

存在边界流时压力溶解对颗粒聚集岩体中 THM 耦合作用的有限元模拟

张玉军¹, 杨朝帅^{1,2}

- (1. 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)
2. 中国中铁隧道集团有限公司 技术中心, 河南 洛阳, 471009)

摘要: 在孔隙介质热-水-应力耦合有限元程序中引入颗粒聚集体的压力溶解模型, 针对一个假设的实验室尺度且位于饱和石英颗粒聚集岩体中的高放废物地质处置库, 拟定 2 种计算工况即边界上水压力相同(工况 1)和左、右边界上水压力有较大的差别(工况 2), 进行 4 a 处置时段的数值模拟, 考察岩体中的温度、颗粒界面水膜及孔隙中的溶质浓度、迁移和沉淀质量、孔隙率及渗透系数、孔隙水压力、地下水流速和应力的变化、分布情况。研究表明: 与工况 1 相比, 工况 2 的计算域中有较大的地下水流速(稳态流量 Q_{ss}), 可促进颗粒介质的溶解、迁移和沉淀, 使得孔隙率和渗透系数加快下降, 从而对渗流场(孔隙水的压力及流速)和应力场产生显著的影响。

关键词: 压力溶解; 颗粒聚集岩体; 边界流; 热-水-应力耦合; 有限元模拟

中图分类号: O354

文献标志码: A

文章编号: 1672-7207(2013)12-5100-09

FEM simulation for influences of pressure solution on THM coupling in aggregate rock under boundary influx

ZHANG Yujun¹, YANG Chaoshuai^{1,2}

- (1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics,
The Chinese Academy of Sciences, Wuhan 430071, China ;
2. Technique Center, China Railway Tunnel Group Co. Ltd., Luoyang 471009, China)

Abstract: The model of pressure solution for granular aggregates established by Taron et al was introduced into the FEM (finite element method) code for analysis of THM (thermo-hydro-mechanical) coupling in porous media. Aiming at a hypothetical nuclear waste repository in a saturated quartz aggregate rock mass with a laboratory scale, two computation cases were designed: the pore pressures at all boundaries are the same (Case 1); a larger difference between the pore pressures at left boundary and right boundary exists (Case 2). Then the corresponding numerical simulations for a disposal period of 4 years were carried out, and the states of temperatures, solute concentrations in the intergranular fluid film and at the pore space, removal and precipitation masses, porosities and permeabilities, pore pressures, flow velocities and stresses in the rock mass were investigated. The results show that, compared with Case 1, there are larger flow velocities of underground water (steady state influx Q_{ss}) in the computation domain of Case 2, which promotes solution, diffusion and precipitation of the granular medium, so the porosities and permeabilities of aggregate rock mass decrease quickly, which produces obvious effects on the seepage field (pressures and flow velocities of pore water) and the stress field.

Key words: pressure solution; aggregate rock; boundary influx; thermo-hydro-mechanical coupling; finite element method simulation

收稿日期: 2012-11-25; 修回日期: 2013-02-22

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(“973”计划)资助项目(2010CB732101); 国家自然科学基金资助项目(51079145, 51379201)

通信作者: 张玉军(1956-), 男, 河南济源人, 博士, 研究员, 从事岩石力学与工程的研究工作; 电话: 027-87198482; E-mail: yjzhang@whrsm.ac.com

当地热田或高放射性核废物处置库位于地层深部的高温、高压及富水环境中时, 对于孔隙-裂隙岩体而言, 存在明显的压力溶解作用^[1], 其主要使得岩体的孔隙率和渗透系数减少, 从而对热-水-应力-化学耦合过程产生影响。对此, 国外已经进行较多的研究^[2-6]。其中, Yasuhara 等^[7]通过室内试验, 提出一种表现压力溶解三过程的数学模型; Taron 等^[8]基于 Yasuhara 的工作, 将压力溶解、热-水-应力收缩与膨胀、矿物沉淀与溶解对裂隙开度张开与闭合的复杂影响进行数学简化, 并以此结合 TOUGHREACT 和 FLAC^{3D} 软件分析天然裂隙岩体的渗透率变化机理; Taron 等^[9-10]还考虑拟静水或有边界流的情况, 发展一种新的压力溶解模型, 并将其应用于具有动态渗透率的裂隙岩体工程地热库中耦合的力学和化学过程的数值模拟。上述压力溶解模型具有很高的学术价值和实用价值, 但目前尚未见将其用于颗粒聚集体孔隙介质的多场耦合数值分析中, 而这种分析对于在诸如岩盐、黏土类岩体中进行高放废物地质处置等环境工程有着重要的指导价值。为此, 本文作者建立压力溶解模型, 引入所研制的岩土介质热-水-应力耦合有限元分析程序中(对其中的体积应变求解式进行一定修正), 给出颗粒聚集体孔隙率随压力溶解和渗透系数随孔隙增缩的演化表达式, 在计算时对孔隙率和及渗透系数实施动态调整。以 1 个假定的位于饱和地层中的高放废物地质处置库为算例, 在相同的初始温度和岩体应力条件下, 针对 2 种计算工况即边界上水压力相同(域内无因边界水头差产生的稳态流量, 工况 1)和左、右边界上水压力有较大差别(域内有因边界水头差产生的稳态流量, 工况 2), 进行热-水-应力耦合有限元数值模拟, 考察处置库近场的温度、颗粒界面水膜及孔隙中的溶质浓度、迁移和沉淀质量、孔隙率和渗透系数、孔隙水压力、地下水流速、应力的变化、分布情况。

1 混合质量平衡

对于如图 1 和图 2 所示的颗粒聚集体化学压缩模型, Taron 等提出物质在压力作用下的溶解浓度平衡关系^[10]:

$$\dot{c}_i V_i = k^+ \alpha A_i^{rx} a_{SiO_2} \left(1 - \frac{\tilde{c}_i}{a_{SiO_2} C_{eq}^h}\right) - D(\tilde{c}_i - \tilde{c}_p) \quad (1)$$

$$\dot{c}_p V_p = k^+ \alpha A_p^{rx} \left(1 - \frac{\tilde{c}_p}{C_{eq}^h}\right) + D(\tilde{c}_i - \tilde{c}_p) - Q_{ss} \tilde{c}_p \quad (2)$$

