

일반화된 Hoek-Brown 파괴조건식의 강도정수 a 와 터널 보강깊이가 원형터널의 탄소성 거동에 미치는 영향

이연규¹⁾, 박경순^{2)*}

Effect of Strength Parameter a in the Generalized Hoek-Brown Failure Criterion and the Reinforcement Thickness on the Elasto-plastic Behavior of Circular Tunnel

Youn-Kyou Lee and Kyung-soon Park

Abstract In the design stage of a tunnel, the wall convergence is commonly estimated through an elasto-plastic analysis of the tunnel, which has been a topic drawing many researcher's attention so far. Despite its importance, however, the elasto-plastic behavior of a circular tunnel excavated in a generalized Hoek-Brown rockmass is still poorly understood. In this study, a simple numerical method based on Lee & Pietruszczak (2008) for the elasto-plastic analysis of a circular tunnel surrounded by reinforced annulus is proposed. It is assumed that the tunnel is excavated in a strain-softening rockmass obeying the generalized Hoek-Brown failure condition. The commercial code FLAC is used for the verification of the proposed method. The influence of the Hoek-Brown strength parameter a and the thickness of the reinforcement annulus on the elasto-plastic behavior around the tunnel was discussed by conducting some example analyses. The results show that the influence of these two parameters on the distribution of stresses and displacements is substantial.

Key words Circular tunnel, Elasto-plastic analysis, Generalized Hoek-Brown failure condition, Strain-softening

초 록 터널설계 시 내공변위 예측은 흔히 탄소성 해석을 통하여 수행되므로, 탄소성 해석법은 많은 연구자들의 관심을 끌고 있는 연구 주제이다. 그러나 일반화된 Hoek-Brown 암반에 굴착된 원형터널의 탄소성 거동은 그 중요성에도 불구하고 아직까지 연구가 미진한 실정이다. 이 연구에서는 Lee & Pietruszczak (2008)의 연구를 응용하여 주변이 환형으로 보강된 원형터널의 탄소성 해석을 위한 간단한 수치해석법을 제안하였다. 터널은 일반화된 Hoek-Brown 파괴조건을 따르는 변형률연화 암반에 굴착되는 것으로 가정하였다. 제안된 방법의 검증 을 위해 상업코드인 FLAC이 이용되었다. 예제 해석을 통해 Hoek-Brown 강도정수 a 와 보강대의 두께가 터널 주변의 탄소성 거동에 미치는 영향을 검토하였다. 해석결과 이 두 변수가 터널주변의 응력 및 변위 분포에 미치는 영향은 상당히 큰 것으로 나타났다.

핵심어 원형터널, 탄소성해석, 일반화된 Hoek-Brown 파괴조건, 변형률연화

1. 서 론

터널설계 시 내공변위 예측을 위해 다양한 수치해석 기법들을 바탕으로 한 탄소성 해석이 수행되고 있다. 이와 더불어 정수압조건 초기지압이 작용하는 암반에 굴착된 원형 터널에 대한 탄소성 해석 역시 여전히 국내·외에서 많은 연구자들의 관심을 끌고 있다. 특히

¹⁾ 군산대학교 해양시스템공학전공 부교수

²⁾ 군산대학교 대학원 해양산업공학과 석사과정

* 교신저자 : drj000@nate.com

접수일 : 2008년 11월 4일

게재 승인일 : 2008년 11월 17일

취성 및 변형률연화 거동에 대한 이론적, 해석적 연구의 진전은 비교적 최근에 이루어지고 있다(Sharan, 2003, 2005; Carranza-Torres, 2004; Park & Kim, 2006; 이연규, 2006; Lee & Pietruszczak, 2008; Park et al., 2008).

이러한 연구들은 대부분 암반을 균질성, 등방성, 연속성 암반으로 가정하고 있다. 그러나 록볼트 설치나 그라우팅에 의해 원형터널의 주변부가 일정 두께로 보강되는 경우 보강대의 역학적 성질은 본래의 암반과 차이를 나타낼 수 있다. 이러한 차이를 고려한 터널 주변이 보강된 원형 터널에 대한 탄소성 해석이 시도되기도 하였다(Peila & Oreste, 1995; Osgoui, 2006; 이연규, 2008). 그러나 Peila & Oreste (1995)는 소성 영역에서 탄성 변형률의 변화를 고려하지 않는 Brown et al. (1983)의 해석방법을 사용하고 있으며, 항복함수로 사용한 Hoek-Brown 파괴조건식의 강도정수 a 의 변화를 전혀 고려하지 않고 있어 해석결과 값에 대한 정확성을 기대하기 어렵다. 또한 이연규(2008)는 원형터널의 탄소성 내공변위를 과소평가하는 경향이 있는 것으로 알려진 탄성-완전소성 모델을 가정하였으며 Osgoui (2006)은 실제 변위보다 큰 변위 계산 결과를 주는 것으로 알려진 탄성-취성소성모델을 가정하여 해석을 수행하였기 때문에 이들 또한 정확한 결과 값을 기대하기는 어렵다. 이상의 문헌고찰 결과로부터 알 수 있듯이 원형터널 주변의 보강개념과 일반화된 Hoek-Brown 암반 모델을 동시에 적용한 연구는 아직도 미진한 실정이다.

