횡하중에 강한 새로운 말뚝의 개발을 위한 기초 연구

Fundamental Study for the Development of a New Pile under Lateral Load

윤 여 원*1
Yoon, Yeo-Won
조 주 환*2
Cho, Zu-Whan
김 두 균*2
Kim, Du-Kyun

Abstract

In this research the behavior of a new type of a single pile under lateral loading and against slope sliding is studied. Especially, the section of a new pile is determined throughout experiments, and the single pile behavior under lateral loading and the effect of improvement in slope stability by using new type of pile (gear-shaped) were studied.

As a result, it is known that maximum deflection of gear-shaped pile is far smaller than that of traditional PC circular pile for the same lateral loading. And lateral load of gear-shaped pile at allowable deflection was bigger than that of PC circular pile. From the comparison between two types of piles, it can be seen that the degree of improvement of safety factor in slope was higher in gear-shaped pile than that of PC pile under the same condition, and it results in the reduction of the number of stabilizing piles in a slope.

요 지

본 논문에서는 새로 제안된 외말뚝의 횡하중에 대한 거동과 사면에서의 억지말뚝으로서의 거동에 관하여 연구하였다. 특히 기존의 원형PC말뚝을 대신할 수 있는 새로운 말뚝의 단면을 실험을 통하여 결정하고 이에 대하여 외말뚝으로서의 수평력에 대한 거동과 사면에서의 안전율 증진 효과를 고찰하였다.

연구 결과 새로운 형태의 말뚝은 외말뚝으로서는 동일한 횡하중에 대하여 말뚝의 최대 변위량이 기존의 원형PC말뚝보다 훨씬 작은 것으로 평가되었으며, 허용변위량에 대한 수평 하중은 증가하였다. 또한 사면에서의 거동을 비교한 결과 동일한 조건에서 안전율이 원형 PC말뚝보다 증가하며 안전율을 동일하게 할 경우 원형PC말뚝보다 말뚝의 수량을 줄일 수 있어 더 경제적이라

*1 정회원, 인하대학교 공과대학 토목공학과 조교수
*2 동아건설
*3 인하대학교 대학원 토목공학과

할 수 있을 것이다.

Keywords : Single pile, Lateral loading, Slope stability, Stabilizing pile, Gear-shaped pile

1. 서 론

말뚝에 작용하는 하중은 중력으로 인한 수직하중과 풍하중, 지진력, 토압 등으로 인한 수평하중이 있다. 수평력을 받는 말뚝의 하나로서 억지말뚝은 불안전하게 판단된 사면에 대해 산사태의 발생을 억지 시키기 위한 저항력을 증가시킴으로써 산사태의 잠재적인 요인을 개선시키는 것이다. 사면의 안전율 증가를 위해서 억지말뚝을 사용한 사례는 많이 보고되고 있으며 또한 사면 안전율 증대 효과도 큰 것으로 알려져 있다 (Fukuoka, 1977; Hull, 1993 ; Ito and Matsui, 1977).

또한 산사태 방지에 사용되는 억지말뚝은 현장타설말뚝과 기성말뚝이 있으며, 기성말뚝으로는 주로 기존의 원형말뚝이 사용되고 있다. 기성말뚝의 형태는 원형말뚝외에 여러가지가 사용되고 있으나 본 논문에서는 기존의 원형PC말뚝이 아닌 등가단면적을 갖는 단면2차 모멘트가 큰 새로운 말뚝의 단면을 토조내의 모형말뚝에 대한 재하시험 결과로부터 결정하고, 이에 대하여 횡하중에 대한 단말뚝의 거동과 사면의 안전율 증진효과를 고찰하고자 한다. 따라서 본연구의 목적은 1)모형말뚝재하시험을 통한 단면결정, 2)원형PC말뚝과 새로운 말뚝의 횡하중에 대한 거동 비교, 3)사면에서 두 말뚝의 안전율과 새로운 말뚝의 안전율 증진효과로 요약할 수 있다.

2. 횡하중을 받는 말뚝

수평력을 받는 말뚝은 말뚝과 지반중에 어느 것이 움직이는 주체인가에 따라 주동말뚝과 수동말뚝으로 구분된다. 주동말뚝은 수평하중을 받은 결과로 말뚝이 변형됨에 따라 말뚝의 주변지반이 저항하게 되고, 수동말뚝은 어떤 원인에 의하여 말뚝의 주변지반이 먼저 변형하게 되고 그 결과로 말뚝에 측방토압이 작용하게 되고 나아가 부동지반면아래의 지반으로 이 측방토압이 전달된다. 말뚝의 허용수평하중은 파괴시의 극한하중을 적절한 안전율로 나누어 구하는 방법과 말뚝의 허용수평변위에 대응하는 허용수평하중을 구하는 방법이 있다.

극한하중에 의한 방법으로는 토압론에 근거한 Hansen의 방법과 Broms의 방법이 있으며, 두부자유말뚝의 극한저항력은 수평방향 정적 평형조건으로부터 구할 수 있다. 즉 수평하중과 모멘트가 말뚝의 두부에 작용할 경우 말뚝은 이 하중으로 인하여 수평으로 이동하려 한다. 이때 지반은 말뚝의 변위에 저항하게 되며 말뚝은 지반으로부터 수평반력을 받게 된다. 이 수평 반력은 말뚝변위의 증가에 따라 증가하여 극한저항력에 도달하게 된다. 따라서 말뚝이 강체라 가정할 경우 말뚝의 극한수평저항력과 극한 모멘트는 회전중심이 되는 깊이에서의 평형조건으로부터 구할 수 있다.

허용수평변위에 의한 방법으로는 Reese와 Matlock 의 지반반력계수에 의한 방법과 Poulos의 탄성해석법이 있다. 지반반력해석법은 지반이 각각 독립된 일련의 선형탄성스프링으로 거동한다고 가정하고 있는데 말뚝주변지반을 Winkler모델로 이상화시킴으로써 한 위치에서의 말뚝의 반력은 단순히 그 위치에서의 말뚝변위에만 의존하게 된다. 이 해석법은 비교적 간단하여 실제문제에 많이 사용되고 있으나 지반의 연속성을 무시한 점과 지반반력계수의 결정이 어려운 단점이 있다.

말뚝의 변위가 커지면 지반반력이 항복치에 도달하게 되는데 이러한 지반에서의 말뚝변위와 지반반력사이에는 일반적으로 비선형성을

갖는다. 이런 비선형해석은 Reese 등의 연구에 의한 지반반력 p와 말뚝변위 y의 함수로 표시된 소위 p-y곡선이 많이 사용된다. Reese 등은 말뚝이 탄성보란 가정하에 수평하중하의 미분방정식을 제안했다. 탄성해석법은 지반을 이상적인 탄성연속체로 가정하고 있다. 즉 지반을 일정한 탄성계수와 포아송비를 가지는 균질등방탄성체로 이상화 시키고, 반무한체내의 수평하중말뚝의 거동을 해석하기 위하여 Mindlin의 탄성해석결과를 적용하며 지반변형을 구하고 말뚝변위를 보 이론으로 구한다. 이 해석법의 가장 큰 문제점은 정확한 지반반력계수를 결정하는데 있다 (Prakash and Sharma, 1990).

3. 말뚝을 포함하는 사면의 안정

억지말뚝을 포함하는 사면의 전체적인 안전성을 얻기 위해서는 그림 3.1과 같이 말뚝의 안정과 사면의 안정이라는 두가지의 해석이 실행되어야 한다. 안정말뚝에 작용하는 측방토압의 산정은 매우 중요하다. 이는 말뚝의 안정과 사면의 안정에 미치는 측방토압의 영향이 서로 상반되기 때문이다. 즉 측방토압을 실제보다 크게 산정한 경우 말뚝의 안정에 관하여는 안전측이나 사면의 안정에 관하여는 위험측이 된다. 반대로 측방토압을 실제보다 작게 산정한 경우는 이와 반대되는 현상이 발생할 것이다 (Ito and Matsui, 1981; 홍, 1991).