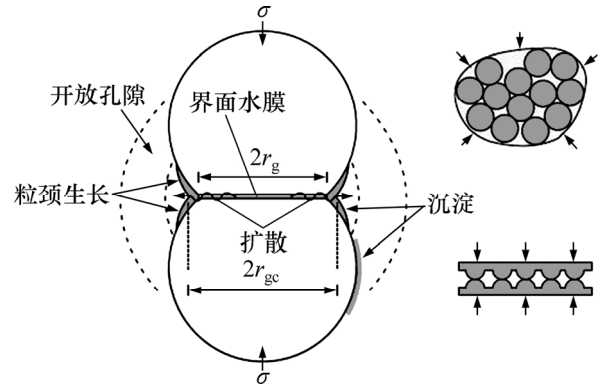


图 1 孔隙介质、裂隙及化学压缩过程的概念化^[10]
Fig. 1 Conceptualization of chemical compaction process, porous media, and fractures^[10]

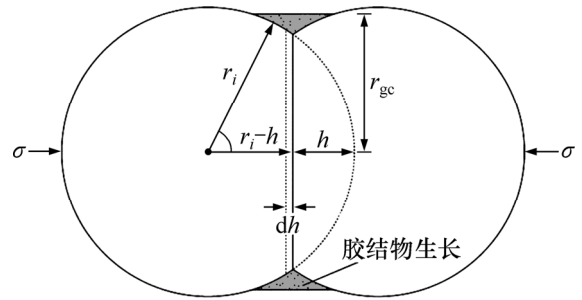


图 2 压缩及颗粒和生长的胶结物半径的关系示意^[10]
Fig. 2 Diagram of compaction and relationship between granular and growing cement radius^[10]

其迭代求解式为

$$\begin{Bmatrix} c_i \\ c_p \end{Bmatrix}_{t+\Delta t} = \begin{bmatrix} \left(\frac{k^+ \alpha A_i^{rx}}{C_{eq}^h} + D \right) + \frac{V_i}{\Delta t} & -D \\ -D & \left(\frac{k^+ A_p^{rx}}{C_{eq}^h} + Q_{ss} + D \right) + \frac{V_p}{\Delta t} \end{bmatrix}_t^{-1} \begin{Bmatrix} k^+ \alpha A_i^{rx} a_{SiO_2} + \frac{V_i c_i}{\Delta t} \\ k^+ A_p^{rx} + \frac{V_p c_p}{\Delta t} \end{Bmatrix}_t \quad (3)$$

式中 c_i 是在颗粒接触面水膜中溶解硅的即时浓度; c_p 是在颗粒周界(孔隙空间)处的即时硅浓度; k^+ 是溶解速率常数; α 为固体接触部分所占据的颗粒边界的比例 ($0 < \alpha < 1$); A_i^{rx} 为表征体颗粒交界处的反应面积 (REV); C_{eq}^h 为液态水中硅的溶解度; D 为扩散系数; V_i 是颗粒接触之内表征体的体积 (REV); A_p^{rx} 为表征体的孔隙反应面积 (REV); V_p 为表征体的孔隙体积 (REV); a_{SiO_2} 为应力作用下固体硅的化学活度; Q_{ss} 为因边界水头差产生的稳态流量; Δt 为时间增量。

式(1)中各物理量可表示为:

$$A_T = V_0(1 - \phi_0)S_{ag} / V_g \quad (4)$$

$$A_i^{rx} = V_0(1 - \phi_0)N_c a_g / V_g \quad (5)$$

$$A_p^{rx} = A_T - A_i^{rx} \quad (6)$$

$$D = 8D_f \omega \left(\frac{A_i^{rx}}{2a_g} \right) \quad (7)$$

$$V_i = \omega A_i^{rx} / 2 \quad (8)$$

$$V_p = \phi V \quad (9)$$

$$a_{SiO_2} = \exp\left(\frac{\Delta\mu}{RT}\right) \quad (10)$$

式中: V_0 和 V 分别为表征体(可取单位量)的初始和即时体积; ϕ_0 和 ϕ 分别为初始和即时的孔隙率; S_{ag} 和 V_g 分别为平均的单个颗粒表面积和体积; a_g 为 2 个相互贯穿球形颗粒的接触面积; N_c 为每个颗粒的接触数; D_f 为分子扩散系数; ω 为颗粒接触面水膜的厚度; $\Delta\mu$ 为化学势梯度; R 为气体常数; T 为绝对温度。

并且有

$$a_g = \pi h(2r_i - h) \quad (11)$$

$$V = V_0 \left(\left(\frac{r_i - h}{r_i} \right)^3 + \frac{\sigma'}{K_b} \right) \quad (12)$$

$$h = \sum_t \Delta h = \sum_t (\Delta m_i^{SiO_2} V_m) / A_i^{rx} \quad (13)$$

$$\Delta\mu = \frac{(\sigma_a - \sigma_a^{eq})}{\alpha} V_m \quad (14)$$

式中: r_i 为初始时刻的平均颗粒半径; h 为累积的球形颗粒贯穿深度(初值为 0); σ' 为有效应力; K_b 为颗粒材料的体积模量; $\Delta m_i^{SiO_2}$ 为产生于颗粒接触面处的迁移质量(以溶解的数值为正); V_m 为固体的摩尔体积。

而

$$\sigma_a = \sigma' / R_c \quad (15)$$

$$\sigma_a^{eq} = \frac{E_A(1 - T/T_A)N_c(1 - \phi_0)}{4V_m} \beta_c^2 \quad (16)$$

$$\beta_c = \frac{r_{gc}/r_i}{1 - h/r_i} \quad (17)$$

$$R_c = (\phi_0 - \phi) / \phi_0 \quad (18)$$

$$\Delta m_i^{SiO_2} = V_i(C_i^{t+\Delta t} - C_i^t) + D(C_i^{t+\Delta t} - C_p^{t+\Delta t})\Delta t \quad (19)$$

式中: σ_a 和 σ_a^{eq} 分别是真实应力及达到平衡时的临界应力; R_c 为接触面积比; E_A 和 T_A 分别为熔化热和熔化温度; β_c 为埋置常数, r_{gc} 为颗粒交界处沉淀胶结物