이 연구에서는 Lee & Pietruszczak (2008)의 탄소성 해석방법을 응용하여 터널주변 암반의 보강효과까지 고려할 수 있는 간단한 탄소성 해석방법을 제안하였다. 암반은 일반화된 Hoek-Brown 파괴조건식(Hoek et al., 2002)을 따르며 항복응력 이후의 탄소성 거동은 변형률연화 거동이 나타나는 것으로 가정하였다. Lee & Pietruszczak (2008)가 제안한 탄소성 해석방법은 소성영역에서도 탄성 변형률의 변화를 고려하고 있으며 그 정확성은 이미 검증되었다. 뿐만 아니라 일반화된 Hoek-Brown 파괴조건식을 적용할 수 있으므로 강도정수 a 의 영향을 고려할 수도 있어 보다 정밀한 원형터널의 응력분포 및 변위를 계산할 수 있다.

제안한 탄소성 해석방법의 검증을 통해 터널 주변의 보강대가 터널 거동에 미치는 영향을 알아보았으

며 보강대 존재 시 Hoek-Brown 강도정수 a 와 보강두께가 원형터널 주변 암반의 탄소성 거동에 미치는 영향을 고찰하였다.

2. 해석모델

2.1 강도정수의 변화

Fig. 1은 정수압 조건(초기지압(p_0))이 작용하고 있는 암반에 굴착된 원형터널의 주변이 일정한 두께(b-d)로 보강이 이루어진 해석 단면을 보여주고 있다. 터널 벽면에는 내부 지보력(p_i)이 작용하고 있으며 보강대의 강도정수를 증가시켜 보강효과를 묘사하였다. 내부 지보력(p_i)은 터널라이닝 등에 의한 터널벽면에 가해지는 지보압력에 해당한다. 이 연구에서 사용된 변형률연화 모델의 거동을 Fig. 2에 나타내었다. 터널 주위에 탄성(elastic), 연화(softening), 잔류(residual)의 3가지 다른 지역이 존재하게 된다. 처음 항복후 암반

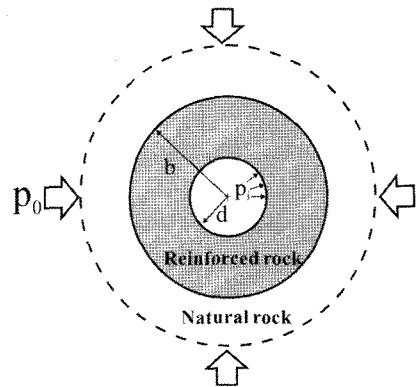


Fig. 1. Axisymmetric model of a reinforced circular tunnel.

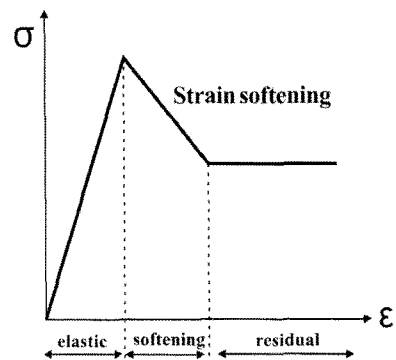


Fig. 2. Strain-softening model.

의 강도는 변형률 증가와 함께 서서히 감소하다가 잔류 거동을 하게 된다.

암반의 항복 여부는 다음과 같은 일반화된 Hoek-Brown 파괴조건식에 의해 결정된다.

$$\sigma_\theta = \sigma_r + \sigma_c \left(m \frac{\sigma_r}{\sigma_c} + s \right)^a \quad (1)$$

여기서 σ_c 는 무결암의 일축압축강도이며, σ_θ 와 σ_r 은 원주방향 및 반경방향 수직응력을 나타낸다. 또한 강도정수 m , s , a 는 Hoek-Brown 파괴조건식의 강도정수로서 소성전단변형률(γ)의 함수이며 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다(Lee & Pietruszczak, 2008).

$$\omega(\gamma) = \begin{cases} \omega_p - (\omega_p - \omega_r) \frac{\gamma}{\gamma^*}, & 0 < \gamma < \gamma^* \\ \omega_r, & \gamma \geq \gamma^* \end{cases} \quad (2)$$

여기서,

ω_p , ω_r 는 강도정수들의 정점값과 잔류값을 나타내며 γ^* 는 잔류거동이 시작하는 소성전단변형률의 임계값을 나타낸다.

2.2 탄소성 해석 절차

변형률연화 암반에 원형 터널이 굴착 되었을때 터널 주변에 발생하는 응력 및 변위분포 계산과 관련된 많은 연구들이 수행되어 왔다. 그 중 Lee & Pietruszczak (2008)가 제안한 탄소성 해석방법은 소성영역에서도 탄성 변형률의 변화를 고려하고 있어 다른 해석방법에 비해 탄소성 응력 및 변위분포를 더 정밀하게 계산할 수 있으며 그 정확성이 이미 검증되었다. 하지만 이 해석방법을 불균질한 해석영역에 적용하기에는 어려움이 따른다.

