

Effects of Excavation Damaged Zone on Thermal Analysis of Multi-layer Geological Repository

다층 심지층처분장 열해석에 미치는 암반손상대의 영향

Won-Jin Cho*, Jin-Seop Kim, and Geon Young Kim

Korea Atomic Energy Research Institute, 111, Daedeok-daero 989beon-gil, Yuseong-gu, Daejeon, Republic of Korea

조원진*, 김진섭, 김건영

한국원자력연구원, 대전광역시 유성구 대덕대로989번길 111

(Received November 13, 2018 / Revised January 22, 2019 / Approved February 22, 2019)

As the present single-layer repository concept requires too large an area for the site of the repository, a multi-layer repository concept has been suggested to improve the disposal density. The effects of the excavation damaged zone around the multi-layer repository constructed in the deep host rock on the temperature distribution in the repository were analyzed. For the thermal analysis of the multi-layer repository, the hydrothermal model was used to consider the resaturation process occurring in the buffer, backfill and rock. The existence of an excavation damaged zone has a significant effect on the temperature distribution in the repository, and the maximum peak temperatures of double-layer and triple-layer repositories can rise to 7°C and 12°C, respectively depending on the size of the excavation damaged zone and the degree of decrease of the thermal conductivity. The dominant factor affecting the peak temperature in the multi-layer repository is the decrease of thermal conductivity in the excavation damaged zone, and the excavation damaged zone formed around the deposition hole has more significant effects on the peak temperature than does the excavation damaged zone formed around the disposal tunnel.

Keywords: Multi-layer repository, Peak temperature, Excavation damaged zone, Hydrothermal model, Spent fuel

* Corresponding Author.

Won-Jin Cho, Korea Atomic Energy Research Institute, E-mail: wjcho@kaeri.re.kr, Tel: +82-42-868-2852

ORCID

Won-Jin Cho <http://orcid.org/0000-0003-3063-9334>

Jin-Seop Kim <http://orcid.org/0000-0001-8922-7495>

Geon Young Kim <http://orcid.org/0000-0001-5502-178X>

현재 고려되고 있는 단층 심지층처분장 개념은 부지 소요면적이 지나치게 크기 때문에, 처분밀도를 향상시키기 위한 다층 심지층처분장 개념이 제안되고 있다. 심부암반에 건설된 다층 심지층처분장 주위에 형성된 암반손상대가 심지층처분장의 온도 분포에 미치는 영향이 분석되었다. 다층 심지층처분장의 열해석에는 완충재, 뒤채움재 및 암반에서 일어나는 재포화 현상을 고려한 열-수리 모델이 사용되었다. 암반손상대의 존재는 심지층처분장의 온도 분포에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 손상대의 크기와 열전도도 저하 정도에 따라 복층 및 삼층 심지층처분장의 최고첨두온도를 각각 최대 7℃와 12℃ 까지 증가시킬 수 있다. 다층 심지층처분장의 첨두온도에 영향을 크게 미치는 인자는 암반손상대에서의 열전도도 저하이며, 처분공 주위에 형성된 암반손상대가 처분터널 주변에 형성된 암반손상대보다 첨두온도에 더 큰 영향을 미친다.

중심단어: 다층 심지층처분장, 암반손상대, 첨두온도, 열-수리 모델, 사용후핵연료

1. 서론

현재 제안되고 있는 가장 유력한 사용후핵연료 처분방식은 지하 수백 미터 깊이에 위치한 균열이 적고, 안정한 암반에 굴착된 처분터널에 사용후핵연료를 격리시키는 심지층처분이다. 이 처분방식에서는 처분터널 바닥에 수직으로 혹은 처분터널 벽에 수평으로 원통형 처분공을 굴착하고, 그 속에 사용후핵연료를 밀봉한 처분용기를 넣은 후 처분용기와 처분공 암반 내벽 사이의 공간을 압축 벤토나이트 완충재로 충전시킨다. 처분터널에 굴착된 처분공들이 모두 폐기물로 채워지면, 처분터널과 연결터널들을 벤토나이트와 모래 혹은 벤토나이트와 쇄석의 혼합물인 뒤채움재로 채운 후 처분장을 폐쇄한다. 현재 우리나라에서 고려되고 있는 심지층처분장 설계개념은 단일 층의 처분터널 바닥에 굴착된 처분공에 처분용기를 설치시키는 “단층 심지층처분장” 개념을 택하고 있다. 이 “단층 심지층처분장” 개념은 안전 여유도가 높다는 장점이 있지만 너무 보수적인 측면이 있어, 심지층처분장을 건설하기 위해 필요한 부지 면적이 지나치게 넓다는 문제점이 있다. 특히 우리나라와 같이 국토가 협소하고, 인구밀도가 높은 국가에서 보수성을 지나치게 강조하면, 심지층처분장에 적합한 부지를 확보하는 것이 불가능할 수도 있다. 왜냐하면 협소한 국토 여건상, 인간 밀집 거주 지역으로부터 격리된 양질의 심부암반을 갖춘 광대한 부지를 확보하는 것이 현실적으로 어렵기 때문이다. 그러므로 심지층처분장에 필요한 부지 면적을 획기적으로 감소시킬 수 있도록, 동일한 면적의 부지에 처분되는 사용후핵연료의 양, 즉 처분밀도를 증가시킬 수 있는 새로운 심지층처분장 개념의 개발이

요구되고 있다. 이에 따라 기존의 “단층 심지층처분장”을 대체하여 처분밀도를 높일 수 있는 대안개념으로 복층 또는 삼층 처분터널 망으로 구성된 “다층 심지층처분장(multi-layer repository)” 개념이 제안되고 있다.

심지층처분장에 처분된 사용후핵연료는 처분장 폐쇄 후에도 오랜 기간 동안 붕괴열을 방출하며, 이로 인한 온도의 상승이 심지층처분장의 성능을 저하시킬 수 있다. 따라서 심지층처분장에서는 벤토나이트 완충재의 열적 변성을 막고, 처분용기의 부식이 가속되는 것을 방지하기 위해 처분용기와 완충재에 최고첨두온도(maximum peak temperature) 제한을 설정하고 있다. 사용후핵연료의 심지층처분 방식을 택한 여러 나라에서는 처분용기나 완충재의 첨두온도가 100℃를 초과하지 않아야 한다고 규정하고 있으며[1-4], 우리나라도 동일한 기준을 적용하고 있다. 이 첨두온도 제한으로 인해, 하나의 처분공 내에 넣을 수 있는 사용후핵연료의 양과 나아가서는 주어진 면적의 처분장에 처분할 수 있는 사용후핵연료의 총량이 제약을 받는다. 그러나 이 100℃의 첨두온도 한계는 안전여유가 과도한 측면이 있어, 재검토 필요성이 제기되고 있다. Wersin 등[5]은 벤토나이트 완충재의 온도 한계를 적어도 120℃까지 증가시킬 수 있다고 하였으며, 또 다양한 포화조건에서 100℃ 이상의 온도에 노출된 벤토나이트의 성능에 큰 변화가 일어나지 않았다고 보고되었다[6]. 최근에 Cho와 Kim [7]은 처분용기와 완충재의 첨두온도 한계를 100℃에서 125℃로 증가시켜도 처분용기와 완충재의 건전성에는 큰 영향이 없다고 지적하였다.

다층 심지층처분장 개념을 도입하면, 단층 심지층처분장의 경우보다 심지층처분장 내의 온도가 상승될 가능성이

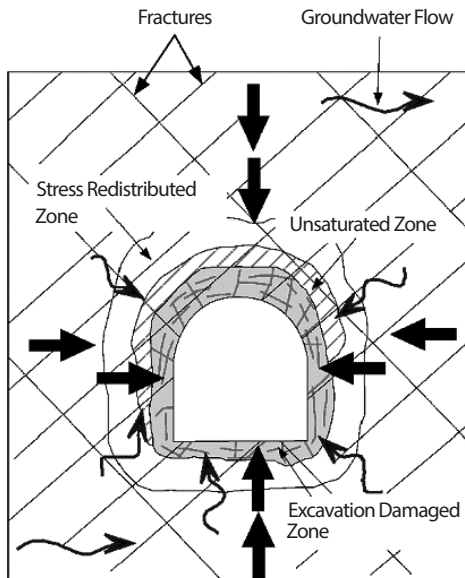


Fig. 1. Generation of the excavation damaged zone (EDZ) around the underground tunnel [16].

높기 때문에 다층 심지층처분장의 온도 분포를 해석하기 위한 보다 정교한 열해석의 중요성이 강조되고 있다. Kwon 및 Choi [8]는 FLAC3D 컴퓨터코드 [9]를 이용하여 처분터널망이 이층으로 배치된 복층 심지층처분장(double-layer repository)에 대한 열해석을 수행하였으며, Carvalho 및 Steed [10]도 동일한 FLAC3D 컴퓨터코드를 이용하여 CANDU (Canada Deuterium Uranium) 사용후핵연료의 APM (Adaptive Phased Management) 심지층처분장에 대해 유사한 열해석을 수행하였다. 이 등 [11]은 ABAQUS 컴퓨터코드[12]를 이용하여 국내 기준사용후핵연료의 처분을 위한 복층 심지층처분장에 대해 열해석을 수행한 바 있다. 그러나 이러한 열해석들은 모두 실제 심지층처분 환경에서 일어나는 심지층처분장 주위 암반으로부터 심지층처분장 내로의 지하수의 침투와 이로 인한 재포화(resaturation) 현상을 고려하지 않고, 구성 매질의 열전도도가 일정하다고 가정한 열전도모델을 사용하였다. 심지층처분장 구성 매질들의 열전도도는 사용후핵연료로부터 발생된 붕괴열이 주위 암반으로 발산되는 속도를 좌우하여 심지층처분장 내의 온도 분포를 결정하는 중요한 인자이다. 심지층처분장 구성 매질의 열전도도가 일정하다는 가정은 열해석을 단순화 시키지만, 가정하는 열전도도 값에 따라 심지층처분장의 온도를 과대평가하거나

반대로 과소평가할 수 있는 가능성을 내포하고 있다. 우리나라와 같이 인구밀도가 높고, 국토가 협소하여, 심지층처분장을 위한 충분한 부지를 확보하기 어려운 나라에서는 심지층처분장의 열해석에 포함된 과도한 안전여유를 제거하는 동시에 불확실성도 줄일 수 있는 정교한 열해석이 필요하다. 따라서 심지층처분장 폐쇄 후에 실제 심지층 처분환경에서 일어나는 재포화 현상을 고려한 보다 현실적인 열해석 모델이 요구된다. 이러한 필요에 부응하기 위해, 심지층처분장 구성 매질 내에서 열의 이동과 지하수의 이동을 연계하여 해석할 수 있는 열-수리 모델(hydrothermal model)이 개발되었으며[13], Cho 등[14]은 열-수리 모델을 이용하여, 복층 및 삼층 처분터널 망으로 구성된 “다층 심지층처분장(multi-layer repository)” 과 한 처분공에 두 개 이상의 처분용기를 정치시키는 “다수 처분용기 심지층처분장(multi-canister repository)” 에 대한 열해석을 수행하였다.

그러나 심부암반에 심지층처분장을 건설하는 과정에서 굴착에 의한 충격으로 인해 처분장 주위에는 암반의 물성이 원래의 암반 물성보다 저하된 영역인 암반손상대(excavation damaged zone)가 필연적으로 생성된다. 암반손상대에는 미세한 균열이 다수 생성되므로, 열전도도가 손상되지 않은 암반의 열전도도에 비해 상당히 낮다. 따라서 심지층처분장 주위 암반에 암반손상대가 존재하면, 심지층처분장의 온도 분포에 영향을 미쳐 심지층처분장의 침투온도를 상승시킬 가능성이 있다. 이 논문에서는 화강암반에 건설된 다층 심지층처분장의 처분터널 주변과 처분공 주위에 형성된 암반손상대의 크기와 암반손상대의 열전도도 저하 정도가 다층 심지층처분장의 온도 분포에 미치는 영향을 분석하였다.

