터널과 지하공간, 한국암반공학회지
제18권 제2호, 2008년 4월, pp. 98~106

TUNNEL & UNDERGROUND SPACE, Vol. 18, No. 2, 2008, pp. 98-106
Journal of Korean Society for Rock Mechanics

Mohr-Coulomb 암반에 굴착된 원형터널의 보강효과 해석을 위한 간편 수치해석법

이연규[1)]*

A Simple Numerical Procedure for Assessing the Effect of Ground Improvement Around a Circular Tunnel Excavated in Mohr-Coulomb Rock Mass

Youn-Kyou Lee

Abstract When a tunnel is excavated in a rock mass of poor condition, the adjacent zone of excavation surface may be reinforced by adopting the appropriate methods such as grouting and rock bolting. The reinforced effect can be evaluated by use of various numerical approaches, where the reinforcing elements may be expressed as distinct discretizations or smeared into the equivalent material properties. In this study, a simple numerical method, which can be classified as the latter approach, was developed for the elasto-plastic analysis of a circular tunnel. If a circular tunnel in a Mohr-Coulomb rock mass is reinforced to a finite thickness, the reinforced annulus may have different material properties from the in-situ rock mass. In the proposed elasto-plastic method for assessing the reinforcing effect, Lee & Pietruszczak (2007)'s method is applied to both the reinforced annulus and the outer insitu rock mass of the fictitious tunnel, and then two results are combined by enforcing the compatibility condition. The method were verified through comparing the results with the proposed method and the commercial finite difference code FLAC. When taking the variation of deformation modulus and strength parameters in the reinforced zone into account, the distributions of stress and radial displacement were much different from those obtained with the assumption of homogeneous rock mass.

Key words Circular tunnel, Elasto-plastic analysis, Mohr-Coloumb rock mass, Reinforcement

초 록 암질이 불량한 암반에 터널이 굴착되는 경우 터널의 주변 암반은 그라우팅, 록볼트 설치 등의 보강법을 활용하여 일정 깊이까지 보강이 이루어진다. 터널보강의 효과를 수치해석적으로 계산하기 위해서는 보강재를 직접 요소로 표현하거나 보강영역의 등가물성을 활용하는 방법이 적용될 수 있다. 이 연구에서는 후자의 목적에 이용될 수 있는 원형터널의 탄소성해석을 위한 간단한 수치해석 기법을 개발하였다. 정수압조건의 초기응력이 작용하는 Mohr-Coulomb 암반에 굴착된 원형터널이 고리형태로 일정 깊이까지 보강된다면 보강대는 원 암반과 물성의 차이를 보인다고 가정할 수 있다. 보강대와 보강대를 제외한 가상의 터널에 대해 각각 Lee & Pietruszczak (2007)가 제안한 탄소성 해석법을 적용하고 적합조건을 만족하도록 두 영역의 해석결과를 연결시키는 방법으로 보강대 효과를 계산할 수 있는 탄소성 수치해석법을 개발하였다. 상업코드인 FLAC을 활용한 해석결과와 비교를 통하여 개발된 방법의 정확성을 검증하였다. 해석결과 보강대의 변형계수와 강도정수의 변화를 고려한 응력 및 변위 분포는 균질한 암반을 가정한 해석결과와 큰 차이를 보여주었다.

핵심어 원형터널, 탄소성해석, Mohr-Coulomb 암반, 보강

1. 서 언

정수압 조건의 초기지압이 작용하는 암반에 굴착된 원형터널의 거동에 대한 해는 반경방향의 거리에 따른 응력과 변위의 변화로 주어진다. 이 문제는 축대칭성 때문에 간단한 1차원 문제로 귀착되지만 아직까지도 많은 연구자들의 관심을 끌고 있는 연구주제가 되고 있다. 이 문제의 해는 TBM 터널의 설계, 시추공의 안정성 해석, 터널의 지보메카니즘 이해 등에 응용될 수 있다.

축대칭 원형터널 문제에 대한 정해(closed-form solution)

[1)] 군산대학교 해양시스템공학전공 부교수
* 교신저자 : kyoulee@kunsan.ac.kr
접수일 : 2008년 2월 28일
심사 완료일 : 2008년 4월 3일

의 존재 여부는 암반을 어떠한 매질로 가정하느냐에 달려있다. 암반을 탄성체로 가정할 경우 원형터널 주변에서 탄성응력 및 변위분포는 Lamé 해로 알려져 있으며 여러 암석역학 관련 교과서에 소개되어 있다(Brady and Brown, 2004). 또한 탄성 이후의 암반거동을 완전소성(perfectly plastic) 또는 취성-소성(brittle-plastic)으로 가정하는 경우에도 소성거동에 대한 적절한 가정을 통하여 구해진 해석 해들이 제안되었다(Wang, 1996, Sharan, 2003, Carranza-Torres, 2004, Park & Kim, 2006). 반면에 소성거동의 변형률연화(strain softening)를 고려하는 경우는 정해를 얻기 힘들기 때문에 수치해석적 근사법들이 이용되고 있다(이연규, 2006, Brown et al., 1983, Alonso et al., 2003, Guan et al., 2007, Lee & Pietruszczak, 2007).

