

文章编号: 1000-8055(2007)08-1233-08

数值分析二级涡流器环形燃烧室的燃烧性能

李井华, 赵坚行

(南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016)

摘 要: 采用多维经验分析法在任意曲线坐标系下对包括二级突扩扩压器、双级轴向涡流器及火焰筒在内的单头部环形燃烧室的燃烧性能进行计算. 并对 RNG $k-\varepsilon$ 紊流模型加以改进, 使其更适用于数值模拟非交错贴体坐标系下的三维两相化学反应流. 采用 EBU-Arrhenius 紊流燃烧模型、六通量热辐射模型以及颗粒群轨道模型对油雾燃烧进行模拟. 同时, 数值分析了不同涡流器几何尺寸对燃烧室整体流场和燃烧性能的影响, 数值计算结果与实验数据相当一致, 表明计算方法合理, 计算程序可靠, 可用来估算环形燃烧室的燃烧性能.

关 键 词: 航空、航天推进系统; 环形燃烧室; RNG $k-\varepsilon$ 紊流模型; 火焰筒; 涡流器; 燃烧性能

中图分类号: V231. 2

文献标识码: A

Numerical analysis of combustion performance in an annular combustor with two-stage swirler

LI Jing-hua, ZHAO Jian-xing

(College of Energy and Power Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: In an arbitrary curvilinear coordinate system, a multidimensional empirical analysis methodology was developed to calculate the combustion performance of an annular combustor, which consists of the dump-diffuser, two-stage flame tube and cooling passages. The RNG $k-\varepsilon$ turbulent model was also modified, for enabling correct calculations of three-dimensional and two-phase turbulent reactive flows under a non-staggered grid system. Spray combustion was simulated through EBU-Arrhenius turbulent combustion model, six-flux radiation model and particle trajectory model. And numerical analysis was conducted for the effects of the geometry of swirlers on entire combustor flow fields and combustion performances. Predictions and measurements were in satisfactory agreement, and it was shown that numerical procedures are fairly reasonable and reliable for estimating the combustion performances of annular combustors.

Key words: aerospace propulsion system; annular combustor; RNG $k-\varepsilon$ turbulent model; flame tube; swirler; combustion performance

涡流器是航空发动机燃烧室最重要的部件之一, 它的好坏直接影响到燃烧室的工作与性能. 为了提高对未来燃烧室的设计能力, 国内外很多学者对其进行了大量的研究, 研究结果表明采用多

级旋流可促进燃油良好雾化, 保证火焰稳定, 改善污染排放性能, 以满足高性能航空发动机对先进燃烧室燃烧性能要求^[1-5]. 如文献[1]对三级涡流器油雾场进行了试验研究, 并利用商业程序 Flu-

收稿日期: 2006-07-31; 修订日期: 2006-10-17

作者简介: 李井华(1981-), 女, 河南周口人, 博士生, 研究方向为航空发动机燃烧.

联系人: 赵坚行(1939-), 女, 教授, E-mail: zjxzhao@nuaa.edu.cn

ent5.1 模拟了冷态流场;文献[2]试验研究了双级涡流器燃烧性能,并利用商业程序 Fluent5.1 对其冷热态流场进行了计算;Chong 等^[3]利用 Rolls-Royce 公司的 PRECISE 程序计算了涡流器火焰筒热态流场.文献[4]计算带有三级涡流器、扩压器环形燃烧室两相燃烧整体流场,文献[5]综合报道 GE 公司把流场计算三级涡流器作为一种设计工具,数值分析带有涡流器、扩压器几种不同环形燃烧室整体流场及污染物排放特性.研究结果表明燃烧室整体流场的计算方法是燃烧室计算机模拟技术今后的发展方向之一.

多年来,许多工程问题都采用标准 $k-\varepsilon$ 双方程模型对紊流进行数值模拟,然而研究表明, $k-\varepsilon$ 模型不太适用于强旋流、回流及曲壁边界层等一些复杂紊流流动^[6].为了扩大 $k-\varepsilon$ 模型的使用范围,许多学者提出了各种改进形式.其中 Yakhot 和 Orszag^[7]在紊流问题中引入重整化群理论(Renormalization Group),从理论上导出了 RNG $k-\varepsilon$ 模型,Choudhury 等^[8]在此基础上进行了发展.该模型在形式上与标准 $k-\varepsilon$ 模型相同,不同之处在于 5 个模型系数的取值.特别是 ε 方程模型系数 $C_{\varepsilon 1}$ 考虑非平衡流的影响,提高了计算精度,因而受到越来越广泛的重视.

实际上,除了 $C_{\varepsilon 1}$ 外,非平衡流对 $C_{\varepsilon 2}$ 也有影响,为了使其更适用于数值模拟在非交错贴体坐标系下三维两相化学反应流.本文对 RNG $k-\varepsilon$ 模型作了一定的修改,使 ε 方程模型系数 $C_{\varepsilon 1}$ 和 $C_{\varepsilon 2}$ 都考虑非平衡流的影响,进一步改进了对复杂紊流问题的预测效果.为此,本文采用改进的 RNG $k-\varepsilon$ 紊流模型,对包括扩压器、火焰筒和双级涡流器在内的环形燃烧室的三维两相化学反应整体流场进行数值模拟.为了计算方便,本文只计算包括一个涡流器的火焰筒扇形区域.

