

貫入말뚝에 대한 鉛直載荷試驗時 降伏荷重의 判定法

Evaluation of Yield Load in Pile Load Tests on Driven Piles

洪	元	杓*	成	安	濟****
	Hong,	Won-Pyo		Sung,	An-Jea
梁	基	石**	南	正	萬*****
	Yang,	Kee-Suk		Nam,	Jung-Man
李	長	五***			
	Lee	Jang-Oh			

Abstract

In pile load tests on end bearing piles, generally, it is not possible to continue loading to the ultimate load. Thus, the concept of yield load has been introduced for determining design loads from the pile load test records. The conventional rules to determine the yield load were not available for evaluation on pile load test records obtained in 6 fields nearby Western & Southern Coasts in Korea. A new rule was presented to determine easily the yield load, based on investigations on the pile load test records. The yield load of piles is determined at the inflection point on semi-logarithmic coordinates (P - $\log S$), in which load is plotted in normal scale and settlement is plotted in logarithmic scale. This method may not only save much costs and times but also present safe working circumstances for pile load tests in field. It was found that the yield load represented the elastic limit of the pile load-settlement behavior. The ultimate load, which is given at 25.4mm settlement on pile head, was 1.5 times of the yield load. The allowable long-term and short-term load capacities were, respectively, 50% and 75% of the yield load. The safety factors to get the allowable pile capacity were obtained as 2.0~4.0 for the equations to predict the static pile capacity.

要 旨

岩盤에 지지된 先端支持말뚝에 대한 鉛直載荷試驗時, 極限荷重에 이르기까지 載荷를 실시하는 것

* 正會員, 中央大學校 工科大學 土木工學科 副教授

** 正會員, 海運港灣廳 企劃課

*** 正會員, 製鐵엔지니어링(株) 常務理事

**** 正會員, 韓國綜合技術開發公社 港灣部

***** 正會員, 中央大學校 工科大學 土木工學科 助教

은 일반적으로 불가능하다. 이러한 경우 말뚝재하시험결과로부터 설계하중을 결정하기 위하여 降伏荷重의 개념이 도입되어 오고 있다. 그러나, 이 降伏荷重을 결정하기가 용이하지 않은 경우가 많다. 본 논문에서는 우리나라 서해안과 남해안 지대 6개 현장에서 실시된 말뚝재하시험결과를 검토분석하여 降伏荷重을 쉽게 결정할 수 있는 새로운 방법을 제안하였다. 이 방법에서 降伏荷重은 말뚝의 침하량을 대수눈금으로, 하중을 정규눈금으로 한 半對數용지상에 정리된 荷重과 沈下量 曲線($P-\log S$)상의 변곡점으로 정의되었다. 이 방법에 의한 降伏荷重보다 약간 많은 하중까지 재하시험을 실시하므로써, 말뚝재하시험의 비용과 시간을 절약할 수 있을 뿐만 아니라 안전한 작업조건도 마련할 수 있다. 이 降伏荷重은 하중과 침하량 거동의 탄성한계를 규정짓는 하중이 됨을 알 수 있었다. 25.4 mm 침하시의 하중으로 결정되는 極限荷重은 이 降伏荷重의 1.5 배에 해당하였으며 장기 및 단기 허용하중은 각각 이 降伏荷重의 50%와 75%에 해당하였다. 또한 정역학적 지지력공식을 사용하여 허용지지력을 구할 경우 안전율은 2.0~4.0으로 밝혀졌다.

1. 序 論

말뚝의 支持力은 통상적으로 말뚝과 지반 사이의 剪斷強度를 고려한 힘의 평형조건으로부터 유도된 靜力學的 支持力公式에 의하여 산정될 수 있다.^{5,19)} 또한, 말뚝의 支持力은 말뚝의 杭打시 소요되는 타격에너지와 말뚝의 貫入에 의한 일량 사이의 평형조건으로부터 유도된 動力學的 支持力公式에 의하여서도 산정될 수 있다.^{5,8)} 그러나 이들 支持力 산정공식의 신뢰성은 지반의 복잡다양성으로 인하여 아직 확실하게 정립되지 못한 실정이다. 그러므로 중요한 구조물 기초용 말뚝의 設計荷重을 결정하기 위하여는 실제 지반에 설치된 말뚝에 직접 하중을 가하여 보는 말뚝의 鉛直載荷試驗이 많이 이용되고 있다.^{4,9,13,17,18)} 그러나 이러한 말뚝의 載荷試驗結果 荷重과 沈下量 사이의 舉動曲線으로부터 支持力을 판정하는 것도 그다지 용이하지는 않다.¹⁰⁾ 뿐만 아니라 設計에 필요한 支持力을 결정하는 판정기준도 다양하여 각 기준에 의하여 결정된 支持力 사이에는 큰 차이가 있다.^{2~5,13,14)} 따라서, 보다 간편하고 신뢰성이 있는 支持力判定基準의 확립이 시급한 실정이다.

여기에 본 연구에서는 우리나라 서해안과 남해안 지역의 6개 현장에서 실시된 말뚝載荷試驗結果^{6,7)}를 이용하여 말뚝의 降伏荷重을 判定할 수 있는 새로운 방법을 연구 제안하고자 한다. 또한 이 방법에 의하여 결정된 降伏荷重을 靜力學的 支持力公式^{5,19)}으로 구한 極限支持力과 比較

하므로써 말뚝의 安全率에 관하여도 검토하고자 한다.

2. 既存研究

말뚝載荷試驗을 실시하는 目的으로는 ① 設計荷重 작용전 말뚝의 비파괴 확인 ② 極限支持力의 決定 ③ 荷重과 沈下量의 舉動조사 ④ 말뚝의 구조적안정성 검토등을 들 수 있다.¹¹⁾ 말뚝재하시험방법은 國家와 단체마다 각각 독특한 규정을 정하여 실시하고 있다. 그러나 이들 규정은 말뚝에 荷重을 가하는 방법에 따라 기능상으로 구분하여 보면 다음과 같이 세 가지로 크게 분류할 수 있다¹¹⁾; 荷重持續法(maintained load test), 等速度貫入法(constant rate of penetration test), 荷重平衡法(method of equilibrium test).

