

博士論文

擬似過圧密粘土の
圧密特性に関する研究

Studies on consolidation characteristics
for quasi-overconsolidated clays

大 向 直 樹

Naoki Ohmukai

2008年3月

擬似過圧密粘土の圧密特性に関する研究

要旨

近年、沿岸域における埋立て事業の大規模化によって、従来は沈下問題の対象でなかった硬質な更新統の粘土層の圧密沈下予測が重要になってきた。しかし、更新統のうちの擬似過圧密粘土と呼ばれる粘土層は、圧密降伏応力を超えた応力レベルで大きな圧縮性を示すために、また、過圧密領域においても時間の経過に伴い顕著な圧縮が生じるために、圧密沈下量を精度良く予測することが技術的に困難であった。本論文は、複数の堆積粘土に対して種々の圧密試験を実施して、擬似過圧密粘土の圧密特性と圧密沈下予測の手法について検討したものである。

本論文では、まず、擬似過圧密粘土と呼ばれる粘土層に対する圧密沈下予測の問題点を明らかにするために、水銀圧入型ポロシメータによる間隙径分布の測定と走査型電子顕微鏡 (SEM) による観察を実施し、擬似過圧密粘土の間隙の状態や微視的な粘土の骨格構造の特徴について検討した。また、Burland が提案した間隙比指数と土田が提案した体積比指数を用いて、堆積粘土の間隙の状態と圧縮性の関係について検討した。さらに、層厚が異なる条件で分割型圧密試験を実施し、層厚の違いが擬似過圧密粘土の圧密沈下予測に与える影響を検討するとともに、粘土層内部の応力-ひずみ関係を詳細に検討した。その結果、擬似過圧密粘土の圧密沈下を精度良く予測するためには、①圧縮曲線に及ぼすひずみ速度の影響を定量化すること、②堆積粘土には粘土粒子の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕等の生物の居住に起因する間隙の両者が存在し、両者の間隙を考慮した上で、圧密に伴う間隙の状態の変化を定量化すること、③堆積粘土の圧縮性を評価するためには圧密降伏応力における間隙の状態を定量化すること、が重要であることを示した。

次に、擬似過圧密粘土の圧密特性を把握するために、透水特性と圧縮性の両面について検討した。透水性については、低い動水勾配下における定流量透水試験を実施し、擬似過圧密粘土に対してダルシー則が適用できることを示した。また、透水係数の評価は、間隙比と透水係数の対数を線形とする関係よりも、体積比と透水係数との両対数を線形とする関係の適用性が高いことを示した。圧縮性については、様々なひずみ速度を設定した定ひずみ速度載荷による圧密試験、圧縮途中で有効応力の緩和や除荷・再載荷を伴う定ひずみ速度載荷による圧密試験、様々な応力レベルを設定した単一荷重による長期圧密試験を実施し、①圧縮曲線に与えるひずみ速度の影響は、間隙の状態の高低、すなわち、堆積粘土とそれを再構成した粘土の両者において違いは無く、両者ともにひずみ速度の影響を排除した圧縮曲線に対して、ひずみ速度に応じた応力増分を考慮する形で評価できること、②有効応力とひずみ速度が同じ状態における、堆積粘土とそれを再構成した粘土の間隙の状態の違いを定量化することで、堆積粘土の圧縮挙動を評価できることを示した。

これらの結果に基づき、擬似過圧密粘土を含む幅広い応力履歴を受けた堆積粘土に対して適用可能な、アイソタック型の一次元圧密沈下の予測モデルを提案した。そして、室内での圧密試験の結果と地盤で実測された圧縮量に基づき、提案したモデルの適用性を検証した。その結果、圧縮に伴う間隙の状態変化には、ひずみ速度に応じて2つのモードがあり、このモードの違いが圧縮曲線の形状に大きな影響を与えることを示した。すなわち、室内試験では、粘土粒子の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕に起因する間隙の両者が圧縮する場合をモデル化した圧縮則の適用性が高いが、ひずみ速度が室内試験に比べ非常に小さい地盤においては、粘土粒子の骨格に起因する間隙のみが圧縮し、珪藻遺骸や生痕に起因する間隙は圧縮されない場合をモデル化した圧縮則の適用性が高いことを明らかにした。これらの成果によって、擬似過圧密粘土と呼ばれる粘土層に対する圧密沈下予測の精度を向上することができた。

3.3	基準圧縮曲線に基づく間隙パラメータと圧縮性の関係	89
3.3.1	Burland の固有圧縮曲線に基づく間隙指数と圧縮性の関係	89
3.3.2	土田の基準圧縮曲線に基づく体積比指数と圧縮性の関係	90
3.3.3	アイソタック型圧縮則に基づく間隙の状態パラメータの提案	91
3.4	本章の結論	95
第4章	擬似過圧密粘土の圧密挙動	138
4.1	層厚の違いが圧密挙動に及ぼす影響の評価	138
4.1.1	過圧密領域における H_d^2 則の吟味	138
4.1.2	σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時における H_d^2 則の吟味	138
4.1.3	σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に载荷した時における H_d^2 則の吟味	140
4.1.4	$1.5p_{y0}$ から $2.0p_{y0}$ に载荷した時の圧密挙動	141
4.1.5	$2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時における H_d^2 則の吟味	141
4.1.6	供試体内のひずみと有効応力の関係	142
4.1.7	層厚が二次圧密係数に及ぼす影響の吟味	143
4.1.8	層厚に関する H_d^2 則および層厚が二次圧密係数に及ぼす影響のまとめ	143
4.2	生痕が供試体内部の挙動に及ぼす影響	144
4.2.1	大阪湾粘土に存在する生痕について	144
4.2.2	生痕が間隙水圧の測定値と圧密挙動に及ぼす影響	144
4.3	本章の結論	146
第5章	粘土の透水特性の評価	192
5.1	低動水勾配下におけるダルシー則の適用性の検討	192
5.1.1	定流量試験の実験精度	192
5.1.2	流量速度と動水勾配の関係	192
5.2	透水特性と間隙の状態に関する検討	193
5.2.1	CRS 試験から得られる透水係数の評価	193
5.2.2	間隙比・体積比と透水係数の関係	194
5.2.3	透水特性と間隙の状態に関する考察	194
5.3	本章の結論	197
第6章	粘土の圧縮曲線のひずみ速度依存性の評価	210
6.1	圧密降伏応力のひずみ速度依存性	210
6.1.1	CRS 試験, SCRS 試験の結果	210
6.1.2	長期圧密試験の結果	211
6.1.3	ひずみ速度の減少に伴う圧縮性の変化	212

6.1.4	圧密降伏応力のひずみ速度依存性の評価	213
6.2	間隙の状態のひずみ速度依存性および間隙の状態と二次圧密係数の関係	214
6.2.1	二次圧密係数の経時変化	214
6.2.2	間隙パラメータ I_r のひずみ速度依存性	215
6.2.3	二次圧密係数 $C_{\alpha, \max}$ と圧密降伏時の間隙パラメータ $I_{r,y}$ の関係	216
6.2.4	二次圧密係数と圧縮指数の関係	216
6.2.5	$\log f - \log \sigma'_v - \log \epsilon_v$ 関係における圧縮性の評価	217
6.3	ひずみ速度依存性の大小を推定するための指標の提案	217
6.4	低ひずみ速度レベルにおける圧密降伏応力の評価	219
6.4.1	SCRS 試験結果に基づく検討	219
6.4.2	有効応力緩和試験に基づく検討	219
6.4.3	低ひずみ速度レベルにおける圧密降伏応力の評価	221
6.5	本章の結論	223
第7章 擬似過圧密粘土と過圧密粘土に対するアイソタック型圧縮則の提案とその適用性		
7.1	はじめに	270
7.2	擬似過圧密粘土と過圧密粘土に対するアイソタック型圧縮則の提案	270
7.2.1	圧密降伏条件	270
7.2.2	圧密降伏後の圧縮則	271
7.2.3	圧密降伏前の圧縮則	271
7.3	提案モデルの適用性の検討	272
7.3.1	提案モデルによる計算結果と圧密試験の結果の比較	272
7.3.2	提案モデルによる計算結果と原地盤の沈下の比較	273
7.4	地盤の計算結果に関する考察と提案モデルの修正	276
7.4.1	室内試験と地盤での K_0 圧縮過程における K_0 応力状態の違いに関する考察	276
7.4.2	室内試験と地盤での K_0 圧縮過程における間隙の状態の違いに関する考察	277
7.4.3	提案モデルの修正と地盤の沈下の計算結果	280
7.4.4	地盤の沈下予測	280
7.5	本章の結論	281
第8章 結論		
		322
参考文献		
		323
謝辞		
		330

第1章 序論

1. 1 研究の背景

近年、水深の深い沖合域において大規模な埋立て事業が行われている。代表的な例として、大阪湾の泉州沖における関西国際空港がある。大阪湾における大規模な埋立て事業によって、従来は沈下問題の対象ではなかった更新統の擬似過圧密と呼ばれる粘土層の圧密沈下を予測することが重要となってきた（例えば、Akai et al.,1991）。

擬似過圧密粘土とは、過去に経験した最大の圧力、すなわち先行圧密圧力 p_{pre} が現在の有効土被り圧 σ'_{v0} と等しい粘土である。したがって、擬似過圧密粘土は、過去に経験した応力履歴の観点からは正規圧密粘土 ($\sigma'_{v0}=p_{pre}$) と判定される。しかしながら、図 1-1 に示すような地質学的な時間効果により、一般的な圧密試験によって得られる圧密降伏応力 p_c は σ'_{v0} よりも大きく、擬似過圧密粘土は工学的には過圧密粘土 ($\sigma'_{v0}<p_c$) と判定される（地盤工学会編，2006）。

大阪湾海底下にある更新統の擬似過圧密粘土は、「間隙比異常」と言われるほど間隙比が大きく（嘉門ら,1988）、圧密降伏応力を超えた応力レベルで大きな圧縮性を示すため（例えば、土田,2001a）、また、過圧密領域に載荷した場合においても顕著な圧縮が生じるために（例えば、山本ら,2000）、圧密沈下量を精度良く予測することが技術的に困難であった。現状では、このような特徴を有する疑似過圧密粘土地盤の圧密沈下現象の解明が急務となっている。この粘土地盤の圧密沈下現象を解明するためには、擬似過圧密粘土の一次元圧密特性と、一般的な正規圧密粘土および過圧密粘土の一次元圧密特性の違いを明らかにすることが課題となる。

本研究は、その課題に応え、擬似過圧密粘土に対する圧密沈下予測手法を確立しようとするものである。

1. 2 既往の研究の概観

1.2.1 一次元圧密理論について

一次元圧密理論は、Terzaghi (1943) 以来、Gibson・Lo (1961)、三笠 (1963) など、様々な圧密理論が構築されている。今井 (1987) は、古典である Terzaghi の理論と、最も一般化されている三笠の理論・Gibson の理論の理論構成上の位置づけ、および3者の理論の関係を解き明かし、現実の粘土の圧密挙動を的確に表現した完成度の高い圧密理論を確立するために、①質量保存則、②透水則、③構成式（圧縮則）に関する問題点を整理した。

(1) 質量保存則に関する問題点

今井 (1987) は、質量保存則に関して、水のみを質量保存則を考慮した Terzaghi の理論では、圧密に伴う土要素の厚みの変化が考慮されないことを指摘し、土粒子の質量保存則を考慮することの重要性を示した。また、水の質量保存則を正しく表現するためには、工学ひずみではなく自然ひずみを用いるべきであることを明確に示した。

(2) 透水則に関する問題点

今井 (1987) は、透水則に関して、非ダルシー則の問題と、定常透水の状態に対して成立するダルシー則を非定常透水の圧密過程に適用しているという問題を指摘した。

まず、非ダルシー則の問題とは、粘土やシルトなどの微細粒土の透水において、図 1-2 に示すように、無極性分子であるベンゼンや弱い極性しかもたないメタノールを透水させた場合の透水速度 v と動水勾配 i の関係は線形でダルシー則が成立するが、強い極性を持つ水分子の $v-i$ 関係は $i < i_{cr}$ の低い動水勾配において非線形でダルシー則が成立しないというものである。粘土粒子・水系の $v-i$ 関係が非線形である要因は、土粒子表面近くに吸着されている水分子層自体の物性と、その層が水の流れを拘束し、流路断面積を縮小させることによるとされている。一方、Hansbo (1973) や Mitchell (1976) は、低動水勾配下においてダルシー則が成立しない要因は、動水によって間隙内を移動する粒子による目詰まりが原因であるとしている。また、Hansbo (1973) は、図 1-3 に示すように下限動水勾配 i_0 を取り入れた透水則を提案し圧密理論に適用している。

図 1-4 に非ダルシー則を適用した場合の圧密挙動の概念 (今井, 1987) を示す。非ダルシー則を適用した場合の圧密挙動は、排水距離 H_d の違いによって全く異なる挙動を示し、Terzaghi の理論 (H_d^2 則) が全く適用できないことが示されている。また、Imai (1995) は、Gibson の圧密方程式に下限動水勾配を設定した透水則を採用した数値計算を実施し、下限動水勾配は H_d が大きい粘土層の圧密挙動に大きな影響を及ぼすことを示している。

次に、ダルシー則を非定常透水の圧密過程に適用しているという問題は、言い換えると、粘土の骨格が変化しないという条件の下でダルシー則を使うべきであるのに、圧密の場合には骨格点が増減していくという問題である。今井 (1987) は、粘土骨格の圧縮変形が進行しない条件の下で透水試験を実施し、透水係数 k の値を決定する必要があることを述べている。

(3) 構成式 (圧縮則) に関する問題点

圧密に関する土骨格の構成式は、時間非依存のものと時間依存のものに二分される。

時間非依存のモデルのほとんどは弾性モデルであり、Terzaghi の圧密理論に代表される線形弾性モデルと三笠の圧密理論に代表される非線形弾性モデルがある。これらの弾性モデルは、一次圧密過程の間隙水圧の消散による圧縮ひずみの時間的变化は表現できるが、二次圧密過程の有効応力一定下で生じるクリープは表現できない。

一方、時間依存のモデルには、図 1-5 に示すような粘弾性や粘弾塑性などのレオロジー

モデルを用いた圧密理論がある。今井（1987）は、レオロジーモデルを構成式として用いた圧密理論は、いずれのモデルも一次圧密過程にもクリープ（二次圧縮）が生じるとしており、それが一次圧密中に甚大な影響を及ぼすことが示されたことで、圧密研究史上で重要な貢献をしたと述べている。しかし、スプリング定数や粘性係数と土質定数との関連付けが不明確なために圧密現象の解釈論に留まらざるを得ないこと、粘土の圧密挙動はレオロジーの力学模型で表現し得るほどに単純ではないことを指摘している。

1.2.2 時間依存を考慮した一次元圧密に関する既往の研究

(1) Bjerrum らの研究

Bjerrum（1967）の圧密モデルの概念を図 1-6 に示す。瞬時圧縮・遅延圧縮という概念と一次圧縮・二次圧縮という概念を分離して構築されたモデルである。前者の概念は、過剰間隙水圧が瞬時に消散するとした場合の圧縮過程を示しており、粘土骨格の圧縮は載荷と同時に生じる瞬時圧縮と、その後のクリープによる遅延圧縮とに分けられている。しかし、実際の粘土の挙動は、過剰間隙水圧の消散により瞬時圧縮ひずみの発生が遅れるので、その間にクリープによる遅延圧縮ひずみが生じる。そのため、圧密曲線は(b) 図の実線 A のようになり、一次圧縮には瞬時圧縮ひずみと過剰間隙水圧が消散するまでの遅延圧縮ひずみの両者が含まれるとした圧密モデルである。層厚が小さい場合には、過剰間隙水圧の消散が速いので、一次圧縮に含まれる遅延圧縮ひずみ成分は小さくなる。

Bjerrum の圧密モデルに基づく圧密沈下の予測手法は、Garlanger（1972）等によって提案されており、 $f(\sigma'_v, e, \alpha, \beta)$ 型のモデルである。しかし、この型のモデルには、多くの問題点があることが Šuklje（1972）によって指摘されている。

(2) Šuklje の研究

Šuklje（1957）の圧密モデルの概念を図 1-7 に示す。二次圧密過程では、供試体内のどの部分も有効応力 σ'_v が同じ大きさ ($\sigma'_v = p =$ 載荷重) と見なされるが、Šuklje は完全に均一ではなくわずかに放物線分布をしていると仮定し、その平均値 $\bar{\sigma}'_v$ が載荷重 p に等しく、間隙比 e の平均値 \bar{e} は時間の対数 $\log t$ に関して直線的に減少していくとした。その場合、二次圧密係数 $C_\alpha = -\delta\bar{e}/\delta\log t$ は一定値である。そして “specific speed of consolidation per unit of layer thickness”（単位排水長あたりの比圧密速度）なる量 v を次式で定義した。

$$v = -\frac{0.434 C_\alpha}{t} \frac{1}{1+\bar{e}} \quad \dots (1-1)$$

Šuklje（1957）は、圧密過程の任意の v に対する $\bar{e} - \bar{\sigma}'_v$ 関係は唯一であるとするアイソタック型、すなわち $f(\sigma'_v, e, \alpha)$ 型の圧密モデルを提案している。

(3) Hawley & Borin の研究

Hawley・Borin（1973）の圧密モデルの概念を図 1-8 に示す。(a) 図に示すように $e - \ln\sigma'_v$

面上で、粘土内のどの要素の状態点 (e, σ'_v) も二本の限界線で挟まれた領域のみに存在し得るとしたモデルが提案されている。 $e-\ln\sigma'_v$ 関係の上限は $\&=\infty$ となる限界線で、Bjerrum の瞬時圧縮曲線と同じ意味を持つ。 $e-\ln\sigma'_v$ 関係の下限は $\&=0$ となる限界線である。 Γ_L, Γ_U はそれぞれの直線の $\sigma'_v=1$ に対応する e 値であり、 λ_L, λ_U はそれぞれの直線の勾配である。 また、 $e-\ln\sigma'_v$ 面上における $\&$ -一定線も直線であり、 $f(\sigma'_v, e, \&)$ 型の圧密モデルである。 Hawley・Borin (1973) は、このモデルを用いた計算結果に基づき、荷重増加率が圧密過程に及ぼす影響について、重要な見解を示している。

(4) Mesri らの研究

Mesri・Choi (1985) は、過剰間隙水圧消散時の圧縮曲線が層厚の違いによらず唯一であることを示し、一次圧密中のクリープは特に考慮しなくとも良いことを強調している。 また、過剰間隙水圧消散後の二次圧密過程では、図 1-9 に示すように圧縮指数 C_c と二次圧密係数 C_α の間に、時間・有効応力・間隙比に依存しない唯一の関係があることを示し、この関係が二次圧密の全過程に適用できるとしている。

図 1-10 に Mesri の圧密モデルの概念を示す。一次圧密中のクリープの有無にかかわらず、層厚と無関係に一次圧密の終了時間 $t=t_p$ における圧縮曲線が唯一定まる、としている。また、(a) 図の p 一定下において時々刻々と変化する C_c と $C_\alpha / C_c = \text{一定}$ の関係を用いて、(b) 図の圧密曲線を算出するモデルが提案されている。

(5) Leroueil らの研究

Leroueil et al. (1985) は、カナダや北欧の粘土に対して、図 1-11 に示すように圧縮曲線に及ぼすひずみ速度の影響を多面的に検討し、試験方法によらず任意の $\&$ に対する $\sigma'_v - \varepsilon_v$ 関係が唯一つ確定する事実を示した。また、圧密降伏応力は $\&$ の関数であること、圧密降伏応力を通る $\&$ -一定の $\varepsilon_v - \log \sigma'_v$ 曲線群が全て平行であることを明らかにし、 σ'_v を圧密降伏応力で正規化した圧縮曲線が唯一であることを示した。そして、これらの実験事実に基づき、アイソタック型 ($f(\sigma'_v, \varepsilon_v, \&)$ 型) の圧密モデルが提案されている (例えば、Kim・Lerouil, 2001)。

(6) 今井の研究

Imai (1989), Imai・Tan (1992) は、再構成した正規圧密粘土に対して実施した 7 連分割型圧密試験の結果に基づき、粘土供試体内の挙動を詳細に検討し、 $e-\sigma'_v - \&$ 関係は粘土に固有の一義的な関係があることを明らかにした。また、アイソタック型の予測手法を用いた場合 (いわゆる、図 1-12 (a) における予測 B) においても、図 1-12 (b), (c) に示すように圧密を開始する初期条件が、その後の圧密過程に大きな影響を及ぼすことを指摘した。そして、再構成した正規圧密粘土に対して、圧密を開始する初期条件を考慮したアイソタック型の圧密モデルを提案した (Imai et al., 2003)。

Imai et al. (2003) の圧密モデルの概念を図 1-13 に示す。(a) 図に示すように正規圧密領域における $\log f - \log \sigma'_v$ 関係を直線とみなしている。 Γ_1^* , Γ_2^* , Γ_L^* はそれぞれ $\dot{\epsilon}_1$, $\dot{\epsilon}_2$, $\dot{\epsilon}=0$ の直線の $\sigma'_v=1$ に対応する $\log f$ 値であり, 全ての $\dot{\epsilon}$ が等しい場合の $\log f - \log \sigma'_v$ 関係は平行で, C_c^* はその傾きである。Hawley・Borin (1973) の圧密モデルのように $\dot{\epsilon}=\infty$ となる上限の $\log f - \log \sigma'_v$ 関係は設けられていないが, $\dot{\epsilon}=0$ となる基本の $\log f - \log \sigma'_v$ 関係が設けられているのが特徴である。(a) 図に示した, $A \rightarrow B$, $A \rightarrow C$, $A \rightarrow D$ のいずれの圧密過程も, (b) 図に示す $\Gamma^* - \log \dot{\epsilon}$ 関係においては唯一の曲線で表され, Γ^* は $\dot{\epsilon}$ の減少に伴い Γ_L^* に漸近していくモデルとなっている。(c) 図は $\log f - \log \sigma'_v - \log \dot{\epsilon}$ 関係の三次元空間を示したものである。正規圧密状態での圧密状態点 (f , σ'_v , $\dot{\epsilon}$) は, 状態曲面上の一点としてプロットされ, 圧密の進行と共に状態曲面上を移動していく。

Imai et al. (2003) の圧密モデルに用いられている圧密方程式を以下に示す。

①質量保存則 (場の方程式)

$$-\frac{\partial f}{\partial t} = \frac{\partial v}{\partial z} \quad \dots (1-2)$$

ここに, f : 体積比 ($f = 1 + e$)

t : 時間(s)

v : 流量速度(m/s)

z : 縮小座標(m)

②運動量保存則 (力の釣り合い + Darcy 則)

$$v = \frac{k}{\gamma_w f} \left[\frac{\partial \sigma'_v}{\partial z} + (\gamma_s - \gamma_w) \right] \quad \dots (1-3)$$

ここに, k : 透水係数(m/s)

γ_w : 水の単位体積重量 (kN/m³)

γ_s : 土粒子の単位体積重量 (kN/m³)

③圧縮則

[圧密降伏前]
$$\Delta(\log f) = -\frac{C_c^*}{1 + \mu \cdot \Delta \dot{\epsilon}} \cdot \Delta(\log \sigma'_v) \quad \dots (1-4)$$

[圧密降伏後]
$$\log f = \Gamma_L^* (\dot{\epsilon}^a \cdot 10^b + 1) - C_c^* \log \sigma'_v \quad \dots (1-5)$$

ここに, C_c^* : パラメータ ($\log f - \log \sigma'_v$ 関係の傾き)

a, b, Γ_L^* : パラメータ ($\Gamma^* - \log \dot{\epsilon}$ 関係の設定)

μ : パラメータ (圧密降伏前の $\log f - \log \sigma'_v$ 関係の設定)

$\dot{\epsilon}$: ひずみ速度 ($-(\partial f / f) / \partial t = -\dot{f} / f$)

$$\Delta \epsilon_v : \Delta \epsilon_v = \log \epsilon_v - \frac{1}{a} \left\{ \log \left(\frac{\log f + C_c^* \log \sigma'_v - \Gamma_L^*}{\Gamma_L^*} \right) - b \right\}$$

④透水則

$$\log f = C_k^* \log k + K^* \quad \dots \dots (1-6)$$

ここに, C_k^* : パラメータ (logf-logk 関係の傾き)

K^* : パラメータ ($k=1$ での logf の値)

1.2.3 粘土の構造に関する既往の研究

(1) 粘土の構造について

土の構造とは、「地盤を構成している固体粒子が、力学的な作用を受けたり、粒子とそれを取り巻く環境条件下で受けている物理化学的作用の結果としての粒子配列」と定義されている (松井・嘉門, 1976).

一方, 三笠 (1979) の状態図や Burland (1990) の固有曲線 (ICL, Intrinsic Compression Line) による評価, 土田 (2001b) の基準圧縮曲線 (SCC-marine) による評価など, 練り返しや再圧密により再構成した粘土の間隙の状態を基本とし堆積粘土の間隙の状態から粘土の構造を評価する方法が提案されている.

土田 (2002) は, Bjerrum (1973), Ladd et al. (1977), Jamiolkowski et al. (1985), Mitchell (1993) の見解を考察し, 前者を「微視的構造」, 後者を「概念としての構造」として分類し, 図 1-14 のように整理した. 「概念としての構造」については, 完全練返し状態を基準とする考え方を A 法, 練返して再構成再圧密した試料を B 法, と区分した.

(2) 粘土の微視的な構造に関する研究

粘土や粘土質シルトのような細粒土の構造の基本モデルは, 図 1-15 で示されるように 4 つに分類されている (例えば, Yong・Warkentin, 1966).

ランダム構造は, 淡水中で自然堆積したように, 粒子間の反発力が引力に比べて大きいときに生じる構造で, 粘土粒子が不規則かつ自由な方向をとっている状態である, とされている. 綿毛化構造は, 粒子間の反発力が引力に比べて相対的に小さい, 海水のような高濃度条件下での堆積で呈する構造とされている. 分散構造は, 淡水中で不活性粘土が自然堆積したとき, あるいは小さな圧密圧力を受けたときの, 粘土粒子がある規則性をもった並び方を示す構造とされている. 配向構造は, 大きな圧密圧力を受けたり, 地すべりのように一定方向への大変形を受けた粘土地盤がとる構造とされており, 定方向配列の程度に応じて完全配向, 不完全配向構造と呼ばれている.

粒子の配列接触については, 粘土粒子が板状であり, 極性を持つことから, van Olphen (1963) によって, ①面-面接触, ②面-端接触, ③端-端接触の 3 つの基本構造が示されており, それらの組み合わせとして, 図 1-16 のような構造を示している. また, 土粒子

の集合体のモデルとして、図1-17に示すような様々な構造モデルが提案されている。このような微視的な構造に基づき、土の巨視的な力学挙動を統一的に解明しようとする多くの研究成果が報告されている（例えば、松井，1978）。

(3) 概念としての構造に関する研究

概念としての構造におけるもっとも簡単な指標は間隙比である。同じ粘土がある同一の有効応力状態あるいはせん断強度を発揮するという条件において間隙比が大きいほど構造は高位であり、間隙比が小さいほど低位であるとされている。逆に同一の間隙比においては強度や有効応力が小さいほど低位、大きいほど高位の構造を有するとされている。

土田（2002）は、図1-14に示した「概念としての構造」について次のように述べている。
 “A法の問題点は、完全練返し状態が液性限界以上の含水比の粘土では容易に達成できるが、粘土の含水比が液性限界よりも小さくなっていくと練返し自体に大きな力が必要になり容易に実現しにくいことがある。また、完全練返し状態は論理的に分かりやすいものの、実際の粘土にとってはかなり非現実的な状態である。これに対してB法は、室内試験で比較的容易に実現でき、実際の地盤と大きく遊離しない再構成再圧密状態を基準としているため、より実用的である。”

練り返しや再圧密により再構成した粘土の間隙の状態を基本とし、堆積粘土の間隙の状態から粘土の構造を評価する方法として提案されている、Burland（1990）の固有曲線 ICL に基づく方法と土田（2001b）の基準圧縮曲線（SCC-marine）に基づく方法について、以下に説明する。

Burland（1990）は、液性限界 w_L に近い初期含水比で練り返し再圧密した数多くの粘土に対する圧縮曲線を整理し、間隙比 e を次式で正規化した間隙指数 I_v を提案し、 I_v と圧密圧力の関係が粘土によらずほぼ一致するとした。

$$I_v = \frac{e - e_{100}^*}{e_{100}^* - e_{1000}^*} = \frac{e - e_{100}^*}{C_{c, \text{Burland}}^*} \quad \dots \dots (1-7)$$

ここに、 e_{100}^* と e_{1000}^* は圧密圧力がそれぞれ 100kN/m^2 、 1000kN/m^2 である時の間隙比であり、 e_{100}^* と $C_{c, \text{Burland}}^*$ は、液性限界での間隙比 e_L のみによって次式のように与えられている。

$$C_{c, \text{Burland}}^* = 0.256e_L - 0.04 \quad \dots \dots (1-8)$$

$$e_{100}^* = 0.196 + 0.679e_L - 0.089e_L^2 + 0.016e_L^3 \quad \dots \dots (1-9)$$

そして、Burland（1990）の固有圧縮曲線 ICL は、次式で与えられている。

$$I_v = 2.45 - 1.285 \log \sigma'_v + 0.015 (\log \sigma'_v)^3 \quad (\sigma'_v \text{ の単位 ; kPa}) \quad \dots \dots (1-10)$$

また、Burland（1990）は、次式で与えられる原位置の有効土被り圧 σ'_{v0} における間隙比 e_0 を用いた間隙比指数 I_{v0} と σ'_{v0} の関係（堆積圧縮曲線 SCL）は、図1-18に示すように自然堆積した正規圧密粘土においては、粘土の違いによらず一致するとしている。

$$I_{v0} = \frac{e_0 - e_{100}^*}{e_{100}^* - e_{1000}^*} = \frac{e_0 - e_{100}^*}{C_{c, \text{Burland}}^*} \dots \dots (1-11)$$

さらに、SCLとICLの間隙比指数の差 $\Delta(I_v)_0$ が、自然堆積した正規圧密粘土と再構成した粘土の間隙の状態の違いを表し、自然堆積した正規圧密粘土は再構成した粘土に比べ、構造が高位であると評価している。

土田（2001b）は、Burland（1990）が提案したICLの意味は不明確であるため、 I_v の工学的意味も曖昧にならざるを得ないと指摘した。そして、自然ひずみと自然応力の直線関係を背景とし、体積比 f と圧密圧力の両対数グラフ上での直線関係を基本とした基準圧縮曲線を提案した。土田（2001b）の基準曲線は、次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \ln f &= -C(\log p - 1) + \ln f_{10} - h(p) \\ p &< p_0 R^{2.5} \text{ のとき} \\ h(p) &= 0.069 C(\ln R) \left\{ \frac{\ln(p/p_0)}{\ln R} - 2.5 \right\}^2 \\ p &\geq p_0 R^{2.5} \text{ のとき } h(p) = 0 \\ \text{ただし,} \\ C &= 0.0027 w_L + 0.1 \\ f_{10} &= 0.042 w_L + 0.55 \\ R &= \frac{(s_w/p)_{\text{REM}} \cdot s_t}{(s_w/p)_{\text{USC}}} \\ p_{10} &= 10 (f_0/f_{10})^{-2.303/C/R} \end{aligned} \right\} \dots \dots (1-12)$$

また、土田（2001b）は、次式で定義される体積比指数 I_{sv} を提案し、表1-1に示す σ'_{v0} と I_{sv} の関係が、正規圧密地盤あるいはOCRが小さい地盤における粘土の間隙の状態の高低を評価するための基準圧縮曲線SCCであるとしている。

$$I_{sv} = \ln(1+e) / \ln(1+e_L) \dots \dots (1-13)$$

粘土の構造、すなわち間隙の状態の高低の評価は、 σ'_{v0} となる圧密圧力において、 e_0 に相当する体積比指数 I_{sv0} ($=\ln(1+e_0) / \ln(1+e_L)$) と基準圧縮曲線SCC (I_{sv} - σ'_{v0} 関係) の I_{sv} の差で定義される $\Delta(I_{sv})_0$ が大きいほど、高位化した間隙の状態に起因する潜在的な圧縮性が大きいとされる。図1-19は、土田（2001a）が我が国の港湾における粘土地盤の間隙の状態をSCCにより評価した事例である。更新統の大阪湾粘土の間隙の状態が高位であることが示されている。また、SCC($e_0=1.5e_L$)とSCC($e_0=2.0e_L$)の平均値を、地盤の標準的な体積圧縮指数SCC-marineとし、SCC-marineによる基準圧縮曲線（表1-1参照）によって自然堆積地盤の間隙の状態が評価できるとされている。

1. 3 研究の目的と本論文の構成

1.3.1 研究の目的

本研究は、擬似過圧密粘土の一次元の圧密特性を明らかにすること、擬似過圧密粘土を含む幅広い応力履歴を受けたさまざまな堆積粘土に対して、適用性が高い一次元圧密沈下の予測方法を確立することを目的とした。

以下におもな検討項目を示す。

- (1) 堆積粘土と再構成粘土の間隙の状態と圧縮性に関する検討
- (2) 擬似過圧密粘土に対する H_d^2 則の適用性、層厚が二次圧密係数に及ぼす影響に関する検討
- (3) 堆積粘土と再構成粘土の間隙の状態と透水特性に関する検討
- (4) 堆積粘土と再構成粘土の圧縮曲線のひずみ速度依存性に関する検討

これらの検討結果に基づき、擬似過圧密粘土と再構成した正規圧密粘土における、透水特性、圧縮性、圧縮曲線のひずみ速度依存性の違いを明らかにする。そして、再構成した正規圧密粘土に対して確立された、Imai et al. (2003) の圧密モデルを基準として、擬似過圧密粘土を含む幅広い応力履歴を受けたさまざまな堆積粘土に対する圧密モデルを提案し、そのモデルの検証を行う。

1.3.2 本論文の構成

本論文の全体構成を図 1-20 に示す。

第2章では、研究に用いた3地区の完新統粘土（大阪湾粘土、ピサ粘土、ルイジベル粘土）と5地区の更新統粘土（大阪湾粘土、夢洲粘土、尼崎粘土、京都粘土、東京粘土）の特徴を述べるとともに、研究で実施した試験の目的と原理、方法、実験上の留意点について述べている。

第3章では、各地区粘土の微視的な構造と間隙の状態について、「微視的な構造」および「概念としての構造の観点」の観点から検討している。

「微視的な構造」については、水銀圧入型ポロシメータによる間隙径分布の測定と走査型電子顕微鏡（SEM）による観察結果に基づき、堆積粘土と再構成粘土の間隙の状態の違いを明らかにしている。堆積粘土の間隙の状態については、同じ大阪湾に堆積した粘土においても完新統と更新統では大きく異なることや、各地区においても異なることを明らかにしている。さらに、各地区の堆積粘土と再構成粘土の圧密に伴う間隙の状態の変化についても明らかにしている。「概念としての構造」については、Burland (1990) の固有圧縮曲線 ICL, 土田 (2001b) の基準圧縮曲線 SCC-marine, Imai et al. (2003) が提案したアイソタック型圧縮則を基準曲線として、各粘土の圧縮性の大小と間隙の状態の高低について検討している。Burland (1990) が提案した間隙指数 I_{v0} と σ'_{v0} の関係から得られる $\Delta(I_v)_0$, 土田 (2001) が提案した体積比指数 I_{sv} と σ'_{v0} 関係 (SCC-marine) から得られる $\Delta(I_{sv})_0$ では、OCR が異なる地盤、および年代効果を受けた更新統地盤の圧縮性の大小を適切に評価できないこと、および圧密降伏後の圧縮性の大小を評価するためには、 σ'_{v0} における間隙の状態ではなく、圧密降伏応

力における間隙の状態の評価が重要であることを示している。また、Imai et al. (2003) が提案したアイソタック型圧縮則を基準曲線とし、堆積粘土と再構成粘土の間隙の状態の違いを表す間隙パラメータを提案している。

第4章では、擬似過圧密粘土である更新統の大阪湾粘土に対して分割型圧密試験を実施し、層厚に関する圧密時間の相似則 (H_d^2 則) と層厚が二次圧密係数に及ぼす影響について検討している。そして、擬似過圧密粘土の圧密降伏応力付近に載荷された場合には、特に層厚が小さい供試体では間隙水圧の消散に比べてひずみの発生が著しく遅れ、層厚に関する圧密時間の H_d^2 則は成立しないことを明らかにしている。その要因は、供試体内部の応力ひずみ関係がひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ の影響を受けて、排水面からの距離に応じて異なるためであり、特に、擬似過圧密粘土の圧密降伏応力付近に載荷された場合には、一次圧密過程においても、応力ひずみ関係に及ぼす $\dot{\epsilon}_v$ の影響が無視し得ないことを明らかにしている。また、一次圧密終了時の二次圧密係数は層厚には依存しないが、一次圧密終了時の決定が難しいことを明らかにしている。さらに、大阪湾粘土には生痕が存在する場合は有り、それが圧密挙動に大きな影響を及ぼしていることを明らかにしている。

第5章では、透水係数の評価方法、擬似過圧密粘土に対するダルシー則の適用性と、各地区の堆積粘土および再構成粘土の透水係数と間隙の特性について検討している。透水係数の評価方法については、定ひずみ速度載荷による圧密試験で得られる透水係数が定流量透水試験で得られる透水係数と同等であることを示している。次に、透水則については、低動水勾配下における定流量透水試験の結果に基づき、擬似過圧密粘土に対してダルシー則が適用できることを明らかにしている。また、透水係数 k のモデル化については、 e -log k 関係より log f -log k 関係の線形性 ($\log f = K^* + C_k^* \log k$) を利用した方が適用性が高いこと、パラメータ C_k^* , K^* は、乱さない粘土と再構成粘土の違い、採取地区の違い、堆積年代の違い等によらず、初期間隙比 e_0 から決定できることを示している。さらに、粘土の透水係数は、間隙比よりも間隙径の影響を大きく受けていることを明らかにしている。

第6章では、各地区の堆積粘土と再構成粘土の圧縮曲線の $\dot{\epsilon}_v$ 依存性について検討している。種々の定ひずみ速度載荷による圧密試験、単一荷重による長期圧密試験の結果に基づき、堆積粘土と再構成粘土の圧縮曲線に及ぼす $\dot{\epsilon}_v$ の影響 ($\dot{\epsilon}_v$ の増減に伴う有効応力 σ'_v の感度) は同じであること明らかにしている。また、各地区の堆積粘土の圧縮曲線は、その圧密降伏応力の $\dot{\epsilon}_v$ 依存性を考慮することにより正規化でき、アイソタック型の圧縮則で表現できることを明らかにしている。さらに、圧密降伏応力の $\dot{\epsilon}_v$ 依存性を評価する指標が塑性図を用いて簡易に予測できる経験式を提案している。

第7章では、擬似過圧密粘土、過圧密粘土によらず各地区の粘土に適応できる一次元のアイソタック型圧縮モデルを提案している。圧密試験のシュミレーション結果および原地盤の圧縮量のシュミレーション結果を示し、間隙の状態変化が $\dot{\epsilon}_v$ によって異なることを明らかにするとともに、提案モデルの適用性を確認している。

第8章では、本研究の結論を述べている。

表 1-1 土田 (2001b) が提案する地盤の標準体積比指数

原位置の有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	体積比指数 I_{sv}		
	SCC($e_0=1.5e_L$)	SCC($e_0=2.0e_L$)	SCC-marine
1	1.17	1.27	1.22
2	1.13	1.22	1.17
5	1.07	1.15	1.11
10	1.02	1.10	1.06
20	0.97	1.04	1.01
50	0.90	0.95	0.93
70	0.87	0.92	0.90
100	0.84	0.88	0.86
200	0.78	0.81	0.79
500	0.69	0.70	0.69
1000	0.61	0.61	0.61
2000	0.53	0.53	0.53

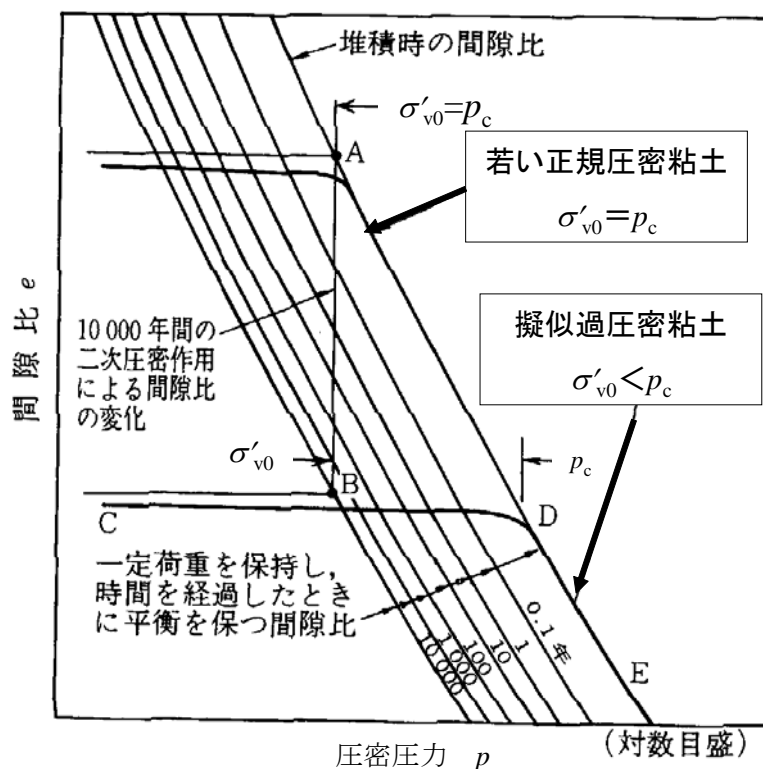


図 1-1 正規圧密粘土の時間効果の概念
(地盤工学会編 (1996) を一部修正)

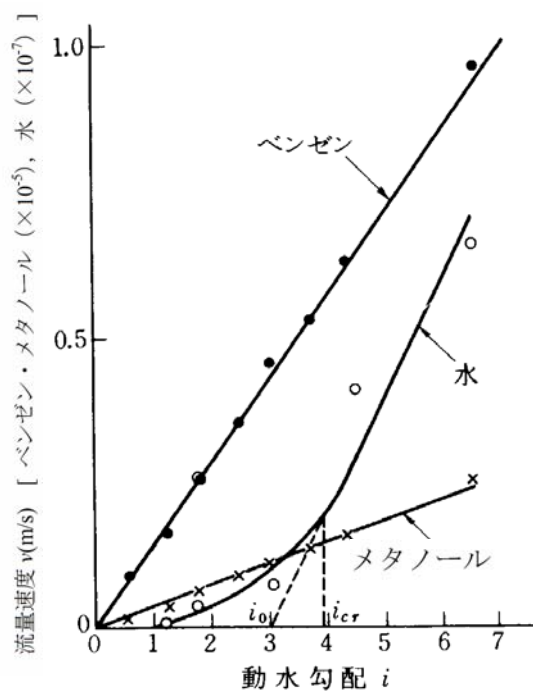


図 1-2 流量速度 v と動水勾配 i の関係の 1 例
(佐藤・室田, 1971)

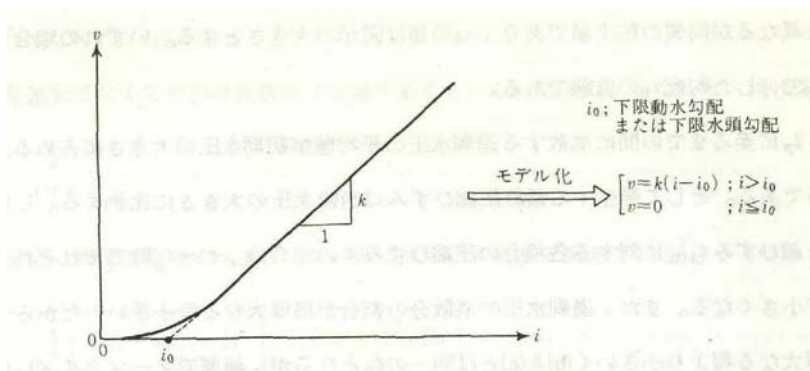


図 1-3 非ダルシー則のモデル化 (Hansbo, 1987)

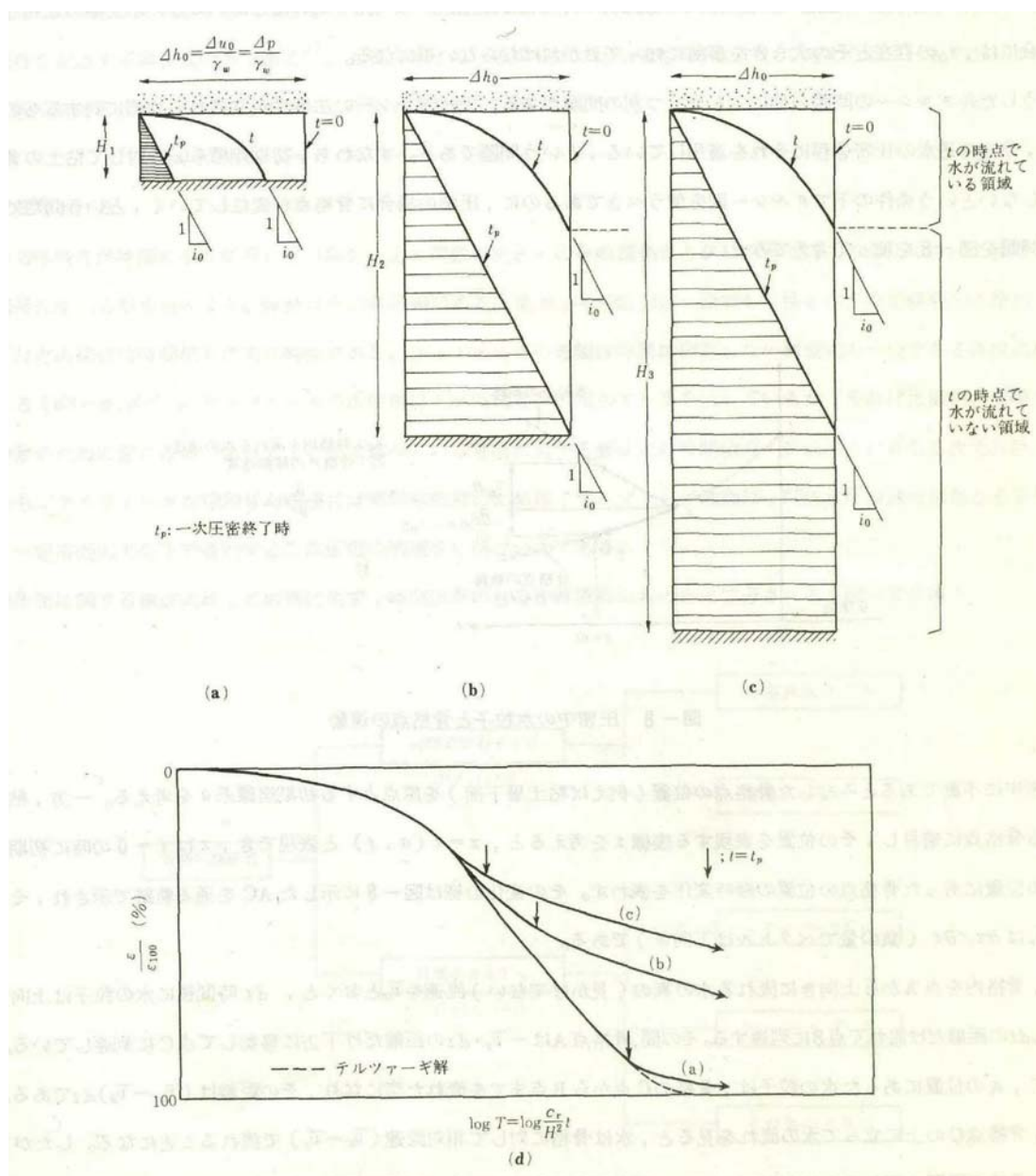
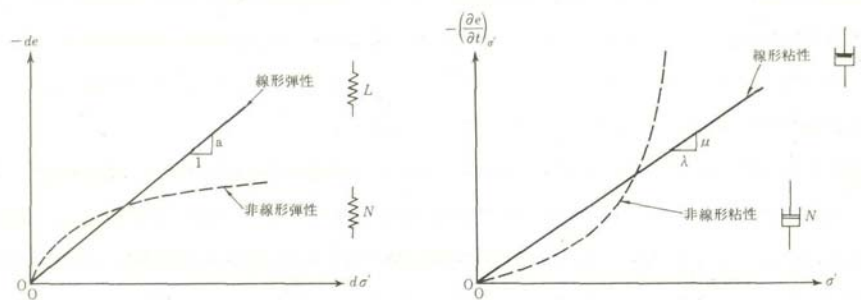
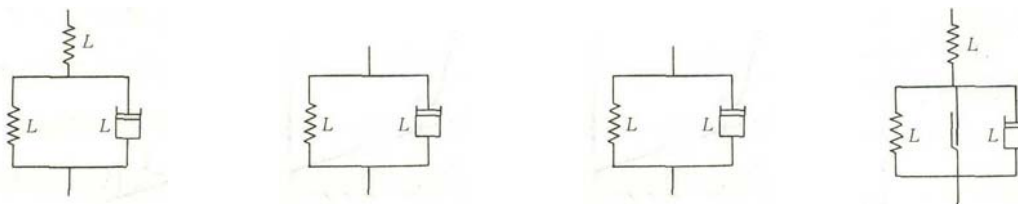


図 1-4 非ダルシー則を適用した場合の圧密挙動の概念 (今井, 1987)



(a)レオロジーモデルで使われるスプリング (b)レオロジーモデルで使われるスプリング



(c) Taylor & Merchant(1940) (d)Taylor(1942) (e)Barden(1965) (f)村山・柴田(1965)
Gibson & Lo (1961) Ishii(1951)

図1-5 圧密に関する力学模型の分類 (今井, 1987)

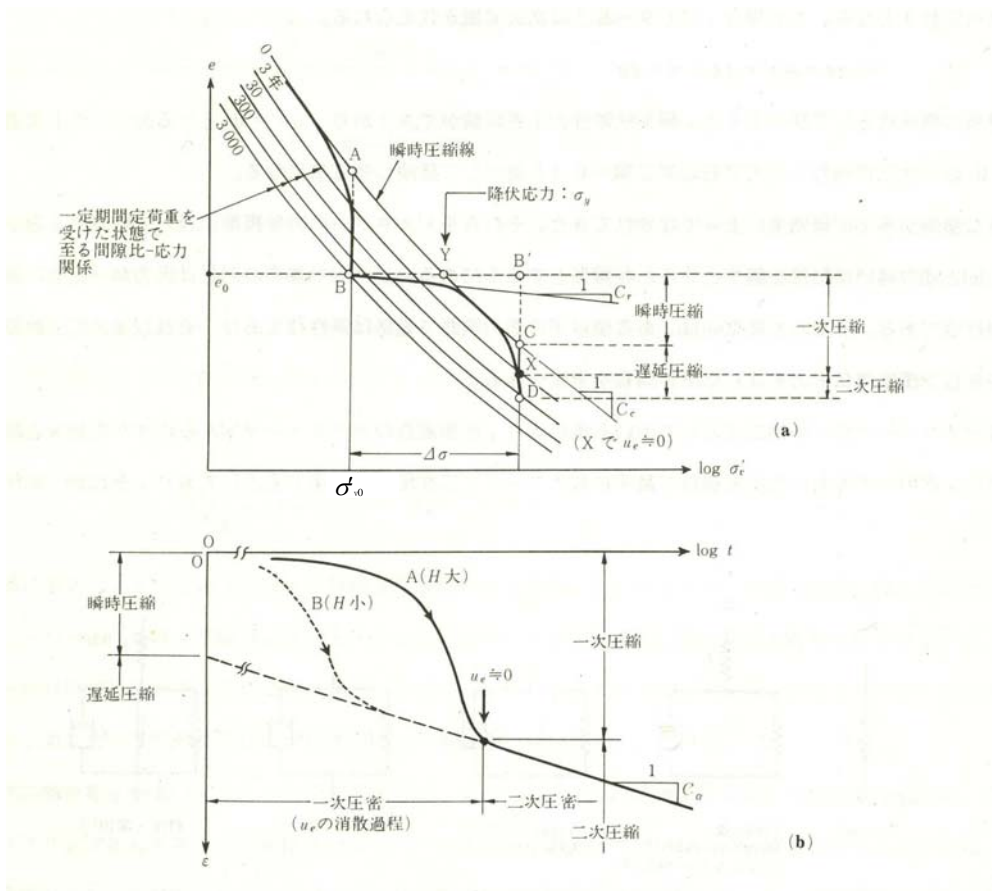


図1-6 Bjerrum (1967) の圧密モデルの概念

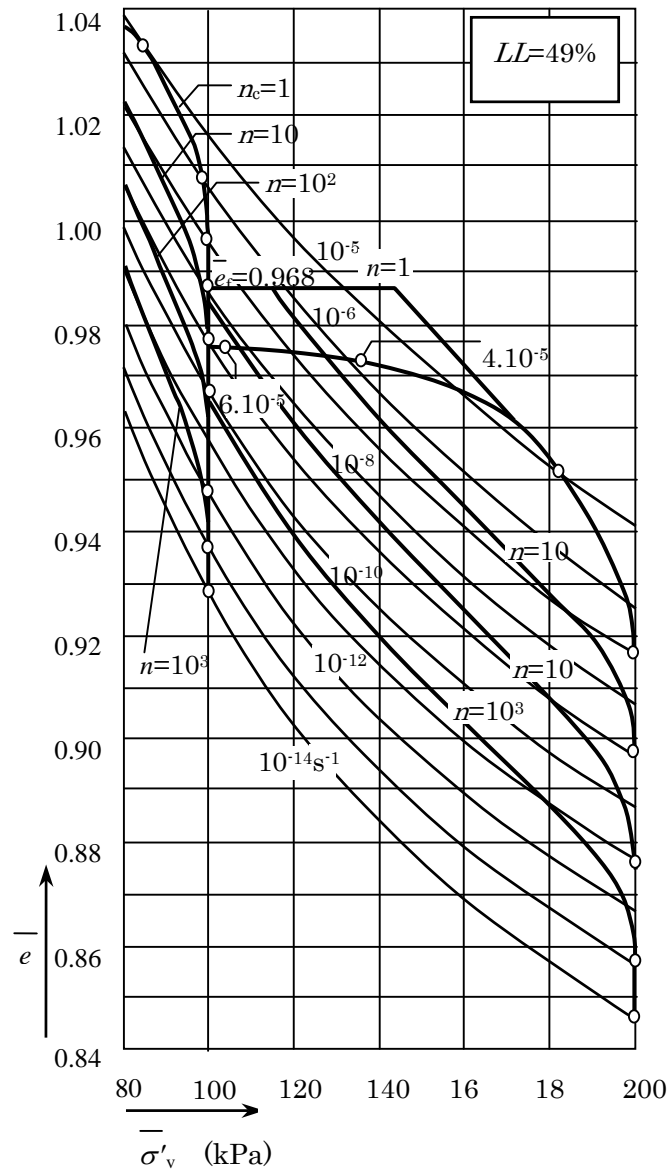


図 1-7 Šuklje (1957) の圧密モデルの概念 ($v \sim \bar{e} \sim \sigma'_v$ 関係)

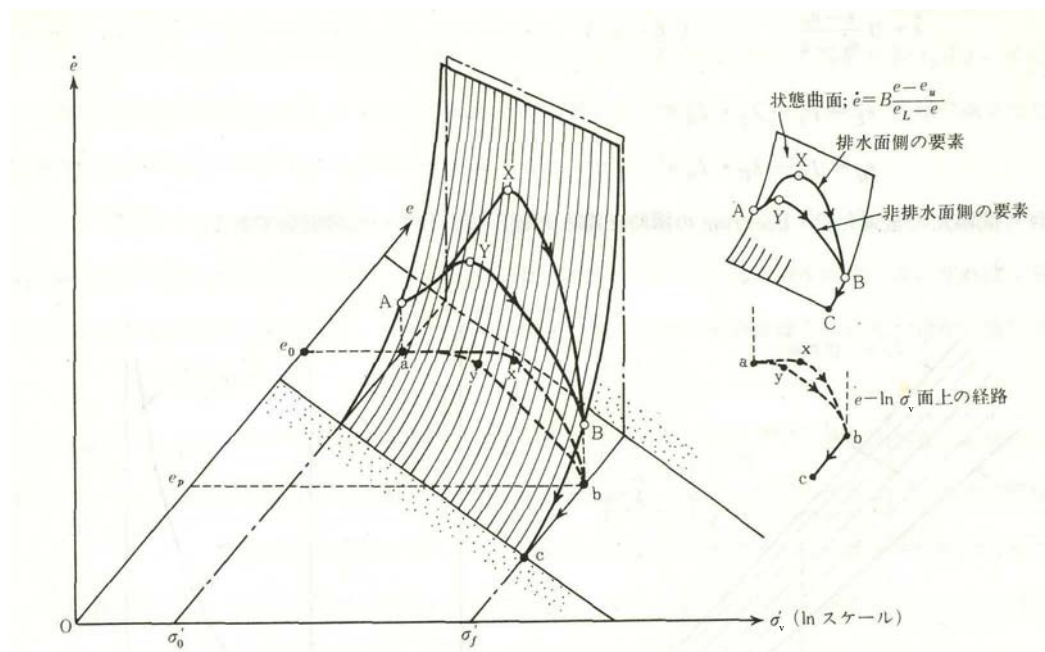
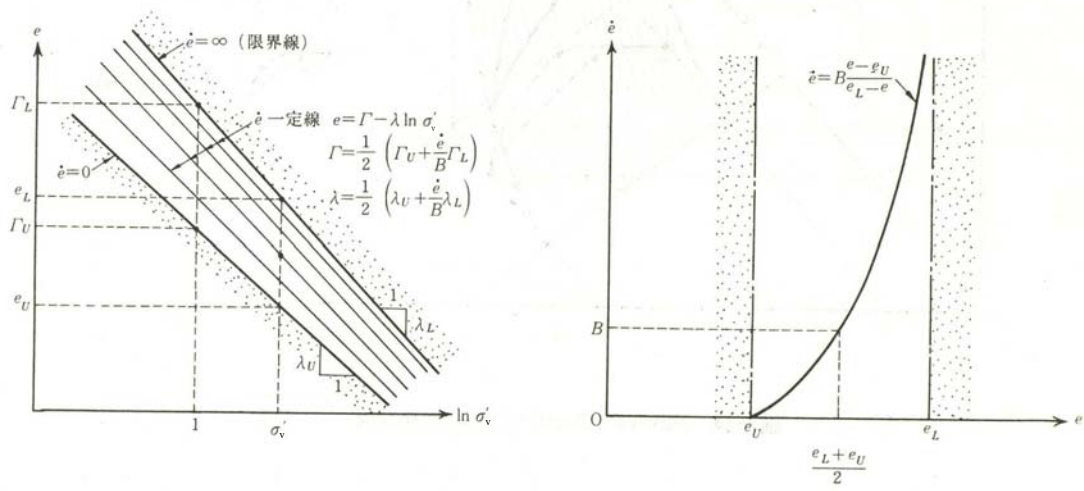


図1-8 Hawley & Borin (1973) の圧密モデルの概念

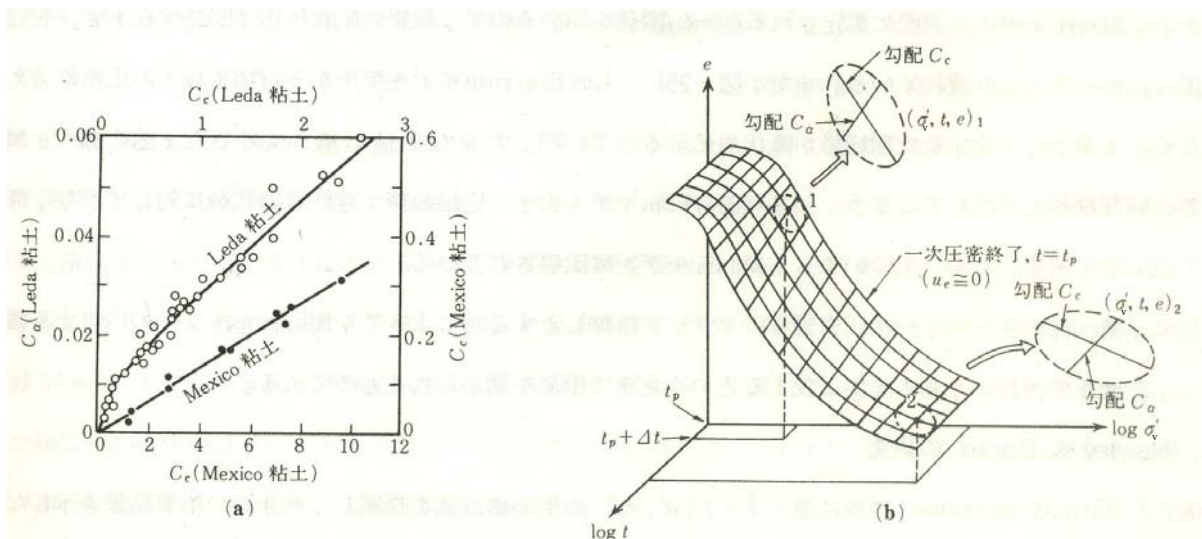


図 1-9 圧縮指数 C_c と二次圧密係数 C_a の関係 (Mesri & Godlewski, 1977)

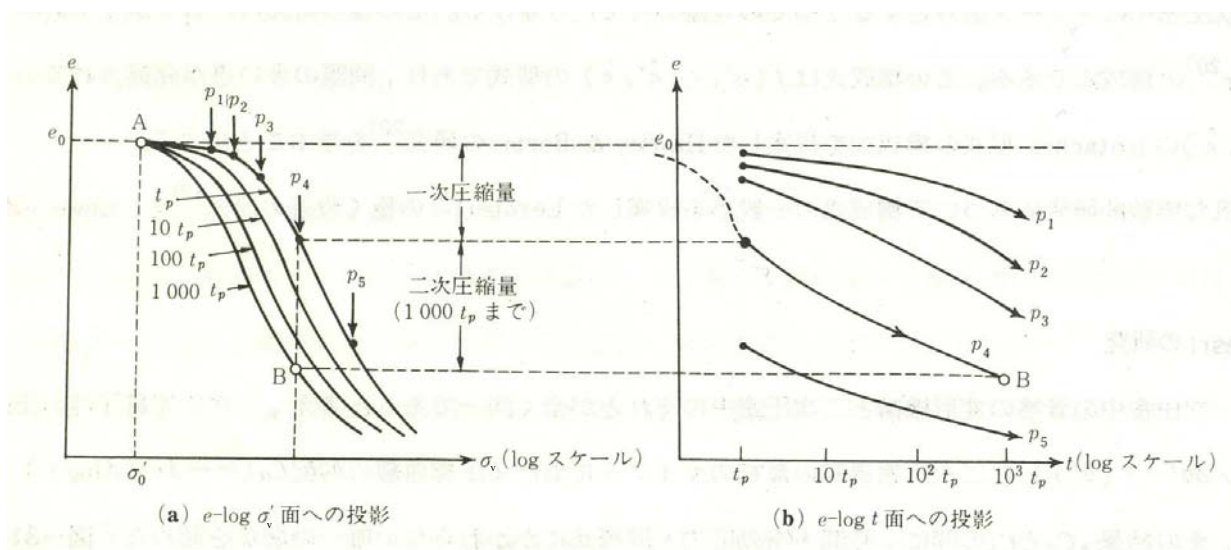
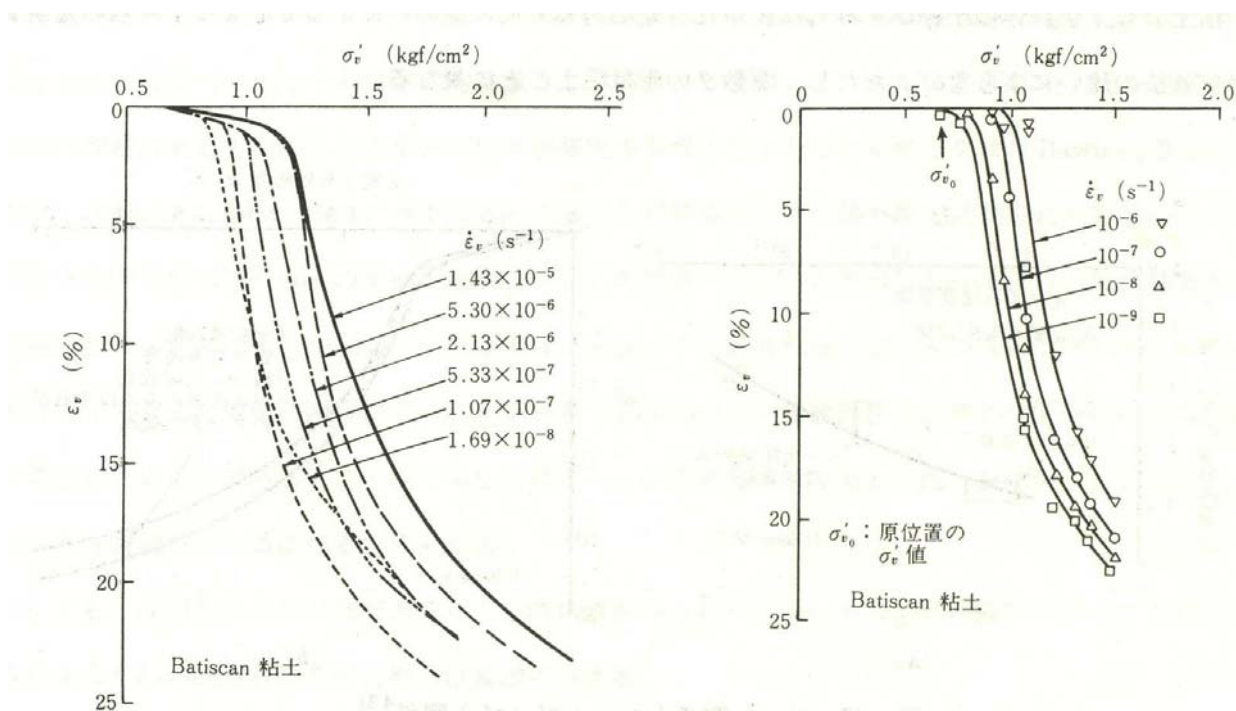
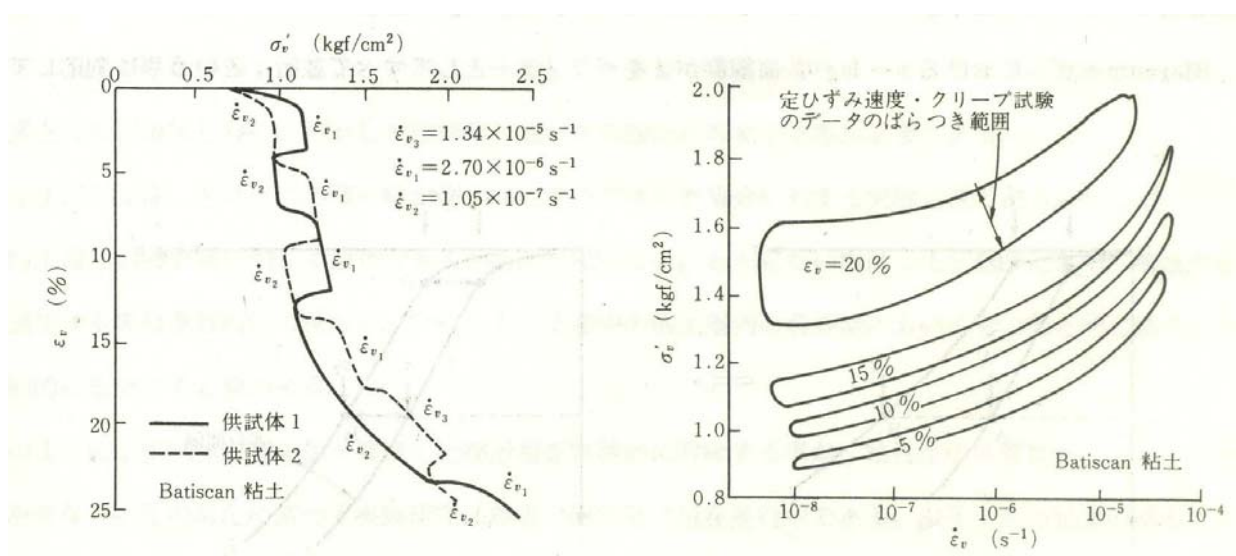


図 1-10 Mesri の圧密モデルの概念 (Mesri & Godlewski, 1977)



(a) 定ひずみ速度荷重による圧密試験の結果

(b) クリープ試験から得られた結果

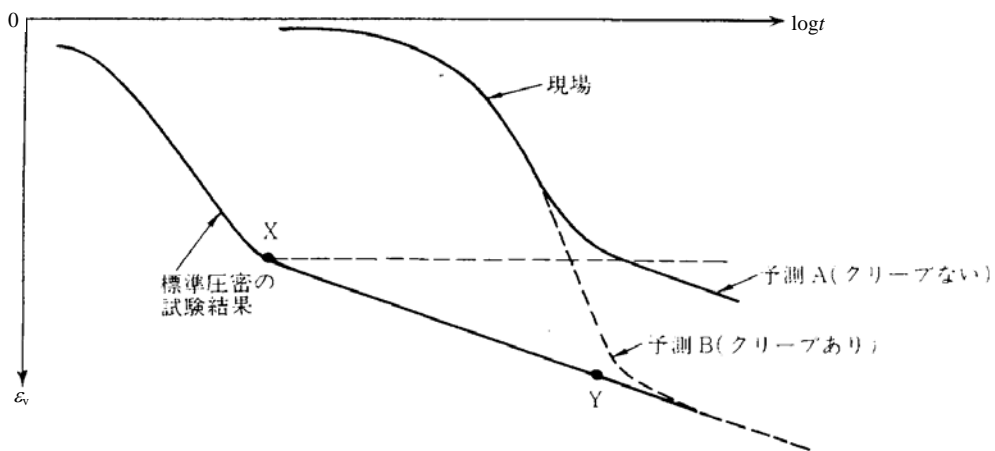


(c) 荷重中にひずみ速度を変化させた

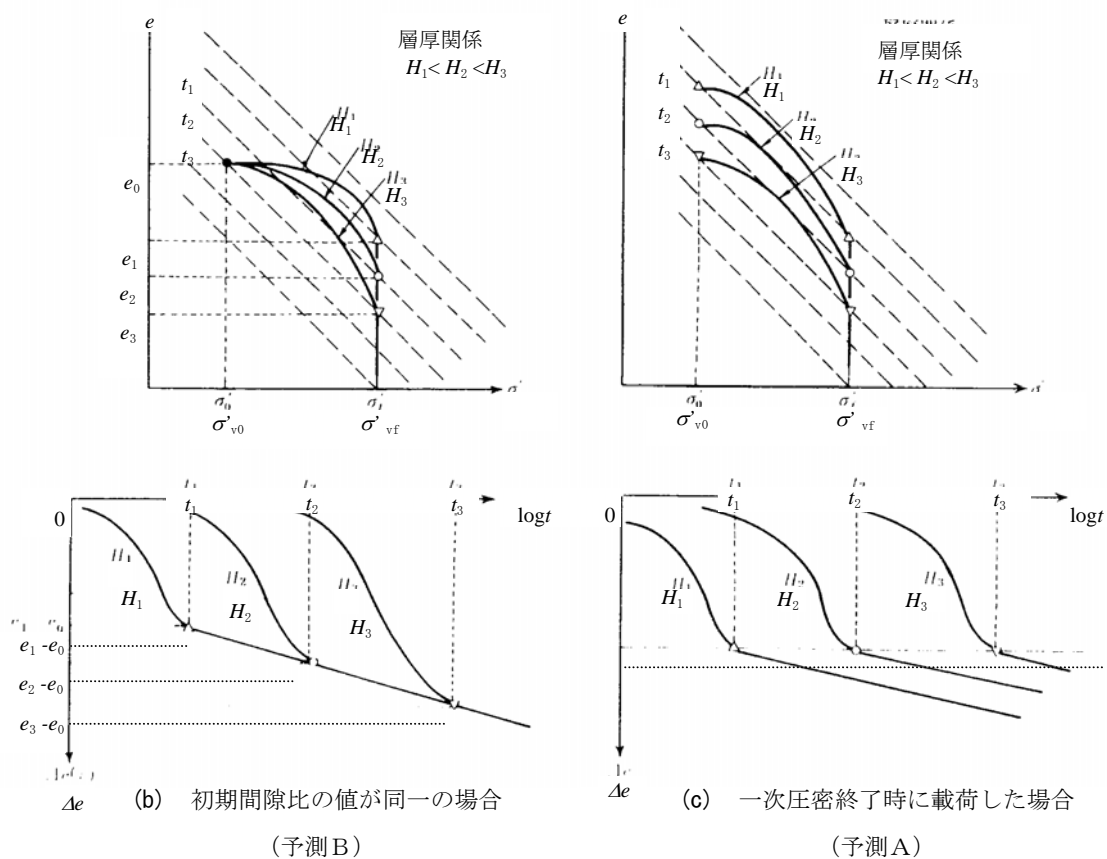
(d) σ'_v と $\dot{\epsilon}_v$ の関係

定ひずみ速度荷重による圧密試験の結果

図 1-11 Leroueil et al. (1985) が示した $\sigma'_v - \epsilon_v - \dot{\epsilon}_v$ 関係



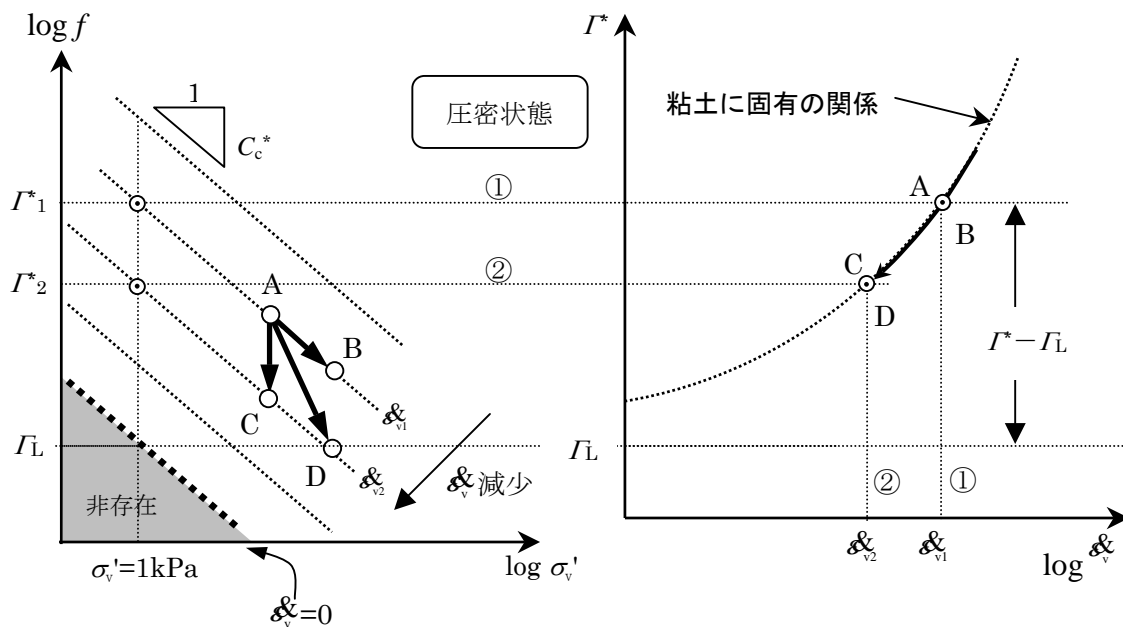
(a) 一次圧密中のクリープの有無が予測結果に与える影響



(b) 初期間隙比の値が同一の場合
(予測 B)

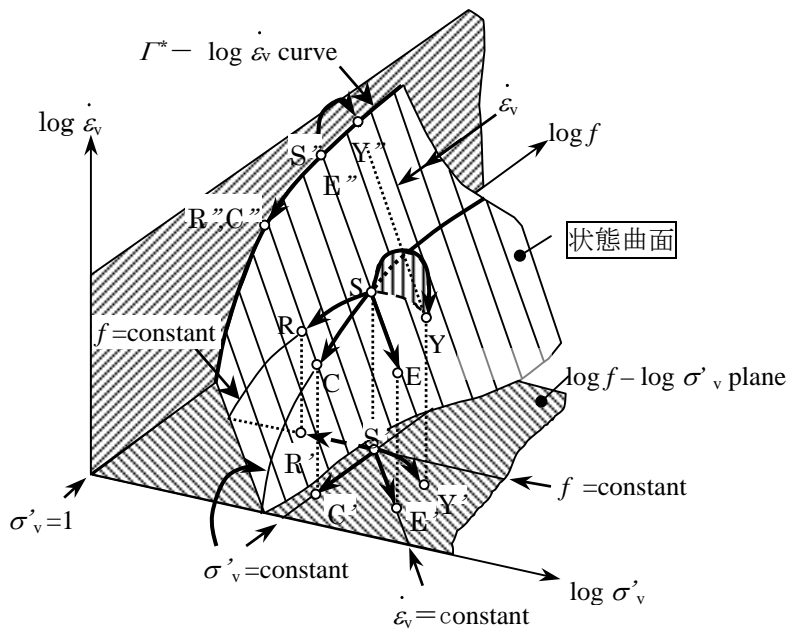
(c) 一次圧密終了時に載荷した場合
(予測 A)

図 1-12 初期条件の違いが圧密過程に及ぼす影響



(a) $\log f$ と $\log \sigma'_v$ の関係

(b) Γ^* と $\log \epsilon_v$ の関係



(c) 状態曲面 ($\log f - \log \sigma'_v - \log \epsilon_v$ 関係)

図 1-13 Imai et al. (2003) の圧密モデルの概念

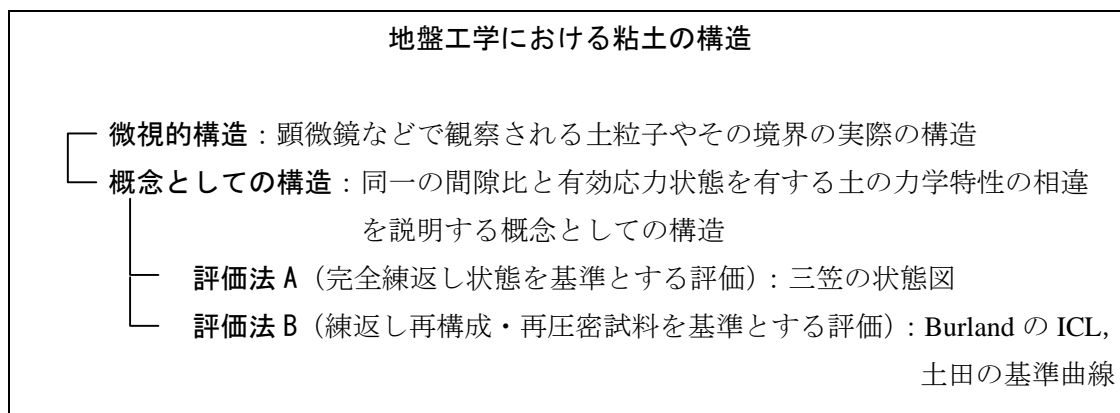


図 1-14 土の構造の意味と評価に関する整理（土田，2002）

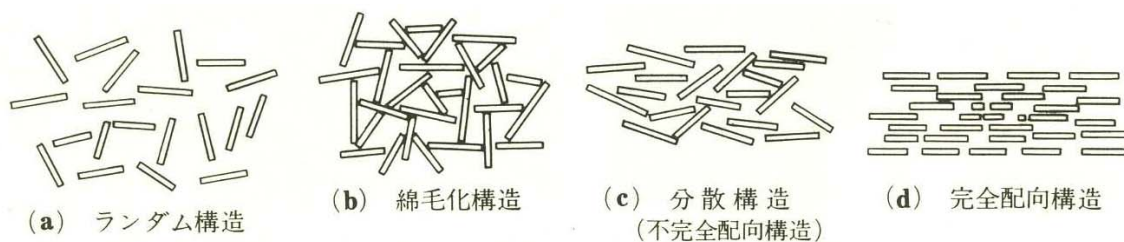


図 1-15 細粒土の構造の基本モデル（Yong et al., 1966）

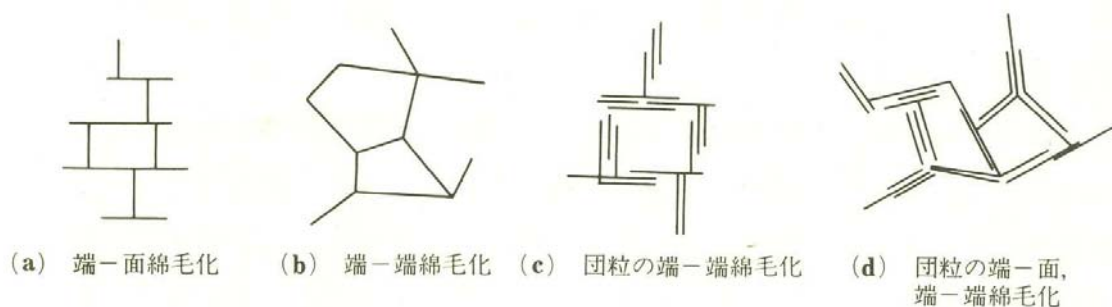
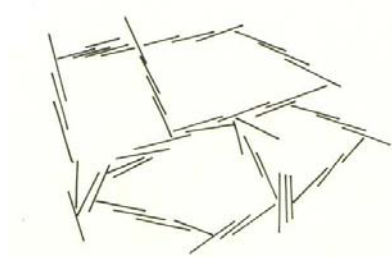
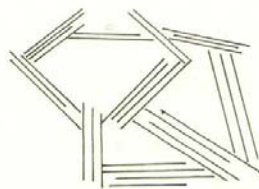


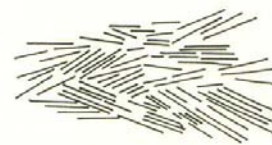
図 1-16 細粒土の粒子接触の仕方（van Olphen., 1963）



(a) 階段状カードハウス構造
(O'Brien, 1971)



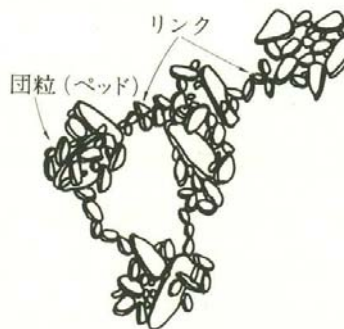
(b) ブックハウス構造
(Sloane & Kell, 1966)



(c) 多分散構造
(Aylmore & Quirk, 1959)



(d) 三次元カードハウス構造
(Tan, 1970)



(e) 立体構造モデル
(Pusch, 1970)

図1-17 土粒子集合体の様々な構造モデル

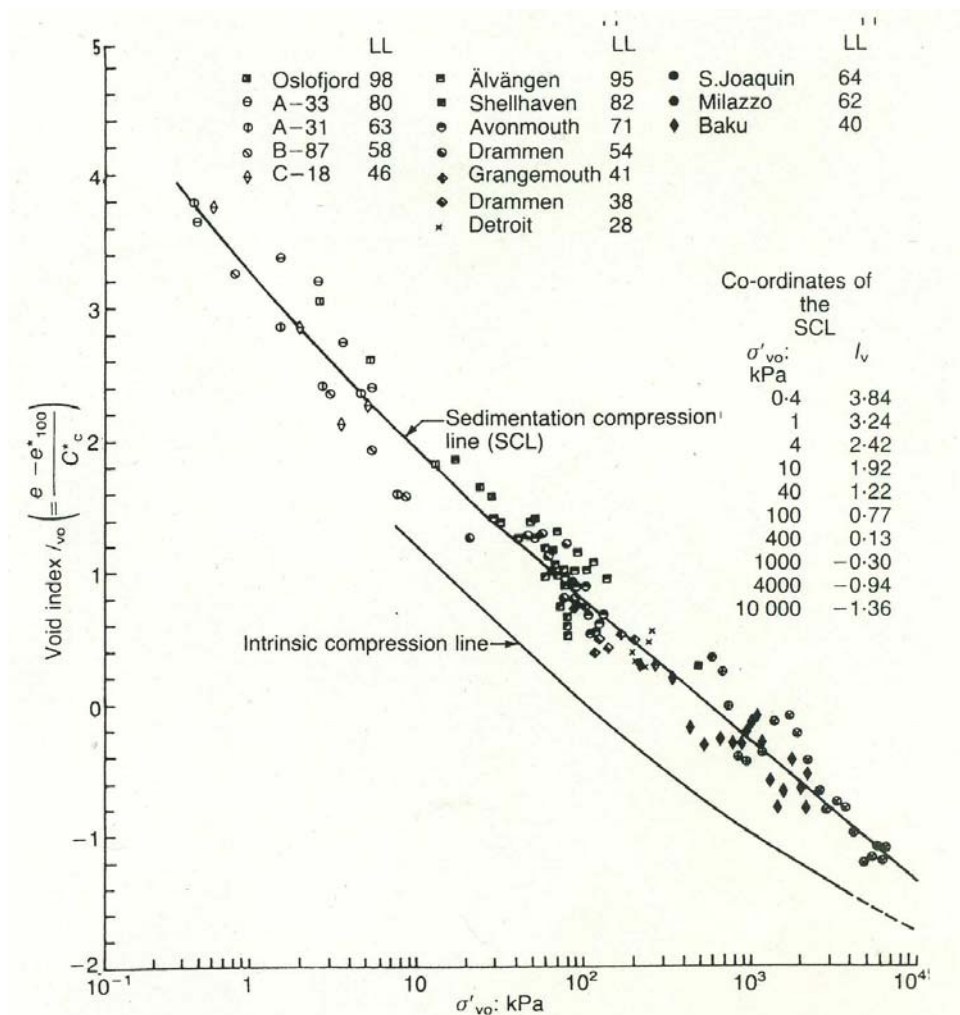


図 1-18 Burland (1990) の固有圧縮曲線 ICL と自然堆積した正規圧密粘土の堆積圧縮曲線 SCL

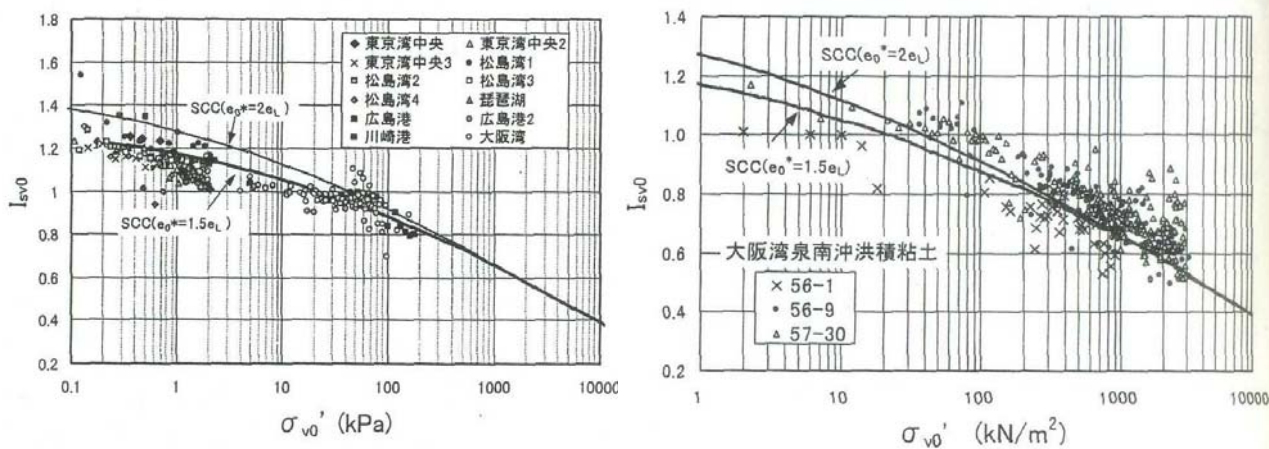


図 1-19 土田 (2001a) の基準圧縮曲線 SCC による間隙の状態の評価

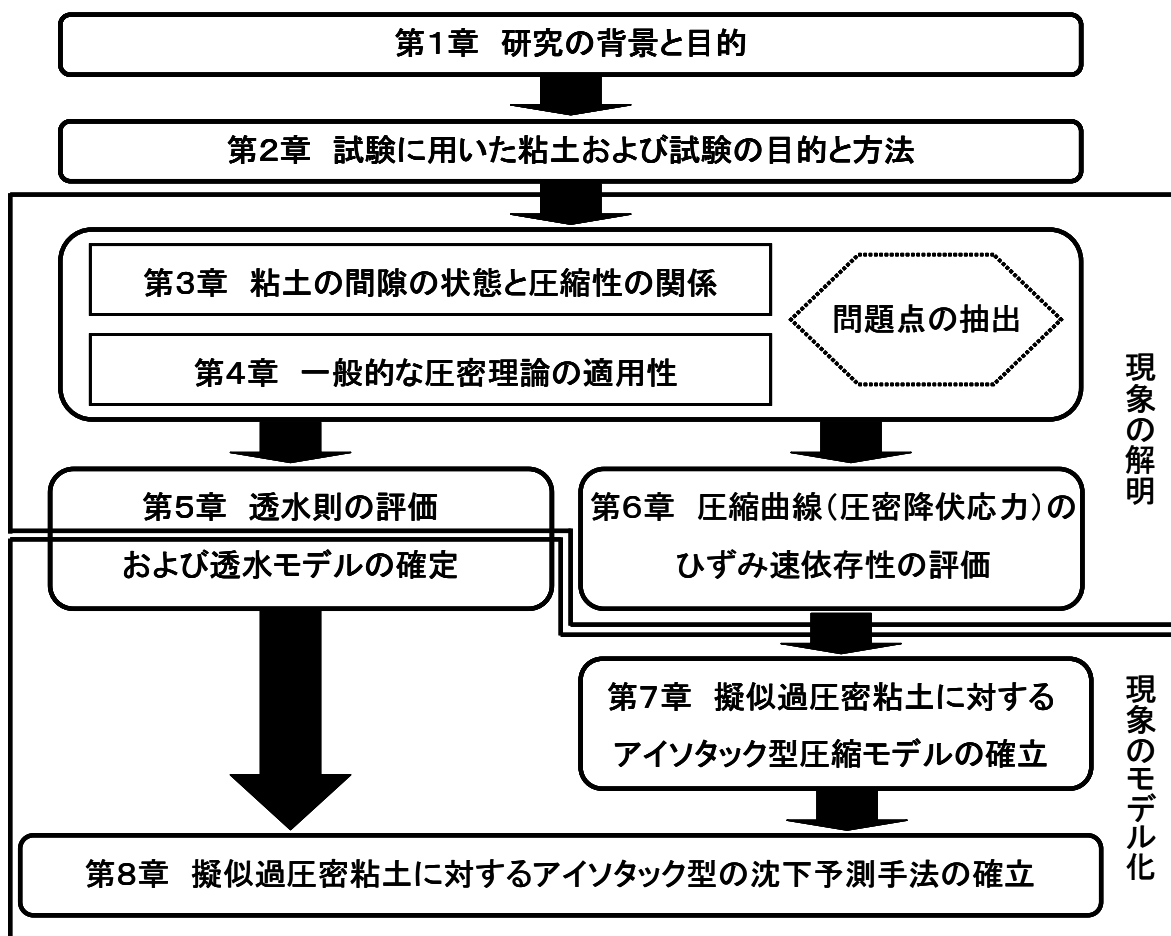


図 1-20 本研究の全体構成

第2章 研究に用いた粘土および試験方法

2.1 研究に用いた粘土

我が国の大阪湾周辺の4地区（図2-1，図2-2に示す大阪湾，夢洲，尼崎，京都）と関東地区（東京），および海外の2地区（ピサ，ルイジベル）の粘土を用いた．図2-3に示す関西国際空港の2期空港島が建設される大阪湾の泉州沖から採取した海成粘土（大阪湾粘土と称す）の圧密特性，すなわち擬似過圧密粘土の圧密特性を把握することを主目的とした．また，大阪湾粘土とは物理特性や圧密履歴が異なる他地区の粘土は，擬似過圧密粘土である大阪湾粘土と過圧密粘土の圧密挙動の違いを明らかにするために用いた．

図2-3のMaという表記は海成の粘土層を意味しており，Dtcで表記される汽水域で堆積した粘土や，Doc5で表記される非海成の粘土層も分布している（例えば，Itoh et al., 2001）．また，地層名にLをつけたMa12L層，Ma11L層，Ma7L層は，漸移層である．

他地区に比べ大阪湾粘土は採取深度が大きい（GL.-330m）ため，サンプリングが困難なうえに試料採取時に生じる応力解放が大きい．そのため，乱れが少ない試料としての品質が懸念されるが，本研究に用いた大阪湾粘土の品質は，乱れが少ない試料として十分な品質を有していることが明らかにされている（大向ら，2000；利藤ら，2001；Tanaka et al., 2002）．

大阪湾およびその周辺の地形・地質については土質工学会関西支部（1995）に詳しく述べられているので，大阪湾粘土と他地区の粘土の圧密履歴と物理特性の違いについて主に説明する．

2.1.1 圧密履歴

大阪湾およびその周辺部には，第四紀更新世に形成された海成粘土層が広く分布している．これら粘土層の初期堆積から海水準変動の概念を図2-4に示す（藤田・前田，1984）．これら各粘土層は，間氷期の急速な海進・氷河期の緩慢な海退および基盤の沈降・隆起の複合効果によって形成されたものであり，砂層や砂礫層に挟まれていて，下位よりMa0層，…Ma12層と称されている．また，Ma12層の上位には完新統のMa13層と称される最も新しい粘土層が分布している．大阪湾粘土は海退に伴う侵食が軽度であり，またその上部に新たな地層が堆積する環境なので，現在の有効土被り圧 σ'_{v0} 以上の荷重履歴を受けたことがないとされている．また，OD-1と呼ばれる大阪盆地で行われた907mに達する深層ボーリングの柱状図を図2-5に示す（藤田・笠間，1982）．更新統は不整合面を境に，下位より下部亜層群，中部亜層群（Ma0層～Ma5層），上部亜層群（Ma6層～Ma10層），上部洪積層（Ma11層～Ma12層）と呼ばれている．

関西国際空港島下の海底地盤（計測槽①）で採取した更新統の圧密降伏応力と過圧密比

の深度分布を図2-6に示す。図2-6(a)は段階载荷による圧密試験で得られた圧密降伏応力 p_c 、及び本研究で基準としたひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{v0} = 0.02\%/min = 3.3 \times 10^{-6} s^{-1}$ の定ひずみ速度载荷による圧密試験 (CRS 試験) で得られた圧密降伏応力 p_{y0} の深度分布である。図2-6(b)は過圧密比 $OCR^* (=p_c/\sigma'_{v0})$ 、 $OCR (=p_{y0}/\sigma'_{v0})$ の深度分布である。縦軸の深度に表記されている C.D.L は、海図基準である最低水面 (港湾局や海上保安庁で用いられている) である。試料採取地点の海底面 (G.L.0m) は、およそ C.D.L-20m である。圧密降伏応力 p_{y0} で定義した過圧密比の平均は $OCR=1.4$ 程度と小さく、深度方向にほぼ一定である。OCR が 1 を超えている理由は、年代効果による擬似的のものであると言われている (例えば、赤井・佐野, 1981)。また、 OCR^* は OCR よりも小さく、 OCR^* の平均値は 1.2 程度である。

大阪湾粘土と他地区粘土の p_{y0} と OCR の深度分布を図2-7に示す。計測槽①とは別のボーリング孔で採取した完新統の粘土 (Ma13層) の結果も示した。完新統の大阪湾粘土の OCR は、更新統とほぼ同じである。

関西国際空港から北東に約30kmの大阪湾沖に位置する夢洲地区から採取した粘土 (以下、夢洲粘土と称す) はMa11層とMa10層に相当し、その OCR は大阪湾粘土とほぼ等しい。夢洲粘土は大阪湾粘土と同様に擬似過圧密粘土である。

大阪湾沿いの平野部に位置する尼崎地区の粘土 (以下、尼崎粘土と称す) はMa12層に相当し、その OCR は1.7~2.4と大阪湾粘土に比べてやや大きい。この地区が、地下水の揚水による地盤沈下を経験したためと考えられる。

京都の丘陵地の粘土 (以下、京都粘土と称す) はMa4層に相当し、その OCR は4.0~4.5と大阪湾粘土、夢洲粘土、尼崎粘土よりも大きい。図2-8に示すように、近畿地方の中央部は、生駒山地や鈴鹿山地などの山地と大阪平野や京都盆地などの低地が交互に配置されていて、断層で境されている。藤田 (1988) によると、中部垂層群 (Ma0層~Ma5層) と上部垂層群 (Ma6層~Ma10層) の間には急激な地殻変動が起こり、中部垂層群は、京都粘土が分布するような丘陵地において隣接する山地による引きずり上げや丘陵地の基盤上昇により隆起したとされている。したがって、京都粘土の大きな OCR は、隆起と隆起後の上位層の侵食による除荷が要因であると考えられる。

東京地区の粘土 (以下、東京粘土と称す) は、秩父山麓から始まる武蔵野台地の東端部から採取したもので、東京層と称されている。この地区は、河川侵食の影響を受けており (地盤工学会, 2000)、 OCR は 10 以上と非常に大きい。また、表 2-1 に示すように、東京粘土は大阪湾粘土 Ma11 層~Ma12 層に対比される (土質工学会関西支部, 1995)。

海外 2 地区の粘土は、いずれも完新統である。イタリアのピサの斜塔下に堆積するピサ粘土は正規圧密粘土と言われており (Mesri et al., 1997)、 OCR が大阪湾粘土と同じく 1.5 程度と小さい。ルイジベル粘土は、カナダのケベック州のセントローレンス川沿いに厚く堆積している軟弱な粘土で、氷河の後退と急激な海水準の上昇によって堆積したものであるとされている (Leroueil et al., 2003)。ルイジベル粘土の OCR は 2.2 で、ピサ粘土よりも大きい。本研究で用いたピサ粘土は Pancone clay と呼ばれる粘土、ルイジベル粘土は Champlain

Sea clay と呼ばれる粘土である。

2.1.2 物理特性

関西国際空港島下の海底地盤（計測槽①で採取した更新統）の物理特性の深度分布を図2-9に示す。粘土層の粒度は、堆積年代が大きく異なるにも拘わらず、地層によらずに粘土分、シルト分ともに概ね50%程度である。塑性限界 w_p 、液性限界 w_L についても地層によらない傾向にあるが、Dtc, Ma12L, Ma11, Ma11L層の w_L は、他の地層に比べて若干小さい傾向が見られる。また、含水状態について、液性指数 I_L の深度分布を見ると、上部洪積層であるMa11L層より上位の地層については深度に依存して I_L が低下する傾向が明瞭である。しかし、それ以深（Ma10層より下位）の層については、深度に依存して I_L が小さくなる傾向はそれほど明瞭ではない。図2-10～図2-21に各粘土の物理的特性について整理し、大阪湾粘土と他地区粘土の比較を行う。

(1) 土粒子の密度

図2-10, 図2-11に土粒子の密度 ρ_s の深度分布図を示す。大阪湾粘土の ρ_s は、概ね2.65～2.75の範囲にある。同じ堆積年代の粘土について比較すると、夢洲粘土、尼崎粘土の ρ_s は、大阪湾粘土とはほぼ同じ範囲にあるが、京都粘土、東京粘土、ピサ粘土、レイジベル粘土の ρ_s は、大阪湾粘土に比べてやや大きい。

(2) 自然含水比と液性限界の関係

図2-12, 図2-13に自然含水比 w_n と液性限界 w_L の関係を示す。また、小川・松本（1978）が北海道と沖縄を除く我が国の港湾粘土の平均的な相関関係として示した次式も併記した。

$$w_n = 1.1w_L \quad \dots \dots (2-1)$$

大阪湾粘土の w_n は、完新統Ma13が式(2-1)よりもやや大きく、上部洪積層（Ma11層～Dtc層）が式(2-1)よりもやや小さい。中部亜層群（Ma2層～Ma4層）と上部亜層群（Ma7層～Ma10層）の w_n は上部洪積層よりも小さく、両者の違いはほとんどない。レイジベル粘土、東京粘土の w_n は式(2-1)と概ね等しい。尼崎粘土、ピサ粘土の w_n は、大阪湾粘土の上部洪積層と同程度であり、夢洲粘土の w_n は大阪湾粘土の上部亜層群と上部洪積層と同程度、京都粘土の w_n は、大阪湾粘土の中部亜層群と上部亜層群と同程度である。

(3) 初期間隙比と有効土被り圧の関係

図2-14, 図2-15に初期間隙比 e_0 と σ'_{v0} の関係を示す。図中の4本の曲線は、土粒子の密度 $\rho_s = 2.7\text{g/cm}^3$ 、飽和度 $S_r = 100\%$ として式(1-7)～式(1-10)を用いて求めた、 $w_L = 40\%$, 80% , 120% , 160% のときのBurland(1990)が提案する固有圧縮曲線ICLである。式(2-2)に示すように e_0 と σ'_{v0} の関係は右下がりの傾向があるが、その相関（相関係数 $R^2 = 0.33$ ）は小さい。

$$e_0 = -0.59 \log \sigma'_{v0} + 1.40 \quad (\sigma'_{v0} \text{の単位 ; MPa}) \quad \dots \dots (2-2)$$

図2-9, 図2-12から分かるように, 大阪湾粘土は概ね $w_L=60\% \sim 120\%$ の範囲にあり, これらの平均は $w_L=88\%$ である. 大阪湾粘土の e_0 は, $w_L=80\%$ のときのICLよりも間隙比が大きいことが確認できる. e_0 はMa13が最も大きく, ついでMa12が大きい. また, Ma13とMa12以外の層の e_0 は, 概ね $e_0=1.00 \sim 1.75$ の範囲にある.

大阪湾粘土とOCRがほぼ等しい夢洲粘土は, 同じ堆積年代の大阪湾粘土Ma10, Ma11に比べ e_0 が大きい. この要因は, 夢洲粘土 ($w_L=93 \sim 123\%$) の w_L が大阪湾粘土Ma10 ($w_L=77 \sim 109\%$), Ma11 ($w_L=63 \sim 89\%$) よりも大きいためと推測する.

大阪湾粘土に比べOCRがやや大きい尼崎粘土 ($OCR=1.7 \sim 2.4$) は, 大阪湾粘土Ma12, Ma12Lよりも σ'_{v0} に対する e_0 が小さい. 京都粘土 ($OCR=4.0 \sim 4.5$, $\sigma'_{v0} \doteq 0.2\text{MPa}$, $w_L=106 \sim 113\%$) は $w_L=120\%$ のときのICLとほぼ一致しており, 大阪湾粘土Ma4 ($\sigma'_{v0} \doteq 1.8\text{MPa}$, $e_0=1.1 \sim 1.4$, $w_L=106 \sim 113\%$) に比べると e_0 は大きい, 式(2-2)の関係に比べ e_0 が小さい. 東京粘土 ($OCR > 10.0$, $w_L=30 \sim 43\%$) はOCRが大きい, $w_L=40\%$ のときのICLとほぼ一致している.

ピサ粘土の e_0 の2点には大きな差があるが, これは w_L が大きく異なるためである ($w_L \doteq 70\%$, 100%). e_0 と σ'_{v0} の関係は, それぞれの w_L に対応するICLと概ね等しい. ルイジベル粘土 ($w_L \doteq 70\%$) は, その w_L に対応するICLより大きく, $w_L=120\%$ のときのICLよりやや e_0 が小さい程度である.

(4) 初期間隙比と圧密降伏応力の関係

図2-16, 図2-17に初期間隙比 e_0 と p_{y0} の関係を示す. 大阪湾粘土に関しては, 図2-14の e_0 と σ'_{v0} の関係と同程度の割合で減少し, 次式で表される ($R^2=0.34$).

$$e_0 = -0.60 \log p_{y0} + 1.49 \quad (p_{y0} \text{の単位 ; MPa}) \quad \dots (2-3)$$

大阪湾粘土に比べ w_L が大きい夢洲粘土は, e_0 と p_{y0} の関係でも, 同じ堆積年代の大阪湾粘土Ma10, Ma11に比べ e_0 が大きい. 一方, 図2-15に示す e_0 と σ'_{v0} の関係において, 大阪湾粘土の式(2-2)より e_0 が小さかった尼崎粘土と京都粘土は, 図2-16の e_0 と p_{y0} の関係では大阪湾粘土の式(2-3)と調和している.

東京粘土 ($OCR > 10.0$, $w_L=30 \sim 43\%$) は, 図2-15に示す e_0 と σ'_{v0} の関係において $w_L=40\%$ のときのICLとほぼ一致していたが, e_0 と p_{y0} の関係では $w_L=80\%$ 程度のICLとほぼ等しくなっている. この要因として, OCRが大きな粘土は, 膨潤による間隙比 e の変化により, e_0 と p_{y0} の関係では, ICLよりも e_0 が大きくなっていることが推測される.

ピサ粘土 ($w_L \doteq 70\%$, 100%) の e_0 と p_{y0} の関係は, それぞれ $w_L=80\%$, 120% のときのICLとほぼ等しい状態にある. ルイジベル粘土 ($w_L \doteq 70\%$) の e_0 と p_{y0} の関係は, $w_L=120\%$ のときのICLよりもやや大きく, その w_L に対するICLよりも e_0 がかなり高い状態にある.

(5) 液性指数と有効土被り圧の関係

図2-18, 図2-19に液性指数 I_L と σ'_{v0} の関係を示す. I_L は相対含水比とも呼ばれ, 次式で定義される.

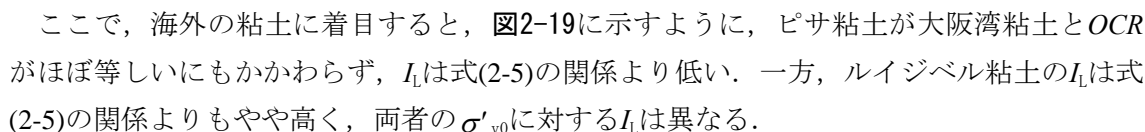
$$I_L = (w_n - w_p) / (w_L - w_p) \quad \dots \dots (2-4)$$

大阪湾粘土の I_L は σ'_{v0} の対数に対して線形に減少し、次式で近似される ($R^2=0.70$)。また、式(2-2)に示した e_0 と σ'_{v0} の関係 ($R^2=0.33$) に比べ、相関が高い。

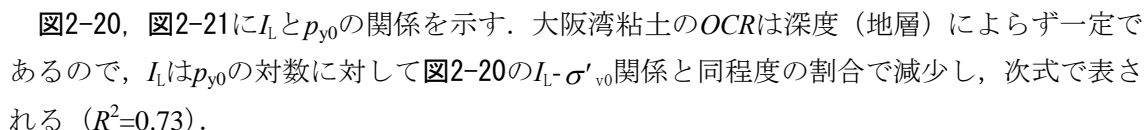
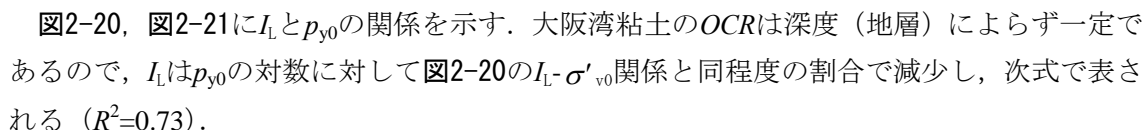
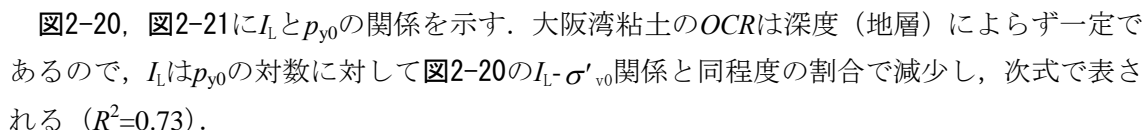
$$I_L = -0.47 \log \sigma'_{v0} + 0.33 \quad (\sigma'_{v0} \text{の単位 ; MPa}) \quad \dots \dots (2-5)$$

大阪湾粘土とOCRがほぼ等しい夢洲粘土は、大阪湾粘土の $I_L \sim \sigma'_{v0}$ 関係と概ね等しい。我が国の粘土の $I_L \sim \sigma'_{v0}$ 関係について比較すると、OCRが大きくなるにつれて (大阪湾粘土 \approx 夢洲粘土 $<$ 尼崎粘土 $<$ 京都粘土 $<$ 東京粘土)、 σ'_{v0} に対する I_L は低くなる。

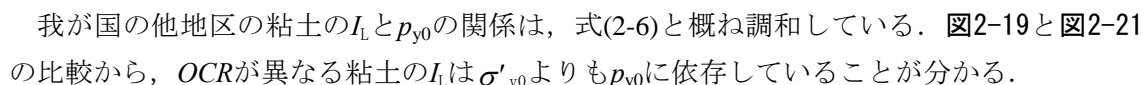
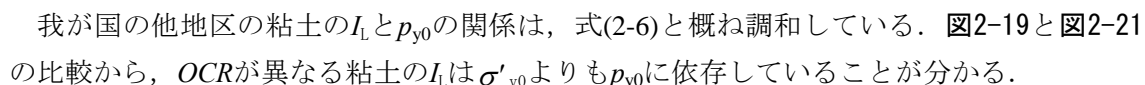
OCRと $I_L \sim \sigma'_{v0}$ 関係について考察する。コンシステンシー限界は、圧密履歴によって変化しない。式(2-4)の右辺のパラメータのうち圧密履歴によって変化するのは、 w_n の値のみである。正規圧密領域では、 w_n は圧密圧力の増加に伴う塑性変形により小さくなるが、除荷過程では弾性的な変形を示す。そのため、除荷により過圧密となった粘土の任意の圧密圧力における w_n の値は、正規圧密状態でのそれより必ず小さい。したがって、同じ σ'_{v0} に対する w_n の値はOCRが大きいほど小さい。

ここで、海外の粘土に着目すると、に示すように、ピサ粘土が大阪湾粘土とOCRがほぼ等しいにもかかわらず、 I_L は式(2-5)の関係より低い。一方、レイジベル粘土の I_L は式(2-5)の関係よりもやや高く、両者の σ'_{v0} に対する I_L は異なる。

(6) 液性指数と圧密降伏応力の関係

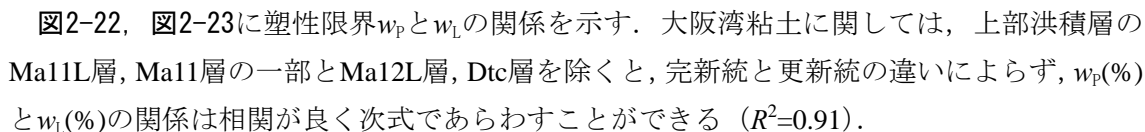
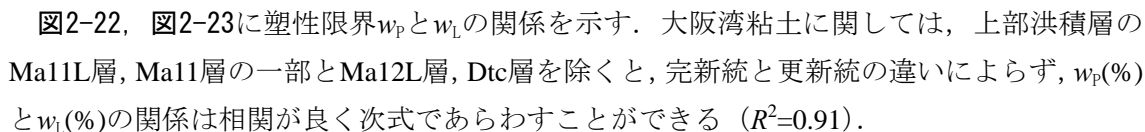
、に I_L と p_{y0} の関係を示す。大阪湾粘土のOCRは深度(地層)によらず一定であるので、 I_L は p_{y0} の対数に対しての $I_L \sim \sigma'_{v0}$ 関係と同程度の割合で減少し、次式で表される ($R^2=0.73$)。

$$I_L = -0.47 \log p_{y0} + 0.40 \quad (p_{y0} \text{の単位 ; MPa}) \quad \dots \dots (2-6)$$

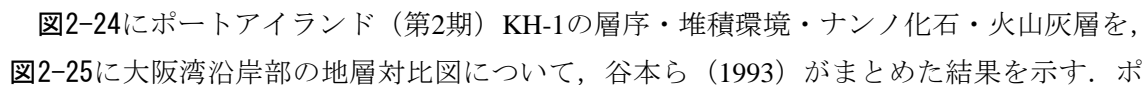
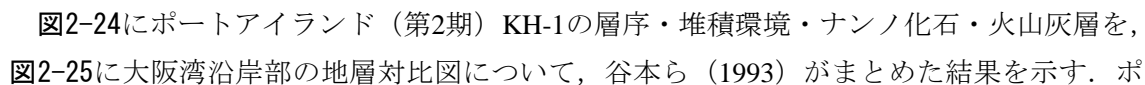
我が国の他地区の粘土の I_L と p_{y0} の関係は、式(2-6)と概ね調和している。との比較から、OCRが異なる粘土の I_L は σ'_{v0} よりも p_{y0} に依存していることが分かる。

海外の粘土については、ピサ粘土は式(2-6)の関係よりも I_L が0.2程度低い。一方、レイジベル粘土は式(2-6)の関係よりも I_L が0.2程度高く、ピサ粘土に比べると I_L が非常に高い。レイジベル粘土の I_L が大きい要因は、本節の(10)において後述するようにリーチングによるものと推察するが、定かではない。

(7) 塑性限界と液性限界の関係

、に塑性限界 w_p と w_L の関係を示す。大阪湾粘土に関しては、上部洪積層のMa11L層、Ma11層の一部とMa12L層、Dtc層を除くと、完新統と更新統の違いによらず、 $w_p(\%)$ と $w_L(\%)$ の関係は相関が良く次式であらわすことができる ($R^2=0.91$)。

$$w_p = 0.23 w_L + 14 \quad \dots \dots (2-7)$$

にポートアイランド(第2期)KH-1の層序・堆積環境・ナンノ化石・火山灰層を、に大阪湾沿岸部の地層対比図について、谷本ら(1993)がまとめた結果を示す。ポ

ートアイランド（第2期）KH-1ではMa11層は3層あるが、図2-5に示したOD-1地点では3層のうち2層が欠如しており、Ma11層が堆積した時代は海進がそれほど進まなかったとされている。また、図2-24、図2-25のDtc層に相当する低位段丘堆積層に着目すると、他の地層に比べて汽水域～淡水域、淡水域の珪藻遺骸が多く見られる。このような堆積環境が w_p と w_L の関係に影響を及ぼしているかどうかは定かでないが、上部洪積層のMa11L層、Ma11層の一部とMa12L層、Dtc層が式(2-7)と調和的でない。なお、Doc5層は非海成粘土であるが、 w_p と w_L の関係は式(2-7)の関係と調和的である。

図2-23に示した他地区の粘土に関しては、尼崎粘土、東京粘土は式(2-7)の関係と概ね等しい。それらに比べて、夢洲粘土は w_p がやや大きく、京都粘土は w_p がやや小さい。海外のピサ粘土とルイジベル粘土は、 w_p が非常に小さい。

(8) 塑性図

w_p と w_L の関係は図2-26、図2-27に塑性図に反映される。大阪湾粘土の I_p と w_L の関係は、上部洪積層のMa11L層、Ma11層、Ma12L層、Dtc層を除くと、完新統と更新統の違いによらず、A線よりやや I_p が大きい値を示し、A線とほぼ平行である。Ma11L層、Ma11層、Ma12L層、Dtc層は、他の地層に比べて I_p が大きい。他地区の粘土に関しては、尼崎粘土、東京粘土は大阪湾粘土（Ma11L層、Ma11層、Ma12L層、Dtc層を除く）の I_p - w_L 関係と概ね等しい。それらに比べて、夢洲粘土は I_p がやや小さく、京都粘土は I_p がやや大きい。また、海外のピサ粘土とルイジベル粘土は、 I_p が非常に大きい。

Tanaka・Locat（1999）は、大阪湾粘土に非常に多くの珪藻遺骸が混入していることを報告している。また、図2-28に示すように珪藻遺骸の混入が粘土のコンシステンシー特性や粒度特性に影響を及ぼすことを明らかにしている。コンシステンシー特性に関しては、珪藻遺骸の混入量の増加に伴い、 w_L と w_p がほぼ同じ割合で増加することを示している。したがって、各粘土の I_p と w_L の関係の違いは、粘土鉱物の違いや吸着水の性質のほか、珪藻遺骸の混入の度合いや珪藻遺骸自体の性質の違いも反映された結果と考えられる。

(9) 活性度と粘土鉱物

図2-29に I_p と $2\mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率 CF の関係を示す。 I_p - CF 関係の傾きは活性度 A_c を表す。夢洲粘土に関しては、 $5\mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率を示すしかないため、図2-29には示していない。また、図2-30はSkempton（1953）が示した各粘土の I_p - CF 関係を基に、正垣ら（2005）がPisa粘土および代表的な粘土鉱物の I_p - CF 関係を整理したものである。

我が国の粘土については、東京粘土の A_c が1程度で、他地区粘土の A_c は1～2の範囲でばらつきが見られる。粘土分含有率の大小は、京都粘土が最も大きく、大阪湾粘土、尼崎粘土、東京粘土の順となっている。海外2地区の粘土については、 A_c は東京粘土とほぼ同じで1程度であるが、粘土分含有率は東京粘土に比べてかなり大きい。

粘土の A_c は、含有する粘土鉱物の種類の影響を受ける（Skempton, 1953）。大阪湾粘土、

夢洲粘土, 尼崎粘土, 京都粘土に対して行われたX線回折の結果 (Tanaka・Locat, 1999 ;Tanaka et al.,2002) を図 2-31 に示す. これら大阪湾周辺の粘土に含有される粘土鉱物は基本的に同じで, スメクタイト, クロライト (緑泥石), カオリン, イライト及び複合した粘土鉱物 (可能性としては, スメクタイトとバーミキュライト) である. また, 粘土自体を構成する粘土鉱物が同一であるので, 地層形成時の土粒子の供給源がほぼ同一であるとされている (利藤ら, 2002). なお, 東京粘土の粘土鉱物については分析を実施していない.

