

文章编号: 1000-8055(2007) 11-1826-07

数值模拟纵向隔热屏加力室热态流场

黄海明, 赵坚行

(南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016)

摘 要: 数值研究纵向隔热屏加力燃烧室的在三维贴体坐标系下燃烧整体流场, 所用的数学模型有: $k-\varepsilon$ 模型、EBU-Arrhenius 和二阶矩紊流燃烧模型及六通量模型等. 数值分析两种不同几何形状、进口气流参数分布及紊流燃烧模型等对加力室内各气流参数、隔热屏和加力室筒体壁面温度分布的影响, 计算结果与试验数据比较表明: 不同几何形状对加力室紊流燃烧流场的影响要比进口气流参数分布大些, 二阶矩模型更适用模拟紊流燃烧流动.

关 键 词: 航空、航天推进系统; 加力燃烧室; 纵向隔热屏; 贴体坐标; 三维紊流燃烧

中图分类号: V231. 2

文献标识码: A

Numerical simulation of three-dimensional heat flows for longitudinal heat shield afterburner

HUANG Hai-ming, ZHAO Jian-xing

(College of Energy and Power Engineering,

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

Abstract: A three-dimensional turbulent combustion flow field of longitudinal heat shield afterburner was numerically investigated in a body-fitted coordinate system. The $k-\varepsilon$ model, EBU-Arrhenius and Second-moment turbulent combustion model, as well as six flux model were used. The influences of two different afterburners, inlet gas parameter distributions and turbulent combustion models on afterburner flow fields and wall temperature profiles were calculated. By comparing the experiment results with the calculated results, it shows that: the effect of different geometric afterburners on turbulent combustion flows was more than inlet gas parameter distributions, and Second-moment combustion model was more suitable for simulating the turbulent reacting flow.

Key words: aerospace propulsion system; afterburner; longitudinal heat shield; body-fitted coordinate; turbulent reacting flow

为了提高军用战斗机的作战能力, 满足其机动作战需要, 通常在发动机上装置加力燃烧室来增加推力. 长期以来, 加力燃烧室的设计与研制主要通过大量实验来进行, 但实验费用昂贵, 周期很长, 因此本文采用数值方法来模拟加力燃烧室内气流流动情况, 为加力燃烧室优化设计提供大量有用的设计依据. 本文的研究对象为带开有平孔

和发散孔的纵向隔热屏和尾喷口的涡扇发动机加力燃烧室, 隔热屏把加力燃烧室分为内、外两通道, 在外通道内还需考虑固定件对其堵塞效应. 由于加力燃烧室形状复杂, 故采用椭圆型微分方程法和区域法生成三维贴体网格^[1-2], 以避免因壁面边界与网格线不一致而带来的计算误差.

收稿日期: 2006-11-16; 修订日期: 2007-02-12

作者简介: 黄海明(1979-), 男, 浙江永嘉人, 硕士生, 主要从事发动机燃烧方面的研究.

1 基本控制方程及数学模型

本文的模拟对象为两种带纵向隔热屏和尾喷口,并考虑固定件堵塞效应的加力燃烧室.所研究的气流为可燃混气(煤油+空气),数学模型为 $k-\varepsilon$ 方程紊流模型、辐射通量模型^[3] 以及 EBU-Arrhenius 和二阶矩紊流燃烧模型^[1] 等.

1.1 基本控制方程

本文是在三维贴体坐标系 (ξ, η, ζ) 下进行热态流场计算,各变量控制方程的通用形式为^[4]

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \xi}(\rho U \Phi) + \frac{\partial}{\partial \eta}(\rho V \Phi) + \frac{\partial}{\partial \zeta}(\rho W \Phi) = \\ \frac{\partial}{\partial \xi}[rJ I_e^\Phi (g^{11} \Phi_\xi + g^{12} \Phi_\eta + g^{13} \Phi_\zeta)] + \\ \frac{\partial}{\partial \eta}[rJ I_e^\Phi (g^{21} \Phi_\xi + g^{22} \Phi_\eta + g^{23} \Phi_\zeta)] + \\ \frac{\partial}{\partial \zeta}[rJ I_e^\Phi (g^{31} \Phi_\xi + g^{32} \Phi_\eta + g^{33} \Phi_\zeta)] + rJS^\Phi \end{aligned} \quad (1)$$

