

后排转子直径对对转螺旋桨气动和声学特性的影响

崔盼望^{1,2}, 仝帆¹, 冯和英², 陈正武¹, 王大庆^{1,2}

(1. 中国空气动力研究与发展中心 气动噪声控制重点实验室, 四川 绵阳 621000;

2. 湖南科技大学 机械设备健康维护湖南省重点实验室, 湖南 湘潭 411201)

摘 要: 基于非线性谐波法和声类比模型,研究了不同后排转子直径对对转螺旋桨气动特性和噪声的影响规律。首先,利用单排螺旋桨风洞试验结果验证了数值计算方法的可靠性。随后,以某型对转螺旋桨为研究对象,研究了 6 种具有不同后排转子直径的对转螺旋桨模型。研究发现,对转螺旋桨后排转子直径“裁剪”会降低后排螺旋桨的拉力系数和功率系数,但对效率的影响不明显。随着后排转子直径的减小,前排转子的叶片通过频率下的噪声几乎没有变化,但高阶噪声变化幅度较大。后排转子减小 0.25 倍直径,后排转子的叶片通过频率下的噪声降低约为 9 dB。后排转子直径“裁剪”不仅可以降低后排转子噪声,在一定程度上也可以降低前排转子的噪声。通过叶片“裁剪”,对转螺旋桨气动噪声降低 5~6 dB。对转螺旋桨后排转子直径的减小,减弱了对转螺旋桨叶尖涡干涉和尾迹干涉,并减弱了前后排桨叶的势流场干涉,进而降低了对转螺旋桨的噪声辐射。

关 键 词: 对转螺旋桨; 转子直径; 非线性谐波方法; 叶尖涡; 干涉噪声

中图分类号: V211.3

文献标志码: A

Influence of rear rotor diameter on aerodynamic and acoustic characteristics of counter-rotating proeller

CUI Panwang^{1,2}, TONG Fan¹, FENG Heying²,

CHEN Zhengwu¹, WANG Daqing^{1,2}

(1. Key Laboratory of Aerodynamic Noise Control,

China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang Sichuan 621000, China;

2. Hunan Provincial Key Laboratory of Health Maintenance for Mechanical Equipment,

Hunan University of Science and Technology, Xiangtan Hunan 411201, China)

Abstract: Based on the nonlinear harmonic method and the acoustic analogy model, the influence of different rear rotor diameters on the aerodynamic and acoustic characteristics of the counter-rotating propeller was studied. First, the reliability of the numerical calculation method was verified by the wind tunnel test results of a single propeller. Subsequently, six counter-rotating propeller models with different rear rotor diameters were studied for a counter-rotating propeller. It was found that the clipping of the diameter of the rear rotor of the counter-rotating propeller could reduce the pull coefficient and power coefficient of the rear propeller, but the effect on the

收稿日期: 2022-03-31

基金项目: 国家自然科学基金项目(12102451, 51875194, 11602290, 11802114); 湖南省教育厅优秀青年基金(20B226)

作者简介: 崔盼望(1996—),男,硕士生,主要从事叶轮机械气动噪声控制研究。

通信作者: 仝帆(1990—),男,高级工程师,博士,主要研究方向为叶轮机械气动声学、仿生降噪技术。E-mail: tongfan@cardc.cn

引用格式: 崔盼望,仝帆,冯和英,等. 后排转子直径对对转螺旋桨气动和声学特性的影响[J]. 航空动力学报, 2022, 37(8): 1749-1760. CUI Panwang, TONG Fan, FENG Heying, et al. Influence of rear rotor diameter on aerodynamic and acoustic characteristics of counter-rotating proeller[J]. Journal of Aerospace Power, 2022, 37(8): 1749-1760.

efficiency was not obvious. As the diameter of the rear rotor decreased, the noise of the front rotor at the blade passing frequency changed little, but the higher order noise changed more. When the diameter of the rear rotor was reduced by 0.25 times of the diameter, the noise of the blade passing frequency of the rear rotor was reduced by about 9 dB. The clipping of the diameter of the rear rotor can not only reduce the noise of the rear rotor, but also reduce the noise of the front rotor to a certain extent. By clipping the blades, the aerodynamic noise of the counter-rotating propeller was reduced by 5~6 dB. The reduction of the diameter of the rear rotor weakened the tip vortex interference and wake interference of the counter-rotating propeller, and also mitigated the potential flow field interference between the front and rear blades, which in turn reduced the noise radiation of the counter-rotating propeller.

Key words: counter-rotating propeller; rotor diameter; nonlinear harmonic method; tip vortex; interaction noise

螺旋桨作为常见的动力推进装置之一,在航空、船舶、能源等许多领域都发挥着重要作用。螺旋桨飞机具有起降性能好、航程远、单位耗油率低、对机场跑道要求相对较低等优点。随着对环境问题的普遍关注和国际油价的上涨,更高效率、更低油耗的对转螺旋桨飞机也引起了人们的关注,然而噪声问题是对转螺旋桨飞机需要解决的技术难题^[1-3]。

对转螺旋桨发动机(又称为开式转子发动机、无涵道风扇发动机)的显著优势是既兼顾涡扇发动机的速度和性能,又兼顾涡桨发动机的燃油经济性,其巡航马赫数可到0.8,耗油率可降低25%~30%,污染排放也可大幅降低。对转螺旋桨发动机有望解决常规涡扇发动机随着涵道比不断增大,发动机短舱质量和安装阻力急剧增大的矛盾,但其缺点是噪声较大^[4-7]。20世纪70年代到90年代,美国国家航空航天局(National Aeronautics and Space Administration, NASA)开展了先进桨扇计划(advanced turboprop project, ATP),对SR系列高速螺旋桨开展了系统的试验和研究,验证了高速螺旋桨在较高的马赫数下仍可以保持较高的推进效率^[8]。NASA设计的CRP-X1开式转子发动机在马赫数为0.8时可以实现推进效率85%。通用电气公司(General Electric Company, GE)设计的无涵道风扇(unducted-fan, UDF)等效涵道比达32,耗油率比当时的涡扇发动机低30%,但其噪声指标未能达到FAR-36标准的要求^[9]。对转螺旋桨包含前后两排高速反向旋转的螺旋桨,前排螺旋桨产生的叶尖涡、尾迹涡、轮毂涡等涡系会与下游后排螺旋桨产生干扰,形成多种不同的复杂噪声源。试验证明,前排转

子的叶尖涡与后排转子桨叶的干涉是一个重要噪声源^[10],尤其是在低速起飞工况,该工况下对转螺旋桨载荷大,气流通过螺旋桨流管收缩效应明显,前桨的叶尖涡会与下游桨叶相互作用产生强烈的干涉噪声。

孙晓峰等^[11]、李晓东等^[12]、刘沛清等^[13]、严成忠^[14]对螺旋桨/桨扇气动噪声问题开展了理论研究。夏贞锋等^[15]基于URANS(unsteady Reynolds averaged Navier-Stokes)数值模拟方法和动态面搭接网格(dynamic patched grid, DPG)技术,研究了对转螺旋桨非定常气动干扰特性,研究表明:相比于单排螺旋桨,前排转子的拉力系数和功率系数减小,后排转子的拉力系数和功率系数增大。虽然后排转子的旋流恢复能力会提高对转螺旋桨的整体效率,但是前排转子的滑流和桨尖涡会引起后排转子桨叶的气动力振荡。史文博等^[16]基于URANS数值模拟方法和DPG技术,研究了前排转子桨叶尾流和桨尖涡与后排转子的气动干扰,研究表明对转螺旋桨后排转子能一定程度上减弱前排转子桨尖涡的强度。闫文辉等^[17]基于URANS数值模拟方法和滑移网格技术,研究了对转螺旋桨的复杂流场和桨间非定常气动干扰,研究表明前排转子产生的非定常尾迹对后排转子影响较大。Peters等^[18]、Woodward^[19]、Khalid等^[20]、Elson^[21]研究发现,在起飞工况下,前排螺旋桨的叶尖涡与后排螺旋桨的干涉是一个重要噪声源,后排转子直径“裁剪”可以降低对转螺旋桨噪声^[22-24]。Dittmar等^[25]研究表明,后排转子直径减小可以使后排转子不再与来自前排转子的叶尖涡流相互作用,进而降低对转螺旋桨的干涉噪声。此外,在螺旋桨/对转螺旋桨滑流流场的仿真及分析方面,赵

