



DOI: 10.12382/bgxb.2024.0245

高初速无后坐力枪设计与内弹道稳定性

刘朋展^{1*}, 王国强¹, 景春温², 赵雄飞³, 刘万川², 王勇²

(1. 中北大学 机电工程学院, 山西 太原 030051; 2. 重庆建设工业(集团)有限责任公司, 重庆 400054;
3. 重庆嘉陵特种装备有限公司, 重庆 400032)

摘要: 无后坐力发射可有效降低后坐力, 但会降低初速, 为克服初速与后坐力之间的矛盾, 提出基于可燃药筒和电磁感应点火的无后坐力枪方案, 能够在不降低初速的同时实现无后坐力。通过电磁感应将能量传递到点火头, 点火头点燃弹膛内发射药与可燃药筒, 提供发射能量, 在达到一定压力后打开尾部拉瓦尔喷管, 向后喷射气体平衡弹头向前冲量。高初速无后坐力发射装填密度高、最大膛压高, 内弹道容易出现不稳定。为提高内弹道稳定性, 建立了射击过程中经典内弹道模型, 运用数值仿真分析内弹道性能, 并研究内弹道稳定性。开展弹道试验研究, 对所提方案进行验证。研究表明: 该方案能够在提高弹头初速的同时将后坐冲量降低到 $1.5 \text{ N}\cdot\text{s}$ 以下, 可为轻武器未来发展提供新的思路。

关键词: 无后坐力; 内弹道; 感应点火; 可燃药筒

中图分类号: TJ27 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1093(2025)04-240245-12

Research on Interior Ballistics Stability of Small-caliber Recoilless Gun with High Muzzle Velocity of Projectile

LIU Pengzhan^{1*}, WANG Guoqiang¹, JING Chunwen², ZHAO Xiongfei³, LIU Wanchuan², WANG Yong²

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, Shanxi, China;
2. Chongqing Jianshe Industry (Group) Co., LTD., Chongqing 400054, China, 3. Chongqing Jialing Special Equipment Co., LTD., Chongqing 400032, China)

Abstract: Recoilless launch can reduce recoil effectively, but it causes the reduction in low muzzle velocity. To resolve the conflict between muzzle velocity and recoil force, a reverse jet recoilless scheme based on combustible cartridge and electromagnetic induction ignition is proposed. Energy is transmitted to the ignition head through electromagnetic induction, which ignites the fast-burning propellant and combustible cartridge in the chamber to provide the launch energy. After reaching a certain level of pressure, the Laval nozzle is opened, and gas is sprayed backwards to balance the forward impulse of projectile. For high muzzle velocity recoilless launch, the loading density and chamber pressure are high, and the interior ballistics is prone to instability. To increase the stability of interior ballistics, a classic interior ballistic model during the shooting process is established, The performance of interior ballistics is analyzed and the stability of interior trajectory is studied through numerical simulation. The ballistic test research was conducted to verify the proposed scheme. The results show that the proposed scheme. can be

收稿日期: 2024-04-02

基金项目: 山西省基础研究计划项目(202203021212161)

* 通信作者邮箱: zbdxlpz@163.com

used to reduce the recoil impulse to below $1.5 \text{ N}\cdot\text{s}$ without reducing the muzzle velocity of projectile. The scheme can provide new ideas for the future development of light weapons.

Keywords: recoilless gun; interior ballistics; electromagnetic induction ignition; combustible cartridge case

0 引言

提高初速与降低后坐力是枪械自出现以来就面临的核心任务,但很少武器能够解决高初速与低后坐力的矛盾^[1-3]。作为未来轻武器的适用载体,无人作战平台将逐渐替代人员执行高危作战任务。由于缺乏人的柔性及智能适应能力,后坐力对无人作战平台的影响更严峻,因此无人作战平台对枪械提出了更高的降低后坐力需求^[4-7]。因此,在不降低初速的条件下大大降低枪械的发射后坐力,是枪械适应未来无人化发展主要方向之一。

在过去几十年中,已经开发了多种原理和装置来减少后坐力,如无后坐力发射原理、前置喷管原理、膨胀波发射原理、戴维斯平衡发射原理、矢量后坐原理、膛口制退器、磁流变缓冲器等^[8-12],但都存在后坐力降低效率低、初速低等问题困扰。

无后坐力发射原理通过拉瓦尔喷管向后喷射火药气体以平衡弹头向前运动带来的不平衡冲量,可以有效地消除后坐力^[13-16]。庞春桥等^[15]、Liu 等^[5]对无后坐力发射原理的装备设计、内弹道数值模拟等进行了大量研究。典型的无后坐力发射装备主要包括 82 mm 无后坐力炮,由单兵肩扛射击,实现了较低的后坐力^[15]。奥伯恩多夫的毛瑟公司开发了 30 mm 口径的 RMK30 无后坐力炮,可用于无人车、无人机等无人作战平台搭载,取得了较好的效果^[4]。但是,尾喷气体式无后坐力发射原理需要从弹膛向后喷射气体,会对操作枪械的士兵造成伤害,所以很少用于小口径枪械^[17],同时,枪械采用无后坐力发射方式会大大降低弹头初速。

膨胀波发射原理是在尾喷气体无后坐力的原理上,通过延迟打开喷射口,平衡发射过程的后坐力,而不影响弹丸在炮管内的运动^[8]。Cheng 等^[4]、戴劲松等^[8]针对膨胀波发射原理的内弹道过程数值模拟、后坐力预测等技术进行了大量研究。膨胀波发射原理首先在 120 mm 火炮上的分析证明,该技术理论上可以减少 75% 的后坐力冲量,与 50% 的枪管吸热量,但并不能完全消除后坐力。

喷管气流反推式原理是在原来武器的基础上从弹膛或身管部位引流出火药气体,从后端经过拉瓦尔喷管喷射抵消一部分后坐力,具有对弹丸膛内运

动影响较小的优点。Cheng 等^[4]、肖俊波等^[9]针对引流喷射原理开展了性能预测、方案设计与试验研究,证明了该理论能够有效降低后坐力,但其喷口打开时间与压力的控制仍存在一定的难度。

为克服枪械弹头初速与后坐力之间的矛盾,本文提出一种强装药的高弹头初速无后坐力枪方案,采用武器站作为枪械的载体,可以避免尾喷气体的影响,能够在无人装备上搭载使用,提高枪械作战效能。虽然国内外学者在无后坐力炮的内弹道数值模拟上做了大量的研究^[18-22],但由于开放条件下的燃烧,其数值模型十分复杂,内弹道过程也容易不稳定^[23-27],因此本文在方案的基础上进行内弹道稳定性研究。

基于可燃药筒和电磁感应技术,设计了无后坐力枪总体方案;建立了考虑拉瓦尔喷管打开过程的内弹道模型,分析了内弹道发射过程的稳定性;研究了主要特征参数对无后坐力发射的内弹道稳定性的影响,并根据参数分析结果选择了合理的内弹道的设计参数组合;根据设计参数组合研制了弹道枪与弹药,进行了试验验证,验证了总体方案设计的可行性。

