

油井水力压裂摩阻计算和井口压力预测

刘合^{1,2}, 张广明¹, 张劲³, 彪仿俊¹, 吴恒安¹, 王秀喜¹

(1. 中国科学技术大学 近代力学系, 安徽 合肥 230026; 2. 中国石油勘探开发研究院, 北京 100083;
3. 中国石油大学 石油和天然气工程学院, 北京 102200)

摘要: 对水力压裂过程中射孔孔眼摩阻和管柱沿程摩阻计算方法进行分析。列出射孔孔眼摩阻计算公式并讨论其中的各个影响因素, 给出压裂液密度和孔眼流量系数的计算公式, 提出新的孔眼直径计算公式。基于大庆油田的施工数据, 建议一种修正的降阻比计算公式, 能够得到更为准确的管柱沿程摩阻历程曲线。通过有限元软件 ABAQUS 对大庆油田肇 15 - 平 56 井 2 150.0~2 160.0 m 井段分段压裂过程进行数值模拟, 模拟得到的井底压力、井口压力曲线与现场施工曲线吻合良好, 验证计算模型和管柱沿程摩阻计算公式的正确性。对大庆油田南 214 - 平 324 井限流压裂过程进行数值模拟, 模拟得到的压裂作业曲线和现场施工曲线吻合良好, 验证射孔孔眼摩阻计算公式的正确性。

关键词: 岩石力学; 油井; 水力压裂; 射孔孔眼摩阻; 管柱沿程摩阻; 有限元; 数值模拟

中图分类号: TU 45

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2010)增 1 - 2833 - 07

FRICION LOSS CALCULATION AND SURFACE PRESSURE PREDICTION IN OIL WELL HYDRAULIC FRACTURING

LIU He^{1,2}, ZHANG Guangming¹, ZHANG Jin³, BIAO Fangjun¹, WU Heng'an¹, WANG Xiuxi¹

(1. Department of Modern Mechanics, University of Science and Technology of China, Hefei, Anhui 230026, China;
2. Research Institute of Petroleum Exploration and Development, PetroChina, 100083, China; 3. School of Petroleum and Gas Engineering, China University of Petroleum, Beijing 102200, China)

Abstract: The methods of calculating the pipe string friction and the perforation friction are analyzed. Perforation friction and pipe string friction are analyzed and further the surface pressure is predicted in the process of hydraulic fracturing. The formula of perforation friction is presented and the correlative factors are discussed. The formulae of fracturing fluid density and perforation discharge coefficient are obtained, and the formula of perforation diameter is modified. The formula of drag ratio is modified based on the measured data in Daqing Oilfield, and further more the treatment history of pipe string friction could be obtained by use of drag ratio method. The staged fracturing processes of well interval 2 150.0 - 2 160.0 m of well Zhao 15 - Ping 56 in Daqing Oilfield are simulated by finite element software ABAQUS. The evolution of bottom hole pressure and surface pressure obtained from simulation are in good coincidence with corresponding field measurement data, which verifies the correctness of the simulation model and the proposed formula of pipe string friction. The limited entry fracturing process of well Nan 214 - Ping 324 in Daqing Oilfield is simulated. The stimulation history fits well with field measurement fracturing curves, which validates the correctness of the formula of perforation friction.

Key words: rock mechanics; oil well; hydraulic fracturing; perforation friction; pipe string friction; finite elements; numerical simulation

收稿日期: 2009 - 01 - 08; **修回日期:** 2009 - 06 - 07

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(10632080)

作者简介: 刘合(1961 -), 男, 博士, 1982年毕业于大庆石油学院石油矿场机械专业, 现任教授、副总工程师, 主要从事采油工程方面的教学与研究。E-mail: liuhe@petrochina.com.cn

1 引言

压裂液从泵出口经地面管线、井筒管柱和射孔孔眼进入裂缝，在每个流动通道内都会因为摩擦而产生压力损失，计算这些压力损失并分析其影响因素，对准确地确定施工压力和成功压裂都是十分重要的，由于地面管线比较短，其摩擦可忽略^[1]。压裂液中加入支撑剂，支撑剂冲蚀孔眼，导致射孔孔眼摩擦减少，通过数值模拟计算射孔孔眼摩擦，目前还很难得到精确结果，尤其是对孔眼流量系数和孔眼直径的计算，目前还不能用于工程实际^[2, 3]，本文提出了一个孔眼流量系数和孔眼直径的计算公式，可用于现场施工。压裂液在管柱中的流动为复杂的紊流，加入支撑剂后这种固液混合物的流动状态很难采用具体的计算公式描述，管柱沿程摩擦采用经典流体力学公式计算目前还不能用于施工现场，本文采用降阻比法计算管柱沿程摩擦，基于大庆油田水力压裂现场测试数据，对降阻比公式中的参数进行了修正，能更精确地计算管柱沿程摩擦。采用有限元软件 ABAQUS 对大庆油田肇 15 - 平 56 井 2 150.0~2 160.0 m 井段分段压裂过程进行了数值模拟，模拟得到的井底压力和井口压力曲线和现场压裂施工曲线吻合良好；对大庆油田南 214 - 平 324 井限流压裂过程进行了数值模拟，模拟得到的压裂作业曲线和现场施工曲线吻合良好。

