水平井多簇压裂裂缝的竞争扩展与控制

周彤^{1,2}, 张士诚², 陈铭^{2*}, 黄志文¹

1. 中国石油化工股份有限公司石油勘探开发研究院, 北京 100083;

2. 中国石油大学(北京)石油工程学院, 北京 102249

* E-mail: xmcm0122@126.com

收稿日期: 2018-03-15; 接受日期: 2018-07-30; 网络版发表日期: 2019-04-04

国家科技重大专项(编号: 2017ZX05049-003)资助项目

摘要 针对水平井多簇压裂多裂缝竞争扩展问题, 通过近似解显式求解了多裂缝扩展时的应力干扰作用, 建立了水平井多簇射孔裂缝扩展模型. 模型采用了近似方法, 在保证一定精度的基础上, 简化了计算工作量, 并通过隐式水平集算法验证了方法的可靠性. 基于该模型, 对不同射孔工艺条件下各簇裂缝缝长、缝宽与进液量进行了数值模拟. 结果表明: 射孔摩阻和多裂缝应力干扰作用共同决定各簇裂缝流量分配. 多簇裂缝同步扩展时, 中间簇裂缝由于受到外侧裂缝的挤压作用, 进液量、缝长和缝宽均小于外侧裂缝. 缝间距增大会削弱中间簇裂缝流量、宽度和缝长减小的趋势. 通过减少每簇射孔数量、射孔直径或者采用非均匀射孔的方式, 可以促进各簇裂缝均衡进液与延伸. 该研究为多裂缝展布形态优化与控制方法提供了理论依据与参考方法.

关键词 水力压裂, 多裂缝, 应力干扰, 射孔, 流量分配

1 引言

随着钻井和压裂工具的发展与进步, 水平井钻井、大规模滑溜水多段多簇压裂成为页岩气等非常规油气储层开发的主导技术^[1,2]. 通常水平井多段压裂采用3~6簇射孔完井, 井口注入液量动态分配到各射孔簇从而促使多裂缝同步起裂与扩展^[3]. 然而, 现场生产测井发现, 20%~40%的射孔簇对产能没有贡献, 属于无效射孔簇^[4]. 也有分布式声传感器监测结果显示: 多簇压裂时的中间簇裂缝仅获得约10%的流体和支撑剂^[5]. 除地层非均质等地质因素外, 出现无效射孔簇的一个重要原因是多裂缝在地层存在竞争扩展问题^[4~7]. 如何在扩大裂缝间距前提下, 优化施工参数来获得合理

的裂缝形态对多簇式压裂设计尤为重要^[8].

近年来, 多裂缝的同步扩展机制是非常规油气增产领域的一个研究热点^[8~11]. 国内外学者针对多裂缝扩展问题进行了大量研究. 由于水力压裂多裂缝扩展属于非线性动边界问题, 目前主要通过数值方法求解. 主要方法包括: 边界元法^[10~13]、离散元法^[14]、有限元法^[15~17]、全耦合的扩展有限元方法^[18]等. 模拟研究发现, 多簇裂缝同时扩展时会产生两种扩展形态: 被抑制的中间簇裂缝和过度扩展的外侧裂缝. 通过调整排量、增大簇间距或采用非等间距射孔簇, 可以改善中间簇裂缝被抑制程度. 但是, 其中多数模型没有考虑井筒、射孔摩阻的影响, 而摩阻也是影响多裂缝相互作用的重要因素^[10]. 因此, 现有模型与方法仍需要不

引用格式: 周彤, 张士诚, 陈铭, 等. 水平井多簇压裂裂缝的竞争扩展与控制. 中国科学: 技术科学, 2019, 49: 469–478

Zhou T, Zhang S C, Chen M, et al. Competitive propagation of multi-fractures and their control on multi-clustered fracturing of horizontal wells (in Chinese). Sci Sin Tech, 2019, 49: 469–478, doi: 10.1360/N092018-00059

断完善。

在模拟计算量方面, 上述方法中边界元方法的计算量最小, 但针对多裂缝扩展问题, 边界元方法也面临计算耗时长, 工程应用不便利的问题。计算量较大主要是源于多裂缝扩展问题的复杂性, 包括多裂缝间应力干扰的全场计算、缝宽与压力耦合迭代计算、各簇缝长和入口流量的迭代计算。这些耦合迭代试算带来了巨大的时间开销, 因而不利于工程设计分析。因此, 发展一种工程时效性的多簇压裂裂缝计算方法对于工程计算尤为重要。同时, 当前的模拟着重研究在应力场相互作用下的多裂缝间的非均匀扩展规律, 很少涉及如何进行控制、优化多簇裂缝的非均匀扩展问题。

