

下倾管 - 立管水气严重段塞流数值模拟¹⁾

高 嵩 尤云祥²⁾ 李 巍 胡天群 俞 忠

(上海交通大学, 海洋工程国家重点实验室, 上海 200240)

摘要 针对海洋油气传输中常见的下倾管-立管系统, 采用 Brackbill 模型模拟气液相界面间表面张力, VOF 方法追踪气液两相运动界面, 提出了管内气液两相流数值模拟方法. 在低气液相进口折算速度下, 数值模拟了该种管型下的严重段塞流动现象, 分析了相关物理参数的变化特性. 结果表明, 在严重段塞流下, 管内流型流态、压力、液塞运动速度、立管出口气液相平均速度、下倾管及立管内含气率等均具有明显周期性特征, 而且一个周期内严重段塞流可分为 4 个阶段, 进而给出了各阶段中相关参数的变化特性. 数值模拟结果与相关文献中的实验结果吻合良好, 表明了该数值模拟方法的有效性.

关键词 下倾管-立管, 数值模拟, 严重段塞流, 流动特性, 含气率

中图分类号: O359+1 文献标识码: A 文章编号: 0459-1879(2011)03-0468-08

引 言

海底油气传输需要依靠管线-立管系统来实现, 该系统总是由随地形起伏的海底部分和连接到海洋平台的立管部分组成. 其中, 气液两相混合输送是工程实践中的一种典型工况. 这种传输结构在气液流量较低情况下, 容易在立管中产生严重段塞流现象.

该种流型会使管内压力和出口流量呈现周期性剧烈波动, 不仅会造成油井大幅减产, 而且由于液体出流量突然剧烈增加会造成超过下游设备处理能力, 导致溢流等问题^[1], 这些都会给正常生产带来困难, 严重时还会导致停产等事故. 同时, 管线若长期遭受严重段塞流的振动冲击, 还会缩短其使用寿命, 甚至可能导致立管的意外破坏, 喷发带来的压力剧烈波动会引起管道的震动, 造成管线接头和支柱的机械损害, 缩短其使用寿命, 对作业平台的结构强度、安全性和稳定性构成危害^[2]. 严重段塞的不稳定性给海上油气集输系统的设计及运行管理造成了巨大的困难. 因此, 海底混输管线的严重段塞预测与控制一直是研究与关注的重点. 为此, 有必要对该种现象的形成机理及其特性进行深入研究, 以便于为寻找有效措施来减缓或避免类似现象.

严重段塞流现象自 1973 年被提出后^[1], 引起了

国内外学者的广泛关注, 如 Schmidt^[2]、Pots 等^[3]、何利民等^[4]、马华伟等^[5-6]、王鑫等^[7-9], 采用模型试验方法开展深入研究, 研究的方向主要集中在严重段塞流产生机理、严重段塞流分类方式、管内流型流态的变化特性、管内液塞速度、液塞长度、压力波动、流动周期等参数的变化特性, 以及探索控制缓解其危害的方法等方面, 并取得了许多重要成果.

纵观目前国内外的相关研究, 主要手段是通过模型试验, 将结果拟合成半经验的理论模型, 为工程实践提供指导. 然而, 模型试验手段很难完整地跟踪管道内部的流动特征进行实时监测, 尤其是难以有效地跟踪气液两相之间自由界面的变化特性, 以及捕捉出口流动参数的变化规律. 另外, 试验本身很容易受设备和场地等条件限制, 不易获得影响严重段塞流的各种敏感性参数.

由于严重段塞流形成机理及其流动过程的复杂性, 现有严重段塞流的理论模型还不完善, 因此有必要对严重段塞流的形成机理及敏感参数进行更深入的探索. 有鉴于此, 本文针对一种比较典型的下倾管-立管系统内的严重段塞流问题, 建立了二维 CFD 方法, 以空气和水为流动介质, 对管内发生的严重段塞流型进行数值模拟, 并利用 CFD 方法能够对全流场进行实时监控的特点, 对其相关流动特性

2009-11-09 收到第 1 稿, 2011-03-11 收到修改稿.

1) 国家高技术研究发展计划资助项目 (2008AA09Z316, 2008AA09Z313).

2) E-mail: youyx@sjtu.edu.cn

进行分析与研究。

1 问题描述与数值方法

在文献 [5-6] 中, 马华伟等针对某下倾管-立管系统的严重段塞流特性问题进行了实验研究。实验管道系统如图 1 所示, 其中下倾管长度 $L = 10.8\text{m}$, 下倾角 $\beta = 4^\circ$, 立管高度 $H = 4.1\text{m}$, 管道内径 $D = 0.051\text{m}$, 采用的两相流体介质为水和空气。在图中, $P1 \sim P4$ 为实验中压力传感器的安装位置, $P1$ 距气相入口下游 1m 处; $P2$ 与立管底部距离为 1.6m ; $P3$ 在立管根部, 也是整个实验系统的最低点; $P4$ 在立管中部位置, 距立管顶部 2.4m 。

