

胶凝原油管道启动压力计算方法

肖文涛¹, 张国忠², 刘 刚², 陈中良², 张井鲁², 翟克平²

(1. 中国石油化工股份有限公司抚顺石油化工研究院, 辽宁抚顺 113001;

2. 中国石油大学储运与建筑工程学院, 山东青岛 266580)

摘要:基于启动波速理论提出一种新的胶凝原油管道启动模型。该模型用于模拟胶凝原油管道初始启动过程中的压力和流量变化,最终给出管道的启动压力及启动时间。结果表明:随着启动波前锋的推进,管道入口流量逐渐减小,管道沿线的压力逐渐增长,但由于启动波前锋上游管段内凝油结构的裂解,管道沿线的压力梯度逐渐趋于平缓。管道内径越大,启动压力越小,启动时间越短;管道壁厚越大,启动压力越大,启动时间越短。受管道弹性及凝油可压缩性的影响,胶凝原油管道的启动压力远小于 $4(\tau_{j0} + \tau_{j1})L/D$ 。

关键词:胶凝原油;黏塑性流;管道;启动波速;启动压力;启动时间

中图分类号:TE 973

文献标志码:A

Calculation method of start-up pressure of pipeline for gelled crude oil

XIAO Wen-tao¹, ZHANG Guo-zhong², LIU Gang², CHEN Zhong-liang², ZHANG Jing-lu², ZHAI Ke-ping²

(1. Fushun Research Institute of Petroleum and Petrochemicals, SINOPEC, Fushun 113001, China;

2. College of Pipeline and Civil Engineering in China University of Petroleum, Qingdao 266580, China)

Abstract: A new start-up model of pipeline for compressible gelled crude oil was put forward based on the start-up wave velocity. This model can be conveniently used to simulate the initial transient pressure and flow rate during the start-up of pipeline applying centrifugal pump, and finally predict the start-up pressure and time. The results show that with the advancement of start-up wave front, the flow rate at pipeline inlet gradually declines, and the pressure along pipeline gradually increases. Because of the breakdown of upstream gel structure of the start-up wave front, the pressure gradient along pipeline tends to be gentle. With the increase of inside diameter, the start-up pressure and time of pipeline decrease. With the increase of wall thickness, the start-up pressure of pipeline increases, yet the start-up time decreases. Thanks to the elasticity of pipeline and the compressibility of gelled crude oil, the start-up pressure is far lower than $4(\tau_{j0} + \tau_{j1})L/D$.

Key words: gelled crude oil; viscoplastic flow; pipeline; start-up wave velocity; start-up pressure; start-up time

停输再启动是管道运营中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,固态蜡晶会逐渐析出并相互胶结,导致管道再启动困难^[1]。现有的描述胶凝原油管道再启动过程的数学模型可分为恒压力模型和恒流量模型两种。其中恒流量启动模型主要用于预测在首端流量保持恒定的情况下,成功启动管道所必需的最小启动压力;而恒压力启动模型则主要用于预测在首端压力保持恒定的条件下管道流量的恢复过程。在实际管道再启动过程中,管道首端的压力一般会

随流量的减小而逐渐升高,因而现有的两种启动模型难以准确模拟工业管道的再启动过程。笔者基于等温管道准一维流动的假设,推导边界条件符合离心泵特性曲线的胶凝原油管道启动波速的数值计算公式,并建立相应的管道启动压力计算模型,以描述胶凝原油管道再启动的初始瞬变过程,预测管道的启动压力(成功启动管道所必需的最小压力)及启动时间(管道首端压力达到启动压力时所对应的时间),为指导热含蜡原油管道的安全经济运营提供参考。

1 启动波速

胶凝原油具有显著的黏弹塑性^[2]与触变特性^[3-4],因而管道压力推进速度的计算是准确模拟管道再启动过程的关键。决定胶凝原油管道再启动压力推进速度的主导因素是启动波速^[5]。现有启动模型对于启动波速的处理方法主要分为4种:将胶凝原油作为不可压缩体处理^[6-8];应用瞬变压力波速^[9-15]替代启动波速;应用含有经验参数,难于向现场放大的半理论公式^[16-17]计算管道的启动波速;G. P. Borghi 等^[18]提出了屈服前锋传播速度^[18],但该公式却是在管道首端压力及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。

在胶凝原油管道再启动的过程中,凝油的初始屈服界面为启动波前锋,启动波前锋沿管道的推进速度为启动波速。对于由离心泵提供启动能量的管道系统,启动波前锋及其上游管段内部的流量近似等于离心泵在当前时刻的流量;在启动波前锋处,管内的压力等于该处流量所对应的直接瞬变压力^[19];受胶凝原油黏弹塑性结构强烈阻尼作用的影响,启动波前锋至管道压力前锋之间的管段内部的流量和压力急剧衰减至零。

