

# 重錘落下締固め工法における砂質土の圧縮性評価のための三軸試験

四宮圭三\*・兵動正幸\*\*・安福規之\*\*\*・  
村田秀一\*\*\*\*

重錘落下締固め工法は、まだ土質工学的な解釈が不十分ではあるが経験的評価により使われている。著者らは、重錘落下による地盤締固めのメカニズムを解明するために、任意の大きさの応力の制御と瞬時の載荷・除荷及びその繰返し可能な三軸圧縮試験機を開発した。本論文は、重錘落下時の地盤変形を土の圧縮及びせん断の観点からとらえ、この試験機での実験結果から繰返し重錘落下を受けた砂質土の圧縮性評価を行った。

**Key Words** : heavy tamping, impulsive loading, triaxial test, void ratio, sandy soil, compressibility

## 1. まえがき

1960年代後半 Menard<sup>1)</sup>らによって開発された重錘落下締固め工法は、通常 10 tf 以上の重量をもつ重錘を数十 m の高さから自由落下させ、地表面に大きな衝撃力を繰返し加えることによって地盤を締固める地盤改良工法である<sup>2),3)</sup>。我が国における施工実績は、167 万 m<sup>2</sup>(115 件)に達しており、また最近では埋立地(岩砕混じり土・浚渫砂)の支持力増加・沈下低減、液状化防止、廃棄物地盤の支持力増加、減容等の適用例が増加してきている<sup>4)</sup>。しかし、同工法による地盤改良効果<sup>5),6)</sup>は、これまで主として経験により判断されることが多く、改良メカニズムに至っては対象地盤の複雑さや衝撃力下の地盤挙動の把握の困難さなどのためにまだ不明な点が多い。したがって、地盤の締固め効果を定量的に評価することは難しく、設計方法もかなり経験に依存しているのが現状である。今後の需要の増加が見込まれる中で、種々な条件下での適用や安全でかつ合理的な設計のために、その改良メカニズム及び改良効果の定量的評価が強く望まれている。

本研究は、まだ土質工学的解釈が不十分なまま、経験的に使われている重錘落下締固め工法について、土質工学的立場からその地盤改良効果について考察するものである。以前、著者ら<sup>7),8)</sup>は、重錘落下時に生じる地中応力を想定して土の圧縮性を評価するために、高圧及び低圧の静的三軸圧縮試験を行った。しかし、重錘落下時の地中の応力変化は通常の三軸圧縮試験のものとは比較にならぬ程速く、重錘落下時の載荷状態をより現実的に再現するために、ここで瞬発載荷式三軸圧縮試験機を試作

した<sup>9),10)</sup>。本論文は、この瞬発載荷式三軸圧縮試験機を用いた種々の応力変化に対する試験を行いその結果に基づき、重錘落下によって生じる地盤変形を土の圧縮及びせん断の観点からとらえ、土の圧縮性を定量的に評価することを目的としたものである。

## 2. 地盤改良メカニズムの概念

### (1) 重錘落下による地盤内応力の変化

地盤の初期及び重錘落下時の地盤内応力状態は近似的には、Fig.1 に示すような概念で表される。初期の応力状態は、Fig.1 (a) に示されるように有効上載圧  $\sigma_v$  と静止土圧による  $K_0$  圧密状態にあると考えられる。重錘落下により地盤内には瞬時に応力が増加し<sup>11),12)</sup>、Fig.1 (b) のような応力状態になることが予想される。すなわち、重錘落下の直下部付近では初期の主軸と同方向にかなり大きな鉛直応力と側方応力の増加が考えられる。直下部より側方に離れると、初期の主応力軸から幾分傾斜した方向に主応力の増加が生じる。いずれにしても、これらの応力増加は次に示す平均主応力  $p$  と偏差応力  $q$  に分けて表される。

$$\Delta p = (\Delta \sigma_1 + 2\Delta \sigma_3) / 3 \dots \dots \dots (1)$$

$$\Delta q = \Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_3 \dots \dots \dots (2)$$

ここで、横軸を  $p$ 、縦軸を  $q$  とした  $p$ - $q$  座標平面でこの応力変化過程を考えると、初期及び重錘落下時における地盤内応力状態はいずれの地点においても、Fig.2 に示すように  $K_0$  圧密状態の初期点 A と重錘落下時の点 B の 2 点で表すことができる。主軸の方向の変化の影響を無視すると、この A 点から B 点に至る地盤内の締固め特性は  $p$  成分による等方圧縮と  $q$  成分によるダイレタンシーの重ね合わせにより表現可能と思われる。

### (2) 地盤改良の予測方法の検討

Fig.2 に示すような様々な応力変化に対応した間隙比の変化のグラフが得られておれば、重錘落下による地盤

\* 正会員 工修 日本国土開発(株) エンジニアリング本部  
(〒107 港区赤坂 4-9-9)

\*\* 正会員 工博 山口大学助教授 工学部社会建設工学科

\*\*\* 正会員 工博 山口大学助手 同上

\*\*\*\* 正会員 工博 山口大学教授 同上

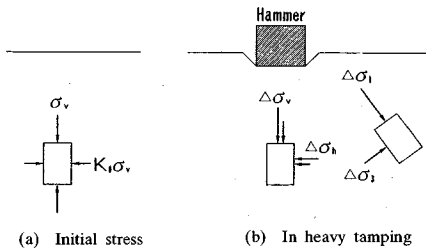


Fig.1 Stress conditions in ground

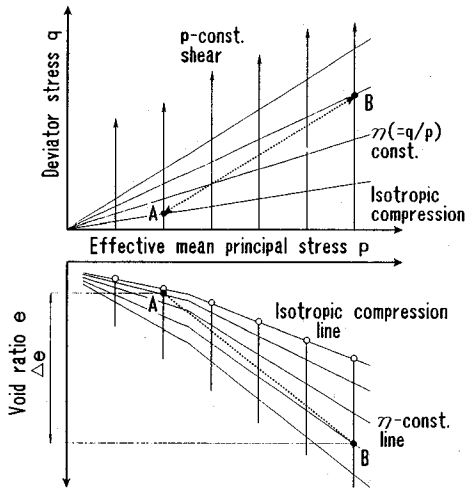


Fig.2 Schematic diagram for presenting the decrement of void ratio due to increase of stress in ground by dropping hammer

内応力の変動に対応する地盤の間隙比の変化を求めることができ、締固め効果を定量的に評価することができる。本論文では、瞬発荷重式三軸圧縮試験に Fig.2 の応力成分  $p$  及び  $q$  の変動による間隙比の変化量をそれぞれ求め、定式化を図る。重錘落下締固め工法では、所定の改良効果が得られるまで同一点に繰返し打撃を与えるので、打撃回数ごとの圧縮量を予測し打撃回数効果を取り込んだ形で定式化が可能となれば、現地で施工技術管理を行う上で有力な情報となるものと考えられる。