2. 암반손상대

화강암과 같은 경암층에 심지층처분장을 건설하면, 처분터널과 처분공 주변의 암반에는 굴착 시 가해지는 역학적 충격으로 인해 암반의 물성과 상태가 초기 값과 달라지는 영역이 형성된다. 이 때 굴착 충격에 의해 암반의 열적, 역학적, 수리적 및 화학적 물성이 영구히 변화된 영역을 암반손상대(excavation damaged zone, EDZ)라 하고, 암반 물성은 변화가 없고 응력 분포만 변하는 구간은 응력재분포구간(stress

redistributed zone)이라 한다. 암반손상대가 발생되는데 주로 기여하는 메커니즘은 굴착 충격, 새로 형성된 굴착공동 주위에서 일어나는 응력의 재분포 그리고 암반 보강재 설치에 따른 암반 변형에 대한 역압(back-pressure) 등으로 보고되고 있다[15]. 심부암반에 굴착된 공동 주변에 형성된 암반손상대의 발생 개념을 Fig. 1에 나타내었다[16].

심부암반에 암반손상대가 발생되면, 새로운 균열이 형성되거나 기존 균열이 재개통되어 암반의 역학적 강도가 저하되고, 투수계수는 증가한다. 암반손상대의 크기와 암반 물성의 변화 정도는 굴착 방법에 따라 달라진다. 일반적으로 tunnel boring machine (TBM) 등 기계식 굴착에 의해 생성되는 암반손상대의 크기가 발파에 의한 굴착으로 생성되는 암반손상대의 크기보다 작으며, 암반 물성의 변화도 작은 것으로 알려져 있다. 그러나 굴착 방법이 동일하다고 하더라도 암반의 상태에 따라 암반손상대의 크기가 달라진다. 암질의 상태가 극히 양호한 스웨덴 Äspö Hard Rock Laboratory에서는 발파공법에 의해 생성된 암반손상대의 크기가 터널 바닥에서는 약 0.8 m, 터널 벽에서는 약 0.3 m 정도로 나타났으며, TBM 공법을 적용한 경우에는 생성된 암반손상대의 크기가 수 cm 정도로 작다고 보고되었다[17]. 그러나 같은 화강암이라도 스위스 Grimsel Test Site에서는 발파공법을 사용한 경우에는 생성된 암반손상대의 크기가 2 m 정도이고, TBM 공법을 사용한 경우에도 0.5 m로 상당히 크게 나타났다[18]. 일본의 Kamaishi 광산에서는 암반손상대의 크기가 발파공법을 사용한 경우에는 1.4 m, 기계식 굴착인 경우에는 0.8 m이었다고 보고되었다[19]. 우리나라의 지하처분연구시설(KURT)에서 수행된 현장실험의 결과에 따르면, 발파공법에 의한 암반손상대 크기는 암반의 변형계수 관점에서는 약 1.8 m, 투수계수 관점에서는 약 2.0 m 정도로 나타났다[20,21]. 지하처분연구시설 암반손상대 영역에서는 변형계수 값이 무결암(intact rock) 변형계수의 약 40% 정도로 감소하였으며, 투수계수는 무결암에 비해 최대 2 차수(order)까지 증가하였다. 이와 같이 지하처분연구시설 암반에서 암반손상대의 크기가 크게 나타나는 것은 스웨덴이나 스위스의 화강암반에 비해, 지하처분연구시설이 위치한 화강암반의 특성이 양호하지 못하기 때문인 것으로 보인다. 지하처분연구시설 암반에 대해서는 TBM 등 기계식 굴착방식에 의해 형성되는 암반손상대의 크기가 측정된 바 없다. 그러나 지하처분연구시설 암반에서 발파공법에

의해 생성된 암반손상대의 크기로 미루어 볼 때, TBM에 의한 암반손상대 크기는 스위스 Grimsel Test Site에서 측정된 암반손상대 크기인 0.5 m와 비슷하거나 이 보다 클 것으로 추정된다.

암반손상대에서는 새로 생성되거나 재개통된 균열로 인해 암반의 공극률이 커지기 때문에, 열전도도가 무결암의 열전도도보다 작아진다. 이 등 [22]은 암반손상대 시추코아 시편을 이용한 실험실 실험을 통해 암반손상대의 열전도도는 무결암의 열전도도에 비해 약 20% 정도 감소한다고 보고하였다. 그러나 실험실 실험에 사용된 시추코아 시편에서는 시추코아의 채취 및 시편 제작 과정을 거치는 동안, 현장암반에 존재하는 다수의 절리나 미세 균열이 소실되었을 가능성이 크기 때문에, 현장암반에 존재하는 암반손상대에서의 열전도도의 감소 정도는 이 수치보다 클 것으로 예상된다.

3. 재포화

사용후핵연료 심지층처분장은 대수층 아래에 위치한 경암층에 건설되므로, 심지층처분장이 폐쇄되면, 처분장 주위의 심부암반에 존재하고 있던 지하수가 처분장 내로 유입되어, 완충재와 뒤채움재를 통해 침투한다. 심지층처분장 완충재 재료는 고밀도 압축벤토나이트이며, 뒤채움재 재료로는 벤토나이트와 모래 또는 벤토나이트와 쇄석의 혼합물이 사용된다. 심지층처분장 완충재와 뒤채움재로 침투한 지하수는 완충재와 뒤채움재의 성분인 벤토나이트를 팽윤시키며, 팽윤된 벤토나이트는 수리전도도가 낮기 때문에 처분장 내로 지하수가 계속 침투하는 것을 억제한다. 그러나 시간이 계속 경과하면 완충재와 뒤채움재도 점차 침투된 지하수에 의해 서서히 포화되어 가는데, 이 과정을 재포화(resaturation)라 한다. 압축벤토나이트의 수리전도도는 충분히 작기 때문에 완충재의 재포화에 걸리는 시간은 상당히 길지만, 벤토나이트-모래 또는 벤토나이트-쇄석의 혼합물은 압축벤토나이트에 비해 수리전도도가 상당히 높아 뒤채움재가 재포화되는데 걸리는 시간은 완충재의 재포화 시간보다 상대적으로 짧다. 재포화가 일어나서 완충재와 뒤채움재의 수분 함량이 증가하면, 완충재와 뒤채움재의 공극에 존재하는 열전도도가 낮은 공기가 열전도도가 상대적으로 높은 물로

대체되기 때문에, 완충재와 뒤채움재의 열전도도가 증가하게 된다. 이러한 완충재와 뒤채움재의 열전도도 증가는 사용후핵연료에서 발생된 붕괴열이 심지층처분장 주위의 암반으로 발산되는 것을 촉진시켜 완충재와 뒤채움재의 온도를 저하시키는 역할을 한다. 심지층처분장 내의 온도 분포에 미치는 재포화의 영향은 다른 영역보다 특히 완충재에서 중요하게 나타난다.

심지층처분장에 처분된 사용후핵연료의 붕괴열은 처분 직후에 가장 많이 발생되어, 심지층처분장의 온도를 급격히 상승시키기 때문에 심지층처분장 폐쇄 후, 수십 년 정도 경과하면 완충재의 첨두온도(peak temperature)가 최대치에 도달한다. 만일 결정질암반에 위치한 심지층처분장의 열해석에서 재포화 과정을 고려한다면, 사용후핵연료의 발열량이 상대적으로 높은 처분장 폐쇄 후 초기 수십 년 동안에 일어나는 재포화로 인한 완충재 열전도도의 증가와 이에 따른 붕괴열의 발산 촉진 효과가 고려되기 때문에, 완충재의 첨두온도가 감소될 수 있다. 완충재의 첨두온도가 낮아지면, 처분터널 내에 굴착된 하나의 처분공에 처분할 수 있는 사용후핵연료의 양을 늘리거나 처분공 사이의 간격 또는 처분터널 사이의 거리를 줄임으로써, 동일 부지 면적에 건설된 심지층처분장에 처분할 수 있는 사용후핵연료 양이 증가되어, 처분 효율이 향상될 수 있다. 그러므로 심지층처분장의 열해석에서 실제 심지층처분 환경에서 일어나는 재포화 현상과 이로 인한 완충재, 뒤채움재 및 암반의 열전도도 변화를 고려하여 심지층처분장 열해석의 정확도를 향상시키는 동시에 불확실성을 감소시켜야 한다.

심지층처분장 폐쇄 직후에 일어나는 완충재 및 뒤채움재의 재포화 현상은 상당히 복잡한 메커니즘을 통해 일어나므로, 기존의 단순 열전도도모델로 기술하기 어렵다. 즉 심지층처분장 폐쇄 후에는 처분공 내에 정치된 사용후핵연료에서 발생된 붕괴열이 완충재를 통해 심지층처분장 주위에 존재하는 암반 쪽으로 흐르고, 지하수는 붕괴열의 흐름과 정반대 방향으로 심지층처분장 주위 암반으로부터 완충재를 통과하여 사용후핵연료 쪽으로 흐르는, 붕괴열과 지하수의 역방향흐름(counter-current flow)이 일어난다. 따라서 재포화 현상은 다상, 다성분 열-수리 연계과정에 의해 기술되어야 하며, 심지층처분장의 재포화 과정을 고려한 열해석을 수행하기 위해서는 열-수리 모델(hydrothermal model)이 필요하다.

4. 열-수리 모델

심지층처분장의 폐쇄 후 실제 처분환경에서 일어나는 완충재 및 뒤채움재 그리고 암반의 재포화 현상을 고려하기 위해, TOUGH2 컴퓨터코드[23]를 이용하여 매질 내에서 열의 이동과 지하수의 이동을 연계하여 해석할 수 있는 열-수리 수치모델(hydrothermal numerical model)을 개발하였다. TOUGH2 컴퓨터코드는 불포화 매질에서 다상(multiphase) 및 다성분(multicomponent) 유체 혼합물의 다차원(multi-dimensional) 열 및 유체 흐름을 모사하는 컴퓨터코드로서, 유체의 이류(advection) 흐름은 Darcy 법칙을 다상으로 확장시켜 모사한다.

불포화 매질의 이상상태투수계수(two-phase relative permeability)는 식 (1)의 Grant 곡선[24] 또는 식 (2)의 Fatt-Klikoff 곡선[25]을 사용하여 묘사된다.

$$k_{rl} = \left[\frac{S_l - S_{lr}}{1 - S_{lr} - S_{gr}} \right]^4 \tag{1}$$

$$k_{rg} = 1 - k_{rl}$$

$$k_{rl} = (S^*)^3 \tag{2}$$

$$k_{rg} = (1 - S^*)^3$$

여기서 k_{rl} : 액상(liquid phase)의 상대투수계수

k_{rg} : 기상(gas phase)의 상대투수계수

S_l : 액상포화도(liquid saturation)

S_{lr} : 잔류액상포화도(irreducible liquid saturation)

S_{gr} : 잔류기상포화도(irreducible gas saturation)

$S^* = (S_l - S_{lr}) / (1 - S_{lr})$

매질의 모세관압력(capillary pressure) P_c 는 식 (3)의 van Genuchten 관계식[26]을 이용하여 묘사된다.

$$P_c = -P_o \left[\left(\frac{S_l - S_{lr}}{S_{ls} - S_{lr}} \right)^{-1/\lambda} - 1 \right]^{1-\lambda} \tag{3}$$

여기서 $P_o = \rho_w g / \alpha$

$\lambda = 1 - 1/n$

S_{ls} : 포화상태에서의 액상포화도

n, α : 실험에 의해 결정되는 상수

공기는 이상기체로 근사되며, 기상에서는 공기 압력과 증기압이 더해지고 수증에서의 공기의 용해도는 Henry 법칙을 따른다고 가정한다. 증기압은 Kelvin 방정식에 의해 기술되며, 총압력(total pressure)는 수압, 증기압 및 열팽창압의 합으로 나타낸다. 매질에서의 기체투과계수(gas permeability)는 동일 매질에서의 물의 투수계수보다 크며, 양자 사이의 차이는 다음 식 (4)로 표시되는 Klinkenberg 효과에 의해 설명된다[27].

$$k_g = k_l \left(1 + \frac{b}{P_p} \right) \quad (4)$$

여기서 k_g 와 k_l 은 매질에서의 기체투과계수 및 물의 투수계수(m^2)이고, P_p 는 공극압(pore pressure) (Pa), 파라미터 b 는 Klinkenberg slip factor (Pa)이다. 물의 투수계수(m^2)와 Klinkenberg slip factor, b (Pa) 사이의 관계는 다음 식으로 나타낼 수 있다 [27].

$$b = 0.15k_l^{0.37} \quad (5)$$

완충재와 뒤채움재에서의 물질의 이동을 모사하기 위해 물과 공기의 기상확산(gas phase diffusion)이 고려되었다. 기상의 물과 공기는 이성분 혼합물로 가정하였으며, 확산계수의 온도와 압력에 대한 의존성은 다음 식에 의해 기술된다[28].

$$D(P,T) = D(P_o,T_o) \frac{P_o}{P} \left(\frac{T}{T_o} \right)^{1.8} \quad (6)$$

여기서 $D(P_o,T_o)$ 는 표준상태에서의 확산계수이고, T 는 절대온도(K)이다.

