

文章编号: 0253-2697(2012)03-0487-06

## 胶凝原油管道恒流量启动过程中的启动波速

肖文涛<sup>1</sup> 张国忠<sup>1</sup> 刘刚<sup>1</sup> 刘坤<sup>1</sup> 朱宜亮<sup>2</sup>

(1. 中国石油大学储运与建筑工程学院 山东青岛 266580; 2. 中国石油集团工程设计有限责任公司北京分公司 北京 100085)

**摘要:** 胶凝原油管道在恒流量启动的过程中同时存在着启动波速和水击波速, 其中启动波速是主导管道再启动时压力推进过程的关键因素, 对管道启动压力的计算有直接影响。在阐述启动波速与水击波速之间区别的基础上, 推导出了胶凝原油管道恒流量启动波速的数值计算公式, 并通过管流实验验证了其可靠性。在胶凝原油管道恒流量启动过程中, 启动波速明显小于水击波速, 且随着传播距离或传播时间的增长而呈衰减规律, 但由于衰减速率会逐渐降低, 因而启动波速有趋于稳定的趋势。此外, 启动波速还随胶凝结构强度的增加而减小, 随启动流量和凝油体积弹性系数的增加而增加。

**关键词:** 胶凝原油; 黏塑性流; 管道再启动; 启动波速; 管流实验

中图分类号: TE732

文献标识码: A

### The start-up wave speed during the initial start-up of a pipeline with gelled crude oils at a constant flow rate

XIAO Wentao<sup>1</sup> ZHANG Guozhong<sup>1</sup> LIU Gang<sup>1</sup> LIU Kun<sup>1</sup> ZHU Yiliang<sup>2</sup>

(1. College of Pipeline & Civil Engineering, China University of Petroleum, Qingdao 266580, China;

2. Beijing Company, China Petroleum Engineering Co. Ltd, Beijing 100085, China)

**Abstract:** There exist start-up wave speed and water-hammer wave speed simultaneously during the initial start-up of a pipeline with gelled crude oils at a constant flow rate, of which the former is the key factor to dominate the advancement of pressure during the pipeline restarting and has a direct effect on the calculation of the pipeline starting pressure. The present paper discussed the essential difference between these two physical quantities and deduced an efficient numerical formula to compute the start-up wave speed of a pipeline with gelled crude oils at a constant flow rate. The reliability of the formula was verified by the good agreement between calculated values and experimental results in the conduit flow test. In the initial start-up process of a pipeline with gelled crude oils at a constant flow rate, the start-up wave speed is considerably slower than the water-hammer wave speed and it decays regularly with the increase of its propagation distance or propagation time. However, the start-up wave speed has a tendency to become stable due to the decrease of the decay rate. Besides, the start-up wave speed decreases with the increase of the gel structure strength, but increases with the increase of the start-up flow rate and the cubic elasticity coefficient of gelled crude oils.

**Key words:** gelled crude oil; viscoplastic flow; pipeline restarting; start-up wave speed; conduit flow test

在管道的日常运营中, 事故停输和计划停输是不可避免的生产过程。热含蜡原油管道在停输过程中, 随着管内油品温度的降低, 固态蜡晶会逐渐从液态油品中析出, 从而导致原油流变性恶化乃至管道再启动的困难<sup>[1-2]</sup>。为指导热含蜡原油管道的安全经济运营, 许多学者建立了不同的描述胶凝原油管道再启动过程的数学模型, 以对启动过程进行预测。然而现有启动模型对管道再启动过程中的压力推进速度的处理方式都不够完善, 或认为压力推进速度无穷大<sup>[3-5]</sup>, 或应用简单的水击波速公式<sup>[6-12]</sup>, 或应用含有经验参数但难于向现场放大的半理论公式<sup>[13-14]</sup>计算管道的压力推进速度。Borghi 等人虽然应用了屈服前锋的传播速

