

文章编号: 1006-9941(2016)07-0657-07

## 喷射结构对充液圆管内气幕特性影响的数值分析

周良梁<sup>1</sup>, 余永刚<sup>1</sup>, 曹永杰<sup>2</sup>

(1. 南京理工大学能源与动力工程学院, 江苏 南京 210094; 2. 西北机电工程研究所, 陕西 咸阳 712099)

**摘要:** 为了研究火炮水下气幕式发射过程中喷射结构对气幕特性的影响,建立了多股燃气射流在充液圆管中扩展的三维非稳态数理模型,获得了多股燃气射流在充液圆管内气液两相组分、压力与速度分布规律。计算结果表明:多股燃气射流从喷孔喷出后,在液体中形成多个 Taylor 空腔,通过 Taylor 空腔与液体湍流掺混生成管内气幕。由于气液湍流掺混作用导致流场内压力出现波动,汇聚界面产生低速涡流区域。斜面喷孔直径由 1.5 mm 增大至 2 mm,斜面射流回流作用增强,导致由斜面射流与侧壁射流汇聚而成的侧面射流轴向扩张能力提升,气幕整体排水性能增强,8 ms 时气幕上方液体运动速度由  $8.26 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  增大至  $9.4 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。

**关键词:** 水下发射; 喷射结构; 气幕生成; 气液两相流; 数值分析

**中图分类号:** TJ55; O358

**文献标志码:** A

**DOI:** 10.11943/j.issn.1006-9941.2016.07.006

### 1 引言

常规水下枪炮发射通常采用淹没式发射或密封式发射。淹没式直接将发射管淹没在水中,发射结构简单,但发射过程中为抑制过高膛压的出现,通常发射初速较低<sup>[1-2]</sup>。而密封式发射通过管口密封,将发射管内部与液体工质隔绝,使得发射时管内处于气体环境中,能够获得较高的发射初速<sup>[3]</sup>,但该种发射系统结构较为复杂。气幕式发射作为一种新型的导弹水下发射方式,可以通过简单的内部结构,利用发动机产生的废气在发射管外部为导弹创造一条气体通道,减小发射过程中附加质量与阻力<sup>[4]</sup>。

对于气幕式发射过程,Yagla 等人<sup>[5]</sup>通过实验和数值模拟获得了水下气幕形态,并对燃气射流与液体作用界面稳定性特征进行了分析。曹嘉怡<sup>[6]</sup>对气幕式发射弹体出筒过程进行模拟,获得了燃气边界以及内部流场随时间变化特性。王亚东<sup>[7]</sup>等人采用可压缩气体模型,对气幕式发射过程中气体弹性对弹体运动的影响进行了数值分析。目前国内外有关水下气幕

式发射的研究主要集中在导弹水下发射领域,通过实验研究与数值分析,获得导弹水下气幕式发射过程流场特性,但尚未见到有关火炮水下气幕式发射的研究报道。

火炮水下气幕式发射通过多股燃气射流水下汇聚生成气幕,有关气体射流与水相互作用问题相关学者已进行了一些研究。Dai<sup>[8]</sup>对水下超声速气流流动特性进行了实验观测。施红辉等<sup>[9]</sup>对超音速射流胀鼓和回击特性进行了实验研究,结果表明胀鼓频率越大,回击频率越大。齐丽婷等<sup>[10]</sup>通过实验与数值分析对燃气射流在液体中扩展的二维问题进行了研究。曹嘉怡等<sup>[11]</sup>研究分析了水下超声速喷管燃气射流动力学特性。莽珊珊<sup>[12]</sup>通过实验,观测了单股高温燃气射流在充满液体的圆柱形及渐扩型容器中扩展形态。Weiland 等<sup>[13]</sup>研究了圆形射流入水过程中气液边界动力学特性与气液作用稳定性的关系。Yu<sup>[14]</sup>对双股射流在二维平面观察室中掺混过程进行了探讨。Xue<sup>[15]</sup>研究了双股射流在圆柱形充液室中掺混过程,并分析了结构参数变化对射流发展的影响。Graaf 等<sup>[16]</sup>对 4 股射流入水后四股射流湍流汇聚过程动力学特性进行了分析。目前,对气体射流与水相互作用的研究主要侧重于流场特性及射流汇聚过程,尚未涉及多股气体射流生成管内气幕的研究。

基于气幕式发射原理,本研究拟采用多股燃气射流在管内生成气幕,为水下火炮弹丸发射提供气体通道。为了解多股燃气射流在身管内生成气幕过程,设

收稿日期: 2015-11-02; 修回日期: 2015-12-18

基金项目: 国家自然科学基金资助(11372139), 江苏省研究生培养创新工程项目(KYLX15\_0391)

