

文章编号: 1006-9941(2017)11-0932-07

水下发射对机枪膛口温度场影响的数值分析

张欣慰, 余永刚

(南京理工大学能源与动力工程学院, 江苏 南京 210094)

摘要: 为了解不同发射环境下机枪的膛口温度场分布特性, 对 12.7 mm 机枪在空气和水中射击所形成的膛口温度场进行了数值模拟和对比分析。数值计算借助 Fluent 软件, 并利用 User Defined Function(UDF) 和动网格技术。计算结果表明, 机枪水下密封式发射时, 弹丸出枪口就开始减速, 火药燃气在弹后减速、聚集而温度升高, 使得燃气初始喷射温度达到 2653 K, 比空气中发射时 (2236 K) 高 417 K。受弹丸运动和气液界面的共同影响, 在弹丸出膛 70 μs 时形成马赫盘, 而空气中发射时弹丸出膛 200 μs 才初步形成马赫盘。与空气中发射相比, 水下发射时形成的激波核心区较小, 但核心区温度更高; 其中压缩波中最高温度接近 3200 K, 比空气中发射时相应区域约高 1500 K。通过拟合水下密封式发射时膛口形成的马赫盘位置随时间变化曲线, 发现其位置与时间在弹丸出膛 200 μs 内满足指数变化规律。

关键词: 水下密封式发射; 燃气射流; 膛口温度场; 马赫盘; 数值模拟

中图分类号: TJ6; O354.5

文献标志码: A

DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2017.11.008

1 引言

目前, 对于水下枪炮的研究逐渐成为热点。枪炮在水下发射时, 弹丸出膛后, 高温高压火药燃气将在膛口形成火药燃气射流, 而气液界面会对膛口流场的演变产生重大影响。不同于空气中发射, 外部环境的改变将对膛口流场的演变和分布特性产生影响; 与普通气液两相流相比, 燃气射流的扩展还将受弹丸运动的影响。因此, 对枪炮水下发射所形成的膛口流场的研究是一个具有挑战性和创新性的课题。

对于枪炮在空气中射击所形成膛口流场的研究, 国内外专家学者已经进行了大量的实验和数值研究。Klingenberg^[1] 进行了实验和数值研究, 前者测量了 7.62 mm 步枪的膛口温度场, 分析了不同膛口气体环境对膛口焰和膛口温度的影响; 后者研究了低压环境下的膛口冲击波特性和膛口冲击波强度随环境压力的降低近似呈线性减小。膛口燃气射流具有高温高速等特点, 其产生的冲击波具有复杂的分布特性^[3-4],

为消除冲击波对周围环境和操作人员等的影响, 膛口制退器位置与直径的设计尤为重要^[5]。李子杰^[6] 发现考虑初始流场时, 大口径超高速弹丸的膛口流场最大压力降低一倍而温度提高 1000 K 以上。在水下燃气射流方面, 相关人员进行了大量的实验和模拟研究工作。水下燃气射流界面的不稳定性影响因素较多^[7], 莽珊珊^[8] 等实验探究了充液室边界形状对射流边界的影响, 发现阶梯充液室有助于提高射流稳定性。多股射流的汇聚对于射流排水具有重要意义, 赵嘉俊^[9]、周良梁等^[10] 设计了多种喷射结构, 对燃气射流在圆柱充液室内的扩展、汇聚进行了研究, 对比分析了不同喷射结构的排水效果。Xue^[11-12] 等实验研究了双股燃气射流在充液室内的扩展过程, 并分析了射流扩展与掺混特性。在枪炮水下发射研究方面, 目前多采用全淹没式发射和水下密封式发射。全淹没式发射为保证发射安全性, 采用缩短身管、降低装填密度和增大弹丸长度等方式控制膛压, 但弹丸初速较低^[13-14]。密封式发射是在膛口设置密封装置以保证在内弹道期间弹丸在气体环境中运动, 在膛口内部压力达到一定数值时密封装置打开, 弹丸运动出膛进入液体环境, 这样可以有效控制膛压并获得较高弹丸初速, 但是结构过于复杂且难于控制^[15]。与陆上传统火炮相比, 水下炮采用密封式发射时, 膛压略有增大、初速有所减小^[16]。

前人的研究主要集中于枪炮空气中发射所形成的

收稿日期: 2017-05-31; 修回日期: 2017-07-15

基金项目: 国家自然科学基金项目(11372139)

作者简介: 张欣慰(1990-), 男, 博士研究生, 主要从事水下发射研究。e-mail: zwxnjust@163.com

通信联系人: 余永刚(1963-), 男, 教授, 主要从事兵器发射理论与技术研究。e-mail: yygnjust801@163.com

膛口流场、水下燃气射流和水下发射内弹道,而对于水下枪炮密封式发射膛口流场的研究未见公开报道。本研究对机枪在不同外部环境下射击所形成的膛口流场进行了数值计算,分析了水下发射对机枪膛口温度场的影响,为水下枪弹的设计与实验提供理论指导,为深入研究奠定基础。

