

**投稿論文 (和文)**  
**PAPERS**

# 粘性土の水平方向圧密係数

水上純一<sup>1</sup>・小林正樹<sup>2</sup>・土田 孝<sup>3</sup>

<sup>1</sup>正会員 工修 運輸省港湾技術研究所 土質部(〒239神奈川県横浜市長瀬3-1-1)

<sup>2</sup>正会員 工博 運輸省港湾技術研究所 土質部

<sup>3</sup>正会員 工博 運輸省港湾技術研究所 土質部土性研究室

軟弱地盤に対してバーチカルドレーン工法を用いて地盤改良を行う場合、適切な沈下管理を行うためには粘性土の水平方向圧密係数を求める必要がある。しかし、通常室内試験から得られる水平方向圧密係数を設計に用いると圧密速度を過大に評価してしまう例が多い。本研究では圧密容器を開発して、水平方向圧密特性を調べた。また、ドレーン打設時に生ずる粘性土の乱れの影響を調べるために人工的に攪乱を与えた試料を用いて実験を行った。さらに、各々の結果に対して有限要素法を用いた数値解析を行って検討を加えている。

**Key Words:** consolidation, vertical drain, settlement, finite element method, disturbance

## 1. まえがき

バーチカルドレーン工法とは、粘土地盤中に鉛直なドレーン（排水帯）を形成し、排水距離を短くすることにより圧密を促進する工法である。バーチカルドレーン工法は、ドレーンの材質として砂を用いるサンドドレーン、砂を袋づめにしたバックドレーン、紙やプラスチック樹脂を用いるカードボードドレーン等の各種工法に分類できる。この工法の目的は、大別すると次の二点になる。一つは、施工後の長期間にわたる残留沈下の低減であり、もう一つは短期間に軟弱な粘性土地盤の強度増加をはかるものである。この工法は、1930年代にサンドドレーン工法として開発され、それ以来世界各地で広く用いられており、わが国でも数多くの施工実績がある。しかし、設計に用いる定数を設定する場合には、いくつかの問題点があることが明らかにされている。

バーチカルドレーン工法によって改良された地盤の排水は水平方向に生じ、それに伴って過剰間隙水圧は半径方向に消散する。このため圧密速度を求めるには、水平方向の圧密係数が重要な定数となる。従来、室内で実施された水平方向の圧密試験結果によると、粘性土の水平方向圧密係数 $c_h$ は、通常の標準圧密試験から求められる鉛直方向圧密係数 $c_v$ よりも数倍大きいと報告されてきた<sup>1)</sup>。しかし、バーチカルド

レーンで改良された地盤の現地計測結果によると、 $c_h$ を用いて沈下計算を行うと実測値よりも速めに予測する傾向にある<sup>1)</sup>。一方、通常の標準圧密試験から得られる $c_v$ を用いて計算すると、実測結果と一致する例が多いとされている<sup>1)</sup>。 $c_h$ よりも $c_v$ で沈下計算を行った方が圧密の進行を予測できる原因として、ドレーン打設にともなってドレーン周辺部の粘性土地盤に攪乱帯が発生し、本来の大きな水平方向圧密係数が数分の一に低下して、 $c_h$ は $c_v$ と等しくなるためではないかとされている<sup>1)</sup>。

本研究では、水平方向の圧密特性を明らかにするために、まず従来の主な研究を総括した。次に、従来の水平方向圧密試験機および試験結果の整理法を検討したうえで、改良した圧密容器を用いて、大阪湾海底地盤の不攪乱沖積粘性土に対して内向き放射流れの水平方向圧密試験を実施した。また、ドレーン打設時に発生する攪乱帯が地盤の圧密特性に与える影響を定量的に調べるために、ドレーン周辺に人工的な攪乱帯を設けた供試体を用いて水平方向圧密試験を実施した。さらに、今回行った各々の試験条件に対して有限要素法を用いた数値解析を行い検討を加えた。

## 2. 水平方向圧密試験とバーチカルドレーンで改良された地盤における事例解析

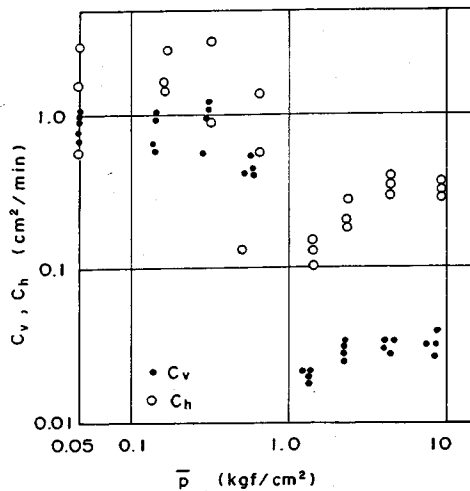


図-1 圧密係数と平均圧密圧力の関係 (中瀬・小林<sup>1)</sup>)

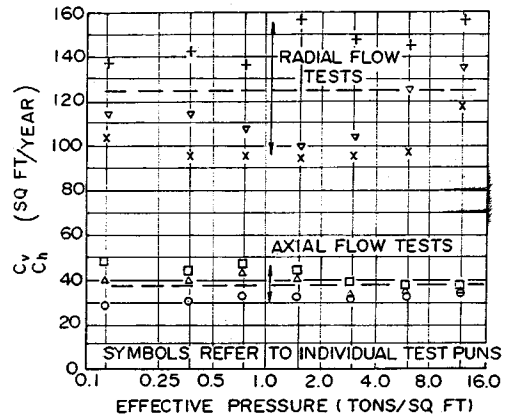


図-2 圧密係数と圧密圧力の関係 (McKinlay<sup>4)</sup>)

バーチカルドレーン工法に対して初めて理論的解析法を確立したのはBarronである<sup>3)</sup>。Barronは粘土層表面の沈下性状、ドレーン打設により発生する攪乱帯の影響、ドレーン自体の透水性等の要因を考慮して中空円柱の圧密方程式の解を与えた。それはBarronの等ひずみ条件と自由ひずみ条件の解として知られている。ここでひずみ条件とは粘土層表面の沈下に関するもので、表面が平面を保ったまま沈下するものを等ひずみ条件、ドレーンに近い部分から沈下するものを自由ひずみ条件という。現在では吉国の解析によりBarronの自由ひずみ条件は、実は等ひずみ条件に相当することが知られている。

水平方向圧密係数を求めるために、種々の試験方法、結果の整理方法が提案されている。

中瀬・小林は、岡山県錦海湾で採取された不攪乱粘土に対して、鉛直、水平両方向の圧密試験を実施した<sup>1)</sup>。水平方向圧密試験は、供試体中心部にドレーン材としてポーラスメタルを挿入して、バーチカルドレーンによる改良地盤を再現した試験機を用いて行っている。試験結果の整理は、Barronの自由ひずみ条件に対する曲線定規を用いて圧密係数を求めている。図-1は、圧密係数と平均圧密圧力の関係を示したものである。正規圧密領域では $c_h$ は $c_v$ の約6倍となっている。

