

◀ 试井与开采 ▶

水力压裂后返排期间放喷油嘴尺寸的动态优选方法

蒋廷学^{1,2} 胥 云² 张绍礼³ 康如坤⁴

(1. 中国科学院 渗流流体力学研究所, 河北 廊坊 065007; 2. 中国石油勘探开发研究院 廊坊分院, 河北 廊坊 065007; 3. 中国石油 勘探与生产分公司, 北京 100724; 4. 中国石油华北油田分公司 勘探部, 河北 任丘 062552)

摘 要:根据物质平衡和流体力学原理,研究了水力压裂后不同尺寸放喷油嘴条件下井口压力随时间的变化规律,计算了支撑剂的回流效应和考虑干扰时的沉降距离。由此,可根据不同的储层情况、压裂工艺参数条件和井口压力大小优选放喷油嘴的尺寸。模拟结果表明,井口压力越大,返排速度越小;反之,则返排速度越大。换言之,优化的油嘴尺寸是实时的、动态可调整的。这为压裂后选择合理的油嘴系列、保证整个放喷返排过程中,既能最大限度地提高返排率,又能最大限度地减少支撑剂的回流及提高水力压裂后的效果提供了可靠的依据和保障。

关键词:水力压裂;裂缝;回流;沉降;油嘴

中图分类号:TE357.1⁺4 **文献标识码:**A **文章编号:**1001-0890(2008)02-0054-06

在水力压裂中,为尽量减少压裂液滤液对储层的伤害和提高支撑剂在储层内的支撑效率,尤其在裂缝更多地向下延伸的情况下,往往采取裂缝强制闭合技术。另外,合理的油嘴尺寸可使裂缝既能尽快闭合,又不至于过多地返吐支撑剂、影响压裂的最终效果。但以往在确定放喷油嘴尺寸时,大多采取经验方法,不同的人可能会确定不同尺寸的油嘴:

一方面,如发现油嘴尺寸偏大时,可能为时已晚,因缝口处导流能力因支撑剂的回流而大为降低;

另一方面,如发现油嘴尺寸偏小时,可能使支撑剂沉降缝底的比例较大,同样会影响最终的压裂效果。

因此,必须结合储层情况和压裂参数,研究合适的放喷油嘴规范,以提高压裂的有效性。

1 模型的假设条件

- 1) 裂缝模型为 PKN 和 KGD 两种;
- 2) 停泵后,裂缝立即停止延伸;
- 3) 忽略放喷时的井筒摩擦;
- 4) 放喷期间,压裂返排液流变性恒定,因粘度较低,假设为牛顿流体;
- 5) 认为放喷油嘴的进口压力等于对应时间的井口压力,出口压力恒定,为一个标准大气压;
- 6) 停泵时,压裂输砂剖面为全悬浮式;
- 7) 裂缝闭合后,缝中所有支撑剂立即停止沉降。

2 井口放喷压力模型的建立和求解^[1-6]

由体积平衡原理,放喷时裂缝体积的变化,等于停泵后的滤失量与放喷量之和,用公式可表示为:

$$\frac{\pi}{4} HL_p (\omega_p - \omega) = \int_{t_p}^{t+t_p} \int_0^{L_p} \frac{2ch}{\sqrt{t-\tau(x)}} dx dt + \frac{V_{out}}{2} \quad (1)$$

当采用 PKN 模型时,

$$\omega_p = \frac{\pi \beta_s (p_{IS1} + p_h - \sigma_c)}{2E'} H \quad (2)$$

$$\omega = \frac{\pi \beta_s (p + p_h - \sigma_c)}{2E'} H \quad (3)$$

当采用 KGD 模型时,

$$\omega_p = \frac{\pi \beta_s (p_{IS1} + p_h - \sigma_c)}{2E'} L_p \quad (4)$$

$$\omega = \frac{\pi \beta_s (p + p_h - \sigma_c)}{2E'} L_p \quad (5)$$

收稿日期:2007-08-21; 改回日期:2007-10-23

基金项目:“十一五”国家科技攻关项目“复杂油气田高效开发技术研究”子课题“复杂天然气田渗流与高效开发技术研究”(编号:2006BAB03B03)的部分内容

作者简介:蒋廷学(1969—),男,江苏东海人,1991年毕业于石油大学(华东)采油工程专业,2001年获石油大学油气田工程专业硕士学位,2007年获中国科学院流体力学专业博士学位,高级工程师,主要从事水力压裂基础理论、工艺设计及现场实施的研究工作。

