

文章编号: 1000-8055(2006)05-0837-06

涡流器燃烧室头部两相反应 流数值模拟

蔡文祥, 胡好生, 赵坚行

(南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016)

摘 要: 在任意曲线坐标系中数值模拟带涡流器燃烧室头部的三维两相反应流场, 其中, 采用偏微分方程法生成块结构网格; 气相在 Euler 坐标系下采用修正的 $k-\varepsilon$ 双方程模型处理紊流特性, 用修正的 EDM-Arrhenius 紊流燃烧模型模拟化学反应速率, 用六通量模型考虑热辐射的影响; 液相处理采用在 Lagrange 坐标系下颗粒群轨道模型。在非交错网格系下采用 SIMPLE 算法及混分差分格式求解离散方程, 采用单元内颗粒源法 (PSIC) 算法进行两相之间的耦合, 计算所得的旋流数与试验数据相当接近。结果表明涡流器几何形状对燃烧室流场影响较大, 涡流器的优化设计可以提高燃烧性能。

关 键 词: 航空、航天推进系统; 数值模拟; 两相反应流; 涡流器; 燃烧室
中图分类号: V231.2 **文献标识码:** A

Numerical investigation of two-phase reacting flows in annular combustor domes with swirl cup

CAI Wen-xiang, HU Hao-sheng, ZHAO Jian-xing

(College of Energy and Power Engineering,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: In arbitrary curvilinear coordinate system, numerical simulations of three-dimensional and two-phase reacting flows in annular combustor domes with the swirl cup are performed. The block-structured grids are generated by solving a system of elliptic partial differential equations. The gas phase equations are solved in an Eulerian frame of reference. Modified $k-\varepsilon$ model is employed to describe the turbulent characteristics. Modified Eddy Dissipation Model-Arrhenius turbulent combustion model is used to determine the reaction rate. To consider the influence of heat radiation, the six flux model is applied to the predictions of radiant heat transfer in the combustor. The liquid phase is treated in a Lagrangian frame of reference with the particle trajectory model. Hybrid scheme and SIMPLE algorithm are used to solve the finite-difference equations in non-staggered grid system. The couple of the gas phase and the liquid phase is adopted by the Particle Source in cell Method (PSIC). The calculating swirl number is in agreement with experimental data. Predictions show that the influence of different geometries of the swirl cup on combustor flow characteristics is considerable. So the combustion performance may be improved by the optimum design of the swirl cup.

收稿日期: 2005-08-30; 修订日期: 2006-03-01

作者简介: 蔡文祥 (1979-), 男, 江苏徐州人, 南京航空航天大学能源与动力学院博士生, 主要从事燃烧过程的数值模拟研究。

Key words: aerospace propulsion system; numerical simulation; two-phase reacting flow; swirl cup; combustor

随着计算燃烧学的逐渐发展,在航空发动机的设计和验证中用数值计算替代部分试验已成为可能。国内外对燃烧室进行数值与试验研究大都针对涡喷或涡扇发动机而很少涉及小型涡轴发动机,如 H. C. Mongia 等人^[1]数值分析影响 CFM-56 和 GE90 等涡流器性能的各种因素以及不同紊流模型对涡流器流场计算的影响, G. G. Manampathy 等人^[2]利用商业程序 FLUENT 6.0 数值计算 CFM56 涡流器火焰筒油雾燃烧流场,并利用 PDPA 和 LDV 对其进行相应的实验研究。本文研究一种装有斜切径向涡流器(见图 1)的涡轴发动机环形燃烧室头部,在其火焰筒内外环壁上开有主燃孔、掺混孔和气膜冷却孔。而此斜切径向涡流器(又称为涡流器)是由开有斜切孔空气套(主涡流器)和径向涡流器(副涡流器)两个基本部分组成。来流一是通过周向均布的 6 个斜切圆孔进入主涡流器内,二是通过由 8 个周向均布的弯叶片组成的叶栅通道的径向涡流器进入涡流器内,两股旋量和方向不同的旋流在空气套出口,涡流器的尾缘处相遇进行混合,形成两股旋转方向相反的反向双旋流。在火焰筒头部生成火焰稳定所要求的回流区。由于涡流器沿火焰筒周向均布,故只需计算带有一个涡流器头部扇形区域。因带涡流器燃烧室形状复杂,本文采用偏微分方程和分区法生成三维贴体网格,在任意曲线坐标系下利用修正 $k-\varepsilon$ 双方程紊流模型、修正 EDM-Arrhenius 紊流燃烧模型、六通量热辐射模型以及颗粒群轨道模型等对三维两相化学反应流场进行计算,数值分析径向涡流器几何尺寸的改变对带涡流器燃烧室头部两相反应流场的影响。计算所得的速度矢量、温度以及组分浓度等分布可为涡流器的优化设计提供有用的依据。