심지층처분장 열해석을 위한 사용후핵연료 발열량은 한국형심지층처분장(KRS) 기준사용후핵연료로부터 산정하였다. 기준사용후핵연료는 초기 농축도가 4.0wt%이고 평균 비출력(specific power)은 37.5 MW/MTHM, 평균 연소도는 45,000 MWd/MTHM인 가압경수로 사용후핵연료이다. 기준 사용후핵연료 붕괴열은 식 (7)에 의해 근사될 수 있다[29].

$$Q_m(t_1) = 1.455 \times 10^4 t_1^{-0.758} \quad t_1 \geq 30y \quad (7)$$

여기서 t_1 은 사용후핵연료가 원자로에서 배출된 이후에 경과된 시간(년)이다. 탄소강 내부용기와 구리 외부 용기로 이루어진 처분용기에 30년 냉각한 사용후핵연료 집합체

4개가 포장되므로, 처분용기의 시간에 따른 발열량 변화, $Q(t)$ (W)는 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$Q(t) = 2.683 \times 10^4 (t + 30)^{-0.758} \quad (8)$$

이 식에서 t 는 사용후핵연료가 심지층처분장에 처분된 이후 경과된 시간(년)이다.

압축벤토나이트 완충재, 벤토나이트-모래 혼합물 뒤채움재 그리고 처분장 모양인 화강암의 열적 및 수리적 특성은 벤토나이트는 경주벤토나이트를, 화강암은 지하처분연구시설(KURT) 화강암을 대상으로 측정된 값을 이용하였다. 25°C에서 측정된 건조밀도 1.4 $Mg \cdot m^{-3}$, 1.6 $Mg \cdot m^{-3}$ 및 1.8 $Mg \cdot m^{-3}$ 인 경주벤토나이트의 수리전도도, K ($m \cdot s^{-1}$)의 대수값과 벤토나이트 건조밀도, ρ_d ($Mg \cdot m^{-3}$) 사이의 관계는 다음과 같은 선형 식으로 나타낼 수 있다[30].

$$\log K = -4.07 \rho_d - 6.13 \quad (9)$$

뒤채움재 재료인 건조밀도 1.6 $Mg \cdot m^{-3}$ 인 벤토나이트-모래 혼합물의 수리전도도, K_m ($m \cdot s^{-1}$)는 25°C에서 다음 식으로 표현될 수 있다[31].

$$\log K_m = 0.015 \omega_s - 12.67 \quad (10)$$

여기서 ω_s 는 혼합물 중의 모래의 중량 백분율(wt%)이다. 압축벤토나이트의 수리전도도는 온도가 상승함에 따라 증가하며, 온도 80°C에서의 수리전도도는 20°C에서 측정된 수리전도도 값의 약 3 배 정도이고, 온도가 150°C로 상승하면, 수리전도도가 20°C에서 측정된 값에 비해 1 차수(order) 정도 증가한다. 그러나 이러한 수리전도도의 증가는 온도 상승에 따른 물의 점도와 밀도의 변화에 기인하며, 투수계수(permeability)의 변화는 거의 무시할 수 있다[32]. 따라서 심지층처분장 조건 하에서 완충재와 뒤채움재의 투수계수는 일정하다고 가정한다.

완충재 재료인 건조밀도 1.6 $Mg \cdot m^{-3}$ 인 경주벤토나이트의 열전도도, λ_b 와 함수비(water content) 사이 관계는 다음과 같은 직선 식으로 나타낼 수 있다[33].

$$\lambda_b = 4.588 \omega + 0.124 \quad (11)$$

여기서 ω 는 함수비(water content)이다. 뒤채움재 재료 인 건조밀도 $1.6 \text{ Mg} \cdot \text{m}^{-3}$ 인 경주벤토나이트-모래 혼합물의 열전도도, λ_m 는 다음 식으로 나타낼 수 있다[34].

$$\lambda_m = 4.302^{m\phi_s} \cdot 1.232^{n\phi_b} \cdot (\lambda_w^{\phi_w} \cdot \lambda_a^{\phi_a})^p \quad (12)$$

$$m = 1.303, \quad n = 2.099, \quad p = 0.564$$

여기서 λ_m , λ_w 및 λ_a 는 각각 벤토나이트-모래 혼합물, 물 및 공기의 열전도도($\text{W} \cdot (\text{mK})^{-1}$)이며, λ_w 와 λ_a 는 각각 $0.60 \text{ W} \cdot (\text{mK})^{-1}$ 및 $0.03 \text{ W} \cdot (\text{mK})^{-1}$ 의 값을 갖는다. ϕ_s , ϕ_b , ϕ_w 및 ϕ_a 는 각각 모래, 벤토나이트, 물 및 공기의 부피분율(volume fraction)이다.

화강암의 열전도도 λ_r 는 다음과 같이 함수비의 함수로서 나타낼 수 있다[35].

$$\lambda_r = 3.332^{m(1-\phi_r)} \cdot (\lambda_w^{S_r} \cdot \lambda_a^{(1-S_r)})^{p\phi_r} \quad (13)$$

$$m = 0.982, \quad p = 3.464$$

여기서 λ_r , λ_w 및 λ_a 는 각각 화강암, 물 및 공기의 열전도도($\text{W} \cdot (\text{mK})^{-1}$)이며, λ_w 와 λ_a 의 값은 각각 $0.60 \text{ W} \cdot (\text{mK})^{-1}$ 및 $0.03 \text{ W} \cdot (\text{mK})^{-1}$ 이다. ϕ_r 및 S_r 은 각각 화강암의 공극률 및 포화도이다.

건조밀도 $1.5 \text{ Mg} \cdot \text{m}^{-3}$ 인 경주벤토나이트의 수포텐셜헤드(water potential head)와 부피함수비(volumetric water content) 사이의 관계는 다음 식으로 나타낼 수 있다[36].

$$\theta = \left(\frac{1}{1+(ah)^n} \right)^m \quad (14)$$

여기서 파라미터 m 은 $1-1/n$ 이며[37], 파라미터 a 와 n 은 각각 2.5493×10^{-3} 및 1.4166 이다. h 는 수포텐셜헤드(water potential head) (m) 이고, θ 는 다음 식으로 정의되는 무차원 함수비(dimensionless water content) 이다.

$$\theta = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} \quad (15)$$

여기서 θ 는 부피함수비(m^3/m^3), θ_s 와 θ_r 는 각각 포화함수비(0.444) 및 잔류함수비(residual water content) (0.01)이다.

5. 심지층처분장 열해석

5.1 대상 심지층처분장

다층 심지층처분장의 온도 분포에 미치는 암반손상대의 영향을 분석하기 위한 열해석은 다층 및 다처분용기 심지층처분장 타당성 분석[14]에서 심지층처분장의 첨두온도 한계를 현행 100°C 로 유지할 경우에 적용할 수 있다고 평가된 다층 심지층처분장 개념을 대상으로 수행하였다.

열해석에서 고려된 다층 심지층처분장 개념은 모두 “단일 처분용기 심지층처분장” 개념으로, 처분공 사이의 간격이 8 m, 터널 사이의 거리가 40 m, 그리고 층 간 거리가 100 m 인 복층 심지층처분장 개념과 처분공 사이의 간격이 10 m 이고, 처분터널 사이의 거리가 40 m, 층간 간격이 100 m인 삼층 심지층처분장 개념이다. 복층 심지층처분장과 삼층 심지층처분장은 각각 두 개 및 세 개의 동일한 단층 심지층처분장으로 구성되어 있다. 복층 심지층처분장은 상층 심지층처분장이 동일한 구조의 하층 심지층처분장 위에 겹쳐서 쌓여 있는 구조이고, 삼층 심지층처분장은 상층 심지층처분장, 중간층 심지층처분장 및 하층 심지층처분장이 차례로 겹쳐서 쌓여 있는 구조이다. 복층 심지층처분장에서는 상층 심지층처분장과 하층 심지층처분장은 각각 지하 400 m 및 500 m 에 위치하고 있고, 삼층 심지층처분장에서는 상층 심지층처분장, 중간층 심지층처분장 및 하층 심지층처분장이 각각 지하 400 m, 500 m 및 600 m에 위치하고 있다고 가정하였다. 암반손상대의 존재를 고려하지 않은 경우에는, 두 다층 심지층처분장 개념 모두 최고첨두온도가 100°C 이하로 유지되고 있다.

심지층처분장의 배치와 크기는 한국형기준심지층처분장(KRS) [29]과 동일하다고 가정하였다. 한국형기준심지층처분장은 안정된 심부 화강암 내에 건설된 터널 형태의 지하 구조물로서, 지상과 연결하는 통로인 수직갱(vertical shaft), 폐기물을 처분하는 처분터널 망, 처분터널들 사이 또는 처분터널과 수직갱을 연결하는 연결터널로 구성된다. 처분터널의 폭과 높이는 각각 5.0 m 및 6.15 m이며, 처분터널 바닥에 수직으로 직경 2.02 m인 처분공을 굴착하고, 그 속에 사후후핵연료를 밀봉한 처분용기 한 개를 넣는다. 처분용기는 탄소강 내부용기와 구리 외부용기로 구성되며, 외경은 1.02 m, 길이는 4.83 m이다. 처분용기를 수직 처분공에 넣은 후,

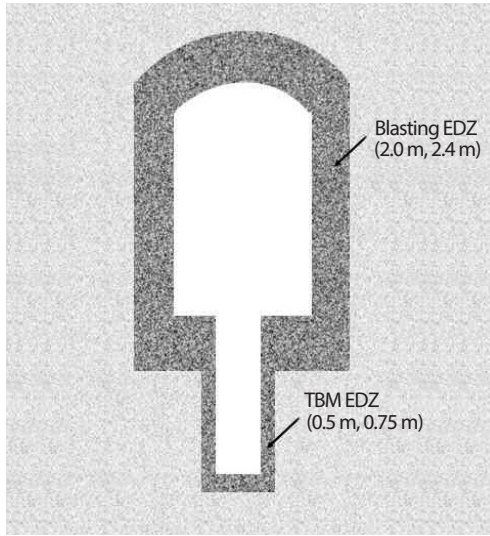


Fig. 2. Excavation damaged zone (EDZ) around the geological spent fuel repository (not to scale).

