

연약 지반에 시공된 말뚝의 주면마찰력 산정 간편법

A Simplified Method for the Calculation of Skin Friction
on Piles in Soft Clay

김수일* · 정상섭** · 정성용***

Kim, Soo Il · Jeong, Sang Seom · Jung, Sung Yong

Abstract

The skin friction on single piles was investigated by using an analytical study and a numerical analysis. The emphasis was given to the variation of skin friction on piles based on the load transfer mechanism developed for the consolidation of a surrounding soft clay. Local yield or slip at the pile-soil interface was taken into account by specifying a limiting value of shear stress. The response of a single pile was analyzed and compared to the results of field case study. Based on the results obtained, it is shown that the skin friction on a pile increases as the degree of consolidation increases and the ultimate axial forces result from the long term behavior of clay corresponding to the end of the consolidation. It is also found that the analysis using one-dimensional consolidation theory as well as two or three-dimensional non-linear analysis gives relatively reasonable results.

요 지

본 연구에서는 연약지반에 시공한 단독말뚝에서 발생하는 주면마찰력과 이로 인해 유발되는 축하중 해석방법을 개발하고 해석결과를 유한요소해석 프로그램에 의한 예측결과 및 현장 실험값과 비교 분석하였다. 이때 말뚝과 지반의 접촉면에 국부파괴가 발생하는 경우(slip case)와 발생하지 않는 경우(no slip case)에 대해 고려하였다. 본 연구에서 말뚝의 지지층은 암반인 경우를 고려하였고 해석모형의 물성으로는 말뚝, 연약 지반, 암반층에 대하여 모두 일반적인 값들을 적용하였다. 해석결과를 유한요소해석 및 현장 실험값과 비교 분석한 결과, 말뚝에 발생하는 주면마찰력은 압밀도가 커짐에 따라 증가하며, 주면마찰력에 의해 유발되는 축하중은 압밀이 완료되는 시기에 최대의 값을 갖는다는 결론을 얻었다. 또한 복잡한 2차원 또는 3차원 비선형 거동 해석의에 간단한 1차원 압밀 이론을 적용한 해석 역시 비교적 정확한 결과를 얻을 수 있음을 알았다.

* 정회원 · 연세대학교 공과대학 토목공학과 교수

** 정회원 · 연세대학교 공과대학 토목공학과 박사후 과정

*** 정회원 · 연세대학교 공과대학 토목공학과 석사과정

1. 서 론

말뚝기초에서의 주변마찰력은 말뚝과 주변 지반과의 상호작용에 의한 상대적인 움직임으로 인해 발생한다. 일반적인 경우에 말뚝 상단에 작용하는 수직하중은 말뚝을 주변 지반에 대하여 상대적으로 하향으로 움직이게 한다. 이 하향의 변위는 말뚝 선단에서의 선단 지지력과 말뚝 주변에서의 마찰력의 합인 극한지지력으로 나타난다.

그러나 연약 점토층이나 최근에 성토나 매립한 압축성이 큰 지반에 시공한 말뚝기초에서는 말뚝 주변의 지반이 말뚝보다 상대적으로 많이 침하하는 경우가 발생한다. 이때 말뚝 주변의 전단응력은 하향으로 작용하며 이를 부주면마찰력(Negative Skin Friction)이라 한다. 부주면마찰력은 말뚝에 Downrag 하중으로 작용하여 말뚝의 지지력을 감소시킬 뿐 아니라 경우에 따라서는 설계하중이 극한지지력을 넘어서서 구조적 파괴를 발생시키기도 한다. 그러므로 주변마찰력의 정확한 산정은 말뚝의 설계, 시공 및 해석시 안전을 확보의 관건이라 할 수 있다.