外表面到颗粒中心连线的距离(如图 2 所示)。

2 孔隙率-渗透系数演化律

Taron 等给出的孔隙率表达式为

$$\phi = 1 - \left(\frac{1 - \phi_0}{1 - \varepsilon_V} + \frac{R}{V_0(1 - \varepsilon_V)} \right) \quad (20)$$

式中: ε_V 为有限的体积应变; R 为作为源/汇项的随时间求和的反应体积。

并且

$$\varepsilon_V = 1 - \left(1 - \frac{h}{r_i} \right)^3 + \frac{\sigma'}{K_b} \quad (21)$$

$$R = V_m \sum_t (\Delta m_i^{SiO_2} + \Delta m_p^{SiO_2}) \quad (22)$$

$$\Delta m_p^{SiO_2} = V_p(C_p^{t+\Delta t} - C_p^t) - D(C_i^{t+\Delta t} - C_p^{t+\Delta t})\Delta t \quad (23)$$

式中: $\Delta m_p^{SiO_2}$ 为在孔隙处溶解/沉淀的质量(以沉淀的数值为负)。

由此可求出对应的渗透系数为^[11]

$$k = k_0 \frac{(1 - \phi_0)^2}{(1 - \phi)^2} \left(\frac{\phi}{\phi_0} \right)^3 \quad (24)$$

式中: k_0 初始时刻的渗透系数。

将上述颗粒聚集体的压力溶解模型引入文献[12]的孔隙介质热-水-应力耦合有限元程序中。

3 算例

实验室尺度的核废料玻璃固化体埋置模型如图 3 所示,其周围的介质是饱和的石英颗粒聚集孔隙岩体。作为近似简化,认为这是一个平面应变问题。取计算域为水平向 4 m,垂直向 8 m,有 800 个单元,861 个节点。从固化体边缘向右的点号依次为 432,433,434,435 和 436。

对于边界条件,计算域的顶部位移自由,其上作用有分布荷载 53.4 MPa;左、右侧面的水平方向位移约束;底面的垂直方向位移约束;所有边界的温度为 40 °C;对于工况 1,各边界的孔隙水压力均为 4.59 MPa;对于工况 2,左、右边界的孔隙水压力分别为 4.59 和 2.295 MPa,而上、下边界的孔隙水压力在这二者之间线性过渡,岩体的初始孔隙率为 0.3。热-水-应力耦合的环境对岩体颗粒要产生压力溶解作

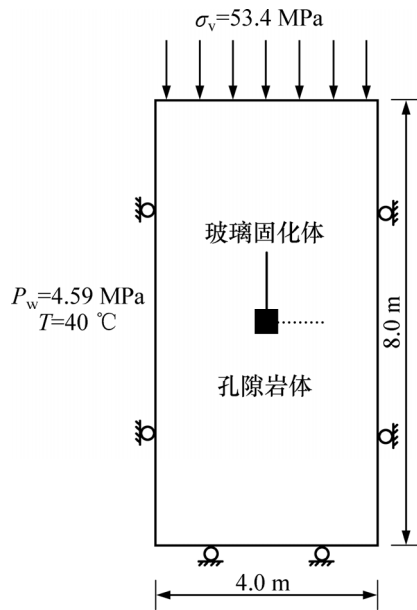


图 3 计算模型(工况 1)

Fig. 3 Computation model(case 1)

用, 从而引起孔隙率和渗透系数的变化。有关的计算参数如表 1 和表 2 所示(该表中主要数据参考文献 [1, 10])。初始状态时, 岩体的温度均为 40 。核废物以 1 kW 的不变功率释放热量, 时间经历 4 a。

岩体介质的水分特性曲线符合 van Genuchten 模型^[13], 即

$$s_w = (s_{ws} - s_{wr})(1 + |\alpha\psi|^\beta)^{-\gamma} + s_{wr} \quad (25)$$

式中: $\alpha = 3.86 \times 10^{-6} \text{ m}^{-1}$, $\beta = 1.41$, $\gamma = 1 - 1/\beta$; ψ 为水势; $s_{ws} = 1.0$, $s_{wr} = 0.19$, 其分别为最大饱和度和最小饱和度。比渗透率与饱和度的关系为

$$k_{rw} = s_w^{2.0} \quad (26)$$

表 1 主要计算参数

Table 1 Main computation parameters

介质	岩石	固化体
重度 $\rho/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-3})$	26.7	25.0
孔隙率 ϕ_0	0.3	0.0
渗透系数 $k_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	1.24×10^{-13}	1.0×10^{-27}
弹性模量 E/MPa	370.0	530.0
泊松系数 μ	0.3	0.25
比热容 $C/(\text{kJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{ }^{-1})$	1.0	0.7
热膨胀系数 $\beta/ \text{ }^{-1}$	8.8×10^{-6}	1.0×10^{-5}
导热系数 $\lambda/(\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{ }^{-1})$	2.8	5.3

表 2 压力溶解计算参数

Table 2 Parameters for pressure solution

参数	数值
初始颗粒界面间溶质浓度 $c_i/(\text{mol}\cdot\text{m}^{-3})$	0
初始孔隙空间中溶质浓度 $c_p/(\text{mol}\cdot\text{m}^{-3})$	0
颗粒直径 r_i/mm	0.4
颗粒界面上水膜的厚度 ω/nm	10.0
单个颗粒的接触数 N_c	6
表征体的初始体积 V_0/m^3	1.0
埋置系数 β_c (近似取值)	0.3
熔化热 $E_A/(\text{J}\cdot\text{mol}^{-1})$	8.57×10^3 (石英)
分子扩散系数 $D_f/(\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1})$	7.7×10^{-10}
溶解速率常数 $k^+/(\text{mol}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1})$	6.05×10^{-8}
比例常数 α	1.0
气体常数 $R/(\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1})$	8.31
熔化温度 T_A/K	1883(石英)
摩尔体积 $V_m/(\text{m}^3\cdot\text{mol}^{-1})$	2.27×10^{-5} (石英)
溶质的平衡溶解度 $c_{eq}/(\text{mol}\cdot\text{m}^{-3})$	12.997
颗粒材料的体积模量 K_b/GPa	1.0

