

대전지역 중생대 화강암 암반 내 취성파괴 예측연구

장현식¹ · 최미미¹ · 배대석² · 김건영² · 장보안^{1*}

¹강원대학교 지구물리학과, ²한국원자력연구원 방사성폐기물처분연구부

Prediction of Brittle Failure within Mesozoic Granite of the Daejeon Region

Hyun-Sic Jang¹, Mi-Mi Choe¹, Dae-Seok Bae², Geon-Young Kim², and Bo-An Jang^{1*}

¹Department of Geophysics, Kangwon National University

²Korea Atomic Energy Research Institute

Received 17 June 2015; received in revised form 17 August 2015; accepted 24 August 2015

대전지역 중생대 화강암 암반을 대상으로 경험적 해석과 수치해석 모델링을 사용하여 심도에 따른 취성파괴 예측 연구를 수행하였다. 먼저 손상제어시험 등의 실내시험으로 경험적 해석과 수치해석 모델링에 필요한 입력 변수를 측정하였고, 측정결과를 바탕으로 연구지역의 암반을 경암에 속하는 그룹 A와 극경암에 속하는 그룹 B로 구분하여 각 그룹별 대표 물성치를 사용하였다. 취성파괴의 해석에는 해석구간의 심도와 축압계수(k)로 결정되는 원위치응력 값이 필요하나 연구지역의 원위치응력 값은 측정되지 않았다. 그러므로 다양한 원위치응력 상태를 고려하기 위하여 3가지의 축압계수(k=1,2,3)를 분석에 적용하였다. 경험적 해석과 수치해석 모델링에서 축압계수가 1일 경우, 연구지역의 암반에서는 1000 m의 심도까지도 취성파괴가 발생할 가능성이 매우 낮은 것으로 분석되었다. 그러나 축압계수가 2일 경우에는 심도 800 m 구간에서부터, 축압계수가 3일 경우에는 심도 600 m 구간에서부터 취성파괴가 발생할 가능성이 높을 것으로 판단된다. 이 연구에서는 점착력약화-마찰각강화(CWFS) 모델과 Mohr-Coulomb 모델이 사용되었으며, CWFS 모델은 암반의 취성 파괴영역의 범위와 깊이를 잘 묘사하였으나 모어-쿨롱 모델은 이러한 변화를 구현하지 못하였다.

주요어: 취성파괴, 경험적 해석, 수치해석 모델링, 손상제어시험, CWFS 모델

Brittle failure of Mesozoic granite in the Daejeon region is predicted using empirical analysis and numerical modeling techniques. The input parameters selected for these techniques were based on the results of laboratory tests, including damage-controlled tests. Rock masses that were considered to be strong during laboratory testing were assigned to “group A” and those considered to be extremely strong were assigned to “group B”. The properties of each group were then used in the analyses. In-situ stress measurements, or the ratio of horizontal to vertical stress (k), were also necessary for the analyses, but no such measurements have been made in the study area. Therefore, k values of 1, 2, and 3 were assumed. In the case of k=1, empirical analysis and numerical modeling show no indication of brittle failure from the surface to 1000 m depth. When k=2, brittle failure of the rock mass occurs at depths below 800 m. For k=3, brittle failure occurs at depths below 600 m. Although both the Cohesion Weakening Friction Strengthening (CWFS) and Mohr-Coulomb models were used to predict brittle failure, only the CWFS model performed well in simulating the range and depth of the brittle failure zone.

Keywords: brittle fracture, empirical analysis, numerical modeling, damage-controlled test, CWFS model

*Corresponding author: bajang@kangwon.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Engineering Geology

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.

서 론

깊은 심도에서의 터널 굴착은 높은 지중응력에 의한 여러 가지 위험요소를 내포하고 있으며, 특히 갑작스러운 암반의 취성파괴는 시공 시 심각한 위험요소로 작용한다. 암반에 지하공동을 건설할 때 암반구조물의 파괴는 지중응력의 크기, 무결암의 강도와 암반 내에 존재하는 단층이나 절리와 같은 불연속면의 상태에 의해 결정되며, 그 중에서 암반의 취성파괴에 영향을 주는 핵심변수는 응력조건과 암반의 강도이다(Martin et al., 1999). 취성파괴는 굴착 후 막장 부근에서 천단이나 측벽부의 암석이 시간이 지남에 따라 판상으로 떨어져 나가는 슬래빙(slabbing), 조각상으로 떨어져 나가는 스폐링(spalling), 갑작스러운 암석파열(rock-burst) 등으로 나타나며, 일단 취성파괴가 발생되면 대처가 어렵기 때문에 사전 예측이 매우 중요하다. 특히 고준위방사성폐기물처분장이나 지하유류비축기지와 같이 높은 안정성이 요구되는 지하시설물의 경우 암반의 취성파괴 예측을 위한 분석은 필수적이라 할 수 있다.

그동안 암반의 취성파괴는 주로 1000 m 이상의 고심도에서 주로 발생하는 것으로 알려져 왔으나 1000 m 이하의 저심도에서도 터널의 형상이나 지중응력의 크기와 작용 방향에 따라 응력집중이 발생하는 경우 취성파괴가 발생되기도 한다. 예를 들어 캐나다 AECL (Atomic Energy of Canada Limited) URL(Underground Research Laboratory)의 경우 심도 400 m 정도에서 과도한 지중응력과 터널 건설에 따른 유도응력의 집중 등에 의하여 스폐링이나 시추공 브레이크아웃(borehole breakout)이 발생하였으며, 캐나다 Golden Giant 광산의 경우에 심도 722 m 부근의 RMR=66 이상의 양호한 암반에서 최대 깊이 2 m에 해당하는 여굴(overbreak)이 발생되었다(Martin and Chandler, 1994; Martin, 1999). 또한 국내의 경우에도 여수추기비축기지의 심도 150 m 부근에서 수평응력이 과도하게 작용하여 응력집중에 의해 스폐링이 발생되었다(Choi, 2006).

취성파괴 현상을 예측하기 위한 방법으로는 시추공 및 시추코어에서 취성파괴 형태를 미리 관찰하는 방법과 암반의 강도와 탄성상수를 이용한 경험식에 의한 방법, 암석의 균열손상기준 분석에 의한 방법, 전산수치해석 모델링을 이용한 방법 등이 있으며 그 중에서 전산수치해석 모델링을 이용한 방법이 최근 가장 많이 사용되고 있다. 전산수치해석에서 취성파괴를 모델링하기 위해서 주로 사용되는 구성모델(constitutive model)에는

Mohr-Coulomb 모델, Hoek-Brown 모델, 점착력약화-마찰각강화(cohesion weakening and frictional strengthening: CWFS) 모델이 있다. 탄소성모델인 Mohr-Coulomb 모델과 Hoek-Brown 모델은 일반적으로 암반에 하중이 가해지면 마찰각과 점착력이 동시에 발현하는 이론을 가지고 있어서 고심도 암반에서 파괴영역의 깊이와 크기를 예측하는데 한계가 있는 것으로 알려졌다(Wagner, 1987; Pelli et al., 1991; Martin et al., 1997). Martin and Chandler (1994)는 암석시료의 손상 정도(소성변형률)를 정밀하게 제어해가며 재하(loading)와 제하(unloading)를 반복수행하는 손상제어시험(damage-controlled test)을 통해 암석의 취성파괴 과정에서 점착력과 마찰각은 함께 동원되지 않고 최대강도에 도달하기 전에 점착력 감소가 발생하며 마찰강도가 완전히 발휘될 때의 점착력은 처음보다 약 70% 가량 감소하는 것을 관찰하였다. 이러한 시험결과를 바탕으로 많은 연구자들이 취성파괴를 잘 모사하기 위한 모델을 연구하기 시작하였으며 Hajiabdolmajid et al. (2002)에 의해 점착력 손실과 마찰각 동원을 함께 고려한 변형률연화(strain softening)모델의 일종인 CWFS 모델이 제안되었고, 이 모델이 기존의 탄소성모델보다 취성파괴 분석에 더 적합하다고 평가되었다.

