

場所打ち杭の支持力推定に関する動的試験と解析法

烏野 清*・麻生稔彦**・堤 松井謙二****

—***—

本論文では、衝撃試験により得られる杭頭ひずみ、杭頭変位を用いて、静的載荷試験に比べ簡便な場所打ち杭の支持力推定法を提案した。衝撃試験による杭の動的挙動は剛体振動と伸縮振動から成り、この剛体振動の固有振動数より地盤のばね定数を求め、杭頭の沈下量と衝撃力の関係を用いて支持力を推定する方法である。この推定値は実杭に対して得られた静的載荷試験の結果と比較し良好な結果が得られた。

Keywords: bearing capacity, cast-in-place pile, dynamic test

1. はじめに

昨今の建設工事においては、振動・騒音などの問題を起こさないように、多くの低公害施工法が開発されている。その中であって、場所打ち杭は騒音、振動が小さいため、都市域における基礎工法として、近年多く用いられるようになった。しかし、施工時に有利な場所打ち杭も、杭の支持力の管理をするためには、多額の費用と労力を要する静的載荷試験に依存せざるをえない。すでに打込み杭については、Smithが波動理論を応用¹⁾して以来、GobleのCAPWAP法²⁾や打ち止め時の貫入量やリバウンド量を用いた動的支持力公式による方法³⁾が提案され、最近では波動理論より支持力を推定する2ゲージ法⁴⁾等の方法も示されている。一方、場所打ち杭については簡便な支持力推定法が確立されておらず、その手法の開発が強く望まれている。

近年、計測技術の進歩と波動理論の杭への応用により杭の非破壊検査が行われるようになってきた。特に場所打ち杭の健全度を調べる試験では、杭頭をハンマーで打撃することにより、その打撃波の特性から杭長や断面亀裂の有無等を判定する方法^{5),6)}が用いられている。この非破壊試験における打撃エネルギーを、より大きなものとするれば杭の支持力を推定することも可能ではないかと考えられる。

本論文は、場所打ち杭に対してハンマーによる衝撃試験を行い、これより得られる杭頭ひずみ、杭頭変位を用いて、従来より簡単で信頼性のある支持力推定法を提案するものである。このため、衝撃力による杭の動的挙動

を検討し、杭挙動は剛体としての振動と弾性振動との和で表せることを明らかにした。また、剛体振動にはこれまで考慮されていなかった付加質量を加える必要性を示し、付加質量の算定法も検討した。次に杭の動的挙動から杭を支持する地盤ばね定数を求め、杭頭の沈下量と衝撃力の関係をワイブル型の関数に近似させることにより、支持力を推定する方法を提案した。この方法により推定した支持力を静的載荷試験の結果と比較・検討したところ、良好な結果が得られた。

2. 杭の支持力推定法

場所打ち杭の支持力を検証する場合には従来より静的載荷試験が用いられている。この試験は杭頭上で載荷荷重を徐々に増加させるにつれて、杭周面および杭先端で接している地盤の特性が弾性から塑性領域、そして最後に破壊領域近くへと移行するため、載荷荷重の増加に比べて杭の沈下量が大きくなる載荷荷重-沈下量の関係より、杭の降伏支持力および極限支持力を求める方法である。

本研究で提案する衝撃試験による杭の支持力推定法(K-method)は、基本的にはこの静的載荷試験と同じ考え方に基づいたものである。

杭を打撃した場合に杭頭で観測される変位には、地盤ばねで支持された杭が剛体として一体となり振動する剛体振動と、衝撃力による波動が弾性体としての杭体内を伝播するために生じる弾性振動の2つの成分が含まれている。これらの成分の中で弾性振動は衝撃力の波形および杭長に大きく影響されるが、杭支持力との関係は少ないと考えられる。一方、剛体振動は地盤ばねに支持された振動系とみなせることから、杭支持力の影響を強く受けている。したがって、本推定法では衝撃力が大きくなるにつれて動特性が変化している剛体振動を用いて、支持力を推定することとした。

* 正会員 工博 九州大学助教授 工学部土木工学科
(〒812 福岡市東区箱崎 6-10-1)

** 学生会員 工修 九州大学大学院博士後期課程土木工学専攻

*** 正会員 工博 九州大学教授 工学部土木工学科

**** 正会員 (株)建設技術研究所福岡支社技術第2部次長

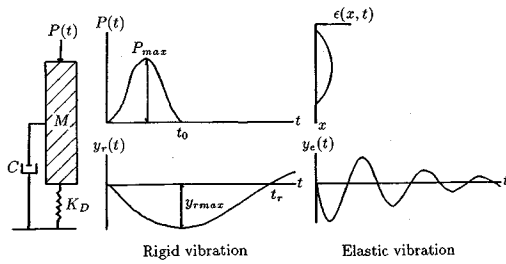


Fig.1 Model of a rigid and an elastic vibration of pile.

(1) 杭の動的挙動

これまでに、杭の動的挙動と支持力を関連づける試みは Scanlan⁷⁾ 等によりなされている。この方法は地盤抵抗を仮定し、試行的計算を繰り返すことにより支持力を求めるものであるが、この場合の振動は単に杭のみの振動を考えており、付加質量が考慮されていないため、減衰定数が非常に大きな値となっている。また、弾性振動についてはほとんど説明されていないことから、ここではそれぞれの振動について論理的考察を行う。

a) 剛体振動

杭全体を完全な剛体とみなし、Fig.1 に示すような質量 M 、減衰係数 C 、地盤ばね定数 K_D を有する 1 自由度系にモデル化する。いま衝撃力 $P(t)$ がこの系の杭頭に作用した場合、杭の剛体振動による応答変位を y_r とすれば、振動方程式は次式となる。

$$M\ddot{y}_r + C\dot{y}_r + K_D y_r = P(t) \quad (1)$$

従来杭の支持力に関する研究においては、式(1)に示す質量 M として、杭本体の質量を用いている。しかし、地中に打設された場所打ち杭が振動する場合、杭周囲の土も杭と一体となって振動していると考えられる。そこで、本解析においては杭本体の質量 M_p だけでなく、基礎杭の耐震計算で用いられるように M_p に付加すべき質量 M_s (付加質量) を考慮している。

