

基于体积力模型边界层吸入式风扇数值模拟

杨晓军^a, 余思颖^b, 孔庆国^b

(中国民航大学 a. 科技创新研究院; b. 中欧航空工程师学院, 天津 300300)

摘要: 边界层吸入(BLI, boundary layer ingestion)式风扇进口存在复杂的畸变流场, 现有研究大多局限于传统的三维模拟方式, 计算耗时长。本文以 DGEN380 风扇转子为研究对象, 设计了一款与之匹配的 S 型进气道以吸入来流边界层, 并采用基于体积力模型(BFM, body force modelling)的计算方法, 计算结果的参数变化趋势与非定常计算结果吻合良好, 风扇进口的旋流角及无量纲总压值的周向均值与非定常结果偏差在 6% 以内, 计算时间为非定常方法的 1/50。基于此模型探究了 15%、30%、60% 进口高度下 3 种不同厚度 BLI 对于风扇转子进出口流场的影响。结果表明: 针对风扇转子入口, 在不同叶高处总压畸变及旋流畸变程度随着 BLI 厚度的增加均有所增加, 且旋流分布呈现对涡形式, 在经过风扇转子通道叶片作用之后, 对涡逐渐转化为单向涡, 风扇转子出口气流落后角减小, BLI 区风扇功系数数值较均匀流工况有所提升。

关键词: 边界层吸入; 体积力模型; S 型进气道; 旋流畸变; 总压畸变

中图分类号: V231.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1674-5590(2025)05-0073-09

The numerical simulation of boundary layer ingestion fan based on body force model

YANG Xiaojun^a, YU Siying^b, KONG Qingguo^b

(a. Research Institute of Science and Technology Innovation; b. Sino-European Institute of Aviation Engineering, CAUC, Tianjin 300300, China)

Abstract: There is a complex distorted flow field at the inlet of boundary layer ingestion (BLI) fan, but most of the existing research are limited to traditional three-dimensional simulation methods, which are time-consuming. This article takes the DGEN380 fan rotor as the research object and designs an S-shaped inlet that matches it to ingest incoming boundary layer, and a calculation method based on the body force model (BFM) is adopted. The trend of parameter changes in the calculation results is well consistent with the unsteady calculation results. The circumferential average values of the swirl angle and dimensionless total pressure at the fan inlet deviate from the unsteady results within 6%, and the calculation time is 1/50 of that of the unsteady method. Based on this model, the influence of three different thicknesses of BLI at inlet heights of 15%, 30%, and 60% on the flow field at the inlet and outlet of the fan rotor is explored. The results show that, for the fan rotor inlet, the degree of total pressure distortion and swirl distortion increases with the BLI thickness increasing at different blade heights, and the swirl distribution presents a paired vortex form. After passing through the fan rotor passage blades, the paired vortices gradually transform into a unidirectional vortex, and the backward angle of the airflow at the fan rotor outlet decreases. The power coefficient value of BLI fan has been improved compared to the uniform flow condition.

Key words: boundary layer ingestion; body force model; S-shaped inlet; swirl distortion; total pressure distortion

边界层吸入(BLI, boundary layer ingestion)式推进器在飞机推进效率的提升及噪声控制方面具有较大优势^[1-2]。早在 20 世纪 90 年代, Smith^[3]针对巡航导弹研究发现, BLI 技术可降低 7% 油耗。美国国家航空航天

局(NASA, National Aeronautics and Space Administration)及 Boeing 公司基于翼身融合布局的 BLI 推进系统展开了实验及数值模拟的结合分析^[4-8]。Sieradzki 等^[9]通过非定常计算方法模拟 BLI 式风扇的流场, 并与实

验结果进行了对比,从叶片攻角及非定常载荷等方面分析了BLI的影响。国内,达兴亚等^[10]定量研究翼身融合布局中边界层状态参数的变化对飞机能耗的影响。然而这种将发动机埋入机身表面的布局会带来飞机表面边界层流体的大量吸入,对于发动机风扇的影响也是值得考虑的问题。

目前,针对BLI的研究主要可以分为2大类。一类是针对BLI式进气道的流场研究^[11-12],Berrier等^[13]和宁乐^[14]分别设计了不同形式的BLI式进气道,并通过数值模拟得到来流马赫数对于进气道出口截面的影响;另一类是BLI式进气道与风扇耦合作用分析。魏巍等^[15]采用了定常及非定常计算方法从总体性能方面分析了BLI式风扇的流场,揭示了BLI厚度与进气道出口的畸变流场之间的关系。但目前现有研究均是采用传统非定常计算方法模拟畸变流场,这种方法具有耗时长、计算效率低等局限性。

为了能快速预测BLI式风扇的流场特征,本文通过构建叶片体积力模型(BFM, body force modelling),求解带体积力源项的雷诺平均纳维-斯托克斯(RANS, Reynolds average Navier Stokes)方程^[16-17],进行BLI式风扇的数值模拟研究,减少了叶片域的网格,提高了计算效率,并基于此方法探究了BLI对风扇流场的影响。

1 计算模型及方法

1.1 计算模型

以中国民航大学中欧航空工程师学院综合实验台的DGEN380风扇转子为主要研究对象,发动机风扇DGEN380转子实物图^[18]如图1所示,DGEN380风扇转子设计参数如表1所示。



图1 DGEN380风扇转子实物图

Fig.1 Schematic diagram of DGEN380 fan rotor

表1 DGEN380风扇转子设计参数

Tab.1 Design parameters of DGEN380 fan rotor

参数	数值	参数	数值
风扇转子数量/个	14	进口总压/Pa	101 325
风扇直径/mm	352	总压比	1.17
转速/(r·min ⁻¹)	13 147	等效流量/(kg·s ⁻¹)	14.635
进口总温/K	288.15	效率	0.87

为了探究BLI式风扇的流场特征,本文设计了一款S型进气道以吸入机身边界层。该S型进气道上下型线采用多项式约束,以S形进气道曲线在进气道进口处的端点为坐标原点, x 为轴向位置坐标, y 为曲线上的点在高度方向的坐标,即

$$y(x) = \begin{cases} a_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 & 0 \leq x \leq \frac{L}{2} \\ b_0 + b_1x + b_2x^2 + b_3x^3 & \frac{L}{2} < x \leq L \end{cases} \quad (1)$$