度<sup>[15]</sup>, 但其计算公式却是在管道首端压力和流量同时保持恒定的前提下导出的, 这种假设在实际管道的启动过程中是难以实现的。

准确预测临界启输流量<sup>[16]</sup>下, 启动胶凝原油管道所必需的最小压力(启动压力), 或恒定启动压力作用下, 管道流量随时间的变化过程是现有启动模型的关键任务。由于胶凝原油具有显著的黏弹塑性<sup>[17]</sup>及触变特性<sup>[18]</sup>, 因而压力推进速度对于管道启动压力的计算有直接影响, 只有准确地计算管道的压力推进速度, 才能保证启动模型预测结果的准确性。鉴于此, 笔者在管流实验基础上提出了启动波速的概念, 阐述了启动波速与水击波速之间的本质区别, 导出了恒流量启动波

**基金项目:** 国家自然科学基金项目(No. 50904077)、中央高校基本科研业务费专项基金(09CX04015A)和中国石油科技创新基金(2010D-5006-0606)资助。

**第一作者及通讯作者:** 肖文涛, 男, 1984年1月生, 2008年毕业于中国石油大学(华东), 现为中国石油大学(华东)在读博士研究生, 主要从事油气长距离管道输送技术研究。E-mail: xiaowt9999@163.com

速的数值计算公式,进而解释了胶凝原油管道恒流量启动过程中压力推进过程的一些特殊规律与现象。

## 1 管流实验

管流实验所采用的装置流程如图 1 所示。管道内径  $D$  为 21.36 mm,沿程预留了 8 个传感器接口,依次编号为 J1 至 J8。实验选择在 J1、J2、J4、J6 和 J7 位置上安装 5 个高频压力传感器,依次编号为 P1 至 P5。其中

P2—P5 到 P1 的距离分别为 4.63 m、11.16 m、17.85 m 和 19.64 m,泵出口到 P1 的距离约为 3.1 m。

实验用油为南阳原油,凝点为 41℃。实验过程:首先将原油预热至设定温度,然后在恒定的流量下,按照设定的降温速率对原油进行动态剪切降温,当油温达到实验设定的启动温度后恒温静置 3 h,然后在设定的启动流量下进行管路再启动。表 1 中列出了 35℃ 的南阳胶凝原油在不同启动流量下的部分启动参数。

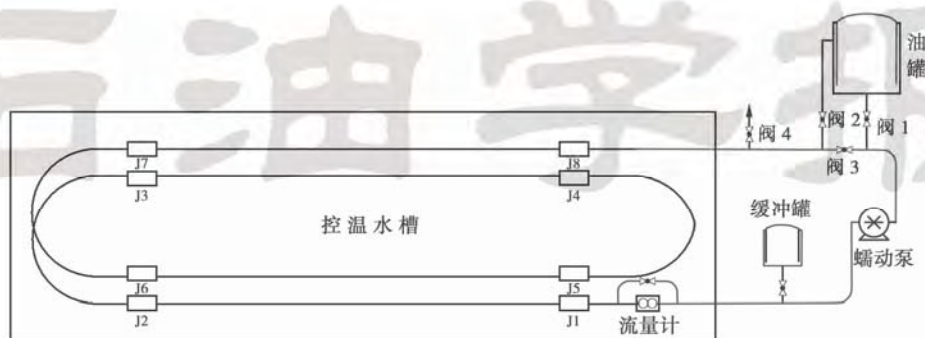


图 1 管流实验装置示意图

Fig. 1 Schematic of pipe flow experimental loop

表 1 35℃ 南阳胶凝原油管道启动参数对比

Table 1 The comparison of start-up parameters of pipeline with Nanyang gelled crude oil at 35℃

| 启动流量 /<br>( $\text{mL} \cdot \text{s}^{-1}$ ) | $v_{P1-P2}$ /<br>( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) | $v_{P2-P3}$ /<br>( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) | $v_{P3-P4}$ /<br>( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) | $v_{P4-P5}$ /<br>( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) | 启动压力 /<br>kPa | 直接水击<br>压力/kPa |
|---|---|---|---|---|---------------|----------------|
| 4.6   | 33.31   | 21.62   | 21.24   | 19.67   | 526.3         | 11.2           |
| 7.0   | 60.13   | 46.31   | 38.67   | 24.86   | 633.6         | 17.0           |
| 9.5   | 112.93  | 50.23   | 49.55   | 33.15   | 667.1         | 23.1           |