ピサ粘土は約 7,000 年前の氷河堆積物である (野坂ら, 2003). その構成は粘土鉱物 73%, 石英 14%, 斜長石 5%, 方解石 6%, 黄鉄鉱 2% で, 粘土鉱物の構成はイライト 60%, クロライト 16%, イライトとスメクタイトの複合物 17%, クロライトとスメクタイトの複合物 7% と報告されている (Mesri et al., 1997). また, 正垣ら (2005) は, 図 2-30 に示すようにピサ粘土の I_p - CF 関係がイライト鉱物の関係線の近傍にあるのは雲母に属する結晶度の高いイライトを反映しているためと報告しており, 大阪湾周辺の粘土とは異なる.

ルイジベル粘土は, 約 25,000~29,000 年前の氷河堆積物である (中島ら, 2007). ルイジベル粘土の構成は, イライトと雲母が主であり, 他の粘土鉱物は 10~45% 程度であると報告がある (Lebuis et al.,1983). また, 粘土鉱物については, イライトとクロライトとバーミキュライトであるという報告 (Tanaka et al., 2001) や, イライト・クロライト・カオリンナイトが含まれているがスメクタイト等の膨潤性粘土鉱物は含まれていないとの報告 (中島ら, 2007) がある. 図 2-29 と図 2-30 の A_c を比較においても, ピサ粘土とルイジベル粘土はイライトの混入量が大きいことが推察される. これら海外の粘土に比べ大阪湾周辺の粘土の A_c が大きい要因は, スメクタイト (モンモリロナイト) の含有がより多いためと考えられる.

(10) 大阪湾粘土とルイジベル粘土の間隙水の塩化物含有量

一般的に塩分の溶脱によって, 土粒子表面のカチオン (陽イオン) 交換が生じるため, w_L , I_p は低減する. 一方, 含水状態はそのまま維持されるので, w_n , e_0 は変化しない. そのため, 完新統粘土のように w_n が大きい粘土は, $I_L > 1.0$ となり鋭敏な粘土に変化する.

第3章で後述するが, 大阪湾粘土やルイジベル粘土は圧縮性が大きい. そこで, 大きな圧縮性がリーチングの影響を受けたものであるかどうかを明らかにするために, 両粘土の塩化物含有量について考察する.

大阪湾粘土について, Tanaka et al. (2002) が塩化物含有量を測定した結果とコンシステンシー特性に及ぼす塩化物含有量の影響を検討した結果を図2-32に示す. 図2-32 (a) より, 深度約70m以深は塩化物が含まれておらず, 更新統の海成粘土は塩分溶脱が生じていることが分かる. しかし, 図2-32 (b) より, 海水の塩分濃度までの範囲において, w_L , I_p は塩分濃度に依存していない. また, 式(2-7)で示したように, 海成の大阪湾粘土の w_L と w_p の関係は, 完新統と更新統の違い (深度の違い) によらない. したがって, 大阪湾粘土の w_L と w_p の関係に及ぼす塩分溶脱の影響は小さく, リーチングに伴う I_L の増加はないと考えられる.

ルイジベル粘土について、中島ら（2007）が塩化物含有量を測定し、他の物理的性質とともに整理した結果を図2-33に示す。図2-33より、間隙水中の塩分濃度（‰）は、深度が浅くなるにつれて減少している。塩分濃度が3‰と小さい深度3m付近では、 w_L が w_n よりも小さくなり、 I_L が大きくなっていることが分かる。このことから、ルイジベル粘土の I_L は、塩分濃度が3‰以下の場合にリーチングの影響を受けていることが推察される。

2. 2 研究で実施した試験と試験方法

本研究で実施した試験とその検討項目について、後述する各章との関連を図2-34に整理した。それぞれの試験の目的と方法について、以下に示す。

2.2.1 土の定ひずみ速度載荷による圧密試験（CRS 試験）

(1) 試験の目的

本試験は、以下の項目を明らかにすることを目的とした。

- ① 本研究で基準としたひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ ($0.02\%/min = 3.3 \times 10^{-6} s^{-1}$) における圧密降伏応力 p_{y0} 。
- ② 間隙の状態と圧縮性の関係。
- ③ 透水係数の評価方法。
- ④ 間隙比、間隙径と透水係数の関係。
- ⑤ 圧密降伏応力、圧縮曲線のひずみ速度依存性。
- ⑥ 間隙の状態がひずみ速度依存性に及ぼす影響。

(2) 試験方法

試験方法は、日本工業規格 JIS A 1227 に準拠した。

試験装置は、写真2-1、図2-35に示すように、圧密容器、圧縮装置、変位計、荷重計、間隙水圧計、背圧供給装置、計測装置から構成されている。低容量の試験装置2台、高容量の試験装置4台を用いた。各容量は、軸圧縮応力が6.5MPaと15MPaである。

載荷前の供試体飽和過程では、軸変位を固定することで供試体の吸水膨張を防止するとともに、飽和過程で生じる膨潤圧 p_{swell} を計測した。

表2-2に p_{y0} の評価や $e-k$ 関係の評価などを目的として、 $\dot{\epsilon}_v$ で実施した CRS 試験に用いた試料、表2-3、表2-4、表2-5に圧密降伏応力と圧縮曲線のひずみ速度依存性を評価するために、数パターンの $\dot{\epsilon}_v$ で実施した CRS 試験に用いた試料、有効応力の緩和を伴う CRS 試験に用いた試料、除荷・再載荷を伴う CRS 試験に用いた試料の一覧表をそれぞれ示す。

圧密降伏応力と圧縮曲線のひずみ速度依存性を把握するために、ひとつの供試体に対し一定のひずみ速度（ $\dot{\epsilon}_v = 0.2\%/min$ or $0.002\%/min$ or $0.0002\%/min$ ）を設定した試験と、ひとつの供試体に対して、その圧縮途中でひずみ速度を変化させた試験の2通りを実施した。

本論文では、ひずみ速度を途中で変化させた後者の CRS 試験を SCRS 試験と称する。

有効応力の緩和を伴う CRS 試験と除荷・再載荷を伴う CRS 試験は、後述の図 6-39 において説明するように、圧縮時のひずみ速度の大小や圧縮性が異なる応力レベルにおける有効応力緩和挙動と圧縮性が異なる応力レベルにおける除荷時のひずみの変化を把握することで、圧縮曲線のひずみ速度依存性を検討するために実施した。

有効応力の緩和を伴う CRS 試験には、大阪湾粘土 Ma12,10,3 層の乱さない試料を用いた。各試料から 3 つの供試体を準備し、圧縮時のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ が 0.2%/min, 0.02%/min, 0.002%/min の条件をそれぞれ設定した。また、それぞれの供試体に対して圧縮性が異なる応力レベルを設定するために、圧縮ひずみ ϵ_v が 5.0%, 10.0%, 15.0%, 20.0% となる正規圧密領域の 4 点を設定し、その応力においてひずみを 24 時間固定して有効応力を緩和させ、その後には再圧縮を開始した。

除荷・再載荷を伴う CRS 試験には、大阪湾粘土 Ma12 層の乱さない試料を用いた。試験は $\dot{\epsilon}_v = 0.02\%/min$ で圧縮を開始し、圧密降伏応力付近 ($\epsilon_v = 2.5\%$) と正規圧密領域の 3 点 ($\epsilon_v = 7.5\%, 15.0\%, 22.5\%$) で除荷を開始し、有効応力が σ'_{v0} になったときに再載荷を開始した。また、除荷・再載荷時のひずみ速度は $\dot{\epsilon}_v = \pm 0.02\%/min$ とした。

なお、表 2-2 の下線で示した試料番号のうち更新統の大阪湾粘土については、それを再構成した試料に対して、谷(2005)が CRS 試験およびクリープを伴う CRS 試験を実施している。本研究では、これらの再構成した試料の実験結果も引用した。

2.2.2 土の段階載荷による圧密試験

(1) 試験の目的

本試験は、標準的な試験から得られる圧密特性を把握すること、水銀圧入型ポロシメータによる間隙径分布の測定および走査型電子顕微鏡 (SEM) による観察に用いる試料を作成することを目的とした。

(2) 試験方法

試験方法は、日本工業規格 JIS A 1217 に準拠した。

試験装置は、写真 2-2 に示すように重錘レバー式である。一段階目の圧密圧力は $p = 20kPa$ を基本とし、段階的に最大 $p = 10MPa$ まで載荷した。圧密圧力が過圧密領域である場合は、供試体の吸水膨張を防止するために水浸させず、圧密圧力が原位置の有効土被り圧 σ'_{v0} を越えた後に水浸させた。水浸させる前は、図 2-36 に示すように円筒容器内に湿潤させたキムタオルを入れ、加工した OHP フィルムでふたをし、圧密容器内を湿潤状態に保つことで、試験期間中に試料が乾燥しないように十分留意した。

表 2-6 に段階載荷による圧密試験に用いた試料の一覧表を示す。

2.2.3 水銀圧入型ポロシメータ試験と走査型電子顕微鏡(SEM)による微視的な構造の観察

(1) 試験の目的

本試験は、以下の項目を明らかにすることを目的とした。

- ① 各地区粘土と再構成粘土の微視的な構造と間隙の状態.
- ② 各粘土の圧密に伴う微視的な構造と間隙の状態の変化.
- ③ 各粘土の微視的な構造と圧縮性および透水特性の関係.

(2) 供試体の作成方法

水銀圧入型ポロシメータ試験装置による間隙径分布の測定および走査型電子顕微鏡(SEM)に用いる供試体は、試料の体積を変化させることなく間隙中の流体(水, 空気)をすべて除去する必要がある。本研究では、真空凍結乾燥(フリーズドライ)法を用いた。フリーズドライ法は、種々の材料を氷点下の温度で凍結させ、その状態のまま昇華によって乾燥させる方法であり、乾燥過程で生じる体積変化は小さく、試料の物理的、化学的変化も少ないことが知られている(加藤, 1972; 高野・唯野, 1975)。

水銀圧入型ポロシメータ試験装置による間隙径分布の測定には、1cm×1cm×1cm程度の立方体に整形した試料を、凍結時にその粘土の骨格構造を壊さないように、液体窒素(-196°C)で瞬結させた後、-10°Cの真空下で氷を昇華させ乾燥させた供試体を用いた。

走査型電子顕微鏡(SEM)には、1cm×1cm×5cm程度の直立方体に整形した試料を液体窒素により瞬結させた後、試料にテンションクラックを与えることで観察面を作製し、その後、-10°Cの真空下で氷を昇華、乾燥させた供試体を用いた。テンションクラックを与えるとは、凍結したペンチで凍結した棒状の試料の片端をつまみ、もう片端に凍結したペンチで打撃を与え、棒状の試料を曲げ破壊させることであり、観察面を整形等で乱さないための方法である。乾燥後の供試体は、ステンレス製の台座に観察面が上になるようにカーボンのりで固定する。その後、観察中に電子が蓄積しないように、観察面の表面に金粉を吹き付けた(導電物質の微細な原子を蒸着させるため)ものをSEM観察に用いた。

間隙径分布の測定およびSEM観察に用いた試料は、表2-6の一覧に示した。間隙径分布の測定およびSEM観察は、乱さない粘土の初期状態、および設定した圧密圧力まで段階的圧密による圧密試験を実施した後の供試体(各粘土に対して3~4試料)に対して実施した。所定の圧密圧力で24時間の圧密が終了した試料は、速やかに圧密リングから試料を取り出し、水銀圧入型ポロシメータ試験及び電子顕微鏡観察用の供試体を作製した。

表2-7に間隙径分布の測定とSEM観察を行った粘土の状態と設定した圧密圧力を示す。圧密に伴う微視的な粘土骨格の構造と間隙径分布の変化を把握するために、A; 原位置の有効土被り圧 σ'_{v0} 、B; 圧密降伏応力付近($p_{y0}=1.05\sim 1.10$ 倍)、C; p_{y0} と10MPaの中間付近の圧密圧力、D; 今回使用した圧密試験機の载荷可能な最大圧密圧力($p=10\text{MPa}$)となる圧密圧力A, B, C, Dを設定した。

(3) 試験方法

間隙径分布の測定には、写真 2-3 に示す水銀圧入型ポロシメータ試験装置（マイクロメリテックス社：Autopore III 9400）を用いた。この装置は、最大圧力 $p_{\max}=228\text{MPa}$ まで水銀の圧入が可能であり、 $369\sim 0.005\mu\text{m}$ までの範囲の間隙径が測定できる。また、低圧領域は空圧で、高圧領域は油圧で行う構造となっている。

水銀の圧入は、供試体を入れたガラスセルを真空脱気した後に行う。水銀を段階的に圧入していき、注入圧力と間隙径の関係に基づいて間隙径を測定する。間隙径は、設定した各圧力段階での平衡時間を 10 秒として、平衡時間内の水銀の平均圧入容積を用いて算出した。

間隙径の算出は、粘土の間隙がすべて連続した円筒状であると仮定し、接触角 θ が 90° 以上の水銀は表面張力のために外圧作用がないと間隙に進入できないという性質を利用する。

図 2-37 は、粘土の間隙に水銀が侵入する力 F と、水銀の侵入を妨げる力 T の関係を模式的に示しているが、力の釣り合い条件が $F > T$ の時に水銀は間隙に侵入できることから、間隙径と侵入圧力の関係は次式で表される（Washburn, 1921）。

$$p_{\text{int}} \cdot d_p = 4\sigma \cos\theta \quad \dots (2-8)$$

ここに、 p_{int} ：侵入圧力、 d_p ：間隙径、 σ ：水銀の表面張力、 θ ：水銀の試料に対する接触角である。水銀の表面張力と接触角の値は、既存の研究（山口・池永, 1993）を参考に、 $\sigma=485\text{N/m}$ 、 $\theta=130^\circ$ とした。

また、実際の間隙は個々の複雑な形状の間隙が大小不規則に連結して構成されているが、測定結果は粘土の間隙が連続した円筒形と仮定した Washburn の式(2-8)に基づいているため、水銀圧入型ポロシメータから得られる間隙径分布は、あくまで粘土の真の間隙径分布を表すものではなく、間隙の入り口の大きさを表すものである。

観察に用いた走査型電子顕微鏡（日本電子株式会社製、JSM-5900LV）を写真 2-4 に示す。高真空モード($10^{-1}\sim 10^{-5}\text{Pa}$)と低真空モード($20\sim 70\text{Pa}$)の2通りの方法で観察することができる。低真空モードは供試体を乾燥させなくても観察可能であるが高真空モードの画質ほうが良い。本研究では、フリーズドライ法により乾燥した供試体を画質が良い高真空モードにより観察した。

第4章で述べる生痕の観察には、写真 2-5 に示すデジタル顕微鏡（キーエンス製、VH-6300）を用いた。

2.2.4 分割型圧密試験

(1) 試験の目的

本試験は、擬似過圧密粘土に対して、以下の項目を明らかにすることを目的とした。

- ① 層厚の違いに関する H_d^2 則。
- ② 層厚が二次圧密係数 C_α に及ぼす影響。
- ③ 供試体内部における圧密挙動。

(2) 試験方法

本試験は、写真 2-6 に示す港研式分割型圧密装置（姜ら，2001）を用いた。図 2-38 に分割型圧密試験の圧密容器の概略，図 2-39 に分割型圧密試験装置の概略と分割圧密試験装置の概念を示す。硬質な更新統の大阪湾粘土に対応するため，最大圧密圧力が 5MPa まで載荷できるように，圧密容器やパイプおよび連結部分の剛性を高めた装置である。試験は，次の手順によった。

- i) 各分割圧密容器間の連結部分の排水系統および間隙水圧系統を脱気水によって満たし，気泡を完全に除去する。このときに間隙水圧計のゼロ点調整を行う。
- ii) 供試体が入った圧密リング（直径 6.00cm）を圧密容器にセットし，圧密リング内の供試体上部を脱気水で満たし，載荷板をセットする。このとき，排水系統に気泡が入らないように十分留意する。
- iii) 各圧密容器を連結しない状態で予備圧密・背圧負荷を 24 時間行う。予備圧密圧力として，CRS 試験の背圧負荷（試料の飽和）過程で測定した膨潤圧 p_{swell} と等しい圧力を設定し，予備圧密終了後に変位計のゼロ点調整を行う。圧密容器を組み立て，容器内を脱気水で満たす。
- iv) 予備圧密終了後，各圧密容器を連結する。
- v) 供試体 No.1 の排水面側のコックのみ閉じた後，所定の圧密圧力 p となるようセル圧を増加させる。
- vi) 供試体内の間隙水圧 Δu が上昇したあと ($\Delta u \doteq \Delta p$)，供試体 No.1 の排水面側のコックを開き圧密を開始する。

表 2-8 に分割圧密試験に用いた試料の一覧表を示す。試験には，大阪湾粘土 Ma12,10,9 層の乱さない試料を用いた。層厚の違いに関する H_d^2 則の適用性を検討するための試験には，大阪湾粘土 Ma10 層の乱さない試料を用いた。この試験に大阪湾粘土 Ma10 層を選定した理由は，①実際の建設による荷重増分 ($\Delta p = 588\text{kPa}$) を考慮した場合に，圧密降伏応力付近での圧密圧力での載荷になるため，②後述する生痕の影響が比較的小さいためである。

試料番号は，各分割層における初期高さ $H_0 = 1.0\text{cm}$ の供試体を 2 つ連結させたケースを供試体 H2, H2A, H2B, 5 つ連結させたケースを供試体 H5 と表している。また，各分割層における初期高さ $H_0 = 2.0\text{cm}$ の供試体を 5 つ連結させたケースを供試体 H10 と表している。設定した試験条件については，次項で述べる。

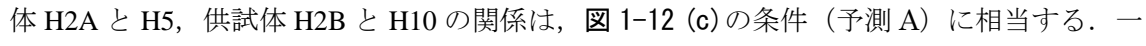
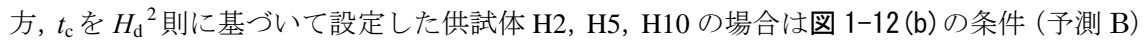
(3) 試験条件の設定について

表 2-9 に試験条件の一覧表を示す。図 1-12 に示したように，段階的に載荷を行う圧密試験において，載荷前のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ の違いが圧密過程に及ぼす影響を考慮することは重要である。そこで， $p = \sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$ ， $p = \sigma'_{v0} \rightarrow 1.5p_{y0}$ ， $p = 2.0p_{y0} \rightarrow 3.0p_{y0}$ 載荷の前段階では，一次圧密の終了に十分な時間を経過させるとともに，その圧密終了時間 t_c を以下の様に設定し，載荷前の $\dot{\epsilon}_v$ の値を変化させた。

T88 の荷重条件 ($p=\sigma'_{v0}\rightarrow p_{y0}$) は、圧密降伏応力付近に荷重された場合の圧密挙動を検討するために設定した。供試体 H2, H5, H10 の場合、 $p=\sigma'_{v0}\rightarrow p_{y0}$ の前段階 ($p=\sigma'_{v0}$) での t_c を H_d^2 則に基づいて設定し、それぞれ $t_c=4, 25, 100$ 時間とした。供試体 H2A は H5, 供試体 H2B は H10 と t_c が等しくなるように設定した。

T86 の荷重条件 ($p=\sigma'_{v0}\rightarrow 1.5p_{y0}$) は、圧密降伏応力をまたいで荷重した場合の圧密挙動を検討するために設定した。供試体 H2, H5, H10 の場合、 $p=\sigma'_{v0}\rightarrow 1.5p_{y0}$ の前段階 ($p=\sigma'_{v0}$) での t_c を H_d^2 則に基づいて設定し、それぞれ $t_c=4, 25, 100$ 時間とした。供試体 H2A は H5 と、供試体 H2B は H10 と t_c が等しくなるように設定した。

T86 の供試体については、 $p=\sigma'_{v0}\rightarrow 1.5p_{y0}$ での荷重終了後に、 $p=1.5p_{y0}\rightarrow 2.0p_{y0}$ および $p=2.0p_{y0}\rightarrow 3.0p_{y0}$ での荷重を行った。 $p=1.5p_{y0}\rightarrow 2.0p_{y0}$ の荷重は、供試体の状態を再設定するための過程であり、連結していた圧密容器を独立させて $H_d\cong 1.0\text{cm}$ の条件（個々の供試体の初期高さ $H_0=1.0\text{cm}$ のケースは片面排水、 $H_0=2.0\text{cm}$ のケースは両面排水）で圧密した。このときの圧密時間 t_c も、供試体 H2, H5, H10 の場合、 H_d^2 則に基づいて設定しそれぞれ $t_c=4, 25, 100$ 時間とした。供試体 H2A は H5, 供試体 H2B は H10 と t_c が等しくなるように設定した。 $p=2.0p_{y0}$ で所定時間の圧密が終了した後、 $p=2.0p_{y0}\rightarrow 3.0p_{y0}$ の荷重を行った。この荷重条件は、正規圧密領域で荷重した場合 ($p=2.0p_{y0}\rightarrow 3.0p_{y0}$) の圧密挙動を検討するためである。

各供試体の初期間隙比がすべて等しいと考えた場合、 t_c が等しくなるように設定した供試体 H2A と H5, 供試体 H2B と H10 の関係は、の条件（予測 A）に相当する。一方、 t_c を H_d^2 則に基づいて設定した供試体 H2, H5, H10 の場合は の条件（予測 B）に相当する。

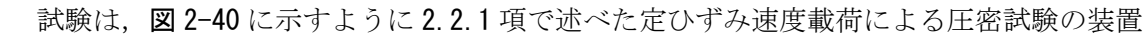
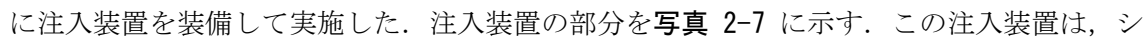
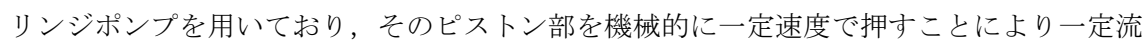
2.2.5 定流量透水試験

(1) 試験の目的

本試験は、以下の項目を明らかにすることを目的とした。

- ① CRS 試験から算出される透水係数の妥当性。
- ② 擬似過圧密粘土に対する、低い動水勾配下でのダルシー則の適用性。

(2) 試験方法

試験は、に示すように 2.2.1 項で述べた定ひずみ速度荷重による圧密試験の装置に注入装置を装備して実施した。注入装置の部分を に示す。この注入装置は、シリンジポンプを用いており、そのピストン部を機械的に一定速度で押すことにより一定流量の注水が可能である。シリンジポンプは、容量が 0.5ml 、断面積 0.07937cm^2 のものを用いた。流量速度は の左に示す制御装置（株式会社地質製）を用いて流量速度を制御した。本制御装置は、1パルスあたり $0.015625\mu\text{m}$ の変位をシリンジポンプのピストンに生じさせることが可能で、設定した周波数とシリンジポンプの断面積に応じて流量速度が決定

される。透水係数 k は定常状態における流量速度 v と動水勾配 i から得られる。

表 2-10 に定流量透水試験に用いた試料を示す。CRS 試験の圧縮過程において、ひずみが $\varepsilon_v = 5, 10, 15, 20\%$ のときにサーボ制御により変位を固定した。24 時間経過した後、サーボ制御により変位を固定した状態で、定流量透水試験を実施した。なお、変位を固定して 24 時間経過した後には、間隙水圧値が背圧と等しい値で定常状態である。

2.2.6 単一荷重による長期圧密試験

(1) 試験の目的

本試験は、過圧密領域あるいは p_{y0} 付近の荷重されたときの擬似過圧密粘土と過圧密粘土に対する長期圧密挙動の違いを明らかにするとともに、圧縮曲線のひずみ速度依存性について検討することを目的とした。

(2) 試験方法

本試験は、写真 2-2、図 2-36 に示した圧密試験装置を用いて実施した。

長期荷重した圧密圧力 p は、主に過圧密領域 ($p = \sigma'_{v0} \sim p_{y0}$ 付近) となる圧密圧力を設定した。また、過圧密領域と正規圧密領域での挙動の違いを明らかにするために、大きく正規圧密 ($p > 2.0p_{y0}$) に入る圧密圧力を少なくともひとつは設定した。表 2-11 に単一荷重による長期圧密試験に用いた試料の一覧表を示す。なお、大阪湾粘土に対しては、各粘土層の中心付近から採取した試料を用い、長期荷重した圧密圧力 p は、実際の建設による荷重増分 ($\Delta p = 588\text{kPa}$) を考慮した上で、主に過圧密領域 ($p = \sigma'_{v0} \sim p_{y0}$ 付近) となる圧密圧力を設定した。

試験は、 $p = 20 \sim 40\text{kPa}$ で荷重板を供試体になじませるための予備圧密した後、 $p = \sigma'_{v0}$ で 24 時間の圧密した。その後、所定の圧密圧力 p ($p > \sigma'_{v0}$) まで瞬間的に荷重して、40 日～70 日間の長期荷重を行った。供試体の水浸条件は、2.2.1 項の圧密試験と同様である。

表 2-1 我が国の主要な臨海平野の層序対比 (土質工学会関西支部, 1995)

地質時代	大阪湾～大阪平野				東京湾	伊勢湾	有明海	
	大阪湾～大阪平野		層相	周辺部				
第 四 紀	完新世	沖積層	難波果層	難波果層	有楽町層	南陽層 (A)	運池層上部	
			梅田層	梅田層	有楽町層		有明粘土層	
	1.0	沖積層	上部砂層	上部砂層	七号地層	瀬尾層 (N)	(R-Ah)	運池層下部
			下部シルト質粘土層	下部シルト質粘土層	七号地層			三田川層
	2.0	沖積層	富田果層	伊丹礫層	新期段丘堆積層	第一礫層 (D ₁) 鳥井松礫層 (D ₂) 大曾根層 (D ₄)	(AT)	三田川層
			富田礫層	伊丹礫層	新期段丘堆積層			30阿蘇-4 火砕流堆積物 (Aso-4)
	後期更新世	上部洪積層	上町果層 (Na12層)	上町層	東京層	熱田層	上部 (D ₁₁)	中原層上部
			中位段丘堆積層	伊丹泥炭層	東京層			高木瀬層
	130	上部洪積層	上町果層 (Na12層)	伊丹泥炭層	東京層	熱田層	下部 (D ₁₁)	中原層下部
			中位段丘堆積層	上ヶ原礫層	東京層			川副層
中期更新世	層	Hall(3)層	徳太山礫層	東京礫層 (GS)	海部果層 D _m	(15-16)	立石層	
		Hall(2)層	桜井礫層	東京礫層 (GS)			第二礫層 D _m (埋没段丘群)	
270	層	Hall(1)層	五ヶ山礫層	江戸川層	第三礫層 D _m	(38-40)	牛屋層	
		Hall(1)層	長尾礫層	江戸川層			第三礫層 D _m	
440	前更新世	大阪層群	大阪層群上部	上総層群 (C~CS~G)	(東海層群)	160		
		大阪層群	大阪層群下部	上総層群 (C~CS~G)				
300	前更新世	神戶層群	神戶層群	三浦層群 (CS)				
備考	出典	土質工学会関西支部(1990):大阪湾海底地盤		東京湾(1993):	土質工学会中部支部(1988):	下田(1984):	有明海(1984):	
	備考	・Hall層と高位段丘層との対応が課題。 ・大阪湾の海成粘土と丘陵における海成粘土との対応が課題。		最新名古屋地盤図	最新名古屋地盤図	「東京湾の地質学的取扱いが今後の課題と考えられる。	「東京湾の地質学的取扱いが今後の課題と考えられる。	

表 2-2 $e_{0,0}$ での CRS 試験に用いた試料

地区名	地層	試料番号	深度(m)	ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)	w_L (%)	w_p (%)	p_{swell} (kPa)
大阪湾	Ma13	T9'	12	2.678	2.451	91.0	92.8	35.6	1.6
		Ma13RE	—		1.940	72.0			5.4
	Ma12	T37'	43	2.646	2.141	81.3	102.5	38.5	34.9
		T36	46	2.639	2.208	84.1	106.2	40.0	7.7
		T-42	52	2.657	1.995	75.4	99.8	37.8	45.7
		T44	54	2.657	1.905	72.0	87.0	33.2	18.2
	Ma11	TT52'	95	2.724	1.422	51.0	76.8	29.3	47.3
		Ma11RE	—		1.379	49.9			19.6
		T75	89	2.674	1.477	55.4	88.9	34.4	98.9
	Ma10	T90'	109	2.686	1.368	50.4	98.0	35.8	61.8
		T86	105	2.683	1.347	50.9	103.0	38.7	212.3
		T88	106	2.683	1.267	47.9	103.0	38.7	84.8
		D30	122	2.691	1.351	48.6	84.2	36.4	177.3
	Ma9	D27'	173	2.711	1.424	52.5	84.5	32.4	未確認
		D48	140	2.695	1.556	56.0	95.3	35.8	34.4
		D55	146	2.704	1.547	54.0	98.3	37.4	192.9
	Ma8	D93	188	2.724	1.373	49.9	91.8	35.8	375.8
	Ma7	D110	203	2.699	1.388	49.0	100.4	37.8	271.6
Ma4	D138	244	2.667	1.413	50.6	93.6	35.3	196.1	
Ma3	D109'	205	2.658	1.709	63.6	113.1	33.7	119.0	
	D157	264	2.696	1.243	44.4	82.4	35.7	147.7	
Ma2	D174	285	2.664	1.332	50.3	83.6	32.7	179.2	
夢洲	Ma10	Y-D2	o.p-130	2.713	1.697	61.4	93.0	35.6	4.0
尼崎	Ma12	A-D8	35	2.685	2.236	82.89	124.2	44.0	17.6
		A-D9	36	2.685	2.233	81.8	124.2	44.0	2.8
京都	Ma4	K2-18	24	2.731	1.713	62.8	107.7	33.7	2.1
		KyotoRE	—		2.126	76.8			11.8
東京	更新統	To-3	10	2.741	0.966	34.5	42.8	25.3	6.3
ピサ	完新統	19A	20	2.733	1.553	57.5	94.7	22.4	42.9
ルイジベル	完新統	F11T7E2	20	2.770	1.722	62.6	69.7	21.8	0.3

<特記事項>

- ・ 夢洲の深度 ; o.p-(m)は、大阪湾平均海水面を基準とした深度である。
- ・ 大阪湾粘土の試料番号 T9', T37', TT52', T90', D27', T109'は、計測槽①とは異なるボーリング孔で採取した試料である。また、下線がある試料番号は、長期圧密試験を実施した試料を示す。
- ・ 試料番号Ma13RE, Ma11RE, KyotoREは、それぞれT9', TT52', K2-18を再構成した試料である。

表 2-3 圧縮曲線のひずみ速度依存性を検討するために実施した CRS 試験に用いた試料

地区名	地層	試料番号	深度(m)	ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)	w_L (%)	w_P (%)
大阪湾	Ma12	T44_02	54	2.657	1.896	71.6	87.0	33.2
		T44_0002			1.875	70.7		
		T44_00002			1.901	71.8		
		T44_SCRS1			1.837	69.3		
		T44_SCRS2			1.866	70.3		
	Ma11	T75_SCRS	89	2.674	1.474	55.2	88.9	34.4
	Ma10	D30_SCRS	122	2.691	1.357	49.0	84.2	36.4
	Ma9	D55_SCRS	146	2.704	1.555	55.4	98.3	37.4
	Ma8	D93_SCRS	188	2.724	1.381	48.9	91.8	35.8
	Ma7	D110_SCRS	203	2.699	1.390	49.8	100.4	37.8
	Ma4	D138_SCRS	244	2.667	1.386	51.0	93.6	35.3
Ma3	D157_SCRS	264	2.696	1.262	46.3	82.4	35.7	
Ma2	D174_SCRS	285	2.664	1.403	51.7	83.6	32.7	
尼崎	Ma12	A-D11_02	38	2.735	1.694	61.2	103.6	34.8
		A-D11_002			1.788	64.6		
		A-D11_0002			1.823	66.2		
京都	Ma4	K2-15_02	21	2.724	1.493	54.8	106.8	33.3
		K2-15_002			1.495	54.7		
東京	更新統	To-3_02	10	2.741	0.871	30.2	42.8	25.3
		To-3_0002			1.001	36.4		
ピサ	完新統	19A_0002	20	2.733	1.522	56.2	94.7	22.4
		19A_00002			1.530	56.8		

<特記事項>

- 試料番号の_02, _002, _0002, _00002 は, それぞれ $\dot{\epsilon}_v=0.2, 0.02, 0.002, 0.0002\%/min$ のひずみ速度で圧縮したことを表す.
- 試料番号の_SCRS1, _SCRS2, _SCRS は, 圧縮途中でひずみ速度を変化させた試験を表す.

表 2-4 有効応力の緩和を伴う CRS 試験に用いた試料

地区名	地層	試料番号	深度(m)	ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)	w_L (%)	w_p (%)
大阪湾	Ma12	T37'rel_02	43	2.646	2.097	79.5	102.5	38.5
		T37'rel_002			2.087	79.5		
		T37'rel_0002			2.136	79.4		
	Ma10	T90'rel_02	109	2.686	1.586	55.8	98.0	35.8
		T90'rel_002			1.593	55.7		
		T90'rel_0002			1.607	56.8		
	Ma3	T109'rel_02	205	2.658	1.455	54.9	113.1	33.7
		T109'rel_002			1.458	54.7		
		T109'rel_0002			1.432	54.1		

<特記事項>

- ・ 試料番号の_02, _002, _0002, _00002は、それぞれ $\dot{\epsilon}=0.2, 0.02, 0.002, 0.0002\%/min$ のひずみ速度で圧縮したことを表す。
- ・ T37', T90', T109'は計測槽①とは、計測槽①とは異なるボーリング孔で採取した試料である（計測槽①よりもやや陸側のボーリング孔である計測槽②から採取した試料）。

表 2-5 除荷・再載荷を伴う CRS 試験に用いた試料

地区名	地層	試料番号	深度(m)	ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)	w_L (%)	w_p (%)
大阪湾	Ma12	T42cyc	52	2.640	1.975	74.2	98.7	38.7

表 2-6(1) 段階載荷による圧密試験に用いた試料（乱さない試料）

地区名	地層	試料番号	深度(m)	ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)	w_L (%)	w_P (%)
大阪湾	Ma13	T9'-B	12	2.678	2.596	91.2	92.8	35.6
		T9'-C			2.565	92.2		
		T9'-D			2.531	93.1		
	Ma11	TT52'-B	95	2.724	1.458	51.8	76.8	29.3
		TT52'-C			1.467	51.3		
		TT52'-D			1.479	53.2		
	Ma9	D27'-B	173	2.713	1.507	54.3	84.5	32.4
		D27'-C1			1.462	52.7		
		D27'-C2			1.502	53.6		
		D27'-D			1.468	52.5		
夢洲	Ma10	Y-D2-B	o.p-130	2.713	1.716	61.7	93.0	35.6
		Y-D2-C			1.640	61.1		
		Y-D2-D			1.671	61.7		
尼崎	Ma12	A-D8-B	35	2.685	2.244	83.1	124.2	44.0
		A-D8-C			2.249	83.0		
		A-D8-D			2.241	82.9		
京都	Ma4	K2-18-B	24	2.731	1.676	60.2	112.5	33.7
		K2-18-C			1.684	61.3		
		K2-18-D			1.694	62.0		
東京	更新統	To-3-B	10	2.741	0.961	34.2	42.8	25.3
		To-3-C			0.963	34.4		
		To-3-D			0.984	34.5		

<特記事項>

- ・ 試料番号の B, C, C1, C2, D の記号は、設定した圧密応力に応じて分類した。
- ・ 東京粘土は間隙径分布の測定のみ実施した。
- ・ 夢洲の深度 ; o.p-(m)は、大阪湾平均海水面を基準とした深度である。

表 2-6(2) 段階载荷による圧密試験に用いた試料（再構成した試料）

地区名	地層	試料番号	p_{pre} (kPa)	ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)	w_L (%)	w_P (%)
大阪湾	Ma13	Ma13RE-A	50	2.678	1.944	71.1	92.8	35.6
		Ma13RE-B			1.949	71.3		
		Ma13RE-C			1.861	69.0		
		Ma13RE-D			1.853	68.1		
	Ma11	Ma11RE-A	100	2.724	1.375	49.4	76.8	29.3
		Ma11RE-B			1.376	49.4		
		Ma11RE-C			1.385	49.9		
		Ma11RE-D			1.401	50.1		
京都	Ma4	KyotoRE-A	100	2.731	2.132	77.5	107.7	33.7
		KyotoRE-B			2.119	76.9		
		KyotoRE-C			2.151	78.6		
		KyotoRE-D			2.153	78.7		

<特記事項>

- ・ p_{pre} は、再構成した時の圧密圧力である。
- ・ 試料番号の B, C, D の記号は、設定した圧密応力に応じて分類した。

表 2-7 間隙径分布の測定と SEM 観察を行った粘土の状態と設定した圧密圧力

実験に用いた粘土			設定した圧密圧力 p (MPa)				乱さない試料の 初期状態の e_0 と $w_n(\%)$
地区	地層 試料番号	状態	状態 A	状態 B	状態 C	状態 D	
大阪湾	Ma13 T9'	乱さない試料	—	0.08	2.51	10.04	$e_0=2.596$ $w_n=91.2$
		再構成試料	0.06				
	Ma11 TT52'	乱さない試料	—	0.94	3.14	10.04	$e_0=1.468$ $w_n=53.8$
		再構成試料	0.64				
	Ma9 D27'	乱さない試料	—	1.73	2.51 4.08	10.04	$e_0=1.490$ $w_n=53.8$
夢洲	Ma10 Y-D2	乱さない試料	—	1.77	4.08	10.04	$e_0=1.676$ $w_n=60.7$
尼崎	Ma12 A-D8	乱さない試料	—	0.61	3.14	10.04	$e_0=2.245$ $w_n=79.9$
京都	Ma4	乱さない試料	—	0.94	3.53	10.04	$e_0=1.685$ $w_n=60.6$
	K2-18	再構成試料	196				
東京	東京層 To-3	乱さない試料	—	1.26	3.77	10.04	$e_0=0.969$ $w_n=34.4$
<特記事項> 設定した圧密圧力 — ; 乱さない試料は, 試料採取後の初期状態 A. A ; 再構成試料は, 原位置の有効土被り圧に等しい圧密圧力. B ; 圧密降伏応力付近 ($p_{v0}=1.05\sim 1.10$ 倍) の圧密圧力. C ; ログスケールで, B 点と D 点の圧力の中間付近の圧密圧力. ただし, 大阪湾粘土 Ma9 の TT52' については, B 点と D 点の間に 2 点 C1, C2 を設定した. D ; 今回使用した圧密試験機の載荷可能な最大圧密圧力							

表 2-8(1) 分割圧密試験に用いた試料 (大阪湾粘土 Ma10)

地区名	地層	試料番号	深度(m)	ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)	w_L (%)	w_P (%)				
大阪湾	Ma10	T86-H2-1	105	2.683	1.180	44.7	103.0	38.7				
		T86-H2-2			1.196	44.7						
		T86-H2A-1			1.221	45.7						
		T86-H2A-2			1.254	46.2						
		T86-H2B-1			1.125	42.4						
		T86-H2B-2			1.128	41.9						
		T86-H5-1			1.153	45.5						
		T86-H5-2			1.186	46.1						
		T86-H5-3			1.191	46.9						
		T86-H5-4			1.217	47.1						
		T86-H5-5			1.212	46.5						
		T86-H10-1			1.322	50.0						
		T86-H10-2			1.321	50.2						
		T86-H10-3			1.333	50.7						
		T86-H10-4			1.342	50.7						
		T86-H10-5			1.324	50.5						
		T88-H2-1			106	2.683			1.427	53.2	103.0	38.7
		T88-H2-2							1.414	53.1		
		T88-H2A-1							1.401	52.8		
		T88-H2A-2							1.416	53.6		
	T88-H2B-1	1.346	52.1									
	T88-H2B-2	1.263	48.4									
	T88-H5-1	1.338	51.4									
	T88-H5-2	1.351	51.5									
	T88-H5-3	1.349	51.8									
	T88-H5-4	1.322	50.8									
T88-H5-5	1.344	51.5										
T88-H10-1	1.316	49.5										
T88-H10-2	1.352	50.8										
T88-H10-3	1.368	51.3										
T88-H10-4	1.401	52.5										
T88-H10-5	1.360	51.5										

表 2-8 (2) 分割圧密試験に用いた試料 (大阪湾粘土 Ma12, Ma9)

地区名	地層	試料番号	深度(m)	ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)	w_L (%)	w_p (%)
大阪湾	Ma12	T36-H5-1	46	2.639	2.092	81.2	106.2	40.0
		T36-H5-2			2.129	82.1		
		T36-H5-3			2.115	82.2		
		T36-H5-4			2.136	82.6		
		T36-H5-5			2.183	84.1		
	Ma9	D48-H5-1	140	2.695	1.554	58.5	95.3	35.8
		D48-H5-2			1.550	58.6		
		D48-H5-3			1.553	58.9		
		D48-H5-4			1.545	58.3		
		D48-H5-5			1.544	58.0		

表 2-9 分割圧密試験の試験条件

試料番号	有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	圧密降伏応力 p_{y0} (kPa)	予備圧密圧力 p_{pre} (kPa)	荷重条件	$p=\sigma'_{v0}$ での 圧密時間 t_c (h)
T86-H2	760	961	212	$p=p_{swell} \rightarrow \sigma'_{v0} \rightarrow 1.5p_{y0}$ $\rightarrow 2.0p_{y0} \rightarrow 3.0p_{y0}$	4
T86-H2A					25
T86-H2B					100
T86-H5					25
T86-H10					100
T88-H2	774	1100	84	$p=p_{swell} \rightarrow \sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$	4
T88-H2A					25
T88-H2B					100
T88-H5					25
T88-H10					100
T36-H5	316	478	40	$p=p_{swell} \rightarrow \sigma'_{v0} \rightarrow 2.0p_{y0}$	24
D48-H5	1010	1406	40	$p=p_{swell} \rightarrow \sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$	24

<特記事項>

- ・ T86 の各試料については、 $p=2.0p_{y0}$ の t_c も $p=\sigma'_{v0}$ での t_c と等しく設定した。
- ・ 予備圧密圧力は、CRS 試験の背圧負荷時の飽和過程で計測した膨潤圧 p_{swell} とした。

表 2-10 定流量透水試験に用いた試料

地区名	地層	試料番号	深度(m)	ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)	w_L (%)	w_p (%)
大阪湾	Ma12	T-39'-k	45	2.646	2.213	84.0	102.5	38.5

表 2-11(1) 単一荷重による長期圧密試験に用いた試料 (大阪湾粘土 Ma12,11,10)

地区名 地層名 試料番号	有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	圧密降伏応力 p_{y0} (kPa)	長期荷重を行った 圧密圧力		ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)
			p (kPa)	p/p_{y0}			
大阪湾 Ma12 T-44	361	530	392	0.74	2.657	1.839	69.4
			431	0.81		1.881	71.1
			471	0.89		1.802	68.0
			510	0.96		1.795	67.8
			549	1.04		1.815	68.7
			667	1.26		1.889	70.3
			981	1.85		1.800	68.1
			1608	3.03		1.884	71.1
大阪湾 Ma11 T-75	618	737	628	0.85	2.674	1.497	56.1
			647	0.88		1.479	55.3
			667	0.91		1.434	53.8
			686	0.93		1.464	54.9
			706	0.96		1.524	56.7
			726	0.99		1.501	55.4
			745	1.01		1.453	54.5
			1000	1.36		1.482	55.5
			1569	2.13		1.488	55.6
大阪湾 Ma10 D-30	870	1294	922	0.71	2.691	1.352	49.6
			981	0.76		1.353	49.2
			1040	0.80		1.336	47.8
			1118	0.86		1.331	47.8
			1196	0.92		1.325	46.4
			1236	0.96		1.321	47.2
			1275	0.99		1.381	48.1
			1667	1.29		1.365	47.9

表 2-11 (2) 単一荷重による長期圧密試験をに用いた試料 (大阪湾粘土 Ma9,8,7)

地区名 地層名 試料番号	有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	圧密降伏応力 p_{y0} (kPa)	長期荷重を行った 圧密圧力		ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)
			p (kPa)	p/p_{y0}			
大阪湾 Ma9 D-55	1052	1403	1138	0.81	2.704	1.601	54.3
			1177	0.84		1.615	55.9
			1216	0.87		1.607	56.0
			1255	0.89		1.571	55.4
			1314	0.94		1.596	54.6
			1393	0.99		1.587	55.1
			1471	1.05		1.560	55.2
			2059	1.47		1.524	53.0
大阪湾 Ma8 D-93	1372	1698	1412	0.83	2.724	1.349	47.8
			1471	0.87		1.337	48.3
			1530	0.90		1.384	48.5
			1589	0.94		1.394	48.2
			1648	0.97		1.400	49.6
			1726	1.02		1.374	48.8
			1785	1.05		1.398	49.3
			2040	1.20		1.389	47.7
大阪湾 Ma7 D-110	1489	1887	1491	0.79	2.699	1.394	48.1
			1549	0.82		1.452	51.4
			1608	0.85		1.439	50.3
			1667	0.88		1.385	47.4
			1726	0.91		1.423	49.3
			1785	0.95		1.430	49.2
			1844	0.98		1.413	47.7
			1922	1.02		1.465	52.5
			2177	1.15		1.465	50.5

表 2-11 (3) 単一荷重による長期圧密試験に用いた試料 (大阪湾粘土 Ma4,3,2)

地区名 地層名 試料番号	有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	圧密降伏応力 p_{y0} (kPa)	長期荷重を行った 圧密圧力		ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)
			p (kPa)	p / p_{y0}			
大阪湾 Ma4 D-138	1866	2512	1902	0.76	2.667	1.487	50.7
			1961	0.78		1.428	50.7
			2059	0.82		1.481	50.6
			2157	0.86		1.442	50.9
			2256	0.90		1.397	51.3
			2354	0.94		1.457	50.6
			2452	0.98		1.473	52.0
			3138	1.25		1.464	50.3
大阪湾 Ma3 D-157	2012	2627	2001	0.76	2.696	1.295	46.7
			2040	0.78		1.317	48.2
			2079	0.79		1.304	47.9
			2118	0.81		1.307	47.9
			2157	0.82		1.306	47.4
			2216	0.84		1.330	48.3
			2314	0.88		1.297	45.2
			2511	0.96		1.311	45.1
			2824	1.07		1.334	45.8
大阪湾 Ma2 D-174	2201	3141	2275	0.72	2.664	1.345	49.0
			2354	0.75		1.359	50.2
			2432	0.77		1.417	49.5
			2511	0.80		1.375	51.3
			2667	0.85		1.402	52.2
			2824	0.90		1.344	50.1
			2981	0.95		1.383	50.7
			3197	1.02		1.409	52.3

表 2-11 (4) 単一荷重による長期圧密試験に用いた試料 (尼崎, 京都, ピサ, ルイジベル粘土)

地区名 地層名 試料番号	有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	圧密降伏応力 p_{y0} (kPa)	長期荷重を行った 圧密圧力		ρ_s (g/cm ³)	e_0	w_n (%)
			p (kPa)	p/p_{y0}			
尼崎 Ma12 AD-9	262	494	343	0.69	2.685	2.095	78.8
			382	0.77		2.211	82.4
			422	0.85		2.129	80.2
			461	0.93		2.160	81.1
			481	0.97		2.198	81.4
			2540	5.14		2.095	78.8
京都 Ma4 K2-18	205	846	318	0.37	2.731	1.616	58.3
			471	0.56		1.582	57.2
			549	0.65		1.555	57.9
			628	0.74		1.645	61.0
			726	0.86		1.613	57.5
			824	0.97		1.652	60.3
			941	1.11		1.662	61.7
			2707	3.20		1.540	57.8
ピサ 完新統 19A	191	279	216	0.77	2.733	1.543	56.8
			235	0.84		1.540	56.6
			255	0.91		1.531	55.5
			275	0.98		1.535	56.4
			294	1.05		1.527	55.1
			569	2.04		1.538	56.5
ルイジベル 完新統 F11T7E2	119	265	137	0.52	2.770	1.628	57.6
			167	0.63		1.736	62.9
			196	0.74		1.805	65.0
			226	0.85		1.715	62.2
			265	1.00		1.714	61.4
			294	1.11		1.973	69.8
			451	1.70		1.628	57.6

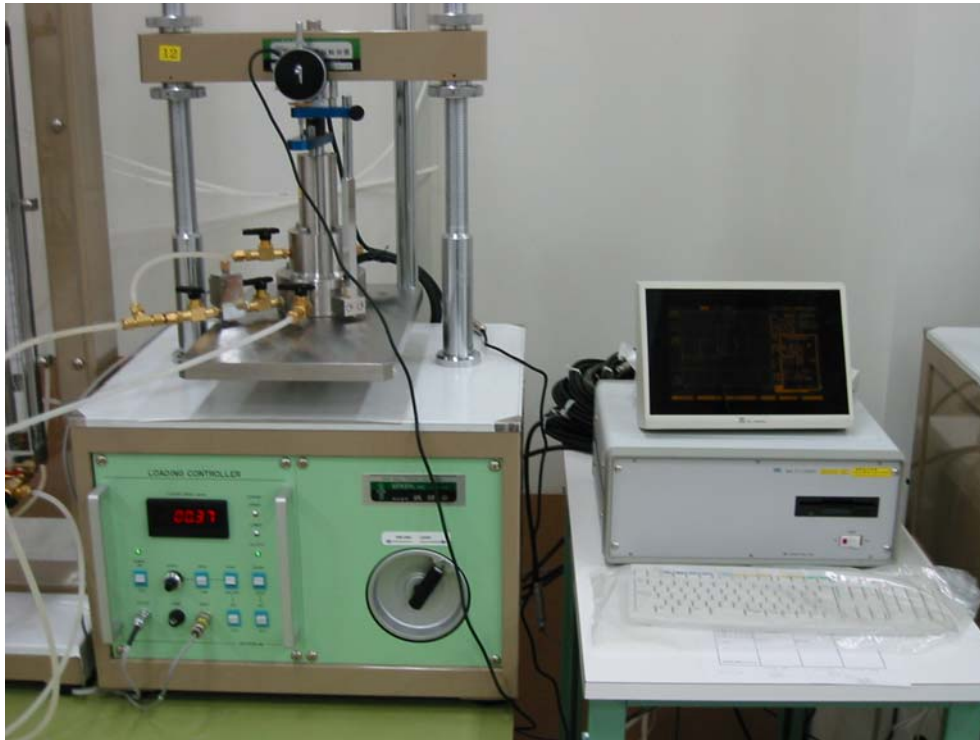


写真 2-1 定ひずみ速度载荷による圧密試験装置



写真 2-2 圧密試験装置



写真 2-3 水銀圧入型ポロシメータ試験装置 (マイクロメリティクス社 : Autopore III 9400)



写真 2-4 走査型電子顕微鏡 (日本電子株式会社製, JSM-5900LV)



写真 2-5 デジタル顕微鏡（キーエンス製，VH-6300）



写真 2-6 港研式分割型圧密試験装置（姜ら，2001）



写真 2-7 注入装置

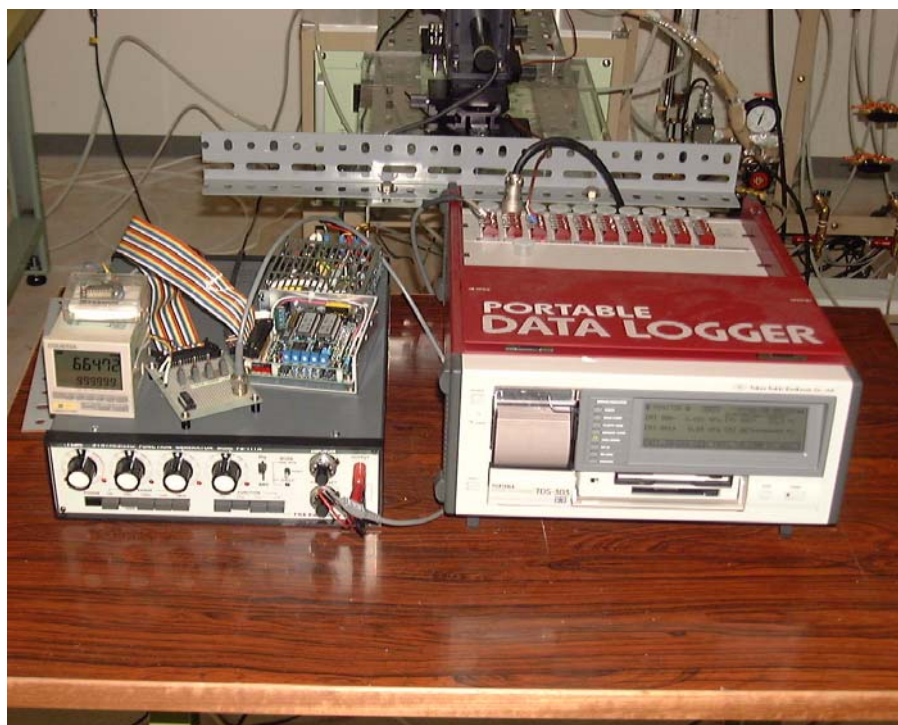


写真 2-8 定流量透水試験の注水量制御装置（㈱応用地質製）とデータロガー

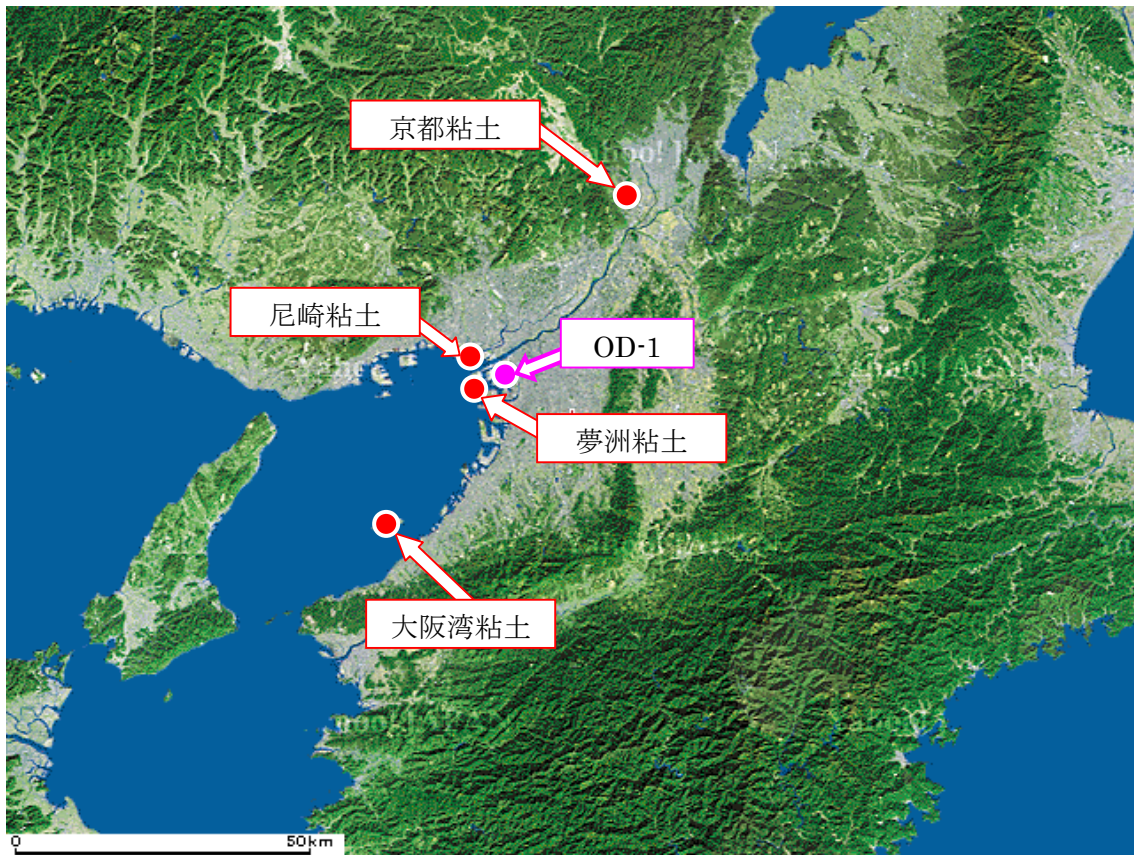


図 2-1 研究に用いた大阪湾周辺の粘土の採取位置

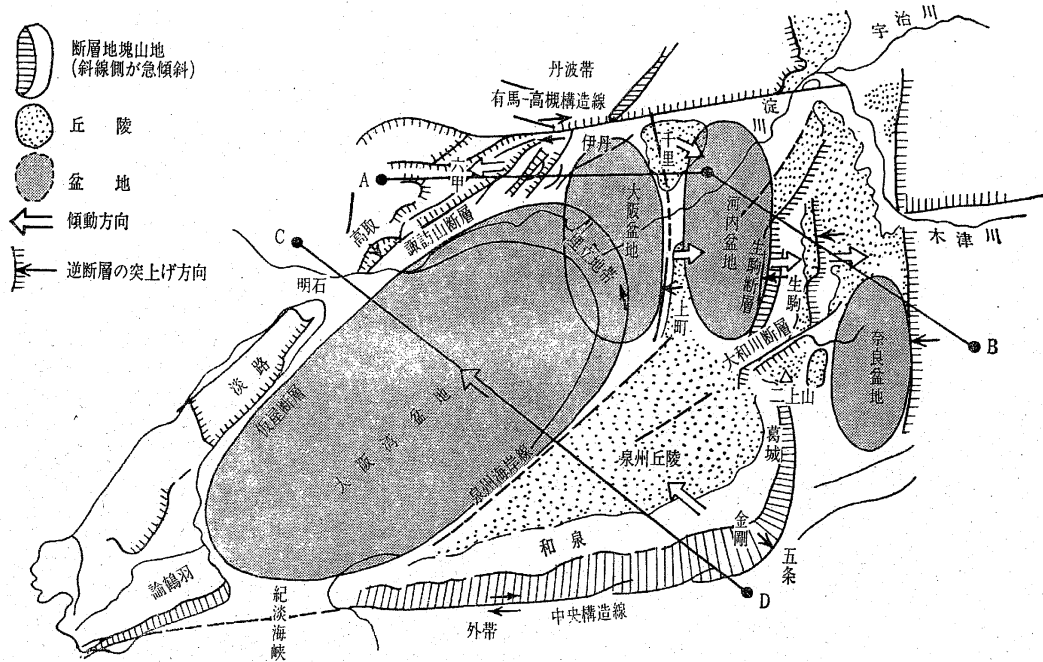


図 2-2 大阪湾周辺の粘土の山地・丘陵・盆地 (藤田, 1988)

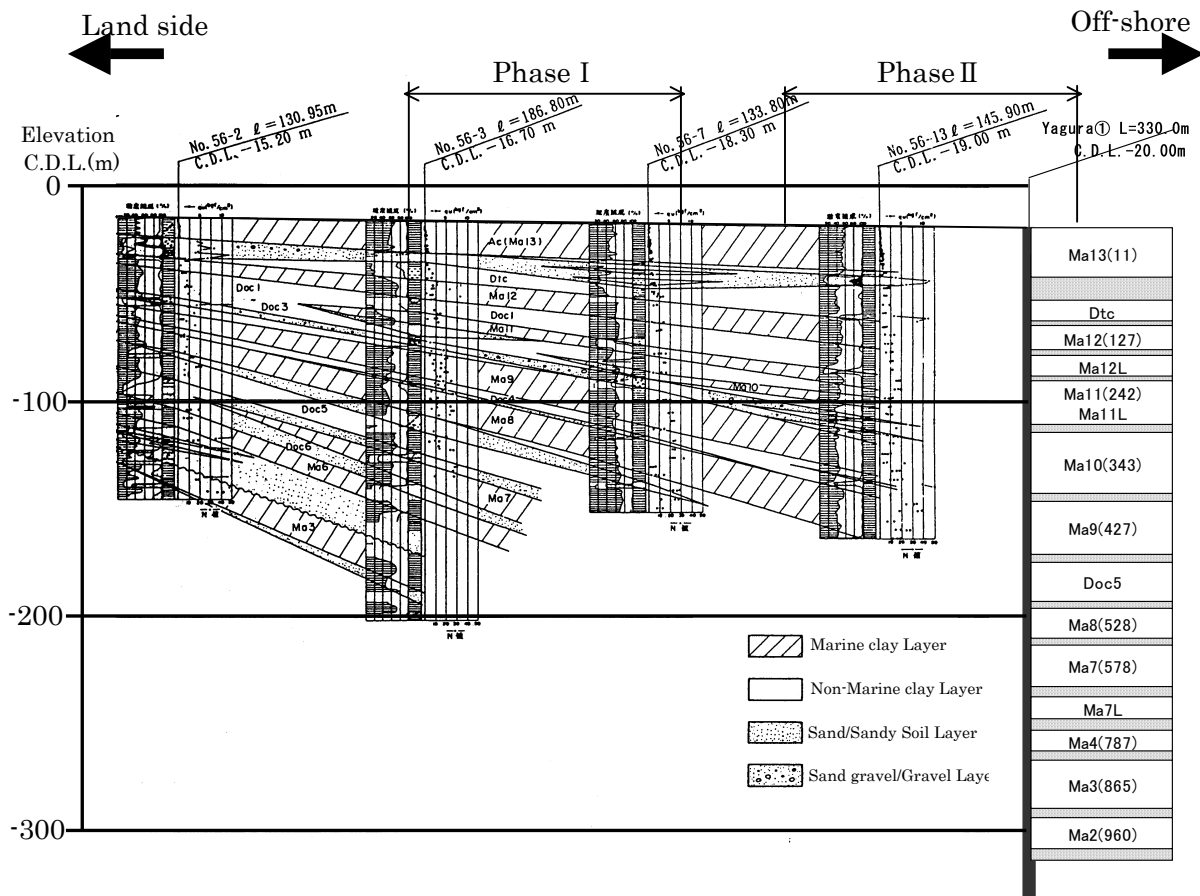


図 2-3 関西国際空港の海底地盤の層序 (小林, 1994 に加筆修正)

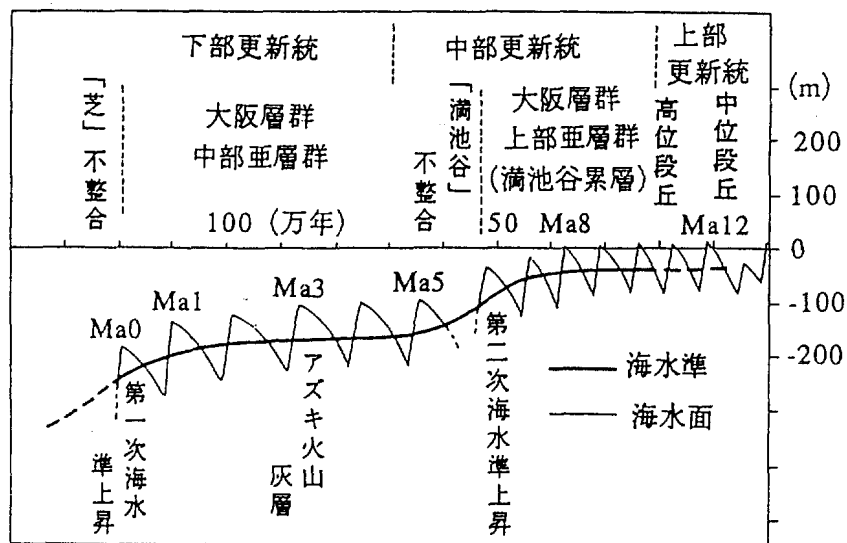


図 2-4 海水準変動曲線の概念 (藤田・前田, 1984)

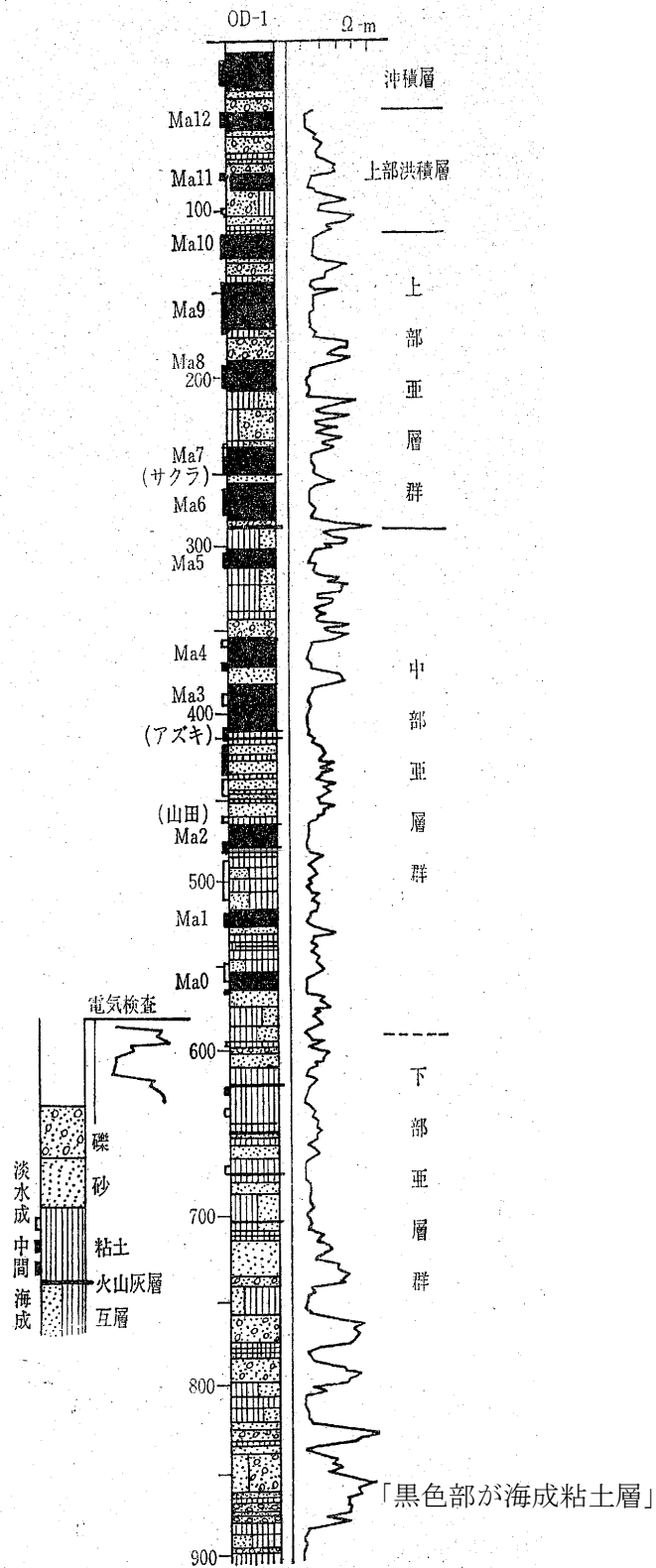


図 2-5 OD-1 深層ボーリングの柱状図 (藤田・笠間, 1982)

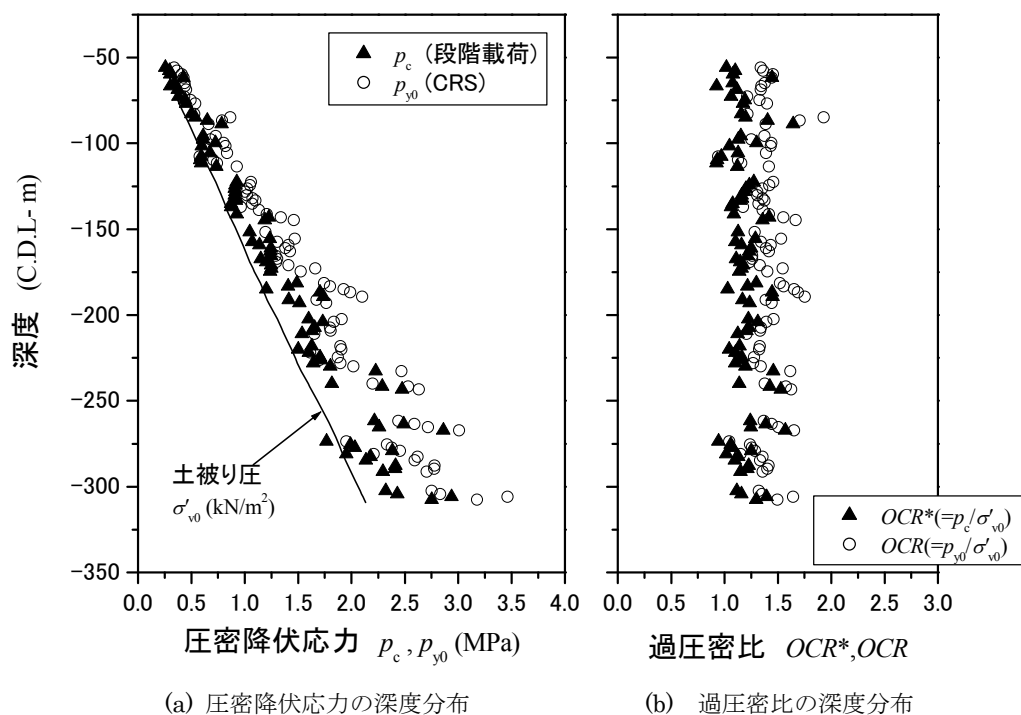


図 2-6 関西国際空港島下の海底地盤（計測槽①）の圧密降伏応力と過圧密比

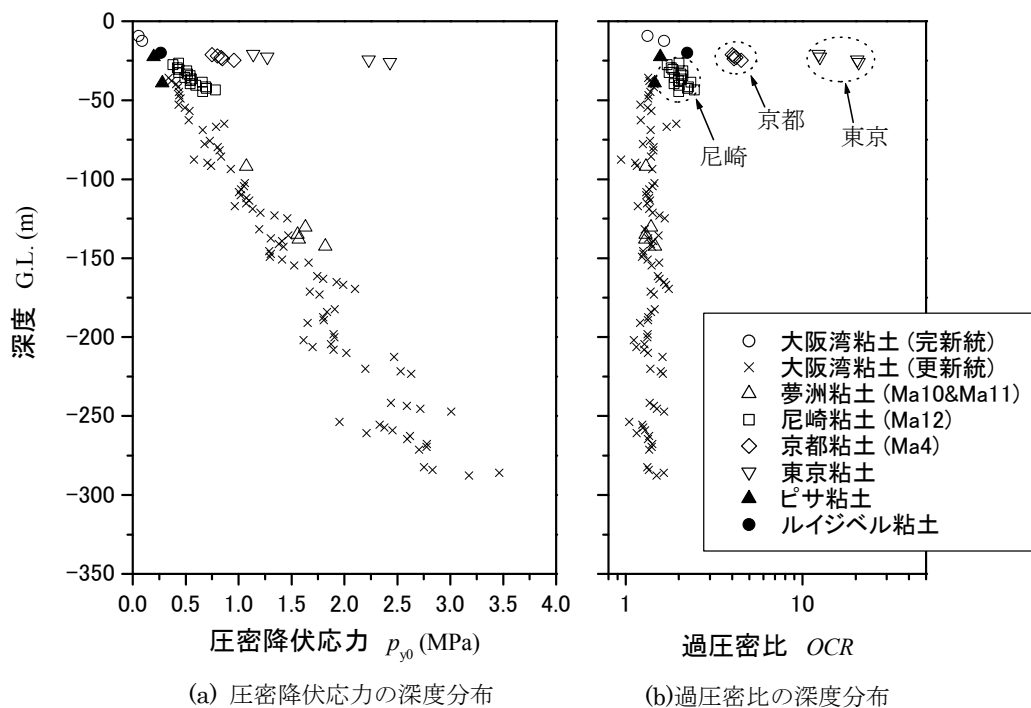


図 2-7 大阪湾粘土と他地区粘土の圧密降伏応力と過圧密比の比較

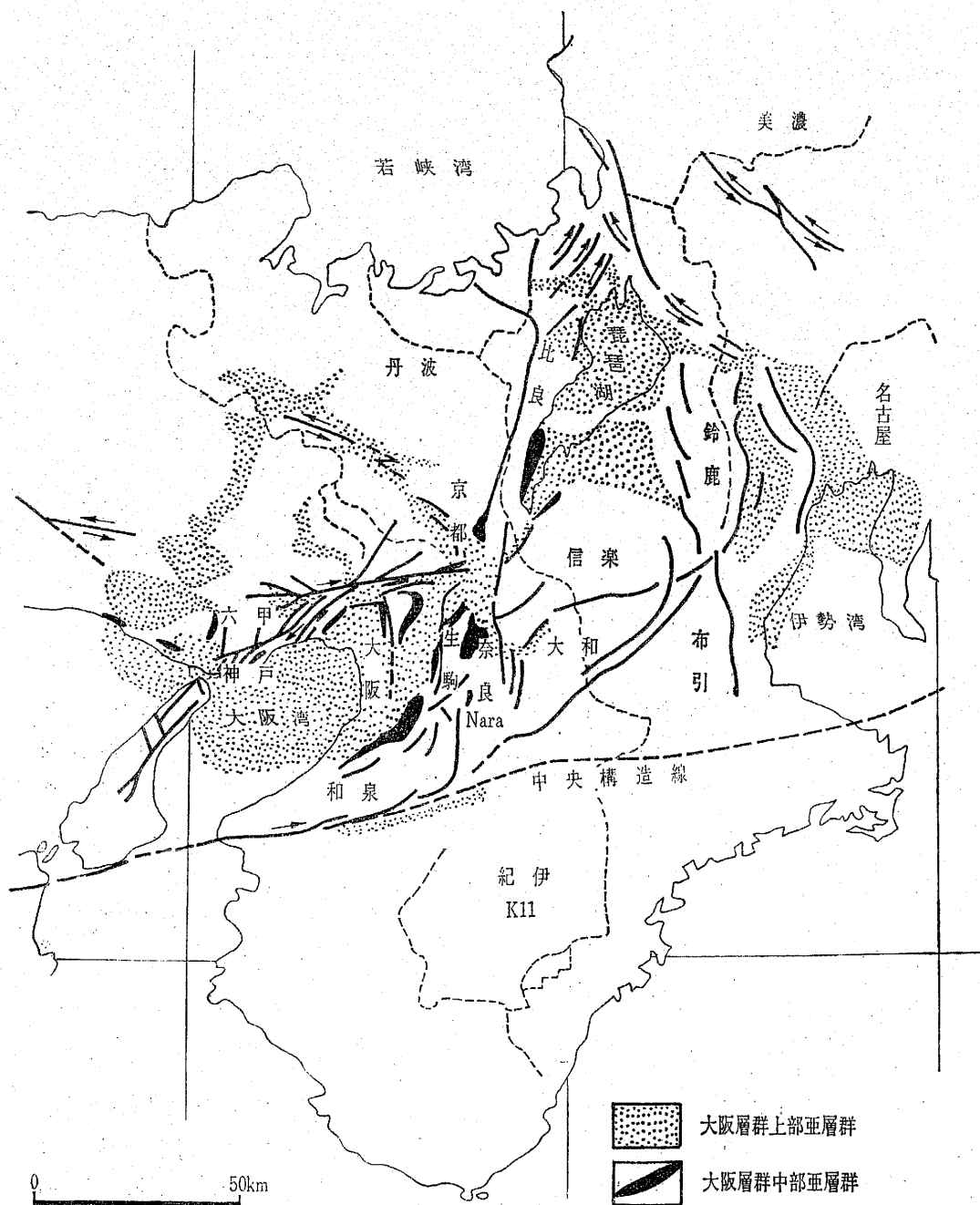


図 2-8 近畿地方の第四紀層と活断層系 (藤田・笠間, 1982)

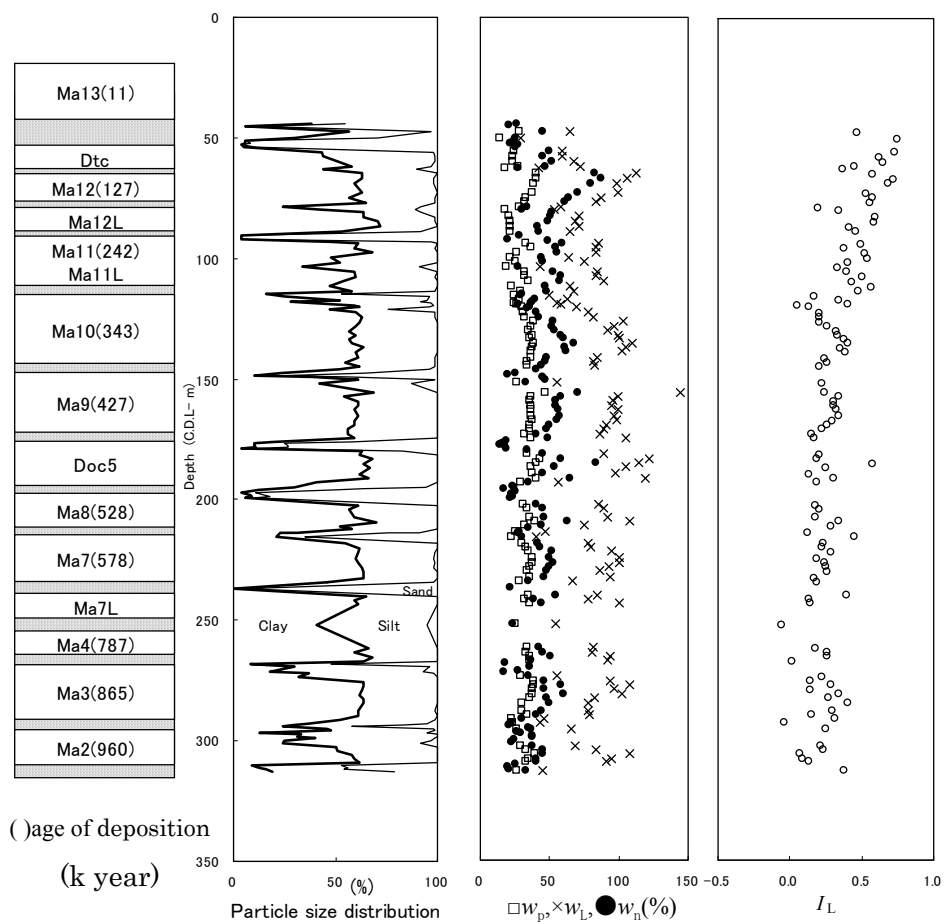


図 2-9 関西国際空港島下の海底地盤（計測櫓①）の物理特性
左図中の() ; 各地層の ^{14}C 法による堆積年代 (Itoh et al., 2000)

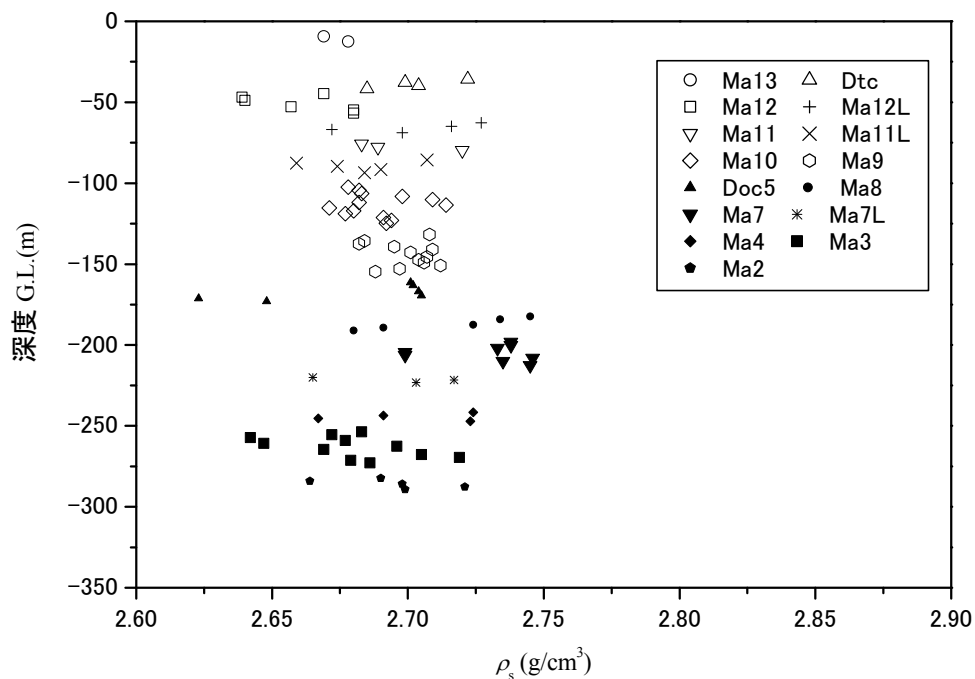


図 2-10 大阪湾粘土の土粒子の密度の深度分布

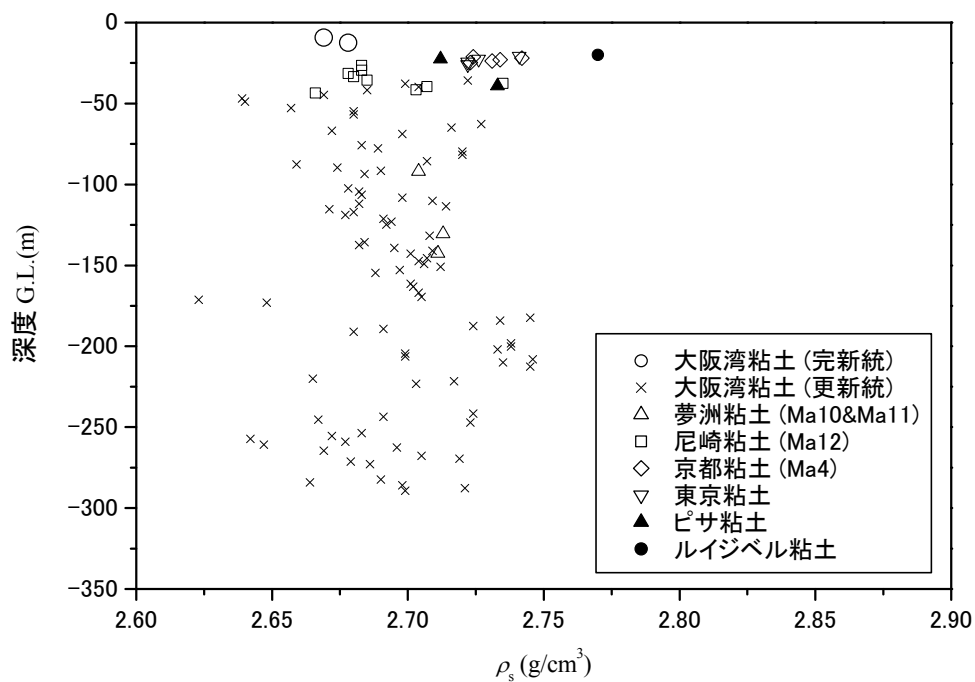


図 2-11 各地区粘土の土粒子の密度の深度分布

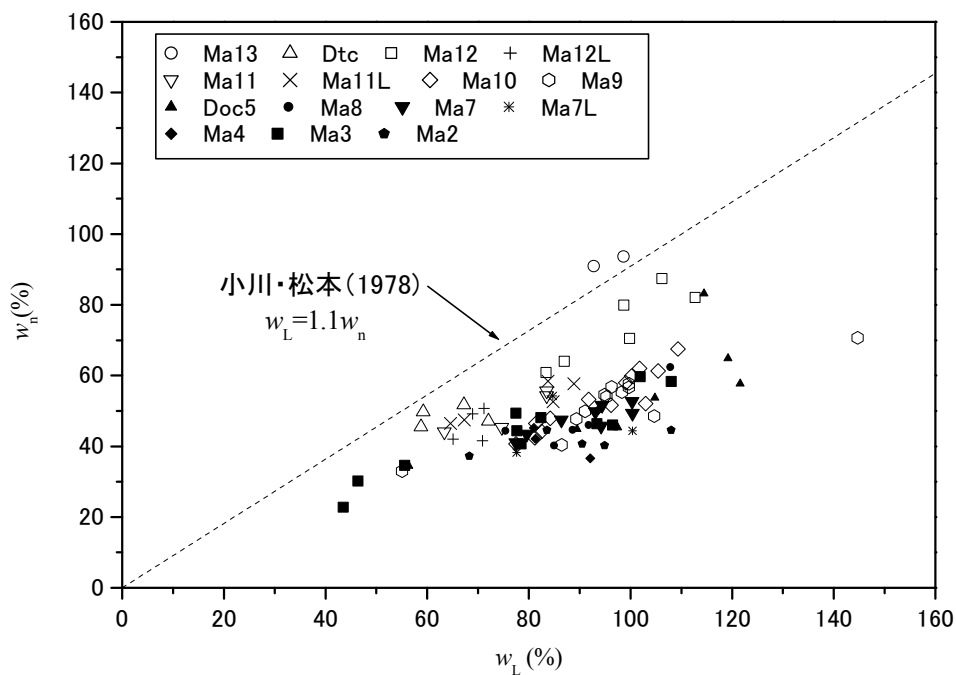


図 2-12 大阪湾粘土の自然含水比と液性限界の関係

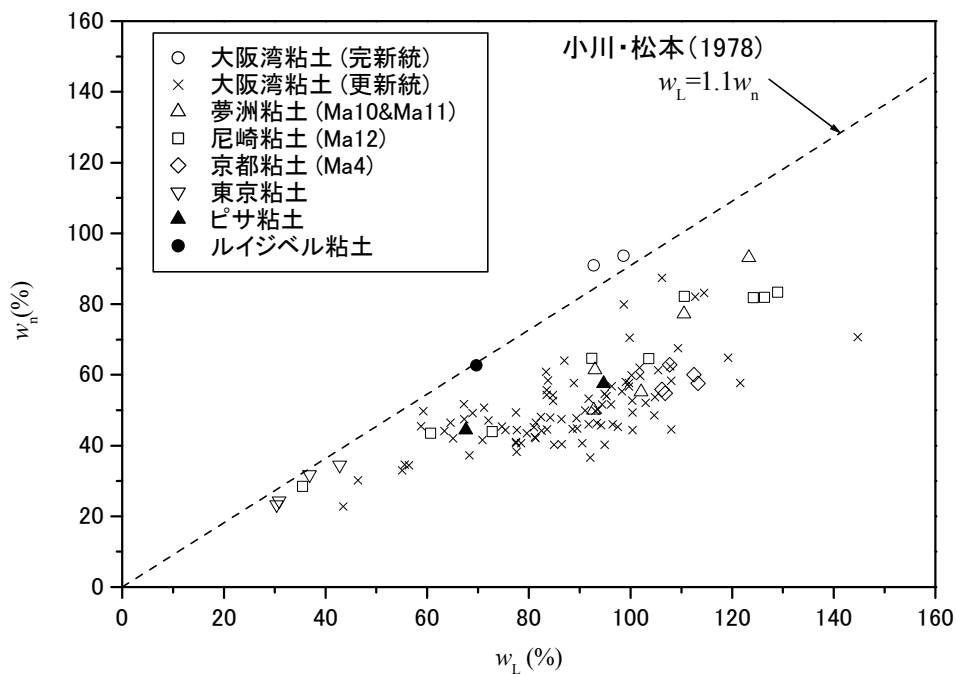


図 2-13 各地区粘土の自然含水比と液性限界の関係

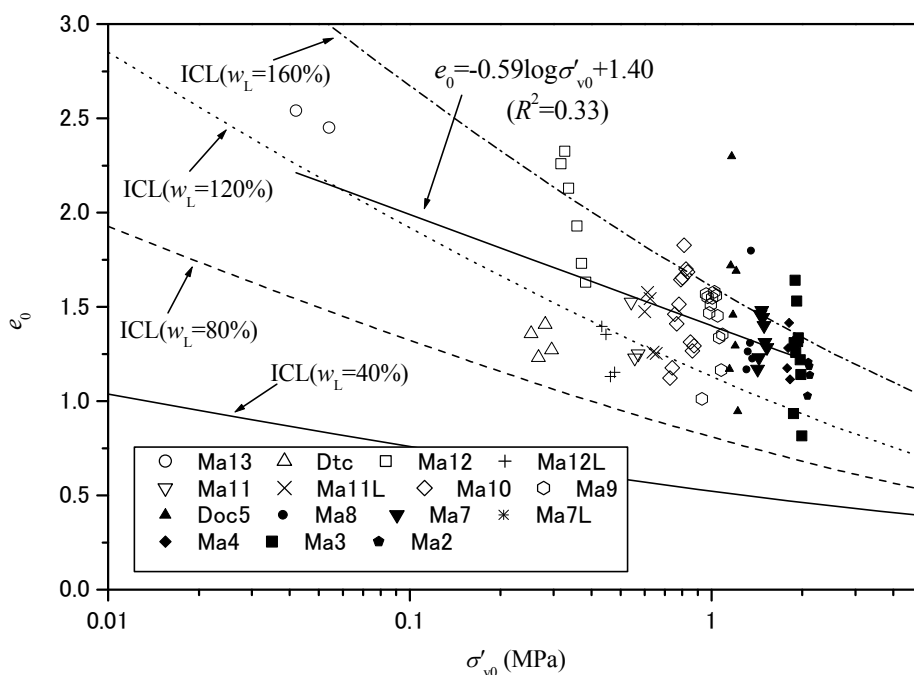


図 2-14 大阪湾粘土の間隙比と有効土被り圧の関係

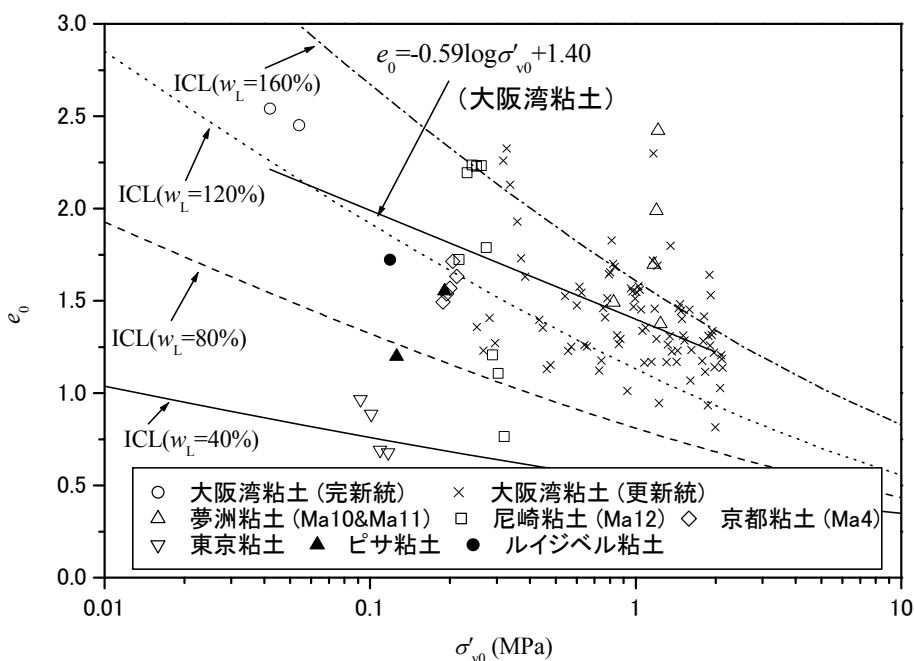


図 2-15 各地区粘土の間隙比と有効土被り圧の関係

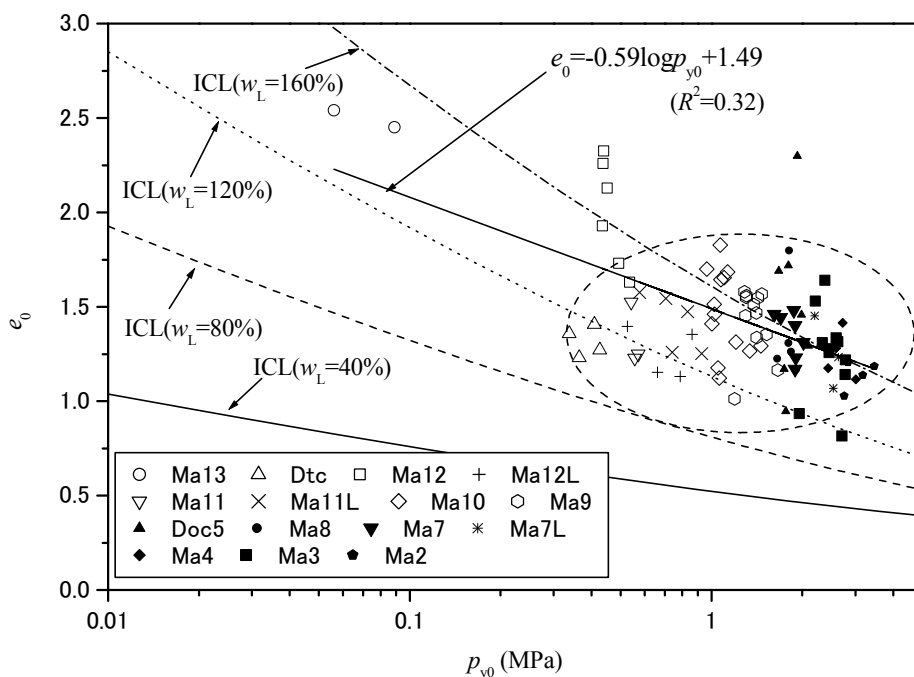


図 2-16 大阪湾粘土の間隙比と圧密降伏応力の関係

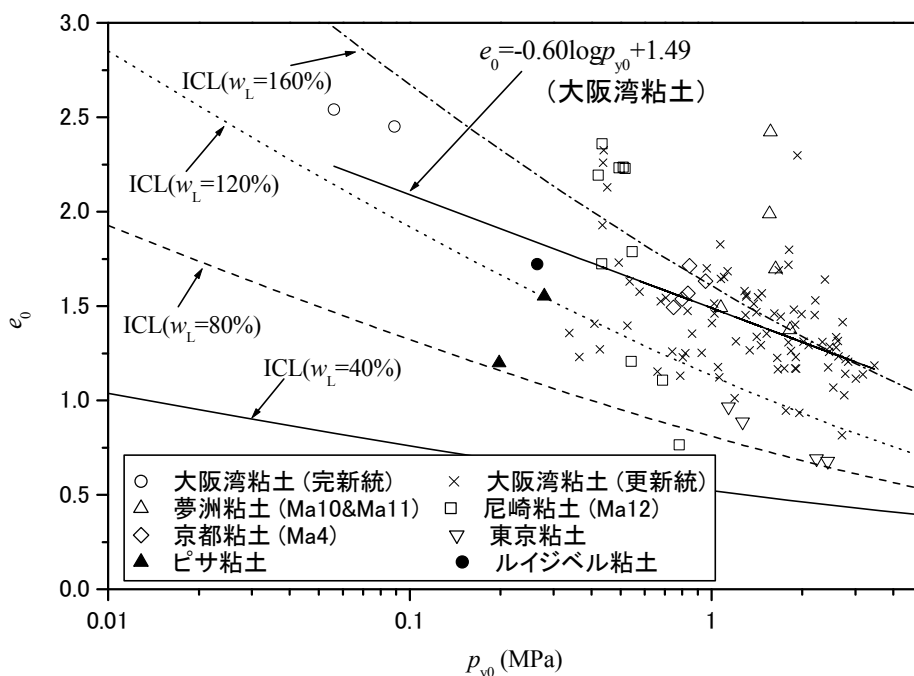


図 2-17 各地区粘土の間隙比と圧密降伏応力の関係

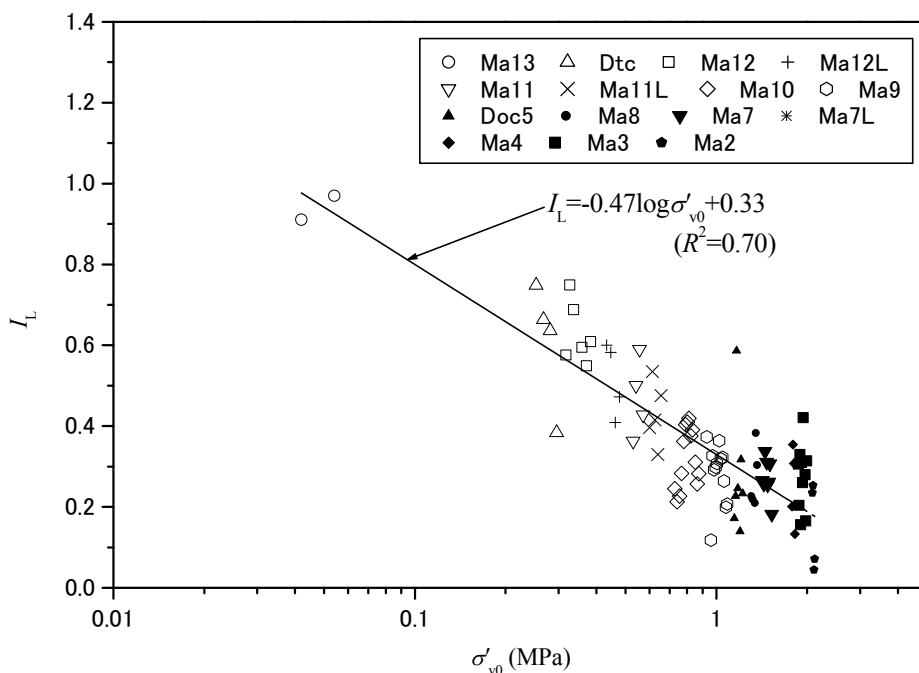


図 2-18 大阪湾粘土の液性指数と有効土被り圧の関係

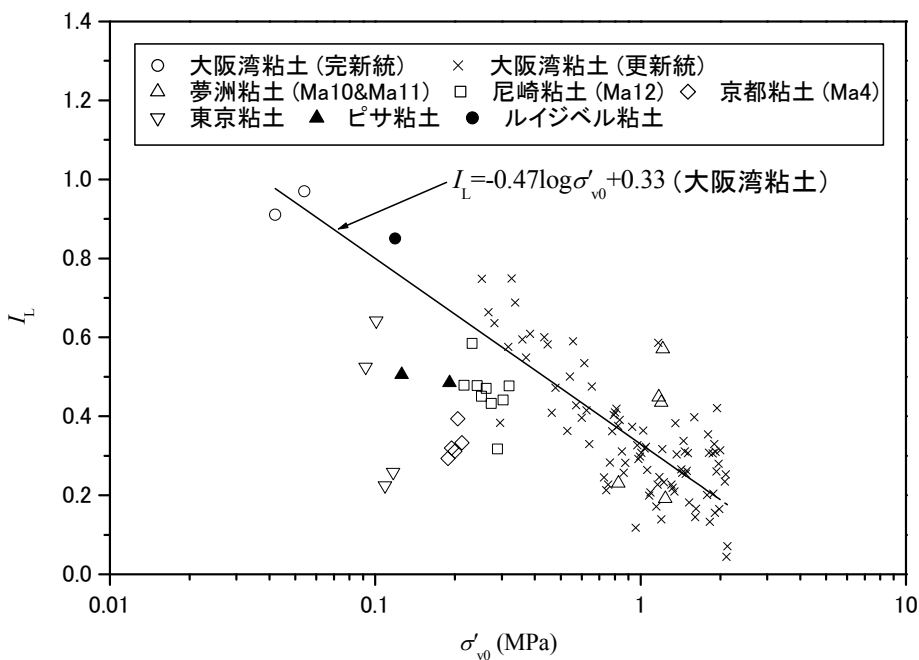


図 2-19 各地区粘土の液性指数と有効土被り圧の関係

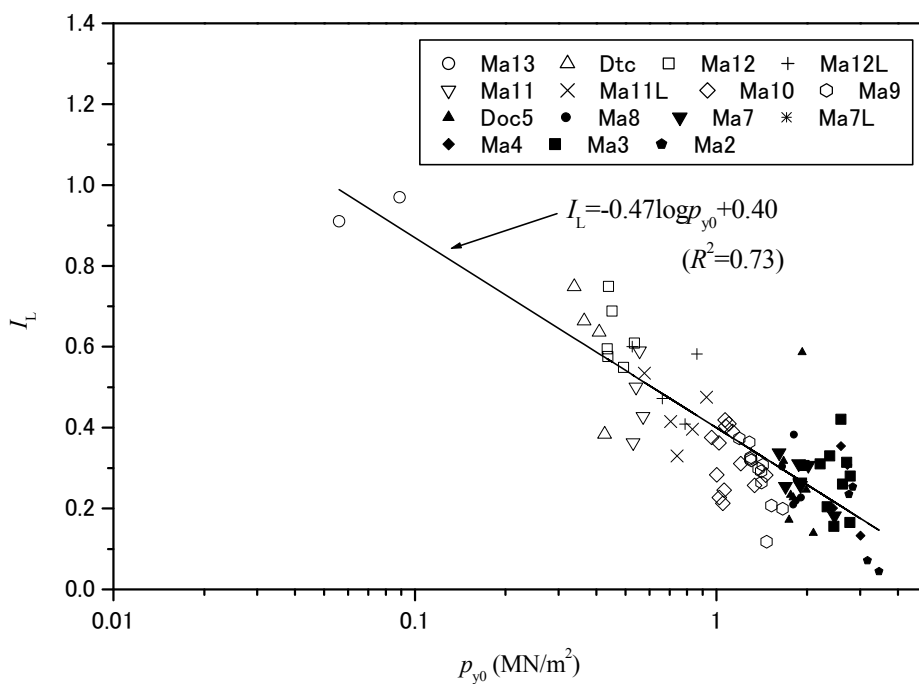


図 2-20 大阪湾粘土の液性指数と圧密降伏応力の関係

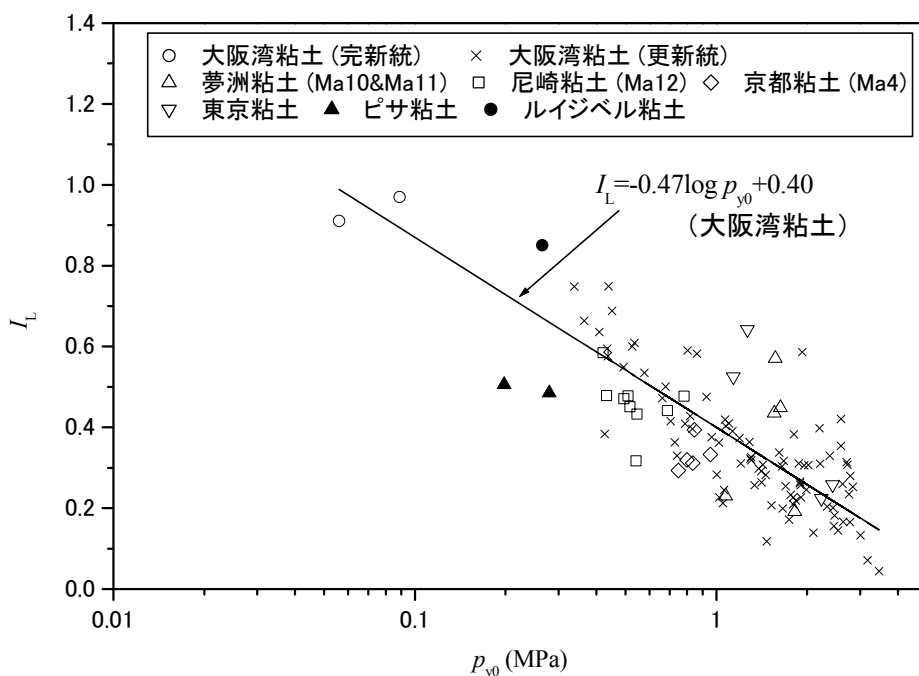


図 2-21 各地区粘土の液性指数と圧密降伏応力の関係

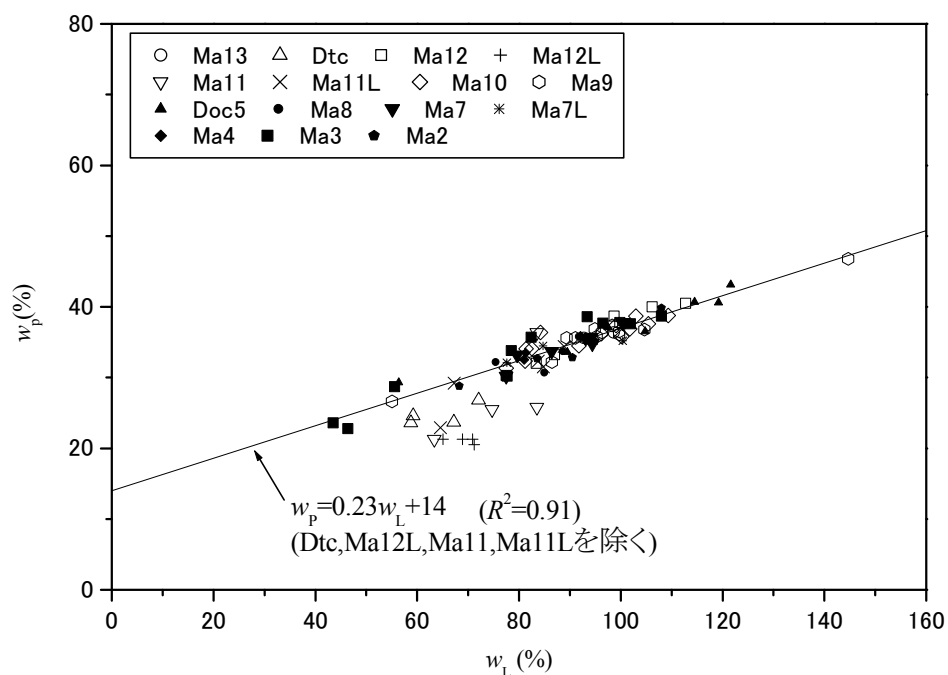


図 2-22 大阪湾粘土の塑性限界と液性限界の関係

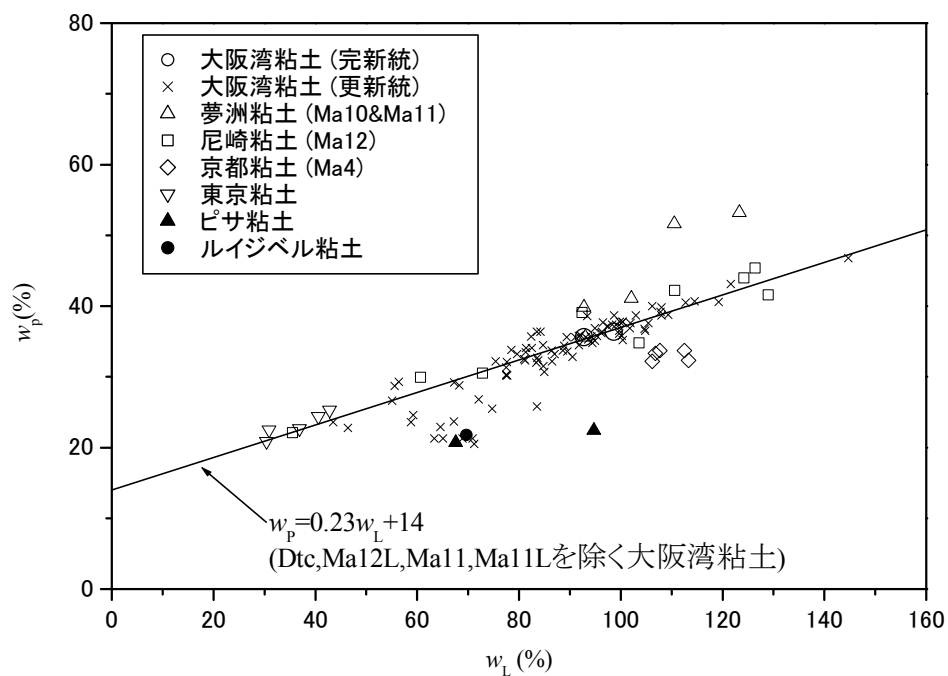


図 2-23 各地区粘土の塑性限界と液性限界の関係

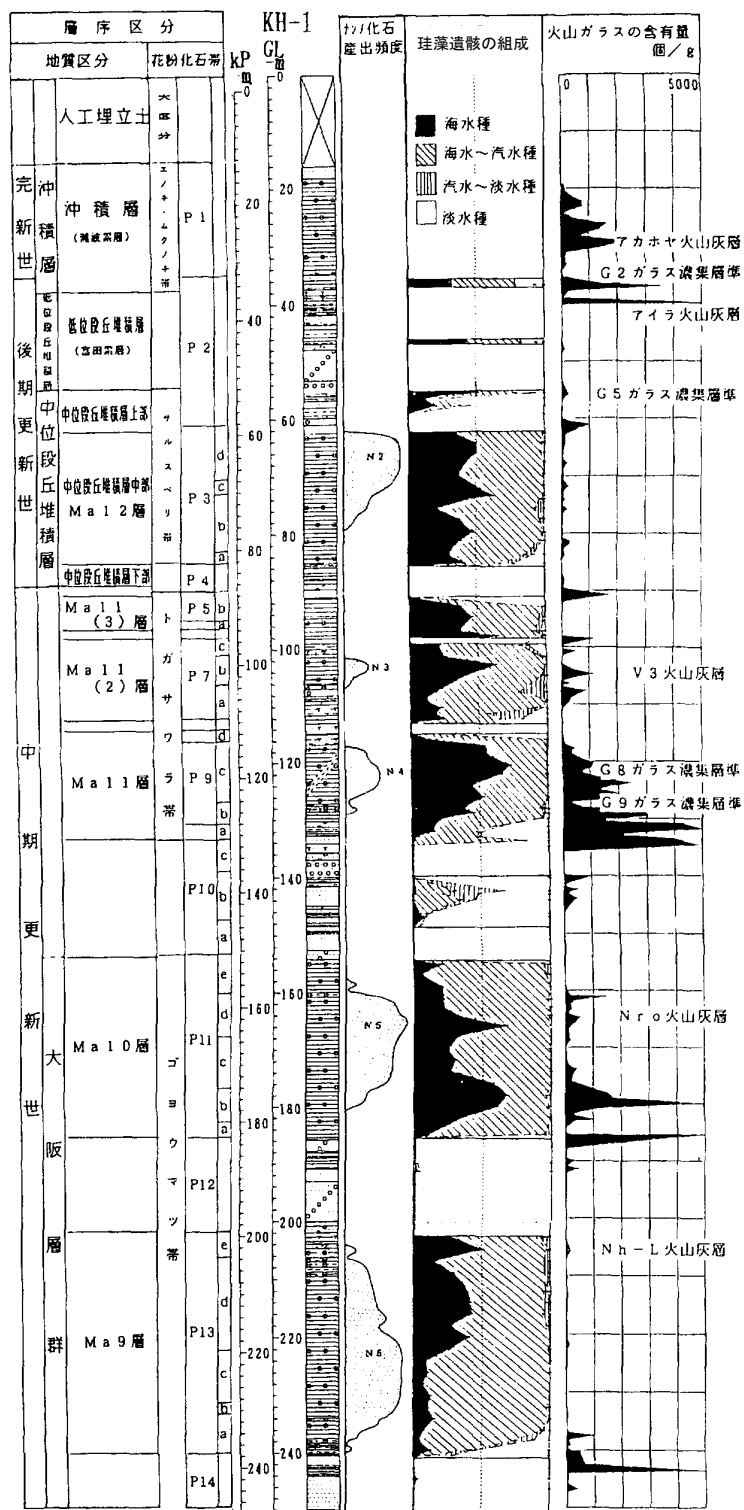


図 2-24 ポートアイランド (第2期) KH-1 の層序・堆積環境・ナンノ化石・火山灰層 (谷本ら, 1993)