为此, 本文采用近似解显式计算裂缝间应力干扰作用, 并建立求解缝宽与流动压力关系的方法, 在保证一定精度的基础上, 避免了耦合求解带来的计算量大的问题, 提高了模型应用的工程时效性。同时, 方法可靠性通过隐式水平集算法得以验证。继而, 利用模型探讨了多裂缝展布形态优化与控制方法, 为现场压裂施工提供了优化方案选择的理论依据与快速决策的参考方法。

2 数学模型

模型假设: 忽略多裂缝扩展中偏转现象, 每一条裂缝都视为平直、等缝宽的裂缝, 裂缝宽度是每簇裂缝的平均宽度。不考虑层间应力遮挡作用, 水力裂缝扩展形态为圆形。由于缝间距较小、储层渗透率极低, 因而可忽略井筒摩阻和缝内流体向地层的滤失。矿场尺度的水力裂缝一般处于黏性主导的扩展阶段, 因此假设裂缝扩展速度等于缝内液体流动速度^[19,20]。

2.1 井筒内流体流动

受各簇(条)裂缝应力干扰及流动摩阻影响, 井口总注入量向各簇裂缝动态分配, 各簇进液量是模型待解量。当不考虑井筒摩阻时, 井筒内各点压力相等, 因此每条裂缝的入口压力相同, 即

$$p_{wi} = p_0, i = 1, \dots, N_f, \quad (1)$$

式中, N_f 为裂缝数量; p_0 为井筒压力, MPa; p_{wi} 为*i*裂缝的入口压力, MPa。

根据注入总流量守恒原理, 每条裂缝进液量之和等于总的注入液量(图1):

$$Q_0 = \sum_{i=1}^{N_f} q_i, \quad (2)$$

式中, Q_0 为注入体积速率, m^3/s ; q_i 为*i*裂缝的进液(体积)速率, m^3/s 。式(1)和(2)即为求解各簇流量分配的全局约束条件。

2.2 各簇裂缝入口压力

各簇裂缝的入口压力为各簇射孔摩阻、缝内摩阻和缝尖流体压力之和^[21]。当裂缝沿垂直于最小主应力的方向扩展时, 缝尖流体压力即为远场最小主应力。因此,

$$p_{wi} = p_{pi} + p_{fi} + \sigma_h, i = 1, \dots, N_f, \quad (3)$$

式中, p_{pi} 为*i*裂缝的射孔摩阻, MPa; p_{fi} 为*i*裂缝的流动摩阻, MPa; σ_h 为远场最小主应力, MPa。

2.2.1 射孔摩阻

*i*裂缝的射孔摩阻的计算公式为^[22]

$$p_{pi} = \frac{0.2369 \rho q_i^2}{C^2 n_i^2 d_i^4}, i = 1, \dots, N_f, \quad (4)$$

式中, ρ 为液体或携砂液密度, kg/m^3 ; C 为校正系数, 无因次; n_i 为*i*裂缝的射孔数, 无因次; d_i 为*i*裂缝的射孔直径, m。

2.2.2 流动摩阻

(1) 附加应力计算

缝内流体流动摩阻受缝宽控制, 而缝宽大小由裂缝内流体压力与外应力决定。多裂缝同步扩展过程中,

图1 (网络版彩图)压裂段内多裂缝流量分配

裂缝之间存在应力干扰作用, 裂缝受到外应力为应力干扰作用与远场应力作用之和.

多裂缝应力干扰又称为“应力阴影”, 是裂缝张开对周围介质产生的附加应力作用^[23]. 水力压裂时, 水力裂缝一般处于黏度主导的扩展阶段, 岩石破裂消耗的能量远小于液体流动摩擦消耗的能量^[19,20]. 因此, 对于*i*裂缝, 其缝内流体净压力即为流动摩擦 p_{fi} . 当缝内净压力为 p_{fi} 时, 垂直于裂缝面的附加应力为^[24,25]

$$\sigma_{ii} = -\frac{2p_{fi}}{\pi} \begin{bmatrix} \int_0^{\infty} x^{-1} e^{-z_d x} J_0(rx) \cos(x) dx \\ - \int_0^{\infty} x^{-1} e^{-z_d x} J_0(rx) \sin(x) dx \\ + z_d \int_0^{\infty} x^{-1} e^{-z_d x} J_2(rx) \cos(x) dx \\ - z_d \int_0^{\infty} x^{-1} e^{-z_d x} J_2(rx) \sin(x) dx \end{bmatrix}, \quad (5)$$

式中, σ_{ii} 为*i*裂缝产生的附加应力, MPa; z_d 为到裂缝面的无因次距离, $z_d = z/R_i$; $J_m(rx)$ 为*m*阶第一类贝塞尔函数.

