

動的水平載荷試験による鋼管杭の静的な荷重-変位関係の推定

小嶋 英治¹, 熊谷 裕道², 富澤 幸一³, 松本 樹典⁴

- 1 前ジャパンパイル (株)・技術開発部
- 2 ジャパンパイル (株)・基礎設計部
- 3 寒地土木研究所・寒地地盤チーム
- 4 金沢大学大学院・自然科学研究科

概 要

杭の動的な鉛直載荷試験法は地盤工学会において基準化されているが、動的な水平載荷試験法は現在のところ基準化に至っていない。杭の動的な載荷試験法は、静的な載荷試験法に比べて低コストでかつ工期が短く済み、試験を容易に実施できる利点がある。そこで筆者らは鋼管杭を対象に動的水平載荷試験シグナルの波形マッチング解析を実施し、杭の静的な水平荷重-水平変位関係を推定する手法を開発してきた。この手法の妥当性および適用範囲を検証するために、筆者らは主に実際に橋脚を支持する用途に供する実大鋼管杭を用いて、静的および動的水平載荷試験を継続的に実施してきた。測定した動的試験シグナルに対する波形マッチング解析を行うことにより地盤物性値を同定し、この地盤物性値を用いて静的水平載荷試験における杭の荷重-変位量関係等をシミュレートしたところ、今後まだ改善の余地が残されているものの実用的な範囲で試験結果をよく再現できた。

キーワード：動的水平載荷試験，静的水平載荷試験，鋼管杭，波形マッチング解析，事例

1. 序論

杭基礎の性能規定化に伴い、地盤性状を的確に反映した杭設計を実施していくことが求められている。また、1995年兵庫県南部地震以降、杭基礎設計にレベル2の地震力に対する照査が義務づけられた¹⁾ことから、杭の終局限界状態を考慮する必要性が高まっている。しかし、現状の杭設計は、支持力・水平抵抗力や地盤反力係数で表現される杭の性能を、地盤調査結果のみから経験的に推定するケースがほとんどであり、実証されることは少ない。だが、杭の実際の性能を正確に把握するには、施工現場において載荷試験を実施することが、より有効である。

このような背景から載荷試験において、試験コストの軽減化・試験時間の短縮化が求められている。この要求に対応するように杭の鉛直載荷試験では、反力杭を必要としない、低コストでかつ工期が短く済む動的手法が基準化されている。例えば、平成14年5月に改訂された「地盤工学会基準 杭の鉛直載荷試験方法・同解説」²⁾においても、杭の衝撃載荷試験法および急速載荷試験法が組み込まれた。これらの試験法は、杭に動的外力を加えることで、その支持特性を推定する手法である。静的な押し込み試験に対して、試験コストの軽減化・試験時間の短縮化が実現可能であり、最近では実現場で多く活用されている^{例えば3)}。

これに対して、杭の水平載荷試験における動的手法は現

在のところ基準化されていない。杭の水平載荷試験基準に関して、昭和58年10月の「土質工学会基準 杭の水平載荷試験方法・同解説」⁴⁾があるが、動的手法については言及していない。もし、水平載荷試験においても鉛直載荷試験と同様に動的手法が適用可能であれば、地震時における杭の安全性を確認するのに、非常に有効な手段となり得る。

そこで筆者らは動的水平載荷試験を実施することにより、杭の静的な水平荷重-変位関係を推定する手法を新たに開発してきた。その具体的内容は、動的水平載荷試験シグナルを用いた波形マッチング解析により地盤物性値を同定し、これに基づいて静的水平載荷試験における杭の水平荷重-変位関係等をシミュレートすることである。なお、本手法の対象は、曲げ破壊が生じにくい鋼管杭とした。

ところで、より適切な推定手法を構築するには、より多くの検証事例が必要である。そこで筆者らは、これまでに6箇所の現場で実大鋼管杭を対象に、静的および動的水平載荷試験を継続的に実施してきた⁵⁾¹²⁾。このうち文献9)において、1箇所の施工地盤で動的水平載荷試験を実施し、これにより杭の静的な水平荷重-変位関係を推定する手法の妥当性について検討している。なお、文献9)では波形マッチング解析を実施しているが、鋼管杭をモデル化するうえで管内土等の影響は考慮していない。本論文では、その他の代表的な3箇所についても動的水平載荷試験を実施しているため、これらについて試験結果を報告する。そして、筆者らが提案する動的水平載荷試験手法の

妥当性と適用範囲を、波形マッチング解析において鋼管杭をモデル化するうえで管内土の影響を考慮する等して、さらに詳しく検討および考察する。

2. 動的水平載荷試験システム

2.1 動的載荷システム

動的載荷システムは、杭頭部に重錘を衝突させる方式とした。表 1 に、載荷装置の概要を示す。写真 1 に 1 号機を示す。1 号機は質量約 1 t の重錘をモノレール方式で吊り下げ、人力で重錘を加速し、杭頭に衝突させる仕組みとした。最初の載荷試験は 1 号機を用いたが、これにより載荷試験に必要な重錘の質量およびレール長を把握した。これに基づいて 2 号機を製作した。写真 2 に 2 号機を示す。2 号機における重錘の質量は約 2 t である。なお、人力によるモノレール方式では杭体に与える荷重は十分であったが、レールの設置に時間を要すること、重錘を杭に衝突させるには多くの人員（6 人程度）が必要であること等の欠点があり、3 号機からはリモート操作により、モーターでレール上を自走させる方式にした。この改良によって、載荷装置の設置が 1 時間以内で可能となり、操作も 1 人で済むようになった。写真 3 に 3 号機を示す。3 号機における重錘の質量は約 3 t である。

表 1 動的載荷装置の概要

載荷装置略称	重錘質量 (t)	稼働源
1 号機	1	人力
2 号機	2	人力
3 号機	3	モーター



写真 1 1号機



写真 2 2号機



写真 3 3号機

2.2 測定システム

測定システムは、杭の鉛直衝撃載荷試験用として開発した専用計測器 (HITTOP8)¹³⁾ を複数台連動する方式とした。試験時には、荷重、加速度、変位、杭体ひずみをそれぞれ計測した。計測には、パソコンを制御装置として使い、各センサーのアンプ倍率および AD 変換の諸元を定めるシステムとした。計測を終了した後は、AD 変換した測定信号を制御装置として用いたパソコンに収録する仕組みとした。

写真 4 は、専用計測器の上にパソコンを設置し、制御装置として使用している状況である。専用計測器は 1 台で、加速度、変位、荷重のいずれか計 4 チャンネル分と、ひずみ 4 チャンネル分の、計 8 チャンネル分を同時に計測することが可能である。また、専用計測器の AD 変換（分解能が 12 bit）はサンプリングタイムを変えることが可能である。実際の動的水平載荷試験では全て、サンプリングタイムを最速の 15 μ s で行った。なお、動的水平載荷試験における必要最小限の計測物理量は、載荷荷重と変位の時系列信号であるので、この場合は専用計測器 1 台で十分である。

現場で実施した動的水平載荷試験においては、杭の変位計測のために、インダクタンス式のタイプの変位計を用いた。このタイプの変位計は計測に際して、不動点を必要とする。杭の加速度計測には、圧電式のタイプの加速度計を用いた。変位と加速度の計測点は、杭体側方部において載荷点と同じ高さ 2 点とし、2 点の信号の相加平均を求めた。荷重の計測には圧縮センターホール型のロードセルを用いた。



写真 4 測定システム

3. 解析プログラム

3.1 概要

本推定手法を構築するために開発したプログラムは、*KwaveHybrid*¹⁴⁾である。このプログラムの主目的は動的載荷試験を対象として、水平および鉛直方向の波形マッチング解析を実施することにある。

本論文の波形マッチング解析は、ロードセルで計測した動的載荷荷重の時系列シグナルを入力とし、地盤物性値を反定した条件で杭頭部における加速度、速度または変位の時系列応答を求め、計算変位波形が測定値とマッチングするまで計算を繰り返し行い、地盤物性値を同定する手法である。ただし、同プログラムは動的載荷試験の波形マッチング解析のみでなく、杭および地盤の物性値が与えられれば、静的水平載荷試験のシミュレーションも可能である。したがって、動的水平載荷試験の波形マッチング解析で同定した地盤物性値を用いて、静的水平載荷試験のシミュレーションを行うことにより、杭の静的な水平荷重-変位関係を推定することができる。

以上の解析プログラムは、文献9)で用いたものと同じであるが、便宜上、本論文においても再掲することにする。

3.2 杭-地盤モデル

図1に、*KwaveHybrid*で用いている杭-地盤モデルを示す。杭は梁要素、地盤は杭節点に連結されたばね・ダッシュポット・スライダで表現されている。ばね・ダッシュポット・スライダは、いずれも鉛直方向および水平2方向の計3成分が杭節点に連結されている(詳細は後掲の図2および図3を参照)。また、杭節点は質量 m_i を有する。なお、動的モデルでは各節点間における剛性・減衰の相互作用を考慮していない。これに対して、静的モデルでは水平地盤ばねの相互作用を考慮している。