作者简介: 周良梁(1989-),男,博士研究生,主要从事水下发射技术研究。e-mail: zllnjust@163.com

通信联系人: 余永刚(1963-),男,教授,博士生导师,主要从事现代发射理论与技术研究。e-mail: yyg801@njust.edu.cn

计了多股燃气射流排水模拟试验装置, 针对实验结果采用数值模拟, 分析喷射结构对气幕生成过程的影响。

## 2 数学物理模型

### 2.1 物理模型

针对高温高压燃气射流在液体工质中扩展特性, 对多股燃气射流扩展过程进行如下简化处理: (1) 燃气为理想可压气体, 燃气射流进入观察室后不再发生化学反应, 喷射过程中燃气组分保持不变; (2) 采用  $k-\varepsilon$  模型模拟流场中气液湍流作用; (3) 考虑到高温燃气与液体作用时间短暂 (小于 10 ms), 可忽略液体工质的汽化的影响; (4) 物性参数取平均值。

### 2.2 数学模型

根据物理模型, 采用 Navies-Stokes 方程组<sup>[17]</sup>、气体状态方程<sup>[17]</sup>与  $k-\varepsilon$  湍流方程组<sup>[18]</sup>, 建立多股燃气射流水下扩展的三维非稳态计算模型。

(1) 连续性方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = S \quad (1)$$

式中,  $\rho$  为总密度,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $\mathbf{v}$  为速度矢量,  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $S$  为质量源项,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ , 由于射流发展过程中不考虑化学反应与液体蒸发, 因此  $S=0$ ; 为捕捉气液相互界面, 采用 VOF 模型<sup>[17]</sup>计算气液组分, 燃气组分连续性方程:

$$\frac{\partial \alpha_1}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_1 \mathbf{v}) = 0 \quad (2)$$

式中,  $\alpha_1$  为气体的体积分数, 作为计算主项, 水的体积分数  $\alpha_2 = 1 - \alpha_1$ 。

(2) 动量方程:

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu (\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \rho \mathbf{g} \quad (3)$$

式中,  $p$  为压力, Pa;  $\mathbf{g}$  为重力矢量,  $\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$ 。

(3) 能量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t} \sum_{i=1}^2 (\alpha_i \rho_i E_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} \sum_{i=1}^2 [\alpha_i \nu_i (\rho_i E_i + p)] = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( k_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) \quad (4)$$

式中,  $E_i$  为第  $i$  相流体总能, J;  $k_{\text{eff}}$  为混合物有效传热系数,  $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ;  $k_{\text{eff}} = k_1 \alpha_1 + k_2 \alpha_2$ , 式中  $k_1$  为气相传热系数,  $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ;  $k_2$  为液相传热系数,  $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ;  $T$  为温度, K。

(4) 气体状态方程:

$$p = \rho_1 R_g T \quad (5)$$

式中,  $R_g$  为气相组份所对应的气体常数,  $\text{J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ , 计算过程入口温度取为燃气温度平均值  $T=2000 \text{ K}$ 。

(5)  $k-\varepsilon$  湍流方程

$$\frac{\partial (\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho k v_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M \quad (6)$$

$$\frac{\partial (\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho \varepsilon v_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] +$$

$$C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (7)$$

式中,  $\mu_t$  为湍动粘度系数,  $\text{Pa} \cdot \text{s}$ ;  $G_k$ 、 $G_b$ 、 $Y_M$  分别为速度梯度、浮力以及脉动引起的湍流动能, 单位均为 J;  $C_{1\varepsilon}=1.44$ 、 $C_{2\varepsilon}=1.92$ 、 $C_{3\varepsilon}=0.09$  为经验常数,  $\sigma_k=1.0$ 、 $\sigma_\varepsilon=1.3$  分别为湍动能与耗散率对应的 Prandtl 数。

### 2.3 计算域及边界条件

实验装置及喷头结构如图 1、图 2 所示。该装置主要由观察室、喷头与燃气发生器三部分组成。观察室由透明有机玻璃制成, 实验过程中内部装满液体工质, 观察室内径为 2 cm, 总长度为 1 m。喷头内部有密封膜片, 防止观察室内液体灌入。喷头顶部分设计 9 个对称分布的喷孔, 即: 1 个中心喷孔, 4 个斜面喷孔与 4 个侧壁矩形喷孔, 喷孔分布如图 2 所示, 图中 A1-A1 为喷头对称截面。观察室、喷头与压力传感器分别固定在燃气发射器上。燃气发生器内装有速燃火药。该装置的工作原理为: 首先由脉冲电源放电点燃燃气发生器内速燃火药, 发生器内压力迅速上升, 当压力到达密封膜片阈值时, 高温高压燃气冲破喷头内密封膜片, 进入充液观察室内。在观察室中, 多股燃气射流与液体工质发生气液掺混, 生成管内气幕, 推动喷头上方液体运动。

