

发动机内流场湍流数值模拟*

焦绍球 方丁酉 张为华

(国防科技大学航天技术系 长沙 410073)

摘要 以可压缩的全N-S方程为控制方程,用显式有限差分格式对燃烧室——喷管轴对称湍流内流场进行了数值模拟。计算中采用MacCormack两步显格式和Baldwin-Lomax代数湍流模型,得到了管状装药发动机内流场的数值解,取得了令人满意的结果。此方法对发动机的设计有实际的工程参考价值。

关键词 固体火箭发动机,流场模拟,湍流,数值解

分类号 V435.11

Numerical Simulation of Turbulent Internal Flowfield in Solid Rocket Motor

Jiao Shaoqiu Fang Dingyou Zhang Weihua

(Department of Aerospace Technology, NUDT, Changsha, 410073)

Abstract The governing equations are the compressible full Navier-stokes equations. Maccormack's time-dependent explicit scheme is used to solve axisymmetric internal flowfield of the solid propellant rocket motor. A turbulent model based on the Baldwin-lomax algebraic scheme is employed to get the coefficient of turbulent viscosity. The solution of the internal flowfield for the solid rocket motor with tube grain is obtained. The results are satisfactory. The methods are of reference value to the engineering design of SRM.

Key words solid rocket engine, flowfield simulation, turbulence, numerical solution

* 空气动力学预研基金项目
1995年3月23日收稿

符号说明

P —— 压强	n —— 燃速压强指数	J —— 雅可比系数
ρ —— 密度	λ —— 第二粘性系数	a —— 音速
V —— 径向速度分量	R_0 —— 雷诺数	r_b —— 推进剂燃烧速率
t —— 时间	T —— 温度	b —— 燃速系数
y —— 径向坐标	u —— 轴向速度分量	μ —— 动力粘性系数
γ —— 比热比	e —— 能量	Pr —— Prandtl 数
ρ_p —— 推进剂密度	x —— 轴向坐标	下标 0 —— 带止参数
R —— 气体常数		

近年来用数值模拟方法对发动机内流场进行研究已受到了国内外学者的广泛重视^[1-5]。但研究结果目前尚未达到工程应用阶段,且多数是把燃烧室和喷管分开来研究和计算,这样使得燃烧室和喷管连接界面的参数不好确定,影响了计算精度。本文用时间相关的 MacCormack 两步显格式,发展了一种计算轴对称发动机湍流内流场参数分布的计算程序,并对管状装药发动机进行了数值模拟,取得了令人满意的计算结果。该程序还可用于管状开槽等复杂药型的发动机内流场数值模拟,其模拟结果可取代或部分取代实验,指导工程设计。

1 模型和控制方程

1.1 基本假设

对管状装药发动机内流场进行数值模拟时,为了使问题简化,采用如下假设:

- (1) 燃气成分冻结,遵循理想气体状态方程,比热比为常数,忽略气体质量力;
- (2) 燃气与固壁之间没有质量和能量交换;
- (3) 不考虑侵蚀燃烧效应的影响;
- (4) 流动为轴对称、定常可压流、流动状态为湍流。

1.2 控制方程

轴对称可压缩非定常流的 N-S 方程可写成如下矢量形式:

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial E}{\partial x} + \frac{\partial F}{\partial y} + H = \frac{\partial R}{\partial x} + \frac{\partial S}{\partial y} + G \quad (1)$$

式中

$$Q = \begin{bmatrix} \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ e \end{bmatrix}, \quad E = \begin{bmatrix} \rho u \\ \rho u^2 + p \\ \rho uv \\ (e + p)u \end{bmatrix}, \quad F = \begin{bmatrix} \rho v \\ \rho uv \\ \rho v^2 + p \\ (e + p)v \end{bmatrix}$$

$$H = \frac{1}{y} \begin{bmatrix} \rho v \\ \rho uv \\ \rho v^2 \\ (e + p)v \end{bmatrix}, \quad R = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau_{xx} \\ \tau_{xy} \\ R_4 \end{bmatrix}, \quad S = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yy} \\ S_4 \end{bmatrix}, \quad G = \frac{1}{y} \begin{bmatrix} 0 \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yy} - \tau_{\theta\theta} \\ S_4 \end{bmatrix}$$

式(1)中左端 E 、 F 和 H 为与通量有关的项,右端 R 、 S 和 G 为与粘性有关的项。

为了计算的需要,对方程(1)进行无量纲处理,并采用贴体坐标系统将物理平面上的控制方程变换到计算平面上,得到计算平面上的控制方程

$$\frac{\partial \tilde{Q}}{\partial t} + \frac{\partial \tilde{E}}{\partial \xi} + \frac{\partial \tilde{F}}{\partial \eta} + \tilde{H} = \frac{1}{R_{e0}} \left(\frac{\partial \tilde{R}}{\partial \xi} + \frac{\partial \tilde{S}}{\partial \eta} + \tilde{G} \right) \quad (2)$$