이 연구는 심부 지하처분시설 연구의 일환으로 깊은 심도의 암반에서 터널 굴착 시 안정성에 가장 큰 영향을 미치는 암반의 취성파괴 특성을 파악하고자 하였다. 이를 위해 대전지역의 중생대 화강암 암반을 대상으로 경험적 해석과 전산수치해석 모델링 방법으로 취성파괴 가능성을 분석하였다. 경험적 해석과 전산수치해석 모델에 사용되는 여러 파라미터들은 정밀 일축압축시험, 삼축압축시험, 손상제어시험 등을 실시하여 결정되었다. 또한 전산수치해석에서는 전통적인 모델인 Mohr-Coulomb 모델과 취성파괴 해석에 적합한 것으로 알려진 CWFS 모델을 모두 적용하여 취성파괴 발생 가능성을 모사하고, 두 해석결과를 서로 비교하였다.

취성파괴의 분석 방법

경험적 해석

취성파괴의 발생 가능성에 대한 경험적 평가는 실제 시공 중에 발생한 취성파괴 현상에 대한 사례들을 연구하여 제시된 경험적 기준식들을 이용한 방법이 주로 이룬다(Lee et al., 2009). 많은 사례연구들에서 취성파괴는 원위치응력(in-situ stress)의 크기보다는 최대 원위치

응력(maximum in-situ stress, σ_1)과 무결암의 일축압축강도(σ_c)의 비와 더 연관성이 있다고 보고되고 있다 (Ortlepp et al., 1972; Hoek and Brown, 1980; Martin et al., 1999). Ortlepp et al. (1972)은 남아프리카 금광산에서 굴착된 3~4 m의 사각형 터널의 관측사례를 토대로 응력강도 비(σ_1/σ_c)와 취성파괴 발생사례를 비교하여, 스펀링과 같은 취성파괴는 식 (1)과 같이 응력강도 비가 0.2 이상인 조건에서 대부분 발생된다고 보고하였다.

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_c} \geq 0.2 \quad (1)$$

또한 Martin et al.(1999)은 원형 공동에 대한 취성파괴 연구에서 식 (2)와 같은 최대접선응력(maximum tangential stress, $\sigma_{\theta\max}$)과 σ_c 의 비인 손상지수(damage index, D_i)을 제안하고 손상지수가 0.4 이하(≤ 0.4)인 경우에 암반은 탄성적이고 손상이 발생하지 않지만, 0.4보다 클 경우($D_i > 0.4$)에는 취성파괴가 발생할 가능성이 있다고 보고하였다.

$$D_i = \frac{\sigma_{\theta\max}}{\sigma_c} = \frac{2\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_c} \quad (2)$$

여기서, σ_1 과 σ_3 은 광역적인 원위치응력(far-field in-situ stress)의 최대주응력과 최소주응력이다.

전산수치해석

전산수치해석으로 암반의 거동특성을 모델링할 때 적용되는 대표적인 구성모델에는 탄소성모델인 Mohr-Coulomb 모델과 Hoek-Brown 모델 등이 있으며, 근래에는 암반의 손상특성을 보다 정확히 모델링하기 위해 변형률연화모델의 일종인 CWFS 모델 등도 사용되고 있다. Fig. 1은 수치모델링에서 사용된 구성모델의 특성을 모식도로 보여준다. 탄소성모델에서는 응력-변형률의 관계가 탄성거동을 보인 후 소성거동이 일정한 값을 가지는 반면에, 변형률연화모델에서의 응력-변형률 관계는 탄성거동 후 소성거동이 잔류값으로 안정화된 후 일정한 값으로 유지되는 특성을 보인다. 이러한 현상은 탄소성모델에서의 파괴는 전단 미끄러짐이 발생할 때만 일어난다는 가정을 가지고 있으나, 변형률연화 모델에서는 암석 내부에 인장균열이 발생되면서 암석의 결합력과 점착력은 점차 감소하고 마찰강도의 발현이 지연되어 최종적으로 전단파괴가 발생된다고 가정하기 때문이다. 그러므로 마찰강도와 점착력의 동시발현을 가정한 탄소성

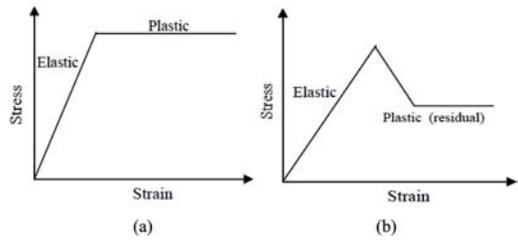


Fig. 1. Constitutive models for characterizing post-failure behavior: (a) elastic-perfect plastic; (b) strain softening.

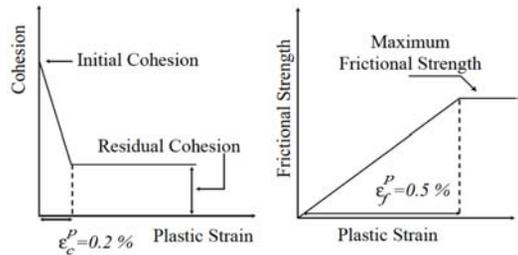


Fig. 2. Illustration of cohesion loss and frictional strength mobilization as a function of plastic strain (Hajiabdolmajid et al., 2002).

모델인 Mohr-Coulomb 모델은 높은 구속압이 작용되는 환경과 같이 전단파괴가 잘 발생하는 조건에 적합하며, 암반공동의 굴착경계면과 같이 구속압이 낮고 압축에 의한 인장균열이 발생하는 취성파괴 조건에서는 변형률연화모델인 CWFS 모델이 더 좋은 결과를 도출하는 것으로 알려져 있다.

CWFS 모델은 암석의 강도가 구속압과 무관한 점착력 또는 입자경계의 흡착력, 구속압에 비선형적으로 좌우되는 상호연결강도, 구속압에 선형적인 관계를 갖는 마찰강도로 구성되어 있다는 이론을 근거로 Hajiabdolmajid et al. (2002)에 의하여 제안되었다. CWFS의 가장 큰 특징은 재료에서 발생하는 소성변형률(plastic strain)에 따라 점착력과 마찰강도가 다르게 발현한다는 가정이며(Cheon et al., 2007), 점착력은 암석이 손상을 받음에 따라 약화되어 잔류점착력으로 안정화 되고, 이후에 마찰강도가 발현되기 시작된다. 이때 재료에 따라 발생하는 점착력과 마찰강도의 소성한계변형률(plastic strain limit)은 각각 다르며, 소성변형률의 초기에 발현되는 마찰강도는 무시할 정도로 작기 때문에 0으로 보아도 무방하다. Fig. 2는 캐나다 AECL의 Lac du Bonnet 화강암 시험터널에서 사용된 CWFS 모델의 모식도이다. 점착성분과 마찰성분의 소성한계변형률은 각각 0.2%와 0.5%로 제시되었으며, 점착성분의 소성한계

변형률보다 마찰성분의 소성한계변형률이 늦게 발견되는 것을 확인할 수 있다.

