

層別計測にもとづく粘土層の事前圧密工法に関する基礎的研究

松田 博*・網干 寿夫**

A Study on Precompression, by Separate-Type-Consolidometer

Hiroshi MATSUDA and Hisao ABOSHI

Abstract

In the stabilization of soft subsoils before constructing structures on them, preloading techniques such as sand drains with surcharge load, are commonly used. But ordinary method of calculating consolidation settlement is not applicable to this case, because of the complex nature of stress path which differs very much in any part of a clay layer, under compression-rebound-recompression process.

Johnson took into account the effects of surcharge loading on secondary compression settlement after removal of the surcharge. However there must be further researches to establish the theory for estimating residual settlements, especially on the effects of secondary compression which have not sufficiently been recognized.

In this paper, several experimental data concerning the effect of surcharge loading on residual settlements are referred, using a separate-type-consolidometer. From the precise measurement of strain and pore pressure inside a consolidating specimen, several interesting experimental facts have been made clear.

1. 緒 言

軟弱地盤上に構造物を築造する際には、支持力不足や工期短縮のため建設後の不等沈下、残留沈下等の問題を生じることが多く、近年、構造物が大型化・精密化している現状では、沈下抑制、あるいは施工精度に対する要求度も一段と増してきている。

このような点に対処する手段として、一般的には地盤改良が行われるが、なかでも事前圧密工法（プレロードイング工法）は、サンドドレーン工法とともに、沈下促進、残留沈下の低減、強度増加等を目的としてしばしば用いられている。しかしながら、この工法に関する基礎的研究はサンドドレーン工法に関するものに比べると少なく、Johnson⁵⁾が1970年にサーチャージ除荷後の残留沈下予測法に関して述べているものの、事前圧密が二次圧密をも含めた残留沈下に及ぼす影響については明らかにされていない点が多い。

本研究は、新たに開発した層別計測型圧密試験装置を用いて、事前圧密を受けた粘土層の除荷後、あるいは再載荷後の沈下挙動・間げき水圧の変化等を実験

的に調べるとともに、考察を行ったものである。

ここで用いた層別計測型圧密試験装置は、粘土層をいくつかの層に分割し、各層の応力条件や排水条件が分割しない場合と同一になるように、各層を連成して圧密する装置であって、その特徴としては、

- 1) 分割された各部分ごとの沈下量が正確に測定できること。
 - 2) 各層間の間げき水圧を容易に測定できること。
 - 3) 全体としては、比較的大きな層厚になるにもかかわらず、各層ごとに載荷を行っているために、側面摩擦による応力減少が小さいこと。
- などがあげられる。

そして、事前圧密工法においては、除荷時の有効応力分布が除荷後あるいは再載荷後の沈下挙動に大きく影響することから、本研究ではこの装置を用いて、まず正規圧密過程での間げき水圧および沈下ひずみの時間的変化について調べた。

そして、粘土層が載荷—除荷、あるいは載荷—除荷—再載荷という荷重変化を受けるとき、除荷時の圧密度の違いがその後の沈下ひずみあるいは間げき水圧の挙動にどのように影響するかについて調べた。また、非線形応力—ひずみ関係を用いた FEM による一次元

*土木工学科

**広島大学工学部第四類

挙動にどのように影響するかについて調べた。また、非線形応力-ひずみ関係を用いた FEM による一次元圧密解析によって、載荷-除荷-再載荷過程での解析を行い、実験値との比較を行った。

さらに、事前圧密された粘土、特に過圧密状態にある粘土の二次圧密係数は、正規圧密粘土のそれより小さいことが知られている⁵⁾が、それがどのようなファクターによって支配されているかという点については明らかにされていない。ここではその点について実験結果をもとに考察を行った。

2. 試料および供試体

実験に用いた試料は、広島粘土および福山粘土の 2 種類である。

このうち、広島粘土は 1965 年に大型圧密実験¹⁾の試料を得るために、広島大学構内に設けられた模型粘土地盤より不攪乱状態で採取したものである。

一方、福山粘土は福山湾より採取した試料を攪拌機で十分攪拌した後、420 μ ふるいを通して圧密箱(長さ 1.5 m, 幅 0.25 m, 高さ 0.5 m)に流し込み、十分脱気

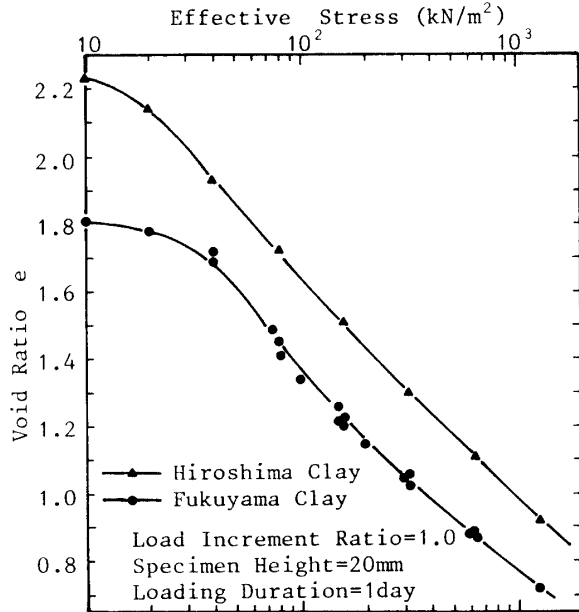


Fig.1 Void ratio-log p curves in oedometer tests on two samples

Table 1 Physical properties of specimens

| | Clay | Silt | Sand | ω_l | ω_p | ρ_s (kg/m ³) | C_c |
|----------------|------|------|------|------------|------------|-------------------------------|-------|
| Hiroshima clay | 27% | 68% | 5% | 100.0% | 58.2% | 2650 | 0.699 |
| Fukuyama clay | 36% | 60% | 4% | 80.6% | 28.7% | 2670 | 0.756 |

した後、両面排水状態で約 3 ヶ月間一次元圧密を行ったものである。圧密圧力は 39.2kN/m²である。両試料の物理的性質が表-1 に、また標準圧密試験によって得た e~log P 曲線が図-1 に示されている。

