

사면보강 뿌리말뚝공법의 준3차원적 안정해석기법

Method of Quasi-Three Dimensional Stability Analysis of the
Root Pile System on Slope Reinforcement

김 홍 택*¹
Kim, Hong-Taek
강 인 규*²
Kang, In-Kyu
박 사 원*³
Park, Sa-Won

Abstract

The root pile system is in-situ soil reinforcement technique that uses a series of reticulately installed micropiles. In terms of mechanical improvement by means of grouted reinforcing elements, the root pile system is similar to the soil nailing system. The main difference between root piles and soil nailing are due to the fact that the reinforcing bars in root piles are normally grouted under high pressure and that the alignments of the reinforcing members differ. Recently, the root pile system has been broadly used to stabilize slopes and retain excavations.

The accurate design of the root pile system is, however, a very difficult task, owing to geometric variety and statical indetermination, and to the difficulty in the soil-piles interaction analysis. As a result, most of the current design methods have been heavily dependent on the experiences and approximate approach.

This paper proposes a quasi-three dimensional method of analysis for the root pile system applied to the stabilization of slopes. The proposed methods of analysis include i) a technique to estimate the change in borehole radius as a function of the grout pressure as well as a function of the time when the grout pressure is applied, ii) a technique to evaluate quasi-three dimensional limit-equilibrium stability for sliding, iii) a technique to predict the stability with respect to plastic deformation of the soil between adjacent root piles, and iv) a quasi-three dimensional finite element technique to compute stresses and displacements of the root pile structure based on the generalized plane strain condition and composite unit cell concept along with considerations of the group effect and knot effect. By using the proposed technique to estimate the change in borehole radius as a function of

*1 정회원, 홍익대학교 공과대학 토목공학과 부교수

*2 정회원, 홍익대학교 대학원 토목공학과 박사과정

*3 정회원, 홍익대학교 대학원 토목공학과 석사과정

the grout pressure as well as a function of the time, the estimations are made and compared with the Kleyner & Krizek's experimental test results. Also by using the proposed quasi-three dimensional analytical method, analyses have been performed with the aim of pointing out the effects of various factors on the interaction behaviors of the root pile system.

요 지

뿌리말뚝공법은 일련의 소구경 현장타설말뚝을 나무뿌리와 같이 그물식으로 배치하여 원지반을 보강하는 공법이다. 원지반 내부에 철근 및 그라우트체로 형성되는 보강재를 추가로 삽입하여 전체적인 역학체계를 개선한다는 점에서는 쏘일네일링공법과 유사한 점을 지니고 있지만, 보강재의 배치형태가 다양하고 또한 압력분사 그라우트 방식을 채택하고 있다는 점에서는 차이가 있다. 현재까지 주로 활용되어온 언더피닝 개념의 기초지반보강 이외에도 최근에는 사면보강 또는 지하굴착시 안정성 확보를 위한 지반보강수단 등으로도 폭넓게 활용되고 있으며, 또한 국내에서도 이에 대한 관심도 및 적용사례가 점차 증가하고 있는 추세이다. 그러나 실제의 해석 및 설계에 있어서, 뿌리말뚝의 배치형태, 설치간격, 삽입각도 및 길이 등을 아직까지는 경험에 주로 의존하고 있는 실정이다. 또한 뿌리말뚝-주변 지반 흙 사이의 상호작용, 매듭효과 및 무리효과 등 실제의 거동을 규명하는 데는 상당한 어려움이 따르므로 대부분 근사적인 해석상의 접근만이 시도되고 있는 실정이다. 따라서 본 연구에서는 이와 같은 뿌리말뚝공법을 사면보강에 적용하는 경우에 초점을 맞춰, 이에 대한 안정해석 및 설계상의 절차를 보다 체계화하기 위한 접근이 이루어졌다. 이를 위해, 압력분사 시멘트 그라우트 방식을 적용하는 경우 보강재의 실질적인 유효경 결정방법, 뿌리말뚝 보강사면의 활동에 대한 준3차원적 한계평형 안정성평가방법, 각 뿌리말뚝 및 쏘일네일 사이 흙의 소성화에 대한 안정성 검토방법과, 준3차원적 유한요소해석법 등을 이용한 뿌리말뚝 구조체의 변형예측기법 등이 정리·제시되었고, 또한 이를 이용한 다양한 분석이 수행되었다.

Keywords : Root pile system, Quasi-3D stability analysis, Quasi-3D FEM analysis, Network effect, Pressure-injected cement grouting

1. 서 론

뿌리말뚝공법(root pile system)은 각 뿌리말뚝 중심에 고강도 철근 등 강보강재(직경 25~50 mm 정도)가 들어있는 직경 75~250 mm 정도의 소구경 현장타설말뚝을 나무뿌리와 같이 그물식으로 배치하여 원지반을 보강하는 공법이다. 이와 같은 뿌리말뚝공법은, 원지반 내부에 철근 및 시멘트 그라우트체로 형성되는 여러 개의 보강재를 추가로 삽입하여 원지반 자체의 전체적인 역학체계를 개선한다

는 점에서는 쏘일네일링공법(soil nailing system)과 유사한 점을 지니고 있지만, 보강재의 배치형태가 다양하고 또한 부착력 증대 등의 목적으로 압력분사 그라우트 방식(주입압의 크기는 대체적으로 500~1000kN/m² 정도)을 주로 적용하고 있다는 점에서는 다소 차이가 있다. 현재까지 주로 활용되어온 언더피닝(underpinning) 개념의 기초지반보강 이외에도 최근에는 불안정한 사면의 보강 또는 지하굴착시 안정성확보를 위한 지반보강수단 등으로도 폭넓게 활용되고 있으며, 또한 국내에서

도 이에 대한 관심도 및 적용사례가 점차 증가하고 있는 추세이다. 그러나 실제의 해석 및 설계에 있어서, 뿌리말뚝의 배치형태, 배치간격, 삽입각도 및 뿌리말뚝의 길이 등을 아직까지는 경험에 주로 의존하고 있는 실정이다. 또한 뿌리말뚝 - 주변 흙 사이의 상호작용적 3차원 거동특성에 해당되는 무리효과 및 매듭효과 등을 정량적으로 규명하는데는 상당한 어려움이 따르므로, 현재까지 대부분 해석상의 근사적인 접근만이 시도되고 있는 실정이다.

본 연구에서는 뿌리말뚝공법을 사면보강에 적용하는 경우에 초점을 맞춰, 이에 대한 안정 해석 및 설계상의 절차를 보다 체계화하기 위한 접근이 이루어 졌다. 이를 위해, 압력분사 시멘트 그라우트 방식을 적용하는 경우 보강재 (철근 + 시멘트 그라우트체)의 실질적인 유효경을 평가하기 위한 방법, 뿌리말뚝 보강사면의 활동에 대한 준3차원적 한계평형 안정성 평가방법, 또한 각 뿌리말뚝 및 쏘일네일 사이에 존재하는 흙의 소성화에 대한 안정성 검토방법 등을 체계화하여 정리·제시하였다. 또한 GPS(Generalized Plane Strain) 조건, Composite Unit Cell 개념과, 무리효과, 매듭효과 및 중첩효과 등을 복합적으로 고려하는 준3차원적 유한요소해석기법이 뿌리말뚝 구조체의

변형예측을 위해 정리·제시되었다.

아울러 본 연구에서 제시한 방법에 의한 보강재의 유효경 평가결과를 Kleyner & Krizek(1995)의 모형실험결과와 서로 비교하여 적용성 여부를 확인하였으며, 또한 제시된 방법들을 이용해 사면의 경사도에 따른 뿌리말뚝공법의 보강효과 정도를 쏘일네일링공법과 서로 비교하였으며, 이를 통해 상호작용적 3차원 거동특성에 해당되는 무리효과 및 매듭효과 등에 대해 분석이 이루어 졌다. 이외에도 준3차원적 유한요소해석기법에 의한 변위예측 결과들 FLAC^{3D} 프로그램 해석결과와 비교하여 뿌리말뚝공법의 매듭효과가 변위감소에 미치는 영향 정도를 살펴보았다.

2. 사면보강에 적용된 뿌리말뚝공법의 안정 해석

불안정한 사면의 보강을 위해 뿌리말뚝공법을 적용하는 경우에, 그림 1에 명시된 바와 같이, 사면의 경사 및 토질조건 등에 따라 억지말뚝 형태(Case 1) 또는 쏘일네일링공법과 유사한 형태(Case 2)로 시공이 이루어지는 것이 일반적이다.

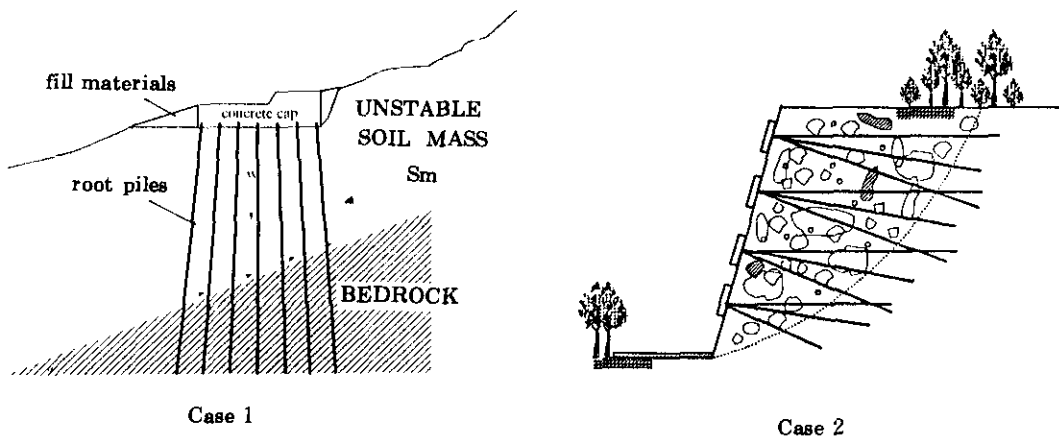


그림 1. 사면보강 뿌리말뚝공법 개요

그러나 뿌리말뚝공법의 경우는, 쏘일네일링 공법 시공에 일반적으로 적용되는 중력식 시멘트 그라우팅이 아닌 압력분사방식으로 시공이 이루어지는 특징을 지니고 있다. 또한 뿌리말뚝의 배치형태는 일반적으로, 쏘일네일링공법의 경우와는 달리 다양하므로, 발생변위 등을 포함한 관련거동이 3차원적으로 이루어지는 특징을 지니고 있다. 본 연구에서는, 그림 1의 Case 2에 적용되는 뿌리말뚝공법에 대해 안정 해석 및 설계방법 등의 체계화를 시도하였다. 본 안정해석 등의 체계화에서 고려한 항목 및 각각에 대한 연구결과 등을 계속해서 정리·제시하면 아래와 같다.

- 1) 압력분사방식의 적용에 따른 시멘트 그라우트체 유효경의 결정
- 2) 뿌리말뚝 구조체의 활동에 대한 준3차원적 한계평형 안정성 평가
- 3) 각 뿌리말뚝 주변 흙의 소성화에 대한 안정성 평가
- 4) 뿌리말뚝 구조체의 준3차원적 예상 발생변위 평가

3. 압력분사방식의 적용에 따른 시멘트 그라우트체의 유효경 결정

3.1 유효경의 결정

중력식 시멘트 그라우트 방식과는 달리 압력분사 그라우트 방식을 적용하는 경우에는, 당초의 천공면 바깥쪽으로 부분적인 확공현상이 예상되며, 여기서 당초의 천공부분과 확공된 부분을 합쳐 유효(적)경으로 정의하면, 이와 같은 유효경의 크기는 천공면 주변지반의 투수성, 주입압 크기 및 시간 등에 따라 좌우된다.

본 연구에서는 뿌리말뚝의 시공법중 압력분사 그라우트 방식이 적용되는 경우에 초점을 두어, 확공부분을 포함한 예상 유효경을 정량적으로 평가하기 위한 접근이 이루어 졌다. 이를 위해, 우선 Gabriel & Tirso(1994)가 제시한 연구결과-지하수면 아래쪽에 존재하는 터널내부에 압력이 가해지는 경우에 예상되는 터널부분의 확공을 이론적으로 평가한 연구결과-를 참고로 하였으며, 이를 정리하면 다음과 같다.

