

叶栅式反推力装置开启过程的三维非稳态数值模拟与分析

陈 著^{1,2}, 单 勇¹, 沈锡钢³, 张靖周¹, 邵万仁³

- (1. 南京航空航天大学 能源与动力学院 江苏省航空动力系统重点实验室, 南京 210016;
2. 中国航空发动机集团有限公司 四川燃气涡轮研究院, 成都 610500;
3. 中国航空发动机集团有限公司 沈阳发动机研究所, 沈阳 110015)

摘 要: 针对涵道比为8的涡扇发动机叶栅式反推力装置, 计算分析了反推力装置运动部件在不同运动控制规律下的开启过程对外涵流场、风扇背压、阻流门受力等影响。结果表明: 在反推力装置开启过程总时间一定时, 随着阻流门开始旋转的时间点向后推移, 风扇背压的脉动强度增大, 而阻流门受到的气动载荷会减小, 存在折中的阻流门开始旋转时间点, 即移动外罩开启1/3后阻流门开始旋转; 开启反推力装置总时间变化对风扇背压脉动强度和阻流门受力的影响较小; 紧急停飞状态下开启反推力装置, 风扇背压脉动强度最大值达到20%, 超过允许值, 而阻流门所受到的最大气动载荷达到4500 N, 相当于正常开启反推力状态下的4倍以上。

关 键 词: 大涵道比涡扇发动机; 叶栅式反推力装置; 非稳态数值模拟; 压力脉动强度; 气动载荷
中图分类号: V228.7 **文献标志码:** A

Three-dimensional unsteady numerical simulation and analysis of deployment for cascade thrust reverser

CHEN Zhu^{1,2}, SHAN Yong¹, SHEN Xigang³,
ZHANG Jingzhou¹, SHAO Wanren³

- (1. Jiangsu Province Key Laboratory of Aerospace Power System,
College of Energy and Power Engineering,
Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;
2. Sichuan Gas Turbine Establishment,
Aero Engine (Group) Corporation of China, Chengdu 610500, China;
3. Shenyang Engine Research Institute,
Aero Engine Corporation (Group) of China, Shenyang 110015, China)

Abstract: A numerical study was carried out for a cascade thrust reverser of a turbofan engine with bypass ratio of 8, in order to investigate the influences of the thrust reverser deployment with different movement controls on the back pressure of the fan and the force of the blocker door. Results showed that the fluctuation of the fan back pressure increased and the aerodynamic force acted on the blocker door reduced with the delay of the initial rotating time of the blocker door when the total opening time for the thrust reverser was constant.

收稿日期: 2016-01-23

基金项目: 国家自然科学基金(51306088); 江苏省自然科学基金(BK20130790)

作者简介: 陈著(1990—), 男, 助理工程师, 硕士, 研究领域为传热传质和气动热力学。

引用格式: 陈著, 单勇, 沈锡钢, 等. 叶栅式反推力装置开启过程的三维非稳态数值模拟与分析[J]. 航空动力学报, 2017, 32(9): 2132-2138. CHEN Zhu, SHAN Yong, SHEN Xigang, et al. Three-dimensional unsteady numerical simulation and analysis of deployment for cascade thrust reverser[J]. Journal of Aerospace Power, 2017, 32(9): 2132-2138.

Therefore, for the blocker door, there was a compromise design time for blocker rotation which started at the moment of the trans-cowl moved 1/3 of the length overall. The total moving time of the thrust reverser from the close point to the deployment had little effect on the pressure at the fan exit and the aerodynamic force on the blocker door. When the deployment of the thrust reverser took place at the emergency cancel of taking off, the fluctuation of the back pressure for the fan was about 20%. It exceeded the allowable values of pressure fluctuation. The maximum force on the blocker door at the emergency cancel of taking off reached 4500 N, equaled to four times the normal state.

