

胶凝含蜡原油压缩性对管道再启动影响的研究

包有权, 张劲军*

中国石油大学油气管道输送安全国家工程实验室/城市油气输配技术北京市重点实验室/中国石油大学(北京), 北京 102249

* 通信作者, zhangjj@cup.edu.cn

收稿日期: 2017-03-02

国家自然科学基金重点项目(51134006 和 51534007) 联合资助

摘要 热含蜡原油管道长时间停输后, 温度降低导致原油胶凝且压缩性显著增强。胶凝含蜡原油黏弹-触变特性和压缩性的共同作用对管道再启动特性产生重要影响。本研究改进了已有的黏弹触变模型的不足, 更好地表征了胶凝含蜡原油的黏弹-触变特性, 进而通过数值模拟, 分析了胶凝原油压缩性对最小启动压力、末端见流时间等关键性再启动工程参数的影响。结果表明, 随着胶凝原油压缩性增强, 最小启动压力降低, 相同启动压力下的末端平衡流速增大; 再启动过程中, 屈服面向下游推进的初始速度等于胶凝原油中的声速, 而后逐渐衰减; 随着压缩性增强, 一方面屈服面向下游推进的初始速度减小, 另一方面屈服面推进过程中速度衰减程度加大, 两者共同作用导致末端见流时间延长。

关键词 含蜡原油; 压缩性; 黏弹-触变特性; 再启动

0 前言

含蜡原油在常温下流动性差, 常需加热改善流动性后才能进行管道输送。输油管道不可避免会出现停输, 如果停输时间较长, 油温下降将导致原油胶凝, 表现出黏弹性及触变性等复杂流变特性^[1-2]; 另一方面, 胶凝原油具有“孔隙性”, 因此原油胶凝后压缩性显著增强^[3]。

据范砧等人对我国 11 种原油的研究^[4], 在凝点以上, 原油压缩系数值介于 10^{-10} Pa^{-1} 至 10^{-9} Pa^{-1} 之间。Hénaut 等人^[5]和刘刚等人^[6]研究表明, 胶凝原油的压缩性显著高于液态油; 随着温度降低或降温过程中降温速率增大, 原油体积收缩率增大, 压缩性增强; 原油压缩系数的大小与施加压力有关。Hénaut 等人所测胶凝原油在兆帕级压力下的压缩系数介于 10^{-8} Pa^{-1} 至 10^{-7} Pa^{-1} 之间, 刘刚等人所测胶凝原油的压缩系数介

于 10^{-10} Pa^{-1} 至 10^{-8} Pa^{-1} 之间。综上所述, 根据已有的研究, 胶凝原油压缩性与油品种类、温度、降温速率及压力等因素相关, 其值介于 10^{-10} Pa^{-1} 至 10^{-7} Pa^{-1} 之间。

目前, 胶凝含蜡原油再启动数值研究中, 通常将压缩因子

$$\alpha = \frac{1}{\rho} \left. \frac{d\rho}{dP} \right|_T \quad (1)$$

引入到动量方程^[7-16], 通过改变压缩因子的取值来分析压缩性的变化对再启动的影响。式(1)中, α 为油品压缩因子, Pa^{-1} ; ρ 为油品密度, kg/m^3 ; P 为压力, Pa 。具体的数值模拟中, 常采用无量纲形式的压缩因子 $\alpha^* = \alpha \Delta P$, 其中 ΔP 为管道进、出口压力差, 单位为 Pa 。考虑到含蜡原油长输管道压力为兆帕级, 由前述胶凝原油压缩因子介于 10^{-10} Pa^{-1} 至 10^{-7} Pa^{-1} 之间, 可得 α^* 的量级介于 10^{-4} 至 10^{-1} 之间, 本文后续数值分析

引用格式: 包有权, 张劲军. 胶凝含蜡原油压缩性对管道再启动影响的研究. 石油科学通报, 2017, 02: 258-266

BAO Youquan, ZHANG Jinjun. Effect of compressibility of gelled waxy crude oil on pipeline restart. Petroleum Science Bulletin, 2017, 02: 258-266. doi: 10.3969/j.issn.2096-1693.2017.02.024

中 α^* 均在此范围内取值。

Wachs 等人^[10]采用 Houska 模型描述含蜡原油的触变特性,考察了胶凝原油压缩性和触变性对启动流的影响。结果显示,如果忽略胶凝原油的压缩性,即便考虑胶凝原油的触变特性,最小启动压力与根据力平衡关系

$$\Delta P_{\text{restart}} = 4L\tau_y/d \quad (2)$$

所得数值相等。式(2)中 $\Delta P_{\text{restart}}$ 为最小启动压力, Pa; L 为管长, m; d 为管道内直径, m; τ_y 为胶凝原油的屈服应力, Pa。而考虑压缩性后,压缩性和触变性的共同作用使得最小启动压力低于 $\Delta P_{\text{restart}}$ 。Negrão 等人^[11]和 Kumar 等人^[14]的研究结果表明,胶凝原油压缩性较小时,由于压力波的反射,启动过程中压力和流速会出现周期性振荡;压缩性较大时,振荡现象消失。Ahmadpour 等人^[12]采用 Dullaert–Mewis 黏弹触变模型^[11,17]描述胶凝原油的黏弹–触变特性,发现胶凝原油压缩性增强会使得末端见流时间延长。Dullaert–Mewis 模型表达式为:

$$\begin{cases} \tau = \lambda \tau_{y,el} + (\lambda \eta_{st,0} + \eta_{\infty}) \dot{\gamma} \\ \frac{d\tau_{y,el}}{dt} = \left(\frac{k_4}{t}\right)^{\beta} (\tau \tau_{y,ss} - \tau_{ss} \tau_{y,el}) \\ \frac{d\lambda}{dt} = \left(\frac{1}{t}\right)^{\beta} [-k_1 \lambda \dot{\gamma} + k_2 (1 - \lambda) \sqrt{\dot{\gamma}} + k_3 (1 - \lambda)] \end{cases} \quad (3)$$