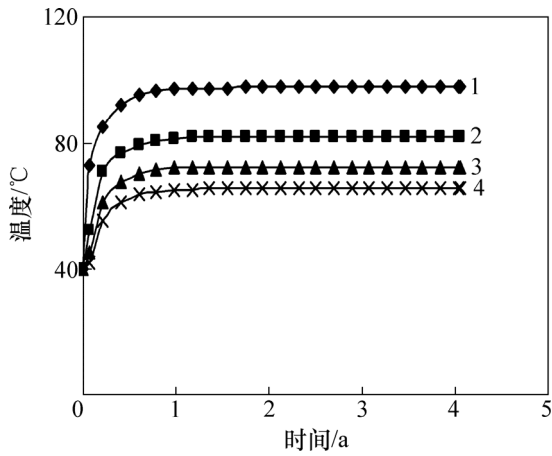
取岩体介质的温度梯度水分扩散系数为 $D_t = 2.5 \times 10^{-12} \text{ m}^2/(\text{s}\cdot\text{ }^{-1})$, 针对前述的 2 种工况, 其主要结果及分析如下。

由于渗流和地应力对核废物释热的影响较小^[14], 故 2 种工况条件下计算域中的温度场基本相同。以工况 1 为例, 432, 433, 434 和 435 各点处的温度随时间的变化曲线如图 4 所示。从图 4 可见: 在开始的约 0.1 a 内缓冲层的温度快速上升, 之后增加减缓, 到计算终时 432, 433, 434 和 435 各点的温度依次为 97.8, 81.9, 72.6 和 65.7 。图 5 所示为工况 1 在 4a 时计算域中的温度等值线分布。

图 6 所示为岩体中 2 个点的溶质浓度-时间曲线(固化体中心 $x=0$)。从图 6 可见: 在压力溶解作用下, 颗粒接触面处和颗粒孔隙中的溶质浓度 c_i 和 c_p 在开始约 0.2 a 内急速升、降, 之后随时间的推移仍在减小, 但变化幅度不大。到计算终了时 x 为 0.3 m 和 1.1 m 处的溶质浓度 c_i 分别为 14.65 mol/m^3 和 15.03 mol/m^3 (工况 1), 15.19 mol/m^3 和 15.27 mol/m^3 (工况 2); c_p : 13.03 mol/m^3 和 13.04 mol/m^3 (工况 1), 13.04 mol/m^3 和 13.05 mol/m^3 (工况 2)。

图 7 所示为岩体中 2 个点的迁移/沉淀量-时间曲

线(固体体中心 $x=0$)。从图 7 可见 :在压力溶解作用下 , 颗粒接触面处的迁移质量 $\Delta m_i^{SiO_2}$ 和颗粒孔隙中的沉



1—点 432 ; 2—点 433 ; 3—点 434 ; 4—点 435

图 4 温度-时间曲线

Fig. 4 Temperatures versus time at some nodes

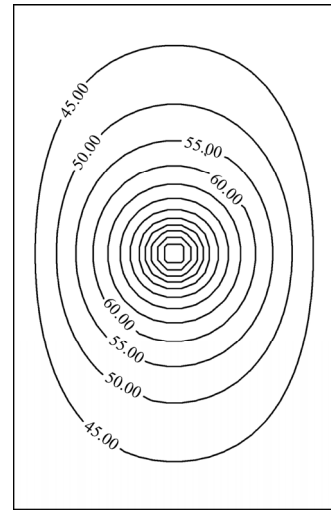
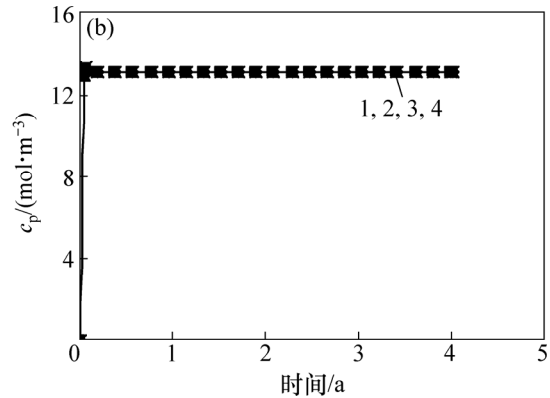
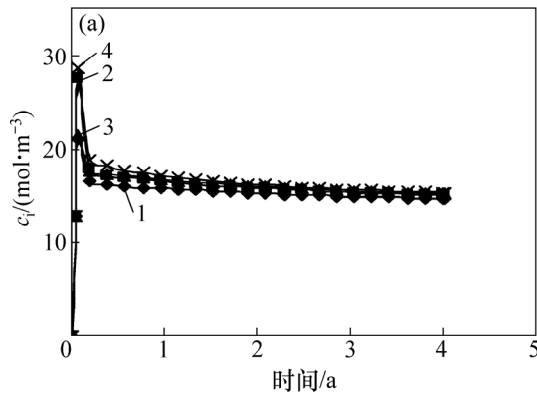


图 5 4 a 时工况 1 计算域中温度等值线(单位 :)

Fig. 5 Temperature contours in calculation domain at 4 years ()

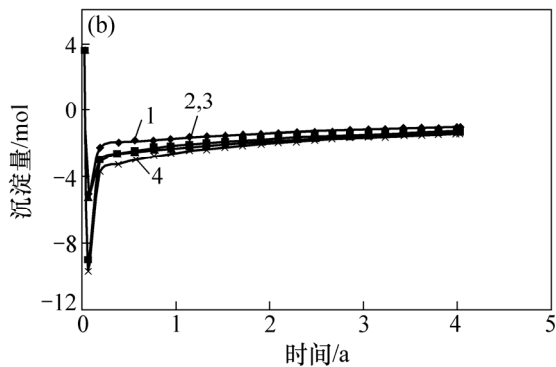
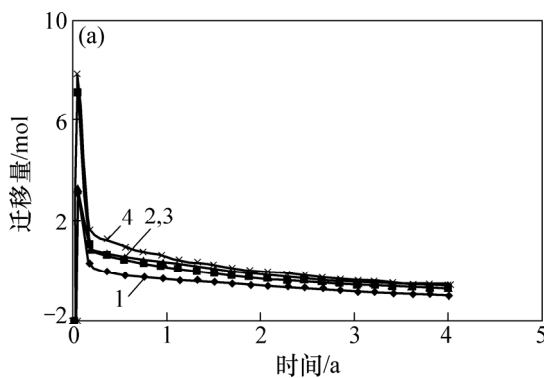