帅等^[26]、王科雷等^[27]、许和勇等^[28]、杨小川等^[29]、李鹏等^[30]都做了大量的研究,得到了很多有意义的结论。中国空气动力研究与发展中心基于 5.5 m × 4 m 航空声学风洞,搭建了对转螺旋桨气动力和气动噪声试验测试系统,并开展了对转螺旋桨的气动力和气动噪声试验。

目前,国内对于水下对转螺旋桨开展了较多的研究^[31-32],对于航空对转螺旋桨的研究还相对较少,对转螺旋桨的众多设计参数(叶片数目、桨叶直径、桨间间距、功率匹配等)对对转螺旋桨的气动和噪声的影响规律认识尚不清楚。对于重要噪声源(如叶尖涡干涉噪声)的控制方法研究也有待发展。

为研究对转螺旋桨叶尖涡干涉噪声的控制方法,本文以某型对转螺旋桨为对象,对 6 种不同后排转子直径的对转螺旋桨开展了流场和声场数值模拟,研究了对转螺旋桨拉力特性、功率特性、效率特性和噪声随后排转子直径的变化规律和物理机理,为对转螺旋桨的噪声控制和优化设计提供了一定的支撑。

1 数值方法与几何模型

1.1 数值计算方法

本文采用非线性谐波法(nonlinear harmonic, NLH)计算对转螺旋桨流场,该方法是求解非定常流场的一种快速方法^[33-35],可以大幅降低叶轮机机械非定常计算的计算量。非线性谐波法假设非定常流动是由时均流动和若干具有周期性流动特性的扰动叠加而成,可以用谐波函数来逼近。在引入周期性扰动假设的基础上,守恒型变量 U 可分解成时均值 $\bar{U}$ 和周期性扰动 U' 之和,而周期性扰动 U' 可以用 N 阶谐波进行近似

$$U(x, t) = \bar{U}(x) + \sum U'(x, t) \quad (1)$$

$$U'(x, t) = \sum_{k=1}^N (\tilde{U}_k(x) e^{i\omega_k t} + \tilde{U}_{-k}(x) e^{i\omega_{-k} t}) \quad (2)$$

式中 x 表示位置矢量; t 表示时间; U' 表示守恒变量的周期性扰动项; $\tilde{U}_k$ 和 $\tilde{U}_{-k}$ 表示第 k 阶谐波的幅值,它们为共轭复数; ω_k 和 ω_{-k} 为第 k 阶谐波的频率; N 表示谐波数。

基于有限体积法的守恒型时均变量的流动控制方程可以表示为

$$\Omega_i \frac{d\bar{U}}{dt_i} = - \sum \bar{F}_c S + \sum \bar{F}_v S + \Omega_i \bar{Q}_i \quad (3)$$

式中 i 表示网格单元序号, Ω_i 表示第 i 个网格单元

的体积, $\bar{F}_c$ 和 $\bar{F}_v$ 分别表示离散的对流项和黏性项的时均值, S 表示面积向量, $\bar{Q}$ 表示体积力源项的时均值。

类似的,对于扰动项有

$$\Omega_i \frac{d\tilde{U}}{dt_i} = - \sum \tilde{F}_c S + \sum \tilde{F}_v S + \Omega_i \tilde{Q}_i \quad (4)$$

式中 $\tilde{F}_c$ 和 $\tilde{F}_v$ 分别表示离散的对流项和黏性项的扰动值, $\tilde{Q}$ 表示体积力源项的扰动值。

对于每一阶谐波,都可以在频域内求解,计算量仅相当于两个定常计算,一个是对于实部,一个是对于虚部。通过设定谐波数,可以控制计算的精度。当谐波数无限多时,非线性谐波方法理论上等价于完整的非定常计算^[36-37]。

采用非线性谐波方法得到对转螺旋桨流场(即声源信息)后,可以通过 FW-H(Ffows Williams-Hawkings)方程计算对转螺旋桨的声场特性。噪声可以分为单极子噪声、偶极子噪声和四极子噪声,单极子噪声 $p'_m(x, t)$ 和偶极子噪声 $p'_d(x, t)$ 的表达式如下:

$$4\pi p'_m(x, t) = \int_{\Sigma_e} \left[\frac{\dot{Q}_2}{r(1 - Ma_r)^2} \right]_{ret} dS + \int_{\Sigma_e} \left[Q_2 \frac{Ma_r + cMa_r - cMa^2}{r^2(1 - Ma_r)^3} \right]_{ret} dS \quad (5)$$

$$4\pi p'_d(x, t) = \int_{\Sigma_e} \left[\frac{\dot{Q}_1 r - cMaQ_1}{cr^2(1 - Ma_r)^2} \right]_{ret} dS + \int_{\Sigma_e} \left[(Q_1 r) \frac{Ma_r + c(1 - Ma^2)}{cr^3(1 - Ma_r)^3} \right]_{ret} dS \quad (6)$$

式中 $\dot{\cdot}$ 表示对时间的导数, Σ_e 表示对发射声源求和,下标 ret 表示延迟时刻, Ma 为马赫数, Ma_r 为参考马赫数, r 为声源到观察点的距离, c 为环境介质中声速, $Q_1 = p\hat{n} + \rho v[(v - v_s) \cdot \hat{n}]$, $Q_2 = \rho_\infty v_s \cdot \hat{n} + \rho[(v - v_s) \cdot \hat{n}]$, $\hat{n}$ 为单位外法向量, p 是叶片表面上的压力, ρ_∞ 是远场流体密度, ρ 为空气密度, v 为物体表面流体的速度, v_s 为声源在叶片表面上的速度。当物体表面不可穿透时,流体的速度与声源的速度相等。需要指出的是,当马赫数不高时,四极子噪声重要性较弱,很多场合下可以忽略,本文忽略四极子噪声的计算。

为了便于后续讨论对转螺旋桨的气动特性,螺旋桨的前进比 λ 、拉力系数 C_T 、功率系数 C_P 和

推进效率 η 表示如下:

$$C_T = \frac{T}{\rho n_s^2 D^4} \tag{7}$$

$$P = 2\pi n_s M \tag{8}$$

$$C_P = \frac{P}{\rho n_s^3 D^5} \tag{9}$$

$$\eta = \frac{C_T}{C_P} \lambda \tag{10}$$

$$\lambda = \frac{V_\infty}{n_s D} \tag{11}$$

式中 T 为螺旋桨产生的拉力, N ; ρ 为空气密度, kg/m^3 ; n_s 为螺旋桨转速, r/s ; D 为螺旋桨桨盘直径, m ; P 为螺旋桨的轴功率, W ; M 为扭矩, $N\cdot m$; η 为推进效率, V_∞ 为来流速度, m/s 。

1.2 几何模型及参数设置

以某型对转螺旋桨为研究对象,原始对转螺旋桨前后排转子参数如表 1 所示。

表 1 原始对转螺旋桨参数

Table 1 Parameters of origin counter-rotating propeller

参数	数值	
	前排转子	后排转子
叶片数	6	6
转速/(r/min)	1 075	−1 075
直径/m	3.95	3.95

原始对转螺旋桨的前排转子叶根弦长为 0.226 m,前后排转子轴向间距为 0.597 m,转子间距约为弦长的 2.636 倍,前后排转子的桨叶角为 30°,布局如图 1 所示。

