

文章编号: 1006-9941(2010)02-0217-05

## 某底排弹底排装置工作期间内部流场的数值模拟

张领科, 周彦煌, 陆欣, 陆春义

(南京理工大学动力工程学院, 江苏 南京 210094)

**摘要:** 基于均相流理论和固体火箭发动机原理建立了底排装置一维非定常内弹道模型。采用底排内弹道和修正质点外弹道耦合计算的方法对某 155 mm 底排弹底排装置工作期间的内部流场和外弹道进行了数值模拟。得到了底排装置内压力、温度、密度和速度沿燃气通道轴向分布情况及喷口处的变化规律。计算结果表明, 底排装置内的最高温度约为 1944 K, 最大速度约  $65 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ; 计算的底排工作时间为 24s, 增程率约为 30%, 与实际射击试验平均值吻合较好。

**关键词:** 流体力学; 底排装置; 内流场模拟; 外弹道

**中图分类号:** TJ413+.5; O35

**文献标识码:** A

**DOI:** 10.3969/j.issn.1006-9941.2010.02.021

### 1 引言

底排弹的点火特性和底排装置工作特性对其散布有显著影响。以往在进行底排外弹道特性预测时, 通常假定底排燃气在底排装置出口的流动为一维等熵定常流, 底排装置内弹道计算采用零维模型, 确定质量流率和排气参数, 从而获得底排装置的工作结束点以及相应的底排内弹道参数的变化规律<sup>[1]</sup>。实际上, 底排药柱的燃烧是一个非定常过程, 特别在底排装置出膛口后, 燃气将经历燃烧失稳、熄灭和复燃的非定常过程<sup>[2]</sup>。即使在复燃之后, 燃气状态参数(压强、密度、温度和速度等)也一直波动。文献[3]采用不可压缩流 N-S 方程, 耦合入  $k-\epsilon$  模型, 分析了底排装置内部速度场与压力场的分布规律, 为底排装置喷口处的参数计算和底排减阻率的技术提供了一种方法。本文通过建立底排装置内部流场一维非定常计算模型, 结合修正质点外弹道模型和靶场底排弹底排装置不工作时的实验数据拟合出阻力系数, 并将内外弹道方程进行联立耦合求解, 研究底排装置工作过程中的底排药柱燃烧的特性及燃气参数变化规律。

### 2 一维非定常底排内弹道模型

#### 2.1 物理模型

图 1 为美国典型 155 mm M864 底排装置示意图<sup>[4]</sup>; 我国某制式底排药柱 1/4 截面如图 2 所示; 简化底排装置及求解模型如图 3 所示。

基本假定: (1) 忽略底排弹瞬态卸压燃烧失稳熄火及复燃的详细过程, 一旦复燃, 底排药柱同时全面着火燃烧, 并以当地环境条件为初始状态; (2) 底排药柱及点火具物理化学性能稳定, 燃烧产物相关热力参数为已知常量; (3) 底排药柱燃烧遵循平行层燃烧定律, 且考虑弹丸旋转效应的燃速修正; (4) 认为底排装置内底排燃气通道内的流动为一维变截面非定常流动, 所有流动参数均是轴向坐标  $x$  和时间  $t$  的函数; (5) 忽略流动中的粘性因素及热散失的影响、点火具对附近流场的影响、体积力的影响; (6) 底排药柱相变产生的质量与能量, 作为源项处理; (7) 药柱表面相变产生的动量垂直于燃烧面, 其轴向动量分量可以忽略不计。

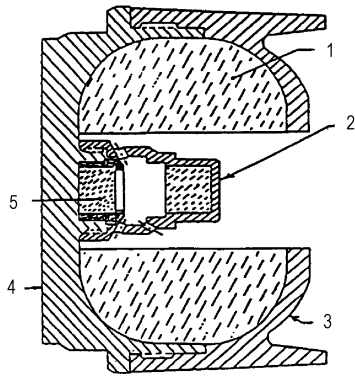
#### 2.2 数学模型

底排药柱燃烧及其气体流动与固体火箭发动机基本相同, 主要区别在于药柱的形状、燃烧面、燃烧速度以及燃气通道面。参阅文献[5-6]建立了包括连续方程、动量方程、能量方程及状态方程的一维非定常底排内弹道模型, 如式(1)所示。

