

## 공팽창이론에 의한 압력식 쏘일네일링의 인발저항력 산정

### Pullout Resistance of Pressurized Soil-Nailing by Cavity Expansion Theory

서 형 준<sup>1</sup> Seo, Hyung-Joon      박 성 원<sup>2</sup> Park, Sung-Won  
정 경 한<sup>3</sup> Jeong, Kyeong-Han      최 항 석<sup>4</sup> Choi, Hang-Seok  
이 인 모<sup>5</sup> Lee, In-Mo

#### Abstract

Pressure grouting is a common technique in geotechnical engineering to increase the stiffness and strength of the ground mass and to fill boreholes or void space in a tunnel lining and so on. Recently, the pressure grouting has been applied to a soil-nailing system which is widely used to improve slope stability. The soil-nailing design has been empirically performed in most geotechnical applications because the interaction between pressurized grouting paste and the adjacent ground mass is complicated and difficult to analyze. The purpose of this study is to analyze the increase of pullout resistance induced by pressurized grouting with the aid of performing laboratory model tests and field tests. In this paper, two main causes of pullout resistance increases induced by pressurized grouting were verified: the increase of mean normal stress and the increase of coefficient of pullout friction. From laboratory tests, it was found that dilatancy angle could be estimated by modified cavity expansion theory using the measured wall displacements. The radial displacement increases with dilatancy angle decrease and the dilatancy angle increases with injection pressure increase. The measured pullout resistance obtained from field tests is in good agreement with the estimated one from the modified cavity expansion theory.

#### 요 지

압력식 쏘일네일링 공법은 지반에 네일을 삽입한 후 압력그라우팅을 수행하여 지반과 그라우팅 사이의 인발저항력 증가를 활용한 공법으로 원지반의 강도를 최대한 활용한 공법이다. 최근들어, 쏘일네일링 공법은 절취사면 보강이나 도심지 터파기 및 흙막이 구조물, 옹벽 보강 등 사면안정에 많이 사용된다. 하지만 압력식 쏘일네일링 공법은 그라우팅을 가압하여 주입함에 따라 주입 시와 주입 후의 지반응력의 변화 양상이 매우 복잡하다. 따라서 압력식 쏘일네일링 공법에 의한 인발저항력의 증가양상을 파악하기가 매우 어렵기 때문에 대부분 경험적인 설계가 이루어지고 있는 실정이다. 본 연구는 압력식 쏘일네일링 공법의 인발저항력의 증가를 이론적으로 규명하고 실내 및 현장 시험을 바탕으로 비교하여 인발저항력을 예측하는데 그 목적이 있다. 본 논문에서는 인발저항력의 증가에 영향을 미치는 요소를 공벽에 작용하는 평균연직응력과 인발마찰계수의 증가로 규명하였다. 실내시험을 통해서 측정된 반경방향 변위를 본 논문에서 제안한 공팽창이론에 적용하여 팽창각을 산정하였다. 팽창각이 감소함에 따라 반경방향변위는 증가하고 주입압이 증가함에 따라 팽창각이 증가하는 것을 알 수 있었다. 또한 현장인발시험을 통해서 측정한 인발저항력이 제안된 인발저항력과 거의 동일한 것을 알 수 있었다.

**Keywords :** Cavity expansion theory, Coefficient of pullout friction, Dilatancy angle, Pressurized grouting, Pullout resistance, Residual stress

1 고려대학교 건축·사회환경공학부 석·박사통합과정 (Graduate Student, School of Civil, Environmental and Architectural Engr., Korea Univ.)

2 (주)도담이앤씨 기술연구소 대리 (Assistant Manager, Technical Research Center, Dodam Eng & Construction)

3 정회원, (주)도담이앤씨 기술연구소 상무 (Member, Executive Director, Technical Research Center, Dodam Eng & Construction)

4 정회원, 고려대학교 건축·사회환경공학부 부교수 (Member, Associate Prof., School of Civil, Environmental and Architectural Engr., Korea Univ.)

5 정회원, 고려대학교 건축·사회환경공학부 교수 (Member, Prof., School of Civil, Environmental and Architectural Engr., Korea Univ., inmolee@korea.ac.kr, 교신저자)

\* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 1월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

## 1. 서론

쏘일네일링 공법은 지반에 네일을 삽입한 후 그라우팅을 수행하여 지반과 일체화함으로써 원지반의 전단저항력 및 네일의 인발저항력을 활용하는 보강공법이다. 압력식 쏘일네일링 공법은 지반 보강의 대표적인 공법 중 하나이며, 최근에 사면 안정 공법으로 널리 적용되고 있다. 하지만 가압에 의한 그라우팅과 지반사이의 거동을 정확히 규명하기 어렵기 때문에 현재 정확한 설계가 이루어지지 않고 있다. 따라서 본 논문에서는 압력 그라우팅에 따른 지반과 그라우팅사이의 거동특성을 규명하고 인발저항력을 이론적으로 규명하고자 한다.

정경한 등(2008)은 압력식 쏘일네일링이 중력식 쏘일네일링에 비해 인발저항력이 크다는 것을 실험적으로 증명하였다. 하지만 본 논문에서는 압력식 쏘일네일링의 인발저항력을 이론적으로 검증하고자 하는 것이 목적이다. Wang과 Richwien(2002)은 지반과 보강재 사이의 인발거동을 규명하였으며, 인발저항력 증가원인은 다일레이턴시 효과에 의한 것으로 판단하였다. 지반에 삽입된 보강재를 인발할 경우, 팽창각의 영향을 반영한 인발마찰계수를 통해 인발저항력을 추정할 수 있다. 본 논문에서는 가압에 따른 주변 지반의 변위 및 압력 변화양상을 예측하기 위해 수정된 공팽창이론(Modified Cavity Expansion Theory)을 제안하였다. 공팽창 이론은 Bishop 등(1945), Hill(1950)이 금속 재료에 대해 연구하던 내용을 Gibson과 Anderson(1961)이 지반공학 분야에 도입하면서 지반 문제에 적용되기 시작하였다. Vesic(1972)는 공팽창시 한계압력 산정에 대한 개략적인 해법을 제시하였으며, 이를 깊은 기초의 지지력 문제에 적용하였다. 최근에는 Yu와 Houlsby(1991)에 의해 원형 및 구형의 공팽창 문제에서 소성 거동시 비연합 유동법칙을 적용한 Mohr-Coulomb 파괴 기준에 근거한 분석적 해법이 제시되었다. 본 논문에서는 위의 공팽창이론을 바탕으로 수정된 공팽창이론을 새롭게 제시하여 탄소성영역의 응력 및 변위해석을 수행하였으며, 공팽창에 따른 반경방향 변위를 산정할 수 있었다. 따라서 압력 그라우팅에 따른 주입압과 공팽창에 의한 반경방향 변위가 주어질 경우 팽창각을 산정할 수 있다. 본 논문에서는 Wang과 Richwien(2002)이 제시한 인발마찰계수와 수정된 공팽창이론을 바탕으로 인발저항력을 산정하였으며, 실내 모형시험과 현장시험에 이론해를 적용하여 적절성을 검증하였다.