Key words: high bypass ratio turbofan engine; cascade thrust reverser; unsteady numerical simulation; pressure fluctuation; aerodynamic force

现代的大、中型军/民用运输机广泛采用了反推力装置来使飞机减速制动,以达到缩短飞机滑跑距离、提高飞行机动性等目的^[1-3]。美、俄等航空业发达国家在 20 世纪 60 年代就开始了反推力装置的研究工作,如今在机械式反推力装置以及飞机/发动机一体化设计方面拥有较为完善的设计体系^[4-6]。叶栅式反推力装置由于其集成度高、反推效果明显、对发动机的工作稳定性影响较小等优点而成为了大涵道比涡扇发动机广泛选用的对象^[7-9]。目前,国际上两大主要的航空公司之一的波音公司就采用了叶栅式反推力装置作为旗下各型飞机的常设部件^[10]。叶栅式反推力装置主要由叶栅格、移动外罩、阻流门以及作动筒等部件构成,在打开反推力装置的过程中,由于移动外罩和阻流门的运动会引起风扇出口导叶平面压力脉动以及阻流门所受气动载荷随时间变化,由于移动外罩后移使得叶栅露出的排气面积增加、而阻流门旋转减小了外涵通道的流通面积,两者共同作用使得总的有效排气面积在不断变化,从而导致了风扇背压随时间脉动,进而影响压缩系统的稳定性^[11-14]。因此,有必要研究反推力装置运动部件的控制规律,确保风扇背压的脉动最大值在规定的允许范围内(脉动强度小于 15%)。而目前国内外的相关文献却甚为少见。本文以涵道比为 8 的涡扇发动机叶栅式反推力装置为原型,对不同运动控制规律下开启反推力装置的非稳态过程进行数值模拟,研究正常开启反推力状态以及紧急停飞状态下运动控制规律变化对上游风扇背压以及阻流门所受气动载荷的影响规律。

1 物理模型与计算方法

1.1 物理模型

对于整台发动机的叶栅式反推力装置,其叶栅可分为左、右两个半圈,呈对称分布,且每个半

圈由 7 个叶栅单元构成,每个叶栅单元间彼此相对独立。综合考虑每个叶栅单元的相对独立性、计算机资源以及计算耗时,本文选取某一叶栅单元,构建包括外涵通道、内涵喷管、叶栅单元、移动外罩以及阻流门等部件的全尺寸三维计算模型,具体结构如图 1 所示。考虑到叶栅式反推力装置的阻流门在实际工作时存在热变形和机械运动的位置误差,参考 CFM56-3 型发动机,其叶栅式反推力装置的阻流门在完全打开时与外涵通道壁面间存在 3 mm 左右的间隙,因此本文的非稳态计算模型中的阻流门与外涵通道间的间隙设置为 3 mm。利用 Fluent 软件的动网格模型(the dynamic mesh model)实现叶栅式反推力装置中移动外罩和阻流门的平移以及旋转运动。考虑到固体边界的运动幅度较大,因此采用动网格模型中的弹性光滑和局部重构法相结合,通过边界型文件(profile)来控制运动部件的运动规律。

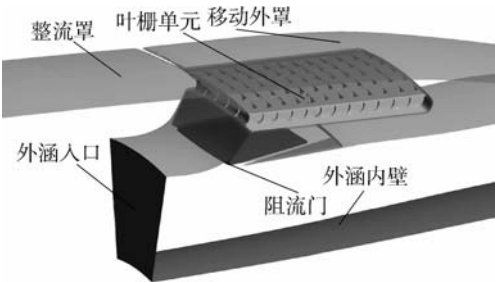


图 1 物理模型
Fig.1 Physical model

1.2 计算方法及验证

反推力装置一个叶栅单元的计算域及其边界条件如图 2 所示。外场气流进口采用压力远场,压力为 101 325 Pa,马赫数为 0.21,温度为 15℃;外涵进口采用质量流量进口(正常开启反推力时发动机转速降至慢车状态,流量 W_f 为 11.2 kg/s;紧急停飞开启反推力时流量 W_f 为 24.5 kg/s),温

