

浸入式贴体网格边界方法的对转桨扇 非定常流动数值模拟

王靖元¹, 单 鹏¹, 周亦成²

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191;

2. 中国航空发动机集团有限公司 中国航空发动机研究院, 北京 101304)

摘 要: 应用所提出的浸入式贴体网格边界方法和开发的 CFD 程序,进行了对转桨扇跨声速全周叶片流场的非定常数值模拟。介绍了程序流程、网格生成策略和求解器原理。分析了前、后桨叶尖涡、尾缘涡的非定常干扰对叶片表面流场的影响。统计了对转桨扇的推力、功率和推进效率的非定常波动,并同 NUMECA 模拟的定常结果进行了对比,结果发现两种模拟得到的后桨总体参数差别大于 10%。相比于 NUMECA 的对转桨扇单通道定常模拟,所提出方法及程序具有更为便利的网格构建,在使用相同量级网格总数的情况下,可以模拟全周叶片通道流场,并揭示对转桨扇无通道周期性的特征。

关 键 词: 非定常流动; 全周通道模拟; 浸入式贴体网格边界方法; 对转桨扇; 开式转子发动机; 非定常干扰

中图分类号: V231.3

文献标志码: A

Unsteady flow simulation of contra-rotating propfans using immersed body-fitted grids boundary method

WANG Jingyuan¹, SHAN Peng¹, ZHOU Yicheng²

(1. School of Energy and Power Engineering,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;

2. Aero Engine Academy of China,

Aero Engine Corporation of China, Beijing 101304, China)

Abstract: An unsteady numerical simulation of the transonic flow of a full-circumferential blades of contra-rotating propfans was carried out by using the immersed body-fitted grids boundary method and the developed CFD program. The flow chart of this program, grid generation strategy and flow solver principle were introduced. The influence of unsteady interaction of tip and wake vortexes on the front and rear rotors was analyzed. The unsteady fluctuations of the thrust, power and propulsion efficiency of the contra-rotating propfans were calculated and compared with the corresponding results of NUMECA simulation. The difference between thrust and efficiency of the rear rotor simulated by those programs was more than 10%. Compared with NUMECA's single channel steady simulation of contra-rotating propfans, the proposed method and program had more accurate simulation results and extremely convenient grid construction when using the the same order of total grids number.

收稿日期:2020-11-06

作者简介:王靖元(1989-),男,博士生,主要从事叶轮机械非定常计算流体力学研究及流场求解器开发。

E-mail:wangjingyuan@buaa.edu.cn

引用格式:王靖元,单鹏,周亦成. 浸入式贴体网格边界方法的对转桨扇非定常流动数值模拟[J]. 航空动力学报,2021,36(5):1060-1071. WANG Jingyuan, SHAN Peng, ZHOU Yicheng. Unsteady flow simulation of contra-rotating propfans using immersed body-fitted grids boundary method[J]. Journal of Aerospace Power, 2021, 36(5): 1060-1071.

Key words: unsteady flow; full-circumferential simulation; immersed body-fitted grids boundary method; contra-rotating propfans; open rotor engine; unsteady interaction

当今的民航飞机和大型运输机大多以耗油率较高的大涵道比涡扇发动机为动力。为了进一步降低运营成本和减少大气污染,耗油率较低、经济性更好的桨扇发动机将会重新成为中程甚至长程高亚声速飞行器所采用的动力。单转子先进桨扇发动机相比涡扇发动机,可减少 21% 的燃油消耗和 10% 的运营成本。对于双排转子的对转桨扇,其推进效率可进一步提高,燃油消耗可进一步减少 9%,运营成本可进一步减少 3%^[1-3]。在叶轮机械设计领域,数值模拟应用比重逐年提高。方便、高效、准确的流场模拟方法可以为机理揭示与研究设计提供实验难以获得的深刻结果,并减少实验量,降低研发成本,缩短研制周期。

对转桨扇跨声速流场的非定常流动数值模拟,通常采用转转交界面掺混处理^[4],以实现在不同转向和线速度的不同网格块上分别求解转子流场。求解双转子的非定常流场通常可以采用两种策略之一:第一种是简化流场复杂度;另一种是提高计算效率。第一种是在时间平均流场求解基础上引入模型,例如非线性谐波法得到非定常效应的影响。这种方法的优势是计算量较低,但是受到模型适用范围的限制,应用范围有限。这类方法的发展方向是不断提高模型的适用范围。另一种是全周向直接时间精确求解流场,不引入转转或转静交界面模型,不引入模型误差,适用范围广泛,可以精确模拟任意叶片数的多排转转或转静流场。其发展方向就是提高计算效率,减少计算量。随着计算机性能飞跃提升,后一种方法的优势不断凸显。对于叶片稀疏并且有时前、后叶片数比为无限小数的转转流场模拟,NUMECA 采用的掺混界面法的成立前提不存在,因而无法真正模拟前、后转子之间的非定常影响,因此必须采用时间精确法进行全周叶片通道的模拟。

网格正交性质量对流场结果的准确性和收敛性影响非常严重。为了尽量满足网格正交性要求,受到扭曲的叶片几何的约束,贴体网格的生成需要大量的人工调节操作,耗时费力。目前流行的商业软件,对于安装角固定的叶片单通道数值模拟所需的高质量网格生成很难实现高度自动化,对于叶片安装角需要变化的计算,需要不断重

新生成网格。重叠网格的拓扑结构可以有效解决高质量网格自动生成,以及动网格问题。因此采用笛卡儿正交网格计算主流,采用包围叶片的辅助网格计算壁面附近黏性流场,通过简单高效的寻点与空间插值方法交换不同推进时刻网格间流场数据的重叠网格方法,应该是目前最为可行的高效的对转桨扇全周叶片时间精确非定常数值模拟方案^[5-7]。

基于文献[8]提出的浸入式贴体网格边界方法(IBFBM),本文开发了 CFD 求解器程序、重叠网格自动生成前处理程序,以及叶轮机械总体性能统计后处理程序。该套程序只需在初始经适当人工辅助生成一次网格,对于变安装角、变工况算例无需重新生成网格,可直接调整叶片网格空间坐标。然后本文以对转桨扇全周叶片非定常流场数值模拟为例,验证了 IBFBM 和本程序的适用性和精确性。

本文介绍了程序中叶片浸入式贴体网格的生成步骤、网格点空间位置关系判断方法、流场求解器原理;展示了前、后转子非定常流场模拟结果,分析了前桨诱导的叶尖涡和尾缘涡对后桨的非定常干扰;统计了非定常流场模拟得到的双桨功率系数、推力系数和推进效率。与 NUMECA 软件定常模拟结果进行的对比,有效说明了 IBFBM 的实用性、精确性与便利性。

1 网格生成

1.1 对转桨扇几何

本文数值模拟的是单鹏教授课题组周亦成^[9]设计的一套实验用对转桨扇,前桨 8 个叶片,后桨 6 个叶片,外形几何参数见图 1(z 为旋转轴向)。对转桨扇设计点巡航高度为 11 km,远前方来流马赫数为 0.8,前、后桨转速比为 1.0,总功率为 160 kW,桨尖半径为 0.311 m,轮毂半径为 0.072 m。其他设计参数详见表 1。文献[9-10]设计的对转桨扇叶片造型见图 2,对转桨扇的几何采用笛卡儿绝对坐标系表示如图 3 所示。远前方来流速度 V_0 同 z 轴正方向。从桨扇后部向飞行方向看,前桨顺时针旋转,旋转角速度为 ω_1 ,后桨与前桨转向相反,角速度为 ω_2 。

