

文章编号: 1006-9941(2015)03-0253-05

AP/HTPB 复合底排推进剂初温对弹丸落点散布的影响

张领科, 余永刚, 刘东尧, 陆欣

(南京理工大学能源与动力工程学院, 江苏 南京 210094)

摘要: 为了定量分析 AP/HTPB 复合底排推进剂初温对弹丸落点散布的影响, 引入了 AP/HTPB 复合底排推进剂燃速初温敏感因子(σ_p)。鉴于 AP 颗粒对底排推进剂燃速起主导作用, 计算分析了 Glick, Kubota 及 BDP 三种模型 AP 颗粒初温敏感因子模型的结果。底排装置内工作压力接近 0.1 MPa 且变化不大, 故取常值 $\sigma_p = 0.43\%/K$ 。针对某 155 mm 底排弹, 通过建立其内弹道及 6D 外弹道模型并联合求解, 计算了底排推进剂初温对弹丸落点散布的影响, 发现射程对温度的敏感因子约为 $8.22 \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$, 侧偏对温度的敏感因子约为 $0.447 \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$, 射程随初温的变化率与文献值比较接近, 误差为 12%。

关键词: AP/HTPB 复合底排推进剂; 燃速; 初温敏感因子; 散布分析

中图分类号: TJ4

文献标志码: A

DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2015.03.010

1 引言

底排弹主要利用底排装置内底排推进剂的缓慢燃烧, 不断向弹底排放高温燃气来提高弹底压力, 从而减小底阻来增加弹丸的射程^[1]。由于增加了底排装置所产生的底排效应, 导致弹丸落点散布较大, 如某 155 榴弹最大射程散布偏差约 1/300, 而同口径的底排弹最大射程偏差约 1/180 ~ 1/220^[2]。引起弹丸落点散布偏大的原因除了点火的不一致性和燃烧的不稳定性^[3], 另一个主要的因素就是底排推进剂的初始温度差异。温度对射程的影响主要体现在对燃速的影响, 温度越高, 燃速越快、燃烧室压力越高, 底排装置工作时间就越短^[4]。文献[5]引入药温修正燃速系数, 通过实验确定修正系数的具体形式, 并建议在底排弹火控射表中加入药温修正项, 但修正的具体方法至今未见文献报道。AP/HTPB (Ammonium Perchlorate/Hydroxyl-Terminated Polybutadiene) 复合底排推进剂是由高氯酸铵 (AP) 颗粒与粘合剂端羟基聚丁二烯 (HTPB) 通过物理掺混而成, 因此, 物理结构的非均匀性也造成了推进剂表面化学燃烧的各向异性^[6]。由于主要通过调节 AP 颗粒的粒径及其与 HTPB 的配比

来实现较低的燃速, AP 作为氧化剂质量比率往往大于粘合剂 HTPB, 故 AP 颗粒在底排推进剂的整个燃烧过程中占居主导地位, 温度对 AP 颗粒燃速的影响直接决定了底排推进剂的燃速对温度的敏感性^[7]。本研究通过引入 AP/HTPB 的燃速初温敏感因子 σ_p , 对比分析三种基本的初温敏感因子计算模型; 通过建立底排装置内弹道模型与底排弹 6D 外弹道模型, 并联合求解, 研究底排推进剂初温对弹丸落点散布的影响。

2 三种燃速初温敏感因子模型

2.1 燃速初温敏感因子

底排推进剂燃烧示意如图 1 所示, 主要包括固相区、气-液两相区和气相区, 假定在燃烧交界表面热流平衡, 表面退化燃烧速率服从 Arrhenius 定律^[8]:

$$m_s = A_s \exp(-E_s / RT_s) \quad (1)$$

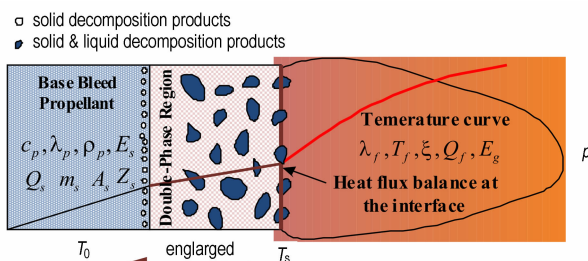


图 1 底排推进剂燃烧三相示意图

Fig. 1 Three phase diagram of combustion for base bleed propellant

收稿日期: 2014-01-13; 修回日期: 2014-05-28

基金项目: 国家自然科学基金资助(51106075)

