

doi: 10.7690/bgzd.2024.12.019

不同消声碗结构的消声器膛口射流噪声数值模拟

游 鹏¹, 周克栋², 何 伟¹, 赫 雷², 张 迪², 缪桓举²

(1. 重庆建设工业(集团)有限责任公司智能武器研究所, 重庆 400054; 2. 南京理工大学机械工程学院, 南京 210094)

摘要: 为追求消声器更高的降噪量, 采用计算流体力学 (computational fluid dynamics, CFD) 方法和计算气动声学 (computational aeroacoustics, CAA) 方法进行数值模拟。在发射 9 mm×19 mm 手枪弹的工况下, 选取消声碗的碗数和倾角为研究变量。采用大涡模拟 (large eddy simulation, LES) 计算消声器内外流场, 获取流场中声源积分面上的流体压力等信息, 再采用声波动方程计算得到声源积分面上的声学信息及远处声监测点上的声压信号, 得到消声器膛口不同测点的射流噪声总声压级。分析结果表明: 对于所探究的不同倾角, 60° 倾角的消声碗在所有测点的总声压级最低; 而当碗数变化致使相邻消声碗和弹头前后形成最大密闭空间时, 在所有测点处可得到最低的总声压级。

关键词: 消声器; 消声碗; 射流噪声; 大涡模拟; 计算气动声学

中图分类号: TJ012; TB535; O354 **文献标志码:** A

Numerical Simulation of Silencer Muzzle Jet Noise with Different Silencer Bowl Structures

You Peng¹, Zhou Kedong², He Wei¹, He Lei², Zhang Di², Miao Huanju²(1. Intelligent Weapons Research Institute, Chongqing Jianshe Industry (Group) Co., Ltd., Chongqing 400054, China;
2. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science & Technology, Nanjing 210094, China)

Abstract: In order to get higher noise reduction of the silencer, the computational fluid dynamics (CFD) and the computational aeroacoustics (CAA) are selected for numerical simulation. Under the working condition of firing 9 mm×19 mm pistol cartridge, the number and inclination angle of the silencer bowls are selected as the research variables. The inner and the outer flow field of the silencer, and the information of the fluid pressure on the integrated surface of the sound source are obtained by large eddy simulation (LES) numerical calculation method, and then the acoustic information on the integrated surface of the sound source, and the sound pressure signal of the measuring points of the far field can be calculated according to the acoustic wave equation. Finally, the overall sound pressure level (OSPL) of jet noise at different specified measuring points is obtained. The analysis shows that the silencer bowl with 60° inclination has the lowest OSPL at all measuring points, and when the change in the number of silencer bowls causes the adjacent bowls and the bullet to form the maximum confined chamber, the lowest overall sound pressure level can be got at all measuring points.

Keywords: silencer bowl; silencer; jet noise; large eddy simulation; computational aeroacoustic

0 引言

枪械射击时会在膛口处产生冲击波和超压声场, 伴随有强烈的气动噪声。气动噪声会严重影响听觉而且容易暴露目标。在膛口加装消声器, 将膛口噪声降低到一定的范围内, 对膛口的声、光、焰的隐匿有较好的效果, 对提高枪械的射击隐蔽性具有重要意义。

在消声器体积一定的条件下, 为追求更高的降噪量, 现代消声器内部结构趋于复杂, 用传统的噪声理论^[1-3]来解析消声器的降噪量比较困难。工程上得到只是最终的降噪量, 无法揭示燃气在消声器内部的流动情况, 采用计算流体力学 (CFD) 方法和计算气动声学 (CAA) 方法, 在实验的辅助下, 不仅可以观察到消声器内部流场与膛口流场结构, 还可直

接预测膛口噪声, 对消声器性能的优化设计具有积极意义^[4-6]。

汪冰等^[7]对某小口径步枪的超声速弹和亚声速弹进行了膛口噪声抑制作用实验研究, 分析了 2 种枪弹根据测点距离枪口的不同位置得到的降噪量, 将安装了单腔和多腔消声器的装置与无膛口装置的测量数据进行对比, 得到了降噪量随距离变化的规律。张永立^[8]主要从传感器、冲击波的检测以及膛口超压场的建模 3 方面研究了如何获取枪炮发射时产生的冲击波以及超压场分布, 并用最优算法对武器发射后的冲击波超压场进行了建模模拟。对于更加真实的膛口流场对膛口压强的影响, 董靖宇等^[9]结合动网格技术, 研究了两相流场与单纯气相流场在压强分布上的区别, 吴伟等^[10]建立了含有化学反