단독말뚝에 발생하는 주변마찰력의 크기와 거동을 예측하기 위한 많은 방법들이 연구되어 왔는데 이러한 방법들은 크게 최대 전단 강도법(Maximum Friction Method), 탄성 또는 탄소성 해석 방법(Elastic or Elasto-Plastic Method), 하중 전달 곡선을 이용한 방법(Load Transfer Curve Method)의 세 가지 범주로 분류할 수 있다. 최대 전단 강도법은 말뚝에 발생하는 주변마찰력을 비배수 전단강도($\alpha \cdot Su$)⁽⁹⁾나 또는 유효응력($\beta \cdot \sigma_v'$)^(2,11)으로부터 해석하는 방법이다. 탄성 또는 탄소성 해석 방법은 지반의 전단강도에 대한 고려를 하지 않고 말뚝-지반의 구조를 Mindlin의 공식⁽⁷⁾ 혹은 유한요소해석(Finite Element Method)^(4,10)에 의해 하나의 연속체로 해석한다. Ng 등⁽⁵⁾은 1977년 탄성이론과 1차원 압밀 이론을 적용하여 압밀 진행에 따른 주변마찰력의 변화를 해석하였다. Coyle과 Reese⁽³⁾는 1966년과 1969년에 말뚝의 변위 대 전달하중(load transfer)과 흙의 전단강도비의 관계로 나타낸 하중 전달 곡선을 도출하였다. 1984년 Alonso등⁽¹⁾에 의해 Downrag 하중이 작용하는 말뚝의 하중과 변형의 관계가 하중 전달 곡선을 이용한 방법으로 계산되기도 하였다.

이처럼 기존에 말뚝의 주변마찰력에 관한 연구가

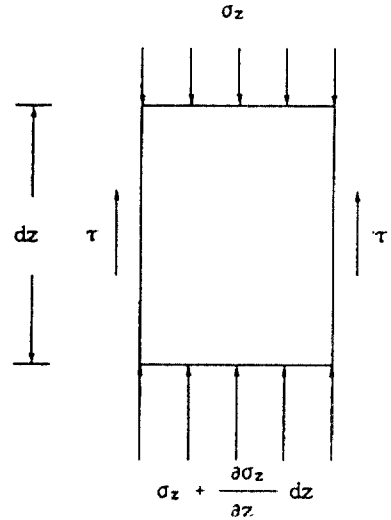


그림 1. 말뚝 요소의 자유도.

활발히 진행되어 왔지만 주변 지반의 압밀에 따른 주변마찰력의 거동에 관한 연구는 1977년 Ng 등, 1984년 Alonso 등에 의하여 이루어졌을 뿐 미흡한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 연약 지반에 시공된 단독 말뚝에서 발생하는 주변마찰력을 하중 전달 함수(Load Transfer Function) 개념을 적용하여 말뚝-지반 접촉면에 작용하는 주변마찰력을 정확히 산정하는 해석적 방법을 제시하고 이를 토대로 실제 설계에 반영할 수 있는 간편법을 제시하고자 한다.

2. 기본 해석

지반의 변위와 말뚝 변위의 상대적인 차이는 말뚝에 주변마찰력을 발생시키는 가장 중요한 요소이다. 말뚝 주변 지반의 침하는 지표면에 성토하중과 같은 상재하중이 작용하거나 지하 수위의 하강으로 인해 연약한 지반이 압밀되어 일어난다.

2.1 해석 공식의 도출

하중 전달 함수법을 이용하여 지반에 관입되어 있는 말뚝의 평형방정식을 그림 1과 같은 말뚝 요소의 자유도로부터 구하는 과정은 다음과 같다.

$$A_p \sigma_z - A_p \left[\sigma_z + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} \right] \cdot dz - p \cdot dz \cdot \tau = 0 \quad (1)$$

$$A_p \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + p \cdot \tau = 0 \quad (2)$$

$$\sigma_z = -E_p \cdot \varepsilon_z = -E_p \frac{\partial w_p}{\partial z} \quad (3)$$

식 (3)을 식 (2)에 대입하면

$$A_p \frac{\partial}{\partial z} \left[-E_p \frac{\partial w_p}{\partial z} \right] + p \cdot \tau = -A_p E_p \frac{\partial^2 w_p}{\partial z^2} + p \cdot \tau = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial w_p}{\partial z^2} - \frac{p}{A_p E_p} \tau = 0 \quad (5)$$

말뚝의 평형방정식은 식 (5)와 같이 유도되고 여기에서 A_p , E_p , w_p 는 각각 말뚝의 단면적, 탄성계수, 축방향 변위이고 σ_z 는 말뚝에 작용하는 수직응력, τ 는 전단응력, ε_z 는 변형률, p 는 말뚝의 윤변이다.

