

孔隙率的应力 - 剪胀依存性对 CO₂ 地层注入 热 - 气 - 应力耦合影响的数值分析

张玉军, 张维庆

(中国科学院武汉岩土力学研究所 岩土力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071)

摘要: 在所建立的热 - 气 - 应力耦合弹塑性模型中, 引入已有的经验关系式, 将岩体的孔隙率和渗透性作为平均有效应力和剪胀体积应变的函数, 并编制相应的二维有限元计算程序。以一个假定的由注入层和冠石层组成的地质结构为考察对象, 就岩体不同孔隙率和渗透系数的 3 种工况, 在 CO₂ 注入过程中, 对岩体中的热 - 气 - 应力耦合现象进行数值模拟。计算结果表明: 在相同的注入速率和时间内, 3 种工况所对应地层的孔隙率、孔隙气体压力、岩体位移、应力状态和受拉、剪切破坏范围均有明显不同。因此, 将岩体的孔隙率和渗透性作为应力的函数、特别是计入剪胀体积应变的影响, 应该更为接近实际情况。

关键词: 岩石力学; CO₂ 地质埋存; 孔隙率; 压力 - 剪胀依存性; 热 - 气 - 应力耦合; 有限元

中图分类号: TU 45

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2010)09 - 1774 - 08

NUMERICAL ANALYSIS OF INFLUENCE OF STRESS-DILATANCY DEPENDENCE OF POROSITY ON THERMO-GAS-MECHANICAL COUPLING IN CO₂ INJECTION IN STRATUM

ZHANG Yujun, ZHANG Weiqing

(State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and
Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China)

Abstract: Introducing the existing empirical relationships into a coupled thermo-gas-mechanical model, the porosity and the permeability of rock mass are regarded as functions of mean effective stress and volumetric strain resulted from shear dilation; and a corresponding two-dimensional finite element code is developed. Taking an assumed geological storage system consisted of an under-part reservoir and an upper-part caprock as an analytic object, the numerical simulation of the coupled thermo-gas-mechanical process in the rock mass during CO₂ injection is conducted under three cases of different porosities and permeabilities. The calculation results show that the distributions and changes in porosities, pore air pressures, displacements, stresses, zones of tensile and shear failure in the rock mass are obviously different in three cases. Therefore, it is more accurate to consider porosity and permeability of rock as functions of stress, especially reckoning in the effect of volumetric strain resulted from shear dilation than to consider them as constants.

Key words: rock mechanics; CO₂ geological sequestration; porosity; stress-dilatancy dependence; thermo-gas-mechanical coupling; finite elements

收稿日期: 2010 - 05 - 13; **修回日期:** 2010 - 06 - 23

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(973)项目(2010CB732101); 岩土力学与工程国家重点实验室前沿探索性项目(SK1Q008)

作者简介: 张玉军(1956 -), 男, 博士, 1992 年于同济大学结构工程专业获博士学位, 现任研究员, 主要从事岩石力学与工程方面的研究工作。E-mail: yjzhang@whrsm.ac.cn

1 引言

通过一定的方法, 将来源不同的大量 CO₂ 汇集起来, 使其在气体、液体或超临界状态下被注入地层深部埋存起来, 该方法是减少 CO₂ 向大气排放, 降低温室效应的有效途径之一。适于 CO₂ 埋存的地质构造有油气田、深部含盐水岩体和煤层等^[1~3]。在国际上已经实施了数个大规模的 CO₂ 地层注入, 其中包括加拿大的 Alberta 场地、澳大利亚的 Gippsland Basin 场地和日本的长冈场地等^[4~6]。与 CO₂ 地质埋存相关的岩石力学研究也取得了许多进展。在数值模拟方面, Y. Masuda 等^[7]为了评价 CO₂ 海洋埋存的长期影响, 使用一种大气环流模型模拟了注入 CO₂ 的分布, 结果表明 CO₂ 的浓度在其初始增加之后有一上限。K. Sasaki 等^[8]分析了在包括 CO₂ 的气、液和超临界态的几种地质情况下 CO₂ 的最佳注入条件, 表明 CO₂ 的渗透性受到贮存场地状况的强烈影响, 以及 CO₂ 的饱和度随着贮存场地温度的升高而增加。L. Andre 等^[9]使用 TOUGHREACT 软件, 在含盐水岩层中注入 CO₂ 时, 对超临界态 CO₂ - 液体界面上的水 - 岩化学反应进行了数值计算, 研究了 CO₂ 注入引起的物理、化学和力学扰动的埋存库岩体行为。在上述研究中, 均是岩体的孔隙率和固有渗透系数作为常量。J. Rutqvist 等^[10]将 2 个计算程序——TOUGH2 和 FLAC^{3D} 联结起来运行, 对在孔隙 - 裂隙岩体中的多相流、热传导和形变进行了热 - 水 - 应力耦合分析, 表明该复合程序能够模拟与 CO₂ 注入和贮存有关的耦合问题, 其中, 将岩体的孔隙率作为平均有效应力的函数, 而固有渗透系数则随孔隙率变化。张玉军^[11]也曾建立了一个热 - 气 - 应力耦合模型并编制了相应的二维有限元程序, 假定了一个由下部注入层和上覆冠石层组成的 CO₂ 埋存地质系统, 模拟在不同的 CO₂ 注入速率和时间条件下岩体的位移、应力、受拉与塑性破坏区的变化和分布情况, 结果表明, 为保证 CO₂ 注入岩体的稳定, 应优择最佳的注入速率和时间。但是, 上述分析均没有考虑岩体的孔隙率和固有渗透系数受岩体屈服后剪胀的影响。

