

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0252

考虑活塞回复的侧向后喷武器两相流数值模拟*

司鹏¹, 邱明¹, 廖振强^{1,2}, 宋杰¹, 马龙旭¹

(1. 南京理工大学机械工程学院, 江苏南京 210094;

2. 苏州高博软件技术职业学院机电工程学院, 江苏苏州 215163)

摘要: 为研究活塞回复运动对火药燃气流动的影响, 基于两相流理论对活塞控制侧向后喷武器的发射过程进行了数值模拟研究。考虑控制侧向后喷通道开闭的活塞-弹簧系统的往复运动, 建立了结合膛内气固两相流、活塞腔内流固耦合和侧向排气管内气体瞬态流动的武器发射过程数学模型, 并将数值模拟结果与相关文献进行了比较验证。得到了该武器发射过程中膛内流场分布与稀疏波传播特性, 并与普通武器的膛内流场进行了对比分析。进一步研究了活塞回复运动对火药燃气流动和减后坐效率的影响。结果表明: 相对于不考虑活塞的回复运动, 在弹丸初速都降低 1.52% 的情况下, 因为活塞回复关闭后喷通道, 其减后坐效率由 38.86% 下降到 32.88%, 说明在此类武器研究中, 不可忽视活塞回复运动。

关键词: 减后坐; 活塞移动; 两相流; 流固耦合

中图分类号: O354

国标学科代码: 1302517

文献标志码: A

Numerical simulation of two-phase flow in a side spray gun considering piston reset motion

SI Peng¹, QIU Ming¹, LIAO Zhenqiang^{1,2}, SONG Jie¹, MA Longxu¹

(1. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;

2. School of Mechanical and Electrical Engineering, Global Institute of Software Technology, Suzhou 215163, Jiangsu, China)

Abstract: In order to study the effect of the piston reset motion on the flow of propellant gas in a piston-controlled side spray gun, the propulsion process of the gun was modeled and simulated based on the one-dimensional two-phase flow interior ballistic theory. First, by considering the reciprocating motion of the piston-spring system that controls the opening and closing of the rear spray channel, a mathematical model of the gun propulsion process was established. It combines the gas-solid two-phase flow in the barrel, the fluid-solid coupling between the piston and the gas in the piston cavity, and the transient gas flow in the exhaust pipe. The flow field coupling between the barrel and the piston cavity, and the flow field coupling between the piston cavity and the exhaust pipe were modeled, respectively, and the solution procedure was displayed. The MacCormack scheme and the Runge-Kutta method were used in the simulations, and the accuracy of the numerical method was validated by the published data. Next, the propagation law of the rarefaction wave in the barrel during the firing cycle was gained. The projectile velocity and the pressure at the projectile base and the breech were presented. Then, the distributions of the pressure, the gas velocity, and the solid velocity in the barrel of the piston-controlled side spray gun were compared with those in the traditional gun. Finally, the effects of the piston reset motion on the propellant gas flow and the recoil reduction efficiency were analyzed. The results show that compared with the situation ignoring the piston reset motion, when the muzzle velocity is reduced by 1.52%, the recoil reduction efficiency of the case considering the reset motion drops from 38.86% to 32.88% because the piston closes the rear spray channel during the reset process. Therefore, the reset motion of the piston cannot be ignored in the numerical simulation on the gun firing process.

* 收稿日期: 2020-07-23; 修回日期: 2021-03-01

基金项目: 国家自然科学基金(12072161, 51676099, 51376090); 江苏省自然科学基金(BK20180473)

第一作者: 司鹏(1996—), 男, 硕士研究生, njustqm@163.com

通信作者: 邱明(1976—), 男, 副教授, 硕士生导师, njustqm@163.com

Keywords: recoil reduction; piston motion; two-phase flow; fluid-solid coupling

巨大后坐力加重了大威力枪炮武器在飞机、舰艇和轻型轮式车辆上的装载难度。近年来,提出了磁流变^[1]等结构减后坐技术方案,但结构减后坐方式会导致武器结构复杂、可靠性降低,且减后坐效率有限。考虑一般枪炮武器射击时未被利用而从炮口排出的火药燃气能量占火药燃烧总能量的 40% 以上,利用火药燃气能量减小后坐力的研究一直较受关注。Kathe^[2]提出的膨胀波火炮利用膛内火药燃气后喷平衡后坐力,能在不影响弹丸初速的前提下较大幅度减小后坐动量,Zhang 等^[3]、张帆等^[4]基于两相流理论对膨胀波武器的发射过程进行了研究,但是由于膨胀波火炮火药燃气直接从身管正后方后喷,后喷装置不能重复利用,因此很难实现连续射击,这也是目前该技术尚未在工程应用的主要原因之一。廖振强等^[5]、陈扬等^[6]和 Cheng 等^[7]研究了拉瓦尔喷管减后坐方法,从身管侧壁导出火药燃气后喷产生反推力,虽然该方法能实现连续射击,但是当火药燃气开始侧向排出时弹丸底部压力就开始下降,因此弹丸初速会下降,并且减后坐效率越高,弹丸初速下降越多。张帆等^[8]提出了一种喷孔前置式膨胀波枪炮的概念,但没有考虑身管排气孔的打开过程,也没分析后喷通道控制部件的运动状态,因此无法获得该装置较真实的减后坐效果。肖俊波等^[9]研究了一种时延式喷管减后坐装置的发射过程,由于采用经典内弹道理论和集总参数法^[10],因此无法对膛内流场的瞬态非均匀性进行计算,不能捕捉膛内稀疏波的运动,也无法对后喷控制装置进行精确设计。

目前,枪炮武器发射过程研究常采用两相流内弹道理论^[11-13]。Monreal-González 等^[14]在对多孔火药燃烧特性进行理论与实验研究基础上,建立了某火炮一维两相流内弹道模型。Menshov 等^[15]基于二维轴对称两相流内弹道模型,模拟分析了膛内火药非均匀分布情况下的燃烧过程。Hu 等^[16]为了提高两相流内弹道模型的数值计算精度,提出了基于 Riemann 问题的火药燃烧模拟方法。Cheng 等^[17]、Cao 等^[18]提出一种具有两个运动边界的双流体模型,研究了一种可提高弹丸初速的二级燃烧火炮。但上述研究都较侧重火药燃气在直管空腔中的流动特性,大多考虑直管单方向流动,没有分析火药燃气在侧向分叉和弯曲通道内的流动情况。

活塞控制身管内火药燃气侧向后喷的减后坐方法,是一种利用侧向配置活塞的移动来控制膛内火药燃气侧向后喷的保证弹丸初速不降低且可实现连续射击的减后坐新方法。由于该类型武器具有活塞腔、活塞-弹簧系统和后喷管等特殊结构,因此其发射过程与普通武器的发射过程有较大差异。本文中,考虑活塞-弹簧系统的实际运动情况,基于两相流内弹道理论对该武器发射过程进行建模和数值模拟,研究活塞回复过程对火药燃气流动和减后坐效率的影响,拟为该武器的实际工程应用提供理论基础。

1 活塞控制侧向后喷减后坐原理

活塞控制侧向后喷减后坐原理如图 1 所示。初始状态时,活塞在弹簧的作用下将后喷通道封堵,弹

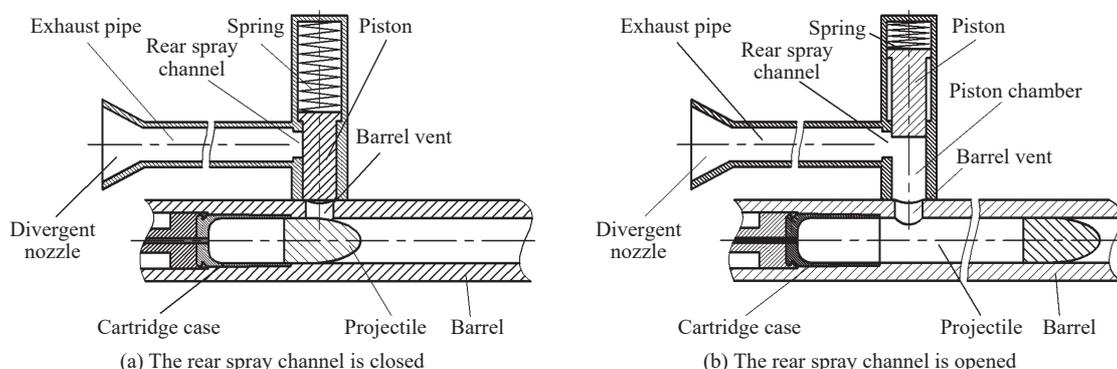


图 1 活塞控制侧向后喷减后坐武器原理图

Fig. 1 Structural diagrams of the piston-controlled side spray gun

丸经过身管排气孔后,膛内火药燃气进入侧向活塞腔内推动活塞移动并压缩弹簧;活塞运动一段位移后逐渐打开后喷通道,火药燃气经排气管最后从扩张喷管高速喷出,对武器产生反推力降低后坐冲量。同时,膛内排气孔处压力骤降产生的稀疏波向膛口方向运动追赶弹丸,稀疏波所到之处压力下降。通过身管排气孔、活塞和弹簧刚度等参数的合理匹配设计,稀疏波恰好在膛口处才追上弹丸底部,则弹底压力在弹丸出膛口前始终不受火药燃气后喷的影响,弹丸初速不会降低。发射完成后,活塞在弹簧作用下自动复位,因此可实现连续射击。

