

含水合物油包水管道输送体系压力波速研究*

邱伊婕¹, 敬加强^{1,2}, 孔祥伟¹, 敬佩瑜³

- (1. 油气藏地质及开发工程国家重点实验室(西南石油大学), 成都 610500;
2. 西南石油大学 油气消防四川省重点实验室, 成都 610500;
3. 西南石油大学 石油与天然气工程学院, 成都 610500)

摘要: 考虑水合物的相变、油相的压缩性、频率、虚拟质量力及体系的温度和压力的影响,建立了含水合物油包水体系的压力波速方程.研究表明,输送过程中水合物对体系的压力波速影响很大,在水合物分解区域,气体的出现使体系的压缩性大幅增加,压力波速急速降低;反之,在水合物生成区域,体系的压缩性减小,压力波速增大.随油水比、管径、温度的减小,压力波速均呈现减小的趋势;随压力、油相密度增加,压力波速呈现增大趋势;压力及温度通过影响水合物的分解速度,对体系压力波速产生影响.

关键词: 水合物; 油包水; 压力波速; 水合物分解; 管道输送

中图分类号: O352 **文献标志码:** A

doi: 10.3879/j.issn.1000-0887.2014.10.010

引言

天然气水合物是天然气及石油开采、加工和运输过程中,在一定温度和压力下天然气中的烃分子与其中的游离水结合形成的冰雪状复合物^[1].水合物导致天然气/原油生产设备和输送管线的堵塞,从而影响天然气的开采、集输和加工设备的正常运转,是一个长期困扰油田生产及运输的棘手问题^[2-3].海底的高压和低温环境都很适宜水合物的生成,深海油气管输中水合物问题尤为突出^[4].在含水合物油包水两相管道输送中,压力波速作为多相流动的重要参数之一,不仅与管道壁厚、油水比的选择有关,还关系到管道运行中泵站及阀门的启闭时间,对输送设备的安全运行可靠性设计及多相流动测量具有重要作用^[5-6].

近年来,国内外学者对水合物的预测和水合物浆体流动规律进行了大量的研究实验和理论研究^[7-9],然而关于水合物的油包水体系的压力波速研究亟待深入^[10-11].本文以含水合物油包水-气体系为研究对象,考虑相间虚拟质量力、相间阻力、水合物相变及油相的压缩性,建立了含水合物的油包水体系压力波速两流体模型,依据小扰动原理、气体状态方程,得到压力波速计算方程.分析了不同含气率、压力、虚拟质量力及角频率等参数对含水合物油包水体系压力波速的影响规律.

* 收稿日期: 2014-04-02; 修订日期: 2014-09-07

基金项目: 国家自然科学基金(面上项目)“稠油流动边界层在水基泡沫作用下的阻力特性研究”(51074136);高等学校博士点基金“稠油掺水流动粘度测定及压降预测研究”(20115121110004)

作者简介: 邱伊婕(1987—),女,河南洛阳人,博士生(通讯作者. E-mail: qiuyjie1987@163.com).

1 分解气体-油包水两相压力波速模型

为建立水合物的油包水体系的两流体压力波速方程,作以下假设:

- 1) 水合物分解气与油包水相间不存在质量交换;
- 2) 水合物分解气与油包水两相流为泡状流或弹状流;
- 3) 水合物分解气与油包水两相压力波速在输油管道中一维传播。

1.1 两流体方程

在含水合物油包水输送过程中,气相主要来源于水合物的分解,水合物分解气相连续方程为

$$\frac{\partial}{\partial t} \iiint_{\Omega_G} \rho_G d\Omega + \iint_{A_G} \rho_G v_G \cdot n_G dA = 0, \quad (1)$$

式中, ρ_G 为气相密度, kg/m^3 ; v_G 为气相速度, m/s ; Ω_G 为气相控制体体积; n_G 为法线方向。

油包水液相连续方程为

$$\frac{\partial}{\partial t} \iiint_{\Omega_L} \rho_L d\Omega + \iint_{A_L} \rho_L v_L \cdot n dA = 0, \quad (2)$$

式中, ρ_L 为液相密度, kg/m^3 ; v_L 为钻井液相速度, m/s ; Ω_L 为油包水相控制体体积。

根据动量守恒定律,可得水合物分解气相运动方程为

$$\frac{\partial}{\partial s} (\phi \rho_G v_G) + \frac{\partial}{\partial s} (\phi \rho_G v_G^2) = - \frac{\partial}{\partial s} (\phi \rho_G) + \frac{\partial}{\partial s} [\phi (\tau_G^{\text{fr}} + \tau_G^{\text{Re}})] + M_{G_i} - 4 \frac{\tau_G}{D}, \quad (3)$$

式中, s 为管道长度, m ; ϕ 为含气率, %; τ_G^{fr} 为气相剪切应力, N/m^2 ; τ_G^{Re} 为气相 Reynolds (雷诺) 应力, N/m^2 ; M_{G_i} 为相界面动量交换量, N/m^3 ; τ_G 为气相管壁剪切应力, N/m^2 ; D 为有效管径, m 。