3. 実験装置および実験方法

ここで用いた実験装置は、層別計測型圧密試験装置で、その特徴は前述したとおりであるが、この装置と Oedometer との対比が図-2 で行われている。図中(a)は普通の Oedometer に対するものであり、排水長がか

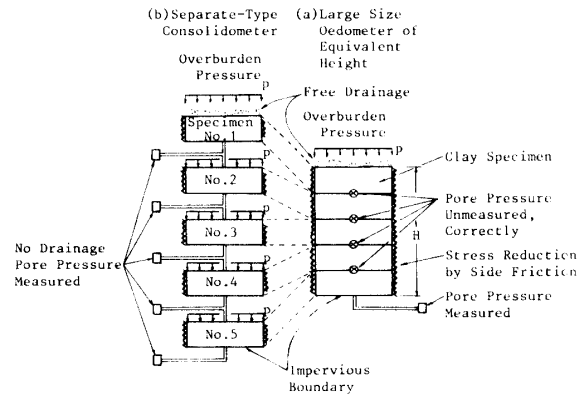


Fig.2 Comparison between separate-type consolidometer and large size oedometer of equivalent height

なり大きい場合を示している。一方(b)は同じ排水条件をもつ粘土供試体について、層別計測型圧密試験を行う場合を示している。

両者を比較すると、(a)の機構をもつ装置では、圧密中の間げき水圧の測定を行う場合、非排水面での測定を行うが、特に粘土層内部の間げき水圧の測定を行う場合は、先端にポーラスチップの付いた細管を挿入して測定が行われる。しかしこのような方法で測定を行うと、ポーラスチップ先端付近においては応力集中あるいは試料のみだれによる測定誤差を生じることから、正確な測定はできない。一方、図に示したような排水長の長い供試体に載荷を行うと、側面摩擦による応力減少が顕著になることが知られている。また沈下ひずみについては、層全体の沈下量の測定が行われるが、層厚が 20mm 程度の供試体では層内部のひずみの変化は測定できない。これは大型供試体で用いられる層別沈下計といった計器を挿入することが困難なためである。

これに対して、(b)のような機構の圧密試験装置では、載荷重が分割された各層ごとに加わるために、供試体の層厚が増すことによって生じる、側面摩擦による応力減少が抑制され、深さ方向の応力が比較的均一になる。また間げき水圧については、各分割層の境界面における値を正確に測定できるとともに、沈下量につい

でも各層ごとに測定が可能である。すなわち、粘土層内部のひずみや間げき水圧の時間的変化を正確に測定できる。

本装置において、各分割層ごとの圧密は図-3に示した圧密容器によって行われる。分割供試体の寸法は、

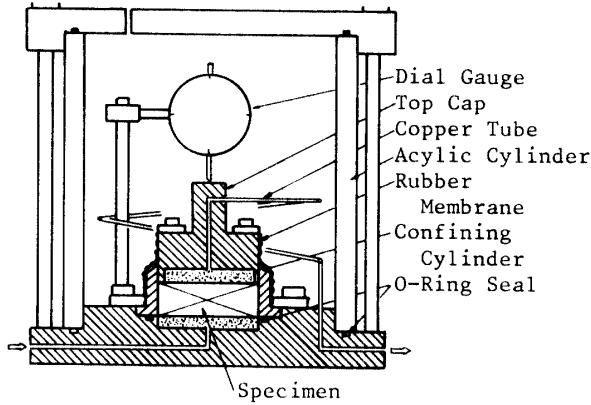


Fig.3 Outline of the cell

厚さ 20mm, 直径 60mm である。そして、この分割供試体を 5 個直列に連結することにより、層厚が 100mm, 片面排水状態での圧密試験が行われる。この装置の系統図が図-4 に示されている。

実験中、圧密容器はすべて恒温水槽(幅 0.65 m, 長さ 1.5 m, 深さ 0.3 m)に入れ、 $15 \pm 0.5^\circ\text{C}$ に保たれた。

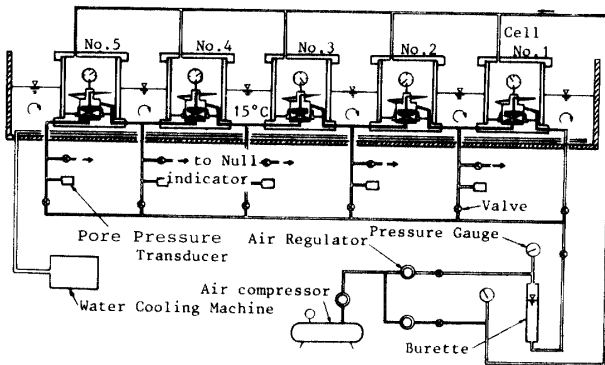


Fig.4 Separate-type consolidometer

また間げき水圧の測定には、ひずみゲージタイプの小型圧力変換器(ダイヤフラムの直径 5.7mm)を用い、特にゼロ点移動による測定誤差のチェックも同時に行った。さらにバックプレッシャーとして 49kN/m^2 を負荷した。

