

DOI: 10.11779/CJGE202112007

基质-裂隙相互作用对渗透率演化的影响： 考虑基质变形和应力修正

肖智勇¹, 王长盛¹, 王刚^{*1, 2}, 蒋宇静², 于俊红¹

(1. 山东科技大学山东省土木工程防灾减灾重点实验室, 山东 青岛 266590; 2. 山东科技大学矿山灾害预防控制省部共建国家重点实验室培育基地, 山东 青岛 266590)

摘要: 研究煤储层的渗透率对于合理开采煤层气等能源的适用性和可行性都有指导意义。目前, 大量的渗透率模型是基于弹性应变和吸附应变建立。然而, 这些模型在考虑这两种应变时常把基质当作刚性体, 并认为吸附变形完全由裂隙开度调节。在预测渗透率时不仅忽略了基质变形, 还高估了吸附膨胀的影响。为此, 提出了一个新的渗透率模型来预测不同边界条件下的储层渗透率。该模型提出内部膨胀系数 f 来修正基质吸附对裂隙开度及外部应力的影响, 且考虑了有效应力对裂隙和基质的变形行为。为比较基质变形和应力修正对渗透率的影响, 对比不考虑应力修正的模型和不考虑基质本身变形的模型, 用现场数据和实验室数据对不同边界条件下 3 种渗透率模型进行验证。结果表明: 应力修正在单轴应变条件时对渗透率演化的影响更加显著, 且不考虑应力修正和基质本身变形的模型所得的内部膨胀系数 f 较大。最后, 进一步将新模型和 4 种经典模型进行比较, 再次说明了新模型的优越性。

关键词: 煤层; 渗透率; 基质裂隙相互作用; 应力修正; 基质本身变形; 内部膨胀系数

中图分类号: TU43 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2021)12-2209-11

作者简介: 肖智勇(1997—), 男, 湖北襄阳人, 博士研究生, 主要从事非常规储层裂隙岩体渗流理论与工程方面的科研工作。E-mail: xzyfly3_sdut@163.com。

Influences of matrix-fracture interaction on permeability evolution: considering matrix deformation and stress correction

XIAO Zhi-yong¹, WANG Chang-sheng¹, WANG Gang^{1, 2}, JIANG Yu-jing², YU Jun-hong¹

(1. Shandong Provincial Key Laboratory of Civil Engineering Disaster Prevention and Mitigation, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 2. State Key Laboratory of Mining Disaster Prevention and Control Co-founded by Shandong Province and the Ministry of Science and Technology, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China)

Abstract: Studying the permeability of coal seam is of guiding significance for the applicability and feasibility of rational mining of coalbed methane and other energy sources. A large number of current permeability models are established based on the elastic and adsorption strains. However, these models often treat the matrix as a rigid body and assume that the adsorption deformation is fully regulated by the fracture aperture when considering these two strains. The matrix deformation is neglected in predicting permeability, and the effect of adsorption swelling is also overestimated. Therefore, a new permeability model is proposed to predict reservoir permeability under different boundary conditions. The model proposes an internal expansion coefficient f to correct the effects of matrix adsorption on fracture aperture and external stress, and considers the deformation behavior of the fracture and matrix under the effective stress. To compare the effects of matrix deformation and stress correction on permeability, the three models for permeability under different boundary conditions are validated through the field data and laboratory data by comparing the model without considering stress correction and the model without considering the deformation of the matrix itself. The results show that the stress correction has a more significant effect on the permeability evolution under uniaxial strain, and that the model without consideration of both the stress correction and the deformation of the matrix will obtain higher internal expansion coefficient f . Finally, the proposed model is further compared with four classical models to illustrate again its superiority.

Key words: coal seam; permeability; matrix-fracture interaction;

stress correction; matrix deformation; internal expansion coefficient

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(52079077); 中国博士后科学基金项目(2019M662402)

收稿日期: 2021-01-25

*通信作者(E-mail:wanggang1110@gmail.com)

0 引言

随着全球经济的迅速发展，人类对能源的需求日益增加。煤层气作为一种清洁能源，正逐步取代传统常规能源成为人们生活中必不可少的一部分^[1]。煤是典型的双重孔隙结构，由裂隙系统和基质系统组成。裂隙系统为气体流动的主要通道，基质系统为主要的储气空间。在煤层气开采过程中，气体压力降低将会引起有效应力的增加，从而压缩裂隙来减少储层的采收率。与此同时，煤基质发生解吸，使得基质收缩导致裂隙开度的增加，进而提高采收率^[2]。长期的煤层气开采取决于这种基质-裂隙相互作用^[3-4]。因此，正确认识基质-裂隙相互作用过程对于预测煤层气开采至关重要。

由于煤储层复杂的双重孔隙结构及“低渗透”、“强吸附”的特点，导致煤层渗透率难以预测。目前大量的渗透率模型依据吸附膨胀和有效应力来表征渗透率的演化，这些模型通常认为气体吸附引起的应变完全由裂隙开度闭合所适应。Gray^[5]在渗透率模型建立中首次考虑了煤基质的膨胀和收缩，从而对煤层储层渗透率的动态波动进行了解释。随后，Seidle 等^[6]提出了火柴棍几何模型，概念性地解释了煤渗透率随应力增加而减少这一现象，并在之后的研究中用实验测量了甲烷和二氧化碳的收缩系数，进而推导了与吸附/收缩有关的渗透率模型^[7]。Palmer 等^[8]（P-M 模型）通过直接类比温度对弹性多孔介质的影响，将基质收缩作为储层压力的函数，建立了一种结合有效应力和基质收缩效应计算孔隙体积压缩性和渗透率的理论模型。Shi 等^[9]（S-D 模型）同样采用火柴棍几何模型的概念，在 Gray 模型的基础上认为基质收缩与解吸气体体积而不是等效吸附压力成正比，这一点与 Seidle 等^[7]的观点相同，并在之后提出了一种将解吸气体含量与体积基质应变联系起来的公式，从而更新了渗透率模型^[10]。不同于 S-D 模型的理论推导，Cui 等^[11]（C-B 模型）以 Piceance 盆地煤的等温吸附和体积应变为约束条件，通过实验量化储层压力和气体吸附引起的体积应变对煤层渗透率的影响，建立起一个应力依赖性的渗透率模型。Connell^[12]在现有概念模型的基础上，增加了孔压、围压和吸附应变的独立效应，对渗透率的指数模型进行了扩展。

尽管上述模型对储层渗透率都有较好的预测，但是在研究吸附引起的应变影响时，通常认为基质吸附引起的变形完全挤压裂隙开度，这可能会高估吸附膨胀的影响。Robertson^[13]首先提出运用应变修正系数对模型进行修正，提高了 P-M 模型和 S-D 模型与数据的拟合效果。Liu 等^[14]引入了内部膨胀系数的概

念，在单轴应变和恒定围压条件下建立了一个新的渗透率模型，认为只有部分吸附应变会引起裂隙开度的变形。在此之后，Chen 等^[3]对于膨胀应变效应定义了分配比来考虑基质-裂隙之间的相互作用，从而合理解释了恒定有效应力条件下的渗透率实验。Guo 等^[15]在模型建立中同样认为只有一部分基质变形对裂隙变形有贡献，并定量测试了采用 N₂ 和 CO₂ 测试 Sulcis 煤样的基质变形贡献。Zhou 等^[16]考虑吸附膨胀对裂隙开度的影响时，认为内膨胀系数是个常数，结合变 Klinkenberg 效应和裂隙开度建立起一个新的渗透率模型。Liu 等^[17]重新定义了内部膨胀系数 f ，考虑基质和裂隙之间气体压力的差异来减少评估基质裂隙相互作用时的错误，并对系数 f 的控制机理和影响因素进行了系统的研究。Jiang 等^[18]则系统性的将渗透率模型分为 4 类：①吸附应变只影响裂隙应变；②吸附应变只影响媒体应变；③吸附引起体应变等于裂隙应变；④吸附引起基质应变、裂隙应变和体应变之比为常数，并着重讨论了第④种分类，将经验公式扩展到理论模型，从而明确的考虑了不同应变的影响。