油包水体系的液相运动方程:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\phi_L \rho_L v_L) + \frac{\partial}{\partial s} (\phi_L \rho_L v_L^2) = - \frac{\partial}{\partial s} (\phi_L \rho_L) + \frac{\partial}{\partial s} [\phi_L (\tau_L^{\text{fr}} + \tau_L^{\text{Re}})] + M_{L_i} - 4 \frac{\tau_L}{D}, \quad (4)$$

式中, ϕ_L 为持液率, %; τ_L^{fr} 为钻井液相剪切应力, N/m^2 ; τ_L^{Re} 为钻井液相 Reynolds 应力, N/m^2 ; M_{L_i} 为相界面动量交换量, N/m^3 ; τ_L 为钻井液相管壁剪切应力, N/m^2 。

相界面动量交换量分别表述为

$$M_{G_i} = - M_{L_i}^{\text{nd}} - M_{L_i}^{\text{d}} + (\tau_{L_i}^{\text{fr}} + \tau_{L_i}^{\text{Re}}) \frac{\partial \phi_L}{\partial x} + \frac{\partial (\phi \sigma_s)}{\partial x} + \frac{\partial (\phi \rho_G)}{\partial x} - \frac{\partial (p_L)}{\partial x}, \quad (5)$$

$$M_{L_i} = M_{L_i}^{\text{nd}} + M_{L_i}^{\text{d}} + p_L \frac{\partial (\phi_L)}{\partial x} - (\tau_{L_i}^{\text{fr}} + \tau_{L_i}^{\text{Re}}) \frac{\partial \phi_L}{\partial x}, \quad (6)$$

式中, $M_{L_i}^{\text{nd}}$ 为液相非拖拽力动量交换, N/m^3 ; $M_{L_i}^{\text{d}}$ 为液相拖拽力的动量交换, N/m^3 ; p_G 为气相压应力, N/m^2 ; p_L 为液相压应力, N/m^2 ; $\tau_{L_i}^{\text{fr}}$ 为液相界面剪切应力, N/m^2 ; $\tau_{L_i}^{\text{Re}}$ 为液相界面 Reynolds 应力, N/m^2 ; σ_s 为表面张力, N/m^2 。

非拖拽力引起的界面动量交换量:

$$M_{L_i}^{\text{nd}} = C_{\text{vm}} \phi \rho_L \alpha_{\text{vm}} - 0.1 \phi \rho_L v_r \frac{\partial v_r}{\partial s} - 0.1 \rho_L v_r^2 \frac{\partial \phi}{\partial s}, \quad (7)$$

式中, C_{vm} 为虚拟质量力系数; α_{vm} 为虚拟质量力加速度, m/s^2 ; v_r 为滑脱速度, m/s 。

拖拽力引起的动量交换量为

$$M_{Li}^d = \frac{3}{8} \frac{C_D}{r} \rho_L \phi v_r^2, \quad (8)$$

式中, C_D 为相间阻力系数.

1.2 界面控制方程

泡状流中虚拟质量力系数表示为

$$C_{vm} = 0.5 \frac{1 + 2\phi}{1 - \phi}. \quad (9)$$

弹状流中虚拟质量力系数表示为

$$C_{vm} = 3.3 + 1.7 \frac{3L_q - 3R_q}{3L_q - R_q}, \quad (10)$$

式中, R_q 为气泡宽度, m; L_q 为气泡长度, m.

流型由泡状流转换为弹状流时的速度为

$$v_G = \frac{v_L}{4} + 0.306 \left[\frac{(\rho_L - \rho_G)}{\rho_L^2} \right]^{0.25}. \quad (11)$$

水合物分解气体与油包水液相间滑脱速度:

$$v_r = v_G - v_L. \quad (12)$$

泡状流的狭义相间阻力系数为

$$C_D = \frac{4R_b}{3} \sqrt{\frac{g(\rho_L - \rho_G)}{\sigma}} \left[\frac{1 + 17.67(1 - \phi)^{9/7}}{18.67(1 - \phi)^{1.5}} \right]^2, \quad (13)$$

式中, R_b 为气泡直径, m.

弹状流的狭义相间阻力系数为

$$C_D = 110(1 - \phi)^3 R_q. \quad (14)$$

油包水液相压应力计算公式为

$$p_L = p - 0.25 \rho_L \phi v_r^2. \quad (15)$$

管道壁面的剪切应力为

$$\tau_L = 0.5 f_L \rho_L v_L^2, \quad (16)$$

式中, f_L 为液相摩擦因数.

相间内部剪切应力相对于 Reynolds 应力很小, 各相应力近似为

$$\tau_G^{\text{fr}} \approx \tau_{Li}^{\text{fr}} \approx \tau_L^{\text{fr}} \approx \tau_G \approx \tau_G^{\text{Re}} \approx 0. \quad (17)$$

Reynolds 应力为

$$\tau_L^{\text{Re}} = -c_r \rho_L v_r^2 \frac{\phi}{\phi_L}, \quad (18)$$

式中, c_r 为系数, 取值为 0.2.

2 模型求解及验证

2.1 油包水液相压力波速求解

由于油相与水相的弹性模量不同, 其压缩体积由油相压缩量与水相压缩量组成. 管道中油相体积压缩变形量为

$$V_{oil} = \frac{p_{oil} \phi_{oil} A \Delta L}{E_{oil}}, \quad (19)$$

式中, V_{oil} 为油相体积变形量, m^3 ; p_{oil} 为油相压应力, N/m^2 ; E_{oil} 为油相弹性模量, N/m^2 ; A 为横截面积, m^2 ; ΔL 为变形长度, m ; ϕ_{oil} 为油相体积分数, %.