図1における杭の運動方程式は式(1)で表される。

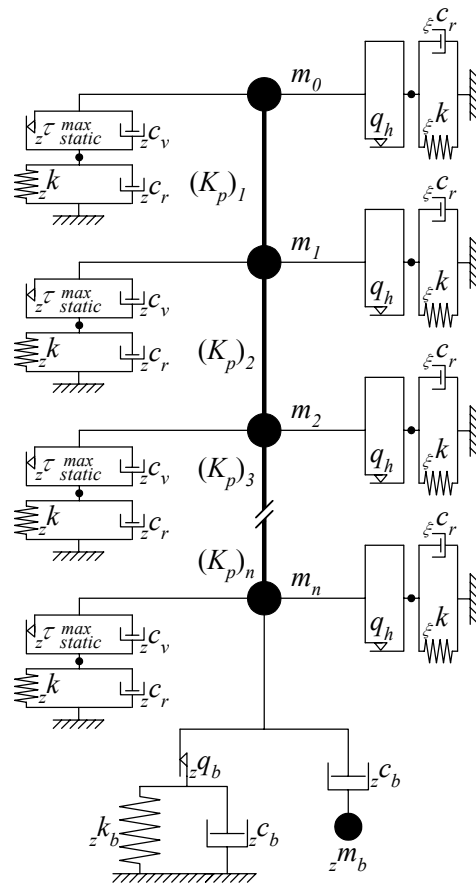
$$[K]\{w\} + [C]\{\dot{w}\} + [M]\{\ddot{w}\} = \{F\} \quad (1)$$

ここで、 $\{w\}$ 、 $\{\dot{w}\}$ 、 $\{\ddot{w}\}$ は節点の変位、速度、加速度ベクトル、 $[K]$ 、 $[C]$ 、 $[M]$ は剛性、減衰、質量マトリックス、 $\{F\}$ は外力ベクトルである。 $[K]$ は杭および地盤の剛性で、 $[C]$ は地盤の逸散減衰係数で構成される。また、 $[M]$ には杭の質量と、鉛直方向における先端地盤の付加質量が含まれる。また、杭周面節点あるいは杭先端節点で破壊が生じると、その節点における地盤ばねと逸散減衰は0になる。

$[K]$ の非線形性を考慮して、式(1)は次式(2)で示される増分形式で取り扱う。

$$\{F\}_t + [K]_t \{\Delta w\}_{t+\Delta t} + [C]_t \{\dot{w}\}_{t+\Delta t} + [M]_t \{\ddot{w}\}_{t+\Delta t} = \{F\}_{t+\Delta t} \quad (2)$$

ここで、 $\{F\}_t$ は時刻 t における節点外力ベクトルであり、 $\{\Delta w\}_{t+\Delta t}$ は時刻 t と時刻 $t+\Delta t$ 間の節点変位の増分である。なお、数値計算にはNewmarkの β 法¹⁵⁾を用いた。



※ 図中の ξ は x, y 方向の総称である

図1 杭-地盤モデル

3.3 動的剛性・減衰のモデル化

図2に杭周面の鉛直・水平地盤抵抗モデルを示す。動的な剛性および減衰は、地盤を等方弾性体と仮定し、杭周面における2方向の水平ばね k_x, k_y 、水平ダッシュポット(逸散減衰) $c_{r,x}, c_{r,y}$ 、および鉛直ばね k_z 、鉛直ダッシュポット(逸散減衰) $c_{r,z}$ は式(3)~(6)で与える¹⁶⁾。

$${}_x k = {}_y k = k = \frac{4.0G_s}{d} \quad (3)$$

$${}_z k = \frac{2.75G_s}{\pi d} \quad (4)$$

$${}_x c_r = {}_y c_r = 4.5\sqrt{G_s \rho_s} \quad (5)$$

$${}_z c_r = \sqrt{G_s \rho_s} \quad (6)$$

ここで、 G_s は地盤のせん断剛性、 d は杭の直径、 ρ_s は地盤の密度である。

スライダは、鉛直方向では最大周面摩擦 ${}_z \tau_{static}^{max}$ 、水平方向では最大水平抵抗 ${}_h q$ を表す。スライダと並列なダッシュポットは、水平抵抗に用いる場合は考慮しないが、鉛直抵抗に用いる場合は考慮する。すなわち、鉛直抵抗に用いる場合は、鉛直周面摩擦が ${}_z \tau_{static}^{max}$ に達した後、杭と地盤との間に鉛直方向相対速度 Δv が生じているときの周面摩擦の速度効果を表している。鉛直方向相対速度 Δv を生じている時の周面摩擦 ${}_z \tau_{total}$ は次式で与えられる¹⁷⁾。

$$z\tau_{total} = z\tau_{static}^{max} \left[1.0 + \alpha(\Delta v/v_0)^\beta \right] \quad (7)$$

ここで、式(7)における α は砂で 0.1, 粘土で 1.0, β は砂と粘土で 0.2 程度, $v_0 = 1.0$ m/s である¹⁷⁾。

杭周面と地盤との間に鉛直方向のスリップが生じた後は、鉛直地盤変位増分 Δw_s を式(8)で定める¹⁸⁾。

$$\Delta w_s = \{ zQ - w_s(t) \} \left[1.0 - \exp\left(-\frac{z k \Delta t}{z c}\right) \right] \quad (8)$$

ここで、 $zQ = z\tau_{total}/z k$ であり、 $w_s(t)$ はその時点の地盤変位、 Δt は計算時間間隔である。杭と地盤との間の相対速度が 0 に戻った時点で杭と地盤は再結合する。

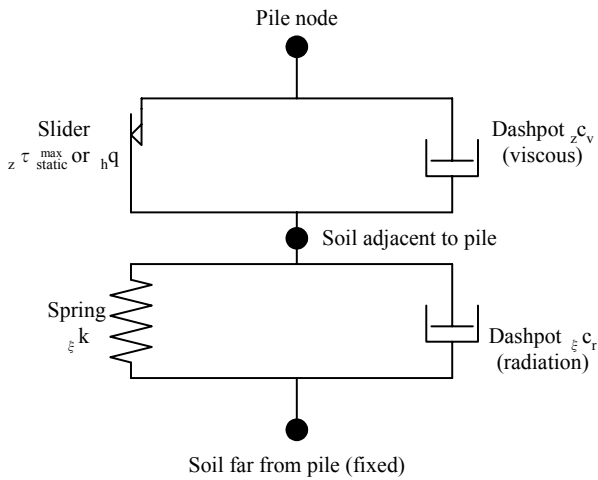
図 3 に鉛直先端地盤モデルを示す。杭先端における鉛直ばね $z k_b$, 鉛直ダッシュポット $z c_b$, 鉛直付加質量 $z m_b$ は式(9)~(11)で与える¹⁹⁾。

$$z k_b = \frac{8G_s}{\pi d(1-\nu_s)} \quad (9)$$

$$z c_b = \frac{3.4\sqrt{G_s \rho_s}}{\pi(1-\nu_s)} \quad (10)$$

$$z m_b = 8d\rho_s \frac{0.1-\nu_s^4}{\pi d(1-\nu_s)} \quad (11)$$

ここで、 ν_s は地盤のポアソン比である。ただし、杭先端における水平抵抗は考慮していない。



※ 図中の ξ は x, y, z 方向の総称である
図 2 杭周面の鉛直・水平地盤抵抗モデル

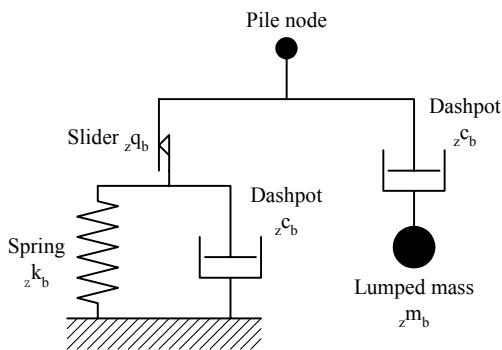


図 3 鉛直先端地盤モデル

3.4 静的地盤ばね

静的水平載荷時における水平地盤ばねは、Mindlin の解²⁰⁾に基づいて計算する。また、水平地盤ばね間の相互作用も Mindlin の解に基づいて評価する。静的な水平地盤ばねは次式で表される。

$$x k_{static} = y k_{static} = \frac{G_s \zeta \Delta L}{2(1+\nu_s)} \quad (12)$$

$$\zeta = \frac{2qd(1+\nu_s)}{uG_s} \quad (13)$$

ここで、 ΔL は杭モデルの分割長、 q は杭モデルに作用する等分布荷重、 u は Mindlin の解による杭モデル節点変位である。これらの静的解析手法の詳細については、参考文献(21), (22)に詳しい。

静的な杭周面の鉛直ばねは次式で表される²⁰⁾。

$$z k_{static} = (2\pi/2.75\zeta) z k \quad (14)$$

$$\zeta = \ln \left[\frac{5.0(1-\nu_s) l_d}{d} \right] \quad (15)$$

ここで、 l_d は杭長である。

なお、静的解析では上述のように初期剛性を Mindlin の解で与え、かつ、スライダによるモデル化で静的抵抗の上限を考慮することにより、復元力特性を弾完全塑性としてモデル化した。

4. 検証試験

筆者らが開発した、動的水平載荷試験により杭の静的な水平荷重-変位関係を推定する手法の妥当性を検証するため、6箇所の現場で杭の静的および動的水平載荷試験を実施した。表 2 に、載荷試験の諸元を示す。本論文ではそのうちの代表的な 3 箇所(試験 A, C, F)について試験内容を詳述する。なお、試験 B については既に文献(9)で報告しており、この中で推定手法の妥当性について検討している。試験杭は全て実大の鋼管杭であった。また、試験時における杭頭の固定条件は全て自由端であった。表 3 に、載荷試験に用いた鋼管杭の諸元を示す。このうち、杭①~③は、載荷試験用に施工したものである。これに対して、杭 1~11 は実際に橋脚を支持する用途に供するもので、杭径は 600, 800 mm の 2 種類である。また、動的水平載荷試験用で、杭長の最も短いものは杭 8 (19.5 m), 最も長いものは杭 3 と杭 4 (44 m) である。動的水平載荷試験は載荷試験基準が存在しないため、後述する筆者らが考案した手法で実施した。静的水平載荷試験は、参考文献(4)に準拠し、試験 A は一方向一サイクル方式で、試験 C は正負交番多サイクル方式で、試験 F は一方向多サイクル方式でそれぞれ実施した。