지금까지 언급된 연구들은 모두 암반을 균질, 등방성 매질로 가정하였다. 그러나 암질이 불량하여 원형터널의 주변 암반이 일정 두께로 보강된다면 보강영역과 보강되지 않는 영역의 역학적 성질을 달리한 해석이 필요하다. 암반 내에 보강재가 삽입되는 대표적인 방법으로 록볼트 설치나 그라우트 주입을 들 수 있다. 록볼트의 설치 밀도와 그라우트 주입량 결정을 위한 보강설계는 흔히 유한요소법, 유한차분법, 개별요소법 등과 같은 수치해석적 기법에 의존하는 경우가 일반적이다. 지보재를 요소로 직접 구현하는 직접적인 방법(Van Dillen et al., 1979) 외에 지보재에 의해 발생된 지보압을 터널벽면에 가하거나 보강영역의 탄성 및 강도정수를 증가시키는 간접적인 방법(Lang & Bischoff, 1984, Sharma & Pande, 1988, Indraratna & Kaiser, 1990, Peila & Oreste, 1995)에 의해 보강효과를 수치해석에 반영시킬 수 있다.

이 연구에서는 Peila & Oreste(1995)의 방법론에 기초하여 축대칭 원형터널 주변의 암반 보강효과를 간단히 해석할 수 있는 수치해석 알고리즘을 개발하였다. 암반은 Mohr-Coulomb파괴조건을 따르는 완전소성 거동 매질로 가정하였고, 보강된 암반은 원 암반에 비하여 탄성정수, 점착강도(cohesion), 내부마찰각(friction angle), 팽창각(dilation angle)가 증가되는 것으로 가정하였다. Peila & Oreste의 방법은 소성영역에서 탄성변형률의 변화를 고려하지 못하는 Brown et al.(1983)의 탄소성 해석법을 적용하고 있으므로 계산된 반경방향 변위의 정확성을 기대할 수 없었다. 반면에 이 연구에서는 정확성이 검증된 Lee & Pietruszczak(2007)의 탄소성 해석법을 기반으로 하여 보강된 원형터널 주변의 응력 및 변위분포를 정밀하게 계산할 수 있는 탄소성 수치해석 기법을 제안하였다.

2. 해석모델의 정의

이 연구의 해석대상 모델을 Fig. 1에 나타내었다. 크기 σ_o 인 정수압 상태의 초기지압이 작용하고 있는 Mohr-Coulomb 암반에 반경 b 인 터널이 굴착되었고 굴착면에는 지보압 p_i 가 작용하고 있다. 터널 주변의 암반은 일정 두께 $(d-b)$로 보강이 이루어졌으며, 이에 따라 보강영역의 탄성정수(E, ν)와 강도정수(ϕ, c, φ)는 본래의 암반의 차이를 나타낸다. 여기서 강도정수 ϕ, c, φ 는 각각 내부마찰각, 점착강도, 팽창각을 나타낸다.

대상모델은 평면변형률조건을 만족시키며 보강대 및 원 암반의 탄성거동은 탄성정수 탄성정수 E, ν 를 이용하여 기술된다. 탄소성거동의 시작은 다음의 항복조건에 의해 결정된다.

$$\sigma_\theta = N\sigma_r + Y \tag{1}$$

여기서

$$N = \frac{1+\sin\phi}{1-\sin\phi}; \qquad Y = \frac{2c\cos\phi}{1-\sin\phi} \tag{2}$$

이다. σ_θ 와 σ_r 은 각각 원주방향 및 반경방향 수직응력을 나타낸다.

원 암반이나 보강대에서 발생하는 소성변형률 증분의 계산에 필요한 소성유동법칙(plastic flow rule)은 선형 소성포텐셜함수를 가정할 경우 다음과 같이 표시할 수 있다.

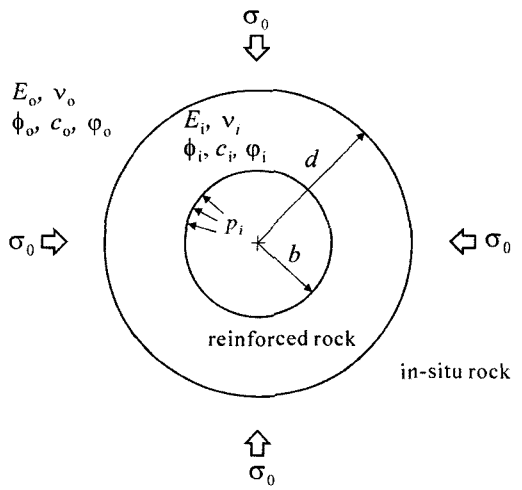

Fig. 1. Axisymmetric model of a reinforced circular tunnel

$$d\epsilon_r^p = \xi d\epsilon_\theta^p \tag{3}$$

여기서

$$\xi = \frac{1+\sin\varphi}{1-\sin\varphi} \tag{4}$$

이고 $d\epsilon_r^p$ 와 $d\epsilon_\theta^p$ 는 각각 반경방향 및 원주방향 소성변형률 증분이다. 마찰각과 팽창각이 동일하면 즉, $\varphi = \phi$ 이면 associated flow가 된다.

강도정수와 응력의 경계조건에 따라 탄성-소성 경계는 보강영역 내부 혹은 보강영역 외부에 형성될 수 있다. 또한 조건에 따라 보강영역과 외부영역에 동시에 탄성-소성 경계가 형성될 수도 있다.

이 연구에서는 Fig. 1의 모델에 대해 유한차분 근사법을 이용하여 원형터널 주변의 응력 및 변위분포를 계산할 수 있는 간편 수치해석법을 제안하고자 한다.

3. 수치해석 방법

3.1 제안된 방법의 개요

원형터널 주변의 암반이 균질등방체라면 Lee & Pietruszczak (2007)에 의해 제안된 방법(이하 LP법)을 적용하여 터널주변에서 발생되는 탄소성 응력 및 변위분포를 정밀하게 계산할 수 있다. 그러나 이 연구의 대상 모델처럼 터널 주변에 도우넛 형태의 보강대가 존재하면 해석 영역이 불균질하게 되어 LP법을 적용하는 것이 곤란해진다.