말뚝載荷試驗結果로부터 얻어지는 極限荷重은 말뚝이 설치된 지반에서 말뚝과 地盤중 어느 하나가 파괴에 도달하였을 때의 荷重이라 할 수 있다. 이것은 말뚝자체의 材料強度가 말뚝주변 지반 파괴시의 上載하중보다 작으면 말뚝의 極限支持力은 말뚝 자체의 材料強度에 의해 결정된다는 것이다. 그러나 실제 現場載荷試驗에서는 安全등의 이유로 이러한 極限狀態까지 載荷할 수 없을 뿐만 아니라 재하시험의 最大上載荷重을 결정할 때 이미 재료의 許容強度를 고려하여 載荷試驗을 계획하여야 할 것이다. 따라서 현재는 이러한 極限狀態에 도달하기 以前의 하중단계까지만 載荷를 실시하여 極限荷重 및 降伏

荷重을 判定하고 있다. 그러나 이러한 판정방법 및 기준은 현재 세계적으로 수십종에 달해 실용적인 極限荷重을 판정하기는 그렇게 용이하지 않은 않다. 이들 판정법은 ① 荷重—沈下量($P-S$) 관계로부터 판정하는 방법 ② 荷重—時間—沈下量($P-t-S$) 관계로 판정하는 방법 ③ 말뚝의 기준침하량으로 판정하는 방법의 세가지로 크게 구분할 수 있다.

우선 하중—침하량 관계로부터 판정하는 방법은 荷重과 沈下量의 곡선으로부터 極限荷重을 판정하는 방법과 荷重 및 沈下量의 좌표를 變換시켜 極限荷重을 판정하는 방법의 두 가지로 구분할 수 있다. 前者의 경우는 DIN 1054, British CP 2004, Schenck 법, Buttler & Hay 법, 日本土質工學會基準등이 이에 속한다.⁴⁾ 이 외에도 Housel이 제안한 Tangent Elastic Limit 법^{17,18)}, Rebound Elastic Limit 법, Davision이 제안한 Offset 법²⁾, Fuller & Hay가 제안한 Slope Criteria 법⁹⁾ 등이 있다. 한편 後者의 경우는 Van der Veen의 $S-\log(1-P/P_{max})$ 법¹³⁾, $\log P-\log S$ 법³⁾, $S-\log P$ 법 등이 있다.

다음으로 荷重—時間—沈下量 관계로부터 판정하는 방법으로는 $S-\log t$ 법, $\Delta S/\Delta \log t-P$ 법 등이 있다.⁵⁾ 즉 이 방법에서는 荷重과 沈下量의 관계에 時間 혹은 沈下速度를 도입하여 상관관계에 변화가 발생하는 荷重을 조사한다. 따라서 이 방법은 荷重과 沈下量의 관계가 변화되기 시작하는 荷重을 구하는 관계로 極限荷重이라기 보다는 降伏되기 시작하는 荷重 즉, 降伏荷重 판정방법이라 함이 타당할 것이다.

마지막으로 基準沈下量에 의해 판정하는 방법은 말뚝의 全沈下量 혹은 塑性沈下量의 기준치를 결정하고 말뚝의 침하가 이 沈下量에 도달하였을 때의 荷重을 極限荷重으로 판정하는 방법이다.¹⁴⁾ 이와 같은 支持力은 경험적인 極限支持力의 하나로 基準支持力이라 구분하는 경우도 있다.²⁰⁾

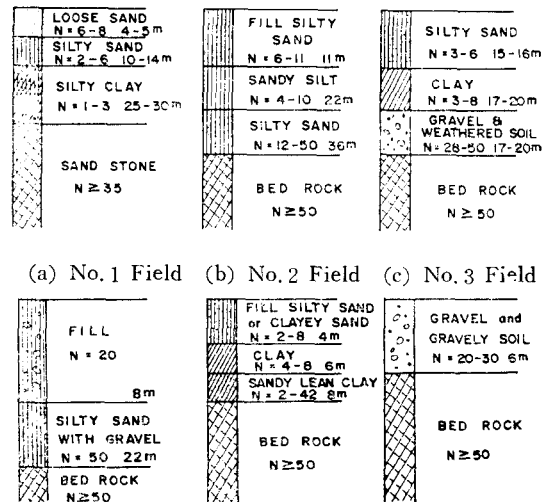
그러나 상기의 방법중에는 명백하게 降伏荷重이나 極限荷重을 판정하기가 용이하지 않은 경우가 많으며^{6,7)} 이들 방법에 의하여 판정된 값은 서로 판이하게 다른 경우가 많다. 경우에 따라서는 뚜렷한 變曲點을 찾을수 없는 경우도 많아

보다 合理的이고 간편한 방법이 確立되어야 할 것이다.

3. 使用資料

본 연구에서는 우리나라 서해안과 남해안지역의 6개 건설현장에서 실시된 42회의 말뚝 鉛直 載荷試驗결과를 사용한다. 載荷試驗에 사용된 말뚝은 제 1현장, 제 2현장, 제 3현장의 30개의 강관말뚝과 제 4현장의 4개의 H-말뚝 및 제 5, 제 6현장의 8개의 PC-말뚝으로 구성되어 있다. 이들 말뚝의 규격은 표 1에 정리된 바와 같다.

載荷試驗方法은, 제 1현장에서는 油壓 Jack을 사용한 반력말뚝 실하중 병용방식을 채택하여 日本土質工學會基準⁵⁾인 多사이클 재하방법 B를 채택하였으며 設計荷重의 2배 정도의 最大計劃荷重을 8단계로 나누어 載荷 8단계 減荷 4단계로 실시되었다. 제 2, 4, 5 및 6현장에서도 역시 最大計劃荷重을 設計荷重의 2배로 하였으며 제 2현장에서는 6~8단계載荷 및 減荷방식을, 제 4현장에서는 6~9단계載荷 4단계減荷방식을, 제 5 및 6현장에서는 8단계載荷방식을 채택하였다. 또한 제 3현장에서는 ASTM D1143-81의 多사이클 재하방식을 채택하여 6단계의 載荷와 6단계의 減荷로 실시하였다.



(d) No. 4 Field (e) No. 5 Field (f) No. 6 Field
Fig. 1 Soil profiles

Table 1. Pile characteristics

Pile No.	Dimension $\phi \times t$ (mm)	Length (m)	Type	Field	Pile No.	Dimension $\phi \times t$ (mm)	Length (m)	Type	Field
1	558.8×12.7	36.2	Steel pipe pile	No. 1	22	406.4×9.4	19.1	Steel pipe pile	No. 1
2	508.0×12.7	41.3			23	508.0×12.7	36.5		
3	711.2×12.7	19.6			24	558.8×12.7	35.0		
4	558.8×12.7	17.7			25	406.4×12.7	35.2		
5	508.0×9.5	19.0			26	355.6×9.5	25.2		
6	406.4×9.5	25.1			27	355.6×9.5	30.0		
7	558.8×12.7	25.7			28	600.0×14.0	34.4		
8	508.0×12.7	27.4			29	600.0×14.0	34.1		
9	406.4×12.7	35.8			30	1117.6×16.0	24.9	No. 3	
10	914.4×16.0	29.5			31	364×381×24×24	14.7	H-pile	No. 4
11	711.2×16.0	27.0			32	364×381×24×24	15.1		
12	558.8×12.7	30.0			33	364×381×24×24	14.5		
13	508.8×12.7	19.6			34	364×381×24×24	15.4		
14	406.4×12.7	27.5			35	400A	7.5	PC pile	No. 5
15	711.2×12.7	22.2			36	300A	8.6		
16	508.0×9.5	19.1			37	300A	8.6		
17	406.4×9.5	9.3			38	400A	7.7		
18	558.8×12.7	14.8			39	400A	13.0		
19	406.4×9.5	16.8			40	400A	14.0		
20	558.8×12.7	26.0			41	450A	9.4		
21	508.0×9.0	24.7			42	400A	5.5		

