

복합체 역학을 응용한 터널막장 수평보강 효과에 관한 연구

김 광진, 문 현구
한양대학교 지구환경시스템공학과

1. 서 론

터널 굴착에 의해 발생하는 변위는 터널의 안정성 및 단면유지에 큰 비중을 차지한다. 이러한 터널의 변위를 억제하여 터널의 내하 능력을 향상시키고 유지시키기 위해 보강을 하게 되고, 지금까지 NATM 등의 보강공법이 개발되어 현장에서 사용되고 있으나 다양한 암반조건에 효과적으로 대처하기 위해서는 부수적인 보강공법이 필요하다. 특히 연약암반을 대상으로 터널시공시 터널막장의 안정성이 전체 터널의 안정성에 중요한 영향을 미치며, 기존의 공법만으로는 막장면 보호에 효과적으로 대처할 수 없다. 이런 문제점을 해결할 수 있는 굴착보강방법으로 ADECO-RS공법과 같은 터널막장의 수평보강공법을 들 수 있다. 그러나 이러한 보강공법에 쓰이는 그라우트, FGT(Fiber Glass Tube) 등의 전산 모델링에는 어려움이 있다. 현재 그라우트에 의한 지반강화 효과는 주입량에 관계없이 주변암반의 물성을 임의로 증가시키는 방법이 쓰이고, FGT의 경우 많은 수의 FGT를 일일이 모델링하는 방법은 비효율적이다. 이러한 문제들은 복합체 역학(composite mechanics)을 응용하여 각각의 물성으로부터 하나의 등가물성을 도출하고, 이 물성을 강화암반의 물성으로 치환하여 해석모델을 단순화하는 방법으로 해결할 수 있다. 본 연구에서는 복합체 역학을 통한 등가물성의 도출과 이를 이용한 탄성해석을 수행하여 직접 강화재를 모델링했을 시와의 비교와 차후 탄소성해석을 위한 강화암반의 강도변화에 관한 연구를 수행하였다.

2. 암반과 강화재의 등가물성 도출

터널의 막장은 그림 1과 같이 보강재 등의 주입 혹은 타설에 의해 물성을 강화할 수 있다. 강화된 암반의 물성은 이론적인 방법으로 도출할 수 있고, 범용 해석 프로그램에 쉽게 적용할 수 있다. 물성 도출 방법으로는 변형률 에너지 이론(strain energy approach)과 평균장 이론(mean field theory)을 사용하였다. 등가물성의 도출을 위해서는 암반과 보강재는 각각 등방, 균질하며, 서로 완전히 부착되어 있어 부착정도가 물성에 영향을 끼치지 않는다는 가정이 필요하고, 그림 1과 같이 강화암반은 강화재가 일정한 방향으로 삽입되어 평면이방성(transversely isotropic)의 물성을 나타내므로 $\overline{E}_2 = \overline{E}_3 (= \overline{E}_T)$, $\overline{G}_{12} = \overline{G}_{13} (= \overline{G}_T)$ 의 관계가 성립한다.

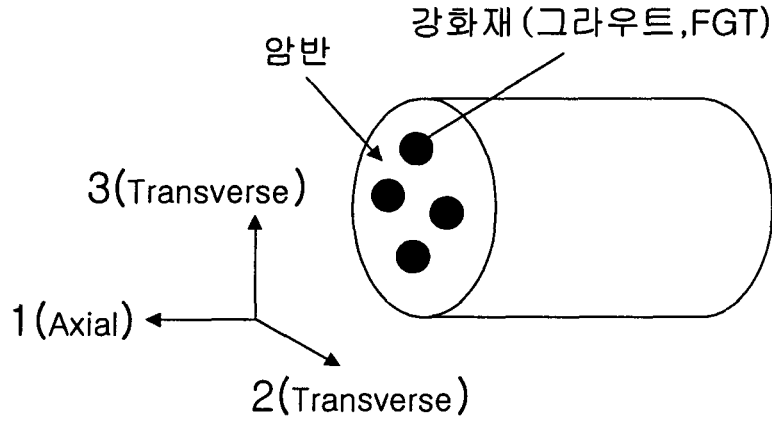


그림 1. 강화재가 주입된 암반의 모식도

변형률 에너지 이론은 주입된 그라우트재가 암반 내에 균질하게 분포한다는 가정하에 주입 체적분율(volume fraction) 및 평형조건 등에 의하여 물성을 도출하는 방법이다. 암반과 강화재의 물성을 각각 m 과 f 로 표시하면 식 (1)과 같이 표현된다. 여기서 V_m , V_f 는 각각 암반과 강화재의 체적분율이며, $V_m + V_f = 1$ 의 관계식이 성립한다.

