

セル体の振動貫入に関する研究

A STUDY OF CELLULAR SHELL DRIVING INTO
GROUND USING VIBRATION HAMMERS

高井俊郎*・今野建太郎**・荻野秀雄***・中村正邦****

By Toshiro TAKAI, Kentaro IMANO, Hideo OGINO and Masakuni NAKAMURA

Embedded Steel Plate Cell Method were used in the construction of a 1 790 meter section of the seawall for the Kansai International Airport Island. The steel cells were driven into soil improved by Sand Compaction Pile Method using synchronized vibration hammers and water jets.

Based on the data obtained during actual driving operations, the mechanism of vibration driving and the effect of water-jetting were studied in relation to the dynamic and hydraulic behavior of the soil in order to determine the optimum combination of vibration hammers and water jets for various all parameters and soil conditions.

The results of this study can be applied to the planning of a variety of cell and pile driving situations.

Keywords: embedded steel plate cell, vibration driving, water jet, synchronized vibration hammers, sand compaction pile

1. ま え が き

根入れ式鋼板セル工法は1979年に実用化された工法で、あらかじめ加工した鋼板セルを同調運転させた数台のバイプロハンマーによって一気に海底地盤に打ち込み、中詰めを行った後セル間をアークで接続して護岸や岸壁を築造する工法である。この工法の施工実績はまだ少ないが、関西国際空港の空港島建設では外周護岸約11 kmのうち護岸延長1 790 mにわたって採用された。

当護岸においてはバイプロハンマーにウォータージェットを併用してセルの打設を行った。バイプロハンマーによる振動杭打ち工法やジェット併用工法は1950年代のソ連での実績以来¹⁾わが国を含め世界各国で急速に普及してきたが、バイプロハンマーの施工仕様やジェット併用時の仕様の決定に際しては、依然として従来の施工実績に基づいた経験則を主体にしているのが実情であり、理論的研究はほとんどなされていない。

本論文では、関西国際空港の空港島建設における根入れ式鋼板セル護岸の施工概要を述べたあと、バイプロハンマーによる振動貫入に対して振動諸元および地盤条件を用いたバイプロハンマーの出力算定式を提案し、同時にジェット併用時のバイプロハンマー出力の低減率算定式を導いた。さらに現場の施工記録をもとにセルの振動貫入特性やジェットの低減効果を調べ、上記算定式と実測値との対比を行い、算定式の有効性を確かめた。



写真—1 根入れ式鋼板セル護岸施工全景

* 正会員 工修 関西国際空港(株)建設事務所所長
(〒596 岸和田市大北町9-25)

** 正会員 東亜建設工業(株)大阪支店関西国際空港室
(〒550 大阪市西区鞠本町1-5-15)

*** 正会員 東亜建設工業(株)技術開発部
(〒102 千代田区四番町5)

**** 正会員 不動建設(株)特殊工法事業本部
(〒110 台東区台東1-2-1)

2. 根入れ式鋼板セル護岸の施工概要

関西国際空港の空港島建設における根入れ式鋼板セル護岸は、図-1に示すように北東部の連絡橋取付部を中心とする1790mであり、過去の施工実績と比べて、セルの大きさ・施工延長とも最大規模である。また本工事としては初めてウォータージェットが補助工法として用いられた。

(1) 施工概要

護岸の施工順序および標準断面図を図-2に示す。水深16.5~19.0mの海底地盤上に厚さ3m(海砂約1m)の上に山砂約2m)の敷砂を敷設したあと、層厚16~20mの沖積粘土層全層にわたってサンドコンパクションパイル(SCP)工法により改良率70%(砂杭直径2.0m, ピッチ□2.1m)の地盤改良を実施した。ここではSCP打設に伴う隆起地盤についても原地盤と同じ仕様で改良し、隆起土の有効利用を図られた。

このようなSCP改良地盤中に別途製作されたセル全69函を所定深さ-19.0mまで打設し、ただちに山砂による中詰めを行った。引続きアーク全136枚をセルのジョイント部に打設し、同様に中詰めを行った。

(2) 改良地盤の特性

原地盤は平均一軸圧縮強さ $q_u = 0.04 z$ (kgf/cm²) (z

: 海底面からの深さ, m)³⁾の沖積粘土層であるが、セル打設時の地盤はSCP工法で強制置換された改良地盤である。図-3は砂杭のチェックボーリング結果のうちセルの根入れ部分に担当する上部11mのN値分布を示したものである。改良地盤はおおむね深さz方向に増加傾向を示し、N値=1・z~5・zの範囲で分布しているが、ばらつきの原因としては杭間粘性土や敷砂(山砂)中の大粒径岩砕の影響などが考えられる。分布傾向をみるとN値=2・z~3・zの間に全データの約半分が集中しており、平均N値=2.5z程度の砂質地盤と考えられる。SCPによる護岸部の平均隆起高さは4.8mであり、従来の予測手法による予測隆起高さ2.8mを大きく越えている^{2),3)}。

(3) セルの打設

セルの打設装置は8台のバイプロハンマーが同調運転できるようにしたもので、その打設能力は護岸設計時の想定N値(敷砂層5, 隆起地盤10, 原地盤15)をもとに施工・積算マニュアルによる算定法および過去の施工実績を検討のうえ決定された。しかしセル打設が開始されたのち、SCP改良地盤が想定N値を上回り、そのうえ隆起高さが当初の予測値を大きく越え根入れ長の増大につながったことなどが原因で所定深さへの打設が困難となったため、その対策としてバイプロハンマー台数はそのままとし、ジェットをセル打設4函目から補助工法として併用することとした。ジェットは汚濁が拡散しないようにセル内側にジェット配管がなされ、ジェットノズル(口径4.5mm)がセル下端より20cm上方に約1.5m間隔で計48か所取り付けられた。セルの打設装置を図-4、表-1に示す。またバイプロハンマーおよびジェットなどセル打設能力に関する諸元を表-2に示