4. 一次元圧密における正規圧密・除荷・再載荷過程

4.1 正規圧密過程

事前圧密工法では、構造物の建設に先立って構造物の荷重に等しいか、あるいはそれより大きい荷重で圧密が行われる。そして、それらの荷重は一旦取り除か

れ、再び構造物荷重が載荷される。一方、除荷あるいは再載荷後の圧密・膨張挙動は、除荷時の間げき水圧分布、あるいはひずみ分布によって大きく影響される

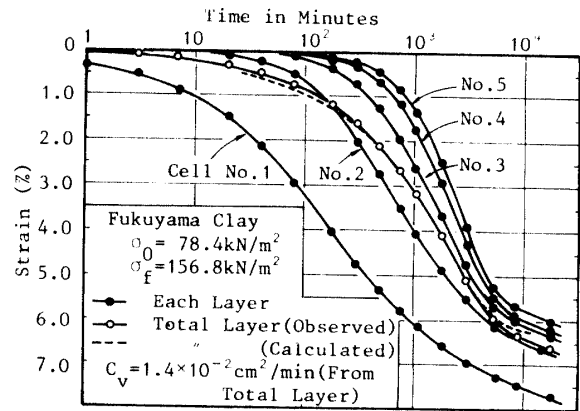


Fig.5 Typical consolidation curves by separate-type consolidometer

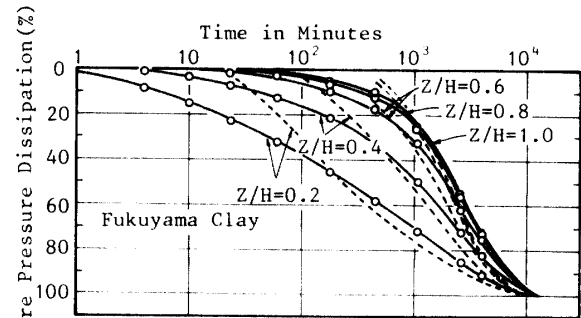
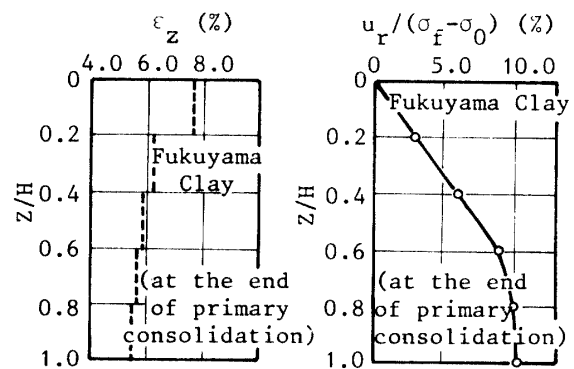


Fig.6 Pore pressure dissipation inside the specimen



(a) Strain : (b) Pore Pressure
Fig.7 Strain and pore pressure at the end of primary consolidation

ことから、まず正規圧密過程での粘土層内部の圧密挙動について調べた。

図-5は、沈下ひずみと時間の関係を層全体および各分割層ごとについて示したものである。図中 No. 1 は排水面側の層を示し、No. 5 は非排水面側の層を示している。また層全体の沈下ひずみについて、 \sqrt{t} 法によって得た Terzaghi の圧密理論解 ($C_v = 1.4 \times 10^{-2} \text{cm}^2/$

min) が点線で示されているが、圧密初期と 90% 圧密以降において実測値との相違がみられるものの、両者はほぼ一致していることがわかる。

また、いわゆる 100% 圧密時(層全体の沈下曲線より \sqrt{t} 法によって算出)の沈下ひずみは各層で異なっており、このことは深さ方向の含水比は、100% 圧密時において一様でないことを示している。しかし、その後は各層ともほぼ同時に沈下曲線は直線的になり、二次圧密的な沈下を生じている。そしてこの直線群はほぼ平行で、その勾配も等しくなっている。このことは同一有効応力のもとで、その勾配が等しいという従来の説⁷⁾と一致している。

一方、各層間の間げき水圧の変化については、図-6 に示されている。図中に示された実線は実測値であり、点線は層全体の沈下曲線より得た C_v をもとにした理論曲線である。そこで両者を比較すると、いずれの層においても圧密初期には間げき水圧の消散は理論値より速くなっているが、その後は遅れていることがわかる。これは、圧密中の透水係数の変化によるものと思われる。

また、先に述べた \sqrt{t} 法によって得た 100% 圧密時の各層ごとの沈下ひずみの分布と、残留間げき水圧の深さ方向の分布について示したものが、図-7 (a), (b) である。100% 圧密時において、沈下ひずみは深さ方向に一様ではなく、また無視できないほどの大きさの残留間げき水圧も存在することが示されている。

このような沈下ひずみの不均一性については、Janbu⁴⁾ が、一次圧密終了時のひずみ分布を考慮して圧密論をたてており、また間げき水圧についても一次圧密終了時の残留間げき水圧の存在を認めている。

また、間げき水圧に関する結果より、一次圧密の終点では一般に言われているように、「間げき水圧はゼロに到達する」というのではなく、むしろ「動水勾配が一定値に達する」という方がより実際的であろうかと思われる。ただし、厳密には非排水面においては、動水勾配がゼロになることは言うまでもない。

そして、このような間げき水圧は図-6 からわかるように、その後かなり早い時期に消散するのであるが、ひずみについてはこのような深さ方向に一様でない状態が継続している。

以上の結果は、荷重増加率が 1.0 の場合の結果であるが、図-7 でみられた傾向は、荷重増加率が 0.1 のように小さい場合でもみられることが、実験的に確かめられている。

4.2 除荷過程

ここでは、載荷後所定の圧密度に達したとき除荷を行い、そのときの圧密・膨張挙動について調べた。実際、現場においてこのようなケースがみられるのは、道路盛土等の建設においてである。

実験に際しては、図-8 に示した方法で載荷-除荷を行った。図中、まず σ_0 で予圧密後、構造物荷重とサーチャージに相当する $\Delta\sigma_1 = \sigma_p - \sigma_0$ を加え、ある圧密度に達した時 ($t = t_r$) サーチャージ $\Delta\sigma_2 = \sigma_p - \sigma_r$ を除荷

