

文章编号: 1000-8055(2009)04-0740-06

菊花形混合器混合效率理论计算

刘友宏, 谢 翌

(北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191)

摘 要: 在菊花形混合器混合增强机理深入分析的基础上, 采用环形流线流动模型、平板火焰扩散模型以及三维细长体近似法等, 提出了涡扇发动机内外涵菊花形混合器在相同出口面积条件下, 相对于环形混合器, 其混合效率的解析解。对某涡扇发动机的多工况计算结果表明, 菊花形混合器混合效率解析解的计算精度较高, 可以用于菊花形混合器混合效率的快速计算。

关 键 词: 菊花形混合器; 解析解; 混合效率

中图分类号: V231.3

文献标识码: A

Analytical solution of mixing efficiency of lobed mixer

LIU You-hong, XIE Yi

(School of Jet Propulsion,

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

Abstract: The analytical solution of the mixing efficiency of the lobed mixer, in relation to that of the splitter mixer in the same cross-section area of outlet, was proposed by using the circular streamlines model, the planar diffusion flame model and the slender-body approach etc., based on thoroughly study of the mixing mechanism of the lobed mixer. Then, the mixing efficiency of a practical turbo-fan engine lobed mixer was calculated in four flying cases. The results show that this analytical solution method is reliable and also applicable to the practical engineering calculation.

Key words: lobed mixer; analytical solution; mixing efficiency

菊花形混合器具有较高的两股流体掺混能力, 在航空发动机上应用广泛, 诸如垂直/短距起飞着陆飞机的起飞增推, 排气系统的尾焰红外辐射抑制以及噪声降低等。由于其特有的几何形状, 在菊花形混合器尾缘出口下游能产生大尺度、沿流向发展的流向涡, 使内外两股气体在横向形成对流混合。所以菊花形混合器几何结构参数和内外流体的流动参数决定了混合器的混合性能。

对于菊花形混合器混合机理目前国内外已经开展了许多实验和数值模拟的研究^[1-7], 得出了各种因素对菊花形混合器混合效率的影响。但是如果不需要借助实验或者 N-S 方程数值模拟, 而直

接从理论上求得菊花形混合器的混合效率, 对菊花形混合器的设计、优化和理论研究将具有非常重要的意义。为此, 本文在环形混合器混合效率理论计算的基础上, 综合本课题组^[1-4, 8]以及国内、外^[6-7]对菊花形混合器混合增强机理的多年深入研究, 得出了一套计算圆排菊花形混合器(以下简称菊花形混合器)混合效率的解析算法, 供菊花形混合器初步设计以及选型比较使用。

1 环形混合器

1.1 混合效率

标量混合效率可以描述流场中两股流体的混

收稿日期: 2008-03-30; 修订日期: 2008-12-03

基金项目: 航空科技创新基金重点项目(07B51002)部分资助

作者简介: 刘友宏(1963-), 男, 江苏东台人, 教授, 博士, 主要从事传热传质、红外、力学等研究。

合情况. 标量混合效率的定义如下:

$$\eta_k = \frac{1}{A} \int (1 - |\phi|) dA \quad (1)$$

式中 η_k 为环形混合器的标量混合效率; ϕ 为某特征标量, A 为流道的横截面积. 标量混合效率的物理意义可以解释为: 在只有两种分子参加的反应, 且反应系数为 1 : 1 的理想反应体系中, 生成物的质量占总质量的百分比. 由 Marble 的平板扩散火焰模型^[9]可知, 在两种流体的混合层中, 反应进行得无限快, 反应由扩散控制, 这样处于混合层中的流体可认为是完全反应, 即完全混合. 定义环形混合器喷管的轴向(沿流动方向)为 x 轴, 则某一轴向位置 x 处的标量混合效率 η_k 为混合层的横截面积与整个流道的横截面积之比.

1.2 环形混合器混合效率

(1) 式中, 混合层的横截面积可以通过研究混合层边界沿流向的变化规律得出. 环形混合器流场结构简单, 并且关于 x 轴对称, 可简化为二维轴对称的形式, 如图 1 所示^[10]. 可以采用有外流的圆射流来求解.