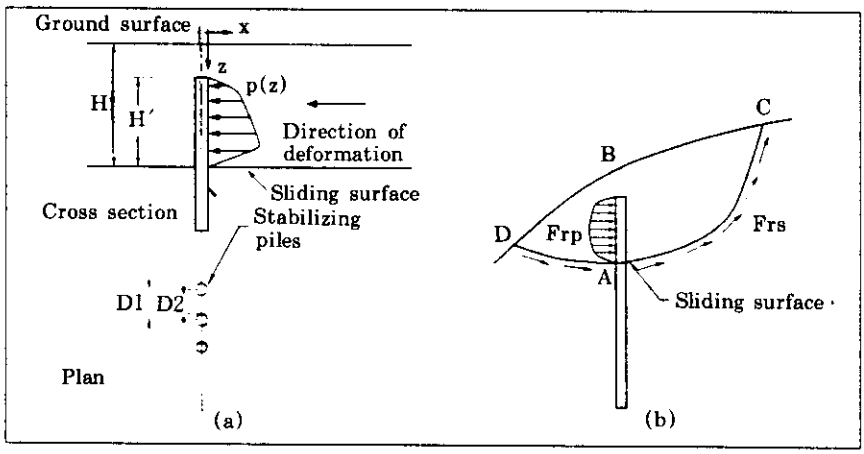


그림 3.1 억지말뚝을 포함한 사면의 안정해석

3.1 억지말뚝에 작용하는 수평력

줄말뚝에 작용하는 측방토압의 이론식은 참고문헌(Ito and Matsui, 1975)에 상술되어 있으며 약술하면 다음과 같다. 그림 3.2와 같이 ACDFF'D'C'A' 로 둘러쌓여져 있는 두 말뚝 사이의 흙만을 고려하여 유도한다.

사다리꼴 EBB'E'에서 x축 방향에 대해서 미소 요소에 작용하는 힘의 평형과 직사각형 AEE'A'에서 x방향에 대해서 힘의 평형을 고려하여 유도하면 x축 방향으로 단위 두께당

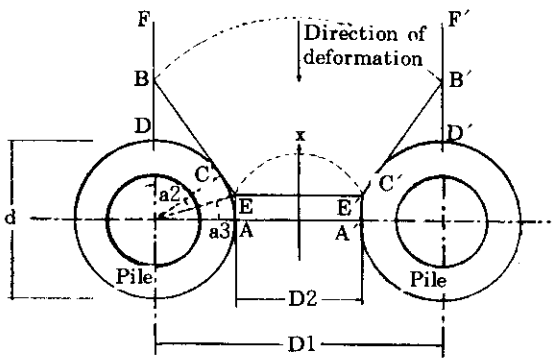


그림 2.2 말뚝주변의 소성변형

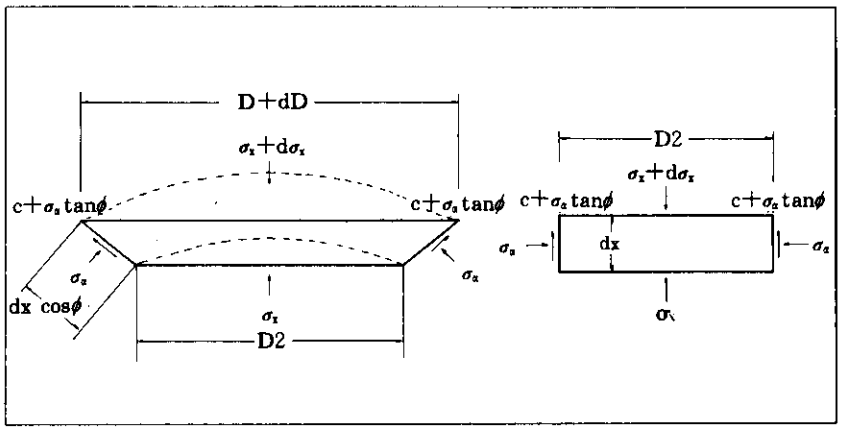


그림 3.3 소성변형 지반의 미소 요소

BB′평면에 작용하는 수평력 $p_{BB'}$ 다음 식으로 얻어진다.

$$p_{BB'}=D_1\{\sigma_x\}_{D=D_1}$$

$$=D_1\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^{(N_\phi^{1/2}\tan\phi+N_\phi-1)}\left[\frac{1}{N_\phi\tan\phi}\right.$$

$$\left\{\left(\gamma z\tan\phi+c\right)\cdot\exp\left(\frac{D_1-D_2}{D_2}\right.\right.$$

$$\times N_\phi\tan\phi\tan\left(\frac{\pi}{8}+\frac{\phi}{4}\right)-c\left(2N_\phi^{1/2}\tan\phi+1\right)\Big\}$$

$$\left.+c\frac{2\tan\phi+2N_\phi^{1/2}+N_\phi^{-1/2}}{N_\phi^{1/2}\tan\phi+N_\phi-1}\right]$$

$$-c\cdot D_1\frac{2\tan\phi+2N_\phi^{1/2}+N_\phi^{-1/2}}{N_\phi^{1/2}\tan\phi+N_\phi-1} \qquad (3.1)$$

x축 방향으로 흙의 단위 두께당 한개의 말뚝에 작용하는 수평력 p는 AA′평면과 BB′평면에 작용하는 수평력의 차이이며 다음과 같이 얻어진다.

$$p=p_{BB'}-D_2\{\sigma_x\}_{x=0}$$

$$=cD_1\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^{N_\phi^{1/2}\tan\phi+N_\phi-1}\left[\frac{1}{N_\phi\tan\phi}\right.$$

$$\left\{\exp\left(\frac{D_1-D_2}{D_2}N_\phi\tan\phi\tan\left(\frac{\pi}{8}+\frac{\phi}{4}\right)\right)\right.$$

$$-\left(2N_\phi^{1/2}\tan\phi+1\right)\Big\}$$

$$\left.+\frac{2\tan\phi+2N_\phi^{1/2}+N_\phi^{1/2}}{N_\phi^{1/2}\tan\phi+N_\phi-1}\right]$$

$$-c\left\{D_1\frac{2\tan\phi+2N_\phi^{1/2}+N_\phi^{1/2}}{N_\phi^{1/2}\tan\phi+N_\phi-1}\right.$$

$$\left.-2D_2N_\phi^{1/2}\right\}+\frac{\gamma z}{N_\phi}\left\{D_1\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^{(N_\phi^{1/2}\tan\phi+N_\phi-1)}\right.$$

$$\left.\times\exp\left(\frac{D_1-D_2}{D_2}N_\phi\tan\phi\tan\left(\frac{\pi}{8}+\frac{\phi}{4}\right)\right)-D_2\right\} \qquad (3.2)$$

여기서 $N_\phi=\tan^2(\pi/4+\phi/2)$이며, 소성변형을 하는 토층의 억지말뚝에 발생하는 총수평력은 토층의 깊이에 대하여 식 (3.2)를 적분하여 얻어진다. 따라서 사질토의 경우 점착력 c값을 0으로 놓으면 수평력 p는 다음 식 (3.3)와 같이 얻어진다.

$$p=\frac{\gamma z}{N_\phi}\left\{D_1\left(\frac{D_1}{D_2}\right)^{(N_\phi^{1/2}\tan\phi+N_\phi-1}\times\exp\right.$$

$$\left.\left(\frac{D_1-D_2}{D_2}N_\phi\tan\phi\tan\left(\frac{\pi}{8}+\frac{\phi}{4}\right)\right)-D_2\right\} \qquad (3.3)$$

또한 점성토의 경우에 내부마찰각 ϕ는 점성토에서 무시할 수 있으므로 내부마찰각 ϕ를 0으로 놓으면 다음의 식 (3.4)가 얻어진다.

