

轴对称分开排气喷管改混合排气喷管 设计方法

王亚骏¹, 吉洪湖¹, 陈宝延², 李俊萍²

(1. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016;

2. 中国航天科工集团公司 北京动力机械研究所, 北京 100074)

摘 要: 为将涡扇发动机轴对称分开排气喷管改型设计为混合排气喷管以获取混合推力增益且改变其红外辐射(IR)特征,提出了一套基于 CFD 数值计算评估的轴对称分开排气喷管改型设计方法。研究结果包括:①提出了内、外涵气流不同程度掺混时推力的估算方法,估算值与真实值的误差在所研究参数范围内不超过 0.005;②分析了内、外涵气流掺混对改型设计的影响,喷管外涵气流与内涵气流的总压比在 0.8~1.5 之间且掺混度大于 0.1 时混合排气最有可能产生推力增益,且掺混越好,增益越高;③轴对称分开排气喷管改型设计为带环形混合器的混合排气喷管后,推力系数增加 0.0087~0.0126,而采用波瓣混合器时喷管的推力系数则增加 0.0289;④相比于分开排气,混合排气喷管在 0°~15°方向上的红外辐射强度有所增加,但在其他所有方位角上均大幅下降,最大降幅为 77.5%。

关 键 词: 涡扇发动机; 分开排气喷管; 混合排气喷管; 改型设计; 推力增益; 红外辐射

中图分类号: V231.1 **文献标志码:** A

Modified verison design method of axisymmetric unmixed-flow nozzle to mixed-flow nozzle

WANG Yajun¹, JI Honghu¹, CHEN Baoyan², LI Junping²

(1. College of Energy and Power Engineering,
Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

2. Beijing Power Machinery Research Institute,
China Aerospace Science and Industry Corporation, Beijing 100074, China)

Abstract: In order to achieve the increased gross thrust and different spatial distributions of infrared radiation (IR) characteristics, a modified version design method of axisymmetric unmixed-flow nozzle based on CFD numerical simulation was established to change it into mixed-flow nozzle. Results indicated that: (1) An estimating method of nozzle thrust was proposed when the core and fan flow were mixed at various degrees, the error between the estimated value and the true one was basically less than 0.005 in the parameter scope. (2) Influence on modified version design of the core and fan flow condition was analyzed, increased thrust may be achieved when the total-pressure ratio of fan flow to core flow was between 0.8 and 1.5, and the mixing degree should be larger than 0.1. (3) Increased gross thrust was achieved after the modified version design, the thrust coefficient of mixed-flow

收稿日期:2015-10-29

基金项目:中央高校基本科研业务费(NZ2016103)

作者简介:王亚骏(1990—),男,硕士生,主要从事航空发动机排气系统气动和红外隐身设计。

引用格式:王亚骏,吉洪湖,陈宝延,等.轴对称分开排气喷管改混合排气喷管设计方法[J].航空动力学报,2017,32(7):1648-1657.
WANG Yajun,JI Honghu,CHEN Baoyan,et al.Modified verison design method of axisymmetric unmixed-flow nozzle to mixed-flow nozzle[J]. Journal of Aerospace Power,2017,32(7):1648-1657.

nozzles with confluent mixer increased by 0.0087—0.0126 in comparison with the unmixed-flow nozzle; when lobed mixer was adopted, the thrust coefficient increased by 0.028 9. (4) The integral IR intensity of mixed-flow nozzle increased in the azimuth angles of 0°—15°, but it significantly decreased in all the other azimuth angles, the largest decline was 77.5%.

Key words: turbofan engine; unmixed-flow nozzle; mixed-flow nozzle; modified version design; increased gross thrust; infrared radiation

喷管是航空发动机排气系统的重要组成部分,对发动机推力和耗油率的影响较大,无论在超声速飞行状态下还是亚声速巡航状态下,喷管效率下降 1%,发动机净推力的损失将大于 1%^[1]。涡扇发动机排气系统按照排气方式的不同分为两类——分开排气和混合排气。

分开排气喷管是将发动机内、外涵两股气流分别通过各自的通道排入大气,所以能够使内涵喷管和外涵喷管各自处于最佳工作状态,易于实现对发动机工作状态的控制,同时结构简单,质量较轻,主要应用在早期涡扇发动机和目前部分大涵道比涡扇发动机排气系统中^[2]。混合排气喷管是将内、外涵两股气流通过混合器先混合后再经过共同的喷管排出,混合排气式涡扇发动机被视为高性能飞行器推进系统的首选^[3],虽然存在结构复杂、挂载不便以及非设计点下混合截面两股气流的相互干扰会影响发动机流量匹配等弊端,但是相对于分开排气也存在一系列明显的优点^[4]:便于引用外涵冷气对高温部件进行冷却、降低排气噪声和喷流红外;便于实现矢量作动和安装加力燃烧室或反推装置以增强机动性;最重要的是在特定工作状态下,内、外涵气流的掺混可以产生推力增益,提高推进效率,改善发动机的燃油经济性等。

国内外对这两种排气系统做了大量研究,相应文献主要集中在排气系统流场、声场的数值^[5-6]和实验研究^[7-8]以及波瓣混合器的设计研究^[3,9]等方面。国外有过将涡扇发动机由分开排气成功改型设计为混合排气的先例:斯贝 MK-511 发动机采用混合排气之后,地面起飞状态下的耗油率比分开排气方案下降约 2%;HK8-4 发动机采用混合排气之后在高空巡航状态下的耗油率比分开排气下降了约 3.7%。国内陈方^[10]针对某型涡扇发动机分开排气,从红外抑制的角度出发分别设计了由环形混合器、波瓣混合器以及小突片混合器组成的混合排气结构并对其缩比模型进行了实验研究。

施小娟等^[11]则通过数值模拟的方法对比研究了轴对称分开排气和混合排气系统的红外辐射特征。

在涡扇发动机喷管改型设计方法研究方面,李娜、吉洪湖^[12]在将轴对称混合排气喷管改型设计为二元混合排气喷管的过程中,发展了一种基于喷管三维黏性数值分析的内、外涵气流质量流量匹配设计方法,通过建立以喷管待定几何参数为未知量的非线性流量匹配方程组,采用非线性迭代法结合喷管三维黏性数值分析对方程进行求解从而完成流量匹配。陈玉春等^[13]则采用 Isight 软件平台将内、外涵流量匹配的求解问题转化为优化问题来求解,从而将某型涡扇发动机的尾喷管由分开排气改型设计为混合排气。这两种改型设计方法都是可取的,但是存在不足之处:①每次迭代之后,都需要重新建模进行数值计算,算例较多,操作繁琐;②影响喷管内、外涵流量匹配的几何参数较多(比如混合室内涵进口面积、混合室外涵进口面积以及喷管出口面积等),改型设计过程中满足流量匹配的解是不唯一的,而依据上述两种方法很难得到多组解,更不必说比较各方案性能的优劣从而得到更理想的结果;③缺少对混合截面的设计,两股气流的掺混是混合排气喷管总压损失与推力增益的来源,是影响混合排气喷管气动性能的主要因素,这是混合排气喷管改型设计过程中必须要考虑的一个环节。