1 控制方程及边界条件

1.1 三维任意曲线坐标系下控制方程

在三维任意曲线坐标系下进行油雾燃烧流场计算,各个变量的守恒方程通用形式为:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \xi}(\rho U \phi) + \frac{\partial}{\partial \eta}(\rho V \phi) + \frac{\partial}{\partial \zeta}(\rho W \phi) = \\ \frac{\partial}{\partial \xi} \left[\frac{\Gamma_\phi}{rJ} (q_{11} \phi_\xi + q_{12} \phi_\eta + q_{13} \phi_\zeta) \right] + \\ \frac{\partial}{\partial \eta} \left[\frac{\Gamma_\phi}{rJ} (q_{21} \phi_\xi + q_{22} \phi_\eta + q_{23} \phi_\zeta) \right] + \end{aligned}$$

$$\frac{\partial}{\partial \zeta} \left[\frac{\Gamma_\phi}{rJ} (q_{31} \phi_\xi + q_{32} \phi_\eta + q_{33} \phi_\zeta) \right] + rJ S_\phi + S_{p\phi} \quad (1)$$

式中 U, V 和 W 为任意曲线坐标系 (ξ, η, ζ) 下的速度,称为逆变速度,变量 ϕ 分别为速度 u, v 和 w ,紊流动能 k 和紊流动能耗散率 ε ,焓 h ,混合分数 f ,燃油成分 m_{fu} ,浓度脉动均方值 g ,辐射通量 R_x, R_r 和 R_θ 。 Γ_ϕ 为各变量的输运系数 S_ϕ 为气相场源项, $S_{p\phi}$ 为颗粒群产生的源项,具体含义见文献[3]。

1.2 边界条件处理

1.2.1 进口条件:

流量分配给定,涡流器的斜切孔、径向涡流器以及火焰筒的进口气流参数可由流量、压力和进口面积等参数确定。由于径向涡流器内有周向均布的径向叶片,形成高度扭曲的叶栅通道,为了计算简便,避免网格质量的恶化,单独计算叶栅通道,将所得结果作为涡流器进口条件之一,从而充分考虑涡流器叶栅对于流场的影响。

1.2.2 固壁和周期边界条件:

近壁区域采用两层壁面函数处理;令周期位置的变量值相等,即在周向: $\phi_1 = \phi_{n-1}, \phi_1 = \phi_2$ 。

1.2.3 火焰筒壁温处理:

在计算火焰筒壁温时需耦合考虑导热、辐射和对流换热对壁温的影响,因此火焰筒壁面与燃气流之间换热关系式可表示为:

$$\begin{aligned} q_w &= \frac{T_M - T_c}{1/G_r + \sigma C_p / \lambda_r}, \\ G_r &= \frac{-\rho C_\mu^{1/4} k_p^{1/2} C_p}{\sigma_r \left[\frac{1}{k} \ln(E y_p^+) + Pr \right]} \quad (2) \end{aligned}$$

式中, $a_r = \frac{\sigma(T_1^4 - T_2^4)}{T_1 - T_2}$, $y_p^+ = (\rho C_\mu^{1/4} k_p^{1/2} y_p) / \mu_0$ 。

其中: T_M 为近火焰筒内壁面气流温度, T_c 为近火焰筒外壁面处气流温度, T_w 为火焰筒壁温, a_r 为辐射换热系数, q_w 为换热热流, λ_r 为导热系数。