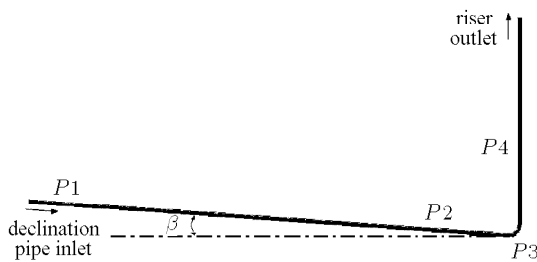


图 1 文献 [5-6] 中的实验模型示意图

Fig.1 Sketch of test model in Refs.[5-6]

本文将以此实验管道系统作为数值模拟的研究对象, 以便可以将数值模拟结果与相关实验结果进行比较分析。在研究中发现, 如果直接采用三维方法进行数值模拟, 则需花费很长的计算时间。利用 CFD 方法来研究这类严重段塞流问题, 本身就是一项探索性的工作, 作为在这个方向努力的一部分, 本文采用二维方法来研究这个问题。

为此, 把沿实验管道系统中垂面得到的二维管型, 作为数值模拟的几何模型。其中, 下倾管长度及其倾角、立管高度、压力监测点位置, 以及两相介质等均与实验模型一致。

在将三维问题转化为二维问题进行数值模拟时, 为保证流动特性的一致, 在入口处, 除了需要保证两者的气液相 Froude 数一致外, 还需要保证两者的气液体积流量比一致。利用这两个原则, 即可根据实验中入口处的气液质量流量, 换算得到数值模拟中所需的入口处气液质量流量。由此可得, 将三维问题转换为二维问题进行数值模拟时, 气液相质量流量之间的换算关系为

$$\frac{m_1}{A_1} = \frac{m_2}{A_2} \quad (1)$$

其中, m_1 和 m_2 分别表示三维实验与二维计算中的

质量流量, A_1 表示三维实验中的管道横截面积, A_2 表示二维计算中的入口宽度。

气液两相入口条件的设置是数值模拟中需要解决的另一个关键问题。为此, 本文采用如图 2 所示的气液两相入口方法, 其中 AB 为液体入口, CD 为气体入口。该进流方式是依照实验系统中的气液混合器原理设计的, 即让气相和液相分别从不同的入口进入, 并在下倾管内混合。无论何种进流方式, 其目的都是能够在下倾管内实现分层流。研究表明, 采用这种气液混合方式可以使气液快速混合, 并在较短时间达到稳定状态, 以避免影响下游流动。

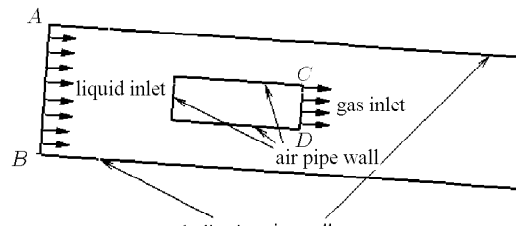


图 2 气、液入口设置

Fig.2 Sketch of gas-liquid inlet conditions

在整个计算域内, 气液两相分别使用雷诺时均连续性方程, 而共用雷诺时均动量方程和能量方程, 并应用 RANS $k-\epsilon$ 湍流模型对方程组进行封闭 [10]

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

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{v}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T)] + \nabla \cdot (-\overline{\rho \mathbf{v}' \mathbf{v}'} + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F} \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot (\mathbf{v}(\rho E + p)) = \nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T) + \nabla \cdot (-\overline{\rho \mathbf{v}' E'}) \quad (4)$$

其中, 带横杠项表示雷诺应力, 撇表示脉动。下标 $i=1$ 和 2 分别代表气相和液相, $\mathbf{v} = (v_1, v_2)$ 为时均速度矢量, 而 v_1, v_2 为速度分量时均值, p 为压力时均值, ρ 为流体密度, 其值为 $\rho = \sum \alpha_i \rho_i$, μ 为黏性系数, 其值为 $\mu = \sum \alpha_i \mu_i$, $\mathbf{g} = (0, -g)$ 为重力加速度矢量, \mathbf{F} 为体积力, E 为能量, 其值为 $E = \sum \alpha_i \rho_i E_i / \sum \alpha_i \rho_i$, T 为温度, k_{eff} 为流体传热系数。

α_i 为气体体积函数, 标志每个网格单元的状态, 其值为一个单元内第 i 相所占体积与该单元体积之比, 因而所有相的 α_i 之和为 1, 即 [11]

$$\sum \alpha_i = 1 \quad (5)$$

在数值模拟中, 还需要解决的一个关键是气液两相界面上的表面张力问题. 为此, 采用 Brackbill 提出的 CSF 模型^[12]进行数值处理. 在该模型中, 假定流场中两种介质边界区域具有有限厚度, 这使得 α 在有限厚度界面区域形成一个过渡区域, 且 α 在整个过渡区域中成为连续函数. 在此区域内, 每一点上的表面力与该点的 α 的曲率成正比. 当界面区域的厚度变化趋近于零时, 就可以通过该点 α 的曲率得到表面力. 这样, 就可以将表面张力表现为作用于相界面区域网格单元内的体积力, 加在动量方程中求解, 有如下形式

$$\mathbf{F} = \sigma_{12} \frac{2\rho\kappa\nabla\alpha_1}{\rho_1 + \rho_2} \quad (6)$$

其中, σ_{12} 为两相间的表面张力, ρ_1 和 ρ_2 为两相的密度, α_1 为气相体积分数, $\kappa = \nabla \cdot \hat{n}$ 为表面曲率, 其中 $\hat{n} = \mathbf{n}/|\mathbf{n}|$ 为单位法向量, 而 $\mathbf{n} = \nabla\alpha_1$ 为表面法向量. 在近壁面处, 单位法向量采用 $\hat{n} = \hat{n}_w \cos\theta_w + \hat{t}_w \sin\theta_w$ 计算. 式中, θ_w 为液体与壁面的接触角, \hat{n}_w 和 \hat{t}_w 分别表示壁面单位法向量和单位切向量.