말뚝 요소에 대응하는 지반 요소의 연직 방향 평형방정식을 구하기 위하여 말뚝에 작용하는 전단응력을 말뚝의 연직 방향의 처짐의 함수로 표현한다.⁽⁸⁾ 즉 지반 요소의 평형방정식은

$$\frac{\partial}{\partial r} (r\tau) + r \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = 0 \quad (6)$$

과 같이 되고 여기에서 r 은 말뚝의 대칭축으로부터의 방사상 방향 거리이다. 말뚝에 하중이 가해질 때 말뚝 주변에 작용하는 수직응력의 변화는 전단응력의 gradient에 비해 훨씬 작으므로 식 (6)은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial r} (r\tau) \approx 0 \quad (7)$$

이때의 전단 응력 τ 는

$$\tau = G_s \gamma = G_s \frac{\partial w_s}{\partial r} \quad (8)$$

이다. 여기에서 G_s , w_s 는 각각 흙의 전단탄성계수 및 변위이고 γ 는 전단변형률이다. 식 (7)과 (8)은 w_s 에 대하여 다음과 같이 정리된다.

$$w_s = \frac{1}{G_s} C_1 \cdot \ln r + C_2 \quad (9)$$

여기서 C_1 , C_2 는 임의의 상수이다. 일반해를 얻기 위한, 말뚝과 지반의 상대 변위의 차를 고려하지 않을 때(no slip case)의 경계 조건은

$$\begin{aligned} w_s &= w_p \text{ at } r=r_o \\ w_s &= s_c \text{ at } r=r_m \end{aligned} \quad (10)$$

이다. 여기에서 r_o 는 말뚝의 반지름, r_m 은 말뚝에 의한 지반의 영향 반경으로 $r_m = 2.5 L(1 - \nu_s)$ ⁽⁸⁾이고 L 은 말뚝의 길이, ν_s 는 흙의 포아송비이다. 또 s_c 는 깊이 z 에서의 흙의 압밀 침하량이다. 식 (10)의 경계 조건을 도입하여 식 (9)를 풀면 식 (11)과 같은 말뚝에 작용하는 전달전단응력(transfer shear stress)을 얻는다.

$$\tau = \frac{G_s}{r_o} \frac{1}{\ln r_m/r_o} (s_c - w_p) \quad (11)$$

식 (11)을 식 (5)에 적용하여 유한차분법(Finite Difference Method)으로 정리하면

$$\frac{w_{pi+1} - 2w_{pi} + w_{pi-1}}{(\Delta z)^2} - \frac{p}{A_p E_p} \tau_i = 0 \quad (12)$$

$$w_{pi+1} = -(\Delta z)^2 \cdot \tau_i \cdot \frac{2}{E_p \cdot r_o} + 2w_{pi} - w_{pi-1} \quad (13)$$

과 같이 되고 이러한 개개의 말뚝 요소와 인접 지반과의 적합 관계를 식 (14)의 경계 조건을 적용하여 산정한다.

$$w_p = 0 \text{ at } z=0$$

$$w_p = \frac{(1 - \nu_b^2)}{E_b} \int_0^L \frac{G_s}{r_o} \frac{1}{\ln(r_m/r_o)} (s_c - w_p) \cdot dz \text{ at } z=L \quad (14)$$

여기에서 E_b , ν_b 는 말뚝 선단 지지층의 탄성계수와 포아송비이며 지반의 압밀 침하량 s_c 는 다음과 같은 1차원 압밀 공식으로부터 구한다.

$$\begin{aligned} s_c(T, Z) &= m_v \cdot L \cdot \Delta \sigma \left\{ 1 - Z - \sum_{m=0}^{\infty} \frac{8}{(2m+1)^2 \pi^2} \times \right. \\ &\quad \left. \exp\left[\frac{-\pi^2(2m+1)^2}{4} T \right] \cdot \cos\left[\frac{2m+1}{2} \pi Z \right] \right\} \quad (15) \end{aligned}$$

여기에서 $\Delta \sigma$ 는 지표면에 가해진 분포하중이고 Z

$=z/L$, $T=(C_v t)/L$ 이며 t 는 시간, m_v 는 체적변화계수, C_v 는 압밀계수이다. 또 지반의 최종 압밀량 $s_{c(final)}$ 은 식 (16)과 같다.

$$s_{c(final)}(Z) = m_v \cdot L \cdot \Delta\sigma(1-Z) \quad (16)$$

본 논문에서 제시한 해석방법은 말뚝상단에서는 하중이 작용하나 작용하지 않을 때나 변위가 없다고 생각(말뚝의 creep 변위는 고려하지 않았음)하고 주변지반의 압밀에 의해 말뚝에 전달되는 shear transfer force나 말뚝자체의 compressibility로부터 계산되는 말뚝 하단까지의 변위의 누적치가 말뚝하단 (rigid bottom)에서의 경계변위(식 14)를 만족하도록 하였다.

