

# 모래지반에 타입된 모형 개단강관(開端鋼管) 말뚝의 지지력 분석

Bearing Capacity of Model Open-Ended Steel Pipe Pile Driven into Sand Deposit

백 규 호\*1  
Paik, Kyu-Ho  
이 종 섭\*2  
Lee, Jong-Sub  
이 승 래\*3  
Lee, Seung-Rae

---

## Abstract

Model tests in calibration chamber with open-ended steel pipe pile have been performed in sand deposit to clarify effect of soil plug on bearing capacity, load transfer mechanisms in soil plug, and behavior of soil plug under dynamic and static conditions. Model piles were devised so that bearing capacity of open-ended pile could be measured separately into outside skin friction, inside skin friction due to soil plug-pile interaction, and end bearing force on the section of steel pipe pile.

It may be concluded, from the test results, that the plugging level of open-ended pile is more correctly defined by specific recovery ratio,  $\gamma$ , rather than by plug length ratio, PLR, and the major part of inside skin friction is generated within the range of three times as long as the inner diameter of the pile from the pile tip. The ratio of inside skin friction to total bearing capacity is much larger than that of outside skin friction to total bearing capacity. Therefore, the bearing capacity of pile could not be well predicted, unless the inside skin friction is properly taken into account.

## 요 지

말뚝이 설치되는 동안과 하중이 재하되는 동안에 유발되는 관내토의 거동과 관내토가 개단 말뚝의 지지력에 미치는 영향, 그리고 관내토의 하중전이 메카니즘 등을 알아보기 위하여, 개단말뚝의 단면부에 작용하는 지지력과 관내토에 의한 지지력 및 외주면마찰력을 분리하여 측정할 수 있도록 제작된 모형 개단강관말뚝과 압력조절이 가능한 토조를 이용하여 모래지반을 대상으로

---

\*1 정희원, 한국과학기술원 토목공학과 박사과정

\*2 한국과학기술원 토목공학과 공학석사

\*3 정희원, 한국과학기술원 토목공학과 조교수

한 모형말뚝실험을 실시하였다.

관입결과로부터, 개단말뚝의 폐색정도는 폐색길이비(PLR)보다는 특정회수율( $\gamma$ )에 의하여 더 정확히 정의될 수 있음을 알 수 있으며, 내주면마찰력의 대부분은 말뚝 선단부로부터 말뚝내경의 3배까지의 영역에 존재하는 관내토에 의하여 발생하는 것으로 나타났다. 또한 전체 지지력에서 내주면마찰력이 차지하는 비율은 외주면마찰력이 차지하는 비율보다 상당히 크기 때문에, 개단말뚝의 지지력 산정 시 내주면마찰력은 필수적으로 고려되어야 한다.

## 1. 서 론

말뚝기초는 이미 국내에서 가장 많이 사용되고 있는 기초 형식중의 하나로 선단부의 개폐 조건에 따라 크게 폐단(closed-ended)말뚝과 개단(open-ended)말뚝으로 구분이 가능하다. 특히 말뚝의 취급과 이음이 용이한 강관말뚝은 지지력이 말뚝의 타입동안에 발생가능한 좌굴(buckling)정도에 의하여 자주 영향을 받게 되므로, 이러한 관입저항력(driving resistance)을 감소시키기 위하여 선단부를 개방(open)시킨채로 사용하는 경우가 대부분이다. 따라서 관입깊이가 깊고 직경이 큰 말뚝을 사용해야만 하는 대규모 구조물이나 해양구조물의 기초공사에서는 개단강관말뚝(open-ended steel pipe pile)의 사용이 필수적이라 할 수 있다.

일반적으로 개단말뚝은 말뚝이 지반에 타입되면서 말뚝 내부로 유입되는 흙에 의하여 관내토(soil plug)가 형성되고, 그것에 의하여 말뚝 선단부가 폐색되는 현상이 발생됨에도 불구하고 폐단말뚝에 비하여 관입저항력이 작아서 타입이 상대적으로 용이하다.

이때 관내토에 의한 개단말뚝의 지지력 증가는 상당히 클뿐만아니라, 개단말뚝의 지지력은 관내토에 의한 선단부의 폐색(plugging)정도에 큰 영향을 받는 것으로 알려져 있다.<sup>(2)</sup> 이러한 개단말뚝의 폐색작용은 말뚝의 관입특성을 변화시켜 개단말뚝의 지지력과 동적거동 뿐만아니라 설계 및 해석에도 큰 영향을 미치므로 개단말뚝의 거동을 예측하는데 매우 중요한 역할을 한다. 관내토에 의한 폐색정도가 개단말뚝의 지지력에 미치는 영향은 실내모형실험이나 현장실험 등을

통하여 여러 연구자에 의하여 연구되었으나 아직 확실한 만한 결과들이 제시되지 못하고 있으며, 더우기 사실도 지반에서의 관내토는 흙의 팽창거동(dilatancy)이나 아칭(arching)효과<sup>(15)</sup>에 의하여 API의 추천방법<sup>(18)</sup> 등과 같이 현재 많이 사용되는 여러가지 설계방법에서 고려하는 것보다 상당히 큰 지지력을 가질 수 있다는 여러가지 실험결과들을 주목할 때 현재 사용하는 개단말뚝의 설계방법들은 선단지지력을 과소평가하는 경향을 나타내고 있다.<sup>(8, 10)</sup> 그러므로 개단강관말뚝에 대한 올바른 지지력 해석과 경제적인 설계를 위하여 개단말뚝에 대한 심화된 연구는 필수적이라 할 수 있다.

본 연구에서는 말뚝이 설치되는 동안과 하중이 재하되는 동안에 유발되는 관내토의 거동과 관내토가 개단말뚝의 지지력에 미치는 영향 및 관내토의 하중전이 메카니즘 등을 알아보기 위하여, 개단말뚝의 단면부에 작용하는 지지력과 관내토에 의한 지지력 뿐만 아니라 외주면 마찰력을 정확히 분리하여 측정할 수 있도록 제작된 모형 개단강관말뚝과 압력조절이 가능한 토조(calibration chamber)를 이용하여 모래지반을 대상으로 한 모형말뚝실험을 행하였다.

## 2. 개단말뚝의 관입특성 및 지지력

일반적으로 개단말뚝이 지반에 타입되는 동안 형성되는 관내토는 개단말뚝의 선단부를 폐색시키며, 관내토에 의한 말뚝의 폐색정도는 관내토의 상태와 말뚝의 관입깊이에 대응하는 관내토의 길이 등을 고려하여 그림 1과 같이 세 단계로 구분되고 있다.<sup>(15)</sup> 첫 단계는 관입 초기에 말뚝 선단부가 전혀 폐색되지 않아서

관내토 길이와 관입깊이가 동일한 완전개방 (unplugged) 상태이며, 둘째 단계는 관입이 계속되면서 말뚝 선단부에 존재하는 흙이 말뚝 내부로 유입되는 것을 어느 정도 저지할 만한 크기의 마찰저항이 말뚝 내면에 유발되어 관내토의 길이가 관입깊이보다 작은 상태로 이러한 단계를 부분폐색 (partial plugged) 이라 한다. 마지막으로 말뚝이 더욱 깊이 관입되면, 말뚝 내면에는 흙의 유입에 충분히 저항할 만한 내주면마찰력 (inside skin friction) 이 유발되어 말뚝은 완전폐색 (plugged) 되는 상태를 갖는다. 이 상태에서는 개단말뚝의 관입특성이 폐단말뚝의 경우와 같다고 가정되고 있다.

이와 같이 개단말뚝과 관입특성은 말뚝 선단부의 폐색정도에 따라 상이하게 나타나므로 말뚝의 관입동안에 선단부가 폐색되는 정도를 측정하는 것은 개단말뚝의 거동을 예측하는데 필수적이라 할 수 있다.