1 三维网格的生成

本文采用偏微分方程生成法求得贴体网格^[6,9].考虑到环形燃烧室沿周向具有周期性分布特点,因此本文只计算包括一个双级涡流器的扇形区域,又因为环形燃烧室形状复杂,而且扩压器和涡流器都是多通道区域,很难生成单域贴体网格,即使生成了也很难保证网格质量.为此,本文采用整体分区结合法生成贴体网格,先分别生成二级突扩扩压器、双级轴向涡流器、火焰筒和燃烧室外环冷却通道等六个分区网格,然后再将其组合生成环形燃烧室整体网格.

所得的部分网格图如图 1 和 2 所示,图 1 为环形燃烧室三维网格的整体分布图,由前置扩压器和突扩段组成的扩压器、内外环通道、涡流器及火焰筒六个区域的网格组合成环形燃烧室的整体网格.从图中可以看到内外环壁上分别开有主燃孔、掺混孔以及多排隙缝气膜孔,通过这些孔向火焰筒提供燃烧和冷却所需的空气.图 2 为双级轴向涡流器的网格图.从图中可以看出二级涡流器的叶片形状,其是由两个径向涡流器分别组成主副两级涡流器.其中主旋流沿顺时针方向转动,副旋流沿逆时针方向转动.

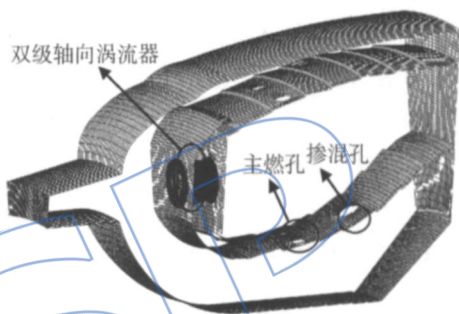


图1 环形燃烧室三维网格分布图

Fig. 1 Surface grid of the annular combustor

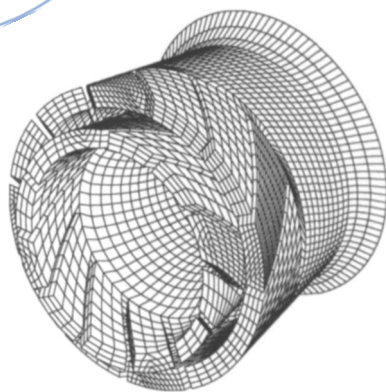


图2 涡流器网格分布图

Fig. 2 Grid of two-stage swirler

2 控制方程

2.1 气相控制方程

在圆柱坐标系下,各个变量的守恒方程通用形式为

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x}(\rho u \Phi) + \frac{\partial}{\partial r}(\rho v \Phi) + \frac{\partial}{\partial \theta}(\rho w \Phi) = \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(r \Gamma_{\Phi} \frac{\partial \Phi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(r \Gamma_{\Phi} \frac{\partial \Phi}{\partial r} \right) + \\ \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\frac{\Gamma_{\Phi}}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial \theta} \right) + r S_{\Phi} + S_{p\Phi} \end{aligned} \quad (2)$$

其中变量 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 , 燃油质量分数 m_{fu} , 燃油质量分数脉动均方值 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 为气相场自身源项, $S_{p\Phi}$ 为油珠蒸发产生的源项. 具体含义详见文献[6, 9].

2.2 液相基本方程

在圆柱坐标系 (x, r, θ) 下, 油珠在各方向上的运动速度为

$$u_p = \frac{dx}{dt}, v_p = \frac{dr}{dt}, w_p = r \frac{d\theta}{dt} \quad (3)$$

在圆柱坐标系下油珠运动方程为

$$\begin{aligned} \frac{du_p}{dt} &= -\frac{1}{\tau_d} (u_p - u_g), \\ \frac{dv_p}{dt} &= -\frac{1}{\tau_d} (v_p - v_g) + \frac{w_p^2}{r_p}, \\ \frac{dw_p}{dt} &= -\frac{1}{\tau_d} (w_p - w_g) - \frac{v_p w_p}{r_p} \end{aligned} \quad (4)$$

将上式转换成曲线坐标系下的运动方程, 应用四阶 Runge-Kutta 方程求解方程, 得到任意曲线坐标系 (ξ, η, ζ) 下的油珠速度 U_p, V_p 和 W_p , 然后求得任意曲线坐标系下计算区域内油珠运动轨迹, 再由逆变换确定油珠在物理平面上的位置 (x, r, θ) .

3 改进的 RNG $k-\varepsilon$ 紊流模型

3.1 RNG $k-\varepsilon$ 紊流模型

RNG $k-\varepsilon$ 模型是基于重整化群理论, 把紊流视为受随机力驱动的输运过程, 通过频谱分析消去高频小尺度涡, 并将其影响归并到涡粘性中, 得到所需尺度上的输运方程. 模型中各模型系数是利用 RNG 理论精确推导出来的, 具有一定的通用性.