2 活塞控制侧向后喷武器两相流模型

2.1 基本假设

活塞控制侧向后喷武器发射过程中,膛内、活塞腔内和侧向排气管内火药燃气两相流动规律都非常复杂。通过活塞的运动,从排气孔流入的火药气体进入后喷排气管的时间被滞后,达到既大幅度降低后坐力,又保证弹丸初速基本不降低的目的,所以排气孔不能距膛底太近,否则弹丸初速会下降较多。因此,当火药燃气开始后喷时,火药颗粒已基本燃烧完毕。

为了得到物理上相对精确,又方便获得计算结果的数学模型,做出如下假设。(1)将火药颗粒群当作一种具有连续介质特性的拟流体处理,即符合两相流双流体模型基本假设。(2)膛内和侧向排气管内火药燃气流动都为二维非定常流动;排气管内只考虑火药气体的单相流动。(3)活塞腔体积较小,所以活塞腔内火药气体流动采用准平衡态零维流动模型^[5],即活塞腔内的压力、密度和温度参数只随时间变化,而不随空间位置变化,且火药气体进入活塞腔后立即充满全腔。(4)忽略气体的粘性耗散及对膛壁的热损失。(5)高温高压火药燃气经过分叉和弯曲管道时作为等熵流处理。以上假设已在大量武器的内弹道理论与数值计算中获得实践并被证明^[10,19-21],在本文计算中会产生误差,但仍在较为合理的范围内。

2.2 膛内两相流内弹道模型

膛内两相流内弹道模型的控制方程包括:气相和固相质量守恒方程、气相和固相动量守恒方程、气相能量守恒方程。根据弹丸经过身管排气孔前后火药燃气流动特性的不同,守恒型向量形式方程组为:

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial x} = \begin{cases} \mathbf{H} & \text{弹丸经过排气孔前} \\ \mathbf{H} - \mathbf{J} & \text{弹丸经过排气孔后} \end{cases} \quad (1)$$

$$\mathbf{U} = \begin{bmatrix} A\varphi\rho_g \\ A(1-\varphi)\rho_p \\ A\varphi\rho_g u_g \\ A(1-\varphi)\rho_p u_p \\ A\varphi\rho_g (e_g + u_g^2/2) \end{bmatrix}, \quad \mathbf{F} = \begin{bmatrix} A\varphi\rho_g u_g \\ A(1-\varphi)\rho_p u_p \\ A\varphi\rho_g (u_g^2 + p/\rho_g) \\ A(1-\varphi)(\rho_p u_p^2 + p + \tau_p) \\ A\varphi\rho_g u_g (e_g + u_g^2/2 + p/\rho_g) \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\mathbf{H} = \begin{bmatrix} A(m_c + m_{ign}) \\ -Am_c \\ A(m_c u_p + m_{ign} u_{ign} - f_s) + p\partial A\varphi/\partial x \\ A(f_s - m_c u_p) + p\partial A(1-\varphi)/\partial x + \tau_p(1-\varphi)\partial A/\partial x \\ A(m_c(e_p + p/\rho_p + u_p^2/2) + m_{ign} H_{ign} - f_s u_p - Q_s) - p\partial A\varphi/\partial x \end{bmatrix}, \quad \mathbf{J} = \begin{bmatrix} Am_t \\ 0 \\ Am_t u_t \\ 0 \\ Am_t(e_t + p_t/\rho_t + u_t^2/2) \end{bmatrix} \quad (3)$$

式中: A 为身管膛内截面积; ρ_g 和 ρ_p 分别为膛内气相密度和固相密度; u_g 和 u_p 分别为膛内气相速度和固相速度; e_g 和 e_p 分别为膛内气相比内能和固相比内能; φ 为膛内空隙率; p 为膛内火药燃气压力; τ_p 为膛内火药颗粒间应力; m_c 和 m_{ign} 分别为发射药和点火药气体生成速率; u_{ign} 为底火喷射速度; f_s 和 Q_s 分别为膛内两相间阻力和两相间热交换; H_{ign} 为点火药燃烧释放的比焓; m_t 为从膛内流入活塞腔内的气相单位体积质量流量; u_t 为从膛内流入活塞腔内的火药燃气速度; p_t 为膛内排气孔处压力; ρ_t 为膛内排气孔处气相密度; e_t 为膛内排气孔处气相比内能。 \mathbf{J} 项仅在与身管排气孔对应的膛内计算域起作用。与普通武器内

弹道模型^[10]的不同之处在于, 该模型需考虑膛内与活塞腔内之间火药燃气的质量、动量和能量交换, 体现在方程(1)的 J 项中。

相关火药燃烧规律、相间阻力等辅助方程可参见文献 [14]。

2.3 身管排气孔处气体流动模型

由于排气孔距离膛底较远, 当弹丸到达此处时, 膛内火药颗粒已经基本燃烧完, 因此排气孔处只考虑气相流动。根据膛内排气孔处压力与活塞腔内压力之比, 火药气体经过排气孔时存在正向、反向的临界和非临界 4 种流动状态, 相应的火药气体质量流量为^[5]:

$$q_{mi} = \begin{cases} \mu_t S_t K_0 \sqrt{p_t \rho_t} & p_h \leq \zeta p_t \\ \mu_t S_t \sqrt{\frac{2k}{k-1} p_t \rho_t \left[\left(\frac{p_h}{p_t} \right)^{2/k} - \left(\frac{p_h}{p_t} \right)^{(k+1)/k} \right]} & \zeta p_t < p_h \leq p_t \\ -\mu_t S_t \sqrt{\frac{2k}{k-1} p_h \rho_h \left[\left(\frac{p_t}{p_h} \right)^{2/k} - \left(\frac{p_t}{p_h} \right)^{(k+1)/k} \right]} & \zeta p_h < p_t \leq p_h \\ -\mu_t S_t K_0 \sqrt{p_h \rho_h} & p_t \leq \zeta p_h \end{cases} \quad (4)$$

式中: ρ_h 和 p_h 分别为活塞腔内火药气体密度和压力; S_t 为身管排气孔的导通面积; μ_t 为排气孔处的流量系数; k 为火药燃气比热比; ζ 为临界压力比; K_0 为与临界压力比有关的系数。 ζ 和 K_0 可用 k 表示^[5]。

身管内火药燃气通过排气孔流入活塞腔内的单位体积质量流量为:

$$m_t = \frac{q_{mi}}{n' A \Delta x} \quad (5)$$

式中: n' 为排气孔所对应的膛内差分网格计算数目; Δx 为差分计算时的网格长度。

如图 2 所示, 弹丸到达身管排气孔后, 排气孔逐渐打开, 排气孔导通面积与弹丸位移之间的关系为:

$$S_t = \begin{cases} \frac{\pi r_1^2}{2} + (x_1 - r_1) \sqrt{r_1^2 - (x_1 - r_1)^2} + r_1^2 \arcsin \frac{x_1 - r_1}{r_1} & 0 \leq x_1 \leq 2r_1 \\ \pi r_1^2 & x_1 > 2r_1 \end{cases} \quad (6)$$

式中: r_1 为排气孔半径; x_1 为排气孔打开长度, $x_1 = x_p - x_b$, x_b 为排气孔到膛底的距离, x_p 为弹丸位移, 弹丸运动方程参见文献 [9]。