2 数学模型

2.1 修正的 $k-\varepsilon$ 双方程紊流模型

在标准 $k-\varepsilon$ 紊流模型中模型系数 C_μ 是根据 k 方程中产生项 G 和消耗项 $\rho\varepsilon$ 达到平衡得到的,忽略对流与扩散的影响,但对于本文所研究的复杂的紊流流动,平衡流动是不存在的。为了考虑局部气流结

与紊流强度对气流流动的影响,文献[4]标准 $k\epsilon$ 模型进行修正。假设模型系数 C_μ 与 $G/\rho\epsilon$ 有关:

$$C_\mu = \frac{2}{3} \frac{1 - \alpha}{w} \frac{1 - (1 - 1/w) [1 - \alpha(G/\rho\epsilon)]}{\{1 + (1/w) [(G/\rho\epsilon) - 1]\}^2} \quad (3)$$

式中:产生项 $G = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j}$, α 约为 0.598 ~ 0.549, w 约为 2.5 ~ 2.8。

2.2 修正的 EDM-Arrhenius 紊流燃烧模型^[5]

修正的 EDM 模型的主要思想为:当反应物气团因耗散而变小时,能以分子尺度混合,并且温度又较高时,分子之间碰撞机会增多,化学反应才能进行,在紊流中分子尺度混合是与最小尺度有关,而气团耗散不是均匀分布,因此化学反应主要发生在充满小尺度涡团的耗散区,而且还取决于涡团中包含燃料、氧化剂和燃烧产物中浓度值最小的一个,此时化学反应速率可用下式来表示:

$$R_{fu, EDM} = 23.6 \left(\frac{\nu \epsilon}{k^2} \right)^{0.25} \frac{\epsilon}{k} \chi(\rho C_{\min}) \quad (4)$$

式中: $C_{\min} = \min[A m_{fu}, A m_{ox}/S, B m_{pr}/(1+S)]$,

$\chi = \frac{m_{pr}/(1+S)}{m_{pr}/(1+S) + m_{fu}}$, S 为化学恰当比。

为了考虑温度对于化学反应速率的影响,化学反应速率可表示为:

$$R_{fu} = \min(R_{fu, EDM}, R_{fu, Arr}) \quad (5)$$

式中: $R_{fu, Arr}$ 由 Arrhenius 公式得出,即 $R_{fu, Arr} = B \rho^2 m_{ox} m_{fu} \exp(-E/RT)$ 。

此模型适用于反应快或反应较慢的化学反应两种情况,能自动选择组分以控制速率,并可用于预混火焰及扩散火焰,故本文用其研究三维紊流旋流两相反应流场。

2.3 六通量辐射模型

由于燃烧室内温度较高,火焰对周围气流和壁面有强烈的传热,在火焰传热过程中辐射换热起主要作用,本文采用六通量辐射模型^[6]来考虑热辐射对燃烧室壁温、气流分布的影响:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dx} \left(\frac{1}{a+s} \frac{dR_x}{dx} \right) &= \\ a(R_x - E_b) + \frac{\epsilon}{3} (2R_x - R_r - R_\theta) \\ \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(\frac{1}{a+s+1/r} \frac{dR_r}{dr} \right) &= \\ a(R_r - E_b) + \frac{\epsilon}{3} (2R_r - R_x - R_\theta) \\ \frac{1}{r} \frac{d}{d\theta} \left(\frac{1}{a+s+rd\theta} \frac{dR_\theta}{d\theta} \right) &= \\ a(R_\theta - E_b) + \frac{\epsilon}{3} (2R_\theta - R_x - R_r) \end{aligned} \quad (6)$$

为了估算辐射热流和气流温度,考虑热辐射对总焓变化的影响,在能量方程中加入辐射热源项 S_h $= 2a(R_x + R_r + R_\theta - 3E)$ 。