Gabriel & Tirso는 터널면(천공면) 주변의

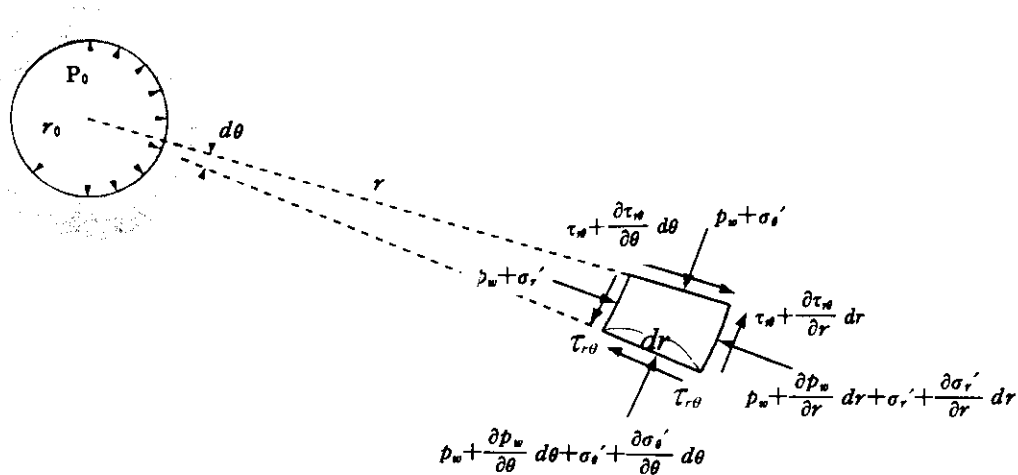


그림 2. 터널면(천공면) 주변지반의 미소요소에 작용하는 응력(Gabriel & Tirso)

지반은 탄성체로 가정하고, 천공면에 작용하는 초기주입압 p_0 를 외력으로 간주한 다음, 방사방향(r -direction)으로의 평형조건식 및 적합조건식 등을 토대로 임의의 시간 t 에 대한 천공반경의 증가량 Δr 을 평가하였으며, 미소지반요소에 작용하는 응력들은 그림 2에 명기되어 있다.

구체적으로는, 극좌표계에 대해 Hooke의 법칙을 토대로 r -방향의 응력과 θ -방향의 응력을 각각 표현한 다음, 방사방향으로의 평형조건식에 대입하여 아래의 식 (1)을 제시하였다. 이 때 천공면 주변은 균일한 압력에 의한 평면침투에 해당되므로, 평면응력(plane-stress) 조건을 적용하였다.

$$\frac{\partial^2 \Delta r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Delta r}{\partial r} - \frac{\Delta r}{r^2} = \frac{\partial p_w}{\partial r} \quad (1)$$

$$\frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{E(1-\nu)}$$

$$\text{여기서, } \frac{\partial p_w}{\partial r} = \frac{-\Delta p_w \cdot 8h_0^2}{r^3} \cdot \left[\left(1 + \frac{4h_0^2}{r^2}\right) \cdot \ln\left(1 + \frac{4h_0^2}{r^2}\right) \right]$$

결국, 당초 천공면으로 부터의 확공부분에 해당되는 천공반경의 증가량 Δr 은 식 (1)과 적절한 경계조건 등을 이용하여 다음과 같이 정리·표현된다.

$$\Delta r = \frac{(1+\nu)}{E} \cdot \Delta p_w \cdot r_0 \quad (2)$$

여기서, $\Delta p_w = \gamma_w(h_1 - h_0) =$ 수두차에 따른 과잉간극수압

h_0 : 천공 중심부에서 지하수면까지의 높이

h_1 : 천공 중심부에서의 압력 수두

한편, 위의 식(2)에 포함된 과잉간극수압 Δp_w 를 적절히 평가하여 본 연구 뿌리말뚝공법 압력분사 그라우트 방식에 적용하기 위해, Kleyner & Krizek(1995)가 압력분사 시멘트 그라우팅에 대해 모형실험 등을 통해 제시한 연구결과를 참고로 하였으며, 이를 정리하면 다음과 같다.

압력분사후 공내부에 충전되어 있는 시멘트 그라우트체의 양생과정은 점토의 압밀과정과 유사하다는 가정하에 공내부에 존재하는 간극수가 주변의 인접지반으로 흡수되면서 이에 따라 과잉간극수압도 시간경과와 더불어 점차 소산된다는 개념에 의해, Kleyner & Krizek는 임의의 시간 t 및 방사방향으로의 거리 r 에 대한 과잉간극수압 $\Delta p_w(r, t)$ 의 크기를 아래의 식(3)과 같이 표현하였다.

$$\Delta p_w(r, t) = 2p_0 \bar{h} r_0 \cdot \frac{\exp(-c\mu_m^2 t / r_0^2) J_0(\mu_1 r / r_0)}{J_0(\mu_1) (\mu_1^2 + \bar{h}^2 r_0^2)} \quad (3)$$

여기서 J_0 : Bessel 함수, μ_m : $J_0(\mu_m) = 0$ 의 해
 k_s : 시멘트 그라우트체의 투수계수, k_s : 천공 주변지반의 투수계수

$$\bar{h} = \frac{k_s / k_g}{\gamma_w \ln \frac{R}{r_0}}, \mu_1^2 = \frac{8\bar{h}r_0}{\bar{h}r_0 + 4}, R = \text{최대 침투영향반경}$$

본 연구 사면보강 뿌리말뚝공법의 경우에 천공면 바깥쪽으로 예상되는 공경의 확대량을 적절히 평가하기 위해서는, 시멘트 그라우트가 충전되어 있는 대상지점의 과잉간극수압을 결정할 필요가 있다. 따라서 $r=r_0$ 인 지점에 대한 과잉간극수압 Δp_w 를 위의 식 (3)로부터 정리하여 표현하면,

$$\Delta p_w(r_0, t) = \frac{16p_0 \bar{h}^2 r_0^2}{\bar{h}r_0 + 4} [1 - U(t)] \quad (4)$$

여기서, $U(t)$: 시멘트 그라우트체의 평균압밀도 결과적으로, 평균압밀도에 이르기까지의 천공반경의 증가량 Δr 은 위의 식(2)에 식(4)를 대입하여 최종적으로 식 (5)와 같이 정리된다.

$$\Delta r = \int_0^t \Delta r_t = \int_0^t \frac{(1+\nu)}{E} \cdot \Delta p_w \cdot r_0 dt$$

$$= \int_0^t \frac{(1+\nu)}{E} \cdot \frac{16p_0 \bar{h}^2 r_0^2}{\bar{h}r_0 + 4} [1 - U(t)] \cdot r_0 dt \quad (5)$$

$$\text{여기서, } U(t) = 1 - \frac{4\bar{h}^2 r_0^2}{\mu_1^2 (\mu_1^2 + \bar{h}^2 r_0^2)} \exp$$

$$\left[-\frac{c^* \mu_i^2 t}{r_0^2} \right]$$

c^* : 시멘트 그라우트체의 압밀계수(대략적으로, $0.5\text{cm}^2/\text{sec}$ 정도)

3.2 한계주입압

압력분사 그라우트 방식을 견고한 암반층이 아닌 일반 토사층에 적용하는 경우에는, 수압파쇄(hydraulic fracturing)등의 문제가 수반될 수도 있으므로, 현장 지반조건에 맞는 주입압의 한계치 등 제한이 필요하다. 일반적으로 사질토 지반에서는 $400\text{kN}/\text{m}^2$ 정도의 비교적 낮은 압력을 적용하고 있으며, 그라우트체에 대한 경제적인 설계 및 시공을 위해서는 주변 지반의 특성등을 감안한 주입압의 크기 결정이 유효성의 평가와 더불어 중요한 요소로 작용한다. 여기서, 지층조건등에 따른 한계주입압 결정에 참고가 될 자료를 개략적으로 정리하면 다음과 같다(참고문헌 4참조).

1) 사질토($c=0$)

$$p_{lim} = \frac{q_c}{(15 \cdot \tan\phi)^{1.75}} \quad \text{또는, } p_{lim} = b \cdot 2^{(4-2q)/4} \quad (6)$$

여기서, p_{lim} : 한계주입압(kg/cm^2)

q_c : 콘 관입저항력

b : 경험적 상수(습윤모래=1.8, 건조모래=3.5, 보통모래=2.5)

2) 점토($\phi=0$)

$$p_{lim} = c_u \left[1 + \ln\left(\frac{G}{c_u}\right) \right] + \sigma_h \quad (7)$$

여기서, G : 전단탄성계수($G=E/2(1+\nu)$),

σ_h : 수평응력($=\gamma \cdot h \cdot K_a$),

c_u : 비배수전단강도

3) $c-\phi$ soil

$$p_{lim} = c \cdot F_c' + \sigma_h \cdot F_q' \quad (8)$$

여기서, $F_c' = (F_q' - 1) \cdot \cot\phi$

$$F_q' = (1 - \sin\phi) \cdot (I_{rr} \sec\phi)^{\sin\phi/(1+\sin\phi)}$$

$$I_{rr} = \frac{G/(c + \sigma_h \cdot \tan\phi)}{1 + [G/(c + \sigma_h \cdot \tan\phi)] \Delta V_p \sec\phi}$$

ΔV_p : 체적변화율

결국 위에 제시된 식 (6)~(8)을 추가로 적용하여, 압력분사 시멘트 그라우트 방식의 경우 지반내의 수압파쇄가 발생되지 않는 범위내에서의 천공반경의 한계증가량 $\Delta\gamma_{lim}$ 은 식 (5)를 일부 변형하여 아래와 같이 최종 정의될 수 있다.

$$\Delta\gamma_{lim} = \frac{8 \cdot p_{lim} \cdot \bar{h}^2 \cdot r_0^3}{G \cdot (\bar{h} \cdot r_0 + 4)} \int_0^t [1 - U(t)] dt \quad (9)$$

