Research Paper https://doi.org/10.7733/jnfcwt.2019.17.2.183

Numerical Analysis of Coupled Thermo-Hydro-Mechanical (THM) Behavior at Korean Reference Disposal System (KRS) Using TOUGH2-MP/FLAC3D Simulator

TOUGH2-MP/FLAC3D를 이용한 한국형 기준 처분시스템에서의 열-수리-역학적 복합거동 특성 평가

Changsoo Lee*, Won-Jin Cho, Jaewon Lee, and Geon Young Kim
Korea Atomic Energy Research Institute, 111, Daedeok-daero 989beon-gil, Yuseong-gu, Daejeon, Republic of Korea

이창수*, 조원진, 이재원, 김건영
한국원자력연구원, 대전광역시 유성구 대덕대로989번길 111

(Received February 8, 2019 / Revised March 11, 2019 / Approved April 1, 2019)

For design and performance assessment of a high-level radioactive waste (HLW) disposal system, it is necessary to understand the characteristics of coupled thermo-hydro-mechanical (THM) behavior. However, in previous studies for the Korean Reference HLW Disposal System (KRS), thermal analysis was performed to determine the spacing of disposal tunnels and interval of disposition holes without consideration of the coupled THM behavior. Therefore, in this study, TOUGH2-MP/FLAC3D is used to conduct THM modeling for performance assessment of the Korean Reference HLW Disposal System (KRS). The peak temperature remains below the temperature limit of 100℃ for the whole period. A rapid rise of temperature caused by decay heat occurs in the early years, and then temperature begins to decrease as decay heat from the waste decreases. The peak temperature at the bentonite buffer is around 96.2℃ after about 3 years, and peak temperature at the rockmass is 68.2℃ after about 17 years. Saturation of the bentonite block near the canister decreases in the early stage, because water evaporation occurs owing to temperature increase. Then, saturation of the bentonite buffer and backfill increases because of water intake from the rockmass, and bentonite buffer and backfill are fully saturated after about 266 years. The stress is calculated to investigate the effect of thermal stress and swelling pressure on the mechanical behavior of the rockmass. The calculated stress is compared to a spalling criterion and the Mohr-Coulumb criterion for investigation of potential failure. The stress at the rockmass remains below the spalling strength and Mohr-Coulumb criterion for the whole period. The methodology of using the TOUGH2-MP/FLAC3D simulator can be applied to predict the long-term behavior of the KRS under various conditions; these methods will be useful for the design and performance assessment of alternative concepts such as multi-layer and multi-canister concepts for geological spent fuel repositories.

Keywords: High-level radioactive waste, Korean reference HLW disposal system (KRS), Performance assessment, Coupled thermo-hydro-mechanical behavior, TOUGH2-MP/FLAC3D

*Corresponding Author.
Changsoo Lee, Korea Atomic Energy Research Institute, E-mail: leecs@kaeri.re.kr, Tel: +82-42-868-8162

ORCID

Changsoo Lee	http://orcid.org/0000-0002-3839-1348	Won-Jin Cho	http://orcid.org/0000-0003-3063-9334
Jaewon Lee	http://orcid.org/0000-0002-8418-0760	Geon Young Kim	http://orcid.org/0000-0001-5502-178X

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited

고준위방사성폐기물의 처분터널 및 처분공 간격을 결정하고 처분시스템의 성능을 평가하기 위해서는 열-수리-역학적인 복합 거동 변화에 대한 이해가 반드시 필요하고 이를 반영하여 해석해야만 한다. 하지만 한국형 기준 처분시스템에서의 처분터널 및 처분공 간격을 결정하기 위해 수행된 기존의 연구들은 이러한 복합거동 특성을 반영하지 않고 열 해석 결과만을 근거로 처분시스템을 설계하였다. 따라서 본 연구에서는 열-수리-역학적인 복합거동 특성을 반영하여 한국형 기준 처분시스템의 성능을 TOUGH2-MP/FLAC3D를 이용하여 평가하였다. 고준위방사성폐기물이 처분된 이후 방사성 붕괴열에 의해 처분시스템의 온도는 급격히 증가하다가 붕괴열의 감소로 온도는 서서히 감소하였으며, 해석 기간 1,000년 동안 벤토나이트 완충재의 최고 온도는 설계 기준인 100℃ 이하로 유지되는 것으로 나타났다. 처분용기와 벤토나이트 완충재의 계면에서의 최고 온도는 약 3.21년이 지난 시점에 용기의 중간 지점에서 약 96.2℃로 나타났으며, 암반에서의 최고 온도는 폐쇄 후 약 17년이 지난 시점에서 약 68.2℃로 계산되었다. 처분용기 부근 벤토나이트 완충재는 처분 초기에 온도 변화에 따른 건조현상이 발생하여 포화도가 감소하지만, 시간이 지남에 따라 주변 암반으로부터의 지하수 유입에 의해 포화도가 증가하는 것으로 계산되었다. 이후, 벤토나이트 완충재 및 뒷채움재 모두 약 266년 이후 완전히 포화되는 것으로 계산되었다. 처분시스템에서의 온도 변화에 따른 열응력 그리고 벤토나이트 완충재 및 뒷채움재의 팽윤압으로 인한 응력 변화가 처분장 주변 암반에 미치는 영향을 평가하고자 수치해석에서 계산된 응력을 스폴링 강도(spalling strength)와 Mohr-coulomb 파괴 기준식과 비교하였다. 계산 결과 일축압축강도와 스폴링 강도에 도달하지 않는 것으로 나타나 처분시스템이 스폴링에 의한 파괴는 나타나지 않을 것으로 판단되며, Mohr-coulomb 파괴 기준 역시 충족하는 것으로 나타났다. 본 연구에서 사용된 수치해석 코드와 방법론은 다양한 조건에서의 한국형 기준 처분시스템에 대한 성능평가뿐만 아니라, 복층 처분시스템에 대한 설계와 성능평가에 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

중심단어: 고준위방사성폐기물, 한국형 기준 처분시스템, 성능 평가, 열-수리-역학적 복합거동, TOUGH2-MP/FLAC3D

1. 서론

고준위방사성폐기물은 높은 열과 방사성 독성을 포함하고 있으므로 인간 생활권으로부터 안전하게 격리시켜 처분하여야 하지만, 원자력 발전이 이루어진 이후 아직 누구도 해결하지 못하고 있다. 현재 고준위방사성폐기물의 직접처분을 위해 제안된 다양한 방법 중, 가장 유력하게 고려되고 있는 방식은 다중방벽시스템(Multi-barrier system)을 이용한 처분방식으로써 스웨덴 SKB (Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company)가 제안한 KBS (Kärnbränslesäkerhet)가 대표적이다. 스웨덴 SKB의 KBS-3의 처분방식은 지하 수백 미터 깊이에 위치한 균열이 적고 안정된 자연방벽(Natural Barrier System, NBS)인 암반에 처분터널을 굴착하고, 고준위방사성폐기물을 공학적방벽(Engineered Barrier System, EBS) 물질인 벤토나이트 완충재와 함께 처분공에 처분한 후, 뒷채움재(backfill materials)로 처분터널을 메워서 완전히 격리하는 심층처분 방식이다(Fig. 1). 이러한 심층처분 방식을 이용하여 핀란드 POSIVA (Finnish Company for Nuclear Waste Management)가 2015년에 처분장 건설 인허가를 의회로부터 획득하여 처분장을 건설 중에 있으며[2], 스웨덴에서는 SKB가 처분장 건설 인허가를 2011년에 의회에 신청하고 심사 중에 있다[3]. 한국의 경우, 한국원자력연구원에서 고준위방사성폐기물 처분에 대한 연구개발을 1997년부터 착수하였으며, 2007년에 스웨덴의 KBS-3 처분개념을 토대로 Fig. 2와 같이 지하 500 m 심도에 사용후핵연료를 직접 처분하는 한국형 기준 처분시스템(Korean Reference HLW Disposal System, KRS)을 개발하였다[4].

이러한 심층 처분시스템에서는 고준위방사성폐기물의 고유 특성인 방사성 붕괴열에 의한 처분시스템 전반에서의 열적 거동(thermal behavior) 변화가 예상되고, 공학적방벽재인 벤토나이트 완충재는 오랜 시간동안 100℃ 이상의 온도에 노출될 경우 완충재의 열적 변성(thermal alteration)으로 인해 완충재의 성능이 저하될 수 있기 때문에, 심층

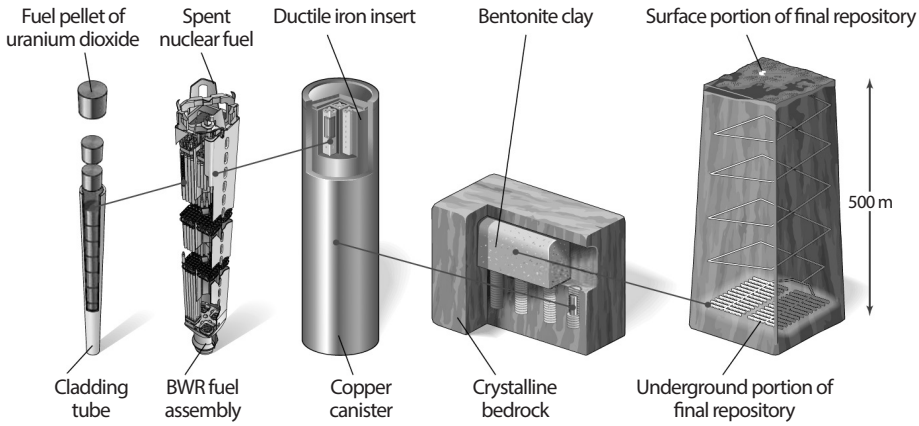


Fig. 1. Principles of final disposal of spent nuclear fuel according to the KBS-3V method [1].

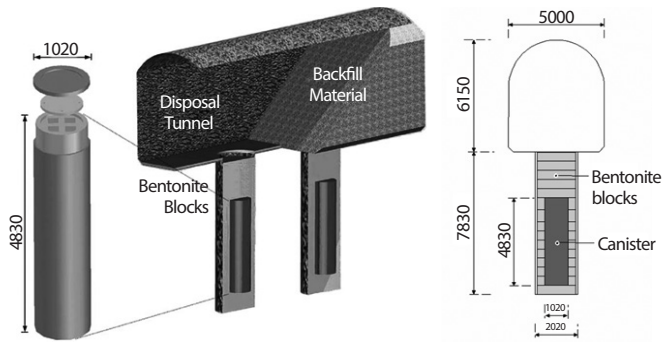


Fig. 2. Concept of Korean Reference HLW vertical Disposal System, KRS-V1 [4, 5].

처분방식을 고려하고 있는 여러 나라들은 처분용기와 완충재의 접촉면에서의 최고 온도가 100℃를 넘지 않아야 한다고 규정하고 있다[6-8]. 한국형 기준 처분시스템의 경우, 이러한 열적 기준을 만족시키기 위해 유한요소코드인 ABAQUS를 이용한 열 해석을 수행하여 완충재의 최고 온도가 100℃를 넘지 않도록 처분터널 및 처분공 간격을 각각 40 m와 6 m로 제안하였다[4, 5].