水相体积压缩变形量为

$$V_w = \frac{p\phi_w A \Delta L}{E_w}, \quad (20)$$

式中, V_w 为水相体积变形量, m^3 ; E_w 为水相弹性模量, N/m^2 ; ϕ_w 为水相体积分数, %.

管道膨胀量的体积压缩变形量为

$$V_G = \frac{p_G D A \Delta L}{E_G e}, \quad (21)$$

式中, V_G 为管道体积变形量, m^3 ; E_G 为管道弹性模量, N/m^2 ; D 为管道直径, m ; e 为管道粗糙度, m .

根据流体的连续性原理, 流入的油水量等于油水体积压缩量及管道膨胀的体积之和:

$$V_m = V_{oil} + V_w + V_G, \quad (22)$$

式中, V_m 为总体积变形量, m^3 .

假定管道中初始流速为 v_0 , 关阀后的流速为 v_1 , 则 Δt 时间内进入 ΔL 管长的油水体积为

$$V_m = (v_0 - v_1) A \Delta t = \Delta v A \Delta t. \quad (23)$$

由动量定理可得

$$A p \Delta t = \rho_m A \Delta L \Delta v, \quad (24)$$

$dp_L/d\rho_L = c_L^2$, 整理式(24)得

$$c_L = \sqrt{\frac{E_m}{\rho_m}}, \quad (25)$$

式中, c_L 为油包水液相压力波速, m/s . 其中

$$\rho_m = \phi_{oil} \rho_{oil} + \phi_w \rho_w, \quad E_m = \frac{1}{\phi_{oil}/E_{oil} + \phi_w/E_w + D/(E_G e)}.$$

2.2 气相波速求解

水合物分解气的产量方程为^[12]

$$N_G = 0.704 2N_H(0.535 5 + 0.152 4 \ln(1.042(p - p_0)t) + 0.025 46), \quad (26)$$

式中, N_G 为 t 时刻生成的分解气的物质的量, mol ; N_H 为天然气水合物分解前的物质质量, mol ; p 为水合物压应力, MPa ; p_0 为相平衡压应力, MPa ; t 为时间, min .

压应力与密度存在以下关系:

$$dp_G/d\rho_G = c_G^2, \quad (27)$$

式中, c_L 为液相压力波速, m/s ; c_G 为气相压力波速, m/s .

2.3 气液两相波速求解

如果水合物未达到相变条件, 液相波速按照式(25)计算; 如果水合物达到相变条件, 将相变产生的气体看做双流模型中的气体, 进而对式(1)~(4)两流体模型进行微分处理, Taylor(泰勒)级数展开为

$$F_i(X + \delta X) = F_i(X) + \sum_{j=1}^N \frac{\partial F_i}{\partial x_j} \delta x_j + o(\delta X^2) \quad (i = 1, 2, 3, 4), \quad (28)$$

其中 $J = \sum_{j=1}^N \partial F_i / x_j$.

型计算的准确性。

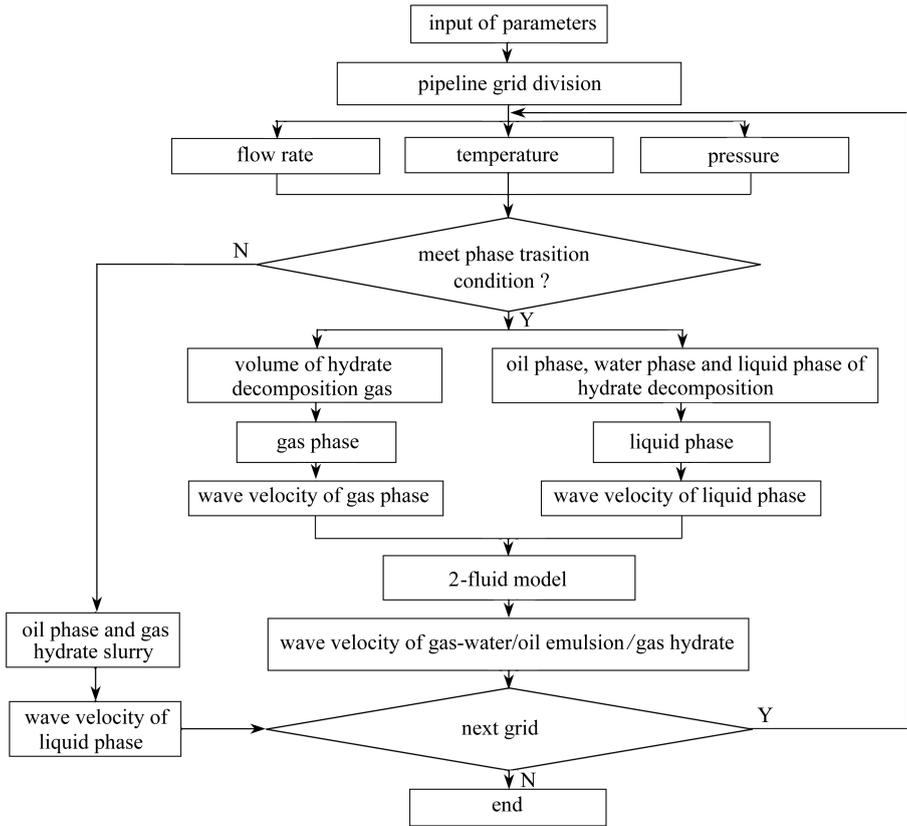


图 1 含水合物油包水输送过程中压力波速求解流程图

Fig.1 Solution procedure for wave velocity in water/oil and gas hydrate mixture flow