McKinlay<sup>4)</sup>は、沈下量を時間の $t$ に対して整理し、その沈下量-時間曲線から $\sqrt{t}$ 法と同様に、載荷初期の直線部分に注目して $t_{90}$ を求める方法を提案している。水平方向圧密試験装置は排水面を供試体外周面

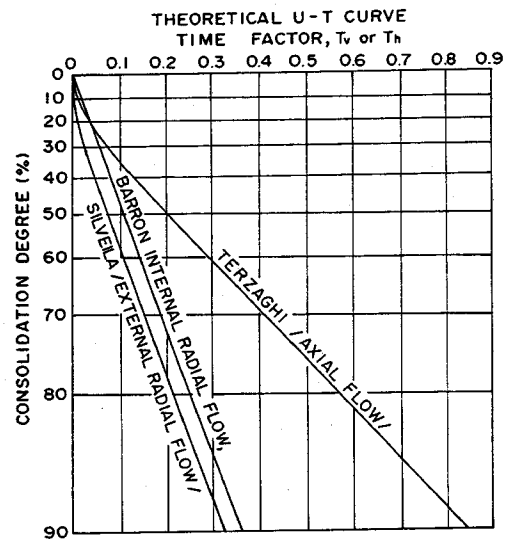


図-3 圧密度と時間係数の関係 (Aboshi・Monden<sup>5)</sup>)

として、外向きの放射流れを再現するものである。圧密係数と圧密圧力を図-2に示すが、 $c_h$ は $c_v$ の約3倍となっている。

Aboshi・Monden<sup>5)</sup>は、外向きと内向きの放射流れを再現する水平方向圧密試験を実施している。結果の整理法として、図-3に示すようにBarronの解によると $\log(1-U)$ が、時間係数 $T_h$ あるいは時間 $t$ に対して直線となる性質を利用して $c_h$ を求める方法を提案している。

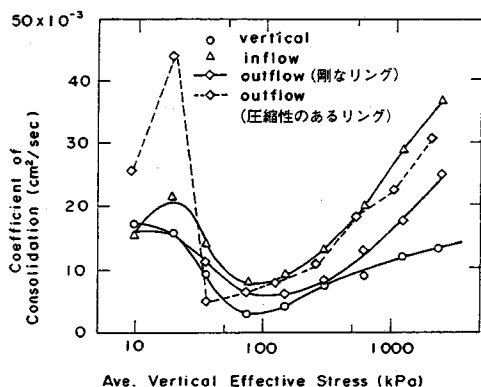


図-4 圧密係数と圧密圧力の関係 (Trautweinら<sup>6)</sup>)

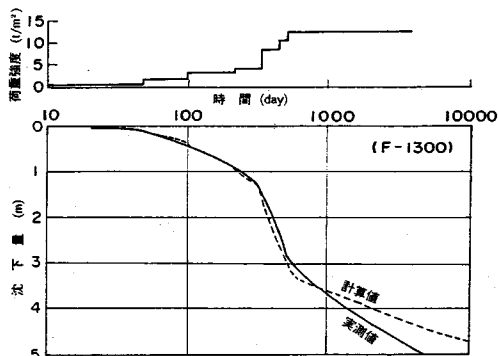


図-5 実測沈下と計算沈下曲線 (中瀬・小林<sup>1)</sup>)

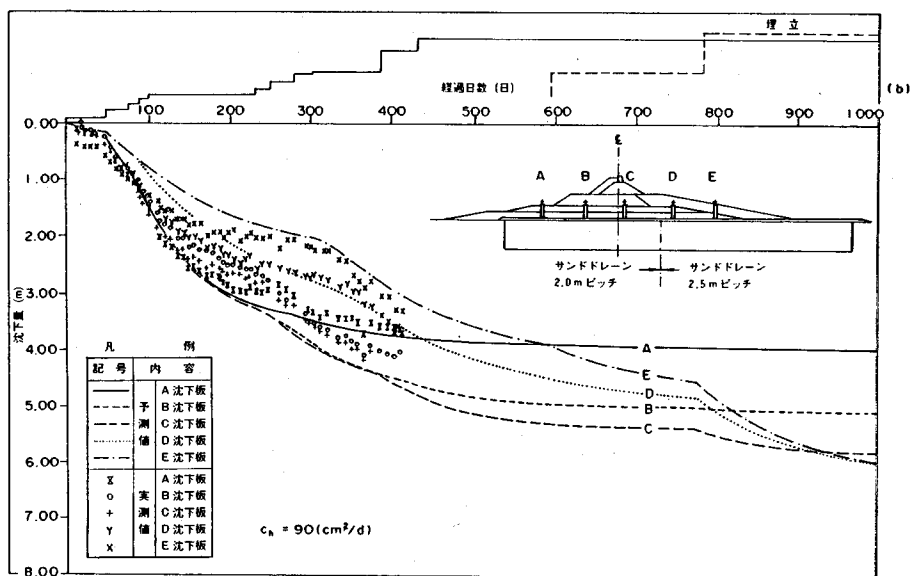


図-6 関西国際空港における沈下曲線 (前田<sup>8)</sup>)

Trautweinら<sup>6)</sup>、<sup>7)</sup>は、McKinlayの方法を発展させ、5. (1) で後述する方法を用いて圧密係数の精度を向上させた。試験条件はAboshi・Mondenと同様に外向きと内向きの2種類の放射流れである。図-4の試験結果から、内向きの放射流れの試験から得られる $c_v$ の方が外向きの試験の $c_v$ よりも大きいことがわかる。Trautweinらは、この結果に関して、外向きの放射流れの試験では、透水性の圧密リングとして剛なものと圧縮性のあるものと2種類の材料を用いているが、剛なリングは沈下にとまって連続的に粘土を攪乱するので、圧縮性のあるリングに比べて圧密係数を

低下させていると結論づけている。

次にわが国で報告された事例解析を紹介する。

中瀬・小林<sup>1)</sup>は、錦海湾と広島空港でのサンドドレーン工法を用いた建設工事に対して事例解析を行い、圧密係数として $c_v$ を用いた計算沈下曲線と実測値の比較を行っている。錦海湾での比較を図-5に示す。この図を見ると $c_v$ を用いた計算値は実測値とよく一致している。 $c_h$ は $c_v$ の約6倍であることから、 $c_h$ を用いると沈下に関する計算値は、 $c_v$ を用いた場合よりも6倍早く進行することとなる。この例は設計で圧密係数として $c_v$ を用いることの妥当性を示す一例となって

いる。また、広島空港における事例でも同様の結果を得ている<sup>1)</sup>。

前田<sup>8)</sup>は、大阪湾泉州沖に建設された関西国際空港の建設工事の事例解析を行っている。空港島護岸での解析結果を図-6に示す。事前の土質調査によって建設地点における沖積粘土地盤の土質定数として、鉛直方向の圧密係数 $c_v$ は $90\text{cm}^2/\text{d}$ と決定された。図中の計算曲線は $c_h=c_v$ として求められている。護岸直下のC沈下板の実測値を見ると予測曲線とよく一致していることがわかる。