(a) c_i ; (b) c_p

x/m : 1—0.3(工况 1) ; 2—1.1(工况 1) ; 3—0.3(工况 2) ; 4—1.1(工况 2)

图 6 岩体中 2 个点的溶质浓度-时间曲线(固体体中心 $x=0$)

Fig. 6 Solute concentrations versus time at two nodes ($x=0$ at center of vitrified waste)



(a) $\Delta m_i^{SiO_2}$; (b) $\Delta m_p^{SiO_2}$

1— $x=0.3$ m(工况 1) ; 2— $x=1.1$ m(工况 1) ; 3— $x=0.3$ m(工况 2) ; 4— $x=1.1$ m(工况 2)

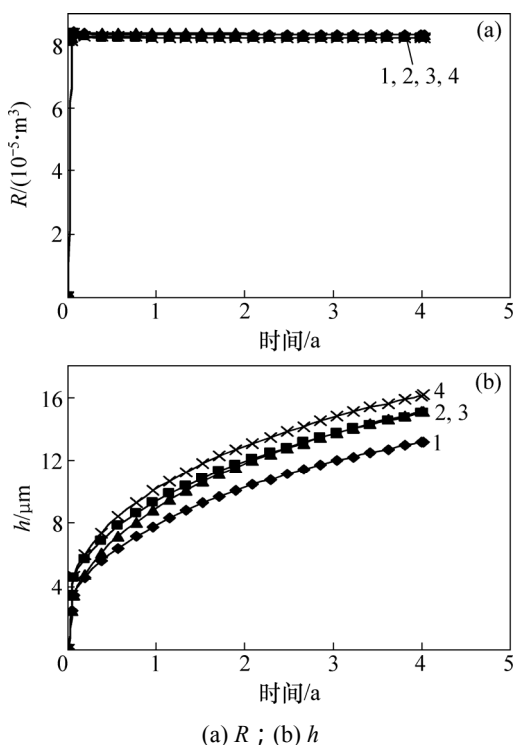
图 7 岩体中 2 个点的迁移/沉淀量-时间曲线(固体体中心 $x=0$)

Fig. 7 Removal/precipitation masses versus time at two nodes ($x=0$ at center of vitrified waste)

淀质量 $\Delta m_p^{SiO_2}$ 亦在开始约 0.2 a 内急速升、降, 之后随时间的变化趋缓。正是因颗粒接触面处的溶解和颗粒孔隙中的沉淀使得岩体孔隙率减小。到计算终了时 x 为 0.3 m 和 1.1 m 处, $\Delta m_i^{SiO_2}$ 分别为 1.038 11 mol 和 1.279 06 mol(工况 1), 1.379 43 mol 和 1.430 91 mol(工况 2); $\Delta m_p^{SiO_2}$ 分别为 -1.038 13 mol 和 -1.279 08 mol(工况 1), -1.379 45 mol 和 -1.430 94 mol(工况 2)。经比较可知: $\Delta m_i^{SiO_2} \approx \Delta m_p^{SiO_2}$, 即颗粒接触面处的溶解量基本变为颗粒孔隙中的沉淀量。

图 8 所示为源/汇项反应体积 R 和颗粒贯穿深度 h 随时间的变化曲线。从图 8 可见: 在压力溶解作用下, R 和 h 也是在开始约 0.2 a 内急速上升, 之后随时间的推移 R 缓慢下降, 而 h 还呈现明显的增长趋势(孔隙率减小的原因之一)。到计算终了时 x 为 0.3 m 和 1.5 m 处, R 分别为 $8.330 \times 10^{-5} \text{ m}^3$, $8.227 \times 10^{-5} \text{ m}^3$ (工况 1), $8.341 \times 10^{-5} \text{ m}^3$ 和 $8.237 \times 10^{-5} \text{ m}^3$ (工况 2); h 分别为 $1.317 \times 10^{-5} \text{ m}$ 和 $1.502 \times 10^{-5} \text{ m}$ (工况 1), $1.512 \times 10^{-5} \text{ m}$ 和 $1.615 \times 10^{-5} \text{ m}$ (工况 2)。

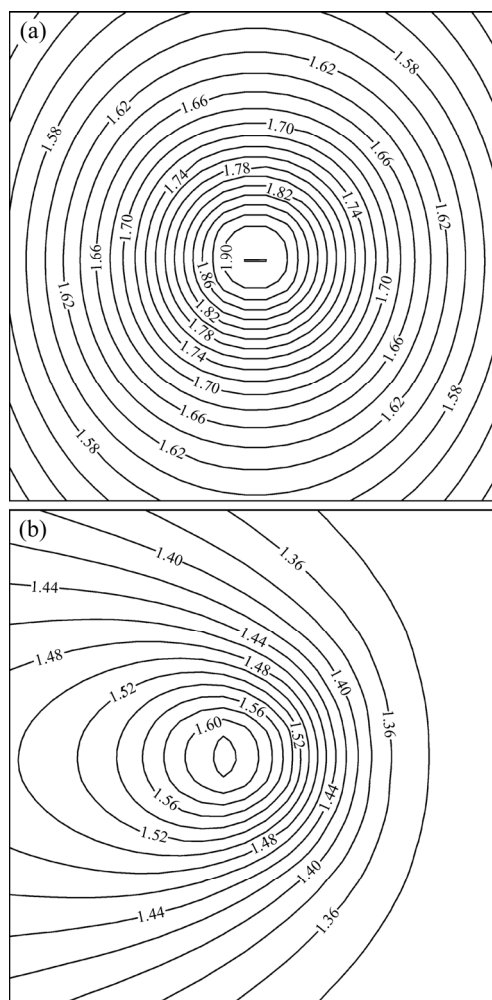
图 9 所示为工况 1 到 4 a 时玻璃固化体周围 $2 \text{ m} \times 2 \text{ m}$ 范围内岩体孔隙率等值线分布。此时在计算