이 연구에서 Lee & Pietruszczak (2008)가 제안한 탄소성 해석방법을 응용하여 굴착된 원형터널 주변이 일정 깊이로 보강된 경우에 대한 간단한 탄소성 해석방법을 제안하였다. 터널주변이 일정한 깊이로 보강된 원형 터널(Fig. 1)은 Fig. 3과 같이 보강되지 않은 반경 b 를 가지는 원형 터널(Fig. 3(a))과 보강이 된 반경 d 를 가진 원형 터널(Fig. 3(b))로 분리하여 생각할 수 있다. 이렇게 분리된 두 원형터널은 각각 균질성,

등방성, 연속성 암반으로 가정할 수 있으며 이들 암반에 대해 Lee & Pietruszczak (2008)가 제안한 탄소성 해석방법을 적용하여 탄소성 해석을 수행할 수 있다.

이 연구에서 제안된 해석 과정을 간략하게 살펴보면 다음과 같다. 우선, 보강되지 않은 원형터널(Fig. 3(a))에 대해 임의의 지보력 $\sigma_{r(b)}$ 값을 설정하여 탄소성 해석을 수행한다. 이때 터널의 지보력 크기는 $p_i < \sigma_{r(b)} < p_0$ 범위를 가진다. 이 해석결과를 보강된 원형 터널(Fig. 3(b))의 외부 경계 값으로 설정하여 원형터널에 대해 탄소성 해석을 수행한다. 터널 반경 d 에서 계산된 반경 응력 $\sigma_{r(d)}$ 값과 실제 터널의 지보력(p_i)값을 비교하여 만약 두 값이 차이가 생기면 원형터널(Fig. 3(a))의 지보력 $\sigma_{r(b)}$ 값에 여러 다른 값들을 대입하여 다시 해석을 수행한다. 즉, $\sigma_{r(d)} < p_i$ 이면 $\sigma_{r(b)}$ 값을 증가시키고, $\sigma_{r(d)} > p_i$ 이면 $\sigma_{r(b)}$ 값 감소 시켜 $\sigma_{r(d)}$ 값과 p_i 값이 같아 질 때 까지 반복하여 탄소성 해석을 수행하게 된다. 이번 연구에서 $\sigma_{r(d)}$ 와 p_i 값의 오차는 $1e-5$

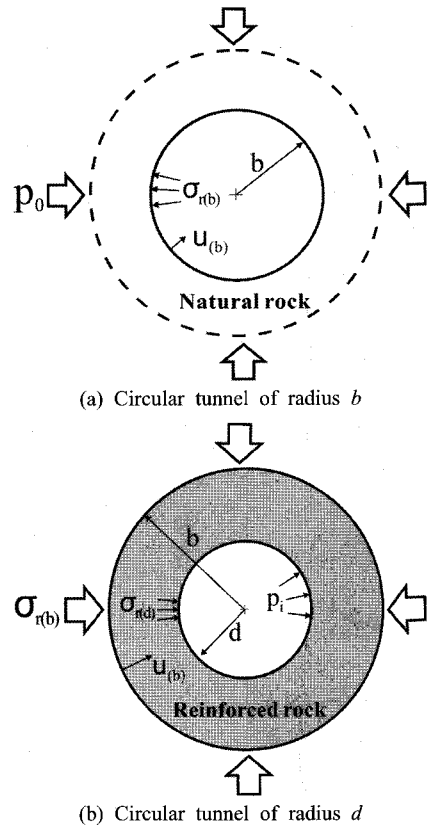


Fig. 3. Separation of the reinforced zone from natural rock.

까지 허용하였다.

해석조건에 따라 보강대에 탄성과 소성 영역이 동시에 존재할 수 있다. 그러므로 이러한 경우 두 영역에 대한 응력 및 변위 해석을 위해 각각 탄성해석법과 탄소성 해석법이 적용되어야 한다. Fig. 4는 n개의 일정한 간격의 링으로 보강대 해석 단면을 나눈 모습이며 각 링의 두께는 (b-d)/n이다. 각 단계마다 항복 여부를 판단하여 보강된 원형터널의 탄성과 소성영역의 응력 및 변위분포를 계산할 수 있다. 보강대의 소성영역 응력 계산 시 Lee & Pietruszczak (2008)가 제안한 탄소성 해석방법을 바로 적용하기엔 어려움이 있다. 왜냐하면 계산 전 탄성-소성 경계에 작용하는 반경응력 σ_r 를 구할 수 없기 때문이다. 그러나 항복조건식(1)을 다음과 같은 평형조건식(3)에

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (3)$$

대입하여 얻은 식(4)의

$$\frac{d\sigma_r}{dr} - \frac{\sigma_c \left(m \frac{\sigma_r}{\sigma_c} + s \right)^a}{r} = 0 \quad (4)$$

유한차분 식을 이용하여 Newton-Raphson법(Press et.al., 1992) 같은 적당한 수치해석 알고리즘을 사용하면 반경 응력 σ_r 을 구할 수 있다. 이렇게 구한 반경 응력 σ_r 을 이용하면 소성영역에서 Lee & Pietruszczak (2008)가 제안한 탄소성 해석방법을 적용하여 응력

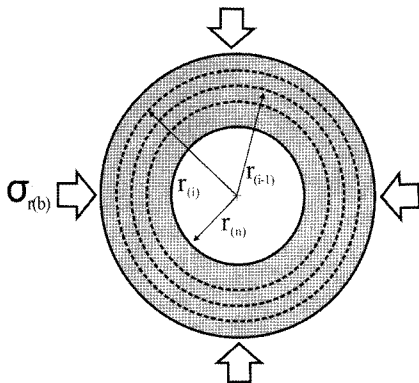


Fig. 4. Division of reinforced zone into small annuli.