$$\begin{aligned} \overline{E_T} &= \frac{\delta}{a^2 + \beta\delta}, \quad \overline{E_A} = \delta, \quad \overline{\nu_T} = \frac{\gamma\delta - a^2}{a^2 + \beta\delta}, \quad \overline{\nu_A} = a \\ \frac{1}{\overline{G_T}} &= \frac{V_f}{G_f} + \frac{V_m}{G_m}, \quad \overline{G_A} = V_f G_f + V_m G_m \\ \alpha &= V_f \nu_f + V_m \nu_m, \quad \beta = \frac{V_f(1 - \nu_f^2)}{E_f} + \frac{V_m(1 - \nu_m^2)}{E_m} \\ \gamma &= \frac{V_f(\nu_f + \nu_f^2)}{E_f} + \frac{V_m(\nu_m + \nu_m^2)}{E_m}, \quad \delta = V_f E_f + V_m E_m \end{aligned} \quad (1)$$

반면 평균장 이론은 강판다단공법이나 강봉 그리고 FGT 등을 이용한 보강 등과 같이 강화재의 기하학적인 형상이 일정한 경우에 그 형상을 고려할 수 있으며, 강화암반의 평면이방성물성은 Eshelby의 등가이론(equivalence principle)과 변환텐서(S) 등을 적용하여 도출할 수 있다. 도출된 물성은 식 (2)와 같으며, 매개변수 A 는 암반과 강화재의 체적분율 및 탄성계수와 형상비를 고려한 변환텐서 등으로 구성된다.

$$\begin{aligned} \overline{E_T} &= \frac{E_m}{1 + \frac{V_f[A_5 - \nu_m(A_4 + A_6)]}{A}}, \quad \overline{E_A} = \frac{E_m}{1 + \frac{V_f[A_1 - \nu_m(A_2 + A_3)]}{A}} \\ \overline{\nu_T} &= \frac{\nu_m - \frac{V_f[A_6 - \nu_m(A_4 + A_5)]}{A}}{1 + \frac{V_f[A_9 - \nu_m(A_7 + A_8)]}{A}}, \quad \overline{\nu_A} = \frac{\nu_m - \frac{V_f[A_4 - \nu_m(A_5 + A_6)]}{A}}{1 + \frac{V_f[A_1 - \nu_m(A_2 + A_3)]}{A}} \end{aligned}$$

$$\frac{\overline{G_T}}{G_m} = 1 + \frac{V_f}{2V_m S_{2323} + \frac{G_m}{G_f - G_m}}, \quad \frac{\overline{G_A}}{G_m} = 1 + \frac{V_f}{2V_m S_{1313} + \frac{G_m}{G_f - G_m}} \quad (2)$$

2.1 압반의 물성 강화 효과

강화압반의 물성 변화를 비교하기 위하여, 압반의 탄성계수(E_m)는 200 MPa, 포아송비(ν_m)는 0.35으로 정하였고, 강화재의 경우 탄성계수(E_f)는 15000 MPa, 포아송비(ν_f)는 0.2를 사용하였다. 그림 2는 각각 변형률 에너지 이론과 평균장 이론을 사용했을 경우 강화재의 체적분율(V_f)에 따른 강화압반의 등가물성변화를 도시하였다. 횡방향의 탄성계수 $\overline{E_T}$ 와 $\overline{G_T}$ 는 강화재의 체적분율 증가에 따른 물성증가가 크지 않은 것으로 보아 강화재의 영향이 비교적 적은 것으로 보이며, 변형률 에너지 이론과 평균장 이론이 모두 비슷한 양상을 나타낸다. 축방향의 탄성계수 $\overline{E_A}$ 는 두 이론에서 모두 물성증가 효과가 뚜렷하게 나타난다. 그러나 $\overline{G_A}$ 는 변형률 에너지 이론을 사용한 경우 물성증가 효과가 뚜렷하게 나타나, 평균장 이론에서는 횡방향의 전단 탄성계수 $\overline{G_T}$ 와 큰 차이를 보이지 않는다. 이는 앞에서 말했듯이 변형률 에너지 이론은 그라우트재의 기하학적 형상보다는 주입 체적분율 및 평형조건 등에 의하여 물성을 도출하는 방법이고, 평균장 이론은 비교적 강화재의 기하학적 형상이 일정한 경우 형상계수(shape factor)를 고려하여 물성을 도출한다는 점에서 이런 차이가 발생한다고 볼 수 있다.

