文章编号：0253-2697(2018)05-0578-09 DOI:10.7623/syxb201805009

煤层气直井地层破裂压力计算模型

杨兆中[1] 刘云锐[1] 张 平[2] 李小刚[1] 易良平[1]

(1. 西南石油大学油气藏地质及开发工程国家重点实验室 四川成都 610500；2. 中联煤层气有限责任公司 北京 100011)

摘要：为了高效开发煤层气、成功实施水力压裂作业，针对射孔完井条件下，对水力压裂时煤层的破裂压力进行预测。提出将套管、水泥环的影响纳入到井筒周围应力场计算中，运用坐标转换和线性叠加原理，建立了考虑套管、水泥环影响的煤层直井井周应力场解析模型。结合最大拉应力、张性破坏、剪切破坏3种破裂准则，建立了考虑套管、水泥环影响的煤层气直井破裂压力预测模型，分析了射孔径向深度、割理走向倾角、地应力差对破裂压力的影响。以云南地区X井为例，模型计算结果误差在7%以内，证明了该模型的正确性。研究结果表明：套管、水泥环会引起应力集中效应，使得破裂压力降低；在最大水平主应力方向射孔时，煤层更容易本体破裂；射孔周向角在一定区间时，本体破裂和割理张性破裂同时发生；中等割理走向倾角有较低的张性破裂压力，地应力差较小时，不易发生剪切破裂。

关键词：破裂压力；水泥环；套管；井周应力场；煤层气

中图分类号：TE357 **文献标识码**：A

A model for calculating formation breakdown pressure in CBM vertical wells

Yang Zhaozhong[1] Liu Yunrui[1] Zhang Ping[2] Li Xiaogang[1] Yi Liangping[1]

(1. *State Key Laboratory of Oil and Gas Reservoir Geology and Exploitation, Southwest Petroleum University, Sichuan Chengdu* 610500, *China*; 2. *China United Coalbed Methane Co., Ltd., Beijing* 100011, *China*)

Abstract: To effectively develop coalbed methane and ensure successful hydraulic fracturing operation, the breakdown pressure of coal formation under hydraulic fracturing is predicted under the condition of perforated completion. The influence of casing and cement sheath is considered in the calculation of stress field around the wellbore. Based on the principle of coordinate transformation and linear superposition, an analytical model of stress field around the vertical well of coal seam is established considering the influence of casing and cement sheath. In combination with three kinds of breakdown criteria, i.e., maximum tension stress, tension fracture and shear fracture, a breakdown pressure prediction model of coal-seam vertical well is established considering the influence of casing and cement sheath. In this study, the influences of perforation radial depth, cleat striking angle and geo-stress difference on breakdown pressure are analyzed. Taking a well in Yunnan province an example, the calculation error is less than 7%, which proves the correctness of this model. The results show that the casing and cement sheath can cause the stress concentration effect and reduce breakdown pressure. In the case of perforation in the direction of maximum horizontal principal stress, the coal seam itself is more likely to be cracked. In the case of perforation circumferential angle in a certain interval, the coal seam fracture and cleat tensile fracture are simultaneous. When the medium cleat strike angle has a lower tensile breakdown pressure with less geo-stress, shear fracture is not prone to occur.

Key words: breakdown pressure; cement sheath; casing; well surrounding stress field; coal bed methane

引用：杨兆中，刘云锐，张平，李小刚，易良平. 煤层气直井地层破裂压力计算模型[J]. 石油学报，2018，39(5)：578-586.

Cite: YANG Zhaozhong, LIU Yunrui, ZHANG Ping, LI Xiaogang, YI Liangping. A model for calculating formation breakdown pressure in CBM vertical wells[J]. Acta Petrolei Sinica, 2018, 39(5): 578-586.

煤层低孔、低渗的特点决定其需要水力压裂进行增产改造[1]，而破裂压力的准确预测是压裂成功的重要前提。早期对破裂压力的研究主要是针对均质砂岩储层[2-6]，未考虑套管、水泥环对井周应力计算的影响。而煤层井壁常存在垮塌引起井径扩大，固井水泥环厚度大，加上水泥环与煤岩力学参数不同(G级纯水泥杨氏模量为8～10 GPa，泊松比为0.16～0.21；滇东黔西地区煤岩弹性模量为2～4 GPa，泊松比为0.30～

基金项目：国家科技重大专项(2016ZX05044-004-002)资助。

第一作者：杨兆中，男，1969年5月生，1990年获西南石油学院学士学位，1996年获西南石油学院博士学位，现为西南石油大学教授、博士生导师，主要从事低渗透油气藏增产改造理论、技术与油气藏数值模拟研究。Email：yzzycl@vip.sina.com

通信作者：刘云锐，男，1995年1月生，2016年获西南石油大学学士学位，现为西南石油大学硕士研究生，主要从事低渗透油气藏增产改造研究。Email：765746862@qq.com

0.46),套管、水泥环将对井周应力产生较大影响[7-13],从而影响破裂压力。传统的射孔井破裂压力计算模型忽略了套管、水泥环的影响[14-17],朱海燕等[18]考虑了套管对破裂压力的影响,但未综合考虑套管、水泥环对破裂压力的影响。基于此,笔者考虑将套管、水泥环引入井筒周围应力场计算模型中,该模型所得应力场由套管、水泥环、煤岩 3 部分的应力场构成,除了可以计算破裂压力外,还可以准确计算套管、水泥环所受到的载荷,为分析套管变形破坏、水泥环挤坏提供基础。

1　井筒周围应力场模型

由于煤层松软、易碎、易垮塌,煤层气直井常采用下套管注水泥射孔完井。计算井筒周围应力场需考虑井筒内流体压力和煤层原地主应力。煤层原地主应力包括水平最大主应力、水平最小主应力、垂向主应力。引入平均地应力和偏差地应力[19]:

$$\begin{cases}\sigma = \dfrac{1}{2}(\sigma_{\mathrm{H}} + \sigma_{\mathrm{h}}) \\ S = \dfrac{1}{2}(\sigma_{\mathrm{H}} - \sigma_{\mathrm{h}})\end{cases} \tag{1}$$

水平最大、最小主应力分解为 A、B 两类边界条件。A 类边界条件为无穷远处均匀布置了平均地应力,其力学模型相当于无限大组合圆筒受均匀外压。B 类边界条件为无穷远处非均匀布置了偏差地应力,依据边界条件的形式可用应力函数法进行求解。

A 类:

$$\sigma_r = \sigma, \tau_{r\theta} = 0 \tag{2}$$

B 类:

$$\sigma_r = S\cos 2\theta, \tau_{r\theta} = -S\sin 2\theta \tag{3}$$

因此,煤层原地主应力分解为 A 类、B 类和垂向应力 3 类边界条件。分别求解所有边界条件,利用线弹性叠加原理将所得应力场叠加,即可得到井筒周围应力场(图 1)。