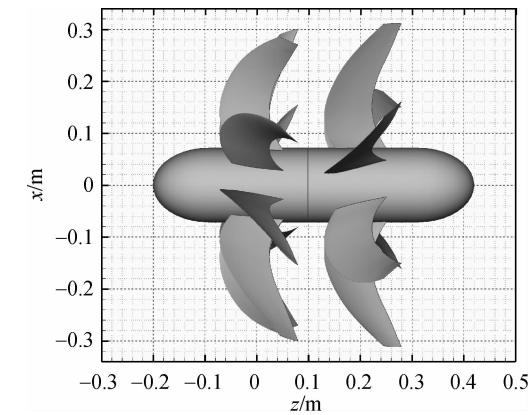


图 1 对转桨扇几何尺寸示意图

Fig. 1 Geometry size of contra-rotating propfans

表 1 对转桨扇设计参数

Table 1 Designed parameters of contra-rotating propfans

参数	数值	
	前桨	后桨
转速/(r/min)	-7 246.4	7 246.4
功率/kW	90.0	70.0
功率系数	1.504	1.170
桨尖线速/(m/s)	236.1	236.1
飞行速度/(m/s)	236.1	236.1
桨尖半径/m	0.311	0.311
进距比	3.14	3.14
轮毂比	0.232	0.232
桨叶数	8	6

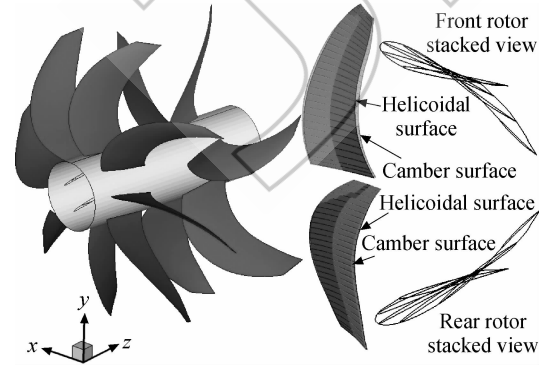


图 2 对转桨扇 8×6 叶片造型

Fig. 2 8×6 blads geometry of contra-rotating propfans

1.2 贴体等距面网格生成

本文开发的空面曲面网格插值程序采用 3 次样条曲线插值法,对图 2 中给定的叶片造型空间三维坐标进行插值,得到的结构化叶片表面计算

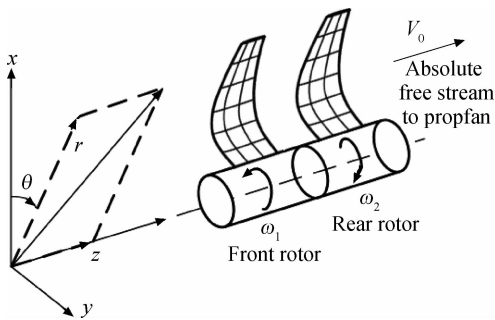


图 3 对转桨扇坐标系示意图

Fig. 3 Contra-rotating propfans coordinate

网格见图 4。采用 IBFBM 的一大好处是通过沿叶片壁面外法向生成若干层等距面网格^[8],可以实现正交性极佳的贴体网格的快速自动化生成。本文程序自动生成的前、后桨以及轮毂的贴体等距面网格见图 5。经过网格无关性验证^[10]的前、后桨网格节点数共 290 万,节点数在三维方向上的分布见表 2。

程序采用 CGNS 格式存储网计算网格节点上的三维坐标和流场参数。每个叶片或轮毂的贴体网格单独为一个网格区域(zone),作为参与计

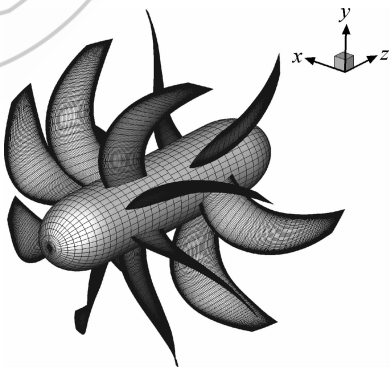


图 4 对转桨扇叶片网格

Fig. 4 Grids on contra-rotating propfans blades

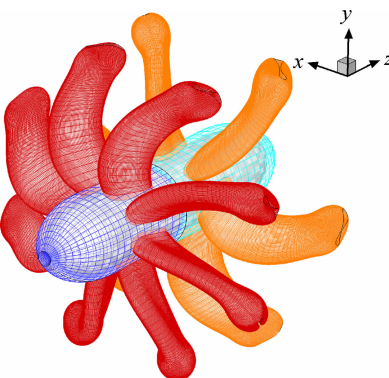


图 5 叶片和轮毂贴体网格区域

Fig. 5 Body-fitted grid zones of blades and hubs

表 2 对转桨扇贴体等距面网格节点数

Table 2 Equidistant surface body-fitted grid numbers of contra-rotating profans

网格区域	网格数(弦向×展向×法向)
前桨	143×51×28
后桨	143×51×28
前轮毂	41×20×26
后轮毂	41×21×26

算的基本单位。以图 5 中前桨为例,8 个叶片加上轮毂共 9 个网格区域构成一个前桨网格文件储存,通常同一个网格文件内的所有区域采用相同的运动速度。8 个叶片网格区域的安装角可以在计算中随时调整变化,以适应不同飞行速度工况,而无需重新生成网格。

传统的叶轮机贴体网格生成过程受到扭曲壁面的几何约束和网格正交性要求,以及相邻叶片网格正交性的牵扯,自动化程度较低,需要很多的人工调整工作,且所得到网格质量严重依赖操作者的经验丰富程度。IBFBM 将贴体网格区域作为基本的网格单元,可以任意组合在一起,在不同的算例中可以随时增减区域数量或者移动其空间位置,以实现叶片数量变化和安装位置调整,而无需重新生成网格。叶轮机机械的叶片、轮毂、机匣等各个部件的局域贴体网格区域生成是解耦的,极大地提高了网格生成的效率和自动化程度。

1.3 笛卡儿网格生成

IBFBM 在笛卡儿正交网格(见图 6,以桨尖半径为参考无量纲化)上计算并存储全部流场信息。在浸入到笛卡儿网格中的物面贴体网格(见图 7,其前桨含有 5 个裸桨、2 个单层贴体网格、1 个完整贴体网格)上计算叶片对流场的作用。通过文献[8]中方法判断并标记位于物面附近和物面内部的笛卡儿网格节点。图 6 右侧浅绿色区域是程序自动标记的与对转桨扇网格轮廓所重叠的笛卡儿网格节点,记作“近物面点”。

将图 7 中叶片贴体网格上计算得到的含有物面边界信息的流场通量插值到图 6 中“近物面点”上,即实现了在笛卡儿网格中施加叶片力的作用。这是 IBFBM 的核心技术,也是该方法归类到浸入式边界方法的根据。该过程实质上间接地实现了浸入式边界方法在笛卡儿网格上进行局部网格

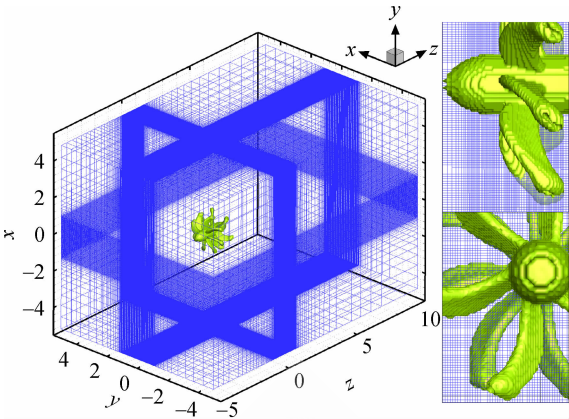


图 6 无量纲化笛卡儿网格和识别出的对转桨扇附近节点

Fig. 6 Nondimensionalized Cartesian grids and the identified nodes near the contra-rotating profans