처분용기와 처분공 내벽 사이의 공간은 건조밀도 $1.6 \text{ Mg} \cdot \text{m}^{-3}$ 인 압축벤토나이트 완충재로 충전시키며, 처분용기 상부와 하부에서의 완충재 두께는 각각 2.5 m 및 0.5 m이다. 처분터널 내의 처분공들이 모두 처분용기로 채워지면, 처분터널과 연결터널은 건조밀도 $1.6 \text{ Mg} \cdot \text{m}^{-3}$ 인 벤토나이트-모래(30:70) 혼합물로 뒤채움을 한 후 폐쇄한다[29]. 처분공 내에 벤토나이트 완충재를 설치한 후, 완충재와 처분공 내벽 사이 그리고 완충재와 처분용기 사이에 갭(gap)이 존재할 수 있는데, 이 갭에는 고밀도로 압축된 벤토나이트 펠렛을 충전시킨다. 처분장 폐쇄 직후, 처분장 주위 암반에 존재하는 지하수가 처분장 내로 침투하여 벤토나이트 펠렛을 포화시키며, 지하수로 포화된 펠렛은 즉시 팽윤하여 갭을 메워주므로 갭의 존재는 열해석에서 고려하지 않는다. 완충재와 뒤채움재의 수리 및 열적 특성은 한국형기준처분장의 후보 물질로 고려되고 있는 경주벤토나이트와 경주벤토나이트-모래 혼합물

Table 1. Analysis cases

Case	Multi-layer	Blasting EDZ (m)	TBM EDZ (m)	Decrease of Thermal conductivity (%)
Reference case 1	Double-layer	0	0	0
1	Double-layer	2.0	0.5	20
2	Double-layer	2.0	0.5	30
3	Double-layer	2.0	0.75	20
4	Double-layer	2.0	0.75	30
5	Double-layer	2.4	0.5	20
6	Double-layer	2.4	0.5	30
7	Double-layer	2.4	0.75	20
8	Double-layer	2.4	0.75	30
Reference case 2	Triple-layer	0	0	0
9	Triple-layer	2.0	0.5	20
10	Triple-layer	2.0	0.5	30
11	Triple-layer	2.0	0.75	20
12	Triple-layer	2.0	0.75	30
13	Triple-layer	2.4	0.5	20
14	Triple-layer	2.4	0.5	30
15	Triple-layer	2.4	0.75	20
16	Triple-layer	2.4	0.75	30

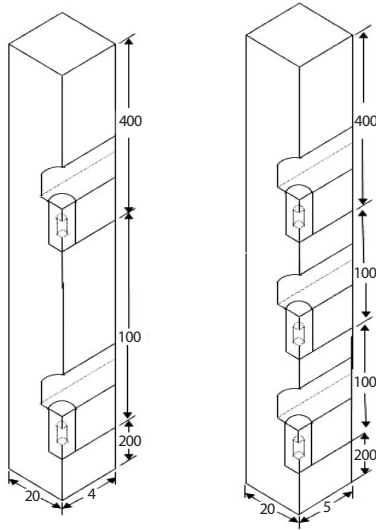


Fig. 3. Analysis domain representing a quarter of the unit multi-layer geological repository (unit: m, not to scale).

로부터 측정된 값을 이용하였다.

심지층처분장 건설 시, 발파공법에 의해 굴착되는 처분 터널에서는 터널 벽과 바닥에서 지하처분연구시설(KURT)에서 측정된 것과 같이, 발파암반손상대(Blasting EDZ)가 깊이 2 m인 환형으로 형성되어 있다고 가정하였으며, 암반손상대 깊이가 심지층처분장 열해석에 미치는 민감도를 분석하기 위해 암반손상대의 깊이가 2.4 m인 경우도 고려하였다(Fig. 2). 처분터널 바닥에 굴착되는 수직처분공은 주로 TBM과 같은 기계식 방법에 의해 굴착되기 때문에 암반손상대의 깊이가 상대적으로 작다. TBM에 의해 굴착할 때, 발생되는 암반손상대(TBM EDZ)의 크기에 대해서는 지하처분연구시설(KURT)에서 측정된 바가 없기 때문에 스위스 Grimsel Test Site에서 측정된 값을 인용하여, 처분공에서는 처분공 벽과 바닥에 깊이 0.5 m까지 암반손상대가 환형으로 형성되어 있다고 가정하였으며, 보수적 평가를 위해 처분공에 깊이 0.75 m 까지 암반손상대가 형성된 경우도 고려하였다(Fig. 2). 암반손상대의 투수계수는 무결암보다 1 차수(order) 낮다고 가정하였으며, 암반손상대의 열전도도는 민감도 분석을 위해 무결암의 열전도도보다 20% 낮은 경우와 30% 낮은 경우 두 경우에 대해서 고려하였다. 다층 심지층처분장의 온도분포에 미치는 암반손상대의 영향을 평가하기 위해 다양한 암반손상대 크기와 열전도도 감소 정도를

조합하여, 16 가지의 해석 Case 를 설정하였다. 설정된 각 해석 Case에 대해 다층 심지층처분장의 온도 분포를 계산하였으며, 암반손상대를 고려하지 않은 기준 Case에 대해 계산된 온도분포와 비교하였다. 각 해석 Case에서 가정한 암반손상대 크기 및 열전도도 감소 정도를 Table 1에 요약하여 나타내었다.

5.2 모델 도메인

다층 심지층처분장의 열해석을 위한 삼차원 모델의 해석 도메인을 Fig. 3에 나타내었다. 해석 도메인은 처분용기의 중심부를 관통하는 수직면과 인접 터널과의 거리의 중간 지점, 그리고 인접 처분공의 중심선 사이 거리의 중간 지점들을 수직으로 관통하는 면들로 둘러싸여 있다고 가정하였다. 이러한 경계조건들은 해석 도메인이 심지층처분장의 중심부에 위치하고 있으며, 동일한 열 발생원을 가진 도메인들에 의해 둘러싸여 있다는 것을 의미하는 것으로, 매우 보수적인 가정이다. 왜냐하면, 심지층처분장 내에 처분되는 모든 처분용기들이 동시에 처분공 내에 정지되며, 해석 도메인이 동일한 열 발생원을 가진 다른 도메인들로 둘러싸인 심지층처분장의 중심부에 위치하고 있다고 가정하는 것이기 때문에, 해석 도메인의 온도는 심지층처분장 내에서 가장 높게 나타난다. 따라서 이러한 도메인을 적용한 열해석을 통해 얻은 심지층처분장의 온도 분포는 매우 보수적인 결과를 나타낸다.

해석 도메인의 상부 경계면은 지표면이고, 하부 경계면은 최하층 심지층처분장 심도에서 아래로 200 m 더 내려간 곳에 위치한 암반층이다. 하부 경계면을 최하층 심지층처분장 심도 아래 200 m로 설정한 이유는 그 이하의 깊이에서는 암반의 온도 분포가 심지층처분장의 존재로 인해 영향을 거의 받지 않기 때문이다. 경계조건은 모델의 대칭 구조를 고려하여, 해석 도메인의 측면은 단열 경계면이고, 지표면은 10°C의 온도로 일정하게 유지되고 있으며, 도메인의 바닥은 지열구배 3°C/100 m에 의해 결정되는 일정한 온도 경계면이 유지된다고 가정하였다. 지표면에서 심도 10 m인 지점에 대수층이 존재하며, 대수층 상부에는 대기압이 작용하고, 대수층 아래로는 1.013×10⁶ Pa/100 m의 구배로 정수두(hydrostatic pressure)가 증가한다고 가정하였다. 처분용기는 균일한 부피열유속(uniform volumetric heat flux)을 가진

Table 2. Input parameters for hydrothermal model

Parameter	Value
Buffer	
dry density ($\text{Mg}\cdot\text{m}^{-3}$)	1.60
porosity	0.42
absolute permeability (m^2)	1.5×10^{-20}
thermal conductivity (dry) ($\text{W}\cdot(\text{mK})^{-1}$)	0.214
thermal conductivity (saturated) ($\text{W}\cdot(\text{mK})^{-1}$)	1.309
specific heat ($\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$)	966.0
pore compressibility (Pa^{-1})	1.0×10^{-8}
pore expansivity ($1/^\circ\text{C}$)	1.0×10^{-6}
Klinkenberg slip factor (Pa)	3.24×10^6
α in Eq. (14)	2.5493×10^{-3}
n in Eq. (14)	1.4166
vapor diffusion coefficient ($\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$)	2.58×10^{-5}
Backfill	
dry density ($\text{Mg}\cdot\text{m}^{-3}$)	1.60
porosity	0.40
absolute permeability (m^2)	1.6×10^{-19}
thermal conductivity (dry) ($\text{W}\cdot(\text{mK})^{-1}$)	1.090
thermal conductivity (saturated) ($\text{W}\cdot(\text{mK})^{-1}$)	2.149
specific heat ($\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$)	981.0
pore compressibility (Pa^{-1})	1.0×10^{-8}
pore expansivity ($1/^\circ\text{C}$)	1.0×10^{-6}
Klinkenberg slip factor (Pa)	1.35×10^6
α in Eq. (14)	2.5493×10^{-2}
n in Eq. (14)	1.4166
vapor diffusion coefficient ($\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$)	2.58×10^{-5}
Heater	
density ($\text{Mg}\cdot\text{m}^{-3}$)	6.58
porosity	0.0415
thermal conductivity ($\text{W}\cdot(\text{mK})^{-1}$)	49.02
specific heat ($\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$)	132.8
pore compressibility (Pa^{-1})	0.00
pore expansivity ($1/^\circ\text{C}$)	4.1×10^{-6}
Host Rock	
density ($\text{Mg}\cdot\text{m}^{-3}$)	2.70
porosity	0.10
absolute permeability (m^2)	1.0×10^{-19}
thermal conductivity (dry) ($\text{W}\cdot(\text{mK})^{-1}$)	2.853
thermal conductivity (saturated) ($\text{W}\cdot(\text{mK})^{-1}$)	3.165
specific heat ($\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})^{-1}$)	820.0
pore compressibility (Pa^{-1})	1.0×10^{-8}
pore expansivity ($1/^\circ\text{C}$)	1.0×10^{-6}
Klinkenberg slip factor (Pa)	6.86×10^5
vapor diffusion coefficient ($\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$)	2.58×10^{-5}

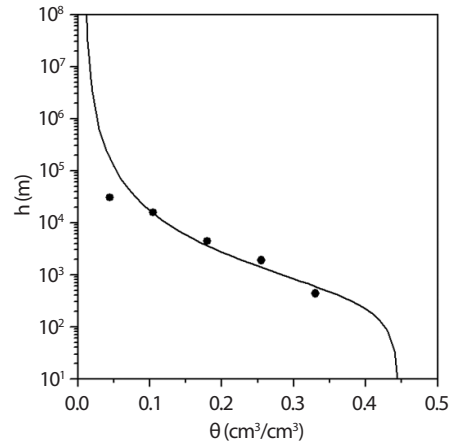


Fig. 4. Water-bentonite retention curve.

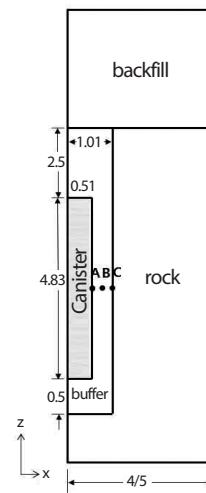


Fig. 5. Checkpoints in the horizontal plane at the midpoint of the axial length of the canister (unit: m, not to scale).