启动波前锋具有上述性质的依据是:胶凝原油体积压缩系数的量级一般在 $1 \times 10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$ 左右^[20],即使微元管段内的压力是从零瞬时升到 10 MPa,其流量也仅会产生约 1% 的相对变化。也就是说,虽然胶凝原油的可压缩性对启动波速的影响十分显著,但对管道流量的影响却是可以忽略的。文中假设在启动波前锋通过之后,微元管段的流量将与管道首端保持一致。

2 启动模型的建立

2.1 动量守恒方程

图1为应用离心泵提供动力的胶凝原油管道再启动过程的示意图。为了采用数值方法计算启动管道所必需的最小压力,将总管长 L 平均分为 N 份,每段长度计为 ΔL 。

根据启动波前锋的性质,当启动波前锋传播至第 i 段微元管段的末端时,位于启动波前锋上游的任一微元管段 m ($1 \leq m \leq i$) 末端的压力 p_i^m 可写为

$$p_i^m = \frac{4\Delta L}{D} \sum_{j=m+1}^i \frac{\tau_i^{j-1} + \tau_i^j}{2} + \frac{4\rho_0 a_0 Q_i}{\pi D^2} \quad (1)$$

式中, D 为管道内径, m ; ρ_0 为凝油的初始密度,

kg/m^3 ; a_0 为管道中的瞬变压力波速, m/s ; Q_i 为当启动波前锋传播至第 i 段微元管段末端时离心泵的流量, m^3/s 。

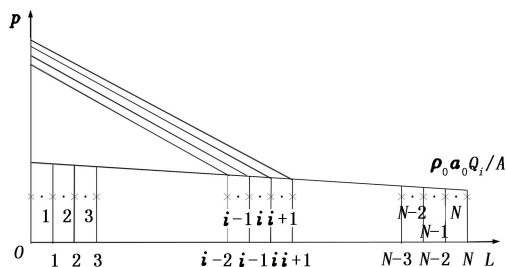


图1 启动过程示意图

Fig.1 Sketch map of start-up process

若采用 Houska 模式^[21]描述胶凝原油的触变过程,则管道壁面处凝油的剪应力可写为

$$\tau_i^j = \tau_{y0} + \lambda_i^j \tau_{y1} + (k + \lambda_i^j \Delta k) (\gamma_i^j)^{n_f} \quad (2)$$

式中, τ_{y0} 、 τ_{y1} 分别为剩余屈服应力和触变屈服应力, Pa ; k 为稠度系数, $\text{Pa} \cdot \text{s}^{n_f}$; Δk 为稠度可触变部分系数, $\text{Pa} \cdot \text{s}^{n_f}$; n_f 为流变特性指数; λ 为定义在 $[0, 1]$ 区间内取值的凝油结构参数,其中 λ_i^j 表示当启动波前锋通过第 i 段微元管段时,第 j 段微元管段末端处凝油的结构参数; γ_i^j 为剪切速率, s^{-1} 。

若忽略油品结构沿径向的变化,则管道流量与管壁剪切速率之间的关系^[6]为

$$\begin{cases} Q_i = \frac{4n_f}{3n_f + 1} \frac{\pi D^3}{32} (1 - \varphi) \left[1 + \frac{2n_f}{2n_f + 1} \varphi + \frac{2n_f^2}{(2n_f + 1)(n_f + 1)} \varphi^2 \right] \gamma_i^j, \\ \varphi = \frac{\tau_{y0} + \lambda_i^j \tau_{y1}}{\tau_i^j}. \end{cases} \quad (3)$$

式(3)实际上是一种近似处理。由于胶凝原油存在屈服应力,因而管流中会存在无剪切的核心区。其次,在核心区外,剪切速率沿径向也是有变化的,因而油品的结构沿径向必然存在差异。但值得注意的是,在剪切作用下,凝油的结构裂解速率一般是很快的,即存在径向结构差异的管段长度与结构完全裂解的管段长度相比是很小的,这对于长输管道而言可以忽略。

2.2 质量守恒方程

所依据的质量守恒定律的形式为:当启动波前锋传播至管道的某一微元处时,泵入管道的流体总质量近似等于从离心泵出口至管道启动波前锋之间的管段内由于流体压缩和管道膨胀所导致的流体质量增加量的总和。

微元管段的膨胀量有 3 种形式。

(a) 存在膨胀连接,管道允许自由伸缩:

$$\begin{cases} \Delta A_x = \frac{\Delta p_x D}{Ee} A, \\ \Delta L_x = 0. \end{cases} \quad (4)$$

(b) 管道一端固定,一端可以自由伸缩:

$$\begin{cases} \Delta A_x = \left(1 - \frac{\mu}{2}\right) \frac{\Delta p_x D}{Ee} A, \\ \Delta L_x = (1 - 2\mu) \frac{\Delta p_x D}{4Ee} dx. \end{cases} \quad (5)$$

(c) 管道两端固定:

$$\begin{cases} \Delta A_x = (1 - \mu^2) \frac{\Delta p_x D}{Ee} A, \\ \Delta L_x = 0. \end{cases} \quad (6)$$

