

湍流燃烧模型在航空发动机喷雾燃烧中的应用

徐 榕, 赵坚行, 王锁芳, 颜应文

(南京航空航天大学 能源与动力学院

江苏省航空动力系统重点实验室, 南京 210016)

摘 要: 使用自主开发的计算软件, 数值模拟航空发动机旋流杯环形燃烧室三维湍流煤油两相燃烧过程, 采用多维经验分析法与多步反应火焰面模型预测旋流杯环形燃烧室污染物排放, 对 4 种湍流燃烧模型预测喷雾燃烧流场与污染物排放能力进行评估。各模型所得的计算值与试验数据较为相符, 表明这些模型都可用于预测旋流杯环形燃烧室两相燃烧流场和污染物排放能力, 但是不同模型的计算精度不相同。其中多步反应火焰面模型所得的出口温度分布与污染物排放与试验结果最接近, 其预测精度高于其他模型。因此合理选择湍流燃烧模型可以提高计算准确性和可靠性。

关 键 词: 湍流燃烧模型; 多步反应机理; 航空发动机燃烧室; 两相燃烧; 污染物排放

中图分类号: V231.1

文献标志码: A

Application of turbulent combustion models in spray combustion of an aero-engine

XU Rong, ZHAO Jian-xing, WANG Suo-fang, YAN Ying-wen

(Jiangsu Province Key Laboratory of Aerospace Power System,

College of Energy and Power Engineering,

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

Abstract: A self-developed software was used to simulate for three-dimensional turbulent kerosene two-phase combustion processes in aero-engine annular combustor with swirl cup. Multi-dimensional empirical analysis method and multi-step reaction flamelet model mechanism were used to calculate pollutant emission levels of annular combustor with swirl cup. Prediction capability of four turbulent combustion models for spray combustion flow field and pollutant emission were analyzed and compared. Calculated results obtained by these models were in reasonable agreement with corresponding experimental data. It shows that these turbulent combustion models can be used to predict two-phase combustion flow fields and pollutant emission of annular combustor with swirl cup. But calculation accuracy of these models are different. Outlet temperature distributions and pollutants emission obtained by the multi-step reaction flamelet model are the closest to the experimental data. Simulation accuracy of the multi-step reaction flamelet model is higher than that of other models. Then it is clear that the calculation accuracy and reliability may be raised by adopting reasonable turbulent combustion model.

Key words: turbulent combustion model; multi-step reaction mechanism; aero-engine combustor; two-phase combustion; pollutant emission

随着计算流体动力学(computational fluid dynamics, CFD)和计算燃烧学飞速发展以及计算机运算能力大幅度提高,航空发动机燃烧室数值仿真设计技术发展速度加快^[1-4]。目前,该设计技术已在航空发动机燃烧室设计中占有非常重要地位。在航空发动机喷雾湍流燃烧过程中,混合气湍流流动与化学反应之间有着相互影响、相互作用的密切关系^[5]。湍流通过强化燃料与氧化剂的混合影响化学反应速率,同时化学反应通过反应放热使气流温度升高,引起的密度与速度变化影响湍流强度,故湍流化学反应速率不仅与化学动力学有关,而且还与气流结构和湍流流动有着密切关系,导致湍流燃烧机理极为复杂,如何描述这种相互作用与支配是研究湍流燃烧过程一个主要内容。从目前计算机能力来看,很难直接求解湍流燃烧问题,因此常用的方法是根据影响湍流燃烧速率的主要因素,提出简化表达式,即所谓湍流燃烧模型,对湍流燃烧过程进行数值模拟。

目前在湍流燃烧中虽已发展了多种湍流燃烧模型,其中包括 E-A (eddy break-up-Arrhenius) 模型^[6]、简化概率密度函数(probability distribution function, PDF)模型^[7]、涡团耗散概念(eddy dissipation concept, EDC)模型^[8]、火焰面模型^[9-10]、湍流燃烧的关联矩模型^[11]、PDF 输运方程模型^[12]、二阶矩-概率密度(SOM-PDF)模型^[13]以及 4 步反应模型^[14]等,但各种湍流燃烧模型发展还不很成熟,其使用范围都有一定局限性。研究表明,在数值模拟航空发动机燃烧室燃烧流场时,燃烧模型的选择至关重要,它选择是否合理与数值仿真的可信度和可靠性密切相关。因此对不同湍流燃烧模型的预测能力进行评估,以指导实际航空发动机燃烧室湍流燃烧过程模拟显得尤为重要。

本文采用自主开发的专用网格生成及数值模拟燃烧室两相气动热力性能软件在三维任意曲线坐标系下对某典型航空发动机旋流杯环形燃烧室湍流煤油两相燃烧流场进行数值模拟,利用该软件对较常用的 E-A, EDC, SOM-PDF、火焰面 4 种湍流燃烧模型特性进行对比分析;通过计算与验证试验的比较,分析不同湍流燃烧模型对航空发动机旋流杯环形燃烧室湍流煤油两相燃烧流场与燃烧室性能的影响。

1 研究对象及网格划分

本文研究对象为某型航空发动机旋流杯环形

燃烧室(图 1),该燃烧室的几何形状及其气流流动具有周期性特点,为了计算方便,只取包含一个旋流杯的环形燃烧室(下文简称燃烧室)1/20 扇形部分作为计算区域来进行数值模拟。由图 1 可知,它包括两级突扩扩压器、斜切径向旋流器、火焰筒以及内外环通道等部分。由于该燃烧室包含上述复杂结构,且其内部通道为多通道区域。故采用微分方程和整体分区相结合方法^[15]生成燃烧室的三维贴体网格,由于使用的是结构化网格, I, J, K 对应于轴向、径向和展向上的网格数,在轴向、径向、展向上网格点都是规律分布的。网格总数为 $I \times J \times K = 208 \times 127 \times 72$, 其中火焰筒网格数为 $I \times J \times K = 110 \times 72 \times 72$ 。为了使模拟对象尽可能与实际燃烧室相近,网格生成时,在火焰筒入口安装帽罩(见图 2),旋流器出口安置挡溅盘,火焰筒上开有大小不一的各种进气孔以保证进入燃烧与掺混所需的空气量,与多排气膜冷却槽满足冷却需要。