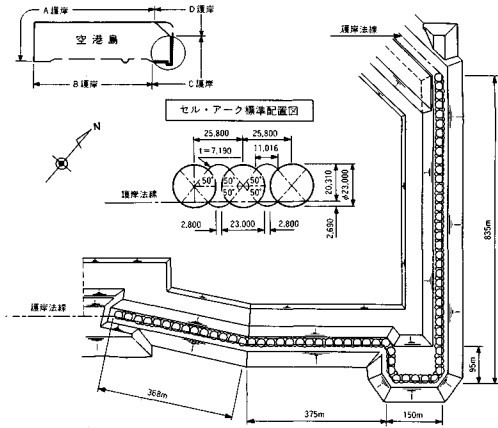


図-1 鋼板セル護岸(C護岸)位置図およびセル・アーク配置図

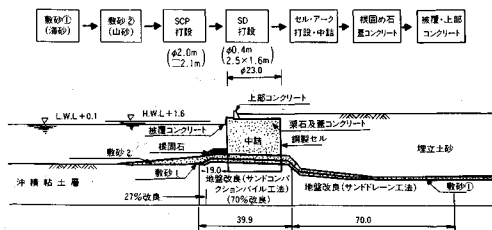


図-2 鋼板セル護岸(C護岸)標準断面図

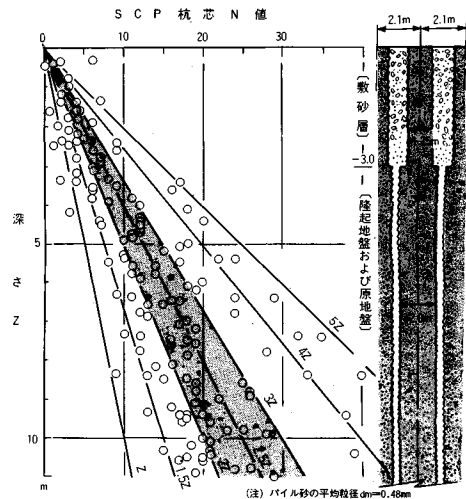


図-3 SCP改良地盤チェックボーリング結果

表一 打設装置の主要構成

機 種 名	仕 様	数 量
起 重 機	I-200-吊	1
パイプロハンマー	VM-2500A	8
油 圧 チャック	VM-4000用	24
電 機 機	500 KVA	8
モ ー タ	75 KVA	1
ベ ー ス リング	φ2.3m, 高形 幅1.2m, 高さ1.2m	1
高 圧 機	H鋼梁 (16角形)	1
ワーゲージェット	ジェットカッター SJ-125E 他	24

図一 セル本体打設装置姿図

表二 セル・アーク関係主要諸元

	種 元	セ ル		アーク	
		仕 様	重 量	仕 様	重 量
打 設 機	台 数 (n)	8 台	100.0tf	3 台	33.0tf
	中心モーメント (k _c)	15,000kgf-cm/台		15,000kgf-cm/台	
	回 転 数 (ω)	845cpm		845cpm	
	起 振 力 (P ₀)	120tf/台 × 8 台		120tf/台 × 3 台	
	定 檢 出 力 (W _a)	150kW/台		150kW/台	
	ワーゲージェット	台数・最大圧		24台、150kgf/cm ²	
振 動 機	シ ョ ッ ク	台 数	全16台 (大8、小8)	3 台	85.3tf
	アプソーパー	バネ定数 (k _a)	1,125,562.5kgf/cm台	1,125kgf/cm台	
	ベースリング	直径または長さ	φ23.0m	φ7.19m	
		高 さ ・ 幅	H1.2m, B1.2m	H1.0m, B1.2m	
セ ル アーク	直径 (φ) または長さ (L) ・ 高さ (H)	φ23.0m, H23.0m	209.0tf	φ12.449m, H23.0m	29.0tf
	肉厚 (t) ・ 先端部肉厚 (tp)	1.13mm, tp22mm		1.10mm, tp19mm	
	ジェットノズル数・ノズル径 (φ)	48本、φ4.5mm		8-10本、φ4.5mm	
要 算 計 (Q ₀)		394.3tf	100.0tf		

す⁴⁾。

セル打設中は、セルの位置、傾斜、打設深さ、貫入速度、パイプロハンマー出力などを計測管理しながらジェット圧力を適宜増減させた。またセルの打止め管理は打設完了直前にジェットを停止し、パイプロハンマーのみによって周辺地盤の締固めを数分間行った。

アークの打設については、セルの継手にアーク継手をはめ込んで建て込み、セルと同様パイプロハンマーとジェットの併用によって打設した。セル、アークの打設深さは隆起高さによって異なり8~13m、打設水深は6~11mであった。

3. パイプロハンマーによる振動貫入の理論的検討

振動杭打ち工法や根入れ式鋼板セル工法について述べた文献は工事報告を中心として数多くあるが、振動貫入機構に関するものはごくまれである。本章ではまず既往の知見について述べたあと、パイプロハンマーによる振動貫入に対し理論的検討を行い、新たにパイプロハンマー出力式を導く。

(1) 既往の知見

パイプロハンマーによるセルの貫入能力については施工積算マニュアル⁵⁾で「鋼板セルの大きさや根入れ長、海象条件、土質条件、工期・工費などを考慮し、適切な能力を算定して行う」とされており、パイプロハンマー使用台数決定のために以下の検討式が示されている。

$$a_0 \geq a', \quad P_0 > R_r, \quad Q_0 > R_p \dots \dots \dots (1)$$

$$R_r = \mu (N/5 \cdot l_s + c \cdot l_c) \cdot 2 \pi D$$

$$\mu = 0.05 + 0.95 \exp(-0.77 \eta_0) \sim \text{砂質土}$$

$$= 0.13 + 0.87 \exp(-0.77 \eta_0) \sim \text{粘性土} \dots \dots \dots (2)$$

$$\eta_0 = P_0 / Q_0, \quad P_0 = n \cdot p_0$$

$$R_p = 10 \alpha N A_p \exp(-2.06 I^{1/2}) \dots \dots \dots (3)$$

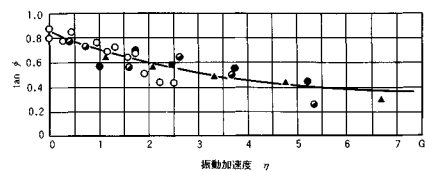
ここに、n:パイプロハンマー台数、P₀:パイプロハンマーの総起振力 (tf)、p₀:同1台当たり起振力 (tf)、Q:総振動重量 (tf)、a₀:パイプロハンマーの初期振幅 (m)、a':必要振幅 (=0.003 m)、R_r:振動時の周面摩擦 (tf)、R_p:振動時の先端抵抗 (tf)、μ:振動時の周面摩擦低減率、N:砂質土のN値、c:粘性土の粘着力 (tf/m²)、l_s、l_c:砂質土、粘性土それぞれの根入れ長 (m)、D:セル直径 (m)、A_p:セルの先端面積 (m²)、I:パイプロハンマーの力積 (tf・s)、η₀:セルの初期振動加速度 (G)、α:係数 (砂質土 α=4、粘性土 α=8)

上記検討式の基本は、①パイプロハンマーの総起振力がセルの動的摩擦抵抗を上回ること、②総振動重量がセルの動的先端抵抗を上回ること、③セルの振動振幅が必要振幅 (≒0.003 m) 以上であること、の3条件であり、周面摩擦力を主体とした検討となっている。

一般に、振動によって土の内部摩擦角・粘性抵抗力・間隙比などが影響を受け、その度合いが粘性土よりも非粘性土、特に砂に対して大であることはよく知られている。たとえば、D. D. Barkan は砂について、振動台を用いた実験で含水比や粒径を変えながら内部摩擦角の変化などを調べており、一例として振動加速度と振動時の内部摩擦角の関係を次式および図-5 で示している⁶⁾。

$$\tan \phi = (\tan \phi_{st} - \tan \phi_{\infty}) \exp(-b\eta) + \tan \phi_{\infty} \dots \dots \dots (4)$$

ここに、tan φ:振動時の内部摩擦係数
 tan φ_{st}:振動がないときの内部摩擦係数
 tan φ_∞:振動時の内部摩擦係数の下限値
 η:振動加速度 (G)



