

大型動的コーン貫入試験におけるロッドの周面摩擦力の測定

高橋 秀一 平田 茂良

Shuichi Takahashi, Shigeyoshi Hirata

概 要

大型動的コーン貫入試験は、ロッドと地盤との間に発生する周面摩擦力の影響が避けられない。そのため、ロッドを円周方向に回転させて測定したトルクによって打撃回数を補正しているが、この補正方法が正しいかどうか不明である。筆者らは、大阪公立大学の島教授（地盤工学研究室）と共同で、ロッドの上部と先端に荷重計と加速度計を設置し、動的貫入時の衝撃力と衝撃加速度を測定してきた。本報では、東大阪市西岩田、埼玉県越谷市新川町、茨城県稲敷市浮島及び大阪市大正区三軒家の現場計測について、まず打撃効率を算出し、それに基づいて打撃回数を補正した。さらに、打撃効率及び一次元波動理論に基づき算定したロッドの動的摩擦力を示し、装置自重と先端荷重の差から求めた静的摩擦力及びトルクから推定される静的摩擦力と比較した。その結果、実務で用いられている静的摩擦力は動的摩擦力よりも明らかに小さく、約 1/3 程度であることなどがわかった。

Measurement of Skin Friction Force in Heavy Dynamic Cone Penetration Tests

Abstract

In heavy dynamic cone penetration tests, the influence of skin frictional force between the rod and the ground is unavoidable. Therefore, the number of blows is corrected by the torque measured by rotating the rod in the circumferential direction, but the validity of this correction method is unclear. We have installed load cells and accelerometers at the top and tip of the rod to measure the impact force and impact acceleration during dynamic penetration tests. In this paper, we first calculated the impact efficiency for the field measurements and corrected the number of blows based on it at Nishiiwata, Higashi-Osaka City; Shinkawa-cho, Koshigaya City, Saitama Prefecture; Ukishima, Inashiki City, Ibaraki Prefecture; and Sangenya, Taisho-ku, Osaka City. In addition, the dynamic friction force of the rod calculated based on striking efficiency and one-dimensional wave theory was compared with the static friction force obtained from the difference between device weight and tip load and the static friction force estimated from the torque. As a result, it was found that the static friction force used in practice is clearly smaller than the dynamic friction force, our figures showing it to be about 1/3 of the dynamic friction force.

キーワード：現場調査，大型動的コーン貫入試験，打撃効率，周面摩擦力，一次元波動理論

1. はじめに

戸建て住宅をはじめとした小規模建築物の地盤調査は、スクリーウェイト貫入試験（旧スウェーデン式サウンディング、以下 SWS）が標準的に採用されているが、硬質土層や転石が存在する場合や杭状地盤補強の支持層（層厚、強度）を確認する場合など、SWS では貫入力不足となる地盤では大型動的コーン貫入試験（以下 H-DCPT）を実施することが増えてきた。一方、マンションやビルなどの一般建築では、標準貫入試験（以下 SPT）が広く採用されているが、費用と工期の面から H-DCPT で SPT を補間すること、杭基礎の支持層が傾斜している場合に全数の杭位置で事前に H-DCPT により支持層を確認することがある。H-DCPT は、貫入力、費用及び工期の面で SWS と SPT の中間的な地盤調査であり、今後建築業界で積極的な採用が期待される。

H-DCPT の全自動試験機の例を写真 1 に、試験結果の例を図 1¹⁾示す。全自動式は、ハンマーの引き上げと落下、トルク測定及びデータの収録を自動化したもので、手動での操作はロッドの継ぎ足しのみになる。また、H-DCPT は、地表面から打撃貫入するため、ロッドと地盤との間に発生する周面摩擦力の

影響が避けられない。そのため、打撃後にロッドを円周方向に回転させて測定したトルク M_v から推定される周面摩擦力によって打撃回数 N_{dm} を補正している。しかし、一般に深度が深くなるほど、かつ対象土質が粘性土である場合には SPT の N 値に比べて補正打撃回数 N_d 値が過大となることが多いため、この補正方法は不十分であると考えられ、また周面摩擦力の実態は不明である。

筆者らは、大阪公立大学の 大島教授（地盤工学研究室）と共同で、これまでに H-DCPT の打撃時の動的挙動を捉えるために、図 2 に示すようにロッドの上部と先端に設置した荷重計と加速度計を用いて打撃貫入時の衝撃力と衝撃加速度を測定してきた。それらからロッド上部と先端の打撃エネルギーを算出することで上部と先端の打撃効率を求め、それに基づく打撃回数の補正を試みた²⁾。

本報では、図 2 の計測方法を踏襲して行った東大阪市西岩田³⁾、埼玉県越谷市新川町⁴⁾、茨城県稲敷市浮島⁵⁾及び大阪市大正区三軒家⁶⁾の現場計測について、まず打撃効率を算出した結果及びそれに基づいて打撃回数を補正した結果を報告する。さらに、打撃効率及び一次元波動理論に基づき算出したロッドの動的摩擦力を示し、装置自重と先端荷重の差から求めた静的摩擦力及びトルクから推定される静的摩擦力と比較した結果を報告する。

2. 動的挙動の計測方法

各深度の荷重と加速度の測定は、打撃回数 $N_{dm} \leq 3$ では毎回、 $N_{dm} > 3$ では初めの 3 打撃を対象とし、周波数 50 kHz (2×10^{-5} sec) でサンプリングした。なお、4 地点ともに上計測器（上荷重計，上加速度計）

