

철도터널 주변의 그라우팅 지반강화에 대한 수치모델기법

Numerical Analysis of Reinforcement Effect with Grouting Method around Rail Tunnel

방춘석* 이준석** 이희업* 고동춘***
Bang, Choon-seok Lee, Jun S. Lee, hee-up Go, Dong-choon

ABSTRACT

In this study, anisotropic yield function is proposed for the numerical analysis of reinforced tunnel ground with grouting. For this, material properties of the reinforced ground both by equilibrium as well as kinematic condition along the interface and by the mean field theory of Eshelby (1957) and Zhao (1990) are compared with each other and, as a result, the advantage/disadvantage of the proposed models are summarized. Finally, reinforced ground around tunnel with grouting is analyzed numerically. A new anisotropic yield function model is shown to be more reliable than the previous one and the predicted result is agreeable with the experimental data available.

1. 서론

일반적으로 연약지반 및 파쇄대를 통과하는 터널이나 지하구조물의 경우에는 그라우팅재의 주입이나 지반보강재 등을 통하여 지반강화를 도모하게 되고 대부분의 경우에는 종래의 시공관행이나 모형 실험 등을 통하여 보강의 범위 및 수량을 정하게 된다. 그러나, 원지반 및 보강재로 구성된 복합지반의 거동이 탄성한계를 넘어 소성거동을 보이는 경우, 이에 대한 해석 및 설계기법은 아직까지 정립되지 못하였으며 관련 2차원 혹은 3차원 탄소성 수치해석을 통하여 거동을 분석하고 있다. 최근 de Buhan & Sudret (1999)은 강재보강 연약지반의 탄소성 모형을 위하여 3차원 탄소성 원지반 및 1차원 탄성 강재를 대상으로 비등방 항복함수를 제안한 바 있으며, 이를 기초로 이준석 등(2001)은 그라우팅재의 주입량을 고려한 강화지반의 3차원 비등방 항복함수를 제안한 바 있다.

기존의 비등방 항복함수는 주로 방향성을 포함한 강재 및 조적조 (masonry) 구조물에 적용된 바 있으며 각 방향별 인장 및 압축강도를 정의함으로써 다항식으로 표현할 수 있다. 그러나 본 연구에서와 같이 방향별 강도가 정의될 수 없거나 실험이 곤란한 경우에는 비현실적 대안이 된다. 이와는 별도로 Sun 등 (2003)은 금속 복합체의 입자간 분리를 고려한 탄소성 해석기법을 개발하였다. 그러나 이 경우에는 금속입자간 인장력만을 고려하게 되므로 본 연구와 같이 원지반과 강화재간의 전단응력을 고려할 수 없다는 단점이 있다.

기존 연구에서 적용한 평형 및 적합조건에 따른 강화지반의 비등방 물성과 Eshelby (1957)의 복합체 이론 및 평균장 이론 (Zhao & Weng, 1990)에 따른 비등방 물성을 상호 비교함으로써 본 연구에서 도입한 가정의 적합성을 검토하였으며, 새롭게 정식화한 비등방 항복함수를 제안하고 차이점을 비교·분석하였다.

* 한국철도기술연구원, 선임연구원, 정회원
** 한국철도기술연구원, 책임연구원, 정회원
*** 철도청, 시설서관, 정회원

2. 그라우팅 강화지반의 물성도출

□ 평균장 이론

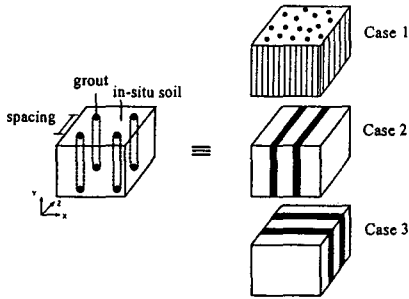
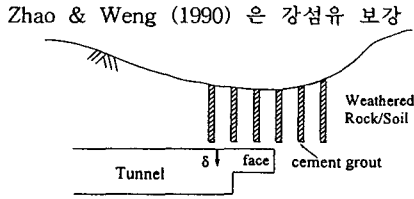


그림 1. 터널주변 강화지반의 모형화기법

Zhao & Weng (1990) 은 강섬유 보강 콘크리트의 직교 이방성 물성을 도출하기 위하여 Eshelby (1957)의 복합체 이론에 입각한 평균장 이론을 개발한 바 있다. 평균장 이론의 장점은 그라우팅재와 같은 보강재의 형상을 모형화할 수 있다는 점이며 따라서 강화지반의 직교 이방성 물성은 형상계수 (shape factor), α 의 함수로 된다. 그림 1의 case 1은 평균장 이론에 의한 강화지반의 모형화 과정을 나타내며 형상계수가 1인 원형 보강재를 의미하고 그림내의 case 2 및 case 3은 각각 형상계수 α 가 매우 크거나 매우 작은 경우와 유사한 계산결과를 얻을 수 있다.