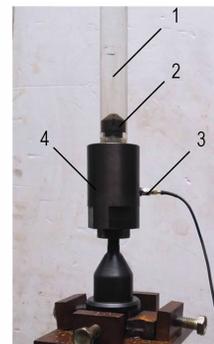


图 1 实验装置结构

1—观察室, 2—喷头, 3—压力传感器, 4—燃气发生器

Fig. 1 Structure of experiment device

1—observation chamber, 2—sprayer, 3—pressure transducer, 4—gas generator

由图 2 可以看出, 喷头表面喷孔对称分布, 可以认

为四个侧壁喷孔与四个斜面喷孔分布具有相同的喷射条件,而中心射流沿中心轴线扩展,因此选取观察室1/4区域作为计算区域。计算区域及边界示意图如图3所示。

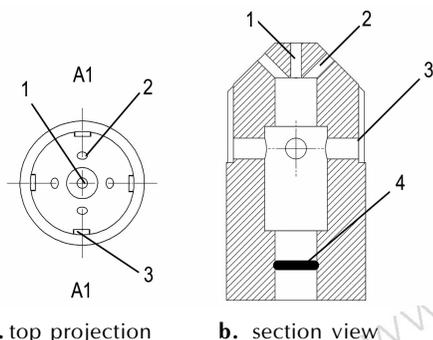


图2 喷头结构示意图

1—中心喷孔, 2—斜面喷孔, 3—侧壁喷孔, 4—密封膜片

Fig.2 Structure of sprayer

1—center nozzle, 2—slant nozzle, 3—side wall nozzle, 4—sealing film

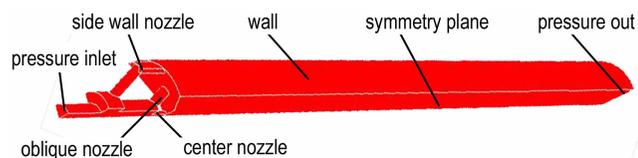


图3 计算区域示意图

Fig.3 Diagram of computational domain

压力入口取为密封膜片处,入口压力根据实验测量结果进行拟合;压力出口取为与大气相通的观察室顶部,出口条件取为大气条件。计算采用压力基求解方式,密度、动量、能量与湍流项采用一阶迎风差分格式,压力项采用PRESTO!插值格式,压力与速度通过PISO方法耦合。

为了分析比较喷射结构对射流扩展过程的影响,针对两种不同喷射结构的喷头进行了数值模拟,喷头结构尺寸如表1所示。两种喷头侧壁喷孔尺寸相同,B喷头在A喷头的基础上将斜面喷孔增大到2 mm。

表1 喷头结构尺寸

Table 1 Structure dimensions of the sprayers

type	diameter of center nozzle $\Phi_1$ /mm	diameter of oblique nozzles $\Phi_2$ /mm	size of side wall nozzles/mm
A	2.0	1.5	3.0x1.0
B	2.0	2.0	3.0x1.0

计算初始时,观察室内充满液体工质( $\alpha_1 = 0$ ),而

喷头内部充满气体( $\alpha_1 = 1$ ),喷头内气体与观察室中液体相通,而观察室中液体与外部大气相通,初始参数为环境参数。计算开始时刻取为膜片被冲破的瞬间,高温高压燃气从压力入口处流入。

### 3 数值模拟与实验结果对比

针对A型喷头的实验工况,模拟了多股燃气射流在充液室中发展过程。压力入口条件根据实验结果近似得到:压力  $p = (0.45 + 2.45e^{-t/0.0085})$  MPa,式中  $t$  为时间。图4a为实验中高速录像拍摄的A型喷头多股燃气射流扩展序列过程。图4b为对应时刻数值模拟结果组分分布投影图。对比实验照片与模拟图像,可以看出模拟获得的射流形态与实验结果基本一致。

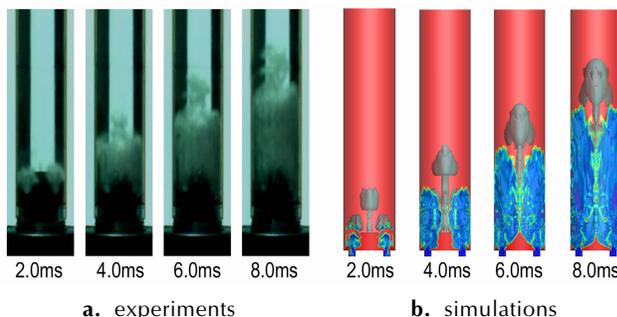


图4 A型喷头多股射流扩展序列图( $p_{max} = 2.9$  MPa)

Fig.4 The expansion sequence of A sprayer multi jets( $p_{max} = 2.9$  MPa)

通过读取图4b中多股燃气射流顶端的气液界面的位置坐标,可以得到多股燃气射流轴向扩展位移变化过程,将模拟结果与实验值进行比较,如图5所示。从图5中可以看出在射流发展初始阶段,相对误差较大,这主要是因为高速摄像记录时间间隔为0.5 ms,初始时刻捕捉存在一定误差,实验结果中0.5 ms时读取的初始位移存在初始误差。但在后期两者逐渐趋