이 연구에서는 Peila & Oreste(1995)의 연구에 착안하여 Fig. 2와 같이 보강영역을 가상적으로 분리한 후 반경이 d 인 가상터널과 보강영역에 대해 각각 LP법을 적용하여 응력과 변위분포를 계산하는 새로운 방법을 개발하였다. 개발된 방법에서는 경계($r = d$)에서 반경방향 수직응력 $\sigma_{r(d)}$와 반경방향 변위 $u_{(d)}$의 연속조건이 만족되도록 보강영역의 해석결과와 바깥영역의 해석결과가 결합된다.

해석절차를 개략적으로 설명하면 다음과 같다.

(i) $p_i < \sigma_{r(d)} < \sigma_o$의 범위에 있는 $\sigma_{r(d)}$를 내부 지보압으로 가정하고 외부 가상터널에 LP법을 적용하여 가상터널의 응력, 변위, 변형률을 계산한다.

(ii) 단계 (i)에서 계산된 결과 중 가상터널 벽면의 $\sigma_{r(d)}$, $u_{(d)}$, 및 변형률을 보강영역 외부경계값으로 하여 순차적으로 안쪽 방향의 고리에 대해 해석을 실시하여 보강영역의 응력 및 변위분포를 구한다. 여기서 LP법은 보강대 내에 소성영역이 형성될 경우에만 적용된다. 이 단계에서 이용된 LP법은 분할 고리의 두께가 일정하다는 측면에서 Lee & Pietruszczak (2007)에서 소개된 것과 근소한 차이가 있다. 각 고리의 안쪽 면에 작용하는 응력은 바깥쪽 면에 작용하는 응력값을 이용하여 평행조건식의 유한차분화를 통해 구해지므로 실제 터널반경 b에서 계산된 반경방향 응력 $\sigma_{r(b)}$은 실제 지보압 p_i와 차이가 있을 수 있다.

(iii) 단계(ii)에서 구한 실제 터널반경 b에서 반경방향 응력 $\sigma_{r(b)}$이 실제 지보압 p_i와 차이 있으면 $\sigma_{r(d)}$를 변경하여 단계 (i)과 단계 (ii)를 반복한다. 즉 $\sigma_{r(b)} > p_i$ 이면 $\sigma_{r(d)}$를 감소시켜서 단계 (i) 해석을 실시하고, $\sigma_{r(b)} < p_i$ 이면 $\sigma_{r(d)}$을 증가시켜 단계 (i) 해석을 실시한다. 이 과정은 $\sigma_{r(b)}$가 p_i에 충분히 가까워질 때까지 반복된다. 보통 충분히 정확한 결과를 얻기에 필요한 반복회수는 20회를 넘지 않는다.

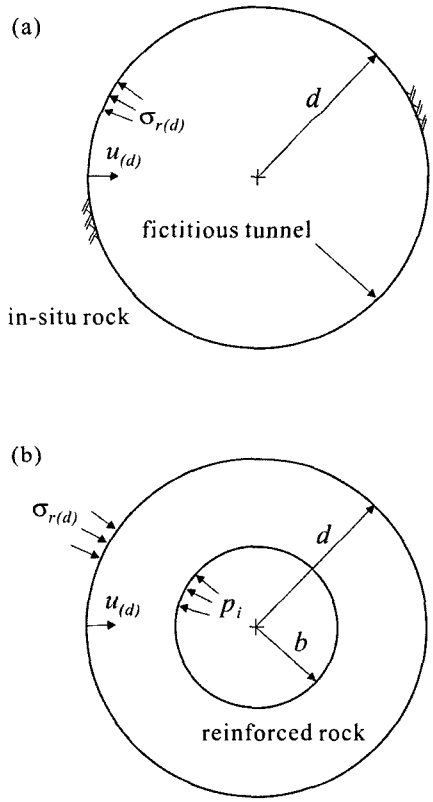

Fig. 2. Imaginary separation of the reinforced zone from surrounding rock mass; (a) Fictitious tunnel of radius d, (b) Reinforced zone detached.

3.2 보강영역의 응력 및 변위분포 계산

이 절에서는 보강영역에서 응력과 변위가 계산되는 과정을 더 자세히 설명하기로 한다. 보강영역 밖의 가상 터널에 적용되는 LP법에 대해서는 Lee & Pietruszczak (2007)의 연구를 참고하기 바란다. 보강대에서는 바깥 경계의 응력 및 변위를 초기값으로 하여 순차적으로 터널반경 b 까지 유한차분해석이 수행된다. 보강영역을 n 개의 동일한 두께를 갖는 얇은 고리도 이산화시키면 각 고리의 두께는 $(b-a)/n$ 이 된다. Fig. 3은 i 번째 고리의 모습을 보여준다. 보강대 내에서 탄성-소성경계 반경(r_p)의 위치는 해석조건에 따라 달라지므로 보강대에는 탄성거동 영역과 탄소성거동 영역이 동시에 존재할 수 있다. 탄성영역의 거동은 탄성방정식들의 유한차분화를 통하여 계산될 수 있다. 평면변형률 조건을 가정할 경우 필요한 축대칭 탄성방정식들은 다음과 같다.

$$\epsilon_r = \frac{du}{dr}; \qquad \epsilon_\theta = \frac{u}{r} \tag{5}$$

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{\sigma_\theta - \sigma_r}{r} \tag{6}$$

$$\begin{Bmatrix}\epsilon_r \\ \epsilon_\theta\end{Bmatrix} = \frac{1+\nu}{E}\begin{bmatrix}1-\nu & -\nu \\ -\nu & 1-\nu\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\sigma_r - \sigma_o \\ \sigma_\theta - \sigma_o\end{Bmatrix} \tag{7}$$

식(5)는 변위-변형률 관계식이며 식(6)은 응력의 평형조건식이다. 반면에 식(7)은 평면변형률 조건에서 응력-변형률 관계식 즉, Hooke의 법칙이다. 따라서 탄성영역에 위치한 임의의 유한차분 구간에 적용될 탄성관계식들의 유한차분식은 다음과 같이 주어진다.