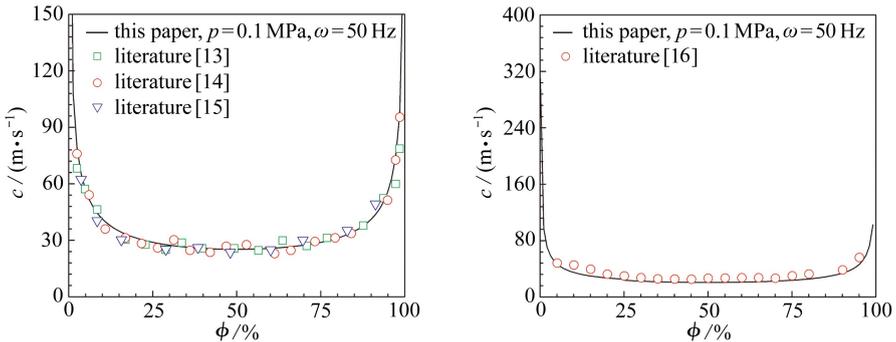


图 2 本文模型计算波速与前人实验结果对比

Fig.2 Comparison of calculation results with experiment data

3 含水合物油包水波速变化规律分析

含水合物的油包水输送体系如图 3 所示, 气体成分为甲烷, 输送液相为油包水. 假设水合物在油包水输入口的含量为 2%, 管道中的流体温度为 275 K, 管道长度为 4 000 m, 油相弹性模量为 $1.6 \times 10^9 \text{ N/m}^2$, 水相弹性模量为 $2.0 \times 10^9 \text{ N/m}^2$, 管道直径为 0.148 0 m, 油相密度为 0.8 g/cm^3 , 水相密度为 1 g/cm^3 , 管道模量为 $2.839 \times 10^9 \text{ N/m}^2$, 油相输量为 35 L/s, 水相输量为 10 L/s. 利用本

文提出的含水合物油包水两相压力波速模型,分析不同含气率、温度、管道长度、压力、虚拟质量力及角频率等参数对压力波速的影响规律.采用 VC++ 计算机语言编程,根据以上参数,可以得到压力、温度、频率及虚拟质量力等不同参数对压力波速影响.

图 4~图 14 中, $C_{vm} = C_{real}$ 表示虚拟质量力系数为实数,按式 (10) 或式 (11) 计算; $C_{vm} = 0$ 表示虚拟质量力系数取 0,忽略虚拟质量的影响; p 为体系压应力,MPa; p_0 为输油管道初始压应力,MPa; ϕ_s 为水合物含量,%; ϕ 为含气率,%; c 为压力波速,m/s; t 为水合物分解时间,min.

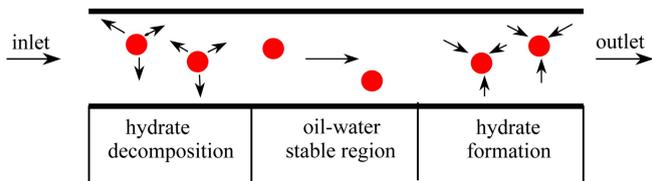
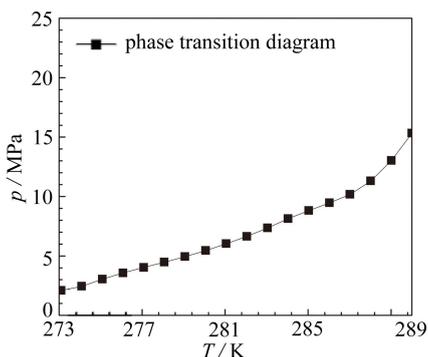


图 3 含水合物的油包水输送体系示意图

Fig.3 Schematic of water/oil emulsion and gas hydrate mixture pipeline flow

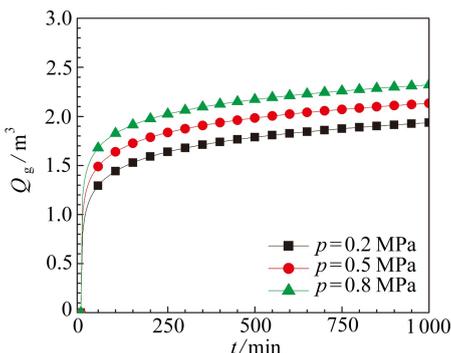
3.1 水合物相变示意图

图 4 示出了不同温度压应力下,水合物相变及分解气量规律.图 4(a) 为水合物相变曲线,用来判断在已知的系统压应力和温度条件下,水合物是否发生分解;图 4(b) 为水合物分解气生成量随时间的变化曲线,是当根据图 4(a) 确定水合物发生分解后,根据公式 (26) 计算得到图 4(b) 中的水合物分解气生成量,图 4(b) 是在几个特定压应力下,计算得到的的生成量.初始阶段,水合物剧烈分解,随后分解趋势较平缓.水合物的相变曲线是指,水合物发生分解与合成的临界压应力和临界温度点连接而成的曲线.图 4 列举了水合物在 0~15 MPa, 温度在 0~289 K 范围内水合物的相变点,其中气体体积是 293 K、1 个标准大气压下的气体体积.图 5~图 14 的计算均按照图 4 所示的水合物分解规律及相变曲线计算的.