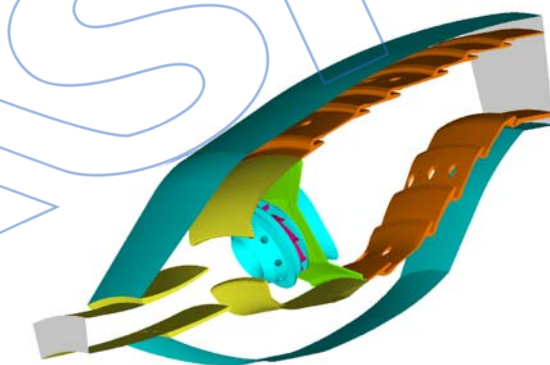


图 1 燃烧室网格

Fig. 1 Grids of combustor

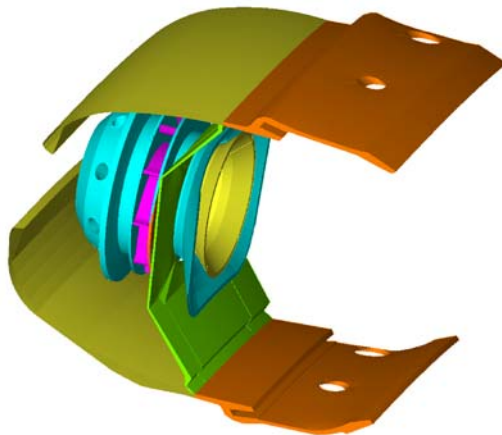


图 2 带帽罩火焰筒头部网格

Fig. 2 Grids of flame tube head with cowl

2 数学物理模型

在燃烧室数值模拟中,本文采用自编数值模拟软件,选取 RNG(renormalization group) $k-\epsilon$ 模型模拟湍流流动,6 通量辐射模型模拟辐射换热过程以及颗粒轨道模型模拟液雾两相流.分别选用 E-A 模型、EDC 模型、SOM-PDF 模型、火焰面模型 4 种湍流燃烧模型模拟湍流燃烧过程.

2.1 E-A 模型

目前工程中最常见的湍流燃烧模型是涡旋破碎(EBU)模型,该模型认为在湍流作用下未燃气团破碎速率是决定化学反应速率快慢的主要因素.而未燃气团破碎速率与湍流脉动动能的衰变速率 ϵ/k 成正比,则化学反应速率可写为

$$R_{fu,ebu} = -C_r g^{1/2} \rho \epsilon / k \quad (1)$$

式中 $g = \overline{w_{fu}^2}$ 为燃料质量分数脉动均方值,可通过微分方程求得; w_{fu} 为燃油质量分数; C_r 为模型系数; ρ, k 与 ϵ 分别为密度、湍流动能及湍流动能耗散率.

实际湍流燃烧流场中还存在速度梯度大、反应速率不高的低温区域,该区化学反应主要受控于化学动力学,如按式(1)可能得不到合理的燃烧速率,为了弥补此缺陷,Mason 等^[16]提出了 E-A 模型,即引入 Arrhenius 公式,其化学反应速率 R_{fu} 可表达为

$$R_{fu} = -\min \{ |R_{fu,Arr}|, |R_{fu,ebu}| \} \quad (2)$$

2.2 EDC 模型

Magnussen 于 1989 年^[8]提出了 EDC 模型.该模型假设化学反应由两个区组成:一是充满了许多微小涡团的细微结构区,在此区内分子间碰撞产生化学反应,其反应速率受化学动力控制;二是在微小涡团周围含有不同成分的大涡团区,这些不同成分的大涡团必须混合后才能进行化学反应,其化学反应受混合速率控制.因此化学反应速率与两区涡团组成及各区的反应速率有关,对于那些由混合速率控制的化学反应,其化学反应速率 R_ϕ 可表达为^[14]

$$R_\phi = \frac{\bar{\rho} \dot{m} w \eta}{1 - \phi^* w} \bar{C}_{min} V \quad (3)$$

式中 $\bar{C}_{min} = \min(\bar{w}_{fu}, \bar{w}_{ox}/S)$, S 为化学恰当比; $\bar{\rho}$ 代表平均密度; $\dot{m}$ 为周围大涡团与细微结构之间的质量交换率; η 为 $\dot{m}$ 的系数; ϕ^* 代表细微结构的体积分, V 为体积.在细微结构中能进行化学

反应的微小涡团的质量分数 w 定义为

$$w = \frac{1}{\gamma_\lambda} \frac{\bar{w}_{pr}/(1+S)}{\bar{w}_{pr}/(1+S) + \bar{C}_{min}}$$

其中 $\bar{w}_{fu}, \bar{w}_{ox}, \bar{w}_{pr}$ 分别为燃油、氧气和产物所占的平均质量分数; γ_λ 为进入耗散区的质量交换系数.