및 변위 분포를 계산할 수 있다. 또한 보강대의 탄성영역에서도 보강대에 생기는 탄성-소성경계에 작용하는 반경 응력 σ_r 를 구할 수 없기 때문에 Lamé's solution을 이용하여 응력 및 변위분포를 계산 할 수 없다. 그러나 다음과 같은 변형률-변위 관계식, 평형조건식, 변형률-응력 관계식들의 유한차분식을 이용하면 탄성영역의 응력, 변형률, 변위 값을 차례로 계산할 수 있다.

$$\frac{\epsilon_{r(i)} + \epsilon_{r(i-1)}}{2} = \frac{u_{(i)} - u_{(i-1)}}{r_{(i)} - r_{(i-1)}}, \quad \epsilon_{\theta(i)} = \frac{u_{(i)}}{r_{(i)}} \quad (5)$$

$$\frac{\sigma_{r(i)} - \sigma_{r(i-1)}}{r_{(i)} - r_{(i-1)}} = \frac{\sigma_{\theta(i)} + \sigma_{\theta(i-1)} - \sigma_{r(i)} - \sigma_{r(i-1)}}{r_{(i)} + r_{(i-1)}} \quad (6)$$

$$\begin{pmatrix} \epsilon_{r(i)} \\ \epsilon_{\theta(i)} \end{pmatrix} = \frac{1+\nu}{E} \begin{bmatrix} 1-\nu & -\nu \\ -\nu & 1-\nu \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{r(i)} - \sigma_0 \\ \sigma_{\theta(i)} - \sigma_0 \end{pmatrix} \quad (7)$$

3. 원형터널의 탄소성 해석

이 연구에서 설정한 변형률연화 모델은 정점값과 잔류값이 같을 경우 탄성-완전소성 모델에 해당되며 임계소성전단변형률(γ^*)값을 0으로 가정하고 정점값이 잔류값 보다 큰 경우 탄성-취성소성 모델이 된다. 제안된 수치해석 방법의 신뢰성을 검증하기 위해 변형률연화 거동의 특수한 형태로 볼 수 있는 탄성-취성소성 모델을 이용한 해석을 실시하였다. 탄성-취성소성 모델은 정해 및 근사적 해석해들이 많이 알려져 있을 뿐 아니라 유한차분 코드인 FLAC (Itasca, 2005)을 이용하여 간단하게 그 정확성을 검증 할 수 있다. 이 연구에서는 탄성-취성소성 모델의 신뢰성 검증을 통해 간접적으로 변형률연화 모델의 신뢰성을 검증하고자 하였다. 또한 검증된 변형률연화 탄소성 해석방법을 적용하여 원형터널주변에 보강대가 존재할 경우 강도정수 a와 보강 두께가 터널 거동에 미치는 영향을 알아보았다.

3.1 제안된 수치해석 방법 검증

정수압 상태의 초기응력이 15.0MPa인 일반화된 Hoek-Brown 암반에 굴착된 반경 2m, 보강대 두께 2m인 원형터널에 대해 탄소성 해석을 실시하였다. 또한 동일한 모델에 대해 유한차분 코드인 FLAC을 이용하여 해석한 결과와 비교함으로써 제안된 해석방법의 정확성을 검증하였다. 해석에 사용된 입력 자료는 Table 1

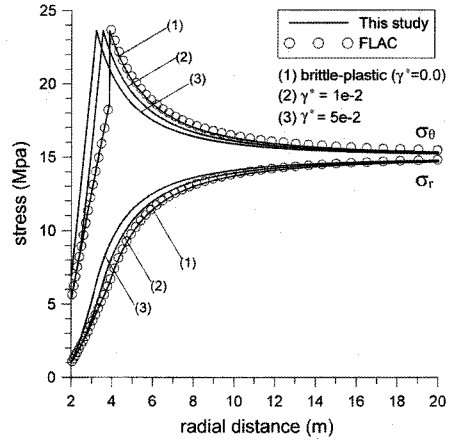
에 제시되어 있으며 원 암반에 비해 보강된 암반에 물성치들의 잔류값이 조금씩 증가하는 것으로 가정하여 보강효과를 묘사하였다(Peila & Oreste, 1995).