在高雷诺数时, Yakhot 等^[10] 采用双向展开 (double expansion) 技术对 ε 方程进行展开, 得到紊流动能 k 及其耗散率 ε 的输运方程形式为

$$\begin{aligned} \frac{\partial k}{\partial t} + u_i \frac{\partial k}{\partial x_i} &= G_k - \varepsilon + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) \quad (5) \\ \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + u_i \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} &= C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} - R + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) \end{aligned} \quad (6a)$$

式中

$$R = \frac{C_\mu \eta^3 (1 - \eta \eta_0)}{1 + \beta \eta^3} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (6b)$$

应变率参数 $\eta_{ij} = S k / \varepsilon, S = (2 S_{ij} S_{ij})^{1/2}, \eta_0 = 4.38, \beta = 0.015$, 紊流涡旋粘性 $\nu = C_\mu k^2 / \varepsilon$, 时均应变率

$$\begin{aligned} S_{ij} &= \frac{1}{2} (\partial u_i / \partial x_j + \partial u_j / \partial x_i), k \text{ 方程产生项 } G_k = \\ &= \tau_{ij} S_{ij} = 2 \nu S_{ij} S_{ij}. \text{ 在紊流边界层对数层内, 可认为紊流产生 } \\ &= \tau_{ij} S_{ij} = \varepsilon, \text{ 及 } \eta = 1 / \sqrt{C_\mu}, \text{ 将其代入式(6b), 然后合并入式(6a) 可得的 } \varepsilon \text{ 方程为} \\ \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + u_i \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} &= C_{\varepsilon 1}^* \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) \end{aligned} \quad (7)$$

$$\text{其中 } C_{\varepsilon 1}^* = C_{\varepsilon 1} - \frac{\eta(1 - \eta \eta_0)}{1 + \beta \eta^3}, C_{\varepsilon 2} = 1.68$$

因此, 式(5)和(7)为 RNG 模型的 k 及 ε 的输运方程; 与标准的 $k-\varepsilon$ 紊流模型相比, 该模型在 ε 方程源项系数 $C_{\varepsilon 1}$ 中引入了一个附加产生项, 该附加项主要考虑了不平衡流动的应变率对 ε 的影响, 改善了对 ε 的模拟, 提高了对复杂紊流流动计算精度.

3.2 改进的 RNG $k-\varepsilon$ 紊流模型

在上述的 RNG $k-\varepsilon$ 紊流模型中, 认为耗散率 ε 的产生项系数 $C_{\varepsilon 1}$ 与 η 有关, 而 Choudhury 等^[8] 则将耗散率耗散项的系数 $C_{\varepsilon 2}$ 看成与 η 有关.

但是, 在标准 $k-\varepsilon$ 模型中 $C_{\varepsilon 1}$ 和 $C_{\varepsilon 2}$ 是根据平衡流条件得到的, 对于非平衡流动, $C_{\varepsilon 1}$ 和 $C_{\varepsilon 2}$ 都应该考虑不平衡应变率的影响. 单独在 ε 的产生项或耗散项系数中加入不平衡应变率的影响不太恰当. 所以本文根据 Yakhot 等人所采用的 $R = R(\eta)$ 模型^[10], 假设 $R = a \frac{C_\mu \eta^3 (1 - \eta \eta_0)}{1 + \beta \eta^3} \frac{\varepsilon^2}{k}$, 并将 ε 的方程改写为

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + u_i \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} = C_{\varepsilon 1}^* \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{\varepsilon 2}^* \frac{\varepsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) \quad (8)$$

$$\text{式中 } C_{\varepsilon 1}^* = C_{\varepsilon 1} - \frac{\eta(1 - \eta \eta_0)}{1 + \beta \eta^3}$$

$$C_{\varepsilon 2}^* = C_{\varepsilon 2} + (a - 1) \frac{\eta(1 - \eta \eta_0)}{1 + \beta \eta^3} \quad (9)$$

其中模型系数为: $C_\mu = 0.08, C_{\varepsilon 2} = 1.42, C_{\varepsilon 2} = 1.68, \sigma_k = 0.7179, \sigma_\varepsilon = 0.7179, a = 1.55, \eta_0 = 4.38$. 因此, 式(5)、(8)和(9)组成改进的 RNG $k-\varepsilon$ 模型. 在该模型中, 在 $\eta < \eta_0$ 的区域, R 起了正作用, 使 $C_{\varepsilon 1}^* < C_{\varepsilon 1}, C_{\varepsilon 2}^* > C_{\varepsilon 2}$, 比如在壁面附近的对数律层, $\eta \approx 3.0$, 由此得到 $C_{\varepsilon 2}^* \approx 2.0$, 这个数值很接近于标准 $k-\varepsilon$ 模型 $C_{\varepsilon 2}$ 的取值 1.92, 而 $C_{\varepsilon 1}$ 又减小, 因此对弱的或者中等强度的应变流动, 用改进的 RNG 模型计算得到的紊流动能耗散率 ε 比用标准 $k-\varepsilon$ 模型计算得到的值要稍大一点, 而紊流粘性系数 $\mu = C_\mu k^2 / \varepsilon$ 相应要小些. 相