$$M = M_p + M_s \quad (2)$$

式(1)において、減衰力は杭体および杭周囲に作用するものであり、復元力は杭周囲の摩擦力と杭先端支持力の両方を含んだものとなっている。打撃により杭頭に生じる打撃力 $P(t)$ は動的弾性係数 E_D 、杭断面積 A_p 、ハンマーの衝撃力により生じる杭頭ひずみ $\epsilon_p(t)$ を用いて次式で求められる。

$$P(t) = E_D A_p \epsilon_p(t) \quad (3)$$

式(3)中の E_D は鉄筋とコンクリートから成る場所打ち杭を様な材質に置換したときの等価な動的弾性係数であり、静的と動的とでは値が異なることが知られている。杭頭ひずみ $\epsilon_p(t)$ の時刻歴より、杭体を伝播する波動の伝播速度 V が求められれば、杭の密度 ρ を用いて E_D は次式より得られる。

$$E_D = \rho V^2 \quad (4)$$

式(1)の両辺を質量 M で割り、剛体振動の減衰定数 h_r 、減衰がない場合の固有円振動数 n_r を用いて整理すると次式となる。

$$\ddot{y}_r + 2h_r n_r \dot{y}_r + n_r^2 y_r = P(t)/M \quad (5)$$

$$n_r = \sqrt{K_D/M} \quad (6)$$

$$h_r = C/(2Mn_r) \quad (7)$$

式(5)において、 $P(t)$ は式(3)より得られることから、減衰定数 h_r 、固有円振動数 n_r と質量 M が実験より求められれば、剛体振動の応答変位 y_r はデュアメル積分を用いて求めることができる⁸⁾。ここで、 h_r の値は実験より直接得られることから、式(7)を用いて減衰係数 C を計算する必要はない。 y_r の応答は、ハンマーが杭頭を離れる時刻 t_0 の前後で条件が異なるので次式となる。

$$0 \leq t \leq t_0$$

$$y_r = \frac{1}{Mn_r} \int_0^t P(\tau) \cdot e^{-h_r n_r(t-\tau)} \cdot \sin n_r(t-\tau) d\tau \quad (8)$$

$$t_0 \leq t$$

$$y_r = \frac{1}{Mn_r} \int_0^{t_0} P(\tau) \cdot e^{-h_r n_r(t-\tau)} \cdot \sin n_r(t-\tau) d\tau \quad (9)$$

式(8)、(9)における n_r は減衰がある場合の剛体振動の固有円振動数で、 n_r と次の関係がある。

$$n_r = n_r \sqrt{1 - h_r^2} \quad (10)$$

式(8)、(9)において $P(\tau)$ が不規則な波形の場合には、刻々と数値積分を行って応答変位を求めることになるが、 $P(\tau)$ が正弦波 ($P(\tau) = P_0 \sin \omega \tau$) に近似できるときには、式中の積分が容易となり簡単に計算できる。

b) 弾性振動

ハンマーの自由落下により杭頭に生じた衝撃力 $P(t)$ は、時間とともに杭体内に波動伝播し、杭先端で一部反射した後、杭頭へ再伝播する。この波動伝播は衝撃波のエネルギーが消滅するまで繰り返され、弾性体である杭に伸縮を発生させることになる。いま、杭長 L の杭において、衝撃力 $P(t)$ が波動伝播するとき、時刻 t における杭の深さ方向 (x) のひずみ分布を $\epsilon(x,t)$ とすれば、杭全体の伸縮量 $y_e(t)$ は次式より得られる。

$$y_e(t) = \int_0^L \epsilon(x,t) dx \quad (11)$$

杭頭から距離 x_i ($i=1, \dots, q$) の位置にひずみゲージが設置されており、ハンマー落下後の時刻 t における各点のひずみの時刻歴 $\epsilon_i(x_i, t)$ が測定されているとする。この場合の杭の深さの方向のひずみ分布 $\epsilon(x,t)$ を $\epsilon_i(x_i, t)$ を用いて次に示す多項式に近似すれば、式(11)より $y_e(t)$ を計算することができる (ϵ -Method)。

$$\epsilon(x,t) = A_1(t)x^{q-1} + \dots + A_{q-1}(t)x + A_q(t) \quad (12)$$

ここで、 $A_i(t)$: 時刻 t における定数

次に、ハンマー落下時のひずみの時刻歴が杭頭でのみ測定されている場合で、杭頭変位の応答記録より杭の弾性振動の減衰定数 h_e が求められるときには、杭頭で得られたひずみが伝播速度 V で減衰しながら伝播するものとして解析できる (P-Method).

$$\varepsilon(x, t) = e^{-h_e n_e t} \varepsilon_p(Vt, t) \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 n_e : 弾性振動の固有円振動数 ($V\pi/L$)、 $x = Vt$ 式 (13) において $\varepsilon_p(Vt, t)$ の波形が正弦波に近似できる場合には $\varepsilon_p(t)$ の最大ひずみ ε_{max} を用いて次式で解析できる (SINE-Method).

$$\varepsilon(x, t) = e^{-h_e n_e t} \varepsilon_{max} \sin(n_e t) \dots\dots\dots (14)$$

(2) 支持力推定式

ハンマーの衝撃力によって生じる杭全体の平均的な応答変位 y は、剛体振動の変位成分 y_r と杭全体の伸縮量 y_e から次式より得られる。

$$y = y_r + y_e \dots\dots\dots (15)$$

式 (15) において、 y_r は杭のどの部分においても同じ値であるが、 y_e は杭全体の伸縮量を示しており、この式で杭の任意の点における応答変位を表すことはできない。いま、衝撃試験によって測定された杭頭変位 y_P の伸縮成分を厳密に求めることができないので、この成分は y_e の 1/2 であると近似的に仮定し、次式で表すこととする。

$$y_P = y_r + y_e/2 \dots\dots\dots (16)$$

杭の伸縮量 y_e は衝撃力の大きさの違いによって変化するが、杭周辺地盤の動特性の変化による影響は、減衰定数 h_e に多少現れる程度で、剛体振動に比べてその度合いは小さいと考えられる。