需要指出的是, 本文计算中立管出口设定为压力出口, 且回流全部为气体, 故当液塞头部到达立管顶部出口时, 计算认定出口边界处为单相, 故表面张力消失, 因此在立管出口处不考虑表面张力的影响. 而在计算域内部 (包括气液进口), 由于管内气液两相界面是随流态不断变化的, 导致各个网格内两相界面是不断变化, 因此流场内各点的 α_1 , κ 和 ρ 随流态不断变化, 因此式 (6) 中的体积力也是随流态不断变化的.

本文采用商业软件 FLUENT 对上述方程进行离散求解. 流场近壁面处采用标准壁面函数处理, 控制方程采用有限体积法 (FVM) 进行求解, 对流项以及湍流输运项采用二阶迎风格式离散, 时间步选用二阶隐式时间匹配格式, 气液两相界面的构造方法选用几何重构. 应用非定常压力的隐式算子分割法 (PISO) 进行压力-速度的耦合计算. 液气入口均采用质量入口, 立管出口处采用压力出口条件, 壁面采用固壁边界.

计算域内使用的所有网格全部为结构网格, 分布如图 3 所示. 由图可见, 管道系统入口、下倾管、弯头及立管的网格划分方式是有差别的. 在入口段 AB 和 CD 之间, 由于气液在该处混合, 流动复杂, 因此网格较密. 在下倾管中设置了边界层, 沿其垂向共划分了 24 层网格, 第 1 层网格厚度为 0.0005 m.

为了模拟立管内流型流态, 在立管水平方向平均划分了 24 层网格, 厚度为 0.002 m, 沿垂向的网格厚度为 0.008 m. 此外, 由于在弯头处流态较为复杂, 对此处的网格进行了局部加密. 整个计算域网格总数为 54384, 在图 3 中虚线表示省略了的下倾管中部分.

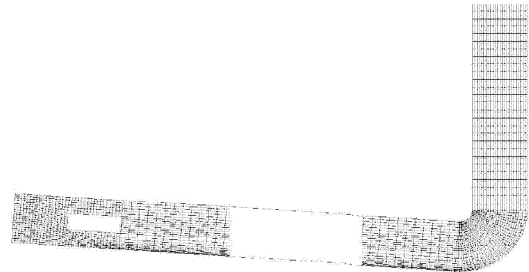


图 3 网格分布

Fig.3 Mesh generation in pipes

2 数值结果

由文献 [5-6] 可知, 该种管型在较低的气液组合下都可以发生严重段塞流型. 本文根据这两篇文献所描述实验中, 能够发生严重段塞流的一种典型工况进行数值模拟.

在文献 [5-6] 的实验中, 气相质量流量为 0.000136 kg/s, 液相质量流量为 0.2777 kg/s, 根据式 (1) 将其换算成二维计算工况时的气液质量流量分别为 0.0034 kg/s 和 6.924 kg/s. 初始温度取为 300 K, 水的密度取为 998.2 kg/m³, 且假定空气为理想可压缩气体.

在模拟开始时, 首先通过气相入口向管道内充气, 并保持入口质量流量稳定. 当整个管道内充满空气并稳定后, 液体水以固定质量流量从液相入口流入管道.

2.1 流型流态特性

在图 4 中, 给出了下倾管-立管系统中流动特性的数值模拟结果. 其中, 黑色代表液体, 白色代表气体. 数值模拟结果表明, 下倾管-立管中的流型流态是一种典型的周期性流动现象, 在一个周期内主要包括 4 个阶段, 即液塞形成、液塞出流、液气喷发和液体回流, 数值模拟结果与文献 [6] 中描述的同工况试验现象一致.

在数值模拟中, 不论严重段塞流处于哪个阶段, 下倾管中始终保持为分层流, 这是严重段塞流发生的基本条件. 在液塞形成阶段, 液体首先在下倾管-立管转弯处积聚, 并在下倾管-立管中不断生长, 形

成液塞. 在这个阶段, 立管中的流型由液柱和气柱组成, 气柱位于液柱上方, 两相间界限分明, 没有相互掺混现象, 如图 4(a) 所示.

在液塞头部到达立管顶部后, 即开始液塞出流阶段. 在这个阶段, 立管内部主要为液体, 如图 4(b) 所示. 在液气喷发阶段, 气体开始以小气泡形式进入立管, 数值模拟获得的气泡直径在 0.0012~0.0086 m 之间, 并在距立管根部 0.5 m 左右的位置汇合成气弹, 形成弹状流, 也称段塞流, 首气弹的长度约为 0.0278 m. 随着喷发加剧, 进入立管的气体流量不断增加, 气体开始气团形式进入立管, 形成气弹的位置不断降低, 产生的气弹长度也不断增加. 其后形成的气弹不断追逐其前方的气弹, 融合成更长的气弹. 在此阶段, 立管中的流型由液柱和段塞流组成, 并以液气喷发所形成的第一个弹状气泡为分界, 如图 4(c) 所示.