作者简介: 张领科(1978-), 男, 副研究员, 主要从事现代火炮高效发射技术, 含能材料稳燃控制技术的研究。e-mail: nustzk@126.com

式中, m_s 为燃烧表面退化质量燃烧速率, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$; A_{os} 为指前因子, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$; E_s 为固相活化能, $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$; R 为普适气体常数, $8.3145 \text{ J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$; T_s 为燃烧表面温度, K ; 且有

$$T_s = T_0 - (Q_L / c_p) + (Q_f / c_p) \exp(-\xi) \quad (2)$$

式中, Q_L 为 AP 分解吸收能, $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$; c_p 为比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$; Q_f 为 AP 转化成气相, 所释放的能量, $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$; T_0 为推进剂初温, K ; ξ 为无量纲火焰长度; 且有: $Q_f = c_p(T_f - T_0) - Q_L$

$$\xi = (c_p / \lambda_f) (m_s^2 / k_g p^{\delta_p}) \quad (4)$$

式中, k_g 为气相速率常数, $\text{kg} \cdot (\text{m}^2 \cdot \text{s})^{-1}$, $k_g = A_s \exp(-E_g / RT_f)$; E_g 为控制气相反应活化能, $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$; T_f 为火焰温度, K ; p 为压力, Pa ; δ_p 为压力指数。

底排推进剂燃速初温敏感因子 (σ_p, K^{-1}) 的定义如式(5)^[9]

$$\sigma_p = (\partial \ln r_b / \partial T_0)_p \quad (5)$$

式中, r_b 为燃速, $\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}$, $r_b = m_s / \rho_p$; ρ_p 为推进剂密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; T_0 为推进剂初温, K ; p 为压力, Pa 。

2.2 Glick 模型

Glick 提出的火焰热反馈模型是最基本的分析初温敏感因子的计算模型^[10], 该模型主要是基于推进剂燃烧表面能量平衡的假设, 如式(6):

$$\rho_p c_p r_b (T_s - T_0) - \rho_p r_b Q_s = \phi \quad (6)$$

式中, Q_s 为气化热, $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$; ϕ 为反馈热流, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ 假设 ρ_p 、 c_p 、 Q_s 与 ϕ 均为常数, 则有:

$$\sigma_p = 1 / (T_s - T_0 - Q_s / c_p) \quad (7)$$

可以看出, 要想使得初温敏感因子较小, 一方面可以通过提高燃烧表面温度 T_s , 另一方面气化热 Q_s 为负值 (即吸热反应)。 T_s 随燃速 r_b 与压力 p 的增大而增大, 因此, 对于 AP/HTPB 复合底排推进剂, 燃速较小 ($1 \sim 3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$), 燃烧室压力较低 (约 0.1 MPa)^[1],

故敏感因子相对较大。假设推进剂表面质量燃烧速度同时服从 Arrhenius 定律, $\phi = A_s \exp(-E_s / RT_s)$, 则有

$$\sigma_p = 1 / [RT_s^2 / E_s + (T_s - T_0 - Q_s / c_p)] \quad (8)$$

2.3 Kubota 模型

Kubota 建立了一种基于 Schwab-Zeldovoid 火焰理论的气相“嘶哑区”燃烧模型^[7], 推导出的推进剂燃速初温敏感因子表达式为

$$\sigma_p = \frac{1}{RT_s^2 / E_s + 2(T_s - T_0 - Q_s / c_p)} + \frac{E_g}{2RT_f^2} - \frac{1}{T_f} \quad (9)$$

2.4 BDP 模型

Beckstead 等人提出了 BDP 燃烧模型^[11-12],

$$\sigma_p = \frac{E_g}{2RT_f^2} \frac{dT_f}{dT_0} + \frac{e^{\xi} / \xi}{2(T_f - T_0 - Q_s / c_p)} \left(1 + \frac{RT_s}{2E_f^2} \frac{e^{\xi} / \xi}{T_f - T_0 - Q_s / c_p} \right) \quad (10)$$