式中: L 为进气道总长, $L = 773$ mm; $a_0, a_1, a_2, a_3, b_0, b_1, b_2, b_3$ 均为待确定系数。参考文献[19]中给定的条件, $\frac{L}{2}$ 处型线斜率取0.5,两端斜率为0。

图2给出了进气道入口构型及横截面,入口由上下2个半椭圆形构成, d 为上椭圆短半轴,设置为176 mm, h 为上半椭圆长轴半径,设置为240.48 mm; H 为进气道偏心距,与风扇半径接近,约174 mm; D 为风扇直径,设置为352 mm。

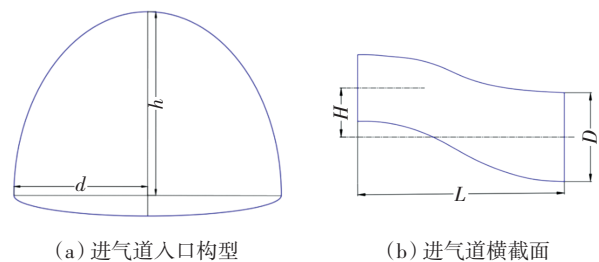


图2 进气道入口构型及横截面

Fig.2 Inlet configuration and cross-section of intake duct

图3显示了利用BFM进行BLI式风扇数值模拟的计算域示意图。

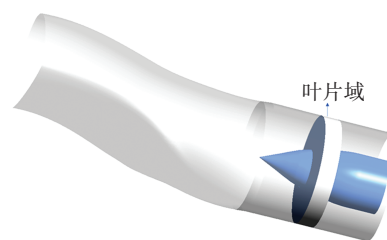


图3 BFM计算域示意图

Fig.3 Schematic diagram of the calculation zone of BFM

从图3中可以明显看到,无叶片结构、叶片与气流间作用力将以体积力源项的形式代替。

1.2 计算方法

本文主要采用基于RANS计算结果的BFM法来分析BLI式风扇的流场特征^[16-17],叶片域气流与叶片间的作用力以体积力源项的方式载入到三维RANS方程中,模型建立的原理是将风扇加功量表示为在圆柱坐标系下与熵增及环量相关的函数。基本方程表示

$$\frac{\partial q}{\partial t} + \frac{\partial E}{\partial x} + \frac{1}{r} \frac{\partial G}{\partial \theta} + \frac{\partial H}{\partial r} = K + \phi \quad (2)$$

式中: t 为时间; r, θ 分别为圆柱坐标系下径向、周向位置; 源项表达式为

$$\mathbf{q} = br \begin{pmatrix} \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ \rho \omega \\ e \end{pmatrix}, \mathbf{E} = br \begin{pmatrix} \rho u \\ \rho u^2 + p \\ \rho u v \\ \rho u \omega \\ u(e+p) \end{pmatrix}, \mathbf{G} = br \begin{pmatrix} \rho v \\ \rho v u \\ \rho v^2 + p \\ \rho v \omega \\ v(e+p) \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{H} = br \begin{pmatrix} \rho \omega \\ \rho u \omega \\ \rho v \omega \\ \rho \omega^2 + p \\ \omega(e+p) \end{pmatrix}, \mathbf{K} = \begin{pmatrix} 0 \\ rp \partial_x b \\ -b \rho v \omega \\ b(\rho v^2 + p) + rp \partial_x b \\ 0 \end{pmatrix},$$

$$\phi = br \begin{pmatrix} 0 \\ \phi_x \\ \phi_\theta \\ \phi_r \\ r \Omega \phi_\theta \end{pmatrix}, \begin{cases} \phi_x = \rho V_m \frac{\partial u}{\partial m} + \frac{\partial p}{\partial x} \\ \phi_\theta = \frac{\rho}{r} V_m \frac{\partial (r v)}{\partial m} \\ \phi_r = \rho V_m \frac{\partial \omega}{\partial m} + \frac{\partial p}{r} - \frac{\rho v^2}{r} \end{cases} \quad (3)$$

式中: b 为堵塞系数; ρ 为密度 (kg/m^3); u 为轴向速度 (m/s); v 为周向速度 (m/s); ω 为径向速度 (m/s); e 为单位质量的热力学能; p 为静压 (Pa); ϕ 为体积力源项; $\phi_r, \phi_\theta, \phi_x$ 分别为体积力径向、周向、轴向分量; Ω 为叶轮旋转速度 (rad/s); m 为子午面流向坐标; $\frac{\partial (r v)}{\partial m}$ 为环量随子午面流线的增量; V_m 为子午面流线速度 (m/s)。

进一步地, 将径向、周向、轴向的体积力分解为平行和垂直于相对速度方向的分力。其中, 切向力为

$$|f| = T \frac{V_m}{|V'|} \frac{\partial s}{\partial m} \quad (4)$$

式中: T 为静温 (K); V' 为相对速度; $\frac{\partial s}{\partial m}$ 为熵随子午面流线的增量; s 为熵 ($\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$)。

BFM 进一步指出体积力与网格内的流场参数相关, 定义折合流量 m_{cor} 和折合转速 n_{cor} , 即

$$m_{\text{cor}} = m_1 \sqrt{T^*} / P^* \quad (5)$$

$$n_{\text{cor}} = \frac{n}{\sqrt{T^*}} \quad (6)$$

式中: m_1 为质量流量 (kg/s); T^* 为总温 (K); P^* 为总压 (Pa); n 为转速 (r/min)。

ϕ_t 和 ϕ_s 作为任意工况点环量增量及熵增与参考点工况下值的比, 分别表示为

$$\phi_t = \frac{\Delta(rV_\theta)_{(n_{\text{cor}}, m_{\text{cor}})}}{\Delta(rV_\theta)_{(n_{\text{cor}}, m_{\text{cor}})(\text{ref})}} \quad (7)$$

$$\phi_s = \frac{\Delta(s)_{(n_{\text{cor}}, m_{\text{cor}})}}{\Delta(s)_{(n_{\text{cor}}, m_{\text{cor}})(\text{ref})}} \quad (8)$$

