Nailing System으로 보강된 억지벽체공법에 관한 연구

A Study on the Slide Suppressor Wall Method Reinforced with Nailing System

김 홍 택*1
Kim, Hong - Taek
강 인 규*2
Kang, In - Kyu

Abstract

This paper proposes a stabilizing method against landslide using slide suppressor wall reinforced with soil nails. Included are a procedure to predict earth pressures acting on the concrete panel and a method of analysis of stabilizing pile. Based on the proposed procedure, the efficient installation type and inclusion angle of nails are analyzed. Also, optimum location of the slide suppressor wall composed of concrete panel and stabilizing pile is analyzed. Finally the comparison with a method proposed by Wright is made, and the effect of interactions between stabilizing piles is examined, throughout the design example.

요 지

본 연구에서는 Wright 등이 제안한 산사태 억지벽체공법에, nailing system을 추가한 새로운 형태의 사면보강공법을 제시하였다. 이를 위해, nail로 보강된 콘크리트판넬에 작용하는 토압산정법의 제시 및 억지말뚝 해석법의 정립 등이 이루어 졌다. 또한 제시된 토압산정법을 토대로, nail의 효율적인 배치형태 및 설치각도 등에 대한 분석과, 콘크리트판넬 및 억지말뚝으로 구성된 억지벽체의 최적설치위치에 관한 분석이 수행되었다. 이외에도 설계예를 통해, Wright 등의 제안방법과의 비교, 억지말뚝 상호간섭작용의 영향검토 등이 수행되었다.

1. 서 론

불안정한 사면의 보강을 위해서는, 접근이 용이하고 주변의 기존 구조물 및 신축건물 등에 의하여 제약을 받지 않을 경우에는 사면의 경사도를 낮추어 안정성을 증대시키는 방법이

*1 정회원, 홍익대학교 토목공학과 부교수
*2 정회원, 홍익대학교 과학기술연구소

역학적으로 가장 효율적이다. 그러나 이와같은 방법을 적용하기 어려운 경우에는, 옹벽 등 일반적인 토류규조물을 설치할 때 보다, 비용을 40~50% 정도 훨씬 절감할 수 있는 산사태 억지벽체공법을 Wright 등[5]은 제안한 바 있다. 산사태 억지벽체(slide suppressor wall)는 콘크리트 판넬(panel) 및 현장타설 철근콘크리트 말뚝(drilled shaft, 이하 억지말뚝) 등으로 구성된 지중(embedded) 구조체이며, 미국 텍사스지역에서 주로 집중호우 및 동결융해현상 등의 영향을 쉽게 받아 얕은파괴(shallow failures)가 발생하는 연약한 점성토지반(배수전단저항각 ϕ값이 12~20° 정도인)사면의 보수에 효율적으로 적용되어 왔다. 또한 이 공법은 프리캐스트 콘크리트판넬의 사용이 가능하기 때문에 공사기간을 단축할 수 있는 잇점이 있으며 이외에도, 산사태 억지벽체 시공 후의 사면형상이 시공이전의 형상과 거의 변동이 없어 차후 유지보수 등에도 유리한 장점을 지니고 있다. 또한, Wright 등[5]은 한정된 사면조건(d_s/H_s값이 1/3 또는 그 이하이고, 사면경사도가 1:2 또는 그 보다 낮은 한계 안정상태의 사면, 그림1 참조)에 대해서 지반조건을 간소화하여(점착력 및 간극수압의 영향을 무시하고), 콘크리트판넬에 작용하는 토압의 근사계산법을 제안한 바 있다.

본 연구에서는 Wright 등이 제안한 산사태 억지벽체공법(그림1에서 보강재 부분이 제외되는 경우)에, nailing system을 추가한 새로운 형태의 사면보강공법(그림1)을 제시하고 또한 이 공법의 효율성 및 적용성 등을 검토하고자 한다. 이를 위해, 보강재가 설치된 콘크리

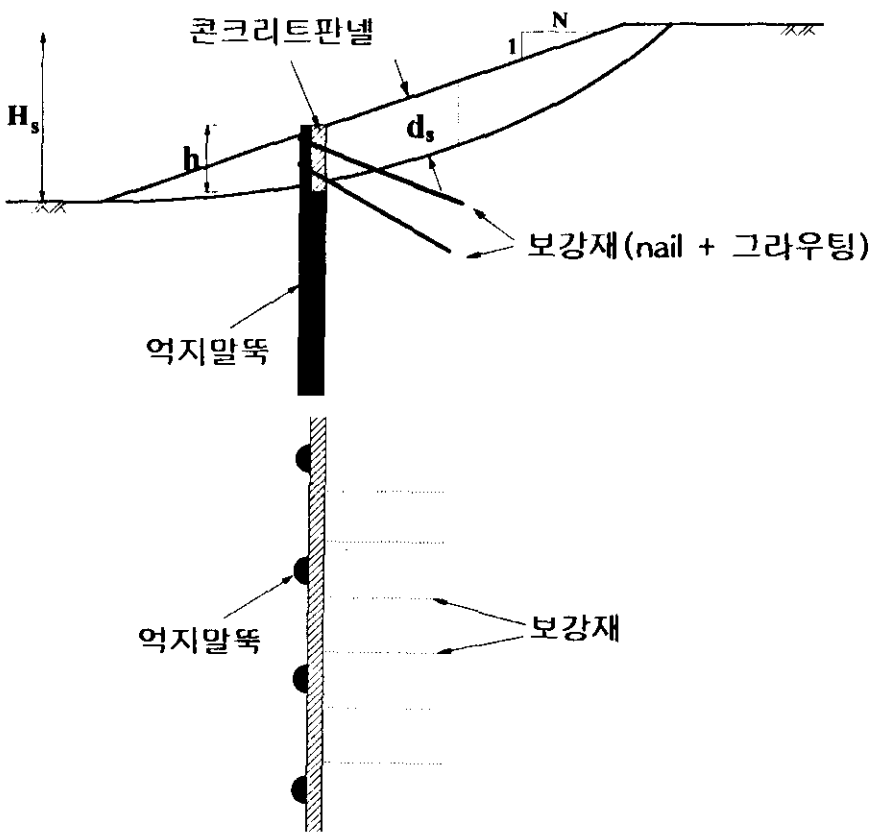


그림 1. nailing system을 적용한 산사태 억지벽체공법 개요

트판넬에 작용하는 토압산정법을 제시하였으며, 예상파괴면 및 보강재에 작용하는 수압예측방법의 제시, 억지말뚝 해석법의 정립 등이 이루어 졌다. 또한 제시된 토압산정법을 토대로, nail의 효율적인 배치형태 및 설치각도 등에 대한 분석과, 콘크리트판넬 및 억지말뚝으로 구성된 억지벽체의 최적설치위치에 관한 FLAC(Fast Lagrangian Analysis of Continua) 프로그램 분석이 수행되었다. 이외에도 설계예를 통해, Wright 등의 제안방법과의 비교, 억지말뚝 상호간섭작용의 영향검토 등이 수행되었다.

2. nailing system을 적용한 콘크리트판넬의 토압산정법

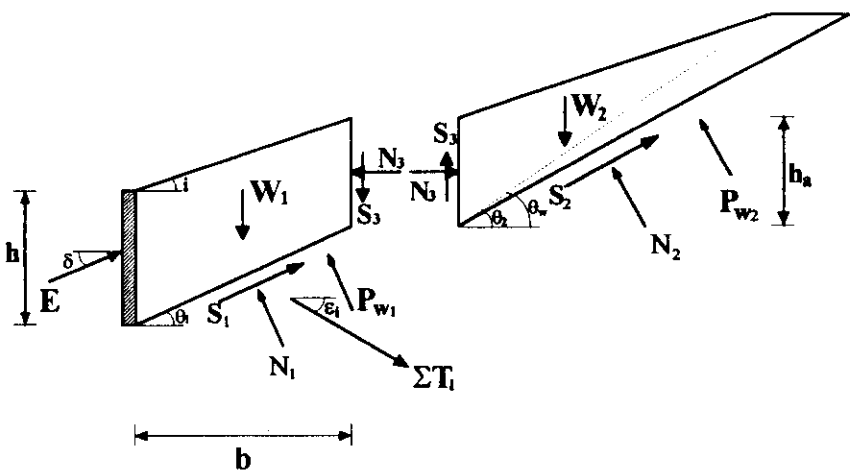
억지벽체 위쪽(오른쪽)의 균질한(homogeneous) 지반으로 이루어진 예상파괴흙쐐기에 작용하는 힘들을 모두 표시하면 그림2와 같다. 본 연구에서는 Gässler 등[1,2]이 실험 및 분석을 통해 적용성을 확인한 'two body translation failure mechanism'을 토대로, 또한 지반강도정수에 대해서는 Taylor 안전율이론($Fs=Fs_\phi=Fs_c$)을 적용하여, 콘크리트판넬에 작용하는 토압합력 E의 계산식을 유도하였다. 본 해석법에서 인장균열의 영향은 고려하지 않았으며, 예상파괴면의 형상은 근사적이긴 하나 2개의 직선형태로 가정하였다.

토압합력 E는 보강된 토체(passive block, 그림2-a)에 대한 연직방향 및 수평방향 힘들의 평형조건식에 의해 유도되며, 이를 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & E\cdot\cos(\theta_1-\phi'-\delta) \\ &=(W_1+C_3')\cdot\sin(\theta_1-\phi')+P_{w_1}\cdot\sin\phi' \\ &\quad +N_3\cdot\frac{\cos(2\phi'-\theta_1)}{\cos\phi'} \\ &\quad -C_1'\cdot\cos\phi'-\sum T_i\cdot\cos(\theta_1-\phi'+\varepsilon_i) \end{aligned} \tag{1}$$

여기서,

$$W_1=\frac{\gamma}{2}\cdot\left\{h^2\cdot\frac{\cos i\cdot\cos\theta_1}{\sin(\theta_1-i)}-h_a^2\cdot\frac{\cos i\cdot\cos\theta_1}{\sin(\theta-i)}\right\}$$



(a) 보강된 토체 (passive block)　　(b) 보강안된 토체 (active block)

그림 2. 예상파괴흙쐐기에 작용하는 힘들

$h_a = h - b \cdot (\tan\theta_1 - \tan i)$

$C_1' = c_s' \cdot (h - h_a) \cdot \frac{\cos i}{\sin(\theta_1 - i)}$ $C_3' = c_s' \cdot h_a$

$c_s' = \frac{c_s}{Fs_c}$, $\tan\phi' = \frac{\tan\phi}{Fs_\phi}$, ϕ=지반흙의 전단저항각, c_s=지반흙의 점착력

또한 식(1)에 포함된 수직력 N_3의 계산식은, 보강안된 토체(active block, 그림2-b)에 대한 연직방향 및 수평방향 힘들의 평형조건식을 을 토대로 유도된다. 즉,

$$N_3 = \frac{(W_2 - C_3') \cdot \sin(\theta_2 - \phi') - C_2' \cdot \cos\phi' + Pw_2 \cdot \sin\phi}{\tan\phi' \cdot \sin(\theta_2 - \phi') + \cos(\theta_2 - \phi')} \quad (2)$$

여기서, $W_2 = \frac{\gamma \cdot h_a^{\,2}}{2} \cdot \left\{ \frac{\cos^2 i \cdot \sin\theta_w \sin(\theta_w - \theta_2)}{\sin^2(\theta_w - i) \cdot \sin\theta_2} + \frac{\cos\theta_w \cdot \cos i}{\sin(\theta_w - i)} \right\}$

$C_2' = c_s' \cdot h_a \cdot \frac{\cos i \cdot \sin\theta_w}{\sin(\theta_w - i) \cdot \sin\theta_2}$

결국, 콘크리트판넬에 작용하는 토압합력 E의 크기는 식(1) 및 (2)를 토대로 한 반복계산에 의해 결정된다. 즉, 보강된 토체(그림2-a)에 관련된 예상파괴면의 경사각 θ_1을 먼저 가정하여 자중 W_1 및 보강영역에 해당되는 passive block의 폭 b를 결정한 다음, 보강되지 않은 토체(그림2-b)에 관련된 예상파괴면의 경사각 θ_2를 다양하게 변화시켜 수직력 N_3를 식(2)로 부터 각각 계산하고, 이 중에서 최대값을 식(1)에 대입하여 토압합력 E를 계산한다.