收稿日期: 2024-06-27; 修回日期: 2024-07-27

第一作者: 游 鹏 (1995—), 男, 湖北人, 硕士。

通信作者: 周克栋 (1964—), 男, 江苏人, 博士。

应的膛口流场各波系结构模型。

消声碗是枪械膛口抗性消声器中最常用的结构，而对于抗性消声碗对消声效果的具体影响规律研究相对较少。相较于无膛口装置的膛口流场，消声器内部流场和膛口流场波系稍显复杂。笔者仅对消声器内部结构对膛口射流噪声的影响做初步探究。采用 CFD-CAA 混合方法，首先用 LES 方法计算膛口流场，待膛口流场达到相对稳定状态后启动 FW-H 声学方程计算预测膛口噪声，为消声器内部结构优化设计提供一定的参考。

1 计算模型

笔者设计的消声器由消声器尾部、消声器外筒、消声器前部和消声碗组件 4 部分构成。在消声器外形尺寸均一致的情况下，考虑消声器内腔有无消声碗组件 2 种情况，无消声碗组件即为空腔消声器，消声碗碗数为 0。

在有消声碗的情况下，研究相邻消声碗之间的轴线距离及消声碗母线与枪膛轴线之间非钝角(后文简称“碗距”和“倾角”)对膛口射流噪声的影响规律。研究倾角时，消声碗数量为 11，碗底间距为 9 mm，消声碗数量以及碗底间距不变，只改变倾角；研究碗距时，消声碗倾角均为 30°，消声碗倾角不变，改变消声碗数量，消声碗之间为均等排列。所设计的所有消声器中，消声器外形尺寸一致，内腔结构不同，消声器圆周直径为 $\phi 38$ mm，总长为 155 mm，消声碗壁厚 0.9 mm，消声器外筒壁厚 1.5 mm，消声器内部轴线弹头通道直径为 $\phi 10$ mm，略大于枪弹口径。所设计消声器均为轴对称结构，根据不同消声器的 3 维模型，抽取不同内腔结构消声器内外壁面，对各个零件圆角、倒角等工艺特征做简化，得到不同内腔结构消声器分类如图 1 所示。倾角 30°消声碗角度定义如图 2 所示。

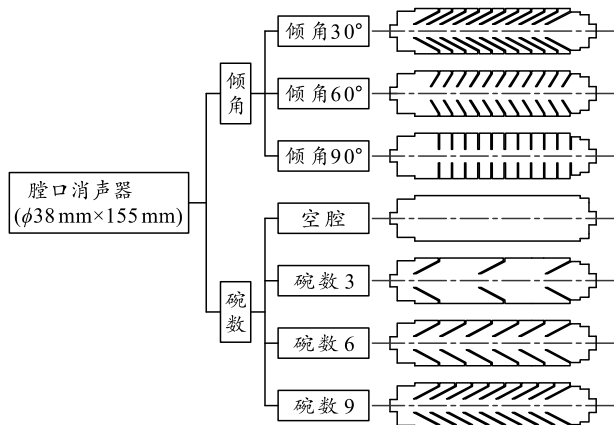


图 1 消声器内部结构分类

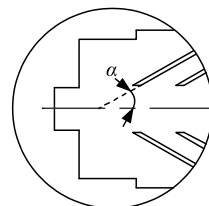


图 2 消声碗倾角 α 定义

1.1 几何模型

装有消声器的枪械在射击时，弹头在消声器内部的运动对燃气流场和声场的形成分布起到关键作用，从而影响到膛口声压场和噪声场。本文中数值计算的是发射 9 mm \times 19 mm 巴拉贝鲁姆手枪弹时的消声器膛口流场，弹头的几何尺寸如图 3 所示。

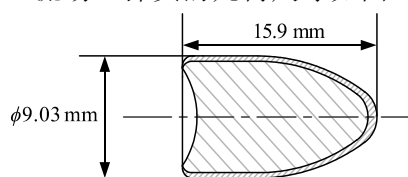


图 3 9 mm \times 19 mm 手枪弹弹头几何尺寸

假设火药燃气射流沿枪管轴线做轴对称运动，笔者取消声器膛口流场 1/2 进行数值模拟，以弹膛底部中心为坐标原点，枪膛轴线所在直线为 x 轴，子弹运动方向为 x 轴正方向。考虑到要进行声学计算，在模型中设置了膛口射流噪声数值计算的声源面。最终建立的消声器膛口射流噪声场计算域几何模型如图 4 所示。

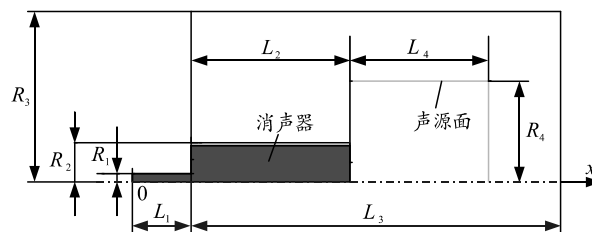


图 4 消声器膛口射流噪声场计算域

消声器膛口射流噪声场计算域示意图各个尺寸如表 1 所示。

表 1 数值计算区域模型尺寸 mm

参量	尺寸	参量	尺寸
枪管长 L_1	112.0	枪管内膛半径 R_1	4.5
消声器长度 L_2	155.0	消声器外圆半径 R_2	19.0
计算域长度 L_3	824.0	计算域半径 R_3	300.0
声源面长度 L_4	300.0	声源面半径 R_4	180.0