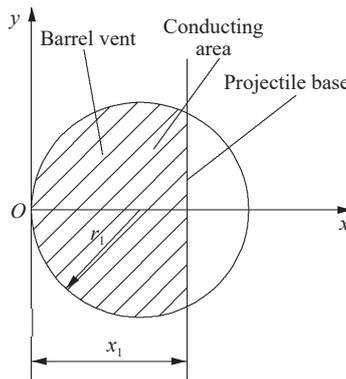


图 2 排气孔导通面积随弹丸位移变化

Fig. 2 Change of barrel vent conducting area with projectile displacement

2.4 活塞腔内气固耦合动力学模型

膛内火药气体经过排气孔进入到活塞腔后, 克服弹簧预压力和摩擦阻力后推动活塞运动, 活塞在气体压力和弹簧的作用下可正向和反向运动。活塞腔内只考虑气相流动。考虑活塞腔、膛内和排气管之间质量和能量输运, 以及活塞腔内高温火药气体与外界之间的热交换。由于活塞直接控制侧向后喷通

道的开闭, 活塞阀门内必须有较好的密封, 因此不考虑活塞与活塞腔之间的间隙。根据活塞腔内质量、动量和能量守恒关系, 活塞腔内气体动力学与活塞运动控制方程组为:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{d\rho_h}{dt} = \frac{q_{mi} - q_{mo} - \rho_h S_h v_h}{V_{h0} + S_h x_h} \\ \frac{dp_h}{dt} = \frac{k-1}{V_{h0} + S_h x_h} \left(-\frac{dQ_h}{dt} + e_{mi} q_{mi} - e_{mo} q_{mo} - \frac{k p_h v_h S_h}{k-1} \right) \\ \frac{dQ_h}{dt} = \alpha_c \rho_h (T_h - T_a) (F_{h0} + \pi d_h x_h) \\ m_h \frac{dv_h}{dt} = (p_h - p_a) S_h - (F_0 + k_h x_h) - F_v \\ \frac{dx_h}{dt} = v_h \\ p_h = \rho_h R T_h (1 - \alpha \rho_h) \\ e_{mi} = e_t + \frac{p_t}{\rho_t} + \frac{u_t^2}{2} \\ e_{mo} = e_{cd} + \frac{p_{cd}}{\rho_{cd}} + \frac{u_{cd}^2}{2} \end{array} \right. \quad (7)$$

式中: T_h 为活塞腔内火药气体温度; v_h 、 x_h 和 m_h 分别为活塞运动速度、位移和质量; S_h 为活塞腔截面积; V_{h0} 为活塞腔初始容积; F_{h0} 为活塞腔初始表面积; d_h 为活塞腔直径; e_{mi} 为从腔内流入活塞腔的火药气体单位质量所具有的能量; e_{mo} 为从活塞腔流入侧向排气管内的火药气体单位质量所具有的能量; u_{cd} 和 q_{mo} 分别为从活塞腔流入侧向后喷管内的火药气体的速度和质量流量; p_{cd} 、 ρ_{cd} 和 e_{cd} 分别为后喷通道处气体压力、密度和比内能; Q_h 为活塞腔内散失的热量; p_a 为大气压力; F_0 为弹簧预压力; k_h 为弹簧刚度; F_v 为活塞与活塞腔之间的摩擦力; R 为气体状态常数; c_p 为火药气体定压比热容; α_c 为换热系数。

由于喷管一端和大气相连, 气流经过后喷通道的流动可分为两种情况, 分别是正向临界流动和正向亚临界流动, 其质量流量为:

$$q_{mo} = \begin{cases} \mu_d S_d K_0 \sqrt{p_h \rho_h} & p_{cd} \leq \xi p_h \\ \mu_d S_d \sqrt{\frac{2k}{k-1} p_h \rho_h \left[\left(\frac{p_{cd}}{p_h} \right)^{2/k} - \left(\frac{p_{cd}}{p_h} \right)^{(k+1)/k} \right]} & \xi p_h < p_{cd} \leq p_h \end{cases} \quad (8)$$

式中: μ_d 为后喷通道处的流量系数; S_d 为后喷通道导通面积。

随着活塞的运动, 后喷通道被逐渐打开, 其打开过程与图 2 相似。后喷通道导通面积 S_d 与活塞位移 x_h 之间的关系与式(6)类似。

2.5 喷管内流体运动控制方程

将侧向排气管简化为以后喷通道为起点的直线管道; 与腔内不同, 排气管内仅考虑气相的流动。基于无黏欧拉方程^[5], 考虑活塞腔与排气管之间火药燃气的质量、动量和能量交换项 H' , 守恒型向量形式控制方程为:

$$\frac{\partial \mathbf{U}'}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{F}'}{\partial x} = \mathbf{H}' \quad (9)$$

$$\mathbf{U}' = \begin{bmatrix} A_c \rho_c \\ A_c \rho_c u_c \\ A_c \rho_c (e_c + u_c^2/2) \end{bmatrix}, \quad \mathbf{F}' = \begin{bmatrix} A_c \rho_c u_c \\ A_c \rho_c (u_c^2 + p_c/\rho_c) \\ A_c \rho_c u_c (e_c + u_c^2/2 + p_c/\rho_c) \end{bmatrix}, \quad \mathbf{H}' = \begin{bmatrix} A_c m_{cd} \\ A_c m_{cd} u_{cd} \\ A_c m_{cd} (e_{cd} + p_{cd}/\rho_{cd} + u_{cd}^2/2) \end{bmatrix} \quad (10)$$

式中: A_c 为侧向排气管内孔截面积; ρ_c 、 p_c 、 u_c 和 e_c 分别为侧向排气管内火药气体密度、压力、速度和比内能; m_{cd} 为后喷通道处火药气体的体积质量流量。

2.6 减后坐效率计算

针对与武器身管固联在一起的组件, 不包括与身管有相对运动的部件, 不考虑制退、复进机构等缓

冲装置对炮身的减后坐作用。炮身所受合力和后坐冲量计算公式参见文献 [19], 减后坐效率 η 定义为:

$$\eta = \frac{I_0 - I}{I_0} \quad (11)$$

式中: I_0 为原火炮的后坐冲量; I 为活塞控制侧向后喷武器的后坐冲量。

3 数值求解方法及验证

3.1 差分格式

对膛内和排气管内的控制方程采用具有二阶精度的 MacCormack 差分格式^[16] 进行离散求解。对活塞腔内的控制方程采用二阶龙格-库塔法^[5] 求解。对于时间步长: 若侧向后喷通道未打开, 取膛内计算域根据 CFL 条件^[10] 得出的值; 若侧向后喷通道已打开, 取膛内和排气管计算域根据 CFL 条件得出的最小值。

3.2 定解条件

取底火击发之前的膛内、活塞腔内和排气管内的状态为初始状态^[10]。根据武器发射阶段的变化, 内弹道计算过程中包含的边界条件^[8] 如下。

(1) 膛底边界: 采用第二网格系镜面反射法处理。

(2) 弹底边界: 弹丸运动前采用镜面反射法处理; 弹丸运动后采用运动控制体积法处理, 弹丸运动会使膛内计算域扩大, 弹底控制体网格长度 Δx_2 不断增加, 当 $\Delta x_2/\Delta x=1.5$ 时, 弹底控制体网格分裂, 产生一个新的网格, 然后将 $\Delta x_2-\Delta x$ 重新赋给 Δx_2 , 如此反复。

(3) 膛口边界和喷口边界: 采用自由出流边界处理亚音速和超音速出流。

当弹丸到达排气孔后, 膛内和活塞腔内流场开始耦合, 排气孔处火药燃气流动的影响在控制方程(1)的 J 项和控制方程(7)的 q_{mi} 中体现; 当侧向后喷通道打开后, 活塞腔内和排气管内流场开始耦合, 侧向后喷通道处火药燃气流动的影响在控制方程(7)的 q_{mo} 和控制方程(9)的 H' 项中体现。求解方法流程如图 3 所示。