式中两组坐标转换关系的雅可比行列式: $J = \partial(x, r, \theta) / \partial(\xi, \eta, \zeta)$, g^{ij} 为逆变度量张量,逆变速度 U, V, W 为

$$\begin{aligned} U &= J(r\xi_x u + r\xi_r v + \xi_{\theta w}) \\ V &= J(\eta_x u + \eta_r v + \eta_{\theta w}) \\ W &= J(\zeta_x u + \zeta_r v + \zeta_{\theta w}) \end{aligned} \quad (2)$$

其中 $\xi_x, \eta_x, \zeta_x, \xi_r, \eta_r, \zeta_r, \xi_\theta, \eta_\theta, \zeta_\theta$ 分别为坐标 (ξ, η, ζ) 对坐标 (x, r, θ) 的导数,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} ,燃油浓度脉动均方值 g ,辐射通量 $R_x, R_r, R_\theta, I_\Phi$ 为各变量的输运系数, S^Φ 为方程源项.

1.2 紊流燃烧模型

1.2.1 EBU-Arrhenius 模型

实际燃烧过程都属紊流燃烧,紊流与燃烧之间相互作用影响很大,为此,本文采用同时考虑紊流和化学动力因素影响的 EBU-Arrhenius 模型来估算化学反应速率,按该模型的化学反应速率可以表达为^[1]

$$R_{fu} = \min\{|R_{fu,ARR}|, |R_{fu,EBU}|\} \quad (3)$$

式中

$$\begin{aligned} R_{fu,EBU} &= -C_{EBU} \rho g^{0.5} \varepsilon k \\ R_{fu,ARR} &= -B \rho^2 m_{ox} m_{fu} \exp(-E/RT) \end{aligned}$$

1.2.2 二阶矩紊流燃烧模型

紊流结构对燃烧过程的影响很大,紊流通过组分浓度及温度脉动而加强各组分的混合与传热,从而强化反应速率.为了考虑脉动参数对反应

速率的影响,本文还采用二阶矩紊流燃烧模型来估算化学反应速率^[1]

$$\overline{R_{fu}} = A_0 \overline{\rho} \overline{m_{fu}} \overline{m_{ox}} \exp\left(-\frac{E}{R T}\right) (1 + F) \quad (4)$$

式中

$$\begin{aligned} F = \frac{\overline{m'_{fu} m'_{ox}}}{\overline{m_{fu}} \overline{m_{ox}}} + \frac{E}{R T} \left(\frac{\overline{T m'_{fu}}}{\overline{T m_{fu}}} + \frac{\overline{T m'_{ox}}}{\overline{T m_{ox}}} \right) + \\ \frac{1}{2} \left(\frac{E}{R T} \right)^2 \left(\frac{\overline{T^2}}{\overline{T}} \right)^2 \end{aligned} \quad (5)$$

其中相关项 $\overline{m'_{fu} m'_{ox}}$, $\overline{T m'_{fu}}$, $\overline{T m'_{ox}}$ 和 $\overline{T^2}$ 的输运方程,可分别写成下列形式