式中, V_θ 为相对坐标系下切向速度分量。

针对 DGEN380 风扇转子, 选取 70%、80%、90%、100%、105% 转速下的 6 种不同背压下的单通道风扇转子流场特性建立各工况点折合流量 m_{cor} 、折合转速 n_{cor} 与 ϕ_t, ϕ_s 的关系, 得到基于 RANS 数据的插值数据库如图 4 和图 5 所示, 进一步得到任意流量及转速下的环量增量及熵增, 从而得到任意工况下的体积力数值大小。

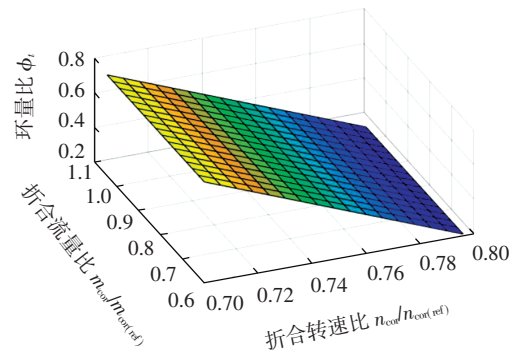


图 4 环量比随折合流量比及折合转速比的变化关系

Fig.4 Variation relationship between circulation ratio with the corrected flow ratio and corrected speed ratio

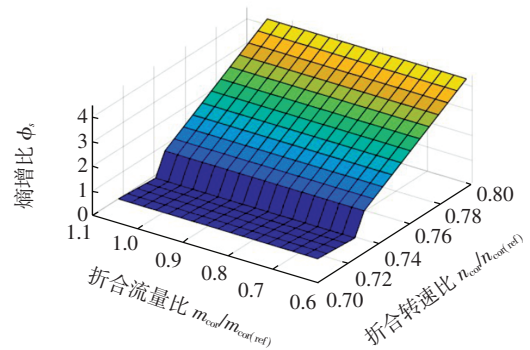


图 5 熵增比随折合流量比及折合转速比的变化关系

Fig.5 Variation relationship between entropy increase ratio with the corrected flow ratio and corrected speed ratio

1.3 计算方法验证

风扇部分选取 4 种网格进行网格无关性验证, 选取风扇单通道网格数分别为 3.0×10^5 、 4.0×10^5 、 5.0×10^5 、 6.0×10^5 , 分别用网格 1、网格 2、网格 3、网格 4 来表示, 得到风扇设计转速下的效率特性曲线如图 6 所示, 其中, 实验数据为 DGEN380 风扇转子实验台的风扇效率特性数据。

通过对比仿真结果与实验结果发现, 网格 3 和网格 4 的堵点和失速点流量与实验结果更接近, 如表 2 所示。因此, 选择单通道网格数为 5.0×10^5 的网格 3 作为 BLI 式风扇的验证。

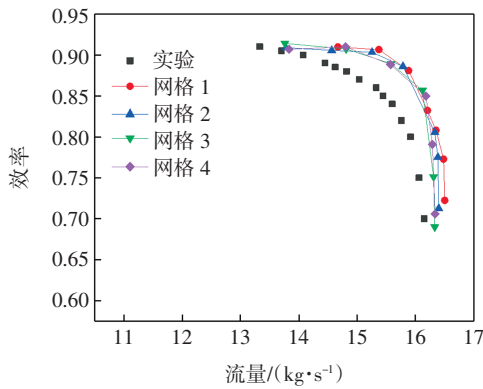


图 6 网格无关性验证

Fig.6 Verification of grid-independence

表 2 不同网格堵点及失速点流量对比

Tab.2 Comparison of flow volume at different grid blockages and stall points

流量	堵点流量/(kg·s ⁻¹)	失速点流量/(kg·s ⁻¹)
实验	16.15	13.33
网格 1	16.50	13.90
网格 2	16.39	13.80
网格 3	16.33	13.76
网格 4	16.33	13.79

针对 BFM 法下的 BLI 式风扇数值模拟,采用非定常 RANS(URANS,unsteady RANS)方程计算结果来作为该方法的验证依据。给定 30%入口高度的 BLI^[20],其具体的总压分布如图 7 所示,出口背压为 90 000 Pa,其中,非定常计算给定物理时间步长为 1.63×10^{-5} s,湍流模型为 Spalart-Allmaras 模型,近壁面第一层网格厚度为 3×10^{-6} m, y^+ 值(流体仿真中与网格划分有关的参数)在 2 以内。

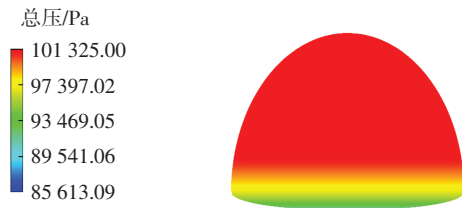


图 7 BLI 厚度为 30%入口高度时进口截面的总压分布

Fig.7 Distribution of total pressure at the inlet cross-section when the BLI thickness is 30% of the inlet height

图 8 为采用 BFM 与 URANS 的叶片域网格比较,进气道部分两者网格一致,BFM 下叶片域网格径向与轴向网格数均为 30 个,周向网格数为 90 个。

表 3 为 2 种方法的计算效率比较。BFM 网格总数约为 40 万,收敛时间约 0.8 h,URANS 计算 3 周出现良好的周期性,共计时约 36 h。BFM 计算所需时间是 URANS 的约 1/50,因此,BFM 在减少计算所需时间上有明显的优势。