注:  $v_{P1-P2}$  为压力前锋通过 P1 与 P2 号传感器间管段的平均速度(即压力推进速度),其可由 P1 与 P2 号传感器间的距离除以压力前锋通过两传感器间管段所耗费的时间得出,其余同理。

从表 1 可见,胶凝原油管道的压力推进速度与水击波速(量级约 1000 m/s)相差很大,且随启动流量的增加而增大,随传播距离的增长而衰减。众所周知,管道中的水击波速与启动流量的大小以及水击压力的传播距离等因素是无关的,因而决定胶凝原油管道压力推进速度的因素并非水击波速。

当施加恒定的启动流量时,管道首端会瞬时产生相应幅值的初始直接水击压力<sup>[19]</sup>。对于黏度较小的牛顿流体而言,此直接水击压力在向管道下游传播过程中的耗散量非常小,一般可最终传至末端并推动整条管道产生流动。然而对于胶凝原油管道而言,初始直接水击压力一般是远小于启动压力的。表 1 中列出的启动压力仅是启动长约 22.8 m 的管道所需的压力,当管长增加时,所需的启动压力还将进一步增长,因而胶凝原油管道的启动压力也并非水击压力。

## 2 启动波的定义与性质

将胶凝原油管道恒流量启动过程中,启动波前锋

(凝油的初始有效屈服界面)沿管道轴向的推进速度定义为启动波速。启动波前锋具有下述性质:该处管道的流量恰好达到启动流量;该处管壁凝油的剪应力刚刚增长到启动屈服应力<sup>[16]</sup>;该处的压力等于初始直接水击压力。在启动波前锋通过之后,管段的流量将维持启动流量,不再有明显变化。

在施加恒定的启动流量后,胶凝原油管道首端会同时产生初始水击波及启动波,并且二者同时开始向管线下游传播。由于水击波速大于启动波速,二者波峰之间将逐渐拉开距离。初始水击波在沿管线快速扩散的过程中,受到凝油结构强烈的阻尼作用,压力幅值将急剧衰减,并在传过较短的距离后完全耗散,其耗尽点与启动波前锋间存在特定的长度。这种特定长度主要由油品的结构强度所决定。在此特定长度的管段内,油品的剪应力小于启动屈服应力,管道的流量也低于启动流量。

在初始直接水击压力耗尽之前,管道压力前锋的推进速度与水击波速一致。当初始直接水击压力



耗尽后,伴随着启动波的传播,管道的压力前锋也将向前推进,但压力前锋与启动波前锋之间的长度将保持不变或其变化幅度保持在一定范围内,此时管道的压力推进实际上是启动波传播的表观现象,其推进速度由启动波速所决定。受凝油结构强烈阻尼作用的影响,初始直接水击压力的耗尽距离非常短,因而整条管道的压力推进速度几乎完全由启动波速所支配。

需要注意的是:在启动波前锋至管道压力前锋之间特定长度的管段内是有明显的流速变化的,这种特定长度主要是靠连续生成的、压力幅值微小的水击波的传播和耗散来维持的。也即在胶凝原油管道再启动过程中,水击波是以启动波为依托,边产生,边耗散,并最终达到生耗动态平衡的一种瞬变现象,其本身并不具有独立性,而启动波才是原油胶凝结构进入实质裂解过程的直接表征。

### 3 启动波速的计算方法

#### 3.1 基本控制方程

##### 3.1.1 受力平衡方程

在胶凝原油管道恒流量启动过程中,位于初始直接水击压力耗尽点下游的任一点的流速都是从零增长到启动流速,而后维持该稳定流速运行的。在流速从零增长到启动流速的过程中,该点的压力也将相应从零增长到  $\rho_0 a_0 v_s$ 。在达到稳定流速之后,伴随着启动波的传播,该点的压力仍然会继续上升,升高的压力幅值主要用于克服从该点至启动波前锋之间的管段维持稳定流动所需的摩阻损耗,因而管道中位于启动波前锋上游的任一点的压力可表示为

$$p_x = \frac{4}{D} \int_x^{L_{PK}} \tau_w dx + \rho_0 a_0 v_s \quad (1)$$

式中:  $p_x$  为距管道首端  $x$  处的微元管段内的介质压力, Pa;  $D$  为管道内径, m;  $L_{PK}$  为启动波前锋与管道首端之间的距离, m;  $\tau_w$  为距管道首端  $x$  处的微元管段内管壁处凝油的剪应力, Pa;  $\rho_0$  为凝油的初始密度, kg/m<sup>3</sup>;  $a_0$  为管道中的水击波速, m/s;  $v_s$  为启动流量所对应的管道平均流速, 或称启动流速, m/s。