4. 활동에 대한 준3차원적 안정성 평가

본 연구에서는 그림 1의 Case 2에 명시된 사면보강 뿌리말뚝 구조체의 활동에 대한 준 3차원적 안정성 평가를 목적으로 한계평형해석적

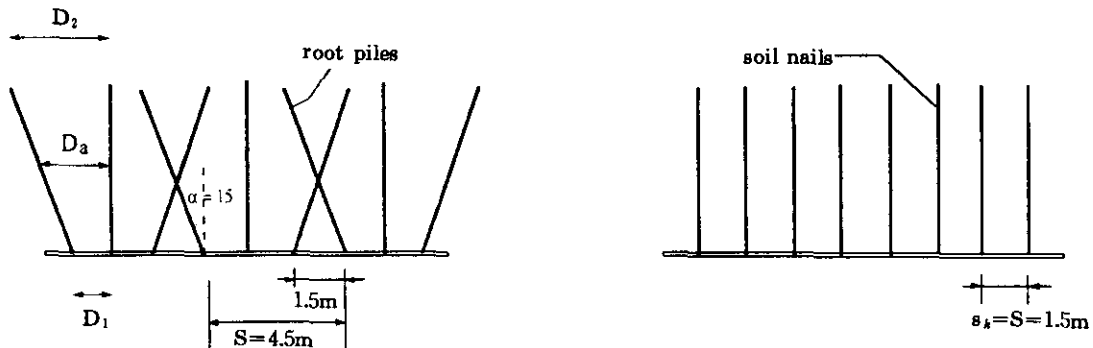


그림 3. 뿌리말뚝공법 및 쏘일네일공법의 평면상 보강재 배치형태 개요

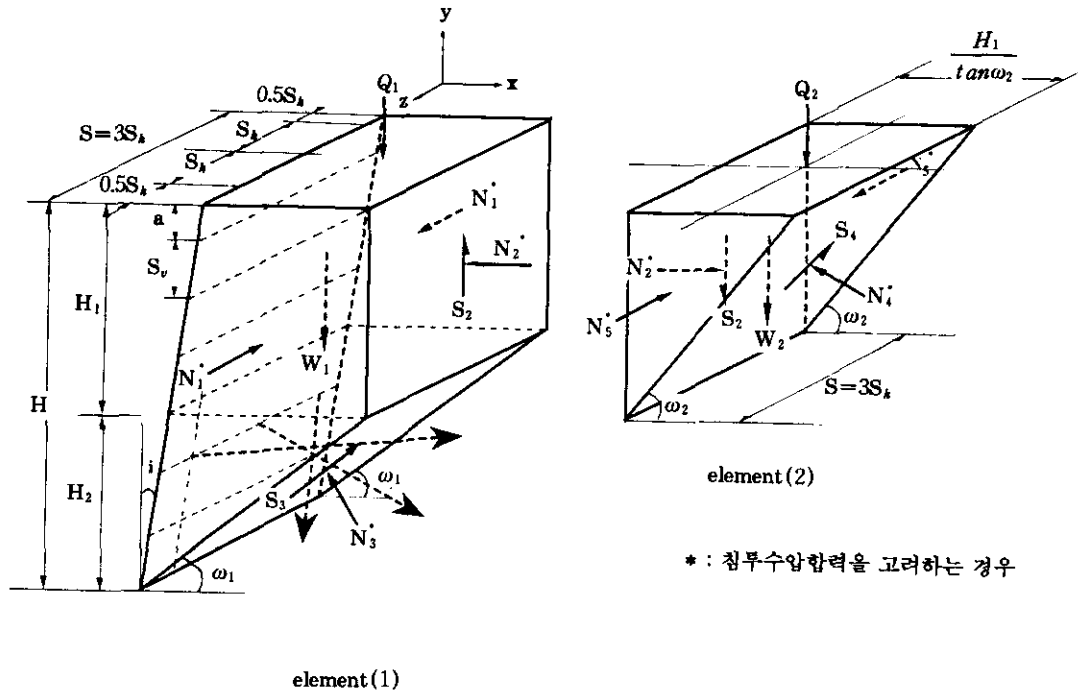


그림 4. 예상 파괴흙썰기 개요

안정 해석법을 제시하였다. 이를 위해 일반적으로 동일 패턴 및 set 형태로 설치되는 뿌리말뚝공법의 특성을 감안하여, 길이방향으로 뿌리말뚝 1 set(그림 3 참조)에 해당되는 범위의 구간에 대해 3차원 형상의 예상 파괴흙썰기를 그림 4와 같이 가정하였다.

예상 파괴흙썰기를 그림 4에 명기한 바와 같이, Gässler(1988)가 제시한 'two body translation mechanism'을 토대로 두개의 토체로 분할하였으며, 뿌리말뚝에 의해 보강이 이루어지는 토체를 element (1)으로, 보강이 이루어지지 않는 토체는 element (2)로 각각 정의하였다. 이와같은 준3차원적 한계평형해석을 위해 예상파괴면의 형상은 두개의 직선(bilinear) 형태로 가정하였으며, 길이방향으로의 폭에 해당되는 해석범위는 뿌리말뚝 1 set에 해당되는 길이인 $3s_b$ 로 하였다(그림 4 참조). 보강된 토체와 보강되지 않은 토체의 예상파괴면 각도를 각각 ω_1 및 ω_2 로 정의하고, 파괴면은 지

표면까지 확장되는 것으로 가정하였다. 이 때 ω_2 의 크기는 ω_1 보다는 크고 90° 보다는 작은 각도를 유지하는 것으로 가정하였다. 또한 각 뿌리말뚝을 x-z 평면상에 투영시켰을 때 형성되는 선분이 x-y 평면과 이루는 각도는 skew angle α 로 정의하였고, x-y 평면상에 투영시킨 선분이 x-z 평면과 이루는 각도는 batter angle β 로 정의하였다. 뿌리말뚝 1 set에 해당되는 예상 파괴흙썰기는 보강사면의 길이방향으로 계속적으로 연속되어 있으므로, x-y 평면상의 전단력은 본 해석에서 무시하였다. 또한 강우시 및 지하수가 존재하는 경우 element (1)과 element (2)의 파괴면에 작용이 예상되는 침투수압은 Laplace 방정식 및 경계조건 등을 토대로 유도·제시된 참고문헌 16의 방식을 이용해 결정된다. 또한, 평형조건식에 Mohr-Coulomb 파괴규준을 추가로 적용하여 준3차원 안정해석시 발생하는 부정정 문제를 해결하였다. 여기서 element (1) 및 (2)에 작용하는

힘들(그림 5)의 정적평형조건 등에 관련된 구체식을 정리하면 다음과 같다.

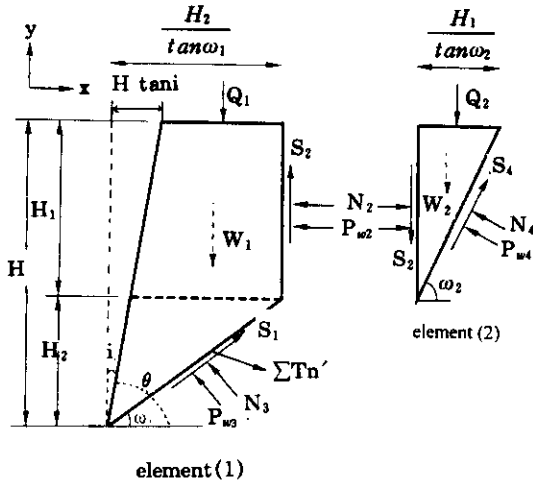


그림 5. element (1)과 element (2)에 작용하는 힘들 (x-y 평면)

$$W_2 = \sum_{i=1}^{3s_h} (W_2)_i, \quad Q_2 = q \cdot \frac{H_1}{\tan \omega_2} \cdot 3s_h,$$

$$N_2 = \left[\frac{1}{2} \cdot \gamma \cdot H_1^2 \cdot K_a \right] \cdot 3s_h, \quad N_2^* = N_2 + P_{w2}$$

$$W_1 = \sum_{i=1}^{3s_h} (W_1)_i,$$

$$Q_1 = q \cdot \left(\frac{H_2}{\tan \omega_1} - H \cdot \tan i \right) \cdot 3s_h,$$

$$S_2 = \lambda \cdot N_2^*, \quad N_1^* = N_1 + P_{w1} \quad (10)$$

여기서, W_1, Q_1 : Element(1)의 자중과 지표면에 작용하는 상재하중
 W_2, Q_2 : Element(2)의 자중과 지표면에 작용하는 상재하중
 P_{w2}, P_{w3}, P_{w4} : 각 예상파괴면에 작용하는 침투수압 합력
 K_a : Rankine 주동토압계수
 λ : 수직력(N)과 전단력(S)의 비(ratio)를 정의하는 계수
 $\sum T_n'$: skew angle을 고려한 뿌리말 쪽 인장력의 투영면 분력

또한 element (2)에 작용하는 힘들의 평형조건을 토대로, 그림 5에 명기된 수직력 N_1^* 및 전단력 S_1 는 다음과 같이 평가된다.

$$N_1^* = \frac{(Q_2 + S_2 + W_2) + (N_2 + P_{w2}) \tan \omega_2}{\sin \omega_2 \tan \omega_2 + \cos \omega_2}$$

$$S_1 = \frac{(Q_2 + S_2 + W_2) \tan \omega_2 - (N_2 + P_{w2})}{\sin \omega_2 \tan \omega_2 + \cos \omega_2} \quad (11)$$

여기서 토체자중 등에 의한 활동력과 발휘되는 저항력이 서로 같아지는 한계평형상태를 가정하면, 파괴면을 따라 작용하는 전단력 S_1 (식(11) 참조)에 대응하는 저항력은 Mohr-Coulomb 파괴규준을 이용해 다음과 같이 정의될 수 있다.

$$\text{저항력} = N_1^* \tan \phi' + c' 3s_h \frac{H_1}{\sin \omega_2} \quad (12)$$

$$\text{여기서, } \tan \phi' = \frac{\tan \phi}{FS_s}, \quad c' = \frac{c}{FS_c}$$

또한 수직력과 전단력의 비로 정의되는 λ ($0 \leq \lambda \leq \tan \phi'$)값은 식(12)와 식(11)에서 정의된 수직력 N_1^* 를 이용해 결정 가능하다. 즉,

$$\lambda = \left[(W_2 + Q_2)(\tan \phi' - \tan \omega_2) + (N_2 + P_{w2}) \right. \\ \left. (\tan \omega_2 \tan \phi' + 1) + \frac{c' 3s_h H_1}{\sin \omega_2 \cos \omega_2} \right] \\ \div [(N_2 + P_{w2})(\tan \omega_2 - \tan \phi')] \quad (13)$$

element (2)의 경우와 유사한 방식에 의해, element (1)에 작용하는 힘들의 평형조건을 토대로 수직력 N_3^* 및 전단력 S_3 를 각각 계산하면,

$$N_3^* = \frac{(Q_1 - S_2 + W_1) - (N_2 + P_{w2}) \tan \omega_1}{\sin \omega_1 \tan \omega_1 + \cos \omega_1}$$

$$S_3 = \frac{(Q_1 - S_2 + W_1) \tan \omega_1 + (N_2 + P_{w2})}{\sin \omega_1 \tan \omega_1 + \cos \omega_1} \quad (14)$$

결국 파괴면에 작용하는 전체활동력 S_0 는 아래의 식(15)와 같이 나타낼 수 있으며, 이와 같은 S_0 에 대응하는 전체저항력은 element (1) 및 element (2)의 예상파괴면을 따라 발휘되는 저항력의 합(S_R)이므로 아래의 식(16)과 같이 최종 정리된다.

$$S_D = S_3 + S_4 \quad (15)$$

$$S_R = c' \cdot L + N_3' \tan \phi' + N_4' \tan \phi' + \sum T_{TR} \quad (16)$$

$$\text{여기서, } L = 3 \cdot s_h \cdot \frac{H_1}{\sin \omega_2} + 3 \cdot s_h \cdot \frac{H_2}{\sin \omega_1}$$

$$N_3' = N_3^* + \sum T_{TN}$$

$$\sum T_{TN} = \sum (T_n)_i \cdot \cos(90 - \omega_1 - \beta_2)$$

$$\sum T_{TR} = \sum (T_n)_i \cdot \sin(90 - \omega_1 - \beta_2)$$

위의 식 (16)에 포함된 T_n 은 각 뿌리말뚝의 축방향을 따라 발휘가 예상되는 인장력을 의미하며, T_n 의 크기는 파괴면 바깥쪽에 위치한 각 뿌리말뚝의 유효길이 l_n 을 따라 말뚝과 주변 흙 사이에서 발휘되는 마찰응력 등을 토대로 결정된다. 또한, 이와 같은 각 뿌리말뚝의 인장력 T_n 의 최대치는 철근의 인장항복강도(tensile yield strength) f_y 보다 작아야 한다. 여기서 인장력 T_n 의 계산식을 정리하면 다음과 같다.

$$T_n = \frac{\pi d_{hole} l_n \{ (\sigma_n - \sigma_w) \tan \phi' + f \cdot c' \}}{3s_h} \leq \frac{A_{ref} f_y}{3s_h} \quad (17)$$

여기서, d_{hole} : 뿌리말뚝의 유효경, l_n : 파괴면 바깥쪽에 위치하는 각 뿌리말뚝의 길이(유효길이)

s_h : 뿌리말뚝의 수평방향 설치간격 (그림 3 참조)

A_{ref} : 철근의 단면적

σ_n : 각 뿌리말뚝에 작용하는 평균수직응력

σ_w : 각 뿌리말뚝에 작용하는 침투수압(참고문헌 16 참조)

위의 식 (17)에 포함된 σ_n 은 파괴면 바깥쪽에 위치하는 경사진 각 뿌리말뚝의 중간지점에 직각되게 작용하는 수직응력을 의미하며, σ_n 값의 결정과정은 우선 전체좌표계에 해당되는 x-y-z 축 방향으로의 응력을 평가한 다음 각 뿌리말뚝의 국부좌표계에 관련된 1-2-3 축으로의 응력변환을 하여 이중 σ_2 와 σ_3 의 평균값을 σ_n 값으로 결정하였다. 또한 식 (17)에 포

함된 개량계수(improvement factor) f 는 뿌리말뚝 구조체의 기하학적 특성상 매듭처럼 인접해 있는 뿌리말뚝 주변 흙의 응집력 및 겉보기 접착력의 증가등 실험을 통해 밝혀진 저항능력의 증대현상(Xanthakos등, 1994)을 근사적으로 반영하기 위해 본 연구에서 설정한 변수이며, 분석에 적용한 개량계수 f 값의 범위는 $1.0 \leq f \leq 3.0$ 으로 가정하였다.