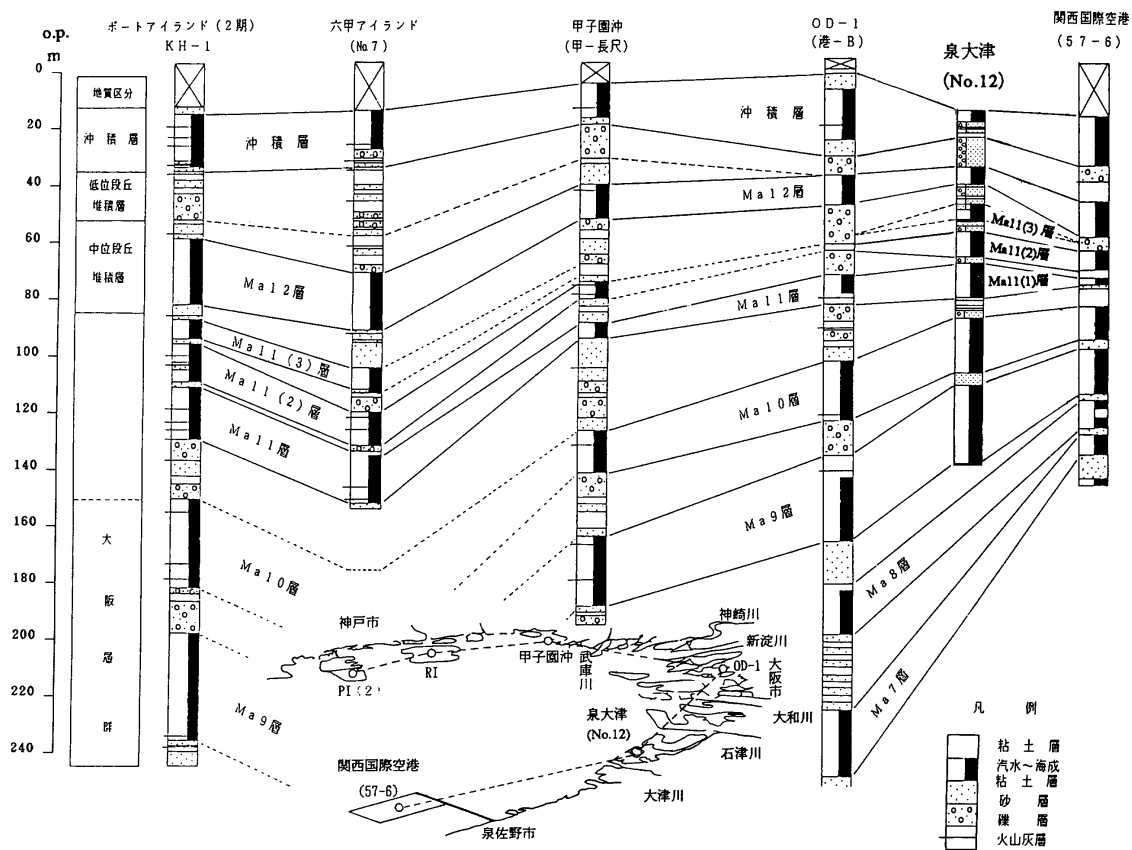


図 2-25 大阪湾沿岸部の地層対比図 (谷本ら, 1993)

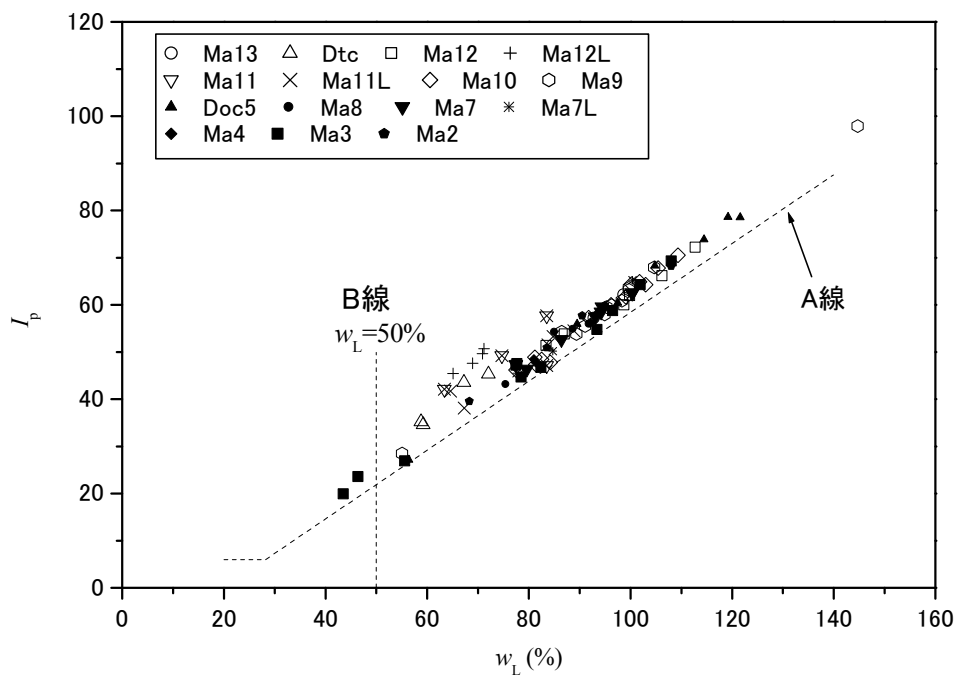


図 2-26 大阪湾粘土の塑性図

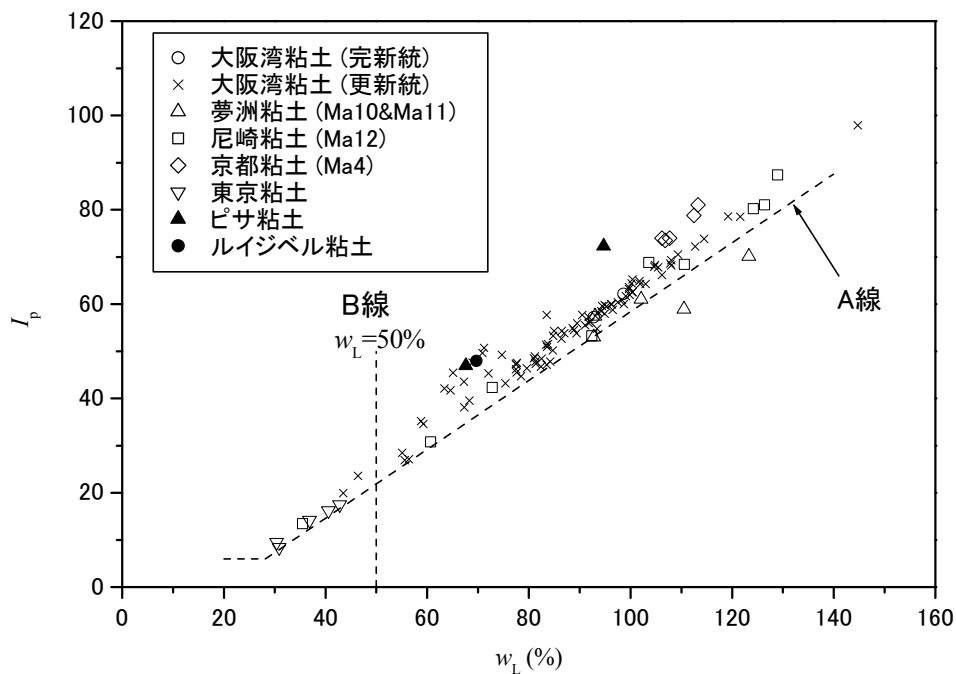


図 2-27 各地区粘土の塑性図

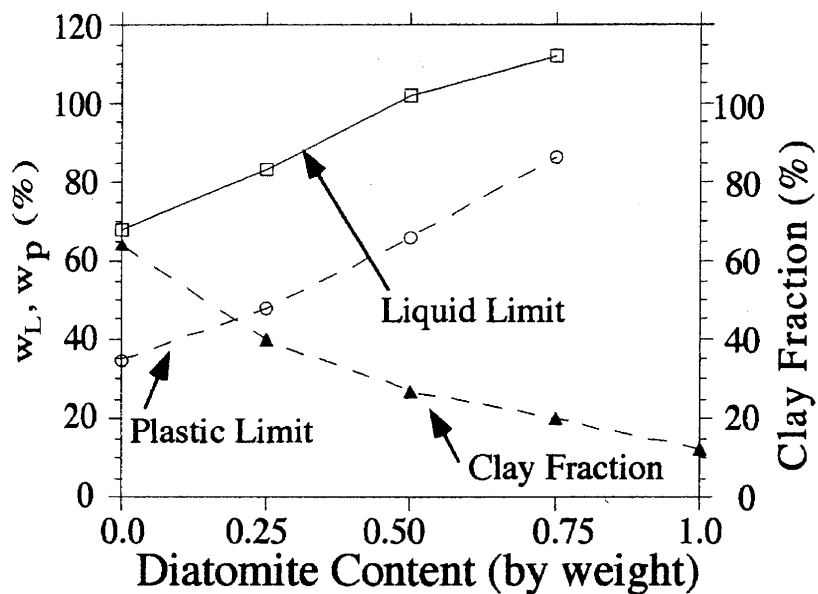


図 2-28 珪藻の混入がコンシステンシー特性, 粒度特性に及ぼす影響 (Tanaka・Locat, 2000)

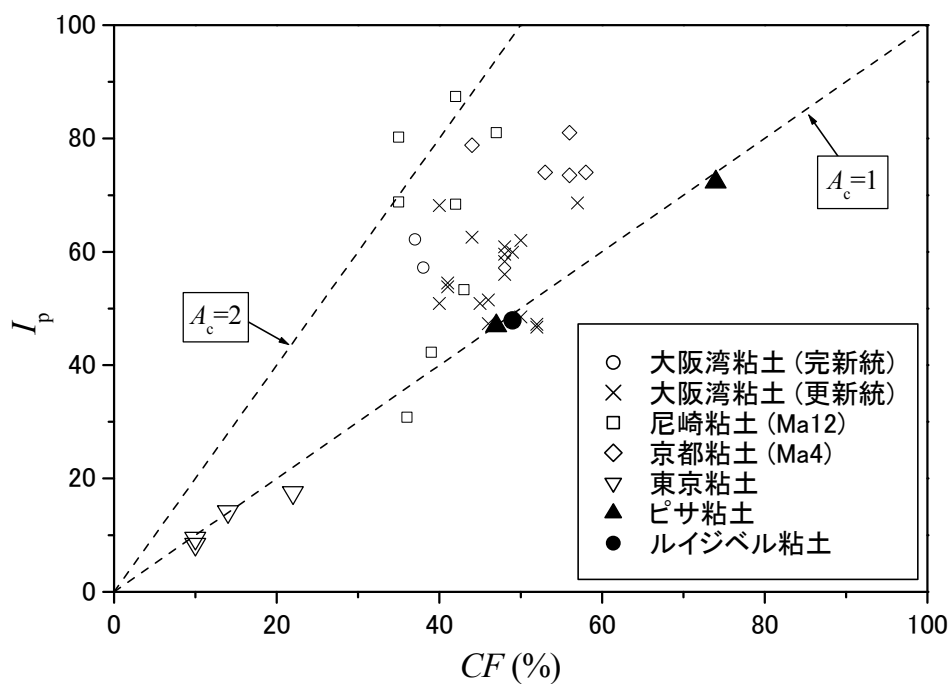


図 2-29 各地区粘土の塑性指数と 2 μ m 以下の粘土分含有率の関係

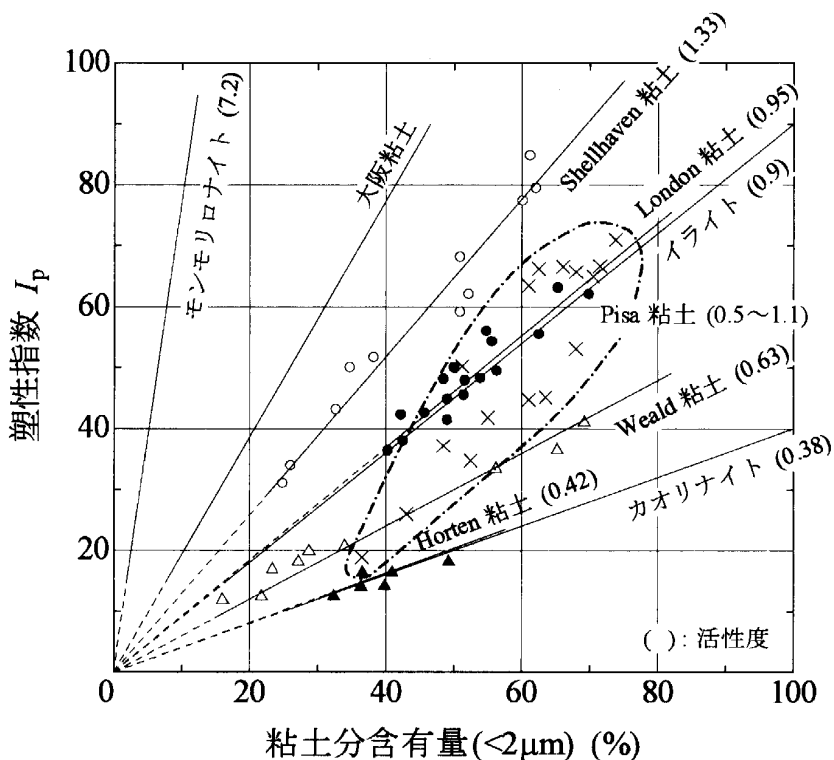


図 2-30 各地区粘土の塑性指数と 2 μm 以下の粘土分含有率の関係 (正垣ら, 2005)

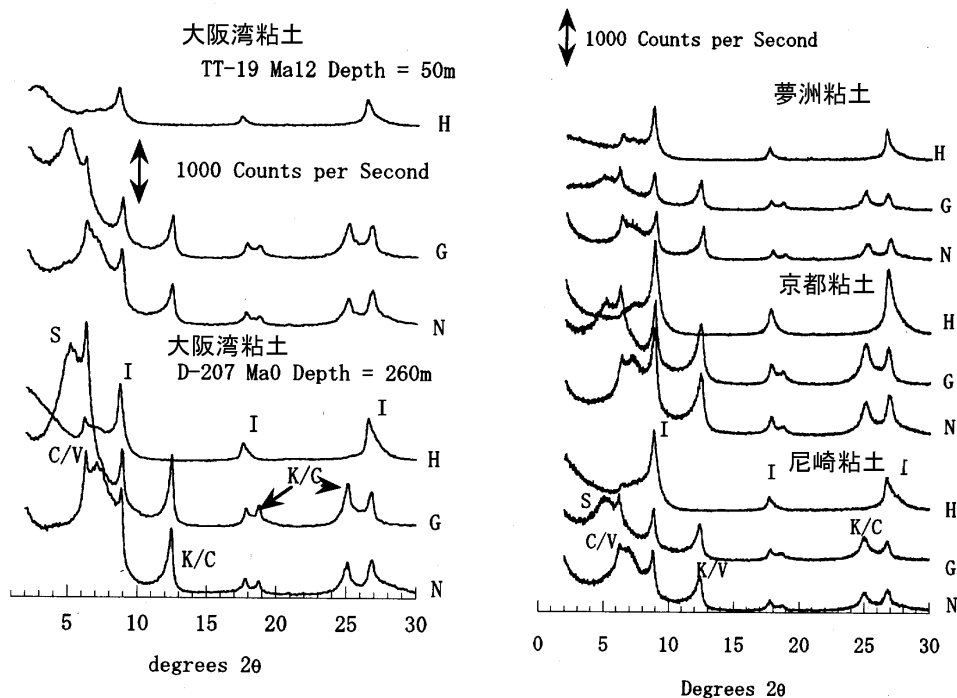


図 2-31 各地区粘土の X 線回折の結果 (Tanaka・Locat,1999;Tanaka et al.,2002)

[鉱物のシンボル] C; クロライト, I; イライト, K; カオリン, S; スメクタイト, V; パーミキュライト
 [試料の処理] N; 未処理, G; グリセロール処理, H; 加熱処理 (550 $^{\circ}\text{C}$)

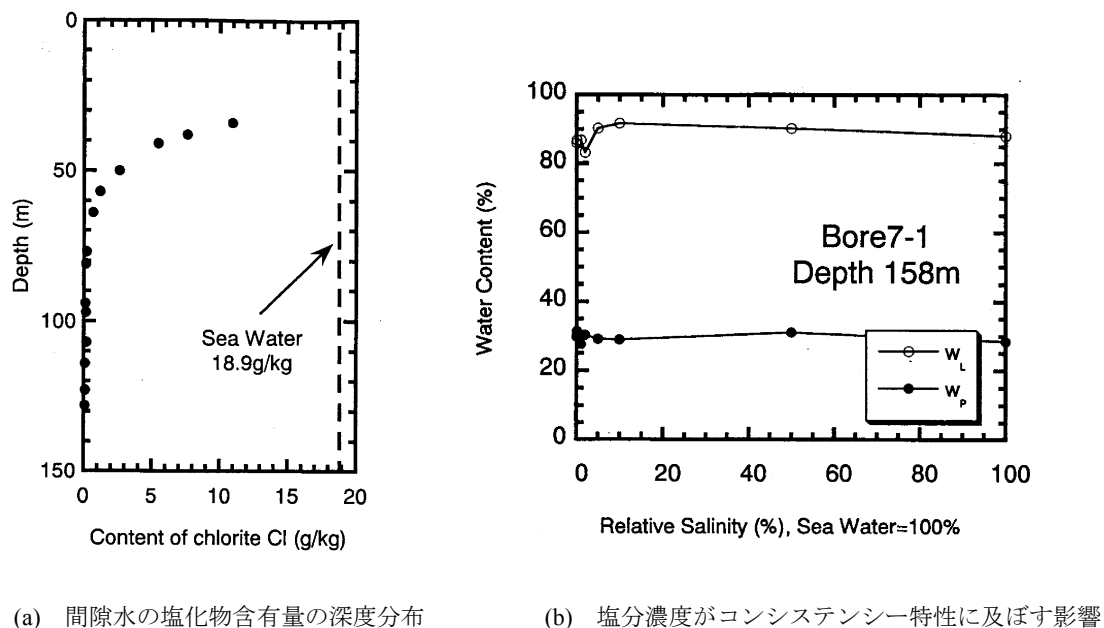


図 2-32 大阪湾粘土の間隙水の塩化物含有量と塩分濃度がコンシステンシー特性に及ぼす影響 (Tanaka et al.,2002)

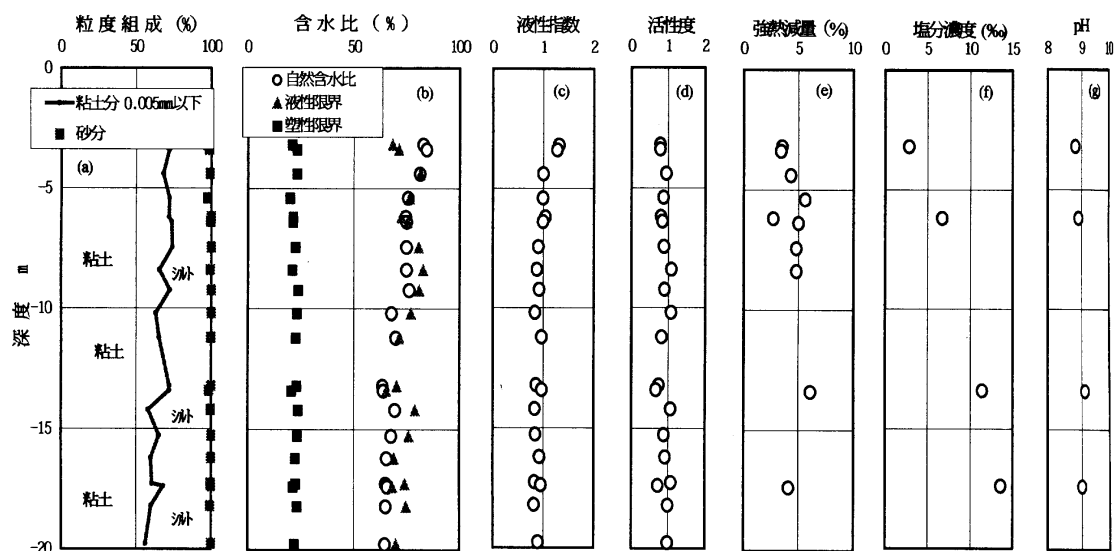


図 2-33 ルイジベル粘土の間隙水の塩分濃度と物理特性 (中島ら, 2007)

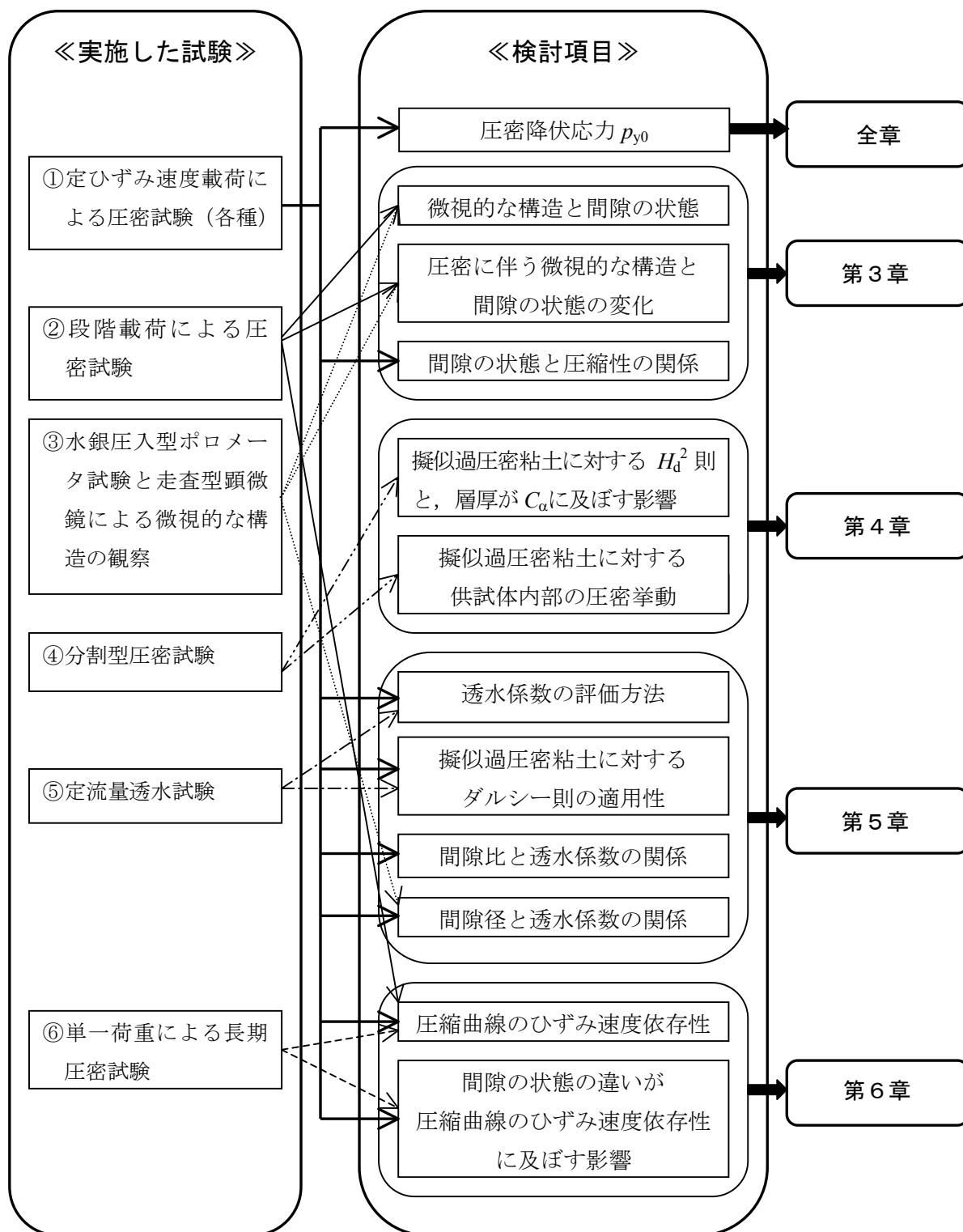


図 2-34 本研究で実施した試験と検討項目

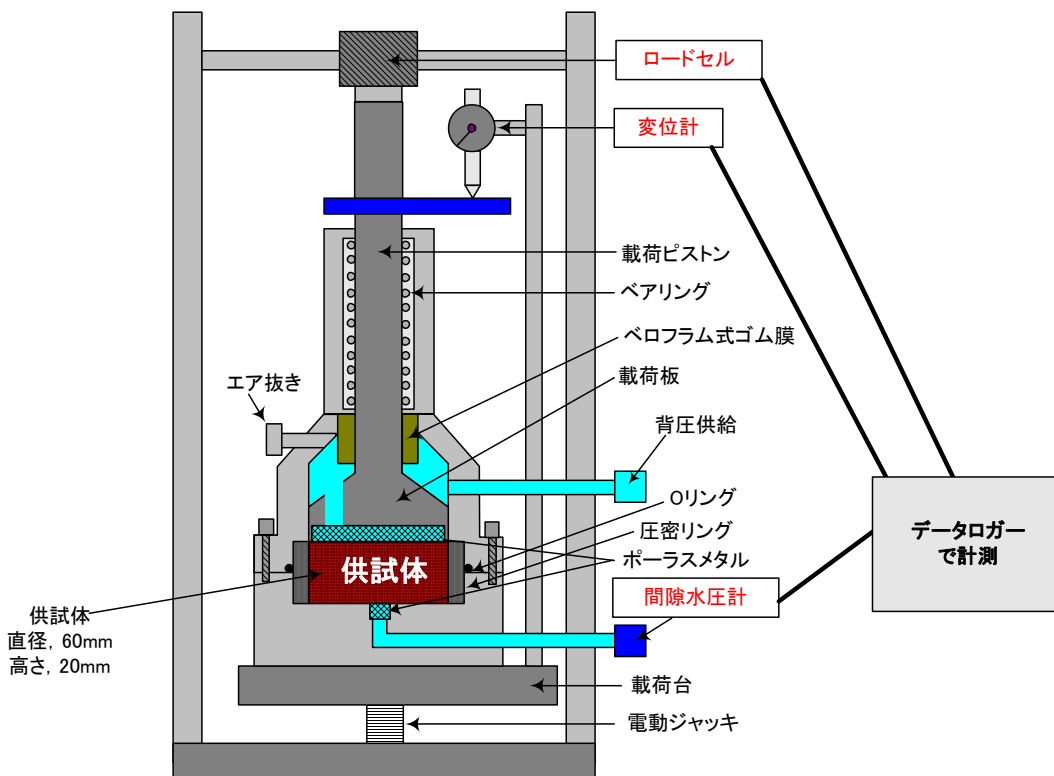


図 2-35 定ひずみ速度载荷による圧密試験に用いた圧密装置の概略

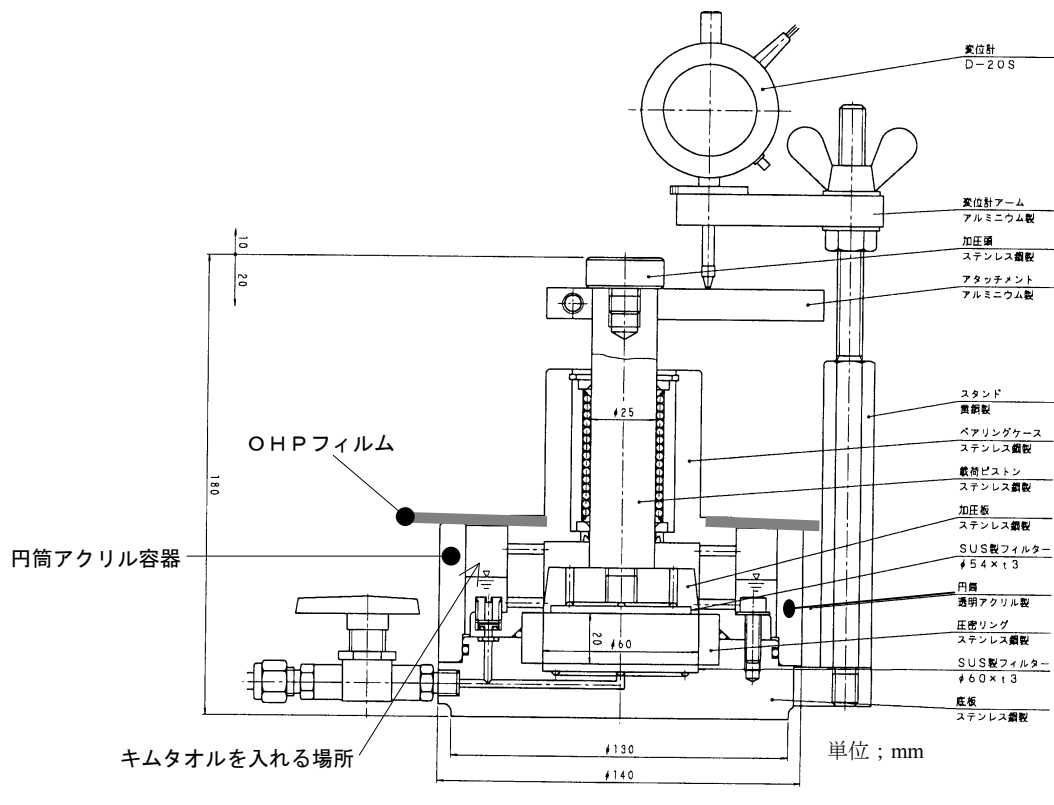
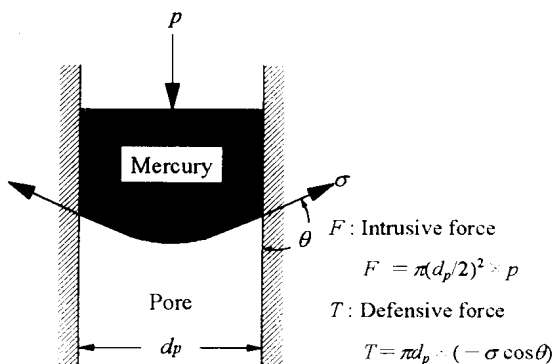
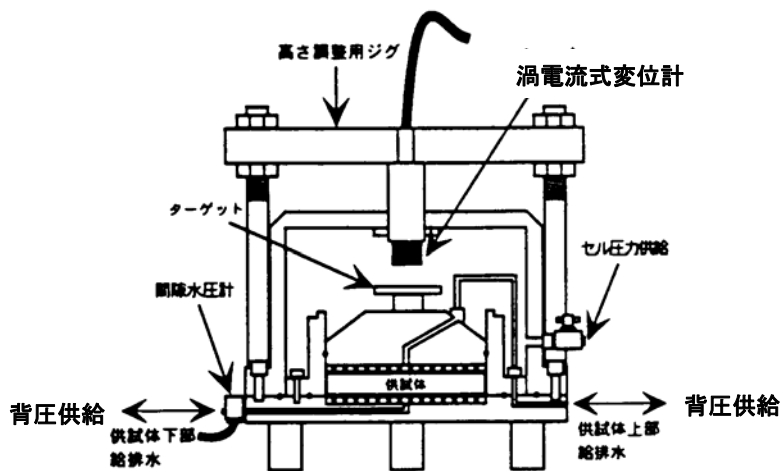


図 2-36 圧密容器の概略と乾燥防止対策の説明



π : Pi p : Intrusion pressure (N/m²) d_p : Pore diameter (m)
 σ : Surface tension of mercury (N/m)
 θ : Contact angle of mercury to sample (°)

図 2-37 間隙径の測定原理 (Washburn, 1921)



(セル圧の増加により, 供試体に荷重が作用する)

図 2-38 分割型圧密試験の圧密容器の概略 (姜ら, 2001)

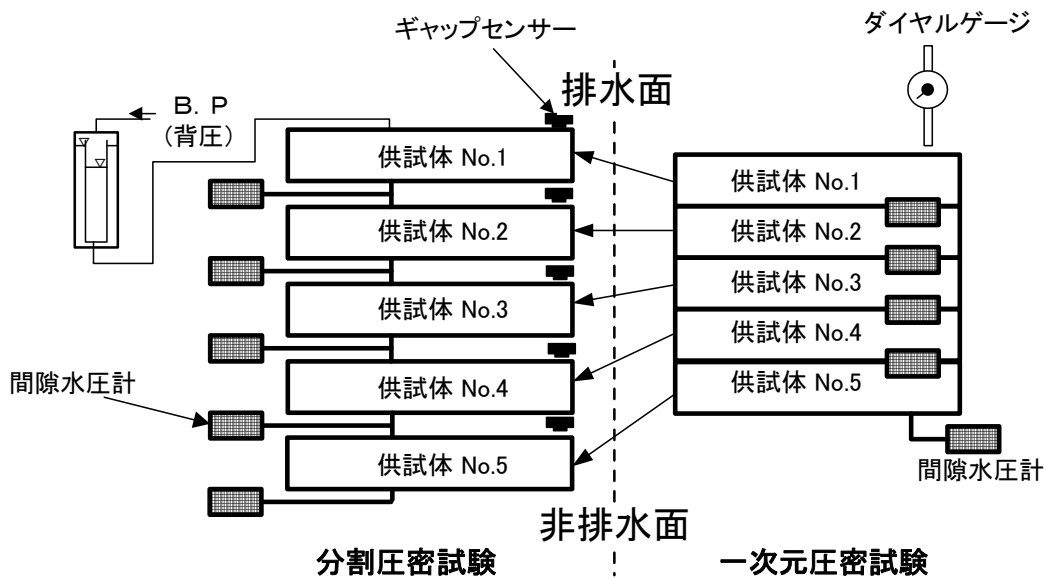


図2-39 分割圧密試験装置の概略と分割圧密試験の概念

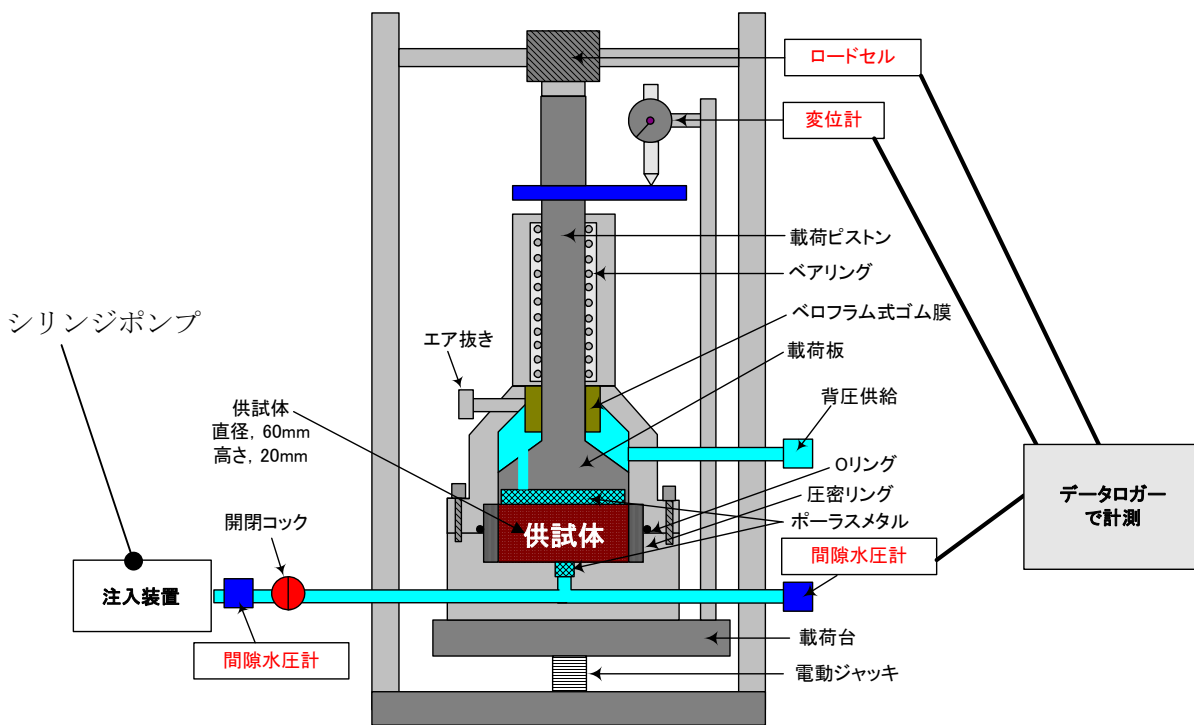


図2-40 注入装置を装備した定ひずみ速度圧密試験装置の概略

第3章 粘土の間隙の状態と圧縮性の関係

3. 1 研究に用いた粘土の圧縮性

表2-2に示した各粘土（表2-2の試料番号に下線がある試料）に対するCRS試験（ $\dot{\epsilon}_v = 0.02\%/min$ ）の間隙比 e と有効応力 σ'_v の関係（ $e-\log \sigma'_v$ 曲線）を図3-1に示す。大阪湾粘土の初期間隙比 e_0 の大きさは、完新統のMa13が最も大きい。更新統の大阪湾粘土は、Ma12の e_0 が比較的大きいが、それより下位のMa2～Ma11の e_0 は、 $e_0=1.2\sim 1.5$ 付近の比較的狭い範囲にある。大阪湾周辺の尼崎粘土（Ma12）、夢洲粘土（Ma10）、京都粘土（Ma4）の e_0 は、同じ堆積年代の大阪湾粘土Ma12、Ma10、Ma4に比べて大きい。一方、東京粘土の e_0 は、同じ堆積年代の大阪湾粘土Ma11～Ma12に比べ非常に小さい。また、完新統の e_0 の比較では、ピサ粘土が最も小さく大阪湾粘土Ma2～Ma11と同程度で、ルイジベル粘土はそれよりも大きく夢洲粘土、京都粘土と同程度である。

圧密降伏後の $e-\log \sigma'_v$ 曲線の形状は、大阪湾粘土堆積年年代が異なる各粘土、および各地区の粘土において程度の違いはあるものの、非線形で下に凸の形状を示している。また、各粘土の e の値の違いは、圧密降伏前において非常に大きいですが、 $\sigma'_v=10\text{MPa}$ 付近においては小さくなっている。

乱さない粘土と再構成した粘土の代表的な $e-\log \sigma'_v$ 曲線として、図3-2に大阪湾粘土Ma12に対する $\dot{\epsilon}_v$ のCRS試験の結果を示す。再構成した粘土は、乱さない粘土よりも e が小さい。また、再構成した粘土の圧縮指数は、ほとんど σ'_v に依存しないが、乱さない粘土の圧縮指数は σ'_v が大きくなるにしたがい小さくなっていき、再構成した粘土の圧縮曲線に漸近していく。そこで、図中に示すように、再構成した粘土の $e-\log \sigma'_v$ 曲線の傾きを $C_{c,R}$ とした。また、乱さない粘土の $e-\log \sigma'_v$ 曲線の $\sigma'_v = 1.0p_{y0}\sim 1.1p_{y0}$ の範囲内での傾き $C_{c,max}$ とし、 $\sigma'_v = 2.0p_{y0}\sim 4.0p_{y0}$ での傾きを C_c とした。なお、 p_{y0} は $\dot{\epsilon}_v$ のCRS試験で決定した圧密降伏応力である。また、 C_c を $\sigma'_v = 2.0p_{y0}\sim 4.0p_{y0}$ の範囲で設定した理由は、圧密降伏後における圧縮性の大きい応力範囲を除く範囲で（ $\sigma'_v = 2.0p_{y0}\sim$ ）、全ての実験結果で同じ応力比（ σ'_v/p_{y0} ）を設定可能な上限の圧密圧力（ $\sigma'_v = 4.0p_{y0}$ ）までの応力範囲としたためである。

図3-2の結果を基に、刻々と変化する圧縮指数（ $\Delta e/\Delta \log \sigma'_v$ ）を $C_{c,R}$ で正規化した値と σ'_v を p_{y0} で正規化した値の関係を図3-3に整理した。乱さない粘土の圧縮性は、 p_{y0} 付近で最大値を示し、 σ'_v の増加に伴い小さくなる。 $\sigma'_v/p_{y0}=1\sim 1.2$ 付近での圧縮性の変化は極めて大きい。また、 $\sigma'_v/p_{y0}=10$ 付近において、再構成した粘土の圧縮性にほぼ等しくなっている。

図3-4に各粘土の圧縮性を比較するために、圧縮指数 $C_{c,max}$ 、 C_c 、 $C_{c,R}$ と液性限界 w_L の関係を整理した。 C_c はいずれの粘土もSkempton (1970)の $C_c - w_L$ 式とほぼ一致している。 $C_{c,R}$ については、大阪湾粘土、京都粘土を再構成した粘土の結果のみであるが、Skemptonの提案式よりも

やや圧縮性が小さい。一方、 $C_{c,max}$ はSkemptonの提案式よりも圧縮性が大きく、東京粘土、ピサ粘土を除くいずれの粘土においても、 p_{y0} を少し上回る応力下での圧縮性が非常に大きいことを示している。特に、レイジベル粘土、大阪湾粘土Ma12, Ma9と京都粘土の $C_{c,max}$ は非常に大きい。また、同じMa12でも尼崎粘土の $C_{c,max}$ は大阪湾粘土に比べて小さく、同じMa4でも京都粘土の $C_{c,max}$ は大阪湾粘土に比べて大きい。東京粘土については、 w_L が最も小さく、 p_{y0} を少し上回る応力下での圧縮性は小さい。ピサ粘土については、レイジベル粘土、大阪湾粘土Ma12よりも w_L が大きいにもかかわらず、その圧縮性は小さい。

図3-5に乱さない粘土の圧縮指数 $C_{c,max}$ 、 C_c と体積比 $f_0 (=1+e_0)$ の関係を示す。両者の比は圧縮比 $C (= C_{c,max} / f_0, C_c / f_0)$ と定義され(例えば、土田 (2001a))、 C と $\Delta \log \sigma'_v$ のとの積は直接沈下ひずみを意味する。また、図中には、Leroueil et al. (1969) がカナダの粘土の堆積粘土に対して示した C と e_0 の関係も示している。

C_c と f_0 の関係は粘土によらず $C \approx 0.3$ であることが分かった。土田 (2001a) は C と w_L の関係に相関があるとし、Lambe・Whitman (1969) や小川・松本 (1978) は C と w_n の関係に相関があるとしているが、各地区粘土 ($w_L=42 \sim 124\%$, $w_n=30 \sim 93\%$) の C_c / f_0 については w_L や w_n の影響を受けていない。

一方、 $C_{c,max}$ と f_0 の関係は、 $0.3 < C < 2.0$ の範囲にあり、 $C_{c,max}$ と f_0 に一定の関係は認められない。各粘土の $C_{c,max}$ と f_0 の関係を見ると、レイジベル粘土が $C > 1.5$ 、大阪湾粘土Ma9, Ma12, 京都粘土が $C \approx 1.5$ と大きい。他の大阪湾粘土と夢洲粘土、尼崎粘土については、大阪湾粘土Ma8, Ma10がやや大きく尼崎粘土がやや小さいが、概ね $C \approx 0.5 \sim 1.0$ の範囲にある。またこれらの粘土の $C_{c,max}$ と f_0 の関係は、Leroueil et al. (1983) が示した C と e_0 の関係よりも大きい。東京粘土、ピサ粘土については、 $C \approx 0.3$ と圧縮性が小さい。

各粘土の $C_{c,max}$ が様々である要因は、粘土地盤が堆積時から現在に至るまでに様々な物理・化学・生物的作用を受け、各粘土の間隙の状態が異なるためと考えられる。そこで、次節以降では、これら粘土の圧縮性の違いを検討するために、微視的な構造の評価および基準圧縮曲線を用いた間隙の状態の評価を行う。なお、間隙の状態の評価とは、1.2.3 (3) の概念としての構造に関する研究で述べたように、同じ σ'_v における乱さない粘土と再構成した粘土の間隙比の違いによって評価するものであり、乱さない粘土が再構成した粘土に比べ高い間隙比を有するほど間隙の状態が高位であると定義する。

3. 2 水銀圧入型ポロシメータ試験とSEM観察に基づく各粘土の微視的な構造の評価

3.2.1 水銀圧入型ポロシメータ試験から得られる間隙径の測定精度

図 3-6 に水銀圧入型ポロシメータ試験から得られた間隙比 e_p と段階載荷による圧密試験で測定した圧密リング内の供試体の間隙比 e_c (初期間隙比 e_0 を含む) を比較する。 e_p は水銀圧入型ポロシメータ試験に用いた供試体の体積 V_0 と、装置の最大圧力 $p_{max}=228\text{MPa}$ にお

いて供試体内に水銀が圧入された全間隙体積 $V_{p,max}$ を用いて、 $e_p = V_{p,max} / (V_0 - V_{p,max})$ として算出した値である。

$e_p < e_c$ の領域に着目すると収縮量が大きいものでも e_p は e_c の 90%以上を示しており、既往の研究（山口・池永，1993）と調和している。一方、 $e_p > e_c$ の領域に着目すると、 $e_0 \doteq 1.85$ の再構成した大阪湾粘土 Ma13（2点）と $e_c < 1.0$ の東京粘土（4点）、大阪湾粘土 Ma13（2点）、大阪湾粘土 Ma11（2点）、Ma11（1点）については、 e_c よりも e_p が 30%程度大きい。この要因として、圧密リングから試料を取り出し、ポロシメータ試験の供試体作製に至るまでの過程において、応力解放やフリーズドライの影響に加え、試料に機械的な乱れを過度に与えてしまい e_p を大きく評価した可能性が指摘される。

次に、実際の間隙は個々の複雑な形状の間隙が大小不規則に連結して構成されているが、ポロシメータ試験の測定結果は粘土の間隙が連続した円筒形と仮定した式(2-4)に基づいている。この仮定が試験結果に与える影響（Lawrence,1978）を図 3-7 に示す。入り口の間隙径と間隙体積が等しいが、実際の間隙径が異なる間隙の状態を模式的にあらわしたものである。水銀圧入型ポロシメータから得られる間隙径分布は、図 3-7(A) と 図 3-7(B) について間隙径分布を与える。すなわち、水銀圧入型ポロシメータは、あくまで粘土の真の間隙径分布を表すものではなく、間隙の入り口の大きさである。

3.2.2 乱さない粘土の微視的な構造

(1) 微視的な構造の概念と用語について

松尾・嘉門（1976）が示した粘土の微視的な構造の概念を図 3-8 に示す。粘土の骨格構造を構成する基本単位として、土粒子の集合体をベッド、間隙をポアとし、それぞれの大きさに応じて 4 段階に分類を行っている。以下の考察では、これらの基本単位を用いる。

(2) 乱さない粘土の初期状態 A における間隙径分布の測定結果

乱さない粘土の初期状態 A（表 2-7 参照）における累積間隙体積曲線を図 3-9 に示す。2.2.3 で述べたように、装置の最大圧力 $p_{max} = 228\text{MPa}$ であるので、間隙径 d_p は $d_p = 0.005\mu\text{m}$ まで測定可能である。いずれの粘土も $d_p = 0.005\mu\text{m}$ において乾燥試料 1g に占める累積間隙体積 V_p が収束しておらず、さらに小さい間隙径の間隙が存在することが推察される。 $d_p = 0.005\mu\text{m}$ までに測定された全間隙体積 $V_{p,max}$ は、大阪湾粘土 Ma13 が $V_{p,max} = 0.87\text{cm}^3/\text{g}$ であるが、大阪湾粘土 Ma11, Ma9 はそれぞれ $V_{p,max} = 0.52\text{cm}^3/\text{g}$, $0.53\text{cm}^3/\text{g}$ であり、完新統と更新統の粘土の初期状態が大きく異なることが分かる。尼崎粘土は $V_{p,max} = 0.74\text{cm}^3/\text{g}$ と更新統の中ではもっとも大きい。京都粘土、夢洲粘土は $V_{p,max} = 0.57 \sim 0.58\text{cm}^3/\text{g}$ で大阪湾粘土 Ma11, Ma9 に比べやや大きい程度である。また、尼崎粘土、京都粘土、夢洲粘土は大阪湾粘土に比べて、 $d_p = 0.05 \sim 1\mu\text{m}$ の間隙体積が多い。東京粘土の間隙体積については、図 3-6 に示したようにやや過大評価であるものの $V_{p,max} = 0.42\text{cm}^3/\text{g}$ は最も小さい。

図 3-10 に e_c と $V_{p,max}$ の関係を示す。 $V_{p,max}$ は e_c と比例関係にある。 $V_{p,max}$ は必ずしも全間

隙体積をあらわす値ではないが、 $V_{p,max}$ の大小の評価は、 $e_p = V_{p,max} / (V_0 - V_{p,max})$ および e_c の大小の評価と基本的に同じであることが分かる。

図3-9の累積間隙体積曲線の V_p を $V_{p,max}$ で正規化した累積間隙曲線を図3-11に示す。完新統の大阪湾粘土Ma13の $V_p / V_{p,max} = 0.5$ となる d_p は $1\mu\text{m}$ 程度、更新統の各粘土 $V_p / V_{p,max} = 0.5$ となる d_p は $0.2 \sim 0.4\mu\text{m}$ 程度である。完新統の大阪湾粘土Ma13の V_p が増加し始める d_p は $3\mu\text{m}$ 程度であり、更新統の各粘土に比べて大きい。また、更新統の V_p が増加し始める d_p は $d_p < 1\mu\text{m}$ である。

図3-9の累積間隙体積曲線を間隙径分布曲線として整理した結果を図3-12に示す。 $d_p \geq 10\mu\text{m}$ のマクロポアに区分される間隙はほとんどないと評価されている。また、 d_p の分布範囲は比較的小さい範囲（概ね1スパンのログスケール内）にあり、単一の間隙径から構成されている。 d_p の分布範囲は、完新統の大阪湾粘土Ma13が $d_p = 0.5 \sim 3.0\mu\text{m}$ 、他の更新統の粘土は $d_p = 0.1 \sim 1.0\mu\text{m}$ の範囲にある。

図3-9の累積間隙体積曲線を基に、マクロポア・メゾポア・マイクロポア・サブマイクロポアごとの間隙体積を整理し図3-13に示す。完新統の大阪湾粘土Ma13は、 $d_p = 0.01 \sim 1\mu\text{m}$ のマイクロポアよりも $d_p = 1 \sim 10\mu\text{m}$ のメゾポアの間隙体積が大きい。更新統の粘土の間隙は、ほとんどすべてが、 $d_p = 0.01 \sim 1\mu\text{m}$ のマイクロポアであり、乱さない完新統と更新統の初期間隙の状態が大きく異なっていることが分かる。大阪湾粘土Ma13のマイクロポアの間隙体積は、大阪湾粘土Ma11、Ma9に比べやや小さい。

図3-14に $V_p / V_{p,max} = 0.5$ となる平均間隙径 d_{p50} と間隙径分布曲線がピークを示す d_p の値 $d_{p,peak}$ の関係を示す。 $d_{p,peak}$ は d_{p50} の1~2倍であり、概ね d_{p50} が全間隙体積の多く割合を占める間隙径を表していることが分かる。以下の考察では $V_p / V_{p,max} = 0.5$ から決定し得る平均間隙径 d_{p50} を、間隙径分布曲線をあらわす特性値として用いる。

(3) 乱さない粘土の初期状態AにおけるSEM観察画像

大阪湾粘土Ma13のSEM観察画像を写真3-1に示す。 $10\mu\text{m}$ 以上の大きさの珪藻遺骸が観察される。また、土粒子の集合体（ベッド）が相互に連結（リンク）している様子が明瞭に観察される。ベッドの大きさは、マイクロベッドとメゾベッドに相当する。これらベッド間の間隙の大きさは、 $1\mu\text{m}$ ~数 μm のメゾポアが多く観察される。また、ベッド内部の間隙の大きさは、 $1\mu\text{m}$ 以下のマイクロポアに相当する。サブマイクロポアはSEM観察画像では判断できない。

大阪湾粘土Ma11のSEM観察画像を写真3-2に示す。大阪湾粘土Ma13のようにリンク構造は判然としない。ベッド間が密着しており、メゾポアに相当する間隙はほとんどなく、マイクロポアが主体であると考えられる。ただし、珪藻遺骸が多く混入しており、珪藻遺骸の殻の中にはメゾポアに相当する比較的大きな間隙が存在するとともに、珪藻遺骸自体にはマイクロポア相当の孔が多く存在する。珪藻遺骸の殻の中にあるメゾポア相当の間隙は、ポロシメータ試験の結果では評価されておらず、図3-7に示した影響により、ポロシメー

タ試験で得られる d_p は粘土骨格の間隙の大きさと珪藻遺骸自体にあるマイクロポア相当の間隙径を評価していることが分かる。また、完新統の大阪湾粘土 Ma13 との比較から、更新統の大阪湾粘土は、土被り圧の増加によって粘土骨格の間隙が圧縮され、ペッド間のリンク構造によって保たれていたメゾポアに相当する大きさの間隙がマイクロポアに相当する大きさの間隙に変化している様子が分かる。

大阪湾粘土 Ma9, 夢洲粘土, 尼崎粘土の初期状態 A における SEM 観察画像をそれぞれ写真 3-3, 写真 3-4, 写真 3-5 に示す。これらの粘土も、大阪湾粘土 Ma11 と同様にリンク構造は判然とせず、ペッド間が密着しておりメゾポアに相当する間隙はほとんどない。また、いずれの粘土も珪藻遺骸を多く混入しており、珪藻遺骸の殻の中のメゾポア、珪藻遺骸自体のマイクロポアが存在する。

京都粘土の初期状態 A の SEM 観察画像を写真 3-6 に示す。京都粘土は、他の大阪湾周辺粘土に比べて、珪藻遺骸の混入が少ないのが特徴である。粘土粒子間の骨格は、前述の更新統の粘土と同様に、リンク構造は判然とせず、メゾポアに相当する間隙はほとんどない。

以上の観察結果から、ポロシメータ試験による間隙径の測定結果は、更新統の珪藻遺骸の殻の中に存在するメゾポア相当の比較的大きな間隙はうまく評価しえていないといえる。しかし、メゾポアが多く存在する完新統の大阪湾粘土は $d_p=0.5\sim 3.0\mu\text{m}$, メゾポアが存在しない更新統の粘土は $d_p=0.1\sim 1.0\mu\text{m}$ の範囲と、粘土粒子間の骨格による間隙とポロシメータ試験による間隙径の測定結果が概ね調和していることから、粘土粒子間の骨格による間隙についてはある程度の評価ができていているといえる。

ピサ粘土の SEM 観察画像を写真 3-7, 写真 3-8 に示す。写真 3-8 は, Mesri et al. (1997) が高倍率で観察した SEM 画像であり、本研究で設定した初期状態 A とほぼ等しい状態である。ピサ粘土は完新統で、大阪湾粘土 Ma13 と堆積年代や過圧密比 OCR はほぼ同じである。両者の観察画像を比較すると、珪藻遺骸が含まれている点は共通している（ただし、その混入量に関する定量的評価は行っていないが、大阪湾粘土に多くピサ粘土に少ない）。しかし、粘土粒子間の骨格による間隙の状態は明らかに異なっており、ピサ粘土はメゾポアに相当する間隙は見られない。写真 3-8 を見るとピサ粘土にもリンク構造が見られるが、ペッド間の間隙は $1\mu\text{m}$ 以下のマイクロポアに相当している。したがって、同じ完新世に堆積して OCR がほぼ同じ海成粘土であるにもかかわらず、大阪湾粘土 Ma13 とピサ粘土の粘土粒子間の骨格による間隙の状態が異なる要因の 1 つとして、2.1.2(9) で述べたように、粘土を構成している鉱物が大きく異なるためと推察する。

ルイジベル粘土の SEM 観察画像 (Lapierre et al., 1990) を写真 3-9 に示す。写真 3-9 は、本研究で設定した初期状態 A とほぼ等しい状態である。ルイジベル粘土の SEM 観察画像は、大阪湾粘土 Ma13 とは様相が異なるものの、メゾポア相当の間隙径を保つリンク構造が観察される。ルイジベル粘土も完新統であり、その粘土鉱物はピサ粘土と同様にイライトが主体であるにもかかわらず、ピサ粘土に比べてやや大きな過圧密比 ($OCR=2.2$) と間隙 (メゾポア) を有している要因は、2.1.2(10) での考察結果や多くの研究者 (例えば, Bjerrum, 1954)

が指摘するように氷河堆積の海成粘土に見られるリーチングの影響によるものと推察するが定かではない。

以上のように初期状態における各粘土の微視的な構造は様々である。3.1で検討した所期間隙比 e_0 の違いは、このような粘土粒子間の骨格による間隙の状態の違いや珪藻遺骸の殻の中に存在する間隙などが反映された値であることが推察される。したがって、堆積粘土の透水モデルや圧縮モデルを構築するには、粘土粒子間の骨格による間隙と珪藻遺骸の殻の中に存在する間隙の両者を考慮することが重要である。

3.2.3 圧密に伴う微視的な構造の変化

図 3-15～図 3-21 の(1)に各粘土の圧縮曲線、(2)に圧密に伴う間隙径分布曲線の変化を示す。(1)には、原位置の有効土被り圧 σ'_{v0} 、 $\dot{\epsilon}_{v0}=0.02\%/min$ で実施した CRS 試験による圧密降伏応力 p_{y0} 、状態 B～D (表 2-7 参照) を設定した圧密圧力 p の値も示した。また、写真 3-10～写真 3-20 に SEM 観察画像を示す。

(1) 大阪湾粘土 Ma13 の圧密に伴う微視的な構造の変化

図 3-15 は大阪湾粘土 Ma13 の乱さない粘土と圧密圧力 $p=0.05MPa$ で再構成した粘土の試験結果である。圧縮曲線を比較すると、状態 A, B では乱さない粘土は再構成した粘土よりも高い間隙比 e を維持しており、状態 C, D では両者の間隙比がほぼ等しくなっている。

状態 A, B の間隙径分布曲線を比較すると、乱さない粘土は再構成した粘土よりも $d_p > 1.0\mu m$ のメゾポアに相当する間隙が多い。一方、 $d_p < 1.0\mu m$ のマイクロポアに相当する間隙は両者に違いがない。このことから、大阪湾粘土 Ma13 の乱さない粘土と再構成した粘土の e の違いは、メゾポアに相当する間隙体積に起因していることが分かる。

状態 A→状態 B の間隙径分布曲線の変化において、乱さない粘土の間隙は d_{p50} より大きい $d_p > 1.0\mu m$ のメゾポアに相当する間隙のみが変化しており、 $d_p < 1.0\mu m$ の間隙の体積はほとんど変化していない。乱さない粘土の状態 A の測定には、原地盤から採取した粘土の初期状態をそのまま用いているため、測定結果にはサンプリングに伴う応力解放等による体積膨張の影響が含まれている。再構成した大阪湾粘土 Ma13 については、状態 A, B ともに e_c よりも e_p が 30%程度大きい、 $d_p < 1.0\mu m$ の間隙体積は、乱さない粘土のそれと同程度である。これらのことから、膨潤に伴う間隙体積の増加はペッド内部の間隙径ではなく、主にペッド間における $d_p > 1.0\mu m$ の比較的大きな間隙径に起因していると推察する。

状態 B→状態 C および状態 C→状態 D の間隙径分布曲線の変化において、乱さない粘土、再構成した粘土ともに d_{p50} が小さくなり、メゾポア相当の間隙はなくなる。また、状態 C, 状態 D における乱さない粘土と再構成した粘土の d_{p50} はほぼ等しく、両者の間隙の状態は比較的類似しているものと考えられる。

写真 3-10 と写真 3-11 の SEM 観察画像 A, B では、両粘土の状態 A, 状態 B ともに数 μm 程度のメゾペッドが確認でき、リンク構造も判然としている。間隙は、 $1\mu m$ 以上のメゾポア

が確認されるが、乱さない粘土に多く再構成した粘土に少ない。また、乱さない粘土，再構成した粘土ともに，ペッド間のマイクロポアはそれほど圧縮していない。

SEM 観察画像 C, D では，乱さない粘土，再構成した粘土ともにペッド間メゾポア相当の間隙はみられず，ペッド自体も良く確認できないほど間隙の圧縮が進行している。また，珪藻遺骸自体のマイクロポア相当の間隙は残っているが，珪藻遺骸の殻の中にあつたメゾポア相当の間隙は崩壊している。なお，状態 C と状態 D における粘土骨格による間隙の違いについては判然としない。

(2) 大阪湾粘土 Ma11 の圧密に伴う微視的な構造の変化

図 3-16 は大阪湾粘土 Ma11 の乱さない粘土と圧密圧力 $p=0.10\text{MPa}$ で再構成した粘土の試験結果である。圧縮曲線を比較すると，状態 A, B, C では乱さない粘土は再構成した粘土よりも高い間隙比 e を維持しており，状態 D にて両者の間隙比がほぼ等しい。

状態 A, B の間隙径分布曲線を比較すると，乱さない粘土，再構成した粘土ともに $0.1\mu\text{m} < d_p < 1.0\mu\text{m}$ のマイクロポアに相当する間隙が主体であり， d_{p50} は大阪湾粘土 Ma13 に比べ非常に小さい。

乱さない粘土の状態 A→状態 B の間隙径分布曲線の変化は，大阪湾粘土 Ma13 と同様に d_{p50} より大きい間隙径の間隙のみが減少し，状態 A の d_{p50} より小さい間隙径の間隙はほとんど変化していない。再構成した粘土の状態 A→状態 B の間隙径分布曲線の変化は， d_{p50} より小さい間隙径の間隙もやや減少している。一方， $d_p < 0.1\mu\text{m}$ のマイクロポアに相当する間隙については，乱さない粘土の状態 A, B，再構成した粘土の状態 A, B に違いはない。このことから，大阪湾粘土 Ma11 の乱さない粘土と再構成した粘土の e の違いは， $0.1\mu\text{m} < d_p < 1.0\mu\text{m}$ の範囲のマイクロポアに相当する間隙体積に起因していることが分かる。

状態 B→状態 C および状態 C→状態 D の間隙径分布曲線の変化において，乱さない粘土，再構成した粘土ともに $0.1\mu\text{m} < d_p < 1.0\mu\text{m}$ のマイクロポアに相当する間隙が減少する。再構成した粘土は，間隙体積の減少とともに間隙径が徐々に小さいほうに移行していき，ペッド自体が徐々に圧縮されていく様子が伺える。一方，乱さない粘土は，状態 B→状態 C において，間隙体積は減少するが小さい間隙径はそれほど変化せず， $0.2\mu\text{m} < d_p < 0.8\mu\text{m}$ 程度のマイクロポアに相当する間隙が主に減少している。状態 D においてようやく $0.2\mu\text{m} < d_p$ の間隙に影響が現れており， $0.1\mu\text{m} < d_p < 0.3\mu\text{m}$ の間隙が主体となっている。この様子は，完新統の乱さない大阪湾粘土 Ma13 の圧密に伴う間隙径分布曲線の変化とは明らかに異なっている。

写真 3-12～写真 3-14 の SEM 観察画像 A, B から，明瞭なリンク構造が見られず，大阪湾粘土 Ma13 に比べ小さい間隙径の間隙が多い。大阪湾粘土 Ma11 の乱さない粘土と再構成した粘土の状態 A, B における粘土骨格による間隙の違いについては判然としないが，乱さない粘土には珪藻遺骸に起因するメゾポア相当の間隙が確認される。

SEM 観察画像 C, D では，粘土骨格による間隙が非常に小さいマイクロポアから構成されることは分かるものの，間隙径分布曲線から得られるような間隙の変化を視覚的に捉える

ことはできない。また、大阪湾粘土 Ma13 と同様に珪藻遺骸自体のマイクロポア相当の間隙は残っているが、珪藻遺骸の殻の中にあったメゾポア相当の間隙は見られない。

(3) 京都粘土の圧密に伴う微視的な構造の変化

図 3-17 は京都粘土の乱さない粘土と圧密圧力 $p=0.10\text{MPa}$ で再構成した粘土の試験結果である。圧縮曲線を比較すると、状態 A では再構成した粘土が乱さない粘土よりも高い間隙比 e を維持しており、大阪湾粘土 Ma13, Ma11 とは異なっている。この要因は、京都粘土の過圧密比 ($OCR=4.2$) が大阪湾粘土に比べ大きいためである。また、大阪湾粘土 Ma13, Ma11 と同様に、状態 B では乱さない粘土が再構成した粘土よりも高い e を維持しており、状態 C, D では両者の e がほぼ等しくなっている。

状態 A の間隙径分布曲線を比較すると、再構成した粘土は $0.5\mu\text{m} < d_p < 1.0\mu\text{m}$ のマイクロポア相当の間隙が多く、乱さない粘土は $0.1\mu\text{m} < d_p < 0.5\mu\text{m}$ のマイクロポア相当の間隙が多い。この違いは、過去に受けた最大の圧密圧力の大きさに起因していると推測する。

状態 B の間隙径分布曲線を比較すると、乱さない粘土が再構成した粘土よりもわずかに d_{p50} が大きい傾向がみられるが、両者はほとんど変わらない。これは、段階载荷による圧密試験結果の状態 B では乱さない粘土の e が再構成した粘土の e に比較的近い値となっているためと考えられる。

乱さない粘土の状態 A → 状態 B の間隙径分布曲線の変化は、大阪湾粘土 Ma13, Ma11 と同様に d_{p50} より大きい間隙が減少し、 d_{p50} より小さい間隙はほとんど変化していない。一方、再構成した粘土の状態 A → 状態 B の間隙径分布曲線の変化は、圧密に伴って間隙径が小さいほうへ大きく移動している。また、乱さない粘土の状態 A, B および再構成した粘土の状態 B では、 d_{p50} より小さい $d_p < 0.2\mu\text{m}$ の間隙がほぼ等しいことが分かる。このことから、粘土の骨格のペッド内の間隙は除荷にはそれほど依存せずに、過去に受けた最大の圧密圧力に依存していることが分かる。したがって、再構成した大阪湾粘土 Ma13 の状態 A, B で考察したように、膨潤による間隙の変化は d_{p50} より大きい間隙、すなわちペッドとペッドとの間の間隙に影響を与えていることが推察される。

状態 B → 状態 C および状態 C → 状態 D の間隙径分布曲線の変化において、乱さない粘土、再構成した粘土ともに d_{p50} が小さくなり、全体的に間隙径が小さくなっている。状態 C では再構成した粘土の間隙体積が乱さない粘土よりもやや大きい傾向にあるが両者の違いはそれほどない。また、状態 D では両者の間隙径分布曲線はほぼ等しくなっており、 $d_p > 0.1\mu\text{m}$ 間隙はほとんどなくなっている。すなわち、大阪湾粘土 Ma13, Ma11 よりも小さい間隙径まで圧密圧力の影響を受けている。

写真 3-15～写真 3-17 の SEM 観察画像 A, B を見ると、最も大きい間隙は、乱さない粘土、再構成した粘土ともに $d_p=1.0\mu\text{m}$ 程度であり、両者ともに $d_p < 1.0\mu\text{m}$ のマイクロポアが主体である。また、大阪湾粘土 Ma13 のようにリンク構造は明確ではないが、乱さない粘土の画像 B, 再構成した粘土の画像 A ではリンク構造が観察される。

SEM 観察画像 C と画像 D では画像 B に比べると、乱さない粘土、再構成した粘土ともに間隙の圧縮が進行している状況が観察される。

(4) 大阪湾粘土 Ma9, 夢洲粘土の圧密に伴う微視的な構造の変化

図 3-18 は大阪湾粘土 Ma9, 図 3-19 は夢洲粘土の乱さない粘土の試験結果である。大阪湾粘土 Ma9, 夢洲粘土の圧密に伴う間隙径分布曲線の変化は、乱さない大阪湾粘土 Ma11 と同様な傾向にあり、間隙径が小さい方へ余り移行しない。状態 D においてようやく状態 A の d_{p50} よりも小さい間隙まで圧縮されている。また、状態 D では、大阪湾粘土 Ma9 が $0.1\mu\text{m} < d_p < 0.3\mu\text{m}$, 夢洲粘土が $0.1\mu\text{m} < d_p < 0.2\mu\text{m}$ のマイクロポアに相当する間隙が主体となっている。

写真 3-18～写真 3-19 の SEM 観察画像 A, B では、両粘土ともに非常に小さい間隙で粘土骨格による間隙が形成されているが分かる。また、画像 C, D をみると、粘土骨格による間隙の圧縮が進行している様子が伺える。

(5) 尼崎粘土の圧密に伴う微視的な構造の変化

図 3-20 は尼崎粘土の乱さない粘土の試験結果である。圧密に伴う間隙径分布曲線の変化は、乱さない京都粘土と同様な傾向にあり、間隙径が小さい方へ移行する。状態 D では、 $d_p < 0.1\mu\text{m}$ のマイクロポアに相当する間隙が主体となっている。

写真 3-20 の SEM 観察画像 A, B では、他の更新統の粘土と同様に非常に小さい間隙で粘土骨格による間隙が形成されているが分かる。画像 C, D も他の粘土と同様に、粘土骨格による間隙の圧縮が進行している様子が伺える。

(6) 東京粘土の圧密に伴う微視的な構造の変化

図 3-21 は東京粘土の乱さない粘土の試験結果である。 e は他の粘土に比べて著しく小さい。圧密に伴う間隙径分布曲線の変化は、 $d_p < 0.2\mu\text{m}$ のマイクロポアに相当する間隙はほとんど変化せずに、間隙が小さくなっている、状態 D においても、 $0.2\mu\text{m} < d_p < 0.5\mu\text{m}$ のマイクロポアに相当する間隙が主体であり、他の粘土に比べて状態 D の間隙径が大きい。

3.2.4 微視的な構造と間隙の状態の評価

(1) 乱さない粘土の初期状態 A における微視的な構造と間隙の状態の評価

表 3-1 に各粘土の圧縮性と乱さない粘土の初期状態 A における構造をあらわす指標について整理した。以下では、間隙の状態の観点から、圧縮性の違いについて考察する。

完新統の大阪湾粘土 Ma13, ピサ粘土, ルイジベル粘土の圧縮性は、それぞれ中, 小, 極大と評価される。これらの粘土の圧縮性の違いについて、大阪湾粘土 Ma13 を基準に考察する。

ピサ粘土が大阪湾粘土 Ma13 より圧縮性が小さい要因は、メゾポア相当の間隙が存在せず、 e_0 , I_L が小さいためと推察する。大阪湾粘土とピサ粘土の間隙の状態が異なる要因は、2.1.2(9) で述べたように、両者の粘土鉱物が異なるためと考える。

ルイジベル粘土が大阪湾粘土 Ma13 より圧縮性が大きい要因は、 e_0 が小さいにもかかわらず、メゾポア相当の間隙を有し、液性指数 ($I_L \approx 0.9$) も大阪湾粘土 Ma13 とほぼ等しいためである。 e_0 が小さい要因は、ピサ粘土（イライトが主体）の場合と同様に粘土鉱物の違いによるものと考えられる。一方、メゾポア相当の間隙を有している要因として、リーチングによる鋭敏化などにより、高位な間隙の状態を維持していることが推察されるが、定かではない。

我が国の更新統粘土の圧縮性は、大阪湾粘土 Ma9 と京都粘土が大、大阪湾粘土 Ma11 と夢洲粘土が中、尼崎粘土と東京粘土が小と評価される。これらの粘土は、圧密履歴の違いなど様々な要因で様々な間隙の状態を有しており、 e_0 や I_L 、ポアの大きさ、土粒子の粒径、珪藻遺骸の混入量などの単一の指標のみでは、各粘土の圧縮性と間隙の状態の評価することは難しい。

図 3-22 に d_{p50} と e_0 の関係を示す。更新統の大阪湾粘土 Ma13 は、 e_0 と d_{p50} が最も大きい。更新統の大阪湾粘土との比較から、 e_0 が小さいと d_{p50} が小さくなる傾向がみられる。しかし、更新統の d_{p50} と e_0 に着目すると、各粘土のポアの大きさは $d_{p50} = 0.248 \sim 0.358 \mu\text{m}$ とほぼ等しく、 e_0 には依存していないことが分かる。また、更新統の e_0 と w_L の関係に着目すると、 w_L が大きいほど e_0 が大きくなっていることが分かる。大阪湾粘土、夢洲粘土、尼崎粘土、京都粘土については、2.1.2(9) で述べたように粘土鉱物はほぼ同じであるので、 w_L の違いは粘土鉱物の粒度と珪藻遺骸の含有量に起因するものと考えられる。

図 3-23 に e_0 と p_{y0} の関係、図 3-24 に d_{p50} と p_{y0} の関係を示す。更新統は $p_{y0} = 0.54 \sim 1.63 \text{MPa}$ の範囲にあり、 p_{y0} が等しい e_0 を比較することはできないが、 w_L が大きいほど e_0 が大きいことが分かる。一方、 d_{p50} と p_{y0} の関係は、 w_L にはそれほど依存していない。

図 3-25 に w_L と $5 \mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率の関係を示す。図 2-28 に示したように、珪藻遺骸の混入が多いほど、粘土分含有率が低下し w_L が大きくなるといった要因があるものの、 w_L は $5 \mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率が大きいほど w_L が大きい。

これらのことから、粘土の間隙全体の大きさを表す指標である e_0 と、全間隙体積の多く割合を占める間隙径の指標である d_{p50} はそれぞれ異なる間隙の特性をあらわしていることが分かる。この違いは、第 5 章で後述する透水係数と間隙の状態を考察する際に重要となる。

(2) 各粘土の圧密に伴う微視的な構造の変化と間隙の状態の評価

圧密に伴う間隙径分布曲線の変化を定量的に評価するために、 d_{p50} と p の関係を図 3-26 に整理した。正規圧密領域での $\log d_{p50}$ と $\log p$ の関係は概ね線形であり、 $\log d_{p50}$ は $\log p$ の増加に伴い小さくなる。また、その変化の割合は、粘土分含有率が小さくて w_L が小さい東京粘土は小さい。図 3-27 に p_{y0} 付近の状態 B における d_{p50} 、および $p = 10 \text{MPa}$ の状態 D における d_{p50} と w_L の関係を示す。 $p_{y0} = 0.54 \sim 1.63 \text{MPa}$ である更新統に着目すると、 p_{y0} 付近の d_{p50} は w_L に依存していないが、 $p = 10 \text{MPa}$ の d_{p50} は w_L が大きいほど小さい傾向にある。つまり、 w_L が大きいほど圧密に伴う d_{p50} の変化が大きい傾向にあることが分かる。圧密降伏応力より σ'_v が小さいときの間隙の状態は、その粘土の堆積環境に応じて、圧密履歴やリーチング

などによる粘土骨格の影響および珪藻遺骸の殻の中にあるメゾポア相当の間隙の影響などを受けていると考えられる。一方、 $p=10\text{MPa}$ の間隙の状態は、全ての粘土において圧密降伏応力を大きく超えた正規圧密領域であり、初期状態で有していた間隙の状態から大きく変化している。したがって、 $p=10\text{MPa}$ の間隙の状態は、圧密履歴やリーチングなどによる影響ではなく、崩壊した珪藻遺骸などの混入物を含んだ粘土粒子の粒度の影響が大きいと考えられる。 w_L が大きいほど $p=10\text{MPa}$ のときの d_{p50} が小さくなる要因についても、同様な影響が考えられる。

図 3-28 に $p=10\text{MPa}$ での d_{p50} と $5\mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率の関係を整理した。 $p=10\text{MPa}$ での d_{p50} は粘土分含有率の増加に伴い小さくなっていることが分かる。このことから、粘土分含有率が大きいものほど、同じ圧密圧力でより小さい間隙径まで圧縮されているといえる。

図 3-29 に $p=10\text{MPa}$ での e と w_L の関係、図 3-30 に $p=10\text{MPa}$ での e と $5\mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率の関係を示す。 $p=10\text{MPa}$ での e は、図 3-15～図 3-21 の(1)に示した段階载荷による圧密試験の結果である。 $e=0.50\sim 0.71$ の範囲にあるが、図 3-27 と図 3-28 に示した $p=10\text{MPa}$ での d_{p50} のように w_L や $5\mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率が大きくなるほど e が小さくなる傾向は見られない。粘土鉱物がほぼ等しい大阪湾周辺の乱さない粘土のうち珪藻遺骸が混入している粘土（大阪湾粘土 Ma13, Ma11, Ma9, 夢洲粘土, 尼崎粘土）に着目すると、 $p=10\text{MPa}$ での e は w_L や $5\mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率が大きくなるほど e が大きくなる傾向がある。

これらのことから、圧密降伏応力を大きく超えた正規圧密領域に载荷した正規圧密粘土では、 w_L が大きいほど、粘土の間隙全体の大きさを表す e は大きい、全間隙体積の多く割合を占める間隙径である d_{p50} は小さいことがわかる。ここで、粘土粒子の骨格による間隙のみを考えると、 w_L が大きいほど粒度が小さい粘土粒子から構成されているため、粘土粒子の骨格による間隙径は小さくなる。一方、粘土粒子よりも粒度が大きい珪藻遺骸が混入すると w_L は大きくなる。このように、珪藻遺骸の混入が w_L と粒度の関係に及ぼす影響は複雑ではあるが、 w_L が大きいほど d_{p50} が小さくなり、 e が大きくなることは明らかである。このように堆積粘土の間隙の状態が間隙径と間隙比の2つの異なるパラメータで表されることに留意する必要がある、透水特性や圧縮性のモデル化においても重要となる。

3. 3 基準圧縮曲線に基づく間隙パラメータと圧縮性の関係

3. 3. 1 Burland の固有圧縮曲線に基づく間隙指数と圧縮性の関係

(1) 間隙指数と有効土被り圧の関係

各粘土の e_0 を Burland (1990) が提案する間隙指数 I_v と σ'_{v0} の関係に整理し、図3-31、図3-32 に示す。図中の破線 (I_v と σ'_{v0} の関係) は、Burland(1990)の固有圧縮曲線ICLで、粘土が堆積しセメンテーション等の年代効果による構造が形成しないときの固有の圧縮曲線であるとされている。また、図中の点線 (I_v と σ'_{v0} の関係) は、堆積圧縮曲線SCLと呼ばれ、正規圧

密粘土地盤の I_{v0} と σ'_{v0} の関係を表すとされている(図1-18参照)。なお, Burland (1990) が提案する間隙指数 I_v は間隙比 e を正規化したものであり, 式(1-7)のように定義されている。また, I_{v0} は e_0 を用いて式(1-11)のように定義されている。

大阪湾粘土の I_{v0} はSCLよりも大きく, Burland(1990)がSCLを得るために検討した多くの海成粘土よりも, 大阪湾粘土の間隙の状態は高位である。また, 大阪湾粘土の I_{v0} と σ'_{v0} の関係は, ICL, SCLと概ね平行にあり, 次式で表される(相関係数 $R^2=0.67$)。

$$I_{v0} = -1.14 \log \sigma'_{v0} - 0.05 \quad (\sigma'_{v0} \text{の単位 ; MPa}) \quad \dots \quad (3-1)$$

大阪湾粘土Ma12の I_{v0} は式(3-1)よりもやや大きいが, 他の粘土については地層による違いはみられない。また, ICLを基準として, 間隙の状態の高低を評価すると, 大阪湾粘土の間隙の状態の高低は地層によって有意な違いがない。

過圧密比OCRが小さく大阪湾粘土とほぼ等しい夢洲粘土とピサ粘土を比較すると, 夢洲粘土の I_{v0} は大阪湾粘土よりやや大きくSCLよりも大きいが, ピサ粘土のそれは小さくICLより若干大きい。これらの粘土の間隙の状態の高低を相対的に評価すると, 夢洲粘土 \geq 大阪湾粘土 $>$ ピサ粘土の順となる。

OCRが大阪湾粘土よりも若干大きい尼崎粘土(OCR=1.7~2.4)とルイジベル粘土(OCR=2.2)の I_{v0} は式(3-1)よりも小さく, 両者ともSCLと同程度である。OCRが大阪湾粘土よりも大きい京都粘土(OCR=4.0~4.5)の I_{v0} はICLと同程度, 東京粘土(OCR>10)はICLとSCLの間にある。大阪湾周辺の粘土(大阪湾, 夢洲, 尼崎, 京都)については, OCRが大きい粘土ほど間隙の状態は低位であると評価される。

(2) 間隙指数に基づく圧縮性の評価

圧縮指数 $C_{c,max}$ と $\Delta(I_v)_0$ の関係を図3-33に示す。 $\Delta(I_v)_0$ は圧密圧力を σ'_{v0} とした時の I_{v0} とICLの差として定義されている。また, $C_{c,max}$ を C_c で正規化した値 $C_{c,max}/C_c$ と $\Delta(I_v)_0$ の関係を図3-34に示す。 C_c は図3-4に示すように w_L と一義的な関係にあるため, この指標 $C_{c,max}/C_c$ を用いることで, 各粘土のコンシステンシー特性の違いによる圧縮性の違いは考慮される。

図3-33と図3-34のいずれの評価においても, $\Delta(I_v)_0$ の増加に伴い圧縮性が大きくなる傾向は見られるものの, 両者の相関関係は良くない($R^2=0.06$, $R^2=0.04$)。海外の完新統粘土であるピサ粘土とルイジベル粘土の比較では, $\Delta(I_v)_0$ が大きいほど圧縮性が大きい。しかし, 我が国の更新統の粘土を含めて評価すると, $\Delta(I_v)_0$ と圧縮性には有意な関係が認められない。特に, 最も間隙の状態が低位と評価される京都粘土($\Delta(I_v)_0=0.293$)の圧縮性は比較的大きく, $\Delta(I_v)_0$ では圧縮性の大小を評価できない。

3.3.2 土田の基準圧縮曲線に基づく体積比指数と圧縮性の関係

(1) 体積比指数と有効土被り圧の関係

土田(2001b)は正規圧密地盤あるいはOCRが小さい地盤における粘土の間隙の状態の高低を, 体積比指数 $I_{sv} (= \ln(1+e) / \ln(1+e_L))$ を用いて評価できるとしている。すなわち, e_0 に

相当する体積比指数 I_{sv0} ($=\ln(1+e_0)/\ln(1+e_L)$) と基準圧縮曲線SCC-marine (I_{sv} - σ'_v 関係, 表1-1参照) の I_{sv} の差で定義される $\Delta(I_{sv})_0$ が大きいほど, 高位化した間隙の状態に起因する潜在的な圧縮性が大きいとしている. そこで, 図3-35に土田(2001b)が提案する体積比指数 I_{sv0} と σ'_{v0} の関係を大阪湾粘土に対して整理した. 図中のプロットが I_{sv0} , 破線がSCC-marineである.

大阪湾粘土の I_{sv0} と σ'_{v0} の関係は, SCC-marineよりも I_{sv} が大きく, 次式のように表される($R^2=0.64$).

$$I_{sv0} = -0.20 \log \sigma'_{v0} + 0.72 \quad (\sigma'_{v0} \text{の単位 ; MPa}) \quad \dots (3-2)$$

図3-36に各地区粘土の $\Delta(I_{sv})_0$ と σ'_{v0} の関係を示す. 更新統の大阪湾粘土の $\Delta(I_{sv})_0$ の平均値は, $\Delta(I_{sv})_0=0.924$ である. 完新統の大阪湾粘土の $\Delta(I_{sv})_0$ は, それよりもやや小さい. $\Delta(I_{sv})_0$ の大きさにより間隙の状態の高低を評価すると, 夢洲粘土 \geq 更新統の大阪湾粘土 \approx ルイジベル粘土 \geq 完新統の大阪湾粘土 $>$ 尼崎粘土 \approx 東京粘土 $>$ 京都粘土である. 大阪湾周辺の粘土(大阪湾, 夢洲, 尼崎, 京都)については, 前節での検討と同様に, OCRが大きい粘土ほど間隙の状態は低位であると評価される.

(2) 体積比指数に基づく圧縮性の評価

図3-33, 図3-34と同様に, 圧縮性を表す指標と $\Delta(I_{sv})_0$ との関係を図3-37, 図3-38に整理した. 前節の $\Delta(I_v)_0$ を用いた検討と同様に, 海外の完新統粘土であるピサ粘土とルイジベル粘土の比較では, $\Delta(I_{sv})_0$ が大きいほど圧縮性が大きいものの, 他の粘土を含んだ評価では, 圧縮性と $\Delta(I_{sv})_0$ の相関関係は良くない($R^2=0.002$, $R^2=0.01$). したがって, $\Delta(I_{sv})_0$ を用いた場合も圧縮性の大小を評価できないことが分かる.

3.3.3 アイソタック型圧縮則に基づく間隙パラメータの提案

(1) アイソタック型圧縮則による基準曲線

粘土の圧縮曲線はひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ に依存するので, $\dot{\epsilon}_v$ を考慮できる基準曲線として, Imai et al. (2003)が提案している再構成した正規圧密粘土に対するアイソタック型圧縮則を用いる. この圧縮則は, 式(1-5)に示したように体積比 f ($=1+e$)と σ'_v と $\dot{\epsilon}_v$ を用いた形で与えられる.

式(1-5)のパラメータは a , b , Γ_L^* , C_c^* の4つで, 圧密試験結果に基づき決定できる. 大阪湾粘土と京都粘土については, 再構成した粘土の試験結果に基づいた. また, その他の粘土については, 再構成した粘土に対する実験を行っていないので, 乱さない粘土の試験結果(圧密降伏応力を大きく超えた正規圧密領域)に基づいた. これらのパラメータの値については第7章の表7-2を, パラメータの算出方法については大向(2007)を参照されたい.

ひずみ速度を $\dot{\epsilon}_{v0}$ として式(1-5)により算出した各粘土の基準圧縮曲線($\log f$ - $\log \sigma'_v$ 関係)を体積比指数 I_{sv} ($=\ln f / \ln f_L = \ln(1+e) / \ln(1+e_L)$)と $\log \sigma'_v$ の関係として整理した結果を図3-39に示す. ここでの f_L , e_L はそれぞれ液性限界 w_L に対応する f , e である. 図3-39には, 土田(2001b)が提案している基準圧縮曲線SCC-marineも示している.

SCC-marineは、多くの地域の粘土 ($w_L = 31\% \sim 226\%$ の範囲) の圧縮曲線を検討した結果に基づき、 w_L の違いによらない堆積による圧縮曲線 (Sedimentary Compression Curve) を与えることが可能であるとされている。今回用いた粘土 ($w_L = 42.8\% \sim 124.2\%$ の範囲) に対して平均した基準圧縮曲線は、低応力領域を除く $\sigma'_v \geq 0.04\text{MPa}$ の領域において、SCC-marineと概ね一致する。SCC-marineが、式(1-5)の圧縮則において \mathcal{E}_{v0} で得られる圧縮曲線と概ね一致することから、SCC-marineには \mathcal{E}_v の概念はないものの、 \mathcal{E}_v が概ね \mathcal{E}_{v0} での実験結果に基づいて得られたことを意味している。

(2) アイソタック型圧縮則を基準とした間隙パラメータ I_Γ の提案

今井 (1992) が指摘するように、粘土の状態を表す指標としては、 e と σ'_v だけではなく、 \mathcal{E}_v などの時間効果を表す指標も重要である。特に、有効応力一定下のクリープ変形が大きい粘土の間隙の状態を検討する際には、 \mathcal{E}_v などの時間効果を考慮したほうが望ましいと考える。

そこで、基準圧縮曲線を Imai et al. (2003) が提案した式(1-5)で与え、 σ'_v と \mathcal{E}_v の両方が同じときの乱さない粘土の体積比の対数 $\log f_{\text{intact}}$ と、式(1-5)で求めた間隙の状態の基準とする粘土の体積比の対数 $\log f_R$ の差を、間隙パラメータ I_Γ として次式のように定義する。

$$I_\Gamma = \log f_{\text{intact}} - \log f_R \left(= \log \frac{f_{\text{intact}}}{f_R} \right) \quad \dots (3-3)$$

式(3-3)の右辺の第2項 (再構成した粘土の圧縮曲線) は \mathcal{E}_v の関数である。右辺の第1項 (乱さない粘土の圧縮曲線) も第6章において後述するが \mathcal{E}_v に依存する値である。

3.3.1の間隙指数と3.3.2の体積比指数による評価では、 σ'_{v0} における乱さない粘土の間隙指数や体積比指数と基準曲線との差 $\Delta(I_v)_0$ や $\Delta(I_{sv})_0$ を、間隙の状態の高低を評価するパラメータとしていた。しかしながら、 $\Delta(I_v)_0$ や $\Delta(I_{sv})_0$ と圧縮性との間に有意な関係が認められず、 $\Delta(I_v)_0$ や $\Delta(I_{sv})_0$ の大ききで評価される、 σ'_{v0} における間隙の状態の高低が、粘土の潜在的な圧縮性を評価できるとはいえない。例えば、Skempton(1970)は、OCRが異なる粘土の堆積による圧縮曲線を評価する場合の応力として、 σ'_{v0} ではなく圧密試験による圧密降伏応力 p_c を用いている。

そこで、間隙パラメータ I_Γ を用いて堆積粘土の間隙の状態の高低を評価する場合に適切な応力レベルを把握するために、 I_Γ の応力依存性について検討する。

(3) 間隙パラメータ I_Γ の応力依存性

ひずみ速度 \mathcal{E}_{v0} で実施した乱さない粘土の圧縮曲線と \mathcal{E}_{v0} のときに与えられる基準圧縮曲線を図 3-40 に示す。この図において、乱さない粘土の圧縮曲線と基準圧縮曲線の縦距 (同じ σ'_v , \mathcal{E}_{v0} に対する乱さない粘土の体積比 $\log f_{\text{intact}}$ と基準圧縮曲線の体積比 $\log f_R$ の差) が、式(3-3)で定義した間隙パラメータ I_Γ である。

図 3-40(1) は、OCR が小さい粘土の代表的な例として大阪湾洪積粘土 Ma12 の結果、図 3-40(2) は、過圧密比が大きい粘土の例として京都粘土の結果である。また、図 3-40(1) に示す6本の

直線は、それぞれ $e_v=0, e_{v0}/1000, e_{v0}/100, e_{v0}/10, e_{v0}, 10e_{v0}$ における e_v が等しい圧縮曲線で、式(1-5)により算出した $\log f_R$ と $\log \sigma'_v$ の関係を示している。この図には、 $e_v=e_{v0}$ の CRS 試験で得られた再構成粘土の圧縮曲線も示しているが、正規圧密境域において、 $e_v=e_{v0}$ で式(1-5)により算出した $\log f_R$ と $\log \sigma'_v$ の関係と一致している。図 3-40(2)には、 $e_v=e_{v0}$ のときの圧縮曲線のみを示した。図 3-40(2)の2本の圧縮曲線の同じ σ'_v における $\log f$ の差が間隙パラメータ I_Γ である。

σ'_{v0}, e_{v0} における間隙パラメータを I_{Γ_0} として表して、両者の I_{Γ_0} を比較すると、圧密降伏後の圧縮性 ($C_c^*_{max}$) がほぼ同じであるにもかかわらず I_{Γ_0} の値は大きく異なっている。このことから、OCR が大きく異なる場合、 σ'_{v0} における I_{Γ_0} は降伏直後の圧縮性の大きさ表すパラメータではなく、間隙の状態の高低を適切に評価できないことが明らかである。

圧密圧力が間隙パラメータ I_Γ に及ぼす影響を、 e_{v0} で実施した乱さない粘土の $\log f_{intact} - \log \sigma'_v$ 曲線と e_{v0} のときに与えられる $\log f_R - \log \sigma'_v$ 曲線から $I_\Gamma - \log \sigma'_v$ 曲線として図 3-41 に整理した。圧縮指数の応力依存性を検討した図 3-3 と同様に、大阪湾粘土 Ma12 の結果を示した。圧密降伏前は σ'_v の増加に伴い I_Γ が増加している。そして、圧密降伏応力付近で最大値を示し、その後の σ'_v の増加に伴い I_Γ は減少する。また、 $I_\Gamma - \log \sigma'_v$ 曲線は、図 3-3 に示した圧縮指数の応力依存性と同様に凹の曲線形状を示し、 σ'_v が十分大きくなるにしたがい I_Γ の応力依存性が小さくなる。したがって、圧縮指数は、 I_Γ が最大値を示すときに $C_c^*_{max}$ を示し、 I_Γ に応力依存性がみられなくなったときに C_c^* に近づいていくことが分かる。さらに、 I_Γ は塑性変形を示す直前の圧密降伏応力付近において最大値を示すことから、圧密降伏時における I_Γ の値を堆積粘土の間隙の状態の高低を表す間隙パラメータ $I_{\Gamma y}$ と定義して、 $I_{\Gamma y}$ の大小と圧縮性の大小について検討する。

(4) 圧密降伏時の間隙パラメータ $I_{\Gamma y}$ に基づく圧縮指数の評価

図 3-40 に示すように圧密降伏応力 p_y (e_y) (ここでは、 p_{y0}) での間隙パラメータを $I_{\Gamma y}$ として、その値と圧縮指数の関係について検討した。

まず、図 3-42 に C_c^* と w_L の関係を示す。 C_c^* は再構成した粘土の $\log f - \log \sigma'_v$ 関係の傾きで、基準圧縮曲線の傾きで式(1-5)の C_c^* である。この関係には、完新統の東京湾粘土 (大向, 2007) と北九州空港・関門航路・新門司・苅田港の粘土 (江藤ら, 2002) も示した。図 3-4 に示した C_c と w_L の関係と同様に、 C_c^* は w_L と一定の関係にあり、次式で表される ($R^2=0.83$)。

$$C_c^* = 0.0009w_L + 0.046 \quad \dots (3-4)$$

次に、降伏後の圧縮性の大きさ表す指標を $C_c^*_{max}/C_c^*$ および $C_c^*_{max}$ として与え、その値と $I_{\Gamma y}$ の関係を図 3-43、図 3-44 に整理した。ここで、 $C_c^*_{max}$ は $\log f - \log \sigma'_v$ 関係の傾きで、乱さない試料の $\sigma'_v = 1.0p_{y0} \sim 1.1p_{y0}$ での傾きである。なお、圧縮性を $e - \log \sigma'_v$ 関係ではなく $\log f - \log \sigma'_v$ 関係の傾きとして与えた理由は、広範な応力の範囲 (変形が大きい範囲) を考える場合には、 $e - \log \sigma'_v$ 関係よりも $\log f - \log \sigma'_v$ 関係として圧縮曲線を表したほうがより一般的と考えるからである (Butterfield, 1979 ; Okikawa, 1987 ; Yamauchi et al., 1991 ; 松尾, 2003)。

図 3-43 の $C_{c, \max}^*/C_c^*$ と I_{Γ_y} の関係は, OCR が大きく異なるにも拘わらず, 正の相関が認められ, 次式で表すことができる ($R^2=0.75$).

$$\frac{C_{c, \max}^*}{C_c^*} = 70I_{\Gamma_y} + 1 \quad \dots (3-5)$$

図 3-44 の $C_{c, \max}^*$ と I_{Γ_y} の関係も同様に正の相関が認められ, 次式で表すことができる ($R^2=0.67$).

$$C_{c, \max}^* = 8.7I_{\Gamma_y} + 0.12 \quad \dots (3-6)$$

なお, C_c^* は w_L と一定の関係にあるため, $C_{c, \max}^*/C_c^*$ の指標を用いることで, 粘土のコンシステンシー特性の違いによる圧縮性の違いは考慮され, 間隙の状態の高低をより反映した圧縮性の違いを評価できる. そのため, $C_{c, \max}^*/C_c^*$ と I_{Γ_y} の関係が $C_{c, \max}^*$ と I_{Γ_y} の関係よりも良い相関関係が認められると考える.

$C_{c, \max}^*/C_c^*$ と I_{Γ_y} の関係に基づき, 圧縮性と間隙の状態の高低を評価する. 東京粘土, 尼崎粘土, ピサ粘土は, I_{Γ_y} , $C_{c, \max}^*/C_c^*$ とともに小さく, 間隙の状態が低位で圧密降伏直後の圧縮性が小さい. この要因として, 尼崎粘土については, 地下水の揚水による沈下 (間隙比の減少) の影響を受け, 間隙の状態が大阪湾粘土に比べ低位になったと推察する. 一方, 大阪湾粘土 Ma12, Ma10, Ma9, Ma8, 京都粘土, ルイジベル粘土は, I_{Γ_y} , $C_{c, \max}^*/C_c^*$ とともに大きな値を示し, 間隙の状態が高位で圧密降伏後の圧縮性が大きい. 京都粘土については, 大阪湾粘土に比べて OCR が大きいにもかかわらず圧縮性が大きい. この要因としては, 京都粘土は, 地殻変動の影響により隆起した粘土地盤から採取したものであるため, 堆積時 (水平な層) の土骨格の構造とは異なった構造 (堆積層の傾斜による異方性など) を有していると考えられるが, その違いは微視的な構造の観察では判断できなかった.

このように, 間隙の状態が低位である粘土や高位である粘土の違いが何に起因しているかは定かでないが, 間隙の状態の高低に影響を及ぼすひとつの要因として珪藻遺骸などの混入の程度の違いが考えられる. また, 図 3-43, 図 3-44 に示した結果から, 圧密降伏後の圧縮性の大小を表すパラメータとして, 圧密降伏応力における間隙パラメータ I_{Γ_y} が有用であることが分かる.

なお, 第 6 章で有効応力一定下における間隙パラメータ I_{Γ} のひずみ速度依存性を検討し, 第 7 章で間隙パラメータ I_{Γ} を用いて圧縮挙動をモデル化する.

3. 4 本章の結論

本章では, 完新統の大阪湾粘土 Ma13, ピサ粘土, ルイジベル粘土と更新統の大阪湾粘土 Ma11, Ma9, 夢洲粘土, 尼崎粘土, 京都粘土, 東京粘土を対象に, 水銀圧入型ポロシメータによる間隙径分布の測定と走査型電子顕微鏡 (SEM) による観察結果から, 各粘土の微視的な構造と間隙の状態について検討した. また, Burland (1990) の固有圧縮曲線 ICL, 土

田 (2001b) の基準圧縮曲線 SCC-marine, Imai et al. (2003) が提案したアイソタック型圧縮則を基準曲線として, 各粘土の間隙の状態の高低と圧縮性の大小について検討した. 得られた結論は以下の通りである.

- (1) 乱さない粘土の初期状態 A における微視的な構造は, 同じ大阪湾に堆積した粘土においても, 完新統と更新統で大きく異なる. 完新統の粘土粒子の骨格にはメゾポアに相当する大きさの間隙が存在するが, 更新統の粘土粒子の骨格にはメゾポアに相当する大きさの間隙がなく, ミクロポア以下の大きさの間隙により構成されている.
- (2) 各粘土の間隙の状態は, 完新統, 更新統の違いのみならず, 各地域によって異なる. また, 粘土の間隙全体の大きさを表す指標である e と, 全間隙体積の多く割合を占める間隙径の指標である d_{p50} はそれぞれ異なる間隙の特性をあらわしている. 更新統の粘土の初期状態 A における d_{p50} と e_0 の関係については, d_{p50} が同様の値を示している場合でも, 粘土分含有率が大きく w_L が大きいほど大きな e_0 を示す. また, 圧密降伏応力より小さい応力での間隙の状態は, その粘土の堆積環境に応じて, 圧密履歴の影響や珪藻遺骸の殻の中にあるメゾポア相当の間隙などの影響を受けている.
- (3) ポロシメータ試験による間隙径は, 珪藻遺骸の殻の中にあるメゾポア相当の間隙を評価できていない.
- (4) 大阪湾周辺の各粘土の比較から, 圧密に伴う間隙径分布の変化は, 完新統の大阪湾粘土, 荷重履歴による OCR を有する尼崎粘土, 京都粘土と擬似過圧密である更新統の大阪湾粘土, 夢洲粘土において異なるが, いずれの粘土も圧密降伏後の d_{p50} は圧密圧力 p に依存し ($\log d_{p50}$ は $\log p$ と線形関係に有り), p が大きくなると d_{p50} は小さくなる.
- (5) 乱さない粘土の高位な間隙の状態および大きな圧縮性は, 圧密圧力が大きくなるに従い再構成した粘土の間隙の状態および圧縮性に近づいていく. また, 圧密降伏応力を超えた状態 C, 状態 D では, 珪藻遺骸の殻は崩壊しているものが多く, 珪藻遺骸の殻の中のメゾポア相当の大きな間隙は見られない.
- (6) $p=10\text{MPa}$ の間隙の状態は, 今回用いた全ての粘土において圧密降伏応力を大きく超えた正規圧密領域で, 初期状態で有していた間隙の状態から大きく変化している. このときの間隙径については, w_L あるいは粘土分含有率が大きいほど d_{p50} が小さく, より小さな間隙径まで圧縮が生じている. 一方, 間隙比については, $e=0.50\sim 0.71$ の範囲にあり, 粘土鉱物と珪藻の混入の有無が等しい粘土に注目した場合は, w_L あるいは粘土分含有率が大きいほど e は大きい. このことから, 間隙の状態が高位であっても間隙径は小さく, 粘土の間隙の状態が間隙比と間隙径の異なる 2 つのパラメータで表されることに留意することが重要である.
- (7) Burland (1990) が提案した間隙指数 I_{v0} と σ'_{v0} の関係から得られる $\Delta(I_v)_0$, 土田 (2001b) が提案した体積比指数と I_{sv0} と σ'_{v0} の関係から得られる $\Delta(I_{sv})_0$ では, 特に OCR が異なる粘土において間隙の状態の高低を評価できない. 圧密降伏直後の圧縮性の大小を適切

に表すパラメータ，すなわち間隙の状態の高低の評価には，圧密降伏時の応力における間隙の状態が重要である。

- (8) 堆積粘土の間隙の状態の高低の評価するパラメータとして，アイソタック型圧縮則に基づく間隙パラメータ I_r を提案した。OCR や堆積年代が異なる地盤においても圧縮性の大小を評価し得るパラメータとして，圧密降伏時の間隙パラメータ I_{ry} が有用であり， I_{ry} が大きく間隙の状態が高位な粘土ほど，圧密降伏直後の圧縮指数が大きい。

表 3-1 各粘土の圧縮性と乱さない粘土の初期状態 A における粘土の間隙の状態の比較

項目	粘土の名称*1)								
	①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨
地層	完新統	更新統						完新統	
$w_L(\%)$	92.8	76.8	84.5	93.0	124.2	112.5	42.8	94.7	69.7
$\sigma'_{v0}(\text{MPa})$	0.06	0.64	1.25	1.13	0.26	0.21	0.09	0.19	0.12
OCR	≒1.5			≒2.0	≒4.0	>10	≒1.5	≒2.2	
圧縮性*2)	中		大	中	小	大	小	小	極大
e_0	≒2.5	≒1.5		≒1.7	≒2.2	≒1.7	≒1.0	≒1.6	≒1.7
液性指数*3) I_L	≒0.9	≒0.3 ~0.6	≒0.1 ~0.3	≒0.2 ~0.6	≒0.3 ~0.6	≒0.3 ~0.4	≒0.2 ~0.6	≒0.5	≒0.9
マクロポア	無	無	無	無	無	無	無	無	無
メゾポア	有	無	無	無	無	無	無	無	有
ミクロポア	有	有	有	有	有	有	有	有	有
$d_{p50}(\mu\text{m})$ *4)	≒1.1	≒0.3			≒0.4	≒0.3	≒0.4	-	≒0.4
珪藻遺骸 の混入量*5)	多	多	多	多	多	少	-	若干	-

<特記事項>

*1) 粘土の名称について

①大阪湾粘土 Ma13, ②大阪湾粘土 Ma11, ③大阪湾粘土 Ma9, ④夢洲粘土, ⑤尼崎粘土, ⑥京都粘土, ⑦東京粘土, ⑧ピサ粘土, ⑨ルイジベル粘土である.

*2) 圧縮性の評価について

図 3-4 の圧縮比 $C(= C_{c,max} / (1 + e_0))$ で評価した.

$C < 0.5$ が小, $0.5 \leq C < 1.0$ が中, $1.0 \leq C < 1.5$ が大, $C \geq 1.5$ が極大として $1.0p_{y0} \sim 1.1p_{y0}$ の応力範囲における圧縮性で評価した. なお, $2.0p_{y0} \sim 4.0p_{y0}$ の応力範囲では, いずれの粘土も $C \approx 0.3$ である.

*3) 液性指数 I_L の評価について

図 2-14~図 2-17 に示した I_L の範囲で評価した.

*4) ルイジベル粘土の d_{p50} について

Lapierre et al (1990) が報告した水銀圧入型ポロシメータ試験結果から推測した.

*5) 珪藻遺骸の混入量について

SEM 観察画像からの判断で定量的な評価ではない. 混入量の多い方から順に, 多>若干>少, として評価した.