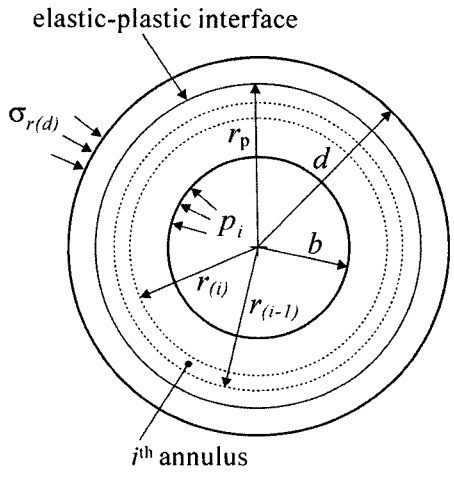

Fig. 3. Discretization of the reinforced zone

$$\frac{\epsilon_{r(i)} + \epsilon_{r(i-1)}}{2} = \frac{u_{(i)} - u_{(i-1)}}{r_{(i)} - r_{(i-1)}}; \qquad \epsilon_{\theta(i)} = \frac{u_{(i)}}{r_{(i)}} \tag{8}$$

$$\frac{\sigma_{r(i)} - \sigma_{r(i-1)}}{r_{(i)} - r_{(i-1)}} = \frac{\sigma_{\theta(i)} + \sigma_{\theta(i-1)} - \sigma_{r(i)} - \sigma_{r(i-1)}}{r_{(i)} + r_{(i-1)}} \tag{9}$$

$$\begin{Bmatrix}\epsilon_{r(i)} \\ \epsilon_{\theta(i)}\end{Bmatrix} = \frac{1+\nu}{E}\begin{bmatrix}1-\nu & -\nu \\ -\nu & 1-\nu\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\sigma_{r(i)} - \sigma_o \\ \sigma_{\theta(i)} - \sigma_o\end{Bmatrix} \tag{10}$$

i 번째 고리의 두께를 알고 있으므로 $r_{(i)}$는 주어진 값이다. 따라서 식(8)~식(10)의 총 5개 방정식을 연립하여 풀면 $\sigma_{r(i)}$, $\sigma_{\theta(i)}$, $\epsilon_{r(i)}$, $\epsilon_{\theta(i)}$, $u_{(i)}$를 구할 수 있다.

한편 각 단계에서는 구해진 $\sigma_{r(i)}$와 $\sigma_{\theta(i)}$를 항복조건식 (1)에 대입하여 항복 여부를 판단한다. 항복이 시작되면 이 후 영역에 대해 LP법을 적용하여 탄소성 응력 및 변위를 계산할 수 있다. LP법에 의하면 탄소성 거동에서 발생되는 소성변형률 증분은 다음과 같이 계산된다.

$$\left(\frac{1}{\Delta r} + (1+\xi)\frac{1}{\overline{r_{(i)}}}\right)\Delta\epsilon^p_{\theta(i)} = -\frac{\Delta\epsilon^e_{\theta(i)}}{\Delta r} - \frac{(1+\nu)}{E}\frac{H_{(i)}}{\overline{r_{(i)}}} - \frac{\overline{\gamma^p_{(i-1)}}}{\overline{r_i}} \tag{11a}$$

$$\Delta\epsilon^p_{r(i)} = -\xi\Delta\epsilon^p_{\theta(i)} \tag{11b}$$

식 (11)에서 $\Delta r = (b-a)/n$, $\overline{r_{(i)}} = (r_{(i)} + r_{(i-1)})/2$, $H_{(i)} = (N-1)\sigma_{r(i)} + Y$ 이다. 또한 $\gamma^p_{(i-1)}$ 는 편차소성전단 변형률(deviatoric plastic shear strain)으로 $\gamma^p_{(i-1)} = \epsilon^p_{\theta(i-1)} - \epsilon^p_{r(i-1)}$ 와 같이 정의된다.

4. 검 증

4.1 강도정수의 변화

제안된 수치해석법의 정확성을 검증하기 위하여 초기응력이 6.0 MPa인 암반에 굴착된 반경 5 m, 보강대 두께 4 m인 원형터널 주변의 탄소성 응력분포와 변위분포를 계산하였다. 해석에서 가정한 입력자료는 Table 1에 제시되어 있다. 보강대의 탄성계수와 포아송비는 원암반과 동일하다고 가정하였다. 반면에 내부마찰각, 점착강도, 팽창각은 보강영역에서 약간씩 증가하는 것으로 가정하였다. 비연상유동법칙(non-associated flow rule)을 가정한 해석을 수행하기 위하여 내부마찰각과 팽창각을 다르게 설정하였다. Bieniawski(1984)의 분류체계에 따르면 설정된 암반물성은 대략적으로 RMR 지수가 20~60 사이인 보통(fair) 암반 내지는 불량한(poor) 암

Table 1. Parameters assumed in the verification problem

Parameter	In-situ rock mas	Reinforced rock mass
deformation modulus (E)	10 GPa	10 GPa
Poisson's ratio (ν)	0.2	0.2
friction angle (ϕ)	25°	30°
cohesion (c)	0.1 MPa	0.3 MPa
dilation angle (φ)	20°	25°

반에 해당한다.