1 无后坐力发射弹道方案设计

无后坐原理是从普通质点系动量定理推导而来,是在弹膛尾部增加一个拉瓦尔喷管,在点燃底火后,待弹膛内压力上升至一定范围后打开拉瓦尔喷管阀门,将火药气体从拉瓦尔喷管中加速喷出,从而抵消弹头向前运动的冲量。为了简化结构,让无后坐力发射方案更适合小口径枪械,采用非接触式感应点火方案,通过电磁感应将能量传递至底火,避免尾部点火组件与拉瓦尔喷管出口干涉。同时,设置感应点火的磁芯与封口片在高温高压下的破碎作为开启拉瓦尔喷管的条件,省去了拉瓦尔喷管的开启装置,降低系统的复杂性。

无后坐力发射弹道系统方案如图 1 所示,主要包括 4 个主要部件:枪管组件、拉瓦尔喷管、弹膛(含初级线圈)、弹药(包括发射药、感应底火部件、弹头、可燃药筒、封口片)。在击发时,感应底火中的初级线圈通过高频交流电产生磁场,次级线圈在磁场中产生感应电流,并将能量传递至点火头,点火头在接收到足够的能量后起爆,点燃发射药与可燃

药筒。弹膛为承受高危高压的火药气体的承压部件,为保证初级线圈在高温高压的火药气体中不受破坏,在初级线圈内侧增设陶瓷衬套。弹药的结构如图 2 所示。弹药的外壳是由硝化纤维通过卷压成型的圆柱形可燃药筒。可燃药筒的内部承载着发射药,前端和后端分别通过弹头与感应底火部件密封。

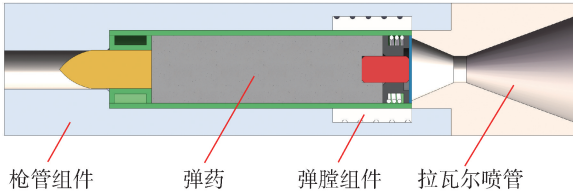


图 1 弹道系统方案

Fig. 1 Ballistic system scheme

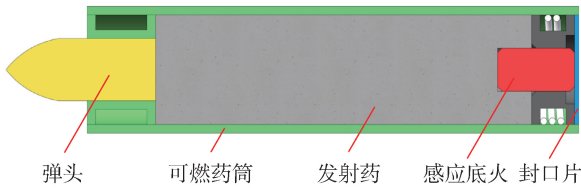


图 2 弹药方案

Fig. 2 Projectile scheme

根据内弹道状态将发射过程划分为 3 个阶段:

1) 闭膛燃烧阶段。在点火后,弹膛内形成初始压力,点燃发射药与可燃药筒,膛内燃烧初期压力较低,感应底火磁芯、电路板与封口片受膛内压力影响变形,但未破碎,此阶段弹膛封闭,发射药与可燃药筒处于定容燃烧状态,如图 3(a)所示。

2) 尾喷打开阶段。在膛内压力增加后,尾部感应底火与封口片在最大膛压的作用下向外膨胀,逐渐破碎,如图 3(b)所示。

3) 开膛燃烧阶段:当膛内发射药与可燃药筒持续燃烧时,膛内压力迅速增加,膛内压力达到感应底火的磁芯、电路板与封口片的破碎压力后,尾部承压部件开始破碎,并随火药气体向后喷出,内弹道过程由闭膛燃烧转变为开膛燃烧,如图 3(c)所示。

通过内弹道参数匹配与拉瓦尔喷管参数优化射击可实现后坐力与燃气喷射反作用力相平衡,降低后坐冲量。

通过内弹道参数匹配与拉瓦尔喷管参数优化射击可实现后坐力与燃气喷射反作用力相平衡,降低后坐冲量。

无后坐力发射内弹道稳定性主要受三方面的影响:尾部开放,有气体流出,膛内压力梯度较大,造成

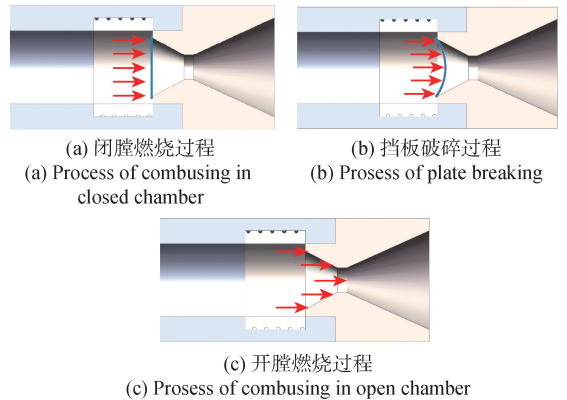


图 3 拉瓦尔喷管开启过程

Fig. 3 Opening process of Laval nozzle

了膛内燃烧不稳定,滞止点在弹膛内前后移动,容易出现压力波;相对于常规弹药弹道效率较低,若想达到较高初速,需要的相对装药量(ω/m , ω 为装药量, m 为弹头质量)较大,造成膛内气、固体流动加剧;装药采用可燃药筒与发射药混合装药,可燃药筒与发射药燃烧不匹配时燃烧容易出现残渣,影响内弹道稳定性及后续发射。因此,需要开展内弹道稳定性研究,提高无后坐力发射过程稳定性,提高武器性能。

2 内弹道发射过程建模

在内弹道过程中,火药燃气与固体火药颗粒在非定常流动的状态下相互作用,是一个传热、多相、摩擦、燃烧、力学、材料变形等多物理场综合作用的瞬态过程。内弹道作用过程存在的各种气体流动过程同理想气体的性质存在一定的差异,因此需要针对内弹道过程做出合理的假设,用于解决实际的内弹道建模问题。针对内弹道的燃烧过程,基于拉瓦尔喷管轴对称性特点,作如下假设:

1) 假定气体充满弹膛。在所研究的任一断面都充满气体,气体与外壁密切接触。

2) 为定型流。在所研究的气体流动过程中,气流状态既随时间变化,又随位置变化。

3) 假定流动过程为一维流。在所研究的气体流动过程中,气体的速度、压力和密度等各参量都仅是单一变量 x 的函数。

4) 假定流动过程是等熵过程。即火药气体流动过程是无摩擦的、绝热的、连续的过程。

5) 假定火药在药室内燃烧已达到了化学平衡状态,在喷管内火药气体的成份是均匀、不变的。

同时,可燃药筒在内弹道过程也起到发射药的作用,燃烧后生成大量气体,因此把可燃药筒与发射药的装药作为混合装药类型进行建模。可燃药筒与

主装药的燃烧服从几何燃烧定律,即可燃药筒与主装药的燃烧是在全面着火和平行层燃烧的理想情况下进行的,因而在燃烧过程中,可燃药筒与主装药的几何形状和尺寸服从形状函数 Z 的规律。假定可燃药筒与主装药在平均压力下燃烧,只求混合燃气的平均压力,不考虑可燃药筒燃气与主装药燃气的分压问题。

2.1 无后坐力发射过程模型

可燃药筒形状为管状,按照同时着火假设和平行层燃烧的规律,可知药筒的起始体积 V 为

$$V = \frac{\pi \cdot (D_c^2 - d_c^2) \cdot h}{4} \quad (1)$$

式中: D_c 为可燃药筒外径; d_c 为可燃药筒内径; h 为可燃药筒长度。设燃烧到某瞬间的可燃药筒已燃厚度为 e_c , 则在该瞬间的剩余体积 V_c 为

$$V_c = \frac{\pi \cdot (D_c^2 - (d_c + 2e_c)^2) \cdot (h - 2e_c)}{4} \quad (2)$$