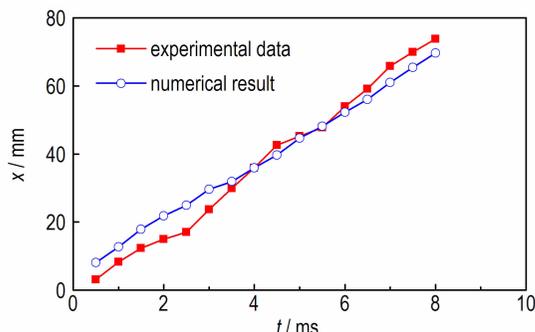


图5 多股射流轴向扩展位移计算值与实测值的对比

Fig.5 Comparison between simulated axial displacement of the multi gas jets and experiment result

近,在 8 ms 时相对误差接近 5%,计算结果与实测值吻合较好。

## 4 计算结果与分析

在以上工作的基础上,针对 A 型喷头多股燃气射流扩展特性进行数值分析。采用与 A 型喷头相同压力工况,针对 B 型进行数值预测,对比分析喷射结构参数变化对气幕生成特性的影响。

### 4.1 多股燃气射流扩展特性分析

#### 4.1.1 组分分布

针对多股燃气射流所在的对称面 A1-A1 进行流场分析,得到 A 型喷头多股燃气射流汇聚演化过程,如图 6 所示。

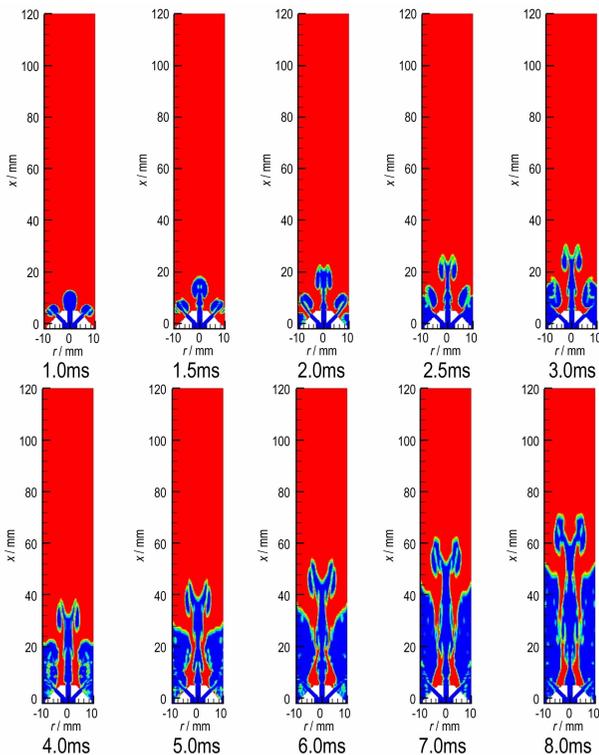


图 6 射流在对称截面上的气液组份分布

Fig.6 The phase distribution of the multi jets in the cross section

从图 6 射流的扩展过程可以看出,1 ms 之前中心与斜面射流 Taylor 空腔分别沿着喷孔方向独立扩展。在 1.5 ms 时斜面射流撞击到壁面,Taylor 空腔扩展方向发生改变,向轴向偏转,同时斜面射流界面上气液湍流掺混作用增强,界面出现卷吸;斜面射流径向扩展抑制了中心射流尾部径向发展,中心射流尾部收缩。在 2 ms 时燃气开始从侧壁矩形喷孔中喷出,推动斜面射流向轴向扩展;中心射流顶部由于 Taylor 不稳定

性的作用,射流中心凹陷,出现分叉变形,随着中心射流发展,顶部分叉现象进一步加剧。在 2.5 ms 时,侧壁射流开始汇入斜面射流,汇聚界面气液湍流掺混增强,3 ms 时侧壁射流完全汇入斜面射流生成贴壁发展的侧面射流。随着侧面射流径向发展,侧面射流逐渐向中心射流靠拢。在 6 ms 时,侧面射流与中心射流开始汇聚。7~8 ms,侧面射流继续向中心扩展,多股射流在观察室内生成与观察室横截面积接近的管内气幕。