말뚝과 지반의 상대변위가 임의의 일정한 한계를 넘어 국부파괴(slip)가 일어나는 경우에 있어서는 Alonso⁽¹⁾는 최대상대변위, $(s_c - w_p) = 2 \text{ mm}$ 를 가지고 slip을 고려한 반면 본 논문에서는 다음과 같다. 개개의 말뚝 요소와 인접 지반이 받을 수 있는 최대의 전단응력 τ_{max} 는

$$\tau_{max} = \sigma_v' \tan\phi' = K \cdot \tan\phi' (\gamma' z + \Delta\sigma') \quad (17)$$

이고 여기서 K 는 수평토압계수, $\tan\phi'$ 는 마찰각도 계수, γ' 는 흙의 단위중량이고 $\Delta\sigma'$ 는 유효상재하중이다. 말뚝과 지반의 국부파괴를 고려하기 위하여 최대의 전단응력 τ_{max} 와 말뚝-지반 접촉면에 발생하는 전달전단응력 τ 의 크기를 비교, τ 가 τ_{max} 보다 클 경우 $\tau = \tau_{max}$ 로 제한한다.

2.2 해석 모형의 선정

고려한 해석 모형의 개형은 그림 2에서 보는 바와 같으며 말뚝, 지반, 지지층으로 구성되어 있다. 해석 대상 말뚝은 원형 단면을 가진 단독말뚝이며 이 말뚝은 단단한 암반층에 선단 지지되어 있고 말뚝 주변의 지반은 압축성이 큰 연약 점토층이다. 말뚝, 지반, 암반층의 물성은 표 1과 같으며 그 값은 각각의 재료에 대한 일반적인 값을 취하였다. 또한 지반의 체적변화계수 m_v 는 연약 점토의 대표적인 값으로서 $10^{-4} \text{ kPa}^{-1} (=0.0001 \text{ m}^2/\text{kN})$ 을 택하였고 점토의 투수계수 K 의 일반적인 값을 택하여 압밀계수 C_v 를 산정, 본 연구의 해석 모형에 적용하였으며 이러한 값들 역시 표 1에 나타내었다.

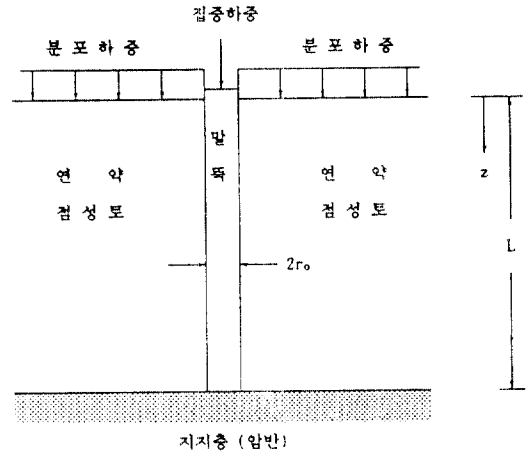


그림 2. 해석 대상 모형의 개형.

표 1. 말뚝, 지반, 암반층의 물성

재 료	말뚝	지 반	암 반
탄성계수(E, kPa)	2×10^7	2×10^3	1.5×10^6
포아송비(ν)	0.3	0.4	0.3
체적변화계수(m_v , m^2/kN)	—	0.0001	
투수계수(K, m/sec)	—	1×10^{-6}	
압밀계수(C_v , m^2/month)	—	26.4	
단위중량(γ' , kN/m^3)	—	10	

3. 비교 분석

3.1 기존 연구 결과와의 비교 분석

Alonso 등이 1984년에 수행한 연구 결과와의 비교를 위하여 압밀도에 따른 말뚝의 주변마찰력과 그에 의한 축하중을 산출하였다. 해석 모형은 Alonso 등의 경우와 같이 말뚝의 관입 깊이 및 연약층의 깊이를 10 m로, 말뚝의 반지름을 0.25 m, 말뚝의 관입 깊이에 따른 지반의 영향 반경 r_m 은 15 m로 하였다. 각 재료의 물성은 표 1에서와 같이 말뚝, 지반, 암반층에 대하여 탄성계수는 각각 $2 \times 10^7 \text{ kPa}$, $2 \times 10^3 \text{ kPa}$, $1.5 \times 10^6 \text{ kPa}$ 을, 포아송비는 0.3, 0.4, 0.3을 택하였다. 연약지반의 투수계수, 체적변화계수, 압밀계수 및 단위중량 역시 표 1에 제시한 값을