度为 30℃；出口采用压力出口，压力为 101 325 Pa，温度为 15℃。如图 3 所示，采用非结构网格对计算域进行网格划分。由于反推力气流在叶栅通道内的流动受到叶栅壁面影响，因此对叶栅通道进行网格加密，并采用 1.05 的网格增长因子向外场过渡，以减小网格尺寸变化带来的截断误差，保证计算的精确性。对反推力装置完全打开状态进行网格独立性实验，确定网格总数在 400 万时，计算结果与网格数无关。此时最小网格尺寸为 4 mm，而移动外罩的平移速度为 0.231 m/s，根据经验公式，非定常时间步长为最小网格尺寸与运动速度之比的 1/3，选取非定常时间步长为 $\Delta T=0.005\text{ s}$ 。根据文献[15]中的叶栅式反推力装置实验，构建了结构相同的计算模型，分别采用不同湍流模型(标准 $\kappa-\epsilon$ 、re-normalization group(RNG) $\kappa-\epsilon$ 、realizable $\kappa-\epsilon$ 、标准 $\kappa-\omega$)进行叶栅式反推力装置数值计算方法的实验验证，其对比结果如图 4 所示，其中 η_0 表示单位质量反推力比，表达为 $\eta_0=(F_r/W_r)/(F_f/W_f)$ ， F 和 W 分别表示推力和气流流量；下标 r 和 f 分别表示反推力状态和正推力状态。首先，RNG $k-\epsilon$ 湍流模型的数值预测结果与实验测量变化规律相反且在低落压比下，两者的数值相差 20%；而 realizable $k-\epsilon$ 湍流模型的数值预测结果随落压比(NPR，量符号记为 R_{np})基本不变，这与实验规律相差甚远；标准 $k-\epsilon$ 湍流模型的数值预测结果与实验结果较为接近，但在低落压比下的单位质量反推力比相差了 11%；标准 $k-\omega$ 湍流模型的数值预测结果与实验规律一致，且最大误差在 8.2% 以下，高落压比时的误差相对更小。考虑到本文的落压比较小，且标准 $k-\omega$ 湍流模型考虑了低雷诺数和剪切流传播特性，对于流动严格受叶栅壁面限制且存在回流等特性的叶栅式反推力装置而言，其具有良好的适应性，结合国内外对叶栅式反推力装置的数值计算结果^[10,16-17]，本文选用标准 $\kappa-\omega$ 湍流模型进行计算。近壁面采用标准壁面函数。

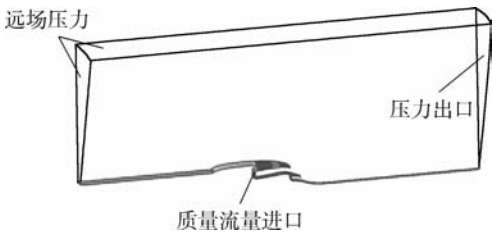


图 2 计算域
Fig. 2 Calculation domain

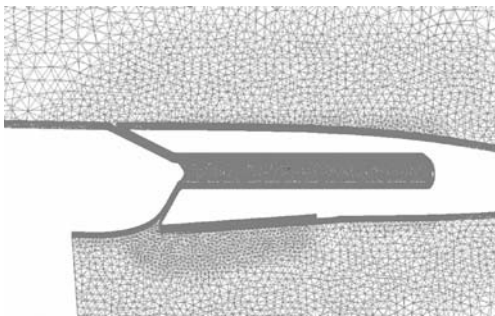


图 3 网格划分
Fig. 3 Mesh generation

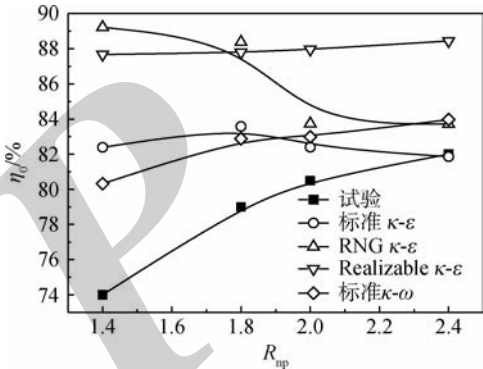


图 4 湍流模型
Fig. 4 Turbulence model

2 计算结果分析

2.1 计算工况

在一般工作状态下，环境温度为 15℃ 时，参考美军在 1965 年颁布的 MIL-E-5007C 《航空涡喷和涡扇发动机通用规范》^[18]，反推力装置从完全关闭位置到完全打开位置的时间不大于 2 s，据此，根据阻流门开始匀速旋转的起始时间不同，给出了如表 1 所示的 9 种控制规律 Control 1~Control 9，表中 T_0 表示移动外罩开始移动的起始时间， v 表示移动外罩移动速度， T 表示阻流门开始匀速旋转的起始时间，而阻流门从 $T\sim 0.1\text{ s}$ 时刻开始，角速度以线性增加方式从 0 提高到 ω ，然后开始匀速旋转。如表 2 所示，当环境温度 t 变化导致作动筒液压油温度变化，从而使得开启反推力装置总的时间 T 发生变化，给出了 3 种控制规律 Control 10~Control 12。紧急停飞工作状态下，采用运动规律 Control 4($T=0.7\text{ s}$)进行计算。