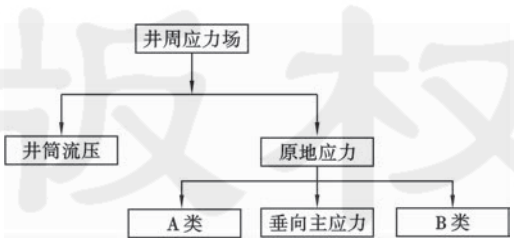


图 1　井周围应力场计算流程

Fig. 1　Process of well surrounding stress field calculation

1.1　井筒内流体压力

套管、水泥环和煤岩可简化为 3 层组合圆筒外边界无限大的物理模型。井筒内流体压力和平均地应力有相似的作用机理(图 2)。

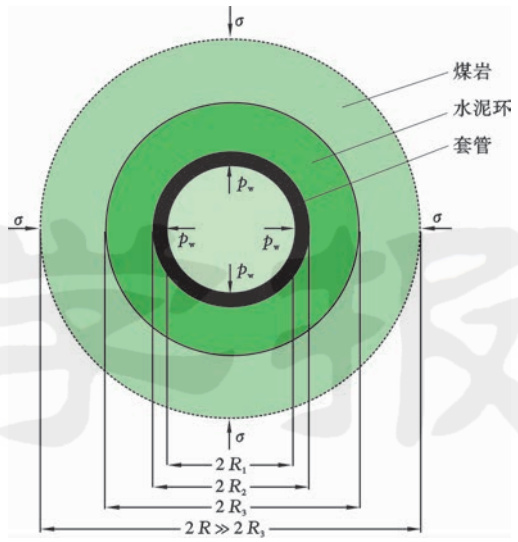


图 2　井筒内流压和平均地应力作用示意

Fig. 2　Schematic diagram of fluid pressure and average stress in wellbore

运用弹性力学拉梅公式[20]:

$$\begin{cases}(\sigma_{ri})_{\mathrm{p}} = \dfrac{(A_i)_{\mathrm{p}}}{r^2} + 2(C_i)_{\mathrm{p}} \\ (\sigma_{\theta i})_{\mathrm{p}} = -\dfrac{(A_i)_{\mathrm{p}}}{r^2} + 2(C_i)_{\mathrm{p}} \\ (\mu_{ri})_{\mathrm{p}} = \dfrac{1-\upsilon_i^2}{E_i}\left[\dfrac{1}{\upsilon_i - 1}\dfrac{A_i}{r} + \dfrac{2(1-2\upsilon_i)}{1-\upsilon_i} r C_i\right]\end{cases} \tag{4}$$

边界条件、应力连续条件和位移连续条件为:

$$\begin{cases}r = R_1, (\sigma_{r1})_{\mathrm{p}} = p_{\mathrm{w}} \quad r \to +\infty, (\sigma_{r3})_{\mathrm{p}} = 0 \\ r = R_2, (\sigma_{r1})_{\mathrm{p}} = (\sigma_{r2})_{\mathrm{p}} \quad (\mu_{r1})_{\mathrm{p}} = (\mu_{r2})_{\mathrm{p}} \\ r = R_3, (\sigma_{r2})_{\mathrm{p}} = (\sigma_{r3})_{\mathrm{p}} \quad (\mu_{r2})_{\mathrm{p}} = (\mu_{r3})_{\mathrm{p}}\end{cases} \tag{5}$$

将边界条件式(5)代入式(4),得到关于 6 个中间参数的一阶线性方程组:

$$\begin{cases}R_1^2 p_{\mathrm{w}} = (A_1)_{\mathrm{p}} + 2R_1^2(C_1)_{\mathrm{p}} \\ 0 = (C_3)_{\mathrm{p}} \\ 0 = (A_1)_{\mathrm{p}} + 2R_2^2(C_1)_{\mathrm{p}} - (A_2)_{\mathrm{p}} - 2R_2^2(C_2)_{\mathrm{p}} \\ 0 = (A_2)_{\mathrm{p}} + 2R_3^2(C_2)_{\mathrm{p}} - (A_3)_{\mathrm{p}} - 2R_3^2(C_3)_{\mathrm{p}} \\ 0 = -E_2(1+\upsilon_1)(A_1)_{\mathrm{p}} + 2E_2R_2^2(1+\upsilon_1)(1-2\upsilon_1)(C_1)_{\mathrm{p}} + \\ \quad E_1(1+\upsilon_2)(A_2)_{\mathrm{p}} - 2E_1R_2^2(1+\upsilon_2)(1-2\upsilon_2)(C_2)_{\mathrm{p}} \\ 0 = -E_3(1+\upsilon_2)(A_2)_{\mathrm{p}} + 2E_3R_3^2(1+\upsilon_2)(1-2\upsilon_2)(C_2)_{\mathrm{p}} + \\ \quad E_2(1+\upsilon_3)(A_3)_{\mathrm{p}} - 2E_2R_3^2(1+\upsilon_3)(1-2\upsilon_3)(C_3)_{\mathrm{p}}\end{cases} \tag{6}$$

解得式(6)中 6 个中间参数,代入式(4)即可求得井筒内流体压力引起的井周应力场。

1.2　原地主应力

1.2.1　对 A 类边界问题求解

A 类边界条件与井筒内流体压力情况相似(图 2),均是多层组合圆筒受均布内、外压问题。应力和位移

可以用式(4)表达。

边界条件、应力连续条件和位移连续条件为：

$$\begin{cases} r=R_1,(\sigma_{r1})_\sigma=0 \quad r\to+\infty,(\sigma_{r3})_\sigma=\sigma \\ r=R_2,(\sigma_{r1})_\sigma=(\sigma_{r2})_\sigma \quad (\mu_{r1})_\sigma=(\mu_{r2})_\sigma \\ r=R_3,(\sigma_{r2})_\sigma=(\sigma_{r3})_\sigma \quad (\mu_{r2})_\sigma=(\mu_{r3})_\sigma \end{cases} \tag{7}$$

将边界条件式(7)代入式(4)，得到关于 6 个中间参数的一阶线性方程组：

$$\begin{cases} \dfrac{\sigma}{2}=(C_3)_\sigma \\ 0=(A_1)_\sigma+2R_1^2(C_1)_\sigma \\ 0=(A_1)_\sigma+2R_2^2(C_1)_\sigma-(A_2)_\sigma-2R_2^2(C_2)_\sigma \\ 0=(A_2)_\sigma+2R_3^2(C_2)_\sigma-(A_3)_\sigma-2R_3^2(C_3)_\sigma \\ 0=-E_2(1+\upsilon_1)(A_1)_\sigma+2E_2R_2^2(1+\upsilon_1)(1-2\upsilon_1)(C_1)_\sigma+ \\ \quad E_1(1+\upsilon_2)(A_2)_\sigma-2E_1R_2^2(1+\upsilon_2)(1-2\upsilon_2)(C_2)_\sigma \\ 0=-E_3(1+\upsilon_2)(A_2)_\sigma+2E_3R_3^2(1+\upsilon_2)(1-2\upsilon_2)(C_2)_\sigma+ \\ \quad E_2(1+\upsilon_3)(A_3)_\sigma-2E_2R_3^2(1+\upsilon_3)(1-2\upsilon_3)(C_3)_\sigma \end{cases} \tag{8}$$