2 数理模型

2.1 物理模型

根据水下枪炮密封式发射特点,对 12.7 mm 滑膛式机枪水下密封式发射膛口火药燃气流场,采用以下简化假设:

(1) 膛口燃气射流的扩展看作是一个非稳态过程,近似处理为二维轴对称问题;采用 $k-\varepsilon$ 模型模拟流场中气液湍流作用。

(2) 膛口燃气射流近似处理为可压缩理想气体射流,不考虑燃气射流的组分变化,并忽略其体积力的影响。

(3) 不考虑枪口附近水的相变以及空化的影响。

数值计算中多相流模型采用 VOF 模型,湍流模型采用标准 $k-\varepsilon$ 模型。利用 PRESTO! 方法对压力项离散,动量和能量的离散采用一阶迎风格式,压力与速度耦合采用 PISO 算法,计算过程中时间步长控制在 0.2 μs 以内,以保证计算稳定性。

2.2 数学模型^[8,10-12]

根据以上物理模型,对燃气射流建立以下数学模型:

(1) 连续性方程

$$\frac{\partial(\alpha_q \rho_q)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{v}) = \frac{S_{\alpha_q}}{\rho_q} \quad (1)$$

式中, ρ_q 表示密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $q=1,2$ 分别表示气、液两相; α_1 和 α_2 分别表示气液各相的体积分数,且 $\alpha_1 + \alpha_2 = 1$,由于不考虑化学反应,源项 $S_{\alpha_q} = 0$ 。

(2) 动量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T)] \quad (2)$$

式中,气液混合密度 $\rho = \alpha_2 \rho_2 + (1 - \alpha_2) \rho_1$; p 为压力, Pa。

(3) 能量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot [\vec{v}(\rho E + p)] = \nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T) \quad (3)$$

式中, $E = \sum_q \alpha_q \rho_q E_q / (\sum_q \alpha_q \rho_q)$ 为平均能量, J;

$T = \sum_q \alpha_q \rho_q T_q / (\sum_q \alpha_q \rho_q)$ 为平均温度, K; k_{eff} 为有效热传导率, $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ 。

(4) 气体状态方程:

$$\rho = \rho R T \quad (4)$$

(5) $\kappa-\varepsilon$ 湍流方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] - \rho \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \rho \varepsilon \quad (5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] - C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} \rho \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (6)$$

式中, k 和 ε 分别为湍动能和耗散率; 常数 $\sigma_k = 1.0$ 和 $\sigma_\varepsilon = 1.3$ 分别为湍动能与耗散率对应的 Prandtl 数; $\mu_t = C_\mu k^2 / \varepsilon$ 为湍流粘性系数, 单位 $\text{Pa} \cdot \text{s}$, 常数 $C_{\varepsilon 1} = 1.44$, $C_{\varepsilon 2} = 1.92$ 和 $C_\mu = 0.08$ 为经验系数。

2.3 数理模型的实验验证

本研究对文献[8]中圆形燃气射流在圆柱形充液室内扩展的实验进行了数值模拟,图 1 为数值模拟和实验中射流头部轴向最大位移与时间的关系对比图。由图 1 可知,数值计算结果与实验结果吻合较好,最大误差为 2.8%,说明本研究所采用的数理模型是可信的。

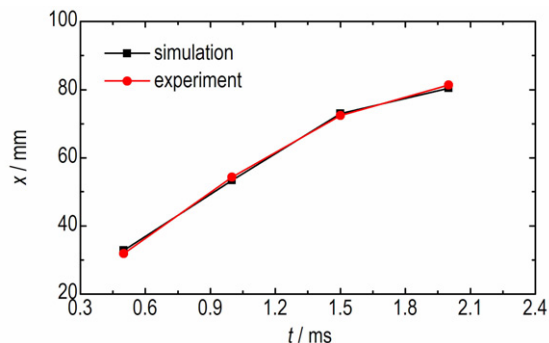


图 1 射流头部轴向最大位移与时间的关系

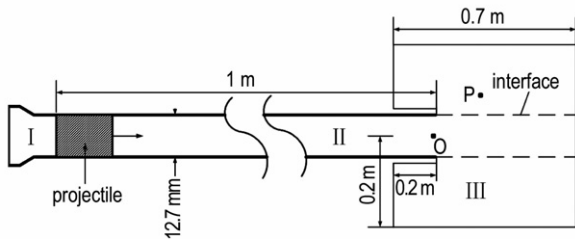
Fig. 1 The relationship between the maximum displacement of the jet head and the time