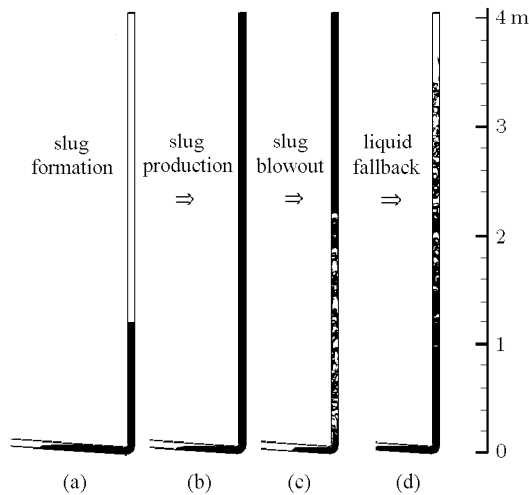


图 4 严重段塞流演化特性

Fig.4 Development characteristics of severe slugging

在液塞完全离开立管后, 由于重力作用, 立管中残存液体将回流到立管底部, 开始液体回流阶段. 在这个阶段, 立管底部为不含气体的新液塞, 其余部分为液气掺杂, 液体回落到立管底部进入到新液塞中, 气体则继续上升流动, 并使部分回落液体自立管出口流出, 如图 4(d) 所示.

2.2 压力波动特性

在图 5 和图 6 中, 给出了 4 个监测点处压力波动特性的数值模拟结果, 其中 T 为压力波动周期. 由图中可知, 管内压力具有明显的周期特性, 且在一个周期内 4 个不同阶段具有不同的变化特性. 压力波动最大幅值点位于立管底部, 最大波动幅值为

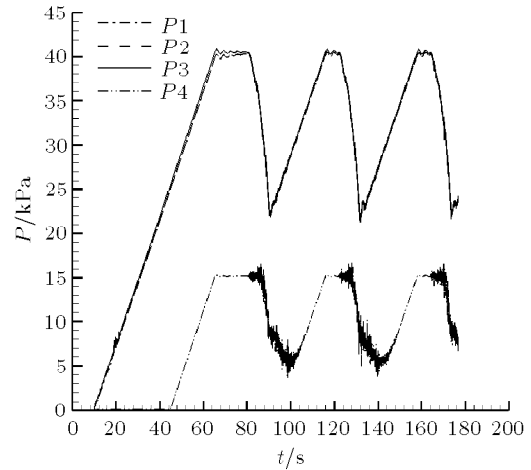


图 5 压力波动周期特性

Fig.5 Pressure periodic characteristics

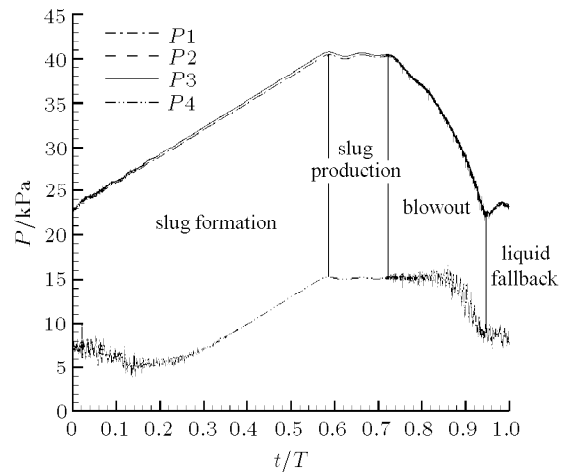


图 6 一个周期内压力的变化特性

Fig.6 Pressure characteristics in one period

20 kPa, 周期为 42 s, 液气喷发时间为 9 s, 这些结果与文献 [6] 中所描述的同工况试验值吻合良好.

在液塞形成阶段, 由于下倾管中气体被压缩, 以及立管中液塞高度逐渐增加, $P1 \sim P3$ 测点的压力近似为线性增加, 而且当液塞头部到达 $P4$ 测点时, 在该测点处的压力也近似为线性增加.

在液塞出流阶段, 由于液塞高度不变, 因此各测点处压力随时间的变化不大, 但有小幅度的波动, 且波动幅值逐渐减小. 在液塞出流阶段一开始, 由于液塞上升速度增加, 下倾管中液塞腾出空间变大, 各测点压力小幅度增加. 当液塞上升速度增加到某个值后, 下倾管中液塞腾出空间的增加超过了入口处气体进入所占空间, 各测点压力开始小幅度减小. 如此反复, 从而导致各测点压力出现小幅度波动现象.

在液气喷发阶段, 由于液塞加速变短, 其引起的静压变小, 各测点压力快速减小. 在下倾管中气体进入立管瞬间, $P1 \sim P3$ 测点压力即快速减小. 在从下倾管进入立管的气泡到达 $P4$ 时, 在该点处的压力也开始快速减小, 在此之前该点处压力呈现小幅振荡增加趋势.

