

傾斜基礎岩盤におけるPHC杭の 支持力管理と水平載荷試験

武山正人¹・末澤等²・岩原廣彦³・井桜政泰⁴

¹フェロー会員 工修 四国電力株式会社 取締役建設部長(〒760-8573 香川県高松市丸の内2番5号)

²正会員 四国電力株式会社 建設部計画課長(〒760-8573 香川県高松市丸の内2番5号)

³正会員 四国電力株式会社 建設部石炭灰有効活用拡大プロジェクトチーム副主査
(〒760-8573 香川県高松市丸の内2番5号)

⁴正会員 四国電力株式会社 建設部土木課(〒760-8573 香川県高松市丸の内2番5号)

橘湾発電所の工業用水タンク基礎は、直径が85mと大型であるとともに、基礎岩盤が比較的急傾斜であることから、同一基礎内において岩盤までの深さが大きく異なっている。この様に特殊な地盤においては、従来用いられている杭の打止め管理式では支持力評価の誤差が大きくなると考えられる。そこで、施工にあたっては、一般的に用いられている「動的載荷試験」とともに「急速載荷試験」を行い、精度の高い打止め管理式を設定し、鉛直支持力の確認を行った。また、水平方向については地盤反力係数が載荷速度に依存性があることを考慮し、「ダイナミックジャッキによる静的・動的載荷試験」を行って地震時におけるタンク本体の固有周期付近の値を求め、地震時の水平地盤反力係数の評価を行った。

Key Words: foundations of water tank, vertical bearing capacity, precast concrete piles, Static load test, dynamic load test, lateral load test

1. はじめに

徳島県阿南市に位置する橘湾発電所の工業用水タンク(容量12.5万kl)基礎は、直径が85mと大型であるとともに、基礎岩盤が傾斜し岩盤までの深さが大きく異なっている。このため、地震時のねじれ安定性ならびに基礎スラブの変形特性等を考慮し、PHC杭(φ600mm)による全面杭基礎としている(図-1)。

杭の施工にあたっては、経済性、工程短縮の観点からPHC杭の直接打撃工法を採用することとした。

従来、杭の打止め管理は、エネルギー平衡式からなるHileyの簡略式、1次元波動理論からなる道路橋示方書式等の動的支持力式により行われている。しかしながら、これらは理論的には根拠があるものの、一般性を高めるために係数として平均値的なものが採用されている。

本工業用水タンク基礎は基礎岩盤が傾斜し、杭長が大きく変化することから、施工管理において、従来の杭打止め管理式では支持力評価の誤差が大きくなる危険があるとともに、精度の高い支持力管理が必要である。また、タンク基礎の地質は砂質土が主であり、杭間隔が3.3Dの正方形配置であることから、杭打設に伴う地盤の締め固め効果ならびに打設後

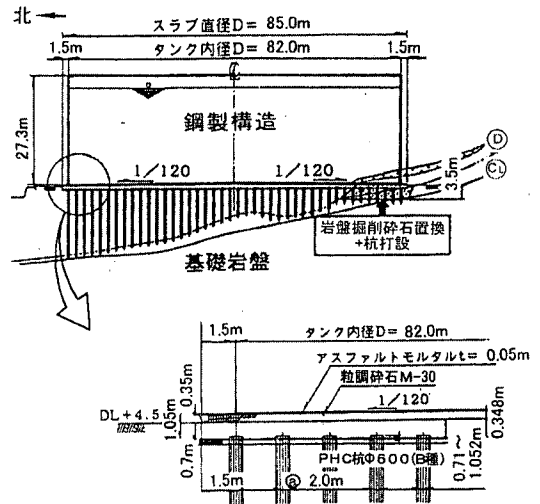


図-1 工業用水タンク基礎断面図

における地盤の乱れの回復により支持力が杭打設時よりも増大することが考えられる。

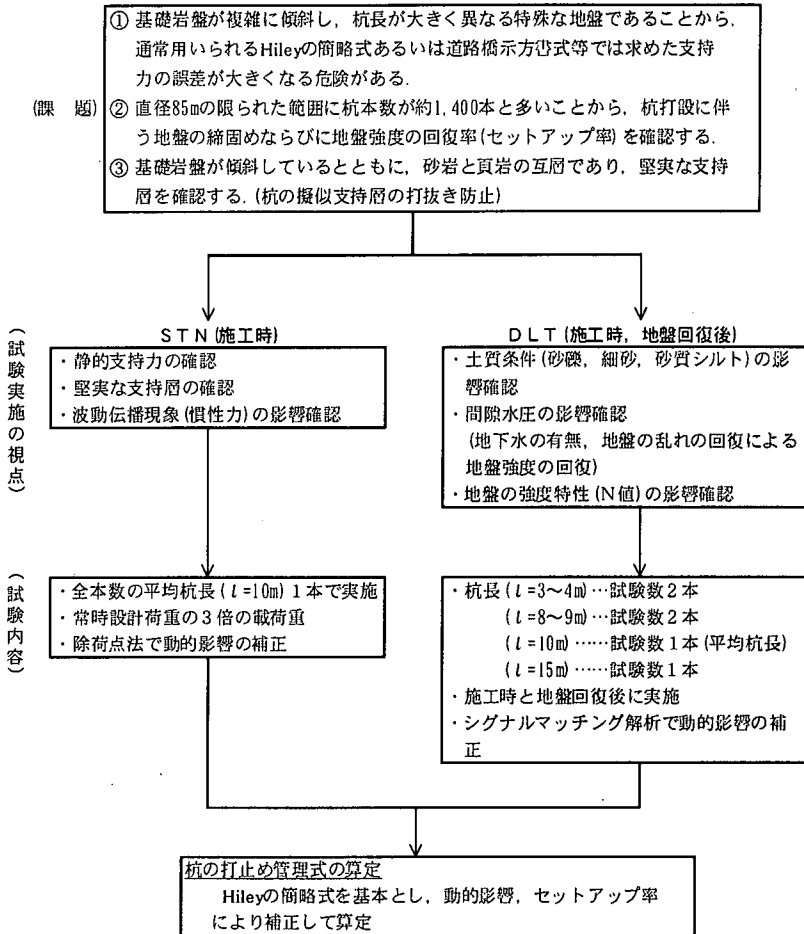


図-2 鉛直載荷試験(STN, DLT)の課題と検討フロー

一般に、地盤反力係数は載荷速度に依存すると言われている物性値であり、地震時において本タンク基礎は、容量12.5万kLのタンク本体の固有周期に応じた載荷速度による荷重を受けることになる。

そこで、著者らはこれらの課題に対して、実杭を用いて鉛直ならびに水平載荷試験を実施し、以下に示す観点から検討を行った。

- ① 支持力確認のため、従来より行われてきた動的載荷試験(以下 DLT と称す)と併せて、載荷時の杭体と地盤の挙動が静的載荷試験(以下 SLT と称す)にほぼ等しい¹⁾ 急速載荷試験(以下 STN と称す)を行うことにより、杭長が大きく変化する杭の支持力を精度良く確認する。また、杭打設に伴う地盤の締固め効果ならびに地盤の乱れの回復による地盤強度回復率(セットアップ率)を考慮した杭の打止め管理式を Hiley の簡略式を基にして算定する。