3 边界条件与计算模型

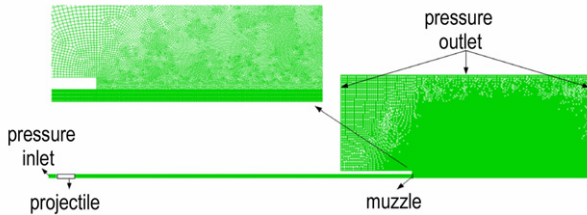
3.1 网格划分

根据本研究计算需求,给出了水下密封式发射计算模型,如图 2 所示,其中图 2a 为计算模型示意图、图 2b 为计算域网格示意图。图 2a 显示,计算分三个区域, I 区为弹后燃烧室、II 区为弹前身管内部、III 区

为膛口周围流场,膛口流场计算区域取长为 0.7 m、半径为 0.2 m 的圆柱形区域。图 2b 显示,计算域采用结构化和非结构网格,最小网格尺寸为 0.25 mm × 0.25 mm,位于 III 区弹丸运动区域,即枪口至出口边界间长 0.5 m、半径 0.00635 m 的圆柱形区域。图 2a 中, O 点为膛口中心,以其为参考零点, P 点坐标为 (100 mm, 19.05 mm)。



a. calculation model diagram



b. grids of the computational domain

图 2 水下密封式发射计算模型

Fig. 2 Computational model for underwater sealed launch

3.2 边界条件

燃烧室设为压力入口,弹丸定义为运动刚体,膛口流场计算区域外边界为压力出口边界,初始化为环境变量参数,考虑水深为 1 m,即初始压力为 111325 Pa,初始温度取 300 K。

3.3 网格无关性验证

考虑到动网格的分裂与合并,最小网格尺寸设定为 0.25 mm × 0.25 mm,对膛口周围流场(III区)进行不同尺寸网格加密设置,分别得到 21.5×10^4 , 17.9×10^4 和 13.4×10^4 网格数的计算网格。由于图 2a 中 P 点会经历气液相态转变及射流夹断等复杂变化,故选其进行网格独立性验证具有一定代表性。以三种网格数下的 P 点压力随时间变化为参考,如图 3 所示。图 3 显示,与 21.5×10^4 网格数下 P 点压力相比,采用 17.9×10^4 网格数进行计算时平均误差为 4.8%,而采用 13.4×10^4 网格数进行计算的平均误差达到 16.1%,为保证计算精度和计算效率的最优配置,本研究采取 17.9×10^4 网格进行数值计算。

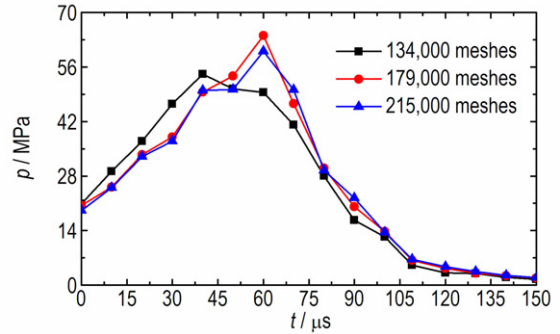


图 3 采用不同网格数计算的参考点压力-时间对比

Fig. 3 The reference point pressure-time curves under different grids

4 结果与讨论

针对 12.7 mm 滑膛式机枪,采用全装药(装药量 15.5 g),对其在不同发射条件下的膛口温度场分布特性进行了数值分析,表 1 为两种发射条件下的部分内弹道及膛口参数。

表 1 弹道枪内弹道及膛口参数

Table 1 Interior ballistics and muzzle parameters

launch condition	x / m	ω / g	p_1 / MPa	v / m · s ⁻¹	p_m / MPa	p_{k0} / MPa	T_{k0} / K
in air	1	15.5	—	834	305	61	2236
underwater 1	15.5	0.15	784	309	105	2653	

Note: x is the barrel length, ω is the charge weight, p_1 is the broken pressure of the baffle at muzzle, v is the projectile velocity at muzzle, p_m is the maximum pressure in chamber, p_{k0} is the initial injection pressure of combustion gas at muzzle, T_{k0} is the initial injection temperature of combustion gas at muzzle.

表 1 显示,机枪发射在两种外部环境下发射时,由于弹丸膛内运动阻力基本相当,水下密封式发射时的最高膛压较空气中发射时只升高 4 MPa,升幅 1.3%;而水下密封式发射时的弹丸初速较空气中发射时降低 $50 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,降幅达到 6.0%,这是因为弹丸出枪口后弹丸头部与水接触,产生极大的阻力使弹丸减速,此时弹后火药燃气因弹丸减速在膛口内部聚集,导致火药燃气初始喷射压力和温度分别升高 72.1% 和 18.6%。为了解发射环境造成的弹丸减速对膛口喷射参数的影响,膛口火药燃气喷射参数曲线如图 4 所示,其中图 4a 为温度图、图 4b 为质量流率图。图 4a 显示,弹丸出膛 20 μs 内,膛口燃气喷射温度均迅速降低;随后,水下发射环境下,燃气喷温度下降较缓,而空气中发射时燃气扩展受阻较小,喷射温度下降较快。图 4b 显

