

文章编号:1673-5005(2011)01-0124-06

管道油流携水系统的界面分布

徐广丽^{1,2}, 张国忠¹, BRAUNER N², ULLMANN A², 刘刚¹, 张鑫¹

(1. 中国石油大学 储运与建筑工程学院, 山东 青岛 266555; 2. 特拉维夫大学 工程学院, 以色列 特拉维夫 69978)

摘要:成品油管道低洼处积水引起的腐蚀产物堵塞管道事故严重威胁管道的正常运行,为研究管道中油流携水作用机制,从试验、理论两个角度对油流携水系统的特性进行研究。以柴油和水为介质,在内径 27 mm 的水平-上倾管流试验系统上对上倾管段 0.5 m 位置处的出水量以及临界油相流量(出水量不为零时的最小油相流量)进行测量,同时根据试验模型,基于油水两相动量方程和光滑分层流稳定的条件,建立水相厚度梯度的计算模型,对水平测试段中相界面分布进行分析,对出水量以及临界油相流量进行预测。结果表明:新模型能很好地预测两参数的变化;在油流携水系统中,油相处于层流状态时,建立的水相厚度梯度模型能很好地预测相界面分布。

关键词:两相流; 界面分布; 出水量; 界面稳定性; 水塞; 管道腐蚀

中图分类号:TE 985.8

文献标志码:A

doi:10.3969/j.issn.1673-5005.2011.01.025

Interface profile in oil-dragging-water pipeline system

XU Guang-li^{1,2}, ZHANG Guo-zhong¹, BRAUNER N², ULLMANN A², LIU Gang¹, ZHANG Xin¹

(1. College of Storage & Transportation and Architectural Engineering in China University of Petroleum, Qingdao 266555, China;

2. School of Mechanical Engineering, Tel Aviv University, Tel Aviv 69978, Israel)

Abstract: The pipeline corrosion products due to water accumulation at low elevation spots blocking pipeline is a serious threat to the normal operation of the pipeline. The characteristics of oil-dragging-water pipeline system were studied experimentally and theoretically to analyze the mechanism of water withdrawn by oil flow. Lab-scale experiments were conducted on the test loop with inner diameter of 27 mm to measure water displacement and the critical oil flow rate required for the onset of water displacement by diesel flow from a lower horizontal test section into an upward inclined test section. In addition, a model for predicting the oil-water interface profile, which is based on combining momentum equations of two phases with the neutral stability condition of stratified flow, was received. The predicted amount of water withdrawn by diesel flow and the critical oil flow rate were favorably compared with the experimental measurements. The results indicate that the new model can predict the changes in two parameters. The water height gradient model can predict the distribution of the phase interface in oil-dragging-water pipeline system with oil flow in laminar.

Key words: two phase flow; interface profile; water displacement; stability of oil-water interface; water plug; pipeline corrosion

在成品油管道进行水联运过程中,管道低洼段的水难以被油流带走,管内积水在管道运行中引起腐蚀。已有多条管道发生管内沉积物堵塞事故(如兰成渝管道,检测沉积物组分,发现铁锈占 90%^[1]),频繁的计划外停输严重影响了管道的正常输油计划。管中积水问题从 20 世纪 90 年代就有学者进行了研究^[2-4],但已有成果对成品油管道积水问题无能为力。

两流体模型最早是由 Teitel 和 Dukler 在 20 世纪 70 年代针对气液两相流系统提出的,后来将其应用于液液两相流系统的分析,并不断有学者^[5-8]对这一模型进行完善,现已成为分析两相流系统的有力工具。不同流型的稳定性以及不同流型间的转换也是多相流领域中的重点研究内容,Brauner 等在 20 世纪 90 年代对液液两相分层流的稳定性^[9-10]以及水平管^[11]、倾

收稿日期:2010-06-22

基金项目:国家自然科学基金项目(50904077);中国石油大学(华东)研究生创新基金项目(BZ10-11)