개단말뚝의 폐색정도를 정의하기 위하여 많이 사용되는 방법으로는 말뚝의 관입깊이 (D) 와 그에 대응하는 관내토 길이 (L) 의 비로 정의되는 Kindel의 폐색길이비 (plug length rat-

io. PLR) 값을 이용하는 방법<sup>(5)</sup> 과 관입깊이 증분과 관내토 길이의 증분을 이용하여 Paikowsky 등이 정의한 특정회수율 (specific recovery ration,  $\gamma$ ) 값을 이용하는 방법<sup>(14)</sup> 의 두가지지를 들 수 있다.

$$PLR = \frac{L}{D} \quad (1)$$

$$\gamma = \frac{\Delta L}{\Delta D} \quad (2)$$

이중 PLR에 의한 폐색정도의 정의는 개단말뚝 선단부의 폐색정도에 따른 PLR 값을 제시하지 못하였기 때문에 실무에 적용하기 어려운 반면 특정회수율에 의한 정의는 폐색정도에 따른  $\gamma$  값을 표 1 과 같이 제시하므로써 말뚝이 타입되는 동안 관입깊이의 증분과 관내토 길이의 증분만 측정된다면 더욱 정확한 폐색정도를 파악할 수 있다고 알려져 있다<sup>(14)</sup>.

표 1. 말뚝 선단부의 폐색정도에 따른 폐색길이 비와 특정회수율

완전개방의 경우	PLR = 1.0	$\gamma = 100\%$
부분폐색의 경우	정의되지 않음	$0\% < \gamma < 100\%$
완전폐색의 경우	정의되지 않음	$\gamma = 0\%$

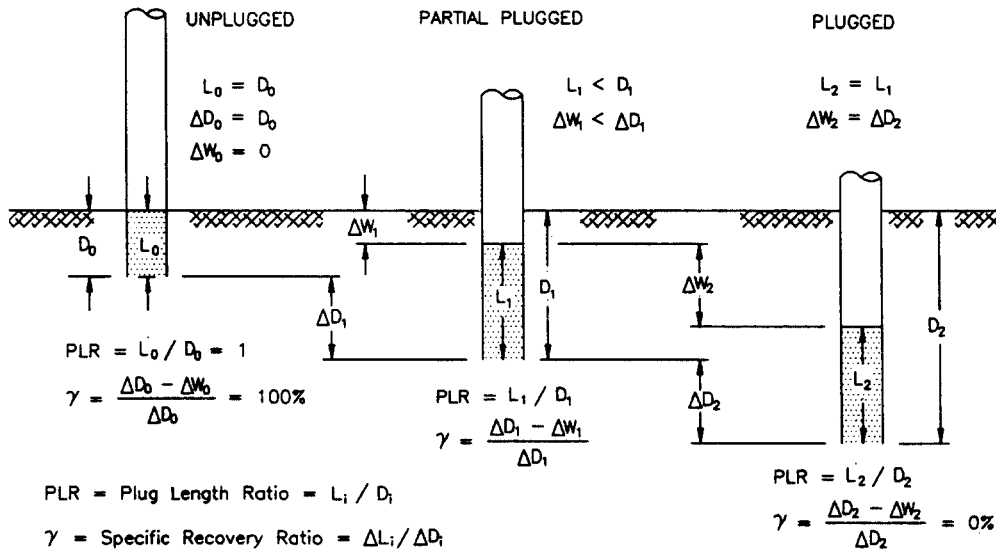


그림 1 Three possible penetration state of the soil plug (Paikowsky, 1989)

또한 개단말뚝의 폐색효과는 말뚝의 관입특성 뿐만아니라 극한지지력에도 상당한 영향을 미치며, 이것은 Paikowsky 등 여러 연구자들에 의하여 개단말뚝의 하중지지 메카니즘에 반영되었다. 일반적으로 말뚝이 완전개방(unlugged) 또는 부분폐색(partial plugged)된 경우에는 하중이 외주면마찰력(outside skin friction)과 관내토에 의한 내주면마찰력(inside skin friction), 그리고 말뚝의 단면부에 작용하는 저항력에 의해 지지되며, 완전폐색(plugged)의 경우에는 외주면마찰력과 말뚝 선단부에 균등하게 작용하는 선단지지력(end bearing)에 의해 하중이 지지되어 폐단말뚝과 하중지지 메카니즘이 같아진다고 가정한다(그림 2)

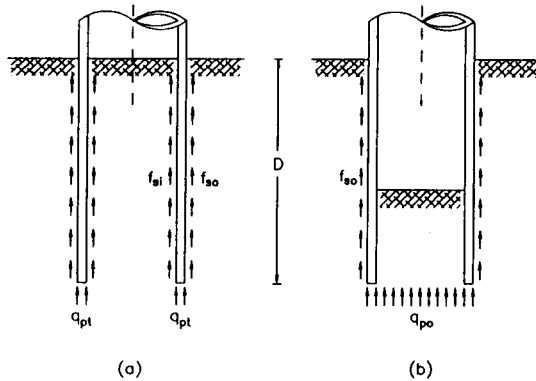


그림 2 Stress acting on pile under (a) unplugged and (b) plugged conditions

이와같은 가정하에 개단말뚝의 극한지지력은 선단부의 폐색정도가 커질수록 증가한다는 의견이 지배적이며<sup>(2)</sup>, 관내토가 폐색정도에 따라 개단말뚝의 지지력에 미치는 영향을 알아보기 위해서는 개단말뚝의 지지력 중에서 관내토에 의한 지지력을 분리하여 고려하는 것이 필수적이다. 그러나 관내토에 의한 지지력을 정확하게 분리해 낼 수 있는 방법은 아직까지도 제시되지 못하고 있으며, 이러한 실정에서 개단말뚝의 하중지지 특성을 규명하기 위한 노력은 현재까지 계속되고 있다.

관내토의 하중지지 메카니즘에 관한 많은 연구들은 강관내부에 낙사법(sand raining method)으로 성형된 모래기둥을 이용한 모형실험이나 몇가지 가정을 전제로 한 수치해석방법을 통해서 행해지고 있다. Kishida와 Isemoto<sup>(7)</sup>는 관내토의 하중전달 특성과 변형특성을 조사하기 위하여 강관내부에 모래를 뿌려서 관내토를 재현한 후 모래기둥 하단부에서 힘을 가하는 방법으로 모형실험을 수행하였으며, 실험결과를 관내토의 수치해석결과와 비교하였다. 실험결과 모래기둥에 발생하는 마찰력은 모래기둥의 상부보다는 하부에서 더 크게 측정되었으며, 수치해석을 통해 모래기둥에 작용하는 힘의 약 90% 정도가 모래기둥 하단부로부터 강관내경의 2배 이내에 존재하는 모래기둥에 의하여 지지되고 있음을 알 수 있었다. 또한 O'Neill과 Rainess<sup>(13)</sup>는 토조를 이용한 모형말뚝실험에서 관내토의 지지력을 알아보기 위하여 Kishida와 Isemoto가 행한 것과 비슷한 방법으로 실험을 행하였고, Leong과 Randolph<sup>(9)</sup>는 절점요소(joint element)를 이용하여 관내토를 대상으로 수치해석을 수행한 결과, Kishida와 Isemoto의 결과와 비슷하게 관내토에 작용하는 힘의 대부분이 관내토 하단부로부터  $3B_i$  내지  $5B_i$  ( $B_i$  = 개단말뚝의 내경)의 영역에서 유발되는 마찰력에 의하여 지지되고 있음을 밝혔다.