式中, τ 为剪应力, Pa; λ 为结构参数,取值范围为 [0,1], 无因次; $\tau_{y,el}$ 为弹性应力, Pa; $\dot{\gamma}$ 为剪切率, s^{-1} ; t 为时间, s; $\tau_{y,ss}$ 为平衡屈服应力, Pa; τ_{ss} 为平衡剪应力, Pa。模型待定参数分别为 $\eta_{st,0}$ (Pa·s)、 η_{∞} (Pa·s)、 $\tau_{y,ss}$ (Pa)、 k_1 (s^{β})、 k_2 ($s^{\beta-0.5}$)、 k_3 ($s^{\beta-1}$)、 k_4 (s)、 β (无因次)。实际上, Dullaert–Mewis 模型并不能很好地描述胶凝原油的黏弹–触变特性,如图 1 所示。主要问题有: (1) 初始剪切段应力峰值拟合结果和测试结果差距大(相对偏差为 16.6%),即模型描述的结构强度明显弱于真实结构强度,而胶凝原油的结构强度对再启动过程至关重要; (2) 模型描述的结构裂降过程及平衡状态与实验测试结果差别较大。此外 Ahmadpour 也未对末端见流时间随压缩性增强而延长的内在原因进行分析。

综上所述可以看出,目前就胶凝原油压缩性对再启动的影响主要集中在分析压力、流速等瞬变过程的变化,但压缩性对最小启动压力、末端见流时间及平衡流速等关键性工程参数的影响及其机理尚缺乏研究。这正是本文的研究目标。

本文首先对 Dullaert–Mewis 黏弹–触变模型进行改进,以使其较好地表征胶凝原油的黏弹–触变特性;在此基础上,通过数值模拟,考察胶凝原油的压缩性对最小启动压力、平衡流速、屈服面推进速度及末端见流时间等的影响。

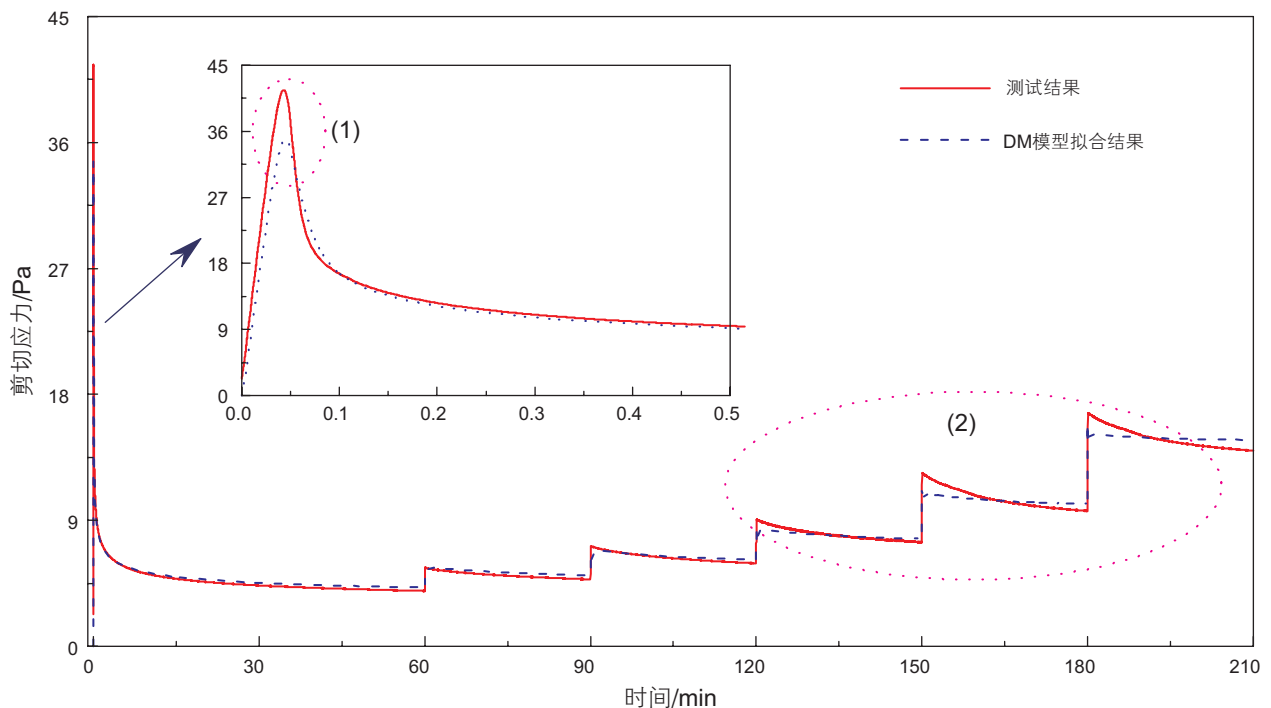


图 1 DM 模型拟合结果与实验测试结果^[12]对比

Fig. 1 Comparison between the test results^[12] and the fitting results of DM model

1 胶凝含蜡原油黏弹-触变特性的表征

针对Dullaert-Mewis黏弹-触变模型(以下简称“DM模型”)描述胶凝含蜡原油黏弹-触变特性存在的问题,结合胶凝含蜡原油流变特性,对模型进行如下改进:

首先,胶凝含蜡原油平衡流变曲线符合Herschel-Bulkley模型^[18],故在状态方程中引入幂次 n ,如式(4)所示。不难看出,当 $n=1$ 时,状态方程即还原为DM模型状态方程。

其次,DM模型假设弹性应力演化方程的前置因子 $(k_4/t)^\beta$ 和速率方程的前置因子 $(1/t)^\beta$ 仅是时间 t 的函数,这意味着无论剪切作用强弱,在给定时刻的前置因子值相同。但实际上,不同强度的剪切作用对结构造成的破坏(即结构裂降)速率不同,故借鉴文献[19],将前置因子改为以剪应变为自变量,分别为 $k_4/(1+\gamma^\beta)$ 和 $1/(1+\gamma^\beta)$,在给定时刻,改进后的前置因子值随剪切率的增大而减小,符合结构参数的实际变化趋势。文献[19]通过对比模型的拟合效果和预测能力,已证明了前置因子以剪应变为自变量优于以时间为自变量。

第三,分子网络结构理论认为蜡晶结构恢复速率取决于蜡晶聚集体大小^[20],现有的含蜡原油本构模型

基本上都采纳这一观点,认为蜡晶结构恢复仅与蜡晶颗粒的布朗运动相关^[21-22],故去除DM模型速率方程中剪切作用对结构恢复的影响项,也即 $k_2(1-\lambda)\sqrt{\dot{\gamma}}$ 。