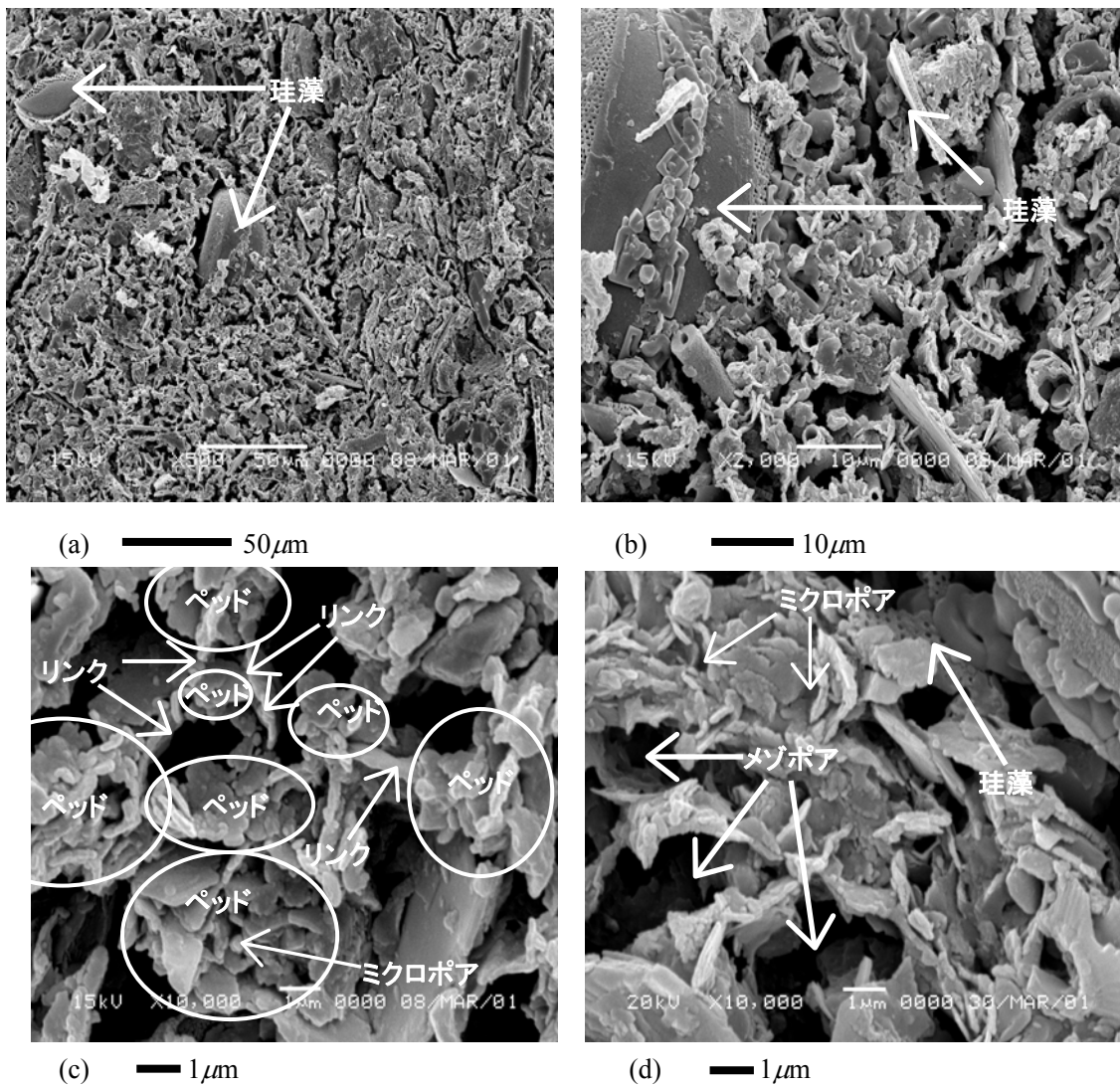


写真 3-1 大阪湾粘土 Ma13 の初期状態 A の SEM による観察結果

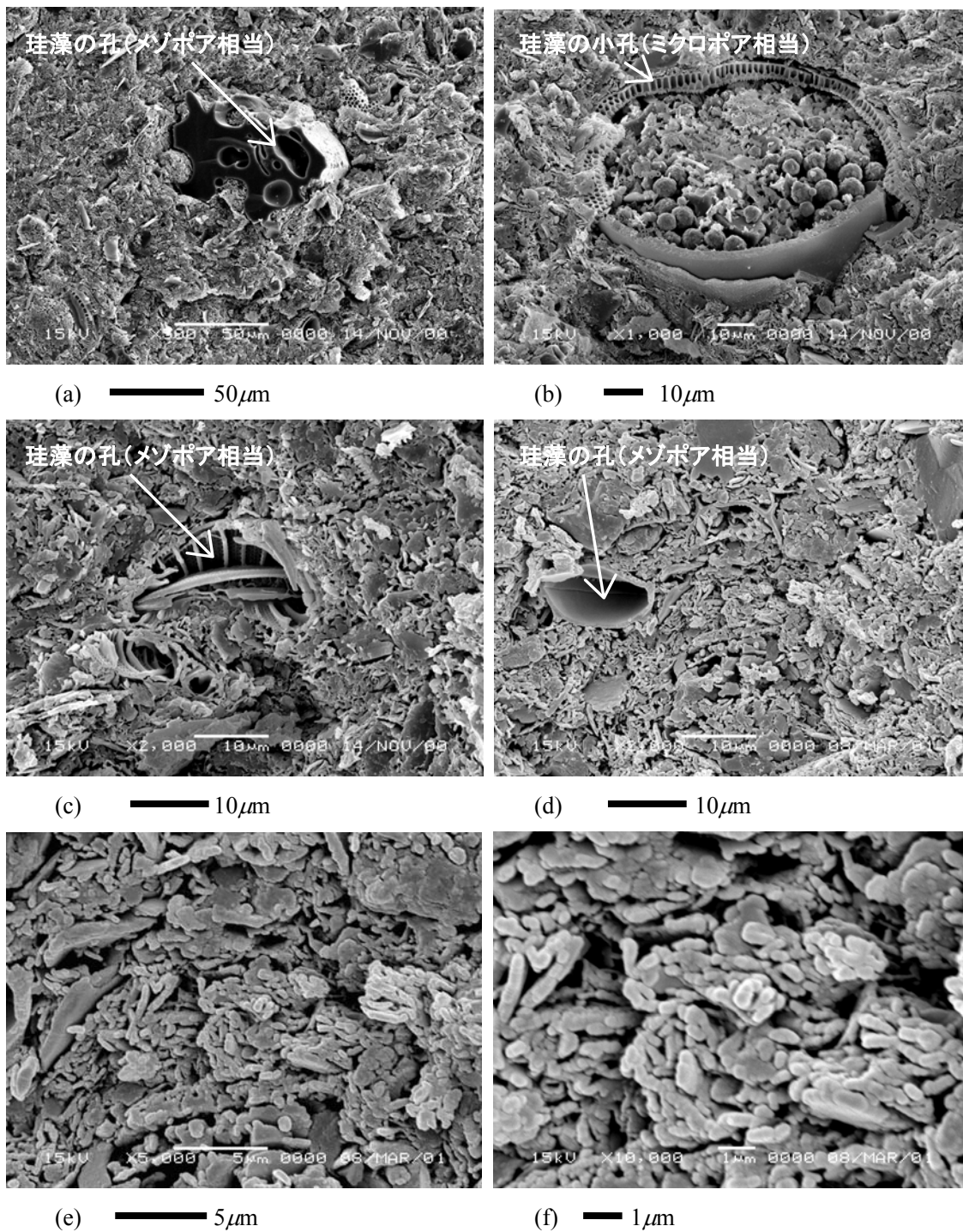


写真 3-2 大阪湾粘土 Ma11 の初期状態 A の SEM による観察結果

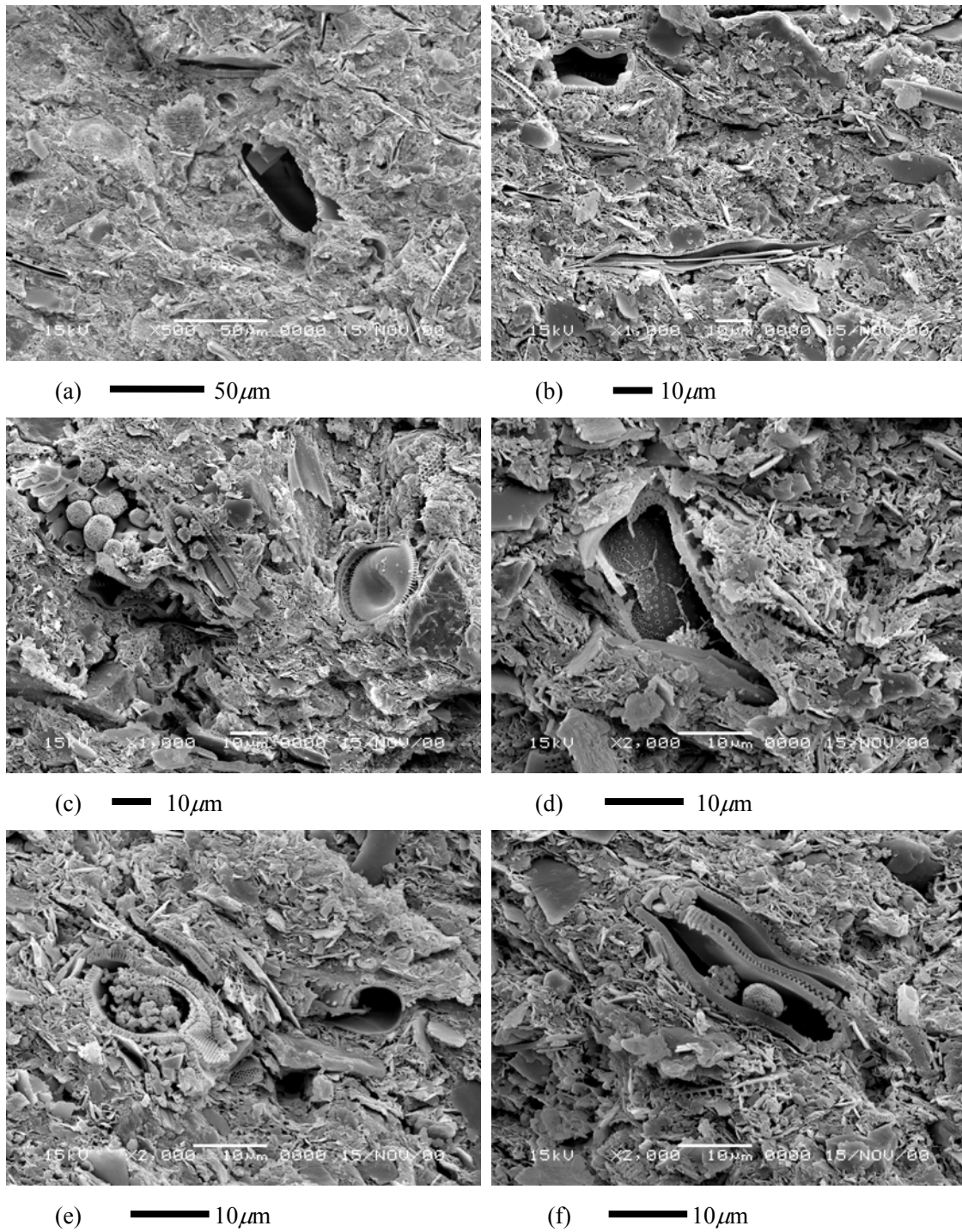


写真 3-3 大阪湾粘土 Ma9 の初期状態 A の SEM による観察結果

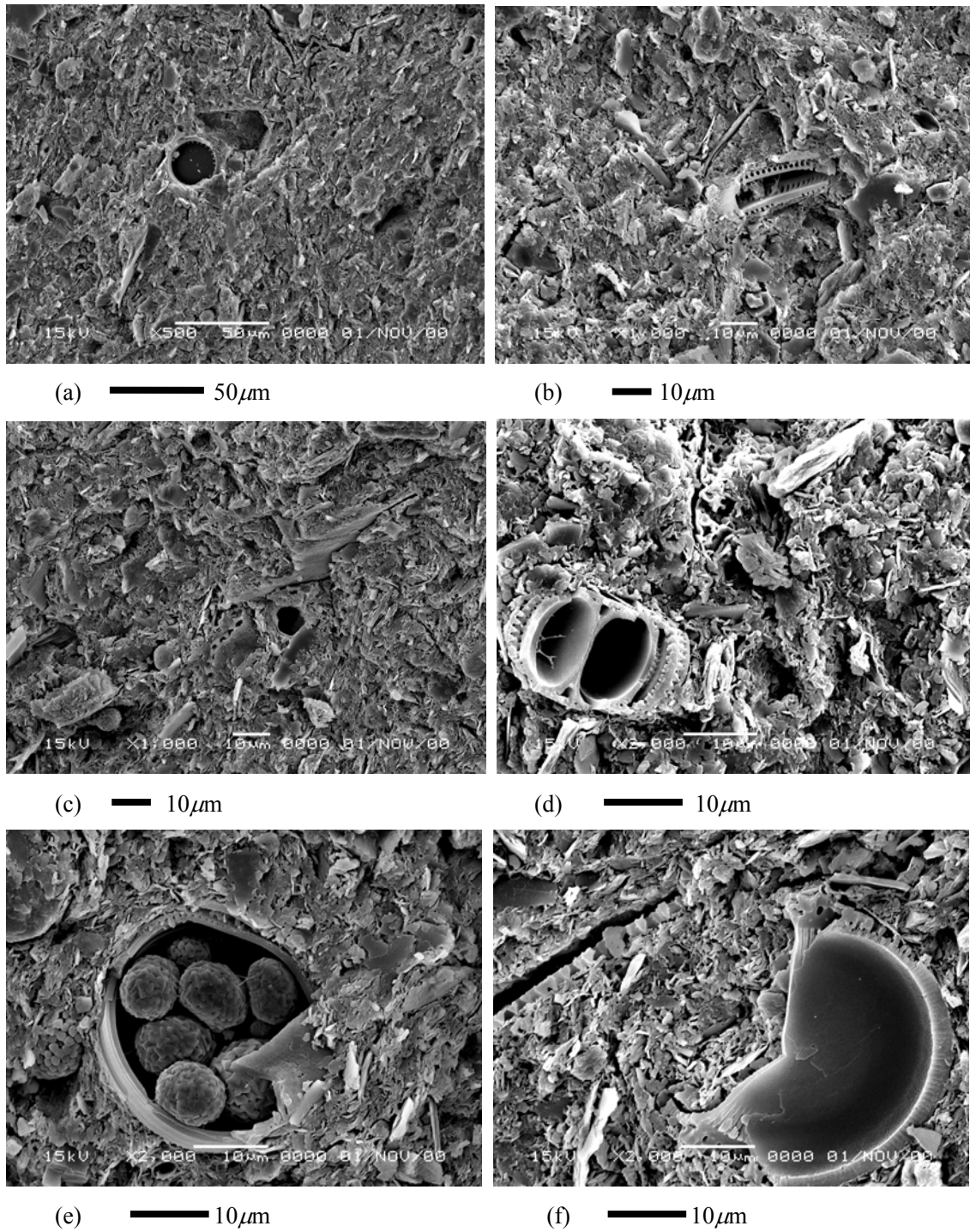


写真3-4 夢洲粘土 (Ma10) の初期状態 A の SEM による観察結果

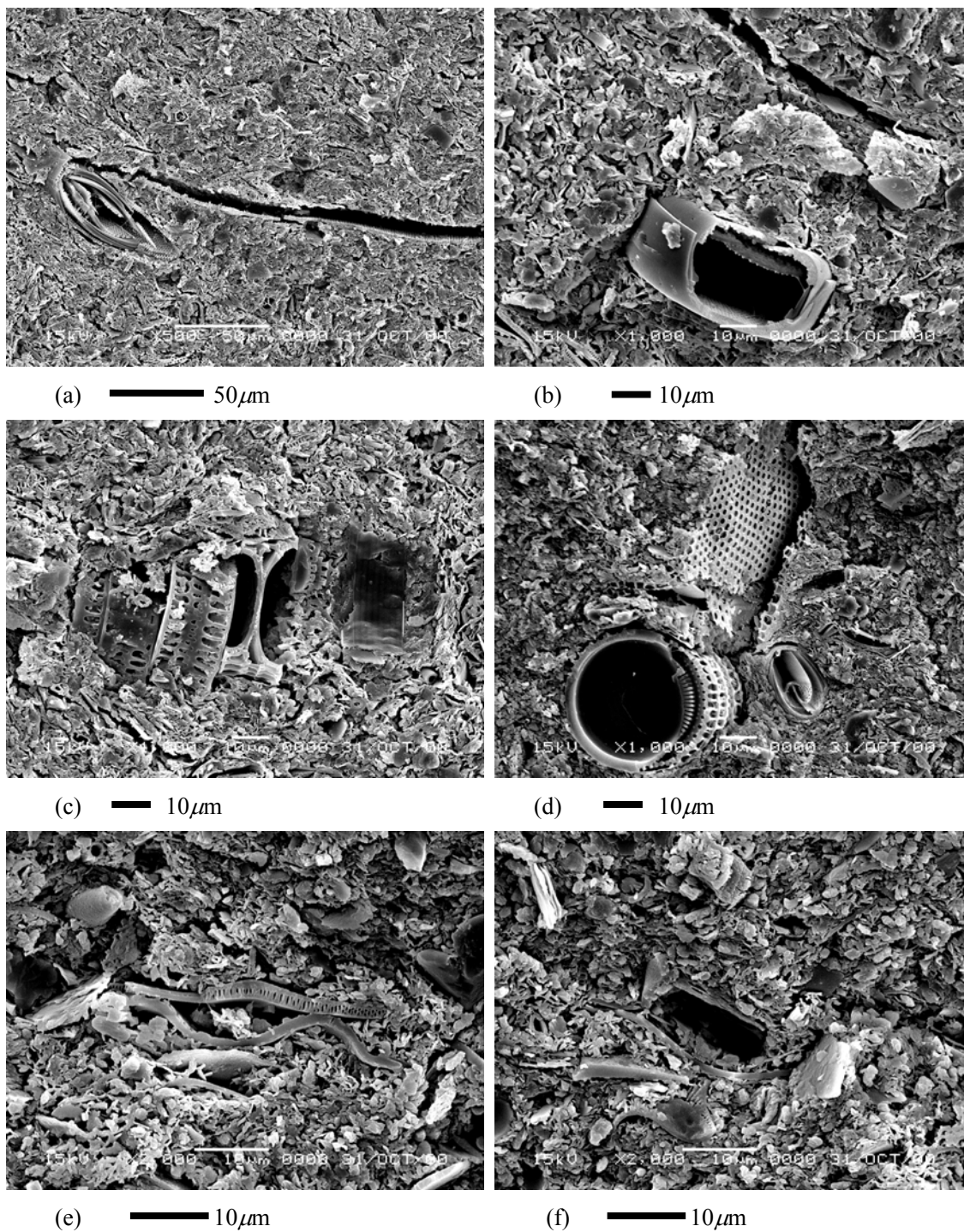


写真 3-5 尼崎粘土 (Ma4) の初期状態 A の SEM による観察結果

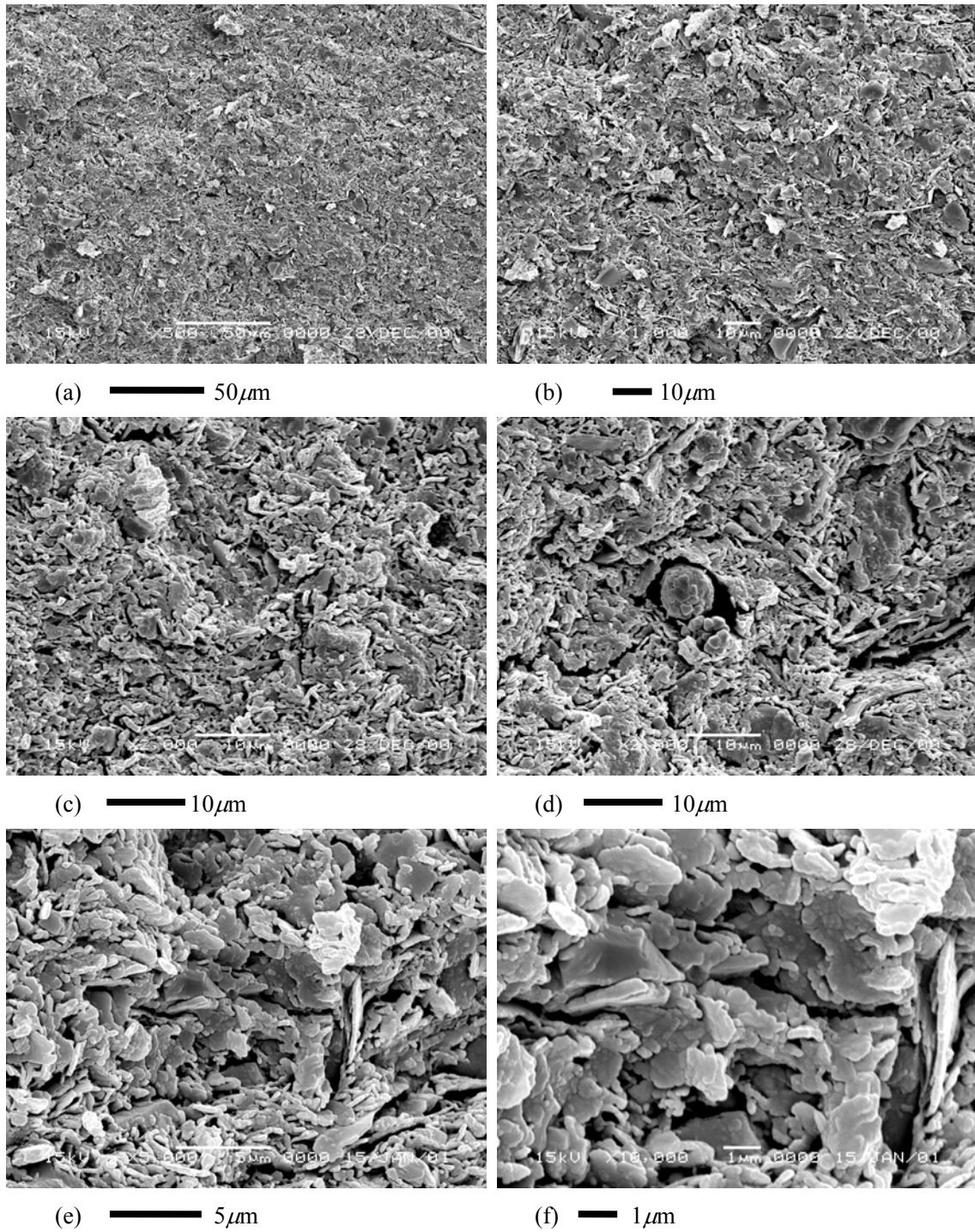


写真 3-6 京都粘土 (Ma4) の初期状態 A の SEM による観察結果

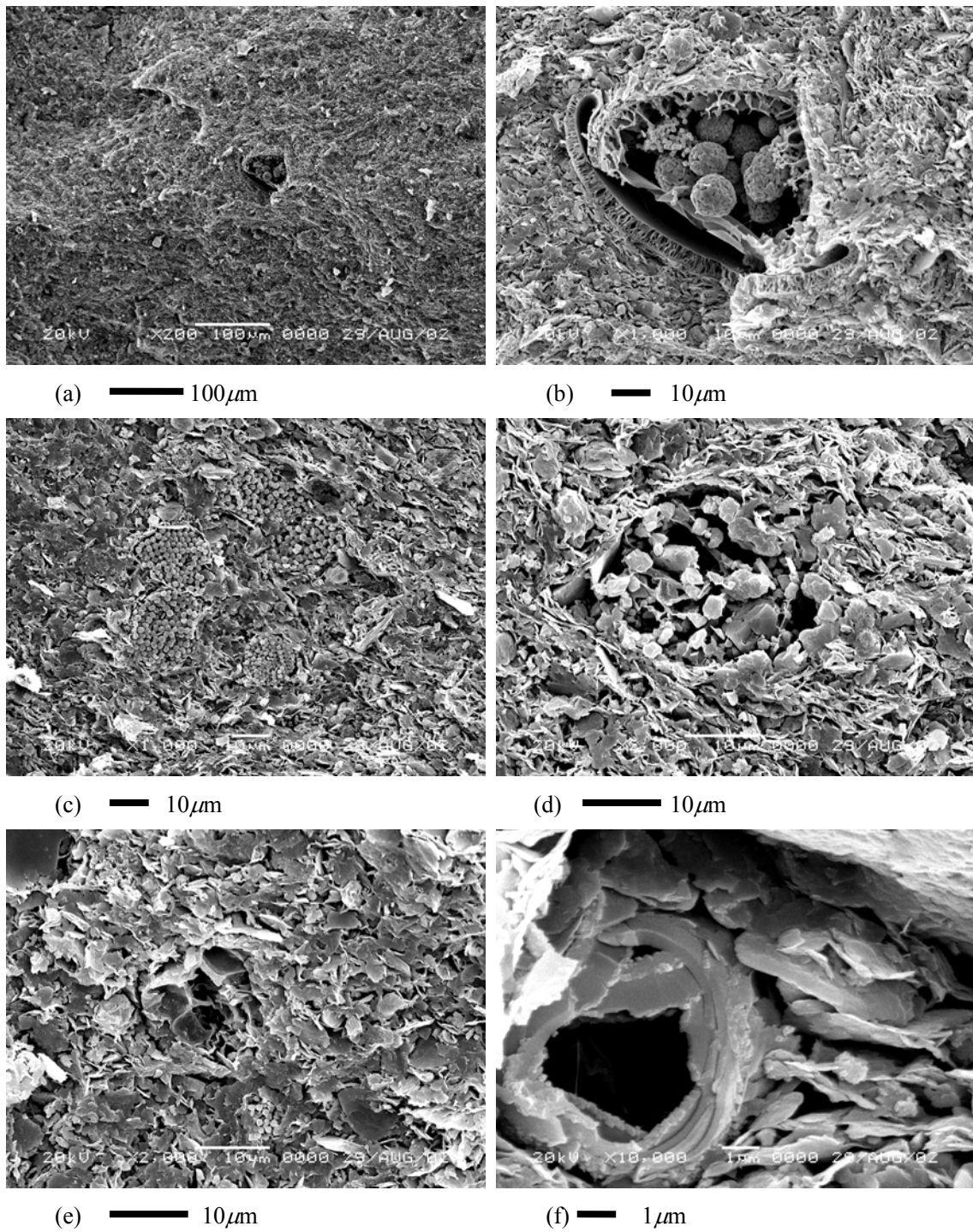


写真3-7 ピサ粘土（完新統）の初期状態AのSEMによる観察結果

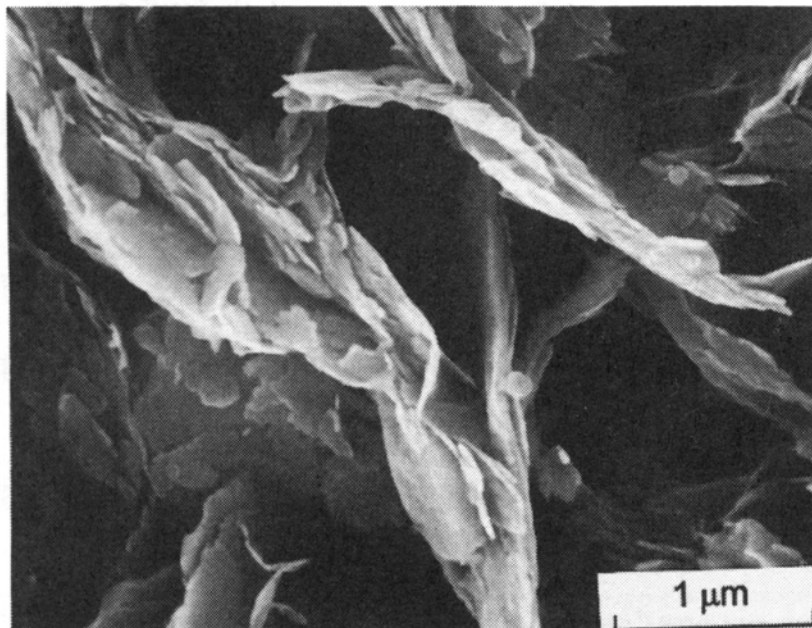


写真 3-8 ピサ粘土（完新統）の SEM による観察結果（Mesri et al., 1997）

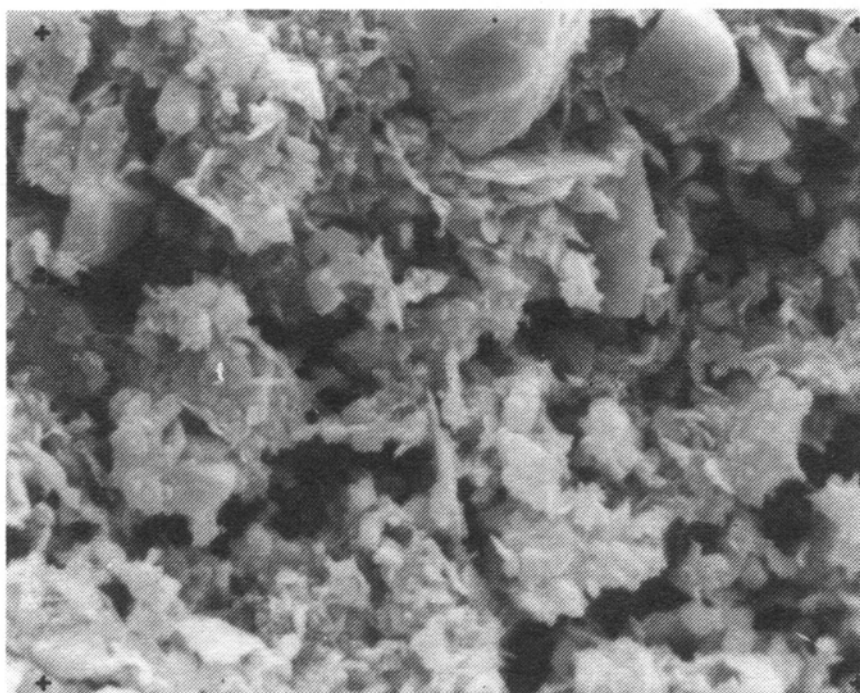


写真 3-9 ルイジベル粘土（完新統）の SEM による観察結果（Lapierre et al., 1990）

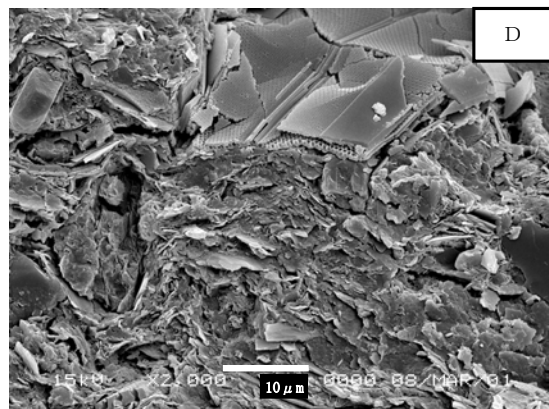
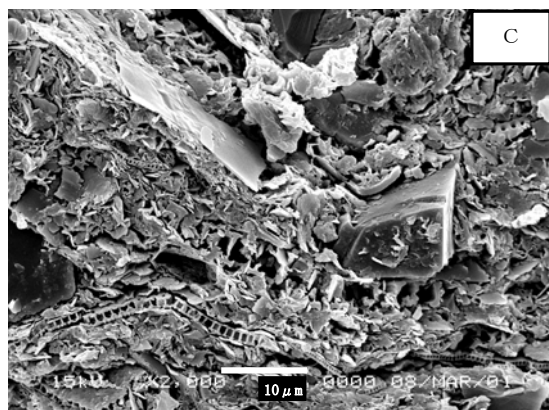
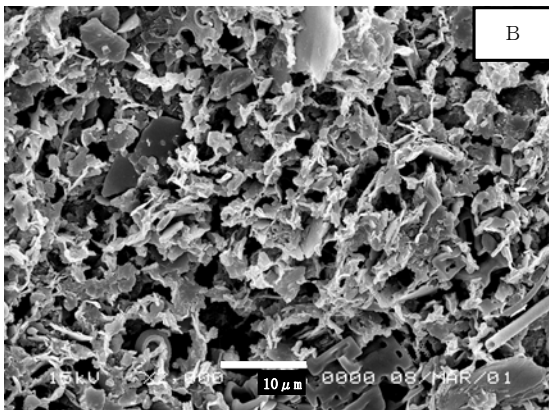
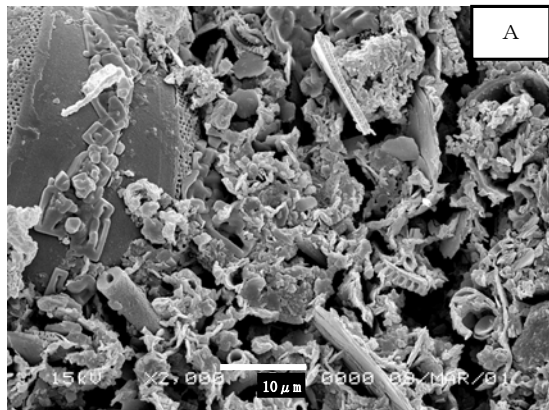


写真 3-10 乱さない大阪湾粘土 Ma13 の SEM による観察結果 ——— 10 μm

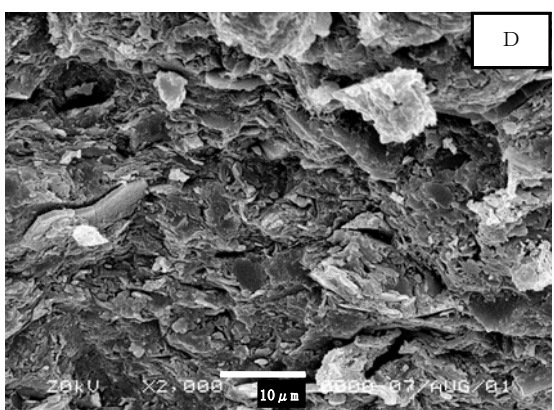
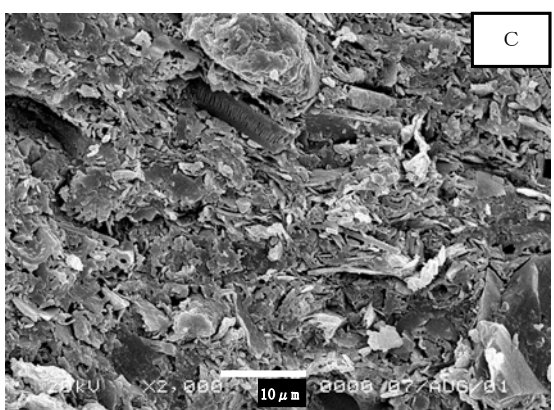
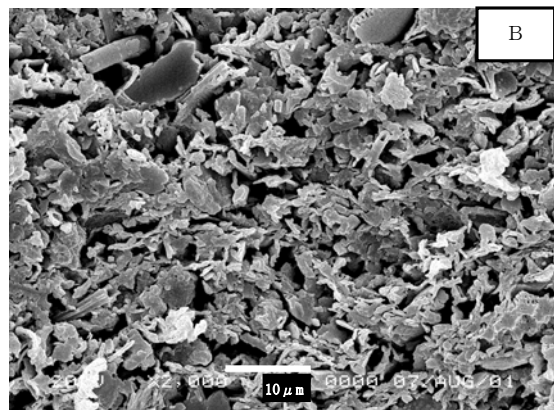
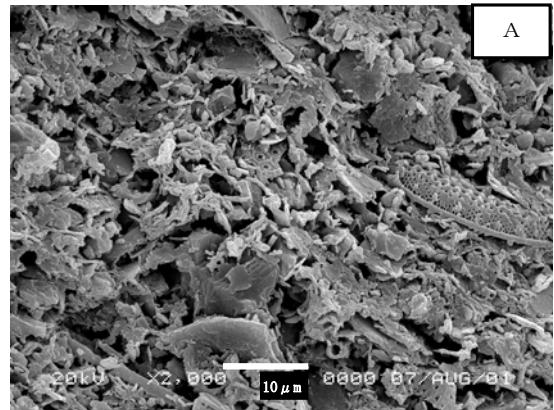


写真 3-11 再構成した大阪湾粘土 Ma13 の SEM による観察結果 ——— 10 μm

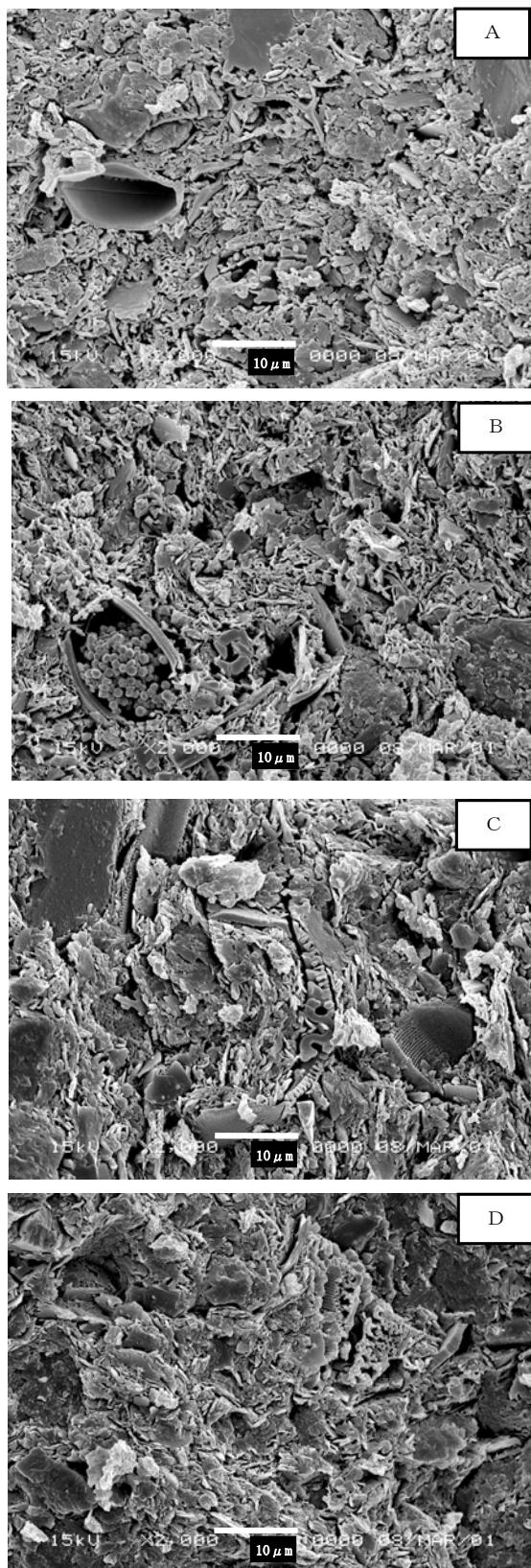


写真 3-12 乱さない大阪湾粘土 Ma11 の SEM による観察結果 ——— 10 μm

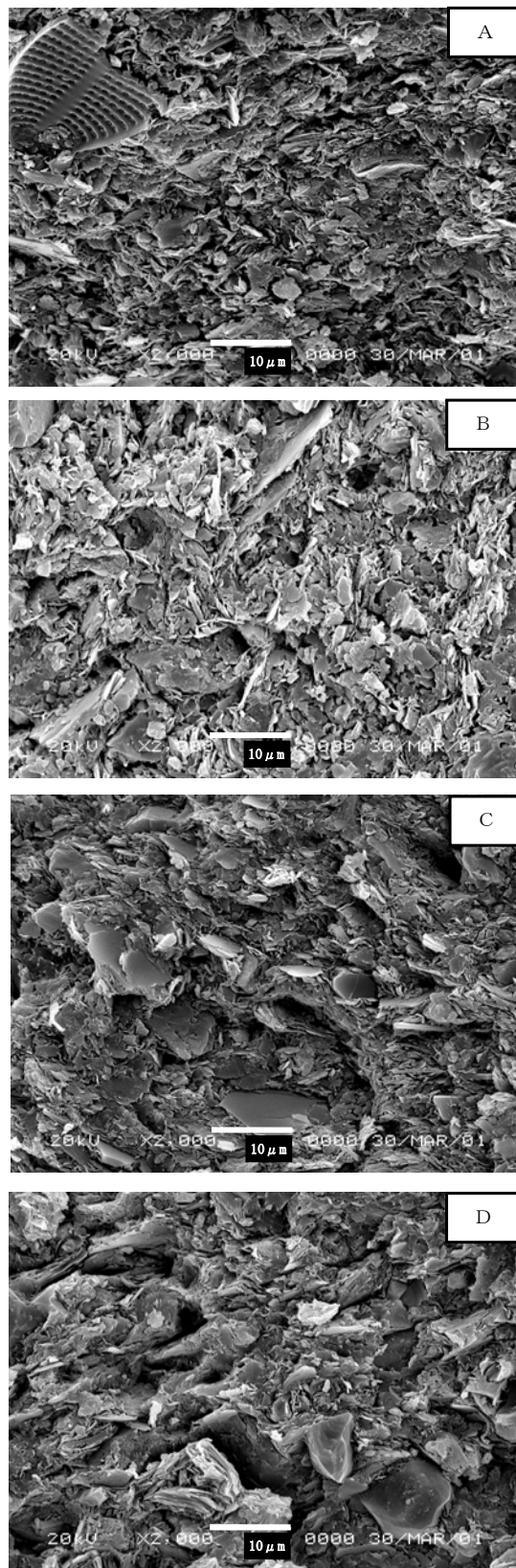


写真 3-13 再構成した大阪湾粘土 Ma11 の SEM による観察結果 ——— 10 μm

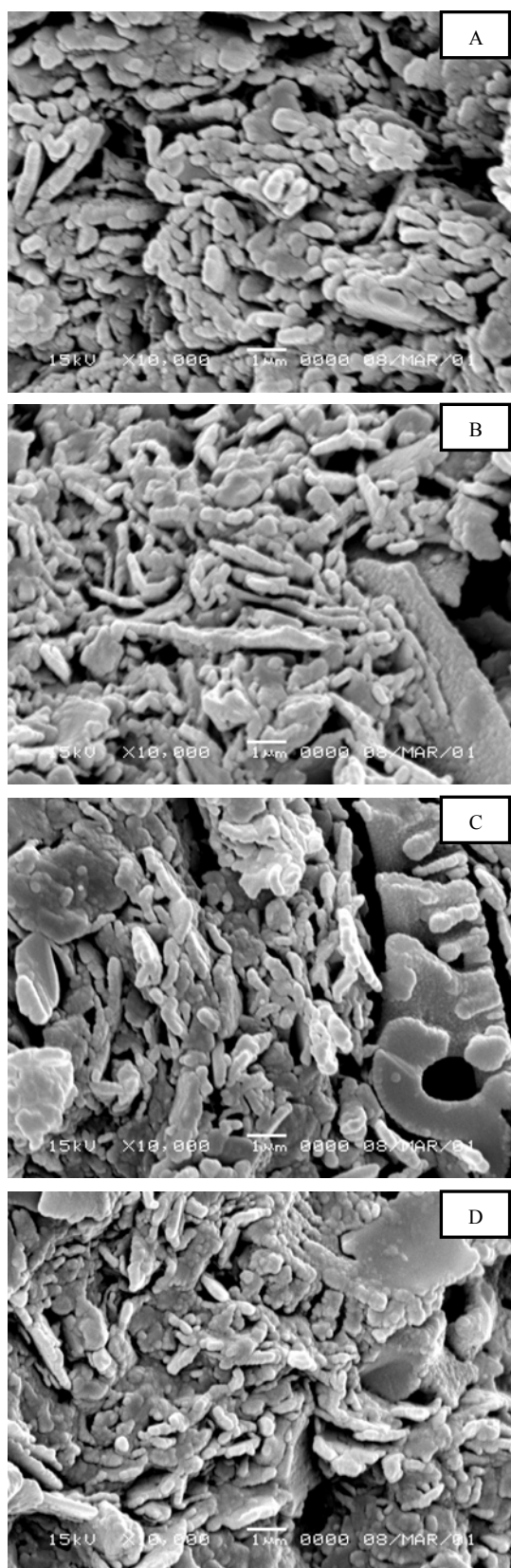


写真 3-14 乱さない大阪湾粘土 Ma11 の SEM による観察結果 (高倍率) — 1μm

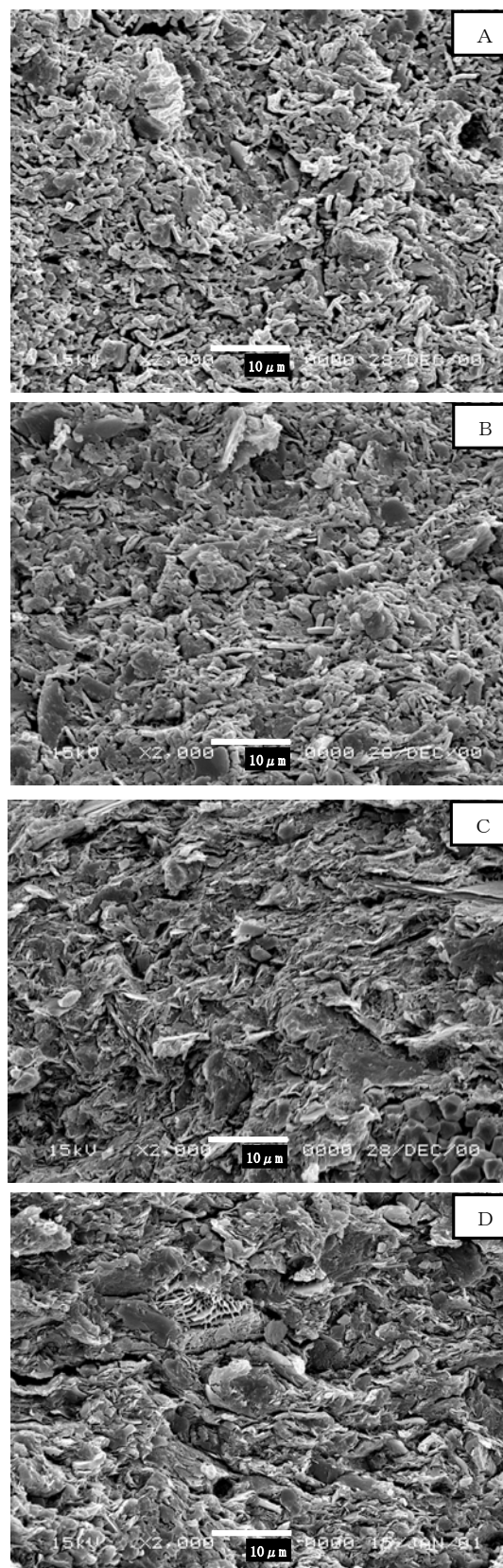
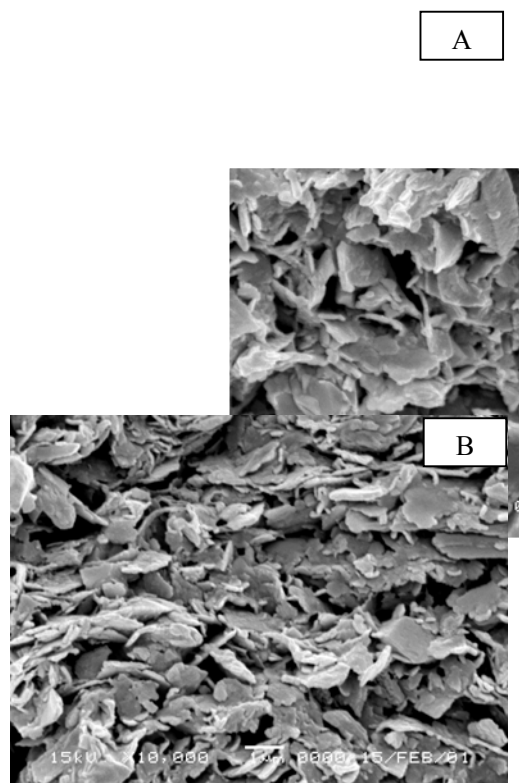
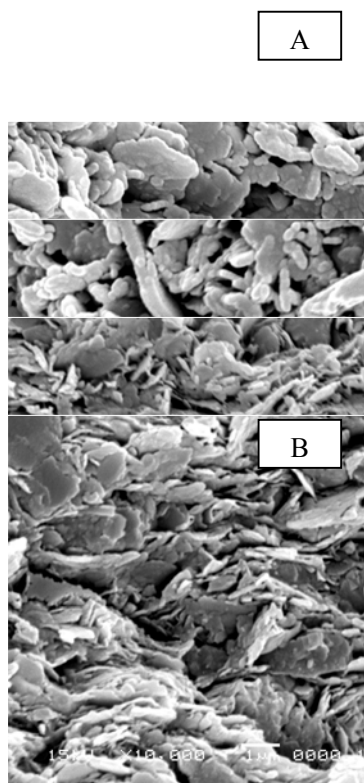
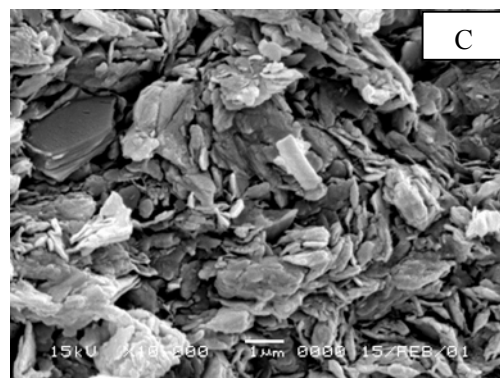


写真 3-15 乱さない京都粘土の SEM による観察結果 — 10μm



C



D

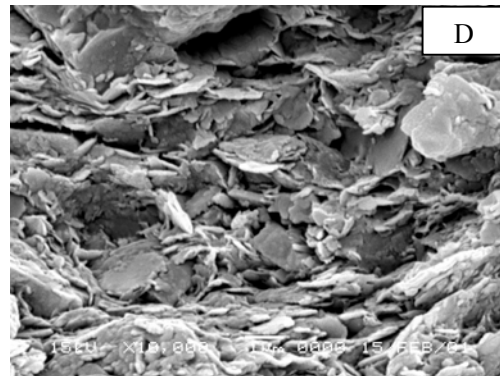


写真 3-16 乱さない京都粘土の
SEMによる観察結果（高倍率） — 1 μ m

写真 3-17 再構成した京都粘土の
SEMによる観察結果（高倍率） — 1 μ m

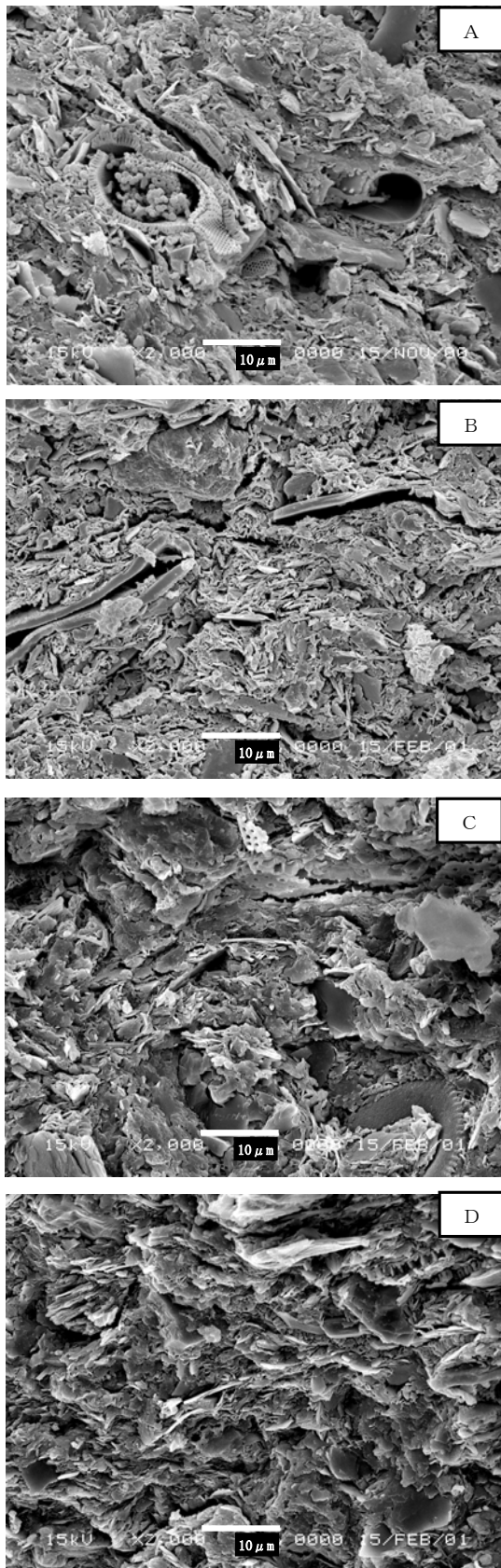


写真 3-18 乱さない大阪湾粘土 Ma9 の SEM による観察結果 ——— 10 μ m

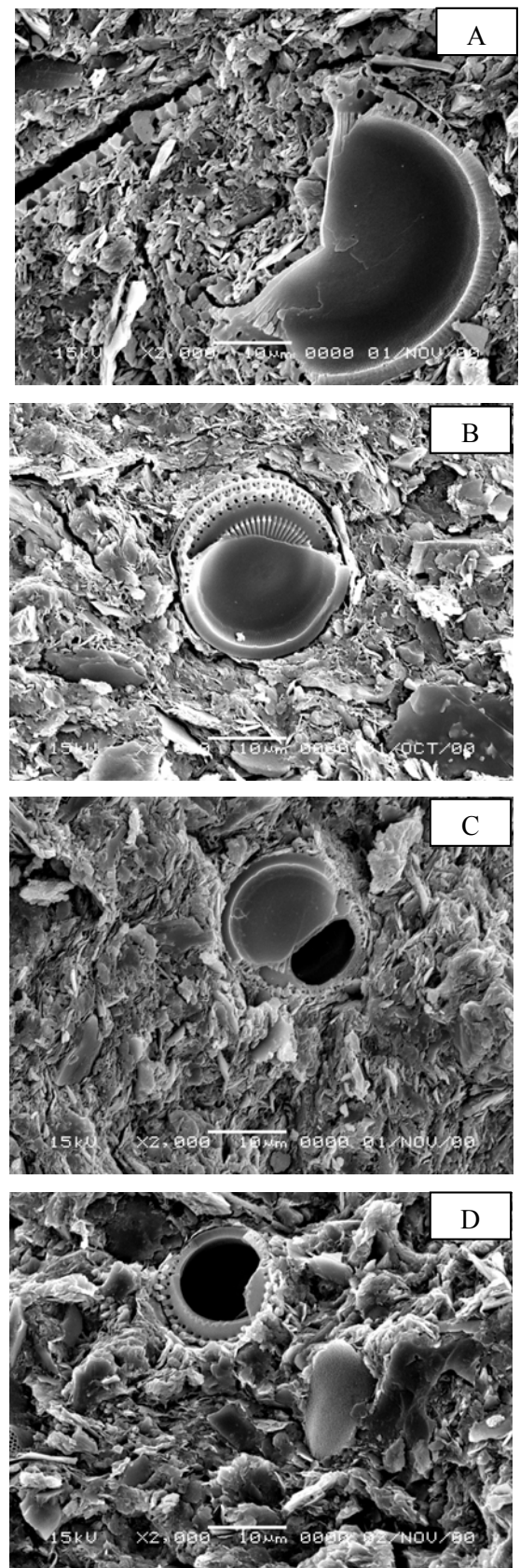


写真 3-19 乱さない夢洲粘土の SEM による観察結果 ——— 10 μ m

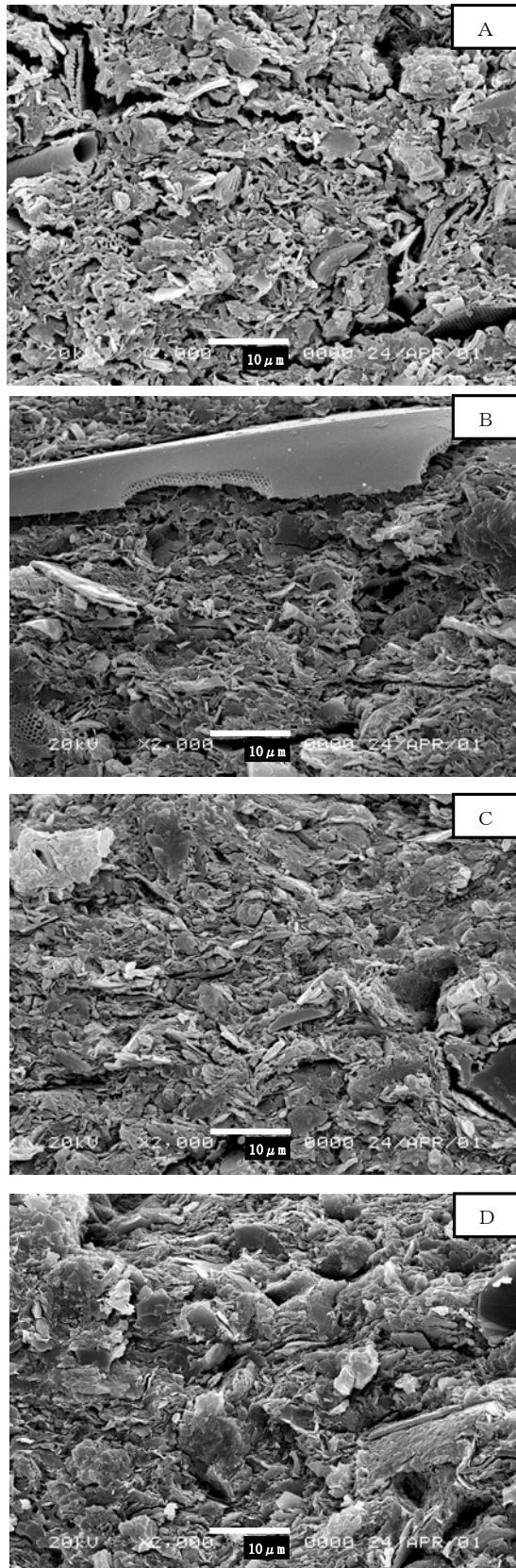


写真 3-20 乱さない尼崎粘土の
SEM による観察結果 ——— 10 μ m

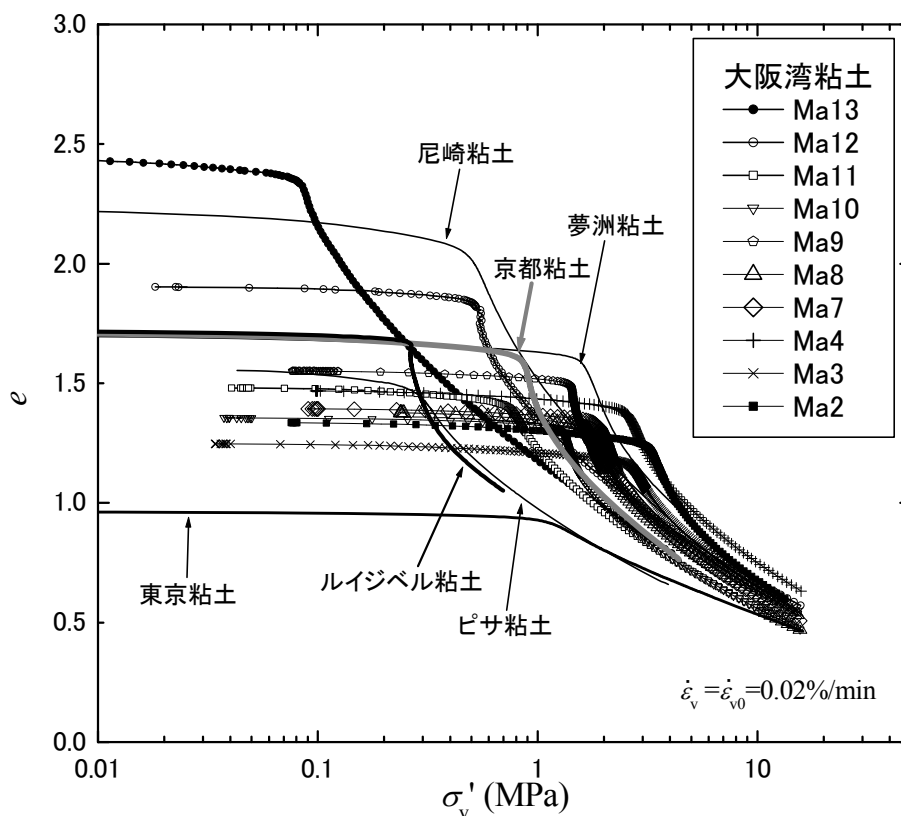


図 3-1 各地区粘土の代表的な e - $\log \sigma'_v$ 曲線

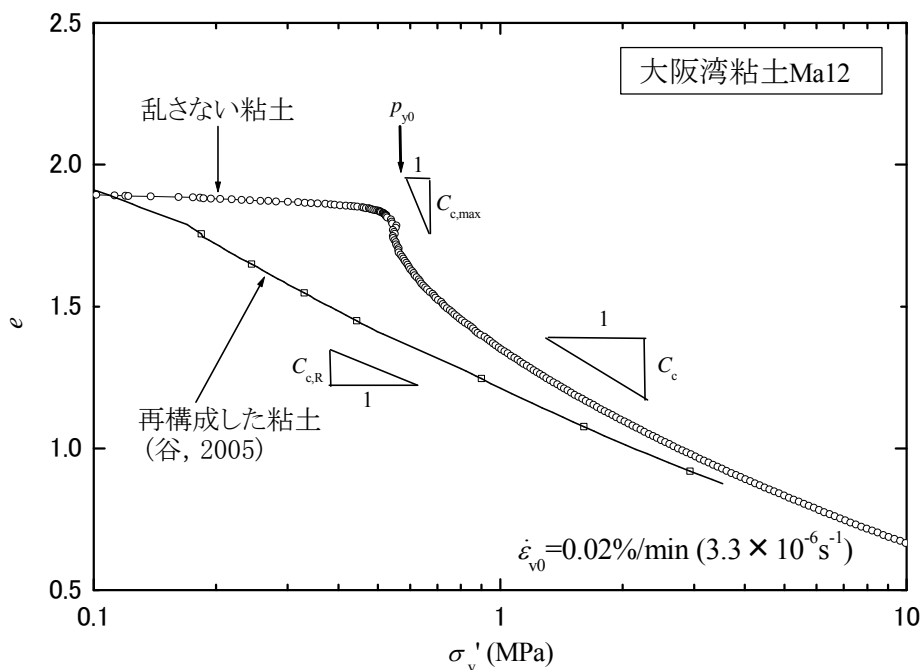


図 3-2 乱さない粘土と再構成粘土の e - $\log \sigma'_v$ 曲線の比較 (大阪湾粘土 Ma12)

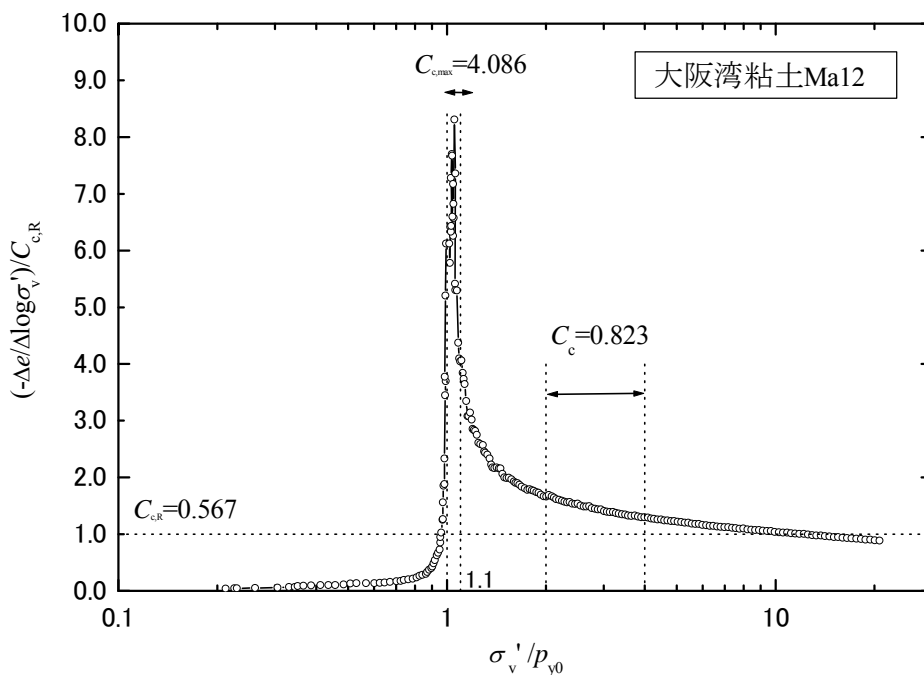


図 3-3 乱さない粘土の圧縮指数の応力依存性 (大阪湾粘土 Ma12)

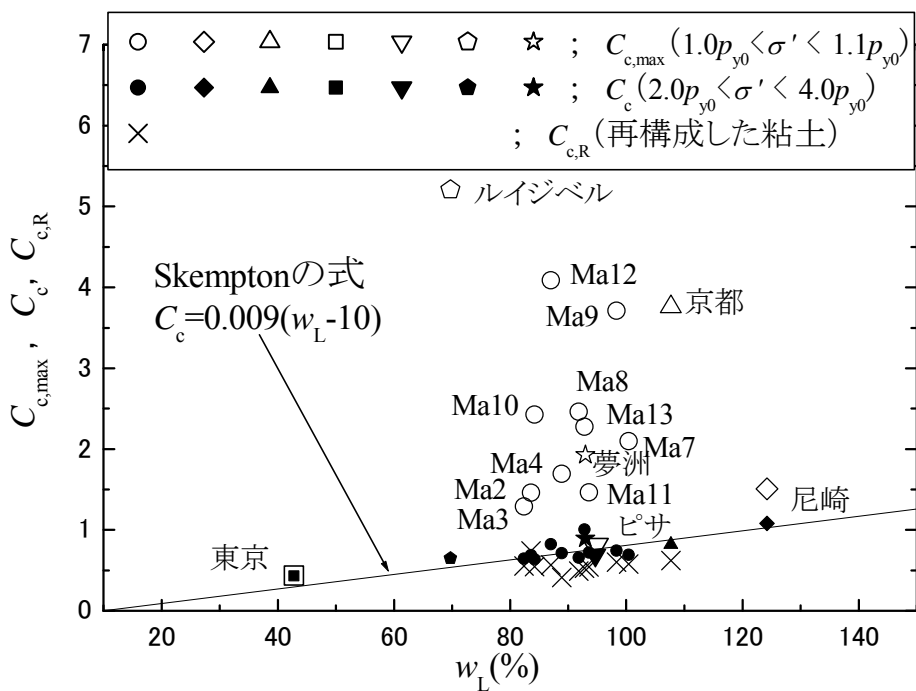


図 3-4 各粘土の圧縮指数と液性限界の関係

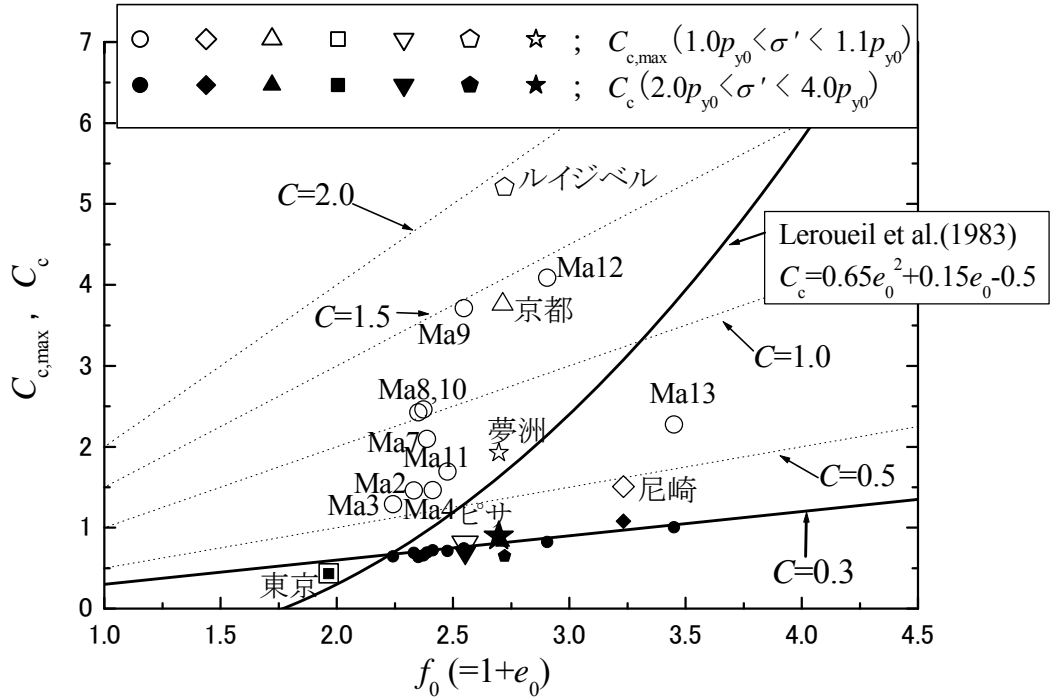


図 3-5 各地区粘土の圧縮指数と体積比の関係

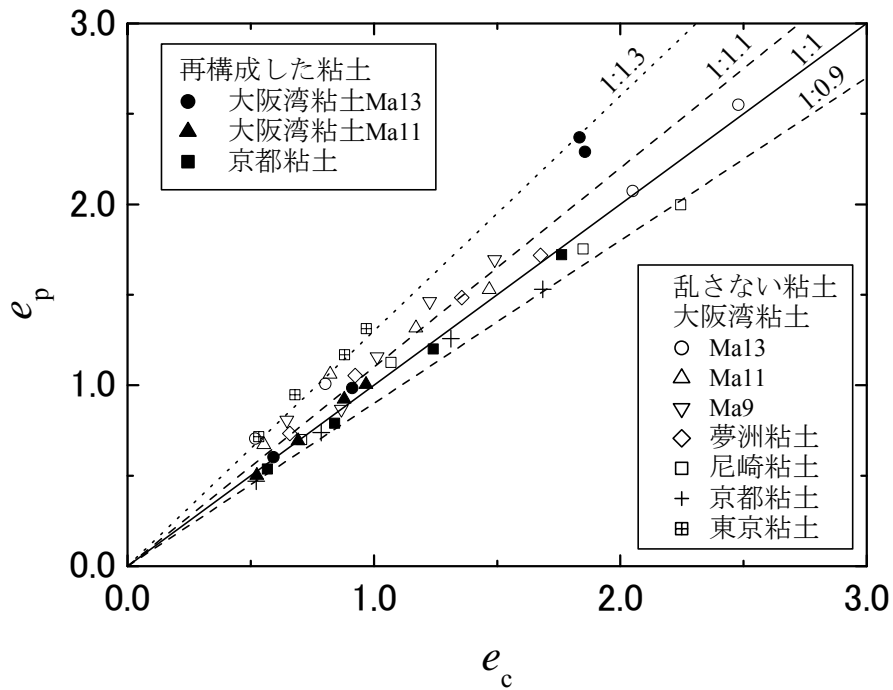
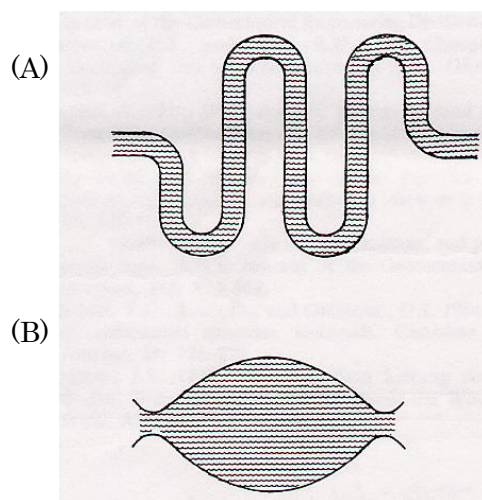
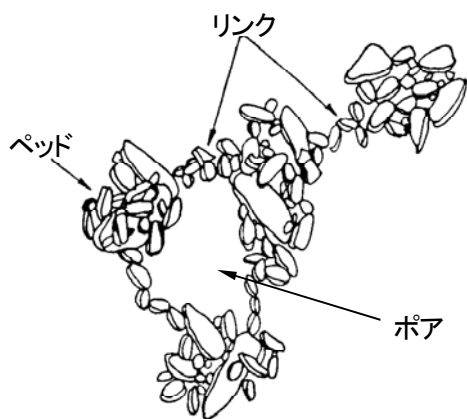


図 3-6 e_p と e_c の比較



(図中の斜線部は間隙をあらわす。)

図 3-7 水銀圧入型ポロシメータ試験結果の解釈の説明 (Lawrence, 1978)



ペッド	ポア
マクロペッド ($>50 \mu\text{m}$)	マクロポア ($>10 \mu\text{m}$)
メゾペッド ($2 \sim 50 \mu\text{m}$)	メゾポア ($1 \sim 10 \mu\text{m}$)
マイクロペッド ($0.1 \sim 2 \mu\text{m}$)	マイクロポア ($0.01 \sim 1 \mu\text{m}$)
サブマイクロペッド ($<0.1 \mu\text{m}$)	サブマイクロポア ($<0.01 \mu\text{m}$)

図 3-8 粘土の微視的な構造の概念図とペッドとポアの区分表 (松尾, 嘉門, 1976)

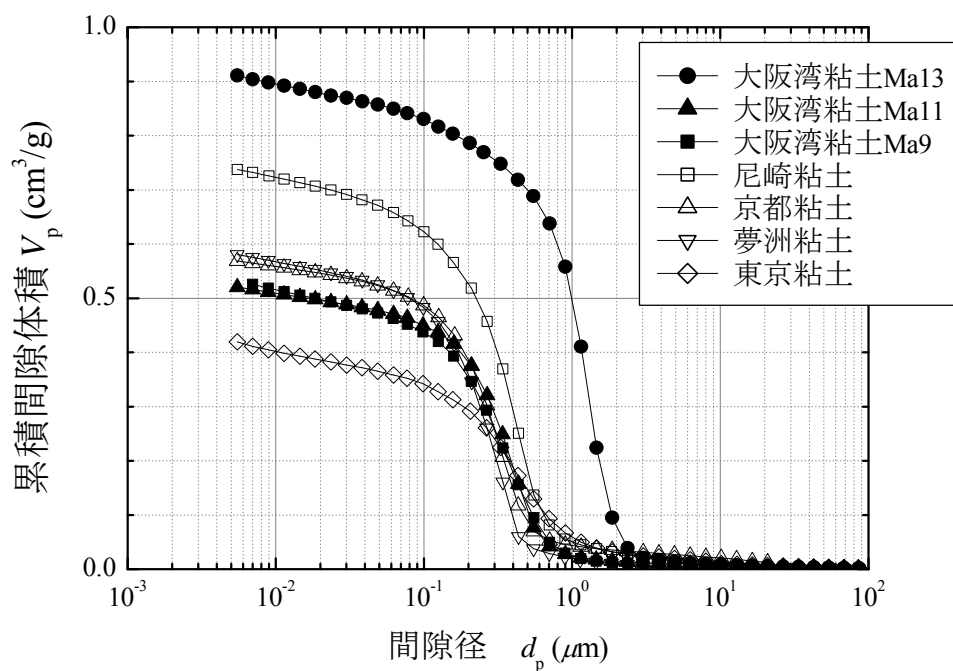


図 3-9 乱さない粘土の初期状態における累積間隙体積曲線

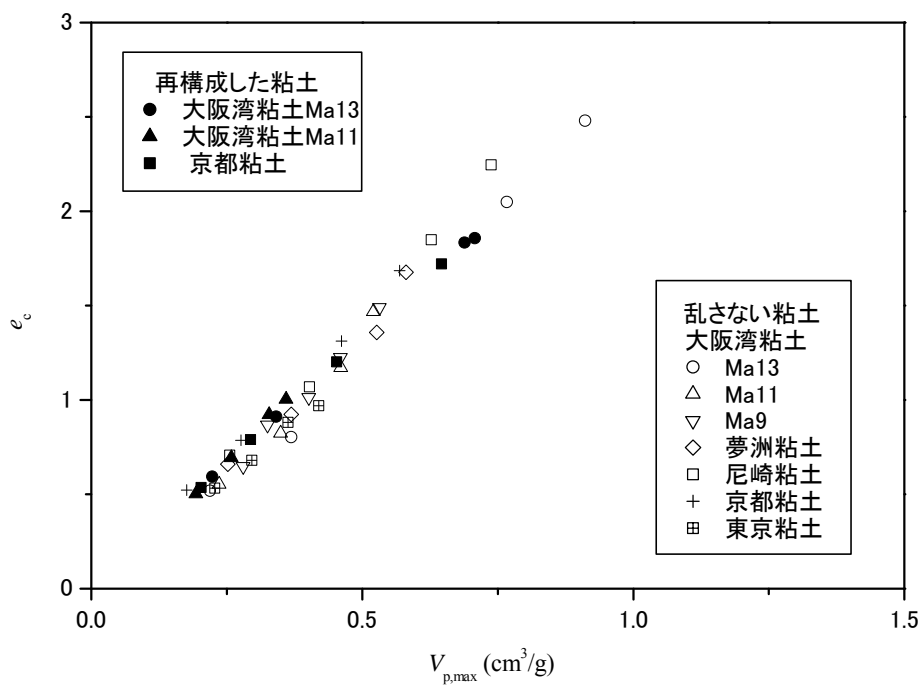


図 3-10 e_c と $V_{p,max}$ の関係

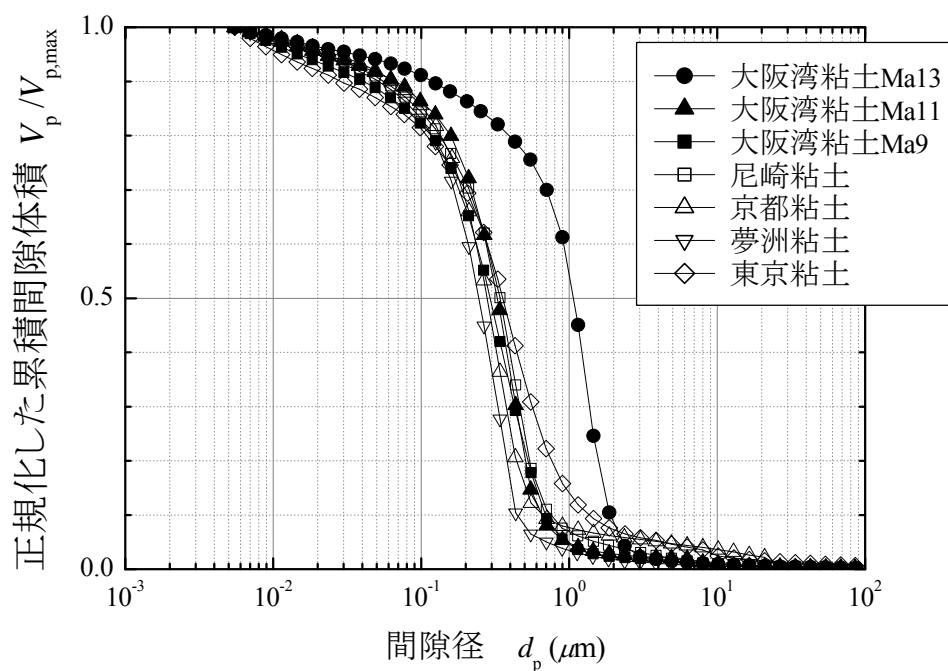


図 3-11 乱さない粘土の初期状態における正規化した累積間隙体積曲線

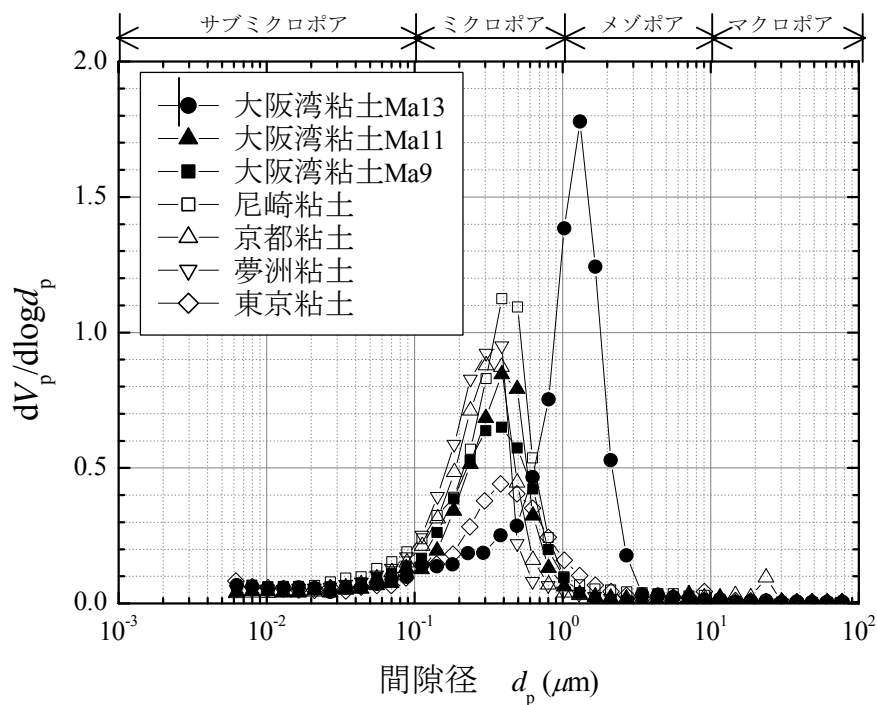


図 3-12 乱さない粘土の初期状態における間隙径分布曲線の比較

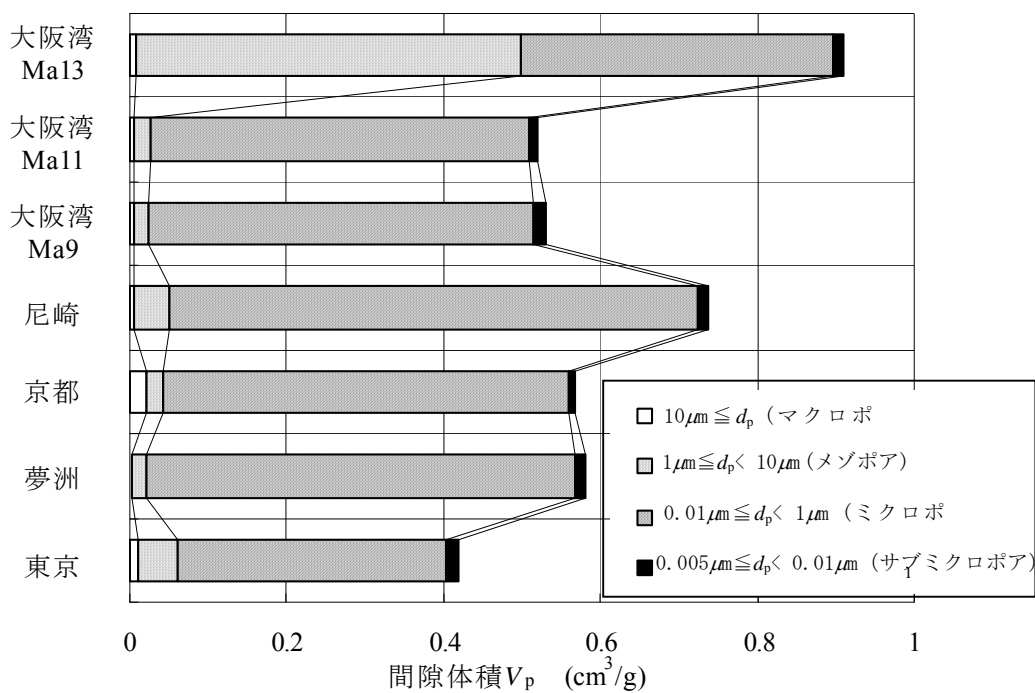


図 3-13 乱さない粘土の初期状態 A における間隙体積

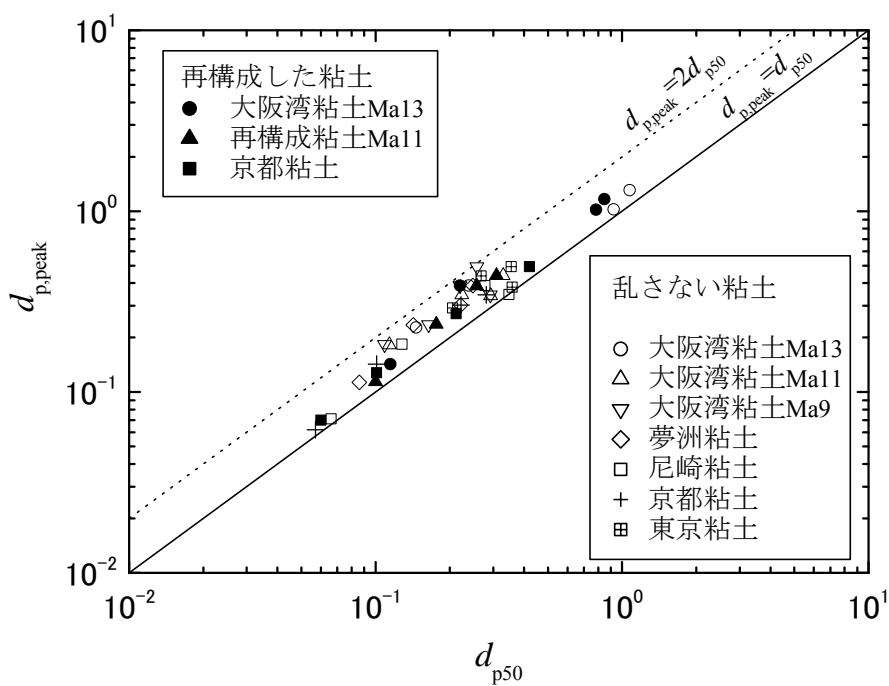
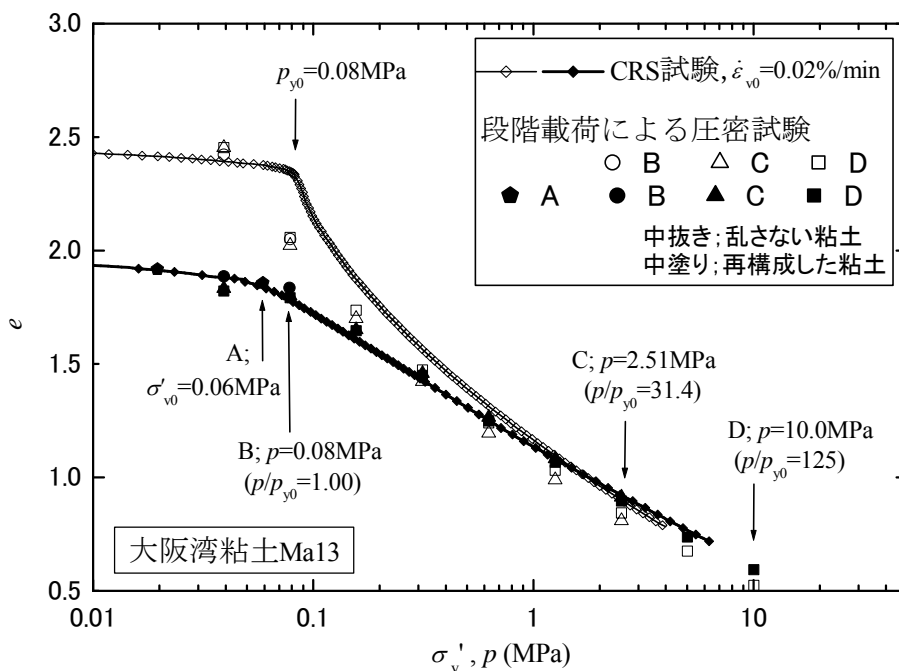
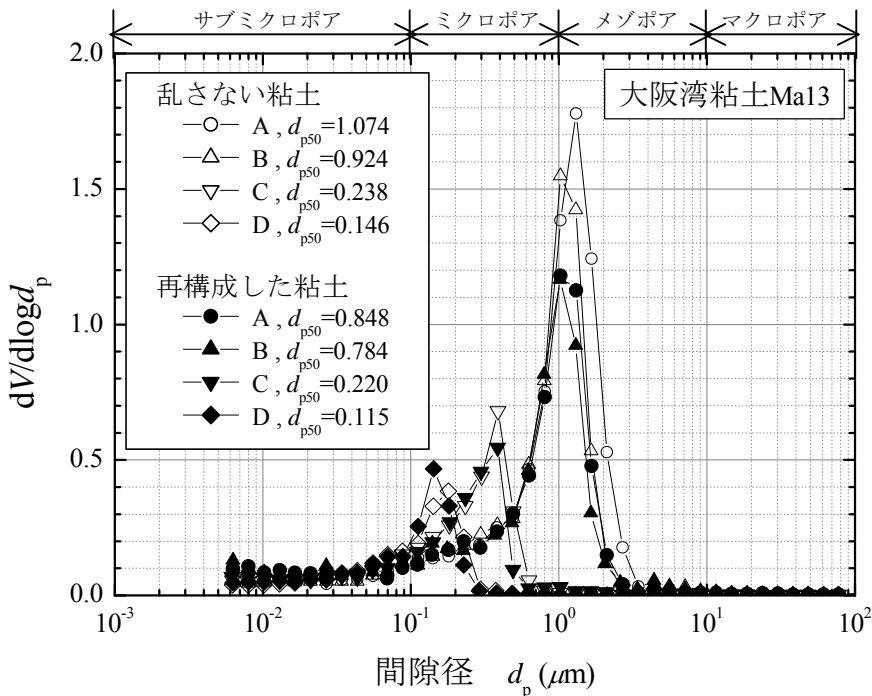


図 3-14 $d_{p,peak}$ と d_{p50} の関係

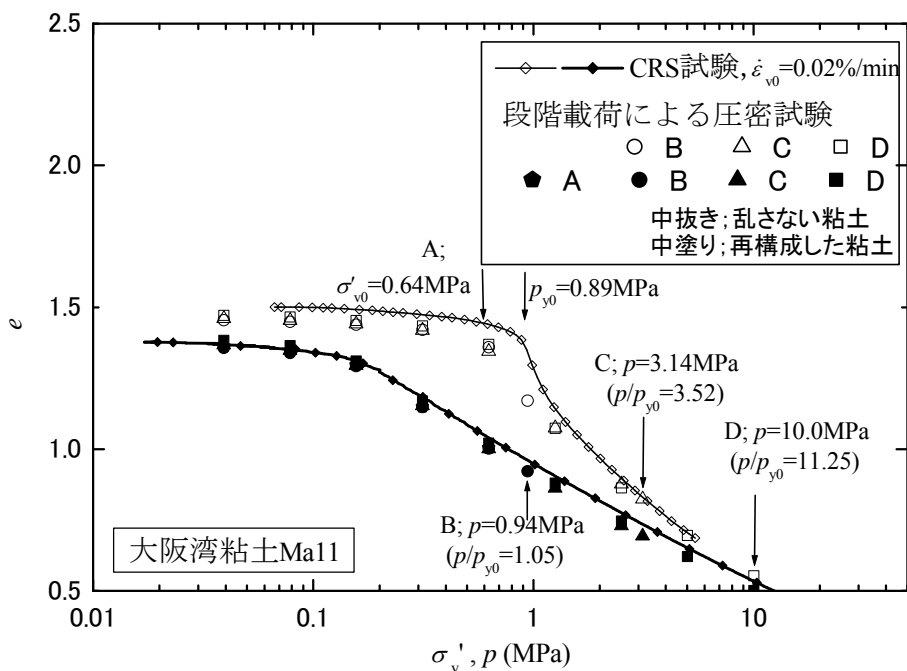


(1) 微視的な構造の検討に用いた大阪湾粘土 Ma13 の圧縮曲線

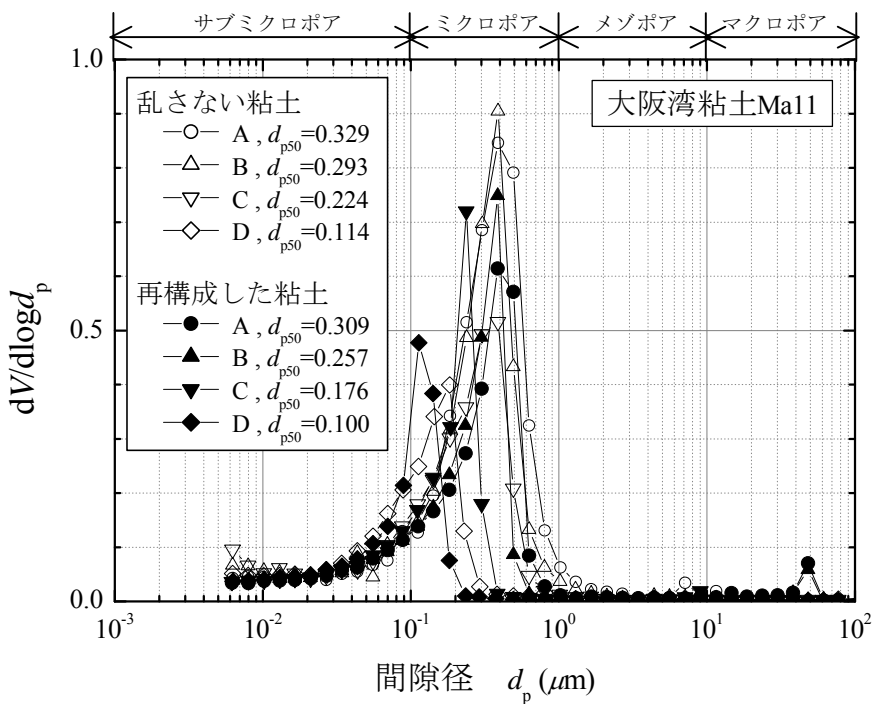


(2) 大阪湾粘土 Ma13 の圧密に伴う間隙径分布曲線の変化

図 3-15 大阪湾粘土 Ma13 の圧密に伴う間隙の変化

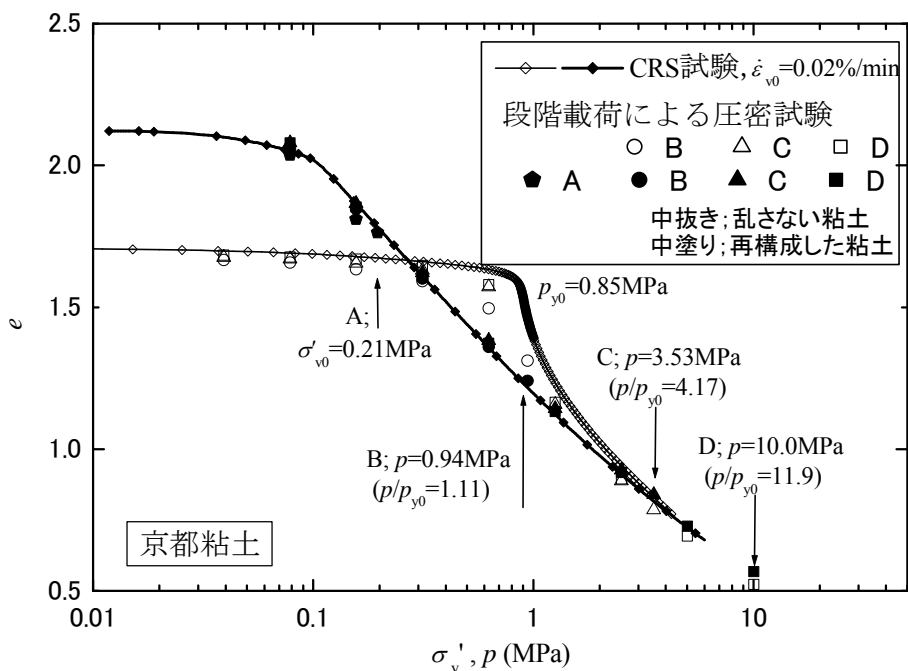


(1) 微視的な構造の検討に用いた大阪湾粘土 Ma11 の圧縮曲線

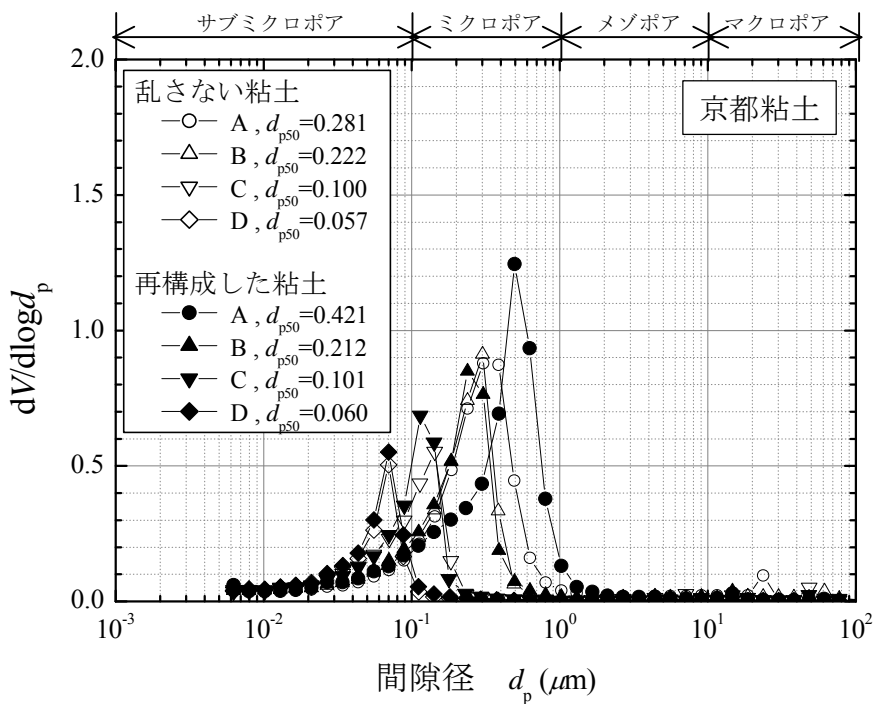


(2) 大阪湾粘土 Ma11 の圧密に伴う間隙径分布曲線の変化

図 3-16 大阪湾粘土 Ma11 の圧密に伴う間隙の変化

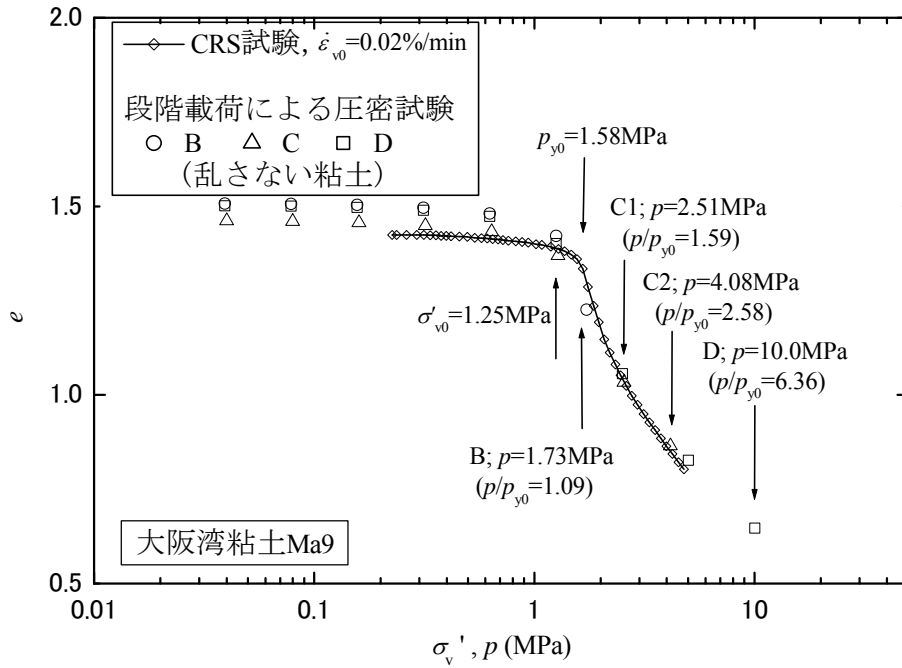


(1) 微視的な構造の検討に用いた京都粘土の圧縮曲線

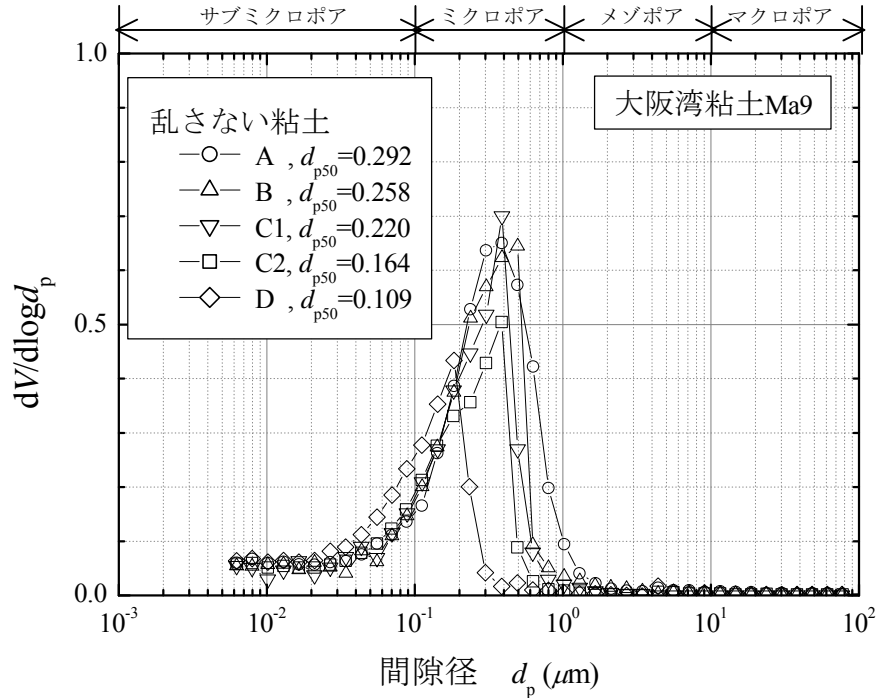


(2) 京都粘土の圧密に伴う間隙径分布曲線の変化

図 3-17 京都粘土の圧密に伴う間隙の変化

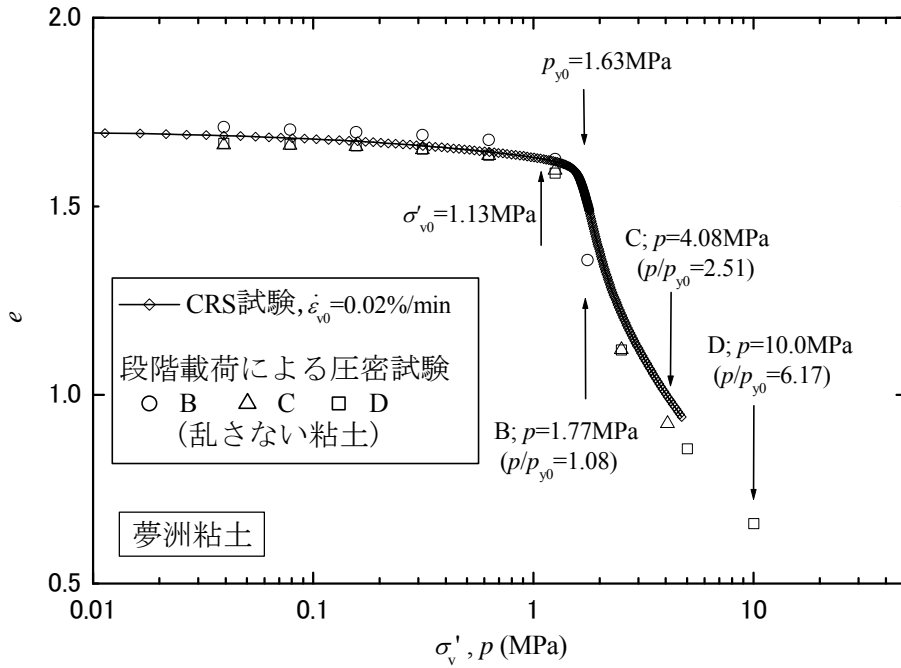


(1) 微視的な構造の検討に用いた大阪湾粘土 Ma9 の圧縮曲線

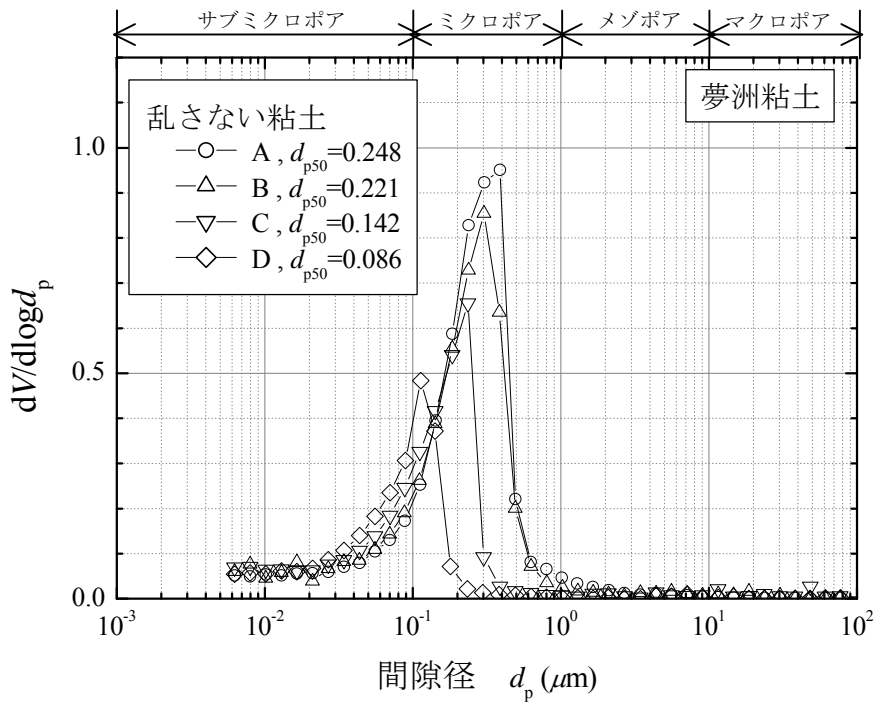


(2) 大阪湾粘土 Ma9 の圧密に伴う間隙径分布曲線の変化

図 3-18 大阪湾粘土 Ma9 の圧密に伴う間隙の変化

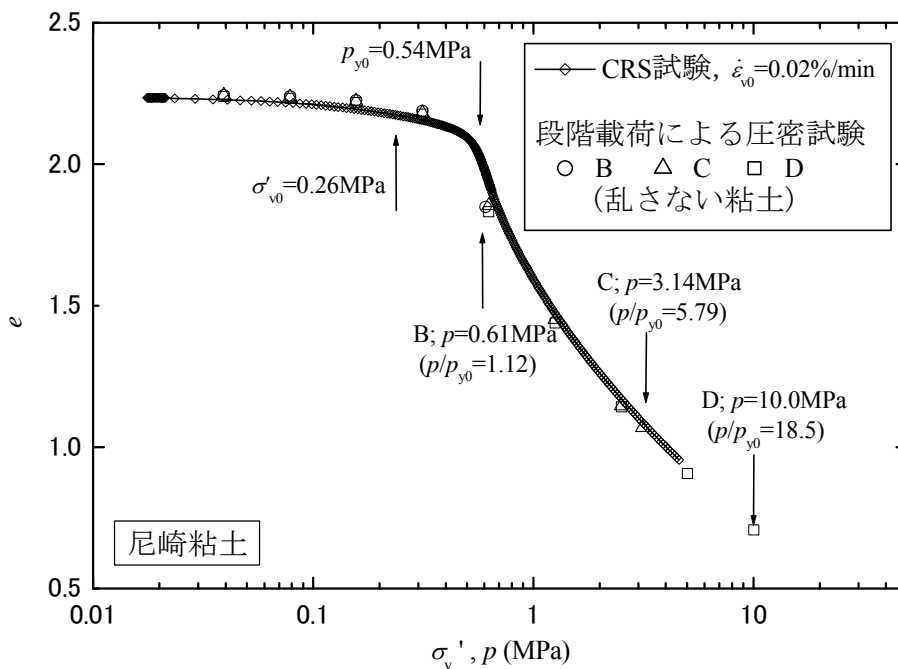


(1) 微視的な構造の検討に用いた夢洲粘土の圧縮曲線

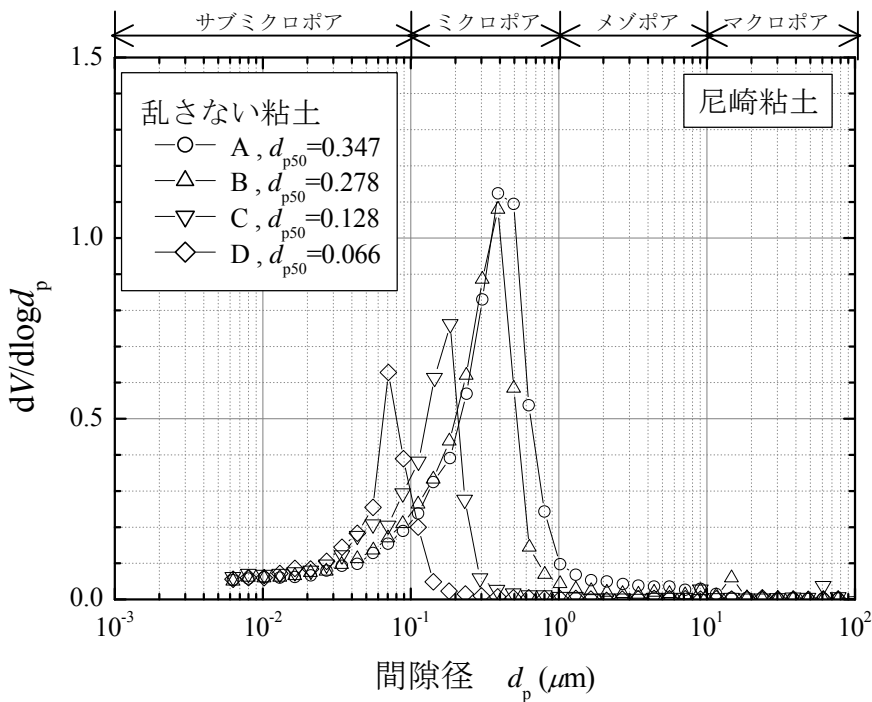


(2) 夢洲粘土の圧密に伴う間隙径分布曲線の変化

図 3-19 夢洲粘土の圧密に伴う間隙の変化

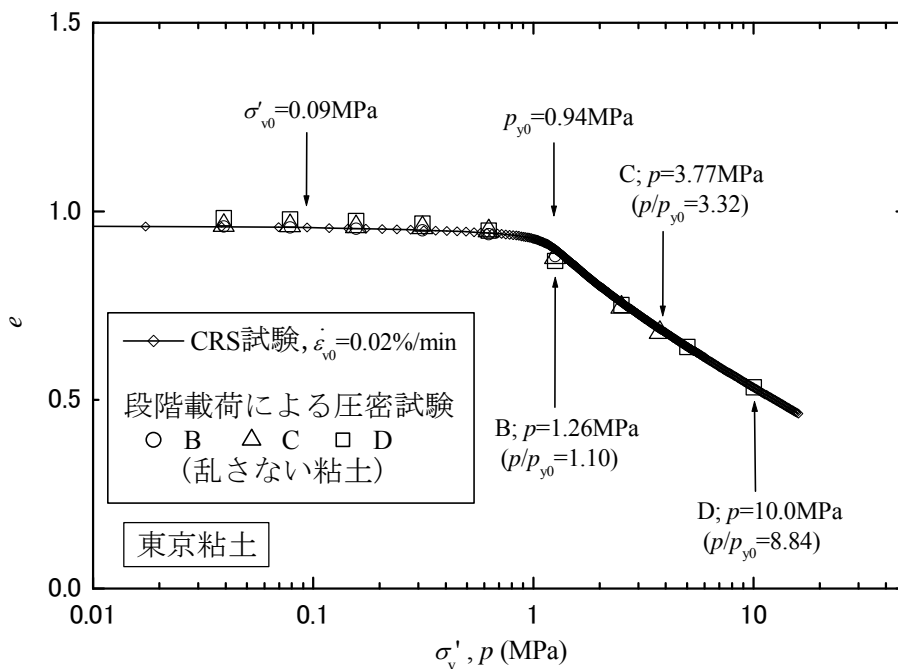


(1) 微視的な構造の検討に用いた尼崎粘土の圧縮曲線

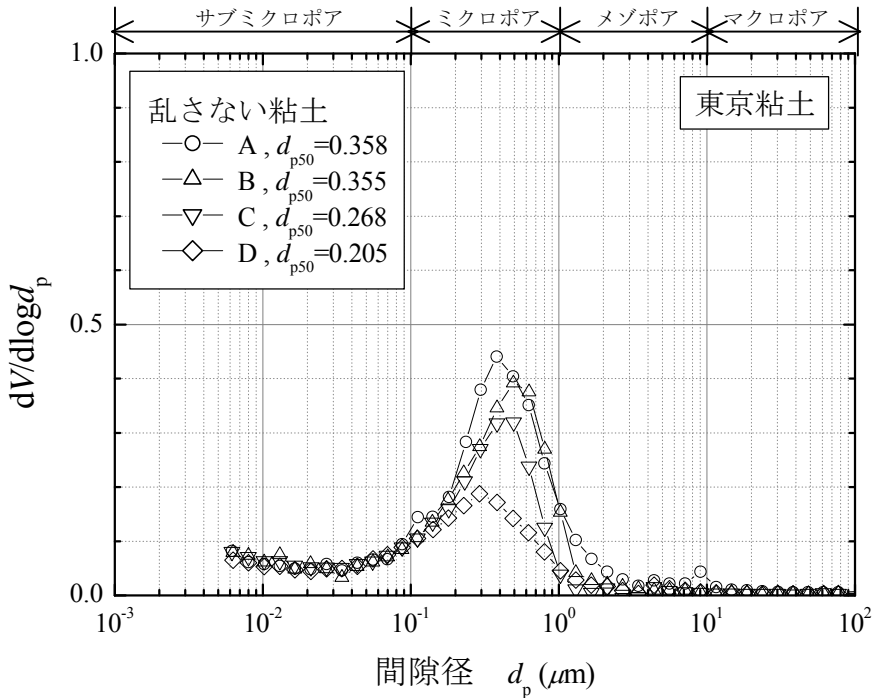


(2) 尼崎粘土の圧密に伴う間隙径分布曲線の変化

図 3-20 尼崎粘土の圧密に伴う間隙の変化



(1) 微視的な構造の検討に用いた東京粘土の圧縮曲線



(2) 東京粘土の圧密に伴う間隙径分布曲線の変化

図 3-21 東京粘土の圧密に伴う間隙の変化

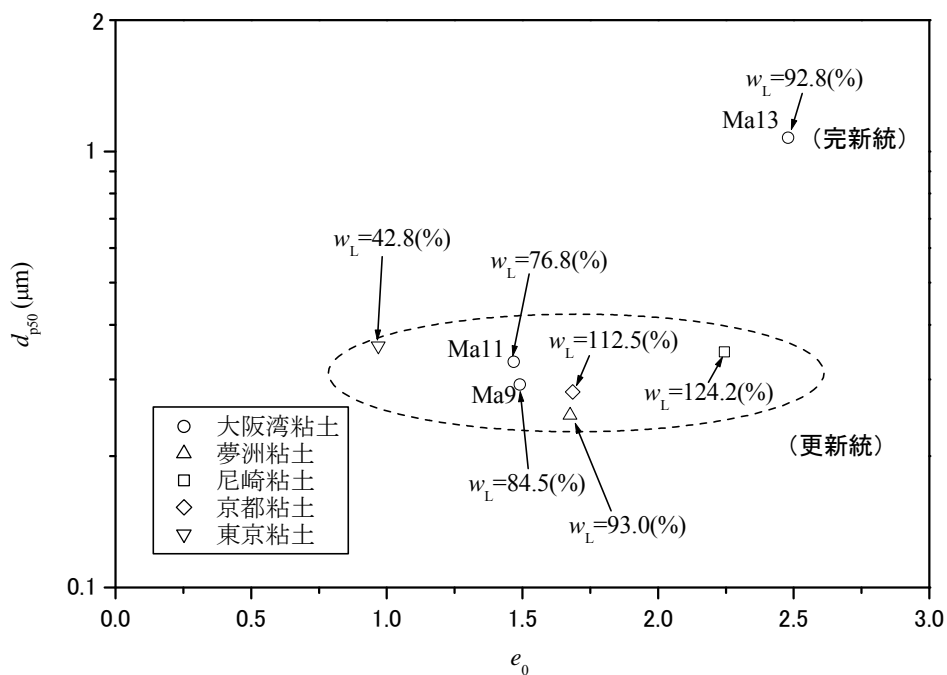


図 3-22 乱さない粘土の初期状態 A における d_{p50} と e_0 の関係

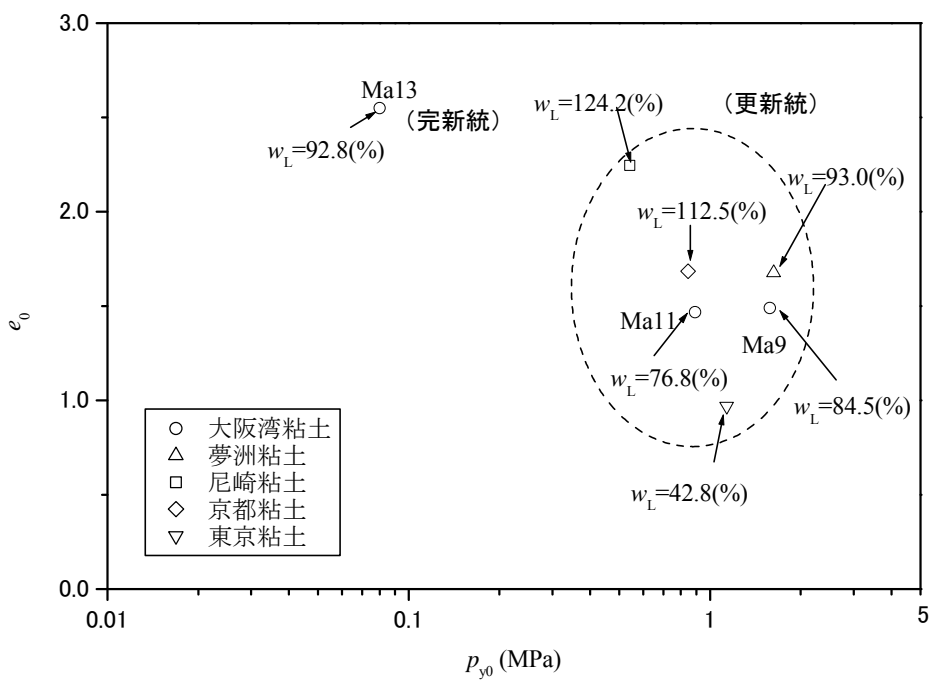


図 3-23 乱さない粘土の初期状態 A における e_0 と p_{y0} の関係

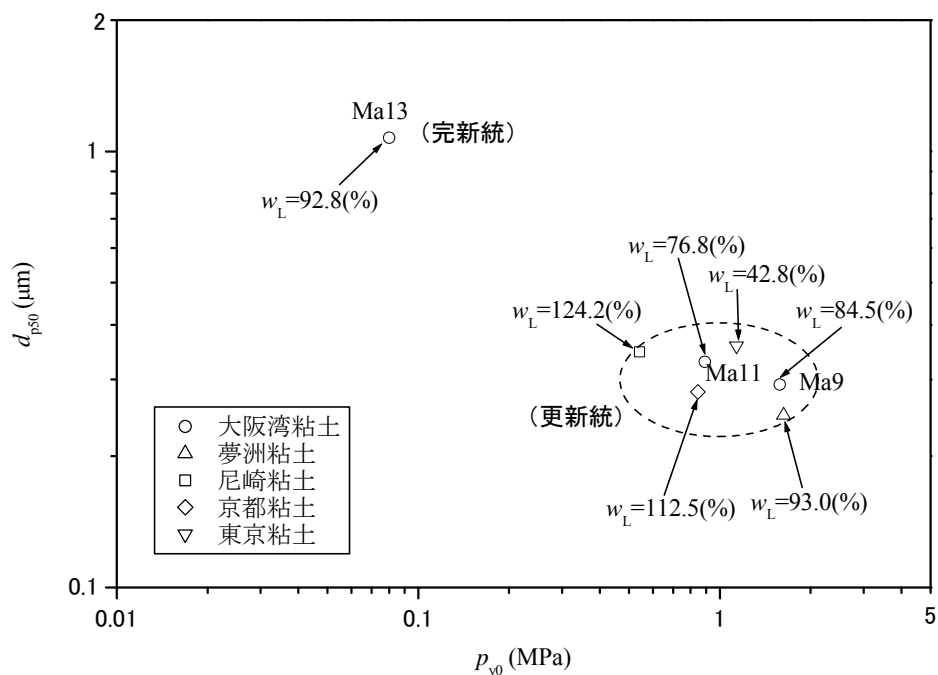


図 3-24 乱さない粘土の初期状態 A における d_{p50} と p_{y0} の関係

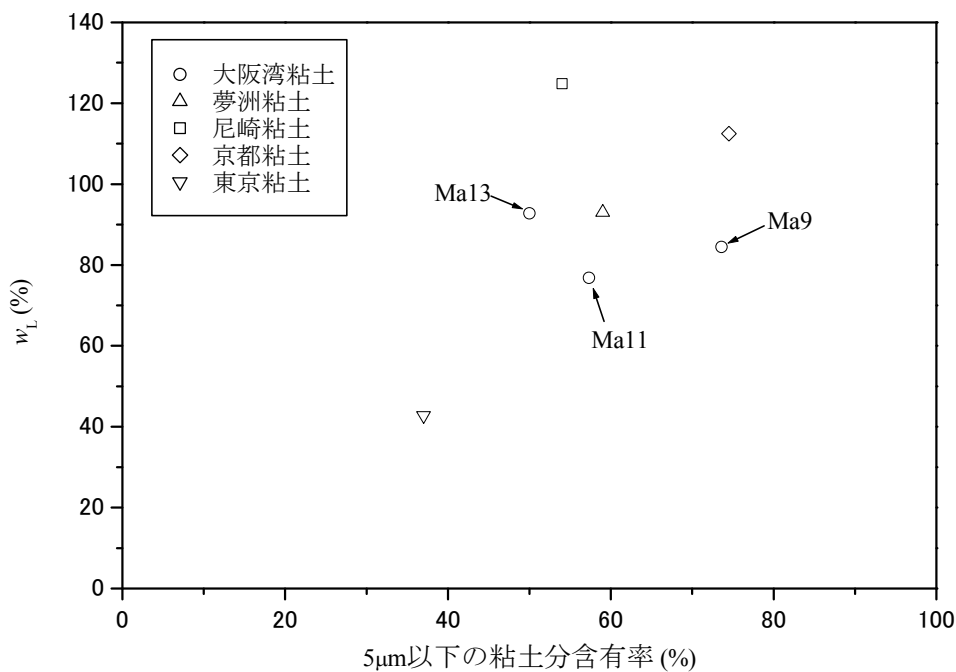


図 3-25 w_L と 5 μm 以下の粘土分含有率の関係

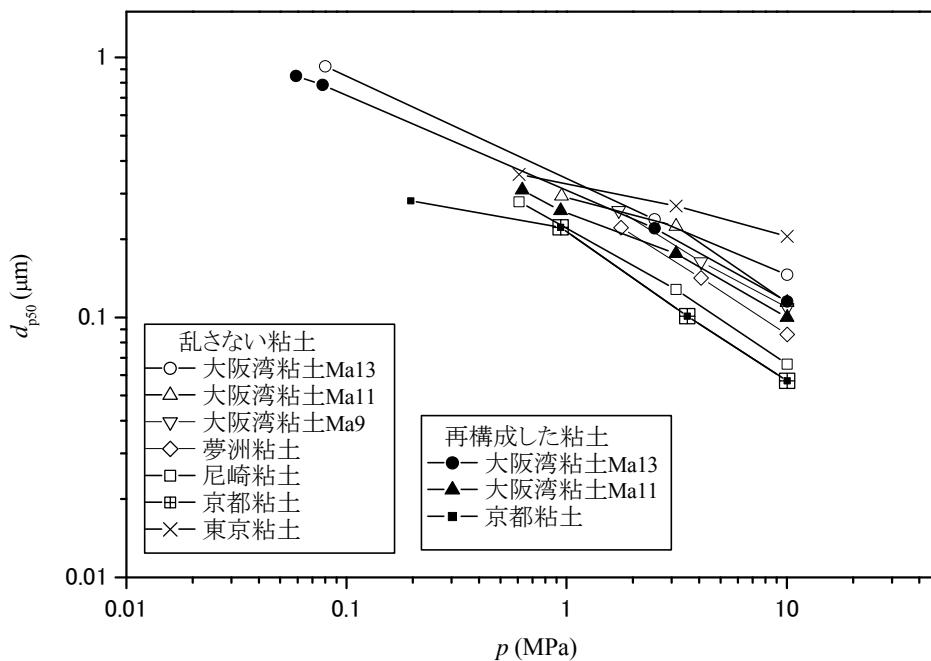


図 3-26 各粘土の d_{p50} と p の関係

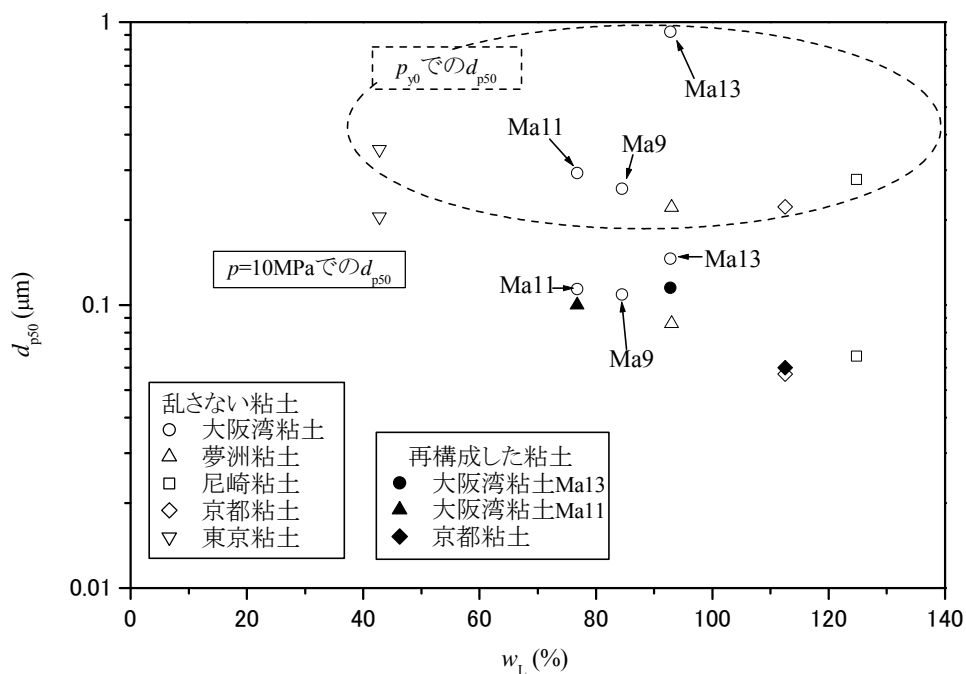


図 3-27 p_{y0} 付近および $p=10\text{MPa}$ での d_{p50} と w_L の関係

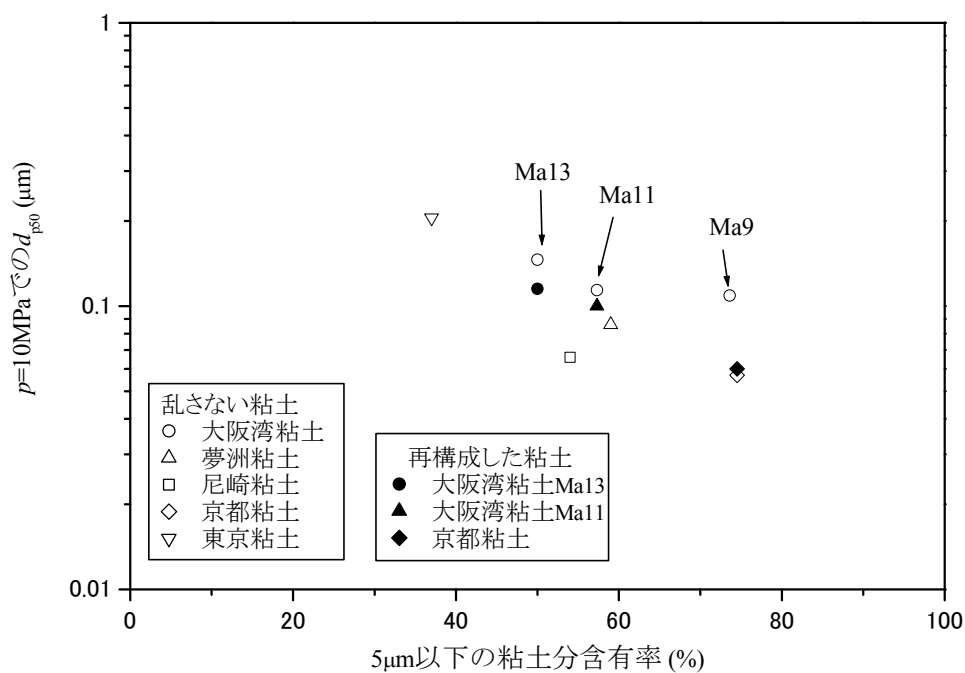


図 3-28 $p=10\text{MPa}$ での d_{p50} と $5\mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率の関係