그러나 이러한 모형실험에서 사용한 모형 관내토들은 개단말뚝이 지반에 타입될 때 발생하는 관내토의 변형상태를 제대로 재현하지 못하기 때문에 그 결과를 실제지반에 적용하기에는 미흡하다. 이런 이유로 한편에서는 관내토의 변형특성을 통하여 관내토의 하중지지 메카니즘을 유추하는 연구가 활발히 진행되었다. Kishida<sup>(6)</sup>는 사질토 지반에 개단말뚝이 타입되는 동안 관내토의 하부가 상부보다 더 많이 다져짐을 밝혀냈으며, Kishida와 Isemoto<sup>(7)</sup>는 관내토에 대한 수치해석을 통하여 관내토에 가해지는 하중에 의하여 발생하는 관내토 변형량의 약 70% 정도가 관내토 하단부로부터  $2B_i$

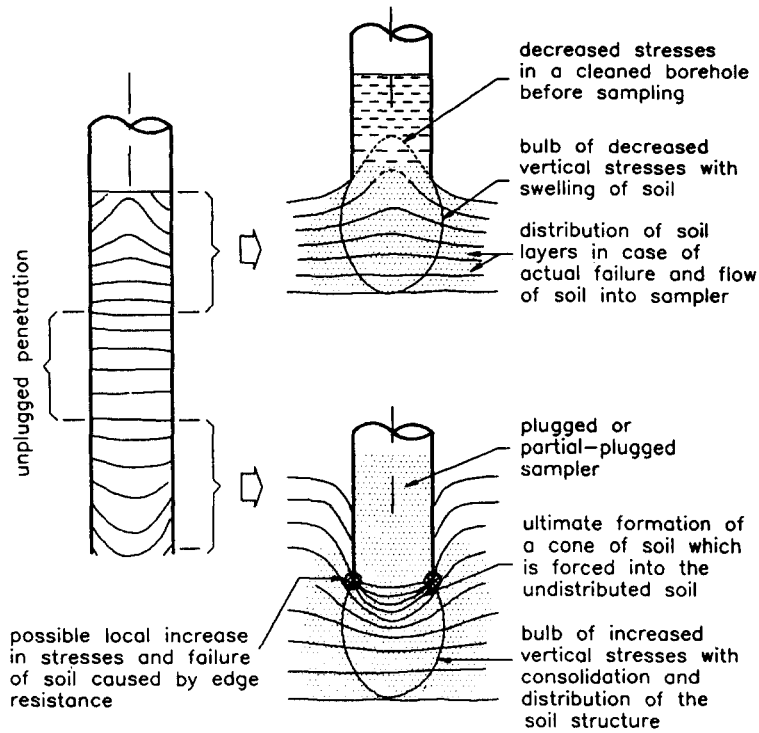


그림 3 Deformation of sampled soil due to stress changes at sampler tip(after Hvorslev, 1949)

까지의 영역에 존재하는 관내토에서 발생함을 알아냈다. 이러한 결과들로부터 관내토와 말뚝 내면 사이에 발생하는 내주면마찰력(inside skin friction)은 관내토의 상부 보다는 하부에서 크게 유발됨을 알 수 있다.

한편 Hvorslev<sup>(4)</sup>는 시료채취기(sampler)를 이용하여 채취된 시료의 변형형태를 시료채취기 내부에 존재하는 시료의 위치에 따라 그림 3과 같이 세 종류로 분류하였으며, 그러한 변형의 원인으로 시료채취기가 관입되면서 발생하는 지반의 수직응력 변화를 제시하였다. 그러나 Paikowsky<sup>(15)</sup>는 시료채취기가 내부에 존재하는 관내토의 변형을 시료채취기가 지반에 관입되면서 관내토에 발생하는 아치(arch)의 생성과 파괴 메카니즘을 이용하여 설명하고 있다. 시료채취기의 관입초기에 유발되는 수동아치(passive arch)는 상향력에 대항할 만한 지향

력을 갖추지 못하고 곧 붕괴되어 위로 불룩한 모양의 주동아치(active arch)로 전환되면서 관내토는 주동상태( $K < 1$ )로 존재하게 되며, 관입이 계속되면서 관내토 길이의 증가로 인한 저항력의 증가와 한계깊이로 인한 상향력의 증가 둔화로 인하여 관내토는 수직과 수평응력이 거의 같으면 수동아치가 파괴되는 특별한 상태( $K = 1$ )에 도달하게 된다. 관입깊이가 더욱 깊어지면 관내토에는 상향력에 대항하기에 충분한 힘을 갖는 수동아치가 형성되어 관내토는 수동상태( $K > 1$ )에 있게된다(그림 4). 이상과 같은 해석에 대한 타당성은 실내실험을 통하여 입증되고 하였으며<sup>(15)</sup>, 더우기 Randolph<sup>(17)</sup>는 관내토에 의한 지지력이 외주면마찰력이나 관내토 아래에 존재하는 지반의 지지력보다 크게 측정되는 여러 실험결과들을 이러한 아치(arching)현상을 통하여 설명하므로써 아치현

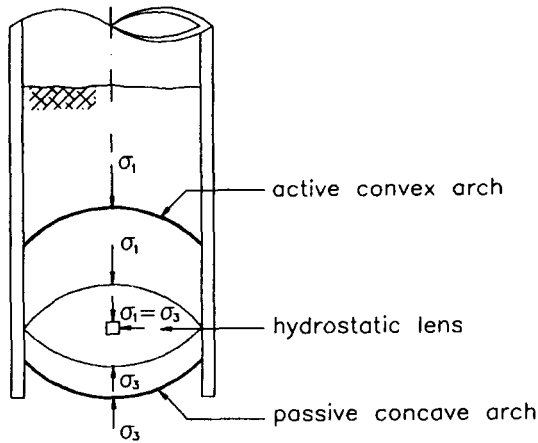


그림 4 Transition from 'Active' to 'Passive' arching in the soil plug(Paikowsky, 1990)

상을 이용한 관내토의 해석이 타당함을 주장하였다. 이상의 논의로부터 관내토가 개단말뚝의 거동에 상당히 큰 영향을 미침을 알 수 있으며, 개단말뚝의 하중지지 메커니즘을 정확히 조사하기 위하여는 개단말뚝 지지력의 분리측정이 필수적임을 알 수 있다.

### 3. 시료 및 실험방법

#### 3.1 시료와 지반조성

본 실험에서 지반조성에 사용된 모래는 한강 난지도 부근에서 채취한 것으로 장기간 공기중에서 건조하였으며 10번째 통과분만을 사용하였다. 모래 시료는 비중( $G_s$ )이 2.64이고 균등계수( $C_u$ )가 2.21, 곡률계수( $C_c$ )가 1.23으로 매우 균등한 상태이며, 통일분류법으로 분류할 때 SP에 해당된다(그림 5). 또한 메스실린더를 이용하여 구한 최소건조단위중량( $\gamma_{d, min}$ )은  $1.33g/cm^3$  이고, 몰드에 모래를 넣고 몰드를 망치로 두드리는 타격수의 증가에 대한 건조 단위중량의 증가가 거의 없는 상태에서 구한 최대건조단위중량( $\gamma_{d, max}$ )은  $1.62g/cm^3$ 로

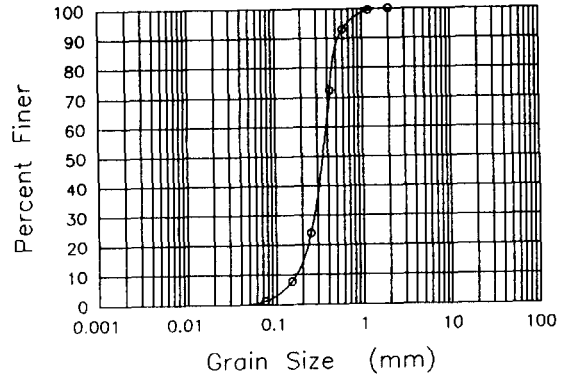


그림 5 Grain size distribution

구해졌다.