Fig. 5는 터널벽면에 가해지는 지보력(p_i)이 1.0MPa 일 때 변형률연화 모델인 $\gamma^*=1e-2$, $\gamma^*=5e-2$ 의 2가지 경우와 탄성-취성소성 모델인 $\gamma^*=0.0$ 의 경우에 대한 원형터널 주변의 응력 및 변위분포를 도시한 것이다. 또한 탄성-취성소성 모델인 $\gamma^*=0.0$ 의 경우에 대한 탄소성 해석 결과를 FLAC을 이용하여 해석한 결과와 함께 나타내었다. γ^* 가 0에 가까워짐에 따라 변형률연화 모델은 탄성-취성소성모델에 가까워지고 있음을 보여준다. 탄성-취성소성모델의 경우인 Fig. 5(a)의 그래프(1)에서 볼 수 있듯이 제안된 해석 방법으로 계산된 반경방향수직응력(σ_r)과 원주방향수직응력(σ_θ)의 결과는 FLAC을 이용하여 해석한 결과와 거의 일치하고 있다. 반경방향 변위 결과 역시 탄성-취성소성모델인 경우의 해석 결과를 FLAC을 이용하여 해석한 결과와 함께 Fig. 5(b)의 그래프(1)에 도시하였으며 반경방향 변위 또한 FLAC의 해석결과와 잘 일치하고 있음을 볼 수 있다.

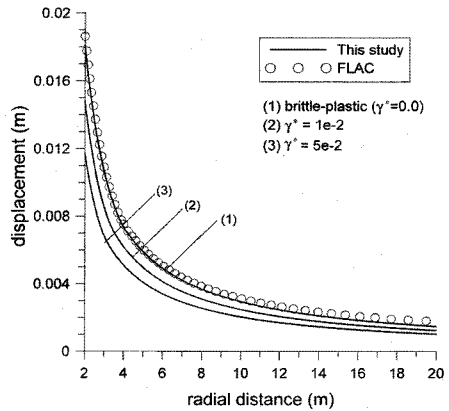
Fig. 6은 변형률연화($\gamma^*=1e-2$) 거동 시 보강 유무에 따른 원형터널주변의 응력분포를 보여준다. 보강전과 보강후의 응력 분포 형태가 달라짐을 볼 수 있으며 보강 후 소성영역에서 σ_r 과 σ_θ 는 증가하고 있다. 또한 소성반경도 보강 전 약 3.9m에서 보강 후 약 3.5m로 작아지고 있다.

Fig. 7은 보강 전 터널과 보강 후 터널에 대한 지반

반응곡선(ground reaction curve)을 서로 비교하여 도



(a) Distribution of stress



(b) Distribution of displacement

Fig. 5. Comparison of the result from the proposed method with FLAC solution.

Table 1. Input parameters for verification analysis

parameter	natural rock		reinforced rock	
deformation modulus (E)	5700MPa		5700MPa	
poisson's ratio	0.3		0.3	
uniaxial compressive strength (σ_c)	peak	30MPa	peak	30MPa
	residual	25MPa	residual	28MPa
m	peak	1.7	peak	1.7
	residual	0.85	residual	1.05
s	peak	3.9e-3	peak	3.9e-3
	residual	1.9e-3	residual	2.9e-3
a	peak	0.55	peak	0.55
	residual	0.6	residual	0.58
critical deviatoric plastic strain (γ^*)	1e-2		1e-2	

시한 것이다. 가로축은 초기지압(p_0), 전단탄성계수(G), 터널반경(d)을 이용하여 정규화 시킨 터널벽면에서의 반경방향 변위이다. 원형터널주변이 보강된 경우의 벽면변위가 보강되지 않은 터널의 벽면변위보다 감소하는 것을 볼 수 있다. 지보력(p_i)이 1.0MPa인 경우를 살펴보면 보강되지 않은 터널의 벽면변위가 18.76mm 이지만 보강된 경우 터널의 벽면변위는 14.78mm로 약 21% 감소한다. 또한 지보력(p_i)이 작아질수록 보강대의 영향이 더욱 크게 나타남을 볼 수 있으며 지보력(p_i)이 증가할수록 두 암반 모두 일정한 값으로 수렴하며 탄성거동을 보이고 있다. 원형터널주변에 보강대의 유무에 따라 터널의 탄소성 거동은 매우 다른 거동을 보이며, 응력 및 변위분포 형태가 크게 달라짐을 알 수 있다.

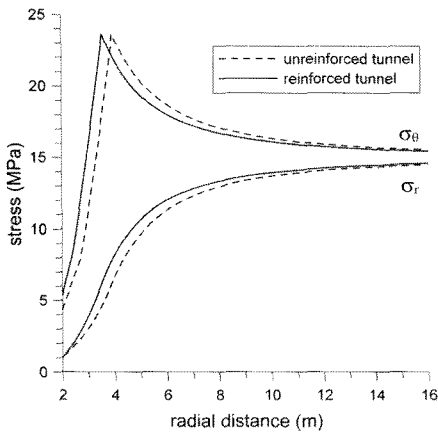


Fig. 6. Radial and tangential stresses for unreinforced and reinforced tunnels.

