

利用双流体模型研究柴油高压喷嘴内部的空化流动

汪翔, 苏万华

天津大学内燃机燃烧学国家重点实验室, 天津 300072

E-mail: waylandwx@yahoo.com.cn

2007-10-23 收稿, 2008-07-10 接受

国家自然科学基金重点项目(编号: 50636040)和国家重点基础研究发展计划(编号: 2007CB210001)资助

摘要 利用双流体模型对一单孔柴油喷嘴内部复杂的空化流动进行数值模拟, 并分别考察进口压力恒定和进口压力瞬变这两种不同的边界条件所对应的空化过程及流动特征. 模型预测的结果与文献中已有的实验结果吻合较好. 通过数值分析发现, 超空化的出现引起了流场结构及出流条件的显著改变, 超空流状态下的液相湍动能分布特征和喷孔出口速度类型有利于柴油射流的一次雾化过程. 此外, 喷孔上游的压力波动对空化过程有着重大的影响, 无论是部分空化还是超空化都会随着上游压力的急剧升高或降低而表现出不稳定的特性.

关键词
柴油喷嘴
空化流
双流体模型
压力波动
数值模拟

一些实验研究结果^[1~5]表明, 在柴油的高压喷射过程中喷嘴内部的空化过程及湍流对喷嘴近场的雾化过程起着重要的作用, 进而影响柴油机的喷雾及燃烧特性. 为了深入地探讨柴油射流雾化的机理, 对柴油喷嘴内部的空化流进行全面的研究是很有必要的.

发生于柴油喷嘴中的空化流涉及到湍流、质量传输、可压缩性和非定常等几乎所有的复杂流动现象. 由于空化流动本身很复杂以及喷嘴内流场的几何尺度相当小(量级在 100 μm左右), 目前的实验技术手段仍然很难从喷嘴内流中获取比较详实的流场参数. 在此背景下, 数值模拟就成为研究柴油喷嘴内部空化流动的一种很重要的手段, 进而引起人们的广泛关注. 至今, 喷嘴空化流的数值模拟方法主要有三类: () 均相流模型方法^[6~8], 该方法将气液两相混合流体处理成一均匀介质, 并通过求解气相或液相的体积分数的输运方程来确定空化区域; () VOF (volume of fluid)方法^[9], 该方法通过引入流体分数体积函数来计算气液两相的界面, 通常需要大量的网格, 计算量庞大; () 双流体模型方法^[10,11], 该方法分别建立气液两相的守恒方程, 并通过附加源项的办法来考虑相间的交互作用, 与均相流模型方法相比, 它能够反映更多的流场细节, 同时, 所需要的计算量比VOF方法的少.

基于上面的讨论, 本文采用一种双流体模型来数值模拟一单孔柴油喷嘴内部的空化流动, 分别考察了进口压力恒定和进口压力瞬变这两种不同的边界条件所对应的空化过程及流动特征, 并将不同流场结构所对应的喷孔出流条件进行了对比分析. 此外, 采用文献中有限的实验结果对数学模型和数值方法的可靠性进行了验证.

1 数学模型描述

1.1 双流体模型的基本方程

本文在计算过程中假定流动是等温的, 则无需求解能量方程. 依照双流体模型的基本思想, 气液两相的质量与动量的守恒方程分别如下:

连续性方程:

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{V}_k) = \sum_{l=1, l \neq k}^2 \Gamma_{kl}, \quad (1)$$

动量方程:

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k \mathbf{V}_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{V}_k \mathbf{V}_k) = -\alpha_k \nabla p + \nabla \cdot \alpha_k (\boldsymbol{\tau}_k + \mathbf{T}_k^t) + \alpha_k \rho_k \mathbf{g} + \sum_{l=1, l \neq k}^2 \mathbf{M}_{kl} + \mathbf{V}_k \sum_{l=1, l \neq k}^2 \Gamma_{kl}, \quad (2)$$

(1)及(2)式中, Γ_{kl} 和 \mathbf{M}_{kl} 分别为相间的质量传输项和动量传输项, 下面将针对喷嘴空化流中的气液两相来

建立二者的计算式, 其他符号的意义详见参考文献[10].

