

文章编号: 1000-8241(2012)04-0254-06

含蜡原油触变性测试方法

贾邦龙 张劲军

中国石油大学(北京)城市油气输配技术北京市重点实验室, 北京 102249

贾邦龙等. 含蜡原油触变性测试方法. 油气储运, 2012, 31(4): 254-259.

摘要: 现有触变性测试方法(加载方式)包括恒剪切率、剪切率阶跃、控制剪切率滞回环、剪应力阶跃以及控制剪应力滞回环等。利用这些方法对同一条件下含蜡原油的触变性进行测试, 并利用 Houska 触变模型和双结构参数触变模型进行拟合。利用一种方法测试数据拟合出的触变参数对其他测试方法加载条件下的应力进行预测, 依据预测结果与实测值的吻合程度, 对测试方法进行评价。结果表明: 无论采用何种测试方法, 利用剪切率高的加载条件得到的实验数据拟合的触变参数, 均可成功地对较低剪切率加载条件下的应力进行预测, 反之则会出现结构参数为负值进而导致预测失败的情况; 利用同一测试方法的多组实验数据共同拟合触变参数, 可以提高对其他加载方式下应力的预测值与实测值的吻合程度。

关键词: 含蜡原油; 触变性; 恒剪切; 阶跃; 滞回环**中图分类号:** TE89**文献标识码:** A**doi:** 10.6047/j.issn.1000-8241.2012.04.004

触变性是凝点温度以下含蜡原油的典型流变特性, 同时也是含蜡原油管道停输再启动数值模拟所必需的重要参数。触变性流体的流变学特征包括恒定剪切作用下表观粘度下降、剪切率循环变化条件下出现滞回环、剪切率阶跃变化后表观粘度上升或者下降等。在不同的加载方式下, 可以得到不同的触变性特征。当前, 普遍采用恒剪切率方法测试含蜡原油的触变性^[1-2]。

触变性是物料的客观性质, 一种适宜的测试方法得到的触变模型参数应能较好地描述物料在其他测试方法(加载方式)条件下的触变特性。目前研究者对含蜡原油触变性的研究, 多集中于利用特定剪切方式得到的实验数据建立或评价触变模型^[3-5], 而对不同测试方法所得触变参数的适用性的研究未见报道。现有的触变性测试方法包括恒剪切率法^[6-10]、剪切率/剪应力阶跃法^[6]、剪切率/剪应力滞回环法^[5, 11]。以下采用这些方法, 对相同条件下的含蜡原油触变性进行测试, 然后采用具有代表性的 Houska 触变模型和双结构参数触变模型进行拟合; 在此基础上, 利用一种方法通过测试数据拟合出的触变参数, 对其他测试方法加载条件下的触变性进行预测; 依据预测结果与实测值的吻合程度, 对各种触变测试方法进行评价。

1 实验描述

实验所用仪器为 HAAKE RS150H 控制应力型流变仪, 测试系统为 Z41Ti 同轴圆筒系统, 流变仪配备的 F8/C35 程控水浴控温精度为 ± 0.1 °C。实验油样为大庆原油, 20 °C 密度为 862.4 kg/m^3 , 含蜡量为 24%, 析蜡点为 39 °C。为保证实验重复性, 油样均经过 80 °C 预处理。将处理好的油样加热至 50 °C 并恒温 30 min 后装入流变仪并恒温 15 min, 然后以 0.5 °C/min 的降温速率静冷至 34 °C (凝点), 恒温静置 30 min 后利用相关方法(表 1)进行触变测试。

表 1 触变性测试方法

控制类型	测试方法	剪切率/剪应力	每段剪切时间/加载速率
剪切率	恒剪切	1, 2, 4, 8 s^{-1}	10 min
	阶跃	1~8 s^{-1} / 3~12 s^{-1} / 4~32 s^{-1}	5/10 min
	滞回环	0~30 s^{-1} 0~50 s^{-1}	0.5 / 1 / 2 s^{-1}/s 1 / 2 s^{-1}/s
剪应力	阶跃	10~80 Pa / 20~50 Pa	10 min
	滞回环	0~25 Pa / 0~50 Pa	0.5 / 1 $\text{Pa} \cdot \text{s}^{-1}$

恒剪切率测试方法选用 4 个剪切率, 每个剪切率条件下均剪切 10 min, 每个剪切率测试后换样。剪切率/剪应力阶跃法测试方法, 每个剪切率/剪应力下剪切 5 min 或 10 min, 不换样。滞回环方法即剪切率/剪应