図一五 振動加速度と内部摩擦係数の関係⁶⁾

b ：係数（乾燥した中砂の場合 $b=0.23$ ）

振動時の周面摩擦低減率を $\mu = \tan \phi / \tan \phi_{st}$ と考えるとき、式（4）は式（2）の第2式と同様の式となる。

また、谷本は砂質土に対して実施した実験例を集め、振動加速度 η と内部摩擦係数比 $\tan \phi / \tan \phi_{st}$ の関係を整理し、それぞれの土に対し次のような一般式で表わされることを報告している⁷⁾。

$$\tan \phi / \tan \phi_{st} = a - b \cdot \log \eta \dots\dots\dots (5)$$

このほか、ソ連の文献では振動貫入時のバイプロハンマー出力および杭の貫入速度から杭の極限支持力を求める動的算定式が示されている⁸⁾。

（2）バイプロハンマーの出力

鋼板セル打設に関する振動モデルは図-6に示す3種類に区分される。この振動モデルを1質点・自由度1の振動方程式で一般化すると式（6）のようになる。

$$m\ddot{y} + c\dot{y} + ky = P \cdot \sin \omega t \dots\dots\dots (6)$$

上式の解は以下のとおりである。

$$y = \frac{P}{m} \cdot \frac{1}{\sqrt{(\omega^2 - \lambda_s^2)^2 + 4\gamma^2 \omega^2}} \cdot \sin(\omega t + \phi) \dots\dots\dots (7)$$

ただし、 $\lambda^2 = \lambda_0^2 + C_s \cdot \lambda_s^2$

$$\lambda_0^2 = k_0/m, \quad \lambda_s^2 = k_s/m$$

$$\gamma = c/(2m), \quad m = Q_0/g$$

$$\phi = \tan^{-1} \{ 2\omega\gamma / (\omega^2 - \lambda_s^2) \}$$

ここに、 m ：振動系の質量 (tf・s²/m)、 c ：減衰係数 (tf・s/m)、 P ：起振力 (tf)、 ω ：円振動数 (rad/s)、 t ：時間 (s)、 y ：鉛直方向の変位 (m)、 λ_0, λ_s ：ショックアップソーバーおよび地盤のばねによる固有振動数 (s⁻¹)、 k_0, k_s ：同ばね定数 (tf/m)、 γ ：粘性抵抗係数 (s⁻¹)、 Q_0 ：総振動重量 (tf)、 g ：重力加速度 (=9.8 m/s²)、 C_s ：補正係数

ここで式（7）を用いて、図-6における①の状態すなわちアイドリング時の振幅ならびに振動加速度を求めてみる。アイドリング状態では地盤の粘性抵抗係数 γ や地盤ばねの固有振動数 λ_s は無視されるから $P = P_0$ とおいて式（7）より次のように示される⁹⁾。

$$a_0 = \frac{gP_0}{(\omega_0^2 - \lambda_0^2)Q_0}, \quad \eta_0 = \frac{\omega_0^2 P_0}{(\omega_0^2 - \lambda_0^2)Q_0} \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 a_0 ：アイドリング時の振幅 (m)

η_0 ：アイドリング時の振動加速度 (G)

注1) セル打設時の地盤抵抗を R 、バイプロハンマーの出力増加に伴う地盤抵抗低減力を R_v とし、セルの貫入抵抗が減衰力 $c\dot{y}$ に等しいと仮定すると、 $c\dot{y} = R - R_v$ と表わせる。この式と式（7）を用いて振幅 a 、振動加速度 η を求めると、次式が導かれる。

$$a = g \sqrt{P^2 - (R - R_v)^2} / ((\omega^2 - \lambda_0^2)Q_0), \quad \eta = a\omega^2/g$$

上式はアイドリング時では $c=0$ より式（8）に一致する。一般に軟らかい地盤において、 η は根入れの増加に比べてほぼ一定の値である。これはバイプロハンマーの特性によるもので、 R の増加に応じて限界出力以内では出力が増加するよう挙動すると考えられる。

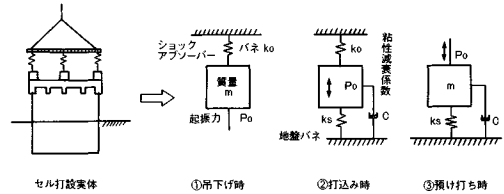


図-6 振動モデル

ω_0 ：アイドリング時の円振動数 (rad/s)

一般に振動打設時のバイプロハンマー出力 W (kW) は、アイドリング状態の出力 W_0 と根入れ増加に伴って変化する出力増分 ΔW の和として表わされる。さらにアイドリング時の出力は、総振動重量と平均振動速度の積で、また打設中の出力増分は、地盤抵抗 R と平均振動速度の積で表わされ、式（9）のようになる。

$$\left. \begin{aligned} W &= W_0 + \Delta W \\ W_0 &= 9.8 \cdot C_0 \cdot Q_0 \cdot a_0 \cdot \omega_0 / 2 \\ \Delta W &= 9.8 \cdot R \cdot a \cdot \omega / 2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

ここに、 C_0 ：バイプロハンマーの運転効率

セル打設中の円振動数 ω および振動加速度 η を、アイドリング時の値 ω_0, η_0 に対する変化率と考え、

$$\omega / \omega_0 = C_\omega, \quad \eta / \eta_0 = C_\eta \dots\dots\dots (10)$$

とすると、打設中およびアイドリング時の振幅 a, a_0 の関係は、式（10）を用いて次式で表わされる。

$$a / a_0 = C_\eta / C_\omega^2 \dots\dots\dots (11)$$

いま振動貫入中のバイプロハンマー出力を使用台数 n の平均値として $W, W_0, \Delta W$ を考え、式（8）～式（11）より求めると次のように表わされる。

$$\left. \begin{aligned} W &= W_0 + \Delta W \\ W_0 &= C_0 \cdot \frac{9.8 g \omega_0}{2(\omega_0^2 - \lambda_0^2)} \cdot \frac{P_0}{n} \\ \Delta W &= \frac{C_\eta}{C_\omega} \cdot \frac{9.8 g \omega_0}{2(\omega_0^2 - \lambda_0^2)} \cdot \frac{P_0}{Q_0} \cdot \frac{1}{n} \cdot R \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (12)$$

上式よりバイプロハンマー出力 W が、地盤の動的貫入抵抗 R と、打設中の円振動数ならびに振動加速度の変化率 C_ω, C_η に支配されることがわかる。

（3）地盤の貫入抵抗

セル打設時の地盤条件として N 値を考え、海底地盤面 ($z=0$ m) の N 値を N_0 、深さ 1 m ごとに m の割合で増加する地盤を想定し、

$$N = mz + N_0 \dots\dots\dots (13)$$

とする。次に周面摩擦、先端抵抗それぞれについて振動による低減率を μ_{wf}, μ_{fp} 、ジェットによる低減率を μ_{wf}, μ_{wp} とすると、セル打設時の地盤の貫入抵抗 R は $R_f + R_p$ より次式で表わされる。

$$R = \mu_{wf} \cdot \mu_{fp} \cdot R_f + \mu_{wp} \cdot \mu_{fp} \cdot R_p \dots\dots\dots (14)$$