원통으로 모사되었다. 터널 사이의 거리는 40 m이고, 한 처분공 중심에서 인접 처분공 중심사이의 간격은 복층 심지층 처분장의 경우는 8 m, 삼층 심지층처분장의 경우는 10 m 이고, 인접 층 사이의 간격은 100 m이다. 완충재와 뒤채움재의 초기조건은 수분 함량이 13wt%, 온도는 25°C, 압력은 $1.013 \times 10^5 \text{ Pa}$ 이며, 심지층처분장이 대수층 아래에 위치하므로, 처분장 주위의 암반은 포화상태에 있다고 가정하였다. 완충재와 뒤채움재의 이상상대투수계수(two-phase relative permeability)와 모세관압력(capillary pressure)은 각각 Fatt-Klikoff 함수(식 (2)) 및 van Genuchten 관계식(식 (3))을

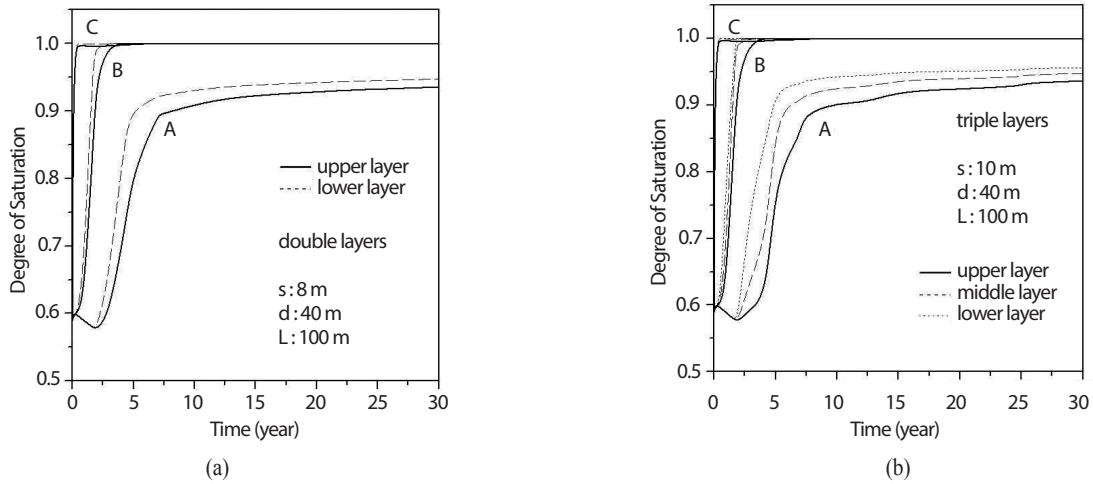


Fig. 6. (a) Variation of the degree of saturation with time at the several locations of the double-layer repository, (b) Variation of the degree of saturation with time at the several locations of the triple-layer repository (s: deposition hole spacing, d: distance between the disposal tunnels, L: interval between the layers).

이용하여 계산되었다. 수포텐셜헤드(water potential head), h 와 부피함수비, θ 의 관계는 Fig. 4와 같고, 식 (14)로 나타낼 수 있다. 완충재와 뒤채움재에서의 수증기와 공기의 확산계수는 온도 25°C 및 압력 $1.013 \times 10^5 \text{ Pa}$ 에서의 값인 $2.58 \times 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ [38]가 사용되었다. 열해석에 사용된 주요 물성과 조건을 Table 2에 요약하여 나타내었다.

열해석은 TOUGH2 컴퓨터코드[23]를 이용하여 수행되었다. 해석 도메인의 메쉬는 완충재와 근계암반(near-field rock)에서는 작게, 원계암반(far-field rock)에서는 상대적으로 크게 분할하였다. 그러므로 열해석을 위한 도메인은 해석 경우에 따라 91,008 개에서 99,144 개 사이의 불균일 셀로 구성되어 있다.

5.3 열해석 결과

심지층처분장 폐쇄 후, 시간이 경과함에 일어나는 재포화 현상에 의해 심지층처분장 내의 포화도가 어떻게 변하며, 이 포화도의 변화가 심지층처분장의 온도 분포에 어떤 영향을 미치는가를 분석하기 위해, 복층 및 삼층 심지층처분장의 기준 Case (Reference case 1, Reference case 2)에 대해 경과 시간에 따른 포화도 및 온도의 변화를 조사하였다. 처분터널 바닥에 굴착된 처분공 내에 설치된 처분용기로부터 동일한

반경 방향 거리에서 온도가 가장 높게 나타나는 부분은 처분용기 축 방향 길이 중간 부분이다. 이 부분에서 수평면 상에 있는 세 지점(Fig. 5)에 대해 처분장 폐쇄 후 시간 경과에 따른 포화도 및 온도 변화를 열-수리 모델에 의해 계산하였다. 세 지점인 A, B 및 C는 각각 처분용기와 완충재의 계면, 완충재 두께의 중간 지점 및 완충재와 암반 사이의 계면이며, 1,000 년 이후에는 사용후핵연료에서 발생하는 붕괴열이 크게 감소되므로, 심지층처분장 내의 온도 변화는 심지층처분장의 폐쇄 후 1,000 년까지 분석되었다.

복층 및 삼층 심지층처분장의 A, B 및 C 지점에서의 시간에 따른 포화도 변화를 Fig. 6(a)와 6(b)에 나타내었다. 처분용기와 접하고 있는 완충재 부분(A 지점)에서는 심지층처분장의 폐쇄기간 초기에 완충재의 수분 함량이 초기 수분 함량 이하로 감소하는 초기건조(initial drying) 현상이 일어난다. 이는 처분장 폐쇄 후 초기에는 사용후핵연료에서 발생하는 붕괴열량이 상대적으로 높은 반면에, 처분장 주위의 모양으로부터 완충재로 유입되는 지하수의 양은 제한되어 있기 때문이다. 시간이 좀 더 지나면, 완충재의 낮은 수분 함량으로 인한 모세관 현상과 정수압 구배로 인해 완충재 내로 지하수의 유입이 가속되므로, 완충재의 수분 함량이 시간 경과에 따라 증가하게 된다. 그러나 처분용기로부터 사용후핵연료 붕괴열이 계속 발생되므로, 처분용기와 접하고 있는 완충재 내벽 부분에서는 물의 증발 및 완충재 외측 방향으로의

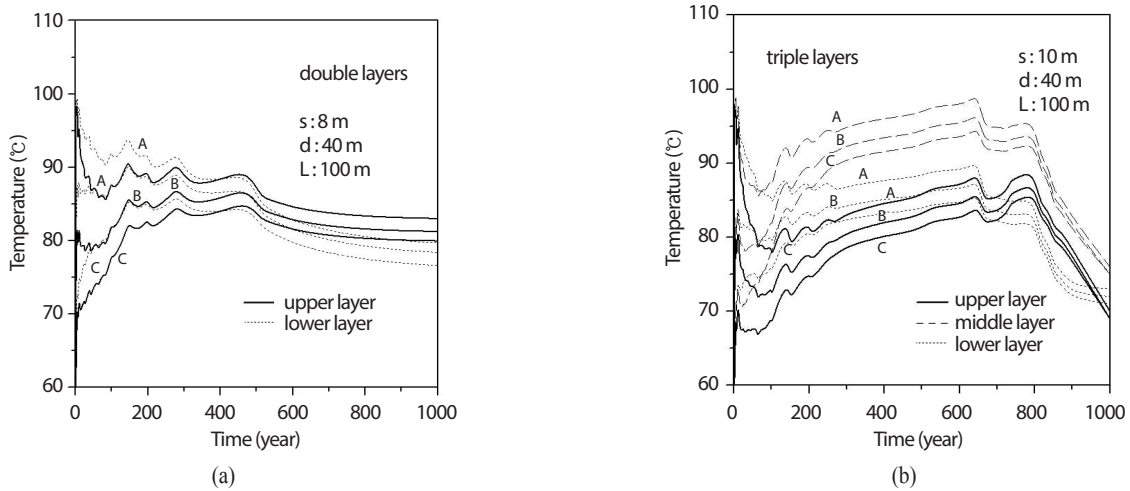


Fig. 7. (a) Change of the temperature with time at the several locations of the double-layer repository, (b) Change of the temperature with time at the several locations of the triple-layer repository (s: deposition hole spacing, d: distance between the disposal tunnels, L: interval between the layers).

수증기 확산이동, 완충재 외측 부분에서 수증기 응축 등이 계속 일어나기 때문에, 심지층처분장이 폐쇄된 후 수 백 년이 경과한 후에도 포화 상태에 도달하지 못한다. 이에 반해, 처분용기에서 어느 정도 떨어진 완충재 두께의 중간 지점 (B) 과 완충재와 암반 사이의 계면 (C)에서는 심지층처분장의 폐쇄 후, 시간 경과에 따라 포화도가 계속 증가하며 초기 건조 (initial drying) 현상은 관측되지 않는다. 특히 C 지점에서는 주위 암반으로부터 지하수가 신속히 공급되므로, 심지층처분장 폐쇄 직후에 포화상태에 도달된다. 복층 심지층처분장에서는 상층 심지층처분장보다 하층 심지층처분장에서, 삼층 심지층처분장에서는 상층 및 중층 심지층처분장보다 하층 심지층처분장에서 시간에 따른 포화도 증가가 크게 나타나는 것은 이들 심지층처분장의 심도가 더 깊어, 주위 암반에 존재하는 지하수의 정수두가 더 크기 때문이다.

기준 Case에 대해 복층 및 삼층 심지층처분장의 각 지점에서 시간에 따른 온도 변화를 Fig. 7(a)와 7(b)에 나타내었다. 이 그림들에서 보는 바와 같이, A 지점의 온도는 처분장 폐쇄 직후에 급격히 상승하여, 약 10 년 후에는 최고온도에 도달하며, 이때의 온도는 약 98°C이다. 사용후핵연료에서 발생되는 붕괴열량이 시간에 따라 감소하기 때문에 A 지점의 온도는 일단 최고온도에 도달한 후에는 시간 경과에 따라 서서히 낮아진다. B 지점과 C 지점에서의 최고온도는 각각 심지층처분장 폐쇄 후 수 백 년이 경과한 후에 도달되며, 그 때의

온도는 90°C 이하이다. 복층 및 삼층 심지층처분장의 온도-시간이력(temperature-time history)에서 공통적으로 심지층처분장 폐쇄기간 초기에 온도가 증가하고 감소하는 피크가 다수 관측되는데, 이러한 피크는 심지층처분장 폐쇄 후 시간이 경과함에 따라 완충재 내의 포화도가 변하고, 이에 따라 완충재의 열전도도가 달라지는 데서 기인하는 것이다.

심지층처분장의 폐쇄 직후에는 사용후핵연료에서 발생되는 붕괴열에 의해 온도가 상승하면 완충재의 건조 현상이 일어나, 완충재의 열전도도가 감소되기 때문에 온도가 급속히 상승한다. 시간이 지나면, 심지층처분장 주위 암반에 있는 지하수가 완충재 내로 침투함에 따라 완충재의 함수비가 증가하기 때문에, 열전도도가 증가하여 온도는 감소된다. 완충재에서 생성된 수증기는 열에 의해 유도된 수증기 농도구배를 따라 온도가 낮은 완충재 바깥쪽 부분으로 확산에 의해 이동되며, 완충재의 함수비가 감소됨에 따라 열전도도가 다시 낮아지므로 온도는 다시 증가한다. 그러나 시간이 좀 더 지나면, 완충재의 낮은 함수비로 인한 모세관 현상과 정수압 구배로 인해 주위 암반으로부터 완충재 내로 지하수의 유입이 가속되므로, 완충재 내의 수분 함량은 다시 증가한다. 완충재의 수분 함량이 증가함에 따라 열전도도가 다시 증가하여 처분용기에서 발생된 붕괴열을 주위 암반으로 신속히 발산시키므로, 완충재의 온도는 다시 감소한다. 사용후핵연료에서 발생되는 붕괴열량이 상대적으로 높은 반면에,