收稿日期: 2009-07-07; 修回日期: 2009-10-10

基金项目: 兵科院预研基金项目(No. 62301110605)

作者简介: 张领科(1978-), 讲师, 主要从事现代火炮新型发射理论与技术的研究。e-mail: nustzlk@126.com



1—药柱, 2—点火室, 3—底排腔体, 4—底座, 5—点火具  
1—propellant grain, 2—igniter house, 3—base closure, 4—base, 5—igniter

图1 典型底排装置图  
Fig.1 Experimental set-up of base bleed unit

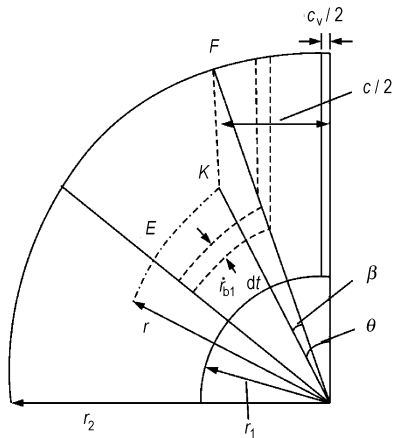
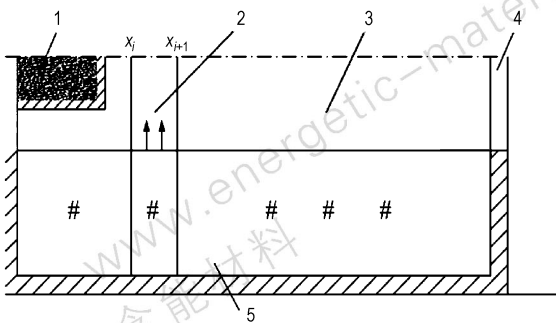


图2 底排药柱截面图  
Fig.2 1/4 cross section of base bleed propellant grain



1—点火具, 2—相变, 3—燃气通道, 4—喷口, 5—底排药柱  
1—igniter, 2—phase transition, 3—gas channel, 4—nozzle, 5—propellant grain of base bleed

图3 典型底排装置简化图  
Fig.3 Sketch of simplified base bleed unit

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial A\rho}{\partial t} + \frac{\partial A\rho u}{\partial x} &= \rho_p (\dot{r}_b l_b + \dot{r}_c l_c) \\ \frac{\partial A\rho u}{\partial t} + \frac{\partial (\rho A + A\rho u^2)}{\partial x} &= \rho \frac{\partial A}{\partial x} \\ \frac{\partial A\rho (e + \frac{u^2}{2})}{\partial t} + \frac{\partial A\rho u (e + \frac{u^2}{2})}{\partial x} + \frac{\partial pAu}{\partial x} &= \rho_p (\dot{r}_b l_b + \dot{r}_c l_c) (e_p + \frac{p}{\rho_p}) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$e = \rho(1/\rho - \alpha)/(k-1)$   
式中,  $A$  为燃气通道横截面积,  $m^2$ ;  $u$  为燃气速度,  $m \cdot s^{-1}$ ;  $\rho$  为燃气密度,  $kg/m^3$ ;  $\rho_p$  为底排药柱密度,  $kg \cdot m^{-3}$ ;  $\dot{r}_b$  为底排药柱径向燃速,  $m \cdot s^{-1}$ ,  $\dot{r}_b = \varepsilon_1 a\rho^n$ ;  $a$  为燃速系数;  $n$  为燃速指数,  $m/(Pa^n \cdot s)$ ;  $p$  为燃气压力;  $\dot{r}_c$  底排药柱狭缝燃速,  $m \cdot s^{-1}$ ,  $\dot{r}_c a\rho^n$ ;  $\varepsilon$  为转速对燃速影响修正系数, 取  $\varepsilon_1 = \alpha\varepsilon$ ,  $\varepsilon$  按文献[3]给出, 满足  $\sqrt{\varepsilon(\varepsilon-1)}(\sqrt{\varepsilon+279.6}/\sqrt{(r_1+e)\dot{\gamma}^2/g}) = 1.196$ ,  $\alpha$  为符合系数;  $r_1$  为底排药柱初始内径,  $m$ ;  $e$  为某时刻药柱燃去厚度,  $m$ ;  $g$  为重力加速度,  $m/s^2$ ;  $\dot{\gamma}$  为弹丸转速,  $1/s$ ;  $e$  为底排燃气的比内能,  $J \cdot kg^{-1}$ ;  $e_p$  为底排药剂的化学潜能,  $J \cdot kg^{-1}$ ,  $e_p = f/(k-1)$ ;  $f$  为底排药剂火药力,  $J \cdot kg^{-1}$ ;  $k$  燃气的绝热指数。  $l_b = r(2\pi - 6\theta)$ ,  $l_c = 6\sqrt{r_2^2 + r^2 - 2rr_2\cos\beta}$ ,  $\theta = \arcsin(c/2r)$ ,  $\beta = \theta - \arcsin(c/2r_2)$ 。