토조에 조성된 모형지반은 건조모래의 낙하고를 일정하게 유지시키는 낙사법에 의하여 상대밀도 90% 상태로 성형되었으며, 이 방법에 의하여 조성된 지반은 상대밀도의 편차가  $\pm 2\%$ 로 매우 균질하다고 알려져 있다<sup>(16)</sup>. 일반적으로 지반의 상대밀도를 조절하는 방법은 모래의 낙차가 클수록 상대밀도가 커지는 낙차에 의한 조절방법과 모래상자의 모래유출 구멍의 크기가 작을수록 상대밀도가 커지는 모래 유출량에 의한 조절방법을 들 수 있다. 또한 모래 시료를 낙하할 때 mass spreader를 사용하는 경우와 traveling spreader를 사용하는 경우가 있으나, traveling spreader를 사용하는 경우에는 모래의 자유낙하시 공기흐름에 의한 영향으로 낙하속도가 일정하게 유지되지 않으므로 조성되는 모래지반의 균질성이 떨어지는 것으로 알려져 있다<sup>(16)</sup>.

따라서 본 실험에서는 mass spreader를 사용하였고, 조성하고자 하는 지반이 상당히 조밀하여 낙차에 의한 조절방법을 통한 상대밀도의 조절이 어려웠으므로 모래의 유출량을 조절하고 매 층당 높이를 10cm로 유지하면서 상대밀도 90% 상태의 지반을 성형하였다. 뿐만 아니라 모래의 분산과 낙차에너지를 일정하게 유지하기 위하여 모래가 8번째와 10번째로 구성

된 모래 분산장치(sand diffuser)를 통과하도록 하였으며, 모래지반이 조성되는 동안 모래가 낙하되는 공간과 외부를 비닐(rainer shell)로 막아서 외부의 공기흐름이 낙하에너지에 주는 영향을 최소화하였다(그림 6). 이상과 같은 방법으로 조성된 모래지반은  $K_0 = 0.4$ 의 상태로 가입한 후 30시간동안 동일압력으로 유지시켜 토조내에 토입이 일정하게 작용되도록 한 후 모형말뚝실험을 수행하였다.

### 3.2 실험방법

토조를 이용한 모형말뚝실험에서 모형지반과 현장지반의 차이를 최소화 하기 위해서는 가입형태에 따른 경계조건(boundary condit-

ion)과 토조크기의 제한성 때문에 발생하는 경계효과(boundary effect)를 고려해야만 한다. 토조내 모형지반에 가할 수 있는 경계조건은 4가지가 있을 수 있으며, 본 실험은 수평응력과 수직응력의 조절이 가능한 BC1( $\Delta\sigma_h = 0, \Delta\sigma_v = 0$ )의 상태에서 실행되었고 토조의 수평응력은 현장말뚝의 중간깊이에 해당하는 응력과 같은 크기로 가해졌다. 따라서 토조에 가해진  $\sigma_v = 1.0\text{kg/cm}^2, \sigma_h = 0.4\text{kg/cm}^2$ 는 토조에 조성된 모래지반과 상태가 같은 현장지반에서 12.6m에 해당되는 깊이를 재현한 것으로 볼 수 있다.

모형말뚝은 외경이 42.7mm, 두께가 3.1mm, 길이가 908mm이며, 토조는 직경이 775mm, 높이가 1250mm로 말뚝 직경에 대한 토조의 직

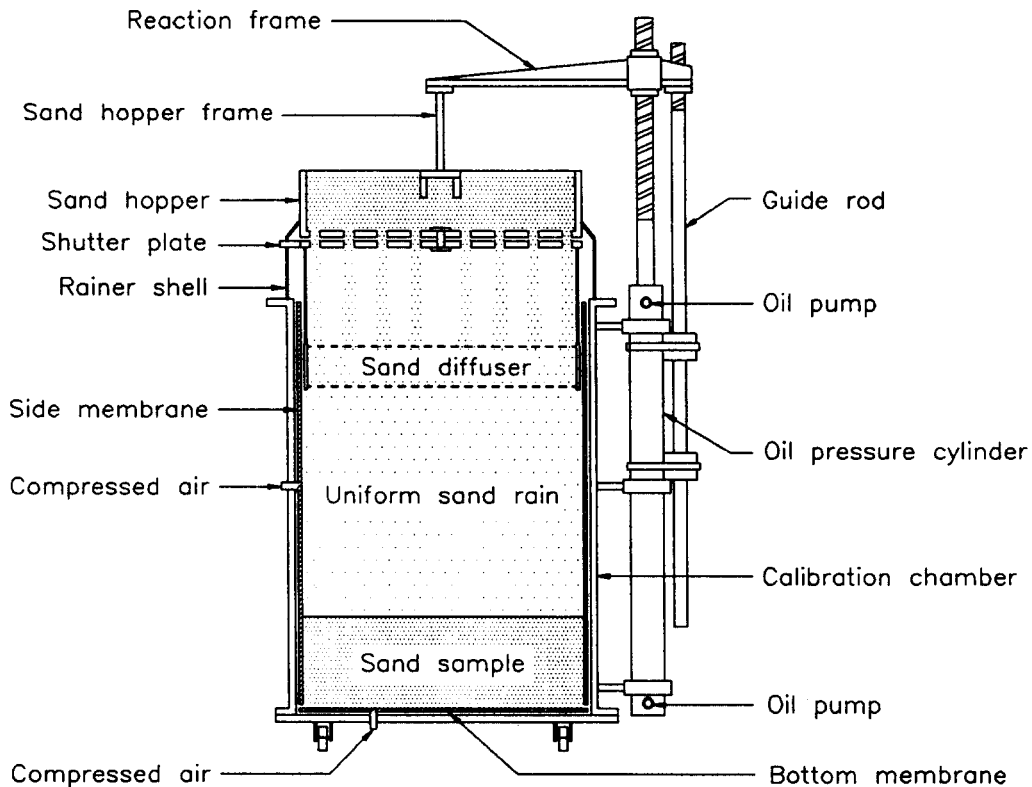


그림 6 Pluvial deposition system in the calibration chamber

경비(diameter ratio)는 18.2이다. 이 값은 조밀한 모래에 폐단말뚝이 타입된 경우에 경제효과를 무시할 수 있는 직경비로 Parkin과 Lunne<sup>(16)</sup>가 제안한 50보다는 상당히 작으나, 일반적인 모래지반에서 말뚝 타입시 공동확장이론과 변형률 경로기법(strain path technique)을 이용하여 계산된 말뚝 선단부에 발생하는 소성영역의 크기인 말뚝 직경의 7.5배<sup>(19)</sup> 보다는 크다. 그러므로 개단말뚝의 타입에 의한 지반의 교란정도와 수평응력의 변화가 폐단말뚝의 경우에 비하여 상당히 작다는 것<sup>(11)</sup>과 말뚝 관입시 발생하는 소성영역의 크기가 토조 직경보다 작다는 것을 고려하면 말뚝의 지지력에 대한 경제효과는 그리 크지 않을 것으로 기대된다.

