

# 重錘落下締固め工法の遠心模型実験 — 重錘貫入量と地盤変形 —

高田直俊\*・大島昭彦\*\*・池田通陽\*\*\*・  
竹内 功\*\*\*\*

重錘落下締固め工法における重錘の地盤への貫入量に与える影響要因とその水準、および重錘打撃による地盤変形の様子を遠心模型実験によってパラメトリックに調べた。地盤は直径 30 cm、高さ 20 cm の半円柱で、遠心加速度 75 g 場で中央を打撃する軸対称模型である。この実験から重錘貫入量は重錘運動量と打撃回数の平方根に比例し、重錘底面積に反比例した。また地盤変形は打撃孔底から球根状に生じ、密度増加域は打撃回数の平方根に比例するように拡がった。

**Key Words** : compaction, heavy tamping, centrifuge model, ground deformation, sandy ground

## 1. はじめに

重錘を落下させて地盤を締固める方法は、既に 1936 年に W. Loos<sup>1)</sup> が数トンの重錘を機械で落下させる方法で行い、重錘質量と締固め効果を報告している。この工法で打撃エネルギーを増大させ、地盤情報に基づく効率的な大規模地盤改良工法に発展させたのがフランスの L. Menard<sup>2)</sup> である。開発当初は岩砕盛土、砂地盤などの粗粒土を対象にし、重錘落下締固め工法 (Heavy Tamping) と呼ばれていたが、その後細粒土地盤にも効果があるとして動圧密工法 (Dynamic Consolidation) と呼ばれるようになった。日本には 1973 年に技術導入され、砂・礫質地盤、岩屑盛土、最近では産業廃棄物埋立地の地盤改良に多数用いられている。

この工法による締固めのメカニズムや地盤改良に対する打撃効率、現在においても必ずしも明確でないので、設計は実績に基づく経験則から行われ、また段階的に施工し、地盤の沈下量測定、サウンディングや埋設計器による観測結果をもとに、改良度を確認しながら施工を進める手法が採られている。この工法の締固めメカニズム究明に、室内試験も試みられているが、その結果を現場に生かせるまでには至っていない。

本研究で用いる遠心模型実験は、小型模型を原型と同じ応力状態で行えるので、原型と同じ地盤挙動の再現が期待できる。また小型模型実験は条件を精度良く規定して数多く行えるので、要因分析に適している。筆者らは、これまでにこの工法の遠心模型実験手法を開発し、相似則の成立を「Modelling of Models」の手法で確認し、

重錘落下による動的貫入と静的貫入における地盤変形の違いについて報告している<sup>3)~5)</sup>。また実際の現場をシミュレートした遠心模型実験から、地盤の圧縮量や地盤変形がほぼ実物と対応することも報告している<sup>6)</sup>。

本論文では、重錘の地盤への貫入量に与える重錘質量、落下高、打撃回数、重錘底面積などの打撃仕様による影響とその水準を、次いで重錘の打撃貫入による地盤変形の様子を詳細に調べ、その締固め機構を考察した。

## 2. 実験方法

### (1) 実験装置

図-1 は用いた遠心装置の概略で、公称回転半径 2.56 m、最大加速度 200 g、最大容量 40 g・ton である。ローターの回転は 22 kW の三相モーターにより、また回転速度の制御はインバーターによる周波数制御によって行う。

図-2 は重錘落下装置で、重錘を吊上げ金具のトリガーに引っ掛け、これを小型モーターでワイヤーを巻き取って引き上げる。所定の高さでトリガーが落下高設定ピンに当たると、重錘が解放され、ガイドレールに沿って地盤に落下する。吊上げ金具はさらに引き上げられ、上部マイクロスイッチを押してモーターを停止・反転させると、吊上げ金具はガイドレールに沿って地盤面まで降り、下部マイクロスイッチを押してモーターを停止・反転させ、再び引き上げられる時に重錘を拾う。この一連の動作を繰り返す。落下高は最大 40 cm まで設定できる。なお遠心場ではコリオリの力が回転と反対方向に働くので、解放された重錘を地盤面に垂直に衝突させるにはガイドレールに沿わせねばならない<sup>7)</sup>。

### (2) 遠心場における重錘落下高

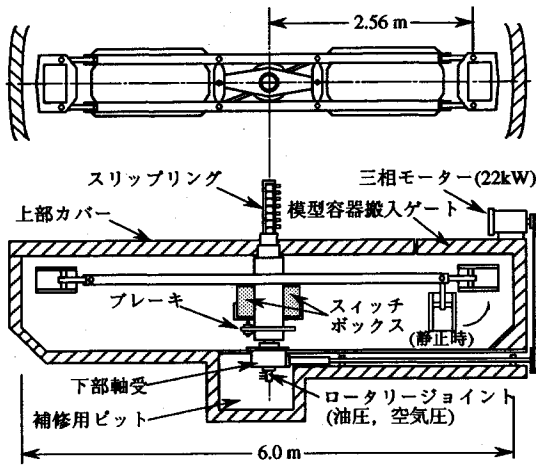
重力場の高さ  $H_p$  (以下添字  $p$  は原型 (prototype)、 $m$  は模型 (model) を表す) から重錘が自由落下する場合を一様な  $ng$  の加速度場で再現するには、模型の落下

\* 正会員 工博 大阪市立大学教授 工学部土木工学科  
(〒558 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