##### 3.1.2 质量守恒方程

如图2所示,假定在  $t_i$  时刻,启动波前锋与管道首端的距离为  $L_i$ ,而后经时间  $dt$ ,向前推进了  $dL$  的距离。图2中多边形  $defnhg$  的面积即是决定管道内部从  $t_i$  至  $t_i + dt$  时刻介质质量增加量的最终因素。其中三角形  $ehm$  的面积相比于平行四边形  $gdem$  和  $efnh$ , 属于高阶无穷小,可以忽略;平行四边形  $efnh$  的面积等于矩形  $eL_i L_{PK} h$  的面积。

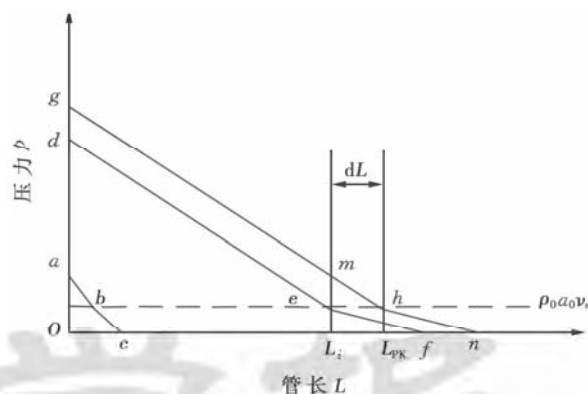


图2 启动波传播过程示意图

Fig. 2 Schematic of propagation process of start-up wave

由于凝油具有显著的可压缩性,因此可忽略管壁的膨胀量。根据质量守恒定律,泵入流体的质量等于管内流体的压缩量,可得

$$\rho_0 A v_s dt = \int_0^{L_i} \Delta \rho_x A dx + \Delta \rho_{L_{PK}} A dL \quad (2)$$

式中:  $A$  为管道横截面积, m<sup>2</sup>;  $\Delta \rho_x$  为  $x$  位置处的微元管段内,介质从  $t_i$  到  $t_i + dt$  时刻的密度增量, kg/m<sup>3</sup>;  $\Delta \rho_{L_{PK}}$  为  $L_{PK}$  位置处的微元管段内介质从初始时刻至  $t_i + dt$  时刻的密度增量, kg/m<sup>3</sup>。  $\Delta \rho_{L_{PK}}$  可直接通过式(1)转化为压力的函数,而  $\Delta \rho_x$  则应转化为  $x$  位置处的微元管段内,介质从  $t_i$  到  $t_i + dt$  时刻的压力增量的函数。

当流体没有触变性时,使用式(2)求解启动波速较为简单。而当流体具有显著的触变性时,可以使用下述形式的质量守恒方程求解:

$$\rho_0 A v_s (t_i + dt) = \int_0^{L_{PK}} \Delta \rho_x^w A dx \quad (3)$$

式中:  $\Delta \rho_x^w$  为  $x$  位置处的微元管段内,介质从初始时刻到  $t_i + dt$  时刻的密度增量, kg/m<sup>3</sup>, 可直接应用式(1)转化为压力的函数。

式(3)是在忽略管道压力前锋至启动波前锋之间特定长度管段内的介质质量变化的基础上得出的。对于结构较强的黏弹塑性体,启动波前锋至管道压力前锋间的特定长度一般是很短的,且特定长度管段内的压力也是很低的,因此可以忽略其内部的质量充装。

