

多级燃速爆燃气体压裂裂缝扩展耦合作用分析

何丽萍^{1,2} 韩锋刚^{1,3} 李文宏² 喻晓琳²

(1. 西安石油大学 石油工程学院, 陕西 西安 710065; 2. 长庆油田公司 勘探开发研究院, 陕西 西安 710018; 3. 北京油气调控中心, 北京 100007)

摘 要:多级燃速爆燃气体驱动裂缝扩展过程中,裂缝形态与裂缝中的气体压力相互影响相互制约。分析了井下爆燃气体流动特性,建立了裂缝内爆燃气体流动模型,引入多级燃速爆燃气体压裂具体边界条件,在半解析法定性分析裂缝内气体压力分布的基础上,求出了爆燃气体在裂缝中流动过程的数值解。根据线弹性断裂力学,弹性力学理论,推导出油井不同载荷作用下裂缝尖端应力强度因子,作为裂缝起裂依据;利用裂缝尖端 J 积分得到的能量释放率确定起裂后裂缝扩展速度。将裂缝内气体流动方程和裂缝体对爆燃气体载荷响应方程联合求解,在井筒多级脉冲气体压力曲线设定的条件下,可以计算出裂缝起裂、止裂压力;对每一时步进行分析,可以确定该时步裂缝扩展量,从而确定该时刻对应的裂缝长度。实现了多级燃速爆燃气体压裂气体流动和裂缝扩展的耦合过程描述,对现场压裂施工优化设计具有重要的指导意义。

关键词:多级脉冲;爆燃压裂;裂缝扩展;耦合分析

中图分类号:TE357.28 **文献标识码:**A **文章编号:**1001-0890(2009)02-0066-04

多级燃速爆燃气体压裂技术是在单脉冲高能气体压裂技术的基础上发展起来的,是一种复杂岩层地应力松弛的新方法,它可以克服单脉冲高能气体压裂对地层作用时间短、压裂缝长不足的缺点。该技术的基本原理是通过压裂用药不同燃速的组合,合理控制压裂用药的燃烧速度,在地层产生多个连续加载脉冲压力,快速压开地层,并促使地层裂缝快速拓展和延伸^[1-6]。笔者根据爆燃气体在裂缝中流动的基本运动微分方程,求出了爆燃气体在裂缝中流动过程的数值解;利用裂缝尖端 J 积分得到的能量释放率确定了起裂后的裂缝扩展速度;将裂缝内气体流动方程和裂缝体对爆燃气体载荷响应方程联立求解,以确定多级燃速爆燃气体压裂产生的裂缝长度,为优化多级脉冲高能气体压裂工艺参数和指导现场施工提供了理论依据。

式中, ρ 为流动断面的气体密度, kg/m^3 ; u 为纵向速度, m/s ; p 为沿裂缝气体压力, MPa ; w 为裂缝张开位移, m ; t 为时间, s ; r 为裂缝长度, m ; x 为沿裂缝长度方向的横坐标; λ 为摩擦系数。

单位裂缝高度气体质量流量 $q = \rho w u$, 则紊流和层流的摩擦作用合并为准一维的形式:

$$\lambda = \frac{12\mu u^2}{q w} \quad (3)$$

式中, μ 为气体黏性系数

引入井眼边界条件:当 $r = r_0$ 时, $q = q_0$, $p = p_0$, $T = T_0$ 。其中, r_0 为井筒半径, m ; q_0 为裂缝入口气体流量, $\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$; p_0 为裂缝入口气体压力, MPa ; T_0 为裂缝入口气体温度, K 。

将式(3)带入式(2),并对式(1)和(2)分别积分后得:

1 爆燃气体在射孔裂缝内的流动模型

假定射孔楔形裂缝中多级脉冲爆燃气体为理想气体,且流动过程绝热无渗漏,引入 Nilson 流动模型^[7]建立流体质量和动量守恒方程为:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho w) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho w u) + 2\rho v = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho w u) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial x}(r \rho w u^2) = -\rho w \left(\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \lambda \right) \quad (2)$$

收稿日期:2008-06-29;改回日期:2009-02-01

基金项目:国家西部开发科技行动计划重大科技攻关项目“陕甘宁盆地低渗透油田高效开发与水资源可持续发展关键技术研究”(编号:2005BA901A13)和国家自然科学基金“爆燃气体压裂毒性气体生成与扩散机理研究”(编号:50774091)部分研究内容