除了基质裂隙相互作用外，应力对储层变形也有很大的影响^[19]。一般认为，煤储层受自身重力、裂隙孔隙压力、基质孔隙压力以及吸附引起的体应力的影响。基质吸附应变一部分造成裂隙开度的变形，其余部分对裂隙煤层的体应变产生影响^[14,17,20]，这导致只有部分吸附变形对体应力产生影响。然而，上述模型忽略了对吸附应力的修正，因此在对储层渗透率进行预测时会产生一定的误差。此外，基质和裂隙在开采过程中是动态变化的^[21]，但前人的模型中常常仅考虑有效应力及吸附膨胀对裂隙开度的影响，把基质当成刚体，忽略了基质本身在有效应力作用下的变形。因此仅考虑裂隙开度变化的渗透率模型难以准确地对储层的渗透率进行预测。

不可否认，之前的研究极大的提高了对于非常规储层气体运移过程的理解。然而，在建立模型预测储层渗透率时仍然存在着一些问题没有解决。在本文中推导了一个新的渗透率模型从 3 个方面去解决这些问题：①同时考虑基质和裂隙的变形，建立一个可以反映煤层气开采过程中动态变化的模型；②采用基质膨胀部分 (f) 造成裂隙开度变化，其余部分 (1-f) 产生煤岩体应变的假设，在传统的应力控制方程吸附项前引入系数 (1-f) 对外部应力进行修正；③考虑基质和裂隙之间的压力差异来减少对基质-裂隙相互作用评估的误差。此外，通过对新模型进行简化，得到仅考虑裂隙开度变化的渗透率模型以及未考虑应力修正的渗透率模型，分别用现场数据和实验室数据在不同边界条件下对这 3 个模型进行相互比较，分析考虑

基质本身变形及应力修正对渗透率演化的影响。并且进一步地将不同边界条件下的新模型与4种传统的模型和考虑内膨胀系数的模型进行比较, 验证了新模型对渗透率数据预测的优越性。

1 模型的建立

在立方定律中, 裂隙的渗透率 k_f 可以用基质宽度 s 和裂隙开度 b 来定义^[22]:

$$k_f = \frac{b^3}{12s} \quad (1)$$

式(1)表示的渗透率计算方式可直接由已知的裂隙开度和基质宽度进行计算, 然而在开采过程中, 由于复杂的应力作用和吸附膨胀, 裂隙开度和基质宽度是动态变化的, 因此为了反映变应力状态下储层真实的渗透率, 将裂隙开度和基质宽度当作变量, 对式(1)进行求导可得如下所示的储层在变应力状态下渗透率的导数表达式:

$$dk_f = k_f \left(\frac{3\Delta b}{b} - \frac{\Delta s}{s} \right) \quad (2)$$

式(2)表明裂隙的渗透率不仅取决于裂隙开度的变化, 基质变形同样会影响渗透率的值。因此只单独考虑裂隙开度的变化, 进而直接利用立方定律得到的渗透率模型在预测储层开采量时会存在一定的误差。下面分别考虑基质和裂隙在有效应力和吸附膨胀作用下产生的变形, 从而建立一个更加精确的储层渗透率模型。

1.1 力学变形

由于煤岩基质的不均质性及致密性, 通常将其理想化为以基质为代表的中、小孔隙和以裂隙为代表的的大孔隙的双重孔隙度介质^[23-24]。由于裂隙和基质的导流能力差异很大, 导致气体在裂隙中的流动远远高于基质内的扩散速率, 进而造成基质和裂隙在相同的外部应力作用下, 承受不同的有效应力^[25]。然而, 在之前的模型中, 尽管认识到基质和裂隙中不同的孔隙压力, 却往往忽略基质本身的力学变形^[17]。本文将裂隙开度和基质宽度视为变量, 在模型建立中同时考虑基质和裂隙在力学作用下产生的变形, 假设基质和裂隙压缩为负, 膨胀为正, 则基质产生的力学变形可由有效应力原理和胡克定律得到

$$\Delta s_e = \frac{-s\Delta\sigma'_m}{K_m} = -\frac{s(\Delta\sigma - \alpha\Delta p_m)}{K_m} \quad (3)$$

式中, Δs_e 为基质在有效应力作用下产生的变形, σ'_m 为基质承受的有效应力, K_m 为基质的体积模量, σ 为外部应力, p_m 为基质内的孔隙压力, α 定义为基质的Biot系数,

$$\alpha = 1 - \frac{K}{K_m} \quad (4)$$

式中 K 为煤块的体积模量, $K=E/3(1-2\nu)$; E 为弹性模量, ν 为泊松比。同理裂隙在有效应力作用下产生的变形为

$$\Delta b_e = \frac{-b\Delta\sigma'_f}{K_f} = -\frac{b(\Delta\sigma - \beta\Delta p_f)}{K_f} \quad (5)$$

其中, σ'_f 为裂隙承受的有效应力, K_f 为裂隙的体积模量, p_f 为裂隙内的孔隙压力, β 为裂隙的Biot系数,

$$\beta = 1 - \frac{K_f}{K_m} \quad (6)$$

1.2 吸附产生的变形

煤岩作为一种双重孔隙介质, 吸附只发生在基质中^[26]。由于裂隙中的破碎岩屑和压裂液中的支撑剂影响, 典型的裂隙包括两个表面接触的粗糙区, 如图1(a)所示, 并不能将基质块完全分割开来^[3,17,27]。由朗缪尔等温吸附理论可计算出基质的吸附变形为

$$\Delta s_s = s\Delta\varepsilon_s = s\varepsilon_L \frac{p_L(p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \quad (7)$$

式中, ε_s 为吸附引起的体积应变, ε_L 为朗缪尔体积应变常数, 定义为孔隙压力为无穷大时的吸附应变, p_L 为朗缪尔压力, 定义为测量的体积应变为 $0.5\varepsilon_L$ 时的孔隙压力, p_{m0} 为初始的基质孔隙压力。

假设基质膨胀是各向同性的, 且只有部分吸附应变对裂隙开度造成影响, 则由于基质吸附变形造成的裂隙开度变化可由下式计算:

$$\Delta b_s = -f\Delta s_s = -fs\varepsilon_L \frac{p_L(p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \quad (8)$$

式中, f 为内部膨胀系数, 认为是一个变量, 随着不同的储层取值不同, 取值为 $0\sim 1$ 。

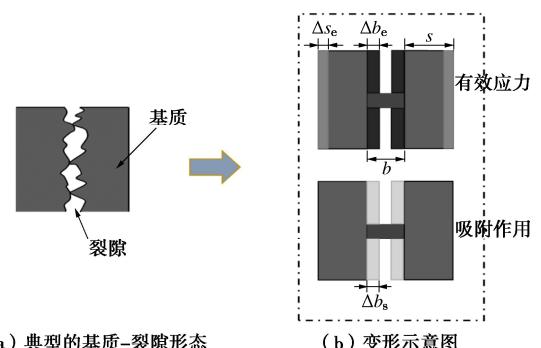


图1 基质和裂隙的相关关系图

Fig. 1 Interrelationship of matrix and fracture

1.3 动态的渗透率模型

前两部分考虑了基质和裂隙在力学作用下和吸附膨胀作用下产生的变形, 其变形过程可总结为图1(b)所示。结合式(5), (8)可知, 裂隙在有效应力和吸附共同作用下产生的变形为

$$\Delta b = -\frac{b(\Delta\sigma - \beta\Delta p_f)}{K_f} - fs\varepsilon_L \frac{p_L(p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \quad (9)$$

将式(3)、(9)代入式(2)可得裂隙渗透率的导数形式:

$$dk_f = k_f \left[\frac{(\Delta\sigma - \alpha\Delta p_m)}{K_m} - \frac{3(\Delta\sigma - \beta\Delta p_f)}{K_f} - 3f \frac{s}{b} \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right] \quad (10)$$