上記の事例解析を見ると、室内試験結果から得られる $c_h$ では実際の沈下を説明できず、 $c_v$ を用いたほうがよい結果が得られる。これまではこの説明として、ドレーン打設により形成される攪乱帯により $c_h$ が低下し $c_v$ と一致するとされてきた。しかし、均質で一様な海底沖積地盤で、圧密係数が数倍も異なるほど大きな異方性があるとするには疑問が残る。

### 3.従来の水平方向圧密試験装置の問題点と改良した圧密容器

水平方向圧密試験装置が満足すべき条件は、圧密荷重の載荷は鉛直方向で、供試体からの排水は水平方向、本研究では半径方向となることである。また、供試体内部での変形は半径方向に複雑に変化するが、境界面の変位は鉛直方向に発生することが必要である。過去に港湾技術研究所で用いられた圧密容器を図-7(a)に示す。供試体上下面は非排水面となっており、排水は中央のポーラスメタルドレーンからなされる。また、圧密荷重は標準圧密試験機の載荷枠を用いて載荷されている。このような試験機を用いて、内向きの放射流れを再現した水平方向圧密試験を行う場合に最も重要な点は、供試体中心部のドレーン部分のみが排水面となることである。しかし、図-7(a)のような試験機では供試体外周部での止水に配慮がなされていないために、供試体外周部からの漏れによる排水が起こっている可能性があり、圧密係数を過大に評価してしまうことになる。

尾上は、図-7(a)と同様の試験機を用いて試験を行い、 $c_h$ は $c_v$ の3～6倍という結果を得ている。一方、同じ試験機を用いて外向きの放射流れの試験を行った場合には、 $c_h$ は $c_v$ と等しいと報告している。尾上は、この $c_h$ の相違を、外向きの場合は周面摩擦の影響で $c_h$ が低下したためとしている。しかし、図-7(b)に示すような外周部からの排水がある場合には、外向きの場合には漏れによる排水の影響はないため正しい $c_h$ が得られ、内向きの場合には過大な $c_h$ となっているとも考えられる。室内試験から $c_h$ を正しく求めるためには、

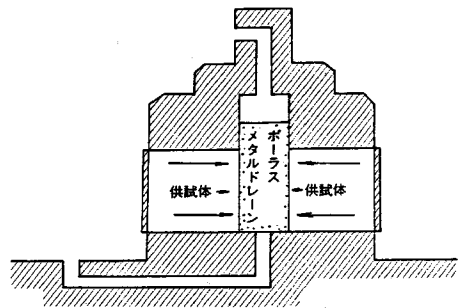


図-7(a) 既往の水平方向圧密試験容器

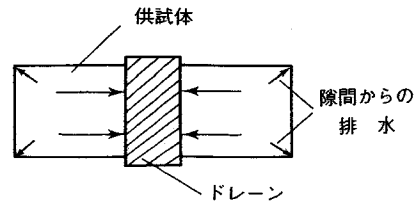


図-7(b) 供試体中の水の流れ

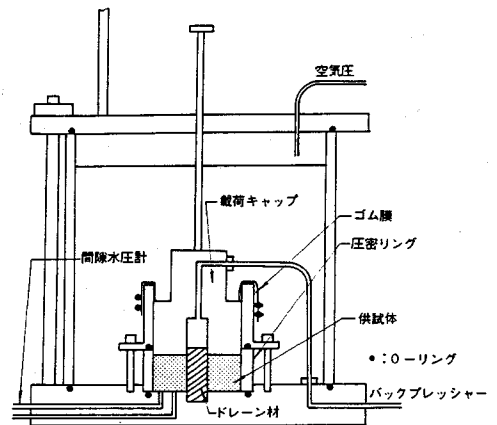


図-8 改良した水平方向圧密試験容器

このようなあいまいさのない試験機を用いる必要がある。

本研究では、図-8に示すような改良型の圧密試験機を用いて試験を行った。主な改良点は、載荷キャップとカラーにゴム膜を被せることにより、供試体外周部からの排水を遮断している点である。圧密荷重は、空気圧を使って圧力室内に水压を発生さ

表-1 試料の物理特性

| 自然含水比<br>$w_p(\%)$ | 液性限界<br>$w_l(\%)$ | 塑性限界<br>$w_p(\%)$ | 塑性指数<br>$I_p$ |
|--------------------|-------------------|-------------------|---------------|
| 80                 | 70                | 30                | 40            |
| ～                  | ～                 | ～                 | ～             |
| 90                 | 95                | 40                | 60            |

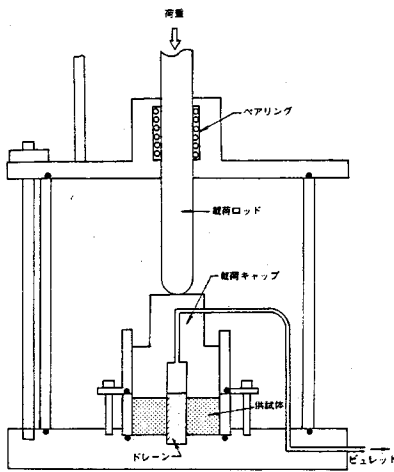


図-9 従来型の水平方向圧密試験容器

せ、载荷キャップに作用させている。このとき同時にゴム膜にも水圧が作用している。この水圧は常に供試体の間隙水圧よりも高いため、供試体外周部からの排水を防止している。また、従来の試験機の問題点を実験的に検討するため、図-9に示すような試験機も作製し比較試験を行った。

#### 4. 試料および試験方法

##### (1) 試料

試験に用いた試料は、大阪湾泉州沖から採取した乱さない自然粘性土である。今回のサンプリング地点は水深20mで、図-10はこの地域の土質柱状図である。試料は、図中の○印で示すように1mピッチで試料長80cmで採取しているある。これまでに多数行われた調査から、採取地点付近には軟弱な沖積粘性土がほぼ一様に約20mの厚さで堆積していることがわかっていて。今回は、7m以深から採取した試料を用いて試験を行った。試料の物理特性を表-1に示す。

##### (2) 圧密試験方法

鉛直方向と水平方向の圧密特性の異方性を調べるために、鉛直方向圧密試験および水平方向圧密試験を行った。

鉛直方向圧密試験は、密閉型の容器を用いて供試体底面で間隙水圧を測定しながら行った。従って、

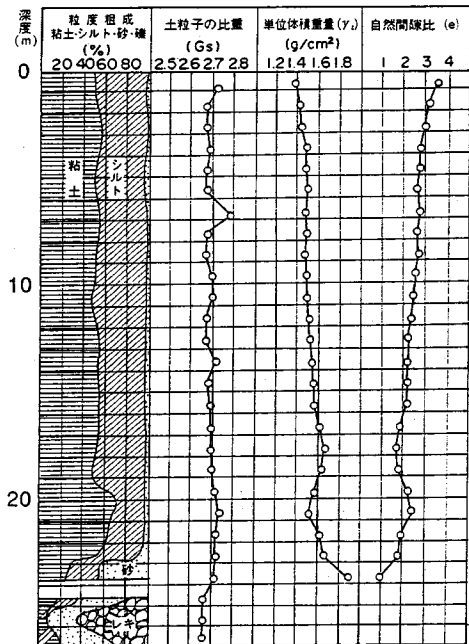


図-10 土質柱状図

排水条件は供試体底面が非排水面となり、供試体上部からのみの片面排水である。供試体寸法は、直径60mm、高さ20mmである。圧密荷重の载荷は、0.1～12.8kgf/cm<sup>2</sup> (9.8～1,254kPa) まで荷重増加率が1、各段階の载荷時間は24時間で行った。また、バックプレッシャーとして1kgf/cm<sup>2</sup> (98kPa) を作用させている。