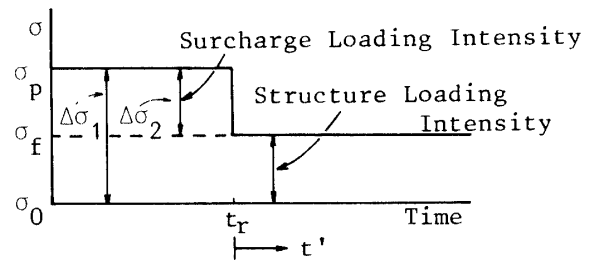


Fig.8 Typical loading path in rebound test

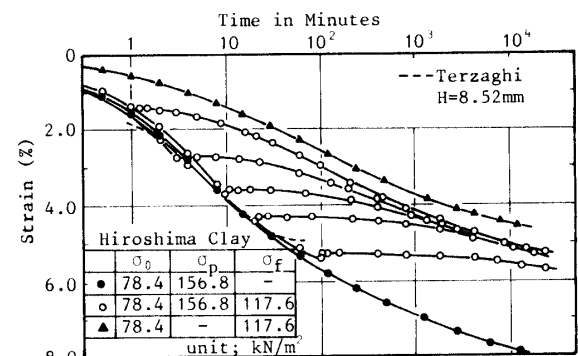


Fig.9 Settlement-time relations in rebound test, by oedometer

するという方法をとった。ここに、 σ_r は最終荷重、 σ_p は事前圧密荷重である。

図-9 は、上記の載荷方法により、標準圧密試験装置を使って得られた沈下および膨張曲線であって、事前圧密期間のちがいによって、除荷後の経過がどのように変わるかを示したものである。図中、上下 2 つの連続曲線はそれぞれ事前圧密を行わず、構造物荷重のみによる場合、および事前圧密後除荷を行わない場合の沈下曲線である。除荷後の沈下曲線がこの両曲線の間におさまリ、次第に前者のそれに漸近することが示されている。また、図中事前圧密期間 $t_r = 10$ 分の場合には、すでに圧密度が 50% を越えて、平均有効応力では構造物荷重に等しくなっているのであるが、膨張後かなり大巾の沈下が継続することがわかる。さらに、 $t_r = 100$ 分の場合には、除荷時の間げき水圧がほぼゼロの状態になっているが、その状態で除荷をしてもわずかながら残留沈下が生じる。しかし、いずれの場合

にも膨張後しばらくは沈下がほとんど生じない期間があり、この傾向は事前圧密を長期間行うほど顕著である。この原因は、排水面に近い部分ほど負の間げき水圧発生の影響を大きく受けて膨張するのに対し、非排水面寄りでは残留間げき水圧の消散、あるいは二次圧密による沈下が同時に生じ、この相反する影響が互いにバランスするためであろう。しかし、その後は沈下量が膨張量を上回るようになり、 10^4 分付近では、いずれの場合にも直線的な沈下が進行している。

図-10は、層別計測型圧密試験装置を用いて得た、層全体の沈下ひずみと経過時間の関係を示したものである。図中の3曲線はそれぞれ、 σ_p を継続して載荷し、除荷を行わない場合(●印)、事前圧密を行わず構造物荷重のみによる場合(▲印)、そして事前圧密中圧密度が54.4%のときに除荷した場合(○印)に得られたものである。それぞれの曲線は、図-9と同様の傾向がうかがわれる。すなわち、除荷後の沈下曲線はそれぞれ他の2本の曲線の間におさまり、二次圧密の勾配は

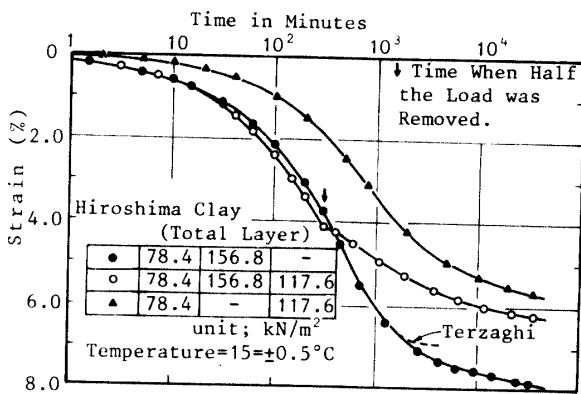


Fig.10 Settlement-time relations of total layer in rebound test by separate-type consolidometer

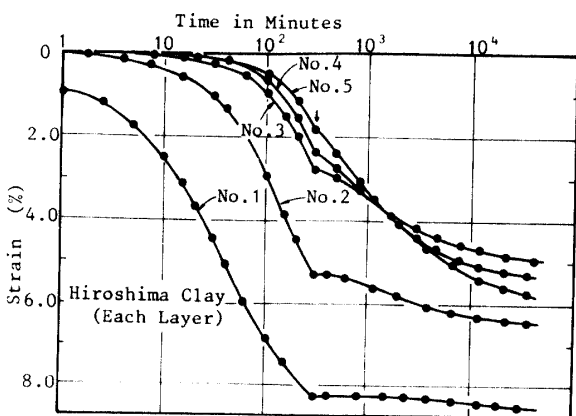


Fig.11 Settlement-time relations of separate layers

他の2本の曲線より小さくなっている。

このような、載荷—除荷によって生じる各分割層の

沈下ひずみの変化について示したものが、図-11である。図中、最も排水面寄りのNo.1の曲線では、除荷後はわずかの沈下しか生じないが、非排水面近くの圧密度の低い層では、残留間げき水圧の消散および二次圧密によると思われる大きな沈下が生じている。そして、二次圧密の勾配も明らかに有意の差がある。

一方、各分割層間で測定された間げき水圧の変化について示したものが、図-12である。先にも示したように、Terzaghi理論とやや異なるが類似の傾向をたどって減少してきた間げき水圧が除荷によって急速に減少する様子が示されている。しかし、これも理論的な期待に反して、除荷分に対応する残留間げき水圧とはならず、除荷時の残留間げき水圧に比例した量の小さな間げき水圧が残留する。これは、除荷直後粘土層内部において急速な間げき水圧の変化が生じるため、その様子が図-13に示されている。排水面近くでは、除荷を行うと一時的に負の間げき水圧が生じるが、吸