(a) R ; (b) h
 x/m : 1—0.3(工况 1); 2—1.1(工况 1);
 3—0.3(工况 2); 4—1.1(工况 2)

图 8 岩体中 2 个点的反应体积和颗粒贯穿深度-时间曲线(固化体中心 $x=0$)

Fig. 8 Reaction volumes and granular interpenetrations versus time at two nodes ($x=0$ at the center of vitrified waste)

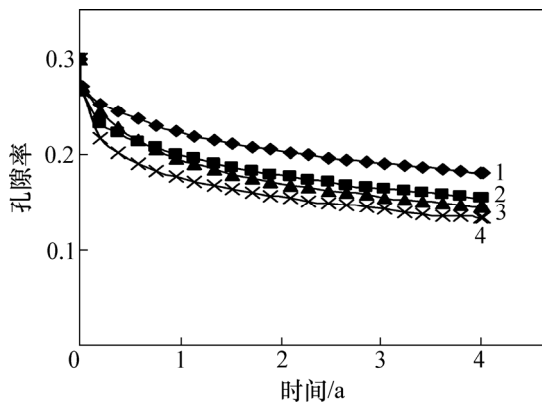


(a) 工况 1; (b) 工况 2

图 9 2 种工况在 4 a 时岩体中孔隙率等值线分布(单位: $\cdot 10^{-1}$)

Fig. 9 Contours of porosity in rock mass at four years for two cases

域水平对称轴上距玻璃固化体中心 0.3 m 和 1.1 m 点处的孔隙率分别为 0.181 和 0.154(工况 1), 0.145 和 0.133(工况 2), 分别约为初始值 0.3 的 60%, 51% 和 48%、44%。距离玻璃固化体越远, 孔隙率减小越多, 其原因为: 在玻璃固化体附近温度较高, 由此产生的热效应使得真实应力 σ_a 与临界应力 σ_a^{eq} 之差较小, 并且固体硅的化学活度 a_{SiO_2} 与温度 T 成反比, 因而, 该处孔隙率下降较少, 反之亦然。上述 2 点处的孔隙率随时间的变化曲线如图 10 所示。从图 10 可见: 在开始的约 0.2 a 内, 因上覆及自重荷载的施加, 压力溶解使得岩体孔隙率内急速下降, 之后随时间的推移孔隙率虽仍在衰减, 但变化幅度较小(渐趋平衡), 且与温度的增长趋势并不同步。将图 10 与 Taron 等由解析及试验得出的岩体孔隙率-时间曲线^[10](图 11)相比较, 二者变化趋势较一致。



x/m : 1—0.3(工况 1); 2—1.1(工况 1);
3—0.3(工况 2); 4—1.1(工况 2)

图 10 岩体中 2 个点的孔隙率-时间曲线
(固化体中心 $x=0$)

Fig. 10 Porosities versus time at two nodes
($x=0$ at center of vitrified waste)

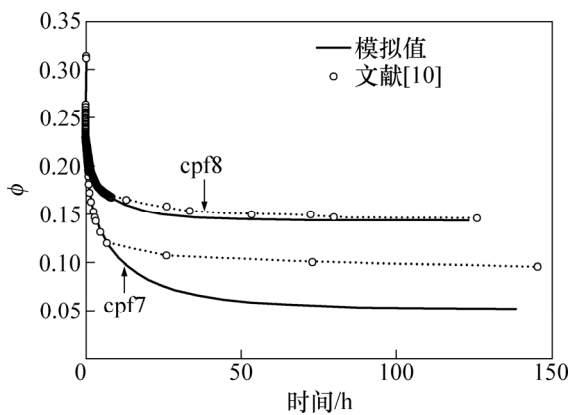
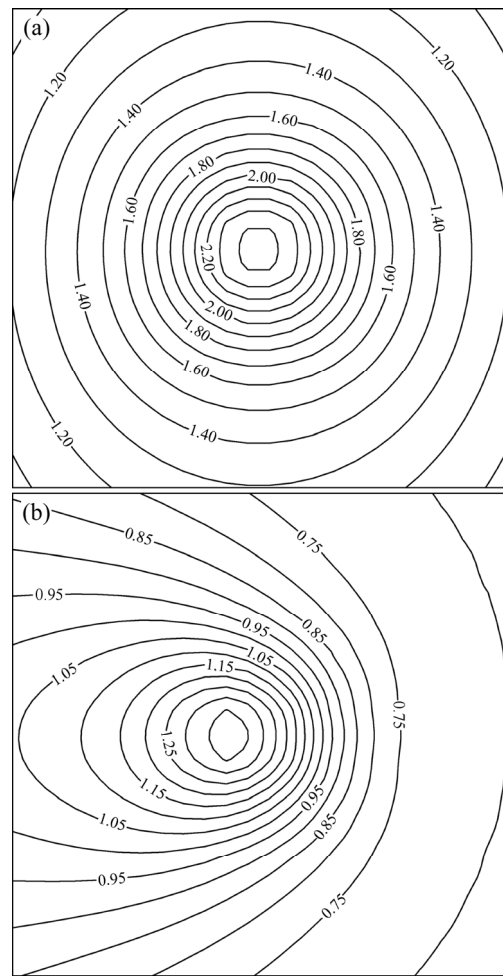


图 11 Taron 模型与试验数据的对比^[10]

Fig. 11 Comparison of Taron model with
experimental data^[10]

相对应的渗透系数的等值线分布及随时间的变化曲线见分别图 12 和图 13, 其与孔隙率的演化规律类似, 在时间上表现了一定的非线性特征(由式(22)决定)。上述 2 点处的渗透系数分别为 0.199×10^{-13} m/s 和 0.115×10^{-13} m/s(工况 1), 0.093×10^{-13} m/s 和 0.070×10^{-13} m/s(工况 2), 分别约为初始值的 16.0%, 9.2%和 7.5%, 5.6%。