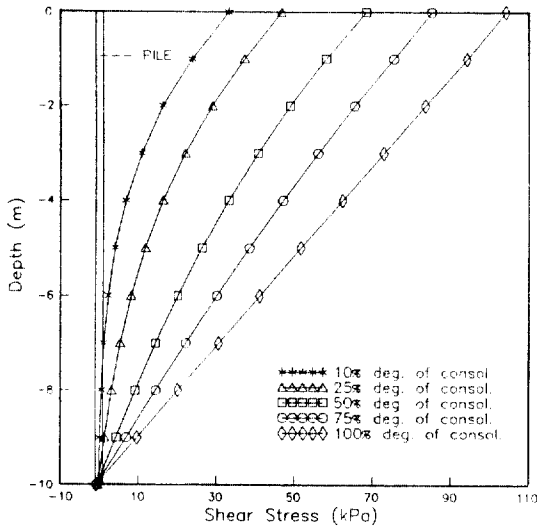


그림 3. PILENEG에 의한 말뚝의 주면마찰력.

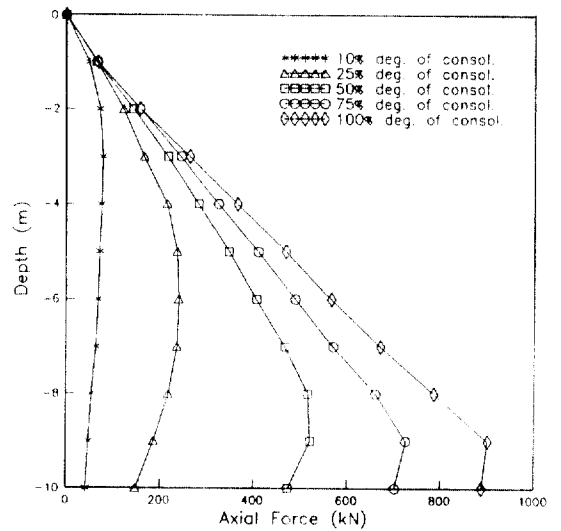


그림 4. 주면마찰력에 의해 증가된 말뚝의 축하중 (Alonso 등의 연구 결과).

적용하였다. 작용 외력으로는 지표면에 상재하중으로써 150 kPa의 분포하중이 작용하며 말뚝 상단에 작용하는 집중하중은 없는 것으로 하였다.

Alonso 등의 연구 수행 결과와 비교하기 위하여 연약층의 압밀도가 10%, 25%, 50%, 75%, 100%인 경우에 대하여 비교 분석을 실시하였다. 그림 3은 본 연구에서 개발한 전산 프로그램 PILENEG에 의해 산출된 압밀도에 따른 말뚝 주면의 마찰력이다. 그림 4는 Alonso 등에 의해 산출된 말뚝의 깊이 따른, 주면마찰력으로 인해 증가된 축하중으로 말뚝과 지반의 접촉면에서의 국부파괴(slip)를 고려한 결과이다. 그림 5에서는 본 연구에서 예측된, 국부파괴를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 축하중의 값을 나타내었다. 두 경우에 있어서 모두 Alonso 등의 해석값과 비교하여 다소 과소평가된 축하중 값을 나타낸다. 이는 Alonso 등의 연구에서 제시하지 않은 투수계수 K 와 압밀계수 C_v 등을 연약점토층에 대한 일반적인 값으로 가정하여 발생한 차이로 분석되며 Alonso 등의 연구 결과와 그 경향면에서 잘 맞고 있음을 알 수 있다.

3.2 유한요소해석 결과와의 비교 분석

해석 결과를 2차원 유한요소해석에 의한 예측 결과와 비교 분석하였다. 비교를 위하여서는 2-D Axisymmetric 유한요소해석 프로그램을 사용하였

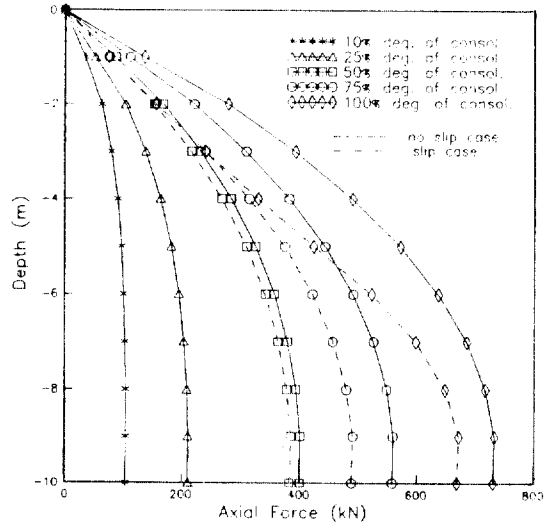


그림 5. 주면마찰력에 의해 증가된 말뚝의 축하중(PILENEG에 의한 예측 결과).

