文章编号：1000-5773(2009)06-0433-08

膨胀波火炮发射性能计算分析*

王颖泽，张小兵

（南京理工大学动力工程学院，江苏南京 210094）

摘要：针对膨胀波火炮的发射性能及不同因素对发射性能的影响规律进行了研究分析。基于膨胀波火炮的发射机理，建立了膨胀波火炮两相流内弹道模型，给出了相应的数值求解方法。通过与同口径闭膛火炮内弹道过程的对比计算，分析了膨胀波火炮的发射性能，得到了装填条件、打开时机和后喷结构参数等因素对发射性能的影响规律。

关键词：膨胀波火炮；发射性能；两相流内弹道模型；数值计算

中图分类号：O315；TJ012.15 **文献标识码**：A

1 引 言

对于火炮发射系统，其发射过程中伴随的高温高压及瞬态流动特性给发射性能的理论和实验研究带来了诸多困难。近年来，随着防空、反导以及压制兵器的发展，对炮口威力和机动性能的要求也越来越高。为了解决威力与机动性能之间的矛盾，各种提高火炮性能的发射机理不断涌现。基于膨胀波在膛内火药燃气介质中的传播特性，人们提出了新型低后坐武器系统——膨胀波火炮[1-2]。由于它可以在不影响炮口动能的条件下显著地减小发射过程中产生的后坐冲量和身管热量，因此成为当前解决威力与机动性之间矛盾的有效途径。由于膨胀波火炮结构复杂，相应地，发射过程中膛内燃气燃烧流动状态较常规火炮也更为复杂，因此，计算和分析高温高压条件下膨胀波火炮的发射性能、研究各种因素对发射性能的影响，对于膨胀波火炮的实际应用具有重要的指导意义。

本研究以膨胀波火炮发射机理为基础，建立描述高温高压条件下膛内燃气燃烧流动规律的两相流内弹道模型，以获得发射过程中后坐力、后坐冲量及身管热量的计算公式，通过数值求解及与传统闭膛火炮内弹道过程的对比计算，系统地分析膨胀波火炮发射系统的发射性能，研究装填条件、打开时机以及后喷结构参数等因素对后坐冲量、身管热量以及弹丸初速度等性能的影响，从而为膨胀波火炮整体性能的评估及优化提供理论依据。

2 膨胀波发射系统内弹道模型

2.1 物理模型

图 1 为膨胀波火炮发射示意图。由图可知，膨胀波火炮通过控制安装在药室尾部的后喷装置[3]的打开时机，使膛内火药燃气延迟后喷，从而在不影响弹丸初速度的情况下实现后坐和身管热量的减小。根据发射过程中后喷装置打开前后膛内流动现象的不同，整个发射过程包含以下几个阶段：第一阶段，

* **收稿日期**：2008-09-02；**修回日期**：2009-04-13

基金项目：教育部优秀人才支持计划(NCET040509)；高校博士学科点专项科研基金(20060288019)；江苏省自然科学基金(BK2007531)

作者简介：王颖泽(1981－)，男，博士研究生，主要从事现代内弹道理论研究. E-mail：wyz3701320@hotmail.com

通讯作者：张小兵(1968－)，男，博士，教授，主要从事现代内弹道理论与应用研究. E-mail：zhangxb680504@163.com

底火点燃发射药床，达到弹丸启动压力后推动弹丸向前运动，此时后喷装置未打开，膛内火药燃烧状态与传统闭膛火炮燃烧状态一致；第二阶段，当膛底压力达到惯性炮尾启动压力后，惯性炮尾开始运动，后喷装置迅速打开，膛内燃气开始向外喷出，膛内流动状态发生改变；第三阶段，惯性炮尾运动到一定距离后制止，后喷装置完全打开，膛内燃气不断外流直至弹丸飞出炮口。