(a) 水合物相变曲线

(a) Hydrate phase transition diagram



(b) 水合物分解气生成量变化曲线

(b) Hydrate decomposition gas volume change curves

图 4 水合物分解气生成量及相变示意图

Fig.4 Schematic of gas hydrate generation and phase transition

3.2 水合物含量及频率对压力波速的影响

图 5 示出了,不同压应力下 ($p = 1 \text{ MPa}$, $p = 2 \text{ MPa}$, $p = 5 \text{ MPa}$ 及 $p = 7 \text{ MPa}$),随水合物分解气体的含气率变化,压力波速的变化规律.在低含气率下,随水合物分解出的气相含量增大,油包水体系的压缩性增大,压力波速先呈现减小的趋势.在较高含气率下,随分解气体的含气

率增大,体系中的气弹压缩性大于液弹压缩性,波速呈现增大的趋势,这与气液两相压力波速变化规律一致.图6示出了,不同压应力下($p = 1 \text{ MPa}$, $p = 2 \text{ MPa}$, $p = 4 \text{ MPa}$ 及 $p = 7 \text{ MPa}$),随角频率的变化,油包水体系所受压力波速变化规律.当水合物含量为0.1,输送时间为3 min时,在角频率 $\omega \leq 100 \text{ Hz}$ 的低频段,气液相间有足够的时间进行动量交换,压力波速随频率增大平缓增加;当角频率 $\omega \geq 500 \text{ Hz}$ 时,气液两相间没有足够的时间进行动量交换,压力波的色散性基本不存在,波速趋于恒定值.

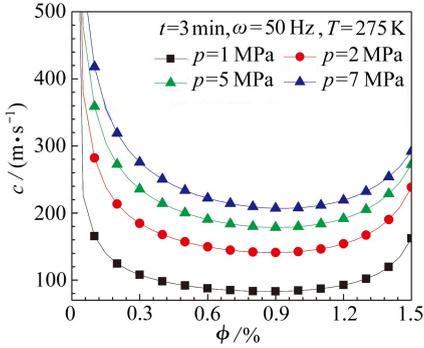


图5 水合物含量对压力波速的影响

Fig.5 Effect of hydrate content on pressure wave velocity

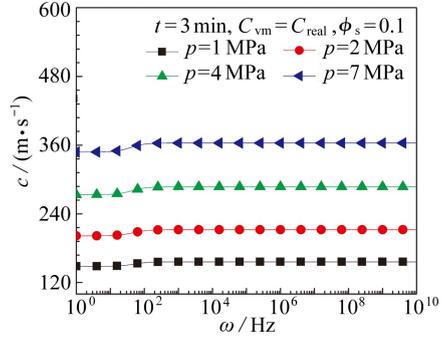


图6 频率对压力波速的影响

Fig.6 Effect of frequency on pressure wave velocity

3.3 压应力对压力波速的影响

图7示出了含水合物油包水输送体系中水合物含量变化时($\phi_s = 0.1$, $\phi_s = 0.18$, $\phi_s = 0.3$ 及 $\phi_s = 0.5$), 3 min 油包水的输送过程中,水合物在油水体系中(油水比为1),随压应力的增大,管道中含气率的变化规律.如图7所示,在低压下,不在水合物相变区内,水化合物不分解,此时气相含气率为0.随体系压应力的增大,水化合物在油包水中开始分解时,体系的含气率逐渐增加,在 $\phi_s = 0.5$ 的高含水合物情况下,分解趋势增大.图8示出了水合物在油包水体系中含量变化时($\phi_s = 0.1$, $\phi_s = 0.18$, $\phi_s = 0.3$ 及 $\phi_s = 0.5$), 3 min 油包水的输送过程中(油水比为1),随体系压应力的增大,管道中压力波速的变化规律.随水合物含量的增加分解的含气量大幅度增加,使得体系的压缩性增大,压力波速减小.在低压下,虽然水合物没有分解,但随体系压应力的增加,油相压缩性增大,从而压力波速呈现增大趋势.当气体出现,压力波速急剧降低,由于气体分解使得体系的压缩性的增大幅度小于压应力使得体系的压缩性的增大幅度,因此仍呈现缓慢的增长趋势.

3.4 温度对压力波速的影响

图9示出了,压应力变化时($p = 4 \text{ MPa}$, $p = 5 \text{ MPa}$, $p = 6 \text{ MPa}$ 及 $p = 7 \text{ MPa}$),随温度增加,管道中水合物分解的含气率变化规律.由于含水化合物的分解是在一定温度及压力条件下发生的相变.当温度 $T \geq 270 \text{ K}$ 时,由于温度压力不满足水合物相变条件,因此含水化合物不发生分解,此时气相含气率为0.当含水化合物开始分解时,压力对水合物分解的影响比温度大.图10所示为压应力变化时($p = 4 \text{ MPa}$, $p = 5 \text{ MPa}$, $p = 6 \text{ MPa}$ 及 $p = 7 \text{ MPa}$),油包水体系压力波速随温度的变化规律.当温度或压力不满足水合物分解时,虽无气相分解出来,但对油相的压缩性有很大的影响,因此在 $T \geq 284 \text{ K}$ 时,原油的压缩性增加,压力波速呈现降低的趋势.

