

DOI: 10.11779/CJGE202011012

基于散热的高放废物处置库废物罐间距研究

周祥运¹, 孙德安^{*1}, 林宇亮²

(1. 上海大学土木工程系, 上海 200444; 2. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075)

摘要: 高放废物处置库废物罐间距设计的核心问题之一是处置库的温度场演化规律。在建立单个废物罐分层热分析模型的基础上, 通过叠加原理给出处置库任意位置岩体温度增量表达式, 并通过 Crump 方法对拉普拉斯域解进行数值反演, 得到多废物罐放热体系下处置库近场温度演化规律。在相邻隧道间距 40 m 的条件下, 由废物罐表面峰值温度-岩石导热系数-废物罐间距变化图确定废物罐间距的初始预估值, 最后分析了相关参数对废物罐表面温度的影响。结果表明, 单废物罐放热条件下, 废物罐表面峰值温度出现在第 6 年, 而在多废物罐放热体系下, 峰值温度出现在第 80 年; 以岩石导热系数 2.4, 2.8 W/(m·K) 为例, 废物罐的合适间距分别为 12.2, 13.5 m; 废物罐间距越大, 膨润土和岩石导热系数越大, 废物罐表面峰值温度越小。膨润土层越厚, 废物罐内部热量越不易向外扩散。研究成果可为处置库的尺寸设计以及安全评估提供参考。

关键词: 废物罐; 分层热分析模型; 峰值温度; 导热系数; 间距

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2020)11-2069-09

作者简介: 周祥运(1992—), 男, 博士研究生, 主要从事岩土工程的科研工作。E-mail: zhouxianyun@shu.edu.cn。

Canister spacing in a high level radioactive nuclear waste repository based on heat conduction

ZHOU Xiang-yun¹, SUN De-an¹, LIN Yu-liang²

(1. Department of Civil Engineering, Shanghai University, Shanghai 200444, China; 2. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China)

Abstract: One of the core problems in the design of canister spacing in the repository for disposing high-level radioactive waste is the evolution of the temperature field. On the basis of the layered thermal analysis model for a single waste canister, the expression for temperature increment at any position of surrounding rock in the repository is obtained through the superposition principle. The Laplace domain solution is numerically inverted by the Crump method, and the near-field temperature evolution of the repository under multi-waste canister exothermic system is obtained. Under the adjacent tunnel spacing of 40 m, the initially estimated value of the waste canister spacing is determined by the line graph of the peak temperature of the waste canister surface, the thermal conductivity of the rock and the waste canister spacing. Finally, the influences of the relevant parameters on the surface temperature of the waste canister are analyzed. The results show that the peak temperature of the waste canister surface appears in the 6th year under the exothermic condition of a single waste canister, and the peak temperature appears in the 80th year under the multi-waste canister exothermic system. Taking the thermal conductivity of 2.4 W/(m·K) and 2.8 W/(m·K) for the rock as examples, the appropriate spacing of waste canisters is 12.2 and 13.5 m, respectively. The greater the waste canister spacing, the greater the thermal conductivity of bentonite and rock, the smaller the peak temperature of the waste canister surface will be. The thicker the bentonite layer, the less the heat flux inside the waste canister will spread out. The research results can provide a reference for the dimensioning design and safety assessment of the repository.

Key words: waste canister; layered thermal analysis model; peak temperature; thermal conductivity; spacing

0 引言

核废料的安全处置是一个世界性的科学和技术难题, 已经引起广泛的社会关注。高水平放射性废物(HLW)具有极强的危害性和相当长的半衰期。目前,

许多国家学者都认为深地质处置法是一项可行且安全

基金项目: 国家自然科学基金项目(11672172, 51678571)

收稿日期: 2019-08-19

*通信作者(E-mail: sundean@shu.edu.cn)

的技术方法。深地质处置法主要包括核废料固化体、废物罐、缓冲材料和天然地质体等。在进行处置库的尺寸（例如相邻处置隧道间距以及相邻废物罐间距）设计时，必须要考虑处置库温度场的演化规律。如果处置库废物罐间距设计过小，则处置库中的温度过高，影响处置库的安全功能。首先，在处置库的设计中，废物罐表面温度是一个重要设计指标。废物罐表面的最高温度设计值为 100°C ，一旦超过该设计值，就会导致废物罐表面材料的沸腾，沸腾可能导致罐体表面的盐分富集，这会引起难以分析的腐蚀效应^[1]；其次，超过 100°C 的温度也会改变缓冲/回填材料（膨润土）和天然地质体（围岩）的导热性、渗透性和矿物成分稳定性，同时也可改变地下流体的密度、黏度以及微生物的生存环境，影响核素的迁移扩散；最后，处置库中过高的温度会引起材料发生热膨胀，进而产生热应力，形成拉应力区，影响整个处置库的力学稳定性。如果处置库废物罐间距设计过大，则会浪费已开挖的岩体体积和降低处置库的存储量，造成不必要的经济损失。因此，有必要对处置库的废物罐间距设计进行详细研究，使处置库的峰值温度符合设计要求，为中国处置库的概念设计以及安全评估提供参考。

一般情况下，首先假定处置库围岩是均匀的、各向同性的、不可渗透的以及具有相同且恒定的材料热参数，借助解析方法研究处置库的相邻隧道间距和相邻废物罐间距对温度场的影响，给出一个初始预估值。现有的解析方法大都是建立在 Carlaw 等^[2]提出的点热源作用下无限大岩体中温度增量解析模型。Hökmark 等^[3]考虑到废物罐顶部、底部和中部热流量的差异，建立了复合线热源解析模型，在单个废物罐初始热功率为 1700 W 以及相邻隧道间距为 40 m 的特定条件下，研究了瑞典 KBS-3 处置库中相邻废物罐间距对废物罐表面最高温度的影响；Ikonen^[4]在 Hautajärvi 建立的线热源解析模型的基础上，分析了芬兰奥尔基洛托 KBS-3V 型处置库中 EPR, BWR 以及 VVER 型核废料在不同初始热功率、隧道间距和废物罐间距组合条件下废物罐表面温度演化规律；刘东东等^[5]建立了核废物罐分布的线热源解析模型，研究了不同隧道间距和废物罐间距组合条件下废物罐表面温度变化情况，发现废物罐表面温度及其变化率随着废物罐间距的减小而增大，且废物罐间距越小，敏感度越大。如果考虑围岩的非均质性和空间变异性，则可以采用数值方法研究处置库尺寸对温度场演化的影响。通过数值方法可以对解析方法提出的预估值进行验证以及确定最终的合理设计值。Choi 等^[6]运用 ABAQUS 软件研究了在竖直处置方式以及水平处置方式条件下隧道间距和废物罐间距对废物罐表面温度的影响，发现对于竖