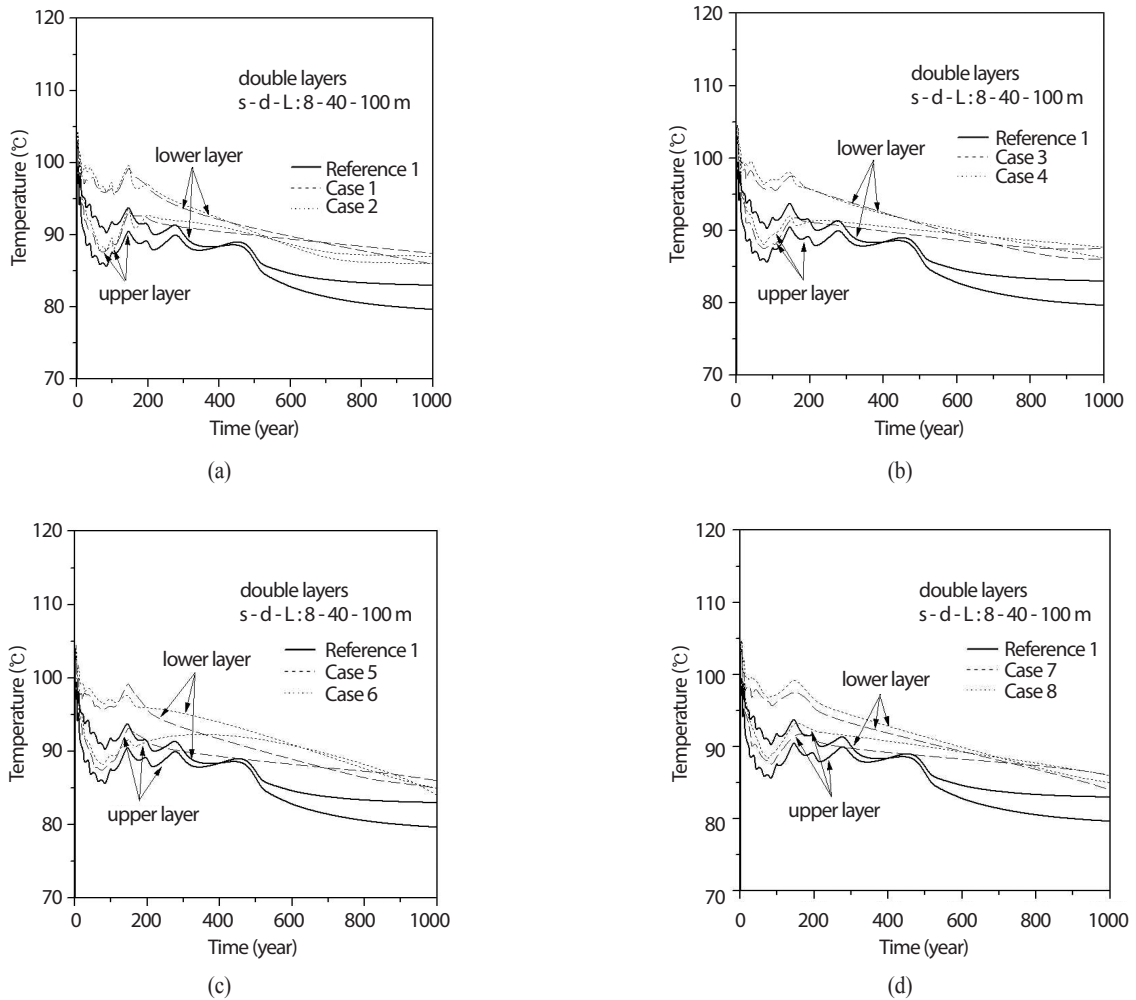


Fig. 8. (a) Effects of the excavation damaged zone on the temperature-time history at the point A in the double-layer repository for case 1 and case 2, (b) Effects of the excavation damaged zone on the temperature-time history at the point A in the double-layer repository for case 3 and case 4, (c) Effects of the excavation damaged zone on the temperature-time history at the point A in the double-layer repository for case 5 and case 6, (d) Effects of the excavation damaged zone on the temperature-time history at the point A in the double-layer repository for case 7 and case 8 (s: deposition hole spacing, d: distance between the disposal tunnels, L: interval between the layers).

심지층처분장 주위의 모암으로부터 완충재로 유입되는 지하수의 양은 제한되어 있는 심지층처분장 폐쇄기간 초기에는 이러한 온도의 증가 및 감소 현상이 반복되기 때문에, 온도-시간이력 곡선에 다수의 피크가 나타나는 것이다.

기준 Case에 대한 열해석 결과로부터 A 지점의 온도가 심지층처분장 내의 다른 지점의 온도보다 현저히 높아 침투 온도(peak temperature)에 해당하기 때문에, 심지층처분장의 폐쇄 후, 전 기간에 걸쳐 A 지점의 온도만 100°C 이하로 유지되면, 심지층처분장 내의 모든 지점의 온도가 열적 제한치

이하로 유지된다는 것이라는 것을 알 수 있다. 따라서 열적 제한 관점에서 다층 심지층처분장의 열 설계에 미치는 암반 손상대의 영향을 평가하기 위해서는 A 지점의 온도만 분석하여도 충분하므로, 여기서는 A 지점의 온도만 고려하기로 한다. 처분터널 및 처분공 주위에 형성된 암반손상대가 다층 심지층처분장의 온도 분포에 미치는 영향이 조사하기 위해, 몇 가지 암반손상대 크기와 암반손상대에서의 열전도도 감소 정도를 조합한 다양한 경우(Table 1)에 대해 A 지점에서 온도-시간이력을 분석하였다.

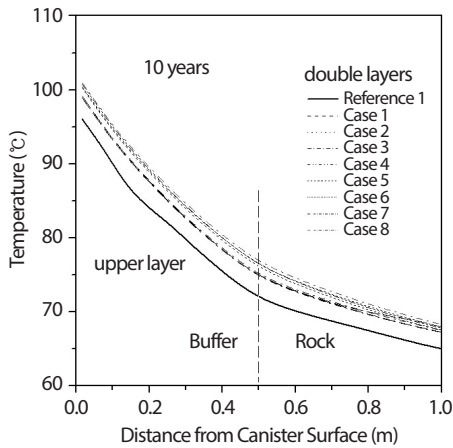


Fig. 9. Temperature distribution profiles along the horizontal line passing through the point A in the upper layer of a double-layer repository at 10 years after closure of the repository for several EDZ conditions (deposition hole spacing: 8 m, distance between the disposal tunnels: 40 m, interval between the layers: 100 m).

한 처분공의 중심에서 인접 처분공의 중심까지의 거리가 8 m, 처분터널 거리가 40 m, 상층 및 하층 사이의 간격이 100 m인 복층 심지층처분장인 경우, 기준 Case (Reference case 1)에서는 상층과 하층 심지층처분장의 최고첨두온도 (maximum peak temperature)가 모두 100°C 이하에 머물러 있었다(Fig. 8(a)). 단층 심지층처분장에서는 첨두온도는 초기에 최대치에 도달한 후, 시간이 경과함에 따라 계속 감소하나, 복층 심지층처분장에서는 처분장 폐쇄 직후에 최대치에 도달한 첨두온도가 시간에 따라 감소하다 나중에는 다시 증가하고, 최종적으로는 다시 감소하는 패턴을 보여준다. 단층 심지층처분장에서는 시간이 지남에 따라 붕괴열이 감소하기 때문에 온도가 계속적으로 낮아지나, 복층 심지층처분장에서는 상황이 다소 다르다. 하층 심지층처분장의 경우, 초기에 붕괴열이 주위암반으로 발산되므로 첨두온도가 감소한다. 그러나 시간이 경과함에 따라 상부에 있는 암반으로 발산되는 열의 흐름이 상층 심지층처분장에서 방출되는 붕괴열에 의해 방해받게 되기 때문에 하층 심지층처분장의 온도가 증가하게 되며, 장시간이 경과한 후에는 붕괴열의 발생량 자체가 줄어들어 온도가 다시 감소하게 된다. 상층 심지층처분장의 온도-시간이력의 변화 경향도 하층 심지층처분장의 경우와 유사하다. 심지층처분장 폐쇄 후 초기에는, 하층 심지층처분장의 첨두온도가 상층 심지층처분장의 첨두온도보다 높으나, 500 년이 경과한 후에는 상층

심지층처분장의 첨두온도가 하층 심지층처분장의 첨두온도를 초과하기 시작한다. 초기에는 지열구배로 인해 하층 심지층처분장의 초기온도가 상층 심지층처분장의 초기온도보다 3°C 높기 때문에, 하층 심지층처분장의 첨두온도가 더 높게 나타난다. 그러나 시간이 경과할수록 하층 심지층처분장에서 발산된 붕괴열이 상층 심지층처분장에 도달하여 영향을 주기 때문에 나중에는 상층 심지층처분장의 첨두온도가 더 높아지는 것이다.

처분공과 처분터널 주변에 암반손상대가 형성되어 있는 경우의 복층 심지층처분장의 온도-시간이력을 Fig. 8(a)에서 8(d)까지에 나타내었다. 이 그림들에서 볼 수 있는 바와 같이, 암반손상대의 크기가 가장 작은 Case 1과 Case 2에서도 암반손상대는 심지층처분장 폐쇄 초기의 첨두온도에 상당한 영향을 미쳐, 최고첨두온도를 약 5°C 정도 상승시킴으로써 온도 제한치인 100°C를 초과하게 한다. 특히 처분터널 및 처분공 암반손상대의 크기가 각각 2.4 m 및 0.75 m이고, 암반손상대의 열전도도가 무결암에 비해 30% 정도 감소한다고 가정한 Case 8에서는 하층 심지층처분장의 최고첨두온도가 105°C에 달한다. 또 암반손상대를 고려하지 않은 기준 Case에서 심지층처분장 폐쇄 후 수 십 년이 지나면, 첨두온도가 현저히 떨어지는 것과는 달리, 암반손상대의 존재를 고려하면, 하층 심지층처분장의 온도가 200 년 정도가 지난 후에도 100°C 근처에 머물러 있다. 암반손상대의 열전도도 감소를 20%로 가정한 경우와 30%로 가정한 경우의 첨두온도차는 2~3°C로 크지 않으나, 심지층처분장의 열 설계 시에 최고첨두온도가 온도제한치인 100°C에 근접하도록 설계된다는 점을 고려하면, 이 정도의 차이는 주어진 심지층처분장 설계개념이 열적 제한을 충족시킬 수 있는가의 여부를 좌우하기에 충분하다. 또 처분공 주위에 환형으로 형성된 암반손상대가 처분터널 주변에 형성되는 암반손상대보다 복층 심지층처분장의 첨두온도 이력에 더 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 처분터널 주위에 형성된 암반손상대의 경우에는 처분용기에서 방출된 붕괴열이 암반손상대를 통과하기보다 열전도도가 높은 주변의 무결암을 통해 발산되므로, 심지층처분장의 첨두온도에 미치는 영향이 작으나, 처분공 주위에 환형으로 암반손상대가 형성되면, 처분용기로부터 방출되는 붕괴열이 주위 암반으로 발산되기 위해서는 암반손상대를 반드시 통과해야 하므로, 암반손상대의 존재가 첨두온도에 미치는 영향이 크게 나타나는 것이다.