同样，解得式(8)中 6 个中间参数，代入式(4)即可求得 A 类边界条件引起的井周应力场。

1.2.2 对 B 类边界问题求解

对于单层圆筒外边界受非均布载荷的问题，弹性力学[21]有相关的应力函数解法，其应力分量和位移分量表达通式为：

$$\begin{cases} \sigma_r=\left[-\dfrac{2A}{a^2}-\dfrac{6B}{a^2}\left(\dfrac{a}{r}\right)^4-\dfrac{4D}{a^2}\left(\dfrac{a}{r}\right)^2\right]\cos2\theta \\ \sigma_\theta=\left[\dfrac{2A}{a^2}+\dfrac{6B}{a^2}\left(\dfrac{a}{r}\right)^4+\dfrac{12C}{a^2}\left(\dfrac{r}{a}\right)^2\right]\cos2\theta \\ \tau_{r\theta}=\left[\dfrac{2A}{a^2}-\dfrac{6B}{a^2}\left(\dfrac{a}{r}\right)^4+\dfrac{6C}{a^2}\left(\dfrac{r}{a}\right)^2-\dfrac{2D}{a^2}\left(\dfrac{a}{r}\right)^2\right]\sin2\theta \end{cases} \tag{9}$$

$$\begin{cases} \mu_r=\dfrac{1+\upsilon}{E}a\left[-\dfrac{2A}{a^2}\dfrac{r}{a}+\dfrac{2B}{a^2}\left(\dfrac{a}{r}\right)^3-\right. \\ \quad \left.\dfrac{4C}{a^2}\upsilon\left(\dfrac{r}{a}\right)^3+\dfrac{4D}{a^2}(1-\upsilon)\left(\dfrac{a}{r}\right)\right]\cos2\theta \\ \mu_\theta=\dfrac{1+\upsilon}{E}a\left[\dfrac{2A}{a^2}\dfrac{r}{a}+\dfrac{2B}{a^2}\left(\dfrac{a}{r}\right)^3+\dfrac{2C}{a^2}(3-\right. \\ \quad \left.2\upsilon)\left(\dfrac{r}{a}\right)^3-\dfrac{2D}{a^2}(1-2\upsilon)\left(\dfrac{a}{r}\right)\right]\sin2\theta \end{cases} \tag{10}$$

B 类边界问题是一个 3 层组合圆筒的模型，文献[18]中双层筒外部受非均匀载荷，在筒与筒交界处应力分布具有和边界相似的表达形式，故将 B 类边界条件扩展为：

$$\begin{cases} r=R\gg R_3,\sigma_r=S\cos2\theta,\tau_{r\theta}=-S\sin2\theta \\ r=R_3,\sigma_r=S_1\cos2\theta,\tau_{r\theta}=S_2\sin2\theta \\ r=R_2,\sigma_r=S_3\cos2\theta,\tau_{r\theta}=S_4\sin2\theta \\ r=R_1,\sigma_r=0,\tau_{r\theta}=0 \end{cases} \tag{11}$$

将边界条件式(11)代入式(9)中，可得到各部分应力分布。煤层区应力表达为：

$$\begin{cases} (\sigma_{r3})_S=\left[S-(-3S+S_1-2S_2)\left(\dfrac{R_3}{r}\right)^4+\right. \\ \quad \left.2(-2S+S_1-S_2)\left(\dfrac{R_3}{r}\right)^2\right]\cos2\theta \\ (\sigma_{\theta3})_S=\left[-S+(-3S+S_1-2S_2)\left(\dfrac{R_3}{r}\right)^4\right]\cos2\theta \\ (\tau_{r\theta3})_S=\left[-S-(-3S+S_1-2S_2)\left(\dfrac{R_3}{r}\right)^4+\right. \\ \quad \left.(-2S+S_1-S_2)\left(\dfrac{R_3}{r}\right)^2\right]\sin2\theta \end{cases} \tag{12}$$

水泥环区应力表达式：

$$\begin{cases} (\sigma_{r2})_S=\left[-n_1-n_2\left(\dfrac{R_2}{r}\right)^4-2n_4\left(\dfrac{R_2}{r}\right)^2\right]\cos2\theta \\ (\sigma_{\theta2})_S=\left[n_1+n_2\left(\dfrac{R_2}{r}\right)^4+2n_3\left(\dfrac{r}{R_2}\right)^2\right]\cos2\theta \\ (\tau_{r\theta2})_S=\left[n_1-n_2\left(\dfrac{R_2}{r}\right)^4+n_3\left(\dfrac{r}{R_2}\right)^2-n_4\left(\dfrac{R_2}{r}\right)^2\right]\sin2\theta \end{cases} \tag{13}$$

套管区应力表达式：

$$\begin{cases} (\sigma_{r1})_S=\left[-k_1-k_2\left(\dfrac{R_1}{r}\right)^4-2k_4\left(\dfrac{R_1}{r}\right)^2\right]\cos2\theta \\ (\sigma_{\theta1})_S=\left[k_1+k_2\left(\dfrac{R_1}{r}\right)^4+2k_3\left(\dfrac{r}{R_1}\right)^2\right]\cos2\theta \\ (\tau_{r\theta1})_S=\left[k_1-k_2\left(\dfrac{R_1}{r}\right)^4+k_3\left(\dfrac{r}{R_1}\right)^2-k_4\left(\dfrac{R_1}{r}\right)^2\right]\sin2\theta \end{cases} \tag{14}$$

式(13)、式(14)中 n_1、n_2、n_3、n_4、k_1、k_2、k_3、k_4 为中间变量。式(12)—式(14)中参数由边界应力载荷 S_1、S_2、S_3、S_4 确定，存在关系式：

$$\begin{cases} S_1=-n_1-m_2^4n_2-2m_2^2n_4 \\ S_2=n_1-m_2^4n_2+\dfrac{n_3}{m_2^2}-m_2^2n_4 \\ S_3=-n_1-n_2-2n_4 \\ S_4=n_1-n_2+n_3-n_4 \end{cases} \tag{15}$$

$$\begin{cases} S_3=-k_1-m_1^4k_2-2m_1^2k_4 \\ S_4=k_1-m_1^4k_2+\dfrac{k_3}{m_1^2}-m_1^2k_4 \\ 0=-k_1-k_2-2k_4 \\ 0=k_1-k_2+k_3-k_4 \end{cases} \tag{16}$$

式(15)、式(16)是 2 个线性方程组，若边界应力载荷 S_1—S_4 已知，则可以获得 n_1—n_4、k_1—k_4 的值，即可求得应力场。式(9)—式(16)实际上是将原问题的边界条件转换为求解应力 S_1—S_4，只需求得边界应力载荷 S_1—S_4，反代入式(13)、式(14)，即可求得应力

场。对应力载荷 S_1—S_4 的求解需要用到位移连续条件:

$$\begin{cases} r = R_2, \quad \mu_{r1} = \mu_{r2}, \quad \mu_{\theta 1} = \mu_{\theta 2} \\ r = R_3, \quad \mu_{r2} = \mu_{r3}, \quad \mu_{\theta 2} = \mu_{\theta 3} \end{cases} \tag{17}$$

将位移连续条件式(17)代入式(10),经过变换和化简后得到线性方程组:

$$\begin{cases} a_{11}S_1 + a_{12}S_2 + a_{13}S_3 + a_{14}S_4 = 0 \\ a_{21}S_1 + a_{22}S_2 + a_{23}S_3 + a_{24}S_4 = 0 \\ a_{31}S_1 + a_{32}S_2 + a_{33}S_3 + a_{34}S_4 = 0 \\ a_{41}S_1 + a_{42}S_2 + a_{43}S_3 + a_{44}S_4 = \dfrac{8S(\upsilon_3^2-1)(m_2^2-1)^3E_2}{(1+\upsilon_2)E_3} \end{cases} \tag{18}$$