본 실험에서 사용된 모형 개단강관말뚝은 각 부분에 작용하는 지지력의 분리측정을 위하여 그림 7과 같이 직경이 서로 다른 두개의 파이프를 만들어 졌으며, 내부파이프에 작용하는 지지력이 외부파이프로 전달되는 것을 방지하기 위하여 말뚝 선단부에 존재하는 두 파이프 사이에 공간은 silicone으로 밀봉되었다. 조립이

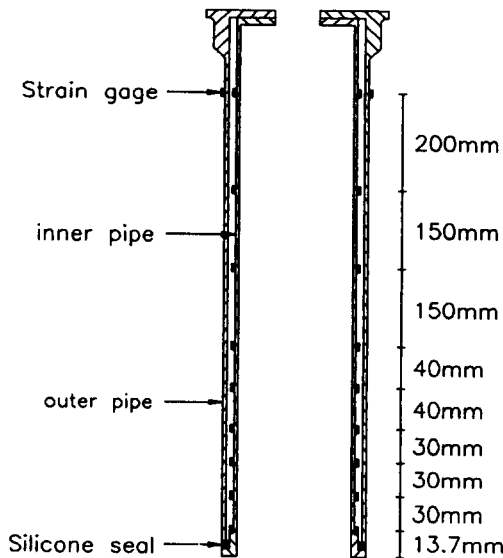


그림 7 Instrumented model pipe pile

완료된 모형말뚝은 무게가 4.0kg인 햄머를 50cm 높이에서 자유낙하시켜 지반에 타입하였다.

개단말뚝의 지지력 성분을 분리하여 측정하기 위해서 이제까지 사용된 방법은 타입된 말뚝의 관내토를 제거하기 전에 행한 재하실험으로부터 전체지지력을 구하고, 그 후 관내토를 제거한 다음 재하실험을 행하여 외주면마찰력과 말뚝 단면부에 작용하는 지지력의 합을 구함으로써 그 차이를 관내토에 의한 내주면마찰력으로 산정하는 것이 일반적이었다<sup>(12)</sup>. 그러나 말뚝의 지지력 중에서 말뚝 단면부에 작용하는 지지력과 내주면마찰력 그리고 외주면마찰력은 독립적인 거동을 하는 것이 아니고 서로 밀접한 관계를 가지고 있기 때문에<sup>(3)</sup> 이상과 같은 실험방법으로부터 구해지는 결과들에는 상당한 오차가 내포되어 있다. 따라서 본 실험에서는 개단말뚝의 지지력을 말뚝 단면부에 작용하는 지지력( $Q_{pt}$ )과 내주면마찰력( $Q_{si}$ ), 그리고 외주면마찰력( $Q_{so}$ )으로 분리하여 측정할 수 있도록 그림 7과 같이 내부파이프와 외부파이프의 외벽에 대칭으로 각각 18개와 2개의 strain gage를 부착하여 실험하였다.

파이프 양쪽에 대칭으로 부착된 strain gage의 평균값을 그 위치에서의 변형률로 하였으며, 이 변형률은 예비실험에서 구한 변형률-하중 관계를 통하여 하중으로 전환되었다. 먼저 개단말뚝의 선단지지력( $Q_{end}$ , 말뚝 단면부에 작용하는 지지력과 내주면마찰력의 합)은 내부 파이프의 가장 윗부분에 부착된 strain gage로 부터 얻어졌다. 그리고 전체지지력과 선단지지력의 차이를 외주면마찰력으로 이용하였으며, 외부파이프에 부착된 strain gage를 통하여 그 크기가 검증되었다. 검증결과 두 값은 거의 비슷함을 보였다. 또한 말뚝 단면부에 작용하는 지지력은 내부파이프의 가장 아래부분에 부착된 2개의 strain gage로부터 구한 관내토의 마찰응력이 말뚝 선단부까지 일정하게 작용한다는 가정하에 외삽법(extrapolation)에 의하여 구하였으며, 파이프 중간에 부착된



strain gage들을 통하여 관내토의 하중전이 특성을 관찰하였다(그림 8).

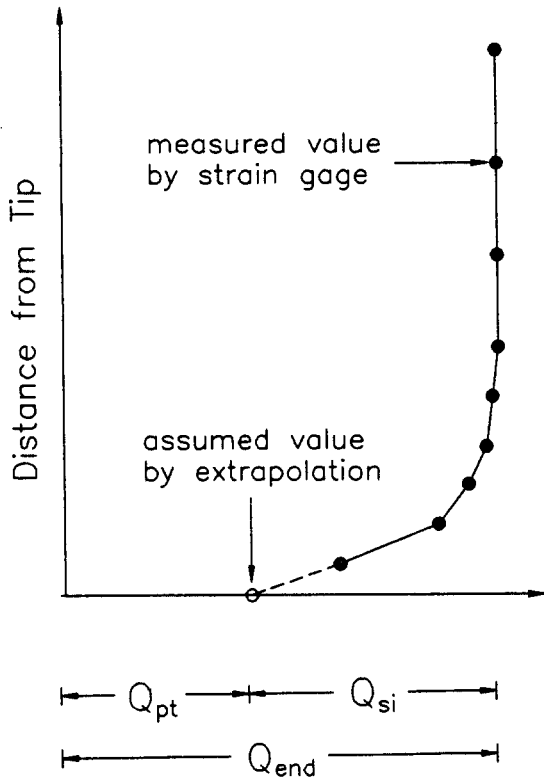


그림 8 Determination of inside skin friction( $Q_{si}$ ) and tip bearing capacity( $Q_{pt}$ )

말뚝이 타입되는 동안 개단말뚝 선단부의 폐색정도에 따른 지지력의 변화를 관찰하기 위하여 말뚝의 두부(head)와 관내토의 표면간 거리를 막대자를 이용하여 측정하고, 대응되는 항타수를 측정함으로써 관내토의 길이와 선단부의 폐색정도를 계산하는 것은 물론 관내토가 말뚝의 관입특성에 미치는 영향을 살펴보았다. 모형말뚝의 재하시험은 말뚝의 관입깊이가 25cm, 42cm, 59cm, 76cm 일때 행해졌으며, 전체 지지력의 측정을 위하여 말뚝의 두부(head)에는 3ton 용량의 load cell을 설치하였다. 그리고 재하시험 전에 모든 strain gage와 load cell에

대하여 영점조정을 행하였다. 재하시험동안 지지력의 분리측정을 위하여 부착한 strain gage의 결과들은 data logger를 이용하여 측정되었으며, 말뚝의 침하량은 말뚝에 대하여 대칭으로 설치된 dial gage를 이용하여 측정하였다(그림 9).

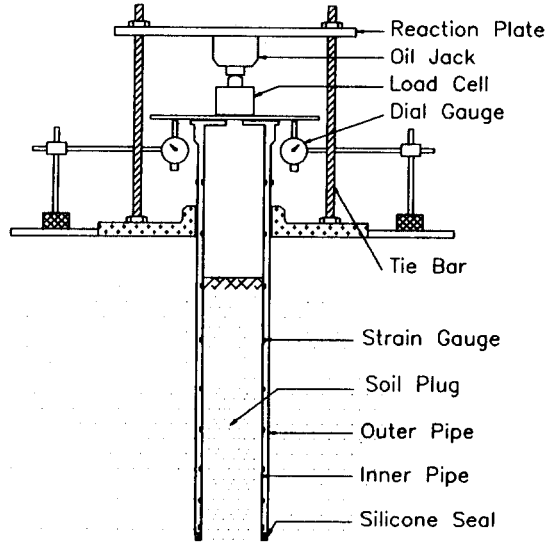


그림 9 Arrangement and instruments for pile load test

#### 4. 실험결과 및 분석

그림 10은 개단말뚝이 모형지반에 타입되는 동안 측정된 관입깊이에 따른 관내토 길이의 변화와 특정회수율( $\gamma$ ) 및 폐색길이비(PLR)의 변화를 나타내고 있다. 관입초기에는 말뚝의 타입에 필요한 항타에너지가 매우 조밀한 상태의 지반으로 전달되어 지반이 팽창거동을 하므로 관입깊이보다 관내토 길이가 더 크게 측정된다. 이러한 상태에서 특정회수율에 의한 말뚝의 폐색정도를 보면 약 8.5cm의 관입깊이까지  $\gamma \geq 100\%$ 으로 완전개방(unplugged) 상태에 존재하고, 그 이후의 깊이에서는  $0\% < \gamma < 100\%$ 의 부분폐색 상태로 전환된다. 반면 폐색

깊이비에 의하면 약 25cm의 깊이까지  $PLR \geq 1.0$ 으로 말뚝이 완전히 개방된 상태에 있음을 나타내고 있다. 만약 25cm의 깊이에서 말뚝이 완전개방된 상태로 존재한다면 관내토에 의하여 발휘되는 내주면마찰력과 외주면마찰력은 거의 비슷하게 측정될 것이다. 그러나 25cm의 관입깊이에서 행한 말뚝재하시험 결과는 내주면마찰력이 외주면마찰력보다 상당히 크게 측정되므로, 이 깊이에서 말뚝의 선단부는 어느 정도 폐색된 것으로 사료된다. 따라서 개단말뚝의 폐색정도는 폐색깊이비(PLR)보다 특정회수율( $\gamma$ )에 의하여 더욱 정확히 파악될 수 있다고 판단된다.