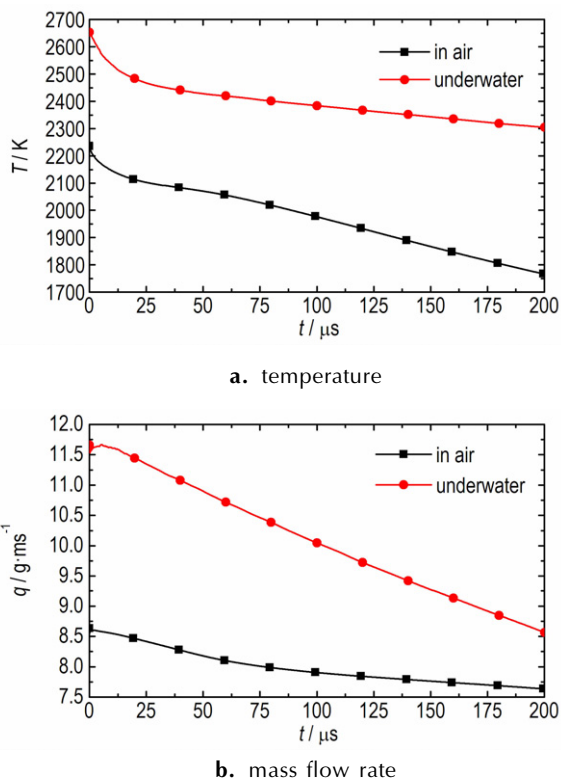


图4 膛口火药燃气喷射参数曲线
Fig.4 Curves of combustion-gas injection parameters at muzzle

示,水下环境下的膛口燃气质量流率较高,且下降较快,进一步说明高温高速燃气因弹丸减速而在弹后空间聚集。

为进一步明晰两种发射环境下的膛口温度场分布特性,进行了机枪在空气中发射时膛口温度云图和流线图的分析,如图5所示。图6给出了枪炮在空气中发射时的膛口激波结构示意图,以便于对机枪在不同发射环境下发射时的激波结构进行对比分析。

图5显示,空气中发射时,高温火药燃气出膛口后,燃气迅速膨胀,气体扩展速度高于弹丸速度,膨胀过程中燃气温度下降。受弹底影响,燃气在弹底后方减速而温度升高;绕开弹底扩展的燃气在过膨胀波系后受压缩波影响而温度升高。由于未考虑化学反应,膛口流场中温度最高约为1700 K,膨胀区最低温度随燃气射流扩展而持续降低;弹丸出膛200 μs时,激波系受弹底影响较小,射流扩展较为充分,膨胀区最低温度接近环境温度,即300 K。由图5中流线结合图6膛口激波结构示意图可知,30 μs时,燃气扩展方向分别在燃气射流边界、弹丸冲击波面和初始冲击波面三处发生较大偏转;随着高温高速燃气的扩展追上弹丸冲击波,70 μs后流场中流动方向在射流边界和初始冲击波面处发生偏转。