2.2 计算结果分析

对于反推力装置开启过程的非稳态数值模拟结果，主要分析移动外罩和阻流门运动所引起的外涵通道和叶栅通道内流动特征的变化、风扇背压随时间的脉动规律以及阻流门受到的气动载荷

表 1 反推力装置运动控制规律

控制规律	移动外罩			阻流门		
	T_0/s	T_2/s	$v/(m/s)$	T_1/s	T_2/s	$\omega/(rad/s)$
Control 1	0	2	0.231	0.4	2	-0.95
Control 2	0	2	0.231	0.5	2	-1.02
Control 3	0	2	0.231	0.6	2	-1.09
Control 4	0	2	0.231	0.7	2	-1.17
Control 5	0	2	0.231	0.8	2	-1.26
Control 6	0	2	0.231	0.9	2	-1.37
Control 7	0	2	0.231	1.0	2	-1.50
Control 8	0	2	0.231	1.1	2	-1.66
Control 9	0	2	0.231	1.2	2	-2.10
Control 10	0	1.5	0.308	0.7	1.5	-1.85
Control 11	0	1.8	0.257	0.7	1.8	-1.36
Control 12	0	2.5	0.185	0.7	2.5	-0.90

表 2 运动总时间随温度的变化

环境温度 $t/^\circ\text{C}$	运动总时间 T/s
32.5	1.5
22	1.8
15	2
-2.5	2.5

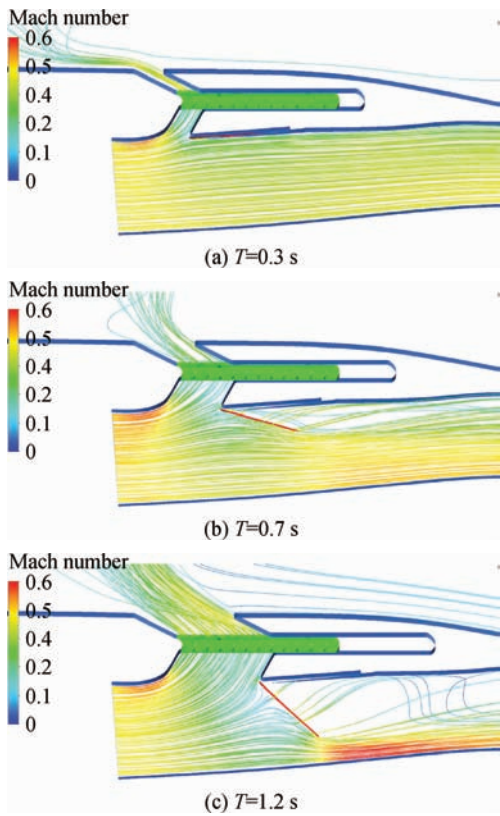
F 的变化规律。本文定义压力脉动强度 $\gamma=(p-p_0)/p_0$ 来表征风扇背压受反推力装置开启而产生的波动程度。其中,将正推力状态下的风扇背压进行加权平均作为评估非稳态过程中运动部件对风扇背压影响的基准值(p_0),采用同样的方法对不同时刻风扇背压(p)进行加权平均,用来评估风扇背压的波动程度。

2.2.1 正常开启反推力装置数值模拟结果分析

图 5 显示了在液压油温度为 15°C ,运动规律 Control 1(运动总时间 $T_2=2\text{ s}$,阻流门旋转起始时间 $T_1=0.4\text{ s}$)控制下不同时刻的流场流线图。可以看到,在 0.3 s 时,移动外罩和阻流门共同向下游运动一段距离,第一、第二叶栅基本露出,有少部分外涵气流流经这两级叶栅,经叶栅偏转向斜前方流出,由于这时的阻流门尚未开始旋转,因此外涵通道的流通面积基本不变,此时总的流通面积为外涵通道面积与前两级叶栅面积之和,相比正推力状态下的流通面积略有增加,流速降低;