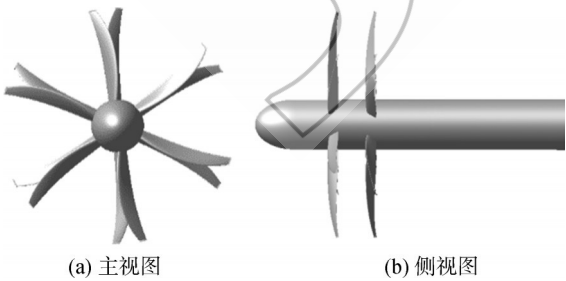


图 1 原始对转螺旋桨布局
Fig.1 Layout of original counter-rotating propeller

为了研究后排转子直径变化对前后排转子气动和声学特性的影响,在原始对转螺旋桨的基础上采用 1 : 6 缩比模型,通过“裁剪”缩比模型的后排转子直径达到改变后排转子直径的效果。本文

共选取了 6 种不同后排转子直径的几何模型进行了数值模拟与分析,后排转子直径分别为缩比模型转子直径的 0.75 倍、0.8 倍、0.85 倍、0.9 倍、0.95 倍和 1 倍,分别命名为 Aft_0.75D、Aft_0.8D、Aft_0.85D、Aft_0.9D、Aft_0.95D 和 Aft_D,几何模型见图 2。

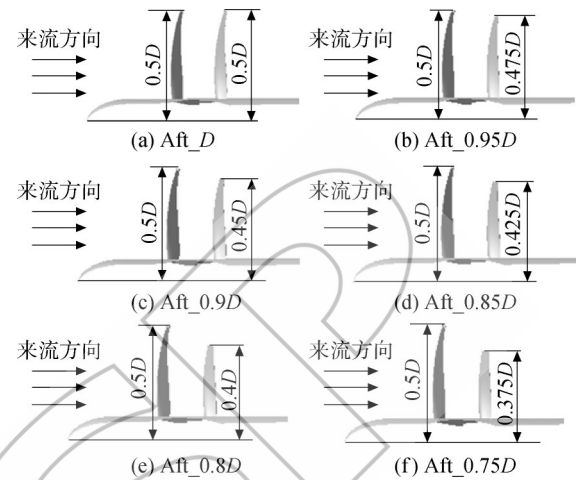


图 2 后排转子直径示意图
Fig.2 Sketch of diameter of rear rotor

计算过程中,边界条件设置为来流速度 $V_\infty=60\text{ m/s}$,静压为 97 000 Pa,静温为 293 K,对转螺旋桨前后排转子转速分别为 6 450 r/min 和 −6 450 r/min。

1.3 网格无关性验证

对于基准对转螺旋桨采用单通道计算,本文设置了 4 套不同稀疏程度的网格(600 万、1 000 万、1 300 万、2 000 万)进行气动力和噪声的计算,来验证网格对计算结果的影响,气动力和噪声计算结果如表 2 和图 3 所示。图 3 中 l 为 50% 叶高处弦长距前缘的距离, L 为前排转子 50% 叶高处叶片弦长, OASPL (overall sound pressure level) 为总声压级,方位角代表传声器的放置角度。由

表 2 气动力计算的网格无关性验证

Table 2 Mesh independence verification for aerodynamic performance calculation

网格数	前排 推力/N	后排 推力/N	前排 误差/%	后排 误差/%
600 万	−558.78	−618.00	0.15	1.44
1 000 万	−559.56	−625.80	0.11	0.19
1 300 万	−559.62	−627.00		
2 000 万	−558.30	−627.60	0.23	0.10

表 2 和图 3 可知,前排转子的推力误差在 0.23% 以内,后排转子的推力误差在 1.4% 以内,前排转子 50% 叶高处的表面压力系数变化不大,对转螺旋桨噪声的误差在 1% 以内。综合对比分析,最后确定单通道网格量约为 1 300 万网格节点,认为网格已达到无关性要求。对于不同后排转子直径,均采用同样的计算域和网格划分方式,保证叶片表面的网格节点数一致。

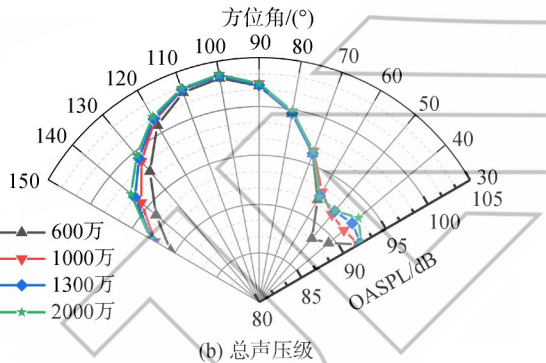
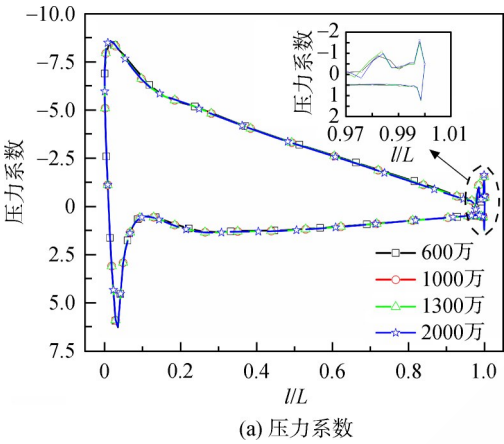


图 3 网格无关性验证
Fig.3 Grid independence verification

1.4 计算方法验证

为了验证本文所使用计算方法的准确性与可靠性,首先对单排螺旋桨进行了数值计算,并与风洞试验结果进行了对比^[38]。对于某型单排螺旋桨,其叶片数为 6 片。采用 NUMECA FINE 求解器对单排螺旋桨进行了数值模拟,螺旋桨周围的网格采用 AutoGrid5 划分。图 4 为单排螺旋桨数值模拟的计算域与边界条件,图 4(a)为计算域,进口距螺旋桨上游为 8R,出口距螺旋桨下游为 12R,R 为螺旋桨半径。边界条件如图 4(b)所示,考虑到叶片的空间周期性,在周期性边界条件下

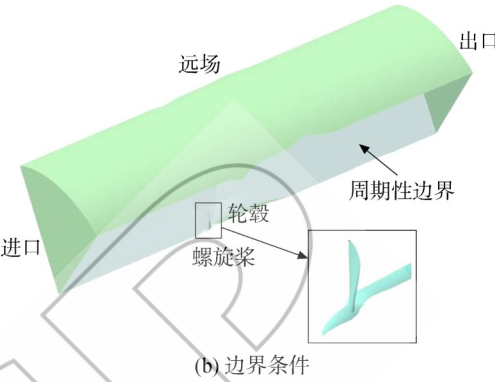
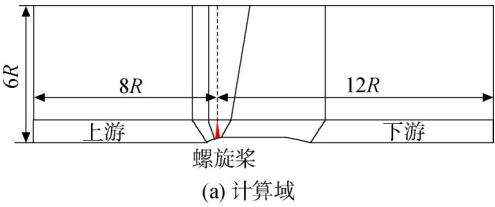
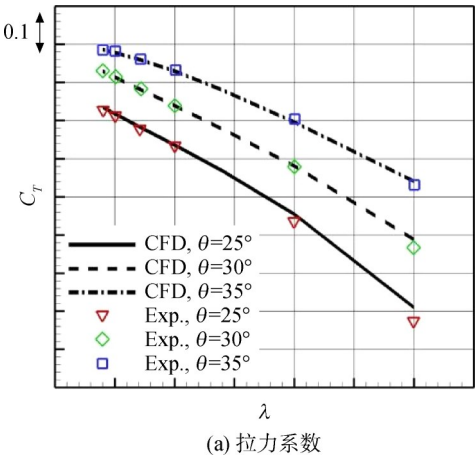


图 4 单排螺旋桨数值模拟的计算域与边界条件
Fig.4 Computation domain and boundary conditions of single propeller numerical simulation

