

RESEARCH ARTICLE

# 일반화된 Hoek-Brown 암반에 굴착된 원형터널의 내공변위 특성 분석

임광옥<sup>1</sup>, 이연규<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>군산대학교 해양산업공학과, <sup>2</sup>군산대학교 해양건설공학과

## Numerical Investigation of the Radial Convergence of Circular Tunnel Excavated in Rock Mass for Generalized Hoek-Brown

Kwang-Ok Lim<sup>1</sup> and Youn-Kyou Lee<sup>2\*</sup>

<sup>1</sup>Department of Ocean Science and Engineering, Kunsan National University

<sup>2</sup>Department of Coastal Construction Engineering, Kunsan National University

\*Corresponding author: kyoulee@kunsan.ac.kr

Received: January 24, 2018

Revised: February 22, 2018

Accepted: February 22, 2018

### ABSTRACT

Since the generalized Hoek-Brown (GHB) function predicts the strength of the jointed rock mass in a systematic manner by use of GSI index, it is widely used in rock engineering practices. In this study, a series of 2D elasto-plastic FE analysis, which adopts the GHB criterion as a yield function, was carried out to investigate the radial convergence characteristics of circular tunnel excavated in the GHB rock mass. The effect of the plastic potential function on the elasto-plastic displacement was also examined. In the analysis, the wide range of both the  $K(=\sigma_h/\sigma_v)$  and GSI values are considered. For each K value, the variation of the ratio of sidewall displacement to roof displacement was calculated with varying GSI values and the obtained displacement patterns were analysed. The calculation results show that the displacement ratio significantly depends not only on the K value but also on the range of GSI value. In particular, for lower range of GSI value, the displacement ratio pattern calculated in the elasto-plastic regime is opposite to that predicted by the elasticity theory. In addition, the variation of the radial displacement ratio with GSI value for different types of plastic potential function showed similar trend.

**Keywords:** Generalized Hoek-Brown criterion, Elasto-Plastic analysis, Plastic potential function, Tunnel convergence

### 초록

일반화된 Hoek-Brown(GHB) 파괴조건식은 GSI 지수를 통해 현장 암반의 절리상태를 체계적으로 고려하여 암반의 강도를 예측하는 파괴함수로서 암반공학적 설계에 널리 활용되고 있다. 이 연구에서는 절리성 암반에 굴착된 원형터널의 내공변위 특성을 분석하기 위하여 GHB 파괴조건식을 항복함수로 활용한 2차원 탄소성 유한요소해석을 수행하였다. 이 과정에서 소성포텐셜 함수의 가정이 탄소성 변위 해석결과에 미치는 영향도 고찰하였다. 탄소성 해석에서는 넓은 범위의 축압비(K) 변화와 암반의 양호성을 나타내는 GSI 값의 변화가 동시에 고려되었다. 각 축압비에 대해 GSI 값의 변화에 따른 측벽변위/천정변위 비를 계산하여 내공변위 발생특성을 분석하였다. 해석결과 측벽변위/천정변위 비는 축압비의 크기뿐만 아니라 GSI 값의 범위에 큰 영향을 받는 것으로 나타났다. 특히 GSI 값이 매우 작은 불량한 암반의 경우 탄소성 해석으로 계산한 측벽변위/천정변위 비는 탄성이론으로 계산한 결과와 반대의 경향을 보였다. 또한 소성포텐셜 함수의 형태에 따른 측벽변위/천정변위 비 변화는 대체로 유사한 경향성을 보이는 것으로 나타났다.

**핵심어:** 일반화된 Hoek-Brown 식, 탄소성 해석, 소성포텐셜 함수, 터널 내공변위



## 서론

터널굴착에 의해 굴착면 주변에서는 초기응력이 교란되어 새로운 평형상태인 유도응력장이 형성된다. 이 과정에서 내공변위가 발생하게 되며 이후 적절한 보강이 이루어지지 못하면 계획된 단면형상이 과도하게 변형되어 붕괴를 초래할 수 있다. 그러므로 암반 터널의 설계 과정에서는 주어진 지압조건 및 암반상태를 고려하여 계획한 터널단면의 안정성을 평가하는 것이 필수적이며 이를 위해 유한요소법, 유한차분법, 경계요소법 등에 기초한 수치해석적 방법이 주로 활용되고 있다. 수치해석을 통한 안정성 해석결과의 정확성은 응력과 변위 경계조건뿐만 아니라 응력-변형률 관계식 즉, 구성관계식(constitutive law) 정의의 엄밀성에 좌우된다. 특히 탄소성 해석의 경우 구성관계식의 수식화 과정에 적용한 항복함수와 소성포텐셜 함수의 형태가 안정성 해석결과에 큰 영향을 미친다.

현재 대부분의 암반공학적 수치해석에서는 Mohr-Coulomb (M-C) 식이 항복함수와 소성포텐셜 함수로 활용되고 있는 실정이다. 그러나 점착력(cohesion)과 마찰각(friction angle) 으로 정의되는 M-C 함수는 선형파괴조건식으로서 구속압의 증가에 따른 암반강도 증가의 비선형성을 반영하지 못할 뿐만 아니라 암반의 인장강도를 과도하게 높게 평가하는 단점이 있다. 반면 암반공학에 특화된 파괴조건식인 Hoek-Brown (H-B) 함수는 비선형 함수로서 암반의 파괴거동 예측성능이 매우 우수한 것으로 알려지고 있다(Hoek & Brown, 1980a, b). H-B 파괴조건식은 1980년대 이후 수회의 개정과정을 거쳐 일반화된 Hoek-Brown (Generalized Hoek-Brown, GHB) 파괴함수 형태로 발전하였다(Hoek et al., 2002, Hoek & Marinos, 2007). GHB 파괴함수는 암반의 강도정수  $m_b$ ,  $s$ ,  $a$ 와 무결암의 일축압축강도인  $\sigma_{ci}$ 로 구성되어 있으며, 이 강도정수들은 암반의 양호도를 표현하는 GSI 지수(Marinos & Hoek, 2000)에 의해 결정된다. 이처럼 암반의 현장조건을 강도정수에 체계적으로 반영시킬 수 있다는 점이 GHB 파괴함수가 갖는 중요한 장점 중 하나이다. 최근에는 GHB 파괴함수를 활용한 탄소성해석법에 대한 연구도 활발히 진행되고 있는 추세이다(Sharan, 2005, 2008, Lee & Pietruszczak, 2008, Alejano et al., 2010, Sorensen et al., 2015). 국내에서도 GHB 파괴함수를 적용하여 암반의 파괴거동을 평가하려는 연구가 최근 시도되고 있다(Lee & Park, 2010, Lim & Lee, 2017).