作者简介:何丽萍(1980—),女,四川隆昌人,2002年毕业于西安石油学院石油工程专业,在读硕士研究生,工程师,主要从事油气田开发方面的研究工作。

联系电话:(029)86591622

$$q = \frac{r_b}{r} q_0 - \frac{1}{r} \int_{r_b}^r r \frac{\partial(\rho w)}{\partial t} dr \quad (4)$$

$$p = p_0 + \int_{r_b}^r \frac{12\mu q}{\rho w^3} dr - \int_{r_b}^r \left[\frac{1}{w} \frac{\partial q}{\partial t} + \frac{q^2}{\rho w^2 r} + \frac{1}{w} \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{q^2}{\rho w} \right) \right] dr \quad (5)$$

在缝宽 w 和密度 ρ 随时间变化很小的情况下, 式(4)中的第二项可忽略, 则式(4)可写为:

$$q = \frac{r_b}{r} q_0 \quad (6)$$

将式(6)代入式(5)中, 得:

$$p = p_0 + 12r_b q_0 \int_{r_b}^r \frac{\mu}{\rho w^3 r} dr - \int_{r_b}^r \left[\frac{r_b}{w r} \frac{\partial q_0}{\partial t} + \frac{r_b^2 q_0^2}{\rho w^2 r^3} + \frac{r_b^2 q_0^2}{w} \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{\rho w r^2} \right) \right] dr \quad (7)$$

在分析时段内, 爆燃气体绝热流动, 气体温度沿裂缝没有变化, 根据气体状态方程得:

$$\rho = \frac{p}{RT_0} \quad (8)$$

将式(7)等式两边对 r 求偏导得:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \frac{12\mu r_b q_0}{w^3} \frac{1}{\rho r} - \frac{r_b}{w} \frac{\partial q_0}{\partial t} \frac{1}{r} + \frac{r_b^2 q_0^2}{w^2} \frac{1}{\rho r^3} + \frac{r_b^2 q_0^2}{w^3} \frac{\partial \rho}{\rho^2 r^2 \partial r} \quad (9)$$

将式(8)代入式(9)得:

$$\frac{\partial p}{\partial r} \left(1 - \frac{r_b^2 q_0^2}{w^2 \rho^2 r^2 RT_0} \right) = \frac{12\mu r_b q_0}{w^3} \frac{1}{\rho r} - \frac{r_b}{w} \frac{\partial q_0}{\partial t} \frac{1}{r} + \frac{r_b^2 q_0^2}{w^2} \frac{1}{\rho r^3} \quad (10)$$

从式(10)可以看出, 气体压力沿裂缝的分布除与裂缝径向长度 r 有关外, 还与裂缝入口注入气体流量随时间的变化率 $\frac{\partial q_0}{\partial t}$ 相关。若裂缝入口气体升压率为 $0 \sim 100 \times 10^5$ MPa/s, 根据文献[8]中的公式, 可以求出气体流量变化率为 $0 \sim 25 \times 10^5$ kg/(m \cdot s 2)。

沿裂缝方向线性离散, 根据式(10)利用差分方法可计算出离散点的压力, 差分计算公式为:

$$p_i = p_{i-1} + \left. \frac{\partial p}{\partial r} \right|_{r=r_{i-1}} \Delta r \quad (11)$$

图1、图2为计算出的不同气体流量变化率下的压力分布曲线。由图1、图2可看出: 当流量变化率小于 2×10^5 kg/(m \cdot s 2) 时, 对应的压力变化率为 40 MPa/ms, 气体压力沿裂缝变化不明显, 沿裂缝压力梯度均小于 0.2; 当流量变化率大于 1×10^6 kg/(m \cdot s 2) 时, 裂缝内压力梯度比较大。