一方、剛体振動においては衝撃力が大きくなるにつれて、杭周辺地盤の特性が弾性から塑性領域へと移行していくことから、杭先端および杭周面に作用する平均的地盤ばね定数 K_D が低下することになる。この動的地盤ばね定数 K_D の変化は剛体振動の固有円振動数 n'_r に大きく影響することから、実験により n'_r を求めれば逆に K_D の変化の度合いを知ることができる。しかし、本解析法では各ハンマーの落下高さごとにおける杭挙動は線形であると仮定し、この応答を全落下高さでみたときに非線形挙動が現れているものとしている。衝撃試験により得られた杭頭変位 y_P に対して、式 (16) に示す関係を用いて弾性振動成分を除き、剛体振動成分を次式より求めることができる。

$$y_r = y_P - y_e/2 \dots\dots\dots (17)$$

式 (17) より得られる剛体振動から固有円振動数 n'_r を求め、式 (6)、(10) を用いて次式より地盤ばね定数を算出することができる。

$$K_D = Mn_r^2 = Mn_r^2 / \sqrt{1 - h_r^2} \dots\dots\dots (18)$$

ただし、上式において付加質量を含めた質量 M と剛体

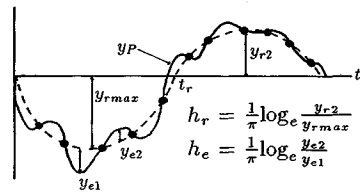


Fig.2 Response displacement.

振動の減衰定数 h_r は実際の衝撃試験により求めることができる (Fig.2 および 4.(4) 参照)。いま、Fig.2 に示すように杭頭における応答変位 y_P が理想に近い形で得られた場合、剛体振動成分 y_r は弾性振動 y_e のゼロ (図中の黒丸) を通ることから、作図より容易に求めることができる。この場合には弾性振動の伸縮量を求めて式 (17) より剛体振動を分離する必要はなく、支持力推定に必要な剛体振動の固有円振動数 n'_r は Fig.1 に示す t_0 と t_r を用いて、近似的に次式より求められる。

$$n'_r = 2\pi / (2t_r - t_0) \dots\dots\dots (19)$$

減衰定数 h_r は Fig.2 に示す y_{rmax} と y_{r2} の比より得られる。弾性振動の減衰定数 h_e が伸縮量の計算に必要な場合には、図中の y_{e1} と y_{e2} 等の比より求めることができる。図をみても明らかなように、剛体振動と弾性振動とは性質が全く異なり、それぞれ固有の減衰定数 h_r と h_e をもつことがわかる。

式 (3) に示す衝撃力 $P(t)$ の最大値を P_{max} とするとき、この P_{max} が Fig.1 に示す剛体振動の 1 自由度系モデルに静的に作用したときの静的変位量 δ_{st} は、式 (18) で求めた地盤ばね定数 K_D を用いて次式より計算できる。

$$\delta_{st} = P_{max} / K_D \dots\dots\dots (20)$$

剛体振動の応答変位 y_r の最大値 y_{rmax} は、衝撃力の作用時間 t_0 と剛体振動の固有周期 $T'_r (= 2\pi/n'_r)$ の比および減衰定数 h_r の関係で決まる動的応答倍率 L_r を用いて、次式より得られる。

$$y_{rmax} = \delta_{st} L_r \dots\dots\dots (21)$$

一般に、衝撃試験における t_0 は T'_r に比べて小さく、 t_0/T'_r の値は 0.1 以下になることが多い。したがって、 y_{rmax} は応答倍率 L_r の影響を受け δ_{st} に比べてかなり小さな値を示す。

次に、最大衝撃力 P_{max} と最大応答変位 y_{rmax} を用いて、見掛け上の地盤ばね定数 \bar{K} は次式で求められる。

$$\bar{K} = P_{max} / y_{rmax} \dots\dots\dots (22)$$

式 (22) に示す \bar{K} は応答倍率の影響を強く受け、式 (18) の K_D に比べて大きな値となる。

以上の理由により、本解析における支持力推定においては、各ハンマー高さにおける最大衝撃力 P_{max} と式 (20) より得られる静的変位量 δ_{st} の関係を用いることとした。

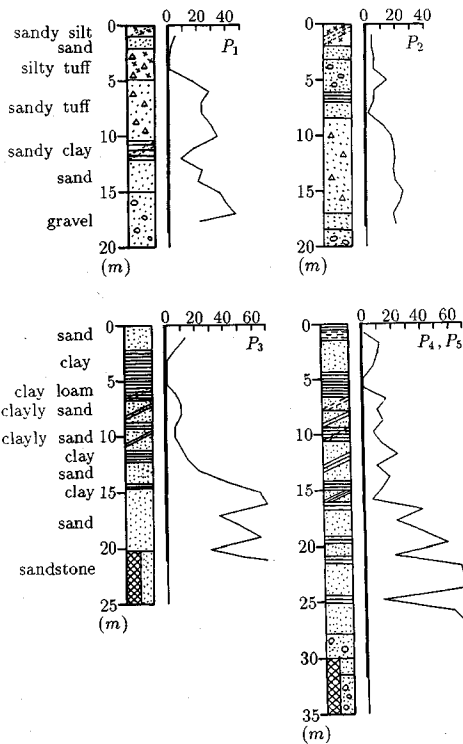


Fig.3 Soil boring log and N -value.

杭の静的載荷試験より得られる荷重と沈下の関係から支持力を推定する方法は多種考案されているが、そのほとんどが作図法によるものであり、主観による誤差が含まれるようである。

そこで、本推定法では $P_{max}-\delta_{st}$ 曲線に、宇都らの提案によるワイブル曲線を用いることとした^{9),10)}。この方法では荷重-沈下の関係に非線形最小二乗法の数学モデルを用い、ワイブル型の確率密度関数と同型の式に近似し、主観を排した極限支持力および降伏荷重を推定することができる。

$$P = P_u \{1 - e^{-(\delta/\delta_y)^m}\} \dots \dots \dots (23)$$

ここで、 P : 荷重, P_u : 極限支持力, δ : 沈下量, δ_y : 降伏沈下量, m : 変位指数

極限支持力 P_u と降伏支持力 P_y の関係は式 (23) において $\delta = \delta_y$ となるから次式となる。

$$P_y = 0.632 P_u \dots \dots \dots (24)$$

3. 試験概要

動的挙動および支持力推定法の妥当性を検討するために、2地点、計5本の場所打ち杭に対して衝撃試験が実施された。Table 1 に各杭の形状を、Fig.3 に各杭設置地盤の地盤柱状図と N 値を示す。P₁, P₂ 杭の設置地盤はほぼ全長にわたり砂礫層であり、一方、P₃~P₅ 杭で

Table 1 Details of piles.