계속해서 경사각 θ_1을 변화시켜 위의 과정을 반복하고 각각 계산된 E값 중에서 최대값을 설계에 적용할 한계평형상태의 토압합력 E_{max}로 결정한다.

그러나, 식(1) 및 (2)를 토대로 예상파괴면의 경사각을 가정하여 토압합력의 최대값 E_{max}를 최종적으로 계산하기 위해서는, 각 nail에 작용하는 인장력의 $\sum T_i$와 침투수압합력 P_{w1}, P_{w2}의 크기가 미리 결정되어야 한다.

전체인장력 $\sum T_i$의 계산

soil nailing system의 경우 흙쐐기가 파괴면을 따라 미끄러지는 순간에, 보강재(grouted type의 경우에는 nail과 그라우팅 부분을 모두 포함한 것을 의미하며, driven type의 경우에는 nail 자체만을 의미한다)에는 수동토압 및 휨모멘트 등이 작용하게 되며, 또한 주변흙과의 마찰 등에 의해 축방향으로 인장력이 발생한다. 그러나 일반적으로, 보강재에 작용하는 수동토압 및 휨모멘트 등은 soil nailing system 전체안정성에 미치는 영향이 비교적 작으며, 주된 저항력은 예상파괴면의 바깥쪽에 위치한 보강재의 주변마찰 등에 의해 유발된다는 사실을 여러 연구자들이[6,7] 이미 밝힌 바 있다. 따라서 본 연구의 안정해석에서는 수동토압 및 휨모멘트 등의 영향은 무시하였으며, 각 보강재의 축방향을 따라 유발되는 인장력 T_i만 보강재-주변흙 사이의 상호작용으로 고려하였다. T_i의 크기는 파괴면 바깥쪽에 위치한 보강재의 길이(유효길이 l_i, 그림3)를 따라 발휘되는 마찰력 및 부착력 등을 토대로 결정되며, 내적안정조건 충족을 위해 nail의 인장항복강도 T_{yield}보다는 작아야 한다. 여기서 T_i 계산식을 정리하면 다음과 같다.

$$T_{ri} = \frac{\pi \cdot d_r \cdot l_i \cdot (\tau_{nr} + c_a')}{s_h} \quad (3)$$

여기서, $\tau_{nr} = (\sigma_{nr} - \sigma_{wr}) \cdot \tan\phi' \cdot d_r$=보강재의 직경

$$\sigma_{nr} = \frac{\sigma_{yr} \cdot \cos^2\varepsilon_i - \sigma_{xr} \cdot \sin^2\varepsilon_i}{\cos 2\varepsilon_i + \sin 2\varepsilon_i \cdot \tan\phi'}$$

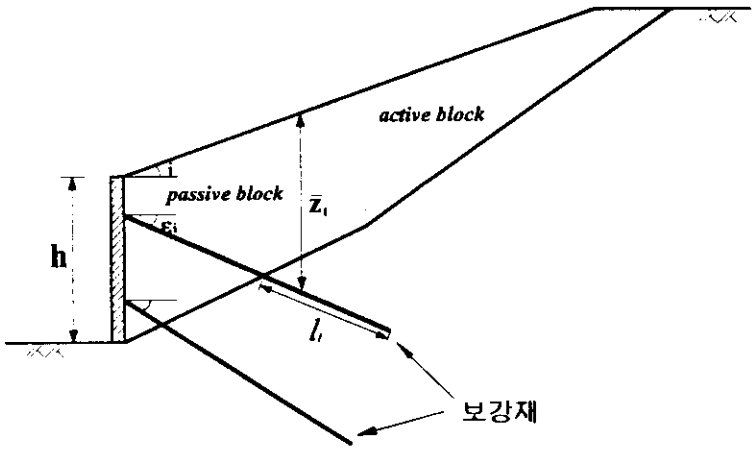


그림 3. 보강재의 유효길이 l_i 및 인장력 T_i의 결정

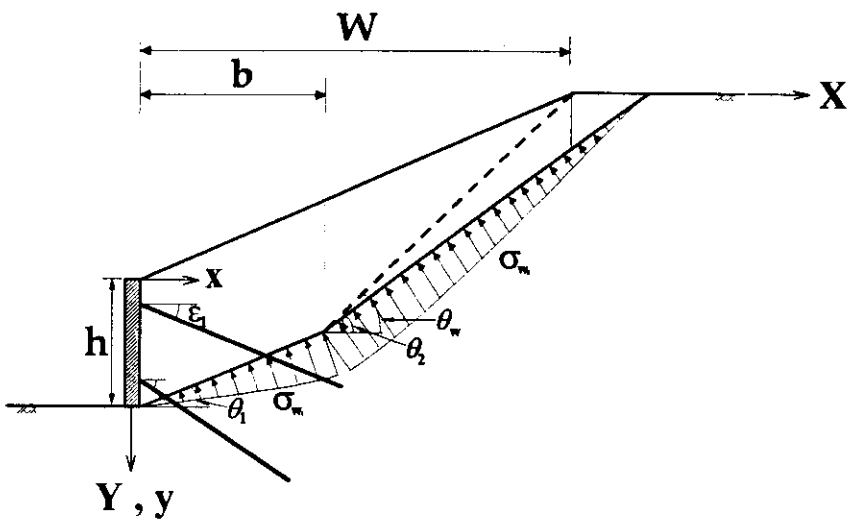


그림 4. 침투수압 분포도

$\sigma_{yr}=\gamma\cdot\bar{z}_i$, $\sigma_{xr}=K\cdot\sigma_{vr}$, $K=1-\sin\phi$

σ_{wr}=보강재의 유효길이 l_i를 따라 작용하는 침투수압

s_h=보강재의 수평방향 설치간격

c_a'=보강재－주변흙 사이에서 발휘되는 부착력($=c_s'$)

침투수압합력 P_{w1} P_{w2}의 계산

앞에서 언급한 바와 같이 본 안정해석에서는, 침투수압합력 P_{w1} 및 P_{w2}의 크기 결정이 요구된다. 우선 예상파괴면을 따라서 정상류 상태의 침투수압, σ_w의 분포도를 개략적으로 도시하면 그림4와 같다. 이 경우에 보강된 토체와 보강안된 토체의 예상파괴면 경사각이 서로 다르므로, Gray 침투이론[3]을 일부 수정하고 또한 X－Y축에 관한 좌표변환방법을 토대로 침투수압 σ_w의 계산식이 유도된다. 임의의

깊이 Y에 작용하는 σ_w의 계산식을 정리하면 다음과 같다.

$$\sigma_w = \gamma_w \cdot h_p \tag{4}$$

여기서,

$$h_p = Y - \frac{8h}{\pi^2} \sum_0^x \left\{ \frac{(-1)^m}{(2m+1)^2} \exp(-MX) \cdot \sin(MY) \right\}$$

$M = \frac{2m+1}{2H(x)}$, h_p = 압력수두,

h = 콘크리트판넬의 높이

$$H(x) = \begin{cases} h + X\sin i & \left(X \leq \frac{W}{\cos i} \right) \\ h + W\sin i & \left(X \geq \frac{W}{\cos i} \right) \end{cases}$$

결국 예상파괴면에 작용하는 침투수압합력 P_{w1} 및 P_{w2}은, 보강영역까지의 폭 b와 사면의 길이 w사이의 관계를 토대로, 4-point Gauss quadrature 수치적분기법을 이용해 계산된다. 또한 식(3)에 포함된 보강재의 유효길이, l_i를 따라서의 침투수압 σ_{wr}도 이와 유사한 방식에 의해 계산된다.

앞에서 기술된 방법과는 달리, 간극수압비 r_u를 이용해 σ_w를 예측하는 경우에는,

$$\sigma_w = \gamma \cdot Y \cdot r_u \tag{5}$$

3. 억지말뚝의 해석

본 연구 산사태 억지벽체공법에 적용되는 억지말뚝의 해석은, 필자가 기 제시한[1] 횡하중을 받는 원형단면 현장타설 철근콘크리트말뚝의 극한지지력 계산법을 이용해 수행된다. 여기서, 참고문헌 4에 상세히 기술된 내용중 중요 부분만을 요약해 정리하면 다음과 같다.

강성말뚝에 횡하중 P가 작용하면 회전점을 기준으로, 말뚝과 흙의 접촉면을 따라 4가지 형태의 토압 p_1, p_2, p_3 및 p_4가 발생한다(그림 5). 그림5에 표시된 횡하중 P는 본 연구 산사태 억지벽체공법의 경우, 높이 h의 콘크리트판넬에 작용하는 최대수평토합력 E_{hmax}에 해당되며, P의 작용위치는 콘크리트판넬 최하단으로부터 h/3인 지점이다.