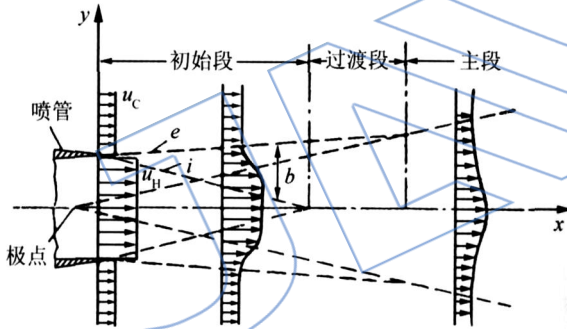


图 1 外流中射流的流场结构
Fig. 1 Flow field with the secondary flow

在涡扇发动机中, 混合器尾缘截面到下游出口的距离很短, 射流一般处于初始段. 由 Абрамови^[11]对圆射流的理论研究可知, 在初始段中, 混合层内边界变化规律为

$$y_i = -b \left[0.416 + 0.134 \frac{u_c}{u_H} \right] + \sqrt{r_0^2 - 0.042b^2 \left[1 + 0.8 \frac{u_c}{u_H} - 0.45 \left(\frac{u_c}{u_H} \right)^2 \right]} \quad (2)$$

式中 y 为图 1 中的纵坐标; i 表示射流核心区边界; y_i 为混合层内边界的高度; b 为混合层半宽度; u_H 为初始位置主流的速度; u_c 为初始位置次流的速度; r_0 为喷口半径.

混合层半宽度 b 随 x 方向的变化规律为

$$\frac{db}{dx} = \pm k_c \frac{u_H - u_c}{u_H + u_c} \quad (3)$$

式中 k_c 为实验常数, 初始段中一般取 0.27^[11], 当 $u_c > u_H$ 时, 上式取负号, 否则取正号. 对 (3) 式进行积分得

$$b = \pm k_c x_1 \frac{u_H - u_c}{u_H + u_c} \quad (4)$$

式中 x_1 的坐标原点位于图 1 中极点位置. 由 b 的定义可知混合层的外边界高度 y_e 为

$$y_e = b + y_i \quad (5)$$

根据射流初始段的定义, 当 $y_i = 0$ 时, 坐标点到原点的距离即为初始段的长度 x_2 . 求解 (2), (4) 式, 可得射流初始段的长度 x_2 , 无量纲化后, 表达式为

$$\frac{x_2}{r_0} = \frac{\pm}{k_c (u_H - u_c)} \sqrt{0.214 + 0.144 \frac{u_c}{u_H}} \quad (6)$$

当 $u_c > u_H$ 时, 上式取负号. 将 (2), (4) 式代入 (5) 式, 就可得到射流初始段外边界的纵坐标值.

2 菊花形混合器

菊花形混合器尾缘截面的混合周长较相同面积的环形混合器大, 所以主、次流的初始混合边界长度增加. 此外, 菊花形混合器在波峰、波谷处, 向内、向外各存在一定扩张角, 使主、次流产生互为相反方向的横向分速度, 这样在菊花形混合器尾缘处产生一对互相逆转并沿流动方向发展的旋涡, 即流向涡. 流向涡不仅可以增加流场中各个量的梯度, 还可以进一步增大主、次流接触面面积. 除此之外, 它还能使主流与次流之间产生大尺度的对流混合^[1]. 得益于这样的流动机理, 菊花形混合器大大提高了主、次流的混合效率. 以环形混合器混合效率 η_k 为基础, 菊花形混合器混合效率 η 可以表示为 η_k 与由于上述原因产生的混合增强系数 ($1/\lambda + \mu_6$) 的乘积, 表达式如下:

$$\eta = \eta_k (1/\lambda + \mu_6) \quad (7)$$

式中 η_k 为环形混合器的混合效率; $1/\lambda$ 为对于具有相同尾缘截面面积的环形混合器, 菊花形混合器在尾缘处因为混合边界长度的增加, 以及由于流向涡而引起的主、次流之间接触界面的增加, 界面上相关量梯度的增大, 所产生的混合增强系数. l 为接触界面周长; λ 为相邻两波谷间的距离 (即菊花形混合器的菊花周期长度); μ_6 为相对于具

有相同尾缘截面面积的环形混合器,菊花形混合器由于流向涡产生的大尺度对流混合的存在所引起混合增强系数.