- ② 載荷速度の調整可能なダイナミックジャッキ²⁾

による動的水平載荷試験(以下動的 LLT と称す)を実施し、地震時におけるタンク本体と同じ固有周期で載荷を行い、水平方向地盤反力係数を確認する。

さらに、静的水平載荷試験(以下静的 LLT と称す)を実施し、杭打設に伴う地盤の締固め効果が水平方向地盤反力係数に及ぼす影響を確認する。

2. 試験実施の視点

鉛直ならびに水平載荷試験実施に当たった課題と検討のフローを図-2、図-3に示す。

(1) STNの視点

a) 静的支持力の確認

本タンクの基礎杭は支持杭であり砂岩・頁岩互層

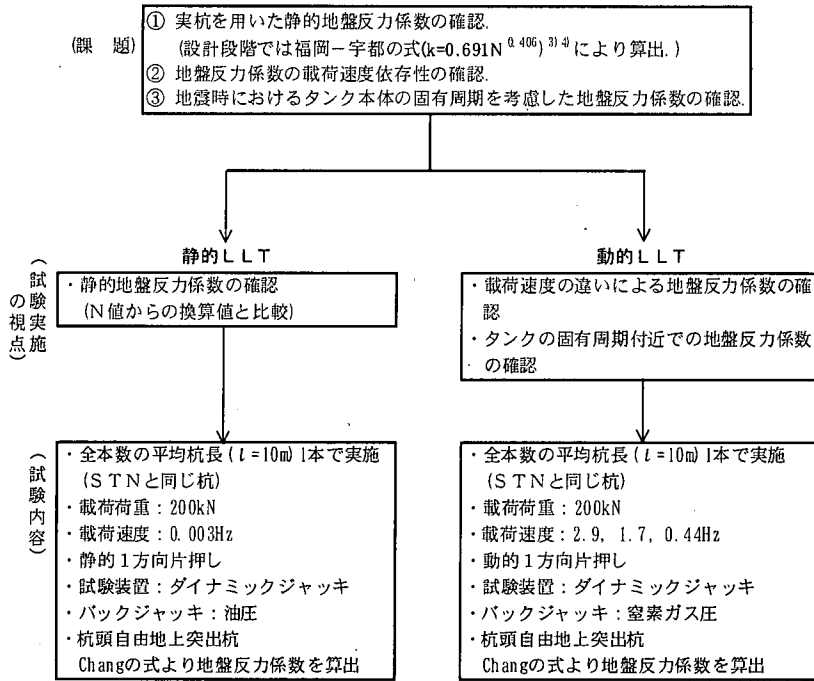


図-3 水平載荷試験(LLT)の課題と検討フロー

岩盤を支持層とするが、岩系地盤は支持力の発現に関して明確な指標がなく、また基礎岩盤が傾斜しているため支持層を正確に確認することが難しい。そこで、実杭を用いて静的支持力を確認する。

b) 堅実な支持層の確認

基礎岩盤が砂岩頁岩の互層であることから、層厚が薄い見かけ支持層存在の可能性があるため、常時設計荷重の3倍の載荷重により堅実な支持層を確認する。

c) 波動伝播現象(慣性力)の影響確認

STNでは、杭体が速度ならびに加速度を持って動的に貫入されることから、杭体に慣性力が働く。そこで、杭体の慣性力による動的効果について確認する。

(2) DLT実施の視点

a) 土質条件の影響確認

ひずみ速度効果は粘土の方が砂よりも大きく⁵⁾、また動的効果も粘性土の方が砂質土より大きい⁶⁾との報告がされている。また、杭周辺地盤が粘性土と砂質土では周面摩擦抵抗は異なるため、静的抵抗成分である周面摩擦抵抗と先端抵抗の比が異なる。そこで、杭周辺地盤の土質条件による影響を確認する。

b) 間隙水圧(地下水有無)の影響確認

飽和砂と乾燥砂では、ひずみ速度効果による強度増加の割合が異なり、飽和砂の方がその影響が大き

いと言われている⁵⁾。このため、地下水の有無により杭の抵抗力の大きさが変わると予想される。

また、杭打設に伴う地盤の乱れの回復後には、過剰間隙水圧の消散に伴う有効応力の回復ならびに粘性分のシキソトロピー効果により地盤強度の回復が進むと考えられる。

よって、これらの影響を確認する。

d) 地盤の強度特性の影響確認

同一基礎内で杭本数(約1,400本)が多いことから、地盤の締固め効果(N値の増加)により、静的支持力が増加すると予想され、これによる増加強度を確認する。

(3) LLT実施の視点

a) 静的地盤反力係数の確認

地盤反力係数は設計段階では施工前のボーリング調査によるN値から換算している。このため、実杭を用いた静的LLTにより、地盤反力係数を確認する。また、併せて杭打設に伴う地盤の締固め効果ならびに地盤の乱れの回復による地盤反力係数への影響を確認する。

b) 載荷速度の違いによる地盤反力係数の確認

一般に地盤反力係数は、地盤内に生じる歪み、地盤内の圧力、載荷時間、載荷速度に依存する物性値である。そこで、動的LLTを複数の載荷速度で実施し、地盤反力係数の載荷速度依存性を確認する。

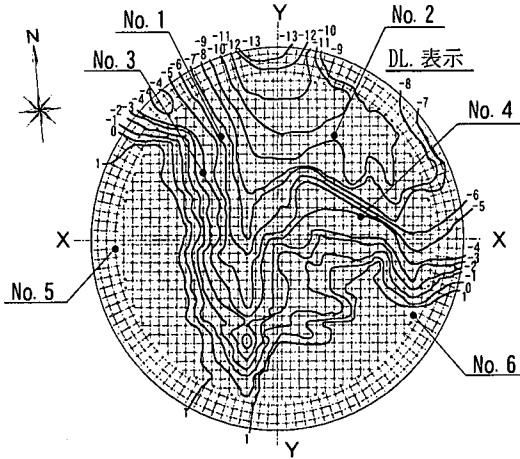


図-4 岩盤コンターと試験杭位置図

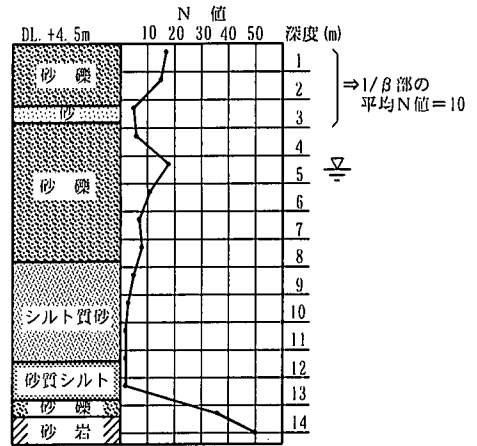


図-5 地盤概要図(試験杭 No.2 付近)

c) タンクの固有周期付近での地盤反力係数の確認

タンク基礎は、地震時においてタンク内の液面の揺れによって、タンク本体の固有周期に応じた水平荷重を受ける。そこで、動的 LLT により本工業用水タンクの固有周期(載荷速度)付近の地盤反力係数を確認し、基礎の安全性評価を行う。

3. 試験概要

載荷試験は、直接打撃工法によって施工された PHC 杭に STN および DLT ならびに LLT を実施した。試験は、施工直後に STN ならびに DLT を、試験杭外周の杭を打設し地盤強度が回復した後に再び DLT ならびに LLT を実施した。以下に地盤概要、杭諸元、試験概要等について述べる。

(1) 試験地盤ならびに試験杭の諸元

タンク基礎建設位置の試験地盤は、大別すると基礎岩盤である砂岩・頁岩の互層と、その上部に分布する沖積層からなる。基礎岩盤は約 10° ~ 20° N で傾斜しており、タンク中央部は谷形状となるなど複雑な様相を呈している(図-4)。沖積層は表層から砂礫・砂・砂礫・シルト質砂・砂質シルトであり、杭頭に作用する水平力の抵抗範囲($1/\beta=2.94\text{m}$)の平均 N 値は10程度である(図-5)。また、沖積層の層厚、地質種別は、スラブ基礎径 85m の比較的狭い範囲において変化に富んでいる。

試験杭の諸元を表-1に、試験杭位置を図-4に示す。また、各試験杭周辺の地盤状況を図-6に示す。試験杭は、杭径 $\phi 600\text{mm}$ の PHC 杭(B種)を使用した。

表-1 試験杭諸元

試験内容	杭径(mm)×板厚(mm)×杭長(m)	杭番号
STN	$\phi 600 \times 190 \times L10$ (平均杭長)	No. 4
DLT	$\phi 600 \times 190 \times L 9$	No. 1
	$\phi 600 \times 190 \times L15$	No. 2
	$\phi 600 \times 190 \times L 8$	No. 3
	$\phi 600 \times 190 \times L10$ (平均杭長)	No. 4
	$\phi 600 \times 190 \times L 3$	No. 5
	$\phi 600 \times 190 \times L 4$	No. 6
LLT	$\phi 600 \times 190 \times L10$ (平均杭長)	No. 4

(2) 鉛直載荷試験概要

鉛直載荷試験では、従来支持力管理として一般に用いられている DLT と併せ SLT と同等の支持力性状の推定が可能な STN を付加し、杭の打止め管理式を作成することにより、精度の高い支持力管理を行った(図-2、表-2)。

鉛直載荷試験の概要を表-2に示す。

a) STN (急速載荷試験)

STN は、SLT と DLT の中間的な特徴を持つ新しい杭の簡易載荷試験法で、オランダの応用科学技術研究所(TNO)とカナダの Birmingham 社によって共同開発され^{7)~9)}、我国でも各種の杭条件、地盤条件で多数実施されている¹⁰⁾。