$$p=c\left\{D_1\left(\frac{D_1-D_2}{D_2}\tan\frac{\pi}{8}+3\log\frac{D_1}{D_2}\right)\right.$$

$$\left.-2(D_1-D_2)\right\}+\gamma z(D_1-D_2) \qquad (3.4)$$

3.2 말뚝의 안정해석

억지말뚝을 사용해서 보다 효과적으로 사면의 안전율을 증대시키기 위해서는 말뚝이 수평력에 대해서 저항할 수 있는 충분한 강성을 가져야만 한다. 활동면상의 토괴에 의하여 말뚝이 그림 3. 1과 같이 $p(\bar{z})$의 측방토압을 받는다고 생각하면 수평력을 받는 주동말뚝의 해석법이 적용될 수 있다. 단 수동말뚝의 경우는 활동면상의 말뚝에 작용하는 측방토압이 분포하중이 된다. 이 측방토압을 하중 분포로 취급할 경우 말뚝에 관한 기본 방정식은 활동면 아래의 말뚝이 활동면 위의 수평력에 기인된 말뚝의 변형과 비례하는 흙으로부터의 수평반작용에 의하여 지배된다는 가정하에 다음의 미분방정식이 활동면의 상하부에 대하여 말뚝의 안정해석을 위해서 사용된다. 여기서 활동면아래의 말뚝에 작용하는 수평반력이 말뚝변형에 비례한다고 가정하면 기본방정식은 다음과 같이 얻어질 수 있다.

$$E_p I_p \frac{d^4 y_1}{d\bar{z}^4} = p(\bar{z}) \qquad (-H \le \bar{z} \le 0) \qquad (3.5)$$

$$E_p I_p \frac{d^4 y_2}{d\bar{z}^4} = E_s y_2 \qquad (\bar{z} \ge 0) \qquad (3.6)$$

여기서, E_p= 말뚝의 탄성계수

E_s= 흙의 탄성계수

I_p= 말뚝의 단면2차 모멘트

y_1= 활동면위의 말뚝의 변형

y_2= 활동면 아래의 말뚝의 변형

$p(z)$, $p(\bar{z})$=줄말뚝에 작용하는 수평력 (분포수평하중)

H'=말뚝두부에서 활동면까지의 거리

H=지표면으로부터 활동면까지의 거리

z=지표면으로부터의 깊이

$\bar{z}$=(z−H), 활동면으로부터의 깊이

$\bar{z} \to \infty$에서 $y_2=0$인 경계조건하에서 식 (3.5), (3.6)을 풀면 말뚝변형의 일반해를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$y_1 = a_0 + a_1 \bar{z} + a_2 \bar{z}^2 + a_3 \bar{z}^3 + f(\bar{z}) \qquad (3.7)$$

$$y_2 = e^{-\beta \bar{z}} (A \cos \beta \bar{z} + B \sin \beta \bar{z}) \qquad (3.8)$$

여기서, a_0, a_1, a_2, a_3, A, B는 적분상수이며 이 적분상수들은 활동면에서의 말뚝의 연속성과 말뚝두부의 고정조건에 의하여 결정되어진다. $f(\bar{z})$는 $p(\bar{z}) / E_p I_p$의 4차 무한적분에서 적분상수 a_0, a_1, a_2과 a_3를 제외하는 해의 나머지이고 $\beta = \sqrt[4]{E_s / 4E_p I_p}$이다.

$$p(\bar{z}) = f_1 + f_2 \bar{z} \qquad (3.9)$$

여기서 f_1, f_2는 식 (3.5), (3.6) 와 (3.7), (3.8)에서 얻어지는 상수이다.

암반과 같이 말뚝의 강성에 비하여 지반의 강성이 큰 경우를 제외하면 일반적으로 말뚝의 파괴는 휨응력에 의하여 발생한다. 따라서 통상 말뚝의 안정에 대한 안전율 FS_{pile}는 허용휨응력 σ_{all}와 최대휨응력 σ_{max}의 비로 다음과 같이 구한다.

$$FS_{pile} = \sigma_{all} / \sigma_{max} \qquad (3.10)$$

상기와 같은 휨파괴가 발생하지 않을 경우 말뚝의 전단응력에 대한 말뚝의 안전율 FS_{pile}는 허용휨응력 τ_{all}와 최대휨응력 τ_{max}의 비로 다음과 같이 구하며 안전율이 1보다 클 경우 안정이 확보될 수 있다.

$$FS_{pile} = \tau_{all} / \tau_{max} \qquad (3.11)$$

3.3 말뚝을 포함한 사면의 안정

사면의 안정은 활동을 일으키려는 힘 F_d와 이에 저항하는 힘 F_r 사이의 비교에 의하여 해석할 수 있다. 저항력 F_r은 그림 3.1(b) AB면에서의 말뚝의 반력 F_{rp}와 사면의 활동면 CAD를 따라서 저항하는 전단저항력 F_{rs}를 합한 저항력으로 구할 수 있으며, 사면의 안정에 대한 안전율 FS_{slope}는 다음과 같이 표현된다.

$$FS_{slope} = \frac{F_r}{F_d} = \frac{F_{rs} + \sum F_{rp}}{F_d} \qquad (3.12)$$

F_{rs}, F_a는 분할법과 같은 일반적인 사면안정 해석법으로 구할 수 있다. 한편 각 줄말뚝의 저항력 F_m는 말뚝의 반력을 말뚝의 중심간 간격 D_1으로 나누어 줌으로써 얻을 수 있다.

즉

$$F_m=\frac{1}{D_1}\int_{H-H'}^{H} p(\bar{z})dz \qquad (3.13)$$

말뚝이 전단파괴를 일으킬 것으로 예상되는 경우는 F_m가 활동면에서의 말뚝의 전단저항력으로 계산되어야 한다. 위의 방정식의 안전율이 소요 최소안전율보다 크면 사면은 안전하다.

4. 모형말뚝 재하시험

4.1 실험 계획

단면의 변화에 따른 지지력의 변화를 알아보기 위하여 총 10회의 실험을 수행하였으며, 구체적인 실험계획은 표 4.1에 나타내었다. 지반의 상대밀도는 40%(느슨), 70%(조밀) 두가지 상태로 조성되었으며, 구속압력은 1.0kg/cm^{2}를 작용시켰다.

표 4.1 실험 계획

Loading type	Dr(%)	Angle α(deg)	Remarks
Compression	40	10,20,30,40,50	그림4.1 참조
	70	10,20,30,40,50	

4.2 토조 및 시료

시험용 토조(calibration chamber)의 외곽은 콘크리트로 구성된 형태로 수평 방향의 변형률의 변화 $d\varepsilon_h=0$, 수직 방향의 압력 σ_v는 일정한 상태이다. 제작된 실험용 토조는 높이 137cm, 내경 120cm, 외경 160cm의 콘크리트로 된 원통형이며(그림 4.1), 지반조성을 위하여 사용한 시료는 인천 연안의 바다에서 채취한 모래로 공기중에서 장시간 건조시켰다. 이 시료는 균등계수(Cu)가 1.68이고 곡률계수(Cg)가 0.92로 통일분류법상으로는 SP에 해당되며 비중은 2.70이다. 시료의 강도 정수와 모형말뚝의 벽면 마찰각은 직접 전단시험으로부터 구해졌으며, 전단시험시 시료조성은 모래지반 조성에 때와 마찬가지로 Undercompaction 방법에 의하여 이루어졌다. 표 4.2는 각각의 상대밀도에 대한 내부마찰각, 잔류마찰각, 벽면마찰각을 나타낸 것이다.

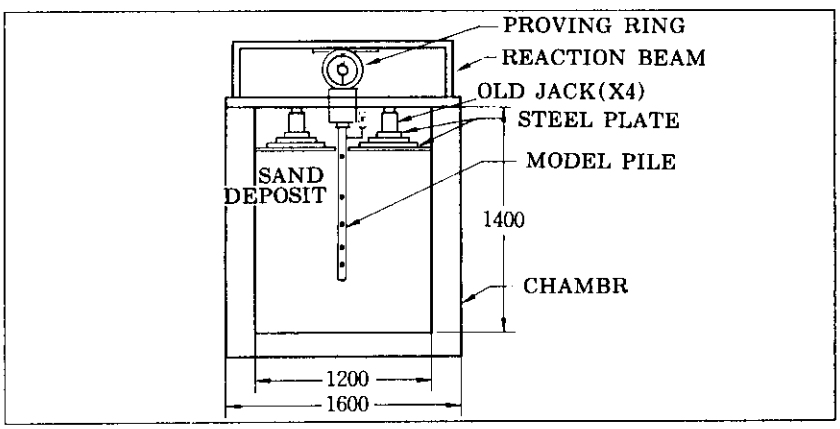


그림 4.1 시험용 토조의 모식도

표 4.2 모래의 전단강도 특성

Dr(%)	r_t(g/cm³)	ϕ(°)	ϕ_r(°)	δ(°)
40	1.495	38	32	18
70	1.548	40	26	20

4.3 모형말뚝

말뚝은 그림 4.2와 같은 모양으로 두께 2mm의 강철판을 이용하여 제작되었으며, 표 4.3에 크기를 나타내었다.