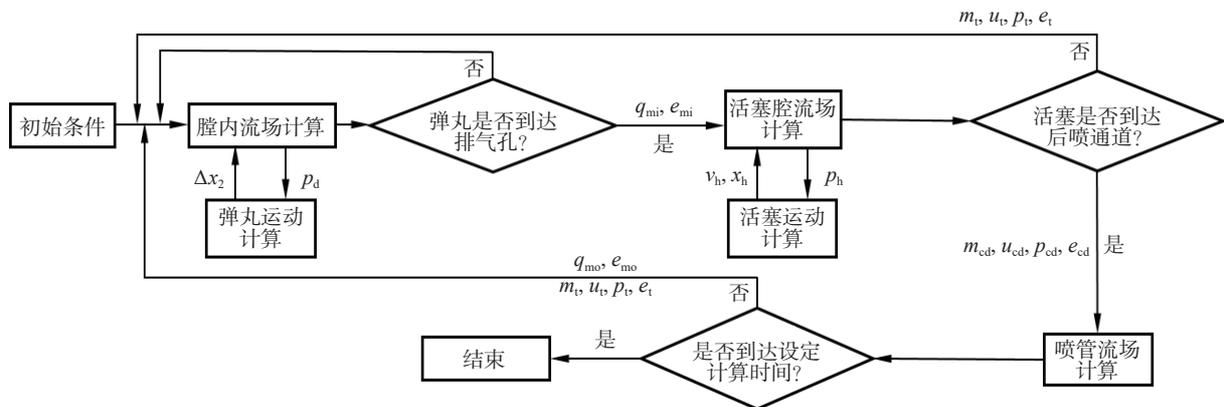


图 3 求解方法流程图

Fig. 3 Solution procedure

3.3 计算方法验证

采用 AGARD 枪来验证本程序, 该枪具体参数可参见文献 [7, 11]。计算得到的膛底压力和弹底压力随时间变化曲线如图 4 所示, 弹丸速度随时间变化曲线如图 5 所示。图 4~5 中这些曲线与文献 [7] 的较好吻合, 说明本文中建立的活塞控制侧向后喷武器两相流模型及其数值计算方法是正确的。

文献 [7, 11, 13-14] 中也有对该枪内弹道过程进行的数值模拟结果, 与与本文研究结果的对比见表 1。

本文的模拟结果与相关文献中的结果较吻合, 产生差异的原因在于: 采用了不同的辅助方程, 如颗粒间应力、相间阻力方程等。

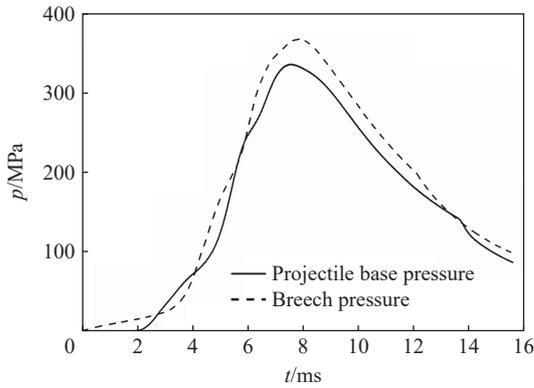


图 4 膛底和弹底压力

Fig. 4 Pressures at the breech and the projectile base

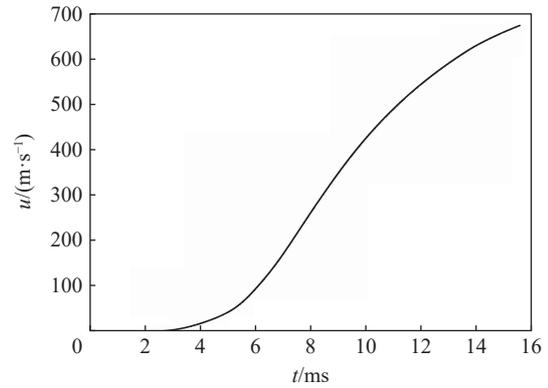


图 5 弹丸速度

Fig. 5 Projectile velocity

表 1 数值分析结果

Table 1 Numerical results

数据来源	膛底压力/MPa	弹底压力/MPa	弹丸速度/(m·s ⁻¹)	弹丸出膛口时间/ms
文献[7, 11, 13-14]	355~400	325~360	660~705	14.66~16.58
本文	367	336	673	15.57

4 活塞控制侧向后喷武器数值模拟结果分析

以一种 30 mm 口径普通火炮为基础, 按照图 1 的原理将普通火炮改造为活塞控制侧向后喷武器, 已知结构和火药参数见表 2。对该武器整个发射过程进行数值模拟, 并与 30 mm 口径普通火炮进行对比。

表 2 已知参数

Table 2 Known parameters

A/mm^2	$\rho_p/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	k	$e_p/(\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1})$	$R/(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K})$	K_0	$\alpha_c/(\text{J}\cdot\text{m}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$
706.5	1 600	1.25	3 600	350	0.588 6	619

4.1 后喷通道打开时机参数匹配分析

在活塞控制侧向后喷武器发射过程中, 后喷通道打开时机由活塞运动控制。从式(7)可以看出, 活塞运动特性主要由排气孔大小、活塞腔截面积和弹簧刚度等因素决定。由于膛内、活塞腔和侧向排气管三个流场相互耦合, 因此影响后喷通道打开时刻的因素之间存在复杂的非线性关系, 为了在保证弹丸初速不降低前提下达到最佳的减后坐效果, 只能在给定的具体算例中通过大量的数值模拟得出合理的参数匹配。

基于以上分析, 以弹丸初速下降小于 2% 为判据, 通过大量计算搜寻各参数的最佳匹配, 得到的排气孔和活塞相关参数的取值见表 3。计算可知, 以开始点火时刻为起始时刻, 弹丸在 3.10 ms 时刻到达排气孔; 活塞在 3.12 ms 时刻开始启动; 活塞运动 0.11 m 距离后, 4.42 ms 时刻后喷通道开始打开; 4.56 ms 时刻后喷通道完全打开; 4.83 ms 时刻侧向排气管内高压火药燃气到达扩张喷口位置; 5.75 ms 时刻弹丸到达膛口; 9.18 ms 时刻活塞回复运动将后喷通道完全封闭。

表 3 计算参数

Table 3 Calculation parameters

m_p/kg	S_b/mm^2	$k_p/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	V_{b0}/mm^3	x_p/m	r_1/mm	A_c/mm^2
0.3588	314	10	628	0.45	10	314

4.2 膛内稀疏波传播规律

活塞控制侧向后喷武器的侧向后喷通道开始打开后, 高温高压火药燃气的流出使膛内排气孔处的压力骤降, 压力下降的效应以稀疏波形式向弹底和膛底方向传播^[3]。图 6 为弹丸和弹底方向稀疏波的运动特性比较。弹丸在 1.79 ms 开始运动, 弹底方向稀疏波在 4.42 ms 从排气孔处发出, 此刻弹丸处于排气孔前方 0.884 m 位置, 弹丸速度和稀疏波传播速度都单调递增, 但稀疏波传播速度不但远高于弹丸运动速度, 并且其增加速度也更快。稀疏波波阵面在经过 1.33 ms 后追至弹丸底部, 此刻弹丸刚好到达膛口位置。稀疏波波阵面向膛口方向运动了 2.007 m, 平均速度达到 1 509 m/s, 而同时段弹丸前进距离为 1.123 m, 平均速度为 844 m/s。