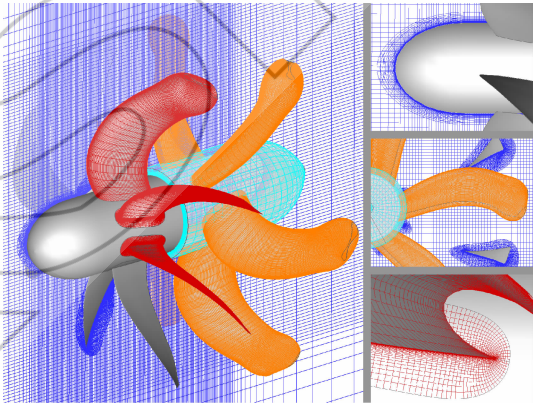


图 7 浸入到笛卡儿网格内部的对转桨扇叶片贴体网格

Fig. 7 Body-fitted grids of contra-rotating profans immersed in Cartesian grids

加密。

Ghenaiet 和 Halimi^[11]的研究表明,当径向远场边界采用自由流边界条件时,其半径为 3.62 倍桨尖半径时对高速巡航状态桨扇的计算结果影响已很小。本文在笛卡儿网格 6 个面上均采用精度高于自由流边界条件的远场无反射边界条件^[12],因此可参考文献[11]确定笛卡儿网格的计算域范围。图 6 左侧展示了以桨尖半径无量纲化后的笛卡儿网格,在中心十字区域采用等距密网格。远前方边界和远后方边界到桨盘的距离分别为 5 倍和 10 倍桨尖半径,笛卡儿网格总宽度和总高度均为 10 倍桨尖半径。经过网格无关性验证的笛卡儿网格节点数共 420 万,节点数在三维方向上的分布见表 3。

表 3 笛卡儿正交网格节点数分布

Table 3 Grid nodes numbers of Cartesian orthogonal grids

坐标方向	网格数			总网格数
	非等距	等距	非等距	
x	15	111	15	141
y	15	111	15	141
z	30	151	30	211

2 流场数值模拟原理

2.1 IBFBM 程序介绍

本文采用 Fortran 95 高级语言开发了基于 IBFBM 的半域贴体网格自动生成程序、重叠网格高效空间寻点插值程序、高精度有限差分非定常流场求解器程序,以及桨扇功率推力统计后处理

程序。文中第 1.2 节、第 1.3 节中图 4~图 7 展示了程序自动生成的正交笛卡儿网格和贴体物面网格。本章将介绍 IBFBM 程序采用重叠网格进行流场模拟的过程和涉及到的基本原理。

图 8 展示了程序的流程图,整个流程由内、外两层循环构成。图中 EUL-GRID/FLOW 和 LAG-GRID/FLOW 分别代表欧拉笛卡儿网格和拉格朗日贴体网格以及对应的流场结果;EUL-TO-LAG 代表流场信息从笛卡儿网格插值到贴体网格上,反之同理; N 和 M 分别代表内、外循环最大迭代次数; t_e 和 t_l 分别代表内、外循环的计算时刻, dt 为外循环时间步长。

程序由图 8 左上角给定的桨扇贴体网格流场初场(LAG-FLOW)开始计算,在内循环中(图 8 左侧点划线线矩形包含的内容),通过 EUL-TO-LAG 过程,得到附加远场边界条件的近物面流

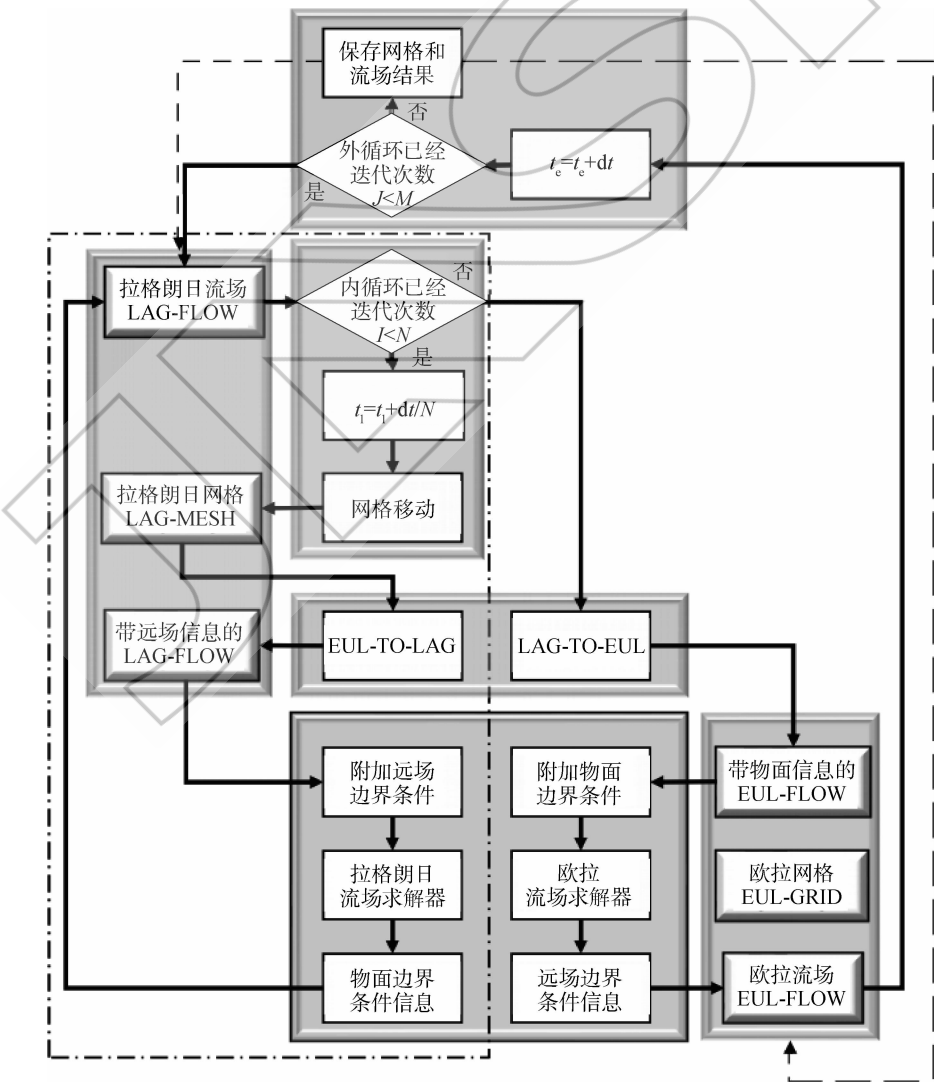


图 8 IBFBM 程序流程图
Fig. 8 Flow chart of IBFBM codes

场,经过叶片网格移动和 N 步流场迭代计算,得到 $t_1 + dt$ 时刻的含有物面流场信息的对转桨扇贴体网格流场结果(LAG-FLOW)。

在外循环中,通过 LAG-TO-EUL 过程,插值得到附加物面边界条件的笛卡儿网格流场,然后求解流场得到 $(t_e + dt)$ 时刻的笛卡儿网格流场(EUL-FLOW)。往复循环,直到最大迭代次数 M ,程序停止,输出结果。

2.2 网格插值

在程序内外循环中,通过 EUL-TO-LAG 和 LAG-TO-EUL 寻找贡献单元并插值的过程,实现了重叠网格之间的流场信息传递。LAG-TO-EUL 过程是实现在横平竖直的正交笛卡儿网格中计算弯曲叶片流场的关键。文献[8]详细介绍了 IBFBM 的寻点与插值原理,本文不再赘述。