力按照一定的加载速率线性增加至最高值后,再以相同的变化率递减至 0。

2 触变模型及其参数回归

2.1 触变模型

现阶段针对含蜡原油应用最广泛的触变模型是 Houska 模型。该模型由 Houska 针对固体物料的浆体提出^[12],使用一个取值介于 0 和 1 之间的无量纲参数表征结构的完整程度。

状态方程:

$$\tau = \tau_{y0} + \tau_{y1}\lambda + (k + \Delta k\lambda) \dot{\gamma}^n \quad (1)$$

速率方程:

$$\frac{d\lambda}{dt} = a(1-\lambda) - b\dot{\gamma}^m \lambda \quad (2)$$

式中: λ 为结构参数,无因次; τ 为剪应力,Pa; $\dot{\gamma}$ 为剪切率, s^{-1} ; t 为剪切时间, s; τ_{y0} 为结构充分裂降后的屈服应力, Pa; τ_{y1} 为与结构相关的屈服应力, Pa; a 为结构恢复速率常数, s^{-1} ; b 为结构裂降速率常数, s^{m-1} ; k 、 Δk 、 m 、 n 为模型参数,其中前两者的单位为 $Pa \cdot s^n$,后两者无因次。

此外,针对含蜡原油,一种采用双结构参数的触变模型对剪切率阶跃、恒剪切率和剪切率滞回环方法所测数据的拟合效果最好^[4-5]。该模型是赵晓东^[13]基于 Houska 模型以及 Cheng^[14]的含蜡油品中存在完全可

逆和完全不可逆两类结构的思想建立的。

状态方程:

$$\tau = \tau_{y0} + \lambda_1 \tau_{y1} + \lambda_2 \tau_{y2} + (k + \lambda_1 \Delta k_1 + \lambda_2 \Delta k_2) \dot{\gamma}^n \quad (3)$$

速率方程:

$$\begin{cases} \frac{d\lambda_1}{dt} = a_1(1-\lambda_1) - b_1 \lambda_1 \dot{\gamma}^{m_1} \\ \frac{d\lambda_2}{dt} = -b_2 \lambda_2 \dot{\gamma}^{m_2} \end{cases} \quad (4)$$

式中: λ_1 、 λ_2 分别为表征可恢复和不可恢复结构的参数; τ_{y1} 、 τ_{y2} 分别为与可恢复结构和不可恢复结构相关的屈服应力, Pa; k 为与结构无关的稠度系数, $Pa \cdot s^n$; Δk_1 、 Δk_2 分别为可恢复结构和不可恢复结构对应的稠度系数, $Pa \cdot s^n$; a_1 为可恢复结构的结构建立速率常数, s^{-1} ; b_1 为可恢复结构的裂降速率常数, s^{m_1-1} ; b_2 为不可恢复结构的裂降速率常数, s^{m_2-1} ; m_1 、 m_2 、 n 均为无因次模型参数。

2.2 触变参数回归

常用的触变参数回归方法可以分为两类,一类是 Cawkwell 等^[15]采用的通过多次试验逐步回归触变参数;另一类是应用较广泛的基于最小二乘等优化算法,一次确定所有触变参数^[2]。比较而言,求解非线性方程组一次性确定所有参数的方法适用性强且更为便捷,目前被广泛采用。以下基于最小二乘方法,对触变参数进行一次性回归。

首先对触变模型进行离散化处理,采用差分代替微分。以 Houska 模型为例,其代数方程组为:

$$\begin{cases} \tau(i, j) = \tau_{y0} + \tau_{y1}\lambda(i, j) + [(k + \Delta k\lambda(i, j))] \dot{\gamma}(i, j)^n \\ \lambda(i+1, j) = \lambda(i, j) + [t(i+1, j) - t(i, j)] \cdot \{a[1-\lambda(i, j)] - b\lambda(i, j)\dot{\gamma}(i+1, j)^m\} \end{cases} \quad (5)$$

模型离散后,根据最小二乘原理,分别对实验测试数据进行拟合,获得触变模型参数。该问题是非线性曲线拟合的最小二乘问题,其数学模型为:

$$\begin{aligned} \min \|F(x, xdata, rdata) - ydata\|_2^2 \\ = \sum_i (F(x, xdata_i, rdata_i) - ydata_i)^2 \end{aligned} \quad (6)$$

