

二级轻气炮内弹道的数值模拟 与性能分析

陈大年

(西南流体物理研究所)

摘要 为了优化二级轻气炮的设计参数和工作参数,必须进行数值模拟。本文介绍了准一维不定常流的Lagrangian算法,讨论了数值模拟中的若干问题,分析了气动过程。根据我们的数值模拟,归纳了影响气炮性能的一些基本规律,可供选择工作参数时综合分析。

关键词 二级轻气炮 数值模拟 性能分析

一、引言

二级轻气炮是研究高速碰撞现象的重要工具。为了优化设计方案及工作状态,必须进行数值模拟与性能分析。特别是,对于已有的炮,如何在许可的条件下,发挥炮的潜力、提高弹丸速度,更是国内外同行所关心的课题。直至最近,国外还在发表文章展开讨论^[1,2]。二级轻气炮气动特性的数值模拟虽然并不困难,但是也存在一些数值方法上的问题及难于算准的物理机理,需要与实验测试相配合。由于二级轻气炮的几何参数及物理参数较多,所以全方位的性能分析比较复杂。但是,通过数值模拟,分析基本的力学过程,指出这些参数对炮性能影响的主要规律还是可以的。这些性能分析将有助于工作参数的较佳选择。

二、数值模拟

二级轻气炮装置如图1所示。药室中的火药燃烧,形成的产物在达到一定压力后,破膜

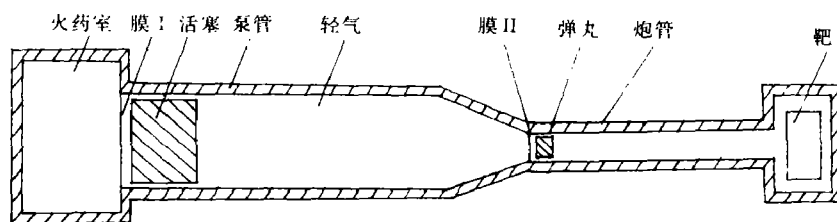


图 1
Fig. 1

1. 驱动活塞进入泵管, 活塞压缩轻气, 当轻气被压缩到一定压力后, 破膜II, 驱动弹丸沿炮管加速。

二级轻气炮气动特性的数值模拟, 可以归结为如下准一维不定常流动Lagrangian方程

组的初边值问题

$$\left. \begin{aligned}
 \dot{x} &= \bar{u} \\
 \dot{\bar{u}} &= -\frac{1}{\bar{\rho}_0} \frac{f}{f_0} \frac{\partial(\bar{p} + \bar{q})}{\partial a} \\
 \dot{\bar{e}} &= -(\bar{p} + \bar{q}) \bar{V} \\
 \bar{V} &= \frac{1}{\bar{\rho}_0} \frac{f}{f_0} \frac{\partial x}{\partial a} \\
 \bar{p} &= \bar{p}(\bar{e}, \bar{V})
 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

其中 a, x 分别为质点在初始时刻及 t 时刻的轴向坐标, $\bar{u}, \bar{p}, \bar{V}, \bar{e}, \bar{q}$ 分别为速度、压力、比容、内能及人为粘性, $\bar{\rho}_0$ 为初始密度, f_0, f 分别为质点在初始时刻及 t 时刻所处位置的管道横截面积。诸量上方的“ \cdot ”表示随流导数。方程组 (1) 在不同的初边值条件下分别描述燃烧产物及轻气的运动。

为了模拟火药的燃烧过程, 需要知道燃烧速率方程。其一般形式为

$$\frac{dz}{dt} = g(\bar{p}) \cdot h(z) \quad (2)$$

其中 z 为已燃火药的相对体积。 $g(\bar{p}) \cdot h(z)$ 可取如下形式

$$g(\bar{p}) = A(\bar{p} + B) \quad (3)$$

$$h(z) = \sqrt{1 - kz} \quad (4)$$

其中 A, B, k 为常数。燃烧火药的状态方程可取为

$$\bar{p} \left[\frac{\bar{\rho}_0 - (1-z)}{\bar{\rho} z \bar{\rho}_0} - \eta \right] = \bar{f} \left[1 + \frac{(\bar{e} - \bar{e}_0)(\gamma - 1)}{\bar{f} z} \right] \quad (5)$$

燃烧气体的状态方程可取为

$$\bar{e}_0 - \bar{e} = \frac{\bar{f}}{\gamma - 1} \left(1 - \frac{\bar{T}}{\bar{T}_0} \right) \quad (6)$$

其中, η, γ 为常数, \bar{T} 为温度, \bar{T}_0 为放热初温, $\bar{f} = R\bar{T}_0$, R 为气体常数。用燃烧模型计算的驱动脉冲应该用药室中压力历史的测量值加以校正。