直处置方式，最适宜的隧道间距和废物罐间距分别为 $40, 8\text{ m}$ ，而水平处置方式则为 $20, 2\text{ m}$ ；Sizgek^[7]建立了处置库的三维热分析数值模型，发现减小废物罐间距对温度场的影响比减小隧道间距更明显；刘文岗等^[8]用 FLAC^{3D} 软件对地下 500 m 水平建造的处置库进行了热学分析，得到在废物罐间距为 8 m 时，沉积隧洞中心线峰值温度为 50°C ，间距为 10 m 时，中心线最高温度为 40°C ；刘月秒等^[9]采用 FLAC^{2D} 模拟不同废物罐间距时高放废物处置库热-力耦合条件下的温度场变化规律，经多方案对比，废物罐中线距离为 2 倍沉积隧洞直径时，缓冲材料中最高温度在 95°C 左右。

采用数值软件可以求解复杂的非线性耦合问题，而在一些条件下（例如参数的线性化假设、内部复杂结构的简化处理等）则可以采用解析法求解。与此相比，解析模型需要相对较少的数据，可以快速得到复杂问题的解以及研究各种参数和边界条件的影响。然而，现有的解析方法过于单一，多数为积分形式。此外，在建立单个废物罐的热分析模型时，很少能考虑到缓冲材料与围岩之间的双层热流传递。因此，本文在建立单个废物罐简化的分层传热模型的基础上，利用 Laplace 变换得到单个废物罐温度分布的拉普拉斯域解，通过叠加原理给出了处置库岩体中任意一点温度增量的解析表达式，然后借助 Crump 方法对拉普拉斯域解进行了数值反演，分析了岩石导热系数和废物罐间距对废物罐表面峰值温度的影响，给出中国处置库废物罐间距的初始预估值，为后续处置库的最终概念设计以及安全评估提供参考。

1 单废物罐分层热模型的建立

1.1 计算简图及控制方程

在高放废物处置库的概念设计中，包含核废料的废物罐由膨润土缓冲层包裹。在进行处置库热量尺寸的设计时，要考虑到最差的情况。处置沉积隧洞中废物罐和缓冲层刚安装好的初期，缓冲层处于非饱和或接近干燥状态，随着地下水入侵，缓冲层导热系数逐渐增大。因此，从设计安全的角度，本文建立热分析模型对应于处置沉积隧洞刚封场时的状态，没有考虑地下水或气的影响。图 1 为单个废物罐分层热分析计算简图。

图 1 中， a 为废物罐半径， b 为膨润土块层外边缘到废物罐轴线距离。为了方便计算单个废物罐分层放热的温度场解析解，做了如下假定：①膨润土缓冲层与金属废物罐、围岩可能存在施工接缝^[10]，计划用膨润土颗粒进行填充^[11]。膨润土颗粒层厚度较薄，其导热系数与膨润土块相差不会太大，为了简化起见，假

定膨润土块和填充施工接缝膨润土颗粒的导热系数一样, 即假定整个缓冲层的导热性均匀。②在核废料放热过程中, 热流量在废物罐高度范围内变化较小。为了建立简化的数学模型, 忽略热流量在轴向的变化。③缓冲材料和围岩都是均匀、各向同性且具有恒定的热材料参数。④在处置库深度位置, 缓冲材料和围岩具有相同且恒定的初始温度。⑤废物罐的热演化过程主要为热传导, 由辐射和对流引起的热传递忽略不计。⑥在建立控制方程时, 忽略了废物罐厚度的影响。采用柱坐标法表示, 则膨润土层和围岩层中热传导方程可以表示为

$$\frac{\partial T_1}{\partial t} = \chi_1 \left(\frac{\partial^2 T_1}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T_1}{\partial r} \right) \quad (a \leq r \leq b), \quad (1)$$

$$\frac{\partial T_2}{\partial t} = \chi_2 \left(\frac{\partial^2 T_2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T_2}{\partial r} \right) \quad (r \geq b), \quad (2)$$

式中, $\chi_1 = \lambda_1 / \rho_1 c_1$, $\chi_2 = \lambda_2 / \rho_2 c_2$, χ_1 , λ_1 , ρ_1 , c_1 分别为膨润土层的热扩散率(m^2/s)、导热系数($\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$)、密度(kg/m^3)和比热容($\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$), χ_2 , λ_2 , ρ_2 , c_2 分别为围岩的热扩散率(m^2/s)、导热系数($\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$)、密度(kg/m^3)和比热容($\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$), r 为半径, $T_1(^{\circ}\text{C})$ 为膨润土缓冲区温度, $T_2(^{\circ}\text{C})$ 为围岩区温度。

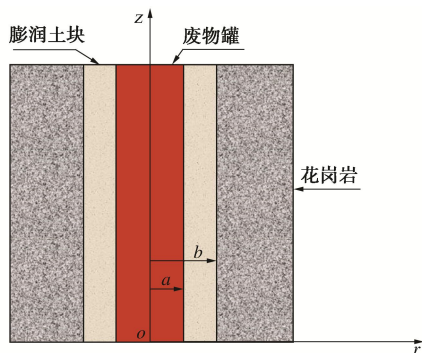


图 1 单个废物罐分层热分析简图

Fig. 1 Diagram of layered thermal analysis of a single waste canister

1.2 初始及热边界条件的确定

核废料处置库候选地甘肃省北山深钻孔地温测试结果表明, 该地区地表温度约为 10°C , 温度梯度为 $0.024^{\circ}\text{C}/\text{m}$, 以处置库设计深度 500 m 为例, 则处置库埋深位置的温度为 22°C ^[12]。设膨润土层和围岩层的初始温度为 t_0 , 则初始温度条件可以表示为

$$T_1(r, 0) = t_0 \quad (a \leq r < b), \quad (3)$$

$$T_2(r, 0) = t_0 \quad (b \leq r < +\infty). \quad (4)$$

参考瑞典、芬兰处置库设计, 废物罐直径取为 1.05 m , 高度取 5.25 m 。中国拟建的高放废物处置库计划处置的是乏燃料后处理产生的高放废物玻璃固化体, 与日本的核循环政策相近, 但目前国内还没有高放废