求解线性方程组式(18),即可得到载荷 S_1—S_4,式(18)中系数表达式为:

$$\begin{cases} a_{11} = 12(\upsilon_2-1)m_2^4 + 4(\upsilon_2-1)m_2^2 \\ a_{12} = -12(\upsilon_2-1)m_2^4 + 4(\upsilon_2-1)m_2^2 \\ a_{13} = (3-4\upsilon_2)m_2^6 + 3(5-4\upsilon_2)m_2^4 - 3m_2^2 + 1 + \dfrac{(1+\upsilon_1)(m_2^2-1)^3E_2}{(1+\upsilon_2)(m_1^2-1)^3E_1}[m_1^6 - 3m_1^4 + 3(5-4\upsilon_1)m_1^2 + (3-4\upsilon_1)] \\ a_{14} = (3-4\upsilon_2)m_2^6 + 3(4\upsilon_2-3)m_2^4 - 3m_2^2 + 1 + \dfrac{(1+\upsilon_1)(m_2^2-1)^3E_2}{(1+\upsilon_2)(m_1^2-1)^3E_1}[m_1^6 - 3m_1^4 + 3(4\upsilon_1-3)m_1^2 + (3-4\upsilon_1)] \end{cases} \tag{19}$$

$$\begin{cases} a_{21} = (7-4\upsilon_2)m_2^4 + 2(3-2\upsilon_2)m_2^2 + 11 - 8\upsilon_2 \\ a_{22} = -(7-4\upsilon_2)m_2^4 + (4\upsilon_2-5)m_2^2 \\ a_{23} = -2m_2^6 + 8(\upsilon_2-1)m_2^4 + 2(2\upsilon_2-5)m_2^2 + 4(\upsilon_2-1) + \dfrac{(1+\upsilon_1)(m_2^2-1)^3E_2}{(1+\upsilon_2)(m_1^2-1)^3E_1}[(4\upsilon_1-3)m_1^6 + (4\upsilon_1-7)m_1^4 + (8\upsilon_1-5)m_1^2 - 1] \\ a_{24} = (7-4\upsilon_2)m_2^2 + (5-4\upsilon_2) + \dfrac{(1+\upsilon_1)(m_2^2-1)^3E_2}{(1+\upsilon_2)(m_1^2-1)^3E_1}[(3-4\upsilon_1)m_1^6 + (7-4\upsilon_1)m_1^4 - 3m_1^2 + 1] \end{cases} \tag{20}$$

$$\begin{cases} a_{31} = -m_2^6 + 3m_2^4 + 3(4\upsilon_2-5)m_2^2 + (4\upsilon_2-3) + \dfrac{(1+\upsilon_3)(m_2^2-1)^3E_2}{(1+\upsilon_2)E_3} \\ a_{32} = -m_2^6 + 3m_2^4 + 3(3-4\upsilon_2)m_2^2 + (4\upsilon_2-3) + \dfrac{(1+\upsilon_3)(m_2^2-1)^3E_2}{(1+\upsilon_2)E_3} \\ a_{33} = 4(1-\upsilon_2)m_2^4 + 12(1-\upsilon_2)m_2^2 \\ a_{34} = 4(1-\upsilon_2)m_2^4 - 12(1-\upsilon_2)m_2^2 \end{cases} \tag{21}$$

$$\begin{cases} a_{41} = (3-4\upsilon_2)m_2^6 + (7-4\upsilon_2)m_2^4 + (5-8\upsilon_2)m_2^2 + 1 + \dfrac{(4\upsilon_2-3)(1+\upsilon_3)(m_2^2-1)^3E_2}{(1+\upsilon_2)E_3} \\ a_{42} = -(3-4\upsilon_2)m_2^6 - (7-4\upsilon_2)m_2^4 + 3m_2^2 - 1 - \dfrac{(4\upsilon_2-3)(1+\upsilon_3)(m_2^2-1)^3E_2}{(1+\upsilon_2)E_3} \\ a_{43} = 8(\upsilon_2-1)m_2^6 + 4(\upsilon_2-1)m_2^4 + 4(\upsilon_2-1)m_2^2 \\ a_{44} = 4(1-\upsilon_2)m_2^4 + 4(1-\upsilon_2)m_2^2 \end{cases} \tag{22}$$

因此求解 B 类边界条件的思路为:首先根据基础数据求解式(18),获得套管和水泥环的应力载荷 S_1—S_4;然后将 S_1—S_4 代入式(15)、式(16),获得系数 n_1—n_4、k_1—k_4 的值;再将所得系数代入式(12)—式(14),得到各个部分的应力场。

1.2.3　垂向地应力引起的应力场

根据广义平面应变基本假设,垂向应力表示为:

$$\begin{cases} (\sigma_{z1})_{\mathrm{V}} = \upsilon_1(\sigma_{r1} + \sigma_{\theta 1}) \\ (\sigma_{z2})_{\mathrm{V}} = \upsilon_2(\sigma_{r2} + \sigma_{\theta 2}) \\ (\sigma_{z3})_{\mathrm{V}} = \sigma_{\mathrm{V}} - \upsilon_3(\sigma_{\mathrm{H}} + \sigma_{\mathrm{h}}) + \upsilon_3(\sigma_{r3} + \sigma_{\theta 3}) \end{cases} \tag{23}$$

1.3　井筒周围应力场

对于考虑下套管、注水泥的煤层气井,其井筒周围应力场可由井筒内流体压力、平均地应力、偏差地应力、垂向地应力引起的应力场叠加而成:

$$\begin{cases} \sigma_{ri} = (\sigma_{ri})_{\mathrm{p}} + (\sigma_{ri})_{\sigma} + (\sigma_{ri})_{\mathrm{S}} \\ \sigma_{\theta i} = (\sigma_{\theta i})_{\mathrm{p}} + (\sigma_{\theta i})_{\sigma} + (\sigma_{\theta i})_{\mathrm{S}} \\ \sigma_{zi} = (\sigma_{zi})_{\mathrm{v}} \\ \tau_{r\theta i} = (\tau_{r\theta i})_{\mathrm{S}} \\ \tau_{\theta zi} = 0 \\ \tau_{rzi} = 0 \end{cases} \tag{24}$$

式(24)中井周应力场是由套管区、水泥环区、煤层区 3 个部分构成,3 个区域的应力场有明显的差异,不进行区分会使得井周应力场计算出现较大偏差。

1.4　模型对比分析

传统煤层计算井周应力场时,表征井筒内径的参数 r 存在明显的模糊性,即 r 的物理意义不明确,取值的人为主观性强。传统的井周应力场计算模型是针对裸眼完井情况下成立的,其 r 的取值表明井筒的内径不存在模糊性。但在煤层射孔完井情况下,传统模型未考虑到套管、水泥环的存在,引用该模型则会造成 r 取值不明确的现象。若从压裂液作用的位置看,r 可取值为套管内径;若忽略套管水泥环的存在并考虑到煤层垮塌引起井径扩大,r 可取值为扩大后的煤层内径。前一种情况忽略了套管、水泥环较煤层硬,会引起应力集中的影响;后一种情况相当于压裂液直接作用于煤层,与实际情况不符。因此,r 取值的不确定性会