关于轻气的状态方程, 如果要精确计算, 简单的 γ 形式状态方程是不能满足需要的。对于氢气来说, 当 \bar{T} 为 300 K ~ 600 K 时, 有人采用如下状态方程

$$\left. \begin{aligned}
 \bar{e} - \bar{e}_0 &= \int_{\infty}^{\bar{V}} R\bar{T}^2 \left(\frac{\partial G}{\partial \bar{T}} \right)_{\bar{V}} \frac{d\bar{V}}{\bar{V}} \\
 \bar{p} &= G R \bar{T} / \bar{V}
 \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

其中 $G = \exp[\bar{\rho} c_1(\bar{T}) + \bar{\rho}^2 c_2(\bar{T})]$

$c_1(\bar{T}), c_2(\bar{T})$ 为 \bar{T} 的多项式。其实, 对于高温高压下的气体状态方程, 需要采用含有

很多系数的有理多项式拟合。

关于人为粘性 \bar{q} ，一般采用Von Neumann最先提出的形式

$$\bar{q} = \bar{\rho} \bar{c}_1^2 |\Delta \bar{u}|^2 \quad (8)$$

这种人为粘性有时对计算结果影响颇大。主要问题是，当冲击波通过物质界面或从固壁反射时，误差较大。在二级轻气炮的数值模拟中，当轻气中的冲击波在活塞与弹丸间来回反射时就存在这个问题。为了改善冲击波反射时由人为粘性引起的反常加热，我们采用了White^[4]提出的新形式

$$\bar{q}_w = \bar{\rho} \bar{c}_1^2 \left| \Delta \bar{u} \left(-\Delta \bar{p} \Delta \left(\frac{1}{\rho} \right) \right)^{\frac{1}{2}} \right| \quad (9)$$

方程(9)的得来部分地应用了如下Hugoniot方程

$$\Delta \bar{u} = \left(-\Delta \bar{p} \Delta \left(\frac{1}{\rho} \right) \right)^{\frac{1}{2}} \quad (10)$$

\bar{q}_w 更能确切反映冲击波的独特性质，计算实例表明，这种形式的人为粘性改善了冲击波过物质界面及从固壁反射的计算结果。有趣的是，White曾把(10)完全代替(8)中的 $\Delta \bar{u}$ ，得到 \bar{q} 的如下形式

$$\bar{q}_{w_1} = -\bar{\rho} \bar{c}_1^2 \Delta \bar{p} \Delta \left(\frac{1}{\rho} \right) \quad (11)$$

自然会想到，采用 \bar{q}_{w_1} 将进一步改善计算结果。但是，事实恰恰相反。我们^[5]曾对White提出的这种人为粘性新形式进行过讨论，解释了White从计算实例引出的若干结论。我们证明了 \bar{q}_w 使冲击波过渡区的前沿变陡、尾部变缓。 \bar{q}_{w_1} 使前沿更陡、尾部更缓。然而，由于前沿粘性太小，尾部出现较大振动，效果反而不佳。

当活塞挤进泵管到炮管的收缩部分后，活塞的变形、减速以至停止的过程难于算准。我们从计算实例也发现，此过程对弹丸的终速有明显影响。

表1列出了我们的若干算例。用以表明计算的弹丸终速与实测值的符合程度。如上所述，

表 1
Table 1

V_b (m^3)	\bar{m} (g)	M (g)	m (g)	p_1 (GPa)	p_2 (GPa)	气 体 类 型	p_s (MPa)	U_c (m/s)	U_e (m/s)
5×10^{-2}	5×10^3	3×10^4	50	0.08	0.1	H ₂	1	6.64×10^3	6.0×10^3
6.7×10^{-4}	120	570	10	0.1	0.1	He	1	3.98×10^3	4.1×10^3
6.7×10^{-4}	140	570	14	0.1	0.1	He	1	3.85×10^3	3.9×10^3

数值计算中尚有难于算准的机理，有待与实验测试相配合。因此，我们已进行的数值模拟主要目的并不在追求与实验的符合程度而在于揭示影响气炮性能的基本规律。这些规律将在后面指出。表1中的 m 、 M 、 \bar{m} 分别为弹丸、活塞及火药的质量。 p_1 、 p_2 为膜I、II的破膜压力。 p_s 为充气压力。 V_b 为药室体积。 U_c 、 U_e 分别为计算的和实测的弹丸终速。计算中没有计及管壁阻力。 U_c 小于 U_e 的情况可能与活塞运动的计算不准有关。