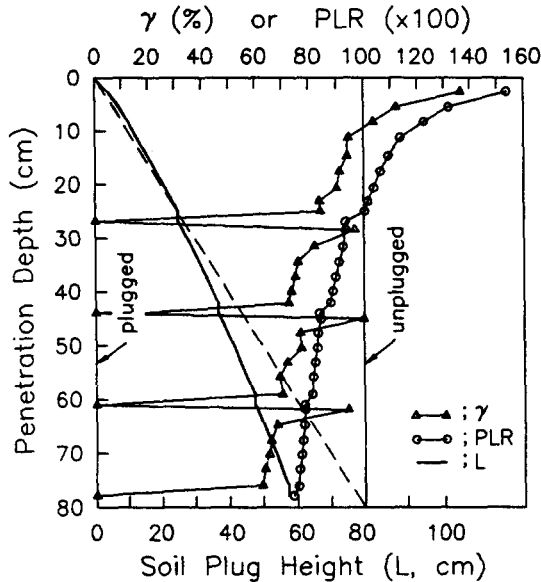


그림 10 Analysis of plugging measurements for model pipe pile

한편 관입깊이에 따른 특정회수율의 변화를 보면 말뚝이 지반에 타입되는 동안에는 모든 깊이에서  $\gamma > 0\%$ 로 말뚝은 부분폐색된 상태로 존재하지만, 말뚝이 재하시험되는 동안에는 말뚝과 관내토간에 상대변위가 발생되지 않는 것으로 측정되어 항타시에 측정된 폐색상태에 무관하게 말뚝은 완전폐색된 것과 같이 거동한

다. 따라서 말뚝의 타입을 위한 항타에너지가 작을수록 개단말뚝의 폐색정도는 증가할 것으로 사료된다. 반면 재하시험이 끝난 후에 말뚝을 재항타하면 재하시험 동안에 다져진 관내토가 항타에너지의 영향으로 다시 팽창거동을 하기 때문에  $\gamma$ 가 95~100%로 급격히 증가하나, 타입이 계속되면서  $\gamma$ 는 점차 감소하여 말뚝의 폐색정도가 커지는 경향을 나타낸다. 그러나 말뚝이 타입되는 상태에서는 최종관입깊이인 76cm에 도달할 때 까지도 특정회수율이 약 60% 정도로 여전히 부분폐색 상태로 존재하게 된다.

표 2는 응력상태가  $\sigma_v = 1.0 \text{ kg/cm}^2$ ,  $\sigma_h = 0.4 \text{ kg/cm}^2$ 인 지반에서 행한 말뚝재하시험 결과로 개단강관말뚝의 전체지지력( $Q_t$ ) 중에서 외주면마찰력( $Q_{so}$ )과 내주면마찰력( $Q_{si}$ ), 그리고 말뚝 단면부에 의한 지지력( $Q_{pt}$ )의 크기와 분담율 및 말뚝 외벽에 작용하는 평균수평응력( $\sigma_{hs}$ )을 나타낸 것이다.

표 2. 각 지지력 성분이 개단말뚝의 전체지지력에 미치는 영향

관입깊이	$\gamma$	$Q_t$	$Q_{si}$	$Q_{so}$	$\sigma_{hs}$	$Q_{pt}$
25cm	84.3%	433.4kg (100%)	271.8kg (62.7%)	81.1kg (18.7%)	$0.757 \text{ kg/cm}^2$	80.5kg (18.6%)
42cm	73.0%	534.6kg (100%)	294.4kg (55.1%)	125.3kg (23.4%)	$0.697 \text{ kg/cm}^2$	115.0kg (21.5%)
59cm	69.4%	670.5kg (100%)	343.6kg (51.2%)	180.1kg (26.9%)	$0.713 \text{ kg/cm}^2$	146.8kg (21.9%)
76cm	60.8%	846.2kg (100%)	384.3kg (45.4%)	254.9kg (30.0%)	$0.783 \text{ kg/cm}^2$	207.0kg (24.5)

주) ( )안의 값은 각 지지력 성분이 전체지지력에서 차지하는 비율을 나타냄

위의 표에서 보이듯이 말뚝이 부분폐색 상태에 있음에도 불구하고 내주면마찰력이 전체지지력에서 차지하는 비율은 45.4~62.7%로, 외주면마찰력이 차지하는 비율보다 매우 크다. 그리고 관입깊이가 깊어짐에 따라 내주면마찰력의 분담율이 작아지고는 있지만, 이승래 등<sup>(1)</sup>

에 의하여 그 크기는 폐단말뚝의 선단지지력과 비슷해지는 것으로 밝혀진바 있다. 그러므로 관내토가 개단강관말뚝의 거동이나 지지력에 미치는 영향은 상당히 크다는 것을 알 수 있다.

현재 개단말뚝의 지지력을 산정하는 제안식들은 여러가지가 있으나, 그 중에서도 해양구조물은 물론 육상구조물에도 많이 적용되는 API의 추천방법은 내주면마찰력과 외주면마찰력이 같다는 가정하에 개단말뚝의 지지력을 산정한다. 그러나 위의 실험결과에 근거하면 API의 추천방법은 관내토에 의한 내주면마찰력을 적절하게 산정하지 못하므로 개단말뚝의 지지력을 과소평가하는 경향이 있음을 확인할 수 있다.

한편 식(3)으로부터 계산된  $\sigma_{hs}$ 를 보면 42cm 이후로는 관입깊이가 증가할수록  $\sigma_{hs}$ 도 증가하는 경향을 보인다.

$$\sigma_{hs} = \frac{Q_{so}}{\pi B_o D \tan \delta} \quad (3)$$

여기서  $B_o$  = 강관말뚝의 외경(42.7mm)

$D$  = 말뚝의 관입깊이

$\delta$  = 말뚝의 벽면마찰각 (17.7°)

일반적으로 지반에 말뚝이 관입될 때 말뚝에 작용하는 수평응력이 증가하는 원인으로 크게 두가지를 들 수 있다. 첫째는 말뚝이 관입되면서 말뚝 선단부에 발생하는 수직응력 증가로 인한 수평응력의 증가이다. 이러한 원인에 의한 수평응력의 증가는 말뚝 선단부 근처에 집중되며, 그 이외의 부분에 작용하는 수평응력은 말뚝이 관입되기 전에 응력상태와 비슷하다고 알려져 있다<sup>(11, 13)</sup>. 둘째로는 말뚝이 관입되면서 폐색정도가 증가하여 말뚝 선단부에 존재하는 흙이 말뚝 주변으로 밀리는 정도가 커지게 되기 때문에 말뚝 벽면에 작용하는 수평응력이 증가하는 것이다. 이런면에서 실험결과를 살펴볼 때 25cm에서는 수평응력의 증가를 유발시키는 두가지 원인중 후자보다는 전자의 영향이 더욱 커서,  $\sigma_{hs}$ 가 다른 깊이에 비하여 크게 나타나는 것으로 생각되며, 42cm와 59cm에서는 관입깊이가 깊어져서 전자의 영향이  $\sigma_{hs}$

에 미치는 정도가 25cm에서 보다는 작아지고, 동시에 후자에 의한 영향도 그리 크지 않은 것으로 보여진다. 그리고 76cm에서는 후자에 의한 영향이 커서  $\sigma_{hs}$ 가 상당히 커지는 것으로 생각된다.