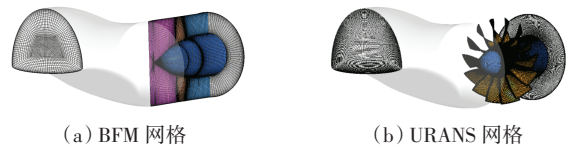


图 8 BFM 与 URANS 网格比较

Fig.8 Comparison of the BFM and URANS grids

表 3 BFM 与 URANS 计算效率比较

Tab.3 Comparison of calculation efficiency between URANS and BFM

方法	网格数/万	收敛时间/h
URANS	≈800	≈36
BFM	≈40	≈0.8

在风扇上游叶片中径轴向弦长 $\frac{1}{2}$ 的位置处提取风扇入口相关参数,对 BFM 与 URANS 结果进行比较。引入旋流角 α 的定义为

$$\alpha = \arctan\left(\frac{v}{u}\right) \tag{9}$$

图 9 显示了风扇入口的旋流角云图对比,可以看到 BFM 与 URANS 模拟结果中风扇入口旋流角云图分布一致。

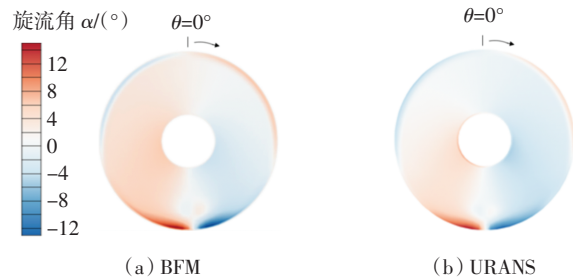


图 9 风扇入口旋流角云图对比

Fig.9 Comparison of contours of swirl angle at fan inlet

分别提取该流向位置处距轮毂 20%叶高、50%叶高及 80%叶高处的流动参数周向分布,提取参数的径向位置示意图,如图 10 所示。

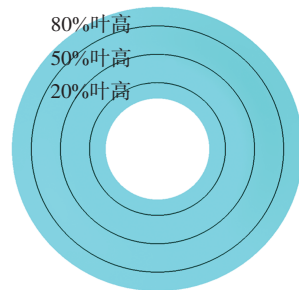


图 10 流场周向参数提取位置示意图

Fig.10 Schematic diagram of the extracting location of the flow field circumferential parameters

图 11 为 BFM 与 URANS 得到的风扇入口在不同叶高处旋流角周向分布,可看出旋流呈现对涡形式,参数沿周向分布趋势一致,且在近 80%叶高部分由于

存在大量的低动量流体与主流的相对运动造成了更大的旋流趋势,BFM 模拟结果与 URANS 中针对旋流角周向均值的误差在 6%以内。

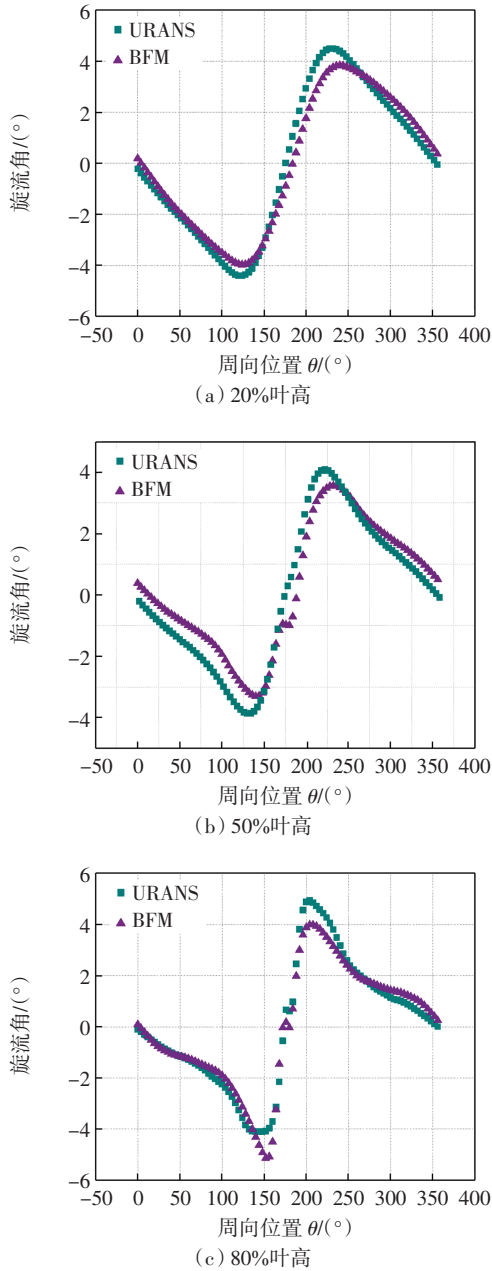


图 11 风扇入口不同叶高处旋流角周向分布

Fig.11 Circumferential distribution of the swirl angle at the fan inlet of different heights of the blade

针对总压分布,同样在相同的流面位置处提取风扇入口参数,图 12 为 BFM 与 URANS 得到的无量纲总压云图。图 13 为风扇入口在不同叶高处无量纲总压的周向分布,其中,无量纲总压 σ 的定义为