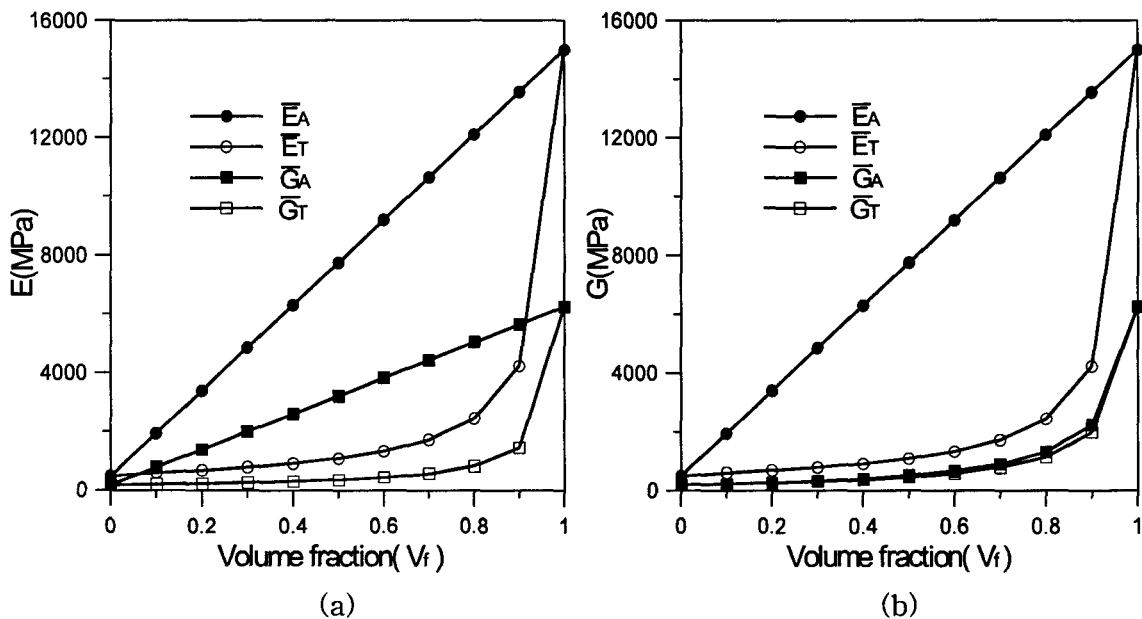


그림 2. 변형률 에너지 이론(a)과 평균장 이론(b)에 의한 강화압반의 물성변화

그림 3은 강화재의 체적분율이 0.2인 강화압의 이론에 의한 횡방향 응력-변형률 곡선과 전산해석에 의한 곡선을 도시하였다. 강화압의 평균장 이론에 의한 횡방향의 탄성계수($\overline{E_T}$)는 310.6 MPa이고, 전산해석에 의한 곡선의 기울기로 유추한 탄성계수는 325 MPa이다. 또한 축방향의 경우도 이론에 의

한 축방향 탄성계수(\overline{E}_A)는 3163.5 MPa이고, 전산해석에 의한 탄성계수는 3309 MPa로 두 경우 모두 오차 5%이내에서 일치하는 결과를 보였다.