式(5)涉及特殊函数与无穷积分, 无法解析计算, 考虑将该式在 $r=0$ 处进行泰勒展开, 得到

$$\sigma_{ii} = \frac{2p_{fi}}{\pi} \left[\arctan\left(\frac{1}{z_d}\right) - \frac{z_d(z_d^2 - 1)}{(1 + z_d^2)^2} + \frac{12z_d^3 r^2}{(1 + z_d^2)^4} \right] + o(r^4). \quad (6)$$

根据式(6), 在 $r=0$ 位置(裂缝中心位置), 垂直于裂缝面的附加应力可近似为

$$\sigma_{ii} = \frac{2p_{fi}}{\pi} \left[\arctan\left(\frac{1}{z_d}\right) - \frac{z_d(z_d^2 - 1)}{(1 + z_d^2)^2} \right]. \quad (7)$$

根据式(7), *i*裂缝对*j*裂缝的附加应力为

$$\sigma_{ij}^j = \frac{2p_{fi}}{\pi} \left[\arctan\left(\frac{R_i}{s_{ij}}\right) - \frac{s_{ij} R_i (s_{ij}^2 - R_i^2)}{(R_i^2 + s_{ij}^2)^2} \right], \quad (8)$$

式中, s_{ij} 为*i*裂缝与*j*裂缝的缝间距, $s_{ij} = |z_i - z_j|$, *m*; z_i 为*i*裂缝的*z*轴坐标, *m*.

式(8)是恒定内压的裂缝附加应力计算公式, 而实际上缝内流体压力不是恒定值, 因此, 需要将实际情况向恒定流体压力的情况转化. 根据Bunger^[26], Lecampion和Detournay^[27]的研究, 只要满足两种情况下的裂

缝体积相同, 受不均匀内压的裂缝引起的应力场可近似为恒定压力的裂缝的应力场. 因此, 考虑受不均匀内压作用的裂缝*i*, 裂缝半长为 R_i , 其裂缝体积为 $V_i = q_i t$, 该裂缝对应的恒压裂缝的压力为^[24]

$$p_{fi} = \frac{1}{\pi} \frac{E' q_i t}{R_i^2}, \quad (9)$$

式中, t 为注入时间, s; E' 为平面应变弹性模量, MPa, 表达式为 $E' = E/(1 - \nu^2)$; E 为杨氏弹性模量, MPa; ν 为泊松比, 无量纲.

因此, 对于体积为 $q_i t$ 、半缝长为 R_i 的裂缝*i*在*j*裂缝处产生的附加应力为

$$\sigma_{ij}^j = \frac{2}{\pi} \left(\frac{1}{\pi} \frac{E' q_i t}{R_i^2} \right) \left[\arctan\left(\frac{R_i}{s_{ij}}\right) - \frac{s_{ij} (s_{ij}^2 - R_i^2)}{(R_i^2 + s_{ij}^2)^2} \right]. \quad (10)$$

(2) 缝宽与流体压力的关系

若不考虑多裂缝扩展问题, 裂缝平均宽度与缝内流体净压力 p_{fi} 的关系为^[28]

$$w_i = \frac{16R_i}{3\pi E'} p_{fi}. \quad (11)$$

当考虑多裂缝同时扩展时, 缝间应力干扰增大了裂缝受到的外应力, 而裂缝左右面所受到的外应力不同, 因此需要分别考虑裂缝左右面的变形^[29]. 由于各簇裂缝扩展长度不同, 每条裂缝对其他缝的应力干扰作用域也不相同. 因此, 考虑裂缝*i*两侧面受到不同外应力作用, 根据式(11), 裂缝*i*宽度可表示为

$$w_i = (2 - \alpha_i - \beta_i) \frac{8R_i}{3\pi E'} p_{fi} + \alpha_i \frac{8R_i}{3\pi E'} (p_{fi} - \sigma_1^{i+}) + \beta_i \frac{8R_i}{3\pi E'} (p_{fi} - \sigma_1^{i-}), \quad (12)$$

式中, σ_1^{i+} 为*i*裂缝左侧受到的附近应力值, MPa; σ_1^{i-} 为*i*裂缝右侧附近应力值, MPa; α_i 和 β_i 为比例系数, 取值为0~1, 分别表示*i*裂缝左右面受附加应力的范围比例. 当*i*裂缝不受到其他裂缝附加应力时, $\alpha_i = \beta_i = 0$, 式(12)可退化为式(11). 若仅裂缝左侧受到附加应力作用, 则 $\alpha_i = 0$; 若仅裂缝右侧受到附加应力作用, 则 $\beta_i = 0$.

