

文章编号: 1000-8055(2010)05-0993-06

数值研究环形回流燃烧室紊流燃烧流场

蔡文祥^{1,2}, 赵坚行², 胡好生², 武晓松¹

(1. 南京理工大学, 机械工程学院, 南京 210094;

2. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016)

摘 要: 在任意曲线坐标系下, 采用四步反应机理数值研究回流环形燃烧室内燃烧过程中间及最终产物的生成. 采用重整化群 $k-\varepsilon$ 模型、涡团耗散模型及离散坐标法分别模拟紊流黏性、燃烧反应速率及辐射传热; 采用随机颗粒轨道模型描述油珠温度、运动及其尺寸变化等过程; 采用 PISO (pressure implicit split-operator) 算法对离散方程进行求解; 在非交错网格体系下, 预估该燃烧室三维两相燃烧流场以及燃烧产物分布. 计算与实验结果较为相符, 表明本文的数值方法及模型可靠, 可为环形回流燃烧室的优化设计及污染物减排提供技术支持.

关 键 词: 数值模拟; 燃烧室; 四步反应机理; 离散坐标; 污染物

中图分类号: V231. 2

文献标识码: A

Numerical research of turbulent combustion in reversed-type annular combustor

CAI Wen-xiang^{1,2}, ZHAO Jian-xing², HU Hao-sheng², WU Xiao-song¹

(1. College of Mechanical Engineering,

Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

2. College of Energy and Power Engineering,

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

Abstract: In the arbitrary curvilinear coordinates, intermediate and final production formations of the reverse-flow annular combustor with swirl cup were numerically investigated by the four-step reaction mechanism. The renormalization group (RNG) $k-\varepsilon$ model, eddy-dissipation model (EDM) and discrete-ordinate method were used to simulate the turbulent viscosity, reaction rate and radiative heat transfer, respectively. The stochastic particle trajectory model was applied to simulation of the droplet trajectories, size and temperature history. Discretization equations were solved with pressure implicit split-operator (PISO) algorithm. The three-dimensional two-phase reacting flow fields and profiles of combustion production were predicted on a non-staggered grid system. Calculations are in reasonable agreement with experimental data. It is shown that the numerical methods and models adopted are reliable and can be used to provide technology support for the optimum design and reducing pollutant emission in the reverse-flow combustor.

Key words: numerical simulation; combustor; four-step mechanism; discrete-ordinate; pollutant

回流环形燃烧室因具有与离心压气机匹配最佳, 轴系较短, 可减轻发动机质量, 对燃烧室进口

条件不敏感等优点, 自上世纪 60 年代以来一直是小型航空发动机的主要形式. 但该类型燃烧室存

收稿日期: 2009-11-12; 修订日期: 2010-03-01

作者简介: 蔡文祥(1978-), 男, 江苏睢宁人, 博士后, 主要从事燃烧过程数值模拟与实验研究. E-mail: haidaicai@sina.com

在表面积/体积比大,需要冷却空气多,可用于控制污染物排放的空气较少,气流流动复杂等问题,使得一些先进低污染燃烧技术应用于该型燃烧室相当困难.为此,有必要对回流环形燃烧室三维两相燃烧流场进行数值分析,研究其气流结构及污染物排放特性,为指导先进小发燃烧室研制提供技术依据.

小型航空发动机燃烧室结构复杂,它存在着复杂的两相紊流燃烧过程.为此,本文采用 RNG (renormalization group) $k-\varepsilon$ 模型^[1] 模拟紊流黏性,采用四步反应系统和 EDM (eddy dissipation model) 模型^[2] 预估化学反应速率,采用离散坐标法考虑辐射传热过程.气液两相之间的耦合采用颗粒源项法^[3] 处理,采用随机颗粒轨道模型模拟液态燃料的喷射、雾化、蒸发和运动等过程.采用 PISO (pressure implicit split-operator) 算法^[3] 求解流场,近壁区域的流动采用壁面函数法处理,在燃烧室出口通过流量修正加快收敛.