对于流向涡环量 Γ 的变化规律,由环形流线流动模型 (Flow with circular streamlines)^[12] 可得

$$\Gamma = \Gamma_0 \left[1 - \exp \left(- \frac{r^2}{4t\nu} \right) \right] \quad (8)$$

式中 Γ_0 初始时刻的环量; ν 为粘性系数; r 二维流场中某点到涡心的距离; t 为时间. 由细长体近似法 (Slender-body approach)^[13] 可知, 当 $\frac{\Gamma}{u\lambda} \ll 1$

时, 可用 $\frac{x}{u}$ 来代替 t , 这样 (8) 式可以转化为三维稳态的形式

$$\Gamma = \Gamma_0 \left[1 - \exp \left(- \frac{r^2 \bar{u}}{4x\nu} \right) \right] \quad (9)$$

式中 Γ_0 为菊花形混合器尾缘处的环量, $\Gamma_0 = kr(u_H \tan \alpha_H + u_C \tan \alpha_C)$; u_H 为主流速度, u_C 为次流速度, 当 $\alpha_H = \alpha_C = \alpha$ 时, $\Gamma_0 = 2kr\bar{u} \tan \alpha$, h 为菊花形混合器的高度, α 为菊花形混合器张角, kr 取决于菊花形混合器的几何形状, 根据 Skebe 等人的研究^[14], $\frac{\Gamma_0}{u \tan \alpha} = 2kr = 4$; $\bar{u}$ 为尾缘处主、次流的平均速度; r 为流向涡涡核的半径, 在菊花形混合器尾缘下游, 因为流向涡充分发展所需的流向距离很短, 所以涡核半径变化可忽略, 涡核半径为常数 $\frac{\lambda}{4}$; $\bar{u}$ 为混合器尾缘处主

流的平均速度, $\bar{u} = \frac{u_C + u_H}{2}$; x 为轴向长度, 定义混合器尾缘处坐标 $x = 0$; ν 为湍流粘性系数, 可由 Prantl 混合长度理论得出

$$\nu = \frac{Sc_t}{D_t} = B \left(\frac{u_H - u_C}{u_H + u_C} \right)^2 \bar{u} x \quad (10)$$

式中 B 为经验系数, 约等于 0.0135.

由于尾缘下游存在流向涡, 菊花形混合器能在主、次流之间产生对流性质的混合. 根据平板火焰扩散模型 (Planar diffusion flame)^[9] 和细长体近似法^[13], 可得此原因引起的混合效率增强系数的计算公式. 在层流情况下

$$\mu = k_l \frac{D_t^{\frac{1}{3}} \Gamma_0^{\frac{2}{3}}}{u \lambda} \frac{x}{\lambda} \quad (11)$$

式中 μ 为由于流向涡引起的对流, 导致的混合增强系数; k_l 为常量, 值为 $2 \left(\frac{3}{2\pi} \right)^{\frac{2}{3}}$ ^[9]; D 为层流扩散系数.

在湍流情况下有

$$\mu_t = k_t \frac{D_t^{\frac{1}{3}} \Gamma_0^{\frac{2}{3}}}{u \lambda} \frac{x}{\lambda} \quad (12)$$

式中 k_t 为常量, 值为 $\left(\frac{4\sqrt{2}}{\pi} \right)^{\frac{2}{3}}$ ^[15]; D_t 为湍流扩散系数, 值可由 (10) 求出.

由环形流线流动模型可知, 随着时间的增加, 二维涡的边界逐渐变成螺旋形. 由平板火焰扩散模型^[9] 知, 涡的边界长度 l 的变化规律为

$$dl = \left[1 + \left(\frac{\Gamma_t}{\pi r^2} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} dl_0 \quad (13)$$

其中 l_0 为初始长度.