1.2 相间质量传输

在空化流中, 蒸气相和液相之间的质量传输源自蒸发过程或凝结过程, 并与气泡的动力行为有关, 则

$$\Gamma_{12} = \rho_1 \frac{N}{C_R} 4\pi R^2 \frac{\partial R}{\partial t} = -\Gamma_{21}, \quad (3)$$

(3)式中, C_R 为控制凝结率的经验系数, $C_R = 1$; N 为气泡的数密度, 采用文献[12]推荐的公式计算:

$$N = \begin{cases} N_0 & \alpha_1 \leq 0.5, \\ 2(N_0 - 1)(1 - \alpha_1) + 1 & \alpha_1 > 0.5, \end{cases} \quad (4)$$

其中, N_0 为初始的气核数密度, 本文在计算时取Fujimoto等人[13]推荐的值 10^{12} . R 为气泡的平均半径, 当气泡的数密度和气相的体积分数已知时, R 也唯一确定, 即

$$R = \frac{1}{2} \left(\frac{6\alpha_1}{\pi N} \right)^{1/3}. \quad (5)$$

此外, 气泡半径的变化率可由线性化后的Rayleigh方程推导出[10], 即

$$\frac{\partial R}{\partial t} = \frac{\Delta p}{|\Delta p|} \sqrt{\frac{2|\Delta p|}{3\rho_2}}. \quad (6)$$

上式中, 有效压差 Δp 的定义为

$$\Delta p = p_{\text{sat}} - p + \frac{2}{3} C_E \rho_2 k_2. \quad (7)$$

其中, p_{sat} 为饱和蒸气压力; 右边第三项为考虑湍流的压力脉动对空化形成的影响而引入的修正项, C_E 为Egler系数, 它取决于当地的湍流水平[14].

1.3 相间动量传输

相间的动量传输通常表示为界面力的形式. 对于空化流中的气液两相而言, 界面力主要有曳力和湍流扩散力, 则

$$M_{12} = F_{12}^D + F_{12}^{TD} = -M_{21}, \quad (8)$$

(8)式中, 曳力 F_{12}^D 和湍流扩散力 F_{12}^{TD} 的计算式分别如下:

$$F_{12}^D = -F_{21}^D = C_D \frac{3\alpha_1 \rho_2}{8R} |V_2 - V_1| (V_2 - V_1), \quad (9)$$

$$F_{21}^{TD} = -F_{12}^{TD} = C_{TD} \rho_2 k_2 \nabla \alpha_1, \quad (10)$$

其中, C_D 为曳力系数, 按照文献[15]所推荐的关系式计算; C_{TD} 为湍流扩散系数, 本文计算时取文献[16]推

荐的值 0.1, 该值适用于泡状流的模拟.

气液两相湍流参数的预报基于 $k-\varepsilon$ 模型. 湍动能方程与湍动能耗散率方程的详细描述以及处理相间传输项所涉及到的假设条件可参见文献[10,11], 这里不再赘述. 此外, 在计算湍流黏性系数的过程中同时考虑了剪切引起的和气泡引起的湍流黏性. 气泡引起的湍流黏性采用Sato等人[17]提出的公式进行计算.

2 数值求解

几何模型的原型为Chaves等人[1]实验所采用的一种单孔柴油喷嘴, 其中, 喷孔具有锐边入口, 其直径 $d = 0.2 \text{ mm}$, 且 $D/d = 4$, $L/d = 5$, D 和 L 分别为喷嘴上游进口的直径和喷孔长度. 由于几何模型具有轴对称性, 同时为了减少计算量, 本文进行二维流动的计算. 计算域及网格结构的示意如图 1. 其中, 对喷孔处的网格进行局部加密处理, 并通过网格无关性数值实验来确定各个计算工况所需的网格密度.

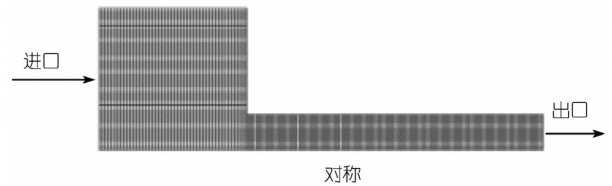


图 1 计算域及网格示意

参照图 1, 数值计算的边界条件为: 上游进口和喷孔出口均给出压力边界条件; 前后边界和下边界取对称性边界条件, 即法向速度和各物理量的法向梯度设为零; 近壁区采用标准的壁面函数法处理, 原理与单流体的相同.