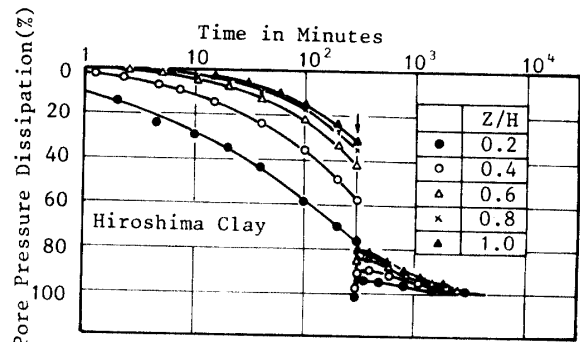


Fig.12 Pore pressure dissipation in rebound test

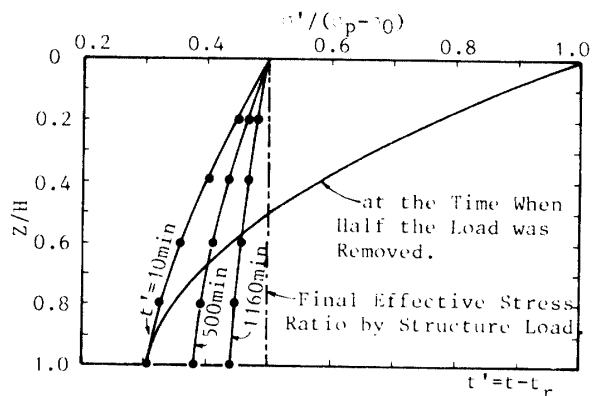


Fig.13 Pore pressure distribution after removal of the surcharge

水あるいは非排水面近くの残留間げき水圧によってしだいに正圧となり、結局放物線型の間げき水圧分布を示している。

4.3 再載荷過程

本節では、粘土層が載荷—除荷—再載荷という荷重

変化を受けるとき、再載荷後の残留沈下が事前圧密荷重の大きさ、およびその載荷期間のちがいによって、どのように影響されるかを調べた。

載荷は、図-14に示した方法で行った。図中の点線は平均有効応力の増加の様子を概念的に示したものであるが、今回の実験では載荷後平均圧密度が34.0%、56.8%、91.1%に達したとき除荷を行った。そしてその時に生じた負の間げき水圧が、深さ方向にほぼゼロになったことを確認した後、構造物荷重に相当する荷重($\sigma_f - \sigma_0$)を再載荷した。表-2に今回用いられた荷重が示されている。表中、ケースI、およびケースVは予圧密後、($\sigma_p - \sigma_0$)および、構造物荷重に相当する($\sigma_f - \sigma_0$)を載荷するが、その後それらの除荷を行わない場合である。また、特にケースIVの場合は、層全体の平均圧密度が34.0%のときに除荷するのであるが、そのと

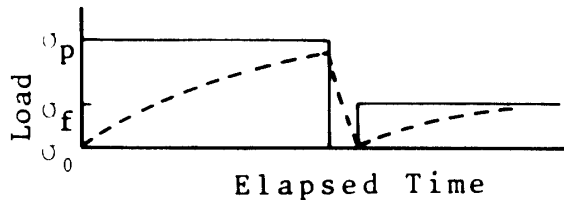


Fig.14 Typical loading path in rebound-recompression test

きの層全体の平均有効応力は、最終荷重 σ_f に等しくなっている。

そして、このような各ケースについて実験を行い、得られた層全体の沈下ひずみ～時間の関係が図-15に示されている。

図中、曲線II, III, IVはすべて曲線IとVの間におさまり、除荷時の平均圧密度が大きいほど再載荷後の残留沈下は小さくなっており、このような傾向は前節で示した除荷過程で得られた結果と類似している。また除荷後の膨張については、当然のことながら除荷時の平均圧密度が大きいほど大きくなっているのがわかる。

また、曲線IVをみると再載荷後にかなりの沈下が生じており、このことからたとえ事前圧密によって平均有効応力が最終荷重 σ_f と等しくなっても、残留沈下をなくすことが出来ない。

図-16は、IVのケースについて各層ごとの沈下ひずみ～時間の関係を示したものである。図中、No.1は排水面側の層を示し、No.5は非排水面側の層を示している。特にNo.2,3,4,5の曲線を見ると、再載荷後各々は互いに交叉している。この原因については、以下の考察の中でのべる。

この場合の粘土層内部の間げき水圧の変化について示したものが、図-17である。除荷後、間げき水圧は

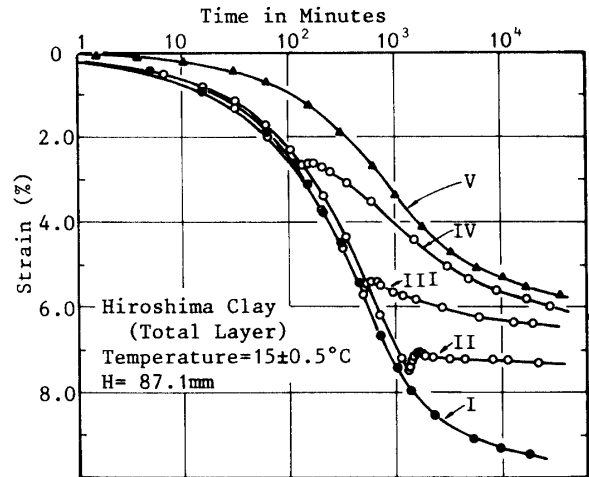


Fig.15 Settlement of total layer in precompression techniques

Table 2 Applied pressure in rebound-recompression test

| | σ_0 (kN/m ²) | σ_p (kN/m ²) | σ_0 (kN/m ²) | σ_f (kN/m ²) |
|-------------|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|
| I | 78.4 | 190.4 | — | — |
| II, III, IV | 78.4 | 190.4 | 78.4 | 117.6 |
| V | 78.4 | — | — | 117.6 |

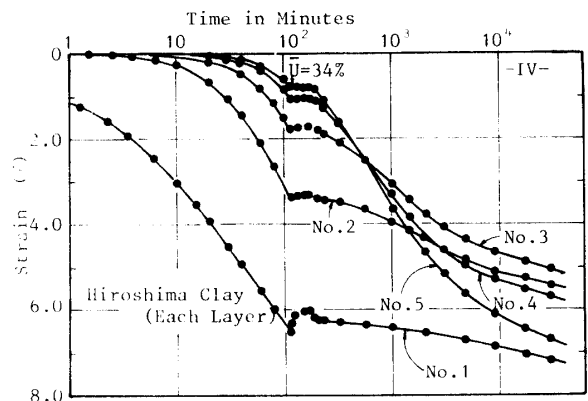


Fig.16 Settlement in rebound-recompression test, of separate layers

全層にわたり負圧を生じ、それはほぼ同一の径路をたどってゼロに収束している。そして、再載荷は間げき水圧がほぼゼロになったときに行われるが、それによって粘土層内部には新たに正の間げき水圧が発生する。しかし、その大きさは除荷時の圧密度によって異なり、圧密度が大きいとき発生する間げき水圧は、構造物荷重に相当する($\sigma_f - \sigma_0$)より小さくなっている。そして、それらは異なる速度で再び消散している。