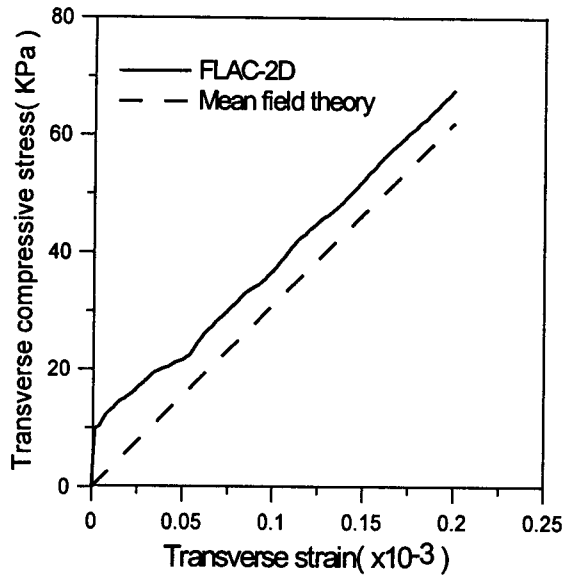


그림 3. 전산해석과 이론과의 비교

3. 전산해석

3차원 전산해석은 FGT를 이용한 터널막장의 수평보강을 직접 모델링했을 경우와 앞서 도출한 강화암반의 평면이방성 등가물성을 FGT가 삽입된 부분의 암반의 물성으로 치환하여 모델링했을 경우로 나누어 수행하고, 두 모델의 비교를 통하여 등가물성을 이용한 모델링 방법의 타당성을 검증하였다. 전산해석에는 3차원 유한차분 해석 프로그램인 FLAC-3D를 사용하였다. 앞서 등가물성 산출시 이용한 암반물성을 가지는 균질한 지반에 직경(D) 10 m의 원형터널이 시공되는 경우를 묘사하였으며, 해석에 사용된 유한요소망은 그림 4와 같다. 수평보강재의 모델링은 FLAC-3D의 구조요소중의 하나인 케이블요소를 사용하였다. 사용된 케이블(FGT)의 수는 169개이고 이는 등가물성 산출 시 0.008(0.8%)의 체적분율을 가진다. 등가물성을 이용한 모델링에서는 FLAC-3D의 탄성 평면이방성모델을 사용하였으며 그 물성은 표 1과 같다.

표 1. 강화암반의 등가물성

| Material | Volume fraction of FGT | \overline{E}_A | \overline{E}_T | \overline{G}_A | \overline{G}_T | $\overline{\nu}_A$ | $\overline{\nu}_T$ |
|-----------------|------------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|--------------------|--------------------|
| Reinforced rock | 0.008(0.8%) | 318 MPa | 212 MPa | 75.2 MPa | 75 MPa | 0.348 | 0.413 |

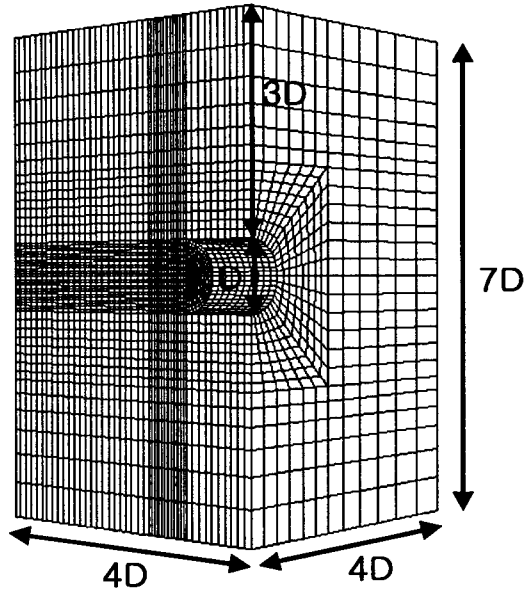


그림 4. 해석에 사용된 유한요소망

3차원 탄성 전산해석을 수행한 결과, 그림 5(a)에서 볼 수 있듯이 강화재를 직접 모델링 한 경우와 등가물성을 이용하였을 경우, 막장의 변위는 거의 유사하게 나타나는 것을 볼 수 있다. 또한 막장 무보강시보다 약 30%정도의 변위 감소 효과가 나타났다. 강화재의 길이에 따른 보강효과는 두 모델 모두 그림 5(b)와 같이 터널지경(D)의 0.4배 이하에서 급격한 변위의 증가 양상을 보이고, 이는 기존의 연구 결과와 일치한다.