造成井筒周围应力场计算的偏差，而本文所建立的井筒周围应力场计算新模型将套管、水泥环考虑在内，避免了这种人为不确定性的情况发生。

以云南地区 X 井为例，计算在实际煤层内壁处的应力分布，其基本参数见表 1。

表 1 基础参数

Table 1 Basic parameters

参 数	数 值
水平最大地应力/MPa	20.5
水平最小地应力/MPa	18.8
垂向地应力/MPa	25.4
井筒流体压力/MPa	10
套管内径/mm	124.3
套管外径/mm	139.7
煤层内径/mm	291
煤弹性模量/GPa	3.2
岩石泊松比	0.35
套管弹性模量/GPa	210
套管泊松比	0.21
水泥环弹性模量/GPa	10
水泥环泊松比	0.25

图 3 比较了本文模型和在套管内径处取值的传统模型、在煤层内径处取值的传统模型，在实际煤层内壁处计算所得的应力分布结果。关于周向应力，运用本文模型、在套管内径取值的传统模型、在煤层内壁取值的传统模型，3 种模型计算结果依次递增，最大差值可达 15.7 MPa；关于径向应力，运用本文模型、在套管内径取值的传统模型、在煤层内壁取值的传统模型，3 种模型计算结果依次递减，最大差值可达 13.5 MPa；而 3 种模型计算所得的垂向应力相差不大。

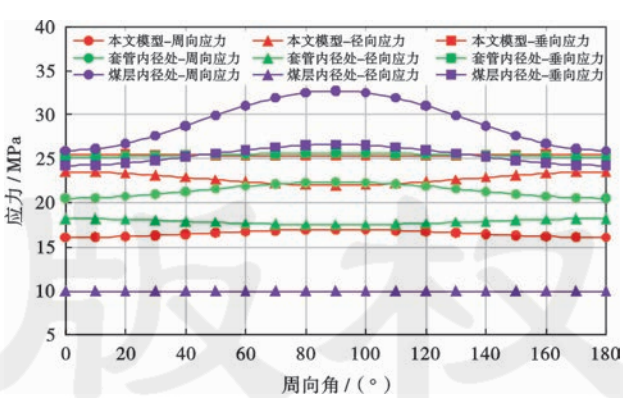


图 3 不同模型在煤层内壁处应力计算结果对比

Fig. 3 Comparison in stress calculation results of different models on the inner wall of coal seam

图 3 是煤层内壁处的应力分布状况差异，事实上由于套管、水泥较煤层硬，在地层中将引起应力集中，传统模型在该部分区域计算所得的应力场将明显失真。

由图 4 可见，无论是 0°还是 90°周向角，径向应力在套管区域会有较大应力集中，而传统模型并不能描述出该现象，两者最大计算偏差可达 11.2 MPa，这充分说明了本文模型在计算井筒周围应力场上较传统模型更具优越性。

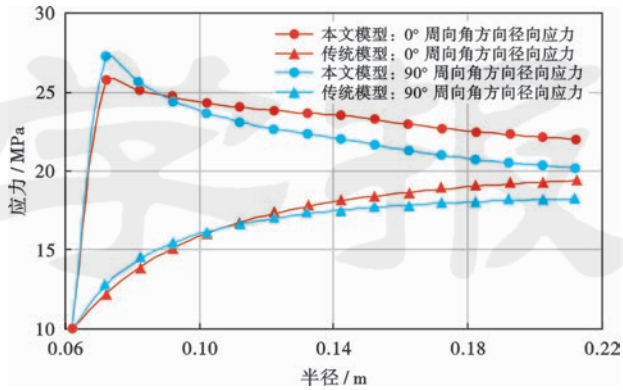


图 4 两种模型不同位置应力计算结果对比

Fig. 4 Comparison in stress calculation results of two models at different positions

2 射孔孔周围应力场

将井筒周围应力场当作原地应力处理，结合射孔内流体压力、压裂液滤失效应，三者叠加得到射孔孔周应力场。煤层区射孔壁面应力分布为[22]：

$$\begin{cases}\sigma_{s3} = p_w - \phi(p_w - p_p)\\ \sigma_{\varphi 3} = -p_w + (\sigma_{\theta 3} + \sigma_{z3}) - 2(\sigma_{\theta 3} - \sigma_{z3})\cos 2\varphi + \left[\dfrac{\alpha(1-2\upsilon_3)}{(1-\upsilon_3)} - \phi\right](p_w - p_p)\\ \sigma_{zz3} = \sigma_{r3} - 2\upsilon_3(\sigma_{\theta 3} - \sigma_{z3})\cos 2\varphi + \left[\dfrac{\alpha(1-2\upsilon_3)}{(1-\upsilon_3)} - \phi\right](p_w - p_p)\\ \tau_{zz\varphi 3} = 2\tau_{r\theta 3}\sin\varphi\\ \tau_{sz3} = 0\\ \tau_{szz3} = 0\end{cases} \tag{25}$$

由于式(25)中 $\tau_{zz\varphi 3}$ 不为零，故 $\sigma_{\varphi 3}$ 和 σ_{zz3} 不是 $\sigma-zz$ 平面的主应力。主应力为：

$$\begin{cases}\sigma_1 = \sigma_{s3}\\ \sigma_2 = \dfrac{1}{2}\left[(\sigma_{\varphi 3} + \sigma_{zz3}) + \sqrt{(\sigma_{\varphi 3} - \sigma_{zz3})^2 + 4\tau_{zz\varphi 3}^2}\right]\\ \sigma_3 = \dfrac{1}{2}\left[(\sigma_{\varphi 3} + \sigma_{zz3}) - \sqrt{(\sigma_{\varphi 3} - \sigma_{zz3})^2 + 4\tau_{zz\varphi 3}^2}\right]\end{cases} \tag{26}$$

3 破裂判据

对于煤层气直井，水泥环的抗拉、抗剪切强度比煤岩大得多，实际压裂施工时也极少从水泥环破裂，讨论

水泥环破裂的工程实际意义不大,因而可能的破裂位置应在煤层射孔孔眼壁面处或者煤岩射孔壁面割理处。对这 2 种位置下的各种破裂模式进行分析。

煤岩沿本体张性破裂的破裂准则为:

$$\sigma_3 - \alpha p_p \leqslant -\sigma_t \tag{27}$$

煤层普遍发育的面割理和端割理是可能的破裂位置,有张性破裂和剪切破裂 2 种情况。割理张性破裂的判定准则为[23]:

$$\sigma_n - \alpha p_p \leqslant -p_t \tag{28}$$

正应力表达式为:

$$\sigma_n = \sigma_1 \cos^2\beta_1 + \sigma_2 \cos^2\beta_2 + \sigma_3 \cos^2\beta_3 \tag{29}$$

β_i 的求取方法可参见文献[24]。假设割理面满足 Mohr-Coulomb 准则,当割理面上的剪切应力达到其抗剪强度时,割理发生剪切破裂:

$$\sigma_1 - \sigma_3 \geqslant \frac{2(C + \mu\sigma_3)}{\sin 2\beta_1 (1 - \mu \cot\beta_1)} \tag{30}$$

笔者介绍了 3 种破裂准则,实际的破裂模式为这 3 种中破裂压力较小的一个。由于破裂压力是井底流压和位置的函数,可采用提高井底流压的试算法进行计算。一旦煤岩满足破裂准则发生破裂,此时的流压即为破裂压力。