将式(10)两端进行积分并同时除以初始孔隙率 k_{f0} 可得在变应力作用下渗透率的表达式:

$$\frac{k_f}{k_{f0}} = \exp \left[\frac{(\sigma - \sigma_0) - \alpha(p_m - p_{m0})}{K_m} - \frac{3(\sigma - \sigma_0) - 3\beta(p_f - p_{f0})}{K_f} - 3f \frac{s_0}{b_0} \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right] \quad (11)$$

式(11)所构建的渗透率模型与传统的渗透率模型相比, 其最主要的区别在于考虑了基质本身在力学作用下的变形, 并认为吸附应变对裂隙开度只有部分影响。为了进一步凸显基质变形本身对储层渗透率演化的影响, 建立了一个仅考虑裂隙开度变化, 进而直接运用立方定律得到的一种简化的渗透率模型, 具体表达式为

$$\frac{k_f}{k_{f0}} = \left(1 + \frac{\Delta b}{b} \right)^3 = \left[1 - \frac{(\Delta\sigma - \beta\Delta p_f)}{K_f} - f\varepsilon_L \frac{s}{b} \frac{p_L(p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right]^3 \quad (12)$$

为方便表述, 将式(11)所表示的渗透率模型定义为模型1, 式(12)所表示的渗透率模型定义为模型2, 至此渗透率模型已经建立完成, 下一部分将对模型中的外部应力做进一步的研究。

1.4 外部应力的修正

当不考虑惯性力的作用时, 页岩储层变形的平衡方程为^[13]

$$\sigma_{y,j} + F_i = 0 \quad (i=1,2,3; j=1,2,3), \quad (13)$$

式中, σ_{ij} 为储层的总应力分量, F_i 为体积力分量。

基于页岩的均质性和各向同性假设, 储层变形的几何方程为

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}), \quad (14)$$

式中, ε_{ij} 为储层总的应变分量, u_i , u_j 为位移分量。

Liu 等^[14,17]认为基质吸附应变只有部分对裂隙开度有影响, 剩下的部分对岩体应变造成影响, 因此在研究储层整体应变的本构方程时, 在吸附项前应该引入系数 $(1-f)$ 对其进行修正, 根据 Shi 等^[9]和 Liu 等^[28]提出的应变本构方程, 修正后的表达式为

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{E} [(1+\nu)\sigma_{ij} - \nu\sigma_{kk}\delta_{ij}] + \frac{\alpha}{3K} p_m \delta_{ij} +$$

$$\frac{\beta}{3K} p_f \delta_{ij} + \frac{(1-f)\varepsilon_s}{3} \delta_{ij}, \quad (15)$$

式中, σ_{kk} 为体积应力, $\sigma_{kk} = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}$, δ_{ij} 为 Kronecker 符号 ($i=j$, $\delta_{ij}=1$; $i \neq j$, $\delta_{ij}=0$)。

求解式(15)可得修正后的储层应力表达式

$$\sigma_{ij} = \lambda\varepsilon_{kk}\delta_{ij} + 2G\varepsilon_{ij} - \alpha p_m \delta_{ij} - \beta p_f \delta_{ij} - (1-f)K\varepsilon_s \delta_{ij}. \quad (16)$$

式中 λ 为拉梅常数, $\lambda = E\nu/(1+\nu)(1-2\nu)$; ε_{kk} 为体积应变, $\varepsilon_{kk} = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}$; G 为剪切模量, $G=E/2(1+\nu)$ 。

将式(14)代入到式(16)中可得各个方向上的有效应力分量,

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_{xx} &= \lambda\varepsilon_{kk} + 2G\varepsilon_{xx} - (1-f)K\varepsilon_s, \\ \sigma'_{yy} &= \lambda\varepsilon_{kk} + 2G\varepsilon_{yy} - (1-f)K\varepsilon_s, \\ \sigma'_{zz} &= \lambda\varepsilon_{kk} + 2G\varepsilon_{zz} - (1-f)K\varepsilon_s, \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

式中, σ'_{xx} , σ'_{yy} , σ'_{zz} 为 x , y , z 3 个方向的有效应力分量方程。

值得一提的是, 若不考虑此修正, 计算所得的各个方向的有效应力分量为

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_{xx} &= \lambda\varepsilon_{kk} + 2G\varepsilon_{xx} - K\varepsilon_s, \\ \sigma'_{yy} &= \lambda\varepsilon_{kk} + 2G\varepsilon_{yy} - K\varepsilon_s, \\ \sigma'_{zz} &= \lambda\varepsilon_{kk} + 2G\varepsilon_{zz} - K\varepsilon_s. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

与式(17)相比, 式(18)没有对应力进行修正, 所得吸附应变项前的系数为 1, 因此可以用于下面部分讨论考虑应力修正与不考虑应力修正的区别。

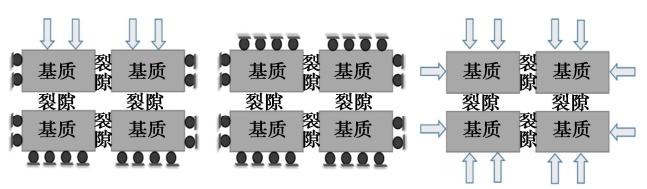
1.5 不同边界条件下的渗透率模型

通常认为煤岩气藏在原位应力条件下开采时可近似认为单轴应变边界条件^[8]或常体积边界条件^[29], 而实验室测量煤岩渗透率时普遍采用恒定围压边界条件^[13]。在本部分中, 将对所建立的渗透率模型在不同边界条件下的演变作进一步的研究。

(1) 单轴应变条件下渗透率模型

单轴应变条件指水平方向应变为 0, 且假设在竖直方向承受恒定的应力, 即 $\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{yy} = 0$, $\varepsilon_{zz} \neq 0$, 如图 2(a) 所示, 则式(17)可以重写为

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_{xx} &= \frac{Ev}{(1+\nu)(1-2\nu)} \varepsilon_{xx} - \frac{(1-f)E}{3(1-2\nu)} \varepsilon_s, \\ \sigma'_{yy} &= \frac{Ev}{(1+\nu)(1-2\nu)} \varepsilon_{yy} - \frac{(1-f)E}{3(1-2\nu)} \varepsilon_s, \\ \sigma'_{zz} &= \frac{Ev}{(1+\nu)(1-2\nu)} \varepsilon_{zz} + \frac{E}{(1+\nu)} \varepsilon_{zz} - \frac{(1-f)E}{3(1-2\nu)} \varepsilon_s. \end{aligned} \right\} \quad (19)$$



(a) 单轴应变条件 (b) 常体积条件 (c) 恒定围压条件
Fig. 2 Diagram of different boundary conditions

求解式(19)可得水平方向的有效应力,

$$\sigma'_{xx} = \sigma'_{yy} = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma'_{zz} - \frac{(1-f)E}{3(1-\nu)} \varepsilon_s \quad . \quad (20)$$

式(20)所示的表达式和已有文献[10, 30]求得的公式类似, 其不同之处在于吸附项前多出一项 $(1-f)$, 体现出部分膨胀应变的作用。

前面提到, 基质和裂隙对于流体的渗透性能不同, 因此流经基质和裂隙中的孔隙压力会存在一定的区别, 对于双重孔隙度竖直方向的有效应力可用下式计算^[31-33]:

$$\sigma'_{zz} = \sigma_{zz} - (\beta p_f + \alpha p_m) \quad . \quad (21)$$

根据式(20), (21)可得煤岩储层的平均有效应力为

$$\begin{aligned} \Delta\sigma &= \sigma - \sigma_0 \\ &= \frac{1}{3}(\Delta\sigma'_{xx} + \Delta\sigma'_{yy} + \Delta\sigma'_{zz}) \\ &= -\frac{(1+\nu)}{3(1-\nu)}[\beta(p_f - p_{f0}) + \alpha(p_m - p_{m0})] - \\ &\quad \frac{2(1-f)E}{9(1-\nu)} \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \quad . \quad (22) \end{aligned}$$