3.5 虚拟质量力对压力波速的影响

图11示出了,不同管道压应力下($p = 2 \text{ MPa}$ 及 $p = 5 \text{ MPa}$), 3 min 含水合物油包水的输送

过程中(油水比为1),考虑虚拟质量力与不考虑虚拟质量力对水合物中油包水输送体系的压力波速的影响。从计算可知,不考虑虚拟质量力,使体系的计算压力波速大幅增加。当体系的含气率较小时,影响不大,随含气率的变大,虚拟质量力对压力波速影响加大。图12示出了,水合物含量变化时($\phi_s = 0.4$ 及 $\phi_s = 0.5$),随输送管道长度增加,虚拟质量力对油包水中压力波速的影响。压力波速不但受到含气率、温度及压强的影响,虚拟质量力对压力波速的影响不可忽略。不考虑虚拟质量力时,随含气率的增大,压力波速减小趋势增强。

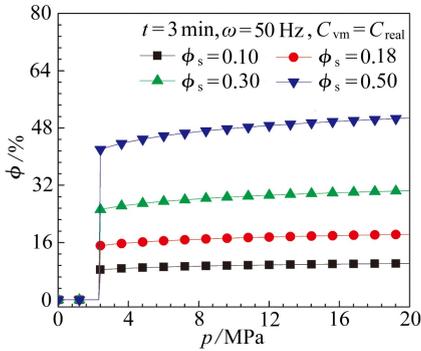


图7 压应力对水合物分解含气量的影响
Fig.7 Effect of pressure on decomposition of gas hydrate

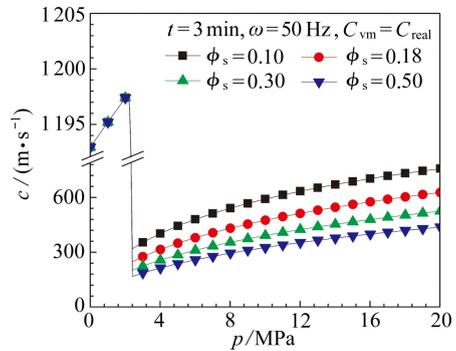


图8 压应力对体系压力波速的影响
Fig.8 Effect of pressure on system pressure wave velocity

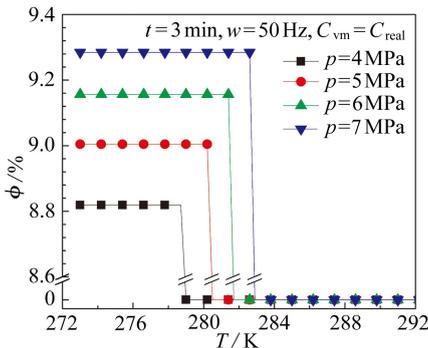


图9 温度对水合物分解含气量的影响
Fig.9 Effect of temperature on decomposition of gas hydrate

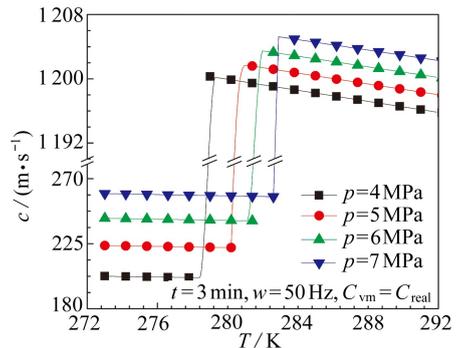


图10 温度对体系压力波速的影响
Fig.10 Effect of temperature on pressure wave velocity

3.6 输运管道长度对压力波速的影响

图13及图14示出了,水合物在油包水输送中,输送管道各点的水合物含量及含气量对压力波速的影响规律。由于水合物在输送过程中,随输送时间增大,水合物分解出的气量增大,从输入端开始,水合物开始分解,此时油包水中的含气率最少,相反,波速达到最大,在管线4 000 m的末端,水合物分解时间最长,此时达到含气率最大,压力波速最小。

随水合物含量的增大及分解时间延长均可使油包水输送的含气量增大,压力波速减小。由于少量气体的产生会对压力波速的影响很大,因此水合物的分解会大大影响阀门停输再启动操作。含水化合物的分解是在一定温度和压力的条件下发生相变,当温度或压强不满足时,含水化合物不分解,此时气相含气率为0。当含水化合物开始分解时,压力对气体分解的影响比温度大。