数值计算在CFD程序——FIRE中进行. 基于有限体积法, 动量方程中的对流项采用二阶中心差分和一阶迎风差分相混合的格式进行离散, 混合因子取为 0.5; 连续性方程的对流项采用二阶中心差分格式离散; 其他方程中的对流项采用一阶迎风差分格式离散; 方程中的扩散项采用一种特殊的二阶插值方法[12]进行处理; 与时间相关的非定常项采用隐式格式离散. 在空化流场的计算过程中, 采用SIMPLEC算法将速度场和压力场耦合起来并分步迭代求解, 进而计算流场其他参数.

3 重要参数定义

流量系数:

$$C_d = \frac{q_m}{A\sqrt{2\rho_2\Delta P}}, \quad (11)$$

(11)式中, q_m 为喷孔中实际的质量流量; A 为喷孔的几何横截面积; ΔP 为喷孔进出口压力的差值. C_d 被用来表征喷孔的流动效率.

空化数:

$$CN = \frac{P_i - P_v}{P_i - P_b}, \quad (12)$$

(12)式中, P_i, P_b, P_v 分别为供给压力、喷孔出口背压及蒸气的压力. 在背压一定的情况下, 空化数 CN 随着供给压力的增加而减小. 空化数是一个常被用来表征喷孔内部空化程度的无量纲参数.

4 计算结果与分析

本文分别对进口压力恒定和进口压力瞬变这两种不同的边界条件所对应的喷嘴内流进行数值分析. 计算中的工作流体为柴油, 当温度取为 300 K时它的主要物性参数分别为^[8,18]: 液态密度, 855.6 kg/m^3 ; 液态黏度, $2.936 \times 10^{-3} \text{ kg/ms}$; 蒸气密度, $1.087 \times 10^{-2} \text{ kg/m}^3$; 蒸气黏度, $1.81 \times 10^{-6} \text{ kg/ms}$; 饱和蒸气压力, 120 Pa. 此外, 当经验系数 C_R 设为 1, Egler系数 C_E 在 1.1~1.2 范围内取值时, 双流体模型预测的结果与实验结果有较好的一致性.

4.1 进口压力恒定条件下的流动特性

在此类工况下, 喷嘴进口边界处的压力为定值. 为了在较宽的空化数范围内考察喷嘴内部的流态, 本文设定进口压力的取值范围为 15~110 MPa. 此外, 出口背压固定为 6 MPa, 它代表着喷油时刻柴油机缸内的特征压力.

对于定压喷射而言, 随着上游进口压力的提高或者空化数的减小喷孔入口缩脉(vena contracta)处的速度会越来越高, 其附近的静压进一步降低. 当静压低于饱和蒸气压力时, 喷孔内流则会从单相流转变成空化流. 对应于这一流态转变的空化数 CN 被定义为临界空化数 CN_{crit} . 针对 $L = 1 \text{ mm}, d = 0.2 \text{ mm}$ 的喷孔, Chaves等人^[1]研究了其内部发生空化流的临界条件, 结果如图 2 所示. 可以看出, 出口背压为 6 MPa 时, 大致需要 30 MPa 左右的压差才能使喷孔内部产生空化流, 则相应的临界空化数 CN_{crit} 约为 1.2. 值得一提的是, 其他出口背压条件对应的 CN_{crit} 也在 1.2 左右, 这可能是上述喷孔所具有的一个特征.