反,在 $\eta > \eta_0$ 的区域, R 起负作用,使 $C_{\epsilon 1}^* > C_{\epsilon 1}$, $C_{\epsilon 2}^* < C_{\epsilon 2}$,与标准 $k-\epsilon$ 模型相比,计算得到的 ϵ 要小些,而 μ 要大些。可见,对于复杂的紊流旋流流动,用改进的 RNG $k-\epsilon$ 模型计算得到的紊流参数比用标准 $k-\epsilon$ 模型或 RNG $k-\epsilon$ 模型计算得到的结果精度更高。

4 燃烧室性能计算

为了提高燃烧室性能计算精度,本文采用多维经验分析法进行燃烧室性能计算^[12]。该法的优点是把流场计算所得的各气流参数分布作为燃烧室性能计算输入值,从而提高燃烧室性能计算精度,成为燃烧室设计的一种工具。利用该法可估算燃烧效率、污染物质量分数、及燃烧室出口温度分布系数等燃烧室性能数据用来指导燃烧室设计。描述燃烧室性能参数关系式如下:

一氧化碳质量分数

$$CO(g/kg) = \frac{A_1}{p_3^{1.35}} \left[\frac{m_A m_B T e^{-0.0345 T}}{V (1 - m_{ev}/m_F) T_u^{0.5}} \right]_{ijk} \quad (10)$$

未燃碳氢燃料质量分数

$$UHC(g/kg) = \frac{A_2}{p_3^{2.5}} \left[\frac{m_B T e^{-0.0345 T}}{V m_A (1 - m_{ev}/m_F) T_u^{0.5}} \right]_{ijk} \quad (11)$$

氧化氮质量分数

$$NO_x(g/kg) = A_3 p_3^{1.25} \left[\frac{V m_B e^{0.003 T}}{T m_A} \right]_{ijk} \quad (12)$$

燃烧室的燃烧效率与燃油蒸发、油气混合以及燃烧过程有关,因此燃烧效率可由化学反应速率 η ,燃油蒸发速率 η_{ev} 和混合速率 η_{mix} 来确定。

$$\eta_t = \eta \cdot \eta_{ev} \cdot \eta_{mix} \quad (13)$$

式中

$$\eta = 1 - \exp \left(- A_6 p_3^{2.5} \left[\frac{V m_B \exp(T/300)}{m_{ev}} \right]_{ijk} \right)$$

$$\eta_{ev} = 1 - \exp \left(- A_7 [m_F/m_{ev}]_{ijk} \right)$$

$$\eta_{mix} = 1 - \exp \left(- A_8 / V [T_u^{0.5} V / m_A]_{ijk} \right)$$

其中 T 为气流温度, m_A 为空气流量, V 为燃烧室总容积, V_{ijk} 为微元体的体积, m_{fu} 为燃油质量分数, m_{ev} 和 m_B 分别为各个子容积内已蒸发的燃油质量分数和已燃烧的燃油质量分数, p_3 为燃烧室进口压力(kPa), T_u 表示一种通过紊流特性来描述混合速率的参数。

5 计算结果与分析

本文采用采用 EBU-Arrhenius 紊流燃烧模型^[6],六通量热辐射模型^[11],颗粒群轨道模型^[6],

在三维任意曲线坐标系下对包括扩压器、火焰筒及双级涡流器在内的环形燃烧室的三维两相化学反应流场和燃烧室性能进行了计算。数值分析两种不同涡流器尺寸以及两种工况对燃烧室整体流场及燃烧性能的影响,同时将计算结果与实验值进行了对比。部分计算结果如图 3~图 19 所示。其中,图 3~图 13 为计算工况 1 的计算结果。

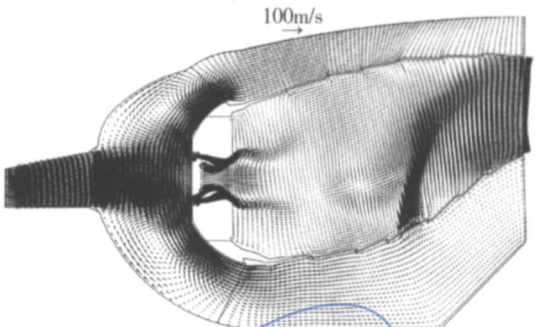


图 3 燃烧室 $K=39$ 截面速度矢量图(涡流器 1)
Fig. 3 Velocity vector at section $K=39$ (swirler 1)

图 3 为涡流器 1 燃烧室通过涡流器中心和掺混孔 ($K=39$) 的纵向剖面速度矢量图,从图中可看出在燃烧室上下突扩段有明显的旋涡,这两个旋涡作为气动壁面根据进口状态的变化可自动进行调整;由于涡流器出口旋转气流与主燃孔进来的气流相互作用,在火焰筒头部产生一个中心回流区;此外,在火焰筒头部上下壁面附近还出现角落旋涡,这是火焰筒头部突扩结构造成的。