고준위방사성폐기물의 심층 처분방식에서는 붕괴열에 의한 온도 변화뿐만 아니라, 처분장 주변 암반으로부터의 지하수 유입에 따른 벤토나이트 완충재의 수리적 거동(hydraulic behavior)도 예상된다. 지하수 유입에 따른 벤토나이트 완충재의 포화도 변화는 완충재의 열전도도와 상대투수계수(relative permeability) 및 흡입력(suction)과 같은 물성에 변화를 주게 되어 Fig. 3에 나타나 있는 열-수리 복합거동(coupled thermo-hydraulic behavior)이 발생하게 된다.

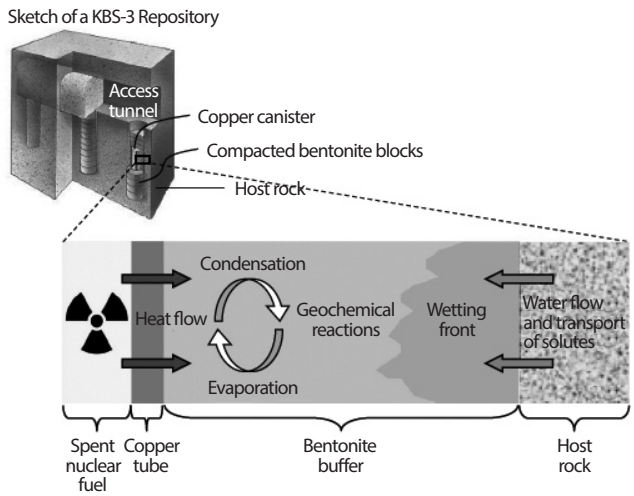


Fig. 3. Sketch of the thermo-hydraulic, geochemical and transport processes that are believed to undergo in the bentonite buffer of a KBS-3 repository [9].

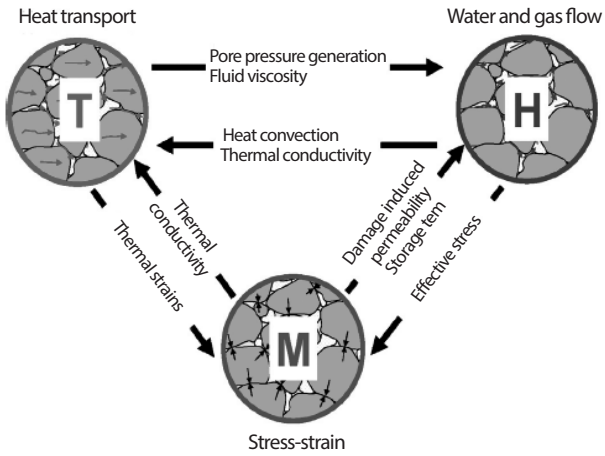


Fig. 4. Mutual relationships between THM processes in a porous medium [10].

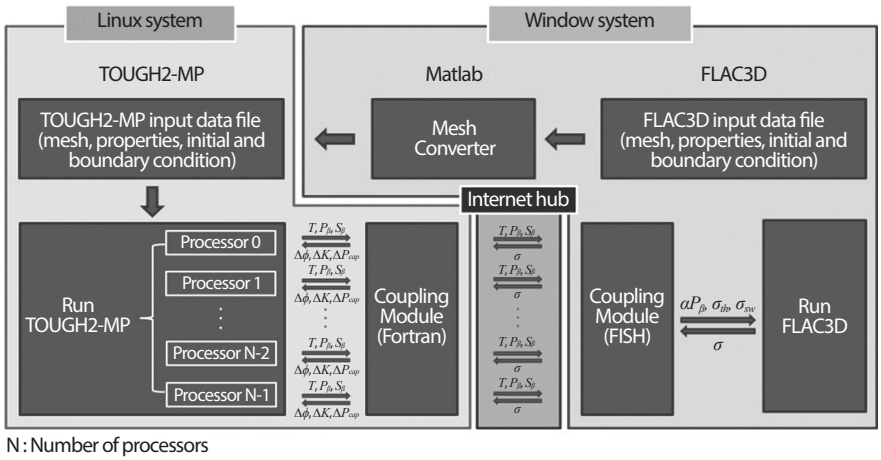


Fig. 5. TOUGH2-MP/FLAC3D coupling module algorithm [18].

또한, 열-수리 복합거동으로 인한 열응력(thermal stress)과 벤토나이트 완충재의 팽윤압(swelling pressure)의 발생은 처분시스템 전반의 응력상태를 변화시키게 된다. 이러한 응력의 변화는 다시 투수계수와 흡입력에 영향을 미쳐 수리적인 거동이 변화하게 되고, 이는 다시 열적 거동에 영향을 미치게 되는 Fig. 4와 같은 열-수리-역학적 복합거동(coupled thermo-hydro-mechanical behavior)이 일어나게 된다.

고준위방사성폐기물 처분시스템에서의 열-수리-역학적 복합거동으로 인해 처분용기 주변 벤토나이트는 온도가 증가하게 되어 벤토나이트 완충재가 함유하고 있는 물은 증기로 변화하여 포화도가 낮아지는 반면, 암반 주변의 벤토나이트 완충재는 지하수의 유입으로 포화도가 증가하게 된다 (Fig. 3). 이러한 현상과 더불어 포화도에 따라 열전도도가 크게 변하는 벤토나이트 완충재의 고유 특성 때문에[11-13], 완충재의 최고 온도는 열전도도의 변화를 고려하지 않는 열해석 결과와는 다르게 나타날 수 있다.

따라서, 고준위방사성폐기물의 처분터널 및 처분공 간격을 결정하고 처분시스템의 성능을 평가하기 위해서는 열-수리-역학적인 복합 거동 변화에 대한 이해가 반드시 필요하고 이를 반영하여 해석해야만 한다. 하지만, 한국형 기준

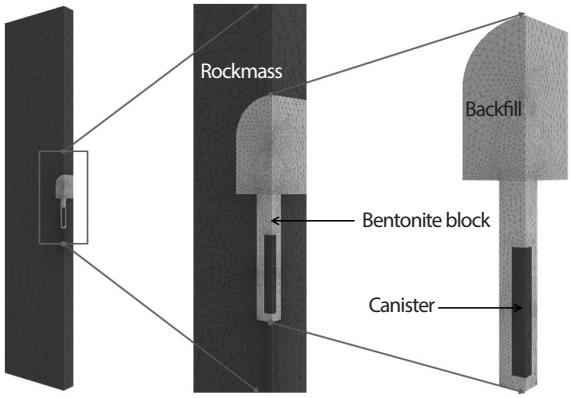


Fig. 6. Quarter symmetric model for coupled THM simulation of Korean Reference disposal System (KRS).

처분시스템에서의 처분터널 및 처분공 간격을 결정하기 위해 수행된 기존의 연구들은 이러한 열-수리-역학적 복합거동 특성을 반영하지 않고 열 해석 결과만을 근거로 처분시스템을 설계하였다[4, 5]. 따라서 본 연구에서는 열-수리-역학적인 복합거동 특성을 반영하여 한국형 기준 처분시스템의 성능을 평가하고자 한다.

2. 수치해석 모델

2.1 수치해석 코드

TOUGH2 [14]는 불포화 매질에서 다상(multiphase) 및 다성분(multicomponent) 유체 혼합물의 다차원(multi-dimensional) 열-수리 복합해석 프로그램이고, FLAC3D [15]는 지반에서의 역학적 거동을 해석하는 범용 프로그램이다. 또한, TOUGH2와 FLAC3D 코드의 장점을 결합하여 연동 해석하는 수치해석 기법인 TOUGH2-FLAC3D [16]는 고준위방사성폐기물의 지층 처분과 관련된 수치해석뿐만 아니라 심부지열개발, CO_2 지중저장과 같이 열-수리-역학적 복합거동 해석이 필요한 분야에서 많이 사용되고 있다[16, 17]. 본 연구에서는 Fig. 5에 나타나 있는 것처럼, 기존의 TOUGH2-FLAC3D와 동일한 알고리즘이지만, 해석 속도를 향상시키기 위해 TOUGH2의 병렬해석 버전인 TOUGH2-MP (Massively Parallel (MP) version of TOUGH2) [19]와 FLAC3D [20]를 결합하여 연동 해석하도록 개발된 TOUGH2-MP/FLAC3D를 이용하여 한국형 기준 처분시스템에서의 열-수리-역학적 복합거동 특성을 파악하였다. TOUGH2-MP/FLAC3D을 이용한 수치해석을 수행하기 위해서 먼저, FLAC3D에서 메쉬(mesh)를 생성하고, 열-수리-역학적 복합거동 해석을 위한 물성과 초기 및 경계조건을 설정하고, TOUGH2-MP에서도 동일한 메쉬, 입력물성, 초기 및 경계조건을 생성하기 위해 MATLAB 코드로 만들어진 TOUGH2-MP input convertor를 이용해 TOUGH2-MP 해석을 위한 입력 파일을 생성하였다.

본 연구에서 수행된 열-수리-역학적 복합거동 해석에서는 60개의 프로세서(processor)로 이루어진 리눅스 시스템에서 TOUGH2-MP를 이용하여 열-수리 해석을 먼저 수행하고, TOUGH2-MP 내부에 개발된 연동모듈(coupling module)을 이용하여 계산된 온도, 압력, 포화도와 흡입력 정보를 인터넷 허브(internet hub)를 통해 FLAC3D로 전달하였다. 이후, 20개의 프로세서로 이루어진 윈도우 시스템에서 FLAC3D는 TOUGH2-MP에서 전달된 값들을 이용하여 열응력과 유효 응력변화를 고려하여 역학적 해석을 수행하고, 변화된 응력값을 FLAC3D의 FISH 함수를 이용하여 TOGUH2-MP에 다시 전달하였다. 이후, 응력에 의해 변화된 공극률, 투수계수, 흡입력을 반영하여 TOUGH2-MP는 다음 스텝의 열-수리 해석을 수행하였다. 이러한 과정을 반복적으로 수행함으로써 1,000년동안 한국형 기준 처분시스템에서 일어나는 열-수리-역학적 복합거동을 수치해석적으로 평가하였다.