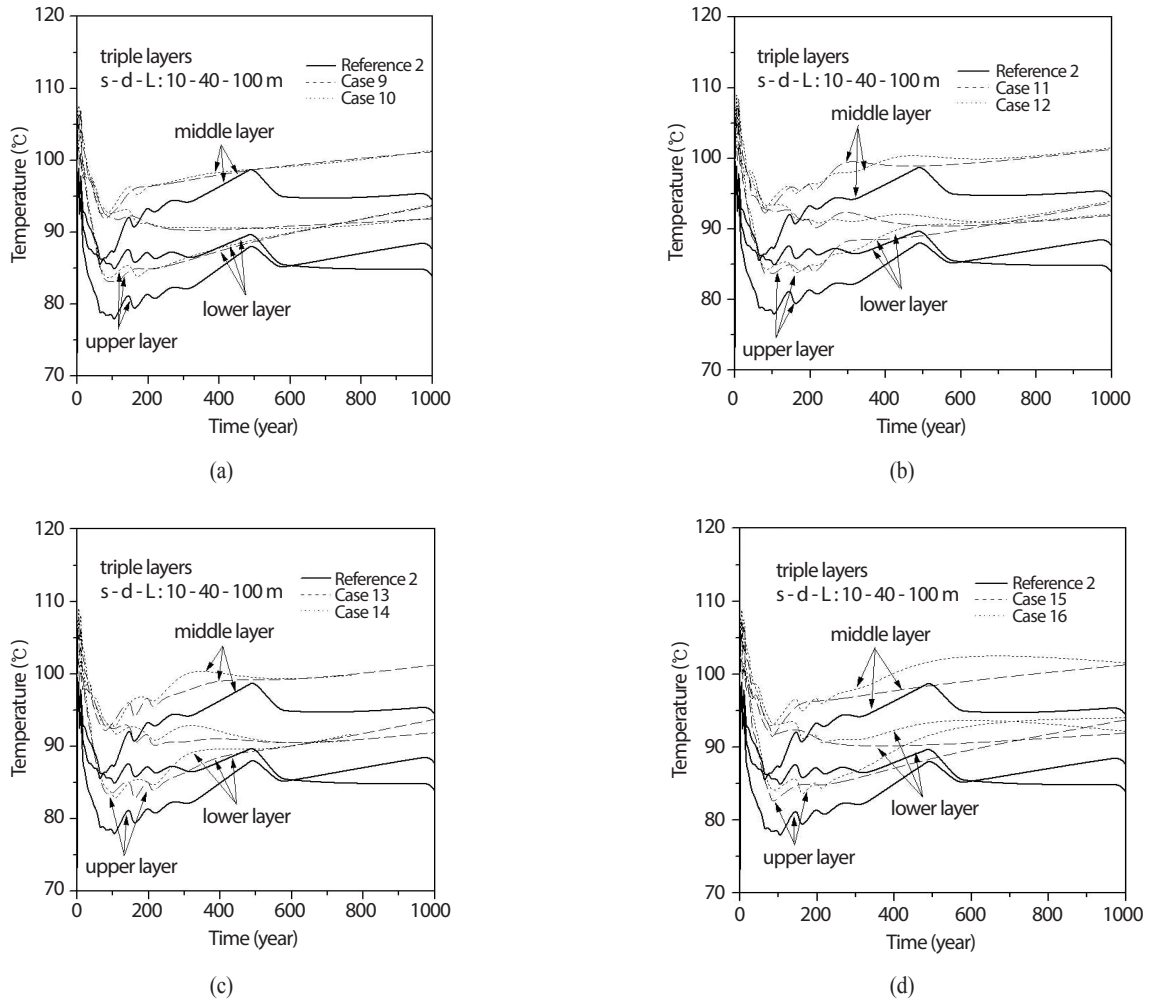


Fig. 10. (a) Effects of the excavation damaged zone on the temperature-time history at the point A in the triple-layer repository for case 9 and case 10, (b) Effects of the excavation damaged zone on the temperature-time history at the point A in the triple-layer repository for case 11 and case 12, (c) Effects of the excavation damaged zone on the temperature-time history at the point A in the triple-layer repository for case 13 and case 14, (d) Effects of the excavation damaged zone on the temperature-time history at the point A in the triple-layer repository for case 15 and case 16 (s: deposition hole spacing, d: distance between the disposal tunnels, L: interval between the layers).

암반손상대가 존재할 때 완충재의 침투온도가 높게 나타나는 것은 암반손상대의 열전도도가 무결암의 열전도도보다 낮기 때문에, 사용후핵연료로부터 발생된 붕괴열이 주위 암반으로 충분히 발산되지 못하고, 완충재 내에 머물러 온도를 상승시키기 때문이다. 심지층처분장 폐쇄 후 10년이 경과한 시점에서, 처분용기 축 방향 길이 중간 부분에서 처분용기 표면으로부터 반경방향 거리에 따른 완충재 내의 온도 구배를 각 해석 Case에 대해 Fig. 9에 나타내었다. 이 그림에서 볼 수 있는 바와 같이, 암반손상대가 존재하는 경우에는 완충재

내의 온도구배가 기준 Case에 비해 높게 나타나며, 암반손상대의 열전도도 감소가 30%인 경우와 처분공 암반손상대 크기가 0.75 m인 Case 8과 Case 4가 상대적으로 상승 폭이 가장 크고, 다음은 열전도도 감소가 30%이고, 처분공 암반손상대의 크기가 0.5 m인 경우이었다. 암반손상대에서의 열전도도 감소가 20%인 경우에는 암반손상대의 크기에 관계없이 온도구배의 증가 정도가 상대적으로 작게 나타났다.

삼층 심지층처분장에서 한 처분공의 중심에서 인접 처분공의 중심까지의 거리가 10 m이고, 처분터널 거리가 40 m,

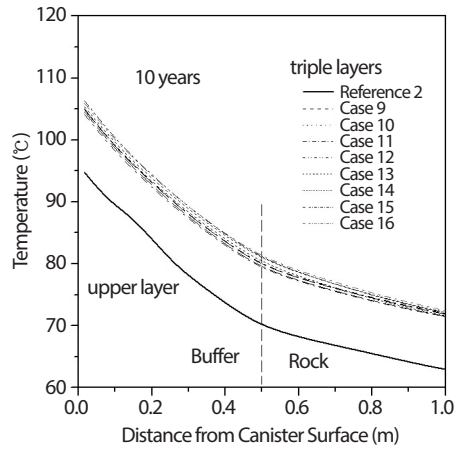


Fig. 11. Temperature distribution profiles along the horizontal line passing through the point A in the upper layer of a triple-layer repository at 10 years after closure of the repository for several EDZ conditions (deposition hole spacing: 10 m, distance between the disposal tunnels: 40 m, interval between the layers: 100 m).

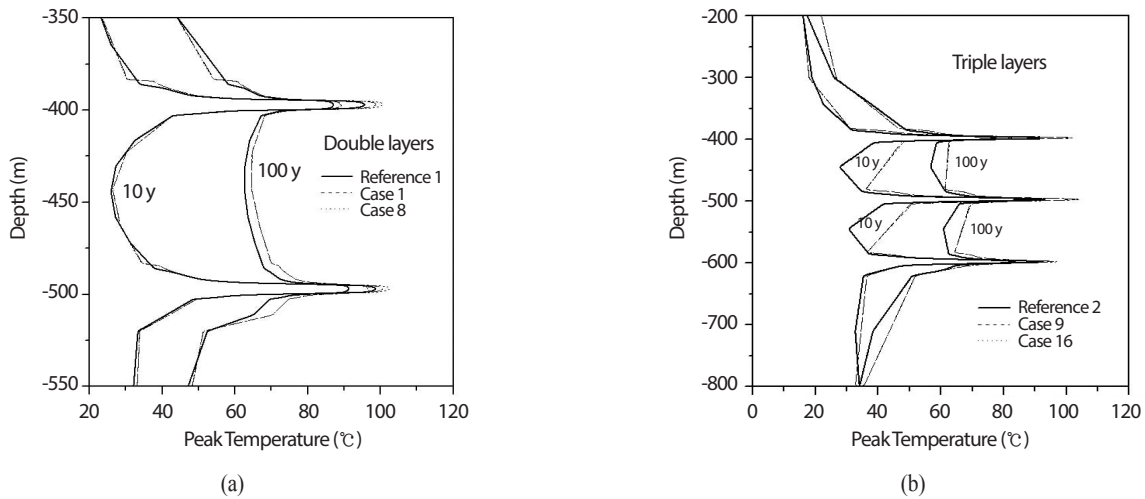


Fig. 12. (a) Effects of the excavation damaged zone on the distribution of the temperature with depth along the vertical line passing through the point A in a double-layer repository at 10 and 100 years after closure of the repository (deposition hole spacing: 8 m, distance between the disposal tunnels: 40 m, layer interval: 100 m), (b) Effects of the excavation damaged zone on the distribution of the temperature with depth along the vertical line passing through the point A in a triple-layer repository at 10 and 100 years after closure of the repository (deposition hole spacing: 10 m, distance between the disposal tunnels: 40 m, layer interval: 100 m).

층간 간격이 100 m 일 때, 기준 Case (Reference case 2)에서는 심지층처분장의 침투온도가 100°C 미만으로 머물러 있으며 (Fig. 10(a)), 초기에는 상층 심지층처분장의 침투온도가 가장 낮으나, 시간이 지남에 따라 하층 심지층처분장의 침투온도보다 높아진다. 이것은 시간이 경과함에 따라 하층 심지층처분장과 중간층 심지층처분장에서 발산된 붕괴열이 상층

심지층처분장에 도달하여 영향을 미치기 때문이다. 중간층 심지층처분장의 침투온도는 항상 상층 심지층처분장 및 하층 심지층처분장의 침투온도보다 높으나 100°C를 초과하지 않고, 심지층처분장 폐쇄 직후에 최대치에 도달하였다가, 감소한 후 다시 증가하여 500년이 경과한 시점에서 다시 서서히 감소하기 시작한다.

삼층 심지층처분장에서는 복층 심지층처분장의 경우보다 침투온도에 대한 암반손상대의 영향이 크게 나타난다 (Fig. 10(a)~10(d)). 처분공과 처분터널 주변에 암반손상대가 형성되어 있는 경우에는 암반손상대의 크기가 가장 작고, 열전도도 감소가 20%인 Case 9에서도 심지층처분장 폐쇄 초기에 상층, 중간층 및 하층 심지층처분장의 최고침투온도가 모두 온도제한인 100℃를 넘어서며, 중간층 심지층처분장의 최고침투온도는 약 107℃ 근처까지 상승하여, 온도 제한치를 훨씬 초과한다. 암반손상대의 열전도도가 무결암에 비해 30% 정도 감소한다고 가정한 Case 10에서는 중간층 심지층처분장의 최고침투온도가 108℃에 달하며, 기준 Case와는 달리 1,000 년이 경과하여도, 침투온도가 크게 떨어지지 않고 100℃ 근처에 머물러 있다. 암반손상대의 크기를 증가시킨 Case 11에서 Case 14 까지는 침투온도 이력의 경향은 유사하나 최고침투온도가 더욱 높아지고, 중간층 심지층처분장의 침투온도는 1,000 년이 경과하여도 100℃ 근처를 유지한다. 처분터널 암반손상대와 처분공 암반손상대의 크기를 각각 2.4 m 및 0.75 m로 가정한 Case 15 및 16에서는 중간층 심지층처분장의 최고침투온도가 거의 110℃에 도달하며, 특히 Case 16의 경우에는 중간층 심지층처분장의 침투온도가 처분장 폐쇄 후 500 년이 경과된 후에는 100℃를 초과하여 1,000 년이 경과될 때까지 100℃ 이상을 유지하는 것으로 나타났다.

삼층 심지층처분장 폐쇄 후 10 년이 경과한 시점에서 상층 심지층처분장의 처분공 내에 정치된 처분용기 축 방향 길이 중간 부분에서 처분용기 표면으로부터 반경방향 거리에 따른 완충재 내의 온도구배를 각 해석 Case에 대해 Fig. 11에 나타내었다. 복층 심지층처분장의 경우와 마찬가지로 암반손상대가 존재하는 경우에는 삼층 심지층처분장 완충재 내의 온도구배가 기준 Case에 비해 높게 나타나며, 높게 나타나는 정도는 암반손상대의 열전도도 감소가 30%이고 처분공 암반손상대 크기가 0.75 m인 Case 16과 Case 12가 가장 높게 나타났으며, 다음은 암반손상대의 열전도도 감소가 30%이고 처분공 암반손상대의 크기가 0.5 m인 Case 14 및 Case 10 순이었다.

복층 심지층처분장과 삼층 심지층처분장에서 처분용기와 완충재의 계면을 관통하는 수직선을 따라 심도에 따른 온도 분포를 Fig. 12(a)와 12(b)에 나타내었다. 이 그림들에서 보는 바와 같이, 복층 심지층처분장은 깊이에 따른 온도분포

변화에 두 개의 피크가 있는 반면, 삼층 심지층처분장은 온도 분포 변화의 피크가 세 개이고 온도상승이 상대적으로 높다는 점을 제외하면, 두 다층 심지층처분장의 깊이에 따른 온도분포 변화 경향은 전체적으로 유사하다. 즉 심지층처분장의 존재가 주위암반의 온도 분포에 미치는 영향은 심지층처분장의 상부와 하부 수십 미터 이내에서만 중요하며, 그 이상의 거리에서는 영향이 제한적이라는 사실을 알 수 있다. 또 시간이 경과함에 따라 심지층처분장의 존재가 암반의 온도에 영향을 미치는 거리는 증가하나, 최대 상승 온도는 감소하여 온도분포 곡선이 포물선 형태가 된다.