この再載荷過程の粘土層内部のひずみおよび間げき水圧の変化を、再載荷時を始点として示したものが、図-18である。図中、ひずみについてみると、排水面

寄りの曲線形は、荷重増加率が極めて小さいときの曲線形⁹⁾と類似しているのに対し、非排水面側の層の曲線形は、Terzaghi型の曲線形になっている。これは、各切片毎の有効増加応力率（即ち、再載荷時に加えられた増加応力と、再載荷直前に到達していた有効応力の比）が異なるためである。また、図-16でみられた沈下量の逆転は、非排水面に近い程この比率が大きくなり、土粒子の構造変化に直接影響する応力が相対的に大きくなるためであろう。また同図には層全体の沈下ひずみも同時に示されているが、点線で示した Terzaghi の

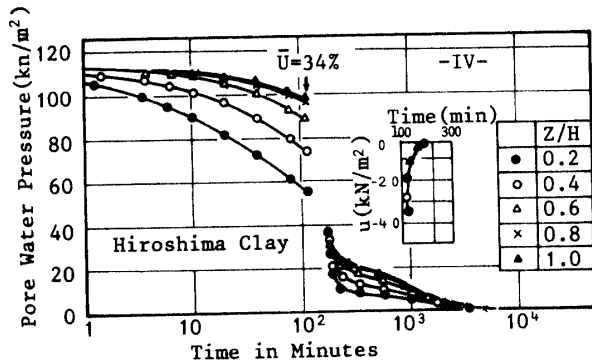


Fig.17 Pore pressure in rebound-recompression test, for each boundaries

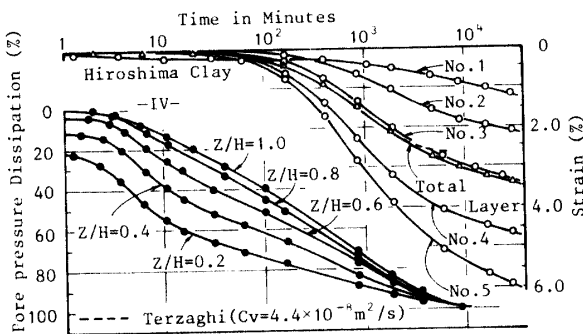


Fig.18 Settlement and pore pressure change during recompression stage

理論曲線とよく一致している。一方間げき水圧については、正規圧密過程ではみられない特異な曲線形を呈しており、今後の検討を要する問題点となっている。

4.4 再載荷過程における沈下解析

ここでは、前節で述べた再載荷過程について、Biot³⁾の圧密理論に対して適用された有限要素法を用いて、一次元圧密解析⁹⁾を行った。

解析に用いたモデルは、図-19に示した線要素により構成されている。また境界条件としては、実験との対応を考えて、上端のみ排水、下端での変位は拘束とした。

解析にあたって、粘土の応力-ひずみ関係は、 $\epsilon - \log \sigma'$ の直線性を仮定して行った。その一例が図-20に示

されている。図からも明らかなように、正規圧密過程、および除荷過程では、 $C'_c = C_c / (1 + e_0)$ 、 $C'_E = C_E / (1 + e_0)$ の勾配を持つ直線と考え、再載荷時には正規圧密時に到達した有効応力以下では $C'_R = C_R / (1 + e_0)$ 、それ以上の応力では、 C'_c になると仮定した。

このようにして計算された層全体の沈下曲線が、図-21に示されている。また、各分割層ごとの沈下ひずみの変化を示したものが、図-22であり、間げき水圧について示したものが、図-23である。