图 4 和 5 分别为涡流器 1 和 2,通过主燃孔的 $K=53$ 纵剖面温度分布等值线图,图 6 为两种

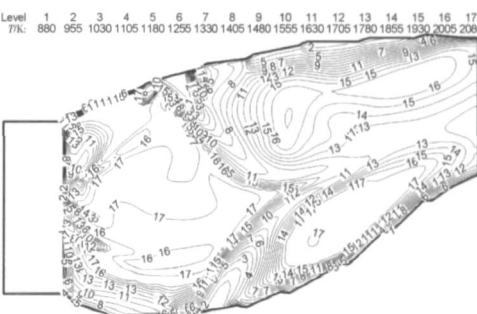


图 4 燃烧室 $K=53$ 截面温度分布图(涡流器 1)
Fig. 4 Temperature contours at section $K=53$ (swirler 1)

涡流器燃烧室轴向平均温度分布,从图中可以看出,火焰筒头部主燃区是火焰筒内气流温度最高的区域,大部分燃油在该区域内消耗掉,而掺混孔进气主要起掺混作用,降低气流温度使火焰筒出口气流温度分布满足涡轮叶片要求。因涡流器尺寸的不同,使得两图所示的火焰筒流场发生了较

大的变化,火焰筒头部的高温区的大小和形状及其温度分布都有所不同.

变化趋势几乎相同.

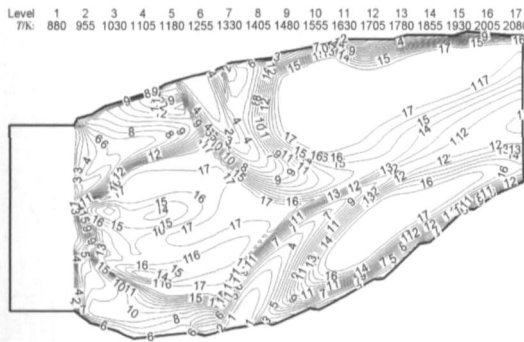


图 5 燃烧室 $K=53$ 截面温度分布图(涡流器 2)
Fig.5 Temperature contours at section $K=53$ (swirler 2)

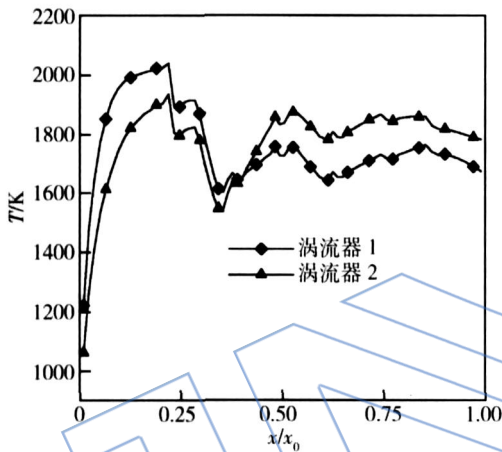


图 6 燃烧室轴向温度分布
Fig.6 Axial profiles of mean temperature

图 5 与图 4 相比,由于涡流器尺寸的增大,涡流器的流通面积相应增大,在进口空气流量和燃油量不变的情况下,涡流器出口速度变小,使得燃油雾化质量变差,燃油质量分数分布也不太合理.所以大尺寸涡流器的主燃区高温区域相对要小些,另外,从图 6 可以看出,因雾化推迟,燃烧室的高温区也随之延后,但两种涡流器燃烧室温度场变化趋势基本相同.

图 7 为涡流器 1 的燃烧室出口温度径向分布,由图可见,相对于标准 $k-\epsilon$ 模型,改进 RNG $k-\epsilon$ 模型计算所得的出口温度分布与试验数据更相符,且最高温度位置大约在火焰筒出口高度三分之二处,符合燃烧室出口温度分布要求.

图 8 为两种涡流器的燃烧室出口温度的比较,由图可见,因涡流器 2 几何尺寸的增大,使得雾化推迟,燃烧室的高温区也随之延后,因而燃烧室出口平均温度相应增大.相比之下涡流器 1 的出口温度分布更为合理些,但两种涡流器温度的

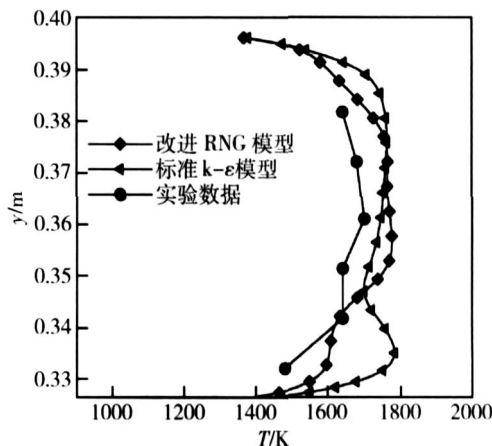


图 7 燃烧室出口温度径向分布(涡流器 1)
Fig.7 Exit temperature radial profiles (swirler 1)