联系电话:(010)69213373

$$V_{\text{out}} = \int_0^t \frac{6 \times 10^{10} \pi R^4 (p - 0.1)}{8 \mu l} dt \quad (6)$$

$$\beta_s = \begin{cases} \frac{2n'+2}{3n'+3+a} & \text{PKN 模型} \\ 0.9 & \text{KGD 模型} \end{cases} \quad (7)$$

式(7)中, $a=1$ 表示压裂液粘度从井底到缝端呈线性变化; $a=0$ 表示压裂液粘度恒定。

裂缝的延伸规律为:

$$x = L_p \left(\frac{\tau}{t_p} \right)^{m_i} \quad (8)$$

$$m_i = \begin{cases} \frac{2n'+2}{2n'+3} & \text{PKN 模型} \\ \frac{n'+1}{n'+2} & \text{KGD 模型} \end{cases} \quad (9)$$

式(9)反映裂缝延伸速率的量,其值域为 $[0.5, 1.0]$ 。

将式(8)代入式(1)右端第一项,并对它进行 Laplace 反演变换,可得:

$$\int_{t_p}^{t+t_p} \int_0^{L_p} \frac{2ch}{\sqrt{t-\tau(x)}} dx dt = \frac{2\sqrt{\pi}\Gamma(m_i)chL_p(\sqrt{t+t_p}-\sqrt{t_p})}{(m_i+0.5)\Gamma(m_i+0.5)} \quad (10)$$

为了简化,令:

$$\begin{cases} m_m = \frac{2\sqrt{\pi}\Gamma(m_i)chL_p}{(m_i+0.5)\Gamma(m_i+0.5)} \\ n_n = \frac{\pi}{4} HL_p \frac{\pi\beta_s b^*}{2E'} \\ k_k = \frac{6 \times 10^{10} \pi R^4}{16\mu l} \end{cases} \quad (11)$$

将式(2)、(3)或(4)、(5)和(10)代入式(1),整理得:

$$n_n (p_{\text{ISI}} - p) = m_m (\sqrt{t+t_p} - \sqrt{t_p}) + \int_0^t k_k p dt - \int_0^t 0.1k_k dt \quad (12)$$

$$b^* = \begin{cases} H & \text{PKN 模型} \\ L_p & \text{KGD 模型} \end{cases} \quad (13)$$

对式(12)进行 Laplace 变换,得:

$$n_n p_{\text{ISI}} \frac{1}{s} - n_n \bar{p} = m_m F - m_m \sqrt{t_p} \frac{1}{s} + \frac{1}{s} k_k \bar{p} - 0.1k_k \frac{1}{s^2} \quad (14)$$

由式(14)可得:

$$\bar{p} = \frac{n_n p_{\text{ISI}} \frac{1}{s} - m_m F + m_m \sqrt{t_p} \frac{1}{s} + 0.1k_k \frac{1}{s^2}}{n_n + k_k \frac{1}{s}} \quad (15)$$

式中, \bar{p} 为井口压力 p 的像函数; Γ 为伽马函数,

$\Gamma(x) = \int_0^\infty t^{x-1} e^{-t} dt$; $F = \int_{t_p}^\infty \sqrt{t} e^{-s(t-t_p)} dt$; s 为像函数的自变量。