그림 1은 6개 현장의 대표적 지반유형에 대한 토질주상도이다. 이중 광범위한 지역에 걸친 제 1현장의 地盤은 上部層, 中部層, 下部層 및 基盤岩의 4개층으로 구분된 퇴적지반이다.^{6,7)} 上部層은 주로 모래 또는 실트질 모래로 구성되어 있으며 간간이 점성토가 끼여 있다. 중부층은 실트질 점토와 점토질 실트로 구성되어 있으며 약간의 모래가 끼여 있다. 하부층은 모래와 모래질자갈 또는 轉石(boulder)으로 구성되어 있으며 局部的으로 점토층이 끼여 있는 상태이다. 제 2현장은 실트질모래의 海成土를 준설 매립하여 형성된 지반으로 Preloading 공법을 적용하여 軟弱地盤을 개량한 곳이다. 제 3현장은 화물의 적재를 위해 건설한 항만구조물 축조현장으로 Sea berth 부분의 지층 구성은 대략적으로 점착력의 값을 판단하기 어려운 中間密度의 사질지반으로 表層에서 15~16m 사이에 실트와 모래가 혼합된 층을 이루고 있으며, 그 밑에는 약간 단단한 점토층이 2~5m 정도로 Pocket 형태를 이루고 있고 이어서 자갈층과 풍화토가 형성되어

있다. 그리고 제 4현장은 상부층이 양질의 흙으로 매립된 지층이며, 매립심도는 약 8m 정도로 타지역 보다 比較的 높은 N치(20 정도)를 나타내고 있다. 매립전 原地盤은 우리나라 서해안지방에 많이 분포되어 있는 실트질 모래층과 약간의 자갈층으로 混合되어 있고, 이 구간의 N치는 50 정도의 값을 가진다. 제 5현장은 인근해역의 간사지를 준설 매립하여 조성한 지역이며 지층구조는 실트질모래와 점토모래층으로 구성된 매립층이 평균 4m의 심도를 갖고 있으며 원래의 토층인 퇴적층은 주로 無機質 점토층으로 심도는 2m 정도로 얇은 편이다. 지지층인 기반암까지는 지표면에서 평균 8m정도 깊이에 형성되어 있다. 제 6현장은 야산지대이므로 지층 조건은 양호한 편으로 평균 6m 깊이에 있는 기반암까지 주로 자갈 및 자갈질 흙으로 구성되어 있으며 N치는 평균 50을 상회하고 있다.

4. 鉛直載荷試驗結果 分析 및 考察

4.1 降伏荷重

荷重 P 와 沈下量 S 사이의 결과를 정리한 光陽製鐵所報告書^{6,7)}에 의하면, $P-S$ 곡선, $\log P-\log S$ 곡선 및 $S-\log t$ 곡선으로부터 降伏荷重을 판정하기는 대단히 어려운 것을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 이들 載荷試驗結果를 기존 整理法과는 달리 횡축을 정규눈금의 荷重 P 로 종축을 대수눈금의 沈下量 $\log S$ 로 한 $P-\log S$ 도면에 정리하여 보았다.¹⁰⁾

그림 2는 $P-\log S$ 도면으로 정리한 하중-침하량 거동의 대표적 유형이다. 이들 그림을 관찰하여 보면 초기 재하단계의 $P-\log S$ 곡선은 위로 오목한 형태로 나타나고 있으나 어느지점의 荷重段階에 이르러서는 이 곡선의 곡율이 지금까지의 곡선경향에서 이탈되어 곡선이 아래로 오목한 형태로 되어가고 있음을 알 수 있다. 곡선의 경향이 변하는 變曲點까지의 곡선은 대개 동일한 曲率半徑을 가지고 있음을 알 수 있다. 따라서 이 變曲點은 荷重과 沈下量 사이의 거동에 變化가 發生하기 시작한 점을 의미한다.