STN の載荷装置を図-7に示す。載荷装置は、主にピストン、シリンダー、サイレンサー、反力マスから構成される。シリンダー上部のサイレンサーは、下部において反力マスを載せるプラットフォームの役目も持つ。砂利は打上げられた反力マスのクッション材となる。反力マスに発生する加速度は20G であるため、載荷に必要な反力マスは計画最大荷重の約5%である。

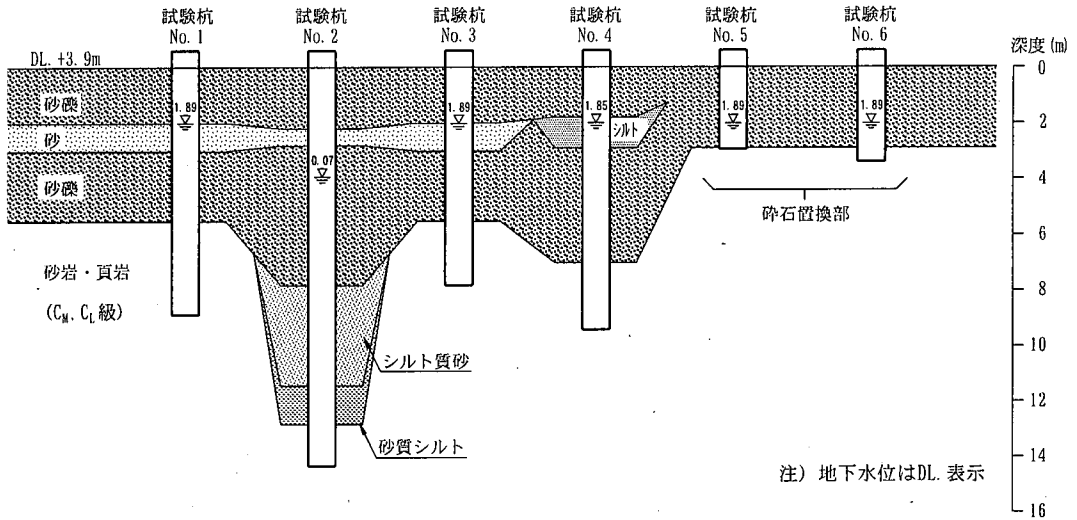


図-6 各試験杭周辺の地盤状況

表-2 鉛直載荷試験概要

項目	STN	DLT
目的	<ul style="list-style-type: none"> 静的支持力の確認 設計上の極限支持力の確認 杭の打止め管理式の作成 	<ul style="list-style-type: none"> 杭長の違いによる静的支持力の確認 杭打設に伴う地盤の乱れが回復した後の地盤強度回復率(セッアップ率)の確認 杭の打止め管理式の作成
試験方法	杭頭に載せた反力マスを特殊な推進剤の燃焼ガス圧により打ち上げ、その時に発生する慣性反力を杭頭に載荷する。常時設計荷重(1.0MN)の3倍に当たる荷重を載荷するため、反力マスを20Gの加速度で打ち上げ、約0.1秒間の荷重を杭頭に載荷。	杭頭にハンマーにより直接打撃力を加え、その時の杭頭での発生応力と速度を測定し、1次元波動理論に基づいて解析することにより、地盤の静的な貫入抵抗を推定。
試験方法	1本(平均杭長)	6本(杭長3~15m)
試験回数	施工時の1回	施工時ならびに地盤回復後の2回
特徴	<ul style="list-style-type: none"> 載荷時の杭体ならびに地盤の挙動がSLTとほぼ等しい。 載荷時間がDLTと比較すると約10倍長い。 試験本数が少ないとDLTと比べてコストが割高となる。 	<ul style="list-style-type: none"> 静的貫入抵抗を推定する間接的な手法であるため、SLTと比較して精度は落ちるが、簡易に経済的に複数実施することができる。
経済性	△(本数が多くなると割安)	○

STNの載荷荷重は、静的支持力として常時設計荷重(1.0MN)の3倍確認できるように計画した。目標確認支持力ならびに載荷荷重を表-3に示す。

STNの計測機器を表-4に、計測機器システムを図-8に示す。測定項目は杭頭部載荷荷重、杭頭部変位、杭頭部加速度であり、これらはピストン内に取り付けられたロードセル、レーザ変位計ならびに杭頭部に取り付けた加速度計で測定する。STNでは、これら測定データにより得られた杭頭の荷重~変位曲線から、静的支持力を求める。

b) DLT (動的載荷試験)

DLTの計測システムの概要を図-9に示す。トランスデューサ(ひずみ計、加速度計)は、杭頭から

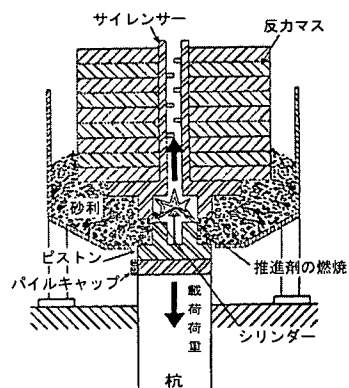


図-7 STN試験装置

表-3 目標確認支持力ならびに載荷荷重

常時設計荷重	地震時設計荷重	目標確認静的支持力	STN 載荷荷重
1.0MN	1.67MN	3.0MN	3.5MN

表-4 STN 計測機器

項目	測定位置	計測数	センサー
荷重	杭頭部	1	ロードセル(Berminghammer製)
変位	杭頭部	1	レーザ変位計(Berminghammer製)
加速度	杭頭部	1	加速度計(Berminghammer製)

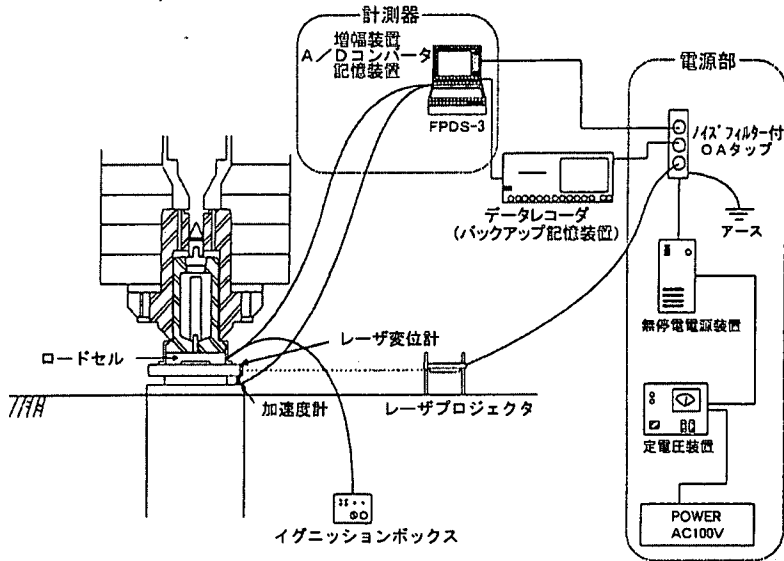


図-8 STN 計測機器系統

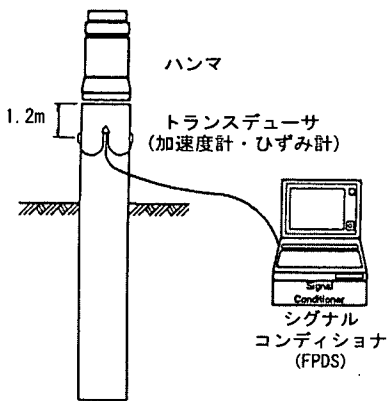


図-9 DLT 計測システム

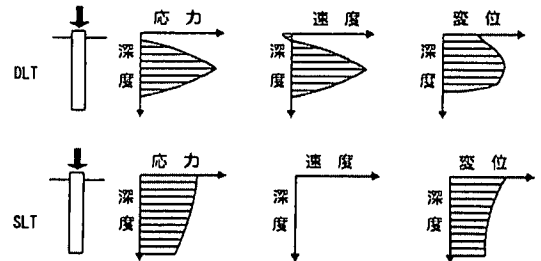


図-10 DLT ならびに SLT の載荷時における杭の挙動

1.2m程度離れた位置に2個1組で軸対称に取付けた。また、データロガー(シグナル・コンディショナー)は、TNO製の動的載荷試験システムFPDSを使用した。

DLTは載荷時の杭体の挙動がSLTと異なるため(図-10)、杭体軸方向のひずみと加速度の測定データから、1次元波動理論に基づいた解析により、間接的に地盤の静的貫入抵抗を推定する。