式中: $xdata$ 、 $rdata$ 、 $ydata$ 为时间、剪切率和剪应力向量; $F(x, xdata, rdata)$ 为剪应力向量函数,由触变模型的具体表达式确定; x 为需要拟合的触变参数向量。

根据上述回归方法,分别采用 Houska 模型和双结构参数触变模型对实验数据进行拟合(图 1)。

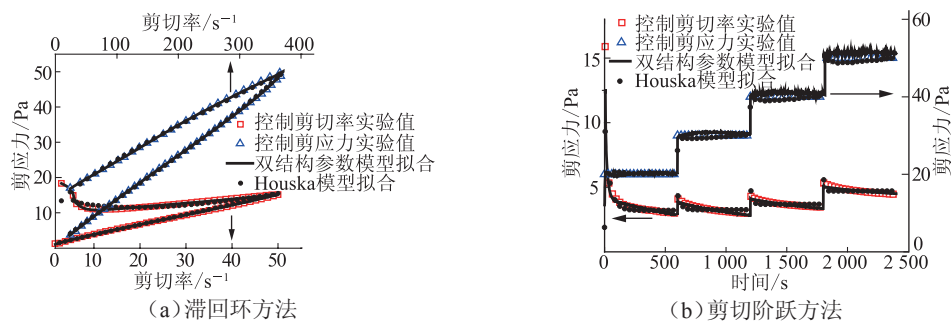


图 1 Houska 模型和双结构参数触变模型对不同方法实验数据的拟合结果

鉴于选用的触变模型均为粘塑性模型,拟合范围不包含测试初始(即蠕变)阶段的数据。双结构参数触变模型对全部实验数据拟合的平均相对偏差均在3%以内,Houska模型对全部实验数据拟合的平均相对偏差均在6%以内。

3 研究方法

利用一种测试方法的实验数据拟合出触变模型参数,对其他测试方法(加载方式)下的剪应力进行预测,并与相应的实测数据进行对比,根据式(7)计算预测结果与实测数据相对偏差的绝对平均值。

$$d = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{F(x_j, xdata_i, rdata_i) - ydata_i}{ydata_i} \right| \quad (7)$$

式中: x_j 为一种测试方法拟合出的触变参数向量; $xdata_i$ 、 $rdata_i$ 、 $ydata_i$ 为另一种测试方法所得的时间、剪切率和剪应力向量; n 为数据点个数; $F(x_j, xdata_i, rdata_i)$ 为剪应力向量函数,形式取决于具体的触变模型。

表2 不同测试方法所得触变参数对所有试验加载方式下的应力预测结果

触变参数对应的测试方法及测试次数	预测次数	预测失败组数所占比例%		有效预测的相对偏差平均值%	
		Houska 模型	双结构参数触变模型	Houska 模型	双结构参数触变模型
恒剪切率(1次)	18	0	22.2	25.5	23.3
剪切率阶跃(6次)	108	16.7	70.4	36.2	24.6
剪切率滞回环(5次)	90	0	7.8	57.6	34.6
剪应力阶跃(2次)	36	0	0.0	34.5	27.8
剪应力滞回环(4次)	72	0	8.3	40.0	38.1

基于该统计结果,在上述采用的加载条件下,恒剪切率方法实验数据拟合的触变参数预测偏差最小,其次为剪应力阶跃方法;剪应力阶跃方法实验数据拟合的触变参数预测成功率最高,剪切率滞回环方法次之,剪切率阶跃方法实验数据拟合的触变参数预测成功率最低。采用Houska模型进行的有效预测,平均相对偏差在20%~60%之间;采用双结构参数模型进行的有效预测,平均相对偏差在20%~40%之间。

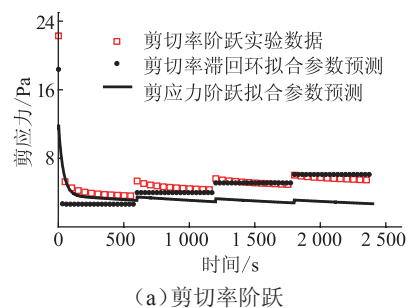
采用剪切率滞回环(剪切率为0~25 s⁻¹,加载速率为2 s⁻¹/s)和剪应力阶跃(剪应力为20~50 Pa,每段剪切10 min)实验数据回归的双结构参数模型触变参数,分别对其他测试方法(加载方式)下的应力进行预测(图2)。其中:图2a、图2b分别为对剪切率阶跃(剪切率为3~12 s⁻¹,每个剪切率下剪切10 min)和剪应力滞回环(剪应力为0~50 Pa,加载速率为1 Pa/s)加