多级燃速可控诱导压裂火药爆燃气体升压率为

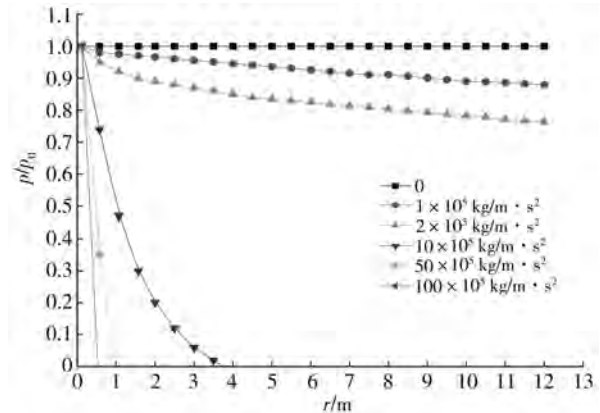


图1 升压情况下压力分布与流量变化率的关系

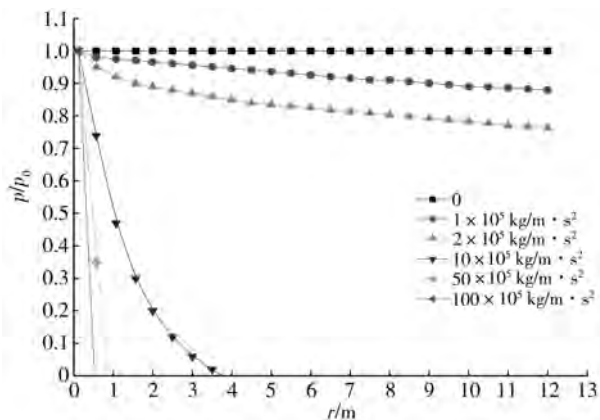


图2 降压情况下压力分布与流量变化率的关系

0.4~20.0 MPa/ms, 每一级火药升压时间通常不同, 第一级火药升压率稍快, 以快速压开地层, 各级爆燃气体压力衰减率小于气体升压率。由图1、图2可看出, 对于多级燃速可控爆燃气体压裂, 因其各级爆燃气体因升压与降压速率相对较慢, 故裂缝内气体压力基本均匀分布。

2 准静态裂缝扩展理论分析

2.1 裂缝扩展判据

在此笔者视地层岩石为理想脆性材料, 因而可用下式作为裂缝扩展判据^[9]:

$$K \geq K_{IC} \quad (12)$$

式中, K 为裂缝尖端应力强度因子, MPa \sqrt{m} ; K_{IC} 为岩石断裂韧性, MPa \sqrt{m} 。

计算应力强度因子的方法很多, 而采用叠加法往往会使问题简化。因此, 对于井筒周围分布的两条对称单翼裂缝, 笔者应用叠加原理, 将复杂载荷分解为单个简单载荷, 将裂缝端部的应力强度因子表达为单个载荷所引起的应力强度因子进行叠加。

$$K_I(t) = K_I(p(x, t)) + K_I(\sigma_d) \quad (13)$$

式中, $K_I(p(x, t))$ 为裂缝面多级燃速爆生气体压力 $p(x, t)$ 作用下的应力强度因子, $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$; $K_I(\sigma_d)$ 为地层应力作用下的应力强度因子, $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 。

为了简化应力强度因子计算公式, 对应力强度因子计算公式进行了积分变换。若: $r_b \ll L$, 设 $\theta = x/L$, 即 $x = L\theta$, θ 取值范围 $[0, 1]$, 则式(13)变换为^[10]:

$$K_I(t) = 2\sqrt{\frac{L}{\pi}} \int_0^1 \frac{p(\theta, t) - \sigma_d}{\sqrt{1-\theta^2}} d\theta \quad (14)$$

2.2 裂缝扩展速度确定

断裂力学的能量平衡理论认为, 如果应变能释放率等于形成新表面所需要吸收的能量率, 则裂纹达到临界状态; 如果应变能释放率小于吸收的能量率, 则裂纹稳定; 如果应变能释放率大于吸收的能量率, 则裂纹不稳定——即称为 G 准则。对于线弹性断裂力学问题, G 准则和 K 准则得到的结果是完全相同的。笔者为了反映裂缝扩展速度与裂缝面载荷的关系, 以及岩石裂缝扩展特性, 参考文献[11]给出了气体驱动下的裂缝扩展速度计算公式:

$$\dot{L} = \begin{cases} 0 & G_I < G_{IC} \\ V_{\max} \left(1 - \frac{G_{IC}}{G_I}\right) & G_I \geq G_{IC} \end{cases} \quad (15)$$