また、一般に静的支持力は杭打設に伴う地盤の乱れの回復によって増大する。SLTではこの地盤強

度の回復(セットアップ)現象を考慮して、試験杭施工後1ヶ月程度の放置期間を経て実施することから、DLTでもセットアップ現象を考慮することによって静的貫入抵抗の推定精度が向上できると言われている¹¹⁾。また、地盤の乱れの回復後における増加強度も確認する必要がある。このため、試験回数は施工時と地盤回復後の2回実施した。

(3) LLT (水平載荷試験)

LLTは試験杭として図-4におけるNo.4杭を用いた。水平載荷試験状況ならびに地盤条件を図-11、

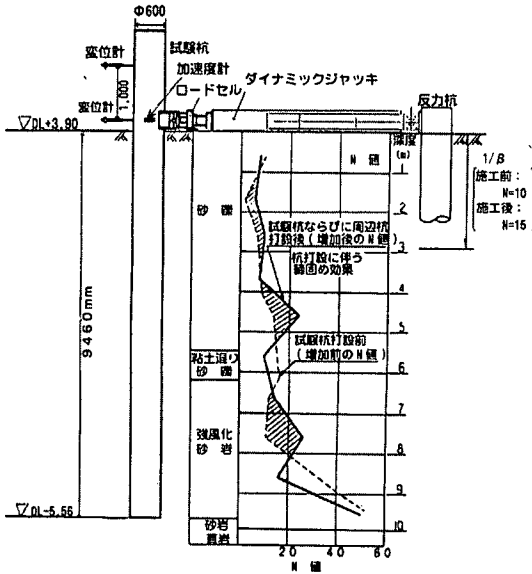


図-11 LLT状況ならびに地盤条件

表-5 LLT試験内容

ケース	試験条件	載荷荷重 (kN)	載荷装置	載荷時間 t (sec)	目標値	実測値	実測載荷速度 f (Hz)	試験順序
S-1	静的	200	油圧	120		84	0.003	1
D-1	動的		窒素ガス圧	0.063	0.085	2.9	3	
D-2	動的		窒素ガス圧	0.125	0.15	1.7	4	
D-3	動的		窒素ガス圧	0.50	0.57	0.44	2	

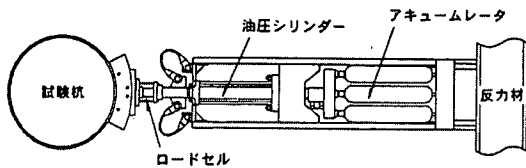
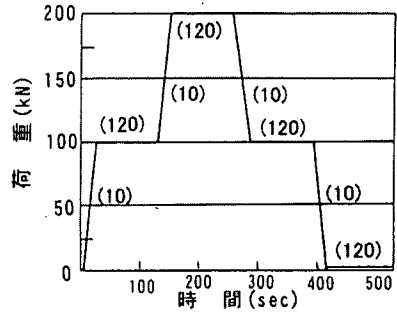


図-13 ダイナミックジャッキ試験装置

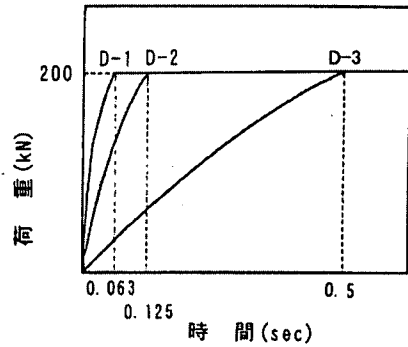
載荷サイクルを図-12、試験内容を表-5に示す。なお、各試験の載荷速度については、荷重の立ち上がりから最大値までの時間より、周波数に換算して求めた。また、試験は、杭打設に伴う地盤の締固め効果(N値の増加)を確認するため試験杭周辺の杭を打設し、また杭周辺地盤の乱れの回復を待つため試験杭打設2週間後に実施した。

試験装置を図-13に示す。載荷荷重は設計水平力である200kNとし、試験装置は載荷速度の調整が可能なダイナミックジャッキを用いた。ダイナミックジャッキ試験装置は、アキュムレータに蓄積された窒素ガスと油圧をバックプレッシャとして動的に試験杭の杭頭に水平力を載荷できる。また、ガス圧と流量調整弁により、地震力を想定した載荷速度や



注:()値は載荷継続時間

(a) 静的載荷試験



(b) 動的載荷試験

図-12 載荷サイクル

表-6 LLT測定項目

項目	測定位置	計測数	センサー
荷重	杭頭部: GL+0.2m	1	ロードセル
変位	杭頭部: GL+0.2m GL+1.2m	2	変位計
加速度*	杭頭部: GL+0.2m	1	加速度計

※: 加速度計測は動的試験のみ実施。

衝撃力のような急激な載荷速度を発生させることが可能である。

LLTの測定項目を表-6に示す。LLTでは、これらの計測データにより得られた荷重～変位曲線から、水平地盤反力係数を求める。

4. 試験結果と考察

(1) 急速載荷試験結果

a) 測定シグナル

STN測定シグナルを図-14に示す。同図には、ピストン部においてロードセルおよびレーザー変位計にて計測された荷重 F_{stn} と変位 W の時刻歴、変位を時間に関して微分して求めた速度 V 、杭頭部において加速度計にて計測された加速度 α の時刻歴を

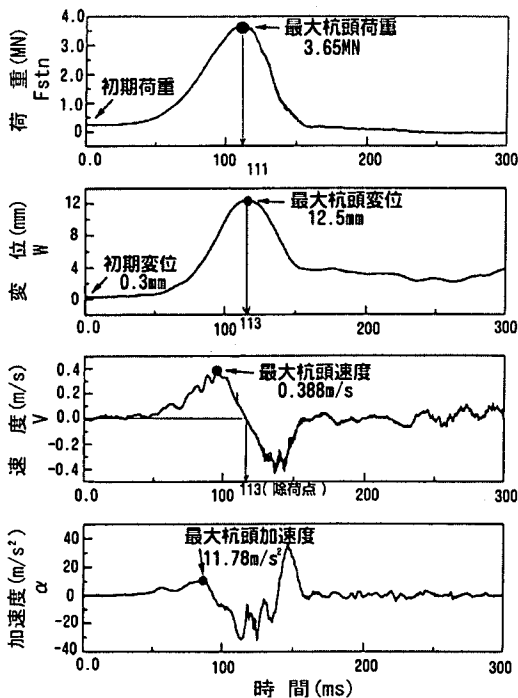


図-14 STN 測定シグナル

合わせて表示している。なお、下向きの変位、速度、加速度の値をいずれも正としている。

今回の STN で用いた反力マスの重量は196kNであり、反力マス設置後の杭頭初期変位は0.3mmであった。STN はこの時点から開始した。測定シグナルより以下のことが言える。

- ・ F_{stn} は載荷開始から111ms後に最大値3.65MNに達し、150msで完全に除荷状態となっている。
- ・ W は F_{stn} が減少し始めても増加し、113ms後に最大変位12.5mmに達しており、除荷点 ($V=0$) となっている。

このように、 F_{stn} が最大に達した後に W が最大となり、 F_{stn} と W の間にタイムラグが生じている。これは F_{stn} の最大時に上向きの α が生じていることから、杭体の上向きの慣性力によるものと考えられる。しかしながら、今回の STN 測定シグナルでは、 F_{stn} と W の位相差が2msと小さく、杭体の慣性力の影響を無視できることを示している。

b) 測定シグナルの解釈法

STN は載荷時間が DLT と比べると約10倍と長く、載荷時の杭体ならびに地盤の挙動が静的載荷とほぼ等しい。しかしながら、載荷時の杭体の速度を無視できないことから、静的抵抗を求めるには動的効果を補正しなければならない¹⁾。このため、STN 測

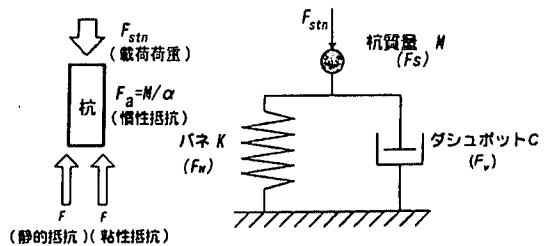


図-15 STN における杭-地盤系の解析モデル

定シグナルの解釈法の1つである Middendorp らによって提案された除荷点法により、図-15に示す1質点系によるモデル¹²⁾を用いて解析を行った。

除荷点法は、STN の載荷荷重 F_{stn} が杭の静的抵抗力 F_w 、杭の貫入速度に比例する地盤抵抗力 F_v ならびに杭の慣性力 F_a の和と釣り合うとして杭の F_w を導くもので、以下の釣り合い式からなる。

$$F_w(t) = F_{stn}(t) - F_a(t) - F_v(t) \quad (1)$$

ここに、 $F_{soil}(t) = F_v(t) + F_w(t)$

$F_w(t)$: 杭の静的抵抗力 (MN)