则可燃药筒的相对燃烧量 ψ_c 为

$$\psi_c = 1 - \frac{V_c}{V} \quad (3)$$

推导得可燃药筒的形状函数如式(4)~式(6)所示:

$$\chi_c = \frac{2D_c^2 + 4d_c h - 2d_c^2}{2(D_c + d_c)h} \quad (4)$$

$$\lambda_c = \frac{(4h - 8d_c)e_{1c}}{2D_c^2 + 4d_c h - 2d_c^2} \quad (5)$$

$$\mu_c = \frac{-8e_{1c}^2}{2D_c^2 + 4d_c h - 2d_c^2} \quad (6)$$

式中: χ_c 、 λ_c 、 μ_c 为可燃药筒形状特征量; e_{1c} 为可燃药筒初始厚度。可燃药筒和主装药的燃速方程为

$$\frac{dZ_i}{dt} = \frac{u_i}{e_{1i}} p^{n_i} \quad (7)$$

式中: Z_i 为已燃厚度的相对百分比,其中下标 $i=c, p$, 分别表示可燃药筒和主装药; u_i 为燃速系数; p 为压力; n_i 为燃速压力指数。

推导得到弹头的运动方程为

$$Sp = \varphi m \frac{dv}{dt} \quad (8)$$

$$v = \frac{dl}{dt} \quad (9)$$

式中: S 为弹头底部面积; p 为膛内平均压力; φ 为次要功计算系数; v 为弹头速度; l 为弹头行程。

无后坐力发射武器在射击过程中有大量火药气体从喷管流出,影响内弹道性能的流动参数为流量 q

和总流量 y 由式(10)~式(11)得到:

$$q = \varphi_2 AS_j \frac{p}{\sqrt{\tau}} \quad (10)$$

$$y = \int_0^t q dt = \varphi_2 AS_j \int_0^t \frac{p}{\sqrt{\tau}} dt \quad (11)$$

$$A = \frac{K_0}{\sqrt{f}} \quad (12)$$

$$\tau = \frac{T}{T_0} \quad (13)$$

$$K_0 = \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k+1}{2(k-1)\sqrt{k}}} \quad (14)$$

式中: φ_2 为流量修正系数; S_j 为喷管喉部面积; τ 为相对温度; f 为火药力; T 分别表示燃烧室内的平均温度; T_0 为滞止温度; k 为绝热指数。相对流量 η 为

$$\eta = \frac{y}{\omega} = \frac{\varphi_2 AS_j}{\omega} \int_0^t \frac{p}{\sqrt{\tau}} dt \quad (15)$$

由于无后坐力发射系统在拉瓦尔喷管打开后尾端有大量火药气体喷出,因此火药力暂取为 $0.9f$ 。系统的能量方程由式(16)得到:

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{1}{\psi - \eta} \cdot \left[(1 - \tau) \frac{d\psi}{dt} - \frac{\theta \varphi m}{f \omega} v \frac{dv}{dt} - \theta \tau \frac{d\eta}{dt} \right] \quad (16)$$

式中: ψ 为相对燃烧量; $\theta = k - 1$ 。压力方程为

$$Sp(l + l_\varphi) = f \omega \tau (\psi - \eta) \quad (17)$$

$$l_\varphi = l_0 \cdot \left[1 - \left(\frac{\Delta_c (1 - \psi_c)}{\rho_c} + \frac{\Delta_p (1 - \psi_p)}{\rho_p} - \alpha \Delta (\psi - \eta) \right) \right] \quad (18)$$

式中: l_0 为药室容积缩径长; Δ_c 、 Δ_p 分别为可燃药筒和发射药的装填密度; ρ_c 为可燃药筒密度; ρ_p 为主装药密度; Δ 为总装填密度; α 为火药气体余容。药室后端面火药气体与弹头底部火药气体速度比 H 的方程为

$$H = \frac{v_{xh}}{v} \quad (19)$$

式中: v_{xh} 为药室后端面处流速。任一瞬间膛内压力分布为 p_x , 可由式(20)计算得到:

$$p_x = p_d \left[1 + \frac{(\omega - y)(1 + H)}{2\varphi_1 q} \left(1 - \frac{x^2}{L^2} \right) - \frac{(\omega - y)H}{\varphi_1 q} \left(1 - \frac{x}{L} \right) \right] \quad (20)$$

式中: p_d 为弹底压力; φ_1 为阻力系数; L 为弹头位置距药室后端面的距离。

2.2 内弹道方程组

无后坐力发射的内弹道基本方程组包括几何燃烧、指数燃烧方程、指数燃速方程、弹头运动方程、流

量方程、能量方程和状态方程。考虑到将膛内压力分布规律应用到燃速方程、运动方程和状态方程的研究中是十分困难的,故对这些方程仍然采用平均压力的概念。简化后的弹道方程组如式(21)所示:

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{dZ_i}{dt} &= u_i p^{n_i} \\ \psi_i &= \chi Z_i (1 + \lambda Z_i + \mu Z_i) \\ \frac{dl}{dt} &= v \\ \frac{dv}{dt} &= \frac{Sp}{\varphi m} \\ \frac{d\tau}{dt} &= \frac{C_A v_j S_j}{f\omega} \cdot \frac{p}{\sqrt{\tau}} \\ \frac{d\eta}{dt} &= \frac{1}{\psi - \tau} \left[(1 - \tau) \frac{d\psi}{dt} - \frac{\theta}{f\omega} mv \frac{dv}{dt} - \theta\tau \frac{d\eta}{dt} \right] \\ p &= \frac{f\omega\tau}{S(l + l\psi)} (\psi - \eta) \\ f &= \sum_{i=c,p} f_i \bar{\omega}_i \\ \bar{\omega}_i &= \frac{\omega}{\omega_i} \\ \psi &= \sum_{i=c,p} \psi_i \bar{\omega}_i \\ C_A &= \varphi_2 \sqrt{\frac{\theta\varphi m}{2\omega}} K_0 \end{aligned} \right. \quad (21)$$

式中: χ, λ, μ 为火药形状特征量; v_j 为弹头极限速度。

在射击过程中,膛内的火药气体一部分经弹膛尾部从拉瓦尔喷管流出,另一部分随弹头向前运动,因而,在膛内形成两股相反方向的气流,在这两股气流之间,存在气流速度为 0 mm/s 的滞止点。考虑到气体流出的压力分布及滞止点位置的变化,计算公式如式(22)所示:

$$\left\{ \begin{aligned} q &= C_A v_j S_j \frac{p}{f\sqrt{\tau}} \\ v_{sh} &= \frac{q(V_0 + Sl)}{S_{sh}(\omega - y)} \\ H &= \frac{v_{sh}}{v} \\ p_{sh} &= p_d \left[1 + \frac{\omega - y}{2\varphi_1 m} (1 - H) \right] \\ p_0 &= p_d \left[1 + \frac{\omega - y}{2\varphi_1 m} \left(\frac{1}{1 + H} \right) \right] \\ p &= p_d \left[1 + \frac{\omega - y}{3\varphi_1 m} \left(1 - \frac{H}{2} \right) \right] \\ L_z &= \frac{H}{1 + H} L \end{aligned} \right. \quad (22)$$