4　计算实例

4.1　模型检验

运用表 1 数据,补充数据:煤抗拉强度为 1.6 MPa;煤层割理走向为 30°;割理倾角为 90°;割理抗拉强度为 0.9 MPa;割理内聚力为 2.5 MPa;内摩擦系数为 0.8;多孔弹性系数 α 为 0.95。运用本文建立的破裂压力计算模型,对比各个破裂模式下的破裂压力大小。

由图 5 可知,3 种破裂模式随着射孔周向角增加,大体上都表现出增—减—增的趋势。对于本体破裂,在 90°射孔周向角(最小水平主应力方向)下,破裂压力最大。对于张性破裂,其变化规律和本体破裂基本一致,但由于割理的存在,使得取最大破裂压力时的射孔周向角有所变动。射孔周向角为 150°～170°时,本体破裂和割理张性破裂的破裂压力相近,2 种破裂模式同时发生。对于剪切破裂,在射孔周向角为 50°—70°的区域内破裂压力急剧增加,说明在该角度范围内实际情况剪切破坏不会发生。

对于沿最大水平主应力方向射孔的煤层气井,破裂压力应为 3 种模式下的最小值。算例中,该情况下为煤岩本体破裂,破裂压力为 17.3 MPa。依据该井压裂施工数据,实际施工破裂压力为 16.2 MPa,本文模型预测误差在 7%之内,满足工程设计要求,验证了模型的正确性。

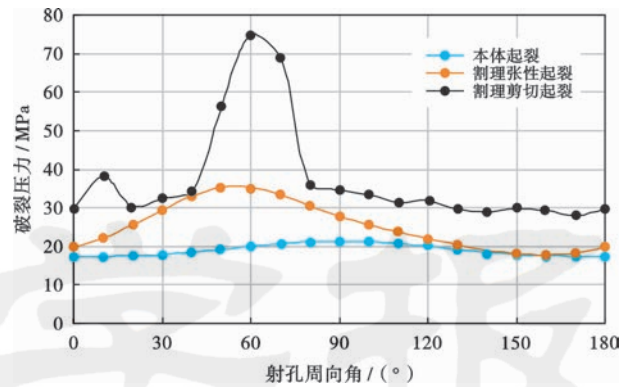


图 5　三种破裂模式计算破裂压力对比

Fig. 5　Comparison in breakdown pressure calculated by three kinds of fracture models

4.2　本体破裂分析

对比本体破裂下本文模型、传统模型在套管内径处取值、传统模型在煤层内径处取值 3 种不同情况下破裂压力(图 6)。

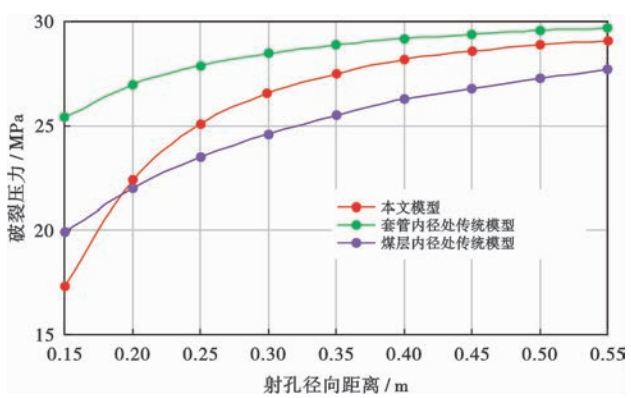


图 6　三种情况本体破裂压力对比

Fig. 6　Breakdown pressure contrast of three models

在横向上,3 种情况下均呈现出随着射孔径向距离的增加、破裂压力增加但增速放缓,且破裂压力趋近一个定值的规律,这可以解释为径向距离的增加使得井筒的影响减弱。实际煤岩破裂位置应是破裂压力最小值的点,因此煤岩应在射孔基部破裂。

纵向对比 3 种情况的差异可以发现,在射孔基部,本文模型破裂压力(17.3 MPa)较其他 2 种情况(19.9 MPa、25.4 MPa)低,可见前期井周应力场计算结果的差异对破裂压力计算会产生较大的影响。

4.3　割理张性破裂

割理裂隙发育是煤层的一个重要特征,研究割理位置与射孔方位间的相对位置对破裂压力的影响具有重要的工程指导意义。图 7 为当射孔方向和水平最大主应力方向都沿着正北方向时,割理走向和倾角对破裂压力的影响关系。

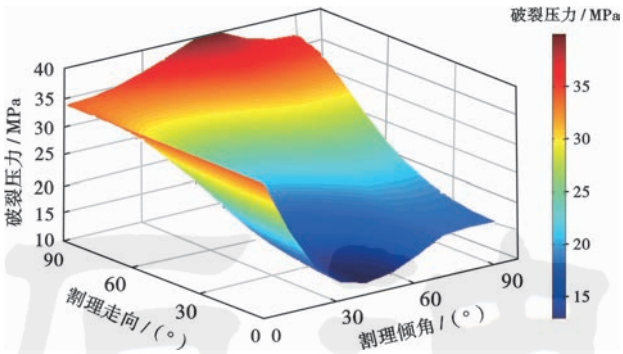


图 7 割理走向和倾角对破裂压力的影响

Fig. 7 Influence of fracture direction and dip angle on breakdown pressure

由图 7 可知，当割理走向一定时，随着割理倾角的增大，破裂压力先降低、后增加，并且变化幅度随着割理走向增加而减小。如当 0°走向时，0°—30°—60°—90°割理倾角对应的破裂压力为 33.6 MPa—13.5 MPa—15.0 MPa—17.7 MPa，最大差值为 20.1 MPa；而当 60°走向时，破裂压力变化为 33.6 MPa—23.5 MPa—26.2 MPa—27.6 MPa，最大差值为 10.1 MPa。当割理倾角一定时，破裂压力随着割理走向的增加而增加，并且变化幅度随着割理倾角增大而增大。如当 30°倾角时，0°—30°—60°—90°割理走向对应的破裂压力为 13.5 MPa—15.8 MPa—23.5 MPa—36.2 MPa，最大差值为 22.7 MPa；而当 90°倾角时，破裂压力变化为 17.7 MPa—19.8 MPa—27.6 MPa—36.3 MPa，最大差值为 18.6 MPa。

割理在中低走向(0°—60°)、中等倾角(30°—60°)的情况下，破裂压力有最小值区域，该情况下最适合割理张性破裂；而割理在较高走向(70°—90°)下，破裂压力普遍较高，当 90°走向、45°倾角时，最大值为 40.2 MPa。

煤层的割理一般具有较高的倾角，图 8 表明了在 90°割理倾角下，射孔周向角、割理走向对破裂压力的影响关系。在中、低射孔周向角时，随着割理走向的增加，破裂压力先增加、后减少；而在高射孔周向角时，随着割理走向的增加，破裂压力先减小、后增加。如在 30°射孔周向角下，割理走向为 0°—90°—180°，对应的破裂压力为 21.3 MPa—25.9 MPa—21.3 MPa；而在 90°射孔周向角下，破裂压力变化为 35.1 MPa—19.4 MPa—35.1 MPa。