Pile No.	Friction Pile		Bearing Pile		
	P ₁	P ₂	P ₃	P ₄	P ₅
Diameter (m)	1.0	1.0	1.2	1.2	1.2
Length (m)	18.6	18.1	21.0	31.45	31.45
Cushion material	Wood	Wood Rubber	Rubber	Wood Rubber	Wood Rubber
Max. hammer height (cm)	230	300	320	320	320
Symbol in this paper	P ₁ W	P ₂ W P ₂ R	P ₃ W P ₃ R	P ₄ W P ₄ R	P ₅ W P ₅ R

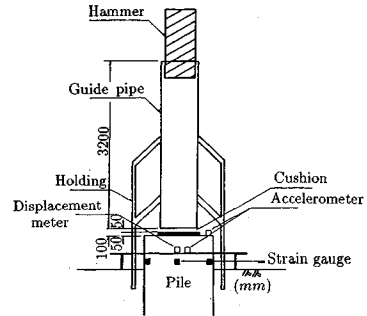


Fig.4 Instrumentation for percussion test.

は砂質土と粘性土が交互に存在し、杭先端は軟岩に達している。

P₁, P₂ 杭は九州横断自動車道鳥栖 J. C. T. ~ 小郡 I. C. 間の基礎杭であり、これらの杭については静的載荷試験も併せて実施されている。静的載荷試験では杭深さ方向に9段のひずみゲージを設置するとともに、杭頭、杭中間、杭先端の3か所で変位量が測定されている。

なお、静的載荷試験は打設1か月後に、日本道路国土工事試験方法「杭の鉛直載荷試験基準 KODAN503」による多サイクル荷重制御方式に準じて行われ、衝撃試験はこれより1か月後に実施された。P₃~P₅ は岡山市内の山陽自動車道の基礎杭である。試験杭のうち P₁, P₂ は摩擦杭として設計されており、地表より約3mのフリクションカットが施されている。一方、P₃~P₅ は支持杭として設計されたもので、打設1か月後に衝撃試験が実施された。

衝撃試験は Fig.4 に示す打撃装置を杭上に設置し、重量約9.8 kN のハンマーをクレーンで所定の高さまで吊り上げた後、自由落下による衝撃加振を行った。このとき、杭頭にはハンマーによる杭体の損傷を防ぐため、木製とゴム製の2種類のクッションを用い、クッション材の材質が試験に与える影響を調べた。Table 1 中にクッション材、最大ハンマー落下高さを示す。また落下高さは10~25 cm 間隔で変化させた。なお、打撃時間間隔は5~10分である。

支持力を算定するために、Fig.4 に示すように各杭とも杭頭部においてひずみ、変位、加速度 (容量 500 G) を計測した。なお、P₁, P₂ 杭についてはハンマー落下

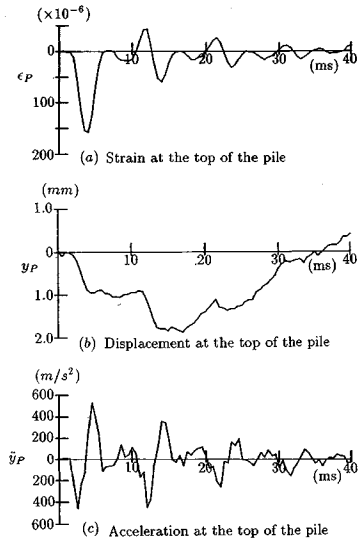


Fig.5 Measured time history (P₁, H=230 cm).

時の杭挙動を詳しく調べるために、深さ方向に5段のゲージを設け杭地中部のひずみも動ひずみ計(周波数特性DC~500 Hz)を用いて計測した。変位計は非接触型変位計(測定レンジ0~10 mm, 最大出力5 V)を使用し、地盤振動が変位計に及ぼす影響を検討するために、変位計と同一場所で加速度(容量2 G)もデータレコーダーに記録した。データのサンプリング間隔は、P₁, P₂杭においては0.25 ms, P₃~P₅では0.1 msとした。

4. 試験結果

動的試験により得られた杭頭変位 y_p 、杭頭ひずみ ϵ_p および杭頭加速度 \ddot{y}_p の例を P₁ 杭、ハンマー落下高さ $H=230$ cm の場合について Fig.5 に示す。実験より得られた杭頭変位と杭頭加速度を2回積分して求めた変位を比較したところ、両者にはかなりの違いがみられた。したがって、提案法においては杭頭変位が重要なファクターとなることから、変位を直接測定する必要がある。

また、地盤振動が変位計に及ぼす影響は、支持力推定の解析に必要な時間領域では全く無視できた。

(1) 弾性係数

動的試験による衝撃力や静的試験による杭軸力を求めるためには、杭体の弾性係数を知る必要があるが、その値は静的と動的では異なると考えられる。そこで、フリクショクカット部のひずみと載荷荷重の関係から静的弾性係数 E_s を、式(4)より動的弾性係数 E_D を求め、この両者と杭頭ひずみの関係を示したものが Fig.6 である。図より E_D は E_s に比べて大きく、 E_s の1.5~2.0倍の大きさとなっている。なお、今回対象とした場所打ち杭の密度 ρ を 0.255 t/m^3 と想定したときに、平均波動伝播速度 V は、P₁, P₂ 杭で 4500 m/s 、P₃~P₅ で 4

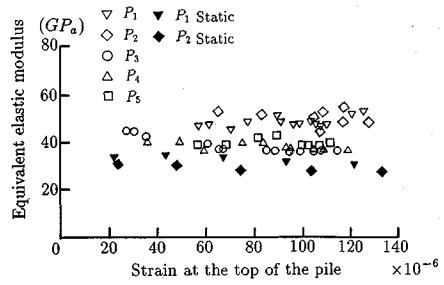


Fig.6 Equivalent elastic modulus.