回流阶段持续时间很短, 在液体回落一开始, $P1 \sim P3$ 测点压力即迅速小幅度增加, 而 $P4$ 测点压力继续小幅度振荡减小. 由于立管中残存液体的回落, 使 $P1 \sim P3$ 测点压力增加的速度比没有液体回流时要大一些. 由于 $P4$ 上方残存液体是振荡回落的, 因此在该测点处压力是振荡减小的.

由图 5 和图 6 可知, 在严重段塞流的各个阶段 $P1 \sim P3$ 处压力变化很接近, 主要原因如下: 在严重段塞流发生期间, 下倾管内流型保持为分层流, 管内的气体是连通的, 导致整个下倾管内气体空间的静压相同, 因而有 $P1 = P2$. $P3$ 位于立管根部与下倾管交界处, 且有 $P3 = P1 + \Delta P_h$, ΔP_h 为立管根部与下倾管气体空间之间的水柱产生的静压值, 该段水柱垂直高度很小, 相比与立管高度可以忽略不计, 因而 $P3$ 和 $P1, P2$ 的静压值非常接近. 而 $P4$ 的值与 $P1 \sim P3$ 有明显差别, 这是由于 $P4$ 位于立管中部, 所承受的最大水柱高度为 1.6m, 因而其压力最大值不到 $P3$ 最大值的一半, 且较易受到回流影响.

此外, 图 5 还可看出, 管内压力具有明显的周期特性, 且压力波动最大幅值的点位于立管底部, 最大波动幅值为 20kPa, 严重段塞流周期为 42s, 液气喷发时间为 9s, 这些结果均与文献 [6] 中所描述的同工况试验值吻合良好. 图 6 为一个周期内, 各测点压力波动情况, 可以看出严重段塞流不同阶段在一个周期内所占的时间比例, T 为严重段塞流周期.

2.3 立管出口速度变化特性

在图 7 中, 给出了立管出口处的平均速度变化特性. 其中, \bar{v}_{out} 表示出口平均速度. 需要指出的是, 在液塞形成阶段, 出口处并没有液体流出, 液塞上升推动其上方气体向外流出, 由于液塞上升速度较慢, 可将气体视为不可压缩, 故出口处气体速度与液塞上升速度相同, 因此立管出口速度即为液塞上升速度.

在液塞形成阶段, 液塞速度主要是由其长度增加而产生的. 其中, 液塞长度的增加, 一方面使液塞

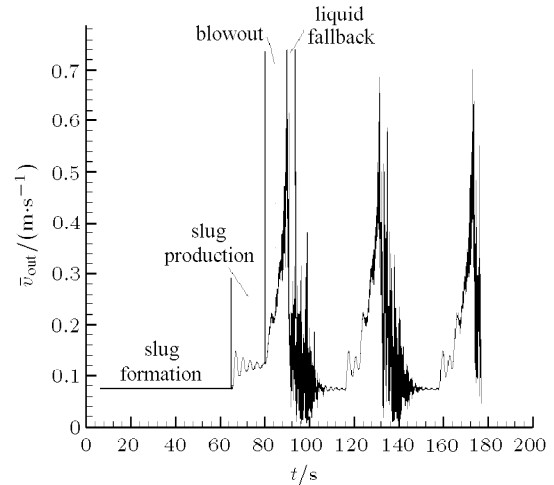


图 7 立管出口平均速度变化特性
Fig.7 Average velocity characteristics at the outlet of the riser

产生一个向上速度, 同时由于重力效应, 又会使下倾管中气体被压缩. 由于入口气液质量流量较低, 因此在此阶段液塞上升速度较低, 约为 0.08m/s, 且基本保持不变.

当下倾管中由于气体压缩时液塞尾部压力大于立管中液塞产生的静压时, 开始液塞出流阶段, 此时液塞上升速度增加, 同时下倾管中液塞腾出空间变大, 当液塞上升速度增加到某个值后, 下倾管中液塞腾出空间的增加超过了入口处气体进入所占空间, 液塞上升速度开始小幅度减小. 如此反复, 从而导致液塞上升速度出现小幅度波动现象, 其上升速度大约在 0.13m/s 附近振荡.

在液气喷发阶段, 由于下倾管中气体不断进入立管, 而且在立管中加速上升, 使得液塞加速流出. 该阶段较为复杂, 为此将其进一步分为两个过程. 一是液柱喷发过程, 即从下倾中气体进入立管到液柱尾部到达立管出口为止; 二是段塞喷发过程, 即从液柱尾部离开立管出口到液体开始回流为止.

在液柱喷发过程中, 立管出口没有气体流出, 只有液体的喷发, 液柱速度持续加速增加, 而且加速度也是增加的, 直至液体上升速度达到一个极大值, 约为 0.7m/s. 然后开始段塞喷发过程, 但该过程持续时间很短, 表现为气液交替从立管出口流出, 其速度振荡减小.

在液体回流阶段, 立管出口速度即为气体出流速度, 且速度持续振荡减小. 在该阶段, 当出口没有气弹时, 出口速度很小; 当气弹穿出立管中的液体后, 出口速度又大幅度变大. 因此, 在液体回流阶段, 出口速度会出现大幅度振荡的现象.