GHB 암반의 강도정수와 변형계수는 GSI 값에 의해 결정되므로 GSI 값과 초기응력조건의 조합에 따라 원형터널의 탄소성 변형 양상은 큰 차이를 보일 수 있다. 즉, 동일한 초기응력조건을 가정하더라도 GSI 값의 차이에 따라 내공변위 발생 양상이 달라질 가능성이 높다. 지금까지 GHB 파괴함수를 활용하여 수행된 원형터널의 탄소성 거동 연구에서는 대부분 단일 GSI 값과 단일 초기응력 조건을 가정하고 해석을 수행하였다. 특히 초기응력조건으로 정수압 상태를 가정하는 경우가 많았다(Hoek & Brown, 1997, Carranza-Torres & Fairhurst, 1999, Sharan, 2008). 이에 따라 GSI 값과 초기응력 축압비의 변화가 GHB파괴함수로 표현되는 암반에 굴착된 원형터널의 탄소성 변형거동해석 결과에 미치는 영향을 충분히 이해하지 못하고 있는 것이 현실이다. 최근 암반터널의 안정성해석 과정에서 GHB 파괴함수의 활용도가 높아지고 있는 점을 고려할 때 GSI 지수, 초기지압조건, GHB 파괴함수를 적용한 탄소성해석 결과의 상호관계가 체계적으로 연구될 필요가 있다.

이 연구에서는 축압비 및 GSI 값의 변화가 탄소성 내공변위 발생특성에 미치는 영향을 분석하기 위해 GHB파괴함수로 표현되는 암반에 굴착되는 심부 원형터널을 가정하고 탄소성 유한요소해석을 실시하였다. GHB 파괴함수를 적용한 탄소성 구성법칙을 수치해석적으로 실행시키기 위해 상용 유한요소 프로그램인 ABAQUS (Dassault systemes, 2012)에서 제공하는 UMAT 서브루틴(user subroutine to define a material's mechanical behavior) 기능을 활용하였다. ABAQUS에 제공하지 않는 재료구성모델인 GHB 항복함수 기반의 탄성-완전소성 구성법칙을 포트란언어를 이용하여 서브루틴으로 코딩한 후 이를 ABAQUS에 이식하였다. 탄소성 해석 시 소성포텐셜 함수가 해석결과에 미치는 영향을 파악하기 위하여 동일한 해석조건에서 M-C 파괴함수 및 GHB 파괴함수 형태의 소성포텐셜 함수를 적용한 해석을 병행하였다.

## GHB 탄소성모델의 항복함수 및 소성포텐셜 함수 선정

### GHB 파괴함수

이 연구에서는 GHB 파괴함수를 항복기준식으로 활용하였다. GHB 함수는 절리성 현장암반의 파괴기준을 설정하기 위한 목적으로 Hoek & Brown (1980a, b)이 제안한 경험적 암석 파괴함수를 수정·보완한 것이다(Hoek et al., 2002). GHB 파괴함수는 다음 식 (1)과 같이 정의된다.

$$\sigma_3 = \sigma_1 - \sigma_{ci} \left( s - m_b \frac{\sigma_1}{\sigma_{ci}} \right)^a \quad (1)$$

여기서  $\sigma_1$ 과  $\sigma_3$ 는 각각 주응력의 수학적 최대값과 최소값을 나타내며, 양의 상수  $\sigma_{ci}$ 는 무결암의 일축압축강도를 의미한다. ABAQUS 프로그램에서 채용한 응력부호 규약과 일관성 유지를 위해 식 (1)에서는 압축응력을 음의 값으로 가정하였다.  $m_b$ ,  $s$ ,  $a$ 는 현장암반의 특성에 의존하는 강도정수이며  $GSI$  값을 이용하여 아래 식 (2)~(4)과 같이 계산한다.

$$m_b = m_i e^{(GSI-100)/(28-14D)} \quad (2)$$

$$s = e^{(GSI-100)/(9-3D)} \quad (3)$$

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} (e^{-GSI/15} - e^{-20/3}) \quad (4)$$

여기서  $m_i$ 는 무결암의 강도정수로서 암종(rock type) 및 조직(texture)에 따라 값이 결정된다(Hoek & Brown, 1997, Hoek et al., 1998, Marinos & Hoek, 2000). 식 (2)와 식 (3)의  $D$ 는 발파로 인한 암반손상과 굴착에 의한 응력이완에 따른 암반의 교란정도를 지시하는 상수이며 암반의 교란정도에 따라 0과 1 사이의 값을 갖는다.

### GHB 암반의 등가 M-C 강도정수

GHB 파괴함수의 적용범위에는 균질 등방성의 경암 뿐만 아니라 연암이나 이방성 절리암반이 포함된다. GHB 파괴함수는 이처럼 다양한 암반특성을 고려할 수 있는 체계적인 파괴함수임에도 불구하고 M-C 파괴함수에 비해 사용 빈도가 낮은 것이 현실이다. 이는 선형 M-C 파괴함수에 비해 비선형 GHB 파괴함수를 탄소성 해석 과정에서 수치해석적으로 실행시키는 것이 어렵기 때문이다. 또한 많은 암반공학 기술자들이 아직까지 암반 강도를 마찰각과 점착력으로 표현하는데 익숙한 것도 또 다른 원인으로 판단된다. 이에 따라 최근에는 GHB 파괴함수를 M-C식 틀 안에서 활용하려는 연구들도 시도되고 있다(Yang et al., 2004, Yang & Yin, 2010, Lee, 2014a,b, Lee & Pietruszczak, 2016).

이 연구는 GHB 파괴함수로 표현되는 암반에 굴착된 원형터널의 내공변위를 계산하기 위한 탄소성 해석 과정에서 GHB 파괴함수 및 M-C 파괴함수 형태의 소성포텐셜 함수를 적용하고 그 결과의 차이를 분석하였다. 이 경우 GHB 함수 기반의 소성포텐셜 함

수에 대응하는 M-C 함수 형태의 소성포텐셜 함수를 선정하기 위해서는 GHB 암반의 등가마찰각 계산이 필요하다. Hoek et al. (2002)에 의하면 GHB 암반의 등가마찰각은 다음 식 (5)로 추정할 수 있다.

$$\phi_{eq} = \sin^{-1} \left[ \frac{6am_b(s + m_b\sigma'_{3n})^{a-1}}{2(1+a)(2+a) + 6am_b(s + m_b\sigma'_{3n})^{a-1}} \right] \tag{5}$$

여기서,  $\sigma_{3n} = \sigma'_{3max} / \sigma_{ci}$ .