2.4 颗粒群轨道模型

液相采用 Lagrange 方法处理,按照颗粒轨道模型求解油珠的运动轨迹,以及沿轨道的颗粒速度、大小和温度的变化过程。假定喷嘴雾化尺寸服从 Rosin-Rammler 分布为: $R = 1 - \exp[-(d_d/\bar{d})^n]$, 其中, R 是直径小于 d_i 的油珠质量占油珠总质量的百分数, $\bar{d}$ 是油珠的特征尺寸, n 是均匀度指数。在任意曲线坐标系下油珠的运动方程为:

$$\begin{aligned} \frac{dU_p}{dt} &= -\frac{1}{\tau_d} (U_p - U_g) + \frac{\xi_r W_p^2}{r_p} - \frac{\xi_{\theta V_p W_p}}{r r_p} \\ \frac{dV_p}{dt} &= -\frac{1}{\tau_d} (V_p - V_g) + \frac{\eta_r W_p^2}{r_p} - \frac{\eta_{\theta V_p W_p}}{r_p} \\ \frac{dW_p}{dt} &= -\frac{1}{\tau_d} (W_p - W_g) + \frac{\zeta_r W_p^2}{r_p} - \frac{\zeta_{\theta V_p W_p}}{r r_p} \end{aligned} \quad (7)$$

式中: $\tau_p = \left(\frac{\rho D^2}{18\mu} \right) \left(\frac{24}{C_D Re} \right)$ 为油珠颗粒弛豫时间,

U_g, V_g, W_g 和 U_p, V_p, W_p 分别为曲线坐标系下气相和液相逆速度分量, $Re = \rho_g D |u_g - u_p|/\mu$ 为油珠颗粒雷诺数, ρ_g 和 μ_g 分别为气相的密度和粘性系数, D 为油珠颗粒直径, C_D 为阻力系数。对于蒸发的油珠,其直径随时间变化的速率为:

$$\frac{dD}{dt} = -\left(\frac{C_b}{2D} \right) (1 + 0.23 Re^{\frac{1}{2}}) \quad (8)$$

式中 C_b 为蒸发率常数^[3]。油珠温度到达沸点温度之前,其温度随时间的变化率为:

$$dT_p/dt = 6\lambda N u (T - T_p) / (\rho_p D^2 C_{p,d}) \quad (9)$$

3 数值计算结果分析

3.1 网格生成

由于斜切径向涡流器是一个多连通区域,为了保证生成网格的质量,满足流场计算要求,本文采用型线定点法确定网格边界,再采用偏微分方程和分区法生成三维贴体网格^[7]。网格总数为 $87 \times 54 \times 66$ 。图 2 为燃烧室网格图侧视图,由图可知,在火焰筒进口装有一个斜切径向涡流器,火焰筒壁面上开有的主燃孔、掺混孔等。本文研究两种燃烧室 A 和 B 的径向涡流器主要特征尺寸如表 1 所示,其中 R_{sB}/R_{sA} 和 r_{sB}/r_{sA} 分别为两种径向涡流器叶栅通道进出口曲率半径比, R_{sB}/R_{sA} 为涡流器出口喉道半径比。图 3 为两种径向涡流器叶栅网格(左 A, 右 B), 图 4 为两涡流器周向中

心截面 $K=24$ 网格图(左 A,右 B),两叶栅通道以及径向涡流器形状不相同,在燃烧室 A 则通过等截面环形通道与空气套相连,燃烧室 B 径向涡流器出口通过收缩扩张环形通道与空气套相连。由表 1 知燃烧室 B 径向涡流器要大于燃烧室 A 的。