物玻璃固化体热源衰减等方面的公开发表资料, 因此, 单个废物罐的初始热功率值参考日本 JNC 的资料^[9]。初始释热功率约为 $2200 \text{ W}/\text{罐}$, 经过若干年存储冷却后, 处置开始时的释热功率为约 $400 \text{ W}/\text{罐}$ ^[13]。则其衰变热功率在 1000 a 内 (从反应堆中移除) 的变化如图 2 所示。

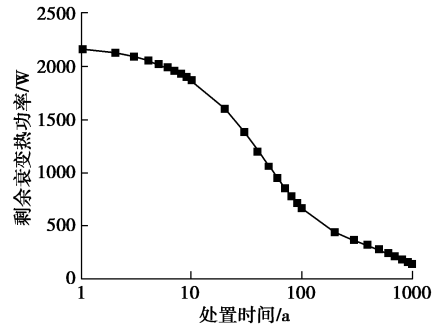


图 2 高放废物玻璃固化体衰变热功率时间变化图

Fig. 2 Variation of decay power of vitrified HLW

废物罐内玻璃固化体的衰变热功率可由叠加的指数函数表示:

$$P(t) = P(0) \cdot [a_1 e^{-a_2 t} + (1 - a_1) e^{-a_3 t}] \quad (5)$$

式中, $P(0)$ 为废物罐处置时玻璃固化体的初始热功率, t 为时间变量, $P(t)$ 为时间 t 所对应的剩余衰变热功率, $a_1 = 7.53 \times 10^{-1}$, $a_2 = 2.18 \times 10^{-2}$, $a_3 = 1.28 \times 10^{-3}$ ^[14]。废物罐侧面面积与总表面积之比为 0.91 , 所以废物罐的初始衰变热功率的修正值为 364 W 。废物罐衰变热功率随时间的变化表达式为

$$P(t) = 364 \cdot [0.753 e^{-0.0218t} + 0.247 e^{-0.00128t}] \quad (6)$$

其中, $P(t)$ 为时间 t 所对应的废物罐剩余衰变热功率 (W), t 为处置时间 (a)。所以, 在半径 $r = a$ 处, 废物罐表面的热流量边界条件为

$$\lambda_1 \cdot \frac{\partial T_1(a, t)}{\partial r} = -\frac{P(t)}{2\pi a H} \quad (7)$$

式中, a 为废物罐半径, H 为废物罐高度。

在膨润土与花岗岩交界处, 以相同的温度和热流量作为连续性边界条件。则在 $r = b$ 处, 热边界条件为

$$T_1(b, t) = T_2(b, t) \quad (8)$$

$$\lambda_1 \cdot \frac{\partial T_1(b, t)}{\partial r} = \lambda_2 \cdot \frac{\partial T_2(b, t)}{\partial r} \quad (9)$$

对单个废物罐放热进行分析, 如图 1 所示, 无穷远处地质体的温度可认为是个常量, 与相同深度处的地温相同。在 $r \rightarrow +\infty$ 处, 热边界条件为

$$T_2(+\infty, t) = t_0 \quad (10)$$

1.3 半解析解的推导

对式 (1), (2) 两边分别关于变量 t 作拉普拉斯变换, 并代入初始条件公式 (3), (4) 可得

$$\frac{d^2\tilde{T}_1(r,p)}{dr^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{d\tilde{T}_1(r,p)}{dr} - \frac{p}{\chi_1} \cdot \tilde{T}_1(r,p) = -\frac{t_0}{\chi_1}, \quad (11)$$

$$\frac{d^2\tilde{T}_2(r,p)}{dr^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{d\tilde{T}_2(r,p)}{dr} - \frac{p}{\chi_2} \cdot \tilde{T}_2(r,p) = -\frac{t_0}{\chi_2}, \quad (12)$$

式中, $\tilde{T}_1(r,p)$, $\tilde{T}_2(r,p)$ 分别为在拉普拉斯域膨润土区和围岩区的温度, p 为拉普拉斯变量, r 为半径。采用常数变易法可以解得方程(11),(12)的两个特解 $\tilde{T}_{1m}(r,p)=\tilde{T}_{2m}(r,p)=t_0/p$ 。故方程式(11),(12)的通解形式为

$$\tilde{T}_1(r,p) = A_1(p) \cdot I_0(q_1 r) + B_1(p) \cdot K_0(q_1 r) + \frac{t_0}{p}, \quad (13)$$

$$\tilde{T}_2(r,p) = A_2(p) \cdot I_0(q_2 r) + B_2(p) \cdot K_0(q_2 r) + \frac{t_0}{p}, \quad (14)$$

式中, $q_1^2=p/\chi_1$, $q_2^2=p/\chi_2$, $I_0(\cdot)$, $K_0(\cdot)$ 分别为第一、二类零阶修正贝塞尔函数, $I_1(\cdot)$, $K_1(\cdot)$ 分别为第一、二类一阶修正贝塞尔函数, $A_1(p)$ 、 $B_1(p)$ 的表达式为

$$\left. \begin{aligned} A_1(p) &= \Delta \cdot (\Delta f_1 / \Delta f) \\ B_1(p) &= \Delta \cdot (\Delta f_2 / \Delta f) \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

$$\left. \begin{aligned} A_2(p) &= 0 \\ B_2(p) &= \Delta \cdot (\Delta f_3 / \Delta f) \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中 $\Delta = (-P(0)/2\pi a \lambda_1 H)(0.753/(p+0.0218)+0.247/(p+0.00128))$, $\Delta f = \lambda_1 q_1^2 K_0(q_2 b) n_1 - \lambda_2 q_1 q_2 K_1(q_2 b) n_2$, $\Delta f_1 = \lambda_1 q_1 K_1(q_1 b) K_0(q_2 b) - \lambda_2 q_2 K_0(q_1 b) K_1(q_2 b)$, $\Delta f_2 = q_1 K_0(q_2 b) I_1(q_1 b) + \lambda_2 q_2 K_1(q_2 b) I_0(q_1 b)$, $\Delta f_3 = \lambda_1/b$, $n_1 = K_1(q_1 b) I_1(q_1 a) - K_1(q_1 a) I_1(q_1 b)$, $n_2 = K_1(q_1 a) I_0(q_1 b) + K_0(q_1 b) I_1(q_1 a)$ 。