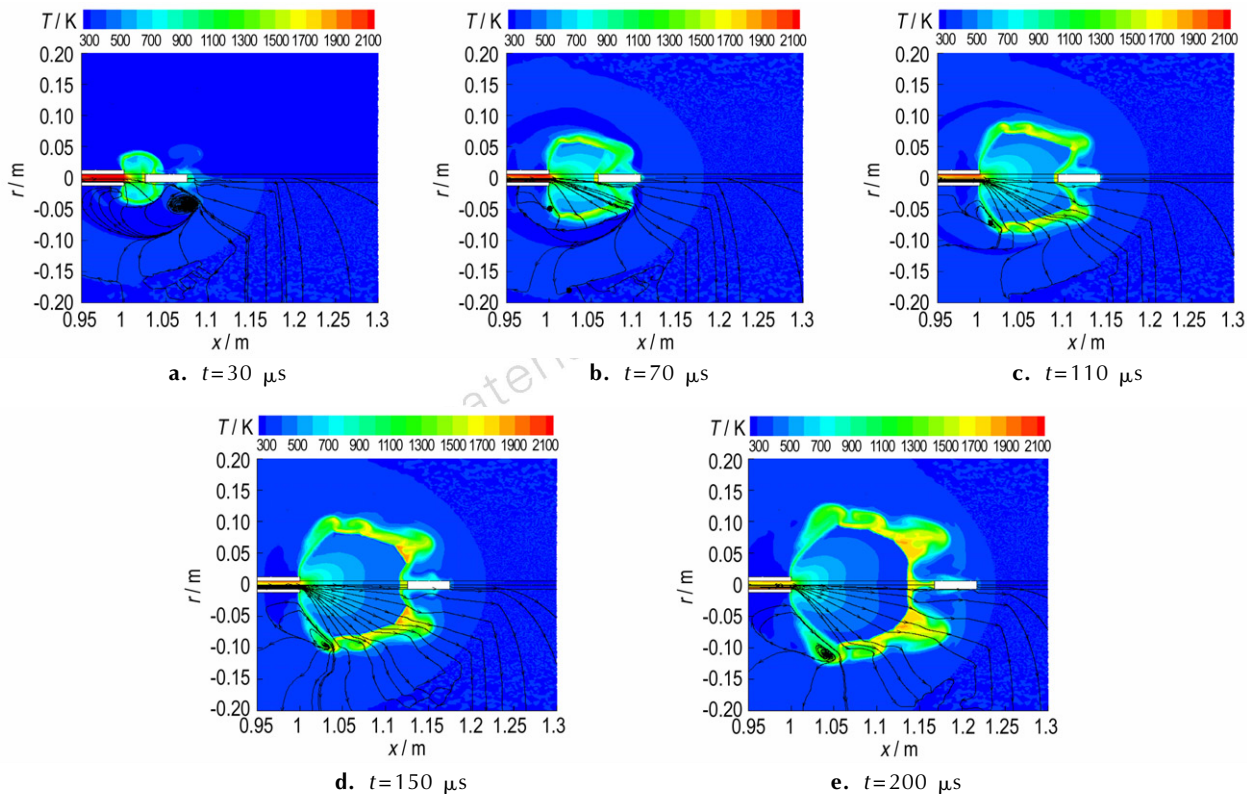


图5 空气中发射时的膛口温度云图及流线图
Fig.5 Muzzle static temperature cloud and streamline for gun launched in air

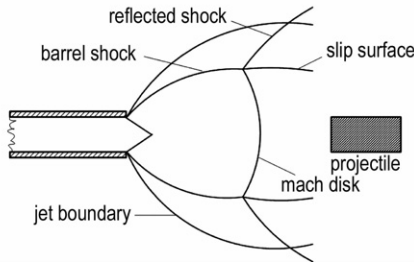


图6 空气中发射时膛口流场激波结构示意图
Fig.6 The structure of the shock wave for gun launched in air

同时对水下密封式发射时的膛口温度云图、气液组分分布和流线图进行了分析,如图7所示,图上方为温度云图、下方为气液组分分布及流线图。由图7上方温度云图可见,在弹丸出膛 200 μs 时间内,燃气温度在射流膨胀区均快速下降,燃气穿过膨胀区后受气液界面的反射和弹底的相互作用,产生压缩波,气体速度降低而聚集形成高温气团。弹丸出膛 30 μs 时,燃气总流量较低且扩展不充分,压缩波处的燃气最高温度接近 2600 K;随着弹丸运动和高温燃气喷射,70 μs 时刻,气液界面的反射促进了马赫盘的形成,燃气在穿

过马赫盘后速度急剧降低,最高温度接近 3050 K;随后,110 μs 时,激波核心区的扩展和弹丸运动促使高温气团向下游运动,高温气团最高温度降至约 2850 K;此后,高温气团继续向下游移动,燃气继续补充,受气液界面和弹丸运动的耦合影响,之前形成的高温气团中的部分气体再次减速聚集,最高温度达到 3150 ~ 3200 K。结合图7下方气液组分分布图和流线图,受气液界面的剧烈掺混和弹丸运动的共同影响,在 150 μs 时刻, Taylor 空腔在距枪口约 0.075 m (1.5 倍弹长) 出现夹断,夹断处气体减速,导致此后高温气团最高温度升高,到 200 μs 时,夹断位置沿轴向移动到枪口下游 0.1 m (2 倍弹长) 处,而流场中流动方向的偏转主要发生在射流核心区、射流夹断处和气液界面。

由此可见,与空气中发射相比,水下密封式发射时,高密度的水会限制高温燃气的扩展,但也会加速马赫盘的形成;同时,膛口高温区域虽然较小,但压缩波最高温度比空气发射时高近 1500 K;发射环境的改变对膛口流场流动方向及其变化的影响也很大。