그림5에서 수동형태의 토압인 p_1 및 p_4의 크기는, Reese 등이 현장말뚝시험을 통해 제시한

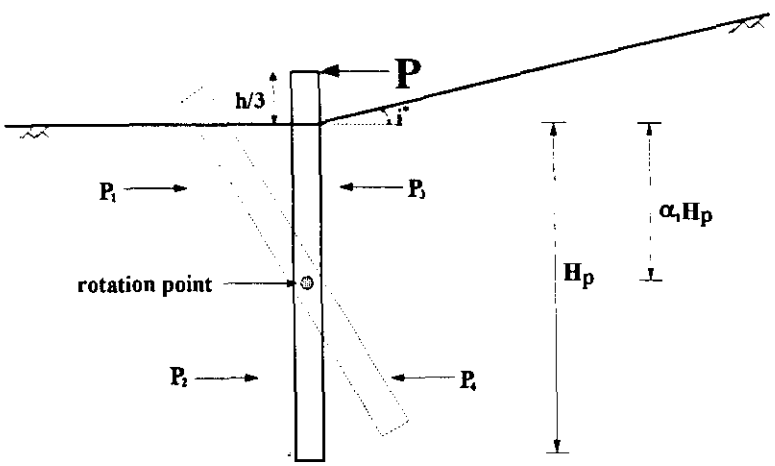


그림 5. 횡하중에 의해 발생되는 토압

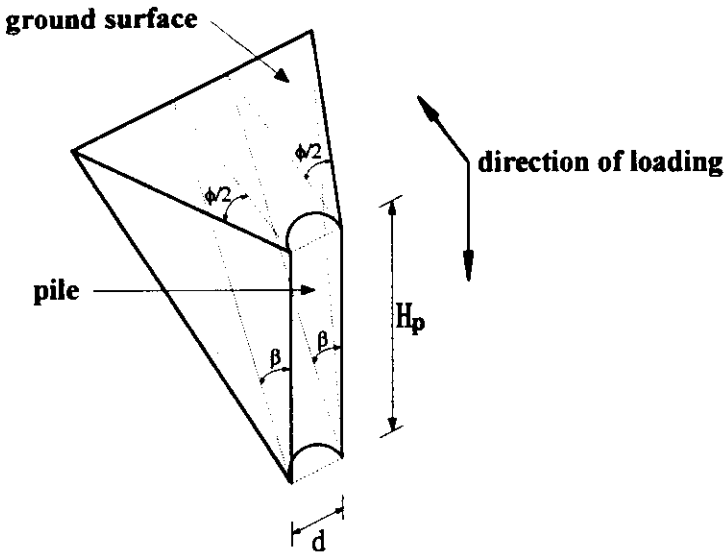


그림 6. 횡하중을 받을 경우의 수동파괴흙쐐기

수동파괴흙쐐기(passive failure wedge, 그림 6)에 작용하는 힘들의 평형조건을 토대로 결정된다. 이 과정에서, 말뚝의 회전움직임에 따른 지반변위의 깊이별 변화($\beta=45°+\psi(Z)/2$, $\psi(z)$=임의의 깊이 z에서 발휘되는 지반흙의 전단저항각, 그림6) 및 지반흙의 탄성완전소성(elastic-fully plastic) 거동을 적절히 반영하기 위해, Dubrova의 토압재분포이론과 소성영역이 지표면 또는 말뚝최하단 지점으로 부터 회전점(rotation point) 방향으로 점차 확대되는 progressive failure개념이 도입되었다. 또한 주동형태의 토압에 해당되는 p_2 및 p_3는, Dubrova 이론을 이용해 각각 결정된다.

또한 각각의 토압 p_1, p_2, p_3 및 p_4의 크기 계산은, 지반의 자중(γ) 및 전단저항각(ϕ)에 의한 토압, 점착력(c)에 의한 토압, 또한 상재하중(q)에 의한 토압 등으로 구분되어 각각 계산된 다음 합쳐지게 된다. 즉

$$p=p_{r+\varphi}+p_c+p_q \qquad (6)$$

만약 점토지반의 경우에는, 말뚝의 회전이동에 따른 말뚝과 지반사이의 분리현상을 감안하여, p_2 및 p_3의 계산에 한해 점착력 c에 의한 토압 p_c는 무시된다. 그러나 p_1 및 p_4의 계산에는 점착력 c에 의한 토압 p_c가 포함되며, p_c의 계산식 유도과정에서 말뚝의 회전움직임에 따른 지반수평변위 y의 깊이별 변화를 적절히 반영하기 위해, Matlock의 p_c-y 곡선 및 이 곡선을 지수함수 형태로 표현한 Scott 이론 등이 이용되었다.

4가지 형태의 토압 p_1, p_2, p_3 및 p_4의 크기를 최종적으로 결정하기 위해서는, 각각의 깊이 z에서 발휘되는 전단저항각 $\psi(z)$값 및 이를 z에 대해 미분한 $d\psi(z)/dz$값이 필요시 된다. 따라서 말뚝의 회전하는 경우 소성영역의 점차확대에 따른 $\psi(z)$의 깊이별 변화를 연속함수로 표현하기 위해 쌍곡선 모델을 도입하였다(그림 7).

앞에서 개략적으로 기술된 방식에 의해 결정되는 토압 p_1, p_2, p_3 및 p_4의 3차원적인 변화를

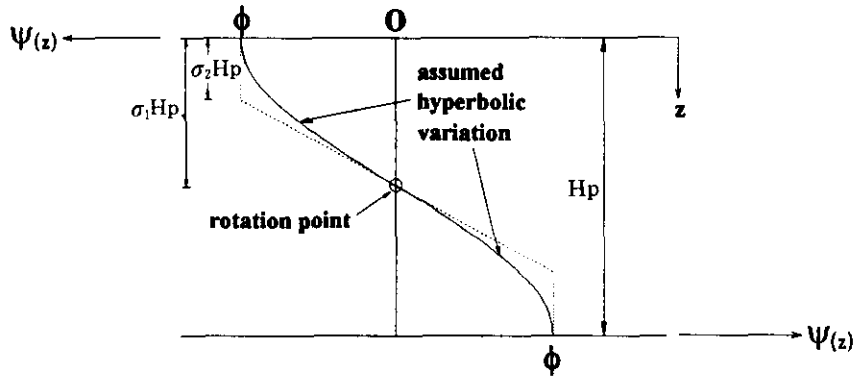


그림 7. 발휘되는 지반흙의 전단저항각 $\psi(z)$의 모델링

적절히 반영하기 위해, 원형말뚝단면 주변을 따라서의 크기 변화를 cosine 함수형태로 가정하였다. 또한 Mohr－Coulomb 파괴규준 및 sine 함수형태 변화를 토대로 한 말뚝주변의 전단응력 등을 포함하여, 말뚝에 작용이 예상되는 힘들을 모두 도시하면 그림 8과 같다. 그림8에 도시된 각 힘의 계산 과정에서 discrete element summation 방법이 적용되며, 힘의 평형조건 및 모멘트 평형조건이 모두 충족되는 횡방향 극한지지력 P_{ult}의 결정을 위해 bisection search 방법을 이용한 반복계산 수치해석 기법이 이용된다.

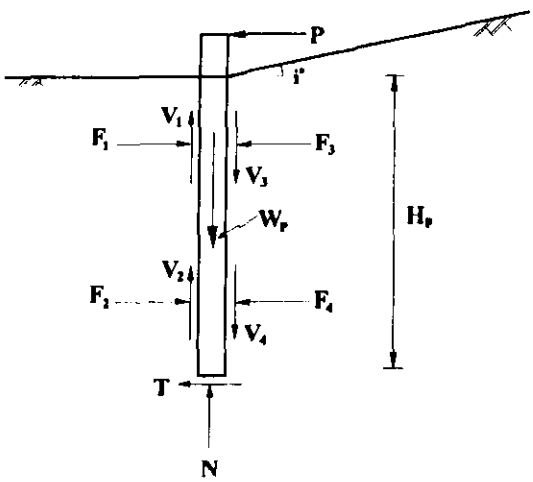


그림 8. 말뚝에 작용하는 힘들

4. 억지벽체의 효율적 설치위치

Wright 등[5]은 구체적인 근거를 제시한 바는 없으나, 억지벽체(콘크리트판넬 및 억지말뚝)는 일반적으로 사면길이 W(그림9)의 1/3 정도되는 지점에 설치된다고 밝힌 바 있다. 본 장에서는 사면의 경사도(1:N 또는 경사각 β) 및 지반흙의 강도정수 등이 변화하는 경우, 억지벽체의 효율적인 설치위치를 좀 더 상세히 살펴보기 위해 FLAC 프로그램을 이용한 분석이 이루어 졌다. 본 분석에서는 콘크리트판넬에 설치될 nail의 영향은 포함하지 않았으며, 사면높이 H_s(그림9)는 10m로 가정하였다. 또한, 콘크리트판넬－지반흙 사이의 벽마찰각 및 부착력, 수압 등의 영향은 고려하지 않았다.

그림9에서 설치위치 ②는 Wright 등이 밝힌 억지벽체의 설치위치이며, 설치위치 ①, ③ 및

표 1. FLAC 프로그램 해석에 적용된 억지벽체 제원

콘크리트판넬
· 높이 = 2m
· 길이 = 5m
· 두께 = 300 mm
억지말뚝
· 길이=8m(파괴면 아래쪽으로의 근입깊이)
· 직경=0.6m

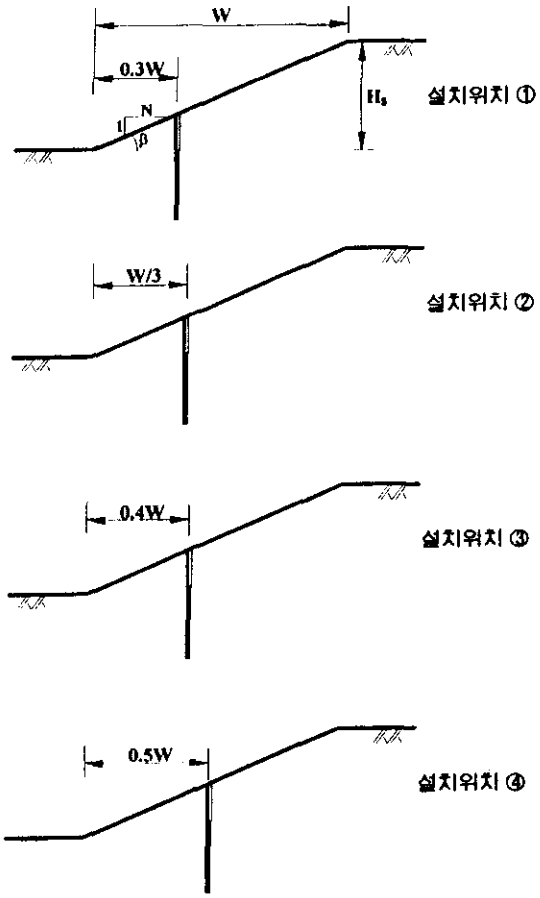


그림 9. 억지벽체의 설치위치

④는 본 연구에서 분석을 위해 가정한 설치위치이다. 본 분석에 적용된 억지벽체의 제원은 표1에 명시되어 있다.