1.4 反演参数的确定

在建立热分析模型时, 膨润土块层和膨润土颗粒层当作一层处理, 假定整个缓冲层是均匀的。Xu 等^[15]对中国处置库计划使用的高庙子膨润土进行了导热性能研究, 发现任一温度下膨润土导热系数随含水率的增大而增大。当试样温度低于 60℃ 时, 温度对导热系数的影响不显著; 当温度高于 60℃ 时, 导热系数的温度效应变得显著, 如图 3 所示。

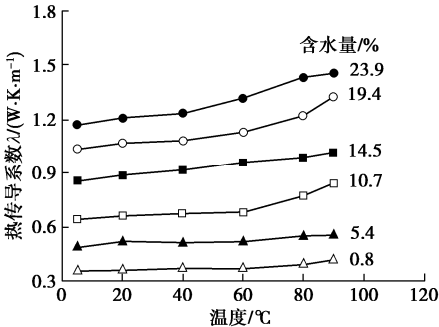


图 3 导热系数随温度的变化 ($\rho_d=1.6 \text{ g/cm}^3$)

Fig. 3 Change of thermal conductivity with temperature ($\rho_d=1.6 \text{ g/cm}^3$)

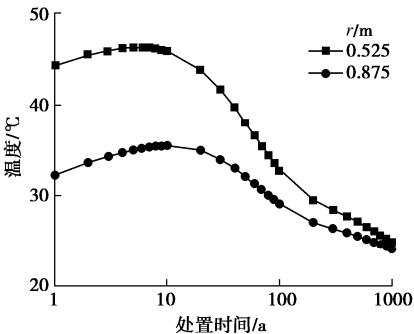
处置库中膨润土的设计干密度范围为 1.5~1.7

g/cm^3 ^[16], 取初始膨润土干密度 $\rho_d=1.6 \text{ g/cm}^3$ 。假定膨润土块是在天然含水率状态下压制, 初始含水率取 $w_0=10.7\%$, 所以膨润土层的密度统一设定为 $\rho_1=1.771 \text{ g/cm}^3$, 膨润土块的比热容统一取为 $c_1=1014 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$ 。在下面的计算中, 取膨润土块的有效导热系数, 对应温度为 60℃, 由图 3 可知, $\lambda_1=0.68 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ 。

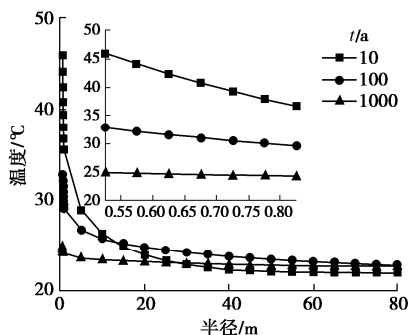
花岗岩的导热系数与温度有较大关系, Kukkonen^[17]对芬兰奥尔基洛托花岗岩热传导参数随温度的变化进行了研究, 花岗岩导热系数随温度略有下降, 在温度 22℃, 60℃, 100℃ 下, 花岗岩导热系数分别为 2.70 ± 0.42 , 2.61, 2.49 W/(m·K)。考虑到处置时最不利的情况 (处置前期处置隧道完全干燥以及岩体的非均质性和空间变异性), 本文计算中统一取偏保守的值。本文算例中取定值 2.49 W/(m·K) (对应温度 100℃)。花岗岩的比热容随温度略有增加, 在温度 22℃, 60℃, 100℃ 下, 花岗岩的比热容分别为 737, 784, $832 \pm 19 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$ 。本文算例中取定值 832 J/(kg·K) (对应温度 100℃), 花岗岩密度统一取 $\rho_2=2630 \text{ kg/m}^3$, $\lambda_1=0.68 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$, $\lambda_2=2.49 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$, $c_1=1014 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$, $c_2=832 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$, $\rho_1=1771 \text{ kg/m}^3$, $\rho_2=2630 \text{ kg/m}^3$, $a=0.525 \text{ m}$, $b=0.825 \text{ m}$, $t_0=22^\circ\text{C}$ 。

1.5 单废物罐近场温度反演结果

拉普拉斯数值反演的方法有很多, 本文采用精度较高的 Crump 方法, 具体的反演步骤以及参数选择参见 Crump 的研究成果^[18]。图 4 为单个废物罐放热情况下近场温度反演结果。由图 4 (a) 可以看出, 两个半径处温度变化规律相似, 即在处置前期温度急剧上升, 到达峰值温度后逐渐衰减。废物罐表面以及膨润土层与围岩交界面处的峰值温度分别出现在废物处置后的第 6 年和第 9 年, 分别为 46℃, 36℃。同时由图 4 (b) 可知, 处置时间第 10 年时, 整个膨润土区的温度梯度为 29.741℃/m, 围岩区的温度梯度为 0.33℃/m, 可见在膨润土区与围岩区交界面有较大的温度梯度差。在不同半径位置, 处置时间越长, 温度变化越小, 在半径 $r=80 \text{ m}$ 处, 岩体温度稳定在 22.7℃, 仅仅比初始温度高出 0.7℃。



(a) 不同半径处温度随处置时间变化图



(b) 不同处置时间温度随半径变化图

图 4 单个废物罐近场温度变化图

Fig. 4 Variation of near-field temperature of a single waste canister

2 废物罐表面温度解析模型

2.1 任意位置岩体温度增量

参考瑞典 KBS-3V 型地质处置库相关设计, 处置库深度为地下 500 m, 面积为 960 m×1000 m, 每条处置隧道的长度为 960 m, 相邻处置隧道间距为 40 m。处置库中废物罐布局图如图 5 所示, 图中 L 为相邻处置隧道间距, D 为相邻废物罐间距, 1 号废物罐位于一个处置面板的中心位置, A 点为 1 号废物罐近场膨润土层与围岩交界面一点。