水平方向圧密試験は、図-8で示した改良型の圧密容器を用いて行った。供試体は、直径60mm、高さ20mmで、中心部に直径12mmのボラスメタルのドレーン材を挿入した中空円柱である。供試体の上下面は非排水面とし、排水面は中心部のドレーン材との接触面のみで内向きの放射流れを再現している。本研究では、過剰間隙水圧の消散からも圧密係数を

求めるため、底面の2点で間隙水圧を測定している。間隙水圧測定点の中心部からの距離は、それぞれ15mm, 24mmである。圧密荷重は、空気圧で制限されるため最大圧力を $6.4\text{kgf/cm}^2$  ( $627\text{kPa}$ )とした。荷重増加率は1とし、各段階の載荷時間を24時間としている。各段階の初期に非排水状態で載荷し、間隙水圧が平衡状態になるのを確認した後で圧密を開始した。また、鉛直方向圧密試験と同様に、バックプレッシャーとして $1\text{kgf/cm}^2$  ( $98\text{kPa}$ )を作用させている。

## 5. 水平方向圧密特性と鉛直方向圧密特性の検討

### (1) 水平方向圧密係数の求め方

本研究では、沈下-時間関係からと過剰間隙水圧の消散過程からの2種類の方法で圧密係数を求めた。沈下から圧密係数を求める場合には、従来Barronの解を用いた曲線定規法を用いる場合が多かった。しかし、本研究では、Olsonらが提案した $\sqrt{t}$ 法と同様の考え方を用いた整理法を用いている。この整理法は、縦軸に沈下量あるいは平均圧密度 $U$ 、横軸に時間 $t$ あるいは時間係数 $T$ の $n$ 乗をとって整理すると初期部分が直線となる性質を利用している。初期の直線部分の勾配が決まると、 $\sqrt{t}$ 法と同様に得られた直線の勾配の $F$ 倍の直線と沈下曲線との交点から圧密度90%に対応する $t_{90}$ 、 $d_{90}$ が求められる。この $d_{90}$ から $d_{45}$ を求め、対応する $t_{45}$ を用いて圧密係数を求めることができる。このとき、 $n$ や $F$ の値はひずみ条件、有効円の径とドレーン径との比、内向きか外向きかの流れの方向によって変化する。したがって、 $n$ と $F$ の決定に際しては試験条件に対応したBarronの解を用いる必要がある。今回の条件では、 $n=0.67$ 、 $F=1.31$ 、 $T_{45}=0.066$ である。これらの値を用いて式(1)から $c_h$ を求めることができる。 $t_{45}$ を用いて $c_h$ を求めた場合、 $t_{90}$ を用いた場合よりも4~6% $c_h$ の値が小さくなるが、 $t_{45}$ を用いる提案法で $c_h$ を求めた。

$$c_h = \frac{T_{45} \cdot d_e^2}{t_{45}} \times 1440 \quad (1)$$

$d_e$ : 有効等価円径

本研究ではこの方法を $\sqrt{t}$ 法とよぶこととする。

過剰間隙水圧の消散過程から圧密係数を求める場合には、初期間隙水圧からの消散割合で圧密度を定義することができる。今回の場合には圧密度50%に達する時間 $t_{50}$ から $c_h$ を求めた。また、ドレーンからの距離の違う2点で間隙水圧を測定しているため、間隙水圧の消散過程から二つの圧密係数を求めることができる。各間隙水圧測定点での時間係数 $T_{50}$ は、排水

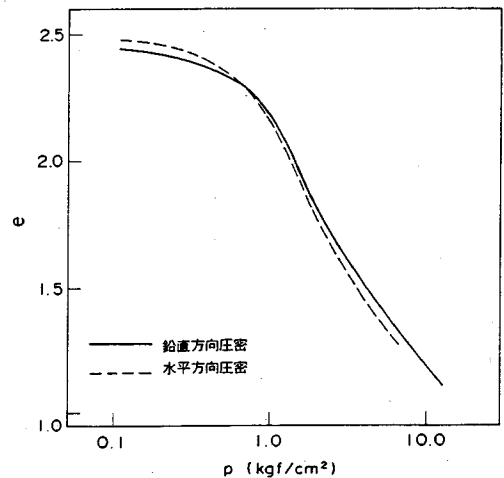


図-11 e-log p曲線の比較

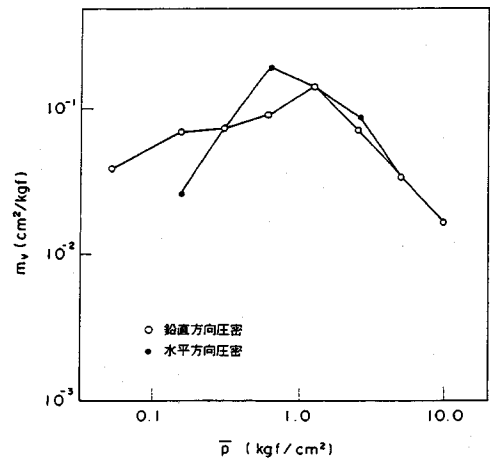


図-12 体積圧縮係数と平均圧密圧力の比較

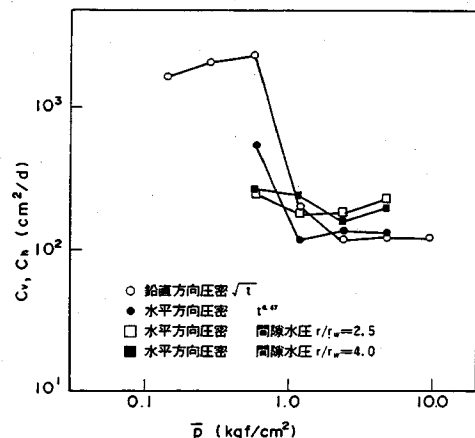


図-13 圧密係数と平均圧密圧力の比較

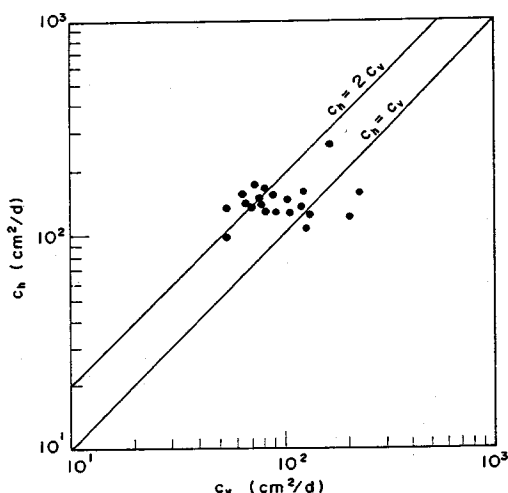


図-14(a) 圧密係数の比較  
(沈下量)