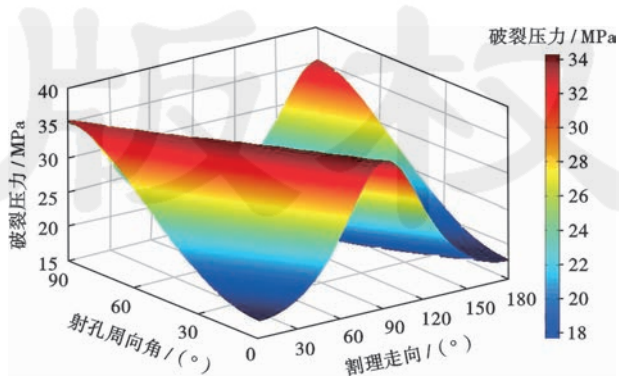


图 8 射孔周向角和割理走向对破裂压力的影响

Fig. 8 Influence of perforation circumferential angle and the fracture direction on breakdown pressure

4.4 割理剪切破裂

地应力差对于剪切破裂有着重要的影响。图 9 表明了 3 种破裂模式下，地应力差对破裂压力的影响。其地应力取值为最大水平主应力为 20.5 MPa，最小水平主应力则以 0.5 MPa 为单位，从 20.5 MPa 递减到 15.5 MPa。

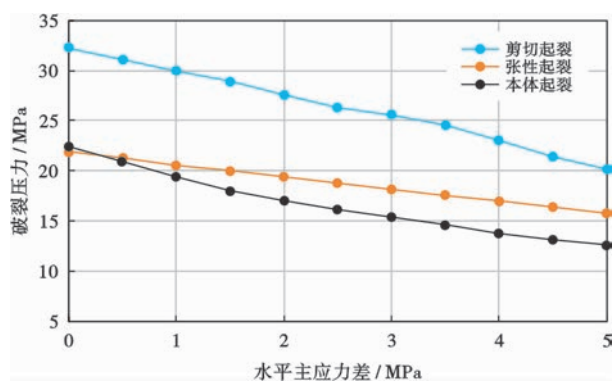


图 9 水平地应力差对破裂压力的影响

Fig. 9 Influence of horizontal stress difference on breakdown pressure

从图 9 可知，3 种破裂模式下，破裂压力随着地应力差的增加几乎呈现线性递减的趋势，递减速度由高到低分别是剪切破裂、本体破裂、张性破裂。随着地应力差的增加，剪切破裂的破裂压力与其他 2 种破裂模式下的破裂压力之差减少。例如当水平地应力差为 0 MPa 时，剪切破裂的破裂压力与张性破裂的破裂压力之差为 9.8 MPa；而当水平地应力差为 5 MPa 时，该差值减小到 4.4 MPa。因此，地应力差增加利于剪切起裂。当地应力差较小时，剪切破裂的破裂压力较高，剪切破裂不易发生。

5 结 论

(1) 在套管水泥环区，用新模型计算的井周应力场较传统模型计算结果偏高，这解释了由于套管、水泥环引起的应力集中效应；解决了传统模型中井筒半径取值不明的问题，修正了井周应力场计算结果。

(2) 对于云南地区 X 井，沿着最大水平主应力方向射孔时，煤层更容易本体破裂；射孔方向在一定角度内，本体破裂和割理张性破裂同时发生。

（3）在射孔基部区域，模型计算的破裂压力比传统模型低，而随着径向距离的增加，2 种模型计算的破裂压力趋于一致，这是近井带应力影响降低的结果。

（4）割理中等走向和倾角时，张性破裂压力较低；割理高走向和倾角时，张性破裂压力较高。地应力差较大时，有利于剪切破裂；地应力差较小时，剪切破裂不易发生。

符号注释：p_w—井筒内流体压力，MPa；σ—平均地应力，MPa；S—偏差地应力，MPa；σ_H—水平最大地应力，MPa；σ_h—水平最小地应力，MPa；σ_r—径向应力，MPa；$\tau_{r\theta}$—在 $r-\theta$ 平面上的剪切应力，MPa；θ—井筒周向角，(°)；r—地层某点与井筒中心的距离，m；$(\sigma_{ri})_p$—某点的径向应力，MPa；$(\sigma_{\theta i})_p$—某点的周向应力，MPa；$(\mu_{ri})_p$—某点的径向位移，m；υ_i—泊松比；E_i—弹性模量，GPa；R_1—套管内半径，m；R_2—套管外半径，m；R_3—水泥环外半径，m；a—圆筒内半径，m；μ_θ—周向位移，m；S_1—水泥环外边界的径向载荷，MPa；S_2—水泥环外边界的切向载荷，MPa；S_3—套管外边界的径向载荷，MPa；S_4—套管外边界的切向载荷，MPa；R—煤层外半径，代表无穷远处，m；m_1—套管内的半径与外半径之比；m_2—水泥环的内半径与外半径之比；σ_V—垂向地应力，MPa；$(\sigma_{zi})_V$—某点的垂向应力，MPa；$\tau_{\theta zi}$—某点在 $\theta-z$ 平面上的剪切应力，MPa；τ_{rzi}—某点在 $r-z$ 平面上的剪切应力，MPa；σ_{s3}—射孔壁面径向应力，MPa；$\sigma_{\varphi 3}$—射孔壁面周向应力，MPa；σ_{zz3}—射孔壁面垂向应力，MPa；$\sigma_{zz\varphi 3}$—射孔壁面在 $zz-\varphi$ 平面上的剪切应力，MPa；$\tau_{s\varphi 3}$—射孔壁面在 $s-\varphi$ 平面上的剪切应力，MPa；τ_{szz3}—射孔壁面在 $s-zz$ 平面上的剪切应力，MPa；ϕ—煤层孔隙度；p_p—煤层孔隙压力，MPa；φ—射孔壁面某点径向与水平面的夹角，(°)；α—煤层多孔弹性系数；σ_3—射孔壁面最大拉应力，MPa；σ_t—煤岩抗张强度，MPa；σ_n—作用于割理上的正应力，MPa；p_t—割理面抗拉强度，MPa；β_i—割理面法线与主应力 σ_i 的夹角，(°)；C—煤岩割理内聚力，MPa；μ—煤岩割理内摩擦系数；下标 i 取值为 1，2，3 分别表示套管、水泥环和煤层。

参　考　文　献

[1] 秦勇，申建. 论深部煤层气基本地质问题[J]. 石油学报，2016，37(1)：125-136.
QIN Yong，SHEN Jian. On the fundamental issues of deep coalbed methane geology[J]. Acta Petrolei Sinica，2016，37(1)：125-136.

[2] HUBBERT M K，WILLIS D G. Mechanics of hydraulic fracturing[J]. Petroleum Transactions. AIME，1957，210：153-168.

[3] HAIMSON B，FAIRHURST C. Initiation and extension of hydraulic fractures in rocks[J]. Society of Petroleum Engineers Journal，1967，7(3)：310-318.

[4] 黄荣樽. 地层破裂压力预测模式的探讨[J]. 华东石油学院学报，1984(4)：335-347.
HUANG Rongzun. A model for predicting formation fracture pressure[J]. Journal of East China Petroleum Institute，1984(4)：335-347.

[5] 陈勉，陈治喜，黄荣樽. 大斜度井水压裂缝起裂研究[J]. 石油大学学报：自然科学版，1995，19(2)：30-35.
CHEN Mian，CHEN Zhixi，HUANG Rongzun. Hydraulic fracturing of hiohly deviated wells[J]. Journal of the University of Petroleum，China：Edition of Natural Science，1995，19(2)：30-35.