考虑到裂缝附加应力随距裂缝面距离迅速减小^[30], 因此, 缝宽计算时考虑最邻近裂缝的应力干扰作为其一阶近似值, 由此可简化式(12)为

$$w_i = (2 - \alpha_i - \beta_i) \frac{8R_i}{3\pi E'} p_{fi} + \alpha_i \frac{8R_i}{3\pi E'} (p_{fi} - \sigma_{ij}^i) + \beta_i \frac{8R_i}{3\pi E'} (p_{fi} - \sigma_{ik}^i), \quad j = i - 1, k = i + 1, \quad (13)$$

以3簇裂缝为例说明 α 、 β 确定方法. 如图2所示, 对于外侧裂缝, 只有一侧裂缝面受到周围裂缝的附加应力作用^[31]. 以第1条水力裂缝(HF1)为例, 该裂缝左侧面不受应力干扰作用, 因此 $\alpha_1=0$. 若该裂缝缝长大于邻近裂缝长度, 则裂缝右侧面受到邻近裂缝的附加应力作用范围为 $\beta_1=R_2/R_1$; 若该裂缝缝长小于邻近裂缝长度, 则裂缝右侧面受到邻近裂缝的附加应力作用范围为 $\beta_1=1$. 同理可计算第3条裂缝的 α 和 β 取值. 因此, 当外侧缝长大于邻近裂缝长度时, 外侧裂缝的宽度为

$$w_i = \left(2 - \min\left(\frac{R_j}{R_i}, 1\right) \right) \frac{8R_i}{3\pi E'} p_{fi} + \frac{8R_i}{3\pi E'} \left((p_{fi} - \sigma_{ij}^i) \min\left(\frac{R_j}{R_i}, 1\right) \right), \quad (14)$$

$i = 1, j = 2; i = N_f, j = N_f - 1.$

对于中间簇裂缝(见图3中的HF2), 裂缝两侧均受到邻近裂缝的应力干扰作用. 若中间簇裂缝缝长短于邻近裂缝, 则 $\alpha=\beta=1$; 若中间簇裂缝缝长大于邻近裂缝长度, 则 $\alpha=R_{i-1}/R_i$, $\beta=R_{i+1}/R_i$, 因此可以确定外侧裂缝宽度为

$$w_i = \left(2 - \min\left(\frac{R_j}{R_i}, 1\right) - \min\left(\frac{R_k}{R_i}, 1\right) \right) \frac{8R_i}{3\pi E'} p_{fi} + \min\left(\frac{R_j}{R_i}, 1\right) \frac{8R_i}{3\pi E'} (p_{fi} - \sigma_{ij}^i) + \min\left(\frac{R_k}{R_i}, 1\right) \frac{8R_i}{3\pi E'} (p_{fi} - \sigma_{ik}^i), \quad (15)$$

$j = i - 1, k = i + 1.$

(3) 流动摩阻的计算

将缝内流体的流动视为不可压缩牛顿流体的层流, 不考虑重力作用的影响. 那么, 流动方程为

$$q = -\frac{\pi w^3 R}{6\mu} \frac{\partial p}{\partial r}. \quad (16)$$

图2 外侧裂缝面所受的外应力. (a) 外侧缝长小于中间簇裂缝; (b) 外侧缝长大于中间簇裂缝

图3 中间簇裂缝面所受的外应力. (a) 外侧缝长小于中间簇裂缝; (b) 外侧缝长大于中间簇裂缝

因此, i 裂缝内部的流动摩阻为

$$p_{fi} = \frac{6\mu q_i}{\pi w_i^3}. \quad (17)$$

黏度主导阶段裂缝尖端扩展速度等于流体流动速度^[19,20], 因此 i 裂缝的扩展速度为

$$v_i(t) = \frac{q_i}{2\pi R_i w_i}. \quad (18)$$

2.3 封闭方程组

考虑 N_f 条裂缝同步扩展的情况, 由于每条裂缝的缝长可通过液体流速(流量和缝宽的函数)计算求解, 因此未知量总共为 $3N_f+1$ 个, 分别为 N_f 个裂缝宽度、 N_f 个裂缝压力、 N_f 个裂缝进液流量和1个井筒压力. 每条裂缝流动摩阻与缝宽、流量对应 N_f 个方程, 宽度与压力确定 N_f 个方程, 再结合全局约束条件 N_f+1 个方程, 构成封闭方程组. 令 $X=[w_1, w_2, \dots, w_{N_f}, p_{f1}, p_{f2}, \dots, p_{fN_f}, q_1, q_2, \dots, q_{N_f}, p_0]^T$, 则封闭方程组可表示为

$$\mathbf{F}(X) = 0, \quad (19)$$

式中, $\mathbf{F}(X)$ 的具体公式为

$$\begin{cases} F_i(X) = p_{fi} - \frac{6\mu q_i R_i}{\pi w_i^3}, \\ F_{i+N_f}(X) = (2 - \alpha_i - \beta_i) \frac{8R_i}{3\pi E'} p_{fi} + \alpha_i \frac{8R_i}{3\pi E'} (p_{fi} - \sigma_{ij}^i) + \beta_i \frac{8R_i}{3\pi E'} (p_{fi} - \sigma_{ik}^i) - w_i, \\ F_{i+2N_f}(X) = \frac{0.2369 \rho q_i^2}{C^2 n_f^2 d_i^4} + p_{fi} + \sigma_h - p_0, \\ F_{3N_f+1}(X) = Q_0 - \sum_{j=1}^{N_f} q_j, \end{cases} \quad (20)$$