2 摩擦计算

2.1 射孔孔眼摩擦计算

射孔孔眼摩擦计算公式^[4]为

$$\tilde{P}_{pf} = \frac{0.2369\tilde{Q}^2\tilde{\rho}}{n^2\tilde{d}^4C^2} \quad (1)$$

式中： \tilde{P}_{pf} 为射孔孔眼摩擦(psi)； \tilde{Q} 为压裂液注入流量(gal/min)； $\tilde{\rho}$ 为压裂液混合密度(lbm/in³)； n 为孔眼数，无因次； \tilde{d} 为孔眼直径(in)； C 为孔眼流量系数，无因次。

把式(1)中所有的量都转换为国际单位为

$$P_{pf} = \frac{2.2326 \times 10^{-4} Q^2 \rho}{n^2 d^4 C^2} \quad (2)$$

式中： P_{pf} 为射孔孔眼摩擦(Pa)； Q 为压裂液注入流量(m³/min)； ρ 为压裂液混合密度(kg/m³)； d 为孔眼直径(m)。

式(2)中压裂液混合密度计算公式^[5]为

$$\rho = \frac{\rho_i + \rho_c c}{1 + \rho_c c / \rho_s} \quad (3)$$

式中： ρ_i 、 ρ_c 和 ρ_s 分别为压裂液基液密度、支撑剂体密度和支撑剂视密度(kg/m³)； c 为支撑剂体积浓度(加砂比)，无因次。

当泵入携砂液并以高压通过孔眼时，支撑剂冲蚀射孔孔眼，使孔眼变得光滑，孔眼流量系数 C 和孔眼直径 d 增加，引起孔眼摩擦下降。试验数据表明^[6]，孔眼流量系数 C 从 0.56 变化到 0.89，能够造成孔眼摩擦降低 2.5 倍。通过对试验数据的分析和拟合得出孔眼流量系数 C 和流过孔眼的支撑剂总质量之间有如下线性关系：

$$\left. \begin{aligned} C &= 0.56 + 1.65 \times 10^{-4} \tilde{M} \\ (C \leq 0.89) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中： \tilde{M} 为流过孔眼的支撑剂总质量(lbs)。

把式(4)转换为国际单位并把流过孔眼的支撑剂总质量写成注入流量对时间的积分，则有

$$\left. \begin{aligned} C &= 0.56 + 3.6376 \times 10^{-4} M = \\ &0.56 + 3.6376 \times 10^{-4} \rho_i \int_0^t q(\tau) c(\tau) d\tau \\ (C \leq 0.89) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中： M 为流过孔眼的支撑剂总质量(kg)， q 为流过孔眼的携砂液流量(m³/min)， t 为携砂液冲蚀孔眼的时间(min)。

D. Cramer^[7]通过试验发现水力孔眼直径和流过孔眼支撑剂总质量之间有如下线性关系：

$$\tilde{h} = \sqrt{C\tilde{d}} = \tilde{h}_i + 4.29 \times 10^{-6} \tilde{M} \quad (6)$$

式中： \tilde{h} 和 \tilde{h}_i 分别为当时水力孔眼直径和初始水力孔眼直径(in)， \tilde{d} 为孔眼直径(in)。

郭建春等^[8]把式(6)中的支撑剂总质量写成对时间的积分形式，并转换为国际单位，得到如下表达式：

$$h' = h'_i + 9.458 \times 10^{-6} \int_0^t q(\tau) v(\tau) d\tau \quad (7)$$

式中： h' 和 h'_i 分别为当时水力孔眼直径和初始水力孔眼直径(cm)， v 为流过孔眼的携砂液流速(m/min)， τ 为时间积分变量(min)。

式(6)中的系数 4.29×10^{-6} 的量纲为(长度/质量)，经数值验算表明式(7)中的系数 9.458×10^{-6} 是只对式(6)的质量进行单位变换得到的，没有对长度

单位进行变换。对二者都进行变换后,式(6)应该写成如下形式:

$$h = \sqrt{Cd} = h_i + 2.4 \times 10^{-7} \int_0^t q(\tau)v(\tau)d\tau \quad (8)$$