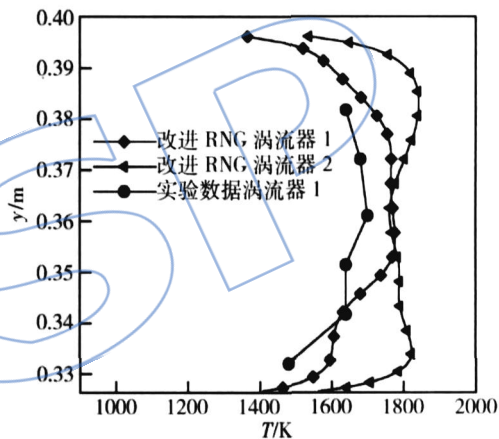


图 8 燃烧室出口温度径向分布
Fig.8 Exit temperature radial profiles

图 9 和 10 分别为涡流器 1 和 2,通过 $K=39$ 纵剖面未燃碳氢燃料质量分数 U_{HC} 分布等值线图,由图可见,在涡流器出口附近有个较强的富油区,未燃碳氢燃料也主要分布在主燃区内.图 10 相对于图 9,由于涡流器 2 尺寸的增大,使得燃油雾化质量变差,所以未燃碳氢燃料在主燃区内分布相对较窄,而且沿轴向分布较长.

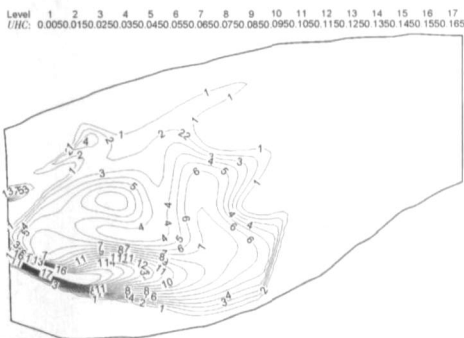


图 9 燃烧室 $K=39$ 截面 U_{HC} 分布(涡流器 1)
Fig.9 U_{HC} contours at section $K=39$ (swirler 1)

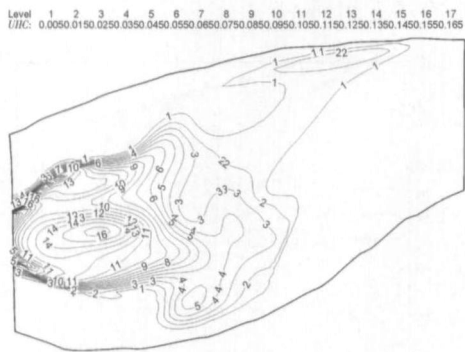


图 10 燃烧室 $K=39$ 截面 UHC 分布(涡流器 2)
Fig. 10 UHC contours at section $K=39$ (swirler 2)

图 11 和 12 分别为燃烧室 CO 和 NO_x 的轴向分布图,由图可见,在火焰筒头部高温区一氧化碳 CO 和氧化氮 NO_x 的质量分数较大,但在主燃区后,随着轴向距离的增大, CO 和 NO_x 的浓度下降.由于涡流器 2 尺寸的增大,相对于小尺寸涡流器 1,在主燃区附近,一氧化碳、氧化氮等污染

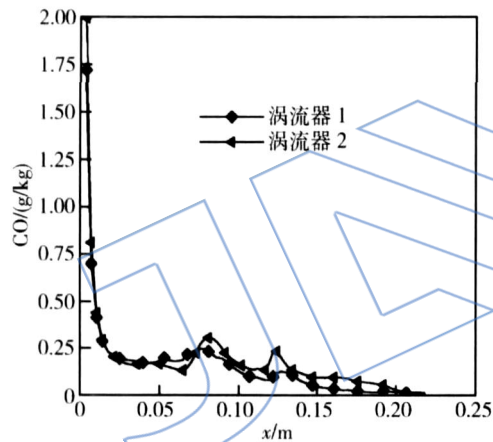


图 11 燃烧室 CO 质量分数的轴向分布图
Fig. 11 Axial profiles of CO concentration

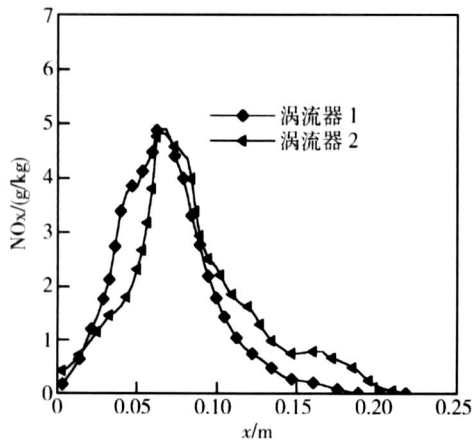


图 12 燃烧室 NO_x 质量分数的轴向分布图
Fig. 12 Axial profiles of NO_x concentration

物的浓度分布最高点沿轴向后移;且相对于小尺寸涡流器 1,涡流器 2 的出口温度较高,所以火焰筒后部的污染物质量分数相对稍高.