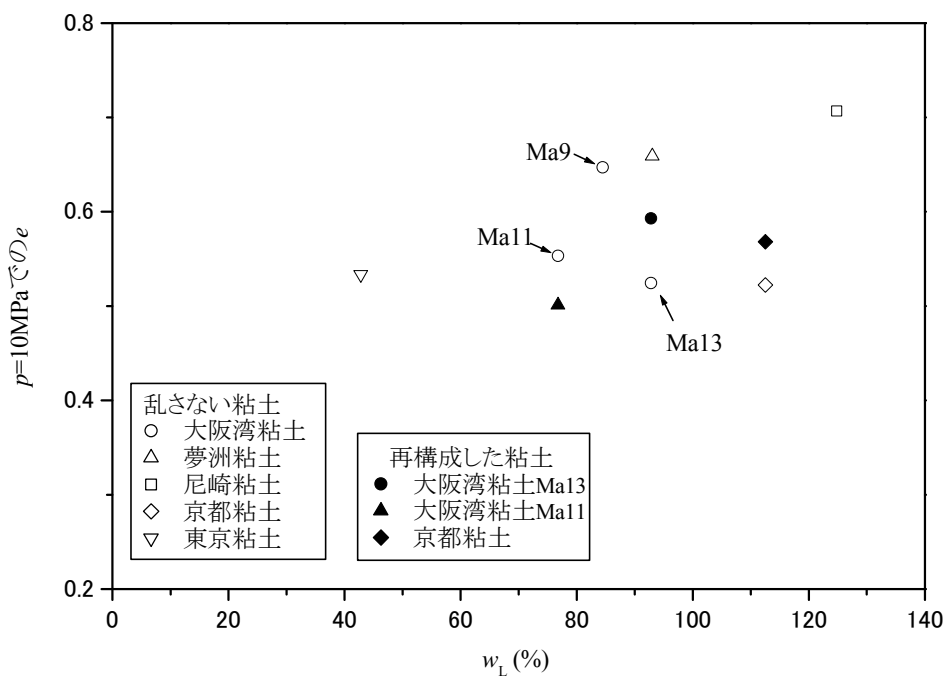


図 3-29 $p=10\text{MPa}$ での e と w_L の関係

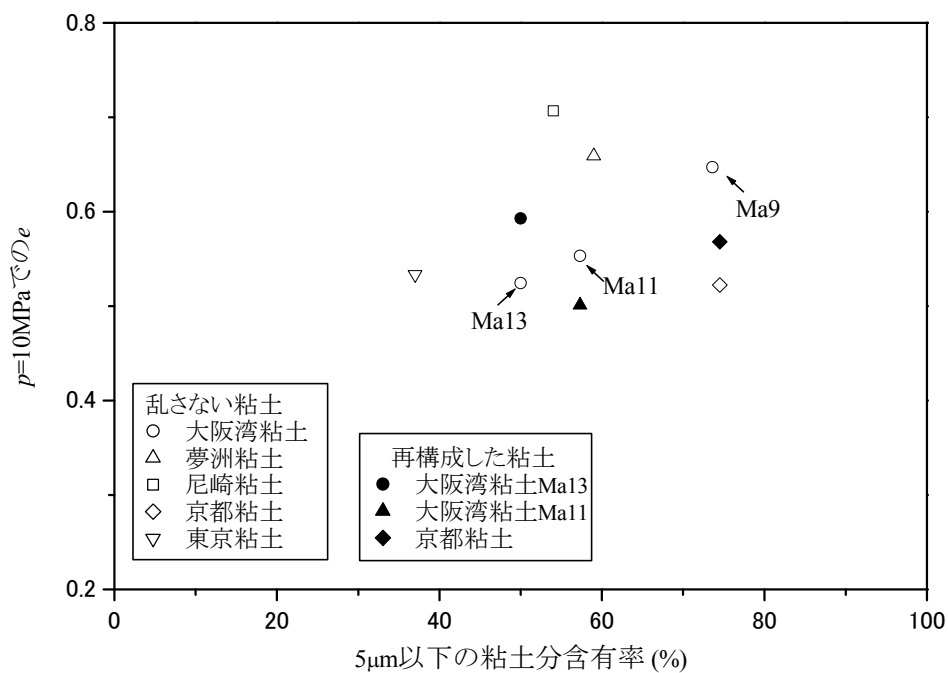


図 3-30 $p=10\text{MPa}$ での e と $5\mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率の関係

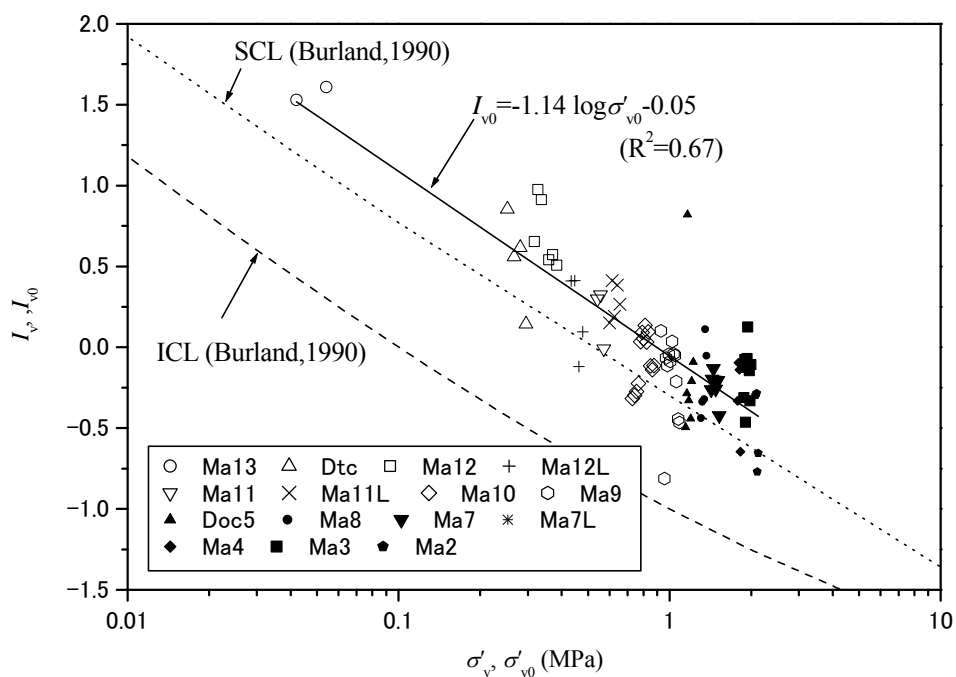


図 3-31 大阪湾粘土の間隙指数と有効土被り圧の関係

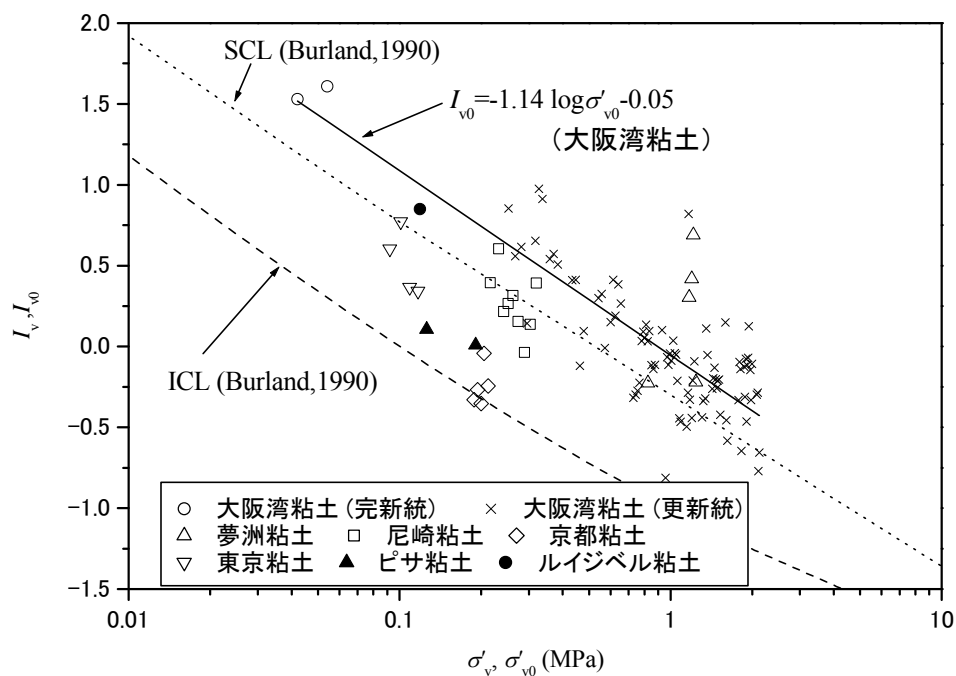


図 3-32 各地区粘土の間隙指数と有効土被り圧の関係

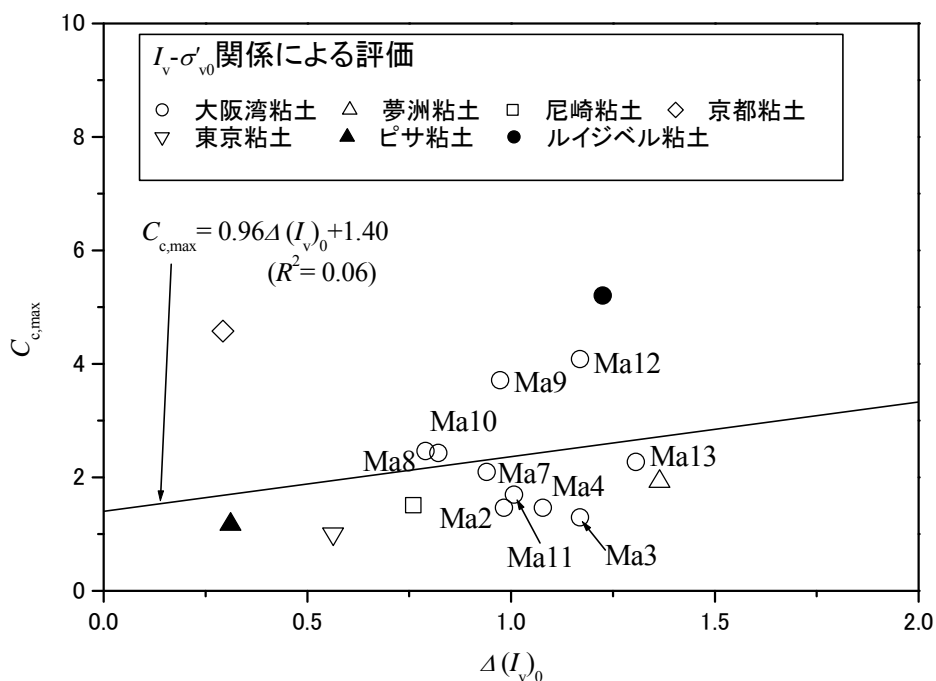


図 3-33 $I_{v0} - \sigma'_{v0}$ 関係から算出した $\Delta(I_{v0})$ による $C_{c,max}$ の評価

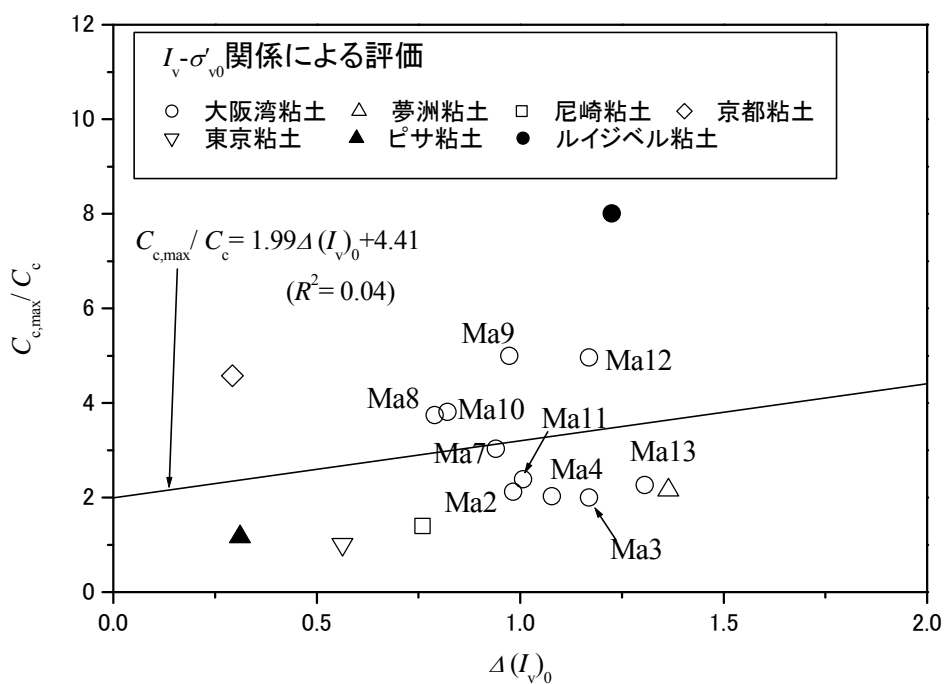


図 3-34 $I_{v0} - \sigma'_{v0}$ 関係から算出した $\Delta(I_{v0})$ による $C_{c,max}/C_c$ の評価

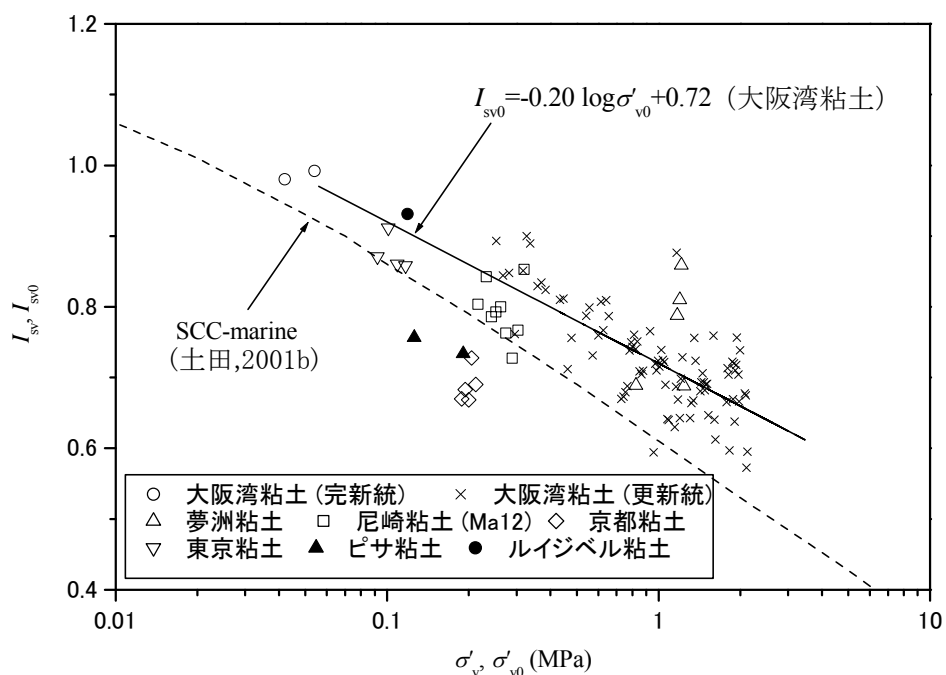


図 3-35 大阪湾粘土の体積比指数と有効土被り圧の関係

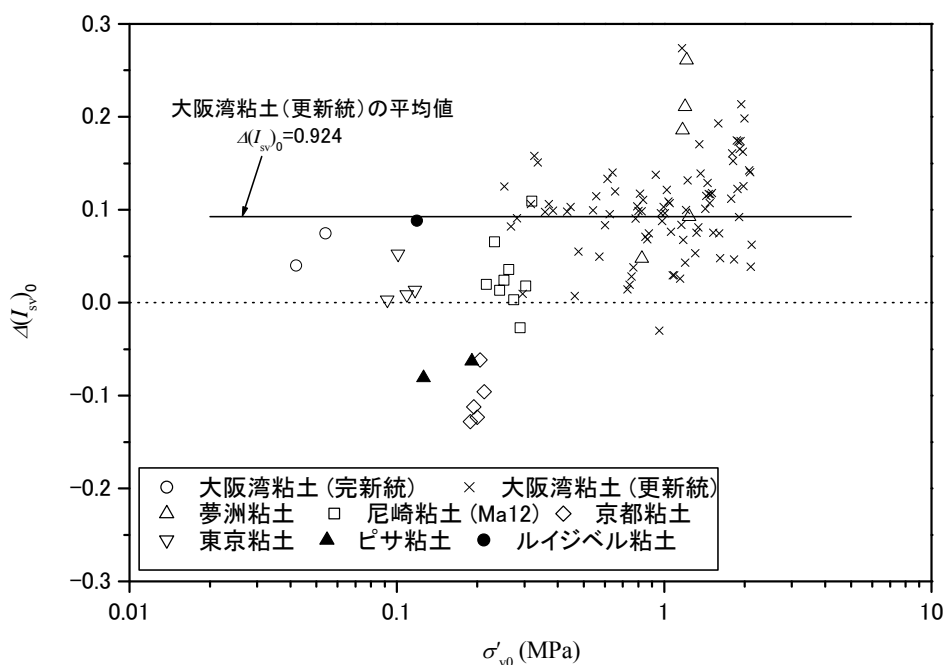


図 3-36 各地区粘土の体積比指数と有効土被り圧の関係

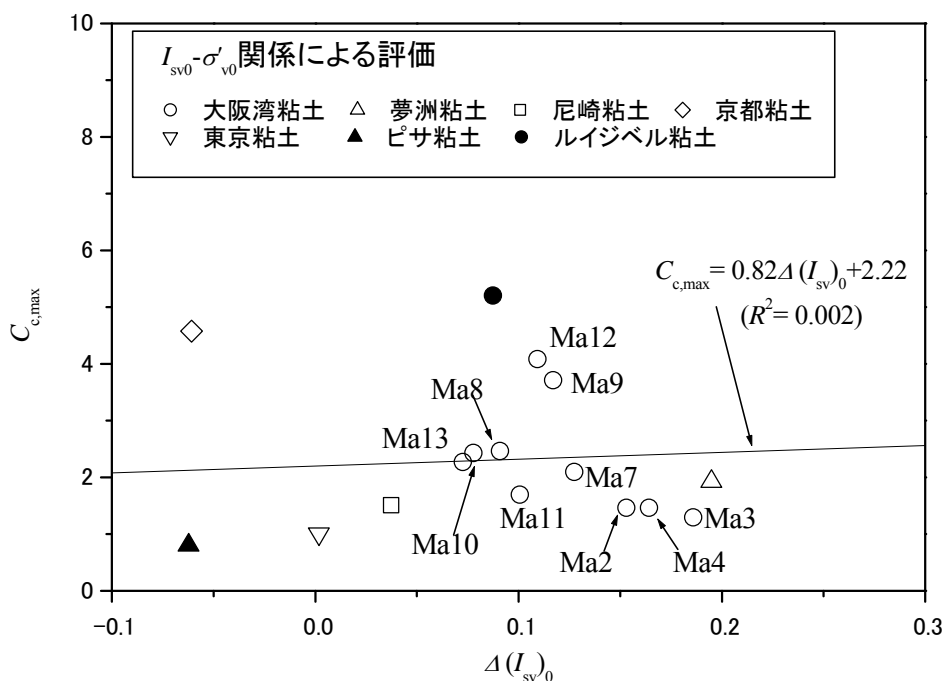


図 3-37 $I_{sv0} - \sigma'_{v0}$ 関係から算出した $\Delta(I_{sv})_0$ による $C_{c,max}$ の評価

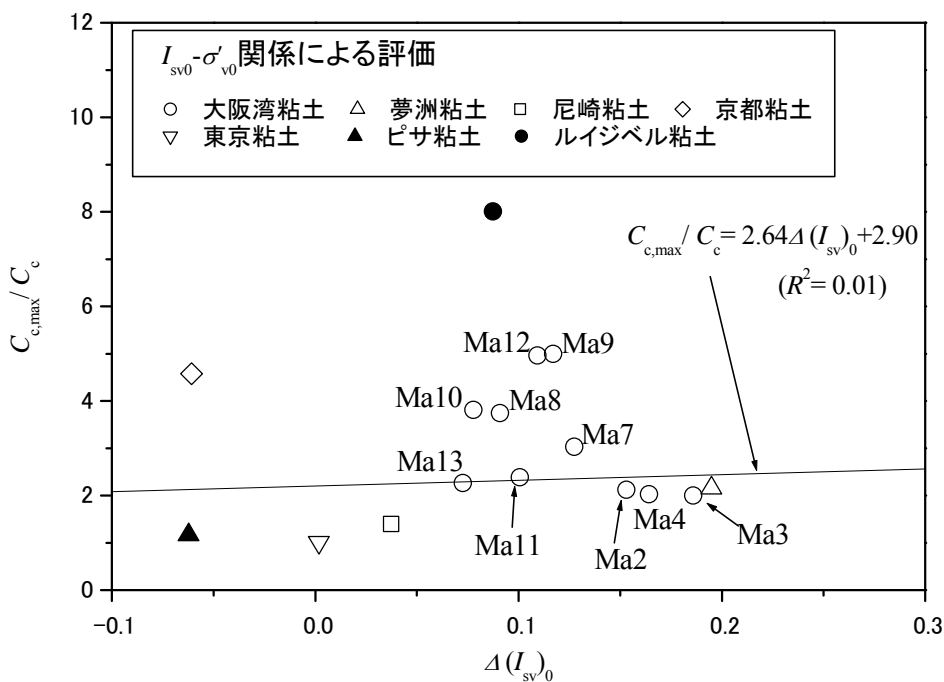


図 3-38 $I_{sv0} - \sigma'_{v0}$ 関係から算出した $\Delta(I_{sv})_0$ による $C_{c,max}/C_c$ の評価

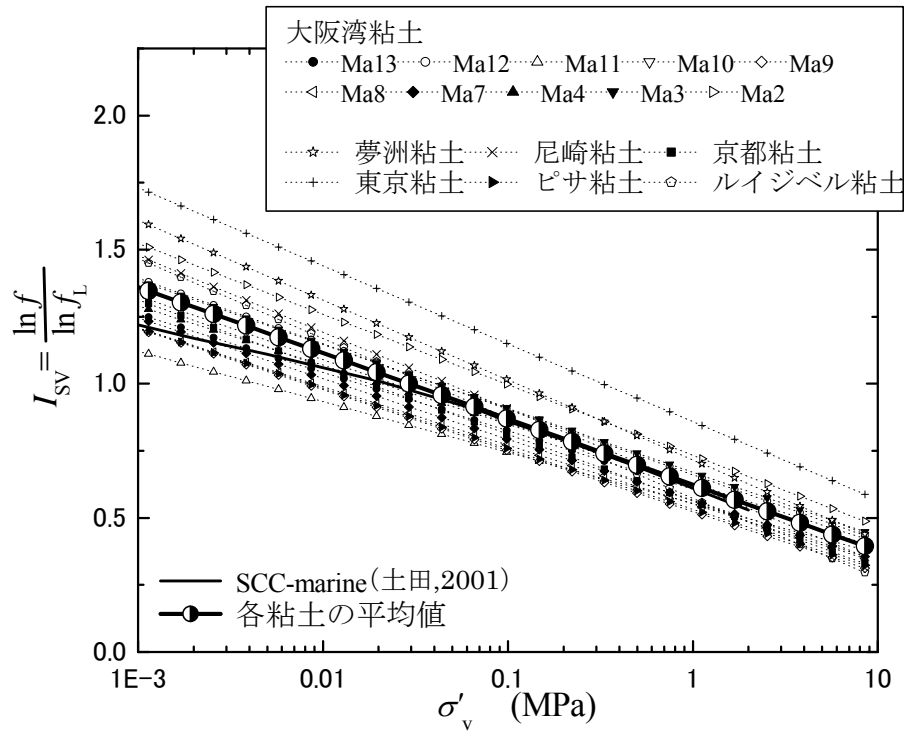


図 3-39 SCC-marine とアイソタック型圧縮則による基準圧縮曲線の比較

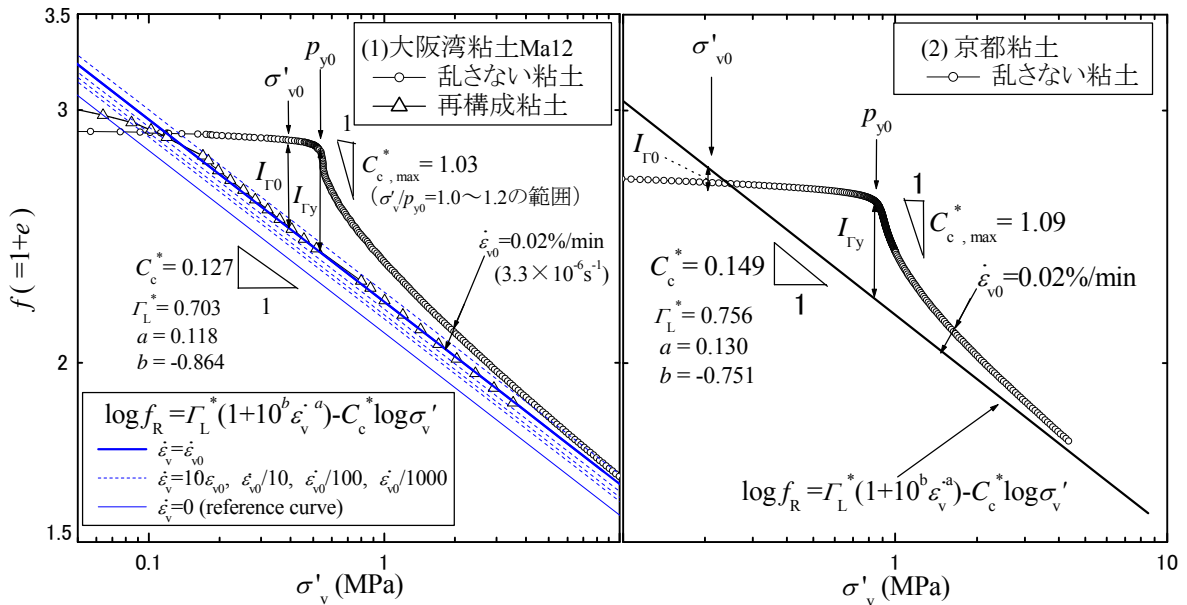


図 3-40 乱さない粘土の圧縮曲線と基準圧縮曲線の比較

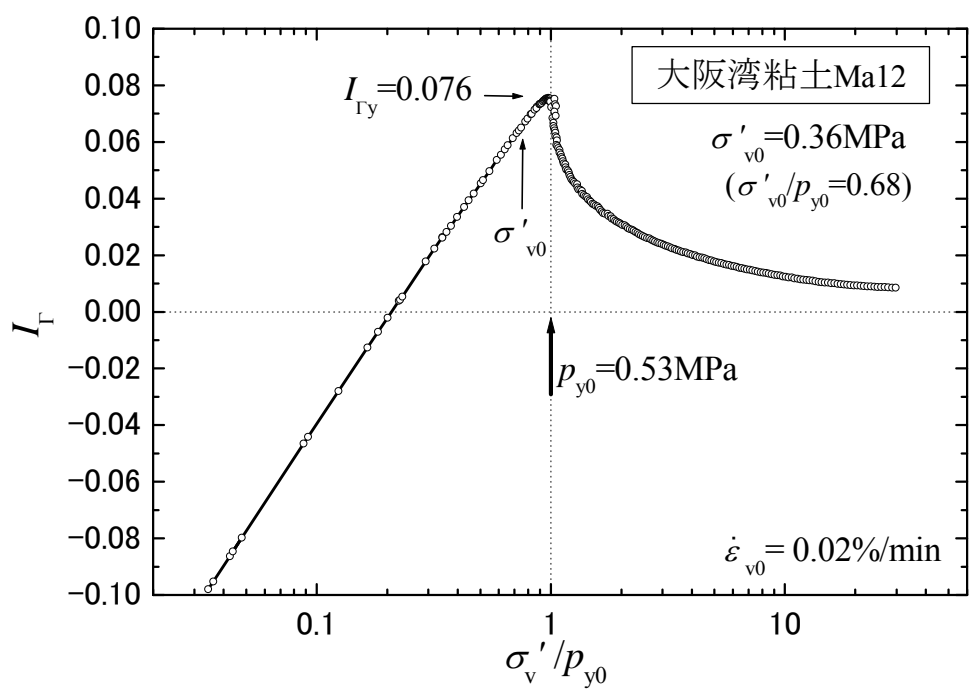


図 3-41 間隙パラメータ I_{Γ} の応力依存性

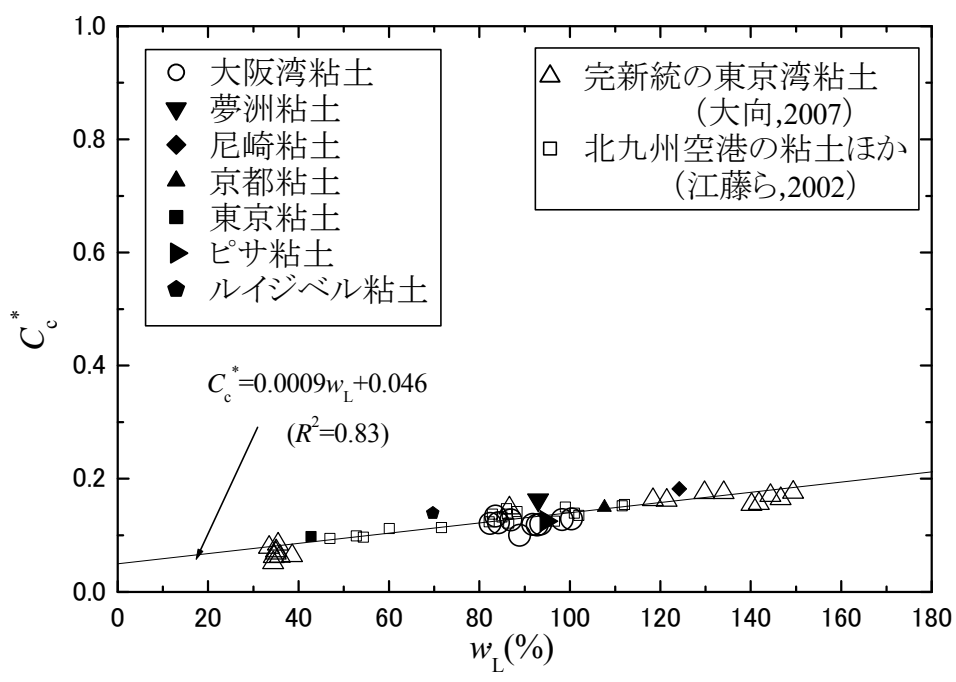


図 3-42 C_c^* と w_L の関係

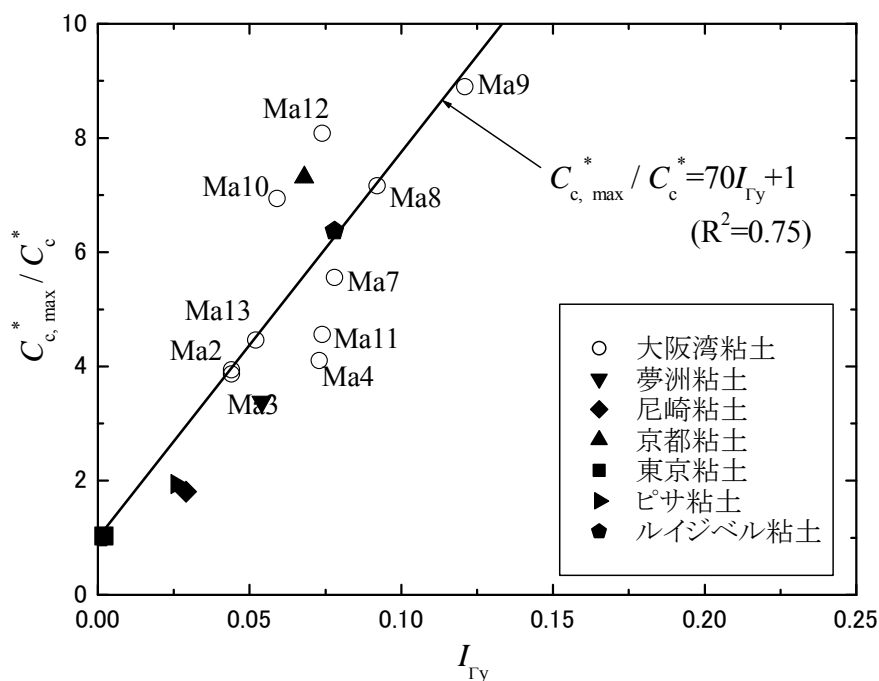


図 3-43 圧密降伏時の間隙パラメータ I_{Gy} による $C_{c, \max}^*/C_c^*$ の評価

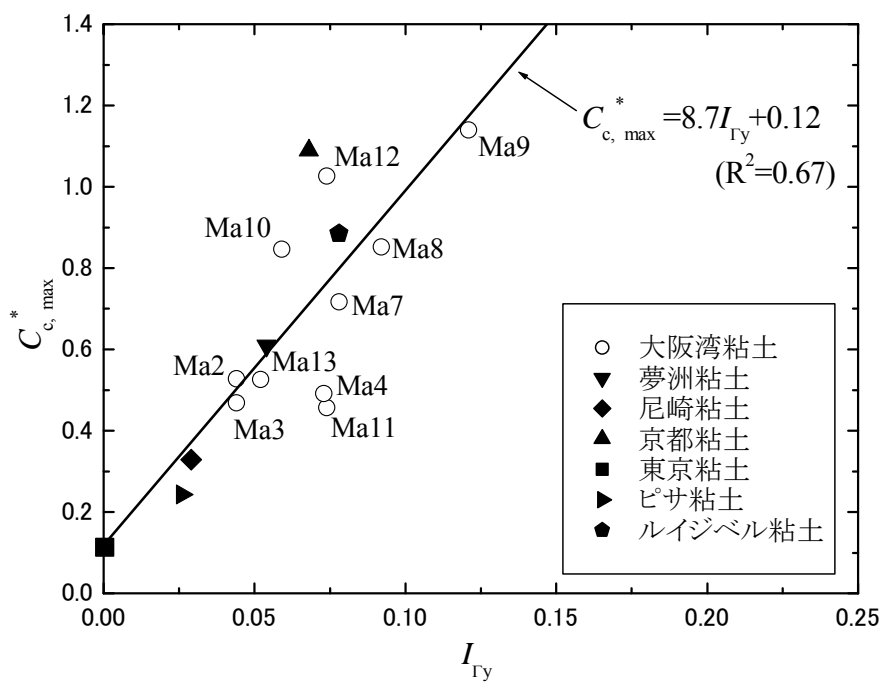


図 3-44 圧密降伏時の間隙パラメータ I_{Gy} による $C_{c, \max}^*$ の評価

第4章 擬似過圧密粘土の圧密挙動

4. 1 層厚の違いが圧密挙動に及ぼす影響の評価

4. 1. 1 過圧密領域における H_d^2 則の吟味

実験に用いた供試体 T88, T86 に原位置の有効土被り圧 σ'_{v0} を載荷した時（過圧密領域）における試験結果を図 4-1, 図 4-2 に示す. 図の(a) は全層のひずみ ε_v と経過時間 t の関係, (b) は非排水面における過剰間隙水圧 Δu を圧密圧力の増分 Δp で正規化した $\Delta u / \Delta p$ と経過時間 t の関係, (c) は各分割層のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ と経過時間 t の関係である. なお, 試験条件については, 表 2-8, 表 2-9 および 2. 2. 4 に示したとおりであり, H2, H2A, H2B が $H=2\text{cm}$, H5 が $H=5\text{cm}$, H10 が $H=10\text{cm}$ の層厚に相当している.

σ'_{v0} を載荷したときのひずみは T88 が $\varepsilon_v = 3.3 \sim 3.6\%$, T86 が $\varepsilon_v = 2.6 \sim 4.1\%$ である. T86-H2A は $\varepsilon_v = 4.06\%$ と他に比べてやや大きい, 大阪湾粘土の実務上良好である試料（乱れが少ない試料）としての品質基準 $\varepsilon_v = 4\%$ 未満（利藤ら, 2001）を概ね満たしている.

σ'_{v0} を載荷したときの過剰間隙水圧が消散する時間は T88-H2, H2A, H2B が概ね同じ挙動を示しており $t \approx 23\text{min}$ である. また T88-H5 が $t \approx 120\text{min}$, T88-H10 が $t \approx 600\text{min}$ であり, 圧密理論における排水距離 H_d の 2 乗則を概ね満たしている.

一方, T86 の試験結果を見ると, T86-H2, H2A, H2B の挙動は異なっており, 過剰間隙水圧が消散する時間はそれぞれ $t \approx 40\text{min}$, 20min , 10min である. H_d が等しいにもかかわらず過剰間隙水圧が消散する時間が異なる要因は, 4. 2 で後述するように供試体内の鉛直方向に連続する生物痕の存在がその供試体の圧密挙動に影響を及ぼしているためである. T86-H2, H2A, H2B のうち, 過剰間隙水圧の消散に最も時間を要している T86-H2 は $t \approx 40\text{min}$ であり, T86-H5 の $t \approx 330\text{min}$, T88-H10 の $t \approx 1000\text{min}$ と比較すると, 概ね H_d^2 則を満たしている.

各分割層のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ の経時変化を見ると, 過剰間隙水圧が消散する前の挙動はそれぞれの供試体, および各分割層において異なった挙動を示しているが, 過剰間隙水圧が消散した後の挙動は全ての供試体, および各分割層において概ね同じ挙動を示している. 図 4-3 に σ'_{v0} での載荷を終了した時の $\dot{\varepsilon}_v$ と t の関係を示す. $\dot{\varepsilon}_v$ の対数 $\log \dot{\varepsilon}_v$ は経過時間の対数 $\log t$ に比例して小さくなる. この圧密過程が終了した後の σ'_{v0} から p_{y0} に載荷する過程の初期条件として, H2, H5, H10 の比較は図 1-12(c) の条件, H2A と H5, H2B と H10 の比較は図 1-12(b) の条件に相当する.

4. 1. 2 σ'_{v0} から p_{y0} に載荷した時における H_d^2 則の吟味

(a) 実験結果

供試体 T88 に対して σ'_{v0} から p_{y0} に載荷した時の結果として, 図 4-4 に各分割層のひずみ ε_v

と経過時間 t の関係、**図 4-5** に各分割層底面の過剰間隙水圧比 $\Delta u/\Delta p$ と t の関係を示す。排水面からの距離に応じて、 ε_v と t の関係、 $\Delta u/\Delta p$ と t の関係は異なる。

ひずみの発生は全てのケースにおいて排水面に近い分割層ほど早い、時間の経過に伴って排水面からの距離にかかわらず収束していく傾向がみられる。過剰間隙水圧の消散は層厚が小さく排水面に近いほど早い。また、T88-H2, H2A, H2B, H5 は $\Delta u/\Delta p = 0.2$ 付近、H10 は $\Delta u/\Delta p = 0.3$ 付近において $\Delta u/\Delta p - \log t$ 関係の勾配が緩やかになる傾向が見られる。

(b) 層厚に関する圧密時間の相似則 (H_d^2 則)

供試体 T88 に対して σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時の全層のひずみと非排水面における過剰間隙水圧比の経時変化を**図 4-6~11** に示す。**図 4-7~11** の $t_{90, \text{Taylor}}$, $t_{100, \text{Taylor}}$, $\varepsilon_{100, \text{Taylor}}$ は Taylor 法 (\sqrt{t} 法) によって求めた値, $t_{50, \text{Casagrande}}$, $t_{100, \text{Casagrande}}$, $\varepsilon_{100, \text{Casagrande}}$ は Casagrande 法 ($\log t$ 法) によって求めた値, $\Delta u/\Delta p$ は $t_{50, \text{Casagrande}}$, $t_{90, \text{Taylor}}$ の時の過剰間隙水圧比の値である。

Taylor 法によって求めた $t_{90, \text{Taylor}}$ における $\Delta u/\Delta p$ は, H2, H2A, H2B, H5, H10 の順に $\Delta u/\Delta p = 0.075, 0.083, 0.074, 0.069, 0.086$ であり, 各ケースによる違いは見られない。この時の有効応力 (過剰間隙水圧の消散) で規定される供試体の平均圧密度 U_p は, **図 4-12** に示す U_p および $\Delta u/\Delta p$ と時間係数 T_v の関係 (Schiffman, 1959) から, $U_p > 90\%$ であることがわかる。しかしながら, 層厚が小さい供試体 T86-H2, H2A, H2B の $\varepsilon_{100, \text{Taylor}}$ はそれぞれ $\varepsilon_{100, \text{Taylor}} = 4.53\%, 3.22\%, 2.27\%$ と小さく, $t_{100, \text{Taylor}}$ 以降においてひずみが顕著に増大していく。

Casagrande 法によって求めた $t_{100, \text{Casagrande}}$ における $\Delta u/\Delta p$ は全ての供試体において概ね $\Delta u/\Delta p = 0$ を示している。また, $\varepsilon_{100, \text{Casagrande}}$ は逆 S 字型を示す $\varepsilon - \log t$ の関係の後半部における曲率が大きい部分に相当し, 主なひずみは $t_{100, \text{Casagrande}}$ までに生じている。このことから, $\varepsilon_{100, \text{Casagrande}}$ は $\varepsilon_{100, \text{Taylor}}$ よりも $\varepsilon_v - \log t$ の関係における一次圧密終了を反映した値であることがわかる。しかしながら, $t_{50, \text{Casagrande}}$ における $\Delta u/\Delta p$ は, $t_{90, \text{Taylor}}$ における $\Delta u/\Delta p$ の値よりも小さく, **図 4-12** に示す $U_p = 50\%$ の時間には相当していない。

図 4-13, 14, 15 に H2, H5, H10 の等時曲線をそれぞれ示す。(a)は縦軸を排水面から各分割層の中心までの距離 z を層厚 H で正規化した z/H , 横軸を各分割層の ε_v を各分割層の $\varepsilon_{100, \text{Casagrande}}$ で正規化した $\varepsilon_v / \varepsilon_{100, \text{Casagrande}}$ とした等時曲線, (b)は縦軸を排水面から各分割層の非排水面までの距離 z を H で正規化した z/H , 横軸を $\Delta u/\Delta p$ とした等時曲線である。いずれの等時曲線も、過剰間隙水圧の消散とひずみの進行が全く異なることを示している。

層厚に関する圧密理論の相似則を検討するために, **図 4-16, 17** に $t_{90, \text{Taylor}}$, $t_{100, \text{Taylor}}$ と圧密時の供試体の平均高さの関係, **図 4-18, 19** に $t_{50, \text{Casagrande}}$, $t_{100, \text{Casagrande}}$ と圧密時の供試体の平均高さの関係を示す。**図 4-16~19** の破線は供試体 H2, H2A, H2B を基準に圧密時間に関する排水距離の H_d^2 則が成立するとした曲線である。

層厚が等しい供試体 H2, H2A, H2B の比較では, σ'_{v0} での载荷時間が長いほど $t_{90, \text{Taylor}}$, $t_{100, \text{Taylor}}$, $t_{50, \text{Casagrande}}$, $t_{100, \text{Casagrande}}$ が短い。

層厚が異なる場合, σ'_{v0} での载荷時間を H_d^2 則に基づき設定した供試体 H2, H5, H10 の

$t_{90, \text{Taylor}}$, $t_{100, \text{Taylor}}$ に対しては H_d^2 則が成立する。 σ'_{v0} での荷重時間を等しくした供試体 H2A と H5, H2B と H10 の $t_{90, \text{Taylor}}$, $t_{100, \text{Taylor}}$ に対しては H_d^2 則が成立せず、層厚が大きいほど $t_{90, \text{Taylor}}$, $t_{100, \text{Taylor}}$ に至るまでに多くの時間を要する。一方、供試体 H5, H10 の $t_{50, \text{Casagrande}}$, $t_{100, \text{Casagrande}}$ は、供試体 H2, H2A, H2B の結果から H_d^2 則で予測する場合よりも圧密所要時間が短く、 H_d^2 則が成立しない。図 4-18, 19 の実線は、供試体 H2, H2A, H2B を基準として、 H_d^2 則ではなく排水距離に比例するとした H_d 則を仮定した予測結果であるが、 $t_{50, \text{Casagrande}}$, $t_{100, \text{Casagrande}}$ ともに H_d 則に近い結果を示す。

4.1.3 σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に荷重した時における H_d^2 則の吟味

(a) 実験結果

供試体 T86 に対して σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に荷重した時の結果として、図 4-20 に各分割層のひずみ ε_v と経過時間 t の関係、図 4-21 に各分割層底面の過剰間隙水圧比 $\Delta u/\Delta p$ と t の関係を示す。

図 4-4,5 に示した σ'_{v0} から p_{y0} に荷重した時の結果と同様に、ひずみの発生と過剰間隙水圧の消散は全てのケースにおいて排水面に近い分割層ほど早い。供試体 H2 については、分割層 1 と分割層 2 の最終的なひずみ量が 1%程度異なるが、各分割層のひずみは時間の経過に伴って排水面からの距離にかかわらず収束していく傾向がみられる。また、図 4-21 を見ると、供試体 H2A, H2B において、圧密開始直後に急激に過剰間隙水圧が消散している様子が見られる。特に、供試体 H2B の分割層 1 の結果は、圧密開始直後の $t=0.03\text{min}$ において $\Delta u/\Delta p=0.4$ となっている。この急激な $\Delta u/\Delta p$ の変化の要因は、図 4-2(2)に示した結果と同様に 4.2 で後述する生物痕の存在がその供試体の圧密挙動に影響を及ぼしているためである。

(b) 層厚に関する圧密時間の相似則 (H_d^2 則)

供試体 T88 に対して σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に荷重した時の全層のひずみと非排水面における過剰間隙水圧比の経時変化を図 4-22~27 に示す。図中の凡例は、図 4-7~11 と同様である。

$t_{90, \text{Taylor}}$ における $\Delta u/\Delta p$ は、H2, H2A, H2B, H5, H10 の順に $\Delta u/\Delta p \square = 0.136, 0.195, 0.391, 0.125, 0.187$ である。図 4-12 を見ると、この時の H2B を除いたケースの U_p は概ね $U_p=90\%$ である。 $t_{100, \text{Casagrande}}$ では、供試体 H10 において $\Delta u/\Delta p = 0.032$ と過剰間隙水圧が若干残っているものの、他のケースでは過剰間隙水圧はほぼ消散している。また、いずれのケースにおいても $t_{50, \text{Casagrande}}$ における $\Delta u/\Delta p$ は $\Delta u/\Delta p = 0.29 \sim 0.52$ であり、 U_p は $U_p=68\% \sim 80\%$ である。

図 4-28,29,30 に H2, H5, H10 の等時曲線をそれぞれ示す。 σ'_{v0} から p_{y0} に荷重した時の結果 (図 4-13,14,15) ほどではないが、いずれの等時曲線もひずみの進行が過剰間隙水圧の消散に比べ遅れている。

図 4-31, 32 に $t_{90, \text{Taylor}}$, $t_{100, \text{Taylor}}$ と圧密時の供試体の平均高さの関係、図 4-33, 34 に $t_{50, \text{Casagrande}}$, $t_{100, \text{Casagrande}}$ と圧密時の供試体の平均高さの関係を示す。

層厚が等しい供試体 H2, H2A, H2B の比較では、 σ'_{v0} での荷重時間が長いほど $t_{90, \text{Taylor}}$, $t_{100, \text{Taylor}}$, $t_{50, \text{Casagrande}}$ が短い。 $t_{100, \text{Casagrande}}$ については、H2A, H2, H2B の順に時間が短い。

層厚が異なる場合、 σ'_{v0} での荷重時間を H_d^2 則に基づき設定した供試体 H2, H5, H10 の $t_{90, Taylor}$, $t_{100, Taylor}$ に対しては H_d^2 則が成立する。また、 σ'_{v0} から p_{y0} に荷重した時の結果とは異なり、供試体 H5, H10 の $t_{50, Casagrande}$ は、供試体 H2, H2A の結果から H_d^2 則で予測する場合と調和している。 $t_{100, Casagrande}$ は、供試体 H2, H2A, H2B の結果から H_d^2 則で予測する場合よりも圧密所要時間が短く、 H_d^2 則が成立しない。図 4-34 の実線は、図 4-18, 19 と同様に H_d 則を仮定した予測結果である。H5 と H10 の $t_{100, Casagrande}$ は、 H_d^2 則と H_d 則との間の結果となっている。

4.1.4 1.5 p_{y0} から2.0 p_{y0} に荷重した時の圧密挙動

供試体 T86 に対して1.5 p_{y0} から2.0 p_{y0} に荷重した時における試験結果を図 4-35 に示す。(a) は全層のひずみ ε_v と経過時間 t の関係、(b)は非排水面における $\Delta u/\Delta p$ と t の関係、(c)は各分割層のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ と t の関係である。

荷重を終了した時のひずみは、H2 が $\varepsilon_v = 2.1\%$ 、H2A, H5 が $\varepsilon_v = 3.2 \sim 3.5\%$ 、H2B, H5 が $\varepsilon_v = 3.8 \sim 4.7\%$ である。全ての供試体の各分割層を独立させて、 $H_d=1$ の条件で圧密を行っているので、供試体 H2, H2A, H2B, H5 の各分割層の $\Delta u/\Delta p$ の経過時間はほぼ同じ挙動を示している。 σ'_{v0} を荷重した時(図 4-2(b))、 σ'_{v0} から1.5 p_{y0} に荷重した時(図 4-21)においては、供試体 H2, H2A, H2B の $\Delta u/\Delta p$ の経過時間に違いが生じ、供試体 H2B の過剰間隙水圧は急激に低下していたが、この段階ではそれが見られない。また、ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ の経時変化は、全ての供試体の各分割層においてほぼ同じ挙動を示している。図 4-36 に2.0 p_{y0} での荷重を終了した時の $\dot{\varepsilon}_v$ と t の関係を示す。 $\dot{\varepsilon}_v$ の対数 $\log \dot{\varepsilon}_v$ は経過時間の対数 $\log t$ に比例して小さくなっており、同じ圧密時間を設定した供試体 H2A と H5 および H2B と H10 の荷重を終了した時の $\dot{\varepsilon}_v$ は調和している。

4.1.5 2.0 p_{y0} から3.0 p_{y0} 時における H_d^2 則の吟味

(a) 実験結果

供試体 T86 に対して2.0 p_{y0} から3.0 p_{y0} に荷重した時の結果として、図 4-37 に各分割層のひずみ ε_v と経過時間 t の関係、図 4-38 に各分割層底面の過剰間隙水圧比 $\Delta u/\Delta p$ と t の関係を示す。

σ'_{v0} から p_{y0} および1.5 p_{y0} 荷重した時の結果と同様に、ひずみの発生と過剰間隙水圧の消散は全てのケースにおいて排水面に近い分割層ほど早い。各分割層のひずみは時間の経過に伴って排水面からの距離にかかわらず収束していく。また、全ての供試体において、圧密開始直後の急激な過剰間隙水圧が消散は見られない。

(b) 層厚に関する圧密時間の相似則 (H_d^2 則)

供試体 T86 に対して2.0 p_{y0} から3.0 p_{y0} に荷重した時の全層のひずみと非排水面における過剰間隙水圧比の経時変化を図 4-39~44 に示す。図中の凡例は、図 4-7~11 と同様である。

$t_{90, Taylor}$ における $\Delta u/\Delta p$ は、H2, H2A, H2B, H5, H10 の順に $\Delta u/\Delta p \square = 0.130, 0.115, 0.100,$

0.130, 0.187 であり, 図 4-12 より概ね $U_p=90\%$ であることがわかる. $t_{100, \text{Casagrande}}$ における過剰間隙水圧はほぼ消散している. $t_{50, \text{Casagrande}}$ における $\Delta u/\Delta p$ は, H2, H2A, H2B, H5, H10 の順に $\Delta u/\Delta p = 0.435, 0.349, 0.255, 0.381, 0.474$ であり, このときの U_p は $U_p=70\% \sim 85\%$ である.

図 4-44,45,46 に H2, H5, H10 の等時曲線をそれぞれ示す. いずれの等時曲線もひずみの進行が過剰間隙水圧の消散に比べやや遅れている. しかし, σ'_{v0} から p_{y0} に載荷した時の結果 (図 4-13,14,15), σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に載荷した時の結果 (図 4-28,29,30) に比べると, ひずみと過剰間隙水圧の両者から見た圧密の進行度合いの違いは小さい.

図 4-48, 49 に $t_{90, \text{Taylor}}, t_{100, \text{Taylor}}$ と圧密時の供試体の平均高さの関係, 図 4-50, 51 に $t_{50, \text{Casagrande}}, t_{100, \text{Casagrande}}$ と圧密時の供試体の平均高さの関係を示す.

層厚が等しい供試体 H2, H2A, H2B のそれぞれ圧密所要時間は, $t_{90, \text{Taylor}}=105 \text{ min}, 110 \text{ min}, 94 \text{ min}$, $t_{100, \text{Taylor}}=175 \text{ min}, 180 \text{ min}, 140 \text{ min}$, $t_{50, \text{Casagrande}}=32 \text{ min}, 36 \text{ min}, 37 \text{ min}$, $t_{100, \text{Casagrande}}=425 \text{ min}, 445 \text{ min}, 580 \text{ min}$ であり, 有意な違いは見られない.

層厚が異なる場合, 供試体 H5, H10 の $t_{90, \text{Taylor}}, t_{100, \text{Taylor}}, t_{50, \text{Casagrande}}, t_{100, \text{Casagrande}}$ は, 供試体 H2, H2A, H2B の結果から H_d^2 則で予測した結果と調和しており, いずれも H_d^2 則が成立する.

4.1.6 供試体内のひずみと有効応力の関係

図 4-52,54,56 に各分割層のひずみ ε と有効応力 σ'_v の関係, 図 4-53,55,57 に各分割層の各分割層のひずみ ε_v とひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ の関係を示す. 図 4-52,53 は σ'_{v0} から p_{y0} に載荷した時の結果, 図 4-54,55 は σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に載荷した時の結果, 図 4-56,57 は $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に載荷した時の結果である. なお, 分割各要素の有効応力 σ'_v は, 各要素の上下に作用する有効応力の中央値とした.

各分割層の $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係は同じ挙動ではなく, 層厚や排水面からの距離によって異なる挙動を示している. 同じ ε_v に対する σ'_v は, 全供試体に共通して排水面側に近い分割層ほど大きく右側に張り出している. 特に, σ'_{v0} から p_{y0} に載荷した層厚小さい T88-H2, H2A, H2B は, 張り出しが非常に顕著であり, クリープ的なひずみが非常に大きい. σ'_v がほぼ一定となった状態では, 全供試体に共通して排水面からの距離によらず同じ挙動を示す. また, 層厚が厚い供試体の排水面側からの距離が遠い分割層における $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係 (例えば, 全ての供試体 H10 の分割層 3,4,5 の結果) は, 分割層毎の $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係の違いは比較的小さい.

各分割層の $\varepsilon_v - \dot{\varepsilon}_v$ 関係も同じ挙動ではなく, 層厚や排水面からの距離によって異なる挙動を示している. 同じ ε_v に対する $\dot{\varepsilon}_v$ は, 全供試体に共通して排水面側に近い要素ほど大きい, $\dot{\varepsilon}_v$ の減少に伴い各分割層の ε_v は排水面からの距離にかかわらず収束していく傾向がみられる.

以上の結果から, 圧密過程における各分割要素の $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係は固有のものではなく, $\dot{\varepsilon}_v$ によって異なる経路を辿る事がわかる. 図 4-57 に各分割層のひずみが $\varepsilon_v=2\%$ と 4% の時の各分割層の σ'_v と $\dot{\varepsilon}_v$ の関係を全ての供試体に対して整理した. 層厚が 2cm の供試体が見ら

れるが、 ε_v が等しいときの σ'_v は \mathcal{R}_v に依存して小さくなることが明らかである。

層厚に関する圧密時間の H_d^2 則は Terzaghi の弾性圧密理論に基づいたものであり、 $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係として \mathcal{R}_v によらない固有の関係を用いている。前節までに検討した結果より、 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時は H_d^2 則が適用できるが、 σ'_{v0} から p_{y0} および $1.5p_{y0}$ に载荷した時は H_d^2 則が適用できず、 H_d^2 則での予測よりも早く圧密が進行する。 σ'_{v0} から p_{y0} および $1.5p_{y0}$ に载荷した場合は $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した場合に比べて、層厚の小さい供試体 H2, H2A, H2B はクリープ的なひずみが非常に大きい。このような荷重条件において層厚が大きい粘土層の圧密挙動を予測する際には、過剰間隙水圧が消散していく一次圧密過程においても \mathcal{R}_v が応力ひずみ関係における影響を無視できないことを示している。

4.1.7 層厚が二次圧密係数に及ぼす影響の吟味

図 4-59 に Taylor 法による一次圧密終了時の二次圧密係数 C_α と間隙比 $e_{t100, Taylor}$ の関係、図 4-60 に Casagrande 法による一次圧密終了時の C_α と $e_{t100, casagrande}$ の関係を整理した。両図の縦軸はそれぞれ $t_{100, Taylor}$, $t_{100, Casagrande}$ と $2t_{100, Taylor}$, $2t_{100, Casagrande}$ との間における間隙比 e の変化を次式で算出した値であり、横軸はそれぞれ $t_{100, Taylor}$, $t_{100, Casagrande}$ の時の $e_{t100, Taylor}$, $e_{t100, casagrande}$ である。

$$C_\alpha = (e_{t_{100, Taylor}} - e_{2t_{100, Taylor}}) / \log(2t_{100, Taylor} / t_{100, Taylor}) \quad \dots (4-1)$$

$$C_\alpha = (e_{t_{100, casagrande}} - e_{2t_{100, casagrande}}) / \log(2t_{100, casagrande} / t_{100, casagrande}) \quad \dots (4-2)$$

図 4-59 の Taylor 法による一次圧密終了時 $t_{100, Taylor}$ では、過剰間隙水圧は完全には消散していない状態である。 $t_{100, Taylor}$ の時の C_α と $e_{t100, Taylor}$ の関係は、正規圧密領域 ($2.0p_{y0} \rightarrow 3.0p_{y0}$) の結果はばらつきが小さいが、 $\sigma'_{v0} \rightarrow 1.5p_{y0}$, $\sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$ と载荷した場合にはばらつき見られる。

図 4-60 の Casagrande 法による一次圧密終了時 $t_{100, Casagrande}$ では、過剰間隙水圧はほぼ消散している状態である。 $t_{100, Casagrande}$ の時の C_α と $e_{t100, casagrande}$ の関係は図 4-59 に比べてばらつきが小さく、 $e_{t100, casagrande}$ が小さいほど C_α が小さい。また、このときの C_α の大きさは層厚の大小には依存していない。

経過時間 t が $2t_{100, Casagrande} \rightarrow 3t_{100, Casagrande}$, $3t_{100, Casagrande} \rightarrow 4t_{100, Casagrande}$, \dots のときの e の変化を用いて、式 (4-2) と同様に C_α を算出した。その結果と図 4-59, 60 の結果をまとめて図 4-61 に示す。層厚が大きい供試体ほど $t_{100, Casagrande}$ が大きいためプロット数は少なくなっている。今回実施したいずれの条件においても $t_{100, Taylor}$ 以降 (正規圧密領域) では、時間の経過に伴う間隙比の減少とともに C_α が小さくなっていく。

4.1.8 層厚に関する H_d^2 則と層厚が二次圧密係数に及ぼす影響のまとめ

擬似過圧密粘土に対して、層厚に関する圧密時間の相似則と層厚が二次圧密係数の及ぼす影響について得られた知見を表 4-1 に整理した。

4. 2 生痕が供試体内部の挙動に及ぼす影響

4.2.1 大阪湾粘土に存在する生痕について

写真 4-1 に大阪湾粘土の供試体側面の観察写真の 1 例 (Ma12 層, T36-H5) を示す. この写真は, 整形時に撮影したものであるが, 供試体側面の鉛直方向に茶色い筋状の生痕が観察される. また, 写真 4-2 は, 高さ 2cm の圧密リングに供試体を入れた後に端面を整形し, 圧密試験機にセットする前の状況であるが, 供試体端面に褐色の点が多く観察される.

この生痕が供試体の鉛直方向に連続しているか否かを確認するために, 供試体の下端面に接する部分に余剰水を貯めておき, 供試体を試験機にセットした. 写真 4-3 は, 成形後の供試体を試験機にセットした瞬間の状況である. 余剰水は生痕を通過し瞬時に上端面に通過した.

写真 4-4 は供試体の端面, 写真 4-5 は供試体の断面を電子顕微鏡にて観察した結果であるが, 直径 0.5mm 程度の鉛直方向に連続する生痕の存在が確認される. 写真 4-6~9 は, その生痕を $\times 60$, $\times 200$, $\times 500$, $\times 1000$ の 4 つの倍率で観察した結果である. 生痕と粘土との境界部には膜のようなものが形成されており, その孔を保護しているようにも見受けられる. また, 細い木の枝のようなものが孔内に多く見られる. これらの観察より, 鉛直方向に連続した生痕が圧密挙動に影響を及ぼしている可能性がある.

4.2.2 生痕が間隙水圧の測定値と圧密挙動に及ぼす影響

定ひずみ速度圧密試験の背圧負荷時における供試体底面の間隙水圧挙動を図 4-62 に示す. 供試体整形時に生痕が見つかった Ma12 層の供試体 T36 と Ma9 層の供試体 D48, 供試体整形時に生痕が見られなかった Ma10 層の供試体 T88 の結果である.

図中の縦軸は, 供試体底面の間隙水圧測定値 u を供試体の上端面から負荷した背圧値 u_{BP} で正規化した値 u/u_{BP} である. 背圧は供試体の瞬時に負荷している. これをみると, Ma10 層の供試体 T88 の u/u_{BP} の値は, 時間の経過とともに徐々に増加し $t=2000s$ 程度で $u/u_{BP} \doteq 1$ となっている. 一方, Ma12 層の供試体 T36 と Ma9 層の供試体 D48 の結果は, 背圧負荷とほぼ同時に $u/u_{BP} = 1$ まで上昇しており, Ma10 層の供試体 T88 とは異なった応答を示している. このことから, Ma12 層の供試体 T36 と Ma9 層の供試体 D48 は, 鉛直方向に連続する生痕のため, 供試体底面の間隙水圧が測定できていないことがわかる.

供試体 D48-H5 に対して σ'_{v0} から p_{y0} に載荷した時の結果を図 4-62 に示す. 図 4 の(a)は各分割層のひずみ ε_v と経時変化, (b)は各分割層底面の $\Delta u/\Delta p$ と経時変化, (c)は各分割層のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ と経時変化である.

各分割層の ε_v の経時変化は, 排水面からの距離が異なるにも関わらず同じ挙動を示している. 各分割層の $\dot{\varepsilon}_v$ の経時変化も同様である. このような挙動は, 各分割層を独立させて実施した供試体 T86 の $1.5p_{y0}$ から $2.0p_{y0}$ に載荷した時に類似している (図 4-35(a)参照). 過

剰間隙水圧についてはいずれの分割層においても圧密開始直後に消散している。また、供試体 T88-H5 に対して σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時の結果（図 4-5 参照）の挙動とは明らかに異なっている。供試体に鉛直方向に連続した生痕が存在する場合は、供試体底面の剰間隙水圧が測定できていないことが明らかであり、各分割層の ε_v の経時変化にも大きな影響を与える事がわかる。

供試体 T36-H5 に対して σ'_{v0} から $2.0p_{y0}$ に载荷した時の結果を図 4-63 に示す。図の(a)は各分割層のひずみ ε_v と経時変化、(b)は各分割層底面の $\Delta u/\Delta p$ と経時変化、(c) は各分割層のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ と経時変化である。供試体 D48-H5 に対して σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時の結果とは異なり、排水面からの距離に応じて各分割層の挙動が異なっている。各分割層の ε_v の経時変化は、排水面からの距離が遠い分割層ほど ε_v の進行が遅い。 $\dot{\varepsilon}_v$ の経時変化は、各分割層によって異なった挙動を示しているが、剰間隙水圧の消散後は排水面からの距離によらず同じ挙動を示している。 $\Delta u/\Delta p$ の経時変化を見ると、排水面側の分割層では急激に剰間隙水圧が消散している。特に、排水面側の分割層 1,2 では $t=0.1\sim 1\text{min}$ 程度において、剰間隙水圧が上昇する特徴的な挙動が見られる。また、分割層 3, 4, 5 においてもそれぞれ $t=1\sim 10\text{min}$, $t=2\sim 20\text{min}$, $t=30\sim 400\text{min}$ において、剰間隙水圧の消散が停滞するような挙動が見られる。

供試体 T36-H5 に対して σ'_{v0} から $2.0p_{y0}$ に载荷した時の各分割層の ε_v と σ'_v の関係、 ε_v と $\dot{\varepsilon}_v$ の関係を図 4-64 に示す。図(a)の ε_v と σ'_v の関係をみると、 $\varepsilon_v=2\sim 3\%$ のときに降伏し、圧縮性が大きくなっている。また、圧密降伏後に排水面に近い分割層 1, 2, 3 では σ'_v が減少している。排水面に最も近い分割層 1 に着目すると、 $\varepsilon_v=3\%$ のときに σ'_v が大きく減少している。分割層 1 において $\varepsilon_v=3\%$ となるのは $t=0.1\text{min}$ 程度の時であり、急激に消散していた剰間隙水圧が上昇に転じる所と一致している。したがって、 σ'_{v0} から $2.0p_{y0}$ に载荷した場合においても、 σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時の挙動（図 4-62(b)参照）と同様に、圧密降伏前における剰間隙水圧の値を正しく測定できていないといえる。また、図(b)のをみると、 $\dot{\varepsilon}_v \leq 1 \times 10^{-5} (\text{s}^{-1})$ においては、それ以前の各層の ε_v と σ'_v の関係の違いによらず、各層の ε_v と $\dot{\varepsilon}_v$ の関係が一致している。

Kabbaj et al. (1988) は、カナダで行った試験盛土として、両面排水条件の粘土層中心付近で計測した原位置試験から求めた沈下ひずみと有効応力の関係について、図 4-63 に示した挙動に似た結果を報告しており、このような挙動は粘土骨格のリンク構造の崩壊によるものと解釈されている。

Kabbaj et al. (1988) の報告による試験サイトに堆積する粘土は、非常に鋭敏な Champlain sea 粘土であり、液性指数 I_L は 1.0 を大きく越えている。一方、供試体 T36-H5 は $I_L = 0.64$ である。また、第3章で示した微視的な構造の観察を結果から、更新統の大阪湾粘土にはリンク構造やマクロポアおよびメゾポアは存在しておらず、粘土粒子間の間隙は $0.1\mu\text{m}$ 以下のミクロポアからなることがわかっている。このため、更新統の大阪湾粘土については、降伏直後に粘土骨格のリンク構造の崩壊し、粒子間に作用している有効応力が瞬時に剰間隙水圧に

転嫁されるということは考えにくい。したがって、大阪湾粘土の場合は、鉛直方向に連続した生痕の影響により、圧密降伏前は過剰間隙水圧が正しく測定されていない事に加え、圧密降伏後に生痕による孔が塞がれてしまうために、図4-65に示すような $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係が得られる。

4. 3 本章の結論

本章では、擬似過圧密粘土といわれている更新統の大阪湾粘土に対して、層厚に関する圧密時間の相似則 (H_d^2 則) と層厚が二次圧密係数に及ぼす影響を検討するとともに、供試体内部の圧密挙動を詳細に検討した。得られた結論は、以下の通りである。

- (1) 層厚に関する H_d^2 則は Terzaghi の弾性圧密理論に基づいているため、固有な $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係を仮定しており、過剰間隙水圧の消散に伴う σ'_v の増加のみに応じて ε_v が生じる。しかし、擬似過圧密粘土の σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した場合は、特に層厚が小さい供試体では過剰間隙水圧の消散に比べてひずみの発生が著しく遅れる。また、 $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係は排水面からの距離によって異なり、供試体内部の $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係は \mathcal{R}_v に依存している。そのため、Taylor 法、Casagrande 法の方法の違いや载荷条件の違いなどによって、層厚に関する H_d^2 則が適用できない場合がある。
- (2) 正規圧密領域における $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ へ载荷したケースでは、Taylor 法と Casagrande 法のいずれの方法を用いて一次圧密の終了を予測した場合も、初期条件 ($2.0p_{y0}$ での载荷時間) によらず H_d^2 則が概ね成立する。このような载荷条件の一次圧密過程では、 $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係に及ぼす \mathcal{R}_v の影響を考慮しなくてもそれほど大きな問題はない。
- (3) σ'_{v0} から p_{y0} あるいは $1.5p_{y0}$ へ载荷したケースでは、Taylor 法により一次圧密の終了を予測する場合は、 σ'_{v0} での载荷時間を H_d^2 則に基づいて設定した場合において H_d^2 則が成立するが、 σ'_{v0} での载荷時間を等しく設定した場合には H_d^2 則で予測するよりも長時間を要する。 $t_{90, \text{Taylor}}$ では $U_p \geq 90\%$ に達しているが、 $t_{100, \text{Taylor}}$ 以降においても層厚が小さいほど顕著に ε_v が増大していくため、このようなケースでは、Taylor 法よりも Casagrande 法を適用するほうが良い。Casagrande 法により一次圧密の終了を予測した場合は、 H_d^2 則で予測するよりも一次圧密の終了が早く、 σ'_{v0} から p_{y0} へ载荷したケースでは概ね H_d 則となり、 σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ へ载荷したケースでは H_d 則と H_d^2 則との間の結果となる。このような载荷条件では一次圧密過程においても、 $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 関係に及ぼす \mathcal{R}_v の影響を無視することはできない。
- (4) Taylor 法と Casagrande 法のいずれの方法を用いて一次圧密の終了を予測した場合も、二次圧密係数 C_α は層厚には依存しない。しかし、上述したように载荷条件の違いや、Taylor 法と Casagrande 法などの違いによって、層厚が異なる場合の一次圧密終了の予測時間が H_d^2 則とは異なるため、一次圧密と二次圧密を区分しない予測手法が望ましいと考える。
- (5) 大阪湾粘土には鉛直方向に連続した生痕が存在する場合がある。このような供試体を用

第4章 擬似過圧密粘土の圧密挙動

いた場合、過圧密領域では過剰間隙水圧が正しく測定できていない事、 ε_v-t 関係や ε_v - σ'_v 関係などの圧密挙動に著しい影響を及ぼしている事を明らかにした。

表 4-1 層厚に関する H_d^2 則と層厚と二次圧密係数の関係の評価

過程	項目	荷重パターン		
		$\sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$	$\sigma'_{v0} \rightarrow 1.5p_{y0}$	$2.0p_{y0} \rightarrow 3.0p_{y0}$
一次圧密	$t_{90, Taylor}$	H_d^2 則が成立する場合と H_d^2 則で予測するより長い圧密時間を要する場合がある。 $U_p > 90\%$ である。	H_d^2 則がほぼ成立する。 $U_p \approx 90\%$ である。	H_d^2 則がほぼ成立する。 $U_p \approx 90\%$ である。
	$t_{100, Taylor}$	H_d^2 則が成立する場合と H_d^2 則で予測するより長い圧密時間を要する場合がある。 $U_p > 90\%$ であるが、過剰間隙水圧は消散していない。	H_d^2 則がほぼ成立する。 $U_p \approx 100\%$ である。	H_d^2 則がほぼ成立する。 $U_p \approx 100\%$ である。
	$t_{50, Casagrande}$	H_d^2 則ではなく H_d 則に近い結果が得られる。 $H_d = 2\text{cm}$ の供試体は $U_p > 90\%$ であるが、 $H_d = 5, 10\text{cm}$ の供試体はそれぞれ $U_p \approx 85\%, 90\%$ である。	H_d^2 則がほぼ成立する。 $U_p = 68 \sim 80\%$ である。	H_d^2 則がほぼ成立する。 $U_p = 75 \sim 80\%$ である。
	$t_{100, Casagrande}$	H_d^2 則ではなく H_d 則に近い結果が得られる。 $U_p \approx 100\%$ である。	H_d^2 則ではなく H_d 則と H_d^2 則の間の結果となる。 $U_p \approx 100\%$ である。	H_d^2 則がほぼ成立する。 $U_p \approx 100\%$ である。
二次圧密	$t_{100, Taylor} \rightarrow$ $2t_{100, Taylor}$ $t_{100, Casagrande} \rightarrow$ $2t_{100, Casagrande}$	正規圧密領域に荷重した時の二次圧密係数 C_α の値は、層厚の大小に依存しないが間隙比の減少に伴い小さくなっていく。		

<特記事項>

- ・擬似過圧密粘土の一次圧密については、 $t_{100, Casagrande}$ が沈下ひずみを最も反映した指標であり、この場合は H_d^2 則は成立しない。

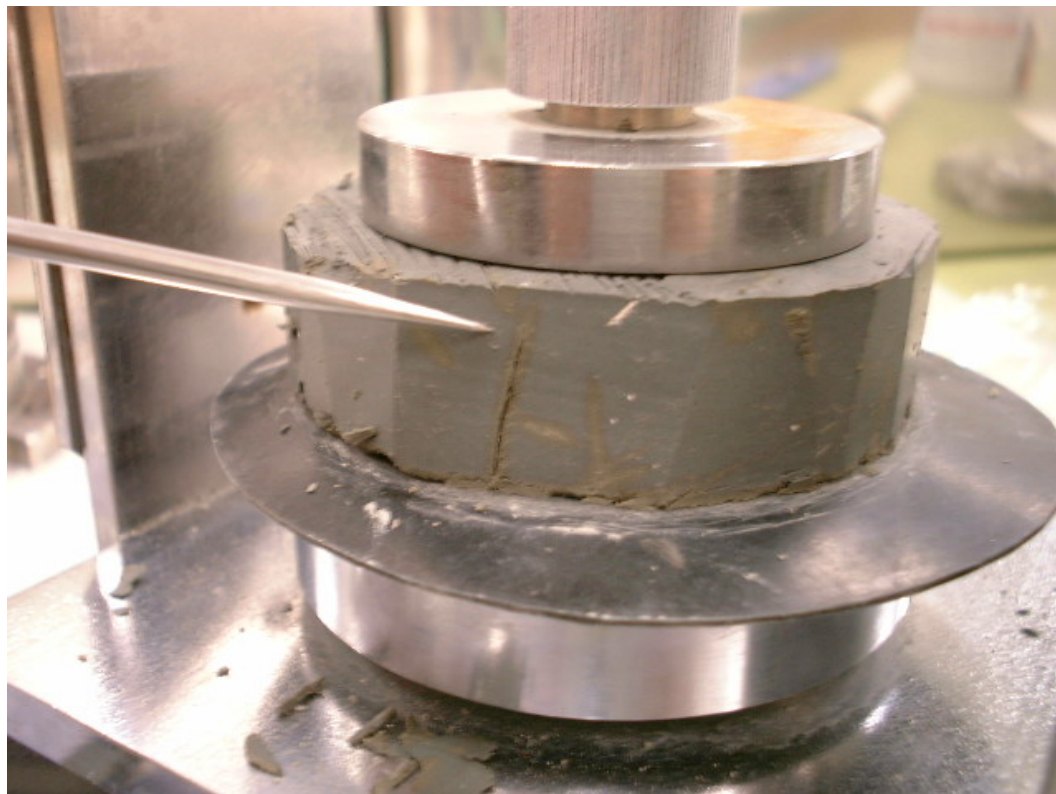


写真 4-1 供試体側面の観察写真

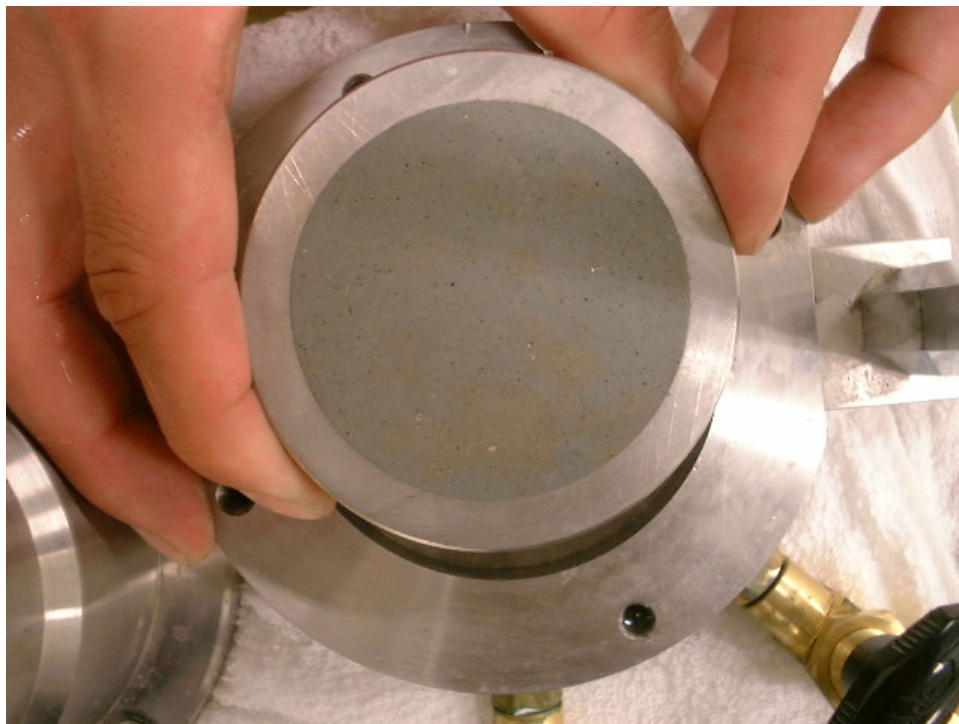


写真 4-2 整形後の供試体の観察写真

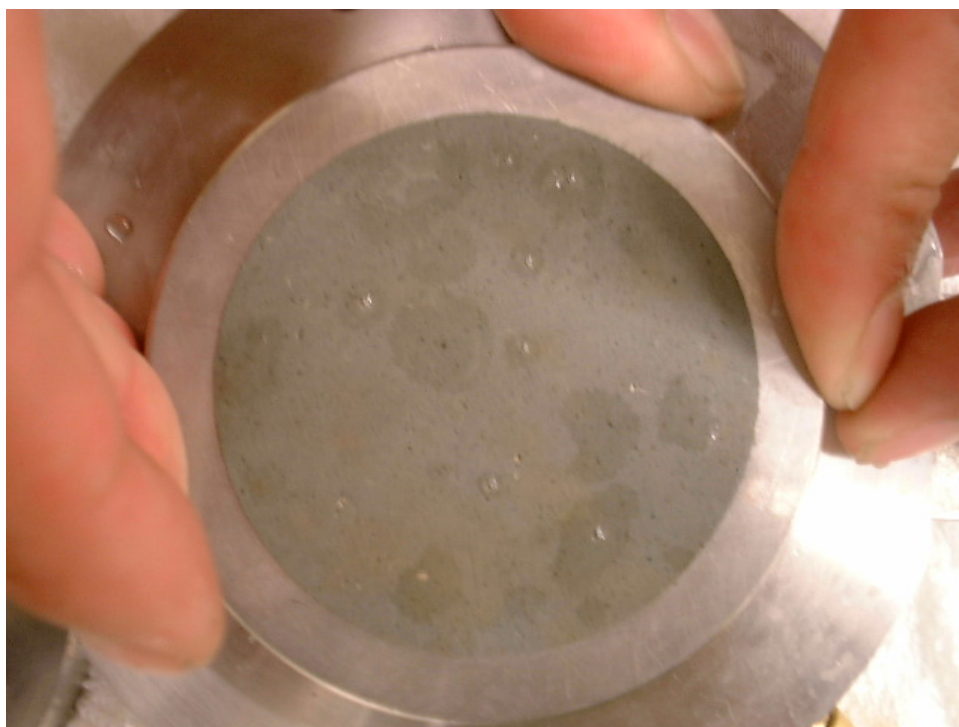


写真 4-3 供試体セット時の状況写真



写真 4-4 供試体の端面の顕微鏡写真

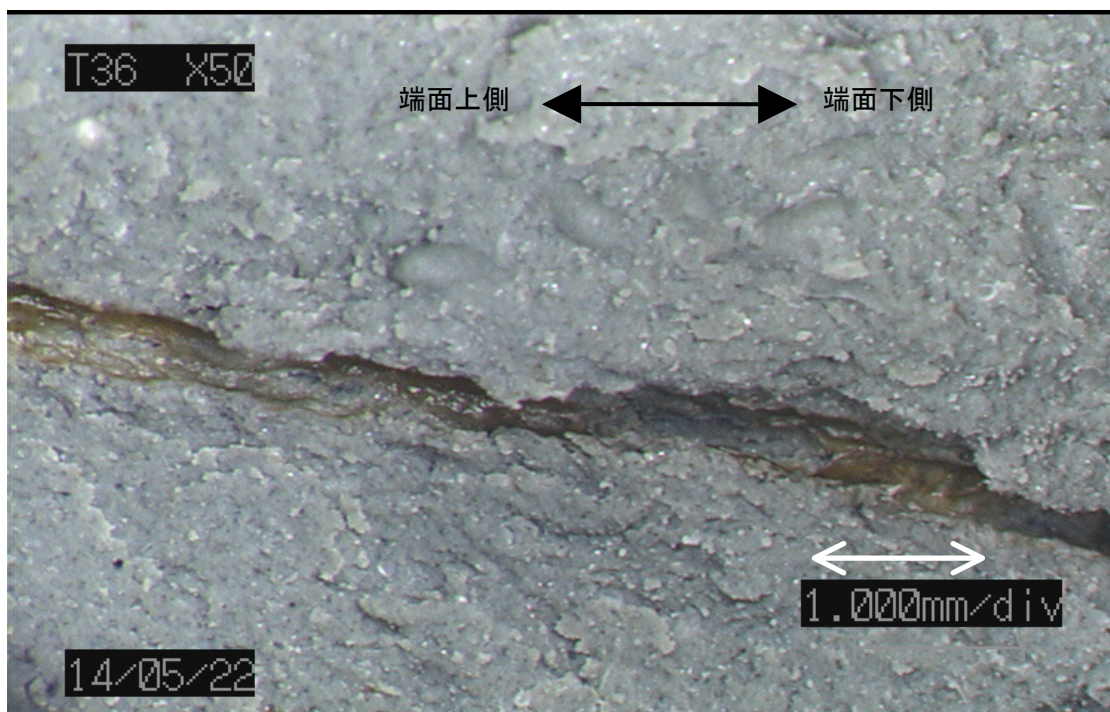


写真 4-5 供試体の断面の顕微鏡写真

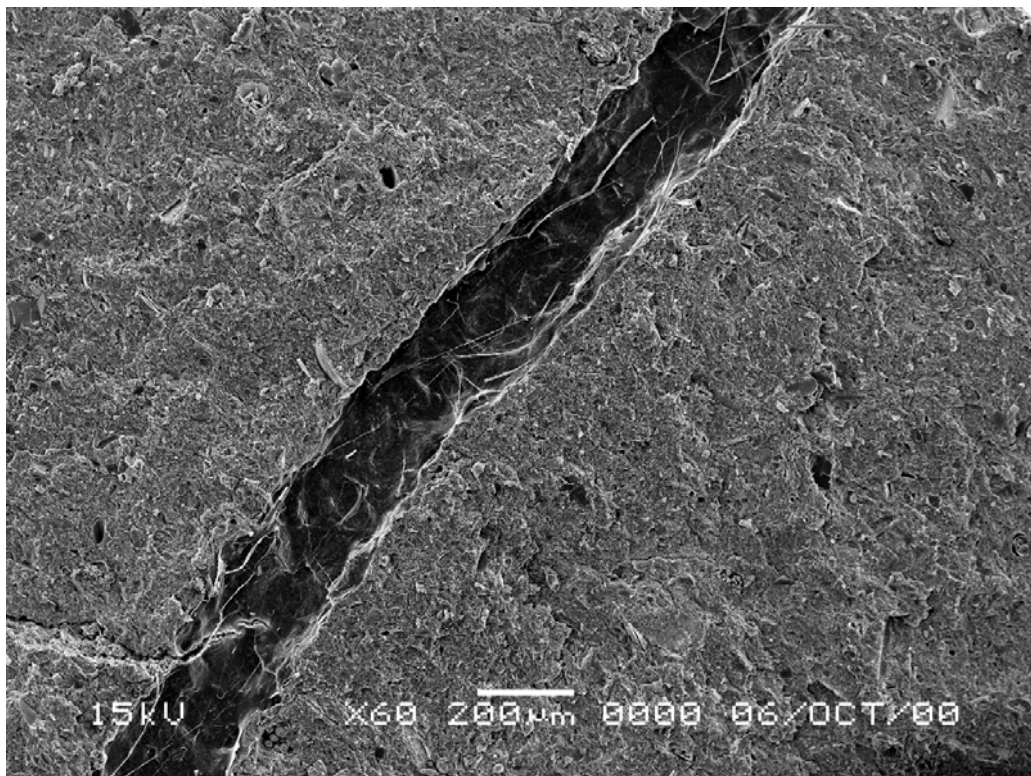


写真 4-6 観察した生物痕の顕微鏡写真(60倍にて観察)

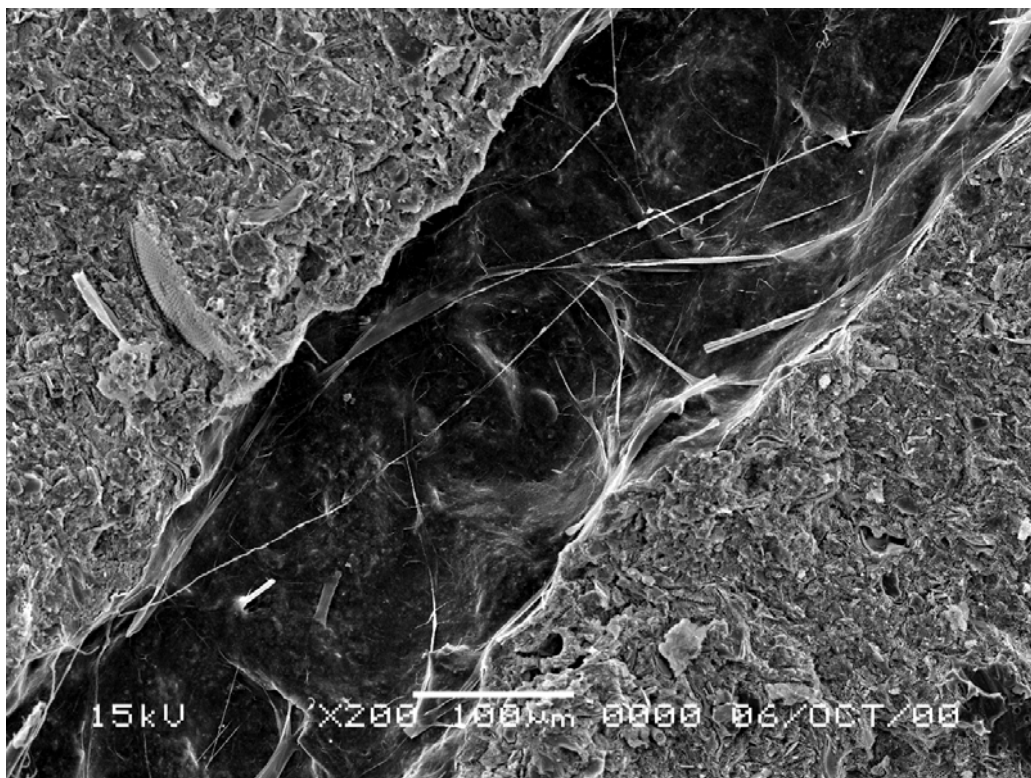


写真 4-7 観察した生物痕の顕微鏡写真(200倍にて観察)

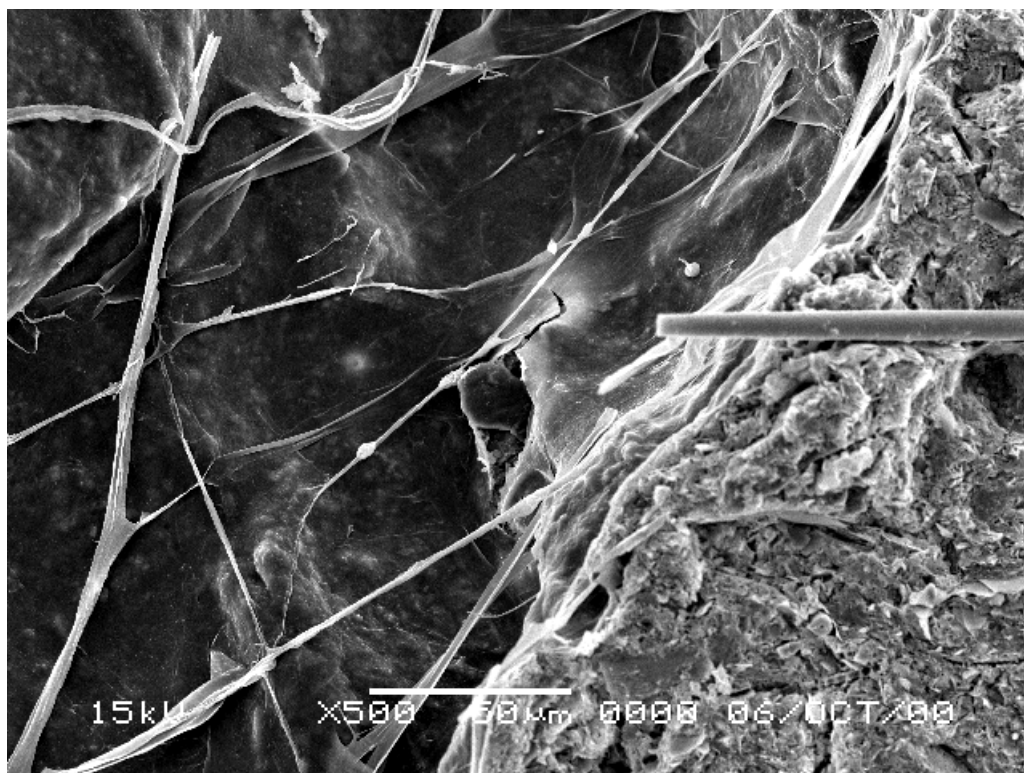


写真 4-8 観察した生物痕の顕微鏡写真(500倍にて観察)

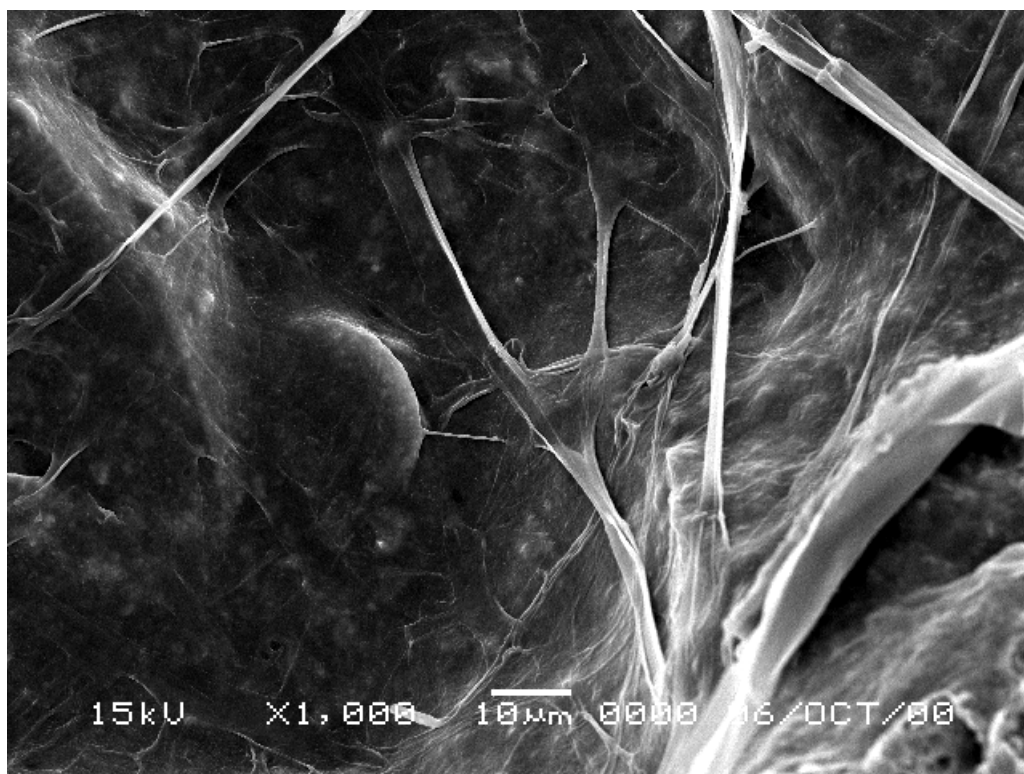


写真 4-9 観察した生物痕の顕微鏡写真(1,000倍にて観察)

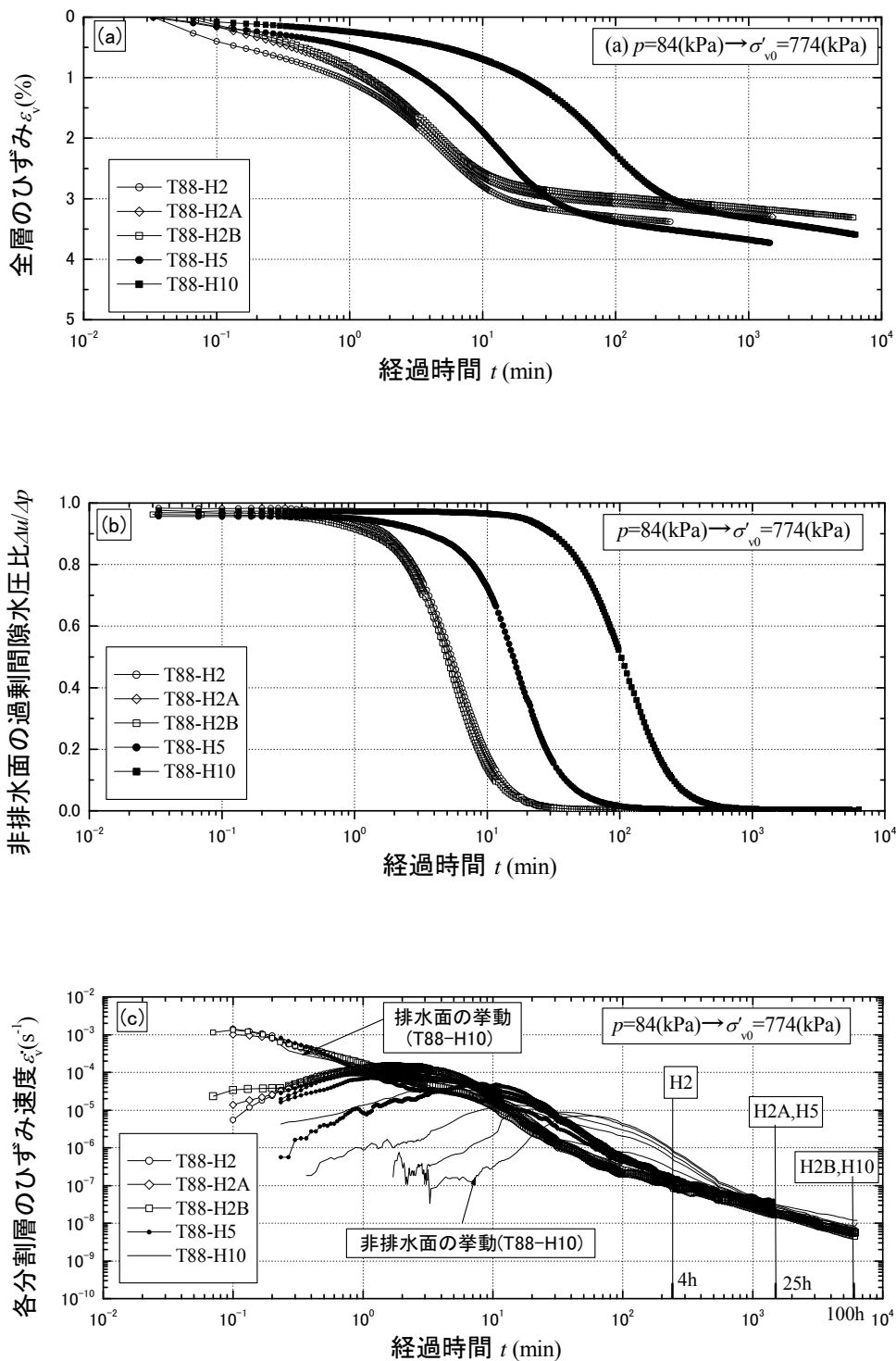


図 4-1 σ'_{v0} を載荷した時の試験結果 (T88)

- (a) 全層のひずみ ε_v と経時変化
- (b) 非排水面の $\Delta u/\Delta p$ と経時変化
- (c) 各分割層のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ と経時変化

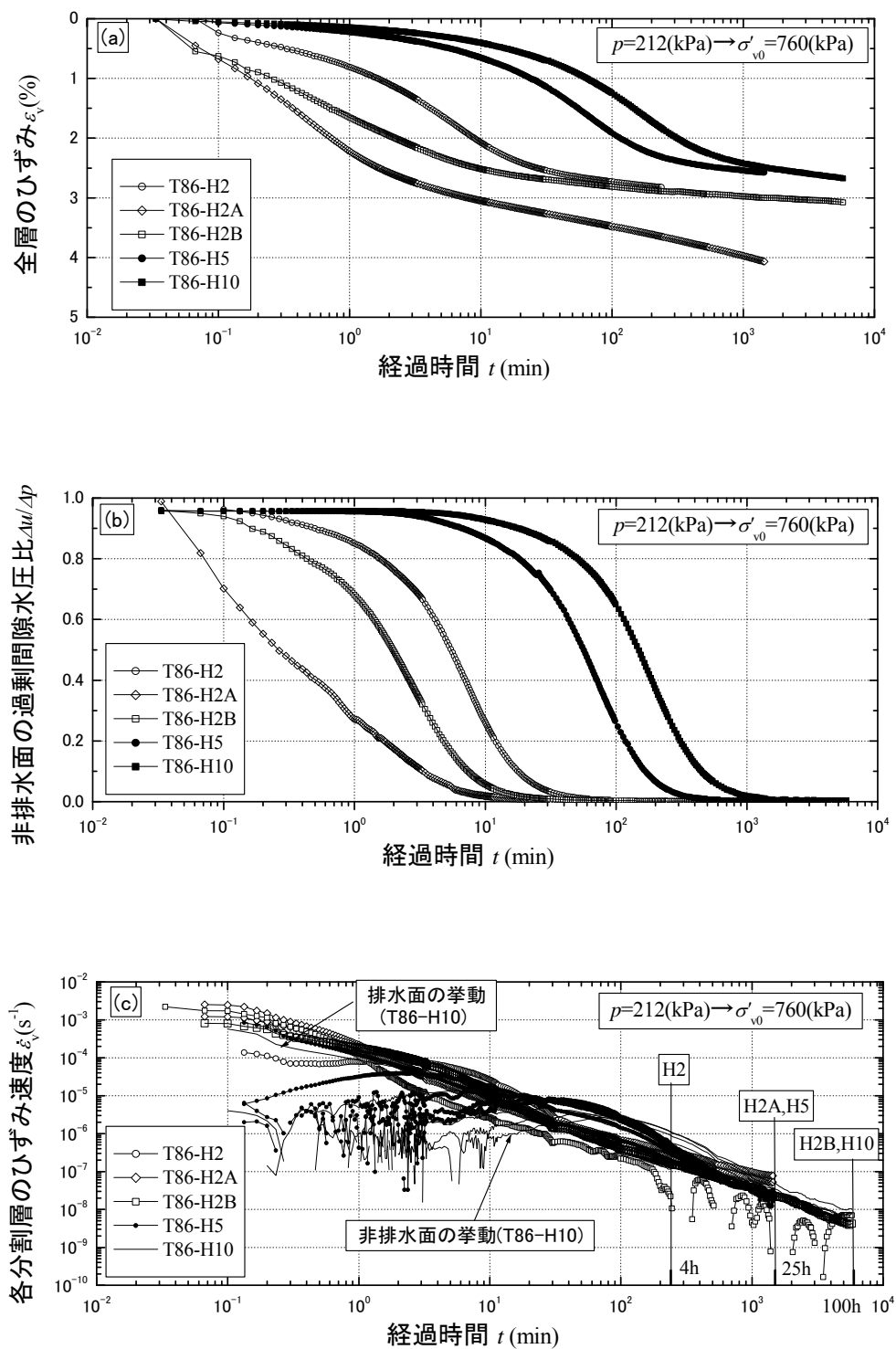


図 4-2 σ'_{v0} を載荷した時の試験結果 (T86)

- (a) 全層のひずみ ε_v と経時変化 (b) 非排水面の $\Delta u / \Delta p$ と経時変化
 (c) 各分割層のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ と経時変化