2.2 해석 영역

본 연구에서는 스웨덴 Forsmark와 Laxemar 두 지역에 대한 KBS-3V 시스템의 THM 복합거동 특성을 평가한 선행연구[21]와 같이 보수적인 해석을 위해 벤토나이트에서 최고온도가 예상되는 영역에 대한 THM 해석을 수행하기로 하고, 동일한 열원을 가진 처분터널 및 처분공에 의해 둘러쌓여 있는 처분장의 중심 영역을 해석 도메인으로 선정하였다 (Fig. 6). 처분 심도는 500 m로 가정하였으며 모델 도메인의 높이는 100 m로 설정하였다. 본 연구에서는 소내 저장을 30년으로 가정하였으며, 처분터널 간격과 처분공 간격을 각각 40 m와 8 m로 설정하여 모델 도메인을 20 m와 4 m로 생성하였다. 그리고 해석 영역에서는 처분용기(canister), 벤토나이트 블록, 뒷채움재(backfill) 그리고 암반을 고려하였으며,

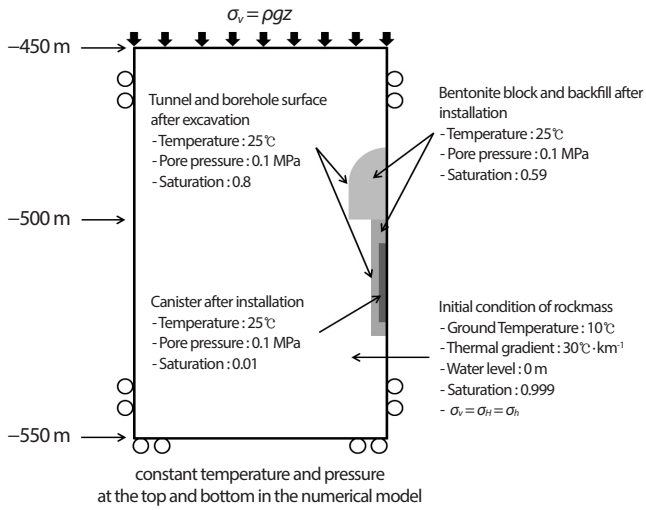


Fig. 7. Initial and boundary conditions in the numerical model.

처분터널과 처분공의 크기는 Fig. 2에 나타나 있는 한국형 기준 처분시스템과 동일하게 설정하였다.

2.3 초기 및 경계 조건

지표의 온도는 Fig. 7에 나타나 있는 것과 마찬가지로 10℃로 가정하였으며, 암반의 초기 온도는 30℃·km^{-1}의 온도구배(thermal gradient)를 가정하여 심도 별로 각기 다르게 설정하였고, 지하수면(water table)은 지표에 있는 것으로 가정하였으며, 암반의 측압비는 1.0으로 가정하였다. 상부와 하부에서는 일정한 온도와 압력을 갖도록 설정하였고 측면 4곳에서는 열과 지하수 유동은 없는 것으로 가정하였다. 또한 측면 4곳과 바닥면에서의 법선 방향의 변위를 고정하고 상부에서는 일정한 상재 하중을 가하였다.

또한, 굴착에 의한 수리-역학적 변화를 반영하기 위해 굴착 후의 처분터널과 처분공에서의 온도와 압력은 500 m에서의 암반 온도인 25℃와 대기압인 0.1 MPa로 고정하였으며, 수리-역학적으로 안정화가 충분히 이루어질 수 있도록 10년 동안 수리-역학적 해석을 수행하여 steady state 상태가 되도록 하였다.

처분터널 및 처분공의 굴착 이후, 처분장 운영을 모사하기 위해 본 연구에서는 모든 터널의 처분공에서 사용후핵연료 처분용기의 정치가 시차 없이 동시에 이루어진다고 가정하였다. 뒷채움재, 벤토나이트 블록, 그리고 처분용기의 설치 당시 압력은 대기압으로 설정하였으며, 초기 온도는 심도 500 m에서의 암반 온도인 25℃로 설정하였고 뒷채움재와 벤토나이트 블록의 초기 포화도는 0.59로 설정하였다.

사용후핵연료 발열량은 한국형 심층 처분장 기준 사용후핵연료로부터 산정하였고[5], 원자로에서 배출된 후, 30년간 소내 저장한 기준 사용후핵연료를 처분한다고 가정하고 시간에 따른 처분용기의 발열량($Q(t)$)는 식 (1)과 같이 설정하였다[22].

$$Q(t) = 2.683 \times 10^4 \times (t + 30)^{-0.758} \quad (1)$$

여기서 t는 사용후핵연료가 처분장에 처분된 이후 경과된 시간(년)이고, 시간에 따른 발열량 $Q(t)$의 단위는 watts이다.

2.4 열-수리-역학적 모델

2.4.1 열적 모델

일반적으로 벤토나이트 완충재, 뒷채움재, 그리고 암석의 열전도도는 포화도(S)에 따라 변하는 특성이 있기 때문에, 본 연구에서는 식 (2)와 같이 열전도도($\lambda(s)$)가 선형적으로 변화한다고 가정하였다.

$$\lambda(S) = \lambda_{dry} + (\lambda_{sat} - \lambda_{dry}) \times S \quad (2)$$

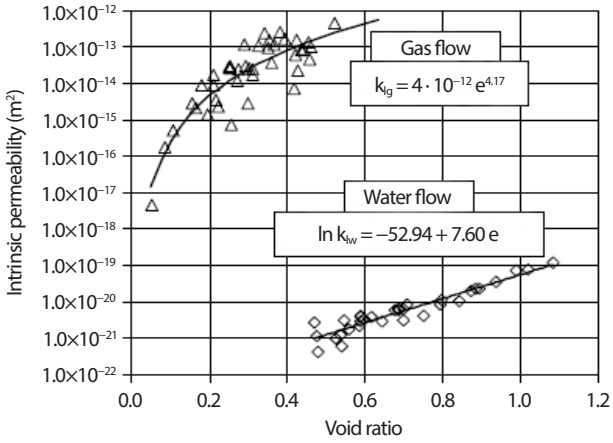


Fig. 8. Intrinsic permeability of compacted bentonite obtained from saturated water flow and from unsaturated gas flow tests [23].

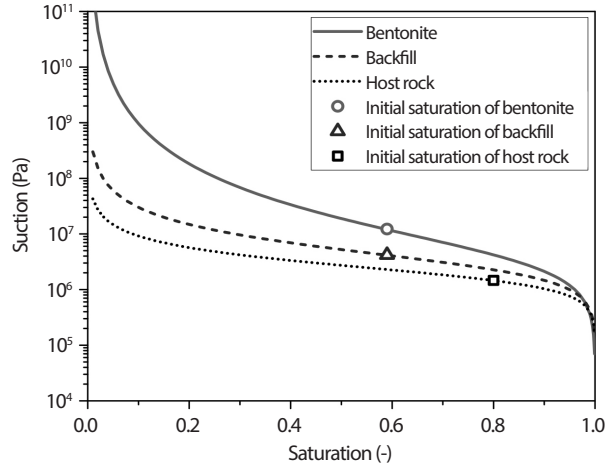


Fig. 9. Water retention curves and initial suction of materials.

여기서 S, λ_{dry}, 그리고 λ_{sat}는 각각 포화도, 건조 및 포화상태에서의 열전도도를 의미한다.

2.4.2 수리적 모델

2.4.2.1 투수계수

포화도 변화에 따른 유체 상대투수계수(k_{rl}), 그리고 기체 상대투수계수(k_{rg})의 변화를 반영하기 위해 식 (3)과 (4)를 이용하였다.

$$k_{rl} = S^n \tag{3}$$

$$k_{rg} = 1 - k_{rl} \tag{4}$$

여기서, n는 상대투수계수와 관계된 물질상수를 의미한다.

또한, Fig. 8에 나타나 있는 것과 같이 벤토나이트에서 기체 투수계수가 액체 투수계수보다 상대적으로 큰 특성을 반영하기 위해 본 연구에서는 식 (5)의 형태로 TOUGH2-MP에서 제공하는 Klinkenberg parameter [24]를 활용하였다.

$$K_{gas} = K_{liq} \times (1 + b/P) \tag{5}$$

여기서, K_{gas}와 K_{liq}는 각각 기체와 액체의 투수계수를 의미하고, b와 P는 각각 Klinkenberg parameter와 압력을 의미한다.

2.4.2.2 흡입력

유효 포화도(effective saturation, S^*)의 변화에 따른 흡입력의 변화를 고려하기 위해 식 (6)에 나타나 있는 van Genuchten 모델을 사용하였고, 유효 포화도는 식 (7)에 의해 계산된다. 본 연구에서 사용된 초기 포화도와 초기 흡입력은 Fig. 9에 나타나 있다.

$$P_{suction} = -P_0[(S^*)^{-1/\lambda_{van}} - 1]^{1-\lambda_{van}} \tag{6}$$

$$S^* = \frac{(S - S_{lr})}{(1 - S_{lr})} \tag{7}$$

여기서, λ_{van} 그리고 P_0는 흡입력과 관계된 물질상수들을 의미하고, S와 S_{lr}는 각각 포화도와 잔류 포화도(residual saturation)을 의미한다.

2.4.3 역학적 모델

역학적 해석을 위해 완충재와 암반은 Mohr-Coulomb 탄소성 모델을 사용하였고, 처분용기는 탄성모델을 사용하였다. 또한 포화도 변화에 따른 완충재의 팽윤압(σ_{sw}) 변화는 식 (8)과 같이 선형 탄성 팽윤 모델(linear elastic swelling model) [25]을 이용하여 포화도가 증가하면 압축응력으로, 포화도가 감소하면 인장응력으로 계산된다. 식 (8)에 나타나 있는 β_{sw}는 팽윤관련 상수이며 식 (9)와 같이 계산되며 $\sigma_{max,sw}$는 최대 팽윤압을 의미한다.

Table 1. Input parameters for the numerical simulation

Parameter (unit)	Bentonite block	Backfill	Rockmass	Canister
Density of solid particle ($kg \cdot m^{-3}$)	[26]2,740	*2,680	*2,650	*6,577
Porosity (-)	[26]0.41	*0.40	[28]0.01	*0.001
Thermal conductivity (λ_{dry}) ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	[27]0.72	*1.09	[29]2.853	*49.02
Thermal conductivity (λ_{sat}) ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)	[27]1.20	*2.149	[29]3.165	*49.02
Specific heat of solid ($J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$)	*966.0	*981.0	*820.0	*1,000.0
Linear thermal expansion coefficient (K^{-1})	*2.5×10^{-5}	*2.5×10^{-5}	[28]7.5×10^{-6}	*1.7×10^{-5}
Biot coefficient (-)	*1.0	*1.0	*1.0	*1.0
Intrinsic permeability (m^2)	*1.5×10^{-20}	*1.6×10^{-19}	*1.0×10^{-18}	*0.0
n in Eq. (3) (-)	*1.9	*1.9	*3.0	-
λ_{van} in Eq. (6) (-)	[30]0.2941	*0.5	*0.6	-
$1/P_0$ in Eq. (6) (Pa^{-1})	[30]2.6×10^{-7}	*3.3×10^{-7}	*5.0×10^{-7}	-
Klinkenberg parameter (Pa^{-1})	*1.0×10^{9}	*1.0×10^{8}	*6.86×10^{5}	-
Tortuosity (-)	*0.67	*0.67	*0.8	*0.8
Young's modulus (GPa)	[28]0.59	*0.59	**33.34	*155.0
Poisson's ratio (-)	[28]0.20	*0.20	*0.3	*0.285
Maximum swelling stress (MPa)	*5.0	*3.0	-	-
Friction angle (°)	[28]37.0	*37.0	**46.66	-
Cohesion (MPa)	[28]1.0	*1.0	**10.4	-
Tensile strength (MPa)	*3.0	*3.0	*3.75	-
Dilation angle (°)	*10.0	*10.0	*10.0	-

Note : The number in a parenthesis means the reference number in the references list. The value with symbols of * and ** respectively represent the assumed value and estimated value from equations listed in the Table 2.

$$\sigma_{sw} = 3K\Delta\varepsilon_{sw} = 3K\Delta S_l \beta_{sw} \quad (8)$$

$$\beta_{sw} = \frac{\sigma_{max,sw}}{3K(1 - S_{ini})} \quad (9)$$

여기서, K 그리고 ε_{sw}은 각각 체적 변형계수와 팽윤압에 의한 변형률을 의미하고, S_{ini}과 S_l은 각각 초기 포화도와 현재 포화도를 의미한다.