表 2 載荷試験の諸元

試験略称	試験年月	試験杭略称	動的載荷装置
試験 A	2005 年 02 月	杭①, 杭②	1 号機
試験 B	2005 年 06 月	杭③, 杭 1, 杭 2	2 号機
試験 C	2005 年 10 月	杭 3, 杭 4, 杭 5	2 号機
試験 D	2006 年 07 月	杭 6, 杭 7	2 号機
試験 E	2007 年 09 月	杭 8, 杭 9	3 号機
試験 F	2008 年 11 月	杭 10, 杭 11	3 号機

表3 載荷試験に用いた鋼管杭の諸元

試験杭略称	杭径 (mm)	杭長 (m)	杭区分長 (板厚) (m(mm))	試験種別	施工法
杭①	600	6.5	6.5(9)	動・静	外堀り
杭②	500	10.0	10.0(9)	動・静	外堀り
杭③	500	12.0	12.0(12)	動的	打撃
杭1	800	30.0	6.0(15)+24.0(9)	動的	打撃
杭2	800	30.0	6.0(15)+24.0(9)	静的	打撃
杭3	800	44.0	5.5(12)+38.5(9)	動的	打撃
杭4	800	44.0	5.5(12)+38.5(9)	動的	打撃
杭5	800	44.0	5.5(12)+38.5(9)	静的	打撃
杭6	800	38.0	7.5(12)+30.5(9)	動的	打撃
杭7	800	38.0	7.5(12)+30.5(9)	静的	打撃
杭8	600	19.5	6.5(16)+13.0(9)	動的	打撃
杭9	600	17.5	4.5(16)+13.0(9)	静的	打撃
杭10	600	23.5	5.5(11)+18.0(9)	動的	中堀り
杭11	600	23.0	5.0(11)+18.0(9)	静的	中堀り

※試験種別における「動・静」は、静的水平載荷試験と動的水平載荷試験を、いずれも実施したことを意味する。

4.1 検証試験 A^{5),6)}

図4に、検証試験Aを実施した地盤の土質柱状図を示す。これによると、地表からG.L.-5mまでは、比較的軟弱な粘性土層(N値で6以下)で構成されている。G.L.-5~8mまでは、比較的大きなN値を有する細砂層とシルト層が存在する。G.L.-8m以深では、再度軟弱な粘性土層が堆積している。また、後述する波形マッチング解析では、赤字①と②および赤線で示したとおり、試験地盤を2分割してモデル化した。

動的および静的水平載荷試験の対象とした杭は、前掲の表3にある杭①(図4中に姿図を記載)と杭②である。いずれも杭先端は閉塞しており、地盤面からの突出長は約1.1m、双方の杭における杭芯間距離は約3.5mであった。また、外堀り径はいずれも700mmで、杭周囲にはセメントミルクを充填した。波形マッチング解析における杭材のヤング率は 2.06×10^8 kPa、ポアソン比は0.3とした(以下同様)。また、杭材の密度は 7.8 t/m^3 とした。なお、杭①と杭②の双方で動的および静的水平載荷試験を実施したが、本論文では以下で杭①の結果のみを示す。杭①のモデルは計算時間と計算結果の精度を考慮して、0.1mの等間隔に分割(全部で65分割)した。

4.1.1 動的水平載荷試験

載荷装置(1号機)を杭体に対して、地表面から約0.8mの位置に衝突させて、この高さの水平載荷荷重と水平変位をそれぞれ計測した。図5に、水平載荷荷重波形を示す。荷重の載荷継続時間は約50ms、最大荷重は約53kNであった。測定波形には、比較的高い振動数成分が生じている。この原因は、試験杭内部は中空で、これに重錘を衝突させた時に鋼板が振動したためと推定される。

図6に、水平変位の測定波形を示す。同図には、図5に示

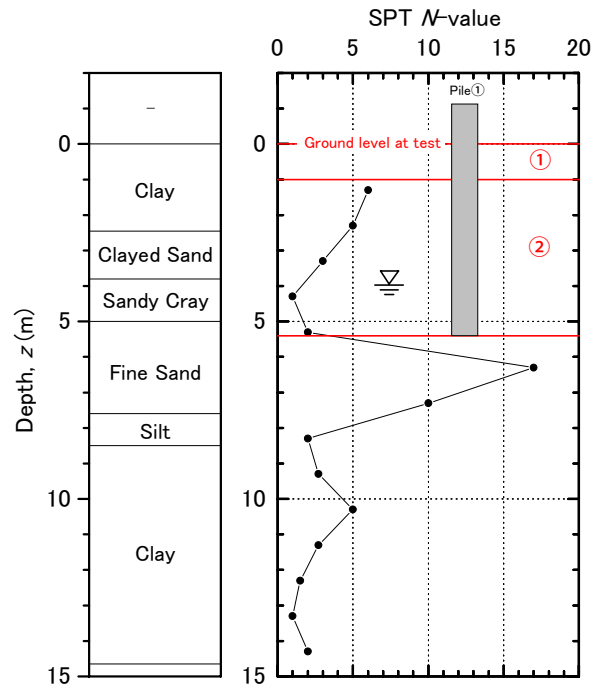


図4 土質柱状図(検証試験A)

す水平載荷荷重を入力とした波形マッチング解析結果を併記している。水平変位の測定波形と解析波形とをマッチングさせるうえで、各地層の密度は一律 1.5 t/m^3 とした。また、変位波形における立ち上がり部分のマッチングは主に地盤のせん断剛性で、最大変位量のマッチングは主に地盤①の最大水平抵抗で、それぞれ調整した。なお、地盤密度とせん断剛性は式(3)~(6)で示されるパラメータに関与する。また、せん断剛性と最大水平抵抗は初期値を設定せず、波形マッチング解析の過程で決定した。同図によると、解析による水平変位は、最大変位量(=約11.5mm)に関して、実測結果とほぼ一致している。ただし、変位が減少し始めてからは、解析結果は実測結果をシミュレートできていない。本来、載荷時に杭の水平変位がある程度の値に達すると、杭の背面にギャップが発生する(図7(a)参照)。また、除荷時に杭が加力方向とは逆方向に変位すると、杭の前面にもギャップが発生する(図7(b)参照)。このメカニズムに沿うと、杭の背面にギャップが発生する影響で、除荷時に引張り抵抗力が無い場合変位は急激に減少する。しかし、図2に示した水平地盤抵抗モデルではギャップの発生をモデル化していない。そのため、数値計算における水平抵抗-変位関係(図8参照)に従い、杭と地盤間のギャップが発生すると考えられる杭区間において、除荷時に引張り抵抗力が発生する。そのため、計算結果では、残留変位が生じる結果となった。

図9に、動的な水平荷重-変位関係を示す。同図には、波形マッチング解析結果を併記している。荷重波形において、比較的高い振動数成分が生じている影響で、載荷荷重-変位量関係は複雑な形状を呈しているが、変位の増加域に該当するところでマッチングは概ね良好であった。

表4に、波形マッチング解析で最終的に同定した地盤物性値を示す。

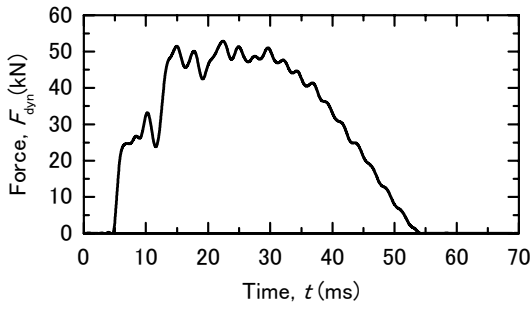


図5 測定した水平載荷荷重波形 (杭①)

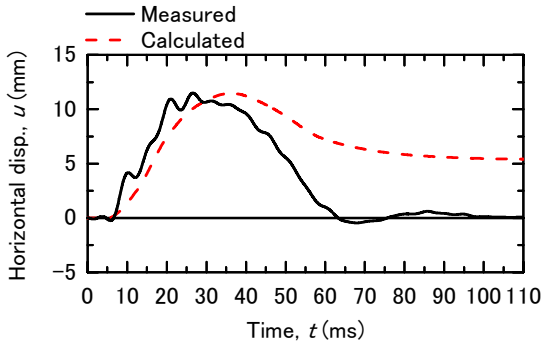
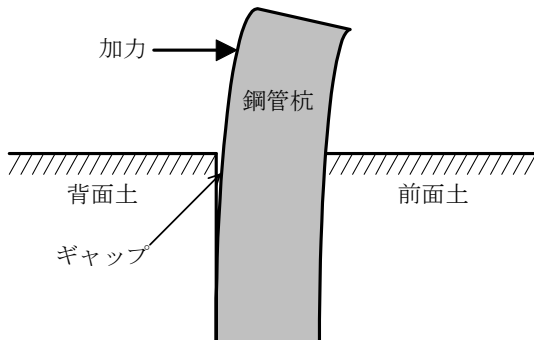
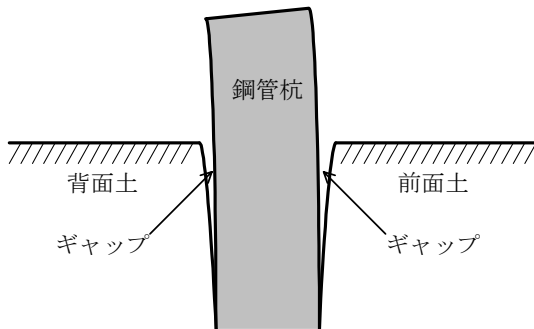