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\overline{\rho m'_{fu} m'_{ox}}) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\overline{\rho u_j m'_{fu} m'_{ox}}) = \\ \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu}{\sigma_m} \frac{\partial \overline{m'_{fu} m'_{ox}}}{\partial x_j} \right) + 2 \frac{\mu}{\sigma_m} \left(\frac{\partial \overline{m'_{fu}}}{\partial x_j} \right) \left(\frac{\partial \overline{m'_{ox}}}{\partial x_j} \right) - \\ 2 \overline{\rho} \frac{\varepsilon}{\kappa} \overline{m'_{fu} m'_{ox}} - A_0 \overline{\rho} \overline{m_{fu}} \overline{m_{ox}} \exp\left(-\frac{E}{R T}\right) \\ \left[(\overline{m_{fu}} + \beta \overline{m_{ox}}) \frac{\overline{m'_{fu} m'_{ox}}}{\overline{m_{fu}} \overline{m_{ox}}} + \frac{\overline{m'_{fu}}}{\overline{m_{fu}}} + \frac{\overline{m'_{ox}}}{\overline{m_{ox}}} \right] \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\overline{\rho T m'_{fu}}) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\overline{\rho u_j T m'_{fu}}) = \\ \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu}{\sigma_m} \frac{\partial \overline{T m'_{fu}}}{\partial x_j} \right) + 2 \frac{\mu}{\sigma_m} \left(\frac{\partial \overline{T}}{\partial x_j} \right) \\ \left(\frac{\partial \overline{m'_{fu}}}{\partial x_j} \right) - 2 \overline{\rho} \frac{\varepsilon}{\kappa} \overline{T m'_{fu}} \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\overline{\rho T m'_{ox}}) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\overline{\rho u_j T m'_{ox}}) = \\ \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu}{\sigma_m} \frac{\partial \overline{T m'_{ox}}}{\partial x_j} \right) + 2 \frac{\mu}{\sigma_m} \left(\frac{\partial \overline{T}}{\partial x_j} \right) \\ \left(\frac{\partial \overline{m'_{ox}}}{\partial x_j} \right) - 2 \overline{\rho} \frac{\varepsilon}{\kappa} \overline{T m'_{ox}} \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\overline{\rho T^2}) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\overline{\rho u_j T^2}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu}{\sigma_T} \frac{\partial \overline{T^2}}{\partial x_j} \right) + \\ 2 \mu \left(\frac{\partial \overline{T}}{\partial x_j} \right)^2 - C_2 \frac{\varepsilon}{\kappa} \overline{\rho T^2} \end{aligned} \quad (9)$$

2 网格生成和数值求解方法

2.1 网格生成

由于偏微分方程法是通过求解椭圆型偏微分方程组生成贴体网格,不需利用代数关系进行坐标变换,因此更适合于复杂形状区域.按该法的三维网格生成方程一般形式为^[5]

$$\begin{aligned} \sum_k \left[\sum_i \sum_j \sum_l g^{ij} \frac{\partial^2 x^k}{\partial \xi^i \partial \xi^j} + \sum_m g^{mm} P_m \frac{\partial x^k}{\partial \xi^m} \right] \cdot \\ e_k - \frac{1}{r} e_2 = 0 \end{aligned} \quad (10)$$

式中 P_m 为控制源项,用来调整区域内网格的分布,直接影响网格生成质量; ξ 为任意曲线坐标, x^k 为圆柱坐标.为了保证网格合理分布,满足流场计算的要求,本文采用区域法^[1]把加力室分为直段、尾锥收敛段两个区域,每个区域又以隔热屏为界分成内外两个通道,各子区域分别生成网格后再将其组合成整体网格.网格生成时既要能模拟其实际形状,合理反映隔热屏上开有各种小孔及波纹形状以及壁面附近流场,又要尽可能减少总网格数目,适合工程设计使用,因此采用局部加密的不均匀网格分布.

本文研究对象中一为纵向对称加力室 A,另一为纵向不对称加力室 B.对于前者,由于加力室截面对称性,故取一个夹角为 9° 的扇形体进行计算,图 1 为纵向对称加力室 A 网格总图,网格总数为 $277 \times 52 \times 37$.而后者,由于加力室的不对称性,前直段为轴对称,后倾斜段的轴线向下倾斜,故取 180° 的扇形体进行数值计算,图 2 为纵向不对称加力室 B 网格总图,网格总数为 $111 \times 51 \times 121$.图 3 与图 4 分别为加力室 A 与 B 的隔热屏网