作者简介:徐广丽(1984-),女(汉族),山东广饶人,博士研究生,主要从事成品油管道油流携水机制研究。

斜管^[12]中气液两相流的稳定性进行了研究,并提出了光滑分层流稳定的条件。针对成品油管道中亟待解决的积水问题,笔者自行设计管径 27 mm 的管流试验系统对出水量和临界油相流量(出水量不为零时的最小油相流量)两个宏观参数进行测量,并根据试验模型对这一问题进行理论分析。根据适用于油水两相共存于同一管路中的两流体模型,结合光滑分层流稳定的条件,建立水相厚度梯度模型,对管道中油流携水系统的界面分布进行分析,进而计算得到出水量以及临界油相流量,并对两参数的理论预测结果与试验结果进行比较。

1 试验介绍

自行设计的由试验管路系统和数据采集系统组成的试验装置流程如图 1 所示。试验介质为 0# 柴油和自来水,室温(25 ℃)时的密度分别为 855.83、997.04 kg·m⁻³,黏度分别为 3.43、0.895 mPa·s,界面张力为 18.33 mN·m⁻¹。

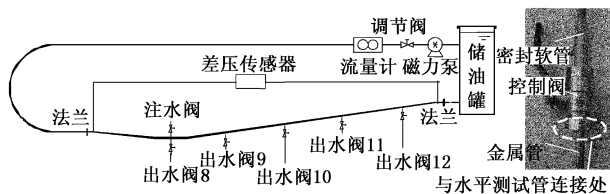


图 1 试验装置流程图

Fig. 1 Schematic drawing of experimental setup

柴油储存在储油罐中,由泵打入环道,经标定的流量计(精度±1%)进入测试段,最后回到储油罐。测试段总长 6 m(图 1 中两法兰之间为测试段),由下倾、水平和上倾 3 段组成,管长分别为 1 m、0.5 m 和 4 m,其余 0.5 m 用于保证试验管段两端的法兰连接。下倾管段倾角为 3°,上倾管段倾角为 12°。上倾管段上装有 4 个内径 6 mm 的出水阀,用于测量被油流携带的出水量,其距水平管段右端点的距离分别为 0.5、1.5、2.5 和 3.5 m。试验系统采用内径 27 mm 的镀锌钢管,并采用支架系统架起,以保证从地势最低的水平管段上出水阀 8 处放空环道。

采用图 1(右)所示的自制注射装置经注水阀将水注入水平管段,此注射装置由内径 3 mm 的金属管、控制阀、注射器以及密封软管组成,金属管一端插入水平管段底部,另一端通过密封软管与注射器连接。注入水平管段的水量为 15、25 和 40 mL。

油相流量为 0.16 ~ 0.49 m³·h⁻¹,最大油相流量对应的雷诺数小于 2000,油相保持层流流动。油相流量通过调节阀和旁路系统控制,为避免磁力离

心泵震动对试验测量结果的影响,在泵的出口及入口均安装减震软管。

试验开始前,油相在最大流量下流经整个环道以排出环道中的空气。调节油相流量至所需值后,停泵,采用自制注射装置将水注入水平测试段底部。静置 1 min 后启泵,水在柴油带动下运动,启泵的同时打开上倾管段上的出水阀。5 min 后停泵,同时关闭出水阀。测量 5 min 内接出混合液中的水量,即为在油流携带下的出水量,对应出水量不为零的最小油相流量即为临界油相流量。最后将试验环道放空,接出环道中的所有混合液,并测量其中的水量以验证水量守恒。

本装置可研究积水在油流携带下行至上倾管段不同位置处的出水量,而本文中仅研究距离水平测试段右端点最近的出水阀的出水量以及临界油相流量。

2 水相厚度梯度模型的建立

积水存于管道地势最低处,上游来流对其产生冲击。在水平管段(图 2),油相速度远大于水相速度,水相厚度记为 $h(x)$ 。假定流动充分发展,水相速度近似为零,将油水两相在流动方向(x 方向)上的动量方程相减,并借助莱布尼兹(Leibnitz)法则,整理得

$$\rho_o u_o \frac{du_o}{dx} = -\frac{\tau_o S_o}{A_o} - \frac{\tau_i S_i}{A_o} - \frac{\tau_i S_i}{A_w} - \frac{d(P_{io} - P_{iw})}{dx} + (\rho_w - \rho_o)g \frac{dh}{dx} \quad (1)$$