## 2. 배경이론

### 2.1 인발마찰계수(Wang과 Richwien(2002))

본 절에서는 압력식 쏘일네일링의 인발저항력 효과가 발휘되는 기구에 대해 고찰하고 이를 바탕으로 인발저항력을 산정하기 위한 이론식을 소개하였다. 그림 1에 흙과 보강재의 인발저항 평가시 작용응력 개요도를 나타내었으며, 직경 D의 보강재가 흙 속에 묻혀 있는 상태에서 흙과 보강재간의 인발마찰계수( $f^*$ )는 식 (1)과 같이 계산된다. 여기서,  $f^*$ 는 인발시에 지반과 보강재간의 마찰계수,  $f$ 는 직접전단시험에서 지반과 보강재간의 마찰계수,  $\sigma_m$ 은 보강재의 벽면에 작용하는 평균연직응력이다(Wang과 Richwien(2002)). 본 논문에서는 압력식 쏘일네일링의 구근이 거칠고 지반내에서 전단이 일어난다고 가정하여 마찰계수( $f$ )를  $\tan\phi$ 로 정의한다.

$$f^* = \frac{F}{\pi DL\sigma_m} \quad (1)$$

O'Rourke 등(1990), Ingold(1982), Milligan과 Tei(1998)는 직접전단시험을 통하여 흙과 보강재 경계면에서의 마찰은 흙의 밀도에 비례한다는 사실을 발견하였으며, 모래가 조밀할수록 인발마찰계수( $f^*$ )는 마찰계수( $f$ )보다 커짐을 알게 되었으며 이는 모래의 다일레이턴시 효과에 의한 것이라고 평가하였다. 즉, 보강재 인발시 다일레이턴시 효과에 의해 체적팽창을 하려고 하지만 지반이 구속함에 따라 지반내 응력이 증가하게 되고, 이것이 인발마찰계수

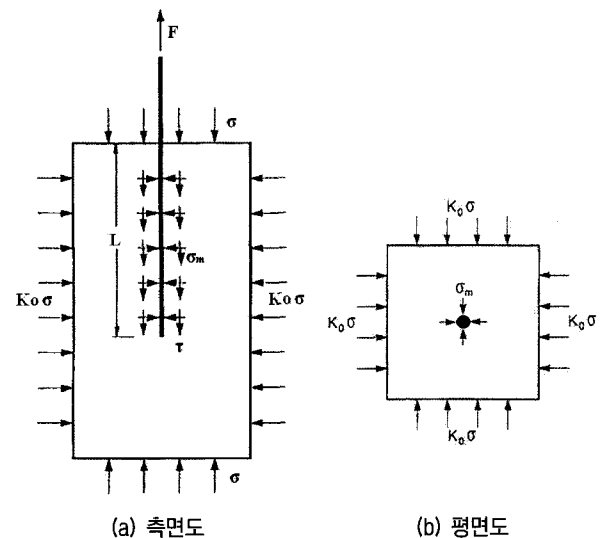


그림 1. 흙-보강재간 작용응력 개요도

의 증가요인으로 작용하는 것이다. Plumelle(1979)의 인발시험을 통해서도 본 사실이 규명되어 있으며, 이는 그림 2에 나타난 것과 같다.

인발모델은 보강재가 강성이며 탄성계수가 주위의 흙보다 매우 큼을 전제한다. 또한 모래는 탄성이라는 가정을 포함하고 있다. 그림 1에서 인발력( $F$ )을 가할 경우 모래의 체적은 일정하며 모래의 팽창각( $\psi$ )은 밀도에 의존한다. 따라서 팽창각( $\psi$ )의 변화에 따라 소성 체적팽창 변형률( $\Delta\epsilon_v^p$ )은 다음과 같이 나타낼 수 있다(Roscoe(1970), Vermeer(1990)).

$$\Delta\epsilon_v^p = -\Delta\gamma \tan\psi \quad (2)$$

여기서,  $\gamma$ 는 전단변형률이다. 모래의 체적이 일정하다는 가정 하에서, 소성체적변형률과 탄성 체적변형률을 동일하다고 할 수 있다. 식 (3)에서 체적변형률은 보강재에 작용하는 평균 전단응력( $\tau$ ), 전단탄성계수( $G$ )와 팽창각( $\psi$ )의 관계로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta\epsilon_v^e = -\Delta\epsilon_v^p = \frac{\tau}{G} \tan\psi \quad (3)$$

Hooke의 법칙에 따르면 탄성체적변형( $\Delta\epsilon_v^e$ )과 다일레이턴시에 의해 증가하는 평균연직응력( $\Delta\sigma_m$ )의 관계는 다음과 같으며,  $E$ 는 모래의 탄성계수이고  $K_0$ 는 횡방향 정지토압계수로  $1 - \sin\phi$ 이다.

$$\Delta\epsilon_v^e = \frac{1}{E}(1-2\nu)(1+2K_0)\Delta\sigma_m \quad (4)$$

$E=2(1+\nu)G$  임을 고려하여 식 (3)을 식 (4)에 대입하여 정리하면,

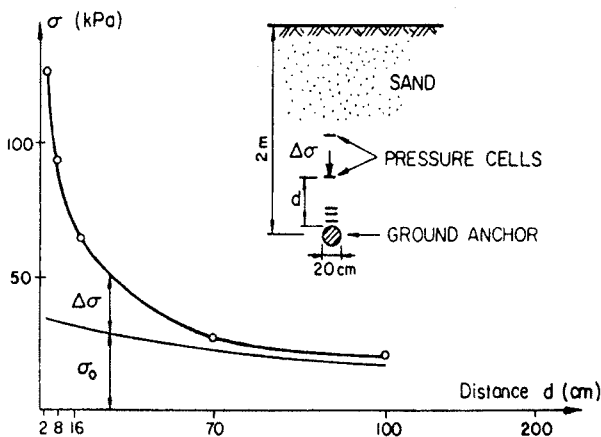


그림 2. 다일레이턴시에 의한 보강재주변의 응력증가

$$\Delta\sigma_m = \frac{2(1+\nu)}{(1-2\nu)(1+2K_0)} \tau \tan\psi \quad (5)$$

여기서 인발력이 최대값에 도달하면 파괴가 발생하므로, 파괴 시의 전단강도( $\tau_f$ )는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau_f = (\sigma_m + \Delta\sigma_m) f = \left( \sigma_m + \frac{2(1+\nu)}{(1-2\nu)(1+2K_0)} \tau_f \tan\psi \right) f \quad (6)$$

$$\Rightarrow \tau_f = \frac{f}{1 - [2(1+\nu)/(1-2\nu)(1+2K_0)] f \tan\psi} \sigma_m \quad (7)$$

인발마찰계수( $f^*$ )를  $\tau_f/\sigma_m$ 으로 정의할 때,  $f^*$ 는 다음과 같이 얻어진다.

$$f^* = \frac{f}{1 - [2(1+\nu)/(1-2\nu)(1+2K_0)] f \tan\psi} \quad (8)$$

식 (8)은 인발마찰계수( $f^*$ )와 초기마찰계수( $f = \tan\phi$ )의 관계를 제시한다. 이 관계는 비선형이며, 인발마찰계수는 모래의 다일레이턴시 효과에 영향을 받는다. 여기서 팽창각( $\psi$ )이 0이면  $f$ 와  $f^*$ 는 같게 된다(Wang과 Richwien(2002)).