### 3 修正质点外弹道模型及底排减阻率计算方法

完整描述弹丸在空中的运动应采用六自由度刚体弹道方程组, 六自由度方程组需要较为全面的静态和动态气动数据以及底排弹的初始扰动数据; 而质点弹道模型无法计算底排弹的静态稳定性、动态稳定性和动力平衡角。目前, 在气动数据不充分而又希望获得较为精确的弹道预测时, 通常采用修正质点弹道模型。修正质点弹道模型的优点主要有: ① 考虑了诱导阻力、升力和马格努斯力; ② 可单独计算章动角及转速, 消除方程组的耦合关系; ③ 计算简化, 效率高, 且具有较高的精度。修正质点弹道模型<sup>[3]</sup>如式(2)所示。

$$\left\{ \begin{aligned} dv_x/dt &= -b_x v v_x + b_y v^2 \delta_x + b_z \dot{\gamma} (v_y \delta_z - v_z \delta_y) - 2(v_y \Omega_z - v_z \Omega_y) \\ dv_z/dt &= -b_x v v_z + b_y v^2 \delta_z + b_z \dot{\gamma} (v_x \delta_y - v_y \delta_x) - 2(v_x \Omega_y - v_y \Omega_x) \\ dv_y/dt &= -b_x v v_y + b_y v^2 \delta_y - b_z \dot{\gamma} (v_z \delta_x - v_x \delta_z) + 2(v_x \Omega_z - v_z \Omega_x) - g \\ d\dot{\gamma}/dt &= -k_{xz} v \dot{\gamma} \end{aligned} \right. \quad (2)$$

式中,  $b_x = \frac{\rho S_{\text{ref}}}{2m} [(c_{D_0} - \Delta c_b) + c_{D_0}^2 (\delta_p^2 + \delta_D^2)]$ ,  $b_y = \frac{\rho S_{\text{ref}}}{2m} c_y'$ ,  $b_z = \frac{\rho S_{\text{ref}} d}{2m} c_z''$ ,  $k_{xz} = \frac{\rho S_{\text{ref}} l d}{2C} m_{xz}'$ ,  $v = \sqrt{v_x^2 + v_y^2 + v_z^2}$ ,  $\delta_x = -\delta_1 \sin \theta - \delta_2 \sin \Psi \cos \theta$ ,  $\delta_y = \delta_1 \cos \theta - \delta_2 \sin \Psi \sin \theta$ ,  $\delta_z = \delta_2 \cos \Psi$ ,  $\Omega_x = \Omega \cos \Lambda_1 \cos a_1$ ,  $\Omega_y = \Omega \sin \Lambda_1$ ,  $\Omega_z = \Omega \cos \Lambda_1 \sin a_1$ ,  $\theta = \text{atan}(v_x/v_y)$ ,  $\Psi = \text{atan}(v_z/v_x)$ ,  $\Delta c_b = R_{cd} c_{DBob}$ , 具体符号含义、单位参阅文献[3]。

减阻  $R_{cd}$  采用半经验公式加附加减阻效果符合修正的方法,按式(3)确定。

$$R_{cd} = \begin{cases} \beta(a_1 l + a_2 l^2)(b_1 + b_2 M + b_3 M^2) & l < 0.004 \\ \beta(a_3 l + a_4 l + a_5 l^2)(b_1 + b_2 M + b_3 M^2) & l \geq 0.004 \end{cases} \quad (3)$$