式中 $\tilde{Q}=JQ$, $\tilde{E}=J(\zeta_x E + \zeta_y F)$, $\tilde{F}=J(\eta_x E + \eta_y F)$, $\tilde{R}=J(\zeta_x R + \zeta_y S)$,
 $\tilde{S}=J(\eta_x R + \eta_y S)$, $\tilde{H}=JH$, $\tilde{G}=JG$

1.3 湍流模型

由于方程组(1)不封闭,还必须给出粘性系数的计算关系式。在湍流流动中不仅存在因分子扩散引起的动量传输,而且还存在由于微团的湍流引起的动量传输,因此方程中的有效粘性系数包括层流和湍流两部分。文中层流粘性系数用 Sutherland 公式计算,湍流粘性系数用 Baldwin-Lomax 两层代数湍流模型计算,即

$$\mu_t = \begin{cases} \mu_{\text{tinner}}, & Z \leq Z_c \\ \mu_{\text{touter}}, & Z > Z_c \end{cases} \quad (3)$$

式中 Z 为离开壁面的法向距离, Z_c 为按内层公式计算的湍粘系数与按外层公式计算的湍粘系数相等时的 Z 值。

内层模型: $\mu_{\text{tinner}} = \rho L^2 |W| R_{e0} \quad (4)$

涡量: $|W| = \left| \frac{\partial u}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial x} \right| \quad (5)$

混合长度: $L = 0.4Z(1 - \exp(-Z^+/26)) \quad (6)$

式中 $Z^+ = Z \sqrt{\frac{\rho_w |W|_w}{\mu_w} R_{e0}}$

外层模型: $\mu_{\text{touter}} = 0.0168 C_{cp} \rho F_w F_K(Z) R_{e0} \quad (7)$

式中 $F_w = \min \left(Z_{\max} \cdot F_{\max}, C_{wK} \cdot Z_{\max} \frac{U_{dif}^2}{F_{\max}} \right)$

F_{\max} , Z_{\max} 由下面函数确定:

$$F(Z) = Z |W| (1 - \exp(-Z^+/26)) \quad (8)$$

$$F_K(Z) = \left[1 + 5.5 \left(\frac{C_K Z}{Z_{\max}} \right)^6 \right]^{-1} \quad (9)$$

$$U_{dif} = \sqrt{u^2 + v^2} \quad (10)$$

计算中取 $C_{cp}=1.6$, $C_{wK}=0.25$, $C_K=0.3$

该模型的主要特点是不必知道边界层厚度而只须确定流场在每点上的涡度,并以此作为湍流脉动大小的特征,这对于发动机内流场的湍流描述是合适的^[6]。

2 差分格式和定解条件

用 MacCormack 显格式在计算平面上对方程(2)进行离散。

(1) 预估步

$$\begin{aligned} \tilde{Q}_{i,j}^{n+1} = & \tilde{Q}_{i,j}^n - \frac{\Delta t}{J_{i,j}} (\tilde{E}_{i,j}^n - \tilde{E}_{i-1,j}^n) - \frac{\Delta t}{J_{i,j}} (\tilde{F}_{i,j}^n - \tilde{F}_{i,j-1}^n) - \frac{\Delta t}{J_{i,j}} \tilde{H}_{i,j}^n \\ & + \frac{\Delta t}{2R_{e0} J_{i,j}} \{ (\tilde{R}_{i-1,j}^n - \tilde{R}_{i-1,j}^n) + (\tilde{S}_{i,j+1}^n - \tilde{S}_{i,j-1}^n) + 2\tilde{G}_{i,j}^n \} + SS_{i,j}^n \end{aligned} \quad (11)$$

(2) 校正步

$$\begin{aligned} \bar{Q}^{n+1} = & \frac{1}{2} \{ \bar{Q}_{i,j}^n + \bar{Q}_{i,j}^{n+1} - \frac{\Delta t}{J_{i,j}} (\bar{E}_{i+1,j}^{n+1} - \bar{E}_{i,j}^{n+1}) - \frac{\Delta t}{J_{i,j}} (\bar{F}_{i,j+1}^{n+1} - \bar{F}_{i,j}^{n+1}) \\ & - \frac{\Delta t}{J_{i,j}} \bar{H}_{i,j}^{n+1} + \frac{\Delta t}{2R_{e0}J_{i,j}} [(\bar{R}_{i+1,j}^{n+1} - \bar{R}_{i-1,j}^{n+1}) + (\bar{S}_{i,j+1}^{n+1} - \bar{S}_{i,j-1}^{n+1}) \\ & + 2\bar{G}_{i,j}^{n+1}] \} + SS_{i,j}^{n+1} \end{aligned} \quad (12)$$

对于管状装药发动机这一计算模型，其边界类型主要有燃面边界，固壁边界，对称轴边界和出口边界。燃面边界的参数由参考平面的拟特征线方法得到。固壁边界的参数由物理边界条件、绝热条件和壁面法向压强梯度为零的条件求解。对称轴边界的参数由虚拟网格法求解。出口边界上的参数由三点外差法求解。喷管初始流场用喷管一维等熵流的解给定。