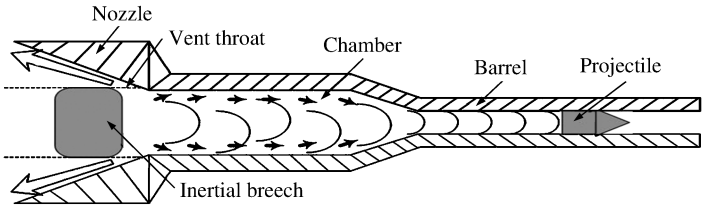


图 1 膨胀波火炮发射示意图

Fig. 1 Schematic diagram of rarefaction wave gun launching system

2.2 数学模型

根据膨胀波火炮发射机理，结合两相流理论，可以得到描述其发射过程的两相流内弹道方程组[4]

$$\frac{\partial}{\partial t}(A\varphi\rho_{\mathrm{g}})+\frac{\partial}{\partial x}(A\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}})=A\dot{m}_{\mathrm{c}}+A\dot{m}_{\mathrm{ign}} \tag{1}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(A\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}})+\frac{\partial}{\partial x}(A\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}}^2)+A\varphi\frac{\partial p}{\partial x}=-Af_{\mathrm{s}}+A\dot{m}_{\mathrm{c}}u_{\mathrm{p}}+A\dot{m}_{\mathrm{ign}}u_{\mathrm{ign}} \tag{2}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}\left[A\varphi\rho_{\mathrm{g}}\left(e_{\mathrm{g}}+\frac{1}{2}u_{\mathrm{g}}^2\right)\right]+\frac{\partial}{\partial x}\left[A\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}}\left(e_{\mathrm{g}}+\frac{p}{\rho_{\mathrm{g}}}+\frac{1}{2}u_{\mathrm{g}}^2\right)\right]+p\frac{\partial}{\partial t}(A\varphi)=$$
$$-Af_{\mathrm{s}}u_{\mathrm{p}}-AQ_{\mathrm{p}}+A\dot{m}_{\mathrm{c}}\left(e_{\mathrm{g}}+\frac{p}{\rho_{\mathrm{g}}}+\frac{1}{2}u_{\mathrm{g}}^2\right)+A\dot{m}_{\mathrm{ign}}H_{\mathrm{ign}} \tag{3}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}[A(1-\varphi)\rho_{\mathrm{p}}]+\frac{\partial}{\partial x}[A(1-\varphi)\rho_{\mathrm{p}}u_{\mathrm{p}}]=-A\dot{m}_{\mathrm{c}} \tag{4}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}[A(1-\varphi)\rho_{\mathrm{p}}u_{\mathrm{p}}]+\frac{\partial}{\partial x}[A(1-\varphi)\rho_{\mathrm{p}}u_{\mathrm{p}}^2]+A(1-\varphi)\frac{\partial p}{\partial x}+\frac{\partial}{\partial x}[A(1-\varphi)R_{\mathrm{p}}]=Af_{\mathrm{s}}-A\dot{m}_{\mathrm{c}}u_{\mathrm{p}} \tag{5}$$

式中：ρ_{g}、u_{g} 和 e_{g} 分别为气相的密度、速度和比内能，ρ_{p}、u_{p} 和 e_{p} 分别为固相的密度、速度和化学潜能，A 为横截面积，φ 为空隙率，$\dot{m}_{\mathrm{c}}$、$\dot{m}_{\mathrm{ign}}$ 分别为发射药和点火药燃烧生成的气体源项，f_{s} 为气-固两相间阻力，Q_{p} 为气-固相间传热，R_{p} 为颗粒间应力，u_{ign} 和 H_{ign} 分别为点火药燃烧生成的燃气的速度和比焓，具体的表达式可参考文献[4]。

2.3 数学求解方法

2.3.1 差分格式

将两相流内弹道方程组写成向量形式

$$\frac{\partial \boldsymbol{U}}{\partial t}+\frac{\partial \boldsymbol{F}}{\partial x}=\boldsymbol{H} \tag{6}$$

式中：$\boldsymbol{U}=\begin{pmatrix} A\varphi\rho_{\mathrm{g}} \\ A\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}} \\ A\varphi\rho_{\mathrm{g}}\left(e_{\mathrm{g}}+\dfrac{u_{\mathrm{g}}^2}{2}\right) \\ A(1-\varphi)\rho_{\mathrm{p}} \\ A(1-\varphi)\rho_{\mathrm{p}}u_{\mathrm{p}} \end{pmatrix}$，$\boldsymbol{H}=\begin{pmatrix} A\dot{m}_{\mathrm{c}}+A\dot{m}_{\mathrm{ign}} \\ -Af_{\mathrm{s}}+A\dot{m}_{\mathrm{c}}u_{\mathrm{p}}+A\dot{m}_{\mathrm{ign}}u_{\mathrm{ign}}+p\dfrac{\partial(A\varphi)}{\partial t} \\ -Af_{\mathrm{s}}u_{\mathrm{p}}-AQ_{\mathrm{p}}+A\dot{m}_{\mathrm{c}}\left(e_{\mathrm{p}}+\dfrac{p}{\rho_{\mathrm{p}}}+\dfrac{u_{\mathrm{p}}^2}{2}\right)+A\dot{m}_{\mathrm{ign}}H_{\mathrm{ign}}-p\dfrac{\partial(A\varphi)}{\partial t} \\ -A\dot{m}_{\mathrm{c}} \\ Af_{\mathrm{s}}-A\dot{m}_{\mathrm{c}}u_{\mathrm{p}}+p\dfrac{\partial[A(1-\varphi)]}{\partial x} \end{pmatrix}$，