该模型与前两个模型的显著区别是主要考虑火焰温度 T_f , 而不是燃烧表面温度 T_s 。

此外, 除了上述三个最基本的初温敏感因子计算方法外, 还有诸如: (1) KTSS 模型^[13]: 是火焰反馈模型的一种, 该模型比较适合高压高温情况; (2) D&B 预混火焰模型^[14]: 主要基于层流火焰理论推导出的, 适用于低温段初温敏感因子, 相对比较简化; (3) 简化 BDP 模型^[15]: 是 BDP 模型的一种近似形式, 考虑火焰温度与初始温度的关系, 忽略的火焰高度以及燃烧表面的温度, 或者仅考虑固相燃烧表面的温度; (4) PEM 模型^[16]: 主要考虑包括 AP 颗粒分布、烧蚀效应及铝粒子燃烧三种情况的模型, 过多的影响因素使得 PEM 的适用比较有局限性。

2.5 计算分析

为比较分析 Glick、Kubota 与 BDP 三种模型初温敏感因子 σ_p 的变化趋势, 取 AP 及燃烧参数如表 1 所示。

值得注意的是, AP 推进剂燃烧表面质量退化率 m_s 、无量纲火焰长度 ξ 以及燃烧表面温度 T_s 是初温敏

表 1 AP 燃烧基本参数

Table 1 Basic parameters of AP combustion

density ^[18] / $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ^[18]	specific heat capacity ^[12] / $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	conductive coefficient ^[12] / $\text{J} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	initial temperature ^[17] / K
1760	1255.8	0.1256	298
heat of vaporization ^[17] / $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$	activation energy of gas ^[17] / $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$	activation energy of solid / $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$ ^[17]	temperature of flame ^[17] / K
167440	62790	920920	1403
pre-exponential factor / $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ ^[12]	absorption heat ^[12] / $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$	pressure index ^[12]	changing rate of temperature ^[17]
3×10^7	-502320	1.8	0.8

感因子计算的基础,三者之间通过式(1)、式(3)与式(4)相联系,因此,需联立方程组同时求解。无量纲火焰长度 ξ 与燃烧表面温度 T_s 与压力 p 的变化趋势如图 2 所示,不同模型计算的初温敏感因子 σ_p 与压力 p 的关系如图 3 所示。

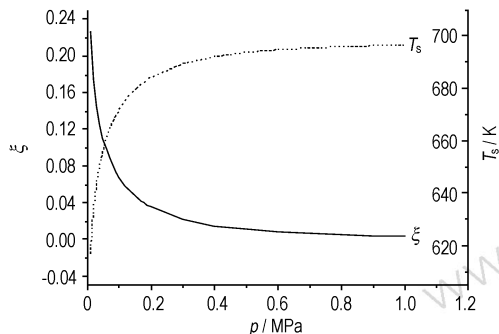


图 2 ξ 与 T_s 分别关于 p 的变化趋势

Fig. 2 The history curves of ξ vs p and T_s vs p

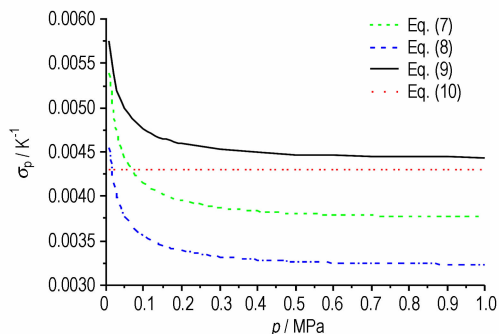


图 3 不同模型 σ_p 与 p 的关系

Fig. 3 The history curves of σ_p vs p for different model

由图 2 可以看出,无量纲火焰长度 ξ 随着压力的增大而减小,相反,燃烧表面温度 T_s 随着压力的增大而增大;当压力 $p \leq 0.3$ MPa 时, ξ 与 T_s 两者的相对于压力的变化较快,而当压力 $p > 1$ MPa 时, ξ 与 T_s 基本趋于恒定的值。从图 3 可知,由式(7)、式(8)与式(9)计算的温度敏感系变化趋势一致,量值略有差异,而式(10)主要基于火焰的温度 T_f ,忽略了其随压力 p 的变化情况,计算结果基本为定值, $\sigma_p \approx 0.43\% / K$,这