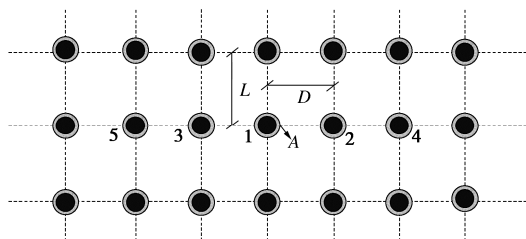


图 5 废物罐布局图

Fig. 5 Layout of canisters

废物罐近场围岩任意一点处的温度不仅受自身废物罐的影响, 还会受其他位置处废物罐放热影响。考虑处置库中最不利的废物罐位置, 即处置面板中心位置处的废物罐(如图 5 中的 1 号废物罐), 因此下文主要针对 1 号废物罐近场温度的演化规律进行研究。如果处置库内岩石的热参数恒定且分布均匀, 就可以利用叠加原理求出围岩中任意一点的温度增量^[19]。通过叠加原理, 可以得到 1 号废物罐近场围岩 A 点处岩体温度增量的表达式为

$$\Delta T_{rock,A}(t) = \sum_{i=1}^N \Delta T_{i,A}(t) - N \cdot t_0 \quad (17)$$

式中, $\Delta T_{rock,A}$ 为 A 点岩体温度增量, N 为一个处置面板范围内废物罐个数, $\Delta T_{i,A}$ 为第 i 个废物罐在 A 点引起的温度增量, t_0 为岩体初始温度。

2.2 任意废物罐表面温度的确定

以图 5 中 1 号废物罐为例, 建立其表面温度解析

模型。在 2.1 节中已经建立岩体中任一点的温度增量模型, 针对某一特定的废物罐, 如果膨润土层和围岩交界面处岩体温度增量以及膨润土层温差可以得到, 就可以推求该废物罐的表面温度。故建立了任意一个废物罐表面温度变化模型, 如图 6 所示。

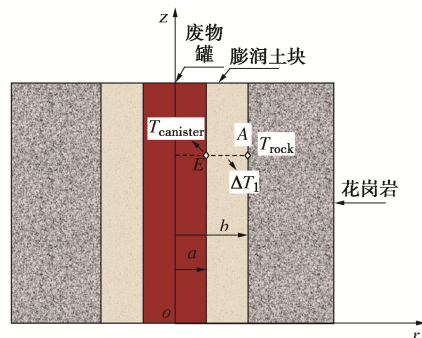


图 6 废物罐表面温度计算图

Fig. 6 Calculation diagram of temperature at waste canister surface

不同半径 r 处的热流量可由下式给出:

$$q(r,t) = q(t) \cdot \frac{a}{r} \quad (18)$$

$$q(t) = \phi \frac{P(t)}{A} \quad (19)$$

式中, $q(r,t)$ 为半径 r 处热流量随时间变化, $q(t)$ 为废物罐表面热流量, a 为废物罐半径, r 为废物罐近场任意一点距离废物罐轴线距离, A 为废物罐总侧表面积, ϕ 为废物罐侧表面积与总外表面积之比, $P(t)$ 为时间 t 所对应的废物罐剩余衰变热功率 (W)。则膨润土层的温度梯度为

$$\frac{dT(t)}{dr} = \frac{q(r,t)}{\lambda_1} \quad (20)$$

把式 (18), (19) 代入式 (20) 并对半径 r 积分可以得到膨润土复合层的温度变化量:

$$\Delta T_1(t) = \frac{\phi \cdot P(t)}{A \cdot \lambda_1} \cdot a \cdot \ln(b/a) \quad (21)$$

式中, $\Delta T_1(t)$ 为膨润土复合层温度改变量, λ_1 为膨润土复合层有效导热系数, b 为膨润土复合层外边缘半径。

由式 (21) 并代入相关参数, 可以得到任一特定废物罐膨润土层引起的温度差为

$$\Delta T_1(t) = 0.01833P(t) \quad (22)$$

则 E 点废物罐表面温度可表示为

$$T_{canister}(t) = \Delta T_{rock,A}(t) + \Delta T_1(t) + t_0 \quad (23)$$

3 处置库废物罐间距的确定

3.1 废物罐间距设计流程

首先根据处置库不同处置隧道方向热物理特性参数的各向异性以及特定地点实测数据的不确定性, 对

数据及模型进行不确定性评估,初步确定温度裕度值。在给定的处置隧道间距条件下,对废物罐间距进行初始预估,把初始数据(初始温度、初始热学参数等)代入建立的温度解析模型,算出废物罐表面峰值温度。如果小于设计上限条件,则增加废物罐间距;如果超过温度上限值,则减小废物罐间距,直至寻找得到合适的废物罐间距值,整个设计流程如图 7 所示。

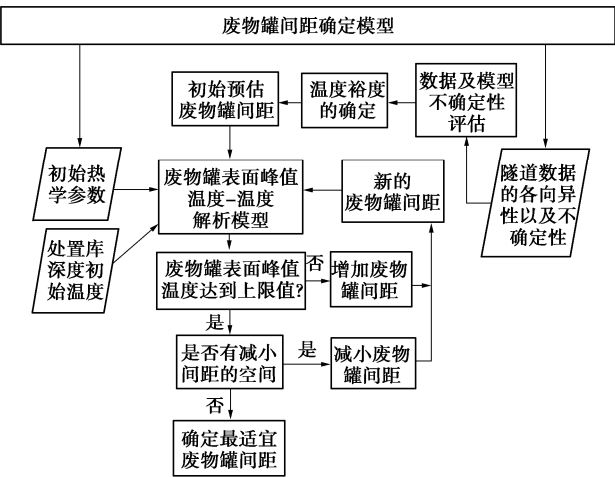


图 7 处置库废物罐间距确定示意图

Fig.7 Schematic description for canister spacing of repository

3.2 温度裕度的确定

在岩体温度的计算过程中,存在着许多不确定性因素。有模型系统的估计不足/过高以及实测数据和模型的不确定性。主要包括以下 5 点^[20]:

- (1) 岩石类型中的各向异性(叶形节理、线形节理)没有考虑在内,因此必须作为一种不确定性来处理。
- (2) 实验室中用小尺寸试件测得的材料导热系数与热容与实际大尺寸原位岩体真实热物理特性的偏差。
- (3) 地下相同深度处岩体温度不一定相等,需要考虑岩体初始温度的不确定性以及空间变异性。
- (4) 岩体材料热特性参数的温度依耐性以及压力的关系。
- (5) 在确定处置库中最不利的废物罐位置中时也存在不确定因素。