2.4 立管出口质量流量及其含气率变化特性

严重段塞流对下游工程设施的影响主要体现在立管出口处气液质量流量变化较大. 由于试验受设备所限, 很难实时得到出口质量流量及其含气率的变化规律, 而数值模拟则体现出了其优越性, 可以得到实时监测数据.

在图 8 中, 给出了立管出口处质量流量的变化特性. 其中, \dot{m}_{out} 表示出口质量流量. 由图可知, 在液塞形成阶段, 立管出口主要为立管内被液塞顶出的气体, 其速度与液塞形成速度相等, 由于气体密度较小且该速度较低, 所以此阶段出口质量流量也很小, 仅为 0.00134 kg/s . 在液塞出流阶段, 立管出口主要为液体, 出口质量流量呈现小幅度振荡波动现象, 这种振荡波动主要由出口速度的振荡波动产生的.

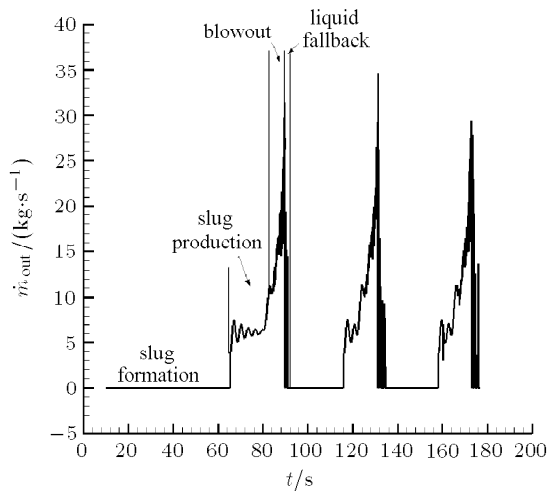


图 8 立管出口处质量流量变化特性

Fig.8 Mass flux characteristics at the outlet of the riser

在液气喷发阶段, 出口质量流量变化剧烈, 最大值约为 35 kg/s , 为入口质量流量 6.924 kg/s 的 5 倍左右, 这与文献 [13] 中论述相吻合. 在液柱喷发过程中, 立管出口质量流量与出口速度的变化规律一致, 这是由于出口主要为不可压的液体, 故质量流量变化规律由液体速度变化规律决定. 在段塞喷发过程中, 出口表现为气液交替流出. 当出口为液塞时质量流量较大, 而为气弹时较小, 其值由出口液体速度及其出口含气率共同决定. 在液体回流阶段, 立管出口仅有气体夹杂少量液沫流出, 出口质量流量也较小.

在图 9 中, 给出了一个周期内立管出口含气率的变化特性. 其中, α_{out} 为立管出口横截面含气率.

由图可知, 在液塞形成阶段, 出口主要为气体, 含气率为 1, 工程上称为断流现象. 在液塞出流阶段, 出口为液体, 含气率为 0. 在液柱喷发阶段, 即气弹没有到达立管顶端出口时, 出口主要为液体, 含气率为 0. 在段塞喷发阶段, 即气弹到达立管顶端时, 出口处出现气液交替现象, 出口含气率表现为波动变化特性.

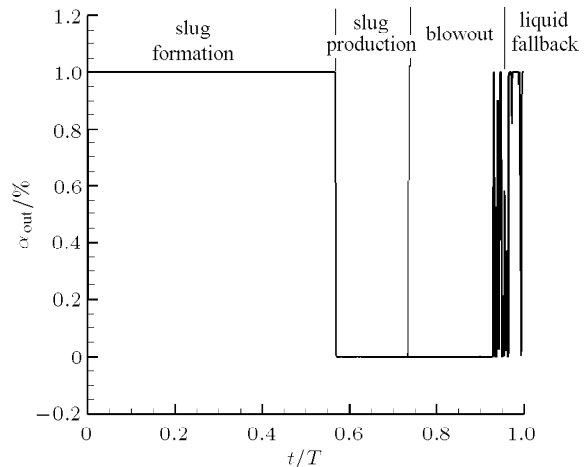


图 9 一个周期内立管出口处含气率变化特性

Fig.9 Gas volume fraction characteristics at the outlet of the riser in one period

在液体回流阶段刚开始时, 立管内液体速度为负值, 开始向下回落, 立管内残留的气体仍要向外流出, 带动出口附近的部分液体流向管外. 在回流开始时, 含气率较低, 但是不为零, 这是由于液塞中夹杂大量小气泡的缘故. 在回流后期, 液体已经向下流动, 出口主要为气体, 间或有气弹推出的残余液塞和夹杂泡沫, 此时出口含气率接近于 1.

2.5 立管及下倾管中含气率变化特性

在图 10 中, 给出了立管中含气率的变化特性. 其中, α_{riser} 为立管中含气率. 由图可知, 在液塞形成阶段, 由于立管中液面上升, 含气率从 1 开始逐渐减小, 当液塞头部到达立管顶部之后, 液塞充满整个立管, 含气率变为零. 在液塞出流阶段, 由于立管内没有气体, 含气率保持为零. 液气喷发阶段, 随着气泡不断进入立管, 立管中含气率逐渐增加, 当液塞尾部到达立管顶部时, 含气率达到最大值, 约为 0.438. 在含气率达到极值的时刻, 即为液塞尾部离开立管的时刻, 之后含气率保持不变直至液体开始回流. 在回流阶段, 液体回落到立管底部积聚形成新液塞, 导致含气率开始下降.