아울러 식 (17)을 토대로 산정되는 각 뿌리말뚝의 인장력 T_n 을 해당 뿌리말뚝의 skew angle α_i 를 이용해 투영면에 대한 분력으로 환산하는 절차가 필요시 된다. 즉,

$$\sum (T_n)_i = \sum (T_n)_i \cdot \cos(\alpha_i) \quad (18)$$

계속해서, 활동에 대한 전체안전율 FS는 초기안전율을 우선 가정한 후, Taylor 안전율 이론 및 파괴면을 정의하는 각도 ω_1 및 ω_2 를 다양하게 변화시켜, 각각의 경우에 해당되는 전체 안전율 FS(파괴면을 따라서 예상되는 전체 활동력 S_D 와 저항력 S_R 의 비)값을 반복계산절차에 의해 산정하고, 이중 최소치를 보강사면 뿌리말뚝 구조체의 활동에 대한 준3차원적 전체안전율 FS로 최종 확정한다.

5. 보강재 주변 흙의 소성변형에 관련된 안정성 평가

뿌리말뚝공법의 경우, 서로 다른 성질의 구조적 요소(철근, 압력분사 시멘트 그라우트 및 주변 흙)가 복합적으로 일체화된 거동을 한다는 가정은 그들이 단단한 토층 내에 존재할 때만 현실적으로 가능하다. 이와 같은 일체화된 거동을 완전히 또는 부분적으로 충족시키기 위한 조건 중의 하나는, 각 보강재(각 뿌리말뚝) 사이에 존재하는 흙의 소성변형(plastic deformation)이 유발되어서는 안된다는 것이다. 결국 이와 같은 조건의 충족여부는 보강재 사이의 아칭효과에 의한 저항력이 밀어붙이는 토압에 충분히 저항하는지 여부로 평가될 수 있다(Cantoni등, 1989). 이를 식으로 표현하면,

$$R_r = \frac{p_r \cdot L}{2 \cdot D_a}, FS_{plastic} = \frac{R_r}{S_m} \quad (19)$$

여기서, D_a =보강재의 중심간 거리(그림 3 참조), L =보강재의 길이, p_r =보강재의 극한저항응력, S_m =토압합력, R_r =한계저항력

식 (19)에 포함된 보강재의 극한저항응력 p_r 의 결정에 대해, Cantoni등은 Ito & Matsui (1975)가 Mohr-Coulomb 파괴규준 및 국부적인 예상파괴흡색기의 평형조건 등을 토대로 억지말뚝의 경우에 대해 제시한 식을 그림 1의 Case 1 안정해석에 적용한 바 있으나, 그 후에 Poulos(1995)는 Ito & Matsui의 식이 한정된 조건(수평설치간격 $s_x=3d \sim 5d$ 정도인 범위, d =보강재 직경, 그림 3 참조)에 대해서만 그 적용 타당성이 있음을 밝힌바 있다. 따라서, 본 연구에서는 보다 일반적인 경우에 대해 극한

저항응력 p_r 를 결정하기 위해, Bransby(1996)가 유한요소해석을 통해 제시한 횡하중을 받는 말뚝의 말뚝응력-변위 사이의 관계곡선(그림 6 참조)과, 참고문헌 5에 기술된 Mazurkiewicz가 제시한 도해법을 이용하였다. 또한 본 연구에서 다루고 있는 그림 1의 Case 2는 Case 1의 억지말뚝 형태와는 달리, 위에서 아래쪽으로 연직방향으로의 소성변형에 대한 안정성 검토가 필요시 되며, 따라서 식 (19)에 포함된 토압합력 S_m 의 크기는 상재하중 및 지표면으로부터 첫단 보강재까지의 토체자중에 해당된다. 또한 그림 1의 Case 2에 명시된 사면보강 뿌리말뚝공법의 경우, 보강재의 중심간 거리에 해당되는 수평설치간격은 상하단 보강재 사이의 거리에 대한 평균값 D_a (그림 3 참조)을 적용하였다.

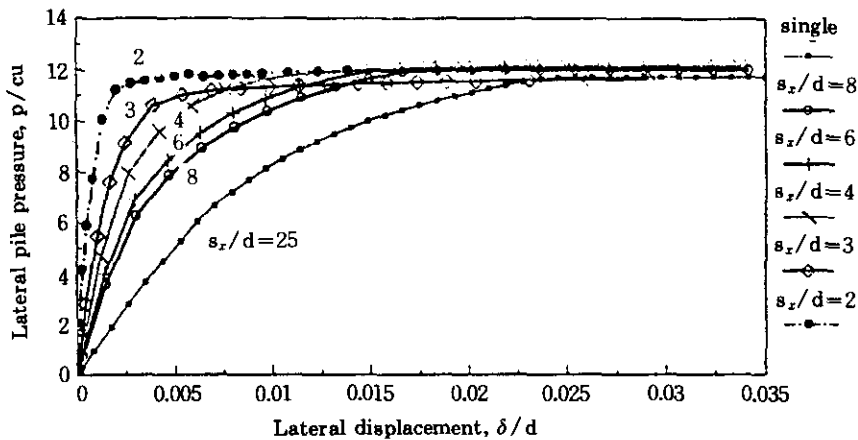


그림 6. 횡하중을 받는 말뚝의 수평설치간격에 따른 말뚝응력-변위 관계곡선(Bransby, 1996)

6. GPS 조건 및 Composite Unit Cell 개념 등을 이용한 뿌리말뚝 구조체의 준3차원적 변위예측기법

일반적으로 뿌리말뚝공법의 경우에는 관련 보강재의 배치형태가 쏘일네일링공법과는 달리 복잡·다양하므로, 실제적인 거동해석을 위

해서는 3차원적인 접근이 필요시 된다. 본 연구에서는 실제의 3차원해석시 요구되는 시간상의 문제점등을 부분적으로 해결하기 위해 제시된 준3차원적 유한요소해석기법인GPS(Generalized Plane Strain) 조건(Bang & Yeon, 1990)과 Hermann(1978)이 보강토벽체 유한요소해석에 적용한 Composite Unit Cell 개념,

또한 뿌리말뚝공법의 경우에 예상되는 무리효과 및 매듭효과 등을 복합적으로 고려한, 준3차원적 유한요소해석 변위예측기법을 정리·제시하였다. 여기서 GPS 조건 및 Composite Unit Cell 개념 등에 대해 중요부분을 요약·정리하면 다음과 같다.

6.1 GPS 조건

GPS 조건은, x-y 평면과 직각된 z축 방향으로의 변위 w와 변형률 ϵ_z , γ_{xz} 및 γ_{yz} 를 모두 무시하는 2차원 평면변형률(plane strain) 해석 조건과는 달리, z축 방향으로의 수직변형률 ϵ_z 는 무시하되 변위 w 및 일부 전단변형률(γ_{xz} , γ_{yz})은 고려하는 것이며, 따라서 2차원 유한요소해석 격자망을 이용해 준3차원적 거동을 예측할 수 있는 장점을 지니게 된다.

GPS 조건하에서, 변위 및 변형률 등에 관한 적합조건식을 구체적으로 표현하면 식 (20) 및 (21)과 같이 나타낼 수 있다.

$$u = u(x, y) = \sum_{i=1}^4 N_i \cdot u_i$$

$$v = v(x, y) = \sum_{i=1}^4 N_i \cdot v_i$$

$$\omega = \omega(x, y) = \sum_{i=1}^4 N_i \cdot \omega_i \quad (20)$$

$$\{\epsilon\} = \{\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}, \gamma_{xy}\}^T \quad (21)$$

여기서, $\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} = \sum_{i=1}^4 F_i \cdot u_i \neq 0$

$\epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} = \sum_{i=1}^4 G_i \cdot v_i \neq 0$

$\epsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} = 0,$

$\gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} = \sum_{i=1}^4 [G_i \cdot u_i + F_i \cdot v_i]$

$\gamma_{yz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} = \frac{\partial w}{\partial x} = \sum_{i=1}^4 F_i \cdot w_i$

$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} = \frac{\partial w}{\partial y} = \sum_{i=1}^4 G_i \cdot w_i$

u_i, v_i, w_i : 국부좌표계에서의 각 절점의 변위

$F_i = \frac{\partial N_i}{\partial x}, G_i = \frac{\partial N_i}{\partial y}, N_i$: 변위형상함수

또한, 사변형요소에 대한 변위-변형률 및 응력-변형률 관계를 정리하면 다음의 식 (22)와 같다.

$$\{\epsilon\}_e = [B]\{u\}_e, \{\sigma\}_e = [C]\{\epsilon\}_e \quad (22)$$

식 (22)와 가상일(virtual work)의 원리를 이용하면 사변형요소의 강성행렬(tangent stiffness matrix) $[K]$ 를 구할 수 있으며, 이에 대한 관계식을 표현하면

$$\{F\}^T \cdot \{u\}_e = \int_{V_e} \{\sigma\}_e^T \cdot \{\epsilon\}_e \, dV. \quad (23)$$

$$[[K]\{u\}_e]^T \cdot \{u\}_e = \int_{V_e} \{u\}_e^T [B]^T [C] \cdot [B]\{u\}_e \, dV.$$

또한 국부좌표계 각 요소에 대한 강성행렬을 전체좌표계(x-y-z축)에 대한 강성행렬로 변환시킨 다음, 평형조건식을 만족하는 힘과 적합조건식을 만족하는 가상변위를 토대로 주어진 경계조건에서 방정식을 풀어, 결국 각 요소의 응력 및 변형률 등을 산정한다.

6.2 Composite Unit Cell 개념

Unit Cell은 유한요소해석시 격자망을 구성하는 최소의 단위를 의미한다. 보강재가 지반 내부에 추가로 설치되는 경우 이를 유한요소해석에 모델링하는 방법은 interface element, beam-column element 및 composite element 등의 3종류로 구분할 수 있다. 이 중 Composite Unit Cell 개념은 많은 보강재가 다양한 방향으로 배치되는 경우 적용 타당성을 지니며, 최소단위에 속하는 흙과 보강재의 물성을 하나의 합성제원으로 치환하는 방법이다. 특히, 보강토공법(earth reinforcement system) 해석시에 상당히 이상적인 모델링 방법으로 알려져 있다(Hermann). 본 Composite Unit Cell 개념의 경우에 구성방정식은 다음의 관계로 표현되며, 국부좌표계에 대한 구성행렬을 전체좌표계로 변환하는 절차가 역시 요구된다.

$$\{\epsilon\}_{1,2,3} = [C]\{\sigma\}_{1,2,3} \quad (24)$$

여기서, $[C]_{6 \times 6}$: 국부좌표계에서의 응력-변

형률 구성행렬

$\{\epsilon\}_{1,2,3}$: 국부좌표계에서의 변형률벡터

$\{\sigma\}_{1,2,3}$: 국부좌표계에서의 응력벡터

$$C_{11} = \frac{1}{E_s(1+\beta)}, C_{12} = C_{13} = \frac{\nu_s}{E_s(1+\beta)}$$

$$C_{22} = C_{33} = \frac{1+\beta(1-\nu_s^2)}{E_s(1+\beta)}$$

$$C_{23} = -\frac{\nu_s[1+\beta(1+\nu_s)]}{E_s(1+\beta)}$$

$$C_{44} = 2 \times (C_{22} - C_{23}), \beta = \frac{A_r \cdot E_r}{A_c \cdot E_s}$$

ν_s : 지반 흙의 포아손비,

E_s : 지반 흙의 탄성 계수

E_r : 보강재의 탄성계수,

A_c : 합성재료의 단면적

A_r : 보강재의 단면적

앞에서 기술된 GPS 조건 및 Composite Unit Cell 개념 등을 이용한 준3차원적 유한요소해석기법을 토대로 산정되는 변위는, z축 방향으로 각 보강재의 경사진 각도가 하나의 각도로 모두 동일한 경우로 한정된다. 따라서 이와 같은 준3차원적 유한요소해석기법은 뿌리말뚝공법이 지닌 보강재 배치형태의 다양성과 또한 보강재-주변 흙 사이의 3차원적 상호작용 등을 모두 반영하는 데에는 한계가 있으며, 따라서 뿌리말뚝구조체의 적절한 변위예측을 위해서는 몇 가지 추가적인 절차가 반드시 필요하며, 이에 대한 본 연구의 제시방법을 정리하면 다음과 같다.