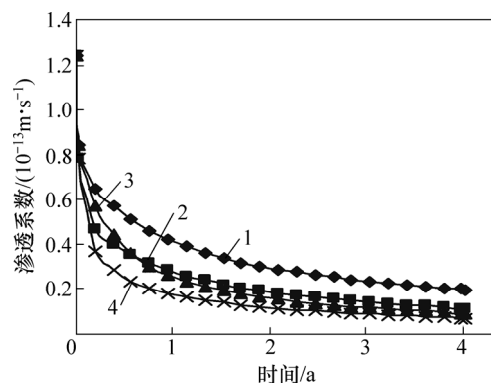
图 14 所示为 2 种工况中 432 和 434 点处的孔隙水压力随时间的变化曲线。从图 14 可见:开始时由于岩体荷载突然施加, 孔隙水压力有瞬时的少许下降, 之后在压力溶解(岩体孔隙率和渗透系数减小)、应力场和温度场的共同作用下, 孔隙水压力随时间呈一定幅度上升。到 4 a 时该 432 和 434 点处的孔裂隙水压力



(a) 工况 1; (b) 工况 2

图 12 2 种工况在 4 a 时岩体中渗透系数等值线分布
(单位: 10^{-14} m/s)

Fig. 12 Contours of permeability in rock mass at
four years for two cases



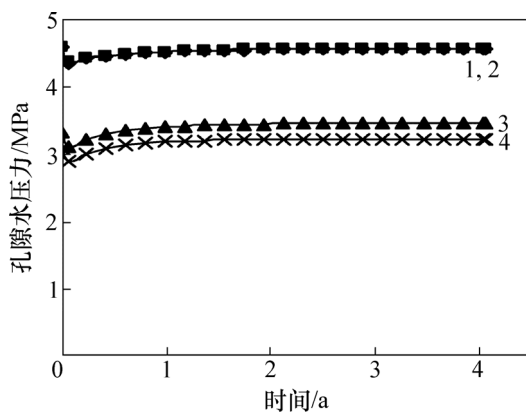
x/m : 1—0.3(工况 1); 2—1.1(工况 1);
3—0.3(工况 2); 4—1.1(工况 2)

图 13 岩体中 2 个点的渗透系数-时间曲线
(固化体中心 $x=0$)

Fig. 13 Permeabilities versus time at two nodes
($x=0$ at the center of vitrified waste)

分别为 4.580 1 MPa 和 4.580 5 MPa(比初值 4.59 MPa 略小)(工况 1), 3.464 6 MPa 和 3.217 9 MPa(分别大于初值 3.33 MPa 和 3.10 MPa)(工况 2)。计算终了时 2 种工况中的孔隙水压力等值线如图 15 所示。

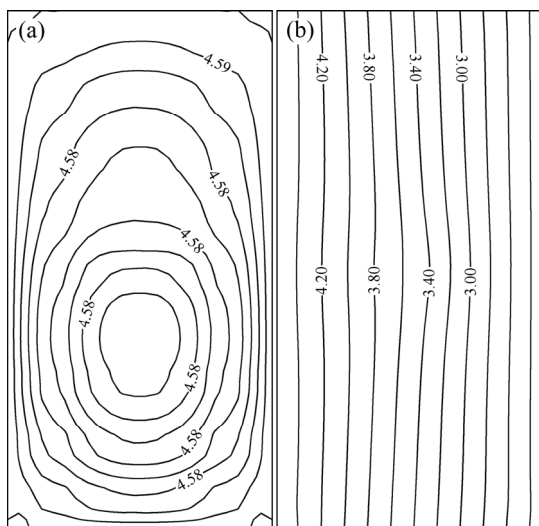
图 16 所示为工况 1, 2 在 4 a 时计算域中的孔隙水流速矢量分布, 前者与后者的比例尺为 50:1。看到 2 种工况的流速矢量分布截然不同。以 432, 433, 434 和 435 点为例, 孔隙水流速分别为: 6.66×10^{-11} , 5.21×10^{-11} , 4.63×10^{-11} , 4.58×10^{-11} m/s(工况 1); 5.43×10^{-9} , 5.07×10^{-9} , 4.85×10^{-9} , 4.72×10^{-9} (工况 2)。可见工况 2 的流速比工况 1 约大 2 个数量级。



1—点 432(工况 1); 2—点 434(工况 1);
3—点 432(工况 2); 4—点 434(工况 2)

图 14 岩体中 2 个点的孔隙水压力-时间曲线

Fig. 14 Pore pressures versus time at two nodes for two cases

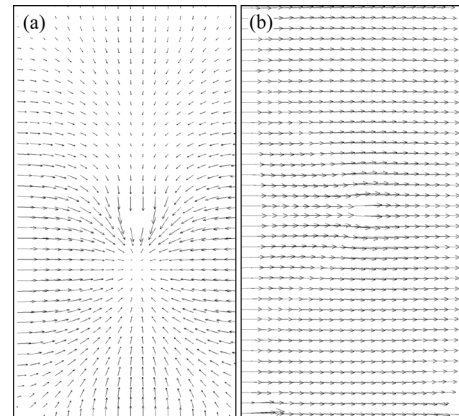


(a) 工况 1; (b) 工况 2

图 15 两种工况下 4 a 时岩体中的孔隙水压力等值线 (单位: MPa)

Fig. 15 Contours of pore pressures in rock mass at four years for two cases

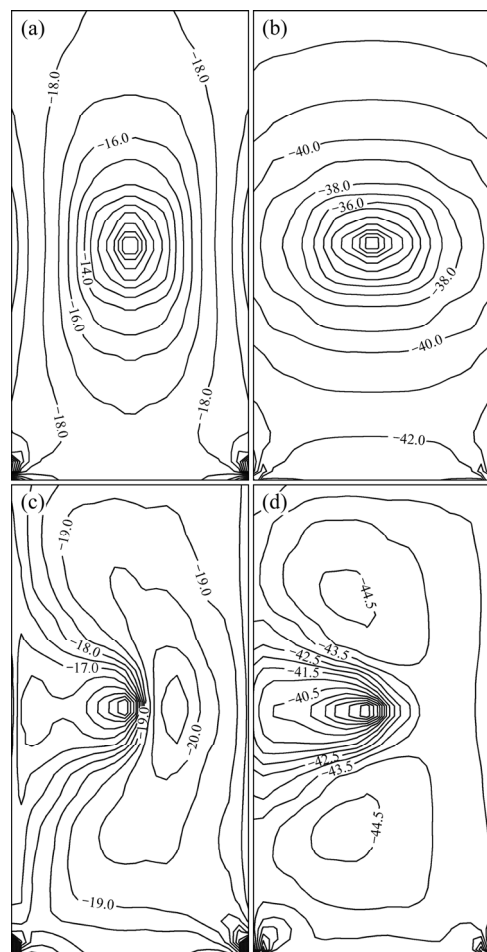
图 17 所示为 4 a 时计算域中正应力等值线。从图 17 可见: 2 种工况的计算域中应力量值及分布也差别