실내시험을 이용한 암반물성 측정

취성파괴 분석을 위한 전산수치해석에는 암반에 대한 다양한 물성정보가 필요하다. 그러므로 이 연구에서는 연구지역 암반에서 획득된 시료를 대상으로 일축압축시험, 삼축압축시험, 인장시험, 손상제어시험 등을 수행하여 전산수치해석에 필요한 자료를 측정하였다. 시험에 사용된 시료는 대전광역시 유성구에 위치한 한국원자력연구원 부지에서 1000 m 이상의 심도로 시추된 DB-2 시추공에서 채취하였으며, 채취된 암석코어는 중생대의 중립질 내지 세립질질의 복운모 화강암이다. 심도 200~1000 m 구간에서 100 m 간격으로 각 구간마다 1 m 이상의 시추코어로부터 시료를 채취하였으며, 이 시료들 중에서 취성파괴 분석에 적합하고 균열이 없는 균질한 암질을 보이는 300 m, 400 m, 700 m, 800 m, 900 m, 1000 m 구간의 시료를 대상으로 실내시험을 실시하였다.

일축 및 삼축압축시험

일축압축시험 및 삼축압축시험은 NX 규격의 암석코어시료를 대상으로 국제암반역학회(ISRM)에서 제안하고 있는 시험법으로 수행되었다(ISRM, 1978; ISRM, 1979). 일축압축시험에서는 시료의 일축압축강도뿐만 아니라 탄성상수인 영률(Young's modulus)과 포아송비(Poisson's ratio)를 측정하기 위하여 응력에 따른 축방향 및 횡방향 변형률 자료를 실시간으로 수집하였고, 삼축압축시험에서는 구속응력(σ_3)별 최대 축응력(σ_1)을 구하여 시료의 점착력과 내부마찰각을 계산하였다.

Table 1은 일축압축시험과 삼축압축시험에서 측정된 심도별 암석의 물성을 보여준다. 일축압축강도는 166.1~

240.6 MPa의 범위를 가지며 심도 700 m, 1000 m 암석의 강도가 228.2~240.6 MPa로 다른 심도 암석들의 강도 166.1~184.6 MPa 보다 약 44~75 MPa 정도 더 크게 측정되었다. 영률은 46.76~60.52 GPa의 범위를 보이며, 300~400 m 심도 암석의 영률(46.76~52.64 GPa)이 700~1000 m 심도의 영률(57.92~60.52 GPa)에 비해 약간 낮은 수준으로 측정되었다. 포아송 비는 0.216~0.248의 범위를 가지며, 700 m 심도의 암석이 다른 심도의 암석들에 비해 약간 낮은 값을 보이고 있으나 전반적으로 유사한 값으로 측정되었다. 일축압축시험에서 측정된 시료들의 일축압축강도와 영률, 포아송 비는 일반적인 알려진 화강암의 값에 포함된다(Johson and Degraff, 1988). 삼축압축시험으로 측정된 연구지역 암석의 점착력과 내부마찰각은 25.25~31.47 MPa, 56.3°~59.5° 범위에서 전반적으로 유사한 값들로 측정되었다.

연구에 사용된 시료는 모두 같은 종류의 화강암이며 Table 1의 시험결과에서 알 수 있듯이 일축압축강도를 제외한 대부분의 물성이 심도별로 차이가 크지 않았다. 따라서 이 연구에서는 분석의 편의성과 자료의 활용성을 높이기 위하여 연구지역의 암반을 일축압축강도에 따라 두 그룹으로 분류하여 분석에 적용하고자 하였다. 연구지역의 암반 강도가 앞서 설명한 것처럼 170 MPa 내외의 구간과 230 MPa 내외의 구간으로 구분됨에 따라 이 연구에서는 170 MPa 내외의 강도를 갖는 300 m, 400 m, 800 m, 900 m 구간을 그룹 A로 분류하였으며, 230 MPa 내외의 강도를 갖는 700 m, 1000 m 구간을 그룹 B로 분류하였다. Table 2는 그룹 A와 B의 평균 물성을 나타낸 것으로서 이 물성들은 취성파괴 예측을 위한 경험적 해석과 Mohr-Coulomb 모델이 적용되는 전산수치해석에 사용된다. Table 2의 전단상수(shear modulus)와 체적탄성계수(bulk modulus)는 그룹별 영률과 포아송 비의 평균값으로부터 계산되었다.

Table 1. Physical properties of Mesozoic granite of the Daejeon region, measured by uniaxial and triaxial compression tests.

Depth	Density (g/cm ³)	UCS (MPa)	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio	Cohesion (MPa)	Friction angle (°)	Tensile Strength (MPa)
300 m	2.653	170.6	52.64	0.248	25.25	57.9	12.8
400 m	2.619	184.6	46.76	0.241	27.37	57.1	11.3
700 m	2.612	240.6	60.52	0.216	29.67	57.3	9.2
800 m	2.651	181.0	59.13	0.240	26.65	54.7	8.8
900 m	2.642	166.1	57.92	0.232	26.57	56.3	8.8
1,000 m	2.623	228.2	59.00	0.255	31.47	59.5	11.5

Table 2. Parameters used for the Mohr-Coulomb model.

Group	Density (g/cm ³)	UCS (MPa)	Shear modulus (GPa)	Bulk modulus (GPa)	Cohesion (MPa)	Friction angle (°)	Tensile Strength (MPa)
A	2.641	175.6	21.82	34.71	26.46	56.5	10.43
B	2.618	234.4	24.20	37.85	30.57	58.4	10.35

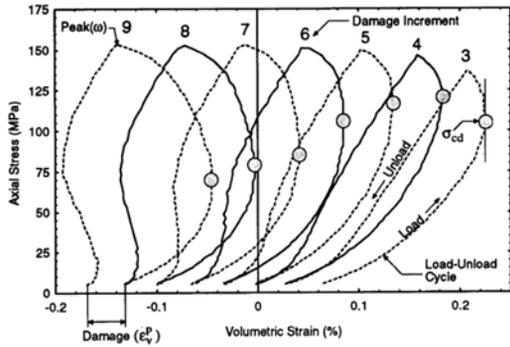


Fig. 3. Example of volumetric strains measured during damage-controlled tests (Martin and Chandler, 1994).