对式(15)进行 Stehfest 数值反演,可求得不同尺寸油嘴下任一时间的井口压力变化。

3 裂缝闭合时间的计算

由式(2)或式(4)可计算出停泵时的平均缝宽 ω_p ,由体积平衡原理,可得停泵时造缝半长的计算公式为:

$$L_p = \frac{\frac{Qt_p}{2}}{\frac{2\sqrt{\pi}m\Gamma(m_i)ch\sqrt{t_p}}{(m_i+0.5)\Gamma(m_i+0.5)} + 2h_{s_p} + \frac{\pi}{4} H\omega_p} \quad (16)$$

设支撑半长为造缝半长的 85%,则由式(16)可近似求得支撑半缝长 L_{pro} ;设加入的支撑剂量为 V_{pro} ,则由体积平衡原理得平均支撑缝宽为:

$$\omega_{\text{pro}} = \begin{cases} \frac{4V_{\text{pro}}}{\pi HL_{\text{pro}}} & \text{PKN 模型} \\ \frac{V_{\text{pro}}}{HL_{\text{pro}}} & \text{KGD 模型} \end{cases} \quad (17)$$

则裂缝闭合时,闭合在支撑剂上的压力(缝内平均压力)为:

$$\sigma'_c = \begin{cases} \sigma_c + \frac{\omega_{\text{pro}} E'}{2H\beta_s} & \text{PKN 模型} \\ \sigma_c + \frac{\omega_{\text{pro}} E'}{2L_{\text{pro}}\beta_s} & \text{KGD 模型} \end{cases} \quad (18)$$

结合式(15)的计算结果,当 $p = \sigma'_c - p_h$ 时,对应的时间为 t_c ,就是裂缝的闭合时间。有了裂缝闭合时间,就可计算支撑剂的沉降距离了。

4 考虑干扰的支撑剂沉降距离计算

为确定最佳的放喷油嘴尺寸,应在尽可能阻止支撑剂回流的前提下,加速裂缝的闭合进程。因此,必须进行放喷情况下支撑剂沉降距离的计算,使沉降距离低于裂缝上延的距离,即

$$l_d \leq H_u \quad (19)$$

为求 l_d ,需先求支撑剂单颗粒的沉降雷诺数,其表达式为:

$$Re = \frac{10^3 \rho_s u_p D_p}{\mu} \quad (20)$$

由诺沃特尼公式得:

$$\begin{cases} u_p = p_1^{5.5} \frac{10^3 D_p^2 (\rho_s - \rho) g}{18 \mu} & Re \leq 2 \\ u_p = p_1^{3.5} \frac{2.034 \times 10^4 D_p^{1.44} (\rho_s - \rho)^{0.71}}{\rho^{0.29} \mu^{0.43}} & 2 < Re < 500 \\ u_p = 1.74 p_1^2 \sqrt{\frac{g(\rho_s - \rho) D_p}{\rho}} & Re \geq 500 \end{cases} \quad (21)$$

停泵放喷后,随液体的滤失, p_1 是逐渐减小的,笔者近似考虑了这种因素对支撑剂沉降的影响。刚停泵时,砂液混合物中液体所占比例为:

$$p_{lp} = \frac{\frac{\pi}{4} L_P H \tau \omega_p - V_{pro} \frac{\rho_b}{\rho_s}}{\frac{\pi}{4} L_P H \tau \omega_p} \quad (22)$$

因强制闭合后,裂缝的闭合时间相对较短,为简化起见,设从缝中回流的砂液混合物中,液体占的比例就等于刚停泵时的 p_{lp} ;而缝内砂液混合物的液体比例 p_1 ,就取停泵后到裂缝闭合时间一半时的 p_1 为整个闭合期间的平均值。则当 $t = t_c/2$ 时,回流的支撑剂量为:

$$V_{fb} = (1 - p_{lp}) \int_0^t \frac{6 \times 10^{10} \pi R^4 (p - 0.1)}{8 \mu l} dt \quad (23)$$