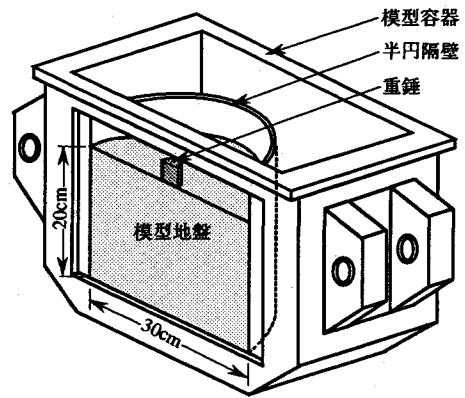
\*\* 正会員 工修 大阪市立大学助手 工学部土木工学科

\*\*\* 正会員 海洋工業 (株) 工事部

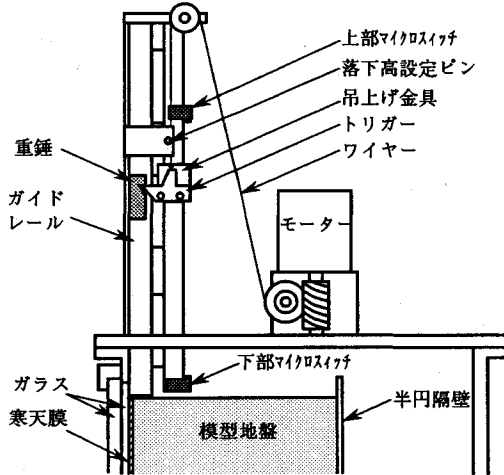
\*\*\*\* 正会員 工修 (株) 大林組



図一 大阪市立大学遠心載荷装置 Mark-V



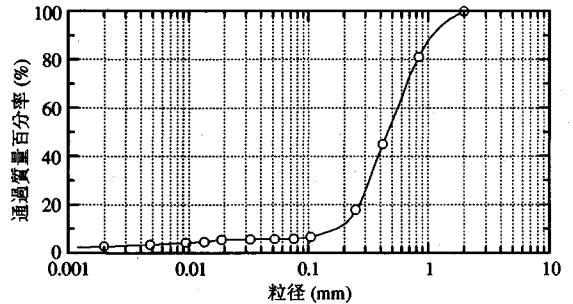
図三 模型地盤



図二 重錘落下装置

表一 模型材料の物理性質

$D_{max}$	$F_c$	$U_c$	$\rho_s$	$\rho_{dmax}$	$\rho_{dmin}$	$w_{opt}$
2.0mm	5.8%	3.2	$2.67\text{U/m}^3$	$1.69\text{U/m}^3$	$1.36\text{U/m}^3$	8.1%



図四 材料の粒度分布

高を  $H_m = H_p/n$  にすればよい。しかし回転場である遠心場では、重錘解放位置から地盤面まで回転半径が変わり、遠心加速度が変化するので、一様な加速度場と同じにはならない。遠心場の模型と原型の地盤面への衝突速度が同じになる条件から、模型重錘の落下高  $H_m$  は次のようになる。

いま回転半径  $r$  にある質量  $m_m$  の重錘に働く遠心力は  $m_m r \omega^2$  ( $\omega$ : 角速度 rad/s) であるから、地盤面の半径を  $r_2$  (既知)、模型重錘を解放する半径を  $r_1$  とすると、重錘が  $r_1 \sim r_2$  間で得るエネルギーは  $m_m \omega^2 (r_2^2 - r_1^2)/2$  となる。これが衝突時に重錘が持つ運動エネルギー  $m_m v_m^2/2$  に等しいことから、模型重錘の地盤への衝突速度  $v_m$  は、

$$v_m = \omega \sqrt{r_2^2 - r_1^2} \dots \dots \dots (1)$$

一方、落下高  $H_p$  の原型重錘の衝突速度  $v_p$  は、

$$v_p = \sqrt{2gH_p} \dots \dots \dots (2)$$

$v_m = v_p$  となる重錘解放半径  $r_1$  は式 (1), (2) から、

$$r_1 = \sqrt{r_2^2 - (2g/\omega^2)H_p} \dots \dots \dots (3)$$

したがって、模型重錘の落下高  $H_m (= r_2 - r_1)$  は、

$$H_m = r_2 - \sqrt{r_2^2 - (2g/\omega^2)H_p} \dots \dots \dots (4)$$

今回の模型地盤面の半径  $r_2 = 2.535$  m に対して、 $H_p = 20$  m に対応する 75 g 場の  $H_m$  は 28.2 cm となる。打撃に伴って打撃孔が深くなり、落下高が増加するが、現場にならって以下の実験では、重錘解放半径  $r_1$  を一定とした。

(3) 模型地盤

模型地盤は円柱形とし、その中心を重錘で打撃する(軸対称三次元条件)。ただし、地盤内部の変形が観察できるように打撃中心を通る鉛直面で切った図-3に示す半円柱とした。したがって重錘も同様に半円柱である。供試体は内のり長さ 40 cm × 幅 30 cm × 深さ 28 cm のアルミニウム製の模型容器内の半径 15 cm × 高さ 25 cm の鋼製半円隔壁内に層厚 20 cm に作成する。模型の縮尺を 1/75、遠心加速度を 75 g とすると、模型地盤は半径

表-2 模型地盤の締固め方法

$D_r$	ランマー質量	落下高	打撃回数	ランマー底板形状
32%	2.5 kg	20 cm	4 回	45°扇形(半径15cm)
75%	4.0	30	10	四角形(一辺7.5cm)