1.2 网格划分及边界条件

带有消声碗的消声器内腔结构比较复杂，计算区域采用动网格模拟弹头运动，为避免运动边界带来的网格扭曲和弹头运动带来的网格负体积，对计算模型分块划分网格，并设置声源面；采用 interface

方法划分弹丸运动区域和非运动区域网格;对枪口、消声器内壁面、消声器膛口及声源面处的网格做加密处理,提高计算域网格整体质量。

该模型采用的边界条件为:出口处为非反射压力出口条件,物理参量与外界大气相同,速度分量为 0;枪管、消声器内外壁面以及膛底壁面为绝热固壁;枪膛轴线为轴对称边界;膛内弹头运动方式由用户自定义函数(user defined functions, UDF)定义,出枪口后的弹头运动由六自由度确定。

在 Hypermesh 软件中对所有计算几何模型划分计算域网格并定义声源面和边界网格,图 5 所示仅为倾角 30°的消声器计算域网格划分,网格总数 306 653。

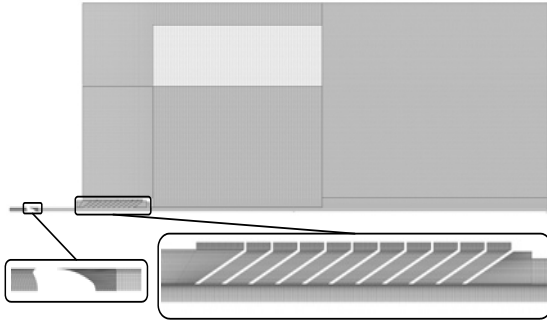


图 5 消声器计算域网格划分

1.3 初始条件

将膛内火药燃烧完时刻作为数值计算的初始时刻,不考虑弹后火药燃气在枪管内的逸流。根据拉格朗日假设,此刻的弹后空间压力分布和弹后火药燃气速度分布可由式(1)和(2)得到;火药燃气温度由理想气体状态方程(3)得到。

$$p_x = p_a [1 + \omega / (2\phi_1 m) (1 - x^2 / L^2)]; \quad (1)$$

$$v_x = xv / L; \quad (2)$$

$$p_x = \rho_a RT; \quad (3)$$

$$f = RT_1; \quad (4)$$

$$p / p_a = \phi / \phi_1. \quad (5)$$

式中: p_x 为弹后空间轴线上火药燃气压力; p_a 为弹底压力; ω 为装药量; ϕ_1 为次要功系数; m 为弹头质量; x 为弹后膛内至膛底的距离; L 为弹底至膛底距离; v_x 为火药燃气轴向速度; v 为弹头速度; ρ_a 为弹后空间燃气平均密度; T 为燃气温度; f 为火药力; T_1 为火药燃烧时的爆温^[11]; R 为火药燃气气体常数; p 为膛内平均压力; ϕ 为忽略后坐能量的次要功系数。

基于式(1)–(3)得到的相关参数,采用 UDF 对数值计算模型初始化并开始计算。气体粘度采用萨

瑟兰定律,空间离散格式采用 Roe 格式,计算时间步长取 10^{-7} s。

1.4 声接收点设置

以消声器膛口中心为圆心,在半径 R 为 2 m 的圆周上,以火药燃气射流下游方向为起始位置,在 30°、60°、90°和 120°角度上设置 4 个测点 P_1 、 P_2 、 P_3 、 P_4 。消声器膛口射流噪声测点位置设置如图 6 所示。

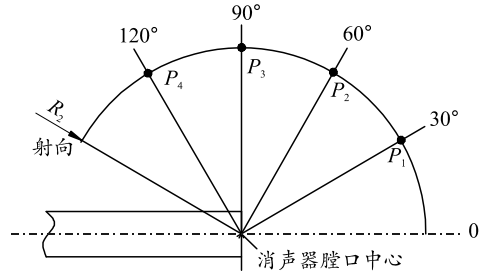


图 6 消声器膛口射流噪声数值模拟测点位置

2 控制方程

消声器远场不同测点处的射流噪声模拟分 2 阶段进行,第 1 阶段采用 LES 计算消声器膛口场流,其中空间离散采用 Roe 格式。基于第 1 阶段获得的结果,提取所选源面上的相关非定常流参数,利用 Ffows 和 Hawkings (FW-H) 声学方程计算声源数据,得到远场指定点处的声压信号,并对其进行频谱分析,最终计算出不同测点处的总声压级 OSPL。