식 (5)는 Fig. 1과 같이 최소주응력의 범위가  $\sigma_t < \sigma_3 < \sigma'_{3max}$  일 때  $\sigma_1 - \sigma_3$  평면에서 GHB 파괴포락선과 M-C 파괴포락선 사이에 닫힌 영역으로 형성되는 상부면적과 하부면적이 동일하다는 조건에서 유도된 결과이다. 그러므로 식 (5)을 계산하기 위해서는 최소주응력의 범위 설정이 선행되어야 한다. 여기서  $\sigma_t$ 는 암반의 인장강도이고  $\sigma'_{3max}$ 는 최소주응력의 상한 값을 의미한다.  $\sigma'_{3max}$ 은 암반 구조물의 따라 다르며 Hoek et al. (2002)은 터널과 사면에 대한 경험적  $\sigma'_{3max}$  계산식을 제안하고 있다. 이 연구처럼 해석 대상이 터널인 경우  $\sigma'_{3max}$ 는 다음 식 (6)으로 계산될 수 있다.

$$\frac{\sigma'_{3max}}{\sigma_{cm}} = 0.47 \left( \frac{\sigma_{cm}}{\gamma H} \right)^{-0.94} \tag{6}$$

여기서  $\gamma$ 는 암반의 단위중량이고  $H$ 는 터널의 심도이며  $\sigma'_{cm}$ 은 절리암반의 일축압축강도이다.

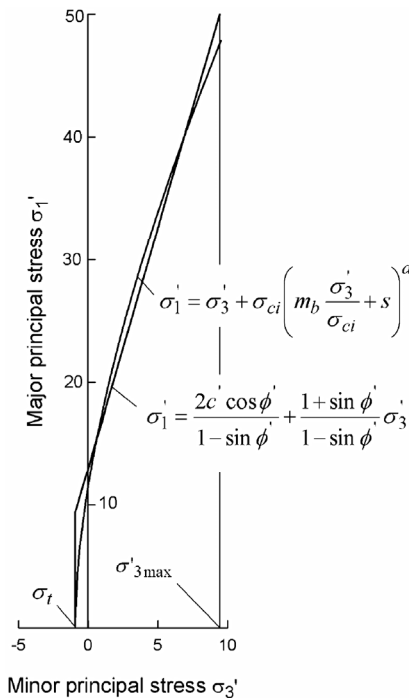


Fig. 1. Relationship between GHB and equivalent M-C criteria (Hoek et al., 2002)

## 항복함수와 소성포텐셜 함수

암반은 응력수준에 따라서 변형거동 특성이 달라지는 탄소성 재료로 간주할 수 있다. 즉, 낮은 응력수준에서는 탄성거동을 나타내지만 항복응력(yield stress)으로 정의되는 일정 응력수준에 도달하게 되면 탄성변형과 소성변형이 동시에 나타난다. 3차원 응력 조건에서 탄성거동과 소성거동의 경계는 응력성분들의 함수인 항복함수(yield function)로 정의된다. 그러므로 GHB 암반의 항복함수는 식 (7)과 같이 표시할 수 있다.

$$f = \sigma_1 - \sigma_3 - \sigma_{ci} \left( s - m_b \frac{\sigma_1}{\sigma_{ci}} \right)^a \quad (7)$$

주어진 응력조건에 대해  $f < 0$ 은 탄성거동 상태를 의미하며  $f = 0$ 은 탄소성거동 상태를 나타낸다.

탄소성 해석에 사용된 GHB 함수 기반의 소성포텐셜 함수는 항복함수와 유사한 형태로 다음 식 (8)과 같이 가정하였다.

$$Q = \sigma_1 - \sigma_3 - \sigma_{ci} \left( s_q - m_q \frac{\sigma_1}{\sigma_{ci}} \right)^{a_q} \quad (8)$$

Fig. 2는 소성유동법칙의 의미를 도시하였다. 항복함수와 소성포텐셜 함수를 동일하게 설정하여 소성변형률을 계산하면 이를 상관유동법칙(associated flow rule)이라 한다. 이때 소성변형률 증분벡터의 방향은 소성포텐셜 함수 곡면에 수직인 방향이 된다. 따라서 상관 유동법칙의 경우 소성변형률의 증가는 항복곡면에 수직인 방향으로 발생한다. 한편 항복 함수와 소성포텐셜 함수를 달리 설정하는 비상관유동법칙(non-associated flow rule)의 경우 소성변형률의 증가는 소성포텐셜 함수 곡면에 수직인 방향으로 발생한다. 소성유동법칙은 해석하는 대상에 따라서 상관유동법칙 혹은 비상관유동법칙을 적절하게 선택하여야 한다. 한 예로 암석이 나 흙의 경우 상관유동법칙을 적용할 경우 과도한 체적팽창이 발생하는 것으로 알려져 있다. 그러므로 이 연구와 같이 암반을 대상으로 탄소성 해석을 수행하는 경우 비상관유동법칙을 적용하는 것이 바람직하다.

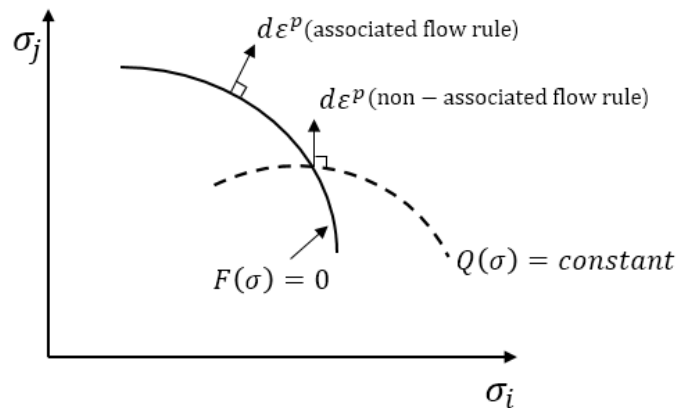


Fig. 2. Geometrical representation of the flow rule

GHB 탄소성모델의 경우 비상관유동법칙을 적용하기 위해서는 소성포텐셜 함수의  $m_q$  값을 적절하게 조절하여야 한다. 식 (8)과 같이 GHB 소성포텐셜 함수를 사용할 경우  $m_q$  값을 결정하는 표준방법은 아직까지 제시되어 있지 않다. 하지만 몇몇 문헌에서는 항복함수의 강도정수인  $m_b$  값의 1/4 이하의 값을  $m_q$ 로 사용한 방법이 제안되기도 하였다(Sharan & Naznin, 2012).