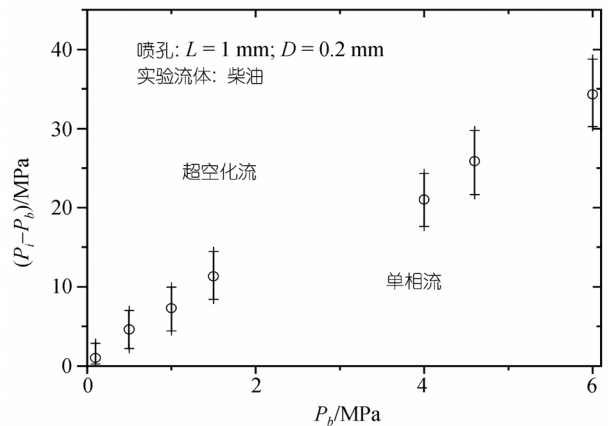


图 2 喷孔内产生空化流的压力条件

喷孔的流量系数是影响柴油喷雾特性的重要参数之一. 随着空化的出现, 喷孔的有效流通面积会发生变化, 这必将导致流量系数的改变. 前人通过实验手段和一维流动的理论分析方法来考察流量系数, 主要结论如下: 在单相流状态下 ($CN > CN_{crit}$), 流量系数的变化主要依赖于雷诺数 Re ^[19], 并通常接近于一常值; 在空化流状态下 ($CN < CN_{crit}$), Nurick^[20]的研究显示, 流量系数的变化主要取决于空化数, 并提出如下的关系式:

$$C_d = C_c \sqrt{CN}, \quad (13)$$

其中, C_c 为喷孔的收缩系数. Payri等人^[4]的实验研究也总结出上面的关系, 只是临界空化数 CN_{crit} 和收缩系数 C_c 因实验条件的差异而取值不同. 参照(13)式, 本文所用喷孔的收缩系数 C_c 可以处理成 CN 逼近于 1 时所对应的最小流量系数, 也由 Chaves 等人的实验结果得出, 约为 0.705.

图 3 所示为该喷孔的流量系数随空化数的变化情况. 其中, 将双流体模型预测的结果与 Chaves 等人的实验结果以及 Nurick 关系式的计算结果进行了比较. 可以看出, 三者有着很好的一致性. 双流体模型所预测的临界空化数也较为合理(接近于 1.2), 同时数值计算的结果进一步地验证了在空化流状态下流量系数与空化数的平方根近似成线性关系, 这说明本文采用的数学模型和数值方法是可靠的.

下面以进口压力取 70 MPa 为例, 对喷孔内流的流态以及相应的流场参数的变化情况进行考察. 图 4 所示为气相体积分数在喷孔内部的分布随时间的变化情况. 可以看出, 喷嘴内流在很短的时间内依次历经单相流、空化初生和部分空化流, 并最后稳定在超

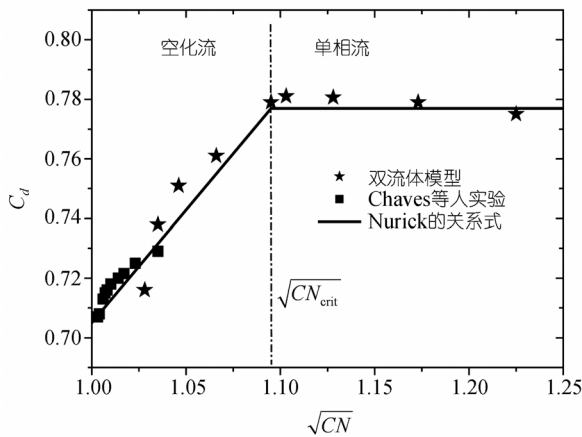


图3 喷孔流量系数随空化数的变化

空化流. 喷孔内部可能出现的流态基本上可划分为上述四种. 但与前三种流态不同的是, 超空化流一般只出现在高压喷射的过程中, 这可由图 2 的结果得知. 在前三种流态下, 喷孔出口附近的流场中不存在空化区, 出流仅为液相, 则液柱直径等于喷孔直径. 而在超空化流状态下, 空化区沿着喷孔内壁呈薄膜状一直蔓延至喷孔出口, 出流由液相变为气液两相, 并只在喷孔的轴心区域存在着完整的液柱, 其有效直径明显小于喷孔直径. 显然, 在超空化流形成之后喷雾的初始条件发生了很大的改变, 这将直接影响到液柱在喷嘴近场中的破碎程度, 因而需要对这种变化予以详细分析.