1 四步反应机理

燃烧是物理过程与化学过程相互影响与作用的综合结果.对于实际的燃烧过程,可能是由上百个中间反应所组成的复杂反应,而紊流流动与复杂反应之间的相互影响机理尚不明确,从而使得目前采用复杂化学反应机理的数值研究大多针对层流燃烧问题.而且,采用复杂反应考虑紊流燃烧问题,还需对现有的紊流燃烧模型作进一步研究^[4-8],以使其更适合用于模拟复杂反应的紊流燃烧.复杂反应机理会导致计算时间产生量级的增加,工程实用价值仍需进一步提高.为便于实际运用,通常可把复杂反应简化成简单化学反应机理或两步、四步反应机理.本文考虑到碳氢燃料基本特点和中间产物氧化对燃烧反应的影响,故对复杂的紊流燃烧过程采用经过简化的四步化学反应系统^[9] 模拟.对于碳氢燃料(以 $C_{12}H_{24}$ 为例)的四步反应机理,其基本反应流程如图 1 所示,化学反应见式(1)~(4).

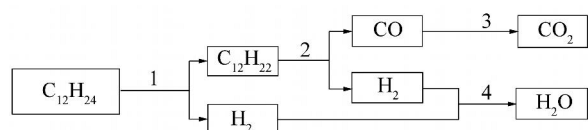
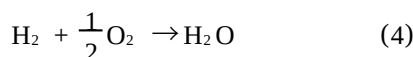
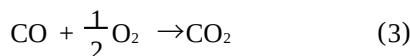
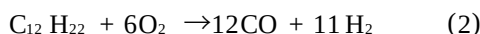
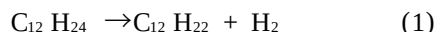


图 1 $C_{12}H_{24}$ 四步反应流程

Fig. 1 Flow chart of four-step reaction ($C_{12}H_{24}$)



当采用四步反应机理模拟紊流燃烧过程时,各组分可通过求解通用控制方程(5)求得,各组分源项见表 1.

表 1 四步反应机理各组分源项

Table 1 Source terms in four-step reaction

S_ϕ	
$m_{C_{12}H_{24}}$	$S_{C_{12}H_{24}}$
$m_{C_{12}H_{22}}$	$S_{C_{12}H_{22}} - r_1 S_{C_{12}H_{24}}$
m_{CO}	$S_{CO} - r_4 S_{C_{12}H_{22}}$
m_{H_2}	$S_{H_2} - r_5 S_{C_{12}H_{22}} - r_2 S_{C_{12}H_{24}}$
m_{OX}	$r_3 S_{C_{12}H_{22}} + r_6 S_{CO} + r_8 S_{H_2}$
m_{CO_2}	$- r_7 S_{CO}$
m_{H_2O}	$- r_9 S_{H_2}$

表 1 中, $S_{C_{12}H_{24}}$ 为第一反应 $C_{12}H_{24}$ 的化学反应速率, $S_{C_{12}H_{22}}$ 为第二反应 $C_{12}H_{22}$ 的反应速率, S_{CO} 为第三反应 CO 的化学反应速率, S_{H_2} 为第四反应 H_2 化学反应速率,各个反应速率均可由 EDM 燃烧模型求得, $r_1 \sim r_9$ 为各组分质量比,具体参数可参考文献[3].