在热 - 流 - 固耦合的弹塑性分析中, 岩体剪胀效应对孔隙率和渗透性有很大的影响。由于岩体的剪胀效应出现在破坏后, 其不是微观缺陷的产生、扩展和汇集, 而是岩体内部组构特征发生的显著的

变化(由似连续体变为某种碎裂岩块的镶嵌体), 其体积变形要比一般的弹塑性变形大得多。在软岩巷道中, 由于松动破裂带内岩体的碎胀而产生的变形占巷道变形总量的 60% 以上, 从而可以推断, 岩体的剪胀也会使孔隙率和渗透性发生明显变化, 一般是增大较多。目前, 关于岩体的剪胀与孔隙率和渗透性的定量关系的文献较少。

为此, 针对向含气地层中处置 CO₂ 的可能性, 考虑到岩石、气体和温度的相互作用, 应用所建立的热 - 气 - 应力耦合模型和编制的二维有限元程序, 以假定的 CO₂ 埋存地质系统(由下部注入层和上覆冠石层组成)为对象进行数值模拟。假定在相同的 CO₂ 注入速率和时间条件下, 改变岩体的孔隙率和渗透性, 3 种工况依次为: (1) 常数; (2) 仅是平均有效应力的函数; (3) 是平均有效应力和剪胀体积应变的函数。分析对比这 3 种工况条件下, 地层的位移、应力、受拉区及塑性区的变化和分布情况。

2 弹塑性热 - 气 - 应力耦合模型

本文认为 CO₂ 埋存地质介质是气 - 固二相体, 据此建立了相应的弹塑性热 - 气 - 应力耦合模型。

2.1 应力平衡方程

依据有效应力原理, 同时考虑温度、孔隙气压力和体力对应力平衡的影响, 可得

$$\left[\frac{1}{2} C_{ijk} (u_{i,k} + u_{k,i}) - (\beta T + \alpha S_g p_g) \delta_{ij} \right]_{,j} + b_i = 0 \quad (1)$$

其中,

$$\beta = \frac{E \beta_s}{1 - 2\nu}$$

式中: b_i 为体力项; C_{ijk} 为弹性张量; u_i, u_k 均为位移分量; β_s 为固相的热膨胀系数; E, ν 分别为弹性模量和泊松比; T 为温度; α 为比奥系数; S_g, p_g 分别为孔隙气体的饱和度和压力; δ_{ij} 为克罗内克符号。

2.2 气体连续性方程

在岩土体中, 总应变、孔隙气体的饱和度和密度及压力、有效应力、温度的改变都要影响到介质中储气量的变化。据此, 由质量守恒原理可得

$$-\nabla^T \left(\frac{K r_g}{\mu_g} \nabla p_g \right) + S_g \left(m^T - \frac{m^T D_T}{3k_s} \right) \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} +$$

$$\left\{ D_s \phi + \frac{\phi S_g}{k_g} + S_g \left[\frac{1-\phi}{k_s} - \frac{1}{(3k_s)^2} \mathbf{m}^T \mathbf{D}_T \mathbf{m} \right] (S_g + p_g D_s) \right\} \cdot \frac{\partial p_g}{\partial t} - \left\{ \phi S_g \beta_g + S_g \left[(1-\phi) \beta_s - \frac{\mathbf{m}^T \mathbf{D}_T \mathbf{m} \beta_s}{3k_s} \right] \right\} \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (2)$$

式中： \mathbf{K} ， \mathbf{r}_g 分别为固有渗透系数矩阵和比渗透系数矩阵，后者为 S_g 的函数； μ_g 为气体的黏滞系数； \mathbf{D}_T ， k_s 分别为固相的弹塑性模量矩阵和体积模量； \mathbf{m} 为法向应力单位列阵； $D_s = \partial S_g / \partial p_g$ 为气体容量； ϕ 为孔隙率； k_g ， β_g 分别为气体的压缩模量和热膨胀系数。

本文假定气体为理想气体，有状态方程

$$p_g = \rho_g TR / M_g \quad (3)$$

式中： ρ_g 为气体密度， R 为气体常数， M_g 为气体的摩尔质量。

2.3 能量守恒方程

假设气体和固体同时达到相同的温度，并考虑形变产生的热效应，根据能量守恒原理：在某一时间内流入物体的热量等于其内能的增加，从而得出

$$(1-\phi)\beta T \frac{\partial u_{i,i}}{\partial t} - \nabla^T \lambda \nabla T + \phi S_g \rho_g C_g \cdot (\nabla^T T) V^a + [(1-\phi)\rho_s C_s + \phi \rho_g C_g] \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (4)$$