### 3. 瞬発荷重式三軸圧縮試験機と実験方法

#### (1) 試験装置

重錘落下時の地盤内要素の応力状態を再現するためには、瞬時に荷重・除荷を与えることが可能な装置が必要であり、瞬発荷重式三軸圧縮試験機を開発した。

Fig.3 に示すように本試験機は、軸圧と側圧荷重系統がそれぞれ独立に設けられている。軸圧荷重系統は、上部を水で満たしたベロフラムシリンダーにナイロンチューブを通し、ソレノイドバルブを介して高压タンク（荷重用）と低压タンク（初期応力用）に接続されており、油圧を介して軸圧が荷重される仕組みになっている。

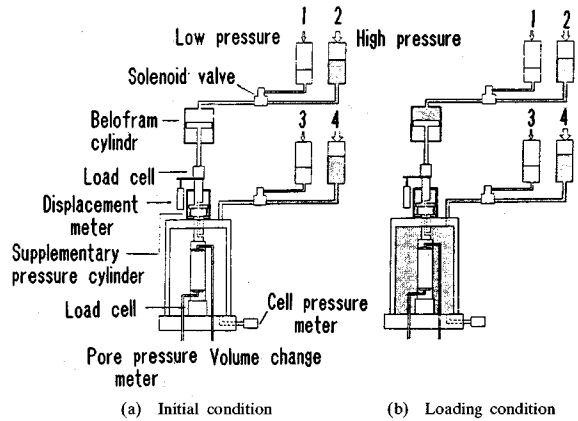


Fig.3 Schematic drawing of the test apparatus

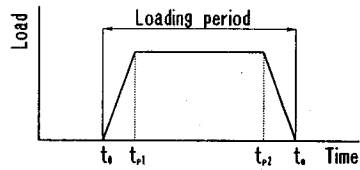


Fig.4 Loading pattern

一方、側圧荷重系統は、完全に水で満たされた三軸セルに、等方応力を荷重する際に不足軸圧分を補償するための荷重シリンダーが接続され、ソレノイドバルブを介して側圧用低圧及び高压タンクに接続されており、高压及び低圧タンクへは、コンプレッサーにより空圧を与える。これにより、軸圧と側圧は任意の大きさでそれぞれ独立に設定することが可能となっている。

次に、この試験機の荷重メカニズムについて記述する。初期圧縮（圧密）状態として、タンク3に加圧することで等方圧縮（圧密）、さらにタンク1に加圧することで異方圧縮（圧密）を行い、Fig.2の初期点Aの応力状態を再現する。この時荷重時の応力状態を任意に設定し、等方圧縮分をタンク4に加圧し、異方圧縮を行う場合は偏差応力分をタンク2に加圧しておく。その後、ソレノイドバルブの切り替えてタンク圧が瞬時に入れ替わることによって急速な荷重及び除荷が行われ、Fig.2に示す荷重点Bへの応力変化そしてものA点への除荷を再現することができる。荷重重の波形は、Fig.4に示す形状であり、荷重の立上がりや除荷に要する時間、 $t_0 \sim t_{p1}$ 、 $t_{p2} \sim t_e$ は極めて短く、瞬時に荷重の荷重・除荷が可能である。荷重時間の調整は  $t_{p1} \sim t_{p2}$  の部分の時間を変化させることにより可能である。このソレノイドバルブは、タイマーユニットに接続されており、荷重時間、荷重周期及び荷重回数も任意に制御することができる。これによると、セル圧は最短0.5秒程度で1ステップの荷重・除荷が可能であり、軸圧ではより短い荷重時間が可能である。さらに速い荷重速度に改良するには、タンクと載

荷系統を結ぶチューブ径を大きくすることによって実現可能である。また、本試験機では軸圧、側圧共に最大1 MPaの载荷が可能である。

実験における測定項目は、軸荷重、軸変位、間隙水圧、側圧及び体積変化である。軸荷重はより詳細に調べるため、セル上部及びセル内供試体下部のロードセル2箇所にて測定した。また、軸変位は接触型の変位計で、間隙水圧及び側圧はそれぞれの水圧計で、体積変化は差圧計で測定した。間隙水圧は、排水試験時にも測定が行えるように、排水経路と反対側、すなわち下部ペダスタル側から測定した。これらの測定記録は、瞬間的な载荷・除荷による土の挙動を測定する必要があるため、コンピュータによる自動データ取り込みシステムとペンレコーダーを併用して行った。

(2) 試料および供試体

試験に用いた試料は、宇部市小羽山で採取したまき土の2 mmふるい通過分であり、さらに細粒分を除去したものである。用いた試料の物性値を **Table 1** に示す。試料は、風化の進んだ砂質系のまき土であり、実験対象としてこれを用いた理由は、重錘落下締固め工法の対象が一般に堅固な粒子組成の土よりもむしろ破碎性の土の場合が多いことに対応するためである。

重錘落下締固め工法の施工がゆるい地盤に対して行われることを考慮して、原位置の  $K_0$  は比較的1に近いと仮定し、初期状態を等方圧密状態として試験を行った。今回の試験における供試体は相対密度50~60%のゆる詰め状態とし、完全な飽和状態とした。なお、供試体は直径5 cm、高さ10 cmである。また使用したメンブレンは厚さ0.2 mmのゴムメンブレンである。以下供試体作成方法について簡単に述べる。

- 1) 試料は、空中落下法により所定の密度となるように落下高さを調節してモールド内に充填する。
- 2) 供試体を20 kPaの負圧で自立させ、供試体寸法を測定する。
- 3) 負圧を正の側圧に置き換えた後、供試体を飽和させ  $B$  値の検定を行う。その結果、 $B$  値が0.96以上のもののみ実験を行う。

(3) 実験方法

重錘落下時の地盤の変形挙動を調べるために、非排水及び排水条件で実験を行った。これは、重錘落下によって締固めようとする地盤の条件が両者とも考えられるからである。载荷条件は、**Table 2** に示す通りであり、上から等方応力载荷、平均主応力一定载荷、側圧一定軸圧载荷のそれぞれの試験条件を意味するものである。また表中の初期応力は有効応力表示、試験時の载荷条件を表す応力変化は全応力でそれぞれ表示している。

1) 非排水試験

初期有効拘束圧  $p'_c = 100$  kPa を一定のもと、非排水状

**Table 1** Material properties for soil used

	$G_s$	$e_{max}$	$e_{min}$	$D_{50}$	$U_c$
Ube Masado	2.615	1.243	0.782	0.58	4.0

$G_s$ : Specific gravity  $U_c$ : Uniformity coefficient

**Table 2** Loading schemes used in this study

Test condition	Initial condition	Loading condition	Stress path
Isotropic loading (drained)			
P-const. loading (drained)			
Axial loading (drained) (undrained)			