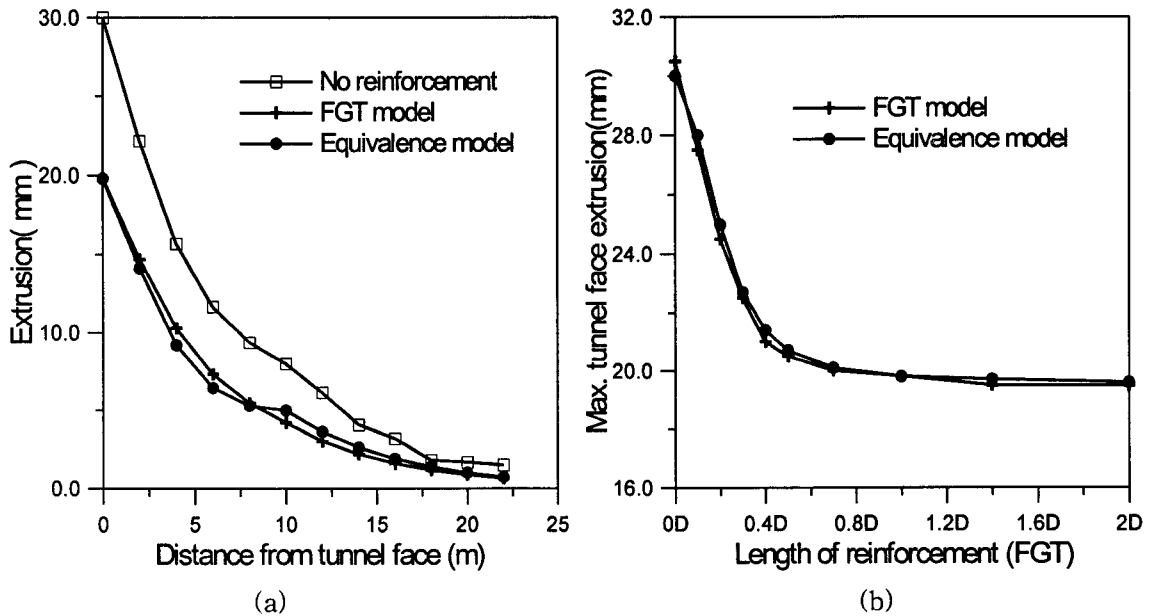


그림 5. 막장면에서 거리에 따른 축방향 변위(a)와 강화재의 길이에 따른 막장면 최대 축방향 변위(b)

4. 강화암반의 강도

FGT 등으로 강화된 터널막장의 안정성 문제를 다루기 위해서는 탄소성 해석이 이루어져야 하며, 이를 위해서는 등가물성과 마찬가지로 강화암반을 대표할 수 있는 강도를 산출하여야 한다. 본 연구에서는 FLAC-2D를 이용한 2차원 전산해석을 통하여 강도변화를 관찰하였고, 복합체 역학에서 소개된 경험식에 의한 강도와 비교하였다. 전산실험에 쓰인 암반과 강화재의 물성은 표 2와 같고 실험의 편의를 위하여 강화재(FGT)는 Mohr-Coulomb 파괴조건을 따른다고 가정하여 압축강도(σ_c)와 인장강도(σ_t)로부터 점착력(c)과 내부마찰각(ϕ)을 결정하였다.

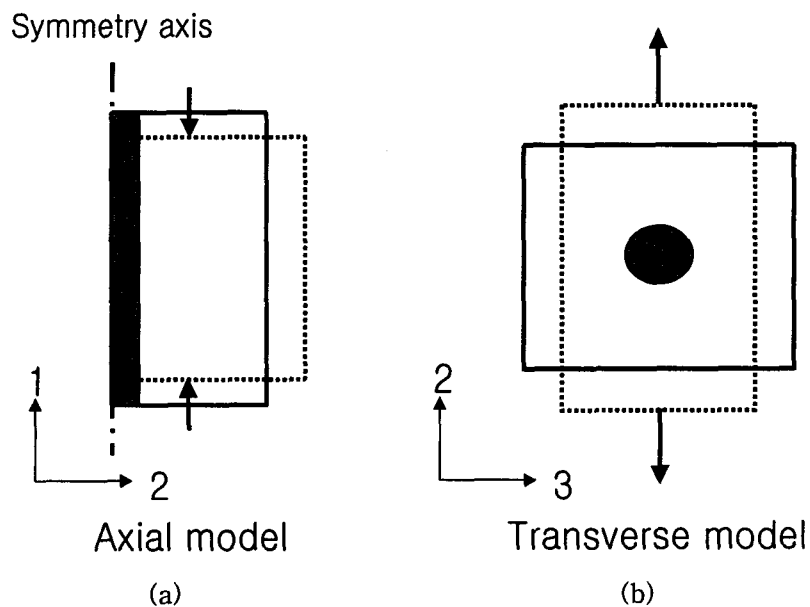


그림 6. 축방향과 횡방향의 강도실험 모식도

표 2. 강도실험에 쓰인 암반과 강화재의 물성

| Material | E | ν | c | ϕ | σ_c | σ_t |
|----------|-----------|-------|---------|--------|------------|------------|
| Rock | 1000 MPa | 0.3 | 2.4 MPa | 65° | 22 MPa | 1 MPa |
| FGT | 15000 MPa | 0.2 | 250 MPa | 0° | 500 MPa | 500 MPa |