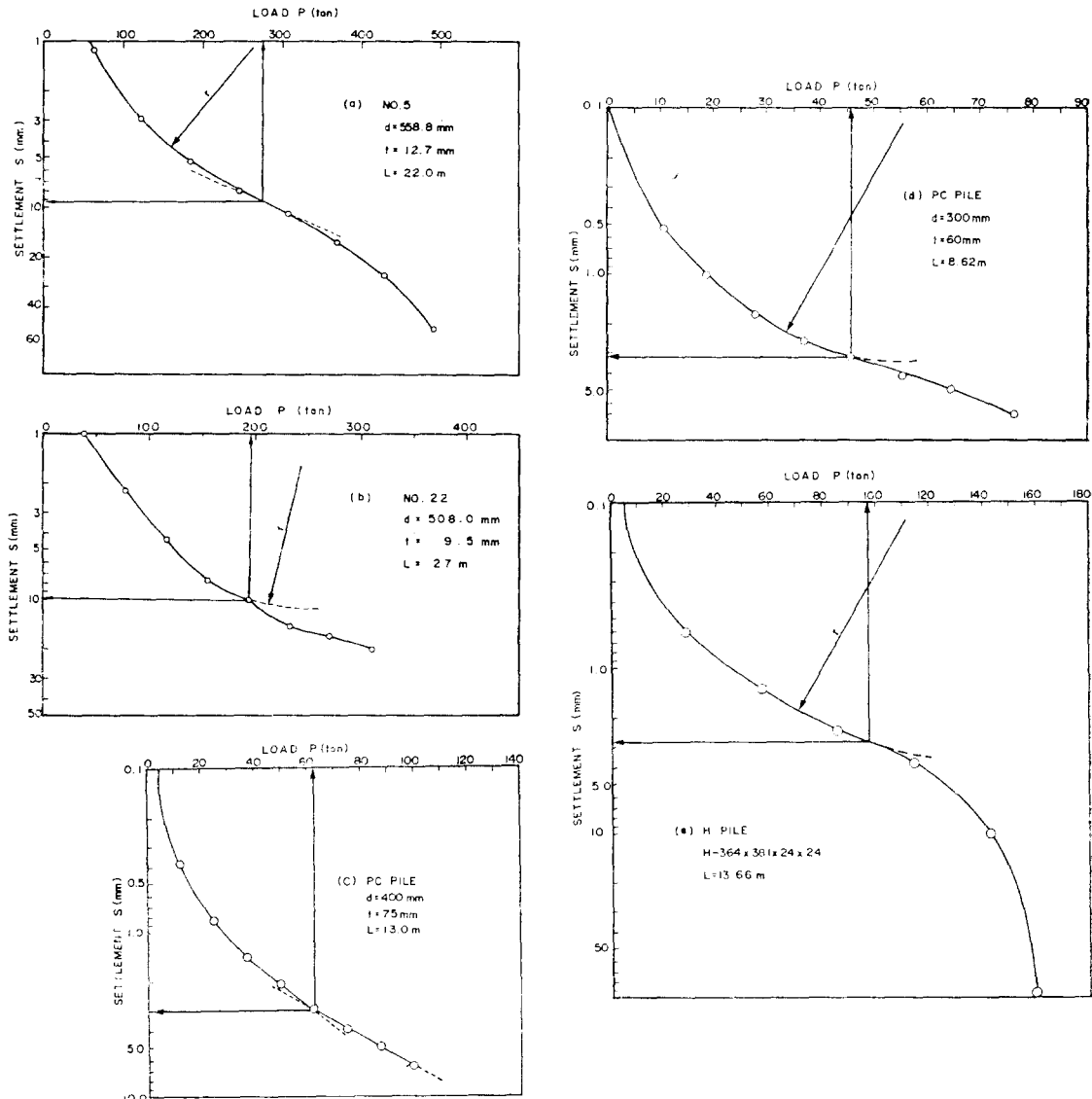


Fig. 2 Pile load-settlement curves($P-\log S$)

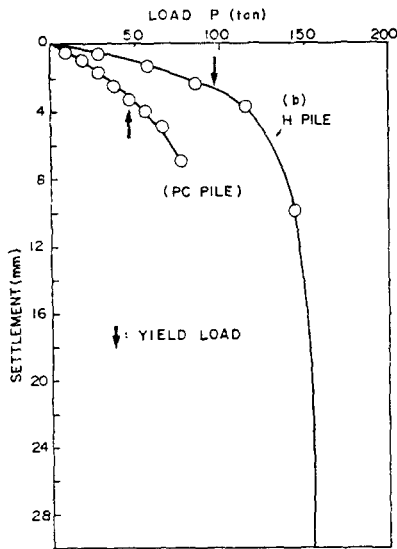
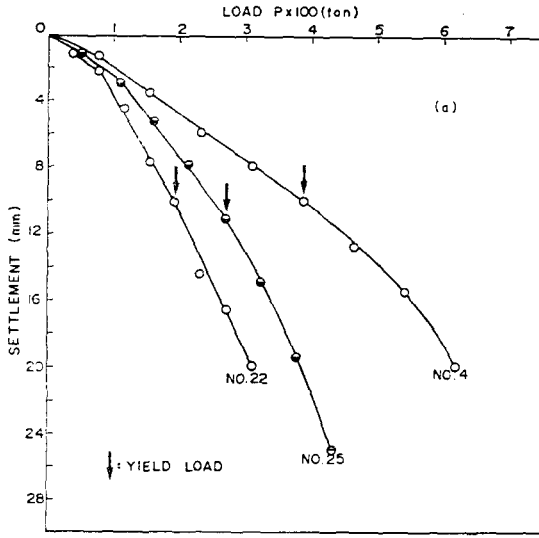


Fig. 3 Pile load-settlement curves(normal scale)

이들 荷重과 沈下量 거동을 정규눈금의 $P-S$ 곡선으로 그려보면 그림 3처럼 된다. 그림 중 화살표는 그림 2에서 구한 변곡점을 표시한 것이다. 이 그림에 의하면 初期荷重段階의 不安全함을 제외하면 변곡점까지의 荷重과 沈下量의 관계는 대략 線形的임을 알 수 있다. 따라서, 변곡점까지의 荷重과 沈下量의 관계는 탄성적 거동이 지배적임을 보이고 있으며 변곡점以後에는 소성성분이 발생한다고 생각된다. 그러므로 이 변곡점은 말뚝재하 거동곡선의 降伏點이라 생각할 수 있으며 이때의 荷重을 降伏荷重이라 할 수 있을 것이다.

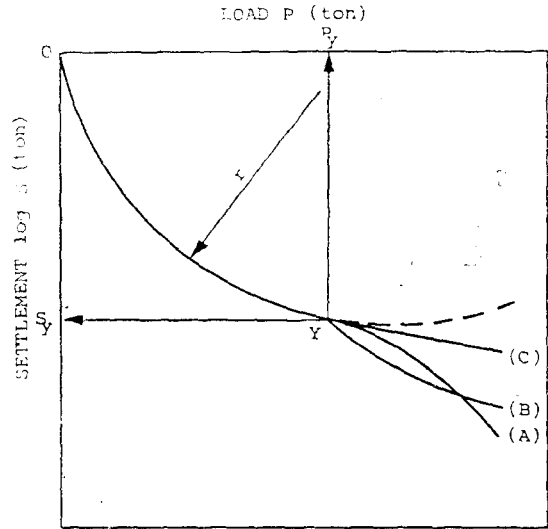


Fig. 4 Schematic diagram of $P-\log S$

그림 2(a)~(e)의 결과를 綜合整理하여 보면 그림 4의 개략도와 같이 설명될 수 있다. 즉 변곡點 Y 까지는 동일곡률반경을 가지는 원으로 표시되어 변곡點 Y 가 지난후 곡선은 A, B, C 등의 3가지 형태로 구분할 수 있다. 우선 A의 경우는 변곡荷重이후 應力의 증가에 비하여 沈下量의 증가가 比較的 遲서 極限상태에까지 이르게 되는 거동을 나타내며, B의 경우는 降伏荷重이후 갑자기 沈下가 발생하여 서서히 沈下狀態가 안정되어 가는 경우의 거동이며, C의 경우는 변곡荷重이후 P 와 $\log S$ 가 직선적 거동을 보이는 경우이다. 마찰말뚝이나 암반이 아닌 사질 지반에 지지된 선단지지말뚝의 경우는 A의 거동을 보이기 쉽고 암반에 지지된 선단지지말뚝의 경우는 B나 C의 거동을 보여 침하가 그다지 크게 발생하지 않고 있다. 어느 경우이든지 Y 점에서 지금까지의 곡선경향에 변화가 발생하므로 이 점을 降伏荷重으로 규정할 수 있을 것이다.