図-21においては、実測値も同時に示しているが、再載荷後間げき水圧消散中の沈下については、両者はよく一致している。しかし、層内部の沈下ひずみおよ

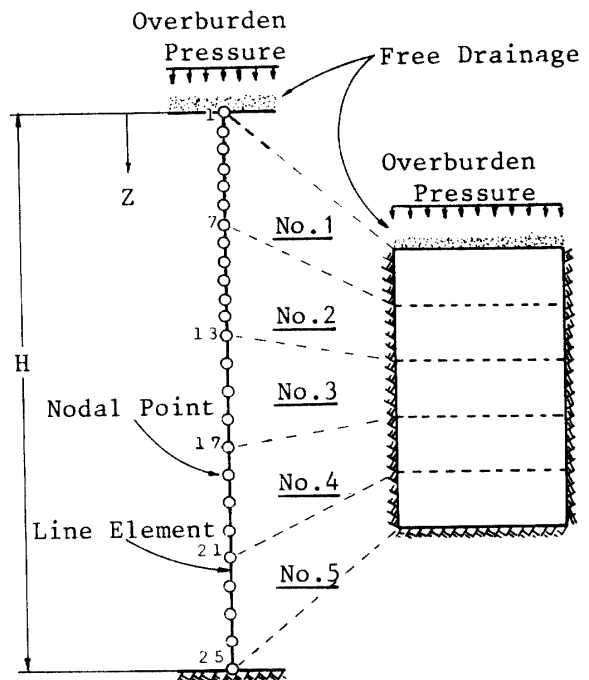


Fig.19 Finite element idealization

び間げき水圧については、排水面近くでは両者の曲線形は類似しているものの、非排水面側においては異なる

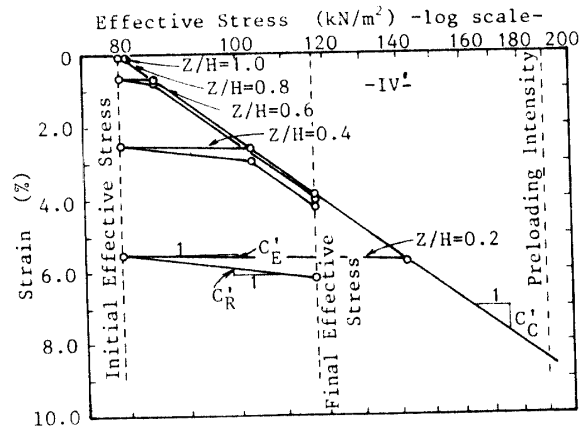


Fig.20 Typical stress-strain relations used in the calculation

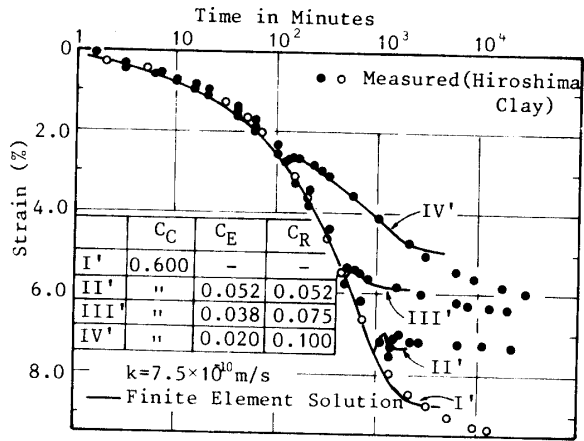


Fig.21 Settlement in rebound-recompression stage

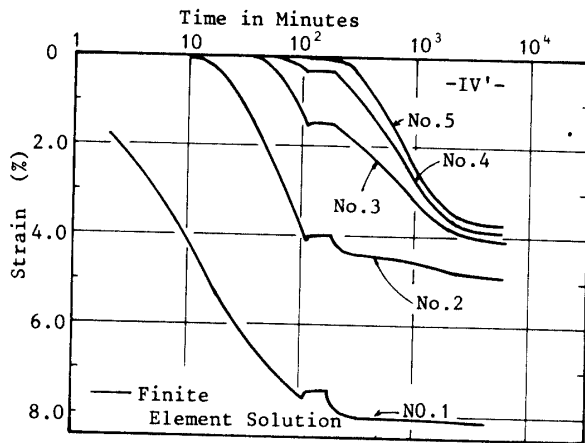


Fig.22 Settlement in rebound-recompression stage of separate layers

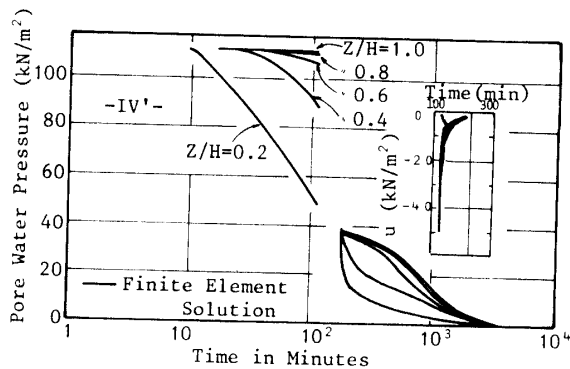


Fig.23 Pore pressure dissipation in rebound-recompression stage

るとともに、間げき水圧消散の速度については、実測値の方が速くなっている。

このように、粘土の応力-ひずみ関係として、 $\epsilon \sim \log \sigma'$ の線形性を仮定することによって、層全体の沈下曲線のうち、間げき水圧の消散中については、実測値とほぼ一致する。しかし、粘土層内部の沈下ひずみと、間げき水圧の挙動、あるいは間げき水圧消散後の二次圧

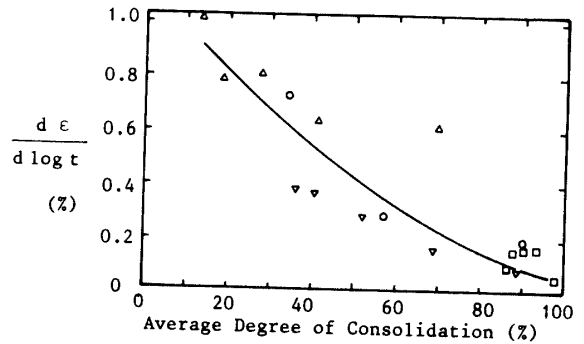


Fig.24 The gradient of creep settlement

密の挙動については、両者に相違がみられることから、さらに研究が必要とされる。

4.5 事前圧密を受けた粘土の二次圧密係数について

4-3節で述べたように、除荷時の圧密度を変化させたときの層全体、および各分割層ごとの沈下ひずみ～時間関係はすでに得られている。それらの結果より、間げき水圧がほぼ消散する載荷してから約10000分以後の沈下曲線から、二次圧密係数 ϵ_α を求め除荷時の圧密度との関係で整理したものが、図-24である。多少のばらつきはあるものの、二次圧密係数 ϵ_α は除荷時の圧密度によってほぼ一義的に決まり、その値が大きい程二次圧密係数は減少することがわかる。

ただし、同図は荷重条件を等しくし、除荷時の圧密度のみを変化させた場合に得られたものである。

一方、表-3に示した荷重条件でも同様の実験を行い、再載荷後の二次圧密係数を求めた。そして、新しく定義した有効過圧密比 $\bar{\sigma}/\sigma_f$ という応力比との関係で整理したものが、図-25である。ここに、有効過圧密比とは、事前圧密荷重除荷時の有効応力 $\bar{\sigma}$ と最終荷重 σ_f との比によって定義される応力比である。過圧密比といえば一般には σ_p/σ_f で定義されるが、除荷時の有効応力が事前圧密荷重に一致すれば、有効過圧密比は過圧密比と等しくなる。

図からわかるように、二次圧密係数はばらつきはあるものの、有効過圧密比 $\bar{\sigma}/\sigma_f$ が1.0のときほぼ最大値をとり、 $\bar{\sigma}/\sigma_f$ が増加すると急速に減少し、 $\bar{\sigma}/\sigma_f=2.0$ ではほとんどゼロに収束している。

このことより、事前圧密を行うことによって、再載荷後の二次圧密係数は減少し、それは有効過圧密比 $\bar{\sigma}/\sigma_f$ によって決まるといえる。

ただし、図-24では $\epsilon_\alpha-U$ の関係で整理して、両者の間にほぼ一義的な関係をみたが、それは、 $\sigma_p, \sigma_0, \sigma_f$ が一定であることから、 U と $\bar{\sigma}$ が比例関係となるためである。

以上の結果より、事前圧密を受けた粘土の二次圧密係数について次のように考えられる。

まず、二次圧密係数 ϵ_α は次式であらわされる。

$$\epsilon_\alpha = \frac{d \epsilon}{d \log t} = \frac{\Delta H / H_0}{d \log t} \quad (1)$$