다. 해석 대상 모형은 지반에 관입된 말뚝의 길이 또는 연약 지반의 깊이가 10 m인 경우와 30 m인 경우인 2개의 모형을 선택했다. 두 경우 모두 말뚝, 지반, 암반층에 적용한 재료의 물성은 3.1절에서의 경우와 같고 말뚝의 반지름은 첫번째 경우에는 0.25 m로, 두번째 경우에는 0.3 m로 하였다. 또한 말뚝의 깊이에 따른 지반의 영향 반경 r_m 은 각각

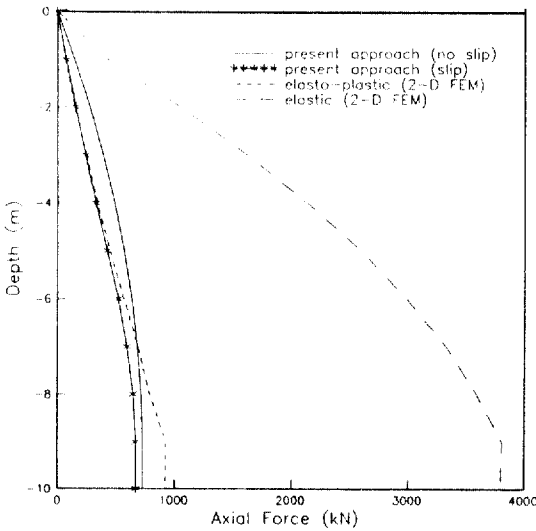


그림 6. 주면마찰력에 의해 증가된 말뚝의 축하중(PI-LENEG에 의한 예측 결과와 유한요소 탄성 및 탄소성 해석 결과의 비교, 길이 10 m의 선단지지 말뚝).

15 m, 45 m이다. 연약 점토층의 투수계수, 체적변화 계수 및 압밀계수 역시 3.1절에서와 같은 값을 택 하였다. 외력으로는 두 경우에 있어서 모두 말뚝 상단에 작용하는 집중하중은 없는 것으로 하였고 지표면에 가해지는 분포하중은 첫번째 경우에는 150 kPa을, 두번째 경우에는 250 kPa을 적용하였다.

유한요소해석을 위한 해석 모형 역시 여타 제반 조건을 본 연구의 해석 모형과 동일하게 적용하여 두 경우의 모형에 대하여 모두 탄성 해석과 탄소성 해석을 실시하였다. mesh들은 2차원 4 node isoparametric quadrilateral ring 요소로 구성하였으며 사용한 흙 모델은 선형 탄성매질로 가정한 탄성모델과 탄소성 해석을 위하여 extended Drucker-Prager 모델을 사용하였으며 탄소성 해석을 위한 연약 점토층의 물성은 점착력 $C' = 3 \text{ kN/m}^2$, 내부 마찰각 $\phi' = 25^\circ$ 로 가정하였다.

해석 결과에 의한 말뚝에 작용하는 축하중과 유한요소해석에 의한 탄성 및 탄소성 해석 결과를 그림 6과 그림 7에 비교 도시하였다. 그림 3에서 보는 바와 같이 압밀 진행 시간에 따른 주면마찰력의 발생 추이로 볼 때 최대의 축하중은 연약 지반의 압밀이 완료되는 시기에 발생한다고 볼 수 있다. 따라서