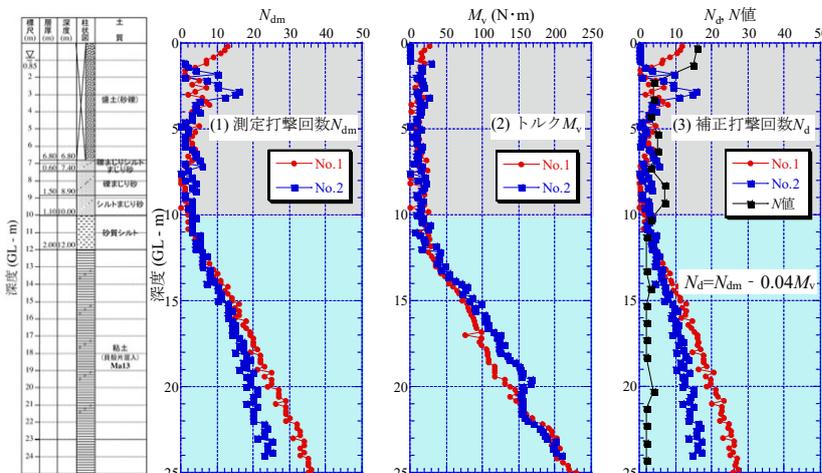


図 1 H-DCPT の試験結果の例 (大阪市此花区桜島)

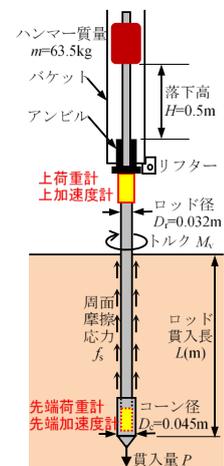


図 2 H-DCPT の計器位置

は、ロッドに4方向からボルトで固定して一体化し、ロッド上部の正しい挙動を測定した。なお、越谷市、稲敷市は2020年に再測定したものである。ここでは代表例として稲敷市浮島の結果（深度7.0～7.2 m、砂質土、 $N_{dm}=16$ 、3打撃目、貫入量 $P=16$ mm）を示す。

図3(1)～(5)に上部と先端の荷重 $F(t)$ 、加速度 $\alpha(t)$ 、速度 $v(t)$ 、変位 $\delta(t)$ 、打撃エネルギー $E(t)$ の時刻歴を示す。 $F(t)$ は初期値を0とする補正（増分値）を、 $\alpha(t)$ は基線補正（CRAC補正⁷⁾、最終速度は0、最終変位は貫入量 P に等しくなるように補正を行った。 $v(t)$ は $\alpha(t)$ を、 $\delta(t)$ は $v(t)$ を時間積分して求め、 $E(t)$ は次式で求めた。

$$E(t) = \int_0^t F(t) \times v(t) \cdot dt \quad (1)$$

図3(1)の荷重 $F(t)$ は、上荷重は初めに大きな衝撃力が発生し、その後反射波が現れている。一方、先端荷重は上荷重よりも0.0016 sec（先端までの伝播時間）遅れて反応している。その後、0.0032 sec（ロッド往復時間）ごとに反射波が現れている。

図3(2)の加速度 $\alpha(t)$ は、上加速度及び先端加速度ともにパルス状の大きな値を示す。0.1 sec後には小さくなっているが、それでも ± 50 m/s²程度生じている。先端加速度の反応時間の遅れは先の $F(t)$ 波形と同じで、上加速度及び先端加速度のピークはロッドの往復時間ごとに現われている。

図3(3)の速度 $v(t)$ は、ハンマーの落下速度 $\sqrt{2gH} \approx 3.1$ m/sに対して、上速度1波目は少し低いが、先端速度は3.1 m/sを超えている。これは、地中でのロッドの挙動は剛体ではなく、かつロッド先端の抵抗力が小さいため、ロッド自身が伸びることにより加速されたと推測される。

図3(4)の変位 $\delta(t)$ は、上変位が大きく出ているが、 $\alpha(t)$ の基線補正を実測貫入量 P で行ったため、上変位及び先端変位ともに最終的に（時間0.2 secまで示す） $P=16$ mmに収束している。

図3(5)の打撃エネルギー $E(t)$ は、上エネルギー及び先端エネルギーともに一定値に収束しているが、ハンマーの位置エネルギー $E=mgH$ （ $=0.311$ kJ）より小さい。上エネルギーよりも先端エネルギーが小さいのは、ロッドと地盤との間の周面摩擦によるエネルギー損失と考えられる。

3. 打撃効率、補正打撃回数 N_{dE} の定義

算定した上エネルギー E_2 、先端エネルギー E_3 から、ハンマーの位置エネルギー $E=mgH$ を基準にして、上打撃効率及び先端打撃効率は次式で定義される。