2 数学方法与模型

2.1 气相通用控制方程

在任意曲线坐标系 (ξ, η, ζ) 下,气相通用控制方程可表示为

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \xi}(\rho U \phi) + \frac{\partial}{\partial \eta}(\rho V \phi) + \frac{\partial}{\partial \zeta}(\rho W \phi) = \\ \frac{\partial}{\partial \xi} [r J I_e^\phi (g^{11} \phi_\xi + g^{12} \phi_\eta + g^{13} \phi_\zeta)] + \\ \frac{\partial}{\partial \eta} [r J I_e^\phi (g^{21} \phi_\xi + g^{22} \phi_\eta + g^{23} \phi_\zeta)] + r J S^\phi + \\ \frac{\partial}{\partial \zeta} [r J I_e^\phi (g^{31} \phi_\xi + g^{32} \phi_\eta + g^{33} \phi_\zeta)] + S_p^\phi \quad (5) \end{aligned}$$

式中 U, V 和 W 为任意曲线坐标系 (ξ, η, ζ) 下逆变速度;变量 ϕ 为速度 (u, v, w)、紊流动能 (k)、紊流动能耗散率 (ε)、焓 (h)、混合分数 (f)、燃油质量分数 ($m_{C_{12}H_{24}}$)、质量分数脉动均方值 (g)、辐射通量 (R_x, R_r, R_θ) 等; I_e^ϕ 为各变量的输运系数, S^ϕ 为气相场源项, S_p^ϕ 为油珠产生源项.

2.2 随机颗粒轨道模型

在油珠运动过程中,颗粒之间存在紊流扩散现象,为了能在计算颗粒运动时考虑气相脉动随机速度对颗粒运动的影响,故本文采用随机颗粒轨道模型^[10-11].按该模型在任意曲线坐标系下油珠运动方程为

$$\begin{cases} \frac{du_p}{dt} = \frac{1}{\tau_p} (u - u_p - u_g') + w_p \left\{ \xi_r w_p - \xi_\theta \frac{v_p}{r} \right\} \\ \frac{dv_p}{dt} = \frac{1}{\tau_p} (v - v_p - v_g') + w_p \left\{ \eta_r w_p - \eta_\theta \frac{v_p}{r} \right\} \\ \frac{dw_p}{dt} = \frac{1}{\tau_p} (w - w_p - w_g') + w_p \left\{ \zeta_r w_p - \zeta_\theta \frac{v_p}{r} \right\} \end{cases} \quad (6)$$

式中 τ_p 为颗粒弛豫时间.假设紊流各向同性和局部均匀,气相脉动速度分量 (u_g' , v_g' , w_g') 可按

标准方差 $\sigma = \sqrt{\frac{2}{3}k}$ 的正态分布随机取样^[11].

当油珠温度低于沸点温度时,油珠周围的高温气体对油珠进行加热,油珠温度随时间的变化规律可表达为

$$\frac{dT_p}{dt} = 6 \frac{\lambda_g (T_g - T_p)}{D_p \rho_p c_{pg}} (2 + 0.6 Re^{1/2} Pr^{1/3}) + 6 \frac{\epsilon_g \sigma (T_g^4 - T_p^4)}{D_p \rho_p c_{pg}} \quad (7)$$

则油珠尺寸变化规律可表达为

$$\frac{dD_p}{dt} = \frac{C_d}{2D_p} (1 + 0.23 Re^{0.5}) \quad (8)$$

$$I_m = \frac{\xi_m I_{m,w} f_{m,i} f_{m,k} A + \mu_m I_{m,s} f_{m,i} f_{m,k} B + \eta_m I_{m,bk} f_{m,i} f_{m,j} C}{\xi_m A_{ei} f_{m,j} f_{m,k} + \mu_m B_{nj} f_{m,i} f_{m,k} + \eta_m C_{ik} f_{m,i} f_{m,j} + \beta_f m_{i,j} f_{m,k} v_p} + \frac{E f_{m,i} f_{m,j} f_{m,k} + F f_{m,i} f_{m,j} f_{m,k}}{\xi_m A_{ei} f_{m,j} f_{m,k} + \mu_m B_{nj} f_{m,i} f_{m,k} + \eta_m C_{ik} f_{m,i} f_{m,j} + \beta_f m_{i,j} f_{m,k} v_p} \quad (10)$$