4.1 축방향 강도

강화암반의 축방향 압축강도와 인장강도를 산출하기 위하여 그림 6(a)와 같이 암석시료에 강화재가 삽입된 모델을 2차원 축대칭 조건을 사용하여 전산해석을 실시하였다. 압축과 인장조건은 변위 경계조건을 적용하여, 일정한 비율로 변위를 증가시키는 방법을 사용하였다. 일반적으로 축방향 압축응력이 작용할 때 복합체의 파괴양상은 그림 7과 같이 3가지로 나눌 수 있고, 각각의 경우 다른 강도변화 양상을 나타낸다. 인장모드(그림 7.(a))는 강화재의 체적분율이 적은 경우($V_f < 0.2$)에 나타나며, 전단모드(그림 7.(b))와 전단파괴모드(그림 7.(c))는 강화재의 체적분율이 비교적 높은 경우에 나타난다.

여기서 E_m , G_m 은 암반의 탄성계수, E_f 는 강화재의 탄성계수 그리고 σ_{sf} 는 강화재의 전단강도를 나타낸다. 전산실험에서는 2차원 축대칭 모델의 구조적 특성상 인장모드나 전단모드 같은 파괴는 일어나지 않고, 전단파괴모드와 같은 압축응력에 의한 강화재의 전단파괴가 관찰되었다. 실험에 의한 강도는 전단파괴모드의 경험식과 거의 일치하는 결과를 보인다.

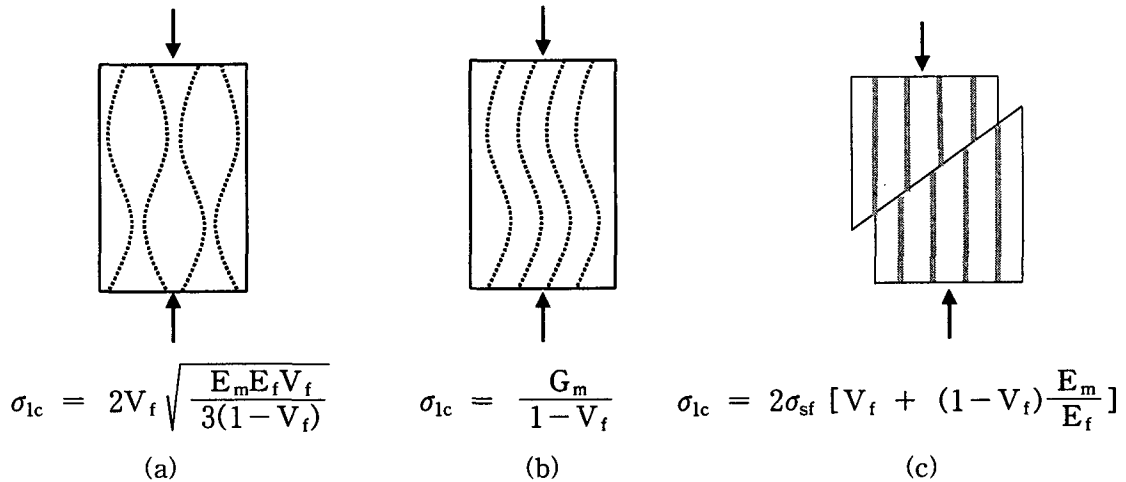


그림 7. 축방향 압축에 의한 복합체의 파괴양상과 경험적 강도유추식

인장 실험의 경우도 압축 실험에서와 유사한 결과를 보이며, 인장강도는 혼합법칙(rule of mixture)에 의해 암반의 인장파괴 전까지는 식(3)과 같이 표현되고, 암반의 인장파괴 이후에는 식(4)와 같이 표현할 수 있다.

$$\sigma_{1t} = V_f \sigma_{fu} + (1 - V_f) \sigma_{mu} \quad (3)$$

$$\sigma_{1t} = V_f \sigma_{fu} \quad (4)$$

여기서 σ_{fu} , σ_{mu} 는 각각 강화재와 암반의 인장강도를 나타내며, 전산실험결과와 비교하면 그림 8(a)와 같고, 식(3) 및 식(4)의 이론식과 거의 일치하는 결과를 보였다.