그라우팅재 및 원지반으로 구성된 복합체의 직교 이방성 물성은 원지반의 평균 응력을 가정하고 완전부착으로 가정한 그라우팅재의 도입으로 인한 교란효과를 고려함으로써 다음과 같이 산정할 수 있다. 본 연구에서는 형상계수의 변화에 따른 물성변화를 중심으로 연구를 진행하였다.

$$\sigma^{eq} = \mu_i \sigma^i + \mu_j \sigma^j, \quad \epsilon^{eq} = \mu_i \epsilon^i + \mu_j \epsilon^j \quad (1)$$

여기서 첨자 i 및 j 는 각각 원지반 및 그라우팅재를 의미하고 μ 는 각 구성체의 체적비를 나타낸다.

□ 평형조건 및 적합조건을 이용

그라우팅재로 주입된 강화지반의 직교 이방성 물성을 도출하기 위한 다른 방법은 그림 1의 case 2 및 case 3과 같이 원통형 그라우팅재를 원지반내에 평면형태로 분산시키는 방법으로서 분산방향에 따라 두 가지 경우를 고려할 수 있다. 이준석 등 (2001)에서는 Case 2에 의한 직교 이방성 물성을 도출한 바 있으며 case 3에 의한 각 구성체의 평형 및 적합방정식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\sigma_z^i = \sigma_z^j; \tau_{yz}^i = \tau_{yz}^j; \tau_{zx}^i = \tau_{zx}^j, \quad \epsilon_x^i = \epsilon_x^j; \epsilon_y^i = \epsilon_y^j; \gamma_{xy}^i = \gamma_{xy}^j \quad (2)$$

그림 1에서 알 수 있는 바와 같이 강화지반의 직교이방성 물성을 도출하기 위한 기법 중 case 2 및 case 3은 case 1에 비해 비현실적일 수 있으나 다음 장에서 기술하는 탄소성 해석과정에서는 유리할 수 있다.

□ 강화지반 물성의 특성

원지반 및 그라우팅재의 물성을 표 1에, 각 경우별 직교 이방성 물성을 그림 2에 나타내었다. 우선 그림 2(b)는 그라우팅재 주입방향의 강화효과를 보여주는데, E , 값은 모형화의 방법에 크게 관계없음

표 1. 원지반 및 그라우팅재 물성

종류	탄성계수 (kg/cm ²)	포아송비
원지반 (중화암)	4,000	0.30
그라우팅재	50,000	0.27

을 알 수 있다. 그러나 그림 2(a) 및 그림 2(c)에서와 같이 그라우팅재의 확산방향에 대한 탄성계수는 정밀한 모형화 방법인 case 1 ($\alpha=1.0$)에 비해 case 2 및 case 3의 산정결과가 상이한 형태를 보이고 있으며 따라서 결과의 해석시 주의를 요한다. 또한 전단 탄성계수의 경우에도 정밀한 모형화 방법에 비해 case 2 및 case 3의 결과는 다른 경향을 보일 수 있으며 G_{xz} 의 경우에는 3가지 모형화 방법 모두 유사한 결과를 나타낸다. 한편, 앞서 언급한 바와 같이 $\alpha=0.01$ 인 case 1의 모형화 과정은 case 2와 매우 유사한 양상을 보이고 있으며 마찬가지로 $\alpha=100$ 이라면 case 3과 유사한 결과를 획득할 수 있다.