式中, ρ_o 和 ρ_w 分别为油水两相密度,kg·m⁻³; A_o 和 A_w 分别为油水两相流通面积,m²; u_o 为油相速度,m·s⁻¹; τ_o 和 τ_i 分别为油相与管壁的剪切应力以及界面处的剪切应力,N·m⁻²; S_o 和 S_i 分别为油相湿周以及界面湿周,m; P_{io} 和 P_{iw} 分别为油相、水相界面处的压力,N·m⁻²; g 为重力加速度,9.81 m·s⁻²。

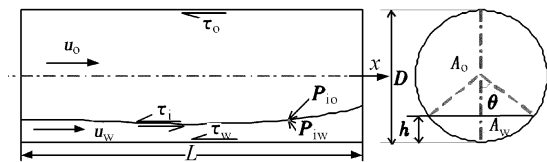


图 2 水平管油水分层流动示意图

Fig. 2 Schematic drawing of oil-water stratified flows in horizontal tube

由杨氏-拉普拉斯(Young-Laplace)方程得

$$P_{io} - P_{iw} = \sigma \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \cong \sigma \frac{d^2 h}{dx^2} \quad (2)$$

式中, R_1 和 R_2 分别为欧式空间内油水两相界面上

某点切向、法向的曲率半径, m ; σ 为油水界面张力, $N \cdot m^{-1}$ 。

将式(2)代入式(1), 并忽略高阶项, 得

$$\rho_o u_o \frac{du_o}{dx} = -\frac{\tau_o S_o}{A_o} - \frac{\tau_i S_i}{A_o} - \frac{\tau_i S_i}{A_w} + (\rho_w - \rho_o) g \frac{dh}{dx}. \quad (3)$$

根据油相速度与流量的关系, 油相速度 u_o 对 x 求导, 得

$$\frac{du_o}{dx} = -\frac{u_o dA_o dh}{A_o dh dx}. \quad (4)$$

将式(4)代入式(3), 整理得到水相厚度梯度公式, 并将其无量纲化, 得

$$\frac{d\tilde{h}}{d\tilde{x}} = \left[\frac{\tau_o \tilde{S}_o}{\tilde{A}_o} + \tau_i \tilde{S}_i \left(\frac{1}{\tilde{A}_o} + \frac{1}{\tilde{A}_w} \right) \right] / \left[(\rho_w - \rho_o) Dg + \rho_o \frac{u_o^2 d\tilde{A}_o}{\tilde{A}_o dh} \right]. \quad (5)$$

式中, D 为管道直径, m 。

若 $u_o \gg u_w$, $\tau_i \approx \tau_o$, 则油相相对流通面积、湿周以及水相相对流通面积和界面湿周等几何参数以及油相速度、水力直径、雷诺数、摩阻系数以及剪切应力等运动参数的计算式为

$$\theta = \arccos(1 - 2\tilde{h}); \tilde{A}_o = \frac{1}{4} [\pi - \theta + \sin(2\theta)/2];$$

$$\tilde{A}_w = \frac{1}{4} [\theta - \sin(2\theta)/2]; \tilde{S}_i = \sin \theta;$$

$$\tilde{S}_o = \pi - \theta; d\tilde{A}_o/d\tilde{h} = -\sin \theta;$$

$$\tilde{D}_o = 4\tilde{A}_o/(\tilde{S}_i + \tilde{S}_o); u_o = Q_o/A_o;$$

$$Re_o = \rho_o |u_o| D_o/\mu_o; \tau_o = \rho_o f_o |u_o| u_o/2 = \tau_i;$$

$$f_o = c_o/Re_o^{n_o};$$

其中

$$\tilde{h} = h/D.$$

式中, θ 为水相流通面积对应圆周角, rad ; $\tilde{h}$ 为相对水相厚度; $\tilde{D}_o$ 为相对油相水力直径; Q_o 为油相流量, $m^3 \cdot h^{-1}$; Re_o 为油相雷诺数; μ_o 为油相动力黏度, $Pa \cdot s$; f_o 为摩阻系数; c_o 和 n_o 为取决于流型的经验常数, 层流时, $c_o = 16$ 、 $n_o = 1$, 紊流时, $c_o = 0.046$ 、 $n_o = 0.2$ 。

