

가압식 압축형 지반앵커의 인발저항력 증대효과 및 군효과 특성

The Effect of Pressurized Grouting on Pullout Resistance and the Group Effect of Compression Ground Anchor

김 태 섭¹ Kim, Tae-Seob

심 보 경² Sim, Bo-Kyoung

이 규 상³ Lee, Kou-Sang

이 인 모⁴ Lee, In-Mo

Abstract

The purpose of this study is to figure out the effect of pressurized grouting on the pullout resistance and the group effect of the compression ground anchor by performing pilot-scale chamber tests and field tests. The laboratory tests are carried out for 3-types of soils which are abundant in the Korean peninsular. Experimental results showed that the enlargement of anchor diameters estimated from the cavity expansion theory matches reasonable well with that obtained from experiments. Moreover, the required injection time as a function of the coefficient of permeability of each soil type was proposed. A series of in-situ anchor pullout tests were also performed to experimentally figure out the effect of pressurized grouting on the pullout resistance. Experimental results also showed that the effect of the pressurized grouting is more prominent in a softer ground with smaller SPT-N value in all of the following three aspects: increase in anchor diameter; pullout resistance; and surface roughness. The pressurized grouting effect in comparison with gravitational grouting was found to be almost nil if the SPT-N value is more than 50. Based on experimental results, a new equation to estimate the pullout resistance as a function of the SPT-N value was proposed. And based on in-situ group anchor pullout tests results, a new group effect equation was proposed which might be applicable to decomposed residual soils which are abundant in the Korean peninsular.

요 지

본 연구는 가압식 압축형 지반앵커의 실내모형 챔버시험, 현장시험을 통해 가압그라우팅이 지반앵커의 인발저항력에 미치는 영향을 고찰하고 현장 군앵커 인발시험을 통해 압축형 지반앵커의 군효과 특성을 규명하는데 그 목적이 있다. 3가지 시료에 대한 실내시험 결과, 가압그라우팅으로 인한 앵커체의 직경 증가량은 시험값과 공동팽창 이론에 의한 값이 대체적으로 일치하였다. 또한 지반의 투수계수에 따른 가압 그라우팅 최소 주입시간을 제안하였다. 현장시험 결과 가압그라우팅으로 인한 앵커체의 직경 증가, 구근 표면 거칠기 증가, 인발저항력 증가의 효과는 SPT-N치가 작은 상대적으로 연약한 지반에서 가압 그라우팅의 효과가 큰 것을 확인할 수 있었다. 또한 SPT-N치가 50이상인 지반에서는 가압그라우팅의 효과를 기대할 수 없는 것을 확인하였다. 현장시험결과를 바탕으로 단위극한주면마찰력 산정식을 지반의 SPT-N치에 대한 함수로 제안하였다. 또한 현장 군앵커 인발시험 결과를 바탕으로 앵커간격과 영향원추반경의 비 및 앵커간격과 천공직경의 비의 2가지 형태로 압축형 지반앵커에 적합한 군효과 저감률 산정식을 제안하였다.

Keywords : Cavity expansion theory, Compression ground anchor, Group effect, Group anchor, Grout consolidation model, Pressurized grouting, Pullout resistance, Pullout test

1 (주)신화소일테크 부사장 (Vice President, Shinhwa Soil Tech. Co., Ltd.)

2 (주)현대건설 연구원 (Assistant Research Engineer, HYUNDAI Engrg. & Construction Co., Ltd.)

3 (주)신화소일테크 대표이사 (President, Shinhwa Soil Tech. Co., Ltd.)

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

* 본 논문에 대한 토의를 원하는 회원은 2010년 12월 31일까지 그 내용을 학회로 보내주시기 바랍니다. 저자의 검토 내용과 함께 논문집에 게재하여 드립니다.

1. 서론

지반앵커는 앵커체에 하중을 전달하는 방식에 따라 인장형 지반앵커와 압축형 지반앵커로 구분된다. 최근 도심지 굴착공사에서 기존 건물이나 시설물에 인접하여 지반앵커를 설치할 경우 대지경계선을 침범해서 앵커를 설치해야 하는 사례가 발생하고 있어 이런 경우 본체구조물이 완성된 후 앵커를 제거할 수 있는 제거식 지반앵커의 시공사례가 증가되고 있다. 제거식 지반앵커는 피씨 스트랜드(PC strand)를 제거해야 하는 특성으로 인해 주로 압축형 지반앵커로 개발되어 사용되고 있지만 아직까지 국내에서 압축형 지반앵커의 인발특성에 적합한 시공법이 규명되어 있지 않는 실정이며 특히 그라우팅 주입 시 대부분 경험에만 의존하여 이루어지고 있다. 아울러, 굴착 인접 배면의 지하매설물의 영향, 코너 부분 및 대지경계선을 벗어나지 않게 하기 위하여 지반앵커의 배치를 일반적인 경우보다 좁게 설치하는 경우 지반앵커의 상호 간섭에 의한 효과, 즉 지반앵커의 군효과(group effect)에 따른 인발저항력 저하현상이 발생하는 것으로 알려져 있으나 아직까지 국내에서는 풍화토 지반에 설치된 압축형 지반앵커의 군효과에 대한 연구가 미진한 실정이다.

본 연구에서는 압축형 지반앵커에 있어서 지반종류에 따른 가압그라우팅 효과와 인발저항력 증가현상을 고찰하였다. 이를 위해 현장 조건에 근거한 실내시험을 실시하여 공동팽창 이론(cavity expansion theory)과 시멘트 그라우트재의 압밀모델(consolidation model of cement grout)의 적합성을 평가하였으며, 현장시험을 통하여 가압식 압축형 지반앵커의 인발저항력 증대 효과를 분석하고 국내 표준관입시험의 에너지 효율로 보정한 표준관입치에 대한 함수로 단위극한주면마찰력 계산식을 제안하였다. 또한 현장 군앵커 인발시험 결과를 바탕으로 앵커간격과 영향원추반경의 비 및 앵커간격과 천공직경의 비의 2가지 형태로 압축형 지반앵커에 적합한 군효과의 저감률 산정식을 제안하였다.

2. 가압그라우팅 이론

2.1 공동팽창이론(Cavity Expansion Theory)

일반적인 가압그라우팅 지반앵커의 시공은 천공→가압그라우팅주입의 연속적인 과정으로 시공된다. 먼저 천공과정에서 천공홀 주위로 σ_r (반경방향응력) < σ_θ (접선방향응

력)의 응력상태(주동 응력 조건으로 정의)의 소성영역이 발생하게 되고 이후 가압 그라우팅을 실시하면 천공홀 주위로 반경방향응력(σ_r)은 증가하고 반대로 접선방향응력(σ_θ)은 감소해 일정 압력 이상 증가시키면 반경방향응력이 최대 주응력으로 전환되어 $\sigma_r > \sigma_\theta$ 의 응력상태(수동 응력 조건으로 정의)에 도달하게 된다. 즉 가압그라우팅 지반앵커의 시공 시 천공으로 인해 초기에 주동 응력 조건($\sigma_r < \sigma_\theta$) 상태에서 가압그라우팅 주입으로 인해 수동 응력 조건($\sigma_r > \sigma_\theta$)으로 주응력이 회전하는 응력상태를 겪게 된다.

2.1.1 탄소성 거동

천공 및 가압그라우팅으로 인한 천공홀 주위의 응력체계를 탄성영역과 소성영역으로 나누어서 설명하면 그림 1과 같다.

(a) 탄성영역의 응력해($r > b$)

천공 및 가압그라우팅 시공 시 천공홀 주위의 탄·소성 영역은 그림 1과 같다. 이때 천공홀 벽면에 작용하는 내압을 P_i 라고 하면 탄성영역에서 반경 및 접선 방향 응력상태는 Kirsh의 해에 의해서 식 (1)과 같이 산정할 수 있다.

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \sigma_h \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + P_i \left(\frac{a^2}{r^2} \right) \\ \sigma_\theta &= \sigma_h \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) - P_i \left(\frac{a^2}{r^2} \right) \end{aligned} \quad (1)$$

(b) 소성영역의 응력해($a \leq r \leq b$)

천공 및 가압그라우팅 주입 시 천공홀 주변에서 탄성 영역의 한계점을 지나 소성영역이 발생하게 되면 발생한 소성영역($a \leq r \leq b$)의 응력상태는 더 이상 Kirsh의

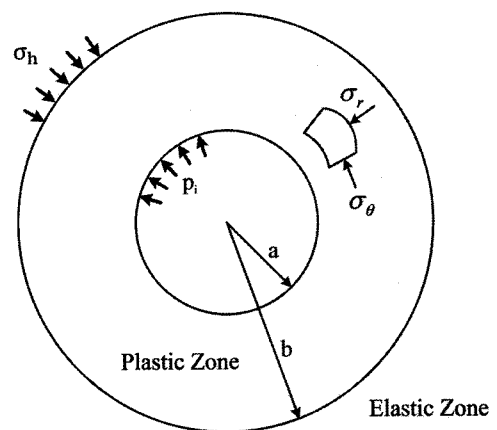


그림 1. 탄성영역과 소성영역

해를 따르지 않는다. 소성영역에서 응력해는 주동, 수동 응력 조건에 따라 다음과 같이 유도할 수 있다.

① 주동 응력 조건($\sigma_\theta > \sigma_r$)

주동 응력 조건에서 반경방향응력 σ_r 은 최소주응력, 접선방향응력 σ_θ 는 최대주응력이 된다. Mohr-Coulomb의 파괴기준을 채택하면 σ_r 과 σ_θ 사이에는(소성영역 내에 한하여) 식 (2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_\theta = \sigma_c + k\sigma_r \quad (2)$$

여기서, $\sigma_c = \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi}$, $k = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}$, c , ϕ 는 각각 지반의 점착력과 내부마찰각이다.