对式(23)进行 Laplace 变换,得:

$$\bar{V}_{fb} = 2(1 - p_{lp}) k_k \frac{1}{s} \bar{p} - 0.2(1 - p_{lp}) k_k \frac{1}{s^2} \quad (24)$$

对式(24)进行数值反演,就可求出 $t = t_c/2$ 时回流的支撑剂量。则当 $t = t_c/2$ 时, p_1 的表达式为:

$$p_1 = \frac{\frac{\pi}{4} L_P H \tau \omega - (V_{pro} \frac{\rho_b}{\rho_s} - V_{fb})}{\frac{\pi}{4} L_P H \tau \omega} \quad (25)$$

在计算时,需采用试凑法,先假设一个沉降速度 u_p ,由式(17)计算沉降雷诺数 Re ;然后选择式(18)、(19)进行计算,如计算的沉降速度 u_p 与假设值相同或相差不大,说明假设的 u_p 正确;否则,重新假设一个 u_p 值,重复上述步骤,直至得到满意结果为止。求出 u_p 后,则式(20)变为:

$$u_p t_c \leq H_u \quad (26)$$

如果油嘴太小,闭合时间太长时,最大沉降距离就是缝高向下延伸的距离。因支撑剂沉降到底后就会停止沉降。

5 支撑剂回流效应的计算

在闭合期间回流的支撑剂总量 V_{fb} ,可由式(24)进行 Stehfest 数值反演,取 $t = t_c$ 即可。为了防

止回流的支撑剂冲出井口,刺坏放喷油嘴,尚需对井筒中支撑剂的流动进行分析。图 1 为单颗粒的受力分析。

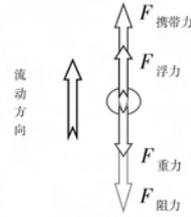


图 1 单颗粒支撑剂在井筒中受力示意

则合力表达式为:

$$F = F_{携带力} + F_{浮力} - F_{重力} - F_{阻力} \quad (27)$$

由牛顿第二力学定律得:

$$m \frac{du}{dt} = m \frac{du_b}{dt} + mg \frac{\rho}{\rho_s} - mg - c_d \frac{A \rho u^2}{2} \quad (28)$$

为求井筒中返排液的流速 u_b ,由式(6)得:

$$u_b = \frac{6 \times 10^{10} \pi R^4 (p - 0.1)}{8 \mu l \frac{\pi}{4} (D_{cin}^2 - D_{tout}^2 + D_{tin}^2)} \quad (29)$$

对式(29)求导数得:

$$\frac{du_b}{dt} = \frac{6 \times 10^{10} \pi R^4}{8 \mu l \frac{\pi}{4} (D_{cin}^2 - D_{tout}^2 + D_{tin}^2)} \frac{dp}{dt} \quad (30)$$

对式(30)进行 Laplace 变换得:

$$\bar{u}_{bt} = \frac{6 \times 10^{10} \pi R^4}{8 \mu l \frac{\pi}{4} (D_{cin}^2 - D_{tout}^2 + D_{tin}^2)} (s \bar{p} - p_{1st}) \quad (31)$$

结合式(15)对式(31)进行数值反演,即可获得实空间上不同时间的 $\frac{du_b}{dt}$ 值。当式(28)左端项为 0 时,支撑剂在井筒中以均匀速度 u_u 上升,因此,放喷油嘴的选择,必须使颗粒在井筒中的上升速度小于 u_u 。由式(28)可得:

$$u_u = \sqrt{\frac{4 D_p \rho_s}{3 c_d \rho} \left[\frac{du_b}{dt} - \frac{g(\rho_s - \rho)}{\rho_s} \right]} \quad (32)$$

为保险起见,在计算 u_u 时,可令 $\frac{du_b}{dt} \Big|_{t=0}$ 时的值进行计算。

根据诺沃特尼的建议,当 $Re = \frac{10^3 \rho D_p u_u}{\mu} \leq 2$ 时,

$c_d = \frac{24}{Re}$,由式(32)可得:

$$u_u = p_{lp}^{5.5} \frac{10^{-3} D_p^2 \rho_s}{18 \mu} \left[\frac{du_b}{dt} \Big|_{t=0} - \frac{g(\rho_s - \rho)}{\rho_s} \right] \quad (33)$$