2.5 입력 물성

본 연구에서는 가정값, 추정값, 그리고 시험 결과에 근거한 값을 모델링 입력 물성으로 이용하였으며, 이를 Table 1에 정리하였다. 가정값과 추정값은 각각 상첨자 *와 **를 이용하여 구분하였고 시험 결과를 토대로 사용한 입력 물성은 참고문헌 번호와 함께 표기하였다. 암반의 역학적 물성의 경우, 암반의 RMR값, 무결암의 탄성계수(E_i)와 일축압축강도(σ_i)를 각각 80, 50 GPa, 그리고 100 MPa로 가정하고 Table 2에 정리된 선행연구에 대입하여 계산된 평균값을 암반의 변형계수, 강도, 내부마찰각, 그리고 점착력 값으로 결정하였다. 암반의 인장강도는 추정된 암반압축강도의 1/10로 가정하였다.

3. 수치해석 결과

한국형 기준 처분시스템에서의 열-수리-역학적 복합거동 특성을 살펴보기 위해 선정한 계산 지점 16곳은 Fig. 10에

Table 2. Suggested empirical equations to estimate rock mass properties in the previous studies

Property	Equation	References
Deformation modulus, E_m (GPa)	$E_m = E_i[100 \times (0.0028 \times RMR^2 + 0.9e^{RMR/22.82})]$	[31]
	$E_m = 10^{(RMR-20)/38}$	[32]
	$E_m = E_i[0.5 \times (1 - cos\left(\pi \times \frac{RMR}{100}\right))]$	[33]
	$E_m = 0.1 \times (RMR)^3$	[34]
	$E_m = 0.3228e^{(0.0485RMR)}$	[35]
	$E_m = E_i \times 10^{\frac{(RMR-100)(100-RMR)}{4000 \times e^{(-RMR/100)}}}$	[36]
	$E_m = 10^{0.0185\mathrm{RMR}-0.322}$	[37]
Rock mass strength, σ_m (MPa)	$\sigma_m = \sigma_i e^{(RMR-100)/18}$	[38]
	$\sigma_m = \sigma_i e^{(RMR-100)/18.75}$	[39]
	$\sigma_m = \sigma_i e^{(RMR-100)/24}$	[40]
	$\sigma_m = \sigma_i e^{(RMR-100)/20}$	[41]
	$\sigma_m = \frac{RMR}{RMR + 6(100 - RMR)}\sigma_i$	[42]
Cohesion (MPa) & friction angle (°)	$\phi_m = -0.086 + 0.7891RMR - 0.031RMR^2$	[43]
	$\phi_m = 0.25RMR + 27.5$	[44]
	$c_m = 0.25e^{(0.05RMR)}$, $\phi_m = 0.5RMR + 5$	[45]
	$\phi_m = 20\sigma_m^{0.25}$	[46]
	$c_m = \frac{\sigma_m}{2}\frac{(1 - sin\,\phi_m)}{cos\,\phi_m}$	[47]

Note : E_m, c_m, and ϕ_m respectively mean deformation modulus, cohesion, and friction angle for rockmass. And E_i and σ_i respectively mean Young's modulus and uniaxial compressive strength for intact rock. 50 GPa of E_i and 100 MPa of σ_i are assumed in this study.

나타나있다. 공학적방벽에서는 처분용기와 벤토나이트 완충재가 접하고 있는 계면(interface) 4지점(WB1-WB4)과 뒷채움재가 채워진 터널의 중심부(BB1)와 뒷채움재와 완충재의 계면 1지점(BB2)을 각각 선정하였으며, 자연방벽에서는 총 10지점(BR1-BR10)을 선정하여 온도, 압력, 응력을 계산하였다. 처분용기와 벤토나이트 완충재의 계면에서의 온도는 계면을 이루고 있는 처분용기와 벤토나이트 완충재 요소(element)의 온도를 이용하여 계산하였으며, 포화도와 압력은 처분용기에서 변화가 없다고 가정하고 벤토나이트의 값만을 해석에 반영하였다. 또한 암반에서의 응력변화는 처분터널 벽면과 처분공의 벽면에서 10 cm 이격된 지점에서 계산을 하였다. 이는 FLAC3D에서 응력이 절점(node)에서 계산이 되는 것이 아니라 요소의 중심에서 계산이 되고,

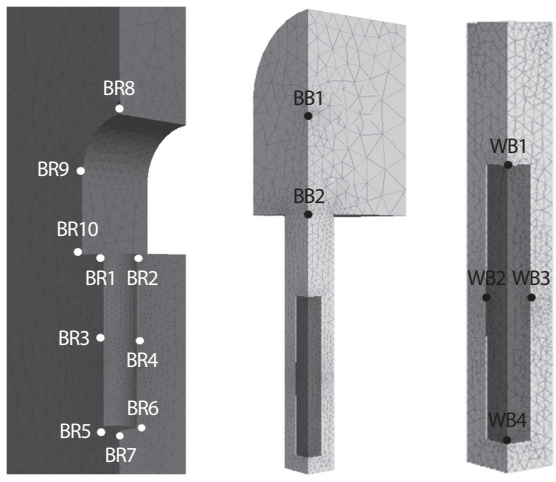


Fig. 10. Monitoring points for presentation of time-dependent results.

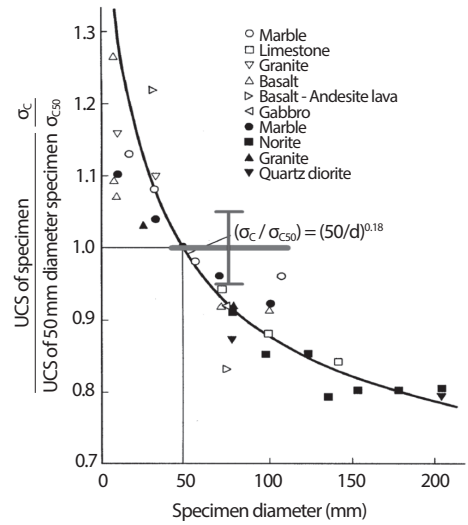


Fig. 11. Relationship between UCS and specimen size plotted as dimensionless values [48].

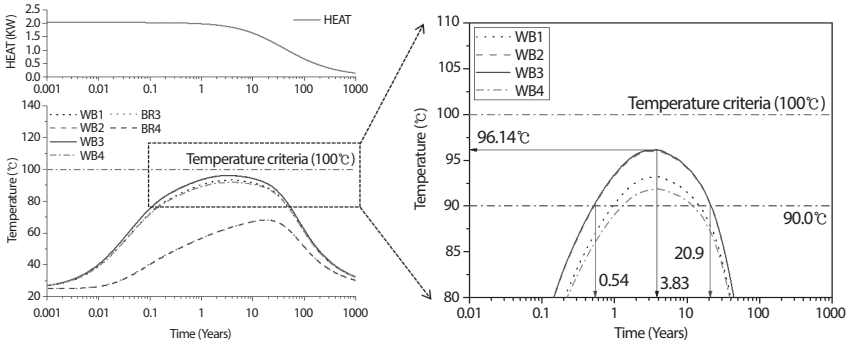


Fig. 12. Evolution of power and temperature at Korean reference HLW disposal system.

사용된 물성이 암석이 아닌 암반의 물성을 이용하였기 때문이다. 일반적으로 암반 물성은 시험편의 크기에 영향을 받지만 대표요소체적(Representative Elementary Volume, REV) 이상이 되면 암반의 물성은 Fig. 11과 같이 수렴을 하는 경향을 보인다. 따라서, 본 연구에서는 대표요소체적을 $20 \times 20 \times 20$ cm^{3}로 가정하여 암반 벽면으로부터 10 cm 이격된 지점을 응력 계산지점으로 선정하였다.

3.1 열적 거동

3.1.1 처분시스템에서의 온도 변화

Fig. 12는 시간에 따른 붕괴열의 변화, 그리고 용기와 벤토나이트 계면에서의 온도 및 암반에서의 온도 변화를 나타낸 것이다. 고준위방사성폐기물이 처분된 이후 방사성 붕괴열에 의해 처분시스템의 온도는 급격히 증가하다가 붕괴열의 감소로 온도는 서서히 감소하는 것으로 나타났으며, 해석 기간 1,000년 동안 벤토나이트 완충재의 최고 온도는 설계 기준인 100℃ 이하로 유지되는 것으로 나타났다. 처분용기와 벤토나이트 완충재의 계면에서의 최고 온도는 약 3.21년이 지난 시점에 용기의 중간 지점 WB2와 WB3에서 약 96.2℃로 나타났으며, 계면에서의 온도가 90℃ 이상으로 노출되는 기간은 처분 후 0.52년부터 21.5년까지로 약 20년으로 계산되었다. 암반에서의 최고 온도는 폐쇄 후, 약 17년 후에 BR3과 BR4 지점에서 약 68.2℃로 계산 되었다.

Table 3. Thermal conductivity for thermal analyses of KRS

Materials	Thermal conductivity ($W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$)			
	Test case 1 (minimum value)	Test case 2 (average value)	Test case 3 (maximum value)	THM analysis
Bentonite block	0.72	0.96	1.20	0.72 – 1.20
Backfill	1.09	1.6195	2.149	1.09 – 2.149
Rockmass	2.853	3.009	3.165	2.853 – 3.165

Note : Thermal conductivity of test case 1, 2, and 3 mean minimum, average, and maximum values of the thermal conductivity for THM analysis, respectively.