最后,关于速率方程中破坏速率与剪切率的关系,现有文献常用两种形式,一种假设破坏速率与剪切率的 $m(m>0)$ 次方成正比,即结构破坏项为 $-k_1\lambda\dot{\gamma}^m$ ^[21];另一种直接假设破坏速率与剪切率成正比^[17, 20, 23],DM模型即为后者。鉴于第一种形式涵盖第二种形式,故将DM模型中结构破坏项改为 $-k_1\lambda\dot{\gamma}^m$ 。

改进后的模型为:

$$\tau = \lambda\tau_{y,el} + (\lambda\eta_{st,0} + \eta_\infty)\dot{\gamma}^n \quad (4)$$

$$\frac{d\tau_{y,el}}{dt} = \left(\frac{k_4}{1+\gamma^\beta} \right) (\tau\tau_{y,ss} - \tau_{ss}\tau_{y,el}) \quad (5)$$

$$\frac{d\lambda}{dt} = \left(\frac{1}{1+\gamma^\beta} \right) [-k_1\lambda\dot{\gamma}^m + k_3(1-\lambda)] \quad (6)$$

模型的待定参数分别为 $\eta_{st,0}(\text{Pa}\cdot\text{s}^n)$ 、 $\eta_\infty(\text{Pa}\cdot\text{s}^n)$ 、 $\tau_{y,ss}(\text{Pa})$ 、 n (无因次)、 $k_1(\text{s}^{m-1})$ 、 m (无因次)、 $k_3(\text{s}^{-1})$ 、 $k_4(\text{Pa}^{-1}\cdot\text{s}^{-1})$ 、 β (无因次)。图2为改进后的DM模型拟合结果与实验测试结果对比,初始剪切段应力峰值拟合结果与测试结果的相对偏差为2.6%,总体的模型拟合结果与实验测试结果平均相对偏差为2.2%。可见看出,改进后的模型能很好地表征胶凝含蜡原油黏弹-

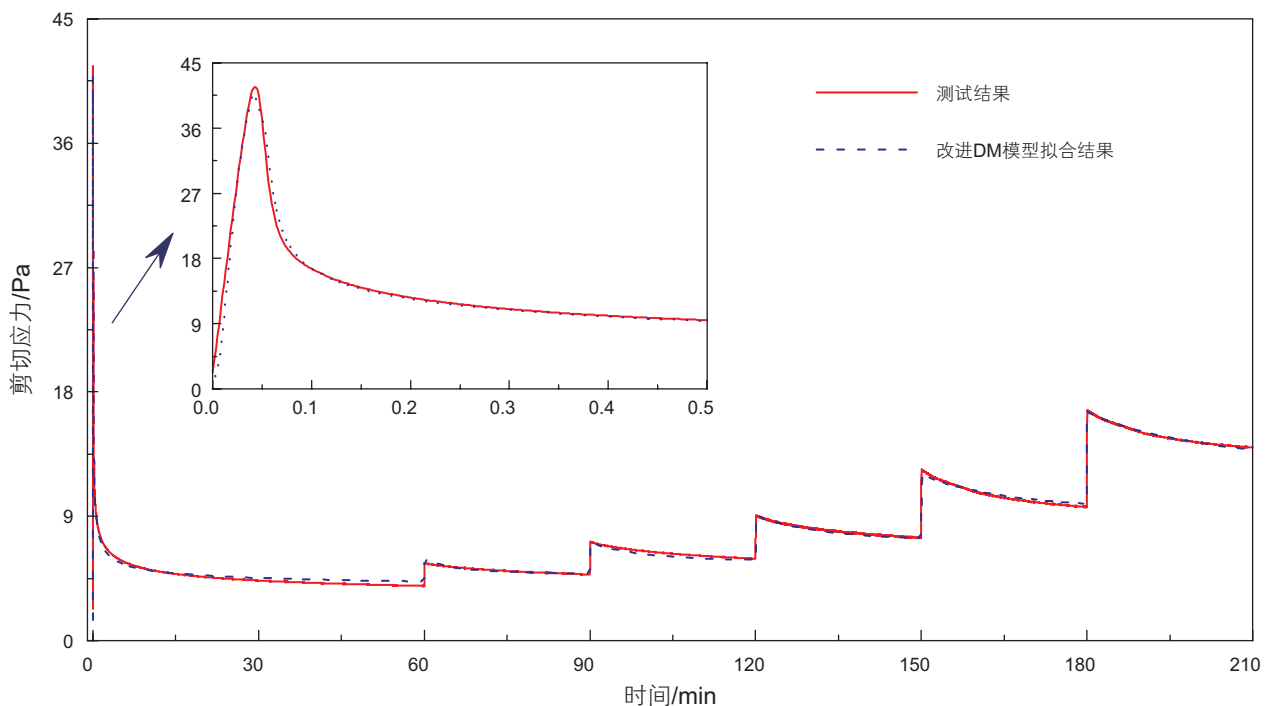


图2 改进后的DM模型拟合结果与实验测试结果^[2]对比

Fig. 2 Comparison between the test results^[2] and the fitting results of modified DM model

触变特性。

2 启动流控制方程

设启动前管内充满均匀的胶凝原油；启动开始时管道入口处施加恒定压力；管内胶凝原油结构从上游到下游逐渐发生破坏，直至启动达到稳定状态；管内原油等温流动；管道为水平且等截面。

管道再启动数值模拟控制方程包括连续性方程、动量方程和本构方程。其中连续性方程和动量方程分别如式(7)和式(8)所示，本构方程采用本研究改进的DM模型，见式(4)~(6)。

$$\frac{\partial P}{\partial t} + \frac{1}{\alpha} \frac{\partial W}{\partial z} + W \frac{\partial P}{\partial z} = 0 \quad (7)$$

$$\frac{\partial(\rho W)}{\partial t} = - \frac{\partial P}{\partial z} - \frac{2\tau_w}{R} \quad (8)$$