式中： C_g ， C_s 分别为气体及固体的比热； ρ_s 为固体密度； λ 为气固二相介质的等效导热系数矩阵； V^a 是固体中气体流动的表现速度。

2.4 弹塑性分析

对应力状态进行弹塑性计算时，使用了 Drucker-Prager 屈服准则以及“无拉应力”判据。

3 岩体孔隙率与渗透性的修正

J. P. Davies 和 D. K. Davies^[12]根据砂岩的室内试验数据，拟合得出了孔隙率 - 平均有效应力和渗透系数 - 孔隙率的经验关系式，即

$$\phi = \phi_t + (\phi_0 - \phi_t) \exp(\alpha \sigma'_m) \quad (5)$$

$$k = k_0 \exp[\beta(\phi / \phi_0 - 1)] \quad (6)$$

式中： ϕ 为当前孔隙率； ϕ_0 为无应力时的孔隙率； ϕ_t 为高应力时的残余孔隙率； α ， β 为由试验确定的参

数； σ'_m 为平均有效应力； k 为当前渗透系数； k_0 为无应力时的渗透系数。

董方庭等^[13]认为，岩体破坏后的剪胀变形以岩块为基本单位，既有岩块内部质点的连续移动(3个自由度)，又有岩块的整体平移和转动(6个自由度)，因此，它要比质点连续移动的弹塑性变形大得多。但到目前为止，对岩体剪胀变形和剪胀力的定量问题还缺乏比较系统的研究^[14]。陈庆敏等^[15]根据室内试验得出，在岩石的峰后剪胀阶段，侧向应变和纵向应变之比与围压呈负指数关系，即

$$\varepsilon_3 / \varepsilon_1 = 0.5 + a e^{-b\sigma_3} \quad (7)$$

式中： ε_3 ， ε_1 分别为侧向应变和纵向应变； σ_3 为围压； a ， b 均为由试验确定的参数。

在本计算中，当工况 2 时，分别用式(5)和(6)对岩体的孔隙率与渗透系数进行修正；当工况 3 时，因为地层中一般条件下 3 个主应力 σ_1 ， σ_2 和 σ_3 不相等，而“围压”意味着 $\sigma_2 = \sigma_3$ ，故采取近似做法：岩体一旦进入屈服状态，将此时的最小主应力与中间主应力之和的一半作为 σ_3 ，并将最大主应变作为 ε_1 ，从而由式(7)可求得 ε_3 ，在平面应变状态下就可求得相对于初始状态的体积应变增量 $\Delta \varepsilon_v$ 。再将 $\Delta \varepsilon_v$ 看成是剪胀变形，当假设固体颗粒为不可压缩时，近似地有 $\Delta \varepsilon_v \approx \Delta \phi$ ^[16]，并将 $\Delta \phi$ 与式(5)和(6)中的 ϕ 相加，从而可求得计入剪胀变形的当前孔隙率和渗透系数。

4 数值分析模型

一个 CO₂ 埋存地质构造往往由注入层和冠石层组成^[5]。笔者假定了这样的一个分析模型：埋存构造的岩体在水平方向无限延伸，通过其注入点切出一垂直剖面，计算域的尺寸为 100 m×100 m(水平向×垂直向)，其中冠石层和注入层的厚度分别为 30 和 70 m，计算域的中心位于地表下 1 550 m 处，从地面通过管道向地下深部输入 CO₂，如图 1 所示。对此作平面应变问题考虑，共离散为 10 000 个四边形单元和 10 201 个节点。取边界条件为：垂直与底部边界的法向位移约束，顶部边界位移自由，但其上作用有上覆岩体转换来的自重荷载。以 z 表示地层深度，其 0 点在地表，向下为负，则地层中温度梯度为 $T = 10 - 0.025z$ ，气体压力梯度为 $P = 1.01 \times 10^5 - 10z$ 。

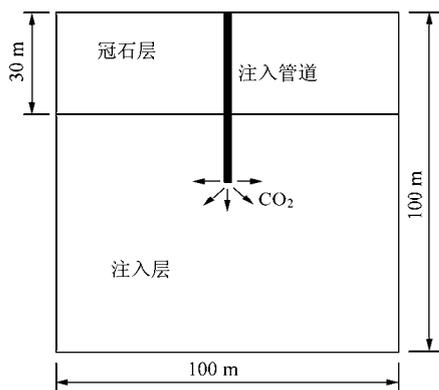


图 1 计算剖面图
Fig.1 Calculating profile

岩石的计算参数如表 1 所示。虽然 CO₂ 的物理力学参数是温度和压力的函数，但本计算中岩层的温度基本是常量，压力变化也很小，为简化计算，参考了有关 CO₂ 的物性资料，取其若干物理力学参数为常数：密度 $\rho_g = 1.524 \text{ kg/m}^3$ ，压缩模量 $k_g = 2.5 \text{ MPa}$ ，比热容 $C_g = 0.8 \text{ kJ/(kg} \cdot \text{K)}$ ，热膨胀系数 $\beta_g = 0.00375 \text{ K}^{-1}$ ，摩尔质量 $M_g = 44 \text{ g/mol}$ ，气体常数 $R = 8.314 \text{ J/(K} \cdot \text{mol)}$ 。