为将涡扇发动机轴对称分开排气喷管改型设计为混合排气喷管以获取混合推力增益且改变其红外辐射特征,本文提出了一套基于 CFD 数值计算评估的轴对称分开排气喷管改型设计方法。从内、外涵气流能量传递的角度提出了掺混度的概念,依此给出了内、外涵气流不完全掺混时的推力计算方法,并分析了内、外涵气流掺混对混合排气喷管推力性能的影响。成功将某型涡扇发动机的轴对称分开排气喷管改型设计为带环形混合器和带波瓣混合器的两种轴对称混合排气喷管,并探讨了改型设计对喷管推力特性和红外辐射特征的影响。

1 喷管推力性能的计算方法

喷管的实际推力是指气流从喷管排出时对发动机的作用力,一般通过实验测量或数值计算获得,其计算公式如下:

$$F_{\text{actual}} = \dot{m}u_x + (p_e - p_a)A_e \quad (1)$$

因为喷管出口气流速度和静压并不均匀,其实际推力可以通过在喷管出口微元面上对气流动压和压差进行积分求解

$$F_{\text{actual}} = \int_{A_e} (\rho u_x^2 + p_e - p_a) dA \quad (2)$$

式中 $\dot{m}$ 为实际流经喷管的气流质量流量; u_x 为喷管出口截面气流的轴向速度; A_e 为喷管出口面积; p_e 为喷管出口静压; p_a 是大气环境压力; ρ 表示出口微元面上的气流密度。

喷管的理想推力是指实际进入喷管的高温、高压气流经过等熵完全膨胀之后产生的推力,对于亚声速收敛喷管,其单股一维气流的理想推力如下式所示^[14]:

$$F_{\text{id}} = \dot{m}u_{x,\text{id}} = \dot{m} \sqrt{\frac{2\kappa R T_t}{\kappa - 1} \left[1 - \left(\frac{p_a}{p_t} \right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \right]} \quad (3)$$

其中 $u_{x,\text{id}}$ 为气流经过等熵完全膨胀后的轴向速度; p_t , T_t 分别为喷管进口气流的总压与总温; κ 为气流定熵指数; R 为通用气体常数。

喷管实际推力与理想推力的比值被定义为喷管的推力系数,如下式所示:

$$C_{f,\text{actual}} = F_{\text{actual}} / F_{\text{id}} \quad (4)$$

1.1 分开排气喷管的推力性能计算方法

图1是内、外涵气流分别排出喷管并产生推力的示意图, $T_{t,e,\text{inlet}}$, $p_{t,e,\text{inlet}}$ 是内涵气流的总温与总压; $T_{t,f,\text{inlet}}$, $p_{t,f,\text{inlet}}$ 是外涵气流的总温与总压; 环境大气压力为 p_a ; 内、外涵气流质量流量分别为

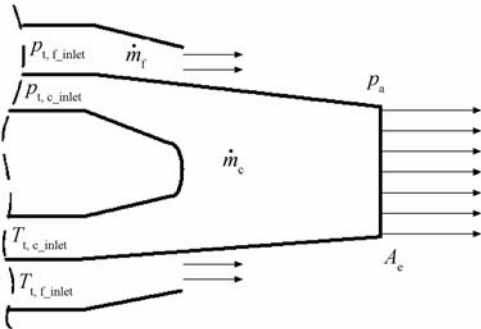


图1 涡扇发动机分开排气喷管示意图

Fig. 1 Sketch of unmixed-flow nozzle of turbofan engine

$\dot{m}_c$ 与 $\dot{m}_f$; 内、外涵气流的定熵指数分别为 κ_c ($\kappa_c \approx 1.33$) 和 κ_f ($\kappa_f \approx 1.4$), 通用气体常数分别取 R_c ($R_c \approx 287.4 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$) 和 R_f ($R_f \approx 287.06 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$)。

内、外涵通道内的气流在排出喷管前互不影响,其理想推力可以看作两股不同状态参数的气流产生的理想推力之和,即

$$F_{\text{unmix,id}} = F_{c,\text{id}} + F_{f,\text{id}} \quad (5)$$

将式(3)代入,得到

$$F_{\text{unmix,id}} = \dot{m}_c \sqrt{\frac{2\kappa_c R_c T_{t,c,\text{inlet}}}{\kappa_c - 1} \left[1 - \left(\frac{p_a}{p_{t,c,\text{inlet}}} \right)^{\frac{\kappa_c - 1}{\kappa_c}} \right]} + \dot{m}_f \sqrt{\frac{2\kappa_f R_f T_{t,f,\text{inlet}}}{\kappa_f - 1} \left[1 - \left(\frac{p_a}{p_{t,f,\text{inlet}}} \right)^{\frac{\kappa_f - 1}{\kappa_f}} \right]} \quad (6)$$

1.2 混合排气喷管推力性能的计算方法

1.2.1 内、外涵气流完全掺混时的推力计算方法

图2是涡扇发动机混合排气喷管内、外涵气流完全混合之后共同排出喷管的示意图。内、外涵两股不同状态参数的气流,经过横截面积不变的混合室完全掺混,形成一股状态参数均匀、速度一致的轴向气流再经过收敛通道排出喷管。

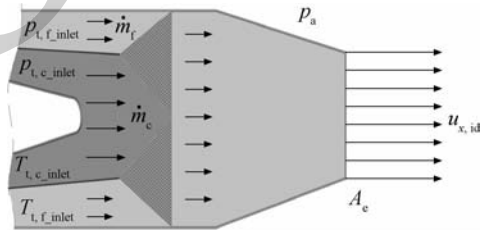


图2 内、外涵气流完全混合后排出喷管

Fig. 2 Core and fan flow are totally mixed before being exhausted

内涵与外涵通道进口截面的面积分别为 A_c 与 A_f , 忽略气流与管壁之间的摩擦, 并假设喷管壁面为绝热壁面。则可以依据一维流动的质量守恒方程、动量守恒方程以及能量守恒方程^[2], 求解出气流完全掺混之后的总压 $p_{t,m}$ 和总温 $T_{t,m}$ 。

$$T_{t,m} = f(T_{t,e,\text{inlet}}, T_{t,f,\text{inlet}}, \dot{m}_c, \dot{m}_f) \quad (7)$$

$$p_{t,m} = f(p_{t,e,\text{inlet}}, p_{t,f,\text{inlet}}, T_{t,e,\text{inlet}}, T_{t,f,\text{inlet}}, \dot{m}_c, \dot{m}_f, A_c, A_f) \quad (8)$$