式中: V_0 为药室容积; p_{sh} 为药室后端面处压力; φ_1 为阻力系数; p_0 为滞止点压力; L_z 为滞止点位置。

在拉瓦尔喷管中,喷管喉部断面是马赫数 $M = 1$ 的一个特殊断面,喷管断面处的气流速度 u_j 和压力 p_j 分别可由式(23)计算:

$$\left\{ \begin{aligned} p_j &= \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k}{k-1}} p_0 \\ T_j &= \frac{3}{T+1} T_0 \\ u_j &= \sqrt{kRT_j} \\ u_a &= u_j \sqrt{\frac{k+1}{k-1} \cdot \left[1 - \left(\frac{p_a}{p_0} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]} \end{aligned} \right. \quad (23)$$

式中: T_j 表示喷口喉部温度; u_a 为膛底处流速; p_a 为膛底处压力。其扩张段的面积比可表示为压力比和绝热指数的函数,喷管内扩张段压力分布随喷管面积以及长度变化公式为

$$Sp(l + l_\varphi) = f\omega\tau(\psi - \eta) \quad (24)$$

$$\frac{S_j}{S} = \left(\frac{k+1}{2} \right)^{\frac{1}{k-1}} \frac{p}{p_0} \frac{1}{\sqrt{k-1}} \sqrt{1 - \left(\frac{p}{p_0} \right)^{\frac{k-1}{k}}} \quad (25)$$

无后坐力发射过程中武器的受力见图 4, F_n 为拉瓦尔喷管的推力, F_{sh} 为前膛壁压力, F_d 为弹底压力, F_p 为后膛壁压力。

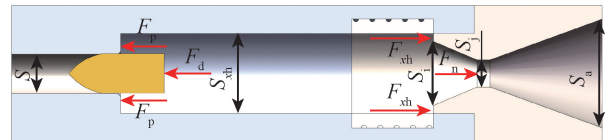


图 4 发射过程受力分析

Fig. 4 Analysis of force during launching

3 内弹道稳定性及影响因素分析

无后坐力发射过程内弹道影响较大的因素主要分为三类:第 1 类为弹头设计参数,决定了其威力,包含弹头质量、弹头初速等;第 2 类为装药设计参数,装药作为发射过程中的火药气体的主要来源,直接决定参与内弹道燃烧过程中的总能量、总气体生成量,包含发射药装药量、可燃药筒装药量、发射药燃速、可燃药筒燃速、点火药装药量等;第 3 类为影响拉瓦尔喷管设计参数,通过控制喷管开启压力、推力影响内弹道过程,包含封口片破碎压力、拉瓦尔喷管喉部直径等。

前期进行了大口径无后坐力发射研究,根据大口径无后坐力数值模拟、仿真与试验经验可知:小口

径无后坐力发射能量效率较低(约 8%),因此为保证枪口动能需要强装药;可燃药筒在内弹道过程中也提供能量参与内弹道过程,但其火药力低于发射药,质量较高会造成内弹道不稳定;弹头质量、拉瓦尔喷管直径与后坐力之间关系较为紧密,为保证后坐力抑制效率,需要进行匹配设计;为保证内弹道燃烧过程可靠建立,拉瓦尔喷管打开压力需要高于 30 MPa。因此,根据能量效率匹配关系,取发射药质量为 5.5 g、可燃药筒质量 8.5 g、弹头质量 8 g、拉瓦尔喷管喉部直径 5.4 mm、拉瓦尔喷管开启压力 40 MPa 作为初始参数开展研究。

3.1 弹头设计参数

弹头的质量与弹头初速决定了其威力,是发射系统的设计输入,不仅关乎武器的侵彻毁伤能力,还对内弹道其他参数的设计提出了要求。因此,首先进行弹头质量对内弹道主要参数的影响研究。

常规 7.62 mm 弹药的弹头质量一般在 7.0~11.2 g 之间(53 式、56 式 7.62 mm 枪弹弹头 6.48~10.72 g,包含普通弹、曳光弹、穿甲燃烧弹等)。为保证无后坐力枪的毁伤威力,弹头质量的选取范围应为 7~11.2 g。在内弹道装药参数基本固定的情况下,弹头初速与弹头质量基本呈反比的关系。常规 7.62 mm 弹药的弹头初速一般为 710~865 m/s,但目前无人装备速度较高,因此设计弹头初速应略有提高,以达到更高的作战效能,因此选取无后坐力发射方案的弹头初速范围为 800~1 000 m/s。

因此,基于现有 7.62 mm 制式弹药弹头质量分布区间,在强装药的基础上分别选择弹头质量为 11.2 g、10.0 g、9.0 g、8.0 g、7.0 g 进行内弹道求解,得到不同弹头质量下膛内压力-时间、速度-时间、压力-位移、速度-位移曲线的变化规律,然后进行参数对比与选择,仿真结果如表 1 所示。

表 1 不同弹头质量下内弹道性能

Table 1 Interior ballistic performances for projectiles with different masses

弹头质量/g	弹头初速/m/s	最大膛压/MPa	枪口动能/J
11.2	910	473	4 638
10.0	960	454	4 608
9.0	990	440	4 411
8.0	1 020	423	4 161
7.0	1 060	410	3 933

由表 1 可知,最高最大膛压随着弹头质量的增加而增高,弹头初速随着弹头质量的增加而降低,弹

头质量由 7.0 g 增加到 11.2 g 的过程中最大膛压由 410 MPa 升高至 473 MPa,弹头初速由 1 060 m/s 下降至 910 m/s,枪口动能由 7 865 J 升高到 9 275 J。在 7.0~11.2 g 范围内,弹头质量对最大膛压、弹头初速的影响基本反比,但弹头质量提高会带来最大膛压的升高,弹头质量降低也会降低弹头在空气中的飞行稳定性。

3.2 装药设计参数分析

装药是内弹道的能量来源,装药参数直接决定内弹道过程特征参数。无后坐力发射方案中装药由点火药、发射药与可燃药筒组成。

点火药的燃烧提供内弹道起始能量,点火药在弹膛燃烧后释放高温高压火药气体,行成内弹道的起始压力,点火压力为点火药的特征参数。在装药量较多时,点火压力直接影响内弹道稳定性、气体生成速度、内弹道时间等参数。经过前期匹配试验,在基本弹膛参数确定后进行了点火药的质量调整试验,选择点火压力为 10 MPa/L。

发射药是发射过程中的火药气体的主要来源,发射药质量直接决定参与内弹道燃烧过程中的总能量、总气体生成量。由于弹头质量增加会引起最大膛压的升高,因此选择弹头质量 8 g 时进行发射药重量对内弹道性能的影响因素分析。无后坐力发射的能量效率较低,选择发射药的质量范围为 4.4~5.5 g,分别选择发射药质量为 5.5 g、5.0 g、4.5 g、4.4 g 时进行内弹道数值计算,结果如表 2 所示。

表 2 不同发射药质量内弹道性能

Table 2 Interior ballistic performances for gun propellants with different masses

发射药质量/g	弹头初速/(m·s ⁻¹)	最大膛压/MPa	枪口动能/J
5.5	1 020	423	4 161
5.0	965	357	3 725
4.5	910	300	3 312
4.4	890	395	3 168