2.3 SOM-PDF 模型

为了考虑气流脉动对反应速率的影响,文献[13]提出一种 SOM-PDF 模型,该模型采用 2 阶关联矩方程封闭组分脉动,而用简化 PDF 模拟温度与组分脉动相关项,其时均反应速率可写为

$$\begin{aligned} \overline{R_{fu,som}} = & -A_0 \bar{\rho}^2 \bar{w}_{fu} \bar{w}_{ox} \exp \left\{ \left[\frac{E}{RT} \right] \cdot \right. \\ & \left. \text{ch} \left[\frac{E}{RT} \frac{(\bar{T}^2)^{0.5}}{\bar{T}} \right] \cdot \left(1 + \frac{\bar{w}_{ox}' \bar{w}_{fu}'}{\bar{w}_{ox} \bar{w}_{fu}} + \right. \right. \\ & \left. \left. \left[\frac{(\bar{w}_{ox}')^{0.5}}{\bar{w}_{ox}} + \frac{(\bar{w}_{fu}')^{0.5}}{\bar{w}_{fu}} \right] \cdot \text{th} \left[\frac{E}{RT} \frac{(\bar{T}^2)^{0.5}}{\bar{T}} \right] \right) \right\} \quad (4) \end{aligned}$$

其中 A_0 为前置因子; E/R 为活化温度.式中各关联项可由下列输运方程求得

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} u_j \bar{\phi}' w') &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\mu_e}{\sigma_\phi} \frac{\partial \bar{\phi}' w'}{\partial x_j} \right] + \\ & C_1 \mu_e \frac{\partial \bar{\phi}}{\partial x_j} \cdot \frac{\partial \bar{w}}{\partial x_j} - C_2 \rho \frac{\epsilon}{k} \bar{\phi}' w' \quad (5) \end{aligned}$$

其中 $\bar{\phi}'$ 和 $\bar{w}'$ 分别代表温度和组分质量分数脉动值,而 $\bar{\phi}$ 和 $\bar{w}$ 分别代表相应变量的时均值.

2.4 火焰面模型

为了使湍流燃烧模型在考虑混合过程对反应速率影响同时,还考虑化学动力学与分子输运之间关系,Peters^[10]提出了火焰面模型,该模型认为:湍流燃烧区域是由一系列具有相同结构的层流小火焰(flamelet)和包围这些小火焰的无反应的湍流区域组成.这些小火焰面很薄,它的厚度要比湍流的 Kolmogorov 尺度还小,不同的层流小火焰在其平均火焰位置周围脉动,火焰簿层内部结构不受湍流涡团的影响,而只是在湍流作用下发生火焰面的拉伸扭曲变形,因此可分别考虑小火焰内部结构与湍流对小火焰的作用.

火焰面模型可通过求解燃烧流场中一个无源项的守恒标量—混合分数 Z 方程,来确定流场中火焰面的位置(层流燃烧),或在某位置上出现小火焰的概率(湍流燃烧).按照层流火焰面假设,认

为火焰是局部稳定的,保持层流火焰面结构.设 Z 是垂直火焰面的局部坐标单值函数,对层流扩散火焰的组分和能量方程进行 Crocco 坐标变换,使其从物理空间转换到混合分数 Z 空间^[10].各组分的 Lewis 数均等于 1、稳态时压力和组分不随时间变化,忽略辐射热损失的影响,稳态层流扩散火焰面方程可表示为

$$\rho \frac{\chi}{2} \cdot \frac{\partial^2 \omega_i}{\partial Z^2} + \omega_i = 0 \quad (6a)$$

$$\rho \frac{\chi}{2} \cdot \frac{\partial^2 h}{\partial Z^2} + \omega_h = 0 \quad (6b)$$

其中 ρ 为密度; ω_i 和 ω_h 分别为组分 i 的质量分数和化学反应速率; h 为比焓; 并设标量耗散率 χ 为混合分数 Z 的函数,在 Z 空间中,可通过 χ 描述垂直于火焰面方向的组分扩散^[17]

$$\chi = 2D_t \left(\frac{\partial Z}{\partial x} \right)^2 \quad (7)$$

式中 D_t 为湍流扩散系数; 混合分数 Z 可根据各组分来确定^[18].

在混合分数空间中,火焰面方程不含对流项, χ 表征了标量梯度,即湍流应变率对火焰面的影响.将标量耗散率 χ 作为一个独立的参数引入火焰面方程中.如果假定小火焰面已达到稳态,给定边界条件后,小火焰结构仅由两个参数确定,所有标量 φ 可以表示为

$$\varphi = \varphi(Z, \chi) \quad (8)$$

给定一系列标量耗散率 χ , 求解火焰面方程(式(6)),将所得各个标量耗散率下的温度、组分等分布构建层流火焰面数据库.

为了考虑湍流与化学反应之间的相互作用,在湍流燃烧中,标量 φ 的平均值可采用统计平均方法求得

$$\bar{\varphi} = \iint \varphi(Z, \chi) P(Z, \chi) dZ d\chi \quad (9)$$

式中 $\varphi(Z, \chi)$ 可由层流火焰面数据库插值得到, $P(Z, \chi)$ 为混合分数 Z 和标量耗散率 χ 的联合概率密度函数.混合分数的密度加权平均值 $\bar{Z}$ 及其脉动均方值 $\bar{Z}^2$ 可通过求解下列输运方程式(10)和式(11)获得.

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \bar{Z}) = \nabla \cdot (\rho D_t \nabla \bar{Z}) + \dot{\rho}^s \quad (10)$$

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \bar{Z}^2) =$$

$$\nabla \cdot (\rho D_t \nabla \bar{Z}^2) + 2\rho D_t (\nabla \bar{Z})^2 - \rho \chi \quad (11)$$

式(10)、式(11)中 $\dot{\rho}^s$ 是由喷雾产生的源项.一般认为标量时间尺度与湍流时间尺度呈线性关系,

因此平均标量耗散率可表示为^[17]

$$\bar{\chi} = C_x \frac{\bar{\epsilon}}{\bar{k}} \bar{Z}^2 \quad (12)$$

其中 $C_x = 2.0$; $\bar{k}$ 和 $\bar{\epsilon}$ 分别为平均的湍流动能和湍流动能耗散率.