当 $2 < Re = \frac{10^3 \rho D_p u_u}{\mu} < 500$ 时, $c_d = \frac{18.5}{Re^{0.6}}$,由式(32)可得:

$$u_u = \rho_{ip}^{3.5} \left\{ \frac{4.55 D_p^{1.6} \rho_s}{\mu^{0.6} \rho^{0.4}} \left[\frac{du_b}{dt} \Big|_{t=0} - \frac{g(\rho_s - \rho)}{\rho_s} \right] \right\}^{\frac{1}{1.4}} \quad (34)$$

$$\text{当 } Re = \frac{10^3 \rho D_p u_u}{\mu} \geq 500 \text{ 时, } c_d = 0.44, \text{ 由式 (32)}$$

可得:

$$u_u = 1.74 \rho_{ip}^2 \sqrt{\frac{D_p \rho_s}{\rho} \left[\frac{du_b}{dt} \Big|_{t=0} - \frac{g(\rho_s - \rho)}{\rho_s} \right]} \quad (35)$$

与 u_u 的计算方法类似, u_p 的计算也需采用试凑法。在此不赘。

此外,为了判断强制闭合后是否砂埋油层,还需计算井筒中的沉砂高度,设停泵时压裂目的层底部距井筒砂面的距离为 h_d ,则当式(36)成立时,就需冲砂。

$$\frac{V_{ibo}}{\frac{\rho_b \pi}{\rho_s} \frac{\pi}{4} (D_{cin}^2 - D_{tout}^2 + D_{tin}^2)} > h_d \quad (36)$$

以上所述是某一井口压力下,其优化的油嘴直

径的选择方法。但随着放喷的进行,井口压力是逐渐变化的。因此,上述优化过程是动态的,即在每一个井口压力下,都需进行相应的优化设计计算。可选一些关键的井口压力进行计算,然后作图,其它井口压力可由曲线图插值求取。

6 实例研究

以二连油田乌里雅斯太凹陷太 45 井压裂为例,该井的储层参数和相关压裂参数见表 1。

以表 1 数据为基础,用笔者所述的模型计算了不同尺寸油嘴下的井口压力变化,结果如图 2 所示。

就太 45 井而言,即使是最大的 $\phi 10$ mm 油嘴,计算都有 $\frac{du_b}{dt} < 0$,所以不必担心井筒支撑剂的上返。

通过计算,当太 45 井井口压力小于 8.0 MPa 时,裂缝方能闭合。因而,从图 2 可以看出, $\phi 1$ mm、 $\phi 2$ mm、

表 1 太 45 井储层参数和部分压裂参数

参数	数值	数据来源
有效厚度/m	19	测井解释
就地应力/MPa	22.0	由瞬时停泵压力计算
泊松比,无因次	0.16	实验室测试
杨氏模量/MPa	17 360	实验室测试
流态指数,无因次	0.564 7	实验室测试
初滤失/ $m^3 \cdot m^{-2}$	0.001	实验室测试
裂缝高度/m	40	向上延伸 8.0 m,向下延伸 13.0 m
静液柱压力/MPa	15.0	井深推算
井口瞬时停泵压力/MPa	12.5	压裂施工资料
压裂排量/ $m^3 \cdot \text{min}^{-1}$	3.4	压裂施工资料
施工时间/min	64.7	压裂施工资料
加砂量/ m^3	35.0	压裂施工资料
综合滤失系数/ $m \cdot \text{min}^{-0.5}$	0.000 25	实验室测试,理论计算
压裂返排液粘度/ $\text{mPa} \cdot \text{s}$	1.8	现场测试
支撑剂视密度/ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	2 850	实验室测试
支撑剂体积密度/ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	1 710	实验室测试
支撑剂平均粒径/mm	0.8	实验室测试