假定 CO₂ 的注入速率为 $0.04 \text{ kg/(m} \cdot \text{s)}$ ，注入时间为 567 d。

5 有限元计算结果

CO₂ 注入点之上 0.2 m 处岩体的垂直位移随时间的变化曲线如图 2 所示。开始时该点有所下沉，然后逐渐上升，计算结束时 3 种工况对应的位移值依次为 0.47, 0.63 和 0.31 mm。这说明随着 CO₂ 注入量的增多，地层中孔隙气体压力升高，使得岩体膨胀变形增大。由于计算域的垂直边界在水平方向受到约束，而顶部边界自由位移，故岩体有向上隆起的趋势。以工况 3 为例，计算终了时 CO₂ 注入点周围 20 m×20 m 范围内，地层因孔隙气体压力产生的位移矢量如图 3 所示。3 种工况下岩体垂直位移的发展不同的原因主要在于：岩体的孔隙率与渗透系数的变化规律相异。计算终了时 CO₂ 注入

点周围 30 m×30 m 范围内孔隙率等值线如图 4 所示，其中工况 2 的孔隙率等值线分布呈以注入点为圆心的同心圆，而工况 3 则呈现长轴在垂直方向的椭圆。此时，以注入点为起点，沿水平方向向左 15 m 距离内的孔隙率变化如图 5 所示。由该图可知，工况 2 的孔隙率由注入点处的最大值(0.103)沿水平方向平滑地下降到注入点左侧约 4.7 m 处的 0.094，之后向外基本不再变化；而工况 3 的孔隙率则由注入点处的最大值(0.107)沿水平方向先缓慢地下降到左侧约 4.1 m 处的 1.05，然后急剧地下降到左侧约 4.7 m 处的 0.094，向外亦基本不再变化，其与工况 2 的不同反映了剪胀的作用。与工况 1 不变的孔隙率和渗透系数相比，工况 2 和 3 中的拉、压应力和塑性剪胀使得孔隙率与渗透系数分别增大和减小，从而影响到岩体中的孔隙气体压力、位移、应力、受拉和剪切破坏区的分布和大小。

CO₂ 注入点之上 0.5 m 处岩体单元中心的垂直正应力 σ_y 随时间的变化曲线如图 6 所示。从图 6 可知，对于 3 种工况， σ_y 随时间的推移而减小，其初值均为 -33.7 MPa，而终值分别为 -23.4, -20.2 和 -29.2 MPa。以工况 3 为例，计算终了时 CO₂ 注入点周围 40 m×40 m 范围内地层中的主应力等值线如图 7 所示。

图 8, 9 分别为 3 种工况 567 d 时 CO₂ 注入点周围受拉破坏区和塑性区的分布。其中，工况 1 和 2 的受拉破坏区形状为上下两端尖而中间粗，为竖立的“枣核”形，而工况 3 无受拉破坏区出现；3 种工况的塑性区依次大致呈现竖立的“花生”、“哑铃”和“纺锤”形状，但在计算终了时，塑性区尚未进入冠石层。3 种工况不同时间的受拉破坏单元和塑性单元的数目如表 2 所示。产生这些差别的原因在于：岩体中的热 - 气 - 应力耦合过程受到孔隙率和渗透性计算模式的显著影响，使得 3 种工况的地层应力变化与分布各自相异。从形成的塑性区面积大小来看，工况 3 的稳定状况最为不利。

表 1 岩石的计算参数

Table 1 Calculating parameters of rocks

岩层名称	重度 γ / (kN · m ⁻³)	孔隙率	残余孔隙率	固有渗透系数 / m ²	弹性模量 E/MPa	泊松比 ν	比热容 C / (J · kg ⁻¹ · °C ⁻¹)	热膨胀系数 β /°C ⁻¹	导热系数 / (W · m ⁻¹ · °C ⁻¹)	黏聚力 c/MPa	内摩擦角 ϕ (°)	α / Pa ⁻¹	β	a	b /MPa ⁻¹
注入层	21.5	0.10	0.090	1.0×10^{-14}	4 500	0.25	900	1.0×10^{-6}	1.0	2.0	45	5×10^{-8}	22.2	2	0.15
冠石层	22.6	0.01	0.009	1.0×10^{-19}	5 000	0.23	800	8.0×10^{-5}	1.2	2.5	50	5×10^{-8}	22.2	2	0.15