根据湍流流场计算得到联合概率密度函数 $P(Z, \chi)$, 通过统计平均,组分质量分数平均值 $\bar{\omega}_i$ 和温度平均值 $\bar{T}$ 可表示为

$$\bar{\omega}_i = \int_0^\infty \int_0^1 \omega_i(Z, \chi) P(Z, \chi) dZ d\chi \quad (13)$$

$$\bar{T} = \int_0^\infty \int_0^1 T(Z, \chi) P(Z, \chi) dZ d\chi \quad (14)$$

利用火焰面数据库对式(13)和式(14)进行概率密度积分,就可得到温度与各组分质量分数平均值.

可见,火焰面模型不仅可以考虑详细化学反应机理和分子输运过程,而且使用该模型时湍流流场和化学反应无需耦合计算.此外,火焰面模型采用详细化学反应机理模拟多组分复杂反应时,只需求解混合分数及其标量耗散率的方程,无须求解各组分输运方程,从而大大减少了计算工作量.反之,采用常见的燃烧模型模拟多组分详细化学反应时,需求解与组分数量相同的组分输运方程,使计算量大为增加.

为了预测污染物排放,本文选用了 Penko 等^[19]推荐由 16 组分和 26 个基元反应组成的 $C_{12}H_{23}$ 详细反应机理.利用该机理的多步反应火焰面模型(FLM-B 模型)可预测一氧化碳(CO)和氧化氮(NO)等污染物质量分数.为了与 E-A 模型,EDC 模型,SOM-PDF 模型更好地比较,故本文还使用单步反应的火焰面模型(FLM-A 模型)计算.又因 FLM-A 模型不能直接预测污染物排放,需使用经验分析法预测污染物生成.

由于火焰面模型具有上述优越性,因而在气体扩散燃烧、柴油机燃烧、燃气轮机气态燃料预混燃烧中获得了广泛的应用^[20].例如文献[21-22]采用火焰面模型分别预测低热值气体燃料航空发动机燃烧室燃烧流场及煤油燃料燃气轮机燃烧室 NO 与碳粒生成,所得的模拟值与试验结果较为吻合.

2.5 多维经验分析法

预测燃烧过程中污染物生成,需要考虑详细的化学反应对燃烧过程的影响,这将使得三维燃烧流场和燃烧性能计算工作量与计算周期大大增加.考虑到成本与设计周期等因素,目前在燃烧室的初步设计阶段,常采用多维经验分析法预测燃烧室内污染物分布^[23].该法特点是在多维燃烧流

场计算基础上,使用经验关系式预测污染物质量分数.描述燃烧室性能参数对污染物排放影响的经验关系式如下:

$$\beta_{\text{CO}} = \frac{A_1}{p_3^{1.5}} \sum_{ijk} \left[\frac{q_{m,a} \omega_b \text{Te}^{-0.0023T}}{V(1 - \omega_{\text{ev}}/\omega_f) T_u^{0.5}} \right]_{ijk} \quad (15)$$

$$\beta_{\text{UHC}} = \frac{A_2}{p_3^{2.5}} \sum_{ijk} \left[\frac{q_{m,a} \omega_b \text{Te}^{-0.0025T}}{V(1 - \omega_{\text{ev}}/\omega_f) T_u^{0.5}} \right]_{ijk} \quad (16)$$

$$\beta_{\text{NO}} = A_3 p_3^{1.25} \sum_{ijk} \left[\frac{V \omega_b \text{Te}^{0.003T}}{T q_{m,a}} \right]_{ijk} \quad (17)$$

式中 β 为排放指数(g/kg),下标 UHC 为未燃烃(unburned hydrocarbon); $q_{m,a}$ 为空气流量; ω_b 为已燃烧燃油质量分数; ω_{ev} 为已蒸发燃油质量分数; ω_f 为燃油质量分数; p_3 为燃烧室进口压力(kPa); T 为气流温度; T_u 为混合速率; A_1, A_2, A_3 为经验系数.

文献[24-26]利用上述关系式预测使用不同燃料的多种燃气轮机燃烧室内污染物排放,所得的计算结果与试验数据吻合较好,说明此法可用来预测燃烧室内污染物分布.故本文分别采用 E-A, EDC, SOM-PDF 以及 FLM-A 四个湍流燃烧模型与多维经验分析法相结合方法预测燃烧室内污染物排放.

3 计算方法与计算结果

3.1 计算方法及计算工况

本文采用自编软件在三维任意曲线坐标系下采用多区域耦合法^[14]对燃烧室湍流煤油两相燃烧全流程流场与污染物排放进行数值模拟.气相和液相分别采用 Euler 与 Lagrange 法处理,两相耦合采用 PSIC (particle source in cell) 法,采用 SIMPLE (semi-implicit method for pressure-linked equations) 算法对控制方程进行求解.多维经验分析法与多步反应火焰面模型 (FLM-B 模型) 模拟燃烧室内污染物质量分数分布.数值分析 4 种不同湍流燃烧模型对燃烧室湍流两相燃烧与污染物排放的预测能力.

为了验证模型的准确性及其预测能力,本文选用文献[27]的两个试验工况作为本文计算工况,以便运用试验数据^[27]校核本计算结果.两计算工况为:工况 1 与工况 2 的进口气流温度为 480 K,马赫数为 0.26,油气比为 0.014;工况 1 的进口压力为 0.390 MPa,工况 2 的进口压力为 0.108 MPa.

3.2 计算结果与分析

图 3~图 10 为不同湍流燃烧模型所得到的

燃烧室三维两相燃烧流场的部分结果,其中,图 3 为工况 1 时采用 E-A 模型所得到的燃烧室中心截面($z=0$)的流线图.由图可知,进口气流通过扩压器后分别流入帽罩及火焰筒内外环,在扩压器上下形成了一对突扩涡,稳定帽罩进口流动.在火焰筒头部,从旋流器进来气流与主燃孔射流相互作用,在火焰筒内外压差作用下,形成保证火焰稳定的中心回流区.