식 (8)를 선형함수 형태로 단순화시키면 암반의 팽창각( $\psi$ )을 고려할 수 있는 소성포텐셜 함수로 변화시킬 수 있다. 즉, 식 (8)에서 소성포텐셜 함수의 파라미터( $a_q$ )가 1이 된다면 소성포텐셜 함수는 다음 식 (9)와 같이 표시할 수 있고, 이는 식 (10)으로 표시되는 M-C 함수 기반의 소성포텐셜 함수와 동일한 형태가 된다.

$$Q(a_q = 1) = \sigma_1(m_q + 1) - \sigma_3 - \sigma_{ci}s_q \quad (9)$$

$$Q_{M-C} = \frac{1 + \sin\psi}{1 - \sin\psi} \sigma_1 - \sigma_3 \quad (10)$$

이제 식 (9)와 같이 표시된 GHB 파괴함수 기반의 소성포텐셜 함수는 식 (10)에 표시한 M-C 소성포텐셜 함수와 다음과 같이 직접적으로 비교할 수 있다.

$$1 + m_q = \frac{1 + \sin\psi}{1 - \sin\psi} \quad (11)$$

즉, GHB 소성포텐셜 함수의  $m_q$  값을 식 (11)을 이용하여 팽창각( $\psi$ )으로 계산할 수 있다. 따라서 식 (9)와 같은 소성포텐셜 함수를 적용하면 M-C 파괴함수 형태의 소성포텐셜 함수를 가정하는 것이 된다.

## 원형터널의 탄소성 해석

이 연구에서는 원형터널의 탄소성 해석을 위하여 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS (Dassault systemes, 2012)를 활용하였다. 탄소성 유한요소해석은 2차원 평면변형률 조건을 적용하였으며 탄성-완전소성(elastic-perfectly plastic) 거동을 가정하였다. 원형터널의 내공변위는 GSI 지수를 10~90까지 변화시키면서 계산하였다. 항복함수로는 GHB 파괴함수를 활용하였다. 소성포텐셜 함수의 형태로 상관유동법칙의 경우 GHB 파괴함수를 가정하였고, 비상관유동법칙의 경우 항복함수 형태의 식 (8)과 선형화된 GHB 파괴함수 형태인 식 (9)를 소성포텐셜 함수로 적용하였다.

### 해석모델

탄소성 해석에 사용된 유한요소 모델은 Fig. 3과 같다. 해석모델은 반경이 일정한 원형터널 이므로 대칭성을 고려하여 전체 모델에서 1/4의 영역만을 해석모델로 설정하였다. 터널의 반경은 5 m로 가정하였으며 모델의 외곽 경계는 터널의 중심으로부터 50 m 떨어진 지점에 위치하도록 설정하였다. 모델의 변위경계조건으로 하부와 좌측 경계면에 롤러 구속조건을 부여하였고 상부와 우측



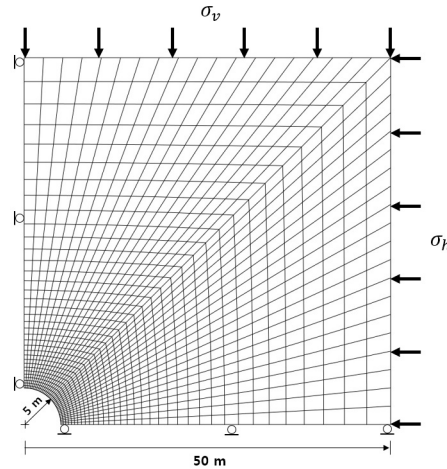


Fig. 3. Two-dimensional FE mesh

경계에는 원하는 초기지압이 발생하도록 압력 하중조건을 부여하였다. 모델 해석 시 비정수압 상태를 형성시키기 위하여 상부 경계 압력( $\sigma_v$ )을 고정하고 우측 경계압력( $\sigma_h$ )조건은 변화를 주었다. 즉,  $\sigma_h/\sigma_v$ 로 표시하는 측압비는 9가지 경우( $K=0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9, 1.0, 1.2, 1.4, 1.5$ )를 가정하여 해석을 진행하였다.

해석영역은 4절점 4각형 요소를 사용하여 유한요소망으로 분할하였으며 지보압이 없는 무지보 상태의 원형터널을 가정하고 내공변위를 계산하였다. 터널 부분까지도 요소망으로 분할된 정사각형 모델에 측압비에 따른 경계압력을 가하여 초기응력을 발생시켰다. 이후 터널이 위치한 부분의 요소를 제거하는 방식으로 굴착 효과를 주어 변위가 계산될 수 있도록 하였다.  $K=1.0$ 이 아닌 비정수압 상태에서 계산된 내공변위의 경우 측벽과 천정부부의 반경방향 변위 값을 추출하여 측벽변위에 대한 천정변위 비(ratio)의 특성 분석에 활용하였다.

이 연구에서는 탄소성 내공변위 해석을 위해 범용 유한요소코드인 ABAQUS가 이용되었다. 그러나 원형터널의 내공변위 계산을 위하여 활용한 GHB 항복모델은 ABAQUS에서는 제공하지 않는 모델이다. 하지만 사용자 구성모델을 Fortran 언어로 코딩할 경우 ABAQUS에서 제공하는 UMAT 서브루틴을 활용하여 사용자 구성모델을 ABAQUS에서 실행시킬 수 있다. 이 연구에서는 Clausen (2007), Clausen & Damkilde (2008)가 개발한 GHB 항복함수 기반의 탄소성 구성모델을 응용하여 GHB 항복함수를 기반으로 하는 탄소성 해석을 수행하였다.