其中

$$A = A_{wi} f_{m,i} + A_{ei} (1 - f_{m,i})$$

$$B = B_{sj} f_{m,j} + B_{nj} (1 - f_{m,j})$$

$$C = C_{bk} f_{m,k} + C_{ik} (1 - f_{m,k})$$

$$E = (B_{nj} - B_{sj}) \frac{\alpha_{m+1/2} I_{m+1/2} - \alpha_{m-1/2} I_{m-1/2}}{w_m}$$

$$F = k_a I_b v_p + v_p \frac{K_s}{4\pi} \sum_{m'=1}^M w_m \phi_{m,m'} I_{m'}$$

把方程(9)转化为任意曲线坐标系下辐射传播方程,然后与通用控制方程(5)耦合求解.

2.5 壁面函数法

RNG $k-\epsilon$ 紊流模型对高雷诺数区域预测较为准确,但在近壁的雷诺数较低区域仍需布置较多

式中 T_g , c_{pg} , C_d , ρ 分别为气相温度、气相比定压热容、蒸发常数及燃油密度.

2.3 RNG $k-\epsilon$ 紊流模型输运方程形式

RNG $k-\epsilon$ 模型形式与标准 $k-\epsilon$ 模型一致,仅对紊流动能耗散率 ϵ 的输运方程系数 $C_{\epsilon 1}$ 中引入附加产生项,以便在一定程度上考虑了紊流的各向异性效应,增强了其对较复杂紊流(旋流等)流动的预报能力.该模型中系数定义如下:

$$C_\mu = 0.085, C_{\epsilon 1} = 1.42 - \frac{\eta(1 - \eta/\eta_0)}{1 + \beta\eta^3},$$

$$C_{\epsilon 2} = 1.68, k = 0.7179, \alpha = 0.7179.$$

其中 $\eta = Sk/\epsilon$, $S = (2\bar{S}_{i,j}\bar{S}_{i,j})^{1/2}$, $\eta_0 = 4.38$, $\beta = 0.015$.

2.4 离散坐标辐射模型

离散坐标法(discrete ordinates method)辐射模型是把辐射传热离散为从 m 个立体角发出的辐射传播方程,设每个立体角对应着笛卡儿坐标系下的固定方向^[12-13],于是在圆柱坐标系下辐射传播方程可写为

$$\xi_m \frac{\partial I_m}{\partial x} + \frac{\mu_m}{r} \frac{\partial I_m}{\partial r} + \frac{\eta_m}{r} \frac{\partial I_m}{\partial \theta} - \frac{1}{r} \frac{\partial(\eta_m I_m)}{\partial \phi} = - (k_a + k_s) I_m + k_a I_b + \frac{k_s}{4\pi} \int_{\Omega} (\Omega, \Omega') I_m d\Omega' \quad (9)$$

该模型的辐射强度 I_m 可表达如下:

网格.为了节省内存及工作量,在工程应用中常采用壁面函数处理近壁区流动.根据壁面函数法,在任意曲线坐标系下近壁点切应力定义为

$$\begin{cases} \tau_w = V^t \cdot \mu l_n, & y_p^+ \leq 11.63 \\ \tau_w = V^t \cdot \rho_p k_p^{\frac{1}{2}} C_\mu^{\frac{1}{4}} \chi / \ln(Ey_p^+), & y_p^+ > 11.63 \end{cases} \quad (11)$$

式中 P 为靠近壁面的节点, l_n 为 P 点到壁面的垂直距离, V^t 为切向速度分量.

2.6 研究对象及网格生成

本文研究对象为回流环形燃烧室,由扩压器、涡流杯、火焰筒、内外环冷却通道及弯管等部分组成.该燃烧室火焰筒开孔及涡流杯沿周向均布,为

简化计算,取包含一个涡流杯的扇形区域为计算对象.采用偏微分方程与型线定点^[3]相结合的方式生成所需的三维结构化网格.网格生成方程的张量形式可表达为

$$\sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 g^{ij} r_{,\xi^i} r_{,\xi^j} + \sum_{k=1}^3 g^{kk} P_k r_{,\xi^k} = 0 \quad (12)$$

式中 $\xi (i = 1, 2, 3)$ 为任意曲线坐标系坐标, $g^{ij} (i, j = 1, 2, 3)$ 为逆变张量, r 为位置矢量, $P_k (k = 1, 2, 3)$ 为控制函数.图 2 和图 3 分别为按上述方法生成的环形燃烧室网格轮廓及其涡流杯.