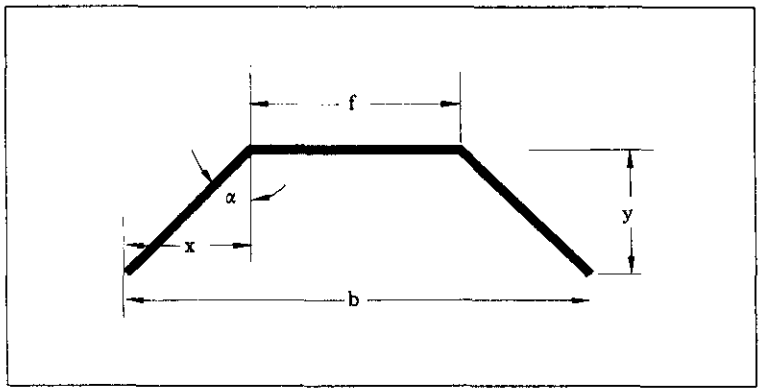


그림 4.2 모형 Sheet Pile

표 4.3 모형 sheet pile의 치수

f=75mm		L=150mm		
α°	y	x	b=f+2x	f/b
10	36.93	6.51	88.02	0.85
20	35.24	12.83	100.65	0.75
30	32.48	18.75	112.50	0.67
40	28.73	24.10	123.21	0.61
50	24.11	28.73	132.45	0.57

4.4 실험 및 실험결과

하중재하를 위해 5톤 용량의 유압잭이 사용되었으며 반력장치는 철제보를 만들어 토조 상단에 연결하였다. 또한, 침하량 측정을 위해 0.01mm 다이알 게이지가 사용되었으며, 시험은 C. R. P 방식을 이용하여 모든 말뚝에 대해 행해졌으며, 0.4mm/min.의 속도로 하중을 재하하며 침하량을 측정하였다.

그림 4.3에는 모형말뚝에 대한 시험결과를 나타내었다. 그림에서 P는 인발시험을 의미하며 C로 시작되는 것은 압축시험을 의미한다. 보는 바와 같이 상대밀도 70%인 경우에는 α =20°인 경우 최대 지지력을 보이며 상대밀도 40%인 경우에는 약 30°에서 최대지지력을 보인다. 전반적으로 각도 α=20~30°에서 지지력

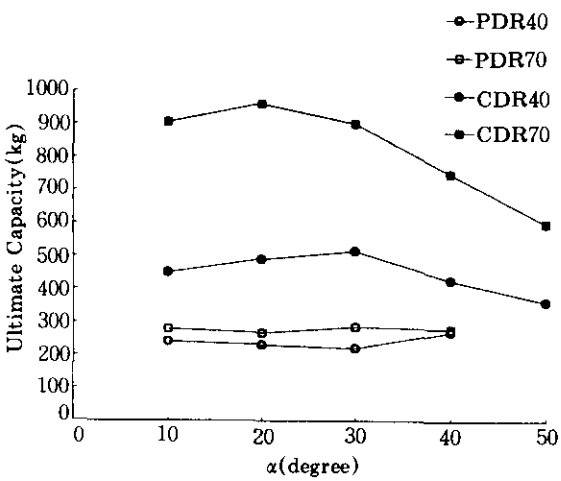


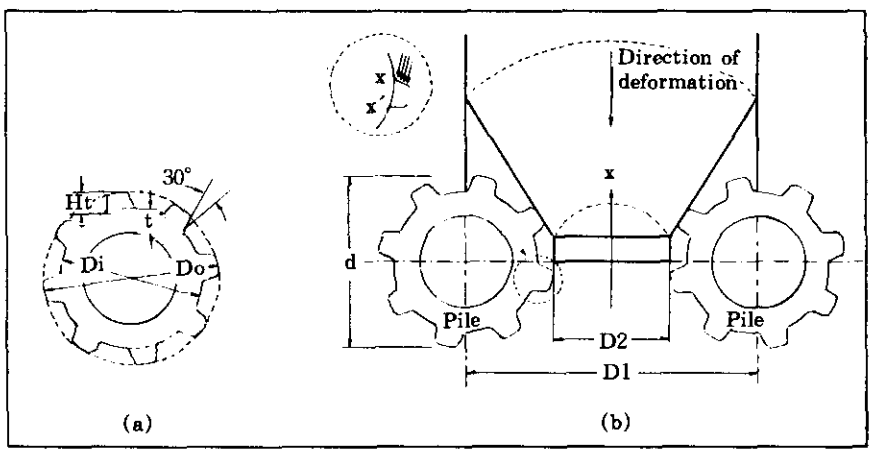
그림 4.3 α의 변화에 따른 극한지지력

이 최대인 값을 나타내고 있으며 각도가 증가함에 따라 지지력이 감소함을 보인다. 또한 그림 4.3에서 인발시험의 결과를 보면 압축시험의 경우와는 달리 각도에 따른 지지력의 변화가 거의 없음을 알 수 있다. 이로부터 압축시험의 경우에는 개구정도가 어느 한도를 넘어서부터 말뚝선단부에서 주변흙의 다짐으로 인한 부분적인 폐색효과가 일어나 지지력이 커지는 것으로 추정되나 향후 이에 대한 연구는 보완되어야 할 것으로 보인다.

5. 해석 결과 및 고찰

5.1 모형말뚝

본 연구에서는 기존의 PC말뚝과 동등한 단면적을 갖는 돌출부를 가진 직경이 40, 50, 60cm인 외부돌출 기어형말뚝(이하 기어형말뚝이라 함, 그림 5.1)의 돌출부의 수를 6, 8, 10, 12개, 각각에 대해서 돌출부의 높이를 3, 4, 5cm로 하는 말뚝을 해석대상으로 하였다. 돌출부가 이루는 각도는 모형시험을 바탕으로 α =30°로 하였으며, 돌출부높이의 결정은 그림 5.1(b)에 나타낸 돌출부 XX′단면의 전단력에 대한 검토를 바탕으로 하였다. 또한, 말뚝의 두께는 KSF4303, BS8004, DIN4026을 참고로 하여 결정하였다. 이들 문헌에 의하면 최소 피복두께는 20~25mm이며 그 두께는 말뚝의 강도와 관계되고 말뚝의 설계강도가 클수록 감소한다. 그림 5.1에는 기어형말뚝의 단면과 소성변형 상태를 나타내었다. 돌출부가 전단력에 대하여 안전하다면 소성변형 상태는 그림 5.1(b)로 나타낼 수 있으며 이에 대한 일반식은 앞의 3.1절에서 기술한 바와 같다고 볼 수 있다. 아래의 표 5.1과 5.2에는 원형말뚝의 단면과 기어형말뚝 단면의 제원을 보였다. 표에서 Dia는 말뚝의 직경, Deq는 기어형말뚝의 등가직경, 즉 같은 단면적을 갖는 원형말뚝의 직경, t는 말뚝몸체부의 두께, As는 말뚝의 단면적, Ip는 말뚝의 단면2차모멘트이다.