図6 水平変位波形 (杭①)

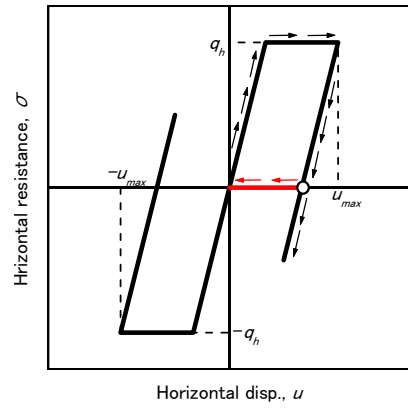


(a) 荷重時



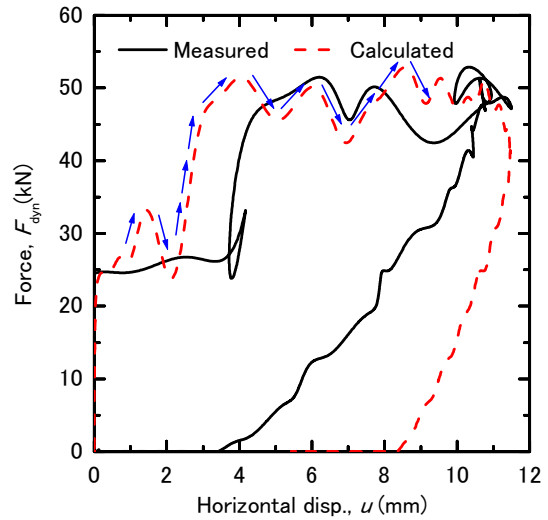
(b) 除荷時

図7 杭の周面地盤におけるギャップの概略



※杭の背面土におけるギャップを想定した場合、○を通過した後、赤い矢印に従うが、本解析モデルでは黒い矢印に従う

図8 水平抵抗-変位関係の概略



※ 矢印は変位増加域のループを示す

図9 動的な水平荷重-変位関係 (杭①)

表4 波形マッチング解析で同定した地盤物性値

深さ (m)	せん断剛性(kPa)		密度 (t/m ³)	最大水平抵抗 (kPa)
	初期値*	最終値		
0.0~1.0	-	2.50×10 ³	1.50	15.0
1.0~5.5	-	2.50×10 ³	1.50	弾性範囲

※せん断剛性は初期値を設定せず、波形マッチング解析の過程で決定した

4.1.2 静的水平載荷試験

動的水平載荷試験を実施した後に、一方向一サイクルで静的水平載荷試験を実施した。載荷位置は動的水平載荷試験と同様に、地表面から約 0.8 m とし、最大載荷荷重は 80 kN とした。試験開始から約 2 分間で水平荷重を最大荷重まで単調増加させ、その後、約 2 分間で除荷した。その結果、杭の最大水平変位は約 17.1 mm (杭径 600 mm の約 3%) であった。

ところで、動的水平載荷試験と静的水平載荷試験とでは、入力(載荷荷重)の特性は異なる。そのため、双方

の応答変位を単純に比較することはできない。そこで、動的水平載荷試験シグナルを用いた波形マッチング解析で同定した地盤物性値（表 4 参照）を用いて、静的水平載荷試験をシミュレートし、静的な水平荷重-変位関係を求めた。

図 10 に、静的な水平荷重-変位関係を示す。同図には静的水平載荷試験結果を併記している。図中の DHLT は、**D**ynamic **H**orizontal **L**oad **T**est の略である（以下同様）。これより、計算による水平荷重-変位関係は試験結果と対応しておらず、静的水平載荷試験結果による水平剛性が大きく評価されていることがわかる。これは、静的水平載荷試験を実施したのが動的水平載荷試験を実施してから 8 日後であったので、静的水平載荷試験実施時の杭周辺部におけるセメントミルクおよび地盤の剛性は、動的水平載荷試験実施時とは異なる状態にあったためと考えられる。

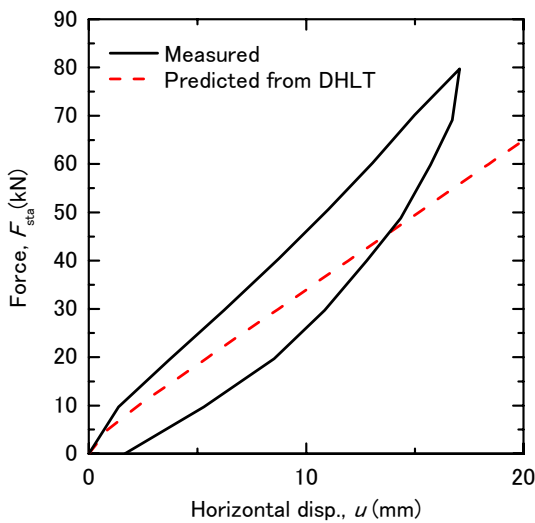


図 10 静的な水平荷重-変位関係（杭①）

4.1.3 まとめ

本試験により、以下に示すような結果が得られた。

- 本手法で最終的に、一方向の静的水平載荷試験により得られる静的な水平荷重-変位関係を再現できなかった。これは、動的水平載荷試験を実施した時と、静的水平載荷試験を実施した時との、杭周辺部におけるセメントミルクおよび地盤の剛性の違いに起因するものと考えられる。
- また、以下に示すような課題点が得られた。
- 水平荷重の測定波形に比較的高い振動数成分が生じた。この原因は、内部が中空である試験杭に重錘を衝突させた時に鋼板が振動したためと推定され、対策が必要である。
- 解析結果の変位波形は、実測変位の増加域ではよく一致したが、減少域では一致しなかった。これは、解析において地盤と杭との間に発生するギャップをモデル化していないことに起因するものと考えられる。

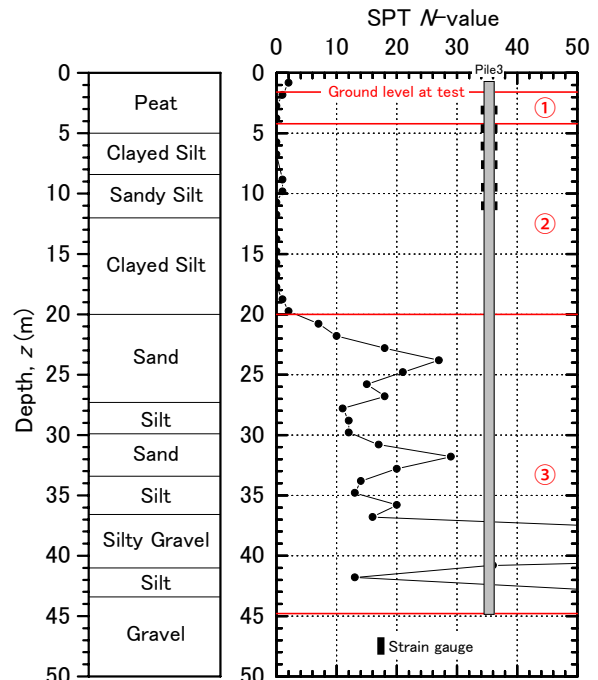
4.2 検証試験 C¹⁰⁾

検証試験 A では荷重波形に比較的高い振動数成分が生じた。この防止策として、杭頭位置まで杭内に土を充填する

措置を採った。

図 11 に、検証試験 C を実施した地盤の土質柱状図を示す。同図において、G.L.-27.3 m より上部が沖積層、下部が洪積層である。なお、載荷試験時には地盤表層を、地盤改良（強制圧密脱水工法）を目的とした盛土層に置換しているが、同図の土質柱状図は地盤改良前のものである。これによると、地表から G.L.-20 m までは主に、軟弱なシルト層（ N 値で 1 以下）で構成されている。G.L.-20~42 m までは、比較的大きな N 値を有する砂層やシルト質砂礫層が存在する。G.L.-42 m 以深は N 値が大きな砂礫層で、杭の支持層である。なお、載荷試験時の地表面は GL 約 1.6 m であった。また、後述する波形マッチング解析では、赤字①~③および赤線で示したとおり試験地盤を 3 分割してモデル化した。なお、地盤①および②と、地盤③とは、 N 値で示される地盤剛性の違いを考慮して大別した。そして、それぞれについて後述する式(19)に従い、せん断剛性の初期値を決定した。なお、地盤①は層厚 2.6 m に設定したが、これが地盤改良部分に該当する。

動的水平載荷試験と静的水平載荷試験は、別々の杭で実施した。動的水平載荷試験の対象とした杭は、前掲の表 3 にある杭 3（図 11 中に姿図を記載）と杭 4 である。いずれも施工法は油圧ハンマーによる打撃工法であり、地盤面からの突出長は約 0.8 m であった。また、双方の杭における杭芯間距離は約 2.0 m であった。静的水平載荷試験の対象とした杭は、表 3 にある杭 5 で、その諸元は杭 3 および杭 4 と共通である。なお、杭 3 との杭芯間距離は約 2.0 m、杭 4 との杭芯間距離は約 4.0 m であった。また、杭モデルは計算時間と計算結果の精度を考慮して、0.4 m の等間隔分割（全部で 110 分割）した。これに従って、杭モデルでは上杭長を 5.6 m（実際は 5.5 m）、下杭長を 38.4 m（実際は 38.5 m）とした。