$$\sigma = \frac{P_t}{P_{t(ref)}} \quad (10)$$

式中: P_t 为来流总压; $P_{t(ref)}$ 为来流参考总压(101 325 Pa)。

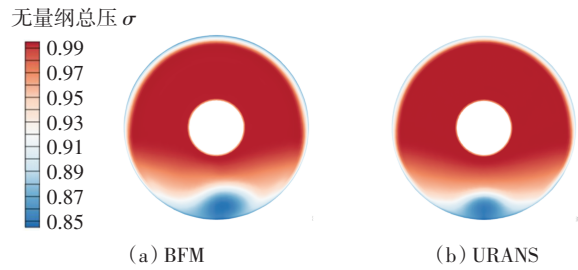


图 12 风扇入口无量纲总压分布云图

Fig.12 Contours of dimensionless total pressure distribution at fan inlet

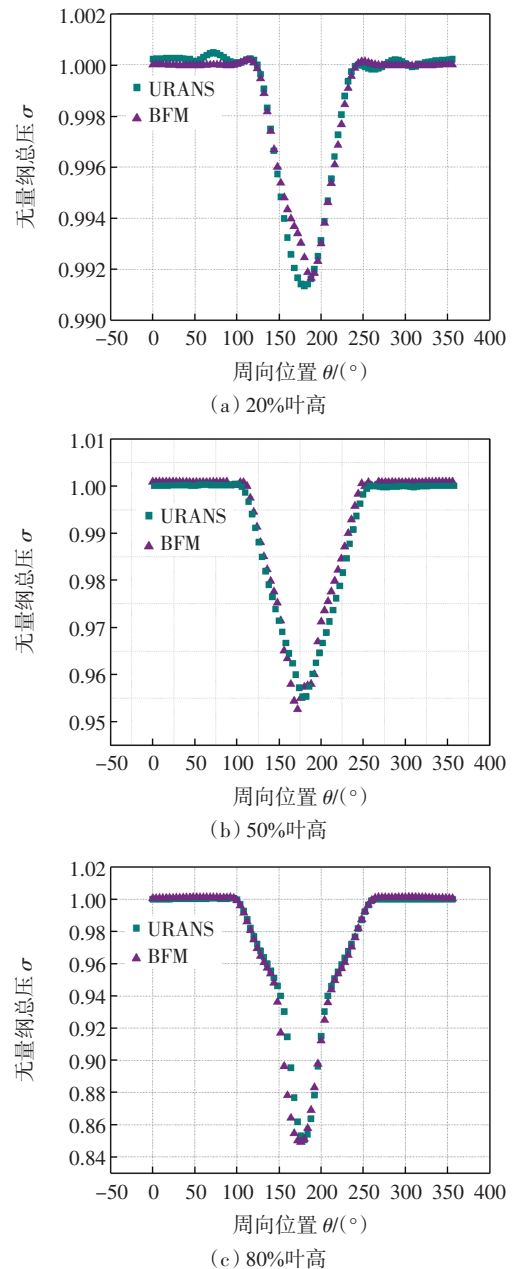


图 13 风扇入口不同叶高处无量纲总压周向分布

Fig. 13 Circumferential distribution of dimensionless total pressure at the fan inlet of different heights of blade

图 12 显示出,进气道入口底部由于 BLI 而存在

局部亏损分布,且 BFM 与 URANS 结果误差在 1%以内。综上,BFM 在针对 BLI 式风扇的流场模拟结果基本与 URANS 吻合,且在缩短计算时间上有明显优势。

2 结果分析

2.1 风扇入口流场

分别计算均匀来流下入口吸入 15%、30%、60%进气道入口高度的边界层工况下的流场情况。图 14 给出了不同 BLI 厚度所对应的速度分布图,其中,纵轴代表进气道入口的纵坐标,横轴代表相应坐标下的速度值。15%、30%、60%进气道入口高度的边界层分别对应图 14 的算例 1、2、3 中的边界层内速度分布(下同),进气道入口条件给定与图 7 相同的总压亏损分布。

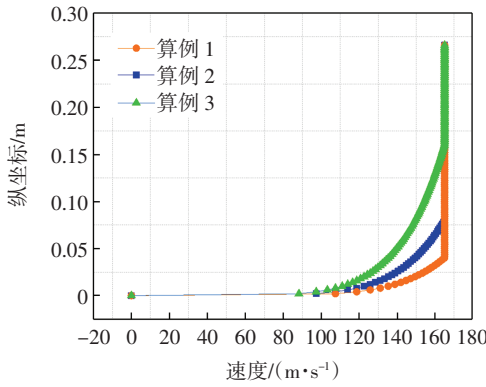


图 14 不同 BLI 厚度对应的速度分布

Fig.14 Velocity distribution corresponding to different BLI thicknesses

选取风扇上游叶片中径轴向弦长 $\frac{1}{2}$ 处作为入口参数的提取位置。图 15 和图 16 分别给出了不同 BLI 厚度所对应的风扇入口旋流角云图及近端壁细节的周向分布。

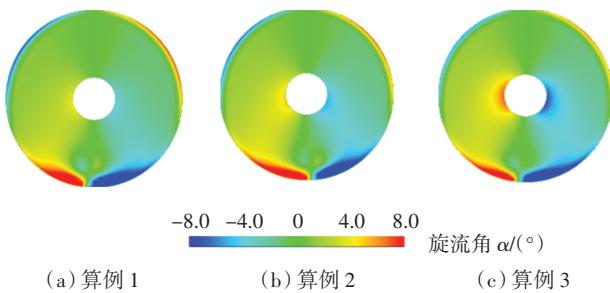


图 15 不同 BLI 厚度风扇入口旋流角云图分布

Fig.15 Contours of swirl angle distribution at the fan inlet of different BLI thicknesses

从图 15 中可以明显看出,风扇入口底部有一对旋向相反的漩涡,且该旋流由风扇底部一直向主流方向掺混延伸,这种趋势随着 BLI 厚度的增加而增强。

从图 16 可以看出,本文选取了风扇入口无 BLI (均匀流)作为 BLI 的算例参照。BLI 是产生进气道出口,即风扇入口周向正弦分布旋流角的直接原因,随着 BLI 厚度的增加,旋流角的峰值也会增加。

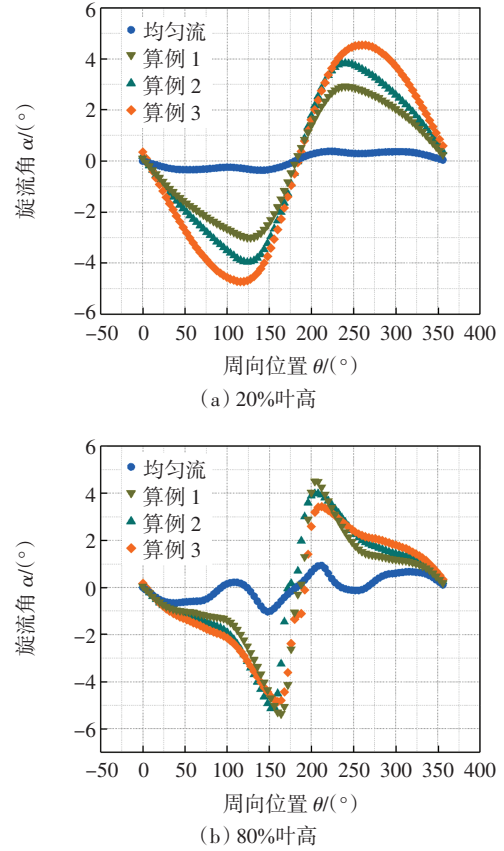


图 16 不同 BLI 厚度风扇入口旋流角周向分布(近叶尖及叶根)