与文献[17]结果基本一致。考虑到底排装置内工作压力接近 0.1 MPa 且变化不大,为此本研究选用 BDP 燃烧模型的结果,底排推进剂初温变化对底排弹射程散布的影响分析中取初温敏感因子 $\sigma_p = 0.43\% / K$ 。

3 底排弹弹道模及数值计算

3.1 底排装置内弹道模型

假设底排药柱同时点火,燃烧服从指数模型,燃气的温度保持常量并视为理想气体,出口的流动为一维等熵定常流,弹丸旋转对燃速的修正仅作用在药柱弧面上。基于上述假设建立的底排装置内弹道模型^[1]如式(11)所示。

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{dp_{mot}}{dt} &= \frac{RT_{mot}}{V} [(S_1 \dot{r} + S_2 \dot{c})(\rho_p - \rho_g) - \dot{m}_b] \\ \frac{dV}{dt} &= S_1 \dot{r} + S_2 \dot{c}, \frac{dr}{dt} = \varepsilon' \beta a p^n, \\ \frac{dc}{dt} &= \beta a p^n, \beta = \exp(\sigma_p \Delta T_0) \\ \frac{dm_b}{dt} &= \frac{\rho_{mot} S_e}{\sqrt{RT_{mot}}} \\ &\quad \sqrt{2k/(k-1)} ((p_{mot}/p_b)^{2/k} - (p_{mot}/p_b)) / (k+1) \\ S_1 &= 2n_1 L [r(\pi/n_1 - \theta_2)], S_2 = 2n_1 L \sqrt{r^2 + r_2^2 - 2rr_2 \cos \beta}, \\ \theta_2 &= \arcsin(c/r), \theta_1 = \arcsin(c/r_2), \beta = \theta_2 - \theta_1 \end{aligned} \right.$$

式中, p_{mot} 为底排装置内压力,Pa; t 为时间,s; R 为气体常数,取 $R=401.1 \text{ J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$; T_{mot} 为燃气温度, $T_{mot}=1812 \text{ K}$; S_1 为药柱弧面燃烧面积, m^2 ; S_2 为药柱狭缝燃烧面积, m^2 ; \dot{r} 为弧面燃速, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; \dot{c} 为半狭缝燃速, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; ρ_p 为底排药柱密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; ρ_g 为燃气密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; \dot{m}_b 为质量流率, $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$; V 为燃烧室容积, m^3 ; a 为燃速系数, $\text{m} \cdot (\text{Pa}^n \cdot \text{s})^{-1}$; n 为燃速指数; m_b 为药柱质量, kg ; S_e 为底排装置喷口面积, m^2 ; k 为绝热指数,取 $k=1.283$; r 为药柱内半径, m ; c 为狭缝半宽, m ; p_b 为环境压力, Pa ; L 为药

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{dv_x}{dt} &= \frac{1}{2m} \{ -\rho S v v_x [(C_{x0} - \Delta C_{x0bb}) + C_{x\alpha^2} \delta^2] + \rho S v^2 C'_y (\cos \phi_1 \cos \phi_2 - \cos \theta \cos \psi \cos \delta) \delta / \sin \delta + \\ &\quad \frac{1}{2} \rho S v d \dot{\gamma} C''_{zm} (\cos \phi_2 \sin \phi_1 \sin \psi - \sin \phi_2 \sin \theta \cos \psi) \delta / \sin \delta \} \\ \frac{dv_y}{dt} &= \frac{1}{2m} \{ -\rho S v v_y [(C_{x0} - \Delta C_{x0bb}) + C_{x\alpha^2} \delta^2] + \rho S v^2 C'_y (\cos \phi_2 \sin \phi_1 - \sin \theta \cos \psi \cos \delta) \delta / \sin \delta + \\ &\quad \frac{1}{2} \rho S v d \dot{\gamma} C''_{zm} (\cos \theta \sin \phi_2 \cos \psi - \cos \phi_1 \cos \phi_2 \sin \psi) \delta / \sin \delta \} - g \end{aligned} \right.$$