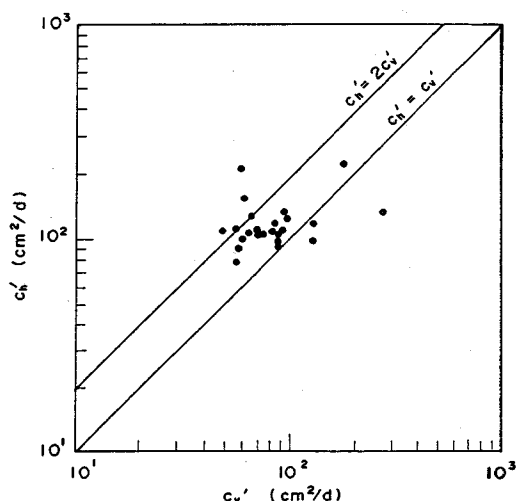


図-15(a) 一時圧密比で補正した圧密係数の比較  
(沈下量)

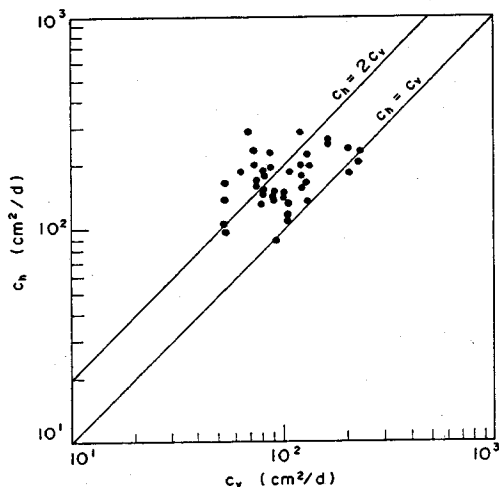


図-14(b) 圧密係数の比較  
(間隙水圧)

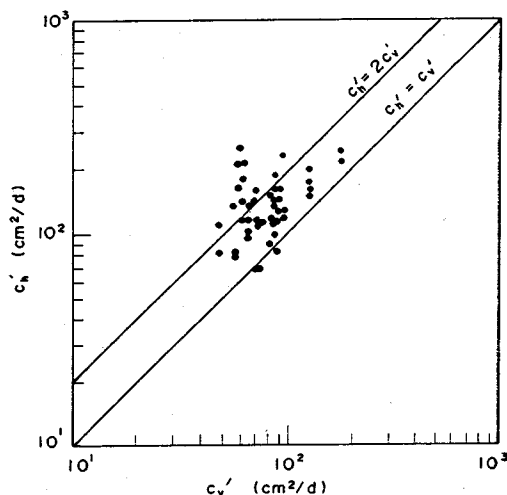


図-15(b) 一時圧密比で補正した圧密係数の比較  
(間隙水圧)

面に近いものからそれぞれ0.0565と0.0973である。なお、鉛直方向の圧密試験では載荷初期に非排水状態にすることができないために、後述5.(3)図-16

(b)に示すように間隙水圧の発生に時間遅れが発生すること、間隙水圧のピーク値が荷重増分の75%程度であることから間隙水圧の消散過程から圧密係数を求めている。

## (2) 鉛直方向と水平方向での圧密特性の比較

同一深度の試料で、水平方向と鉛直方向の圧密試験を行い結果を比較した。その代表的な比較例を図-11~13に示す。図-11は、 $e-\log p$ 曲線を示したものであるが、初期間隙比に若干の相違は見られるが、全体的な傾向はよく一致している。この例では、水平

方向と鉛直方向の圧密試験で圧密降伏応力 $p_c$ は、それぞれ0.75、0.80kgf/cm² (74kPa, 78kPa)、圧縮指数 $C_c$ は1.2であった。

図-12は、体積圧縮係数 $m_v$ と平均圧密圧力 $p$ の関係を示したものである。過圧密領域ではばらつきが大きいが、正規圧密領域では両者の値は一致し、排水方向による差は見られない。上記の $e-\log p$ 関係、 $m_v-p$ 関係は、他の試料でも水平方向と鉛直方向の各圧密試験結果に大きな違いはない。

図-13は、圧密係数 $c_h$ 、 $c_v$ と平均圧密圧力 $p$ の関係を示したものである。ここで、 $c_h$ は沈下に関しては $r$ 法と間隙水圧から求めた値を示している。 $c_v$ に関しては、 $\sqrt{t}$ 法で求めている。この図から、正規圧密領域における $c_h$ は、これまで報告されているように $c_v$ の数

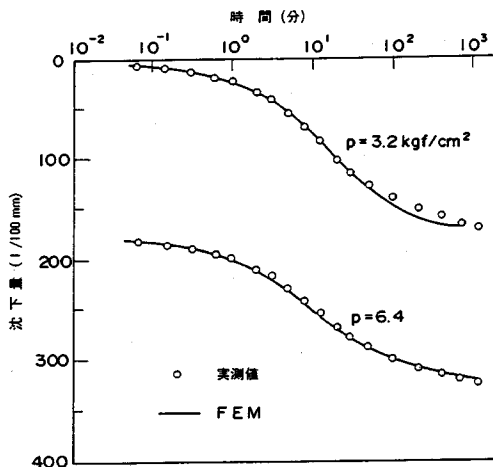


図-16(a) 鉛直方向圧密係数の数値解析による計算値と実測値の比較 (沈下量)

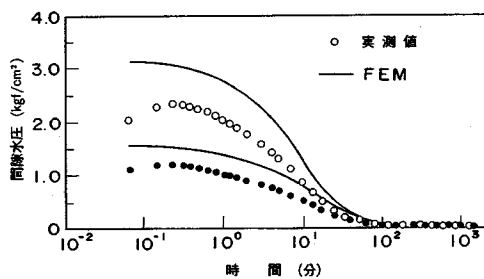


図-16(b) 鉛直方向圧密係数の数値解析による計算値と実測値の比較 (間隙水圧)

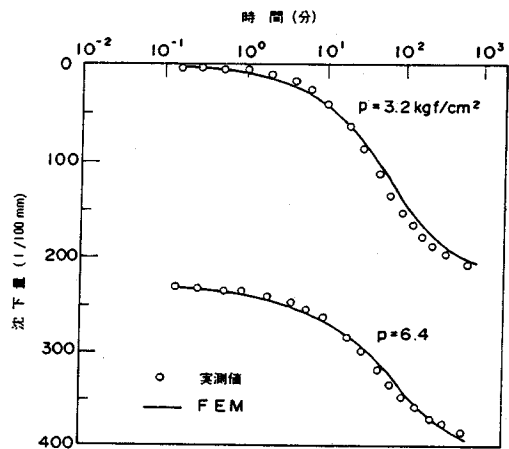


図-17(a) 水平方向圧密係数の数値解析による計算値と実測値の比較 (沈下量)