Fig.16 Circumferential distribution of swirl angle at the fan inlet of different BLI thicknesses (near tip and bottom of blade)

引入 2 种衡量总压及旋流畸变指数的方法。总压畸变 D_{C60} 、旋流畸变指数 I_s 分别定义为

$$D_{C60} = \frac{P_{t,avg} - P_{t,60}}{q_{avg}} \quad (11)$$

$$I_s(i) = \frac{\sum_{k=1}^{l_1} (S(i)_{s,k}^+ \cdot \theta(i)_k^+) + \sum_{k=1}^{l_2} (|S(i)_{s,k}^-| \cdot \theta(i)_k^-)}{360} \quad (12)$$

式中: $P_{t,avg}$ 为流面平均总压(Pa); $P_{t,60}$ 为流面每 60°扇区的总压最小值(Pa); q_{avg} 为流面平均动压(Pa); $I_s(i)$ 为某个径向位置的旋流畸变指数; l_1 、 l_2 为正、负旋流扇区的个数; $\theta(i)_k^+$ 、 $\theta(i)_k^-$ 分别为第 k 个扇区正、负旋流扇区的角度; $S(i)_{s,k}^+$ 、 $S(i)_{s,k}^-$ 分别为第 k 个扇区正、负旋流扇区的旋流角平均值(°),即

$$S(i)_{s,k}^+ = \frac{1}{\theta(i)_k^+} \int \alpha(\theta) d\theta \quad (13)$$

$$S(i)_{s,k} = \frac{1}{\theta(i)_k} \int \alpha(\theta) d\theta \quad (14)$$

$\alpha(\theta)$ 为周向坐标 θ 处的旋流角。

从图 17 中显示的不同 BLI 厚度对于风扇入口面总压畸变指数及旋流畸变指数的变化来看, BLI 会加剧总压及旋流畸变。总压畸变 D_{c60} 与均匀流算例差别不是很大,但旋流畸变指数无论是在近叶尖还是叶根部都与均匀流算例有显著差异。说明 BLI 带来的风扇入口进气的旋流畸变占主导作用。20%叶高处的 $I_s(20\%)$ 随 BLI 厚度的变化比 80%叶高处 $I_s(80\%)$ 更明显,说明 BLI 厚度的增加会使低能流与主流掺混趋势更强,且变化集中于 15%~30% BLI 厚度中。

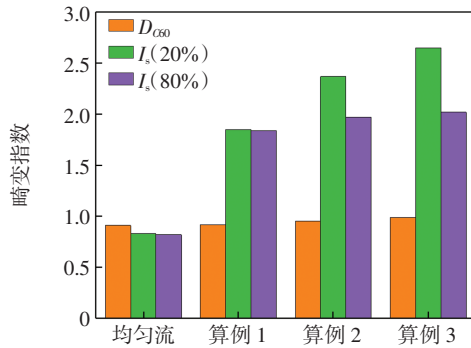


图 17 不同 BLI 厚度的 D_{c60} 及 I_s 对比

Fig.17 Comparison of D_{c60} and I_s of different BLI thicknesses

2.2 风扇出口流场

首先,从叶片通道内流场的流动变化分析,图 18 显示了叶片位于 A-A 截面及 B-B 截面的位置。 L' 定义为叶片中径弦长。

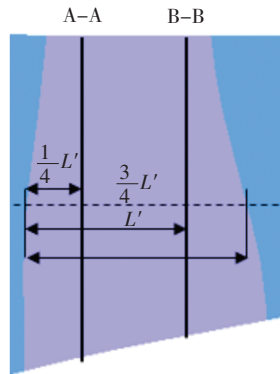
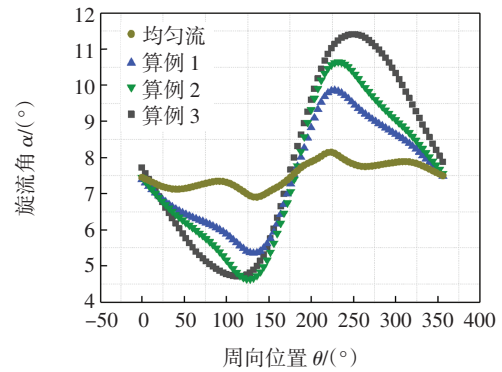


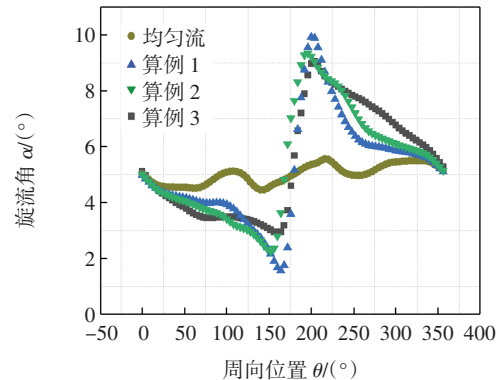
图 18 风扇转子通道内流面提取位置

Fig.18 Extraction positions of flow surfaces in fan rotor passage

然后,分别提取 2 个截面处周向旋流角的分布,如图 19 和图 20 所示,可以看到在近风扇入口处 20% 叶高下及 80%叶高下旋流角仍是近正弦分布,呈现对涡形式,但整体旋流角的峰值有所提高,主要是由于叶片的作用。在经过叶片通道做功后,接近风扇出口