由表 2 可知,最大膛压、弹头初速随着发射药质量的增加而增大,内弹道时间随着发射药质量的增加而降低。当发射药质量在 4.4~5.5 g 范围逐渐增加时,最大膛压由 395 MPa 增加至 423 MPa,弹头初速由 890 m/s 增加至 1 020 m/s。

可燃药筒作为发射药、感应点火、弹头的容器与连接件,首先要有足够的强度。在保证可燃药筒强度(厚度)与可靠固定弹头、感应底火组件的要求下,选择可燃药筒质量范围为 8.1~8.5 g 进行分析。

在发射药质量为 4.5 g 时,分别取可燃药筒质量为 8.1 g、8.2 g、8.3 g、8.4 g、8.5 g 进行内弹道仿真计算,结果如表 3 所示。

表 3 不同可燃药筒条件下内弹道性能

Table 3 Interior ballistic performances for combustible cartridge with different weights

可燃药筒质量/g	弹头初速/m/s	最大膛压/MPa	枪口动能/J
8.5	910	300	3 312
8.4	904	295	3 269
8.3	896	291	3 176
8.2	889	286	3 162
8.1	882	282	3 112

由表 3 可知,弹头初速和最大膛压随可燃药筒质量的减小而减小。当可燃药筒质量在 8.1~8.5 g 区间逐渐增加时,弹膛内最大压力由 283.2 MPa 提升至 300 MPa,弹头初速由 882 m/s 提升至 910 m/s。

当发射药药量分别为 5.5 g、5.0 g、4.4 g 时也进行了不同可燃药筒质量下的内弹道数值模拟,结果表明,弹头初速在 860~1 020 m/s 区间内、最大膛压在 270~423 MPa 区间内随着装药量升高而升高。

3.3 拉瓦尔喷管设计参数分析

拉瓦尔喷管设计参数通过控制喷管开启压力、推力影响内弹道过程。封口片在火药气体高压下破碎,开启喷管,实现由闭膛燃烧到开膛燃烧的转变,如图 5 所示。在封口片破碎后,火药燃气以较高的压力向喉部喷射,并在喉部进一步压缩、加速向后喷出,达到提高喷射冲量的目的。

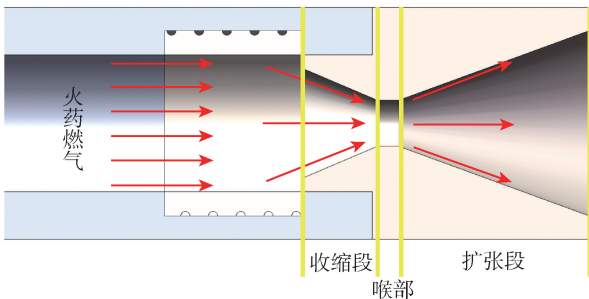


图 5 拉瓦尔喷管推力原理

Fig. 5 Schematic diagram of Laval nozzle

封口片的破碎压力较低会造成初始膛内压力较低与发射药颗粒的提前泄漏,并使膛内压力不足以完全点燃发射药颗粒与可燃药筒,导致无法建立最大膛压、残渣较多甚至可燃药筒不完全燃烧,造成发

射失败。封口片的破碎压力(喷口打开压力)较高则会造成发射颗粒爆燃,导致膛内压力迅速升高,导致弹膛结构损伤甚至炸膛等灾难性事故。因此,需要针对封口片破碎压力开展分析与设计。常规无后坐力炮封口片压力通常低于 10 MPa,但高弹头初速要求膛压能够迅速建立,并升高到较高值,因此需要较高的封口片破碎压力。分别选择 30 MPa、35 MPa、40 MPa、45 MPa、50 MPa 进行内弹道求解,数值模拟结果如表 4 所示。

表 4 不同封口片破碎压力条件下内弹道性能

Table 4 Interior ballistic performances at different seal breaking pressures

封口片破碎压力/MPa	弹头初速/(m·s ⁻¹)	最大膛压/MPa	枪口动能/J
30	1 006	422	4 048
35	1 013	422	4 104
40	1 020	423	4 161
45	1 024	423	4 194
50	1 030	424	4 244

由表 4 可知,封口片破碎压力在 30~50 MPa 时变化时,弹头初速、最大膛压逐渐升高,但升高较少。封口片破碎压力与其材料、厚度相关,在本方案中选择了铝材、复合材料分别加工了 1.0 mm、1.5 mm 与 2.0 mm 厚的封口片进行了破碎试验,根据破碎压力及其一致性、破片大小等参数选择了 1.5 mm 的复合材料封口片,破碎压力为 40 MPa。

拉瓦尔喷管的喉部直径影响尾喷气体的速度,从而影响膛内压力,并影响系统的后坐力平衡结果。因此,针对拉瓦尔喷管喉部直径进行分析与设计,根据经验选取拉瓦尔喷管的喉部直径范围为 5.4~6.2 mm,选择 5.4 mm、5.6 mm、5.8 mm、6.0 mm、6.2 mm 进行内弹道仿真,计算结果如表 5 所示。

表 5 不同拉瓦尔喷管喉部直径下内弹道性能

Table 5 Interior ballistic performances with different throat diameters of Laval nozzle

拉瓦尔喷管喉部直径/mm	弹头初速/(m·s ⁻¹)	最大膛压/MPa	枪口动能/J
5.4	950	332.5	3 610.0
5.6	925	317.5	3 422.5
5.8	908	300.0	3 297.9
6.0	884	287.5	3 125.8
6.2	867	272.5	3 003.8

由表 5 可知,随着喷管喉部直径的增加,最大膛压和弹头初速逐渐降低。拉瓦尔喷管的直径从 5.4 mm 增加到 6.2 mm 的过程中,最大膛压由 332.5 MPa 降低至 272.5 MPa,弹头初速由 950 m/s 降低至 867 m/s。

3.4 内弹道稳定性分析

经过单因素影响分析,可得到弹头初速与最大膛压对各设计参数的灵敏度,其中负值表明呈反比关系,正值表明呈正比关系,如表 6 所示。

表 6 内弹道性能对设计参数灵敏度

Table 6 Interior ballistic performances under different design parameters

设计参数	弹头初速/ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	最大膛压/MPa	枪口动能/J
弹头质量/g	-35.7	15.0	167.90
发射药质量/g	118.2	25.5	902.70
可燃药筒质量/g	70.0	45.0	500.00
拉瓦尔喷管 喉部直径/mm	-103.8	-75.0	-757.75

由表 6 可知:弹头质量每增加 1 g,弹头初速降低约 35.7 m/s,最大膛压提高 15 MPa,枪口动能增加 167.9 J;发射药每增加 1 g,弹头初速提高 118.2 m/s,最大膛压提高 25.5 MPa,枪口动能增加 902.7 J;可燃药筒质量每增加 1 g,弹头初速提高 70 m/s,最大膛压提高 45 MPa,枪口动能增加 500 J;拉瓦尔喷管喉部直径每增加 1 mm,弹头初速降低 103.8 m/s,最大膛压降低 75 MPa,枪口动能降低 757.75 J。