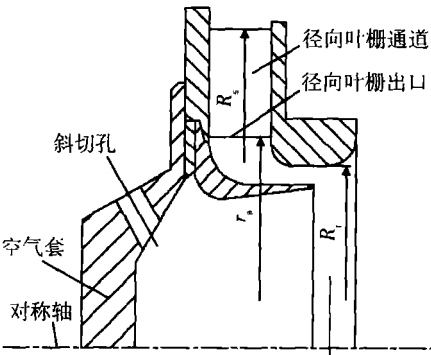


图 1 斜切径向涡流器结构
Fig. 1 Schematic structure of swirl cup

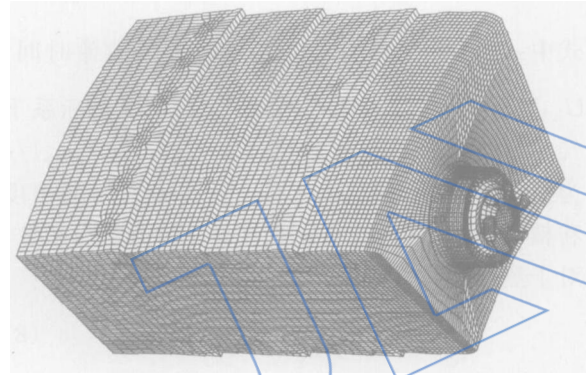


图 2 燃烧室网格图侧视图
Fig. 2 Three dimension body-fitted grid of combustor

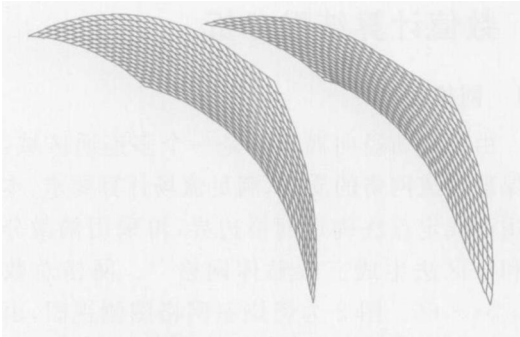


图 3 径向涡流器叶栅网格(左 A,右 B)
Fig. 3 Blade grid(left-A ,right-B)

3.2 流场计算

本文数值分析径向涡流器几何尺寸改变对火焰筒燃烧流场的影响。部分计算结果如图 5~图 15 所示。其中,图 5 和图 6 分别为通过两种燃烧

室涡流器中心和主燃孔截面 ($K=24$) 的速度矢量图,与燃烧室 A 相比,燃烧室 B 的涡心上下较对称以及其回流区大于燃烧室 A。这是因径向涡流器出口通道形状和尺寸不同,涡流器出口双旋流的旋量和旋流强度也不同,从而影响火焰筒主燃区流场。

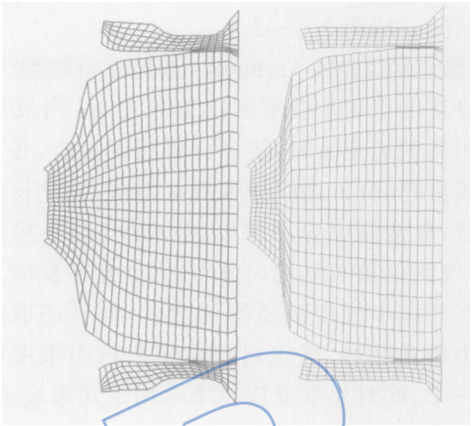


图 4 涡流器计算区域 $K=24$ 截面网格图
(左 A,右 B)

Fig. 4 $K=24$ Swirler grid (left-A ,right-B)