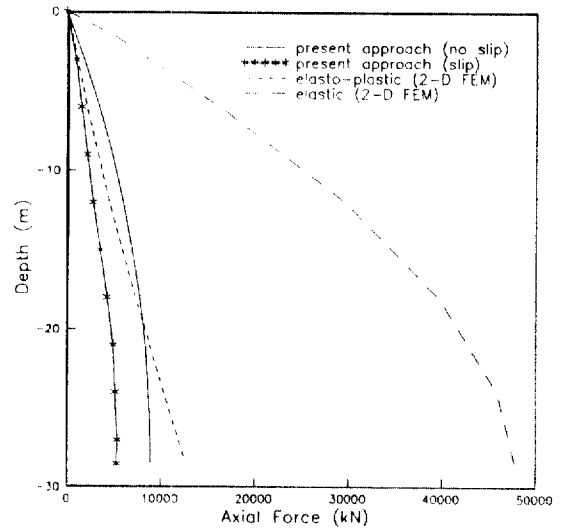


그림 7. 주면마찰력에 의해 증가된 말뚝의 축하중(PI-LENEG에 의한 예측 결과와 유한요소 탄성 및 탄소성 해석 결과의 비교, 길이 30 m의 선단지지 말뚝).

유한요소해석에 의한 결과는 연약층의 압밀이 100% 진행되었을 때의 결과와 비교하였다. 그림 6 및 7에서 비교한 바와 같이 탄성 해석에 의한 예측 결과는 타당하지 않으며 본 연구의 해석 결과와 유한요소 탄소성 해석에 의한 결과가 잘 맞고 있음을 알 수 있다. 따라서 복잡한 2차원 또는 3차원 비선형 거동 해석을 하지 않고 간단한 1차원 압밀 이론을 이용하여서도 말뚝의 주면마찰력 및 이로 인해 유발되는 축하중을 비교적 정확하게 예측할 수 있음을 알 수 있다. 또한 예측된 국부파괴를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 축하중을 비교하여 보면 PI-LENEG에 의한 해석결과 길이가 10 m인 선단지지 말뚝의 경우에 압밀도가 100%일 때는 지표면에서부터 6 m까지는 국부파괴가 발생하는 것으로 볼 수 있다(그림 5 참조). 또한 압밀도 75%일 때에는 3 m까지 국부파괴가 발생(그림 5 참조)하며 그 이하의 압밀도에서는 말뚝과 지반의 상대변위가 한계를 넘지 않는 것으로 볼 수 있다.

3.3 현장 실측값과의 비교 분석

해석 결과를 1977년 Okabe⁽⁶⁾에 의해 실측된 값과 비교하기 위하여 말뚝의 길이 또는 연약층의 깊이가 40 m인 경우에 대하여 개발된 프로그램 PILENEG

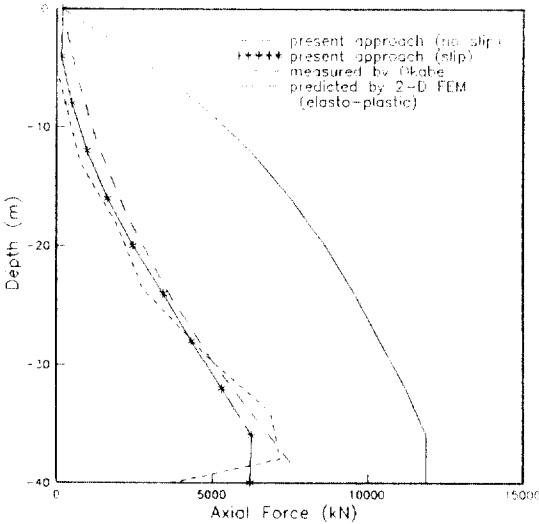


그림 8. 주면마찰력에 의해 증가된 말뚝의 축하중(Pi-LENEG에 의한 예측 결과와 현장 실측값 및 유한요소 탄소성 해석 결과의 비교).

에 의한 해석과 유한요소 탄소성 해석을 실시하였다.

이때의 말뚝의 반지름은 0.36 m, 말뚝의 길이에 의한 지반의 영향 반경 r_m 은 60 m이다. 각 재료의 물성으로 말뚝의 탄성계수 및 포아송비는 각각 2×10^8 kPa 및 0.3이고 지반의 탄성계수 및 포아송비는 Okabe가 실험한 현장의 연약점토층을 비교적 적절히 대변하는 2×10^4 kPa 및 0.4을 사용하였다. 또 선단층의 경우에는 각각 1.5×10^7 kPa 및 0.3을 적용하였다. 지반의 투수계수, 체적변화계수, 압밀계수 및 단위중량은 앞의 여러 경우와 동일한 값을 적용하였다. 외력으로 말뚝 상단에는 217 kN의 집중하중이 작용하며 지표면에 가해지는 분포하중은 50 kPa이다.