由表 6 可知:弹头初速对发射药质量与拉瓦尔喷管喉部直径最为敏感,对可燃药筒质量较敏感,对弹头质量较不敏感;最大膛压对拉瓦尔喷管喉部直径最为敏感,对可燃药筒质量较为敏感,对发射药质量与弹头质量较不敏感;枪口动能对发射药质量与拉瓦尔喷管喉部直径最敏感,对可燃药筒质量较为敏感,对弹头质量较不敏感。因此,在实际参数设计中,需要提高发射药质量,降低可燃药筒质量,以达到提高弹头初速与枪口动能的同时抑制最大膛压提高的效果;弹头质量对弹头初速、最大膛压与枪口动能都较为不敏感,在实际设计中可以根据实际需求进行调整;拉瓦尔喷管喉部直径对弹头初速、最大膛压与枪口动能都较为敏感,且决定了后坐力的平衡效果,需要综合考虑。

为保证内弹道的稳定性,需要在分析影响内弹道稳定性的主要因素的基础上,具体分析受尾部开

放、相对装药量较大与混合装药 3 个方面的对内弹道稳定性的关键主因,并进行控制。

对尾部开放影响较大的参数主要为拉瓦尔喷管开启压力与喉部直径,由以上分析可知,高初速需要拉瓦尔喷管开启压力较高,同时,拉瓦尔喷管开启压力低容易造成在第 1 个压力波回返时将火药气体从拉瓦尔喷管喷出,造成膛内发射药重大损失与残留量不定,从而引起内弹道不稳定,因此需要控制拉瓦尔喷管开启压力不低于 20 MPa。同时,喉部直径越大,喷出气体越多,喷出气体太多会造成膛内气流相对不稳定,同时膛内压力梯度越大,造成局部涡流现象,因此在能够平衡后坐力的基础上需要尽量降低拉瓦尔喷管喉部直径,实现膛内气流相对稳定。

相对装药量较多主要为发射药装药量与可燃药筒装药量较多造成,为保证侵彻威力,弹头质量一般不超过 11.2 g,但提高初速会带来可燃药筒与发射药装药量增加,当初速提高至 910 m/s 时预计发射药与可燃药筒装药量可达到 12 g 以上,造成相对装药量大于 1 的情况(容易出现内弹道不稳定)。考虑到发射药火药力高于可燃药筒,因此为提供充足的内弹道能量,需要提高发射药装药量,降低可燃药筒装药量,以在保证火药总能量的同时降低发射药与可燃药筒总装药量。同时,可辅助采用降低点火药量的方法调节内弹道燃烧过程。

装药中采用可燃药筒与发射药混合装药,可燃药筒外形为管状药,且为防止自燃,在外壁涂装了防火涂层,同时也影响其燃烧性能,造成可燃药筒需要较长时间才能完全燃烧。在内弹道时间较长的闭膛燃烧内弹道过程中可燃药筒在较长时间的火药气体高温高压作用下燃烧完全,但无后坐力发射时间较短,需要针对短内弹道特征进行可燃药筒与发射药的匹配设计。可燃药筒的燃烧时间与其厚度呈正比关系,为了降低可燃药筒燃烧时间,需要控制可燃药筒厚度。但可燃药筒厚度与其强度相关,为保证成弹刚度,需要提高可燃药筒材料刚度。因此,为保证可燃药筒与发射药装药匹配,需要在提高发射药装药量的同时降低可燃药筒装药量,同时提高可燃药筒材料刚度。

因此,在以上分析的基础上,为保证内弹道稳定性,在提高发射药质量、降低可燃药筒质量、合理选择拉瓦尔喷管喉部直径的基础上,进行了无后坐力设计参数的优化,形成的设计参数如表 7~表 9 所示。

表 7 内弹道主要参数

Table 7 Main parameters of interior ballistics

参数	数值	参数	数值
口径/mm	7.62	S_j /mm	6
m /g	11.2	S_{th} /mm	18
l /mm	560	α /mm ³	1×10^6
药室容积/mm ³	22 682	喷管口部直径/mm	5.8

表 8 可燃药筒主要参数

Table 8 Main parameters of combustible cartridge case

药量/g	8.5	火药力/(J·g ⁻¹)	7×10^2
压力指数	0.83	χ_c	0.997
密度/(g·mm ⁻³)	$1.63e-3$	λ_c	0.008
燃速/(mm·Pa ⁻ⁿ ·s ⁻¹)	5.5×10^{-5}	μ_c	-0.005
厚度/mm	2	长度/mm	80

表 9 发射药主要参数

Table 9 Main parameters of propellant powder

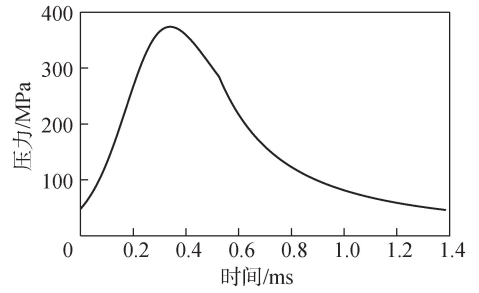
药量/g	5	火药力/(J·g ⁻¹)	10.1×10^{-2}
密度(g·mm ⁻³)	1×10^{-3}	弧厚/mm	0.14
压力指数	0.813	χ_p	1.35
密度/(g·mm ⁻³)	1.1×10^{-3}	λ_p	-0.259
燃速/(mm·Pa ⁻ⁿ ·s ⁻¹)	6.15×10^{-5}	μ_p	0

基于内弹道模型进行了数值分析,数值分析结果如图 6 所示。

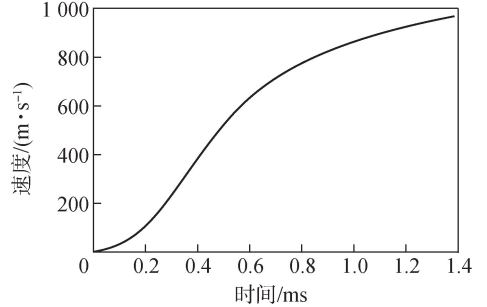
由图 6 可知,在优化的设计参数下内弹道时间约为 1.4 ms,最大膛压为 365.4 MPa,弹头初速为 960 m/s。无后坐发射过程后坐力在起始阶段基本为 0,随着时间的增加后坐冲量逐渐增大(正值表示向弹头运动的反方向),在 0.4 ms 后坐冲量达到最高,为 1.35 N·s,随后由于拉瓦尔喷管的推力大于向前推力,造成后坐冲量的降低,直至后效期结束(1.4 ms)后,后坐冲量降低为-0.06 N·s(负号表示前冲)。

4 试验结果

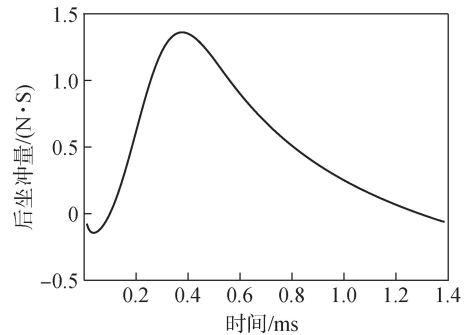
为验证设计与内弹道模型,按照计算参数研制了弹道枪与弹药,在固定架进行了验证试验,如图 7 所示。研制的弹道枪在弹膛中部上方开有测压孔,采用压电式最大膛压传感器,对发射过程中的最大膛压进行测试。为充分验证模型与内弹道稳定性,分别装入 3.0 g、5.0 g、5.2 g、5.4 g 发射药进行试验。