態で偏差応力増分  $\Delta q = 20, 50, 80, 100$  kPa を50回载荷した。試験終了後上部コックを開け、間隙水圧を消散させ排水量を測定した。非排水試験としては側圧一定軸圧载荷試験を行った。

2) 排水試験

排水状態で以下に示す3つの試験を行った。それぞれの試験において、種々の大きさの初期有効拘束圧及び繰返し载荷応力を組み合わせた一連の実験を行った。本試験装置は最短0.5~0.8秒の载荷時間による等方応力の载荷が可能であるが、瞬発力を加えて排水試験を行う場合に、载荷中に間隙水圧の発生と部分排水が生じ、間隙水圧の分布が供試体内で一様でないことから、特に等方応力载荷試験においては加えた等方全応力に対して間隙水圧が的確に評価できないために、有効応力の評価ができないという問題が生じる。そこで本研究においては、短い载荷時間の実験に加えてより長い载荷時間で6.0秒载荷の実験を行った。これは载荷中に間隙水圧を完全に消散させ、有効応力を明確にした上で圧縮特性を議論するためである。载荷回数は、実際の施工では同一地点に重錘を数十回落下させることを考慮して、50回とした。载荷後、次の载荷までの間隔は、測定値がほぼ落ちつくことを確認した上で30秒とした。

(i) 等方応力载荷試験

$p'_c = 30, 50, 70, 100$  kPa の4種の等方応力で圧密された供試体の各々に、等方応力増分  $\Delta p = 50, 100, 200, 400, 700$  kPa を繰返し载荷することによって行った。

(ii) 平均主応力一定载荷試験

$p'_c = 50, 100, 200, 400$  kPa でそれぞれ等方圧密され

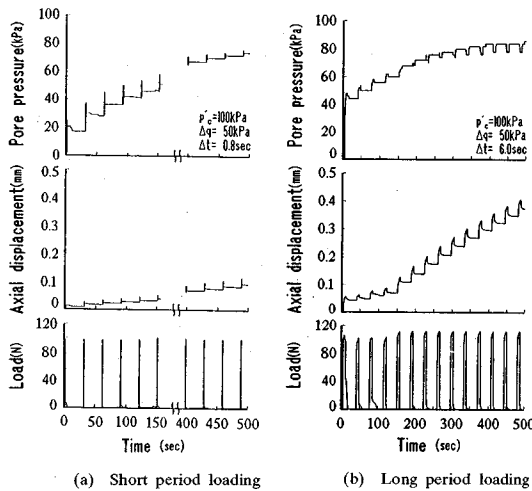


Fig.5 Typical result of undrained impulsive loading triaxial test

た供試体に対し、載荷時に平均主応力一定で有効応力比増分が  $\Delta\eta = 0.2, 0.5, 0.8, 1.1$  となるよう側圧、軸圧を調整し、繰返し載荷することにより行った。

(iii) 側圧一定軸圧載荷試験

$p'_c = 50, 100, 200, 400$  kPa で等方圧密された供試体に、載荷時における有効応力比増分が  $\Delta\eta = 0.2, 0.5, 0.8, 1.1$  のそれぞれとなるよう、側圧一定で軸圧を繰返し載荷することにより行った。

4. 試験結果と考察

(1) 非排水試験

載荷時間を 0.8 秒と 6.0 秒とした実験によって得られた軸荷重、軸変位、間隙水圧の時間的変化を Fig.5 に示す。ここに示した軸荷重の時刻歴は、セル内供試体下部のロードセルでの測定結果であるが、セル上部のロードセルにおいても同様な波形が得られた。繰返し荷重振幅の大きさが、供試体上下で等しくなることを確認した上で、実験中は下部のロードセルでの測定値が所定の値になるよう軸荷重を制御した。載荷時間によらず、間隙水圧は載荷回数とともに増加し、軸ひずみも圧縮側に累積する挙動を示している。繰返し載荷の結果、供試体は最終的に液状化に近い状態になったが、間隙水圧は初期拘束圧までには至らず、残留軸ひずみの増加によるせん断破壊の様相を呈した。これは、Fig.6 に示す有効応力経路によっても確認でき、有効応力経路が最終的に静的破壊線に接触する形で破壊に至っている。次に、 $p-q$  応力平面において、各サイクルにおける載荷応力ピーク時の有効応力比  $\eta_p (= \Delta q/p')$  と応力除荷時の残留軸ひずみ  $\epsilon_r$  の関係を表すと Fig.7 のような関係が得られる。載荷応力の大きさ及び載荷回数の違いにかかわらず、両者の間には一義的な関係が認められる。このひずみは土のせん断変形に関するものであり、地盤の締固めには寄

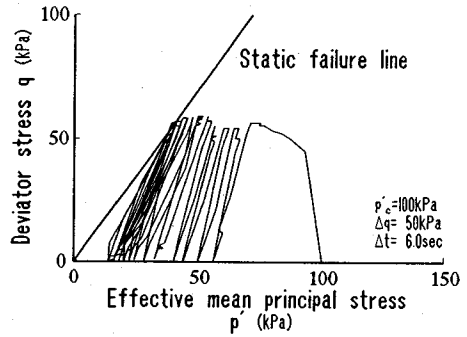


Fig.6 Typical undrained effective stress path

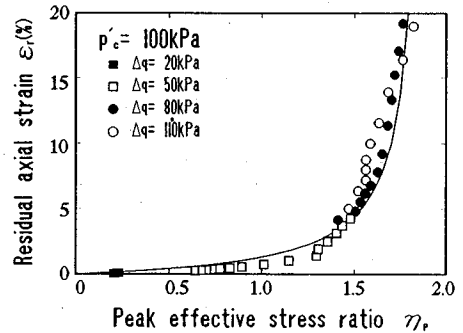


Fig.7 Relationship between residual axial strain and peak effective stress ratio during undrained cyclic loading

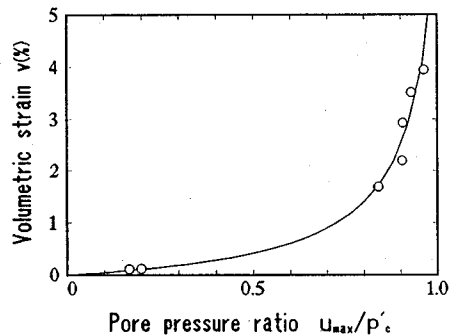
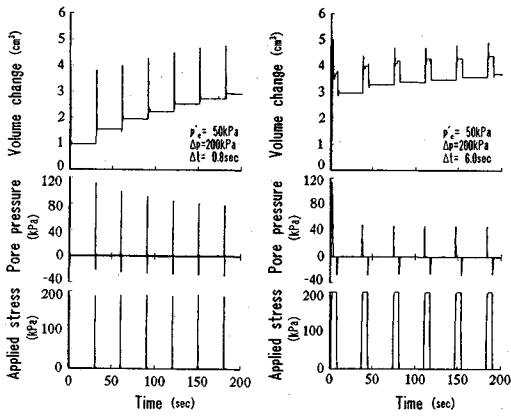