ここに、 H_0 は初期層厚であり、 ΔH は間げき水圧消

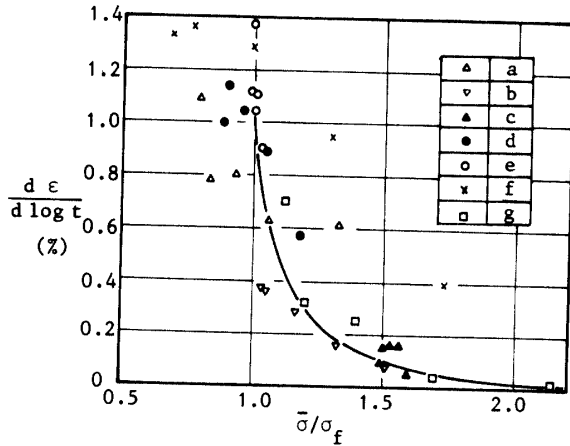


Fig.25 Relationships between the gradient of creep settlement and effective overconsolidation ratio

Table 3 Applied pressure to obtain the gradient of creep settlement

| | σ_0 (kN/m ²) | σ_p (kN/m ²) | σ_o (kN/m ²) | σ_f (kN/m ²) | U (%) |
|---|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|-------|
| a | 78.4 | 190.4 | 78.4 | 117.6 | 34.0 |
| b | 78.4 | 190.4 | 78.4 | 117.6 | 56.8 |
| c | 78.4 | 190.4 | 78.4 | 117.6 | 91.1 |
| d | 78.4 | 147.1 | 78.4 | 117.6 | 56.0 |
| e | 78.4 | 121.4 | 78.4 | 117.6 | 89.1 |
| f | 78.4 | 392.0 | 78.4 | 196.0 | 43.4 |
| g | 58.8 | 190.4 | 58.8 | 78.4 | 45.2 |

散後の沈下量である。

そして、いま粘土の微小厚層(層厚 H_i) を考え、その層の有効応力が事前圧密によって $\bar{\sigma}_i$ まで達し、除荷の後再びその層には σ_f の大きさの有効応力が作用する。この場合、有効過圧密比は $\bar{\sigma}_i / \sigma_f$ となる。またその層が再圧縮され、そのとき微小厚層の二次圧密係数が $\epsilon_{\alpha i}$ であったとすると、沈下量 ΔH_i は

$$\Delta H_i = H_i \times d \log t \times \epsilon_{\alpha i} \quad (2)$$

となる。また、層厚 H の粘土層を n 分割し(層厚 H_i) 各分割層について同様なことが言える。とすると、層全体の沈下量 ΔH は、

$$\Delta H = d \log t \times \sum_{i=1}^n (\epsilon_{\alpha i} \times H_i) \quad (3)$$

となる。したがって、層全体について二次圧密係数 ϵ_α は、

$$\epsilon_\alpha = \frac{\Delta H / H_0}{d \log t} = \frac{\sum_{i=1}^n \epsilon_{\alpha i} \times H_i}{H_0} \quad (4)$$

で表わされる。

したがって、粘土の微小厚層の $\epsilon_{\alpha i}$ と $\bar{\sigma}_i / \sigma_f$ の関係があらかじめ得られておれば、それによって層全体の二次圧密係数を得ることができるのである。

一方事前圧密を受けない粘土に対しては、 $\bar{\sigma} / \sigma_f$ が 1.0 以下となることから、深さ方向に対して $\epsilon_{\alpha i}$ も一定とな

り、 $\epsilon_\alpha = \epsilon_{\alpha i} \times \sum_{i=1}^n H_i / H_0 = \epsilon_{\alpha i}$ となる。

以上のことより、図-25 のような特性曲線をあらかじめ求めておけば、式(4)によってあらゆる荷重条件に対して、再載荷後の二次圧密係数を求めることができる。

5. 結 語

層別計測型圧密試験装置を用いて、事前圧密工法でみられる正規圧密過程、除荷過程、再載荷過程における粘土層内部の圧密・膨張挙動について調べた結果、以下のことが明らかとなった。

- (1) 一次圧密終了時の沈下ひずみ、および間げき水圧は深さ方向に一樣ではなく、無視できないほどの間げき水圧が残留する。その後、間げき水圧はかなり早い時期に消散するが、ひずみについてはその後も一樣でない状態が継続し、各部分の二次圧密係数はほぼ等しい。
- (2) 粘土層に、載荷-除荷、あるいは載荷-除荷-再載荷という荷重変化を与えるとき、それぞれの載荷重が同一であれば、除荷時の圧密度が大きいほど残留沈下は抑制される。また、平均有効応力が除荷後の全応力と等しくなったとき除荷を行っても、リバウンド後大巾な沈下が継続する。さらに、間げき水圧がほぼ消散するまで事前圧密してもなお残留沈下が生じる。
- (3) 再載荷過程について、有限要素法によって一次元圧密解析を行った。その結果、応力-ひずみ関係の非線形性を考慮することにより、層全体の沈下挙動に関しては計算値と実測値は一致することが明らかとなった。
- (4) 再載荷過程での二次圧密係数は、有効過圧密比によって一義的に決まる。したがって、両者の関係をあらかじめ求めておけば、あらゆる荷重条件に対して、再載荷後の二次圧密係数を求めることが可能である。

参 考 文 献

- 1) H. Aboshi: VIII ICSMFE, 4, 577 (1973)

- 2) 網干寿夫, 松田 博: 土木学会第 34 回講演概要集, III, 50, 98 (1979)
- 3) M. A. Biot: Jour. of Applied Physics, 12, 578 (1941)
- 4) N. Janbu: VI ICSMFE, 2, 83 (1965)
- 5) S. J. Johnson: ASCE, 90, SMI, 111 (1970)
- 6) G. A. Leonards & A. G. Altschaeffl: ASCE, 90, SM5, 133 (1964)
- 7) G. Mesri: ASCE, 99, SM1, 123 (1973)
- 8) Y. Yokoo: Soils and Foundations, 11, 1, 29 (1972)

(昭和 57 年 10 月 14 日受理)