분석 1

FLAC 프로그램 해석에 적용된 사면의 경사도, 지반흙의 강도정수 및 해석결과는 표2에 정리되어 있다. 본 분석 1에서 채택한 억지벽체 설치위치의 효율성 판정기준에 해당되는 표2의 최대변위벡터비(ratio of maximum displacement vector)는, 설치위치 ①, ③ 및 ④에 대해 각각 계산된 최대 변위벡터 d_{max}를, Wright 등이 제안한 설치위치 ②의 경우에 해당되는 최대변위벡터 d^*_{max}와 크기를 서로 비교한 값 즉, d_{max}/d^*_{max}값으로 정의된다. 따라서 최대변위벡터비 d_{max}/d^*_{max}값이 1.0보다 큰 경우의 억지벽체 설치위치는, Wright 등이 밝힌 설치위치 ② 보다 효율성이 떨어지는 설치위치를 의미한다. 또한 d_{max}/d^*_{max}값이 1.0보다 작은 경우의 설치위치는 Wright 등이 밝힌 설치위치 ② 보다 효율성이 더 큰 억지벽체의 설치위치에 해당되며, 결국 d_{max}/d^*_{max}값이 1.0보다 작으면 작을수록 보강효과가 더욱 뛰어난 즉, 억지벽체 설치위치의 효율성은 Wright 등이 밝힌 설치위치 ②에 비해 더욱 커짐을 나타낸다. 표2와 결과를 분석하면, 억지벽체의 효율적인 설치위치는 사면의 경사도가 급해질수록, 사면 하단부에서 상단부 쪽으로 점차적으로 이동하는 경향을 보이고 있다. 구체적으로 살펴보면, 사면경사도가 비교적 낮은 1 : 5.0~1 : 4.0인 경우까지는 Wright 등이 밝힌 설치위치 ②가 가장 효율적이며, 이와같은 경향은 Wright 등[1]이 억지벽체공법을 적용한 사면조건(d_s/H_s값이 1/3 또는 그 이하이고, 사면경사도가 1 : 2 또는 그 보다 낮은 한계상태의 사면, 그림1 참조) 및 지반조건(점착력 및 간극수압의 영향을 무시한)에 대체적으로 부합되는 결과라고 판단된다. 그러나, 이보다 경사도가 급한 1 : 3.5 ~1 : 1.5인 경우까지는 Wright 등이 밝힌 설치위치 ②보다는 설치위치 ③이 더욱 효율적임을 알 수 있다. 여기서 본 분석1에 적용된 지반흙의 강도정수(표2)는 억지벽체로 보강되지 않은 사면 각각의 경도에 대해, 활동에 대한 안전율이 1.0인 한계상태에 해당되며, PCSTABL6 프로그램을 이용한 역해석(back-analysis)을 통해 얻어진 값들이다.

분석 2

본 분석2에서는, 앞에서 기술된 분석1과는 지반조건을 달리하여(점착력 c_s=1.0t/m²을 포함시켜) 또한 효율성 판정기준을 달리하여, FLAC 프로그램을 이용한 추가적인 분석이 수행되었다. 점착력 c_s 및 효율성 판정기준 이외의 조건은 분석1의 경우와 동일하다. 본 분석2

표 2. FLAC 프로그램 해석결과 1

사면의경사도 (1:N 및 β)	지반흙의 전단저항각 (°)	지반흙의 단위중량 (t/m³)	억지벽체 설치위치	최대변위 벡터비	사면의경사도 (1:N 및 β)	지반흙의 전단저항각 (°)	지반흙의 단위중량 (t/m³)	억지벽체 설치위치	최대변위 벡터비
1:5.0 (β=11.31°)	11.2	1.5	①	1.333	1:3.0 (β=18.43°)	18.17	1.6	①	1.022
			②	1.000				②	1.000
			③	1.134				③	0.800
			④	1.156				④	0.971
1:4.5 (β=12.52°)	12.4	1.5	①	1.460	1:2.5 (β=21.80°)	21.43	1.6	①	1.038
			②	1.000				②	1.000
			③	1.444				③	0.623
			④	1.269				④	1.213
1:4.0 (β=14.04°)	13.9	1.5	①	1.239	1:2.0 (β=26.57°)	24.8	1.7	①	1.544
			②	1.000				②	1.000
			③	1.182				③	0.816
			④	1.066				④	1.149
1:3.5 (β=15.94°)	15.75	1.5	①	0.915	1:1.5 (β=33.69°)	31.8	1.7	①	1.113
			②	1.000				②	1.000
			③	0.863				③	0.565
			④	1.173				④	0.835

에서는 사면의 활동에 대한 안전율 Fs를 효율적인 억지벽체의 설치위치 판정기준으로 택해 분석이 이루어 졌으며, FLAC 프로그램 해석에 의해 계산된 안전율은 표3에 명시되어 있다. 표3에서 Fs_r은 억지벽체로 보강된 사면의 안전율이며, Fs_u는 보강이 이루어지지 않은 기존사면의 안전율을 의미한다. 따라서 각각의 경사도 및 지반조건에 대해, 안전율비 Fs_r/Fs_u 값이 클수록 보강효과가 뛰어난 즉, 효율적인 억지벽체의 설치위치에 해당된다. 또한 표3에서 Fs_u*는 억지벽체로 보강되지 않은 사면에 대해 PCSTABL6 프로그램을 이용해 계산된 안전율이며, FLAC 프로그램을 이용해 계산된 안전율 Fs_u와 서로 비교하여 볼 때 다양한 사면경사도 모두에 대해 FLAC 프로그램에 의한 안전율이 PCSTABL6 프로그램 해석결과에 비해 다소 낮게 평가되는 경향을 보이고 있다.

표3의 결과를 분석하면, 최대변위벡터비를 효율성 판정기준으로 채택한 표2의 결과(점착력이 포함되지 않은 지반의 경우)와 마찬가지로, 억지벽체의 효율적인 설치위치는 사면의 경사도가 급해질수록, 사면하단부에 상단부 쪽으로 점차적으로 이동하는 경향을 보이고 있다. 구체적으로는, 사면경사도가 1:5.0~1:4.5인 경우까지는 설치위치 ①이 가장 효율적이며, 1:4.0인 경우는 Wright등이 밝힌 설치위치 ②가 가장 효율적이다. 또한 1:3.5인 경우는 설치위치 ③이 가장 효율적이고, 이보다 경사도가 급한 1:3.0~1:1.5인 경우까지는 설치위치 ④가 가장 효율적임을 알 수 있다.

앞에서 기술된 분석1 및 2(표2 및 3 참조)의 결과를 종합하면, 사면의 경사도가 급해질수록 설치된 억지벽체의 상단부쪽 사면의 안정성이 더욱 저하되어, 사면하단부 보다는 상단부 쪽으로 치중해서 억지벽체를 설치하는 것이 더욱

표 3. FLAC 프로그램 해석결과 2

사면의 경사도 (1:N 및 β)	지반흙의 전단저항각 (°)	지반흙의 단위중량 (t/m^3)	억지벽체 설치위치	$\frac{Fs_r}{Fs_u}$	Fs_u	Fs_u^*	사면의경사도 (1:N 및 β)	지반흙의 내부마찰각 (°)	지반흙의 단위중량 (t/m^3)	억지벽체 설치위치	$\frac{Fs_r}{Fs_u}$	Fs_u	Fs_u^*
1:5.0 (β=11.31°)	11.2	1.5	①	1.041	1.177	1.124	1:3.0 (β=18.43°)	18.17	1.6	①	1.067	1.172	1.117
			②	1.033						②	1.079		
			③	1.028						③	1.099		
			④	1.024						④	1.111		
1:4.5 (β=12.57°)	12.4	1.5	①	1.056	1.181	1.124	1:2.5 (β=21.80°)	21.43	1.6	①	1.052	1.176	1.120
			②	1.040						②	1.065		
			③	1.035						③	1.085		
			④	1.030						④	1.116		
1:4.0 (β=14.04°)	13.9	1.5	①	1.049	1.193	1.125	1:2.0 (β=26.57°)	24.8	1.7	①	1.055	1.118	1.067
			②	1.057						②	1.063		
			③	1.050						③	1.082		
			④	1.043						④	1.120		
1:3.5 (β=15.94°)	15.75	1.5	①	1.057	1.185	1.123	1:1.5 (β=33.69°)	31.8	1.7	①	1.041	1.147	1.075
			②	1.057						②	1.051		
			③	1.084						③	1.072		
			④	1.068						④	1.113		

효율적임을 나타내고 있다.

5. 효율적인 nail의 배치형태 및 설치각도

본 장에서는, 4장에서 효율적인 설치위치 분석이 이루어진 억지벽체의 구성요소인 콘크리트판넬에 설치될 nail에 대해, 효율적인 배치형태 및 설치각도 등에 대한 분석이 수행되었다. 본 분석에서 고려한 nail의 배치형태는 수직방향 설치간격을 서로 달리한 3가지 case로 그림 10과 같다. 본 분석에서는 비교적 얕은깊이의 파괴사면에 대한 보강을 주요 분석대상으로 하여, 2개의 nail(동일한 길이 $L=L_1=L_2=5.0m$)을 설치하는 것으로 가정하였다. 또한 콘크리트판넬 제작의 용이성을 감안하여, 설치 nail의 상하단 수직간격은 동일하게(h/6, 0.25h 및 0.2h, h=콘크리트판넬의 높이) 가정하였다. 분석에 적용된 nail의 제원은 표4와 같으며, 콘크리트판넬의 제원은 표1과, 또한 각각의 경사도에 대해 적용된 지반흙의 강도정수는 표2와 동일하다. 이외에도 본 장의 분석에서, 지반 흙의 전단저항각에 대한 안전율 Fs_u(식(1) 참조)는 1.5를 적용하여 토압계산이 이루어 졌다.

표 4. 분석에 적용된 nail의 제원

nail의 수평방향 설치간격 : 1.5m
보강재(nail+grouting)의 직경 : 0.1m
nail의 직경 : 26mm
nail의 인장항복강도 : 3600kg / cm^2

효율적인 nail의 설치각도

우선 case 1 배치형태에 대해, 효율적인 nail의 설치각도(ε_1 및 ε_2, $\varepsilon_2=a\varepsilon_1$, 그림10) 결정을

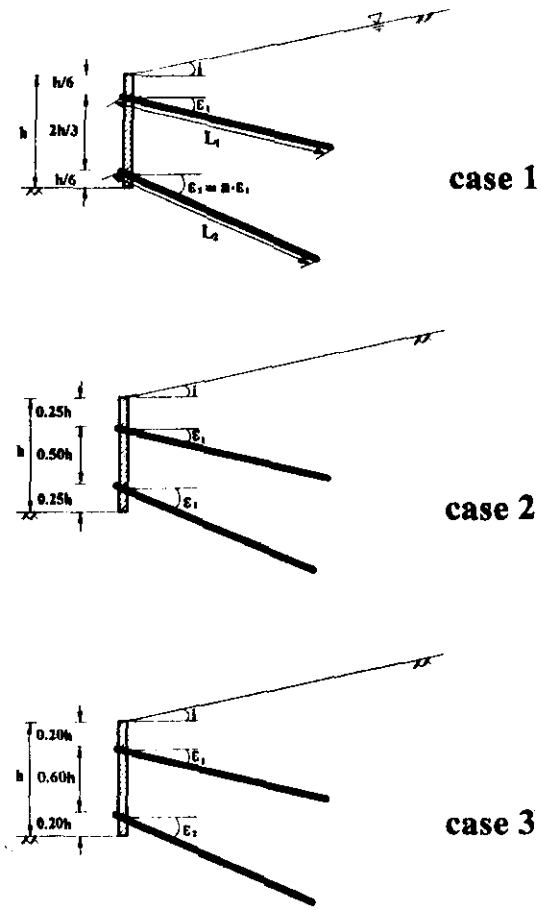


그림 10. nail의 배치형태

위해 본 연구에서 채택한 판정기준 및 이루어진 분석결과를 정리하면 다음과 같다.