#### 3.2 无触变性的黏塑性介质输送管道的启动波速

当管道内介质只有启动屈服应力  $\tau_0$  而没有触变性时,启动波在传播至管长  $L_i$  处之后,每向前传播  $dL$  的距离,位于启动波前锋上游的任意微元管段内的压力增量可写为

$$dp = 4\tau_0 dL/D \quad (4)$$

联立式(2)及式(4),并考虑体积弹性系数  $K = \frac{dp}{d\rho/\rho}$ , 可得



$$\rho_0 A v_s dt = \frac{4\tau_0 \rho_0 A L_i}{DK} dL + \frac{\rho_0 a_0 v_s \rho_0 A}{K} dL \quad (5)$$

令启动波在传播至管长  $L_i$  处的瞬时速度  $a_i = dL/dt$ , 化简并整理式(5)可得

$$a_i = \frac{K}{\frac{4\tau_0}{Dv_s} L_i + \rho_0 a_0} \quad (6)$$

对于刚性管道  $a_0 = (K/\rho_0)^{1/2}$ , 则式(6)可进一步简化为

$$a_i = \frac{a_0}{1 + \frac{4\tau_0}{\rho_0 a_0 v_s D} L_i} \quad (7)$$

式(7)即为无触变性的黏塑性介质输送管道的启动波速计算公式。由式(7)可知:启动波速随传播距离的增长而呈一定的衰减规律。此外,启动波速还随介质结构强度的增加而减小,随启动流量及介质体积弹性系数的增加而增大。

### 3.3 胶凝原油管道的启动波速

胶凝原油具有显著的触变特性,在任意的微元时间段内,管道全线的压力增量都是与凝油的历史状态直接相关的,因此,求解管段在任意微元时间段内的压力增量是较为复杂的。求解管段从初始时刻至当前时刻的压力增量则较为简单,可通过联立并离散式(1)与式(3)对启动波速进行数值求解。

将总管长  $L$  平均分为  $n$  段,每段微元长度为  $\Delta L$ 。假定启动波传播至第  $i$  段微元时的瞬时速度为  $a_i$ ,则在启动波前锋已经通过的管段内,对于任意微元  $j(j \leq i)$ ,管壁处凝油的剪应力  $\tau_j$ ,用 Houska 触变模式<sup>[20]</sup>可表示为

$$\tau_j = \tau_{s0} + \lambda \tau_{s1} + (K_f + \lambda \Delta K_f) \dot{\gamma}^{n_f} \quad (8)$$

其中

$$\lambda = \frac{a_i}{a_i + b \dot{\gamma}^{m_f}} + \frac{b \dot{\gamma}^{m_f}}{a_i + b \dot{\gamma}^{m_f}} \cdot \exp \left[ - (a_i + b \dot{\gamma}^{m_f}) \left( t_{Lj} + \frac{\Delta L}{a_i} \right) \right]$$

式中: $\lambda$ 为在 $[0,1]$ 区间内取值的结构参数; $\tau_{s0}$ 为剩余屈服应力,Pa; $\tau_{s1}$ 为触变屈服应力,Pa; $K_f$ 为稠度系数,Pa·s <sup>$n_f$</sup> ;  $\Delta K_f$ 为稠度可触变部分系数,Pa·s <sup>$n_f$</sup> ;  $\dot{\gamma}$ 为启动流量所对应的管壁处的剪切速率,s<sup>-1</sup>;  $n_f$ 为流变特性指数; $a_i$ 为结构建立速率常数; $b, m_f$ 为结构裂降速率常数; $t_{Lj}$ 为在启动波前锋传播至第  $i$  段微元之前,第  $j$  段微元所经受的结构裂降时间,s。

联立并离散式(1)和式(3)可得

$$K v_s D \left( t_{L,i} + \frac{\Delta L}{a_i} \right) - i \Delta L D \rho_0 a_0 v_s - 4 \Delta L^2 \sum_{m=1}^i \sum_{j=m}^i \tau_j = 0 \quad (9)$$