4.2 횡방향 강도

횡방향의 강도 실험은 그림 6(b)와 같이 강화암반의 대표체적에 평면변형조건을 적용하여 수행하였다. 강화암반에 횡방향으로 인장응력이 가해지면 축방향으로 인장응력이 가해졌을 때와는 다른 양상을 나타낸다. 강화재 주위의 암반에는 가해진 응력보다 약 50%이상의 응력집중이 발생하고, 인장응력 방향에 수직한 방향으로 균열이 발생하게 된다. 이로 인하여 강화암반의 강도는 암반의 순수 인장강도보다 감소하는 결과를 보인다. 일반적으로 강화재의 부피비가 증가할수록 그리고 암반과 강화재의 물성비가 증가할수록 횡방향의 인장강도는 감소한다. 식(5)는 복합체의 횡방향의 인장강도(σ_{tu})를 추정하는 간단한 경험식이다.

$$\sigma_{tu} = \frac{\sigma_{mu}}{K_\sigma}, \quad K_\sigma = \frac{1 - V_f \left(1 - \frac{E_m}{E_f} \right)}{1 - \sqrt{\frac{4V_f}{\pi}} \left(1 - \frac{E_m}{E_f} \right)} \quad (5)$$

횡방향의 압축강도 역시 응력집중현상으로 인한 암반의 파괴로 인하여 인장강도와 비슷한 양상을 나타낸다. 앞에서 소개한 식(5)에서 σ_{mu} 대신에 암반의 압축강도를 대입하면 횡방향의 압축강도를 유추할 수 있으며, 수치해석결과와 비교하면 그림 8(b)와 같다. 축방향의 압축강도나 인장강도가 강화재의 파괴에 의해 결정되는 반면 횡방향의 압축, 인장강도는 암반의 강도에 크게 의존하는 것을 볼 수 있다. 이는 횡방향의 압축응력에 의하여 강화재의 파괴는 일어나지 않더라도 암반을 통하여 응력이 강화재로 전달되므로 암반의 파괴는 강화재가 더 이상 응력을 받지 못하는 상태가 됨을 의미한다고 볼 수 있다.