图 5 所示为无因次液相湍动能在喷孔内部的分布随空化形态的变化情况. 其中, 无因次液相湍动能定义为液相湍动能与同一计算时刻的流场中最大的液相湍动能之比. 可以看出, 随着喷孔内部流态的改变, 液相湍动能在喷孔内部的分布形态是不断发生变化的. 总体上, 大的液相湍动能出现的位置与空化区出现的位置基本一致, 均在壁面附近. 随着空化的产生及空化区域向下游的延伸, 流场中大的液相湍动能所集中的区域也随之向下游扩展, 这说明喷孔入口附近的流动分离现象所诱发的旋涡结构以及气液两相之间的交互作用有利于提高当地流场的湍流度. 值得注意的是, 在超空化流状态下液相湍动能在出口附近流场中的分布是极不均匀的. 其中, 大的液相湍动能集中于液柱的表面区域, 而小的液相湍动能则主要分布在液柱的中心区域, 并且二者在量级上有着很大的差异, 以致于两区的分界十分明显. 液相湍动能的这种分布格局将使得液柱的表面附近存

在着很大的径向脉动速度及相应的附加应力, 进而加强了液柱表面的初始扰动水平, 这对液柱离开喷孔后的第一阶段破碎是有利的.

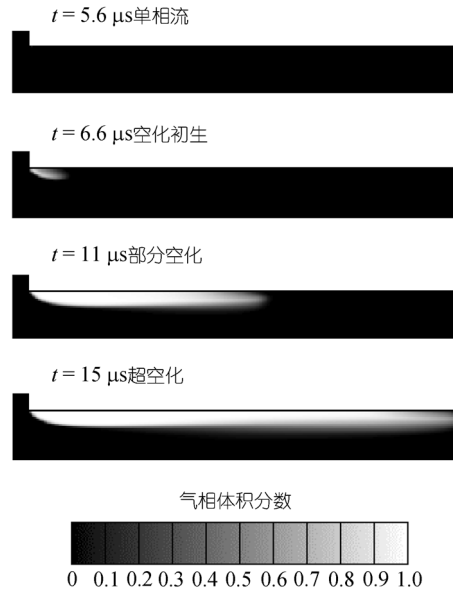


图4 喷孔内分气相体积分数的演变($P_i = 70 \text{ MPa}$)



图5 喷孔内无因次液相湍动能布的演变($P_i = 70 \text{ MPa}$)

图 6 所示为进口压力取 70 MPa 时喷孔出口处轴向速度剖面随空化发展的变化情况. 其中, 以出流方向的轴向速度为正. 从图 6 可以看出, 在超空化流形成之前, 轴向速度从边界层向主流区的过渡是比较

平缓的。但是，主流区的轴向速度会随着空化的发生以及空化区向下游的发展而呈增加的趋势，这是由于在越来越长的喷孔流道内有效流通面积的减小导致了流场速度分布的重组，并使速度向主流区域集中。当超空化流形成时，整个喷孔流道内的有效流通面积均减小，位置与主流区对应的液柱将具备更大的轴向速度。由上面的分析可知，在超空化流状态下液柱的有效直径虽然减小，但它上面各点的轴向速度均有大幅度的提高，当液柱与喷嘴近场的气相介质接触时气液两相间的相对速度也会增加，这将使气动力的作用得到加强，进而有利于雾化。

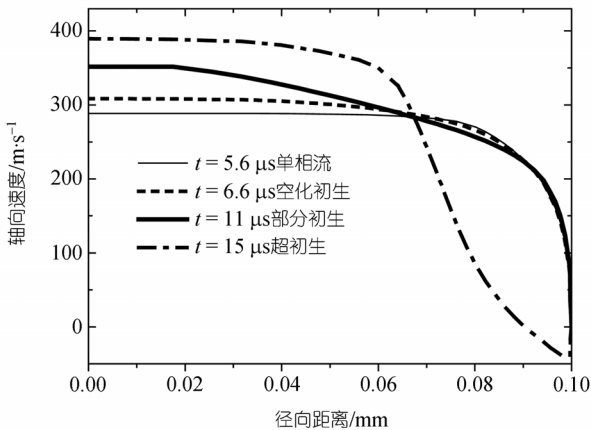


图6 喷嘴出口轴向速度剖面的演变($P_i = 70 \text{ MPa}$)

综上，超空化流的出现是空化开始直接作用于喷射液柱以及喷雾初始条件发生重大变化的一个标志。这说明超空化流发生前后所对应的初次雾化过程是不一样的，对它们发生的机理要加以区别。此外，在目前柴油机的高压喷射过程中，超空化流是一种常见的现象，则需要综合考虑流量系数的变化、湍动能与轴向速度的分布特征对初次雾化的影响。如果忽略这些因素的影响，对柴油高压喷雾形成机理的解释将是不完备的。