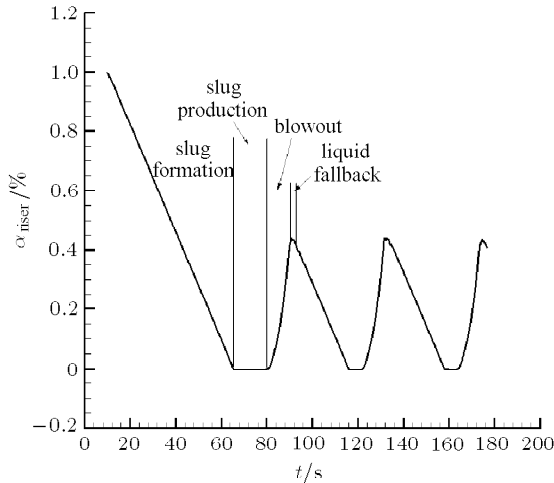


图 10 立管中含气率变化特性

Fig.10 Gas volume fraction characteristics in the riser

在图 11 中, 给出下倾管中 3 个截面含气率随时间的变化特性. 其中, $\alpha_{section}$ 为下倾管中横截面含气率, 1, 2 和 3 分别表示距离下倾管入口 0.2m, 0.3m 和 2m 处的横截面. 由图可知, 距下倾管入口越远含气率越高, 但对于每个截面, 在整个严重段塞流发生期间, 其含气率值变化不大. 由此可知, 在严重段塞流发生过程中, 下倾管内分层流液面高度是基本不变的.

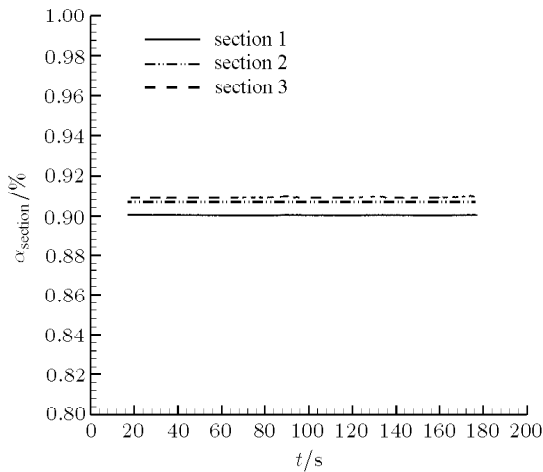


图 11 下倾管截面处含气率随时间变化特性

Fig.11 Gas volume fraction characteristics at some sections of the declination pipe

为进一步考察严重段塞流发生时下倾管中气体压缩空间体积的变化情况, 图 12 给出了 1 个周期内下倾管中含气率随时间的变化特性, 其中 α_{dec} 为下倾管中含气率.

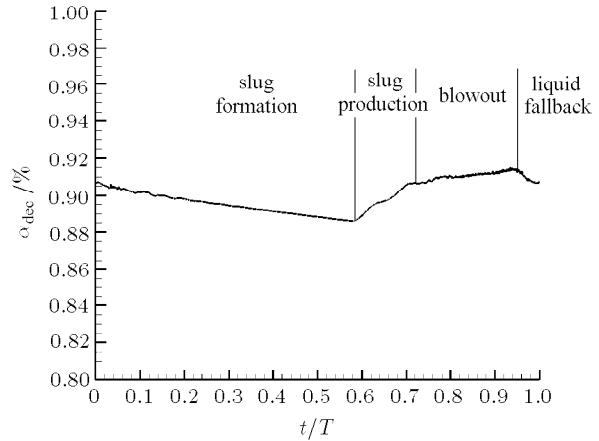


图 12 一个周期内下倾管中含气率变化特性

Fig.12 Gas volume fraction characteristics in the declination pipe in one period

由图 12 可知, 在液塞形成瞬间, 下倾管中含气率最大, 约为 0.907. 随着液塞增长, 气体被压缩, 含气率逐渐减小, 在液塞开始出流瞬间, 达到最小值, 约为 0.886, 减小幅度约 2%. 在液塞出流时, 含气率逐渐增加, 当进入液气喷发阶段的瞬间, 含气率又回升到 0.907. 在液气喷发阶段时, 下倾管中含气率变化很小, 变化幅度约为 0.77%. 在液体回流阶段, 新液塞开始形成, 下倾管中气体空间被进一步压缩, 当回流结束后, 下倾管含气率又恢复至 0.907.

3 结 论

采用 VOF 方法, 结合 Brackbill 表面张力型, 提出了对下倾管-立管系统内水气两相严重段塞流问题的一种数值模拟方法.

利用该方法获得的下倾管-立管内水气两相严重段塞流 4 个阶段下的流型流态特征数值模拟结果, 与文献 [5] 所述实验结果一致. 对下倾管-立管系统内压力幅值、周期和液气喷发时间的数值模拟结果, 与文献 [6] 中的同工况试验结果吻合良好, 对立管出口质量流量变化特性的数值模拟结果, 也与文献 [13] 中所述结果相吻合.