4.2 極限荷重

말뚝載荷試驗 結果를 이용한 極限荷重 判定法은 2장에서 설명한 바와 같이 다양하다. 본 연구에서의 極限荷重은 New York City Code 기준인 말뚝머리의 침하가 25.4mm에 도달 하였

을 때의 荷重을 채택하였고 이때의 沈下量을 極限沈下量으로 하였다.¹⁴⁾ 그러나 最大計劃荷重을 가하여도 沈下量이 25.4mm 에 도달되지 않은 경우는 그 最大荷重을 極限荷重으로 判定하였다. 이러한 New York City Code 기준은 기타규정의 極限荷重判定法보다 極限荷重이 적게 결정되는 관계로 設計荷重의 입장에서 고려하여 볼 때 안전설계에 가깝게 된다. 이 방법은 말뚝의 과다한 침하는 구조물의 안전에 지대한 영향을 미치게 된다는 것을 감안할 때, 침하량 규제로 설계를 하게되는 실용상의 利點을 가지게 된다.

4.3 降伏荷重과 極限荷重의 관계

앞절에서 설명한 방법으로 결정된 降伏荷重과 極限荷重의 관계를 조사하여 보면 그림 5 와 같

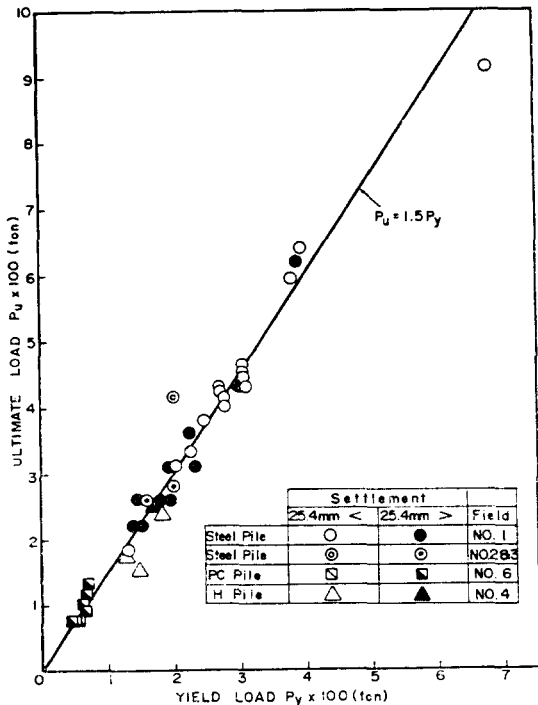


Fig. 5 Relation between ultimate load and yield load

다. 그림 중 검은 색이 들어 있는 표시는 말뚝의 최종 沈下量이 25.4mm 에 도달하기 이전에 말뚝 載荷試驗이 종료된 경우를 나타내고 있으며, 나머지는 말뚝최종沈下量이 25.4mm 이상의 상태까지 말뚝 載荷試驗이 실시된 경우를 나타내고 있다.

이 그림에 의하면 降伏荷重 P_y 와 極限荷重 P_u 사이에는 선형적 상관관계를 가지고 있음을 알 수 있다. 그림 중 실선은 이들 관계를 回歸分析하여 얻는 경험식으로 식(1)과 같이 표시될 수 있다.

$$P_u = 1.5 \cdot P_y \quad (1)$$

즉 말뚝이 25.4mm 침하시의 極限荷重은 降伏荷重의 1.5 배에 해당함을 알 수 있다.

Buttler 와 Morton¹⁾은 소성과괴가 시작되는 荷重의 極限荷重에 대한 임계하중비 (P/P_u)를 0.7 로 제시한바 있는데 그림 5의 降伏荷重과 極限荷重의 비 P_y/P_u 는 0.67이 되어 임계하중비 보다 약간 작으나 거의 비슷한 값을 보이고 있다. 따라서 앞절에서 구한 降伏荷重은 탄성범위에 대한 임계하중을 의미한다고 생각할 수 있다.

한편, 降伏荷重 P_y 와 許容荷重 P_a 의 관계는 $P_a = P_u/F_s$ 의 관계 및 식(1)로부터 식(2)가 구하여 진다. 여기서 F_s 는 極限荷重으로부터 許容荷重을 결정할 경우의 안전율이다.

$$P_a = 1.5 \frac{P_y}{F_s} \quad (2)$$

말뚝재하시험에서 얻은 極限荷重으로부터 許容荷重을 결정할 경우 통상적으로 안전율을 短期安定에 대하여는 2로 하고 長期安定에 대하여는 3으로 하여 사용한다.¹⁵⁾ 이 값을 식(2)에 대입하면, 短期許容荷重은 降伏荷重의 75%가 되며 長期許容荷重은 降伏荷重의 50%가 된다. 이는 降伏荷重으로부터 短期許容荷重을 결정할 경우는 안전율이 4/3가 되고 長期許容荷重을 결정할 경우는 안전율이 2가 됨을 의미한다. 이 降伏荷重에 대한 長期許容荷重의 안전율 2는 日本土質工學會^{4,5)}의 값과도 일치한다. 日本土質工學會에서는 長期許容支持力を 구할 경우 降伏荷重에 대하여는 2로 하고 極限荷重에 대하여는 3으로 하여 그 중 작은 값으로 결정하고 있다. 그러나 4.1 및 4.2에서 설명한 방법으로 降伏荷重과 極限荷重을 구하고 각각에 대한 장기안전율을 2 및 3으로 하면, 降伏荷重과 極限荷重으로 구한 長期許容支持力은 결국 일치하게 된다. 이러한 결과는 결국 載荷試驗으로부터 말뚝의 降伏荷重을 결정하고 이를 활용하는 것도 여러가지 유리한 점이 있음을 의미하게

된다. 즉, 載荷試驗시 荷重을 증가시킬 때마다 P -log S 도면에 荷重과 沈下量을 표시하여 가면 시험중에도 降伏荷重에 도달되었는가 여부를 판단할 수 있어 편리하며 降伏荷重後の 極限荷重을 대략적으로 예측할 수도 있어 장차 도달하게 될 極限狀態에 대비할 수 있는 이점도 있다. 또한 경우에 따라서는 말뚝의 載荷試驗을 降伏荷重이 약간 지난 시기까지만 실시하므로써 極限荷重 도달시기까지 載荷試驗을 실시함에 따라 발생할지도 모를 사고를 미연에 방지할 수도 있고 그에 따르는 경비와 시간을 절약할 수도 있을 것이다.