式中: h 和 h_i 分别为当时水力孔眼直径和初始水力孔眼直径(m)。

式(8)积分项中的速度 v 的表达式为

$$v = \frac{q}{A} = \frac{q}{\pi d^2 / 4} = 1.273 \frac{2q}{d^2} \quad (9)$$

式中: A 为孔眼的横截面积(m^2)。

把式(9)代入式(8),采用分离变量法可以得到孔眼直径的计算公式为

$$d = \left\{ \frac{9.167 \times 10^{-7} \int_0^t q^2(\tau)d\tau}{\left[0.56 + 3.637 \times 10^{-4} \rho_t \int_0^t q(\tau)c(\tau)d\tau \right]^{\frac{1}{2}}} + d_0^3 \right\}^{\frac{1}{3}} \quad (10)$$

式中: d_0 为初始孔眼直径(m)。

2.2 管柱沿程摩阻计算

本文采用降阻比法^[9]计算管柱沿程摩阻,即

$$\sigma = \frac{\Delta P_{G,P}}{\Delta P_0} \quad (11)$$

式中: σ 为降阻比,无因次; ΔP_0 为清水的管柱沿程摩阻(Pa); $\Delta P_{G,P}$ 为压裂液的管柱沿程摩阻(Pa)。

清水的管柱沿程摩阻采用经典流体力学公式^[10-11]计算:

$$\Delta P_0 = \lambda \frac{\rho u^2 L}{2\tilde{D}} = 2f \frac{\rho u^2 L}{\tilde{D}} \quad (12)$$

式中: λ 为 Darcy 摩阻系数, f 为范宁摩阻系数, u 为管柱内流体的流速(m/s), \tilde{D} 为管柱内径(m), L 为管长(m)。

采用 Blasius 公式描述紊流的雷诺数与范宁摩阻系数关系^[12],即

$$f = 0.046 Re^{-0.2} \quad (13)$$

式中: Re 为流体雷诺数, $Re = \rho u \tilde{D} / \mu$, $u = 1.273 \cdot \tilde{Q} / \tilde{D}^2$, μ 为流体黏度(Pa·s), \tilde{Q} 为流体排量(m^3/s)。

把式(13)代入式(12)并转换单位得到

$$\Delta P_0 = 1.386 \times 10^{12} D^{-4.8} Q^{1.8} L \quad (14)$$

式中: D 为管柱的内径(mm), Q 的单位为 m^3/min 。

D. L. Lord 和 J. M. McGowen^[12]在不同条件下进行了大量的试验,基于对试验结果的分析,提出降

阻比倒数的自然对数与管柱内流体流速的倒数成线性关系,支撑剂浓度只影响线性关系的截距,稠化剂浓度对线性关系的截距和斜率都有影响。采用线性回归法对试验数据拟合得到如下计算公式:

$$\ln\left(\frac{1}{\sigma}\right) = 2.38 - 8.024/\tilde{u} - 0.2365\tilde{G}/\tilde{u} - 0.163 \ln \tilde{G} - 0.028\tilde{P}\tilde{G}^{\frac{1}{\tilde{G}}} \quad (15)$$

式中: \tilde{u} 为管柱内压裂液的流速(ft/s), \tilde{G} 为稠化剂浓度(lb/Mgal), \tilde{P} 为支撑剂浓度(lb/gal)。

式(15)中稠化剂浓度的标注是 lb/Mgal(原文为 $G = \text{HPG gelling agent concentration}$)。按照“兆加仑”把式(15)转换为国际单位,算出的管柱沿程摩阻值在 10^{60} MPa 左右,远远超出工程实际摩阻值的范围。如果把式(15)中的稠化剂浓度标注中的 lb/mgal 改为 lb/kgal,式(15)化为国际单位后能得到合理的结果,其表达式为

$$\ln\left(\frac{1}{\sigma}\right) = 2.032 \ln G - 2.445 \ln u - 0.601 \ln G / u - 0.163 \ln G - 2.336 \times 10^{-4} Pe^{\frac{0.119 \cdot 83}{G}} \quad (16)$$

式中: G 为稠化剂浓度(kg/m^3), P 为支撑剂浓度(kg/m^3)。

管柱内的流速 u 为

$$u = 2.122 \times 10^4 \frac{Q}{D^2} \quad (17)$$

把式(17)代入式(16),可得

$$\ln\left(\frac{1}{\sigma}\right) = 2.38 - 1.152 \times 10^{-4} \frac{D^2}{Q} - 0.283 \times 10^{-4} G \frac{D^2}{Q} - 0.163 \ln \frac{G}{0.119 \cdot 83} - 2.336 \times 10^{-4} Pe^{\frac{0.119 \cdot 83}{G}} \quad (18)$$