注：该表中部分参数取自 Y. Masuda 等^[7]的研究。

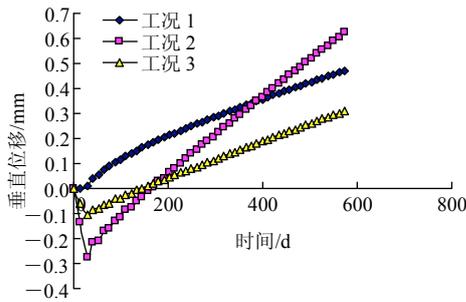


图2 岩体的垂直位移随时间的变化曲线(CO₂注入点之上0.2 m处)

Fig.2 Variation curves of vertical displacement vs. time(at a distance of 0.2 m above CO₂ injection nozzle)

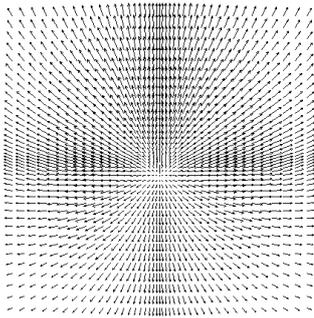
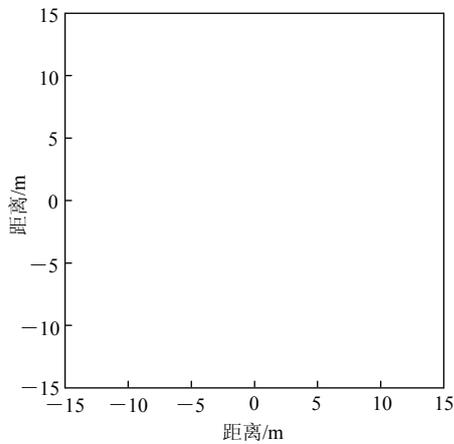
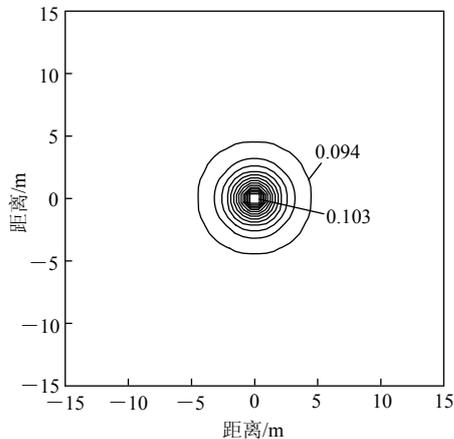


图3 计算终了时 CO₂注入点附近位移矢量图(工况3)

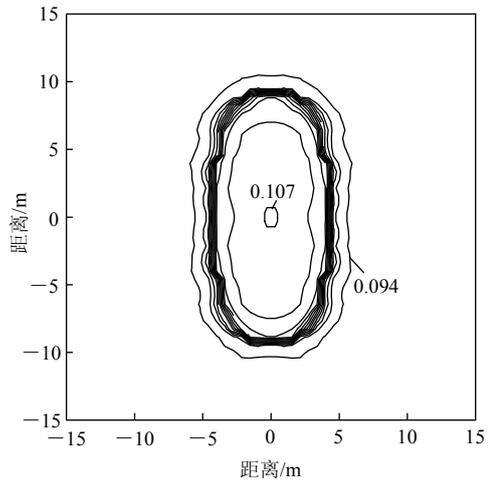
Fig.3 Displacement vector diagram around CO₂ injection nozzle at the end of calculation(case 3)



(a) 工况 1



(b) 工况 2



(c) 工况 3

图4 计算终了时 CO₂注入点周围孔隙率等值线图

Fig.4 Contour maps of porosity around CO₂ injection nozzle at the end of calculation

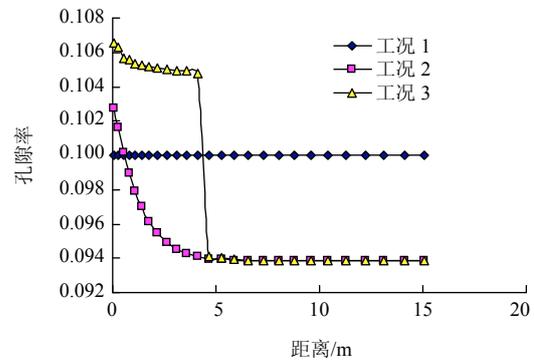


图5 CO₂注入点左侧沿水平方向的孔隙率变化曲线

Fig.5 Variation curves of porosity along horizontal direction at left of CO₂ injection nozzle

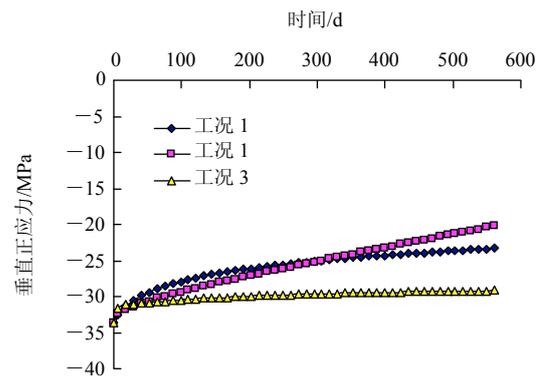


图6 岩体的垂直正应力随时间的变化曲线(CO₂注入点之上0.5 m处)