## 수치해석 입력자료

이 연구에서는 최소주응력의 상한값  $\sigma'_{3max}$ 을 계산하기 위해 암반의 단위중량을  $0.027 MN/m^3$ 으로 가정하였으며 원형터널의 심도는 370 m로 설정하였다. 원형터널의 탄소성 해석을 위하여 사용한 입력자료는 Hoek & Brown(1997)에 제시된 값들을 참고하여 Table 1과 같이 가정하였다. 변위 계산 값에 큰 영향을 미치는 변형계수( $E_m$ )는 Hoek et al.(2002)에서 제시한 다음 경험식을 활용하여 계산하였다.

$$E_m (GPa) = \left(1 - \frac{D}{2}\right) \sqrt{\frac{\sigma_{ci}}{100}} \cdot 10^{(GSI-10)/40} \quad (12)$$

**Table 1.** Input data for elasto-plastic analysis of the circular tunnel

Deformation modulus ( $E_m$ )	$E_m$ varies with GSI (GPa)
Poisson's ratio ( $\nu$ )	0.25
Hoek-Brown constant ( $m_i$ )	12
Uniaxial compressive strength ( $\sigma_{ci}$ )	80 MPa
Geological strength index ( $GSI$ )	10 ~ 90

$$E_m \text{ (GPa)} = \left(1 - \frac{D}{2}\right) \cdot 10^{(GSI-10)/40} \tag{13}$$

식 (12)는 무결암의 일축압축강도가  $\sigma_{ci} \leq 100$  MPa 인 경우 변형계수를 계산하는데 활용하며  $\sigma_{ci} > 100$  MPa인 경우 식 (13)이 이용된다. Table 1에 표시한 것과 같이 이 연구에서는 무결암의 일축압축강도( $\sigma_{ci}$ )를 80 MPa로 가정하였으므로 식 (12)를 이용하여 GSI 값의 변화(GSI=10~90)에 따른 변형계수가 계산되었다. 항복함수의 입력자료로 활용되는 GHB 암반의 강도정수  $m_b, s, a$ 는 GSI 값의 함수이고, 식 (2)~(4)를 이용하여 계산된다.

탄소성 해석 시 GHB 소성포텐셜 함수를 활용하는 경우 앞서 서술한 내용과 같이  $m_b/4$  값을 계산하여  $m_q$ 값으로 사용하였다. Table 2에 제시된 등가마찰각( $\phi_{eq}$ )은 식 (5)와 식 (6)을 활용하여 계산하였다. 팽창각(dilation angle)은 식 (9)로 표현되는 M-C 소성포텐셜 함수의 입력자료로서 GHB 파괴함수 기반의 소성포텐셜 함수에 사용된  $m_q$ 값에 대응되도록  $\phi_{eq}/4$ 로 가정하였다.

**Table 2.** Equivalent friction and dilation angles of GHB rock mass

GSI	10	15	20	30	40	50	60	70	80	90
Friction angle ( $\phi_{eq}$ )	28.67	31.38	33.70	37.60	40.92	43.90	46.58	48.87	50.59	51.51
Dilation angle ( $\psi = \phi_{eq}/4$ )	7.17	7.85	8.43	9.40	10.23	10.98	11.65	12.22	12.65	12.88

### 해석결과 분석

Fig. 4는 심도 370m에 해당하는 초기응력 조건에서 축압비 0.5, 1.5인 경우에 대해 GSI 값의 변화에 따른 내공변위 변화를 도시하였다. 소성포텐셜 함수로 GHB 형태와 M-C 형태를 모두 고려하였다. 그림에서 볼 수 있는 것처럼 GHB 소성포텐셜 함수로 해석한 경우에서 M-C 소성포텐셜 함수로 해석한 경우보다 더 큰 변위가 계산되었다. 이는 선형 M-C 소성포텐셜 함수를 적용한 탄소성 해석을 수행할 경우 터널의 내공변위를 과소평가할 가능성이 있음을 말해준다.

한편 Hoek et al. (2002)가 제안한 변형계수 경험식 (12)은 GSI 만의 함수이므로 GSI 값이 10에 가까워지면 매우 낮은 변형계수 값이 계산된다. 심부터널의 경우 이러한 낮은 변형계수 값을 이용하여 계산된 내공변위 값은 급격히 증가할 수 있다. 이에 따라 실제 무지보 터널 현장에서는 과도한 내공변위 발생 이전에 터널의 붕괴가 예상되므로 Fig. 4에서 GSI=10 부근의 경우들처럼 큰 내공 변위는 실제 측정자료와 직접적으로 비교될 수 없다는 점에 주의할 필요가 있다.

Fig. 5는 식 (12)를 이용하여 GSI 값을 증가시키면서 변형계수를 계산한 결과로서 GSI 값이 50을 넘어서는 순간부터 변형계수는 급격히 증가한다. 그러나 GSI 값이 50이하인 구간에서 계산된 변형계수 값은 상대적으로 작으므로 이 연구에서 설정한 심도에



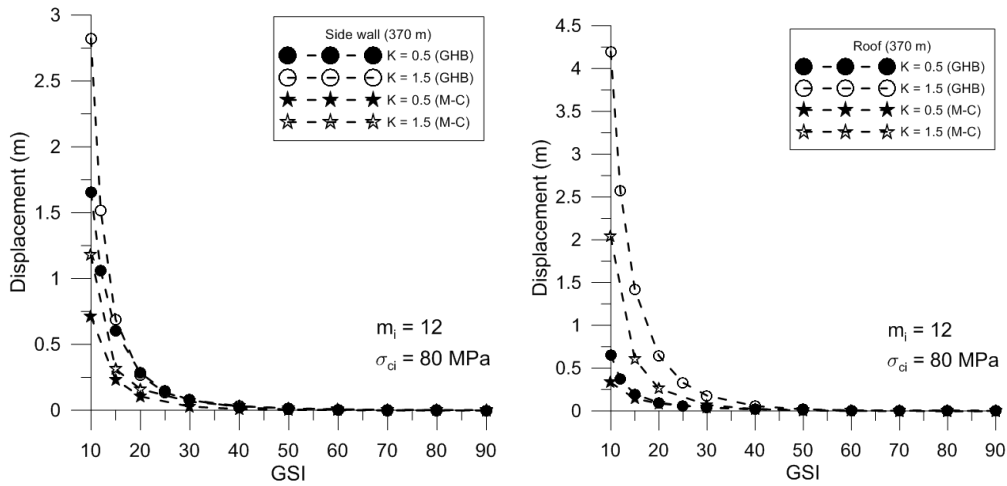


Fig. 4. Radial convergence at side wall and roof with varying GSI value

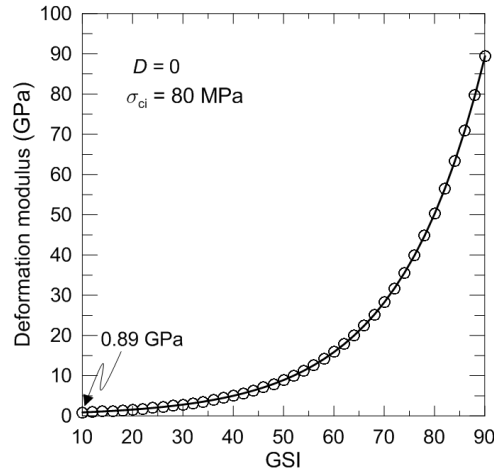


Fig. 5. The variation of deformation modulus with GSI value

해당하는 초기응력 조건에서 매우 큰 내공변위 값이 계산된다. 따라서 GSI 값이 10에 근접하는 경우에 계산된 내공변위는 그 크기의 물리적 의미보다 GSI 값의 변화에 따른 내공변위 변화특성을 이해하는 목적으로 활용하는 것이 타당하다고 판단된다.