$$\boldsymbol{F}=\begin{pmatrix} A\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}} \\ A\varphi\rho_{\mathrm{g}}\left(u_{\mathrm{g}}^{2}+\dfrac{p}{\rho_{\mathrm{g}}}\right) \\ A\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}}\left(e_{\mathrm{g}}+\dfrac{p}{\rho_{\mathrm{g}}}+\dfrac{u_{\mathrm{g}}^{2}}{2}\right) \\ A(1-\varphi)\rho_{\mathrm{p}}u_{\mathrm{p}} \\ A(1-\varphi)(\rho_{\mathrm{p}}u_{\mathrm{p}}^{2}+p+R_{\mathrm{p}}) \end{pmatrix}。$$

在求解区域离散化条件下,对网格点上的物理量采用具有二阶精度的 MacCormack 差分格式进行计算。

预估计算

$$\overline{\boldsymbol{U}}_{j}^{n+1}=\boldsymbol{U}_{j}^{n}-\frac{\Delta t}{\Delta x}(\boldsymbol{F}_{j+1}^{n}-\boldsymbol{F}_{j}^{n})+\Delta t\boldsymbol{H}_{j}^{n} \tag{7}$$

校正计算

$$\widetilde{\boldsymbol{U}}_{j}^{n+1}=\overline{\boldsymbol{U}}_{j}^{n+1}-\frac{\Delta t}{\Delta x}(\overline{\boldsymbol{F}}_{j}^{n+1}-\overline{\boldsymbol{F}}_{j-1}^{n+1})+\Delta t\overline{\boldsymbol{H}}_{j}^{n+1} \tag{8}$$

$$\boldsymbol{U}_{j}^{n+1}=\frac{1}{2}(\boldsymbol{U}_{j}^{n}+\widetilde{\boldsymbol{U}}_{j}^{n+1}) \tag{9}$$

稳定性计算

$$\Delta t\leqslant\frac{C_{0}\Delta x}{|u|+c} \tag{10}$$

式中:Δt 为步长,C_{0} 为小于 1 的系数,u 为燃气速度,c 为声速。

2.3.2　初始条件

将系统开始射击时刻作为初始时刻。此时,气-固两相速度均为零,压力为常压 p_{0},温度为初始药温 T_{0},密度由状态方程确定,空隙率由装填条件确定,即 $u_{\mathrm{g}}(x,0)=u_{\mathrm{p}}(x,0)=0$,$T_{\mathrm{g}}(x,0)=T_{\mathrm{p}}(x,0)=T_{0}$,$p(x,0)=p_{0}$,$\varphi(x,0)=\varphi_{0}$,$\rho_{\mathrm{g}}=p_{0}/(\beta p_{0}+RT_{0})$,其中:$\beta$ 为火药燃气的余容,R 为气体常数。

2.3.3　边界条件

根据膨胀波火炮内弹道过程的阶段性变化,整个内弹道过程中膨胀波火炮系统包含 3 个变化的边界条件。

(1) 惯性炮尾端部边界条件:惯性炮尾启动前为固壁边界,采用镜面反射法处理;惯性炮尾启动后为运动边界,采用运动控制法处理;喷管完全打开后,药室与喷管连通,惯性炮尾端部边界失效。

(2) 弹底边界条件:弹丸起动前为固壁边界,采用镜面反射法处理;弹丸起动后,采用运动控制法处理。

(3) 喷口射流边界条件:当喷管完全打开后,惯性炮尾边界被喷口射流边界取代;当燃气以亚音速流出时,出口处压力等于管外环境压力,管内流动受到外界影响;当燃气以超音速流出时,管内流动不受外界影响。