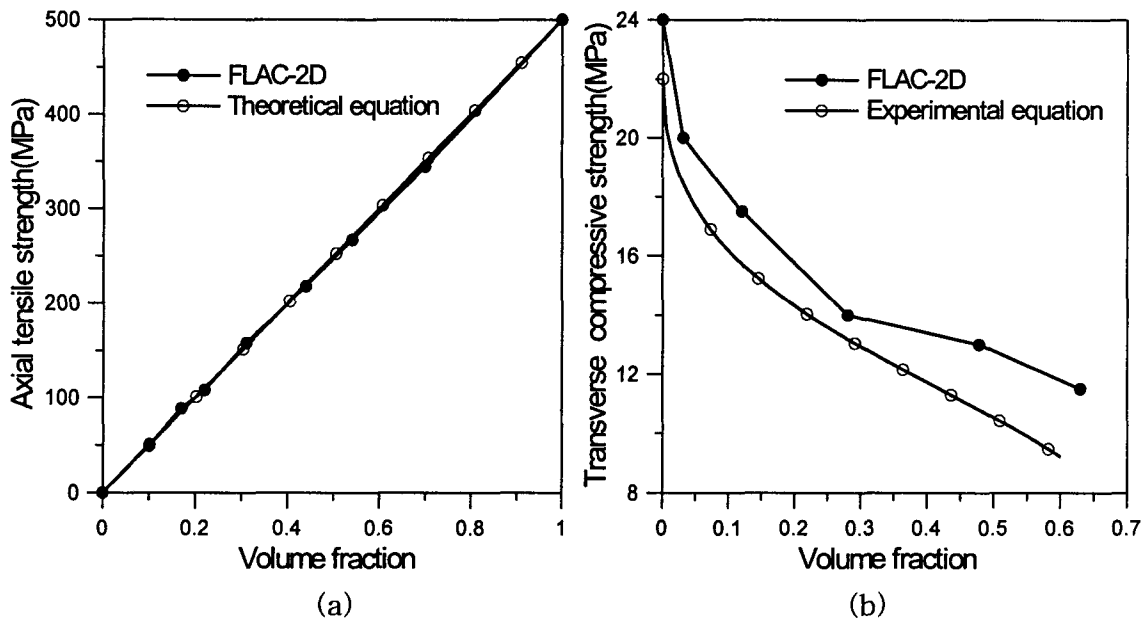


그림 8. 강화재의 체적분을 증가에 따른 강도 변화

4.3 전단강도

그림 9는 강화암반에 작용하는 전단응력성분을 표시한 것으로 τ_{12} 와 τ_{13} 에 의해 파괴가 일어나기 위해서는 강화재의 전단파괴가 일어나야 한다. 반면 τ_{31} 과 τ_{32} 그리고 τ_{21} 과 τ_{23} 는 강화재의 전단 파괴 없이 암반의 전단파괴를 유발한다. 여기서 평형조건을 만족하기 위해서는 축방향의 전단응력 성분인 τ_{21} 과 τ_{12} 는 항상 같은 값을 가져야 한다. 이 응력이 암반의 전단강도에 도달했을 때 축방향으로 암반성분에 균열이 생기고, 이로 인하여 강화암반의 파괴가 발생한다. 또한 평형조건에 의하여 횡방향의 응력 성분 τ_{23} 과 τ_{32} 는 같은 값을 가지며, 이 응력성분으로 인한 파괴는 암반의 전단강도에 의존하게 된다. 결과적으로 강화암반의 전단강도는 축방향과 횡방향 모두 암반의 전단강도와 같다고 추정할 수 있다.

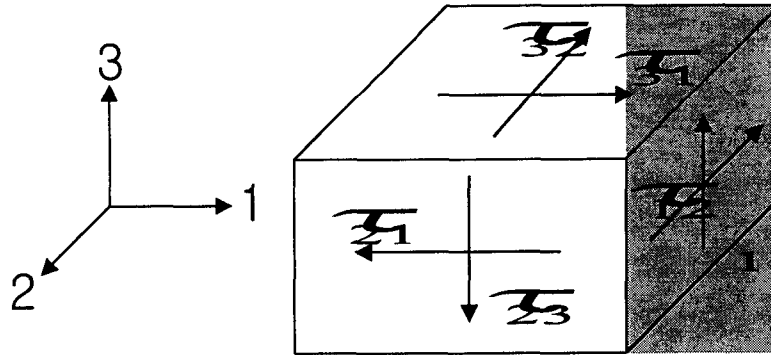


그림 9. 강화암반에 작용하는 전단응력성분

5. 결 론

등가물성을 이용한 경우와 강화재를 직접 모델링한 경우의 3차원 터널해석결과를 수행한 결과, 변위가 오차 2%내에서 일치하였다. 그러므로 모델링의 편의를 위해 등가물성을 사용하는 방법에 큰 무리가 없을 것으로 판단된다.

강화암반의 축방향 강도는 강화재의 강도에 의존하며, 강화재의 체적분을 증가에 비례하여 강도가 증가하는 양상을 보인다. 그러나 횡방향의 강도는 암반과 강화재 경계부근에서의 응력집중 등으로 인하여 강화재의 체적분을 증가에 따라 강도가 감소하는 결과를 보이고, 강화재의 강도보다는 암반의 강도에 크게 의존한다는 것을 알 수 있다. 또한 전산해석에 의한 강화암반의 강도와 경험식 등을 이용하여 추정된 강도는 서로 정확히 일치하지는 않지만 비교적 비슷한 양상을 보이므로 강화암반의 강도추정시 경험식을 이용하여도 좋을 것으로 판단된다.

참 고 문 헌

1. 유충식, 신형강, 2000, 수평보강재로 보강된 터널막장의 거동, 대한터널협회, 130-138.
2. 이종우, 이준석, 김문겸, 1996, 그라우팅에 의한 터널보강효과의 해석적 연구, 터널과 지하공간(한국암반공학회지), Vol.6, 298-305.
3. 이준석, 1997, 그라우팅 및 강관다단공법에 대한 터널보강 효과에 관한 연구, 대한토목학회논문집, Vol.17-III, 629-639.
4. Barbero, Ever J., 1998, Introduction to Composite Materials Design, Taylor & Francis. Inc.
5. Daniel, Isaac M., Ishai, Ori., 1994, Engineering Mechanics of Composite Materials, Oxford University Press.
6. Eshelby, J. D., 1957, The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion and related problems, Proc. Royal Soc, Vol.A241, 376-396.

7. Hull, D., Clyne, T. W., 1981, An Introduction to Composite Materials, Cambridge University Press.
8. Lunardi, P., 2000, Design & Constructing Tunnels - ADECO-RS approach, T & T International.
9. Mallick, P. K., 1988, Fiber-Reinforced Composites : material, manufacturing, and design, Marcel Dekker. Inc.
10. Zhao, Y. H., Weng, G. J., 1990, Effective elastic moduli of ribbon - reinforced composites, J. Applied Mech, Vol.57, 158-167.