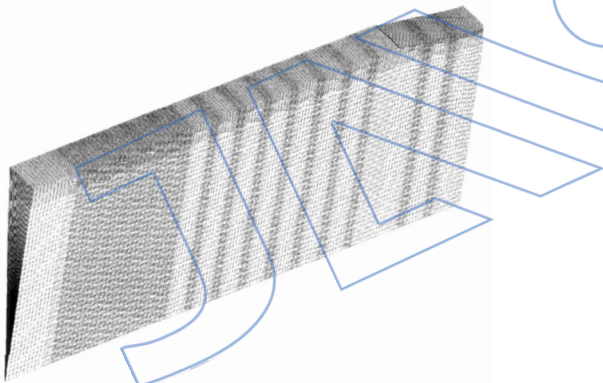


图 1 纵向对称加力室 A 网格总图

Fig. 1 Grid of longitudinal symmetry afterburner A

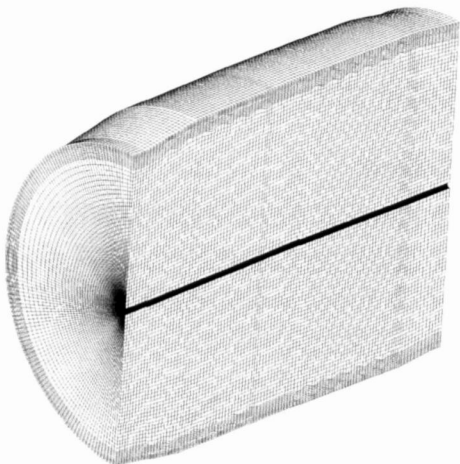


图 2 纵向不对称加力室 B 网格总图

Fig. 2 Grid of longitudinal asymmetry afterburner B



图 3 纵向对称加力室 A 隔热屏网格图

Fig. 3 Grid of the heat shield in afterburner A

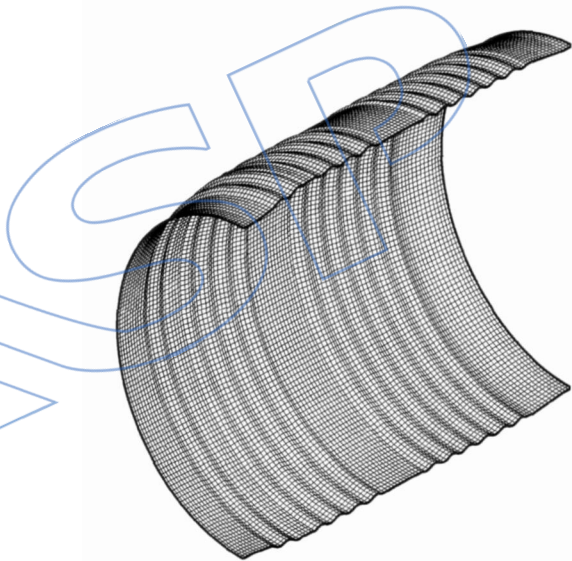


图 4 纵向不对称加力室 B 隔热屏网格图

Fig. 4 Grid of the heat shield in afterburner B

格图,由这些图可看到加力室外形,隔热屏的纵向波纹形状以及在其上面开有多排大小及分布规律不相同的许多平孔和发散孔,外通道低温气流通通过这些冷却孔进入隔热屏内通道,对隔热屏进行冷却.在外通道流场计算时还需考虑因安装隔热屏用的固定件对其堵塞效应.

2.2 边界条件与数值求解

2.2.1 边界条件

进口边界条件:本文来流流量分配是给定的,主流速度由流量、进口面积和气流密度确定;进口气流参数分布有两种方法给定:一是按流量分配均匀分布,二是根据加力室前段计算结果给出的非均匀分布;紊流参数 $k_{in} = 0.03 u_{in}^2$, $\epsilon_{in} = k_{in}^{3/2} /$

(0.025*l*),其中*l*为计算区域的特征尺寸.

出口边界条件:令各变量轴向梯度为零;利用流量连续对流量进行修正,流量修正是由*U*、*V*和*W*计算得到,因此速度分量*u*、*v*和*w*需反推得到

$$\begin{cases} u = (x\xi U + x\eta V + xW)/(rJ) \\ v = (r\xi U + r\eta V + r\zeta W)/(rJ) \\ w = (\theta\xi U + \theta\eta V + \theta\zeta W)/J \end{cases} \quad (11)$$

壁面边界条件:在固壁上取气流速度和紊流参数为零,近壁区采用在任意曲线坐标系下的壁面函数^[5],周期性条件:在周期位置变量值相等:

$$\Phi_{n-1} = \Phi_1, \Phi_n = \Phi_2.$$

2.2.2 数值求解

采用控制容积法对方程(1)进行离散,差分系数根据混合格式确定,在非交错网格系下利用SIMPLE算法对离散方程进行求解.

三维化学反应流场的计算步骤如下:

(1) 估计压力场 p^* , 求解动量方程, 得到 u^*, v^*, w^* ;

(2) 解 p 方程, 可以求得 p , 并利用速度修正公式得到 u, v, w ;

(3) 求解气相其它变量 Φ 的离散化方程;

把修正后的压力 p 作为新的估算压力 p^* , 返回到第一步, 重复全部过程, 直至收敛为止.