2.1 大涡模拟控制方程

LES 模型采用滤波函数对流场中的脉动进行过滤,直接求解湍流中大尺度的涡结构,并利用亚格子应力(subgrid stress, SGS)模型求解小尺度涡。对可压缩的 N-S 方程过滤后得到可压缩流的大涡模拟控制方程如下:

$$\partial \rho / \partial t + \partial (\rho \bar{u}_i) / \partial x_i = 0; \quad (6)$$

$$\frac{\partial \rho \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial (\rho \bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = - \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{\sigma}_{ij}}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{\tau}_{ij}}{\partial x_j} + \frac{\partial (\bar{\sigma}_{ij} - \hat{\sigma}_{ij})}{\partial x_j}. \quad (7)$$

式中: $(\bar{\cdot})$ 为过滤后的量; $\bar{\tau}_{ij}$ 为亚格子应力项; $\bar{\sigma}_{ij}$ 为分子粘性应力选项; ρ 为流体密度。 $\tau_{ij} = \rho (\bar{u}_i \bar{u}_j - \overline{u_i u_j})$; $\hat{\sigma}_{ij} = \mu(\bar{T})(\partial \bar{u}_i / \partial x_j + \partial \bar{u}_j / \partial x_i)$, $\mu(\bar{T})$ 为气体的粘度随温度变化项,式(7)中最后一项 $(\bar{\sigma}_{ij} - \hat{\sigma}_{ij})$ 的产生与粘性系数随温度变化有关(萨瑟兰定律),结合实际问题,该项可以忽略。

本文中计算采用壁面适应局部涡黏 (wall-adapting local eddy, WALE) 亚格子模型^[12]。

2.2 声波动方程

FW-H 方程采用 Lighthill 的声学类比预测膛口

$$\frac{1}{c_0^2} \frac{\partial^2 p'}{\partial t^2} - \nabla^2 p' = \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial x_j} [T_{ij} H(s)] - \frac{\partial}{\partial x_i} \{ [P_{ij} n_j + \rho u_i (u_n - v_n)] \delta(s) \} + \frac{\partial}{\partial t} \{ [\rho_0 v_n + \rho (u_n - v_n)] \delta(s) \}. \quad (8)$$

式中: c_0 为当地声速; p' 为远场声压; T_{ij} 为莱特希尔张量, $T_{ij} = \rho u_i u_j + P_{ij} - \delta_{ij} c_0^2 \rho'$; P_{ij} 为压缩应力张量; $H(s)$ 为赫维塞德广义函数; $\delta(s)$ 为狄拉克函数; u_i 为流体的速度在 x_i 方向上的分量; ρ' 为远场密度; v_n 为物体运动速度在物体表面单位法向量上的投影; u_n 为流体的速度在物体表面单位法向量上的投影。

FW-H 方程右侧第 1 项表征的是控制面外侧与流体非线性流动相关的四极子声源; 第 2 项表征的是运动物体表面对附近流体的扰动引起的偶极子声源; 第 3 项表征的是分布于物体表面, 由质量移动效应引起的单极子声源。

3 数值模拟结果分析

对于倾角 30° 的消声器, 其计算域所划分的初始网格总数量为 306 653, 验证网格数量为 715 246。表 2 为初始网格与验证网格在不同测点处射流噪声总声压级计算结果对比, 由表 2 可以看出, 2 种不同密度网格在各测点的相对误差在 1.9% 以内, 可以认为此时本文中数值计算中所划分的初始网格已经与网格数量无关, 其他内腔结构的消声器计算模型采用相同方法划分网格。

表 2 网格无关性验证数值计算结果对比

总声压级	初始网格/dB	验证网格/dB	相对误差/%
P_1	133.266 6	131.571 4	1.27
P_2	148.806 9	147.165 2	1.10
P_3	147.004 5	144.302 4	1.84
P_4	135.723 0	133.187 4	1.87

3.1 膛口流场数值模拟结果分析

自枪口处喷射而出的火药燃气为超音速射流, 遇到消声碗的阻挡后会产生激波失速, 如果产生的是正激波, 波后的燃气速度则变为亚声速。激波中能量损失有一部分转换为热能。气流经过多级消声碗, 会产生多次激波, 其能量也将逐渐减少, 当燃气射流到达消声器膛口时, 其速度、压力和密度值都会减弱很多。