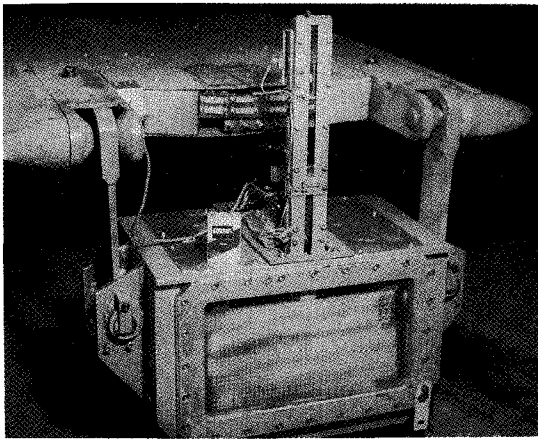


写真-1 実験準備の完了した模型

11. 25 m×層厚 15 m の重力場地盤に相当する。

原型地盤の土質を細粒土をいくらか含む礫質土に想定し、模型材料は最大粒径 2 mm の川砂を主材料に、最大粒径 0.84 mm の強風化まき土 (0.075 mm 通過分 74%) を乾燥質量で 5.4% 混合し、これを最適含水比に調整して用いた。表-1 に材料の物理性質を、図-4 に粒度曲線を示した。なお毎供試体に新鮮材料を用いると、大量の材料が必要となるので、一連の実験で土の性質が変化することがないように、土粒子破砕が生じる可能性のある打撃孔付近の試料約 2 kg を新鮮材料に入れ替えて反復使用した。

模型地盤の作成は、層厚 20 cm を 4 層に分け、表-2 に示す手法で、所定の相対密度  $D_r$  となるようにランマーで半円隔壁内に締固めた。ランマーは底板の上を重錘で打撃する形式である。 $w_{opt}$  状態の材料を表-2 の条件によって締固めると、かなり均一な密度が得られることを予備実験で確かめている。締固め時は供試体容器の前面(観測面)をアルミ剛板に替え、締固め後これを外し(地盤は粘着力で自立する)、高さ 230 mm×幅 400 mm×厚さ 10 mm の強化ガラス板をはめ、その上から強化合わせガラス (10 mm+ビニルフィルム 0.5 mm+6 mm) を組み込んだ剛性アルミ枠で固定する。強化ガラス板の内側に約 1 mm 厚の寒天薄膜を塗布し、模型地盤とガラス面との摩擦を低減する。寒天膜上に直径 2 mm の標点(幅 0.1 mm の十字線の入ったもの)を置き、その上から網 (8 mm 目) をマスクにラッカープレーを吹き付け、標点を寒天膜に固定し、かつ格子目を印刷する。標点は地盤変形の詳細な追跡、格子目は地盤変形の

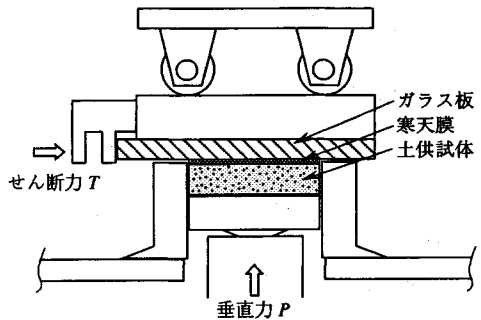


図-5 寒天膜の摩擦試験

概要を目視観察するためのものである(ガラス板を直接複写機に置いてコピーがとれる)。地盤面の高さ分布を模型作成時、自重沈下後、打撃終了後にディプスゲージで測定し、それぞれの地盤密度を算出する。写真-1 に重錘落下装置を搭載した模型容器を遠心装置に取り付けた状態を示す。

#### (4) 寒天膜の摩擦低減効果

半円柱の軸対称模型では、ガラス面と模型地盤との摩擦の影響が二次元模型の場合に比べて相対的に大きくなり、摩擦が大きいと重錘が貫入とともにガラス面から離れていく。そこで大変位に対応できるように、ガラス面に薄い寒天膜を塗布する摩擦低減法を採った。その効果を一面せん断試験機を用いて図-5 に示す構成で確認した。模型材料 ( $w=4%$ ) を厚さ 1 cm、 $D_r=50%$  にせん断箱(直径 6 cm)に締固め、その上にガラスのみと寒天膜を塗布したガラスを置く場合の土との摩擦抵抗を測定した。寒天膜は粉末寒天を濃度 2.5% で水に混ぜて沸騰させ、予熱したガラス板(端部を布テープで嵩上げしておく)の上に流し込み、直ナイフで平滑に仕上げて厚さ約 1 mm に固まらせる。垂直荷重は 0.5, 1.0, 1.5 kgf/cm<sup>2</sup> に選んだ。1.5 kgf/cm<sup>2</sup> の値は遠心場の原型層厚 20 m、密度 1.6t/m<sup>3</sup>、静止土圧係数  $K_0=0.5$  の水平土圧に相当する。

図-6 (1), (2) にその結果を示した。寒天膜なしの場合には変位とともに摩擦抵抗は漸増するが、寒天膜ありの場合にはせん断初期にピークを示し、その後は一定もしくは漸減する。寒天膜ありの場合の  $\tau_r-\sigma$  関係がやや下に凸な曲線となるが、圧力が高いときには粗粒の砂粒子が直接ガラス面に接触するためと考えられる。摩擦は寒天膜なしの場合の 1/3 程度に低減している。寒天膜は濃度が高く、厚くなると摩擦は小さくなるが、剛性が高くなるので、以下の実験は上記の条件のものを用いた。なお寒天膜は圧密時に厚さが半減し、せん断時にも若干収縮するが、せん断終了時も膜は維持されている。