3 水相厚度梯度模型分析

为便于比较, 计算所用参数均与试验一致。根据水相厚度梯度计算公式, 结合几何参数、运动参数以及密度、黏度等物性参数, 可对水相厚度进行数值求解。但是, 式(5)存在两个奇异点: 若分母趋于 0, 其梯度趋于无限大; 若水相厚度趋于 0, 其梯度也趋于无限大。因此, 对于前一奇异点, 提出了临界水相厚度的概念, 给出了数值计算的上限; 对于后一奇异

点, 提出了将计算区域分段处理的方法。

3.1 临界水相厚度

式(5)的分母为两相重力项与油相惯性项之和, 两者一正一负。因此, 存在一个水相厚度恰好满足两者之和等于零, 称为临界水相厚度, 记为 $\tilde{h}_{cr}$, 即

$$(\rho_w - \rho_o) Dg + \rho_o \frac{u_o^2 d\tilde{A}_o}{\tilde{A}_o dh_{cr}} = 0. \quad (6)$$

将油相流通面积及其对水相厚度的导数代入式(6), 得

$$(\rho_w - \rho_o) Dg - \rho_o u_o^2 \sin[\arccos(1 - 2\tilde{h}_{cr})] / [\pi - \arccos(1 - 2\tilde{h}_{cr}) + [\sin[2\arccos(1 - 2\tilde{h}_{cr})]]/2] = 0. \quad (7)$$

由式(7)可看出, 管径以及两相密度不变时, 临界水相厚度仅与油相流速有关。图3为水相厚度等于临界值时对应的水相持液率 ε_{cr} 随油相表观速度 u_{os} 的变化曲线。由图3可看出, 临界水相厚度随油相表观速度增大而单调递减, 递减速率不断减小。

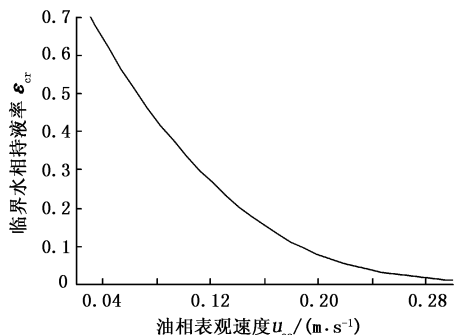


图3 油相表观速度与水相临界持液率间的关系

Fig.3 Relationship between critical water holdup and oil superficial velocity

3.2 水相厚度计算

由式(5)知, 若水相厚度 $\tilde{h} \rightarrow 0$, 则 $d\tilde{h}/d\tilde{x} \rightarrow \infty$, 无法进行数值计算。为保证水相厚度等于零时数值计算的顺利进行, 将计算区域分为两部分: $\tilde{h}$ 从 0 到某一有限小的初始值 $\tilde{h}_0$, 以及从 $\tilde{h}_0$ 到数值计算上限 $\tilde{h}_{cr}$ 。

3.2.1 水相厚度从 0 到 $\tilde{h}_0$ 时

对式(5)取极限, 即 $\tilde{h} \rightarrow 0$, $\theta \rightarrow 0$, 可得水相厚度趋于零时的水相厚度梯度为

$$\frac{d\tilde{h}}{d\tilde{x}} = \tau_{os} \tilde{S}_i / (\tilde{A}_w \Delta \rho g D), \quad (8)$$

其中

$$\Delta \rho = \rho_w - \rho_o.$$

式中, τ_{os} 为假设油相满管流动时与管壁间的剪切应力, $N \cdot m^{-2}$ 。

根据泰勒 (Taylor) 展开公式将几何参数中的 $\sin \theta$ 、 $\cos \theta$ 展开, 化简后代入式(8), 得

$$d\tilde{h}/d\tilde{x}=3\tau_{os}/(2\Delta\rho Dg\tilde{h}). \tag{9}$$

因此,对式(9)积分可得水相厚度在流动方向上的变化,此区域内的水量 V_1 为

$$V_1=\int_0^{D\tilde{x}_0}A_w(x)dx=\frac{2}{21}[48D^3\tau_{os}/(\Delta\rho g)]^{3/4}\tilde{x}_0^{7/4}. \tag{10}$$