利用该方法, 不仅获得了下倾管-立管内压力, 立管出口速度、质量流量及其含气率等参数的周期性变化规律, 而且还进一步获得了在严重段塞流的 4 个不同阶段中, 这些相关参数的变化特性及其形成机理.

参 考 文 献

1 Yocum BT. Offshore riser slug flow avoidance: mathematical models for design and optimization. SPE4312. In: Spe European Meeting, London, April, 1973

- 2 Schmidt Z. Experimental study of two-phase slug flow in a pipeline-riser pipe system. [PhD Thesis]. USA: University of Tulsa, 1977
- 3 Pots BM, Bromilow IG, Konijn MJ. Severe slug flow in offshore flow line/riser systems. *SPE*, 1987, 2(4): 319-324
- 4 何利民, 赵越超, 罗小明. 强烈段塞流特征参数测量方法试验研究. *工程热物理学报*, 2005, 26(4): 621-624(He Limin, Zhao Yuechao, Luo Xiaoming. The measurement methods on characteristic parameters of air-water severe slugging in pipeline-riser systems. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2005, 26(4): 621-624 (in Chinese))
- 5 马华伟, 何利民, 罗小明等. 下倾管-立管系统中严重段塞流现象的周期特性. *工程热物理学报*, 2008, 29(5): 787-791 (Ma Huawei, He Limin, Luo Xiaoming, et al. The period characters of severe slugging in declination-riser pipe system. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2008, 29(5): 787-791 (in Chinese))
- 6 马华伟. 组合立管系统中严重段塞流特性及其消除方法研究. [博士论文]. 东营: 中国石油大学(华东), 2008 (Ma Huawei. Investigation on severe slugging phenomenon and elimination methods in multiphase riser pipe system. [PhD Thesis]. Dongying: China University of Petroleum(East China), 2008 (in Chinese))
- 7 王鑫, 郭烈锦, 张西民等. 集输-上升管路系统严重段塞流实验研究. *工程热物理学报*, 2005, 26(5): 799-801 (Wang Xin, Guo Liejin, Zhang Ximin, et al. Experimental study of severe slugging in pipeline-riser system. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2005, 26(5): 799-801 (in Chinese))
- 8 王鑫, 郭烈锦. 集输管路上升管系统严重段塞流实验和理论模拟. *工程热物理学报*, 2006, 27(4): 611-614(Wang Xin, Guo Liejin. Experimental investigation and simulation of severe slugging in pipeline-riser system. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2006, 27(4): 611-614 (in Chinese))
- 9 王鑫, 郭烈锦, 何利民. 集输管路上升管系统严重段塞流液塞特征. *工程热物理学报*, 2008, 29(8): 1339-1342(Wang Xin, Guo Liejin, He Limin. Characteristics of liquid slug in severe slugging at pipeline-riser system. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2008, 29(8): 1339-1342 (in Chinese))
- 10 王福军. 计算流体力学分析. 北京: 清华大学出版社, 2004. 7-10 (Wang Fujun. Analysis of Computation Fluid Dynamics. Beijing: Tsinghua University Press, 2004. 7-10 (in Chinese))
- 11 Hirt CW, Nichols BD. Computational method for free surface hydrodynamics. *Trans of the ASME: J of Pressure Vessel Tech*, 1981, 103(2): 136-141
- 12 Brackbill JU, Kothe DB, Zemach C. A continuum method for modeling surface tension. *J Cornpu Phys*, 1992, 100(2): 335-354
- 13 李晓平, 宫敬, 沈建宏. 立管严重段塞流控制方法实验研究. *中国海上油气*, 2005, 17(6): 416-420(Li Xiaoping, Gong Jing, Shen Jianhong. Experimental study on control methods of severe slugging in risers. *Journal of China Offshore Oil and Gas*, 2005, 17(6): 416-420 (in Chinese))

(责任编辑: 刘俊丽)

NUMERICAL SIMULATION OF THE SEVERE SLUG FLOW BETWEEN WATER-AIR PHASES IN A DECLINATION PIPE-RISER¹⁾

Gao Song You Yunxiang²⁾ Li Wei Hu Tianqun Yu Zhong

(State Key Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China)

Abstract In the present paper, a numerical method for simulating the characteristics of two-phase flows in a declination pipe-riser system with the gas and fluid was developed. The Brackbill model was applied to simulate surface tension between two phases and the VOF method was used to capture the moving interfaces between gas-liquid phases. At low superficial velocity of gas and liquid superficial velocities, severe slug flows in such a pipe-riser system were simulated and the variety characteristics for flow parameters were analyzed. The results show that the flow parameter characteristics due to such a severe slug flow have remarkably periodic characteristics, including the flow pattern, pressure, slug velocity, average phase velocity at the riser outlet and gas volume fraction, and severe slug flow in a period consists of four evolution stages where the characteristics of such flow parameters in each evolution stage were further given. The numerical results are good agreements with experimental results reported in the references, showing that the proposed method is effective.

Key words pipeline-riser system, numerical simulation, severe slugging, flow characteristics, gas volume fraction

Received 9 November 2009, revised 11 March 2011.

1) The project supported by the National High Technology Research and Development Program of China (2008AA09Z316, 2008AA09Z313).

2) E-mail: youyx@sjtu.edu.cn