Fig.6 Variation curves of vertical normal stress vs. time(at a distance 0.5 m above CO₂ injection nozzle)

3种工况在计算终了时 CO₂注入点周围 20 m × 20 m 范围内孔隙气体压力等值线如图 10 所示, 其中, 工况 1 和 2 的分布为同心的圆环, 工况 3 的

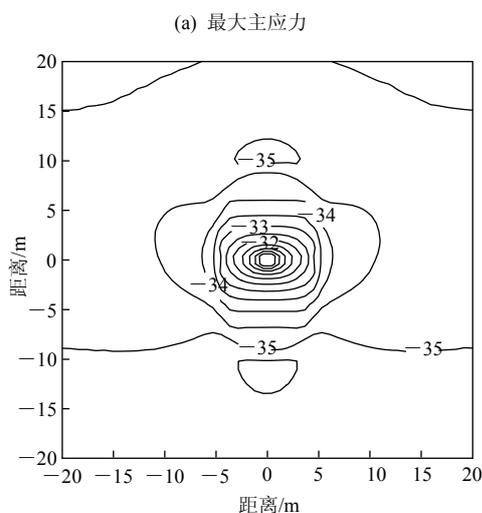
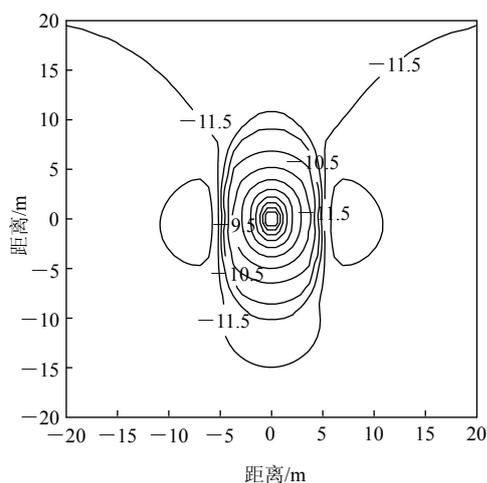
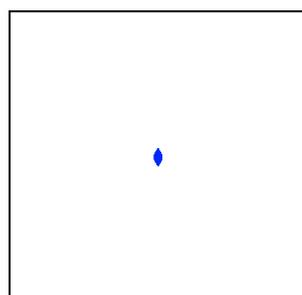
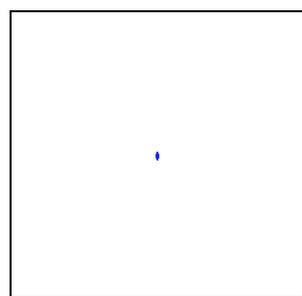
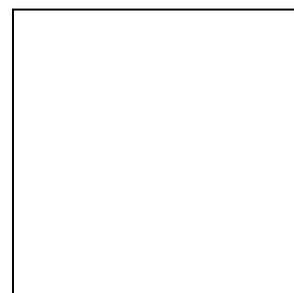


图 7 工况 3 计算终了时地层主应力等值线图(单位: MPa)

Fig.7 Contour maps of principal stresses in rock masses at end of calculation for case 3(unit: MPa)



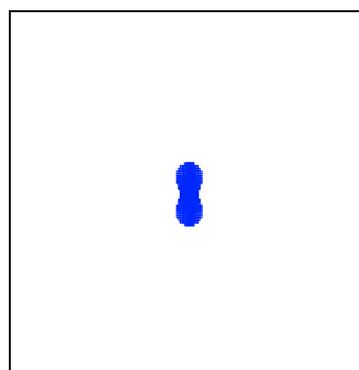
(b) 工况 2



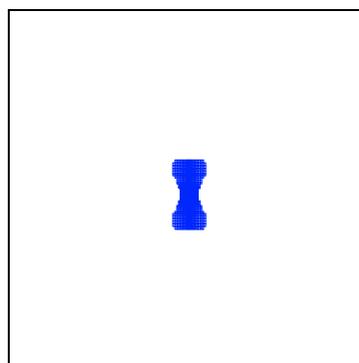
(c) 工况 3

图 8 计算终了时地层受拉破坏区

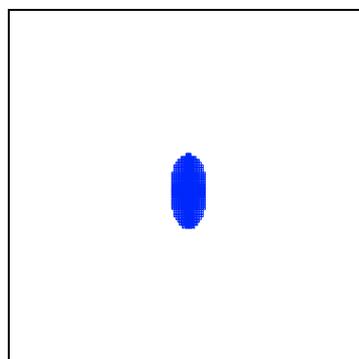
Fig.8 Zones of tensile failure in rock masses at end of calculation