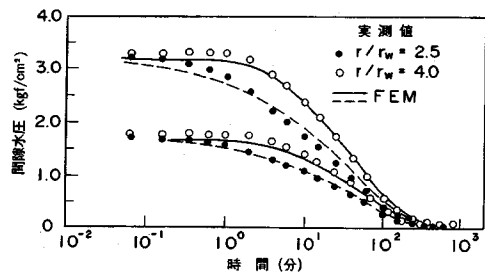


図-17(b) 水平方向圧密係数の数値解析による計算値と実測値の比較 (間隙水圧)

倍も大きいという値ではなく、最大でも2倍程度の違いしかなくわかる。

他の試験結果についても $c_h$ と $c_v$ の関係を整理したものが図-14である。ここでは同一深度の試料で正規圧密領域でそれぞれ同じ圧密圧力段階の結果についてプロットしている。なお、横軸の鉛直方向圧密係数 $c_v$ は、沈下量から求めている。図-14(a)は、沈下量に関する $c_h$ について整理したものであるが、 $c_h$ は $c_v$ の1~2倍の範囲に入っている。図-14(b)は、間隙水圧から求めた $c_h$ についてプロットしてあるが、若干ばらつきが大きく $c_h$ は $c_v$ の1~3倍の範囲に入っている。水平方向圧密と鉛直方向圧密では排水距離や排水方向の違いがあるため、圧密の進行が異なり二次圧密の影響があることが考えられる。そこで、圧密係数 $c_v$ 、 $c_h$ に一次圧密比を乗じて求めた $c'_v$ 、 $c'_h$ について整理したのが図-15である。補正した圧密係数の比較でも両者の関係はあまり変わらないことがわかる。図-14、15から、 $c_h$ と $c_v$ の比は平均で約1.5、最大でも沈下量から求めたもので2倍、間隙水圧から求めたもので3倍程度となる。

表-2 弾・粘塑性解析における入力定数

|                 | 鉛直圧密試験             |           | 水平圧密試験             |                    |
|-----------------|--------------------|-----------|--------------------|--------------------|
| 圧密圧力            | 3.2                | 6.4       | 3.2                | 6.4                |
| $\lambda/1+e_0$ | 0.182              | 0.167     | 0.166              | 0.152              |
| $M$             | 1.5                | 1.5       | 1.5                | 1.5                |
| $\alpha$        | 0.004              | 0.005     | 0.004              | 0.004              |
| $v_0$           | $4 \times 10^{-5}$ | $10^{-4}$ | $7 \times 10^{-4}$ | $6 \times 10^{-4}$ |
| $c_v$           | 115                | 115       | 104                | 104                |

### (3) 数値解析による試験結果の検討

試験結果に対して二次圧密も考慮して検討するために、修正関口・太田の弾・粘塑性構成式を用いたFEM解析を行った。この構成式では、自然対数での圧縮指数 $\lambda$ 、膨潤指数 $\kappa$ 、初期間隙比 $e_0$ 、限界状態での応力比 $M$ 、自然対数に関する二次圧縮指数 $\alpha$ 、体積ひずみ速度 $v_0$ が必要になる。今回の解析では、 $\lambda$ は全沈下量から求め、 $\alpha$ と $v_0$ は沈下と時間の関係から求

めた。  $\kappa$  と  $M$  は結果にあまり影響を与えないので、 $\kappa = \lambda/10$ 、 $M = 1.5$  とした。圧密係数は正規圧密状態で一定値となるように、図-23の不攪乱供試体の結果をもとにして、透水係数を間隙比の関数として変化させて決定した。

計算は正規圧密状態にあるものを対象とし、圧密圧力として  $3.2 \text{ kgf/cm}^2$  ( $314 \text{ kPa}$ )、 $6.4 \text{ kgf/cm}^2$  ( $627 \text{ kPa}$ ) の二段階の荷重に対して解析した。図-16は、鉛直方向圧密試験の沈下および間隙水圧と時間の関係について、実測値と計算値を比較したものである。この図に示されているように、沈下に関しては解析結果は実測値と一致する。一方、間隙水圧に関しては計算値の方が大きい。これは、鉛直方向圧密試験では荷重初期に非排水状態とすることができない構造であるために、間隙水圧の発生に時間遅れが生じているためであると考えられる。図-17は、水平方向圧密試験の結果を同様に整理したものであるが、沈下、間隙水圧ともに計算値と実測値は一致している。この結果から、今回行ったFEM解析は試験結果を非常によく再現していることがわかる。この解析で用いた定数を表-2に示すが、解析における圧密係数の値は、試験結果と大きな違いは見られないことがわかる。

#### (4) 従来の試験方法の問題点の検討

ここまでの議論で、今回の試験から求められた  $c_h$  は  $c_v$  とそれほど大きな差はないことが明かとなった。では、これまでは何故  $c_h$  は  $c_v$  の数倍も大きいと言われてきたのか検討した。

今回の試験と従来の試験で最も異なっているのが、供試体外周部での排水条件である。この影響を調べるために、図-8の改良型と図-9の従来型の試験機で比較試験を行った。図-18に沈下量と時間の関係を示すが、従来型での試験結果の方が圧密が早く進行することがわかった。その差は、最終沈下量に対する圧密度が50%になる時間で比較すると従来型では約2倍早くなる。また従来型での試験結果を  $r$  法で整理すると初期部分が直線とならなかった。このことは、従来型での試験条件が等価円径とドレーン径との比  $n=5$  で内向きの放射流れを再現していないことを示している。

この理由を調べるために、試験中の供試体の状況を詳しく調べてみると、荷重キャップとカラーの間から水が漏れでていることがわかった。このことから、試験中には内向きと外向きの二つの放射流れが存在し見かけ上圧密速度を速めていることになる。この影響をFEM解析を用いて検討してみた。計算条件は、図-19に示すように圧密リングの上部と下部に