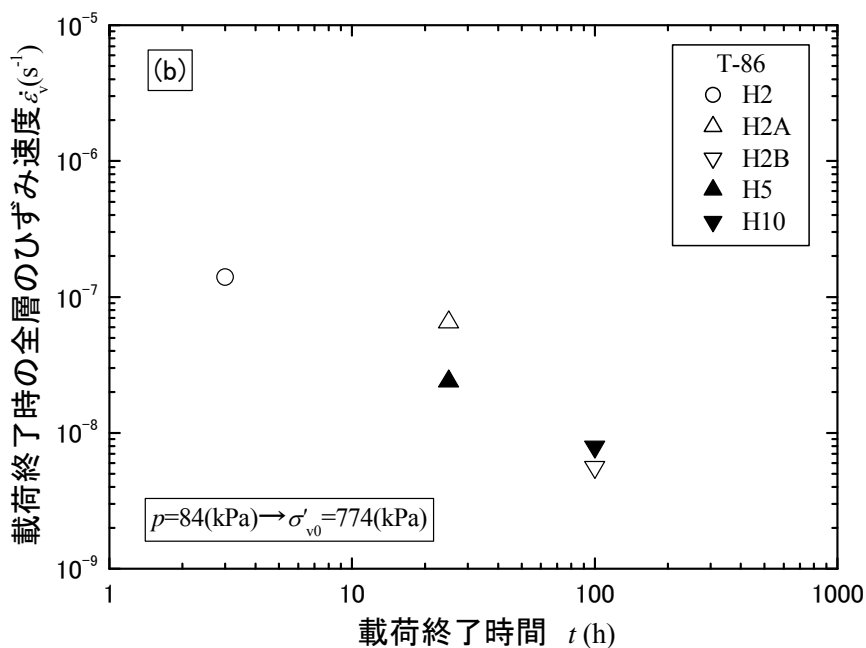
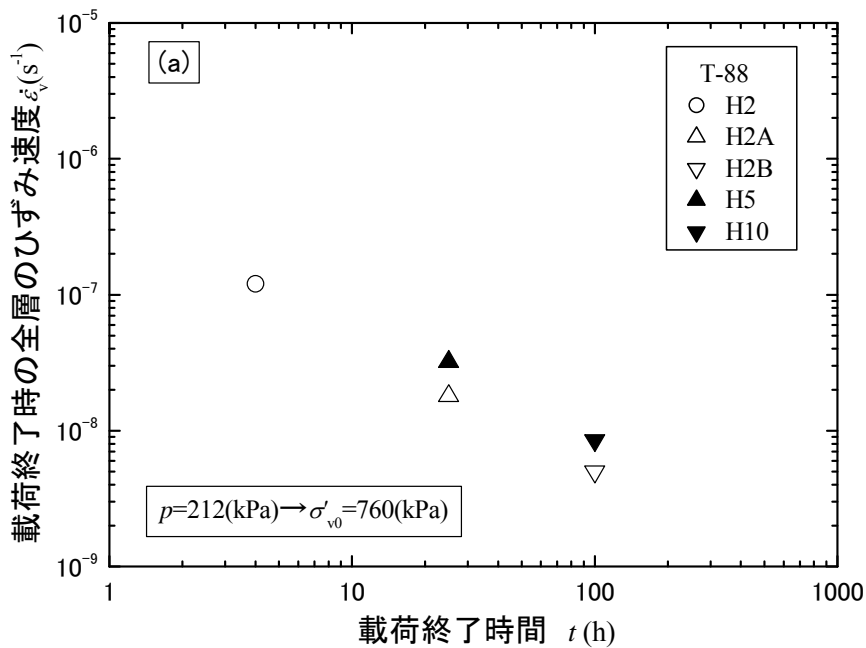


図4-3 σ'_{v0} 載荷終了時のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ と t の関係
(a) T88 (b) T86

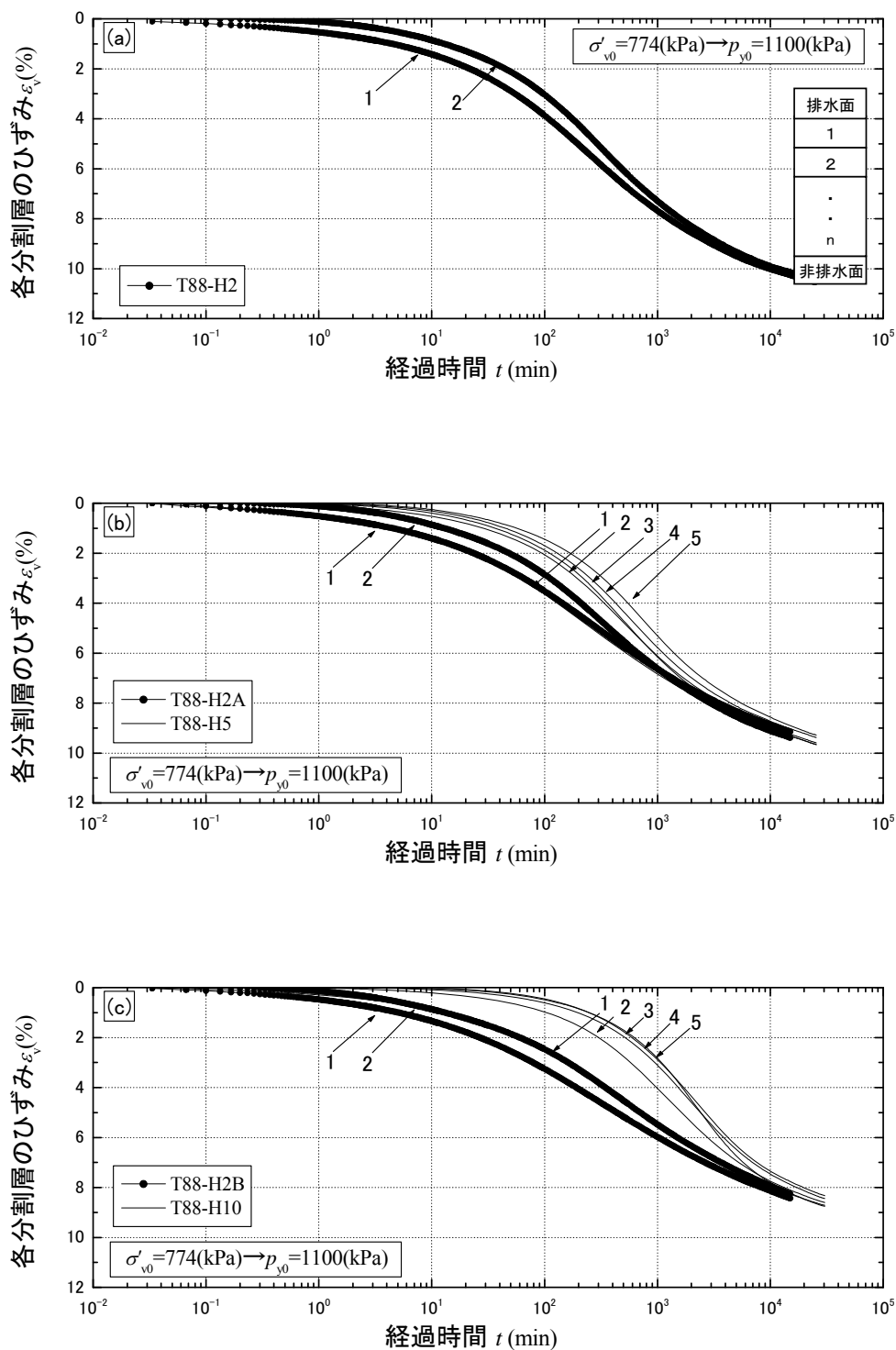


図4-4 σ'_{v0} から p_{y0} に荷重した時の各分割層のひずみ ε_v と経過時間 t の関係
 (a) T88-H2 (b) T88-H2A と T88-H5 (c) T88-H2B と T88-H10

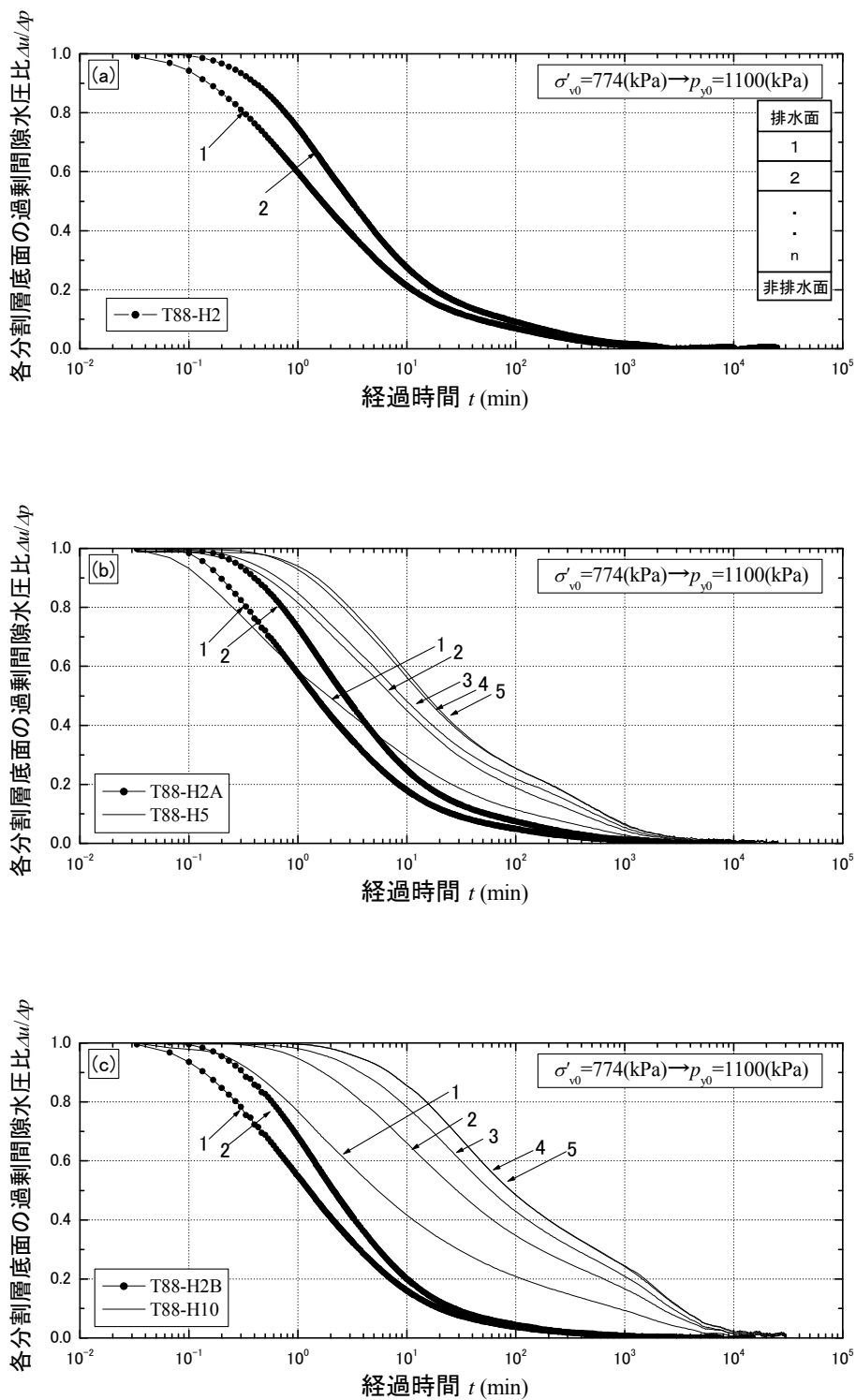


図 4-5 σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時の各分割層底面の $\Delta u/\Delta p$ と経過時間 t の関係
 (a) T88-H2 (b) T88-H2A と T88-H5 (c) T88-H2B と T88-H10

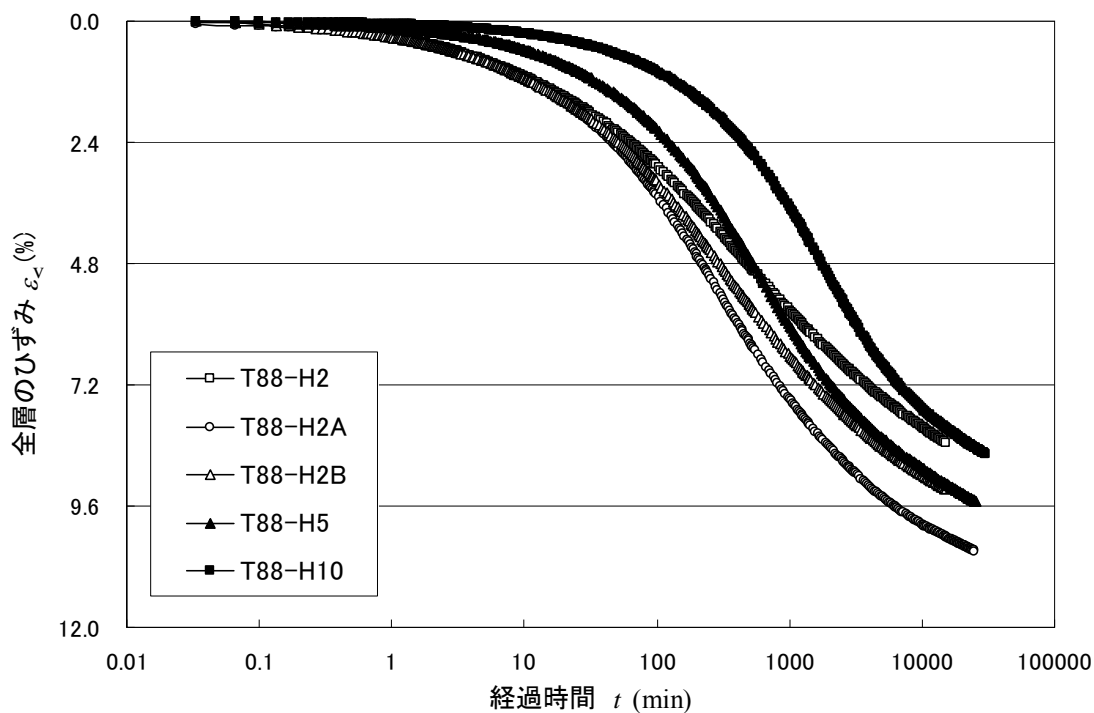


図4-6 σ_{v0} から p_{y0} に载荷した時の全層のひずみの経時変化 (T88 全供試体)

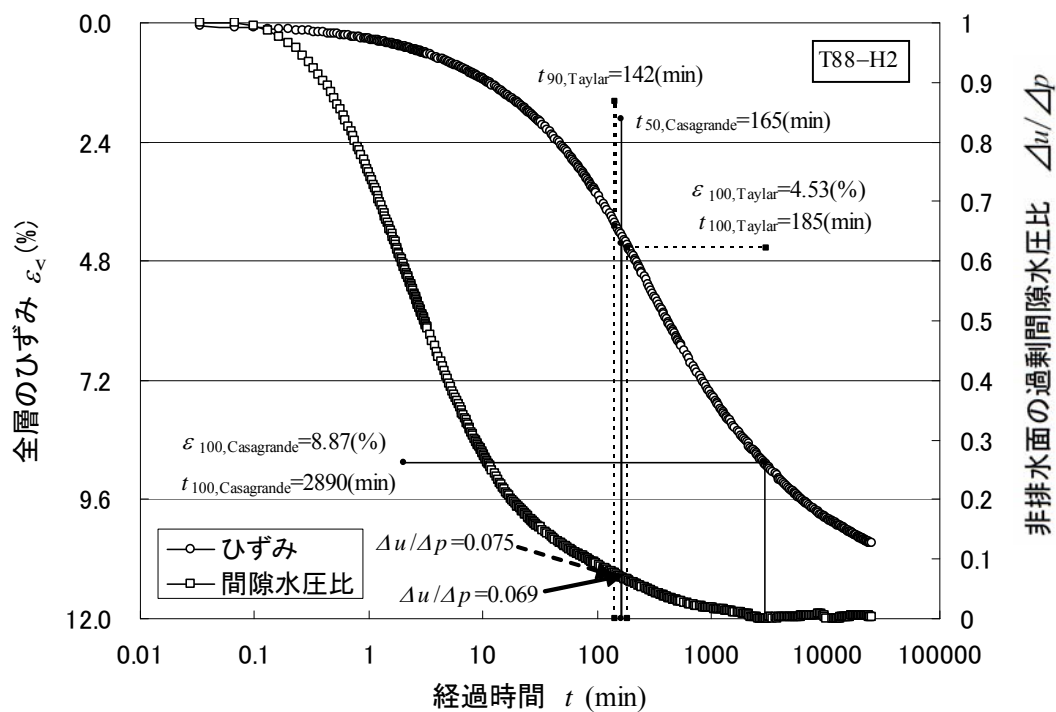


図4-7 σ_{v0} から p_{y0} に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T88-H2)

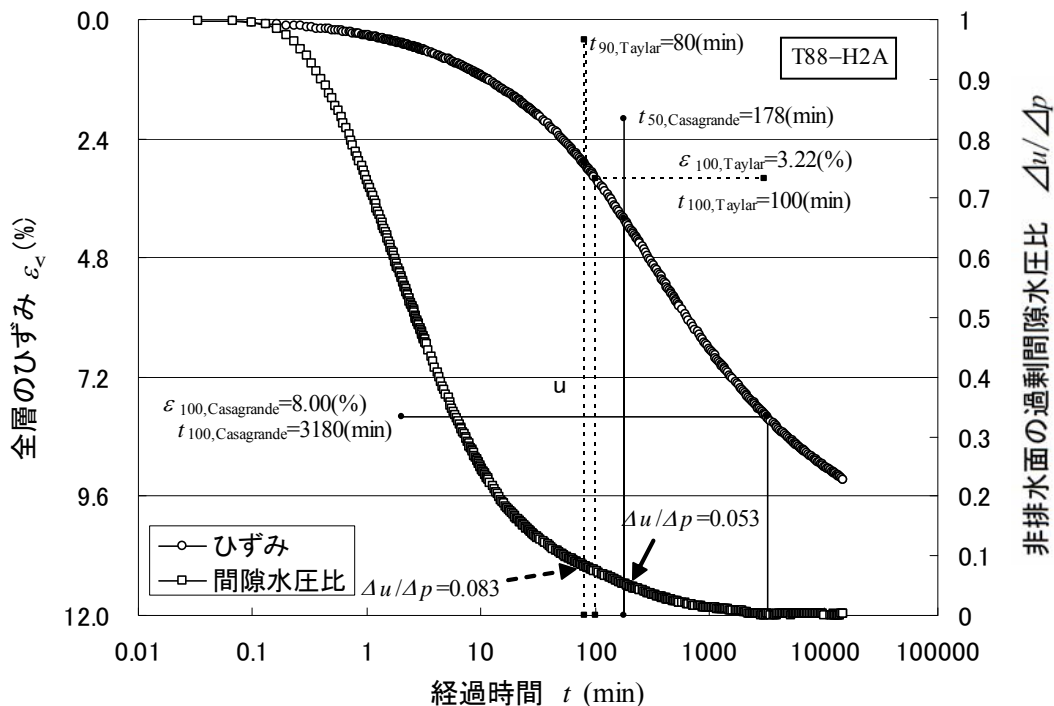


図 4-8 σ'_{v0} から p_{y0} に荷重した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T88-H2A)

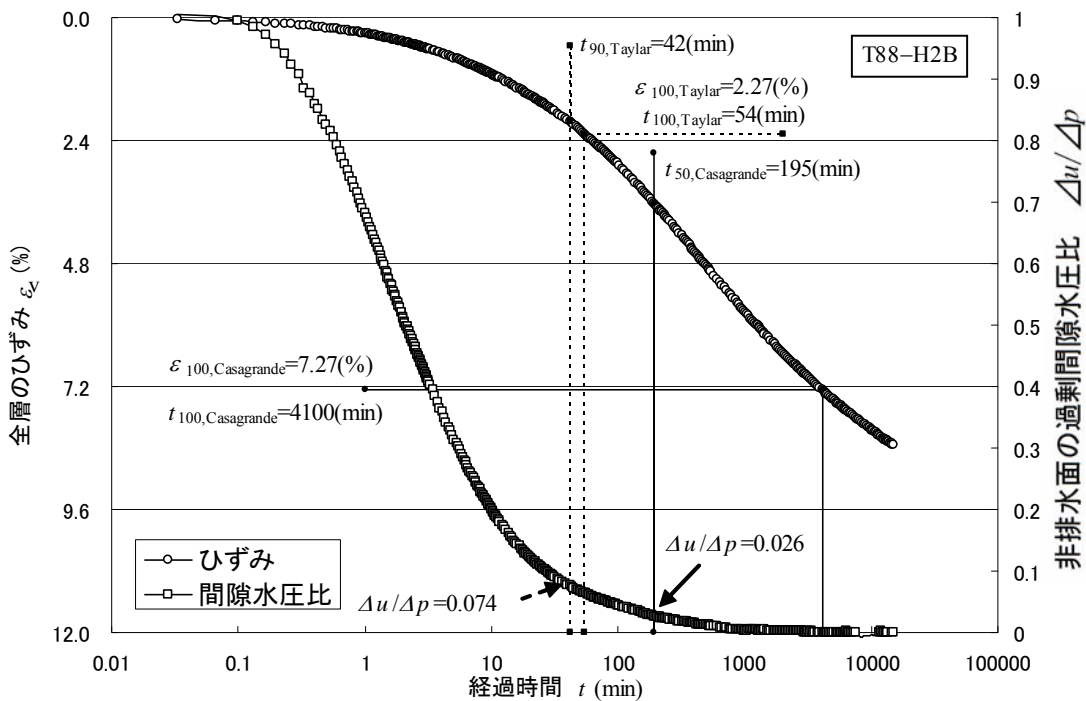


図 4-9 σ'_{v0} から p_{y0} に荷重した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T88-H2B)

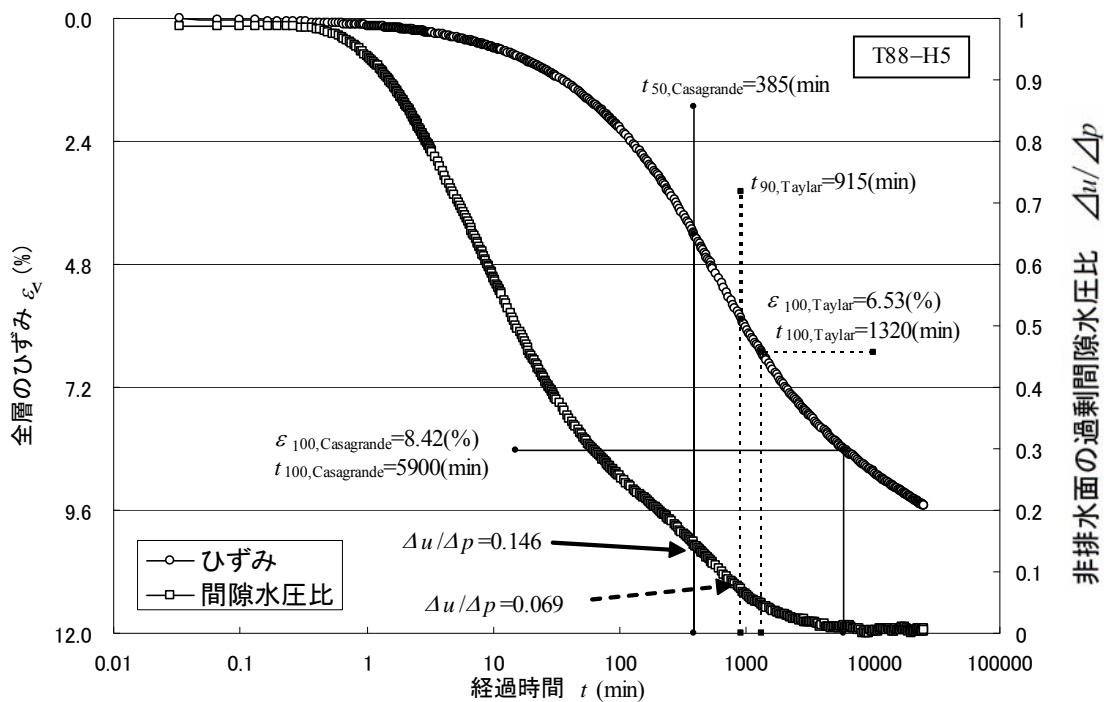


図 4-10 σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T88-H5)

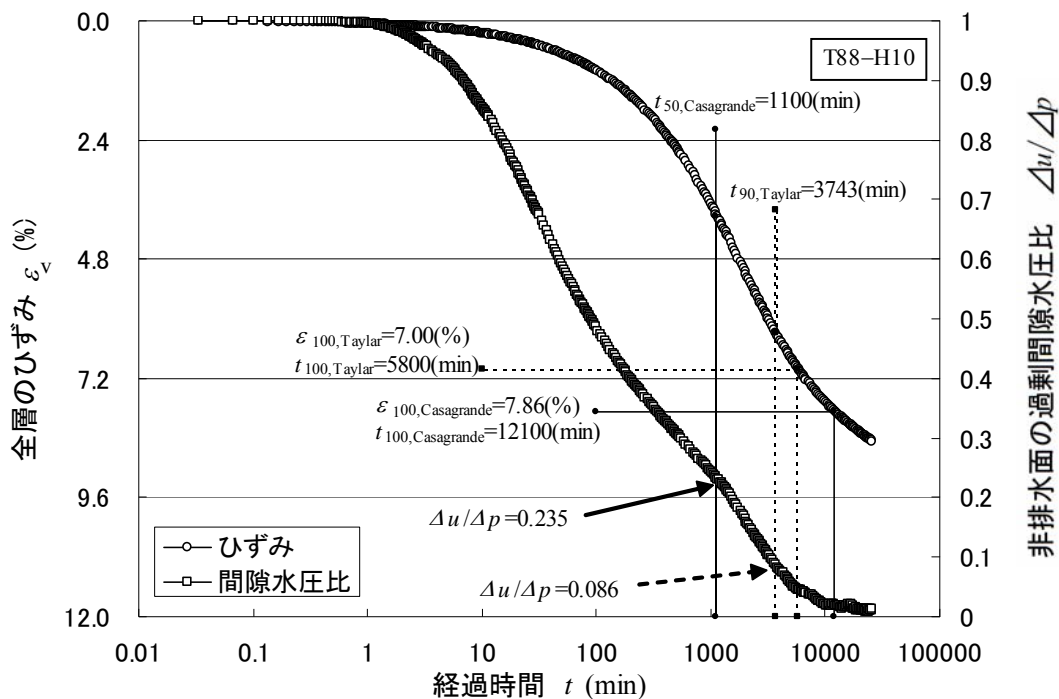


図 4-11 σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T88-H10)

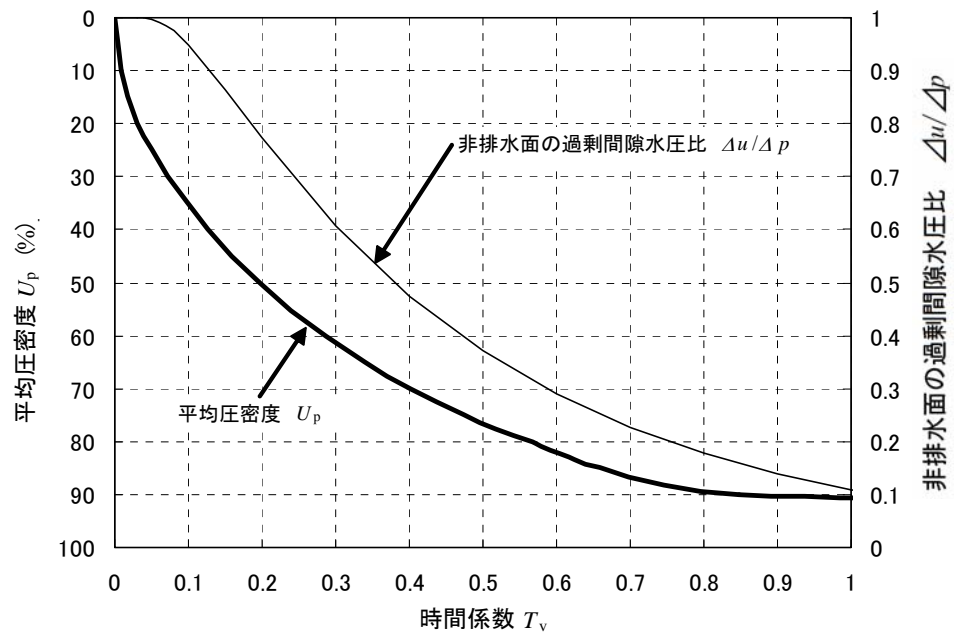


図 4-12 平均圧密度 U_p と非排水面の過剰間隙水圧比 $\Delta u / \Delta p$ と時間係数 T_v の関係

第4章 擬似過圧密粘土の圧密挙動

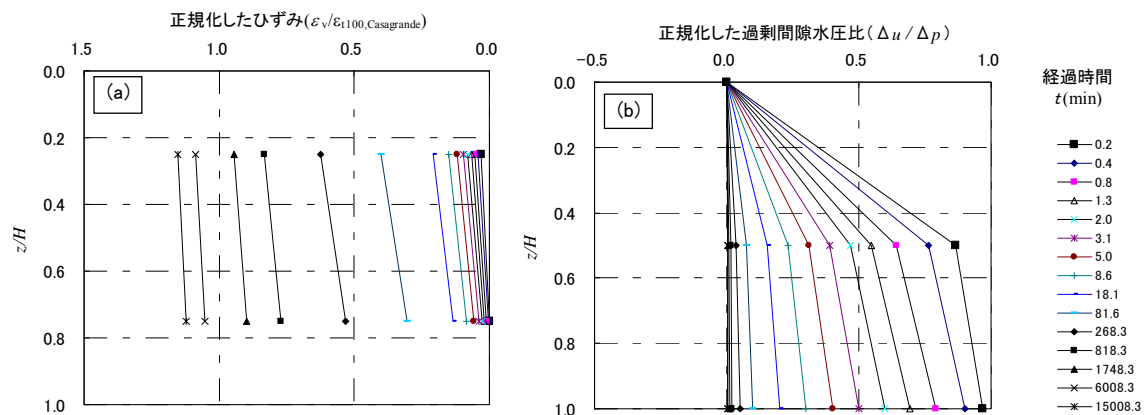


図 4-13 σ'_{v0} から p_{y0} に荷重した時の等時曲線 (T88-H2)

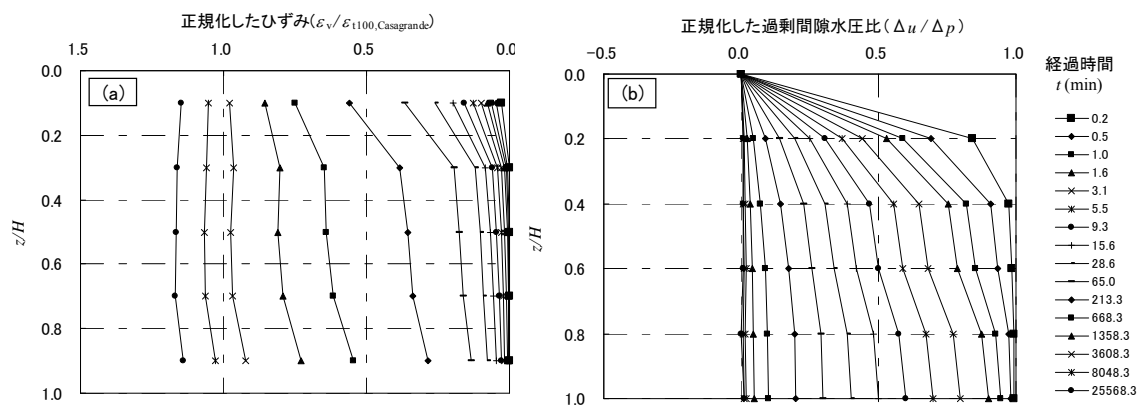


図 4-14 σ'_{v0} から p_{y0} に荷重した時の等時曲線 (T88-H5)

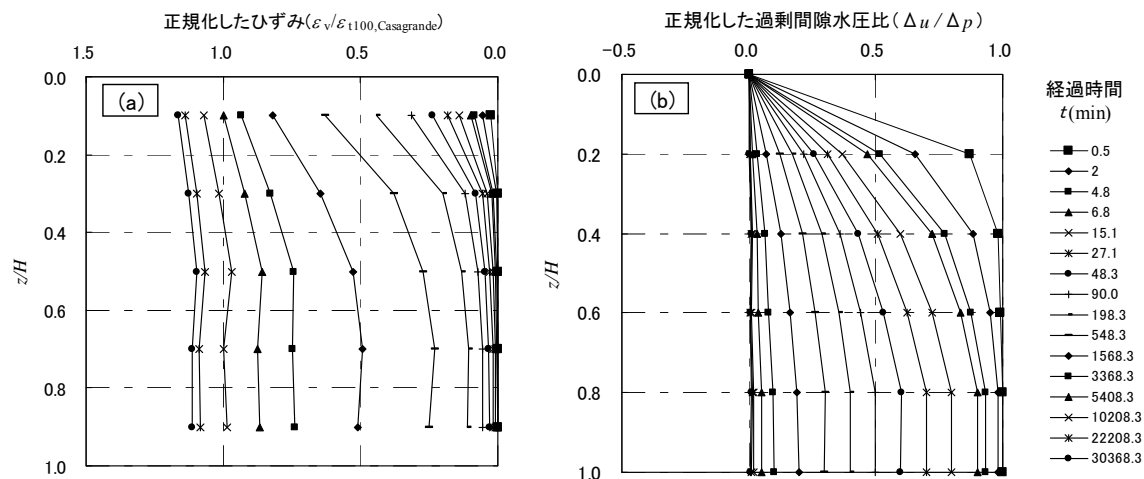


図 4-15 σ'_{v0} から p_{y0} に荷重した時の等時曲線 (T88-H10)

(a) 正規化したひずみ

(b) 過剰間隙水圧比

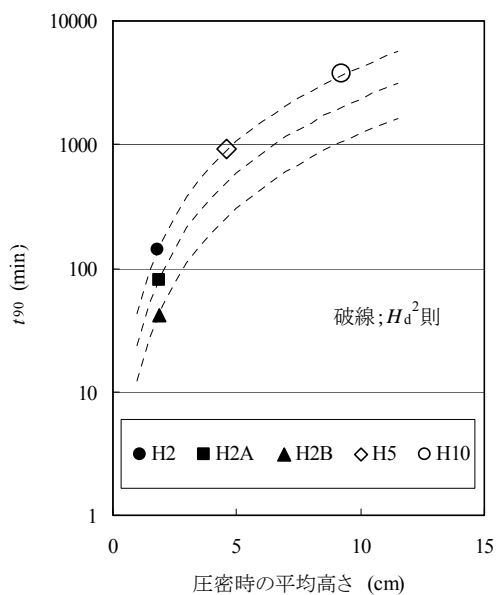


図 4-16 $t_{90, \text{Taylor}}$ と供試体高さの関係
(T88, $\sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$)

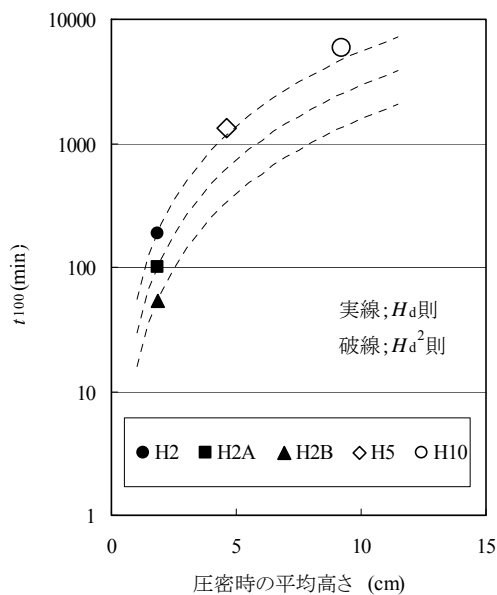


図 4-17 $t_{100, \text{Taylor}}$ と供試体高さの関係
(T88, $\sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$)

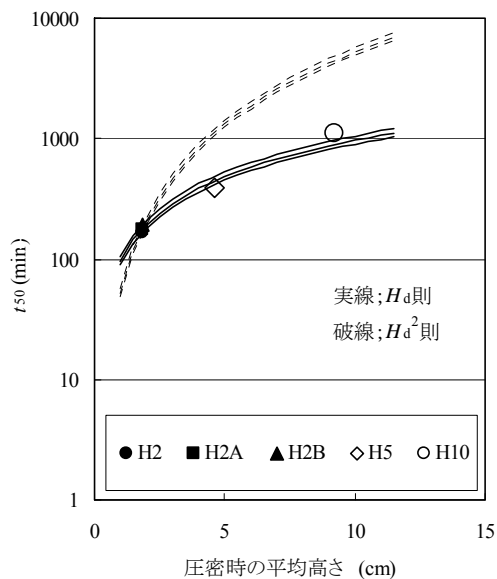


図 4-18 $t_{50, \text{Casagrande}}$ と供試体高さの関係
(T88, $\sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$)

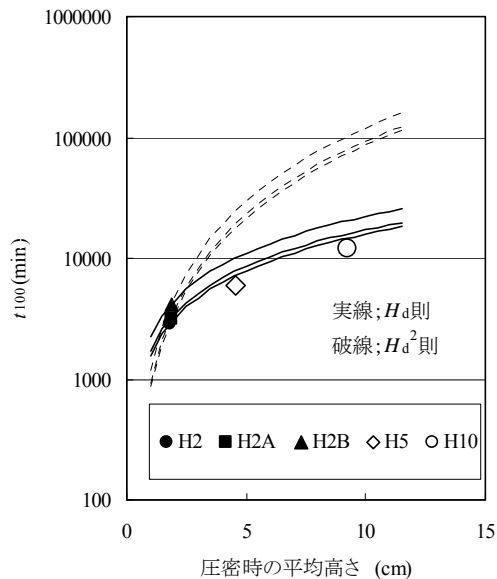


図 4-19 $t_{100, \text{Casagrande}}$ と供試体高さの関係
(T88, $\sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$)

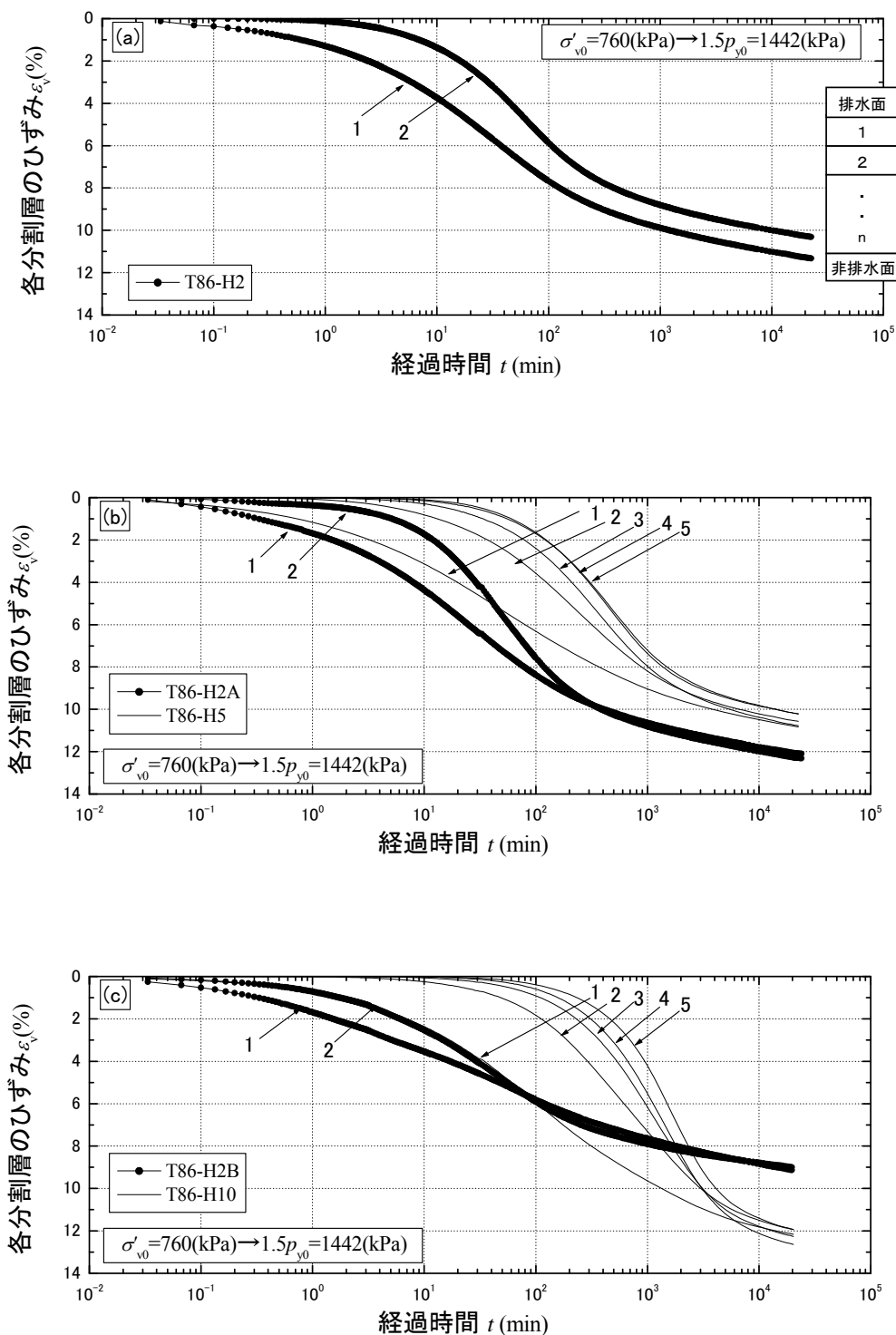


図 4-20 σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に载荷した時の各分割層のひずみ ε_v と経過時間 t の関係
 (a) T86-H2 (b) T86-H2A と T86-H5 (c) T86-H2B と T86-H10

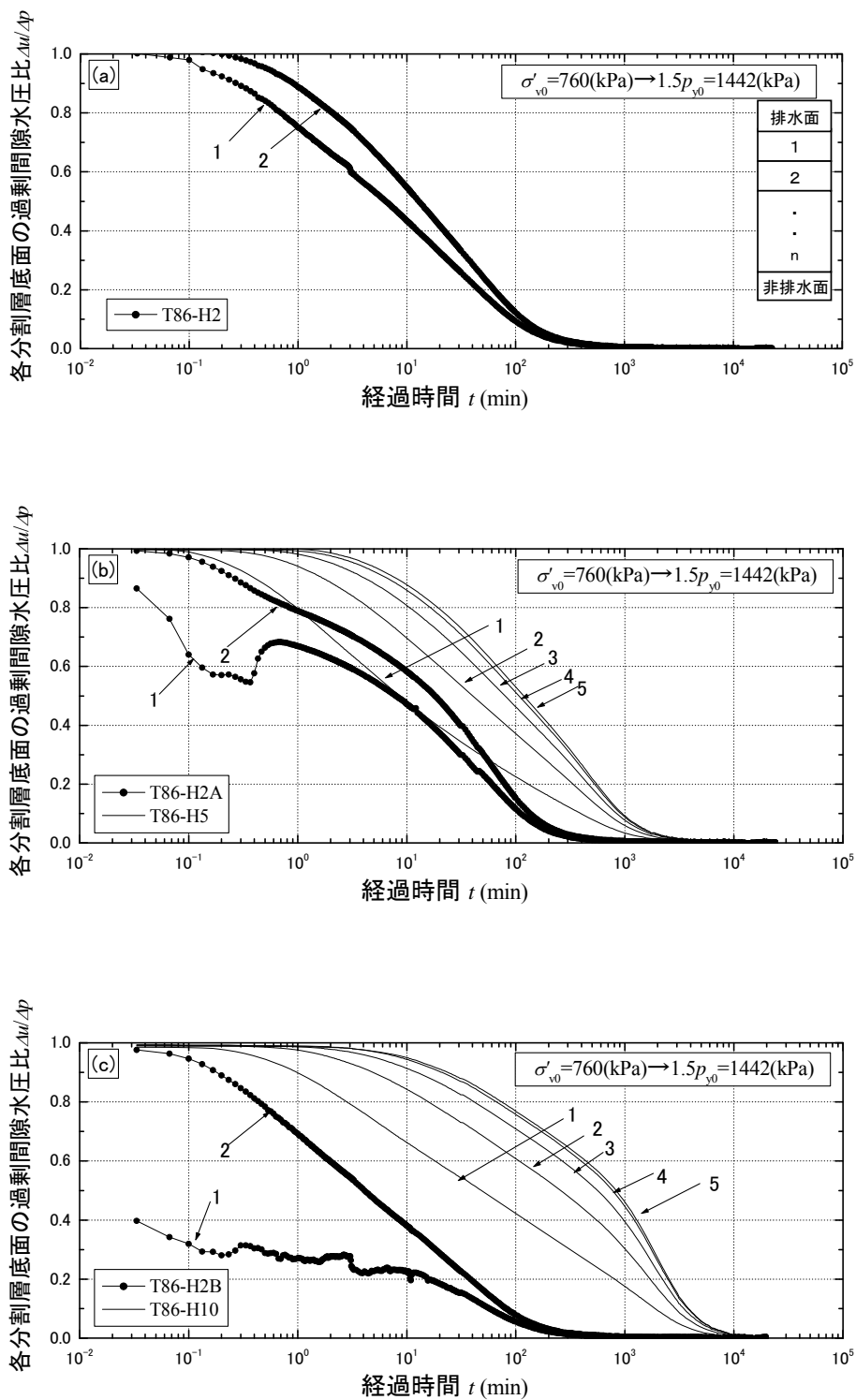


図4-21 σ'_{v0} から $1.5p'_{v0}$ に載荷した時の各分割層底面の $\Delta u/\Delta p$ と経過時間 t の関係
 (a) T86-H2 (b) T86-H2A と T86-H5 (c) T86-H2B と T86-H10

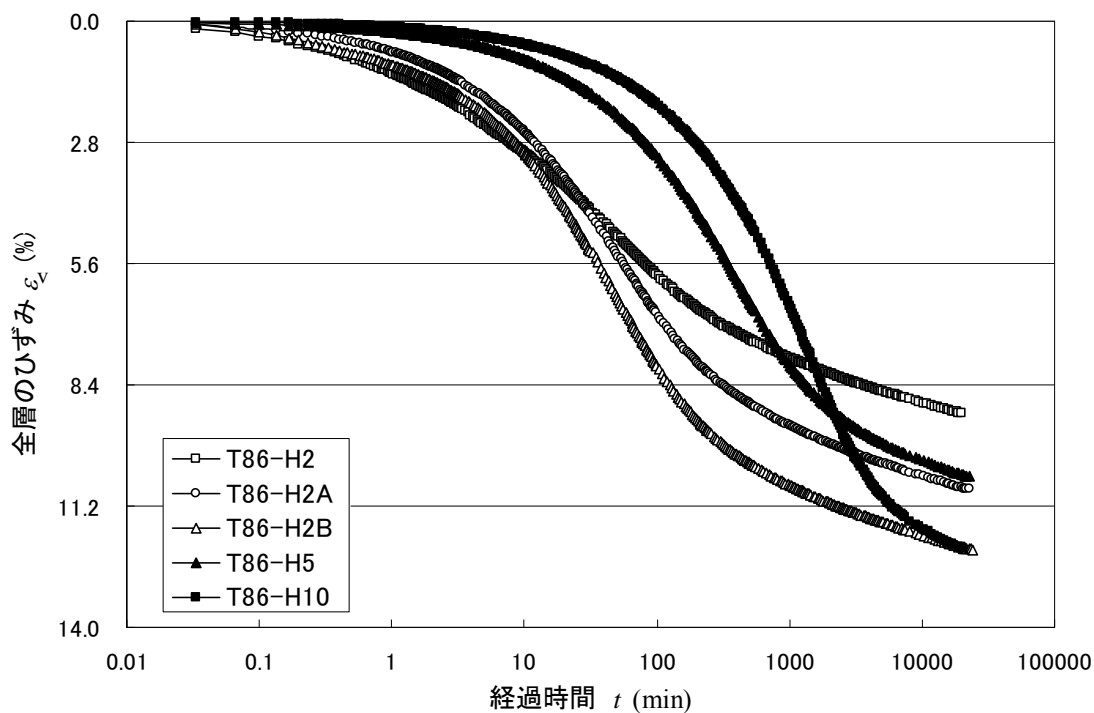


図 4-22 σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に荷重した時の全層のひずみの経時変化 (T86 全供試体)

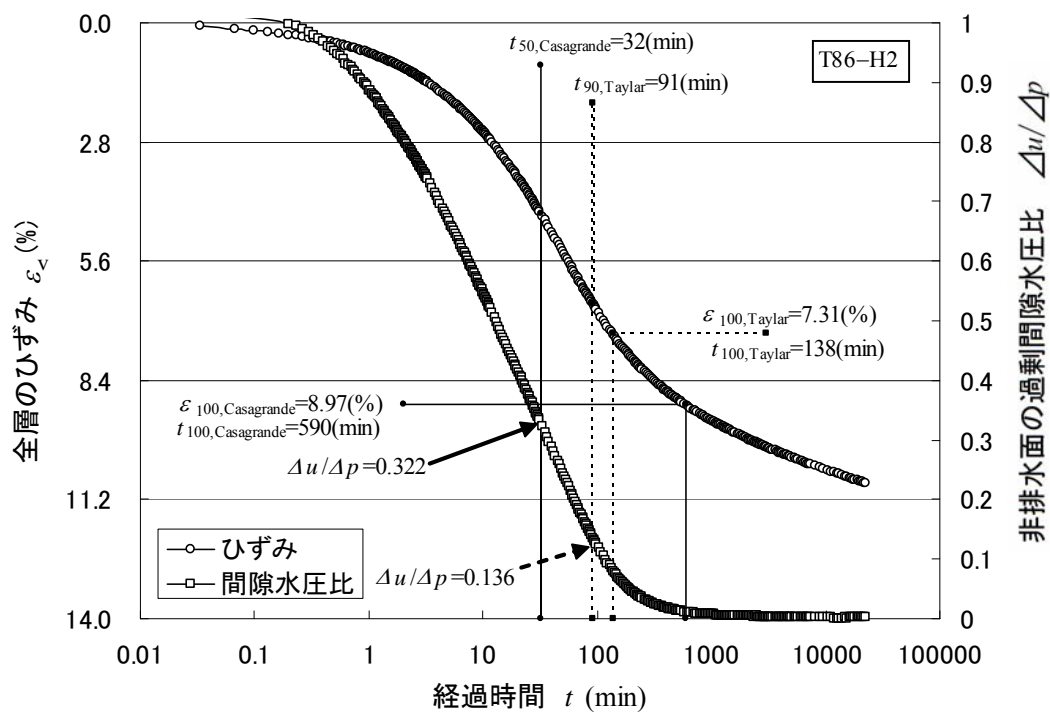


図 4-23 σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に荷重した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H2)

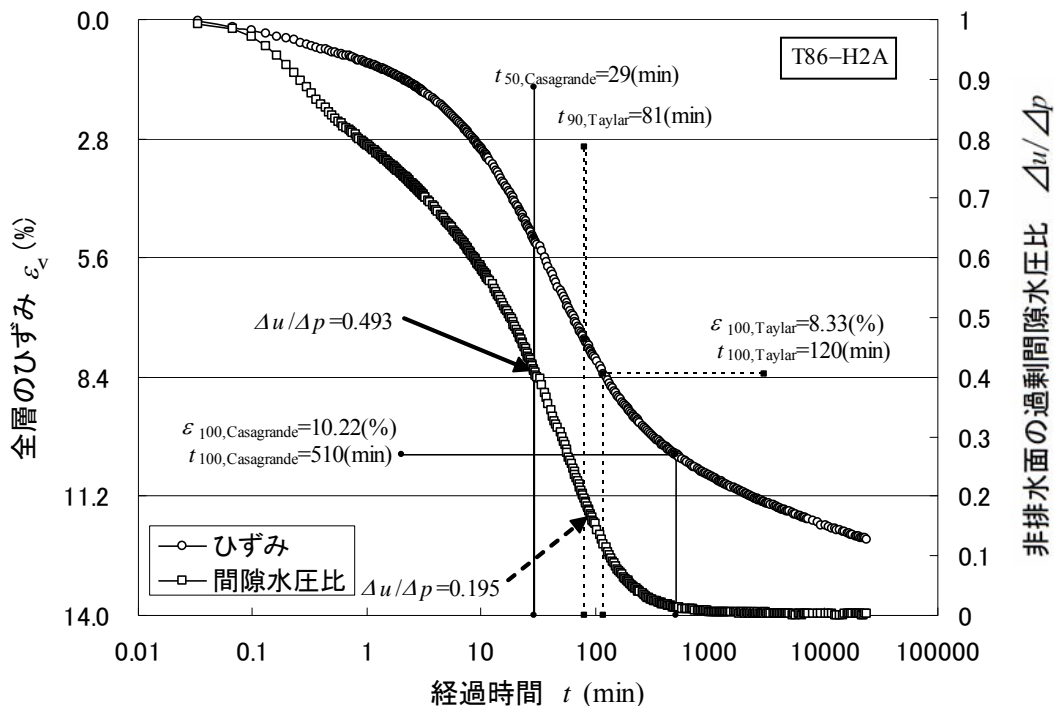


図 4-24 σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H2A)

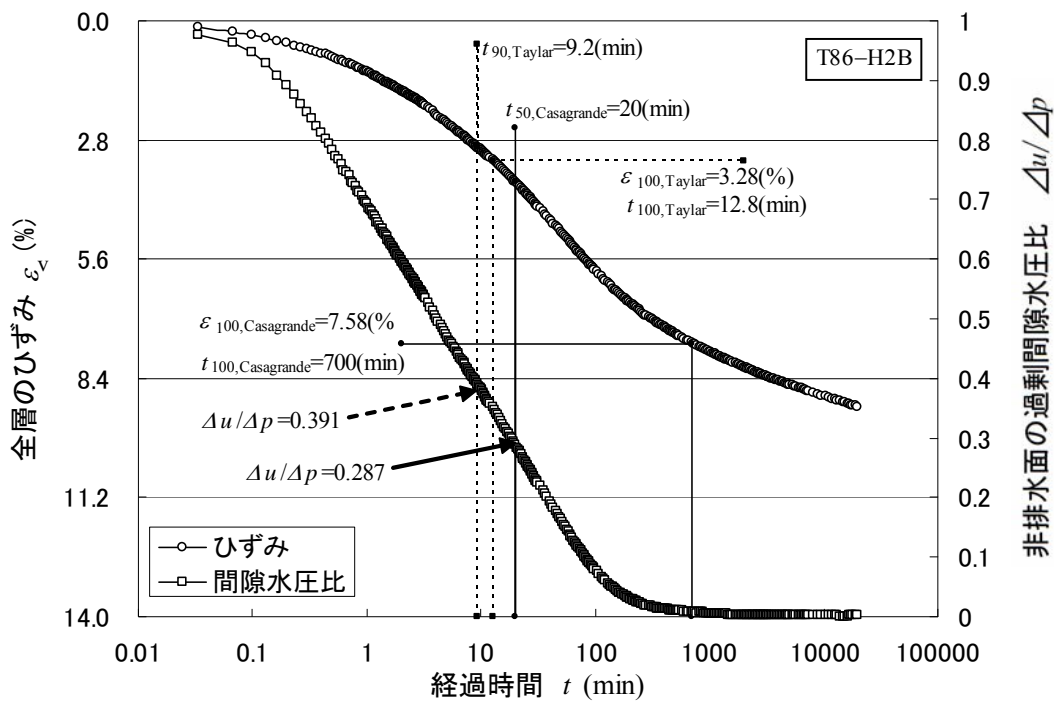


図 4-25 σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H2B)

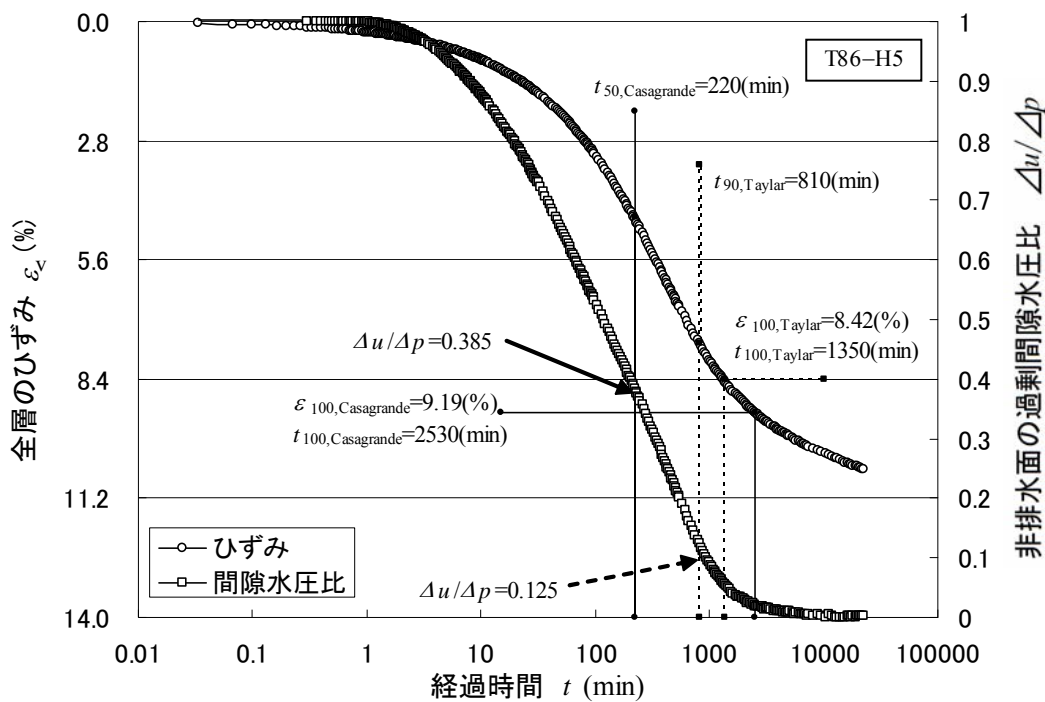


図 4-26 σ_{v0} から $1.5p_{y0}$ に荷重した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H5)

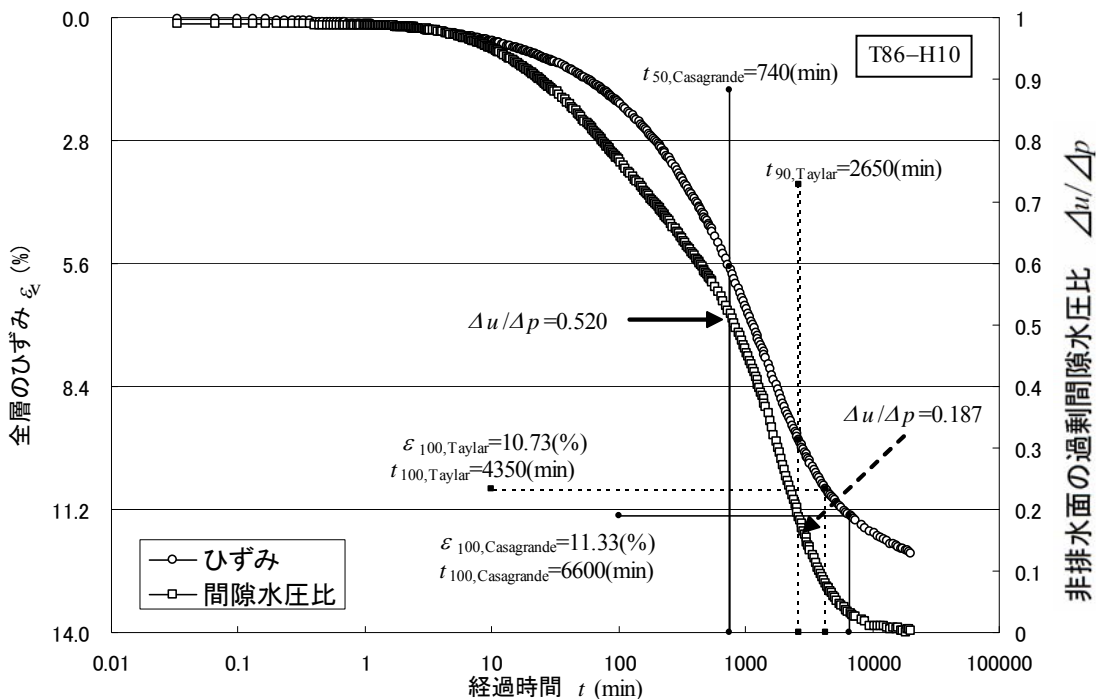


図 4-27 σ_{v0} から $1.5p_{y0}$ に荷重した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H10)

第4章 擬似過圧密粘土の圧密挙動

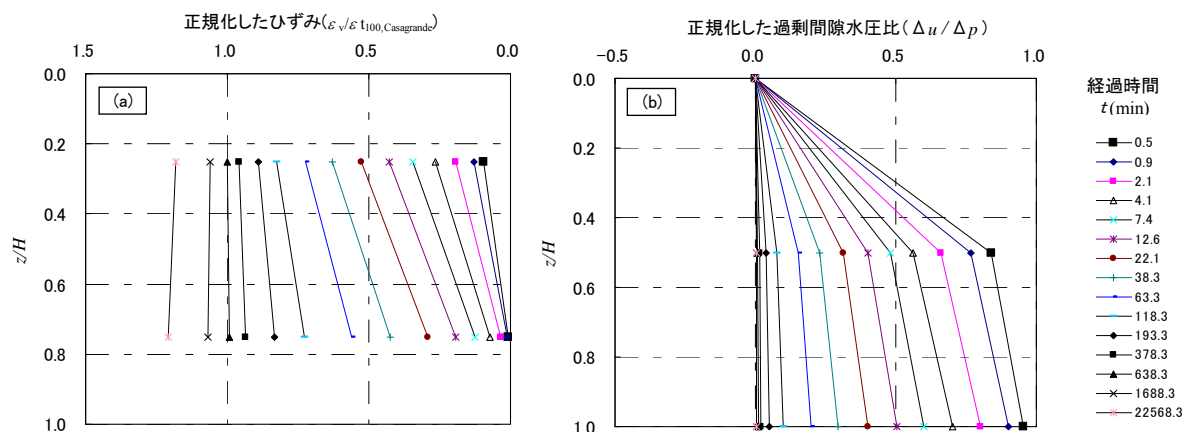


図4-28 σ_{v0} から $1.5p_{y0}$ に载荷した時の等時曲線 (T86-H2)

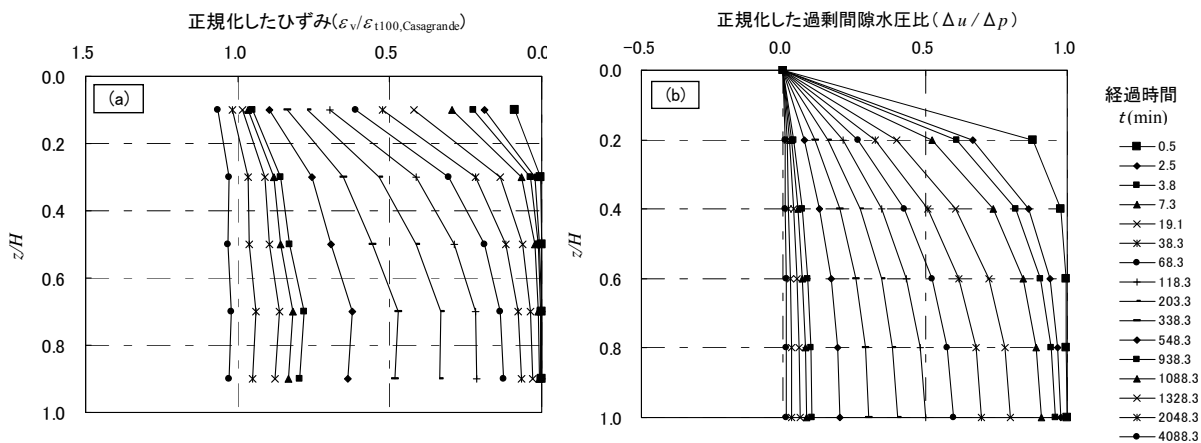


図4-29 σ_{v0} から $1.5p_{y0}$ に载荷した時の等時曲線 (T86-H5)

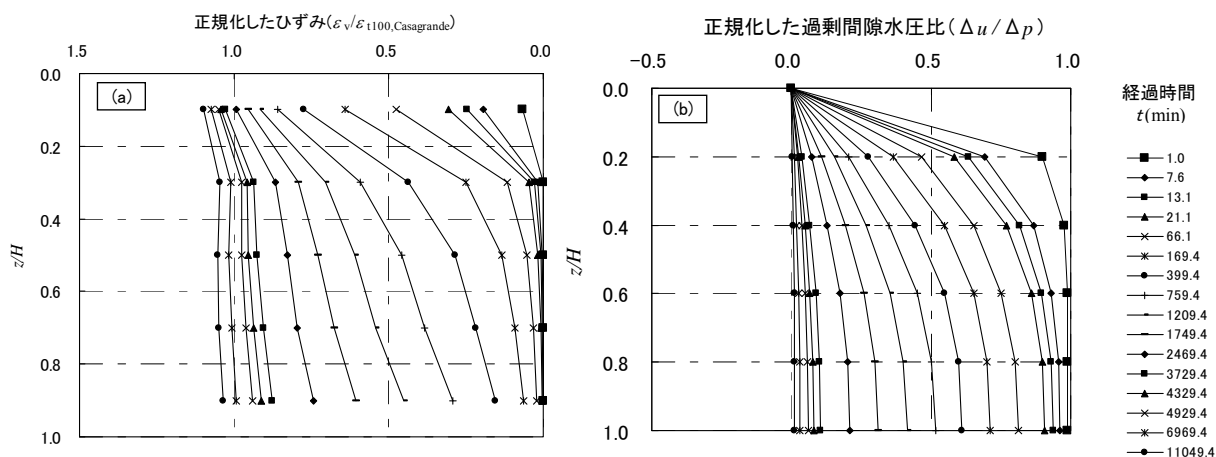


図4-30 σ_{v0} から $1.5p_{y0}$ に载荷した時の等時曲線 (T86-H10)

(a) 正規化したひずみ

(b) 過剰間隙水圧比

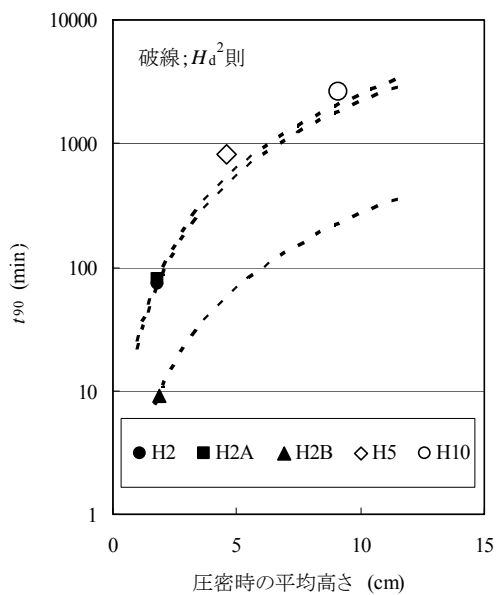


図4-31 $t_{90, \text{Taylor}}$ と供試体高さの関係
(T86, $\sigma'_{v0} \rightarrow 1.5p_{y0}$)

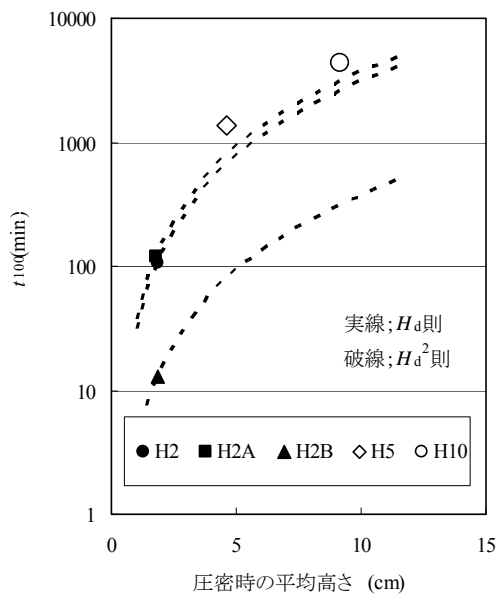


図4-32 $t_{100, \text{Taylor}}$ と供試体高さの関係
(T86, $\sigma'_{v0} \rightarrow 1.5p_{y0}$)

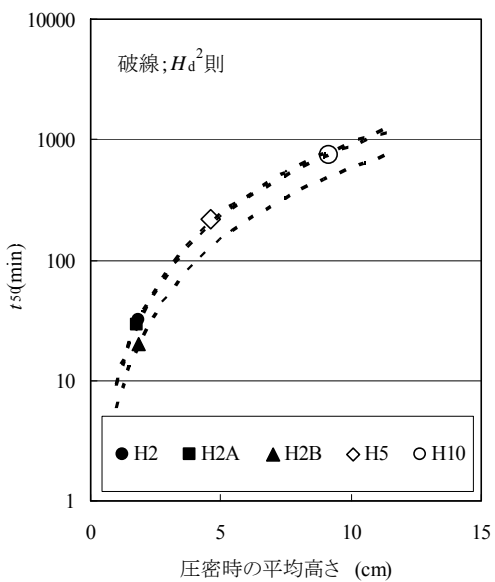


図4-33 $t_{50, \text{Casagrande}}$ と供試体高さの関係
(T86, $\sigma'_{v0} \rightarrow 1.5p_{y0}$)

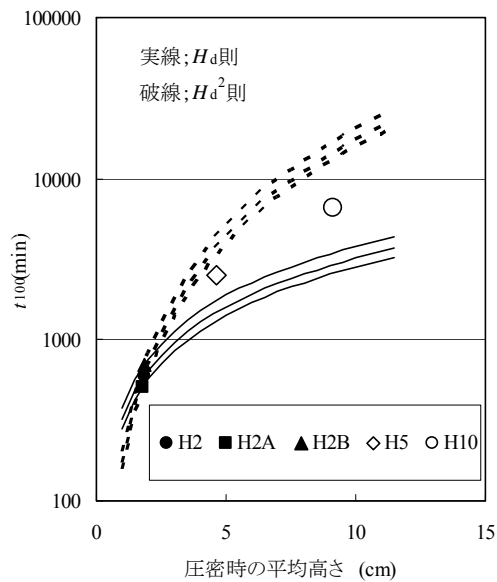


図4-34 $t_{100, \text{Casagrande}}$ と供試体高さの関係
(T86, $\sigma'_{v0} \rightarrow 1.5p_{y0}$)

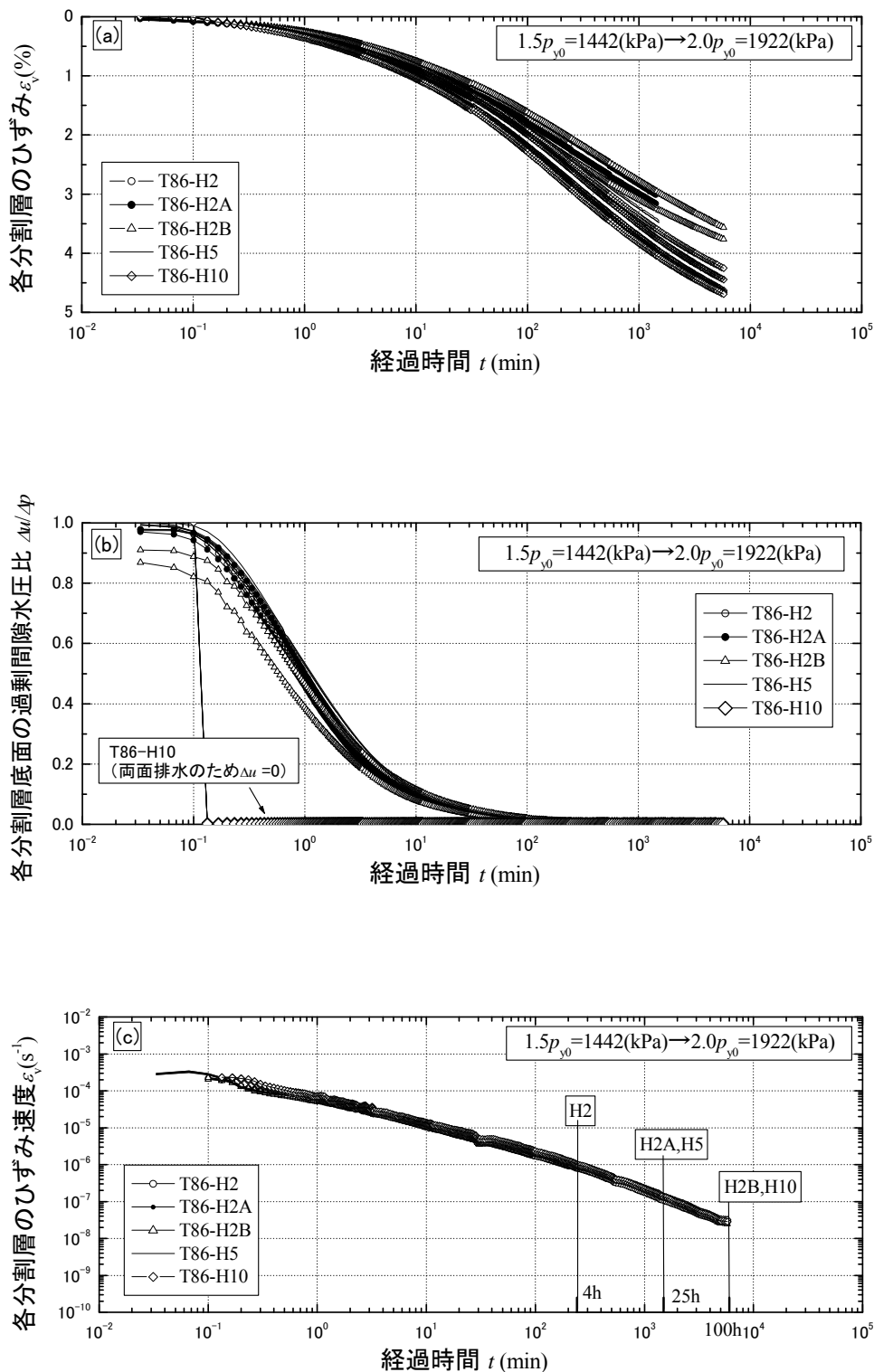


図 4-35 $1.5p_{y0}$ から $2.0p_{y0}$ に载荷した時の各層の過剰間隙水圧比 $\Delta u/\Delta p$ と経過時間 t の関係
 (a) T86-H2 (b) T86-H2A と T86-H5 (c) T86-H2B と T86-H10

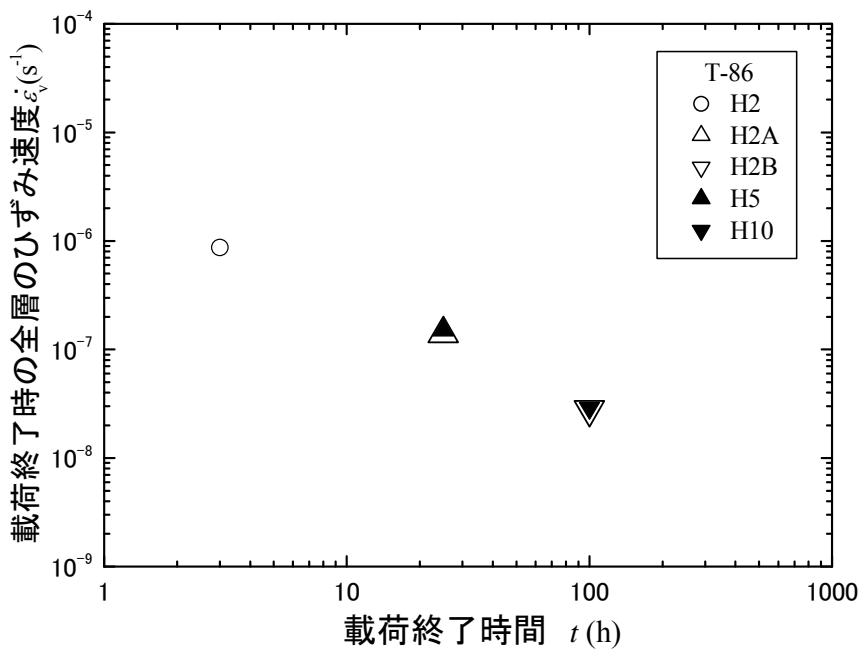


図4-36 $2.0p_{y0}$ 載荷終了時のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ と t の関係 (T86)

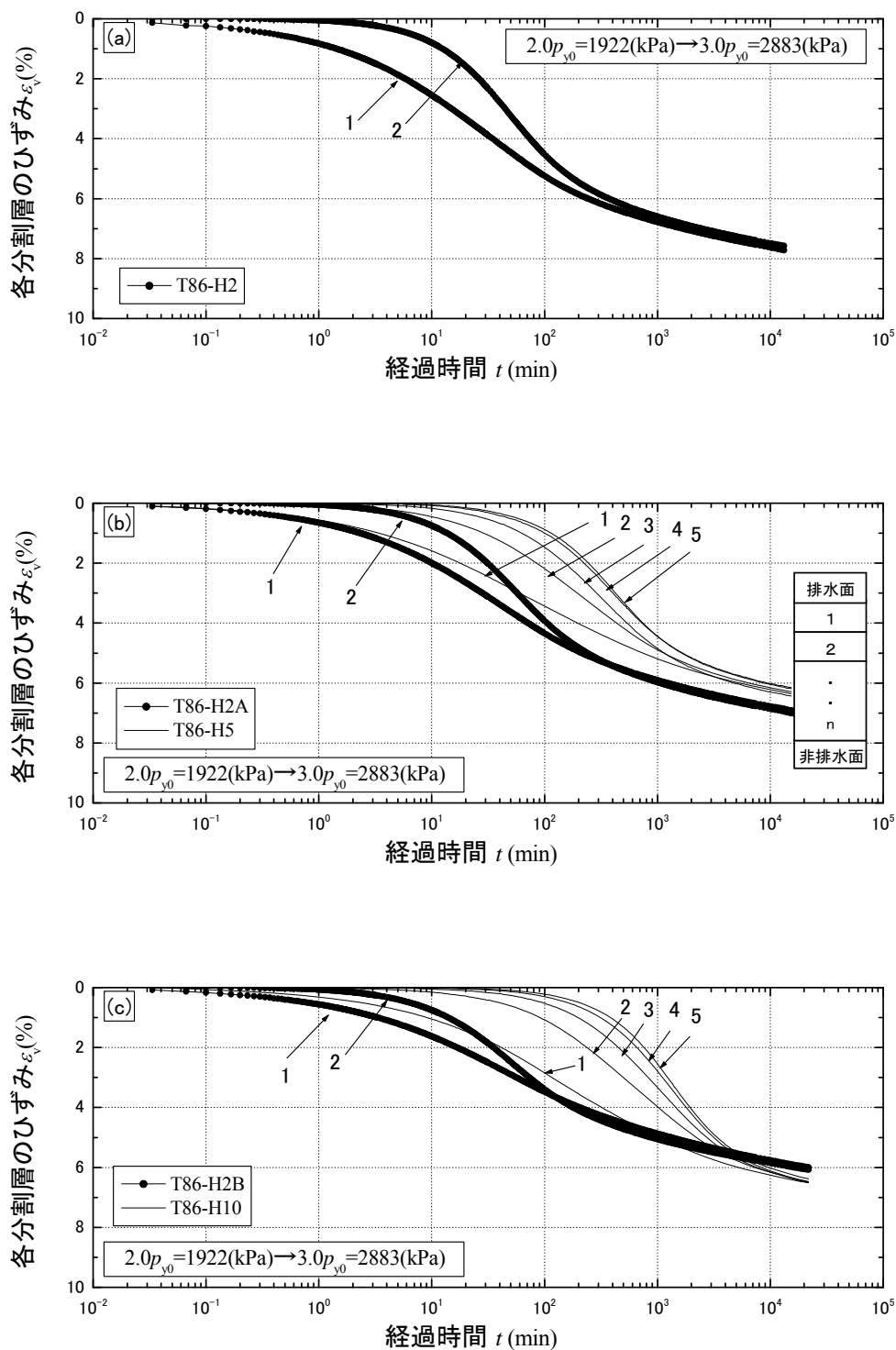


図4-37 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に載荷した時の各分割層のひずみ ε_v と経過時間 t の関係
 (a) T86-H2 (b) T86-H2A と T86-H5 (c) T86-H2B と T86-H10

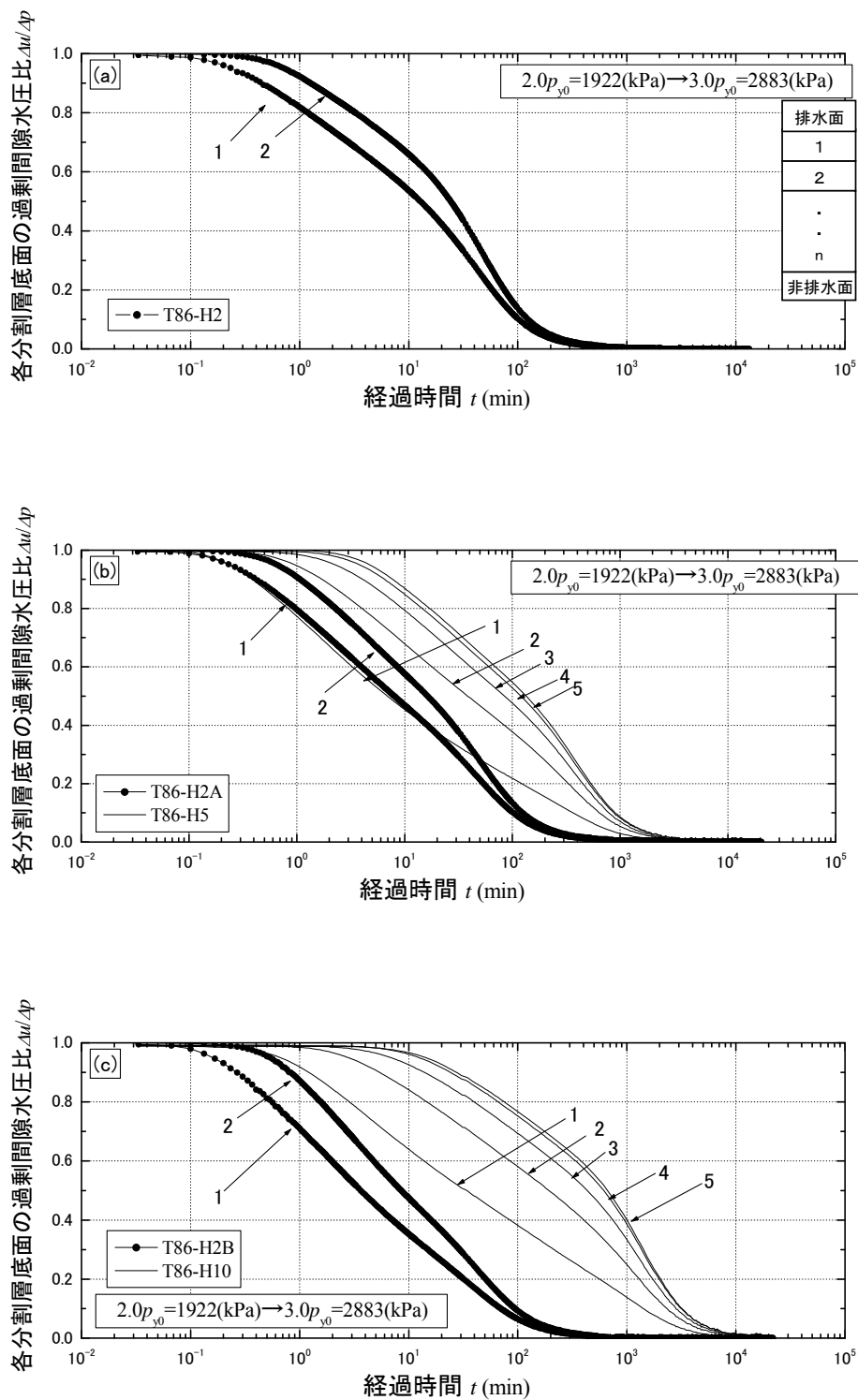


図 4-38 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時の各分割層のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ と経過時間 t の関係
 (a) T86-H2 (b) T86-H2A と T86-H5 (c) T86-H2B と T86-H10

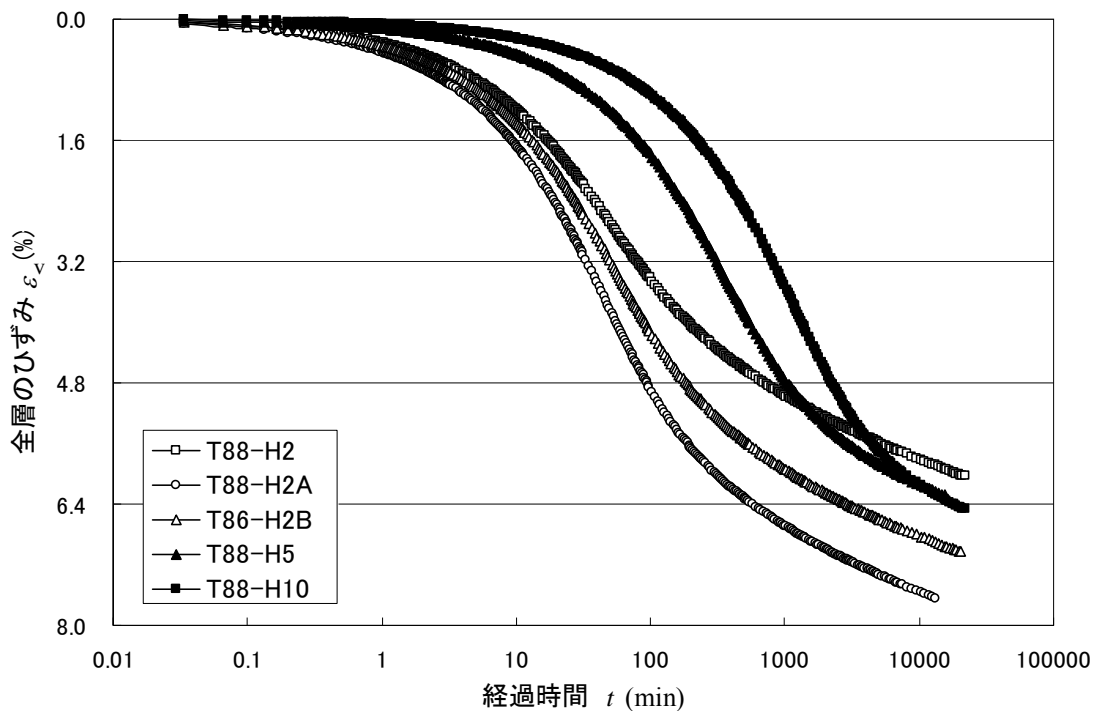


図4-39 2.0p_{y0}から3.0p_{y0}に载荷した時のひずみの経時変化 (T86 全供試体)

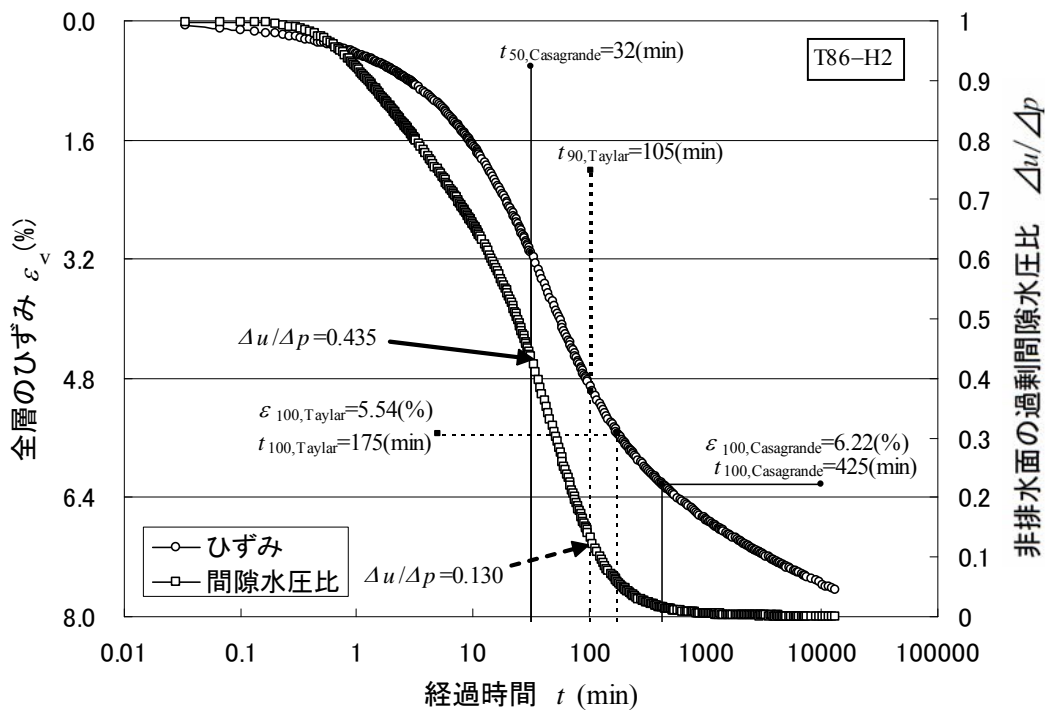


図4-40 2.0p_{y0}から3.0p_{y0}に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H2)

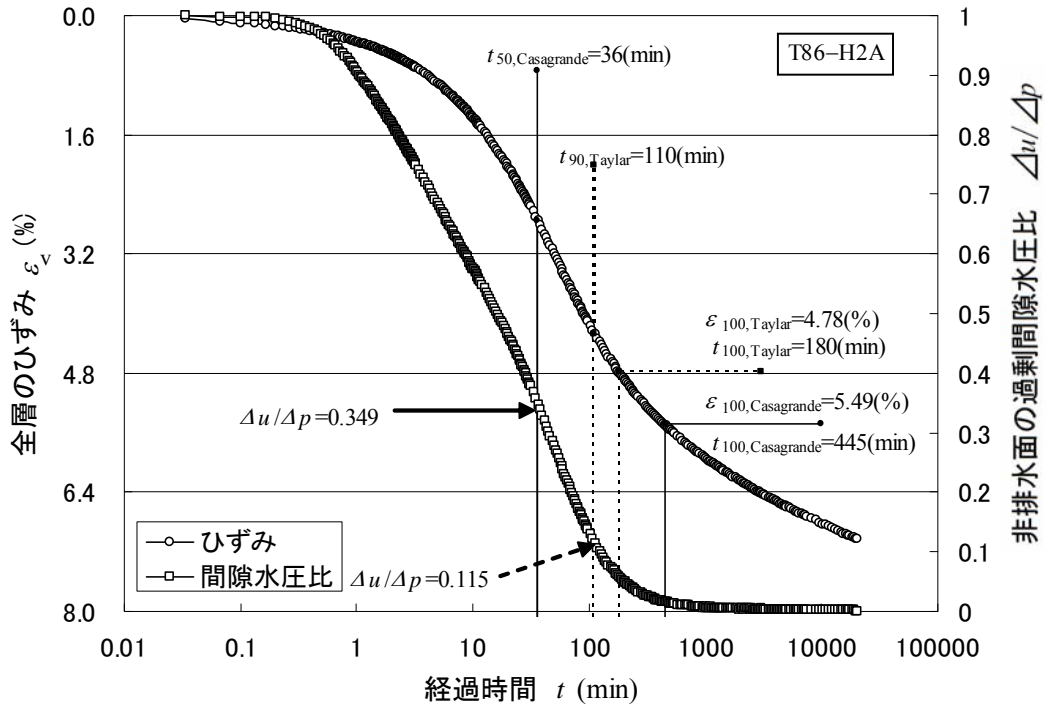


図 4-41 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H2A)

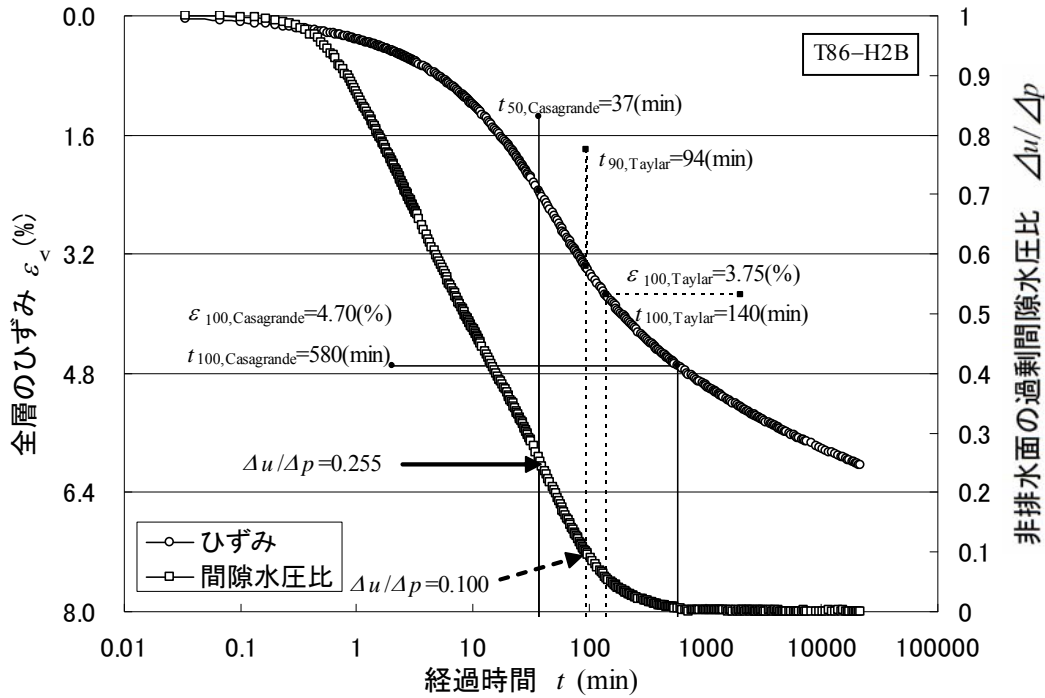


図 4-42 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H2B)

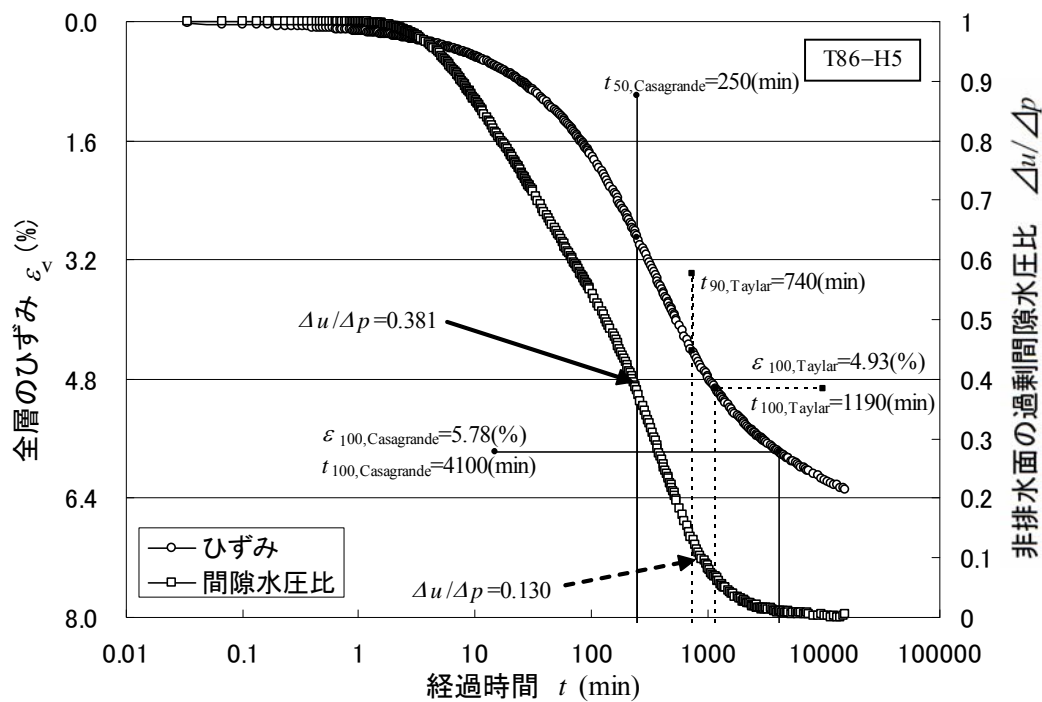


図 4-43 2.0p_{y0} から 3.0p_{y0} に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H5)

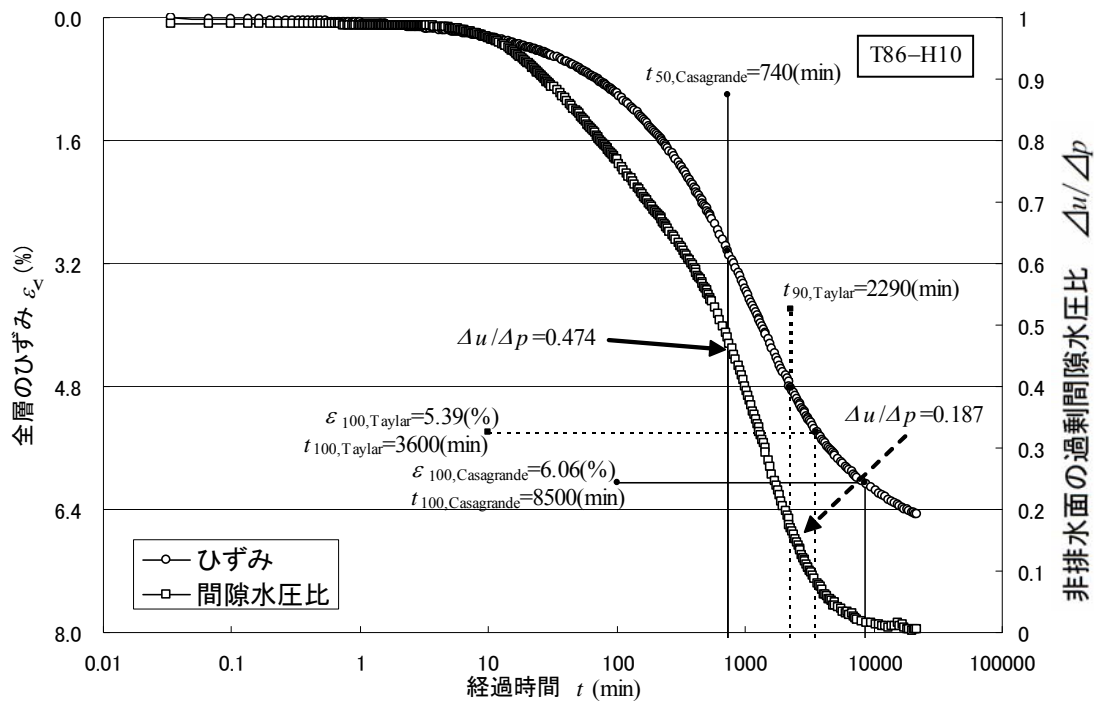


図 4-44 2.0p_{y0} から 3.0p_{y0} に载荷した時のひずみと過剰間隙水圧比の経時変化 (T86-H10)

第4章 擬似過圧密粘土の圧密挙動

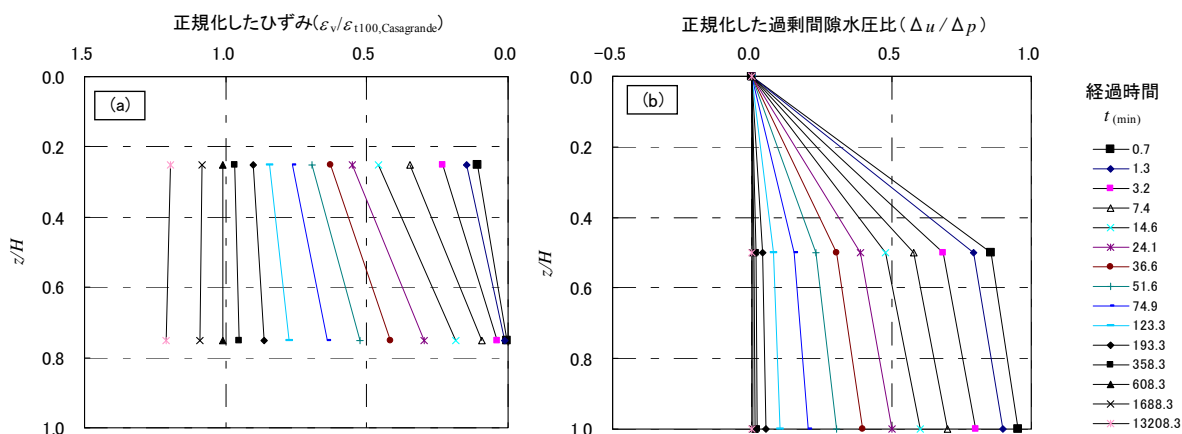


図 4-45 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時の等時曲線 (T86-H2)

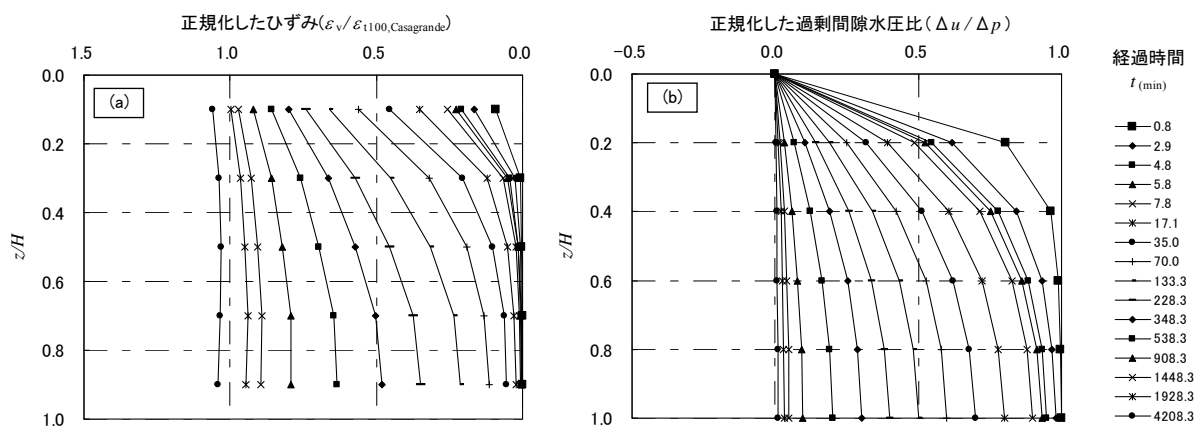


図 4-46 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時の等時曲線 (T86-H5)

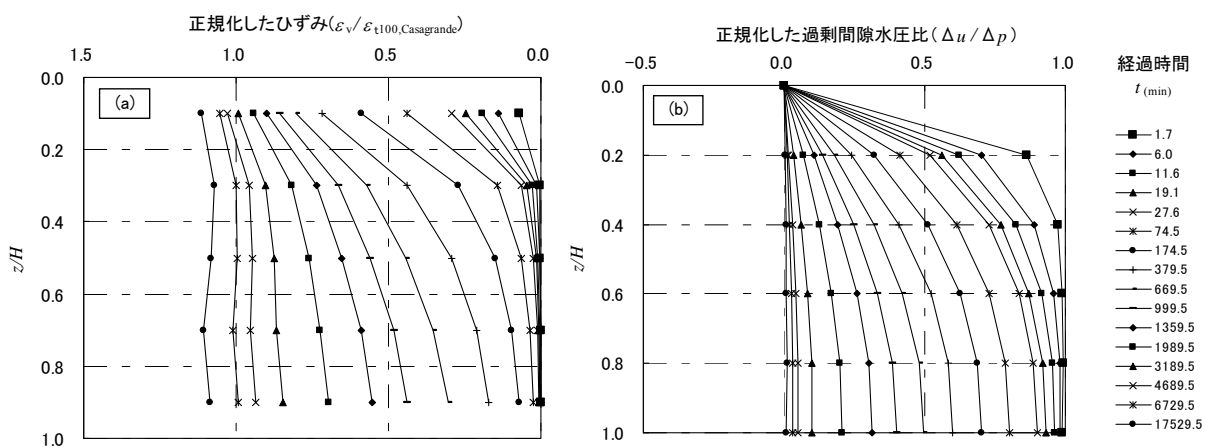


図 4-47 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時の等時曲線 (T86-H10)

(a) 正規化したひずみ (b) 過剰間隙水圧比

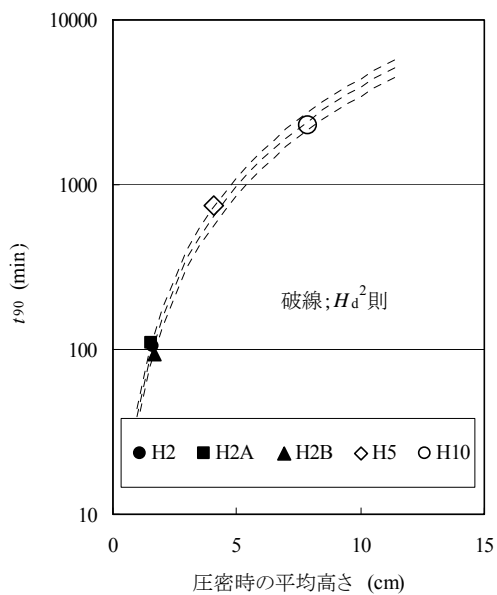


図 4-48 $t_{90, \text{Taylor}}$ と供試体高さの関係
(T86, $2.0p_{y0} \rightarrow 3.0p_{y0}$)

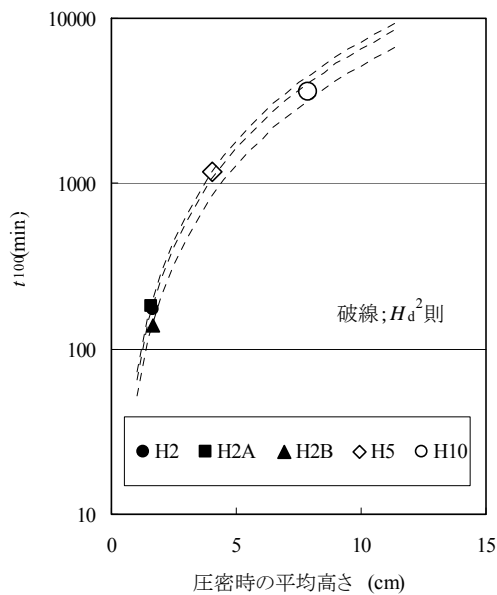


図 4-49 $t_{100, \text{Taylor}}$ と供試体高さの関係
係
(T86, $2.0p_{y0} \rightarrow 3.0p_{y0}$)

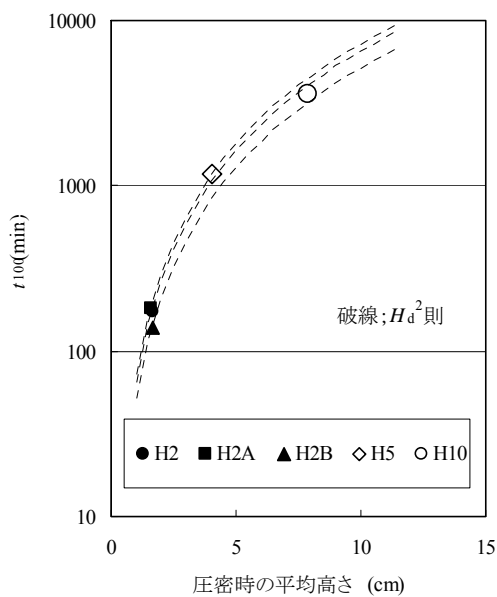


図 4-50 Casagrande 法による
 t_{100} と供試体高さの関係
(T86, $2.0p_{y0} \rightarrow 3.0p_{y0}$)

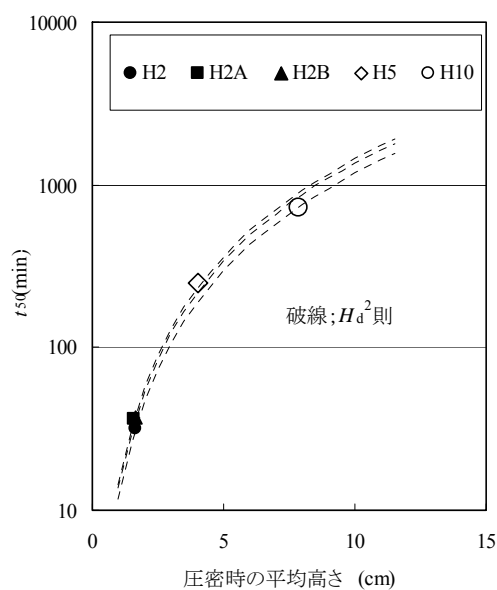


図 4-51 Casagrande 法による
 t_{50} と供試体高さの関係
(T86, $2.0p_{y0} \rightarrow 3.0p_{y0}$)

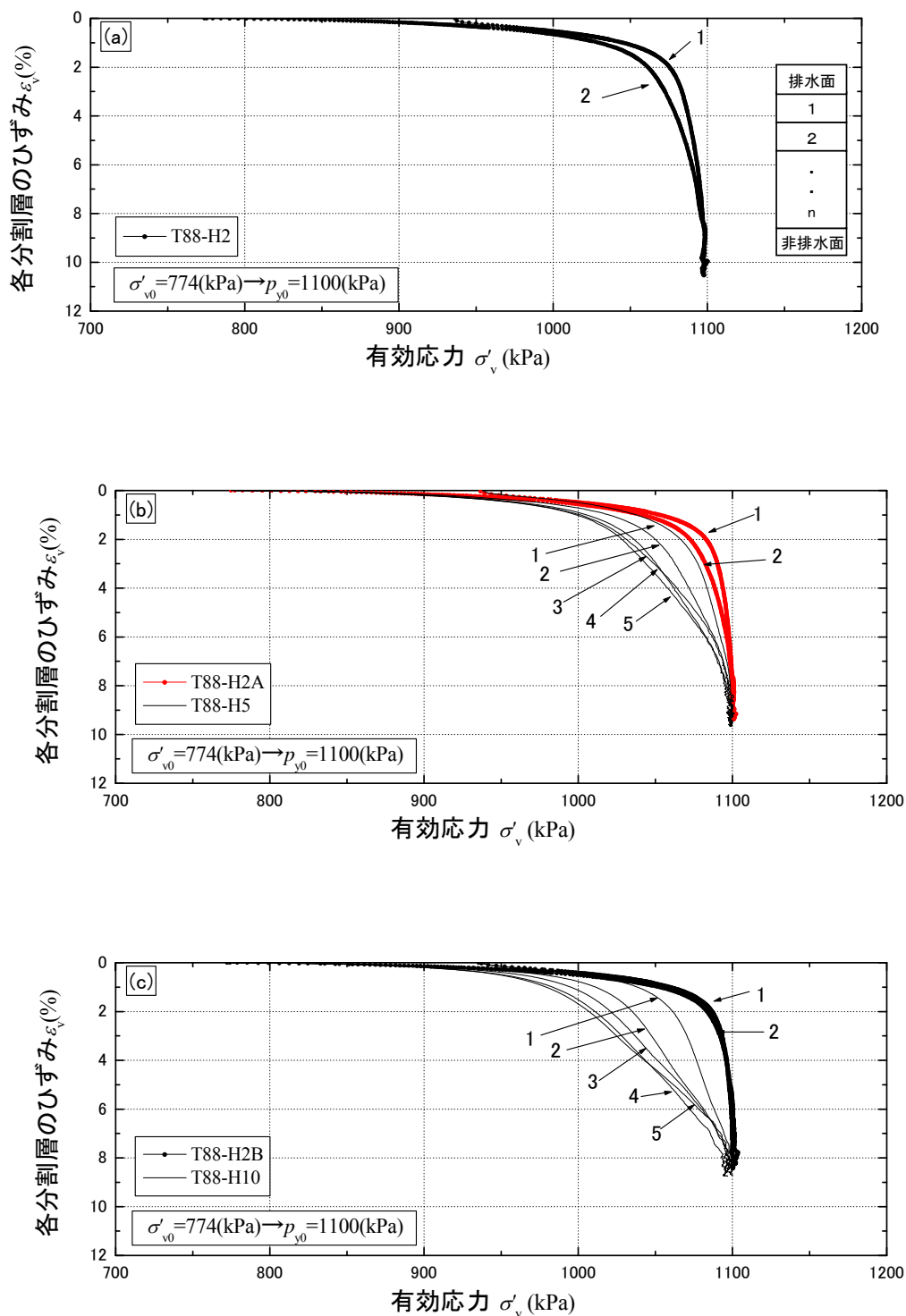


図 4-52 σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時の各分割層のひずみ ε_v と有効応力 σ'_v の関係
 (a) T88-H2 (b) T88-H2A と T88-H5 (c) T88-H2B と T88-H10