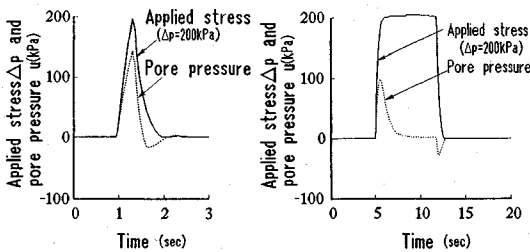
Fig.8 Relationship between volumetric strain due to dissipation of pore pressure and maximum pore pressure ratio during undrained cyclic loading

与しないが重錘落下により生じるクレーターの大きさや地盤の変形にはこの成分も含まれるものと解釈される。

載荷試験終了後、発生した間隙水圧を消散させ、体積ひずみを測定した。Fig.8 に各々生じた体積ひずみ  $v$  と非排水載荷試験で発生した最終間隙水圧比  $u_{max}/p'_c$  の関係を示す。間隙水圧比が 0.7 程度以下の場合では、1% 以下の小さな体積ひずみしか生じないが、それ以上の間隙水圧が発生するとその消散による体積ひずみは指数関数的に急増し、数%に至ることが認められた。このような傾向は、保国ら<sup>13)</sup>の実験においても確認されている。したがって、重錘の繰返し落下時に非排水状態を保つよ



(a) Time histories of short period and long period loading tests



(b) Applied stresses and induced pore pressures of short period and long period loading tests

Fig.9 Typical result of drained impulsive loading

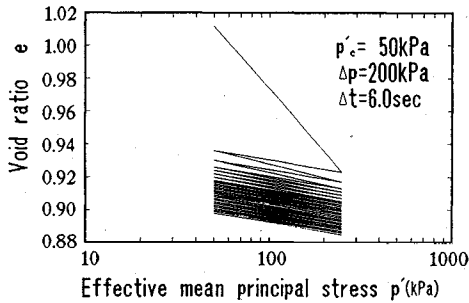


Fig.10 Decrement of void ratio during the isotropic loading test

うな地盤においては、載荷後の間隙水圧の消散により地盤の締固めを期待できるものと考えられ、最終間隙水圧比  $u_{max}/p'_c$  が地盤の締固め度合いを定量的に評価、予測する上で有意なパラメータとなるものと思われる。

(2) 排水試験結果

a) 等方応力載荷試験

載荷時間を 0.8 秒と 6.0 秒とした実験から得られた載荷応力、間隙水圧及び体積変化の典型的な結果の一例を、Fig.9 (a) に示す。載荷と同時に間隙水圧も上昇し載荷応力ピーク時に最大となり、6.0 秒載荷の場合はその後下降に転じ完全に消散し、0 に戻るが、0.8 秒載荷の場合は除荷と同時に瞬時に低下する。またいずれの載荷に

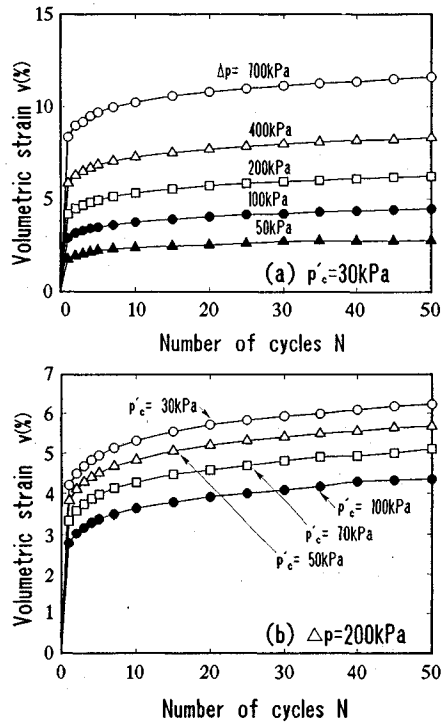


Fig.11 Relationship between volumetric strain and number of cycles in the isotropic loading test

おいても、間隙水圧は除荷時に瞬時に負圧を示しているが、この傾向は現地における重錘落下時においても見られる現象である。この現象は、載荷・除荷の 1 ステップでの載荷応力と間隙水圧の時間変化記録を拡大した Fig.9 (b) により明瞭に観察される。

等方応力の載荷を 50 回繰返した場合の間隙比と載荷応力 ( $p'_c=50 \text{ kPa}$ ,  $\Delta p=200 \text{ kPa}$ ) の関係を表したのが、Fig.10 である。Fig.10 における間隙比及び有効応力は、載荷時には載荷中間隙水圧が消散した地点で、また除荷時には除荷が完了し、排水条件で 30 秒間静置し、次の載荷が始まる直前の時点で求めたものである。これをみると、第 1 回目の載荷による圧縮量が大きく、徐々に間隙比の変化が少なくなっていく、次第に載荷曲線と除荷曲線の傾きが近づく傾向を示している。また、50 回の載荷を通して除荷曲線の傾きがほぼ一定の値を示すことから、弾性変形量は載荷回数に依存せずほぼ一定量を示すことが分かる。Fig.11 (a) に初期拘束圧  $p'_c=30 \text{ kPa}$  で圧密後、 $\Delta p=50, 100, 200, 400, 700 \text{ kPa}$  のそれぞれを載荷したときの体積ひずみ  $v$  と載荷回数  $N$  の関係を示す。また、Fig.11 (b) には  $p'_c=30, 50, 70, 100 \text{ kPa}$  により圧密された供試体に、一定の等方応力増分  $\Delta p=200 \text{ kPa}$  を繰返し与えた場合の  $v-N$  関係をそれぞれ示した。縦軸の体積ひずみは、各サイクル終了時におけるもので、Fig.10 からこの結果は残留

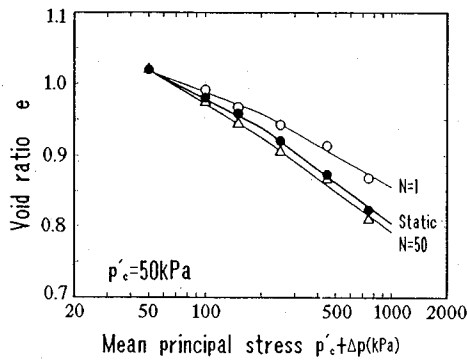


Fig. 12 Comparison of static with impulsive loading in relationship between void ratio and effective mean principal stress