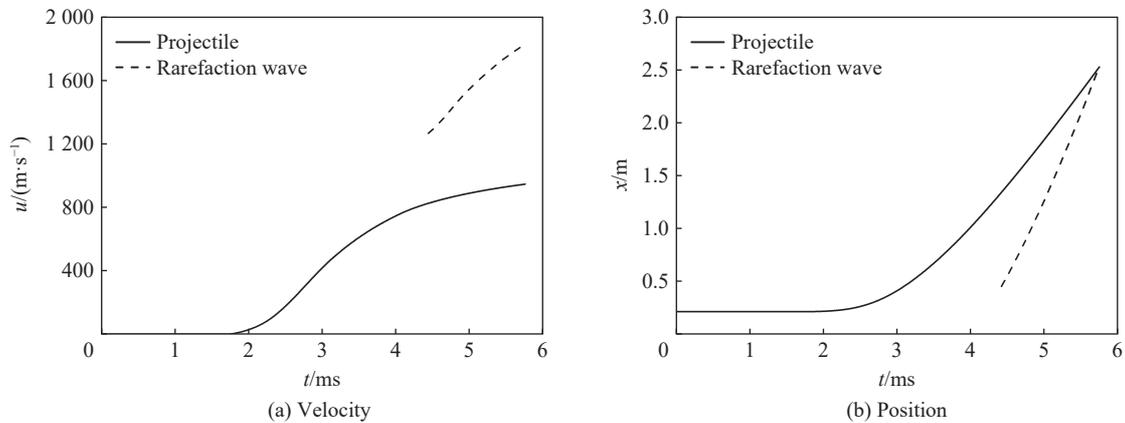


图 6 弹丸运动与稀疏波波阵面传播

Fig. 6 Projectile motion and rarefaction wave propagation

4.3 两种武器对比分析

4.3.1 武器膛压与弹丸速度对比分析

图 7~8 分别为普通火炮和活塞控制侧向后喷武器发射过程中膛内压力对比和弹丸速度的对比。由图 7 可见, 在活塞控制侧向后喷武器的发射过程中, 当后喷通道在 4.42 ms 打开时, 膛底和弹底最大压力已经产生(膛底和弹底最大压力分别出现在 2.74 和 2.77 ms, 最大压力分别为 327.2 和 280.8 MPa)。排气孔处产生的稀疏波分别于 4.94 和 5.75 ms 到达膛底和弹底, 但是弹丸经过排气孔时膛内火药燃气就会进入活塞腔, 因此弹底压力从 3.1 ms 就开始降低。但由于 3.10 至 4.42 ms 活塞腔都是封闭的, 膛内与活塞腔之间既存在正流现象, 也存在反流现象, 因此弹底压力下降的幅度较小, 并且存在一定的振荡, 直到弹底方向的稀疏波传播到弹底(膛口)后, 活塞控制侧向后喷武器的膛口压力相对于普通火炮才有较大幅度的降低。

同样, 膛底压力开始下降时刻约为 3.77 ms, 而非 4.94 ms, 这是因为弹丸经过排气孔后(3.10 ms)会有一道稀疏波在 3.77 ms 时刻传到膛底。但是由图 7(a)可见, 膛底压力在 3.77 ms 下降幅度较小, 而在 4.94 ms 开始有一个较大幅度的降低。这是由于 3.10 ms 膛压下降的幅度较小, 其产生的稀疏波强度也较小; 而在 4.42 ms, 由于后喷通道打开, 膛压下降幅度大, 因此其稀疏波强度也较大。

由图 7(b)可见, 尽管活塞控制侧向后喷武器在发射过程中膛内火药气体会侧向导出外喷, 但在整个发射过程中弹丸所受的火药燃气压力冲量与普通火炮基本相同。因此, 两种武器的弹丸速度曲线差异

不大;但是由于 3.10 ms 膛内火药燃气流入活塞腔, 弹底压力受到一定影响, 弹丸初速相对普通火炮还是有一定程度的降低, 内弹道持续时间也稍有延长, 如图 8 所示。活塞控制侧向后喷武器的弹丸初速为 945.4 m/s, 相对于 30 mm 普通火炮(弹丸初速为 960 m/s), 下降幅度 1.52%, 满足初始设置条件。

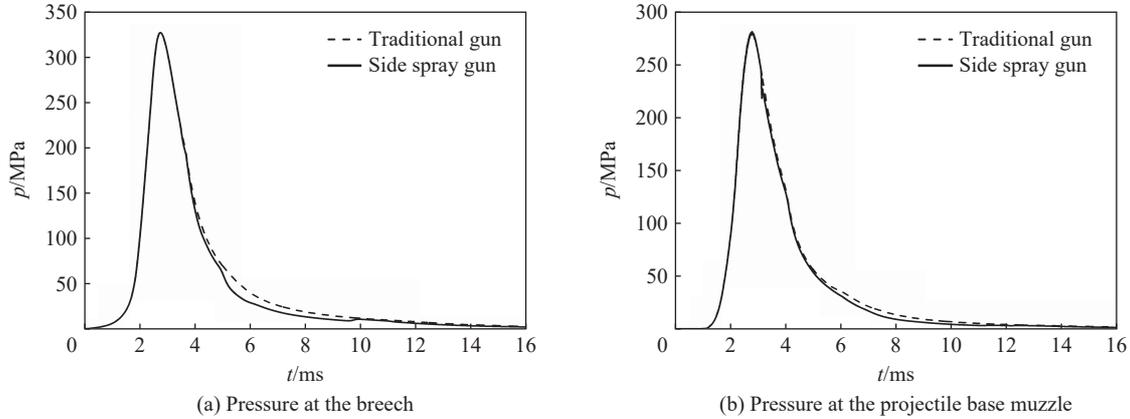


图 7 普通火炮和活塞控制侧向后喷武器的膛内压力
Fig. 7 Pressures of the traditional gun and the piston-controlled side spray gun

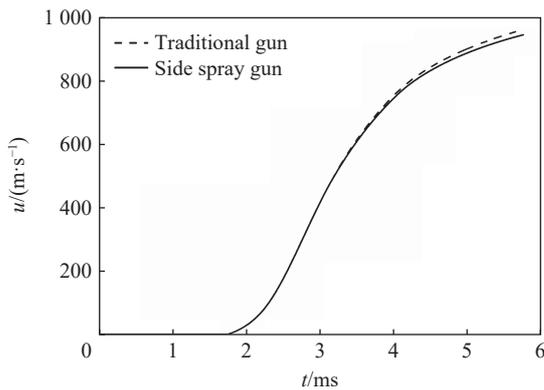


图 8 普通火炮和活塞控制侧向后喷武器的弹丸速度
Fig. 8 Projectile velocities of the traditional gun and the piston-controlled side spray gun

4.3.2 武器膛内流场对比分析

图 9~11 分别为不同时刻活塞控制侧向后喷武器与普通火炮膛内压力、气相速度、固相速度沿身管轴线方向的分布曲线。图中: 定义膛底为横坐标轴零点, 膛口方向为横坐标轴右方向; 各曲线都以点火时刻作为起始时刻; 第 1 条曲线为弹丸到达身管排气孔前变量的分布情况(点火后 2.79 ms), 第 2 条曲线为身管排气孔打开后 0.86 ms, 后喷通道打开之前时变量的分布情况(点火后 3.96 ms), 第 3 条曲线为后喷通道完全打开后 0.15 ms 变量的分布情况(点火后 4.71 ms), 第 4 条曲线为侧向排气管内火药气体到达扩张喷口之前时变量的分布情况(点火后 5.25 ms),

第 5 条曲线为弹丸到达膛口时变量的分布情况(点火后 5.75 ms), 第 6 条曲线为弹丸离开膛口后 1.63 ms 变量的分布情况(点火后 7.38 ms)。

由图 9~11 可见, 在弹丸到达身管排气孔前, 由于活塞控制侧向后喷武器的火药点火过程和弹丸运动过程与普通火炮完全相同, 因此 2.79 ms 时两种武器的膛内流场基本一致。在弹丸已经过身管排气孔、但后喷通道还未打开前, 由于膛内火药燃气流入封闭的活塞腔内, 膛内流场受到影响, 因此 3.96 ms 时各变量在距离膛底 0.45 m 位置处都存在一定波动, 但变化幅度都不大。

当后喷通道打开后, 活塞腔内和膛内压力远大于侧向排气管内的压力, 火药燃气在巨大压力差作用下从膛内高速流入活塞腔后再流入侧向排气管内, 导致膛内排气孔处压力突降, 形成压力间断面和速度间断面, 因此 4.71 和 5.25 ms 时距离膛底 0.45 m 位置各变量都出现局部突变, 膛内流场呈现出复杂形态。而普通火炮的膛内流场变化则较为平缓。5.75 ms 时弹丸离开膛口以后, 随着大量火药气体从膛口和喷管喷出, 活塞控制侧向后喷武器膛内流场的流动趋于平缓, 压力间断面逐渐减弱, 直至消失。