式中, $\tilde{x}_0$ 为水相厚度等于 $\tilde{h}_0$ 时对应的相对轴向长度,等于 $\Delta\rho Dg\tilde{h}_0/(3\tau_{os})$ 。

3.2.2 水相厚度从 $\tilde{h}_0$ 到 $\tilde{h}_{cr}$ 时

若已知几何参数、物性参数以及油相流速等运动参数,给定 $\tilde{h}_0$ 、 $\tilde{x}_0$ 后,采用四阶龙格库塔(Runge-Kutta)方法可对水相厚度梯度公式进行数值求解。计算出流动方向上任意位置处的水相厚度后,将水相面积在 x 方向上积分可求得水相体积 V_2 ,结合从 0 到 $\tilde{h}_0$

时的计算结果,可得到水平管中不同水量 V_w 在不同油相流量携带作用下的界面分布,同时保证计算得到的水相体积与管道中的积水量相等,即 $V_1+V_2=V_w$ 。

若水相厚度最大值 $\tilde{h}_{max}$ 达不到临界值,且计算得到的水相体积小于管道中的积水量,说明不存在无水段,不用分段分析,需增大水相厚度初始值,直至水相体积等于积水量,此时,水相分布在管道底部,为光滑分层流,如图 4(a) 所示;若水相体积大于管道中的积水量,说明存在无水段,此时需分段分析(图 4(b));若 $\tilde{h}_{max}$ 达到临界值,则其变化梯度趋于无穷大,水相迅速上涌,形成水塞(图 4(c))。图 4 中, L 为水平管段的总长, L_{dry} 为无水段长度, L_1 为水相厚度小于临界值时对应管段轴向长度, L_2 为形成水塞的长度。

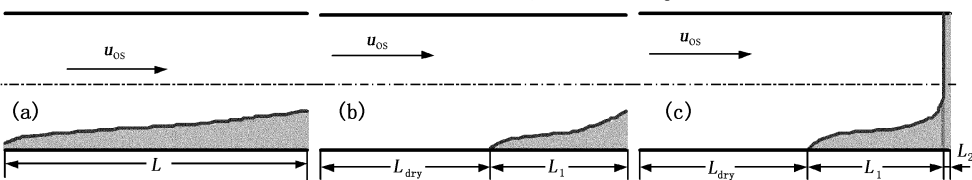


图 4 水平管内油水界面分布示意图

Fig. 4 Schematic drawing of oil-water interface in horizontal pipeline

3.3 水相厚度初始值对计算的影响

为检验数值计算对初始值的敏感性,分析油相流量为 $0.10\text{ m}^3\cdot\text{h}^{-1}$ 、积水量为 40 mL 时不同水相厚度初始值对计算结果的影响。水相厚度初始值分别取 1×10^{-4} 、 1×10^{-5} 和 1×10^{-6} ,计算结果见表 1。由表 1 可看出,不同初始值对计算结果的影响非常小,在 $1\times 10^{-7}\text{ m}$ 量级内完全一致。此时,管道中存在无水段,最大水相厚度达不到临界值,不形成水塞。

表 1 不同水相厚度初始值对计算结果的影响

Table 1 Influence of different initial water heights on calculated results

$\tilde{h}_0$	h_{max}/mm	L_{dry}/m	L_1/m
1×10^{-4}	11.3128	0.1067075	0.3932925
1×10^{-5}	11.3128	0.1067075	0.3932925
1×10^{-6}	11.3128	0.1067075	0.3932925

4 水相稳定性分析

4.1 分层流稳定性判定准则

已知水相界面分布后,为计算出水量以及临界油相流量,还需对水相的稳定性进行分析。Brauner 等^[10]采用线性稳定性分析方法分析了液液两相分层流的稳定性,提出了实特征解区域和中性稳定解区域两个概念,认为在实特征解区域之外时,会发生