4 结果与分析

4.1 预测偏差的产生

利用各组实验数据拟合的两个模型触变参数对所有触变测试方法加载方式下的应力进行预测时,部分预测结果出现正负振荡,认为此种情况为预测失败。采用式(7)计算预测结果与实测数据相对偏差的平均值,并对预测失败的数据组数进行统计(表2)。利用剪切率阶跃方法实验数据拟合的两个模型触变参数,对其他测试方法加载方式下的应力进行预测时,均出现预测失败的情况。尤其是采用双结构参数触变模型,有80组预测失败,占预测总次数的70.4%。另外4种方法实验数据采用Houska模型拟合的触变参数,对其他测试方法加载方式下的应力均可成功预测。采用双结构参数触变模型预测时,恒剪切率方法所得参数出现4组不能预测的情况,占预测总次数的22.2%;滞回环(剪切率/剪应力)方法所得参数出现预测失败的比例为7.8%。

载方式下的应力预测结果及实测数据对比图;图2c、图2d分别为上述剪切率滞回环和剪应力阶跃测试数据回归的双结构参数触变模型,对对方加载方式下的应力预测结果及实测数据对比图。从中可以发现,由于触变特性是一个过程而非具体数值(如屈服值),即便是采用有效预测平均偏差相对较小的双结构参数触变模型,对其他加载方式下的应力预测结果反映在流变曲线图上,与实测结果还是存在相当大的差别。



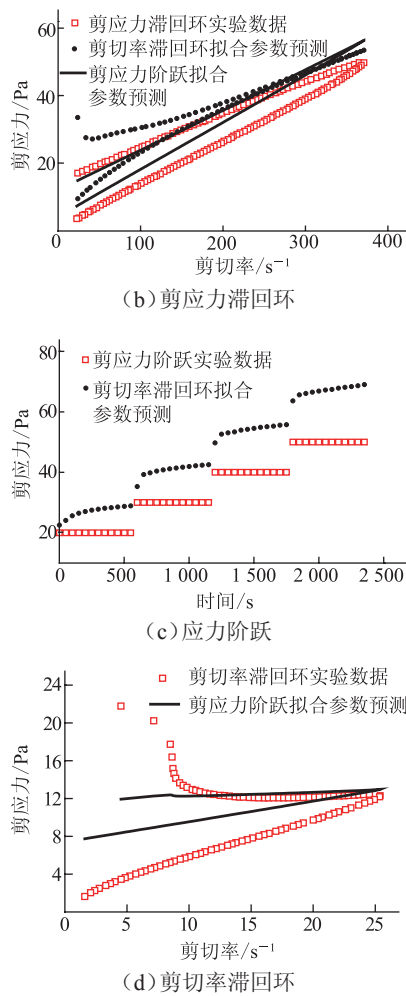


图2 利用剪切率滞回环和剪应力阶跃方法所得触变参数分别对其他加载方式下的应力预测结果

4.2 预测失败的原因

在计算过程中结构参数出现了负值是导致预测失败的直接原因。根据离散式(5),由于结构参数取值为0~1,因此在初始结构参数为1(即结构完整)的条件下,λ要求每步计算中λ(i+1,j)取值非负,即:

$$\lambda(i, j) + [t(i+1, j) - t(i, j)] \cdot \{a[1 - \lambda(i, j)] - b\lambda(i, j)\dot{\gamma}(i+1, j)^m\} \geq 0 \quad (8)$$

简化为:

$$\lambda_i + \Delta t [a(1 - \lambda_i) - b\lambda_i \dot{\gamma}^m] \geq 0 \quad (9)$$

根据式(9),得出剪切率的取值范围:

$$\dot{\gamma}^m \leq \frac{1}{b \Delta t} + \frac{a}{b} \left(\frac{1}{\lambda_i} - 1 \right) \quad (10)$$

在a、b、m、λ_i为已知正实数的条件下,λ_i+1取值受Δt和γ̇的影响。当Δt取值恒定时,只有γ̇足够小才能保证(λ_i+1)取值非负。一旦λ出现负值,由离散式(5)可知误差会不断累积并扩大,最终导致应力的预测值严重偏离实际测试值。