(a) 工况 1; (b) 工况 2

图 16 4 a 时计算域中的孔隙水流速矢量

Fig. 16 Flow vectors of pore water in calculation domain at four years for two cases



(a) 工况 1 水平正应力; (b) 工况 1 垂直正应力;
(c) 工况 2 水平正应力; (d) 工况 2 垂直正应力

图 17 4 a 时计算域中正应力等值线(单位: MPa)

Fig. 17 Normal stress contours in calculation domain at four years

很大,如到 4 a 时,432,433,434 和 435 各点水平正应力/垂直正应力依次为: $-9.9/-31.6$ MPa, $-12.5/-33.4$ MPa, $-14.2/-34.8$ MPa 和 $-15.5/-35.9$ MPa(工况 1); $-19.0/-41.3$ MPa, $-20.7/-42.9$ MPa, $-20.8/-43.6$ MPa 和 $-20.5/-43.7$ MPa(工况 2)。其原因在于与工况 1 相比,工况 2 中孔隙水的压力较小但其流速较大,由此产生的动、静水压力更显著地扰动了岩体应力。

4 结论

(1) 将 Taron 等建立的颗粒聚集体的压力溶解模型引入孔隙介质热-水-应力耦合有限元程序中,以一个假定的实验室尺度且位于饱和颗粒聚集体孔隙岩体中的高放废物地质处置模型为例子,就考虑边界上孔隙水压力相等与否的两种工况,通过热-水-应力耦合的二维有限元模拟,考察了岩体中的温度、颗粒界面及孔隙中的溶质浓度、迁移和沉淀量、孔隙率及渗透系数、孔隙水压力、地下水流速和主应力的变化、分布情况。

(2) 2 种工况中的温度状态基本相同,计算终了 4 a 时,近场的温度可达到 $40.0\sim 98.0$;相比于工况 1 的相同孔隙水压力边界条件,工况 2 因其计算域左、右边界存在 2.295 MPa 的孔隙水压力差,岩体中有较大的流速(稳态流量 Q_{ss}),促进颗粒介质的溶解、迁移和沉淀,使得孔隙率和渗透系数加快下降,从而对渗流场(孔隙水的压力及流速)和应力场产生显著的影响。

参考文献:

- [1] Yasuhara H, Elsworth D, Polak A. A mechanistic model for compaction of granular aggregates moderated by pressure solution[J]. *J Geophys Res*, 2003, Vol, 108, NO. B11, 2530. doi:10.1029/2003JB002536.
- [2] Tenthorey E, Cox S, Todd H. Evolution of strength recovery and permeability during fluid-rock reaction in experimental fault zones[J]. *Earth and Plane Sci Lett*, 2003, 206: 161-172.
- [3] Moore E, Lockner A, Byerlee D. Reduction of permeability in granite at elevated temperatures[J]. *Science* 265, 1994: 1558-1561.
- [4] Lin W, Roberts J, Glassley W, et al. Fracture and matrix permeability at elevated temperatures[R]. Workshop on significant issues and available data, near-field/altered-zone coupled effects expert elicitation project. San Francisco, 1997, November.
- [5] Polak A, Elsworth D, Yasuhara H, et al. Permeability reduction of a natural fracture under net dissolution by hydrothermal fluids[J]. *Geophys Res Lett*, 2003, 30(20), 2020. doi:10.1029/2003GL017575.
- [6] Durham W, Bourcier W, Burton E. Direct observation of reactive flow in a single fracture[J]. *Water Resour Res*, 2001, 37: 1-12.
- [7] Yasuhara H, Elsworth D. Evolution of permeability in a natural fracture: Significant role of pressure solution[J]. *J Geophys Res*, 2004, 109, B03204. doi:10.1029/2003JB002663.
- [8] Taron J, Elsworth D. Thermal-hydrologic-mechanical-chemical processes in the evolution of engineered geothermal reservoirs[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, 2009. doi:10.1016/j.ijrmm.2009.01.007.
- [9] Taron J, Elsworth D. Coupled mechanical and chemical processes in engineered geothermal reservoirs with dynamic permeability [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2010, 47: 1339-1348.
- [10] Taron J, Elsworth D. Constraints on compaction rate and equilibrium in the pressure solution creep of quartz aggregates and fractures: Controls of aqueous concentration[J]. *Journal of Geophysical Research*, 2010: Vol, 115:B07211. doi:10.1029/2009JB007118.
- [11] Lee D, Elsworth D, Yasuhara H, et al. Experiment and modeling to evaluate the effects of proppant-pack diagenesis on fracture treatments[J]. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2006, 74: 67-76.
- [12] 张玉军. 废料地质处置近场热-水-应力-迁移耦合二维有限元分析[J]. *岩土工程学报*, 2007, 29(10): 1553-1557. ZHANG Yujun. 2D FEM analysis for coupled thermo-hydro-mechanical-migratory process in near field of geological disposal of nuclear waste[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2007, 29(10): 1553-1557.
- [13] Chijimatsu M, Kurikami H, Ito A, et al. Implication of THM coupling on the near-field of a nuclear waste repository in a homogeneous rock mass[R]. DECOVALES III-Task3-Bench Mark Test 1(BMT1)-Subtask BMT1-B, 2002: 1-43.
- [14] Rutqvist J, Chijimatsu M, Jing L, et al. A numerical study of THM effects on the near-field safety of a hypothetical nuclear waste repository—BMT1 of the DECOVALEX III project. Part 3: Effects of THM coupling in sparsely fractured rocks[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2005, 42(5/6): 745-755.

(编辑 邓履翔)