两股状态参数不同的一维气流完全掺混之后的理想推力如式(9)所示:

$$F_{\text{totally-mix,id}} = (\dot{m}_c + \dot{m}_f) \cdot \sqrt{\frac{2\kappa_m R_m T_{t,m}}{\kappa_m - 1} \left[1 - \left(\frac{p_a}{p_{t,m}} \right)^{\frac{\kappa_m - 1}{\kappa_m}} \right]} \quad (9)$$

式中气流完全掺混后的定熵指数 κ_m 和通用气体常数 R_m 均通过质量加权的方法近似求解,即

$$\kappa_m = (\dot{m}_c \kappa_c + \dot{m}_f \kappa_f) / (\dot{m}_c + \dot{m}_f) \quad (10)$$

$$R_m = (\dot{m}_c R_c + \dot{m}_f R_f) / (\dot{m}_c + \dot{m}_f) \quad (11)$$

1. 2. 2 内、外涵气流不完全掺混时的推力计算方法

图 3 是混合排气喷管内、外涵不同状态参数的两股气流不完全掺混后排出喷管的示意图。

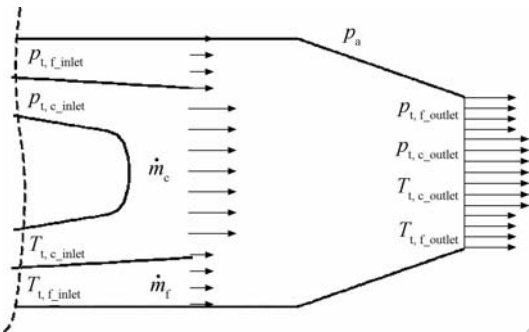


图 3 内、外涵气流不完全混合后排出喷管
Fig. 3 Core and fan flow are partly mixed before being exhausted

在衡量混合器掺混性能方面,如今普遍采用 Frost^[15] 推导的或经谢翌、刘友宏^[16] 修正的热混合效率,但该指标侧重于评价主流和次流混合的均匀程度,其表征的含义与流体掺混效率并不完全等价。能量混合效率^[17] 虽是衡量混合器性能最直接和重要的指标,但在实际工程中因为流体成分不容易测量而不被广泛使用。因此本文从内、外涵气流之间进行能量传递的角度定义了一个衡量混合器掺混性能的参数——掺混度 Φ , 依此给出了混合排气喷管内、外涵气流不同程度掺混时推力的估算方法,进而分析了内、外涵气流掺混对混合排气喷管推力性能的影响。

假设冷、热气流的比热比均不随温度变化,且忽略流体与固体壁面的摩擦与热量交换。内、外涵气流在掺混过程中,冷、热气流因为温度和速度的不同而发生热能和动能的传递。因此,本文将实际掺混中两股气流之间传递的能量与完全掺混时两股气流之间传递能量的比值定义为掺混度 Φ ($0 \leq \Phi \leq 1$),以此来表征混合排气喷管中两股气流之间掺混的强度,其表达式如下:

$$\Phi = \Delta Q_{\text{partly-mix}} / \Delta Q_{\text{totally-mix}} \quad (12)$$

当两股气流完全掺混时,冷、热气流间传递的能量为

$$\begin{aligned} \Delta Q_{\text{totally-mix}} &= \dot{m}_c (h_{t,c,inlet} - h_{t,m}) = \\ \dot{m}_f (h_{t,m} - h_{t,f,inlet}) &= \dot{m}_c c_{p,c} (T_{t,c,inlet} - T_{t,m}) = \\ \dot{m}_f c_{p,f} (T_{t,m} - T_{t,f,inlet}) \end{aligned} \quad (13)$$

而两股气流不完全掺混时,冷、热气流间传递的能量为

$$\begin{aligned} \Delta Q_{\text{partly-mix}} &= \dot{m}_c (h_{t,c,inlet} - h_{t,c,outlet}) = \\ \dot{m}_f (h_{t,f,inlet} - h_{t,f,outlet}) &= \dot{m}_c c_{p,c} (T_{t,c,inlet} - \\ T_{t,c,outlet}) &= \dot{m}_f c_{p,f} (T_{t,f,inlet} - T_{t,f,outlet}) \end{aligned} \quad (14)$$

喷管出口气流状态并不均匀,两股气流的掺混度 Φ 可以用积分形式来表示

$$\begin{aligned} \Phi &= 1 - \frac{\int_{A_c} |h_t - h_{t,m}| d\dot{m}}{\int_{A_c} |h_t - h_{t,m}| d\dot{m}_c + \int_{A_f} |h_t - h_{t,m}| d\dot{m}_f} = 1 - \\ \frac{\int_{A_c} \rho u_x |h_t - h_{t,m}| dA}{\int_{A_c} \rho u_x |h_t - h_{t,m}| dA + \int_{A_f} \rho u_x |h_t - h_{t,m}| dA} \end{aligned} \quad (15)$$

在已知掺混度的情况下,便可以求解出两股气流在喷管出口处的总温

$$T_{t,c,outlet} = T_{t,c,inlet} - \Phi (T_{t,c,inlet} - T_{t,m}) \quad (16)$$

$$T_{t,f,outlet} = T_{t,f,inlet} + \Phi (T_{t,m} - T_{t,f,inlet}) \quad (17)$$

掺混之后冷、热气流总压的变化与掺混度相关,冷、热气流掺混度越高,内、外涵气流的总压变化越大, $\Phi = 1$ 时, $p_{t,c,outlet} = p_{t,f,outlet} = p_{t,m}$, $\Phi = 0$ 时, $p_{t,c,outlet} = p_{t,c,inlet}$, $p_{t,f,outlet} = p_{t,f,inlet}$,总压的变化与气流的掺混度大致存在如下关系:

$$p_{t,c,outlet} = p_{t,c,inlet} - \Phi^\xi (p_{t,c,inlet} - p_{t,m}) \quad (18)$$

$$p_{t,f,outlet} = p_{t,f,inlet} + \Phi^\xi (p_{t,m} - p_{t,f,inlet}) \quad (19)$$

式中 ξ 是通过大量数值分析拟合出的经验常数, ξ 一般取 0.2~0.3。

混合排气喷管内、外涵气流不完全掺混时的推力可用下式进行估算:

$$\begin{aligned} F_{\text{estimated}} &= \dot{m}_c \cdot \\ &\sqrt{\frac{2\kappa_c R_c T_{t,c,outlet}}{\kappa_c - 1} \left[1 - \left(\frac{p_a}{p_{t,c,outlet}} \right)^{\frac{\kappa_c - 1}{\kappa_c}} \right]} + \\ &\dot{m}_f \sqrt{\frac{2\kappa_f R_f T_{t,f,outlet}}{\kappa_f - 1} \left[1 - \left(\frac{p_a}{p_{t,f,outlet}} \right)^{\frac{\kappa_f - 1}{\kappa_f}} \right]} \end{aligned} \quad (20)$$