2.4　后坐力、后坐冲量及身管热量的计算

根据膨胀波火炮在发射过程中的受力特点,可得

$$I=\int_{0}^{t_{\mathrm{exit}}}F\,\mathrm{d}t \tag{11}$$

$$F=F_{\mathrm{g}}+f_{\mathrm{d}}-f_{\mathrm{ib}} \tag{12}$$

式中:I 为后坐冲量,t_{exit}为弹丸飞离炮口时刻,F_{g} 为膛内火药燃气对火炮身管的轴向合力,f_{d} 和 f_{ib}分别为弹丸和惯性炮尾与身管之间的摩擦阻力,具体的表达式为

$$F_{\mathrm{g}}=\begin{cases} A_{1}p_{1}+\displaystyle\int_{A_{1}}^{A_{2}}A\,\frac{\partial p}{\partial x}\mathrm{d}x & t<t_{\mathrm{open}} \\ A_{1}p_{1}-A_{3}p_{3}+\displaystyle\int_{A_{1}}^{A_{2}}A\,\frac{\partial p}{\partial x}\mathrm{d}x & t\geqslant t_{\mathrm{open}} \end{cases} \tag{13}$$

$$f_{\mathrm{d}}=\left(1-\frac{1}{\varphi_1}\right)p_{\mathrm{d}}A_{\mathrm{d}} \tag{14}$$

$$f_{\mathrm{ib}}=\left(1-\frac{1}{\varphi_2}\right)p_{\mathrm{ib}}A_{\mathrm{ib}} \tag{15}$$

式中:φ_1 和 φ_2 为次要功系数;A_1 为膛底断面截面积,即药室截面积;A_2 为坡膛与药室连接处的截面积;A_3 为身管截面积;A_{ib}为惯性炮尾端面截面积,且 $A_1=A_{\mathrm{ib}}$;A_{d} 为弹底断面截面积,且 $A_3=A_{\mathrm{d}}$;p_{ib}为惯性炮尾端面压力;p_{d} 为弹底压力。

结合气相和固相动量方程(2)式和(5)式可得

$$\frac{\partial p}{\partial x}=\dot{m}_{\mathrm{ign}}u_{\mathrm{ign}}-\frac{\partial}{\partial t}[\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}}-(1-\varphi)\rho_{\mathrm{p}}u_{\mathrm{p}}]-\frac{\partial}{\partial x}[\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}}^2+(1-\varphi)(\rho_{\mathrm{p}}u_{\mathrm{p}}^2+R_{\mathrm{p}})] \tag{16}$$

将(13)式~(16)式代入(11)式和(12)式,整理可得后坐力和后坐冲量的计算公式。

由于发射过程中身管热量主要来自于膛内火药燃气的热传导,根据传热学可知,身管由高温燃气处获得的热量与身管表面温差和传热时间成正比。考虑到身管外侧表面温度可视为不变,在传热时间一定的条件下,身管热量只与燃气温度成正比,为此采用燃气宏观内能 E_{g} 的变化来表征身管热量的变化规律。具体的求解公式为

$$E_{\mathrm{g}}=f\omega\psi-\frac{1}{2}\varphi_1 m_{\mathrm{d}}v_{\mathrm{d}}^2-\frac{1}{2}\varphi_2 m_{\mathrm{ib}}v_{\mathrm{ib}}^2-\frac{1}{2}\int A\varphi\rho_{\mathrm{g}}u_{\mathrm{g}}^2\,\mathrm{d}x-E'_{\mathrm{g}} \tag{17}$$

式中:ψ 为火药燃烧质量分数,E'_{g} 为燃气后喷的能量,m_{d}、m_{ib}、v_{d}、v_{ib}分别为弹丸和惯性炮尾的质量和速度。

3 膨胀波发射系统的发射性能分析

膨胀波火炮是通过引入后喷装置,控制膛内燃气的后喷时机和后喷流量,进而调节火药燃烧释放的化学能的比例。如果充分利用发射过程中未利用的火药潜能就可以实现抵消后坐和降低身管温度的目的,为此本研究对膨胀波火炮及同类型闭膛火炮的内弹道过程进行数值计算,通过对比分析,系统地阐述膨胀波火炮的发射性能。

3.1 火药能量分配的对比分析

由火炮发射过程中的能量转换关系[5]可知,发射药燃烧释放的能量包括 3 部分:火药燃气自身的内能,通过身管、药室以及弹丸向外传递的热量,火药燃气对外做功。其中火药燃气做功主要包括:弹丸平动动能及转动动能、火药燃气动能、身管及后坐部分平动动能、弹丸挤进及克服弹前阻力做功以及摩擦阻力做功等。对同口径膨胀波火炮和闭膛火炮在发射过程中的各能量进行计算,结果列于表 1。