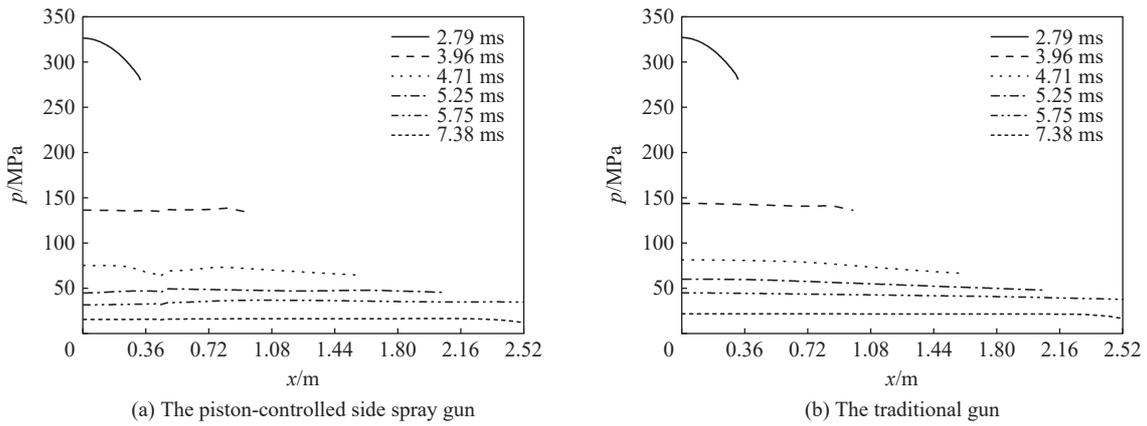


图 9 膛压沿身管轴向的分布

Fig. 9 Pressure distributions along the barrel axis

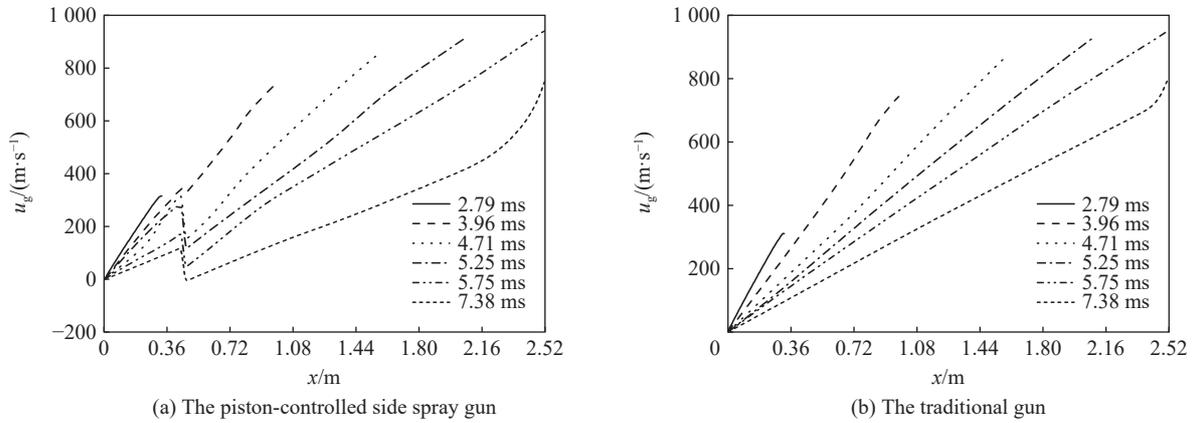


图 10 气相速度沿身管轴向的分布

Fig. 10 Gas-phase velocity distributions along the barrel axis

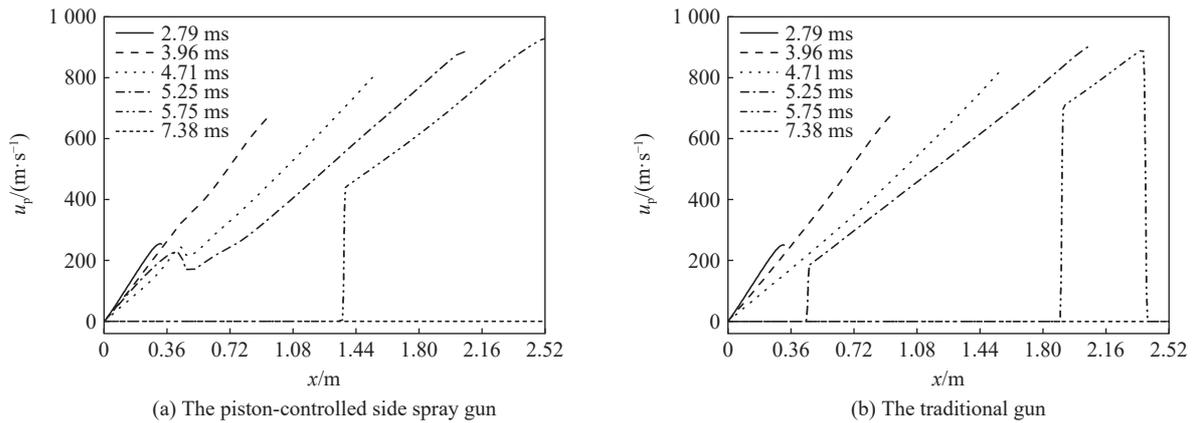


图 11 固相速度沿身管轴向的分布

Fig. 11 Solid-phase velocity distributions along the barrel axis

在图 10(a)中, 4.71 ms 后排气孔两侧气相速度差值较大, 并存在明显的速度间断, 这是由火药燃气侧向后喷后、大量火药气体流入活塞腔内导致排气孔处压力突降引起的。由于排气孔处压力小于其附近其他位置的压强, 因此 4.71 ms 后排气孔位置的气相速度都迅速降低, 并且随着时间推移在 7.38 ms 降为负值, 即火药气体不再向膛口方向运动, 而是出现向排气孔方向流动的反流现象。因此, 在排气孔与

膛口之间存在一个气相速度为零的位置, 在该位置的左侧火药气体向排气孔方向运动, 在该位置的右侧火药气体则向膛口方向运动; 并且随着时间的推移, 该位置在不断向膛口移动, 即膛内不再向膛口运动而向排气孔运动的火药气体越来越多, 这些火药气体最终进入活塞腔并从侧向喷管喷出产生反后坐冲量, 同时膛内向前运动火药气体质量的减少也有利于降低武器后坐动量, 达到综合降低武器后坐冲量的效果。

在图 11(a)中, 4.71 ms 时固相速度在排气孔处突然降低, 这是由此处膛内压力突然降低导致的。弹丸通过排气孔后, 活塞控制侧向后喷武器固相速度小于普通火炮的固相速度, 因此 5.25、5.75 ms 时其膛内固相速度分布范围更广, 即膛内存在火药颗粒的区域更多。在 4.71 ms 后, 两种武器的固相速度场分布较相似, 总是从膛底一直到身管某一位置固相速度都为零, 这是由于在此位置前的膛内火药颗粒已完全燃烧, 而从这个位置开始才有运动的火药颗粒, 且火药颗粒是一边向前运动一边燃烧的, 因此从该位置开始固相速度突然增加。相对于普通火炮, 活塞控制侧向后喷武器的火药颗粒移动速度较慢, 因此在相同时刻固相速度突增发生的位置距离膛底较近。

5 活塞对侧向后喷武器发射影响分析

5.1 活塞腔压力变化与活塞回复运动分析

图 12 为活塞腔内和膛内排气孔处压力随时间变化曲线。由图 12(b)可见, 当弹丸到达排气孔后, 高压火药气体开始进入活塞腔, 活塞腔内的压力迅速跃升, 在 3.1~3.4 ms 时围绕膛内排气孔处压力值上下振荡。这是因为, 弹丸在 3.1 ms 到达排气孔后, 膛内排气孔处压力突跃到 247 MPa。随着弹丸向前运动和高压火药气体进入到活塞腔内, 排气孔处压力不断下降。因活塞腔初始容积较小, 活塞腔内压力很快在约 3.12 ms 时上升到与排气孔处压力相等; 但是, 由于惯性火药气体还会继续流入活塞腔内, 活塞腔内压力大约在 3.13 ms 时升高到 235 MPa, 而膛内排气孔处压力在此刻下降为 220 MPa, 高压气体会从活塞腔内反流回膛内。随着活塞的运动, 活塞腔容积不断增加, 其压力又迅速下降并小于膛内排气孔处压力, 于是火药气体又从膛内流入到活塞腔内, 活塞腔内压力迅速升高, 这种过程会反复多次而形成压力振荡。

由图 12(a)可见, 在 3.8 ms 后, 因活塞运动对活塞腔容积的改变导致活塞腔内压力的变化不再那么剧烈后, 活塞腔内压力与膛内排气孔处压力逐渐趋于相等。4.42 ms 后喷通道开始打开, 活塞腔内高压火药气体流入到后喷排气管内并从扩张喷口喷出, 因此活塞腔内压力迅速降低; 而因弹丸尚未射出膛口, 膛内排气孔处压力下降则较为平缓。