그림 11은 말뚝의 관입깊이에 따른 관내토에 의한 하중전이 특성을 나타낸 것으로, 관내토에 작용하는 하중의 대부분은 말뚝의 폐색정도와 관내토 길이에 무관하게 말뚝 선단부로부터 말뚝 내경( $B_i$ )의 약 3배까지 존재하는 관내토에 의하여 지지됨을 알 수 있다.

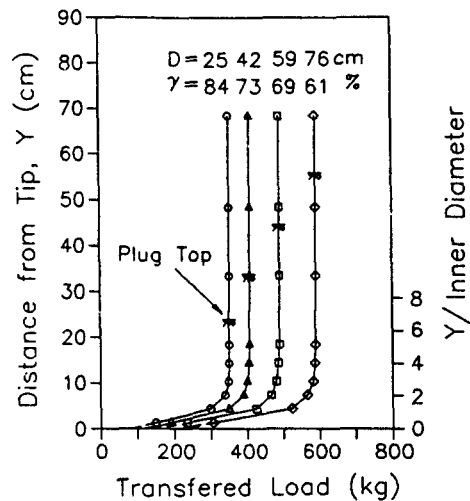


그림 11 Distribution of transferred load by the soil plug at ultimate condition

이러한 결과는 Kishida와 Isemoto의 모형실험 결과 및 과 Leong과 Randolph의 수치해석 결과와도 일치되는 것이다. 한편 관내토의 길이가 증가함에 따라 내주면마찰력은 증가하나 하중을 지지하는 관내토의 영역은 변하지 않는 것으로 미루어 말뚝 선단부로부터  $3B_i$  이상에 존재하는 관내토는 말뚝 선단부  $3B_i$  영역에 존재하는 관내토에 사하중으로 작용하여 관내토에 의한 내주면마찰력을 더욱 증가시키는 역할을 하는 것으로 보인다.

말뚝이 극한상태에 도달했을 때 관내토 내부

에 유발되는 토압계수( $K = \sigma_{hz} / \sigma_{vz}$ )의 변화를 알아보기 위하여 두가지 가정이 사용되었다. 첫째는 관내토의 반경 방향으로의 수직응력이 일정하다는 것이고, 둘째는 관내토에 의하여 전달되는 하중을 측정된 점(strain gage가 부착된 위치)들 사이에서의 수평응력은 일정하나 수직응력은 선형적으로 변한다는 것이다. 이러한 가정하에 식(4)를 이용하여 측정점들의 중간위치에 대하여 토압계수를 계산하였다(그림 12).

$$\sigma_{hz} = \frac{(Q_{si})_n - (Q_{si})_{n-1}}{\pi B_1 \Delta L \tan \delta} \quad (4.a)$$

$$\sigma_{vz} = \frac{(Q_{si})_n + (Q_{si})_{n-1}}{\pi B_1^2 / 4} + \sigma_{vo} \quad (4.b)$$

여기서  $(Q_{si})_n$  = 관내토 정상으로부터 임의 (말뚝 상부로부터 n번째)의 strain gage 위치까지 작용하는 내주면마찰력

$\sigma_{vo}$  =  $\sigma_{vz}$ 의 계산위치에 작용하는 관내토의 자중에 의한 수직응력

$\Delta L$  = 하중이 측정된 점들 간에 거리

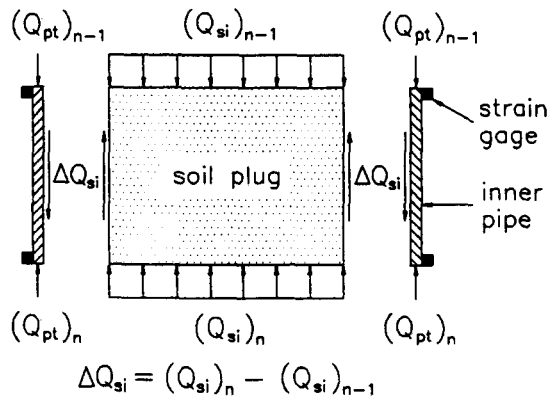
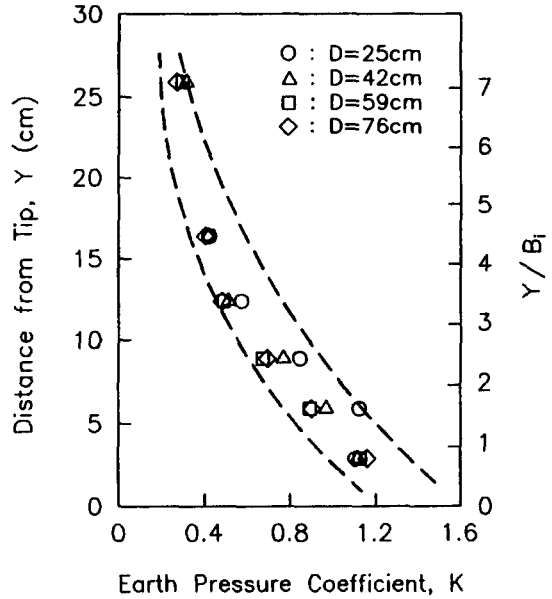
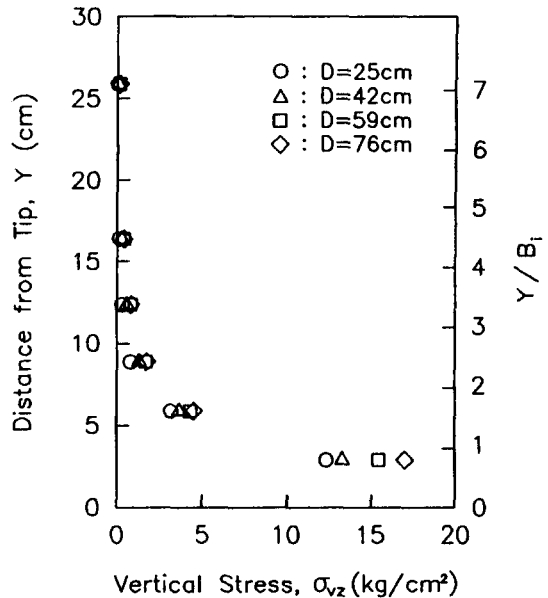


그림 12 Calculation of earth pressure coefficient in the soil plug from transferred load

그림 13은 위와 같은 방법에 의하여 말뚝이 극한상태에 도달했을 때 관내토 내부에 유발되는 토압계수와 수직응력의 변화를 나타낸 것이다.