式中,  $\beta$  为减阻效果符合修正因子;  $l$  为排气参数,  $l = \rho_e v_e A_e / \rho_\infty v_\infty S_b$ ,  $\rho_e$ 、 $v_e$ 、 $A_e$  分别为底排装置喷口处的燃气密度、速度和喷口截面积,  $\rho_\infty$ 、 $v_\infty$ 、 $S_b$  分别为来流空气密度、速度和弹丸参考直径, 单位分别为  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ,  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $\text{m}$ ;  $M$  为马赫数;  $a_1 = 0.3497 \times 10^3$ ,  $a_2 = -0.4143 \times 10^5$ ,  $a_3 = 0.477$ ,  $a_4 = 0.8046 \times 10^2$ ,  $a_5 = -0.3482 \times 10^4$ ,  $b_1 = 1.16$ ,  $b_2 = -0.285$ ,  $b_3 = 0.049$ 。

## 4 数值计算方法

对于式(1)所建立的底排弹底排装置一维非定常内弹道计算模型,令:  $A\rho = M$ ,  $A\rho = P$ ,  $A\rho u = U$ ,  $A\rho(e + u^2/2) = E$ , 于是有

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial x} = \mathbf{H} \quad (4)$$

$$\text{式中, } \mathbf{U} = \begin{pmatrix} M \\ U \\ E \end{pmatrix}, \mathbf{F} = \begin{pmatrix} U \\ U^2/M + P \\ E \end{pmatrix},$$

$$\mathbf{H} = \left( \rho_p (\dot{r}_b l_b + \dot{r}_c l_c) - \rho \frac{\partial A}{\partial x} - \rho_p (\dot{r}_b l_b + \dot{r}_c l_c) \left( e_p + \frac{p}{\rho_p} \right) \right)^T.$$

### 4.1 差分格式

在求解区域离散化的条件下,对网格点上的物理量,采用 MacCormack 格式计算。

预估步:

$$\mathbf{U}_j^{i+1} = \mathbf{U}_j^i - \frac{\Delta t}{\Delta x} (\mathbf{F}_{j+1}^i - \mathbf{F}_j^i) + \Delta t \mathbf{H}_j^i \quad (5)$$

校正步:

$$\mathbf{U}_j^{i+1} = \frac{1}{2} \left[ \mathbf{U}_j^i + \mathbf{U}_j^{i+1} - \frac{\Delta t}{\Delta x} (\mathbf{F}_j^{i+1} - \mathbf{F}_{j-1}^{i+1}) + \Delta t \mathbf{H}_j^{i+1} \right] \quad (6)$$

### 4.2 初始条件

由假设条件(1)可知,不考虑底排弹在膛内的燃烧和出膛口后的火炮膛内燃气后效作用,以炮口点环境条件

为初始条件,温度为底排药柱爆温,则  $u(x,0) = 0$ ,  $T(x,0) = 1812 \text{ K}$ ,  $\rho_0(x,0) = 1.206 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ,  $p_0(x,0) = 1.0 \times 10^5 \text{ Pa}$ ,  $e(x,0) = p_0(x,0)(1/\rho_0 - \alpha)/(k-1)$ ,  $M(x,0) = A(x)u_0(x,0)$ ,  $U(x,0) = A(x)\rho_0(x,0)u_0(x,0)$ ,  $P(x,0) = A(x)p_0(x,0)$ ,  $E(x,0) = M(x,0)[u_0^2(x,0)/2 + e(x,0)]$ 。

### 4.3 计算方法

网格划分采用分段处理的方法,对于  $x \leq 70 \text{ mm}$ , 网格数是 200 个,  $\Delta x_1 = 0.35 \text{ mm}$ ; 对于  $70 < x < 76 \text{ mm}$ , 网格数为 50 个,  $\Delta x_2 = 0.12 \text{ mm}$ 。为保证计算的收敛性和稳定性,底排装置喷口处采用数据平滑计算方法,稳定性条件和滤波方法<sup>[5]</sup>分别采用式(7)和式(8)的形式,可得到满意的计算结果。