$F_{stn}(t)$: 載荷荷重 (MN)

$F_{soil}(t)$: 地盤の抵抗力 (MN)

$F_a(t)$: 杭の慣性力 (MN) $= M \cdot \alpha(t)$

$F_v(t)$: 地盤の粘性抵抗力 (MN) $= C \cdot v(t)$

C : 地盤の粘性減衰定数 (MN · s/m)

(載荷中一定と仮定)

$$C = \{F_{soil}(max) - F_{soil}(ulp)\} / v^*$$

v^* : F_{soil} が最大値 $F_{soil}(max)$ に達した時の速度 (m/s)

$F_{soil}(ulp)$: 杭頭速度がゼロ (除荷点) の時の地盤抵抗力 (MN)

$v(t)$: 速度 (m/s)

c) 結果ならびに考察

STN 測定結果ならびに除荷点法解析結果を表-7に、除荷点法で求めた荷重～変位曲線を図-16に示す。これより、以下のことが判明した。

- ・ 静的支持力は、常時設計荷重 (1.0MN) の3倍以上の3.67MNである。
- ・ 最大杭頭変位量12.5m、残留変位は1.2mmと小さく、荷重～変位曲線から杭の挙動が極めて直線的であり、今回の STN は地盤の弾性範囲内であったと考えられる。

(2) 動的載荷試験結果

a) 解析法

DLT の計測値から杭に働く抵抗力を求める方法は、1次元波動理論を応用した解析法が一般に用い

表-7 STN 測定結果ならびに除荷点法解析結果

試験杭データ			
杭番号	No.4	杭種	PHC (B種)
杭長	10m	杭径	φ600mm
肉厚	90mm	杭重量	4.122 ton
急速載荷試験計測結果			
初期荷重	[MN]		0.233
初期変位量	[mm]		0.3
最大杭頭載荷荷重	$F_{stn} (max)$ [MN]		3.652
最大杭頭変位	$w (max)$ [mm]		12.5
最大速度	$v (max)$ [m/s]		0.39
最大加速度	$a (max)$ [m/s^2]		11.78
残留変位量	S_r [mm]		1.2
除荷点法解析結果			
最大慣性抵抗力	$F_a (max)$ [MN]		0.049
最大地盤抵抗力	$F_{soil} (max)$ [MN]		3.723
除荷点荷重	$F_{soil} (ulp)$ [MN]		3.646
最大地盤抵抗時速度	v^* [m/s]		0.12
地盤の粘性減衰定数	C [MN · s/m]		0.639
最大粘性抵抗力	$F_v (max)$ [MN]		0.248
最大静的抵抗力	$F_w (max)$ [MN]		3.670

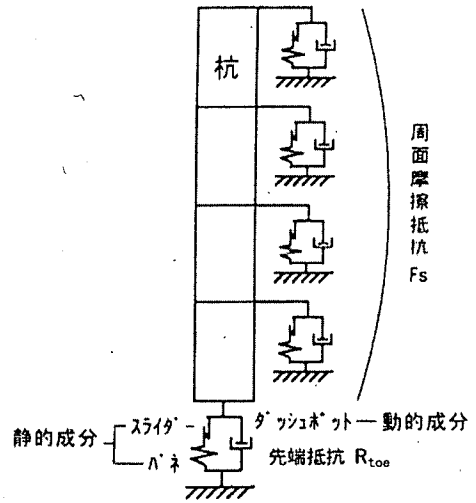


図-17 Smith の方法のモデル

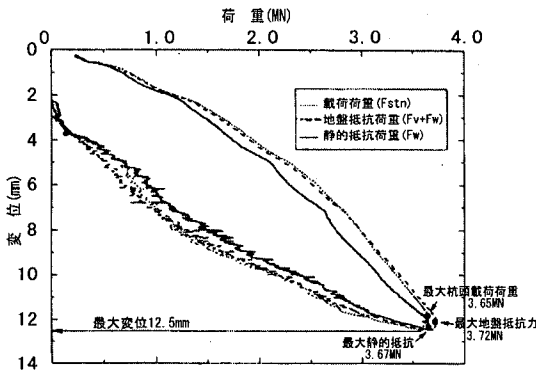


図-16 STN による荷重～変位曲線

られている¹¹⁾。このため、解析は杭を弾性体、地盤の抵抗をバネ、スライダ、ダッシュポットで Smith の方法¹³⁾によりモデル化(図-17)し、1次元波動理論に基づいてシグナルマッチング解析を行い、地盤の静的抵抗力を推定した。

シグナルマッチング解析は、DLT の測定から得られた入力波(杭頭に作用する載荷重)を境界条件として、杭体内の応力伝播を杭の特性曲線(図-18)により計算上の反射波(地盤の抵抗)を求め、計算反射波形と測定反射波形を比較し、両者が一致する地盤パラメータ(周面摩擦抵抗ならびに先端抵抗)を求めるものである。

シグナルマッチング解析のフローを図-19に示す。静的抵抗値は、シグナルマッチング解析で得られた地盤パラメータのうち、バネ、スライダを静的な成分として求めた。

また、シグナルマッチング解析はシミュレーション解析であり、解析上誤差を持つ。本試験では STN を杭打設直後に実施したため、STN から得られた結果は施工時の静的抵抗と考え、シグナルマッチング解析の誤差をなくすために施工時の解析結果が STN の結果と一致するように解析を進めた。

b) 結果ならびに考察

施工時ならびに地盤回復後におけるシグナルマッチング解析結果を表-8に示す。

これより、

- ・伝達エネルギーはハンマの少しの偏打によっても値が大きく変化するため、多少のバラツキが見られる。
- ・とくに長い杭において、杭先端の静的反力は地盤強度回復後の方が小さくなっている。これは、地盤回復による周面摩擦の増大により、打撃エネルギーの先端への到達量が減少したためと考えられる。

一般的な地盤は、施工により乱された地盤が回復することにより、杭の支持力は回復する。従って、先端抵抗については、地盤の経時変化に伴う支持力の低下は無いという仮定に立ち、施工時、地盤回復後の結果の大きい方を採用し、地盤回復時の静的抵抗とした。その結果を表-9に示す。

ここで、表中のセットアップ率は、厳密には極限の状態での結果を施工時と再打撃時と比較して求めるべきであるが、ここでは、動的載荷試験で得られた結果について、支持力のセットアップ率を求めた

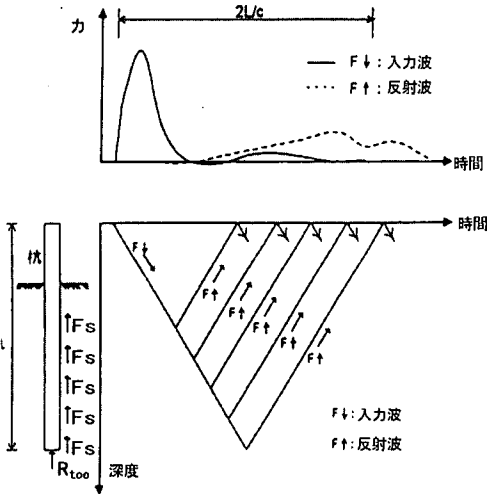


図-18 特性曲線による波動伝播

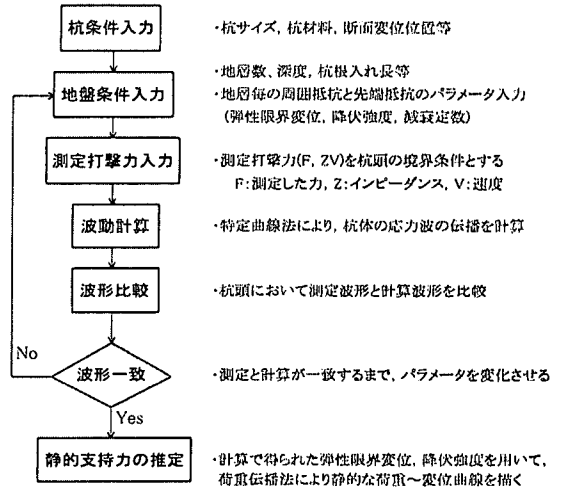


図-19 シグナルマッチング解析フロー

表-8 シグナルマッチング解析結果

(a) 施工時

杭番号	杭長 (m)	計測条件		杭先端までの水頭(m)	計測結果				シグナルマッチング結果			
		土質条件	土質別の比率(%) 砂質層 / シルト質層		貫入量 (mm)	リハウンド (mm)	伝達エネルギー (kJm)	全抵抗 (MN)	静的抵抗(MN)		動的抵抗 (MN)	
								周面抵抗	先端抵抗	合計		
No.1	9	砂礫, 砂	100 / 0	6.99	0.2	14.0	31.7	3.67	0.00	2.56	2.56	1.11
No.2	15	砂礫, シルト質砂, 砂質シルト	61 / 39	11.17	1.2	20.0	44.9	5.66	0.03	4.62	4.65	1.01
No.3	8	砂礫, 砂	100 / 0	5.99	1.0	20.0	36.5	5.26	0.00	4.45	4.45	0.81
No.4	10	砂礫, シルト	86 / 14	7.95	1.7	15.0	42.8	3.76	0.00	※3.67	3.67	0.09
No.5	3	砂礫	100 / 0	0.99	4.2	12.0	46.0	2.96	0.01	2.74	2.75	0.21
No.6	4	砂礫	100 / 0	1.99	1.9	10.0	45.0	1.52	0.01	2.81	2.82	0.00

※:STNの値を採用.