일차적으로 상하단 2개 nail의 설치각도를 동일하게 가정하고($\varepsilon=\varepsilon_1=\varepsilon_2$), 동일한 설치각도 ε의 크기를 변화시켜 각각의 경우에 대해, 콘크리트판넬에 작용이 예상되는 수평토압합력 E_{hr}의 크기를 계산하였다. 계산된 E_{hr}과 E_{hu}(E_{hu}는 nail 보강이 전혀없는 경우의 수평토압합력)의 크기를 서로 비교하여 %로 표현하였으며, 계산된$(E_{hr}/E_{hu})\times100\%$ 값을 토대로, nail 설치에 따라 예상되는 토압감소효과의 정도를, Nail 설치각도의 효율성 판정기준으로

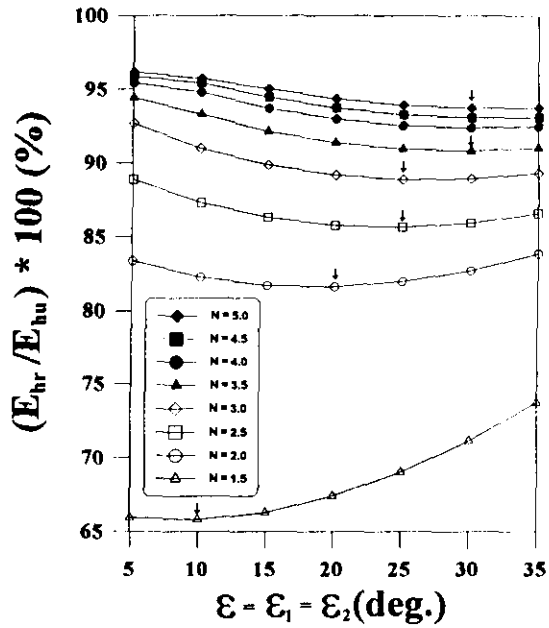


그림 11. 효율적인 nail의 설치각도 분석1(r_u=0.0)

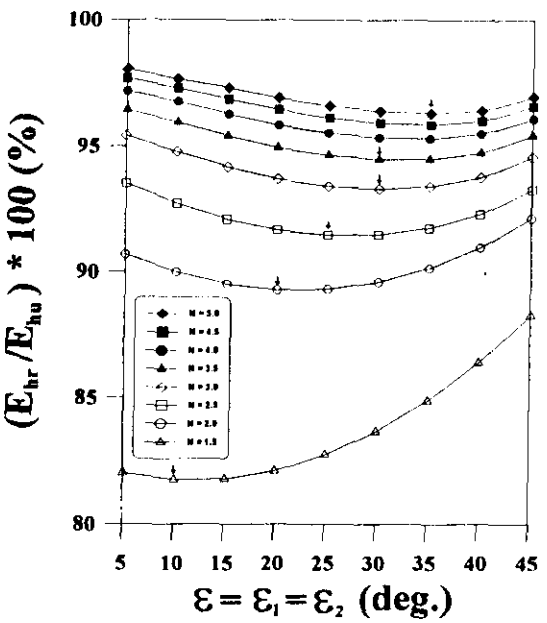


그림 12. 효율적인 nail의 설치각도 분석1(r_u=0.2)

하여 분석이 이루어졌다. 각각의 사면경사도에 대한 비교결과는 그림11(간극수압비 r_u=0.0인

경우) 및 12(r_u=0.2인 경우)에 각각 명시되어 있다.

이차적으로는 ε_1(상단 nail이 수평방향과 이루는 각도, 그림10)의 크기를 그림11 및 12에서 화살표로 표시된 토압감소효과가 가장 큰 즉, $(E_{hr}/E_{hu})\times 100\%$ 값이 최소가 되는 각도로 결정하고, 하단 nail의 설치각도 ε_2는 ε_1보다 1° 씩 증가시켜 $(E_{hr}/E_{hu})\times 100\%$ 값의 추가적인 감소 여부를 각각의 사면경사도에 대해 살펴보았다. 여기서, r_u=0.2인 경우의 결과를 각각 사면경사도에 따라 도시하면 그림13, 14, 15 및 16과 같다. 그림 13~16의 결과와 본 고에 도시되지 않은 r_u=0.0, 0.1, 0.3, 0.4 및 0.5인 경우의 결과까지를 모두 포함하여 볼 때, 상하단 nail을 동일한 각도로 설치하는 경우 보다, 하단 nail의 설치각도 ε_2를 상단 nail의 설치각도 ε_1보다 크게(사면경사도에 따라, r_u=0.0인 경우 6~10° 정도 크게, 또한 $0.1\leqslant r_u\leqslant 0.5$인 경우 2~18° 정도 크게)하는 경우가 토압감소효과가 더욱 큰 즉, 효율성이 더욱 커지는 현상을 나타내고 있다.

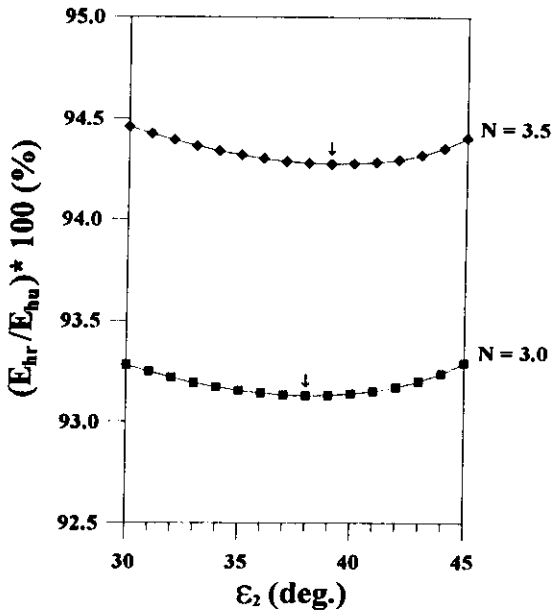


그림 14. 효율적인 nail의 설치각도 분석2(r_u=0.2)

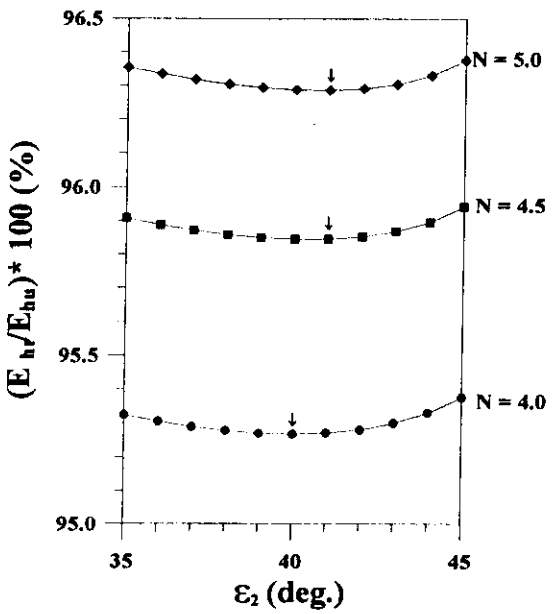


그림 13. 효율적인 nail의 설치각도 분석2(r_u=0.2)

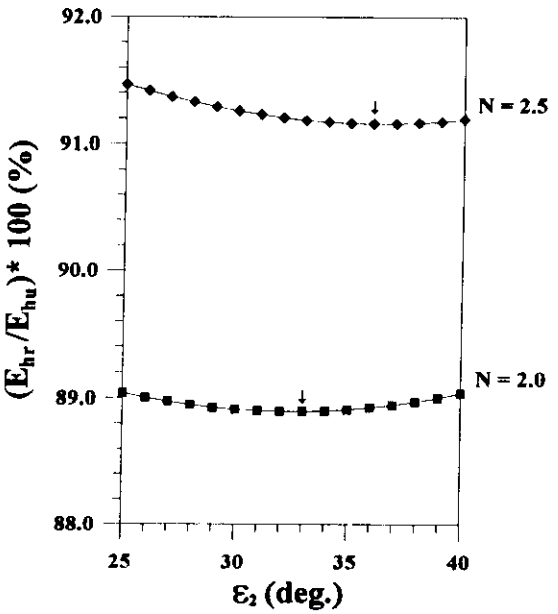


그림 15. 효율적인 nail의 설치각도 분석2(r_u=0.2)

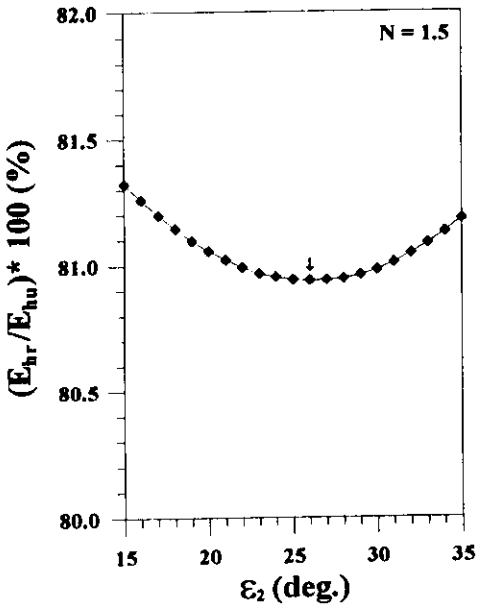


그림 16. 효율적인 nail의 설치각도 분석2(r_u=0.2)

분석결과를 종합하면, 효율성이 큰 상단 nail의 설치각도 ε_1의 범위는 사면경사도에 따라 10~40° 정도이며, 또한 효율성이 큰 하단 nail의 설치각도 ε_2의 범위는 경사도에 따라 19~44° 정도임을 알 수 있다. ε_1과 ε_2의 비에 해당되는(ε_2=aε_1), a값의 변화 범위는 1.05~2.60 정도이다. 또한 사면의 경사도가 급해질수록, 효율적인 nail의 설치각도 ε_1 및 ε_2가 더 크게 계산되는 경향을 나타내고 있다.

이외에도 사면의 경사도가 급해질수록, $(E_{hr}/E_{hu})\times 100\%$ 값이 점차 감소함을(nail에 의한 보강효과가 점차 커져 토압감소율이 더욱 증가함을)알 수 있다. 또한 간극수압이 포함되지 않은 경우가 더욱 두드러진 토압감소효과를 보이고 있으며, 경사각 β=33.69°인 경우는 34.84% 정도의 비교적 큰 토압감소율을 나타내고 있다.