由图5和图7可以发现,机枪在水下和空气中发射时,火药燃气射流在膛口形成的温度场差异较大,为

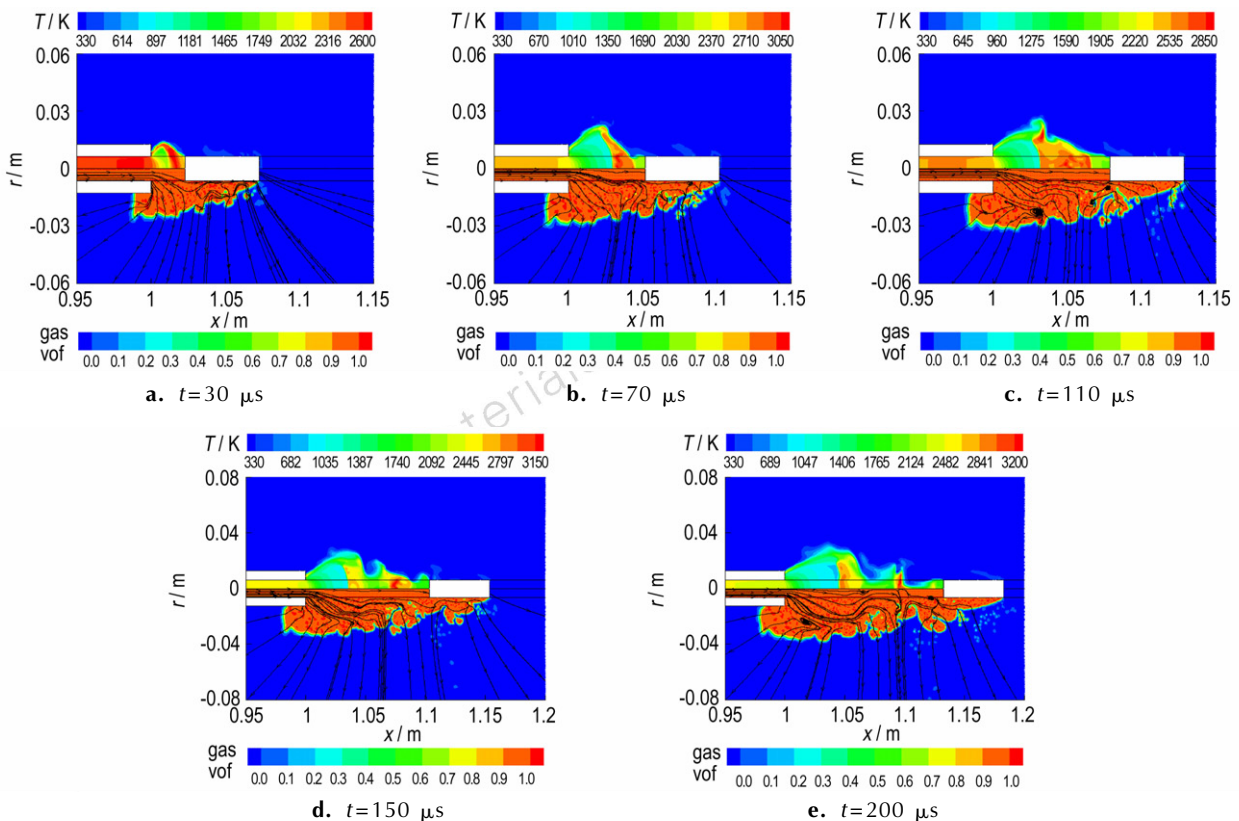


图7 水下密封式发射时的膛口静温云图、气液分布及流线图
Fig.7 Muzzle static temperature cloud, gas-liquid distribution and streamline for gun sealed launched underwater

了更为直观的体现膛口温度场分布特性,得到了不同时刻温度沿膛口中心至弹底中心轴向分布曲线,如图8所示。图8显示,空气中发射时,膛口温度场整体温度较低,且激波核心区受弹底影响时间较长,在200 μs 才初步形成马赫盘,马赫盘距枪口约0.135 m(2.7倍弹长);水下密封式发射时,在70 μs 就已形成马赫盘,随后马赫盘所在位置不断远离枪口(距枪口位置由0.588倍弹长增加到0.87倍弹长),而轴向温度分布在越过马赫盘后变得较为复杂,随着时间推移,温度会出现多个峰值,这与气液界面的剧烈掺混和Taylor空腔的夹断现象有关。在图8a和图8b中,射流膨胀区温度均随时间降低,且膨胀区区域均沿轴向增大,在200 μs 时刻,空气中发射时膛口射流膨胀区的最低温度接近300 K,而水下发射时膛口射流膨胀区最低温度仍达到900 K。结合图4,随着时间的推移,膛口燃气温度和流量率均降低,而射流扩展更为充分。