Table 4. Summary of the thermal analysis and THM coupled analysis

	Test case 1	Test case 2	Test case 3	THM analysis
Peak temperature (℃)	115.8	101.75	92.97	96.19
Time at the peak temperature (years)	4.32	4.87	6.71	3.21
Years at or over 90℃ (duration)	51.97 (0.13 - 52.1)	33.96 (0.38 - 34.34)	18.25 (1.75 - 20.0)	19.98 (0.52 - 20.5)

3.1.2 처분시스템의 열전도도가 온도변화에 미치는 영향

처분시스템을 설계하고 열적 성능을 평가할 때, 열 해석만을 수행하면 처분 시스템에서의 열전도도는 시간에 따라 변화가 없다. 하지만, 열-수리-역학적 복합거동을 반영하여 해석을 수행하면 벤토나이트 완충재 및 뒷채움재는 시간이 지남에 따라 포화도가 변화하여 각각의 열전도도는 변화한다. 포화도 변화에 따른 처분시스템에서의 열전도도 변화가 처분시스템 설계와 성능평가에 미치는 영향을 살펴보고자 열전도도를 Table 3과 같이 가정하고 추가 해석을 수행하였다. Test case 1, 2, 그리고 3에서 사용된 열전도도 값은 각각 Table 1에 나타나 있는 열전도도 값의 최소값(λ_{dry}), 최소값과 최대값의 평균값, 그리고 최대값(λ_{sat})이다.

Fig. 13은 Table 3에 정리되어 있는 수치해석의 결과로, 시간에 따른 용기와 벤토나이트 계면(WB3)에서의 온도 변화를 열-수리-역학적 해석 결과와 함께 나타낸 것이다. 열-수리-역학적 복합거동 해석에 사용된 열전도도의 최소값을 이용한 해석(Test case 1)과 평균값을 사용한 해석(Test case 2)에서는 온도 기준인 100℃를 초과하는 것으로 나타났으며, 최대값을 이용한 해석(Test case 3)에서는 최고 온도가 92.97℃로 약 3.2℃정도 낮게 계산되었다. 즉, 포화도 변화

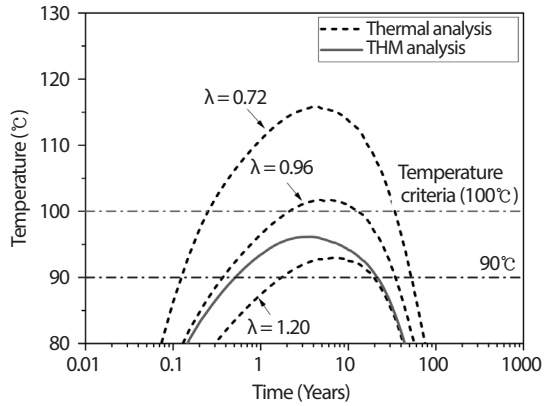


Fig. 13. Temperature evolution at WB3 for three thermal analysis and THM coupled analysis.

에 따른 열전도도 변화를 고려하지 않는 열 해석의 경우, 최고 온도는 입력 열전도도에 따라 과대 또는 과소평가될 수 있음을 의미한다. 그리고 90℃ 이상의 온도에 노출되는 기간 역시 Test case 1과 2에서는 열-수리-역학적 해석 결과(19.98년)에 비해 각각 51.97년과 33.96년으로 길게 나타났으며, Test case 3의 경우에는 18.25년으로 약 1.73년 정도 짧은 것으로 계산되었다(Table 4). 따라서, 포화도에 따른

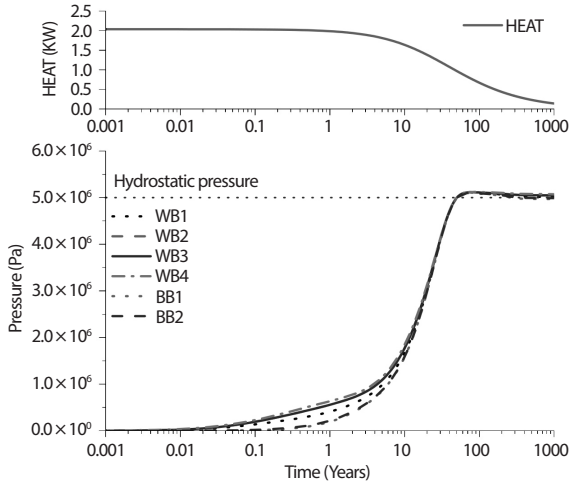
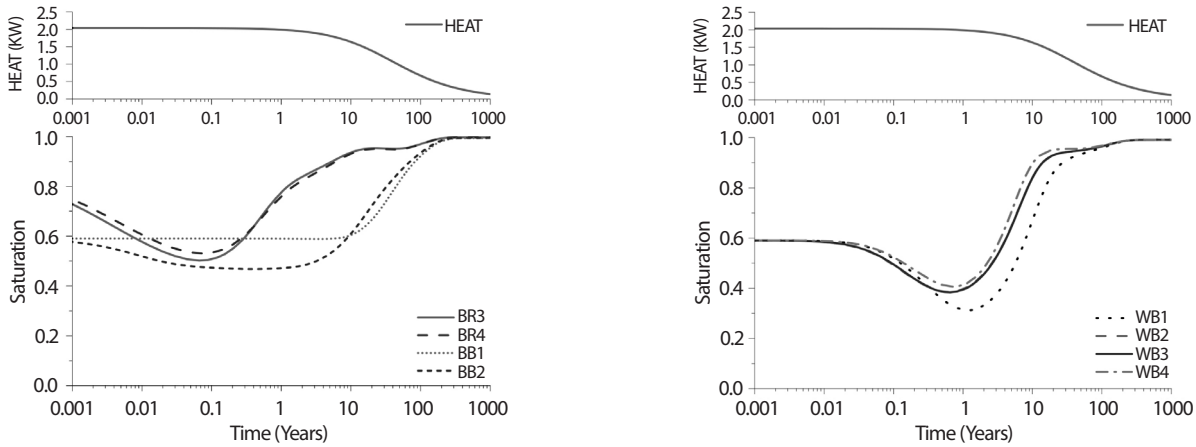


Fig. 14. Evolution of power and fluid pressure at Korean reference HLW disposal system.



(a) Rock mass and backfill material

(b) Bentonite block

Fig. 15. Evolution of power and saturation at Korean reference HLW disposal system.

열전도도 변화에 대한 실험 데이터를 충분히 확보하여 벤토나이트 완충재 및 뒷채움재의 열전도도 모델을 도출하고, 열-수리-역학적 복합거동 해석을 이용한 처분시스템 설계와 성능평가를 수행하는 것이 바람직할 것으로 판단된다.

3.2 수리적 거동

3.2.1 처분시스템에서의 공극수압 및 포화도 변화

Fig. 14는 시간에 따른 붕괴열 변화와 처분시스템에서의 공극수압 변화를 나타낸 것이다. 처분장 폐쇄 이후, 암반으로부터의 지하수 유입으로 인해 벤토나이트 완충재와 뒷채움재가 서서히 포화되면서 공극수압이 처분심도 500 m에 해당하는 정수압(5 MPa)에 도달하는 것으로 계산되었다.

Fig. 15에 나타나 있는 포화도 변화를 살펴보면, 전체적으로 시간이 지남에 따라 포화도가 상승하는 것으로 계산되었지만, 처분 초반의 포화도 변화는 서로 상이한 거동을 보이는 것으로 나타났다. 먼저, Fig. 15(a)에 나타나 있는 처분공 주변 암반(BR3, BR4)에서 계산된 포화도 변화를 살펴보면, 포화도가 초기값인 0.8에서부터 서서히 감소를 한 이후, 시간이 지남에 따라 다시 서서히 증가하는 것으로 나타나고

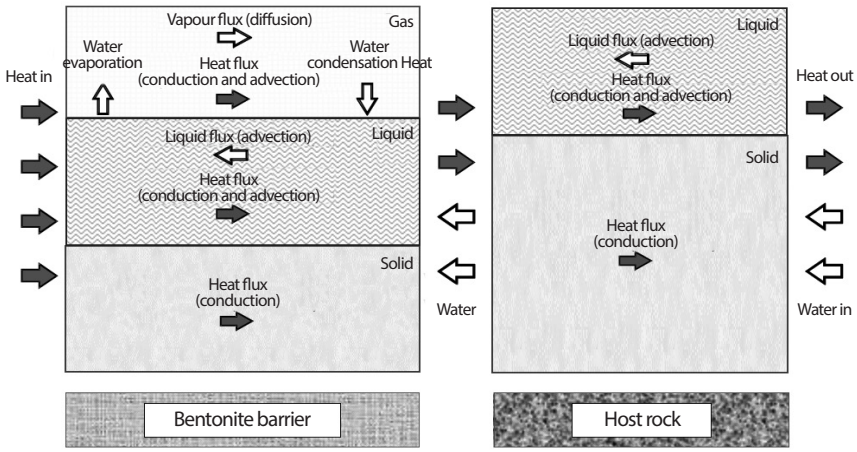


Fig. 16. Scheme of thermo-hydro processes in the near field [49].

있다. 이는 초기 암반의 흡입력(suction)이 Fig. 9에 나타나 있는 것처럼 벤토나이트 완충재의 흡입력에 비해 상대적으로 낮기 때문에, 처분 직후 지하수가 순간적으로 암반에서부터 벤토나이트 완충재로 이동하여 포화도가 감소하고, 시간이 지남에 따라 원계영역(far field)으로부터 지하수가 유입되어 포화도가 서서히 증가하는 것으로 판단된다. 암반과 유사하게 벤토나이트 완충재와 접하는 뒷채움재(BB2)에서도 순간적으로 벤토나이트 완충재로 지하수가 이동하여 뒷채움재의 포화도가 초반에는 낮아지고, 이후 지하수 유입으로 전반적으로 포화도가 증가하여 유효 포화도가 1.0이 되는 시점은 처분 후 약 266년이 경과된 시점으로 계산되었다.

Fig. 15(b)에 나타나 있는 처분용기와 벤토나이트 완충재 계면부에서의 포화도 역시 서서히 감소하다 약 1년이 지난 이후 증가하는 경향을 보이는데, 이는 초기 흡입력의 차이 때문이 아니라, Fig. 16에 나타나 있는 공학적방벽에서의 열-수리적 복합거동 특성 때문이다. 처분용기 주변의 벤토나이트는 방사성 붕괴열에 의해 온도가 상승하게 되어 초기에 함유하고 있던 물이 증발(evaporation)되어 수증기가 근계암반(near field)과 인접한 구간으로 이동하기 때문에 폐쇄 후 초반에는 초기 포화도보다 낮게 계산된다. 이후, 암반으로부터의 지하수 유입으로 인해 벤토나이트 완충재는 서서히 포화도가 증가하게 되고 유효 포화도가 1.0이 되는 시점은 뒷채움재와 비슷하게 약 266년이 경과된 시점으로 계산되었다.