$\phi 3$ mm、 $\phi 4$ mm 和 $\phi 5$ mm 油嘴放喷 180 min 后,仍不能闭合,这主要是由于该井渗透性太差、滤失性太低的缘故。因此,对太 45 井而言,必须使用 $\phi 5$ mm 以上的油嘴放喷。但值得指出的是,该井压裂后立即用 $\phi 3$ mm 油嘴放喷,其压力降低速度较慢,与图 2 中 $\phi 3$ mm 油嘴的井口压力变化基本一致。因此,笔者所述模型的计算结果是可靠的。

图 3 为不同尺寸油嘴下井筒沉降距离和出砂量的计算情况。

根据图 3 可对油嘴尺寸进行优化选择。从减少缝中支撑剂的沉降距离角度而言,油嘴越大越好;但油嘴变大后,缝中返吐的支撑剂也变大。因此,必须寻找一个平衡点。笔者取两条曲线的交点为最佳油嘴尺寸,在实际工作中可根据现有的油嘴规范,取与

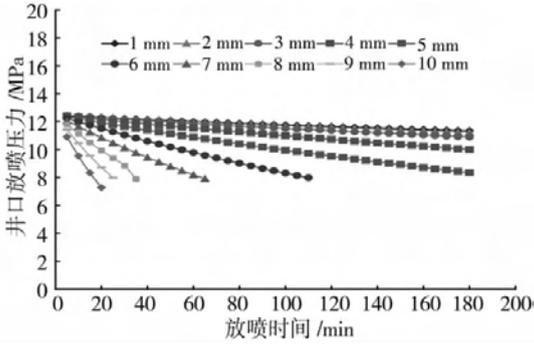


图 2 不同放喷油嘴尺寸下井口放喷压力随时间的变化

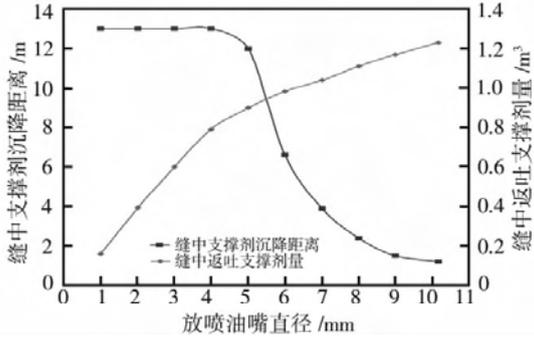


图 3 不同油嘴尺寸下的缝中支撑剂沉降距离和返吐支撑剂量

优化的油嘴尺寸最接近规格的放喷油嘴。

刚开始放喷时,太 45 井最佳的油嘴尺寸为 $\phi 5.6$ mm(见图 3),根据现有的油嘴规范,取 $\phi 6$ mm 油嘴为最佳。再计算可知,压裂后井筒砂柱高度约 76 m,因此,如压裂前口袋深度小于 76 m,压裂后应进行冲砂作业,以恢复油井压裂后的真实产能。

实际上,不同井口压力所对应的优化油嘴尺寸是不同的,按上述方法,可计算在太 45 井目前的储层参数和压裂工艺参数条件下,不同井口压力所对应的最佳的放喷油嘴直径,如图 4 所示。图 4 可指导太 45 井的连续放喷工作,从而实现压裂的最大增产潜能。太 45 井压裂后获得了 $11.44 \text{ m}^3/\text{d}$ 的高产,提交了 $500 \times 10^4 \text{ t}$ 的地质储量,而以前的其它井压裂后产量一般不超过 $3 \text{ m}^3/\text{d}$ 。