2.3 求解器原理

IBFBM 程序采用高精度有限差分格式求解 Reynolds averaged Navier-Stokes (RANS) 方程组实现非定常流场模拟。控制方程组对流项采用流通矢量分裂^[13]和 5 阶加权本质无振荡(WE-NO-Z)格式^[14]进行离散,时间项采用带有总变差不增(TVD)性质的显式 3 步 3 阶龙格库塔法^[15]进行离散,采用双时间步法^[16]实现非定常时间精确求解。采用 Spalart-Allmaras (S-A) 湍流模型^[17-18]实现湍流黏性模拟。文献[8]给出了求解器数值模拟所需的基本方程组,对程序的空间和时间求解精确性分别同实验做了对比验证。

3 气动分析(后处理)

3.1 数值模拟初场给定

程序需要输入给定的远前方来流的马赫数、雷诺数、压力和温度等物理参数,以及程序自动计算得到的笛卡儿网格最小时间步长(见表 4)。前、后桨转速与表 1 中参数相同。流场初场无量纲化温度和密度设定为 1;无量纲速度轴向为 1,其他方向为 0;初始湍流动力黏度设定为层流黏度的 10%。总网格数为 710 万。壁面网格 y^+ 平均值为 7。物理场真实总模拟时长为 0.0248 s,无量纲总模拟时长为 6π 。

贴体网格流场在程序内循环中计算迭代 20 步后,笛卡儿网格流场在外循环迭代推进一步。本文程序运行在主频为 3.8 GHz 的 4 核 CPU (AMD Ryzen 3100) 上时,外循环共计算了 8457 步,单步计算时长为 274 s。图 9 展示了整个计算

表 4 CFD 给定物理参数	
Table 4 Prescribed physical parameters of CFD	
参数	数值
来流马赫数	0.80
来流雷诺数/ 10^6	1.88
来流压力/Pa	22700
来流温度/K	216.7
笛卡儿网格无量纲时间步长/ 10^{-3}	2.5
无量纲总计算时长	6π

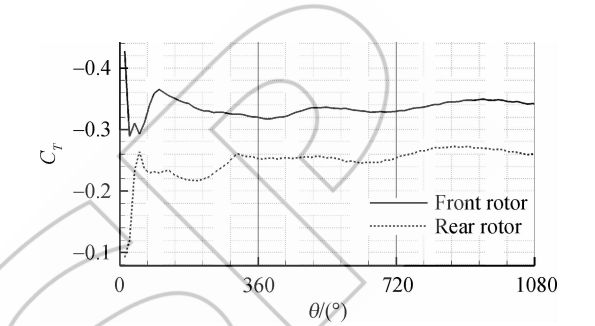


图 9 前、后桨推力系数随时间变化记录
Fig. 9 Evolution of thrust coefficients of the front and rear rotors with time

过程中的推力系数(C_T)随时间变化,横坐标 θ 表示旋转角度。

3.2 双桨非定常流场干涉分析

本文展示了 IBFBM 程序在无量纲时间 6π 时刻的对转桨扇流场模拟结果,分析了叶尖涡、尾缘涡的非定常干扰,同 NUMECA 定常模拟结果^[9]进行了对比,展示了马赫数场和压力场的空间分布同 NUMECA 结果的差别。

作为本文开发的 IBFBM 程序非定常算例的数值对照,又计算了 NUMECA 定常模拟算例。其对转桨扇的前桨和后桨两计算域的交界面采用掺混面方式处理。两计算域均采用单叶片通道、多块结构化网格,各块间拓扑如图 10 所示。计算域总网格数经无关性检验后选约为 585 万,壁面 y^+ 约为 1.5,采用 S-A 湍流模型。

3.2.1 涡量场分析

图 11 中的涡量场显示了前转子叶尖涡、尾缘涡同后转子之间的复杂相互作用,图中 R 表示转子半径。说明 IBFBM 程序能够很好地模拟叶尖涡、尾缘涡的非定常干扰现象。由于两个转子的直径相等,前转子叶尖涡与后转子叶尖涡、尾缘涡直接相互作用,导致叶片的气动负荷出现非定常振荡。前转子尾缘涡在靠近轮毂处被后转子吸

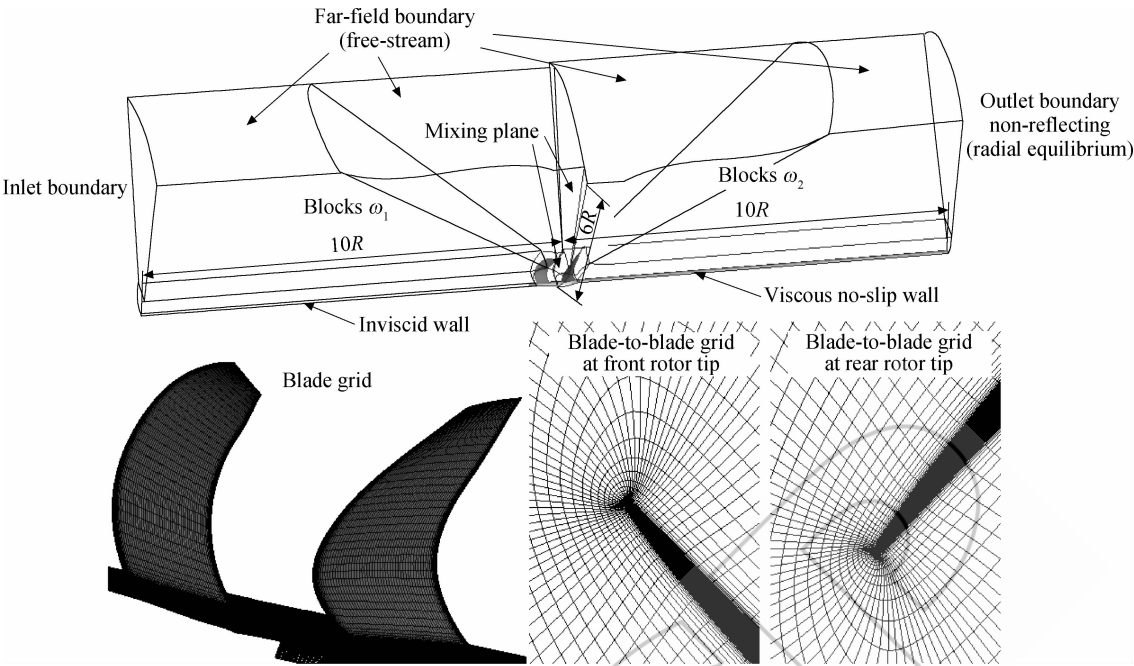


图 10 NUMECA 算例的计算域拓扑、边界条件及网格

Fig. 10 Computational domain topology, boundary conditions and grids of NUMECA case