식 (8)은 점착력이 없는 사질토에서 인발할 경우, 인발마찰계수( $f^*$ )가 초기마찰계수( $f$ )에 비해 다일레이턴시 효과에 의해서 얼마나 증가할 것인지를 나타낸 것이다. 만약 점착력이 있는 지반에 대해 인발마찰계수를 산정할 경우, 팽창에 의한 효과가 마찰계수의 증가에 지배적이라면 인발저항력은 식 (9)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau_f = f^* \sigma_m + c \quad (9)$$

## 2.2 공팽창이론과 팽창각

식 (8)을 이용해서 인발마찰계수를 구하려고 하면 팽창각이 중요한 요소가 된다. 인발시의 팽창각은 가압시의 팽창각을 이용하여 예측할 수 있다는 가정하에 본 절에서는 탄소성영역을 구분하여 공팽창이론(Cavity Expansion Theory)을 통해서 팽창각을 구하고자한다.

가압에 따른 주변 지반의 응력 및 변위의 변화 양상을 예측하기 위해 공팽창이론을 적용하였다. 공팽창이론은 Bishop 등(1945), Hill(1950)이 금속 재료에 대해 연구하던 내용을 Gibson과 Anderson(1961)이 지반공학 분야에 도입하면서 지반 문제에 적용되기 시작하였다. Vesic(1972)는 공팽창시 한계압력 산정에 대한 개략적

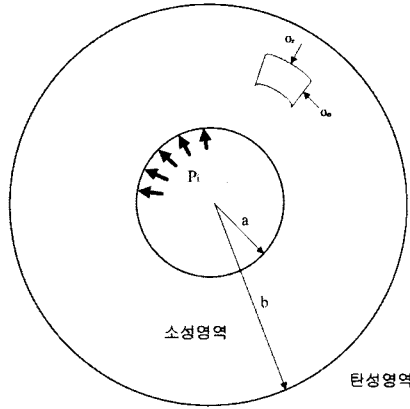


그림 3. 탄성영역과 소성영역의 응력 개요

인 해법을 제시하였으며, 이를 깊은 기초의 지지력 문제에 적용하였다. 최근에는 Yu와 Houlsby(1991)에 의해 원형 및 구형의 공팽창 문제에서 소성 거동시 비연합 유동법칙을 적용한 Mohr-Coulomb 파괴 기준에 근거한 분석적 해법이 제시되었다. 본 절에서는 수정된 공팽창 이론을 제안하였으며, 응력과 변위를 산정하여 그라우팅의 주입압과 공팽창에 의한 반경방향 변위에 따른 팽창각의 변화 양상을 판단하고자 한다.

### 2.2.1 탄소성 거동

천공홀 주변에서 소성영역의 한계점을 지나게 되면 탄성영역이 나타나게 된다. 탄성영역과 소성영역을 나누어서 응력체계를 설명하면 다음과 같다.

#### (a) 소성영역( $a < r < b$ )

먼저 소성영역에서 접선방향응력( $\sigma_\theta$ )과 반경방향응력( $\sigma_r$ )은 Mohr-Coulomb 파괴이론에 의해서 식 (10)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_r}{K} - \frac{\sigma_c}{K} \quad (10)$$

여기서,  $\sigma_c$ 는 일축압축강도이고,  $K = \frac{1 + \sin\phi}{1 - \sin\phi}$ 이다.

축대칭평형방정식을 이용하면 식 (11)과 같다.

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (11)$$

$\sigma_{r(r=a)} = P_i$ ,  $\lim_{r \rightarrow \infty} \sigma_r = \sigma_0^\infty$  라는 경계조건을 이용하면, 소성영역에서의 반경방향응력을 산정할 수 있게 된다. 여기서,  $P_i$ 는 공벽에 작용하는 주입압을 뜻하며,  $\sigma_0^\infty$ 는

초기지중응력으로 공벽에서 무한히 떨어진 곳의 응력을 뜻한다.

$$\sigma_r = (P_i + c \cot\phi) \left( \frac{r}{a} \right)^{-\frac{\alpha}{K}} - c \cot\phi \quad (12)$$

여기서,  $c$ 는 점착력,  $\phi$ 는 내부마찰각,  $r$ 은 공 중심에서 부터 거리,  $a$ 는 공의 반경,  $\alpha = \frac{2\sin\phi}{1 - \sin\phi}$ 이다.

#### (b) 탄성영역( $r > b$ )

등방탄성조건( $\sigma_{v0}^\infty = \sigma_{h0}^\infty = \sigma_0^\infty$ )이라는 가정을 통해서 반경 및 접선방향 응력은 Kirsh의 해에 의해서 산정할 수 있다.

$$\sigma_r = \sigma_0^\infty - \left( \frac{b}{r} \right)^2 (\sigma_0^\infty - \sigma_{r(r=b)}) \quad (13)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_0^\infty + \left( \frac{b}{r} \right)^2 (\sigma_0^\infty - \sigma_{r(r=b)}) \quad (14)$$

소성영역의 경계점( $r=b$ )에서 접선방향 응력은 다음과 같다.

$$\sigma_{\theta(r=b)} = 2\sigma_0^\infty - \sigma_{r(r=b)} \quad (15)$$

접선방향 응력과 반경방향응력의 관계( $\sigma_\theta = \frac{\sigma_r}{K} - \frac{\sigma_c}{K}$ )를 통해서 소성영역의 경계점( $r=b$ )에서 반경방향 응력은 다음과 같다.

$$\sigma_{r(r=b)} = \sigma_0^\infty (1 + \sin\phi) + c \cos\phi \quad (16)$$

연속성의 법칙에 의해서 소성영역과 탄성영역의 경계점에서 반경방향응력은 동일하다면 소성영역( $b$ )는 식 (12)와 식 (16)을 같게 놓고 풀면 구할 수 있다.

$$b = a \left[ \frac{P_i + c \cot\phi}{\left[ \sigma_0^\infty (1 + \sin\phi) + c \cos\phi + c \cot\phi \right]} \right]^{\frac{K}{\alpha}} \quad (17)$$

### 2.2.2 탄소성영역의 변위해석

소성유동법칙을 사용하여 소성변형율을 표시하며, 소성변형율에서 체적팽창 효과가 중요할 경우에는 다음의 비연합유동법칙을 주로 채택하고 소성포텐셜함수( $Q$ )는 다음과 같다.

$$Q(\sigma_r, \sigma_\theta) = \sigma_r - K_\psi \sigma_\theta - 2c \sqrt{K_\psi} = 0 \quad (18)$$

여기서,  $K_\psi$ 는 팽창각( $\psi$ )의 함수로  $K_\psi = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi}$ 와 같다.

소성변형율은 소성유동법칙을 통해서 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} d\epsilon_\theta^p &= \lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma_\theta} = -\lambda K_\psi \\ d\epsilon_r^p &= \lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma_r} = \lambda \end{aligned} \quad (19)$$

식 (19)를 통해서  $\epsilon_\theta^p$ 와  $\epsilon_r^p$  사이에는 다음의 관계식이 성립된다.

$$\epsilon_r^p = -\frac{1}{K_\psi} \epsilon_\theta^p \quad (20)$$

반경방향 및 접선방향 변형률은 탄성영역과 소성영역에서의 변형률의 합으로 나타낼 수 있으며 다음과 같다.

$$\epsilon_r = -\frac{du_r}{dr} = \epsilon_r^e + \epsilon_r^p = \epsilon_r^e - \frac{\epsilon_\theta^p}{K_\psi} \quad (21)$$

$$\epsilon_\theta = -\frac{u_r}{r} = \epsilon_\theta^e + \epsilon_\theta^p \quad (22)$$

임의로 식 (22)에  $1/K_\psi$ 를 곱하고 식 (21)과 합하게 되면 식 (23)과 같은 함수를 얻을 수 있다.