이 연구에서 제안된 방법을 이용하여 계산한 결과는 상업 유한차분 코드인 FLAC(Itasca, 2005)을 이용하여 해석한 결과와 비교하여 그 정확성을 검증하였다. 해석 모델의 대칭성을 활용하여 Fig. 4와 같이 전체 영역의 1/4만을 해석영역으로 설정하였다. 유한차분 요소망은 60 x 80 개의 격자점으로 구성되어있다. 요소망의 바깥 경계는 터널의 중심으로부터 터널반경의 10배가 되는 지점에 위치해 있다.

터널벽면에 가해지는 지보압 p_i 를 4가지 경우 즉, 0.4 MPa, 0.5 MPa, 0.6 MPa, 0.8 MPa으로 가정하여 p_i 의 변화에 따른 탄소성거동의 특징을 살펴보았다. 4가지 경우에서 얻어진 반경거리에 따른 반경방향수직응력(σ_r) 및 원주방향수직응력(σ_θ)의 변화를 FLAC 해석결과와 함께 Fig. 5에 나타내었다. 이 연구에서 제안된 방법으로 계산된 응력분포는 FLAC 해석에 의한 결과와 거의 일치하고 있음을 보여준다. 그림에서 e와 p는 각각 탄성거동 영역과 탄소성거동 영역을 나타낸다. 주로 탄성영역에서 FLAC 해석결과가 약간 큰 응력 값을 보이는 것은 FLAC의 요소망이 충분히 촘촘하지 못하기 때문으로 판단된다. FLAC해석에서는 한 요소에 대해 하나의 대표 응력값 만이 구해진다는 것을 주목할 필요가 있다.

$p_i = 0.4$ MPa와 $p_i = 0.5$ MPa인 경우 보강대 전체가 탄소성거동을 하며 보강대 바깥의 원 암반영역까지 탄소성 영역이 확대되었다. 두 경우 탄성-소성 경계반경(r_p)는 각각 11.00 m, 10.17 m으로 계산되었다. σ_θ의 정점값은 $p_i = 0.4$ MPa 일 때 원 암반영역에서 나타나지만 $p_i = 0.5$ MPa인 경우 보강대 외부 경계부에서 나타나고 있다. 이와 같이 탄성-소성 경계가 보강대를 넘어선 영역에 형성되는 것은 터널의 보강설계 측면에서 바람직스럽지 못하다.

Fig. 5(c)는 $p_i = 0.6$ MPa일 때 계산된 응력분포로서

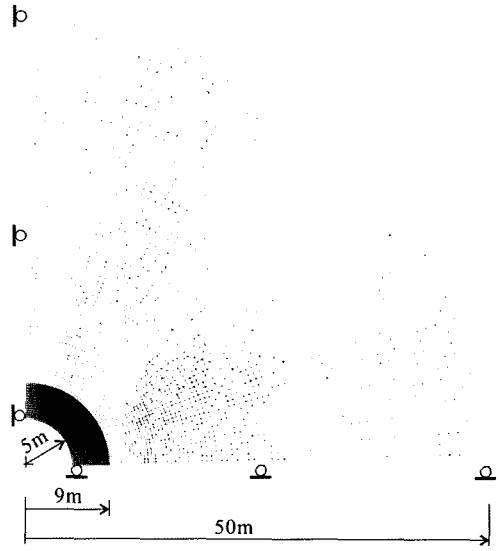

Fig. 4. Finite difference mesh with 80 x 60 grid points

보강영역과 원 암반에 동시에 탄성-소성 경계부가 형성되는 특수한 경우이다. 이 경우 보강대 외측 일부가 탄성거동을 함으로써 터널의 내공변위 억제에 상당한 기여를 할 것으로 판단된다. 소성대 내에 형성되는 이러한 탄성영역의 형성 여부는 지보압과 암반의 강도정수에 달려있으며 전체 소성대 두께에 비하여 매우 얇게 형성되는 것으로 나타났다. Fig. 5(c)에서 보강대 외측 탄성영역 두께는 약 44.5 cm로 계산되었다. Fig. 6에 나타낸 것처럼 FLAC 해석의 결과도 보강대 외측부에 이러한 탄성영역이 얇게 나타나는 것을 볼 수 있다.

지보압 $p_i = 0.8$ MPa인 Fig. 5(d)의 경우 항복영역이 축소되어 탄성-소성 경계부는 보강내에서 형성되고 있다. 지금까지 살펴본 4가지 경우 중 터널의 안정성 측면에서 가장 바람직한 경우이다. 탄성-소성 경계부에서 나타나는 σ_θ의 최대값은 약 9.26 MPa이다.

반경방향 변위(u_r)의 계산결과를 FLAC 해석결과와 함께 Fig. 7에 도시하였다. u_r 계산결과 역시 이 연구에서 제안된 방법에 의한 결과와 FLAC의 해석 결과는 잘 일치하고 있음을 볼 수 있다. 지보압의 증가에 따라 터널의 내공변위는 급격히 줄어들고 있다. 터널주변에서 발생되는 반경방향 변위량은 터널주변에서 형성되는 탄소성거동 영역의 발달과 밀접히 관련이 있음을 앞서 논의한 응력분포해석 결과로부터 유추할 수 있다.