由此可以估算出不同掺混程度下混合排气喷管的推力系数

$$\begin{aligned} C_{f,estimated} &= F_{\text{estimated}} / F_{\text{unmix,id}} = \\ f(p_{t,c,inlet}, p_{t,f,inlet}, p_a, T_{t,c,inlet}, T_{t,f,inlet}, \dot{m}_c, \dot{m}_f, A_c, A_f, \Phi) \end{aligned} \quad (21)$$

其中影响改型设计后混合排气喷管推力性能的参数包括涡扇发动机流量 $\dot{m}_c, \dot{m}_f$, 喷管进口气流状态 $p_{t,c,inlet}, p_{t,f,inlet}, T_{t,c,inlet}, T_{t,f,inlet}$, 外界环境的静压 p_a , 气流掺混度 Φ 以及喷管进口截面的面积 A_c, A_f 。

为验证该推力估算计算方法的准确性, 对图 4 所示的轴对称混合排气喷管进行 CFD 数值计算, 并将实际推力系数 $C_{f,actual}$ 与推力系数的估算值 $C_{f,estimated}$ 进行对比。

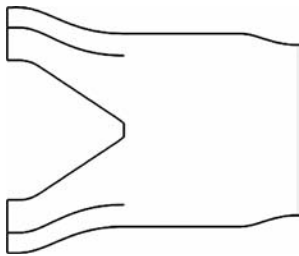


图 4 混合排气喷管
Fig. 4 Mixed-flow nozzle

图 5 是不同计算状态下喷管推力系数估算值与实际值的对比, 由图可见, 当经验常数 ξ 取 0.2 时, 混合排气喷管的推力估算值与实际值基本一致, 推力系数的偏差基本不超过 0.005。

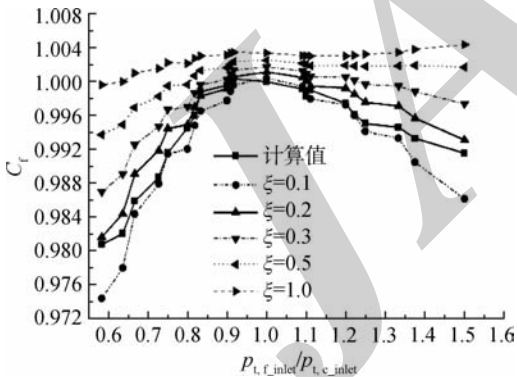


图 5 混合排气喷管推力系数实际值与估算值的比较
Fig. 5 Comparison between the actual and estimated thrust coefficient of mixed-flow nozzle

2 内、外涵气流掺混对混合排气喷管推力性能的影响

根据上述不完全掺混时混合排气喷管推力的计算方法, 可以估算出不同内、外涵进口条件下的轴对称分开排气喷管改型设计前后的推力性能变化, 从而在具体改型设计之前, 判断对应工况下的轴对称分开排气喷管是否适合改型为混合排气。

式(21)中共 11 个变量, 含 4 个量纲, 利用 π

定理对其做无量纲化处理, 则

$$C_{f,estimated} = f\left(\frac{p_{t,f,inlet}}{p_{t,c,inlet}}, \frac{p_{t,f,inlet}}{p_a}, \frac{T_{t,c,inlet}}{T_{t,f,inlet}}, \frac{\dot{m}_f}{\dot{m}_c}, \frac{A_f}{A_c}, \Phi\right) \quad (22)$$

由式(22)可知, 改为混合排气喷管之后的推力系数主要取决于涡扇发动机的涵道比 $B = \dot{m}_f/\dot{m}_c$, 外涵进口气流与内涵进口气流的总压比 $p_{t,f,inlet}/p_{t,c,inlet}$, 外涵进口气流的膨胀比 $p_{t,f,inlet}/p_a$, 外涵进口和内涵进口的面积比 A_f/A_c , 内涵进口气流与外涵进口气流的总温比 $T_{t,c,inlet}/T_{t,f,inlet}$ 以及气流的掺混度 Φ 。由于本文针对的是分开排气喷管的改型设计, 流量匹配一致和结构尺寸不变是改型设计的基本要求, 所以要判断分开排气喷管是否适合改型设计为混合排气, 首先需要研究分析喷管进口气流总压比 $p_{t,f,inlet}/p_{t,c,inlet}$, 外涵气流膨胀比 $p_{t,f,inlet}/p_a$, 气流总温比 $T_{t,c,inlet}/T_{t,f,inlet}$ 以及掺混度 Φ 对喷管推力性能的影响。

图 6 为混合排气喷管外涵气流与内涵气流总压比 $p_{t,f,inlet}/p_{t,c,inlet}$ 以及外涵气流膨胀比 $p_{t,f,inlet}/p_a$ 对混合排气喷管推力系数的影响。由图可见, 随着总压比的增加, 混合排气喷管的推力系数先增大后减小, 总压比为 1 时, 混合排气喷管推力系数最大。气流掺混越好, 推力系数的峰值越高。当总压比、掺混度相同的条件下时, 外涵膨胀比越大, 混合排气喷管的推力系数越大。当掺混度大于 0.1 且总压比位于 0.8~1.5 之间时, 推力系数大于 1, 即此情形下将分开排气喷管改型设计为混合排气喷管后最有可能产生混合推力增益。

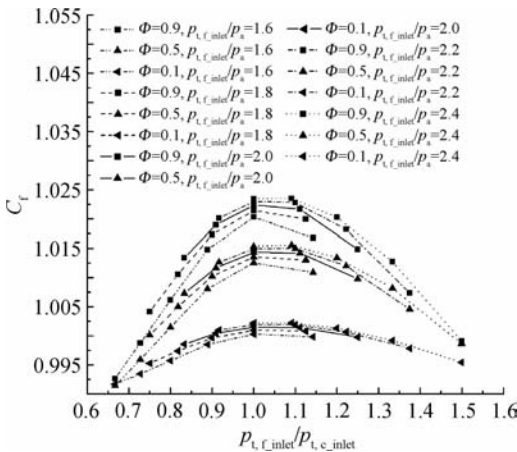


图 6 混合排气喷管推力系数随外涵气流与内涵气流总压比的变化
Fig. 6 Variation of thrust coefficient of mixed-flow nozzle with total-pressure ratio of fan flow to core flow

内、外涵气流掺混度 Φ 对混合排气喷管推力系数的影响规律如图 7 所示。当外涵气流与内涵气流的总压比小于 0.7 时,混合排气喷管的推力系数随掺混度的增加而减小,说明此状态下掺混造成的损失大于气流掺混产生的增益,即总压比小于 0.7 的分开排气喷管不适合改型设计为混合排气喷管。总压比大于 0.7 时,混合排气喷管的推力系数随掺混度的增加而增加。总压比大于 1 时,随总压比的增加,掺混度对推力系数的影响越小,掺混产生的推力损失逐渐增加,使得推力系数的增加趋势逐渐变缓。