本文在建立热分析模型时,出于对设计安全的考虑,没有考虑地下水入浸对温度裕度的影响。综合考虑以上因素,已有很多学者借助数值软件分析了不同因素下的温度偏差,确定了最终的温度裕度值。Ikonen^[4]在对芬兰 KBS-3V 型处置库进行热学分析时,温度裕度取为 10℃,而 Hökmark 等^[20]在研究瑞典 KBS-3 处置库热量尺寸设计时,温度裕度取为 8℃。在本文计算中,参考芬兰和瑞典的相关资料,并结合

中国处置库工程地质条件,为了保证尺寸设计的安全性,取一个偏保守的值,温度裕度取为 10℃。

3.3 废物罐表面峰值温度随其相邻间距演化规律

以处置库中心点废物罐表面峰值温度的计算为例(如图 5 中的 1 号废物罐),废物罐的初始热功率为 400 W/罐,岩石导热系数为固定值 2.49 W/(m·K),热容为固定值 832 J/(kg·K)。首先,假定处置库相邻隧道间距为 40 m,初始预估废物罐间距为 10 m。图 8 为 1 号废物罐近场围岩 A 点温度增量以及膨润土层所引起的温度增量变化图。由图 8 可知, A 点岩体温度增量 $\Delta T_{rock,A}$ 在 0~80 a 内逐渐上升,并在第 80 年达到最大值 78℃,之后逐渐衰减。而膨润土层温度差 ΔT_1 随处置时间逐渐衰减。

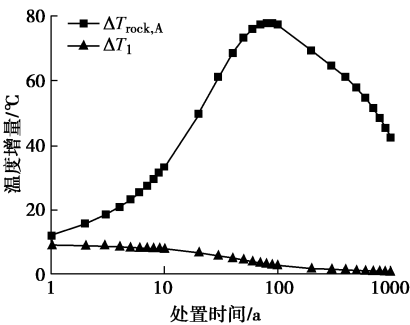


图 8 $\Delta T_{rock,A}$ 和 ΔT_1 随处置时间变化图

Fig. 8 Variation of $\Delta T_{rock,A}$ and ΔT_1 with diposal time

图 9 为 1 号废物罐近场围岩 A 点以及废物罐表面 E 点温度变化图。由图 9 可知,1 号废物罐近场围岩 A 点以及废物罐表面 E 点温度变化规律是相似的,都在处置时间第 80 年出现峰值温度,分别为 100℃和 103℃,这都超过了允许的温度设计上限值,需要增加相邻废物罐的间距以降低峰值温度。单个废物罐放热条件下,废物罐表面以及膨润土层与围岩交界面处温度峰值都出现在大约处置后的第 5 年—第 10 年,而在多废物罐放热的相互影响下,出现峰值温度的时间点向后推移,对于 1 号废物罐来说,这主要是由于来自不同距离处废物罐热量传递的“延后性”。

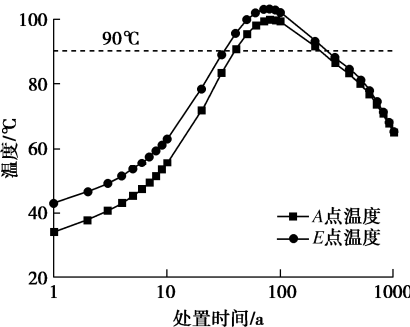


图 9 A 点和 E 点温度变化图

Fig. 9 Variation of temperature at points A and E

图 10 为废物罐表面峰值温度随花岗岩导热系数和

废物罐间距变化图。废物罐表面峰值温度在处置库的设计中是一个很重要的参数, 考虑到高温下地下水汽化的可能性、废物罐表面沉淀物质(例如盐)的富集以及在地下水存在钾离子导致膨润土中蒙脱石有可能会伊利石化, 废物罐表面的最高温度应低于 100°C ^[21]。由于温度裕度取为 10°C , 因此以废物罐表面最高峰值温度 90°C 作为设计准则来确定废物罐间距。考虑到岩体的非均质性以及空间变异性, 岩石导热系数在 $(2.0 \sim 3.0) \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 取值。以岩石导热系数 $2.4 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 和 $2.8 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 为例, 分别需要 12.2 , 13.5 m 的废物罐间距。计算中始终保持岩石比热容为固定值, 如果考虑岩石导热系数与比热容的相关性, 则需要根据现场试验确定岩石比热容的取值, 解析解计算的结果可以很容易的进行修正。图 10 的计算结果是基于相邻隧道间距为 40 m 计算得到, 如果需要根据处置库体积(或面积)而不是隧道总长度优化布局, 则必须考虑相邻隧道之间较小的距离。由本文的解析方法同样可以得到不同隧道间距条件下废物罐表面峰值温度变化图。

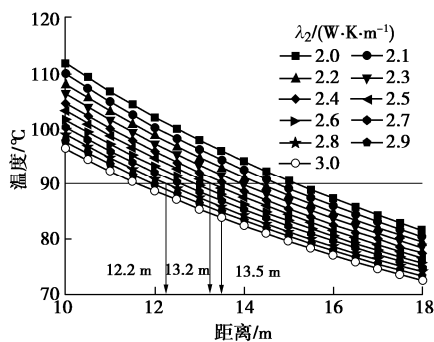


图 10 罐体表面峰值温度随岩石导热系数和废物罐间距变化图
Fig. 10 Peak temperatures of canister as function of canister spacing for a number of rock conductivity assumptions

4 影响因素分析

4.1 废物罐间距

图 11 为废物罐间距 D 分别等于 $10, 12, 14, 16, 18 \text{ m}$, 相邻隧道间距 40 m , 其他参数不变时 1 号废物罐表面温度变化图。由图 11 可知, 不同废物罐间距条件下, 废物罐表面温度变化规律是相似的, 即在处置的 $0 \sim 80 \text{ a}$, 温度逐渐上升, 且都在第 80 年出现峰值温度, 之后温度逐渐衰减。废物罐间距越大, 废物罐表面峰值温度越低。废物罐间距分别为 $10, 12, 14, 16, 18 \text{ m}$ 时, 废物罐表面峰值温度分别为 103.1°C , 94.5°C , 87.5°C , 81.2°C , 76.1°C 。同时由图 10 可见在岩石导热系数取 $2.49 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 时, 适宜的废物罐间距为 13.2 m 。