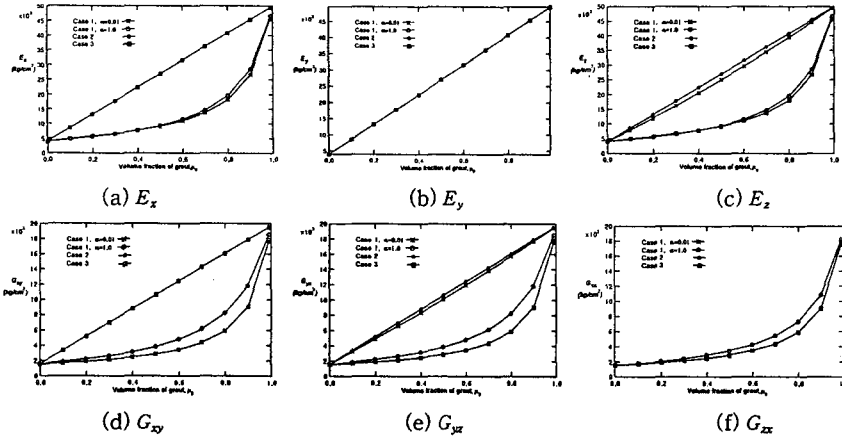


그림 2. 모형화 경우별 직교 이방성 물성

3. 비등방 항복함수의 제안

□ Case 1에 의한 잔류응력

잔류응력을 계산하기 위하여 강화지반의 직교 이방성 물성 모형 중 case 1을 다시 고려하였으며 원지반 및 그라우팅재 사이에는 다음과 같은 가정이 존재한다고 가정하였다. 즉, Voigt의 기본 가정 (Hill, 1963)을 적용하면,

$$\epsilon^i = \epsilon^j = \epsilon^{\text{eq}} \quad (3)$$

와 같으며 복합체뿐만 아니라 각 구성체 모두는 재하/제하기간 중 변형률이 동일하다고 가정할 수 있다. 한편, 이준석 등 (2001)으로부터 잔류응력, σ_p 는 다음과 같이 표현되며

$$\sigma^i = \sigma_e^i + \sigma_p^i ; \quad \sigma^j = \sigma_e^j + \sigma_p^j \quad (4)$$

따라서, 각 구성체의 변형률은

$$\begin{aligned} \epsilon^i &= [C^i][S_{2e}^i] \sigma^{\text{eq}} + [C^i] \sigma_p^i + \epsilon_p^i \\ \epsilon^j &= [C^j][S_{2e}^j] \sigma^{\text{eq}} + [C^j] \sigma_p^j + \epsilon_p^j \end{aligned} \quad (5)$$

와 같이 표현할 수 있다. 여기서 $[S_{2e}]$ 는 각 구성체의 구조관계식을 의미하고 $[C]$ 는 변형률-응력 관계식을 나타내며 자세한 내용은 이준석 등 (2001)을 참조할 수 있다. 따라서 식 (3) 및 식 (5)로부터

$$\sigma_p^i = \left([C^i] + \frac{\mu_i}{\mu_j} [C^j] \right)^{-1} \{ \epsilon_p^j - \epsilon_p^i \} \quad (6)$$

와 같이 쓸 수 있다. 여기서 강화재의 체적비가 원지반에 비해 무시할 수 있을 정도라면 식 (6)은 de Buhan & Sudret (1999)의 1차원 강화모형과 동일한 결과를 나타낸다.

□ Case 2 및 case 3에 의한 잔류응력

이준석 등(2001)에서는 case 2의 모형화 기법을 이용하여 비등방 항복함수를 도출한 바 있으며 본 연구에서는 이를 개선하기 위한 다른 방편으로 잔류응력 산정시 새로운 접근방법을 고려하였다. 즉, 식 (2)를 다음과 같이 표현하면

$$\delta_1 \sigma^{\text{eq}} = \delta_1 \sigma^i = \delta_1 \sigma^j \quad (7)$$

$$\delta_2 \epsilon^{\text{eq}} = \delta_2 \epsilon^i = \delta_2 \epsilon^j \quad (8)$$

와 같고 여기서,

$$\delta_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} ; \quad \delta_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (9)$$

이다. 한편 식 (5)로부터

$$\delta_2 \{ [C^i][S_{2e}^i] \sigma^{\alpha i} + [C^i] \sigma_p^i + \varepsilon_p^i \} = \delta_2 \{ [C^j][S_{2e}^j] \sigma^{\alpha j} + [C^j] \sigma_p^j + \varepsilon_p^j \} \quad (10)$$

와 같이 쓸 수 있다. 따라서 식 (1) 및 (4)로부터 잔류응력 σ_p 는

$$\sigma_p^o = \sigma_p^i = -\frac{\mu_i}{\mu_j} \sigma_p^j \quad (11)$$

와 같이 다시 쓸 수 있으므로 식 (8), (10) 및 (11)로부터

$$\delta_2 \left\{ [C^i] + \frac{\mu_i}{\mu_j} [C^j] \right\} \sigma_p^o = \delta_2 (\varepsilon_p^j - \varepsilon_p^i) \quad (12)$$

이며 결국

$$\sigma_p^o = \left\{ [C^i] + \frac{\mu_i}{\mu_j} [C^j] \right\}^{-1} (\varepsilon_p^j - \varepsilon_p^i) \quad (13)$$

와 같다. 여기서 식 (13)은 식 (8)에서와 같이 x, y 및 xy 방향 성분에 대하여만 유효하다.