式中, A 为管道横截面积, m^2 ; ΔA_x 为与管道首端距离为 x 的微元管段的管道横截面积增量, m^2 ; E 为管壁材质的弹性模量, Pa ; e 为管壁厚度, m ; μ 为管壁材质的泊松系数; Δp_x 是与管道首端距离为 x 的微元管段内的压力增量, Pa ; ΔL_x 是与管道首端距离为 x 的长度为 dx 微元管段的长度增量。

若管道整体不可自由伸缩,则当启动波前锋传播至第 i 段微元管段末端时,离心泵出口至管道启动波前锋之间的管段内的总流体质量增量为

$$\Delta M_{\text{icr}} = \sum_{m=1}^i \frac{\rho_0}{K^m} \frac{p_i^{m-1} + p_i^m}{2} A \Delta L + \sum_{m=1}^i \rho_0 (1 - \mu^2) \times \frac{p_i^{m-1} + p_i^m}{2} \frac{DA}{Ee} \Delta L. \quad (7)$$

式中, K^m 为在相应压力下凝油的体积弹 / 塑性系数, Pa 。

当启动波前锋传播至第 i 段微元管段末端时,泵入管道的流体总质量为

$$\Delta M_{\text{in}} = \rho_0 \sum_{m=1}^{i-1} \frac{Q_{m-1} + Q_m}{2} \Delta t_m + \rho_0 \frac{Q_{i-1} + Q_i}{2} \Delta t_i. \quad (8)$$

式中, Δt_i 为启动波前锋通过第 i 段微元管段所耗费的时间, s 。

令启动波前锋传播至第 i 段微元时的平均速度 $a_i = \Delta L / \Delta t_i$, 则根据质量守恒定律 $\Delta M_{\text{in}} = \Delta M_{\text{icr}}$ 可得

$$a_i = (Q_{i-1} + Q_i) / \left\{ A \sum_{m=1}^i \left[\frac{1}{K^m} + (1 - \mu^2) \frac{D}{Ee} \right] (p_i^{m-1} + p_i^m) - \sum_{m=1}^{i-1} \left[\frac{(Q_{m-1} + Q_m)}{a_m} \right] \right\}. \quad (9)$$

2.3 初始条件与边界条件

(1) 在启动波前锋未通过的微元管段内,凝油的结构参数为 1, 即 $\lambda_i^j = 1$ 。

(2) 在启动波前锋通过后,对于任一微元管段,假定其在微元时间步长内的流量是恒定的,则管段内凝油的结构参数可计算为

$$\lambda_i^j = \frac{a_f}{a_f + b \left(\frac{\gamma_{i-1}^j + \gamma_i^j}{2} \right)^{m_f}} + \left(\lambda_{i-1}^j - \frac{a_f}{a_f + b \left(\frac{\gamma_{i-1}^j + \gamma_i^j}{2} \right)^{m_f}} \right) \exp \left[-a_f - b \left(\frac{\gamma_{i-1}^j + \gamma_i^j}{2} \right)^{m_f} \frac{\Delta L}{a_i} \right], j < i. \quad (10)$$

式中, a_f 为结构建立速率常数; b 、 m_f 为结构裂降速率常数。

(3) 管道中凝油的流动摩擦阻力所消耗的压降由首端离心泵提供:

$$p_i^0 = A_p - B_p Q_i^{N_p} = \frac{4\Delta L}{D} \sum_{j=1}^i \frac{\tau_{j-1} + \tau_j}{2} + \frac{4\rho_0 a_0 Q_i}{\pi D^2}. \quad (11)$$

式中, A_p 、 B_p 及 N_p 为离心泵特性曲线常数。

3 结果与讨论

假定某输油管道长 30 km,将管道平均分为 1000 个微元,管壁材质的弹性模量为 206.9 GPa,泊松比为 0.3。其内部充装的胶凝原油的物性参数为: $\tau_{y_0} = 6.6 \text{ Pa}$, $\tau_{y_1} = 64.1 \text{ Pa}$, $k = 3.5 \text{ Pa} \cdot \text{s}^{n_f}$, $\Delta k = 12.4 \text{ Pa} \cdot \text{s}^{n_f}$, $n_f = 0.88$, $a_f = 0$, $b = 0.7$, $m_f = 0.098$, $K^m = 897.1 \text{ MPa}$, $\rho_0 = 875 \text{ kg/m}^3$ 。启动泵的性能参数为: $A_p = 6.641 \text{ MPa}$, $B_p = 400.45 \text{ MPa} \cdot (\text{s/m}^3)^{N_p}$, $N_p = 1.75$ 。