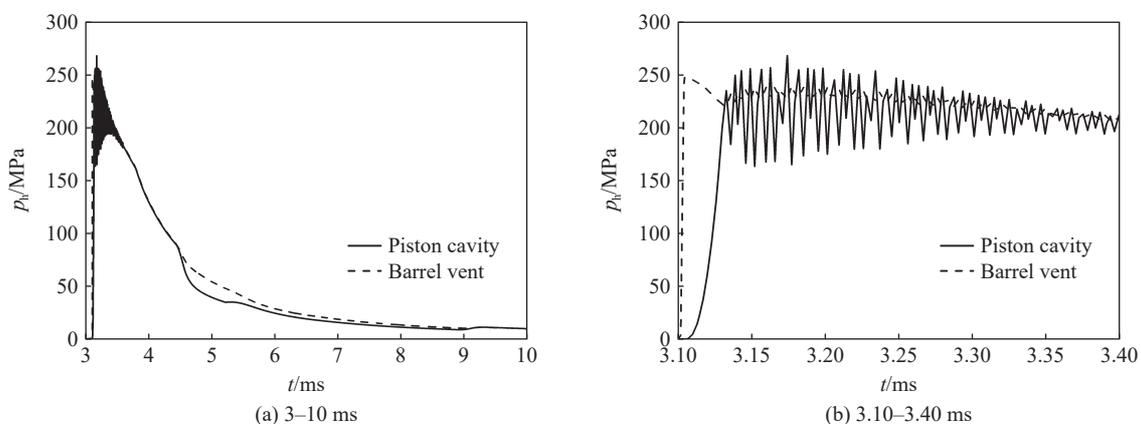


图 12 活塞腔内和排气孔处的压力

Fig. 12 Pressures in the piston cavity and at the barrel vent

图 13~14 分别为活塞位移和活塞腔内流入火药气体质量随时间变化曲线。由于弹簧预压力, 在 3.12 ms 时活塞才开始移动并作加速运动, 膛内流入活塞腔内的火药气体质量增加也较为平缓; 在 4.42 ms 时活塞开始打开后喷通道, 流入活塞腔内的火药气体质量增加速度变快; 在 5.22 ms 时活塞到达极限位置, 活塞腔容积不再增加, 因此活塞腔内压力先小幅上升随后下降(见图 12(a)); 在 5.27 ms 时, 弹簧对活塞的作用力大于活塞腔内气体对活塞的作用力, 活塞开始回复运动; 在 8.94 ms 时, 开始封闭后喷通道; 在 9.18 ms 时, 将后喷通道完全封闭; 在 5.75 ms 后, 弹丸离开膛口, 活塞腔内压力大于膛内压力, 部分火药气体开始流回膛内, 因此流入活塞腔内的火药气体质量有小幅度下降。

活塞在 12 ms 内回到初始状态, 由于普通单管火炮发射频率一般不超过 $1\ 000\ \text{min}^{-1}$, 射击循环周期需 60 ms 以上, 因此活塞控制火药燃气侧向后喷的减后坐方法不影响武器的连续射击。

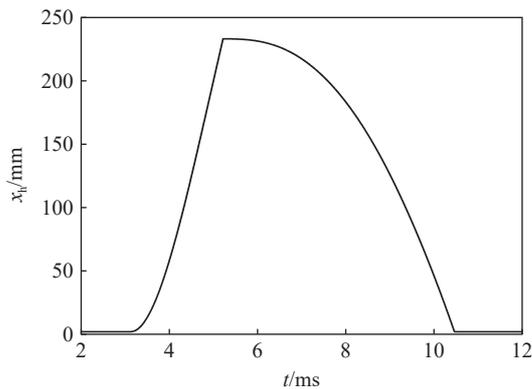


图 13 活塞位移
Fig. 13 Piston location

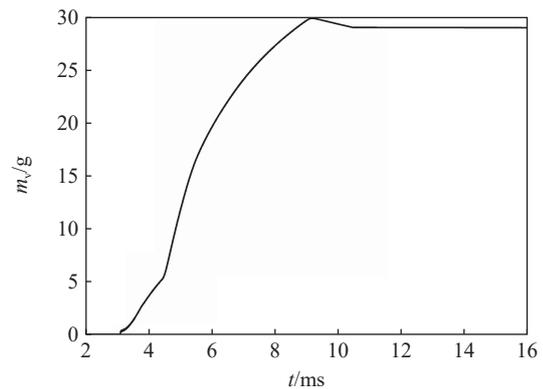


图 14 流入活塞腔内气体的总质量
Fig. 14 Total mass of the propellant gas flowing into the piston cavity

5.2 侧向排气管内流场分析

图 15 为侧向排气管内流场的分布曲线。在 4.71 ms 时, 后喷通道刚打开不久, 由于高压火药气体喷入, 因此排气管入口处的气体压力和速度都有突跃, 此刻火药气体尚未充满整个排气管。在 5.25 ms 后, 由于火药气体已经充满整个侧向排气管, 并且在不断膨胀, 因此沿排气管长度方向气体压力呈下降分布, 而速度呈上升分布; 由于扩张喷口处火药气体进一步膨胀加速, 因此气体速度又发生较大幅度提升, 压力则发生较大幅度下降, 说明扩张喷管可使火药气体获得较大的后喷冲量。

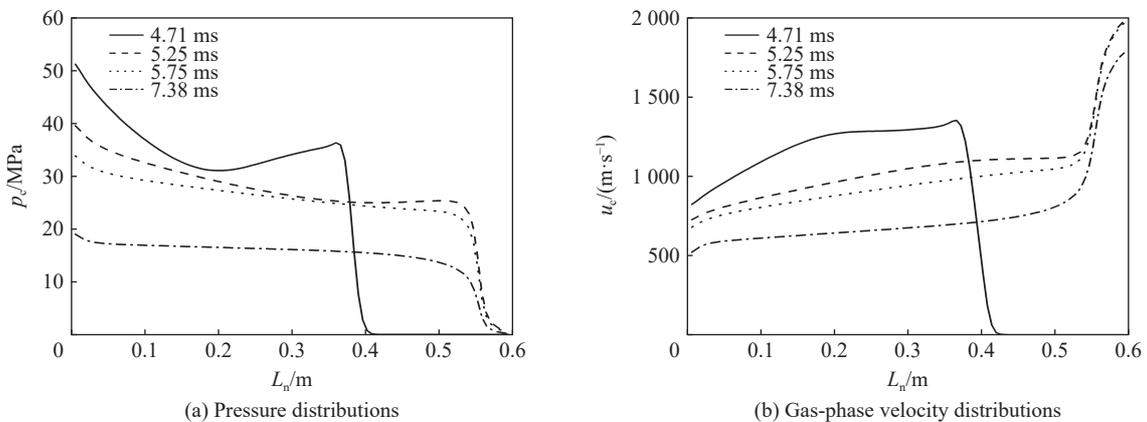


图 15 侧向后喷排气管内流场
Fig. 15 Flow field along the axis of the sideways rear-spraying exhaust pipe

5.3 活塞回复运动对减后坐效率的影响

图 16 为活塞控制侧向后喷武器中考虑活塞回复运动、不考虑活塞回复运动武器的后坐冲量变化过程, 并与普通火炮进行了对比。相对于普通火炮, 因为活塞控制侧向后喷武器的膛底压力在 3.77 ms 时开始降低(见图 7(a)), 所以其后坐冲量大小(冲量方向以弹丸发射方向为正)增加速度开始变缓; 在 4.83 ms 时, 高压火药燃气到达扩张喷口位置后, 开始膨胀加速并后喷产生巨大推力, 因此在约 4.86 ms 时, 活塞控制侧向后喷武器的后坐冲量大小开始明显减少。

在活塞控制侧向后喷武器中, 如果不考虑活塞的回复运动, 则其后坐冲量会一直减少, 最终降低为 329.33 N·s。如果考虑活塞回复运动, 则由于在 9.18 ms 时活塞回复将后喷通道完全封闭, 活塞腔内不再有火药气体进入排气管内; 而排气管内剩余高压火药气体在 9.71 ms 时全部外喷, 此后不再产生反后坐冲量; 活塞腔内剩余火药气体则回流到膛内并与膛内火药气体一起从膛口喷出, 使武器产生后坐冲量; 因此, 考虑活塞回复的后坐冲量大小在 9.71 ms 时达到最小值 337.99 N·s 后, 开始缓慢升高, 最终达到 361.54 N·s, 相对于不考虑活塞回复运动的情况, 后坐冲量增加了 9.8%。