相对于Houska模型,双结构参数触变模型具有两个结构参数的速率方程,且相对于式(10),其不可恢复结构参数的非负条件为:

$$\dot{\gamma}^m \leq \frac{1}{b \Delta t} \quad (11)$$

因为该式缺少式(10)不等号右侧第2项,若在Δt、b、m取值相同的条件下,剪切率取值更低才能满足不可恢复结构参数的非负要求,所以与Houska模型相比,双结构参数触变模型出现预测失败的比例增加。利用较高剪切率测试方法的实验数据拟合的触变参数,对较低剪切率加载条件下的应力进行预测时,结构参数不会出现负值,亦不会出现预测失败的情况。

根据剪应力阶跃方法(20~50 Pa)实测应力以及采用Houska模型进行拟合不同时刻的结构参数值(图3),以及采用剪切率阶跃(1~8 s⁻¹)方法实验数据拟合的Houska触变模型参数,对剪应力阶跃方法(20~50 Pa)加载方式下的应力进行预测过程中,计算出的结构参数与图3的拟合结构参数在600~640 s之间取值的对比图(图4),在每一个恒定剪应力阶段,结构参数λ值随剪切时间延长不断下降;当应力阶跃上升时,结构参数加速下降并逐渐趋于稳定。在剪应力由20 Pa阶跃至30 Pa后,剪切率约由140 s⁻¹阶跃至220 s⁻¹,且随着油样中蜡晶结构的进一步裂解而不断上升。根据剪切率阶跃(1~8 s⁻¹)方法的实验数据拟合的Houska触变模型参数a、b、m,当Δt=1 s,γ̇>220 s⁻¹时,将不能继续满足结构参数的非负要求。因此在图4中,应力阶跃上升(600 s处)后,与变化相对平缓的拟合结构参数相比,预测剪应力过程中计算的结构参数取值成波动状态,并且随时间推移波动幅度越来越大(波动幅度最高达±10 300),严重偏离其0~1之间的原本取值范围。

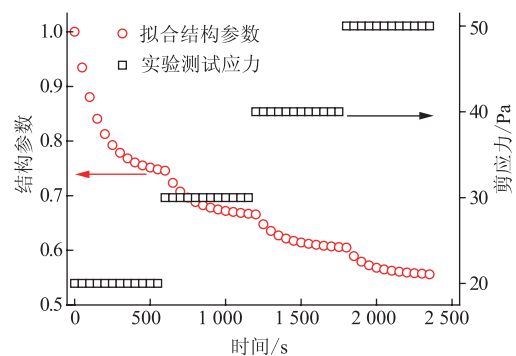


图3 剪应力在20~50 Pa阶跃变化时的实验数据与采用Houska模型拟合的结构参数

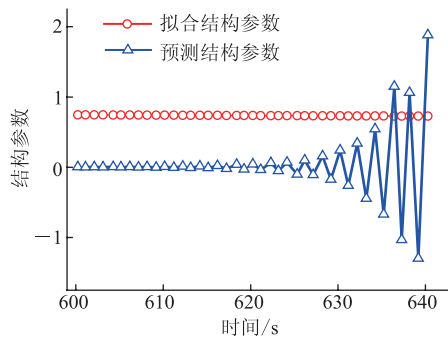


图4 结构参数的预测值和拟合值

在含蜡原油管道停输再启动的数值模拟中,时间步长 Δt 通常设定为常数,并且为了使计算时间在可接受的范围内, Δt 取值不宜过小。因此,若触变参数取值不当,当瞬变流动造成剪切率激增时,结构参数容易出现负值,即使增加限制条件将结构参数取值限制在 0~1 之间,也会对数值模拟结果产生严重影响。