$i = 1, \dots, N_f.$

2.4 模型解法

取初始时刻为 t_0 , 初始值采用圆形裂缝扩展的解析解^[28], 以时间步长 Δt 依次计算直到注入结束时刻 t_e . 记 t_m 时刻解为 $\mathbf{X}^m$, 采用Newton-Raphson法求解非线性方程组得到 $\mathbf{X}^m$, 并根据裂缝扩展速度得到 t_{m+1} 时刻缝长, 进而计算 t_{m+1} 时刻解为 $\mathbf{X}^{m+1}$, 依次循环直到注入结束时刻, 计算流程图如图4所示. 具体计算步骤如下.

(1) 取初始时刻 t_0 , 假定初始时刻各簇进液流量相同, 即 $q_i = Q_0/N_f$, 并由式(20)计算初始缝长 R_i^0 、缝宽 w_i^0 和压力 p_{wi}^0 , $i=1, \dots, N_f$.

$$\begin{cases} R_i^0 = 0.52 \left[\frac{E'}{u} \left(\frac{Q_0}{N_f} \right)^3 \right]^{1/9} t_0^{4/9}, \\ w_i^0 = 2.17 \left[\frac{u^2}{E'^2} \left(\frac{Q_0}{N_f} \right)^3 \right]^{1/9} t_0^{1/9}, \\ p_{wi}^0 = \frac{0.2369\rho}{C^2 n_i^2 d_i^4} \left(\frac{Q_i}{N_f} \right)^2 + 2.29 \left(\frac{u E'^2}{t_0} \right)^{1/3} + \sigma_h. \end{cases} \quad (21)$$

(2) 第 m 步时间为 $t_m = t_{m-1} + \Delta t$, 采用Newton-Raphson法求解非线性方程组(19), 得到 t_m 时刻解为 $\mathbf{X}^m$.

(3) 计算裂缝扩展速度, 计算 t_m 时刻每条裂缝的缝长 $R_i^m = R_i^{m-1} + v_i \Delta t$. 若 $t_m < t_e$, 则 $m=m+1$, 返回第2步, 否则结束计算, 输出结果.

3 模型验证

利用所建立的多裂缝扩展模型(简称为SFrac模型), 以5条裂缝同步扩展为例, 将模拟结果与ILSA结果对比^[32,33]. 其中, ILSA为隐式水平集平面裂缝扩展算法, 该算法引入裂缝尖端渐近解和水平集算法求解裂缝尖端位置, 并耦合求解缝宽和压力. ILSA算法可靠性和准确性已得到解析解验证. 因此, 本文模型采用该模型进行验证本文模型的可靠性. 算例中采用的参数为: $E=9.5$ GPa, $\nu=0.2$, $\mu=1$ mPa s, $Q_0=0.1$ m³/s, $\sigma_h=70$ MPa. 模拟结果如图5所示, SFrac模型与ILSA模型计算每簇裂缝缝长与进液流量相差不超过5%(50 s时). 结果吻合较好, 说明模型具有良好的计算精度. 同时, 由于模型采用近似解显式计算裂缝间应力干扰作用, 避免了耦合求解带来的计算量大的问题. 在该模拟条件下, 计算耗时不超过1 min, 大幅度提高了模型应用

图4 计算流程图

图5 (网络版彩图)本文模型与ILSA模型的对比. (a) 缝长随时间变化; (b) 进液流量随时间变化

的工程时效性.

4 结果与分析

目前, 国内页岩储层水平井多簇压裂通常采用3簇射孔的作业方法, 因此参数敏感性分析以3簇裂缝扩展

为例。基础参数为: $E=35000\text{ MPa}$, $\nu=0.2$, $Q_0=10\text{ m}^3/\text{min}$, $\mu=1\text{ mPa}\cdot\text{s}$, $\sigma_h=70\text{ MPa}$ 。研究对比射孔摩阻与应力干扰共同作用下流量分配, 并分析参数敏感性。

另外, 由于模型侧重于径向裂缝扩展, 属于裂缝扩展初期阶段, 计算时间较短。该做法与Cheng能量分析模型^[28]、Peirce全耦合模型^[32,33]等一致。在压裂过程中, 裂缝内压力最高位置是近井筒区域。裂缝间的相互作用, 在近井筒区域也是最强的。另外, 在算例分析中, 当计算超过50 s后, 各簇裂缝进液量、缝宽变化处于稳定状态。本文研究主要是考虑在多裂缝相互作用最强的近井区域, 因此没有考虑现场实际施工时间的一致性。