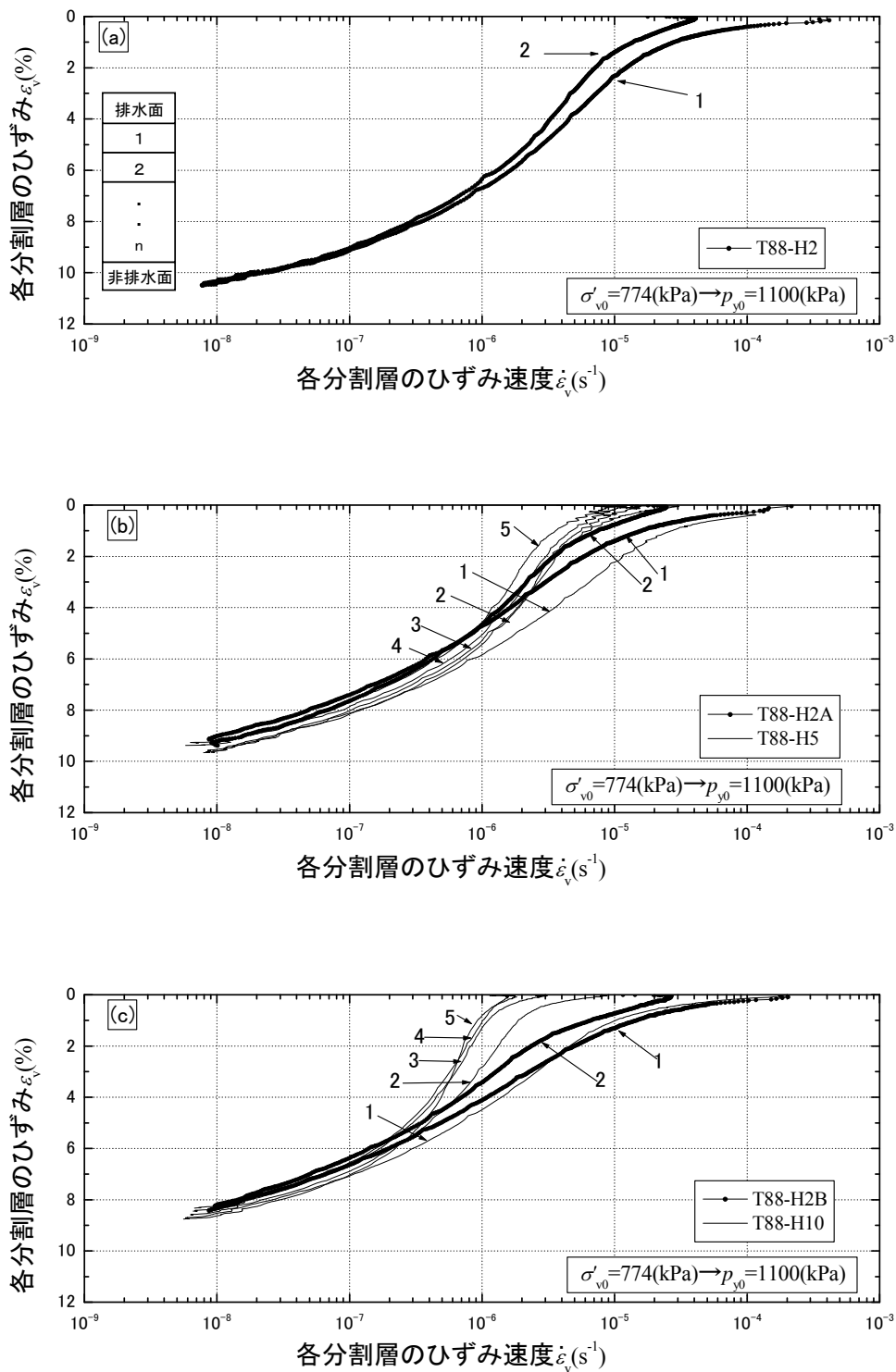


図 4-53 σ'_{v0} から p_{v0} に载荷した時の各分割層のひずみ ε_v とひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ の関係
 (a) T88-H2 (b) T88-H2A と T88-H5 (c) T88-H2B と T88-H10

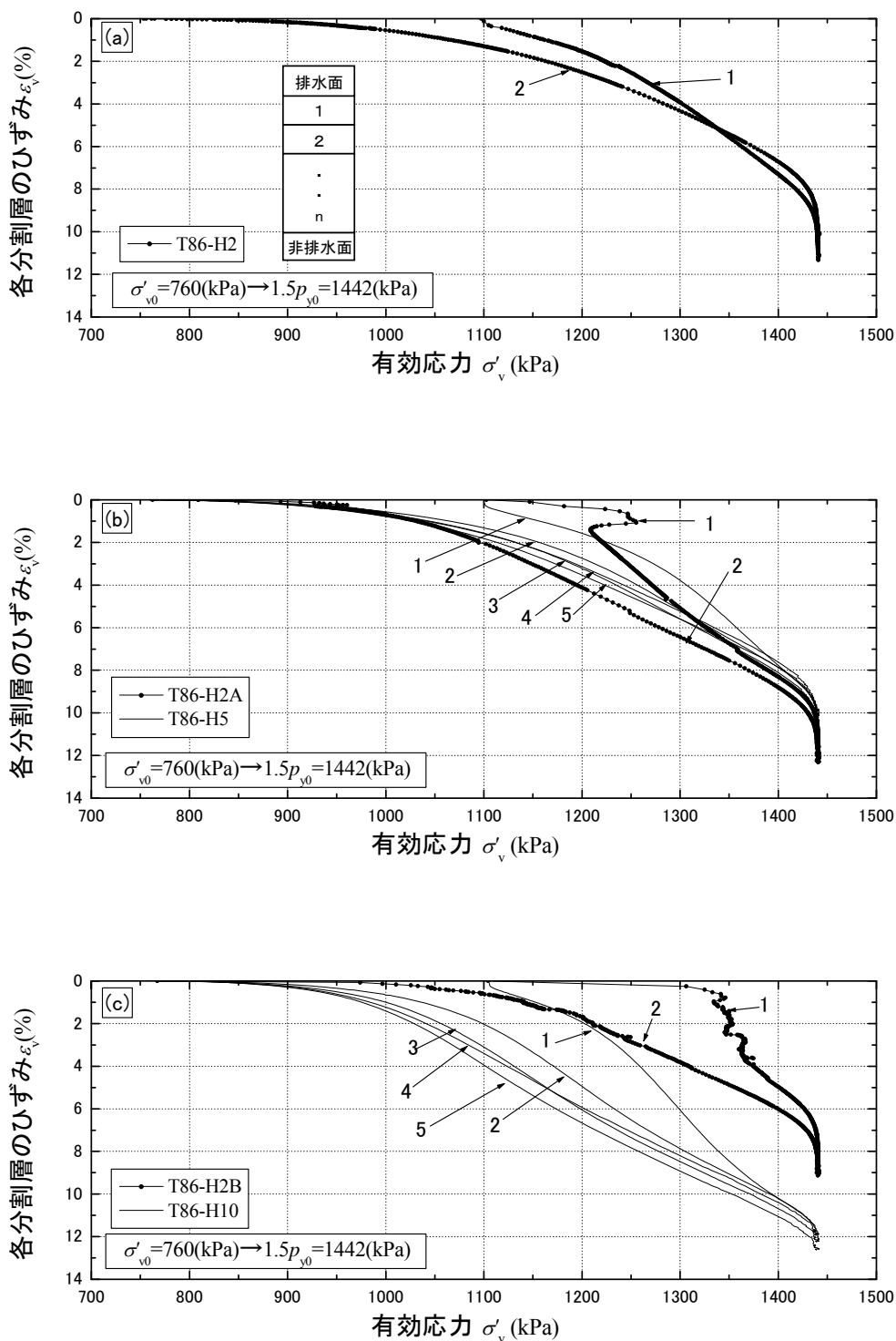


図 4-54 σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に载荷した時の各分割層のひずみ ε_v と有効応力 σ'_v の関係
 (a) T86-H2 (b) T86-H2A と T86-H5 (c) T86-H2B と T86-H10

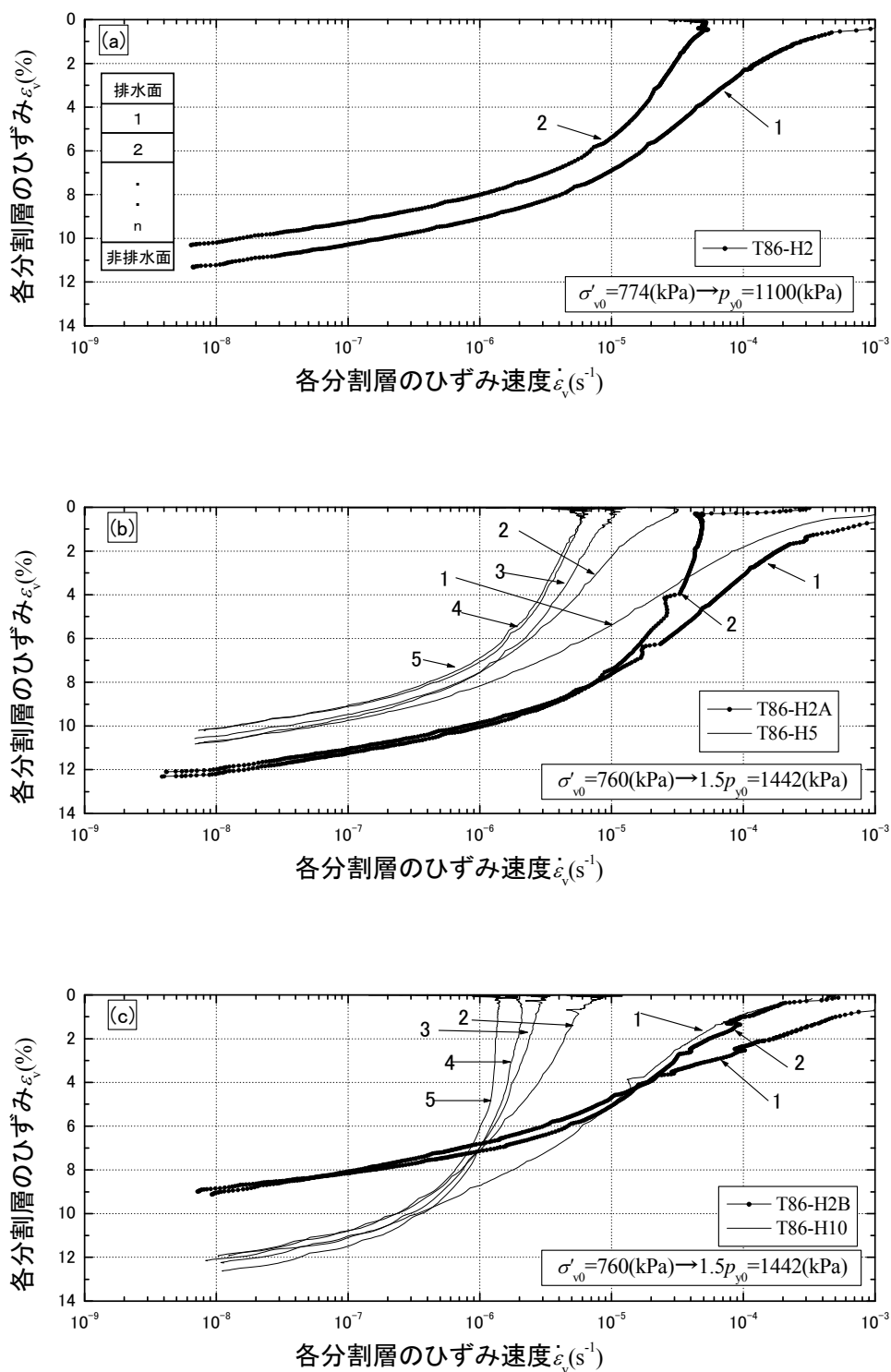


図 4-55 σ'_{v0} から $1.5p_{y0}$ に载荷した時の各分割層のひずみ ε_v とひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ の関係
 (a) T86-H2 (b) T86-H2A と T86-H5 (c) T86-H2B と T86-H10

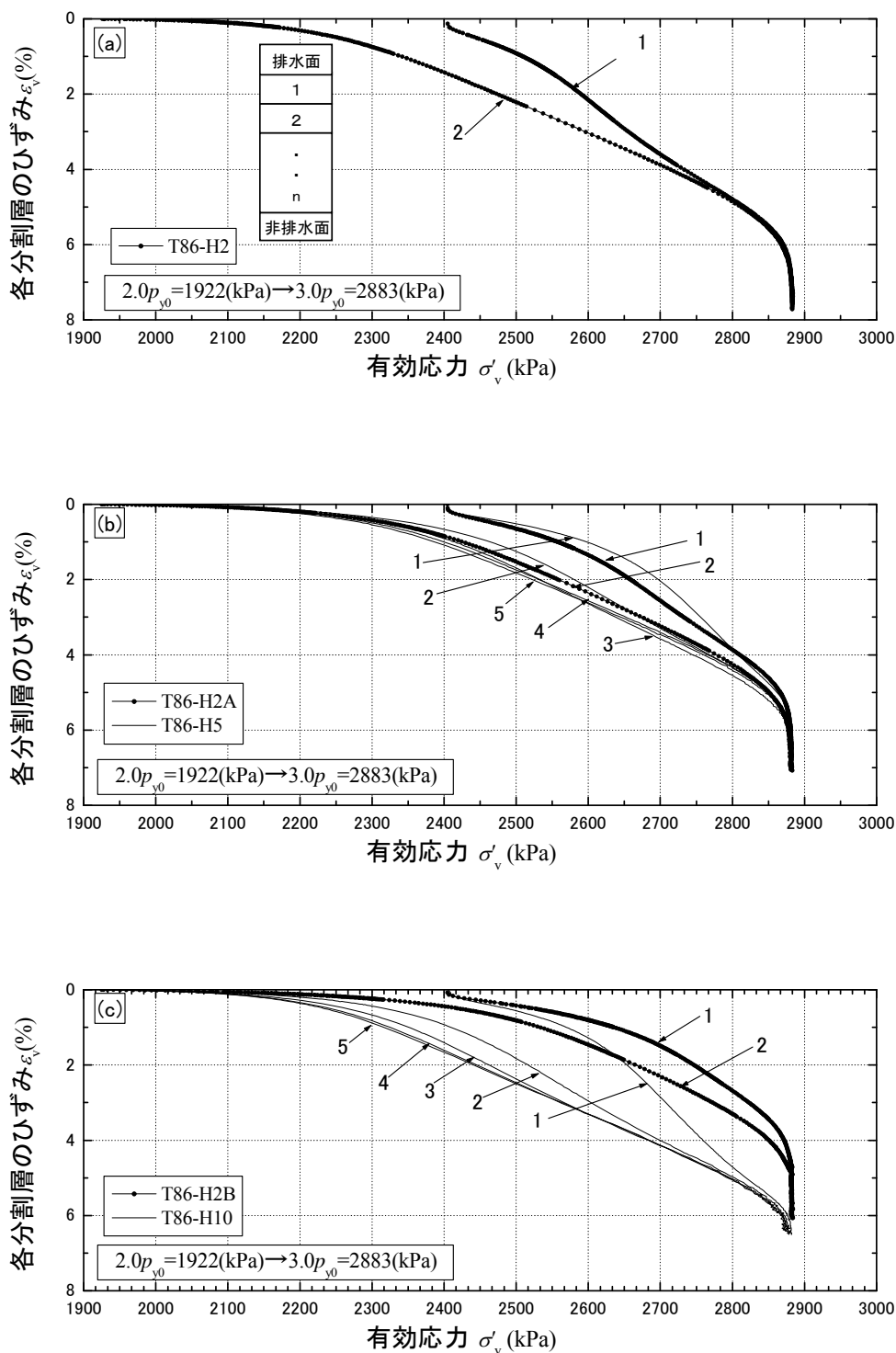


図 4-56 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時の各分割層のひずみ ε_v と有効応力 σ'_v の関係
 (a) T86-H2 (b) T86-H2A と T86-H5 (c) T86-H2B と T86-H10

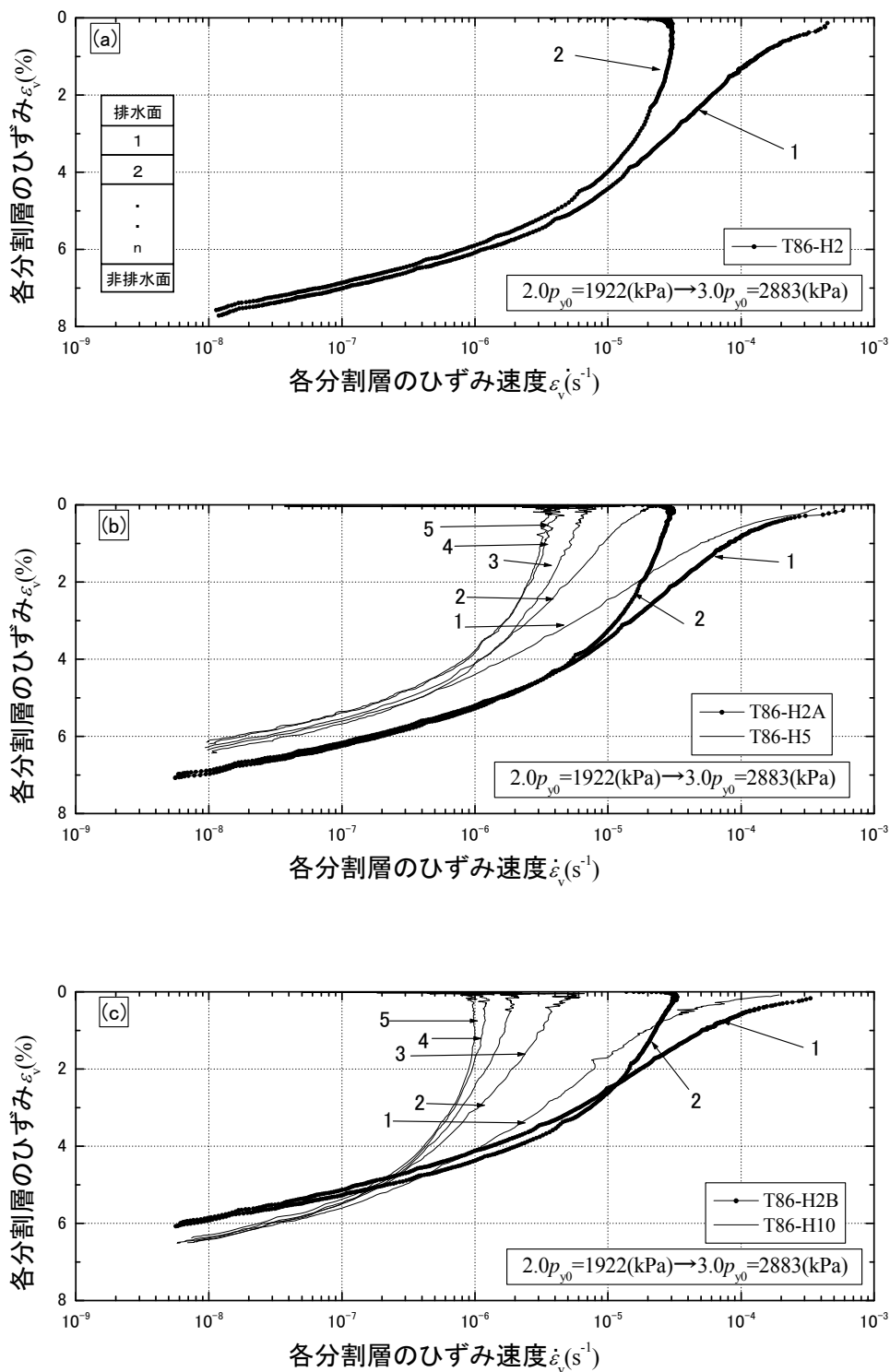


図 4-57 $2.0p_{y0}$ から $3.0p_{y0}$ に载荷した時の各分割層のひずみ ε_v とひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ の関係
 (a) T86-H2 (b) T86-H2A と T86-H5 (c) T86-H2B と T86-H10

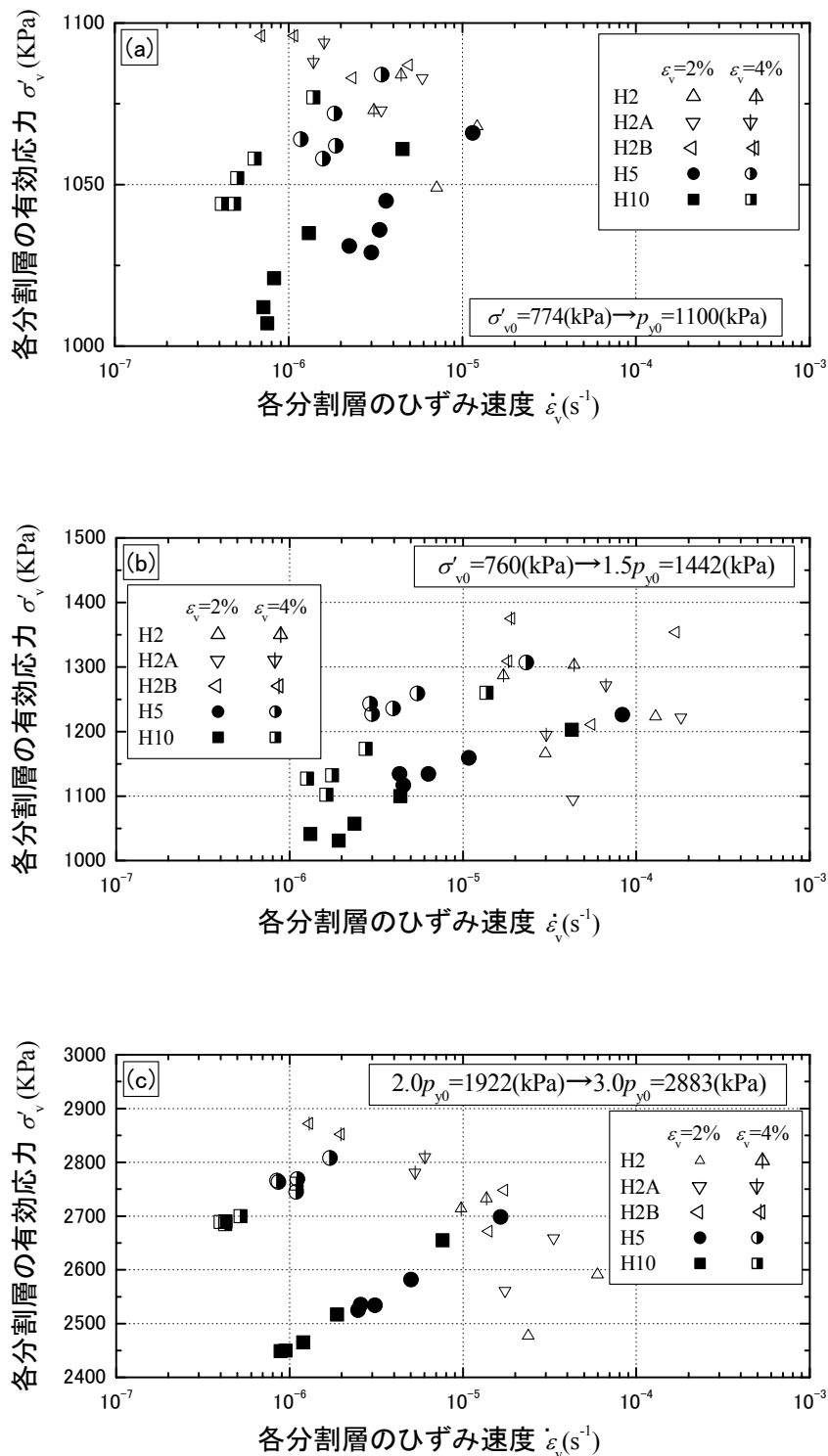


図4-58 各分割層の有効応力 σ'_v とひずみ ε_v とひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ の関係
 (a) T86[$\sigma'_{v0} \rightarrow p_{y0}$] (b) T88[$\sigma'_{v0} \rightarrow 1.5p_{y0}$] (c) T88[$2.0p_{y0} \rightarrow 3.0p_{y0}$]

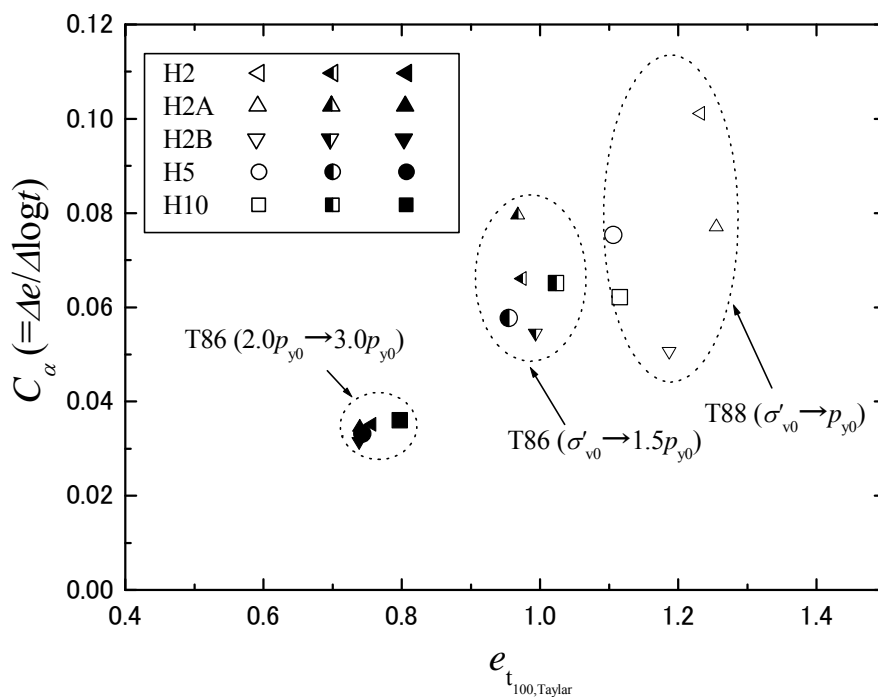


図4-59 Taylor法による一次圧密終了時の C_α と間隙比 $e_{t100, Taylor}$ の関係

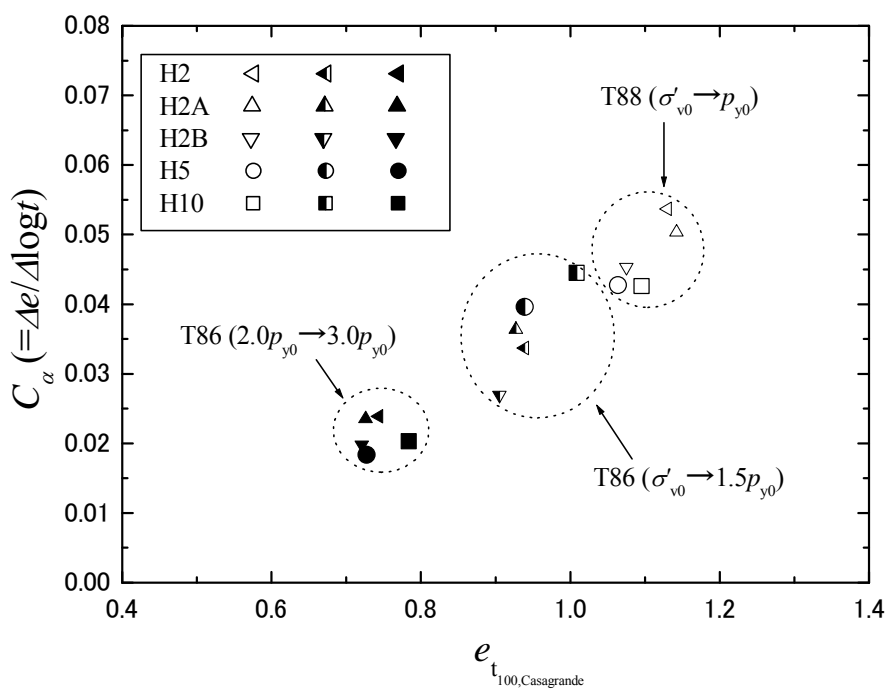


図4-60 Casagrande法による一次圧密終了時の C_α と間隙比 $e_{t100, casagrande}$ の関係

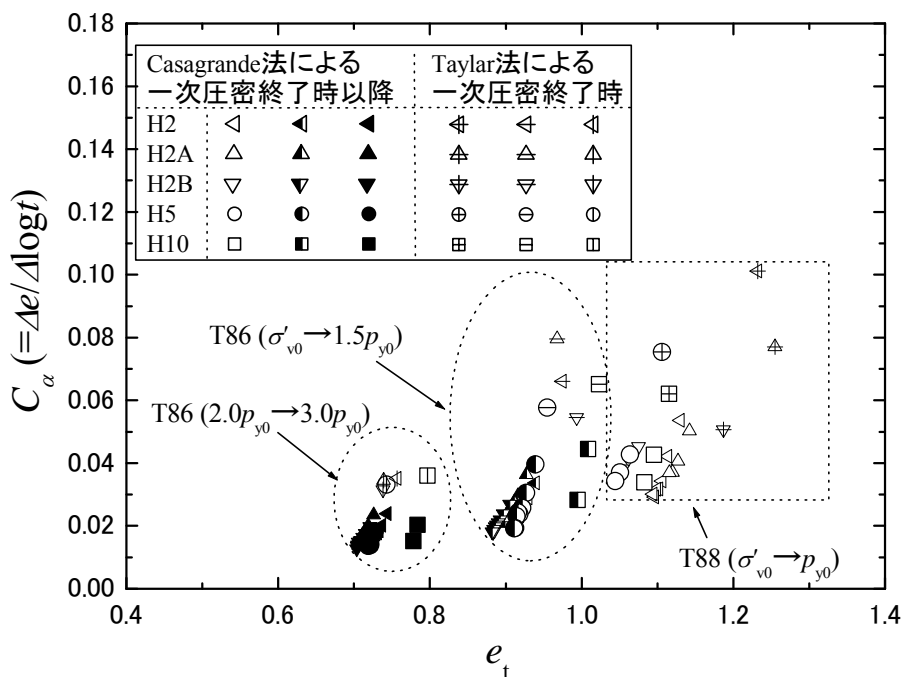


図 4-61 一次圧密終了以降の C_α と間隙比 e_t の関係

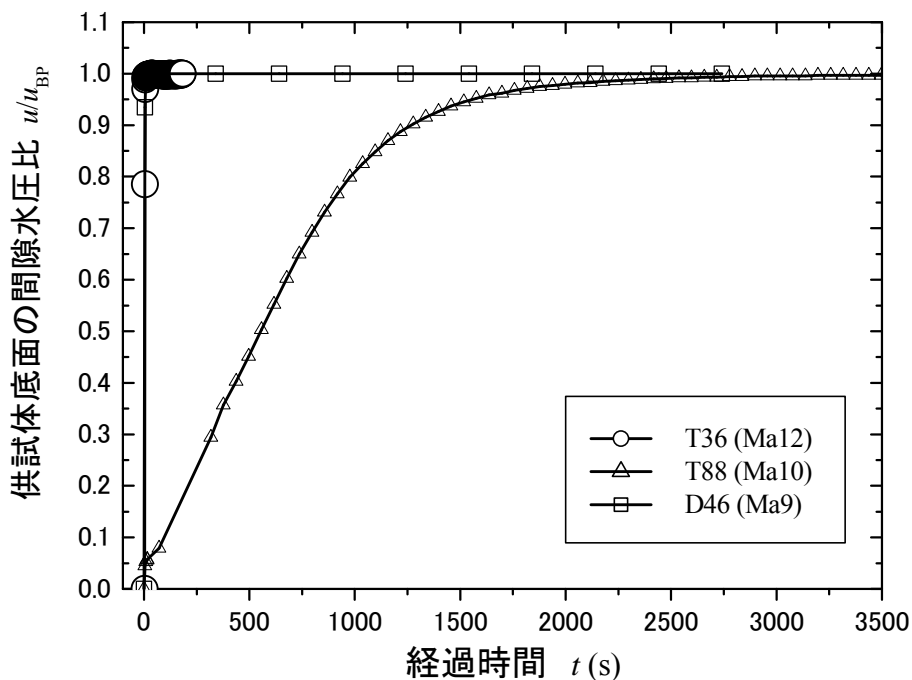


図 4-62 供試体上端面から背圧を負荷した時の供試体底面における間隙水圧挙動

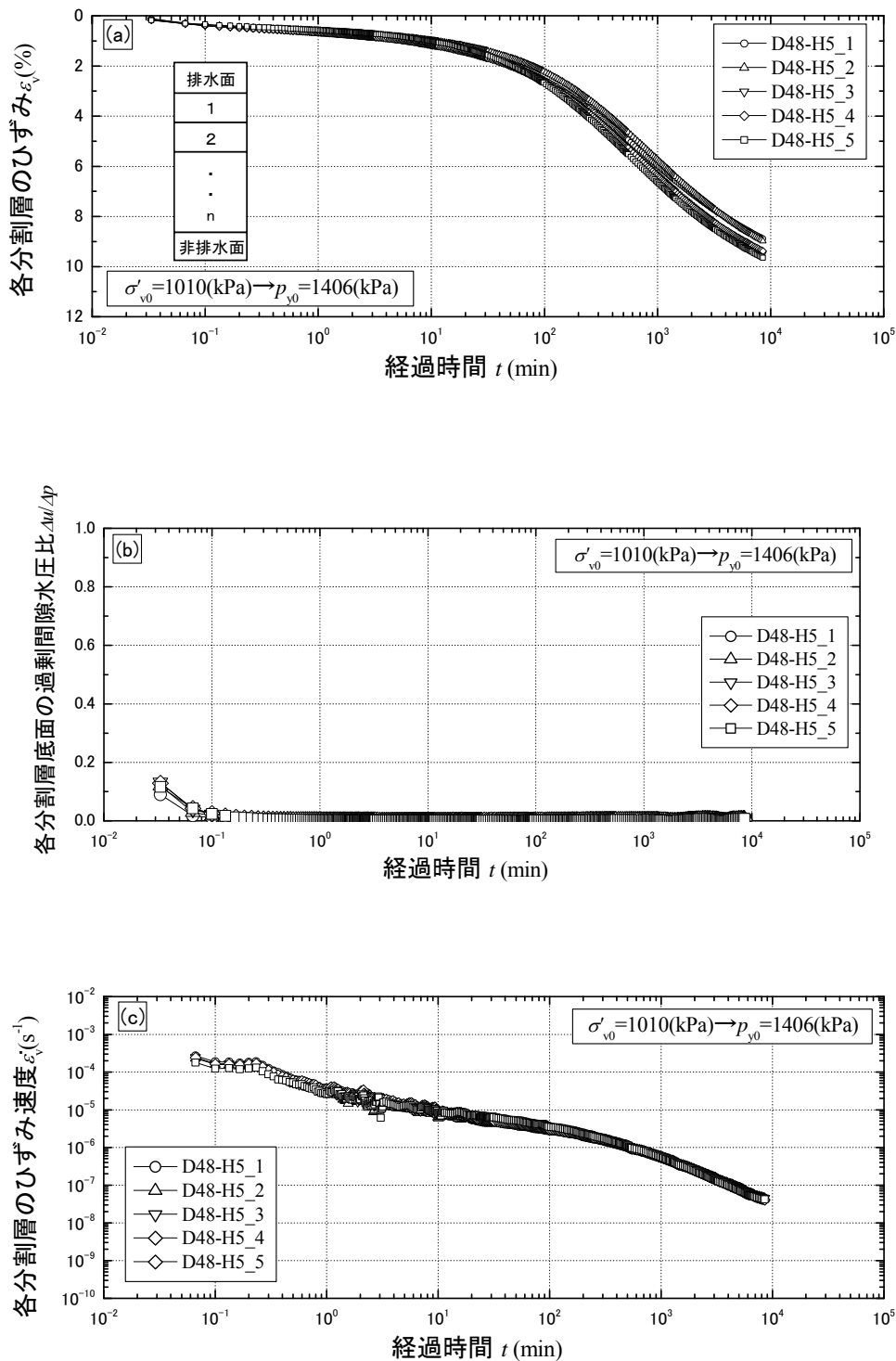


図 4-63 σ'_{v0} から p_{y0} に载荷した時の試験結果 (D48-H5)
 (a) 各分割層のひずみ ε_v と経時変化 (b) 各分割層底面の $\Delta u / \Delta p$ と経時変化
 (c) 各分割層のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ と経時変化

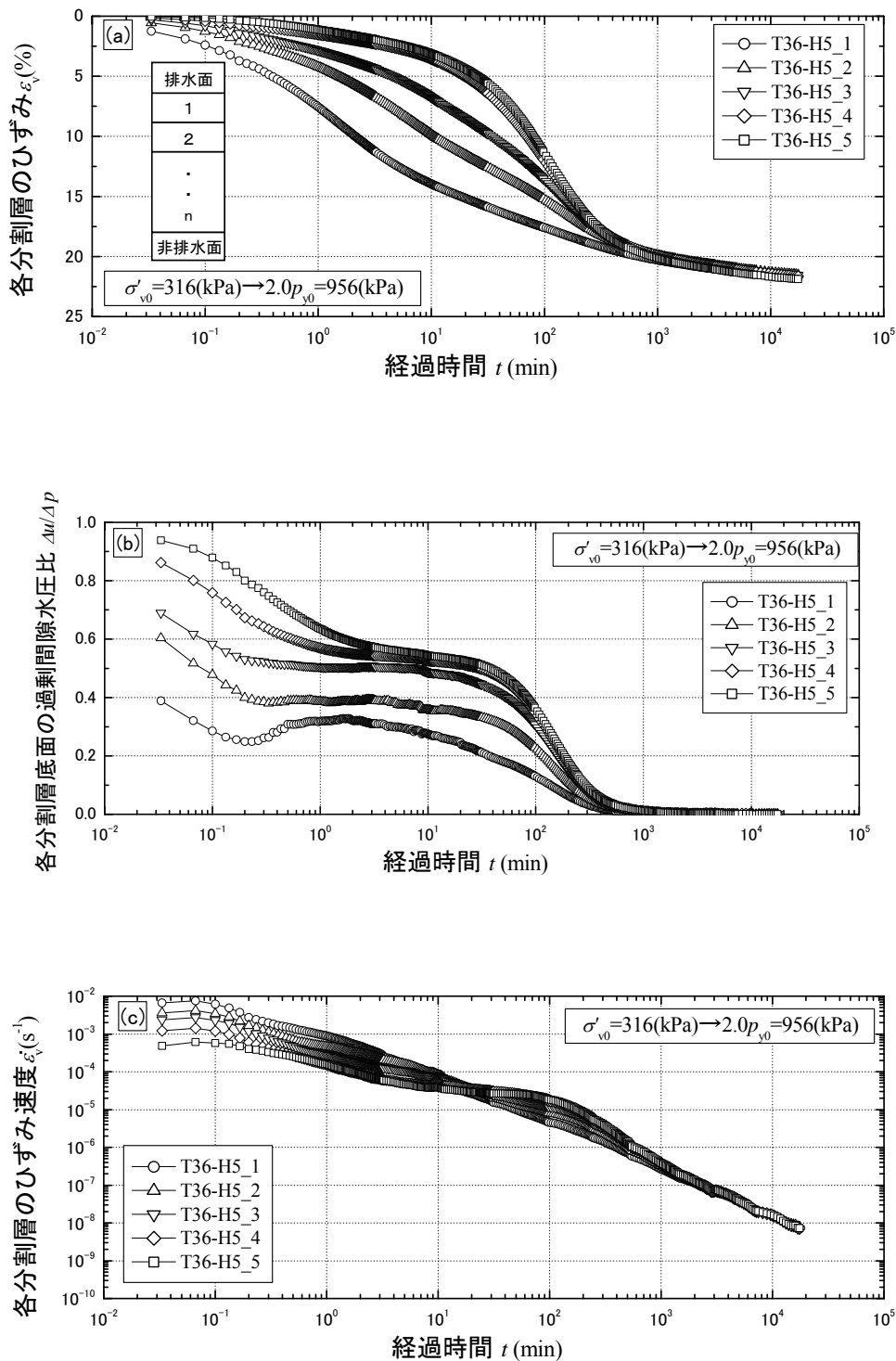


図 4-64 σ'_{v0} から $2.0p_{y0}$ に载荷した時の試験結果(T36-H5)

- (a)各分割層のひずみ ϵ_v と経過時間 t の関係
- (b) 各分割層底面の $\Delta u/\Delta p$ と経時変化
- (c) 各分割層のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ と経時変化

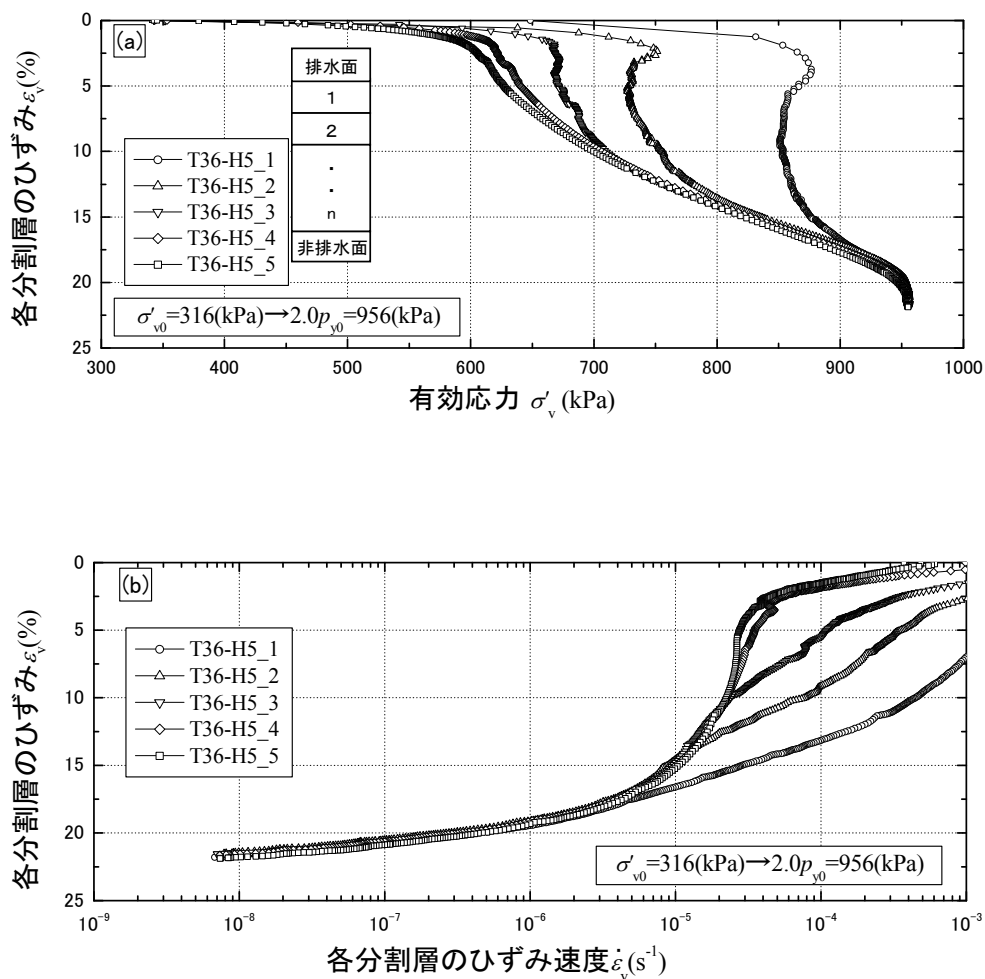


図 4-65 σ'_{v0} から $2.0p_{y0}$ に载荷した時の試験結果 (T36-H5)

(a) 各分割層のひずみ ε_v と σ'_v の関係

(b) 各分割層のひずみ ε_v とひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ の関係

第5章 粘土の透水特性の評価

5.1 低動水勾配下におけるダルシー則の適用性

5.1.1 定流量試験の実験精度

実験は、ひずみ速度が $\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_{v0} = 0.02\%/min$ の定ひずみ速度圧密試験の载荷途中にて変位を固定し、24 時間応力緩和させたあとに、シリンジポンプを備えた注入装置を用いた定流量透水試験を実施した。図 5-1 に実験に用いた大阪湾粘土 Ma12 (試料番号 T39'-k) の $\epsilon_v - \log \sigma'_v$ 曲線を示す。ひずみが $\epsilon_v = 5, 10, 15, 20\%$ となる箇所に変位を固定した。なお、定流量透水試験は、変位を固定させてから 24 時間経過した後に行っているため、過剰間隙水圧 Δu は完全に消散している。

定流量透水試験結果の例を図 5-2 (1) ~ (3) に示す。間隙比 e が $e = 1.570$ のときの透水試験結果で、流量速度 v が $v = 6.0 \times 10^{-10}, 1.0 \times 10^{-9}, 7.0 \times 10^{-9} m/s$ の 3 段階の結果である。流量速度が小さい場合 ($v = 6.0 \times 10^{-10}, 1.0 \times 10^{-9} m/s$) には、間隙水圧 u が急激に変動している箇所が見られる。この要因は、サーボ制御により変位を固定しているため、制動時に水圧が変動しているためである。変動の幅は、 $u = 0.3 kPa$ 程度、 $i = 1.5$ 程度である。また、透水係数が $10^{-10} m/s$ のオーダーである。

非常に透水性の低い岩石等の試験では定常状態に達するのに多くの時間を有するため、非定常解を用いて定常状態に達する前の結果から透水係数を求めるケースがある (Esaki et al., 1996)。また、貯留係数を求める際にも定常状態に達する前の結果が利用される。このような場合は、試験装置のコンプライアンスをしっかりと評価しておくことが重要であることが指摘されている (亀谷・中山, 2004)。しかし、図 5-2 (1) ~ (3) を見ると、数分間に定常状態となっているので、試験装置のコンプライアンスを考慮せずに、定常状態に達した後の流量速度と動水勾配の平均値を用いて透水係数を算出した。

5.1.2 流量速度と動水勾配の関係

図 5-3 に変位を固定した間隙比 e における流量速度 v と動水勾配 i の関係を示す。間隙水圧 u と供試体高さ H から得られる動水勾配 i ($= (u/\gamma_w)/H = 0.7 \sim$) は、図 1-2 に示した実験結果の動水勾配の範囲 ($i \approx 0.5 \sim$) と同様に非常に小さい。各々の e の値に対して $v-i$ 関係は原点を通る直線で近似することができ、擬似過圧密粘土といわれる更新統の大阪湾粘土は式 (5-1) のダルシー則が成立する。

$$v = ki \quad \dots \dots (5-1)$$

5. 2 透水特性と間隙の状態に関する検討

5.2.1 CRS 試験から得られる透水係数の評価

CRS 試験による透水係数 k の算出式として、式(5-2)と式(5-3)がある。式(5-2)は現行の日本工業規格(JIS A 1227 : 2000)の参考として記載されている式である。式(5-3)は Yoshikuni et al.(1995), Moriwaki・Umehara(2003)によって提案されている式である。両式は基本的には同じであるが、式(5-2)が時々刻々と変化するひずみ速度から k を算出しているのに対し、式(5-3)は軸圧縮開始時から終了時までの平均的なひずみ速度から k を算出している点で異なる。

$$k = \frac{g_n \rho_w \Delta H \cdot \bar{H}}{2\bar{u}\Delta t} \times \frac{1}{60 \times 100 \times 100} \quad \dots \dots (5-2)$$

ここに、

k : 時間 t とそれより前の時間 t' の間の透水係数(m/s)

g_n : 標準の重力加速度 (9.81cm/s²)

ρ_w : 水の密度(g/cm³)

Δt : t と t' の間隔($t - t'$) (min)

\bar{H} : t と t' の間の平均供試体高さ(cm)

ΔH : t と t' の間の圧密量の増分(cm)

\bar{u} : 時間 t と t' の間の供試体底面の平均間隙水圧(kN/m²)

$$k_t = \frac{g_n \rho_w \&varepsilon H_0 H_t}{2u_t} \times \frac{1}{60 \times 100 \times 100 \times 100} \quad \dots \dots (5-3)$$

ここに、

k_t : 時間 t における透水係数 (m/s)

$\&varepsilon$: 供試体に与えたひずみ速度(%/min)

$$\&varepsilon = \frac{H_0 - H_t}{H_0 t_f} \times 100$$

H_0 : 供試体の初期高さ(cm)

H_t : 時間 t における供試体高さ(cm)

u_t : t における供試体底面の過剰間隙水圧(kN/m²)

t_f : 軸圧縮を終了した時間(min)

H_f : t_f における供試体高さ(cm)

図 5-4 に式(5-2)と式(5-3)から得られた代表的な結果を示す。初期間隙比 e_0 が最も大きい大阪湾粘土 Ma13(試料番号 T-9', $e_0=2.451$)と最も小さい東京粘土 (試料番号 To-3, $e_0=0.966$) について、 $e - \log k$ 関係として整理した結果である。式(5-2)と式(5-3)から得られる結果に大

きな違いはない。以下では、式(5-2)から算出した k を用いる。

図 5-5 に定流量透水試験の結果と CRS 試験の軸圧縮過程の結果を $e - \log k$ 関係として整理した。CRS 試験によって算出される k は、定流量透水試験の結果と概ね一致する。

5.2.2 間隙比・体積比と透水係数の関係

第3章で用いた粘土に対して、CRS 試験における圧密降伏応力以降の $e - \log k$ 関係を図 5-6, $\log f - \log k$ 関係を図 5-7 に整理した。一般的には、 $e - \log k$ 関係を直線とみなし、その傾きを C_k として利用されることが多い。例えば、Tavenas et al. (1983) は、 $e - \log k$ 関係の傾きを $C_k = 0.5 e_0$ として、初期間隙比 e_0 から算出する方法を提案している。しかし、各粘土の $e - \log k$ 関係は、やや下に凸の形状を示しており、 $\log f - \log k$ 関係のほうが線形性は高い。したがって、これらの粘土に対して式(1-6)が適用できる。式(1-6)のパラメータは、 $\log f$ と $\log k$ の線形関係の傾き C_k^* と切片 K^* である。

また、図 5-7 より各粘土の $\log f - \log k$ 関係は、同じ f においても様々な k の値をとり、かなり幅を持って分布していることがわかる。そこで、Tavenas et al. (1983) と同様に、各粘土の e_0 に着目し、これと式(1-6)のパラメータ C_k^* との関係について検討した。図 5-8 に式(1-6)のパラメータ C_k^* と e_0 の関係を示す。 C_k^* と e_0 の関係は、乱さない粘土と再構成した粘土の違い、採取地域の違い、堆積年代の違い等によらず、良い相関があり次式で表すことができる (相関係数 $R^2 = 0.64$)。

$$C_k^* = 0.036e_0 + 0.059 \quad \dots (5-4)$$

また、式(1-6)のパラメータ K^* と C_k^* の関係を図 5-9 に示す。両者の関係は非常に相関が良く、次式で表すことができる ($R^2 = 0.92$)

$$K^* = 11C_k^* + 0.19 \quad \dots (5-5)$$

以上より、 e_0 から C_k^* を決定し、 C_k^* から K^* を決定することで、各粘土の $\log f - \log k$ 関係が得られるので、式(1-6)、式(5-4)および式(5-5)は非常に有用である。

5.2.3 間隙の状態と透水特性と関する考察

$e - \log k$ 関係、 $\log f - \log k$ 関係において e が同じでも k が異なる要因について考察する。Mesri et al. (1994) は、 k を e だけではなく、 $2\mu\text{m}$ 以下の粘土分含有率 CF と活性度 A_c を考慮した、より一般性の高い次式を提案している。

$$k = 6.54 \times 10^{-9} \left(\frac{e/CF}{A_c + 1} \right) \quad \dots (5-6)$$

式(5-6)は同じ e の粘土でも CF が大きいと個々の間隙径は小さいため、 k が小さくなることを表している。また、同じ e の粘土でも A_c が大きな粘土粒子の比表面積は大きいので間隙径は小さくなり、透水経路も複雑となるため、 k が小さくなることを表している。しかしながら、式(5-6)の適用性を世界中の種々の粘性土を対象に検討した結果は、かなり大きな

ばらつきが認められると報告されている (Tanaka, 2000).

3.2.4 で検討したように, 水銀圧入型ポロシメータ試験から得られる間隙径分布曲線の平均間隙径 d_{p50} は, 間隙比 e とは異なる間隙の特性を表す指標である. 図 5-6 および図 5-7 をみると, 正規圧密領域の同じ圧密圧力の下 ($p=10\text{MPa}$) での d_{p50} が大きい東京粘土 ($d_{p50}=0.205\mu\text{m}$) は同じ e に対する k が大きく, $p=10\text{MPa}$ での d_{p50} が小さい尼崎粘土 ($d_{p50}=0.066\mu\text{m}$), 京都粘土 ($d_{p50}=0.060\mu\text{m}$) は同じ e に対する k が小さい. したがって, e の減少とともに k は減少するが, k は同じ e での d_{p50} が小さいほど小さいことが分かる. そこで, 間隙径分布を考慮した k について考察する.

ポロシメータ試験の結果から得られる間隙径分布と透水係数 k を関連付けた理論的なモデルとして, 以下に示す Capillary model, Hydraulic-radius model, Marshall probabilistic model が多くの研究者により検討されている (例えば, Garcia-Bengochea et al., 1979).

$$\text{Capillary Model : } k = PSP \times \gamma_w / 32\mu \quad \dots (5-7)$$

$$PSP = n \sum_i f(d_i) d_i^2 \quad \dots (5-8)$$

$$\text{Hydraulic-radius model : } k = PSP \times C_s^* \times \gamma_w / \mu \quad \dots (5-9)$$

$$PSP = n \{1 / [4 \sum_i (f(d_i) / d_i)]\}^2 \quad \dots (5-10)$$

C_s^* : 形状係数

$$\text{Marshall probabilistic model : } k = PSP \times \gamma_w / 32\mu \quad \dots (5-11)$$

$$PSP = n^2 \sum_i \sum_j d_i^2 f(d_i) f(d_j) \quad \dots (5-12)$$

ここに, $\sum_i f(d_i) = 1$ で, ポロシメータ試験の結果から得られる.

k : 透水係数, γ_w : 水の単位体積重量, μ : 水の粘性係数,

PSP : 間隙径パラメータ, n : 間隙率, d_i : 間隙直径.

また, Garcia-Bengochea et al. (1979)は, シルトとカオリン粘土を用いた実験結果から, むしろ $k = C_s (PSP)^m$ (C_s, m は実験的に求めるパラメータ) の形のほうが k と PSP の相関が良いとしており, 各モデルに対して実験式を誘導している.

第3章で得られたポロシメータ試験の試験結果に対して, 上記3手法により間隙径パラメータである PSP を求め, PSP と k の関係を図 5-10~図 5-12 に整理した. 同図中には, Garcia-Bengochea et al. (1979)の実験結果と, ルイジベル粘土を用いた Lapierre et al. (1990)の実験結果から得られた関係も示した.

図 5-10 は Capillary model による PSP と k の関係である. Capillary model は, 同じ直径を持つ円筒状の毛管が平行にある時の透水係数を, Poiseuille の式から Leonards (1962) が導いたものである. 今回対象とした粘土の PSP と k の関係にはやや右上がりの傾向が見られるものの相関係数が $R^2=0.07$ と小さい. 理由は定かでないが, 大阪湾粘土 Ma9 (図 3-18 に示した C1 の結果) が今回実施した他のデータとは大きく異なった位置にプロットされてい

る。図中に示した近似式はこのデータを除いたものである。この結果は、シルトとカオリン粘土を用いた Garcia-Bengochea et al. (1979)の実験結果、およびレイジベル粘土を用いた Lapierre et al. (1990)の実験結果とは全く異なる結果であり、Capillary model では種々の粘土の透水係数を評価できないことを示している。

図 5-11 は Hydraulic-radius model による PSP と k の関係である。Hydraulic-radius model は、Garcia-Bengochea et al. (1979)が、複数の毛管からなる様々な形の水路の径深 (hydraulic radius) から k を導いたものである。 PSP と k の関係は、再構成粘土を含む大阪湾およびその周辺の粘土 (東京粘土を除く粘土) に対して、非常に良い相関 ($R^2=0.92$) がある。東京粘土の PSP と k の関係は、これら粘土と m の値は同程度であるが、 C_s の値が 1 オーダー異なる。東京粘土のみの PSP と k の関係についても良い相関 ($R^2=0.97$) が認められ、同じ粘土鉱物からなる粘土に対しては、Hydraulic-radius model は適用性が高いといえる。

図 5-12 は Marshall probabilistic model による PSP と k の関係である。Marshall probabilistic model は、Childs・Collis-George (1950) および Marshall (1958) が確率論的なアプローチによって、間隙率 n を持つ 2 つの断面が接触している場合に、一方の断面の直径 d_j の間隙が、もう一方の断面の直径 d_i の間隙とつながる可能性が $[nf(d_i)] \cdot [nf(d_j)]$ であると仮定して、 k を導いたものがある。 PSP と k の相関は高くない ($R^2=0.21$)。

これら 3 つのモデルによる PSP と k の関係から得られた実験パラメータ C_s , m を Garcia-Bengochea et al. (1979) 及び Lapierre et al. (1990) の結果とともに表 5-1 に整理した。Hydraulic-radius model において高い相関があるものの、異なる地区の粘土に対しては適用できないことが分かる。

3.2.4 で検討したように平均間隙径 d_{p50} の対数と圧密圧力 p の対数は線形関係にあり、 p の増加に伴い d_{p50} が小さくなる。また、 d_{p50} は粘土分含有率やコンシステンシーの影響を受け、間隙比 e とは異なる間隙の状態を表す指標であり、本研究で用いた粘土においては、単一のピークを持つ間隙径分布曲線を示す。そこで、直接 d_{p50} と k の関係について検討した。これは、 PSP を単純に次式で表したモデルに相当する。

$$PSP = d_{p50} \quad \dots (5-13)$$

図 5-13 に d_{p50} と k の関係を示す。 d_{p50} と k の関係は相関 ($R^2=0.88$) が高く、次式で表すことができる。

$$PSP = d_{p50} \text{ としたモデル: } k(m/s) = 2.39PSP^{6.49} \quad \dots (5-14)$$

このことは、粘土の k が、 e よりも平均的な間隙径 d_{p50} に影響されていることを示している。図 3-7 に示したように、水銀圧入型ポロシメータから得られる間隙径分布は、間隙の入り口の大きさを表すものである。そのため、 d_{p50} は k と良い相関が得られたものと考えられる。また、 d_{p50} は第 3 章で明らかにしたように、珪藻遺骸の中に存在するマクロポアに相当する間隙を評価できない指標である (図 3-7(B) と同様な要因)。したがって、珪藻遺骸の中に存在するマクロポアに相当する間隙は、 e に及ぼす影響は大きい d_{p50} に及ぼす影響は小さい。このことから、透水特性は、間隙比 e よりも間隙径 d_{p50} の影響を大きく受けていることが

分かる。

次に、実際の間隙は個々の複雑な形状の間隙が大小不規則に連結して構成されているが、ポロシメータ試験の測定結果は粘土の間隙が連続した円筒形と仮定した式(2-8)に基づいている。この仮定は、Capillary model の仮定と同じである。そこで、Capillary model の式(5-8)における $n \sum_i f(d_i) d_i^2$ を単純に d_{p50} と n を用いて、次式のように定義した PSP と透水係数の関係を検討した。

$$PSP = n(d_{p50})^2 \quad \dots (5-15)$$

図5-14に式(5-11)に示す $n(d_{p50})^2$ を用いたモデルによる PSP と透水係数の関係を示す。個々の複雑な形状の間隙が大小不規則に連結して構成されている実際の間隙を考慮しておらず、Capillary Model に比べ単純な指標であるが、 PSP と透水係数の関係は相関が良い ($R^2=0.89$)。乱さない粘土と再構成粘土の違い、地区の違い、堆積年代の違い等によらず、 PSP と k の関係は次式で表される。

$$PSP = n(d_{p50})^2 \text{ としたモデル: } k(\text{m/s}) = 9.78 \times 10^{-9} PSP^{1.30} \quad \dots (5-16)$$

5. 3 本章の結論

更新統の大阪湾粘土に対して、シリンジポンプを備えた注入装置により定流量透水試験を実施し、ダルシー則の適用性を検討した。また、様々な地区から採取した粘土の間隙の状態と透水特性について検討した。得られた結論は以下の通りである。

- (1) 擬似過圧密粘土といわれる更新統の大阪湾粘土に対しても、ダルシー則が適用できる。
- (2) 透水係数のモデル化は、 $e\text{-log}k$ 関係より $\log f\text{-log}k$ 関係の線形性を利用した方が適用性が高く、 C_k^* 、 K^* をパラメータとして $\log f = K^* + C_k^* \log k$ として表すことができる。パラメータ C_k^* 、 K^* は、乱さない粘土と再構成粘土の違い、採取地区の違い、堆積年代の違いによらず、 $C_k^* = 0.036e_0 + 0.059$ 、 $K^* = 11C_k^* + 0.19$ として初期間隙比 e_0 から決定できる。
- (3) Capillary Model, Hydraulic-radius model, Marshall probabilistic model の比較では、Hydraulic-radius model が最も適用性が高い。Hydraulic-radius model は、粘土鉱物が同じ地区の粘土に対しては、乱さない粘土と再構成粘土の違い、堆積年代の違いによらず適用性が高い。しかし、各地区の粘土に応じたパラメータが必要となる。一方、単純な指標である $PSP = d_{p50}$ としたモデル、および $PSP = n(d_{p50})^2$ としたモデルは、地区が異なる粘土においても適用性が高く、それぞれ $k(\text{m/s}) = 2.39PSP^{6.49}$ 、 $k(\text{m/s}) = 9.78 \times 10^{-9} PSP^{1.30}$ という有用な関係が認められた。
- (4) 間隙比 e よりも間隙径 d_{p50} の方が透水係数に及ぼす影響が大きいことを示した。この要因のひとつとして、珪藻遺骸の中に存在するマクロポアに相当する大きさの間隙が、 e と d_{p50} の異なる2つの間隙の状態を表す指標に及ぼす影響が異なるためである。

表 5-1 各地区の粘土に対する PSP を用いた透水係数算出モデルとパラメータの比較

試料	C_s	m	備考
Capillary Model ($PSP = n \sum_i f(d_i) d_i^2$)			
シルトとカオリン粘土	0.431×10^{-8}	2.42	Garcia-Bengochea et al. ,1979
ルイジベル粘土	0.589×10^{-9}	0.87	Lapierre et al. ,1990
再構成したルイジベル粘土	0.129×10^{-9}	0.99	
大阪湾粘土および夢洲・尼崎・京都・東京粘土	0.482×10^{-31}	12.6	$R^2=0.07$
Hydraulic-radius model ($PSP = n \{1/ [4 \sum_i (f(d_i)/d_i)]\}^2$)			
シルトとカオリン粘土	0.129×10^{-8}	2.47	Garcia-Bengochea et al. ,1979
ルイジベル粘土 (再構成したルイジベル粘土を含む)	0.467×10^{-7}	1.13	Lapierre et al. ,1990 (再構成粘土, $R^2=0.96$)
大阪湾粘土および夢洲・尼崎・京都粘土 (再構成した大阪湾粘土, 京都粘土を含む)	0.107×10^{-2}	2.00	$R^2=0.92$
東京粘土	0.108×10^{-1}	1.93	$R^2=0.97$
Marshall probabilistic model ($PSP = n^2 \sum_i \sum_j d_i^2 f(d_i) f(d_j)$)			
シルトとカオリン粘土	20.57×10^{-8}	1.67	Garcia-Bengochea et al. ,1979
ルイジベル粘土	0.537×10^{-8}	0.79	Lapierre et al. ,1990
再構成したルイジベル粘土	0.105×10^{-8}	1.93	
大阪湾粘土および夢洲・尼崎・京都・東京粘土	0.395×10^{-7}	3.21	$R^2=0.21$
Simple model ($PSP = d_{p50}$)			
大阪湾粘土および夢洲・尼崎・京都・東京粘土 (再構成粘土を含む)	2.39	6.49	$R^2=0.88$
Simple model ($PSP = n d_{p50}^2$)			
大阪湾粘土および夢洲・尼崎・京都・東京粘土 (再構成粘土を含む)	0.978×10^{-8}	1.30	$R^2=0.89$
透水係数 $k(m/s)$ の算出式 ; $k = C_s (PSP)^m$			

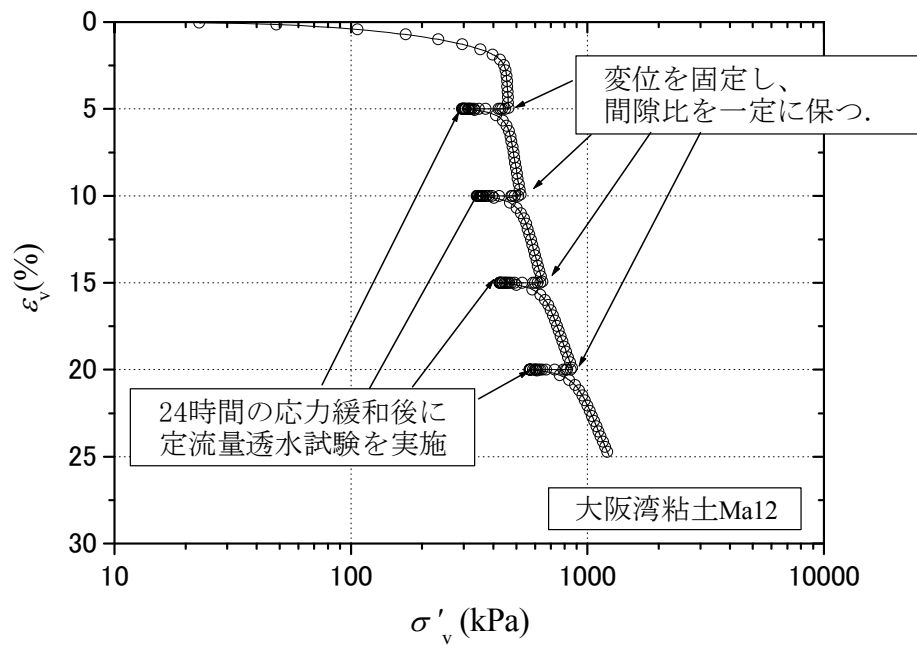


図 5-1 定流量透水試験を実施した大阪湾粘土 Ma12
の $\varepsilon_v - \log \sigma'_v$ 曲線と試験条件の説明

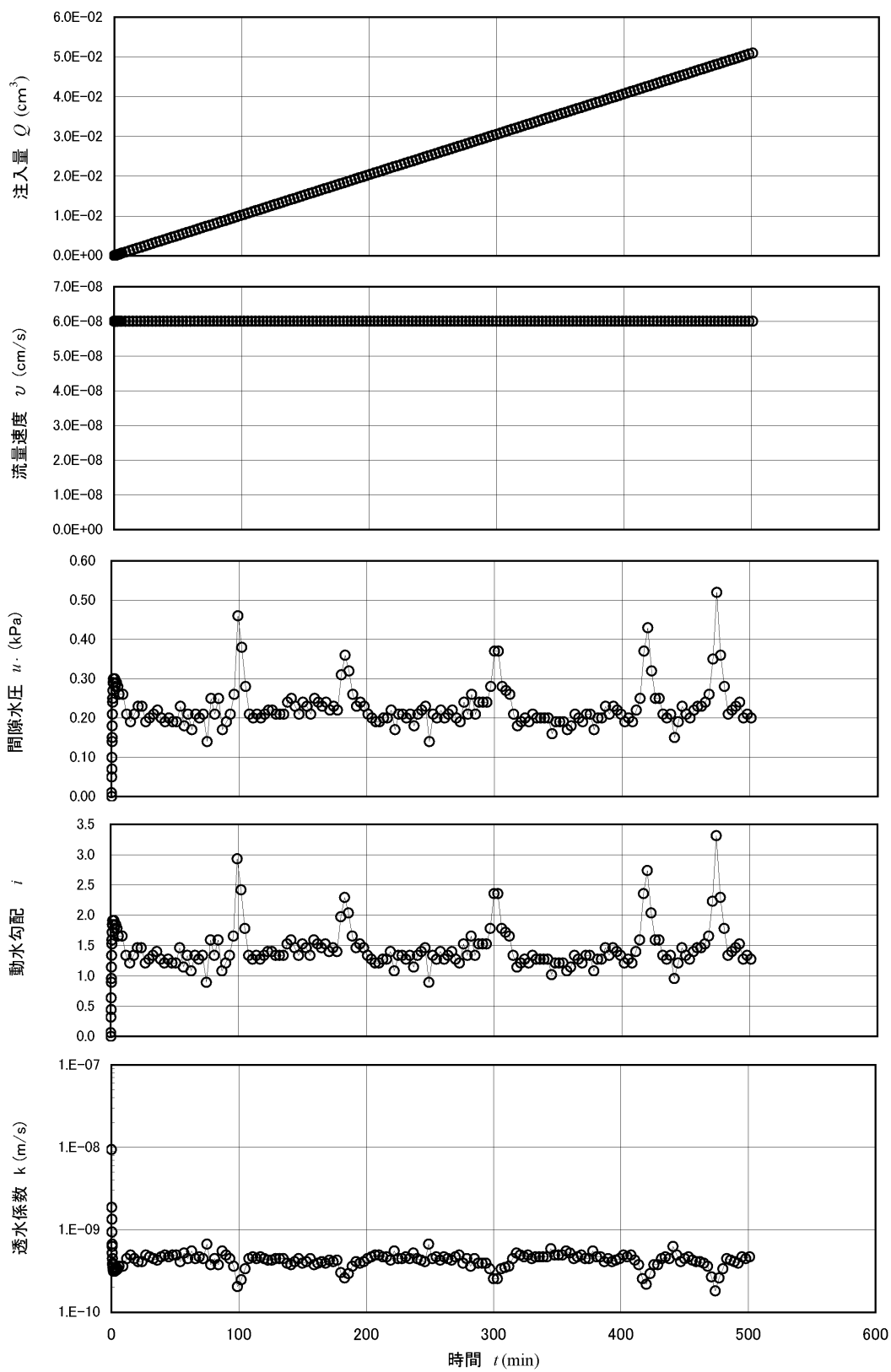


図 5-2 (1) 定流量透水試験結果の一例
 (大阪湾粘土 Ma12, 間隙比 $e=1.570$, 流量速度 $v=6.0 \times 10^{-10} \text{ m/s}$)

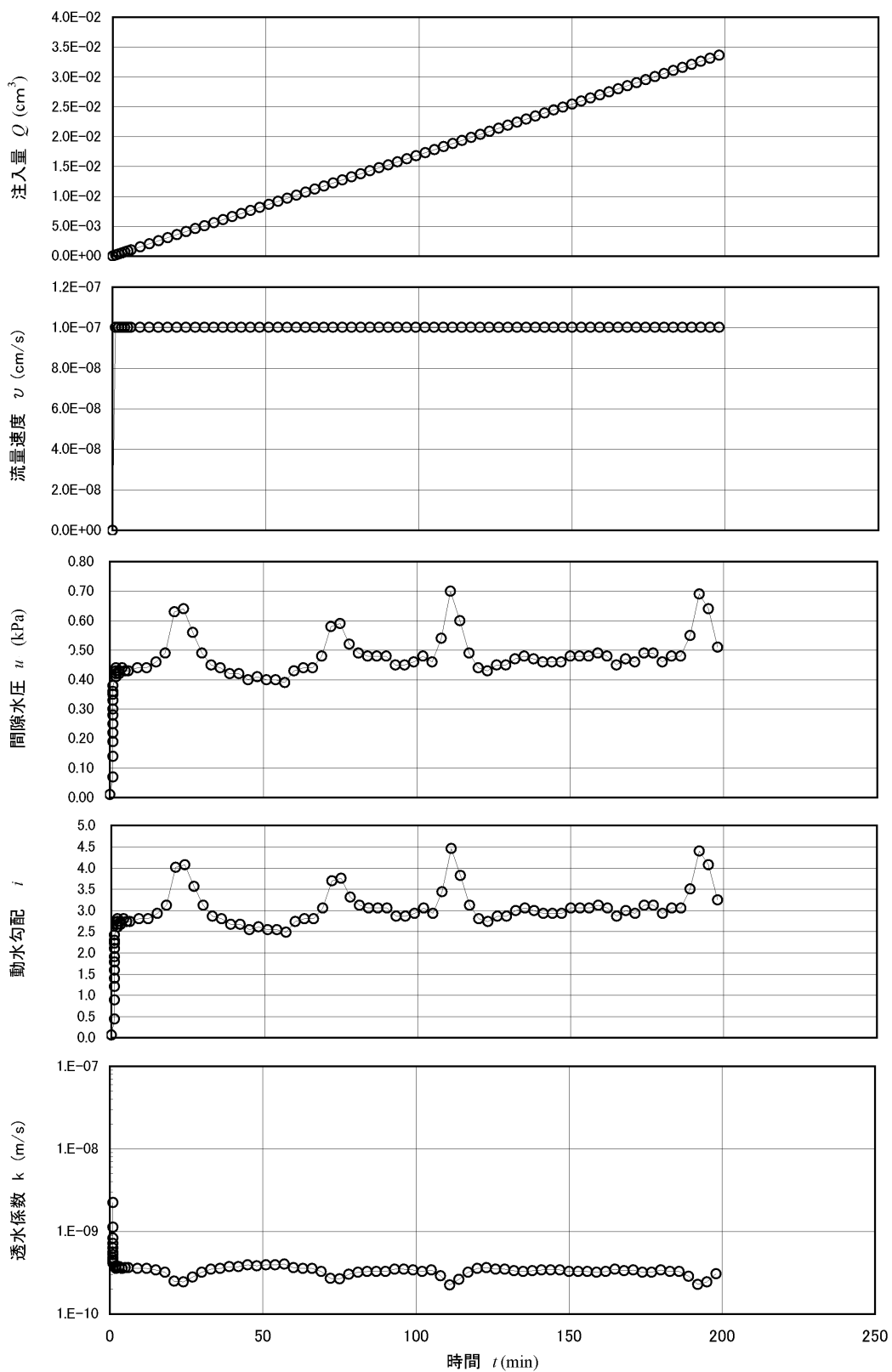


図 5-2 (2) 定流量透水試験結果の一例
 (大阪湾粘土 Ma12, 間隙比 $e=1.570$, 流量速度 $v=1.0 \times 10^{-9} \text{ m/s}$)

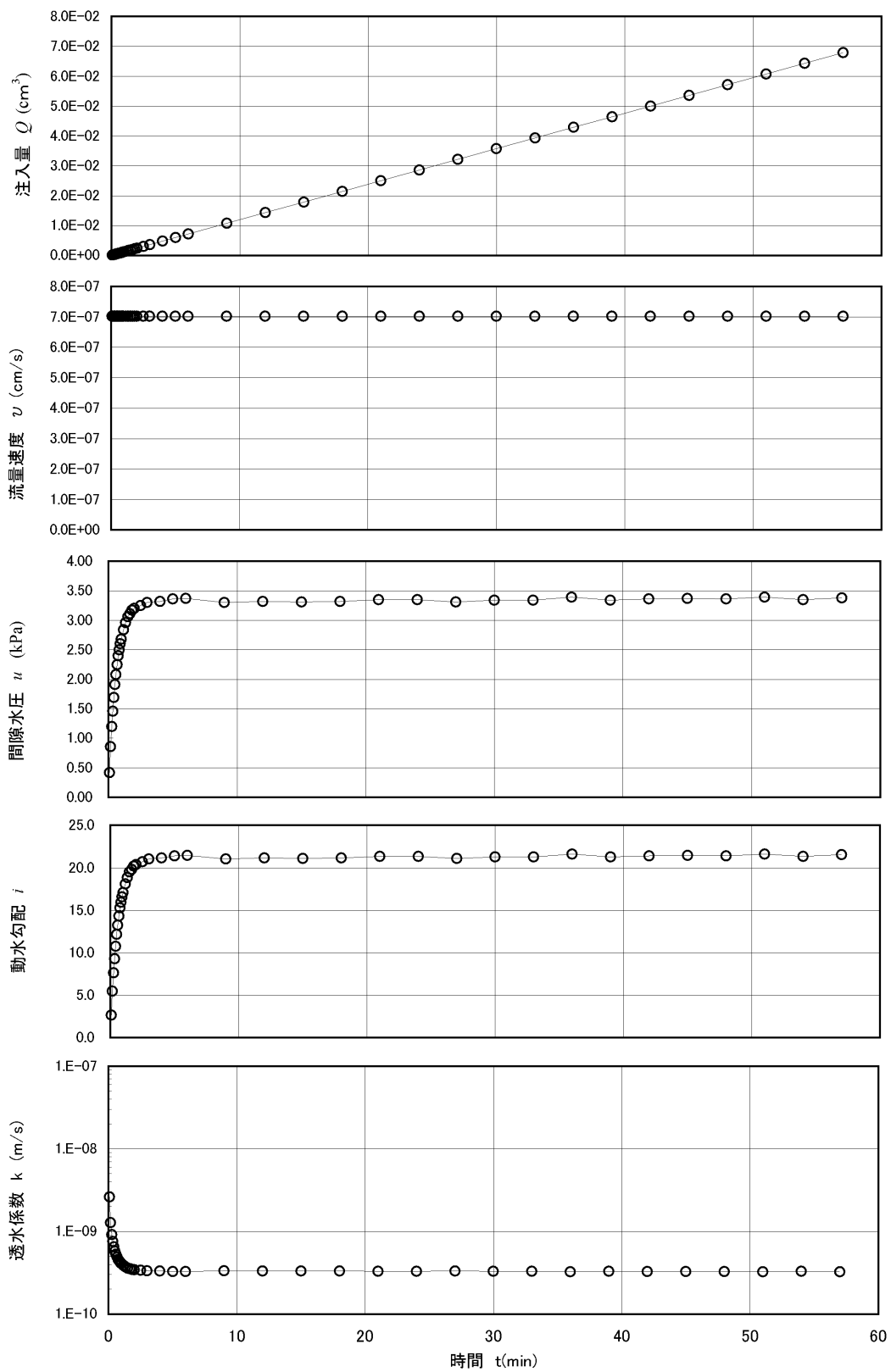


図 5-2 (3) 定流量透水試験結果の一例

(大阪湾粘土 Ma12, 間隙比 $e=1.570$, 流量速度 $v=7.0 \times 10^{-9} \text{ m/s}$)

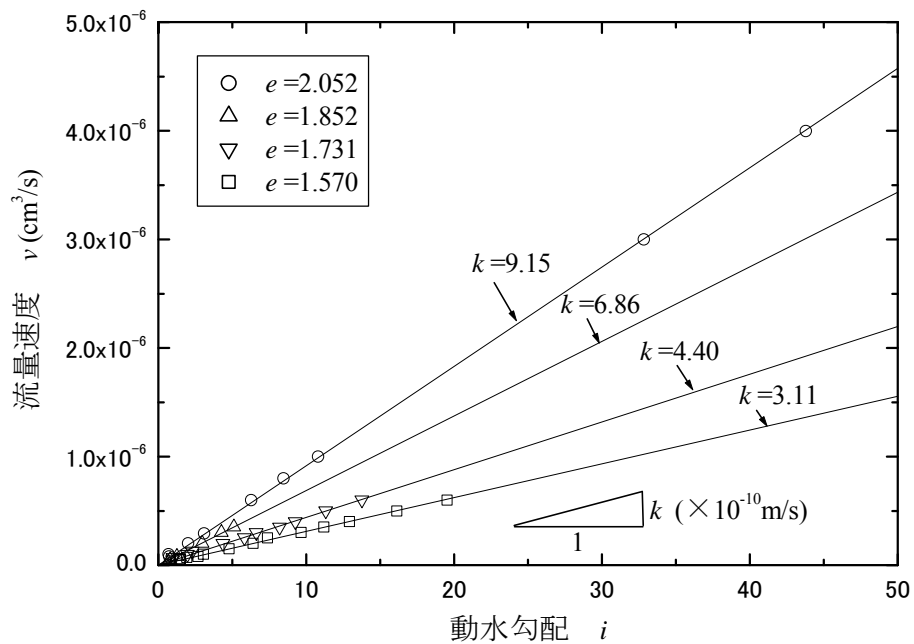


図 5-3(1) 透水速度と動水勾配の関係 (大阪湾粘土 Ma12)

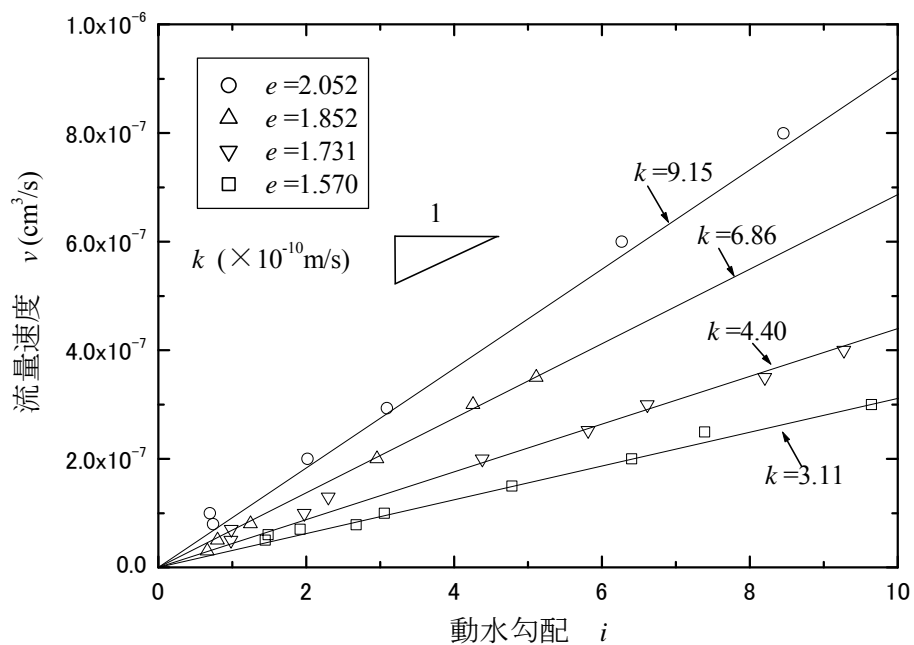


図 5-3(2) 低動水勾配下における流量速度と動水勾配の関係 (大阪湾粘土 Ma12)

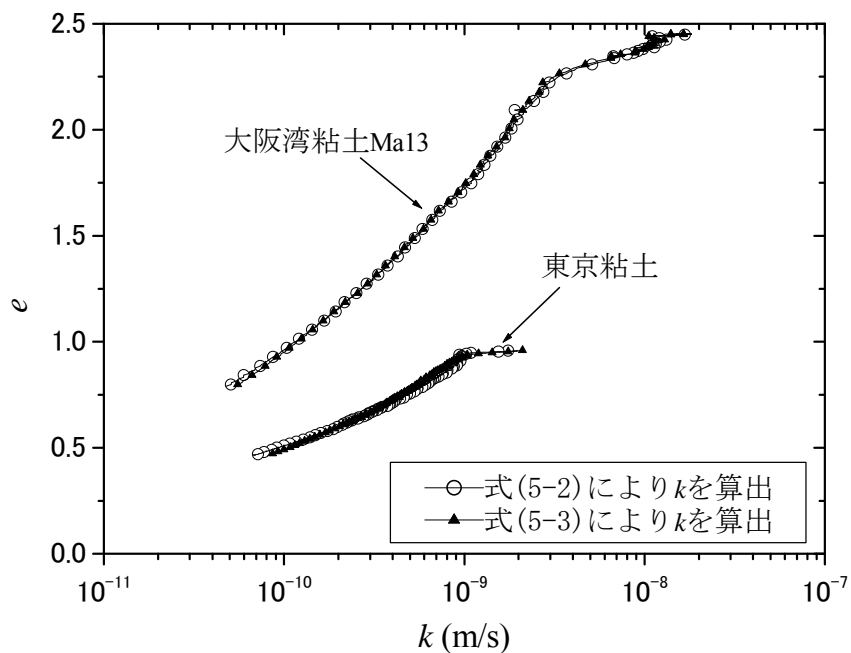


図 5-4 CRS 試験から得られる k の算出方法の違いによる $e - \log k$ 関係の比較

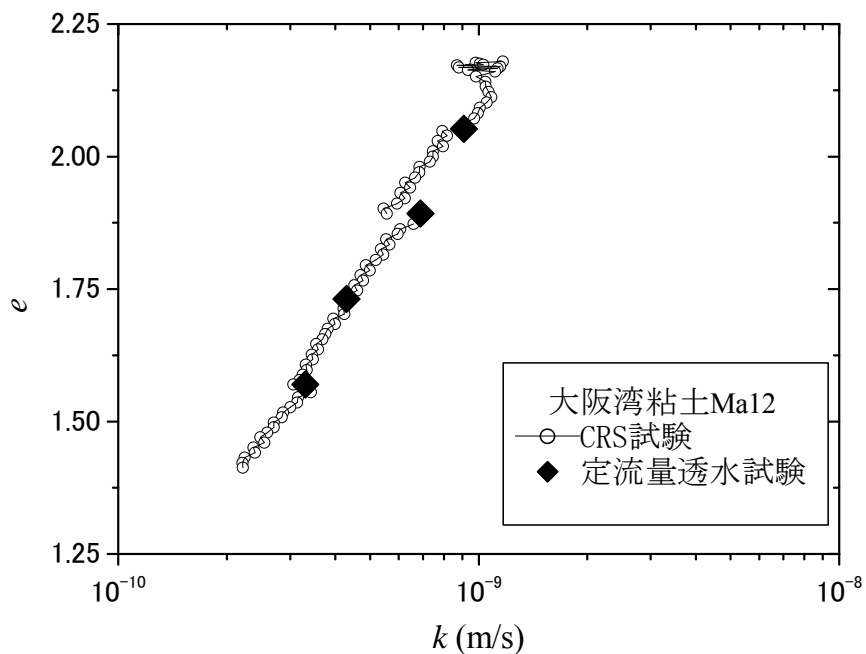


図 5-5 CRS 試験と定流量透水試験から得られる $e - \log k$ 関係の比較
(大阪湾粘土 Ma12)

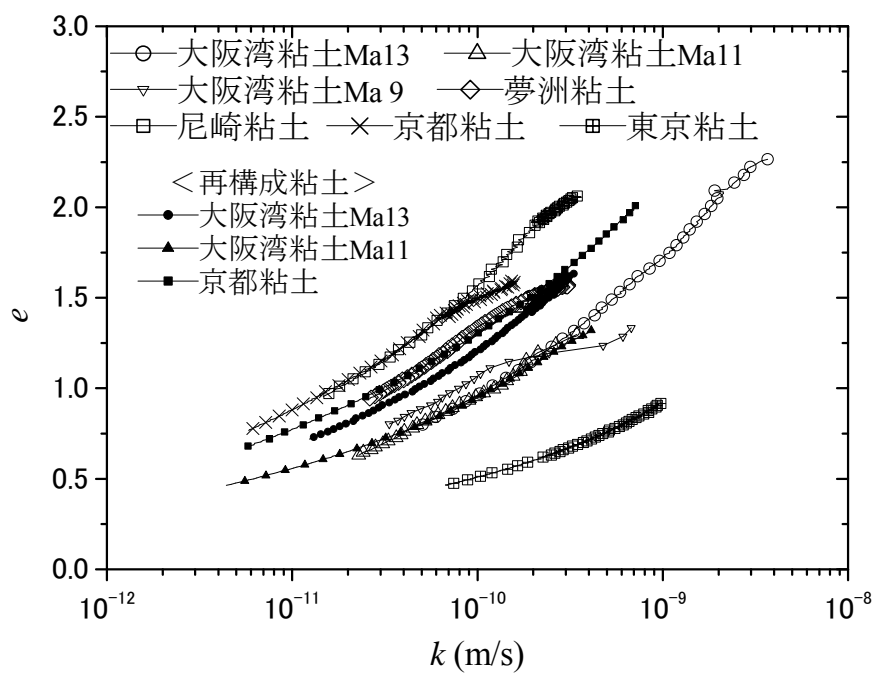


図 5-6 $e - \log k$ 関係

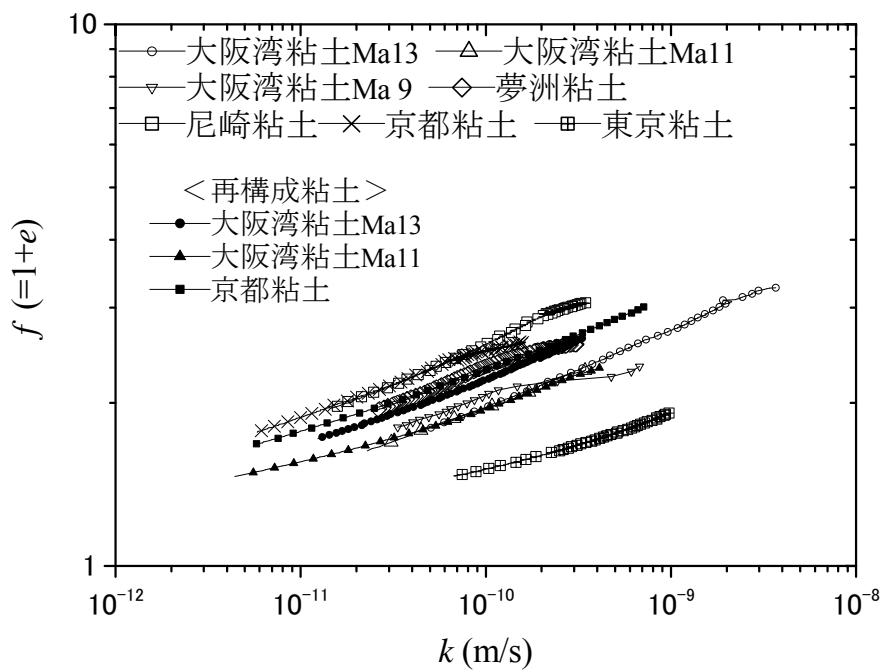


図 5-7 $\log f - \log k$ 関係

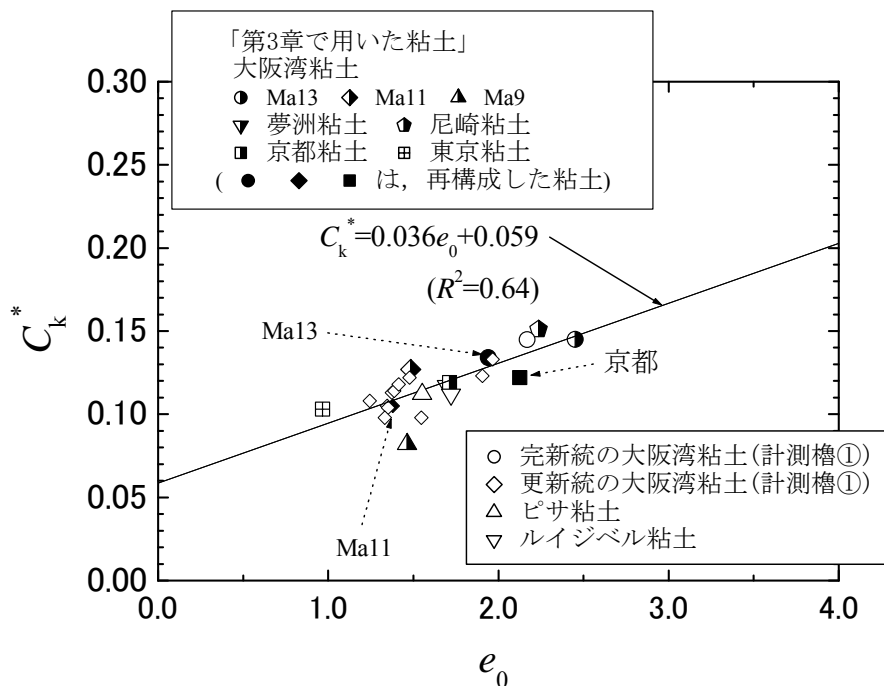


図 5-8 C_k^* と e_0 の関係

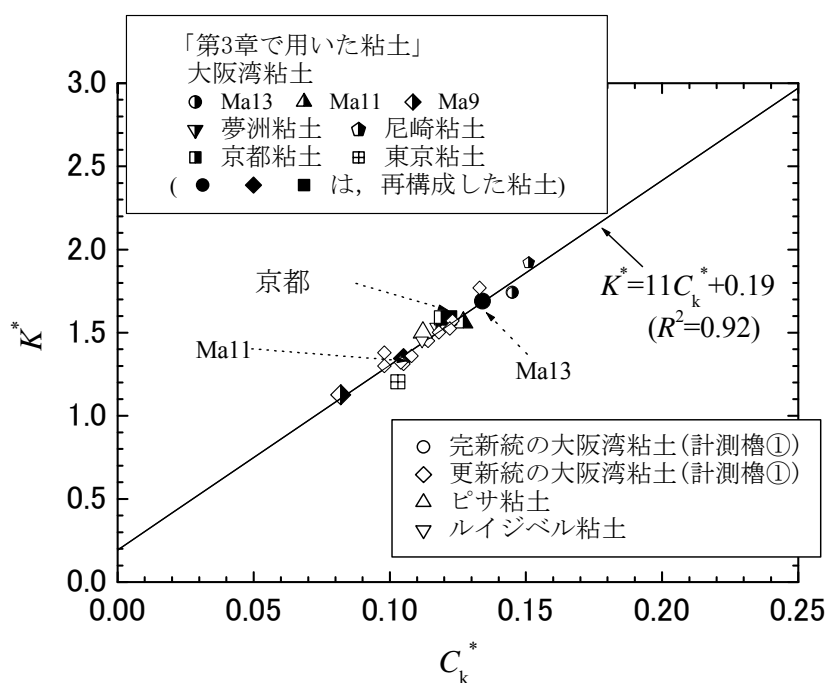


図 5-9 K^* と C_k^* の関係

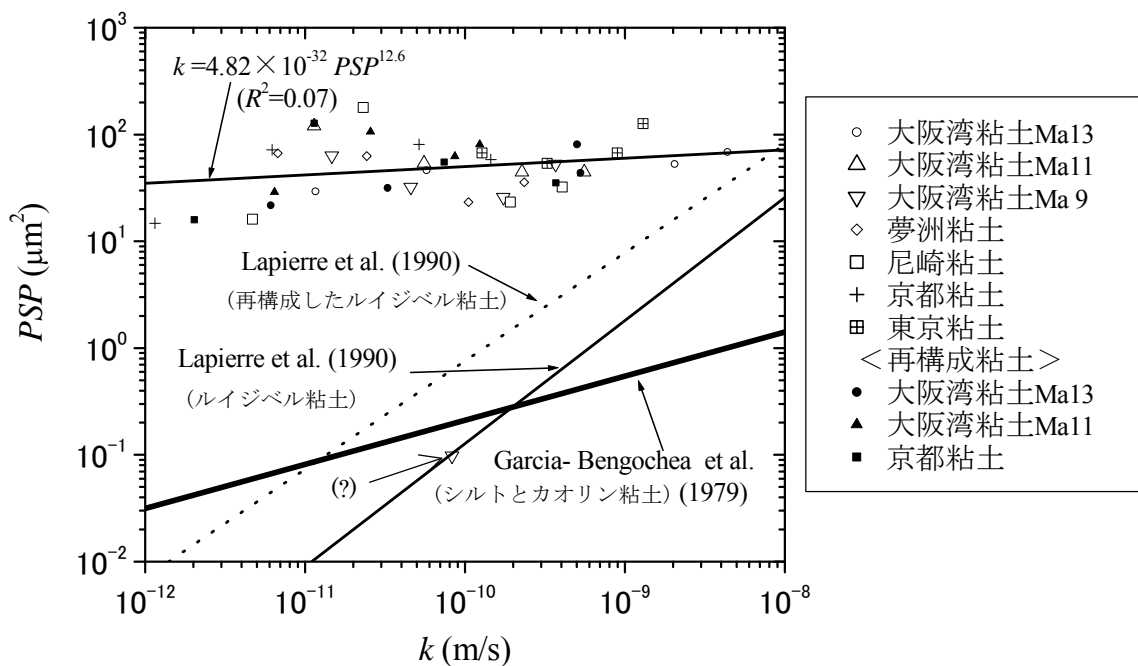


図 5-10 Capillary model による PSP と k の関係

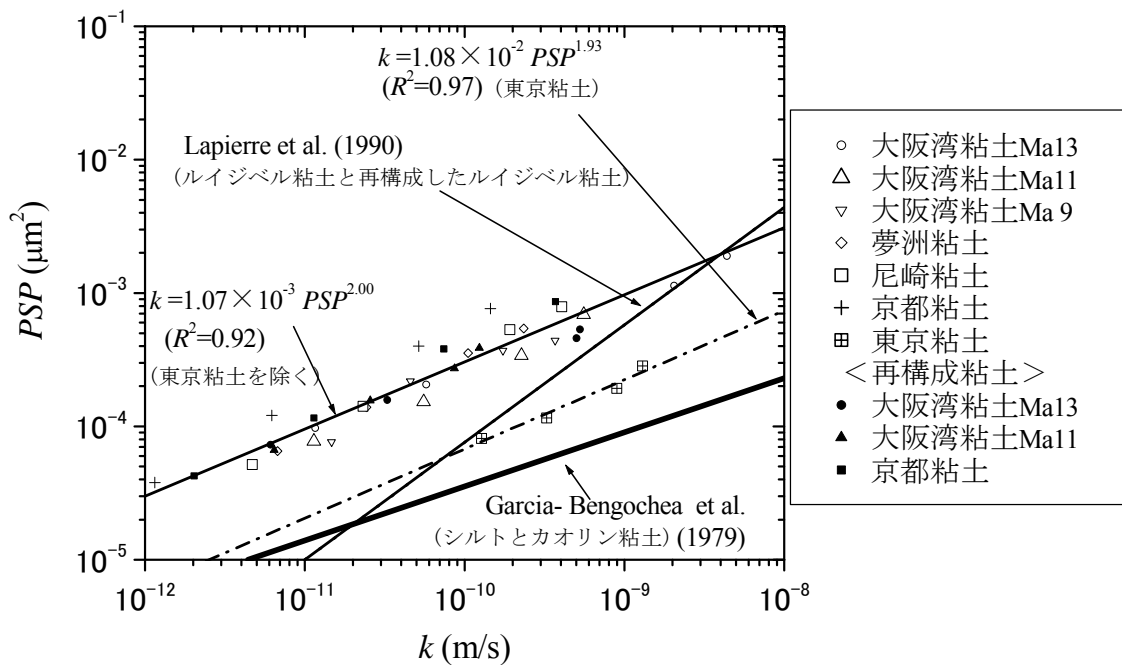


図 5-11 Hydraulic-radius model による PSP と k の関係

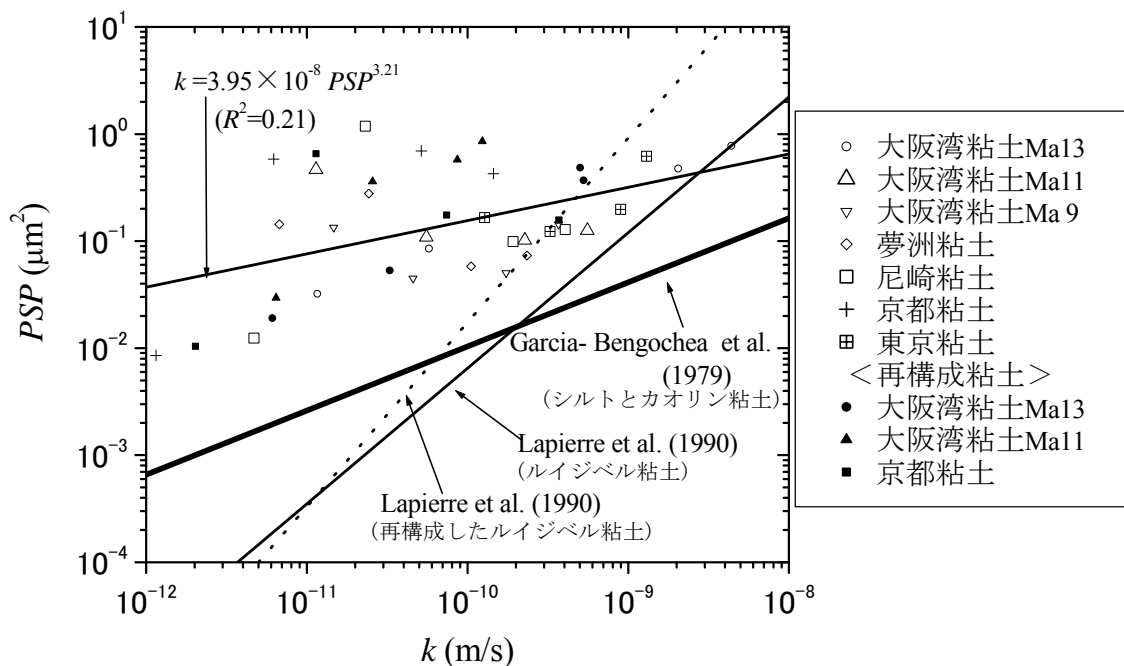


図 5-12 Marshall probabilistic model による PSP と k の関係

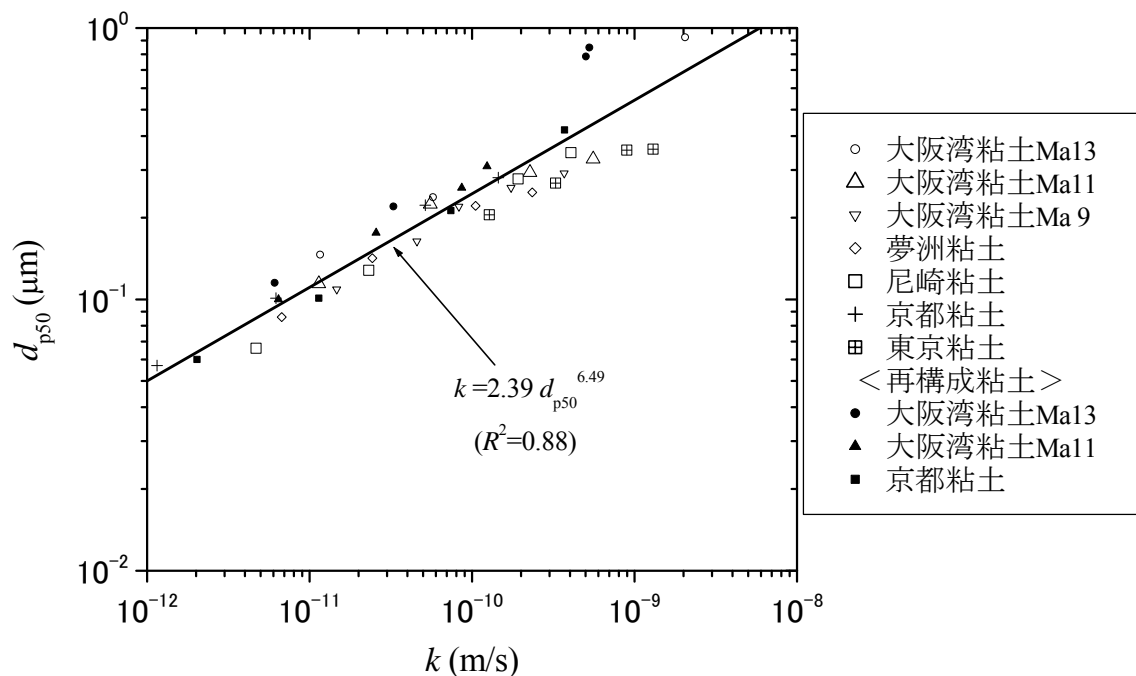


図 5-13 d_{p50} と k の関係

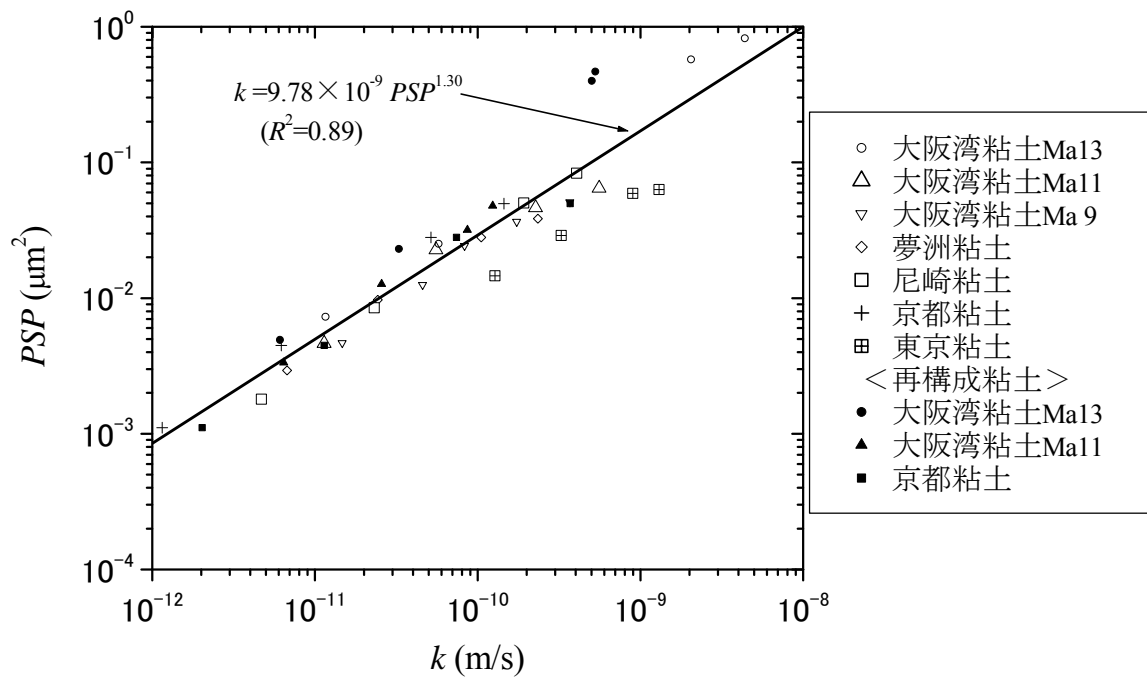


図 5-14 $PSP = n(d_{p50})^2$ としたモデルによる PSP と k の関係

第6章 粘土の圧縮曲線のひずみ速度依存性の評価

6. 1 圧密降伏応力のひずみ速度依存性

6.1.1 CRS 試験, SCRS 試験の結果

圧縮曲線あるいは圧密降伏応力のひずみ速度依存性に関する実験結果は, Crawford (1964)をはじめ多くの研究者によって報告されている. 本研究では, 圧縮曲線あるいは圧密降伏応力のひずみ速度依存性を把握するために, ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v$ を $0.0002 \sim 0.2\%/min$ ($3.3 \times 10^{-8} \sim 3.3 \times 10^{-5} s^{-1}$) の範囲で設定した CRS 試験, SCRS 試験を実施した. 複数の供試体に対してそれぞれ異なる一定の $\dot{\epsilon}_v$ によって行なった試験を CRS 試験と称し, ひとつの供試体に対して試験の圧縮途中で $\dot{\epsilon}_v$ を変化させた試験を SCRS 試験と称する.

CRS 試験および SCRS 試験の圧縮曲線 ($\epsilon_v - \log \sigma'_v$ 関係) の代表例として大阪湾粘土 Ma12 の結果を図6-1および図6-2に示す. 圧縮曲線の縦軸のひずみ ϵ_v は, σ'_{v0} の下で圧密した時の e を基準 ($\epsilon_v = \Delta e / (1+e)$) に算出した値である. 各試料の σ'_{v0} での間隙比 e を図中に示したが, それらのばらつき ($e = 1.795 \sim 1.853$) は小さい. また横軸の有効応力 σ'_v は, 軸圧縮力の計測値 σ_v と図6-3に示す供試体底面における過剰間隙水圧の計測値 Δu を用いて, 次式により算出した値である.

$$\sigma'_v = \sigma_v - \frac{2}{3} \Delta u \quad \dots \dots (6-1)$$

図6-1の CRS 試験の圧縮曲線をみると, $\dot{\epsilon}_v$ が大きいものほど右側に位置し, 圧密降伏応力も大きくなっている. また, それぞれの圧縮曲線は線形ではないが, 圧密降伏応力を超えた応力範囲で概ね平行である. 次に図6-2の SCRS 試験の結果をみると, 圧縮曲線は $\dot{\epsilon}_v$ を大きくしたときに右側にシフトし, $\dot{\epsilon}_v$ を小さくしたときに左側にシフトしている. また, 2つの異なるパターンで実施した結果を比較すると, $\dot{\epsilon}_v$ が同じ大きさの場合 (どちらも $\dot{\epsilon}_v = 0.002\%/min$ となった $\epsilon_v = 14 \sim 19\%$, $\dot{\epsilon}_v = \dot{\epsilon}_{v0} = 0.02\%/min$ となった $\epsilon_v = 21 \sim 29\%$ の範囲) に圧縮曲線はほぼ一致する.

$e - \log \sigma'_v$ 曲線の勾配としての圧縮指数 C_c と正規化有効応力 $\sigma'_v / p_y(\dot{\epsilon}_v)$ の関係の例(大阪湾粘土 Ma12)を図6-4に示す. 横軸の $\sigma'_v / p_y(\dot{\epsilon}_v)$ は, 圧縮中に刻々と変化する σ'_v を, それぞれの供試体に設定した $\dot{\epsilon}_v$ に対して得られる圧密降伏応力 $p_y(\dot{\epsilon}_v)$ で正規化した値である. C_c と $\sigma'_v / p_y(\dot{\epsilon}_v)$ の関係が $\dot{\epsilon}_v$ の値の違いによらずほぼ一致している. したがって, $\dot{\epsilon}_v$ が異なる圧縮曲線を, それぞれの圧縮曲線から得られた圧密降伏応力で正規化することによって, 唯一の圧縮曲線が得られることがわかる.