杜发勇等^[13]根据实际施工数据,结合当地油井(文中称“樊18-1井”)的实际压裂情况,通过调整式(18)的系数,给出了适用于所用压裂液的管柱沿程摩阻降阻比计算公式:

$$\ln\left(\frac{1}{\sigma}\right) = 1.895 - 1.16 \times 10^{-4} \frac{D^2}{Q} - 0.285 \times 10^{-4} G \frac{D^2}{Q} - 0.163 \ln \frac{G}{0.119 \cdot 83} - 0.105 Ge^{\frac{0.119 \cdot 83}{G}} \quad (19)$$

本文综合考虑式(18)和(19),对大庆油田压裂施工现场测试数据进行拟合,提出如下管柱沿程摩阻降阻比计算公式:

$$\ln\left(\frac{1}{\sigma}\right) = 1.895 - 1.1525 \times 10^{-4} \frac{D^2}{Q} - 0.2835 \times 10^{-4} G \frac{D^2}{Q} - 0.1639 \ln \frac{G}{0.11983} - 2.3367 \times 10^{-4} Pe^{\frac{0.11983}{G}} \quad (20)$$

式(20)用于大庆油田计算管柱沿程摩阻降阻比计算能得到很精确的结果。对于不同地区，其公式基本形式不变，需要采用当地实际压裂数据拟合公式中的系数，从而给出适合当地的管柱沿程摩阻降阻比计算公式。

2.3 井口压力计算

记缝口压力为 P_w ，井筒内压裂液液柱静水压力为 P_h ，则井口压力^[4]为

$$P_s = P_w + P_{pf} + \Delta P_{G, P} - P_h \quad (21)$$

3 计算实例

3.1 分段压裂数值模拟

为验证本文摩阻计算公式的正确性，采用有限元软件 ABAQUS 对大庆油田肇 15 - 平 56 井 2 150.0~2 160.0 m 井段分段压裂过程进行了数值模拟，假设裂缝形状关于井筒中心线轴对称，只需对一个子午面的一半建立有限元计算模型。图 1 为计算模型示意图，取一个足够大的区域近似求解无限大区域，计算区域的尺寸取为水平和垂直方向(记为 X 和 Y)分别为 300 和 200 m。区域边界上的位移边界条件为约束法向位移，即，上下外边界约束 Y 方向位移和左右外边界约束 X 方向位移；孔隙压力边界条件取为压裂前的天然孔隙压力值 14.6 MPa，保持不变。完钻井深 2 345 m，完钻垂深 1 592.05 m，套管厚度和外径分别为 7.72 和 139.7 mm，水泥环外径为 200 mm，射孔直径和长度分别为 8.8 和 0.5 m。储层饱和度为 1，初始孔隙率为 0.2；储层中均匀初始压力为 14.6 MPa。 X 和 Y 方向的地应力分别为 -11.6 和 -21.6 MPa，计算中地应力的力学意义为岩层中存在的均匀初始(压)应力。套管与水泥环固结，水泥环与储层之间预设微环隙，模拟水泥环与储层之间的连接，储层在最小地应力方向(X 方向)张开，沿最大地应力方向(Y 方向)扩展。储层弹性模量为 35 GPa，泊松比 0.22，储层岩体抗拉强度为 6 MPa。