4.1 缝间距的影响

图6为当不考虑射孔摩阻情况下, 缝间距对多簇同步扩展裂缝流量分配的影响。可以看出, 水力裂缝在延伸过程中, 由于受到其他各簇裂缝产生的应力影响, 3簇裂缝的中间簇裂缝扩展长度小于外侧裂缝。随着缝间距增大, 中间簇裂缝与外侧裂缝的差距减小。随着注入时间增大, 外侧裂缝进液量逐渐增多并趋于稳定, 而中间簇裂缝进液量逐渐减小并趋于恒定值。缝间距7.5 m时, 中间簇裂缝流量仅为外侧裂缝流量的13%; 缝间距20 m时, 中间簇裂缝流量为外侧缝流量的29%。3簇裂缝扩展过程中, 外侧裂缝的宽度最大, 中间簇裂缝受两侧缝应力“挤压”作用宽度减小。缝间距增大会削弱中间簇裂缝宽度减小的趋势。虽然簇间距增加会改善多裂缝的非均匀扩展问题。但是, 较大的簇间距降低了水力裂缝的“密集切割”效应, 这并不是提高储层改造效果的有效途径。如何在不扩大裂缝间距前提下, 优化施工参数来获得合理的裂缝形态, 才是对多簇式压裂优化设计重要前提^[8]。

4.2 射孔数量的影响

根据式(4), 减少射孔数目能够提高孔眼摩阻。流体通过射孔时阻力的增加, 会减少外侧与中间簇裂缝内流体压力的差异, 从而促进各簇裂缝的均衡扩展, 如图7所示。当每簇射孔数为32时, 裂缝扩展结果接近于与不考虑射孔摩阻的情况, 说明该情况下射孔摩阻相对于应力干扰较弱, 应力干扰在流量分配中起主导作用; 当每簇射孔数为16时, 中间簇裂缝缝长和流量有所增加; 当每簇射孔数为8时, 中间簇裂缝与外侧裂

图6 (网络版彩图)不考虑射孔摩阻时不同缝间距的影响。(a) 对各簇裂缝半长的影响; (b) 对各簇进液量的影响; (c) 对各簇缝宽的影响

缝半长差距变得很小, 约为外侧裂缝半长的85%; 当每簇射孔为4时, 各簇裂缝扩展半缝长相同, 流量分配在10 s后各簇基本趋于一致, 甚至中间簇裂缝在20 s时由被抑制转变为优先扩展。这表明: 低射孔数量情况下, 射孔摩阻在流量分配起主导作用。射孔数目越少, 流量

图 7 (网络版彩图)射孔数量对各簇裂缝进液量的影响

分配越均匀. 因此, 水力压裂时可以通过减少每簇射孔数量的方式来促进多裂缝间的均匀扩展. 但是, 低射孔数量会带来高孔眼摩阻与高施工压力, 压裂施工时则需要更高的水马力, 一定程度上增加了施工难度. 在对射孔数量进行优化时, 还需要综合考虑压裂机组与地面管线设备的安全限制^[34].

4.3 射孔直径的影响

减少射孔直径同样会增加射孔孔眼摩阻, 削弱了各簇裂缝应力干扰, 对多裂缝间的应力干扰具有平衡作用, 起到促进各簇裂缝均衡扩展的作用, 如图8所示. 当射孔直径为0.014 m时, 中间簇裂缝与外侧裂缝流量差达到5.6倍, 且流量差距呈现缓慢增加的趋势(计算时间50 s时). 当射孔直径为0.008 m时, 中间簇裂缝与外侧裂缝流量差缩小至1.8倍, 且差距持续减少. 与减少射孔数目时的影响相同, 射孔直径也会显著增加施工压力^[34].

4.4 非均匀射孔的影响

当采用非均匀射孔方式时(即每簇射孔数量不同),

多簇裂缝扩展的模拟结果如图9所示. 若仅增加中间射孔数至32孔, 相比均匀射孔条件, 中间缝的进液量有所小幅度提高, 但外侧裂缝进液量仍为中间簇裂缝的3.5倍(注入50 s时刻). 因此, 仅依靠增加中间簇射孔数量, 对流量分配改善的效果并不明显. 若保持中间射孔数不变, 减小外侧裂缝射孔数目至8孔, 相比仅通过增加中间簇射孔的方法, 该方法更加有效. 在注入10 s后, 中间簇裂缝流量在逐渐上升, 外侧裂缝流量逐渐减小. 在注入50 s时刻, 中间簇裂缝流量约为外侧缝流量的80%. 若增加中间簇射孔数目至32孔, 同时减小外侧簇射孔数目至8孔, 在注入约10 s之后, 中间簇裂缝成为了优势扩展裂缝. 因此, 在进行射孔参数优化时, 通过增加中间簇射孔数目, 同时减少外侧簇射孔数目, 可以有效地改善各簇裂缝的非均匀进液问题, 促进多裂缝的均衡延伸. 而仅增大中间簇射孔数量, 改善效果不大.