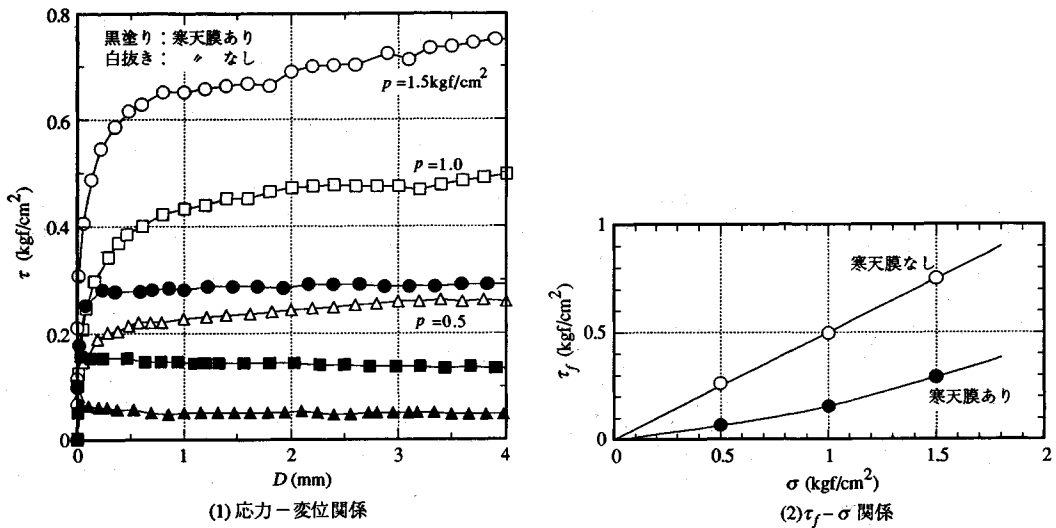


図-6 寒天膜の摩擦低減効果

表-3 実験条件 (打撃仕様と重錘貫入量)

1打撃当たりのエネルギー $E_1$ (tf·m)	実験 No.	$D_r^*$ (%)	模型条件 $m \times H \times A$ (g×cm×cm <sup>2</sup> )	原型条件 $m \times H \times A$ (t×m×m <sup>2</sup> )	$N^{**}$ (回)	総打撃エネルギー $E_t$ (tf·m)	運動量 $mv$ (t·m/s)
100 [0.98]	1	78	23.7×7.1×3.54	20×5×4	85	8,500 [83.3]	198.0
200 [1.96]	2	78	11.9×29.8×3.54	10×20×4	78	15,600 [152.9]	198.0
	3	72	23.7×14.4×3.54	20×10×4	49	9,800 [96.0]	280.0
	4	78	47.4×7.1×3.54	40×5×4	31	6,200 [60.8]	396.0
	5	70	37.9×37.9×3.54	16×25×4	30	12,000 [117.6]	354.2
400 [3.92]	6	74	23.7×29.8×3.54	20×20×4	23	9,200 [90.2]	396.0
	7	76	47.4×14.4×3.54	40×10×4	15.5	6,200 [60.8]	560.0
	8	73	94.8×7.1×3.54	80×5×4	7	2,800 [27.4]	792.0
800 [7.84]	9	75	47.4×29.8×3.54	40×20×4	7	5,600 [54.9]	792.0
	10	76	94.8×14.4×3.54	80×10×4	4.5	3,600 [35.3]	1120.0
400 [3.92]	11	76	23.7×29.8×8.71	20×20×9.8	157	62,800 [612.4]	396.0

\* : 地盤の相対密度(実績値), \*\* : 4cm貫入時の打撃回数, [ ] 内はエネルギー単位MJ

### 3. 打撃仕様と重錘貫入量の関係

#### (1) 実験方法と実験条件

非粘性土地盤では孔壁が打撃に伴って崩れるので、貫入量はみかけの値となって小さくなる。ここでは貫入量を正確に計測するために、半円柱の木製貫入体を地盤に置いて、その上を重錘で打撃する間接打撃手法を採った。この貫入体は貫入量-打撃回数関係へ影響しないことはすでに確認している<sup>4)</sup>。

模型地盤の初期密度は  $D_r=75\%$  で、まず 75 g の遠心加速度場に約 1 時間置いて自重沈下させた後、重錘落下装置を模型容器に取り付け、再び遠心場に模型を置いて、重錘を連続的に落下させ、打撃毎に重錘貫入量の目視測定した。打撃条件は重錘質量  $m$  と落下高  $H$  の組み合わせを変えて 1 打撃当たりのエネルギー  $E_1$  に変化を与えた。また重錘底面積  $A$  を変えたケースも行った。打撃

はいずれも 4 cm 貫入 (原型換算 3 m) まで連続的に重錘を落下させた。表-3 に実験条件と 4 cm 貫入時の打撃回数  $N$ 、総打撃エネルギー  $E_t$  (原型換算値) および衝突時に重錘が持つ運動量  $mv$  (原型換算値) をまとめた<sup>8)</sup>。

#### (2) 実験結果

図-7 (1)~(3) に 1 打撃当たりのエネルギー  $E_1$  がそれぞれ 100, 200, 400, 800 tf·m の場合の打撃回数の平方根  $\sqrt{N}$  と貫入量  $P$  (原型換算値) の関係を示した。いずれもほぼ原点を通る直線を示す。この関係は現場で打撃孔の孔壁の崩れが小さい場合に認められる。図によると  $E_1$  が同じでも重錘質量の大きい方が一定の貫入量に要する打撃回数が小さい。なお  $\sqrt{N}-P$  関係が原点からはずれたものは、模型地盤の仕上げや実験中の表面の乾燥などによると考え、以下では原点を通るように貫入量を補正した。