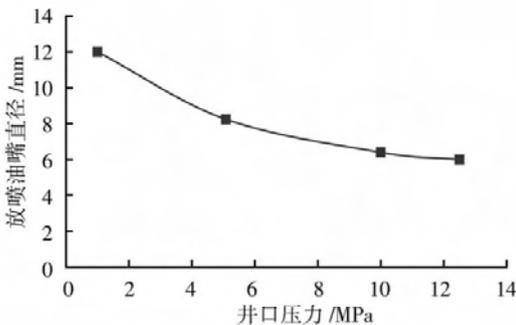


图 4 太 45 井不同井口压力下优化的油嘴系列

7 结 论

1)应用体积平衡原理和 Laplace 变换法,推导了压裂后立即放喷时,不同尺寸油嘴条件下井口压力随时间的变化关系;推导了裂缝的闭合时间和缝中支撑剂的沉降距离,以及从裂缝中返吐的支撑剂量。通过研究不同尺寸油嘴条件下的沉降距离和返吐的支撑剂量,得出了压后立即放喷时油嘴尺寸的优化方法。并根据这一原理,计算了不同井口压力对应的优化油嘴尺寸,从而使裂缝强制闭合技术作为一项完整的技术体系更趋完善和成熟,也为最大限度地挖掘水力压裂的增产潜能提供了技术支持与经验积累。

2)通过对支撑剂在井筒中上返的受力分析,得出了判断井筒是否出砂的准则;通过对返吐支撑剂量的计算,说明了定量判断井筒中砂面位置的方法,为压裂后是否冲砂提供了依据。

3)二连油田乌里雅斯太凹陷太 45 井的实例分析说明,笔者所述的模型计算结果稳定、可靠,可用于压裂后强制闭合时对放喷油嘴尺寸的优选。

符 号 说 明

h 为压裂层的有效厚度, m ; H 为水力裂缝高度, m ; L_p 为停泵时的造缝半长, m ; ω_p, ω 为分别为停泵时和停泵后任一时刻的平均造缝宽度, m ; t_p, t, t_c 分别为压裂施工时间、停泵后的放喷时间及裂缝的闭合时间, min ; Q 为压裂施工排量, m^3/min ; c 为综合滤失系数, $\text{m}/\text{min}^{-0.5}$; p, p_h 分别为压裂后放喷时的井口压力和井筒静液柱压力, MPa ; σ_c, σ'_c 分别为最小水平主应力及闭合在支撑剂上的平均应力, MPa ; E' 为平面应变模量, MPa ; V_{out} 为压后某一油嘴放喷的压裂液量, m^3 ; β_s 为缝中平均压力与井底压力的比值, 无因次; R 为放喷油嘴半径, m ; l 为放喷油嘴长度, m ; μ 为压裂液返排液的粘度, $\text{mPa} \cdot \text{s}$; n' 为压裂施工中压裂液的平均流态指数, 无因次; S_p 为压裂液初滤失量, m^3/m^2 ; V_{pro} 为压裂的支撑剂量, m^3 ; L_{pro} 为支撑半长, m ; ω_{pro} 为平均支撑缝宽, m ; l_d 为缝中支撑剂的沉降距离, m ; H_u, H_d 分别为裂缝从油层顶部上延的距离和从油层底部下延的距离, m ; Re 为支撑剂单颗粒的沉降雷诺数, 无因次; D_p 为支撑剂的平均直径, m ; ρ_s, ρ_b, ρ 分别为支撑剂的视密度、体积密度与压裂液的密度, kg/m^3 ; u_p, u_u 分别为支撑剂的沉降均匀速度与上返均匀速度, m/s ; p_1, p_{1p}

分别为停泵后任意时刻和刚停泵时,砂液混合物中液体占据的比例,小数; V_{fb} 、 V_{fbo} 分别为闭合时间的一半和整个闭合期间由裂缝中返吐的支撑剂量, m^3 ; c_d 为支撑剂流动时的阻力系数,无因次; u_b 为井筒中压裂液的上返速度, m/s ; D_{cin} 为套管内径, m ; D_{tout} 、 D_{tin} 分别为注入油管的外径和内径, m 。

参 考 文 献

[1] 王鸿勋. 水力压裂原理[M]. 北京:石油工业出版社, 1987: 135-139.