图 8 所示为喷管内涵气流与外涵气流的总温比 $T_{t,c,inlet}/T_{t,f,inlet}$ 对混合排气喷管推力系数的影

响。随着总温比的增大,混合排气喷管的推力系数也随之增加。气流掺混度越大,气流总温比对推力系数的影响也越大,混合后产生的推力增益也越明显。要使分开排气喷管改型设计为混合排气喷管之后产生明显的推力增益,则混合排气喷管内、外涵气流的掺混度在 0.1 以上。

3 轴对称分开排气喷管改混合排气喷管设计

3.1 喷管的改型设计要求

流量匹配要求:从发动机设计的角度而言,要使发动机性能满足要求,喷管的设计方案首先应使流过喷管喉道截面的气流流量达到设计要求。对于混合排气喷管,除了使总流量满足设计要求外,喷管内、外涵气流流量之间还必须匹配协调,以符合发动机设计点状态所对应的涵道比(严格来说还包括冷却空气量、飞机引气量以及燃烧室油气比等参数)^[12]。

气动性能要求:喷管应该具有尽可能高的推进效率,以满足发动机设计点的推力性能要求,改型后喷管的推力系数不得低于轴对称分开排气喷管。

结构尺寸要求:由于是对发动机喷管进行改型设计,喷管之外的部件保持不变,所以喷管改型设计的过程中需要保证喷管内、外涵进口以及中心锥的接口尺寸(如图 9 所示)不变。此外,采用混合排气喷管必然使得排气系统质量增加,所以喷管的长度也需要控制在合理范围内。

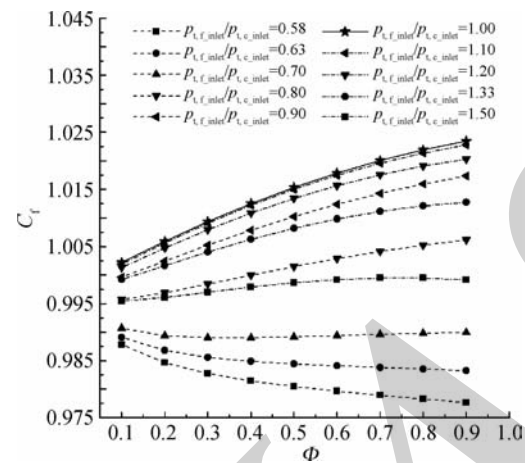


图 7 混合排气喷管推力系数随内、外涵气流掺混度的变化

Fig. 7 Variation of thrust coefficient of mixed-flow nozzle with mixing degree between core flow and fan flow

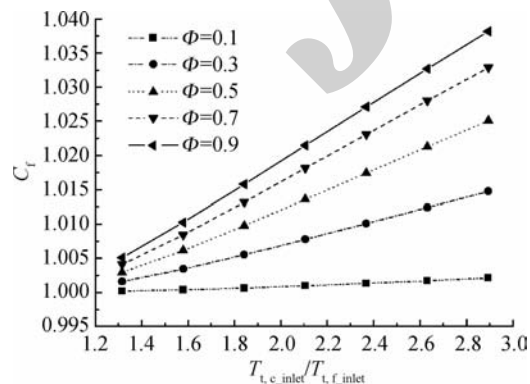


图 8 混合排气喷管推力系数随内涵气流与外涵气流总温比的变化

Fig. 8 Variation of thrust coefficient of mixed-flow nozzle with total temperature ratio of core flow to fan flow

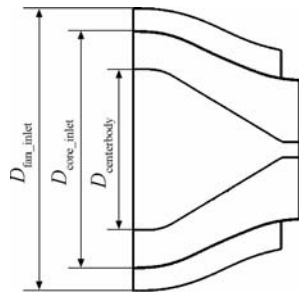


图 9 喷管接口尺寸

Fig. 9 Inlet interface dimensions of nozzle

3.2 改型设计可行性分析

不同于分开排气,混合排气喷管是将内、外涵气流掺混之后排出喷管,而掺混能否产生推力增益主要取决于内、外涵进口气流的状态参数,所以将分开排气喷管改型设计为混合排气喷管之前必须进行可行性分析,以预估设计点状态下的分开

排气喷管改型设计后的推力性能变化。

表 1 是轴对称分开排气喷管(图 9)内、外涵的进口气流在设计点工况下的状态参数,其外涵气流与内涵气流的总压之比为 1.38,内涵气流与外涵气流的总温之比为 2.23,根据上述图 6~图 8 的分析结果可以初步判断该轴对称分开排气喷管适合改型设计为轴对称混合排气,改型设计的关键是保证内、外涵气流有效掺混,且使气流掺混度达到 0.1 以上。

表 1 轴对称分开排气喷管设计点工况

Table 1 Operating condition of axisymmetric unmixed-flow nozzle at the design point				
$\dot{m}_t/\dot{m}_c$	$p_{t,f,inlet}/p_{t,c,inlet}$	$p_{t,f,inlet}/p_a$	$T_{t,c,inlet}/T_{f,inlet}$	
2.25	1.38	2.32	2.23	

3.3 改型设计方法

3.3.1 混合排气喷管关键截面尺寸的估算方法

图 10 中截面 i 对应喷管内、外涵进口截面,接口尺寸与图 9 中的分开排气喷管一致,截面 m 对应内、外涵气流的混合截面,截面 e 对应喷管出口截面。从截面 i 到截面 m ,内、外涵气流并未掺混,而是在各自通道内流动,且均为亚声速流动。截面 i 处气流的状态参数与轴对称分开排气喷管一致,包括外涵气流总压 $p_{t,f,inlet}$ 、总温 $T_{t,f,inlet}$ 、流量 $\dot{m}_f$ 以及内涵气流总压 $p_{t,c,inlet}$ 、总温 $T_{t,c,inlet}$ 、流量 $\dot{m}_c$ 等。

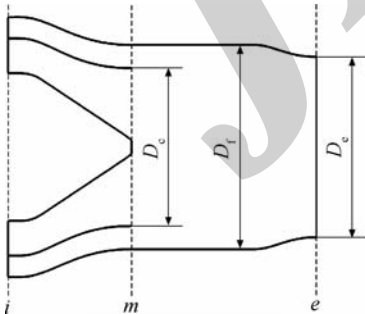


图 10 混合排气喷管关键截面示意图

Fig. 10 Sketch of pivotal section of mixed-flow nozzle

假设截面 i 至截面 m 通道内的气流为绝热等熵流动,则可以得到截面 m 处内、外涵出口面积与静压的关系(如图 11 所示),图中 $\bar{A}=A/A_c$, A_c 为喷管内涵的进口面积, $\bar{p}=p/p_a$, p_a 为外界环境静压。因为在截面 m 处,内、外涵出口静压必须一致,所以可以如图 11 中虚线所示根据不同的混