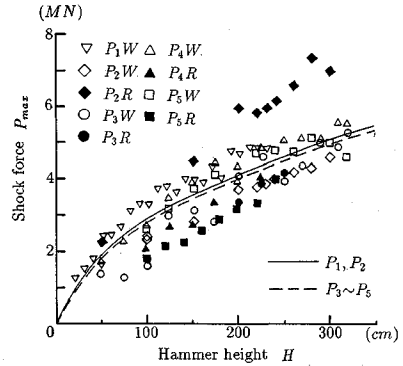


Fig.7 Shock force.

000 m/s 程度であった。

(2) 衝撃力

Fig.7 はハンマー落下による衝撃力とハンマー落下高さの関係を示したもので、図中の W は木製、R はゴムのクッション材を示している。図より同一落下高さにおいても杭およびクッション材により衝撃力が異なることがわかる。特にクッション材としてゴムを用いた場合のばらつきが大きい。本法で杭の支持力を推定しようとする場合、杭周辺地盤の非線形化による地盤ばね定数の変化を求めることが重要となることから、この変化が発現するに十分な衝撃力を与える必要がある。したがって、打撃試験を効率よく実施するためには、設計支持力などを参考のうえ、最適な落下高さおよびハンマー重量を選定する必要があり、あらかじめ対象杭における落下高さ と衝撃力の関係を調べておく必要がある。

図中の実験および破線はクッション材を考慮し、波動理論より導かれた次に示す式より計算したものである。

$$P = \frac{2\alpha A_p \sqrt{2e_f H \gamma_c E_c}}{\left(1 + \frac{A_c}{A_k} \sqrt{\frac{E_c \gamma_c}{E_k \gamma_h}}\right) \left(1 + \frac{A_p}{A_c} \sqrt{\frac{E_f \gamma_f}{E_c \gamma_c}}\right)} \dots (25)$$

ここで、 A : 断面積、 E : 弾性係数、 γ : 単位体積重量、 H : 落下高さ、 e_f : 打撃効率、 α : 係数
添字 p, c, h は杭、クッション、ハンマーを示す。

式(25)は建築基礎構造設計基準に示されている打撃応力算定式を宇都ら¹¹⁾が修正したもので、計算におい

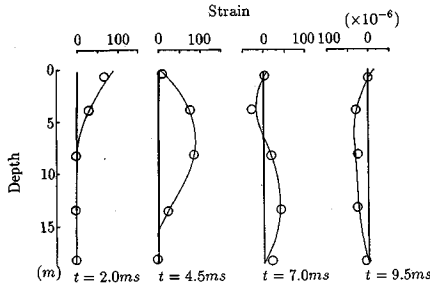


Fig.8 Distribution of strain after hammer impact.

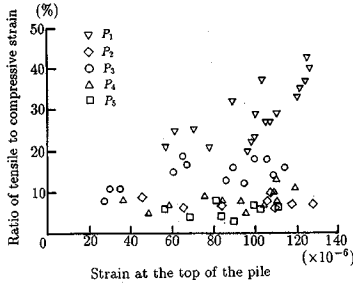


Fig.9 The ratio of tensile to compressive strain.

てはクッション材は木製とし、式中の ϵ_f と α には同設計基準に示されている 0.6 と 1.0 を用いた。実験値と計算値の間に多少ばらつきはみられるものの、式 (24) を用いればある程度の予想ができるものと思われる。

(3) 杭体応力

静的載荷試験では杭体に圧縮力が生じるだけであるが、動的試験では衝撃波が杭体を下降し、杭先端で反射した後引張力が発生する。コンクリート杭においてはこの引張力が杭体に亀裂等の悪影響を及ぼす可能性があることから、本試験においても引張力についての検討を行った。Fig.8 は P_2 杭における衝撃波の進行を各測点のひずみ分布として示したもので、 $t=9.5$ ms においては杭全体に引張力が発生していることがわかる。図中の丸印は実測値であり、実線は式 (12) に示す多項式に近似したものである。 P_1 杭においても、大きさは異なるが分布の形状はほぼ同様であった。

Fig.9 に $P_1 \sim P_5$ 杭の杭頭で測定された入力圧縮ひずみに対する最大引張ひずみの比と衝撃力の関係を示す。図より P_1 杭の値が P_2, P_4, P_5 の各杭に比べて著しく大きいことがわかる。摩擦杭である P_1 では杭と杭先端地盤のインピーダンスがかなり異なるために、衝撃波の反射率が大きくなっているものと考えられる。また、支持杭とされる P_3 杭においても P_1 杭に近い傾向がみられる。一方、 P_2 は摩擦杭とされているものの、杭先端から地盤への応力波の逸散が大きく、 P_4, P_5 杭と同様に支持杭に近い状態にあると考えられる。

次に、 P_1 杭における杭の深さ方向の引張ひずみを示

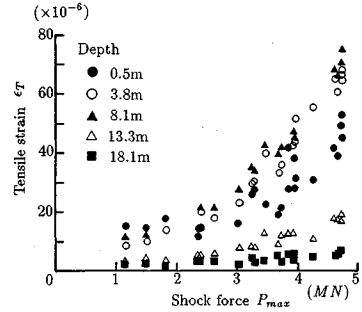


Fig.10 Tensile strain at the measured points.

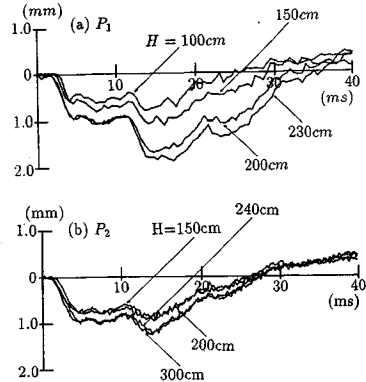


Fig.11 Measured displacement of different hammer heights.

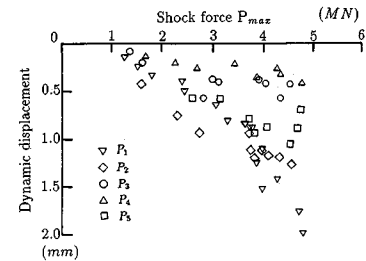


Fig.12 Measured dynamic displacement.