※載荷試験時には地盤①を、地盤改良（強制圧密脱水工法）を目的とした盛土層に置換した

図 11 土質柱状図（検証試験 C）

4.2.1 動的水平載荷試験

載荷装置(2号機)を杭体に対して、地表面から約0.5mの位置に衝突させて、この高さの水平載荷荷重と水平変位をそれぞれ計測した。

図12に、杭3における水平載荷荷重波形を示す。荷重の載荷継続時間は約60ms、最大荷重は約193kNであった。また、検証試験Aの場合とは異なり、測定波形には高振動数成分が生じていない。これは、杭内に土を充填した効果により、試験杭に重錘を衝突させた時に鋼板が振動する現象を防止できたためと考えられる。

本節の波形マッチング解析において、杭モデルの断面2次モーメントおよび密度を表5に示す数値とした。本試験では杭3地中部にひずみゲージを軸対称位置に6箇所貼付けた。ひずみゲージの保護材として、溝型鋼(〔-150×75×6.5×10)を杭3の両側に溶接した。そのため、杭の断面2次モーメントは溝型鋼による増分を加算した(杭体ひずみ自体はデータ不良のため本節では扱わない)。断面2次モーメント I の算定法を下式に示す。

$$I = I_p + I_c \quad (16)$$

$$I_c = I_{c0} + A_{c0}y_0^2 \quad (17)$$

ここで、 I_p は杭材の断面2次モーメント、 I_{c0} は溝型鋼の断面2次モーメント($=1.17 \times 10^6 \text{ m}^4$)、 A_{c0} は溝型鋼の断面積($=2.37 \times 10^{-3} \text{ m}^2$)、 y_0 は杭断面図心から溝型鋼断面図心までの距離($=0.44 \text{ m}$)である。また、杭材の密度は2ケースとした。ケース1では 7.8 t/m^3 とし、杭材分の密度しか考慮しなかった。ケース2では、波形マッチング解析において溝型鋼を直接モデル化していないため、杭各区間の重量が溝型鋼を勘案したものとなるように評価した。なお、ケース2の密度 ρ は管内土の質量も考慮しており、下式による。

$$\rho = \frac{(A_p + A_{c0})\rho_{st} + A_{pi}\rho_{so}}{A_p} \quad (18)$$

ここで、 A_p は杭材の断面積、 ρ_{st} は杭材および溝型鋼の単位体積質量($=7.8 \text{ t/m}^3$)、 A_{pi} は杭材中空部の断面積、 ρ_{so} は管内土の単位体積質量($=1.8 \text{ t/m}^3$)である。

図13に、杭3における水平変位の測定波形を示す。同図には、図12に示す水平載荷荷重を入力とした、2ケースの波形マッチング解析結果を併記している。水平変位の測定波形と解析波形とをマッチングさせるうえで、地盤①~③の密度は各地層の密度を層厚で重みづけし、平均化したものとした。各地層の密度は、不攪乱試料採取により室内試験を実施しているものに関しては湿潤密度を用いた。室内試験を実施していないものに関しては、沖積粘性土層が 1.4 t/m^3 、洪積粘性土層が 1.8 t/m^3 、盛土層と洪積砂質土層が 1.9 t/m^3 、洪積砂礫質土層が 2.0 t/m^3 で評価した。地盤のせん断剛性の初期値 G_s は下式により評価した。

$$G_s = \frac{E_s}{2(1+\nu_s)} \quad (19)$$

$$E_s = 700N \text{ (kPa)} \quad (20)$$

ここで、 E_s はヤング率、 ν_s はポアソン比、 N は N 値(各層の平均値)である。なお、ヤング率で孔内水平載荷試験結果の

あるものは式(20)で評価せず、そのまま試験結果を用いた。また、ポアソン比はPS検層結果を引用した。ただし、地盤①の盛土層ではPS検層を実施しておらず、かつ砂質土が主体であることから、ポアソン比を0.3とした。また、変位波形における立ち上がり部分のマッチングは主に地盤①のせん断剛性で、最大変位量のマッチングは主に地盤①の最大水平抵抗で、それぞれ調整した。なお、最大水平抵抗は初期値を設定せず、波形マッチング解析の過程で決定した。同図によると、いずれのケースも解析による水平変位は、最大変位量(≒約12.0mm)に関して実測結果とよく一致している。ただし、波形の立ち上がりや最大値出現時間を比較すると、ケース2では位相のずれが生じている。また、検証試験Aと同様に、いずれのケースも変位が減少し始めてからは、解析結果は実測結果をシミュレートできていない。これは、前掲の図2に示した水平地盤抵抗モデルで、ギャップの発生をモデル化していないことに起因する(前掲の図7、図8参照)。

図14に、杭3における動的な水平荷重-変位関係を示す。同図には、2ケースの波形マッチング解析結果を併記している。荷重波形で高振動数成分が生じなかった影響により、いずれのケースも荷重-変位量関係は滑らかな形状を呈している。また、ケース1の方では、解析結果は実測結果と良好な対応を示している。しかし、ケース2の方では変位波形の位相ずれの影響等があり、実測結果と解析結果は一致しなかった。また、荷重と変位との最大値出現時間を比較すると、いずれのケースも変位の方に時間遅れが確認される。これは、杭体内の波動伝播現象および杭周辺地盤の動的効果によるものと考えられる。

表6に、波形マッチング解析で最終的に同定した地盤物性値を示す。GL-1.6~4.2mの区間におけるせん断剛性初期値は孔内水平載荷試験結果を参照として $1.33 \times 10^3 \text{ Pa}$ としたが、波形マッチング解析の過程で最終的に $8.80 \times 10^3 \text{ Pa}$ とした。

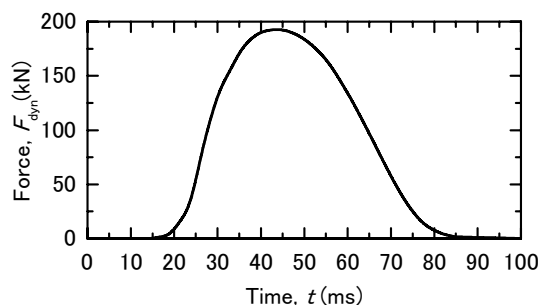


図12 測定した水平載荷荷重波形(杭3)

表5 杭モデルの物性値(杭3)

区間* (m)	断面2次 モーメント(m ⁴)	密度(t/m ³)		溝型鋼 の有無
		ケース1	ケース2	
0.0~0.8	2.31×10^{-3}	7.8	36.5	無
0.8~5.6	3.23×10^{-3}	7.8	37.7	有
5.6~10.4	2.72×10^{-3}	7.8	48.1	有
10.4~44.0	1.75×10^{-3}	7.8	46.5	無

※本区間は杭頭位置を0.0mとしている。区間0.0~5.6mは鋼管板厚12mm、区間5.6~44.0mは鋼管板厚9mmである

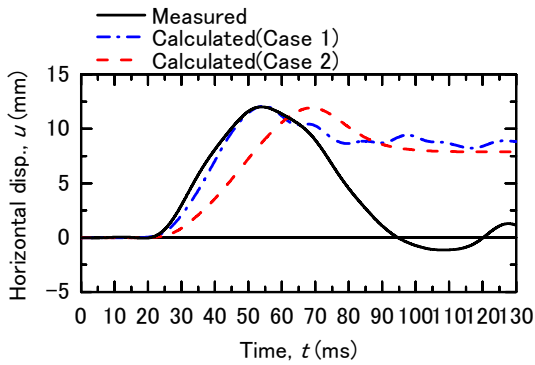


図13 水平変位波形 (杭3)

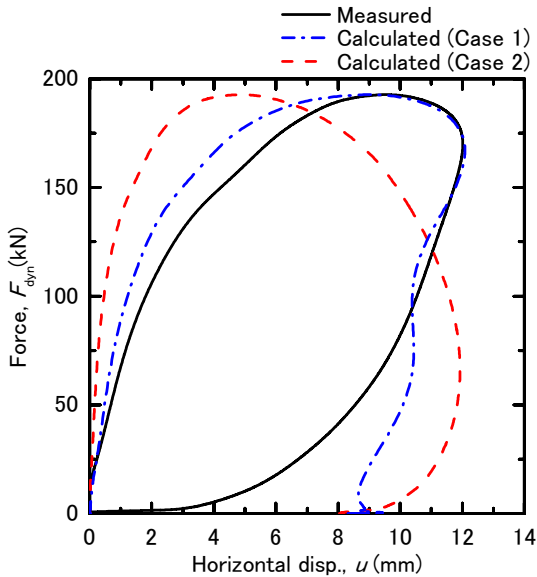


図14 動的な水平荷重-変位関係 (杭3)

表6 波形マッチング解析で同定した地盤物性値

(a) ケース1				
深さ (GL.-m)	せん断剛性(kPa)		密度 (t/m ³)	最大水平抵抗 (kPa)
	初期値	最終値		
1.6~4.2	1.33×10 ³	8.80×10 ³	1.90	36.0
4.2~20.0	2.60×10 ²		1.55	20.0
20.0~44.8	5.50×10 ³		1.89	弾性範囲

(b) ケース2				
深さ (GL.-m)	せん断剛性(kPa)		密度 (t/m ³)	最大水平抵抗 (kPa)
	初期値	最終値		
1.6~4.2	1.33×10 ³	8.80×10 ³	1.90	60.0
4.2~20.0	2.60×10 ²		1.55	弾性範囲
20.0~44.8	5.50×10 ³		1.89	弾性範囲

4.2.2 静的水平載荷試験

静的水平載荷試験は参考文献(4)に従い、杭5を用いて正負交番4サイクル方式にて実施した。荷重範囲は約-318~+322 kN、応答変位範囲は約-15.2~+18.6 mmである。また、継続時間約285分間であった。載荷位置は動的水平載荷試験と同様に、地表面から約0.5 mとした。