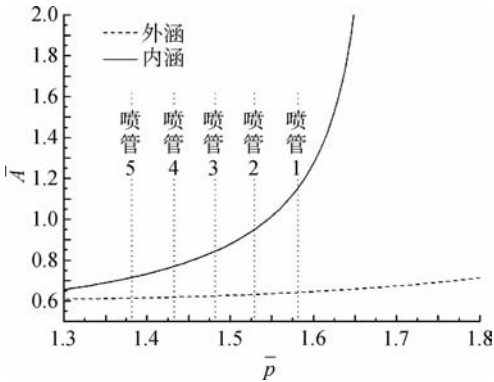


图 11 截面 m 处内、外涵尺寸的估算

Fig. 11 Sectional size estimation of the core and fan duct at section m

合室静压 $\bar{p}$ 估算出内、外涵通道的出口面积 $\bar{A}_{c,m}$, $\bar{A}_{f,m}$ 。

估算喷管出口截面尺寸时,假设内、外涵气流完全混合(即 $\phi=1$)后排出喷管,根据内涵总压 $p_{t,c,inlet}$ 、总温 $T_{t,c,inlet}$ 、流量 $\dot{m}_c$ 、出口面积 $A_{c,m}$ 与外涵总压 $p_{t,f,inlet}$ 、总温 $T_{t,f,inlet}$ 、流量 $\dot{m}_f$ 、出口面积 $A_{f,m}$ 可以估算出完全掺混后的总温 $T_{t,m}$ 、总压 $p_{t,m}$,再结合外界环境静压 p_a 判断膨胀情况,最终估算出喷管出口截面的面积 A_e 。表 2 为选取不同混合室压力 $\bar{p}$ 时,内、外涵出口面积以及喷管出口面积的估算结果。

表 2 混合排气喷管关键截面尺寸估算结果

Table 2 Estimated results of pivotal sectional size of mixed-flow nozzle

喷管编号	$\bar{p}$	混合器	$\bar{A}_{c,m}$	$\bar{A}_{f,m}$	$\bar{A}_e$
1	1.38	环形	0.7236	0.6274	1.2592
2	1.43	环形	0.7783	0.6329	1.2599
3	1.48	环形	0.8557	0.6399	1.2608
4-1	1.53	环形	0.9739	0.6488	1.2640
4-2		波瓣			
5	1.58	环形	1.1815	0.6595	1.2714

3.3.2 混合排气喷管关键截面尺寸的精确求解

图 12 是混合排气喷管关键截面尺寸的精确求解方法流程图,图中 m_{c0} , m_{f0} 为喷管内、外涵流量的设计要求值。根据关键截面尺寸的估算结果建立计算模型并进行 CFD 数值计算,在给定内、外涵进口总温、总压的条件下求解内、外涵的质量流量,若不满足流量匹配条件,则对 D_i , D_e 进行修正,直至混合排气喷管的内、外涵流量与轴对称分开排气喷管一致。

3.4 改型设计结果

图 13 是按上述方法,将轴对称分开排气喷管改型设计成的 6 组混合排气喷管,其中喷管 4-2 为带波瓣混合器的混合排气喷管,其他为带环形混合器的混合排气喷管。关键截面几何参数的精确值、流量匹配结果如表 3 所示。

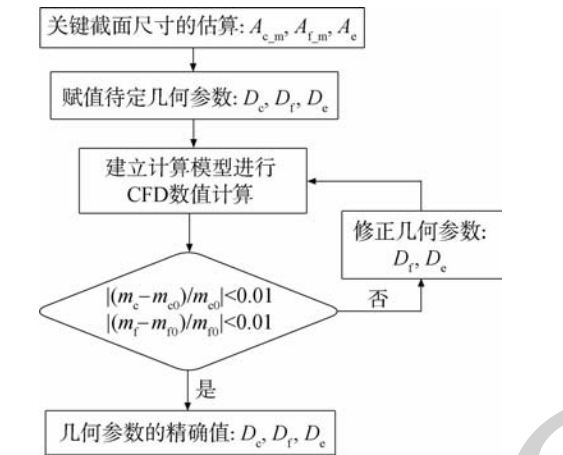


图 12 混合排气喷管关键截面尺寸的精确求解方法流程图

Fig. 12 Flow chart of accurate calculating method of pivotal sectional size of mixed-flow nozzle

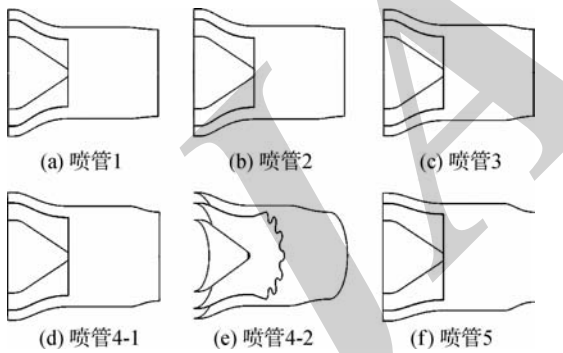


图 13 改型设计的 6 组混合排气喷管

Fig. 13 Six mixed-flow nozzles designed by modification

表 3 喷管关键截面尺寸精确值以及流量匹配结果

Table 3 Accurate results of pivotal sectional size and mass-flux matching results

喷管编号	$\bar{A}_{c,m}$	$\bar{A}_{f,m}$	$\bar{A}_e$	$\bar{m}_c$	$\bar{m}_f$
1	0.7236	0.6272	1.2555	1.009	2.255
2	0.7783	0.6327	1.2592	1.006	2.264
3	0.8557	0.6397	1.2612	0.998	2.264
4-1		0.6485	1.2819	0.999	2.269
	0.9739				
4-2		0.6686	1.2804	1.001	2.245
5	1.1815	0.6593	1.3131	1.008	2.268

图 14 是设计点工况下轴对称分开排气喷管与各混合排气喷管实际掺混度与推力系数的对比。轴对称分开排气喷管的推力系数为 0.985 6, 改为混合排气喷管之后, 推力系数均得到显著提升, 且掺混度越高, 改型之后获得的推力增益越明显。其中, 采用环形混合器时内、外涵气流的掺混程度有限, 掺混度仅为 0.094 1~0.117 9, 推力系数为 0.994 3~0.998 2, 相比分开排气增加 0.008 7~0.012 6。喷管 4-2 由于采用波瓣混合器, 内、外涵气流的掺混度较高, 达到 0.346 3, 所以产生的混合推力增益更为明显, 推力系数达到 1.014 5, 相比分开排气喷管增加 0.028 9。