효율적인 nail의 배치형태

앞에서 기술된 분석을 case 2 및 3 배치형태에 대해서도 동일한 방법으로 수행하였으며, 각 case 배치형태에 대해 최종적으로 결정된 $(E_{hr}/E_{hu})\times 100\%$ 값의 최소치를, 각각의 사면

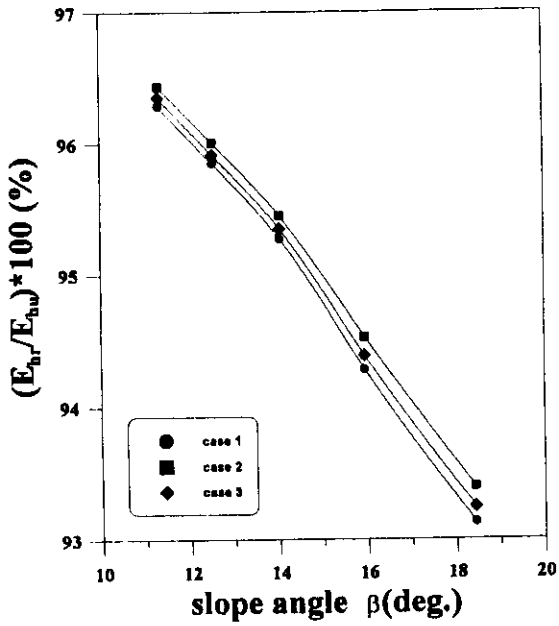


그림 17. nail 배치형태 및 경사도에 따른 토압감소율의 변화(r_u=0.2)

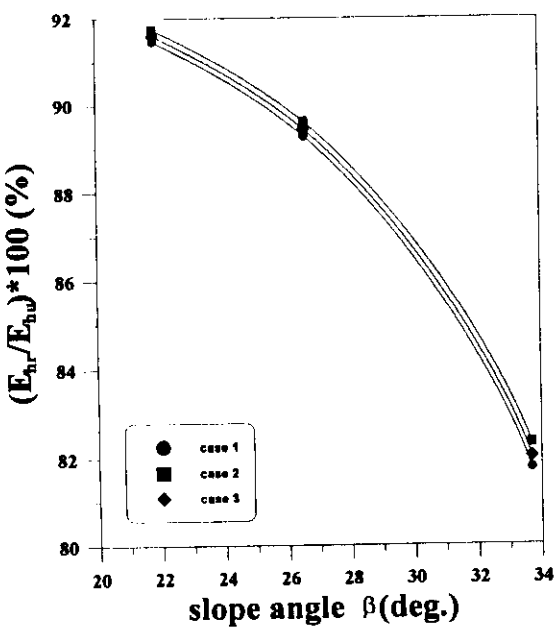


그림 18. nail 배치형태 및 경사도에 따른 토압감소율의 변화(r_u=0.2)

경사도에 대해 비교하면 그림17 및 18(r_u=0.2인 경우)과 같다. 그림17 및 18의 결과와 본 고에 도시되지 않은 r_u=0.0인 경우의 결과까지를 모두 포함하여 살펴볼 때, case 1 배치형태가 가장 효율적임을 알 수 있으며, case 3, case 2 배치형태의 순으로 효율성이 낮아지는 경향을 보이고 있다. 그러나 각 case 배치형태에 대해 계산된 $(E_{hr}/E_{hu})\times 100\%$ 값의 차이는 0.7% (0.1t/m) 이하로 그다지 크지 않으며, 이와 같은 현상은, 본 분석에서 채택한 콘크리트판넬의 높이 h가 3.0m로 비교적 작은 데 원인이 있다.

6. 설계예

우선 그림19에 명시된 사면의 현상태 안정성을, 간극수압비 r_u를 달리하여 PCSTABL6 프로그램 해석을 통해 확인한 결과, 간극수압의 영향을 무시하는 경우(r_u=0.0인 경우)의 안전율 Fs는 1.317로 소요안전율 기준(Fs≥1.3)에는 어느 정도 충족됨을 알 수 있었다. 그러나 r_u 값이 0.1 이상인 경우에는, r_u값이 커짐에 따라 한계안전율(Fs=1.3)에 점차적으로 훨씬 미달되는 불안정한 상태를 나타내고 있다(그림20). 따라서 r_u=0.2인 경우까지 소요안전을 기준(Fs≥1.3)을 충족시키기 위해 억지벽체 및 nail 등으로 그림19의 사면을 보강하는 경우, 필요로 하는 해석 및 설계절차(표5 참조)의 구체내용을 본 연구에서 제시된 해석법 등을 토대로 정리하면 다음과 같다. 파괴면 및 보강재에 작용하는 수압은 간극수압비를 토대로 한 2장의 식(5)를 이용해 예측하였으며, 지반강도 정수에 적용되는 안전율 $Fs(=Fs_\phi=Fs_c)$값은 1.3을 택하여 토압계산 등이 이루어 졌다.

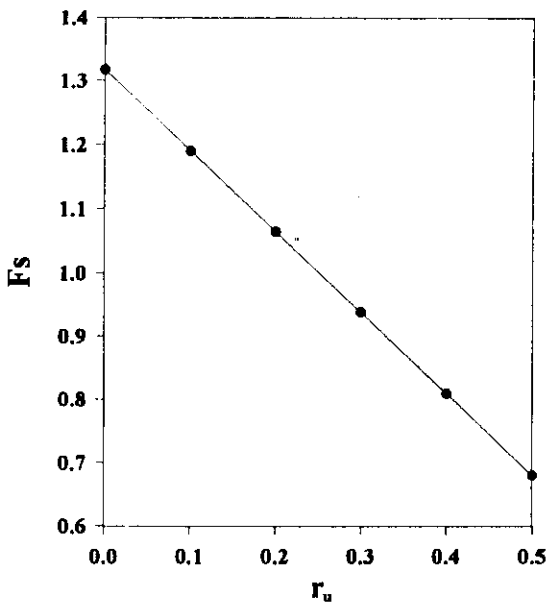


그림 20. 간극수압비(r_u)에 따른 안전율(Fs)의 변화

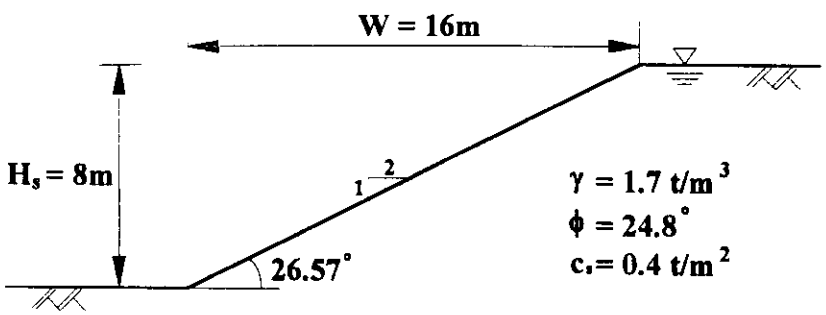
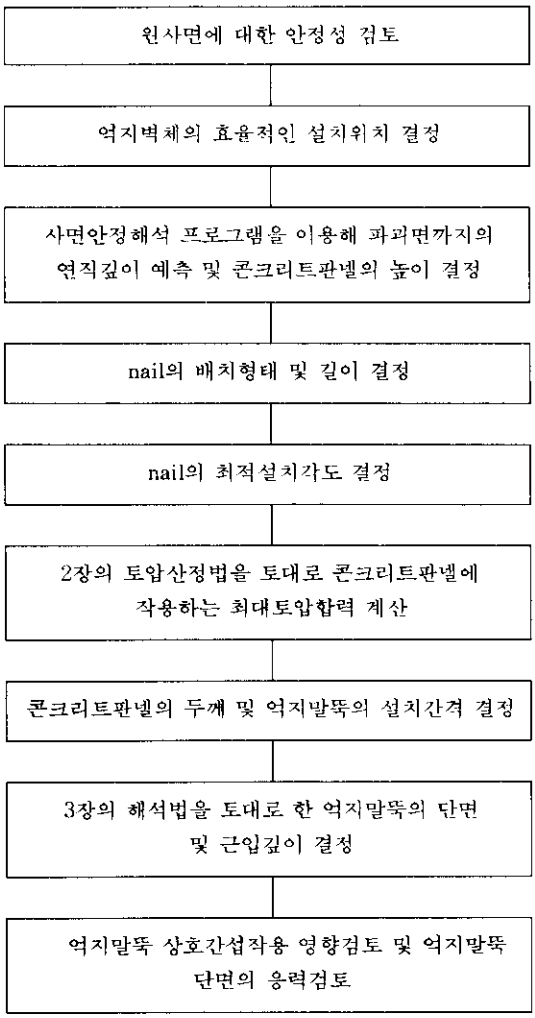


그림 19. 보강안된 설계사면 개요

표 5. nailing system을 적용한 산사태 억지벽체공법의 해석 및 설계절차



억지벽체의 효율적인 설치위치 결정을 위해 간극수압의 영향(r_u=0.2인 경우)이 포함된 FLAC프로그램 해석을 추가적으로 실시하였으며, 결과는 표6에 정리되어 있다. 표6에 정리된 최대변위벡터비 d_{max}/d^*_{max}값(d^*_{max}는 보강안된 설계사면에서 예상되는 최대변위벡터이며, d_{max}는 억지벽체로 보강된 경우에 예상되는 최대변위벡터를 의미한다)을 토대로 본 설계예의 경우 억지벽체의 효율적인 설치위치는, 0.5W 지점인 설치위치 ④(그림 9 참조)로 결정하였다. 이 경우에 0.5W 지점에서 지표면으로 부터 파괴면까지의 연직깊이는 PCSTABL6 프로그램 해석결과 3.43m이며, 따라서 콘크리트판넬의 높이 h는 3.50m로 결정하였다. 또한 동일한 길이의 2개의 nail을 콘크리트판넬 상하단에 설치하는 것으로 가정하였으며(그림 21), 배치형태는 토압감소율을 토대로 효율성이 비교적 큰 것으로 5장에서 기 분석된, case 1(그림10 참조) 배치형태로 결정하였다.