分层流型向其他流型的转变,在实特征解区域之内则流动可保持为分层流。若在中性稳定区域内,所有界面扰动都会随时间和空间的发展而最终衰减,即为平滑分层流;若超出中性稳定区域但仍处于实特征解区域,则界面波动会随时间逐渐增大,形成波状分层流。

根据存在中性稳定解的条件,假设水平管中水相速度为零,并忽略界面张力项(相比油相惯性项很小),油水两相保持光滑分层流的判定准则可简化为

$$u_{os}\leqslant\sqrt{16\Delta\rho gA_o^3/(\pi^2D^4\rho_o\gamma_oA'_w)}. \tag{11}$$

式中, γ_o 为考虑油相流动状态的形状因子,油相充满圆管时其值取决于流动状态:紊流时取 1,层流时取 $4/3$; A'_w 为水相流通面积对水相厚度的一阶导数, m 。

由判定准则式(11)可知,最大油相表观速度 u_{osmax} 与形状因子 γ_o 的开方成反比。若分别取形状因子等于层流、紊流时的经验常数,管径为 27 mm ,油水两相密度分别为 855.83 和 $997.04\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ 时,最大油相表观速度随水相厚度的变化曲线见图 5。

由图 5 看出,形状因子对最大油相表观速度影响不大。因试验中油相流动均处于层流,取形状因子等于 $4/3$,则分层流稳定性的判定准则为

$$u_{os}\leqslant\sqrt{3\Delta\rho gD[\pi-\theta+\sin(2\theta)/2]^3/(16\pi^2\rho_o\sin\theta)}. \tag{12}$$

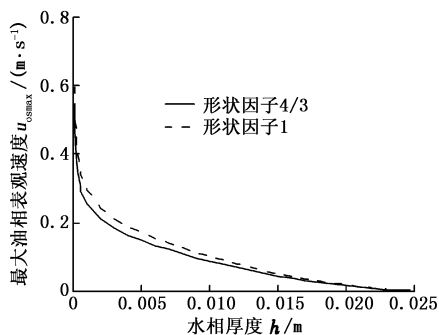


图5 不同形状因子对最大油相表观速度的影响
Fig.5 Influence of different shape factors on maximal oil superficial velocity

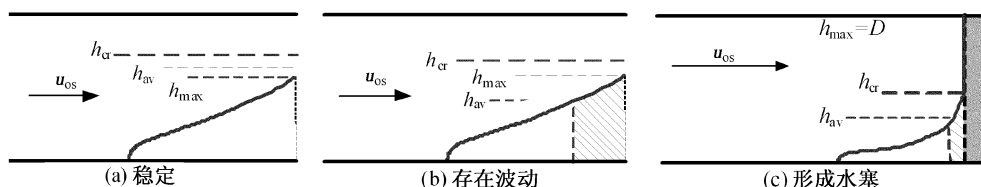


图6 界面稳定性判断示意图

Fig.6 Schematic drawing for oil-water interface stability

若能形成水塞,认为水塞段的水完全被携带;若界面产生波动,则有水滴形成。根据单个水滴在重力场中的下沉速度公式可知,此速度与水滴直径的平方成正比。假定形成的水滴直径很小,忽略其下沉速度,认为图6中阴影部分的水也完全被携带。这样,结合稳定性判定准则就可计算出不同流量下水量及出水量不为零时的最小油相流量,即临界油相流量。

5 计算结果与试验结果对比

5.1 界面分布计算结果

通过数值计算可得到水相厚度在流动方向上的分布,结果见图7($\rho_w = 997.04 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, $\rho_o = 855.83 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$)。