$$\frac{du_r}{dr} + \frac{1}{K_\psi} \frac{u_r}{r} = -(\epsilon_r^e + \frac{1}{K_\psi} \epsilon_\theta^e) = f(r) \quad (23)$$

위 방정식의 경계조건은 다음과 같다.

$$u_{r(r=b)} = \frac{b}{2G} (\sigma_{vo} - \sigma_{r(r=b)}) \quad (24)$$

따라서 위식을 풀게 되면 반경방향 변위는 식 (25)와 같이 나타난다.

$$\begin{aligned} u_r &= \frac{1}{2G} r^{-\frac{1}{K_\psi}} \left[ C(1-2\mu)(b^{\frac{1}{K_\psi}+1} - r^{\frac{1}{K_\psi}+1}) \right. \\ &\quad \left. - D(b^{\frac{1}{K_\psi}-1} - r^{\frac{1}{K_\psi}-1}) \right] + u_{r(r=b)} \left( \frac{b}{r} \right)^{\frac{1}{K_\psi}} \end{aligned} \quad (25)$$

여기서,

$$C = \frac{(\sigma_{vo} - \sigma_{r(r=b)})b^2 - (\sigma_{vo} - p_i)a^2}{b^2 - a^2},$$

$$D = \frac{a^2 b^2 (\sigma_{r(r=b)} - p_i)}{b^2 - a^2} \text{이다.}$$

따라서, 반경방향변위( $u_r$ )와 내압( $P_i$ )이 주어진다면 식 (25)를 통해 팽창각을 산정할 수 있으며, 식 (8)에 팽창각을 대입하게 되면 인발마찰계수를 산정할 수 있게 된다.

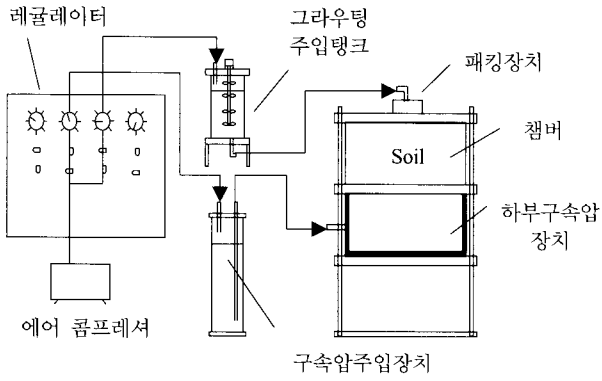
### 3. 실내 그라우팅 주입 실험

#### 3.1 모형 실험의 구성 및 시료의 특성

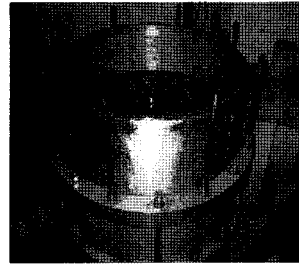
정경한 등(2008)은 실내 모형 실험 장치를 제작하여 그라우팅 주입 실험을 실시하였으며, 장치의 개략적인 구성을 그림 4에 나타내었다. 챔버는 직경 60cm, 높이 18cm의 규격으로 실린더형 지반을 모사할 수 있도록 제작되었으며, 실린더의 측면에 토압계 및 지반변위 측정용 LVDT를 설치하여 가압에 따른 변위 및 지반에 작용하는 응력을 측정하였다. 그라우팅 주입장치는 주입 탱크와 챔버의 상부 덮개에 설치되는 패키징장치로 구성되어 있으며, 공기압을 공급받아 내부의 그라우트재를 밖으로 밀어내도록 설계되었다.

챔버 모형 실험에는 용산 시료, 압구정 시료, 혼합 시료(용산시료+압구정시료) 및 부산 과학단지 시료를 사용하였다. 체분석, 직접전단시험, 삼축압축시험, 투수시험 등의 실내시험을 통해서 각 시료의 물성을 파악하였으며 이는 표 1에 나타나있다.

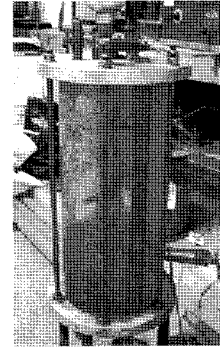
본 시험에서는 그림 5(a)에 보이는 것과 같이 다짐을 통해 단위중량이  $16.66kN/m^3$ 의 모형지반을 조성하였으며, 천공 과정의 지반 교란 방지를 위해 다짐시 천공경 10cm에 해당하는 관을 삽입한 후에 다짐 완료후 빼내는 방식을 사용하였다. 또한 주입에 따른 주변지반의 압력 변화 양상 및 천공 Hole의 확공량을 확인하기 위하여, 그림 5(b) 및 5(c)에 나타낸 바와 같이 토압계 및 지반변위 측정을 위한 LVDT를 설치하였으며 개략도는 그림 5(d)와 같다. 그라우팅의 주입압은 4종의 시료에 대해 각각 294kPa, 441kPa, 588kPa의 3가지 경우로 변화시켜 실시하였다. 이 때, 단위중량은  $16.66kN/m^3$ 이며 지반의 4.0m 심도에서의 응력 상태를 모사하기 위하여 66.64kPa의 구속압을 가하였다. 모형지반의 함수비는 다짐시험과 동일하게 12%로 조정하였으며, 주입재는 보통 포틀랜드 시멘트를 물/시멘트비를 50%로 배합하여 사용하였다.



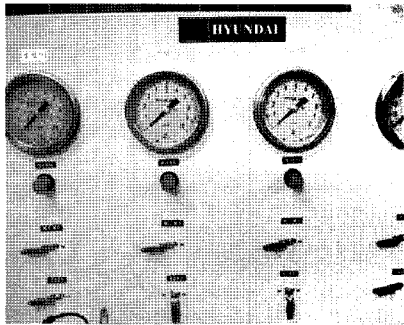
(a) 실험 장치 개략도



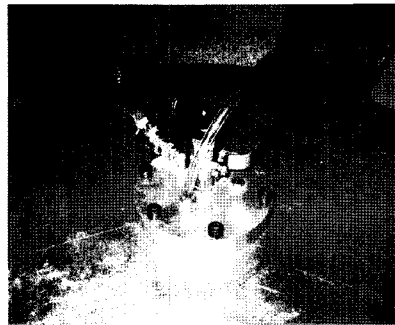
(b) 챔버



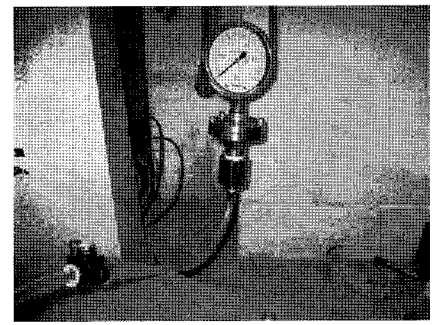
(c) 그라우팅 주입탱크



(d) 레귤레이터



(e) 패킹장치

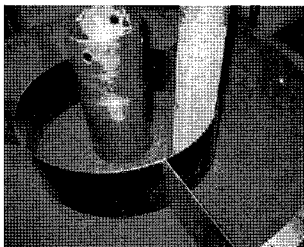


(f) 압력 게이지

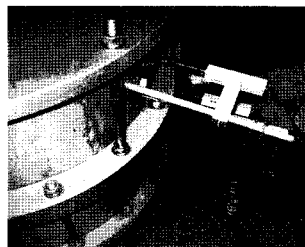
그림 4. 실내 모형 실험 장치의 구성

표 1. 시료의 특성치

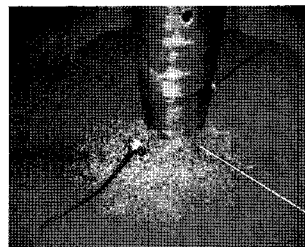
시료종류	비중	200번체 통과량(%)	통일분류	내부마찰각 (°)	점착력 (kPa)	탄성계수 (MPa)	포아슨비	간극비	투수계수 (cm/sec)
용 산	2.70	18.8	GC-GM	35	18.62	40.18	0.30	0.78	$2.8 \times 10^{-5}$
압구정	2.68	35.0	SC-SM	34	15.68	34.30	0.33	0.77	$1.2 \times 10^{-5}$
훈 합	2.70	27.0	GC-GM	35	17.64	37.24	0.30	0.78	$2.1 \times 10^{-5}$
부 산	2.68	48.0	SC-SM	33	15.88	33.32	0.34	0.77	$7.5 \times 10^{-5}$