축대칭조건의 평형방정식은 식 (3)과 같다.

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

식 (2)를 식 (3)에 대입하고 $\sigma_{r(r=a)} = P_i$, $\lim_{r \rightarrow \infty} \sigma_r = \sigma_h$ (초기지중응력) 라는 경계조건을 이용하면, 소성영역에서의 반경방향 응력 및 접선방향 응력은 식 (4), (5)와 같다.

$$\sigma_r = \left(P_i + \frac{\sigma_c}{k-1} \right) \left(\frac{r}{a} \right)^{k-1} - \frac{\sigma_c}{k-1} \quad (4)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_c + k \left[\left(P_i + \frac{\sigma_c}{k-1} \right) \left(\frac{r}{a} \right)^{k-1} - \frac{\sigma_c}{k-1} \right] \quad (5)$$

② 수동 응력 조건($\sigma_r > \sigma_\theta$)

앞서 서술하였듯이 수동 응력 조건에서는 주동 응력 조건과 달리 최대·최소 주응력이 회전하게 된다. 따라서 수동 응력 조건에서 Mohr-Coulomb의 파괴 기준은 다음의 식 (6)과 같다.

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \sigma_c + k\sigma_\theta \\ \therefore \sigma_\theta &= -\frac{1}{k}\sigma_c + \frac{1}{k}\sigma_r \end{aligned} \quad (6)$$

따라서 앞서 주동 응력 조건과 같은 방법으로 풀면 수동 응력 조건에서 응력상태를 식 (7), (8)과 같이 유도할 수 있다.

$$\sigma_r = \left(P_i + \frac{\sigma_c}{k-1} \right) \left(\frac{r}{a} \right)^{\frac{1}{k}-1} - \frac{\sigma_c}{k-1} \quad (7)$$

$$\sigma_\theta = -\frac{1}{k}\sigma_c + \frac{1}{k} \left[\left(P_i + \frac{\sigma_c}{k-1} \right) \left(\frac{r}{a} \right)^{\frac{1}{k}-1} - \frac{\sigma_c}{k-1} \right] \quad (8)$$

이때, 연속성의 법칙에 의해서 주동 응력 조건 및 수동 응력 조건에서의 소성영역의 반경 b 는 각각 식 (9)와 식 (10)으로 나타낼 수 있다.

$$b = a \left[\left(\frac{2\sigma_h - \sigma_c}{k+1} + \frac{\sigma_c}{k-1} \right) \frac{1}{P_i + \frac{\sigma_c}{k-1}} \right]^{k-1} \quad (\text{주동 응력 조건}) \quad (9)$$

$$b = a \left[\left(\frac{2\sigma_h - \frac{\sigma_c}{k}}{\frac{1}{k}+1} + \frac{\sigma_c}{k-1} \right) \frac{1}{P_i + \frac{\sigma_c}{k-1}} \right]^{\frac{1}{\frac{1}{k}-1}} \quad (\text{수동 응력 조건}) \quad (10)$$

2.1.2 탄소성 영역의 변위해석

소성론에 의하면 소성영역의 변형률을 정의하기 위해 소성 유동법칙을 사용하며, 이때, 체적팽창 효과가 중요할 경우에는 식 (11)의 비연합유동법칙(non-associated flow rule)이 주로 채택된다.

$$Q(\sigma_r, \sigma_\theta) = \sigma_\theta - K_\psi \sigma_r - 2c\sqrt{K_\psi} = 0 \quad (\text{주동 응력 조건}) \quad (11)$$

여기서, Q 는 소성포텐셜함수(plastic potential function), $K_\psi = \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi}$ 이며, ψ 는 지반의 체적 팽창각이다.

소성변형률은 소성유동법칙을 통해서 식 (12), (13)과 같이 나타낼 수 있다.

$$d\epsilon_\theta^p = \lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma_\theta} = \lambda \quad (12)$$

$$d\epsilon_r^p = \lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma_r} = -\lambda K_\psi \quad (13)$$

여기서, λ 는 비례상수, ϵ_θ^p 는 접선방향 소성변형률, ϵ_r^p 는 반경방향 소성변형률이다.

반경방향 및 접선방향 변형률은 탄성영역과 소성영역에서 변형률의 합으로 나타낼 수 있으며 각각 식 (14), (15)와 같다.

$$\epsilon_r = \frac{du_r}{dr} = \epsilon_r^e + \epsilon_r^p = \epsilon_r^e - K_\psi \epsilon_\theta^p \quad (14)$$

$$\epsilon_\theta = \frac{u_r}{r} = \epsilon_\theta^e + \epsilon_\theta^p \quad (15)$$

임의로 식 (15)에 K_ψ 를 곱하고 식 (14)와 식 (15)를 더하면 식 (16)과 같은 함수를 얻을 수 있다.

$$\frac{du_r}{dr} + K_\psi \frac{u_r}{r} = \epsilon_r^e + K_\psi \epsilon_\theta^e = f(r) \quad (16)$$

식 (16) 방정식의 경계조건은 식 (17)과 같다.

$$u_{r(r=b)} = \frac{b}{2G} (\sigma_h - \sigma_{r(r=b)}) \quad (17)$$

여기서, G 는 전단탄성계수 이다.

따라서 식 (16)을 풀면 주동 응력 조건에서 반경방향 변위는 식 (18)과 같이 나타난다.

$$u_r = \frac{1}{2G} r^{-K_\psi} [C(1-2\mu)(b^{K_\psi+1} - r^{K_\psi+1}) - D(b^{K_\psi-1} - r^{K_\psi-1})] + u_{r(r=b)} \left(\frac{b}{r}\right)^{K_\psi} \quad (주동 응력 조건) \quad (18)$$

$$\text{여기서, } C = \frac{(\sigma_h - \sigma_{r(r=b)})b^2 - (\sigma_h - p_i)a^2}{b^2 - a^2}, D = \frac{a^2 b^2 (\sigma_{r(r=b)} - p_i)}{b^2 - a^2}$$

이다.

또한 수동 응력 조건의 경우 최대, 최소 주응력의 회전으로 인하여 식 (11)의 소성포텐셜함수(plastic potential function)는 식 (19)와 같고, 같은 방법으로 유도하면 수동 응력 조건에서 반경방향 변위는 식 (20)과 같이 나타낼 수 있다.

$$Q(\sigma_r, \sigma_\theta) = \sigma_r - K_\psi \sigma_\theta - 2c\sqrt{K_\psi} = 0 \quad (수동 응력 조건) \quad (19)$$

$$u_r = \frac{1}{2G} r^{-\frac{1}{K_\psi}} \left[C(1-2\mu) \left(b^{\frac{1}{K_\psi}+1} - r^{\frac{1}{K_\psi}+1} \right) - D \left(b^{\frac{1}{K_\psi}-1} - r^{\frac{1}{K_\psi}-1} \right) \right] + u_{r(r=b)} \left(\frac{b}{r} \right)^{\frac{1}{K_\psi}} \quad (수동 응력 조건) \quad (20)$$

위의 식 (20)을 통해 가압그라우팅 주입압에 따른 천공홀의 반경방향 변위량을 산정할 수 있으며, 가압그라우팅 지반앵커 구근의 직경평가가 가능하다.

2.2 시멘트 그라우트 압밀모델(Consolidation Model in Cement Grout)

Kleyner 등(1995)은 천공홀 내부에 그라우트재를 압

력분사 할 경우 시멘트 그라우트재 내부에 발생된 과잉간극수가 시간이 경과함에 따라 주변 지반으로 빠져나가는 현상을 방사형 압밀 모델로 제시하였다. 국내에서는 김홍택 등(2002)이 Kleyner 등(1995)이 제시한 모델을 적용하여 가압 그라우팅 주입 시 천공홀 주변지반의 거동을 규명하고자 하였다. Kleyner 등(1995)이 제시한 압밀모델에 의한 천공홀 내부의 위치와 시간에 따른 과잉간극수압은 식 (21)과 같다.

$$u(r,t) = 2phr_0 \frac{\exp(-c\mu_1^2 t/r_0^2) J_0(\mu_1 r/r_0)}{J_0(\mu_1)(\mu_1^2 + h^2 r_0^2)} \quad (21)$$

여기서, p : 주입압력, r_0 : 천공반경, r : 천공홀 중심에서 떨어진 거리, c : 그라우트재의 압밀계수, t : 주입시간, $\mu_1: J_0(\mu_1) = 0$ 의 제1근, $J_n(x)$: n 종 Bessel function, $h = \frac{k_s/k_g}{r_0 \ln(R/r_0)}$, k_s : 지반의 투수계수, k_g : 그라우트재의 투수계수, R : 임의의 상수 이다.