式中, G_I 为裂尖能量释放率; G_{IC} 为能量释放率的临界值(即裂缝扩展阻力); V_{\max} 为最大岩石裂缝扩展速度, m/s 。

笔者取最大裂缝扩展速度为:

$$V_{\max} = \frac{C_r}{2} \quad (16)$$

式中, C_r 为瑞利波波速, m/s 。

在线弹性材料中, 能量释放率 G_I 和 J 积分是等价的, 即均代表裂缝扩展过程中单位面积能量释放率, 因而可以通过 J 积分式得到能量释放率 G_I ^[12]:

$$G_I = J = \frac{k+1}{8G} K_I^2 \quad (17)$$

式中, G 为剪切模量, GPa ; 平面应变状态下 $k = (3 - 4\mu)$; μ 为泊松比。

值得注意的是, 油井井壁裂缝扩展阻力主要来自地层应力, 而断裂韧性与之相比几乎趋于零^[13], 因而在分析时, 计算能量释放率时用到的 K_I 不包含地层应力项, 而裂缝扩展阻力计算应纳入地层应力项, 从而更能体现载荷变化对裂缝扩展速度的影响。

$$G_{IC} = \frac{k+1}{8G} (K_I(\sigma_d) + K_{IC})^2 \quad (18)$$

3 爆燃气体流动和裂缝扩展耦合求解思路

初始裂缝形态由射孔弹射孔决定, 笔者将射孔弹射孔穿深视为初始裂缝长度, 在对每个时步进行分析时, 根据井筒多级脉冲气体压力分布曲线, 以及裂缝内气体压力分布均匀的特点, 分析裂缝尖端应力, 再根据应力强度因子确定裂尖能量释放率, 然后分析确定裂缝扩展速度, 及该时步裂缝扩展量, 求出该时刻裂缝长度。

4 实例分析

川西深层气藏的川高 561 井, 射孔裂缝长 0.7 m; 地应力为 35 MPa; 岩层剪切模量 G 为 10 GPa; 泊松比 μ 为 0.3; 断裂韧性 K_{IC} 为 0.8 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$; 瑞利波波速 C_r 为 2 000 m/s ; 裂缝宽度平均为 3 mm。

根据实测值, 井眼内压力曲线采用图 3 所示的多级脉冲爆燃气体压裂曲线, 将各参数代入相关各式, 取时间步长 $\Delta t = 0.01 \text{ ms}$, 利用 VB6.0 编程计算, 计算结果: 起裂压力 5.24 MPa, 起裂时间 9.3 ms, 止裂压力 3.16 MPa, 止裂时间 39.3 ms, 缝长 8.13 m。

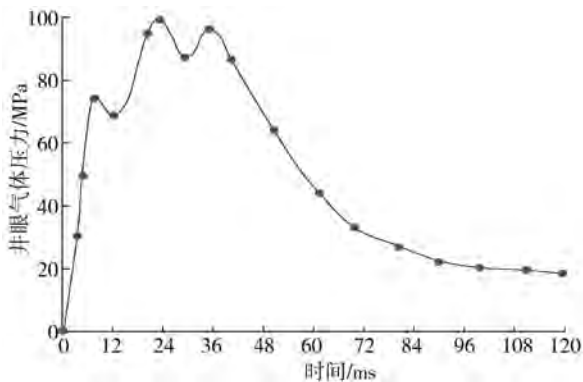


图3 井眼压力—时间曲线

5 结 论

1) 多级燃速爆燃气体压裂井壁地层过程中可产生多个压力峰值, 对地层反复加载, 促使地层裂缝快速拓展和延伸。

2) 爆燃气体在裂缝内的流动模型求解表明, 因其升压与降压速率较小, 裂缝内压力分布近似均匀, 裂缝内压力分布影响裂缝形态。

3)模拟计算了与井筒内气体压力分布曲线一致的多级燃速爆燃气体压裂裂缝起裂压力、起裂时间、止裂压力和止裂时间,并求出了影响压裂效果的最关键因素——缝长。

4)根据不同压裂参数可计算与裂缝相关的因素,实现了多级燃速爆燃气体流动和裂缝扩展耦合求解与参数的优化。

参 考 文 献

[1] 王树强,陈琼,张树森,等. 多级脉冲深穿透射孔技术[J]. 石油钻采工艺,2005,27(3):42-44.