6.3 무리효과 및 매듭효과

일반적으로 뿌리말뚝공법은, 여러 본(本)의 뿌리말뚝이 set 형태로 설치되는 특성 때문에 균형을 형성하게 된다. 따라서 단일말뚝의 경우에 비해 무리효과(group effect)에 의한 지지력 증감이 부분적으로 예상되며, 이에 대해서는 여러 연구자들이 모형실험, 현장실험 또는 해석적 접근 등을 통해 규명을 시도한 바

있다. 또한 뿌리말뚝공법의 경우에는 이러한 무리효과 이외에도, 뿌리말뚝의 다양한 배치형태 및 설치각도 등에 따른 기하학적 특성 때문에 매듭효과(knot effect)가 추가로 예상된다. 뿌리말뚝공법은 뿌리말뚝과 주변 지반 흙이 일체화되어 작용하중에 저항하고, 파괴도 개개의 말뚝에서 발생하기 보다는 말뚝과 주변 흙으로 형성되는 복합구조체의 파괴형태를 보이게 된다. 여기서 뿌리말뚝과 주변 흙이 일체가 되어 저항하려면, 복합구조체에 작용하는 하중이 뿌리말뚝 자체에만 전달된다는 개념보다는, 뿌리말뚝과 주변 흙에 동시에 전달된다고 가정할 필요가 있으며, 이 가정이 실현되려면 매듭효과가 전제되어야한다. 이러한 매듭효과는 현장 실험 및 모형실험 등을 통해 기 확인된 바 있으며(Lizzi, 1978; Plumelle, 1984), 이와 같은 매듭효과에 의해 하나의 뿌리말뚝에 작용하는 하중이 치밀하게 밀착된 주변의 흙 등을 통해 인접된 뿌리말뚝으로 전이되며, 결국은 보강된 토체를 구속시키게 되어 관련지반의 변위가 부분적으로 억제되는 현상이 유발된다.

따라서 뿌리말뚝공법의 경우에는 무리효과 및 매듭효과 등에 의한 복합적인 그물효과(network effect)가 예상되며, 이에 대해서 Lizzi (1978)가 실내모형실험을 실시하여 말뚝간격과 배치형태 등에 따른 지지력의 증감을 규명하고자 하였으며, 그 결과를 토대로 뿌리말뚝의 그물효과를 확인한 바 있다.

본 연구에서는 그림 7과 같이 뿌리말뚝이 배치될 경우, 수평설치간격의 영향에 따른 변위비(displacement ratio) DR을 적용하여 뿌리말뚝의 무리효과를 근사적으로 반영하였다. 즉 수평설치간격이 S인 뿌리말뚝 열에 대한 변위 δ_s 와 수평설치간격이 s_n 로 촘촘한 경우에 대한 변위 δ_{s_n} 를 준3차원적 유한요소해석기법에 의해 각각 산정한 다음, 이를 토대로 변위비 DR 값을 아래의 식 (25)를 이용해 평가하였다.

$$DR = \frac{\delta_{s_n}}{\delta_s} \leq 1 \quad (25)$$

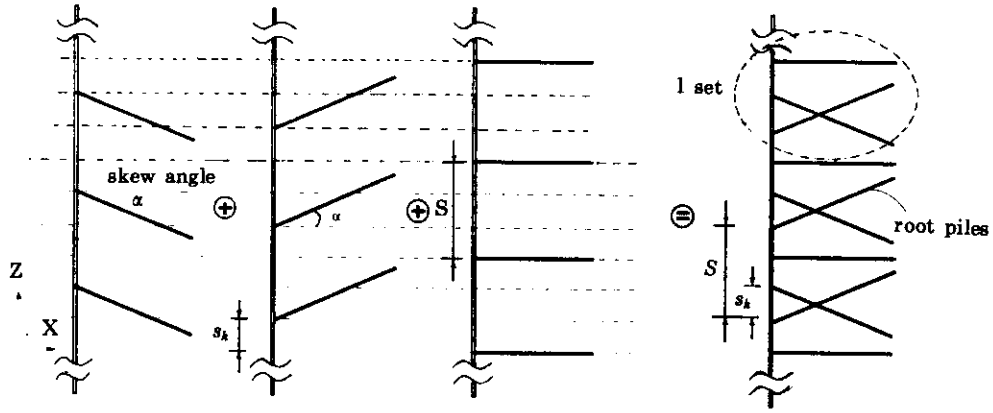


그림 7. 뿌리말뚝구조체의 발생변위 평가 필요

이외에도 뿌리말뚝의 기하학적 특성 등으로 인한 매듭효과를 고려하기 위해 변위 감소계수 (reduction factor) $k(0 < k \leq 1.0)$ 를 가정한 후, 무리효과를 반영하는 앞의 식 (25)에 의한 변위비와 그림 7에 명기된 중첩효과의 원리를 이용하여, 뿌리말뚝공법에서 예상되는 보강재-흙 사이의 상호작용 등을 복합적으로 고려한 뿌리말뚝구조체의 예상 발생변위 δ_{set} 를 최종적으로 평가하였으며, 이에 대한 구체식은 아래의 식 (26)과 같다.

$$\delta_{set} = k \cdot \frac{\sum_{i=1}^n DR_i}{n} \cdot \sum_{i=1}^n (\delta_s)_i \quad (26)$$

여기서, n : 중첩단면의 수.

7. 압력분사 그라우트 방식에 대한 유효경 평가치와 Kleyner & Krizek의 모형 실험결과와의 비교

본 연구에서 제시한 압력분사 그라우트 유효경 평가방식(식 (5) 참조)의 적용성을 확인하기 위해, Kleyner & Krizek(1995)가 실내모형 실험을 통해 제시한 주입압에 따른 시멘트 그라우트체의 유효경 변화에 대한 측정결과와의 비교가 이루어 졌다. Kleyner & Krizek는 젖은 점토질 모래를 사용하여 외경680 mm, 높이

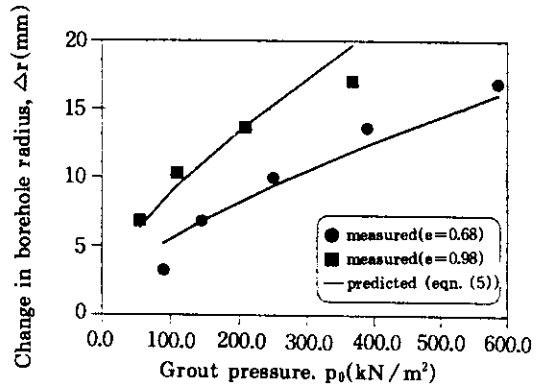


그림 8. 주입압에 따른 천공반경의 증가량(Δr)비교

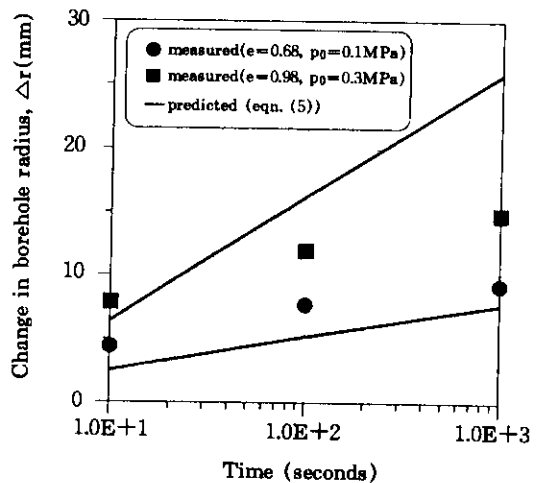


그림 9. 시간경과에 따른 천공반경의 증가량(Δr) 비교

150 mm의 모형실험장치에 초기천공반경을 68 mm로 한 다음, 주입압의 크기 변화 및 시간경과에 따른 천공반경의 증가량 Δr 을 측정하였다. 그림 8은 시멘트 그라우트의 주입압을 달리하여 2분간 주입했을 때의 천공반경 변화를 나타내고 있으며, 또한 그림 9는 시간경과에 따른 천공반경의 변화를 보여주고 있다.

그림 8 및 9에 명시된 비교결과에 의하면, 주변지반이 비교적 조밀하고 주입압이 낮을수록 본 연구 유효경 평가방식에 의한 예측치와 측정결과가 비교적 잘 일치하는 경향을 나타내고 있다.

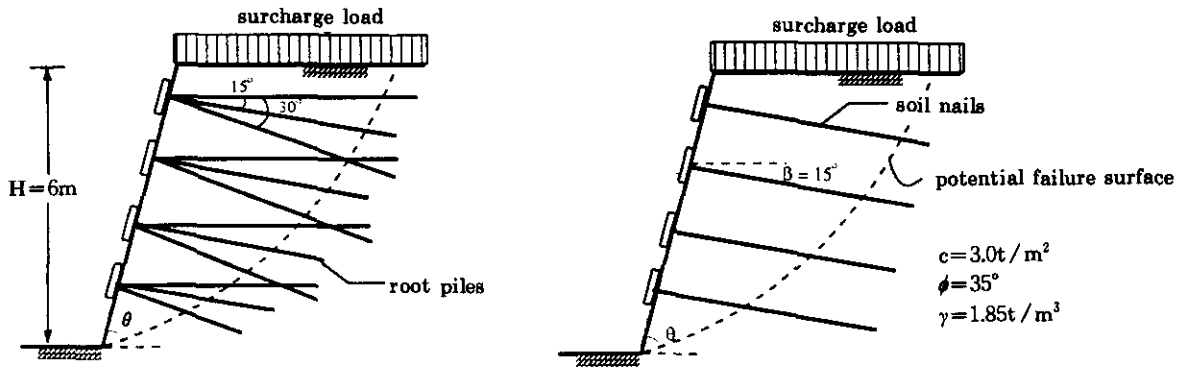


그림 10. 분석단면

표 1. 준3차원적 한계평형해석에 적용된 지반강도정수 및 보강재 관련 제원

지반 흙의 단위중량 (t/m^3)	점착력 (t/m^2)	내부마찰각 ($^\circ$)	천공직경 (mm)	철근직경 (mm)	보강재 길이 (m)	철근의 인장항복강도 (kg/cm^2)	보강사면의 연직높이 (m)	주입압 (kN/m^2)
1.85	1.0	35	75	25	6	3600	6	300

8.1 보강유형에 따른 안전율 분석

표 1에 명시된 지반강도정수 및 보강재의 제원 등을 토대로, 경사도 θ (그림 5 참조)가 90° , 60° 및 45° 인 3종류의 보강사면에 대해, 보강재의 배치형태 및 설치각도 등 보강유형에 따른 영향을 분석하였다. 각 사면에 대해 보강유형별(그림 3 및 10 참조)로 평가된 활동에 대한

8. 활동에 대한 준3차원적 안정성 분석

본 장의 분석에서는 4장에서 제시된 준3차원적 한계평형해석법 및 3장에서 제시된 압력분사 그라우트 유효경 평가방식 등을 토대로 보강사면의 활동에 대한 안전율 평가가 이루어졌다. 분석에 적용된 단면은 그림 10에 명기되어 있으며, 지반 흙의 강도정수 및 보강재 관련 제원 등은 아래의 표 1과 같다.

안전율은 그림 11과 같다.