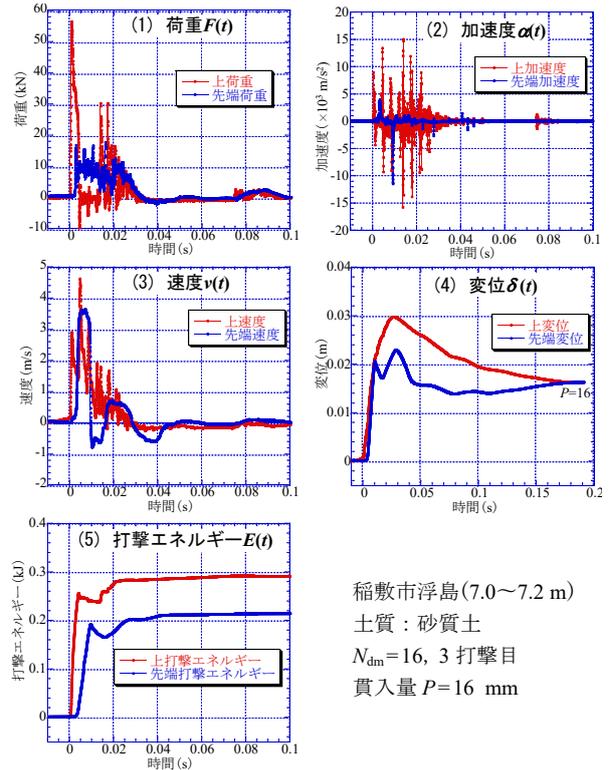


図3 稲敷市での動的貫入時の打撃挙動

$$\text{上打撃効率 } e_{12} = E_2/E \quad (2)$$

$$\text{先端打撃効率 } e_{123} = E_3/E \quad (3)$$

ロッドの上部から先端までの1打撃当たりのエネルギー損失（周面摩擦力による）は式(2)、(3)から $E_2 - E_3 = (e_{12} - e_{123})E$ となるので、測定打撃回数 N_{dm} 分のエネルギー損失 E_{skin} は式(4)となる。これによる打撃回数の補正量 N_{skin} は、1打撃当たりのエネルギーを $E_{blow} = E_2 = e_{12}E$ とすると式(5)となる。

$$E_{skin} = (e_{12} - e_{123})E \cdot N_{dm} \quad (4)$$

$$N_{skin} = \frac{E_{skin}}{E_{blow}} = \frac{e_{12} - e_{123}}{e_{12}} N_{dm} \quad (5)$$

よって、補正打撃回数 N_d' は式(6)で表すことができる。H-DCPT単体の打撃回数の補正は式(6)で十分であるが、この N_d' 値を標準貫入試験(SPT)の N 値相当とするためには、 N 値の打撃効率による補正⁸⁾も考慮する必要がある。したがって、補正打撃回数 N_{dE} は式(7)で求めることができる。

$$N_d' = N_{dm} - N_{skin} = N_{dm} \times \frac{e_{123}}{e_{12}} \quad (6)$$

$$N_{dE} = N_{dm} \times \frac{(e_{123}/e_{12})_{H-DCPT}}{(e_{12})_{SPT} \cdot (e_3)_{SPT}} \quad (7)$$

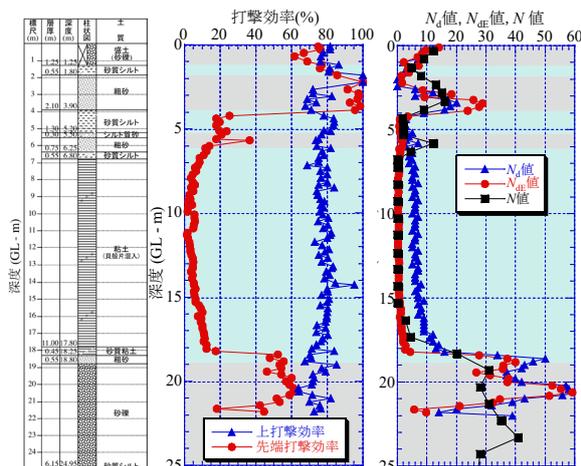
ここに、 $(e_{12})_{SPT}$ はSPTの上打撃効率、 $(e_3)_{SPT}$ はSPTの伝搬効率（ $= (E_3 \square E_2)_{SPT}$ 、SPTのロッド上部か

ら先端に伝えられるエネルギー比)である。 $(e_{12})_{SPT}$ は過去の調査で平均的に $(e_{12})_{SPT}=0.60^9)$ と報告されているが、やや過小と考えられるため、後述する H-DCPT で測定された 0.80 と同様と考え、 $(e_{12})_{SPT}=0.80$ とした。 $(e_3)_{SPT}$ はロッド長、地盤の硬さなどが複雑に影響するが、SPT ではリーミングによってロッド径より大きいボーリング孔を開けており地盤との周面摩擦が生じないため、本研究では $(e_3)_{SPT}=1.0$ と仮定した。

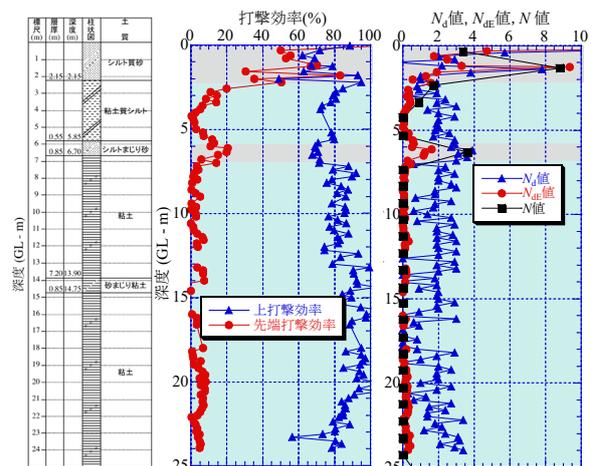
4. 各地点における打撃効率の測定結果

図 4~7 にそれぞれ東大阪市西岩田、越谷市新川町、稲敷市浮島、大阪市大正区三軒家の、各図(1)に柱状図、各図(2)に上打撃効率及び先端打撃効率、各図(3)に補正打撃回数 N_{dE} 、及び通常のトルク補正による N_d 値、SPT の N 値を示す。各図(2)から、上打撃効率は各地点ともに 80 %程度で深度方向に一定