3.1 启动波速的衰减

当应用离心泵提供启动能量时,胶凝管道再启动过程中的启动波速随启动波前锋推进距离的衰减规律如图 2 ($D/e = 47.14$) 所示。

在图 2 中,右图为左图的局部放大。从图 2 可见,在胶凝原油管道再启动的初始瞬变过程中,启动波速一般是远小于瞬变压力波速的,并随着启动波前锋推进距离的增长而呈明显的衰减规律,且管道内径越小,衰减现象越显著。

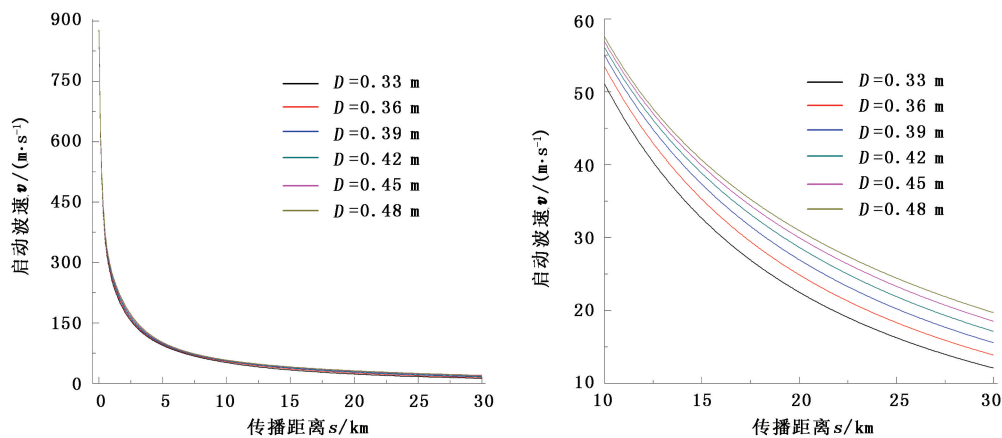


图 2 启动波速随启动波前锋推进距离的衰减

Fig. 2 Attenuation of start-up wave speed with advancement distance of start-up wave front

3.2 管道流量的衰减

当应用离心泵提供启动能量时,胶凝管道入口流量随启动波前锋推进距离的衰减规律如图 3 所示。

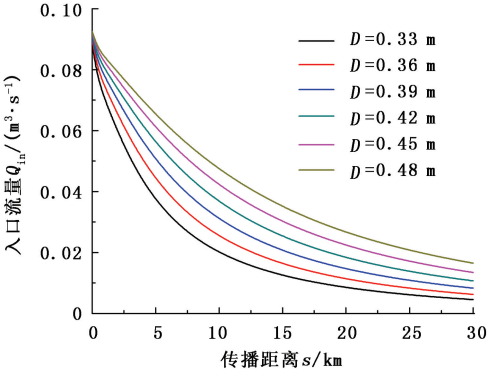


图 3 管道入口流量随启动波前锋推进距离的衰减

Fig.3 Attenuation of flow rate with advancement distance of start-up wave front

从图 3 可见,在胶凝原油管道再启动的初始瞬变过程中,管道入口流量也随着启动波前锋推进距

离的增长而呈明显的衰减规律。且管道内径越小,衰减规律越显著。

从式(9)可知,启动波速随着管道流量的增加而增加,随着管道压力的增加而减小。即启动波速实质上是管道的充装效率的表征。无论是泵入流量的减小,或是流体压缩量及管道膨胀量的增长,都将导致启动波速的减小。

一般而言,凝油的壁面有效剪切速率或摩擦阻力会随管径的减小而显著升高,也即管道的压力随着管径的减小而增大,这将导致流体压缩量和管壁膨胀量的增加;同时,当使用离心泵提供启动能量时,管道流量也将随着压力的增长而减小。因此,管道内径越小,启动波速越低。