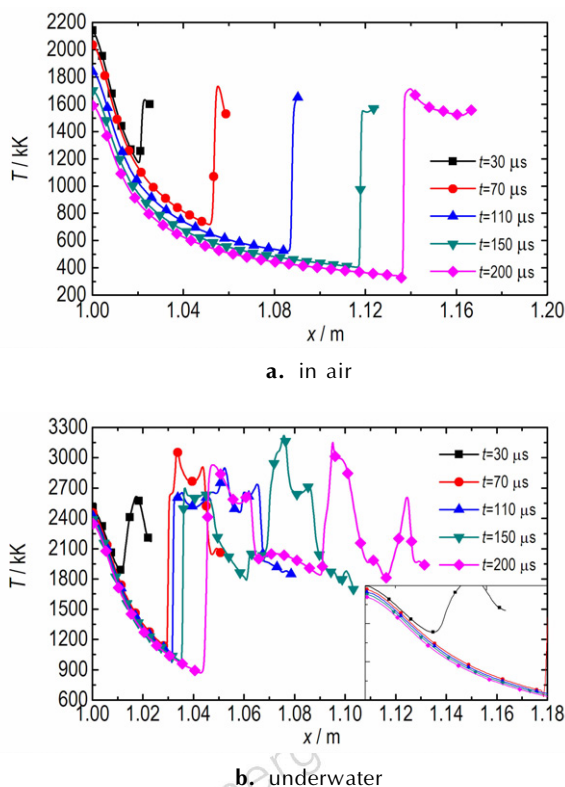


图8 温度沿膛口中心至弹底中心轴向分布曲线

Fig.8 The distribution of temperature along the center of the muzzle to the center of the projectile base

对水下密封式发射时膛口马赫盘位置随时间变化特性进行拟合,发现其距膛口中心距离随时间变化满足指数函数规律,即:

$$x(t) = x_0 + x_1 e^{-t/t_1}$$

式中, $x(t)$ 为膛口马赫盘所在位置,mm; t 为时间, μs ; x_0 , x_1 和 t_1 为膛口马赫盘位置随时间变化的拟合参数,如表2所示。

表2 射流最大轴向位移随时间变化的拟合参数

Table 2 The fitting parameters for the maximum axial displacement-time curves

fitting parameters	x_0	x_1	t_1
values	26.13	1.28	-76.55

5 结论

通过对12.7 mm滑膛式机枪在不同外部介质中发射所形成的膛口温度场的对比分析,发现水下密封式发射时,膛口温度场与空气中发射相比存在较大不同。

(1) 水下密封式发射时,弹丸膛内运动阻力与空气中发射时基本相当,最高膛压较空气中发射只升高4 MPa,升幅1.3%;弹丸出枪口后受阻较大,初速较空气中降低 $50 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,降幅达6.0%;弹丸减速导致弹后燃气聚集,膛口压力和温度升高,与空气中发射相比,燃气初始喷射压力和温度分别升高44 MPa和417 K,升幅分别为72.1%和18.6%。

(2) 水下密封式发射时,燃气扩展受气液界面和弹丸运动共同影响,在70 μs 时就已形成马赫盘,而空气中发射时弹丸出膛200 μs 才初步形成马赫盘;火药燃气在穿过膨胀波后形成高温气团,处于马赫盘前方,气液界面的剧烈掺混和弹丸运动引起了Taylor空腔的夹断,温度在夹断处升高,而空气中发射时压缩波系变化较为单一。

(3) 水下密封式发射形成的膛口激波核心区较空气中发射时小,但核心区温度更高,其中压缩波中最高温度接近3200 K,比空气中发射时相应区域约高1500 K。温度沿轴向分布在穿过马赫盘后变得较为复杂,存在多个峰值,这与射流的夹断有关。水下密封式发射时膛口马赫盘位置随时间变化特性满足指数函数规律: $x(t) = x_0 + x_1 e^{-t/t_1}$ 。

参考文献:

- [1] Klingenberg G, Mach H. Investigation of combustion phenomena associated with the flow of hot propellant gases I: spectroscopic temperature measurements inside the muzzle flash of a rifle[J]. *Combustion & Flame*, 1976, 27(1): 163-176.
- [2] 朱冠南,王争论,马佳佳,等. 低压环境下膛口冲击波实验研究[J]. *兵工学报*, 2014, 35(6): 808-813.