4.2 변형계수의 변화

보강대의 변형계수가 원 암반보다 증가된다는 가정 하

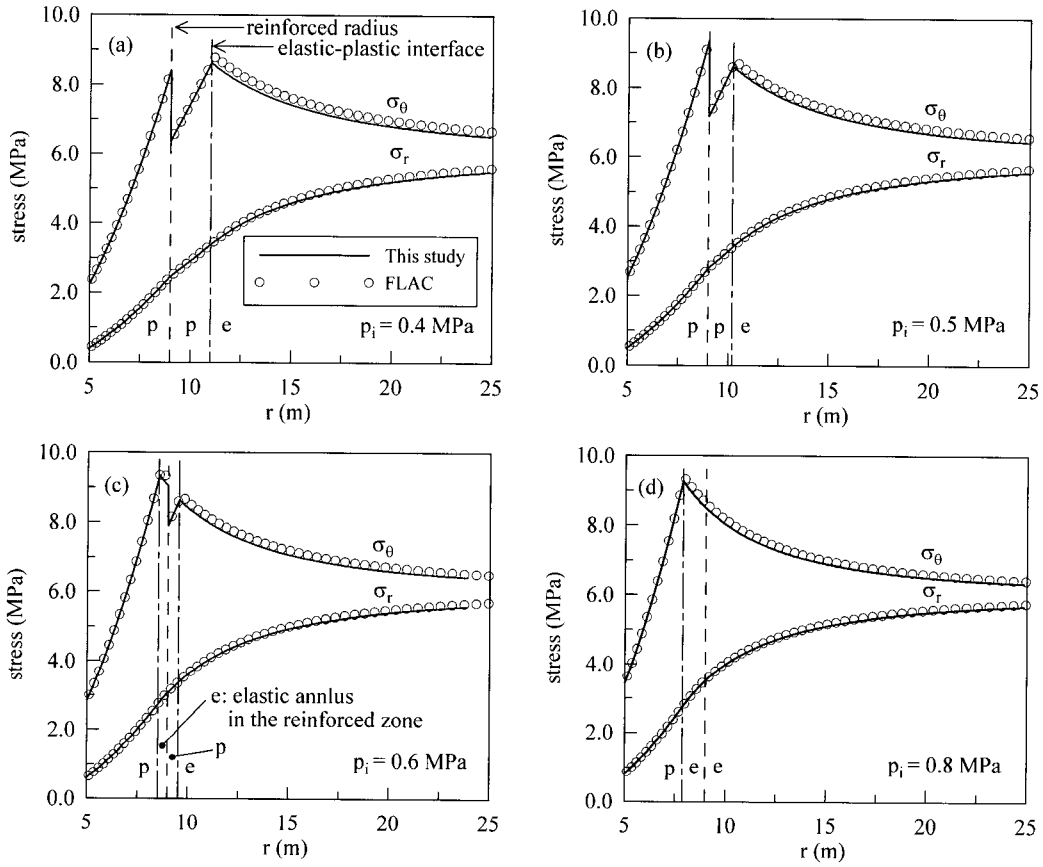

Fig. 5. Distributions of hoop stress (σ_θ) and radial stress (σ_r); (a) $p_i = 0.4$ MPa, (b) $p_i = 0.5$ MPa, (c) $p_i = 0.6$ MPa, (d) $p_i = 0.8$ MPa

에 이에 따른 원형터널 주변 암반의 탄소성거동을 살펴보기 위해 4.1절에서 수행된 해석과 유사한 조건에서 해석을 실시하였다. 터널벽면에 작용하는 지보압 $p_i = 1.0$MPa 을 가정하고 터널 주변 보강대의 탄성계수가 원 암반의 2배인 20 GPa이 되는 경우와 원 암반과 동일한 10 GPa인 두 경우를 해석하여 비교하였다. 기타의 입력자료들은 4.1절의 경우와 동일하게 가정하였다.

두 경우에서 계산된 응력분포를 FLAC 해석결과와 함께 Fig. 8에 나타내었다. FLAC 해석의 결과와 이 연구에서 제안된 방법으로 계산된 응력분포는 서로 잘 일치하고 있음을 보여준다. 두 경우 모두 보강대 외부의 원 암반은 탄성 상태에 있고 탄성-소성 경계는 보강대 내에 형성되고 있다. 이 때 탄성-소성 반경 r_p 는 각각 7.32 m, 7.94 m로 계산되었다.

흥미로운 것은 보강대의 변형계수가 원 암반에 비해 증가되었다고 가정하는 경우 오히려 항복영역이 확대

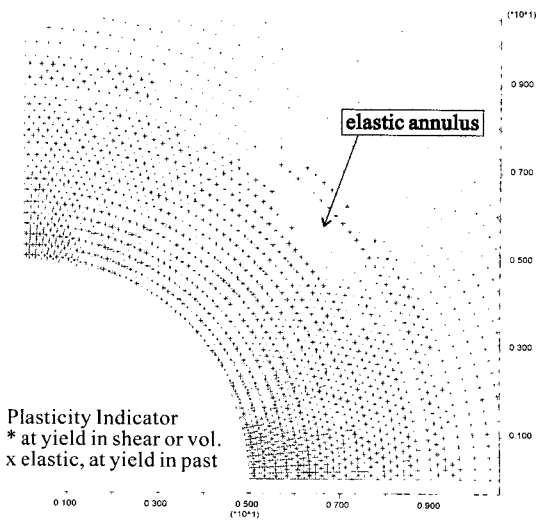

Fig. 6. Elastic annulus formed in the reinforced zone.