그림 11의 결과중, 경사도 θ 가 90° 인 연직의 경우 뿌리말뚝공법에 대한 안전율 평가결과를 분석하면 개량계수 $f_{\text{값}}$ (4장 식 (17) 참조)이 2.5일 때, 일반적인 쏘일네일링 보강유형의 경우와 안전율이 거의 일치하는 것으로 나타났다. 여기서 일반적인 쏘일네일링 보강유형 및 뿌리

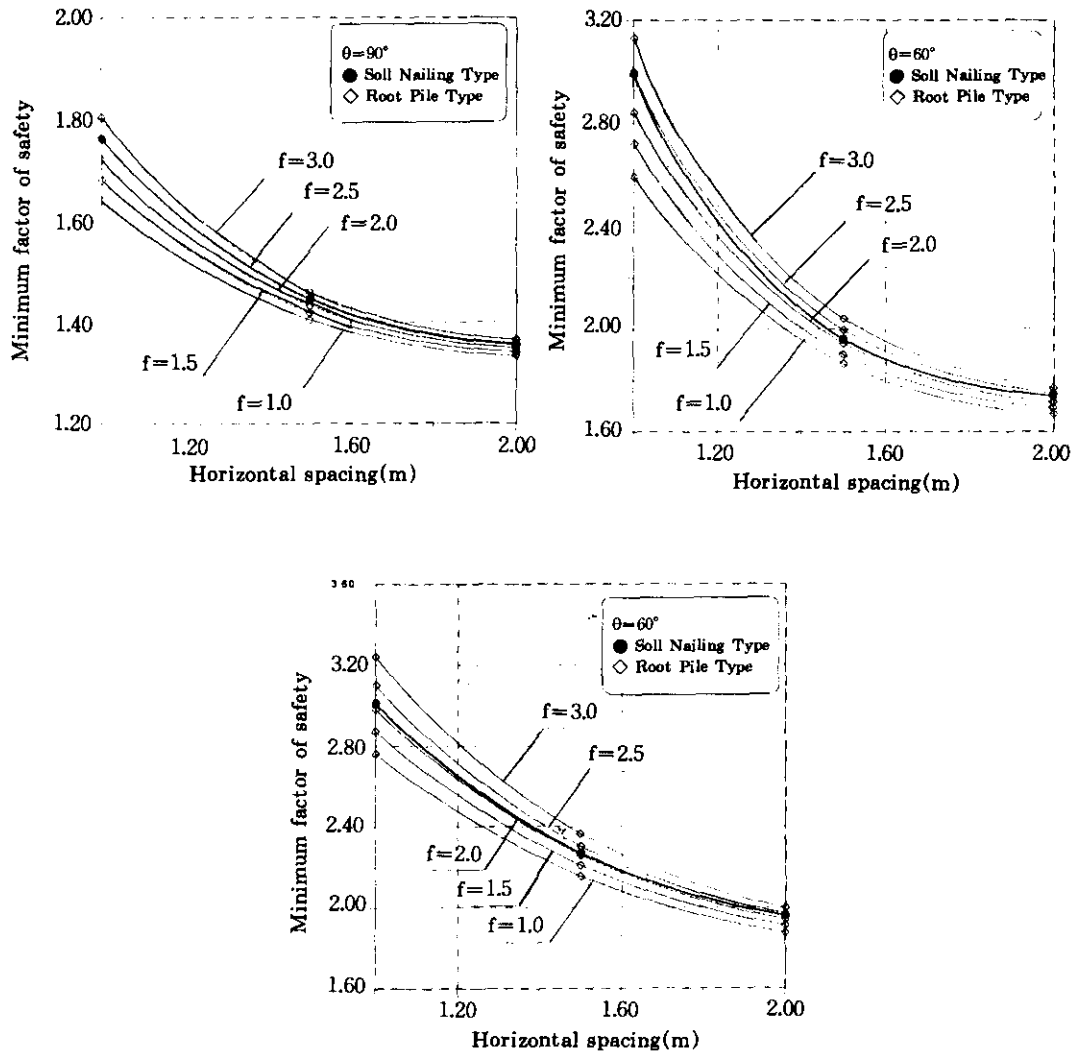


그림 11. 경사도 및 보강유형에 따른 안전율 평가결과

말뚝공법 모두에 대한 안전율 평가는 4장에서 제시한 준3차원적 한계평형해석법을 토대로 결정하였다. 또한 경사도가 60° 및 45° 인 보강 사면의 경우를 살펴보면, 뿌리말뚝공법이 쏘일 네일링 보강유형과 동일한 안전율을 얻기 위해 요구되는 개량계수 f 값은 각각 2.3 및 2.1 정도이며, 이 결과는 경사도 θ 가 90° 인 연직의 경우에 비해 8~16% 정도 낮은 값을 알 수 있다. 결과적으로 뿌리말뚝공법의 경우, 소요안전율

을 만족시키는데 요구되는 개량계수 f 값은 사면의 경사도가 완만해 질수록 점차적으로 작아지는 현상을 보이고 있으며, 이는 경사도가 완만해 질수록 뿌리말뚝공법에 의한 보강효과는 점차 증대됨을 간접적으로 보여주는 현상이다. 아울러 개량계수 f 값이 경사도에 따라 각각 2.5, 2.3 또는 2.1 보다 클 경우에는, 뿌리말뚝공법의 경우가 일반적인 쏘일네일링 보강유형 보다 보강효과가 우수하게 평가됨을 알 수 있다.

본 분석에서는, 뿌리말뚝공법 뿐만 아니라 일반적인 쏘일네일링공법의 경우도 압력분사 방식을 적용하는 경우, 즉 실질적인 보강재의 직경(유효경)을 당초 천공직경의 2배로 가정하고 단지 보강유형만 서로 달리하여 안정성을 비교 분석하였다. 여기서 압력분사로 인한 천공반경의 증가량 Δr 은 앞의 3장에서 제시된 식 (5)를 토대로 산정하였으며, 대략 300kN/m^2 의 주입압을 적용하면 당초 천공직경의 2배 정도로 시멘트 그라우트체 유효경이 형성됨을 알 수 있다(그림 12). 그림 12에 표시된 한계주입압 p_{lim} 은 앞의 3장에서 제시된 식 (8)을 이용해 중간정도의 깊이에 대해 계산된 값이다.

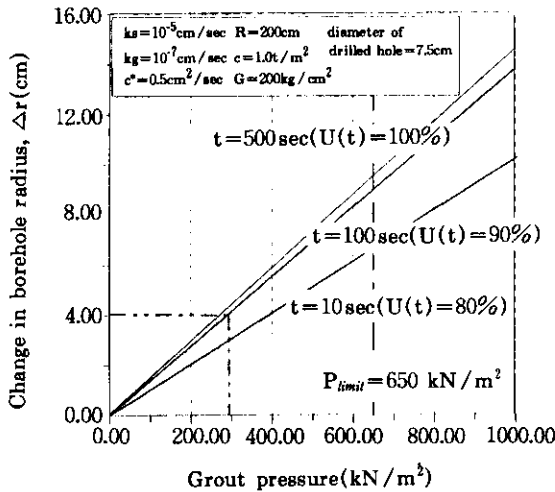


그림 12. 주입압에 따른 천공반경(Δr)의 변화

8.2 중력식 시멘트 그라우트 방식에 의한 쏘일네일링공법과의 안전율 비교

본 절의 분석에서는 8.1절의 경우와는 달리, 일반적으로 중력식 시멘트 그라우트 방식을 적용하고 있는 쏘일네일링공법과 압력분사방식을 적용하고 있는 뿌리말뚝공법 사이의 안전율 비교가 이루어 졌다. 그림 13의 결과에서 알 수 있듯이, 압력분사방식에 의해 유효경이 당초 천공직경의 2배 정도로 증가가 예상되는 뿌리말뚝공법의 경우가 경사도 θ (그림 5 참조)가

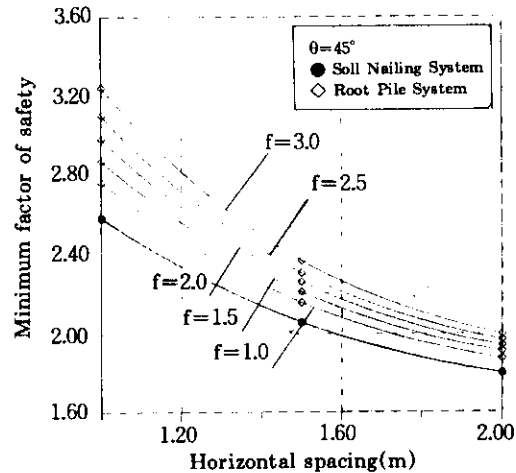
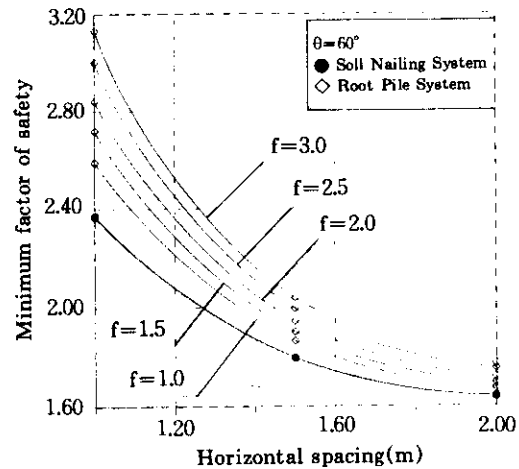
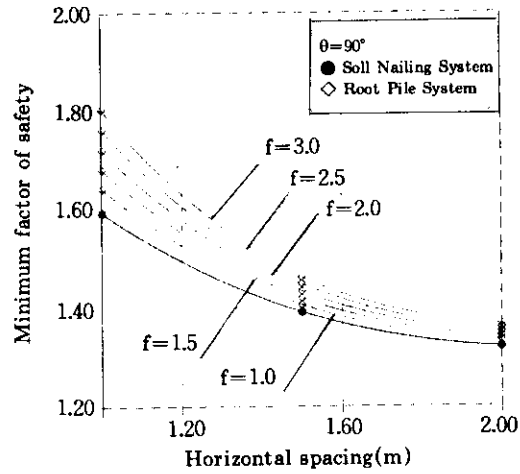


그림 13. 사면의 경사도에 따른 쏘일네일링공법과의 안전율 비교

90°, 60° 및 45°인 3종류의 보강사면 모두에 대해 쏘일네일링공법 보다 안정성이 높게 평가됨을 알 수 있다. 이외에도 그림 13의 결과는, 수평설치간격(그림 3 참조)이 작을수록 또한 개량계수 f 값이 클수록 뿌리말뚝공법의 적용은 쏘일네일링공법에 비해 그 효율성이 더욱 큰 경향을 보여주고 있다.

9. 소성화에 대한 안정성 분석

본 절에서는 5장에서 정리·제시된 각 보강재 주변 흙의 소성화에 대한 안정성 평가방식을 토대로 분석이 수행되었다. 본 분석에 적용된 단면은 앞의 그림 10에 명기되어 있고, 또한 지반 흙의 강도정수 및 보강재 관련 제원 등은 아래의 표 2와 같다.

표 2. 소성화에 대한 안정성 평가 분석에 적용된 지반강도정수 및 보강재 관련 제원

지반 흙의 단위중량 (t/m^3)	비배수 전단 강도 (t/m^2)	천공직경 (mm)	보강재 길이(m)	지반 흙의 탄성계수 (t/m^2)	포아 슨비	주입압 (kN/m^2)
1.85	2	75	6	2000	0.3	300

앞의 5장에서 기술한 바와 같이, 각 보강재 사이에 존재하는 흙의 소성변형에 관련된 안정성을 평가하기 위해, Bransby가 유한요소해석을 통해 제시한 횡하중을 받는 말뚝의 말뚝옹력-변위 사이의 관계곡선(그림 6 참조) 및 Mazurkiewicz가 제시한 도해법 등을 이용하였

다. 본 분석에서 지표면의 상재하중은 고려하지 않았으며, 뿌리말뚝공법 뿐만 아니라 쏘일네일링공법의 경우도 압력분사방식을 적용하는 경우, 즉 실질적인 보강재의 직경(유효경)을 천공직경의 2배로 가정하고 단지 보강유형만 달리하여 소성변형에 관련된 안정성을 비교

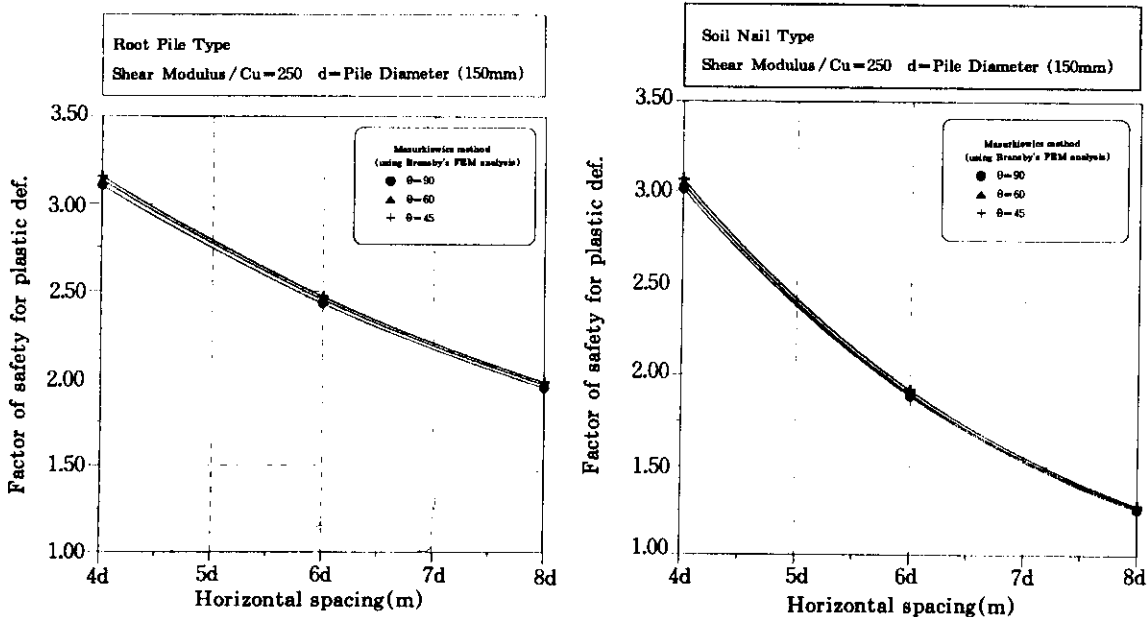


그림 14. 소성변형에 관련된 안전율 평가

분석하였다.