图 13 为燃烧室燃烧效率 η 的轴向分布图,由图可见,短环燃烧室虽然燃烧室长度较短,但出口燃烧效率仍然较高,在最大状态下,出口燃烧效率在 0.99 左右.

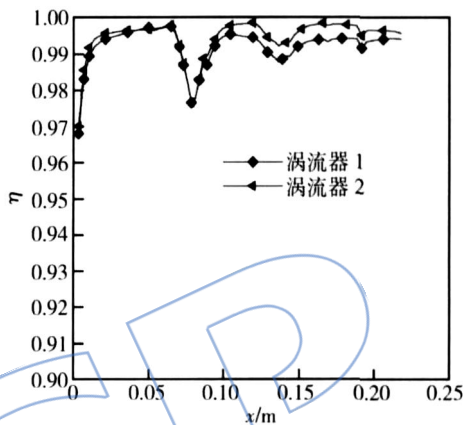


图 13 燃烧效率 η 的轴向分布图
Fig. 13 Axial profiles of combustion efficiency η

图 14~图 19 为在工况 2、涡流器 2 下计算所得结果,其中图 14 为燃烧室涡流器中心 $K=39$ 纵向截面的速度矢量图,图 15 为其火焰筒头部局部放大图,与其相对应的图 16 为用二维粒子图像测速仪 (PIV) 测得的速度矢量图,比较两图可知,计算结果与 PIV 测量数据比较吻合.图 17 为计算所得燃烧室出口温度分布与试验结果的对比图,图 18 为燃烧室出口 CO 分布与试验结果的对比图,图 19 为燃烧室出口氧气分布与试验结果的对比图.由图可知,计算结果在数量级和变化趋势上与试验数据相近.

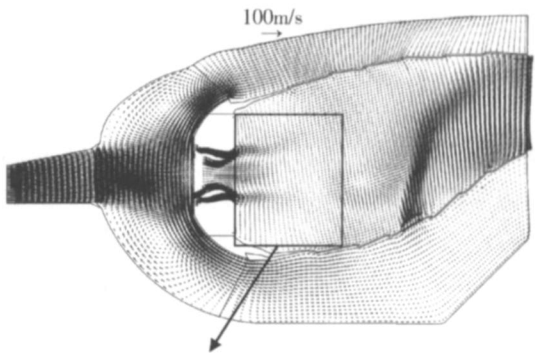


图 14 燃烧室 $K=39$ 截面速度矢量图
Fig. 14 Velocity vector at section $K=39$

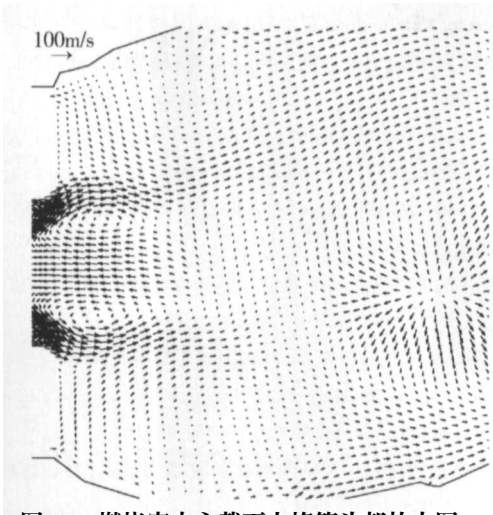


图 15 燃烧室中心截面火焰筒头部放大图

Fig. 15 Velocity vector at central section (magnified)

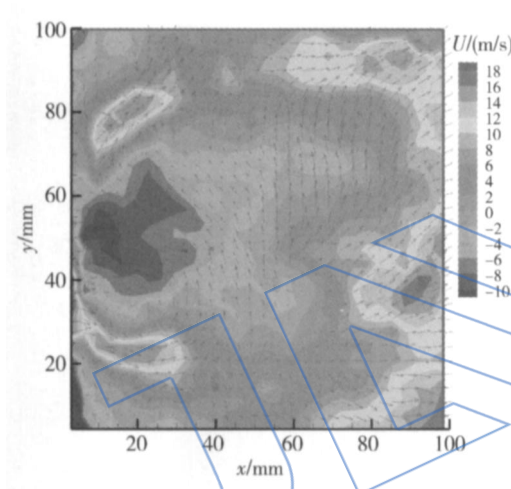


图 16 燃烧室中心截面速度矢量图(试验)

Fig. 16 Velocity vector at central section(experimental)