由于模型是轴对称的，形成的裂缝为圆饼形径向裂缝，为了方便查看裂缝形态，把轴对称模型绕

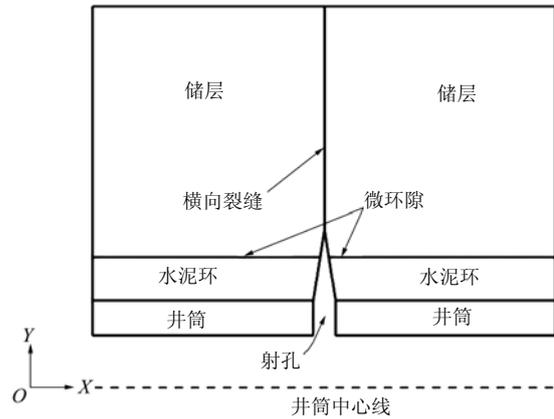


图 1 计算模型示意图

Fig.1 Sketch of simulation model

对称轴(井筒中心线)旋转 180°，图 2 为压裂最终时刻裂缝形态和储层中孔隙压力分布，变形放大倍数设定为 400，可以看出，横向裂缝表面的孔隙压力最大，边界保持为初始孔隙压力不变。横向裂缝扩展了 100.2 m，截面形状为规则的椭圆形。压裂过程中缝口压力随压裂时间的变化在图 3 中示出，可以看出，当裂缝内的压力克服了近场地应力并达到储层岩体的抗张强度时，裂缝起裂并向前延伸一定距离，此时缝口压力略有下降，继续注入压裂液，缝口压力稍有上升，当缝口压力再次满足裂缝起裂条件时，裂缝再次向前延伸一段距离，如此循环，裂缝不断扩展。计算模型假设微环隙和横向裂缝可同时起裂和扩展。数值结果表明，在测试压裂阶段，由于滤失面积很小和渗透率较低，此时的井底压力会增加到一个较大的值，可以发现横向裂缝和微环隙同时起裂，但是，在给定的地应力条件下，横向裂缝扩展比微环隙扩展容易^[15](横向裂缝表面的法

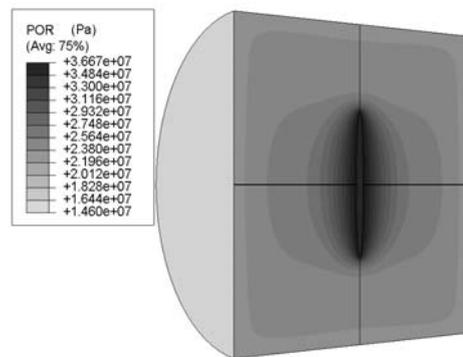


图 2 分段压裂最终时刻裂缝形态和储层孔隙压力分布 (单位: Pa)

Fig.2 Final fracture shape and pore pressure distribution in reservoir for staged fracturing(unit: Pa)

向地应力小于微环隙), 当横向裂缝向前扩展后, 井底压力下降, 此时微环隙闭合, 随着横向裂缝不断向前扩展, 微环隙在主压裂阶段都是闭合的, 最后形成一条横向裂缝。

图 3 为分段压裂数值模拟曲线, 图 4 为联合使用式(11), (14)和(20)计算得到的管柱沿程摩阻历程曲线, 图 5 为现场压裂施工曲线, 可以看出, 模拟的和现场压裂的井底压力和井口压力曲线都吻合良好。井口压力是用式(21)计算得到的, 其中液柱静水压力 P_h 的计算是很成熟的, 在本例中由于射孔数很多(110 个), 孔眼摩阻 P_{pf} 很小, 可忽略不计, 这就验证了本文计算管柱沿程摩阻的方法是正确、可靠的。