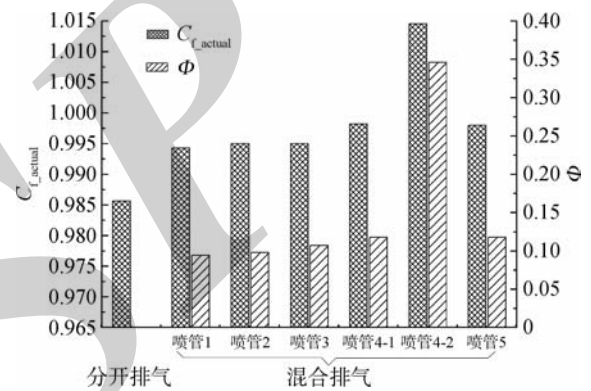


图 14 分开排气喷管与混合排气喷管推力性能比较

Fig. 14 Comparison of the thrust performance between unmixed-flow nozzle and mixed-flow nozzle

图 15 为轴对称分开排气喷管和混合排气喷管计算域对称面上的无量纲温度分布, 图中 $\bar{T} = T/T_a$, T_a 为外界环境静温。在沿喷管轴向距离喷管出口 $x = 3.672D$ (x 为距喷管出口截面的轴向距离, D 为喷管的外涵直径) 的位置处, 环形混合器使喷流的最高温度相对于分开排气喷管降低了 0.63%, 而波瓣混合器则使该距离处喷流的最高温度降低 2.06%。改型设计为混合排气喷管之后, 喷流高温核心区的长度变短, 且半径变小。

图 16 为喷管内部高温部件(中心锥和涡轮截面)在各探测方向上的无量纲投影面积分布, 图中 $\bar{A} = A/A_{\text{unmix,centerbody}_0^\circ}$, $A_{\text{unmix,centerbody}_0^\circ}$ 为轴对称分开排气喷管的中心锥在 0° 方位角上的投影面积, α 表示方位角。在 $0^\circ \sim 15^\circ$ 方位角内, 轴对称混合排气喷管中心锥的投影面积要大于分开排气喷管, 中心锥在喷管正后向的投影面积相比于分开排气喷管增加约 30%。由于混合排气喷管外涵壁面较长, 混合排气喷管的中心锥在 $\alpha > 30^\circ$ 时被完全遮挡。混合排气喷管的涡轮截面在 $0^\circ \sim 35^\circ$ 方位

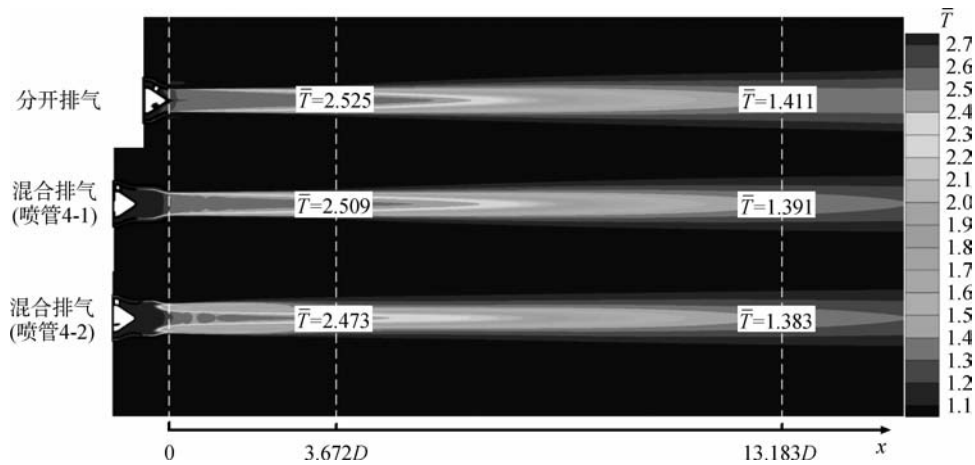


图 15 喷管计算域对称面上的无量纲温度分布

Fig. 15 Non-dimensional temperature distribution on the symmetry plane of the nozzle calculation domain

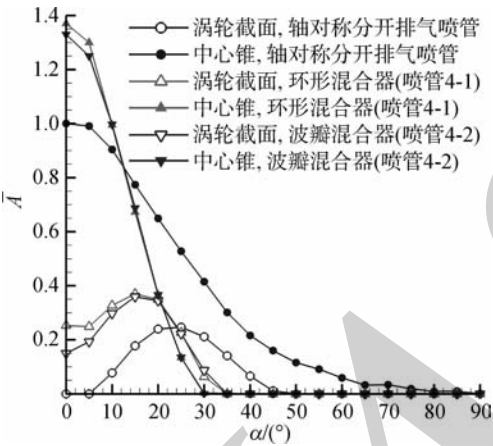


图 16 喷管高温部件在各个探测方向上的投影面积
Fig. 16 Projective area of high temperature components of nozzle in every detecting angle

角内可见, 涡轮截面的最大投影面积相比于分开排气喷管增加近 50%。

图 17 是轴对称分开排气喷管改型设计为混合排气喷管之后在 $3\sim5\mu\text{m}$ 波段的无量纲红外辐射积分强度分布, 图中 $\bar{I}=I/I_{\text{unmix,max}}$, I 为各方位角上红外辐射强度的积分值, $I_{\text{unmix,max}}$ 为轴对称分开排气喷管红外积分辐射强度的最大值。由图可见, 轴对称分开排气喷管和混合排气喷管红外辐射的空间分布特征截然不同。由于混合排气喷管的中心锥和涡轮截面等高温部件在喷管后方小角度方向上的可视面积大于分开排气喷管, 使得混合排气喷管在 $\alpha=0\sim15^\circ$ 范围内红外辐射特征大于分开排气喷管。其中在 0° 方向上, 带环形混合器的混合排气喷管的辐射强度相比于分开排气喷管增加 47.3%。但是, 在 $\alpha>15^\circ$ 的方向内, 两种轴对称混合排气喷管的红外辐射强度均小于分开排气喷管, 且在 $\alpha=35^\circ$ 方向上的降幅达到最大, 该

方向上带环形混合器的混合排气喷管的辐射强度相比于分开排气喷管降低 52.7%, 而带波瓣混合器的混合排气喷管在该方向上的辐射强度相比于分开排气喷管降低 77.5%。在 $\alpha=90^\circ$ 方向上, 喷管的红外辐射特征全部来自于喷流, 其辐射强度值对应喷流红外辐射强度的峰值。由于环形混合器对气流的掺混作用较弱, 喷管在 $\alpha=90^\circ$ 方向上的红外辐射强度相比于分开排气喷管降低 10.4%, 而波瓣混合器对气流的掺混作用较强, 使得喷管在 $\alpha=90^\circ$ 方向上的辐射强度相比于分开排气喷管降低 70.5%。