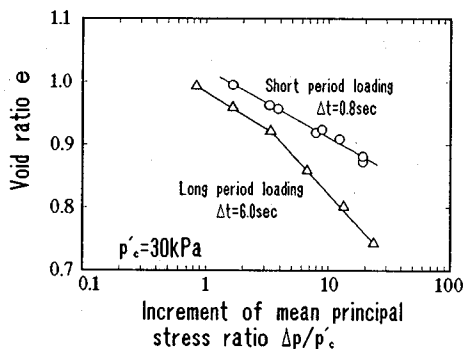


Fig. 13 Effect of loading period on relation between void ratio and increment of loading stress ratio

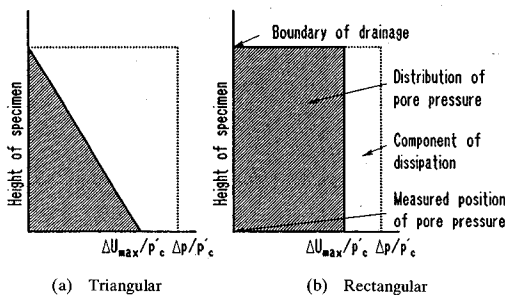


Fig. 14 Assumed distribution of pore pressure in the specimen

塑性ひずみを載荷回数毎に整理したことになる。これらの図より、体積ひずみは1回目の載荷で大きく表れ、10回目位でほぼ落ちつき、後は微増となり、同一荷重の載荷による体積ひずみの大きさには限界があること、また初期拘束圧が小さいほど体積ひずみは大きく現れることなどが分かる。

次に、静的及び瞬発載荷の比較を行うために、Fig. 12にそれぞれの結果を  $e - \log p$  関係で示した。静的載荷による間隙比変化は、瞬発載荷と比較するために等方圧縮・除荷後の間隙比より求めたもので、この図より瞬発載荷による載荷回数 20~30 回程度の間隙比変化量に相当

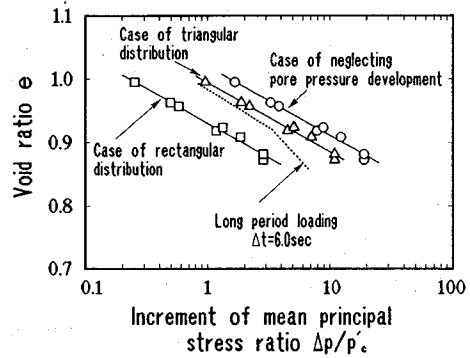


Fig. 15 Evaluation of pore pressure distribution in short period loading test ( $\Delta t=0.8$  sec)

することが推定される。実際の地盤において、重錘落下に匹敵する静的載荷は可能な方法ではないが、この結果より重錘落下を繰返し行うことによって静的載荷の場合を上回る大きな圧縮量を得ることができると考えられる。

最後に、載荷時間の影響を見るために、二つの載荷時間 0.8 sec と 6.0 sec に対する 50 回載荷後の間隙比  $e$  ~ 荷重増加比  $\Delta p/p'_c$  関係を Fig. 13 に示す。図のように両者の関係に載荷時間の違いによる影響が明確に表れている。しかしこの違いは、特に短時間載荷の試験における Fig. 9 (b) の結果から推察されるように、載荷中に供試体に作用した有効応力の違いによるものとも考えられる。そこで、短時間載荷の試験 ( $\Delta t=0.8$  sec) において供試体下部の間隙水圧測定結果に基づき、載荷ピーク時の供試体内の間隙水圧の分布が Fig. 14 (a), (b) のようになると仮定し、供試体内の平均的な有効応力増分を評価して、 $e - \Delta p/p'_c$  の関係を求めた結果を Fig. 15 に示す。図中、載荷中に間隙水圧が完全に消散し、載荷応力が有効応力に等しいと考えられ載荷時間 6.0 秒の結果と比較すると、0.8 秒載荷時の間隙水圧分布形状は、三角形の間隙水圧分布を仮定した場合と四角形とした場合のほぼ中間、すなわち放物線のような分布になっていると推定される。これにより、間隙水圧の分布形状を考慮して有効応力で整理することにより、載荷時間の影響はほとんど考えなくてよく、 $e - \Delta p/p'_c$  の関係は一義的に表されることが分かる。したがって、有効応力の明確な評価が可能となる載荷時間 (この場合 6.0 秒) の実験を行うことによって、重錘落下時のような瞬時の載荷を受ける土中の要素の評価が可能であると判断される。

b) 平均主応力一定載荷試験

初期有効拘束圧  $p'_c$  で等方圧密後、平均主応力一定の条件で載荷を行った。Fig. 16 (a) は、 $p'_c=100$  kPa で種々の有効応力比増分となるよう載荷した場合の、また Fig. 16 (b) は、 $p'_c=50, 100, 200, 400$  kPa のそれぞれに対して有効応力比増分  $\Delta \eta=0.5$  になるよう載荷したときの体積ひずみと繰返し回数の関係をそれぞれ表し

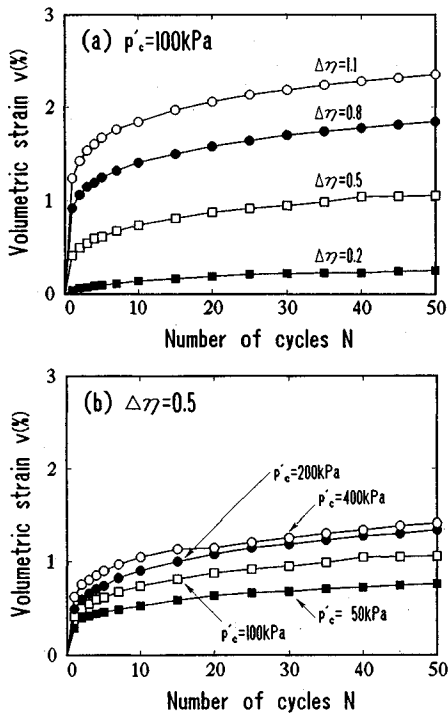


Fig.16 Relationship between volumetric strain and number of loading cycles in constant  $p$  test

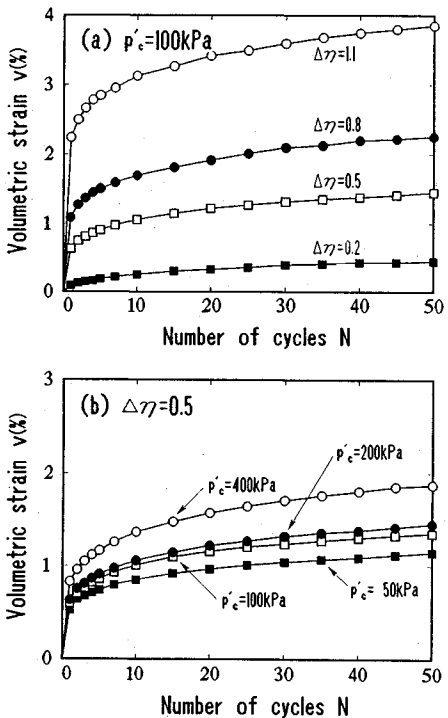


Fig.17 Relationship between volumetric strain and number of cycles in axial loading test with  $\sigma_3$  constant