在外涵进口下游少许,由于外壁曲率变化,流动在贴壁处流速增加,使得此处垂直截面上的速度分布不均匀,速度从外涵道外壁向内壁逐渐减小。在 0.7 s 时,叶栅通道已露出 4 级叶栅,且由于阻流门的旋转,大约有 $1/3$ 的外涵通道被阻挡,但是大部分气流仍然从外涵通道流出,阻流门和外涵内壁之间形成喷管,流体流经此处速度增加;少部分气流流经叶栅通道,经叶栅导向,向斜前方排出产生反推力,但其流速较低,流量较小,所产生的反推力有限。在 1.2 s 时,移动外罩后移且已露出 7 级叶栅,大部分气流流经叶栅后加速向斜前方排出,产生反推力。而阻流门旋转已阻塞大约 $2/3$ 的外涵通道,部分气流冲击阻流门,流速降低,而后从阻流门与外涵内壁间形成的通道加速流出。而在阻流门背面与外涵外壁间,由于阻流门的旋转以及从外涵通道流出的流体黏性作用而形成旋涡,同时,外涵通道呈扇形,阻流门前端弧长大于后端,因此在阻流门与周向对称面之间存在缝隙,少量流体从缝隙中流过,在阻流门下游形成复杂的不规则流动。在 2 s 时,阻流门已经完全阻塞外涵通道,此时除些许气流从阻流门与外涵通道间的缝隙排出外,其余全部经叶栅通道向斜前方排出而产生最大反推力。

图 6 显示不同控制规律下风扇背压随时间的脉动,总体上看,不同运动规律间,背压随着时间



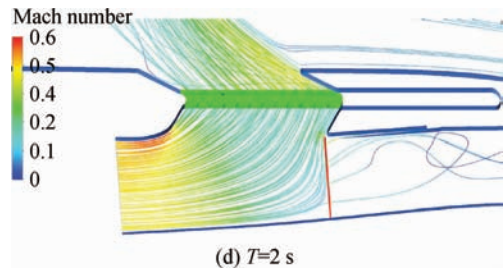


图 5 Control 1($T_1=0.4\text{ s}$)控制下不同时刻流场流线图
Fig. 5 Streamline at different time with Control 1

的变化规律基本相同,且随着阻流门开始旋转时间向后推移,风扇背压的脉动程度增加;对于某一运动规律而言,由于反推力装置的开启使得有效排气面积的增大,风扇背压降低,风扇背压脉动程度随着移动外罩的后移先增大,在阻流门开始旋转时达到最大值,而后背压开始回升,脉动逐渐减小,在阻流门旋转越 $2/3$ 时达到回升的极大值,而后又开始降低,脉动增大。分析原因,在 T_1 前,仅有移动外罩做平移运动,由于外涵通道流通面积不变,而移动外罩后移使得叶栅通道逐渐打开,使得有效流通面积增加,流通能力增加,在进口流量以及面积不变时,总压降低,脉动增大;而当阻流门开始旋转,阻塞外涵通道,使得外涵通道流通面积逐渐减小,由于外涵通道为扇形,在阻流门旋转 $2/3$ 前,阻流门阻塞的外涵通道面积大于叶栅通道增加的面积,从而有总流通面积减小,背压回升,脉动程度减弱。

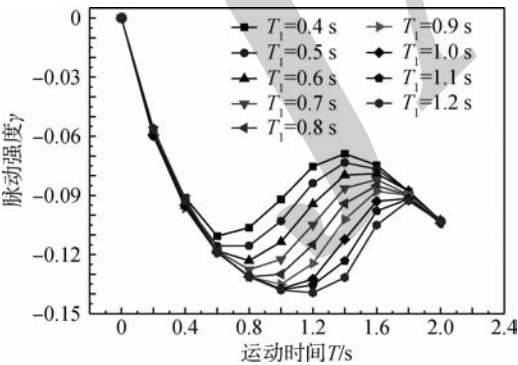


图 6 不同运动规律控制下风扇背压随时间的脉动情况
Fig. 6 Fluctuation of the fan back pressure with time under different movement control laws

图 7 显示了反推力装置开启总时间变化对风扇背压的影响规律曲线,可以看到,随着运动总时间的增加,移动外罩和阻流门的运动速度降低,开启过程更加平稳,风扇背压脉动程度减小。总体上看,由于液压油温度变化引起的移动外罩等运动部件运动规律变化对上游风扇背压脉动的影响