5 结论

(1) 通过近似求解多裂缝扩展的应力干扰, 并显式求解缝宽与压力的流固耦合问题, 建立了多裂缝扩展

图 8 (网络版彩图)射孔直径对各簇裂缝进液量的影响

图 9 (网络版彩图)非均匀射孔对各簇裂缝进液量的影响

的简化求解方法, 可靠性通过ILSA模型得以验证. 新方法计算量小, 可快速进行工程设计优化与参数敏感性分析研究.

(2) 多簇裂缝的流量分配由应力干扰和射孔摩阻共同决定. 多裂缝间的应力干扰作用会导致各簇裂缝进液阻力不同, 产生流量的不均衡分配.

(3) 射孔摩阻具有平衡应力干扰的作用, 增大各簇裂缝射孔摩阻会弱化应力干扰对流量分配的作用, 促进各簇裂缝均衡进液.

(4) 调整各簇射孔目数, 采用不均匀射孔方式, 通过减少外侧簇射孔数目、增加中间簇射孔数目, 可促进多裂缝的均衡延伸.

参考文献

- 1 Miller C, Waters G, Rylander E. Evaluation of production log data from horizontal wells drilled in organic shales. In: North American Unconventional Gas Conference and Exhibition. The Woodlands: Society of Petroleum Engineers, 2011
- 2 Lecampion B, Desroches J. Simultaneous initiation and growth of multiple radial hydraulic fractures from a horizontal wellbore. *J Mech Phys Solids*, 2015, 82: 235–258
- 3 Meyer B R, Bazan L W. A discrete fracture network model for hydraulically induced fractures theory, parametric and case studies. In: SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference. The Woodlands: Society of Petroleum Engineers, 2011
- 4 Olson J E. Predicting fracture swarms—The influence of subcritical crack growth and the crack-tip process zone on joint spacing in rock. *Geol Soc Lond Spec Publ*, 2004, 231: 73–88
- 5 Miskimins J, Wheaton B E, Wood D, et al. Integration of distributed temperature and distributed acoustic survey results with hydraulic fracture modeling: A case study in the Woodford shale. In: Unconventional Resources Technology Conference. Tulsa: Society of Exploration Geophysicists, 2014. 241–251
- 6 Olson J E. Multi-fracture propagation modeling: Applications to hydraulic fracturing in shales and tight gas sands. In: The 42nd U.S. Rock Mechanics Symposium (USRMS). San Francisco: American Rock Mechanics Association, 2008
- 7 Bungler A P, Zhang X, Jeffrey R G. Parameters affecting the interaction among closely spaced hydraulic fractures. *SPE J*, 2012, 17: 292–306
- 8 刘闯. 水平井水力压裂数值模拟与施工参数优化研究. 博士学位论文. 合肥: 中国科学技术大学, 2017
- 9 Tang H, Winterfeld P H, Wu Y S, et al. Integrated simulation of multi-stage hydraulic fracturing in unconventional reservoirs. *J Nat Gas Sci Eng*, 2016, 36: 875–892
- 10 Li X G, Yi L P, Yang Z Z. Numerical model and investigation of simultaneous multiple-fracture propagation within a stage in horizontal well. *Environ Earth Sci*, 2017, 76: 273
- 11 Yang Z Z, Yi L P, Li X G, et al. Pseudo-three-dimensional numerical model and investigation of multi-cluster fracturing within a stage in a horizontal well. *J Pet Sci Eng*, 2018, 162: 190–213
- 12 曾青冬, 姚军. 水平井多裂缝同步扩展数值模拟. 石油学报, 2015, 36: 1571–1579
- 13 胥云, 陈铭, 吴奇, 等. 水平井体积改造应力干扰计算模型及其应用. 石油勘探与开发, 2016, 43: 780–786
- 14 王理想, 唐德泓, 李世海, 等. 基于混合方法的二维水力压裂数值模拟. 力学学报, 2015, 47: 973–983
- 15 Shin D H, Sharma M M. Factors controlling the simultaneous propagation of multiple competing fractures in a horizontal well. In: SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference. The Woodlands: Society of Petroleum Engineers, 2014. 816–819
- 16 Miehe C, Hofacker M, Schänzel L M, et al. Phase field modeling of fracture in multi-physics problems. Part II. Coupled brittle-to-ductile failure criteria and crack propagation in thermo-elastic-plastic solids. *Comput Methods Appl Mech Eng*, 2015, 294: 486–522
- 17 刘国威, 李庆斌, 左正. 相场断裂模型分步算法在ABAQUS中的实现. 岩石力学与工程学报, 2016, 35: 1019–1030
- 18 Gordeliy E, Peirce A. Implicit level set schemes for modeling hydraulic fractures using the XFEM. *Comput Methods Appl Mech Eng*, 2013, 266: 125–143
- 19 Wu K, Olson J E. Simultaneous multifracture treatments: Fully coupled fluid flow and fracture mechanics for horizontal wells. *SPE J*, 2015, 20: 337–346
- 20 Wu K, Olson J E. A simplified three-dimensional displacement discontinuity method for multiple fracture simulations. *Int J Fract*, 2015, 193: 191–204
- 21 Elbel J, Piggot A, Mack M. Numerical modeling of multilayer fracture treatments. In: Permian Basin Oil and Gas Recovery Conference. Midland:

- Society of Petroleum Engineers, 1992
- 22 Crump J B, Conway M W. Effects of perforation-entry friction on bottomhole treating analysis. *J Pet Tech*, 1988, 40: 1041–1048
 - 23 Warpinski N R, Branagan P T. Altered-stress fracturing. *J Pet Tech*, 1989, 41: 990–997
 - 24 Sneddon I N, Elliot H A. The opening of a Griffith crack under internal pressure. *Q Appl Math*, 1946, 4: 262–267
 - 25 Soliman M Y, East L E, Adams D L. Geomechanics aspects of multiple fracturing of horizontal and vertical wells. *SPE Drill Compl*, 2008, 23: 217–228
 - 26 Bungier A P. Analysis of the power input needed to propagate multiple hydraulic fractures. *Int J Solids Struct*, 2013, 50: 1538–1549
 - 27 Lecampion B, Detournay E. An implicit algorithm for the propagation of a hydraulic fracture with a fluid lag. *Comput Methods Appl Mech Eng*, 2007, 196: 4863–4880
 - 28 Cheng C, Bungier A P. Rapid simulation of multiple radially growing hydraulic fractures using an energy-based approach. *Int J Numer Anal Meth Geomech*, 2016, 40: 1007–1022
 - 29 Astakhov D K, Germanovich L N. Fracture closure in extension and stress dependent permeability of jointed. In: 4th North American Rock Mechanics Symposium. Seattle: American Rock Mechanics Association, 2000
 - 30 Cheng Y. Boundary element analysis of the stress distribution around multiple fractures: Implications for the spacing of perforation clusters of hydraulically fractured horizontal wells. In: SPE Eastern Regional Meeting. Charleston: Society of Petroleum Engineers, 2009
 - 31 Yew C H, Weng X. *Mechanics of Hydraulic Fracturing*. 2nd ed. Amsterdam: Elsevier, 2015
 - 32 Peirce A, Detournay E. An implicit level set method for modeling hydraulically driven fractures. *Comput Methods Appl Mech Eng*, 2008, 197: 2858–2885
 - 33 Peirce A, Detournay E. An Eulerian moving front algorithm with weak-form tip asymptotics for modeling hydraulically driven fractures. *Commun Numer Meth Engng*, 2010, 25: 185–200
 - 34 Weddle P, Griffin L, Pearson C M. Mining the Bakken II—Pushing the envelope with extreme limited entry perforating. In: SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference and Exhibition. The Woodlands: Society of Petroleum Engineers, 2018

Competitive propagation of multi-fractures and their control on multi-clustered fracturing of horizontal wells

ZHOU Tong^{1,2}, ZHANG ShiCheng², CHEN Ming² & HUANG ZhiWen¹

¹ Research Institute of Petroleum Exploration and Development of SINOPEC, Beijing 100083, China;

² College of Petroleum Engineering, China University of Petroleum (Beijing), Beijing 102249, China

For the issue of multi-fracture growth from horizontal multi-fractured wells, a new model of multiple fracture growth model was established based on the approximate solutions of interaction stresses among multi-fractures. The computation amount of the model was reduced because of using an approximate method, and the accuracy of the model was validated by the Implicit Level Set Algorithm, which is a benchmark simulator of multi-fracture propagation simulation. Then simulations about fracture length, fracture width and influx rate under different parameters based on the model show that perforation loss and interaction stress are two dominate factors controlling fluid partitioning into each fracture. Influenced by the compression effect exerted by the exterior fractures, inflow rate, fracture length and fracture width of the middle fractures are less than the exterior fractures, and the effect can be weakened by increasing fracture spacing. Decreasing perforation numbers and diameters, or using non-uniform perforation method can promote homogeneous growth of multiple fractures. The research provides a theoretical basis and reference for optimization of multi-fracture propagation.

hydraulic fracturing, multi-fractures, stress interference, perforation, flow distribution

doi: [10.1360/N092018-00059](https://doi.org/10.1360/N092018-00059)