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{dv_z}{dt} &= \frac{1}{2m} \{ -\rho S v v_z [(C_{x0} - \Delta C_{x0bb}) + C_{\alpha\alpha^2} \delta^2] + \rho S v^2 C'_y (\sin\phi_2 - \sin\psi \cos\delta) \delta / \sin\delta + \\ &\quad 0.5 \rho S v d \dot{\gamma} C''_{zm} \cos\phi_2 \cos\psi (\sin\theta \cos\phi_1 - \sin\phi_1 \cos\theta) \delta / \sin\delta \} \\ \frac{dx}{dt} &= v_x, \quad \frac{dy}{dt} = v_y, \quad \frac{dz}{dt} = v_z, \quad \frac{d\dot{\gamma}}{dt} = -0.25 \rho S v l d \dot{\gamma} m'_{xd} / C \\ \frac{d\phi_1}{dt} &= \frac{\rho S l v}{2 C \dot{\gamma} \cos\phi_2} [v m'_z (\sin\alpha \sin\delta_1 - \cos\alpha \sin\delta_2 \cos\delta_1) \delta / \sin\delta + \frac{1}{2} d \dot{\gamma} m''_{ym} (\cos\alpha \sin\delta_1 + \sin\alpha \sin\delta_2 \cos\delta_1) \delta / \sin\delta + \\ &\quad \frac{1}{2} d \dot{\phi}_2 m'_{zd}] \\ \frac{d\phi_2}{dt} &= \frac{\rho S l v}{2 C \dot{\gamma}} [v m'_z (\cos\alpha \sin\delta_1 + \sin\alpha \sin\delta_2 \cos\delta_1) \delta / \sin\delta - \frac{1}{2} d \dot{\gamma} m''_{ym} (\sin\alpha \sin\delta_1 - \cos\alpha \sin\delta_2 \cos\delta_1) \delta / \sin\delta - \\ &\quad \frac{1}{2} d \dot{\phi}_1 m'_{zd} \cos\phi_2] \end{aligned} \right. \quad (12)$$

柱长度, m ; n_i 为狭缝个数; r_2 为药柱外半径, m ; β 为燃速初温修正因子; σ_p 为初温敏感因子, K^{-1} ; $\Delta T_0 = T_0 - 298$; T_0 为初温, K ; ΔT_0 为温差, K 。

3.2 底排弹外弹道模型

基本假设: 不考虑初始各种随机扰动因素; 忽略科氏力的影响; 减阻率仅与排气参数和马赫数有关; 忽略弹道风的影响; 大气环境依据炮兵标准气象条件确定; 忽略弹轴摆动角加速度。基于上述假设建立底排弹 6D 外弹道模型^[3] 见式(12)。

式中, v_x, v_y, v_z 分别弹丸速度在 x, y, z 轴分量, $m \cdot s^{-1}$; m 为飞行弹丸质量, kg ; ρ 为空气密度, $kg \cdot m^{-3}$; v 为合成速度, $v = \sqrt{v_x^2 + v_y^2 + v_z^2}$, $m \cdot s^{-1}$; S 为弹丸最大横截面积, m^2 ; C_{x0} 为零升阻力系数; ΔC_{x0bb} 为底排减阻系数; $C_{\alpha\alpha^2}$ 为诱导阻力系数; δ 为攻角, rad ; ϕ_1, ϕ_2 分别为弹丸摆动角的纵向和横向分量, rad ; l 为弹体长度, m ; $\dot{\gamma}$ 为转速, $rad \cdot s^{-1}$; θ 为弹道倾角, rad ; ψ 为弹道偏角, rad ; C'_y 为升力系数导数; C''_{zm} 马格努斯力矩系数导数; g 为重力加速度, $m \cdot s^{-2}$; m'_z 为翻转力矩系数导数; m'_{zd} 为摆动阻尼力矩系数导数; m'_{xd} 为滚转阻尼力矩系数导数。