在上述采用的 5 种触变性测试方法中,利用剪切率阶跃实验数据拟合的触变参数对其他加载方式下的应力进行预测时,预测失败比例最高。原因是该方法测试时选用的剪切率较低 ($1\sim 8\text{ s}^{-1}$),在对剪切率较高加载方式下的应力进行预测时,结构参数容易出现负值;剪切率/剪应力滞回环方法测试时选用的剪切率相对较高(剪切率滞回环为 $30\sim 50\text{ s}^{-1}$,剪应力滞回环为 $100\sim 400\text{ s}^{-1}$),因此预测失败的比例相对较低;应力阶跃方法测试时选用的剪切率最高 ($500\sim 1\,000\text{ s}^{-1}$),利用该实验数据拟合的触变参数,在对其他加载条件下的应力进行预测时,不会出现结构参数为负值而导致预测失败的情况。根据各组剪切率阶跃方法实验数据采用两个触变模型拟合的触变参数,对 18 组触变测试加载方式下的应力进行预测的统计结果(表 3),剪切率为 $4\sim 32\text{ s}^{-1}$ 时的实验数据采用两个触变模型拟合的触变参数,对 18 组触变测试加载方式下应力的成功预测比例,显著高出剪切率为 $1\sim 8\text{ s}^{-1}$ 和 $3\sim 12\text{ s}^{-1}$ 时的情况。

表3 各组剪切率阶跃实验数据拟合的两种触变模型参数对所有触变测试加载方式下的应力预测结果

剪切率 / s^{-1}	每段剪切时间 /min	成功预测比例%	
		Houska 模型	双结构参数触变模型
1、2、4、8	5	77.8	27.8
3、6、9、12		83.3	11.1
4、8、16、32		100.0	66.7
1、2、4、8	10	83.3	22.2
3、6、9、12		50.0	5.6
4、8、16、32		100.0	61.1

根据分析,恒剪切率测试方法剪切率取值最低 ($1\sim 8\text{ s}^{-1}$),但其成功预测比例高于剪切率阶跃方法,且拟合偏差最小。与其他 4 种测试方法相比,恒剪切率方法的特点是需要换样 4 次,对 4 组实验数据共同拟合触变参数。鉴于此,对同一种测试方法的多组实验数据共同拟合触变参数,并对其他测试方法加载方式下的应力进行预测(表 4,每组参数分别对 18 次测试加载方式下的应力进行预测)。使用 Houska 模型对每一种测试方法的多组实验数据共同拟合的触变参数,可以对上述所有测试方法加载方式下的应力进行预测;使用双结构参数触变模型时,剪切率阶跃方法得到的触变参数在 18 次预测中出现了 7 次预测失败,但较利用单组实验数据拟合触变参数的情况,预测成功率有所上升;剪切率滞回环方法采用多组数据共同拟合的触变参数,剪切率最高的 4 种加载方式均出现了预测失败的情况。整体上,多组实验数据共同拟合的触变参数预测成功率有所提高。此外,采用多组实验数据共同拟合,恒剪切率方法所得触变参数的预测偏差不再是最小。

表4 多组实验数据共同拟合的触变参数对全部触变测试方法加载方式下的应力预测结果

触变参数对应的测试方法	预测失败组数		有效预测的相对偏差平均值%	
	Houska 模型	双结构参数触变模型	Houska 模型	双结构参数触变模型
恒剪切率	0	4	25.50	23.30
剪切率阶跃	0	7	16.94	32.29
剪切率滞回环	0	4	28.48	17.35
剪应力阶跃	0	0	22.65	22.70
剪应力滞回环	0	0	40.97	20.05

采用单组和多组实验数据拟合触变参数,对 18 组触变测试加载方式下应力预测的平均偏差进行比较(图 5),除了剪切率阶跃方法采用双结构参数模型的预测结果以外,整体上同一测试方法采用多组实验数据共同拟合的触变参数,对所有测试方法加载方式下的应力预测偏差,均比单组实验数据拟合触变参数的预测偏差小。这是因为利用多组实验数据共同拟合的触变参数,能够反映出油样更加全面的触变信息,其适用性也更强。剪切率阶跃实验数据利用双结构参数触变模型进行分析时,虽然多组实验数据共同拟合的触变参数有效预测的偏差较之单组数据拟合的情况偏大,但其成功预测比例有所增加。

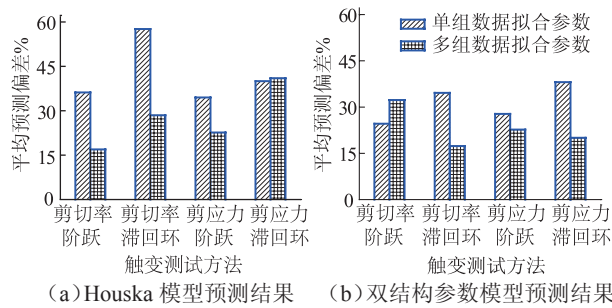


图5 同一测试方法单组和多组实验数据拟合的触变参数对18组触变测试加载方式下的应力预测偏差对比

根据以上分析,采用剪切率变化范围大($0\sim 10^3$ 量级)的测试方法,对相同条件下的油样进行不同加载速率/时间测试,并利用多组实验数据共同拟合,可最大限度地保证触变参数的客观性。