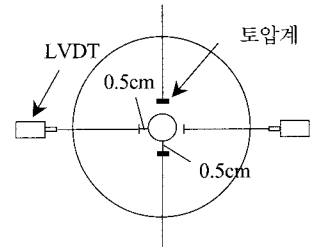
(a) 지반의 다짐



(b) LVDT 설치



(c) 토압계 설치



(d) 계측기 설치 개략도

그림 5. 지반의 다짐과 계측기의 설치

### 3.2 공벽에 작용하는 압력

정경한 등(2008)은 실내시험을 통해서 그라우팅 주입 시간 경과에 따른 압력변화 양상을 확인하였으며, 결과는 그림 6과 같다. 그라우팅을 압력주입 함에 따라 지반에 작용하는 압력은 Peak 압력까지 증가하였다가(membrane

condition : 공벽이 일종의 막을 이루어 가하는 압력대로 동일한 압력을 받는 상태) 그라우트 내의 물이 지반으로 빠져나가면서 압력이 감소하는 것이 확인되었으며, 장 시간 경과 후에는 일정량의 응력이 잔류응력으로 수렴하여 주입압의 약 20%정도 남아 있는 것이 확인되었다 (표 2 참조). 이러한 양상은 주입 초기에는 membrane 조

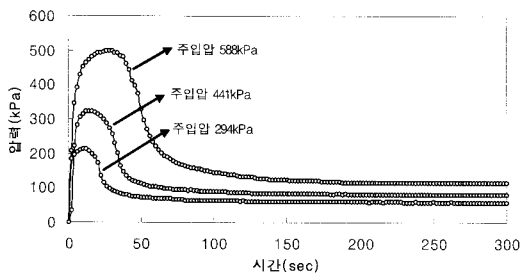
건으로 공벽에 압력이 작용하나, 시간경과에 따라 그라우트내의 물이 지반으로 빠져 나가면서 그라우트는 반고체 상태로 변하게 된다. 이로 인해 그라우트에 의한 작용 압력은 감소하며, 이 시점부터는 물의 흐름으로 인한 침투압이 지반에 작용하게 된다. 따라서, 시간 경과에 따라 지반으로의 물의 흐름 감소로 침투압이 감소하게 되며, 지반에 작용하는 압력 역시 감소한다. 이 때, 물의 흐름이 종료되면 지반에 작용하는 침투압은 0이 되나, 반고체 상태로 강성이 증가된 그라우트로 인해 지반의 변위 회복은 억제되고 지반에 작용하는 압력은 주입압의 약 20% 정도의 잔류응력으로 수렴하게 된다. 따라서 공벽에 작용하는 잔류응력은 지반의 초기 지중응력을 증가시켜, 압력식 쏘일네일링의 인발력 증가에 기여한다.

### 3.3 팽창각 산정

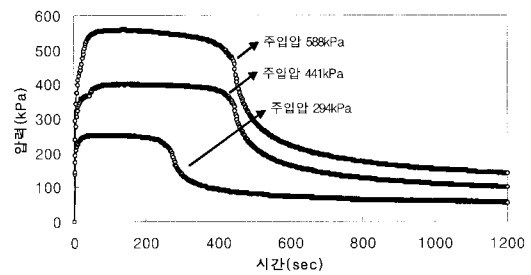
실내모형시험을 통해서 반경방향변위는 LVDT의 측

정을 통해 구할 수 있다. 팽창각이 반경방향 변위에 영향을 받는다는 점에서 챔버의 경계조건에 따라 팽창각 산정에 영향을 미칠 수 있다. 하지만 본 논문에서는 구속효과를 고려하지 않게 된다면 hydraulic fracture가 발생할 것으로 판단되어 실내모형시험에서 구한 반경방향변위와 공벽주변에서 측정된 최대압력을 식 (25)에 대입하여 팽창각을 산정하였으며, 그림 7과 같이 나타낼 수 있다. 즉, 본 연구 결과는 횡방향으로 구속된 챔버의 경계조건에 어느 정도 영향을 받게 될 것이나, 그 영향은 그리 크지 않을 것으로 판단된다.

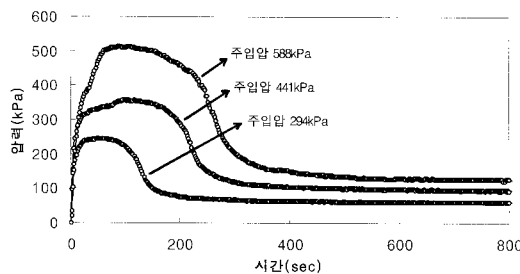
위의 결과에서 보이는 것과 같이 주입압이 동일할 경우 반경방향변위가 증가할수록 팽창각이 감소하는 것을 알 수 있으며, 내공변위가 동일할 경우 주입압이 증가할수록 팽창각이 증가하는 것을 알 수 있다. 즉, 동일한 주입압일 경우 팽창각이 증가할수록 지반은 공벽 안쪽으로 들어오려는 성질이 강해진다. 따라서 팽창각이 증가하면 반경방향변위는 감소하는 것을 알 수 있다. 주



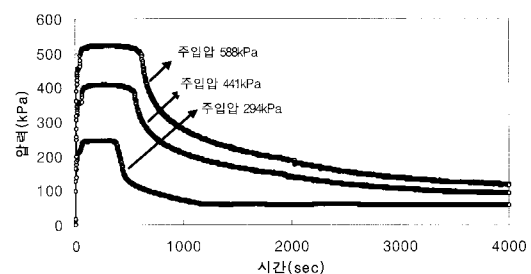
(a) 용산시료(200번체 통과량 18.8%)



(b) 압구정시료(200번체 통과량 35%)



(c) 혼합시료(200번체 통과량 27%)

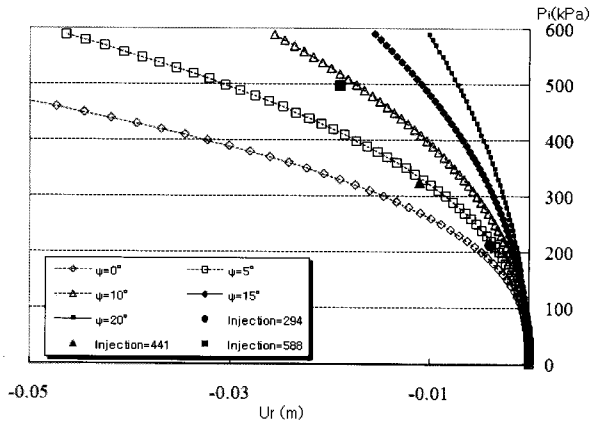


(d) 부산과학단지(200번체 통과량 48%)