2.3 隔热屏壁温计算^[6]

在隔热屏内外壁面处都有气流流动, 因此隔热屏壁面与流体之间有对流换热和辐射换热, 另外隔热屏两边气流温度不同, 使隔热屏壁面有热传导, 因此计算隔热屏壁温时, 除了通过六通量模型考虑高温热辐射外, 还必须耦合考虑导热, 热辐射和对流换热对隔热屏壁温的影响. 隔热屏壁面与内外通道流体之间换热关系式为

$$GT_i = \frac{-\rho C_\mu^{1/4} k_p^{1/2} c_{pi}}{\sigma_T \left[\frac{1}{k} \ln(Ey_{pi}^+ + P_{\sigma T}) \right]} + a_{ri} \quad (i = 1, 2) \quad (12)$$

式中

$$q_w = \frac{T_M - T_C}{1/GT_1 + \alpha_p/\lambda_r + 1/GT_2}$$

$$y_{pi}^+ = (\rho C_\mu^{1/4} k_p^{1/2} y_{pi})/\mu$$

$$\lambda_r = 11.2 + 10.4 \cdot (T_w - 373)/700$$

其中 T_M 为靠近隔热屏内壁面处气流温度, T_C 为靠近隔热屏外壁面处气流温度, T_w 为隔热屏壁温, a_{ri} 为辐射换热系数, q_w 为换热热流, λ_r 为导热系数.

3 计算结果及分析

本文根据上述计算方法对两种加力室(A、B)、两种进口气流参数分布(工况1, 工况2)及两种紊流燃烧模型(工况1, 工况3)进行三维燃烧流场计算. 其中, 图5~图12为两种加力室、进口气流参数均布与 EBU-Arrhenius 模型(工况1A, 工况1B)的部分计算结果, 图5与图6分别为纵向对称加力室A隔热屏上开孔($K=16$)截面与纵向不对称加力室B隔热屏不开孔($K=5$)截面的速度矢量图, 由图5可知, 在隔热屏上开孔处有冷气流进入, 这对隔热屏附近处的速度分布有一定影响, 但对整体流场影响不大. 随着轴向长度增加, 因加力室横截面减少、流量增加、气流温度升高与密度下降, 使气流速度增加, 图6与图5相比可知, 由于加力室不对称, 其速度分布与对称的有些不同, 中心轴线向下偏转, 主要影响径向速度分布, 而对轴向速度影响不大.

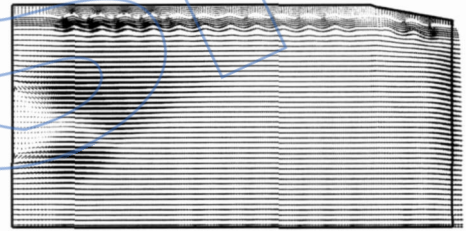


图5 $K=16$ 加力室A速度矢量分布(工况1A)
Fig. 5 Gas velocity vector profile at section $K=16$ in afterburner A (Case 1A)

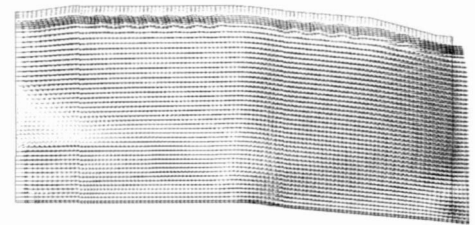


图6 $K=5$ 加力室B速度矢量分布(工况1B)
Fig. 6 Gas velocity vector profile at section $K=5$ in afterburner B (Case 1B)

图7与图8分别为纵向对称加力室A($K=16$)截面与纵向不对称加力室B($K=5$)截面温度分布图, 由图可知, 在内通道因混气燃烧使气体温度升高, 越靠近加力燃烧室中间轴线, 温度越高, 并随着火焰扩张角而扩大, 但由于外形的影响和隔热屏小孔气流的冷却使高温区又向内折; 靠近隔热屏处, 由于小孔的冷却, 温度较低. 在外通道

气体没有燃烧仅是传热使气流温度升高,故其温度要比内通道低. 另外隔热屏表面上小孔的孔径比较小,故可以看出小孔冷却气流对加力室中心部分温度场的影响不是很明显. 图 8 与图 7 相比可知,由于加力室不对称的影响,其温度分布与对称的有一定的区别,但总体上还是相同的.