仅模拟了一个叶片通道。

图 5 为螺旋桨拉力系数和噪声的计算结果与试验结果的对比,图中 CFD 表示计算结果,Exp 表示试验结果,SPL(sound pressure level)为声压级, θ 为桨叶角,BPF (blade passing frequency) 为叶片通过频率。通过对比可以看出,气动力计算结果与试验结果的误差基本在 5% 以内,噪声计算结果与试验结果的误差小于 2 dB。说明本文使用的计算方法比较可靠,能够满足本文对对转螺旋桨气动特性和声学特性的研究。对转螺旋桨的计算与单排螺旋桨计算采用类似的计算方法。



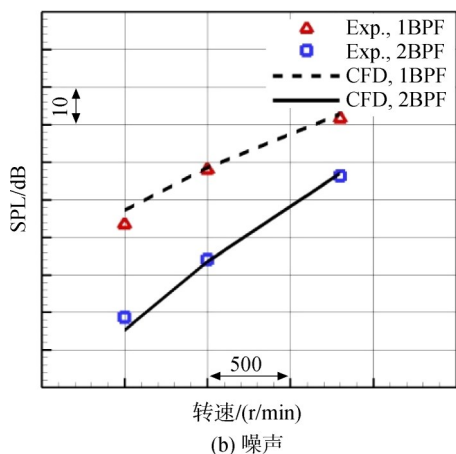


图5 螺旋桨气动力与气动噪声数值模拟和试验结果的对比

Fig.5 Comparison of propeller aerodynamic and acoustic results between numerical simulation and experiment

2 结果与分析

2.1 转子气动特性

图6为基准对转螺旋桨气动性能计算结果,图中Fwd表示前排转子,Aft表示后排转子,All表示对转螺旋桨。由图6(a)和图6(b)可知,随着

前进比的增大,对转螺旋桨的前排转子和后排转子的拉力系数和功率系数都在减小,总拉力系数和总功率系数也在减小。对转螺旋桨后排转子产生的拉力大于前排转子产生的拉力,这是由于后排转子对上游转子尾涡旋流的恢复作用。由图6(c)可知,随着前进比的增大,对转螺旋桨效率先增大后减小。当前进比小于1.3时,前排转子的效率大于后排转子的效率,当前进比大于1.3时,后排转子的效率大于前排转子的效率。

图7为对转螺旋桨后排转子直径变化时,前排转子气动性能随前进比的变化情况。由图7(a)和图7(b)可知,随着前进比的增大,对转螺旋桨前排转子的拉力系数和功率系数逐渐减小。随着后排转子直径的减小,前排转子的拉力系数和功率系数在低前进比的情况下增大,分别增大5.2%和3.8%;在高前进比的情况下变化不大。由图7(c)可知,随着前进比的增大,前排转子的效率先增大后减小。随着后排转子直径的减小,前排转子的效率有所提升,这可能是由于后排转子直径减小后,其对前排螺旋桨的势流场影响也会减小。前进比越大,前排转子效率提升越大,最大可提升

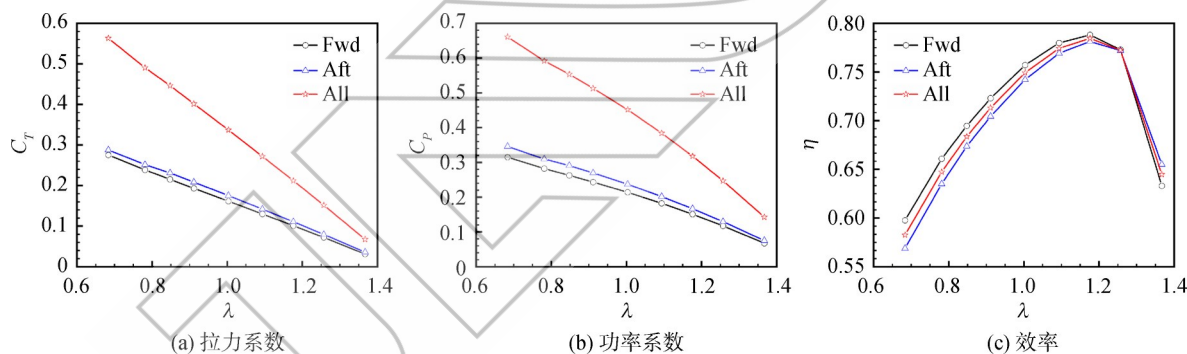


图6 基准对转螺旋桨气动性能

Fig.6 Aerodynamic performance of baseline counter-rotating propeller

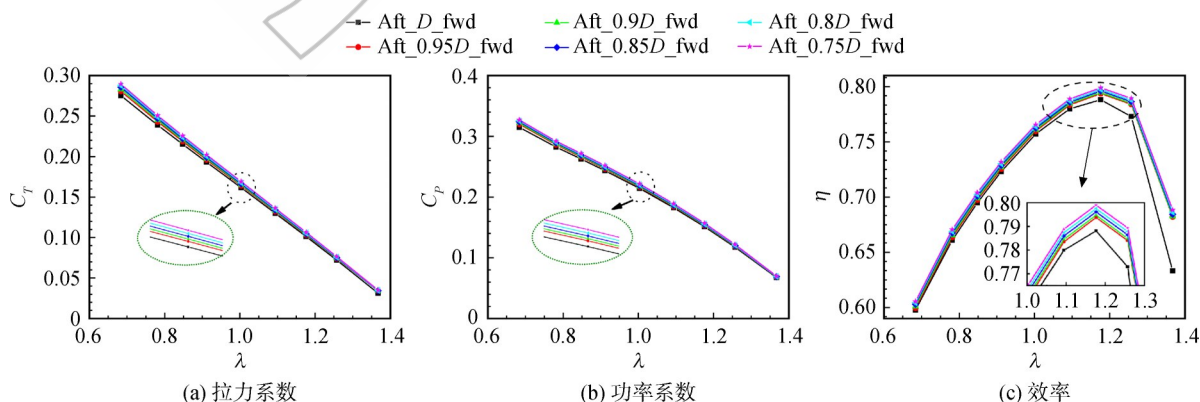


图7 不同后排转子直径下前排转子的气动性能

Fig.7 Aerodynamic performance of front rotor under different rear rotor diameters

约8%。

图8为对转螺旋桨后排转子直径变化时,后排转子气动性能随前进比的变化情况。由图8(a)和图8(b)可知,随着前进比的增大,对转螺旋桨后排转子的拉力系数和功率系数逐渐减小。随着后排转子直径的减小,后排转子的拉力系数和功率系数减小,最大分别减小42.4%和40.5%,在低前进比下,随着后排转子直径的减小,后排转子的拉力系数和功率系数减小较快。而随着前进比的增大,当后排转子直径减小时,后排转子的拉力系数和功率系数变化缓慢。由图8(c)可知,随着前进比的增大,后排转子的效率先增大后减小。随着后排转子直径的减小,当前进比小于1.1时,后排转子的效率有所降低,最大降低3.5%;当前进比大于1.1时,后排转子的效率有所增加,最大提

升9%。

图9为对转螺旋桨后排转子直径变化时,对转螺旋桨总体气动性能随前进比的变化情况。由图9(a)和图9(b)可知,随着前进比的增大,对转螺旋桨的总拉力系数和总功率系数逐渐减小。随着后排转子直径的减小,拉力系数和功率系数也在减小,最大减小19.2%和19.4%。随着后排转子直径的减小,在低前进比的情况下,对转螺旋桨的拉力系数和功率系数减小较快,而在高前进比的情况下,对转螺旋桨的拉力系数和功率系数减小得比较缓慢。由图9(c)可知,后排转子直径减小对对转螺旋桨总体效率影响并不大。在前进比大于1.1时,后排转子直径减小的对转螺旋桨较基准对转螺旋桨,效率有所提升。