(a) 기어형 말뚝의 단면 (b) 소성변형 상태

그림 5.1

표 5.1 원형말뚝의 단면 특성

Dia.(cm)	t(cm)	As(cm^2)	Ip(cm^4)
40	7	725.71	103232
50	8	1055.58	2411199
60	9	1441.99	483427

표 5.2 기어형 말뚝의 단면 특성

(a) Ht.=3cm 주 : 길이는 cm, Ip는 cm^4

Deq	N	t	Di	Do	Ip
40	6	7	18.67	21.67	150800
50		8	23.64	26.64	341600
60		9	28.61	31.61	667300
40	8	7	18.75	21.75	147200
50		8	23.70	26.70	333500
60		9	28.66	31.66	651600
40	10	7	18.82	21.82	144000
50		8	23.76	26.76	327,600
60		9	28.71	31.71	641200
40	12	7	18.89	21.89	141100
50		8	23.82	26.82	322,700
60		9	28.77	32.77	633700

(b) Ht.=4cm

Deq	N	t	Di	Do	Ip
40	6	7	18.30	22.30	153315
50		8	23.62	27.24	343252
60		9	28.20	32.20	666739
40	8	7	18.44	22.44	149059
50		8	23.35	27.35	334641
60		9	28.29	32.29	650674
40	10	7	18.57	22.57	144994
50		8	23.46	27.46	327,825
60		9	28.38	32.38	639003
40	12	7	18.70	22.70	141115
50		8	23.56	26.56	321136
60		9	28.47	32.47	629188

(c) Ht.=5cm

Deq	N	t	Di	Do	Ip
40	6	7	17.98	22.98	163907
50		8	22.88	27.88	363,800
60		9	27.81	32.81	701803
40	8	7	18.18	23.18	157618
50		8	23.04	28.04	352433
60		9	27.95	32.95	683015
40	10	7	18.38	23.38	151542
50		8	23.21	28.21	342996
60		9	28.09	33.09	667782
40	12	7	18.58	23.58	145442
50		8	23.38	28.38	334007
60		9	28.23	33.23	653991

5.2 원형 및 기어형 외말뚝의 거동 비교

5.2.1 프로그램 및 입력자료

수평력을 받는 말뚝의 해석에는 컴퓨터 프로그램 LPILEPLUS(Reese and Wang, 1993)를 사용하였으며, 이 프로그램은 말뚝을 보-기둥으로서 취급하고 흙은 비선형의 Winkler type의 모델로 이상화시킨 것으로 말뚝에 가해지는 하중조건에 따른 말뚝의 극한모멘트, 측방토압 및 변형에 대한 계산치를 얻을 수 있다. 본 논문에서 말뚝의 거동을 해석하기 위한 입력자료는 다음과 같다.

- 말뚝의 길이 10m
- 말뚝두부에서의 횡하중 29.42 kN(≒3ton)
- 흙의 단위중량 18.07 kN/m^3
- 흙의 점착력 36kN/m^2
- 흙의 마찰각 0 degree
- 콘크리트의 강도 40,000 kN/m^2
- 보강재의 항복강도 15,000,000 kN/m^2
- 강재의 탄성계수 200,000,000 kN/m^2

(※1kN=0.102ton, 100kN/m^2=1.02kg/cm^2)

5.2.2 수평하중에 의한 변형량 비교

그림 5.2 a), b), c)는 각각 직경이 40, 50,

60cm인 두부자유 말뚝에 3톤의 수평하중을 가했을 때, 돌출부의 높이에 따른 말뚝두부의 변형량을 도시한 것으로 돌출부의 수를 6개에서 12개까지 증가시키면서 말뚝두부 변형량의 변화 추이를 보였다. 여기서 직경(Dia.)은 원형말뚝의 경우 외경, 기어형말뚝의 경우는 원형말뚝에 상응하는 면적을 가진 단면에 대한 등가외경이고 Ht.는 기어형 말뚝의 돌출부의 높이이다. Circle은 원형말뚝 그리고 6, 8, 10, 12는 기어형말뚝에 있어서 돌출부의 수를 뜻한다. 그림 5.2에서 보는 바와 같이 일반적으로 동일직경의 말뚝에 대하여 돌출부의 높이가 증가하면 말뚝두부의 횡변형량이 감소하는 경향을 보인다. 이는 궁극적으로 말뚝단면의 변화로 인한 단면2차모멘트의 증가에 기인한다.

돌출부의 수에 따른 말뚝두부의 변형은 원형말뚝의 변형량을 기준으로 하였을 때 기어형말뚝은 그림 5.2a)에 보인 바와 같이 직경이 40cm이며 돌출부의 높이가 3, 4, 5cm일 때 각각 21~25%, 21~26%, 23~30%의 변형량 감소효과를 나타내었다. 또한 돌출부의 수가 증가함에 따라서 말뚝의 변형량은 약간 증가하는 것으로 나타났다. 따라서 등가단면적의 기어형말뚝은 돌출부의 수에 따라 최대 30% 정도의 말뚝두부의 변형량 감소효과가 있다. 그림 5.2 b), c)에 보인 바와 같이 직경이 50cm와 60cm일 경우도 유사한 경향을 보인다.

같은 하중 및 지반조건하에서 기어형말뚝의 돌출부높이가 3cm이고 그 수가 12개이며 직경 40, 50, 60cm인 경우, 직경별로 말뚝의 변형량을 비교하면 기어형말뚝은 원형말뚝에 비하여 각각 21%, 20%, 15%의 변형량 감소를 나타냈으며 직경이 큰 말뚝에서 감소효과가 작게 나타나는 이유는 직경이 증가함에 따라서 직경에 대한 돌출부의 상대적인 높이가 감소하기 때문이다.

돌출부 높이의 영향은 그림5.2(a)에서 직경이 40cm인 말뚝을 비교해 보면 기어형말뚝에 있어서 돌출부의 수가 12개이며 돌출부의 높이가 3, 4, 5cm일때 각각 4.83, 4.83, 4.72mm의 변형이 발생하였다. 같은 직경에서 돌출부의 높이가 높을수록 변형량이 줄어듬을 보여준다. 또한 돌출부의 높이에 따른 변형량의 감소에 있어서 돌출부의 높이가 3~4cm 사이에서보다 4~5cm에서 그 감소의 변화가 뚜렷하다. 이는 단면2차모멘트의 증가가 이 구간에서 더 큰것에 기인한 것이다. 그림 5.2 b), c)에 나타낸 직경이 50cm와 60cm일 경우도 비슷한 경향을 보인다.

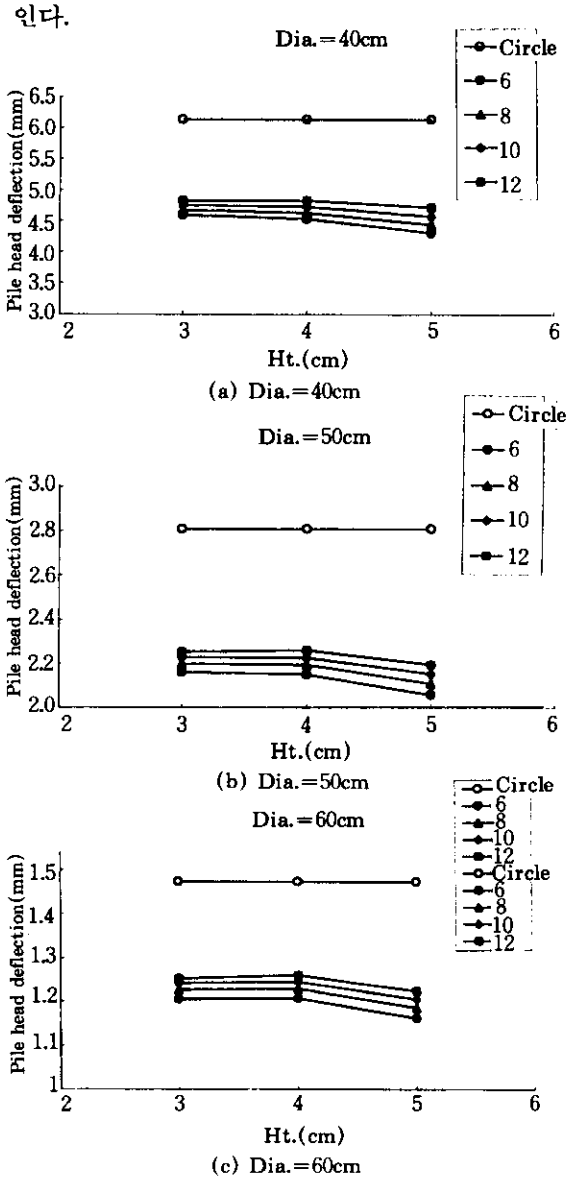


그림 5.2 돌출고가 말뚝두부변형에 미치는 영향

5.2.3 허용 변위에 따른 하중 비교

본 절에서는 말뚝두부의 허용변위를 5~10mm까지 변화시키면서 이에 상응하는 원형말뚝과 기어형말뚝의 허용수평하중의 변화를 고찰하였다.