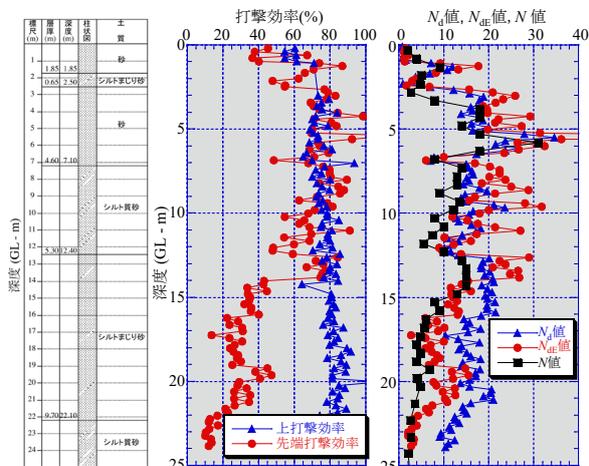
となった。ただし、図 5 の越谷、図 7 の三軒家の一部で 100 %を超えている。これは軟弱な粘性土のため、打撃直後に自沈が生じ、打撃と自沈による貫入量が分離できず、上打撃エネルギーの算定が過大になったためと考えている。一方、先端打撃効率は表層の砂質土では 80 %に近い値を示したが、粘性土では 10 %以下となった。図 6 の稲敷は全体に砂質土であったが、深度 15 m 以深では細粒分含有率が深度方向に増加し⁹⁾、シルト質砂から砂質シルトとなったためか、先端打撃効率が深度方向に減少した。各図(3)から、 N_{dE} 値は N_d 値よりも N 値との整合性が非常に高いことがわかる。通常の N_d 値は特に深い深度の粘性土で N 値に比べて過大な値となっている。また、図 6 の稲敷では深度 15 m 以深で N_{dE} 値と N 値が深度方向に減少する傾向も整合した。ただし、図 7 の三軒家では他の 3 地点とは異なり、 N_{dE} 値は N 値よりも小さく、打撃回数を過小に評価している。この点は今後の課題である。



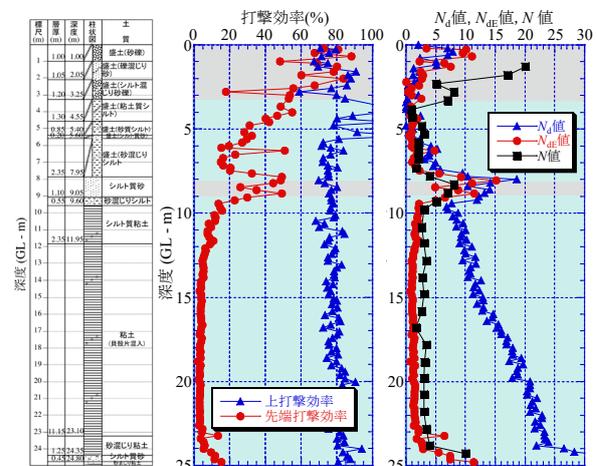
(1) 柱状図 (2) 打撃効率 (3) 補正 N_{dE} 値
図 4 東大阪市西岩田の打撃効率と補正打撃回数



(1) 柱状図 (2) 打撃効率 (3) 補正 N_{dE} 値
図 5 越谷市新川町の打撃効率と補正打撃回数



(1) 柱状図 (2) 打撃効率 (3) 補正 N_{dE} 値
図 6 稲敷市浮島の打撃効率と補正打撃回数



(1) 柱状図 (2) 打撃効率 (3) 補正 N_{dE} 値
図 7 大阪市大正区三軒家の打撃効率と補正打撃回数

5. 静的摩擦力の算定方法

静的摩擦力 F_s は外力となる装置自重と先端荷重 F_{tip} の差から、次式で算定できる。

$$F_s = \text{装置自重 (上荷重 } F_m + \text{ロッド自重)} - F_{tip} \quad (8)$$

ここに、自沈時及び打撃後の F_m は基本的に 0.80 kN (ハンマー自重 0.62 kN, アンビル自重 0.18 kN) となり、ロッド自重はロッド長 (上下計測器と先端ロッドの 0.78 m を含む) $\times 0.0466$ kN/m となる。

図 8 に打撃なしで自沈した例として、越谷での深度 16.6~16.91 m の測定結果を示す。土質は粘土であり、310 mm 自沈した。時間 0~6 sec では F_m は一定間隔で増減 (0.9~1.6 kN) し、一定速度 (約 40 mm/s) で自沈している。これはハンマーを格納しているバケットの自重 (1.14 kN) を支えているリフタ (図 2 参照) が自沈貫入を後追いつける際に、一時的にバケット自重がアンビルに加わったためと考えられる。6 sec 以降は自沈速度が小さくなり、7 sec でほぼ静止した。7 sec 以降の F_m は約 1 kN (0.80 kN より大きく、少し変動があるが) 一定で、 F_{tip} が減少し、 F_s が増加している。これは摩擦力が自沈貫入時の動摩擦から静摩擦へ切り替わったためと考えられる。最終的に F_s は静止摩擦 F_{s0} (≈ 1.3 kN) となった。