#### 4.1.2 压力分布

A 型喷头多股燃气射流在对称截面上压力演化过程如图 7 所示。

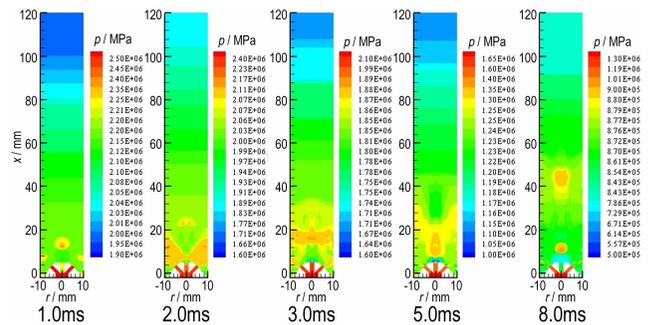


图 7 射流在对称截面上的压力分布

Fig.7 The pressure distribution of the multi jets in the cross section

由图 7 可以看出,射流发展过程中,高压区主要集中在喷头内。燃气射流从喷孔喷出后在液体中形成 Taylor 空腔,燃气迅速膨胀,压力沿程降低,1 ms 时,中心射流与斜面射流 Taylor 空腔顶端受到液体的阻挡,射流顶部产生压缩,出现局部高压。由于斜面射流扩展受阻,2 ms 时斜面射流 Taylor 空腔内部压力上升;而中心射流尾部因为收缩,在喷孔上方产生局部高压。3 ms 时随着斜面射流与侧壁射流的汇聚,交汇区因气液掺混压力上升,在壁面  $x=5$  mm 附近出现一个贴壁局部高压区,同时侧面射流顶部轴向扩展受到顶部液体工质的阻碍,在顶部产生贴壁压缩区,压力上升。随着射流沿轴向的发展,中心射流与斜面射流的掺混,5 ms 时中心射流掺混区内部压力上升,高压区随掺混区的轴向发展移动。中心射流顶部气体能量逐渐耗散,中心射流顶部压缩作用减弱,顶部高压区消失。

#### 4.1.3 速度分布

针对多股燃气射流在对称面上的流动特性分析,得到 A 型喷头射流在对称面上的轴向速度与流线演化过程,如图 8,图 9 所示。

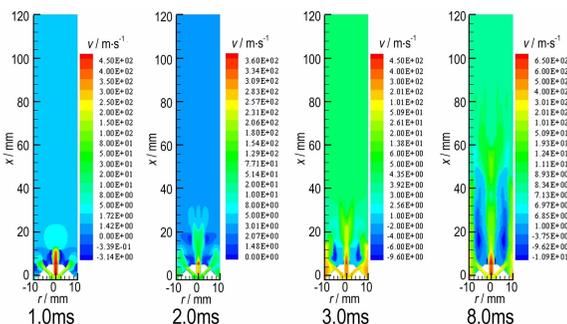


图8 射流在对称面上的轴向速度分布  
Fig.8 The velocity distribution of the multi jets in the cross section

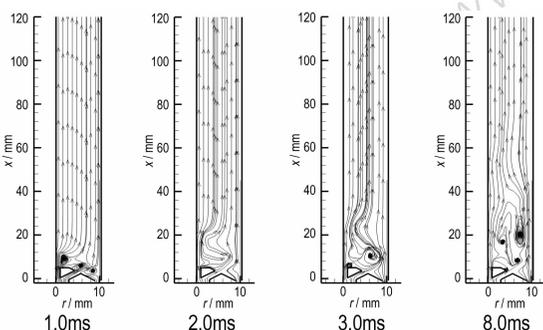


图9 射流在对称面上的流线演化图  
Fig.9 The vortex evolution process in the cross section

结合图8、图9可以看出：多股燃气射流在发展过程中，高速运动区主要集中在喷孔附近，且喷孔处速度梯度较大。结合图6可以发现：射流发展初期在  $t=1$  ms时，高温燃气加速流出喷孔，受到液体阻滞，在喷孔附近产生回流漩涡。在  $t=2$  ms时，随着侧壁射流出现，侧壁喷孔上方区域速度上升，在侧壁喷孔上方出现一个低速流动区域；Taylor空腔顶部回流减弱，回流区消失。在  $t=3$  ms时，侧壁射流与斜面射流汇聚生成侧面射流；与斜面射流相比，侧面射流轴向扩展能力增强，侧面射流顶部气液作用加剧，侧面射流Taylor空腔顶部出现回流区，抑制了中心射流与侧面射流之间残余液体的轴向运动，在两股射流之间形成低速区。随着射流的轴向扩展，回流区增大，中心也随之向下游移动。随着侧面射流的径向发展， $t=8$  ms时中心射流Taylor空腔与侧面射流Taylor空腔汇聚，气液界面处的湍流掺混在空腔内部形成低速旋涡区，射流间低速区域径向分布范围进一步增大，斜面射流喷孔上方回流区重新出现。

4.2 喷射结构对气幕生成特性的影响

针对2 mm斜面喷孔的B型喷头射流进行流场分

析，得到B型喷头射流在对称面A1-A1上的组分分布如图10所示，图11给出了对应时刻压力分布。

对比A型喷头(斜面孔1.5 mm)图6与图10中组分分布，可以发现：斜面喷孔直径增大后，斜面射流扩展尺寸增大，使侧壁射流发展受阻滞后，直至3 ms时才出现，而A型喷头侧壁射流在2 ms时就出现。另外，斜面喷孔直径增大，导致斜面射流与侧壁射流汇聚生成的侧面射流轴向扩展能力增强，侧面射流顶部轴向位移增大。同时中心射流顶部气液湍流掺混过程中Taylor不稳定性减弱，直至5 ms时，中心射流顶部才出现分叉变形，而A型喷头中心射流在2 ms时就出现分叉变形。