すと Fig.10 となる。杭体中央部(杭頭より 8.1 m の深さ)において、杭頭で測定された約 1.5 倍の値である 80μ 程度の引張ひずみが生じている。

以上より、ハンマー重量や落下高さをむやみに増加させることは杭体を破壊する恐れがあり、特に摩擦杭に対する試験においては事前に十分検討を行うとともに、試験中にひずみを常時モニターする必要がある。

(4) 杭の動的挙動

杭頭において測定された変位時刻歴を、摩擦杭である P_1 杭と P_2 杭の代表的落下高さについて Fig.11 (a), (b) に示す。これらと比較すると、落下高さが増すにつれて P_1 の杭頭変位および振動周期の変化が P_2 杭に比べ著しい。この変化は杭周辺地盤の地盤ばね定数が衝

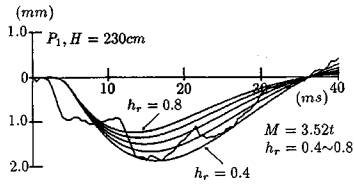


Fig.13 Rigid vibration with variable damping ratio.

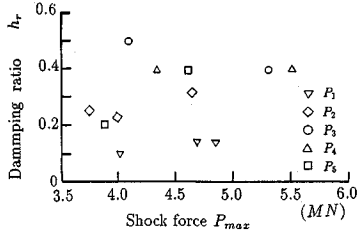


Fig.14 Damping ratio.

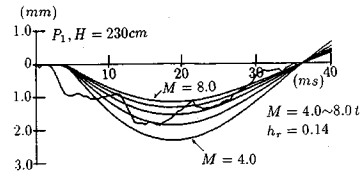


Fig.15 Rigid vibration with variable mass.

撃力の増加により軟化するために発生するものと考えられる。したがって、先端に支持層を持たない摩擦杭のP₁では、この地盤ばねの変化が如実に反映されているものと考えられる。

また、Fig.12に各杭の衝撃力と動的最大杭頭変位の関係を示す。この図より摩擦杭では軟化非線形ばねの傾向を示すが、支持杭では今回実施した衝撃力の範囲では線形ばねに近い性状を示しており、非線形領域に達するには、摩擦杭に比べてかなり大きな衝撃力を必要とする。

式(2)に示す付加質量の影響を検討するために、まず従来行われているように付加質量M_sをゼロとして、減衰定数h_rをパラメーターとし実験より得られた杭頭の剛体振動変位y_rに適合するh_rを求めてみた。今回試験を行った5本の場所打ち杭において、実験より得られた杭頭変位はすべてがFig.2に示す波形に近かったことから、剛体振動は伸縮量ゼロの点を通ることを用いて簡単に求めることができた。Fig.13にP₁W、ハンマー落下高さ230cmの場合を例として示す。このようにして得られた各杭の減衰定数h_rは、先に述べたScanlanらの結果とほぼ等しい0.6~0.9前後となり、通常考えられる値より非常に大きい。したがって、付加質量は無視し得ないファクターであることがわかる。

次に、付加質量M_sを決定するために、式(8)、(9)

Table 2 Vibrating mass.

	M _p (t)	M _s (t)	M (t)	Results of tests	
				Hammer height (cm)	M (t)
P ₁	3.5	2.1	5.6	200	5.8
				230	5.5
				240	5.2
P ₂	3.4	2.1	5.5	300	5.5
				200	9.5
				320	9.2
P ₃	5.8	3.9	9.7	200	14.5
				320	15.0
				200	14.0
P ₄	8.7	5.8	14.5	200	14.5
				320	15.0
				200	14.0
P ₅	8.7	5.8	14.5	200	14.0
				320	14.5
				200	14.5

M_p: Mass of pile
M_s: Mass of soil which was displaced by the pile

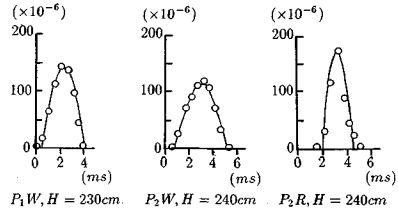


Fig.16 Shape of shock force.

に示す未知数h_rとMのうち、実測結果よりFig.2に示す方法で剛体振動の減衰定数h_rを決定した。このようにして求めた剛体振動の減衰定数h_rと衝撃力の関係をFig.14に示す。h_rの値は各杭で異なるが、ほぼ0.1~0.4の間となっている。実測より得られたh_rを固定し、Mをパラメーターとして解析したP₁杭の杭頭の剛体振動変位y_rをFig.15に示す。この図より最適な振動質量MはM=5.5~6.0tであることがわかる。ここで、杭体の質量M_pは3.52t、杭が排除した土の質量は2.13tであることから振動質量はこれらの和と良く一致している。

Table 2は試験杭5本の杭体質量M_pおよび杭が排除した土の質量M_sの和と、実験より得られた各落下高さごとの振動質量Mとを比較したものである。表より、試験杭のすべてにおいて、落下高さによらずほぼ両者が等しいことが確認できた。このことから、場所打ち杭が剛体振動する場合の付加質量は、杭が排除した土の質量として良いと考えられる。これは、杭および地盤の平均的な単位体積重量で考えると、杭半径の1.4倍の範囲の地盤質量を考慮すれば良いことになる。

一方、この付加質量M_sは支持力の極限状態では杭周囲の摩擦力が働かないため、ほとんど0に近い値になると考えられる。しかし、本法では、降伏支持力より多少大きめの打撃力まで試験を行い、その後はワイルな曲線で極限支持力を推定しようとするものであり、この範囲内では上記の付加質量を用いても良いと思われる。

今回の試験では、比較的容易に杭頭変位を剛体振動と弾性振動に作図より分離することができたが、杭頭変位が剛体振動と弾性振動との和であることの確認のため弾

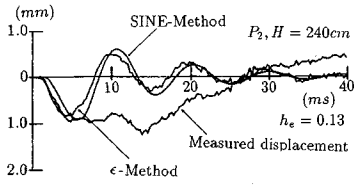


Fig.17 Elastic vibration.