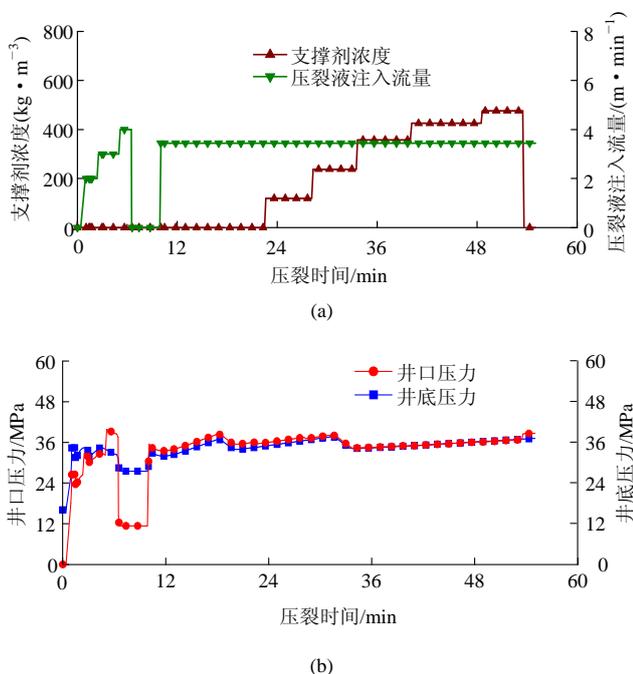


图 3 分段压裂数值模拟曲线

Fig.3 Simulation fracturing curves for staged fracturing

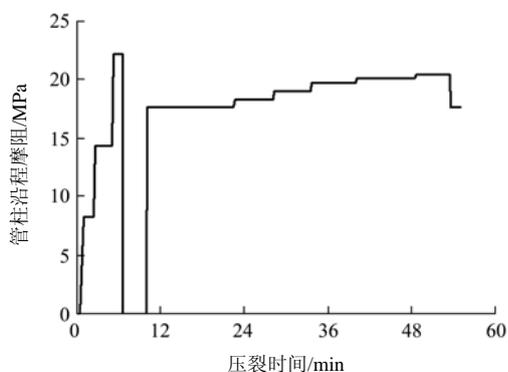


图 4 分段压裂管柱沿程摩阻历程曲线

Fig.4 Treatment history of pipe string friction for staged fracturing

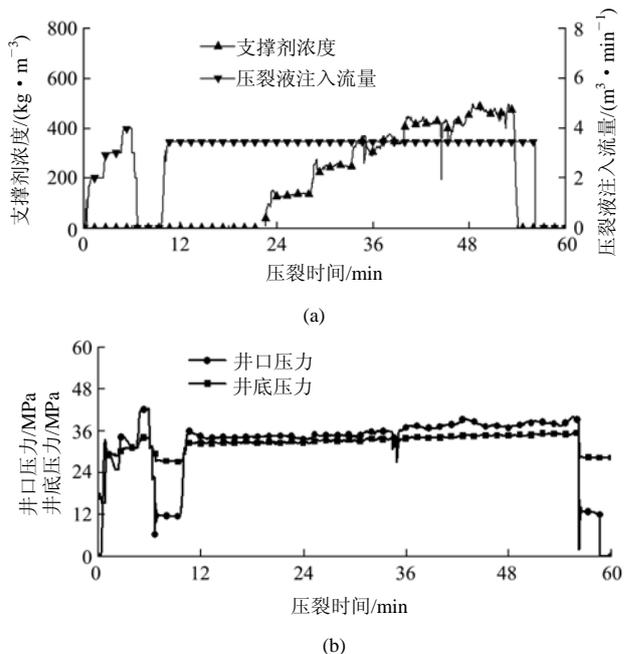


图 5 分段压裂现场压裂施工曲线

Fig.5 Field measurement fracturing curves for staged fracturing

3.2 限流压裂数值模拟

节 4.1 的数值结果验证了本文沿程摩阻计算公式的正确性, 再来讨论孔眼摩阻的计算。数值模拟大庆油田南 214 - 平 324 井限流压裂过程。计算模型如图 1 所示。完钻井深 2 112 m, 完钻垂深 1 255.74 m, 储层压力为 11.2 MPa, X 和 Y 方向的地应力分别为 -11 和 -19 MPa, 其他参数同分段压裂模型。射孔数为 20 个, 与上例相比, 孔眼摩阻不可忽略。

图 6 为限流压裂最终时刻裂缝形态和储层中孔隙压力分布, 横向裂缝扩展了 76.5 m。图 7 为模拟得到的缝口压力历程曲线。图 8 为采用式(5)得到的孔眼流量系数历程曲线和采用式(10)得到的孔眼直径历程曲线。图 9 中的 2 条曲线分别为采用式(2)计算得到的射孔孔眼摩阻历程曲线以及联合使用式(11),

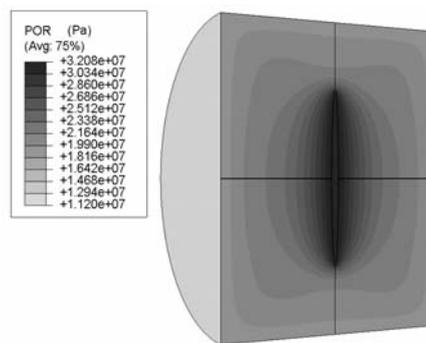


图 6 限流压裂最终时刻裂缝形态和储层孔隙压力分布 (单位: Pa)

Fig.6 Final fracture shape and pore pressure distribution in reservoir for limited entry fracturing (unit: Pa)

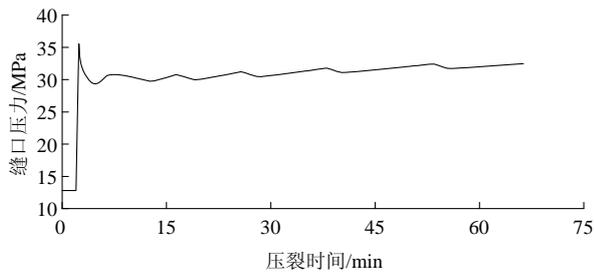
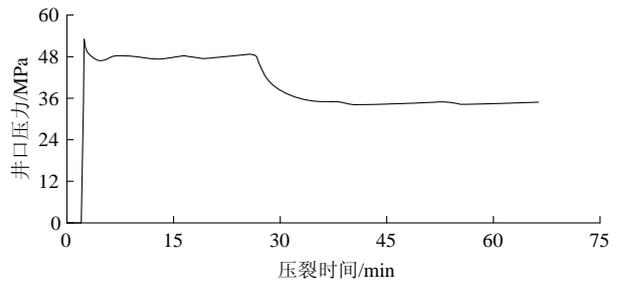


图7 限流压裂缝口压力历程曲线

Fig.7 Treatment history of pressure at the fracture mouth



(b)