그림 14의 결과를 살펴보면, 4d~8d(d=보강재의 직경) 범위의 보강재 수평설치간격(그림 3 참조) 모두에 대해, 경사도가 가장 완만한 경우($\theta=45^\circ$ 인 경우)가 각 보강재 사이 흙의 소성변형에 대한 안정성이 다소 크게 평가되긴 하나, 전체적으로 볼 때, 뿌리말뚝공법 및 쏘일네일링공법 모두 경사도가 소성변형에 대한 안전율에 미치는 영향은 미미함을 알 수 있다. 또한 보강재의 수평설치간격이 커질수록 소성변형에 대한 안전율은, 쏘일네일링공법의 경우가 뿌리말뚝공법에 비해 훨씬 크게 감소함을 알 수 있다. 결국, 소성변형에 대한 안전율을 크게 좌우하는 요소는 보강사면의 경사도 보다는 보강재의 설치간격 및 흙의 강도특성 등임을 알 수 있으며, 또한 보강재의 수평설치간격이 소성변형에 대한 안전율에 미치는 영향은 쏘일네일링공법이 뿌리말뚝공법에 비해 훨씬 큼을 알 수 있다.

10. 준3차원적 유한요소 예상 발생변위 분석

본 분석 3에서는 쏘일네일링 형태로 보강재를 배치하는 경우와 뿌리말뚝 형태로 보강재를 배치하는 경우 각각에 대한(그림 10) 보강효과의 효율성을 발생변위량 측면에서 살펴보기 위

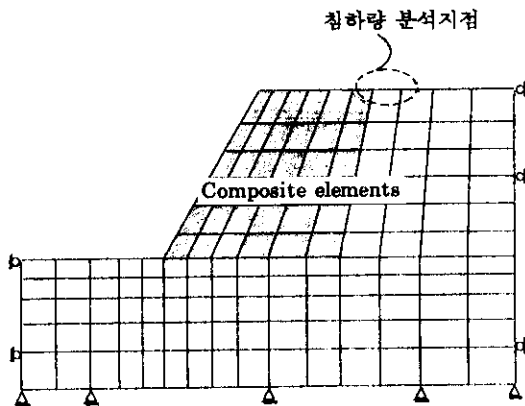


그림 15. 유한요소해석기법 해석적자망 개요

해, 경사도 θ 를 90° , 60° 및 45° 의 3종류로 변화시켜 각 경우에 대한 상재하중과 침하량(y-displacement) 사이의 관계를 분석하였다. 본 분석은 앞의 6장에서 정리·제시된 GPS 조건 및 Composite Unit Cell 개념 등을 이용한 준3차원적 유한요소해석기법에, 뿌리말뚝공법의 경우 무리효과 및 매듭효과 등을 추가로 고려하여(식 (26)참조) 최종적인 변위예측이 이루어졌다. 준3차원적 유한요소해석기법 해석적자망 개요 및 침하량 분석지점 등은 그림 15에 명기되어 있다.

본 분석에서는, 뿌리말뚝 형태뿐만 아니라 쏘일네일링 형태의 경우도 압력분사방식을 적용하는 경우, 즉 실질적인 보강재의 직경(유효경)을 천공직경의 2배로 가정하고 단지 배치형태만 서로 달리하여 비교 분석하였다. 일반적인 쏘일네일링공법 배치형태의 경우(그림 3 참조)는, 앞에서 언급된 무리효과 및 매듭효과의 영향을 고려하지 않고 변위예측이 수행되었다. 본 준3차원적 유한요소해석에서 지반 흙의 거동은 Duncan이 제시한 쌍곡선 모델(hyperbolic model)을 이용해 표현하였으며, 지반은 균질한 단일지층으로 가정하였다. 본 분석에 적용된 관련재료의 제원은 아래의 표 3과 같다.

표 3. 준3차원적 유한요소해석에 적용된 관련재료의 제원

구 분	관련재료 제원
보강사면	연직높이=6m
지반 흙 (Duncan's hyperbolic model, 1989)	Modulus number, $K=00$ Modulus exponent, $n=0.37$ Bulk modulus number, $K_b=280$ Bulk modulus exponent, $m=0.19$ Failure ratio, $R_f=0.80$ 포아슨 비, $\nu=0.3$ 점착력, $c=3t/m^2$ 내부마찰각, $\phi=35^\circ$ 단위중량, $\gamma=1.85t/m^3$
보강재	길이=6m 유효경=150mm 설치간격: $s_b=s_v=1.5m$

그림 16에 명시된 분석결과를 살펴보면, 경사도 θ 가 90° 인 연직의 경우에는 쏘일네일링 형태로 보강재를 배치하는 것이 보다 효율적인 경향을 보이고 있으나, 경사도가 60° 보다 작아져 보강사면이 점차 완만해 질수록 쏘일네일링 배치형태 보다는 뿌리말뚝 형태로 보강재를 다양하게 배치하는 것이 상재하중에

대한 지지능력과 침하량(y-displacement) 감소 측면에서 그 효과가 더욱 증대됨을 알 수 있다. 이와 같은 결과는 앞의 8.1절 보강유형에 따른 안전율 분석에서 밝혀진 내용과 대략 일치하는 경향에 해당된다. 그림 16의 분석에서, 뿌리말뚝공법의 매듭효과에 의한 변위감소계수 k 값(식 (26) 참조)은 0.5로 가정하였다.

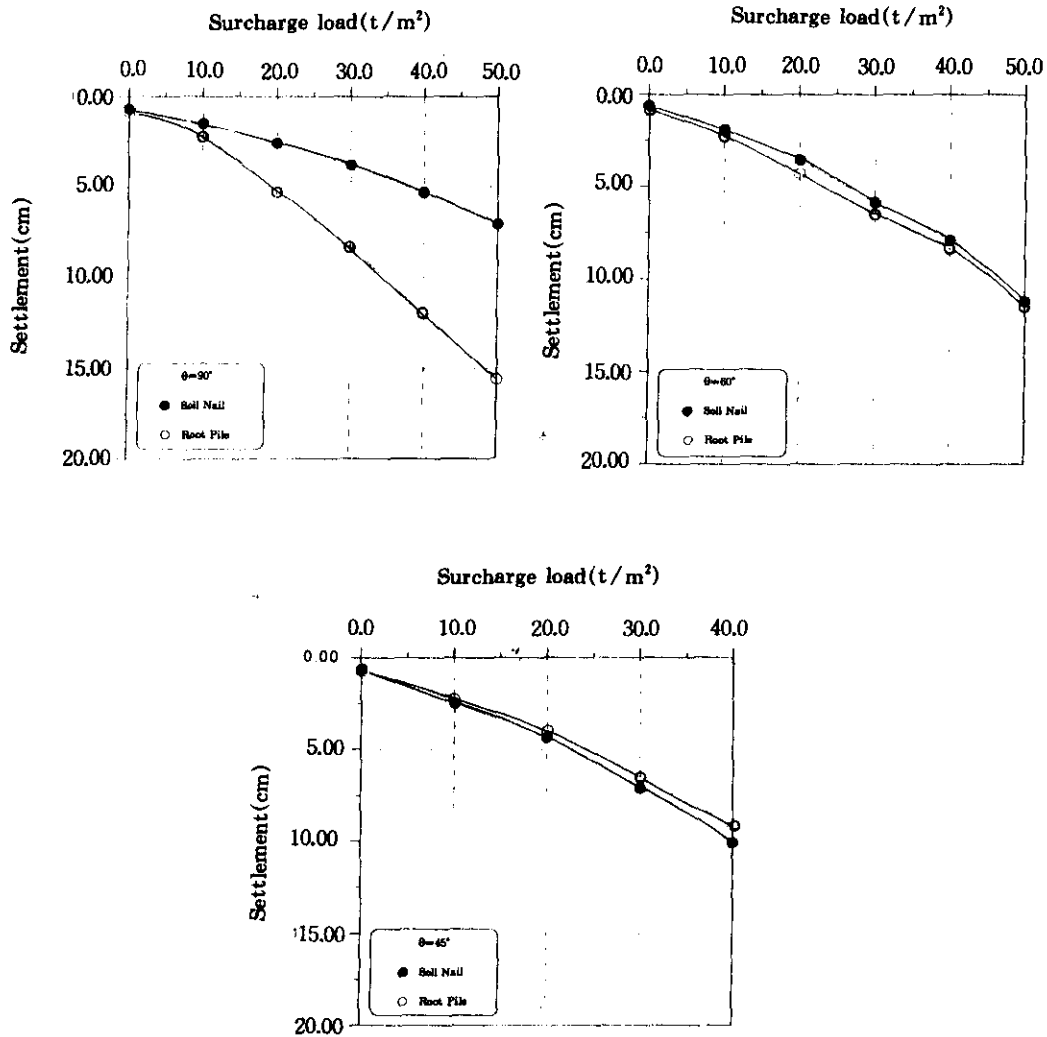


그림 16. 경사도에 따른 상재하중-침하량 관계곡선

11. FLAC^{3D} 변위예측 결과와의 비교 · 분석

본 연구를 통해 정리 · 제시된, 준3차원적인 유한요소해석기법과 또한 무리효과 및 매듭효과로 정의되는 뿌리말뚝-주변 흙 사이의 상호작용효과 등을 반영한 최종 변위예측방식(6장 및 식 (26) 참조)의 적용성을 확인하기 위해, 대표단면을 설정하여 FLAC^{3D} 프로그램을 이용한 실제의 3차원적인 해석결과와 서로 비교 · 분석하였다.

본 분석에 적용된 관련재료의 제원 등은 아래의 표 4에 정리되어 있으며, FLAC^{3D} 프로그램과 해석상의 조건 일치를 위해 Duncan이 제시한 쌍곡선 모델이 아닌 탄성모델을 본 연구 준3차원적 유한요소해석기법의 지반조건으로 채택하였다. 또한 본 분석에서는, 뿌리말뚝공법에 대한 압력분사 시공방식을 감안하여 실질적인 보강재의 직경(유효경)을 천공직경의 2배로 가정하고 분석하였다. FLAC^{3D} 프로그램 해석격자망은 그림 17과 같으며, 본 연구를 통해 정리 · 제시된 준3차원적 유한요소해석결과와 비교한 결과는 그림 18에 명시되어 있다. 그림 18의 결과는 지표면 상부 상재하중의 증가에 따라 예상되는 침하량(그림 15 참조) 산정결과를 정리한 것이며, 이를 살펴보면 뿌리말뚝공법의 매듭효과를 반영하는 변위감소계수 k 값이 0.8일 경우 FLAC^{3D} 프로그램에 의한 3차원 해석결과와 거의 일치하는 경향을 보이고 있다.