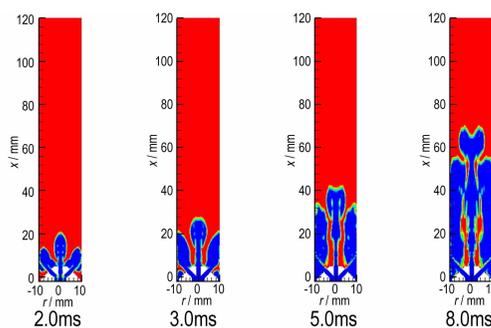


图10 射流在对称截面上的气液组分分布(B型喷头)  
Fig.10 The phase distribution of the multi jets in the cross section (B sprayer)

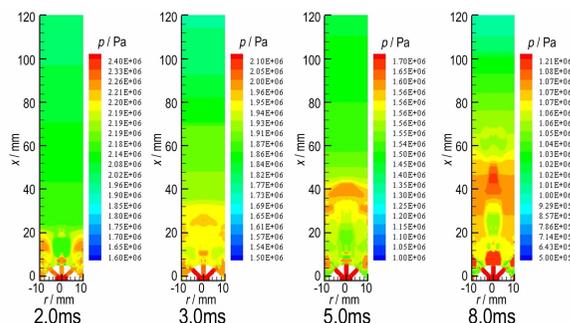


图11 射流在对称截面上的压力分布(B型喷头)  
Fig.11 The pressure distribution of the multi jets in the cross section (B sprayer)

由图11，可以发现，射流发展初期，B型喷头因斜面射流Taylor空腔内部气体聚集量大，产生的高压区范围宽，导致侧壁喷孔上方也形成高压区，阻滞了侧壁射流的发展。随着侧壁射流与斜面射流的汇聚，进一步强化了高压区的存在，而A型喷头相应位置的高压区范围较小。在射流发展后期，B型喷头形成的气幕顶部压缩作用较强，顶部始终有一个高压区存在，而A

型喷头形成的气幕顶部在 5 ms 后高压区就消失了。

结合射流顶部位移可以获得不同斜面喷孔下气幕顶部轴向扩展速度,如图 12 所示。由图可见,3 ms 之前,A 型与 B 型喷头射流顶部轴向扩展速度呈波动下降趋势。在 3 ms 之后,B 型喷头射流平稳上升;而 A 型喷头射流在 3.5 ms 之后呈波动上升趋势;射流发展后期,B 型喷头射流顶部轴向速度超过 A 型喷头射流。这主要是由于 B 型喷头气幕前端有一个稳定的高压区,而 A 型喷头气幕前端高压区存在时间短,从而易受到上方液体扰动,导致速度波动较大。

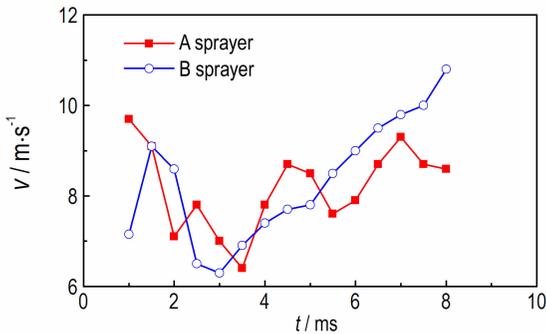


图 12 不同斜面喷孔下气幕顶部轴向扩展速度

Fig. 12 Axial expansion velocity of the gas-curtain with different slant nozzles

图 13 为 B 型喷头在  $t=8$  ms 时流场运动特性分布。对比图 8、图 9 中 A 型喷头 8 ms 时速度与流线分布,可以看出:增大斜面喷孔直径,侧面射流回流作用增强,斜面射流回流区向上方移动,低速区核心区出现在斜面射流回流区中,而 A 型喷头对应低速核心区出现在侧面射流回流区。B 型喷头侧面射流回流区中心轴向位置基本不变,但径向位置向中心轴靠近;而中心射流内涡流区径向位置不变,但轴向位置向下移动之  $x=13$  mm 处,而 A 型喷头中对应位置为  $x=17$  mm,同时中心射流涡流区范围也随之减小。