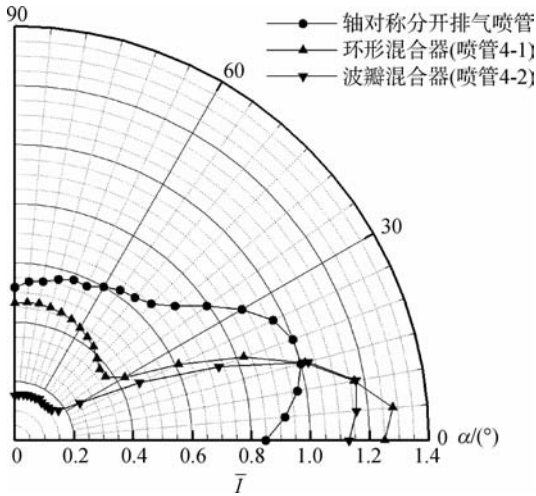


图 17 喷管 $3\sim5\mu\text{m}$ 波段的无量纲红外积分辐射强度
Fig. 17 Non-dimensional IR integrated intensity of nozzles in the wave band of $3\sim5\mu\text{m}$

4 结 论

本文以获取混合推力增益且改变涡扇发动机排气系统红外辐射特征为目的将涡扇发动机轴对

称分开排气喷管改型设计为混合排气喷管,提出了一套基于 CFD 数值计算评价的改型设计方法。在本文研究范围内得到的研究结果如下:

1) 从内、外涵气流能量传递的角度提出掺混度的概念,并基于此给出了内、外涵气流不同程度掺混时推力的估算方法,在本文参数范围内,推力系数估算值与真实值的误差不超过 0.005;

2) 分析了内、外涵进口气流状态参数以及掺混度对改型设计的影响:随着总压比的增加,混合排气喷管的推力系数先增大后减小,总压比为 1 时,混合排气喷管推力系数最大。喷管外涵气流与内涵气流总压之比在 0.8~1.5 范围内且掺混度为 0.1 以上时最可能产生推力增益。内、外涵气流总压相差较大时,混合排气相对于分开排气不但不能产生推力增益反而会使喷管的推力性能大幅下降;

3) 改型设计后的混合排气喷管均获得了一定的推力增益,环形混合器的掺混作用较弱,推力系数相比分开排气增加 0.0087~0.0126,而波瓣混合器的掺混作用较强,推力系数为相比分开排气喷管增加 0.0289;

4) 改型后的混合排气喷管在尾向 0°~15°方向上的红外辐射积分强度相比于分开排气喷管有所增加,但在其他所有方向上均大幅下降,最大降幅为 77.5%。采用波瓣混合器能够通过加强内涵高温燃气与外涵冷气的掺混,从而使喷流红外辐射强度的峰值相比于分开排气下降 70.5%。

参考文献:

[1] 《航空发动机设计手册》总编委会. 航空发动机手册:第 7 册 进排气装置[M]. 北京:航空工业出版社,2000.

[2] 王琴芳. 航空燃气涡轮发动机原理[M]. 南京:南京航空航天大学出版社,2010.

[3] BABBITT R R, COHN J A, FLEMING K J. Advanced high bypass mixed-flow exhaust system design study[R]. AIAA 91-2242,1991.

[4] OATES G C. Performance estimation for turbofans with and without mixers[J]. Journal of Propulsion,1984,1(3): 252-255.

[5] KOCH L D, BRIDGES J, KHAVARAN A. Mean flow and noise prediction for a separate flow Jet with chevron mixers[R]. AIAA-2004-189,2004.

[6] 康冠群,王强. 分开式与混合式排气喷管气动特性对比研究[J]. 航空发动机,2013,39(6):24-30.

KANG Guanqun, WANG Qiang. Comparison investigation on aerodynamic characteristics of separate-flow and mixed-flow exhaust nozzles[J]. Aeroengine,2013,39(6):24-30.

(in Chinese)

[7] SKEBE S A, PATERSON R W, BARBER T J. Experimental investigation of three-dimensional forced mixer lobe flow field[R]. AIAA 88-3785,1988.

[8] MOHAMED A A, ARUN K S. Experimental investigation of exhaust system mixers for a high bypass turbofan engine[R]. AIAA 93-0022,1993.

[9] 李腾,刘友宏,谢翌,等. 波瓣高宽比对波瓣强迫混合排气系统性能影响[J]. 航空动力学报,2013,28(8):1736-1743.

LI Teng, LIU Youhong, XIE Yi, et al. Effect of ratio of height to width of lobe on performance of forced mixing exhaust system[J]. Journal of Aerospace Power,2013,28(8):1736-1743. (in Chinese)

[10] 陈方. 两种发动机排气系统红外抑制的模型试验研究[D]. 北京:北京航空航天大学,2001.

CHEN Fang. Scale model experiment research on infrared suppression of two engine exhaust systems[D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautics,2001. (in Chinese)

[11] 施小娟,吉洪湖,斯仁,等. 涡扇发动机轴对称分开排气和混合排气系统红外辐射特征的对比[J]. 航空动力学报,2013,28(8):1702-1710.

SHI Xiaojuan, JI Honghu, SI Ren, et al. Comparative investigation of infrared radiation characteristics of axisymmetrical individual and mixing exhaust systems in turbofan engine[J]. Journal of Aerospace Power,2013,28(8):1702-1710. (in Chinese)

[12] 李娜,吉洪湖. 混合排气二元收敛喷管与发动机流量匹配设计方法[J]. 航空动力学报,2011,26(9):2141-2147.

LI Na, JI Honghu. Study on matching method for core and bypass mass flux of 2-D convergent nozzle of mixed flow[J]. Journal of Aerospace Power,2011,26(9):2141-2147. (in Chinese)

[13] 陈玉春,黄兴,高本秋,等. 发动机总体与尾喷管三维并行设计研究[J]. 航空动力学报,2007,22(10):1695-1699.

CHEN Yuchun, HUANG Xing, GAO Benqiu, et al. Parallel design of turbo engine and three-dimensional nozzle[J]. Journal of Aerospace Power,2007,22(10):1695-1699. (in Chinese)

[14] SEBASTIAN F S, CHRISTIAN M. Advanced numerical simulation of mixing hot core and cold bypass flow in modern propulsion systems with internal lobed forced mixer[R]. AIAA-2013-2424,2013.

[15] FROST T H. Practical bypass mixing system for fan jet aero-engines[J]. Aeronautical Quarterly,1996,17: 141-160.

[16] XIE Yi, LIU Youhong. A modified thermal mixing efficiency and its application to lobed mixer nozzle for aero-engines[J]. Heat Transfer Research,2011,42(4):317-335.

[17] WAITZ I A, QIU Q J, MANNING T A, et al. Enhanced mixing with streamwise vorticity[J]. Progress in Aerospace Science,1997,33(5):323-351.