表 1 发射药能量的分配比例

Table 1 Distributive proportion of the propellant energy

Energy category	Closed chamber gun/(%)	Rarefaction wave gun/(%)
Translational kinetic energy of projectile E_1	30.44	29.89
Rotational kinetic energy of projectile E_2	0.18	0.18
Kinetic energy of propellant gases E_3	5.15	2.19
Translational kinetic energy of gun E_4	2.57	2.54
Work of frictional resistance W_1	1.29	1.28
Internal energy of blowback gases E_5	0	21.70
Heat loss ΔQ	9.13	5.98
Internal energy of unutilized gases	52.24	37.24

从表 1 中可以看到,由于后喷装置的引入,在膨胀波火炮的发射过程中发射药能量的实际利用率相对于闭膛火炮有了较大的提高,未利用的发射药能量百分比由 52.24%下降到 37.24%。其中减小的这部分未利用的燃气能量通过后喷装置转化为燃气的后喷动能,正是这部分能量起到了抵消系统后坐、降低身管热量的作用。

3.2　系统后坐力、后坐冲量对比分析

膨胀波火炮发射过程中后喷装置使膛内火药燃气高速后喷,后喷作用产生的前冲量和反作用力大大抵消了系统的后坐冲量和后坐力。数值求解结果如图 2～图 5 所示。

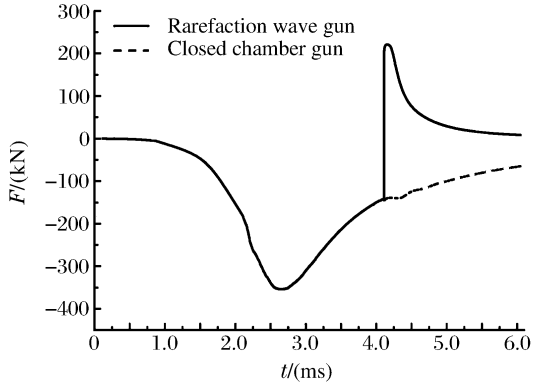


图 2　系统后坐力变化曲线

Fig. 2　Temporal evolution of system recoil force

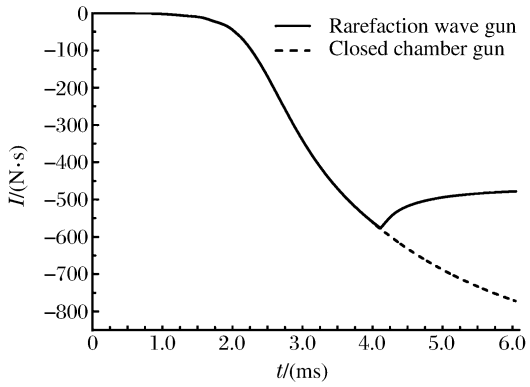


图 3　系统后坐冲量变化曲线

Fig. 3　Temporal evolution of system recoil impulse

图 2 和图 3 分别给出了相同装填条件下同口径膨胀波火炮和闭膛火炮后坐力、后坐冲量随时间的变化规律。从中可以看到:在后喷装置打开前,膨胀波火炮和闭膛火炮二者的后坐力和后坐冲量保持一致;但在惯性炮尾启动后,随着后喷装置的打开,作用在膛底的压力突然消失,与此同时高速后喷的火药燃气产生向前的巨大反推力,使身管轴向合力反向,后坐力由负变正,后坐冲量幅值开始减小;此后,随着膛内火药燃气的持续外流,膛内压力及外喷流动效应逐渐衰减,燃气后喷产生的反推力也随之逐渐减小,后坐冲量的变化趋势逐渐减弱,最终趋向恒定。通过计算可知,膨胀波火炮相对闭膛火炮在弹丸出炮口时后坐冲量幅值由 772.20 N·s 降低到 478.37 N·s,减小幅度为 38.05%。图 4 和图 5 分别给出了不同时刻膛内轴向压力分布及弹底压力变化曲线。从中可以看出,受到燃气后喷的影响,膛底区域压力迅速衰减,且衰减现象随着膨胀波的不断传播向炮口方向推进。由于后喷装置打开时机选取合理,弹底压力在弹丸运动过程中始终未受燃气后喷的影响,因而弹丸速度不受影响。