[2] 孙志宇,蒲春生,王香增. 多级脉冲气体加载压裂裂缝扩展及增产效果分析[J]. 大庆石油地质与开发,2007,26(6):99-105.

[3] 吴飞鹏,蒲春生,陈德春,等. 高能气体压裂合理装药量的设计与应用[J]. 石油钻探技术,2009,37(1):80-82.

[4] 林英松,张宝康,蒋金宝,等. 爆生气体作用下孔壁岩石开裂的机理及影响因素研究[J]. 石油钻探技术,2008,36(3):50-54.

[5] 孟红霞,陈德春,吴飞鹏,等. 岩石冲击开裂试验峰值压力和加压速率计算模型[J]. 石油钻探技术,2007,35(4):28-31.

[6] 林英松,孙丰成,丁雁生,等. 损伤对爆生气体作用下孔壁岩石

开裂规律的影响[J]. 石油钻探技术,2007,35(4):25-27.

[7] Nilson R H, Proffer W J, Duff R E. Modeling of gas-driven fractures induced by propellant combustion within a borehole [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences,1985, 22(1):3-19.

[8] 吴晋军,王安仕. 射孔-高能气体压裂复合装置的研制[J]. 钻采工艺,1997,11(6):61-55.

[9] 李宁,陈莉静,张平. 爆生气体驱动岩石裂缝动态扩展分析[J]. 岩土工程学报,2006,28(4):460-463.

[10] David W Yang, Rasmus Risnes. Numerical modelling and parametric analysis for designing propellant gas fracturing [R]. SPE 71641,2001.

[11] Rethore J, Gravouil A, Combescure A. A stable numerical scheme for the finite element simulation of dynamic crack propagation with remeshing[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering,2004, 193(42-44): 4 493-4 510.

[12] 范天佑. 断裂理论基础[M]. 北京:科学出版社,2003.

[13] Petitjean L, Couet B. Modeling of gas-driven fracture propagation for oil and gas well stimulation[R]. SPE 28084,1994.

[审稿 王杰祥]

Analysis of Fracture Extension Driven by Detonation Gas of Multi-Pulse Combustion Rate

He Liping^{1,2} Han Fenggang^{1,3} Li Wenhong² Yu Xiaolin²

(1. College of Petroleum Engineering, Xi'an Shiyou University, Xi'an, Shanxi, 710065, China; 2. Research Institute of Petroleum Exploration and Development, Changqing Oilfield, xi'an Shanxi, 710018, China; 3. Beijing Oil & Gas Modulate Center, Beijing, 100007, China)

Abstract: During fracture extension driven by detonation gas of multi-pulse combustion rate, the fracture displacement and gas pressure in the fracture affect each other. Based on the flow behavior of detonation gas in oil wells, a model of detonation gas flow in preliminary fracture was established. By introducing boundary condition, the numerical solution was obtained based on semi-analytical solution of gas pressure distribution in facture. Using linear elastic fracture mechanics and elasticity, the stress strength at the fracture tip was deduced, which is the basis for fracture initiation. Energy release rate obtained using J-integral at the fracture tip was used to determine fracture propagation speed. The fracture initiation and arrest pressure can be obtained as well as the total fracture length by solving the equation of gas flow in fracture and the equation of crack spread assuming knowing the wellbore multi-pulse gas pressure curve. The coupling between detonation gas flow and crack spread was realized which is very important to oil well fracturing work.

Key words: multistage pulse; deflagration fracturing; fracture expansion; coupling analysis

热复合化学技术明显提高稠油低效井产能

胜利油田孤岛采油厂部分稠油热采区块吞吐开发效果差,主要表现为周期生产时间短、周期产油量低、油气比低,平均单井周期产油量低于 850 t,油气比低于 0.45,远低于开发方案的预期目标。为此,胜利油田分公司采油工艺研究院与孤岛采油厂合作,进行了利用热复合化学方法提高开发效率的研究。首先对热复合化学体系的组合方式进行优化,针对不同的矛盾优化不同的组合方式,然后利用数值模拟优化单井方案,预测实施效果,初步建立了不同热复合化学法的适用范围。从 2008 年 5 月起共在孤南四等区块 7 口稠油低效井进行了试验,截至 12 月,大多数井的周期产油量明显提高,生产周期显著延长,累计增油 2 218 t,为稠油低效井的综合治理提供了新途径。