표 6. FLAC 프로그램 해석결과(r_u=0.2인 경우)

사면의경사도 (1:N 및 β)	지반흙의 전단저항각 (°)	지반흙의 단위중량 (t/m^3)	억지벽체 설치위치	최대변위 벡터비
1:2.0 (β=26.57°)	24.8	1.7	①	0.752
			②	0.774
			③	0.530
			④	0.407

또한 동일한 길이로 가정한 상하단 nail의 설계길이 L을 결정하기 위해, L=5.6, 6.0 및 7.0m인 3가지 경우에 대해, nail 설치에 따른 토압감소효과 즉, $(E_{hr}/E_{hu})\times100\%$값의 변화를 길이 L에 따라 분석해 본 결과는 그림22에 명시되어 있다. 그림22의 분석에 적용된 nail의 제원은 표4와 동일하다. 본 예의 경우 상하단 nail의 설계길이 L은 7.0m로 결정하였다. L=7.0m인 경우에 nail 설치에 따른 토압감소율은 36.54% 정도이며(그림 22에서 r_u=0.2인 경우), L=7.0m는 앞에서 결정된 콘크리트판넬 높이(h=3.5m)의 2배에 해당되는 길이이다. 그림22를 통해 볼 때, r_u값이 작을수록 nail 보강에 의한 토압감소효과는 더욱 커짐을 알 수 있다. 그림22에서 seepage condition은 Gray 침투이론을 일부 수정한 2장의 식(4)를 토대로 침투수압을 산정한 경우이며, dry condition은 r_u=0.0인 경우에 해당된다. seepage condition의 경우 예상되는 침투수압의 크기를, 본 예에서 적용하고 있는 수압예측방법 즉, 2장 식(5)의 간극수압비 r_u로 환산하면 0.38(nail 보강이

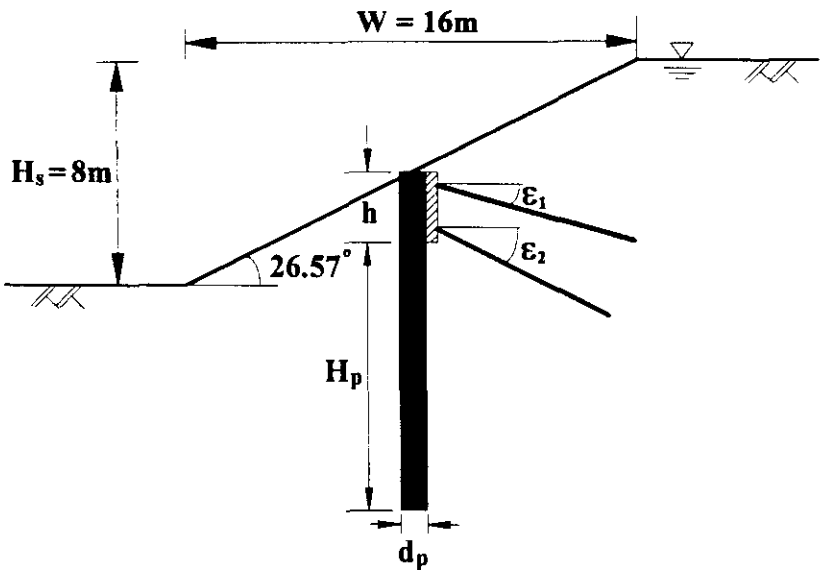


그림 21. 본 연구 억지벽채공법을 적용한 보강사면 개요

이루어진 경우) 또는 0.45(nail 보강이 시행되지 않는 경우)정도의 비교적 큰 값에 해당되

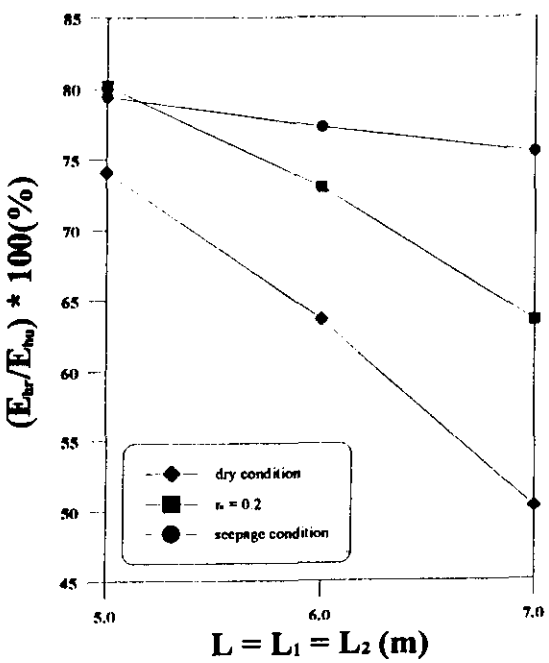


그림 22. nail의 설계길이 L에 따른 토압감소율의 변화

어, 식(4)를 토대로 한 침투수압은 배수상태가 원활하지 못하다고 판단되는 경우에 적용하는 것이 적절한 것으로 사료된다.

계속해서 효율적인 nail의 설치각도(ε_1 및 ε_2, 그림21) 결정을 위해 5장에서 기술된 방법 및 판정기준 등을 토대로 분석이 이루어 졌으며, r_u=0.2인 경우의 결과는 그림23에 명시되어 있다. 그림23의 결과에 따르면, 상단 nail의 최적설치각도 ε_1은 15° 이고, 하단 nail의 최적설치각도 ε_2는 30° 이다. 이와같은 결과는 비점성토 지반흙에 대해 분석한 5장의 결과(ε_1=20°, ε_2=33°, 그림 12 및 15 참조) 보다는 3~5°정도 작은값에 해당된다.

결국 앞에서 결정된 case 1 배치형태, nail의 설계길이 L=7.0m 및 nail의 최적설치각도 ε_1=15°, ε_2=30° 등을 토대로, 간극수압비 r_u=0.2인 경우에 높이 h=3.5m인 콘크리트판넬이 받게되는 최대수평토압합력을 계산하면 6.92t/m이다. 이에 근거하여 콘크리트판넬의 두께 및 길이(=억지말뚝의 설치간격)를 결정하면

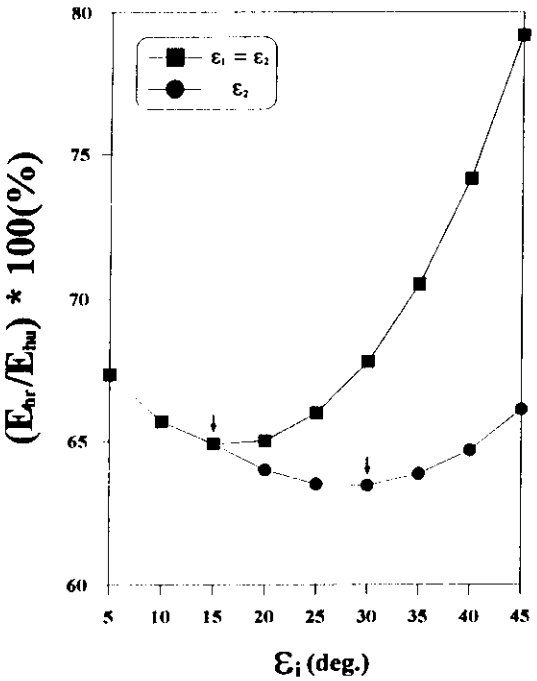


그림 23. 효율적인 nail의 설치각도 분석결과(r_u=0.2)

다음과 같다.

표7은 스판크리트가 받게되는 등분포하중(스판크리트의 자중을 포함하여)의 크기에 따라, 휨모멘트 조선이 충족되는 스판(span)의 두께 및 최대허용길이를 명시한 자료이다. 본 예의 경우, 콘크리트판넬에 작용이 예상되는 평균최대수평토압은 1.98t/m²이므로, 표7에서 등분포하중이 2.0t/m²일 경우에 해당되는 값들 중에서 두께 및 길이를 적절히 선택하면 된다. 본 예에서 nail의 수평설치간격은 1.5m로 가정했으므로, 시공성을 감안하여 콘크리트판넬의 길이(=억지말뚝의 설치간격)를 6.0m로 결정하였다. 따라서, 콘크리트판넬의 두께는 표7로 부터 300mm로 결정할 수 있다. 만약 nail에 의한 보강이 없는 경우, 콘크리트판넬에 작용이 예상되는 평균최대수평토압은 3.11t/m²으로 nail 설치시의 1.98t/m² 보다 57.07% 정도 더 커지게 되고, 따라서 동일한 두께(=300mm)의 콘크리트판넬을 사용하는 경우, 억지말뚝의 설치간격은 4.73m 보다도 더욱 작은 간격으로 축소되어야 한다(표7참조).

표 7. 콘크리트판넬의 두께 및 최대허용길이

두께(mm)	200		250		300	
휨모멘트 (t·m) / 등분포 하중(t/m²)	4.43	6.16	6.57	8.16	9.01	12.35
2.0	3.92	4.62	4.72	5.10	5.41	6.33
2.5	3.55	3.87	4.21	4.21	4.93	5.53
3.0	3.27	3.29	3.58	3.58	4.56	4.73

간극수압비 r_u=0.2인 경우에, 콘크리트판넬이 받게되는 최대수평토압합력은 6.92t/m이며, 콘크리트판넬의 길이)(=억지말뚝의 설치간격)는 6.0m로 앞에서 결정되었다. 따라서 1본의 억지말뚝이 받게되는 횡하중은 41.49t이며, 이와같은 크기의 횡하중에 저항할 수 있는 억지말뚝의 단면 및 근입깊이 H_p(파괴면 아래쪽에 위치하는 억지말뚝의 길이, 그림21 참조)를 결정하면 다음과 같다.

3장의 해석방법을 토대로 요구되는 억지말뚝의 최소근입깊이 $H_{p(min)}$을, 지반흙의 전단저항각 ϕ값을 서로 달리하여 각각 계산한 결과는, 설계도표형태로 그림24(억지말뚝의 직경 d_p=0.4m인 경우)및 그림25(d_p=0.6m인 경우)에 명시되어 있다. 본 예의 경우 앞에서 계산된 41.49t을 1본의 억지말뚝이 저항할 수 있는 극한횡하중 P_{ult}으로 간주하여, 그림24 및 25 설계도표의 세로축에 해당되는 값을 각각 계산하면,

d_p=0.4m인 경우

$$\frac{P_{ult}}{0.5\times\gamma\times h^2\times d_p}=\frac{41.49}{0.5\times1.7\times3.5^2\times0.4}=9.96$$

여기서, h=콘크리트판넬의 높이

d_p=0.6m인 경우

$$\frac{P_{ult}}{0.5\times\gamma\times h^2\times d_p}=\frac{41.49}{0.5\times1.7\times3.5^2\times0.6}=6.64$$

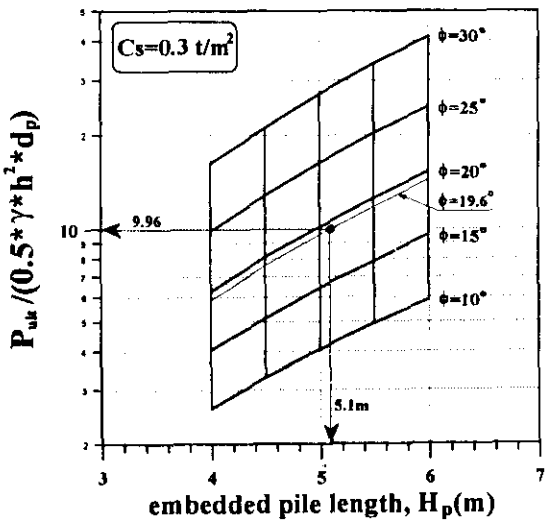


그림 24. 설계도표(d_p=0.4 m, h=3.5m, Fs=1.0)

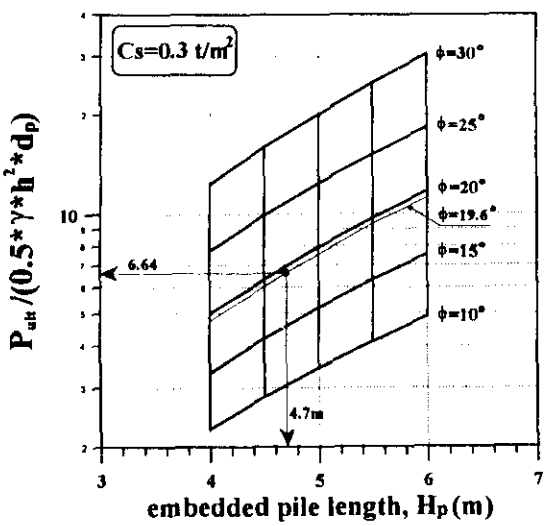


그림 25. 설계도표(d_p=0.4 m, h=3.5m, Fs=1.0)