たものである。ここで生じた体積ひずみはダイラテンシーによるものであるが、それらは全て圧縮ひずみとして生じ、繰返し载荷に対しては、1回目の载荷で大きく現れ、初期有効拘束圧  $p'_c$  が大きいほど大きくなる傾向が認められる。

c) 側圧一定軸圧载荷試験

所定の初期有効拘束圧で等方圧密後、側圧一定の条件で軸圧载荷を行った。この実験は载荷により、平均主応力成分と偏差応力成分の両方が変動するものであるのので、前述の等方応力载荷試験および平均主応力一定载荷試験の両者が組み合わせられた試験と位置付けられた。実験結果の各測定項目の時間的变化は、Fig.9の等方応力载荷の場合と類似な傾向を示した。Fig.17 (a) は、 $p'_c = 100 \text{ kPa}$  における各有効応力比増分  $\Delta\eta$  に対する体積ひずみ  $v$  と载荷回数  $N$  の関係を、Fig.17 (b) は、 $\Delta\eta = 0.5$  における各初期有効拘束圧  $p'_c$  に対する  $v \sim N$  の関係をそれぞれ示したものである。体積ひずみは軸圧増分及び拘束圧に依存しており、全体的に载荷による体積ひずみの大きさは、平均主応力一定载荷に比べるとやや大きく出ている。また、等方応力载荷の場合と同様に速度効果の観点から、载荷時間を変えて実験を行ったが、この条件における実験ではさほどの時間の影響は認められなかった。この結果からせん断応力载荷に対する载荷時間の影響はほとんどないという結論が導かれたものと考えられる。これは、各サイクルの軸圧载荷時に発生する間隙水圧が等方応力载荷によるものと比べて小さく、载荷時間の影響をさほど受けにくいことによるものであると思われる。

5. 間隙比変化の定式化

重錘落下時を想定した地中応力の変動による地盤内の間隙比変化の定式化を試みた。2. で述べたように地中応力変化を  $p$  成分と  $q$  成分に分け、間隙比変化も等方圧縮成分とダイラテンシー成分によるものに分けて考える。

(1) 等方応力载荷による間隙比変化

Fig.18 (a), (b) から分かるように瞬発等方応力载荷及び静的等方圧縮・除荷による  $e \sim \log p$  関係は、共に  $200 \text{ kPa}$  付近に主に材料の粒子破碎の影響と思われる変曲点が認められ、その応力は一種の降伏応力  $p_v$  とみなされる。さらに、降伏応力は、载荷回数  $N$ 、初期拘束圧  $p'_c$  によらずほぼ一定となっており、Fig.12 に示した静的载荷による  $e \sim \log p$  関係にもほぼ等しい降伏応力が見られる。そこで、等方応力载荷における間隙比変化をFig.19 に示すように、载荷時の応力  $p'_c + \Delta p$  によって、 $p'_c + \Delta p \leq p_v$ ,  $p'_c + \Delta p \geq p_v$  の場合に分けて定式化をはかる。Fig.20 のプロットは、等方応力载荷試験結果である。等方応力载荷による間隙比変化を  $\Delta e_1$  とすると、 $\Delta e_1$  は

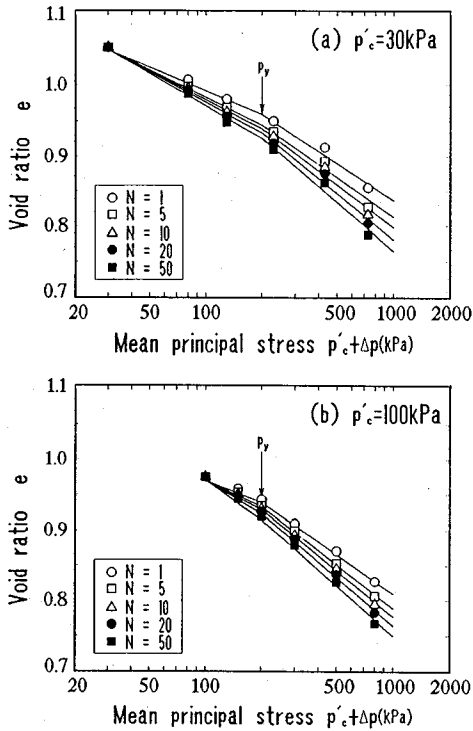


Fig.18 Relationship between void ratio and effective mean principal stress in the impulsive isotropic loading test

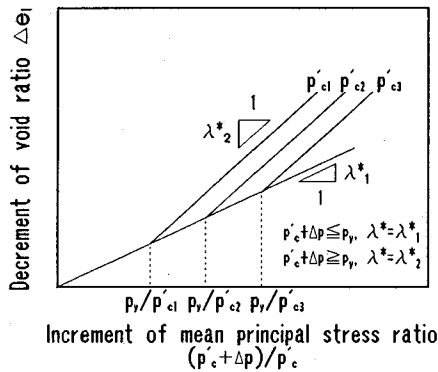


Fig.19 Schematic diagram for explaining the relationship between decrement of void ratio and increment of effective mean principal stress ratio

載荷回数の増加にともない増加するので、定式化に当たっては載荷回数の影響を考慮した次式で検討する。

$$\Delta e_1 = F(N, p'_c, \Delta p)$$

$$= \begin{cases} \lambda_1^*(N) \cdot \log [(p'_c + \Delta p) / p'_c] & (p'_c + \Delta p \leq p_v) \\ \lambda_1^*(N) \cdot \log [p_v / p'_c] + \lambda_2^*(N) \cdot \log [(p'_c + \Delta p) / p_v] & (p'_c + \Delta p \geq p_v) \end{cases} \quad (3)$$

ここに、 $F$  は載荷回数  $N$ 、初期有効拘束圧  $p'_c$  (kPa)、等方応力増分  $\Delta p$  (kPa) から成る関数である。 $\lambda^*$  は、 $e \sim \log p$  関係の直線で勾配であり、Fig.19 の概念図に示