손상제어시험

CWFS 모델을 이용한 취성파괴 해석을 위해서는 Martin and Chandler (1994)가 제안한 손상제어시험으로부터 소성변형률의 함수로 표현되는 점착력과 마찰각을 측정해야한다(Cheon et al., 2007). 손상제어시험은 취성파괴를 현실적으로 고려할 수 있도록 소성변형률에 따른 점착력과 마찰각의 변화를 결정하기 위한 시험으로서, 암석시료에 대해 재하(load)와 제하(unload)를 반복수행하여 각 사이클에서 발생된 소성변형률에 따른 균열손상응력(crack damage stress, σ_{cd})과 최대응력(peak stress, $P(\omega)$)을 결정한다. 손상제어시험에서 재하-제하의 반복은 시료에 영구적인 체적손상(permanent volumetric damage, ϵ_v^n)을 발생시키며, 이때 발생된 체적손상은 식 (3)과 같이 손상파라미터(ω)로 표현된다.

$$\omega = \sum_{i=1}^n (\epsilon_v^n)_i \% \tag{3}$$

손상파라미터, ω 와 최대응력, $P(\omega)$ 및 균열손상응력 σ_{cd} 는 점착력과 마찰각의 관계를 나타내는데 유용하게 사용된다. Fig. 3은 각 재하-제하 단계에서 결정되는 σ_{cd} 와 $P(\omega)$ 을 보여주며, 이때 결정된 σ_{cd} 과 $P(\omega)$ 을 식 (4), (5) 및 식 (6)에 적용하여 ω 에 따른 점착력(c)과 마찰각(ϕ)을 구할 수 있다.

$$c = \frac{\sigma_{cd}}{2} \tag{4}$$



Fig. 4. Equipment used for damage-controlled tests: (a) stiff compression machine; (b) devices for measuring displacement.

$$P(\omega) = 2c \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}\right) \tag{5}$$

$$\phi = 2 \tan^{-1}\left(\frac{P(\omega)}{\sigma_{cd}}\right) - \frac{\pi}{2} \tag{6}$$

손상제어시험을 위해서는 변위제어가 가능한 강성압축시험기와 시료의 축방향과 횡방향에 대한 변형률을 정밀하게 측정할 수 있는 장치가 필요하다. 이 연구에서 사용된 압축시험기는 경도정밀에서 제작된 최대용량 1960 kN의 강성압축시험기(KDU-200)로서 하중 및 변위 제어가 가능하며, 정적시험, 동적시험, 반복 다단시험 등을 수행할 수 있는 제어프로그램이 내장되어 있다(Fig. 4a). 변형률 측정 장비는 미국 Epsilon사에서 제작된 축방향 변위계 Model 3542RA와 횡방향 변위계 Model 3544를 사용하였다(Fig. 4b).

손상제어시험에서는 시료의 완전한 응력-변형률 자료를 수집하기 위하여 최소 30회 이상의 재하-제하를 반복 수행하였다. 암석이 파괴에 이를 때 균열의 불안정한 전파로 인하여 횡방향 변형률이 갑자기 증가하기 때문에 암석의 급작스러운 파괴를 방지하기 위하여 재하에서 제하로의 전환은 횡방향 변형률을 기준으로 설정하였다(Park et al., 2009). 최대 재하응력이 시료 강도의 75% 이하일 때에는 횡방향 변형률이 이전 최대 재하시의 변형률보다 50~100 $\mu\epsilon$ 증가될 때에 제하를 시작하였고, 75% 이상일 때에는 100~300 $\mu\epsilon$ 증가될 때를 기준으로 제하를 시작하였다. 손상제어시험에서 가압은 축방향 변위제어 모드로 진행되었으며 기압속도는 0.01~0.05

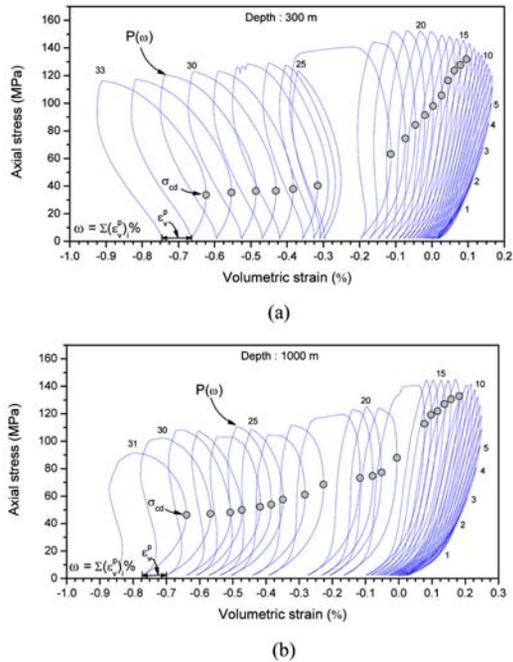


Fig. 5. Stress-volumetric strain curves recorded during the damage-controlled tests for samples at depths of (a) 300 m and (b) 1000 m.

mm/min 범위에서 설정되었다.

Fig. 5는 심도 300 m와 1000 m 시료에 실시한 손상 제어시험에서 측정된 응력-체적변형률 곡선을 보여준다. 그림에서 각 재하-제하 반복 단계별로 최대 축응력 값을 $P(\omega)$ 로, 체적변형률이 최대일 때의 축응력을 σ_{csb} 로 결정하였으며, 영구적인 체적손상(ϵ_r^p)의 누적 값으로 ω 를 결정하였다. 이렇게 결정된 $P(\omega)$, σ_{csb} , ω 와 식 (4), (5), (6)을 이용하여 ω 에 따른 점착력과 마찰각을 계산하면 Fig. 6과 같이 나타난다. 점착력은 초기 최대값에서부터 누적소성변형률인 ω 가 증가함에 따라 점차 감소하다가 일정한 잔류 값으로 수렴하는 반면에, 마찰각은 이와는 반대로 ω 가 증가함에 따라 점차 증가하다가 최대값에서 수렴하는 양상을 보인다. 점착력과 마찰각이 수렴되기 시작하는 소성한계변형률은 마찰각이 점착력에 비해 더 큰 특징을 보여 Hajiabdolmajid et al. (2002)이 설명한 CWFS 모델의 특징과 잘 일치된다.

손상제어시험을 통해 얻은 각 암반 그룹별 점착력과 내부마찰각, 소성한계변형률의 평균값은 Table 3에서 보인다. 전반적으로 두 그룹간 물성의 차이는 크지 않으나 소성한계변형률은 일축압축강도가 더 큰 B그룹이 A그룹보다 다소 큰 특징을 보이고 있다. CWFS 모델에 대한

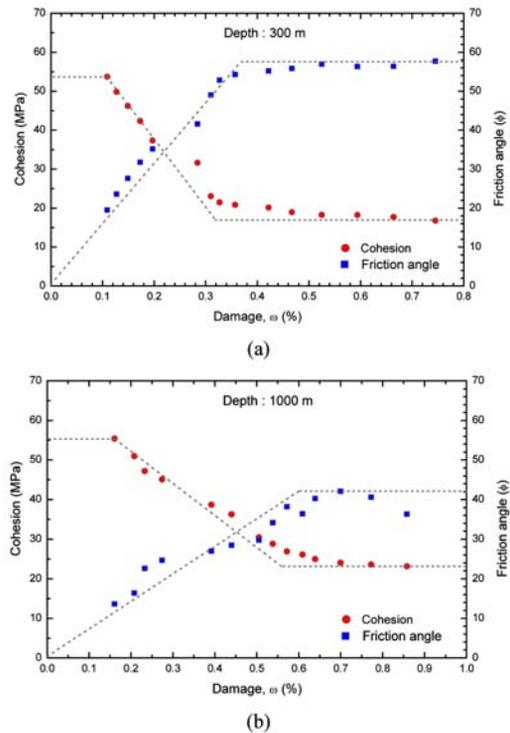


Fig. 6. Cohesion and friction angles plotted against damage, calculated from damage-controlled tests for samples at depths of (a) 300 m and (b) 1000 m.