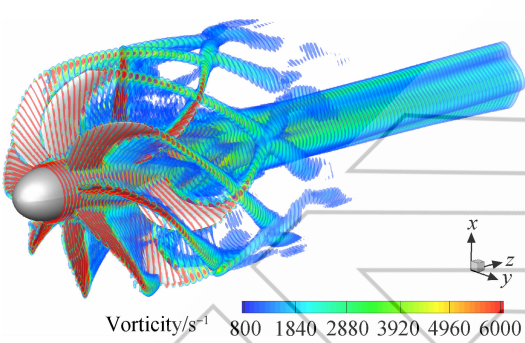


图 11 对转桨扇的涡量场分布

Fig. 11 Vorticity field distributions of contra-rotating propfans

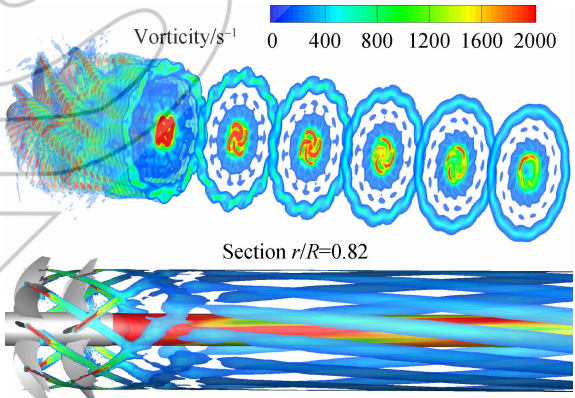


图 12 叶尖涡和尾迹的非定常干扰

Fig. 12 Tip vortex and wake interactions between front and rear rotors

收,在非定常干扰中起着主导作用,同样会导致叶片推力的非定常波动。

图 12 展示了涡量沿着轴向 6 个截面上的分布,以及前、后桨在 $r/R=0.82$ 截面上尾迹互相干涉混合引起的明显的非定常效应,图中 r 表示圆柱坐标系中半径方向坐标。叶尖诱导涡的互相干扰具有明显的空间分布特征,在周向共有 14 个强弱间隔,同 $8+6$ 个桨叶数相对应。由于角动量守恒,靠近轮毂处的涡量最高,随着主流沿轴向逐渐混合减弱,且无周期性规律。

3.2.2 速度场对比分析

图 13 展示了 IBFBM 程序和 NUMECA 程序模拟的半径 $r/R=0.858$ 的圆柱截面上的马赫数场。从图 13(a)可以明显观察到前桨尾迹对后

桨流场的切割干扰效应,这会导致后桨各个叶片的功率和推力的非周期性波动。后桨叶片前缘有前伸激波,对前桨流场也造成干扰。前、后桨之间流场是连续的,不存在转转交界面。前桨流场和尾迹对后桨的干扰,以及后桨流场和前伸激波对前桨的干扰,造成了两桨各通道流场之间,均失去了通道周期性,其原因在于前、后桨叶片数不同。

图 13(b)为 NUMECA 程序的定常模拟结果。云图中马赫数场呈关于通道的周期性分布,前、后转子流场不连续,被转转交界面分隔开。

图 14 展示了马赫数分布在轴向上的 3 个截面,左侧为 IBFBM 程序模拟结果,右侧为 NUMECA 模拟结果。图 14(a)和图 14(d)分别是前

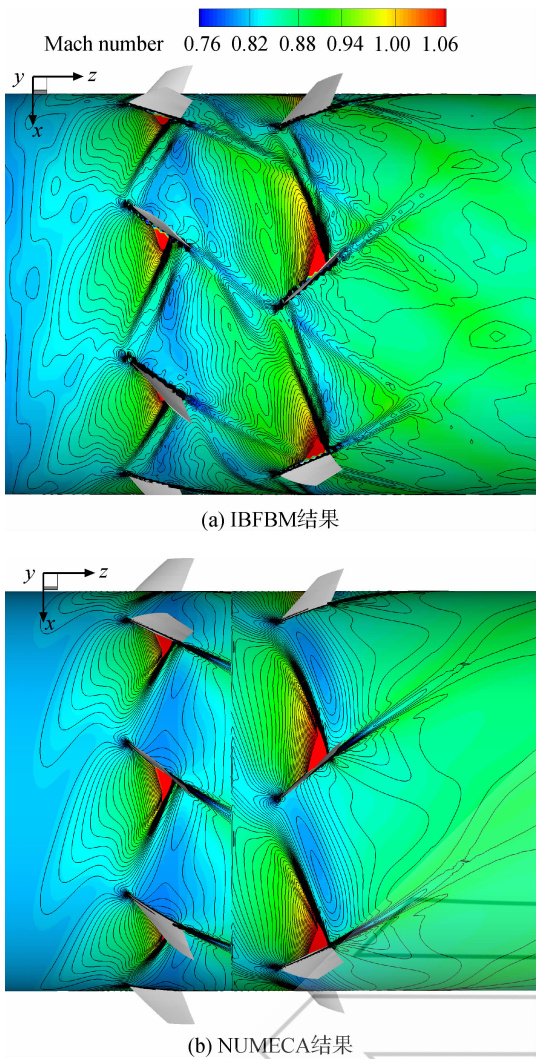


图 13 马赫数场周向分布的 IBFBM 结果与 NUMECA 结果对比($r/R=0.858$)

Fig. 13 Comparison of Mach number circumferential distribution between IBFBM and NUMECA result ($r/R=0.858$)

桨通道截面马赫数分布云图,左右云图结果非常接近,说明前桨流场受到后桨的非定常干扰影响较小。但是图 14(a)图显示叶根附近的流速相比主流更低,这一现象未在图 14(d)中出现。图14(a)中叶片内部“非流场”区域被精准地识别了出来,可以看到清晰的叶片截面轮廓,表明 IBFBM 程序中“网格空间位置判别”和“通量插值计算”结果是准确的,对跨声速薄翼型等狭长扭曲的几何形状可以胜任。图 14(b)中显示了前桨叶尖涡、尾缘涡同后桨来流的干扰现象,表现出了非常明显的通道非周期性。图 14(c)展示了后桨叶片通道截面超声速区域被前桨尾缘涡切割干扰的情况。

3. 2. 3 压力场对比分析

图 15 展示了前、后桨叶片表面压力分布的

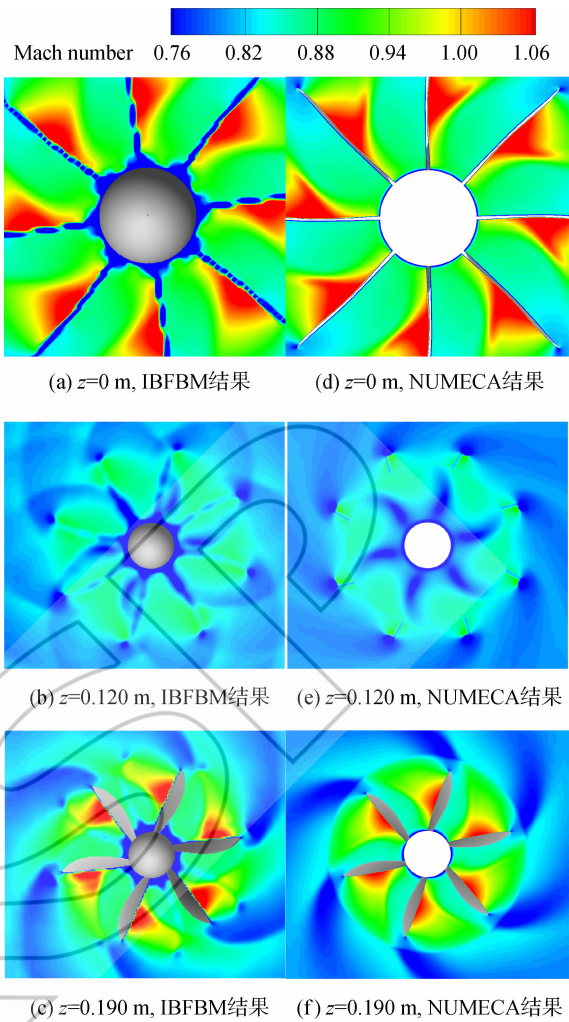


图 14 马赫数轴向分布的 IBFBM 结果与 NUMECA 结果对比

Fig. 14 Comparison of Mach number axial distributions between IBFBM and NUMECA results

IBFBM 结果与 NUMECA 结果的对比情况。IBFBM 程序模拟的前桨压力分布,除叶根附近外与 NUMECA 结果基本一致。相比定常结果,非定常求解得到叶根附近的涡量更强,流速较低,压力分布更为均匀,可能导致叶片推力更低。对比 NUMECA 定常模拟结果,可以看到后桨叶片表面压力场受到前桨的非定常干扰非常强,导致尾缘涡扫过的区域压力分布不均匀。