図15に、表6に示した地盤物性値を用いて計算した、2ケースの静的な水平荷重-変位関係を示す。同図には静的載荷試験結果(各載荷サイクルでの初期載荷曲線の包絡線)を併記している。計算による水平荷重-変位関係は、ケース2(杭の密度を評価するうえで、溝型鋼と管内土を考慮)の方が試験結果をよく再現している。しかし、図14に示したように、ケース2のマッチング結果は、ケース1のマッチング結果と比べて、かなり劣っている。ケース1で同定した地盤パラメータを用いた静的な水平荷重-変位関係は、ケース2の場合と比べて、実測結果から離れているが、実用的には妥当な結果と言えよう。

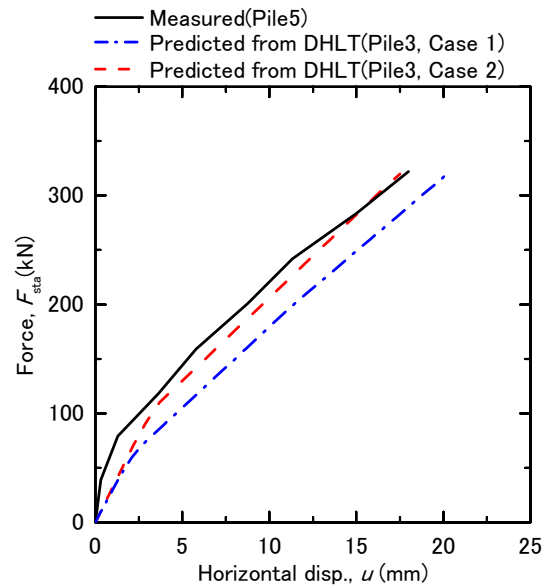


図15 静的な水平荷重-変位関係

4.2.3 まとめ

本試験により、以下に示すような結果が得られた。

- ・検証試験Aでは動的載荷荷重の測定波形に比較的高い振動数成分が生じた。しかし、本試験では杭頭位置まで土を充填したところ、この高振動数成分が生じなかった。これは、試験杭に重錘を衝突させた時に鋼板が振動する現象を防止できたためと考えられる。
- ・動的な水平荷重-変位関係において荷重と変位との最大値出現時間を比較すると、変位の方に時間遅れが確認された。これは、杭体内の波動伝播現象および杭周辺地盤の動的効果によるものと考えられる。

また、以下に示すような課題点が得られた。

- ・検証試験Aと同様に、波形マッチング解析結果の変位波形は、実測変位の増加域では比較的一致したが、減少域では一致しなかった。
- ・杭モデルの密度を評価するうえで溝型鋼と管内土とを勘案したケース(ケース2)では、試験結果と解析結果とで、変位波形における立ち上がりや最大値出現時間を比較すると、位相のずれが生じている。この影響で、動的な水平荷重-変位関係において、試験結果と解析結果は一致しなかった。これに対して、計算による水平荷重-変位関係は、杭モデルの密度を一律7.8 t/m³と評価したケース(ケ

ース1)よりもケース2の方が試験結果をよく再現した。図1のような単純化したモデルで解析を行う場合、管内土の影響をどのように考慮するかについては、今後さらなる検討が必要である。

- ・波形マッチング解析を実施するうえで、表層地盤におけるせん断剛性の初期値を評価するのに孔内水平載荷試験結果を引用した。だが、初期値と最終値とでかなり異なる結果となった。この初期値の評価法については、今後さらなる検討が必要である。

4.3 検証試験 F¹²⁾

図16に、検証試験Fを実施した地盤の土質柱状図を示す。地盤は主に火山灰で構成されている。G.L.-22 m以深は礫混じり火山灰層で、杭の支持層である。なお、載荷試験時の地表面はG.L.約7.1 mであった。また、後述する波形マッチング解析では、赤字①～⑤および赤線で示したとおり、試験地盤を5分割してモデル化した。基本的にはN値で示される地盤剛性の違いを考慮し、地盤モデルを大別した。ただし、地盤①と地盤②との境界線は地下水位位置となる。よって、地盤が飽和状態であるか否かで地盤物性値が異なることを勘案し、これらを分けた。

動的水平載荷試験と静的水平載荷試験は、別々の杭で実施した。動的水平載荷試験の対象とした杭は、表3にある杭10(図16中に姿図を記載)である。施工法は中堀り工法(先端処理:セメントミルク噴出攪拌方式)であり、地盤面からの突出長は約1.5 mであった。静的水平載荷試験の対象とした杭は、表3にある杭11である。動的水平載荷試験用とは異なり、上杭長は50 mである。その他の諸元は杭10と共通である。杭10との杭芯間距離は約7.5 mであった。また、地盤面からの突出長は約1.0 mであった。

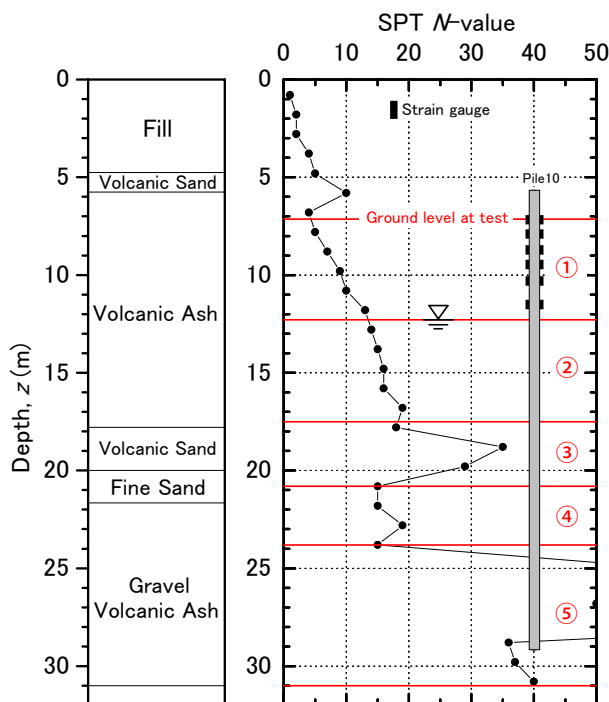


図16 土質柱状図(検証試験F)

試験杭地表面付近と地中部に、ひずみゲージを軸対称位置に貼付けた。貼付け箇所数は、杭10が6箇所(G.L.-7.1 m, -7.9 m, -8.7 m, L.-9.5 m(欠測), -10.3 m, -11.5 m), 杭11が10箇所(G.L.-7.1 m, -7.9 m, -8.7 m, L.-9.5 m, -10.3 m, -11.5 m, -12.7 m, -13.9 m, L.-15.1 m, -17.1 m)であった。また、杭10のモデルは計算時間と計算結果の精度を考慮して、0.25 mの等間隔分割(全部で94分割)した。

4.3.1 動的水平載荷試験

載荷装置(3号機)を杭体に対して、地表面から約0.5 mの位置に衝突させて、この高さの水平載荷荷重と水平変位、および杭体ひずみを計測した。

図17に、水平載荷荷重波形を示す。荷重の載荷継続時間は約90 ms, 最大荷重は約163 kNであった。なお、荷重波形ではピークが2つ検出された。この原因は、杭体が衝突前の状態に復元する過程で、重錘と再び接触したためと考えられる。

本節の波形マッチング解析において、杭モデルの断面2次モーメントおよび密度は表7に示す数値とした。検証試験Cのケース2と同様に、ひずみゲージ保護用溝型鋼([-100×50×5×7.5(断面2次モーメント:2.69×10⁻⁷ m⁴, 断面積:1.19×10⁻³ m², 杭断面図心から溝型鋼断面図心までの距離:0.33 m))や管内土の影響を考慮した。ただし、この密度は検証試験Cのケース2とは異なり、管内土質量の10%が効いているものとして算定している。前述の実測による水平変位波形と解析による水平変位波形との比較で、波形の立ち上がりや最大値出現時間において位相のずれが生じていないのは、この影響による。

図18に、水平変位の測定波形を示す。同図には、図15に示す水平載荷荷重を入力とした波形マッチング解析結果を併記している。水平変位の測定波形と解析波形とをマッチングさせるうえで、地盤密度は火山灰層を1.4 t/m³, 火山灰と砂の互層を1.5 t/m³, 礫混じり火山灰層を1.9 t/m³で評価した。また、地盤のせん断剛性 G_s を同定するうえで、その初期値は $Imar^{23)}$ による式(21)と波動理論による式(22)を用いた。

$$V_s = 91N^{0.337} \quad (21)$$

$$G_0 = \rho_s \cdot V_s^2 \quad (22)$$

ここで、 V_s はせん断波速度(m/s), N はN値(各層の平均値), G_0 は微小ひずみレベルにおけるせん断剛性(初期値), ρ_s は土の湿潤密度である。変位波形における立ち上がり部分のマッチングは主に地盤①のせん断剛性で、最大変位量のマッチングは主に地盤①および②の最大水平抵抗で、それぞれ調整した。なお、最大水平抵抗は初期値を設定せず、あくまで波形マッチング解析の過程で決定した。同図によると、解析による水平変位は、ほぼ最大変位量(=約18.2 mm)に達するまでは、実測結果とよく一致している。また、解析波形と実測波形とを波形の立ち上がりや最大値出現時間で比較すると、位相のずれが生じていない。ただし、検証試験AおよびCとは異なり、解析波形では2つめのピークが検出されている。すなわち、解析モデルでは荷重

波形における2つめのピークにตอบสนองしているものと考えられる。また、検証試験 A および C と同様に波形の減少域では一致しない。

図 19 に、動的な水平荷重-変位関係を示す。同図には、波形マッチング解析結果を併記している。検証試験 C のケース 1 と同様に、変位波形の位相ずれの影響が無いため、試験結果と解析結果とは載荷時によく一致している。