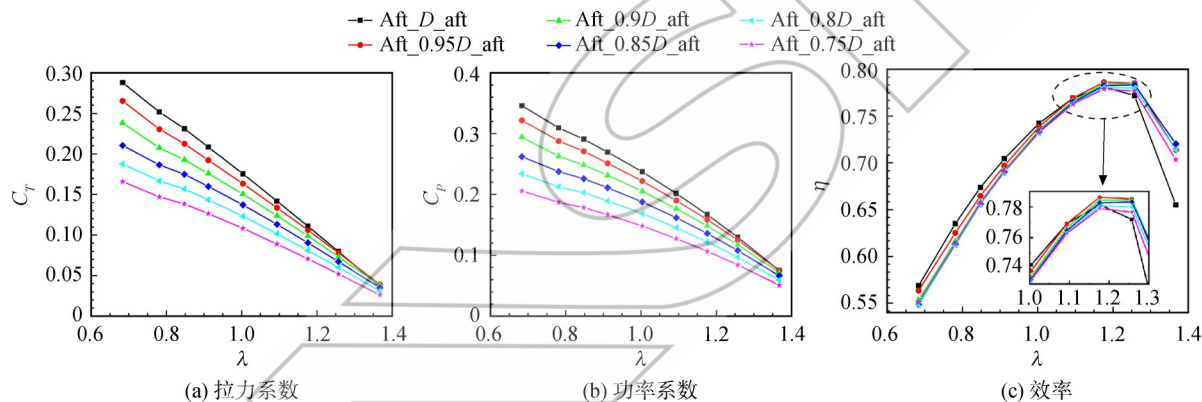


图8 不同后排转子直径下后排转子的气动性能

Fig.8 Aerodynamic performance of rear rotor under different rear rotor diameters

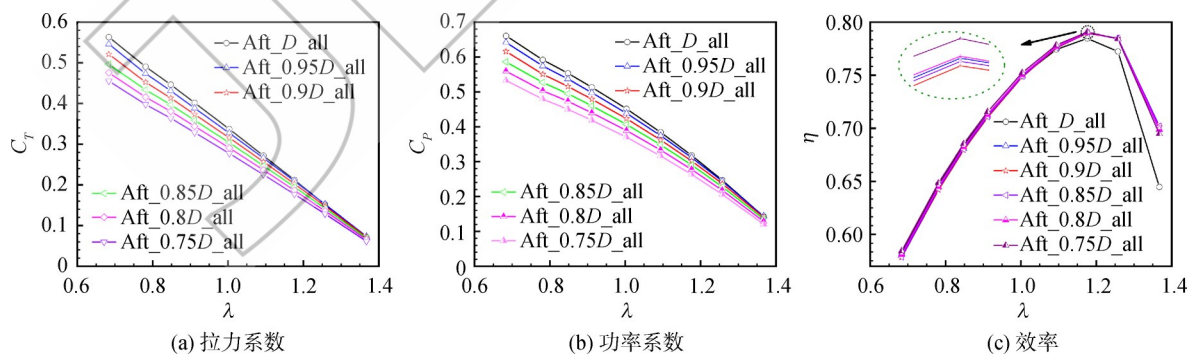


图9 不同后排转子直径下对转螺旋桨的气动性能

Fig.9 Aerodynamic performance of counter-rotating propeller under different rear rotor diameters

2.2 流场计算结果分析

对转螺旋桨前排桨产生的尾迹与叶尖涡会与后排桨产生复杂的干扰进而导致对转螺旋桨产生众多干涉单音,尤其是在起飞工况下,干涉单音噪声会更为明显。图10是不同后排转子直径下对

转螺旋桨前排桨叶尖涡与后排桨的干涉对比。图中分别给出了前排桨和后排桨叶尖脱落出的叶尖涡的轨迹图。由图可知,前排螺旋桨桨尖拖出螺旋状的涡,并与后排转子发生干涉。从图中还可以看出,气流经过螺旋桨桨盘后,存在明显的流管

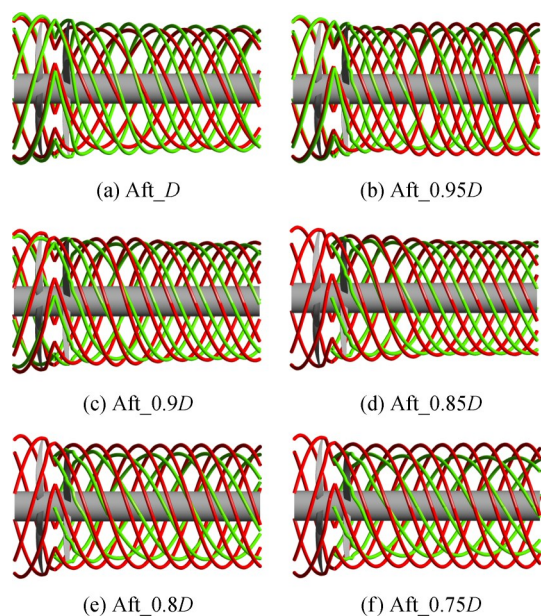


图 10 不同后排转子直径下的对转螺旋桨叶尖涡干涉对比

Fig.10 Comparison of tip vortex interference of counter-rotating propeller under different rear rotor diameters

收缩效应。随着后排转子直径的减小,叶尖涡干涉作用也在逐渐减弱。

图 11 为对转螺旋桨后排转子直径变化时,对转螺旋桨纵向截面涡量分布对比。由图可以看出对转螺旋桨前后排转子产生的桨尖涡与桨叶尾流之间的复杂干扰。对转螺旋桨前排转子和后排转子产生的桨尖涡相互干扰,前排转子产生的桨尖涡在遇到后排转子时桨尖涡逐渐减弱,前排转子产生的桨尖涡在向后发展的同时呈逐渐耗散的趋势。

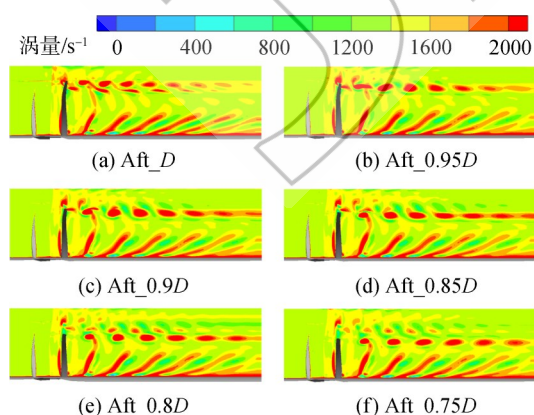


图 11 不同后排转子直径下对转螺旋桨纵向截面涡量分布对比

Fig.11 Comparison of vorticity distribution in longitudinal section of counter-rotating propeller under different rear rotor diameters

势,两个涡系一上一下向下游发展。对于对转螺旋桨模型,前后排转子的桨尖涡和桨叶尾流的相互影响,使得两者在中心体上互相缠绕,形成复杂的流动结构。前排转子产生的桨叶尾流对于中心体附近的复杂流动起主要诱导作用。

2.3 声场计算结果分析

螺旋桨噪声从频谱特性来看,可分为旋转噪声和宽带噪声。对于旋转噪声,根据声源特征进一步可区分为厚度噪声、载荷噪声和四极子噪声。厚度噪声主要是由一定厚度的螺旋桨桨叶周期性地排挤周围空气介质产生的;载荷噪声是由于桨叶表面的压力场变化而引起的;四极子噪声包含非线性源与非线性传播两个因素,仅当螺旋桨桨尖处于超声速和跨声速相对运动时才比较重要。

采用非线性谐波法得到桨叶表面不同谐波下的压力分布结果,基于声类比理论,运用FW-H方程进行求解,获得该声源向远场的辐射噪声。

声场观察点的设置及指向性如图 12 所示,以坐标原点为中心,在半径为 6 m 的圆弧(方位角为 $30^\circ \sim 150^\circ$)上,每隔 10° 设置一个观察点,总共设置 13 个观察点。A 点为 90° 方向的固定观察点。