图 16 展示了在 $r/R=0.858$ 处圆柱截面和 $z=0.208\text{m}$ 轴向截面上的压力场彩色云图和密度场黑色等值线。通过 IBFBM 程序的非定常结果与 NUMECA 的定常结果对比可以发现,图 16(a)中后桨前缘的前伸激波对前桨叶片通道内流场的非定常干扰明显,导致前桨压力呈通道非周期性分布,且压力低于图 16(b)中定常结果的。非定常结果图 16(a)中,前、后桨叶片通道中存在

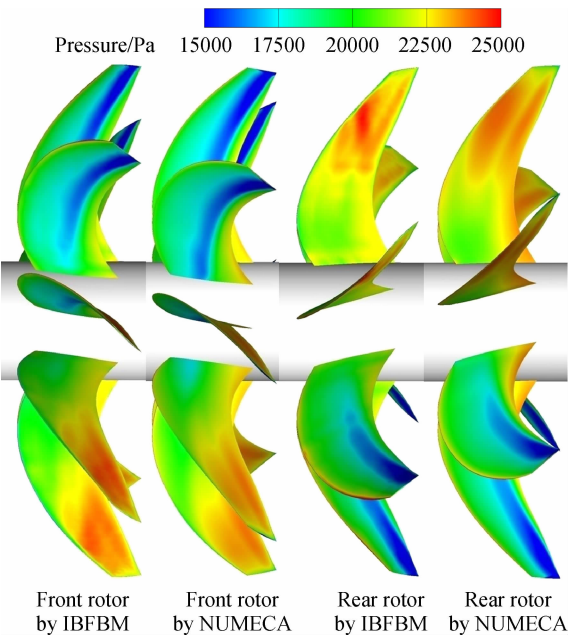


图 15 叶片表面压力分布的 IBFBM 结果与 NUMECA 结果对比

Fig. 15 Comparison of pressure distributions on blade surfaces between IBFBM and NUMECA results

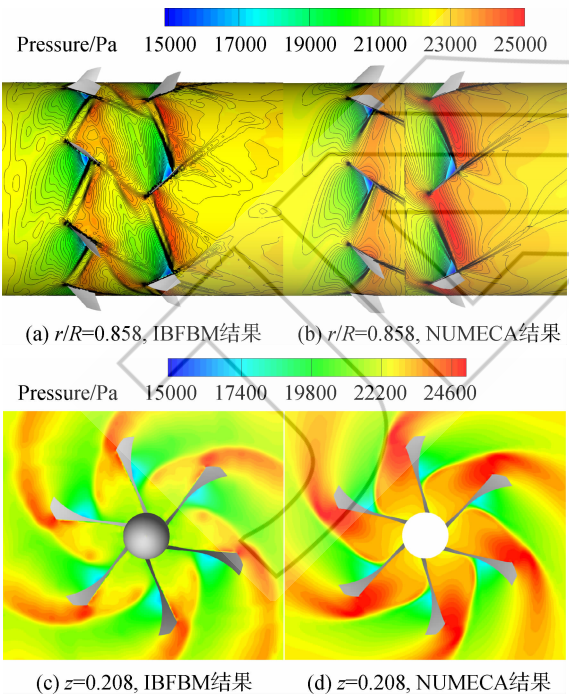


图 16 4 个截面上的压力场的 IBFBM 结果与 NUMECA 结果对比

Fig. 16 Comparison of pressure distributions on four sections between IBFBM and NUMECA results

明显的两道激波,两道激波之间区域的压力分布明显低于图 16(b)中定常结果的。在前桨叶尖涡、尾缘涡和激波的影响下,图 16(c)中后桨 50% 叶高以下区域,压力呈明显的通道非周期性分布,

且远低于图 16(d)中定常结果的。非定常流动对后桨压力场的巨大干扰导致了后桨推力的显著损失。前、后桨之间相互的非定常干扰会导致非定常计算的前、后桨推力和功率均低于定常结果的。

为了说明前、后桨非定常作用的影响是造成 IBFBM 与 NUMECA 之间结果的区别的主要原因,补充了单转子桨扇(single rotor)的非定常流场模拟。该单转子算例保留了对转桨扇算例中的前桨(front rotor)和轮毂,去掉了后桨的全部 6 个桨叶,其他参数与对转桨扇算例保持一致。

图 17 展示了 IBFBM 程序模拟的对转桨扇非定常前桨流场、单转子非定常流场,以及 NUMECA 对转桨扇定常前桨流场,在 $r/R=0.858, 0.97$ 截面处的压力场彩色云图和密度黑色等值线。

图 17 居中的 IBFBM 单转子非定常流场云图与右侧的 NUMECA 对转桨扇定常前桨流场云图基本一致,压力场和速度场基本满足通道周期性分布。说明不存在前、后桨非定常干扰时,本文非定常与 NUMECA 定常两种程序对单转子

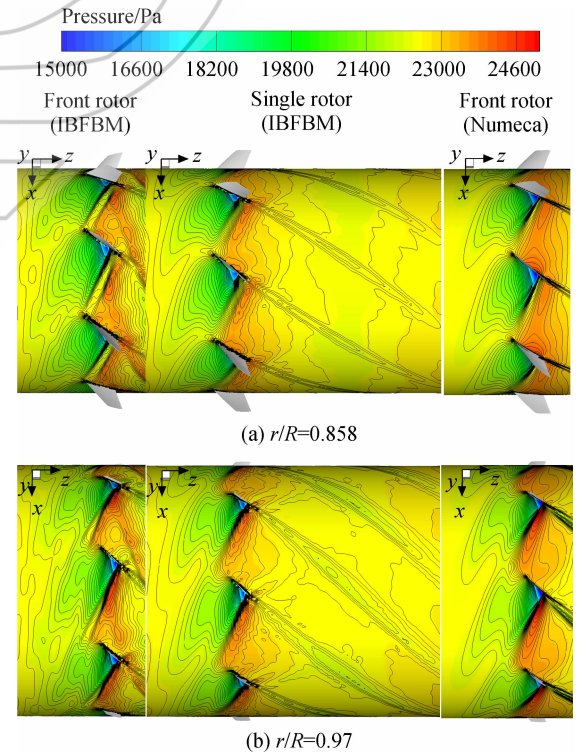


图 17 IBFBM 的对转桨扇非定常前桨流场、单转子非定常流场,以及 NUMECA 的对转桨扇定常前桨流场的压力场和激波系对比

Fig. 17 Contra-rotating profans front rotor unsteady flow field and single rotor by IBFBM compared with pressure field and shock wave of of contra-rotating profans steady flow field by NUMECA

流场的模拟是一致的。因此在工程应用上,可以采用单叶片通道的简化方式进行单转子桨扇定常流场的模拟。

图 17 居中的 IBFBM 单转子非定常流场云图显示,单转子前方压力场呈通道周期性分布。左侧的对转桨扇非定常前桨流场云图显示,前桨前方压力场呈通道非周期性分布。说明后桨对前桨的干扰在亚声速绝对主流中可以传导到前桨前方。这种后桨对前桨的干扰会造成前桨的推力和功率损失。因此在反问题设计中,不能假设对转桨扇的前桨流场与单转子桨扇的流场相同或相近,而是必须考虑后桨对前桨的非定常干涉影响。需将后桨的干扰作用作为必要的设计因素,加入到前桨的叶片气动设计反问题中。