图 3 燃烧室流线图($z=0$ m, E-A 模型, 工况 1)

Fig. 3 Streamlines of combustor
($z=0$ m, E-A model, case 1)

图 4 为工况 1 时分别采用不同湍流燃烧模型所得到的燃烧室中心截面温度云图.由图可知,4 个湍流燃烧模型所得的火焰筒内气流温度分布趋势基本相同,高温区主要集中在火焰筒头部主燃区,大部分燃油在该区消耗掉,剩余少量未烧完的燃油在主燃孔射流后进一步燃烧完.随后,高温燃气与掺混孔进气以及气膜孔冷却空气进一步掺混降温,气流温度分布逐渐均匀,以便使火焰筒出口温度分布满足燃烧室设计要求.

但是不同湍流燃烧模型预测主燃区内温度分布存在一定的区别.其中 E-A, EDC, SOM-PDF 模型预测到主燃区温度分布较为相近,旋流器出口到主燃孔前均为高温区. SOM-PDF 模型由于在预测反应速率时除了考虑湍流与组分脉动对反应速率影响外,还考虑了温度脉动的影响,因为主燃孔射流附近温度急剧变化,温度脉动较大,所以该模型预测主燃孔射流后部的反应速率要比其他模型稍高些,该处所得高温燃烧区也稍为明显.

虽然火焰面模型得到高温区温度分布与其他模型基本相似,但是 FLM-A 模型与 FLM-B 模型预测旋流器出口附近温度较低,主燃区内温度梯度也稍大.这可能因其对流场与化学反应的解耦,故所得的温度分布与其他模型的区别略大.

图 5 为工况 1 时燃烧室中心截面上回流区轮廓图,由图可见,4 种湍流燃烧模型所得的回流区的轮廓不全相同.与图 4 相比可知,因不同湍流燃烧模型所得的化学反应速率和放热情况不同,对

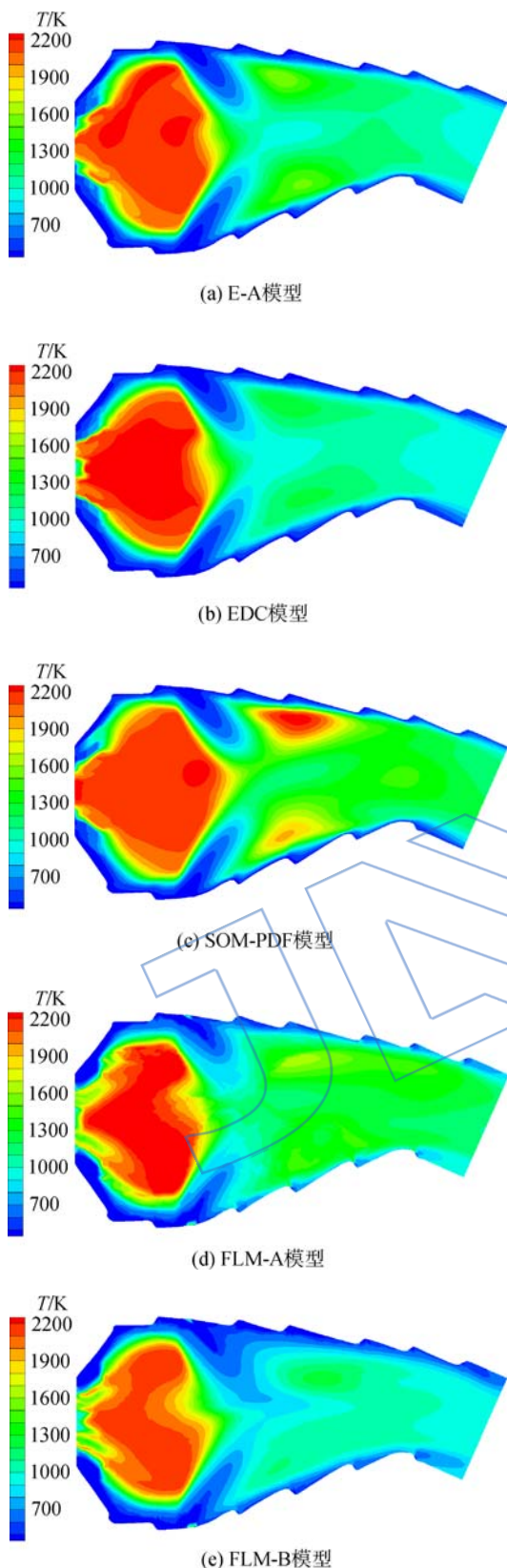


图4 不同湍流燃烧模型时燃烧室温度云图
($z=0\text{ m}$, 工况1)

Fig. 4 Temperature contours of combustor for different turbulent combustion models
($z=0\text{ m}$, case 1)

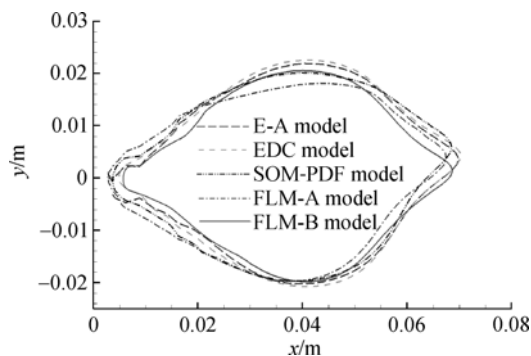


图5 不同湍流燃烧模型时燃烧室回流区轮廓图
($z=0\text{ m}$, 工况1)

Fig. 5 Shapes of recirculation zone in combustor for different turbulent combustion models
($z=0\text{ m}$, case 1)

气流温度分布影响比气流速度大些。

图6~图9分别为不同湍流燃烧模型在工况1时燃烧室内温度 T 、 CO 、 UHC 、 NO 沿程轴向分布。由图6可知,不同湍流燃烧模型所得的气流温度轴向分布趋势基本相同,旋流器出口下游主燃区温度最高,燃烧反应主要发生在该区域。随着轴向距离加大,从掺混孔与气膜孔进入冷却空气与高温燃气进一步混合,使气流温度降低。但在 $I=40\sim 60$ 附近,由于主燃孔与掺混孔之间还有部分燃烧反应发生,故燃气温度稍有局部回升。