上述 Lagrangian 解法的缺点是计算效率低,而且解的空间分布分辨率低,造成弹丸附近的气流速度梯度太大,影响计算精度。Glenn^[3]最近采用了任意 Lagrange Eulerian(ALE)方法,对二级轻气炮进行数值模拟。与方程组(1)相对应的基本方程为

$$\left. \begin{aligned} \frac{d(\bar{\rho}f)}{dt} + \bar{\rho}f \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} &= 0 \\ \frac{d\bar{u}}{dt} + \frac{1}{\bar{\rho}} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + F\bar{u}|\bar{u}| &= 0 \\ \frac{d\bar{e}}{dt} + \bar{p} \frac{d(1/\bar{\rho})}{dt} - F\bar{u}^2|\bar{u}| &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

其中
$$\frac{d}{dt} \equiv \frac{\partial}{\partial t} + w \frac{\partial}{\partial x} \quad (13)$$

$$w = \bar{u} - s \quad (14)$$

当 $s=0$ 时,方程(12)对应于 Eulerian 法。当 $s=\bar{u}$ 时,方程(12)对应于 Lagrangian 法。一般, s 是任意的,用于改善计算效率及精度。事实上, Glenn^[3]将此解法用于活塞与弹丸这两个 Lagrangian 面之间的流动。他选取 s , 使流场中的解有均匀的空间分辨率。作为边界条件之一的活塞速度由实验数据给出。

方程(12)中的 F 是管壁阻力参数

$$F = 2f_*/(f/\pi)^{\frac{1}{2}} \quad (15)$$

其中 f_* 为摩擦系数,它是 Reynolds 数 Re 的函数

$$f_* = \begin{cases} 64/Re, & Re < 2500 \\ [2\lg(Re \cdot f_*^{\frac{1}{2}}) - 0.8]^{-2}, & Re \geq 2500 \end{cases}$$

其中 $Re = 2\bar{u}(f/\pi)^{\frac{1}{2}}/\nu$, ν 为粘性。

Glenn^[3]计算的弹丸速度精度较高,与实测速度的误差一般在 3% 以内。

三、性能分析

我们首先分析基本的力学过程,然后指出主要参数对炮性能的影响。特别要讨论几何参数不变的情况下,如何在许可的条件下,其中包括炮的结构安全及弹丸的完好性要求,提高弹丸终速。这种研讨有助于发挥已有炮的潜在能力。

泵管到炮管的收缩段所起的动力学效应是十分重要的。当活塞在轻气中驱动的冲击波进入此收缩段后,冲击波被加强。按照 Whitham 规则^[6],冲击波速度 U_s 可表示为管道横截面积 f 的函数

$$U_s \propto f^{-\frac{1}{2} K_\infty} \quad (16)$$

其中

$$K_\infty = 2 \left\{ \left[1 + \sqrt{\frac{2}{(\gamma-1)\gamma}} \right] \left[1 + \sqrt{\frac{2(\gamma-1)}{\gamma}} \right] \right\}^{-1} \quad (17)$$

我们的计算结果与Whitham规则基本上是一致的。在弹丸的加速过程中，在活塞与弹丸之间存在一系列的冲击波的来回反射，这些冲击波在收缩管道中不断地被加强或衰减。由于冲击波的来回反射，弹丸底部的压力历史有剧烈的振荡，弹丸的加速是不均匀的。收缩段的另一动力学效应是对轻气进行等熵压缩，当轻气质点被驱入收缩段时，截面积的减小增强了等熵压缩效应。这种效应使轻气在加速弹丸时保持较高的压力。

由此可见，泵管到炮管的收缩段实际上是加速弹丸的一种贮能器，它的长度及形状对于炮的性能起着重要作用。另一些设计参数是泵管、炮管等的几何尺寸。一般来说，如果减小它们之一的长度而保持其它几何参数不变，为保持或提高弹丸速度，必须提高这种贮能器的最大压力。

对于已有的炮来说，优化工作参数、发挥炮的潜在发射能力、提高弹丸速度是十分重要的课题。当然，必须同时考虑到弹丸的完好性。需要选择的工作参数有：轻气类型、破膜压力、弹丸质量、火药质量、活塞质量、充气压力等。研究这些参数对于弹丸终速的影响可以通过一定条件下的数值模拟。我们的计算结果与文献〔1〕、〔2〕〔3〕指出的规律基本一致，可归纳为如下几点：

(1) 当破膜压力 p_1 提高时，弹丸终速 U_e 提高。 p_1 主要影响火药能量的利用率。如果 p_1 很小，那么活塞过早运动，当弹丸到达炮管出口时，火药能量有可能没有得到充分利用。如果 p_1 足够大，在膜I破时，火药已燃尽，那末燃烧过程在计算中可略，只要算出药室中火药燃后的初始状态即可。但药室压力峰值将增高，结构强度应相应提高。