4.4 降伏荷重과 沈下量의 관계

그림 6은 降伏荷重과 이에 대응하는 降伏沈下量(Total yield settlement)을 정규눈금으로 나

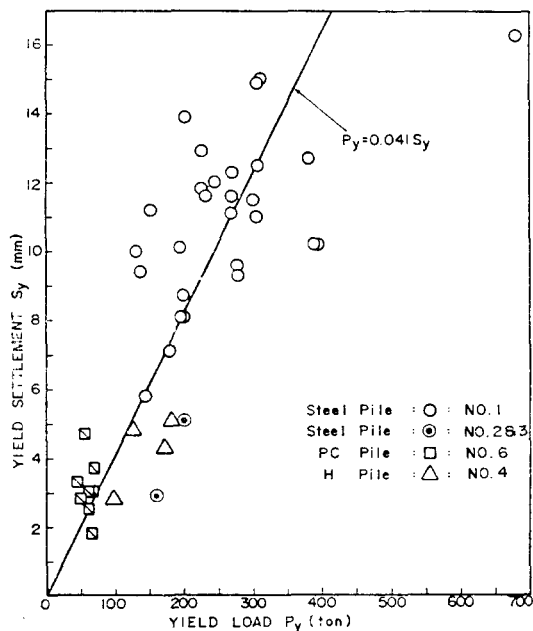


Fig. 6 Relation between yield load and yield settlement

타낸 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 降伏沈下量은 降伏荷重의 증가에 따라 선형적으로 증가하고 있다. 또한 PC 말뚝이나 H 말뚝의 降伏沈下量은 약 2mm~5mm 사이에서 발생되고 있다. 즉 降伏荷重이 100ton 미만인 경우는 降伏沈下量이 5mm 이하로 발생되고 100ton 이상일 경

우는 5mm~17mm 사이에서 발생하고 있음을 의미한다. 이것은 식 (1)에 비추어 볼 때 極限荷重이 150ton(降伏荷重은 100ton)일 때를 기준으로 그 이하의 낮은 支持力을 가지는 말뚝에 대한 降伏상태의 沈下量은 5mm 이하임을 의미하고 極限荷重이 150ton 이상의 큰 支持力을 갖는 말뚝에서는 최고 17mm 정도의 降伏沈下量을 가지고 있음을 의미한다. 藤田⁸⁾는 강말뚝의 降伏荷重은 12~18mm 범위에서 발생된다고 하였는데 본 연구를 토대로 미루어 볼 때 藤田의 降伏沈下量 범위는 降伏荷重이 적어도 200ton 이상되는 즉 極限荷重이 300ton 이상되는 큰 支持力을 갖는 강관 말뚝에 해당됨을 알 수 있다.

이상과 같이 降伏荷重과 降伏沈下量사이의 관계를 線形回歸分析 하여 보면 그림 속에 표시된 바와 같이 식 (3)의 관계가 있음을 알 수 있다.

$$S_y = 0.04 P_y \quad (3)$$

여기서 S_y 는 降伏沈下量(mm)이고 P_y 는 降伏荷重(ton)이다.

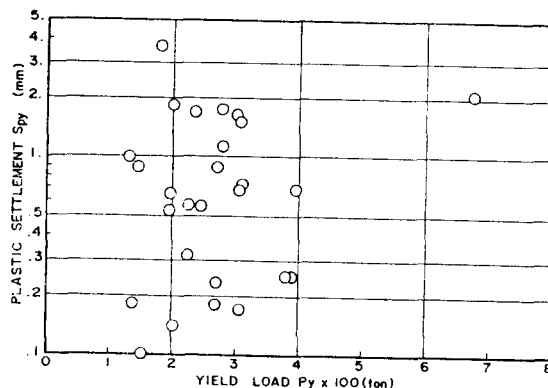


Fig. 7 Relation between yield load and yield plastic settlement

한편, 降伏沈下量 중에서 彈性沈下量(elastic settlement)을 제외한 塑性沈下量(plastic settlement)은 그림 7에 정리되어 있는 바와 같다. 소성침하량의 판정은 全沈下量(total settlement)과 달리 載荷試驗方式을 多사이클로 했을 때만 판정가능 하므로 多사이클 방식으로 실시된 제 1지역 이외지역의 말뚝 載荷試驗에 대해서는 分析하지 못하였다. 降伏時의 소성침하량은 그림 7로 미루어 보아 대부분 2mm 이하로 발생되고 있음을 알 수 있다. 이것은 말뚝의 降伏支持力

에 무관하게 항복소성침하량이 매우 적게 발생함을 의미한다. 그러므로 본 연구에서 얻어진 降伏荷重은 荷重과 沈下量의 관계에 있어서 탄성한계(elastic limit)에 속하는 荷重이라 짐작할 수 있다.

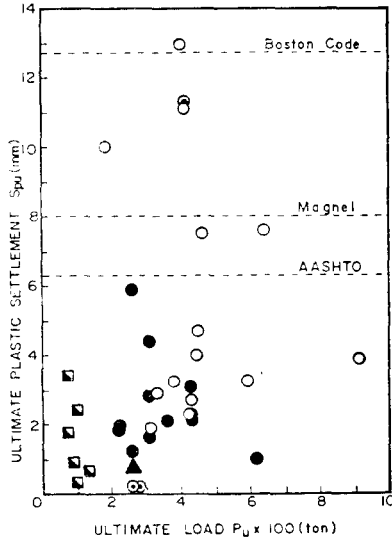


Fig. 8 Relation between ultimate load and ultimate plastic settlement

이러한 사실은 그림 8과 그림 9를 살펴보면 더욱 잘 알 수 있다. 그림 8은 極限荷重 P_u 와 이에 대응하는 極限소성침하량(ultimate plastic settlement) S_{pu} 을 표시한 결과이다. 그림중 점선은 소성침하량을 기준으로 極限하중을 판정하는 Boston Code, Magnel法 및 AASHTO의 방법에 대한 기준치를 표시한 것이다. 이 그림에

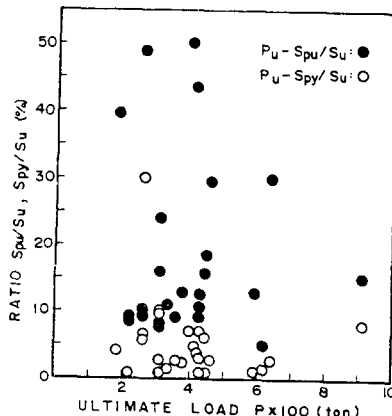


Fig. 9 S_{pu}/S_u and S_{py}/S_u corresponding to ultimate load

의하면 소성침하량을 기준으로 하여 極限상태를 규정하는 기준에 비하여 25.4mm의 진침하량에 대응하게 極限 상태를 규정하였을 경우의 소성침하량은 작게 나타나고 있다. 그러나 이러한 경우의 소성침하량이더라도 항복소성침하량과 比較해 보면 最高 11mm까지 상당히 큰 소성침하량의 차이를 보이고 있다.