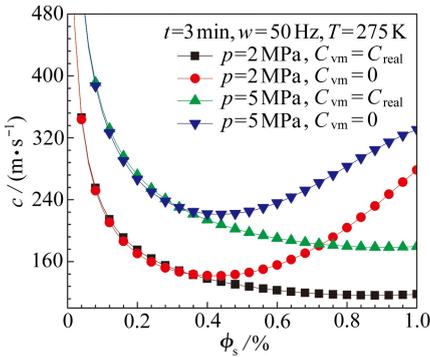


图 11 虚拟质量力对体系的压力波速的影响

Fig.11 Effect of virtual mass force on pressure wave velocity

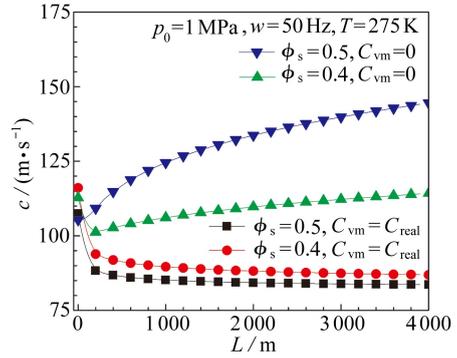


图 12 水合物含量对体系的压力波速影响

Fig.12 Effect of hydrate content on pressure wave velocity

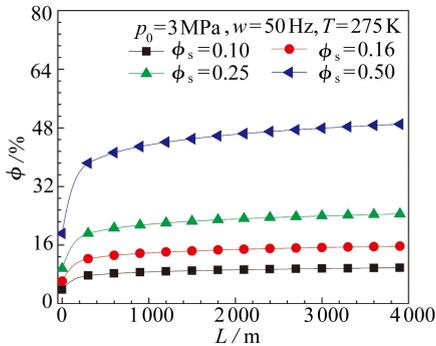


图 13 水合物分解气生成量示意图

Fig.13 Schematic of hydrate decomposition gas formation

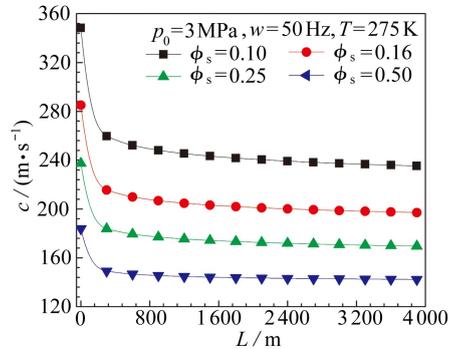


图 14 管道长度对压力波速的影响

Fig.14 Effect of pipe length on pressure wave velocity

4 结 论

本文建立了管道输送中含水合物油包水输送过程中的压力波速计算模型,分析了影响两相压力波速的主要敏感因素,通过分析得出以下结论:

1) 管道输送过程中,水合物对体系压力波速的影响很大.在水合物分解区域,由于气体的出现,使体系的压缩性大幅增加,压力波速急速降低;反之,在水合物生成区域,体系的压缩性减小,压力波速急剧增大.

2) 压力、温度、油水比、油相密度及管径对压力波速均有很大影响.随油水比、管径及温度的减小,压力波速呈减小趋势;随压力及油相密度增加,压力波速呈增加趋势;输送压力及温度对输送体系压力波速的影响,主要通过影响水合物的分解速度产生的.

3) 由于油相的压缩系数及密度受温度、压力影响比水相大,因此管道输送油水两相的压力波速计算时,要充分考虑油相物理性质的变化.

4) 含水合物油包水输送体系中的压力波速的影响因素较多,当外界条件及管道本身的条件发生变化的时候,应重新计算压力波速,重新考虑输送体系的防护措施.

参考文献 (References):