一般情况下, $\left(\frac{\Gamma_t}{\pi r^2} \right)^2 \gg 1$, 故 (13) 式可简化为

$$dl = \frac{\Gamma_t}{\pi r^2} dl_0 \quad (14)$$

对式 (14) 积分, 其中等式左边积分上限为流向涡半径 r , 值为 $\frac{\lambda}{4}$

$$l = \frac{4\Gamma_t}{\pi \lambda} \quad (15)$$

由细长体法^[13] 知, 当 $\frac{\Gamma}{u\lambda} \ll 1$ 时, $t = \frac{x}{u}$. 这样 (15) 式变形为

$$l = \frac{4\Gamma x}{\pi \lambda u} \quad (16)$$

将 (16) 式进行修正, 得 l/λ 的计算公式, 如下所示:

$$\frac{l}{\lambda} = c \frac{\Gamma}{u \lambda} \frac{x}{\lambda} \quad (17)$$

式中 c 为常数, 它与菊花形混合器的形状和流态有关, 无粘时, $c \approx 1.3$ ^[16]; 其他情况 $c = 0.4 \sim 0.5$ ^[5].

3 算例与结果分析

3.1 计算模型

菊花形混合器的几何结构如图 2 所示, 菊花瓣呈拱门形均匀分布. 每个瓣倾角 $\alpha = 12.1^\circ$, 瓣高 $h = 91.5 \text{ mm}$, 相邻波谷的距离 $\lambda = 35.325 \text{ mm}$, 外涵半径为 540 mm , 内涵入口半径为 405 mm , 尾缘到混合器出口长度为 810 mm , 混合器轴向长度为 1080 mm .

菊花形混合器内涵气体为燃气, 外涵气体为空气. 计算所采用的条件分为 4 个飞行工况, 如表 1 所示, 表 1 中 H 为飞行高度, Ma 为飞行马赫

数, Q 为质量流量, p^* 为总压, T^* 为总温.

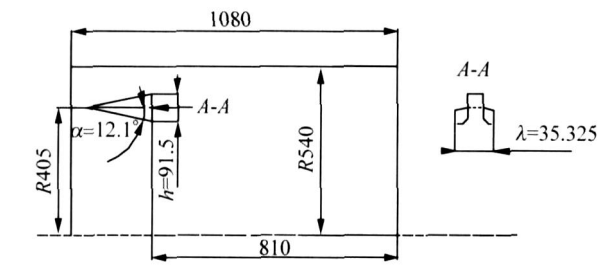


图 2 菊花形混合器结构示意图
Fig. 2 Scheme of a lobe mixer

表 1 边界条件

Table 1 Boundary conditions

Case	H/km	Ma	$Q/(\text{kg} \cdot \text{s}^{-1})$	p^*/MPa	T^*/K
1 外涵	0	0	37.36	0.308	432
1 内涵	0	0	64.31	0.296	999
2 外涵	0	0.99	72.78	0.502	478
2 内涵	0	0.99	91.58	0.418	986
3 外涵	11	0.72	12.91	0.108	389
3 内涵	11	0.72	24.23	0.106	909
4 外涵	18	1.89	12.91	0.108	389
4 内涵	18	1.89	24.23	0.106	909

3.2 结果与讨论

根据前面提出的混合器混合效率的解析解和计算方法,本文编制了相应的 C 语言源程序,对 3.1 节中的计算模型进行了求解(其中常数 $c = 0.5$). 工况 1 下计算的菊花形混合器尾缘下游,相对于相同喷口面积的环形混合器,因为混合边界初始长度增加,以及由于流向涡的产生,导致的主、次流之间接触界面长度增加、界面上相关量的梯度增大,所造成的菊花形混合器混合增强系数 $(1/\lambda + \mu_6)$ 随流向的变化规律,如图 3 所示. 工况 1 下菊花形混合器尾缘下游流向涡环量 Γ 沿流向的变化规律如图 4 所示. 工况 1 下基准环形混合器的混合效率 η_k 随流向的变化规律如图 5 所示. 图 5 同时还给出了 4 种飞行工况下菊花形混合器混合效率 η_k 随流向的变化规律曲线.