또한 그림 9를 살펴보면 極限荷重에 대응하는 全極限沈下量(S_u)에 대한 항복소성침하량 S_{py} 및 極限소성침하량 S_{pu} 와의 比를 나타내고 있는데 極限소성침하량이 極限沈下量의 10~50%에 해당하는 경향을 보이고 있는 반면 降伏소성침하량은 極限沈下量의 10%미만에 해당하고 있다. 따라서 본 연구에서 얻어진 降伏荷重은 極限상태를 앞둔 탄성한계 범위에 있음을 알 수 있다. 그러나 이러한 사실은 좀더 많은 자료를 이용하여 土質力學論的 또는 材料力學論的으로 신중히 검토되어야 할 것이며 이들 관계의 신뢰성이 입증 된다면 말뚝의 지지력을 검토하기 위한 載荷試驗을 실시함에 있어서 시간과 경비를 절약하고 極限상태에서 돌발적 안전사고를 미연에 방지하는데 크게 도움이 될 뿐만 아니라 보다 신뢰성이 높은 支持力을 산정하는데 매우 유용할 것이다.

5. 降伏荷重과 靜力學的支持力의 比較

말뚝의 靜力學的 鉛直支持力은 통상적으로 地盤과 말뚝사이의 剪斷強度를 고려하여 靜力學的 힘의 平衡조건에 의하여 구해진다. 즉 말뚝頭部에 더해지는 荷重은 말뚝先端抵抗과 말뚝周面摩擦抵抗에 의해 식 (4)와 같이 표현된다.¹²⁾

$$R_u = R_{pu} + R_{su} - W \quad (4)$$

여기서, R_u 는 極限支持力, R_{pu} 는 先端抵抗力, R_{su} 는 摩擦抵抗力, W 는 말뚝무게이다. 말뚝에서 흙으로 전달되는 荷重傳達體系는 매우 복잡하므로 사용하기에 편리하도록 정리 제안된 산정식이 많이 이용되고 있다. 즉, 간단한 現場試驗을 통해 얻을 수 있는 試驗値를 이용하여 靜力學的 支持力을 산출하는 방법을 많이 사용하고 있다. 본 연구에서는 이러한 정역학적 지지력 산정 공식들 중에서 대표적으로 식 (5)와 (6)으로 표시

되는 Meyerhof 공식^{15,19)}과 日本建築學會 공식¹⁶⁾을 사용하여 정역학적 지지력을 산정하여 보았다.

$$P_u = 40NA_p + \frac{N_s \cdot A_s}{5} + \frac{N_c \cdot A_c}{2} \quad (5)$$

$$P_u = 30 \cdot N \cdot \eta \cdot A_p + \frac{N_s \cdot A_s}{5} + \frac{q_u \cdot A_c}{2} \quad (6)$$

여기서, A_p 는 말뚝선단면적, N 은 말뚝선단부의 N 치, N_s 및 N_c 는 각각 말뚝선단까지의 모래층과 점토층의 평균 N 치, A_s 와 A_c 는 각각 말뚝선단까지의 모래층과 점토층에 접한 말뚝의 표면적, q_u 는 말뚝선단까지의 점토층의 평균일축압축강도, η 는 강관말뚝의 閉塞効果에 대한 효율로 $2 \leq L_B/d_i \leq 5$ 이면 $\eta = 0.16L_B/d_i$ 이고, $5 < L_B/d_i$ 이면 $\eta = 0.8$ 로 한다(L_B 는 말뚝의 지지층에의 관입깊이이고 d 는 말뚝직경이다).

본 연구에 사용된 載荷試驗말뚝 42개중 제 1현장에 사용된 27개의 강관말뚝에 대하여 식 (5) 및 (6)의 靜力學的 支持力公式에 의한 靜的支持力 P_u 와 載荷試驗으로 결정된 降伏荷重 P_y 와의 관계를 조사하여 보면 그림 10과 같이 되며 比較的 좋은 상관관계를 보이고 있다. 이들 관계를 回歸分析하여 적절한 관계식을 구해보면 식 (7) 및 (8)과 같이 되며 그림 10(a)과 (b)중에

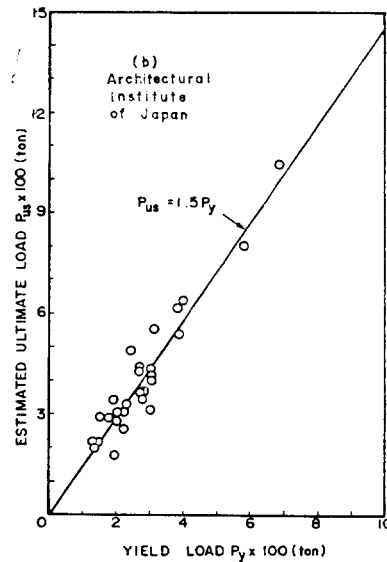
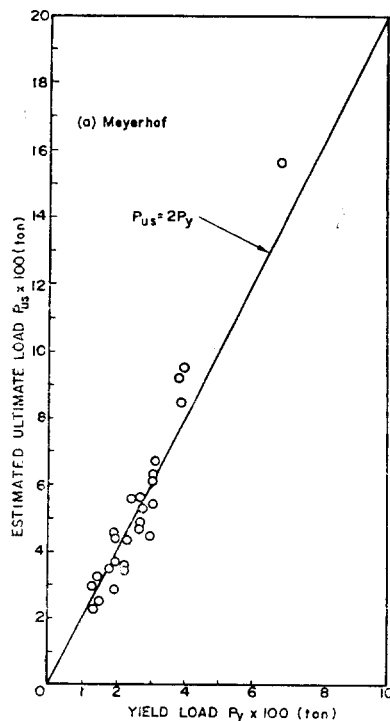


Fig. 10 Relation between yield load and the estimated ultimate load by (a) Meyerhof (b) Architectural Institute of Japan Equations

표시된 직선과 같다.

$$P_u = 2P_y \quad (7)$$

$$P_u = 1.5P_y \quad (8)$$

식 (7), (8)을 일반적인 형태로 표시하면 식 (9)와 같이 나타낼 수 있다.

$$P_u = a \cdot P_y \quad (9)$$

여기서 a 는 각 靜力學的公式에 의한 靜的支持力과 降伏荷重사이의 관계에서 (7), (8)과 같이 결정되는 계수이다.