ここに、 R_f, R_p ：打設時の周面摩擦、先端抵抗 (tf)

R'_f, R'_p : 静的周面摩擦, 静的先端抵抗 (tf)

ここで R'_f はセルの内外接触面積 A_f に働き, R'_p はセル先端肉厚 t_p の面積 A_p に働くものとする. R'_f および R'_p を N 値との関連でどう表わすかが問題となるが, ここでは静的支持力を便宜上, $R'_f = 1/5 N \cdot A_f$ および $R'_p = 30 N \cdot A_p$ とした場合を考えるものとする. この場合, 砂質地盤の貫入抵抗は次式で表わされる.

$$R = \mu_{wf}\mu_{f'} \cdot 1/5 \cdot \pi Dz(mz + 2 \cdot N_0) + \mu_{wp}\mu_{p'} \cdot 30 \cdot \pi D t_p(mz + N_0) \dots (15)$$

関西国際空港における平均的地盤条件 $N = 2.5 z$, セル諸元 $D = 23 \text{ m}$, $t_p = 0.022 \text{ m}$ の場合, 上式は

$$R = \mu_{wf}\mu_{f'} \cdot 36.1 z^2 + \mu_{wp}\mu_{p'} \cdot 119 z \dots (15)'$$

のように求められる.

(4) 振動による低減率

振動による低減率については, 土の動的な強度・変形特性に関する影響因子が多様多様であり, 低減率を一般的な形で表現することは容易ではない. 式(2)の第2式が現在用いられているが, 今後, Barkan や谷本による関係式(4), (5)などをふまえた研究ならびに実績の積み重ねが必要と思われる.

4. ウォータージェットによる低減効果の理論的検討

杭の振動貫入においてジェットを併用した事例は多いが, ジェットの効果やメカニズムについて定量的に研究した文献はきわめて少ない. 本章では, ジェットの低減効果をセル先端部の切崩し現象によるものと, セル周面部の洗掘効果によるものに分け, 前者は鉛直ジェットによる海底土砂の切崩し実験の成果⁹⁾, 後者はフィルダムの洗掘に関する限界流速理論¹⁰⁾をもとに考察・検討を加える. こうした低減率の考え方を図-7に示す.

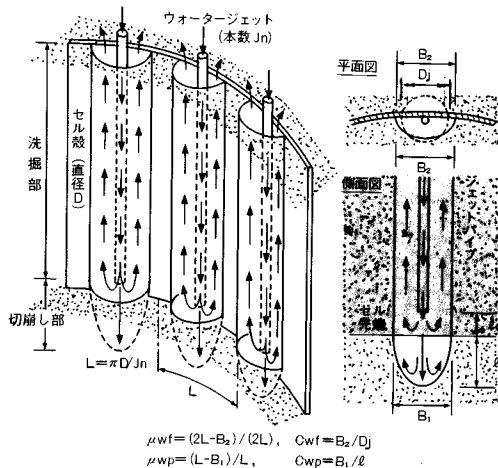


図-7 ジェットによる低減率概念図

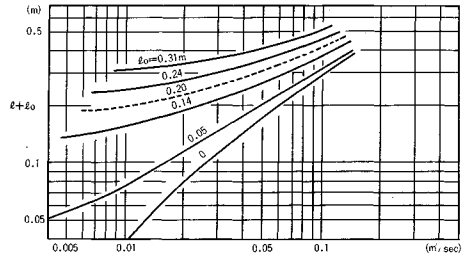


図-8 ジェットによる砂の切崩し実験結果⁹⁾

(1) 切崩し実験式による先端抵抗低減率

図-8中の実線は文献9)による砂の三次元切崩し実験結果を示す. また破線は実験結果の各パラメーターをもとに今回のセル打設におけるジェットノズル位置20 cmのケースを内挿したものである. 図-8より実験式(16)を求めノズル位置20 cmの場合の近似式を求めてみる.

$$l + l_0 = a\nu^{1/3}(b_j V_j)^{2/3} / (g d_m)^{1/2} - b \dots (16)$$

ここに, l : セル先端からのジェット切崩し深さ (m)

l_0 : セル先端上方のノズル位置 (= 0.2 m)

ν : 水の動粘性係数 (= $10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$)

b_j : ジェットノズル径 (m)

V_j : ジェットの噴出速度 (m/s)

d_m : 砂の平均粒径 (m)

g : 重力加速度 (= 9.8 m/s^2)

$$\therefore l = 11.36 \cdot \nu^{1/3} (b_j V_j)^{2/3} / (g d_m)^{1/2} - 0.07 \dots (16)'$$

ジェットによる先端抵抗低減率 μ_{wp} を次式で定義する.

$$\mu_{wp} = 1 - J_n \cdot B_1 / (\pi D) = 1 - C_{wp} J_n \cdot l / (\pi D) \dots (17)$$

ここに, J_n : ジェットノズル数

B_1 : ノズル1本当たりの切崩し幅 (m)

C_{wp} : ジェットによる切崩し深さに対するセル先端部の切崩し幅の比(切削形状係数とよぶ)

さらにジェットノズル1本当たりの噴出流量 Q_j (l/min) を噴出速度 V_j のかわりに用いると, 式(16)'より

$$\mu_{wp} = 1 - C_{wp} \left[2.78 \times 10^{-5} \cdot \frac{J_n Q_j^{2/3}}{\pi D d_m^{1/3} b_j^{2/3}} - 0.07 J_n / (\pi D) \right] \dots (18)$$

となり, 式(18)に今回の施工諸元 ($D = 23 \text{ m}$, $J_n = 48$ 本, $d_m = 0.48 \times 10^{-3} \text{ m}$, $b_j = 4.5 \times 10^{-3} \text{ m}$)を代入すると下式が得られる.

$$\mu_{wp} = 1 - 0.0309 \cdot C_{wp} \cdot Q_j^{2/3} \dots (18)'$$

(2) 洗掘理論式による周面摩擦低減率

文献10)によるとさまざまな粒径の粒子が動く場合の限界流速 V_c は式(19)および図-9で与えられている.

$$V_c = [2/3 \cdot (G_s - 1) \cdot d_m \cdot g]^{1/2} \dots (19)$$

ここに, G_s : 土粒子比重

ジェット水流により形成される洗掘形状を直径 D_j の円

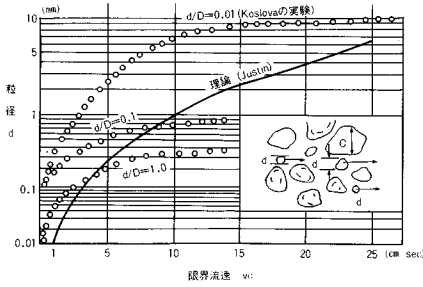


図-9 粒径に応じた限界流速¹⁰⁾

形とし、限界流速 V_c をノズル 1 本当たりの噴出水量 Q_j (l/min) で表わすと、

$$D_j = 0.0051 \{(G_s - 1) d_m \cdot g\}^{-1/4} Q_j^{1/2} \dots\dots\dots (20)$$

となる。ここで、ジェットによる周面摩擦低減率 μ_{wf} を式 (21) で定義すると式 (22) が得られる。

$$\mu_{wf} = 1 - J_n \cdot B_2 / (2 \pi D) = 1 - C_{wf} J_n \cdot D_j / (2 \pi D) \dots\dots\dots (21)$$