또한, 그라우트재 내부의 평균 압밀도는 식 (22)와 같다.

$$U = \frac{I_0 - I_t}{I_0} \quad (22)$$

여기서, I_0 : $t=0$ 에서 전 단면의 과잉간극수압을 적분한 값($I_0 = \pi r_0^2 u$)

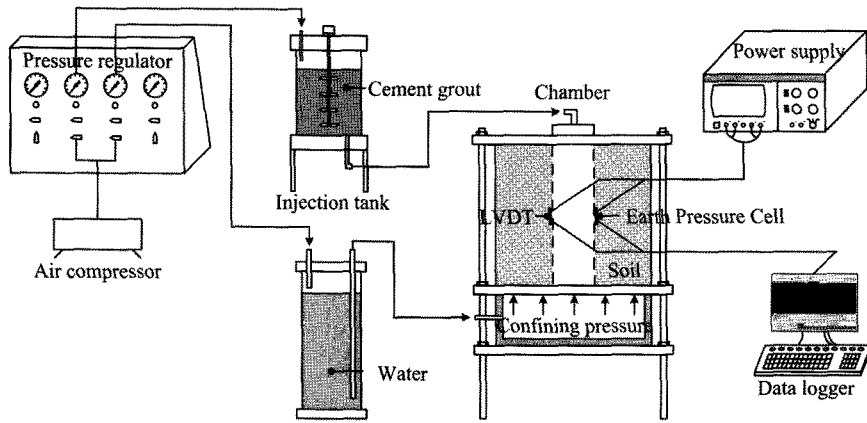
I_t : $t=t$ (임의의 시간)에서 전 단면의 과잉간극수압을 적분한 값

$$I_t = \int_A \int u(r,t) dA = \frac{2p_0 r_0 h \exp(-c\mu_1^2 t/r_0^2) \int_0^{2\pi} d\Phi \int_0^{r_0} J_0(\mu_1 r/r_0) r dr}{J_0(\mu_1)(\mu_1^2 + h^2 r_0^2)} = \frac{4\pi p_0 h^2 r_0^4}{\mu_1^2 (\mu_1^2 + h^2 r_0^2)} \exp(-c\mu_1^2 t/r_0^2)$$

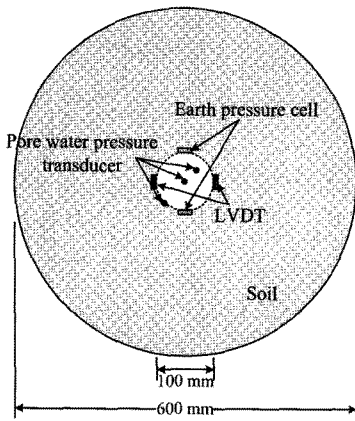
따라서 식 (22)를 정리하면 식 (23)과 같다.

$$U = \frac{I_0 - I_t}{I_0} = 1 - \frac{4h^2 r_0^2}{\mu_1^2 (\mu_1^2 + h^2 r_0^2)} \exp(-c\mu_1^2 t/r_0^2) \quad (23)$$

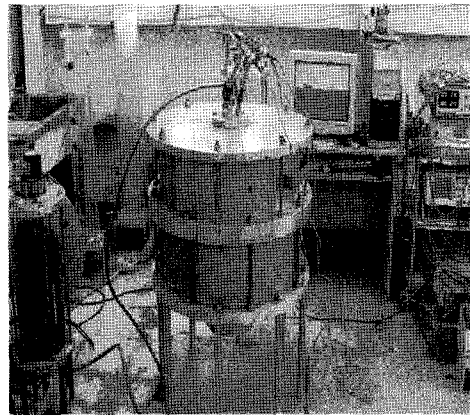
식 (23)으로부터 가압그라우팅 주입된 그라우트재의 시간-압밀도에 대한 평가가 가능하고 따라서 그라우트 압밀모델을 적용하여 가압그라우팅 최소 주입시간에 대한 평가가 가능하다.



(a) 시험장치 구성도



(b) 챔버단면 및 센서의 설치



(c) 시험 전경

그림 2. 실내 모형 시험 장치의 구성

표 1. 시료의 특성치

| 시료종류 | 비중 | 단위중량 [kN/m ³] | 내부 마찰각(°) | 팽창각 (°) | 점착력 [kPa] | 탄성계수 [MPa] | 포아송비 | 투수계수 [cm/sec] | 통일 분류기호 |
|------|------|------------------------------|--------------|------------|--------------|---------------|-------|-----------------------|------------|
| 중압동 | 2.60 | 17.7 | 32.74 | 4.60 | 20.47 | 40.08 | 0.400 | 3.38×10^{-3} | SP |
| 전농동 | 2.64 | | 34.41 | 6.10 | 25.57 | 82.83 | 0.394 | 2.21×10^{-4} | SP |
| 공덕동 | 2.64 | | 31.67 | 0.00 | 25.51 | 78.64 | 0.407 | 4.36×10^{-5} | SP |

3. 실내 챔버모형 시험

3.1 모형 시험의 구성 및 시료의 특성

실내 모형 시험 장치를 제작하여 그라우팅 주입 시험을 실시하였으며, 장치의 개략적인 구성을 그림 2에 나타내었다. 챔버는 직경 60cm, 높이 18cm의 규격으로 실린더형 지반을 모사할 수 있도록 제작되었으며, 챔버내에 토압계 및 지반변위 측정용 LVDT를 설치하여 가압 그라우팅 주입에 따른 지반에 작용하는 압력 및 변위를 측정하였다. 또한 시간에 따른 그라우트재 내부 과잉간극수압의 변화를 측정하기 위해 천공홀 내부에 수압계

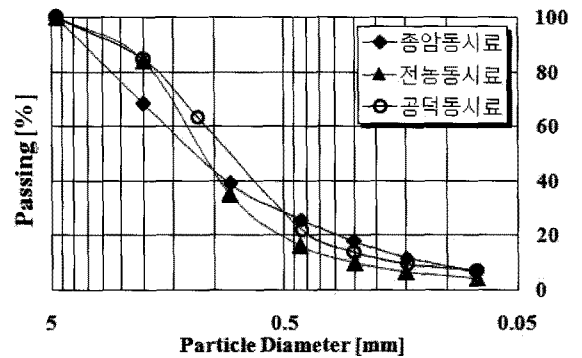
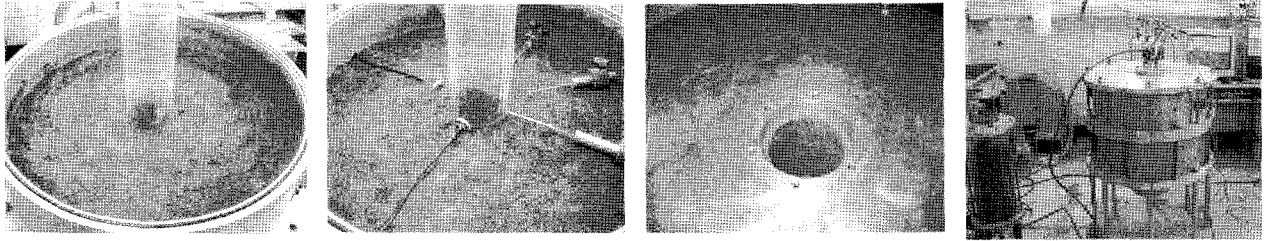


그림 3. 각 시료별 입도분포

를 설치하였다. 그라우팅 주입장치는 주입 탱크와 챔버의 상부 덮개에 설치되는 패킹장치로 구성되어 있으며,



(a) 지반의 조성 (b) 토압계, LVDT 설치 (c) 천공을 위한 관제거 (d) 주입 실시

그림 4. 챔버 모형시험의 순서

공기압을 공급받아 내부의 그라우트재를 밖으로 밀어 내도록 설계되었다.

챔버 모형시험에는 현장 시험 시료인 서울의 종암동, 전농동 및 공덕동에서 채취한 시료를 사용하였다. 체분석, 직접전단시험, 투수시험 등의 실내시험 및 현장 공내 재하시험을 통해서 각 시료의 탄성계수, 포아송비 등의 물성을 파악하였으며 이를 표 1과 그림 3에 정리하였다.

챔버 모형시험의 순서는 그림 4와 같다. 챔버 내에 균질한 지반을 조성하기 위해 층당 다짐횟수와 다짐층수를 달리하여 모형 다짐시험을 실시하였으며, 이로부터 각 시료에 대하여 원하는 단위중량 17.7kN/m^3 을 얻을 수 있는 다짐조건을 산정하여 그림 4(a)와 같이 모형지반을 조성하였다. 또한 그림 4(b)와 같이 주입에 따른 주변지반의 압력 변화 양상 및 천공홀의 확공량을 확인하기 위하여 토압계 및 LVDT를 지반 내에 설치하였다. 토압계 및 LVDT는 시험 전 캘리브레이션 및 제로 세팅을 실시하고, 이후 시험 과정에서 연속적인 값의 변화를 측정하여 수직 구속압, 천공, 가압 그라우팅으로 인한 주변지반의 영향을 파악하였다. 이후 그림 4(c)와 같이 다짐 시 삽입한 천공경 10cm에 해당하는 관을 다짐 완료 후에 빼내는 방식을 사용하여 천공과정을 모사하였다. 그라우팅 주입압은 세 종류의 시료에 대해 각각 196kPa, 294kPa, 392kPa의 3가지 경우로 변화시켜 실시

하였으며, 5.0m 심도에서의 응력 상태를 모사하기 위하여 88.5kPa의 수직 구속압을 가하였다. 모형지반의 함수비는 시료의 최적함수비인 12%로 조정하였으며, 주입재는 보통 포틀랜드 시멘트를 물/시멘트비=50%로 배합하여 사용하였다.