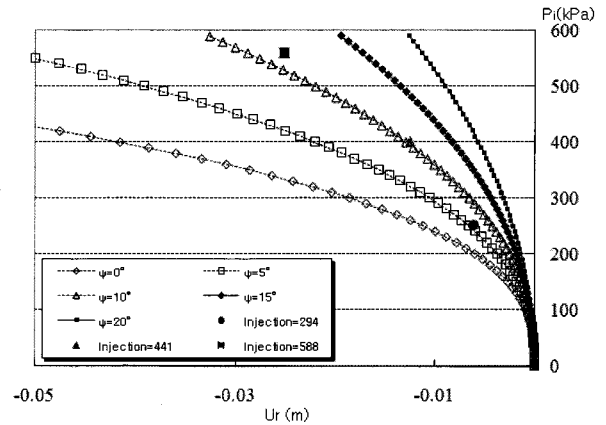
그림 6. 주입압 441kPa에 대한 지반에 작용하는 압력변화 양상(정경한 등(2008))

표 2. 시료별 최대응력과 잔류응력의 비(정경한 등(2008))

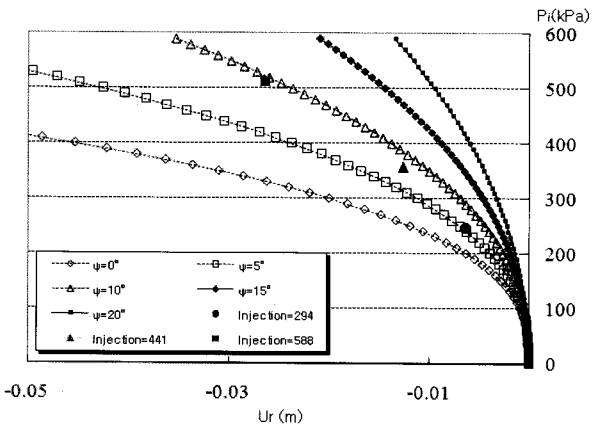
시 료 종 류	주입압(294kPa)			주입압(441kPa)			주입압(588kPa)		
	Peak (kPa)	잔류응력 (kPa)	잔류응력/주입압 (%)	Peak (kPa)	잔류응력 (kPa)	잔류응력/주입압 (%)	Peak (kPa)	잔류응력 (kPa)	잔류응력/주입압 (%)
용 산	213.64	57.82	19.67	324.38	79.38	18.00	497.84	114.66	19.50
압구정	251.86	55.86	19.00	400.82	100.94	22.89	559.58	142.10	24.17
혼 합	246.96	59.78	20.33	357.70	94.08	21.30	512.54	121.52	20.67
부 산	245.99	58.82	20.00	408.60	90.98	20.63	523.01	116.46	19.81



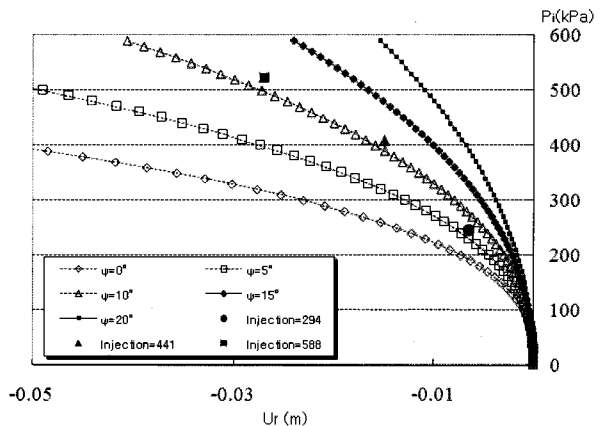
(a) 용산시료(200번체 통과량 18.8%)



(b) 압구정시료(200번체 통과량 35%)



(c) 혼합시료(200번체 통과량 27%)



(d) 부산과학단지(200번체 통과량 48%)

그림 7. 팽창각 산정( $\psi$ )

표 3. 최대압력과 반경방향변위에 따른 팽창각( $\psi$ )

시료종류	측정된 최대압력 (kPa)	반경방향변위(챔버모형시험) (mm)	팽창각(이론해) ( $^{\circ}$ )
용 산	213.64	3.9	4.0
	324.38	11.0	4.3
	497.84	19.0	9.0
압구정	251.86	6.1	6.0
	400.82	12.5	10.4
	559.58	25.1	11.3
혼 합	246.96	6.4	5.5
	357.70	12.6	8.2
	512.54	26.4	9.5
부산과학단지	245.99	6.5	6.8
	408.60	15.0	11.1
	523.01	27.0	11.1

입압에 따른 반경방향변위의 증가량과 공팽창이론을 통해 산정한 팽창각의 경향성은 다음과 같다.

위의 결과를 보았을 때, 팽창각은 시료의 종류에 따라 약간의 차이를 보이기는 하나 주입압이 증가함에 따라 증가하는 양상을 보이고 있다. 팽창각은 지반의 밀도에

의해서 변화하게 되며, 지반이 조밀할수록 커지게 된다 (Roscoe(1970), Milligan과 Tei(1998)). 따라서 주입압이 커짐에 따라 흙이 조밀해지기 때문에 팽창각이 증가하는 것을 알 수 있다.



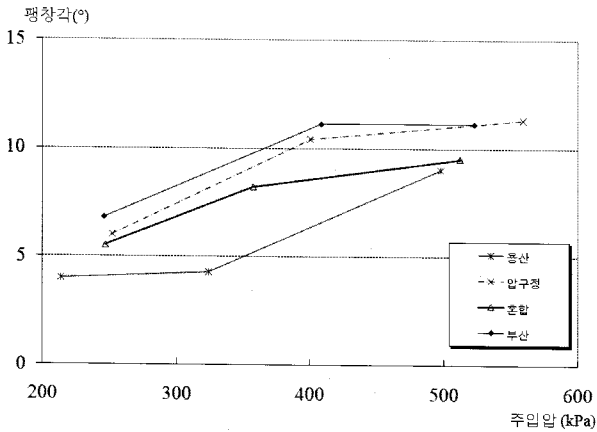


그림 8. 주입압에 따른 팽창각( $\psi$ )의 변화

#### 4. 현장시험 및 이론적 검증

##### 4.1 현장시험 개요

본 시험은 압력식 쏘일네일링의 인발거동 특성을 파악하기 위해 현장에서 직접 시공 후 인발시험을 실시한 것으로, 압력식 및 중력식 쏘일네일링의 인발저항력을 산정하고 인발저항력 발생기구 및 인발저항력의 이론

식을 검증하기 위해 수행되었다. 시험은 부산과학지방 산업단지 현장에서 풍화토에 대하여 실시하였으며, 쏘일네일링의 길이는 중력식의 경우 자유장 1.0m, 정착장 2.0m로, 압력식의 경우 자유장 0.5m, 패커 0.5m, 정착장 2.0m의 조건으로 설치하여 정착장의 일관성을 유지하였다. 쏘일네일링의 인발시험은 변형을 제어방식(일정 변형을 조건)으로 수행하였으며, 시험 네일의 구성 및 시공전경은 각각 그림 9와 그림 10에 나타내었다.