ここに、 B_2 ：ジェット水流 1 本当たりの洗掘幅 (m)
 C_{wf} ：ジェット水流によるセル洗掘幅と同面積の円形洗掘直径 D_j の比 (洗掘形状係数とよぶ)

$$\therefore \mu_{wf} = 1 - C_{wf} \cdot \frac{0.0025 J_n Q_j^{1/2}}{\pi D \{(G_s - 1) d_m g\}^{1/4}} \dots\dots\dots (22)$$

今回の施工諸元および $G_s = 2.65$, $d_m = 0.48 \times 10^{-3}$ m を式 (22) に代入すると下式が得られる。

$$\mu_{wf} = 1 - 0.0057 \cdot C_{wf} \cdot Q_j^{1/2} \dots\dots\dots (22)'$$

(3) アイドリング時のパイプロハンマー出力

アイドリング状態のパイプロハンマー出力 W_0 は、式 (12) の第 2 式より求められる。ジェットを併用する場合水中での噴射反力などにより一部の出力が低減すると考えられるが、この場合のアイドリング出力 W_{w0} を、ジェットの影響を受け出力変動する項と、影響を受けない出力一定の項の和として次式で表わす。

$$W_{w0} = \beta \cdot \mu_w + (1 - \beta) W_0 \dots\dots\dots (23)$$

ここに、 β ：ジェットの影響を受ける出力割合 (ジェット影響率とよぶ)

μ_w ：ジェットによるアイドリング出力低減率

今回の解析においては、ジェット流量のみ l/min 単位を便宜上使い、出力は消費電力 kW 単位、その他は tf, m, s 単位を用いた。

5. 鋼板セル打設記録の解析

本章では 3., 4. の理論的検討で得られた諸係数やその特性を関西国際空港の現場での打設記録より検討解析し、その結果をふまえ算定式と実測値の対比を行った。

関西国際空港で打設した鋼板セル全 69 函のうち、パイプロハンマーのみで打設したのは 3 函 (セル No. 69~67) であり、ジェットを併用しかつノズル位置がセル先

端より 20 cm 上方のものが 59 函であった。そのため打設記録の解析は上記 62 函を対象とした。記録項目は、パイプロハンマー出力 W 、振動数 ω 、打設深さ z 、貫入速度 v 、ジェット圧力 p および流量 Q 、吊り荷重としてセルの傾斜 (2 方向) の 8 項目であった。

(1) アイドリング出力

打設記録よりジェットを併用しないセル 3 函のアイドリング出力は、 $W_0 = 53$ kW であった。これから当現場におけるパイプロハンマーの運転効率 C_0 を式 (12) および表-2 の施工諸元より求めると、次の値となる。

$$C_0 = 0.81 \dots\dots\dots (24)$$

一方、ジェット併用時のアイドリング出力 W_{w0} とジェット総流量 Q の関係は図-10 で示される。これらデータの双曲線近似を行うと、

$$W_{w0} = 15 \times 1750 / (Q + 1750) + 38$$

となり、当現場におけるジェット影響率 β およびアイドリング出力低減率 μ_w は以下のように求められる。

$$\left. \begin{aligned} \beta &= 0.283 \\ \mu_w &= 1750 / (Q + 1750) \text{ または } 36.5 / (Q_j + 36.5) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (25)$$

(2) 周面摩擦と先端抵抗

セル打設中に傾斜修正のためにいったん引抜き再貫入させたデータから、引抜き時と直前の貫入時のジェット流量が同じものを抽出して、図-11 のように [貫入時出力-アイドリング出力] が周面摩擦と先端抵抗の和に相当、同じ深さにおける [貫入時出力-引抜き時出力] が先端抵抗に相当するものと考え解析を実施した。

図-12 はこの解析結果からパイプロハンマー出力 W 中に占めるアイドリング出力 W_0 、周面摩擦相当出力 W_f 、先端抵抗出力 W_p の割合すなわち W_0/W , W_f/W , W_p/W を打設深さについて調べたものである。実線および破線はジェット併用時の上記割合の分布および平均値をそれぞれ示す。

比較のために打設深さ 7 m 付近の出力内訳 ($W_0 : W_f : W_p$) をみると、ジェットを併用しない場合 25 : 60 :

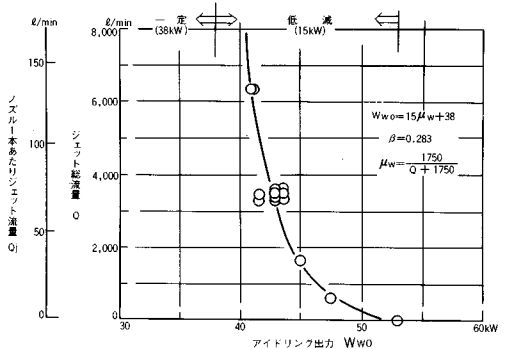


図-10 ジェット流量とアイドリング出力の関係

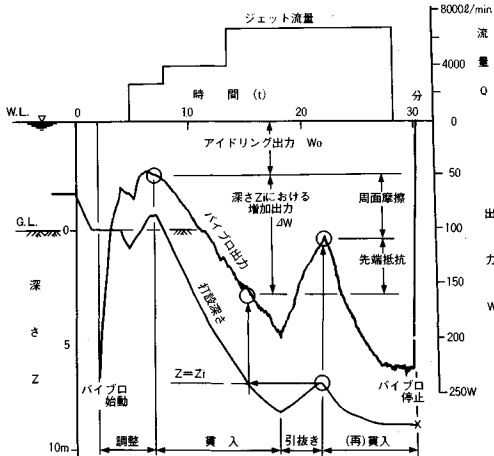


図-11 セル打設記録解析例

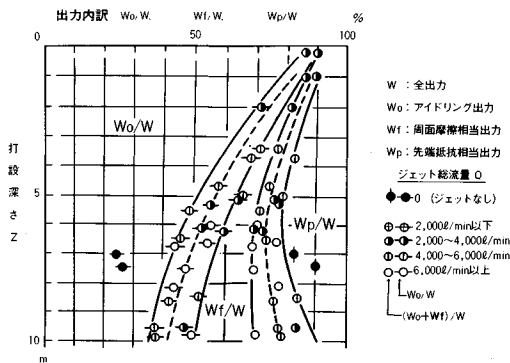


図-12 ジェット併用時の出力内訳

15程度であったのに対し、併用の場合は50:25:25程度であり、周面摩擦が先端抵抗とほぼ同じ程度にまで低減している。ジェット併用によって周面摩擦がより大きく低減していることがわかる。