본 연구에 의한 말뚝-지반 접촉면에서의 국부파괴를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 예측 결과와 Okabe에 의한 실측값, 2차원 유한요소 탄소성 해석에 의한 예측값을 그림 8에 비교 도시하였다. 그림으로부터 국부파괴를 고려한 경우의 해석 결과가 실측값 및 유한요소 탄소성 해석에 의한 결과와 상당히 일치함을 알 수가 있었으며 선단지 지말뚝의 경우에 중립축이 선단부에 상당히 가까운 곳에 위치함을 알았다.

4. 결 론

본 연구에서는 연약지반에 시공된 말뚝의 주면마찰력을 산정하는 간편법을 제시하였다. 이론적인 해석과 수치해석 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 말뚝과 주변 지반의 접촉면에서 발생하는 주면마찰력은 연약층의 압밀도가 커짐에 따라 증가한다. 따라서 주면마찰력에 의해 발생하는 축하중은 100%의 압밀도를 보이는 즉, 압밀이 완료되는 시기에 그 최대의 값을 갖는다.

2. 복잡한 2차원 또는 3차원 비선형 거동 해석의 예도 간단한 1차원 압밀 이론을 적용한 해석도 말뚝의 주면마찰력 및 축하중을 비교적 정확하게 예측할 수 있다. 또한 해석 지반 모형을 탄성 지반으로 가정하여 해석한 결과는 타당하지 않으며 연약 점토층에 관입된 말뚝의 주면마찰력 산정에는 탄소성 해석이 탄성 해석에 비하여 훨씬 더 정확한 결과를 갖는다.

3. 말뚝과 지반의 접촉면에서의 국부파괴는 압밀도에 따라 다른 양상을 보인다. 즉, 압밀도가 증가할수록 국부파괴를 일으키는 접촉면이 증가한다.

4. 말뚝과 주변 지반간의 상대 변위가 거의 없는 점인 중립축은 선단지 지말뚝의 경우 선단부에 상당히 가까운 곳에 위치한다.

참고문헌

1. Alonso, E.E., Josa, A. and Ledesma, A., "Negative Skin Friction on Piles: a Simplified Analysis and Prediction Procedure", *Geotechnique*, Vol. 34, No. 3, 1984, pp. 341-357.
2. Briaud, J.L., Jeong, S.S. and Bush, R.K., "Group Effect in the Case of Downdrag", *Geotechnical Engineering Congress*, ASCE, 1991, pp. 505-518.
3. Coyle, H.M. and Reese, L.C., "Load Transfer for Axially Loaded Piles in Clay", *Journal of Soil Mechanics and Foundation Division*, ASCE, Vol. 92, No. 2, 1966, pp. 1-26.
4. Desai, C.S., Chow, L.L. and Siriwardane, T.H.J., "Analysis and Design for Negative Skin Friction", *Research Report*, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Department of Civil Engineering, 1978.
5. Ng, H.K., Karasudhi, P. and Lee, S.L., "Negative Skin Friction on Piles Due to Field Surcharge", *Proceedings of 6th Australian Conference on the*

- Mechanics of Structure and Mathematics*, University of Canterbury, Christchurch, NZ, 1977, pp. 358-364.
6. Okabe, T., "Large Negative Friction and Friction-Free Pile Methods", *Proceedings of 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Tokyo, Japan, Vol. 1, 1977, pp. 679-682.
 7. Poulos, H.G. and Davis, E.H., *Pile Foundation Analysis and Design*, John Wiley and Sons, New York, 1980.
 8. Randolph, M.F. and Wroth, C.P., "Analysis of Deformation of Vertically Loaded Piles", *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol. 104, No. 12, 1978, pp. 1465-1488.
 9. Terzaghi, K. and Peck, R.B., "Settlement of Point Bearing Pile Foundation: Settlement of Floating Pile Foundation", *Soil Mechanics in Engineering Practice*, nd ed., John Wiley and Sons, New York, 1967, pp. 540-555.
 10. Walker, L.K. and Darvall, P. Le P., "Dragdown on Coated and Uncoated Piles", *Proceedings of 8th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Moscow, Vol. 2, 1973, pp. 257-262.
 11. Zeevaert, L., "Reduction of Point Bearing Capacity of Pile Because of Negative Skin Friction", *Proceedings of 1st Pan American Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Mexico, Vol. 3, 1959, pp. 1145-1152.
 12. 임종석, "말뚝의 부주면마찰력에 관한 모형실험 연구", 서울대학교 대학원, 박사학위논문, 1987.
(接受: 1993. 7. 14)