암반을 탄성매질이라고 가정할 경우 원형공동 주변의 유도응력과 내공변위의 크기는 탄성적 정해를 이용하여 계산할 수 있다. 탄성적 정해는 축압비가 1보다 작은 경우 천정부 내공 변위가 측벽부 내공변위보다 크며 축압비가 1보다 큰 경우 반대의 경향이 나타나야 된다는 일반적 직관과 일치하는 결과를 보여준다. 그러나 암반을 탄소성 매질로 가정할 경우 축압비와 변위 발생양상 사이의 이러한 상관성은 더 이상 유효하지 않음을 Fig. 6은 잘 보여준다.

Fig. 6은 축압비 0.5~1.5를 적용하고 GSI 값을 변화시키면서 탄소성 변위해석을 수행하여 얻어진 측벽변위와 천정변위의 비를 도시한 것이다. 축압비가 0.5인 경우 GSI 값이 45 이하인 구간에서는 측벽에서 변위가 더 크게 발생하였고 축압비가 1.5인 경우에는 GSI 값이 55이하일 때 천정에서 발생된 변위가 더 큰 것으로 나타났다. 그러므로 GSI 값이 작은 불량한 암반에 굴착된 원형터널의 경우 연직지압과 수평지압 중 지압의 크기가 작은 방향에서 오히려 더 큰 내공변위가 발생할 수 있음을 해석결과는 말해준다. 전체적으로 GSI 값이 커짐에 따라 즉, 암반의 양호성이 증가함에 따라 변위 발생양상은 탄성적 정해에서 예측되는 양상으로 전환됨

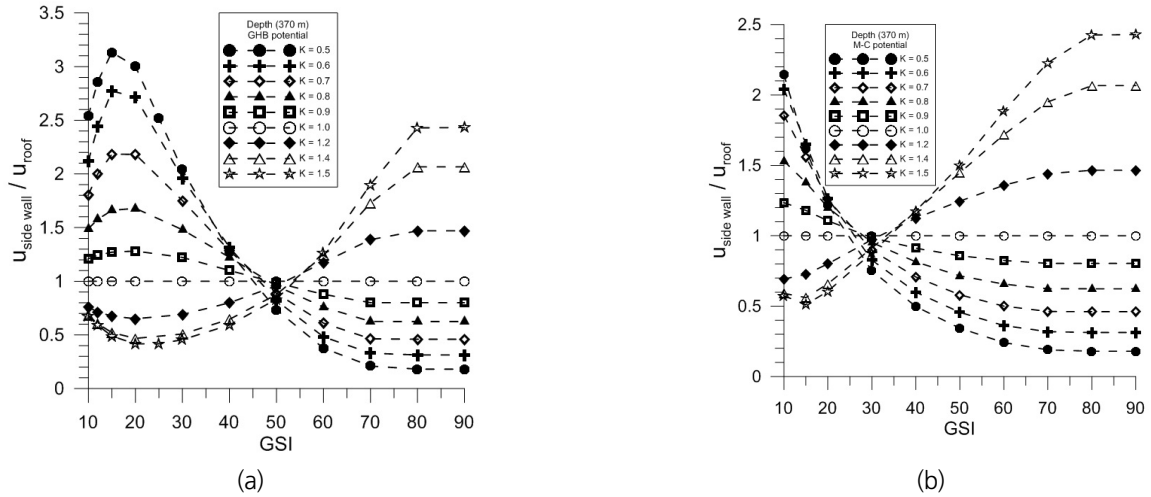


Fig. 6. Variation of the radial convergence ratio with varying GSI value ; (a) GHB potential function, (b) M-C potential function

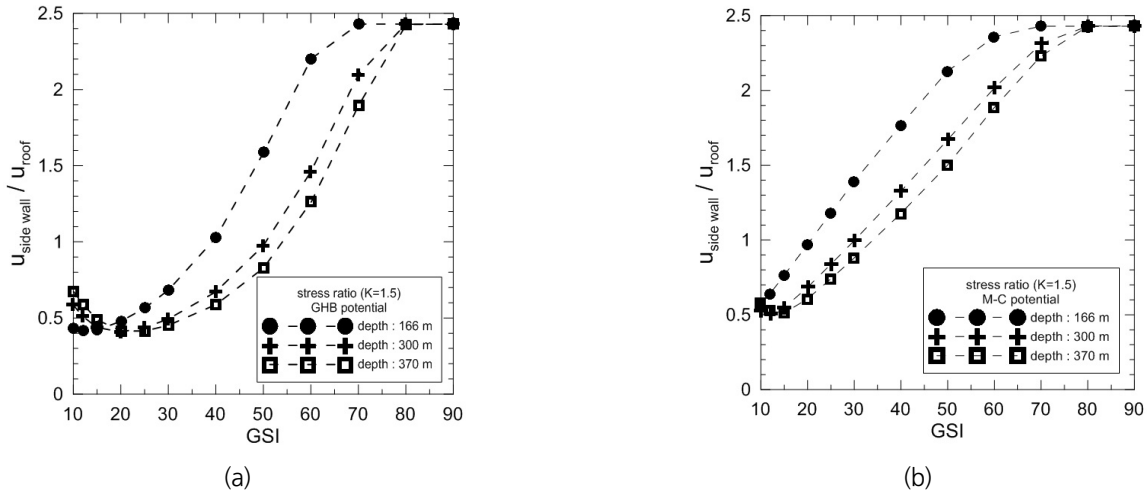


Fig. 7. Variation of the radial convergence ratio with depth; (a) GHB potential function, (b) M-C potential function