그림 5.3 a), b), c)는 직경 40, 50, 60cm인 말뚝의 최대 허용수평하중을 나타낸 것으로 기어형 말뚝의 돌출부의 수를 6개~12개까지 증가시키면서 원형말뚝과의 변화 추이를 보였다. 돌출부의 수가 증가하면 허용수평하중은 감소하고 허용변형량이 커짐에 따라서 돌출부 수에 대한 영향이 커짐을 볼 수 있다. 또한 직경이 증가함에 따라서 허용변위의 증가에 따른 허용수평하중의 변화 폭이 커지는 것을 보인다.

그림 5.3 a)에서 직경 40cm, 돌출부의 높이 5cm인 기어형말뚝의 돌출부 수에 따른 허용수평하중의 변화를 보면, 돌출부의 수가 6개인 경우 원형말뚝보다 약 12%의 허용수평하중의 증가를 보였으며, 12개인 경우는 9%의 증가를 보였다. 이러한 증가율은 허용수평변위량의 크기에 관계없이 거의 같은 증가율을 보였다.

또한 그림 5.3 a)와 c)에 나타낸 각각 직경이 40cm와 60cm이고 돌출부의 높이가 5cm인 기어형말뚝의 말뚝두부의 변형량과 허용수평하중의 관계로부터 돌출부의 수가 같고 허용변위량이 5mm와 10mm일 때의 허용수평하중을 비교해 보면 직경이 40cm일 때 17.3KN와 30.9KN이며, 직경이 60cm 일때 22.7KN와 45.4KN임을 알 수 있다. 즉 직경이 커짐에 따라서 허용변위량의 증가에 따른 허용수평하중의 증가폭이 커짐을 보여준다. 직경이 40cm인 경우 돌출부의 수가 6개이면 원형 말뚝에 비해 12%가 증가하고 12개이면 9%가 증가하는데 비하여 60cm인 경우 돌출부 수가 6개와 12개에 대해서 8%와 10%만이 증가하였다. 즉 직경이 증가함에 따라서 원형에 대한 기어형말뚝의 허용수평하중의 증가율이 감소함을 보여준다. 이는 말뚝직경이 증가함에 따라서 말뚝 돌출부의 높이와 말뚝 직경의 비가 감소하기 때문이다.

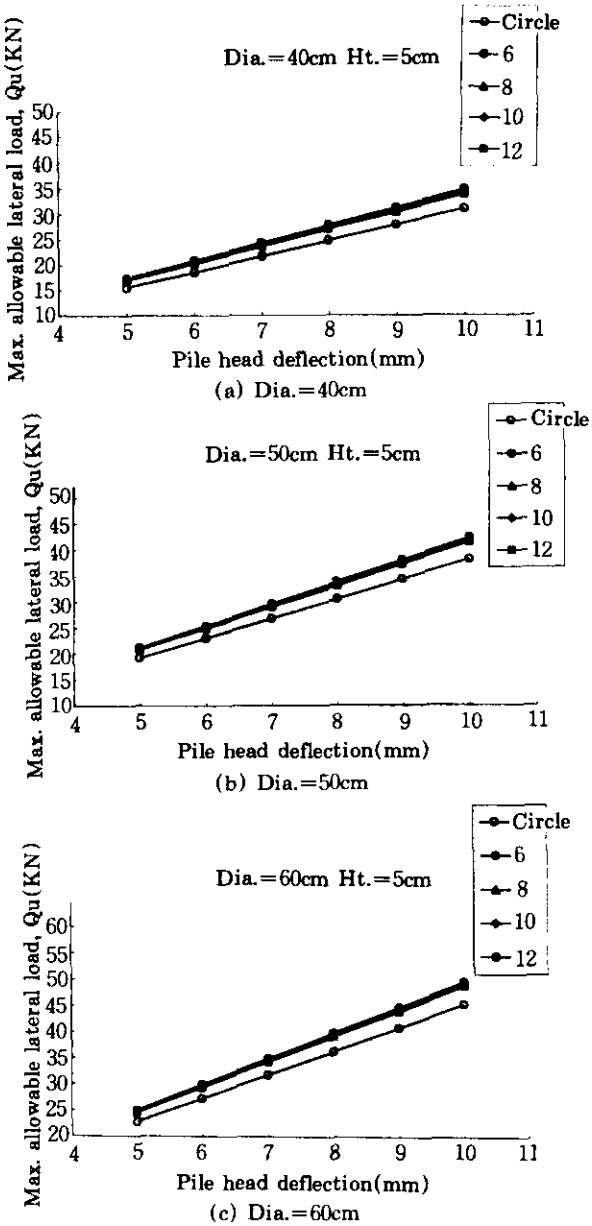


그림 5.3 허용변형량에 대한 횡하중 비교

5.3 사면의 안전율

본 절에서는 임의의 불안정한 사면을 가정하고 이 사면에 대한 보강책으로 억지말뚝을 이용하여 사면의 안정을 증진시키는데 있어서 원

형말뚝과 기어형말뚝의 보강으로 인한 사면의 안전율 증진효과를 검토하였다.

5.3.1 모델사면

그림 5.4에는 해석대상으로 하는 원사면과 말뚝으로 보강한 경사 1:1.5 사면을 나타냈다. 흙의 단위중량 $\gamma=16.67KN/m^3$, 흙의 점착력 $c=18.63KN/m^2$, 흙의 내부마찰각 $\phi=0$으로 가정 하였으며 Janbu의 간편법에 의한 모델사면의 안전율은 1.08이다. 사면의 안전율 증진을 목적으로 사면정점의 후방 1m 지점에 억지말뚝을 사용하는 것으로 가정하였다. 사면의 안전율 계산은 범용프로그램을 사용하였으며 보강된 말뚝이 사면에서 받는 토압은 식 (3.3)으로 계산하였다.

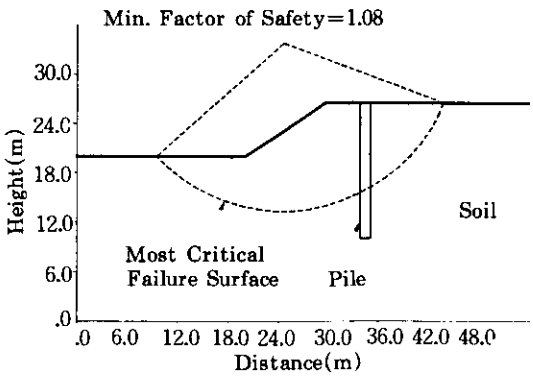


그림 5.4 모형사면과 사면안정해석 결과

5.3.2 원형말뚝과 기어형 말뚝의 안전율 비교

(1) 돌출부의 수

그림 5.5, 5.6, 5.7에서 보는 바와 같이 돌출부의 높이, 말뚝의 직경, 말뚝의 간격 중 어느것을 상수로 결정하여도 기어형말뚝간의 안전율의 증가량은 약간의 차이만이 있으며, 돌출부의 수가 증가할수록 사면의 안전율이 증가하는 경향을 보이나 원형말뚝에 비하여 안전율의 증가량은 훨씬 큼을 알 수 있다.

(2) 돌출부의 높이

그림 5.5 a), b), c)는 말뚝 중심사이의 간격이 1.5m이며 직경이 각각 40, 50, 60cm일 경우의 원형말뚝과 기어형말뚝의 돌출부 높이와 수를 증가시킴에 따른 안전율의 관계를 보여주고 있다.