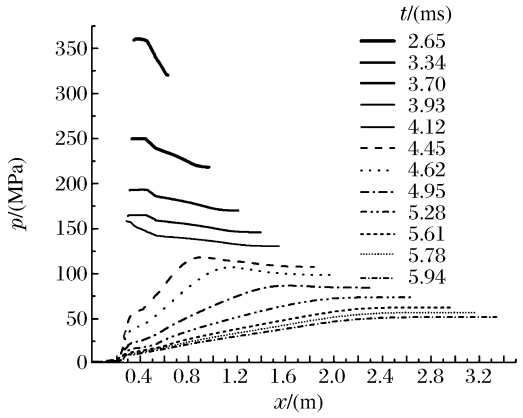


图 4　膛内压力轴向分布曲线

Fig. 4　Distribution of chamber pressure

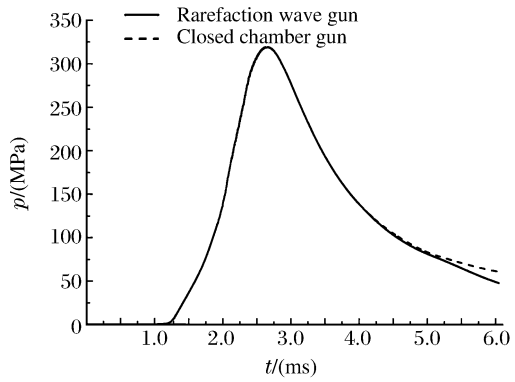


图 5　弹底压力分布曲线

Fig. 5　Distribution of projectile pressure

3.3 身管热量对比分析

图 6 给出了发射过程中同口径膨胀波火炮和闭膛火炮燃气宏观内能随时间的变化规律。从中可以清楚地看到,随着后喷装置的打开,燃气不断后喷,其后喷动能使身管内火药燃气的内能迅速衰减,从而降低了身管内火药燃气的温度,降低了身管热量。通过计算可知,在弹丸出炮口时膨胀波火炮相对闭膛火炮膛能宏观内能由 777.98 kJ 降低到 424.59 kJ,降低幅度为 45.42%。

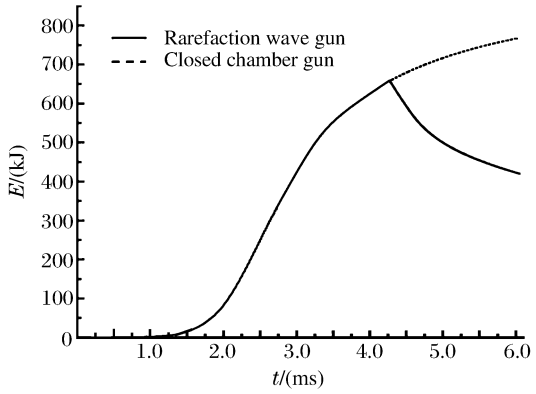


图 6 燃气宏观内能变化曲线

Fig. 6 Variation of the internal energy of propellant gas

4 不同因素对系统发射性能的影响分析

在膨胀波火炮发射过程中,装填条件、后喷打开时机以及后喷结构参数等因素的变化,使膛内火药燃气的燃烧流动状态受到不同程度的影响,导致膛内火药燃气的后喷时机、后喷速度以及后喷作用时间发生变化,进而影响膨胀波火炮减小后坐和降低身管热量的能力。

4.1 不同装填条件对发射性能的影响

装填条件不同时,受膛内压力及弹丸速度变化的影响,膨胀波火炮后喷装置的最佳打开时机有所不同。为此,不同装填条件下对膨胀波发射性能影响的讨论都是建立在最佳打开时刻基础上的。为了便于分析,这里引入变量 η_g、η_k 和 η_v,分别表示减后坐效率、降低身管热量效率及弹丸初速度衰减率。通过计算,得到了装填密度、弹丸质量及身管长度对发射性能的影响,如图 7～图 9 所示。