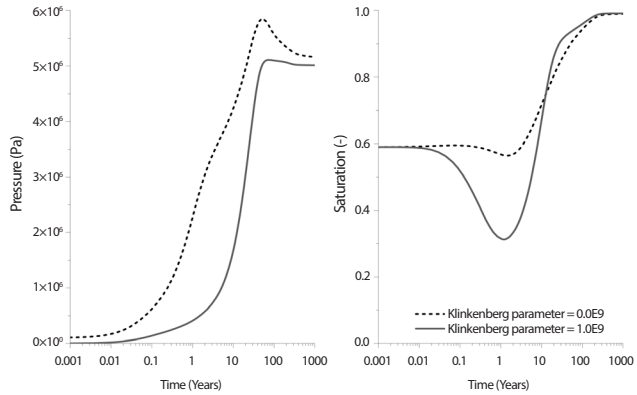


Fig. 17. Effect of Klinkenberg parameter on the pressure and saturation at WB1.

3.2.2 처분시스템에서의 수리적 거동에 미치는 기체 투수계수의 영향

앞에서 언급하였듯이, 처분 초기에는 용기 주변(WB1-WB4)에서의 온도 증가로 벤토나이트 내부에 포함된 물은 수증기로 변화하여 포화도는 감소하게 된다(Fig. 15(b)). Fig. 17에 나타나 있는 것처럼, 포화도는 식 (5)의 Klinkenberg parameter값이 클수록 감소 정도가 큰 것으로 나타났다. 다시 말해, 기상의 투수계수(K_{gas})와 액상의 투수계수(K_{liq}) 차이가 클수록 감소의 정도가 커지게 된다는 것이다. Fig. 16에 나타나 있듯이 붕괴열에 의해 온도가 증가하게 되면 물은 기화되어 포화도가 감소하게 되고 공극 내부의 수증기압은

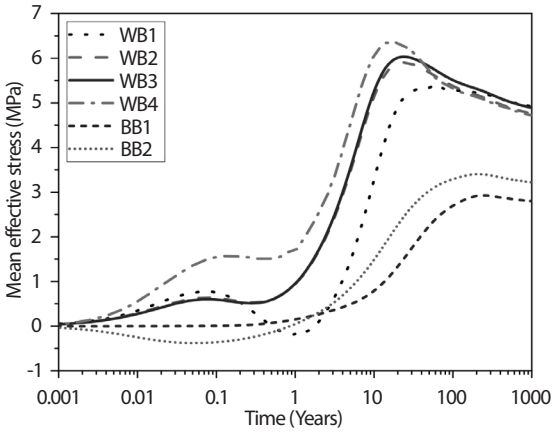


Fig. 18. Evolution of mean effective stress at the bentonite buffer and backfill.

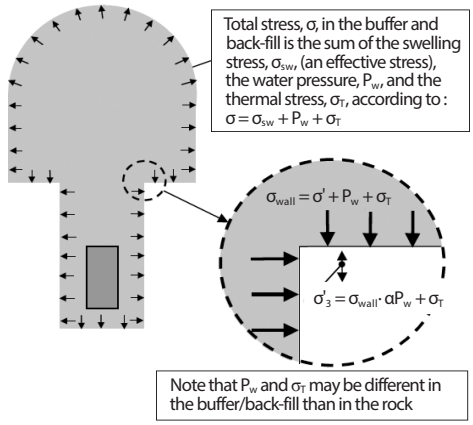


Fig. 19. Illustration of the effect of compressive stress, σ, in the backfill on minimum compressive principal effective stress, σ'3, in the floor of the drift [50].

증가하게 되어 수증기는 압력차이에 의한 Darcy 흐름과 농도 차이에 의한 확산(diffusion)에 의해 암반쪽으로 이동하게 된다. 이때, Fig. 17에 나타나 있는 것처럼, 기상의 투수계수가 크면 수증기가 빠르게 이동하게 되어 압력의 증가가 크지 않은 반면, 투수계수가 낮아 암반 쪽으로 이동이 원활하지 않게 되면, 수증기가 누적되어 압력이 상승하기 때문에, 물의 증발이 감소되어 포화도 변화는 크지 않게 된다. 처분시스템에서의 이러한 열-수리적 거동을 적절히 모사되기 위해서는 Fig. 8에 나타나 있는 것처럼 액상뿐만 아니라 기상에서의 투수계수에 대한 정보가 충분히 확보되어야만 처분시스템의 성능을 명확하게 평가할 수 있을 것으로 판단된다.

3.3 역학적 거동

3.3.1 벤토나이트 완충재 및 뒷채움재

처분용기와 인접한 지점(WB1-WB4) 그리고 처분터널을 채운 뒷채움재의 중심(BB1) 및 뒷채움재와 벤토나이트 완충재의 계면(BB2)에서의 응력 변화를 Fig. 18에 나타내었다. 처분용기와 인접한 WB1-WB4의 경우, 처분 직후부터 0.1년 사이의 구간에서 열적 거동 변화에 비해 상대적으로 포화도의 변화는 크지 않고(Fig. 15) 온도가 크게 상승하기 때문에 (Fig. 12) 열응력에 의해 평균 유효응력은 서서히 증가한다 (Fig. 18). 이후 0.1년에서 1.0년 사이를 살펴보면, 온도 증가에 따른 포화도 감소로 식 (8)에 의해 벤토나이트 완충재에서 인장력이 유발되어 온도가 증가해도 응력은 크게 변화하지 않는 것으로 계산되었다. 포화도는 WB1에서 WB2, WB3, WB4에 비해 더욱 낮아 온도 증가에 의한 압축 응력보다 포화도 감소에 따른 인장 응력이 더욱 크게 작용하여 응력은 감소하는 것으로 나타났다. 이후 1년부터는 암반으로부터의 지하수 유입으로 인해 포화도가 증가하면서 팽윤압이 증가하고 온도의 증가에 의한 열응력으로 평균 유효응력은 증가하는 것으로 계산되었으며, 약 10년이 지난 시점부터 붕괴열의 감소로 인해 평균 유효응력은 감소하는 것으로 나타났다.

뒷채움재의 경우, 벤토나이트 완충재에 비해 온도의 증가가 크지 않기 때문에 Fig. 15에 나타나 있는 포화도의 변화와 유사한 경향을 보이고 있다(Fig. 18). BB2 지점에서 초반에 인장력이 작용하는 것은 벤토나이트 완충재와 뒷채움재의 초기 흡입력 차에 의한 포화도 감소 때문이다. BB2 지점에서 BB1보다 더 큰 응력이 작용하는 것은 BB2 지점에서는 뒷채움재의 팽윤압보다 큰 벤토나이트 완충재와 뒷채움재 두 물질의 평균 팽윤압이 작용하기 때문인 것으로 판단된다.

3.3.2 근계 암반

굴착으로 인해 저하된 지하수위는 고준위방사성폐기물의 설치와 처분장 폐쇄로 인해 점차 회복되면서 공극수압이 변화하게 되고, 처분시스템의 온도 변화로 인한 열응력과 벤토나이트 완충재 및 뒷채움재의 포화도 변화로 인한 팽윤압이 작용하여 Fig. 19에 나타나 있는 것처럼 처분장 주변 암반의 응력은 변화하게 된다. 이러한 응력 변화가 처분장 주변 암반에 미치는 영향을 평가하고자 스웨덴 Forsmark

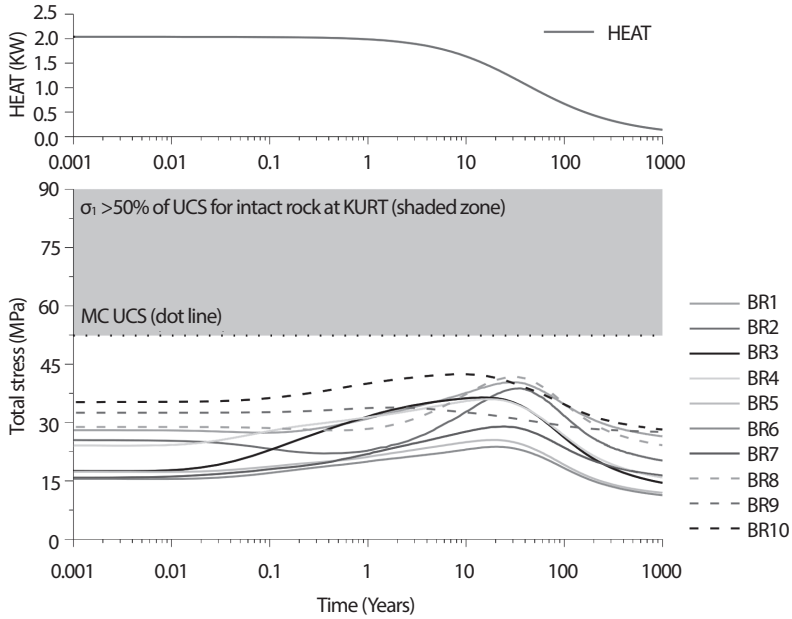


Fig. 20. Evolution of maximum compressive principal effective stress at the rock mass.
The solid lines mean results near the deposition hole whereas the dashed lines mean the results near the tunnel wall
(see locations of monitoring points in Fig. 10).

와 Laxemar 두 지역에 대한 KBS-3V 시스템에서의 THM 복합거동 특성을 평가한 선행연구[21]와 동일한 방식을 적용하여 시간에 따른 응력변화를 계산하고 스폴링 강도(spalling strength)와 Mohr-coulomb 파괴 기준식[51]과 비교하고자 하였다. 무결암(intact rock)에 대한 일축압축강도의 약 50% 이상의 압축 응력이 무지보 상태의 암반 벽면에서 작용하게 되면 스폴링 현상이 발생할 수 있다고 알려져 있다[52]. 본 연구에서는 무결암의 일축압축강도를 선행연구[28]에 보고된 지하처분연구시설(KAERI Underground Research Tunnel, KURT) 암석 강도를 토대로 100 MPa로, 스폴링 강도를 50 MPa로 가정하였다. Mohr-coulomb 파괴 기준식은 최대, 최소 주응력(σ'_1, σ'_3)으로 식 (10)과 같이 표현될 수 있고, 마찰계수(μ), 일축압축강도(C_0), 그리고 기울기(q)는 각각 식 (11), (12), 그리고 (13)으로 계산된다. 식 (12)로부터 계산된 일축압축강도는 약 52.3 MPa로 50 MPa의 스폴링 강도와 유사한 값으로 나타났다.