当不考虑应力修正时, 只需将式(17)替换为式(18), 重复上述计算步骤, 所得到的不考虑应力修正的页岩储层平均有效应力表达式为

$$\begin{aligned} \Delta\sigma &= \sigma - \sigma_0 \\ &= \frac{1}{3}(\Delta\sigma'_{xx} + \Delta\sigma'_{yy} + \Delta\sigma'_{zz}) \\ &= -\frac{(1+\nu)}{3(1-\nu)}[\beta(p_f - p_{f0}) + \alpha(p_m - p_{m0})] - \\ &\quad \frac{2E}{9(1-\nu)} \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \quad . \quad (23) \end{aligned}$$

将式(22), (23)分别代入式(11)可得单轴应变条件下储层平衡方程考虑应力修正和不考虑应力修正的裂隙渗透率模型

$$\begin{aligned} \frac{k_f}{k_{f0}} &= \exp \left\{ \left[\frac{2(2-\nu)}{K_f(1-\nu)} - \frac{(1+\nu)}{3K_m(1-\nu)} \right] \beta(p_f - p_{f0}) + \right. \\ &\quad \left. \left[\frac{(1+\nu)}{K_f(1-\nu)} - \frac{2(2-\nu)}{3K_m(1-\nu)} \right] \alpha(p_m - p_{m0}) + \right. \\ &\quad \left. \left[\frac{2E(1-f)(3K_m - K_f)}{9K_m K_f(1-\nu)} - 3f \frac{s_0}{b_0} \right] \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right\}, \quad (24) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{k_f}{k_{f0}} &= \exp \left\{ \left[\frac{2(2-\nu)}{K_f(1-\nu)} - \frac{(1+\nu)}{3K_m(1-\nu)} \right] \beta(p_f - p_{f0}) + \right. \\ &\quad \left. \left[\frac{(1+\nu)}{K_f(1-\nu)} - \frac{2(2-\nu)}{3K_m(1-\nu)} \right] \alpha(p_m - p_{m0}) + \right. \\ &\quad \left. \left[\frac{2E(3K_m - K_f)}{9K_m K_f(1-\nu)} - 3f \frac{s_0}{b_0} \right] \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right\}. \quad (25) \end{aligned}$$

进一步地, 为了分析基质本身变形对渗透率演化

的影响, 将式(23)代入式(12)可得单轴应变条件下简化的渗透率模型

$$\frac{k_f}{k_{f0}} = \left\{ 1 + \frac{2(2-\nu)}{3K_f(1-\nu)} \beta(p_f - p_{f0}) - \frac{(1+\nu)}{3K_f(1-\nu)} \alpha(p_m - p_{m0}) + \right. \\ \left. \left[\frac{2(1-f)E}{9K_f(1-\nu)} - f \frac{s}{b} \right] \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right\}^3. \quad (26)$$

式(24)在渗透率模型建立过程中同时考虑基质本身变形和裂隙开度变形, 并对应力项进行了修正, 为方便表述, 定义为模型 1-11; 式(25)同样考虑基质变形和裂隙开度变形, 但是没有对应力项进行修正, 定义为模型 1-12; 式(26)为在模型建立过程中考虑了应力项的修正, 但仅考虑裂隙开度变化, 之后直接运用立方定律得到的一种简化的渗透率模型, 定义为模型 2-1; 这 3 个模型均是在单轴应变条件下推导而来, 将用于下一部分的验证。

(2) 常体积条件下的渗透率模型

煤岩气藏在原位应力开采的另一种近似条件为常体积条件, 如图 2(b) 所示。这种条件指的是四周边界固定, 各个方向的应变为 0, 即 $\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{yy} = \varepsilon_{zz} = 0$ 。在常体积条件下式(17)所示的各个方向的有效应力分量可重写为

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_{xx} &= -\frac{(1-f)E}{3(1-2\nu)} \varepsilon_s, \\ \sigma'_{yy} &= -\frac{(1-f)E}{3(1-2\nu)} \varepsilon_s, \\ \sigma'_{zz} &= -\frac{(1-f)E}{3(1-2\nu)} \varepsilon_s. \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

由式(27)可以计算常体积条件下的平均有效应力为

$$\begin{aligned} \Delta\sigma &= \sigma - \sigma_0 \\ &= \frac{1}{3}(\Delta\sigma'_{xx} + \Delta\sigma'_{yy} + \Delta\sigma'_{zz}) \\ &= -\frac{(1-f)E}{3(1-2\nu)} \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \quad . \quad (28) \end{aligned}$$

同理, 当不考虑应力修正项时, 重写式(18)并按上述计算步骤可得常体积条件下的平均有效应力为

$$\begin{aligned} \Delta\sigma &= \sigma - \sigma_0 \\ &= \frac{1}{3}(\Delta\sigma'_{xx} + \Delta\sigma'_{yy} + \Delta\sigma'_{zz}) \\ &= -\frac{E}{3(1-2\nu)} \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \quad . \quad (29) \end{aligned}$$

将式(28), (29)分别代入到式(11)可得常体积条件下考虑应力修正和不考虑应力修正的裂隙渗透率模型:

$$\frac{k_f}{k_{f0}} = \exp \left\{ -\frac{1}{K_m} \alpha(p_m - p_{m0}) + \frac{3}{K_f} \beta(p_f - p_{f0}) + \right.$$

$$\left[\frac{(3K_m - K_f)(1-f)E}{3K_m K_f(1-2\nu)} - 3f \frac{s_0}{b_0} \right] \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right\}, \quad (30)$$

$$\frac{k_f}{k_{f0}} = \exp \left\{ -\frac{1}{K_m} \alpha (p_m - p_{m0}) + \frac{3}{K_f} \beta (p_f - p_{f0}) + \left[\frac{(3K_m - K_f)E}{3K_m K_f(1-2\nu)} - 3f \frac{s_0}{b_0} \right] \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right\}. \quad (31)$$

将式 (28) 代入式 (12) 可得常体积条件下仅考虑裂隙开度变化的简化的渗透率模型:

$$\frac{k_f}{k_{f0}} = \left\{ 1 + \frac{1}{K_f} \beta (p_f - p_{f0}) + \left[\frac{(1-f)E}{3K_f(1-2\nu)} - f \frac{s}{b} \right] \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right\}^3. \quad (32)$$

与单轴应变条件下渗透率模型相似, 式 (30) ~ (32) 均是在常体积条件下建立的渗透率模型, 其中式 (30) 建立的渗透率模型同时考虑了基质本身变形和裂隙开度变形, 并对应力项进行了修正, 定义为模型 1-21, 与式 (30) 相比, 式 (31) 建立的渗透率模型没有考虑应力项的修正, 定义为模型 1-22; 式 (32) 是在对应力项进行修正的基础上, 只考虑裂隙开度变化, 并直接运用立方定律得到的一种简化的渗透率模型, 定义为模型 2-2。

(3) 恒定围压条件下渗透率模型

在实验室测量岩芯渗透率时, 常采用如图 2 (c) 所示的恒定围压边界条件, 因此建立恒定围压条件下的渗透率模型对于实验室岩芯测量至关重要。在这种条件下, 平均应力的增量为 0, 即

$$\sigma - \sigma_0 = 0. \quad (33)$$

此时不存在应力项修正的问题, 将式 (33) 代入式 (11) 可得页岩储层渗透率模型为

$$\frac{k_f}{k_{f0}} = \exp \left[\frac{-\alpha (p_m - p_{m0})}{K_m} - \frac{-3\beta (p_f - p_{f0})}{K_f} - 3f \frac{s_0}{b_0} \frac{\varepsilon_L p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right]. \quad (34)$$