3.3 管道沿线压力的增长

当应用离心泵提供启动能量时,启动后不同时刻胶凝原油管道沿线的压力分布见图 4 (D/e = 47.14)。

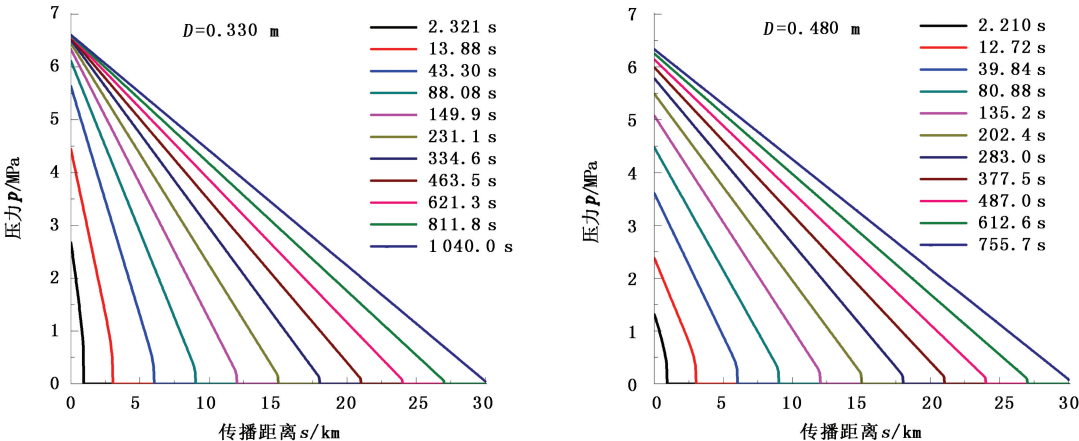


图 4 启动过程中管道沿线压力随时间的变化

Fig.4 Variation of pipeline pressure with time during start-up process

从图 4 可见,在启动初始阶段,管道内的压力梯

度是很高的。随着启动波前锋以有限的速度向前推

进,管道内的压力虽然增长,但启动波前锋上游管段内的压力梯度却明显降低。这是由于当启动波前锋通过后,管段内凝油的结构发生屈服并开始进入裂解过程。随着时间或启动波前锋推进距离的增长,凝油的结构参数将逐渐趋于零。需要说明的是,图 4 中的压力分布曲线并非完全呈直线,而是越靠近启动波前锋处,凝油结构越强,管段的压力梯度也越大;而对于远离启动波前锋的上游管段而言,由于其内部的凝油结构得以有效裂解,其压力梯度将逐渐趋于平缓。实际上,靠近启动波前锋并具有较高压力梯度的管段长度相比于整条管线而言是较小的,因而在图 4 中并未明显地呈现出越远离施压端,压力梯度越大的一般规律。这种规律对于较短的试验管道是较为明显的。

此外,新建立的胶凝原油管道启动模型并未考虑

顶挤液的影响。这是因为当管道全线启动时,顶挤液管段所占的比例是较小的。以内径为 0.36 m,壁厚为 7.64 mm 的凝油管道的启动过程为例,当全线启动时,顶挤液所充满的管段长度仅为 111.9 m 左右,与整条管道的长度 30 km 相比是可忽略不计的。

3.4 管道壁厚及内径对启动压力的影响

当用离心泵提供启动能量时,胶凝原油管道的启动压力随管道壁厚及内径的变化规律如图 5 所示。

凝油的壁面有效剪切速率或摩擦阻力会随着管道内径的增大而减小。因此,图 5 中表现出启动压力随管道内径的增加而减小的规律。当管道壁厚增加时,相同压力作用下,管道的膨胀量会减小,因而在启动波前锋推进至管道末端之前,管内凝油的结构裂解程度有所降低,从而导致启动压力的增大。

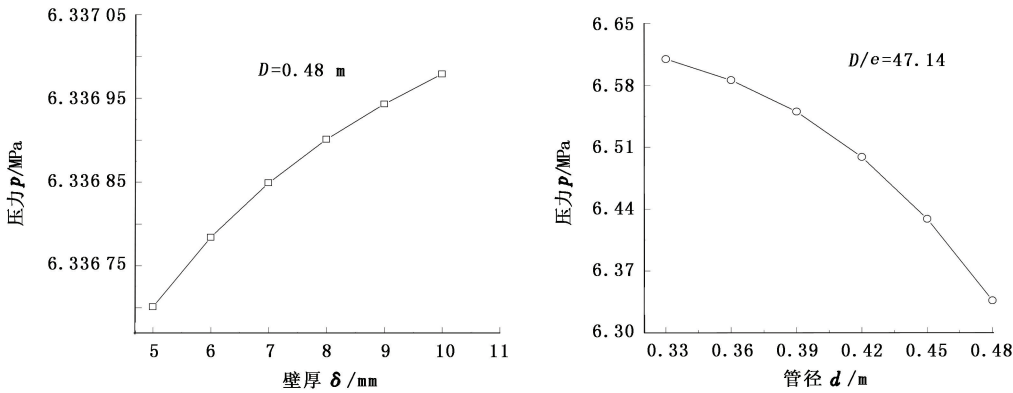


图 5 启动压力随管道壁厚及内径的变化

Fig. 5 Variation of start-up pressure with wall thickness and inside diameter of pipeline

3.5 管道壁厚及内径对启动时间的影响

当应用离心泵提供启动能量时,胶凝原油管道

的启动时间随管道壁厚及内径的变化规律如图 6 所示。

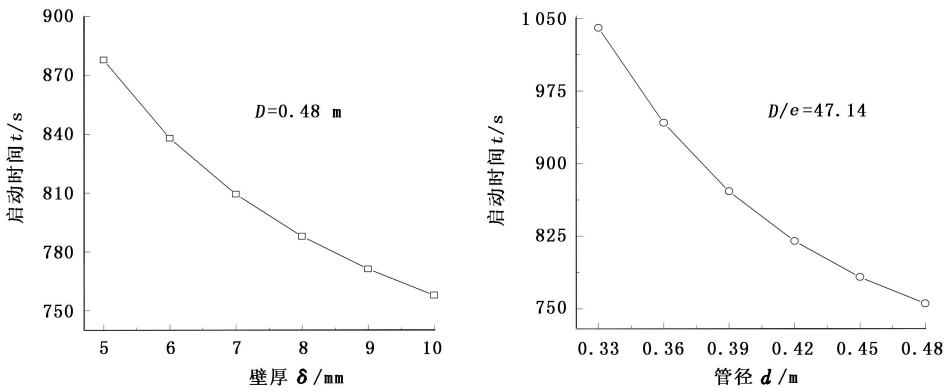


图 6 启动时间随管道壁厚及内径的变化

Fig. 6 Variation of start-up time with wall thickness and inside diameter of pipeline