(3) 円振動数, 振動加速度の変化

セル体や杭体の貫入抵抗の増大に伴いパイプロハンマーの振動数が減少することは経験的に知られているが、今回の記録よりジェット併用のないセル3函について、式(15)と同様の考え方で求めた静的支持力 $R' (=R'_f + R'_p)$ と円振動数 ω との関係をもとに図-13に示し、その分布範囲と平均値を併示した。この場合の地盤条件は平均 N 値=2.5zとし、アイドリング時円振動数は $\omega_0 = 88.5 \text{ rad/s}$ とした。図-13より円振動数変化率 C_ω を求めると下式のようになり、円振動数はアイドリング時より最大5%程度の減少であった。

$$\omega = 88.5 - 0.0016 \cdot R'$$

$$\therefore C_\omega = 1 - 1.8 \times 10^{-5} \cdot R' \dots \dots \dots (26)$$

ただし、 $R' = 1/5 \cdot \pi D z (m z + 2 \cdot N_0) + 30 \cdot \pi D t_p (m z + N_0)$
 なお、振動加速度は今回実測されなかったが他現場(東

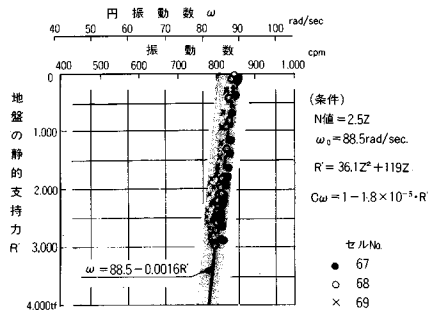


図-13 振動数と静的貫入抵抗の関係

京湾10号地・砂質地盤)で得られた実測値では下式のように多少のばらつきはあるが、ほぼ一定の値と考えてよいと思われる¹¹⁾。今回の解析では $C_n = 1.0$ とした。

$$C_n = 0.9 \sim 1.1 \text{ (平均 } C_n = 1.0) \dots \dots \dots (27)$$

(4) 振動による低減率

前節と同様ジェット併用のないセル3函について、パイプロハンマー出力式(12)に式(26)、(27)の値および今回の施工諸元、地盤条件(平均 $N = 2.5z$)を代入して振動による低減率 μ_f, μ_p を求める。

$$\Delta W = \frac{1.0}{1 - 1.8 \times 10^{-5} R'} \cdot \frac{9.8 \times 9.8 \times 88.5}{2 \times (88.5^2 - 33.6)} \cdot \frac{960}{394.3} \cdot \frac{1}{8} \cdot R$$

式(15)'において、ジェットを使用しないため $\mu_{wf} = 1.0, \mu_{wp} = 1.0$ とすると、

$$R = \mu_f \cdot 36.1 z^2 + \mu_p \cdot 119 z$$

$$R' = 36.1 z^2 + 119 z \dots \dots \dots (28)$$

となる。一方、セル3函の施工記録より深さ $z = 7.25 \text{ m}$ における周面摩擦相当出力 $W_f = 121 \text{ kW}$ 、先端抵抗相当出力 $W_p = 31 \text{ kW}$ の平均実測値を上記3式にあてはめて振動による低減率 μ_f および μ_p を求める。

$$\left. \begin{aligned} \text{振動による周面摩擦低減率 } \mu_f &= 0.363 \\ \text{振動による先端抵抗低減率 } \mu_p &= 0.204 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (29)$$

なお式(2)より得られる低減率は $\mu = 0.196$ であった。

以上の記録解析結果より、ジェット併用のない場合のパイプロハンマー出力 W_v は今回の施工諸元および地盤条件の場合、式(12)、(15)より次式のように表される。

$$W_v = 53 + \frac{0.166}{1 - 1.8 \times 10^{-5} R'} \cdot R \dots \dots \dots (30)$$

ただし、 $R = 5.24 m z^2 + 9.72 m z$

$$R' = 14.4 m z^2 + 47.7 m z$$

(5) ウォータージェットによる低減率

a) ジェットによる出力低減特性

ジェット併用時の出力低減特性をみるために、ジェットを併用した59函の実測出力分布より深さごとに中央値 W_M を求め、式(30)による出力 W_v との比 W_M/W_v とジェット流量 Q との関係調べた。図-14に示すよ

うに、出力比 W_M/W_V はジェット流量 Q の増大に従い減少していくが、その減少度合は打設深さが大きくなるほど顕著であることがわかる。この傾向は次式のような近似式で与えられるが、右辺は式(25)第2式に一致する⁴⁾。

$$(W_M - 38)/(W_V - 38) = 1750/(Q + 1750) \dots \dots \dots (31)$$

b) ジェットによる低減率の分布

ジェットを併用したセル打設記録のうち打設途中に引き抜いた全23例について、引き抜き地点の地盤 N 値 = mz を逆算し、 m, z に対応する出力実測値 W と、式(30)より求めたジェットを併用しない場合の出力計算値 W_V との比を周面摩擦 μ_{wf} 、先端抵抗 μ_{wp} それぞれについて求めた。その結果は図-15 に示すとおりである。

ジェット流量 $Q_j \geq 80$ l/min ($Q \geq 3840$ l/min) の場合、図-15 中に実線でその分布範囲が示されている。周面摩擦低減率は $\mu_{wf} = 0.1 \sim 0.2$ 、先端抵抗低減率は $\mu_{wp} = 0.4 \sim 0.8$ であり、周面摩擦の低減効果の方が大である。先端抵抗低減率の値についてはジェットノズルの取付け位置 20 cm が影響していると思われる。

c) 洗掘形状係数

前記の方法で得られたジェットによる周面摩擦低減率 μ_{wf} とジェット流量 Q_j を用いて、式(22)より洗掘形状係数 C_{wr} が求められる。このようにして算出された洗掘形状係数 C_{wr} と地盤の静的周面摩擦 $R'_f (=14.4 mz^2)$ との関係を図-16 に示す。

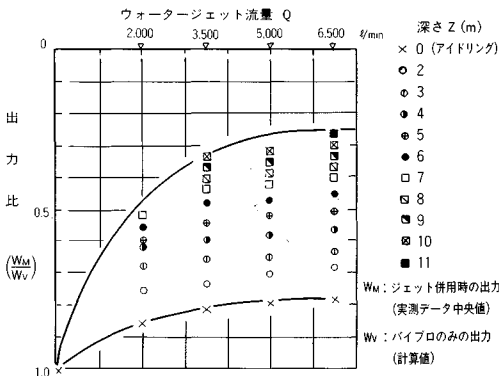


図-14 ジェット併用有無による出力比

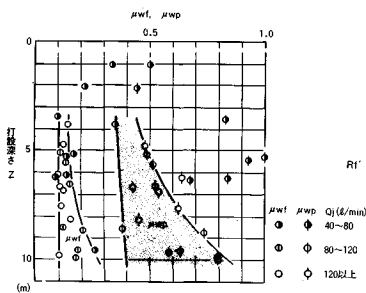


図-15 ジェットによる低減率の分布

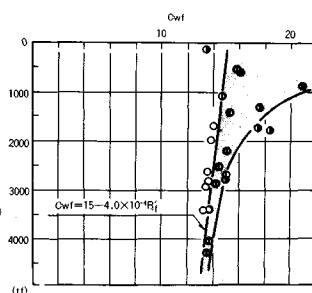


図-16 洗掘形状係数(周面摩擦)