式中， z 为轴向位置，m； W 为截面平均速度，m/s； τ_w 为管壁剪切应力，Pa； R 为管道半径，m。

将剪应力沿径向呈线性分布关系代入改进后的DM模型，则本构模型变为：

$$\begin{cases} \frac{r}{R} \tau_w = \lambda \tau_{y,el} + (\lambda \eta_{st,0} + \eta_\infty) \dot{\gamma}^n \\ \frac{\partial \tau_{y,el}}{\partial t} + w \frac{\partial \tau_{y,el}}{\partial z} = \left(\frac{k_4}{1 + \gamma^\beta} \right) \left(\frac{r}{R} \tau_w \tau_{y,ss} - \tau_{ss} \tau_{y,el} \right) \\ \frac{\partial \lambda}{\partial t} + w \frac{\partial \lambda}{\partial z} = \left(\frac{1}{1 + \gamma^\beta} \right) [-k_1 \lambda \dot{\gamma}^m + k_3 (1 - \lambda)] \end{cases} \quad (9)$$

各物理量按如下方式进行无量纲化：

$$\begin{aligned} r^* &= \frac{r}{R} & z^* &= \frac{z}{R} & t^* &= \frac{t}{R/W_0} \\ w^* &= \frac{w}{W_0} & W^* &= \frac{W}{W_0} & \rho^* &= \frac{\rho}{\rho_0} \\ P^* &= \frac{P}{R(\Delta P/L)} & \tau^* &= \frac{\tau}{R(\Delta P/L)} \\ \eta^* &= \frac{\eta}{\eta_0} & \alpha^* &= \alpha \Delta P \end{aligned} \quad (10)$$

表 1 无量纲化过程中所涉及无量纲数

Table 1 Dimensionless numbers in the dimensionless governing equations

名称	符号	表达式
雷诺数	Re	$\rho_0 W_0 R / \eta_0$
管道径长比	δ	R/L
平衡屈服应力数	$\Gamma_{y,ss}$	$\tau_{y,ss} L / (R \Delta P)$
塑性黏度比	S	$\eta_{st,0} / \eta_\infty$
弹性应力松弛因子	K_4	$k_4 \eta_0$
结构恢复数	Bu	$k_3 R / W_0$
结构破坏数	Bd	$k_1 (R/W_0)^{1-m}$

式中， r 为轴向位置，m； w 为轴向分速度，m/s； η 为表观黏度，Pa·s； W_0 为参考速度， $W_0 = \Delta P R^2 / (\eta_0 L)$ ，m/s； ρ_0 为油品在常压下的密度，kg/m³； η_0 为参考黏度， $\eta_0 = \eta_\infty (W_0/R)^{n-1}$ ，Pa·s。则无量纲化后的数学模型为：

$$\delta \alpha^* \left(\frac{\partial P^*}{\partial t^*} + W^* \frac{\partial P^*}{\partial z^*} \right) + \frac{\partial W^*}{\partial z^*} = 0 \quad (11)$$

$$Re \frac{\partial(\rho^* W^*)}{\partial t^*} = - \frac{\partial P^*}{\partial z^*} - 2\tau_w^* \quad (12)$$

$$\begin{cases} r^* \tau_w^* = \lambda \tau_{y,el}^* + (\lambda S + 1) \dot{\gamma}^{*n} \\ \frac{\partial \tau_{y,el}^*}{\partial t^*} + w^* \frac{\partial \tau_{y,el}^*}{\partial z^*} = \left(\frac{K_4}{1 + \gamma^{\beta*}} \right) (r^* \tau_w^* \Gamma_{y,ss} - \tau_{ss}^* \tau_{y,el}^*) \\ \frac{\partial \lambda}{\partial t^*} + w^* \frac{\partial \lambda}{\partial z^*} = \left(\frac{1}{1 + \gamma^{\beta*}} \right) [Bu(1 - \lambda) - Bd \lambda \dot{\gamma}^{*m}] \end{cases} \quad (13)$$

无量纲化过程中涉及到的无量纲数定义如表 1 所示。

边界条件如下：再启动开始前，管内充满均匀的胶凝原油，速度场 $w^*(r^*, z^*, t^*=0)=0$ ，压力场 $P^*(z^*, t^*=0)=0$ ，结构参数 $\lambda(r^*, z^*, t^*=0)=1$ ；再启动开始时刻，入口压力瞬时增至 $P^*(z^*=0, t^*)=1/\delta$ ，出口压力 $P^*(z^*=1/\delta, t^*)=0$ ；管壁处无滑移，即 $w^*(r^*=1, z^*, t^*)=0$ 。

3 网格数目确定

为确保数值计算结果为网格无关解，考察了网格数目对计算结果的影响。表 2 为 5 组网格划分方式，以算例 $\delta=0.0001$ 、 $\alpha^*=0.005$ 、 $Re=100$ 、 $\Gamma_{y,ss}=0.3$ 、 $S=3$ 、 $K_4=1$ 、 $Bu=0.05$ 、 $Bd=1$ 、 $n=0.8$ 、 $\beta=0.5$ 、 $m=0.8$ 为例进行说明。

图 3 为 $t^*=170$ 和 $t^*=600$ 时刻不同径向网格数条件下，末端径向速度分布情况。可以看出，径向网格数 $N_r=30$ 和 $N_r=50$ 所得结果已无差别，因此后续计算选取 $N_r=50$ 。图 4 为径向网格数一定 ($N_r=50$)，不同轴向

表2 轴向网格数 N_z 和径向网格数 N_r 的组合
Table 2 Combinations of axial grid number N_z and radial grid number N_r

网格组合	N_z	N_r
1	500	10
2	500	30
3	500	50
4	300	50
5	100	50

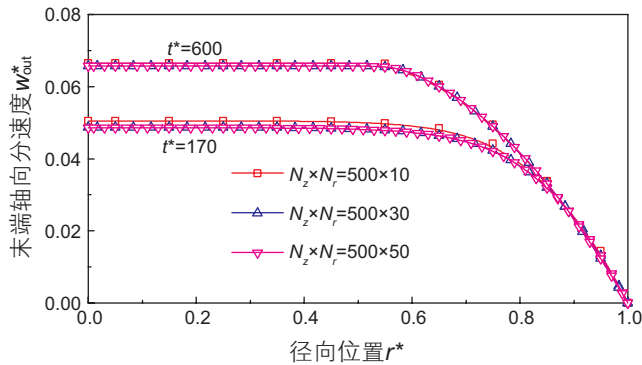


图3 不同径向网格数条件下管道末端的速度分布
Fig. 3 Radial distribution of velocity at pipeline outlet for different radial mesh sizes