较小,在 2% 左右。

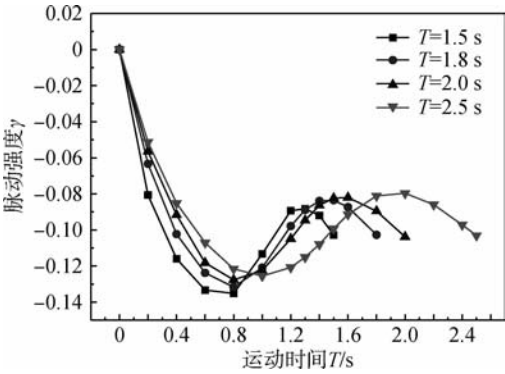
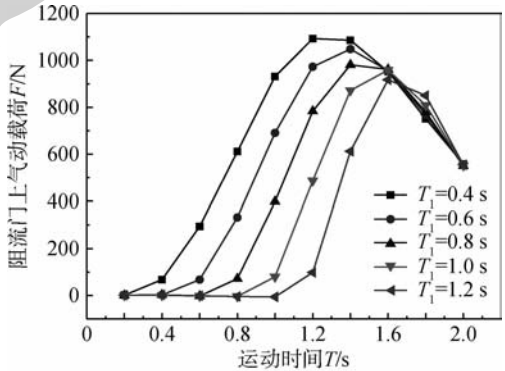
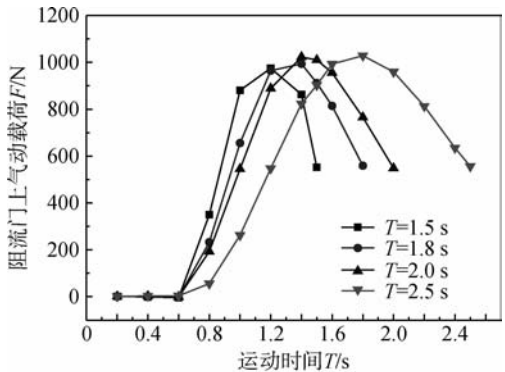


图 7 运动总时间变化对风扇背压脉动强度的影响
Fig. 7 Influence of total movement time on fluctuation of the fan back pressure

在阻流门旋转过程中,由于受到外涵气流的冲击,阻流门前、后面存在较大的压力差,因此承受较大的气动载荷。图 8 显示了不同运动规律下阻流门受力随时间的变化曲线。可以看到,阻流门未旋转时,由于其前、后面基本不存在压力差,因此受到的气动力接近于零,而在阻流门开始旋转后,其受力随时间的变化规律基本与风扇背压脉动强度的变化规律相反,随着阻流门的旋转先增大,在阻流门旋转到 $2/3$ 时达到最大值,而后逐



(a) 阻流门开始旋转时间对阻流门受力影响



(b) 总运动时间对阻流门受力影响

图 8 不同运动规律下阻流门受力随时间的变化
Fig. 8 Variation of the force different movement control laws on the blocker door with time

渐降低。在总运动时间不变时,随着阻流门开始旋转时间向后推移,阻流门受力最大值逐渐减小。而运动总时间的改变对阻流门受力大小影响甚微。

可见,在运动总时间不发生变化时,随着阻流门开始旋转时间向后推移,风扇背压的脉动程度增加,而阻流门受力减小,两者相互矛盾,折中考虑,认为 $T_1=0.7\sim 0.8\text{ s}$ 时较为合适。

2.2.2 紧急停飞反推力装置开启数值模拟

结果分析

飞机在面临紧急情况时也会开启反推力装置,例如在滑跑起飞时遇到意外状况不能够正常将飞机拉起时为了紧急制动而打开反推。由于发动机没有时间将转速降至慢车状态,因此,发动机以及反推力装置将承受着非正常状态的影响和冲击。图 9 显示了运动规律控制 Control 4 ($T_1=0.7\text{ s}$)下紧急停飞开启反推力装置的流场流线图。可以看到,随着移动外罩打开,部分气流从叶栅通道排出,在流经外涵外壁折转处先急剧加速,马赫数大于 1,形成局部的超声速流动。这是因为紧急停飞开启反推力装置时的外涵道流量要比正常开启反推力装置时的外涵流量大得多,且外涵进气压力提高,此时的叶栅流远离设计状态,也就是说叶栅的排气面积远远不能消化外涵的排气流量。局部的超声速流在在折转处附近发生流动分离,由于流体黏性,环境流体在分离点形成旋涡,随着移动外罩后移,旋涡范围先扩大而后由于阻流门旋转而逐渐减小,最大时已阻挡了前两级叶栅,使得叶栅通道的实际流通面积减小,风扇背压的变化速率减小。