한편, 식 (7)로부터

$$\delta_1 (\sigma_e^i + \sigma_p^i) = \delta_1 (\sigma_e^j + \sigma_p^j) \quad (14)$$

이며 따라서 z, yz 및 xz 방향 성분에 대하여는 $\sigma_p^i = \sigma_p^j$ 이고 식 (1)에 따라

$$\sigma_p^o = \sigma_p^i = \sigma_p^j = 0 \quad (15)$$

와 같다. 결국

$$\sigma_p^o = [A]^{-1} (\varepsilon_p^j - \varepsilon_p^i) \quad (16)$$

로 쓸 수 있으며

$$[A] = \begin{bmatrix} \left(C_{11} + \frac{\mu_i}{\mu_j} C_{11} \right) & \left(C_{12} + \frac{\mu_i}{\mu_j} C_{12} \right) & \left(C_{13} + \frac{\mu_i}{\mu_j} C_{13} \right) & 0 & 0 & 0 \\ \left(C_{21} + \frac{\mu_i}{\mu_j} C_{21} \right) & \left(C_{22} + \frac{\mu_i}{\mu_j} C_{22} \right) & \left(C_{23} + \frac{\mu_i}{\mu_j} C_{23} \right) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \left(C_{44} + \frac{\mu_i}{\mu_j} C_{44} \right) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (17)$$

와 같다. 여기서 case 1에 의한 잔류응력은 형태가 간결하기는 하지만 유도과정에서 적용한 Voigt 모델의 한계로 인하여 실제 적용시에는 주의가 필요하게 된다.

□ 강화지반의 비등방 항복함수

앞서 계산한 잔류응력은 각 구성체에 대한 다음의 항복함수에 직접적으로 적용될 수 있으며

$$f^i \{ \sigma^i (\sigma^{\alpha i}, \sigma_p^i) \} \leq 0 ; \quad f^j \{ \sigma^j (\sigma^{\alpha j}, \sigma_p^j) \} \leq 0 \quad (18)$$

비등방 항복함수 F 는 다음과 같은 형태를 취하게 된다.

$$F (\sigma^{\alpha i}, \sigma_p^i, \sigma_p^j) = \text{Max} \left\{ f^i ([S_{2e}^i] \sigma^{\alpha i} + \sigma_p^o), f^j \left([S_{2e}^j] \sigma^{\alpha j} - \frac{\mu_i}{\mu_j} \sigma_p^o \right) \right\} \leq 0 \quad (19)$$

식 (19)는 전체 복합체내 응력 및 소성경화계수에 대한 복합 항복함수를 각 구성체의 구조관계식, 물성 및 잔류응력의 형태로 치환한 것으로서 각 응력경로에 따른 전체 항복함수는 이방성을 내포하게 된다. 이후 비등방 항복함수의 전개과정은 이준석 등 (2000)에서 유도한 방법과 동일하며 본 연구에서는 따로 기술하지 않았다.

4. 실험 및 수치해석 예

관련 실험은 모형토조 상단에서 천공을 실시하고 시멘트 그라우팅재를 주입한 후 75cm 직경의 모형터널을 굴착함으로써 진행하였으며 (이상덕, 2000), 굴착중의 변위를 지속적으로 측정하고 이 결과를 본 연구에서 제안한 모형 및 3차원 유한차분법 해석 프로그램 (3D FLAC)과 비교하였다. 표 2는

표 2. 그라우팅 보강 터널해석에 적용된 각종 물성 그라우팅재로 보강된 터널의 수치해석시 적용된 각종 물성을 나타내며 그림 3에는 모형실험 개요도를 나타내었다. 표 2에서 그라우팅재의 물성은 실내실험 결과 및 Widmann (1996)의 데이터를 인용하였으며 그라우팅재의 주입량, 즉 체적비는 약 20% 인 것으로 파악되었다. 한편 수치해석시 정지토압계수, K_0 는 그라우팅 주입에 따른 영향을 고려하여 1.5로 정하였으며 본 연구에서 제안한 모형을 사용한 유한요소망 및 3차원 FLAC에 사용된 유한차분망은 각각 그림 4(a) 및 4(b)와 같다. 한편 유한요소법의 적용시 터널굴착에 따른 요소망의 제거과정을 생략하기 위하여 그림 4(a)의 터널 내부에서 초기응력에 해당하는 균일한 내부압력을 가하고 굴착단계별로 내부압력을 줄임으로써 굴착상당 효과를 실현하였으며 지반보강이 이루어지지 않은 원지반내 굴착의 경우와 상호 비교하였다.