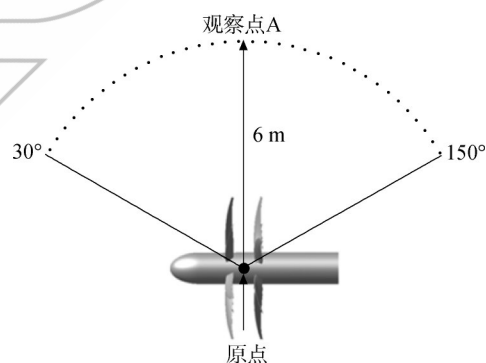


图 12 观察点位置

Fig.12 Observer location

图 13 为基准对转螺旋桨噪声特性对比。由图可知,后排转子产生的噪声比前排转子产生的噪声大,与前人研究结果相一致。这是由于,后排转子不仅包含单独转子产生的厚度噪声与定常载荷噪声,还包含上游非定常流动(叶尖涡、黏性尾迹、轮毂涡等)与其干扰产生的非定常载荷噪声。在噪声贡献方面,后排转子产生的噪声占主导作用。从图中可知对转螺旋桨的下游处噪声较大,这可能是因为前排转子尾迹和桨尖涡对后排转子的气动干扰作用造成的。

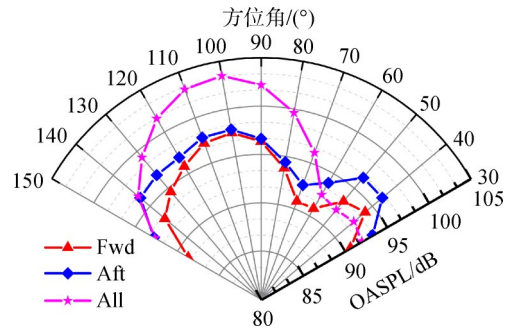


图 13 基准对转螺旋桨噪声特性对比

Fig.13 Comparison of acoustic characteristics of baseline counter-rotating propeller

2.3.1 前排转子

首先计算前排转子产生的噪声,后排转子直径的改变是通过直接截短转子直径,前排转子在各个算例中保持不变。

前排转子的噪声主要由厚度噪声、定常载荷噪声以及后排转子势流场干扰带来的非定常载荷噪声组成。图 14、图 15 给出了观察点 A 的前排转

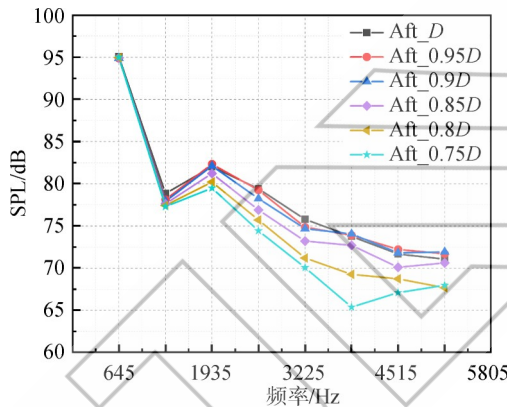


图 14 观察点 A 的前排转子噪声

Fig.14 Noise at observer A radiated from front rotor

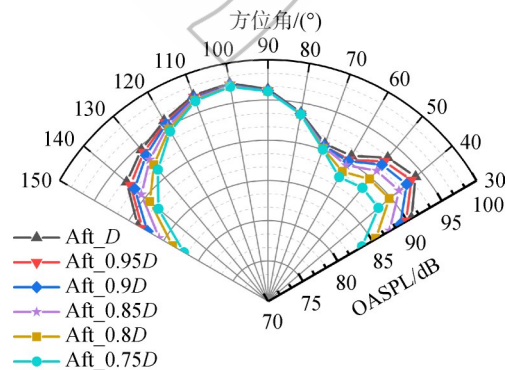


图 15 前排转子的总声压级指向性分布

Fig.15 Directivity distribution of total sound pressure level of front rotor

子噪声和前排转子的总声压级指向性分布。由图 14 可知,当后排转子直径减小时,低阶叶片通过频率下前排转子噪声几乎不变,前排转子高阶噪声变化较大。这是由于后排转子直径减小后,后排转子的势流场对前排转子的影响也会减弱,进而降低高阶的干涉噪声。由图 15 可知,在方位角为 80°~100°范围内,随着后排转子直径的减小,前排转子产生的噪声降低,最大降噪量可达 7 dB。

2.3.2 后排转子

后排转子的噪声主要由厚度噪声、定常载荷噪声以及前后排转子干扰在后排转子上引起的非定常载荷噪声组成。图 16、图 17 为观察点 A 的后排转子噪声和后排转子的总声压级指向性分布。由图 16 可知,当后排转子直径减小 0.25 倍时,后排转子的叶片通过频率噪声减小约为 9 dB,同时,高阶噪声也有较大变化,总体上噪声得到明显降低。从图 17 可以看到,后排转子直径的减小,可以很大程度上降低后排转子噪声,最大降噪量可达 9 dB。不过在方位角为 30°~60°和 130°~150°范围内,Aft_0.95D、Aft_0.9D 的对转螺旋桨后排转子产生的噪声较基准对转螺旋桨后排转子的噪声有所增大。在其他角度范围内,后排转子直径越小,后排转子产生的噪声越小。

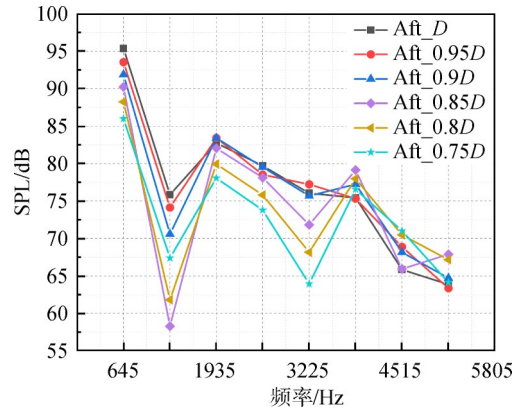


图 16 观察点 A 的后排转子噪声

Fig.16 Noise at observer A radiated from rear rotor

由于桨叶表面的载荷是产生载荷噪声的根源,为研究后排转子“裁剪”对桨叶载荷分布的影响,图 18 和图 19 给出了后排转子压力面和吸力面 1 阶谐波压力幅值在桨叶表面上的分布。由图可知,后排转子前缘谐波压力幅值较大,尤其是在前缘叶尖处。从图中可以清楚地看到,随着后排转

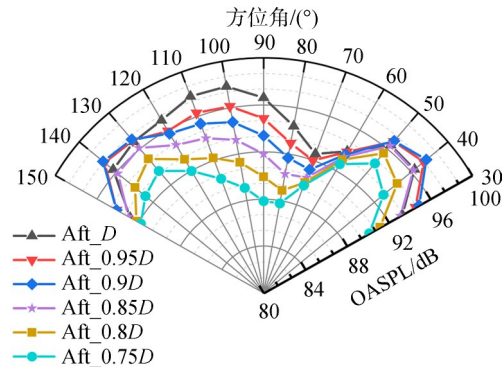


图 17 后排转子的总声压级指向性分布
Fig.17 Directivity distribution of total sound pressure level of rear rotor

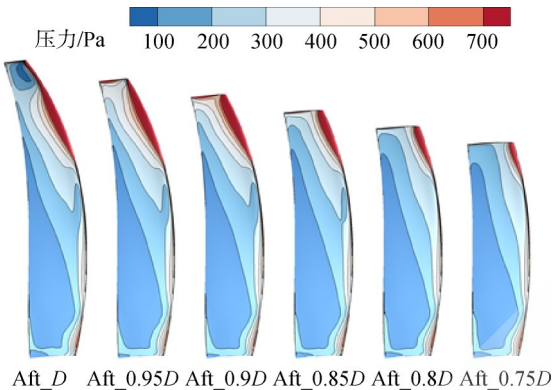


图 18 后排转子压力面 1 阶谐波压力幅值分布
Fig.18 Distribution of 1st harmonic pressure amplitude on pressure side of rear rotor