압력식 쏘일네일링의 시공단계는 그림 11과 같이 나타낼 수 있다. 압력식 쏘일네일링은 중력식 쏘일네일링의 충전 불량을 개선하기 위해 개발된 보강공법으로 그라우팅 주입시에 압력을 가하게 된다. 따라서 압력그라우팅을 실시하기 위해서는 별도의 패커시스템 공정작업이 필요하게 되며 우레탄을 이용한 패커충전작업 역시 요구된다. 패커충전 후에는 주입호스를 통해서 압력 그라우팅을 수행하여 지반과 그라우팅사이의 저항력을 극대화하게 된다.

대상지반의 물성은 시료채취 후 실내시험을 통해서 평가하였으며, 이를 요약하면 표 4와 같다.

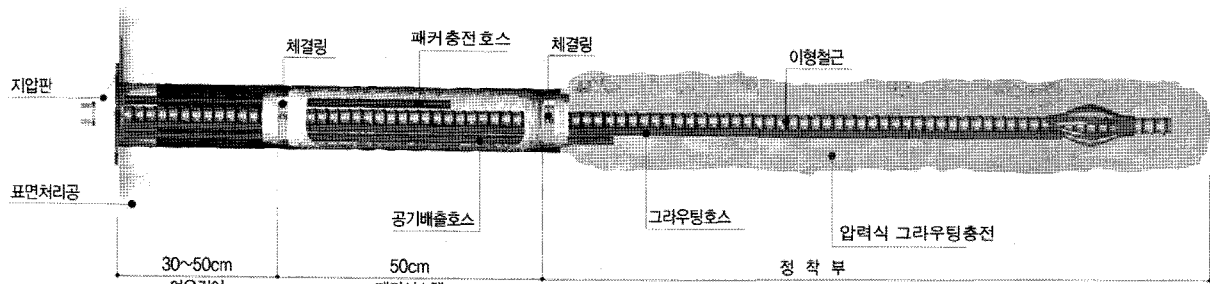


그림 9. 시험 네일의 구성

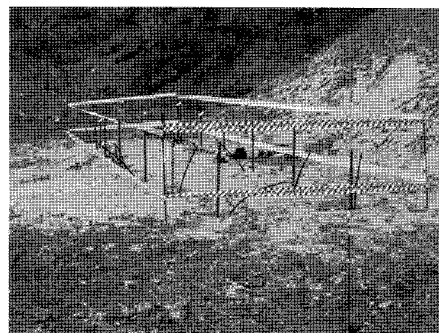
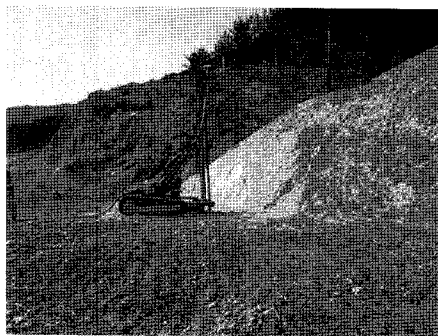


그림 10. 현장시험의 전경

표 4. 대상지반의 물성

구분	비중	단위중량 ( $kN/m^3$ )	200번체 통과량(%)	내부마찰각 ( $^\circ$ )	점착력 (kPa)	탄성계수 (MPa)	포아슨비	간극비	투수계수 (cm/sec)
물성	2.68	16.66	48	31	15.88	33.32	0.34	0.77	$7.5 \times 10^{-5}$



그림 11. 압력식 쏘일네일링의 시공과정

#### 4.2 현장 인발시험 및 유효경 확인

압력식 쏘일네일링 4공, 중력식 쏘일네일링 3공에 대한 시험결과를 표 5 및 그림 12에 나타내었다. 인발하중은 하중의 증가없이 지속적으로 변위가 증가하는 시점으로 보았으며, 그 결과 압력식 쏘일네일링이 중력식 쏘일네일링에 비해 인발하중이 약 36% 증가하는 것으로 나타났다.

또한 그라우팅 구근의 유효경 확인을 위해 시공된 네일을 인발하여 그 형상을 조사한 결과, 압력식 쏘일네일링의 유효경이 평균 16.05cm로, 평균 12.95cm인 중력식 쏘일네일링에 비해 약 24% 증가하는 것으로 나타났다.

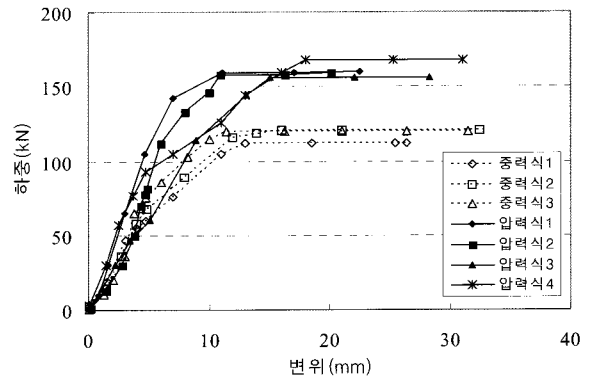


그림 12. 현장인발시험의 하중-변위곡선(정경한 등(2008))

표 5. 압력식 및 중력식 쏘일네일링 인발시험 결과(정경한 등(2008))

구분	압력식	중력식	
항복하중 (kN)	1	159.12	112.23
	2	158.14	120.76
	3	156.08	119.78
	4	167.85	-
	평균	160.30	117.59
천공직경 (cm)	10.5	10.5	
직경 (cm)	16.05	12.95	
주면적 (cm <sup>2</sup> )	10,079.4	8,132.6	
인발저항력 $\tau_r$ (kPa)	158.56	144.11	

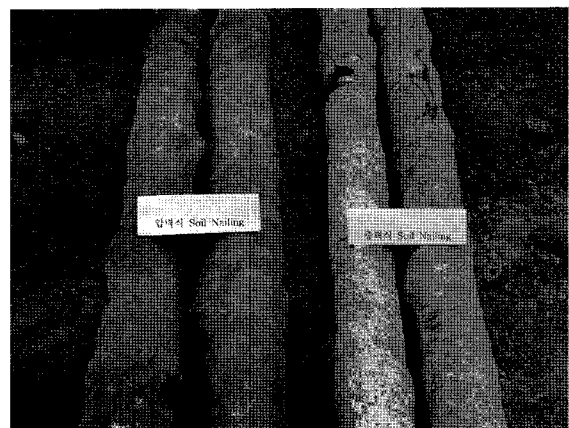


그림 13. 그라우팅 구근의 유효경 및 거질기 확인(정경한 등(2008))

천공 후 직경이 10.5cm로 반경방향 변위는 각각 3.00cm와 1.45cm로 나타났으며, 인발한 압력식 및 중력식 쏘일 네일링의 구근을 그림 13에 나타내었다.

### 4.3 시험 결과의 이론적 검증

실내시험을 통해서 벽체에 작용하는 잔류응력은 주입압의 약 20%로 나타났다. 따라서 평균수직응력은 주입압과 초기수평응력의 합으로 나타낼 수 있다. 현장시험에서 주입압은 490kPa이며 압력식 쏘일네일링에서 평균수직응력은 다음과 같다.

$$\sigma_m = K_0 \sigma_{v0} + P_i \times 0.2 = 120.74 \text{ kPa} \quad (26)$$

압력식 그라우팅의 반경방향 변위는 3.00cm로 나타났으며 주입압이 490kPa인 것을 이용하여 본 논문에서 제안된 공팽창이론으로 구한 팽창각이 11.1°로 나타나는 것을 알 수 있다. 하지만 공팽창으로 증가한 팽창각이 인발시의 팽창각과 다를 수 있기 때문에 이에 대한

검증을 실시하였다. 표 6은 현장시험에서 얻은 데이터를 이용해서 인발마찰계수를 역산한 값(인발시의 팽창각)과 공팽창이론으로 구한 팽창각(공팽창시의 팽창각)을 비교하여 검증하였다. 이는 초기 마찰계수에 대한 팽창각의 크기를 상대적으로 평가할 수 있다.