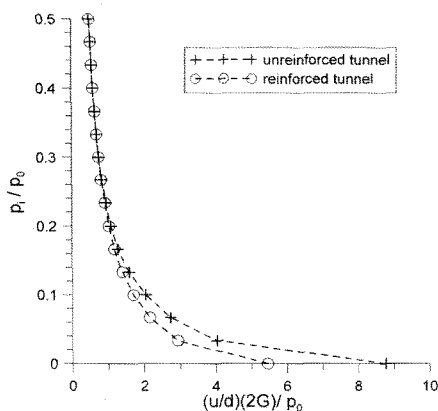


Fig. 7. Ground reaction curves for unreinforced and reinforced tunnels.

3.2 강도정수 a 의 영향 검토

Hoek et al., (2002)은 본래의 Hoek-Brown 파괴조건식(Hoek & Brown, 1980)이 불량한 암반에 적용할 수 없는 단점 등을 극복하고 다양한 암반상태에 대한 적용이 가능하도록 기존의 강도지수 0.5가 새로운 강도정수 a 로 대체되는 일반화된 Hoek-Brown 파괴조건식을 제안하였다. 강도정수 a 의 값은 0.5와 0.6사이의 값을 가진다. Hoek-Brown 파괴조건식을 채택한 기존의 탄소성 해석들에서는 강도정수 a 값을 0.5로 고정시켜 해석이 수행되었다(Sharan, 2003, 2005; Park & Kim, 2006; Park et al., 2008 등). 또한 보강대를 고려한 탄소성 해석인 경우에도 강도정수 a 의 변화를 고려하지 않았다(Pelia & Oreste, 1995).

이 연구에서는 일반화된 Hoek-Brown파괴조건식을 적용하여 원형터널주변에 보강대가 존재할 경우 강도정수 a 의 변화가 탄소성 거동에 미치는 영향을 알아 보았다. 원 암반의 강도정수 a 값을 0.6으로 가정하고 보강대의 강도정수 a 값은 각각 0.6, 0.55, 0.5로 설정하여 탄소성 해석을 실시하였다. 그 외 입력 자료는 Table 1에 나타난 값을 사용하였다.

Fig. 8은 보강대에서 강도정수 a 의 변화에 따른 지반반응곡선을 서로 비교한 것이다.

보강대의 강도정수 a 값을 감소시킬수록 벽면 변위가 점점 줄어들고 있음을 볼 수 있다. 지보력(p_i)이 1.0MPa인 경우를 살펴보면 보강대에서 a 값을 고려하지 않은 경우($a=0.6$)의 벽면 변위가 14.7mm로 가장 크게 나타나고 있으며 강도정수 a 값을 0.55, 0.5로 감소시킬수록 벽면 변위가 각각 13.15mm, 11.95mm로

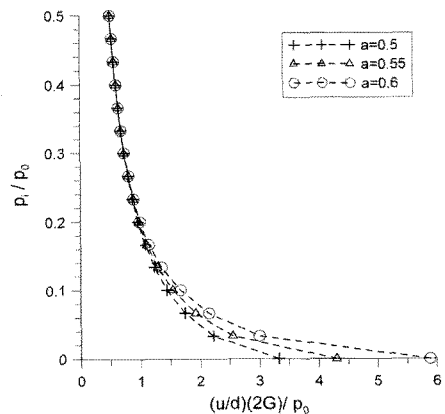


Fig. 8. Ground reaction curves for various a values.

점점 작아지고 있다. 또한 지보력(p_i)이 감소할수록 탄소성 해석 시 강도정수 a 의 영향을 많이 받음을 알 수 있다. 이러한 결과는 터널 안정성 해석 시 터널보강 효과를 강도 정수의 증가로 반영시키는 경우 강도정수 a 의 값이 신중하게 선정되어야 함을 말해준다.

3.3 보강대 두께의 영향 검토

3.1절과 3.2절의 해석 결과로부터 보강대의 유무에 따라 원형터널 주변의 응력 및 변위분포가 서로 다른 거동특성을 보이는 것을 알 수 있었다. 또한 보강대가 탄성-소성 경계를 포함 하느냐 하는 문제는 터널 안정성 측면에서 중요한 역할을 하는 것으로 알려져 있다

(이연규, 2008).

이 연구에서는 보강두께의 변화에 따른 원형터널 주변 압반의 탄소성거동을 살펴보기 위해 같은 물성의 압반에 대해 터널벽면에 가해지는 지보력(p_i)이 0.5MPa, 1.0MPa, 1.5MPa, 2.0MPa인 4가지 경우를 가정하여 탄소성해석을 수행하였다. 나머지 입력 자료는 Table 1에 나타낸 값을 사용하였다.