表 3 为不同倾角消声器不同时刻流场压力等值线。观察同种倾角消声器的时序等值线图可以发现燃气流动时一些相似的特点: 1) 弹头进入消声器内

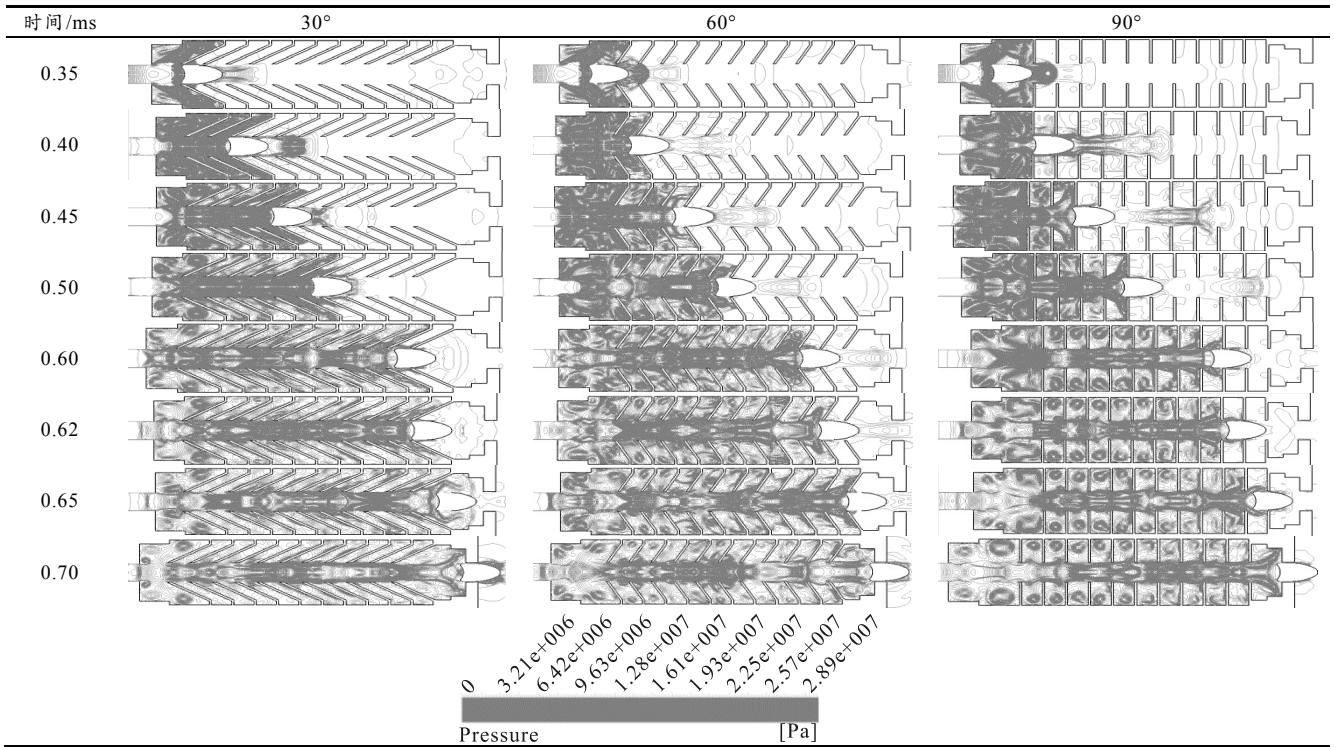
冲击波产生的噪声^[13]。FW-H 方程可以由连续性方程和动量方程推导为:

腔后, 由于燃气轴向运动速度较大, 约 1 000 m/s, 在弹头底部壁面的阻挡下, 会首先撞击膨胀腔下游壁面, 继而在膨胀腔的下游、顶部和上游壁面反射, 在膨胀腔内部出现压力波的反射, 在该区域持续形成涡流; 2) 除了膨胀腔顶部的涡流, 枪管内火药燃气不断喷出补充, 在某些膨胀腔的上游壁面燃气流入处和下游壁面燃气流出处也有可能产生涡流; 3) 压力波的反射使得膨胀腔内部的压力高于原来枪口外界本来的压力值, 阻碍了枪口燃气的出流, 枪口后续火药燃气与膨胀腔内燃气的冲撞与耗散, 使得消声器内部压力以波动形式衰减; 4) 弹头前部的初始逸流也呈现相同的流动特征, 不过由于其压力和速度等物理量值均相对较小, 特征稍显微弱。随着弹头的运动, 消声器轴线上高压区域也向下游转移。

对于不同倾角的消声器, 消声碗倾角越小, 进入每级膨胀腔内的火药燃气运动行程也越长。 $t=0.35$ ms 时可以看到, 当碗沿位置一致, 第一级消声碗碗底与枪口平面之间的距离大于一个弹头长度时, 枪口的部分火药燃气会越过弹头, 倾角越大则碗底位置离枪口越远, 泄漏的火药燃气也越多, 倾角为 90° 的消声器弹头前部可以看到明显的逸流高压。

当火药燃气在膨胀腔膨胀时, 由于消声碗壁面的阻碍作用, 倾角越大, 火药燃气速度矢量的改变量也越大。倾角为 30° 时, 火药燃气较容易进入膨胀腔内运动, 高速运动的燃气被密闭端的固壁所阻滞, 造成了压力的急剧升高, 从固壁反射回来的仍然是强压缩波, 膨胀腔以及相应弹头通道处的压力升高, 对枪管内出流火药燃气的阻滞作用也会更加明显, 在消声器内腔及枪管内产生往复运动的压力波动现象, 使燃气在膛内往复运动消耗能量。当 $t=0.45$ ms 时, 可以看到倾角为 90° 的消声器内火药燃气非常明显的偏转, 即火药燃气相对不易进入膨胀腔, 同理在膨胀腔内的压力升高相对不明显, 对出流燃气的阻滞作用相对较弱。 90° 倾角膨胀腔内形成的涡环低压中心较为明显, 压力梯度也会使得流体微团向涡环中心运动。