图 10 显示了紧急停飞状态下风扇背压随时间的脉动规律以及阻流门受力,可以看到,由于发

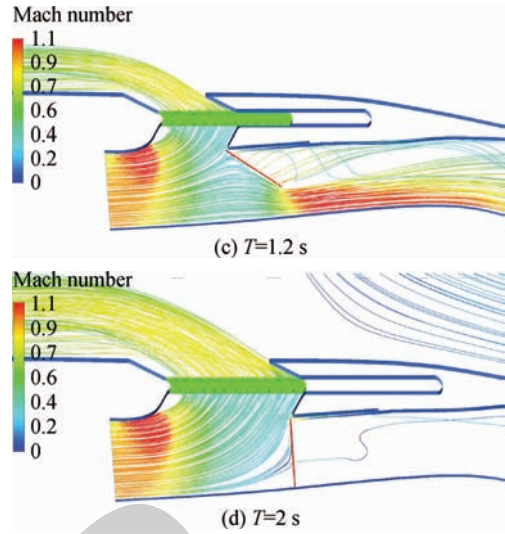
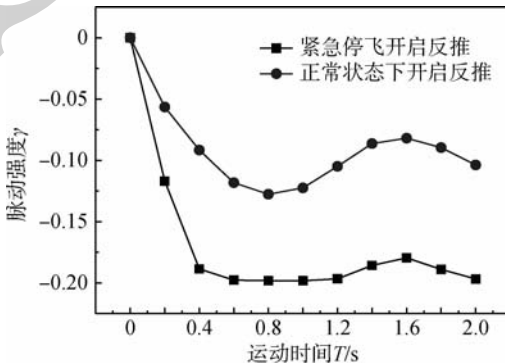
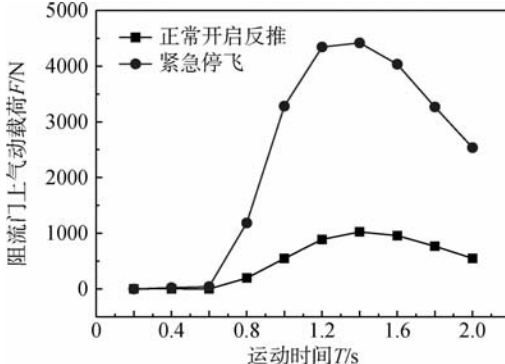


图 9 紧急停飞状态下的流线图
Fig. 9 Streamline of the emergency landing state

动机转速未降至慢车状态,在较大的发动机功率下开启反推力装置,风扇以及阻流门均承受着非正常状态下的影响和冲击。随着反推力装置的开启,风扇背压急剧减小,脉动强度达到了 20%,而后由于在折弯处发生流动分离,分离涡阻塞了部分叶栅通道,总有效流通面积变化较小,使得风扇背压趋于平稳,脉动强度维持在 20%左右。由于



(a) 风扇背压脉动随时间变化



(b) 阻流门受力随时间变化

图 10 紧急停飞状态下阻流门上的压力脉动和受力状况
Fig. 10 Pressure fluctuation and force on the blocker door at emergency landing state

折弯处激波的存在,气流经过激波后,压强突然升高而速度降低,使得阻流门正面压强增大,由于阻流门背面压强几乎没有变化,从而使得阻流门承受的压差力急剧增加,最大时达到了4500 N,约为正常开启反推力状态下阻流门受力大小的4倍,而后由于绝大部分气流从叶栅通道排出,阻流门前、后压差逐渐降低,其受到的压差力减小。总之,随着发动机功率的增加,反推力装置的开启对风扇背压的影响增大,阻流门所承受的气动载荷增加。

3 结 论

通过对不同控制规律下反推力装置开启过程的计算分析,得到如下结论:

1) 在环境温度不发生变化时,开启反推力装置的总时间一定,随着阻流门开始旋转时间向后推移,风扇背压的脉动强度增大,阻流门受到的气动载荷减小,因此,存在一个相对折中的较优阻流门开始旋转时间点 $T_1 = 0.7 \sim 0.8$ s,即移动外罩开启 $1/3$ 左右,阻流门开始旋转。