위에서 계산된 값을 토대로, 요구되는 억지말뚝의 최소근입깊이 $H_{p(min)}$은 그림24 또는 25로 부터, 5.1m 또는 4.7m로 각각 결정된다. 그림24 및 25의 설계도표는 안전율 Fs=0.1인 경우의 계산결과이며, 따라서 본 예의 경우 안전율 1.3을 적용하여 발휘되는 지반흙의 전단강도 정수값이 결정되었다. 즉,

$$\phi'=\tan^{-1}\left(\frac{tan\phi}{Fs}\right)=\tan^{-1}\left(\frac{tan24.8^\circ}{1.3}\right)=19.6^\circ$$

$$c_s'=\frac{c_s}{Fs}=\frac{0.4}{1.3}=0.3t/m^2,\ c_u'=c_s'$$

또한 본 예의 경우는, 억지말뚝의 설치간격 s(6.0m)와 직경 d_p(=0.4m, 0.6m)의 비(ratio)에 해당되는 s/d_p값이 10.0 이상이므로, 억지말뚝의 설치간격이 촘촘해 상호간섭작용에 의해 1본의 억지말뚝이 저항할 수 있는 횡방향 극한지지력이 감소하는 현상(그림26)과는 무관할 것으로 판단된다. 이외에도 억지말뚝 단면에 대한 응력검토는 FLAC 프로그램 해석결과(그림 27 및 28)를 토대로 이루어 졌으며, 결과적으로 안전측임을 확인하였다. 검토에 적용된, 철근콘크리트 부재의 허용응력을 정리하면 다음과 같다.

· 허용휨압축응력

$$\sigma_{ca}=0.4\sigma_{ck}=0.4\times210=84kg/cm^2$$

· 허용전단응력

$$\tau_{ca}=0.25\sqrt{\sigma_{ck}}=0.25\times\sqrt{210}=3.6kg/cm^2$$

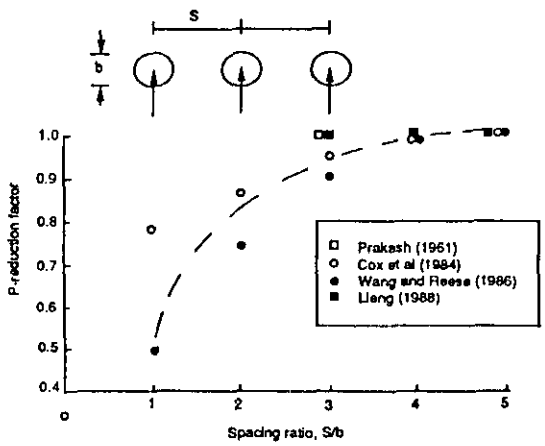


그림 26. 억지말뚝 상호간섭영향 분석

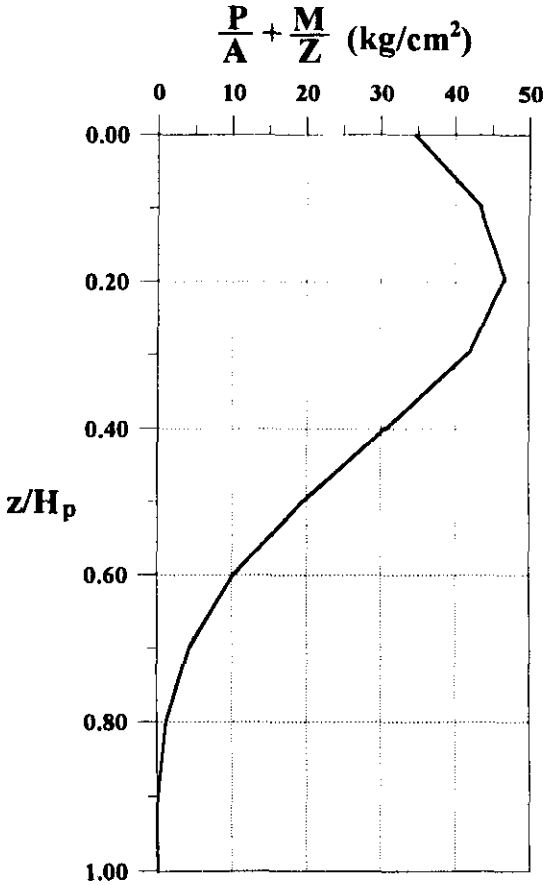


그림 27. FLAC 프로그램 해석결과(휨응력)

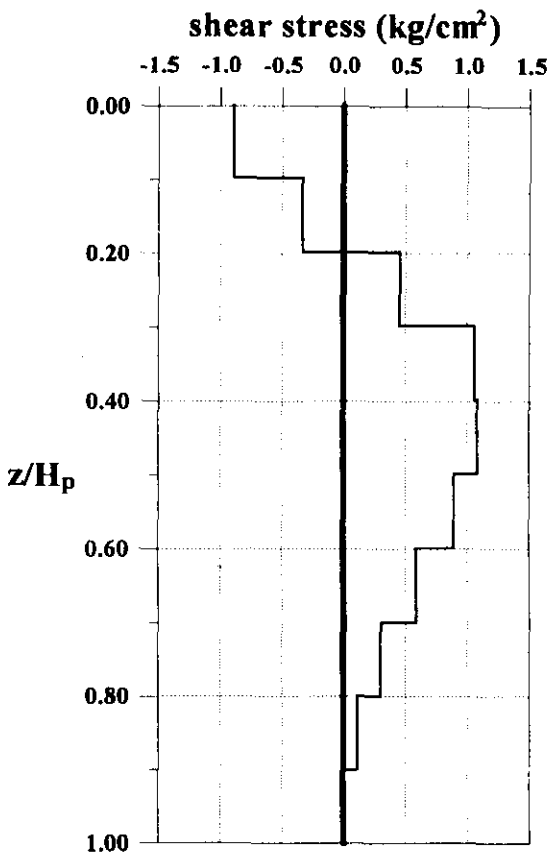


그림 28. FLAC 프로그램 해석결과(전단응력)

이외에도 FLAC 프로그램 해석결과, 근입된 억지말뚝의 최상단부(파괴면과의 교차지점)에서 가장 큰 변위수가 발생되었으나, 그 크기는 0.5mm 정도의 작은값임을 확인하였다(그림 29).

7. 결 론

본 연구에서는 Wright 등이 제안한 산사태 억지벽체공법에, nailing system을 추가한 새로운 형태의 사면보강공법을 제시하고, 이 공법의 효율성 및 적용성 등을 검토하였다. 이를 위해, 보강재가 설치된 콘크리트판넬에 작용하는 토압산정법을 제시하였으며, 파괴면 및 보강재에 작용하는 수압예측방법의 제시, 억지말뚝 해석법의 정립 등이 이루어 졌다. 또한 제시된 토압산정법을 토대로, nail의 효율적인 배치형태 및 설치각도에 대한 분석과, 콘크리트판넬 및 억지말뚝으로 구성된 억지벽체의 최적설치위치에 관한 분석이 수행되었다. 이외에도 설계예를 통해, Wright 등의 제안방법과의 비교, 억지말뚝 상호간섭작용의 영향검토 등이 수행되었다. 본 연구 해석법에 있어, 파괴면 위쪽에 근입된 억지벽체의 전면부에 예상되는 수동저항력은 고려되지 않았으므로, 실질적인 안

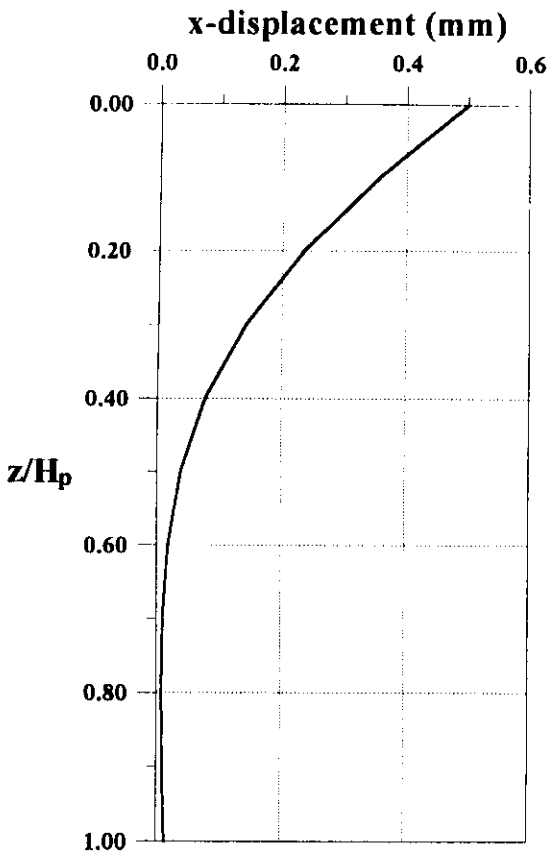


그림 29. FLAC 프로그램 해석결과(수평변위)

정성은 본 연구의 해석결과 보다 더 클것으로 예상된다.

이외에, 분석결과 중 주요내용을 요약하면 다음과 같다.

- 사면의 경사도가 급해질수록, 억지벽체의 효율적인 설치위치는 사면하단부로 부터 상단부쪽으로 점차 이동하는 경향을 나타내고 있다.
- 사면의 경사도가 급해질수록, nail의 효율적인 설치각도 θ_1(각 nail이 수평방향과 이루는 각도)의 크기는 모두 감소하고 있으며, 간극수압을 고려한 경우가 무시한 경우에 비해 nail의 효율적인 설치각도 θ_1는 일반적으로 더 큰 경향을 나타내고 있다.

참 고 문 헌

1. Gässler, G.(1988), "Soil Nailing－Theoretical Basis and Practical Design," Proc., of the Int. Geotechnical Symposium on Theory and Practice of Earth Reinforcement, pp.283～288.
2. Gässler, G. and Gudehus, G(1981), "Soils Nailing－Some Aspects of a New Technique," Proc. of the 10th ICSMFE, pp.665～670.
3. Gray, H.(1958), "Contribution to the Analysis of Seepage Effects in Backfills," Geotechnique, Vol.8, No.4, pp.517～522.
4. Kim, H.T.(1984), "Development of Lateral Earth Pressures along a Pile Subjected to Lateral Loading in Cohesionless and Cohesive Soils," Master's Thesis, Univ. of Notre Dame.
5. Wright, S.G., Isenhower, W.M. and Kayyal, M.K.(1989), "Evaluation of Earth Pressures Acting on Slide Suppressor Walls," Transportation Research Record 1242, pp.8～14.
6. Schlossor, F.(1991). Recommendations Clouterre, Federal Highway Administration－S-A－93－026.
7. Soil Nailing Design and Applications(1991), Slurry Wall Committee of Deep Foundation Institute.

(접수일자 1994. 11. 25)