3.2 천공홀 변위에 관한 이론값과 시험결과의 비교

가압그라우팅이 실시되는 동안 챔버 내에 설치된 LVDT로 천공홀에서의 반경방향 변위를 측정하였다. 각 시료별 시험결과는 표 2와 같으며 각 시험의 구속조건 및

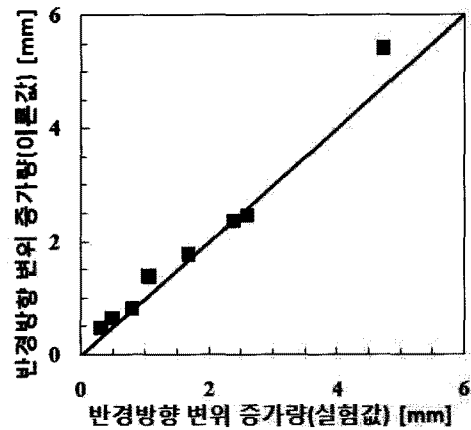


그림 5. 공동팽창 이론해와 시험값의 비교

표 2. 공동팽창 이론값 및 시험값

| 구분 | 수직 구속압 [kPa] | 수평 구속압 [kPa] | 주입압 [kPa] | 공동팽창 이론값 [mm] | 공동팽창 시험값 [mm] |
|--------|--------------|--------------|-----------|---------------|---------------|
| 종암동 시료 | 88.5 | 48.8 | 196 | 0.8039 | 0.7873 |
| | | 25.57 | 294 | 2.456 | 2.582 |
| 전농동 시료 | | 49.0 | 196 | 0.468 | 0.316 |
| | | 47.3 | 294 | 1.381 | 1.057 |
| 공덕동 시료 | | 53.6 | 392 | 2.359 | 2.381 |
| | | 40.1 | 196 | 0.636 | 0.4821 |
| | 40.84 | 294 | 1.764 | 1.681 | |
| | | 32.5 | 392 | 5.402 | 4.717 |

시료의 물성치를 적용하여 공동팽창 이론의 식 (20)으로 산정한 이론적 반경방향 변위를 시험값과 비교하면 그림 5와 같다.

그림 5의 시험 결과와 이론해의 비교 그래프에서 알 수 있듯이 가압그라우팅 주입 후 최종적인 반경방향 팽창 변위의 시험값이 식 (20)으로 산정한 공동팽창 이론해와 비교적 일치하는 결과를 얻을 수 있다.

3.3 그라우트 압밀모델과 시험결과의 비교

가압그라우팅 주입 후 시간에 따른 그라우트재 내부 과잉간극수압의 변화를 천공홀 내부에 설치한 수압계로 측정하였으며 각 시료별 시간에 따른 과잉간극수압의 측정결과는 그림 6과 같다. 그림 6에서 가압그라우팅 주입으로 인해 발생한 그라우트재 내부의 과잉간극수압은 천공홀 중심에서 멀어질수록, 투수계수가 큰 지반일수록 시간에 따른 그 소산 정도가 빠른 것을 알 수 있다. 시간에 따른 그라우트재 내부의 과잉간극수압 소산에 대한 시험 결과와 그라우트 압밀모델의 식 (23)을 비교하여 물/시멘트비=50% 시멘트 그라우트재의 압밀계수를 평균 $c = 0.42 \text{ cm}^2/\text{sec}$ 로 규명하였으며, 제안된 압밀계수를 적용하여 식 (23)으로 구한 시간-압밀도 관

계와 시험결과를 비교하여 그림 6에 나타내었다. 이로 부터 물/시멘트비=50% 시멘트 그라우트재를 사용한 가압그라우팅 주입 시, Kleyner 등(1995)이 제안한 압밀모델을 적용하여 그라우트재 내부의 과잉간극수압의 소산을 추정하는 것은 매우 합리적이라고 판단된다.

3.4 지반의 투수계수에 따른 가압그라우팅 최소 주입시간 제안

그라우팅 주입 시 초기 그라우트재의 물/시멘트비는 50%이나, 가압그라우팅으로 인해 물이 주변 지반으로 빠져나가면서 그라우트재의 물/시멘트비가 감소하여 최종적으로 약 30%까지 감소된다(Kleyner 등(1995), 이인모 등(2006)). 시멘트 그라우트재의 물/시멘트비에 따른 그라우트재의 상태변화는 그림 7과 같다.

그림 7에서 물/시멘트비에 따라 그라우트재의 상태가 크게 변하며, 고체-액체의 대략적인 경계로 물/시멘트비=35%로 판단할 수 있다. 따라서 주입 후 시간이 지남에 따라 수화반응에 의한 그라우트재의 강성이 발현되기 전에 가압그라우팅으로 인해 그라우트재에서 물이 빠져나감에 따라 그라우트재의 강성이 발현되는 물/시멘트비를 약 35%로 추정할 수 있으며, 이때 그라우트재의

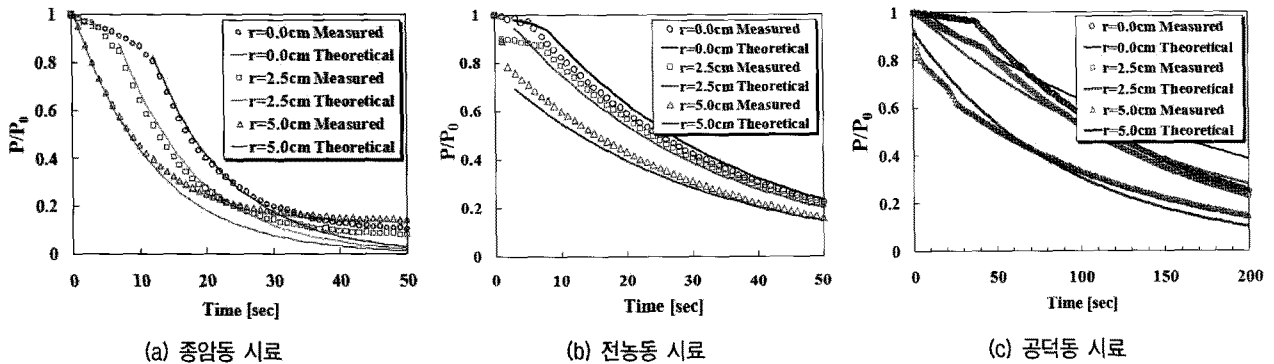


그림 6. 그라우트재 내부의 과잉간극수압 변화와 수정된 압밀계수를 적용한 압밀모델

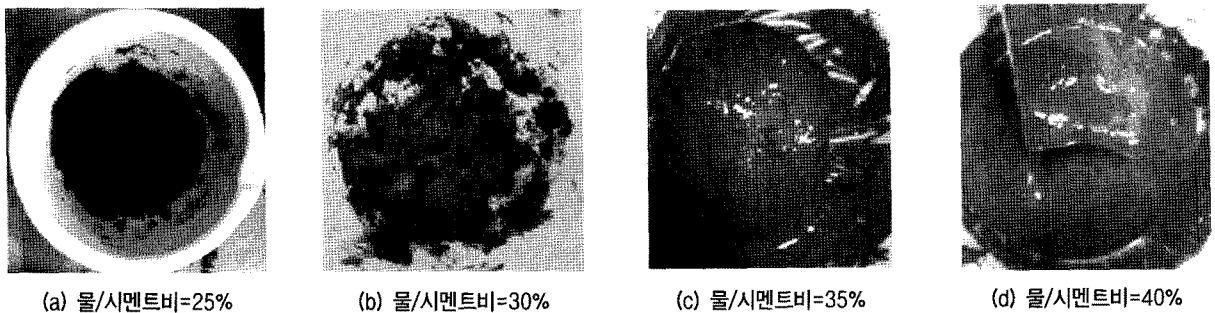


그림 7. 물/시멘트비에 따른 시멘트 그라우트재의 상태

평균 압밀도는 식 (24)와 같이 산정할 수 있다.

$$U = \frac{50\% - 35\%}{50\% - 30\%} = 0.75 = 75\% \quad (24)$$

시멘트 그라우트 압밀모델의 식 (23)으로 부터 가압 그라우팅으로 인해 그라우트재 내부의 과잉간극수압이 소산되는 속도는 주변 지반의 투수계수에 의해 결정된다는 것을 알 수 있다. 따라서 일반적인 현장 풍화토층의 투수계수 범위인 $10^{-3} \sim 10^{-5} \text{ cm/sec}$ 구간에서 식 (23)으로 구한 시간-압밀도의 관계를 도시하면 그림 8과 같으며, 가압그라우팅으로 인해 시멘트 그라우트재로부터 물이 빠져나가면서 그라우트재의 강성이 충분히 발현되는 75% 평균 압밀도에 도달하는 시간을 식 (23)으로 구하면 표 3과 같다.

표 3에서 제시한 최소 가압그라우팅 주입시간 보다 짧은 시간 가압그라우팅을 실시한 경우 그림 9(b)와 같이 가압그라우팅 주입으로 확공되었던 내공변위는 가압그라우팅 주입을 중단하자 급격히 줄어드는 것을 알 수 있다. 또한 공벽에 작용하는 토압의 경우, 충분한 시간 동안 가압그라우팅 주입을 실시한 경우는 주입 압력의 약 20%가 잔류응력으로 수렴하는 것을 알 수 있으나 주입시간

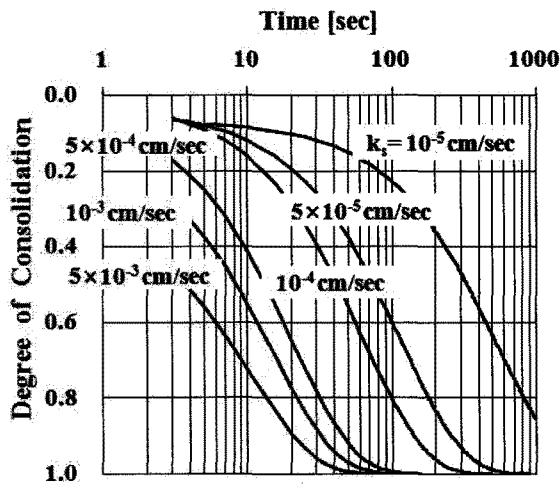


그림 8. 지반의 투수계수-압밀도

표 3. 지반의 투수계수에 따른 가압그라우팅 최소 주입시간의 산정

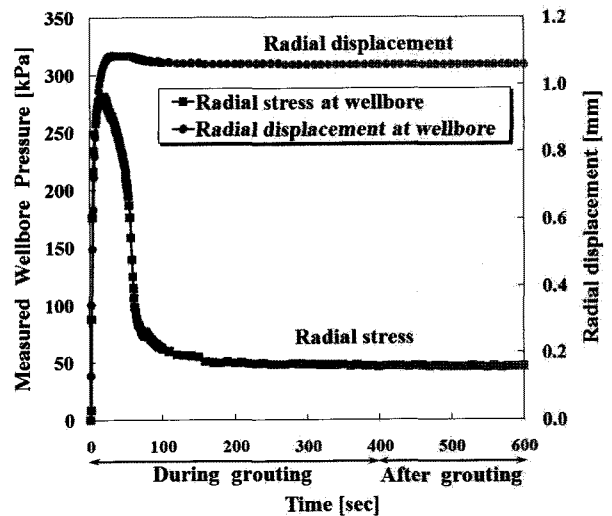
| 지반의 투수계수 [cm/sec] | 75% 평균 압밀도에 도달하는 시간 [sec] |
|-------------------------------------|---------------------------|
| $5.0 \times 10^{-3} \text{ cm/sec}$ | 약 20 초 |
| $1.0 \times 10^{-3} \text{ cm/sec}$ | 약 33 초 |
| $5.0 \times 10^{-4} \text{ cm/sec}$ | 약 47 초 |
| $1.0 \times 10^{-4} \text{ cm/sec}$ | 약 145 초 |
| $5.0 \times 10^{-5} \text{ cm/sec}$ | 약 262 초 |