을 볼 수 있다. 한편 측압비에 따른 탄성 내공변위 거동양상과 탄소성 내공변위 거동양상의 역전현상은 GHB 소성포텐셜 함수를 적용한 경우 GSI가 약 50 이하인 영역에서 발생하고 있고 M-C 소성포텐셜 함수를 적용한 경우 GSI가 약 30 이하인 영역에서 나타나고 있음을 볼 수 있다. 이는 GHB 소성포텐셜 함수를 적용한 탄소성 해석이 M-C 소성포텐셜 함수를 적용한 경우에 비해 지압조건과 암반조건에 더 민감하게 반응하고 있음을 말해준다. 결론적으로 GHB 소성포텐셜 함수를 적용한 GHB 암반의 탄소성 구성모델이 M-C 소성 포텐셜 함수를 적용한 구성모델보다 더 정밀한 내공변위 계산에 적합함을 암시해주고 있다.

Fig. 7은 터널 심도의 영향을 살펴보기 위해 전술한 해석과 동일한 입력자료 조건에서 심도를 3가지 경우로 달리하여 해석한 결과이다. 여기서 측압비는 1.5로 가정하였다. 그림에서 볼 수 있듯이 평균응력이 상대적으로 큰 고심도에서는 Fig. 6에서 볼 수 있었던 변위 발생양상이 역전되는 GSI 값 구간이 저심도의 경우에 비해 상대적으로 넓어지는 것으로 나타났다. 또한 측벽변위/천정변위 비는 심도의 증가에 따라 감소하는 것으로 나타났고, 이는 심도 증가에 따른 소성영역의 확대와 직접적인 관련성이 있는 것으로 판단된다. 이러한 경향성은 GHB 소성포텐셜 함수와 M-C 소성포텐셜 함수를 적용한 두 경우에서 모두 관찰되었다.

Fig. 8은 축압비를 0.6으로 가정하고 GSI 값을 증가시킴에 따라 원형터널 주변의 소성영역에서 발생하는 등가 소성변형률 (equivalent plastic strain)의 분포를 도시한 것이다. GSI 값이 증가함에 따라서 측벽 부근에서 소성영역의 크기가 점차 감소하는 것을 보여준다. 이 경우 연직방향 지압의 크기가 수평방향 지압의 크기에 비해 크지만 소성영역은 측벽부를 중심으로 확대되고 있다. 이러한 등가 소성변형률의 분포특성은 Fig. 6에서 볼 수 있는 내공변위 발생양상 역전현상의 이유를 설명해준다. 즉, 축압비가 1보다 작은 경우 측벽부를 중심으로 소성영역이 확대되며, 이에 따라 소성영역에서 발생한 수평방향 소성변위가 수평 내공변위의 크기를 좌우할 수 있다. 이러한 경향성은 GSI 값이 작은 불량 암반에서 더 뚜렷해질 것으로 예상되며 Fig. 6의 결과가 이러한 사실을 뒷받침해 준다.

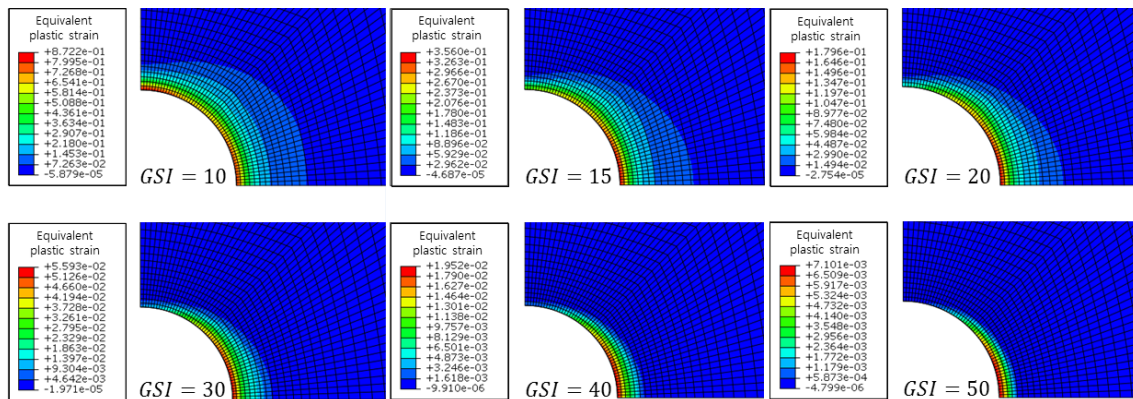


Fig. 8. Distributions of the equivalent plastic strain for different GSI values (K=0.6)

## 결론

이 연구에서는 GHB 암반에 굴착된 원형터널이 굴착되었을 때 발생하는 내공변위 특성을 살펴보기 위하여 축압비와 GSI 값을 변화시키면서 2차원 탄소성 해석을 수행하였다. 이 과정에서 소성포텐셜 함수의 선택이 탄소성변위 해석결과에 미치는 영향도 살펴보았다. GHB 파괴 함수를 기반으로 하는 탄소성 구성법칙을 적용한 유한요소해석을 실행하기 위하여 사용자 구성모델 실행기능을 제공하는 범용 유한요소코드인 ABAQUS가 해석에 사용되었다. 해석에서는 GHB 파괴함수를 항복함수로 활용하였으며 소성포텐셜 함수로 GHB 파괴함수 기반의 소성포텐셜 함수와 M-C 파괴함수 형태의 소성포텐셜 함수가 동시에 고려되었다.

이 연구의 주요 결과는 다음과 같다.

1. GHB 암반에 굴착된 원형터널의 탄소성변위 해석 결과 측벽변위/천정변위 비의 변화 양상은 탄성해로 예측되는 양상과 차이를 보였다. 축압비가 1보다 작은 경우 탄성해는 측벽변위보다 큰 천정변위를 계산하지만, 탄소성거동을 가정한 경우 암질이 불량하면 탄성해의 경우와 반대의 결과가 나타날 수 있는 것으로 해석되었다. 이러한 변위 발생양상 역전현상은 측벽부의 소성영역 확대와 직접 관련이 있으며 GSI 값이 50 이하인 불량 암반에서 발생 가능성이 큰 것으로 분석되었다.
2. 탄소성 해석을 통해 계산된 터널 내공변위 크기는 선택한 소성포텐셜 함수의 형태에 큰 영향을 받는 것으로 나타났다. GHB 파괴함수 기반의 소성포텐셜 함수를 적용한 변위 해석결과는 M-C 파괴함수 형태의 소성포텐셜 함수를 적용한 경우에 비해 지압

조건과 암반 양호도에 더 민감하게 반응하는 것으로 나타났다. 이에 따라 GHB 함수 형태의 소성포텐셜 함수를 적용한 탄소성 구성모델이 M-C 함수 형태의 소성포텐셜 함수를 적용한 경우보다 실제 암반의 변형거동을 더 잘 묘사할 수 있을 것으로 판단되었다.