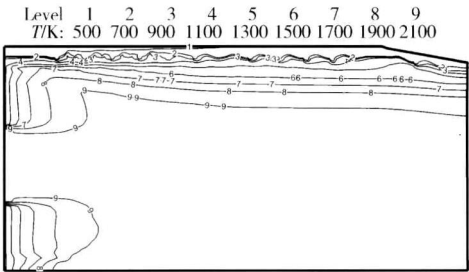


图 7 $K=16$ 纵向对称加力室温度分布图(工况 1A)
Fig. 7 Gas temperature contours at section $K=16$ in afterburner A (Case 1A)

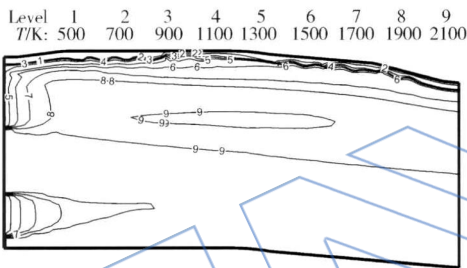


图 8 $K=5$ 纵向不对称加力室温度分布图(工况 1B)
Fig. 8 Gas temperature contours at section $K=5$ in afterburner B (Case 1B)

图 9 与图 10 分别为纵向对称加力室 A ($K=16$) 截面与纵向不对称加力室 B ($K=5$) 截面燃油浓度分布图,由图可知,在加力室进口处由于燃烧时间较短,还有燃油存在,但随着轴向距离增大,燃油逐渐全部烧完. 图 10 与图 9 相比,两种加力室燃油质量分数变化趋势基本相一致. 图 11 与图 12 分别为纵向对称加力室 A ($I=143$) 横截面上速度矢量与温度等值线图,由图可见,在隔热屏附

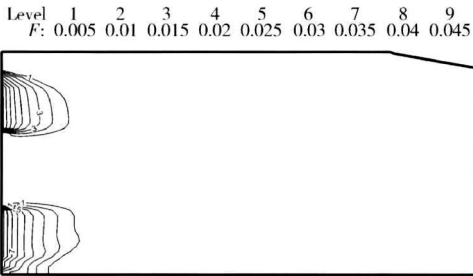


图 9 $K=16$ 对称加力室燃油质量分数分布(工况 1A)
Fig. 9 Fuel concentration contours at section $K=16$ in afterburner A (Case 1A)

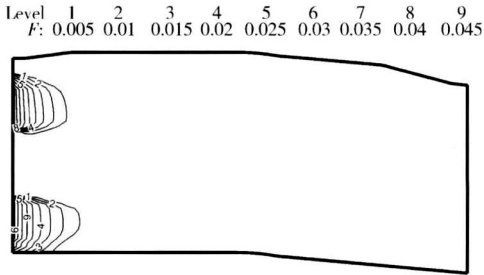


图 10 $K=5$ 不对称加力室燃油质量分数分布(工况 1B)
Fig. 10 Fuel concentration contours at section $K=5$ in afterburner B (Case 1B)



图 11 $I=143$ 加力室 A 速度分布(工况 1A)
Fig. 11 Velocity profiles at $I=143$ in afterburner A (Case 1A)

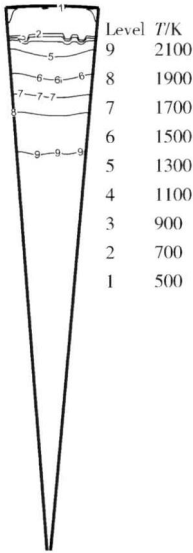


图 12 $I=143$ 加力室 A 温度 T 分布(工况 1A)
Fig. 12 Temperature profiles at $I=143$ in afterburner A (Case 1A)

近,小孔对速度、温度分布的影响较大.随着离隔热屏径向距离加大而逐渐减弱.另外,在图 11 还可见到加力筒体附近处固定件对外通道内气流流动的堵塞效应.

图 13~图 17 为两种加力室、进口气流参数分布给定与 EBU-Arrhenius 模型的部分计算结果,其中图 13 为两种不同加力室隔热屏壁温轴向分布图.由图可知,小孔冷却影响隔热屏壁温的轴向分布,不同形状加力室因隔热屏附近处速度和温度分布不相同,因此隔热屏壁温的轴向分布也不同.图 14 和图 15 分别为纵向不对称加力室 B 在加力室进口气流参数给定情况(工况 2B)下,隔热屏壁温等值线图($J = 46$)和出口温度分布图($I = 109$),由图 14 可知,在进口处因径向稳定器形成高温燃气和小孔冷却气流对隔热屏壁温的影响.