$$\sigma'_1 = C_0 + q\sigma'_3 \quad (10)$$

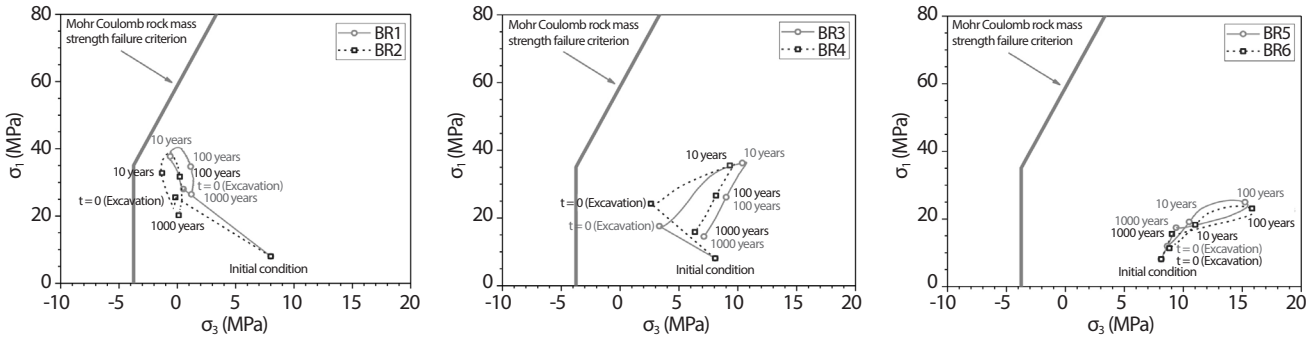
$$\mu = tan\phi \quad (11)$$

$$C_0 = 2S_0[(\mu^2+1)^{1/2} + \mu] \quad (12)$$

$$q = [(\mu^2+1)^{1/2} + \mu]^2 \quad (13)$$

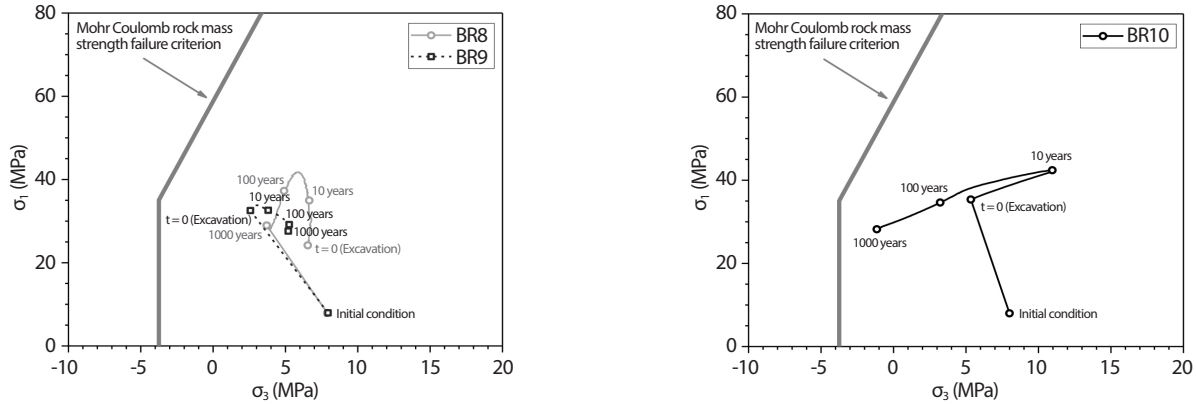
여기서, ϕ 와 S_0는 각각 마찰각과 점착력을 의미한다.

식 (12)로부터 계산된 일축압축강도(52.3 MPa)를 점선으로 표기하고 스폴링 강도(50.0 MPa)를 넘어서는 영역을 회색으로 표시하여, 시간에 따른 최대 유효 주응력의 변화와 함께 Fig. 20에 나타내었다. 실선으로 표시된 것은 처분공 주변 암반(BR1-BR7)의 응력변화를 나타내고 있으며, 파쇄선으로 나타낸 응력은 처분터널 벽면 주변 암반(BR8-BR10)의 응력변화를 의미한다. 굴착 이후의 응력상태는 위치에 따라 서로 다르기 때문에 0.001년에서 차이를 보이지만, 온도 변화에 의한 열응력과 벤토나이트 완충재 및 뒷채움재에서의 팽윤압의 발생으로 시간이 지남에 따라 유효 최대 주응력이 변화하는 것으로 계산되었으며, 붕괴열의 감소로 인해 응력은 서서히 감소하는 것으로 나타났다. 본 연구에서 가정한 값을 기준으로 응력변화를 살펴볼때, 전체적으로 일축압축강도와 스폴링 강도에 도달하지 않는 것으로 나타나 한국형 기준 처분시스템에서는 스폴링에 의한 파괴는 발생하지 않을 것으로 판단된다.



(a) Points at BR1 and BR2 (b) Points at BR3 and BR4 (c) Points at BR5 and BR6

Fig. 21. Principal stress path in relation to Mohr-Coulomb rock-mass failure criterion near the deposition hole (see locations of monitoring points in Fig. 10).



(a) Points at BR8 and BR9 (b) Points at BR10

Fig. 22. Principal stress path in relation to Mohr-Coulomb rock-mass failure criterion near the tunnel wall (see locations of monitoring points in Fig. 10).

Fig. 21과 Fig. 22는 굴착 전 암반의 초기 응력부터 굴착 후, 그리고 운영 및 폐쇄 과정 동안에 변화되는 최소 및 최대 유효 주응력을 Mohr-coulomb 파괴 기준과 함께 나타낸 것이다. 모든 계산지점에서 Mohr-coulomb 파괴 기준을 넘지 않는 것으로 나타났고, 처분공 주변 암반에 작용하는 응력 수준은 온도가 가장 높게 나타나는 BR3과 BR4지점이 아닌, 벤토나이트 완충재와 뒷채움재의 팽윤압이 동시에 작용하는 BR1과 BR2에서 가장 높게 나타났다. 이는 온도 변화에 따른 열응력보다 암반으로부터의 지하수 유입으로 인한 벤토나이트 완충재와 뒷채움재의 팽윤압이 암반에 더 크게 작용하기 때문으로 판단된다. 또한 터널 천정부와 측벽부 주변의 응력은 처분공 주변 응력과 큰 차이를 보이고 있지는 않지만, 터널 하단 모퉁이 주변(BR10)에서의 응력은 인장력이 작용하는 것으로 나타났다.

본 연구에서 수행된 역학 해석은 암반 물성뿐만 아니라 암반의 현지응력 조건에서 많은 가정을 하였기 때문에 가정한 것과 차이를 보이거나, 스폴링 강도와 파괴 기준식이 상대적으로 낮을 경우는 계산 결과가 달라질 수 있을 것으로 판단된다.

4. 결론

본 연구에서는 고준위방사성폐기물을 안전하게 격리시켜 처분하기 위해 제안된 한국형 기준 처분시스템에서의 열-수리-역학적 복합거동 특성을 평가하기 위해 TOUGH2-MP/FLAC3D를 이용하였다. 고준위방사성폐기물이 처분된 이후

방사성 붕괴열에 의해 처분시스템의 온도는 급격히 증가하다가 붕괴열의 감소로 온도는 서서히 감소하는 것으로 나타났으며, 해석 기간 1,000년 동안 벤토나이트 완충재의 최고 온도는 설계 기준인 100℃ 이하로 유지되는 것으로 나타났다. 처분용기와 벤토나이트 완충재의 계면에서의 최고 온도는 약 3.21년이 지난 시점에 용기의 중간 지점에서 약 96.2℃로 나타났으며, 계면에서의 최고 온도가 90℃ 이상으로 노출되는 기간은 약 20년으로 계산되었다. 암반에서의 최고 온도는 폐쇄 후 약 17년이 지난 시점에서 약 68.2℃로 계산되었다. 그리고 처분 및 폐쇄 직후, 처분용기와 벤토나이트 완충재의 계면부에서는 붕괴열에 의한 온도 상승으로 건조현상이 발생하여 포화도는 낮아지는 것으로 계산되었다. 이후, 벤토나이트 완충재와 뒷채움재는 암반으로부터의 지하수 유입에 따라 포화되기 시작하여 약 266년 이후 완전히 포화되는 것으로 계산되었다. 또한 포화도 변화에 따른 열전도도 변화를 고려한 열-수리-역학적 복합거동 해석과 열전도도 변화를 고려하지 않은 열 해석 결과를 비교해 본 결과, 입력 물성에 따라 처분시스템에서의 최고 온도가 과소 또는 과대평가 될 수 있는 것으로 나타났다.

처분용기와 인접한 벤토나이트 완충재의 응력변화는 처분 초기에는 온도 변화에 따른 열응력의 발생으로 응력이 증가하고, 이후 지하수의 유입으로 인한 팽윤압으로 응력은 증가하다가 붕괴열의 감소로 응력은 서서히 감소하는 것으로 나타났다. 그리고 뒷채움재의 경우, 벤토나이트 완충재에 비해 온도의 증가가 크지 않기 때문에 지하수 유입에 따른 팽윤압이 응력 변화의 주된 원인이 되는 것으로 판단된다. 또한, 처분시스템에서의 온도 변화에 따른 열응력 그리고 벤토나이트 완충재 및 뒷채움재의 팽윤압으로 인한 응력 변화가 처분장 주변 암반에 미치는 영향을 평가하고자 시간에 따른 응력변화를 계산하고 스폴링 강도와 Mohr-coulomb 파괴 기준식과 비교하였다. 계산 결과 일축압축강도와 스폴링 강도에 도달하지 않는 것으로 나타나 처분시스템이 스폴링에 의한 파괴는 나타나지 않을 것으로 판단되며, Mohr-coulomb 파괴 기준 역시 충족하는 것으로 나타났다.

본 연구에서 수행된 한국형 기준 처분시스템에 대한 열-수리-역학적 복합거동 특성 평가는 입력 변수와 열-수리-역학적 모델에 따라 크게 변할 수 있다. 열적 기준에 대한 성능 평가는 벤토나이트 완충재 및 뒷채움재의 포화도에 따른 열전도도 모델과 암반의 열전도도에 따라 크게 변화될 수 있으며, 포화시점의 경우 처분시스템의 투수계수와 수분보유곡선에 따라 크게 변화될 수 있다. 또한, 본 연구에서는 팽윤압의 변화를 단순히 선형적인 변화로 가정하여 계산하였기 때문에, 실제 벤토나이트 완충재와 뒷채움재에서 예상되는 역학적 거동과는 상이할 수 있다. 추후 벤토나이트 완충재와 뒷채움재의 거동을 잘 모사할 수 있는 Barcelona Basic 모델을 이용하여 처분시스템의 성능을 재평가해 볼 필요가 있을 것으로 판단된다. 그리고 처분장 주변 암반의 역학적 거동의 경우에는 암반의 역학적 물성뿐만 아니라 현지 응력에 따라 차이를 보일 수 있기 때문에 충분히 많은 데이터를 확보하여야만 처분시스템에 대한 성능 평가의 신뢰도를 높일 수 있을 것으로 판단된다. 또한 본 연구에서 사용된 수치해석 코드와 방법론을 이용하여 다양한 조건에서의 한국형 기준 처분시스템에 대한 성능평가뿐만 아니라, 복층 처분시스템에 대한 설계와 성능평가에 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 과학기술정보통신부의 재원으로 시행하는 한국연구재단의 원자력기술개발사업의 지원으로 수행되었습니다 (과제번호: NRF-2017M2A8A5014857).

REFERENCES

[1] Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Choice of Method - Evaluation of Strategies and Systems for Disposal of Spent Nuclear Fuel, SKB report, SKB P-10-47 (2010).