- 이 연구에서는 넓은 GSI 값의 범위(GSI=10~90)와 측압비 범위(K=0.5~1.5)를 대상으로 GHB 암반에 굴착된 원형터널의 탄소성 변위발생 양상을 분석하였다. 그러므로 이 연구에서 제시된 탄소성변위 해석결과는 실제 현장에서 만날 수 있는 다양한 암질 조건과 측압비 조건을 고려하고 있다. 따라서 이 연구결과는 실제 터널설계 시 현장 암반조건에 따라 예상되는 최대변위 발생지점의 예측과 이를 기반으로 하는 터널 지보패턴 결정의 기본 자료로 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

## 사사

이 논문은 2016년 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(NRF-2016R1D1A1A09917357).

## References

- Alejano, L.R., Alonso, E., Rodriguez-Dono, A. and Fernandez-Manin, C., 2010, Application of the convergence-confinement method to tunnel in rock masses exhibiting Hoek-Brown strain-softening behaviour, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 47, pp. 150-160.
- Carranza-Torres, C. and Fairhurst, C., 1999, The elasto-plastic response of underground excavations in rock masses that satisfy the Hoek-Brown failure criterion, *Int. J. Rock Mech. Sci.*, 36, pp. 777-809.
- Clausen, J., 2007, Efficient non-linear finite element implementation of elasto-plasticity for geotechnical problems, Ph.D. thesis, Esbjerg Institute of Technology, Aalborg University.
- Clausen, J. and Damkilde, L., 2008, An exact implementation of the Hoek-Brown criterion for elasto-plastic finite element calculations, *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci.*, 45, pp. 831-847.
- Dassault Systemes, 2012, Abaqus analysis user's manual.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1980a, *Underground Excavations in Rock*, London: Insti. Min. Metall.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1980b, Empirical strength criterion for rock masses, *J. Geotech. Eng. Div., ASCE*, 106(GT9), pp. 1013-1035.
- Hoek, E. and Brown, E.T., 1997, Practical estimates of rock mass strength, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 34.8, pp. 1165-1186.
- Hoek, E., Marinos, P. and Benissi, M., 1998, Applicability of the geological strength index (GSI) classification for very weak and sheared rock masses. The case of the Athens Schist Formation, *Bull. Eng. Geol. Env.*, 57, pp. 151-160.
- Hoek, E., Carranza-Torres, C., and Corkum, B., 2002, Hoek-Brown criterion - 2002 edition, *Proc. NARMS-TAC Conf.*, Toronto, pp. 267-273.
- Hoek, E. and Marinos P., 2007, A Brief History of the Development of the Hoek-Brown Failure Criterion, *Soils and Rocks*, Vol. 2,

pp. 2-13.

- Lee, Y.K. and Pietruszczak, S., 2008, A new numerical procedure for elasto-plastic analysis of a circular opening excavated in a strain-softening rock mass, *Tunnel. Under. Space Tech.*, 23, pp. 588-599.
- Lee, Y.K. and Park, K.S., 2010, Elasto-plastic analysis of circular tunnel with consideration of strain-softening of GSI index, *Tunnel & Underground Space (J. Korean Soc. Rock Mech.)*, 20.1, pp. 49-57.
- Lee, Y.K., 2014a, Derivation of Mohr envelope of Hoek-Brown failure criterion using non-dimensional stress transformation, *Tunnel & Underground Space (J. Korean Soc. Rock Mech.)*, 24.1, pp. 81-88.
- Lee, Y.K., 2014b, Relationship between tangential cohesion and friction angle implied in the generalized Hoek-Brown failure criterion, *Tunnel & Underground Space (J. Korean Soc. Rock Mech.)*, 24.5, pp. 366-372.
- Lee, Y.K. and Pietruszczak, S., 2016, Analytical representation of Mohr failure envelope approximating the generalized Hoek-Brown failure criterion, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* (submitted).
- Lim, K.O. and Lee, Y.K., 2017, An Investigation on the Estimation Methods for the Equivalent Mohr-Coulomb Strength Parameters of Generalized Hoek-Brown Rock Mass, *J. Korean Soc. Miner. Energy Resour. Eng.*, 54.1, pp.1-10.
- Marinos, P. and Hoek, E., 2000, GSI: a geologically friendly tool for rock mass strength estimation, In: *Proc. GeoEng2000, Int. Conf. Geotech. & Geol. Eng.*, Melbourne, Technomic Publishers, Lancaster, pp 1422-1446.
- Sharan, S.K., 2005, Exact and approximate solutions for displacements around circular openings in elastic-brittle-plastic Hoek-Brown rock, *Int. J. Rock Mech. Sci.*, 42, pp. 542-549
- Sharan, S.K., 2008, Analytical solutions for stresses and displacement around a circular opening in a generalized Hoek-Brown rock, *Int. J. Rock Mech. Sci.*, 45, pp. 78-85.
- Sharan, S.K. and Naznin, R., 2012, Linearization of the Hoek-Brown failure criterion for non-hydrostatic stress fields, *Proc. 8th Int. Conf. Eng. Comp., Tech. BHV Topping (Ed.)*, Civil-CompPress, Stirlingshire, Scotland.
- Sorensen, E.S., Clausen, J. and Damkilde, L., 2015, Finite element implementation of the Hoek-Brown material model with general strain softening behaviour, *Int. J. Rock Mech. Sci.*, 78, pp. 163-174.
- Yang, X.L., Li, L., and Yin, J.H., 2004, Stability Analysis of Rock Slopes with a Modified Hoek-Brown Failure Criterion, *Int. J. Num. Anal. Meth. Geomech.*, Vol. 28, pp. 181-190.
- Yang, X.L. and Yin, J.H., 2010, Slope Equivalent Mohr-Coulomb Strength Parameters for Rock Masses Specifying the Hoek-Brown Criterion, *Rock Mech. Rock Eng.*, Vol. 43, pp. 505-511.