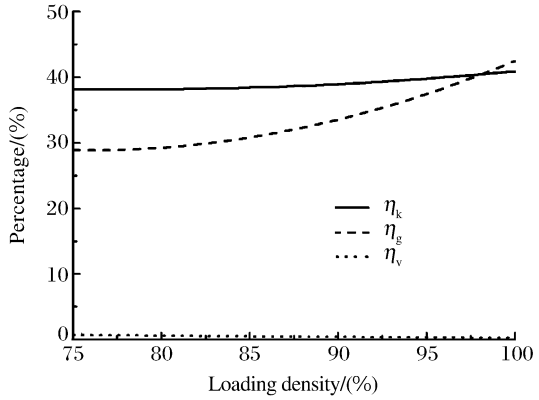


图 7 发射性能与装填密度的关系

Fig. 7 Launch property versus loading density

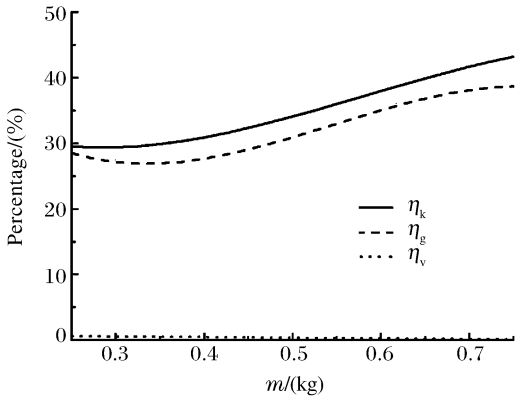


图 8 发射性能与弹丸质量的关系

Fig. 8 Launch property versus projectile mass

图 7 给出了不同装填条件下 η_g、η_k 和 η_v 的变化规律。从中可以看到,随着装填密度的增加,η_k 的变化并不十分明显,而 η_g 则有一定程度的增加,同时由于后喷装置打开时机选取合理,弹丸初速度几乎未受影响,从 η_v 的变化曲线就可明显地体现出来。

图 8 为 η_g、η_k 和 η_v 随弹丸质量变化的曲线。从中可以看到,随着弹丸质量的增加,η_g 小幅度减小后逐渐开始增大,而 η_k 则随着弹丸质量的增加而不断增大。由于弹丸质量的变化直接影响弹丸的初速度和炮口动能,因此弹丸质量的选取对系统发射性能的影响较为重要。

图 9 给出了不同身管长度条件下 η_g、η_k 和 η_v 的变化规律。从中可以看到,随着身管长度的增大,弹丸初速度随之不断增加,η_g 和 η_k 都有不同程度的提高,其中 η_k 提高的幅度要高于 η_g,即身管长度的选取对于系统降低身管热量尤为明显。

4.2　不同打开时机对发射性能的影响

后喷装置的打开时机不同,膛内燃气后喷的速度和流量将发生变化,从而导致膛内燃气燃烧的流动状态发生改变,发射性能也受到相应的影响。图 10 为同一装填条件下 η_g、η_k 及 η_v 随打开时机变化的曲线。从中可以看出:打开时机对于系统发射性能的影响较为显著;后喷时机打开越早,系统减小后坐和降低身管热量的能力越强,同时对弹丸初速度的影响也越大,由 η_v 曲线可以看到尽管打开时机过早使弹丸初速度受到影响,但其减小的幅度较 η_g 和 η_k 增加的幅度要小。由此可知,合理控制打开时机不仅可以提高系统的发射性能,还可以实现在不改变装填密度的情况下调节系统的射程和外弹道性能。