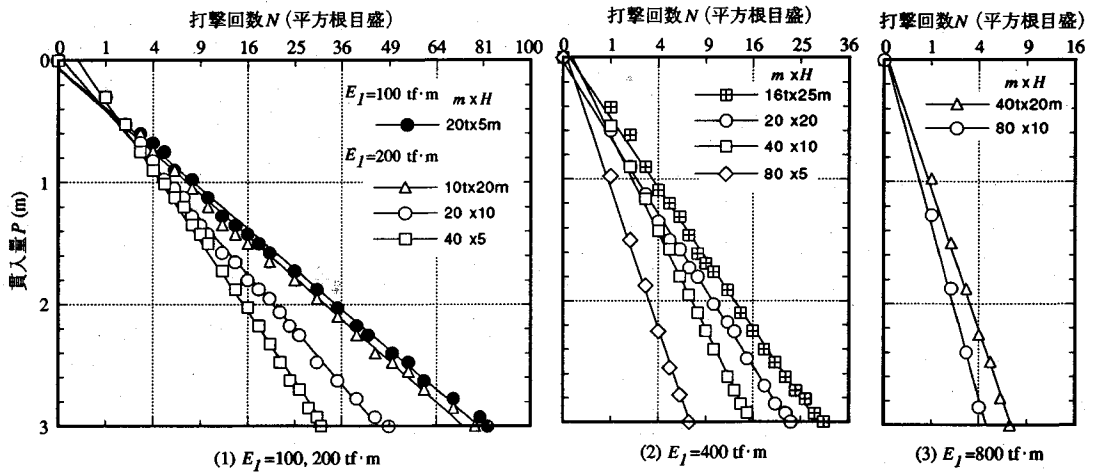


図-7 打撃回数  $N$  と貫入量  $P$  の関係

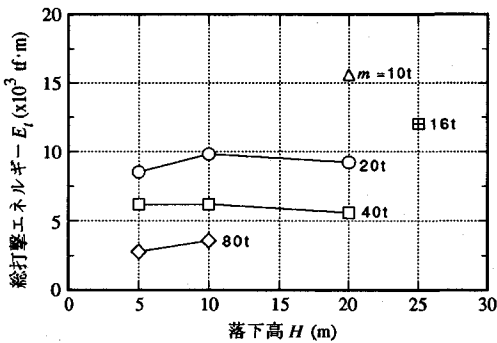


図-8 3 m 貫入に要する総打撃エネルギーと落下高の関係

図-8 に 3 m 貫入に要する総打撃エネルギー  $E_t$  と落下高  $H$  の関係を重錘質量  $m$  をパラメータとして示した。一定の貫入量に要する  $E_t$  は  $m$  ごとにほぼ一定 ( $H \times N$  が一定) で、かつ  $m$  が大きいものほど  $E_t$  が小さい。したがって重錘貫入量に対しては重錘質量の影響が最も大きく、落下高と打撃回数の影響水準がこれに次ぐ。

次に衝突時に重錘が持つ運動量  $mv$  ( $v = \sqrt{2gH}$ ) に着目し、 $mv$  が同じ場合の  $\sqrt{N} - P$  関係 (原点補正した) を図-9 に示した。  $mv$  が同じ場合の  $\sqrt{N} - P$  関係はほぼ重なり、また  $mv$  が  $1/2$  となると一定の貫入量に要する  $N$  が 4 倍 ( $\sqrt{N}$  で 2 倍) になる。すなわち貫入量  $P$  は運動量  $mv$  と打撃回数の平方根  $\sqrt{N}$  に比例することが認められる。この関係に注目し、各ケースの  $(mv/A)\sqrt{N}$  の値と貫入量  $P$  (原点補正した) の関係を整理したのが図-10 である。同図には重錘底面積  $A$  を変えたケースも入れているが、いずれの場合も両者の関係はほぼ一定の範囲に集まっており、貫入量  $P$  と打撃回数  $N$  の間に次の関係が得られる。

$$P = c(mv/A)\sqrt{N} \dots\dots\dots (5)$$

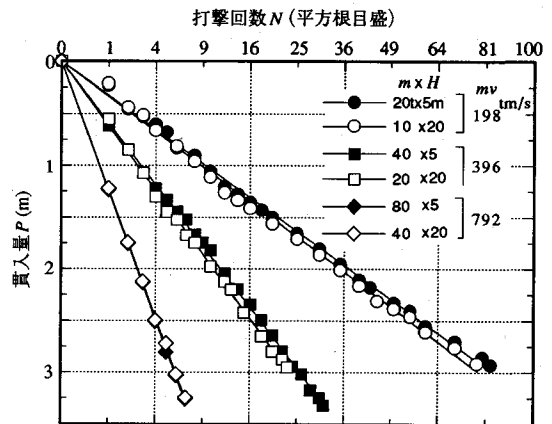


図-9 打撃回数と貫入量の関係 (運動量別)

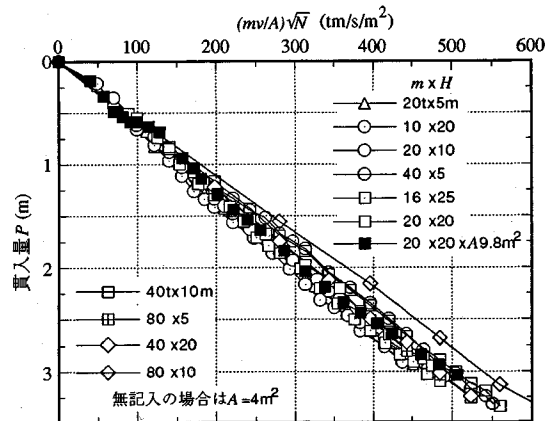
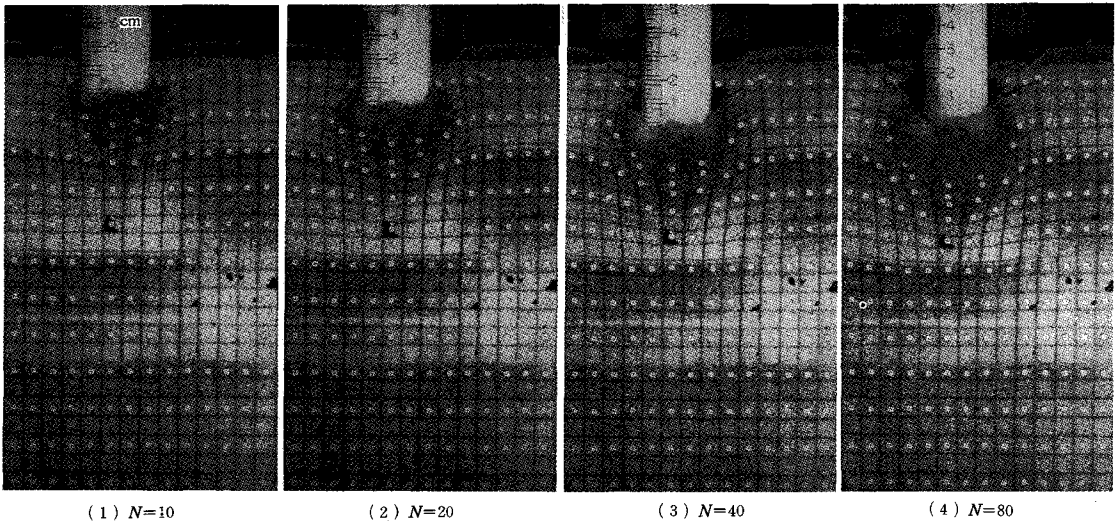