(a) 工况 1



(b) 工况 2



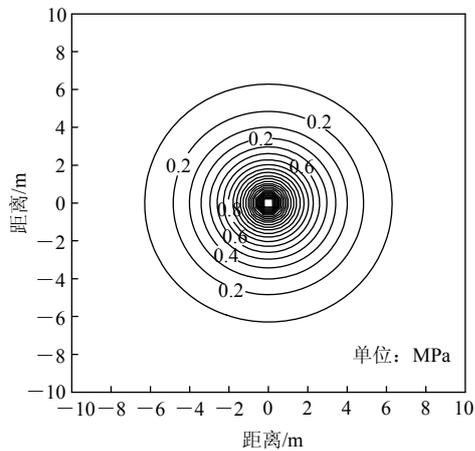
(c) 工况 3

图 9 计算终了时地层塑性破坏区

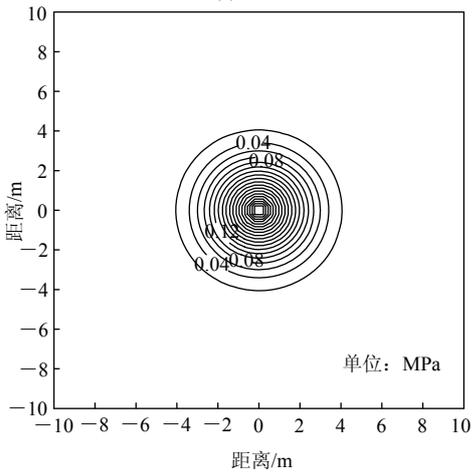
Fig.9 Zones of plastic failure in rock masses at end of calculation

表2 3种工况不同时间的受拉及塑性单元数
Table 2 Numbers of tensile and plastic elements at different times in three cases

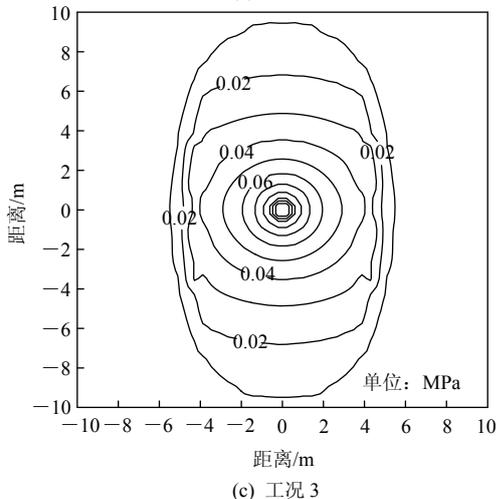
工况 编号	1 d		105 d		567 d	
	受拉 单元数	塑性 单元数	受拉 单元数	塑性 单元数	受拉 单元数	塑性 单元数
1	4	72	8	220	32	638
2	8	86	44	270	136	754
3	0	82	0	302	0	880



(a) 工况 1



(b) 工况 2



(c) 工况 3

图10 计算终了时 CO₂ 注入点附近孔隙气体压力等值线图
Fig.10 Contour maps of pore gas pressures around CO₂ injection nozzle at end of calculation

分布则为长轴在垂直方向的椭圆(与该工况的孔隙率等值线分布类似)。图10中孔隙气体压力的最大值在注入点处,3种工况的孔隙气体压力分别为0.35,0.43和0.14 MPa。此时以注入点为起点,沿水平方向向左10 m距离内的孔隙气体压力变化如图11所示。由该图可知,在567 d时孔隙气体压力主要集中在距注入点约5 m的范围内。

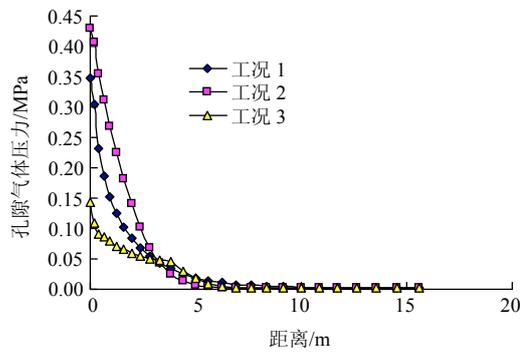


图11 注入点左侧沿水平方向的孔隙气体压力变化曲线
Fig.11 Variation curves of pore pressure along horizontal direction at left of CO₂ injection nozzle

6 结 论

综合本文的工作,可得出以下结论:

(1) 在所建立的热-气-应力耦合弹塑性模型中,引入已有的经验关系式,将岩体的孔隙率和渗透性作为平均有效应力和剪胀体积应变的函数,并开发了相应的二维有限元计算程序。

(2) 以一个假定的由注入层和冠石层组成的地质结构为研究对象,对于岩体的孔隙率和渗透系数依次是常数、仅是平均有效应力的函数、是平均有效应力和剪胀体积应变的函数3种工况,对CO₂注入过程中岩体中的热-气-应力耦合现象进行了数值模拟。其结果表明:在相同的注入速率和时间内,3种工况所对应的地层中的孔隙率、孔隙气体压力、岩体位移、应力状态和受拉及剪切破坏范围均有明显不同。笔者认为,将岩体的孔隙率和渗透性考虑为应力的函数、特别是计入剪胀应变的影响应该更为接近实际情况。