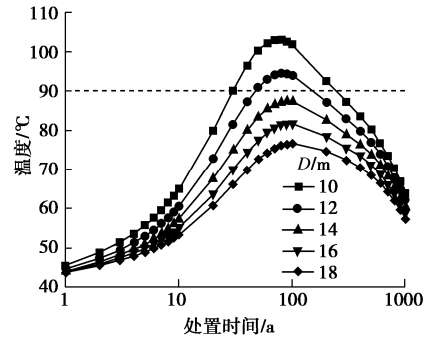


图 11 不同废物罐间距条件下废物罐表面温度变化

Fig. 11 Change of surface temperature of waste canister with different canister spacings

4.2 膨润土导热系数

图 12 为膨润土层导热系数 λ_1 分别等于 $0.37, 0.52, 0.68 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ (对应含水率分别为 $0.8\%, 5.4\%, 10.7\%$), 相邻隧道间距 40 m , 相邻废物罐间距 14 m , 其他参数不变时 1 号废物罐表面温度变化图。膨润土的最优含水率在 10% 左右。考虑到甘肃北山地区相对湿度较低, 且在处置库运营初期地下水还未入浸时, 处于非饱和的膨润土块会由于废物罐释放的衰变热向干燥状态过渡, 故选取了含水率 0.8% 和 5.4% 两个参数做对比分析。由图 12 可知, 随着膨润土层导热系数的降低, 废物罐表面峰值温度升高, 导热系数 λ_1 分别等于 $0.37, 0.52, 0.68 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 所对应的废物罐表面峰值温度分别为 89.7°C , 88.2°C , 87.5°C 。由图 3 可知, 当温度超过 60°C 时, 在含水率一定的情况下, 膨润土导热系数随温度有明显的升高, 即存在温度效应。在计算过程中, 所取的膨润土层导热系数为有效导热系数。(对应温度为 60°C), 对于处置库的安全设计而言, 该取值是偏于安全的。

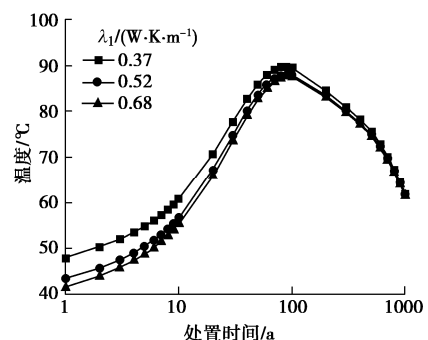


图 12 不同膨润土导热系数废物罐表面温度变化

Fig. 12 Change of surface temperature of waste canister with different thermal conductivities of bentonite

4.3 岩石导热系数

图 13 为岩石导热系数 λ_2 分别为 $2.0, 2.5, 3.0 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, 相邻隧道间距 40 m , 相邻废物罐间距 14 m ,

其他参数不变时 1 号废物罐表面温度变化图。由图 13 可以看出, 岩石导热系数的改变对废物罐表面峰值温度有较大影响, 随着岩石导热系数的增大, 废物罐表面峰值温度在降低。岩石导热系数 λ_2 分别为 2.0, 2.5, 3.0 W/(m·K) 所对应的废物罐表面峰值温度分别为 94.3℃, 87.5℃, 82.3℃, 且出现峰值温度的时间点分别为 100, 90, 80 a。可见岩石导热系数的减小, 热量在岩体中的传递会减慢, 引起废物罐表面峰值温度出现的时间点向后推移。

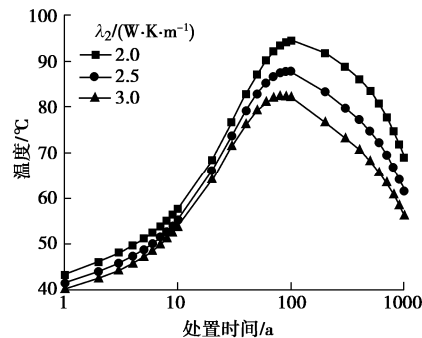


图 13 不同岩石导热系数废物罐表面温度变化图

Fig. 13 Change of surface temperature of waste canister with different thermal conductivities of rock

4.4 膨润土层厚度

图 14 为膨润土层厚度分别 d_p 等于 0.3, 0.6, 0.9 m, 相邻隧道间距 40 m, 相邻废物罐间距 14 m, 其他参数不变时 1 号废物罐表面温度变化图。从图 14 中可以看出, 随着膨润土层厚度的增加, 废物罐表面峰值温度升高。膨润土层厚度分别等于 0.3, 0.6, 0.9 m 所对应的废物罐峰值温度分别为 87.5℃, 89.6℃, 91.2℃。因此, 在保证膨润土层膨胀性、渗透性等安全功能的基础上, 应当尽量减小膨润土层的厚度。

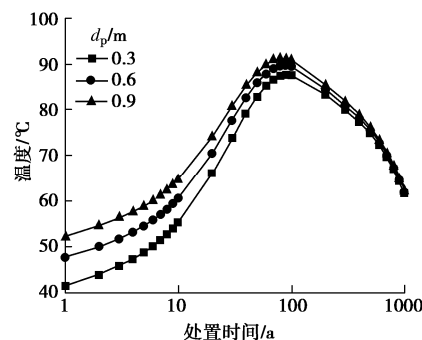


图 14 不同膨润土层厚度废物罐表面温度变化

Fig. 14 Change of surface temperature of waste canister with different soil thicknesses of bentonite

5 结 论

本文从设计安全的角度出发, 在热分析模型中未

考虑地下水对缓冲层热特性的影响, 即对应处置隧洞刚封场时的状态; 热分析模型也未考虑缓冲层中膨润土块与施工接缝回填材料热特性的差异。对双层热传导控制方程应用拉普拉斯变换求得处置库温度场的半解析解, 根据温度设计准则确定废物罐间距的初始预估值, 并分析了不同尺寸参数和导热参数对废物罐表面温度的影响, 主要得到以下 4 点结论。