전산수치해석에는 Table 3의 물성이 사용되며 Table 2의 밀도, 탄성상수, 인장강도 등의 물성도 함께 사용된다.

취성파괴의 분석 결과

연구지역 암반의 취성파괴 분석에는 경험적 방법과 전산수치해석 모델링이 사용되었다. 경험적 방법에서는 응력강도 비(σ_1/σ_c)와 손상지수(D)를 이용한 예측평가가 수행되었으며, 전산수치해석 모델링에서는 Mohr-Coulomb 모델과 CWFS 모델을 대상으로 유한차분해석을 실시하였다. 각 분석에 필요한 입력자료는 Table 2와 Table 3의 실내시험결과가 적용되었고, 해석 조건중의 하나인 원위치응력은 이 연구에서 측정되지 않았기 때문에 암반의 평균밀도(γ)와 심도(z)로부터 수직응력($\sigma_v = \gamma z$)을 추정하고 이 값을 최소 원위치 응력(σ_3)으로 적용하였다. 또한 축압계수(k)를 1, 2, 3으로 설정하여 최대 원위치 응력($\sigma_1 = k\sigma_3$)을 추정한 후 취성파괴 분석에 적용하였다(Table 4). 이때 암반의 평균밀도는 Table 1에 표시된 밀도들의 평균값(2.633 g/cm^3)을 사용하였다.

Table 3. Parameters used for the CWFS model.

Group	Depth	Cohesion			Internal friction angle	
		Max. value (MPa)	Residual value (MPa)	Plastic strain limit (%)	Max. value (°)	Plastic strain limit (%)
A	300 m	53.9	17.1	0.319	57.5	0.367
	400 m	53.7	22.2	0.297	55.3	0.322
	800 m	52.8	16.3	0.436	55.6	0.522
	900 m	55.1	25.0	0.220	41.9	0.241
	Mean	53.9	20.2	0.318	52.6	0.363
B	700 m	52.5	21.3	0.254	51.6	0.299
	1000 m	55.4	23.2	0.558	42.1	0.601
	mean	54.0	22.2	0.406	46.9	0.450

Table 4. In situ stresses used for analyses in the case of ratios of horizontal to vertical stress of 1, 2, and 3.

Depth (m)	Vertical stress, $\sigma_h = \sigma_3$ (MPa)	Maximum in-situ stress, σ_1 (MPa)		
		$k=1$	$k=2$	$k=3$
300	7.7	7.7	15.5	23.2
400	10.3	10.3	20.6	31.0
500	12.9	12.9	25.8	38.7
600	15.5	15.5	31.0	46.5
700	18.1	18.1	36.1	54.2
800	20.6	20.6	41.3	61.9
900	23.2	23.2	46.5	69.7
1,000	25.8	25.8	51.6	77.4

Table 5. Stress:strength ratios and damage indices with depth, depending on k values.

Depth (m)	σ_1/σ_c			Damage index, D_i		
	$k=1$	$k=2$	$k=3$	$k=1$	$k=2$	$k=3$
300	0.044	0.088	0.132	0.088	0.220	0.353
400	0.059	0.118	0.176	0.118	0.294	0.470
500	0.073	0.147	0.220	0.147	0.367	0.588
600	0.088	0.176	0.265	0.176	0.441	0.706
700	0.077	0.154	0.231	0.154	0.385	0.617
800	0.118	0.235	0.353	0.235	0.588	0.941
900	0.132	0.265	0.397	0.265	0.661	1.058
1,000	0.110	0.220	0.330	0.220	0.550	0.881

경험적 해석에 의한 취성파괴의 분석결과

취성파괴 예측을 위한 경험적 해석은 전산수치해석에 비해 신뢰성과 정밀도는 높지 않지만 취성파괴의 발생 여부를 손쉽게 빠르게 평가할 수 있는 장점이 있다. 이 연구에서는 응력강도 비(σ_1/σ_c)와 손상지수(D_i)를 이용하여 연구지역 암반의 취성파괴 가능성을 분석하였다. Table 5는 연구지역의 심도와 가정한 축압계수(k)별로 계

산된 σ_1/σ_c 와 D_i 를 나타낸 것이다. 이때, 심도별 원위치 응력 σ_1 과 σ_3 는 Table 4의 값을 사용하였으며, 무결암의 일축압축강도(σ_c)는 700 m와 1000 m 심도에는 그룹 B에 해당하는 강도 값(234.4 MPa)을 적용하였고, 그 외의 심도에는 그룹 A에 해당하는 강도 값(175.6 MPa)을 적용하였다(Table 2). 또한 앞서 설명하였듯이 σ_1/σ_c 가 0.2 이상일 때, D_i 가 0.4 이상일 때 취성파괴가 발생될

가능성이 있으므로 Table 5에서 $\sigma_1/\sigma_c \geq 0.2$ 와 $D_i \geq 0.4$ 조건에 해당하는 값에는 회색으로 음영처리를 하였다. 경험적 해석에서 축압계수를 1로 가정하였을 경우에는 모든 심도에서 σ_1/σ_c 는 0.2 미만, D_i 는 0.4 미만으로 계산되어 취성파괴가 발생할 가능성이 매우 낮다. 축압계수를 2로 가정하였을 경우에는 심도 800 m부터 σ_1/σ_c 는 0.2 이상으로, 심도 600 m부터 D_i 는 대부분 0.4 이상으로 계산되어 심도 600~800 m 이상 구간부터는 취성파괴 발생 가능성이 높았다. 축압계수를 3로 가정하였을 경우에 σ_1/σ_c 는 심도 500 m부터 0.2 이상으로, D_i 는 심도 400 m부터 0.4 이상으로 계산되어 심도 400~500 m 이상 구간부터 취성파괴 발생 가능성이 높은 것으로 분석되었으며, 특히 심도 900 m의 경우에는 최대 접선응력(σ_{\max})이 무결암의 일축압축강도(σ_c) 보다 큰 조건($D_i > 1$)이 되어 필연적인 취성파괴가 예상된다.

취성파괴 예측에 대한 경험적 해석결과를 종합하면, σ_1/σ_c 와 D_i 값은 축압계수가 높아지고 심도가 깊어질수록 증가하는 비례적 양상을 보이는 반면에 암반의 일축압축강도와의 반비례적인 관계를 보인다. 또한 연구지역의 암반은 축압계수가 1일 경우 1000 m 이하의 심도에서는 취성파괴 발생 가능성이 낮을 것으로 예측되지만 축압계수가 2일 경우에는 600 m 이상의 심도부터, 축압계수가 3일 경우는 400 m 이상의 심도부터 취성파괴가 발생할 가능성이 높아질 것으로 예상할 수 있다.