이 충분하지 않은 경우는 잔류응력 또한 급격히 감소하여 주입압력의 약 8~9%로 수렴하는 결과를 얻을 수 있었다. 가압그라우팅으로 인해 발생하는 확공 현상 및 공벽에 작용하는 잔류응력의 요소가 가압그라우팅 지반앵커의 인발저항력을 증가시키는 중요한 요인이라는 것을 감안하면 그라우트 압밀모델에 근거하여 최소 가압그라우팅 주입시간 이상의 가압그라우팅 주입을 실시하는 것은 가압그라우팅 지반앵커에 필수적이라 판단된다.

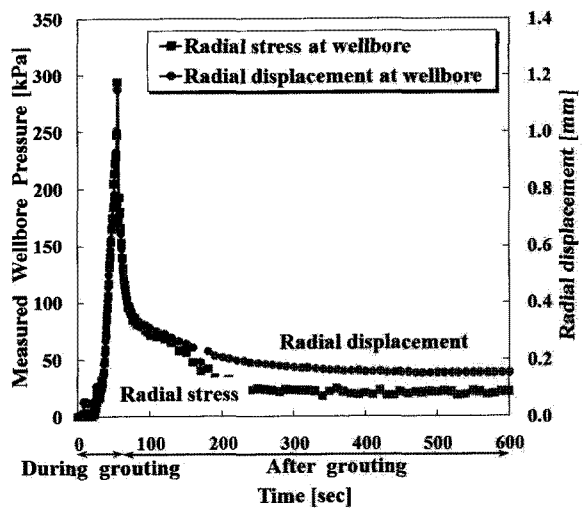
4. 가압식 압축형 지반앵커의 현장시험

4.1 현장시험 개요

현장시험은 가압그라우팅 지반앵커의 인발거동 특성



(a) 주입시간 = 약 400 초, 전농동시료

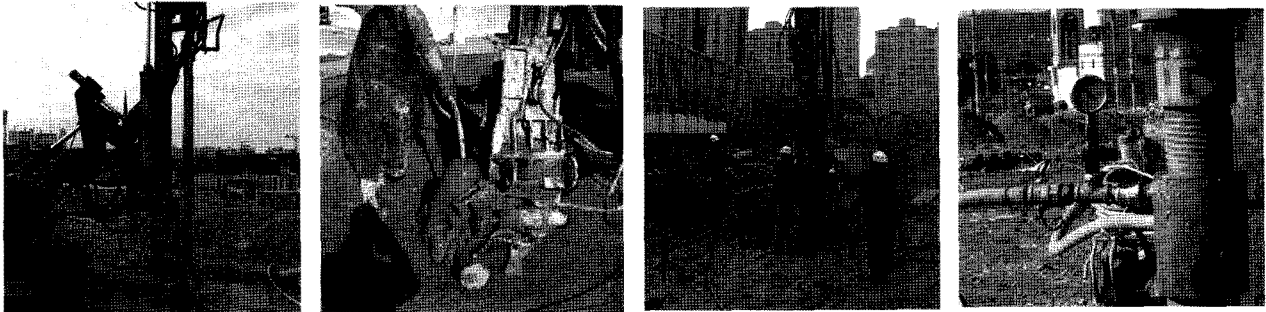


(b) 주입시간 = 약 40 초, 전농동시료

그림 9. 주입시간에 따른 천공홀 토압과 내공변위

표 4. 대상현장 지반조건

| 지역 | 대표 SPT-N치 | 투수계수[cm/sec] | 내부 마찰각[°] | 점착력 [kPa] | 탄성계수 [MPa] | 포아송 비 |
|------|-----------|-----------------------|-----------|-----------|------------|-------|
| 종암동 | 9 | 6.15×10^{-3} | 32.74 | 20.47 | 40.08 | 0.400 |
| 전농동 | 24 | 1.37×10^{-4} | 34.41 | 25.57 | 82.83 | 0.394 |
| 공덕동 | 75 | 1.20×10^{-4} | 32.49 | 3.29 | 87.64 | 0.407 |
| 북가좌동 | 17 | 5.27×10^{-4} | 27.84 | 4.90 | - | - |



(a) 천공작업

(b) 1차 무가압 그라우팅

(c) 강선 삽입

(d) 2차 가압 그라우팅

그림 10. 가압식 압축형 지반앵커의 시공과정

을 파악하고 균효과의 영향을 파악하기 위해 총 5회에 걸쳐 현장 시공 후 인발시험 및 구근확인 시험을 실시하였다. 대상지반의 물성 평가는 현장지반조사 및 실내시험으로 수행되었으며 이를 요약하면 표 4와 같다. 또한 가압식 압축형 지반앵커의 현장 시공 순서는 그림 10과 같다.

4.2 가압그라우팅 효과비교

1~5차 현장시험을 바탕으로 현장 지반의 표준관입시험 N치에 따른 인발저항력 및 평균직경, 표면 거칠기각의 관계와 지반의 투수계수에 따른 극한 인발저항력 비(가압 그라우팅을 실시했을 경우와 실시하지 않았을 경우 극한인발저항력의 비)와 표면 거칠기각에 대해 시험 결과를 정리하면 그림 11과 같다. 이 때, 구근 굴착 후 앵커의 인발저항 방향으로 프로파일 게이지를 사용하여 구근의 거칠기 각을 측정하였다. 또한 표준관입시험 N치에 대해서는 각 국가별로 에너지 효율에 따른 차이가 있으므로 국내의 경우에 있어서는 비교적 최근에 룯드 에너지를 직접 측정하여 가장 신뢰성이 높다고 평가되는 이우진 등(1998)의 연구결과를 바탕으로 평균 52.5%를 적용하였다.

현장시험결과 그림 11(a)와 같이 가압을 실시했을 경우 무가압의 경우보다 극한인발저항력이 $N_{52.5}$ 치가 50이하인 풍화토층에서는 1.19~1.74배 까지 증가를 보이고

있는 반면, $N_{52.5}$ 치가 50이상인 풍화토층에서는 0.93~0.95배로 가압그라우팅으로 인한 인발저항력 증가 효과를 기대할 수 없었다. 또한 그림 11(b)와 같이 지반의 투수성이 좋을수록 가압그라우팅으로 인한 인발저항력의 증가 효과가 큰 것을 알 수 있었다. 가압그라우팅에 의한 확공율을 비교해보면 그림 11(c)에서와 같이 가압그라우팅을 실시했을 경우에 천공직경에 비해서 실제 구근의 직경이 전반적으로 크게 나타나는 것을 확인할 수 있다. 가압그라우팅 주입으로 인한 직경증가량은 그림 11(d)와 같이 구근 확인값(현장시험값)과 식 (20)의 공동팽창 이론식으로 산정한 이론적인 직경증가량이 비교적 일치하는 것을 알 수 있다. 또한 그림 11(e), (f)와 같이 $N_{52.5}$ 치가 작은 지반일수록, 투수성이 좋은 지반일수록 가압그라우팅 주입에 의한 표면거칠기각의 증대효과가 커진다는 것을 알 수 있다.

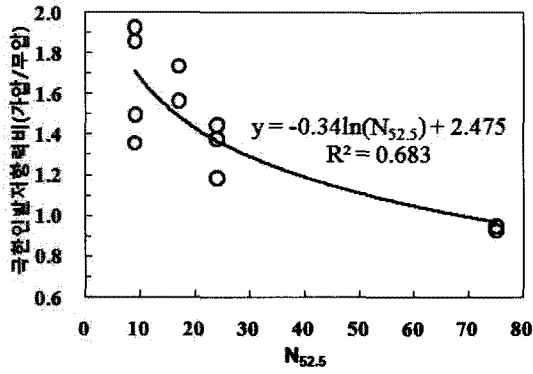
4.3 기존 극한인발저항력 산정식과의 비교

4.3.1 Littlejohn의 제안식

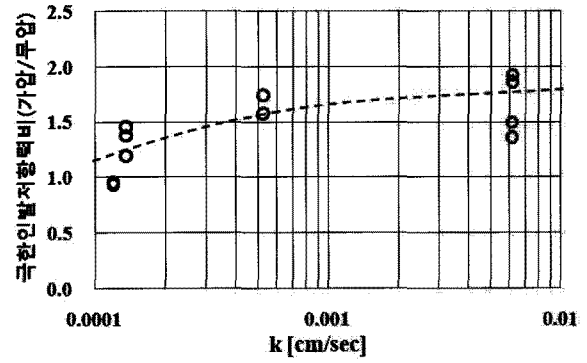
Littlejohn(1970)은 저압 그라우팅 지반앵커에서 정착장의 크기(직경)를 감안하고, 현장에서 얻은 결과를 이용한 역해석을 통하여 경험적으로 식 (25)를 제안하였다.