3.3 计算分析

以某 155 mm 底部排气弹为例, 药柱为 AP/HTPB 复合底排推进剂, 质量比 $m_{AP} : m_{HTPB} = 78 : 22$ 。计算参数: 弹径 $d = 155 \text{ mm}$; 弹丸初始质量 $m_0 = 48 \text{ kg}$; 药柱质量 $m_p = 1.08 \text{ kg}$; 药柱外半径 $r_2 = 60 \text{ mm}$; 药柱内半径 $r_1 = 21.5 \text{ mm}$; 药柱长度 $L = 76 \text{ mm}$; 狭缝数量 $n = 3$; 狭缝半宽 $c = 1.5 \text{ mm}$; 药剂密度 $\rho_p = 1.37 \times 10^3 \text{ kg} \cdot m^{-3}$, 药柱爆温 $T_0 = 1812 \text{ K}$; 火药力 $f = 1.0 \times 10^6 \text{ J} \cdot kg^{-1}$; 喷口横截面积 $S_e = 1.56 \times 10^{-3} \text{ m}^2$; 余容 $= 0.001 \text{ kg} \cdot m^{-3}$; 燃速指数

$n = 0.625$; 燃速系数 $a = 0.98 e^{-6} \text{ m} \cdot (\text{Pa}^n \cdot \text{s})^{-1}$; 初速 $903 \text{ m} \cdot s^{-1}$; 火炮缠度 20° ; 射角 51° ; 初温敏感因子 $\sigma_p = 0.43\% / K$ 。基于上述最大射程参数, 底排推进剂初温对底排弹计算结果如图 4 所示。从图 4 可以看出, 射程 X 对温度的敏感因子 $\partial X / \partial T_0 \approx 8.22 \text{ m} \cdot K^{-1}$, 即初温变化 1 K , 射程变化量 ΔX 约为 0.265% , 文献[5]中的试验统计结果为 0.3% , 计算结果与文献[5]结果误差约为 12% 。侧偏 Z 对温度的敏感因子 $\partial Z / \partial T_0 \approx 0.447 \text{ m} \cdot K^{-1}$, 可见, 初始温度对侧偏影响比较小。

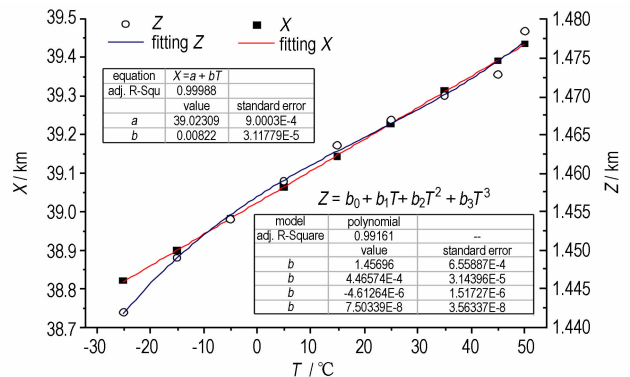


图 4 初温对底排弹落点散布的影响

Fig. 4 Hitting points scatter of base bleed projectile affected by initial temperature

4 小结

通过引入 AP/HTPB 复合底排推进剂的燃速初温敏感因子, 可定量分析底排药剂温度对底排弹丸散布影响。计算并比较分析了 Glick、Kubota 及 BDP 三种燃速初温敏感因子的计算模型。建立了底排装置内弹道模型与底排弹外弹道模型, 通过这两个模型于底排装

置工作过程中内部压力接近 0.1 MPa 且变化不大,初温敏感因子取常数 0.43%/K,得到了底排装置内弹道模型与底排弹外弹道模型,通过这两个模型计算得到了某 155 mm 底排弹的射程及侧偏对温度的变化率分别为 $\partial X/\partial T_0 \approx 8.22 \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$ 与 $\partial Z/\partial T_0 \approx 0.447 \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$,且前者与试验值较为接近,误差为 12%。