전산수치해석에 의한 취성파괴의 분석결과

전산수치해석은 암반에 가상의 터널을 만들고 터널 주변의 실제 상황을 직접적으로 모사할 수 있어서 지반 거동특성분석에 가장 많이 사용되고 있다. 이 연구에서는 유한차분방식에 근거한 해석용 프로그램인 미국 Itasca사의 FLAC-2D를 사용하였으며, 해석 모델에는 전통적인 Mohr-Coulomb 모델과 취성파괴 예측에 적합한 것으로 알려진 CWFS 모델을 적용하여 해석결과를 서로 비교하였다. 터널의 형상은 현재 한국원자력연구원 내에 건설되어있는 지하연구시설(KURT)과 동일한 폭 6 m, 높이 6 m의 말굽형 터널로 설정하였고, 해석단면은 터널을 중심으로 80 m × 80 m의 영역으로 설정하였다. 또한 Fig. 7과 같이 해석단면을 총 14400개(120 × 120)의 개별요소로 분할하고 개별요소들의 크기가 터널에 근접할수록 더 작아지도록 설정하여 터널 주변영역에 대한 해석의 정밀도를 높였다. 해석 모델의 물성은 경험적 해석에서와 마찬가지로 700 m와 1000 m 심도에는 그룹 B에 해당하는 물성을, 그 외의 심도에서는 그룹 A의 물

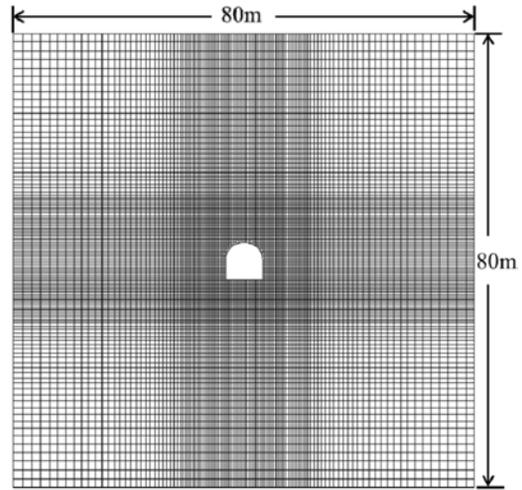


Fig. 7. Grid elements used in numerical models.

성을 적용하였다(Table 2, Table 3). 해석에 적용된 원위치응력 조건 역시 경험적 분석과 동일하게 Table 4의 심도별, 축압계수별 응력상태를 적용하였다. 이때, 최소 주응력(σ_3)의 방향은 수직방향으로서 터널 상/하부 쪽으로 작용되도록 설정하였고 최대 주응력(σ_1)은 최소 주응력에 수직한 수평방향으로서 터널 좌/우부 쪽으로 작용되도록 설정하였다.

Fig. 8은 심도 600~1000 m 구간에 대하여 CWFS 모델이 적용된 전산수치해석 결과를 나타낸 것이다. 그림에서 *는 전단파괴영역, ○은 인장파괴영역, x는 응력 재배치 중 소성상태였으나 최종적으로 탄성 상태인 영역을 의미하며, 등고선(contour line)은 소성전단변형률을 나타낸다. CWFS 모델에서 축압계수가 1일 때는 가장 깊은 심도인 1000 m 구간에서도 전단파괴나 인장파괴가 발생하지 않았다. 축압계수가 2일 때는 심도 900 m 구간에서부터 터널 상부에 소규모의 전단파괴 영역이 확인되었으며(Fig. 8a), 심도 1000 m에서는 터널 상부에 보다 넓은 영역에서 전단파괴가 발생되고 터널 바닥 좌우 모서리 지역에서도 전단소성변형률이 증가되어 국부적인 전단파괴가 발생하였다(Fig. 8b). 축압계수가 3일 때에는 심도 600 m 구간에서부터 터널 상부에 소규모의 전단파괴가 영역이 발생하였다(Fig. 8c). 심도 800 m부터 터널 상부에서 V자 형태의 전단파괴영역이 형성되고, 터널 바닥 모서리 부분에서도 전단파괴가 발생되기 시작하였다(Fig. 8d). 가장 깊은 심도인 1000 m 구간에서는 터널 상부와 하부의 모서리 부분에서 전단소성변형률이 증가되어 V자 형태의 전단파괴영역이 더욱 확

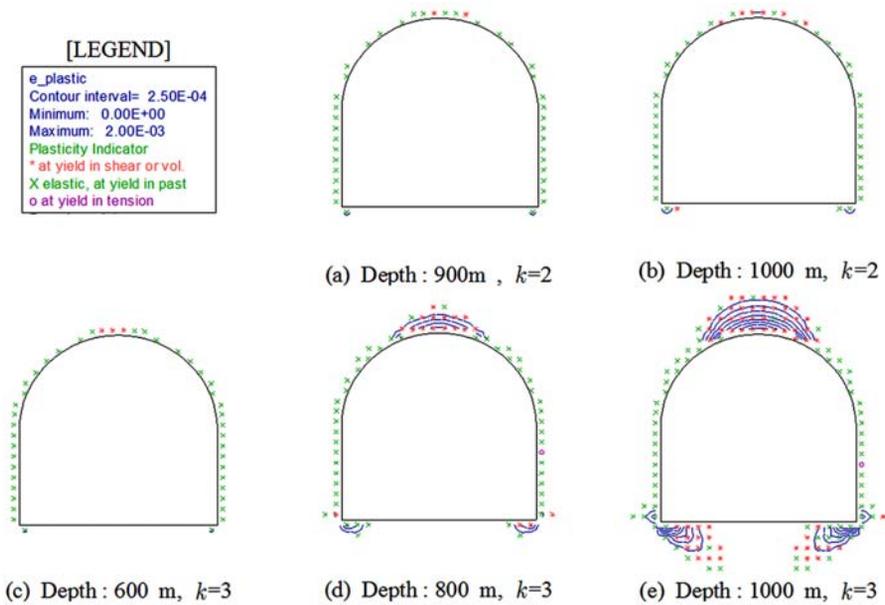


Fig. 8. Failed area around tunnel predicted from FLAC-2D with the CWFS model. The symbols * and ○ indicate areas of shear failure and tension failure, respectively. The symbol × indicates areas that show elastic behavior.

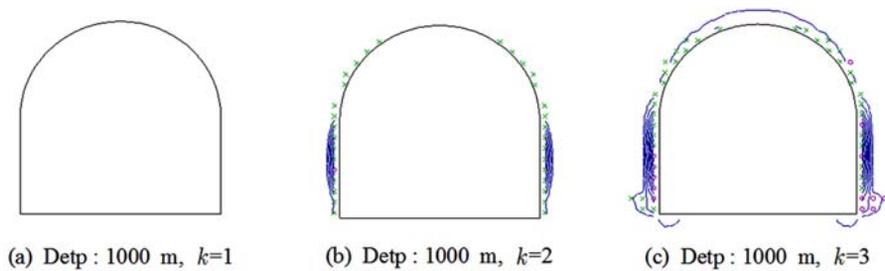
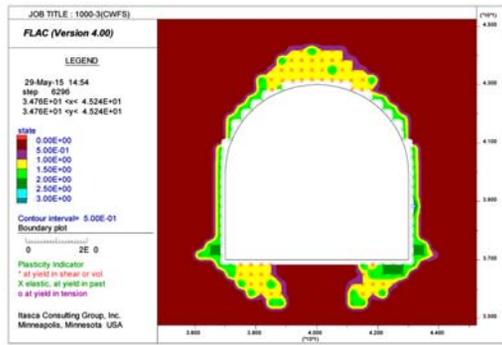


Fig. 9. Failed area around a tunnel predicted from FLAC-2D with the Mohr-Coulomb model. The symbols * and ○ indicate areas where shear failure and tension failure have occurred, respectively. The symbol × indicates areas that show elastic behavior.

