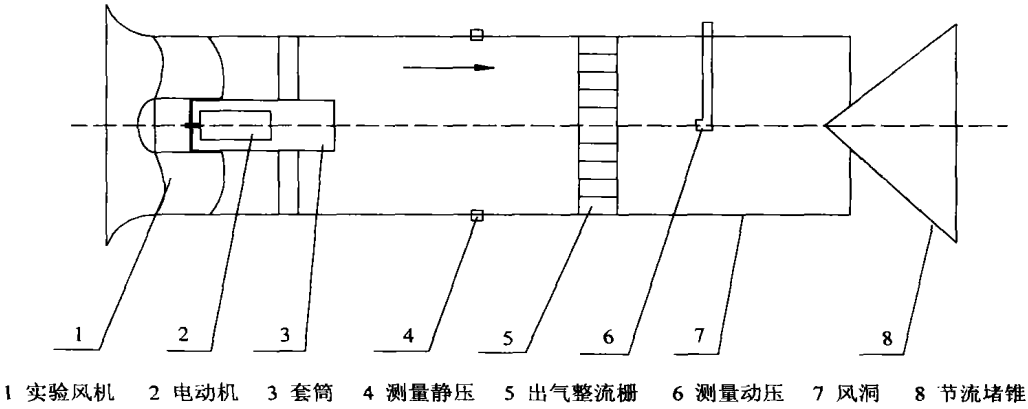


图 13 实验装置示意图
Fig 13 Sketch map of experimental equipment

3 1 出气实验装置

2 3 1 试验装置

图 13 为实验装置示意图,在实验风机出口设置实验风筒,采用皮托管测量风机出口平均动压值,通过调节节流堵锥相对风筒出口的距离来调节风量。

2 3 2 性能计算公式

(1) 通过测量动压计算流量:

$$Q = 1.414A \sqrt{(1/\rho) * P_d} \quad (\text{m}^3/\text{s})$$

式中: A 为风筒截面积; P_d 为动压; ρ 为密度。

(2) 风机的全压为:

$$P = P_{st} + \Delta + P_d$$

式中: P_{st} 为静压; Δ 为测压段摩擦损失, $\Delta = 0.15P_{d0}$

(3) 风机的全压效率:

$$\eta = \frac{N_y}{N_z}$$

式中: N_y 为全压有效功率, $N_y = \frac{PQ}{1\,000}$; N_z 为输入功率。

2 3 3 结果分析

根据实验结果与计算结果绘出特性线对比图(图 14),从图中可以分析得出:

(1) 在设计点附近,实验结果与计算结果吻合较好,说明通过对样机的改进实例风机性能得到了提高。

(2) 通过实验也可以发现数值计算结果与实验结果在小流量的区域内存在差异。是由于数值计算时忽略了转子的叶尖间隙,而叶尖对流量的

变化感应最为明显。实验风机的叶尖间隙由于制造精度限制,实际达到了 3 mm 以上,因此在小流量区域性能下降十分明显。

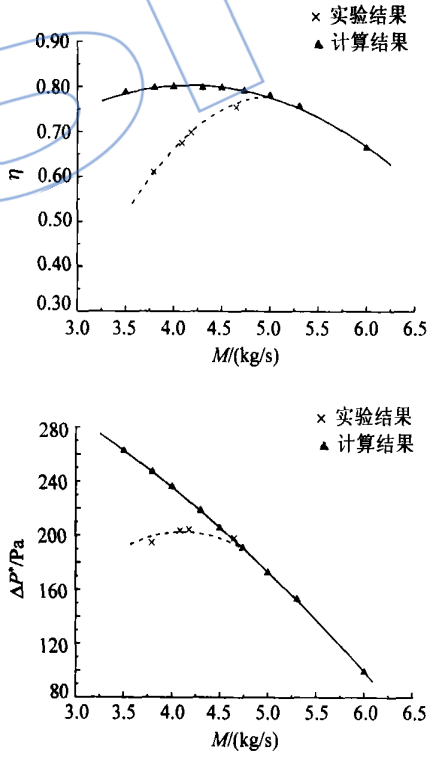


图 14 实验结果与计算结果效率和全压特性线对比图

Fig 14 Characteristic comparison between experimental results and calculated results

通过实验可以证明按照数值分析的结果改进的风机实际运行性能得到了明显的提高。

4 结 论

通过对该实例风机的数值模拟和实验研究,可以得到以下结论:

- (1) 由于实际风机在进口没有匹配结构合理的集流器和整流帽罩, 以及产品实际流道与风机气动设计时不一致, 造成了风机整体性能的大幅下降。
- (2) 针对结构形式匹配不合理的问题, 可以采取以下方案对工厂的制造做一些改进: 首先尽量使风机的实际流道与设计流道相统一, 取消电机和轮毂处存在后台阶^[3], 其次在风机进口匹配适当的集流器与整流帽罩, 使得叶片进口基本达到匀直的来流条件^[4]。
- (3) 为了避免实际风机可能产生匹配不合理的问题, 在风机原始气动设计过程中, 从优化整体

设计的角度出发, 预先考虑到工厂中产品实际配装的几何形式, 调整相关气动参数的设计分配规律, 从而设计出适用于此类“复杂”结构形式的高性能风机叶片。

参考文献

[1] 李庆宜 通风机[M]. 北京: 机械工业出版社, 1981.

[2] 韩明会 低噪高效前倾叶片式低压轴流通风机设计制造和研制[D]. 北京: 北京航空航天大学, 1989.

[3] 张东威 高性能地铁系列通风机研制及CAD/CAM [D]. 北京: 北京航空航天大学, 2000.

[4] 袁巍, 陆亚钧, 李秋实 叶片机内的分离旋涡流动[J]. 工程热物理学报, 2002, 23(6): 711~ 714

Yuan Wei, Lu Ya-jun, Li Qiu-shi Separated Vortex Flow in Turbomachinery [J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2002, 23(6): 711~ 714