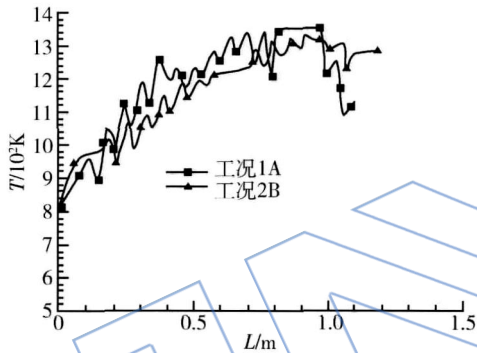


图 13 两种加力室隔热屏壁温轴向分布

Fig. 13 Axial profiles of heat shield wall temperature

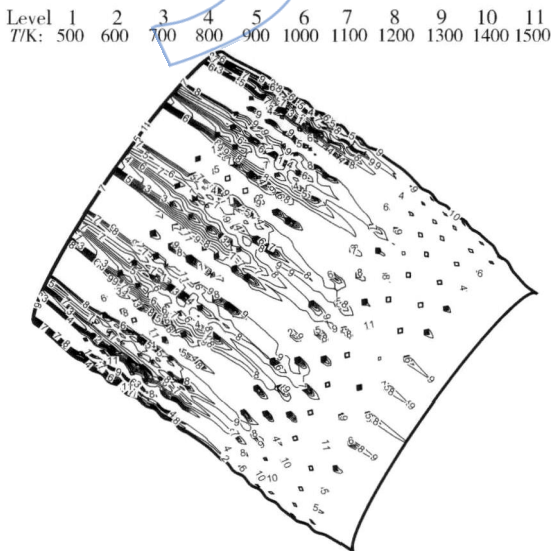


图 14 $J = 46$ 隔热屏壁温 T (工况 2B)

Fig. 14 $J = 46$ axial profiles of heat shield wall temperature T (Case 2B)

从图 15 可看到,进口温度分布不均匀也影响

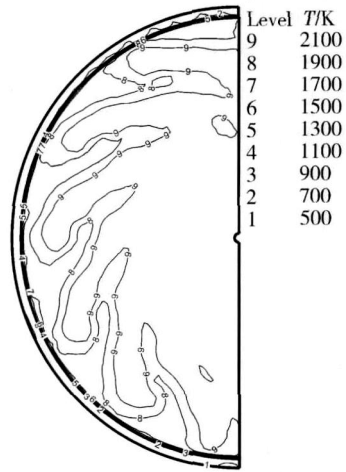


图 15 $I = 109$ 出口温度 T (工况 2B)

Fig. 15 Radial profiles of Exit temperature T at $I = 109$ (Case 2B)