比较不同湍流燃烧模型所得的燃烧室温度分布可知,因各模型基本假设不全相同,各模型所得的燃烧速率也有差异,从而影响燃烧室温度沿程轴向分布。如图6所示SOM-PDF模型所得的温度略高于E-A与EDC等其他模型;这是因为

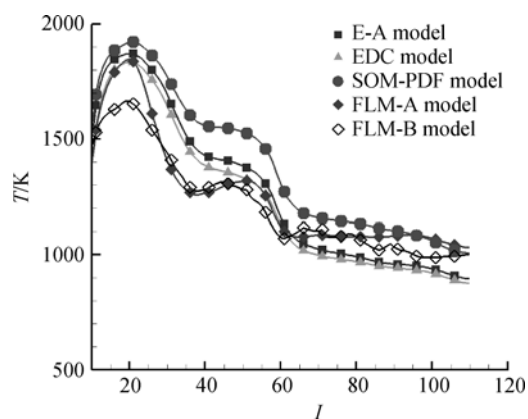


图6 不同湍流燃烧模型燃烧室温度沿程轴向分布
(工况1)

Fig. 6 Temperature axial distributions of combustor for different turbulent combustion models (case 1)

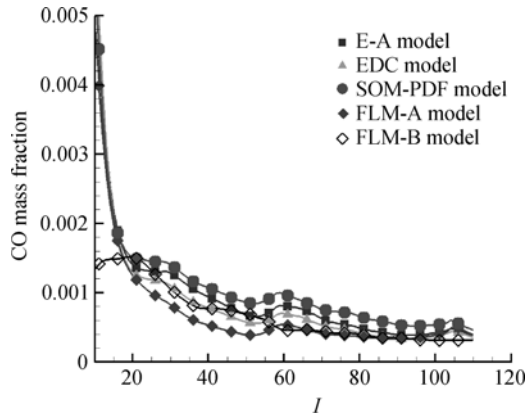


图 7 不同湍流燃烧模型燃烧室 CO 质量分数沿程轴向分布(工况 1)

Fig. 7 CO mass fraction axial distributions of combustor for different turbulent combustion models (case 1)

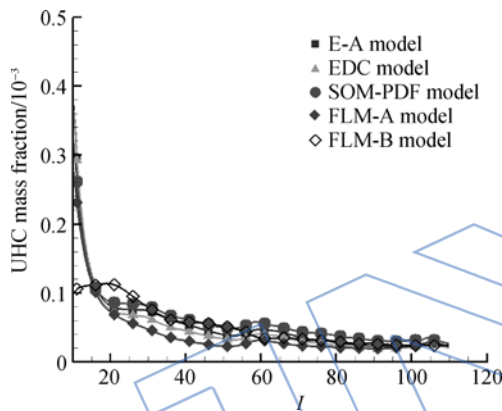


图 8 不同湍流燃烧模型燃烧室 UHC 质量分数沿程轴向分布(工况 1)

Fig. 8 UHC mass fraction axial distributions of combustor for different turbulent combustion models (case 1)

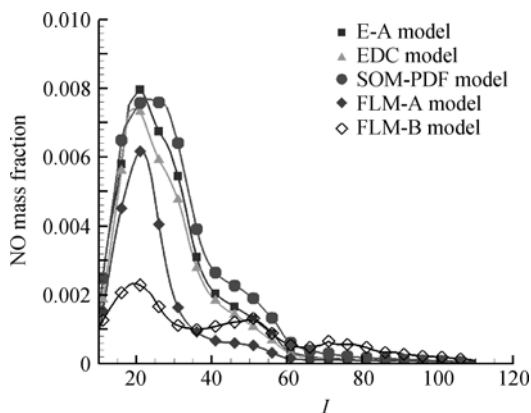


图 9 不同湍流燃烧模型燃烧室 NO 质量分数沿程轴向分布(工况 1)

Fig. 9 NO mass fraction axial distributions of combustor for different turbulent combustion models (case 1)

SOM-PDF 模型在预测反应速率时考虑了温度脉动的影响. 又如 FLM-B 模型所得的主燃区温度略低于其他使用单步反应的燃烧模型; 这可能是该模型采用复杂反应机理, 考虑了燃料的热分解和多步化学反应之间的相互作用.

由图 7 和图 8 可知, 在靠近旋流器出口, 气流停留时间较短, 有些燃油来不及完全蒸发与空气充分混合进行燃烧, 因此该区域有较多的 CO 与 UHC 产生, 但随着轴向距离加大, 燃烧时间增加, 燃烧愈加充分, 使 CO 与 UHC 逐渐减少. 此外, 不同模型所得的 CO 与 UHC 质量分数分布趋势仍有些差异, 其中 FLM-B 模型与其他模型相比, 在 $I=20$ 之前差别较大, 这是因 FLM-B 模型考虑了复杂多步化学反应之间相互作用以及各级反应瞬时不平衡对污染物生成的影响, 而其他模型均采用单步化学反应的结果与多维经验分析法预测 CO 与 UHC 质量分数分布, 并在计算中忽略了复杂反应对污染物生成的影响. 由此可见, 不同模型因所用的反应机理不同, 预测污染物分布的趋势也有一定的区别.

由图 6 与图 9 可知, NO 主要在高温区生成, 随着燃烧室温度逐渐降低, NO 生成量也逐步降低. 从图 9 可看出: 不同湍流燃烧模型所得的 NO 质量分数沿程轴向分布趋势基本相似, 但是其最高值相差较大, 这是因 NO 生成机理相当复杂, 不同湍流燃烧模型所考虑影响化学反应速率因素不同, 所得的 NO 生成速率也不同, 其预测精度与湍流燃烧模型密切相关.