4가지 경우에서 얻어진 보강두께에 따른 소성반경과 벽면변위 변화를 Fig. 9에 나타내었다. Fig. 9(a)는 지보력(p_i)이 0.5MPa 일 때 계산된 해석 결과로서 보강두께가 증가함에 따라 소성반경과 벽면변위가 점점 감소하고 있음을 볼 수 있다. 그러나 약 4.5m부터는

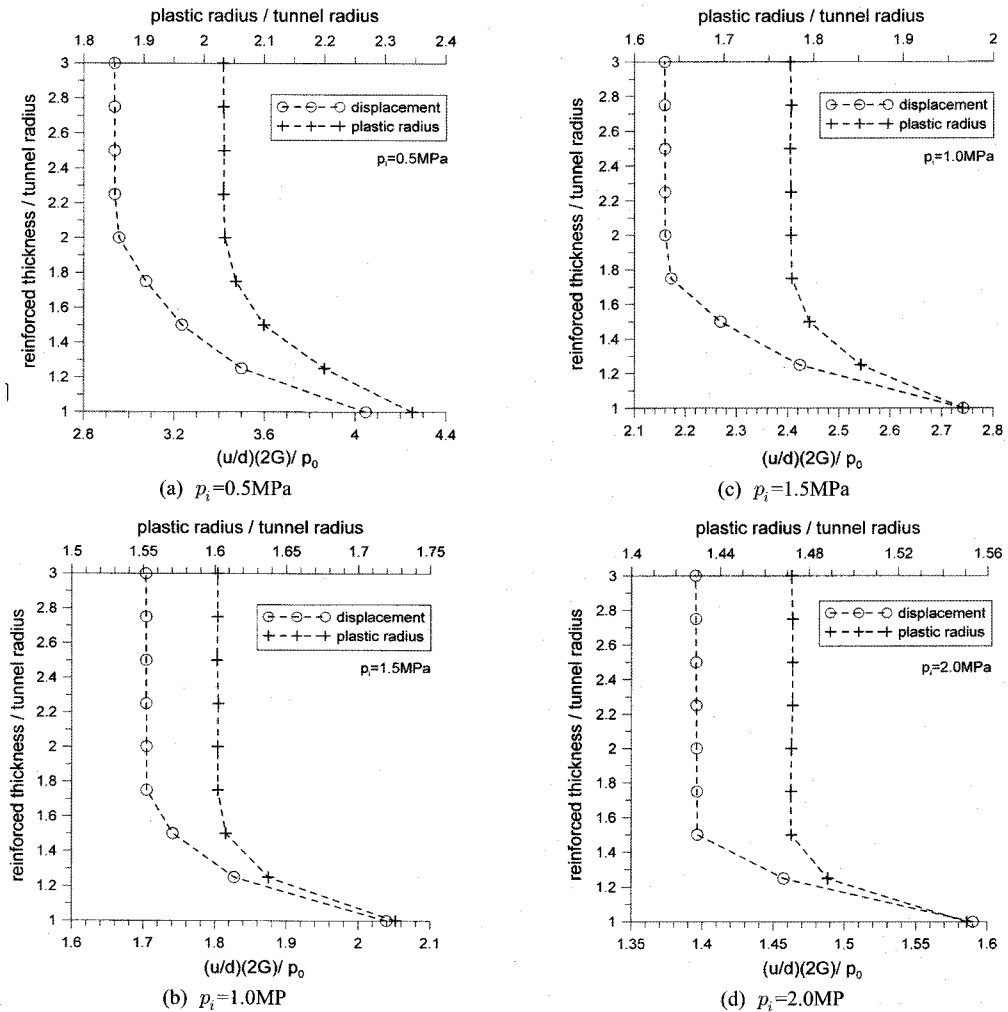


Fig. 9. Influence of the reinforcement thickness on the displacement and the plastic radius.

보강두께 증가에 따른 영향을 거의 받지 않으며 소성 반경과 벽면변위는 각각 4.06m, 20.1mm로 수렴하고 있다. 또한 지보력(p_i)이 1.0, 1.5, 2.0MPa인 경우(Fig. 9(b)~(d))에서도 보강두께가 증가함에 따라 소성반경과 벽면변위가 감소하는 비슷한 경향을 보이고 있으며 일단 보강대가 탄성-소성 경계를 포함하면 벽면변위와 소성반경은 보강두께가 증가해도 거의 변화하지 않음을 보여준다. 지보력(p_i)이 0.5, 1.0, 1.5, 2.0MPa로 증가함에 따라 벽면변위와 소성반경이 점점 작은 값에 수렴함을 볼 수 있으며 탄성-소성 경계를 포함하기 시작하는 보강대의 두께도 각각 약 4.5, 4, 3.5, 3m로 점점 작아짐을 볼 수 있다. 이상의 결과는 터널 굴착 후 안정성 확보를 위해 터널주변을 보강 하는 경우 암반조건에 따라 적절한 보강두께가 신중하게 설정되어야 할 필요성이 있음을 보여준다.

4. 결론

Lee & Pietruszczak (2008)의 탄소성 해석방법을 응용하여 터널주변 암반의 보강효과를 고려할 수 있는 일반화된 Hoek-Brown 파괴조건식을 적용한 간단한 탄소성 해석방법을 제안하였다. 항복응력 이후의 탄소성 거동은 변형률연화 거동으로 가정하였다.

이 연구에서 탄성-취성소성인 경우 제안된 수치해석방법의 결과와 유한차분 코드인 FLAC을 이용하여 해석한 결과를 비교함으로써 제안된 수치해석 방법의 정확성을 검증하였으며 변형률연화 해석을 통하여 터널의 주변의 보강대가 터널의 거동에 미치는 영향을 살펴 본 결과 다음의 결과를 얻었다.