図-10  $(mv/A)\sqrt{N}$  と貫入量の関係



写真—2 地盤変形の様子

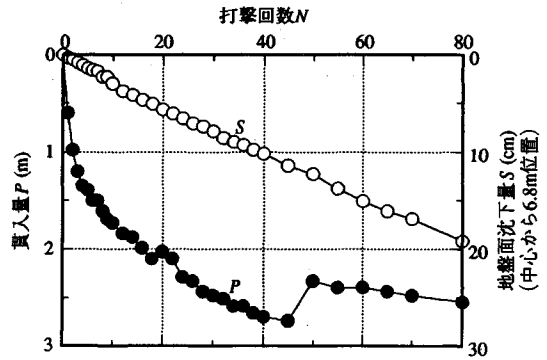
$c$  は地盤に関する定数で、図—10 から平均的に  $c=6.2 \times 10^{-3} [(m^2/t)s]$  となる。式 (5) によれば、重錘貫入量は重錘の運動量に比例し、重錘の底面積に反比例する。また落下高と打撃回数の影響水準は共に平方根で比例する。

#### 4. 打撃による地盤変形の伝播

##### (1) 実験方法

地盤の初期密度は大変形が生じるように3. で示した実験よりもゆるい  $D_r=32\%$  としたが、自重沈下後  $D_r=37\%$  となった。打撃条件は  $m=20t$  (模型 23.7g),  $A=4m^2$  (同  $3.54cm^2$ ),  $H=20m$  (同  $28.2cm$ ) で、80回打撃とした。実験手順は3. と同じであるが、打撃方法は実際の現場と同様に、重錘で地盤面を直接打撃する方式を採った<sup>9)</sup>。打撃毎に打撃中心から9cm (原型換算6.8m) 位置の地盤面沈下量をダイヤルゲージで測定した。

標点の変位は、撮影した写真を模型原寸に焼き付け、不動点4個、標点216個 (打撃中心軸から右断面156個、左断面60個) の位置を機械式の座標読み取り装置 (精度  $1/100mm$ ) で読み取った。4つの不動点を基準にして各状態での座標を初期 (打撃前) 座標系に変換し、さらに軸対称条件を考慮して中心軸からの座標系に変換する (中心軸近傍の左右60個の座標は左右の対応する標点の座標値の平均をとった)。この座標から標点変位を求め、さらに一次の変位関数によって156個の標点から構成される264個の三角形要素のひずみ ( $\epsilon_r, \epsilon_z, \epsilon_\theta, \gamma_{rz}$ ) を計算し、その値から主ひずみ  $\epsilon_1, \epsilon_3$ 、最大せん断ひずみ  $\gamma_{max}$  などを算出した。体積ひずみ  $\epsilon_v$  は打撃中心を回転軸とした円環要素の体積変化から直接算出した。これは打撃孔近傍の地盤変形が極端に大きいので、体積ひず



図—11 打撃回数と貫入量、沈下量の関係

みを直ひずみの和 ( $\epsilon_r + \epsilon_z + \epsilon_\theta$ ) から算出すると誤差が大きいため、また三角形要素は円環体積に測点半径の誤差が大きく影響するので、四角形要素で計算した。

##### (2) 実験結果

図—11 に打撃回数  $N$  と重錘貫入量  $P$ 、打撃中心から6.8m位置の地盤面沈下量  $S$  の関係を原型換算値で示した。 $N=20, 50$ 回あたりで貫入量  $P$  が減っているのは孔壁がまとまった土量で崩れて見かけの貫入量が少なくなったため、このような状況は現場でもよく見られる。地盤面沈下量  $S$  は打撃回数  $N$  に対してほぼ比例して増加し、 $N=80$ 回で約20cm沈下している。この位置は打撃中心から6.8m離れているので、衝撃による地盤全体のゆりこみ沈下と考えられる。

写真—2 (1)~(4) に打撃回数  $N$  がそれぞれ10, 20, 40, 80回の地盤変形の様子を示した。重錘には貫入量測定のために目盛りを打ってある。打撃とともに打撃孔がすりばち状に崩れ、打撃孔を中心として球根状に地盤が変形している。写真では重錘両側の標点が寒天膜の乾