이상의 분석 결과를 요약하면, 복층 및 삼층 심지층처분장의 최고침투온도에 가장 큰 영향을 미치는 인자는 암반손상대에서의 열전도도 감소 정도이며, 처분공 주위에 환형으로 형성된 암반손상대가 처분터널 주변에 형성되는 암반손상대보다 심지층처분장의 침투온도에 미치는 영향이 더 크다. 따라서 복층 및 삼층 심지층처분장의 열 설계의 정확성과 효율성을 향상시키기 위해서는 심지층처분장 처분공 주변에 형성되는 암반손상대의 크기와 처분공 및 처분터널에서 형성된 암반손상대의 열전도도가 무결암의 열전도도에 비해 얼마나 감소하는가에 대해 광범위한 조사가 이루어져야 할 것이다.

6. 결론

기존의 단층 사용후핵연료 심지층처분장 개념을 대체하여 처분밀도를 높이기 위한 대안으로 복층 또는 삼층 처분터널 망으로 구성된 다층 심지층처분장 개념이 제안되고 있으며, 이 대안개념들은 심지층처분장의 열적 제한을 충족시켜야 한다. 심부암반에 건설된 다층 심지층처분장 주위에 형성된 암반손상대가 심지층처분장의 침투온도에 미치는 영향이 분석되었다. 다층 심지층처분장의 열해석에는 완충재, 뒤채움재 및 암반에서 일어나는 재포화 현상을 고려하여, 열적 및 수리적 복합거동을 해석할 수 있는 열-수리 모델이 사용되었다.

심지층처분장 처분터널 주변과 처분공 주위에 형성된 암반손상대 크기와 암반손상대에서 열전도도가 저하되는 정도에 따른 복층 및 삼층 심지층처분장의 침투온도 변화를 분석하였다. 암반손상대의 존재는 다층 심지층처분장의 침투온도에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났으며, 암반손상대의

크기와 열전도도 저하 정도에 따라 복층 및 삼층 심지층처분장의 최고첨두온도를 각각 최대 7℃와 12℃ 까지 증가시킬 수 있다. 심지층처분장의 열 설계에서 최고첨두온도가 온도 제한치인 100℃에 근접하게 설계된다는 점을 고려할 때 이 정도의 온도 증가가 일어나면, 이미 설정된 다층 심지층처분장 설계개념이 열적 제한을 충족시키지 못 할 가능성이 높다. 암반손상대를 고려한 복층 및 삼층 심지층처분장의 열해석에서 첨두온도에 큰 영향을 미치는 인자는 암반손상대에서의 열전도도 저하 정도이며, 처분공 주위에 환형으로 형성된 암반손상대가 처분터널 주변에 형성되는 암반손상대보다 첨두온도에 미치는 영향이 더 크다. 따라서 복층 및 삼층 심지층처분장의 열 설계의 정확성과 효율성을 향상시키기 위해서는 심지층처분장의 건설 시, 처분공 및 처분터널 주변에 형성되는 암반손상대의 크기를 규명하고, 암반손상대에서 열전도도가 무결암의 열전도도에 비해 어느 정도 감소하는가를 파악하기 위한 광범위한 조사가 수행되어야 할 것이다.

REFERENCES

- [1] Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Design Premises for a KBS-3V Repository based on Results from the Safety Assessment SR-Can and Some Subsequent Analyses, SKB Technical Report, SKB-TR-09-22 (2009).
- [2] K. Ikonen, Thermal Condition of Open KBS-3H Tunnel, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company Technical Report, SKB-R-08-24 (2008).
- [3] Japan Nuclear Cycle Development Institute, H12 Project to Establish Technical Basis for HLW Disposal in Japan - Supporting Report 2 - Repository Design and Engineering Technology, JNC TN1410 2000-003 (2000).
- [4] G.R. Simmons and P. Baumgartner. The Disposal of Canada's Nuclear Fuel Waste: Engineering for a Disposal Facility, Atomic Energy of Canada Limited Report, AECL-10715, COG-93-5 (1994).
- [5] P. Wersin, L.H. Johnson, and I.G. Mckinley, "Performance of the Bentonite Barrier at Temperatures beyond 100℃: A Critical Review", Phys. Chem. Earth, Parts A/B/C., 32(8-14), 780-788 (2007).
- [6] I. Gaus, L. Johnson, K. Wiecezorek, A. Gens, J.L. Garcia-Sineriz, T. Trick, R. Senger, U. Kuhlman, A. Dueck, M.V. Villar, O. Leupin, O. Czaikowski, B. Garitte, K. Schuster, and J.C. Mayor, "EBS Performance at Temperatures above 100℃ - PEBS Case 2", Proc. of Int. Conf. on the Performance of Engineered Barriers, 17-18, February 6-7, 2014, Hannover.
- [7] W.J. Cho and G.Y. Kim, "Reconsideration of Thermal Criteria for Korean Spent Fuel Repository", Ann. Nucl. Energy, 88, 73-82 (2016).
- [8] S. Kwon and J.W. Choi, "Thermo-mechanical Stability Analysis for a Multi-level Radioactive Waste Disposal Concept", Geotech. Geol. Eng., 24(2), 361-377 (2006).
- [9] Itasca Consulting Group Inc., FLAC3D-Fast Lagrangian Analysis of Continua in Three Dimensions, Ver. 1.1 Users Manual (1996).
- [10] J.L. Carvalho and C.M. Steed. Thermo-mechanical Analysis of a Multi-level Repository for Used Nuclear Fuel, Nuclear Waste Management Organization Report, NWMO TR-2012-19 (2012).
- [11] J. Lee, H. Kim, M. Lee, H.J. Choi, and K. Kim, "Analyses of the Double-Layered Repository Concepts for Spent Nuclear Fuels", J. Nucl. Fuel Cycle Waste Technol., 15(2), 151-159 (2017).
- [12] Dassault Systems Simulia Corp., ABAQUS/CAE 6.14 User's Manual (2014).
- [13] W.J. Cho, J.S. Kim, and H.J. Choi, "Hydrothermal Modeling for the Efficient Design of Thermal Loading in a Nuclear Waste Repository", Nucl. Eng. Design, 276, 241-248 (2014).
- [14] W.J. Cho, C. Lee, and G.Y. Kim, "Feasibility Analysis of the Multilayer and Multicanister Concepts for a Geological Spent Fuel Repository", Nucl. Technol., 200(3), 225-240 (2017).
- [15] C.F. Tsang, F. Bernier, and C. Davies, "Geohydromechanical Processes in the Excavation Damaged Zone in Crystalline Rock, Rock Salt, and Indurated and Plastic clays - in the Context of Radioactive Waste

- Disposal”, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 42(1), 109-125 (2005).
- [16] T. Sato, T. Kikuchi, and K. Sugihara, “In-situ Experiments on an Excavation Disturbed Zone induced by Mechanical Excavation in Neogene Sedimentary Rock at Tono Mine, Central Japan”, *Eng. Geol.*, 56(1-2), 97-108 (2000).
- [17] S. Emsley, O. Slsson, L. Seinberg, H.J. Alheid, and S. Falls, ZEDEX- A Study of Damage and Disturbance from Tunnel Excavation by Blasting and Tunnel Boring, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company Technical Report, SKB-TR 97-30 (1997).
- [18] P. Marschall, E. Fein, H. Kull, W. Lanyon, L. Liedtke, I. Müller-Lyda, and H. Shao, Conclusions of the Tunnel Near-field Programme (CTN), National Cooperative for the Disposal of Radioactive Waste Technical Report, NAGRA TR-99-07 (1999).
- [19] H. Matsui, T. Sato, K. Sugihara, and T. Kikuchi, Overview of the EDE (Excavation Disturbance Experiment)-II at Kamaishi Mine, Kamaishi Int. Workshop Proc., PNC TN7413 98-023, August 24–25, 1998, Japan Nuclear Cycle Development Institute, Tokyo.
- [20] W.J. Cho, J.S. Kim, C. Lee, and H.J. Choi, In-situ Experiments for the Performance of Engineered Barrier in KURT, Korea Atomic Energy Research Institute Technical Report, KAERI/TR-4729/2012 (2012).
- [21] W.J. Cho, J.S. Kim, C. Lee, and H.J. Choi, “Gas Permeability in the Excavation Damaged Zone at KURT”, *Eng. Geol.*, 164, 222-229 (2013).
- [22] C. Lee, S. Kwon, J. Choi, and S. Jeon, “An Estimation of the Excavation Damaged Zone at the KAERI Underground Research Tunnel”, *J. Kor. Rock. Mech.*, 21(5), 359-369 (2011).
- [23] K. Pruess, C. Oldenburg, and G. Moridis, TOUGH2 User's Guide, Version 2.0, Lawrence Berkeley National Laboratory Report, LBNL-43134 (1990).
- [24] M.A. Grant, “Permeability Reducing Factors at Wairakei”, Paper 77-HT-52, presented at AICHE-ASME Heat Transfer Conference, August 15-17, 1977, Salt Lake City, Utah.
- [25] I. Fatt and W.A. Klikoff, “Effect of Fractional Wettability on Multiphase Flow through Porous Media”, *Trans. AIME*, 216, 426-432 (1959).
- [26] M.T. van Genuchten, “A Closed-form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils”, *Soil Sci. Soc. Am. J.*, 44, 892-898 (1980).
- [27] W. Tanikawa and T. Shimamoto, “Comparison of Klinkenberg-corrected Gas Permeability and Water Permeability in Sedimentary Rocks”, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 46(2), 229-238 (2009).
- [28] N.H. Chen and D.F. Othmer, “New Generalized Equation for Gas Diffusion Coefficient”, *J. Chem. Eng. Data*, 7(1), 37-41 (1962).
- [29] H.J. Choi, J.Y. Lee, and S.S. Kim, Korean Reference HLW Disposal System, Korea Atomic Energy Research Institute Technical Report, KAERI/TR-3563/2008 (2008).
- [30] W.J. Cho, J.O. Lee, and S. Kwon, “Analysis of Thermo-hydro-mechanical Process in the Engineered Barrier System of a High-level Waste Repository”, *Nucl. Eng. Design*, 240(6), 1688-1698 (2010).
- [31] W.J. Cho, J.O. Lee and C.H. Kang, Hydraulic Properties of Domestic Bentonite-Sand Mixture as a Backfill Material in the High-level Waste Repository, Korea Atomic Energy Research Institute Technical Report, KAERI/TR-1487/2000 (2000).
- [32] W.J. Cho, J.O. Lee, and C.H. Kang, “Influence of Temperature Elevation on the Sealing Performance of Buffer in a High-level Waste Repository”, *Ann. Nucl. Energy*, 27(14), 1271-1284 (2000).
- [33] W.J. Cho, J.O. Lee, and H.J. Choi. Thermal Conductivity of Domestic Compacted Bentonite and Bentonite-Sand Mixture, Korea Atomic Energy Research Institute Technical Report, KAERI/TR-5561/2014 (2014).
- [34] W.J. Cho, J.O. Lee, and S. Kwon, “An Empirical Model for the Thermal Conductivity of Compacted Bentonite and a Bentonite-sand Mixture”, *Heat Mass*

Transf., 47(11), 1385-1393 (2011).

- [35] W.J. Cho and S. Kwon, "Estimation of the Thermal Conductivity for Partially Saturated Granite", Eng. Geol., 115(1-2), 132-138 (2010).
- [36] J.O. Lee, W.J. Cho, and S. Kwon. Water Potential Characteristics of Domestic Bentonite, Korea Atomic Energy Research Institute Technical Report, KAERI/TR-4232/2010 (2010).
- [37] Y. Mualem, "A New Model for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Porous Media", Water Resour. Res., 12(3), 513-522 (1976).
- [38] R.H. Perry and C.H. Chilton. Chemical Engineer's Handbook, 5th ed., McGraw-Hill, New York (1973).