図 9 に打撃後の例として、稲敷での深度 20.0~20.2 m の最初の 3 打撃の測定結果を示す。土質はシルト質砂である。1 sec, 3.8 sec, 6.6 sec で打撃している。 F_m は打撃直前にハンマーを吊り上げるため、ハンマー自重分 (0.62 kN) が減っている。また、打撃 1, 打撃 3 後に F_m が 2 kN 程度になっていることから、全バケット自重がアンビルに加わっている (試験装置の問題)。稲敷では全体に装置自重と F_{tip} が近い値となったため、 F_{s0} はかなり小さい。

一方、通常実務で行っているトルク M_v によって想定している周面摩擦 F_{sMv} (円周方向の静的な摩擦) は、次式で算定している (図 2 参照)。ここに、 D_r はロッドの直径である。

$$F_{sMv} = 2 M_v / D_r \quad (9)$$

6. 打撃効率及び一次元波動理論に基づく動的摩擦力の算定方法

3 章より上打撃効率 $e_{12} = E_2/E$, 先端打撃効率 $e_{123} = E_3/E$ であるので、1 打撃毎のエネルギー損失は $E_2 \cdot E_3 = (e_{12} \cdot e_{123})E$ となる。これが全て周面摩擦力によるものと仮定し、1 打撃毎の貫入量を δ とすると、

打撃効率に基づく動的摩擦力 F_{sE} は式(10)で算定できる。

$$F_{sE} = \frac{e_{12} \cdot e_{123}}{\delta} E \quad (10)$$

この F_{sE} の算定には、 $e_{12} = 0.8$ (地点、深度によらずほぼ一定)、 e_{123} と δ は実測値を用いた。

次に、一次元波動理論に基づく動的摩擦力の算定方法を示す。図 10 はロッドに伝わる衝撃力の波動伝播のイメージである。ここで、縦軸は深度 x (m) で、 $x=x_0$ が上計測器の測定点 (事実上 $x_0=0$)、 $x=L$ (L はロッド長) が先端計測器の測定点、横軸は時間 t (s) である。青線で示す矢印はロッド内を鉛直下向きに伝わる下降波 F_d , 赤線で示す矢印はロッド内を鉛直上向きに伝わる上昇波 F_u を表す。打撃後はこの波動が繰り返し伝播していく。

図 10 より衝撃力がロッド長 L を伝わる時間 t_1 は、波動の伝播速度を c (m/s) とすると $t_1 = L/c$ となる。ここに、 L は連結したロッド長に上計測器 (0.10 m), 先端計測器 (0.23 m) 及び先端用ロッド (0.45 m) を加えた長さ、 $c = \sqrt{E/\rho} = 4,933$ m/s (ヤング率 $E = 1.93 \times 10^8$ kN/m², 密度 $\rho = 7.93$ g/cm³) である。次に、下降波 F_d (kN) と上昇波 F_u (kN) は一次元波動

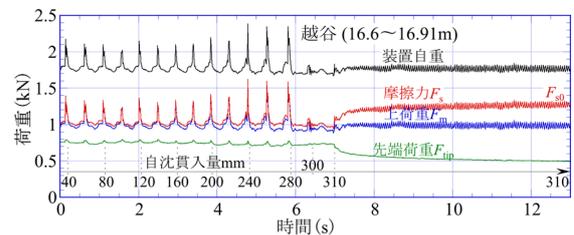


図 8 自沈貫入時の静的摩擦力の測定例

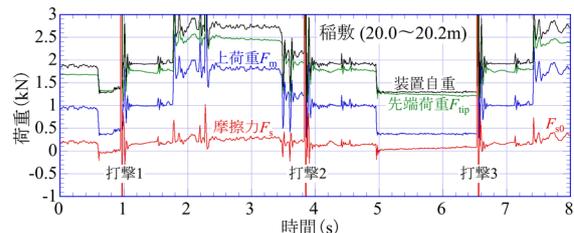


図 9 打設後の静的摩擦力の測定例

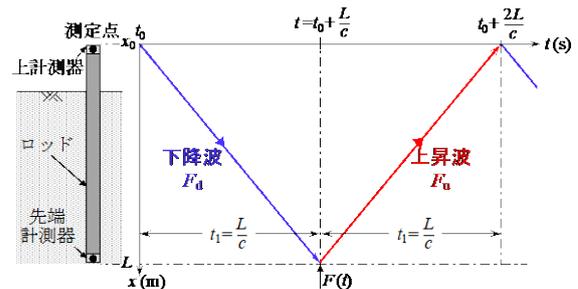


図 10 衝撃力の波動伝播のイメージ

理論からそれぞれ次式で求められる¹⁰⁾。

$$\text{下降波 } F_d(x_0, t) = \{F_m(x_0, t) + Z \cdot v_m(x_0, t)\} / 2 \quad (11)$$

$$\text{上昇波 } F_u(x_0, t) = \{F_m(x_0, t) - Z \cdot v_m(x_0, t)\} / 2 \quad (12)$$

ここで、 F_m (kN) は測定した上荷重で、 v_m (m/s) は測定した加速度を積分して求めた速度である。 Z は機械的インピーダンスで、 $Z = E \cdot A / c = 23.60 \text{ kN} \cdot \text{s/m}$ となる (A はロッドの断面積)。