同理, 将式 (33) 代入式 (12) 可得简化的储层渗透率模型为

$$\frac{k_f}{k_{f0}} = \left[1 + \frac{\beta (p_f - p_{f0})}{K_f} - f \varepsilon_L \frac{s}{b} \frac{p_L (p_m - p_{m0})}{(p_m + p_L)(p_{m0} + p_L)} \right]^3. \quad (35)$$

式 (34), (35) 为在恒定围压条件下建立的渗透率模型, 其中式 (34) 建立的模型同时考虑基质本身变形和裂隙开度对储层渗透率演化的影响, 定义为模型 1-3; 式 (35) 为仅考虑裂隙开度变化所建立的一种简化的渗透率模型, 定义为模型 2-3。不同边界条件下的渗透率模型已经建立完成, 图 3 为具体建立

模型的流程, 下一部分将对已经建立的渗透率模型进行验证。

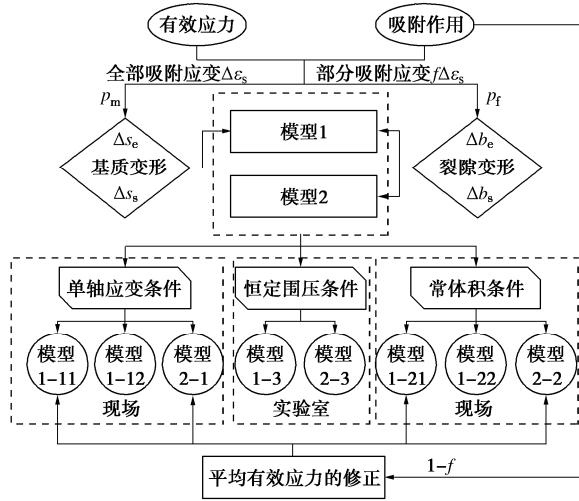


图 3 渗透率建模的工作流程
Fig. 3 Workflow used in permeability modeling

2 模型的验证

在本部分, 将在不同边界条件下对前面部分建立的渗透率模型进行验证, 主要为用现场测井数据验证单轴应变条件和常体积条件下的渗透率模型, 用实验室数据验证恒定围压条件下的渗透率模型。现有的室内测试渗透率实验一般是在吸附平衡的条件下进行的^[34], 而现场条件下某一测井的数据也是在储层局部平衡的基础上测试获取。在这一平衡状态, 假设基质和裂隙的孔隙压力相等, 由于此时基质与裂隙之间的质量传递是处于平衡状态, 故不需要考虑气体在基质中的扩散作用。

2.1 单轴应变条件下渗透率模型的验证

单轴应变条件下渗透率的模型为模型 1-11, 1-12 和 2-1, 分别对应于式 (24) ~ (26)。用于验证的现场数据为圣胡安内 Fruitland 煤层的 6 个测井^[8~21]。表 1 给出了这 6 个测井的初始渗透率以及不同测点处的储层压力和对应的渗透率。采用 matlab 中的 cftool 进行拟合, 其原理为非线性最小二乘法中的信赖域算法。模型拟合所用的各个参数如表 2 所示, 拟合结果如图 4 所示。综合 6 个测井的拟合结果可知, 与简化的模型 2-1 相比, 模型 1-11 和模型 1-12 的变化趋势基本相同, 除测井 2 的数据外, 模型 1-12 和模型 1-11 在低压处的渗透率差异高于在高压处的差异, 表明修正应力项对渗透率演化的影响在孔隙压力较低时更为明显。在图 4 中, 当孔隙压力较高时, 测井 2, 3, 5 中模型 2-1 的拟合曲线均呈现出明显的脱离现场数据的趋势。此外, 在 6 个测井的拟合曲线中, 孔隙压力较低时, 模型 2-1 的渗透率在 3 个模型中最低。正如前文中所述, 由于模型 2-1 仅考虑了裂隙开

度的变化, 没有考虑基质本身对于渗透率演变的影响, 因此模型 2-1 在预测煤层气开采时渗透率的演变效果较模型 1-11 和 1-12 更差。

表 1 圣胡安盆地 Fruitland 煤层测量的现场数据^[8]

Table 1 Field data measured in Fruitland coal seam in San Juan Basin

测井	k_0/mD	储层压力(MPa)/渗透率(mD)		
		测点 1	测点 2	测点 3
井 1	1.8	4.85/7.2	3.12/16.5	2.43/20.6
井 2	6.2	4.61/1.7	3.52/2.7	3.04/2.9
井 3	5.3	4.52/4	3.03/18.5	2.07/28.3
井 4	2.1	3.38/9.3	2.88/9.6	2.21/16.2
井 5	9.1	3.2/10.6	2.48/14.5	2.05/23.5
井 6	2.1	2.98/11.5	2.11/24.3	1.96/28.8

表 2 拟合 Fruitland 煤层渗透率数据所用的参数

Table 2 Parameters used for matching permeability data of Fruitland coal seam

符号	值	含义
E	2902 ^[9]	煤的杨氏模量(MPa)
E_m	8143 ^[21]	基质的杨氏模量(MPa)
ν	0.35 ^[9]	煤的泊松比
p_L	4.3 ^[9]	朗缪尔压力(MPa)
ε_L	0.01266 ^[9]	朗缪尔体积应变
b_0	1×10^{-6}	裂隙开度(m)
s_0	0.01 ^[21]	基质宽度(m)

2.2 常体积条件下渗透率模型的验证

通常认为常体积和单轴应变均能很好地近似模拟储层开采时的边界条件。因此, 同单轴应变条件下模型验证一样, 在本部分仍采用圣胡安盆地内 Fruitland 煤层的 6 个测井数据对常体积条件下的渗透率模型进

行验证。图 5 为 3 个模型与现场数据的拟合结果, 与图 4 相似, 模型 1-21 与模型 1-22 的变化趋势基本相同, 且在低压处渗透率的差异高于高压处渗透率的差异, 进一步表明修正应力项在孔隙压力较低时更加明显。然而与单轴应变条件下拟合结果相比, 模型 1-21 和模型 1-22 在低压处与高压处的渗透率差异更小。此外, 模型 2-2 在孔隙压力较高时渗透率的下降速度更快, 在孔隙压力较低时渗透率明显低于其他两个模型, 对现场数据的拟合效果也明显更差。

图 4, 5 拟合所得的内部膨胀系数 f 如表 3 所示。在单轴应变条件下模型 1-12 拟合所得的 f 值平均比模型 1-11 拟合的值大 1.46%, 然而这两个模型所得的 f 值之差明显小于模型 2-1 与模型 1-11 两者之间的平均差值 7.87%。常体积条件下的 3 个模型对 6 个测井数据拟合所得的 f 值与单轴应变条件的总体规律相同, 即模型 2-2 所得 f 值平均比模型 1-21 大 16.3%, 远远高于模型 1-22 与模型 1-21 所得的 f 的平均差值 0.16%。

2.3 恒定围压条件下渗透率模型的验证

基于恒定围压建立的模型为 1-3 和模型 2-3, 采用 Robertson^[13]在实验室用甲烷气体测得的 Anderson 01 和 Gilson 02 岩样的相关数据进行验证。同样的, 假设试验状态下的基质和裂隙内孔隙压力相等。Anderson 01 和 Gilson 02 岩样的拟合结果分别如图 6, 7 所示, 拟合所用的参数值如表 4 所列。从图 6, 7 可知, 模型 1-3 对实验数据的拟合很好, 然而模型 2-3 却无法准确地拟合实验室内的测量数据。拟合结