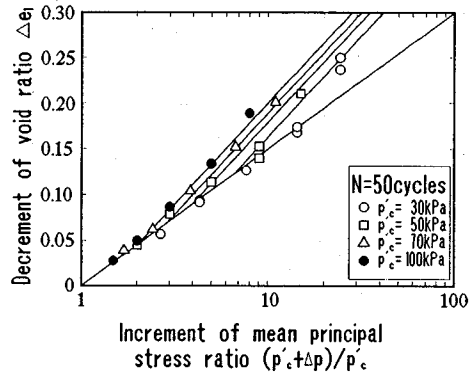


Fig.20 Comparison of measured and predicted decrement of void ratio

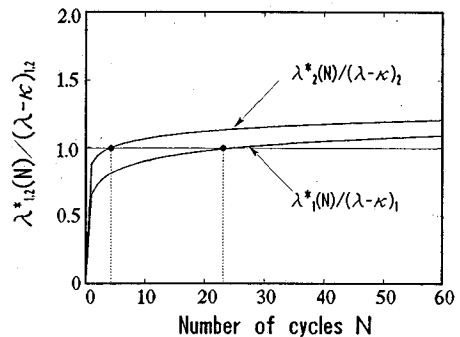


Fig.21 Comparison of decrement of void ratio in static and impulsive loading

すように、 $\lambda_1^*(N)$ 、 $\lambda_2^*(N)$  は降伏応力  $p_v$  前後の直線の勾配であり、載荷回数  $N$  に依存する。前述のように、降伏応力  $p_v$  はほぼ一定であるが、それぞれ異なる初期有効拘束圧  $p'_c$  に対して正規化を行い、 $p_v/p'_c$  で表すことにする。Fig.20 の実験結果は、Fig.19 に示されるように載荷回数が一定の場合、それぞれの正規化された降伏応力に至るまでは同一の直線上にあり、さらに降伏応力を過ぎてもそれぞれ同じ傾きを有する直線上にあることを意味している。載荷回数の効果も含めて表示を行うと、 $\lambda_1^*(N) = 0.092 + 0.034 \cdot \log N$ 、 $\lambda_2^*(N) = 0.164 + 0.034 \cdot \log N$  となる。Fig.20 の実線はこれらの式によるもので、実験結果と比較的良好に対応している。

一方、静的載荷における等方圧縮・除荷時の間隙比変化は式(3)の係数  $\lambda_1^*(N)$ 、 $\lambda_2^*(N)$  をそれぞれ  $(\lambda - \kappa)_1$ 、 $(\lambda - \kappa)_2$  に置き換えることにより表すことができる。ここに、 $\lambda$  は静的等方圧縮線の勾配、 $\kappa$  は静的等方除荷線の勾配であり、添字 1, 2 はそれぞれ降伏応力  $p_v$  前後の諸量を意味する。Fig.12 の結果から  $p'_c + \Delta p \leq p_v$  のとき、 $(\lambda - \kappa)_1 = 0.140$ 、 $p'_c + \Delta p \geq p_v$  のとき、 $(\lambda - \kappa)_2 = 0.186$  である。ここで、瞬発載荷と静的載荷の間隙比変化式の勾配の比率を求め、瞬発載荷回数  $N$  との関係で Fig.21 に示した。図中、2本の曲線はそれぞれ降伏応力以上お



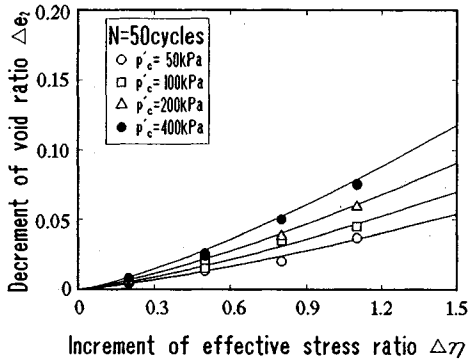


Fig.22 Comparison of measured and regressed decrement of void ratio in the constant p loading test

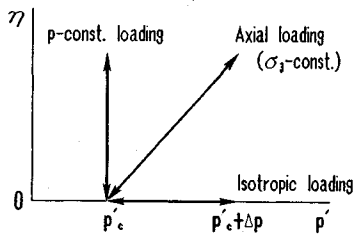


Fig.23 Schematic diagram for stress path in the impulsive loading

よび以下の応力載荷が行われた場合の  $\lambda^*(N)/(\lambda-\kappa)$  を示している。この図から分かるように、 $p'_c + \Delta p \geq p_v$  のときは繰返し載荷回数  $N=4$  程度でまた、 $p'_c + \Delta p \leq p_v$  の場合でも 23 回程度で静的載荷と同等の結果が得られることがわかる。

(2) 平均主応力一定載荷による間隙比変化

次に、平均主応力一定載荷試験における間隙比の変化を  $\Delta e_2$  とし、 $\Delta e_2$  と有効応力比増分  $\Delta \eta$  の関係を示すと Fig.22 のようになる。これから、 $\Delta e_2$  は  $\Delta \eta$  の増加とともに増加し、初期有効拘束圧  $p'_c$  が大きい程大きくなる傾向が認められる。この間隙比変化  $\Delta e_2$  を  $p'_c$  及び  $\Delta \eta$  の指数関数として定式化を行ったところ次のような関係式を得た。

$$\Delta e_2 = b_1 \cdot (p'_c/p'_0)^{b_2} \cdot \Delta \eta^{b_3} \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 $b_1, b_2, b_3$  は実験定数であり、 $b_1, b_3$  は繰返し回数  $N$  の関数で表され、 $b_1 = 0.021 + 0.012 \cdot \log N$ ,  $b_2 = 0.376$ ,  $b_3 = 1.890 - 0.348 \cdot \log N$  と与えられる。また、 $p'_0$  は kPa 単位で与え、基準応力  $p'_0 = 100$  kPa により正規化されている。

(3) 一般的な応力変化による間隙比変化

平均主応力一定載荷試験における間隙比変化は、ダイレタンシーによるものであり、一般的な応力変化に対する間隙比変化は、等方圧縮による間隙比変化  $\Delta e_1$  とこのダイレタンシー成分による間隙比変化  $\Delta e_2$  を重ね合わせるにより評価できるものと仮定する。

先に示した側圧一定軸圧載荷試験結果は、平均主応力

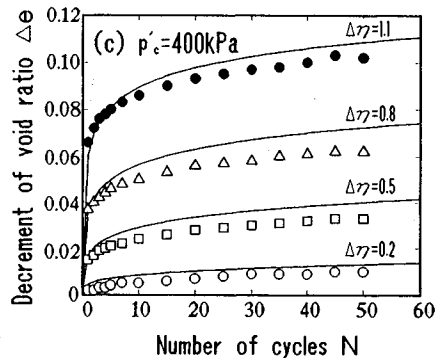
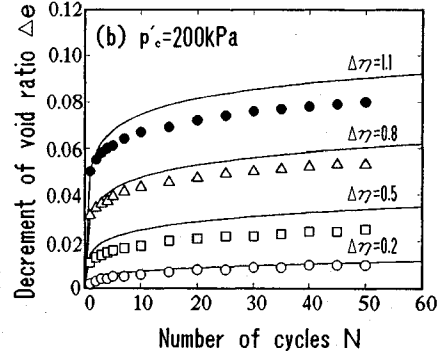
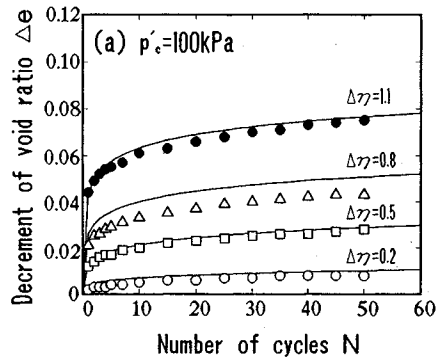