表 1 涡流器特征尺寸比值

Table1 Swirl cup characteristic dimension

	R_B / R_{sA}	r_B / r_{sA}	R_B / R_{sA}
无量纲比值	1.043	1.092	1.047

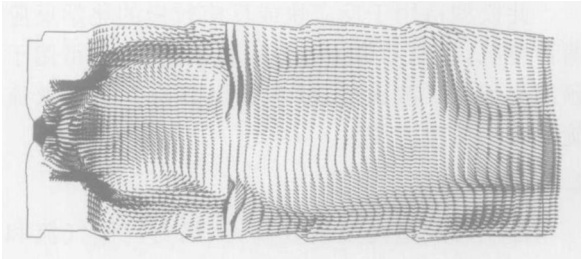


图 5 燃烧室 A 中 $K=24$ 截面速度矢量
Fig. 5 $K=24$ Velocity vector in combustor-A

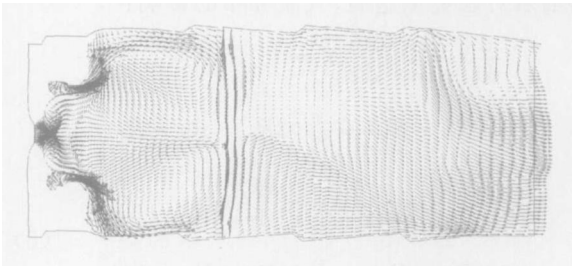


图 6 燃烧室 B 中 $K=24$ 截面速度矢量
Fig. 6 $K=24$ Velocity vector in combustor-B

图 7 和图 8 分别为两种燃烧室 $K=24$ 剖面温度分布,与回流区相对应,燃烧室 B 的主燃区

要比 A 大,主燃孔之后,第二排掺混孔的气流与高温燃气掺混,降低出口气流温度。

图 9 和图 10 分别为两种燃烧室在主燃孔 ($I = 52$)、第一掺混孔 ($I = 64$)、第二掺混孔 ($I = 76$)、出口 ($I = 88$) 等横截面温度分布。由图可知,冷空气从主燃孔和掺混孔进入火焰筒内,在靠近内外环面处相应位置存在明显的温度梯度,各掺混孔气流的穿透深度大于主燃孔,掺混孔后燃气温度依次降低,两种燃烧室温度分布规律基本相同。图 11 和图 12 分别为燃烧室 A 和 B 内环壁温分布,由图可见,燃烧室 B 的壁面温度要低于燃烧室 A,并且要比燃烧室 A 好些。

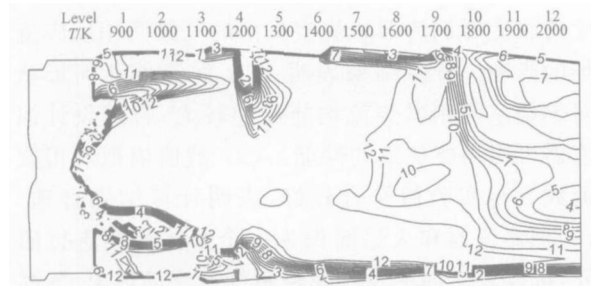


图 7 燃烧室 A 中 $K=24$ 截面温度分布

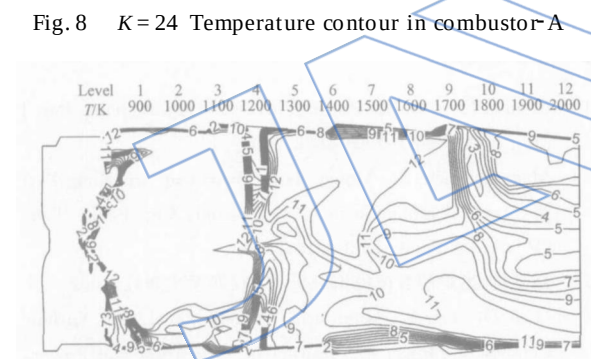


图 8 燃烧室 B 中 $K=24$ 截面温度分布

Fig. 9 $K=24$ Temperature contour in combustor- A

图 13 和图 14 分别为两种燃烧室 $K=24$ 截面的燃油浓度分布。由图可知,虽然两种燃烧室油雾锥角相同,但由于燃烧室 B 的回流区比燃烧室 A 宽些,使燃烧室 B 头部的燃油分布较燃烧室 A 宽些,浓度较高的区域要小些,因而燃烧室 B 的燃烧效率也高于燃烧室 A。