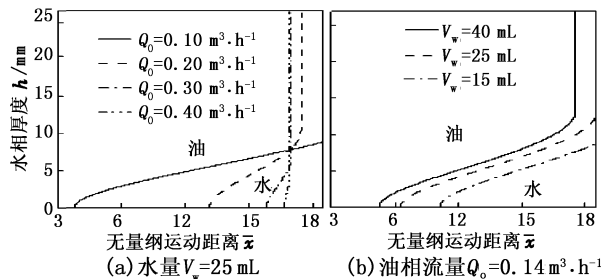


图7 界面分布

Fig.7 Oil-water interface profile

由图7可以看出,水相在油流携带作用下聚集在管段下游,上游出现无水段。水量相同时,水相厚

4.2 水相稳定性判断

若已知油相流量,由式(12)可求出在此流量下水相两相保持光滑分层流的最大厚度,此厚度为假设水相平铺在管道底部的平均值,记为 $\bar{h}_{av}$ 。若实际的水相厚度大于 $\bar{h}_{av}$,则界面产生波动;反之,界面稳定。

图6为界面稳定性判断示意图,图中 $h_{cr} = \bar{h}_{cr} D$, $h_{av} = \bar{h}_{av} D$, $h_{max} = \bar{h}_{max} D$ 。若 $h_{cr} > h_{av} > h_{max}$,则不形成水塞且界面稳定(图6(a));若 $h_{cr} > h_{max} > h_{av}$,则不形成水塞,但阴影部分油水界面产生波动(图6(b));若水相厚度达到临界值,则水相厚度梯度趋于无穷大,形成水塞,此时 $h_{max} = D$ 且 $h_{cr} > h_{av}$,界面产生波动(图6(c))。

度的增大随油相流量增大而加快;油相流量越大,无水段越长;油相流量足够大后,形成水塞,其长度随油相流量的增大而增大。油相流量相同时,管道中的积水量越多,无水段越短,水相厚度越大,其最大值越接近临界值,越易形成水塞。

5.2 出水量对比

根据相同条件下出水量的多个测量值,均方根误差 R_{MSE} (root mean square error)为

$$R_{MSE} = \frac{1}{\bar{v}} \sqrt{\sum_{i=1}^n (v_i - \bar{v})^2 / n} \quad (13)$$

式中, $\bar{v}$ 为相同条件下 n 个测量值的平均值; v_i 为第 i 个测量值; n 为测量次数。

分析实测数据发现,大部分测量结果均方根误差在5%以内。将水量为15、25和40 mL时水平段右侧最近出水阀处的实测出水量以及理论预测值进行比较,结果见图8。图中出水量为实测值的平均值,并根据 R_{MSE} 给出了误差范围;若 $R_{MSE} \geq 20\%$,则取 R_{MSE} ,否则取20%。

由图8可看出,出水量的理论预测结果与实测数据吻合很好,而临界油相流量的预测值比实测值偏小。根据理论计算结果,水量为15 mL时,油相流量若小于 $0.17 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$,水相稳定,出水量应等于零;超过 $0.17 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 后,形成水塞,水相可能被油相携带。这与试验结果完全吻合。水量25 mL时,若油相流量小于 $0.14 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$,水相稳定,出水量应等于零,这与实测值吻合;若等于 $0.14 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$,界

面产生波动;大于 $0.14 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 后形成水塞,比实测临界油相流量 $0.17 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 略小。水量为 40 mL 时,若油相流量小于 $0.12 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$,水相稳定,出水量等于零,这与实测值吻合;超过 $0.12 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 后,形成水塞,水相开始被携带,比实测临界油相流量 $0.17 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 偏小。临界油相流量的预测值偏小是因为理论分析得到的临界油相流量是水平测试段右端点处出水量不为零时的最小流量,而试验中被携带的水还需克服自身重力以及壁面摩擦力沿上倾管段行至出水阀处。这可定性地解释对临界油相流量值的预测偏小,但定量的分析仍需通过对水塞的稳定性、水相运动速度等进行深入探讨才能得到。

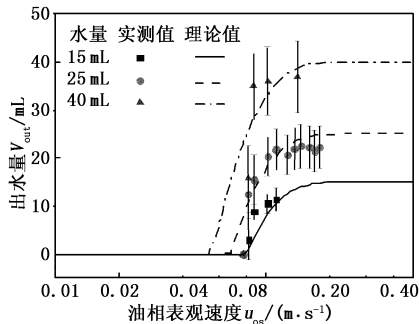


图8 出水量的理论预测值与实测值比较

Fig. 8 Comparison of predicted amount of water withdrawn by flowing oil with its measured result