图 10 分别为两种工况下燃烧室出口温度径向分布. 图中纵坐标 y/h 为燃烧室出口高度. 表 1 为工况 2 时不同湍流燃烧模型所得的燃烧室出口温度及污染物排放指数. 比对图 10(a) 与图 10(b) 可知, 不同工况下所得的出口温度径向分布有一定区别, 但分布趋势基本相似. 由图 10(b) 可见, 与其他模型相比, FLM-B 模型所得的燃烧室出口温度径向分布与试验值符合更好些.

另外, 由表 1 可知, 不同湍流燃烧模型对出口温度及各污染物排放指数预测结果均与试验值较相近. 其中, FLM-B 模型所得的燃烧室出口平均温度及污染物 CO 与 NO 排放指数比其他模型更与试验数据相符, 而 SOM-PDF 模型与 FLM-A 模型次之.

由此可见, E-A, EDC 模型与火焰面、SOM-PDF 模型相比较, 后两个模型能考虑湍流、温度与组分脉动对化学反应速率的影响, 使得计算结

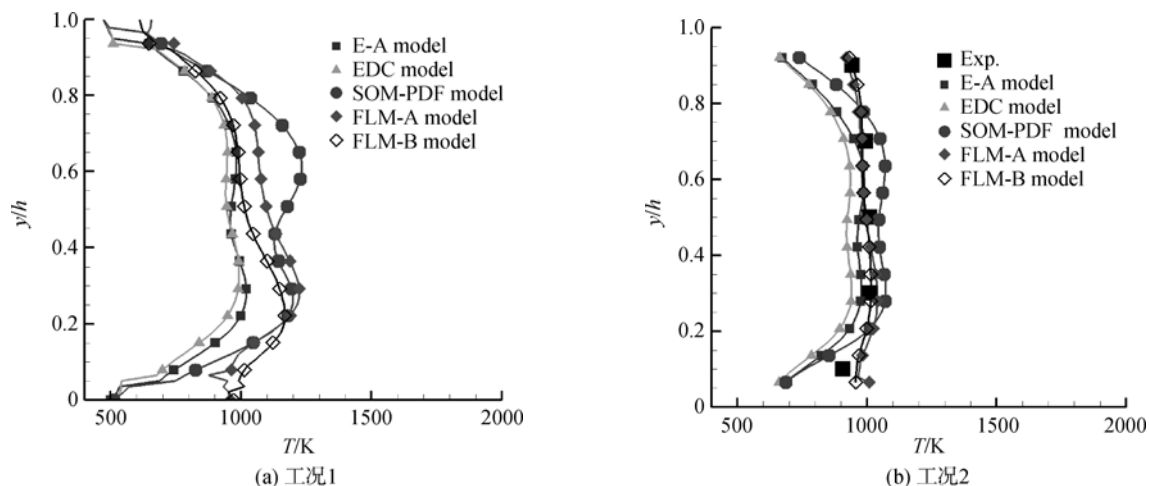


图 10 燃烧室出口温度径向分布

Fig. 10 Temperature radial distribution of combustor at exit plane

表 1 燃烧室出口温度及污染物排放指数(工况 2)

Table 1 Averaged outlet temperatures of combustor and pollutant emissions index (case 2)

模型及试验	T/K	温度误差/%	CO 排放指数/(g/kg)	CO 排放指数误差/%	UHC 排放指数/(g/kg)	UHC 排放指数误差/%	NO _x 排放指数/(g/kg)	NO _x 排放指数误差/%
试验	998		30.6		1.63		3.67	
E-A	912	8.6	27.6	9.8	1.59	2.5	2.73	25.6
EDC	876	12.2	25.5	16.7	1.48	9.2	2.67	27.2
SOM-PDF	1059.8	6.2	32.9	7.5	1.91	17.2	3.80	3.5
FLM-A	1072.3	7.4	28.1	8.2	1.62	0.6	3.90	6.3
FLM-B	1015.9	1.8	28.3	7.5	1.71	4.9	3.60	1.9

果得到改善. 而火焰面模型中 FLM-B 模型因考虑了复杂反应对化学反应速率的影响, 从而进一步提高了预测燃烧流场和污染物排放的能力.

4 结 论

本文采用多维经验分析法与多步反应火焰面模型对旋流杯环形燃烧室污染物排放进行预测. 通过试验数据对计算值进行验证, 分析 4 种湍流燃烧模型的预测能力.

1) 不同的湍流燃烧模型所得的计算结果与试验数据比较表明, 本文所选用的 4 种湍流燃烧模型都可用来数值模拟湍流两相燃烧流场与污染物排放, 但因各模型的出发点或选用反应机理及计算方法不全一样, 所得的化学反应速率也有所差别, 从而影响其各自预测精度. 其中, 火焰面和 SOM-PDF 模型因能考虑湍流脉动与温度和组分脉动之间相互作用对化学反应速率的影响, 使得计算精度得到改进. 而 FLM-B 模型不仅考虑湍流脉动与化学反应的相互影响, 而且还用复杂反

应机理模拟燃烧流场与污染物排放, 从而提高其预测精度与可信度.

2) 合理选择湍流燃烧模型, 在保证模型预测精度同时, 还可提高计算效率, 更好地模拟燃烧室湍流喷雾燃烧过程.