図 20 に、動的な曲げモーメント深度分布を示す。同図には、波形マッチング解析結果を併記している。実測結果の曲げモーメント M は下式により算定した。

$$M = ZE\varepsilon \quad (23)$$

ここで、 Z は断面係数、 E はヤング率、 ε は杭体ひずみである。曲げモーメントの深度分布は、18 ms (荷重最大時) と 39 ms (変位最大時) のものを示している。これより、解析による曲げモーメント深度分布は、実測結果と概ね対応していることがわかる。特に 39 ms 時のものは、実測に基づく曲げモーメントのほぼ最大値分布に該当するが、解析結果とよい対応を示している。また、18 ms と 39 ms の実測結果を比較すると、39 ms では曲げモーメント分布の反曲点が下方に推移している。これは、杭周辺地盤における塑性化の影響が杭頭変位の増加に伴い地盤深部に及ぶことを示しており、解析結果ではこの点もシミュレート出来ている。

表 8 に、波形マッチング解析で最終的に同定した地盤物性値を示す。この結果、仮定したせん断剛性の初期値の約 0.2 倍が最終値になった。

表 7 杭モデルの物性値

区間* (m)	断面 2 次 モーメント(m ⁴)	密度 (t/m ³)	溝型鋼の有無
0.0~1.3	8.83×10 ⁻⁴	9.7	無
1.3~5.5	1.14×10 ⁻³	10.6	有
5.5~6.1	9.90×10 ⁻⁴	11.3	有
6.1~23.5	7.30×10 ⁻⁴	10.2	無

※本区間は杭頭位置を 0.0m としている。区間 0.0~5.5 m は鋼管板厚 11 mm、区間 5.5~23.5 m は鋼管板厚 9 mm である

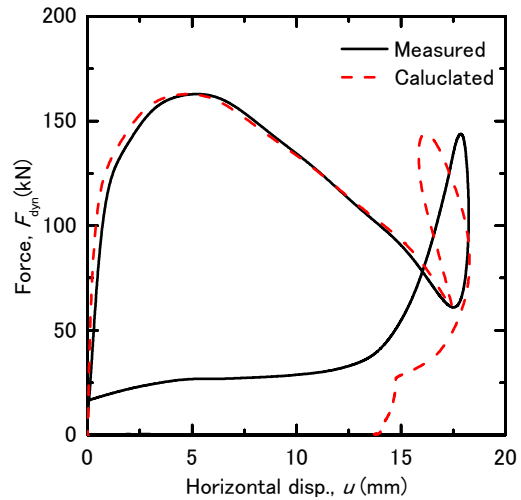


図 19 動的な水平荷重-変位関係 (杭 10)

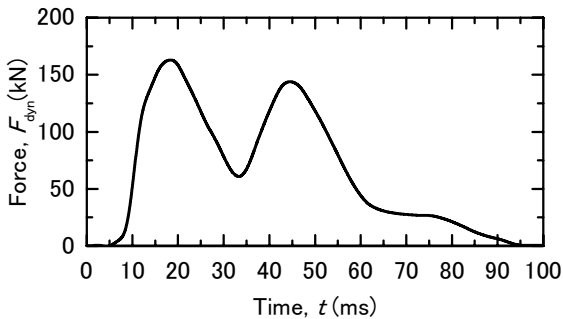


図 17 測定した水平載荷荷重波形 (杭 10)

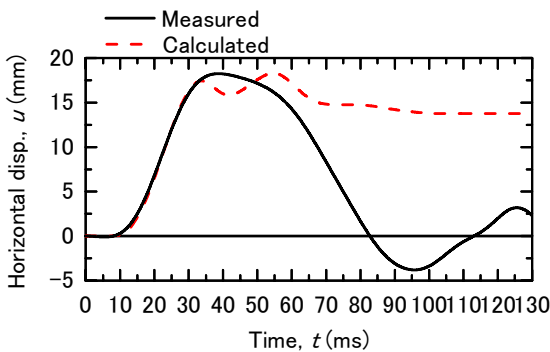


図 18 水平変位波形 (杭 10)

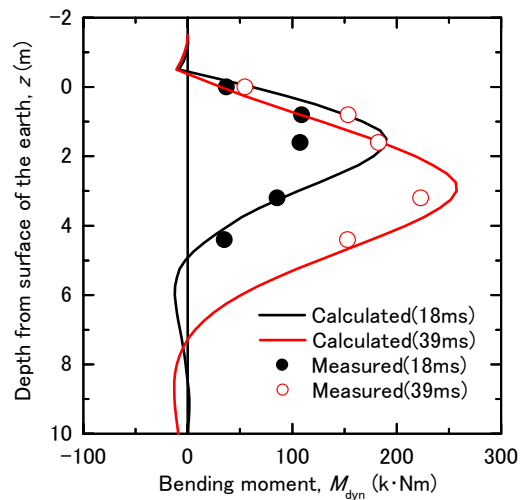


図 20 動的な曲げモーメント深度分布 (杭 10)

表 8 波形マッチング解析で同定した地盤物性値

深さ (GL.-m)	せん断剛性(kPa)		密度 (t/m ³)	最大水平抵抗 (kPa)
	初期値	最終値		
7.1~12.3	5.00×10 ⁴	1.00×10 ⁴	1.40	91.0
12.3~17.5	7.50×10 ⁴	1.50×10 ⁴	1.40	91.0
17.5~20.8	1.06×10 ⁵	2.12×10 ⁴	1.50	弾性範囲
20.8~23.8	8.05×10 ⁴	1.61×10 ⁴	1.90	弾性範囲
23.8~31.0	2.20×10 ⁵	4.40×10 ⁴	1.90	弾性範囲

4.3.2 静的水平載荷試験

静的水平載荷試験については参考文献 4) に従い、杭 11 を用いて一方向 4 サイクル方式にて実施した。荷重範囲は約 0~+437 kN, 応答変位範囲 0~+28 mm である。また、継続時間は約 180 分間であった。載荷位置は動的水平載荷試験と同様に、地表面から約 0.5 m とした。

図 21 に、表 8 に示した地盤物性値を用いて計算した、静的な水平荷重-変位関係を示す。同図には静的載荷試験結果(各載荷サイクルでの初期載荷曲線の包絡線)を併記している。計算による水平荷重-変位関係は、試験結果をよく再現している。

図 22 に、静的な曲げモーメント深度分布を示す。同図には、波形マッチング解析結果を併記している。実測結果の曲げモーメントの算定法は、前掲の式(23)による。曲げモーメントの深度分布は、載荷荷重 152 kN 時と 245 kN 時のものを示している。なお、載荷荷重 152 kN 時の応答変位は約 6.1 mm (杭径 600 mm の約 1%), 245 kN 時の応答変位は約 12.0 mm (杭径 600 mm の約 2%) である。これより、解析による曲げモーメント深度分布は、実測結果とよい対応を示していることがわかる。

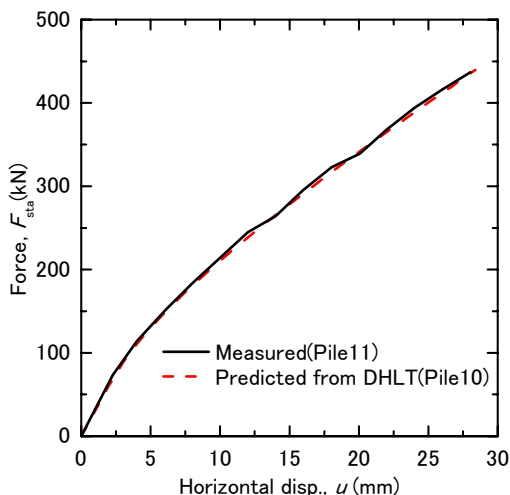


図 21 静的な水平荷重-変位関係

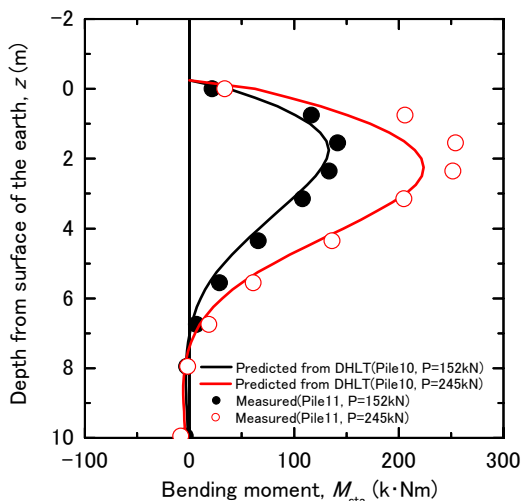


図 22 静的な曲げモーメント深度分布

4.3.3 まとめ

本試験により、以下に示すような結果が得られた。

- 鋼管杭に対して水平方向に動的載荷したところ、荷重波形ではピークが 2 つ検出された。この原因は、杭体が衝突前の状態に復元する過程で、重錘と再び接触したためと考えられる。しかしながら、動的ならび静的な水平荷重-変位関係をシミュレートできたことから、実務上は問題が無いものと考えられる。
- 検証試験 A および C と同様に、波形マッチング解析結果の変位波形は、実測波形と減少域では一致しなかった。だが、双方の波形における立ち上がりや最大値出現時間を比較すると、よく一致した。この影響で、動的な水平荷重-変位関係において、試験結果と解析結果は載荷時に良い対応を示した。
- 波形マッチング解析を実施することにより得られた動的な杭の曲げモーメント深度分布は、結果として実測結果と解析結果とで概ねよい対応を示した。また、静的な杭の曲げモーメントに関しても、その深度分布をよくシミュレートすることができた。
- 波形マッチング解析を実施するうえで、地盤におけるせん断剛性の初期値を評価するのに Imai による式を引用した。波形マッチング解析の結果、この仮定したせん断剛性の初期値の約 0.2 倍が最終値になった。