$$P_u = K \cdot \pi \cdot D \cdot L \cdot \sigma_v' \cdot \tan \delta \quad (25)$$

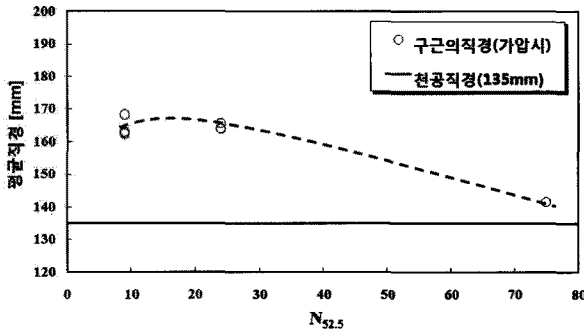
여기서, K는 앵커주변지반의 토압계수이고, σ_v' 은 정



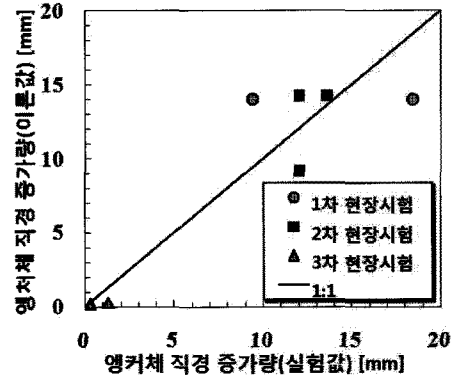
(a) $N_{52.5}$ 치와 극한인발저항력비 관계



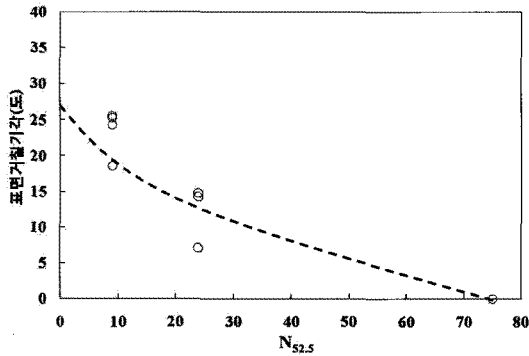
(b) 투수계수와 극한인발저항력비 관계



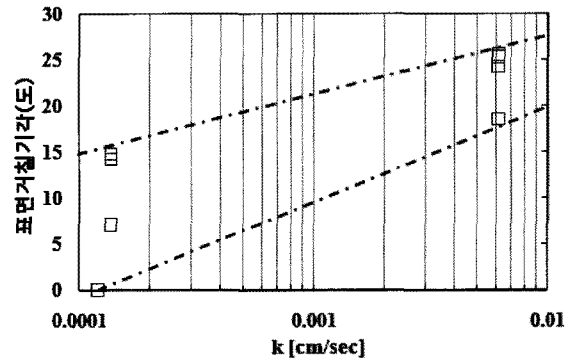
(c) $N_{52.5}$ 치와 평균직경(가압시) 관계



(d) 공동팽창 이론값과 현장 시험값의 비교



(e) $N_{52.5}$ 치와 표면거칠기각



(f) 투수계수와 표면거칠기각

그림 11. 가압그라우팅 효과비교

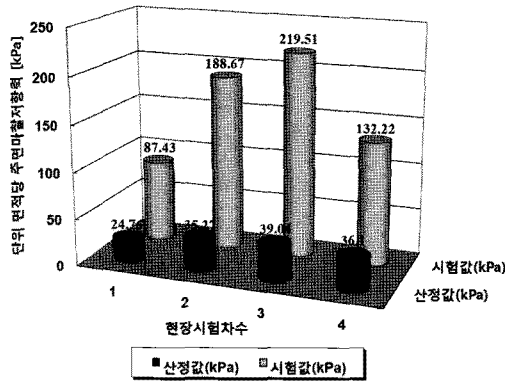
표 5. 현장시험자료의 역해석으로 얻어진 앵커의 정착장에서의 토입계수 K의 값

| Value of K | Soil Type | Injection Pressure |
|------------|----------------------------|--------------------|
| 1.4 ~ 2.3 | Dense sandy gravel | low pressure |
| 0.5 ~ 1.0 | Fine sands and sandy silts | low pressure |
| 1.4 | Dense sand | low pressure |

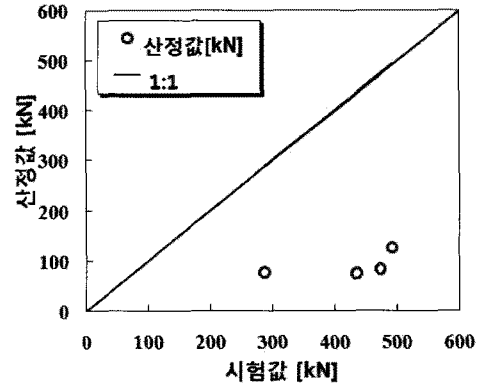
착장에 작용하는 평균 유효상재압이다.

K의 대략적인 값은 그라우트 주입 압력, 지반의 상대 밀도, 그리고 앵커시공방법 등과 같은 여러 가지 요인에 의해 결정되며, 그라우트재를 저압으로 주입 할 경우에 지반의 종류에 따라 표 5와 같이 K값을 제안하였다.

Littlejohn(1970)이 제안한 식 (25)와 본 연구의 현장 인발시험 결과를 비교해 보면 그림 12와 같이 Littlejohn (1970)의 제안식은 실제 인발저항력에 비해 훨씬 과소평가 하고 있다는 것을 알 수 있다(K=1.0(1차 현장시험), K=1.4(2~4차 현장시험) 적용). 이는 Littlejohn(1970)의



(a) Littlejohn의 제안식과 시험값의 비교1



(b) Littlejohn의 제안식과 시험값의 비교2

그림 12. Littlejohn의 제안식과 시험값의 비교

표 6. 지반앵커의 단위극한주면마찰력(τ_u)

| 지반의 종류 | 수정 전 N치($N_{73.6}$) | 수정 후 N치($N_{52.5}$) | 단위극한주면마찰력[kPa] |
|------------------------|-----------------------|-----------------------|----------------|
| 모래자갈 (Sandy gravel) | 10 | 14 | 100 ~ 200 |
| | 20 | 28 | 170 ~ 250 |
| | 30 | 42 | 250 ~ 350 |
| | 40 | 56 | 350 ~ 450 |
| | 50 | 70 | 450 ~ 700 |
| 모래 (Sand) | 10 | 14 | 100 ~ 140 |
| | 20 | 28 | 180 ~ 220 |
| | 30 | 42 | 230 ~ 270 |
| | 40 | 56 | 290 ~ 350 |
| | 50 | 70 | 300 ~ 400 |

제안식에서 지반앵커의 인발 시 앵커-지반 사이의 전단에 의한 다일레이턴스 효과 등을 고려하지 않았기 때문이라 판단된다.

4.3.2 일본지반공학회의 산정식

일본지반공학회의 그라운드앵커 설계·시공기준(JGS (2000))에서 제시한 극한인발저항력 P_u 는 주로 마찰형 지반앵커의 인발시험에서 구한 극한 인발저항력으로부터 단위극한주면마찰력(τ_u)을 산정하여 식 (26)으로 앵커설계를 하도록 규정하고 있다.

$$P_u = \pi \cdot D \cdot L \cdot \tau_u \quad (26)$$

여기서, P_u : 극한인발저항력

τ_u : 단위극한주면마찰력

D: 앵커체의 직경

L: 앵커체의 정착장

일본지반공학회에서 제시한 단위극한주면마찰력 τ_u

는 일본에서 1975년 이전에 가압주입앵커에 대한 시험 자료를 통계적으로 정리한 것으로 당시 일본토질공학회 가 1976년에 출판한 ‘어스앵커공법’에 기재하였던 것으로, 그 이후의 기준에도 계속적으로 제시 해오고 있다.

이우진 등(1998)의 연구결과 의하면 표준관입시험 시 일본의 에너지효율 대비 국내의 에너지효율에 대한 보정비율은 대략 70%이며, 이를 반영하여 수정한 단위극한주면마찰력(τ_u) 제안값은 표 6과 같다. 또한 표준관입시험 시 일본과 우리나라의 에너지 효율 차이에 따른 N치의 보정을 실시하여 산정한 단위극한주면마찰력으로 계산한 인발저항력과 본 연구의 현장 인발시험 결과를 비교하면 그림 13과 같다.

표 6 및 그림 13에서 알 수 있듯이 표준관입시험 시 에너지 효율차로 인한 N치를 보정하지 않고 그대로 사용했을 때 일본 지반공학회에서 제시한 인발저항력 산정값은 실제 인발 시험값에 비해 적게는 20%에서 많게는 2배 이상 인발저항력을 과대평가하는 결과를 얻는다. 특히 N치가 커질수록(50이상) 일본지반공학회에서

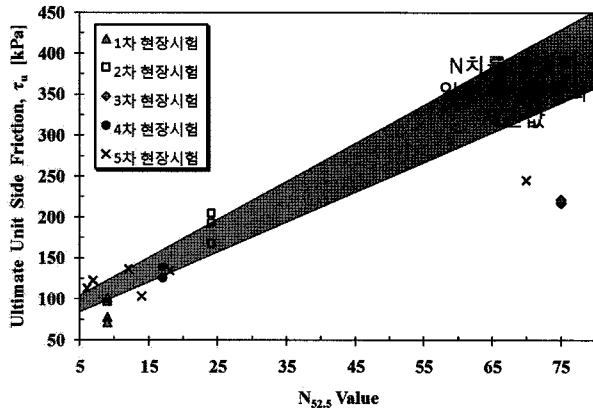


그림 13. 일본지반공학회 제안값과 시험값의 비교

제시한 단위극한주면마찰력(τ_u)이 실제 인발 시험값에 비해 훨씬 과대평가한다는 것을 알 수 있었다.