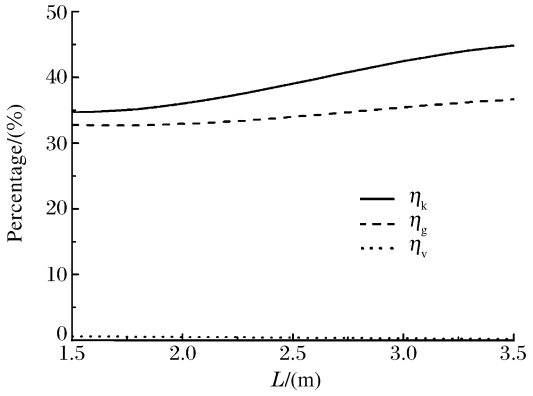


图 9　发射性能与身管长度的关系

Fig. 9　Launch property versus barrel length

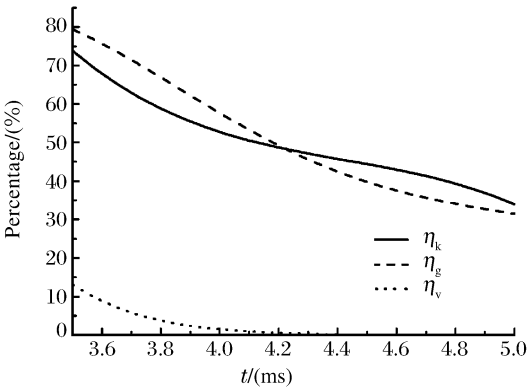


图 10　发射性能与打开时机的关系

Fig. 10　Launch property versus venting time

4.3　不同喷管结构参数对发射性能的影响

对于膨胀波火炮后喷装置而言,扩张喷管的结构参数主要包括身管的长度和张角。其大小的改变主要对喷管的整体重量和喷口截面积产生影响,而改变喷口截面积会影响燃气后喷的流动状态,进而改变系统的发射性能。图 11 给出了同一装填条件下 η_g、η_k 及 η_v 随喷口截面积变化的分布规律。从图中可以看出:后喷管结构参数的变化对发射性能的影响并不明显;随着喷管截面积的增加(喷管长度增加或者张角增大),系统减小后坐和降低身管热量的能力只有微小的变化,通过计算可知喷口截面积增大到原来的 3.6 倍时,减小后坐和减低身管热量的能力只有 4.04%和 2.81%的变化。考虑到后喷管结构参数变化对系统发射性能的影响如此之小,而喷管自身重量却有显著变化,因此在系统实际设计过程中,喷管结构参数的选取要适当。

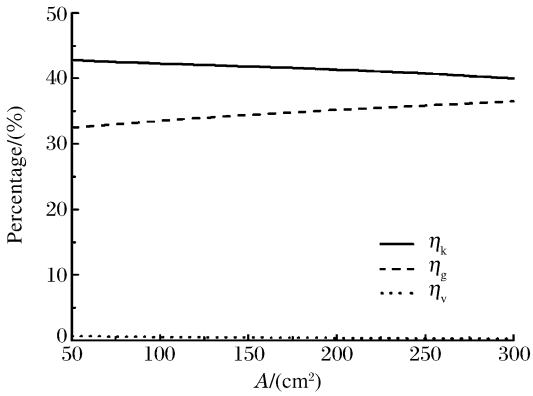


图 11　发射性能与喷口截面的关系

Fig. 11　Launch property versus muzzle section

5 结 论

通过对膨胀波火炮发射系统发射性能的计算分析及不同因素对其发射性能影响规律的研究，可以得到以下结论：

(1) 通过合理控制后喷装置打开时机，在弹丸初速度不受影响的前提下可以显著地减小膨胀波火炮发射系统的后坐冲量和身管热量。

(2) 装填条件、打开时机及后喷管结构参数会不同程度地影响膨胀波火炮发射系统的发射性能，其中打开时机的影响程度最大，后喷管结构参数的影响程度最小。

(3) 在不影响炮口初速度的前提下，通过对后喷装置打开时机、装填密度、身管长度以及弹丸质量等参量的合理选取，可以得到发射性能较好的膨胀波火炮发射系统。

References:

[1] Kathe E, Dillon R. Sonic Rarefaction Wave Low Recoil Gun [R]. AIAA-01-0743, 2001.

[2] Kathe E, Dillon R, Sopok S, et al. Rarefaction Wave Gun Propulsion [R]. ADA389156, 2001.

[3] Kathe E. Sonic Rarefaction Wave Recoilless Gun System: US, 6460446B1 [P]. 2002-10-08.

[4] Yuan Y X, Zhang X B. Multiphase Hydrokinetic Foundation of High Temperature and High Pressure [M]. Harbin: Publishing Company of Harbin Institute of Technology, 2005: 183-186. (in Chinese)
袁亚雄，张小兵. 高温高压多相流体动力学基础 [M]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学出版社，2005：183-186.

[5] Jin Z M. Interior Ballistics of Gun [M]. Beijing: Publishing Company of Beijing University of Science and Technology, 2004: 51-56. (in Chinese)
金志明. 枪炮内弹道学 [M]. 北京：北京理工大学出版社，2004：51-56.

Numerical Analysis on Launch Property of Rarefaction Wave Gun

WANG Ying-Ze, ZHANG Xiao-Bing

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

Abstract: The launch property of the rarefaction wave gun and some influences of different factors on the launch property were studied. The two-phase flow interior ballistic model was established based on the launch mechanism of the rarefaction wave gun. The MacCormack difference scheme was used in numerical calculations. Compared with the interior ballistic process of a closed chamber gun with the same caliber, the launch property was discussed in detail, and the influence of the different factors including loading conditions, venting time and structural parameters on the emission property was obtained.

Key words: rarefaction wave gun; launch property; two-phase flow interior ballistic model; numerical calculation