$$\Delta t = \xi \Delta x_2 / (|u| + c) \quad (7)$$

式中,  $c$  为当地音速;  $\xi$  为大于 0 小于 1 的系数,通常取 0.8 ~ 0.9, 本文取 0.85。

$$U_j^n = (U_{j-1}^n + K U_j^n + U_{j+1}^n) / (K + 2) \quad (8)$$

式中,  $K$  的取值太大,起不了滤波作用,太小则可能导致“失真”现象,本文中计算取  $K = 2$ 。

### 4.4 计算结果

实际射击试验结果表明<sup>[1]</sup>:对于某 155 mm 底排弹,有无底排装置时的平均射程分别约为 39 km 与 30 km,底排工作时间约为 20 ~ 28 s 之间,增程率约为 30%; 基于上述所建立的底排装置内流场与外弹道计算模型,对该弹底排装置内底排药柱一维非定常燃烧流动与底排弹外弹道耦合数值计算,相关参数见表 1。计算出的有无底排装置的射程分别为 39.1 km 与 30.2 km,底排工作时间约为 24 s,增程率为 29.7%。有无底排装置弹丸的弹道曲线比较如图 4 所示;图 5 为外弹道计算所需的无底排装置时靶场试验拟合出的阻力系数曲线,底排减阻率计算以此为基础。计算得到的底排装置从全面点燃到工作结束期间不同时刻燃气参数(压力、温度、密度和速度)沿底排装置轴向的分布情况分别如图 6 ~ 图 9 所示;底排装置喷口处的燃气参数(压力、温度、密度和速度)随弹丸飞行时间的变化情况分别如图 10 和图 11 所示。

由图 6 ~ 图 9 可以看出,沿底排装置轴向压力分布基本一致,喷口截面比其他位置略高,计算结果比较平滑;在底排装置底部温度随时间变化较其他位置略有降低,且在喷口截面处波动较大,主要是由于喷口扰动较大造成的;密度分布除了喷口截面处波动较大,其他位置基本一致;速度分布从底部到喷口方向是呈线性增大的,且均随时间呈增加趋势。由图 10 和图 11 可以看出,喷口截面处燃气压力与密度随时间的变化趋势基本接近理想

标准大气情况; 在底排装置工作初期, 压力先上升, 喷口速度还不小, 使得喷口截面温度先呈上升的趋势, 随后底排装置内压力逐渐下降, 燃气排除速度逐渐增加, 致使喷口截面温度呈下降趋势, 最高温度约 1944 K, 最低温度约 1937 K。喷口截面的燃气速度当点燃的约 0.1 s 内迅速从 0 增加到  $42 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  左右, 随后加速度较小, 约  $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$ , 燃烧结束时燃气速度约  $65 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。

表 1 计算参数

Table 1 Calculation parameters

projectile and gun	$d/\text{mm}$	$m/\text{kg}$	$v_0/\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	$\eta/(\circ)$	$\theta_0/(\circ)$
	155	48	903	20	52
base bleed	$d_e/\text{mm}$	$N$	$d_2/\text{mm}$	$d_1/\text{mm}$	$f/\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$
	44.45	3	120	43.3	$1.0 \times 10^6$
unit	$L/\text{mm}$	$c/\text{mm}$	$\rho_p/\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	$\alpha/\text{m}^3 \cdot \text{kg}^{-1}$	$T_0/\text{K}$
	76	3	$1.37 \times 10^3$	0.001	1812
constant	$R/\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K}^{-1})$	$k$	$n/\text{m} \cdot (\text{Pa}^n \cdot \text{s})$	$a$	
	401.1	1.283	$0.98e^{-6}$	0.625	

Note:  $d$  is projectile diameter;  $m$  is projectile mass;  $v_0$  is initial velocity;  $\eta$  is rifling twist;  $\theta_0$  is fire angle;  $d_e$  is jet diameter;  $N$  is slit numbers;  $d_2$  is outer-diameter;  $d_1$  is inner-diameter;  $f$  is propellant force;  $L$  is grain length;  $c$  is slit width;  $\rho_p$  is grain density;  $\alpha$  is propellant covolume;  $T_0$  is explosion temperature;  $R$  is gas constant;  $k$  is adiabatic exponent;  $n$  is burning rate index;  $a$  is burning rate constant.