从图 6 可知:当内径一定时,胶凝原油管道的启动时间随管道壁厚的增大而减小;当内径与壁厚的比值一定时,胶凝原油管道的启动时间随管道内径的增大而减小。

实际上,在管道内径一定的情况下,管壁越厚,则管道膨胀量越小;在内径与壁厚的比值一定时,管径越大,则管道内的有效剪切速率或摩擦阻力越低,启动管道所需的凝油压缩量也越小。以上两种因素

都能够导致启动波速的增长,即启动时间的缩短。

3.6 管壁弹性及凝油压缩性对启动压力及启动时间的影响

在不考虑最低启输流量^[22]的限制的情况下,若管道与凝油都不可压缩,则在首端施以足够的压力后,管道会瞬时启动,且启动时管道沿线凝油的结构参数也是统一的($\lambda_N^j = 1, 0 \leq j \leq N$),启动压力计算公式为

$$p_{\min} = 4(\tau_{y_0} + \tau_{y_1})L/D. \quad (12)$$

若考虑管壁弹性及凝油可压缩性的影响,则在首端施以足够的压力后,管道会延时启动,且启动时管道沿线各段凝油的结构参数也是不统一的($\lambda_N^j < 1, 0 \leq j < N$)。此时,凝油结构参数 λ 是管段位置的函数,其函数关系最终由启动波速及管道流量所决定。

由于管道弹性与凝油压缩性的影响,启动能量可以通过延长启动时间的方式,逐层削弱凝油的结构强度,最终有效地降低管道的启动压力。管道的弹性与凝油的可压缩性越显著,则启动时间越长,启动压力越小。

基于以上分析,若按式(12)计算,则算例中胶凝原油管道($D = 0.36 \text{ m}, e = 7.64 \text{ mm}$)的启动压力约为 23.6 MPa,显然该管道是难以启动的。而按提出的模型进行校核,该管道的启动压力仅为 6.59 MPa,即该管道是容易实现再启动的。

4 模型适用性及可验证性

建立的新启动模型适用于等温胶凝原油管道和轴向温差远大于径向温差(径向温差可以忽略)的胶凝原油管道。虽然该模型能够模拟应用离心泵启动胶凝原油管道时的压力及流量的变化规律,进一

步贴近了工业实践,但仍是停留在理论上,由于试验条件所限,其预测结果并未得到实践验证。

值得注意的是,应用离心泵与以恒流量的方式启动胶凝原油管道在理论基础上是相同的,即都是基于管道启动波速与启动压力之间的内在联系,所不同的仅是边界条件的差异。用南阳胶凝原油管道恒流量启动试验数据间接验证模型的可靠性。

4.1 试验装置及过程

管流装置的流程如图 7 所示。管道内径 D 为 21.36 mm,壁厚 e 为 2.5 mm,沿程预留了 8 个传感器接口,编号依次为 J1 至 J8。在 J1、J2、J4、J6 和 J7 位置上安装 5 个高频压力传感器,编号依次为 P1 至 P5。其中 P2 ~ P5 至 P1 的距离分别为:4.63、11.16、17.85 和 19.64 m,泵出口到 P1 的距离约为 3.1 m。

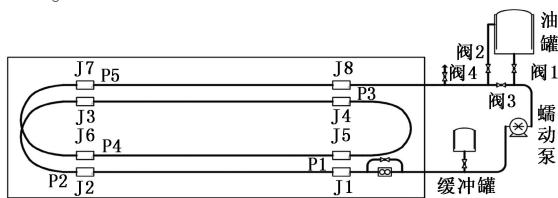


图 7 管流试验装置示意图

Fig. 7 Schematic diagram of pipe flow experimental loop

试验用油为南阳原油,凝点 41 °C。试验过程:首先将原油预热至 70 °C,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道再启动。