항 목	탄성계수 (kg/cm ²)	포아송비	점착력 (kg/cm ²)	내부마찰각 (°)
원지반 (모래)	220	0.25	0.04	38
그라우팅재	300,000	0.17	30	30

중 물성을 나타내며 그림 3에는 모형실험 개요도를 나타내었다. 표 2에서 그라우팅재의 물성은 실내실험 결과 및 Widmann (1996)의 데이터를 인용하였으며 그라우팅재의 주입량, 즉 체적비는 약 20% 인 것으로 파악되었다. 한편 수치해석시 정지토압계수, K_0 는 그라우팅 주입에 따른 영향을 고려하여 1.5로 정하였으며 본 연구에서 제안한 모형을 사용한 유한요소망 및 3차원 FLAC에 사용된 유한차분망은 각각 그림 4(a) 및 4(b)와 같다. 한편 유한요소법의 적용시 터널굴착에 따른 요소망의 제거과정을 생략하기 위하여 그림 4(a)의 터널 내부에서 초기응력에 해당하는 균일한 내부압력을 가하고 굴착단계별로 내부압력을 줄임으로써 굴착상당 효과를 실현하였으며 지반보강이 이루어지지 않은 원지반내 굴착의 경우와 상호 비교하였다.

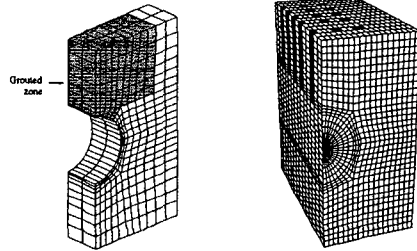
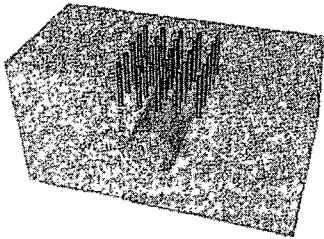
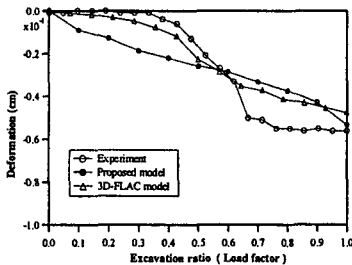


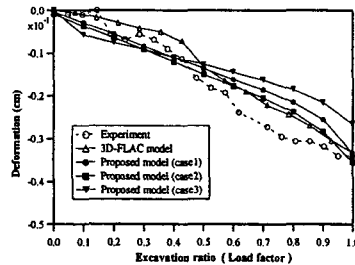
그림 3. 그라우팅 보강터널 모형

(a) 3차원 유한요소망 (b) 3차원 유한차분망(3D-FLAC)
그림 4. 3차원 터널 수치해석 모형

그림 5(a)에는 그라우팅재의 주입이 이루어지지 않은 원지반의 굴착거동을 나타내었다. 여기서 실험 및 3차원 유한차분 해석결과는 터널굴착에 따른 전형적인 곡선을 나타내고 있으나 본 연구에서 제안한 모형은 이와는 상이한 곡선을 그리고 있다. 이는 그림 4(a)에서 알 수 있는 바와 같이 제안한 모형의 경우, 터널 굴착에 따른 유한요소망의 제거 및 재조정 과정을 생략하고자 초기응력에 해당하는 내부압력을 가하고 터널굴착방향 변위를 구속시켰기 때문인 것으로 파악된다. 그러나 최종 변위는 3가지 경우 모두 상응하는 결과를 얻을 수 있으며 제안한 수치해석 요소망의 적정성을 검증할 수 있다.