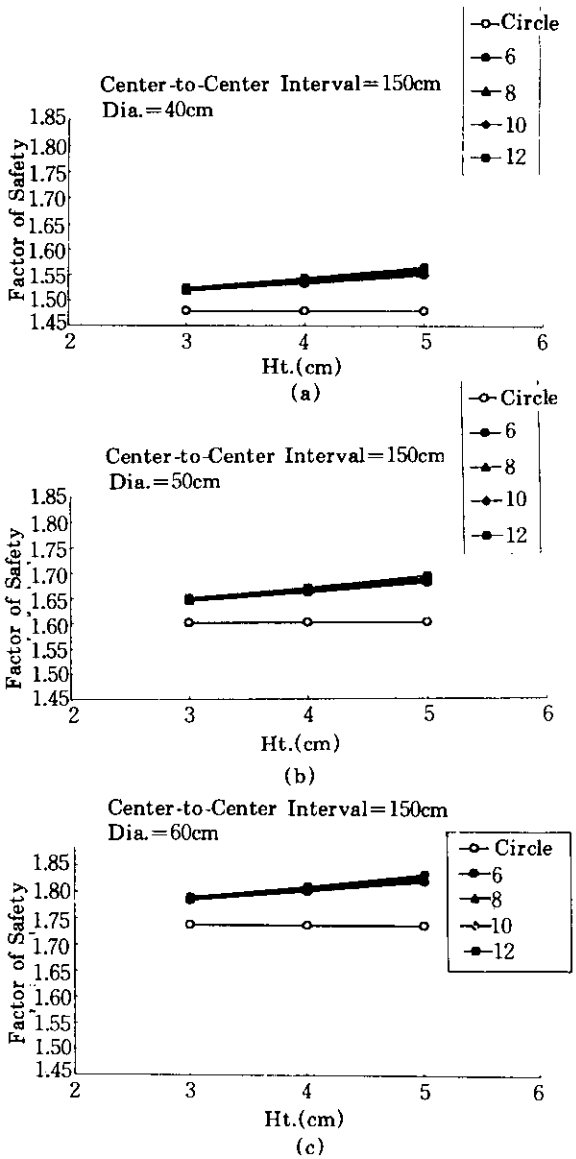


그림 5.5 돌출고 Ht가 사면의 안전율에 미치는 영향
(a) center-to-center interval=150cm, Dia.=40cm
(b) center-to-center interval=150cm, Dia.=50cm
(c) center-to-center interval=150cm, Dia.=60cm

전체적으로 돌출부의 수에 관계없이 돌출부의 높이가 증가할수록 안전율이 증가함을 보여준다. 이는 식 (3.4)와 그림 5.1 b)에서 알 수 있는 바와 같이 말뚝사이의 순간격이 줄어들면 말뚝이 받는 횡토압이 증가하기 때문이다. 그림 5.5 a)에서 직경 40cm인 기어형말뚝중 안전율이 가장 작은 것은 돌출부높이 3cm, 돌출부의 수 6개인 경우로 안전율은 1.52이었으며, 안전율이 가장 큰 것은 돌출부높이 5cm, 돌출부의 수 12개인 말뚝으로 1.57을 나타냈다. 또한 원형말뚝을 포함한 사면의 경우보다 4~6%의 안전율 증대효과를 가지고 있다. 안전율의 증가정도면에서 볼때 3cm와 4cm의 구간보다는 4cm와 5cm의 구간에서가 증가정도가 더 크다.

(3) 말뚝의 직경

그림 5.6 a), b), c)는 말뚝 중심사이의 간격이 1.5m인 경우 원형말뚝과 돌출부 높이가 각각 3, 4, 5cm인 기어형말뚝의 직경과 돌출부의 수를 증가시킴에 따른 안전율의 관계를 보여주는 것이다. 그림 5.6 c)에서 돌출부의 수가 10개인 경우에 직경이 40cm에서 50cm로 증가하면 안전율은 1.57에서 1.69로 증가하고 직경이 50cm에서 60cm로 증가하면 안전율은 1.69에서 1.84로 증가한다. 전자의 경우 그 차이는 0.12이고 후자의 경우는 0.15 이다. 즉 직경이 증가할수록 안전율의 증가율은 증가하며 이는 말뚝간의 순간격의 감소에 기인된 것이다. 직경의 증가에 따른 사면안전율의 변화는 말뚝의 종류와 관계없이 말뚝의 직경이 증가함에 따라 사면안전율이 증가하며, 기어형 말뚝간에는 돌출부의 높이가 같은 경우 돌출부의 수가 안전율에 미치는 영향은 거의 없는 것으로 나타났다. 이는 앞에서 언급한 바와 같이 사면안전율의 증가는 말뚝사이의 간격에 좌우되기 때문이다. 또한 기어형억지말뚝을 포함한 경우의 사면은 원형말뚝을 포함한 사면의 경우보다 4~6%의 안전율 증대효과를 가지고 있음을 그림 5.6에서 알 수 있다.

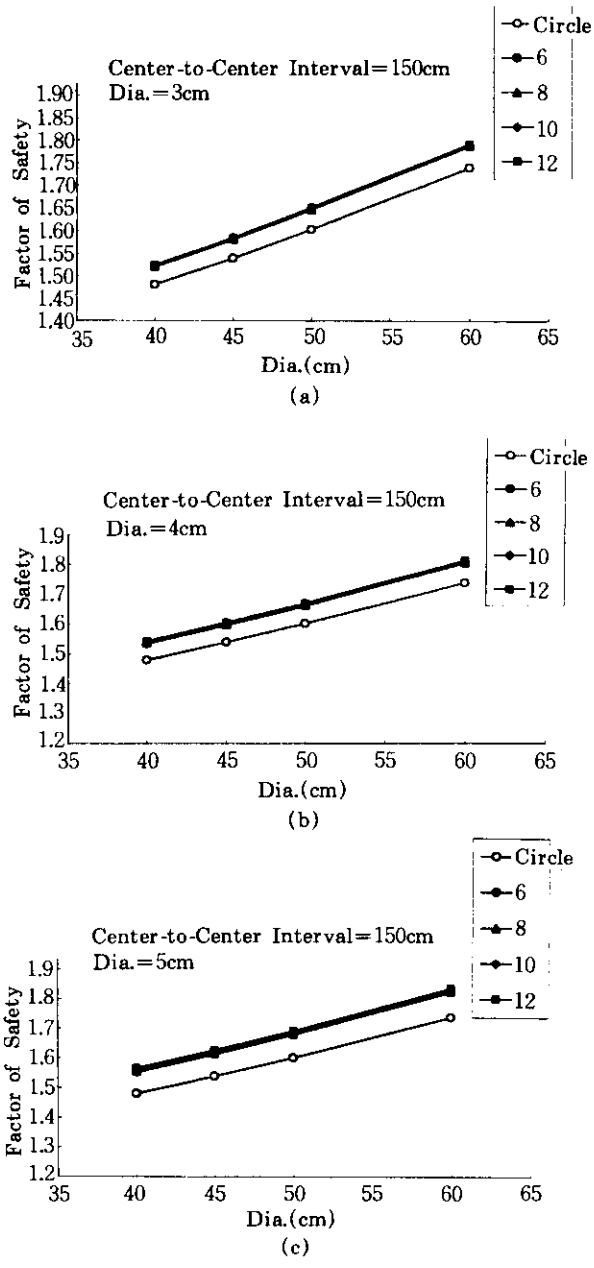
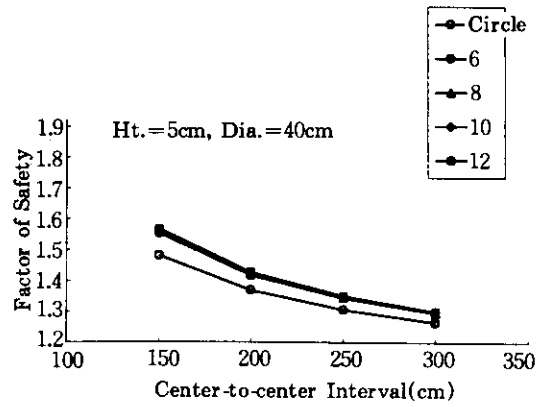
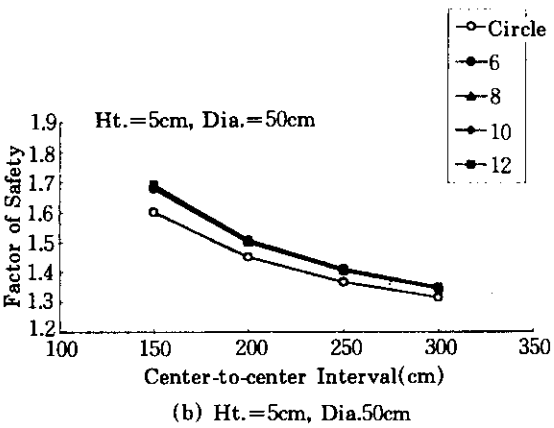