将式(8)代入式(9),即可得到关于启动波传播至

第  $i$  段微元时的瞬时速度  $a_i$  的一元非线性方程。由于  $0 < a_i < a_0$ , 因此可用二分法求得启动波速的数值解。

在隐式数值公式(9)中,  $\Delta L$  的选取受凝油结构裂解速率及启动波速衰减速率的限制。要保证启动波速计算的准确性,就必须保证  $\Delta L$  足够小,即确保在启动波前锋通过微元管段所耗费的时间内,管段内凝油结构裂解程度较小,启动波速衰减程度不大,管段内的平均凝油剪应力及平均启动波速可由其内部某一点的剪应力及启动波速来代表。

式(9)左端的最后一项为摩擦阻力项,从式(9)可知,启动波的传播必然伴随着管道全线压力的逐渐升高。在启动波已经通过的管段内,由于压力的逐渐升高,管段内凝油的密度将逐渐增大,也即管段将进一步容纳额外质量的凝油。正是这种额外充装,导致了胶凝原油管道启动波速随传播距离增长而逐渐衰减。因此,阻力项  $4 \Delta L^2 \sum_{m=1}^i \sum_{j=m}^i \tau_j$  的大小是启动波速衰减程度的最终决定因素。

### 3.4 理想流体及牛顿流体输送管道的启动波速

当管道内的介质为理想流体时,式(9)中的摩擦阻力项为零,也即在启动波前锋已通过的管段内,管段的压力或凝油的密度将保持恒定,管段不会得以额外充装,因此启动波速为定值。此时式(9)可简化为

$$K v_s D \left( t_{L,i} + \frac{\Delta L}{a_i} \right) = i \Delta L D \rho_0 a_0 v_s \quad (10)$$

由于启动波速为定值,因此有

$$t_{L,i} = \frac{(i-1) \Delta L}{a_i} \quad (11)$$

将  $a_0 = (K/\rho_0)^{1/2}$  及式(11)代入式(10)并化简得

$$a_i = a_0 \quad (12)$$

即当管道内流体为理想流体时,启动波速与水击波速完全相等。若将式(7)中启动屈服应力  $\tau_0$  取为零也可以得出以上结论。

牛顿流体输送管道启动波速的表达式与式(7)类似,只须以流动摩擦阻力代替启动屈服应力即可。但是对于黏度较小的牛顿流体,突然施加启动流量时所产生的初始直接水击压力一般可最终推动整条管道发生流动,因而研究启动波速的意义不大。此外,由于其流动摩擦阻力非常小,管道的启动波速也近似等于水击波速。

## 4 胶凝原油管道启动波的传播特性与实验验证

应用式(8)和式(9)计算了当启动温度为 35℃、启动流量为 7.0 mL/s 时,前述管路系统中启动波速随传播距离和传播时间的变化规律(图 3)。

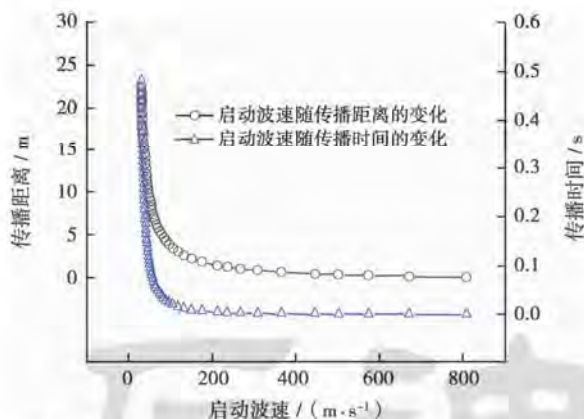


图3 启动波速随传播距离和传播时间的衰减规律

Fig. 3 The attenuation of start-up wave speed with propagation distance and propagation time

从图3可以看出,胶凝原油管道启动波的传播速度一般是远小于水击波速的,且随传播距离或传播时间的增长而呈衰减规律,但其衰减速率有逐渐降低的趋势。

由于管流实验装置的第一个传感器位于距泵出口3.1 m的位置处,因而选定P1作为位置与时间的参考零点。图4绘出了启动流量为7.0 mL/s,启动温度分别为35℃、38℃和40℃时,南阳胶凝原油管道启动波的传播过程。