표 4. 준3차원적 유한요소해석기법 및 FLAC^{3D} 프로그램 해석에 적용된 관련재료 제원

구 분	관련재료 제원
보강사면	연직높이 = 10m 경사도 $\theta = 60^\circ$
지반 흙	탄성계수 = 50000kPa 포아손비 = 0.4
보강재	길이 = 10m 유효경 = 150mm 설치간격 : $s_h = s_v = 1.5m$

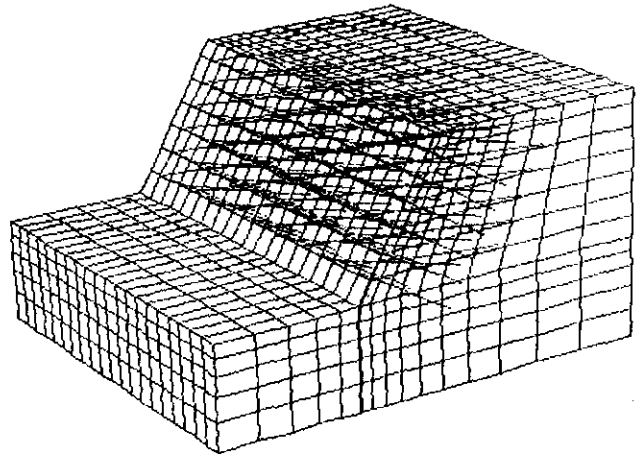


그림 17. FLAC^{3D} 프로그램 해석격자망

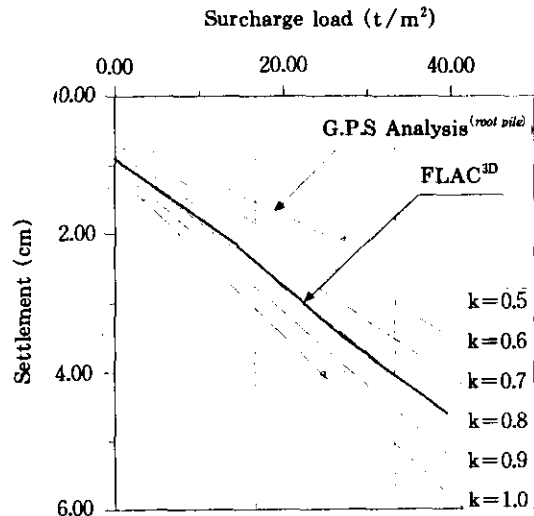


그림 18. 변위감소계수 k 값에 따른 상재하중-침하량 관계곡선 비교

그러나 FLAC^{3D} 프로그램에 의한 3차원 유한차분해석의 경우도, 뿌리말뚝공법의 경우에 실제로 예상되는 보강재-주변 흙 사이의 다양하고도 복잡한 상호작용을 충분히 고려할 수 있는 모델링 기법으로는 완벽하다고 판단되지 않

으며, 따라서 실제로는 변위감소계수 k 값이 0.8 보다 훨씬 작은 값에서 본 연구 준3차원적 유한요소해석결과와 일치할 것으로 예상된다. 위의 그림 17의 결과에서, 뿌리말뚝의 매듭효과에 의한 변위감소계수 k 값이 1.0일 경우는 쏘일네일링 형태로 보강재가 배치된 경우를 의미하며, k 값이 1.0 보다 작을수록 뿌리말뚝공법의 무리효과 및 매듭효과 등이 증대되어 구조체의 발생변위가 더욱 억제되는 현상이 나타나게 된다.

12. 요약 및 결론

본 연구에서는 뿌리말뚝공법을 사면보강에 적용하는 경우에 초점을 맞춰, 이에 대한 안정 해석 및 설계상의 절차를 보다 체계화하기 위한 접근이 이루어 졌다. 이를 위해, 압력분사 시멘트 그라우트 방식을 적용하는 경우 보강재의 실질적인 유효경을 평가하기 위한 방법, 뿌리말뚝 보강사면의 활동에 대한 준3차원적 한계평형 안정성 평가방법, 또한 각 뿌리말뚝 및 쏘일네일 사이에 존재하는 흙의 소성화에 대한 안정성 검토방법 등을 체계화하여 정리·제시하였다. 또한 뿌리말뚝 구조체의 변형예측을 위한 준3차원적 유한요소해석기법이 GPS (Generalized Plane Strain) 조건, Composite Unit Cell 개념과, 무리효과, 매듭효과 및 중첩효과 등을 복합적으로 고려하여 정리·제시되었다. 아울러 본 연구 제시방법에 의한 보강재의 유효경 평가결과를 Kleyner & Krizek의 모형실험결과와 서로 비교하여 적용성 여부를 확인하였으며, 또한 제시된 방법들을 이용해 사면의 경사도에 따른 뿌리말뚝공법의 보강효과 정도를 쏘일네일링공법과 서로 비교하였으며, 이를 통해 상호작용적 3차원 거동특성에 해당되는 무리효과 및 매듭효과 등에 대해 분석이 이루어졌다. 이외에도 준3차원적 유한요소해석기법에 의한 변위예측결과를 FLAC^{3D} 프로그램 해석결과와 비교하여 뿌리말뚝공법의 매듭효과가 변위감소에 미치는 영향 정도를

살펴보았다. 본 연구에서 시행된 여러 분석을 통해 얻어진 결과를 항목별로 요약하면 다음과 같다.

- 1) Kleyner & Krizek의 실내모형실험과 비교한 결과, 시멘트 그라우트 주입압의 크기 변화 및 시간 경과 등에 따른 천공반경의 증가량은, 주변지반이 비교적 조밀하고 주입압이 낮을수록 본 연구 유효경 평가방식에 의한 예측치와 측정결과가 비교적 잘 일치하는 경향을 나타내고 있다.
- 2) 뿌리말뚝공법의 경우, 소요안전율을 만족시키는 데 요구되는 개량계수 f 값은 보강사면의 경사가 완만해질수록 점차적으로 작아지는 현상을 보이고 있으며, 이는 경사가 완만해 질수록 뿌리말뚝공법에 의한 보강효과는 점차로 증대됨을 간접적으로 보여주는 현상이다. 또한 개량계수 f 값이 경사도에 따라 각각 2.1~2.5 보다 클 경우에는, 뿌리말뚝공법의 경우가 일반적인 쏘일네일링 형태의 보강유형 보다 보강효과가 비교적 우수하게 평가됨을 알 수 있다.
- 3) 일반적으로 중력식 시멘트 그라우트방식을 적용하고 있는 쏘일네일링공법과 압력분사방식을 적용하고 있는 뿌리말뚝공법 사이의 안전율 비교결과, 압력분사방식에 의해 유효경이 당초 천공직경의 2배 정도까지 증가가 예상되는 뿌리말뚝공법의 경우가, 경사도가 90°, 60° 및 45°인 3종류의 보강사면 모두에 대해 쏘일네일링공법 보다 안정성이 높게 평가됨을 알 수 있다. 이외에도 수평설치 간격이 작을수록 또한 개량계수 f 값이 클수록 뿌리말뚝공법의 적용은 쏘일네일링공법에 비해 그 효율성이 더욱 큰 경향을 보여주고 있다.
- 4) 보강재의 다양한 수평설치간격에 모두에 대해, 보강사면의 경사도가 완만해 질수록 각 보강재 사이 지반 흙의 소성변형에 대한 안정성이 다소 크게 평가되긴 하나, 전체적으로 볼 때, 뿌리말뚝공법 및 쏘일네일링공법 모두 경사도가 소성변형에 대한 안전율에

미치는 영향은 미미함을 알 수 있다. 또한 보강재의 수평설치간격이 커질수록 소성변형에 대한 안전율은, 쏘일네일링공법의 경우가 뿌리말뚝공법에 비해 훨씬 크게 감소함을 알 수 있다. 결국, 소성변형에 대한 안전율을 크게 좌우하는 요소는 보강사면의 경사도 보다는 보강재의 설치간격 및 지반의 강도특성 등임을 알 수 있다.

- 5) 보강사면의 경사도가 90°인 연직의 경우에는, 쏘일네일링 형태로 보강재를 배치하는 것이 지표면 부근의 침하량 억제 측면에서 뿌리말뚝공법 보다 효율적인 경향을 보이고 있으나, 경사도가 60° 보다 작아져 점차 완만해 질수록 쏘일네일링 배치형태 보다는 뿌리말뚝 형태로 보강재를 다양하게 배치하는 것이 상재하중에 대한 지지능력 및 침하량 억제 측면에서 그 효과가 점차 증대됨을 알 수 있다. 이와 같은 결과는 앞의 2)에서 기술된 보강유형에 따른 안전율 평가결과와 대체적으로 일치하는 경향에 해당된다.
- 6) 본 연구 준3차원적 유한요소해석기법 등을 토대로 한 변위예측결과에 의하면, 뿌리말뚝공법의 매듭효과를 반영하는 변위감소계수 k 값이 0.8정도일 경우 FLAC^{3D} 프로그램에 의한 3차원 해석결과와 거의 일치하는 경향을 보이고 있다.

본 연구는 사면보강 뿌리말뚝공법의 안정 해석 및 설계방법 등을 체계화하기 위한 기초적인 연구결과로, 향후 압력분사 그라우트 방식의 유효성 평가에 대해 주변지반의 포화정도, 적정 주입시간 등을 고려한 실험적, 이론적 추가 연구가 필요시 되며, 또한 보강재의 유효성 확대에 따른 bending 및 shear의 역할 등 뿌리말뚝-주변 흙 사이의 3차원적 상호거동(무리효과 및 매듭효과 등)을 보다 정량적으로 평가하기 위한 노력이, 뿌리말뚝공법의 적극적인 실용화를 위해 필요시된다.

참 고 문 헌

1. Bang, S. and Yeon, H. (1990), "Analysis of Retaining Structures with Skew Reinforcements", *Transportation Research Record*, No. 1288, pp. 152~157.
2. Bransby, M. F.(1996), "Difference Between Load-Transfer Relationships for Laterally Loaded Pile Groups: Active $p-y$ or Passive $p-\delta$ ", *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 122, No. 12, pp. 1015~1018.
3. Cantoni, R., Collotta, T., and Ghionna, V. (1989), "A Design Method for Reticulated Micropile Structures in Sliding Slopes", *Ground Engineering*, May, pp. 41~47.
4. Clarke, B. G. (1995), *Pressuremeters in Geotechnical Design*, 1st Edition, Blackie Academic & Professional, London.
5. Fellenius, B. H. (1980), "The Analysis of Results from Routine Pile Load Tests", *Ground Engineering*, Vol. 13, No. 6, pp. 19~31.
6. Gabriel, F. and Tirso, A. A. Jr. (1994), "Seepage-Induced Effective Stresses and Water Pressures Around Pressure Tunnels", *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 120, No. 1, pp. 108~128.
7. Gässler, G. (1988), "Soil Nailing Theoretical Basis and Practical Design", *Proceeding of the Geotechnical Symposium on Theory and Practice of Earth Reinforcement*, Balkema, pp. 283~288.
8. Hermann, L. R. (1978), "Mechanics and Analysis of Reinforced Soil", *University of California, Davis, Civil Engineering Report* 78-1.
9. Ito, T. and Matsui, T. (1975), "Methods to Estimate Lateral Force Acting on Stabilizing Piles", *Journal of JSSMFE*, Vol. 15, No. 4, pp. 43~59.
10. Kleyner, I. and Krizek, R. J. (1995), "Mathematical Model for Bore-Injected Cement Grout Installations", *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering*, Vol. 121, No. 11, pp. 782~788.
11. Lizzi, F. (1978), "Reticulated Root Piles to

- Correct Landslides", *ASCE Convention and Exposition*, Chicago.
12. Plumelle, C. (1984), "Amelioration de la Portance d'un sol par Inclusions de Groupe et Reseaux de Micropieux", *In-Situ Soil and Rock Reinforcement Conference, Paris*, pp. 83-98.
 13. Poulos, H. G. (1995), "Design of Reinforcing Piles to Increase Slope Stability", *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 32, pp. 808~818.
 14. Xanthakos, P. P., Abramson, L. W. and Bruce, D. A. (1994), *Ground Control and Improvement*, John Wiley & Sons, N. Y.
 15. 이승현, 김정환, 김병일, 김명모(1995), "그물식 뿌리말뚝의 최적 타설경사각에 관한 실험연구", *한국지반공학회지*, 제 11권, 제 2호, pp. 29~36.
 16. 김홍택, 강인규(1992), "보강석축의 안정해석 및 설계", *대한토목학회논문집*, 제 12권, 제 2호, pp. 239~253.

(접수일자 1997. 6. 24)