(a) Chamber pressure-time curve



(b) Projectile velocity-time curve



(c) Recoil impulse-time curve

图 6 内弹道参数随时间变化

Fig. 6 Interior ballistic parameters-time curve

为排除温度对内弹道性能的影响,在试验前提前将弹药放置在 20 °C 的保温箱内保温 0.5 h。

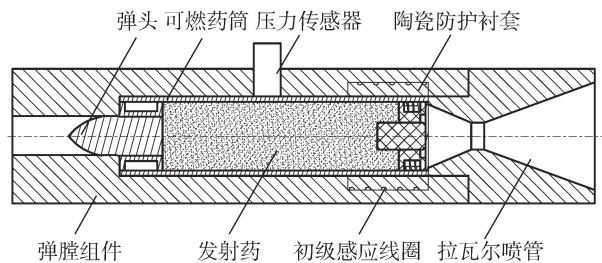


图 7 弹道试验器材

Fig. 7 Ballistic test equipment

经过不同装药量的 4 组测压试验,采用 100 kHz 的压电式压力传感器测试得到最大膛压如图 8 所示。

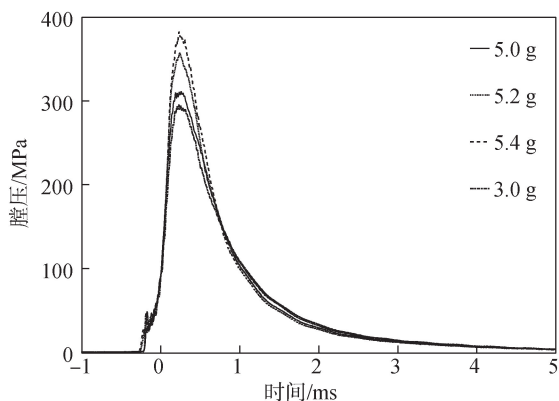


图 8 最大膛压-时间测试结果
Fig. 8 Chamber pressure-time curve

由图 8 可知,当发射药质量增加时,最大膛压由 293.3 MPa 提升到 367.3 MPa,内弹道最大膛压时间逐渐后移,在 3 ms 后最大膛压降低到 18 MPa。在内弹道初期由于弹头挤进、拉瓦尔喷管开启等膛内容积的变化会造成发射药与可燃药筒的不稳定燃烧,形成较大的最大膛压波动。测试得到的最大膛压相较于计算得到的较低,内弹道时间较长,这是由于拉瓦尔喷管开启后发射药与可燃药筒在开放条件下燃烧速度变慢引起的。采用光幕靶测量了离枪口 10 m 处的弹头初速,按照发射药质量的增加顺序依次为 740 m/s、820 m/s、880 m/s、900 m/s,相较于仿真计算结果低,这是由于弹头出枪口后在空气阻力作用下速度衰减(从枪口处飞行到 10 m 处)、仿真计算中膛压相对较高造成的。

由图 8 可知,不同装药量对内弹道时间影响不大,内弹道时间在 2 ms 左右(2 ms 以后基本为后效期压力),相较于理论分析模型延长较多,这是由于拉瓦尔喷管打开后药室容积增大造成火药颗粒散布范围增加,从而引起燃速降低引起的。在点火后,膛内压力迅速上升,但在上升到 30~40 MPa 左右会产生下降现象,这是由于封口片在高压下破碎,与设置的拉瓦尔喷管打开压力基本一致。

由图 8 可知,在装药量为 3 g 时膛压曲线出现了高频的波动,这与内弹道稳定性分析结果基本一致,表明在发射药装药量较低时内弹道不稳定。

为进一步探索拉瓦尔喷管打开后的后喷气流状态,采用高速阴影图像测量设备测量了在装药量为 5.2 g 时拉瓦尔喷管后的压力场,如图 9 所示。

如图 9 所示,后喷气流较为均匀地向后方扩散,形成明显压力波,在后部大气压力的作用下形成较

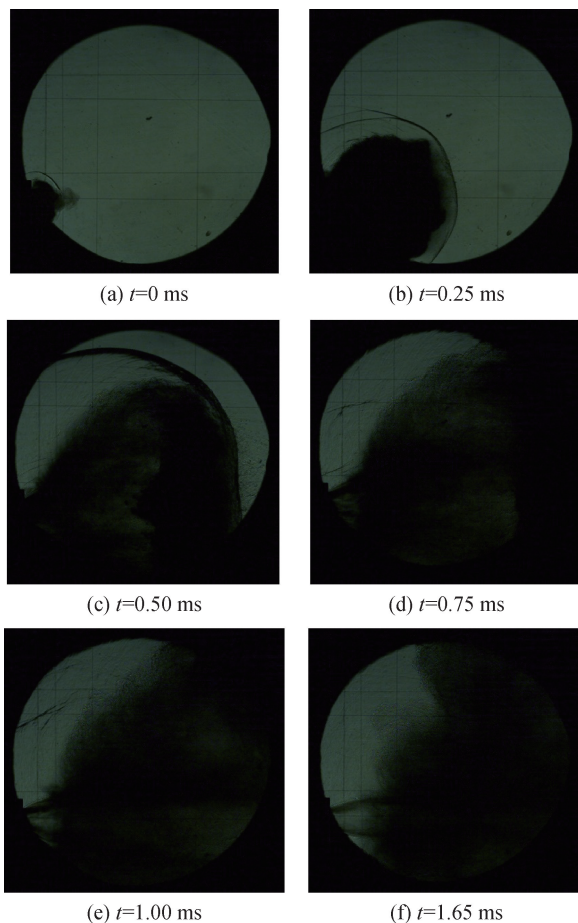


图 9 尾流阴影压力场图
Fig. 9 Chamber pressure test curve

大扩张角约为 100°。尾喷流场尺寸时间约为 3 ms,与膛压测试结果基本一致。同时,通过对比多次发射的尾喷流场,尾部喷射气体流场与时间较为一致,可知,在 5.2 g 装药量时,内弹道设计参数达到了较为稳定的状态。

为得到发射过程的后坐力冲量,采用悬吊架将弹道枪悬吊在空中,测试了在发射冲击下弹道枪在枪管轴向的位移量,经过多次试验,测试数据表明弹道系统在枪管轴向的晃动量最大值为 1.8 cm,根据机械能守恒定律可计算得到后坐冲量为 1.5 N·s,达到了后坐力的抑制效果。

5 结论

本文提出基于感应点火、可燃药筒的尾喷气体式 7.62 mm 无后坐力发射系统方案,建立了发射过程中的内弹道模型,并进行了数值模拟研究与试验验证。得出以下主要结论:

1) 7.62 mm 无后坐力发射系统方案可行。弹道系统通过非接触式感应点火技术能够可靠点火,

弹道系统发射后坐冲量可降低到 $1.5 \text{ N} \cdot \text{s}$ 。相较于常规 7.62 mm 枪(约 $10 \text{ N} \cdot \text{s}$ 左右的冲量),此无后坐力发射方式可将后坐力大大降低。