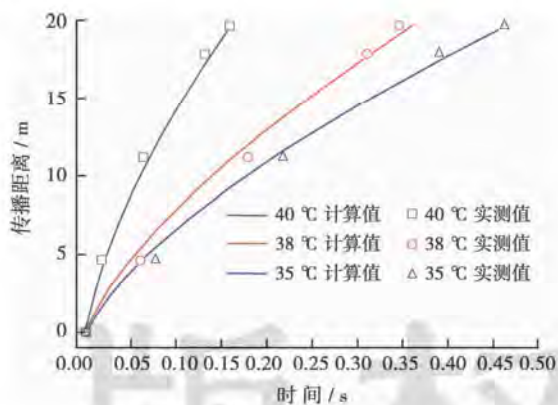


图4 介质结构强度对启动波速的影响

Fig. 4 The influence of structural strength on the start-up wave speed

图4中纵轴表示启动波前锋所传播过的距离,横轴表示启动波前锋传播至纵轴对应的位置处时所耗费的时间,曲线的斜率即代表启动波的瞬时速度。其中3组散点为3种启动温度下启动波传播过程的实测值,3条实线则对应着3种温度下启动波传播过程的计算值。从图4可知,实测值与计算值之间的偏差很小;在恒定的启动流量下,启动波的瞬时传播速度随油品结构强度的增加而减小。

图5所示为启动温度为35℃时,南阳胶凝原油管道启动波速随启动流量的变化规律(图5中横轴、纵轴、散点及实线的意义与图4相同)。由图5可知,当凝油结构强度相同时,启动波速将随启动流量的增加而增大。

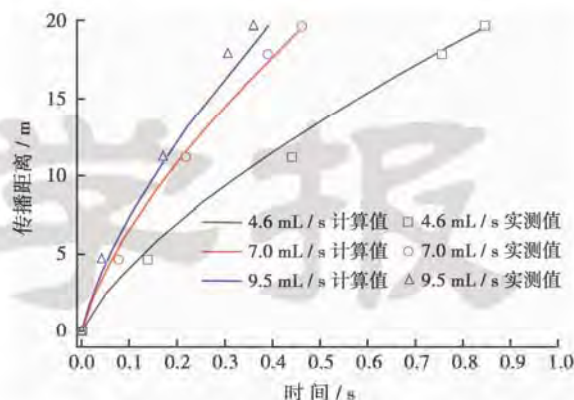


图5 启动流量对启动波速的影响

Fig. 5 The influence of start-up flow rate on the start-up wave speed

## 5 结论

(1) 胶凝原油管道恒流量启动过程中的启动波速与水击波速有本质区别。启动波速一般小于水击波速,且随传播距离的增长及胶凝结构强度的增加而减小,随启动流量及凝油体积弹性系数的增加而增加。

(2) 推导出了胶凝原油管道恒流量启动波速的数值计算公式,其计算结果与管流实验测量结果一致。该数值计算公式可用于胶凝原油管道再启动的安全性校核,能够为热含蜡原油管道的安全经济运营提供一定的参考。

## 参考文献

- [1] 董惠娟,张甲,朱波,等.原油超声波降黏实验研究[J].石油学报,2010,31(3):486-489.  
Dong Huijuan, Zhang Jia, Zhu Bo, et al. Experimental study on ultrasonic viscosity-reduction method of crude oil[J]. Acta Petrolei Sinica, 2010, 31(3): 486-489.
- [2] 张国忠,马志祥.热油管道安全经济输油温度研究[J].石油学报,2004,25(1):106-109.  
Zhang Guozhong, Ma Zhixiang. Determination of safe and economic transportation temperature in hot oil pipelines[J]. Acta Petrolei Sinica, 2004, 25(1): 106-109.
- [3] Sestak J, Charles M E, Cawkwell M G, et al. Start-up of gelled crude oil pipelines[J]. Journal of Pipelines, 1987, 6: 15-24.
- [4] Cheng C, Nguyen Q D, Rønningsen H P. Isothermal start-up of pipeline transporting waxy crude oil[J]. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 1999, 87: 127-154.