涡流器的主要功用是在火焰筒头部产生高速旋转气流,形成稳定火焰的回流区,不同涡流器所产生旋流的旋量和强度不同,所得的回流区也不同。通常采用旋流数作为旋流强度的准则,来衡量涡流器的性能。旋流数大,旋流强度大,产生的回流区也大,旋流数可定义为:

$$S_N = \frac{\text{气流通过旋流器后具有的旋转角动量}}{\text{气流通过旋流器后具有的轴向角动量}} \times R$$

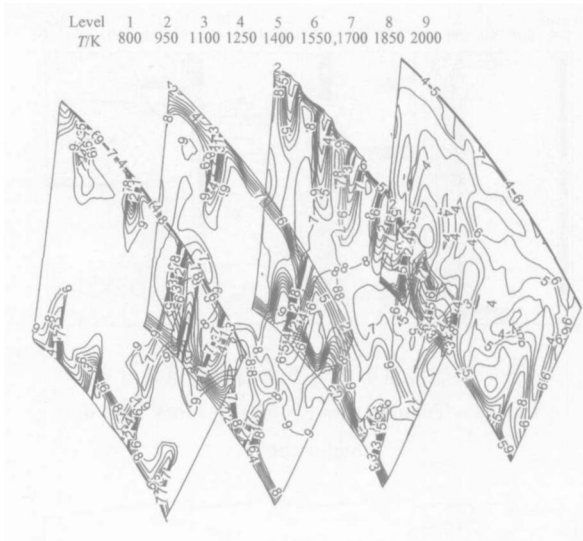


图 9 燃烧室 A 沿轴向温度变化

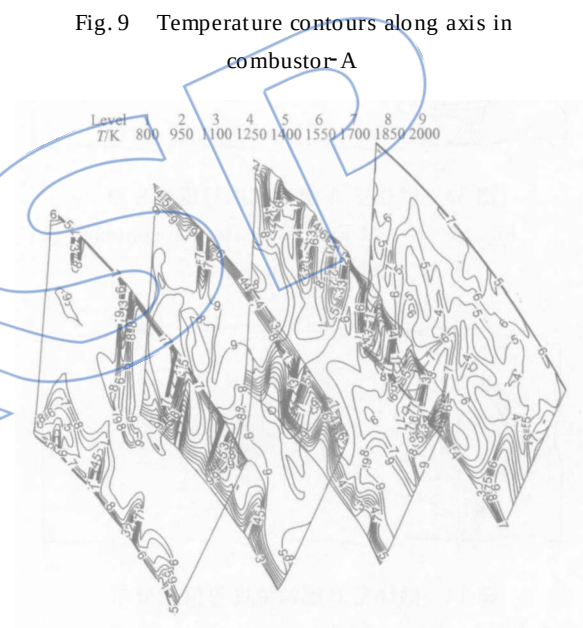


图 10 燃烧室 B 沿轴向温度变化

Fig. 10 Temperature contours along axis in combustor-B

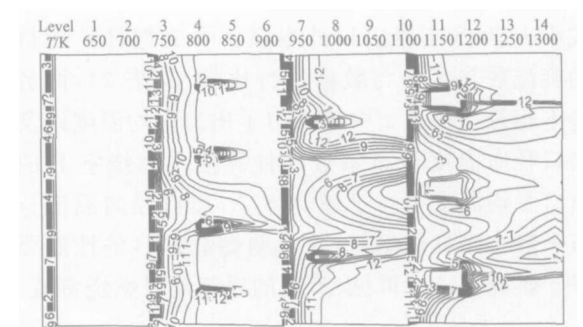


图 11 燃烧室 A 内环壁面温度等值线分布

Fig. 11 Temperature contour of inner wall in combustor A

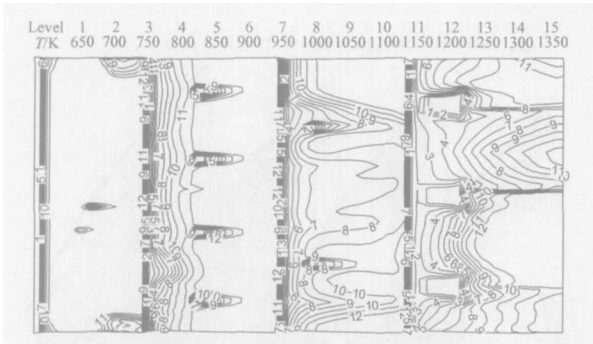


图 12 燃烧室 B 内环壁面温度等值线分布

Fig. 12 Temperature contour of inner wall in combustor B

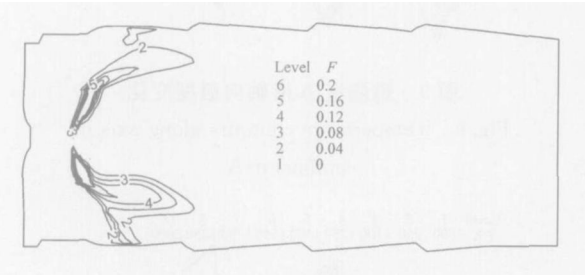


图 13 燃烧室 A 燃油浓度等值线分布

Fig. 13 K = 24 Fuel concentration contour in combustor A

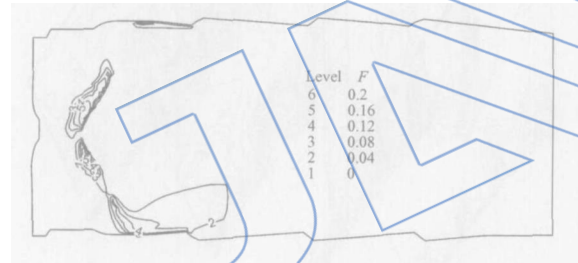


图 14 燃烧室 B 燃油浓度等值线分布

Fig. 4 K = 24 Fuel concentration contour in combustor B

= $\frac{G_p}{G_x R}$ (10)

式中 R 为涡流器出口外半径。本文把计算所得的旋流数与实验与数据进行比较(见表 2),两者基本相符。在表 2 中还给出了出口平均温度以及出口径向温度分布系数的计算值。燃烧室 B 的出口平均温度要高于燃烧室 A,出口径向温度分布系数小于燃烧室 A,这说明燃烧室 B 的性能要好于燃烧室 A。可见,不同的涡流器对燃烧室流

场及燃烧过程产生较大的影响。

表 2 实验与数值模拟结果

Table 2 Data of experiment and numerical simulation

	旋流数 (实验)	旋流数 (计算)	出口平均温度 T/ K	出口径向温 度分布系数