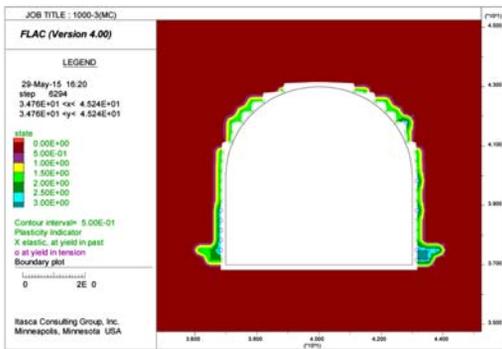
장되었다(Fig. 8e). 스펙링이나 슬래빙과 같은 취성파괴는 암반공동의 굴착경계면에서 시작되어 최종적으로 V자형 노치(V-shaped notch)를 형성하여 안정화된다고 보고되어 있으므로(Martin et al., 1997), Fig. 8에서 관찰된 V자 형태의 전단파괴영역은 취성파괴의 전형적인 형태를 잘 반영하고 있다고 할 수 있다.

Fig. 9는 심도 1000 m 구간에서의 Mohr-Coulomb 모델을 적용한 전산수치해석 결과를 보여준다. Mohr-Coulomb 모델에서는 축압계수가 높을수록 터널 좌우 벽면을 중심으로 탄성영역과 인장파괴영역이 넓어지는 특징을 보이고 있으나, CWFS 모델과 달리 가장 깊은 심도인 1000 m 구간에서도 전단파괴 영역은 형성되지

않았다. 심도 1000 m 구간의 CWFS 모델과 Mohr-Coulomb 모델에 대한 해석결과를 비교하면, Mohr-Coulomb 모델에서는 터널 측벽부와 하부 모서리에서 인장파괴 영역만이 형성되는 것에 비해 CWFS 모델은 인장파괴 영역이 거의 형성되지 않고 터널 상부와 하부 모서리 부분에서 취성파괴의 대표적 특징인 V자 형태의 전단파괴영역이 뚜렷이 형성되었다(Fig. 10). 따라서 CWFS 모델이 실제 취성파괴영역의 특징을 잘 묘사하고 있는 것을 알 수 있으며, 이에 반해 Mohr-Coulomb 모델은 취성파괴 예측에 한계가 있다는 것을 확인할 수 있다.



(a) CWFS model



(a) Mohr-Coulomb model

Fig. 10. Comparison of failed area and failure modes simulated by FLAC-2D with (a) the CWFS model and (b) the Mohr-Coulomb model (depth=1000 m, $k=3$).

결론 및 고찰

이 연구에서는 대전지역 중생대 화강암 암반에 터널을 굴착할 때 발생할 수 있는 취성파괴를 경험적 해석과 전산수치해석을 이용하여 예측하였다. 먼저 일축압축시험, 삼축압축시험, 손상제어시험 등과 같은 실내시험으로 경험적 해석과 전산수치해석에 필요한 암반 물성을 측정하였다. 또한 일축압축강도를 바탕으로 연구지역의 암반을 경암 그룹인 그룹 A (300 m, 400 m, 800 m, 900 m)와 극경암 그룹인 그룹 B(700 m, 1000 m)로 구분하였으며, 분석에는 각 그룹별 대표 물성치(평균값)를 사용하였다. 취성파괴 분석에 필요한 원위치응력의 경우에는 본 연구에서 측정되지 않았기 때문에 암반의 평균 밀도와 심도로부터 수직응력을 추정하고 이 값을 최소주응력(σ_3)으로 적용하였다. 또한 축압계수(k)를 1, 2, 3으로 가정하고 심도별로 3종류의 최대주응력(σ_1)을 추정하여 적용하였다.

경험적 해석에 의한 취성파괴 분석에서는 축압계수가 1일 경우 모든 심도에서 취성파괴 발생 가능성이 낮은 것으로 예측되었으나 축압계수가 2일 경우 응력강도비(σ_1/σ_3)는 심도 800 m 이상부터, 손상지수(D)는 심도 600 m 이상부터 취성파괴 발생 가능성이 높아지고 축압계수가 3일 경우 응력강도비는 심도 500 m 이상부터, 손상지수는 심도 400 m 이상의 심도부터 취성파괴 발생 가능성이 높아지는 것으로 분석되었다.

전산수치해석에서는 전통적 탄소성모델인 Mohr-Coulomb 모델과 변형률연화모델의 일종인 CWFS 모델을 이용하여 취성파괴 예측 모델링을 실시하였다. CWFS 모델의 경우 축압계수가 1일 때는 가장 깊은 1000 m 심도에서도 터널 주변에 파괴영역이 형성되지 않는 것으로 분석되었으나 축압계수가 2일 때는 심도 900 m부터, 축압계수가 3일 때는 심도 600 m부터 터널 상부에 소규모의 전단파괴 영역이 형성되는 것으로 분석되었다. 또한 심도와 축압계수가 더 증가될수록 터널 상부의 보다 넓은 구역에서 V자 형태의 전단파괴 영역이 형성되고 터널 하부 좌우 모서리 구역에서도 전단파괴 영역이 확장되는 것으로 분석되었다. 반면 Mohr-Coulomb 모델의 경우에는 심도가 깊어지고 축압계수가 높아질수록 터널 좌우 벽면을 중심으로 탄성영역과 인장파괴영역이 넓어지는 특징을 보이고 있으나 가장 불리한 원위치응력 조건인 심도 1000 m, 축압계수 3인 조건에서도 전단파괴 영역이 형성되지 않는 것으로 분석되었다. 전산수치해석에서 CWFS 모델과 Mohr-Coulomb 모델에 대한 해석결과를 비교해 보면, Mohr-Coulomb 모델의 경우 터널의 측벽부와 하부 모서리에서 인장파괴 영역만이 형성되는 것에 비해 CWFS 모델은 인장파괴 영역이 거의 형성되지 않고 터널 상부와 하부 모서리 부분에서 취성파괴의 대표적 특징인 V자형태의 전단파괴영역이 뚜렷이 형성되었다. 따라서 CWFS 모델이 실제 취성파괴영역의 특징을 잘 모사하고 있는 것을 알 수 있으며, 이에 반해 Mohr-Coulomb 모델은 취성파괴 예측에 한계가 있다는 것을 확인할 수 있었다.

경험적 해석과 전산수치해석 결과를 종합적으로 고찰해 보면, 경험적 해석이 CWFS 모델이 적용된 전산수치해석에 비해 100~300 m 정도 더 낮은 심도에서 취성파괴를 예측하였다. 전반적으로 손상지수를 이용한 해석이 가장 낮은 원위치응력 조건에서 취성파괴를 예측하였으며, 응력강도비는 전산수치해석 보다 약간 낮은 수준의 원위치응력 조건에서 취성파괴를 예측하였다. 이렇게 경험적 해석이 전산수치해석에 비해 더 낮은 원위치응력

조건에서 취성파괴 가능성을 평가하는 것은 경험적 방법의 단점을 극복하기 위해 평가결과에 대한 충분한 여유를 두고 제안되었기 때문인 것으로 판단된다.