在整个发射过程中, 普通火炮后坐冲量为 538.62 N·s。根据式(11)计算, 本算例中考虑活塞回复的武器减后坐效率为 32.88%, 而不考虑活塞回复则为 38.86%。因此, 活塞回复运动对于该武器减后坐效果的影响不能忽略。

需要指出的是, 在保证弹丸初速基本不降低的前提下, 影响活塞控制侧向后喷武器减后坐效率的影响因素还有很多, 如排气孔位置和大小、排气管长度和扩张喷管张角等, 因此还需要进行优化设计以获得最佳的减后坐效果。

6 结 论

在考虑控制侧向后喷通道开闭的活塞-弹簧系统往复运动的基础上, 运用两相流理论建立了结合膛内火药气固两相流、活塞腔内流固耦合和侧向排气管内气体瞬态流动的武器发射过程数学模型。得到了该武器发射过程中膛内、侧向排气管内的流场分布特性和弹丸、活塞的运动过程。通过与普通武器进行对比, 得到了稀疏波在膛内的传播规律, 分析了活塞回复运动对减后坐效率的影响, 为活塞控制火药燃气侧向后喷减后坐方法的研究奠定了基础。得到如下结论。

(1) 揭示了活塞控制侧向后喷武器的减后坐机理。通过活塞的运动控制后喷通道的开闭, 排气孔处压力下降产生的稀疏波刚好在膛口位置追上弹丸底部, 因此弹丸在膛内运动期间不受火药燃气外喷的影响, 达到弹丸初速基本不降低的目的; 同时, 高压火药气体从扩张喷口高速喷出产生反后坐冲量, 达到了大幅度降低武器后坐冲量的目的。

(2) 两相流理论较好地描述了活塞控制侧向后喷武器的内部流场特征。由于火药燃气外流, 膛内流场中存在压力间断面、速度间断面和向膛口运动的气相速度零点, 活塞腔内存在压力振荡等复杂形态。

(3) 活塞回复运动对该武器减后坐效率的影响不能忽略。由于活塞回复将后喷通道完全封闭, 阻断了火药气体后喷, 因此相对于不考虑活塞回复运动的情况, 后坐冲量增加了 9.8%, 减后坐效率从 38.86% 下降到 32.88%。

(4) 控制后喷通道开闭的活塞能在武器射击循环内完成复位, 因此不会影响武器的连续射击。

活塞控制侧向后喷减后坐新方法不改变现有武器的弹药结构, 复位装置稳定可靠, 不影响武器的连续射击, 具有较好的应用前景。

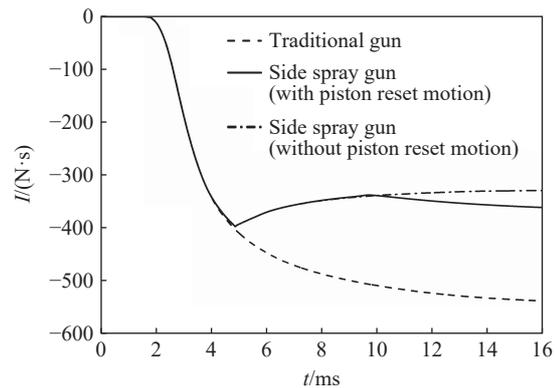


图 16 活塞回复对武器发射过程后坐冲量的影响

Fig. 16 Effect of piston reset motion on recoil momentum during the propulsion process

参考文献:

- [1] OUYANG Q, ZHENG J J, LI Z C, et al. Controllability analysis and testing of a novel magnetorheological absorber for field gun recoil mitigation [J]. *Smart Materials and Structures*, 2016, 25(11): 115041. DOI: 10.1088/0964-1726/25/11/115041.
- [2] KATHE E L. Sonic rarefaction wave recoilless gun system: US 6460446 B1 [P]. 2002-10-08.
- [3] ZHANG X B, WANG Y Z. Analysis of dynamic characteristics for rarefaction wave gun during the launching [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2010, 77(5): 051601. DOI: 10.1115/1.4001289.
- [4] 张帆, 廖振强, 刘国鑫, 等. 基于两相流理论的膨胀波枪炮内弹道机理 [J]. *弹道学报*, 2007, 19(4): 9–12. DOI: 10.3969/j.issn.1004-499X.2007.04.003.
- ZHANG F, LIAO Z Q, LIU G X, et al. Interior ballistic study on rarefaction wave gun based on theory of two-phase flow [J]. *Journal of Ballistics*, 2007, 19(4): 9–12. DOI: 10.3969/j.issn.1004-499X.2007.04.003.
- [5] 廖振强, 邱明. 自动武器气体动力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2015.
- [6] 陈杨, 廖振强, 刘国鑫, 等. 两种拉瓦尔喷管减后坐结构效能对比分析 [J]. *弹道学报*, 2008, 20(4): 88–91.
- CHEN Y, LIAO Z Q, LIU G X, et al. Performance comparison of two recoilless structures with Laval nozzles [J]. *Journal of Ballistics*, 2008, 20(4): 88–91.
- [7] CHENG C, WANG C, 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. DOI: 10.1016/j.dt.2019.06.005.
- [8] 张帆, 廖振强, 刘国鑫, 等. 喷孔前置式膨胀波枪炮发射过程数值仿真与分析 [J]. *系统仿真学报*, 2008, 20(18): 5032–5034, 5039.
- ZHANG F, LIAO Z Q, LIU G X, et al. Numerical simulation and analysis on front orifice rarefaction wave gun propulsion [J]. *Journal of System Simulation*, 2008, 20(18): 5032–5034, 5039.
- [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. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2017.10.005.
- XIAO J B, YANG G L, LI H Q, et al. Dynamics modeling and simulation of recoil reduction of automatic weapon by time-delay nozzle device [J]. *Acta Armamentarii*, 2017, 38(10): 1909–1917. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2017.10.005.
- [10] 翁春生, 王浩. 计算内弹道学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2006.
- [11] NUSSBAUM J, HELLUY P, HÉRARD J M, et al. Numerical simulations of gas-particle flows with combustion [J]. *Flow, Turbulence and Combustion*, 2006, 76(4): 403–417. DOI: 10.1007/s10494-006-9028-4.
- [12] RASHAD M M, ZHANG X B, EL SADEK H, et al. Two-phase flow interior ballistics model of naval large caliber guided projectile gun system [J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2013, 465–466: 592–596. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.465-466.592.
- [13] JANG J S, OH S H, ROH T S. Development of three-dimensional numerical model for combustion-flow in interior ballistics [J]. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2016, 30(4): 1631–1637. DOI: 10.1007/s12206-016-0319-y.
- [14] MONREAL-GONZÁLEZ G, OTÓN-MARTÍNEZ R A, VELASCO F J S, et al. One-dimensional modelling of internal ballistics [J]. *Journal of Energetic Materials*, 2017, 35(4): 397–420. DOI: 10.1080/07370652.2016.1265613.
- [15] MENSHOV I S, NEMTSEV M Y, SEMENOV I V. Numerical modeling of wave processes accompanying combustion of inhomogeneously distributed composite propellant [J]. *Computational Mathematics and Mathematical Physics*, 2019, 59(9): 1528–1541. DOI: 10.1134/S0965542519090148.
- [16] HU C B, ZHANG X B. A Riemann problem based coupling method for predicting the combustion of propellant in a gun launching process [J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2019, 44(6): 751–758. DOI: 10.1002/prep.201800293.
- [17] CHENG C, ZHANG X B. Numerical investigation of two-phase reactive flow with two moving boundaries in a two-stage combustion system [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2019, 156: 422–431. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2019.04.061.
- [18] CAO R D, ZHANG X B. Design optimization for a launching system with novel structure [J]. *Defence Technology*, 2019, 15(5): 680–689. DOI: 10.1016/j.dt.2019.08.005.
- [19] 张帆. 膨胀波火炮发射原理及其在常规结构枪炮中的应用 [D]. 南京: 南京理工大学, 2008: 103–106.
- [20] 陈杨. 喷管气流反推减后坐武器系统关键技术研究 [D]. 南京: 南京理工大学, 2010: 10–11.
- [21] 王颖泽. 基于膨胀波发射技术的火炮内弹道与发射动力学分析 [D]. 南京: 南京理工大学, 2009: 57–58.

(责任编辑 丁峰)