Fig.24 Comparison between measured and predicted decrements of void ratio in the  $\sigma_1$  constant axial loading test

$p$  及び有効応力比  $\eta$  が共に変化したものであるので、予測式の妥当性を検討するために、式 (3) 及び式 (4) の重ね合わせにより側圧一定軸圧載荷試験結果の予測を行った。その概念図を Fig.23 に示す。Fig.24 には、実験結果をプロットで、予測結果を実線で示したものである。予測結果は実験結果より幾分大きめの間隙比変化を与えるものとなっているが、載荷回数 1 回目から 10 回目まで間隙比変化は大きく、その後は微増となる実験結果の特徴をよく再現している。このことより、上述した間隙比変化の評価方法の妥当性が確かめられた。

したがって、この予測式を用いることによって重錘落下時の地盤内における任意の地点で、 $p'_c, \Delta p, \Delta \eta$  が分かれば、その点での各載荷回数における間隙比変化が容易に計算できる。実際に、原地盤で応力状態を正確に測

定、評価することは困難であるが、一つの方法として FEM 動的解析と本研究で得られた実験式を結合することによって、地盤の変形挙動を評価することができるものと思われる。

## 6. まとめ

重錘落下締固め工法による地盤の圧縮性を定量的に評価するために、重錘落下時の地盤内要素の応力状態を再現しうる三軸圧縮試験機を開発し、それをを用いて実験を行い考察した。本研究で得られた結果についてまとめること以下の通りである。

1) 本研究で用いた瞬発荷式三軸圧縮試験機は、載荷応力、載荷時間、繰返し回数を任意に設定でき、瞬時の載荷・除荷及びその繰返し載荷が可能である。

2) 重錘の繰返し落下時に非排水状態を保つような地盤においては、載荷中に残留した間隙水圧を消散することにより、地盤の締固めが期待できる。

3) 短時間載荷による間隙比変化は、載荷中の供試体内の間隙水圧分布を考慮することによって、載荷中に間隙水圧が消散する長時間載荷のものとはほぼ等価になることが明らかとなった。

4) 重錘落下時の地中応力増分を平均主応力増分  $\Delta p$  と偏差応力増分  $\Delta q$  に分けて考え、等方応力載荷、平均主応力一定載荷試験をそれぞれ行い、各々による間隙比変化の評価を行った。これらの試験結果を重ね合わせ、重錘落下時の応力変動に対応し得る間隙比変化の実験式を作成した。また、側圧一定軸圧載荷試験を行い実験式の妥当性を確かめた。

最後に、本研究を進めるに当たって実験及びデータ収集、整理に協力した頂いた山口大学工学部社会建設工学科の山本修三技官、中田幸男氏、丸山浩史氏、川井眞二氏をはじめとする関係諸氏と貴重な御意見、御示唆を頂いた鹿児島工業高等専門学校の岡林巧助教授に深甚な謝意を表します。

## 参考文献

- 1) Menard, L. and Boise, Y. : Theoretical and practical aspects of dynamic consolidation, *Geotechnique*, Vol.25, No.1, pp.3~18, 1975.
- 2) 森 博：衝撃力による地盤改良方法について、土と基礎, Vol.29, No.5, pp.47~54, 1975.
- 3) 山田正俊：動圧密工法、土と基礎, Vol.29, No.5, pp.21~28, 1981.
- 4) 二宮康治・渡辺 篤：動圧密工法群管理システムの開発と実施例、建設の機械化, No.505, pp.56~62, 1992.
- 5) 三笠正人・木下哲生・丸井栄一：新しい指数  $T$  値による重錘落下締固め工法の管理、土と基礎, Vol.34, No.8, pp.35~42, 1986.
- 6) 湯浅健二・坂本 容・山崎秀次・大倉卓美：動圧密工法による岩砕埋立地の地盤改良効果と効果確認、土と基礎, Vol.35, No.5, pp.39~44, 1987.
- 7) 兵動正幸・村田秀一・安福規之・中村哲也・渡辺 篤：重錘落下による砂地盤の改良効果の評価について、土木学会第43回年次学術講演会講演集, III, pp.542~543, 1988.
- 8) 兵動正幸・村田秀一・安福規之：動圧密工法による砂質地盤の改良度評価について、山口大学工学部研究報告, Vol.39, No.2, pp.95~103, 1989.
- 9) 兵動正幸・村田秀一・安福規之・中田幸男・二宮康治・中村哲也：瞬発荷式三軸圧縮試験機による砂質土の圧縮特性、第25回土質工学研究発表会講演集, pp.845~848, 1990.
- 10) 兵動正幸・中田幸男・安福規之・村田秀一・四宮圭三：瞬発荷式三軸圧縮試験による砂質土の圧縮性の評価、山口大学工学部研究報告, Vol.41, No.2, pp.133~144, 1991.
- 11) 高田直俊・藤田哲治・渡辺 篤・池田通陽：重錘落下締固め工法の現場実験、第23回土質工学研究発表会講演集, pp.2057~2060, 1988.
- 12) 下平裕司・山肩邦男・森 国夫：重錘落下締固め工法における地盤内応力の推定、第25回土質工学研究発表会講演集, pp.1857~1860, 1990.
- 13) 保国光敏・山田 功：衝撃三軸試験による緩い砂の締固め試験、土と基礎, Vol.33, No.2, pp.51~57, 1985.

(1992.11.2 受付)

## A TRIAXIAL TEST FOR EVALUATING THE COMPRESSIBILITY OF SANDY SOIL IN HEAVY TAMPING METHOD

Keizo SHINOMIYA, Masayuki HYUDO, Noriyuki YASUFUKU and Hidekazu MURATA

For improvement of deep ground, heavy tamping method is a very popular technique. This technique has been carried out on a wide variety of soil types and conditions. However, its theoretical evaluation has not been fully developed yet, because its mechanism of improvement is too complex. A simplified method for evaluating the degree of improvement is proposed in this paper based on the results of some laboratory tests. Impulsive loading triaxial test apparatus was developed in this study for the purpose of testing soil elements applying the stress increments induced by dropping hammer. Furthermore, the compressibility of sandy soil under various stress increments in both drained and undrained conditions were investigated by using the apparatus. As a result, at first, it was found that in the case of undrained tests, the compaction of soil was produced by dissipation of induced pore water pressure after undrained loading. Secondly, it was concluded than in the case of drained tests, the change of void ratio was induced by both increments of effective mean principal stress and deviator stress.