이 연구에서는 연구지역에 대한 실제 원위치응력을 측정하지 못하였기 때문에 3종류의 축압계수($k=1, 2, 3$)로 부터 다양한 원위치응력 상태를 가정하여 취성파괴 분석에 적용하였다. 다만 연구지역이 속한 대전지역 일대에서 측정된 기존의 수압파쇄시험 자료에 의하면 이 지역의 심도 1000 m 부근의 축압계수는 약 1.3 정도로 추정할 수 있으며(Choi, 1997; Kwon et al., 2004; Koh et al., 2009), 우리나라 전체의 경우에는 평균 약 1.2 정도로 추정할 수 있다(Choi, 1997; Kim and Park, 2002; Song et al., 2002; Bae et al., 2008). 따라서 이러한 선행연구결과로부터 추정된 축압계수를 연구지역에 대입한다면 연구지역의 암반은 터널 굴착 시 심도 1000 m까지는 취성파괴의 위험성이 비교적 적다는 것을 알 수 있다.

이 연구에서는 실제 연구지역의 원위치응력을 정확히 측정하여 적용하지는 못하였으나 다양한 원위치응력 조건을 대상으로 취성파괴 분석을 실시하였으므로 향후 추가적인 시험을 통해 정확한 원위치응력을 파악할 수 있다면 연구지역이나 비슷한 조건의 암반에서 중요 참고 자료로 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 2014년도 강원대학교 학술연구조성비(과제 번호-120140194)와 미래창조과학부 원자력연구개발사업의 일부 지원으로 수행하였습니다.

References

- Bae, S. H., Kim, J. M., Km, J. S., and Lee, Y. H., 2008, In-situ rock stress measurement at the water tunnel sites in the OO oil storage facility with hydraulic fracturing method, *Journal of Korean Society for Rock Mechanics*, 18(1), 80-89 (in Korean with English abstract).
- Cheon, D. S., Jung, Y. B., Park, C., and Jeon, S. W., 2007, Damage-controlled test to determine the input parameters for CWFS model and its application to simulation of brittle failure, *Journal of Korean Tunnelling and Underground Space Association*, 9(3), 263-273 (in Korean with English abstract).
- Choi, S. O., 1997, Characteristics of in situ stress regime measured by hydraulic fracturing technique and its application on tunnel design, *Journal of Korean Society for Rock Mechanics*, 7(4), 323-333 (in Korean with English abstract).
- Choi, Y. T., 2006, Stability problems and solutions in large rock caverns excavated in an over-stressed rock mass, PhD Thesis, The University of Suwon, Korea, 179p (in Korean with English abstract).
- Hajiabdolmajid, V., Kaiser, P. K., and Martin, C. D., 2002, Modelling brittle failure of rock, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 39(6), 731-741.
- Hoek, E. and Brown, E. T., 1980, *Underground excavations in rock*, The Institution of Mining and Metallurgy, 527p.
- ISRM, 1978, Suggested methods for determining the strength of rock materials in triaxial compression, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstract*, 15(2), 47-51.
- ISRM, 1979, Suggested methods for determining the uniaxial compressive strength and deformability of rock materials, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstract*, 16(2), 135-140.
- Johnson, R. B. and Degraff, J. V., 1988, *Principle of engineering geology*, WILEY, 512p.
- Kim D. G. and Park, J. K., 2002, Three dimensional in-situ stress distribution in the southern Korean peninsula and its application in tunnel, *Journal of Korean Geotechnical Society*, 18(2), 65-74 (in Korean with English abstract).
- Koh, Y. K., Kim, G. Y., and Bae, D. S., 2009, Hydraulic fracturing test in the YS-4 borehole, Korea Atomic Energy Research Institute, Technical Report (KAERI/TR-3843/2009), 57p. (in Korean with English abstract).
- Kwon, S., Pakr, J. H., and Cho, W. J., 2004, Geotechnical characteristics of the site for an underground research tunnel in KAERI, Korea Atomic Energy Research Institute, Technical Report (KAERI/TR-2805/2004), 80p (in Korean with English abstract).
- Lee, K. H., Bang, J. H., Kim, J. H., Kim, S. H., and Lee, I. M., 2009, Brittle rock property and damage index assessment for predicting brittle failure in underground opening, *Journal of Korean Tunnelling and Underground Space Association*, 11(4), 327-351 (in Korean with English abstract).
- Martin, C. D., 1999, Presentation slide of Brittle rock failure and tunnelling in high stressed rock, Tunnel construction brittle rock, Edmonton, Canada.
- Martin, C. D. and Chandler, N. A., 1994, the progressive fracture of Lac du Bonnet granite, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstract*, 31(6), 643-659.
- Martin, C. D., Kaiser, P. K., and McCreath, D. R., 1999, Hoek-Brown parameters for predicting the depth of brittle failure around tunnels, *Canadian Geotechnical Journal*, 36(1), 136-151.
- Martin, C. D., Read, R. S., and Martino, J. B., 1997, Observations of Brittle Failure around a Circular Test Tunnel, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 34(7), 1065-1073.
- Ortlepp, W. D., O'Ferrall, R. C., and Wilson, J. W., 1972,

- Support methods in tunnels, Association of Mine Manager of South Africa: Paper & Discussion, 167-195.
- Park, H. I., Park, Y. J., You, K. H., Noh, B. K., Seo, Y. H., and Park, C., 2009, A study on the stability of deep tunnels considering brittle failure characteristic, Journal of Korean Society for Rock Mechanics, 19(4), 304-317 (in Korean with English abstract).
- Pelli, F., Kaiser, P. K., and Morgenstern, N. R., 1991, An Interpretation of Ground Movements Recorded during Construction of the Donkin-Morien Tunnel, Canadian Geotechnical Journal, 28(2), 239-254.
- Song, W. K., Park, C., and Choi, S. O., 2002, Comparison of in-situ stresses measured using hydro-fracturing and overscoring techniques, In : Proceeding of the Korean Society for Rock Mechanics 2002 2nd Conference, 78-83 (in Korean).
- Wagner, H., 1987, Design and support of underground excavations in highly stressed rock, In G. Herget & S. Vongpaisal (Eds.), Proc. 6th ISRM International Congress on Rock Mechanics, Montreal, 3, 1443-1457.

장현식

강원대학교 지구물리학과
200-701 강원도 춘천시 강원대학길 1
Tel: 070) 7843-3329
Fax: 033) 244-9276
Email: whitennull@kangwon.ac.kr

최미미

강원대학교 지구물리학과
200-701 강원도 춘천시 강원대학길 1
Tel: 033) 244-9275
Fax: 033) 244-9276
Email: mimibabi@nate.com

배대석

한국원자력연구원 방사성폐기물처분연구부
305-353 대전광역시 유성구 대덕대로 989번길 111
Tel: 042) 868-2030
Fax: 042) 868-0355
Email: ndsbae@kaeri.re.kr

김건영

한국원자력연구원 방사성폐기물처분연구부
305-353 대전광역시 유성구 대덕대로 989번길 111
Tel: 042) 868-8197
Fax: 042) 868-0355
E-mail: kimgy@kaeri.re.kr

장보안

강원대학교 지구물리학과
200-701 강원도 춘천시 강원대학길 1
Tel: 033) 250-8583
Fax: 033) 244-9276
E-mail: bajang@kangwon.ac.kr