4.2 进口压力瞬变条件下的流动特性

到目前为止，大部分的实验研究和数值研究都是在考察定压边界条件下的喷孔空化流特性。但是在实际的柴油高压喷射过程中，喷孔上游的流场往往是瞬变的，这主要是由针阀沿径向和轴向的不稳定运动所造成的。Chaves 等人^[21]对针阀腔内(靠近喷孔入口)的流场压力进行了测量，其结果显示，该区域内的流场压力是剧烈波动的，波动频率的量级甚

至可达到 25~55 kHz。为了考察上游的高频压力波动对喷孔内部空化流特性的影响，本文将喷嘴进口边界处的压力设置成周期性变动的形式，如图 7 所示。其中，波动幅度和波动频率的量级参照了Chaves 等人^[21]的实验结果。此外，出口背压仍然固定为 6 MPa。

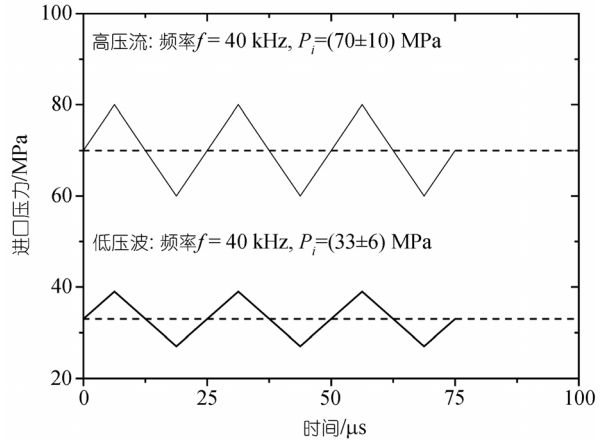


图7 喷嘴进口压力随时间的变动

图 8 所示为两种类型的进口压力波动所对应的喷孔内部空化形态的演变情况。可以看出，在进口压力的一个波动周期内，无论是低压波动对应的部分空化过程还是高压波动对应的超空化过程均表现得很不稳定。理论上讲，进口压力的急剧升高引起了空泡的溃灭，进而使得空化区域缩短或变薄；进口压力的瞬时下降则会促进空泡的成长，进而使得空化区域增加或变厚。但值得注意的是，图 8 中最强的空化不是出现在波谷对应的时刻，而最弱的空化也并非出现在波峰对应的时刻，空化过程明显滞后于进口压力的变动。例如，图 8(b)中进口压力的峰值出现在 $t = 31.25 \mu\text{s}$ ，但最弱的空化出现 $t = 34 \mu\text{s}$ 左右。造成这种现象的原因可能是：非空化区的液体是几近不可压的，这样进口压力的变动将以趋于无限的速度传播到整个液相流场，但速度场的相应变化则会由于动量输运方程中各项的制约而出现滞后，从而延缓了流场其他参数以及空化区域的变化。

此外，结合针对于图 4~6 的分析可知，低压波动引起的不稳定部分空化过程虽然造成了喷孔内部空化程度的反复，但并不会较大程度地改变喷孔出流的条件，这是因为出流仍然为只有液相的流动，如图 8(a)所示。但在高压波动的情况下，喷孔出口附近的区域会随着进口压力的变动而呈现出截然不同的流