参考文献:

- [1] Shyy W, Correa S M, Braaten M E. Computation of flow in a gas turbine combustor [J]. Combustion Science and Technology, 1988, 58(1): 97-117.
- [2] Gulati A, Tolpadi A K, van Deusen G. Effect of dilution air on the scalar flowfield at combustor exit [J]. Journal of Propulsion and Power, 1995, 11(6): 1162-1169.
- [3] Stubbs R M, Liu N S. Preview of national combustion code [R]. AIAA 97-3114, 1997.
- [4] 王珂. 可提高航空发动机性能预测的先进燃烧模拟技术研究 [J]. 航空科学技术, 2011(2): 47-49.
WANG Ke. Study on improved prediction of aeroengine performance using advanced combustion modeling technology [J]. Aeronautical Science and Technology, 2011(2): 47-49. (in Chinese)

- [5] Priddin C H, Coupland J. Impact of numerical methods on gas turbine combustor design and development[J]. *Combustion Science and Technology*, 1988, 58(1): 119-133.
- [6] Spalding D B. Mixing and chemical reaction in steady confined turbulent flames[C]// *Thirteenth Symposium (International) on Combustion*. Pittsburgh: the Combustion Institute, 1971: 649-657.
- [7] 张会强, 陈兴隆, 周力行, 等. 湍流燃烧数值模拟研究的综述[J]. *力学进展*, 1999, 29(4): 567-575.
ZHANG Huiqiang, CHEN Xinglong, ZHOU Lixing, et al. A review on numerical modeling of turbulent combustion[J]. *Advances in Mechanics*, 1999, 29(4): 567-575. (in Chinese)
- [8] Magnussen B F. Modelling of pollutant formation in gas turbine combustors based on the eddy dissipation concept [C]// *Proceedings of 18th International Congress on Combustion Engine*. Tianjin: International Council on Combustion Engines, 1989: 1-20.
- [9] 陆阳. 燃烧计算中火焰面模型的研究[D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2009.
LU Yang. A study on flamelet model in combustion simulation[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2009. (in Chinese)
- [10] Peters N. Laminar diffusion flamelet models in non-premixed turbulent combustion[J]. *Progress Energy and Combustion Science*, 1984, 10(3): 319-339.
- [11] Pratt D T. Mixing and chemical reaction in continuous combustion[J]. *Progress in Energy and Combustion Science*, 1976, 1(2/3): 73-86.
- [12] Pope S B. Computations of turbulent combustion: progress and challenges[C]// *23rd Symposium (International) on Combustion*. Pittsburgh: the Combustion Institute, 1990: 591-612.
- [13] Zhou L X, Chen X L, Zhang C G. Second-order moment turbulence-chemistry models for simulating NO_x formation in gas combustion[J]. *Fuel*, 2000, 79(11): 1289-1301.
- [14] 赵坚行. 燃烧的数值模拟[M]. 北京: 科学出版社, 2002.
- [15] 蔡文祥, 赵坚行, 张靖周. 带圆筒头部火焰筒两相燃烧流场及性能计算[J]. *推进技术*, 2007, 28(2): 122-126.
CAI Wenxiang, ZHAO Jianxing, ZHANG Jingzhou. Numerical study of two-phase field and combustion performance in annular combustor with cylindrical heads[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2007, 28(2): 122-126. (in Chinese)
- [16] Mason H B, Spalding D B. Prediction of reaction rates in turbulent premixed boundary layer flows[C]// *Combustion Institute European Symposium*. New York: Academic Press, 1973: 601-612.
- [17] Claramunt K, Cònsul R, Carbonell D. Laminar flamelet concept for laminar and turbulent diffusion flames[R]. AIAA-2004-796, 2004.
- [18] 王海峰, 陈义良, 蔡晓丹. 湍流射流扩散火焰的层流火焰面模拟[J]. *推进技术*, 2003, 24(1): 58-62.
WANG Haifeng, CHEN Yiliang, CAI Xiaodan, et al. Flamelet modeling of turbulent jet non-premixed flame[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2003, 24(1): 58-62. (in Chinese)
- [19] Penko P F, Kundu K P. A kinetic mechanism for calculation of pollutant species in Jet-A combustion[R]. AIAA-2000-3035, 2000.
- [20] Pitsch H, Barths H, Peters N. Three-dimensional modeling of NO_x and soot formation in DI-diesel engines using detailed chemistry based on the interactive flamelet approach [R]. SAE Technical Paper 962057, 1996.
- [21] 何敏, 杨灵, 冯大强, 等. 低热值气体燃料燃烧室数值模拟与试验研究[J]. *航空发动机*, 2010, 36(3): 38-42.
HE Min, YANG Ling, FENG Daqiang, et al. Numerical simulation and experimental investigation of aeroengine combustor burning low calorific value gas fuel[J]. *Aero-engine*, 2010, 36(3): 38-42. (in Chinese)
- [22] Riesmeier E, Honnet S, Peters N. Flamelet modeling of pollutant formation in a gas turbine combustion chamber using detailed chemistry for a kerosene model fuel[J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2004, 126(4): 899-905.
- [23] Mongia H C. Combining Lefebvre's correlations with combustor CFD[R]. AIAA-2004-3544, 2004.
- [24] 林清华, 张哲巖, 肖云汉. 合成气燃烧室 NO_x 排放估算方法分析[J]. *燃气轮机技术*, 2013, 26(1): 9-14.
LIN Qinghua, ZHANG Zhedian, XIAO Yunhan. Analysis of the methods for estimating NO_x emissions from syngas combustor[J]. *Gas Turbine Technology*, 2013, 26(1): 9-14.
- [25] Rizk N K, Mongia H C. Gas turbine combustor performance evaluation[R]. AIAA 91-0640, 1991.
- [26] 李井华, 蔡文祥, 赵坚行. 数值研究涡流器对环形燃烧室燃烧性能的影响[J]. *航空动力学报*, 2009, 24(10): 2241-2248.
LI Jinghua, CAI Wenxiang, ZHAO Jianxing. Numerical investigation of influence of swirler combustion performance in annular combustor[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2009, 24(10): 2241-2248. (in Chinese)
- [27] Gleason O C, Oller T L, Shayeson M W, et al. Evaluation of fuel character effects on F101 engine combustion system [R]. ADA077860, 1979.