4.2 计算结果与测量结果

图 8 为不同启动工况下,南阳胶凝原油管道沿线压力分布曲线随时间的变化规律。

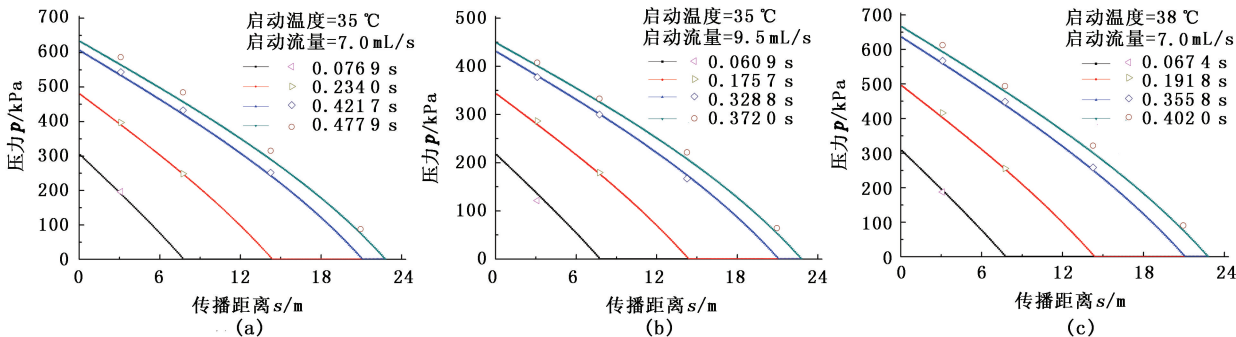


图 8 启动过程中管道沿线压力随时间的变化

Fig. 8 Variation of pipeline pressure with time during start-up

图 8 中实线为模型计算值,散点为试验测量值。计算值与测量值之间的偏差较小,说明新模型对于

小口径等温胶凝原油管道的恒定流量启动过程具有较好的适用性。

5 结 论

(1)新的胶凝原油管道启动模型能够模拟使用离心泵提供启动能量时胶凝原油管道再启动初始瞬变过程中的压力和流量变化,给出的成功启动管道所必需的最小压力及相对应的启动时间,可为指导热含蜡原油管道的安全经济运营提供一定的参考作用。

(2)当使用离心泵提供启动能量时,胶凝原油管道中的启动波速远小于瞬变压力波速,且随着启动波前锋推进距离的增长而呈明显的衰减规律。管道内径越小,衰减现象越显著。随着启动波前锋的推进,管道入口的流量逐渐减小,管道沿线的压力逐渐增长;但伴随着启动波前锋上游管段内凝油结构的裂解,管道沿线的压力梯度逐渐趋于平缓。

(3)管道内径的增加能同时减小胶凝原油管道的启动压力和启动时间;管道壁厚的增加减少了管道的启动时间,却增加了启动压力;凝油可压缩性的增长虽然导致了管道启动时间的延长,却有效地减小了启动压力。

参考文献:

- [1] 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 Guo-zhong, MA Zhi-xiang. Determination of safe and economic transportation temperature in hot oil pipelines[J]. Acta Petrolei Sinica,2004,25(1):106-109.
- [2] 刘刚,卢兴国,徐贝贝,等. 胶凝原油的黏弹塑性损伤模型[J]. 石油学报,2011,32(6):1078-1082.
LIU Gang, LU Xing-guo, XU Bei-bei, et al. A visco-elastic-plastic damage model for gelled crude oil[J]. Acta Petrolei Sinica,2011,32(6):1078-1082.
- [3] 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 Jin-jun, GUO Li-ping. Assessment of thixotropy models for waxy crude based on the hysteresis loop[J]. Acta Petrolei Sinica,2010,31(3):494-500.
- [4] 贾邦龙,张劲军. 六参数含蜡原油触变模型[J]. 石油学报,2012,33(6):1080-1085.
JIA Bang-long, ZHANG Jin-jun. A six-parameter thixotropic model for waxy crude oil[J]. Acta Petrolei Sinica, 2012,33(6):1080-1085.
- [5] 肖文涛,张国忠,刘刚,等. 胶凝原油管道恒流量启动过程中的启动波速[J]. 石油学报,2012,33(3):487-492.
XIAO Wen-tao, ZHANG Guo-zhong, LIU Gang, et al.

- The start-up wave speed during the initial start-up of a pipeline with gelled crude oils at a constant flow rate[J]. Acta Petrolei Sinica,2012,33(3):487-492.
- [6] 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.
- [7] CHENG C, NGUYEN Q D, RØNNINGSEN H P. Isothermal start-up of pipeline transporting waxy crude oil[J]. J Non-Newtonian Fluid Mech,1999(87):127-154.
- [8] VINAY G, WACHS A, AGASSANT J F. Numerical simulation of non-isothermal viscoplastic waxy crude oil flows[J]. J Non-Newtonian Fluid Mech, 2005(128):144-162.
- [9] 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.
- [10] 黄春芳,李才,苏仲勋. 胶凝原油管道再启动试验研究[J]. 油气田地面工程,1997,16(4):24-27.
HUANG Chun-fang, LI Cai, SU Zhong-xun. Experimental investigation on the start-up of pipeline with gelled crude oil[J]. Oil-gasfield Surface Engineering, 1997,16(4):24-27.
- [11] 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 Tian-you, GAO Yan-qing, CAO Qiang, et al. A study on the restart pressure of long-distance trunkline[J]. Oil and Gas Storage and Transportation,1997,16(12):7-13.
- [12] DAVIDSON M R, NGUYEN Q D, CHENG C. A model for restart of pipeline with compressible gelled crude oil[J]. J Non-Newtonian Fluid Mech,2004(123):269-280.
- [13] VINAY G, WACHS A, FRIGAARD I. Start-up transients and efficient computation of isothermal waxy crude oil flows[J]. J Non-Newtonian Fluid Mech, 2007(143):141-156.
- [14] 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]. J Non-Newtonian Fluid Mech,2009(159):81-94.
- [15] VINAY G, WACHS A, FRIGAARD I, et al. Start-up of gelled waxy crude oil pipelines; a new analytical relation to predict the restart pressure[R]. SPE 122443, 2009.
- [16] 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 Xiao-ping, SU Zhong-xun, et al. The restarting pressure of a hot waxy crude pipeline[J]. Oil