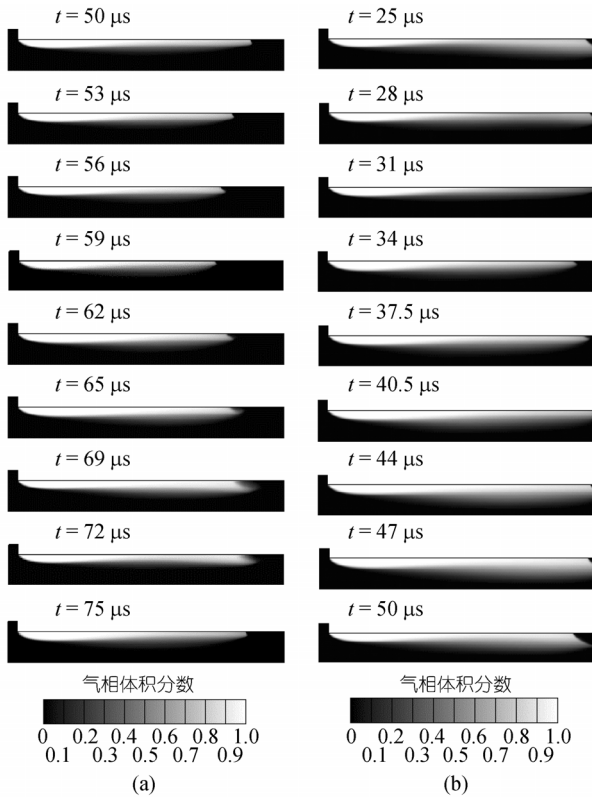


图 8 进口压力波动引起的喷孔内不稳定的空化过程
(a) 低压波; (b) 高压波

态, 这与进口压力恒定以及上述低压波动对应的情况有着很大的差异. 如图 8(b)所示, 当计算时刻在 34

μs 左右时, 超空化甚至会退化成部分空化. 很显然, 不稳定的超空化行为所对应的喷孔出流条件也是很复杂的, 时而为单相流, 时而为两相流, 并极为复杂. 在柴油机的喷射过程中, 压力波动是真实存在的, 因此在确定喷雾初始条件时需充分考虑压力波动所诱发的喷孔内流特性.

5 结论

本工作利用双流体模型对柴油喷孔空化流在进口压力恒定和瞬变两种不同模式下的特性进行数值分析, 主要结论如下:

(1) 基于双流体模型的空化流模拟得到了与相应条件下的实验结果相当吻合的结果. 数值计算预测的临界空化数较为合理, 并进一步地验证了 Nurick 的关系式, 这说明本文采用的模型和数值方法能够较好地预报喷嘴空化流的主要特性.

(2) 超空化流的出现是空化开始直接作用于喷射液柱及喷雾初始条件发生重大变化的一个标志. 在超空化流状态下, 喷射液柱所具备的轴向速度及湍动能的分布特征有利于它离开喷孔后的第一阶段破碎.

(3) 喷孔内部空化过程对边界条件比较敏感, 部分空化和超空化都会因进口压力的波动而变得不稳定. 不稳定的超空化使得不同时刻的喷孔出流条件有着明显的差异, 需要引起重视.

参考文献

- Chaves H, Knapp M, Kubitzek A. Experimental study of cavitation in the nozzle hole of diesel injectors using transparent nozzles. SAE Paper 950290, 1995
- Badock C, Wirth R, Fath A, et al. Investigation of cavitation in real size diesel injection nozzles. Int J Heat Fluid Flow, 1999, 20(5): 538—544 [\[DOI\]](#)
- Soteriou C, Andrews R, Smith M. Further studies of cavitation and atomization in diesel injection. SAE Paper 1999-01-1486, 1999
- Payri F, Bermudez V, Payri R, et al. The influence of cavitation on the internal flow and the spray characteristics in diesel injection nozzles. Fuel, 2004, 83(4): 419—431 [\[DOI\]](#)
- Sou A, Hosokawa S, Tomiyama A. Effects of cavitation in a nozzle on liquid jet atomization. Int J Heat Mass Transfer, 2007, 50(17-18): 3575—3582 [\[DOI\]](#)
- Yuan W, Schnerr G H. Numerical simulation of two-phase flow in injection nozzles: interaction of cavitation and external jet formation. J Fluids Eng, 2003, 125(6): 963—969 [\[DOI\]](#)
- Kubo M, Araki T, Kimura S. Internal flow analysis of nozzles for DI diesel engines using a cavitation model. JSAE Rev, 2003, 24(3): 255—261 [\[DOI\]](#)
- Jia M, Hou D, Li J, et al. A micro-variable circular orifice fuel injector for HCCI-conventional engine combustion-part I numerical simulation of cavitation. SAE Paper 2007-01-0249, 2007
- Marcen R, LeGouez J M. Simulation of unsteady cavitating flows in diesel injector with an improved VOF-method. In: Proc of 17th ILASS-Eu Conf, September 2-6, 2001, Zurich Switzerland