次に、反射波の影響を除いたロッド先端 ($x = L$) に生じる打撃力 F (kN) は、 F_d と F_u の時間軸をそれぞれ $-L/c$, $+L/c$ ずらした両者の和であり、次式で求められる。

$$F(L, t) = F_d(x_0, t - L/c) + F_u(x_0, t + L/c) \quad (13)$$

よって、測定した先端荷重を F_{tip} (kN) とすると、ロッドと地盤との周面摩擦力 F_s (kN) は以下で求めることができる。

$$\text{周面摩擦力 } F_s(L, t) = F(L, t) - F_{tip}(L, t) \quad (14)$$

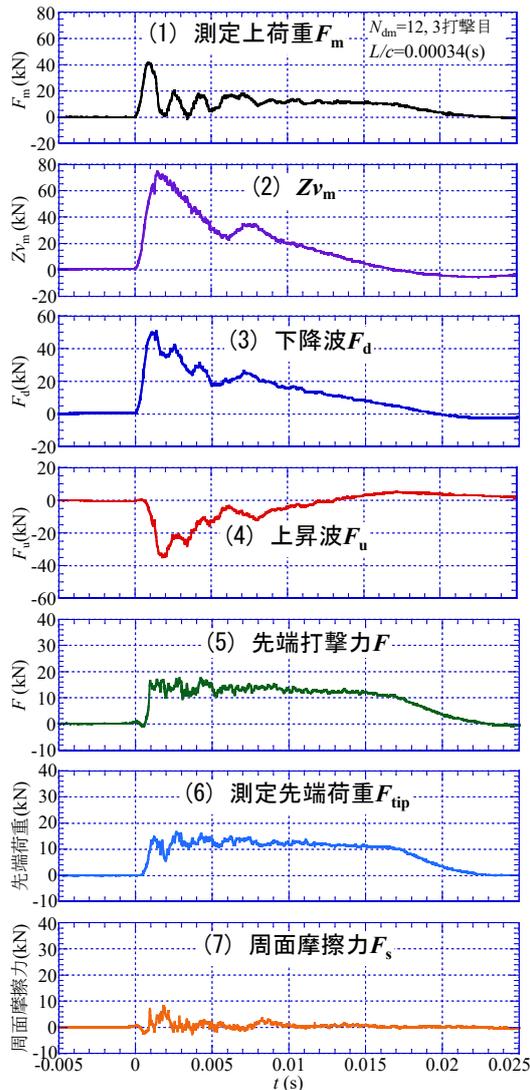


図 11 西岩田, 深度 0.0~0.2m

周面摩擦力を算出した代表例として、図 11, 12 に西岩田の浅い深度 0.0~0.2 m (砂質土, 打撃回数 $N_{dm}=12, 3$ 打撃目), 深い深度 15.0~15.2 m (粘性土, $N_{dm}=9, 6$ 打撃目) を示す。図(1), (2) は測定上荷重 F_m , Zv_m である。 Z は一定値なので Zv_m は速度波形に依存する。この F_m , Zv_m を用いて図(3), (4) の下降波 F_d , 上昇波 F_u を算出した。 F_u は F_d に比べて $2L/c$ (衝撃力がロッドを往復する時間) だけ遅れて反応し、位相が反転しているが、 F_d の 2 波目で降と同じ波である。これは F_u がロッド先端で位相を反転させて反射するためである。この F_d と F_u の時間軸を $\pm L/c$ ずらして足し合わせたのが図(5)の先端打撃力 F である。 F は図(1)の F_m に比べて小さく、波形が大きく変わっていることから、 F は F_d , F_u の影響を受けていることがわかる。

さらに、図(5)の F から図(6)の測定先端荷重 F_{tip} を差し引いたものが図(7)の周面摩擦力 F_s である。文献 2) ではその最大値 (F_{smax}) を周面摩擦力とした

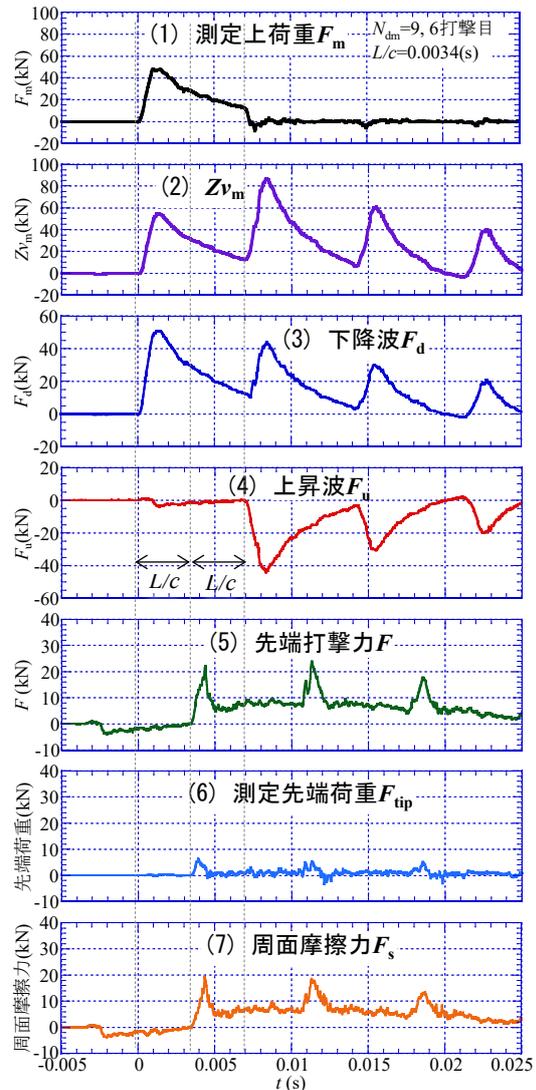


図 12 西岩田, 深度 15.0~15.2m

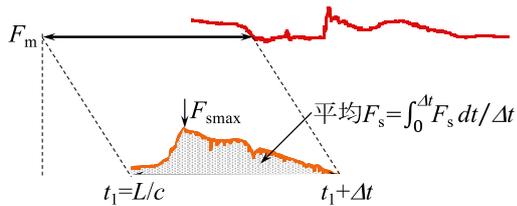


図 13 平均 F_s の算出方法

が、ここでは図 13 に示すように、測定上荷重 F_m の 1 波目の継続時間を Δt とし、 F_s の波形の t_1 から $t_1 + \Delta t$ 間の力積（図 13 の網掛け部）を Δt で除して、平均的な周面摩擦力（これを平均 F_s と呼ぶ）として算出した。