(1) 基于深地质处置概念设计, 在建立单个废物罐分层热传导模型的基础上, 通过叠加原理给出了处置库岩体中任意一点温度增量的解析表达式, 然后借助 Crump 方法对拉普拉斯域解进行了数值反演, 得到处置库近场温度演化规律。

(2) 单废物罐放热条件下, 在处置时间第 6 年, 废物罐表面出现峰值温度。而在多废物罐体系中, 受其他位置废物罐放热影响, 处置库中心位置的废物罐表面约在处置的第 80 年出现峰值温度。

(3) 建立了处置废物罐间距确定模型, 在相邻隧道间距为 40 m 的条件下, 得到处置库中心位置废物罐表面峰值温度随岩石导热系数和废物罐间距变化图, 以岩石导热系数 2.4 W/(m·K) 和 2.8 W/(m·K) 为例, 分别需要 12.2, 13.5 m 的废物罐间距。

(4) 废物罐间距、膨润土导热系数、岩石导热系数和膨润土层厚度对废物罐表面峰值温度有很大影响。废物罐间距越大, 膨润土和岩石导热系数越大, 废物罐表面峰值温度越小。膨润土层越厚, 废物罐内部热量越不易向外扩散。

参考文献:

[1] WERME L. Design Premises for Canister for Spent Nuclear Fuel[R]. SKB TR-98-08. Stockholm: Svensk Kärnbränslehantering AB, 1998.

[2] CARSLAW H S, JAWGER J C. Conduction of Heat in Solids[M]. Oxford: Clarendon Press, 1959: 353.

[3] HÖKMARK H, FÄLTH B. Thermal dimensioning of the deep repository. SKB TR-03-09[R]. Stockholm: Svensk Kärnbränslehantering AB, 2003.

[4] IKONEN K. Thermal Analysis of Repository for Spent EPR-type Fuel[R]. Posiva Report POSIVA 2005-06. Olkiluoto: Posiva Oy, 2005.

[5] 刘东东, 项彦勇. 高放射核废处置库温度场的分布线热源解析模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2019, 38(增刊 1): 2816 - 2822. (LIU Dong-dong, XIANG Yan-yong. A distributed line heat-source analytical model for the temperature field of a high level nuclear waste repository[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2019, 38(S1): 2816 - 2822.

- (in Chinese))
- [6] CHOI H J, LEE M, LEE J Y. Preliminary conceptual design of a geological disposal system for high-level wastes from the pyroprocessing of PWR spent fuels[J]. Nuclear Engineering and Design, 2011, **241**: 3348 – 3356.
- [7] SIZGEK G D. Three-dimensional thermal analysis of in-floor type nuclear waste repository for a ceramic waste form[J]. Nuclear Engineering and Design, 2005, **235**: 101 – 109.
- [8] 刘文岗, 王 驹, 周宏伟, 等. 高放废物处置库花岗岩热–力耦合模拟研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, **28**(增刊 1): 2875 – 2883. (LIU Wen-gang, WANG Ju, ZHOU Hong-wei, et al. Coupled thermo-mechanical analysis of granite for high-level radioactive waste repository[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, **28**(S1): 2875 – 2883. (in Chinese))
- [9] 刘月妙, 王 驹, 蔡美峰, 等. 热–力耦合条件下高放废物处置室间距研究[J]. 铀矿地质, 2009, **25**(6): 373 – 379. (LIU Yue-miao, WANG Ju, CAI Mei-feng, et al. Study on disposal pit space for high-level radioactive waste in thermal-mechanical coupling condition[J]. Uranium Geology, 2009, **25**(6): 373 – 379. (in Chinese))
- [10] 陈永贵, 贾灵艳, 叶为民, 等. 施工接缝对缓冲材料水–力特性影响研究进展[J]. 岩土工程学报, 2017, **39**(1): 138 – 147. (CHEN Yong-gui, JIA Ling-yan, YE Wei-min, et al. Advances in hydro-mechanical behaviors of buffer materials under effect of technological gaps[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, **39**(1): 138 – 147. (in Chinese))
- [11] SALO J P, KUKKOLA T. Bentonite pellets, an alternative buffer material for spent fuel canister deposition holes[C]// NEA/CEC Workshop “Sealing of Radioactive Waste Repositories”, 1989, Paris.
- [12] WANG J. Deep geological disposal of high level radioactive waste in china: latest progress by 2007, Chinese-German workshop on radioactive waste disposal[R]. Beijing: Beijing Research Institute of Uranium Geology, 2007.
- [13] JNC. H12: Project to establish the scientific and technical basis for HLW disposal in Japan[R]. Project Overview Report. Japan: Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC TN1410 2000-001), Naka-gun, Ibaraki Country, 2000.
- [14] THUNVIK R, BRAESTER C. Heat Propagation From a Radioactive Waste Repository[R]. SKB TR-91-61. Stockholm: Svensk Kärnbränslehantering AB, 1991.
- [15] XU Y S, SUN D A, ZENG Z T, et al. Temperature dependence of apparent thermal conductivity of compacted bentonite as buffer material for high-level radioactive waste repository [J]. Applied Clay Science, 2019, **174**: 10 – 14.
- [16] POSIVA and SKB. Safety functions, performance targets and technical design requirements for a KBS-3V[R]. Posiva SKB Report 01. Stockholm: Svensk Kärnbränslehantering AB, 2017.
- [17] KUKKONEN I. Thermal Properties of the Olkiluoto Mica Gneiss: Results of Laboratory Measurements[R]. Posiva: Posiva Working Report POSIVA 2000-40. 2000.
- [18] CRUMP K S. Numerical inversion of Laplace transforms using a Fourier series approximation[J]. Journal of the Association for Computing Machinery, 1976, **23**(1): 89 – 96.
- [19] CLAESSEN J, PROBERT T. Thermoelastic stress due to a rectangular heat source in a semi-infinite medium: Presentation of an analytical solution[J]. Engineering Geology, 1996, **49**(3): 223 – 229.
- [20] HÖKMARK H, LÖNNQVIST M, KRISTENSSON O. Strategy for Thermal Dimensioning of the Final Repository for Spent Nuclear Fuel[R]. SKB Rapport R-09-04. Stockholm: Svensk Kärnbränslehantering AB, 2009.
- [21] CHO W J, KIM G Y. Reconsideration of thermal criteria for Korean spent fuel repository[J]. Annals of Nuclear Energy, 2016, **88**: 73 – 82.