(2) 当破膜压力 p_2 提高时，弹丸终速 U_e 提高不大，但是最大压力峰值明显增大。随着 p_2 的提高，活塞与弹丸间的气体冲击波反射次数增加，致使最大压力上升。弹丸终速 U_e 仅仅在一定的 p_2 范围内才有所提高，这是因为在活塞与弹丸间反射的气体冲击波一方面加速弹丸，另一方面又减速活塞，当 p_2 过大时，气体冲击波对活塞的减速太大，加速弹丸的效果反而不佳。

(3) 活塞质量 M 增大，最大压力上升。计算结果表明，最大压力总是处于泵管到炮管的收缩段。因此，弹丸速度在工程上所受到的限制主要取决于该收缩段的工程设计。活塞质量 M 对收缩段的压力影响较大，为了提高此贮能器的寿命， M 不宜太大，否则活塞减速太慢，造成贮能器压力过高。活塞质量的适当选择是与炮的具体结构有关的，可以通过数值模拟选取适当小的 M ，既满足弹丸终速及完好性要求，又确保贮能器的结构安全。

(4) 活塞速度提高，弹丸终速 U_e 也提高，但是可以是不单调的。在活塞质量 M 一定的情况下，提高活塞速度就是增加火药质量 \bar{m} 。随着活塞速度的提高，弹丸终速 U_e 及最大压力一般相应上升，但是 U_e 的上升曲线可能出现结点。这是因为活塞速度的提高有可能致使膜II过早突破，活塞与弹丸间通过气体的能量传递可能不佳。活塞速度所受到的限制显然还是取决于泵管到炮管的收缩段的工程设计。

(5) 充气压力 p_3 提高，弹丸终速 U_e 的变化并不单调。特别要指出的是 p_3 的提高会促使最大压力增大，但是，最大压力高不一定对应于 U_e 大，其原因仍然涉及到破膜压力 p_2 。在 p_2 不变的情况下，提高 p_3 ，有可能致使膜II过早突破，弹丸过早起动，活塞与弹丸间的能量传递欠佳。因此， p_3 值的选取比较重要，为获得较高 U_e ，存在一个适中的范围。而且，此时并不对应于较高的最大压力。这是理想的工作状态。

四、结 语

为了优化二级轻气炮的设计参数和工作参数,必须进行气动特性的数值模拟。各参数对于炮性能的影响是相互关连的,必须按照具体情况综合分析。在选择工作参数时,可供参考的基本规律有如下几条:1) 破膜压力 p_1 涉及到火药能量的利用率。2) 破膜压力 p_2 的提高会引起最大压力的上升。3) 活塞质量 M 不宜太大,否则最大压力太高。4) 活塞速度的提高不一定对应于弹丸终速的单调上升。5) 充气压力 p_3 的适当选取可使弹丸终速 U_c 提高而且最大压力并不很高。

杨中正、王金贵、李大红、陈汉仪等曾参加部分计算。

参 考 文 献

- [1] Mitchell, A. C., Nellis, W. J., Monahan, B., in: AIP Conference Proceedings No. 78, Shock Waves in Condensed Matter-1981, (1982), 184.
- [2] Trebinski, R., Wlodarczyk, E., *J. Tech. Phys.*, 24 (2) (1983), 209.
- [3] Glenn, L. A., *UCRL-96021* (1987).
- [4] White, J. W., *J. Comp. Phys.*, (11) (1973), 573.
- [5] 陈大年, 中国力学学会第二届流体力学学术会论文集, 科学出版社(1983), 99.
- [6] Whitham, G. B., *J. Fluid Mech.*, (4) (1958), 337.

NUMERICAL SIMULATION AND PERFORMANCE ANALYSIS OF THE TWO-STAGE LIGHT GAS GUN

Chen Danian

(Southwest Institute of Fluid Physics)

ABSTRACT In order to optimize the performance of the two-stage gas gun, the initial-boundary value problems for quasi-one-dimensional unsteady flow are solved by difference method. The influence of operating parameters on the performance is as follows: (1) The opening pressure for rupture valve between breech and pump tube influences the use degree of the gun powder. (2) The increase of the opening pressure for rupture valve between the pump tube and barrel leads to a small increase in calculation projectile velocity and essentially increase in the stresses in the pump tube. (3) In view of large inertia, heavy piston can not undergo slowing down quickly, resulting in higher stresses in the tapered section (4) The projectile velocity does not increase monotonically with piston velocity in certain range of the piston velocity. (5) At the appropriate initial filled pressure, the maximum projectile velocity is not correspondence to maximum stress in the tapered section.

KEY WORDS two-stage light gas gun, numerical simulation, performance analysis.