浅い深度 0.0~0.2 m の図 11(5)、(6)より、 F と F_{tip} の波形はほぼ一致している。したがって、図 11(7)の周面摩擦力 F_s はごく小さな値となっている。浅い深度では、周面摩擦力が発生しないので、打撃力がそのまま先端まで伝わっていることがわかる。他地点の浅い深度でも同様の結果が得られ、このことから次元波動理論による先端打撃力算定が正しいことが確認できる。

深い深度 15.0~15.2 m の図 12(5)、(6)より、 F_{tip} は F よりもかなり小さいことがわかる。これは F が先端へ伝わっていないためである。この差が周面摩擦力 F_s であり、図 12(7)では平均 F_s は 6.5 kN となった。

7. 静的摩擦力と動的摩擦力の比較

5 章の方法で求めた静的摩擦力 F_{s0} 、トルク M_v で

想定される静的摩擦力 F_{sMv} 、動的摩擦力 F_{sE} 、平均 F_s の深度分布を図 14 に比較する。4 地点で各摩擦力の大きさは異なるが、 F_{s0} は深度方向にほぼ一定で、 F_{sMv} は F_{s0} よりも大きい、平均 F_s と F_{sE} に比べて明らかに過小である。また、平均 F_s と F_{sE} は比較的近い値となっている。

図 14(1)の西岩田では、深度 12 m 以深で F_{sE} は平均 F_s よりも大きく、特に 19 m 以深の砂礫で大きい。これは、砂礫では貫入量 δ がごく小さいため大きくなったと考えている（式(10)参照）。図 14(2)の越谷では、鋭敏性の高い粘土のため、他地点よりも摩擦力が小さく、平均 F_s はややばらついている。図 14(3)の稲敷では、深度 14 m 以深で細粒分含有率が大きくなり、 e_{123} の減少とともに F_{sE} は増加した。また、砂質地盤であるためか F_{s0} が 0 に近くなった。図 14(4)の三軒家では、他地点よりも摩擦力が大きく、深度 9 m 以深の粘土の F_{sE} は平均 F_s よりも大きくなった。

以上より、動的摩擦力 F_{sE} と平均 F_s は比較的近い値を示すが、 F_{sE} は深度が深くなると大きくなる傾向があった。これはエネルギー損失を全て摩擦力としたためと考えられる。打撃中の動的摩擦力としては平均 F_s が妥当と考えられるが、この点は今後の課題である。一方、円周方向の静的摩擦力 F_{sMv} は鉛直方向の F_{s0} よりも大きい、鉛直方向の動的摩擦力よりも明らかに小さい。したがって、実務で用いられている F_{sMv} による打撃回数の補正は過小といえる。ただし、 F_{sMv} は平均 F_s 、 F_{sE} の約 1/3 程度であることから、新たな補正方法が示唆される。今後さらにデータを蓄積して検討したい。