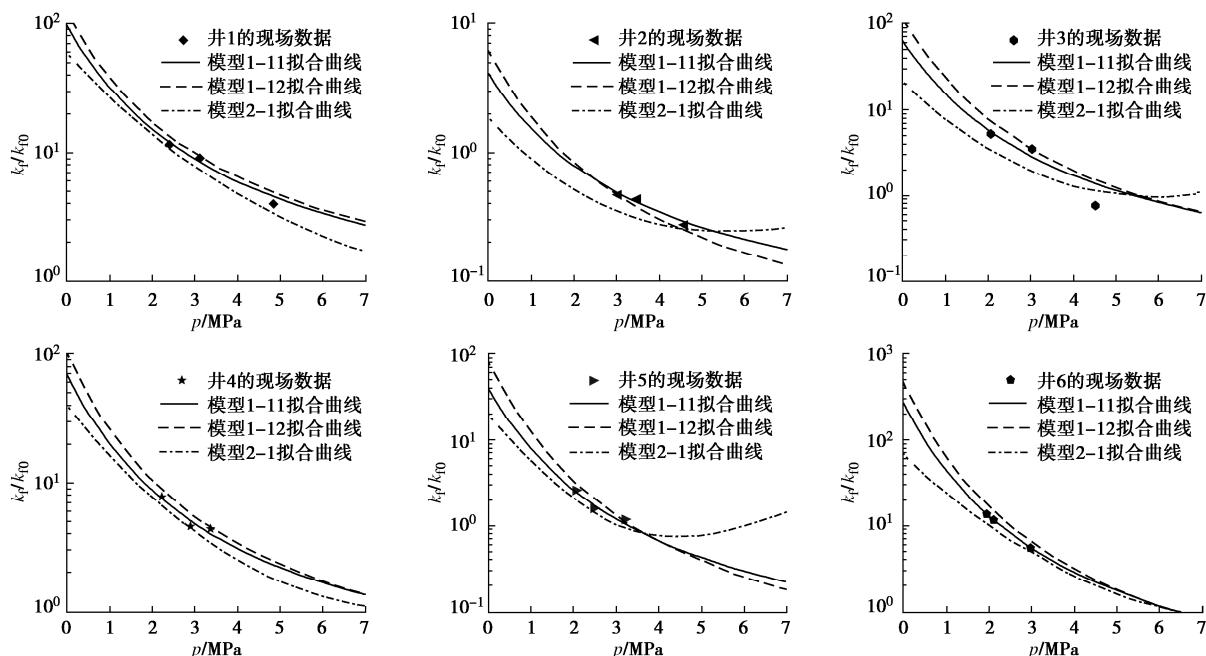


图 4 单轴应变条件下现场数据与模型的匹配图

Fig. 4 Matching curves of field data with model under uniaxial strain

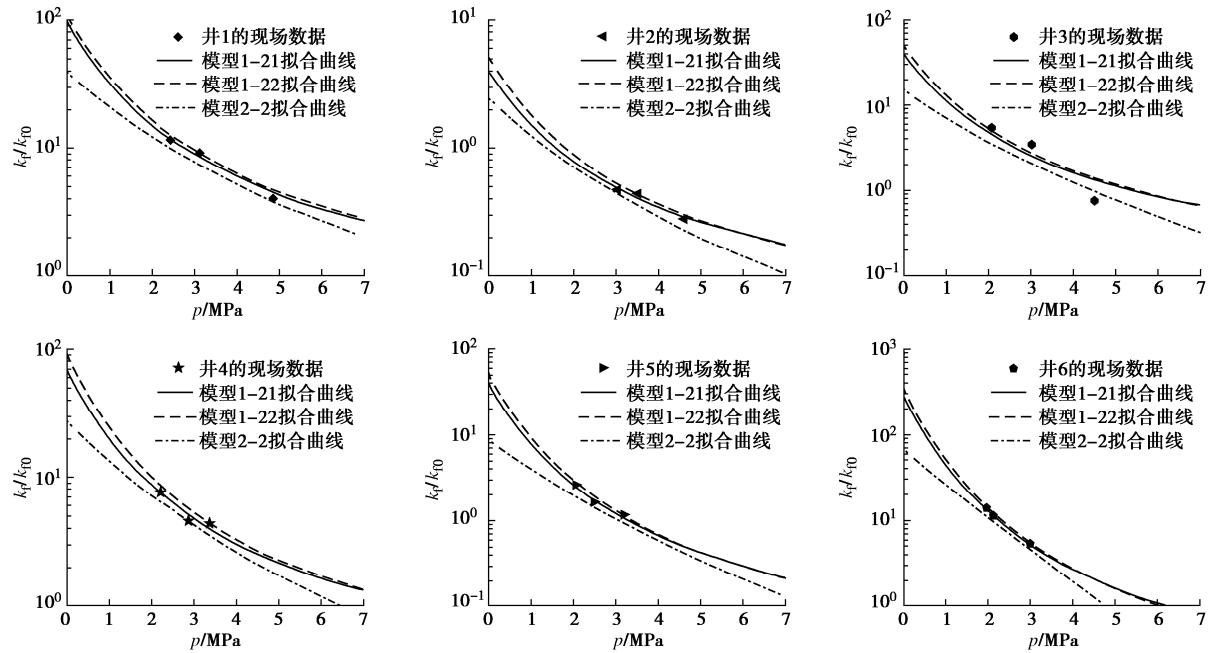


图 5 常体积条件下现场数据与模型的匹配图

Fig. 5 Matching curves of field data with model under constant volume

表 3 单轴应变和常体积条件下不同测井的 f 值Table 3 Values of f of different wells under uniaxial strain and constant volume

测井	单轴应变条件			常体积条件		
	模型 1-11	模型 1-12	模型 2-1	模型 1-21	模型 1-22	模型 2-2
井 1	0.1020	0.1040	0.1995	0.0800	0.0800	0.1545
井 2	0.3525	0.3795	0.4310	0.0720	0.0745	0.0930
井 3	0.1875	0.1940	0.2475	0.1025	0.1040	0.1520
井 4	0.1425	0.1460	0.2250	0.1035	0.1045	0.1630
井 5	0.2575	0.2710	0.2900	0.1300	0.1320	0.1450
井 6	0.1995	0.2065	0.3070	0.1455	0.1470	0.2725

表 4 模型中用到的拟合参数^[3, 13, 29]

Table 4 Fitting parameters used in models

煤样	煤杨氏模量 E/MPa	朗缪尔压力 P_L/MPa	朗缪尔体积应变 ε_L	煤的泊松比 ν	裂隙开度 (10^{-5}m)	基质宽度 $/\text{m}$
Anderson 01	1379	6.11	0.00931	0.35	1	0.01
Gilson 02	1379	6.11	0.00765	0.35	1	0.01
Sulcis 煤	1120	7.25	0.04900	0.26	1	0.01

果表明模型 1-3 能够很好的预测在恒定围压下的渗透率演变。

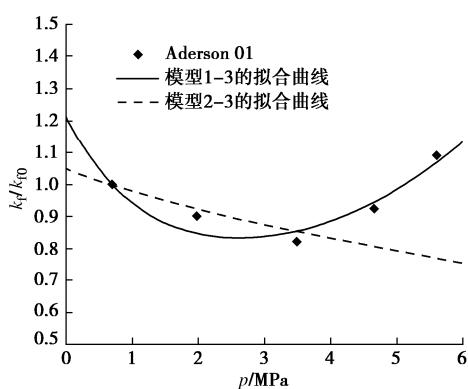


图 6 用甲烷所测 Anderson 01 渗透率数据与模型的拟合关系

Fig. 6 Fitting relationship between model and experiment permeability data for core Anderson 01 using pure CH4 gas

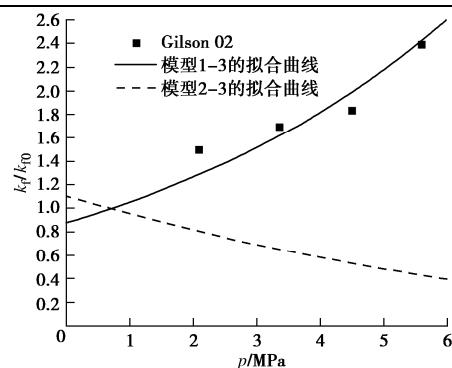


图 7 用甲烷所测 Gilson 02 渗透率数据和模型的拟合关系

Fig. 7 Fitting relationship between model and experiment permeability data for core Gilson 02 using pure CH4 gas