图 14 为  $x=200$  mm 处液体工质运动特性曲线。从图 14 中可以看出: B 型喷头气幕上方液体速度始终大于 A 型喷头上方液体。在 2.5 ms 至 3.5 ms 期间,两个喷头上方液体的加速度基本相同,其他时刻 B 型喷头上液体的加速度大于 A 型喷头。在 0 ms 时,使用 A 型喷头时液体瞬时加速度为  $1940 \text{ m/s}^2$ ;使用 B 型喷头时液体瞬时加速度为  $2200 \text{ m/s}^2$ 。在 8 ms 时,A 型喷头上方液体运动速度为  $8.26 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,瞬时加速度为  $660 \text{ m/s}^2$ ;而 B 型喷头上方液体瞬时加速度增大到  $800 \text{ m/s}^2$ ,运动速度提高到  $9.4 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。增

大斜面喷孔,提高了射流整体排水性能。

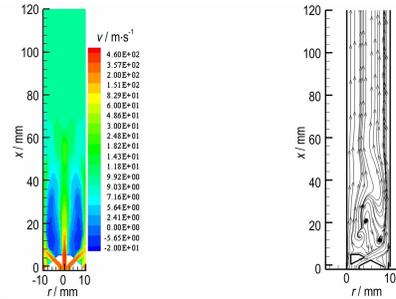


图 13 B 型喷头流场运动特性 ( $t=8$  ms)

Fig. 13 Kinetic characteristic of B sprayer flow ( $t=8$  ms)

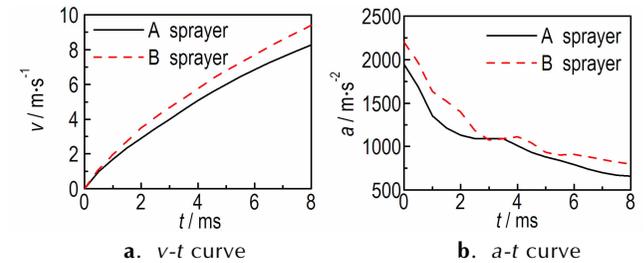


图 14 不同斜面喷孔下液体工质运动特性 ( $x=200$  mm)

Fig. 14 Kinetic characteristic of liquid medium with different slant nozzles ( $x=200$  mm)

## 5 结论

(1)建立了多股燃气射流水下扩展的三维非稳态数理模型,计算了多股燃气射流在充液圆管内通过湍流掺混生成管气幕的过程,对比模拟结果与实验中气液掺混照片,可以发现两者形态基本一致,且计算获得的射流顶端轴向扩展位移与实测结果基本吻合,说明计算模型是合理的。

(2)多股燃气射流从喷孔喷出后,在液体中形成多个 Taylor 空腔,Taylor 空腔顶部受到液体阻滞,射流顶部压力升高;斜面射流撞壁与侧壁射流汇合后生成侧面射流,在射流发展后期,随着中心射流与侧面射流的汇聚,气液湍流掺混剧烈,在汇聚界面产生低速涡流区域,顶部高压区消失,但中心射流与侧面射流汇聚区域产生局部高压;中心射流顶部由于 Taylor 不稳定性作用,出现分叉变形。

(3)喷头斜面喷孔由 1.5 mm 增大到 2 mm 时,斜面射流与侧壁射流汇聚区域压力升高,侧壁射流发展受到抑制,斜面射流回流作用增强,低速核心区出现在斜面射流回流核心区域;侧面射流整体轴向扩展能力增强,射流发展后期多股射流整体排水性能提升,8 ms 时 B 型喷头气幕上方液体运动速度增大了  $1.14 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。