图10 限流压裂数值模拟曲线

Fig.10 Simulation fracturing curves for limited entry fracturing

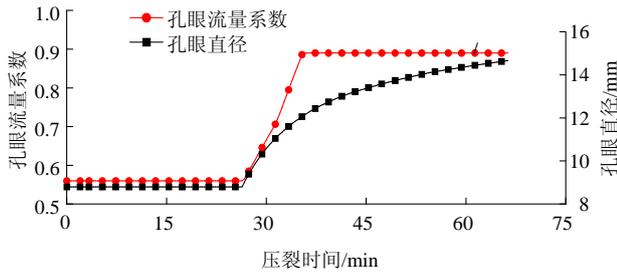
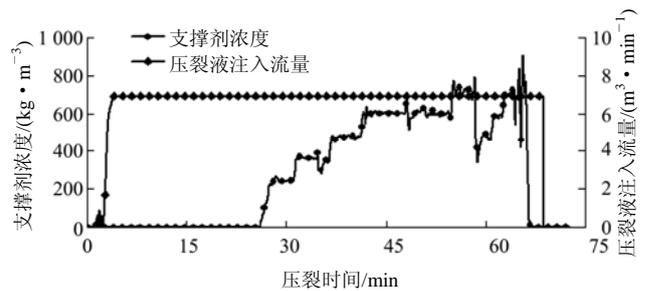


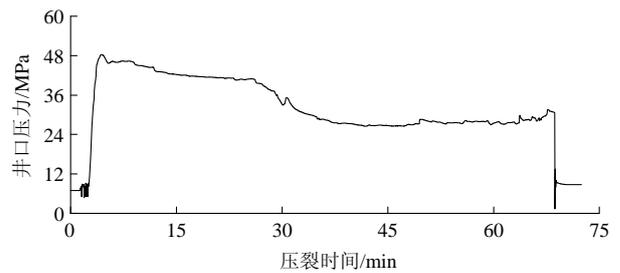
图8 孔眼流量系数和孔眼直径历程曲线

Fig.8 Treatment history of perforation discharge coefficient and perforation diameter



(a)

图11 限流压裂现场压裂施工曲线



(b)

Fig.11 Field measurement fracturing curves for limited entry fracturing

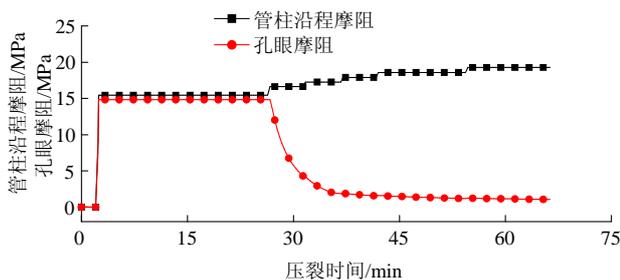


图9 射孔孔眼摩阻和管柱沿程摩阻历程曲线

Fig.9 Treatment history of perforation friction and pipe string friction

(14)和(20)计算得到的管柱沿程摩阻历程曲线。图10, 11 分别为模拟和现场压裂施工得到的曲线, 可以看出, 模拟得到的井口压力曲线和现场施工的井口压力曲线的变化趋势是一致的; 现场施工的井口压力曲线的变化范围为 28~48 MPa, 模拟得到的井口压力曲线的变化范围为 34~48 MPa, 两者的变化范围

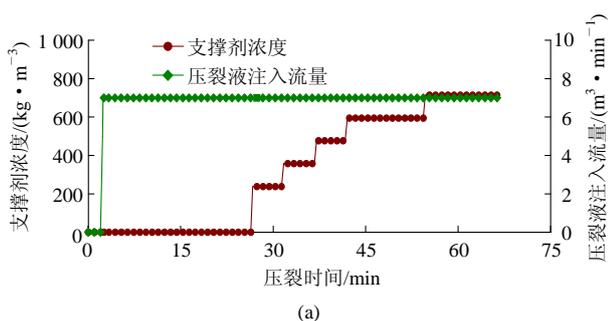
基本一致。本例在上例的基础上验证了孔眼摩阻计算公式的合理性和正确性。

4 结 论

(1) 提出了孔眼流量系数计算公式和修正的孔眼直径计算公式。

(2) 修正了管柱沿程摩阻计算公式, 提出了适用于大庆油田的管柱沿程摩阻计算公式。

(3) 采用有限元软件 ABAQUS 对大庆油田肇 15 - 平 56 井 2 150.0~2 160.0 m 井段分段压裂过程进行了数值模拟, 模拟得到的井底压力曲线和现场施工井底压力曲线吻合良好, 计算得到的井口压力曲线和现场施工的井口压力曲线吻合良好。对大庆