3 结果与结论

本文以管状发动机为计算模型，对其内流场进行了湍流数值模拟，计算中采用的物理参量如下：

$$\gamma = 1.169, \quad b = 5.22 \times 10^{-3} \text{ m/s}, \quad n = 0.354, \quad R = 406 \text{ J/kg} \cdot \text{K},$$

$$T_0 = 3300 \text{ K}, \quad \rho_0 = 1.75 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$$

药柱长度 $L = 2 \text{ m}$ ，喉部半径 $R_l = 0.065 \text{ m}$ ，收敛半角 $\alpha = 45^\circ$ ，扩张半角 $\beta = 15^\circ$ ，装药内径 $d = 0.2 \text{ m}$ 。

计算中取无因次压强 $P_0 = 8 \times 10^6 \text{ Pa}$ ，雷诺数 $R_{e0} = 3.55 \times 10^6$ ，图 1—6 分别给出了燃烧室局部和喷管局部的等马赫线图、燃烧室局部和喷管局部的速度矢量图、燃烧室头部的流线图以及壁面上的压强分布图。



图 1 燃烧室头部的等马赫线图

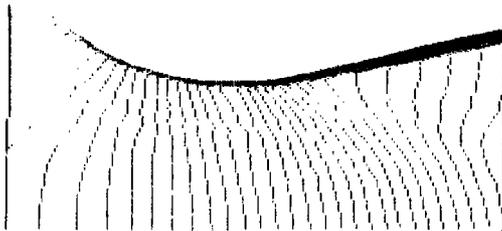


图 2 喷管部分的等马赫线图

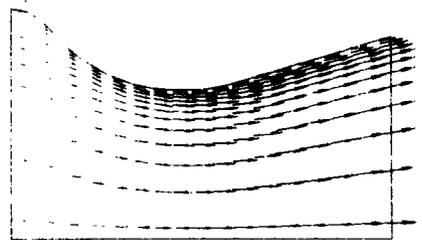


图 4 喷管部分的速度关系图

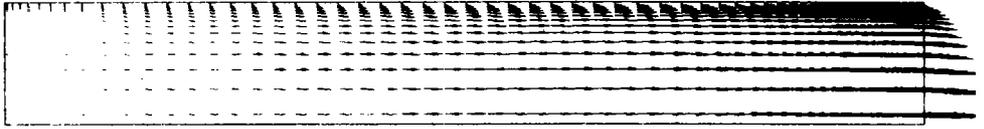


图3 燃烧室部分和速度矢量图

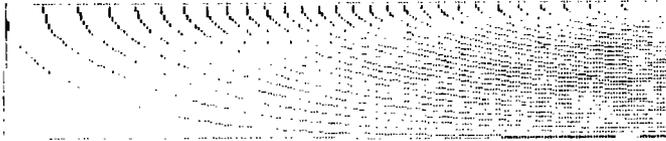


图5 燃烧室头部的流线图

通过对计算结果的分析可知，由于粘性的存在，头部不存在旋涡，在燃面和喷管型面附近有一定厚度的附面层，速度梯度较大。压强在燃烧室中变化不大，但在喷管部分由于气流从亚音速变为超音速，压强急剧下降。

综上所述可得以下结论：

(1) 利用所发展的轴对称湍流内流场计算程序对管状装药发动机内流场进行了数值模拟，所得结果符合物理机理。

(2) 精确的流场数值模拟对于指导发动机设计，减少实验次数有重大意义，

但实际的发动机内流场流动情况比本文研究的要更复杂，而且存在诸如化学反应、热交换与两相流等现象。作为对复杂型面发动机内流场数值模拟的第一步，本文的工作为进一步研究与发展提供了良好的基础。

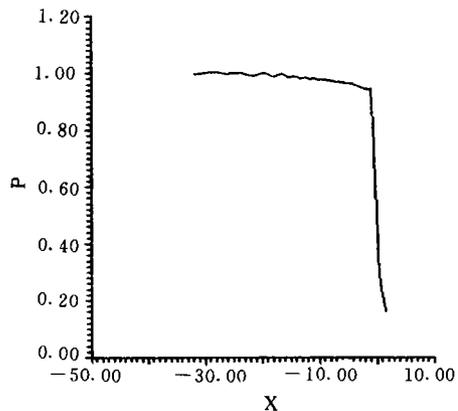


图6 壁上压强分布曲线

参 考 文 献

- 1 何洪庆,张振鹏.固体火箭发动机气体动力学.陕西:西北工业大学出版社,1988
- 2 吴洪兵,张远君.关于固体火箭发动机的比冲预测.推进技术,1985
- 3 Cline M C. Computation of Two-Dimensional Viscous Nozzle Flow. AIAA. J. 1976, 14(3)
- 4 Sabnis J S,Gibeling H J and McDonald H. Navier—Stokes Analysis of Solid Propellant Rocket Motor Internal Flow. Journal of Propulsion and Power, 1989,5(6)
- 5 Chang L. An Efficient Solution for Viscous Flow inside SRM. AIAA. 91-2429, 1991
- 6 候晓. 固体火箭喷管两相湍流数值研究:[学位论文].陕西:西北工业大学,1989

(责任编辑 卢天颢)