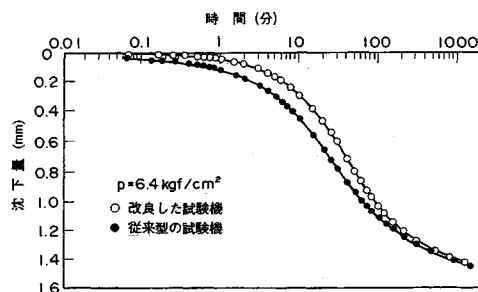


図-18 沈下量と時間の関係

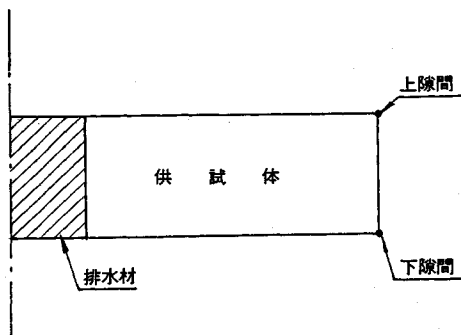


図-19 供試体外周部の排水点

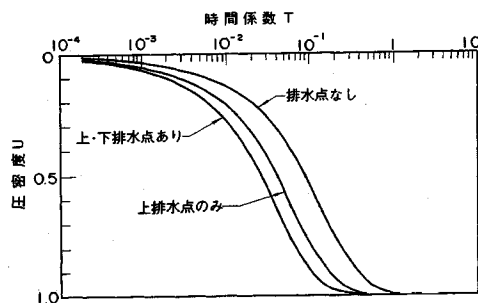


図-20 供試体外周部に排水点を持つ場合の数値解析による解析結果

排水点を設け、上部のみ排水、上部、下部ともに排水、排水点なしの3条件で計算を行った。結果を図-20に示すが、やはり排水点の影響が顕著に現われている。今回用いた従来型の試験機では圧密リング下部でOリングを用いて止水しているので、計算条件は上部排水点のみとなるが、試験結果と一致している。また、今回の試験条件では供試体を直径60mm、高さ20mmとしているので、実際には圧密の進行にともなって供試体高さが小さくなるため、排水点の影響がより大きくなり圧密係数はさらに大きくなるものと考えられる。

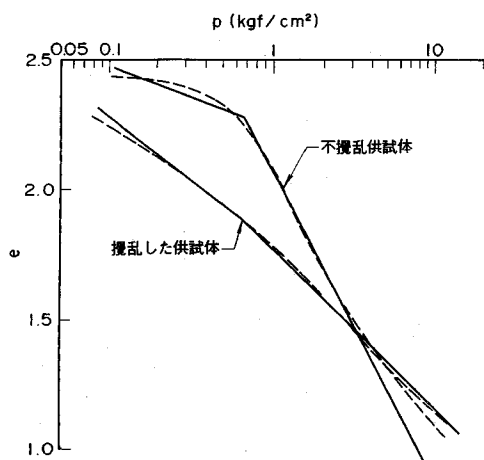


図-21 e-log p 曲線の直線近似

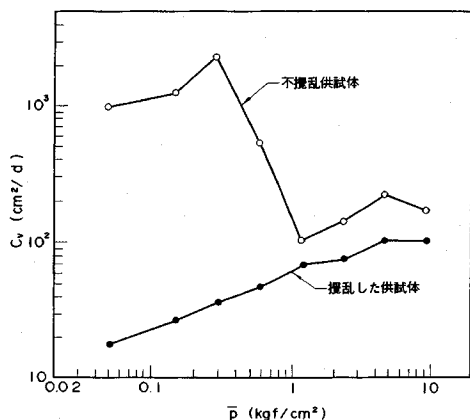


図-22 攪乱した粘土の圧密係数と平均圧密圧力の関係

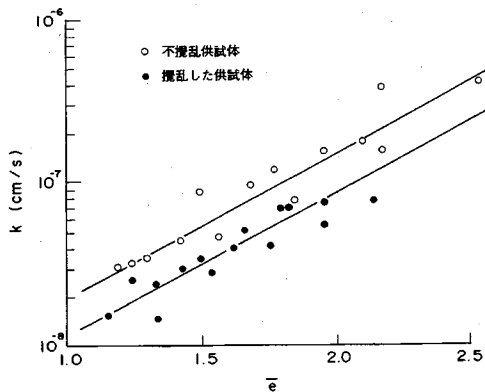


図-23 攪乱した粘土の透水係数と平均間隙比の関係

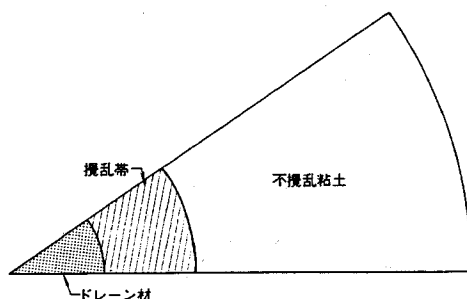


図-24 人工的に与えた攪乱帯

## 6. 攪乱帯が水平方向圧密係数に与える影響

ドレーン打設時に発生する攪乱帯、いわゆるスミヤードゾーンの影響で $c_v$ よりも数倍大きな $c_h$ が低下し、 $c_v$ と一致するとされてきた。本節では、攪乱帯の影響を定量的に調べるために、まず攪乱粘土の圧密特性を調べた。次に、人工的に攪乱帯を設けた試料の水平方向圧密試験を行うとともに、数値解析を行った。

攪乱粘土試料は、今回の試験で用いた粘土試料を含水比が変化しないように注意して十分に練り返して作製した。攪乱した供試体の鉛直方向圧密試験から得られたe-logp曲線を、不攪乱試料の結果とともに図-21示す。図中の破線が試験結果であるが、攪乱供試体と不攪乱供試体では曲線形状が大きく異なる。数値解析におけるe-logp関係は、図中の実線のように直線で近似して用いた。 $c_v$ と $p$ の関係を図-22に示す。攪乱供試体の $c_v$ は $p$ の増加に対して両対数紙上で直線的に増加し、不攪乱供試体の正規圧密領域の値と比較すると約2分の1に低下することがわかる。透水係数と平均間隙比の関係を整理したものが図-23である。ここで透水係数 $k$ は $c_v$ ではなく $c_h$ を用いて求め、平均間隙比 $e$ は各圧密圧力での初期間隙比と一次圧密終了時の間隙比の平均値としている。この図から、 $k$ と $e$ の関係は直線で近似でき、練り返しによってその直線は透水係数が低下する方向に平行移動し、同一間隙比における透水係数は攪乱により3分の2に低下することがわかる。

攪乱帯として考慮すべき領域については様々な説があるが、打設されるドレーンと同体積の粘土が攪乱されると考えると攪乱帯の直径 $d_s$ とドレーン径 $d_w$ の比は1.4となる。本研究では、それよりも大きめの値として $d_s/d_w=2$ として試験および解析を行った。供試体の模式図を図-24に示すが、攪乱帯には完全に練り

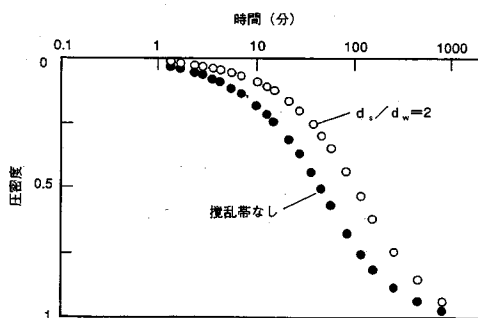


図-25 時間-沈下関係に及ぼす攪乱帯の影響 (実測値)