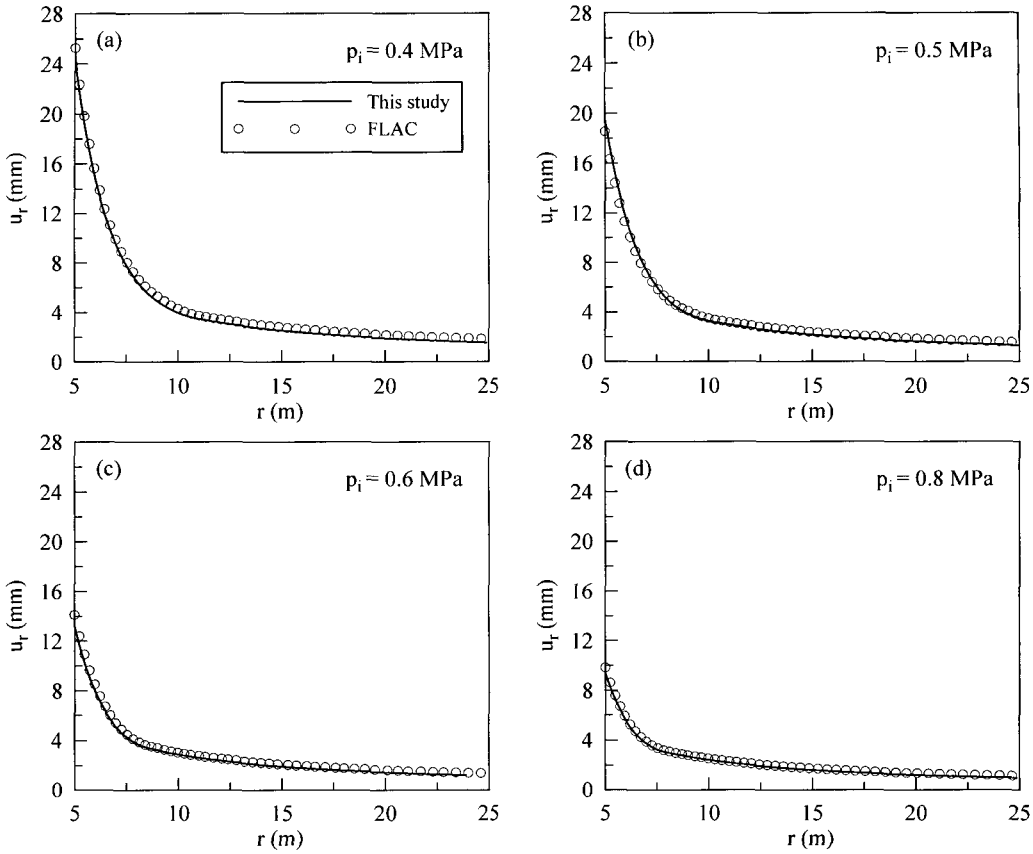

Fig. 7. Variation of radial displacement (u_r); (a) $p_i = 0.4$ MPa, (b) $p_i = 0.5$ MPa, (c) $p_i = 0.6$ MPa, (d) $p_i = 0.8$ MPa

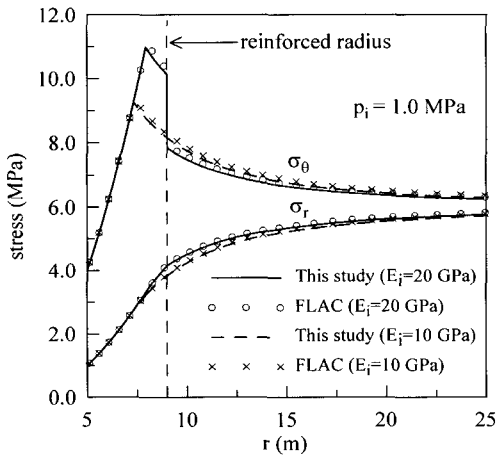

Fig. 8. The stress distributions for different deformation moduli in the reinforced zone, E_i.

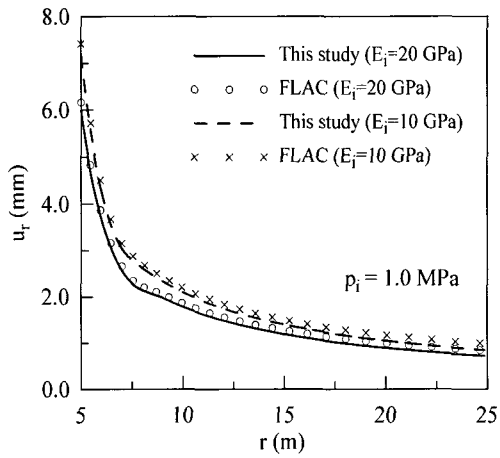

Fig. 9. The radial displacements (u_r) for different deformation moduli in the reinforced zone.

되고 σ_θ의 집중도가 증가되는 결과를 낳는다는 것이다. 이것은 보강대의 변형계수 증가로 변위가 억제되는 과정에서 보강대 내에 응력집중이 크게 발생되기 때문으로 판단된다. σ_θ의 정점값은 $E_i = 10$GPa인 경우 9.26 MPa

이고 $E_i = 20$ GPa인 경우 10.98 MPa이다. 반면에 탄성 거동을 하는 원 암반영역에서 σ_θ의 값은 $E_i = 20$ GPa일 때 약간 작게 나타나고 있음을 보여준다. 이러한 계산 결과는 터널 안정성해석을 위한 수치해석과정에서 터널주변 보강에 의한 암질개량 효과를 변형계수나 강도정수의 증가로 반영시키는 경우 매우 신중하게 입력자료가 선정되어야 한다는 것을 보여준다.

계산된 반경방향 변위(u_r)를 FLAC해석에서 얻은 결과와 함께 Fig. 9에 나타내었다. $E_i = 10$ GPa인 경우 터널벽면에서 u_r은 7.19 mm이지만 $E_i = 20$GPa인 경우는 5.99 mm으로서 약 17% 정도 감소하였다. 변위 계산 결과 역시 FLAC해석 결과와 잘 일치하고 있음을 볼 수 있다.