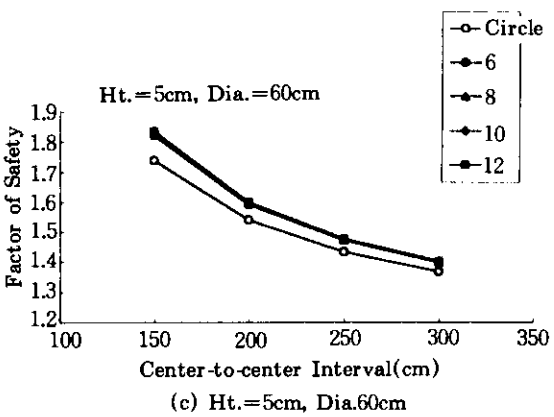
그림 5.6 말뚝직경이 사면의 안전율에 미치는 영향
(a) center-to-center interval=150cm, Ht.=3m
(b) center-to-center interval=150cm, Ht.=4m
(c) center-to-center interval=150cm, Ht.=5m



(a) Ht.=5cm, Dia.40cm



(b) Ht.=5cm, Dia.50cm



(c) Ht.=5cm, Dia.60cm

그림 5.7 말뚝중심간격이 사면의 안전율에 미치는 영향

(4) 말뚝간의 거리

그림 5.7 a), b), c)에는 직경이 40, 50, 60cm인 원형말뚝과 기어형말뚝의 돌출부높이가 5cm인 경우에 대하여 말뚝중심간의 간격과 기어수를 증가시킴에 따른 안전율의 관계를 나타내었다. 앞절에서 설명한 바와 같이 말뚝 중심사이의 간격이 커지면 안전율이 작아지며, 말뚝의 중심간 거리의 증가에 따라서 돌출부 수의 영향은 감소한다. 그림 5.8 c)에서 돌출부의 수를 12로하고 말뚝사이의 순간격을 1.5→2.0m, 2.0→2.5m, 2.5→3.0m로 증가함에 따라서 안전율의 감소율은 원형말뚝은 0.20, 0.11, 0.06이고 기어형말뚝은 0.24, 0.12, 0.08이다. 즉 말뚝의 중심간 간격의 감소에 따른 안전율의 증가율은 기어형말뚝이 원형말뚝보다 큼을 보여주고 말뚝 중심간의 간격이 증가함에 따라 안전율의 감소율은 줄어든다. 이는 그림에서도 알 수 있는 바와 같이 말뚝중심 간격이 아주 크다면 두 종류의 말뚝간의 사면안전율 증진효과는 같을 것이다.

또한 말뚝사이의 간격을 1.5→3.0m로 증가함에 따른 사면 안전율은 기어형말뚝의 경우가 원형말뚝보다 각각 간격이 3.0m인 경우 1%, 간격이 1.5m인 경우 6%의 안전율 증대효과를 가지고 있음을 그림 5.8에서 알 수 있다. 따라서 불안정한 모형사면에 대하여 두 종류의 말뚝을 사용하여 사면의 설계안전율 1.3을 만족시키기 위한 말뚝의 소요갯수를 산출하여 비교한 결과, 기존의 기성원형말뚝의 중심간의 거리는 직경이 40, 50, 60cm의 경우 각각 2.5, 3.1, 3.8m이었으나 등가직경의 기어형 말뚝은 각각 2.7~3m, 3.3~3.6m, 4~4.2m의 결과를 얻었다. 이러한 결과를 바탕으로 길이가 100m인 사면에 직경 40cm의 원형말뚝은 40개가 소요되는 반면에 기어형은 33개의 말뚝만이 소요된다. 직경 50cm인 경우는 32개의 원형말뚝이 소요되는 반면에 기어형의 경우는 28개의 말뚝이 소요된다. 따라서 사면이 상당히 길 경우 기어형말뚝을 사용하면 똑같은 안전율을 얻기 위하여 훨씬 말뚝의 수를 줄일 수 있어서 경제적이라 할 수 있을 것이다.

5. 결 론

본 연구에서는 기존의 원형PC말뚝과 단면형

태가 다른 등가단면적을 갖는 새로운 말뚝에 대하여 횡하중에 대한 거동을 고찰하였다. 기존의 원형PC말뚝과 제안된 말뚝을 대상으로 두 말뚝의 외말뚝으로서의 거동과 불안정사면의 억지말뚝으로서 안전율 향상효과에 관하여 비교·연구한 결과 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1) 모형강널말뚝에 대한 실험 결과 말뚝플랜지의 경사도가 약20~30도인 경우 연직방향의 최대지지력을 나타냈다.
2) 동일한 단면적을 가지고 수평하중을 받는 두 외말뚝의 두부변형량을 비교한 결과 기어형 말뚝은 원형말뚝에 비하여 15% 내지 30%가량의 변형량의 감소가 있다. 변형량 감소의 크고 작음은 기어형말뚝 돌출부의 수와 관계가 있고 그 수가 적을수록 변형량 감소효과는 더 큰 것으로 나타났다. 또한 같은 조건하에서 기어형 말뚝의 허용수평하중은 원형말뚝에 비하여 약 10%의 증가를 보이는 것으로 나타났다.
3) 불안정한 사면에서 억지말뚝으로서의 기어형말뚝은 기존의 원형말뚝보다 약 6%정도의 안전율 향상 효과가 있는 것으로 해석되었다. 해석대상으로한 사면에서 동일한 안전율을 갖기 위한 말뚝의 수를 검토한 결과, 사면의 길이에 따라 다르나 100m인 경우 기어형말뚝을 사용하면 15~20%까지 말뚝수량을 줄일 수 있어 더 경제적일 것으로 보인다.

감사의 글

본 연구는 인하대학교 교내연구비에 의하여 수행된 것으로 연구비 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Fukuoka, M., "The effects of horizontal loads on piles due to landslides," Proc. Speciality Session 10, 9th ICSMFE, Tokyo, 1977, pp. 27-42.
2. Fukumoto, Y., "Study on the behaviour of stabilization piles for landslides," Jour. of JSSMFE, Vol. 12, No. 2, 1972, pp. 61-73.
3. Hull, T. S., "Analysis of the stability of slopes with piles," 11th Southeast asian geotechnical conference, Singapore, 1993, pp. 639-643.
4. Ito, T. and Matsui, T., "Methods to estimate lateral force acting on stabilizing piles," Soils and Foundations, Vol. 15, No. 4, 1975, pp. 43-59.
5. Ito, T. and Matsui, T., "The effect of piles in a row on the slope stability," Proc. Speciality Session 10, 9th ICSMFE, Tokyo, 1977, pp. 81-86.
6. Ito, T. and Matsui, T. and Won Pyo Hong, "Design method for stabilizing piles against landslide - one row of piles," Soils and Foundations, Vol. 21, No. 1, 1981, pp. 21-37.
7. Ito, T. and Matsui, T. and Won Pyo Hong, "Extended design method for multi-row stabilizing piles against landslide," Soils and Foundations, Vol. 22, No. 1, 1982, pp. 1-13.
8. Poulos, H. G., "Analysis of piles in soil undergoing lateral momvement," Jour. SMFD, ASCE, Vol. 99, No. SM5, 1973, pp. 391-406.
9. Poulos, H. G. and Davis, E. H., *Pile foundation analysis and design,* John Wiley and Sons, New York, 1980, pp. 143-249.
10. Prakash, S. and Sharma, H. D., *Pile foundation in engineering practice,* John Wiley&Sons, A Wiley -International Publication, 1990, pp. 322-472.
11. Reese L. C. and Wang S. T., LPILEPLUS, Ensoft, Inc., 1993
12. Tomlinson, M. J., *Pile design and construction pratice,* A Viewpoint Publication, London, 1994, pp. 13-23.
13. 홍원표, "측방변형 지반속의 줄말뚝에 작용하는 토압," 대한토목학회 논문집, 제4권, 1호, 1984, pp. 59-68.

(접수일자 1997. 8. 29)