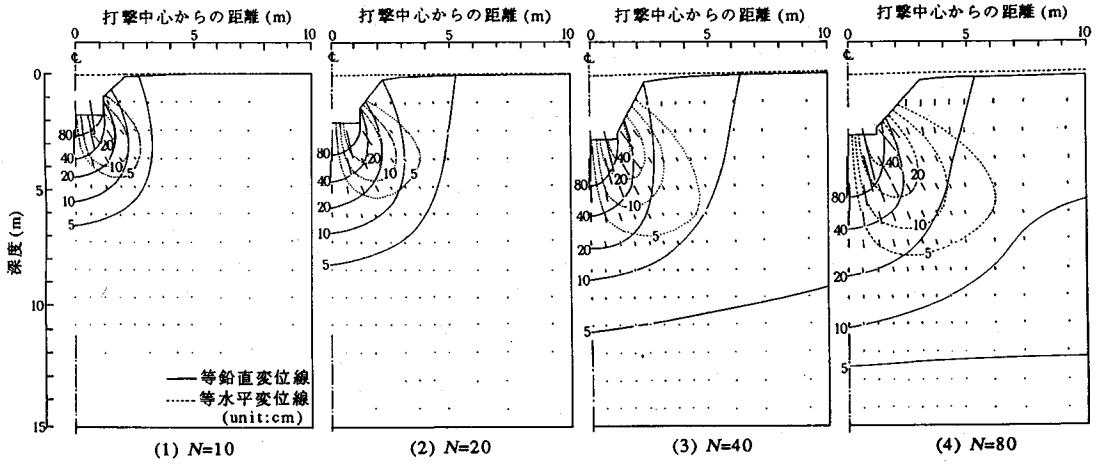


図-12 変位ベクトルと等変位線

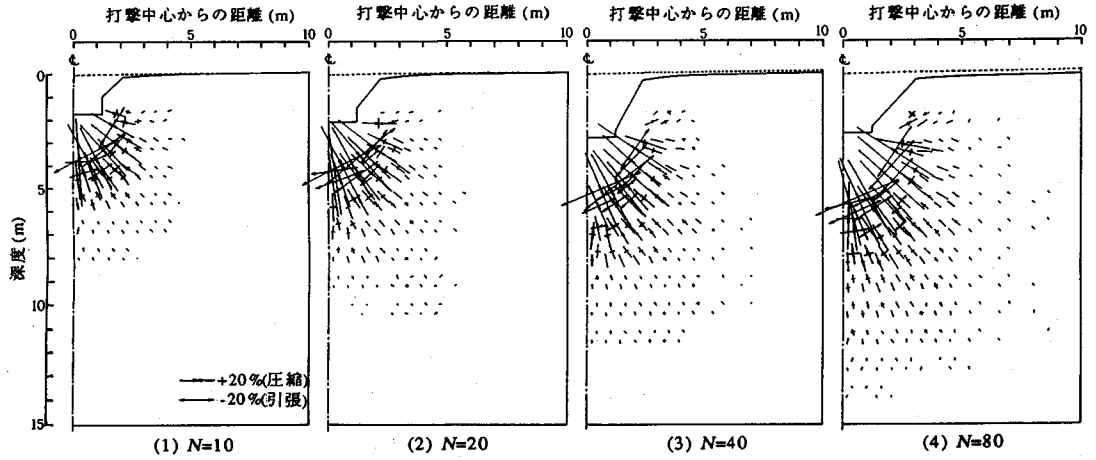


図-13 主ひずみの分布

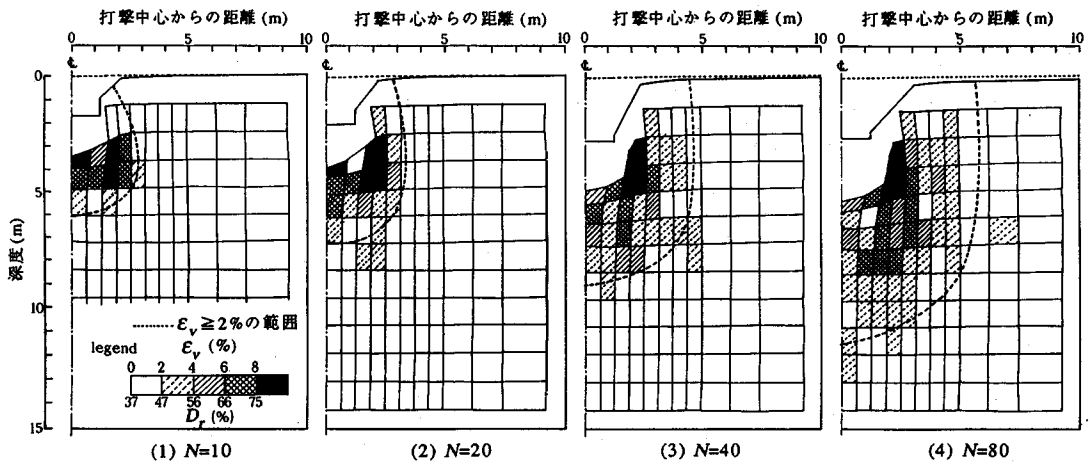


図-14 体積ひずみの分布

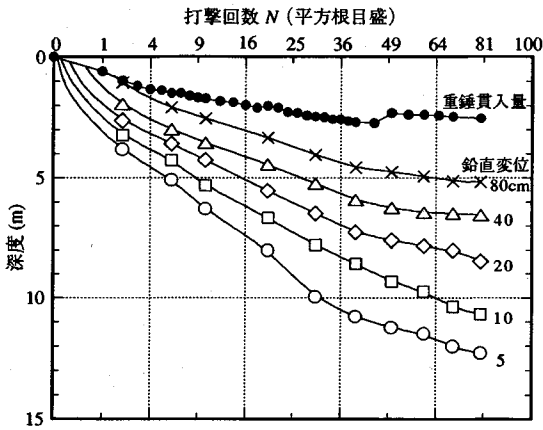


図-15 打撃中心における鉛直変位の深度方向への伝播

燥のため、ガラス面に残されているが、地盤変形の計算にはこの崩壊部を除外している。

### (3) 地盤変形の計算結果

図-12に打撃回数  $N=10, 20, 40, 80$  回での変位ベクトル(累積量)、等鉛直変位線、等水平変位線(変位は5 cmから2倍づつ等比数列的に増える値に選んだ)を示した。鉛直変位は打撃中心から球根状に生じ、打撃回数の増加とともに下方、側方に拡がっていく。特に5, 10 cmの変位は地盤全体に及んでいく。これは重錘衝撃に起因するゆりこみによるものと考えられる。水平変位は打撃孔底端部を中心として球根状に生じ、打撃回数の増加とともに下方、側方に拡がっていく。