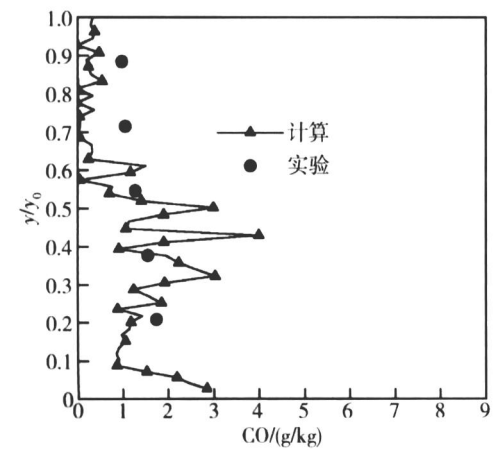


图 17 燃烧室出口截面 CO 质量分数分布

Fig. 17 CO radial profiles at the exit plane

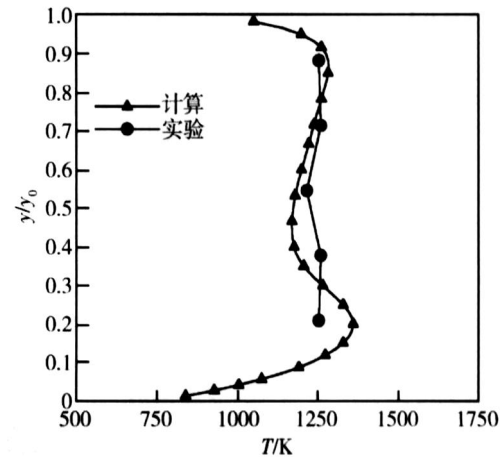


图 18 燃烧室出口温度径向分布

Fig. 18 Exit temperature radial profiles

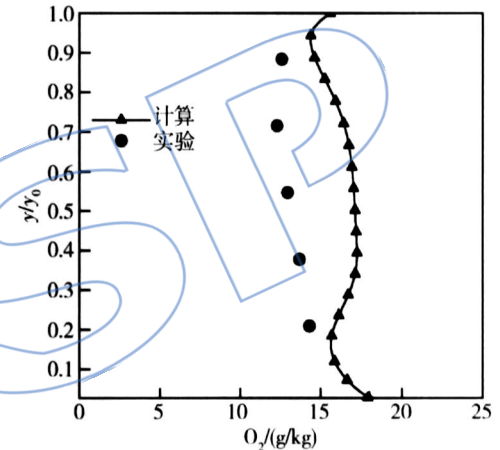


图 19 燃烧室出口截面氧质量分数分布

Fig. 19 Radial profiles of O₂ concentration at the exit plane

6 结 论

本文在三维任意曲线坐标系下采用改进的 RNG $k-\epsilon$ 模型,对包括扩压器、双级涡流器和火焰筒在内的环形燃烧室进行相应的整体流场和性能计算.数值结果表明,改进的 RNG $k-\epsilon$ 紊流模型对复杂区域紊流流动的预测效果更为合理,提高了数值模拟的精度.

对燃烧室进行整体流场计算不仅可以较全面的反映燃烧室内气流流动和燃烧情况,而且进一步了解扩压器、涡流器和火焰筒三者之间匹配关系对燃烧性能的影响.同时,还数值分析了涡流器尺寸变化对燃烧室流场和燃烧性能的影响.并用试验数据来验证了计算结果,所得的计算值与试验结果符合较好,表明本计算方法合理,计算程序可靠.

参考文献：

[1] Mansour A ,Benjamiin M. A new hybrid air blast nozzle for advanced gas turbine combustor [R]. ASME ,2000 GT-0117 ,2000.

[2] 党新宪. 单头部双旋流器环形燃烧室性能实验研究与数值模拟[D]. 南京 :南京航空航天大学 ,2005.

[3] Chong M C,Jiang Z. A comprehensive liguid fuel injection model for CFD simulatipons of gas turbine combustors[R]. AIAA ,2005-349 ,2005.

[4] 雷雨冰 ,赵坚行. 三级涡流器环形燃烧室化学反应流场的数值研究[J]. 推进技术 ,2005 ,26 (3) :215-218.
LEI Yubing ,ZHAO Jianxing. Numerical study of reacting flow field in the annual combustor with the tripe swirler [J]. Journal of Propulsion Technology ,2005 ,26 (3) :215-218.

[5] Mongia H C. Perspective of combustion modeling for gas turbine combustors[R]. AIAA ,2004-0156 ,2004.

[6] 赵坚行. 燃烧的数值模拟[M]. 北京 :科学出版社 ,2002.

[7] Yakhot V ,Orzag S A. Renormalization group analysis of turbulence :basictheory[J]. J Scient Comput ,1986 ,1 :3-5.

[8] Choudhury D. Introduction to the renormalization group method and turbulence modeling[M]. Fluent Inc. TM-107 ,1993.

[9] 雷雨冰. 数值模拟环形燃烧室整体流场[D]. 南京 :南京航空航天大学 ,2000.

[10] Yakhot V ,Orzag S A ,Thangam S. Development of turbulence models for shear flows by double expansion technique [J]. Phys Fluids A ,1992 ,4 (7) :1510-1520.

[11] 范维澄 ,万跃鹏. 流动及燃烧的模式与计算[M]. 合肥 :中国科学技术大学出版社 ,1992. 215.

[12] Mognia H C. Combining Lefebvre's correlations with Com-buster CFD[R]. AIAA 2004-3544 ,2004.