5. 요약 및 결론

정수압 조건의 지압이 작용하고 있는 균질암반에 굴착된 원형터널 주변이 일정 깊이까지 보강되면 보강된 부분은 암반의 탄성정수 및 강도정수가 본래의 암반과 차이를 나타낼 수 있다. 이 경우 터널 주변의 보강대가 터널의 거동에 미치는 영향은 보강대의 물성을 원 암반과 달리 설정하고 수치해석을 실시하여 평가할 수 있다. 이러한 목적에 적용하기 위해 이 연구에서는 원형터널 주변의 보강대 효과를 간단히 계산할 수 있는 탄소성 수치해석방법을 제안하였다. 암반은 Mohr-Coulomb 항복조건식을 따르는 탄성-완전소성체로 가정하였다.

제안된 수치해석법은 Lee & Pietruszczak(2007)의 방법에 기초를 두고 있으며 보강대와 보강대 바깥의 가상터널에 대해 각각 LP법을 적용하여 개발되었다. 제안된 방법에서는 축대칭 평면변형률조건에서 탄성방정식과 탄소성 방정식들의 유한차분화를 통해 반경거리에 따른 응력 및 변위의 변화를 계산한다.

제안된 수치해석법의 검증을 위해 4 m 깊이로 보강된 반경 5 m인 원형터널에 대해 탄소성 해석을 실시하였다. 또한 동일한 모델에 대해 상업코드인 FLAC을 이용한 해석을 실시하고 두 결과를 비교함으로써 제안된 방법의 정확성을 검증하였다. 두 해석결과는 서로 잘 일치하는 것으로 나타났다. 터널주변의 보강에 의해 변형계수, 마찰각, 점착강도가 변화하는 경우 터널의 탄소성 거동은 암반 전체를 균일체로 가정한 경우와 매우 다른 거동특성을 보이는 것으로 나타났다.

이 연구에서 제안한 방법에서는 터널 굴착 후 지보재 설치까지의 응력이력이 고려되지 않았지만 내부 지보압 p_i를 조절하는 간접적인 방법으로 막장의 전진효과를 반영시킬 수 있을 것으로 판단된다.

제안된 수치해석 방법은 FLAC해석의 경우처럼 요소망의 구성이 필요치 않으며 계산시간도 개인용 PC에서 1초에 훨씬 미치지 못하므로 신속히 터널주변의 보강효과를 계산하는데 유용하게 활용될 수 있을 것으로 기대된다. 또한 이 연구에서 제안된 방법론은 변형률연화암반, Hoek & Brown 암반에도 쉽게 적용될 수 있을 것으로 기대되며 이에 대한 연구 결과는 추후 논문을 통하여 발표될 예정이다.

사 사

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) 16(6), 495-505
2. Alonso, E., Alejano, L.R., Varas, F., Fdez-Manin, G. and Carranza-Torres, C., 2003, Ground response curves for rock masses exhibiting strain-softening behavior. Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech. 27, 1153-1185.
3. Bieniawski, Z.T., 1984, Rock mechanics design in mining and tunneling, Balkema.
4. Brady, B.H.G. and E.T. Brown, 2004, Rock mechanics for underground mining. Kluwer Academic Publishers.
5. Brown, E.T., Bray, J.W., Ladanyi, B., and Hoek, E., 1983, Ground response curves for rock tunnels. J. Geotech. Eng., ASCE 109, 15-39.
6. 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. 41, 480 -481.
7. Guan, Z., Jiang, Y., and Tanabasi, Y., 2007. Ground reaction analyses in conventional tunneling excavation. Tunnel. Underg. Space Technol. 22, 230-237.
8. Indraratna, B. and Kaiser, P.K., 1990, Design for grouted rock bolts based on the convergence control method. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 27, 269-281.
9. Itasca Consulting Group, Inc., 2005, FLAC 5.0 User's Guide.
10. Lang, T.A. and Bischoff, J.A., 1984, Stability of reinforced rock structures. Design and Performace of Underground Excavations, ISRM Symp.-Cambridge, U.K. 11-18.
11. Lee, Y.K. and Pietruszczak, S., 2007, A new numerical procedure for elastic-plastic analysis of a circular opening excavated in a strain-softening rock mass. Tunnel. Underg. Space Technol., doi:10.1016/j.tust.2007.11.002 (in Press)

12. Park, K.-H. and Kim, Y.-J. 2006, Analytical solution for a circular opening in an elasto-brittle-plastic rock. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 43, 616-622.
13. Peila, D. and Oreste, P.P., 1995, Axisymmetric analysis of ground reinforcing in tunnelling design. Computers and Geotechnics 17, 253-274.
14. Sharan, S.K., 2003, Elasto-brittle-plastic analysis of circular opening in Hoek-Brown media. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 40, 817-824.
15. Sharma, K.G. and Pande, G.N., 1988, Stability of rock masses reinforced by passive, fully-grouted rock bolts. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 25, 273-285.
16. Van Dillen, D. Feller, R.W., and Dendrou, B, 1979, A two-dimentional finite element technique for modelling rock/structure interaction of a lined underground opening. 20th US Symp. on Rock Mech. 251-258.
17. Wang, Y., 1996. Ground response of circular tunnel in poorly consolidated rock. J. Geotech. Eng., ASCE 122, 703-708.

이 연 규
1987년 서울대학교 공과대학 자원공학과 공학사
1989년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학석사
1994년 서울대학교 대학원 자원공학과 공학박사
Tel: 063-469-1864
E-mail: kyoulee@kunsan.ac.kr
현재 군산대학교 해양과학대학 해양시스템 공학전공 부교수