하지만 N치를 우리나라에서 실시하고 있는 표준관입 시험의 에너지 효율에 따라 보정한 후 계산을 했을 때는 계산된 인발 저항력 값이 실제 인발 시험값과 유사한 결과를 얻을 수 있으며, $N_{52.5} > 50$ 지반에서는 일본지반 공학회 제안값이 과대평가될 수 있으므로 주의가 필요 하다고 판단된다.

따라서 가압그라우팅을 실시한 지반앵커에 한하여 국내에서 사용하는 표준관입시험의 에너지 효율로 보 정한 N값($N_{52.5}$)으로 환산하여 일본지반공학회에서 제

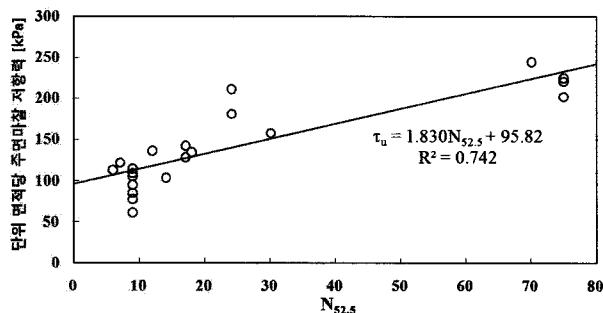


그림 14. $N_{52.5}$ - τ_u 관계

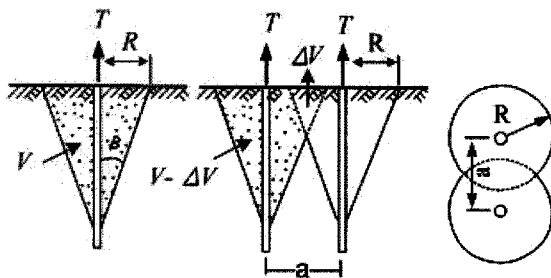


그림 15. 군효과를 고려한 극한 인발저항력의 저감률

시한 단위극한주면마찰력(τ_u)값을 사용하는 것은 비교 적 합리적이라 판단된다(단, $N_{52.5} < 50$ 으로 한함).

4.4 가압식 압축형 지반앵커의 N치- τ_u 관계식 제안

본 연구의 제 1~5차 현장시험의 인발시험 결과를 총 합하여 N치와 단위극한주면마찰력(τ_u)과의 관계를 천 공직경을 기준으로 나타내면 그림 14와 같으며, 이 결과 로 부터 N치-단위극한주면마찰력(τ_u) 사이의 회귀 관계 식을 구하면 식 (27)과 같다.

$$\tau_u [kPa] = 1.83 \times N_{52.5} + 95.82 \quad (27)$$

5. 압축형 지반앵커의 군효과에 대한 평가법 제안

5.1 개요

일반적으로 인접 앵커 간 설치 간격이 가까우면 응력 의 중첩 현상이 발생하여 앵커 1개당 극한인발력은 감 소하게 되는데 이것을 군효과(group effect)라고 한다. Habib(1989)는 지반앵커의 군효과를 고려하는 방법으 로 그림 15와 같은 저감률을 제시하였다.

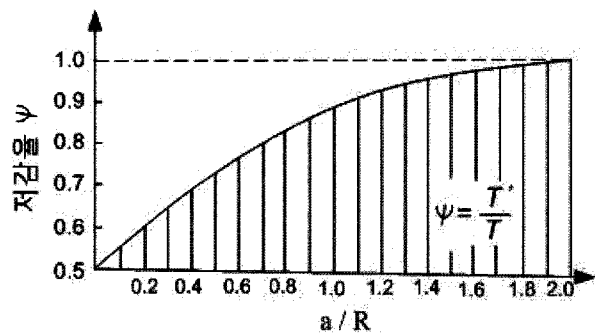
여기서, a : 지반앵커의 간격

R : 영향원추의 반경($R = \text{앵커체 길이} \times \tan\beta$)

$\beta = 2/3\phi$ (토사의 경우)

ϕ : 내부마찰각($^\circ$)

그림 15에서 연직앵커를 인발하면 먼저 주변지반에 원추형 변형영역이 생기고 인접앵커간에 영향원추가 중복되면 군효과가 발생하여 인발 시 앵커 1개당의 인 발력은 감소하게 된다. 이때 단앵커의 극한인발저항력 을 T 라고 하면, 저감된 앵커력 T' 는 $T' = \psi T$ 로 구할



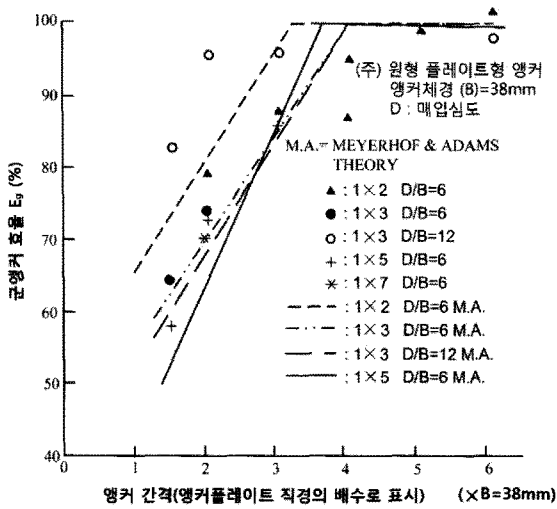


그림 16. 일렬배치 군앵커의 시험결과(Hanna(1975))

수 있다. 여기서 저감률 ψ 는 지반앵커의 인발 시 영향 범위를 원추 형태로 가정하고 기하학적으로 영향 원추의 중복비율을 제시한 것으로 지반앵커의 종류 및 지반의 특성과는 무관하다.

또한 Hanna(1975)는 말뚝에서 설치 간격이 좁아지면 즉, 군말뚝에서는 상호 영향이 발생하여 단말뚝과는 다른 거동을 보이는 것과 같은 개념으로 군앵커의 거동을 밝히기 위한 실내모형 시험을 실시하였으며 그 결과는 그림 16과 같다.

그림 16는 Hanna(1975)가 제안한 모래지반에 일렬로 배치한 군앵커에 있어서의 군효율(E_g)을 정리 한 것이다. 모형 앵커는 직경 38mm의 flat형 앵커이며, 매입깊이(D)는 flat경(B)의 6배와 12배의 2종류이다. 그림 16에는 Meyerhof 등 (1968)의 제안식에 의한 군앵커 효율도 표시하고 있다. 그림 16으로부터 Hanna(1975)는 $S/B \geq 6$ (S : 앵커간격)

표 7. 군앵커 인발시험 기준

| 구 분 | 내 용 |
|------------|---|
| 시험목적 | 군앵커의 저감률 판정(앵커 2분을 동시 인발) |
| 하중 재하 단계 수 | 5단계이상 앵커가 인발 시까지 |
| 사이클 수 | 1 사이클 |
| 초기하중 | 계획최대시험하중의 약 0.1배 |
| 하중재하속도 | 재하 시 : 계획 최대 시험하중/ 10~20(kN/min)의 일정유지 |
| | 제하 시 : 재하 시의 2배 |

을 확보한다면 군앵커의 경우에도 단앵커와 거의 비슷한 극한인발저항력을 나타냄을 보이고 있다.

5.2 군앵커 인발시험 방법

앵커의 군효과는 앵커의 종류, 설치길이, 지반조건 등에 의해서 달라지나 현재까지 현장 인발 시험 사례 등이 매우 적고 특히 국내에서는 현장시험을 통한 실물시험을 실시한 사례가 매우 드문 실정이다. 또한 현재 국내 군앵커 인발시험에 대한 기준이 없으며 따라서 본 연구에서는 인접하는 2분의 앵커를 각각 단독으로 인발한 경우와 동시에 인발한 경우를 비교하여 군앵커 저감률을 파악하였다. 본 연구에서 적용한 군앵커의 인발시험 기준은 표 7과 같으며 현장 단앵커 및 군앵커 시공 단면 및 인발시험의 전경은 그림 17, 그림 18과 같다.