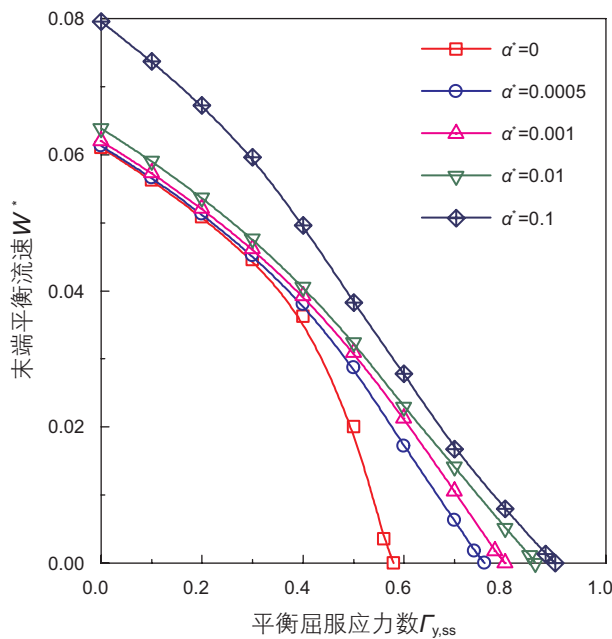


图5 管道末端平衡流速随平衡屈服应力数的变化 ($\delta=0.0001$, $Re=100$, $S=3$, $K_4=1$, $Bu=0.05$, $Bd=1$, $n=0.8$, $\beta=0.5$, $m=0.8$)
Fig. 5 Steady-state velocity at pipeline outlet versus steady-state yield stress number ($\delta=0.0001$, $Re=100$, $S=3$, $K_4=1$, $Bu=0.05$, $Bd=1$, $n=0.8$, $\beta=0.5$, $m=0.8$)

网格数 N_z 下轴向位置 $z^*=1000$ 和 $z^*=9000$ 处压力 P^* 的变化情况。可以看出, 网格比较稀疏时, P^* 增大过程中会出现较强的高频振荡, N_z 大于(含)300后振荡便消失, 因此后续计算选取轴向网格数 $N_z=500$ 。

4 胶凝原油可压缩性对再启动的影响

(1) 最小启动压力

最小启动压力是工程中最为关注的管道再启动参

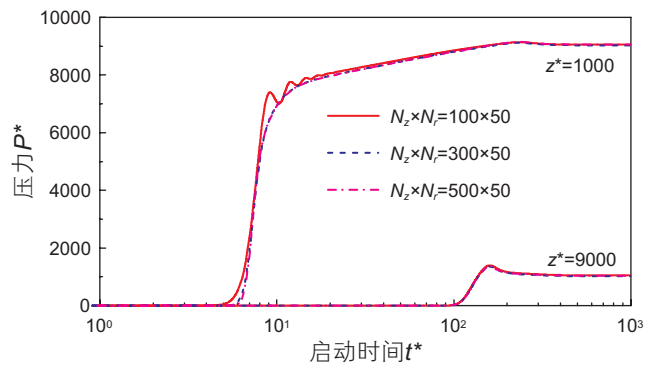


图4 不同轴向网格数条件下 $z^*=1000$ 和 $z^*=9000$ 处压力瞬变过程
Fig. 4 Time evolution of pressure at the axial positions $z^*=1000$ and $z^*=9000$ for different axial mesh sizes

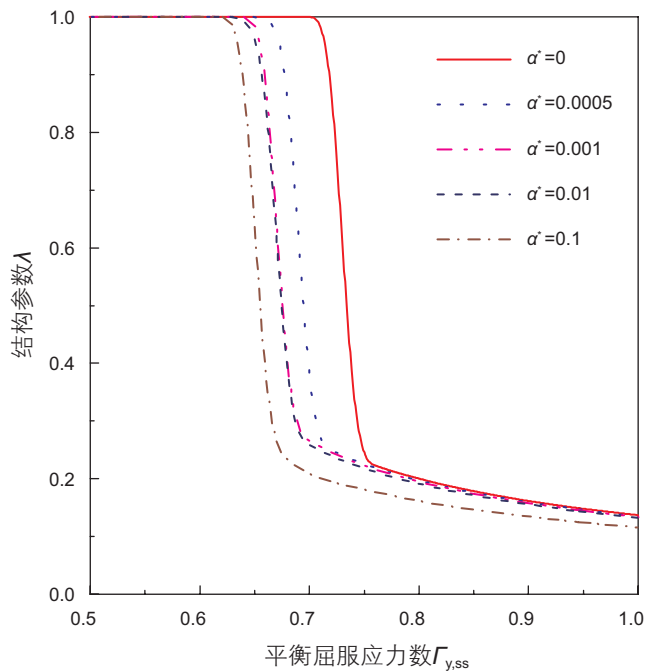


图6 启动平衡后管道末端处原油结构参数的径向分布 ($\delta=0.0001$, $Re=100$, $\Gamma_{y,ss}=0.4$, $S=3$, $K_4=1$, $Bu=0.05$, $Bd=1$, $n=0.8$, $\beta=0.5$, $m=0.8$)
Fig. 6 Radial distribution of structural parameter of crude oil at pipeline outlet when the steady state is reached ($\delta=0.0001$, $Re=100$, $\Gamma_{y,ss}=0.4$, $S=3$, $K_4=1$, $Bu=0.05$, $Bd=1$, $n=0.8$, $\beta=0.5$, $m=0.8$)

数。图 5 为不同压缩性下，末端平衡流速 $w_{out,ss}^*$ 随平衡屈服应力数 $\Gamma_{y,ss}$ 的变化。末端平衡流速为零表示再启动失败。由平衡屈服应力数 $\Gamma_{y,ss}$ 的定义(见表 1)可知， $\Gamma_{y,ss}$ 大意味着启动压力低。从图 5 可以看出，随着压缩性增强，最小启动压力降低，相同启动压力下的末端平衡流速增大。实际上，压缩性强意味着启动过程中胶凝原油的体积变化率大，进而导致较大的剪切作用，使得胶凝原油结构破坏程度加大。图 6 为不同压缩性下，启动达到平衡后管道末端处原油结构参数的径向分布。不难看出，随着压缩性的增强，一方面管内“流核”区域(结构参数 $\lambda=1$)减小；另一方面，流动区($\lambda < 1$)内相同径向位置处的结构参数亦减小。结构破坏程度加大导致流动阻力减小，从而使得流速增大，如图 7 所示。从最小启动压力和平衡流速的角度看，胶凝原油可压缩性增大是管道再启动的有利因素。