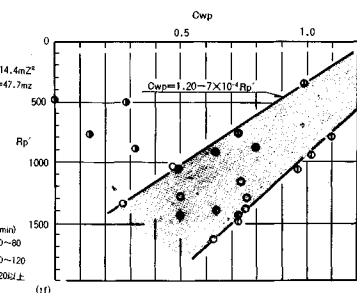


図-17 切削形状係数(先端抵抗)

洗掘形状係数 C_{wr} は前述したようにジェットノズル1本ごとにジェット水流によってセルに沿って形成される洗掘断面の扁平の度合を示すものである。洗掘形状係数 C_{wr} は、図-16 中の実線で示す範囲に分布しており、ジェット流量にかかわらず、打設深さが増大し静的周面摩擦 R'_f が増加するに従い減少の傾向を示す。その傾向は図-16 より次式のように表わされる。

$$C_{wr} \geq 15 - 4.0 \times 10^{-4} \cdot R'_f \dots \dots \dots (32)$$

d) 切削形状係数

同様にしてジェットによる先端抵抗低減率 μ_{wp} とジェットノズル1本当たりのジェット流量 Q_j を用い式(18)'より切削形状係数 C_{wp} が求められる。図-17 は切削形状係数 C_{wp} と地盤の静的先端抵抗 $R'_p (=47.7 mz)$ の関係を示したものである。切削形状係数は、洗掘形状係数に比べてばらつきが大であるが、その中でジェット流量 $Q_j \geq 80$ l/min についてみると、図-17 の実線で示されるように切削形状係数は打設深さが増大し、静的先端抵抗の増加に伴い急激に減少していく。その傾向は図-17 より次式のように表わされる。

$$C_{wp} \geq 1.2 - 7.0 \times 10^{-4} \cdot R'_p \dots \dots \dots (33)$$

(6) パイプロハンマー出力式

ジェット併用時のパイプロハンマー出力は実験的には式(31)を用いて求められるが、ここではより一般的なパイプロハンマー出力算定式を示し、さらに今回の施工諸元ならびに地盤条件の場合の出力式を、これまでの解析結果をベースに求めてみる。

パイプロハンマー出力算定式は、式(12)、(14)、(23)を総合して次式で表わされる。

$$W = \{\beta \mu_w + (1 - \beta)\} C_0 \cdot \frac{9.8 g \omega_0}{2(\omega_0^2 - \lambda_0^2)} \cdot \frac{P_0}{n} + \frac{C_n}{C_w} \cdot \frac{9.8 g \omega_0}{2(\omega_0^2 - \lambda_0^2)} \cdot \frac{P_0}{Q_0} \cdot \frac{1}{n} (\mu_{wf} \mu_{wr} R'_f + \mu_{wp} \mu_{wp} R'_p) \dots \dots \dots (34)$$

ただし、 $R'_f = 1/5 \cdot \pi D z (mz + 2 \cdot N_0)$

$$R'_p = 30 \cdot \pi D t_p (mz + N_0)$$

式(34)に当現場の施工諸元、地盤条件 N 値 = mz および今回の解析結果を適用すると以下のように示される。

$$W \leq \left(38 + \frac{547.5}{Q_j + 36.5} \right) + \frac{0.166}{1 - 1.8 \times 10^{-5} (R'_j + R'_p)} \cdot [1 - 0.0057 (15 - 4.0 \times 10^{-4} R'_j) Q_j^{2/3} \mu_f R'_j + 1 - 0.0309 (1.2 - 7.0 \times 10^{-4} R'_p) Q_j^{2/3} \mu_p R'_p] \dots (34)'$$

ただし、 $\mu_f = 0.363$, $\mu_p = 0.204$

$$R'_j = 14.4 \text{ m}\cdot\text{z}^2, \quad R'_p = 47.7 \text{ m}\cdot\text{z}$$

当然のことながらジェットを併用しない場合、すなわち $Q_j = 0$ の場合、式 (34)' は式 (30) に一致する。

(7) バイプロハンマー出力式と実測値との対比

図-18 はジェット併用のないセル3函について、バイプロハンマー出力式 (30) と実測値との対比である。実測値は平均地盤 N 値 = 2.5 z を中心に $2.0 \text{ z} \sim 3.0 \text{ z}$ の出力計算値の範囲内で分布しており、比較的良好な相関性を示している。図-18には参考のために N 値 = 2.0 z の場合のバイプロハンマー出力内訳すなわちアイドリグ出力 W_a 、周面摩擦相当出力 W_f および先端抵抗相当出力 W_p の計算結果を併示した。

また図-19 はジェット併用のセル59函について、バイプロハンマー出力式 (34)' を用い、平均地盤 N 値 = 2.5 z としたときのバイプロハンマー出力上限値と実測値との対比である。実測値は、地盤 N 値の分布 (N 値 = $1.0 \text{ z} \sim 5.0 \text{ z}$) に起因すると考えられるばらつきは認められるが、図-18と同様良好な相関性を示している。

今回用いたバイプロハンマーの定格出力は 150 kW であるが、実測最大出力は 230 kW であり、バイプロハンマーの限界出力は定格出力の 1.5 倍程度と考えられる。

(8) 記録解析結果の要約

(1)~(7) の結果を要約すると以下ようになる。

① 当現場におけるバイプロハンマー8台の運転効率は $C_0 = 0.81$ であった。また円振動数は打設深さの増大に従い減少するが、当現場ではアイドリグ時より最大

5% 減少した。

② バイプロハンマー出力はジェット併用のない場合で最大出力 230 kW を記録した。限界出力は定格出力 150 kW の約 1.5 倍と考えられる。

③ バイプロハンマーの出力内訳 (アイドリグ出力 : 周面摩擦相当出力 : 先端抵抗相当出力) をジェットを併用しない場合で出力内訳の得られた唯一のデータである打設深さ 7 m 付近で比較すると、併用しない場合 $25 : 60 : 15$ 程度に対し、併用の場合同じ深さでは $50 : 25 : 25$ 程度であり、ジェット併用により周面摩擦の低減度合が大である。

④ ジェット併用時のバイプロハンマー出力は、アイドリグ出力の一部および増加出力が低減するが、併用しない場合の出力に対し、たとえば打設深さ 7 m 付近の場合、ジェット総流量 2000 l/min で 50% 程度、 4000 l/min 以上では 40% 程度の値である。また深さの増大に伴い、低減の度合も大きくなる。

⑤ 振動およびジェットによる低減率を上記と同じく打設深さ 7 m 付近でみると：

1) 振動による低減率は周面摩擦低減率 $\mu_f = 0.363$ 、先端抵抗低減率 $\mu_p = 0.204$ であった。

2) ジェットによる低減率はジェットノズル1本当たり流量 80 l/min (総流量約 4000 l/min) 以上の場合、周面摩擦低減率 $\mu_{wf} = 0.1 \sim 0.2$ 、先端抵抗低減率 $\mu_{wp} = 0.4 \sim 0.6$ 程度であったが、低減率算定式で用いた洗掘形状係数は $C_{wf} = 14 \sim 15$ 、切削形状係数は $C_{wp} = 0.6 \sim 1.0$ であった。