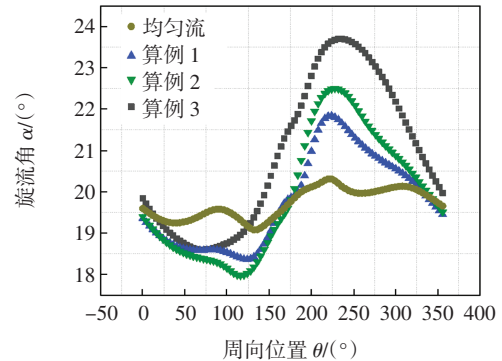
(a) 20%叶高



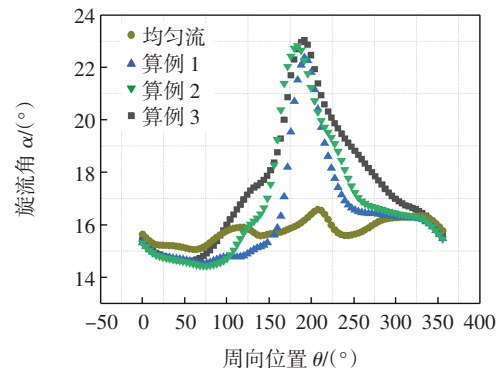
(b) 80%叶高

图 19 A-A 截面处风扇旋流角周向分布

Fig.19 Circumferential distribution of fan swirl angle at section A-A



(a) 20%叶高



(b) 80%叶高

图 20 B-B 截面处风扇旋流角周向分布

Fig.20 Circumferential distribution of fan swirl angle at section B-B

处,无论是近叶尖还是近叶根处,对涡的中心都有逆时针旋转的趋势,与风扇叶片偏转方向相同,叶片作用使得低能与主流的分离点发生偏转,且可以明显看到负向旋流角与均匀流的差值明显小于正向旋流角。

图 21 为速度三角形分解图,其中, C_1 、 C_2 分别为风扇入口、出口的绝对速度, W_1 、 W_2 分别为风扇入口、出口的相对速度。对于风扇入口均匀流及正负旋流角工况下,假设经过风扇叶片通道后,做功量大小均相同,轴向速度不变,那么入口正向旋流角工况的风扇出口绝对速度在切向的分量会大于负向旋流角工况。根据旋流角的定义式可以得出,入口正向旋流角工况的出口旋流强度一定大于入口负向旋流角工况,这与 BFM 结果一致。且由于对涡中心的逆时针旋转趋势,进一步造成正向旋流角工况区域变大,从而使得风扇出口的旋流整体强度呈现上升趋势。观察相对速度可以发现,正向旋流角的出口相对速度在切向的分量小于均匀流工况,相对气流角比均匀流工况小,落后角减小,负向旋流角的出口相对速度切向分量大于均匀流工况,相对气流角比均匀流工况大,落后角增大。

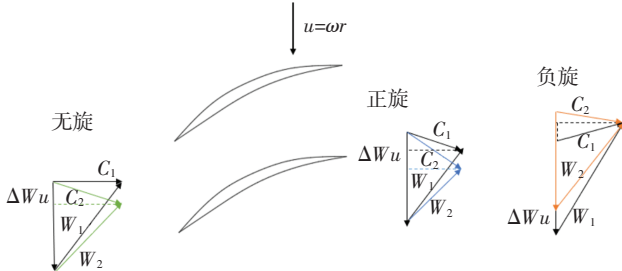


图 21 风扇入口均匀流及正负旋流角速度三角形

Fig.21 Velocity triangle of uniform flow and positive/negative swirl angle at fan inlet

取风扇下游叶片中径处轴向弦长 $\frac{3}{2}$ 位置处作为风扇出口流场参数提取面位置。引入功系数 γ 的定义为

$$\gamma = \frac{\Delta H_1}{U_{tip}^2} \quad (15)$$

式中: ΔH_1 为风扇进出口的总焓差; U_{tip} 为风扇叶片的叶尖旋转速度。

从图 22 可以看出,经过风扇叶片增压作用后,风扇出口的周向旋流角不再呈现对涡分布。含有 BLI 的区域,周向 $150^\circ \sim 200^\circ$ 区域内旋流角的大小显著增加,且随着 BLI 厚度的增加,峰值逐渐增加。这与风扇入口及风扇通道内近风扇出口(B-B 截面处)的旋流角分布趋势相同。从风扇通道逐渐向风扇下游发展的过程中,负向旋流经过风扇叶片增压作用大大减弱,而

由其带来的落后角增大的趋势也会减弱,这将会使压气机进口畸变条件在一定程度上得到改善。

通过提取 80% 叶高处风扇出口的周向功系数分布,如图 23 所示。

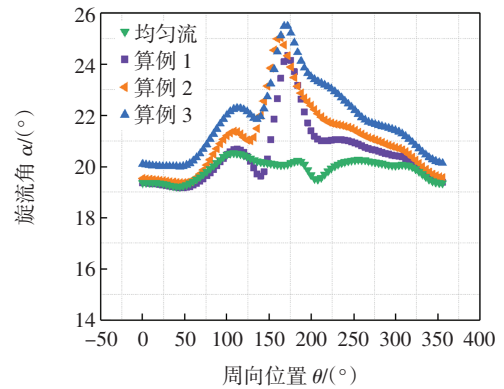


图 22 风扇出口 80% 叶高下旋流角周向分布

Fig.22 Circumferential distribution of swirl angle at fan outlet of 80% blade height

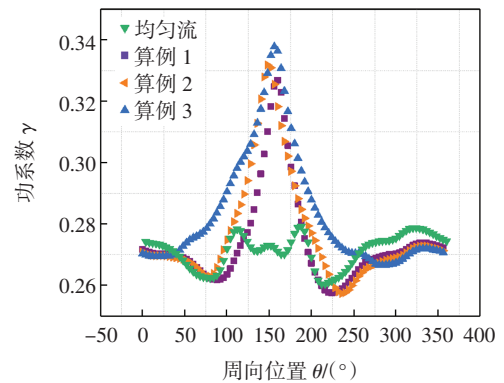


图 23 风扇出口 80% 叶高处功系数周向分布

Fig.23 Circumferential distribution of power coefficient at fan outlet of 80% blade height

从图 23 可以看出,含有 BLI 工况的 BLI 区功系数大小明显高于无 BLI 工况,且周向功系数峰值区域与旋流角峰值区域基本吻合。由于 BLI 的低动量流体轴向速度偏低,而在风扇入口吸入气体若含有较低的轴向速度,直接导致风扇局部的流量降低,如图 24 所示,