2) 无后坐力发射系统在增加装药量至 5.4 g 以上时,弹头能够达到 900 m/s (10 m 处),可以在实现无后坐力发射的基础上提高弹头侵彻威力。

3) 小口径高初速无后坐力发射内弹道稳定性受到多个因素的影响,经过内弹道匹配设计得到了一组内弹道稳定设计参数组合,在高初速、无后坐力的同时内弹道较为稳定。

4) 经过内弹道稳定分析与试验得到,发射药装药量对内弹道稳定性最为显著。同时提高发射药装药量、降低可燃药筒装药量、减小拉瓦尔喷管喉部直径可相应提高小口径无后坐力发射内弹道稳定性。

本文工作为研究小口径无后坐力发射弹道系统设计及后续武器系统的设计及其内弹道性能参数的求解提供了可供参考的方法。

参考文献 (References)

- [1] LI Y F, SHI J P, JIANG W, et al. Autonomous maneuver decision-making for a UCAV in short-range aerial combat based on an MS-DDQN algorithm [J]. Defence Technology, 2022, 18(9): 1697-1714.
- [2] TATAR A B, TANYLDZ A K, YAKUT O. Shooting control application from a quadruped robot with a weapon system via sliding mode control method [J]. Defence Science Journal, 2020, 70(4): 404-411.
- [3] HE F, DAI J S, LIN S Y, et al. High-efficiency and low-hazard artillery recoil reduction technology based on barrel gas reflection [J]. Scientific Reports, 2024, 14: 7497.
- [4] CHENG C H, CHONG W, ZHANG X B. A prediction method for the performance of a low-recoil gun with front nozzle [J]. Defence Technology, 2019, 15(5): 703-712.
- [5] LIU P Z, WANG G Q, YANG Z, et al. Recoil reduction and projectile velocity improvement design of recoilless gun with combustible cartridge [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2023, 37: 6029-6036.
- [6] QIU M, GUO F, SONG J, et al. Recoil reduction design of gas-controlled side-jet gun based on bifurcated two-phase flow model [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2023, 37: 1845-1857.
- [7] JELLINGHAUS K, SCHERER C, STAUFFER E, et al. Deadly injuries through recoilless anti-tank weapons while military shooting practice-two case studies from Germany and Switzerland [J]. International Journal of Legal Medicine, 2020, 134(6): 2199-2204.
- [8] 戴劲松, 何福, 苏晓鹏, 等. 速射火炮定向反射膨胀减后坐力机理研究 [J]. 兵工学报, 2019, 40(12): 2407-2415.
DAI J S, HE F, SU X P, et al. Research on directional selection expansion mechanism of reducing recoil force of rapid fire gun [J]. Acta Armamentarii, 2019, 40(12): 2407-2415. (in Chinese)
- [9] 肖俊波, 杨国来, 李洪强, 等. 身管武器时延式喷管减后坐动力学建模仿真 [J]. 兵工学报, 2017, 38(10): 1909-1917.
XIAO J B, ZHANG X B, LI H Q, et al. Dynamics modeling and simulation of recoil reduction of automatic weapon by time by delay nozzle device, [J] Acta Armamentarii, 2017, 38(10): 1909-1917 (in Chinese)
- [10] CAO R D, ZHANG X B. Design optimization for a launching system with novel structure [J]. Defence Technology, 2019, 15(5): 680-689.
- [11] WANG H M, XIAO Z Q, HAN X P, et al. Firing process modeling of a soft recoil gun based on interval uncertainty parameter identification [J]. Journal of Vibration Engineering & Technologies, 2024, 12(6): 7275-7289.
- [12] PARK J S. A study on recoil force reduction using a low-recoil direct gun [J]. Journal of the Korean Society of Manufacturing Process Engineers, 2016, 15(5): 125-130.
- [13] 徐流恩, 李永池, 高乐南. 大口径高速平衡炮发射安全性分析 [J]. 中国科学技术大学学报, 2008, 38(11): 1304-1309.
XU L E, LI Y C, GAO L N. Shooting security analysis of counter-mass propelling gun with large caliber and high muzzle velocity [J]. Journal of University of Science and Technology of China, 2008, 38(11): 1304-1309. (in Chinese)
- [14] LIU P Z, JIN W, SHI Z Y, et al. Research on the recoil reduction efficiency of a recoilless launch gun with high projectile velocity [J]. Journal of Physics: Conference Series, 2024, 2891: 122027.
- [15] 庞春桥, 陶钢, 李召, 等. 轻型无后坐力炮的动不平衡冲量特性 [J]. 兵工学报, 2020, 41(12): 2424-2431.
PANG C Q, TAO G, LI Z, et al. Dynamic unbalance impulse characteristics of a light recoilless rifle [J]. Acta Armamentarii, 2020, 41(12): 2424-2431. (in Chinese)
- [16] KATHE E, DILLON R. Sonic rarefaction wave low recoil gun [C]// Proceedings of the 39th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. Reno, NV, US: AIAA, 2002.
- [17] WIRI S, RITTER A C, BAILIE J M, et al. Computational modeling of blast exposure associated with recoilless weapons combat training [J]. Shock Waves, 2017, 27: 849-862.
- [18] ONGARO F, ROBBEC, PAPY A, et al. Modelling of internal ballistics of gun systems; a review [J]. Defence Technology, 2024, 41: 35-58.

- [19] LI Z J, WANG H. Mechanism of evolution of shock wave of muzzle jet under initial interference and its simplified model[J]. *Aerospace*, 2024, 11(5):381
- [20] ZEIDAN D, BÄHR, P, FARBER P, et al. Numerical investigation of a mixture two-phase flow model in two-dimensional space[J]. *Computers & Fluids*, 2019, 181:90–106.
- [21] SAURER R, BOIVIN P, LE MÉTAYER O. A general formulation for cavitating, boiling and evaporating flows [J]. *Computers & Fluids*, 2016, 128:53–64.
- [22] JANG J S, OH S, ROH T S. Development of three-dimensional numerical model for combustion-flow in interior ballistics [J]. *Journal of Mechanical Science & Technology*, 2016, 30: 1631–1637.
- [23] ZHANG B, FU E F, SHI H Y, et al. Improvement in high temperature-resistant performance and waterproof property of combustible cartridge case with BEMS resin based composite coating[J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2022, 47(3): e202100303.
- [24] ZHANG X B, CHENG C H. Influence of serial and parallel structures on the two-phase flow behaviors for dual combustion chambers with a propelled body[J]. *Powder Technology*, 2017, 314:442–454.
- [25] HU C B, ZHANG X B. Influence of multiple structural parameters on interior ballistics based on orthogonal test methods [J]. *Defence Technology*, 2019, 15(5):690–697.
- [26] XUE X C, YU Y G, XIE J M, et al. The influence of nozzle diameters on the interaction characteristic of combustion-gas jets and liquid[J]. *Defence Technology*, 2017, 13(4):257–262.
- [27] 邹伟伟, 郝晓琴, 张志勇, 等. 小口径可燃药筒及装药的燃烧性能研究[J]. *兵工学报*, 2015, 36(8):1423–1429.
- ZOU W W, HAO X Q, ZHANG Z Y, et al. Research on combustion performance of small-bore molded combustible cartridge case and charge[J]. *Acta Armamentarii*, 2015, 36(8): 1423–1429. (in Chinese)