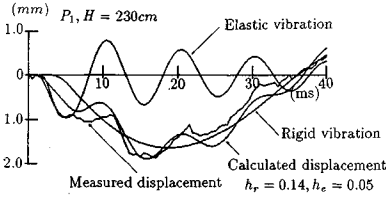


Fig.18 Comparison of measured and calculated displacement.

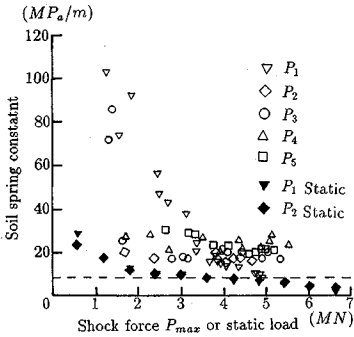


Fig.19 Soil spring constant.

性振動による伸縮量を計算した。いま、杭頭ひずみが正弦波に近似できる場合には、SINE-Methodを用いて伸縮量を計算することができる。P₁、P₂杭について杭頭ひずみの正弦波への置換を検討したものが Fig 16 である。図よりクッション材として木製を用いた P₁W、P₂W については正弦波近似が可能であるが、ゴム製を用いた P₂R では近似が困難であった。また、落下高さが高くなるほど、すなわち衝撃力が大きいほど杭頭ひずみは正弦波に近い形となる傾向がみられた。ひずみゲージがほぼ等間隔に設置されている P₂杭の木製クッションを用いた場合に対して、式 (12) で示す e-Method および式 (14) で示す SINE-Method を用いて弾性振動を計算した結果を Fig 17 に示す。この図より両者はよく一致しており、木製クッションの場合には SINE-Method を用いても良いことがわかる。

剛体振動と弾性振動が明らかになれば、両者の和をとることにより実際の杭頭変位波形を表すことができる。Fig 18 に P₁ の実測変位波形と計算値を比較して示す。この杭頭変位は、式 (16) で示すように剛体振動と弾性振動の 50% との和であると仮定して求めたものである。Fig 18 より、両者の値はほぼ一致しており、ハンマー

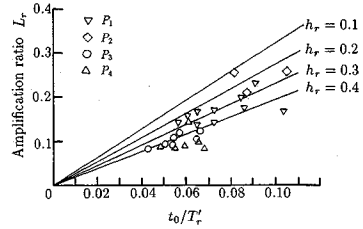


Fig.20 Amplification ratio.

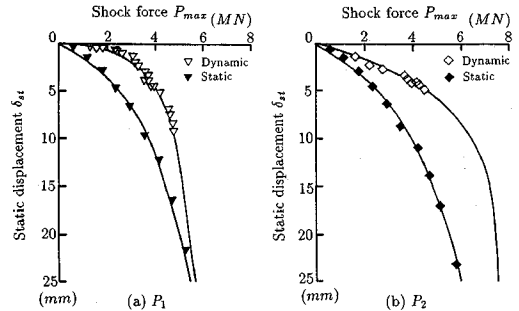


Fig.21 Relation between shock force and static displacement.

落下時の杭の動的挙動を把握できたものと考えられる。

(5) 地盤ばね定数

衝撃試験結果を用いて式 (18) より求めた各杭の動的地盤ばね定数 K_D を、静的載荷試験より得られた杭頭ばね定数 K_S と比較して Fig.19 に示す。図より P₁ 杭と P₃ 杭は衝撃荷重の増加により地盤ばね定数 K_D が低下しており、これは地盤ひずみが大きくなるに伴い杭周面地盤の非線形性が現れたものと考えられる。一方、P₂、P₄、P₅ 杭においてはその値はほぼ一定値となっており、衝撃力が小さいため地盤の非線形性が現れなかったものと考えられる。また、静的ばね定数 K_S も荷重の増加とともに低下しているがその度合いは K_D に比べて小さい。 K_D と K_S の大きさを比較してみると P₁ 杭で K_D は K_S の 1.8~6.2 倍、P₂ 杭ではほぼ 2 倍となっている。一般に K_D は K_S の数倍といわれているが、この倍率は荷重レベルによって異なることを示している。P₁ 杭および P₂ 杭について道路橋示方書により求めた地盤ばね定数を図中に破線で示しているが、この値はそれぞれの静的地盤ばね定数 K_S のほぼ平均値を示している。

(6) 応答倍率

ハンマー落下によって杭頭に生じる衝撃力の作用時間 t_0 と剛体振動の固有周期 T' との関係により、静的沈下量 δ_{st} に対する剛体振動 y_r の応答倍率 L_r は異なってくる。いま、実験より得られた剛体振動の応答倍率 L_r と、 h_r および t_0/T' をパラメーターとして解析した理論値を比較して Fig.20 に示す。ハンマー落下高さにより剛体振動の固有周期 T' が変化する P₁ 杭では、応答倍率 L_r が変化することや、応答倍率の値が非常に小さく無

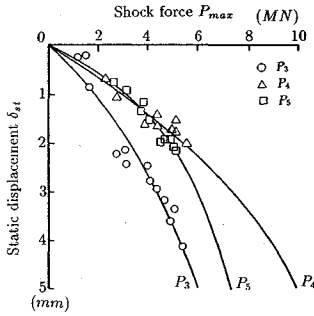


Fig.22 Relation between shock force and static displacement ($P_3 \sim P_5$).

Table 3 Bearing capacity.