⑥ バイプロハンマー出力式は、ジェットを併用しない場合において改良地盤平均 N 値 = 2.5 z を中心に出力実測値と良好な相関性を示した。またジェット併用の場合、上記出力式と現場で得られた低減率算定式との組合せにより出力実測値と良好な相関がみられた。

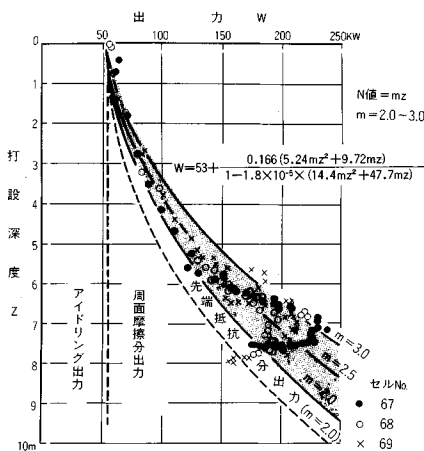


図-18 バイプロハンマー出力結果と出力式の対比

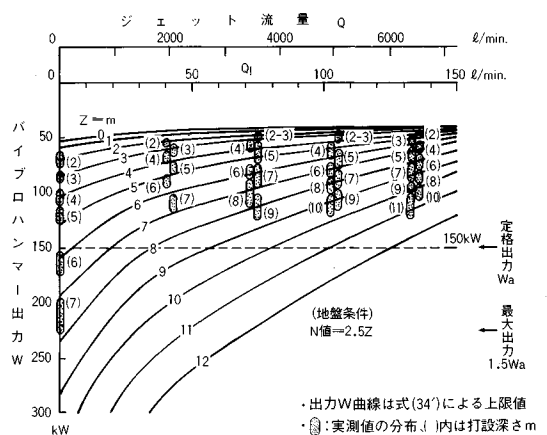


図-19 セル打設時の出力とジェット流量の関係

⑦ パイプロハンマー出力式を用いて、根入れ式鋼板セル工法における打設能力の検討やジェット併用の必要性さらに必要機械諸元を決定することが可能であり、また一般の振動杭打ち工法などにも応用できると思われる。

6. ジェット併用時の地盤への影響

ジェットによるセル打設地盤の乱れの有無を調べるために、ジェット併用の打設セル (No.66) に対しセル殻内側5か所でセル中詰後に標準貫入試験を実施した。セル打設前の地盤 N 値に中詰土の荷重を考慮した推定換算 N 値と、上記標準貫入試験結果との対比を行ったが、ジェット併用による地盤の乱れや強度低下はあまりみられず、むしろ N 値の増大傾向が認められた^{3),4)}。

これは、セルが所定の打設深さに到達する直前に、ジェットを停止し、数分間パイプロハンマーのみによる打設によりセルの打止め管理を実施したことにより、セル殻周辺地盤の締固めに寄与したと考えられる。

7. ま と め

関西国際空港の空港島で採用された根入れ式鋼板セル護岸工事のセル打設において採取された施工記録をもとに、パイプロハンマーによる振動貫入特性やジェット併用による低減効果など施工性に重点をおいた研究を実施し、実測結果を主体に新しく導いた関係式について検討した。本論文の内容について以下にまとめる。

(1) セル打設時のパイプロハンマー出力は、施工装置諸元、地盤の動的貫入抵抗、施工中の振動数変化率および振動加速度の変化率より構成される出力式で求められ、実測値と良く一致した。地盤の動的貫入抵抗は N 値を用いた地盤の支持力公式の周面摩擦、先端抵抗それぞれに振動による低減率およびジェットによる低減率を乗じて求められる。

(2) このうちジェットによる低減率に関しては、さらに低減率の一般化を考え、セル周面地盤の洗掘効果、セル先端地盤の切削効果を考慮した算定式を導き、その中で用いられている係数を施工記録より求めた。

(3) 新しく提案したパイプロハンマー出力式およびジェットによる低減率算定式は、出力実測値と良い相関がみられた。この結果根入れ式鋼板セル工法に限らず一般の振動杭打ち工法などの打設能力の検討や施工機械の選定に有効であると思われる。

(4) ジェット使用によるセル打設地盤の乱れ等についてはセル打設終了直前にジェットを停止し、パイプロ

ハンマーのみによる振動締固めを行うことにより対処することができた。

なお、本論文では関西国際空港における施工記録を用いて出力算定式に対する解析を実施したが、今後さらに他現場のデータにより出力算定式の検証を重ねる必要がある。また、地盤(粘性土を含む)の振動による低減率の定量的取扱いやジェット併用時のアイドリング特性などについてもさらに研究を進める必要がある。

今後、本論文の成果を応用発展させることにより、振動杭打ち工法などにおける杭体やセル体打設時の地盤強度の推定に利用できる可能性を有している。

謝 辞：本論文とりまとめに際し、関西国際空港(株)建設事務所ならびに東亜・不動・清水・国土総合建設工事共同企業体の諸氏に協力を賜った。また工事遂行にあたっては関西国際空港(株)の小野文雄・元工事長に尽力いただいた。ここに記して謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 仮設鋼矢板施工ハンドブック, (社)日本建設機械化協会, p.185, 1972.
- 2) 前田 進・高井俊郎・福手 勲: サンドコンパクションパイルの大規模施工に伴う隆起地盤の形状と物性, 土木学会論文集, 第403号/VI-10, pp.55~63, 1989.3.
- 3) 高井俊郎・今野建太郎・中村正邦・田村吉輝・多田邦夫: サンドコンパクションパイル工法による地盤改良—関西国際空港鋼板セル護岸および直立消波ケーソン護岸—, 昭和63年度施工技術報告会, 土木学会関西支部ほか.
- 4) 高井俊郎・小野文雄・今野建太郎・中村正邦: 関西国際空港における根入れ式鋼板セル護岸の施工について, 第13回海洋開発シンポジウム, 土木学会, 1988.
- 5) 根入れ式鋼板セル工法 施工・積算マニュアル, 根入れ式鋼板セル協会, pp.40~46, 1984.8.
- 6) Barkan, D. D.: Dynamics of Bases and Foundations, McGraw-Hill, pp.55~75, 1960.
- 7) 谷本喜一・柴田 徹: 土の動的性質, 基礎工学ハンドブック, 朝倉書店, 1965.
- 8) 忠平健一: ソ連式振動杭打ち工法, 新しい基礎工法, 増補版, 近代図書, pp.78~91, 1969.2.
- 9) 松田 任・岩田尚生: ジェット掘削に関する研究(その1)鉛直ジェットによる海底土砂の切崩しについて, 港湾技術研究所報告, Vol.3, No.5, 運輸省港湾技術研究所, 1964.11.
- 10) 土質工学ハンドブック, 第27章 フィルダム, 土質工学会, 1983.7.
- 11) 荻野秀雄・高瀬幸紀・梶岡保夫: 根入れ式鋼板セル施工実験, 土木学会第35回年次学術講演会講演概要集, 第3部, pp.404~405, 1980.

(1989.6.19・受付)