- [1] 于达, 宫敬. 海底长距离输气管道投产研究[J]. 天然气工业, 2002, 22(3): 78-80. (YU Da,

- GONG Jing. Production of long distance gas transmission pipeline is research on the ocean floor[J]. *Natural Gas Industry*, 2002, **22**(3): 78-80.(in Chinese))
- [2] 李玉星, 冯叔初. 管道内天然气水合物形成的判断方法[J]. 天然气工业, 1999, **19**(2): 116-119.(LI Yu-xing, Feng Shu-chu. Judgment method of the pipe inner gas hydrate formation[J]. *Journal of Natural Gas Industry*, 1999, **19**(2): 116-119.(in Chinese))
- [3] 刘陈伟, 李明忠, 梁晨, 韦青, 张国栋. 含水合物的油包水体系流动数值模拟[J]. 应用力学学报, 2013, **30**(4): 574-580.(LIU Chen-wei, LI Ming-zhong, LIANG Chen, WEI Qing, ZHANG Guo-dong. Numerical simulation of water/oil emulsion flowing law by considering gas hydrate transition[J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2013, **30**(4): 574-580.(in Chinese))
- [4] 邹德永, 王瑞和. 气井油管中水合物的形成及预测[J]. 石油钻采工艺, 2001, **23**(6): 46-49.(ZOU De-yong, WANG Rui-he.The formation of hydrate in gas well tubing and prediction[J]. *Oil Drilling & Production Technology*, 2001, **23**(6): 46-49.(in Chinese))
- [5] 孔祥伟, 林元华, 邱伊婕, 董龙. 酸性气体在钻井液两相流动中的溶解度特性[J]. 天然气工业, 2014, **34**(6): 97-101.(KONG Xiang-wei, LIN Yuan-hua, QIU Yi-jie, DONG Long. Research on solubility characteristic in acid gas and mud two-phase flow during drilling[J]. *Natural Gas Industry*, 2014, **34**(6): 97-101.(in Chinese))
- [6] 孔祥伟, 林元华, 邱伊婕. 控压钻井中两步关阀阀芯所受瞬变压力研究[J]. 应用力学学报, 2014, **31**(4): 20-24.(KONG Xiang-wei, LIN Yuan-hua, Qiu Yi-jie. Study on transient pressure on valve core for two-step closing valve in mangle pressure drilling[J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2014, **31**(4): 20-24.(in Chinese))
- [7] Kuczyn'ski W. Modeling of the propagation of a pressure wave during the condensation process of R134a refrigerant in a pipe minichannel under the periodic conditions of hydrodynamic disturbances[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2013, **56**(1/2): 715-723.
- [8] 刘磊, 王跃社, 周芳德. 气液两相流压力波传播速度研究[J]. 应用力学学报, 1999, **16**(3): 22-27.(LIU Lei, WANG Yao-she, ZHOU Fang-de. Propagation speed of pressure wave in gas-liquid two-phase flow[J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 1999, **16**(3): 22-27.(in Chinese))
- [9] LI Hong-tao, MENG Ying-feng, LI Gao, WEI Na, LIU Jia-jie, MA Xiao, DUAN Mu-bai, GU Si-man, ZHU Kuan-liang, XU Xiao-feng. Propagation of measurement while drilling mud pulse during high temperature deep well drilling operations[J]. *Mathematical Problems in Engineering*, 2013, **2013**. ID: 243670.
- [10] 黄飞, 白博峰, 郭烈锦. 水平管内气液两相泡状流压力波数学模型及其数值模拟[J]. 自然科学进展, 2004, **14**(4): 344-349.(HUANG Fei, BAI Bo-feng, GUO Lie-jin. Mathematical model and numerical modeling of pressure wave in gas and liquid two-phase bubbly flow in horizontal pipe[J]. *Progress in Natural Science*, 2004, **14**(4): 344-349.(in Chinese))
- [11] 孔祥伟, 林元华, 邱伊婕, 袁继明. 气侵钻井过程中井底衡压的节流阀开度控制研究[J]. 应用数学和力学, 2014, **35**(5): 572-580.(KONG Xiang-wei, LIN Yuan-hua, QIU Yi-jie, YUAN Ji-ming. Research on throttle valve opening control to keep bottomhole pressure balance when gas influx occurs during drilling operations[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2014, **35**(5): 572-580.(in Chinese))
- [12] 高永海. 井筒多相流动控制方程组及其求解[D]. 博士学位论文. 中国石油大学, 2009.(GAO Yong-hai.Wellbore multiphase flow control equations and solving[D]. PhD Thesis. China Petroleum University, 2009.(in Chinese))

- [13] Henry R E. Pressure wave propagation in two-phase mixtures[C]//*Chem Eng Progr, Symp*, Ser 66, No 102. Cleveland: Lewis Research Center, 1970: 1-10.
- [14] Nguyen D L, Winter E R F, Greiner M. Sonic velocity in two-phase systems[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 1981, 7(3): 311-320.
- [15] Wallis G B. *One-Dimensional Two-Phase Flow*[M]. New York: McGraw-Hill, 1969.
- [16] 李相方, 管丛笑, 隋秀香, 胡湘炯. 压力波气侵检测理论及应用[J]. 石油学报, 1997, 18(3): 128-133. (LI Xiang-fang, GUAN Cong-xiao, SUI Xiu-xiang, HU Xiang-jiong. The theory of gas influx detection of pressure wave and its application[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 1997, 18(3): 128-133. (in Chinese))

Effects of Gas Hydrate Phase Transition on the Pressure Wave Velocity of Water-Oil Emulsion Flow in Pipeline Transportation Systems

QIU Yi-jie¹, JING Jia-qiang^{1,2}, KONG Xiang-wei¹, JING Pei-yu³

(1. State Key Laboratory of Oil and Gas Reservoir Geology and Exploitation
(Southwest Petroleum University), Chengdu 610500, P.R.China;

2. Province Key Laboratory of Oil and Gas Fire Protection, Southwest Petroleum University,
Chengdu 610500, P.R.China;

3. School of Petroleum Engineering, Southwest Petroleum University,
Chengdu 610500, P.R.China)

Abstract: The pressure wave velocity equation for water-oil emulsion flow with gas hydrate in pipeline transportation systems was established in view of gas hydrate phase transition, compressibility of oil phase, influence of angular frequency, virtual mass force and system temperature and pressure. The results show that the gas hydrate has great influences on the pressure wave velocity of the water-oil system during pipeline transportation. In the gas hydrate decomposition region, the emergence of gas increases the compressibility of the system significantly. As a result, the pressure wave velocity falls rapidly. In the gas hydrate formation region, the compressibility of the system decreases, while the pressure wave velocity rises on the contrary. The pressure, temperature, oil-water ratio, density of oil phase, and pipe diameter all have distinct impact on the pressure wave velocity. The pressure wave velocity shows a falling tendency with the decrease of oil-water ratio, pipe diameter and temperature. A rising tendency of the pressure wave velocity occurs with the increase of pressure and density of oil phase. The pressure and temperature have effects on the hydrate decomposition rate, in turn influence the pressure wave velocity.

Key words: gas hydrate; water-oil emulsion; pressure wave velocity; hydrate decomposition; pipeline transportation

Foundation item: The National Natural Science Foundation of China (General Program)
(51074136)