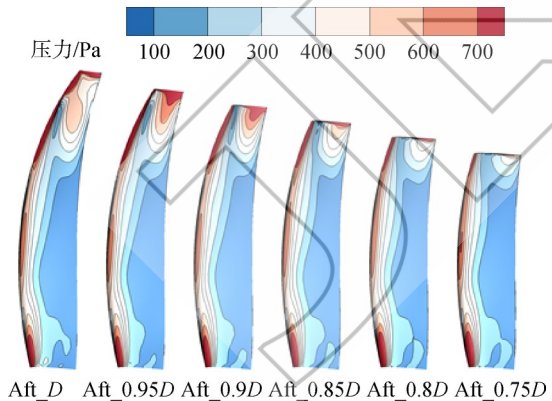


图 19 后排转子吸力面 1 阶谐波压力幅值分布
Fig.19 Distribution of 1st harmonic pressure amplitude on suction side of rear rotor

子直径的减小,后排转子前缘叶尖处的谐波压力幅值降低。通过减小后排转子的直径,减弱前排转子叶尖涡与后排转子的干涉作用,可以有效降低后排转子的噪声源强度,进而降低对转螺旋桨的气动噪声。

图 20 为对转螺旋桨总声压级指向性分布。

由图分析可知,后排转子直径的变化,对对转螺旋桨噪声有明显影响。后排转子直径越小,总声压级越小,降噪效果越明显,最大降噪量可达 5 dB。不过在方位角为 30°~60°范围内,Aft_0.95D、Aft_0.9D 和 Aft_0.85D 的对转螺旋桨较基准对转螺旋桨的噪声有所增大。整体而言,后排转子直径的减小,对对转螺旋桨噪声有一定的降噪效果。

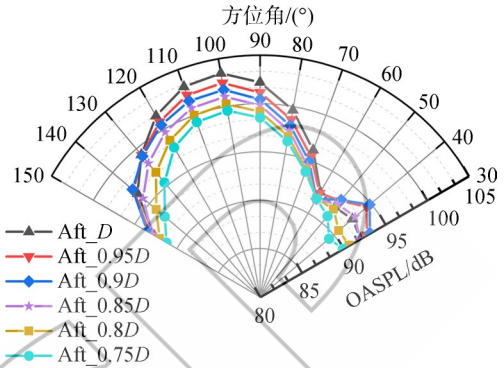


图 20 对转螺旋桨总声压级指向性分布
Fig.20 Directivity distribution of overall sound pressure level of counter-rotating propeller

2.4 保证推力情况下的结果分析

由于后排转子直径的减小,会导致后排转子的推力减小,进而导致对转螺旋桨拉力和效率损失。在前排转子桨叶角不变的情况下,通过改变后排转子的桨叶角,来弥补后排转子直径的减小带来的推力损失。通过计算得到,后排转子的桨叶角为 40°时,可以把因为后排转子直径的减小带来的推力损失弥补回来,对转螺旋桨效率损失为 6%。表 3 为气动力结果分析对比。

表 3 气动力结果分析对比

Table 3 Analysis and comparison of aerodynamic results				
工况	前排扭矩/ (N·m)	后排扭矩/ (N·m)	前排 推力/N	后排 推力/N
Aft_D	-72.54	85.02	-559.62	-627.00
Aft_0.75D_40°	-71.88	101.40	-552.24	-626.40

图 21 为推力相同时,两种对转螺旋桨模型的总声压级指向性分布。由图可知,在保证推力相当时,后排桨叶“裁剪”仍然可以有效降低对转螺旋桨的噪声,噪声最大降低 4 dB。整体来看,通过调整桨叶角来弥补推力之后,后排转子直径的减小对对转螺旋桨噪声有一定的降噪效果。

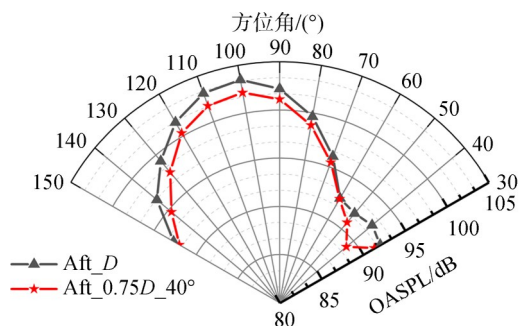


图 21 对转螺旋桨总声压级指向性分布

Fig.21 Directivity distribution of overall sound pressure level of counter-rotating propeller

3 结 论

基于数值计算探究了后排转子直径的变化对对转螺旋桨气动和噪声性能的影响,主要得到如下结论:

1) 随着后排转子直径的减小,前排转子的拉力系数和功率系数几乎没有明显变化,后排转子的拉力系数和功率系数减小,对转螺旋桨的效率变化并不大。随着前进比的增大,对转螺旋桨的拉力系数和功率系数减小,效率先增大后减小。

2) 随着后排转子直径的减小,对转螺旋桨的叶尖涡干涉减弱,同时,后排螺旋桨对前排螺旋桨的势流场影响也减弱。

3) 随着后排转子直径的减小,不仅可以降低后排转子产生的噪声,还可以在一定程度上降低前排转子产生的噪声。本文的“裁剪”设计方案中,最大降噪量可达 5 dB。

4) 通过增大后排螺旋桨的桨叶角可以弥补由于后排转子直径的减小带来的推力损失,在保证相同推力的情况下,后排螺旋桨直径“裁剪”仍然可以降低对转螺旋桨噪声,最大降噪量为 4 dB,说明“裁剪”方法在不损失推力的情况下,可以降低对转螺旋桨的噪声。

参考文献:

[1] MOENS F, GARDAREIN P. Numerical simulation of the propeller/wing interactions for transport aircraft[R]. AIAA-2001-2404, 2001.

[2] KELLER D, RUDNIK R. Numerical investigation of engine effects on a transport aircraft with circulation control[J]. Journal of Aircraft, 2015, 52(2):421-438.

[3] VAN DEN BORNE P C M, HENGST J V. Investigation of propeller slipstream effects on the Fokker 50 through inflight pressure measurements[R]. AIAA-90-3084, 1990.

[4] KINGAN M J, PARRY A B. Acoustic theory of the many-bladed contra-rotating propeller: the effects of sweep on noise enhancement and reduction[J]. Journal of Sound and Vibration, 2020, 468:89-115.

[5] PARRY A B, KINGAN M J. Acoustic theory of the many-bladed contra-rotating propeller: physics of the wake interaction noise critical sources[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2019, 880:1-12.

[6] SMITH D J. The sustainable and green engine (SAGE): aircraft engine of the future?[J]. The International Journal of Entrepreneurship and Innovation, 2016, 17(4):256-262.

[7] EKOULE C M. Advanced open rotor far-field tone noise[D]. Southampton, UK: University of Southampton, 2017.

[8] HAGER R D, VRABEL D. Advanced turboprop project[R]. NASA SP-495, 1988.

[9] WHITLOW J B, SIEVERS G K. NASA advanced turboprop research and concept validation program[R]. NASA TM-100891, 1988.

[10] HORVÁTH C, ENVIÁ E, PODBOY G G. Limitations of phased array beamforming in open rotor noise source imaging[J]. AIAA Journal, 2014, 52(8):1810-1817.