[6] 李传亮，孔祥言. 油井压裂过程中岩石破裂压力计算公式的理论研究[J]. 石油钻采工艺，2000，22(2)：54-56.
LI Chuanliang，KONG Xiangyan. A theoretical study on rock breakdown pressure calculation equations of fracturing process [J]. Oil Drilling & Production Technology，2000，22(2)：54-56.

[7] 练章华，张先普，赵国珍，等. 岩石、水泥环、套管互作用的粘弹塑性有限元力学模型[J]. 西南石油学院学报，1994，16(2)：97-103.
LIAN Zhanghua，ZHANG Xianpu，ZHAO Guozhen，et al. Visco-elastic-plastic finite element mechanics models of interaction of rock，cement ring and casing[J]. Journal of Southwest Petroleum Institute，1994，16(2)：97-103.

[8] 邓金根，王康平，黄荣樽，等. 油井套管、水泥环组合体抗非均匀围岩外载的强度特性[J]. 岩石力学与工程学报，1994，13(2)：160-167.
DENG Jin'gen，WANG Kangping，HUANG Rongzun，et al. Collapse resistance of oil well casing-cement mantle combinatiton subjectedto non-uniform loading by rock creep[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，1994，13(2)：160-167.

[9] 李军，陈勉，柳贡慧，等. 套管、水泥环及井壁围岩组合体的弹塑性分析[J]. 石油学报，2005，26(6)：99-103.
LI Jun，CHEN Mian，LIU Gonghui，et al. Elastic-plastic analysis of casing-concrete sheath-rock combination [J]. Acta Petrolei Sinica，2005，26(6)：99-103.

[10] 李勇，刘硕琼，王兆会. 水泥环厚度及力学参数对其应力的影响[J]. 石油钻采工艺，2010，32(4)：37-40.
LI Yong，LIU Shuoqiong，WANG Zhaohui. Effect of cement thickness and its mechanical parameters on cement stress[J]. Oil Drilling & Production Technology，2010，32(4)：37-40.

[11] 刘奎，王宴滨，高德利，等. 页岩气水平井压裂对井筒完整性的影响[J]. 石油学报，2016，37(3)：406-414.
LIU Kui，WANG Yanbin，GAO Deli，et al. Effects of hydraulic fracturing on horizontal wellbore for shale gas[J]. Acta Petrolei Sinica，2016，37(3)：406-414.

[12] 马天寿，陈平，王旭东，等. 页岩气储层井周孔隙压力传递数值分析方法[J]. 石油学报，2016，37(5)：660-671.
MA Tianshou，CHEN Ping，WANG Xudong，et al. Numerical analysis method of pore pressure propagation around the borehole for shale gas reservoirs[J]. Acta Petrolei Sinica，2016，37(5)：660-671.

[13] 李勇，陈瑶，靳建洲，等. 页岩气井体积压裂条件下的水泥环界面裂缝扩展[J]. 石油学报，2017，38(1)：105-111.

LI Yong, CHEN Yao, JIN Jianzhou, et al. Cement ring interface crack propagation under volume fracturing in shale gas well[J]. Acta Petrolei Sinica, 2017, 38(1): 105-111.

[14] 李玉伟, 艾池. 煤层气直井水力压裂裂缝起裂模型研究[J]. 石油钻探技术, 2015, 43(4): 83-90.
LI Yuwei, AI Chi. Hydraulic fracturing fracture initiation model for a vertical CBM well[J]. Petroleum Drilling Techniques, 2015, 43(4): 83-90.

[15] 张广清, 陈勉, 殷有泉, 等. 射孔对地层破裂压力的影响研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2003, 22(1): 40-44.
ZHANG Guangqing, CHEN Mian, YIN Youquan, et al. Study on influence of perforation on formation fracturing pressure[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003, 22(1): 40-44.

[16] 姜浒, 陈勉, 张广清, 等. 定向射孔对水力裂缝起裂与延伸的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(7): 1321-1326.
JIANG Hu, CHEN Mian, ZHANG Guangqing, et al. Impact of oriented perforation on hydraulic fracture initiation and propagation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(7): 1321-1326.

[17] 刘翔. 垂直射孔井地应力及破裂压力研究[J]. 钻采工艺, 2008, 31(2): 36-38.
LIU Xiang. Study on earth stress and fracturing pressure in vertical perforated wells[J]. Drilling & Production Technology, 2008, 31(2): 36-38.

[18] 朱海燕, 邓金根, 刘书杰, 等. 定向射孔水力压裂起裂压力的预测模型[J]. 石油学报, 2013, 34(3): 556-562.
ZHU Haiyan, DENG Jin'gen, LIU Shujie, et al. A prediction model for the hydraulic fracture initiation pressure in oriented perforation[J]. Acta Petrolei Sinica, 2013, 34(3): 556-562.

[19] 殷有泉, 蔡永恩, 陈朝伟, 等. 非均匀地应力场中套管载荷的理论解[J]. 石油学报, 2006, 27(4): 133-138.
YIN Youquan, CAI Yong'en, CHEN Zhaowei, et al. Theoretical solution of casing loading in non-uniform ground stress field[J]. Acta Petrolei Sinica, 2006, 27(4): 133-138.

[20] 王光钦. 弹性力学[M]. 北京: 中国铁道出版社, 2008.
WANG Guangqin. Elastic mechanics[M]. Beijing: China Railway Publishing House, 2008.

[21] 王敏中, 王炜, 武际可. 弹性力学教程[M]. 北京: 北京大学出版社, 2002: 261-265.
WANG Minzhong, WANG Wei, WU Jike. Elastic mechanics tutorial[M]. Beijing: Peking University Press, 2002: 261-265.

[22] 路艳军. 煤层气储层水力压裂裂缝破裂与延伸机理研究[D]. 成都: 西南石油大学, 2012.
LU Yanjun. Coalbed methane reservoir hydraulic fracturing cracks crack and extension mechanism[D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2012.

[23] 程亮, 卢义玉, 葛兆龙, 等. 倾斜煤层水力压裂起裂压力计算模型及判断准则[J]. 岩土力学, 2015, 36(2): 444-450.
CHENG Liang, LU Yiyu, GE Zhaolong, et al. Initiation pressure calculation model and judgment criterion for hydraulic fracturing of inclined coal seam[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(2): 444-450.

[24] 赵金洲, 任岚, 胡永全, 等. 裂缝性地层水力裂缝张性起裂压力分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(增刊 1): 2855-2862.
ZHAO Jinzhou, REN Lan, HU Yongquan, et al. Hydraulic fracture tensile initiation pressure analysis for fractured formations[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(S1): 2855-2862.

(收稿日期 2017-07-03 改回日期 2018-02-19 编辑 王培玺)

更正

《石油学报》2017 年第 12 期第 1423 页，原文“K—油层有效渗透率，mD；K_h—油层的水平渗透率，mD；K_v—油层的垂直渗透率，mD；$\overline{K}$—油层的平均渗透率，mD”，分别更正为“K—油层有效渗透率，m^2；K_h—油层的水平渗透率，m^2；K_v—油层的垂直渗透率，m^2；$\overline{K}$—油层的平均渗透率，m^2”。

版权所有