燃烧室 A	0.55	0.54	1 457	0.415
燃烧室 B			1 521	0.384

4 结 论

在任意曲线坐标系下数值研究涡流器几何尺寸的改变对涡流器燃烧室头部的三维两相反应流场的影响。计算结果表明:(1) 涡流器几何形状对燃烧室两相燃烧流场能影响较大,合理设计涡流器可提高燃烧室的性能。(2) 数值模拟所得旋流数 S 与实验值符合较好,表明计算结果合理。(3) 把涡流器和火焰筒作为一个整体流场进行研究,可以较全面的反映燃烧室气流流动现象,为燃烧室优化设计和研制研究提供有用的参考依据。

参考文献:

[1] Mongia H C, M. A F Roub, et al, Swirl Cup Modeling Part I [R]. AIAA Paper 2001-3576, 2001.

[2] Manampathy G G, Mongia H C. Swirl Cup Modeling- Part III: Spray Combustion in CFM-56 Single Cup Flame Tube [R]. AIAA Paper 2003-0319, 2003.

[3] 赵坚行, 燃烧的数值模拟[M], 北京: 科学出版社, 2002.

[4] Lee D, Yeh L. Numerical Simulations of Gas Turbine Combustor Flows[J]. Journal of Propulsion and Power, 1993, 37(4) :322.

[5] Magnussen B F. Effects of Turbulent Structure and Local Concentrations on Soot Formation and Combustion in C₂H₂ Diffusion Flames[R]. 17th Symposium (Int.) on Combustion ,p. 1383, 1978

[6] Khali E E. Modelling of Furnaces and Combustors[M]. Abacus Press. 1982.

[7] 蔡文祥, 胡好生, 赵坚行. 环形燃烧室火焰筒及旋流器流场计算[J]. 工程热物理学报, 2005, 26 :253-256.

Cai Wenxiang, Hu Haosheng, Zhao Jianxing. Numerical Simulation of Turbulent Flows in Annul Combustors with Swirler[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2005, 26 :253-256.