3 结果和讨论

本节对前面模型验证的结果做了比较分析，并进

一步用现场数据和实验室数据对模型 1 和经典的模型进行了比较研究。通过不同朗缪尔体积应变常数, 不同基质宽度和不同裂隙开度对模型 1 做了敏感性分析, 从而研究不同气体类型, 不同裂隙发育程度以及不同裂隙张开度对渗透率演变的影响。

3.1 模型 1 和模型 2 的比较

在第三部分用现场测井数据和实验室数据分别对单轴应变、常体积以及恒定围压条件下的模型进行了验证。验证结果表明, 当引入内部膨胀系数 f , 并对应力项进行修正时, 修正效果在单轴应变条件下更为明显, 如图 4, 5 所示。对于常体积近似储层边界条件, 由于模型 1-21 和模型 1-22 较小的拟合曲线差异(图 5), 以及较小的 f 值差异(表 3), 认为系数 f 对应力项的影响可以忽略不计。且通过分析图 4, 5 可知, 模型 2-1 与模型 2-2 相对于模型 1-11 与模型 1-21, 虽也能拟合测井数据, 但是在孔隙压力较低时拟合所得的渗透率偏低, 且在孔隙压力较高时, 有偏离实际情况的趋势。结合图 6, 7 可知, 模型 2-3 无法准确的拟合实验室测得的渗透率数据, 进一步表明仅考虑裂隙开度变形建立的渗透率模型其适用范围和准确程度均小于考虑基质本身变形所建立的模型。因此分析模型 1 对于深入研究多孔介质渗透率的演变规律更具有价值。

3.2 模型 1 和经典模型的比较

一般在拟合现场尺度煤层条件时通常采用单轴应变和常体积条件, 拟合实验室测量条件采用恒定围压条件。采用 Shi 等^[10]使用的典型的圣胡安盆地的现场数据和 Pini 等^[35]测量的实验室数据对不同边界条件下的新模型与传统不考虑内膨胀系数模型的 C-B 模型, S-D 模型, P-M 模型做了比较。为了进一步说明新模型的优越性, 还选取了引用量最高的考虑内膨胀系数的模型进行对比, 定义为 L-R 模型^[14]。所采用圣胡安盆地的基本参数和拟合参数见表 2, 其余模型的物理参数不变。Pini 等^[35]测量的参数见表 4 的 Sulcis 煤, 初始压力值为 3.76 MPa。通过调整 S-D 模型, C-B 模型的裂隙压缩性、P-M 模型的孔隙度以及 L-R 模型的裂隙应变变化量和裂隙压缩性来获取最佳的拟合效果。拟合所得的参数见表 5, 比较结果如图 8, 9 所示。

表 5 4 种模型在不同边界条件下的拟合参数

Table 5 Fitting parameters of four models under different boundary conditions

测试环境	S-D 模型	C-B 模型	P-M 模型	L-R 模型
现场	$C_f=0.0967 \text{ MPa}^{-1}$	$C_f=0.2339 \text{ MPa}^{-1}$	$\phi_f=9.16 \times 10^{-4}$	$C_f=0.02031 \text{ MPa}^{-1}$ $\Delta\epsilon_f=0.0039$
室内	$C_f=0.01 \text{ MPa}^{-1}$	$C_f=0.001 \text{ MPa}^{-1}$	$\phi_f=0.01$	$C_f=0.2926 \text{ MPa}^{-1}$ $\Delta\epsilon_f=1.69 \times 10^{-5}$

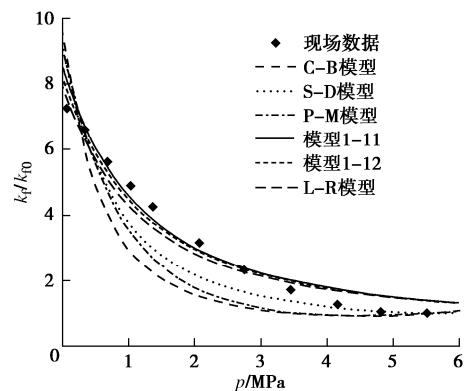


图 8 现场条件下 4 种经典模型与新模型之间的比较

Fig. 8 Comparison of four common models with new models under field conditions

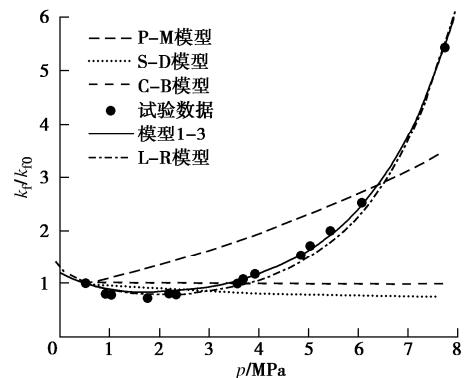


图 9 实验室条件下 4 种经典模型与新模型之间的比较

Fig. 9 Comparison of four common models with new models under field conditions

图 8 为几种模型对现场数据的拟合结果, 由图可知, 考虑内膨胀系数的模型 1-11, 1-12 和 L-R 模型对数据的拟合程度明显优于其他模型。此外, 3 个模型对现场数据拟合方程的 R^2 分别达到了 0.9616, 0.9594, 0.9567。造成拟合程度差异的原因如下: 3 个模型均考虑内膨胀系数的影响, 但是模型 1-11 在此基础上同时考虑基质在有效应力下的变形和吸附膨胀对总应力的修正, 而模型 1-12 却忽略了吸附对应力项造成的调整, 至于 L-R 模型则同时忽略基质在应力下的变形和吸附带来的应力项修正。图 9 为恒定围压条件下 4 种模型对实验数据的拟合比较, 很明显模型 1-3 对数据的拟合效果最好, R^2 达到了 0.9972。L-R 模型对数据的拟合程度次之, R^2 达到了 0.9885。C-B 模型和 S-D 模型均只能拟合低压范围内的数

据, P-M 在整个压力范围内的拟合结果均较差。当结合图 8, 9 可知, 考虑内膨胀系数的模型同时适用于现场条件和实验室条件下的数据预测, 而传统的 C-B 模型, S-D 模型和 P-M 模型虽也能粗略的适用现场条件, 但是无法适用于实验室条件下渗透率数据的预测。

4 结 论

建立了一个新的描述储层渗透率演化的模型, 该模型考虑了基质和裂隙在力学作用和吸附膨胀作用下的变形, 并对储层应力的表达式进行了修正。随后对渗透率模型进行简化, 并采用现场测井数据和实验室数据在不同边界条件下对这几个模型进行比较验证, 之后与传统的考虑内膨胀系数和不考虑内膨胀系数的渗透率模型进行了比较。基于模型验证和分析结果, 可以得到 3 点结论。

(1) 新的模型可以同时适用现场条件和实验室条件测得的数据预测, 对数据的拟合程度均很好。当简化为不考虑基质变形的模型 2 时, 在现场条件下的拟合效果变差, 且无法拟合恒定围压条件下测得的数据。此外, 与新模型相比, 模型 2 在单轴应变条件和常体积条件下所得的内部膨胀系数较大。

(2) 对内部膨胀系数量化分析后发现, 当用单轴应变近似储层条件时, 应力修正对渗透率演化的影响比常体积条件更为明显, 且拟合所得的 f 值通常也更大。此外, 应力项的修正对渗透率演化的影响在孔隙压力较低时更为明显。

(3) 考虑内部膨胀系数的模型对现场和实验室数据的拟合程度均优于不考虑内膨胀系数的模型, 且考虑基质在有效应力下的变形和吸附膨胀对应力的修正均能不同程度的提高对数据的匹配效果。

参考文献:

- [1] VILLICAÑA-GARCÍA E, PONCE-ORTEGA J M. Sustainable strategic planning for a national natural gas energy system accounting for unconventional sources[J]. Energy Conversion and Management, 2019, **181**: 382 – 397.
- [2] 杨新乐, 张永利, 李成全, 等. 考虑温度影响下煤层气解吸渗流规律试验研究[J]. 岩土工程学报, 2008, **30**(12): 1811 – 1814. (YANG Xin-le, ZHANG Yong-li, LI Cheng-quan, et al. Experimental study on desorption and seepage rules of coal-bed gas considering temperature conditions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2008, **30**(12): 1811 – 1814. (in Chinese))
- [3] CHEN Z W, LIU J S, PAN Z J, et al. Influence of the effective stress coefficient and sorption-induced strain on the evolution of coal permeability: Model development and analysis[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2012, **8**: 101 – 110.
- [4] 亓宪寅, 杨典森, 陈卫忠. 煤层气解吸滞后定量分析模型 [J]. 煤炭学报, 2016, **41**(增刊 2): 475 – 481. (QI Xian-yin, YANG Dian-sen, CHEN Wei-zhong. Research of a bidisperse diffusion model based on adsorption hysteresis[J]. Journal of China Coal Society, 2016, **41**(S2): 475 – 481. (in Chinese))
- [5] GRAY I. Reservoir engineering in coal seams: part 1 the physical process of gas storage and movement in coal seams[J]. SPE Reservoir Engineering, 1987, **2**(1): 28 – 34.
- [6] SEIDLE J P, JEANSONNE M W, ERICKSON D J. Application of matchstick geometry to stress dependent permeability in coals[C]// SPE Rocky Mountain Regional Meeting. Casper, 1992.
- [7] SEIDLE J R, HUITT L. Experimental measurement of coal matrix shrinkage due to gas desorption and implications for cleat permeability increases[C]// International Meeting on Petroleum Engineering. Beijing, 1995.
- [8] PALMER I, MANSOORI J. How permeability depends on stress and pore pressure in coalbeds: a new model[J]. SPE Reservoir Evaluation & Engineering, 1998, **1**(6): 539 – 544.
- [9] SHI J Q, DURUCAN S. Drawdown induced changes in permeability of coalbeds: a new interpretation of the reservoir response to primary recovery[J]. Transport in Porous Media, 2004, **56**(1): 1 – 16.
- [10] SHI J Q, DURUCAN S. A model for changes in coalbed permeability during primary and enhanced methane recovery[J]. SPE Reservoir Evaluation & Engineering, 2005, **8**(4): 291 – 299.
- [11] CUI X J, BUSTIN R M. Volumetric strain associated with methane desorption and its impact on coalbed gas production from deep coal seams[J]. AAPG Bulletin, 2005, **89**(9): 1181 – 1202.
- [12] CONNELL L D. A new interpretation of the response of coal permeability to changes in pore pressure, stress and matrix shrinkage[J]. International Journal of Coal Geology, 2016, **162**: 169 – 182.
- [13] ROBERTSON E P. Measurement and modeling of sorption-induced strain and permeability changes in coal[R]. Idaho National Laboratory, 2005, INL/EXT-06-11832.
- [14] LIU H H, RUTQVIST J. A new coal-permeability model: internal swelling stress and fracture-matrix interaction[J].

- Transport in Porous Media, 2010, **82**(1): 157 – 171.
- [15] GUO P K, CHENG Y P, JIN K, et al. Impact of effective stress and matrix deformation on the coal fracture permeability[J]. Transport in Porous Media, 2014, **103**(1): 99 – 115.
- [16] ZHOU Y B, LI Z H, YANG Y L, et al. Evolution of coal permeability with cleat deformation and variable Klinkenberg effect[J]. Transport in Porous Media, 2016, **115**(1): 153 – 167.
- [17] LIU T, LIN B Q, YANG W. Impact of matrix-fracture interactions on coal permeability: model development and analysis[J]. Fuel, 2017, **207**: 522 – 532.
- [18] JIANG C Z, ZHAO Z F, ZHANG X W, et al. Controlling effects of differential swelling index on evolution of coal permeability[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2020, **12**(3): 461 – 472.
- [19] 秘昭旭, 王福刚, 石娜, 等. 多期次应力变化对砂岩渗透率和孔隙结构影响的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2018, **40**(5): 864 – 871. (MI Zhao-xu, WANG Fu-gang, SHI Na, et al. Experimental study on effect of multi-stage stress variations on permeability and pore structure of sandstone[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, **40**(5): 864 – 871. (in Chinese))
- [20] ZANG J, WANG K, ZHAO Y X. Evaluation of gas sorption-induced internal swelling in coal[J]. Fuel, 2015, **143**: 165 – 172.
- [21] WU Y, LIU J S, ELSWORTH D, et al. Dual poroelastic response of a coal seam to CO₂ injection[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2010, **4**(4): 668 – 678.
- [22] ROBERTSON E P, CHRISTIANSEN R L. A permeability model for coal and other fractured, sorptive-elastic media[J]. SPE Journal, 2008, **13**(3): 314 – 324.
- [23] WARREN J E, ROOT P J. The behavior of naturally fractured reservoirs[J]. Society of Petroleum Engineers Journal, 1963, **3**(3): 245 – 255.
- [24] 张玉军, 张维庆. 一种双重孔隙介质水–应力耦合模型及其有限元分析[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(3): 325 – 329. (ZHANG Yu-jun, ZHANG Wei-qing. Coupled hydro-mechanical model and FEM analyses for dual-porosity media[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, **32**(3): 325 – 329. (in Chinese))
- [25] 张宏学. 页岩储层渗流—应力耦合模型及应用[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2015. (ZHANG Hong-xue. Seepage and Stress Coupling Model for Shale Reservoir and Its Application[D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2015. (in Chinese))
- [26] CUI X, BUSTIN A M M, BUSTIN R M. Measurements of gas permeability and diffusivity of tight reservoir rocks: different approaches and their applications[J]. Geofluids, 2009, **9**(3): 208 – 223.
- [27] WANG S G, ELSWORTH D, LIU J S. A mechanistic model for permeability evolution in fractured sorbing media[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2012, **117**(B6). DOI:10.1029/2011jb008855.
- [28] LIU J S, CHEN Z W, ELSWORTH D, et al. Linking gas-sorption induced changes in coal permeability to directional strains through a modulus reduction ratio[J]. International Journal of Coal Geology, 2010, **83**(1): 21 – 30.
- [29] MASSAROTTO P, GOLDING S, RUDOLPH V. Constant volume CBM reservoirs: an important principle[C]/2009 International Coalbed & Shale Gas Symposium, 2009.
- [30] 潘哲军, 卢克·康奈尔. 煤的膨胀和收缩在二氧化碳增产煤层甲烷过程中的影响[J]. 中国煤层气, 2007, **4**(1): 7 – 10. (PAN Zhe-jun, CONNELL Luke. Effects of coal matrix shrinkage/swelling on enhanced CBM recovery through CO₂ sequestration[J]. China Coalbed Methane, 2007, **4**(1): 7 – 10. (in Chinese))
- [31] CHEN M, CHEN Z D. Effective stress laws for multi-porosity media[J]. Applied Mathematics and Mechanics, 1999, **20**(11): 1207 – 1213.
- [32] ZHANG J C, ROEGIERS J C, BAI M. Dual-porosity elastoplastic analyses of non-isothermal one-dimensional consolidation[J]. Geotechnical & Geological Engineering, 2004, **22**(4): 589 – 610.
- [33] LIU Q Q, CHENG Y P, ZHOU H X, et al. A mathematical model of coupled gas flow and coal deformation with gas diffusion and Klinkenberg effects[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2015, **48**(3): 1163 – 1180.
- [34] LIU T, LIN B Q, YANG W, et al. Coal permeability evolution and gas migration under non-equilibrium state[J]. Transport in Porous Media, 2017, **118**(3): 393 – 416.
- [35] PINI R, OTTIGER S, BURLINI L, et al. Role of adsorption and swelling on the dynamics of gas injection in coal[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2009, **114**(B4): B04203.