由图 5 可见,菊花形混合器混合效率在初始段沿流向快速上升,这是因为在菊花形混合器尾缘附近,流向涡处于形成、发展阶段,环量 Γ 减少

非常小,近似可认为不变,如图 4 所示,而内外两股流体突然接触,混合增强系数 $(1/\lambda + \mu_6)$ 迅速增加,如图 3 所示,所以在这一阶段中,菊花形混合器混合增强系数快速增长,混合效率迅速增大. 随着流动的发展,由于摩擦产生的耗散作用,流向涡环量迅速减小,如图 4 所示;但因为流向涡作用范围的进一步增大,混合增强系数 $(1/\lambda + \mu_6)$ 仍然增加,当流向涡达到充分发展状态时,混合增强系数 $(1/\lambda + \mu_6)$ 达到最大;随后混合增强系数 $(1/\lambda + \mu_6)$ 沿着流动方向逐渐减小,减小速度逐渐变缓,如图 3 所示. 随着流动的进一步发展,当流向涡环量减小到一定值后,减小速率变慢,此时流向涡已经较弱,对于混合的强化作用也非常小,这样菊花形混合器混合形式从以流向涡对流混合为主逐渐转变为以扩散混合为主,如图 5 所示. 当流向涡环量进一步减小至不再变化或者变化非常小时,流向涡的能量几乎耗散殆尽,流向涡对混合不再有强化作用,这时主次流混合的主要推动力为扩散,因此,此阶段中菊花形混合器混合效率曲线上升斜率与环形混合器混合效率曲线上升斜率几乎相同.

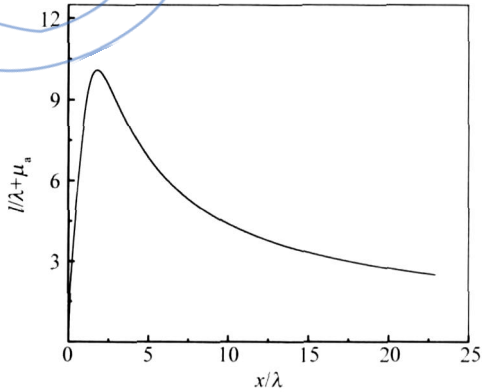


图 3 工况 1 下 $(1/\lambda + \mu_6)$ 随流向的变化规律
Fig. 3 $(1/\lambda + \mu_6)$ vs. flow distance in case 1

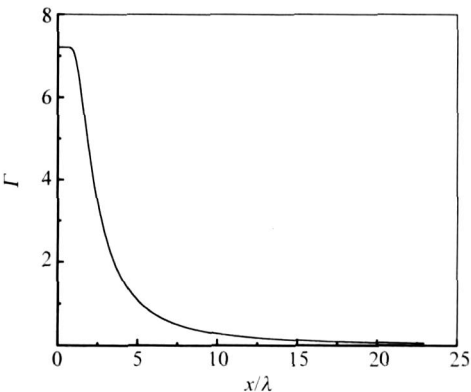


图 4 工况 1 下 Γ 随流动的变化规律
Fig. 4 Γ vs. flow distance in case 1

为了验证本文提出的菊花形混合器混合效率解析算法的计算精度,以工况1为研究对象,基于N-S方程建立了菊花形混合器流场计算模型^[3,8],采用FLUENT软件进行了详细的数值模拟研究,研究结果另文发表.计算所得的菊花形混合器尾缘出口截面下游混合效率沿流向的变化规律与本文解析算法计算结果的比较如图6所示.由图6可知,本文混合效率理论解与CFD结果基本一致.