(b) 地盤回復後

杭番号	杭長 (m)	計測条件		計測結果		シグナルマッチング結果		
		伝達エネルギー (kJm)	全抵抗 (MN)	静的抵抗(MN)		動的抵抗 (MN)		
		周面抵抗	先端抵抗					
No.1	9	40.0	4.99	0.85	3.38	4.23	0.76	
No.2	15	38.0	4.13	1.39	2.49	3.88	0.25	
No.3	8	30.0	4.00	0.68	3.20	3.88	0.12	
No.4	10	37.0	4.33	0.60	2.49	3.09	1.24	
No.5	3	53.0	8.13	0.04	3.93	3.97	4.16	
No.6	4	53.0	8.39	0.05	3.91	3.96	4.43	

表-9 見直し後の静的抵抗

杭番号	増加N値	養生日数	施工時の静的抵抗(MN)		地盤回復後の静的抵抗(MN)		セットアップ率 Rsr/Rsi
			合計(Rsi)	周面	先端	合計(Rsr)	
No.1	11→16	12	2.56	0.85	3.38	4.23	1.65
No.2	7→10	41	4.65	1.39	4.62	6.01	1.29
No.3	11→16	41	4.45	0.68	4.45	5.13	1.15
No.4	12→13	41	3.67	0.60	3.67	4.27	1.16
No.5	-	14	2.75	0.04	3.93	3.97	1.44
No.6	-	14	2.82	0.05	3.91	3.96	1.40

ものである。

これらから、図-2の試験実施の視点について以下のことが判明した。

①波動伝播現象(慣性力)の影響確認について

・平均杭長(L=10m)のSTN測定シグナル(図-14)から、最大杭頭荷重(F_{stn})と最大杭頭変位(W)の位相差が2msと極めて小さく、杭体の慣性力の影響を無視できる程度である。

②土質条件の影響確認について

- ・No.2 杭はシルト質層の割合が大きく、他の杭と比べて動的抵抗時の周面摩擦が大き。これより、粘性土の動的効果は砂質土より大きい傾向が見られた。(表-8(a))
- ・また、シルト質層の割合が大きいため、地盤回復後において周面摩擦抵抗が大きくなり、先端抵抗が小さくなっている。(表-8(b))
- ・No.5,6 杭の施工時の先端抵抗は、伝達エネルギーが大きいかかわらず低い値となっている。これは当地点の地盤が碎石置換部であり、杭貫入エネルギーが碎石の締め固めエネルギーとして消費されたためと考えられる。(表-8(a))
- ・No.5,6 杭の周面摩擦抵抗は、他の杭と比べて小さな値となっている。これは岩盤を碎石置換した地盤であり、地盤の粘性抵抗が小さいためと考えられる。(表-8(b))

③間隙水圧(地下水の有無)ならびに地質の強度特性の影響確認について

- ・施工時の静的抵抗は、地下水のあるNo.1~4杭で2.56~4.65MN(平均値3.83MN)、地下水のほとんどないNo.5,6杭で2.75~2.82MN(平均値2.79MN)と地下水のある方が大きい。これより地下水の存在により、抵抗値が増加していることが確認できた。(表-8(a))
- ・地盤回復後の静的抵抗は、セットアップ率が1.15~1.65と施工時に比べて平均で3割程度大きくなっており、地盤強度の回復が認められた。
- ・地盤強度の回復の要因としては、地盤の締め固め効果(N値7~12→10~16;表-9)による影響が考えられる。
- ・また、シルト質層を有しているNo.2とNo.4杭については、No.4杭においてN値の増加量が1(12→13)と少ないにも係わらず、N値の増加量が5(11→16)である砂質層のみのNo.3杭と同等のセットアップ率である。これは、シキソトロピー効果等に伴う地盤の乱れの回復による影響が現れていると考えられる。(表-8(a),表-9)

⑤その他

- ・杭長の違い(L=3~15m)による静的抵抗の変動は、

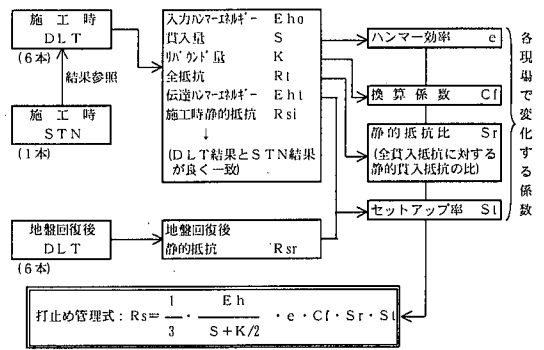


図-20 打止め管理式算定フロー

3.09~4.23MNと比較的少ない。(表-8(b))

- ・セットアップ率は杭長が長いほど大きな値を示している。これは地盤回復後の先端抵抗について施工時と地盤回復後の値の大きい方を採用したことによるものである。(表-9)
- ・No.1 杭のセットアップ率は他の杭と比べて突出して大きな値を示している。これは施工時においてハンマの伝達エネルギーが他の杭と比べて小さかったため、施工時の先端抵抗が小さくなったことによるものである。(表-9)

(3) 杭の打止め管理式の算定

杭の打止め管理式は、杭の打止め時の抵抗から杭の供用時の静的支持力を求めようとするものである。そのためには、杭の打止め時の全貫入抵抗値から静的抵抗を抽出し、さらに施工時の地盤の乱れの回復による地盤強度回復率(セットアップ率)を考慮しなければならない。

全貫入抵抗の計算は、エネルギー平衡式からなるHileyの簡略式を基本とし、施工時の貫入量、リバウンド量、ハンマエネルギーを用いてセットアップ後の静的貫入抵抗を計算する。Hileyの簡略式に基づいた管理式は、次式に示すとおりであり、図-20のフローに従って打止め管理式を算定した。

$$R_s = R_t \cdot S_r \cdot S_l \quad (2)$$

ここに、R_s: 静的貫入抵抗(MN)

R_t: 全貫入抵抗(MN)

$$R_t = e \frac{E_h}{S + K/2} C_f$$

e: ハンマ効率, S: 貫入量(mm), K:

リバウンド量(mm), E_h: ハンマエネルギー

(MNm), C_f: 換算係数

S_r: 静的抵抗比(全貫入抵抗に対する静的抵抗の比)

表-10 No.4 杭における STN ならびに DLT 測定結果

		施工時 DLT	施工時 STN	地盤回復後 DLT
貫入量	S(mm)	1.7	-	-
リバウンド量	K(mm)	15.0	-	-
ラム重量	E(ton)	7.0	-	-
落下高さ	h0(m)	1.12	-	-
ハンマエネルギー	Eh0(MNm)	0.0768	-	-
伝達エネルギー	Eht(MNm)	0.0428	-	-
全抵抗	Rt(MN)	3.76	-	-
静的抵抗	Rsi(MN)	3.67	3.67	4.27