- 1) 이 연구에서 가장한 입력 자료를 바탕으로 지보력(p_i)이 1.0MPa인 원형터널의 탄소성 해석 결과 터널주변이 보강 된 경우의 벽면 변위가 보강되지 않은 경우의 벽면 변위보다 약 21% 감소하였으며 지보력(p_i)이 작아질수록 보강대의 영향이 더욱 크게 나타남을 볼 수 있다.
- 2) 보강대가 존재할 경우 보강대의 강도정수 a 를 0.6에서 차례로 0.5까지 감소시킬수록 벽면 변위가 점점 줄어들고 있음을 볼 수 있으며, 지보력(p_i)이 감소할수록 강도정수 a 의 영향이 커짐을 알 수 있었다.
- 3) 보강두께의 증가에 따라 벽면변위와 소성반경은

줄어드는 경향을 볼 수 있다. 그러나 보강대가 탄성-소성 경계를 포함하면 벽면변위와 소성반경은 일정한 값에 도달하여 보강두께가 증가해도 거의 변화하지 않았다. 또한 지보력(p_i)이 증가함에 따라 벽면변위와 소성반경이 점점 작은 값에 수렴함을 볼 수 있으며 탄성-소성 경계를 포함하기 시작하는 보강대의 두께도 점점 작아짐을 볼 수 있다.

이상의 결과로부터 터널주변에 보강대의 유무에 따라 원형터널의 탄소성 거동은 매우 다른 거동을 보이며, 응력 및 변위분포에 많은 영향을 미치는 것을 알 수 있었다. 또한 강도정수 a 와 보강두께는 터널주위에 많은 영향을 미치므로 원형터널에 보강대가 존재할 경우 이들 변수를 고려하지 않으면 부정확한 터널 지보설계의 결과를 초래할 수 있을 것으로 나타났다.

감사의 말

이 논문은 2007년도 정부재원(교육인적자원부 학술연구조성사업비)으로 한국학술진흥재단의 지원을 받아 연구되었음(KRF-2007-521-D00587).

참고문헌

1. 이연규, 2006, Mohr-Coulomb 암반에 굴착된 원형 터널의 변형률연화 거동해석, 터널과 지하공간(한국암반공학회지), Vol.16, No.6, pp.495-505.
2. 이연규, 2008, Mohr-Coulomb 암반에 굴착된 원형 터널의 보강효과 해석을 위한 간편 수치해석법, 터널과 지하공간(한국암반공학회지), Vol.18, No.2, pp.98-106.
3. Sharan, S.K, 2003, Elastic-brittle-plastic analysis of circular openings in Hoek-Brown media, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol.40, pp.817-824.
4. Sharan, S.K, 2005, Exact and approximate solutions for displacements around circular opening in elastic-brittle-plastic Hoek-Brown rock, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol.42, pp.452-549.
5. Carranza-Torres, C., 2004, Elasto-plastic solution of tunnel problems using the generalized form of the Hoek-Brown failure criterion, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol.41, pp.480-481.
6. Park, K. H. and Kim, Y. J., 2006, Analytical solution for a circular opening in an elastic-brittle-plastic rock, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol.43, pp.616-622.
7. 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., Vol.23, pp.588-599.
8. Park, K. H., Tontavanich, B. and Lee, J. G., 2008, A simple procedure for ground response curve of circular tunnel in elastic-strain softening rock masses, Tunnel. Under. Space Tech., Vol.23, pp.151-159.
 9. Peila, D. and Oreste, P.P., 1995, Axisymmetric analysis of ground reinforcing in tunnelling design, Computers and Geotechnics, Vol.17, pp.253-274.
 10. Osgoui, R.R., 2006, Ground reaction curve of reinforced tunnel using a new elasto-plastic model, Post graduate Thesis, The politecnico di torino, Italia.
 11. Brown, E.T., Bray, J.W., Ladanyi, B. and Hoek, E., 1983, Ground response curves for rock tunnels, J. Geotech. Eng., ASCE 109, pp.15-39.
 12. Hoek, E., Carranza-Torres, C. and Corkum, B., 2002, Hoek-Brown failure criterion -2002 edition, Proceedings of the 5th North American Rock Mechanics symposium and 17th Tunnelling Association of Canada Conference, Toronto, pp.267-273.
 13. Press, W.H., Teukolsky, S.A., Vetterling, W.T. and Flannery, B.P., 1992, Numerical Recipes in Fortran, Cambridge University Press.
 14. Itasca Consulting Group, Inc., 2005, FLAC 5.0 User's Guide.
 15. Hoek, E. and Brown, E.T., 1980, Underground excavation in rock, Institution of Mining and Metallurgy, London.



이 연 규

군산대학교 해양과학대학 해양시스템
공학전공 부교수

Tel : 063)469-1864
E-mail : kyouleee@kunsan.ac.kr



박 경 순

군산대학교 대학원 해양산업공학과
석사과정

Tel : 063)469-1861
E-mail : drj000@nate.com