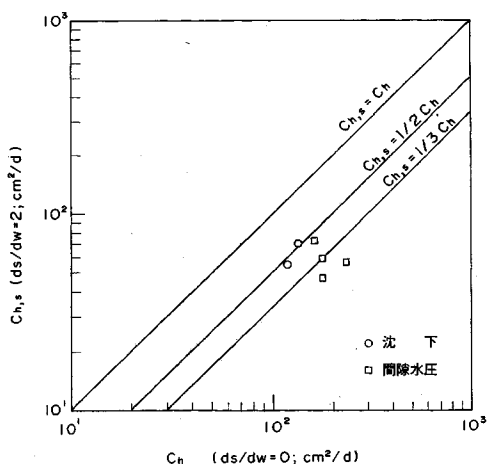


図-26 圧密係数の比較

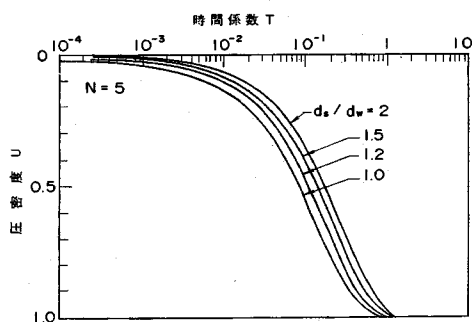


図-27 時間-沈下関係に及ぼす攪乱帯の影響 (解析結果)

返した試料を用いている。図-25に、圧密度と時間の関係を示す。攪乱帯の存在によって圧密の進行は遅くなり、圧密度50%に達する時間は約2倍となる。図-26に、攪乱帯のない場合の $c_h$ と攪乱帯がある場合の圧密係数 $c_{h,s}$ との関係を示す。この図から、攪乱帯の影響により $c_h$ は不攪乱試料の場合の2分の1に低下することがわかる。

攪乱帯を有する供試体の試験結果を検討するために弾塑性モデルを用いてFEM解析を行った。解析においては、図-21の $e$ - $\log p$ 関係と図-23の透水係数と平均間隙比の関係を用了。ここでは、攪乱された粘土は、完全に練り返した粘土の力学特性に従うものと仮定している。計算は $d_s$ と $d_w$ の比が、1.0 (攪乱帯がない場合)、1.2、1.5、2.0の4ケースについて行った。図-27に圧密度と時間係数の関係の計算結果を示す。この図から、今回の試験条件にあたる $d_s/d_w=2.0$ の場合の圧密係数は、 $d_s/d_w=1.0$ の場合の2分の1に低下していることが読み取れる。攪乱される領域を1.4とすると、圧密係数の低下は約3分の2になる。この結果は、5. (2) の結果による $c_h$ は $c_v$ の平均で1.5倍となる結果に対応している。つまり、攪乱帯がドレーン径の2倍以内であれば、攪乱の影響により地盤が本来もっている $c_h$ が低下し、 $c_v$ とほぼ等しい値となるということである。このことは、従来の議論と同様の結論であるが、内容的には今回の試験および解析結果は、排水方向による圧密係数の違い、攪乱による圧密係数の低下が従来いわれてきたものよりもかなり小さいということが異なっている。

## 7. 結論

本研究ではバーチカルドレーンを打設した場合に問題となる水平方向圧密係数について調べた。排水条件を考慮した改良した圧密試験機を用いて試験を行い、また、攪乱帯を有する供試体を用いて試験を行った。さらに、FEMを用いた数値解析を行って試験結果について検討している。今回得られた主な結論は以下のようにまとめられる。

- 1) 今回用いた試料では、水平方向圧密係数 $c_h$ は鉛直方向圧密係数 $c_v$ よりも平均で1.5倍大きく最大でも2倍程度であり、両者は極端に異なる値とはならない。このことから、均質な軟弱粘土地盤における透水性は、極端な異方性をもたない。
- 2) ドレーン周辺部に攪乱帯があると、 $c_h$ は低下する。攪乱帯の直径がドレーン径の2倍である場合、圧密係数は2分の1に低下する。また、その比が1.4である場合には3分の2に低下する。
- 3) 従来の水平方向圧密試験は、排水条件を十分に制御できないため、本来排水が許されない部分からの排水が生じ、圧密係数を過大に評価していた可能性が高いことがわかった。

上記の1) と2) の組み合わせにより、本来粘性土の水平方向圧密係数 $c_h$ は鉛直方向圧密係数 $c_v$ よりも1.5倍程度大きい。しかし、ドレーン打設による攪乱帯の発生と、ドレーン及びマットレジスタンスによ

り,  $c_h$  は  $c_v$  と等しいか若干低めの値となり, これまでの現場実測データを説明できると考えられる.

#### 参考文献

- 1) 中瀬明男, 小林正樹: 圧密による軟弱地盤の改良効果, 土と基礎, Vol.20, No.8, 1972.
- 2) 吉国洋: パーチカルドレーン工法の設計と施工管理, 技報堂.
- 3) Barron, R.A.: Consolidation of Fine Grained Soils by Drain Wells, *Trans. A.S.C.E.*, Vol.113, pp.718-754, 1948.
- 4) McKinlay, D.G.: A Laboratory Study of Rates of Consolidation in Clays with Particular Reference to Conditions of Radial Porewater Drainage, *Proc. 5th ICSMFE*, Vol.1, pp.225-228, 1961.
- 5) Aboshi, H. and Monden, H.: Determination of the Horizontal Coefficient of Consolidation of an Alluvial Clay, *Proc. 4th Aust.-N.Z. Conf. Soil Mechanics*, Vol.1, pp.559-562, 1963.
- 6) Trautwein, S.J., Olson, R.E. and Thomas, R.L.: Radial Flow Consolidation Testing, *Proc. 10th ICSMFE*, Vol.1, pp.811-814, 1981.
- 7) Olson, R.E.: State of the art, Consolidation testing, *Consolidation of Soil, Testing and Evaluation*, ASTM STP892, 1986.
- 8) 前田進: 大規模沖合人工島の建設におけるサンドドレーン改良地盤の沈下安定管理システムに関する研究, 九州大学学位論文, 1988.

(1994.10.7 受付)

## THE HORIZONTAL COEFFICIENT OF CONSOLIDATION $c_h$

Jun-ichi MIZUKAMI, Masaki KOBAYASHI and Takashi TSUCHIDA

The coefficient of consolidation is a fundamental parameter to estimate the ratio of settlement of clayey ground. When clay is improved by vertical drains such as sand drains, the horizontal coefficient of consolidation  $c_h$  is needed as well as vertical coefficient of consolidation  $c_v$ . However the rate of settlement tends to be overestimated if we use  $c_h$  that was obtained by conventional laboratory tests.

In this report, a horizontal consolidation test is developed by using an improved consolidation device and a series of horizontal and vertical consolidation test is carried out.

The main conclusions are as follows:

- 1) The horizontal coefficient of consolidation  $c_h$  of uniform Japanese marine clay is one and a half times of the vertical one  $c_v$ .
- 2) The disturbance by installing sand piles reduces  $c_h$  to 1/2-1/3 of undisturbed value.