## 参考文献:

- [1] 孔德仁, 王昌明, 柳光辽, 等. 水下枪械内弹道基本方程组及其设计[J]. 南京理工大学学报, 1999, 23(3): 9-12.  
KONG De-ren, WANG Chang-ming, LIU Guang-liao, et al. Fundamental equations of underwater gun's interior trajectory and its design[J]. *Journal of Nanjing University of Science and Technology*, 1999, 23(3): 9-12.
- [2] 王昌明, 陈(舟走), 柳光辽, 等. 相关分析在水下枪械内弹道计算中的应用[J]. 南京理工大学学报, 2005, 29(3): 260-263.  
WANG Chang-ming, CHEN Jie, LIU Guang-liao, et al. Application of correlation analysis used in interior ballistics calculation for underwater gun[J]. *Journal of Nanjing University of Science and Technology*, 2005, 29(3): 260-263.
- [3] 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(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(4): 30-33.
- [4] Yagla J, John B, Koski S. Launch Dynamics Environment of a Water Piercing Missile Launcher[C]//24th International Symposium on Ballistics, New Orleans, Louisiana, 2008: 1-17.
- [5] Yagla J, Deloach K, Weiland C. Water Piercing Missile Launcher[C]//22th International Symposium on Ballistics, Adelaide, AU, 2004: 0419-0423.
- [6] 曹嘉怡, 鲁传敬, 陈鑫, 等. 导弹水下热发射出筒过程流动特性[J]. 固体火箭技术, 2011, 34(3): 281-284.  
CAO Jia-yi, LU Chuan-jing, CHEN Xin, et al. Flow behavior during uncorking process of an underwater hot-launched missile[J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2011, 34(3): 281-284.
- [7] 王亚东, 袁绪龙, 张宇文, 等. 气泡弹性对同心筒水下发射影响研究[J]. 计算力学学报, 2013, 30(2): 313-318.  
WANG Ya-dong, YUAN Xu-long, ZHANG Yu-wen, et al. On the effect of bubble elasticity to sub-launch process using concentric canister launcher[J]. *Chinese Journal of Computational Mechanics*, 2013, 30(2): 313-318.
- [8] DAI Z, WANG B, QI L, et al. Experimental study on hydrodynamic behaviors of high-speed gas jets in still water[J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2006, 22(5): 443-448.
- [9] 施红辉, 郭强, 王超, 等. 水下超音速气体射流胀鼓和回击的关联性研究[J]. 力学学报, 2010, 42(6): 1206-1210.  
SHI Hong-hui, GUO Qiang, WANG Chao, et al. Experiments on the relationship between bulging and back-attack of submerged supersonic gas jets[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2010, 42(6): 1206-1210.
- [10] 齐丽婷, 余永刚, 彭志国, 等. 含能气体射流在液体工质中扩展的两维模型及数值模拟[J]. 含能材料, 2008, 16(2): 131-137.  
QI Li-ting, YU Yong-gang, PENG Zhi-guo, et al. A 2-D model of energetic gas jet expansion process in liquid and numerical simulation[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2008, 16(2): 131-137.
- [11] 曹嘉怡, 鲁传敬, 李杰, 等. 水下超声速燃气射流动力学特性研究[J]. 水动力学研究与进展 A辑, 2009(05): 575-582.  
CAO Jia-yi, LU Chuan-jing, LI Jie, et al. Research on dynamic characteristics of underwater supersonic gas jets[J]. *Journal of Hydrodynamics ser. A*, 2009(05): 575-582.
- [12] 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.
- [13] Weiland C, Vlachos P. Round gas jets submerged in water[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2013, 48: 46-57.
- [14] YU Yong-gang, YAN Shao-heng, ZHAO Na, et al. Study on expansion process and interaction of high speed twin combustion-gas jets in liquid[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2010, 77(5): 51404.
- [15] 薛晓春, 余永刚, 张琦. 双束燃气射流与整装式液体装药相互作用的实验和数值模拟[J]. 兵工学报, 2013, 34(6): 669-677.  
XUE Xiao-chun, YU Yong-gang, ZHANG Qi. Experiment and numerical simulation for interaction of twin gas jets and bulk-loaded liquid charge[J]. *Acta Armamentarii*, 2013, 34(6): 669-677.
- [16] Graaf K, Brandner P, Penesis I. Bubble dynamics of a seismic air gun[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2014, 55: 228-238.
- [17] 陈鑫, 鲁传敬, 李杰, 等. VOF 和 Mixture 多相流模型在空泡流模拟中的应用[C]//第九届全国水动力学学术会议暨第十二届全国水动力学研讨会, 2009: 324-331.  
CHEN Xin, LU Chuan-jing, LI Jie, et al. Application in simulating cavitating flows by using VOF and mixture multi phase models[C]//Proceedings of 9<sup>th</sup> National Conference on Hydrodynamics and 22<sup>nd</sup> National Congress on Hydrodynamics, 2009: 324-331.
- [18] 王福军. 计算流体动力学分析—CFD 软件原理与应用[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004.

## Influence of Injection Structure on Gas-curtain Generation Characteristics in Liquid Tube by Numerical Analysis

ZHOU Liang-liang<sup>1</sup>, YU Yong-gang<sup>1</sup>, CAO Yong-jie<sup>2</sup>

(1. School of Energy and Power Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China; 2. Northwest Institute of Mechanical and Electrical Engineering, Xi'an Yang 712099, China)

**Abstract:** To research the influence of injection structure on gas-curtain generated by underwater launched gun, the three-dimensional unsteady mathematical model of multi gas jets in liquid tube was established, and the distribution of phase, pressure and velocity were numerical acquired. Numerical result indicates that after the injection of multi gas jets, Taylor cavities are formed in the liquid tube. With the mixing process between the Taylor cavities and liquid medium, the multi gas jets merges and the gas-curtain is generated. During the merging process, the pressure in the flow field fluctuates and low-velocity vortex areas are formed on the gas-liquid interface. When the diameter of the slant nozzles increases from 1.5 mm to 2 mm, the reflux of the oblique jets is enhanced, which can result in the improvement of axial expansion performance of the side jets, and the drainage performance of gas-curtain is strengthened, the velocity of the liquid above the gas-curtain increases from  $8.26 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  to  $9.4 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  at 8 ms.

**Key words:** underwater launching; injection structure; generation of gas-curtain; gas-liquid two phase flow; numerical analysis

**CLC number:** TJ55; O358

**Document code:** A

**DOI:** 10.11943/j.issn.1006-9941.2016.07.006