5 结论

采用当前文献报道的恒剪切率、剪切率/剪应力阶跃、剪切率/剪应力滞回环等触变性测试方法,对相同条件下的含蜡原油触变性进行测试,并基于具有代表性的 Houska 触变模型和双结构参数触变模型对触变参数进行拟合。利用一种试验方法测试数据拟合的触变参数,对其他测试方法加载条件下的触变性进行预测,通过对比预测结果与实测值的吻合程度,对各种触变测试方法进行评价。结果表明:低剪切率测试方法所得试验数据拟合的触变参数,在对高剪切率加载条件下的触变性进行预测时,触变模型结构参数会出现负值的情况,使预测结果严重偏离实测值。而利用剪切率高的加载条件得到的实验数据拟合的触变参数,均可成功地对较低剪切率加载条件下的触变性进行预测。此外,利用同一测试方法的多组实验数据共同拟合触变参数,可以提高对其他加载方式下应力的预测值与实测值的吻合程度。该结论虽然是基于大庆原油研究所得,但分析过程与油样物性无关,因此同样适用于其他含蜡原油。

参考文献:

- [1] Zhang Fan, Zhang Jinjun, Yang Xiaojing. Comparison of thixotropic models of waxy crude oil: Proceedings of the XIV International Congress on Rheology, Seoul, Korea, 2004[C]. Seoul: Korea Society of Rheology, 2004.
- [2] 柳建军,程华,崔秀国,等.应用非线性隐式迭代法回归含蜡原油触变模型[J].油气储运,2011,30(1):12-14.

- [3] 刘刚,张国忠,邓艳.胶凝原油的粘弹—触变方程[J].中国石油大学学报(自然科学版),2003,27(6):72-75.
- [4] Jinjun Zhang, Liping Guo, Houxing Teng. Evaluation of thixotropic models for waxy crude oils based on shear stress decay at constant shear rates[J]. Appl Rheol, 2010, 20(5): 53944.
- [5] 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.
- [6] Mewis J, Wagner N J. Thixotropy[J]. Advances in Colloid and Interface Science, 2009, 147-148: 214-227.
- [7] Barnes H A. Thixotropy-a review[J]. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 1997, 70(1): 1-33.
- [8] Dullaert K, Mewis J. Thixotropy: build-up and breakdown curves during flow[J]. Journal of Rheology, 2005, 49(6): 1 213-1 230.
- [9] Dullaert K, Mewis J. A structural kinetics model for thixotropy[J]. Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics, 2006, 139(6): 21-30.
- [10] 马庆坤,朱维耀,高珉,等.可动凝胶体系渗流流变特性及其表征[J].石油学报,2007,28(5):85-88.
- [11] Rønningsen H P. Rheological behaviour of gelled waxy North Sea crude oils[J]. J Petrol Sci Eng, 1992, 7(3-4): 177-213.
- [12] Houska M. Engineering aspects of the rheology of thixotropic liquids[D]. Prague: Czech Technical University of Prague, 1981.
- [13] 赵晓东. 改性原油输送管道启动过程非稳态水力热力计算方法研究[D]. 北京: 中国石油大学, 1999.
- [14] Cheng D C. Yield stress: a time dependent property and how to measure it[J]. Rheological Acta, 1986, 25(5): 542-554.
- [15] Cawkwell M G, Charles M E. Characterization of Canadian Arctic thixotropic gelled crude oils utilizing an eight parameter model[J]. Journal of Pipelines, 1989, 7: 251-264.

(收稿日期:2011-05-16;编辑:关中原)

基金项目:北京市优秀博士学位论文指导教师科技项目, YB20081141401。

国家自然科学基金重点项目“深水环境下易凝高粘原油-天然气输送系统流动保障基础问题研究”, 51134006

作者简介:贾邦龙,在读博士生,1984年生,2006年毕业于中国石油大学(北京)油气储运工程专业,现主要从事油气储运工程相关技术的研究工作。

电话:13810560726; Email: jiabanglong_112@126.com