- and Gas Storage and Transportation, 1998, 17(1): 10-14.
- [17] 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 Xiu-guo, WANG Long, LIU Jian-jun, et al. Commercial loop test-based transfer characteristic of startup pressure wave[J]. Oil and Gas Storage and Transportation, 2010, 29(7): 491-493.
- [18] BORGHI G-P, CORRERA S, MERLINI M, et al. Prediction and scaleup of waxy oil restart behavior[R]. SPE 80259, 2003.
- [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.
- [20] 兰浩. 胶凝原油屈服特性及环道启动过程研究[D]. 青岛:中国石油大学储运与建筑工程学院, 2010.
- LAN Hao. Study on the yield behavior and pipeline restart process of gelled crude oil[D]. Qingdao: College of Pipeline and Civil Engineering in China University of Petroleum, 2010.
- [21] HOUSKA M. Engineering aspects of the rheology of thixotropic liquids[D]. Prague: Czech Technical University of Prague, 1981.
- [22] 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 Guo-zhong, 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.

(编辑 沈玉英)

(上接第108页)

- [3] MORALES W, HANDSCHUH R F, KRANTZ T L. Feasibility study of vapor-mist phase reaction lubrication using a thioether liquid[J]. Tribology Transactions, 2009, 52: 370-375.
- [4] 王典. 用于直升机传动系统干运转的油雾润滑技术[D]. 南京:南京航空航天大学机电学院, 2011.
- WANG Dian. Oil-mist lubrication technology used for helicopter gear transmission under oil-out operation[D]. Nanjing: College of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2011.
- [5] HANDSCHUH R F, POLLY J, MORALES W. Gear mesh loss-of-lubrication experiments and analytical simulation[R]. NASA/TM-217106, 2011.
- [6] 王延忠,孙振宇,周元子,等. 基于加载接触分析的航空螺旋锥齿轮油雾润滑性能分析[J]. 润滑与密封, 2010, 7: 23-27.
- WANG Yan-zhong, SUN Zhen-yu, ZHOU Yuan-zi, et al. Analysis on vapor/mist lubrication of aerial spiral bevel gears[J]. Lubrication Engineering, 2010, 7: 23-27.
- [7] MATUMURA H, YOSHIMURA H, OKAZAKI T. Oil/air lubrication system; US, 2009/0026016 A1[P]. 2009-01-29.
- [8] HÖHN B R, MICHAELIS K, OTTO H P. Minimised gear lubrication by a minimum oil/air flow[J]. Wear, 2009, 266: 461-467.
- [9] 管文,戴振东,夏延秋,等. 直升机减速器润滑系统应急技术研究[J]. 润滑与密封, 2012, 37(3): 94-97.
- GUAN Wen, DAI Zhen-dong, XIA Yan-qiu, et al. Emergency technology study of helicopter reducer lubrication system[J]. Lubrication Engineering, 2012, 37(3): 94-97.
- [10] 管文,戴振东,于敏,等. 极压抗磨剂对不同航空油的适应性[J]. 中国石油大学学报:自然科学版, 2012, 36(5): 119-121.
- GUAN Wen, DAI Zhen-dong, YU Min, et al. Adaptability of extreme pressure and anti-wear additives in different aeronautical oils[J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2012, 36(5): 119-121.
- [11] 沈铁军,卢春喜,单影,等. 极压抗磨剂对锂基润滑脂抗磨减摩性能的影响[J]. 石油学报:石油加工, 2009, 25: 16-21.
- SHEN Tie-jun, LU Chun-xi, SHAN Ying, et al. The effect of extreme pressure-antiwear additives on the anti-wear and friction-reduction properties of lithium-base grease[J]. Acta Petrolei Sinica (Petroleum Processing Section), 2009, 25: 16-21.
- [12] ZHANG Z, NAJMAN M, KASRAI M, et al. Study of interaction of EP and AW additives with dispersants using XANES[J]. Tribology Letters, 2005, 18(1): 43-51.

(编辑 沈玉英)