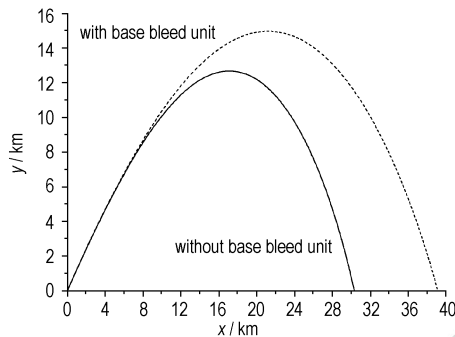


图 4 有无底排装置的弹道对比曲线  
Fig. 4 Curves of trajectory with and without base bleed unit

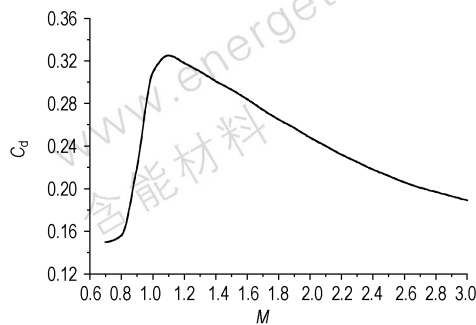


图 5 阻力系数曲线  
Fig. 5 Curve of drag coefficient

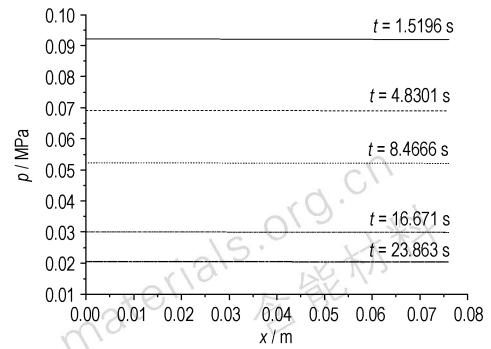


图 6 不同时刻燃气压力沿轴向分布情况  
Fig. 6 Pressure distribution along axial at different times

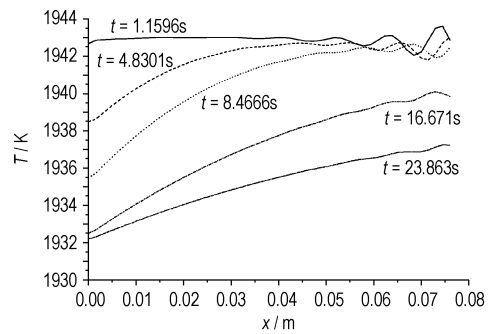


图 7 不同时刻燃气温度沿轴向分布情况  
Fig. 7 Temperature distribution along axial at different times

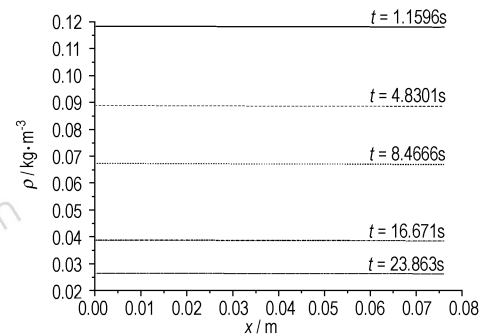


图 8 不同时刻燃气密度沿轴向分布情况  
Fig. 8 Density distribution along axial at different times

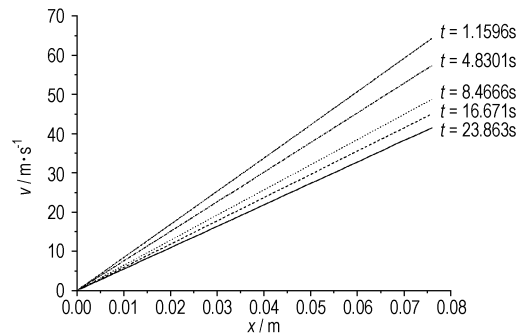


图 9 不同时刻燃气速度沿轴向分布情况  
Fig. 9 Temperature distribution along axial at different times