- [5] Vinay G, Wachs A, Agassant J F. Numerical simulation of non-isothermal viscoplastic waxy crude oil flows[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2005, 128: 144-162.
- [6] Cawkwell M G, Charles M E. An improved model for start-up of pipelines containing gelled crude oil[J]. *Journal of Pipelines*, 1987, 7: 41-52.
- [7] 黄春芳, 李才, 苏仲勋. 胶凝原油管道再启动实验研究[J]. *油气田地面工程*, 1997, 16(4): 24-27.  
Huang Chunfang, Li Cai, Su Zhongxun. Experimental investigation on the restart of pipeline with gelled crude oil[J]. *Oil-Gas-field Surface Engineering*, 1997, 16(4): 24-27.
- [8] 刘天佑, 高艳清, 曹强, 等. 原油长输管道启动压力研究[J]. *油气储运*, 1997, 16(12): 7-13.  
Liu Tianyou, Gao Yanqing, Cao Qiang, et al. A study on the restart pressure of long-distance trunkline[J]. *Oil & Gas Storage and Transportation*, 1997, 16(12): 7-13.
- [9] Davidson M R, Nguyen Q D, Cheng C, et al. A model for restart of a pipeline with compressible gelled waxy crude oil[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2004, 123: 269-280.
- [10] Vinay G, Wachs A, Frigaard I. Start-up transients and efficient computation of isothermal waxy crude oil flows[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2007, 143: 141-156.
- [11] Wachs A, Vinay G, Frigaard I. A 1.5D numerical model for the start up of weakly compressible flow of a viscoplastic and thixotropic fluid in pipelines[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2009, 159: 81-94.
- [12] Vinay G, Wachs A, Frigaard I. Start-up of gelled waxy crude oil pipelines: a new analytical relation to predict the restart pressure [R]. SPE 122443, 2009.
- [13] 李才, 张晓萍, 苏仲勋, 等. 热含蜡原油管道停输再启动压力研究[J]. *油气储运*, 1998, 17(1): 10-14.  
Li Cai, Zhang Xiaoping, Su Zhongxun, et al. The restarting pressure research of a hot waxy crude pipeline[J]. *Oil & Gas Storage and Transportation*, 1998, 17(1): 10-14.
- [14] 崔秀国, 王龙, 柳建军, 等. 基于工业环道试验的启动压力波传递特性[J]. *油气储运*, 2010, 29(7): 491-493.  
Cui Xiuguo, Wang Long, Liu Jianjun, et al. Commercial loop test-based transfer characteristic of startup pressure wave[J]. *Oil & Gas Storage and Transportation*, 2010, 29(7): 491-493.
- [15] Borghi G P, Corra S, Merlini M, et al. Prediction and scaleup of waxy oil restart behavior[R]. SPE 80259, 2003.
- [16] 张国忠, 刘刚. 大庆胶凝原油启动屈服应力研究[J]. *石油大学学报: 自然科学版*, 2005, 29(6): 91-93.  
Zhang Guozhong, Liu Gang. Investigation on start-up yield stress of Daqing gelled crude oil[J]. *Journal of the University of Petroleum, China: Edition of Natural Science*, 2005, 29(6): 91-93.
- [17] 刘刚, 卢兴国, 徐贝贝, 等. 胶凝原油的黏弹性损伤模型[J]. *石油学报*, 2011, 32(6): 1078-1082.  
Liu Gang, Lu Xingguo, Xu Beibei, et al. A viscoelastic/plastic damage model for gelled crude oils[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 2011, 32(6): 1078-1082.
- [18] 张劲军, 国丽萍. 基于滞回环的含蜡原油触变模型评价[J]. *石油学报*, 2010, 31(3): 494-500.  
Zhang Jinjun, Guo Liping. Assessment of thixotropy models for waxy crude based on the hysteresis loop[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 2010, 31(3): 494-500.
- [19] 张国忠. 管道瞬变流动分析[M]. 东营: 石油大学出版社, 1994: 6-9.  
Zhang Guozhong. Analysis of transient flow in pipeline [M]. Dongying: The Press of the University of Petroleum, China, 1994: 6-9.
- [20] Houska M. Engineering aspects of the rheology of thixotropic liquids[D]. Prague, Czech Technical University of Prague, 1981.

(收稿日期 2011-11-18 改回日期 2012-02-09 责任编辑 王 秀)

版权所有