- ZHU Guan-nan, WANG Zheng-lun, MA Jia-jia, et al. Research on muzzle shock wave in low pressure environment[J]. *Acta Armamentarii*, 2014, 35(6): 808–813.
- [3] ZHUO Chen-fei, FENG Feng, WU Xiao-song. Development process of muzzle flows including a gun-launched missile[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2015, 28(2): 385–393.
- [4] 吴伟, 许厚谦, 王亮, 等. 含化学反应膛口流场的无网格数值模拟[J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(5): 625–632.
WU Wei, XU Hou-qian, WANG Liang, et al. Numerical simulation of a muzzle flow field involving chemical reactions based on gridless method[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(5): 625–632.
- [5] Mizukaki T. Visualization and force measurement of high-temperature, supersonic impulse jet impinging on baffle plate[J]. *Journal of Visualization*, 2007, 10(2): 227–235.
- [6] 李子杰, 王浩. 膛口初始流场对火药燃气射流的影响[J]. *含能材料*, 2017, 25(4): 282–290.
LI Zi-jie, WANG Hao. Effect of precursor flow field of muzzle on the combustion gas jet flow of gun propellant[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2017, 25(4): 282–290.
- [7] Harby K, Chiva S, Muñoz-Cobo J L. An experimental investigation on the characteristics of submerged horizontal gas jets in liquid ambient[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2014, 53(2): 26–39.
- [8] 莽珊珊, 余永刚. 高压燃气射流在整装液体中扩展过程的实验和数值模拟[J]. *爆炸与冲击*, 2011, 31(3): 300–305.
MANG Shan-shan, YU Yong-gang. Experiment and numerical simulation for high pressure combustible gas jet expansion process in a bulk-loaded liquid[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2011, 31(3): 300–305.
- [9] 赵嘉俊, 余永刚. 锥形多股火药燃气射流与液体工质相互作用的实验研究[J]. *含能材料*, 2015, 23(11): 1055–1060.
ZHAO Jia-jun, YU Yong-gang. Interaction between cone-shaped multiple combustion gas jets and liquid[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2015, 23(11): 1055–1060.
- [10] 周良梁, 余永刚, 曹永杰. 喷射结构对充液圆管内气幕特性影响的数值分析[J]. *含能材料*, 2016, 24(7): 657–663.
ZHOU Liang-liang, YU Yong-gang, CAO Yong-jie. Influence of injection structure on gas-curtain generation characteristics in liquid tube by numerical analysis[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2016, 24(7): 657–663.
- [11] XUE Xiao-chun, YU Yong-gang, ZHANG Qi. Expansion characteristics of twin combustion gas jets with high pressure in cylindrical filling liquid chamber[J]. *Journal of Hydrodynamics, Ser. B*, 2013, 25(5): 763–771.
- [12] XUE Xiao-chun, YU Yong-gang, ZHANG Qi. Study on the effect of distance between the two nozzle holes on interaction of high pressure combustion-gas jets with liquid[J]. *Energy Conversion and Management*, 2014, 85: 675–686.
- [13] 孔德仁, 王昌明, 柳光辽, 等. 水下枪械内弹道分析及其理论建模[J]. *弹道学报*, 1998(3): 56–60.
KONG De-ren, WANG Chang-ming, LIU Guang-liao, et al. Analysis of interior ballistic characteristics of underwater gun and theoretical model's establishment[J]. *Journal of Ballistics*, 1998(3): 56–60.
- [14] 陈舟, 王昌明, 狄长安, 等. 水深变化时水下发射装置的内弹道计算[J]. *兵工学报*, 2002, 23(4): 462–464.
CHEN Zhou, WANG Chang-ming, DI Chang-an, et al. Interior ballistic calculations of an under water gun at various depths[J]. *Acta Armamentarii*, 2002, 23(4): 462–464.
- [15] Stace J J, Dean L M, Kirschner I N. Sealing apparatus for exclusion of water from underwater gun barrels[P]. 11/18/1997: US 5687501 A[P].
- [16] 刘育平, 李金新, 杨臻, 等. 水下炮内弹道分析与数值仿真[J]. *火炮发射与控制学报*, 2007, 28(4): 30–33.
LIU Yu-ping, LI Jin-xin, YANG Zhen, et al. Interior ballistics analysis and numerical simulation of underwater gun[J]. *Journal of Gun Launch & Control*, 2007, 28(4): 30–33.

Numerical Analysis for the Effect of Underwater Launch on the Temperature Field of Machine Gun Muzzle

ZHANG Xin-wei, YU Yong-gang

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

Abstract: In order to understand the distribution characteristics of the muzzle temperature field for gun launched in different environments, numerical simulation and contrast analysis for 12.7 mm gun launched in air and underwater were carried out. With the FLUENT software, the numerical simulation was performed using User Defined Function (UDF) and dynamic grid technology. The numerical results show that when the gun is sealed and launched underwater, the velocity of projectile slows down just when it contacts water. At this time, the gunpowder gas after the projectile is slowed up and its temperature is raised, so that the initial injection temperature of the gas reaches 2653 K, which is 417 K higher than that in air (2236 K). Influenced by both the projectile movement and the gas-liquid interface, the Mach disk was formed at 70 μs after the projectile shot out. However, the Mach disk was initially formed at 200 μs after the projectile shot out for gun launched in air. Compared with the situation of gun launched in air, the shock core area formed by the underwater launch is significantly smaller, while the temperature of the core region is higher. Especially, the maximum temperature in the compressed wave is up to 3200K, which is 1500K higher than that in air. By fitting the curve of the Mach disk position with the time for the underwater launch, it is found that the variation of the Mach disk position follows the law of exponential change within 200 μs after the projectile shot out.

Key words: underwater launch; combustion gas jet; muzzle temperature field; Mach disk; numerical simulation

CLC number: TJ6; O354.5

Document code: A

DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2017.11.008