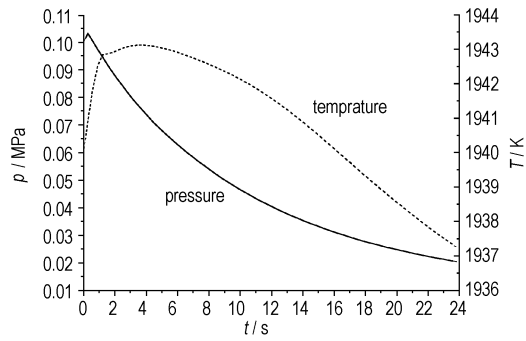


图 10 喷口截面处燃气压力与温度随时间变化情况

Fig. 10 Curves of pressure and temperature versus time at nozzle

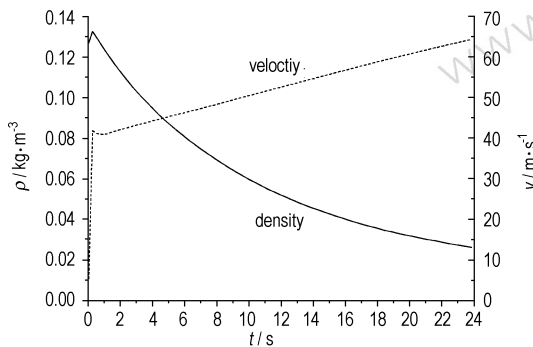


图 11 喷口截面处燃气密度与速度随时间变化情况

Fig. 11 Density and velocity versus time at nozzle

## 5 结 论

通过建立底排一维非定常内弹道计算模型,采用修正质点外弹道与底排装置内弹道耦合计算的方法对

某底排装置工作期间的内部流场进行了数值模拟,得到了燃气压力、温度、密度和速度沿燃气通道轴向及喷口截面的变化规律,底排工作时间与增程效果与实际射击试验结果的平均值基本一致,故为分析底排装置的工作情况及外弹道预测提供了一种新方法。

### 参考文献:

- [1] 郭锡福. 底部排气弹外弹道学[M]. 北京: 国防工业出版社, 1995.  
GUO Xi-fu. Exterior ballistics of base bleed projectile [M]. Beijing: Publishing House of Defense Industry, 1995.
- [2] 陆春义, 周彦煌, 余永刚. 底排点火具在高降压速率下瞬态燃烧特性的实验研究[J]. 含能材料, 2008, 16(5): 629-632.  
LU Chun-yi, ZHOU Yan-huang, YU Yong-gang. Transient combustion performance of igniter for base bleed unit under rapid depressurization [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2008, 16(5): 629-632.
- [3] 关英姿, 武晓松, 崔乃刚. 底排弹底排装置内流场的数值模拟[J]. 弹道学报, 1996, 8(3): 12-17.  
GUAN Ying-zi, WU Xiao-song, CUI Nai-gang. The numerical simulation of flow-field within base bleed device of the base bleed projectile [J]. *Journal of Ballistics*, 1996, 8(3): 12-17.
- [4] Lyle D Kayser, John D Kuzan, David N Vazquez. Ground Testing for Base-Burn Projectile Systems [R]. AD-A201107, 1988.
- [5] 周彦煌, 王升晨. 实用两相流内弹道学[M]. 北京: 兵器工业出版社, 1990.  
ZHOU Yan-huang, WANG Sheng-chen. Practical two-Phase flow interior ballistics. Beijing: The Publishing House of Ordnance Industry, 1990.
- [6] 董师颜, 张兆良. 固体火箭发动机原理[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 1995.  
DONG Shi-yan, ZHANG Zhao-liang. Principle of solid rocket engine [M]. Beijing: Publishing House of Beijing Institute of Technology, 1995.

## Numerical Simulation of Interior Flow Field in a Base Bleed Unit During Working

ZHANG Ling-ke, ZHOU Yan-huang, LU Xin, LU Chun-yi

(Power Engineering College, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

**Abstract:** A one-dimensional unsteady flow calculation model of a base bleed unit interior ballistics was established based on the theory of homogeneous flow and solid rocket engine. The inner flow field of base bleed unit and exterior trajectory of a base bleed projectile were simulated via calculating interior and exterior equations of base bleed projectile. The distributions of pressure, temperature, density and velocity of gas and their changing laws at nozzle were investigated and obtained. The calculational results show that the highest temperature and velocity of the gas are 1944 K and  $65 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . The working time of base bleed unit is 24 s and increasing range rate is about 30%. Both of working time and increasing range rate are in good agreement with the results obtained from practical shooting tests.

**Key words:** fluid mechanics; base bleed unit; numerical simulation of inner flow field; exterior ballistics

**CLC number:** TJ413+.5; O35

**Document code:** A

**DOI:** 10.3969/j.issn.1006-9941.2010.02.021