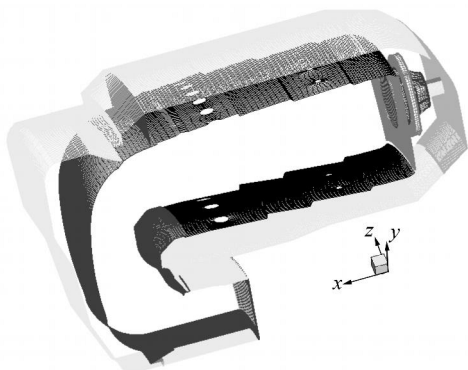


图 2 回流环形燃烧室网格轮廓
Fig. 2 Scheme grid of reversed-type combustor

由图 2 可知,火焰筒头部装有涡流杯,其内外环壁面上分别开有一排主燃孔、一排掺混孔及多排气膜冷却孔.由于气膜孔直径小、个数多,故将气膜冷却孔简化为隙缝,降低网格总数,以减少计算时间.由图 3 可知,涡流杯主要由 6 个斜切孔、径向涡流器以及文氏管等部分组成.在涡流杯前生成圆柱堵头网格以考虑油路对燃烧室头部气流流动影响.网格总数 $204 \times 92 \times 80$,其中,涡流杯入口截面为 $I = 12$,出口为 $I = 42$;火焰筒出口为 $I = 204$;涡流杯中心位于 $J = 47$ 与 $K = 41$ 交点.

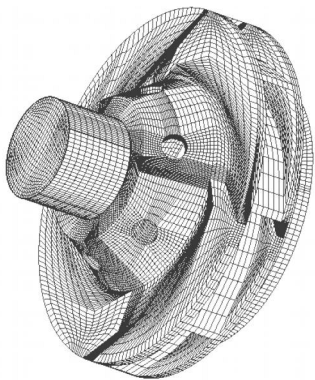


图 3 带圆柱堵头涡流杯
Fig. 3 Swirler cup with cylinder plug

3 计算结果与讨论

图 4~图 11 为采用上述方法得到的燃烧室两相反应流场数值模拟的部分结果.其中,图 4 和图 5 分别为燃烧室周向中心截面 ($K = 41$) 轴向速度 u 与温度 T 等值线分布.由图 4 可知,从涡流杯流出的旋转射流与主燃孔进入气流相互作用,在火焰筒头部形成低压的中心回流区.此外,在火焰筒头部还有角落回流区.

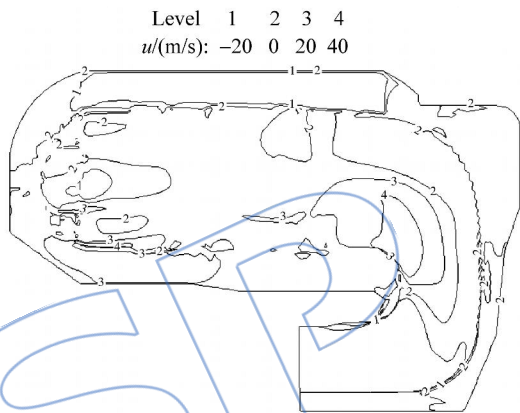


图 4 $K = 41$ 截面轴向速度等值线分布
Fig. 4 Axial velocity contours in the plane $K = 41$

由图 5 可知,燃烧室主燃孔的直径较小,进气流量小,掺混孔之前的火焰筒主燃区存在较大的高温区域.掺混孔之后,因掺混孔射流与高温燃气强烈掺混,从而降低燃气温度.其中,外环掺混孔掺混效果要大于内环.温度梯度较大的高温燃气流经弯管后,与从弯管进入小孔冷却空气进一步混合,使火焰筒出口温度分布较为均匀.