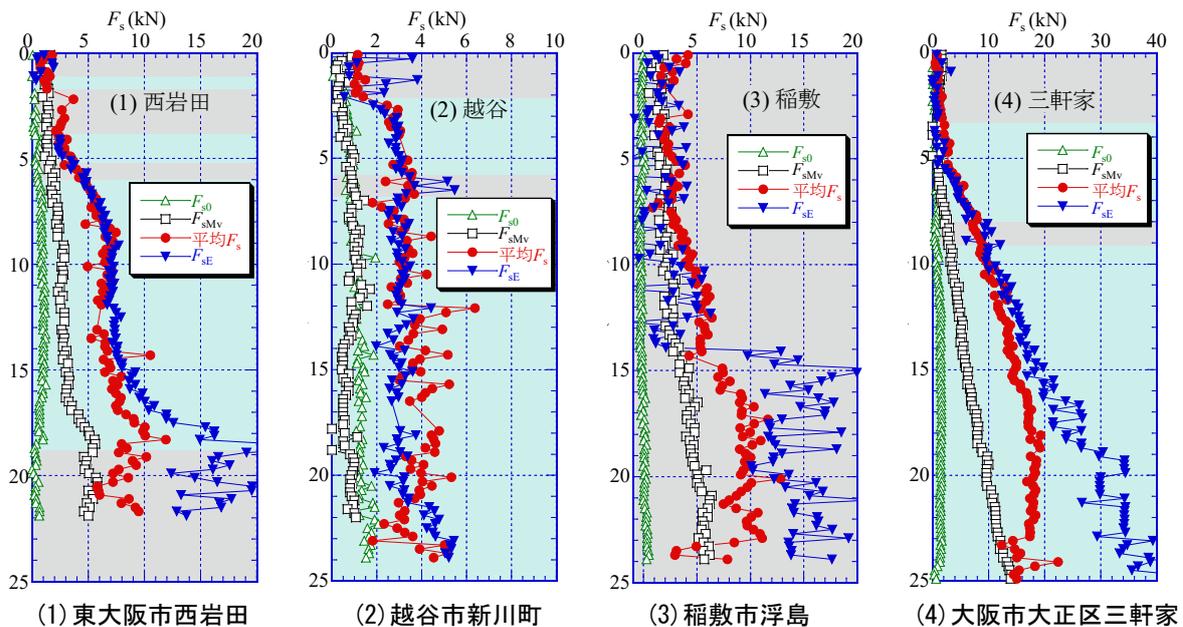


図 14 各地点の静的摩擦力と動的摩擦力の深度分布

8. まとめ

本報では、H-DCPTのロッドの上部と先端に荷重計と加速度計を設置し、東大阪市西岩田、埼玉県越谷市新川町、茨城県稲敷市浮島及び大阪市大正区三軒家の4地点で動的計測を行い、打撃効率を算出するとともにそれに基づいて打撃回数の補正を試みた。また、打撃効率に基づく動的摩擦力及び一次元波動理論に基づく動的摩擦力を算定し、静的摩擦力と比較した。それらの結果から以下のことがわかった。

- 1) 上打撃効率は、各地点とも80%程度で深度方向に一定となった。先端打撃効率は、表層の砂質土では80%に近い値を示したが、粘性土では10%以下となった。
- 2) 打撃効率による補正打撃回数 N_{de} 値は、通常のトルク補正による N_d 値よりも N 値との整合性が高いことがわかった。ただし、過小に評価する地点もあり、この点は今後の課題である。
- 3) 静的摩擦力 F_{s0} は深度方向にほぼ一定で、トルクによる F_{sMv} よりも小さくなった。
- 4) 動的摩擦力 F_{se} と平均 F_s は比較的一致するが、 F_{se} は深度が深くなると大きくなる傾向があった。これはエネルギー損失を全て摩擦力とした仮定に問題があると考えられ、打撃中の動的摩擦力としては平均 F_s が妥当と考えているが、この点は今後の課題である。
- 5) 実務で用いられている静的摩擦力 F_{sMv} は、動的摩擦力よりも明らかに小さくなり、 F_{sMv} による打撃回数の補正は過小といえる。 F_{sMv} は平均 F_s 、 F_{se} の約1/3程度であることから、新たな補正方法が示唆される。

今後、実務で用いられている静的摩擦力と打撃時の動的摩擦力の関係を明らかにするため、さらにデータを蓄積して検討したいと考えている。

謝辞

本報は、文献11)をもとに一部加筆修正したものである。大阪公立大学の大島教授には、現場計測、データ整理、論文作成などで多大なご指導を頂いた。また、当時地盤工学研究室の学生であった武野氏(積水ハウス)、吉見氏(奈良県)及び坂口氏(阪神高速道路)には、現場計測やデータ整理などを行って頂いた。さらに、当該論文は地盤工学会関西支部の地盤技術賞を受賞した。ここに記して感謝の意を表す。

参考文献

- 1) 高橋秀一・平田茂良・大島昭彦・山田卓・田中さち・坂口達哉：大型動的コーン貫入試験の N_d 値と N 値、 s_0 値との相関性の検討(第2報)、第55回地盤工学研究発表会、No.21-6-4-01, 2020.
- 2) 田中さち・高橋秀一・大島昭彦・坂口達哉・山田卓：大型動的コーン貫入試験の貫入機構の検討、第14回地盤改良シンポジウム、pp.645-652, 2020.
- 3) 段志磊・大島昭彦・田中さち・糟谷祐多・中井健博・高原範博・久保昌紀：東大阪市西岩田地区での地盤調査結果(その1：調査概要とボーリング結果)、第55回地盤工学研究発表会、No.21-6-1-01, 2020.
- 4) 中井健博・大島昭彦・安田賢吾・菊池康明・大浦和香子：埼玉県越谷市新川町での地盤調査結果(その1：調査概要とボーリング結果)、第54回地盤工学研究発表会、No.0055, 2019.
- 5) 田中さち・大島昭彦・安田賢吾・亀井秀一・中井健博・島田徹也：茨城県稲敷市浮島での地盤調査結果(調査概要とボーリング結果)、第54回地盤工学研究発表会、No.0112, 2019.
- 6) 坂口達哉・大島昭彦・武野航大・糟谷祐多・中井健博・安岡政光：大阪市大正区三軒家での地盤調査結果(その1：調査概要とボーリング結果)、第56回地盤工学研究発表会、No.12-2-1-04, 2021.
- 7) 大崎順彦：新・地震動のスペクトル解析入門、鹿島出版会、pp.248-250, 2002.
- 8) ISSMFE Technical Committee of Penetration Testing, SPT Working Party, Standard Penetration Test (SPT), Penetration Testing 1988, Balkema, 1988.
- 9) T. Matsumoto, Le Ta Phan, Akihiko Oshima, Shinya Shimono : Measurements of driving energy in SPT and various dynamic cone penetration tests, Soil and Foundations, Vol. 55, pp.201-212, 2015.
- 10) 松本樹典：波動理論による杭の支持力推定、土と基礎、Q&Aコーナー、Vol.42, No.5, pp.59-60, 1994.
- 11) 高橋秀一・大島昭彦・武野航大・吉見侑子・坂口達哉：大型動的コーン貫入試験におけるロッドの周面摩擦力の測定、Kansai Geo-Symposium2021, pp.144-149, 2021.

執筆者紹介

ひとこと

すべての建築物は地盤の上
にたっている。
(O先生の受け売り)



高橋 秀一