(a)

油田南 214 - 平 324 井限流压裂过程进行了数值模拟, 模拟得到的压裂作业曲线和现场施工曲线吻合良好。

参考文献(References):

- [1] 伊向艺, 卢 渊. 石油钻采工程[M]. 成都: 西南交通大学出版社, 2006.(YI Xiangyi, LU Yuan. Oil drilling and production engineering[M]. Chengdu: Southwest Jiaotong University Press, 2006.(in Chinese))
- [2] CRUMP J B, CONWAY M W. Effects of perforation-entry friction on bottomhole treating analysis[J]. Journal of Petroleum Technology, 1988, 40(8): 1 041 - 1 048.
- [3] EI-RABBA A M, SHAH S N, LORD D L. New perforation pressure-loss correlations for limited-entry fracturing treatments[R]. Casper, Wyoming: [s. n.], 1999.
- [4] WILLINGHAM J D, TAN H C, NORMAN L R. Perforation friction pressure of fracturing fluid slurries[R]. Denver, Colorado: [s. n.], 1993.
- [5] 蒋廷学, 汪永利, 丁云宏, 等. 由地面压裂施工压力资料反求储层岩石力学参数[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(14): 2 424 - 2 429. (JIANG Tingxue, WANG Yongli, DING Yunhong, et al. Determination of rock mechanics parameters by pressure of surface fracturing treatment[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(14): 2 424 - 2 429.(in Chinese))
- [6] ROMERO J, MACK M G, ELBEL J L. Theoretical model and numerical investigation of near-wellbore effects in hydraulic fracturing[R]. Dallas, Texas: [s. n.], 1995.
- [7] CRAMER D. Limited entry extended to massive hydraulic fracturing[J]. Oil and Gas Journal, 1987, 85(50): 40 - 47.
- [8] 郭建春, 杨立君, 赵金洲, 等. 压裂过程中孔眼摩阻计算的改进模型及应用[J]. 天然气工业, 2005, 25(5): 69 - 71.(GUO Jianchun, YANG Lijun, ZHAO Jinzhou, et al. Improved model and application of perforation friction calculation in the process of hydraulic fracture[J]. Natural Gas Industry, 2005, 25(5): 69 - 71.(in Chinese))
- [9] 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.(WANG Hongxun, ZHANG Shicheng. Numerical calculation method of hydraulic fracturing design[M]. Beijing: Petroleum Industry Press, 1998.(in Chinese))
- [10] 陈 俊, 张劲军. 用表观黏度计算幂律流体摩阻的方法及其应用[J]. 西安石油学院学报(自然科学版), 2003, 18(6): 58 - 62.(CHEN Jun, ZHANG Jinjun. A method of calculating the pressure-drop of power-law fluid by apparent viscosity and its application[J]. Journal of Xi'an Petroleum Institute(Natural Science), 2003, 18(6): 58 - 62.(in Chinese))
- [11] 肖荣鸽, 王立洋, 邓志安, 等. 凝析天然气管道分层流动相间水力摩阻系数计算式评价[J]. 西安石油大学学报, 2006, 21(3): 55 - 57.(XIAO Rongge, WANG Liyang, DENG Zhian, et al. Evaluation of the formulas for calculating the interfacial friction factor of the two-phase stratified flow in horizontal condensate natural gas pipeline[J]. Journal of Xi'an Shiyou University, 2006, 21(3): 55 - 57.(in Chinese))
- [12] LORD D L, MCGOWEN J M. Real-time treating pressure analysis aided by new correlation[R]. New Orleans, Louisiana: [s. n.], 1986.
- [13] 杜发勇, 张恩仑, 张学政, 等. 压裂施工中管路摩阻计算方法分析与该进意见探讨[J]. 钻采工艺, 2002, 25(5): 41 - 43.(DU Fayong, ZHANG Enlun, ZHANG Xuezheng, et al. Calculation method analyse of pipe string friction in the process of hydraulic fracture and discuss for the well[J]. Drilling and Production Technology, 2002, 25(5): 41 - 43.(in Chinese))
- [14] LORD D L, SHAH S N, REIN R G, et al. Study of perforation friction pressure employing a large-scale fracturing flow simulator[R]. New Orleans, Louisiana: [s. n.], 1994.
- [15] 李 宁, 孙宏超, 姚显春, 等. 地下厂房母线洞环向裂缝成因分析及处理措施[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(3): 439 - 446.(LI Ning, SUN Hongchao, YAO Xianchun, et al. Cause analysis of circumferential splits in surrounding rock of busbar tunnels in underground powerhouses and reinforced measures[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(3): 439 - 446.(in Chinese))