	Static load test			K-Method		
	P_u	P_y	m	P_u	P_y	m
P_1	6.54	4.12	0.80	6.63	4.19	0.43
P_2	7.47	4.70	0.83	7.49	4.73	1.12
P_3	9.79	3.26	—	10.6	6.69	0.98
P_4	9.79	3.26	—	12.8	8.09	1.05
P_5	9.79	3.26	—	11.1	6.91	0.80

P_u : Ultimate bearing capacity (MN)
 P_y : Yield bearing capacity

視できないことを示している。試験より得られた剛体振動変位を直接パラメーターとして支持力推定に用いられ、この影響を強く受けることとなる。したがって、杭の支持力を推定する場合に、衝撃力に対する変位量として式(20)に示す静的沈下量 δ_{st} を用いることが妥当であると判断される。

(7) 支持力推定

ハンマーの各落下高さごとに地盤ばね定数 K_D が求まれば、式(20)にこれを用いることにより、最大衝撃力が静的に作用した場合の静的沈下量 δ_{st} を算定することができる。Fig.21 (a), (b), Fig.22 は今回衝撃試験を実施した杭の荷重-沈下関係に式(25)で示すワイブル曲線を適用したものである。Fig.21 (a), (b) には P_1 杭, P_2 杭それぞれについて、静的載荷試験より得られた荷重-沈下曲線と提案法(K-Method)を比較して示している。また Fig.22 には支持杭である $P_3 \sim P_5$ をまとめて示した。

以上より得られた支持力と静的載荷試験の結果を比較して Table 3 に示す。 $P_3 \sim P_5$ については静的載荷試験を実施しなかったため、設計支持力を示している。この表より P_1, P_2 杭では提案法と静的載荷試験の結果はほぼ一致しており、 $P_3 \sim P_5$ は設計支持力よりやや大きめの値となっている。文献¹²⁾によれば、降伏支持力 P_y 以上のデータがあり変曲点が明白である場合には、ワイブル曲線により支持力を精度良く推定できることが示されている。図をみると $P_2 \sim P_5$ 杭では衝撃力が不足しており変位-荷重関係がほぼ直線の範囲にあることから、解

析精度が落ちているものと思われる。したがって、本推定法は非線形性の現れやすい摩擦杭に対して有効な手法であり、本提案法を支持杭に用いる場合には式(24)等を参考にして、最適な衝撃力が得られるように実験を行えば、かなりの精度で支持力を推定できるものと考えられる。

荷重-変位関係を式(23)に近似する場合に静的載荷試験の結果では変位指数 $m=1$ として良いという報告もある¹¹⁾が、今回の結果では Table 3 に示す値が得られた。 P_1 において $m=0.43$ となり、動的試験の結果をワイブル曲線により整理する場合には、 m も未知数とし非線形最小二乗法を用いる必要がある。

5. 結 論

本研究は、場所打ち杭に対して静的載荷試験の代りに衝撃試験より支持力を求める方法を提案し、その妥当性を検討したものである。支持力推定に先立ち杭の動的挙動を検討した結果、衝撃加振時の杭の挙動は剛体振動と弾性振動に分解できること、また、剛体振動の質量は杭体質量に、従来考慮されなかった付加質量として、杭が排除した質量を加えなければならないことを明らかにした。

著者らが提案した支持力推定法より、精度良く支持力を推定するためには、地盤ばね定数の非線形性が必要であるため、この方法は土の非線形性が現れやすい場所打ち摩擦杭に対して有効である。しかし、摩擦杭として設計された場所打ち杭でも、実際には支持杭に近いものもあり、また杭はその設置地盤、形状等により大きな影響を受けることから、今後、支持力の推定精度を上げるためにはこの種の試験を数多く実施し、データの蓄積を図る必要がある。

また、本法は打撃時の杭頭変位より杭の支持力を簡単に推定できる試験法に重点をおいているため、設計時において重要な杭先端と周面の支持力の分離は難しい。今後、研究を進めていきたいと考えている。

最後に、本研究を行うにあたり実杭試験に多大な便宜を図って頂いた日本道路公団 前田良刀氏(現・東京第一建設局構造技術課長代理)をはじめ、関係各位に対して厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) Smith, E. A. L. : Pile Driving Analysis by the Wave Equation, Proc. of ASCE, Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, pp.35-61, 1960.
- 2) Goble, G. G. et al. : The Analysis of Pile Driving A-State-of-Art, Intl. Seminar on the Application of Stress-Wave Theory to Piles, pp.131-150, 1980.
- 3) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，下部構造編，日本道路協会，1990.

- 4) Matsumoto, T., Nishida, Y., Ohta, H. and Kawakami, K. : Analysis of Stress Waves in a Pile Based on Two-point Stress Measurements, Proc. 3rd Int. Conf. Application of Stress Wave Theory to Piles, pp.318~336, 1988.
- 5) 堀口・村上・重松・統：弾性波を利用した杭の非破壊検査方法の実測例，杭の打ち込み性および波動理論の杭への応用に関するシンポジウム発表論文集，pp.91~94, 1989.
- 6) 本間・川端・小山・小菅・田村・下坪：地中の杭の形状計測技術の開発，杭の打ち込み性および波動理論の杭への応用に関するシンポジウム発表論文集，pp.95~98, 1989.
- 7) Scanlan, R. H., Tomko, J. J. : Dynamic Prediction of Pile Static Bearing Capacity, Proc. of ASCE, Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, pp.583~604, 1969.
- 8) 小坪：土木振動学，森北出版。
- 9) 塩井・宇都・冬木・近藤・桜井：杭の荷重-変位曲線の非線形回帰結果による支持力の一評価法，第23回土質工学シンポジウム発表論文集，pp.9~16, 1978.
- 10) 宇都・冬木・桜井：杭の載荷試験結果の整理方法，基礎工 Vol.10, No.9, pp.21~30, 1982.
- 11) 宇都・冬木・近藤：波動理論による打込み時くい頭応力の算定式について，土木学会第30回年次学術講演会講演概要集第3部，pp.163~164, 1975.
- 12) 松尾，菅井・金：鋼管杭の極限支持力推定法に関する研究，土木学会論文集第406号／Ⅲ-11, pp.253~262, 1989. (1990.5.12受付)

DYNAMIC TEST AND ANALYTICAL METHOD TO ESTIMATE THE BEARING CAPACITIES OF CAST-IN PLACE PILES

Kiyoshi UNO, Toshihiko ASO, Hajime TSUTSUMI, Kenji MATSUI

The bearing capacities of driven piles can be estimated by many proposed pile driving formulas. However, for cast-in-place piles, we can only use static loading test. This is costly, time consuming and difficult for large diameter piles. So, we propose a new and an easier method to estimate the bearing capacities of the cast-in-place piles that use percussion tests. A light weight hammer is dropped on the pile from various heights, then strains and displacements are measured at the top of the pile. The bearing capacity is estimated from a change in the soil spring constant of the rigid pile vibration. The effectiveness of the proposed method is verified from static loading test.