表 3 不同倾角消声器内不同时刻流场压力等值线



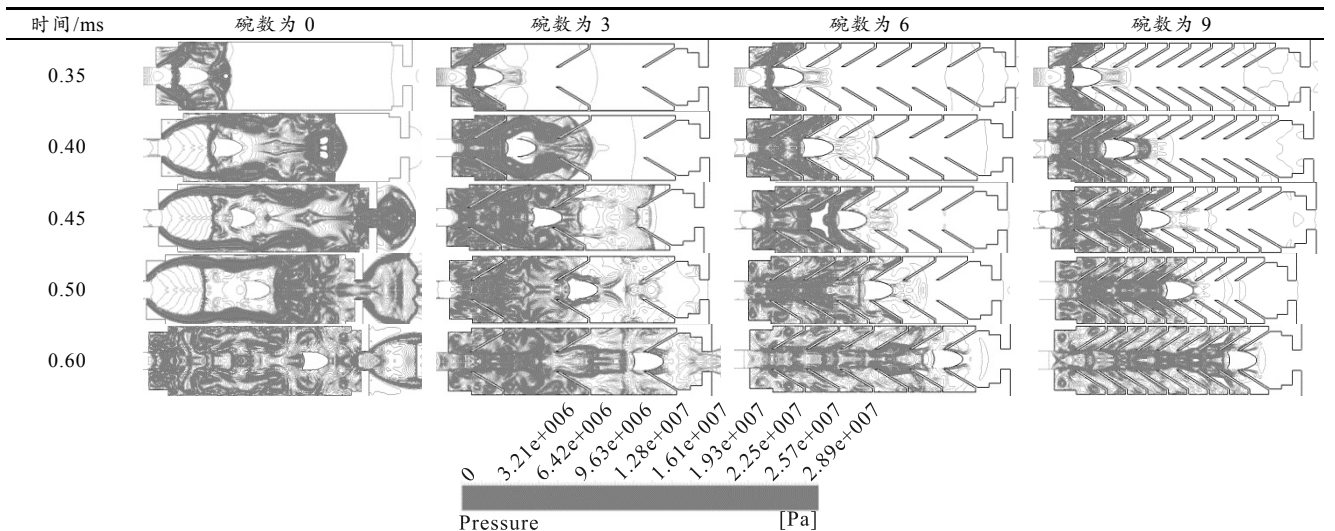
由表 4 可知，对于空腔消声器，由于没有消声碗对燃气的阻挡作用，弹丸与消声器内壁之间空隙较大，与有消声碗的消声器压力场比较，弹丸前方燃气逸流最为明显，且弹前小范围内的局部压力可达弹后燃气压力值，由于弹前空间与外界大气相通，压力差较大，局部高压持续时间较短。空腔消声器未能有效地阻滞火药燃气对膛口出流的补充作用，对膛口压力的降低作用稍显不足。

当 $t=0.45$ ms 时，逸流燃气在膛口形成首次瓶状激波，冲击波波阵面由桃型逐渐发展为球形，空

腔消声器内部区域压力分布未见明显压力差，而碗数为 6 的消声器弹后空间高压区域最为明显。

当碗数为 3 时，消声器内部弹前逸流气体也较为明显，但由于消声碗的阻挡作用，与弹后高压燃气相比，仍显微弱。当碗数为 6 和 9 时，由于相邻碗底轴向距离均等于或小于弹丸长度，未见明显的弹前逸流。由于弹丸的直线运动，消声器内部弹丸通道仍然是火药燃气流动的主要区域，随着弹丸运动，高压区域也在弹丸通道轴向不同位置形成，各消声器的消声碗腔室顶部形成的高压区较少。

表 4 不同碗数消声器内不同时刻流场压力等值线



3.2 膛口噪声场数值模拟结果分析

当流场计算达到相对稳定时刻,开启声场计算。声场计算完成后,用声源面上信息计算不同结构消声器各测点的射流噪声总声压级^[14],最终结果如表 5 所示。

表 5 不同结构消声器不同测点处总声压级 dB

消声碗类型	P_1	P_2	P_3	P_4
倾角 30°	133.266 6	148.806 9	147.004 5	135.723 0
倾角 60°	131.529 0	148.253 8	146.312 6	135.144 9
倾角 90°	133.493 2	150.854 3	147.691 5	140.016 1
空腔	135.574 0	150.324 9	146.797 5	138.907 0
碗数 3	135.662 5	151.930 2	146.502 3	139.664 0
碗数 6	132.298 6	149.596 5	144.771 4	134.670 7
碗数 9	133.474 1	151.723 0	146.445 3	136.664 0