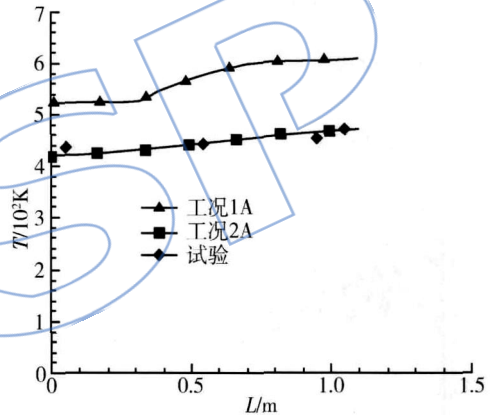


图 16 加力室 A 筒体壁温轴向分布

Fig. 16 Axial profiles of cylinder wall temperature in afterburner A

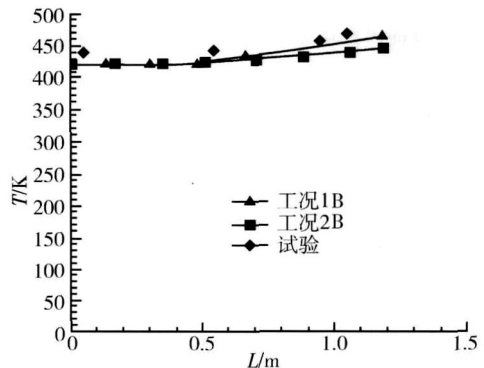


图 17 加力室 B 筒体壁温轴向分布

Fig. 17 Axial profiles of of heat shield wall temperature in afterburner B

到出口温度场的均匀性.图 16 和图 17 分别为两种不同加力室不同进口气流参数分布时筒体壁温轴向分布,由图可知,随着轴向距离增加,因传热

使外通道内气流温度增加,故筒体壁温也有所加大.不同形状加力室的筒体壁温轴向分布是不相同的,但变化趋势基本一致.不同进口气流参数分布对筒体壁温轴向分布也有一定的影响,其中,两种加力室气流参数给定工况(2A,2B)要比均匀工况(1A,1B)更与试验数据相吻合.

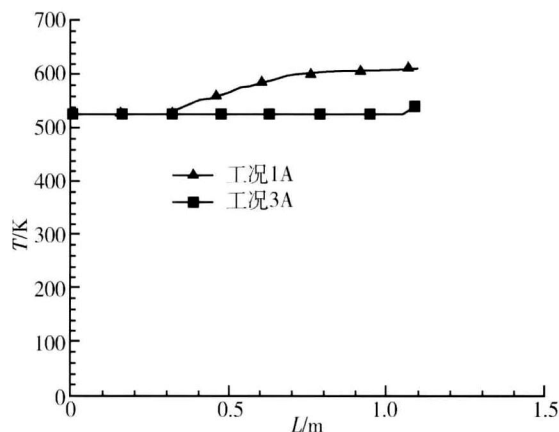


图 18 两种燃烧模型对加力筒体壁温轴向分布的影响
(加力室 A)

Fig. 18 Axial profiles of cylinder wall temperature
in afterburner A

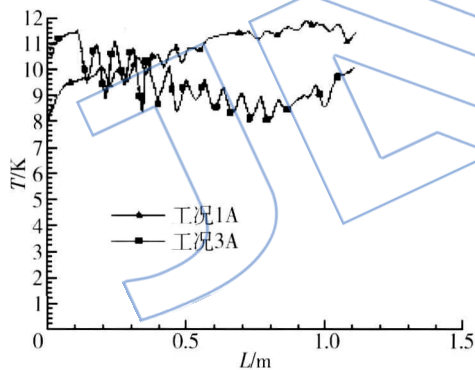


图 19 两种燃烧模型对隔热屏壁温轴向分布的影响
(加力室 A)

Fig. 19 Axial profiles of of heat shield wall temperature
in afterburner A

图 18 和图 19 分别为两种紊流燃烧模型时加力室 A(工况 1A,工况 3A)隔热屏壁温与筒体壁温轴向分布图,从图上可以看出,二阶矩模型(工况 3A)所得的壁温沿轴向升高趋势要比 EBU-Arrhenius 紊流燃烧模型(工况 1A)缓慢些,小孔冷却效果比 EBU-Arrhenius 稍好些.这可能是因二阶矩模型考虑了温度脉动、组分脉动等影响使所得的温度场更为合理,由此可见采用二阶矩模型(工况 3A)模拟紊流燃烧要比 EBU-Arrhenius 紊流燃烧模型(工况 1A)更合适.

4 结束语

本文发展了任意曲线坐标系下纵向隔热屏加力室三维热态整体流场的计算机程序,所得的计算值与试验数据符合较好,表明本计算方法合理程序可靠,可供加力室初步设计或方案论证使用.

研究表明加力室几何形状对加力室内部气流流动情况、隔热屏和加力筒体壁温及出口气流参数分布的影响要比进口气流参数分布更大些,因此合理设计加力室几何参数颇为重要.

参考文献:

- [1] 赵坚行. 燃烧的数值模拟[M]. 北京:科学出版社,2002.
- [2] 侯晓春,季鹤鸣,赵坚行. 高性能航空燃气轮机燃烧技术[M]. 北京:国防工业出版社,2002.
- [3] Khalil E E. Modelling of furnaces and combustors[M]. Tunbridge Well, Ken: Abacus Press,1982.
- [4] 程萃萃. 加力烧室三维流汤可视化系统设计[D]. 南京:南京航空航天大学,2000.
- [5] 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.
- [6] 刘洪. 加力燃烧室隔热屏优化设计[D]. 南京:南京航空航天大学,1997.