3.3 对转桨扇总体参数的时均和非定常对比分析

桨扇的推力系数 C_T 、功率系数 C_P 和推进效率 η 计算公式如下:

$$C_T = \frac{T}{\rho_0 \left(\frac{n}{60}\right)^2 D^4}, \quad C_P = \frac{P}{\rho_0 \left(\frac{n}{60}\right)^3 D^5},$$
$$\eta = \frac{TV_0}{P} \tag{1}$$

其中 D 是桨尖直径, ρ_0 是来流密度, n 为转子转速, P 为桨扇功率, 推力 T 为叶片在 z 方向所受合力。定义叶片负荷系数 C_F 为叶片在 z 、 x 、 y 三个方向推力系数 C_T 、 C_x 、 C_y 之和:

$$C_F = \sqrt{C_T^2 + C_x^2 + C_y^2} \tag{2}$$

表 5 和表 6 分别展示了前、后桨时间平均的推力、功率、推进效率同 NUMECA 定常结果的对比。表 5 结果表明,前桨非定常模拟结果同 NUMECA 结果较为一致,推力略小,说明后桨对前桨的非定常干扰相对较弱。表 6 结果表明前桨对后桨的非定常干扰非常强烈,导致后桨的推力和功率与 NUMECA 定常计算结果偏离很多。因此在对转桨扇设计过程中,不能忽视前、后桨之

表 6 后桨时间平均推力、功率与推进效率的对比

Table 6 Comparison of time-averaged thrust, power and efficiency of rear rotor

参数	IBFBM	NUMECA	差别/%
推力/N	211.7	253.9	−17
推力系数	0.266	0.319	−17
功率/kW	56.80	71.90	−21
功率系数	0.947	1.201	−21
推进效率	0.880	0.843	4

间的非定常干扰。

3.3.1 叶片非定常负荷统计

图 18 显示了单个叶片 (blade 1) 在旋转一周半期间的负荷系数 C_F 和功率系数 C_P 的波动情况。蓝色实线是前桨负荷系数,波动很小,说明叶片周围流场随时间变化较小。蓝色虚线是后桨单个叶片上的负荷系数,平均值为 0.11,振幅为 0.12,后桨负荷系数的波动幅度高于平均值,说明后桨受到前桨的非定常阵风干扰非常剧烈。红色虚线是后桨单个叶片上的功率系数,波动幅度明显高于前桨。后桨叶片负荷的剧烈变化可能会导致叶片的过早损坏。前、后桨功率系数的波动频率明显高于负荷系数的波动频率。

图 19 显示了整个转子的推力系数 C_T 和推进效率 η 随时间的波动。后桨推进效率始终高于前桨。对比表 5、表 6 中数据,后桨推力模拟值偏离设计值高于前桨。说明后桨受到的非定常干扰

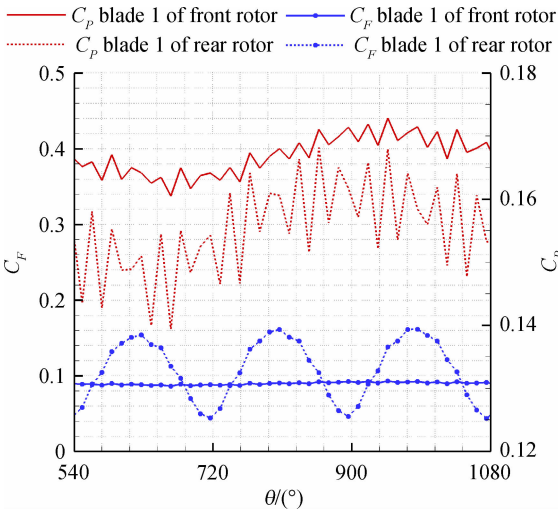


图 18 单个叶片上的负荷系数和功率系数随时间波动
Fig. 18 Evolution of the single blade load coefficients and power coefficients with time

表 5 前桨时间平均推力、功率与推进效率的对比

Table 5 Comparison of time-averaged thrust, power and efficiency of front rotor

参数	IBFBM	NUMECA	差别/%
推力/N	272.8	283.1	−4
推力系数	0.342	0.355	−4
功率/kW	80.60	89.90	−10
功率系数	1.346	1.501	−10
推进效率	0.799	0.742	8

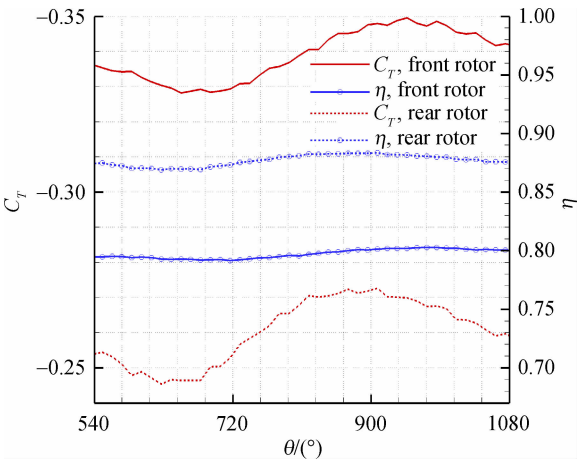


图 19 整个转子上的推力系数和推进效率随时间波动
Fig. 19 Evolution of the rotor thrust coefficients and efficiency with time

的损失大于前桨。所以提高后桨的叶片数,有可能会减少前桨的非定常干扰效应,提高对转桨扇的整体推进效率。

3. 3. 2 载荷系数对比分析

图 20 和图 21 分别为 6π 无量纲时刻,前桨和后桨单个叶片上的载荷系数分布与叶片气动设计反问题给定值的对比。前、后桨叶片中部的模拟值同设计值较为接近,而叶根与叶尖处的模拟值(CFD-IBFBM)同设计值(prescribed)相差较大。

3. 3. 3 功率系数对比分析

图 22 和图 23 分别为在前、后桨转子上选取

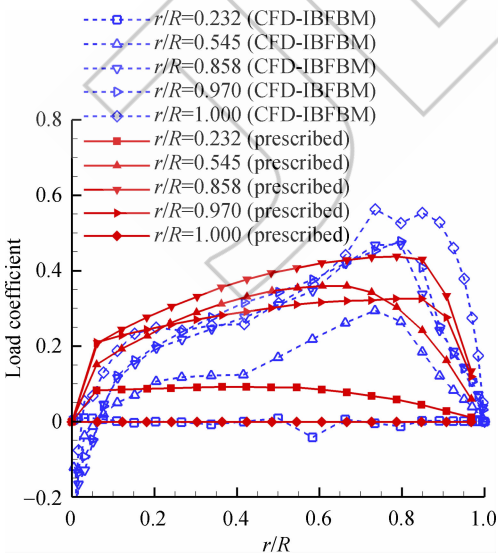


图 20 前桨的载荷系数分布的 IBFBM 结果与反问题给定值比较
Fig. 20 Comparison of the blade loading coefficient of front rotor between IBFBM results and prescribed distribution

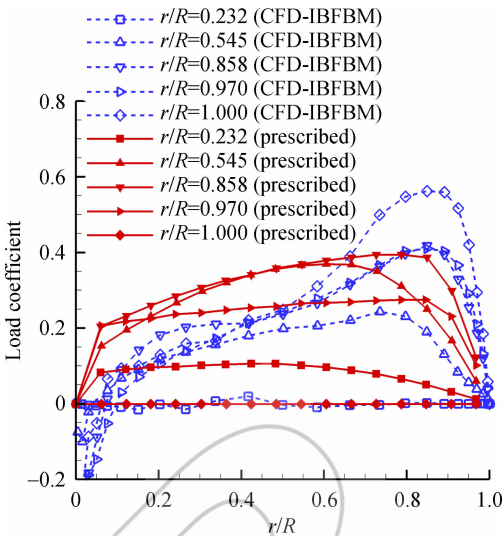


图 21 后桨的载荷系数分布的 IBFBM 结果与反问题给定值比较
Fig. 21 Comparison of the blade loading coefficient of rear rotor between IBFBM results and prescribed distribution