[2] World Nuclear News. November 29 2016. “Construction to Start on Finnish Repository”, Accessed Jan. 4 2018. Available from: http://www.world-nuclear-news.org/WS-Construction-to-start-on-Finnish-repository-2911164.html.

[3] World Nuclear News. June 25 2015. “Preliminary Findings Positive for Swedish Repository”, Accessed Jan. 4 2018. Available from: http://www.world-nuclear-news.org/WR-Preliminary-findings-positive-for-Swedish-

repository-2506154.html.

[4] J. Lee, D. Cho, H. Choi, and J. Choi, "Concept of a Korean Reference Disposal System for Spent Fuels", J. Nucl. Sci. Technol., 44(12), 1565-1573 (2007).

[5] H.J. Choi, J.Y. Lee, D.G. Cho, S.K. Kim, S.S. Kim, K.Y. Kim, J.T. Jeong, M.S. Lee, J.W. Choi, J.W. Lee, K.S. Chun, and P.O. Kim, Korean Reference HLW Disposal System, Korea Atomic Energy Research Institute Technical Report, KAERI/TR-3563/2008 (2008).

[6] 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).

[7] K. Ikonen, Thermal Condition of Open KBS-3H Tunnel, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company Technical Report, SKB R-08-24 (2008).

[8] P. Wersin, L.H. Johnson, and I.G. Mckinley, H12 Project to establish technical basis for HLW disposal in Japan, Support Report 2 JNC TN1410 200-003, Japan Nuclear Cycle Development Institute (2000).

[9] J. Salas, C. Sena, and D. Arcos, "Hydrogeochemical Evolution of the Bentonite Buffer in a KBS-3 Repository for Radioactive Waste. Reactive Transport Modelling of the LOT A2 Experiment", Appl. Clay Sci., 101, 521-532 (2014).

[10] Polytechnic University of Catalonia, CODE BRIGHT User's Guide: A 3-D Program for Thermo-Hydro-Mechanical Analysis in Geological Media (2004).

[11] W.J. Cho, J.O. Lee, and C.H. Kang, "A Compilation and Evaluation of Thermal and Mechanical Properties of Bentonite-based Buffer Materials for a High-level Waste Repository", Nucl. Eng. Technol., 34(1), 90-103 (2002).

[12] M.V. Villar, Thermo-Hydro-Mechanical Characterisation of a Bentonite from Cabo de Gata. A Study Applied to the Use of Bentonite as Sealing Material in High Level Radioactive Waste Repositories, Publicación Técnica ENRESA 01/2002 (2002).

[13] A.M. Tang, Y.J. Cui, and T.T. Le, "A Study on the Thermal Conductivity of Compacted Bentonites", Appl. Clay Sci., 41(3-4), 181-189 (2008).

[14] K. Pruess, C.M. Oldenburg, and G.J. Moridis, TOUGH2 User's Guide, Version 2.0, Lawrence Berkeley National Laboratory Report, LBNL-43134 (1999).

[15] Itasca Consulting Group, Inc., FLAC3D — Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3Dimensions User's Guide, Version 4.0 (2009).

[16] J. Rutqvist, "Status of the TOUGH-FLAC Simulator and Recent Applications Related to Coupled Fluid Flow and Crustal Deformations", Comput. Geosci., 37(6), 739-750 (2011).

[17] J. Rutqvist, Y.-S. Wu, C.-F. Tsang, and G. Bodvarsson, "A Modeling Approach for Analysis of Coupled Multiphase Fluid Flow, Heat Transfer, and Deformation in Fractured Porous Rock", Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 39(4), 429-442 (2002).

[18] J. Lee, C. Lee, and G.Y. Kim, Development of TOUGH2-MP/FLAC3D Simulator for the Coupled Thermal-hydraulic-mechanical Analysis in Porous Media, Korea Atomic Energy Research Institute Report, KAERI/TR-6737/2016 (2016).

[19] K. Zhang, Y.-S. Wu, and K. Pruess, User's Guide for TOUGH2-MP — A Massively Parallel Version of the TOUGH2 code, Lawrence Berkeley National Laboratory Report, LBNL-315E (2008).

[20] Itasca Consulting Group, Inc., FLAC3D — Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3Dimensions User's Guide, Version 5.0 (2012).

[21] J. Rutqvist and C.-F. Tsang, Review of SKB's Work on Coupled THM Processes Within SR-Can: External Review Contribution in Support of SKI's and SSI's Review of SR-Can, Swedish Nuclear Power Inspectorate Technical Report, SKI Report 2008:08 (2008).

[22] 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).

[23] M.V. Villar and A. Lloret, "Variation of the Intrinsic Permeability of Expansive Clays upon Saturation", In: K. Adachi, M. Fukue (eds.), 259-266, Clay Science for Engineering, Balkema, Rotterdam (2001).

[24] L.J. Klinkenberg, "The Permeability of Porous Mediato Liquid and Gases", Drill. Prod. Prac., American Petroleum Institute, 200-213 (1941).

[25] J. Rutqvist, Y. Ijiri, and H. Yamamoto, "Implementation of the Barcelona Basic Model into TOUGH-FLAC for simulations of the geomechanical behavior of unsaturated soils", Comput. Geosci., 37(6), 751-762 (2011).

[26] J.O. Lee and W.J. Cho, Thermal-hydro-mechanical Properties of Reference Bentonite Buffer for a Korean HLW Repository, Korea Atomic Energy Research Institute Technical Report, KAERI/TR-3729/2009 (2009).

[27] S. Yoon, C. Lee, and G.Y. Kim, Investigation of the Thermal Conductivity for Compacted Bentonite Buffer, Korea Atomic Energy Research Institute Technical Report, KAERI/TR-6877/2017 (2017).

[28] C. Lee, "Characterization of Thermal-Mechanical Behavior of Rock Mass in the Excavation Damaged Zone at KURT", Ph.D. Dissertation, Seoul National University, 2012.

[29] W.J. Cho and S.K. Kwon, "Estimation of the Thermal Conductivity for Partially Saturated Granite", Eng. Geol., 115(1-2), 132-138 (2010).

[30] W.J. Cho, J.W. Lee, and S. Kwon, Analysis of Thermo-hydro-mechanical Behavior of the Engineered Barrier System of a High-level Waste Repository, Korea Atomic Energy Research Institute Technical Report, KAERI/TR-4142/2010 (2010).

[31] G.A. Nicholson and Z.T. Bieniawski, "A Nonlinear Deformation Modulus Based on Rock Mass Classification", Int. J. Min. Geo-Eng., 8(3), 181-202 (1990).

[32] V.K. Mehrotra, "Estimation of Engineering Parameters of Rock Mass", Ph.D. Dissertation, University of Roorkee, 1992.

[33] H.S. Mitri, R. Edrissi, and J. Henning, "Finite Element Modeling of Cable-bolted Slopes in Hard Rock Underground Mines", Proc. of the SME Annual Meeting, 94-116, February 14-17, 1994, Albuquerque.

[34] S.A.L. Read, L.R. Richards, and N.D. Perrin, "Applicability of the Hoek-Brown Failure Criterion to New Zealand Greywacke Rocks", Proc. of the 9th International Society of Rock Mechanics Congress, vol. 2, 655-660, August 25-28, 1999, Paris.

[35] B.S. Chun, Y.J. Lee, and S.H. Jung, "The Evaluation for Estimation Method of Deformation Modulus of Rock Mass Using RMR System", J. Korean Geoenviron. Soc., 7(2), 25-32 (2006).

[36] H. Sonmez, H.A. Gokceoglu, A. Nefeslioglu, and A. Kayabasi, "Estimation of Rock Modulus: For intact rocks with an artificial neural network and for rock masses with a new empirical equation", Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 43(2), 224-235 (2006).

[37] S.S. Kang, H.Y. Kim, and B.A. Jang, "Correlation of in situ modulus of deformation with degree of weathering, RMR and Q-system", Environ. Earth Sci., 69(8), 2671-2678 (2013).

[38] E. Hoek and E.T. Brown, Underground excavations in rock, 1st ed., 527, CRC Press, London (1980).

[39] T. Ramamurthy, "Stability of Rock Mass. 8th IGS Annual lecture", Indian Geotech. J., 16(1), 1-74 (1986).

[40] G.S. Kalamaras and Z.T. Bieniawski, "A Rock Mass Strength Concept for Coal Incorporating the Effect of Time", Proc. of the 8th ISRM Congress, vol. 1, 295-302, September 25-29, 1995, Tokyo.

[41] P.R. Sheorey, Empirical rock failure criterion, 176, Balkema, Rotterdam (1997).

[42] Ö. Aydan and S. Dalgic, "Prediction of Deformation Behavior of 3-lanes Bolu Tunnels Through Squeezing Rocks of North Anatolian Fault Zone (NAFZ)", Proc. of the Reg. Symp. on Sedimentary Rock Eng., 228-233, 1998, Taipei.

[43] Z.T. Bieniawski, Engineering rock mass classifications, Wiley, New York (1989).

[44] G.W. Kim, "Revaluation of 'Geomechanics classifications of rock masses'", Geotech. Eng. Tunn. Technol. / Proc. of the Korean Geotechnical Society Spring '93 National Conference, 33-40, March 27, 1993, Seoul.

[45] R. Trueman, "An Evaluation of Strata Support Techniques in Dual Life Gateroads", Ph.D. Dissertation, University of Wales Cardiff, 1988.

[46] Ö. Aydan, T. Akagi, and T. Kawamoto, "The Squeezing Potential of Rocks Around Tunnels; Theory and prediction", Rock Mech. Rock Eng., 26(2), 137-163 (1993).

[47] Ö. Aydan and T. Kawamoto, "The Stability Assessment of a Large Underground Opening at Great Depth", Proc. of the 17th International Mining Congress and Exhibition of Turkey (IMCET 2001), vol. 1, 277-288, June 19-22, 2001, Ankara.

[48] K. Thuro, R.J. Plinninger, S. Zäh, and S. Schütz, "Scale Effects in Rock Strength Properties. Part 1: Unconfined Compressive Test and Brazilian Test", In: Särkkä P, Eloranta J (eds.), Proc. of ISRM Regional Symposium : Eurock 2001, 169-174, June 3-7, 2001, Espoo.

[49] A. Gens, "The Role of Geotechnical Engineering for Nuclear Energy Utilisation", In: Vanisek P et al. (eds.), Proc. of the XIII ECSMGE, Vol. 3, Special Lecture 2, August 25-28, 2003, Prague.

[50] J. Rutqvist, M. Chijimatsu, L. Jing, A. Millard, T.S. Nguyen, A. Rejeb, Y. Sugita, and C.F. Tsang, "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", Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 42(5-6), 745-755 (2005).

[51] J.C. Jaeger and N.G.W. Cook, Fundamentals of Rock Mechanics, Chapman and Hall, London (1979).

[52] D. Martin, Preliminary assessment of potential underground stability (wedge and spalling) at Forsmark, Simpevarp and Laxemar sites, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company Report, SKB R-05-71 (2005).