根据上表总声压级数据,如图 7 所示。绘制了不同倾角消声器在不同测点处总声压级折线。由图可以看出,消声器的膛口射流噪声大小随倾角并不呈现线性变化。在所探究的倾角中,相较于倾角 30°和 90°,倾角 60°的消声器内部往复运动的压力波动现象更加明显,在碗底处的激波能量损失更加频繁,枪口后续火药燃气与膨胀腔内燃气的冲撞与耗散更加强烈,消声器膛口射流噪声总声压级最低;当倾角为 90°时,消声器膛口射流噪声最高。关于倾角对消声器降噪效果的影响,可以在倾角为 60°附近划分更加具体的倾角,探究消声碗的最佳倾角。

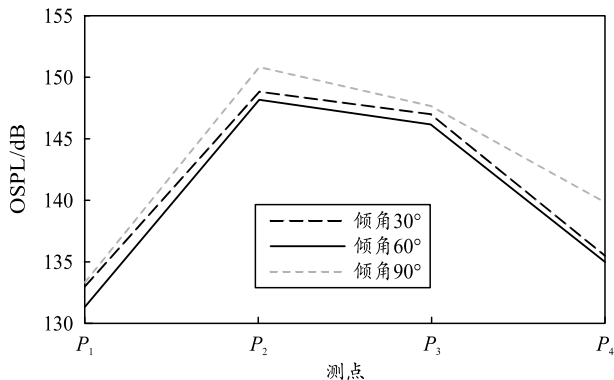


图 7 不同倾角消声器在不同测点处总声压级折线

可以认为空腔消声器是消声碗倾角为 0 的一种特殊状态。图 8 为空腔与倾角 90°消声器在不同角度测点的总声压级对比折线,可以看出,在 P_2 、 P_3 、 P_4 测点处,空腔消声器所得到的总声压级均低于倾角 90°消声器;在 P_1 测点上,空腔消声器所得总声压级要略高于倾角 90°消声器。整体上看空腔消声器的降噪效果要略好于倾角 90°消声器,这是因为倾角 90°消声碗之间膨胀腔未能形成有效的局部高压,未能够较好地抑制消声器内燃气的出流,而且与空腔消声器相比,90°倾角消声碗占用了一部分内

腔容积,上述因素的综合作用导致了整体上 90°倾角消声器的总声压级略高于空腔消声器。

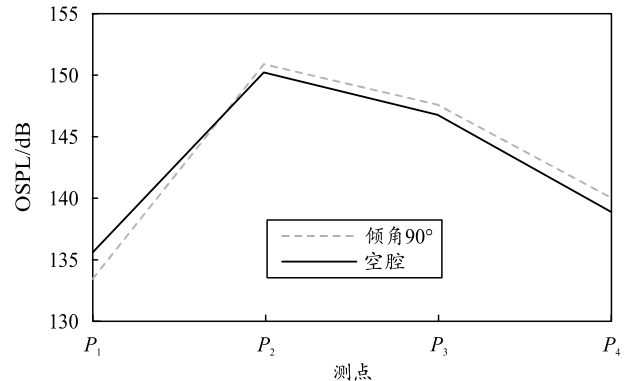


图 8 空腔与倾角 90°消声器在不同测点处总声压级折线

图 9 为不同碗数消声器在不同测点处总声压级折线,当消声碗数量为 6 时,消声器膛口射流噪声在各个测点均可以得到最低的总声压级。

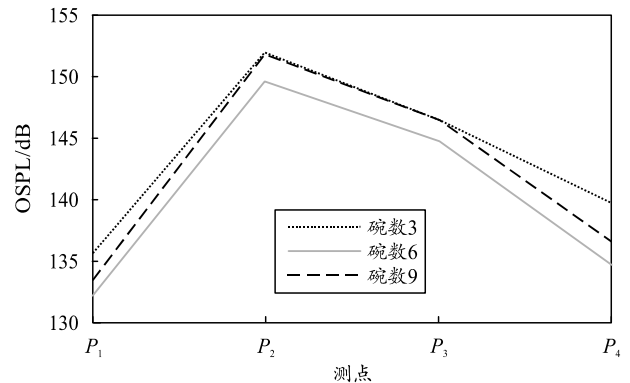


图 9 不同碗数消声器在不同测点处总声压级折线

上述数值计算的所有消声器中,当消声碗碗数为 6 时,碗底之间的轴线距离等于弹头长度。随着弹头的运动,弹头与消声碗之间始终可以组成相对封闭壁面,即弹头底部离开上一级消声碗碗底时,弹头头部进入下一级消声碗碗底,火药燃气不会因弹头与消声碗之间轴向空隙大量泄露。而当碗数过多时,弹头在运动过程中,虽然也可以始终与消声碗组成封闭壁面,但是消声碗将过多地占用消声器内部有限的空腔,相比之下,火药燃气难以在消声器内充分膨胀,燃气压力难以下降;因此,消声效果会减弱。当消声碗数量过少时,火药燃气的膨胀体积虽然增大,但是弹头在消声器内运动时,弹头与每一级膨胀腔都会留有轴向间隙,导致火药燃气泄漏,也会导致消声效果减弱。