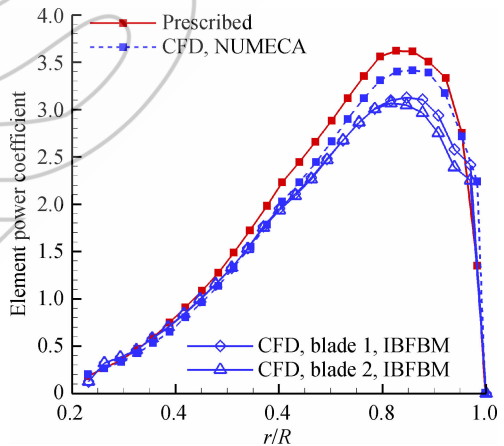


图 22 前桨基元功率系数 IBFBM 结果与反问题给定值,以及 NUMECA 结果的比较
Fig. 22 Comparison of blade element power coefficient of front rotor among IBFBM results, prescribed distribution and NUMECA results

的两个叶片(blade 1、blade 2)上的基元功率系数分布的与叶片气动设计反问题给定值,以及 NUMECA 结果的比较。图 22 中,前桨基元功率系数在叶尖附近略低于 NUMECA 结果。原因可能是前桨根部以上的强涡流导致叶片加功能力减弱。图 23 中,后桨的基元功率系数明显低于 NUMECA 结果和设计给定值。原因是前桨叶尖涡、尾缘涡对后桨流场的强烈干扰,使得后桨表面压力分布偏离设计值较大,而这种非定常效应,NUMECA 定常模拟不能体现。

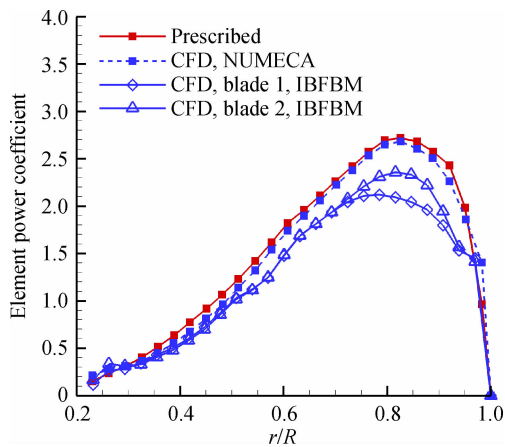


图 23 后桨基元功率系数分布与反问题给定值, 以及 NUMECA 结果的比较

Fig. 23 Comparison of blade element power coefficient of rear rotor among IBFBM results, prescribed distribution and NUMECA results

4 结 论

本文 IBFBM 方法和程序成功模拟了对转桨扇全周叶片非定常流场。对比 NUMECA 定常模拟结果,IBFBM 方法和程序由于无需设置转转、转静交界面,在采用相同数量级的网格总数情况下,具有更准确的流场模拟和更便利的网格构建,是一种功能强且高效的叶轮机械非定常流动研究工具。

对转桨扇叶片数量远小于轴流压气机,相邻叶片之间更空旷,前桨叶尖诱导涡、尾缘诱导涡对后桨的非定常阵风干扰强烈,后桨前伸激波对前桨通道流场的非定常干扰也很强烈,对桨扇前、后桨的功率和推力影响可能超过设计值的 10%,不能轻易忽略。因此前、后桨之间应当留有一定间距。并且单通道扇形计算域不适用于叶片稀疏的具有一般叶片数比的 对转桨扇流场模拟,应当采用全周向网格。对于双排转子,定常模拟无法正确模拟叶尖涡、尾缘涡、激波的非定常无通道周期的前、后排干涉作用,因此应当采用非定常流场模拟。

参考文献:

[1] BOBER L, MITCHELL G. Summary of advanced methods for predicting high speed propeller performance[R]. Pasadena, US; the 18th Aerospace Sciences Meeting, 1980.

[2] GODSTON J, REYNOLDS C N. Propulsion system integration configurations for future prop-fan powered aircraft [J]. Journal of Aircraft, 1985, 22(12): 1027-1033.

[3] LOCK C N H, PANKHURST R C. Strip theory method of calculation for airscrews on high-speed aeroplanes [R]. London; HM Stationery Office, 1945.

[4] 季路成. 轴流叶轮机转子/静子干扰非定常流动探索[D]. 北京:北京航空航天大学, 1998.

Ji Lucheng. Exploration on rotor/stator interaction unsteady flow in axial turbomachinery[D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 1998. (in Chinese)

[5] STUERMER A. Unsteady CFD simulations of contra-rotating propeller propulsion systems[R]. AIAA-2008-5218, 2008.

[6] STUERMER A W, AKKERMANS R A. Validation of aerodynamic and aeroacoustic simulations of contra-rotating open rotors at low-speed flight conditions[R]. AIAA-2014-3133, 2014.

[7] HOUSMAN J A, KIRIS C C. Structured overlapping grid simulations of contra-rotating open rotor noise[R]. AIAA-2016-0814, 2016.

[8] 王靖元, 单鹏, 朱海涛. 浸入式贴体网格边界方法[J]. 航空动力学报, 2021, 36(4): 713-723.

WANG Jingyuan, SHAN Peng, ZHU Haitao. Immersed body-fitted meshes boundary method[J]. Journal of Aerospace Power, 2021, 36(4): 713-723. (in Chinese)

[9] 周亦成. 涡轮增压活塞螺旋桨部件法与对转桨扇可压升力面法反问题[D]. 北京:北京航空航天大学, 2016.

ZHOU Yicheng. Component-level model for turbocharging reciprocating engine propeller propulsion system and compressible lifting surface inverse method for contra-rotating propfan[D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2016. (in Chinese)

[10] 周亦成, 单鹏. 可压升力面理论桨扇气动设计反问题方法[J]. 航空动力学报, 2017, 32(6): 1456-1469.

ZHOU Yicheng, SHAN Peng. Inverse design approach for propfan aerodynamics based on compressible lifting surface theory[J]. Journal of Aerospace Power, 2017, 32(6): 1456-1469. (in Chinese)

[11] GHENAÏET A, HALIMI A. Aerodynamic characterization of a high speed propeller[R]. ASME Paper GT2014-25765, 2014.

[12] WHITFIELD D. Three-dimensional unsteady Euler equations solution using flux vector splitting[R]. Snowmass, CO, US; the 17th Fluid Dynamics, Plasma Dynamics, and Lasers Conference, 1984.

[13] STEGER J L, WARMING R F. Flux vector splitting of the inviscid gasdynamic equations with application to finite-difference methods [J]. Journal of Computational Physics, 1981, 40(2): 263-293.

[14] BORGES R, CARMONA M, COSTA B, et al. An improved weighted essentially non-oscillatory scheme for hyperbolic conservation laws[J]. Journal of Computational Physics, 2008, 227(6): 3191-3211.

[15] SHU C W, OSHER S. Efficient implementation of essentially non-oscillatory shock-capturing schemes[J]. Journal of Computational Physics, 1988, 77(2): 439-471.

[16] JAMESON A. Time dependent calculations using multigrid, with applications to unsteady flows past airfoils and wings[R]. Honolulu, HI, US; the 10th Computational Fluid Dynamics Conference, 1991.

[17] SPALART P R. A one-equation turbulence model for aerodynamic flows[R]. Reno, NV, US; the 30th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, 1992.

[18] BLAZEK J. Computational fluid dynamics: principles and applications[M]. Oxford, UK: Butterworth-Heinemann, 2015.