(3) 在所建模型中,尚未考虑地层中水与气共存等因素。在下一步的工作中,将着重研究CO₂地层注入中气液二相流与温度、固体的耦合分析,以及岩体渗透性与受拉及剪切破坏的关系等问题。

参考文献(References):

- [1] CHADWICK A, ARTS R, BERNSTONE C, et al. Best practice for the storage of CO₂ in saline aquifers: Observations and guidelines from the SACS and CO₂ store projects[M]. Nottingham, UK: British Geological Survey Occasional Publication, 2008.
- [2] METZ B, DAVIDSON O, CONINCK H. DE, et al. Carbon dioxide capture and storage[M]. UK: Cambridge University Press, 2005.
- [3] 周来, 冯启言, 李向东, 等. 深部煤层对CO₂地质处置机制及应用前景[J]. 地球与环境, 2007, 35(1): 9-14.(ZHOU Lai, FENG Qiyan, LI Xiangdong, et al. Mechanism and application potential of geological sequestration of carbon dioxide in deep coal seams[J]. Earth and Environment, 2007, 35(1): 9-14.(in Chinese))
- [4] LAW DHS, BACHU S. Hydrogeological and numerical analysis of CO₂ disposal in deep aquifers in the Alberta sedimentary basin[J]. Energy Conversion and Management, 1996, 37(6-8): 1167-1174.
- [5] GAUS I, AZAROUAL M, CZERNICHOWSKI-LAURIOL I. Reactive transport modeling of the impact of CO₂ injection on the clayey cap rock at Sleipner(North Sea)[J]. Chemical Geology, 2005, 217(3/4): 319-337.
- [6] COOK P J, RIGG A, BRADSHAW J. Putting it back where it came from: is geological disposal of carbon dioxide an option for Australia[J]. APPEA Journal, 2000, 40(1): 654-666.
- [7] MASUDA Y, YAMANAKA Y, SASAI Y, et al. A numerical study with an eddy-resolving model to evaluate chronic impacts in CO₂ ocean sequestration[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2008, 2(1): 89-94.
- [8] SASAKI K, FUJII T, NIIBORI Y, et al. Numerical simulation of supercritical CO₂ injection into subsurface rock masses[J]. Energy Conversion and Management, 2008, 49(1): 54-61.
- [9] ANDRE L, AUDIGANE P, AZAROUAL M, et al. Numerical modeling of fluid-rock chemical interactions at the supercritical CO₂-liquid interface during CO₂ injection into a carbonate reservoir, the Dogger aquifer(Paris Basin, France)[J]. Energy Conversion and Management, 2007, 48(6): 1782-1797.
- [10] RUTQVIST J, WU Y S, TSANG C F, et al. A modeling approach for analysis of coupled multiphase fluid flow, heat transfer, and deformation in fractured porous rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2002, 39(4): 429-442.
- [11] 张玉军. CO₂注入岩体的热-气-应力耦合二维弹塑性有限元分析[J]. 岩土力学, 2009, 30(3): 582-586.(ZHANG Yujun. 2D elastoplastic finite element analysis of coupled thermo-gas-mechanical process in CO₂ injection in strata[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(3): 582-586.(in Chinese))
- [12] DAVIES J P, DAVIES D K. Stress-dependent permeability: characterization and modeling[C]// Proceedings of SPE Annual Technical Conference and Exhibition. Houston: [s. n.], 1999: 224-235.
- [13] 董方庭, 宋宏伟, 郭志宏, 等. 巷道围岩松动圈支护理论[J]. 煤炭学报, 1994, 19(1): 21-32.(DONG Fangting, SONG Hongwei, GUO Zhihong, et al. Roadway support theory based on broken rock zone[J]. Journal of China Coal Society, 1994, 19(1): 21-32.(in Chinese))
- [14] 段艳燕, 宋宏伟. 岩石峰后剪胀效应研究综述[J]. 地下空间与工程学报, 2007, 3(6): 1027-1030.(DUAN Yanyan, SONG Hongwei. Review of dilatancy nature of the rock post-failure behaviour[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2007, 3(6): 1027-1030.(in Chinese))
- [15] 陈庆敏, 张农, 赵海云, 等. 岩石残余强度与变形特性的试验研究[J]. 中国矿业大学学报, 1997, 26(3): 42-45.(CHEN Qingmin, ZHANG Nong, ZHAO Haiyun, et al. Experimental research on the residual strength and deformation of rock[J]. Journal of China University of Mining and Technology, 1997, 26(3): 42-45.(in Chinese))
- [16] RUTQVIST J, BÖRGESSON L, CHIJIMATSU M, et al. Thermo-hydro-mechanics of partially saturated geological media: governing equations and formulation of four finite element models[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2001, 38(1): 105-127.