(a) 무보강의 경우



(b) 그라우팅 보강의 경우

그림 5. 3차원 터널 수치해석 결과

한편 그라우팅재 보강 후 터널굴착을 시행하는 경우의 변위곡선은 그림 5(b)에 나타내었으며 본 연구에서 제안한 3가지 모형의 해석결과를 함께 도시하였다. 우선 그라우팅재의 보강효과로 인해 전형적인 변위가 약 40%정도 감소하였으며 실험 및 그라우팅재를 각각 모형화한 유한차분 해석결과가 서

로 상응함을 알 수 있다. 또한 본 연구에서 제안한 각 모형에 의한 해석결과, 앞서 무보강의 경우와 마찬가지로 이유로 변위곡선은 약간 상이한 형태를 보이나 최종 변위는 실험 및 3차원 유한차분 해석결과와 상응하는 결과를 보인다. 그림에서 알 수 있는 바와 같이 터널 진행방향으로 그라우팅제를 이산화 (homogenization)한 case 3의 경우, 다른 모형에 비해 탄소성 해석결과의 신뢰도가 낮음을 알 수 있다. 이는 수치해석시 적용한 경계조건으로 인하여 굴착방향 (Z 방향) 변위가 구속되었으며 그림 2와 같이 X 방향의 직교 이방성 물성이 다른 모형에 비해 과다하게 산정되었고 따라서 상대적으로 초기응력에 의한 소성거동이 충분히 발현되지 못하였기 때문인 것으로 판단된다. 그러나 경계조건 및 이산화 방향의 영향이 상대적으로 작은 case 1 및 case 2의 경우에는 실험결과에 상응하는 수치해석 결과를 얻을 수 있다. Case 1의 경우, 소성영역내 가정사항으로 인해 다른 모형들에 비해 비현실적인 거동을 할 것으로 예상되었으나 case 1과 유사한 거동을 보이고 있으며 이는 강화효과가 증대함에 따라 소성거동의 영향이 상대적으로 작았기 때문인 것으로 파악되었다.

5. 결론

본 연구를 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

- 그라우팅제로 강화된 터널주변 지반의 직교 이방성 물성을 도출하기 위하여 Eshelby의 평균장 이론과 혼합체 기법 및 방향성을 고려한 경우에, 강화지반의 직교 이방성 물성은 case 1에 의한 결과가 가장 현실적이나 지반 강화 방향에 대한 물성은 모든 경우에 대하여 유사함을 알 수 있었다.
- 경계면에서의 평형조건을 이용하여 새로운 비등방 항복함수를 도출하였으며, 축소모형 터널을 이용한 실험결과와 상응함을 알 수 있었으며 이산화 방향의 결정시 경계조건의 검토가 필요함을 알 수 있었다.

향후에는 제안한 모형 3가지의 장점만을 살린 새로운 형태의 비등방 항복함수에 대한 연구가 필요할 것이다.

참고문헌

1. 이상덕 (2000), 지반보강에 따른 터널굴착시 지반거동에 관한 연구, 아주대학교 토목기술연구센터.
2. 이준석, 방춘석, 최일윤, 엄주환 (2000), 비등방 항복함수를 적용한 강화지반의 탄소성해석(II), 대한토목학회논문집, Vol. 20, pp.535-541.
3. 이준석, 방춘석, 최일윤, 엄주환 (2001), 비등방 항복함수를 적용한 강화지반의 탄소성해석(I), 대한토목학회논문집, Vol. 21, pp.197-205.
4. de Buhan, P. & Sudret, B. (1999), "A two-phase elastoplastic model for unidirectionally-reinforced materials", Eur. J. Mech. A/Solids, Vol. 18, pp.995-1012.
5. Eshelby, J. D. (1947), "The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion and related problems", Proc. Royal Soc., A241, pp.376-396.
6. Hill, R. (1963), "Elastic properties of reinforced solids: Some theoretical principles", J. Mech. & Phy. Solids, Vol. 11, pp.357-372.
7. Sun, L. Z., Ju, J. W. & Liu, H. T. (2003), "Elastoplastic modeling of metal matrix composites with evolutionary particle debonding", Mech. Mat., Vol. 35, pp.559-569.
8. Wang, J. G., Leung, C. F. & Ichikawa, Y. (2002), "A simplified homogenisation method for composite soils", Comp. & Geotech., Vol. 29, pp.477-500.
9. Widmann, R., et. al. (1996), "International Society for Rock Mechanics Commission on Rock Grouting", I. J. Rock Mech. & Min. Sci., vol. 33, pp.803-847.
10. Zhao, Y. H. & Weng, G. J. (1990), "Effective elastic moduli of ribbon-reinforced composites", J. Appl. Mech., Vol. 57, pp.158-167.