また、以下に示すような課題点を得られた。

- 実測変位波形と解析変位波形とを比較すると、立ち上がりや最大値出現時間がよく一致した。これは、杭モデルの密度を評価するうえで管内土質量の 10% が効いているものと仮定したことによる。ただし、今後はこれら管内土の影響を、厳密に定量的評価する必要があると考えられる。

5. 結論

筆者らは動的水平載荷試験を実施することにより、杭の静的な水平荷重-変位関係を推定する手法を開発してきた。その一環として、複数箇所の施工現場で実大鋼管杭を対象に、静的および動的水平載荷試験を継続的に実施してきた。杭の静的な水平荷重-変位関係をそれぞれの現場で、動的水平載荷試験手法により間接的に求めたものと、静的水平載荷試験により直接的に求めたものとで主に比較することにより、筆者らが開発した推定手法の妥当性および適用範囲について検討したところ、以下のような結果が得られた。

- 1) 最終的に検証試験 F により、静的水平載荷試験により得られる水平荷重-変位関係を再現できた。これより、本推定手法の妥当性が検証されたものと考えられる。
- 2) 動的水平載荷試験における荷重と変位との最大値出現時間を比較すると、いずれも変位の方に時間遅れが確認された。これは、杭体内の波動伝播現象および杭周辺地盤の動的効果によるものと考えられる。したがって、動的水平載荷試験シグナルから、杭の静的挙動を推定する

には、波動解析が不可欠である。

- 3) 杭頭位置まで土を充填した状態で動的載荷したところ、載荷荷重の測定波形に比較的高い振動数成分が生じる現象を防止できた。また、杭モデルの密度を評価するうえで管内土質量の10%が効いているものと仮定したところ、載荷試験により得られる実測変位波形と解析変位波形との間で、立ち上がりや最大値出現時間に位相のずれが生じなくなった。これらの影響で、動的な水平荷重-変位関係において、最終的には実測結果と解析結果とは載荷時によく一致するようになった。
- 4) 波形マッチング解析結果の変位波形は、実測変位の増加域ではよく一致したが、減少域では一致しなかった。これは、実際の動的水平載荷試験では杭体と周辺地盤との間にギャップが発生するが、解析モデルではこの点をシミュレート出来ていないことに起因する。この点に関して、実務上は問題無いものと考えられるが、より精度良い動的水平載荷試験のシミュレーションを実施するうえで、解析モデルを改良する必要があると考えられる。
- 5) 3)における密度に関しては、波形マッチング解析を実施するうえで、載荷試験時における管内土の疎密状態や、管内土の重量が慣性力項にどの程度効いてくるのかを把握することが肝要であることを示唆している。本論文では最終的に管内土質量の10%が効いているものと仮定したが、今後はこれら管内土の影響を定量的に評価し、これを解析モデルに取込む必要があると考えられる。また、杭内に土砂を人為的に充填しない場合には、載荷試験時における管内土の状況は杭施工法に依存してくる。そのため、今後は杭施工法と管内土の状況との関連性を検討することも重要と考えられる。
- 6) 波形マッチング解析を実施することにより得られた動的な杭の曲げモーメント深度分布は、結果として実測結果と解析結果とで概ねよい対応を示した。また、静的な杭の曲げモーメントに関しても、その深度分布をよくシミュレートすることができた。

参考文献

- 1) (社)日本道路協会：道路橋示方書・同解説 V耐震設計編，p.5, 2002.
- 2) 地盤工学会：地盤工学会基準 杭の鉛直載荷試験方法・同解説（第1回改訂版），pp.227-244, 2002.
- 3) 熊谷裕道，小嶋英治，遠藤勝美，山口悟，西本聡，富澤幸一：H形鋼杭で実施した鉛直衝撃載荷試験の事例，第41回地盤工学研究発表会講演集，pp.1545-1546, 2006.
- 4) 土質工学会：土質工学会基準 杭の水平載荷試験方法・同解説，pp.21-52, 1993.

- 5) 小嶋英治，西本聡，富澤幸一，熊谷裕道，松本樹典，Kitiyodom, P.：杭の動的水平載荷試験システムの開発（その1 実大杭を用いた実験概要および実験結果），土木学会第60回年次学術講演会，pp.545-546, 2005.
- 6) 熊谷裕道，小嶋英治，松本樹典，Kitiyodom, P.，西本聡，富澤幸一：杭の動的水平載荷試験システムの開発（その2 波動解析による静的な荷重-変位関係の推定），土木学会第60回年次学術講演会，pp.547-548, 2005.
- 7) 富澤幸一，三浦清一，小嶋英治，松本樹典：鋼管杭の動的水平載荷試験法（その1-システム開発），第41回地盤工学研究発表会講演集，pp.1563-1564, 2006.
- 8) 小嶋英治，松本樹典，富澤幸一，三浦清一：鋼管杭の動的水平載荷試験法（その2-実杭の試験検証），第41回地盤工学研究発表会講演集，pp.1565-1566, 2006.
- 9) 富澤幸一，三浦清一，松本樹典，Kitiyodom, P.，小嶋英治，熊谷裕道：動的水平載荷試験システムによる鋼管杭の地盤反力評価，応用力学論文集 Vol.10，pp.1055-1062, 2007.
- 10) 熊谷裕道，小嶋英治，松本樹典，Kitiyodom, P.，西本聡，富澤幸一：杭の動的水平載荷試験システムの開発（その3 地盤改良を施した実現場における試験結果および解析結果），土木学会第61回年次学術講演会，pp.775-776, 2006.
- 11) 小嶋英治，熊谷裕道，松本樹典，Kitiyodom, P.，富澤幸一：鋼管杭の動的水平載荷試験法（その3-実杭の試験検証その2），第42回地盤工学研究発表会講演集，pp.1195-1196, 2007.
- 12) 熊谷裕道，小嶋英治，松本樹典，富澤幸一：鋼管杭の動的水平載荷試験法（その4-実杭の試験検証その3），第44回地盤工学研究発表会講演集，pp.1201-1202, 2009.
- 13) 小嶋英治，桑山晋一：杭の鉛直載荷試験の開発と実験による検証，第48回地盤工学シンポジウム，pp.99-106, 2003.
- 14) 松本樹典，Kitiyodom, P.，小嶋英治：鉛直および水平方向の動的・静的杭載荷試験の解析プログラム開発，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.479-480, 2005.
- 15) Newmark, N. M.: A method of computation for structural dynamics, Journal of the Engineering Mechanics Division ASCE, 85(EM3), pp.67-94, 1959.
- 16) Novak, M., Nogami, T., & Aboul-Ella, F.: Dynamic soil reactions for plane strain case, Journal of Mechanical Engineering ASCE, 104(EM4), pp.953-959, 1978.
- 17) Litkouhi, S. & Poskitt, T. J.: Damping constant for pile driveability calculations, Geotechnique, 30(1), pp.77-86, 1980.
- 18) Simons, H. A. & Randolph, M. F.: A New Approach to one Dimensional pile driving analysis, 5th International Conference on Numerical Methods in Geomechanics, Nagoya, pp.1-5, 1985.
- 19) Deeks, A. J. & Randolph, M. F.: A Simple Model for Inelastic Footing Response to Transient Loading, Int. Jour. for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics., 19, pp.307-329, 1995.
- 20) Mindlin, R. D.: Force at a point interior of a semi-infinite solid, Physics, 7, pp.195-202, 1936.
- 21) Kitiyodom, P. & Matsumoto, T.: A simplified analysis method for piled raft and pile group foundations with batter piles, Int. Jour. for Num. and Anal. Methods in Geomechanics, 26, pp.1349-1369, 2002.
- 22) Kitiyodom, P. & Matsumoto, T.: A simplified analysis method for piled raft foundations in non-homogeneous soils, Int. Jour. for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 27, pp.85-109, 2003.
- 23) Imai, T.: P- and S-wave velocities of the ground in Japan, Proc.7th ICSMFE, Tokyo, Vol.2, pp.257-260, 1977.

(2009. 12. 24 受付)

Estimate of the static horizontal load versus horizontal displacement on steel pipe piles by dynamic horizontal load tests

Eiji KOJIMA¹, Hiromichi KUMAGAI², Koichi TOMISAWA³ and Tatsunori MATSUMOTO⁴

- 1 Formerly Japan Pile Corporation
- 2 Japan Pile Corporation
- 3 Civil Engineering Research Institute for Cold Region
- 4 Kanazawa University

Abstract

Dynamic load test methods of single piles in vertical direction have been developed. In a vertical dynamic load test, signal matching analysis is carried out to identify appropriate soil resistance parameters. A static load-settlement curve of the tested pile is then calculated using the identified soil parameters. The dynamic pile load test method requires less time and cost compared with the conventional static pile load test. Hence, the authors have been developing a dynamic pile load test method of single piles in the horizontal direction. In this paper, the method of dynamic horizontal pile load test including loading and measuring systems and an analytical method is described first. Then, the validity of the proposed horizontal dynamic load test is examined and discussed through three case studies where dynamic horizontal load test and static horizontal load test were carried. It is concluded that although the proposed method still has a room for improvement, the proposed dynamic horizontal load test method is a promising approach to estimate static horizontal load vs horizontal displacement of a tested single pile.

Key words: dynamic horizontal load tests, static horizontal load tests, steel pipe piles, wave matching analysis, case study