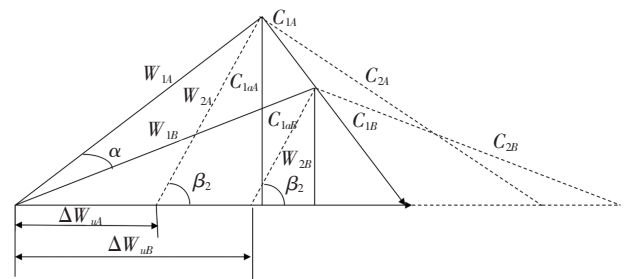


图 24 风扇进出口速度三角形

Fig.24 Velocity triangle of the inlet and outlet of fan

其中, C_{1A} 、 C_{1B} 代表风扇入口的绝对速度,且分别对应的轴向速度 $C_{1a} > C_{1b}$, W_{1A} 、 W_{1B} 分别代表风扇的入口相对速度, C_{2A} 、 C_{2B} 分别代表 C_{1A} 、 C_{1B} 对应的风扇出口绝对速度, W_{2A} 、 W_{2B} 分别代表 C_{2A} 、 C_{2B} 对应的风扇出口相对速度。假设两者在风扇出口的相对气流角 β_2 相同,则根据速度三角形,轮缘功 L_{uB} 大于 L_{uA} ,与模拟结果吻合。

3 结语

基于 BFM 进行了 BLI 式风扇的数值模拟,得到了以下结论:

(1) BFM 能较准确地捕捉到 BLI 式风扇转子的三维流动结果,计算时间为传统非定常方法的约五分之一,风扇入口处旋流角及无量纲总压的周向均值与 URANS 计算结果偏差在 6% 以内;

(2) 风扇入口的总压畸变及旋流畸变程度随着 BLI 厚度的增加都有所提升,风扇底部的低能流与主流的掺混趋势也会越来越强;

(3) 经过风扇叶片的增压作用后,风扇出口的周向旋流角分布不再呈现对涡分布,出口处 BLI 区的旋流角幅值随着 BLI 厚度的增加而增加,且局部的 BLI 会带来风扇局部的功系数值的增加。

参考文献:

- [1] OKONKWO P, SMITH H. Review of evolving trends in blended wing body aircraft design[J]. Progress in Aerospace Sciences, 2016, 82: 1-23.
- [2] KIM H, LIOU M S. Flow simulation and optimal shape design of N3-X hybrid wing body configuration using a body force method[J]. Aerospace Science and Technology, 2017, 71: 661-674.
- [3] SMITH L H. Wake ingestion propulsion benefit[J]. Journal of Propulsion and Power, 1993, 9(1): 74-82.
- [4] LIEBECK R H. Design of the blended wing body subsonic transport[J]. Journal of Aircraft, 2004, 41(1): 10-25.
- [5] HARDIN L W, COUSINS W T, WOLTER J D, et al. Data analysis techniques for fan performance in highly-distorted flows from boundary layer ingesting inlets[C]//2018 AIAA Aerospace Sciences Meeting, January 8-12, 2018, Kissimmee, Florida. Reston, Virginia: AIAA, 2018: 1888.
- [6] HARDIN L, TILLMAN G, SHARMA O, et al. Aircraft system study of boundary layer ingesting propulsion[C]//48th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit, July 30-August 01, 2012, Atlanta, Georgia. Reston, Virginia: AIAA, 2012: 3993.
- [7] HATHAWAY M D, DEL ROSARIO R, MADAVAN N. NASA fixed wing project propulsion research and technology development activities to reduce specific energy consumption[C]//49th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference, July 14-17, 2013, San Jose, CA. Reston, Virginia: AIAA, 2013: 3605.
- [8] KAWAI R T, FRIEDMAN D M, SERRANO L. Blended wing body (BWB) boundary layer ingestion (BLI) inlet configuration and system studies[R]. Washington DC: NASA Technical Reports Server, 2006.
- [9] SIERADZKI A, KWIATKOWSKI T, TURNER M G, et al. Numerical modeling and design challenges of boundary layer ingesting fans[J]. Journal of Turbomachinery, 2022, 144(11): 111012.
- [10] 达兴亚, 范召林, 熊能, 等. 分布式边界层吸入推进系统的建模与分析[J]. 航空学报, 2018, 39(7): 113-121.
- [11] KIM H, LIOU M S. Shape design optimization of embedded engine inlets for N2B hybrid wing-body configuration[J]. Aerospace Science and Technology, 2013, 30(1): 128-149.
- [12] 邓文剑, 王占学, 周莉, 等. 附面层吸入式进气道内流动损失特性[J]. 航空动力学报, 2023, 38(3): 698-708.
- [13] BERRIER B, MOREHOUSE M. Evaluation of flush-mounted, S-duct inlets with large amounts of boundary layer ingestion[R]. Washington DC: NASA Technica Reports Server, 2003.
- [14] 宁乐. BLI 进气道流动特性的地面模拟方法和初步实验研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2016.
- [15] 魏巍, 任思源, 达兴亚. 边界层吸入对方转圆进气道、风扇耦合影响[J]. 航空动力学报, 2020, 35(9): 1943-1953.
- [16] CHIMA R V. A three-dimensional unsteady CFD model of compressor stability[C]// ASME Turbo Expo 2006: Power for Land, Sea, and Air, May 8-11, 2006, Barcelona, Spain, 2008: 1157-1168.
- [17] 安玉戈, 刘火星. 压气机进气畸变数值模拟技术研究[J]. 航空学报, 2012, 33(9): 1624-1632.
- [18] 史磊, 杨光, 林文俊. 前缘侵蚀对风扇转子叶片气动特性的影响机理[J]. 航空学报, 2019, 40(10): 123007.
- [19] BERRIER B, CARTER M B, ALLAN B. High Reynolds number investigation of a flush-mounted, S-duct inlet with large amounts of boundary layer ingestion[R]. Washington DC: NASA Technical Reports Server, 2005.
- [20] FELDER J, BROWN G, DAEKIM H, et al. Turboelectric distributed propulsion in a hybrid wing body aircraft[C]//International Symposium of Air Breathing Engine. Gorthenburg, Sweden: AIAA, 2011, 2: 1340-1360.

(责任编辑:孟欣)