5.3 압축형 지반앵커의 군효과 저감률 평가법 제안

현장시험에서 실시한 압축형 지반앵커의 군앵커 인발시험의 결과, 그림 19(a)와 같이 Habib(1989)가 제안

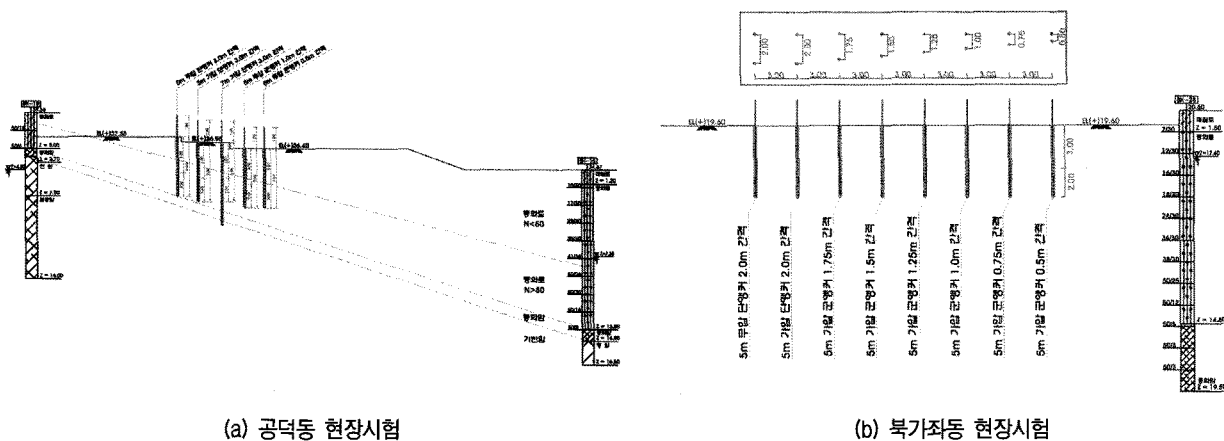
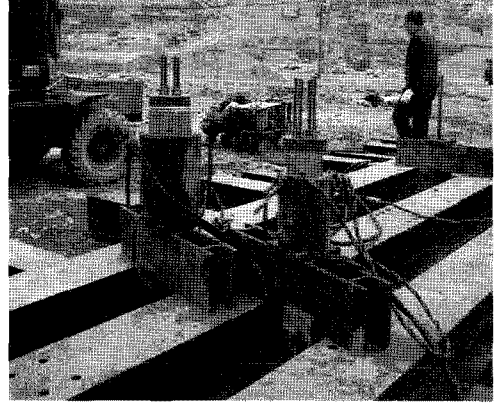


그림 17. 군앵커 시공 단면도

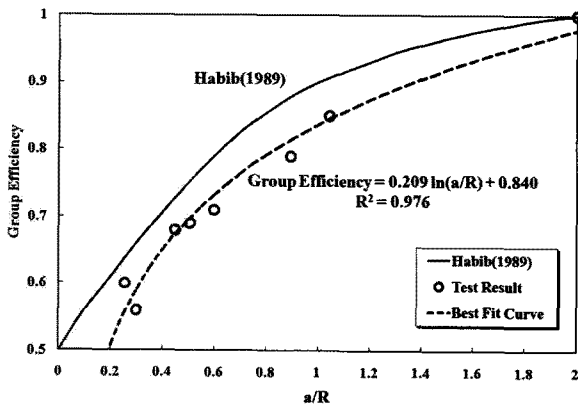


(a) 단앵커 인발시험

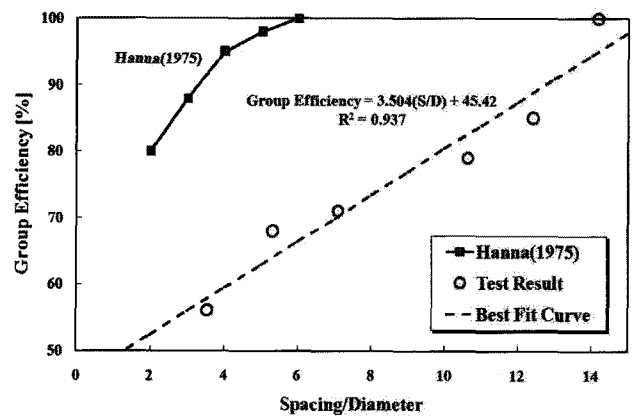


(b) 군앵커 인발시험

그림 18. 단앵커 및 군앵커의 현장 인발시험 전경



(a) Habib(1989)가 제시한 군앵커의 저감률과 현장시험 결과의 비교



(b) "앵커 설치간격/천공직경" 비로 나타낸 군효과 저감률

그림 19. 압축형 지반앵커의 군효과 저감률 산정식 제안

한 군앵커의 저감률과는 전체적인 경향이 매우 유사한 결과를 보였다. 한편, 그림 19(b)와 같이 지반앵커의 천공직경과 앵커간격의 함수로 군앵커의 저감률을 제시한 Hanna(1975)의 실내모형시험에 의한 군앵커의 저감률과는 비교적 큰 차이를 나타내고 있다. 이는 원위치에서 깊은 앵커로 실시한 본 연구의 현장시험과 규모면에서나 지층, 앵커타입, 시공 방법 등의 상이한 조건 차이에 기인된 것으로 판단된다. 이와 같은 현장시험결과를 바탕으로 앵커간격과 영향원추반경의 비 및 앵커간격과 천공직경의 비의 2가지 형태로 압축형 지반앵커의 군효과의 저감률(G_e) 산정식을 제안하였으며 이는 식 (28), (29)와 같다.

$$G_e = 0.209 \ln(a/R) + 0.840 \geq 0.5 \quad (28)$$

$$G_e = 3.504(S/D) + 45.42 \geq 0.5 \quad (29)$$

여기서, a : 앵커간격, R : 영향원추의 반경, S : 앵커

간격, D : 천공직경 이다.

6. 결론

본 연구에서는 실내 모형 챔버시험과 현장시험을 바탕으로 가압식 압축형 지반앵커의 인발 저항력 증대효과를 검증하였으며, 그 결과는 다음과 같다.

- (1) 실내 챔버모형시험을 통해 산정한 천공홀의 반경방향 변위를 공동팽창 이론을 통해 산정한 이론값과 비교하였으며, 그 결과가 대체적으로 일치하는 것으로 나타났다. 따라서, 그라우트 주입에 따른 구근의 직경예측을 위해 공동팽창 이론을 적용함은 타당할 것으로 판단된다.
- (2) 시간에 따른 그라우트재 내부의 과잉간극수압 소산에 대한 시험결과와 그라우트 압밀모델을 비교하여 물/시멘트비=50% 시멘트 그라우트재의 압밀계수는

평균 $c=0.42\text{cm}^2/\text{sec}$ 정도가 됨을 알 수 있었으며, 제안된 압밀계수를 바탕으로 지반의 투수계수별 가압그라우팅 최소 주입시간을 제안하였다.

- (3) 현장시험 결과, 가압그라우팅 지반앵커가 무가압 지반앵커에 비해 인발저항력이 평균 19%~74%까지 증가하는 것으로 나타났으며, 구근 굴착을 통해 유효경 및 그라우트의 거칠기가 증가함을 확인하여 가압식 압축형 지반앵커의 인발저항력 증가 효과를 확인하였다.
- (4) 가압그라우팅효과에 의한 인발저항력, 구근의 직경, 및 구근 표면의 거칠기각의 증가 현상은 지반이 느슨할수록, 투수성이 좋을수록 크게 나타났으며, 이를 바탕으로 N치에 따른 단위극한주면마찰력(τ_u)과의 관계를 제안하였다.
- (5) 본 연구의 현장 인발시험 값과 비교하여 Littlejohn (1970)이 제안한 극한인발저항력 산정식은 실제 인발저항력에 비해 훨씬 과소평가 하고 있다는 것을 알 수 있다. 또한 표준관입시험 N치를 국내의 에너지 효율에 따라 보정한 후 적용한 일본지반공학회의 극한인발저항력 산정식은 실제 인발 시험값과 유사한 결과를 얻을 수 있었으나, $N_{52.5}>50$ 지반에서는 인발시험 값이 과대평가됨으로 주의가 필요하다고 판단된다. 따라서 $N_{52.5}<50$ 지반에서는 가압그라우팅을 실시한 지반앵커에 한하여 국내의 표준관입 시험치를 에너지 효율로 보정한 N값($N_{52.5}$)으로 환산하여 일본지반공학회에서 제시한 단위극한주면 마찰력(τ_u)값을 사용하는 것은 비교적 합리적이라고 판단된다.

- (6) 현장 군앵커 인발시험결과를 바탕으로 앵커간격과 영향원추반경의 비 및 앵커간격과 천공직경의 비의 2가지 형태로 지반앵커의 군효과 저감률(G_e) 산정식을 제안하였다.

참 고 문 헌

1. 김홍택, 강인규, 권영호, 김찬동 (2002), 압력분사 그라우팅 쏘일네일의 유효경 평가와 실내모형실험, *대한토목학회 논문집*, 제 22권 2-C호, pp.121-131.
2. 서형준, 박성원, 정경환, 최항석, 이인모 (2009), 공팽창이론에 의한 압력식 쏘일네일링의 인발저항력 산정, *한국지반공학회 논문집*, 제 25권 7호, pp.35-46.
3. 이우진, 이원제, 안신환 (1998), PDA를 이용한 표준관입시험의 에너지전달효율 추정, *한국지반공학회 1998년 봄 학술발표회 논문집*, pp.75-84.
4. 이인모, 박성원, 정경환, 최항석 (2006), 실내 챔버 실험을 이용한 압력식 쏘일네일링의 거동 분석, *대한토목학회 정기학술대회발표*, pp.186-190.
5. 이인모, 최항석, 정경환, 박성원, 이충원 (2008), 가압 그라우팅 쏘일네일링의 인발저항력 증가 원인에 관한연구, *한국지반공학회 논문집*, 제 24권 4호, pp.1-14.
6. Habib, P. (1989), "Recommendations for the Design, Calculation, Construction and Monitoring of Ground Anchorages."
7. Hanna, T.H. (1975), "Anchor Behaviour in Sand", *Journal of the Soil Mechanics and Foundation Engineering*, ASCE, pp.1741-1742.
8. JGS. (2000), Standards for the Design and Construction of Ground Anchorages, *The Japanese Geotechnical Society*, JGS 4101-2000.
9. Kleyner, I.M. and Krizek, R.J. (1995), "Mathematical Model for Bore-Injected Cement Grout Installations", *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.121, No.11, pp.782-788.
10. Littlejohn, G.S. (1970), "Soil Anchors", *ICE Conference on Ground Engineering*, London, pp.33-44.
11. Yu, H.S. and Housby, G.T. (1991), "Finite Cavity Expansion in Dilatant Soils : Loading Analysis", *Geotechnique*, Vol.41, No.2, pp.173-183.

(접수일자 2009. 10. 15, 심사완료일 2010. 6. 25)