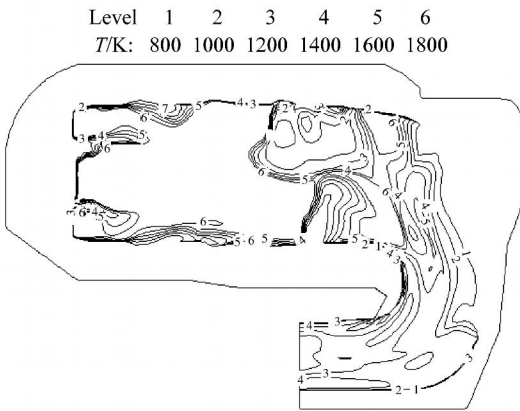


图 5 $K = 41$ 截面温度等值线分布
Fig. 5 Temperature contours in the plane $K = 41$

图 6~图 11 为该截面燃油 $C_{12}H_{24}$ 与中间产物 $C_{12}H_{22}$, CO , H_2 以及燃烧产物 H_2O , CO_2 等组分的质量分数等值线。

由图 6 和图 7 可知,因四步反应方程中前两步反应的反应活化能较大,对应的反应速度较低,燃油 $C_{12}H_{24}$ 与中间产物 $C_{12}H_{22}$ 主要存在于火焰筒头部的油雾锥面附近,仅有较少的 $C_{12}H_{22}$ 进入回流区内。随着轴向距离增加,这两种物质不断蒸发并与进入火焰筒头部空气混合,形成可燃混气参加燃烧,在燃烧室出口几乎不再存在。

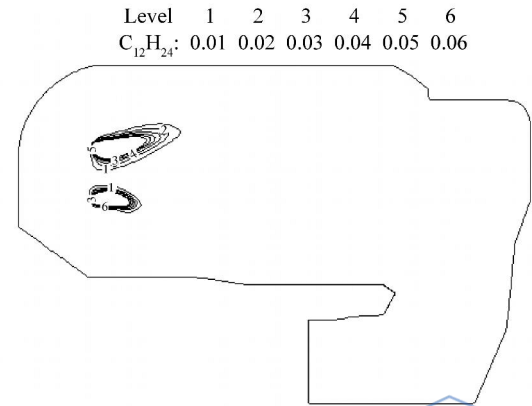


图 6 $K=41$ 燃油 $C_{12}H_{24}$ 质量分数等值线分布

Fig. 6 $C_{12}H_{24}$ mass fraction contours in the plane $K=41$

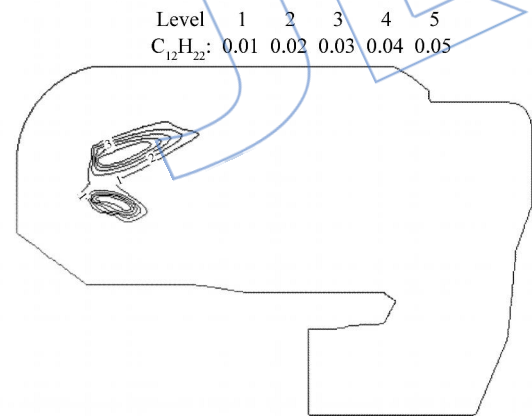


图 7 $K=41$ 截面中间产物 $C_{12}H_{22}$ 质量分数等值线分布

Fig. 7 $C_{12}H_{22}$ mass fraction contours in the plane $K=41$

图 8 表明,中间反应产物 H_2 大多集中在火焰筒主燃孔之前,其中有相当部分的 H_2 进入回流区内。并在那里进一步燃烧。随着轴向距离增加,停留时间加长,燃烧也愈完全,在燃烧室出口 H_2 几乎被烧完。