Table 2. Factor of Safety (F_s) st_a

Equations	Used values	Estimated values	
		Short term	Long term
Meyerhof	3.0	2.7	4.0
Architectural Institute of Japan	3.0	2.0	3.0

식 (9)에 식 (2)를 대입하여 許容支持力 P_a 를 구하면 식 (10)과 같이 된다.

$$P_a = P_u / (2 \cdot a \cdot F_s / 3) \quad (10)$$

여기서 F_s 는 載荷試驗에서 구한 極限荷重으로부터 許容荷重을 구할 경우의 안전율이므로 결국 분모는 靜力學的 支持力公式에 의한 靜的支持力으로부터 許容支持力을 산출할 경우의 안전율(F_s) st_a 에 해당하므로 식 (11)과 같이 나타

낼 수 있다.

$$(F_i)st_a = \frac{2}{3} \cdot a \cdot F_i \quad (11)$$

載荷試驗의 極限荷重에 대한 단기안전율 F_i 를 2로 하면 $(F_i)st_a$ 는 $\frac{4a}{3}$ 가 되며 각 公式에 대한 a 값을 대입하여 안전율을 산출하면 표 2와 같다. 표 2에 의하면 본 연구결과 얻어진 靜力學的支持力산정 公式에 대한 단기안전율은 Meyerhof 公式의 현재 사용안전율 3보다 약간 작게 나타났고 日本建築學會式의 경우는 현재 사용안전율이 3인데 반하여 산출안전율은 2로 나타났다. 따라서, 이 식에 대하여는 안전율이 약간 크게 사용되고 있음을 알 수 있다. 그러나 載荷試驗에 대한 장기안전율 F_i 가 3인 경우는 Meyerhof 公式와 日本建築學會式의 산출안전율은 각각 4.0과 3.0으로 된다. 따라서 현재 사용되는 안전율은 Meyerhof 식은 단기안전율에 적합하며 日本建築學會式은 장기안전율에 적합하다고 생각된다.

6. 結 論

우리나라 서해안과 남해안 6개현장에서 실시된 말뚝載荷試驗結果의 分析 考察 및 靜力學的支持力 公式에 의한 算定支持力과 比較 검토한 結果 아래와 같은 結論을 얻었다.

- 1) 降伏荷重은 횡축을 정규준금의 荷重 P 로, 종축을 대수준금의 沈下量 $\log S$ 로 하여 재하시험결과를 정리한 $P-\log S$ 곡선상의 변곡점으로 결정할 수 있었고, 이 降伏荷重은 荷重과 沈下量거동의 탄성한계를 나타내는 하중으로 판단 되었다.
- 2) 말뚝머리의 沈下量이 25.4mm에 도달한 경우의 荷重을 極限荷重으로 하였을 경우, 極限荷重은 降伏荷重의 1.5배에 해당하였다.
- 3) 短期 및 長期許容荷重은 각각 降伏荷重의 75% 및 50%로 함이 바람직 하였다.
- 4) 全降伏沈下量은 降伏荷重의 크기에 비례하였으나 이 全降伏沈下量 중 소성침하량 성분은 2mm 이하로 발생되었다. 그러나 극한하중 작용시의 소성침하량 성분은 13mm 까지 크게 발생하였다.

- 5) 靜力學的支持力公式에 의하여 산정된 말뚝의 극한지지력으로부터 許容支持力을 산정할 경우, 단기 및 장기안전율은 Meyerhof 公式에 대하여는 각각, 2.7과 4.0이었으며 日本建築學會公式에 대하여는 각각 2.0과 3.0으로 구하여졌다.

참 고 문 헌

1. Butter, F.G. and Morton, K.: "Specification and Performance of Test Piles in Clay," Behaviour of Piles, ICE, 1970, pp. 17~26.
2. Davisson, M.T., "Pile Load Capacity": Proceeding Design, Construction and Performance of Deep Foundation, ASCE, Seminar, Univ. of California Burkley, 1975.
3. De Beer, E.E.: "The Scale Effect in The Transposition of The Results of Deep Sounding Tests on The Ultimate Bearing Capacity of Pile and Caisson Foundation", Geotechnique, Vol. 13, No. 1, 1963, pp. 39~75.
4. 土質工學會(日本): 크이基礎의 調査·設計から施工まで, 1978, pp. 324~333.
5. 土質工學會(日本): 크이의 鉛直載荷試驗基準·同解説, 1979.
6. 浦項綜合製鐵株式會社: 光陽製鐵所 基礎杭杭打 및 載荷試驗中間報告書, 1984. 5.
7. 浦項綜合製鐵株式會社: 光陽製鐵所 基礎杭杭打 및 載荷試驗報告書, 1984. 12.
8. 藤田圭一: くい打ち技術ノート, 日刊工業新聞社, 1976, pp. 119~134.
9. Fuller, F.M. and Hay, H.E.: "Pile Load Test Including Quick-Load Test Method, Conventional Method & Interpretation", Highway Research Record, No. 333, Transportation Reserch Board, Washington, 1970.
10. 洪元杓: "선단지지말뚝의 鉛直支持力에 관한 研究", 光陽工業團地 造成에 관한 土木工學심포지움, 浦項工科大学, 大韓土木學會, 1988. 5., pp. 159~179.
11. Poulos, H.G. and Davis, E.H.: Pile Foundation Analysis and Design, John Wiley & Sons, New York, 1980, pp. 354~365.
12. Tomlinson, M.J.: Pile Design and Construction Practice, 3rd Edition, 1987, pp. 97~152.

13. Van der Veen, C.: "Loading Test on An Unorthodox Concret Cuff Pile", Proc., 6th ICSMFE, Vol. 2, 1965, pp. 333~337.
14. Vesic, A.S.: Design of Pile Foundation, National Cooperation Highway Reserch Program Synthesis of Practice No. 42, Transportation Reserch Board, Washinton, D.C. 1977, pp. 8~22.
15. 村山朗郎, 大崎順彦: 基礎工學ヘンドブック, 朝倉書店, 1964, pp. 434~478.
16. 横山幸滿: くい構造物の計算法と計算例, 山海堂, 1977, pp. 141~145.
17. Housel, W.S.: "Pile Load Capacity: Estimates and Test Results", Jour. SMFD, ASCE, Vol. 92, No. SM4, 1966, pp. 1~30.
18. Housel, W.S.: "Field and Laboratory Determination after Bearing Capacity of Hardpan Design of Deep Foundation," ASTM Conference, Atlantic City, 1956.
19. Meyerhof, G.G.: "Bearing Capacity and Settlement of Pile Foundation," Jour. GED, ASCE, Vol. 102, No. GT3, 1976, pp. 197~228.
20. 平山英喜: "杭の鉛直支持力に関する理論と實際への適用", 土と基礎, Vol. 36, No. 7, 1988, pp. 5~10. (접수일자 1988. 11. 3)