図-13は主ひずみ分布( $\epsilon_\theta$ は省いている)で、当然打撃孔に近いほど大きい、打撃回数とともにかなり広い範囲まで生じている。最大主ひずみ $\epsilon_1$ (圧縮)は打撃孔底中心からほぼ放射状に生じている。これは衝撃力が打撃孔底から放射状に拡がるためと考えられる。

図-14の体積ひずみ $\epsilon_v$ の分布形も打撃孔底から球根状に生じている。図には体積ひずみが2%以上の範囲を点線で示したが、図-12の鉛直変位10 cm以上の範囲とほぼ一致している。なおこの模型地盤では体積ひずみ $\epsilon_v$ の2%増加は相対密度 $D_r$ の10%増加に対応する。

図-15に打撃中心下で、5, 10, 20, 40, 80 cmの5通りの鉛直変位を生じるそれぞれの下限深度と打撃回数 $N$ の平方根の関係を示した。これは図-12のように整理した打撃回数ごとの等鉛直変位分布図から読み取ったものである。鉛直変位は一定の深度間隔で、深さ方向に1/2倍づつ減衰していく。 $N=30\sim 40$ 回あたりまでは、各鉛直変位を生じる下限深度は $\sqrt{N}$ に対して直線的に増加し、それ以降の深度増加は次第に小さくなる。先に述べた鉛直変位10 cmの深度がこの場合の改良深度とすれば、打撃面直下では $N=10$ 回で5 m、 $N=20$ 回で

7 m、 $N=40$ 回で9 m、 $N=80$ 回で11 mまでが改良されたことになる。

## 5. まとめ

重錘落下締固め工法の遠心模型実験により、重錘貫入量に与える打撃仕様の影響と地盤変形の伝播を調べた。以上の結果をまとめると次のようになる。

- 1) 重錘貫入量と打撃回数の平方根は直線関係を持つ。
- 2) 重錘貫入量は重錘が打撃時に持つ運動量に比例し、重錘の底面積に反比例する。
- 3) したがって、重錘貫入量に与える影響水準は重錘質量、重錘底面積が最も高く、落下高と打撃回数はそれらより小さく同水準である。
- 4) 重錘打撃による締固めは打撃孔から球根状に生じ、改良域は打撃回数の平方根に比例的に拡がっていく。今後、打撃エネルギーの与え方による地盤変形の違いを明らかにし、土の種類、地下水位などの影響、打撃の重畳効果など、実際の現場条件を考慮して最適な施工条件を見出す方向に研究を進めていきたい。

## 参考文献

- 1) Loos, W. : Comparative studies of the effectiveness of different methods for compacting cohesionless soils, Proc. of 1st ICSMFE, Vol.III, pp.174~178, 1936.
- 2) Menard, L. and Broise, Y. : Theoretical and practical aspects of dynamic consolidation, Geotechnique, Vol.25, No.1, pp.3~18, 1975.
- 3) 高田直俊・竹内功・三笠正人・池田通陽:重錘落下締固め工法の遠心模型実験(第1報), 土木学会第42回年次学術講演会概要集, PS III-8, pp.16~17, 1987.
- 4) Mikasa, M., Takada, N., Ikeda, M. and Takeuchi, I. : Centrifuge model test of dynamic consolidation, Proc. of Int. Conf. on Geotechnical Centrifuge Modelling (Centrifuge 88), pp.185~192, 1988.
- 5) Mikasa, M., Takada, N., and Ohshima, A. : Dynamic consolidation test in centrifuge, Proc. of 12th ICSMFE, Vol.II, pp.947~950, 1989.
- 6) 高田直俊・大島昭彦・渡辺篤・池田通陽:重錘落下締固め工法の現場実験と遠心模型実験—地盤変形, 土圧, 強度増加—, 土木学会論文集, No.469/III-23, pp.127~134, 1993.
- 7) 高田直俊・日下部治:講座 遠心模型実験3. 原理, 土と基礎, Vol.35, No.12, pp.89~94, 1987.
- 8) 大島昭彦・高田直俊・藤田哲治・小谷泰範・池田通陽:重錘落下締固め工法の遠心模型実験(第2報), 第23回土質工学研究発表会, pp.2049~2052, 1988.
- 9) 大島昭彦・高田直俊・池田通陽:重錘落下締固め工法の遠心模型実験(第4報), 第24回土質工学研究発表会, pp.1847~1850, 1989.

(1992. 11. 4 受付)



---

CENTRIFUGE MODEL TEST ON HEAVY TAMPING  
—RAM PENETRATION AND GROUND DEFORMATION—

Naotoshi TAKADA, Akihiko OSHIMA, Michiharu IKEDA and Isao TAKEUCHI

Parametric experimental study on heavy tamping in centrifuge was carried out to investigate the effect of governing factors on ram penetration and ground deformation. The model ground, 30 cm in diameter and 20 cm in height, was axi-symmetrical and semi-cylindrical, the center of which was tamped at a centrifugal acceleration of 75 *g*. Main conclusions are : 1) the ram penetration was proportional to the ram momentum and the square root of number of blows, and inversely proportional to the ram base area, 2) the ground deformation concentrated within a spherical area beneath the bottom of tamping hole, which was expanded proportionally to the square root of number of blows.

---