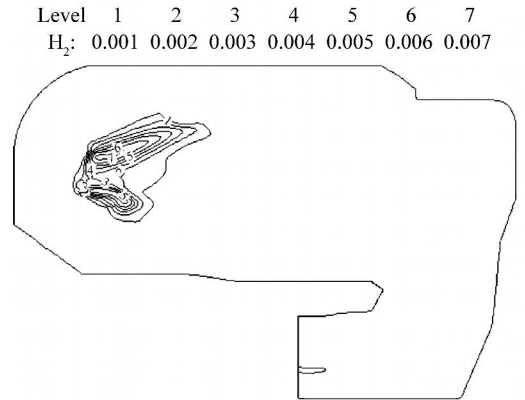


图 8 $K=41$ 截面 H_2 质量分数等值线分布

Fig. 8 H_2 mass fraction contours in the plane $K=41$

图 9 和图 10 为最终燃烧产物 CO_2 和 H_2O 的质量分数等值线分布。由图可知,决大部分燃料火焰筒主燃区燃烧,产生大量的 CO_2 和 H_2O 。随着火焰筒内掺混空气不断进入,并与高温燃气掺混,使 CO_2 和 H_2O 质量分数相应逐渐降低。

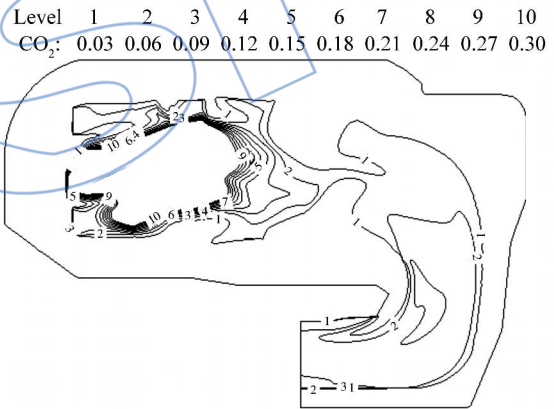


图 9 $K=41$ 截面 CO_2 等值线分布

Fig. 9 CO_2 mass fraction contours in the plane $K=41$

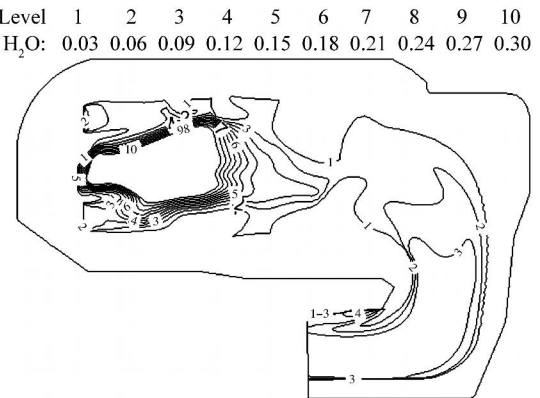


图 10 $K=41$ 截面 H_2O 等值线分布

Fig. 10 H_2O mass fraction contours in the plane $K=41$

表 2 为燃烧室出口截面的 CO 、 $\text{C}_{12}\text{H}_{24}$ 、 CO_2 的质量百分数,出口温度分布系数(O TDF)、径向温度分布系数(R TDF)、总压恢复系数(σ)及发动机燃烧效率(η)的实验数据与数值模拟结果的对比.燃烧效率计算值是由数值模拟所得的温升与理论温升之比求得.其中,理论温升可由文献[14]求得.