St: セットアップ率

換算係数 Cf は、Hiley の式の仮定である剛体モデルによる誤差、その他ハンマエネルギーのロス等の誤差を補正するための係数である。

これより、管理式は STN と DLT を実施した No.4 杭の結果(表-10)を用いて次式のとおり算定した。

$$R_s = \frac{1}{3} \cdot \frac{Eh}{S+K/2} \cdot 510 \quad (3)$$

ここに、Rs: 杭の許容支持力 (MN)

$$e=0.56, Cf=804.3, Sr=0.976, St=1.16$$

この打止め管理式は、Hiley の簡略式に基づいた剛体モデルであるため、杭長が大きく異なると支持力の誤差が大きい。すなわち、杭長の長い杭に適用する場合はリバウンド量が大きくなり過小な支持力を与え、一方短い杭に適用する場合は過大な支持力を与える。このことから、長い杭に対しては安全側となり、短い杭に対しては危険側となる。

本試験においては、短い杭の動的載荷試験を併せて行っており、その結果(表-8)、リバウンド量が小さい状態で十分な支持力が確認されるとともに、リバウンド量と杭長の相関は認められなかったため、作成した管理式を全杭長に適用しても施工管理上問題ないと判断した。

(4) 水平載荷試験結果

a) 静的載荷試験結果

静的 LLT で得られた荷重～変位曲線を図-21に示す。これより、以下のことが判明した。

- ・約120kN付近から傾きが変化しており、この点から地盤の降伏が始まったと考えられる。また、地盤反力係数はこの前後で異なっており、変位量に対して依存性があることが認められる。
- ・120kNから199kNの間はほぼ直線関係を保持しており、降伏は表層地盤の一部のみに発生し、水平力に抵抗する1/β (=2.94m) の範囲についてはまだ弾性域にあると考えられる。このことについては、道路橋示方書での基準変位が基礎幅の1% (≦50mm)

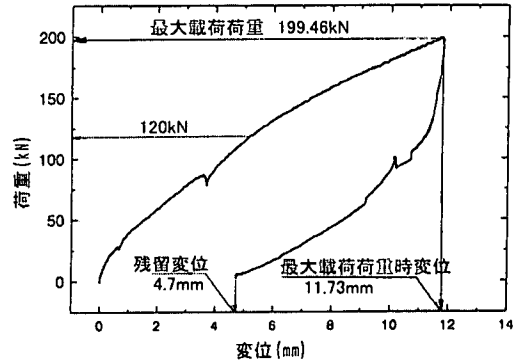


図-21 静的 LLT における荷重～変位曲線

表-11 解析仮定ならびに解析条件

解析仮定	<ul style="list-style-type: none"> ・杭頭自由の地上部突き出し杭とする。 ・解析はChangの式を用いる。 ・地層は1層系とする。 (図-11において、水平方向に抵抗する1/βの範囲がほぼ同一の地層である。) <ul style="list-style-type: none"> ・解析には最大荷重時の荷重、変位を用いる。 	
解析条件	荷重(測定結果)	F=199.46kN
	載荷位置変位(測定結果)	Y1=11.73mm
	突き出し長	h=200mm
	ヤング係数	E=39,200MN/m ²
	断面2次モーメント	I=0.0051m ⁴

とされており¹⁴⁾、杭基礎の場合は過去の実績から15mmを最小値としている¹⁴⁾ことからみても、大きな矛盾はないと考えられる。

- ・残留変位は4.7mm発生している。

また、地盤反力係数 k_b を算出するに当たっての、解析仮定、解析条件(試験結果を含む)を表-11に示す。解析に用いた Chang の式は次式で表される。

$$YI = \frac{(1 + \beta h)^3 + 0.5}{3EI\beta^3} \cdot F \quad \dots \text{Chang の式} \quad (4)$$

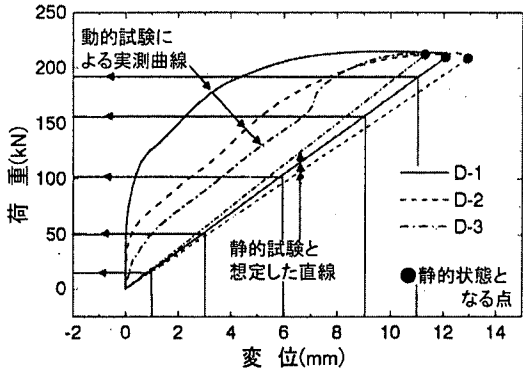
$$k_b = 4EI\beta^4 / D \quad (5)$$

ここに、YI: 載荷位置での変位量 (m)、h: 突き出し長 (m)、F: 載荷荷重 (kN)、β: 杭の特性値 (m⁻¹)、D: 杭径 (m)

これより、地盤反力係数(k値)は24.2MN/m³となり、設計において道路橋示方書の基準変位に対して算出されるk値に相当する福岡一宇都の式($k=0.691 \cdot N^{0.406}$)から算出した17.2MN/m³を上回り、杭打設に伴う地盤の締め固め効果を確認することができた。また、この式より締め固め効果後の増加N値から地盤反力係数を推定すると、20.3MN/m³となった。

b) 動的載荷試験結果

動的 LLT 測定結果で得られた荷重～変位曲線を



試験順序：D-3 → D-1 → D-2

図-22 動的LLTにおける荷重～変位曲線

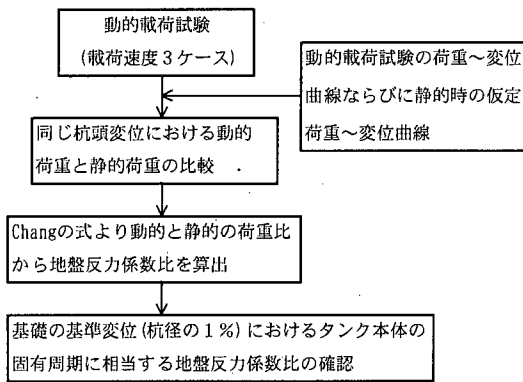


図-23 地盤反力係数評価フロー

図-22に示す。ここで、動的試験の荷重～変位曲線において、静的試験における荷重～変位曲線と同等とみなした動的荷重試験時に静的状態となる点と原点を結んだ直線も併せて表示している。これより、以下のことが判明した。

- ・ 荷重速度が大きくなるにつれて、荷重変位関係が左上に膨らむ傾向にある。これは、動的な抵抗が増えていることを示していると考えられる。
- ・ 荷重速度が大きくなるにつれて、初期剛性が大きくなり、それが維持される荷重も大きくなっている。
- ・ 荷重を制御して荷重しているの、最大荷重ならびに最大変位は荷重速度による影響がほとんど見られない。

c) 荷重速度が地盤反力係数に及ぼす影響について
地震時における地盤反力係数の評価は、図-23のフローに従って行った。これより、図-22の曲線から求めた複数の変位レベル(1mm, 3mm, 6mm, 9mm, 11mm)における動的試験の荷重と想定した静的試験の荷重比を表-12に示す。これより、以下のことが言える。

表-12 動的と静的の荷重比(動的/静的)

杭頭変位	()内は荷重速度		
	載荷速度 D-1 (2.9Hz)	D-2 (1.7Hz)	D-3 (0.44Hz)
1mm	7.09	4.53	2.71
3mm	3.27	2.29	1.59
6mm	1.98	1.77	1.28
9mm	1.38	1.40	1.21
11mm	1.13	1.19	1.03

表-13 動的と静的の地盤反力係数比(動的/静的)

杭頭変位	()内は荷重速度		
	載荷速度 D-1 (2.9Hz)	D-2 (1.7Hz)	D-3 (0.44Hz)
1mm	13.61	7.50	3.79
3mm	4.86	3.03	1.85
※ 6mm	2.48	2.14	1.39
9mm	1.54	1.57	1.29
11mm	1.17	1.26	1.04

※基準変位(杭径の1%)

- ・ 動的は静的より大きな地盤抵抗がある。
- ・ 変位レベルが小さいほど動的抵抗が大きい。
- ・ 荷重速度が速いほど動的抵抗が大きい。

また、これらの荷重比に基づき、式(4)のChangの式ならびに下記の式より算出した動的と静的の地盤反力係数比を表-13に示す。

$$\frac{Fd}{Fs} = \frac{\beta d^{\beta}}{\beta s^{\beta}} = \frac{kd^{\beta/4}}{ks^{\beta/4}} \quad (6)$$

ここに、 $Fd(s)$: 動的(静的)試験時の荷重荷重(kN)
 $\beta d(s)$: 動的(静的)試験時の杭の特性値 (m^{-1})
 $kd(s)$: 動的(静的)試験時の水平地盤反力係数 (MN/m^3)