(2) 屈服面推进速度

胶凝含蜡原油管道再启动过程中，由于胶凝原油压缩性的存在，管内流体从上游到下游逐渐发生屈服、流动，而非全管同时产生流动。图 8 为相同压缩性、不同启动压力下(不同平衡屈服应力数 $\Gamma_{y,ss}$)，屈服面抵达沿程各处的耗时情况。由于压缩性相同，所以胶凝

原油中的声速相同(声速 $c=1/(\rho_0\alpha)^{0.5}$)。可以看出，起始阶段屈服面以声速向下游推进，而后随着启动过程的进行，屈服面推进速度逐渐衰减，且启动压力越小(平衡屈服应力数越大)，屈服面推进速度的衰减程度越大。

图 9 为相同平衡屈服应力数 $\Gamma_{y,ss}$ 、不同压缩性下屈服面的推进情况。可以看出，随着压缩性的增强，屈服面推进过程减缓。原因在于：(1) 压缩性增强使得胶凝原油中声速减小，也即屈服面向下游推进的初始速度减小；(2) 将图 9 中各条件下所得末端见流时间 t_s^* 与对应压缩性下声速传播一个管长所需时间 t_c^* 进行对比(见图 10)，可以发现相同启动压力(相同平衡屈服应力数 $\Gamma_{y,ss}$)下，随着压缩性增强， t_s^*/t_c^* 值增大，表明屈服面推进过程中其速度衰减程度增大。

(3) 管道末端见流时间

屈服面推进速度初始值及衰减程度的不同导致启动过程中管道末端见流时间不同。图 11 为不同压缩性下，末端见流时间随启动压力(平衡屈服应力数 $\Gamma_{y,ss}$)的变化。可以看出，相同压缩性下末端见流时间随启动压力的降低而延长。而如图 12 所示，相同启动压力下(平衡屈服应力数 $\Gamma_{y,ss}$)，末端见流时间随压缩性的增

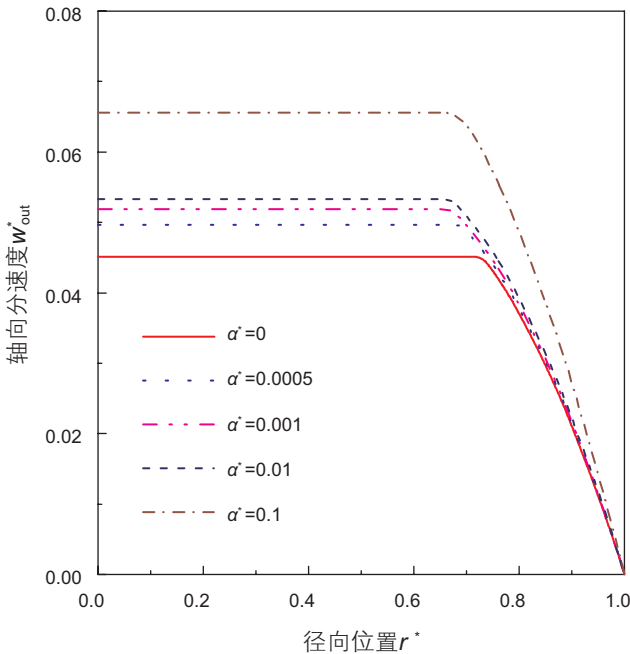


图 7 启动平衡后管道末端处速度分布 ($\delta=0.0001, Re=100, \Gamma_{y,ss}=0.4, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)

Fig. 7 Radial distribution of steady-state velocity at pipeline outlet ($\delta=0.0001, Re=100, \Gamma_{y,ss}=0.4, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)

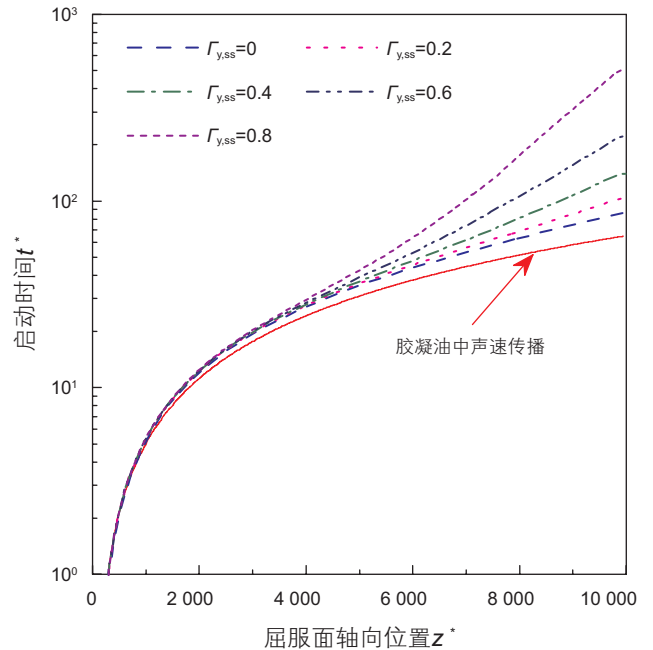


图 8 不同平衡屈服应力数下沿程各处见流时间 ($\delta=0.0001, \alpha^*=0.005, Re=100, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)

Fig. 8 Restart times at different axial positions for different steady-state yield stress number ($\delta=0.0001, \alpha^*=0.005, Re=100, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)

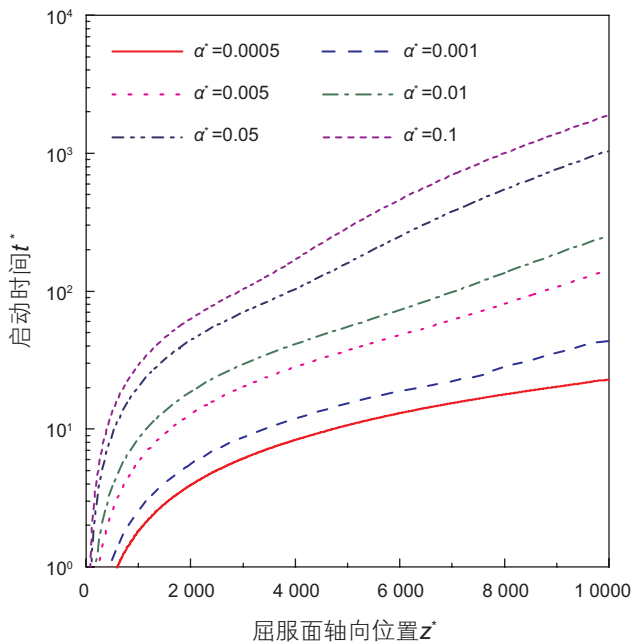


图9 不同压缩性下沿程各处见流时间 ($\delta=0.0001, Re=100, \Gamma_{y,ss}=0.4, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)
 Fig. 9 Restart times at different axial positions for different compressibility of gelled oil ($\delta=0.0001, Re=100, \Gamma_{y,ss}=0.4, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)