表 2 燃烧室出口参数比较
Table 2 Parameters comparison at the out plane

	实验值	计算值
CO 质量百分数/ %	0.005	0.0043
$\text{C}_{12}\text{H}_{24}$ 质量百分数/ %	0.001	0.0012
CO_2 质量百分数/ %	5.6	6.3
出口温度分布系数(O TDF)	0.385	0.35
径向温度分布系数(R TDF)	0.083	0.092
总压恢复系数 σ	0.97	0.965
燃烧效率 η	0.996	0.993

4 结 论

本文对回流环形燃烧室三维两相紊流燃烧流场进行数值模拟,采用四步反应机理模拟燃烧过程,研究小型航空发动机燃烧室的污染物生成.通过对数值模拟结果的分析表明,燃烧室内燃烧产物生成及流场分布合理,燃烧效率高,在燃烧室出口仅残余少量燃料及 CO 等污染物.通过与实验结果进行比较,验证本文采用的数值方法及数学模型的可靠性及可信性,可为现代小型航空发动机燃烧室的优化设计及降低污染物排放提供技术支持.

参考文献:

[1] 郭尚群,赵坚行. RNG $k-\epsilon$ 模型数值模拟油雾燃烧流场[J]. 航空动力学报,2005,20(5):807-812.
GUO Shangqun,ZHAO Jianxing. Numerical simulation of three-dimensional spray combustion flow field by RNG $k-\epsilon$ turbulent model [J]. Journal of Aerospace Power,2005,20(5):807-812. (in Chinese)
[2] 蔡文祥,赵坚行,张靖周. 二阶矩-EBU 模型用于两相反应流场的数值模拟[J]. 南京航空航天大学学报,2005,38(5):572-576.

CAI Wenxiang,ZHAO Jianxing,ZHANG Jingzhou. Second-order moment-EBU model in numerical simulation of two-phase reacting flows[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics,2006,38(5):572-576. (in Chinese)
[3] 蔡文祥. 环形燃烧室两相燃烧流场与燃烧性能数值研究[D]. 南京:南京航空航天大学,2007.
CAI Wenxiang. Research on numerical simulation of two-phase reacting flow field and combustion performance of annular combustors [D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics,2007. (in Chinese)
[4] Naxayan J R. Turbulent reacting flow computations including turbulence chemistry interactions [R]. AIAA 92-0342,1992.
[5] 王海峰,陈义良. 采用考虑详细化学反应机理的火焰面模型模拟湍流扩散火焰[J]. 燃烧科学与技术,2004,10(1):77-81.
WANG Haifeng,CHEN Yiliang. Flamelet modeling of turbulent non-premixed flame based on detailed chemical reaction mechanisms[J]. Journal of Combustion Science and Technology,2004,10(1):77-81. (in Chinese)
[6] Gerlinger P,Bruggemann D. An implicit numerical scheme for turbulent combustion using an assumed PDF approach [R]. AIAA 99-3775,1999.
[7] Liao C,Liu Z,Zheng X. NO_x prediction in 3-D turbulent diffusion flames by using implicit multgrid methods[J]. Combustion Science and Technology,1996,119:219-260.
[8] Klimenko A Y,Bilger R W. Conditional moment closure for turbulent combustion[J]. Progress Energy Combust Science,1999,25:595-687.
[9] Dong M C,Lilley D G. Prediction of turbulent swirling reacting flows[R]. AIAA 1995-285,1995.
[10] Sabins J S,Dejong J S. Calculation of the two-phase flow in an evaporating spray using an Eulerian-Lagrangian analysis[R]. AIAA 90-0447,1990.
[11] Wei H,Chen Y S,Shang H M. The study of liquid surface evaporation or spray combustion applications[R]. AIAA 97-0800,1997.
[12] Yakhot V,Orszag S A. Renormalization group analysis of turbulence-basic theory [J]. Journal of Scientific Computing,1986,1(3):39-51.
[13] Coelho P J,Goncalves J M,Carvalho M G,et al. Modelling of radiative heat transfer in enclosures with obstacles[J]. International Journal of Heat Mass Transfer,1998,41(4):745-756.
[14] Chappell M S,Cockshutt E P. Gas turbine cycle calculations thermodynamic data tables for air and combustion products[R]. AD690716,1969.