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.
- [2] 陆春义. 底排装置强非稳态燃烧特性研究[D]. 南京:南京理工大学, 2009.
LU Chun-yi. Study on characteristics of unstable combustion of base bleed unit[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2009.
- [3] 张领科, 周彦煌, 余永刚. 底排装置工作不一致性对射程散布影响的研究[J]. 兵工学报, 2010, 31(4): 442-446.
ZHANG Ling-ke, ZHOU Yan-huang, YU Yong-gang. Research on range dispersion of base bleed projectile caused by inconsistent working characteristics of base bleed unit[J]. *Acta Armamentarii*, 2010, 31(4): 442-446.
- [4] 金志明, 袁亚雄, 宋明. 现代内弹道学[M]. 北京:北京理工大学出版社, 1992.
- [5] 郭锡福. 底排药柱初温对射程的影响[J]. 兵工学报, 2003, 24(2): 264-265.
GUO Xi-fu. Effect of initial temperature of base bleed grain on its range[J]. *Acta Armamentarii*, 2003, 24(2): 264-265.
- [6] CAI Wei-dong, Thakre Piyush, YANG Vigor. A model of AP/HTPB composite propellant combustion in rocket-motor environments[J]. *Combustion Science and Technology*, 2008, 180: 2143-2169.
- [7] Kubota N, Miyazaki S. Temperature sensitivity of burning rate of ammonium perchlorate propellants[J]. *Propellants, Explosive, Pyrotechnics*, 1987, 12: 183-187.
- [8] Sergey V, Charles A W. Kinetics of thermal decomposition of cubic ammonium perchlorate[J]. *Chem. Mater*, 1999, 11: 3386-3393.
- [9] Michael T G, John R O. Temperature sensitivity coefficients of solid propellant burning rate[J]. *Acta Astronautica*, 1986, 13(3): 127-130.
- [10] Click R L. Temperature sensitivity of solid propellant burning rate[J]. *AIAA Journal*, 1967, 5(3): 586-587.
- [11] Beckstead M W. Model for double-base propellant combustion[J]. *AIAA Journal*, 1980, 18(8): 980-985.
- [12] Beckstead M W, Derr R L, Price C F. The combustion of solid monopropellants and composite propellants[C] // 13th international symposium on combustion. 1971: 1047-1056.
- [13] Cohen N S, Lo G A, Growley J C. Simplifications and variations of the Ben Reuven-Caveny Model of HMX combustion[C] // 18th JANNAF Combustion Meeting. 1981: 361-372.
- [14] Beckstead M W. Combustion calculations for composite solid propellants[C] // 13th JANNAF Combustion Meeting. 1976, 299-312.
- [15] Coates R L. An analysis of simplified laminar flame theory for solid propellant combustion[J]. *Journal of Combustion Science and Technology*, 1971, 4(1): 1-8.
- [16] Renie J P, Condon J A, Osborn J R. Oxidizer size distribution effects on propellant combustion[J]. *AIAA Journal*, 1980, 18(3): 277-293.
- [17] Cohen N S. Mechanisms and models of solid propellant burn rate temperature sensitivity-a review[R]. AIAA, 1984.
- [18] Jacobs P W, Whitehead H M. Decomposition and combustion of ammonium perchlorate[J]. *Chemical Reviews*, 1969, 69(4): 551-590.

Scatter of Projectile Affected by Initial Temperature of AP/HTPB Composite Base Bleed Propellant

ZHANG Ling-ke, YU Yong-gang, LIU Dong-yao, LU Xin

(Nanjing University of Science & Technology, Nanjing 210094, China)

Abstract: In order to study the effects of the initial temperature of AP/HTPB (ammonium perchlorate/hydroxyl-terminated polybutadiene) composite base bleed propellant on the hitting points of the projectile scatter quantitatively, the initial temperature sensitivity factor (σ_p) of burning rate for AP particles was introduced, and calculated by three models, Glick, Kubota and BDP considering that the burning rate of AP was dominate in base bleed propellant. Based on the calculated σ_p , the internal ballistic model and 6D external ballistic model for a 155 mm base bleed projectile were built and solved simultaneously to simulate the hitting points of the projectile scatter. Results show that $\sigma_p = 0.43\% / \text{K}$ obtained from model BDP is appropriate owing that the inner pressure of base bleed unit is close to 0.1 MPa and changes little. The sensitivity factor for the range and cornering of the projectile affected by the initial temperature of AP/HTPB propellant are $8.22 \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$ and $0.477 \text{ m} \cdot \text{K}^{-1}$, respectively, and the calculated range changing with initial temperature is very close to that from literature with the error of 12%.

Key words: AP/HTPB (ammonium perchlorate/hydroxyl-terminated polybutadiene) composite base bleed propellant; burning rate; initial temperature sensitivity factor (σ_p); scatter

CLC number: TJ4

Document code: A

DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2015.03.010