另外,理论分析发现,相同油相流量下,水量越大越易形成水塞,出水量也越多。图8中,油相流量为 $0.17 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$,水量15、25和40 mL对应的实测出水量分别为3.03、12.50和15.70 mL,与预测趋势一致。

6 结束语

从试验和理论两个方面对油相层流流动时的油流携水系统特性进行了分析。在内径27mm水平-上倾镀锌钢管管流试验系统上,对上倾管段0.5 m位置处的出水量以及临界油相流量进行了测量。建立了预测界面分布的水相厚度梯度模型,并对出水量及临界油相流量进行了预测。水相厚度梯度模型能很好地预测水相厚度在流动方向上的分布。另外,采用水相平铺于水平管段底部时的油水两相界面稳定性准则对油流携水的临界条件进行了预测,发现水相平铺模型的预测值远大于实测值。在油相层流的油流携水系统中,油相流量越大,越易形成水塞,油流的携水能力越强。积水量很小时,很难形成水塞,临界油相流量较大。在此基础上,若对形成的水塞在上倾管中的运动情况进行建模,可进一步得到水塞进入上倾管段后的水相厚度在流动方向上的分布,可预测上倾管段不同位置处的出水量。

参考文献:

- [1] 杨庆阳. 兰成渝管道杂质成因分析与应对[D]. 青岛:中国石油大学储运与建筑工程学院,2009.
YANG Qing-yang. The analysis and solution to the cause of sediments for Lan-Cheng-Yu products pipeline [D]. Qingdao: College of Storage Transportation and Architectural Engineering in China University of Petroleum, 2009.
- [2] HORII K, ZHAO Yao-hua, TOMITA Y, et al. High performance spiral air-flow apparatus for purging residual water in pipeline; ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting, Vancouver, 1997 [C]. Vancouver, Canada: ASME, FEDSM 97-3035, c1997.
- [3] RIVERA R M, GOLAN M, FRIEDEMANN J D, et al. Water separation from wellstream in inclined separation tube with distributed tapping[R]. SPE 102722, 2006.
- [4] NESIS S, CAI Ji-Yong, LEE Kun-Lin J. A multiphase flow and internal corrosion prediction model for mild steel pipeline; Corrosion 2005, Houston [C]. Texas, USA: NACE International, c2005.
- [5] ULLMANNA, BRAUNER N. Closure relations for two-fluid models for two-phase stratified smooth and stratified wavy flows [J]. Int J Multiphase Flow, 2006, 32(1): 82-105.
- [6] ULLMANN A, GOLDSTEIN A, ZAMIR M, et al. Closure relations for shear stresses in two-fluid models for laminar stratified flow [J]. Int J Multiphase Flow, 2004, 30(7/8): 877-900.
- [7] ULLMANN A, ZAMIR M, GAT S, et al. Multi-holds in co-current stratified flow in inclined tubes [J]. Int J Multiphase Flow, 2003, 29(10): 1565-1581.
- [8] ULLMANN A, ZAMIR M, LUDMER Z, et al. Stratified laminar countercurrent flow of two liquid phases in inclined tubes [J]. Int J Multiphase Flow, 2003, 29(10): 1583-1604.
- [9] BRAUNER N, MARON D M. Identification of the range of 'small diameters' conduits, regarding two-phase flow pattern transitions [J]. Int Comm Heat Mass Transfer, 1992, 19(1): 29-39.
- [10] BRAUNER N, MARON D M. Stability analysis of stratified liquid-liquid flow [J]. Int J Multiphase Flow, 1992, 18(1): 103-121.
- [11] BRAUNER N, MARON D M. Analysis of stratified/non-stratified transitional boundaries in horizontal gas-liquid flows [J]. Chemical Engineering Science, 1991, 46(7): 1849-1859.
- [12] BRAUNER N, MARON D M. Analysis of stratified/non-stratified transitional boundaries in inclined gas-liquid flows [J]. Int J Multiphase Flow, 1992, 18(4): 541-557.

(编辑 沈玉英)