これより、以下のことが判明した。

- ・ 地盤反力係数比は、荷重速度が速く杭頭変位が小さいほど大きく、荷重速度が遅く杭頭変位が大きいほど小さくなる傾向にある。
- ・ 地盤反力係数比と荷重速度の関係(図-24)より、荷重速度が大きくなるほど地盤反力係数比が大きくなっており、地盤反力係数の荷重速度依存性が確認できた。また、荷重速度依存性は、基準変位以下の微小変位においてとくに大きい。
- ・ 地震時におけるタンク本体の固有周期を考慮した地盤反力係数を算出するにあたり、基礎の基準変位は杭径の1%⁽¹⁴⁾(=6mm)であり、この変位におけるタンク本体の固有周期(2.08Hz)に相当するD-1～D-2(荷重速度2.9～1.7Hz程度)の地盤反力係数比は2.14～2.48となった。

なお、地盤反力係数比が微小変位において大きくなる原因は、以下に示す荷重と地盤の動的抵抗関

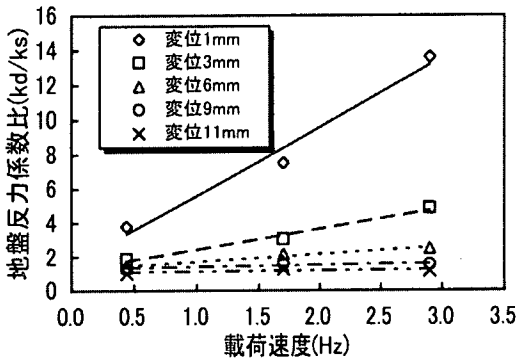


図-24 地盤反力係数比と載荷速度の関係

係式から確認することができる。

$$P(t) = m \cdot \alpha(t) + c \cdot v(t) + k \cdot u(t) \quad (7)$$

ここに、 $P(t)$: 土が受ける外力 (kN)

m : 土の重量 (t)

$\alpha(t)$: 載荷による加速度 (m/s^2)

c : 土の粘着力 ($kN \cdot s/m$)

$v(t)$: 土が動く速度 (m/s)

k : 土のバネ値 (kN/m)

$u(t)$: 変位量 (m)

上式によれば、杭が外力 P を受けたとき、載荷初期は載荷重の立ち上がりの加速度 $\alpha(t)$ により土質量の抵抗 (慣性抵抗) $m \cdot \alpha(t)$ が始まり、次に土の変形による粘性抵抗 $c \cdot v(t)$ が現れ、最後に土の骨格の弾性抵抗 $k \cdot u(t)$ が現れる。すなわち、載荷初期の微小変位においては動的な慣性抵抗が発生する。

今回の LLT においても表-14に示すように、載荷初期である杭頭の変位が0~1mmと小さいときに、加速度が最大となっていることから、上式の現象が確認できる。

5. まとめ

今回の一連の載荷試験結果を以下にまとめる。

- ①基礎岩盤の静的支持力は、常時設計荷重 (1.0 MN) の3倍以上であった。
- ② STN 時の慣性力は、STN 測定シグナルより位相差が2msと小さく、この小さい位相差が、慣性力の影響を無視できることを示している。
- ③杭周辺地盤にシルト質層の割合が大きい場合、動的効果ならびに周面摩擦抵抗が大きくなった。また、砕石置換した地盤は、杭の貫入エネルギーが砕石の締固めエネルギーとして消費される

表-14 杭頭の最大加速度

項目	載荷速度 D-1 (2.9Hz)	D-2 (1.7Hz)	D-3 (0.44Hz)
最大加速度 (m/s^2)	5.5	2.2	0.40
最大加速度時の変位 (mm)	0	0	1

ため先端抵抗が小さく評価されるとともに、粘性抵抗が小さいため周面摩擦抵抗が小さくなり、土質条件による静的支持力への影響が認められた。

- ④地下水を多く占める杭は、施工時において全抵抗が大きくなり、地下水の存在により抵抗値の増加が認められた。
- ⑤セットアップ率は1.15~1.65となり、地盤の締固め効果ならびにシルト質層のシキソトロピー効果等による地盤の乱れの回復によって、静的支持力の増加が認められた。
- ⑥STNならびにDLTの結果から、地盤、施工条件を反映し、セットアップ率を考慮した、精度の高い杭の打止め管理式を導くことができた。
- ⑦実杭における静的水平地盤反力係数は24.2MN/ m^3 であった。これは、施工前にN値から換算した福岡-宇都の式による設計値17.2MN/ m^3 を上回り、地盤の締め固め効果を確認することができた。また、今回の杭間隔は3.3Dであるが、水平地盤反力係数において、地盤の種類、構成により締め固め効果が認められた。
- ⑧動的と静的の地盤反力係数比は載荷速度が速いほど大きくなる傾向にあり、地盤反力係数の載荷速度依存性が確認できた。とくにその影響は、基準変位 (杭径の1%=6mm) 以下の微小変位において大きい。
- ⑨一般に設計においては、地震時の水平方向地盤反力係数を常時の2倍としている。今回の試験においては、地震時におけるタンク本体の固有周期に対応した地盤反力係数が、基準変位において静的の2.1~2.5倍程度であった。

謝辞 : 最後に、本論文の執筆に当たり、貴重な助言とご指導頂いた関係各位に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 松本樹典, Middendorp, P., Bermingham, P., 観誠 : 珪藻泥岩に打設された鋼管杭の急速載荷試験, 土木学会論文集, No.517/III-31, pp.12-23, 1995.
- 2) 多田康一郎, 大西真弘, 蝶野良典, 西村真二, 坂本真也 : 鋼管杭の水平載荷試験における載荷速度の影響について, 第32回地盤工学研究発表会, pp.

1601-1602, 1997.

- 3) 福岡正巳, 宇都一馬: ボーリング孔を利用した基礎地盤のK値測定について, 第1回土質工学会シンポジウム, 土と基礎, pp.3-8, 1959.
- 4) 福岡正巳, 宇都一馬: ボーリング孔を利用したクイの横抵抗係数について, 第5回道路会議論文集, pp.725-727, 1959.
- 5) 土質工学会編: 土質基礎工学ライブラリー9, 土と構造物の動的相互作用, 1978.
- 6) 加藤一志, 日下部治, 松本樹典: 実大杭試験に見られる急速載荷試験の特性—スタナミック試験での実例—, 土木学会論文集, No.589/III-42, pp.155-166, 1998.3.
- 7) Bermingham, P. and Janes, M.: An innovative approach to load testing of high capacity of piles, *Proc. Int. Conf. Piling and Deep Foundation*, pp.409-413, 1989.
- 8) Janes, M., Bermingham, P. and Horvath, B.: Test results using the Statnamic method, *Proc. 4th Int. Conf. Piling and Deep Foundations*, pp.481-489, 1991.
- 9) Middendorp, P. and Reiding, F. J.: Statnamic, a cost effective alternative for test loading of piles and caissons, *Proc. 9th Asian Regional Conf. Vol.1*, pp.259-262, 1991.
- 10) 日下部治, 松本樹典: 急速載荷試験(スタナミック試験)方法とその実施例, 土と基礎, Vol.43, No.5, pp.601-615, 1994.
- 11) 青木一二三: 杭の載荷試験の最近の動向, 土と基礎, Vol.43, No.5, pp.13-18, 1995.
- 12) Middendorp, P., Bermingham, P. and Kuiper, B.: Statnamic load testing of foundation piles, *Proc. 4th Int. Conf. on Appl. of Stress-Wave Theory to piles*, pp.585-588, 1993.
- 13) Smith, E. A. L.: Pile Driving Analysis by the Wave Equation, Vol.86. No.SM4, pp.35-61, 1960.
- 14) (社)日本道路協会: 道路橋示方書・同解説IV下部構造編, pp.237-241, 326-345, 1996.

(2000. 12. 22受付)

THE BEARING CAPACITY MANAGEMENT OF PHC PILES ON AN INCLINED BASEROCK AND THE LATERAL LOAD TEST

Masato TAKEYAMA, Hitoshi SUEZAWA, Hirohiko IWAHARA
and Masahiro IZAKURA

Since the baserock under the industrial water tank at Tachibana-wan Power Station is sloped relatively steeply, as well as being very large with a diameter of 85m, the depth of the baserock varies greatly in a single foundation. Errors in the bearing capacity evaluation may be large if the conventional pile driving method is applied to special grounds such as this. For this reason, the normally used "dynamic load test" and "statnamic load test" were performed, a pile driving method with high precision was developed and the vertical bearing capacity was confirmed. Furthermore, considering that the coefficient of subgrade reaction is dependent on the rate of loading, static and dynamic load tests were performed with a dynamic jack, and the coefficients near the tank's natural period were calculated, and the horizontal coefficient of subgrade reaction in an event of an earthquake was evaluated.