可以认为空腔消声器是消声碗碗数为 0 的一种特殊状态。图 10 为碗数 3 的消声器与空腔消声器在不同角度测点的总声压级对比折线,由图可以看出,除 P_2 测点外,2 种消声器在其他 3 个测点的总声压

级相当接近，并无明显区别。

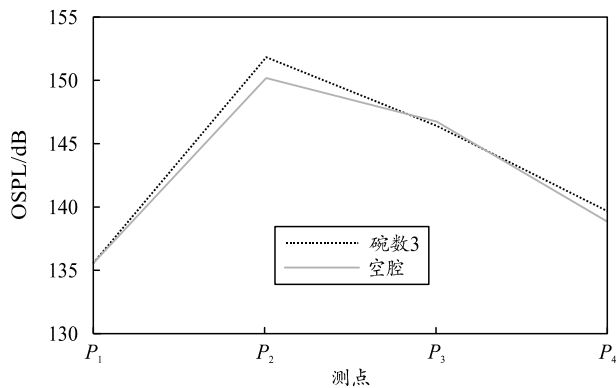


图 10 空腔与碗数 3 的消声器在不同测点处总声压级折线

观察以上各个膛口射流噪声折线可以看出， P_2 测点的总声压级总是高于 P_4 测点的总声压级，即火药燃气主要是在射流方向辐射了大部分声能，这也是膛口噪声指向性形成的主要原因。

4 结论

笔者选取了抗性消声器的消声碗个数和消声碗倾角为主要研究对象，耦合“CFD-CAA”方法，计算了发射 9 mm×19 mm 手枪弹工况下，不同碗数和倾角消声器内外流场，分析了火药燃气在消声器内流动特征及物理参数变化规律；根据膛口流场结果计算了不同消声器指定测点的膛口射流噪声，初步探究了消声碗碗数和倾角对消声器膛口射流噪声的影响规律，得到如下结论：

1) 在消声器轴向尺寸一定的情况下，不同消声碗碗数带来的是消声碗之间膨胀腔轴向距离的变化，当相邻消声碗能够与弹头之间形成最大密闭空间时，消声器的降噪效果可以达到最佳。

2) 对于笔者研究的几种不同碗数的消声器，相较于碗数 6，过多的消声碗会占用有限的膨胀腔，消声器的膛口射流噪声不减反增，即消声效果并不会提高。

3) 对于笔者研究的几种不同倾角消声碗型消声器，60°倾角的消声器消声效果最好，对于最佳消声碗倾角，可以在 60°倾角附近进一步研究。

参考文献：

- [1] 曾永珠. 枪械设计中的膛口噪声预测计算方法[J]. 弹道学报, 1995(4): 92-96.
- [2] 崔正翔. 膛口噪声机理与膛口消声器[J]. 噪声与振动控制, 1991(1): 17-20.
- [3] MALKI M E, KHETTABI A. Application of the interface response theory to a periodical expansion chambers[C]//2nd International Conference on Applied Mathematics. AIP Conference Proceedings, 2019.
- [4] LEE I C, LEE D J, KO S H, et al. Numerical analysis of a blast wave using CFD-CAA hybrid method[C]//Proceedings of 12th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference(27th AIAA Aeroacoustics Conference). Cambridge, MA, US: AIAA, 2006.
- [5] LO S W, TAI C H, TENG J T. Axial-Symmetry Numerical Approaches for Noise Predicting and Attenuating of Rifle Shooting with Suppressors[J]. Journal of Applied Mathematics, 2011, 2011(7): 347-363.
- [6] HRISTOV N, KARI A, JERKOVIĆ D, et al. Application of a CFD model in determination of the muzzle blast overpressure in small arms and its validation by measurement[J]. TehničkiVjesnik, 2018, 25(5): 1399-1407.
- [7] 汪冰, 王永娟, 徐诚. 某小口径枪弹膛口噪声抑制作用实验研究[J]. 南京理工大学学报, 2011, 35(2): 160-163.
- [8] 张永立. 冲击波场测试关键技术研究[D]. 长春: 长春理工大学, 2019.
- [9] 董靖宇, 李志刚, 于存贵. 基于动网格的炮口制退器两相流场数值模拟[J]. 兵工自动化, 2020, 39(6): 65-68.
- [10] 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.
- [11] 李昼堂. 火药与内弹道[M]. 北京: 国防工业出版社, 1988: 51-56.
- [12] 赵欣怡. 带膛口装置的轻武器膛口气流脉冲噪声数值模拟与实验研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2019.
- [13] FFOWCS W J E, HAWKINGS D L. Sound radiation from turbulence and surfaces in arbitrary motion[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, 1969, 264(1151): 321-342.
- [14] 游鹏, 周克栋, 赫雷, 等. 含运动弹头的手枪膛口射流噪声场特性[J]. 兵工学报, 2021, 42(12): 2597-2605.