- [2] 王鸿勋,张士诚. 水力压裂设计数值计算方法[M]. 北京:石油工业出版社, 1998:238-246.
- [3] M J 埃克诺米德斯, K G 诺尔蒂. 油藏增产措施[M]. 北京:石油工业出版社, 1991:313-334.
- [4] J L 吉德利. 水力压裂技术新发展[M]. 北京:石油工业出版社, 1995:935-959.
- [5] 李兆敏,蔡国琰. 非牛顿流体力学[M]. 山东 东营:石油大学出版社, 1998:81.
- [6] 谢鸿政,杨枫林. 数学物理方程[M]. 北京:科学出版社, 2001: 272-278.

[审稿 王杰祥]

Optimization of Chock Size during Flowing Back After Hydraulic Fracturing

Jiang Tingxue^{1,2} Xu Yun² Zhang Shaoli³ Kang Rukun⁴

(1. Research Institute of Seepage Flowing and Mechanics, China Academy of Sciences, Langfang, Hebei, 065007, China; 2. Langfang Branch Institute, Petroleum Exploration & Development Research Institute, CNPC, Langfang, Hebei, 065007, China; 3. Exploration & Production Branch Company, CNPC, Beijing, 100724, China; 4. Exploration Department, North China Oil Company, PetroChina, Renqiu, Hebei, 062552, China)

Abstract: Based on the material balance theory and fluid mechanics theory, the wellhead pressure variation with time at various choke sizes were investigated, and the proppant settlement distance was calculated considering the proppant interference. Blow down choke size can be optimized according to reservoir conditions, fracturing parameters, and wellhead pressure. Simulation results indicate that the higher the wellhead pressure the higher the flowing back velocity and vice versa. Therefore the optimum choke size is time dependant and needs adjusted dynamically. This research provides reliable guideline for reasonable choke size selection, improvement of flowing back efficiency during flowing back, reduction of proppant produce as much as possible and improvement of hydraulic fracturing effectiveness.

Key words: hydraulic fracturing; fracture; backflow; setting; choke

小尺寸分级注水泥器室内试验成功

国内常规分级注水泥器的最小尺寸一般为 $\phi 139.7$ mm,而近年来,随着油气井井身结构的不断优化,急需非常规系列的固井工具。为此,大陆架油气高科技有限公司根据尾管悬挂器与分级注水泥器联合使用的特殊需要,研制了 $\phi 114.3$ mm 液压式分级注水泥器。

在设计时,考虑到结构尺寸小,关闭剪钉组装困难,调整了剪钉和防转挡块安装程序;另外,为降低附件钻除时间,将关闭塞座设计为防转式。

样机试制后,首先进行了防转挡块的承载能力试验:在关闭套不钻循环孔的条件下,装关闭塞座,封闭关闭套下部,验证防转挡块的承载能力。在试验中,当压力为 17.5 MPa、作用力为 185 kN 时关闭塞座变形,挡块收缩下行。设计打开作用力 46 kN,安全系数达到 4。为进一步提高安全系数,加大了关闭塞座厚度。

其次进行了组装后的密封、打开、关闭及关闭后密封等性能试验。试验初期出现了泄漏现象。拆开,发现部分密封圈已经被剪断,更换密封圈后再次进行试验。当压力达到 16 MPa 时,打开剪钉剪断,打开塞座下行但并未完全打开循环孔。关闭性能试验中,关闭压力 5.5 MPa,但在关闭后进行密封试验时又出现了泄漏现象。分析原因后,对原设计进行了相应更改。再次组装后,进行密封及打开性能试验,打开压力 16.0 MPa,循环孔全部打开;接着进行关闭及关闭后试密封性能试验,关闭压力 5.5 MPa,密封压力 25.0 MPa,无任何泄漏。说明小尺寸分级注水泥器达到了设计要求。

(秦金立 供稿)