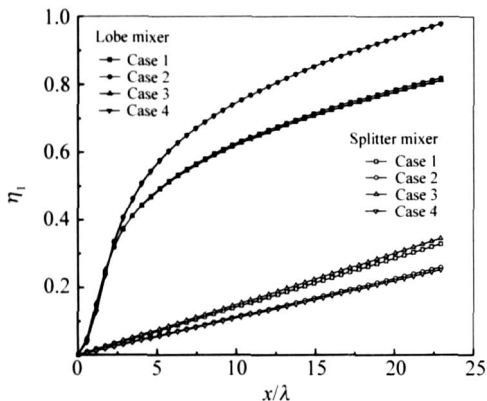


图5 各种工况下混合效率随流动的变化规律

Fig.5 Scalar mixing efficiency vs. flow distance

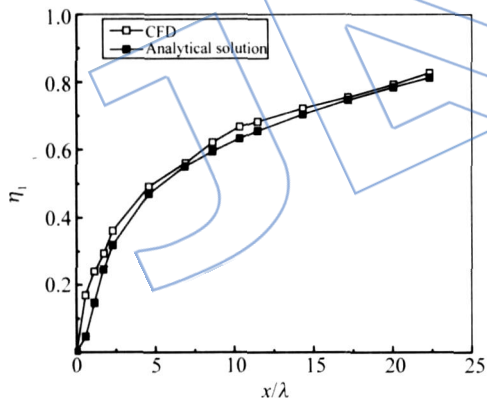


图6 工况1下解析算法与N-S方程计算结果的比较

Fig.6 Results comparisons between the analytical solution and the CFD solution based on the N-S eq.

4 结 论

本文在深入研究菊花形混合器强化混合机理的基础上,提出了混合效率解析解和相应的理论计算方法,编制了相应的源程序,对计算结果的分析可知,解析算法所得到的混合效率的变化规律符合物理规律,精度较高,能够应用于菊花形混合器的设计、选型和优化研究.

致谢:

本文工作受到了航空科技创新基金重点项目的支助,作者表示衷心的感谢.

参考文献:

- [1] 刘友宏,李立国. 有无中心锥圆排波瓣喷管引射器内流场模拟与比较[J]. 航空动力学报, 2002, 17(3): 280-286.
LIU Youhong, LI Ligu. Numerical simulation of flow field in circularly lobed exhaust-ejector mixer with/ without a central plug [J]. Journal of Aerospace Power, 2002, 17(3): 280-286. (in Chinese)
- [2] 刘友宏,陈锵,李立国. 圆排波瓣圆柱混合管的气动特性实验研究[J]. 南京航空航天大学学报, 2000, 32(4): 375-380.
LIU Youhong, CHEN Qiang, LI Ligu. Experimental investigation of internal aerodynamics of periodically axis-symmetry lobed exhaust-ejector mixers [J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2000, 32(4): 375-380. (in Chinese)
- [3] LIU Youhong. Experimental and numerical investigation of circularly lobed ejector with bend mixers [J]. Heat Transfer Asian Research, 2007, 36(7): 387-397.
- [4] LIU Youhong. Experimental and numerical research on high pumping performance mechanism of lobed exhaust-ejector [J]. International Communication of Heat and Mass Transfer, 2007, 34: 197-209.
- [5] Waitz I A, Qiu Q J, Manning T A, et al. Enhanced mixing with streamwise vorticity [J]. Progress in Aerospace Sciences, 1997, 33(5-6): 323-351.
- [6] ZHANG Jingzhou, SHAN Yong, LI Ligu. Computation and validation of parameter effects on lobed mixer-ejector performances [J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2005, 18(3): 193-198.
- [7] Ellou J K, Manning T A, Qiu Y J, et al. Computational and experimental studies of flow in multi-lobed forced mixers [R]. AIAA Paper 92-3568.
- [8] LIU Youhong. Experimental and numerical investigation of circularly lobed nozzle with/ without central plug [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2002, 45(12): 2577-2585.
- [9] Marble F E. Growth of a diffusion in the field of a vortex [C]// Recent Advances in the Aerospace Science. New York: Plenum Publishing, 1985.
- [10] 费祥麟,胡庆康. 高等流体力学[M]. 西安:西安交通大学出版社, 1989:461-468.
- [11] 谢象春. 湍流射流理论与计算[M]. 北京:科学出版社, 1975:125-156.
- [12] Batchelor G K. An introduction to fluid dynamics [M]. U. K.: Cambridge University Press, 2004:201-205.

- [13] Marble F E, Zukoski E E, Jacobs J W, et al. Shock enhancement and control hypersonic mixing and combustion [R]. AIAA-90-1981.
- [14] Skebe S A, Paterson R W, Barber T J. Experimental investigation of three-dimensional forced mixer lobed flow fields [R]. AIAA 88-3785.
- [15] Fung A K S. Modeling of mixer-ejector nozzle flows [D]. M. A. : MIT, Department of Aeronautics and Astronautics, 1995.
- [16] Tew D E. A computational study of mixing downstream of a lobed mixer with a velocity difference between the co-flow stream [D]. M. A. : MIT, Department of Aeronautics and Astronautics, 1992.

JALSP