2) 当环境温度发生变化,从而引起作动筒液压油温度变化时,开启反推力装置总时间将发生变化,其对风扇背压脉动强度的影响在2%左右,对阻流门受力的影响甚微。

3) 在紧急停飞状态下开启反推力装置,发动机和反推力装置将承受非正常状态的影响和冲击,风扇背压脉动强度最大值达到20%,超过允许值,而阻流门所受到的最大气动载荷达到4500 N,相当于正常开启反推力状态下的4倍以上。

参考文献:

- [1] YETTER J A. Why do airlines want and use thrust reversers? [R]. NASA TM95-109158,1995.
- [2] COLLEY R H, SUTTON J M O. Thrust reversers for civil STOL aircraft[R]. Society of Automotive Engineers, SAE 71-730358,1971.
- [3] 刘大响. 进排气系统/航空发动机设计手册:第7册 进排气装置[M]. 北京:航空工业出版社,2000.
- [4] 靳宝林,邢伟红,刘殿春. 飞机/发动机推进系统反推力装置[J]. 航空发动机,2004,30(4):49-52.
JIN Baolin, XING Weihong, LIU Dianchun. Thrust reversers of aircraft/engine propulsion system[J]. Aeroengine, 2004,30(4):49-52. (in Chinese)
- [5] 刘长福. 航空发动机构造[M]. 北京:国防工业出版社,1989.
- [6] 邵万仁,叶留增,沈锡钢,等. 反推力装置关键技术及技术途径初步探讨[R]. 广东 深圳:中国航空学会年学术年会,2007.
- [7] TRAPP L G, OLIVEIRA G L. Aircraft thrust reverser cascade configuration evaluation through CFD[R]. AIAA-2003-723,2003.
- [8] 何艳,刘友宏. 稠度和压比对叶栅反推器叶片反推性能的影响[J]. 航空发动机,2010,36(2):15-21.
HE Yan, LIU Youhong. Effect of blade solidity and pressure ratio on cascade thrust reverser performance [J]. Aeroengine, 2010,36(2):15-21. (in Chinese)
- [9] BUTTERFIELD J, YAO H, BENARD D E, et al. Investigation of weight reduction in a thrust reverser cascade using aerodynamic and structural integration[R]. AIAA-2003-1576,2003.
- [10] 单勇,沈锡钢,张靖周,等. 叶栅参数对反推力装置气动性能影响规律[J]. 中国民航大学学报,2010,6(3):10-14.
SHAN Yong, SHEN Xigang, ZHANG Jingzhou, et al. Numerical study for the effects of cascade geometry parameters on cascade-type thrust reverser performance[J]. Journal of Civil Aviation University of China, 2010,6(3):10-14. (in Chinese)
- [11] NOBEL T P, WOODEN P A, ARLEDGE R G. Experimental thrust reverser design with computational analysis [R]. AIAA 94-0021,1994.
- [12] 廉筱纯,吴虎. 航空发动机原理[M]. 西安:西北工业大学出版社,2006.
- [13] 刘大响,叶培梁,胡俊,等. 航空燃气涡轮发动机稳定性设计与评定技术[M]. 北京:航空工业出版社,2004.
- [14] 谢业平,王强,邵万仁,等. 叶栅式反推力装置阻流门运动规律对气动性能的影响[J]. 航空动力学报,2010,25(6):1297-1302.
XIE Yeping, WANG Qiang, SHAO Wanren, et al. Effect of kinetic mechanism of blocker doors on aerodynamic performance for a cascade thrust reverser[J]. Journal of Aerospace Power, 2010,25(6):1297-1302. (in Chinese)
- [15] JOHN H P, FRED W S, JACK G M. Summary of scale-model thrust reverser investigation[R]. NACA TN 1956-1314,1956.
- [16] 张国栋,王强. 主要几何参数对叶栅式反推力装置性能的影响[J]. 航空动力学报,2012,27(1):146-151.
ZHANG Guodong, WANG Qiang. Influence of cascade configuration on aerodynamic performance of a cascade thrust reverser[J]. Journal of Aerospace Power, 2012,27(1):146-151. (in Chinese)
- [17] YAO H, RAGHUNATHAN S, COOPER R K, et al. Numerical simulation on flow fields of the nature blockage thrust reverser[R]. AIAA-2005-631,2005.
- [18] 唐伟,刘启国,汪东. 军用反推力装置通用规范技术要素的确定[J]. 航空标准化与质量,2013,5(6):7-10.

(编辑:王碧琚)