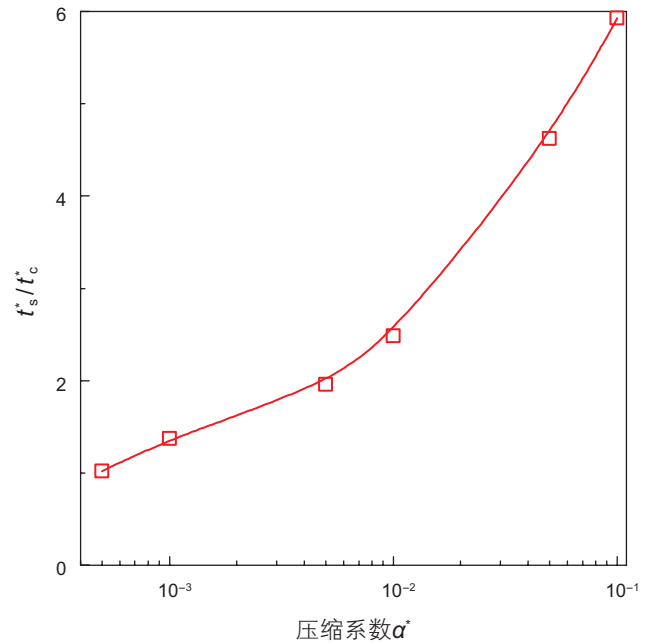


图10 不同压缩性下末端见流时间与对应压缩性下声速传播一个管长所需时间比 ($\delta=0.0001, Re=100, \Gamma_{y,ss}=0.4, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)
 Fig. 10 t_s^*/t_c^* versus compressibility of gelled oil ($\delta=0.0001, Re=100, \Gamma_{y,ss}=0.4, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)

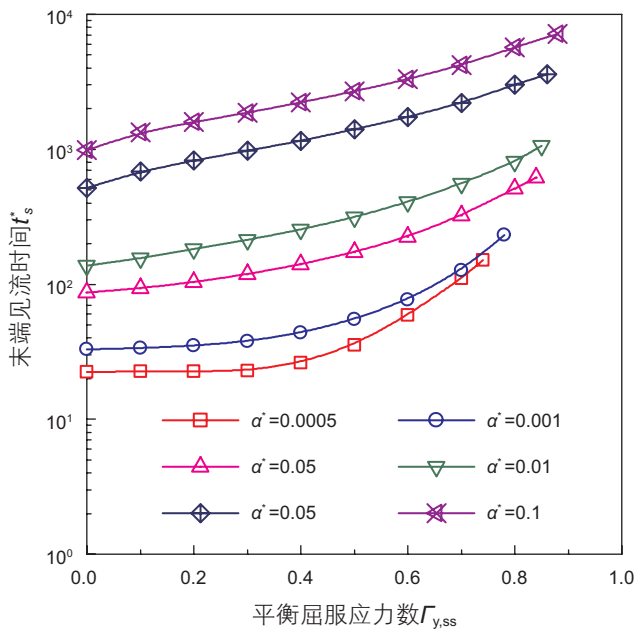


图11 不同压缩性下管道末端见流时间随平衡屈服应力数的变化 ($\delta=0.0001, Re=100, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)
 Fig. 11 Total restart times versus steady-state yield stress number for different compressibility of gelled oil ($\delta=0.0001, Re=100, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)

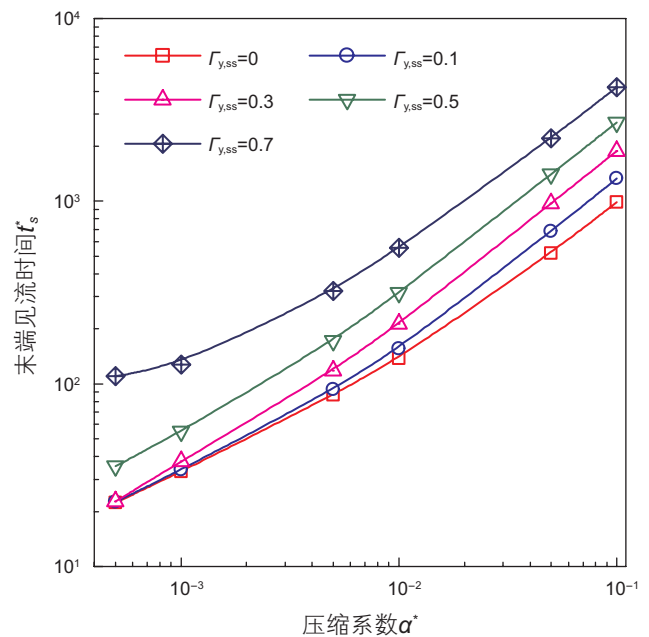


图12 不同平衡屈服应力数下管道末端见流时间随压缩性的变化 ($\delta=0.0001, Re=100, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)
 Fig. 12 Total restart times versus compressibility of gelled oil for different steady-state yield stress number ($\delta=0.0001, Re=100, S=3, K_4=1, Bu=0.05, Bd=1, n=0.8, \beta=0.5, m=0.8$)

强而延长。因此,从管道末端见流时间的角度看,压缩性强是管道再启动的不利因素。但鉴于工程实际中最为关心的再启动参数是最小启动压力,而压缩性增强会使得最小启动压力降低,故本着优先解决主要矛盾的原则,通常可将压缩性强视为管道再启动的有利因素。

4 结论

通过对DM黏弹-触变模型的改进,很好地表征了胶凝含蜡原油的黏弹-触变特性。基于改进后的DM黏弹-触变模型,通过数值计算获得了胶凝原油

压缩性对管道再启动的影响,主要结论如下:

(1)随着压缩性的增强,启动过程中胶凝原油经受的剪切作用增强,使得胶凝原油结构破坏加大,进而使得最小启动压力降低,相同启动压力下管道末端平衡流速增大。

(2)再启动过程中,屈服面向下游推进的初始速度等于胶凝原油中的声速,而后逐渐衰减。随着启动压力降低,屈服面推进速度的衰减程度加大,进而使得末端见流时间延长。随着胶凝原油压缩性增强,屈服面向下游推进的初始速度减小,推进过程中推进速度衰减程度加大,两方面作用共同导致末端见流时间延长。

参考文献

- [1] VISINTIN R, LAPASIN R, VIGNATI E, et al. Rheological behavior and structural interpretation of waxy crude oil gels[J]. *Langmuir*, 2005, 21(14): 6 240-6 249.
- [2] BAO Y Q, ZHANG J J, WANG X Y, et al. Effect of pre-shear on structural behavior and pipeline restart of gelled waxy crude oil[J]. *RSC Advances*, 2016, 6: 80 529-80 540.
- [3] PHILLIPS D A, FORSDYKE I N, MCCRACKEN I R, et al. Novel approaches to waxy crude restart: Part 1: Thermal shrinkage of waxy crude oil and the impact for pipeline restart[J]. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2011, 77: 237-253.
- [4] 范砧, 赵英海. 中国原油压缩性的研究[J]. *石油学报*, 1985, 6(2): 99-107. [FAN Z, ZHAO Y H. Compressibility study of Chinese crude oils[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 1985, 6(2): 99-107.]
- [5] HÉNAUT I, VINCKÉ O, BRUCY F. Waxy crude oil restart: mechanical properties of gelled oils[C]. *SPE annual technical conference*, Houston, 1999.
- [6] LIU G, CHEN L, ZHANG G Z, et al. Experimental study on the compressibility of gelled crude oil[J]. *SPE Journal*, 2014, 20(2): 248-254.
- [7] 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.
- [8] VINAY G, WACHS A, AGASSANT J F. Numerical simulation of weakly compressible Bingham flows: The restart of pipeline flows of waxy crude oils[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2006, 136: 93-105.
- [9] 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.
- [10] 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.
- [11] NEGRÃO C O R, FRANCO A T, ROCHA L. A weakly compressible flow model for the restart of thixotropic drilling fluids[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2011, 166: 1 369-1 381.
- [12] AHMADPOUR A, SADEGHY K. Start-up flows of Dullaert-Mewis viscoplastic-thixoelastic fluids: A two-dimensional analysis[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2014, 214: 1-17.
- [13] AHMADPOUR A, SADEGHY K, MADDAH-SADATIEH S. The effect of a variable plastic viscosity on the restart problem of pipelines filled with gelled waxy crude oils[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2014, 205: 16-27.
- [14] KUMAR L, ZHAO Y, PASO K, et al. Numerical study of pipeline restart of weakly compressible irreversibly thixotropic waxy crude oils[J]. *AIChE Journal*, 2015, 61(8): 2 657-2 671.
- [15] KUMAR L, PASO K, SJOBLOM J. Numerical study of flow restart in the pipeline filled with weakly compressible waxy crude oil in non-isothermal condition[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2015, 223: 9-19.
- [16] DE OLIVEIRA G M, NEGRÃO C O R. The effect of compressibility on flow start-up of waxy crude oils[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2015, 220: 137-147.
- [17] DULLAERT K, MEWIS J. A structural kinetics model for thixotropy[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2006, 139: 21-30.
- [18] 杨筱蘅. 输油管道设计与与管理[M]. 东营: 中国石油大学出版社, 2006. [YANG X H. Oil pipeline design and management[M].

- Dongying: China University of Petroleum Press, 2006.]
- [19] TENG H X, ZHANG J J. Modeling the thixotropic behavior of waxy crude[J]. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 2013, 52(23): 8 079–8 089.
- [20] 侯磊, 张劲军. 基于粘弹性分析的含蜡原油触变性研究[J]. *石油大学学报(自然科学版)*, 2005, 29(4): 84–86, 94. [HOU L, ZHANG J J. Study on thixotropy of waxy crude based on viscoelasticity analysis[J]. *Journal of the University of Petroleum, China*, 2005, 29(4): 84–86, 94.]
- [21] HOUSKA M. Engineering aspects of the rheology of thixotropic liquids[D]. Prague: Czech Technical University of Prague, 1981.
- [22] 滕厚兴. 含蜡原油黏弹-触变特性研究[D]. 北京: 中国石油大学(北京), 2014. [TENG H X. Study on viscoelastic-thixotropic behaviors of waxy crude[D]. Beijing: China University of Petroleum (Beijing), 2014.]
- [23] MUJUMDAR A, BERIS A N, METZNER A B. Transient phenomena in thixotropic systems[J]. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 2002, 102: 157–178.

Effect of compressibility of gelled waxy crude oil on pipeline restart

BAO Youquan, ZHANG Jinjun

National Engineering Laboratory for Pipeline Safety/ Beijing Key Laboratory of Urban Oil & Gas Distribution Technology/ China University of Petroleum-Beijing, Beijing 102249, China

Abstract Waxy crude oil in pipeline becomes gelled and more compressible because of temperature reduction after prolonged shutdown of the heated oil pipeline. The combined effect of both elasto-viscoplastic thixotropic behavior and compressibility of gelled crude oil plays a critical role on pipeline restart. In the present work, an elasto-viscoplastic thixotropic model was modified to better describe the elasto-viscoplastic thixotropic behavior of gelled waxy crude oil. Then numerical simulations were carried out to investigate the effect of compressibility of gelled crude oil on the restart time and the minimum pressure difference required for successful restart, both of which are of prime importance in engineering practice. The results show that a high compressibility of gelled oil will reduce the minimum pressure difference required for successful restart, and increase the steady-state velocity under given restart pressure. In the initial stage, the propagation velocity of the yield cross-section is equal to the sound speed in gelled crude oil, then gradually decreases during the restart process. With the increase of compressibility of gelled crude oil, the initial propagation velocity of the yield cross-section decreases, while the attenuation of the propagation velocity of the yield cross-section increases. Under this action, the restart time increases.

Keywords waxy crude oil; compressibility; elasto-viscoplastic thixotropic behavior; pipeline restart

doi: 10.3969/j.issn.2096-1693.2017.02.024

(编辑 马桂霞)