위의 결과를 보았을 때 현장시험 역산 팽창각, 공팽창이론을 통해 구한 현장시험의 팽창각, 공팽창이론을 통해 구한 실내시험의 팽창각이 거의 비슷한 결과를 보였으며, 특히 현장시험과 실내시험에서 동일하게 사용한 부산시료 같은 경우 팽창각이 거의 일치하는 것을 알 수 있었다. 따라서 공팽창이론을 통해 구한 팽창각을 이용하여 인발시 팽창각을 예측하는 것이 적절하다고 판단된다. 또한 490kPa로 가압하게 되면 팽창각( $\tan\psi$ )이 초기내부마찰각( $\tan\phi$ )에 비해 평균 28%정도 증가하게 되고, 이는 인발마찰계수 증가에 영향을 미친다. 즉, 압력 그라우팅을 하게 되면 연직응력의 증가뿐만 아니라 팽창에 의한 인발마찰계수의 증가로 인해서 그라우팅과 지반사이에 작용하는 인발저항력이 증가하는 것을

표 6. 공팽창 이론을 통해 구한 팽창각의 검증

		내부마찰각	팽창각	$\frac{\tan\psi}{\tan\phi}$ (490kPa일 경우)	
인발시험 결과의 역산	현장시험 1	31	10.5	$\frac{\tan 10.5}{\tan 31} = 0.31$	
	현장시험 2	31	10.5	$\frac{\tan 10.5}{\tan 31} = 0.31$	
	현장시험 3	31	10.3	$\frac{\tan 10.3}{\tan 31} = 0.30$	
	현장시험 4	31	11.2	$\frac{\tan 11.2}{\tan 31} = 0.33$	
구근직경측정, 주입압 계측을 토대로 공팽창이론 적용	현장시험	31	11.1	$\frac{\tan 11.1}{\tan 31} = 0.32$	
	실내시험	용산	35	9.0	$\frac{\tan 9.0}{\tan 35} = 0.23$
		압구정	34	10.9	$\frac{\tan 10.9}{\tan 34} = 0.29$
		혼합	35	9.4	$\frac{\tan 9.4}{\tan 35} = 0.24$
		부산	33	11.1	$\frac{\tan 11.1}{\tan 33} = 0.30$

표 7. 인발저항력의 이론해와 현장시험결과의 비교검증

	평균연직응력 (kPa)	인발마찰계수 ( $f^*$ )	인발저항력 (이론해, kPa)	인발저항력 (현장, kPa)	오차 (%)
현장시험 1	120.74	1.24	165.60	157.86	4.7
현장시험 2				156.89	5.2
현장시험 3				154.85	6.5
현장시험 4				166.53	0.6

알 수 있다.

인발마찰계수와 인발저항력은 식 (8)로 계산된 팽창각을 통해서 구할 수 있다. 이론식으로 구한 인발저항력과 현장시험에서의 인발저항력은 표 7에 나타나 있다.

본 논문에서 압력식 그라우팅의 인발저항력 증가가 인발시의 다일레이턴시 효과에 영향을 받는 것으로 나타났다으며, 이론해를 적영하여 현장시험 결과와 비교해 본 결과 거의 동일한 수치를 나타내었다.

### 5. 결론

본 연구에서는 정경한 등(2008)이 수행한 실내 및 현장 시험을 바탕으로 압력식 쏘일네일링의 인발거동을 이론적으로 검증하였으며, 그 결과는 다음과 같다.

- (1) 실내 모형시험을 통해 측정된 천공 Hole의 반경방향 변위와 주입압을 통해 공팽창이론으로 팽창각을 산정할 수 있었으며, 주입압이 증가함에 따라 팽창각이 증가하는 양상을 보였다.
- (2) 주입압에 의한 천공 Hole에서 팽창각의 증가와 인발시의 팽창각의 증가가 동일할 것이라는 가정을 검증하기 위해 실제 현장시험결과를 역산한 값과 공팽창이론을 통해 구한 결과값을 비교하였으며, 두 결과값 모두 초기마찰계수와 팽창각의 tangent 값의 비가 23%에서 33%사이로 거의 동일한 것을 알 수 있었다. 따라서 주입 시 산정한 팽창각을 통해 인발시의 팽창각을 예측할 수 있다는 것을 알 수 있다.
- (3) 공팽창이론을 통해 산출한 팽창각을 이용하여 인발마찰계수를 산정하였으며, 이를 통해 인발저항력을 구할 수 있었다. 현장에서 인발시험을 수행한 인발저항력과 이론해를 통해 구한 인발저항력은 거의 동일한 것으로 나타났으며, 본 논문에서는 압력식 그

라우팅의 인발저항력 증가 원인으로 인발시에 발생하는 다일레이턴시효과에 기인함을 알 수 있었다.

### 참고 문헌

1. 정경한, 박성원, 최항석, 이충원, 이인모 (2008), 가압 그라우팅 쏘일네일링의 인발저항력 증가 원인에 관한 연구, *한국지반공학 회논문집*, 제 24권 4호, pp.1-14.
2. Bishop, R. F., Hill, R. and Mott, N. F. (1945), "Theory of indentation and hardness tests", *Proceedings of the Physical Society*, Vol.57, No.3, pp.147-159.
3. Gibson, R. E. and Anderson, W. F. (1961), "In-situ measurement of soil properties with pressuremeter", *Civil Engineering and Public Works Review*, Vol.56, pp.615-618.
4. Hill, R. (1950), "The mathematical theory of plasticity", *Oxford University press*.
5. Ingold, T. S. (1982), "Reinforced earth", *Thomas Telford Ltd, London*.
6. Milligan, G. W. E. and Tei, K. (1998), "The pull-out resistance of model soil nails", *Soils and Foundations*, Vol.38, No.2, pp. 179-190.
7. O'Rourke, T. D., Druschel, S. J., and Netravali, A. N. (1990), "Shear strength characteristics of sand-polymer interface", *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.116, No.3, pp.451-469.
8. Plumelle, C. (1979), "Étude expérimentale du comportement des tirants d'ancrage", *Thèse de Docteur Ingénieur de l'Université et Marie Curie, Paris 6 éme*.
9. Roscoe, K. H. (1970), "The influence of strains in soil mechanics", *Geotechnique*, Vol.20, No.2, pp.129-170.
10. Vermeer, P. A. (1990), "The orientation of shear bands in biaxial tests", *Geotechnique*, Vol.40, No.2, pp.223-236.
11. Vesic, A. S. (1972), "Expansion of cavities in infinite soil mass", *Journal of Geotechnical Engineering Division*, Vol.98, No.3, pp. 265-288.
12. Yu, H. S. and Houslyby, G. T. (1991), "Finite cavity expansion in dilatant soils: loading analysis", *Geotechnique*, Vol.41, No.2, pp. 173-183.
13. Wang, Z. and Richwien, W. (2002), "A study of soil-reinforcement interface friction", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.128, No.1, pp.92-94.

(접수일자 2009. 6. 10, 심사완료일 2009. 7. 25)