[11] 孙晓峰, 胡宗安. 桨扇的气动弹性力学和气动声学[J]. 航空动力学报, 1987, 2(4):299-302.
SUN Xiaofeng, HU Zongan. On aeroelasticity and aeroacoustics of propfan[J]. Journal of Aerospace Power, 1987, 2(4):299-302. (in Chinese)

[12] 李晓东, 孙晓峰, 胡宗安, 等. 考虑飞机舱壁影响的螺旋桨声场时域预测法[J]. 航空学报, 1993, 14(11):585-591.
LI Xiaodong, SUN Xiaofeng, HU Zongan, et al. A time domain method for propeller noise prediction including aircraft fuselage effect[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 1993, 14(11):585-591. (in Chinese)

[13] 刘沛清. 空气旋桨理论及其应用[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2006.

[14] 严成忠. 开式转子发动机[M]. 北京: 航空工业出版社, 2016.

[15] 夏贞峰, 杨永. 对转开式转子非定常气动干扰特性分析[J]. 航空动力学报, 2014, 29(4):835-843.
XIA Zhenfeng, YANG Yong. Characteristic analysis of unsteady aerodynamic interactions of control rotating open rotor[J]. Journal of Aerospace Power, 2014, 29(4):835-843. (in Chinese)

[16] 史文博, 李杰. 对转螺旋桨流场气动干扰数值模拟[J]. 航空动力学报, 2019, 34(4):829-837.
SHI Wenbo, LI Jie. Numerical simulation of contra-rotating propeller flowfield aerodynamic interactions[J]. Journal of Aerospace Power, 2019, 34(4):829-837. (in Chinese)

[17] 闫文辉, 汤斯佳, 王奉明, 等. 共轴对转螺旋桨的非定常气动干扰[J]. 航空动力学报, 2021, 36(7):1398-1405.
YAN Wenhui, TANG Sijia, WANG Fengming, et al. Unsteady aerodynamic interactions of contra rotating propeller[J]. Journal of Aerospace Power, 2021, 36(7):1398-1405. (in Chinese)

[18] PETERS A, SPAKOVSKY Z S. Rotor interaction noise in

- counter-rotating propfan propulsion systems[J]. Journal of Turbomachinery, 2012, 134(1):011002.1-011002.12.
- [19] WOODWARD R P. Noise of two high-speed model counter-rotating propellers at takeoff/approach conditions[J]. Journal of Aircraft, 1992, 29(4):679-685.
- [20] KHALID S A, WOJNO J P, LURIE D P. Open rotor designs for low noise and high efficiency[R]. ASME Paper GT2013-94736, 2013.
- [21] ELSON T. Computational aerodynamics for open rotor tip vortex interaction noise prediction[D]. Cranfield, UK: Cranfield University, 2015.
- [22] KHALID S A, LURIE D, BREEZE-STRINGFELLOW A, et al. Open rotor engine aeroacoustic technology final report[R]. DOT/FAA/AEE/2014-04, 2013.
- [23] VANZANTE D. Previous open rotor research in the US[R]. Lausanne, Switzerland: European Union X-Noise Seminar, 2011.
- [24] 周莉, 是介, 王占学. 开式转子发动机研究进展[J]. 推进技术, 2019, 40(9):1921-1932.
ZHOU Li, SHI Jie, WANG Zhanxue. Research progress in open rotor engine[J]. Journal of Propulsion Technology, 2019, 40(9):1921-1932. (in Chinese)
- [25] DITTMAR J H, STANG D B. Noise reduction for model counter-rotating propeller at cruise by reducing aft-propeller diameter[R]. Indianapolis, US: 113th Meeting of the Acoustical Society of America, 1987.
- [26] 赵帅, 段卓毅, 李杰, 等. 涡桨飞机螺旋桨滑流气动干扰效应及流动机理[J]. 航空学报, 2019, 40(4):163-174.
ZHAO Shuai, DUAN Zhuoyi, LI Jie, et al. Interference effects and flow mechanism of propeller slipstream for turbo-prop aircraft[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2019, 40(4):163-174. (in Chinese)
- [27] 王科雷, 祝小平, 周洲, 等. 低雷诺数分布式螺旋桨滑流气动影响[J]. 航空学报, 2016, 37(9):2669-2678.
WANG Kelei, ZHU Xiaoping, ZHOU Zhou, et al. Distributed electric propulsion slipstream aerodynamic effects at low Reynolds number[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2016, 37(9):2669-2678. (in Chinese)
- [28] 许和勇, 叶正寅. 螺旋桨非定常滑流数值模拟[J]. 航空动力学报, 2011, 26(1):148-153.
XU Heyong, YE Zhengyin. Numerical simulation of unsteady propeller slip stream[J]. Journal of Aerospace Power, 2011, 26(1):148-153. (in Chinese)
- [29] 杨小川, 王运涛, 王光学, 等. 螺旋桨非定常滑流的高效数值模拟研究[J]. 空气动力学报, 2014, 32(3):289-294.
YANG Xiaochuan, WANG Yuntao, WANG Guangxue, et al. Numerical simulation of unsteady propeller slipstream[J]. Acta Aerodynamic Sinica, 2014, 32(3):289-294. (in Chinese)
- [30] 李鹏, 招启军. 倾转旋翼典型飞行状态气动特性的CFD分析[J]. 航空动力学报, 2016, 31(2):421-431.
LI Peng, ZHAO Qijun. CFD analyses of aerodynamic characteristics of tilt-rotor under typical flight conditions[J]. Journal of Aerospace Power, 2016, 31(2):421-431. (in Chinese)
- [31] 王顺杰, 程玉胜, 高鑫. 水下对转螺旋桨空化线谱频率预报与数值模拟[J]. 兵工学报, 2013, 34(3):310-317.
WANG Shunjie, CHENG Yusheng, GAO Xin. Prediction and numerical simulation of cavitation noise line-spectrum frequency induced by underwater counter-rotation propeller[J]. Acta Armamentarii, 2013, 34(3):310-317. (in Chinese)
- [32] 曾赛, 杜选民, 范威. 水下对转桨非空化线谱噪声分析与数值研究[J]. 兵工学报, 2015, 36(6):1052-1060.
ZENG Sai, DU Xuanmin, FAN Wei. Numerical simulation and analysis of non-cavitation noise line-spectrum frequency of underwater counter-rotation propeller[J]. Acta Armamentarii, 2015, 36(6):1052-1060. (in Chinese)
- [33] 王雷, 刘波. 非线性谐波法在对转压气机中的校验分析[J]. 航空动力学报, 2012, 27(7):1448-1455.
WANG Lei, LIU Bo. Validation of nonlinear harmonic method in dual-stage counter-rotating compressor[J]. Journal of Aerospace Power, 2012, 27(7):1448-1455. (in Chinese)
- [34] 药晓江, 董景新, 尚婕, 等. 非线性谐波法在叶轮机械非定常计算中的应用[J]. 推进技术, 2016, 37(4):632-639.
YAO Xiaojang, DONG Jingxin, SHANG Jie, et al. Application of non-linear harmonic in turbomachinery 3D flow field unsteady simulation[J]. Journal of Propulsion Technology, 2016, 37(4):632-639. (in Chinese)
- [35] 王晓东, 康顺. 低速轴流涡轮非定常数值模拟的非线性谐波法[J]. 工程热物理学报, 2009, 30(6):949-952.
WANG Xiaodong, KANG Shun. Nonlinear harmonic method in unsteady numerical simulation on a low speed axial turbine[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2009, 30(6):949-952. (in Chinese)
- [36] DECONINCK T, CAPRON A, HIRSCH C, et al. Prediction of near- and far-field noise generated by contra-rotating open rotors[J]. International Journal of Aeroacoustics, 2012, 11(2):219-238.
- [37] FERRANTE P, VILMIN S, HIRSCH C, et al. Integrated "CFD-Acoustic" computational approach to the simulation of a contra rotating open rotor at angle of attack[R]. AIAA-2013-2242, 2013.
- [38] WEI Chunhua, JIAO Lingrui, TONG Fan, et al. Pressure field measurements on large-scale propeller blades using pressure-sensitive paint[J]. Acta Mechanica Sinica, 2022, 38(2):121366.1-121366.11.

(编辑:秦理曼)