(a)



(b)

그림 13 Distribution of (a) earth pressure coefficient and (b) vertical stress in the soil plug

먼저 그림 13.(a)에서 보이듯이 관내토 내부에 유발되는 토압계수는 관내토 하단부 5B<sub>i</sub> 영역에서는  $K > 0.4$ 로 원지반 상태에 비하여 토압계수가 상당히 증가하나, 수동토압 상태의 값에는 미치지 못하고 있다. 반면 말뚝 선단부로부터 5B<sub>i</sub> 영역 위에 존재하는 관내토에서는  $K < 0.4$ 로 주동상태의 값에 접근하고 있다. 이 같은 결과는 아칭현상을 이용하여 관내토의 형성과정을 설명한 Paikowsky의 생각과 부분적으로 일치되는 것으로, 개단말뚝의 폐색현상이나 관내토의 하중지지 메카니즘은 아칭(arching)현상에 의하여 설명이 가능함을 알 수 있게 한다. 한편 관내토 내부에 유발되는 수직응력은 말뚝 선단부에 접근할수록 증가량이 상당히 커져서, 관내토의 하단부에서는 원지반의 수직응력( $\sigma_v = 1 \text{ kg/cm}^2$ )보다 12~17배 정도 커진 것을 볼 수 있다(그림 13. (b)). 특히 말뚝 선단부로부터 3B<sub>i</sub> 이내의 영역에서 수직응력이 급격히 증가하는 것을 볼 때, 말뚝에 하중이 재하되는 동안 발생하는 관내토의 변형량 중에서 많은 양이 관내토 하단부 3B<sub>i</sub>영역에서 발생된다고 생각할 수 있다.

## 5. 결 론

개단강관말뚝의 지지력 메카니즘을 알아보기 위하여 외주면마찰력과 관내토에 의한 내주면마찰력, 그리고 말뚝 강재부에 의한 지지력의 분리측정이 가능하도록 만들어진 모형말뚝을 이용하여 응력조절이 가능한 토조에 조성된 모래지반에서 모형말뚝실험을 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1.  $PLR \geq 1.0$ 인 경우에도 내주면마찰력이 외주면마찰력보다 크게 측정되는 것을 볼 때 개단말뚝의 폐색정도는 폐색길이비(PLR)보다는 투정회수율( $\gamma$ )에 의하여 더욱 정확히 파악될 수 있다고 생각된다.
2. 말뚝은 지반에 타입되는 동안에는 부분폐색 상태로 존재하지만, 재하시험되는 동안에는 완전폐색( $\gamma = 0\%$ )된 것과 같이 거동한다. 따라서 말뚝의 타입을 위한 항타에너지가 작을수록 개단말뚝의 폐색정도는 증가할 것으로 사료된다.
3. 관내토에 작용하는 하중의 대부분은 말뚝의 폐색정도와 관내토의 길이에 무관하게 말뚝 선단부에서 말뚝내경의 3배까지 존재하는 관내토에 의하여 지지되며, 그 영역 위에 존재하는 관내토는 사하중으로 작용하여 내주면마찰력을 더욱 증가시키는 역할을 한다.
4. 관내토 상부의 토압계수는 말뚝의 관입초기에 항타로 인한 지반의 느슨해짐으로 인하여 원지반보다 작아져서 주동상태의 값으로 접근하지만, 하단부에 존재하는 관내토의 토압계수는 원지반보다 상당히 커진다. 그러나 그 크기가 수동상태의 값까지는 미치지 못한다.

본 연구의 결과들은 지반의 응력상태를 단순화한 모형토조에서 행해진 실험으로부터 얻어진 것으로, 정성적인 결과들만을 제시할 수 있다는 한계가 있다. 따라서 위에 제시한 결과들의 검증과 더불어 정량적인 시험결과들을 통한 기존 지지력 산정식의 정확도를 평가하기 위해서는 현장시험이 뒷바침되어야 한다. 뿐만 아니라 개단강관말뚝의 지지력을 더욱 정확히 산정할 수 있는 새로운 지지력 산정식의 제안을 위해서는 지중응력 및 상대밀도와 같은 지반조건의 변화와 말뚝의 설치방법에 따른 개단말뚝의 지지력 변화 등에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

## 참고문헌

1. 이승래 · 백규호 · 이종섭(1992), “폐단말뚝과의 비교를 통한 개단강관말뚝의 지지력 분석”, 대한토목학회 학술발표회 개요집(1), pp. 659-662.
2. Akagi, T., Miura, K., Kawakami, K. & Saeki, E.(1985), “On the Embedded Length of Long Steel Pipe Piles with Large Diameter”, Proc.

- of International Symposium on Penetration and Drivability of Piles, San Francisco, Vol. 1, pp. 69-72
3. Broung, N. W. A. (1982), "The Analysis of Cone Resistance 'qc' and Sleeve Friction 'fs' as Interactive Stresses, Resulting in a New Pile Bearing Capacity Design Method", Proc. of 2nd European Symposium on Penetration Testing, Amsterdam, Vol. 2, pp. 469-478.
  4. Hvorslev. M. J.(1949), "Subsurface Exploration and Sampling of Soils for Civil Engineering Purposes", ASCE Research Project of the Committee on Sampling and Foundation Division. ASCE, 521pp.
  5. Kindel, C. E.(1977), "Mechanism of Soil Resistance for Driven Pipe Piles", 4th Annual Symposium of the Waterway Port, Coastal and Ocean Division of ASCE", Long Beach, pp. 251-268.
  6. Kishida, H.(1967), "The Ultimate Bearing Capacity of Pipe Piles in Sand", Proc. of 3rd Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 1, pp. 196-199.
  7. Kishida, H. & Isemoto, N(1977). "Behavior of Sand Plugs in Open-End Steel Pipe Piles", Proc. of 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. Tokyo, Vol. 1, pp. 601-604.
  8. Kraft, L. M.(1991), "Computing Axial Pile Capacity in Sands for Offshore Conditions", Marine Geotechnology, Vol.9, No.1, pp. 61-92.
  9. Leong, E. C. & Randolph, M. F.(1991), "Finite Element Analysis of Soil Plug Response", International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol. 15, pp. 121-141.
  10. Murff, J. D., Raines, R. D. & Randolph, M. F.(1990), "Soil Plug Behavior of Piles in Sand", Proc. of the 22nd Offshore Technology Conference, Houston, pp. 25-32.
  11. Nauroy, J. F. & Le Tirant, P.(1983), "Model Tests of Calcareous Sands", Proc. of the Conference on Geotechnical Practice in Offshore Engineering, ASCE, pp. 356-369.
  12. Nishida, Y., Ohta, H., Matsumoto. T. & Kurihara, S.(1985), "Bearing Capacity due to Plugged Soil in Open-Ended Pipe Pile", JSCE, Vol. 364, pp. 219-227.
  13. O'Neill, M. W. & Raines, R. D. (1991), "Load Transfer for Pipe Piles in Highly Pressured Dense Sand", Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 117, No. 8, pp. 1208-1226.
  14. Paikowsky, S.G(1989), "A Static Evaluation of Soil Plug Behavior with Application to the pile Plugging Problem", Sc. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, MA.
  15. Paikowsky, S. G. (1990), "The Mechanism of Pile Plugging in Sand", Proc. of the 22nd Offshore Technology Conference, Houston, pp. 593-603.
  16. Parkin, A. K. & Lunne, T. (1982), "Boundary Effect in the Laboratory Calibration of a Cone Penetrometer for Sand", Proc. of the 2nd European Symposium on Penetration Testing, Amsterdam, pp. 761-768.
  17. Randolph, M. F.(1988), "The Axial Capacity of Deep Foundations in Calcareous Soil", Proc. International Conference on Calcareous Sediments, Vol. 2, pp. 837-857.
  18. Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platform(1989). American Petroleum Institute Recommended Practice 2A (RP2A), 18th Edition, API, Washington, D. C.
  19. Vipulanandan, C., Waong, D., Ochoa, M. & O'Neill, M. W.(1989), "Modelling Displacement Piles in Sand using a Pressure Chamber", Foundation Engineering : Current Principles and Practices, 1, F. H. Kulhawy, ed., ASCE, pp. 526-541

(접수일자 1992. 10. 26)