6.1.2 長期圧密試験の結果

代表的な長期圧密試験結果として、**図6-5**に大阪湾粘土 (Ma12, Ma8, Ma4), **図6-6**に他地区粘土の沈下曲線を示す。ひずみが小さいレベルでの曲線形状が判断しづらい尼崎粘土とレイジベル粘土に関しては、**図6-7**に沈下曲線の拡大図も示す。

縦軸の圧縮ひずみ ε_v は、**図6-1**, **図6-2**と同様に長期荷重載荷前における σ'_{v0} の下で圧密した時の間隙比 e を基準に算出した値である。また、凡例のEOPは、 \sqrt{t} 法によって求めた一次圧密終了時を示している。 p_{y0} を大きく超えた正規圧密領域に載荷した場合の沈下曲線は、いずれの粘土においても、典型的な逆S字型の形状を示し、主な圧縮ひずみは一次圧密中に生じている。一方、過圧密領域に載荷した沈下曲線は、いずれの粘土においても一次圧密が早く終了しており、一次圧密中の ε_v が非常に小さい点では共通しているものの、EOP以降の挙動はそれぞれの地区の粘土で異なっている。

擬似過圧密粘土といわれている大阪湾粘土の過圧密領域に載荷した場合の沈下曲線は、いずれの沈下曲線もEOP以降の時間経過に伴って ε_v が累積していき、下に折れ曲がるような特徴的な曲線形状を示す。特に、 $p/p_{y0} > 0.8$ の場合には、EOP以降に 5~10% 程度の ε_v が生じている。また、大阪湾粘土の過圧密比とほぼ同じで、過圧密比が小さいピサ粘土 ($OCR=1.5$ 程度) の沈下曲線も、大阪湾粘土と同じ傾向がみられる。一方、過去に荷重履歴を受けたといわれている尼崎粘土、京都粘土とレイジベル粘土 (レイジベル粘土の荷重履歴は定かではない) については、尼崎粘土が $p/p_{y0} \leq 0.69$, 京都粘土が $p/p_{y0} \leq 0.74$, レイジベル粘土が $p/p_{y0} \leq 0.63$ の場合において、下に折れ曲がるような特徴的な曲線形状を示さない。このことから、過去に荷重履歴を受けて過圧密比が比較的大きい粘土については、 σ'_{v0} に近い領域で載荷されたときの ε_v が非常に小さいといえる。しかしながら、 $p/p_{y0} > 0.8$ の場合には、これらの粘土の沈下曲線も大阪湾粘土、ピサ粘土と同様な曲線形状を示している。したがって、過去に荷重履歴を受けた粘土といえども、 p が p_{y0} に近い過圧密領域では、比較的大きな ε_v が生じる場合がある。

図6-8, **図6-9** に圧縮ひずみ ε_v とひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ の関係を示す。**図6-8** の(1)は大阪湾粘土 Ma12, (2)は大阪湾粘土 Ma8, (3)は大阪湾粘土 Ma4, **図6-9** の(1)は尼崎粘土, (2)は京都粘土, (3)はピサ粘土, (4)はレイジベル粘土である。40日~70日間の長期圧密試験では、 $\dot{\varepsilon}_v = 10^{-9} \text{ s}^{-1}$ 付近までの挙動が確認できる。

図示された $\varepsilon_v - \dot{\varepsilon}_v$ 関係をみると、 p_{y0} を大きく越えて正規圧密領域に載荷した場合は、S字型の曲線形状を示し、主な ε_v が一次圧密中に生じている。一方、 σ'_{v0} から p_{y0} 付近の間に載荷した場合は、一次圧密過程では ε_v が 0.5% 以下と非常に小さいものの、EOP以後の過程で、 ε_v が無視し得ないほどの値を示す場合がある。この後者のクリープ的挙動は、**図6-1**に示したように、 $\dot{\varepsilon}_v$ の減少に伴って圧密降伏応力が小さくなるため、有効応力一定下であっても過圧密粘土の挙動から正規圧密粘土の挙動に移行するためと考えられる。

図6-8, **図6-9**に示した $\varepsilon_v - \dot{\varepsilon}_v$ 関係を $\dot{\varepsilon}_v$ の大きさに応じて、 $\varepsilon_v - p$ 曲線として**図6-10**に整理した。図中には、一次圧密終了時 (EOP) および24時間経過時の結果と $\dot{\varepsilon}_{v0} = 0.02\%/min$

($3.3 \times 10^{-6} \text{s}^{-1}$)のCRS試験の $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 曲線も併記してある。 $\dot{\varepsilon}_v$ が小さくなるにつれて $\varepsilon_v - p$ 曲線は左下側にシフトし、 p_{y0} よりも小さい p における圧縮性が大きくなっている。大阪粘土、尼崎粘土、京都粘土については、EOPにおける $\dot{\varepsilon}_v$ が $\dot{\varepsilon}_{v0}$ より大きく、CRS試験よりもひずみ速度が速いため、(京都粘土の $p=941\text{kPa}$ ($p/p_{y0}=1.11$)の結果については例外であるが、) $\varepsilon_v - p$ 曲線はCRS試験の $\varepsilon_v - \sigma'_v$ 曲線より右上側に位置している。ピサ粘土、ルイジベル粘土については、EOPにおける $\dot{\varepsilon}_v$ が $\dot{\varepsilon}_{v0}$ と概ね同じ程度かやや大きい程度であるので、 $p=294\text{kPa}$ ($p/p_{y0}=1.11$)は例外であるが $\varepsilon_v - p$ 曲線はCRS試験結果とほぼ同じかやや右上側に位置している。一方、24時間経過時の $\varepsilon_v - p$ 曲線は、ひずみ速度が $10^{-8} \sim 10^{-7} \text{s}^{-1}$ の大きさであり、京都粘土の $p \leq 628\text{kPa}$ ($p/p_{y0}=0.74$)の結果を除き、CRS試験結果より左下側に位置している。京都粘土の $p \leq 628\text{kPa}$ ($p/p_{y0}=0.74$)の結果については、表2-2のCRS試験を実施した供試体の初期間隙比 ($e_0=1.713$)と表2-11(4)の長期圧密試験を実施した供試体の初期間隙比 ($e_0=1.540 \sim 1.645$)を比較して分かるように、間隙比の違いが圧縮性の小さい領域において表れたものと考えられる。

図6-11に段階載荷圧密試験(第3章で検討した粘土)の各載荷段階終了時の $\dot{\varepsilon}_{24h}$ と p の関係を示す。なお、縦軸の $\dot{\varepsilon}_{24h}$ は、各載荷段階の経過時間が18時間の時と24時間の時の供試体厚さを基に算出した値である。乱れの少ない粘土5試料と再構成した粘土3試料についてまとめた $\dot{\varepsilon}_{24h}$ の値は、正規圧密状態の場合に $10^{-8} \sim 10^{-7} \text{s}^{-1}$ の大きさであり、図6-10に示した24時間経過時の $\dot{\varepsilon}_v$ とほぼ同じである。したがって、大阪湾粘土、尼崎粘土、京都粘土については、段階載荷圧密試験によって得られる圧縮曲線がCRS試験の圧縮曲線の左下に位置し、前者の圧密降伏応力は後者のそれに比べて小さいことがわかる。

これらの結果の検討から各地区粘土のクリープ的な挙動について整理すると、大阪湾粘土とピサ粘土は過圧密領域の σ'_{v0} にかなり近い荷重で載荷した場合でも、 $\dot{\varepsilon}_v$ が小さくなるにつれて正規圧密領域と同程度の圧縮性を示す。一方、尼崎粘土は $p \geq 382\text{kPa}$ ($p/p_{y0}=0.77$)の場合、京都粘土は $p \geq 726\text{kPa}$ ($p/p_{y0}=0.86$)の場合、ルイジベル粘土は $p \geq 196\text{kPa}$ ($p/p_{y0}=0.74$)の場合には正規圧密領域と同程度の圧縮性を示す傾向にあるが、それ以下の載荷荷重では圧縮性が小さいままである。

6.1.3 ひずみ速度の減少に伴う圧縮性の変化

$\dot{\varepsilon}_v$ の減少に伴う圧縮性の変化を検討するために、圧縮性を C_α^*/C_c^* という指標で評価し、図6-12に代表的な C_α^*/C_c^* と $\dot{\varepsilon}_v$ の関係を整理した。ここで C_α^* は長期圧密試験で得られた $\log(1+e)$ と $\log \dot{\varepsilon}_v$ の傾きで、その値は時々刻々と変化していく。 C_c^* は $\dot{\varepsilon}_v = 0.02\%/min$ で実施したCRS試験の $\log(1+e)$ と $\log \sigma'_v$ の傾きで、正規圧密領域に長期載荷した場合はその圧密圧力に対応する C_c^* で、過圧密領域に載荷した場合は p_{y0} を少し超えた領域での $C_{c^*,max}$ である。

正規圧密領域に載荷した結果をみると、一次圧密終了後の一定有効応力下において C_α^*/C_c^* は概ね一定値を示すものの、 $\dot{\varepsilon}_v$ の減少に伴いわずかに小さくなっていく傾向がみられる。その理由は、 C_α^* が時々刻々と変化していく値を用いているのに対して C_c^* は一定値を

用いており、一定有効応力下で C_c^* が圧縮と共に変化していくことを考慮していないことにあると考えられる。また、これを考慮したとしても、 C_α^*/C_c^* がひずみ速度によらず一定であるかどうかは定かではない。

一方、 p_{y0} 付近の圧密応力や過圧密領域で載荷した結果をみると、一次圧密終了後の \mathcal{E}_v の減少に伴い、 C_α^*/C_c^* の値は徐々に大きくなっていき、ある \mathcal{E}_v に達した後は p_{y0} を大きく超えた正規圧密領域の挙動と一致している。そして、正規圧密領域の挙動と一致する \mathcal{E}_v の値は載荷荷重が小さい場合ほど小さい。このような過圧密領域での挙動は、Akai et al. (1991) が大阪湾粘土の長期圧密試験で $\log \mathcal{E}_v$ と $\log t$ の関係を検討して得られた結果と一致している。

さらに、図6-12には、間隙の状態が高位でない粘土の二次圧密過程における試験結果（大阪湾粘土と京都粘土は再構成した粘土の結果、尼崎粘土は p が非常に大きな領域で載荷した時の結果）も併記している。いずれのケースにおいても二次圧密過程における C_α^*/C_c^* の挙動が乱さない粘土と一致する結果が得られており、 C_α^*/C_c^* の値は間隙の状態に依存しないことが分かる。

6.1.4 圧密降伏応力のひずみ速度依存性の評価

Leroueil et al. (1985) は6.1.1で得られた結果と同様な実験結果に基づき、2つの異なるひずみ速度 \mathcal{E}_{v1} と \mathcal{E}_{v2} に対して得られる圧密降伏応力 $p_y(\mathcal{E}_{v1})$ と $p_y(\mathcal{E}_{v2})$ は、その圧縮曲線の任意のひずみ ε_v に対する有効応力 $\sigma'_v(\mathcal{E}_{v1})$ 、 $\sigma'_v(\mathcal{E}_{v2})$ との間に式(6-2)に示す関係が成り立つことを報告している。この式を用いると、圧縮途中で \mathcal{E}_v を変化させたSCRS試験の結果から、任意の \mathcal{E}_v における圧密降伏応力 $p_y(\mathcal{E}_v)$ を算出することが可能となる。

$$\frac{\sigma'_v(\mathcal{E}_{v1})}{p_y(\mathcal{E}_{v1})} = \frac{\sigma'_v(\mathcal{E}_{v2})}{p_y(\mathcal{E}_{v2})} \quad \dots \dots (6-2)$$

SCRS試験の $p_y(\mathcal{E}_v)$ は、図6-13に示す方法で算出した。まず \mathcal{E}_v 変化直前の圧縮指数 C_{c1} と \mathcal{E}_v 変化直後の圧縮指数 C_{c2} の平均値 $C_{c,average}$ を求める。次に、点Bから $C_{c,average}$ の傾きで、点Aと同じ間隙比の点B'を求める。そして、 $\sigma'_v(\mathcal{E}_{v1})$ および $\sigma'_v(\mathcal{E}_{v2})$ と、三笠法で求めた \mathcal{E}_{v1} のときの圧密降伏応力 $p_y(\mathcal{E}_{v1})$ を式(6-2)に代入することで、 \mathcal{E}_{v2} のときの $p_y(\mathcal{E}_{v2})$ が得られる。

また、長期圧密試験の圧密降伏応力 $p_y(\mathcal{E}_v)$ は、図6-12の過圧密領域に載荷した時の C_α^*/C_c^* が正規圧密領域に載荷した時の C_α^*/C_c^* に一致する点を圧密降伏応力 $p_y(\mathcal{E}_v)$ とみなした。

図6-14は \mathcal{E}_v が $p_y(\mathcal{E}_v)$ に及ぼす影響を整理したものである。図中の縦軸は任意の \mathcal{E}_v における圧密降伏応力 $p_y(\mathcal{E}_v)$ を $\mathcal{E}_{v0}=0.02\%/min$ ($3.3 \times 10^{-6} s^{-1}$) における圧密降伏応力 p_{y0} で正規化した値で、横軸は任意の \mathcal{E}_v を \mathcal{E}_{v0} で正規化した値である。

長期圧密試験結果から求めた $p_y(\mathcal{E}_v)$ はCRS試験、SCRS試験に比べ、ばらつきがみられるものの概ねCRS試験、SCRS試験から求めた $p_y(\mathcal{E}_v)$ と調和している。図6-14の中に示した α は、式(6-3)に示すように $\log(p_y(\mathcal{E}_v)/p_{y0})$ と $\log(\mathcal{E}_v/\mathcal{E}_{v0})$ の関係が線形であると仮定し、 $\mathcal{E}_v/\mathcal{E}_{v0} \approx 0.01 \sim 10$ の範囲において、その傾きを求めたものである。

$$\log \frac{p_y(\&v)}{p_{y0}} = \alpha \log \frac{\&v}{\&v_0} \quad \dots \dots (6-3)$$

大阪湾粘土については、圧密降伏応力のひずみ速度依存性をCRS試験とSCRS試験の結果で評価した。図6-14(1)をみると、試験方法の違いが α に与える影響はほとんどなく $\alpha=0.043$ を示している。また、SCRS試験の結果はひとつの供試体から得た結果であるため、ばらつきが非常に少ない。そこで、図6-15に大阪湾粘土に対して実施したSCRS試験から算出した $p_y(\&v)/p_{y0}$ と I_p の関係、図6-16に $p_y(\&v)/p_{y0}$ と $C_{c,max}^*/C_c^*$ の関係を整理した。大阪湾粘土の $p_y(\&v)/p_{y0}$ 、すなわち、圧縮曲線の $\&v$ 依存性は、堆積年代、 I_p 、 I_L 、 $C_{c,max}^*/C_c^*$ に依存していないことが分かる。また、図3-43の $C_{c,max}^*/C_c^*$ と I_{T_y} の関係より、圧縮曲線の $\&v$ 依存性は間隙の状態にも依存していないことが分かる。

尼崎粘土、京都粘土、ピサ粘土については、圧密降伏応力のひずみ速度依存性をCRS試験結果のみではデータが少ないため、CRS試験と長期圧密試験の結果で評価した。また、いずれかの試験しか実施していない東京粘土についてはCRS試験結果のみ、レイジベル粘土については長期圧密試験結果のみで評価した。

図6-14(2)をみると、尼崎粘土は $\alpha=0.041$ で大阪湾粘土($\alpha=0.043$)とほぼ等しく、京都粘土は $\alpha=0.035$ で大阪湾粘土、尼崎粘土に比べてやや小さい。大阪湾粘土、尼崎粘土、京都粘土に比べ、粘土分含有量が小さくて低塑性($CF=21\%$ 、 $I_p=17.5$)である東京粘土は、 $\alpha=0.048$ と大きい。一方、図6-14(3)をみると、粘土分含有量が大きくて高塑性($CF=87\%$ 、 $I_p=72$)であるピサ粘土は大阪湾粘土、尼崎粘土、京都粘土、東京粘土に比べ、 $\alpha=0.016$ と著しく小さい。ピサ粘土の α の値が他地区粘土に比べて小さい要因は、粘土を構成する鉱物が異なるためと推察する。また、レイジベル粘土については、 $\alpha=0.034$ でピサ粘土について小さい。

6. 2 間隙の状態のひずみ速度依存性および間隙の状態と二次圧密係数の関係

6.2.1 二次圧密係数の経時変化

二次圧密係数 C_α の経時変化を把握するために、図6-17に大阪湾粘土(Ma12, Ma8, Ma4)、図6-18に他地区粘土の C_α と t/t_{EOP} の関係を整理した。図中の縦軸は刻々と変化する C_α ($\Delta e/\Delta \log t$)の値、横軸は任意の時間 t を \sqrt{t} 法によって求めた一次圧密終了時間 t_{EOP} で正規化した値である。

大阪湾粘土 Ma12 の結果をみると、 p_{y0} を大きく越えた正規圧密領域に載荷した場合、一次圧密終了後の $t/t_{EOP}=1$ 付近では、載荷荷重の大小によらず C_α の値がほぼ同じである。一方、過圧密領域に載荷した場合、一次圧密終了時の C_α の値は非常に小さい。しかし、時間の経過とともに徐々に大きくなり、最大値を示した後に徐々に減少していく傾向がある。また、 C_α の値が増加し始めるのは、 p_{y0} により近い p であるほど速く、 C_α の最大値は p の大

きさによらずにほぼ同じである。このような挙動は、他地区粘土の過圧密領域に載荷した場合においても共通してみられるが、尼崎粘土、京都粘土、ルイジベル粘土の σ'_{v0} に近い p で載荷した場合には例外であり、 C_α の値が小さいままで、EOP以降に増加する傾向はみられない。

Mesri et al. (1977)は、経過時間が t_{EOP} と $10 t_{EOP}$ の間における間隙比の変化から C_α の値を決定している。図6-17、図6-18に示した結果をみると、正規圧密領域に載荷した場合の $t/t_{EOP} = 1 \sim 10$ における C_α は一定値ではなく大きく減少している。また、京都粘土の $p/p_{y0}=1.11$ のケースを除き、過圧密領域に載荷した場合のEOP以降にみられる C_α の最大値は、正規圧密領域に載荷した場合の $t/t_{EOP} = 1 \sim 10$ に取りうる C_α とほぼ同じ値を示している。この値を $C_{\alpha, \max}$ と表して、図中に示した。一方、 p_{y0} を大きく越えた正規圧密領域に載荷した場合、 $10 t_{EOP}$ 以降では C_α の値の減少割合が小さい。図6-17(1)と図6-18には、 $10 t_{EOP}$ 以降における $\Delta e/\Delta \log t$ の平均値を C_α と表して、その値も示した。

6.2.2 間隙パラメータ I_T のひずみ速度依存性

過圧密領域に載荷した場合、EOP以前の圧縮ひずみは小さいが、EOP以降の σ'_v 一定下における \mathcal{E}_v の減少に伴い、5~10%程度の比較的大きな圧縮ひずみが生じる事や、EOP以降に C_α が時間とともに大きくなってその後に減少する事があることを示した。このように、 p_{y0} より小さい p の領域においても、ある \mathcal{E}_v を境に比較的大きな圧縮ひずみが生じる要因は、圧密降伏応力（圧縮曲線）が \mathcal{E}_v に依存するためと考える。すなわち、過圧密領域に載荷した場合においても、 \mathcal{E}_v が減少していくにしたがい $p_y(\mathcal{E}_v)$ が小さくなるため、図6-12に示されるように、過圧密領域に載荷した場合の C_α^*/C_c^* が徐々に正規圧密領域の C_α^*/C_c^* に移行していくものと考えられる。ここでは、 σ'_v 一定下で \mathcal{E}_v が減少していくときの間隙の状態の変化を把握することを目的として、 σ'_v 一定下における間隙パラメータ I_T と \mathcal{E}_v の関係を検討する。

図6-19は、長期圧密試験で乱さない粘土の過圧密領域および圧密降伏応力付近に載荷した時の $\log f - \log \mathcal{E}_v$ 曲線と、式(1-5)の σ'_v が長期圧密試験で載荷した p と同じときに与えられる $\log f - \log \mathcal{E}_v$ 曲線から、式(3-3)によって I_T 求め、 $I_T - \log \mathcal{E}_v$ 曲線として整理したものである。代表的な結果として、大阪湾粘土Ma8の結果を示した。 p の大きさが異なるそれぞれの $I_T - \log \mathcal{E}_v$ 曲線は、ある \mathcal{E}_v のときに I_T の値が最大値を示している。また、 I_T の最大値は p の値によらずほぼ同じ値を示し、平均で $I_{T, \max} = 0.094$ である。なお、正規圧密領域の結果を検討から除き、過圧密領域および圧密降伏応力付近に載荷した時の結果を用いた理由は、図6-5や図6-6から分かるように、過圧密領域および圧密降伏応力付近に載荷した時は数秒で一次圧密が終了しているためそれ以降の過程は σ'_v がほぼ一定であるので、 σ'_v 一定下における検討に適しているためである。

図6-20に大阪湾粘土Ma8の $I_T - \log \sigma'_v$ 曲線を示す。 p_{y0} における間隙パラメータ I_{Ty} の値は、 $I_{Ty} = 0.092$ であり、この値は図6-19の $I_{T, \max}$ とほぼ等しい。さらに、図6-19の $I_T - \log \mathcal{E}_v$ 曲線は σ'_v が大きい曲線ほどより大きな \mathcal{E}_v において最大値を示し、 \mathcal{E}_v が小さくなるにつれて I_T の値

が凹の曲線形状で減少している。これは、 $I_{\Gamma} - \log \sigma'_v$ 曲線の形状とほぼ同じ傾向である。

図6-19の $I_{\Gamma} - \log \dot{\epsilon}_v$ 曲線を $I_{\Gamma}/I_{\Gamma, \max \square}$ と $\dot{\epsilon}_v / \dot{\epsilon}_y$ の関係に整理して図6-21に示す。この図の縦軸は、 I_{Γ} をその最大値 $I_{\Gamma, \max \square}$ で正規化した値で、横軸は $\dot{\epsilon}_v$ を圧密降伏時のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_y$ で正規化した値である。ここで、任意の σ'_v に対する $\dot{\epsilon}_v$ は式(6-2)と式(6-3)から導き出される式(6-4)によって算出した値である。これをみると、 $I_{\Gamma}/I_{\Gamma, \max \square}$ と $\dot{\epsilon}_v / \dot{\epsilon}_y$ の関係は σ'_v の大きさによらずに概ね一致し、 $\dot{\epsilon}_v / \dot{\epsilon}_y = 1$ のときに最大値を示すので、 $I_{\Gamma, \max \square}$ は圧密降伏時の間隙パラメータ $I_{\Gamma y}$ と同値であると判断できる。したがって、 $\dot{\epsilon}_v$ が一定で σ'_v の増加に伴い間隙の状態が低位化し始める条件($\sigma'_v, e, \dot{\epsilon}_v$)と、 σ'_v が一定で $\dot{\epsilon}_v$ の減少に伴い間隙の状態が低位化し始める条件($\sigma'_v, e, \dot{\epsilon}_v$)、すなわち塑性変形が始まる圧密降伏条件は同じであることがわかる。第7章では、間隙の状態が低位化していく点($\sigma'_v, e, \dot{\epsilon}_v$)を圧密降伏とみなして、モデル化する。なお、各粘土の $I_{\Gamma y}$ と $I_{\Gamma, \max \square}$ の値は、表6-1に示すとおりである。

$$\dot{\epsilon}_y = \dot{\epsilon}_v \left(\frac{\sigma'_v}{p_{y0}} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \quad \dots (6-4)$$

6.2.3 二次圧密係数 $C_{\alpha, \max}$ と圧密降伏時の間隙パラメータ $I_{\Gamma y}$ の関係

図6-17(1)、図6-18に図示した $C_{\alpha, \max}$ と圧密降伏時の間隙パラメータ $I_{\Gamma y}$ の関係を図6-22に示す。 $I_{\Gamma y}$ の値が大きい粘土ほど、すなわち間隙の状態が高位であるほど $C_{\alpha, \max}$ の値が大きい。両者には正の相関があり、次式で表すことができる(相関係数 $R^2=0.79$)。

$$C_{\alpha, \max} = 1.027 I_{\Gamma y} + 0.025 \quad \dots (6-5)$$

また、図6-17、図6-18に図示した C_{α} の値は0.015~0.026の範囲にあり、式(6-5)の $I_{\Gamma y}=0$ のときの $C_{\alpha, \max}$ の値と概ね一致している。これらのことから、二次圧密係数の大きさは、間隙の状態の高低に依存していることがわかる。なお、第7章で間隙パラメータを用いて圧縮挙動をモデル化する。

6.2.4 二次圧密係数と圧縮指数の関係

一般的に応力依存の圧縮性をあらわすパラメータとしては $e - \log \sigma'_v$ 曲線の傾きである圧縮指数 C_c 、時間依存の圧縮性をあらわすパラメータとしては $e - \log t$ 曲線の傾きである二次圧密係数 C_{α} が用いられる。Mesri et al. (1977)は多くの研究成果をまとめて、 C_{α}/C_c の値は0.025~0.10の間にあり、そのうち無機質土に関しては $C_{\alpha}/C_c = 0.025 \sim 0.06$ であると述べている。本実験で用いた粘土の $C_{\alpha, \max}$ と $C_{c, \max}$ の関係を図6-23に整理した。

$C_{\alpha, \max}/C_{c, \max}$ の値は0.02~0.07の範囲にあり、Mesri et al. (1977)がまとめた C_{α}/C_c の範囲と概ね一致している。ここで、 $C_{\alpha, \max}/C_{c, \max}$ は $I_{\Gamma}=I_{\Gamma y}$ 付近の値であり間隙の状態が高位な時の $\Delta e / \Delta \log t$ と $\Delta e / \Delta \log \sigma'_v$ の比である。一方、 C_{α}/C_c の値は、正規圧密領域に載荷され $\Delta e / \Delta \log t$ がほぼ一定となったときの値と正規圧密領域における $\Delta e / \Delta \log \sigma'_v$ の比であり、間隙の状態が高位な

時の値とは限らない。このことから図6-12に示した C_{α}^*/C_c^* の値と同様に、間隙の状態が高位な時の $C_{\alpha, \max}/C_{c, \max}$ の値とそうでない時の C_{α}/C_c の値は同じ大きさであることが推察される。

6.2.5 $\log f - \log \sigma'_v - \log \dot{\epsilon}_v$ 関係における圧縮性の評価

図6-12に、刻々と変化する $\log f - \log \sigma'_v$ 関係の傾きを C_c^* 、 $\log f - \log \dot{\epsilon}_v$ 関係の傾きを C_{α}^* と表して、各地区の粘土の圧縮性について検討した。また、間隙の状態の高低を評価するための基準となる再構成粘土 C_{α}^*/C_c^* と、間隙の状態が高位な乱さない粘土の任意の σ'_v に対する C_{α}^*/C_c^* とが、任意の $\dot{\epsilon}_v$ では同じ値を示すことを示した。

そこで、各粘土に対して、ほぼ同じひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_v = 0.02 \text{ \%}/\text{min} = 3.3 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$) での C_{α}^* と C_c^* の関係を図6-24に整理した。 C_{α}^*/C_c^* の値は0.025~0.048の範囲にあり、先に C_{α}/C_c の値で検討した結果と概ね同じである。また、大阪湾粘土は $C_{\alpha}^*/C_c^* = 0.04 \sim 0.048$ の範囲に、他地区の粘土は $C_{\alpha}^*/C_c^* = 0.025 \sim 0.04$ の範囲にあり、前者の C_{α}^*/C_c^* が後者に比べ大きな値を示している。

縦軸を体積比 $f (=1+e)$ の対数であらわした $\log f - \log \sigma'_v - \log \dot{\epsilon}_v$ 関係における圧縮指数の概念図を図6-25に示す。Mesri et al. (1977)は、 $e - \log \sigma'_v - \log t$ 関係において C_{α}/C_c が一定であることを示している。 C_{α}/C_c と同様に、 C_{α}^*/C_c^* の値が間隙の状態の高低に依存せずに一定(図中の $C_{\alpha, i}^*/C_{c, i}^*$ と $C_{\alpha, i+1}^*/C_{c, i+1}^*$ が同じ)であるので、 $\log \sigma'_v - \log \dot{\epsilon}_v$ 関係の傾きは、 C_{α}^*/C_c^* として表すことができる。すなわち、 C_{α}/C_c や C_{α}^*/C_c^* の値が圧縮曲線のひずみ速度依存性を表す指標であることが分かる。そこで、 $\log \sigma'_v - \log \dot{\epsilon}_v$ 関係における C_{α}^*/C_c^* の値と、図6-14に示した $\log(p_v(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0})$ と $\log(\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0})$ の関係における傾き α の値が、物理的に同じ意味を持つ指標であると推測し、 C_{α}^*/C_c^* と α の関係を図6-26に整理した。大阪湾粘土については、 C_{α}^*/C_c^* の値と α の値が概ね一致する結果が得られている。また、尼崎粘土、京都粘土、ピサ粘土、ルイジベル粘土はデータが少なく C_{α}^*/C_c^* の値と α の値は必ずしも一致していないが、 C_{α}^*/C_c^* と α の間には正の相関がある。

6.3 ひずみ速度依存性の大小を推定するための指標の提案

図6-14に示した $\log(p_v(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0})$ と $\log(\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0})$ の関係における任意の $\dot{\epsilon}_v$ 間の傾き α は、圧密降伏応力や圧縮曲線のひずみ速度依存性の大小をあらわす指標である。また、二次圧密係数 C_{α} は、長期的な圧密沈下を予測するための重要な指標である。

土の定ひずみ速度による圧密試験方法(JIS A 1227)によれば、粘土の塑性指数 I_p に応じて、適切な $\dot{\epsilon}_v$ を設定することが推奨されている。これは、圧縮曲線のひずみ速度依存性が I_p によって支配されるとの考えに基づくものであり、数値解析等においても I_p を用いて必要な定数を求めることが多い。そこで、各粘土の α と I_p の関係を整理して図6-27に示した。

大阪湾粘土については、図6-14に示したように I_p が47~63の範囲の粘土を用いているに

も拘わらず、圧縮曲線のひずみ速度依存性はほぼ同じで $\alpha=0.043$ 程度である。また、 I_p の値が最も小さい東京粘土については、 α の値が最も大きい。さらに、各粘土の α の値は I_p の値によって減少している。これと同様な結果は、田中ら(1998)によっても報告されている。

粘土に含有する鉱物の種類の違いを把握する指標として、塑性を示す指標である I_p のほかには活性度 A_c が用いられることが多い。図2-29に示したように、我が国の粘土の A_c は海外の粘土に比べて大きく、各地区の粘土の活性に違いはみられる。しかし、同じ地区の粘土におけるデータのばらつきが大きいので、 A_c を各地区の粘土の特徴を表す指標とすることは困難である。

図2-27に示した塑性図をみると、同じ地区の粘土であれば、A線と概ね平行にプロットされており、第2章にも述べたように、各地区の粘土によって異なる。 I_p の範囲が8~18と小さく低塑性であるにも拘わらず α の値が大きい東京粘土は、ほぼA線上にある。一方、 I_p が47~72の範囲で比較的高塑性であるにも拘わらず α の値が小さいピサ粘土はA線のかなり上側に位置する。これらのことから、同じ w_L の値に対して I_p の値が小さい粘土ほど、圧縮曲線のひずみ速度依存性が大きいことが推察される。そこで、塑性図上で各地区の粘土がプロットされている位置を I_α として定義した。

$$I_\alpha = I_p - 0.73(w_L - 20) \quad \dots (6-6)$$

各粘土の α と I_α の関係を図6-27に示す。 α と I_α の間には良い相関($R^2=0.82$)があり、 I_α の値が大きい粘土ほど α の値が小さい。

$$\alpha = 0.0496 - 0.0018I_\alpha \quad \dots (6-7)$$

一般に粒度が細かいほど高い可塑性を示す。このことは、図2-29の I_p と CF の関係をみても明らかである。また、粒子形状としては扁平で薄いものほど、より高い可塑性を示すことが知られている。高い可塑性を示す要因は、粒子径が小さく扁平で薄いものほど、粒子表面積が大きいので、吸着水量や粒子接触の数が増えるためであるといわれている(土木学会, 1988)。このことから、より高い可塑性を示す粘土ほど粘土粒子の変形に対する粘性抵抗が大きいと推測する。

粘土粒子の変形に対する粘性抵抗が大きい粘土は、その変形に多くの時間を要するので、 I_α の値が大きい粘土ほど二次圧密係数 C_α が小さいことが推察される。そこで、図6-17(1)、図6-18に数値を示した C_α の値と I_α の値の関係を整理し、図6-29に示した。ここで用いた C_α の値は、正規圧密領域に載荷した時の $10t_{EOP}$ 以降において、 $\Delta e / \Delta \log t$ の変化が小さくなったときの値であるので、間隙の状態が高位である事による $\Delta e / \Delta \log t$ の変化とは関係ない指標である。 I_α の値が大きい粘土ほど C_α の値が小さく、両者の関係を次式で表すことができる($R^2=0.66$)。

$$C_\alpha = 0.0272 - 0.0007I_\alpha \quad \dots (6-8)$$

図6-30に各粘土の圧密係数 $c_{v,at\alpha'/p_v=2.0-4.0}$ と液性限界 w_L の関係を示す。 c_v の値は一定値ではな

いので、ここでの $c_{v,at\sigma'_v/p_{\sigma}=2.0-4.0}$ の値は $\dot{\epsilon}_{v0}$ で実施したCRS試験の $\sigma'_v = 2.0p_{y0} \sim 4.0p_{y0}$ における値とした。 I_α の値が大きいピサ粘土とルイジベル粘土は、 I_α の値が小さい大阪湾粘土に比べて、同じ w_L の値に対する $c_{v,at\sigma'_v/p_{\sigma}=2.0-4.0}$ の値が小さい。

各粘土の圧密係数 $c_{v,at\sigma'_v/p_{\sigma}=2.0-4.0}$ と I_α の関係を図6-31に整理した。これをみても I_α の値が大きくなるにつれて、 $c_{v,at\sigma'_v/p_{\sigma}=2.0-4.0}$ の値が小さくなる傾向がみられる。このことから、一次圧密中の過剰間隙水圧の消散過程にあっても、 w_L あるいは w_p の値が同じ粘土を比較したときに、 I_p が大きくてより高い可塑性を示す粘土ほど、粘土粒子の変形に対する粘性抵抗が大きいため、圧密速度が小さいと考えられる。

以上の結果から、圧密の全過程において、粘土粒子の変形に対する粘性抵抗が圧密速度に影響を及ぼしているものとする。

6. 4 低ひずみ速度レベルにおける圧密降伏応力の評価

6. 4. 1 SCRS試験結果に基づく検討

圧密降伏応力のひずみ速度依存性を詳細に検討するために、供試体ごとのばらつきのない大阪湾粘土の SCRS 試験によって得られた $\log(p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0})$ と $\log(\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0})$ の関係に着目した。図6-14(1)に示した SCRS 試験結果を注意深くみると、 $\log(p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0})$ と $\log(\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0})$ の関係がわずかに下に凸の形をしていることがわかる。そこで、SCRS 試験で設定した $\dot{\epsilon}_v$ 間での $\log(p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0})$ と $\log(\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0})$ の傾き α ($0.01 \leq \dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0} \leq 0.1$, $0.1 \leq \dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0} \leq 1$, $1 \leq \dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0} \leq 10$ の各 $\dot{\epsilon}_v$ 間における傾き) を求め、その結果を図6-32のように整理した。 $\dot{\epsilon}_v$ が小さくなるにつれ α 値が減少している。また、 $\log \alpha$ と $\log(\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0})$ の関係を線形近似すると、 $0.01 < \dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0} < 10$ の範囲内で式(6-9)に示す関係が得られる。

$$\log \alpha = 0.10 \log \frac{\dot{\epsilon}_v}{\dot{\epsilon}_{v0}} - 1.33 \quad \dots \dots (6-9)$$

$\dot{\epsilon}_v$ が小さくなるにつれて α 値が減少するということは、 $\dot{\epsilon}_v$ が非常に小さくなると $\dot{\epsilon}_v$ の影響がほとんどない圧縮曲線が存在することを示唆している。

6. 4. 2 有効応力緩和試験に基づく検討

(1) 有効応力緩和を伴うCRS試験の圧縮曲線

図6-33に有効応力緩和を伴うCRS試験から得られた圧縮曲線の1例として、大阪湾粘土 Mal2の結果を示す。 $\dot{\epsilon}_v$ の大きさ ($\dot{\epsilon}_v = 0.2, 0.02, 0.002\%/min$) に応じて、圧縮曲線が異なっている。図6-34に圧縮ひずみ ϵ_v ($\epsilon_v = 5.0, 10.0, 15.0, 20.0\%$) を固定して有効応力緩和を開始した時の有効応力 $\sigma'_{v,max}$ と $\dot{\epsilon}_v$ の関係を整理した。いずれの粘土も圧縮時の $\dot{\epsilon}_v$ が小さくなると $\sigma'_{v,max}$ の値も小さくなる。また、任意の $\dot{\epsilon}_v$ における $\sigma'_{v,max}$ の値を $\dot{\epsilon}_{v0}$ における $\sigma'_{v,max}$ の値で正規化した $\sigma'_{v,max}(\dot{\epsilon}_v)/\sigma'_{v,max}(\dot{\epsilon}_{v0})$ と正規化したひずみ速度 $\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0}$ の関係を図6-35に整理し

た. 図6-35の実線は, 図6-14で評価した $\epsilon_v/\epsilon_{v0} \doteq 0.01 \sim 10$ の範囲における $\log(p_v(\epsilon_v)/p_{v0})$ と $\log(\epsilon_v/\epsilon_{v0})$ の関係の傾き $\alpha = 0.043$ に相当するものである. 圧縮曲線の ϵ_v 依存性は, 先に検討した $p_v(\epsilon_v)$ の ϵ_v 依存性と同じである.

(2) 有効応力緩和時の挙動

図6-36に有効応力緩和時の挙動を示す. 図中の縦軸は, 有効応力の緩和量 $-\Delta\sigma'_v$ を緩和開始点の有効応力 $\sigma'_{v,max}$ で正規化した有効応力緩和率 $-\Delta\sigma'_v/\sigma'_{v,max}$ である. 圧縮時の ϵ_v が大きいものほど有効応力の緩和率が大きく, 吉國ら(1994)が示した有効応力の緩和挙動と調和的である. また, 圧縮時の ϵ_v が等しい場合の有効応力緩和率は, $\sigma'_{v,max}$ の大小や固定した ϵ_v の大小, 地層の違いによらず概ね同じ値を示す.

(3) 除荷・再載荷を伴うCRS試験の圧縮曲線

図6-37に除荷・再載荷を伴うCRS試験から得られた圧縮曲線を示す. 圧縮ひずみ $\epsilon_v = 2.5\%$ で除荷を開始した場合には除荷応力 $\Delta\sigma'_v$ が小さく, 除荷・再載荷の過程ではほぼ弾性的な挙動を示している. 一方, $\epsilon_v = 22.5\%$ で除荷した場合には除荷応力 $\Delta\sigma'_v$ が大きく, 除荷・再載荷過程の圧縮曲線はヒステリシスを描いている.

除荷時の膨張ひずみの変化 $-\Delta\epsilon_v$ を, 除荷時の有効応力の変化量 $-\Delta\sigma'_v$ を除荷開始時点の圧密圧力 $\sigma'_{v,max}$ で正規化した値 $-\Delta\sigma'_v/\sigma'_{v,max}$ と関連付けて図6-38に整理した. 除荷時の挙動は, $\sigma'_{v,max}$ の大小(圧密降伏応力付近, 正規圧密領域), あるいは除荷開始時の ϵ_v の大小によらず, ほぼ同じ挙動を示している. また, $-\Delta\epsilon_v$ と $\log(-\Delta\sigma'_v/\sigma'_{v,max})$ の関係は線形ではなくて, 除荷応力比が大きくなると ϵ_v の変化割合が大きくなっていく.

(4) 有効応力緩和試験に基づく圧密降伏応力のひずみ速度依存性の評価

以上の結果に基づき, Ma12の実験結果を有効応力の緩和量をひずみ量に変換することで圧縮曲線のひずみ速度依存性を検討する.

弾粘性モデル(例えば, Yoshikuni, 1994)や弾・粘塑性モデル(例えば, Kim・Lerouil, 2001)などの粘性を考慮したモデルでは, 有効応力緩和量とクリープひずみ量の関係は, 除荷時の膨張指数 $C_{s,\epsilon}$ (あるいは再圧縮指数) をパラメータとして関連づけられている. 図6-39に応力緩和試験におけるひずみ速度成分の概念を示す. 有効応力緩和過程(A→B)においては, ひずみ変化 $\Delta\epsilon_v$ は生じない. 応力除荷過程(A→D)であるならば膨張ひずみが生じるので, $\Delta\epsilon_v = 0$ となるためには膨張ひずみと等しい大きさの圧縮ひずみ(A→C)が生じなければならない. 図6-39に示した概念のように, 前者を $\Delta\epsilon_v - \log \sigma'_v$ 関係における線形弾性ひずみ $-\Delta\epsilon^e$, 後者を粘塑性ひずみ $\Delta\epsilon^{vp}$ とすると, 図示の $C_{s,\epsilon}$ を用いて $-\Delta\epsilon^e$ と $\Delta\epsilon^{vp}$ の関係を定式化できる. しかし, 実際の粘土の挙動は, 弾性領域においても $\Delta\epsilon_v - \log \sigma'_v$ 関係は非線形を示し, $C_{s,\epsilon}$ は定数ではない(図6-37, 図6-38参照). そこで, ここでは両者を弾性と粘塑性というようには区別せず, 実験で求まる膨張ひずみを有効応力緩和過程における潜在

的なクリープひずみに対応させるという考え方をとる。また、弾性ひずみ成分は粘塑性ひずみ成分に対して非常に小さいので ($C_{s,\varepsilon} \ll C_{s,\varepsilon} + C_{c,\varepsilon}$)、全ひずみ成分が粘塑性ひずみ成分とほぼ等しく、全ひずみ速度と粘塑性ひずみ速度には差が無いという考え方をとる。

本研究では、図6-38に示した除荷時のひずみ変化 $-\Delta\varepsilon_v$ と正規化した除荷応力分 $-\Delta\sigma'_v / \sigma'_{v,\max}$ の関係を式(6-10)に示す3次式で近似した。また、その式(6-10) と図6-36(1)の $-\Delta\sigma'_v / \sigma'_{v,\max}$ の経時変化に基づき、図6-40に示すクリープひずみの経時変化を求めた。

$$-\Delta\varepsilon_v = 2.3419 \left(\frac{-\Delta\sigma'_v}{\sigma'_{v,\max}} \right)^3 - 0.2789 \left(\frac{-\Delta\sigma'_v}{\sigma'_{v,\max}} \right)^2 + 0.3035 \left(\frac{-\Delta\sigma'_v}{\sigma'_{v,\max}} \right) \quad \dots (6-10)$$

図6-40に示すクリープひずみの計算結果は、圧縮ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v$ が 0.2%/min, 0.02%/min, 0.002%/min のそれぞれから始まる有効応力緩和試験の結果から算出したものである。なお、有効応力緩和率は有効応力緩和を開始した時の ε_v によらずにほぼ同じ値を示すので、ここではひずみ ε_v が 5.0% の時の計算結果のみを示した。このようにして得られたクリープひずみ計算値 ε_{cal} の経時変化から $\dot{\varepsilon}_v$ を算出できるので、図6-38より $\dot{\varepsilon}_v - t$ 関係が求まる。その場合、図6-40の任意の ε_v に対する $\dot{\varepsilon}_v$ が求まり、かつ図6-36(1)より σ'_v が求まる。したがって、 $\sigma'_v - \dot{\varepsilon}_v$ 関係を把握できるので、式(6-2)を用いて $p_y(\dot{\varepsilon}_v)$ が求まる。その結果を図6-41に示す。図中には図6-14(1)に示したCRS試験結果、SCRS試験結果の結果も併記している。有効応力緩和試験に基づき推定した圧密降伏応力のひずみ速度依存性はCRS試験、SCRS試験で得られた結果と調和している。また、CRS試験、SCRS試験では、多くの試験時間を要するので、最もひずみ速度が小さい試験でも $\dot{\varepsilon}_v = 0.0002\%/min$ までの検討しか行っていないが、有効応力緩和試験では24時間の有効応力緩和量からひずみ量を算出することで、 $\dot{\varepsilon}_v$ が $10^{-13} s^{-1}$ ($10^{-9} \%/min$, $\dot{\varepsilon}_v / \dot{\varepsilon}_{v0} = 10^{-7}$) 付近まで検討することが可能である。さらに、 $p_y(\dot{\varepsilon}_v) / p_{y0}$ の値は、 $\dot{\varepsilon}_v$ が $10^{-11} s^{-1}$ ($10^{-7} \%/min$, $\dot{\varepsilon}_v / \dot{\varepsilon}_{v0} = 10^{-5}$) のオーダーより小さい領域において、 $\dot{\varepsilon}_v$ 依存性が非常に小さいことがわかる。このことは、圧縮曲線そのものが $\dot{\varepsilon}_v$ が非常に小さい領域ではほとんど変化せず、 $\dot{\varepsilon}_v = 0$ となる圧縮曲線より下側の圧縮状態は存在し得ないことを示唆している。

6.4.3 低ひずみ速度レベルにおける圧密降伏応力の評価

Larsson et al. (1986) は、非常に軟弱な有機質粘土地盤、軟弱粘土地盤、硬質粘土地盤の堆積粘土に対して、 $\dot{\varepsilon}_v$ が圧密降伏応力に及ぼす影響を検討し、 $\dot{\varepsilon}_v$ が $2.5 \times 10^{-6} \sim 3.5 \times 10^{-6} s^{-1}$ 付近より小さければ圧密降伏応力はひずみ速度によらず一定値を示すことを報告している。この結果に基づいて、Swedish Geotechnical Institute (SGI) はその基準において、 $\dot{\varepsilon}_v = 2 \times 10^{-6} s^{-1}$ 以下で試験を行えば、試験方法によらず (CRS 試験と段階載荷圧密試験) 圧密降伏応力が一致するとして、この速度を試験の基準ひずみ速度の標準値としている。

大阪湾粘土に対する圧密降伏応力のひずみ速度依存性について、 $p_y(\dot{\varepsilon}_v) / p_{y0}$ と $\dot{\varepsilon}_v / \dot{\varepsilon}_{v0}$ の関係を図6-42に整理した。有効応力緩和試験の結果は、 $\dot{\varepsilon}_v = \dot{\varepsilon}_{v0} = 0.02\%/min$ の結果のみ示し

た. 有効応力緩和試験の結果を $\dot{\epsilon}_v=0.02\%/min$ の結果のみとした理由は, 除荷・再載荷を伴う CRS 試験は $\dot{\epsilon}_v$ が $0.02\%/min$ の条件でしか行っていないため, 式(6-10)に基づいた $\dot{\epsilon}_v=0.2\%/min$ と $\dot{\epsilon}_v=0.002\%/min$ の計算結果には, 除荷過程の圧縮曲線のひずみ速度依存性が考慮されておらず, これに起因する誤差がいくらか含まれていると考えるからである. また, 図 6-42 には, 実験結果に加えて式(6-3)を用いた計算結果も示している. (i)は α を定数 ($\alpha=0.043$) として計算した結果で, (ii)は α を $\dot{\epsilon}_v$ の関数として式(6-9)に示した関係を用いて計算した結果である.

計算結果(i) (ii)は, $\dot{\epsilon}_v$ が小さい領域 ($\dot{\epsilon}_v < 3.3 \times 10^{-8} s^{-1}$) ではいずれも外挿となるので, $\dot{\epsilon}_v$ が小さくなればなるほど実験結果と乖離していく. また, 計算結果(ii)に着目すると, $p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0}$ は $\dot{\epsilon}_v$ が $10^{-12} \sim 10^{-10} s^{-1}$ ($\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0}=10^6 \sim 10^4$) 付近において下限値を示し, 有効応力緩和試験から推定した結果と同様な傾向を示すことがわかる.

図 6-43 に再構成した大阪湾粘土に対する圧縮曲線のひずみ速度依存性の 1 例を示す. この圧縮曲線は, 式(1-5)に示した再構成した正規圧密粘土に対するアイソタック型の圧縮則と後述する第 7 章の表 7-2 に示すパラメータ a, b, Γ_L^*, C_c^* を用いて算出した結果である. また, 式(1-5)は σ'_v 一定下における $\dot{\epsilon}_v$ と f の挙動に着目してモデル化された圧縮則であるが, f 一定下における $\dot{\epsilon}_v$ と σ'_v の挙動は, 前節までに検討した圧密降伏応力および圧縮曲線のひずみ速度依存性と同じ意味を持つ.

再構成した大阪湾粘土に対して, 式(1-5)から算出される f が同じ時の $\dot{\epsilon}_v$ と σ'_v の関係を式(6-11)で表し, 図 6-44 に $\sigma'_v(\dot{\epsilon}_v)/\sigma'_v(\dot{\epsilon}_{v0})$ と $\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0}$ の関係として整理した. $\sigma'_v(\dot{\epsilon}_v)/\sigma'_v(\dot{\epsilon}_{v0})$ と $\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0}$ の関係は, 図 6-42 の $p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0}$ と $\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0}$ の関係と同じ傾向を示している. また, 式(6-12)は, 式(6-11)と式(6-2)の関係に基づき導出される.

$$\sigma'_v(\dot{\epsilon}_v)/\sigma'_v(\dot{\epsilon}_{v0}) = 10^a [\Gamma_L^* \cdot 10^b \cdot (\dot{\epsilon}_v - \dot{\epsilon}_{v0})/C_c^*] \quad \dots \dots (6-11)$$

$$p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0} = 10^a [\Gamma_L^* \cdot 10^b \cdot (\dot{\epsilon}_v - \dot{\epsilon}_{v0})/C_c^*] \quad \dots \dots (6-12)$$

図 6-45 に式(6-12)に基づき算出した $p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0}$ と $\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0}$ の関係を乱さない粘土の実験結果とともに示す. (1)は大阪湾粘土, (2)は尼崎粘土と京都粘土, (3)はピサ粘土とルイジベル粘土の結果である. 東京粘土については, 長期圧密試験を実施しておらず, パラメータ a, b, Γ_L^* を算出していないためデータを示していない.

$p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0}$ と $\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0}$ の関係は, 擬似過圧密粘土と過圧密粘土の違いによらず, いずれの計算結果も実験結果と調和している. 式(6-12)による計算結果は, 再構成した正規圧密粘土に対する圧縮曲線の $\dot{\epsilon}_v$ 依存性から導いた関係であるが, 乱さない粘土に対する $p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0}$ と $\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0}$ の関係に調和している. このことから, 間隙の状態が高位である乱さない粘土とそれを再構成した粘土の圧縮曲線の $\dot{\epsilon}_v$ 依存性には違いがないことが分かる.

式(1-5)で表される今井のアイソタック型の圧縮則の特徴のひとつは, $\dot{\epsilon}_v=0$ の圧縮曲線の存在を仮定したモデルであることである. したがって, 式(6-12)による計算結果から得られる

$p_y(\epsilon_v)/p_{y0}$ と ϵ_v/ϵ_{v0} の関係は、 ϵ_v/ϵ_{v0} が小さくなるにつれて、 $p_y(\epsilon_v)/p_{y0}$ の変化割合は小さくなり一定値に漸近する。ここで、 $\epsilon_v = 0$ のときに式(6-12)から得られる $p_y(\epsilon_v)$ の計算結果、すなわち ϵ_v の影響を排除した圧密降伏応力を $p_{y,ref}$ と定義する。

図6-46に過圧密比 $p_{y,ref}/\sigma'_{v0}$ と σ'_{v0} の関係を示す。擬似過圧密粘土と呼ばれる大阪湾粘土およびピサ粘土については概ね $p_{y,ref}/\sigma'_{v0}=1$ であり、 ϵ_v の影響を排除した過圧密比で評価すると正規圧密粘土であることが分かる。一方、尼崎粘土は $p_{y,ref}/\sigma'_{v0}=1.35$ 、京都粘土は $p_{y,ref}/\sigma'_{v0}=2.76$ 、レイジベル粘土は $p_{y,ref}/\sigma'_{v0}=1.59$ であり、 ϵ_v の影響を排除した過圧密比で評価した場合も、過圧密な粘土であることが分かる。

長期圧密試験で採用した p を ϵ_v の影響を考慮した $p_y(\epsilon_v)$ で正規化し、それと実測の ϵ_v とを関連付けた $\epsilon_v - \log(p/p_y(\epsilon_v))$ 曲線を図6-47に示す。縦軸の ϵ_v は、図6-10と同様の整理をしている。また、図中には、 $\epsilon_v = \epsilon_{v0}$ のCRS試験による圧縮曲線の σ'_v を $p_y(\epsilon_v)$ で正規化した $\epsilon_v - \log(\sigma'_v/p_y(\epsilon_v))$ 曲線も併記している。いずれの圧縮曲線も圧密降伏応力のひずみ速度依存性を考慮することによって、唯一の曲線で表すことができる。

6. 5 本章の結論

本章では、大阪湾粘土、尼崎粘土、京都粘土、東京粘土、ピサ粘土、レイジベル粘土を対象に、圧縮曲線のひずみ速度依存性、間隙の状態と二次圧密係数の関係について検討した。得られた結論は以下の通りである。

- (1) 粘土の圧縮曲線は ϵ_v に依存し、 ϵ_v が大きいほど圧密降伏応力 $p_y(\epsilon_v)$ は大きい。
- (2) $p_y(\epsilon_v)$ と ϵ_v の関係は、試験方法(CRS試験、SCRS試験、有効応力緩和試験、長期圧密試験)の違いによらず、ほぼ同じ結果になる。
- (3) 乱さない粘土と再構成した粘土の任意の σ'_v 、 ϵ_v における圧縮性の違いは、間隙パラメータ I_r の大きさで評価できる。
- (4) 圧密降伏時の間隙パラメータ I_{ry} は σ'_v 、 ϵ_v に依存しない値で、 I_{ry} が堆積粘土の間隙の状態の高低を表す。また、 I_{ry} 大きく間隙の状態が高位な粘土ほど、二次圧密係数が大きい。
- (5) ϵ_v が一定で σ'_v の増加に伴い間隙の状態が低位化し始める条件(σ'_v , e , ϵ_v)と、 σ'_v が一定で ϵ_v の減少に伴い間隙の状態が低位化し始める条件(σ'_v , e , ϵ_v)、すなわち塑性変形が始まる圧密降伏条件は同じである。
- (6) 時々刻々と変化する状態の変化について、 $e - \log \sigma'_v - \log t$ 関係に関して整理した C_α/C_c の値と $\log f - \log \sigma' - \log \epsilon_v$ 関係に関して整理した C_α^*/C_c^* の値は概ね同じ値を示す。また、両者は間隙の状態の高低に依存しない値である。
- (7) C_α^*/C_c^* と式(6-3)のパラメータ α との間に正の相関があり、両者ともに圧縮曲線のひずみ速度依存性を表す指標である。また、乱さない粘土と再構成粘土の圧縮曲線のひずみ速

- 度依存性 (ϵ_v の変化に伴う σ'_v の感度) は、両者の間隙の状態の違いによらず同じである。
- (8) 圧縮曲線のひずみ速度依存性を表す α の値および二次圧密係数 C_α の値は、 w_L あるいは w_p の値が同じ粘土を比較したときに I_p の値が小さい粘土ほど大きい。塑性図を用いて、圧縮曲線のひずみ速度依存性の大小を定量的に評価できる指標 I_α を提案した。
 - (9) 擬似過圧密粘土と呼ばれている大阪湾粘土とピサ粘土は、ひずみ速度の影響を排除した圧密降伏応力 $p_{y,ref}$ を用いて評価した場合、過圧密比は $p_{y,ref}/\sigma'_{v0} \cong 1$ であり、工学的にも正規圧密粘土と評価される。
 - (10) ϵ_v の影響を考慮した圧密降伏応力 $p_y(\epsilon_v)$ で有効応力 σ'_v を正規化することによって、 ϵ_v が異なる場合の $\epsilon_v - \sigma'_v$ 関係を唯一の曲線で表すことができ、アイソタック型の圧縮則が適用できる。

表 6-1 (1) I_{Γ_y} と $I_{\Gamma, \max\Box}$ の算出結果 (大阪湾粘土 Ma12,11,10)

地区名 地層名 試料番号	有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	圧密降伏応力 p_{y0} (kPa)	長期载荷を行った 圧密圧力		I_{Γ_y}	$I_{\Gamma, \max\Box}$	I_{Γ_y} と $I_{\Gamma, \max}$ の平均値
			p (kPa)	p/p_{y0}			
大阪湾 Ma12 T-44	361	530 [OCR=1.47]	392	0.74	0.0737	0.0737	0.0766
			431	0.81		0.0774	
			471	0.89		0.0783	
			510	0.96		0.0796	
			549	1.04		0.0767	
			667	1.26		-	
			981	1.85		-	
			1608	3.03		-	
大阪湾 Ma11 T-75	618	737 [OCR=1.19]	628	0.85	0.0739	-	0.0773
			647	0.88		0.0784	
			667	0.91		0.0783	
			686	0.93		0.0784	
			706	0.96		0.0770	
			726	0.99		0.0773	
			745	1.01		0.0777	
			1000	1.36		-	
			1569	2.13		-	
大阪湾 Ma10 D-30	870	1294 [OCR=1.49]	922	0.71	0.0587	0.0537	0.0563
			981	0.76		0.0532	
			1040	0.80		0.0563	
			1118	0.86		0.0579	
			1196	0.92		0.0582	
			1236	0.96		0.0590	
			1275	0.99		0.0536	
			1667	1.29		-	
<p><特記事項></p> <ul style="list-style-type: none"> ・ []内の OCR は p_{y0} / σ'_{v0} として算出した値である。 ・ I_{Γ_y} は CRS 試験により算出した値, $I_{\Gamma, \max\Box}$ は長期圧密試験により算出した値である。 ・ $I_{\Gamma, \max\Box}$ は EOP 以降に I_{Γ} が最大値を示した結果のみ算出した。 							

表 6-1 (2) I_{Γ_y} と $I_{\Gamma, \max\Box}$ の算出結果 (大阪湾粘土 Ma9,8,7)

地区名 地層名 試料番号	有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	圧密降伏応力 p_{y0} (kPa)	長期载荷を行った 圧密圧力		I_{Γ_y}	$I_{\Gamma, \max\Box}$	I_{Γ_y} と $I_{\Gamma, \max}$ の平均値
			p (kPa)	p/p_{y0}			
大阪湾 Ma9 D-55	1052	1403 [OCR=1.33]	1138	0.81	0.1205	0.1162	0.1185
			1177	0.84		0.1176	
			1216	0.87		0.1180	
			1255	0.89		0.1189	
			1314	0.94		0.1180	
			1393	0.99		0.1183	
			1471	1.05		0.1206	
			2059	1.47		-	
大阪湾 Ma8 D-93	1372	1698 [OCR=1.24]	1412	0.83	0.0921	0.0922	0.0936
			1471	0.87		0.0941	
			1530	0.90		0.0940	
			1589	0.94		0.0944	
			1648	0.97		0.0941	
			1726	1.02		0.0939	
			1785	1.05		0.0937	
			2040	1.20		0.0940	
大阪湾 Ma7 D-110	1489	1887 [OCR=1.27]	1491	0.79	0.0783	-	0.0793
			1549	0.82		0.0767	
			1608	0.85		0.0780	
			1667	0.88		0.0795	
			1726	0.91		0.0799	
			1785	0.95		0.0801	
			1844	0.98		0.0814	
			1922	1.02		0.0819	
			2177	1.15		0.0783	
<p><特記事項></p> <ul style="list-style-type: none"> ・ []内の OCR は p_{y0} / σ'_{v0} として算出した値である。 ・ I_{Γ_y} は CRS 試験により算出した値, $I_{\Gamma, \max\Box}$ は長期圧密試験により算出した値である。 ・ $I_{\Gamma, \max\Box}$ は EOP 以降に I_{Γ} が最大値を示した結果のみ算出した。 							

表 6-1 (3) I_{Γ_y} と $I_{\Gamma, \max}$ の算出結果 (大阪湾粘土 Ma4,3,2)

地区名 地層名 試料番号	有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	圧密降伏応力 p_{y0} (kPa)	長期載荷を行った 圧密圧力		I_{Γ_y}	$I_{\Gamma, \max}$	I_{Γ_y} と $I_{\Gamma, \max}$ の平均値
			p (kPa)	p/p_{y0}			
大阪湾 Ma4 D-138	1866	2512 [OCR=1.35]	1902	0.76	0.0731	-	0.0755
			1961	0.78		0.0777	
			2059	0.82		0.0745	
			2157	0.86		0.0771	
			2256	0.90		0.0773	
			2354	0.94		0.0756	
			2452	0.98		0.0731	
			3138	1.25		-	
大阪湾 Ma3 D-157	2012	2627 [OCR=1.31]	2001	0.76	0.0445	-	0.0457
			2040	0.78		0.0448	
			2079	0.79		0.0457	
			2118	0.81		0.0459	
			2157	0.82		0.0462	
			2216	0.84		0.0466	
			2314	0.88		0.0467	
			2511	0.96		0.0475	
			2824	1.07			
大阪湾 Ma2 D-174	2201	3141 [OCR=1.43]	2275	0.72	0.0436	0.0380	0.0417
			2354	0.75		0.0390	
			2432	0.77		0.0390	
			2511	0.80		0.0410	
			2667	0.85		0.0420	
			2824	0.90		0.0430	
			2981	0.95		0.0440	
			3197	1.02		0.0460	
<p><特記事項></p> <ul style="list-style-type: none"> ・ []内の OCR は p_{y0} / σ'_{v0} として算出した値である. ・ I_{Γ_y} は CRS 試験により算出した値, $I_{\Gamma, \max}$ は長期圧密試験により算出した値である. ・ $I_{\Gamma, \max}$ は EOP 以降に I_{Γ} が最大値を示した結果のみ算出した. 							

表 6-1 (4) I_{Γ_y} と $I_{\Gamma, \max}$ の算出結果 (尼崎, 京都, ピサ, ルイジベル粘土)

地区名 地層名 試料番号	有効土被り圧 σ'_{v0} (kPa)	圧密降伏応力 p_{y0} (kPa)	長期载荷を行った 圧密圧力		I_{Γ_y}	$I_{\Gamma, \max}$	I_{Γ_y} と $I_{\Gamma, \max}$ の平均値
			p (kPa)	p/p_{y0}			
尼崎 Ma12 AD-9	262	494 [OCR=1.89]	343	0.69	0.0344	0.0296	0.0348
			382	0.77		0.0356	
			422	0.85		0.0396	
			461	0.93		0.0370	
			481	0.97		0.0324	
			2540	5.14		-	
京都 Ma4 K2-18	205	846 [OCR=4.13]	318	0.37	0.0766	-	0.0695
			471	0.56		0.0590	
			549	0.65		0.0679	
			628	0.74		0.0759	
			726	0.86		0.0747	
			824	0.97		0.0652	
			941	1.11		0.0672	
			2707	3.20		-	
ピサ 完新統 19A	191	279 [OCR=1.46]	216	0.77	0.0310	0.0294	0.0314
			235	0.84		0.0338	
			255	0.91		0.0311	
			275	0.98		0.0314	
			294	1.05		0.0316	
			569	2.04		-	
ルイジベル 完新統 F11T7E2	119	265 [OCR=2.23]	137	0.52	0.0766	-	0.0749
			167	0.63		0.0700	
			196	0.74		0.0768	
			226	0.85		0.0821	
			265	1.00		0.0727	
			294	1.11		0.0709	
			451	1.70		-	

<特記事項>

- ・ []内の OCR は p_{y0} / σ'_{v0} として算出した値である。
- ・ I_{Γ_y} は CRS 試験により算出した値, $I_{\Gamma, \max}$ は長期圧密試験により算出した値である。
- ・ $I_{\Gamma, \max}$ は EOP 以降に I_{Γ} が最大値を示した結果のみ算出した。

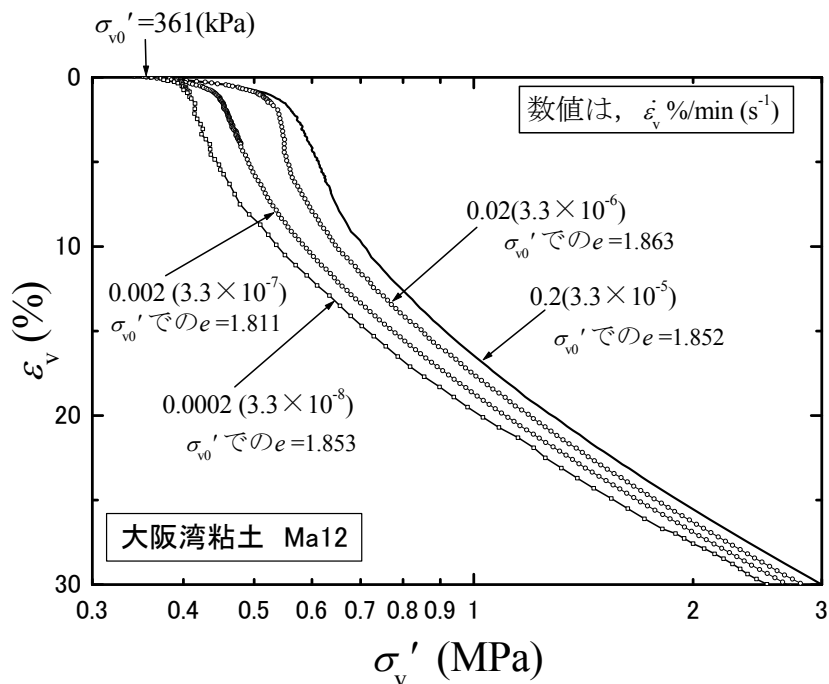


図 6-1 圧縮曲線のひずみ速度依存性 (CRS 試験)

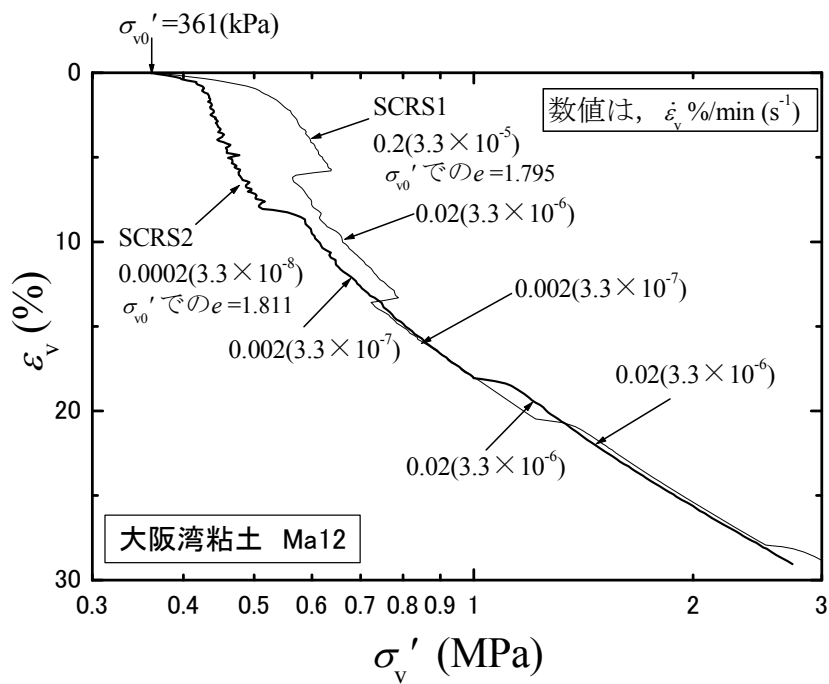


図 6-2 圧縮曲線のひずみ速度依存性 (SCRS 試験)

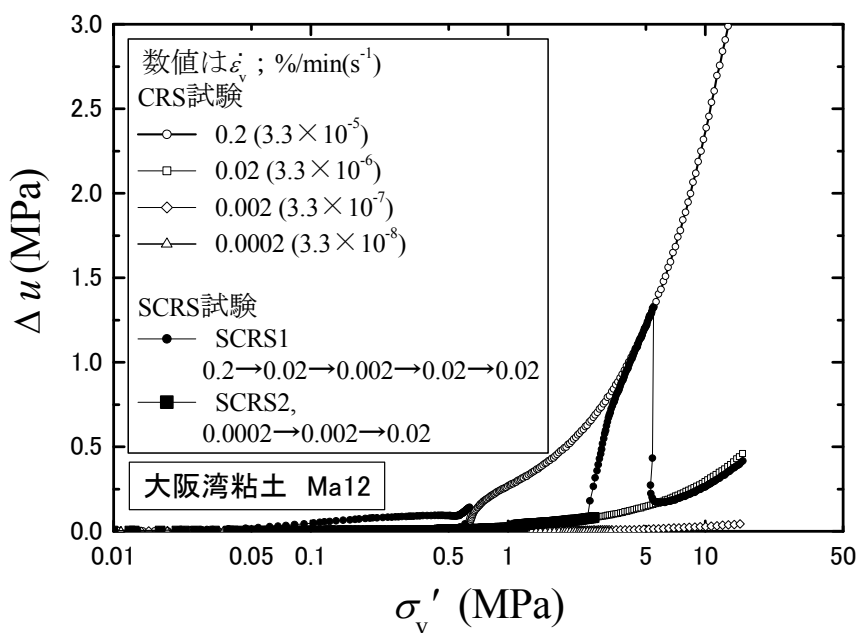


図 6-3 供試体底面における過剰間隙水圧の挙動 (CRS 試験, SCRS 試験)

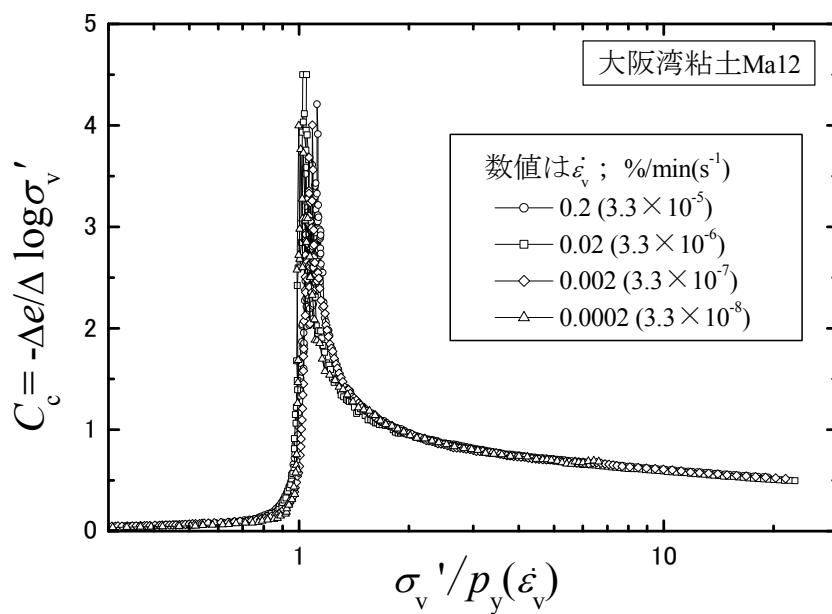


図 6-4 ひずみ速度が異なる圧縮曲線から得た圧縮指数と正規化有効応力の関係

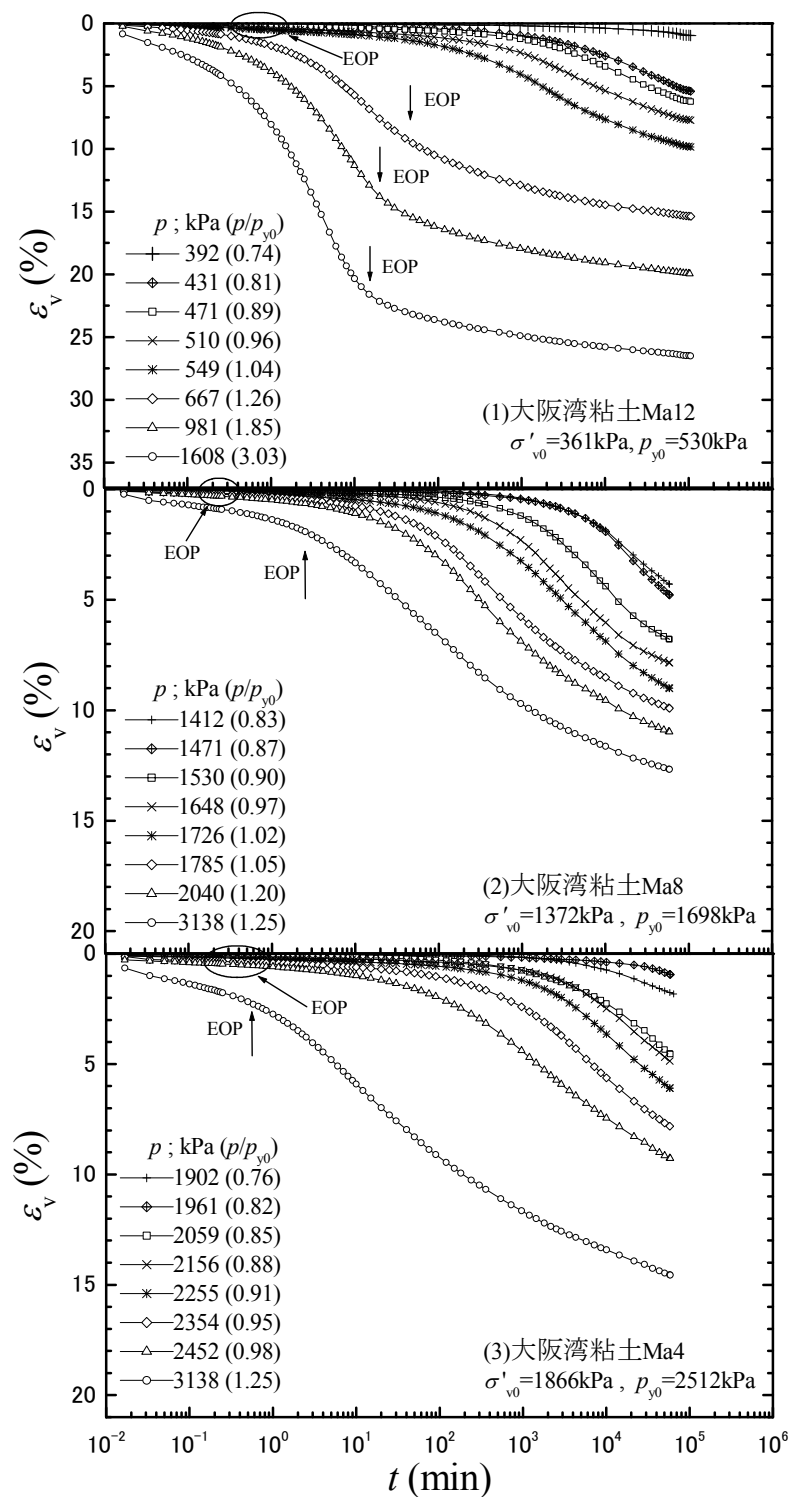


図 6-5 大阪湾粘土の代表的な沈下曲線

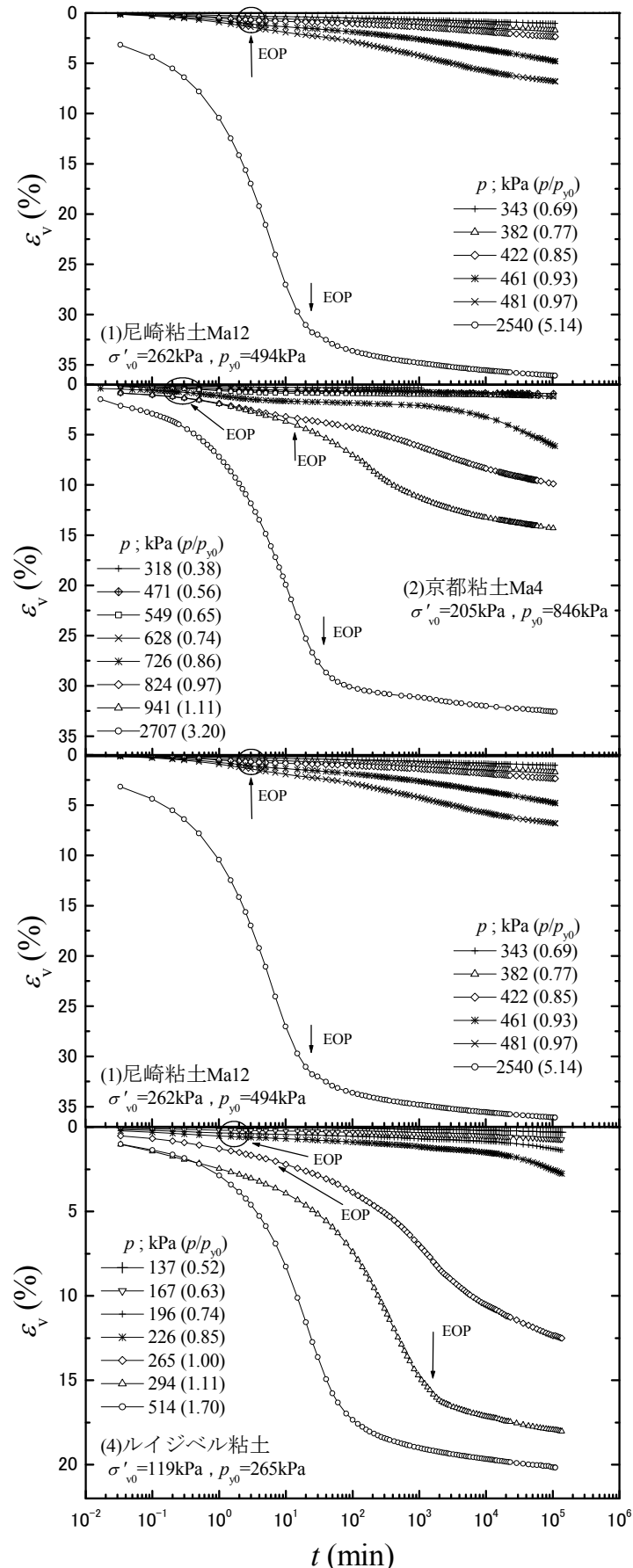


図 6-6 他地区粘土の沈下曲線

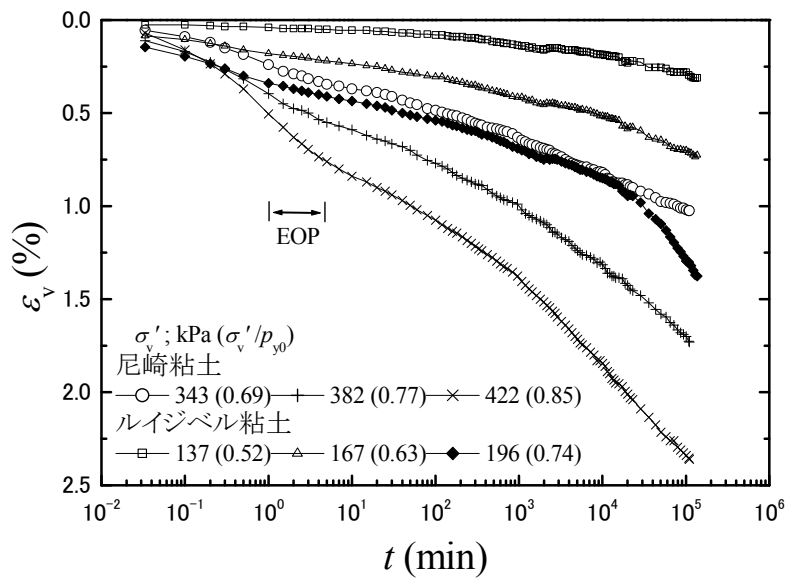


図 6-7 沈下曲線の拡大図 (尾崎粘土, レイジバル粘土)

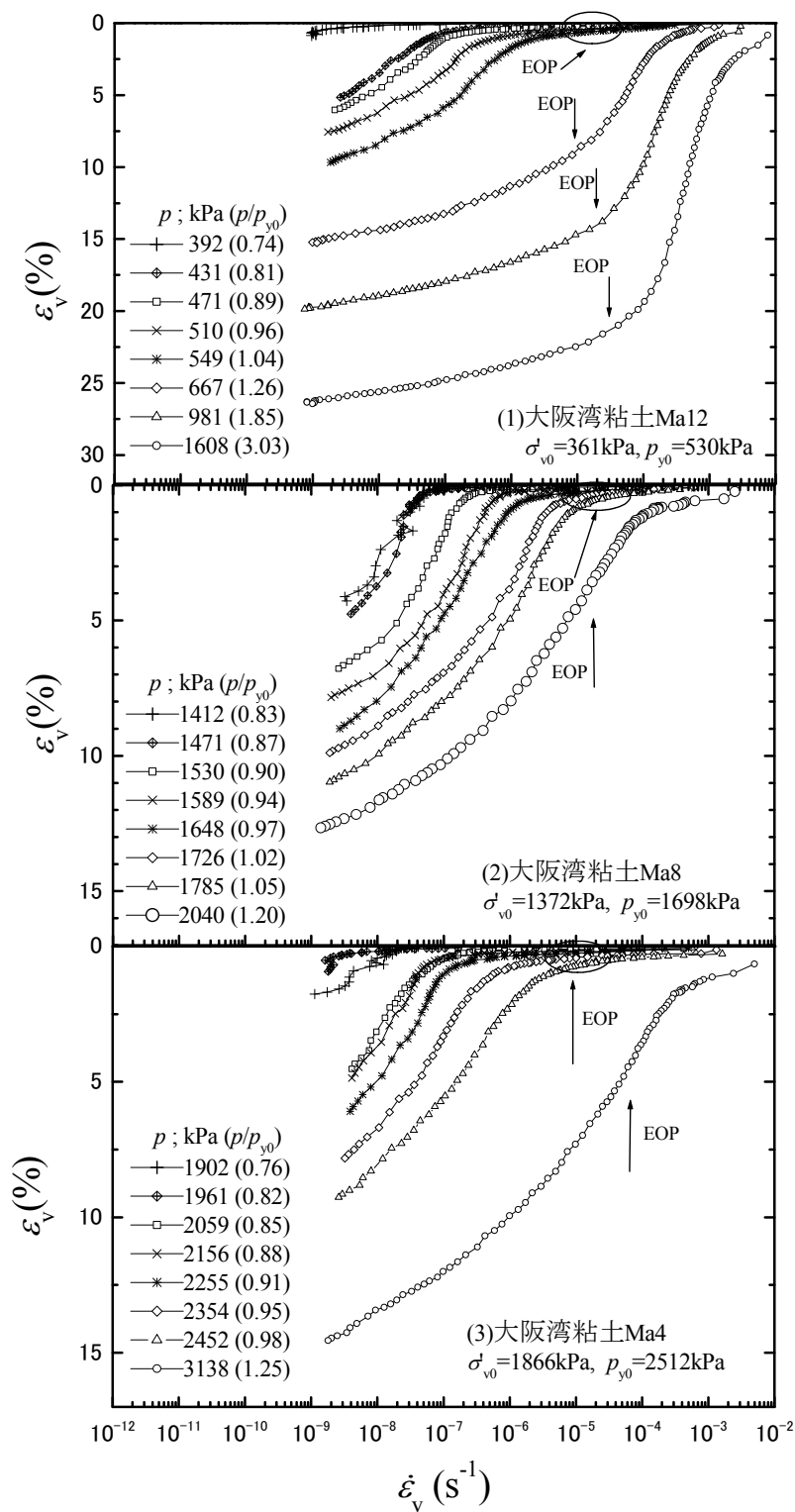


図 6-8 大阪湾粘土の代表的な ε_v と $\dot{\varepsilon}_v$ の関係

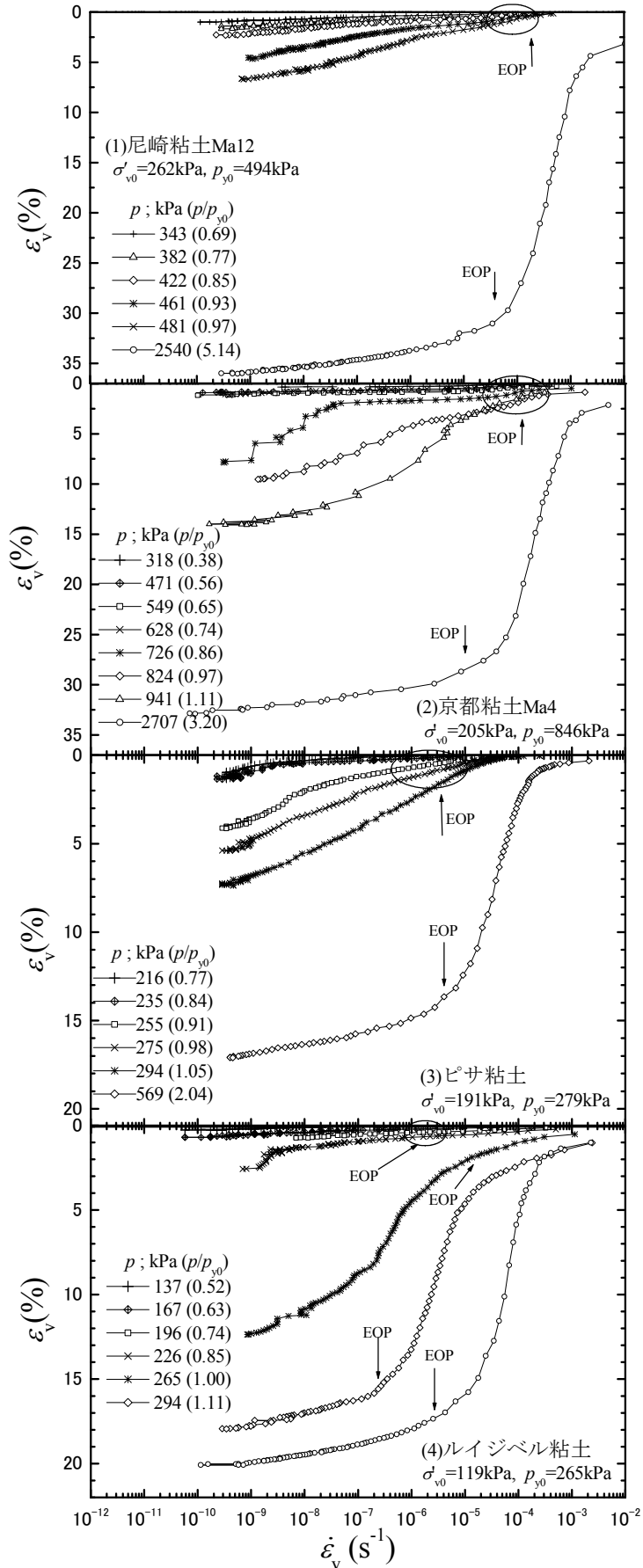


図 6-9 他地区粘土の ε_v と $\dot{\varepsilon}_v$ の関係

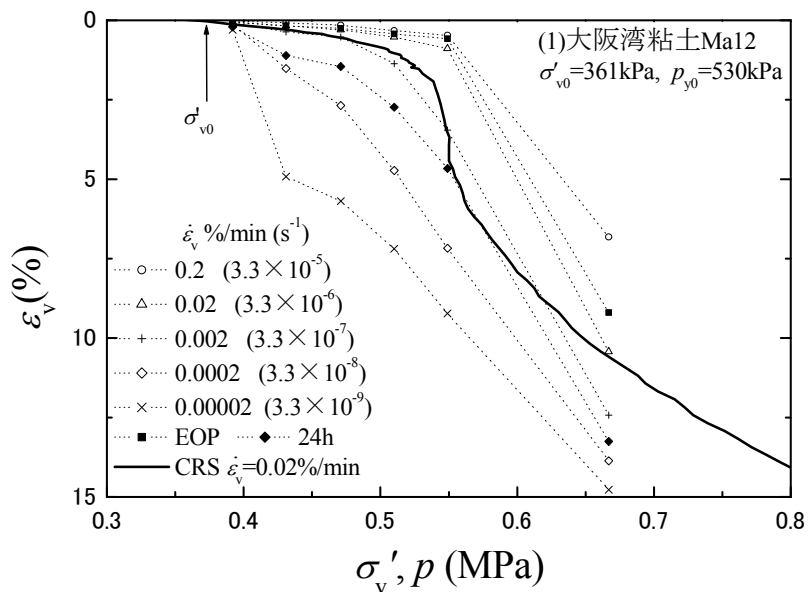


図 6-10(1) 別々に整理した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma12)

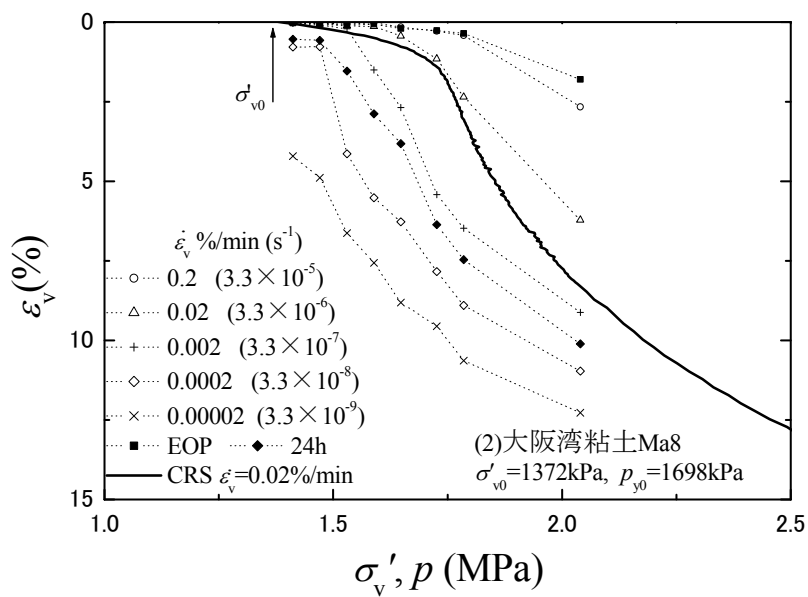


図 6-10(2) 別々に整理した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma8)

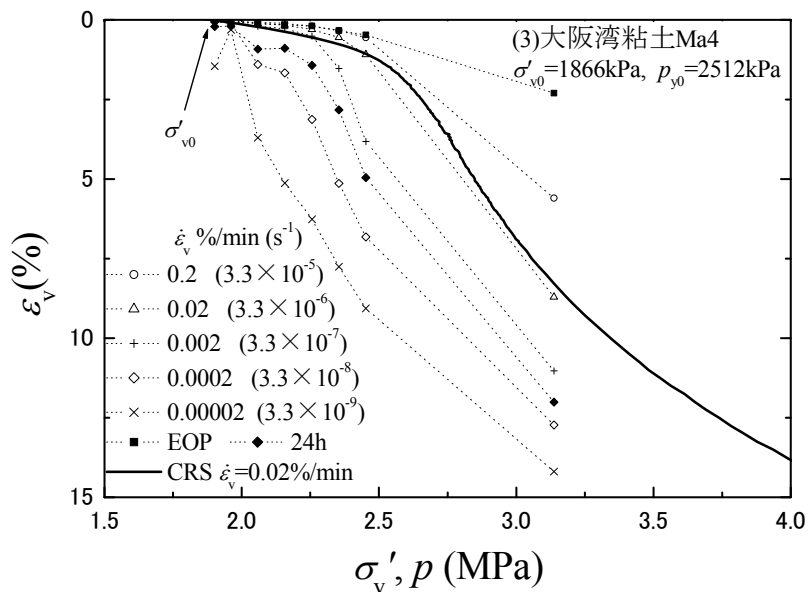


図 6-10(3) $\dot{\epsilon}_v$ 別に整理した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma4)

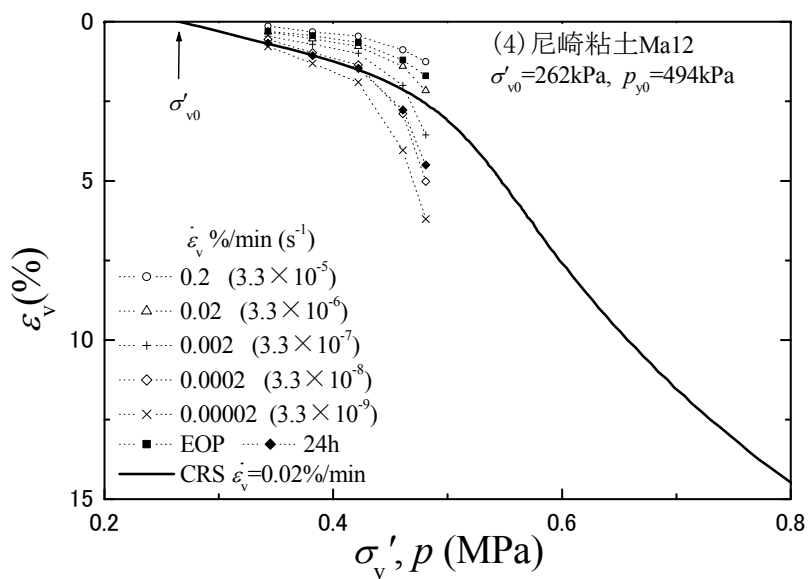


図 6-10(4) $\dot{\epsilon}_v$ 別に整理した圧縮曲線 (尼崎粘土)

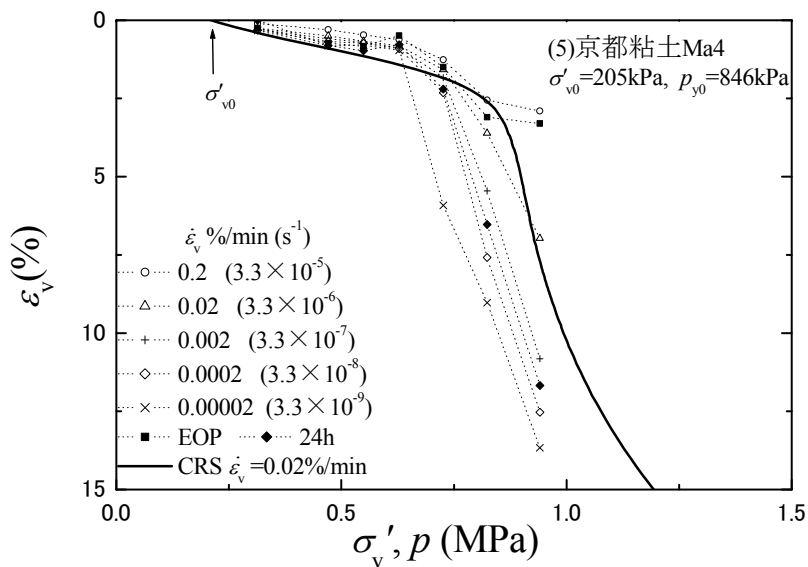


図 6-10(5) 別に整理した圧縮曲線 (京都粘土)

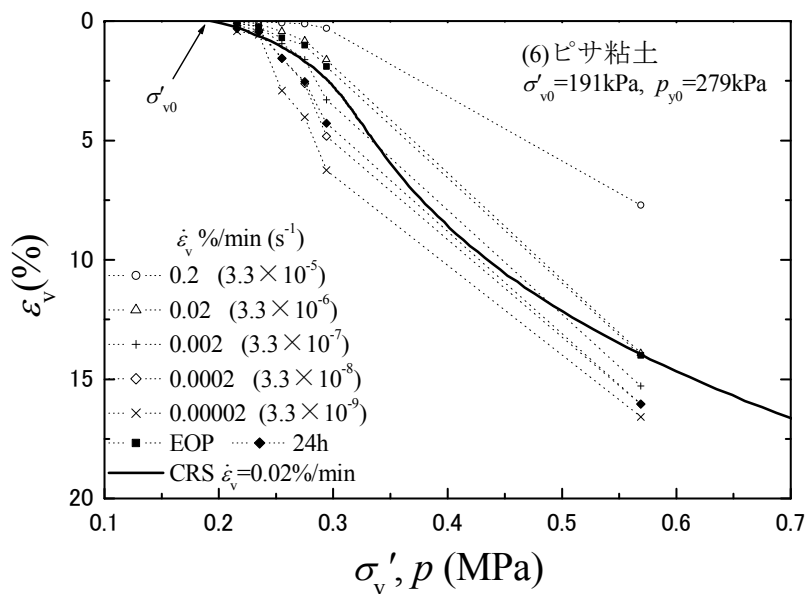


図 6-10(6) 別に整理した圧縮曲線 (ビワ粘土)

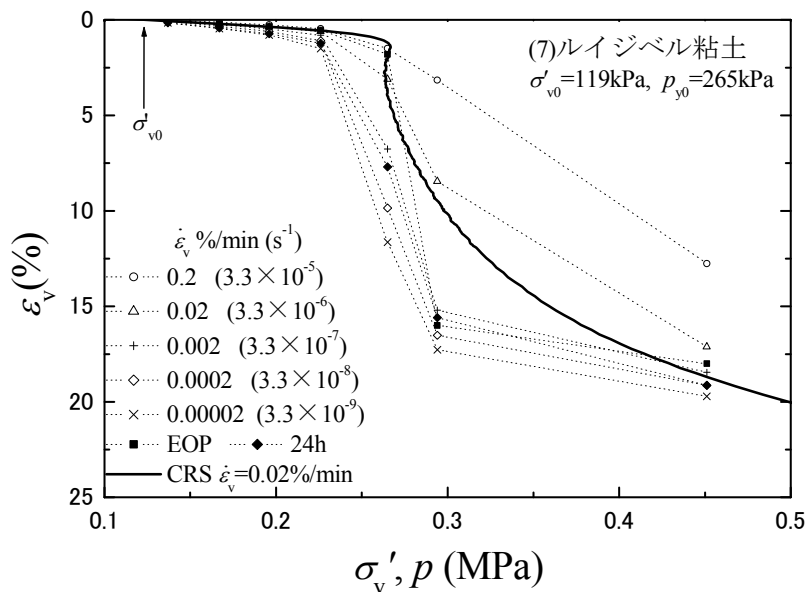


図 6-10(7) $\dot{\epsilon}_v$ 別に整理した圧縮曲線 (レイジベル粘土)

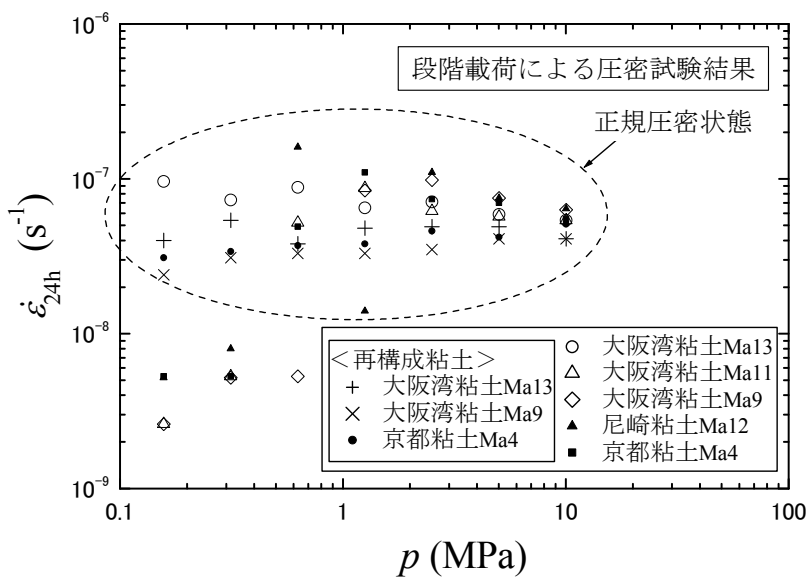


図 6-11 段階荷重による圧密試験の各荷重段階における 24 時間荷重終了時の $\dot{\epsilon}_{24h}$ と p の関係

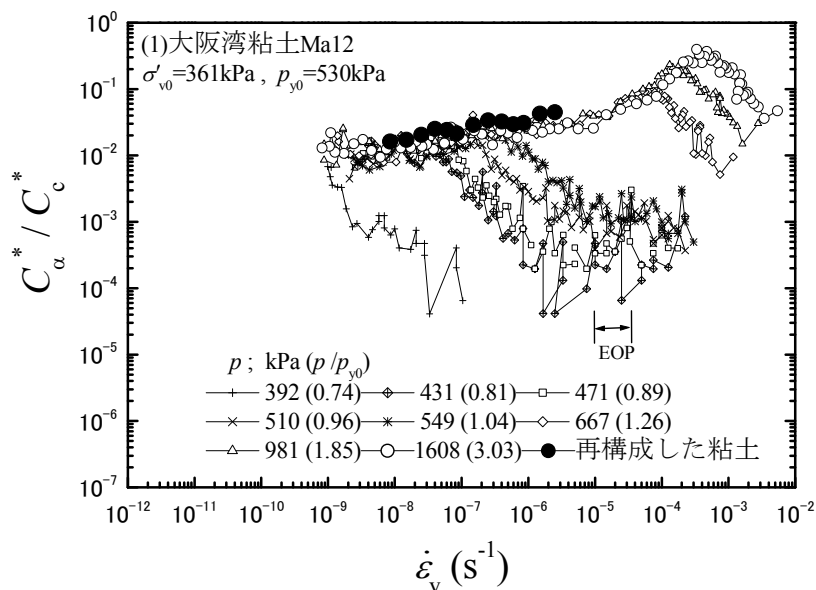


図 6-12(1) C_{α}^*/C_c^* とひずみ速度の関係 (大阪湾粘土 Ma12)

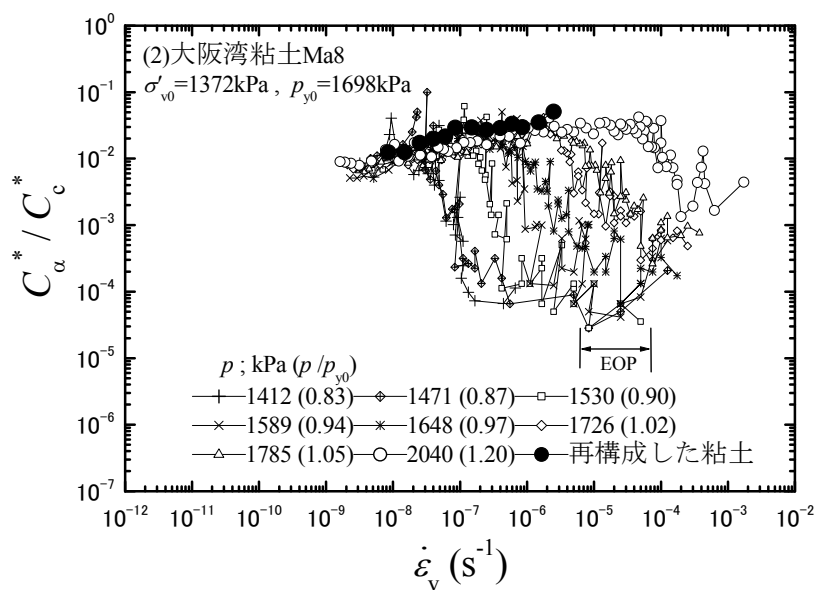


図 6-12(2) C_{α}^*/C_c^* とひずみ速度の関係 (大阪湾粘土 Ma8)

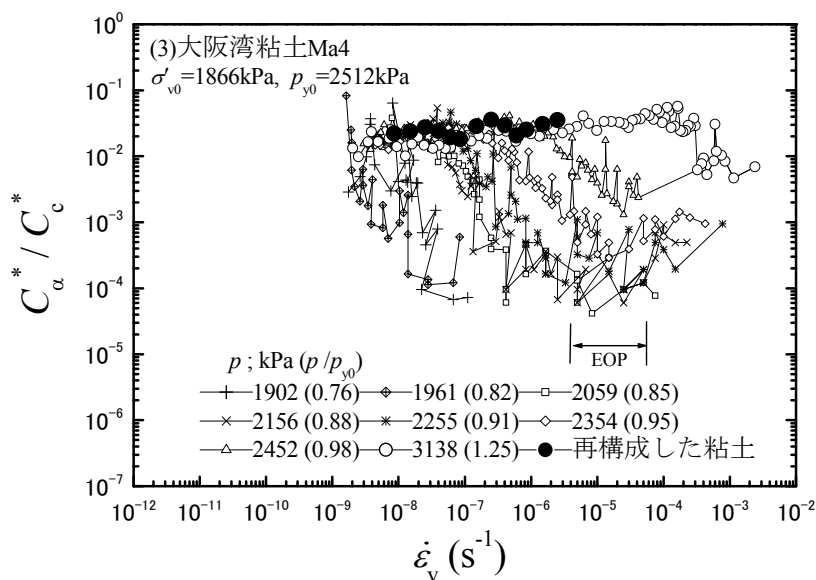


図 6-12(3) C_{α}^*/C_c^* とひずみ速度の関係 (大阪湾粘土 Ma4)

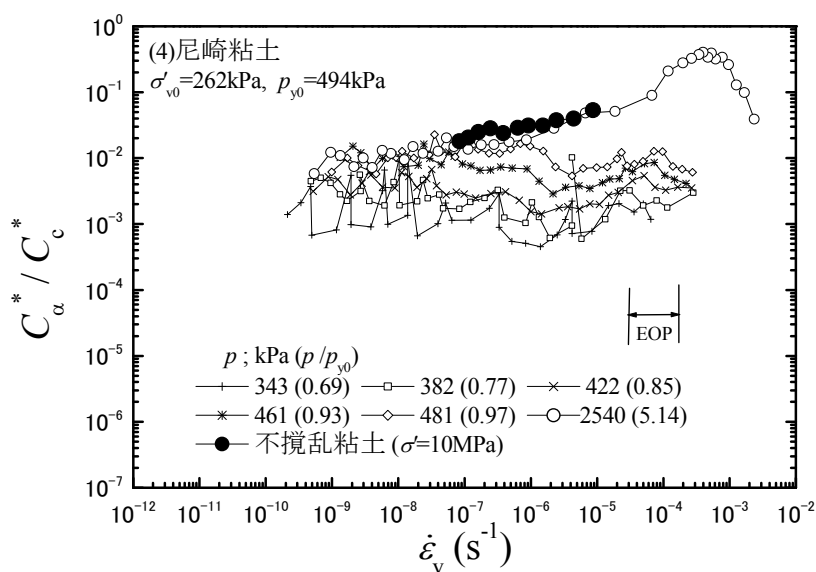


図 6-12(4) C_{α}^*/C_c^* とひずみ速度の関係 (尼崎粘土)

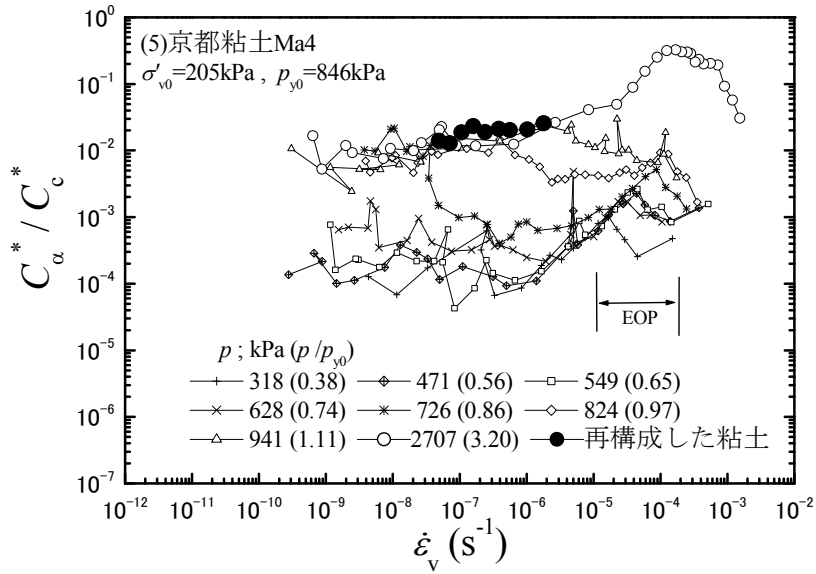


図 6-12(5) C_α^*/C_c^* とひずみ速度の関係 (京都粘土)

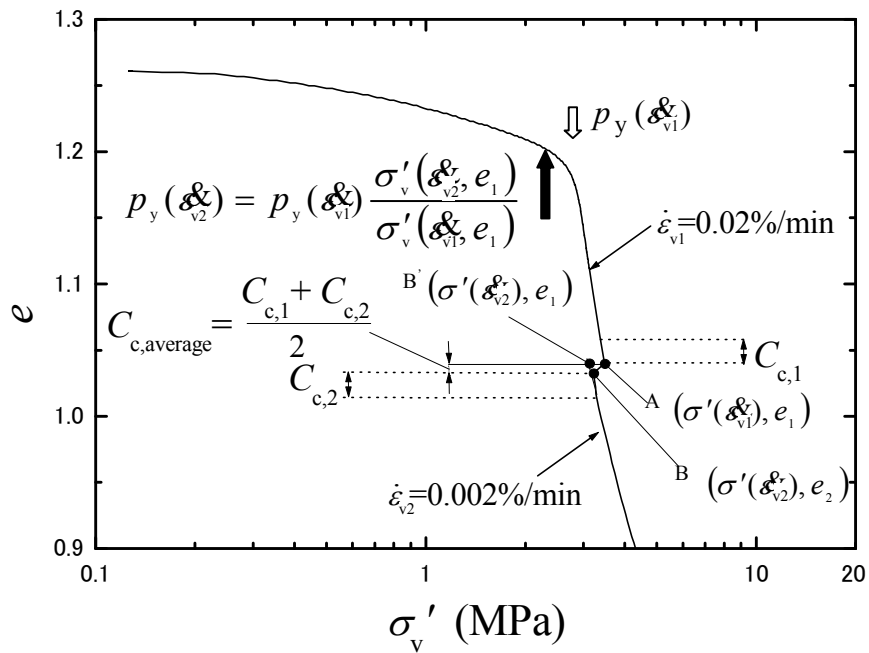


図 6-13 SCRS 試験における $p_y(\epsilon_v)$ の算出方法

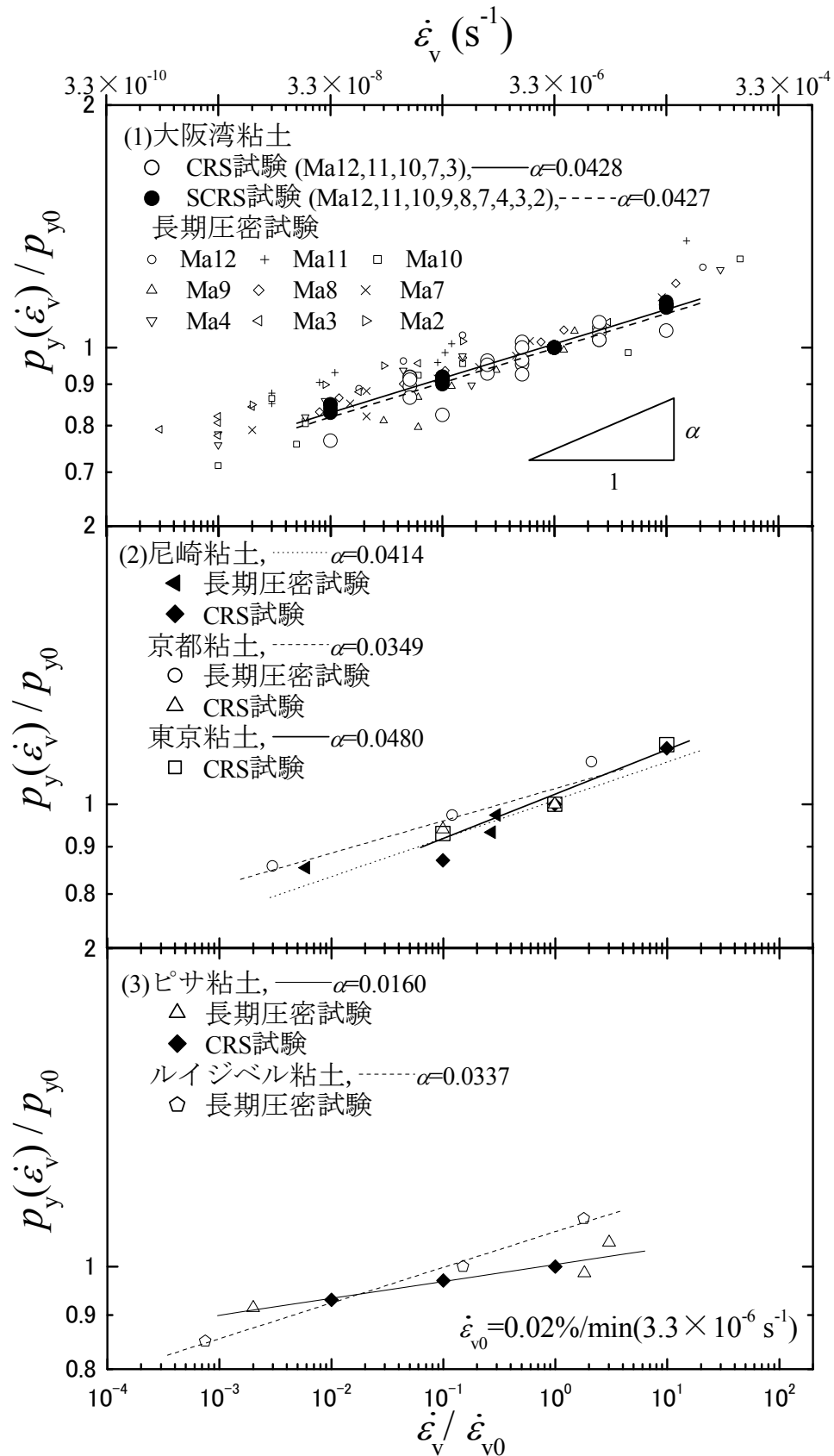


図6-14 圧密降伏応力のひずみ速度依存性

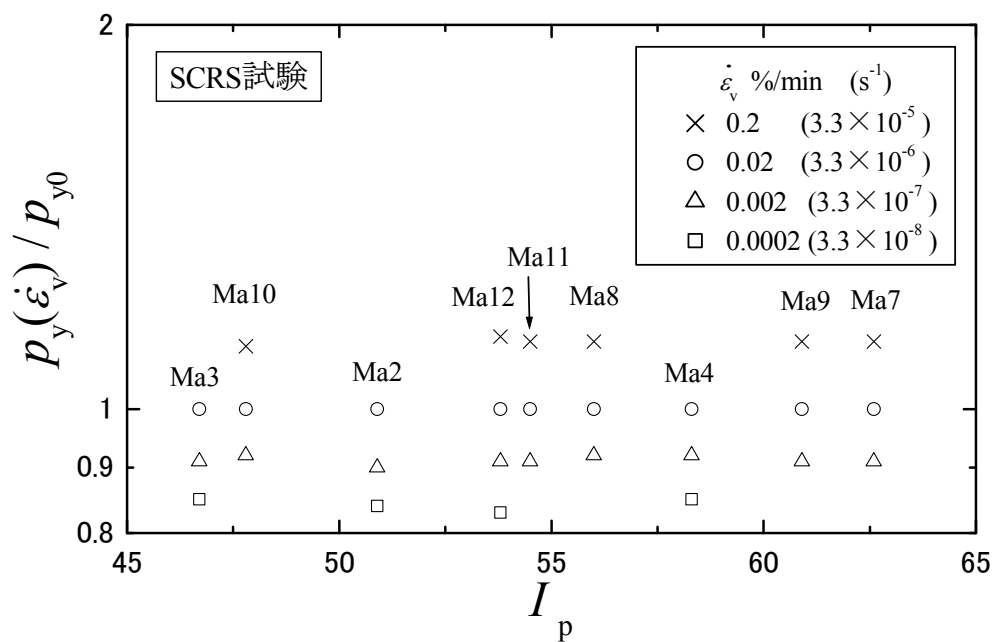


図 6-15 SCRS 試験から算出した $p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0}$ と I_p の関係

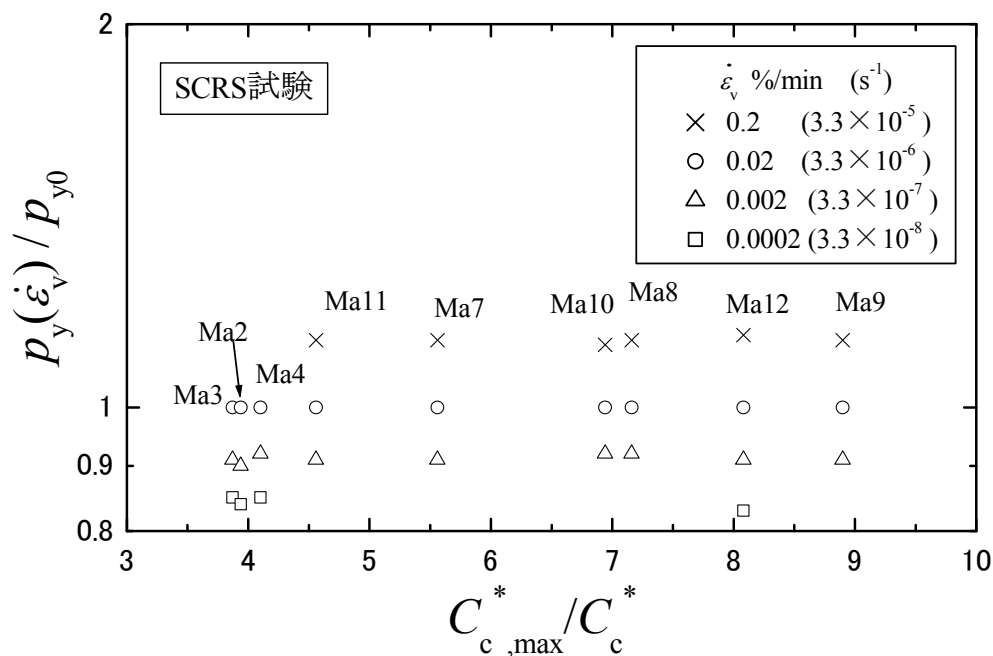


図 6-16 SCRS 試験から算出した $p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0}$ と $C_{c,max}^*/C_c^*$ の関係

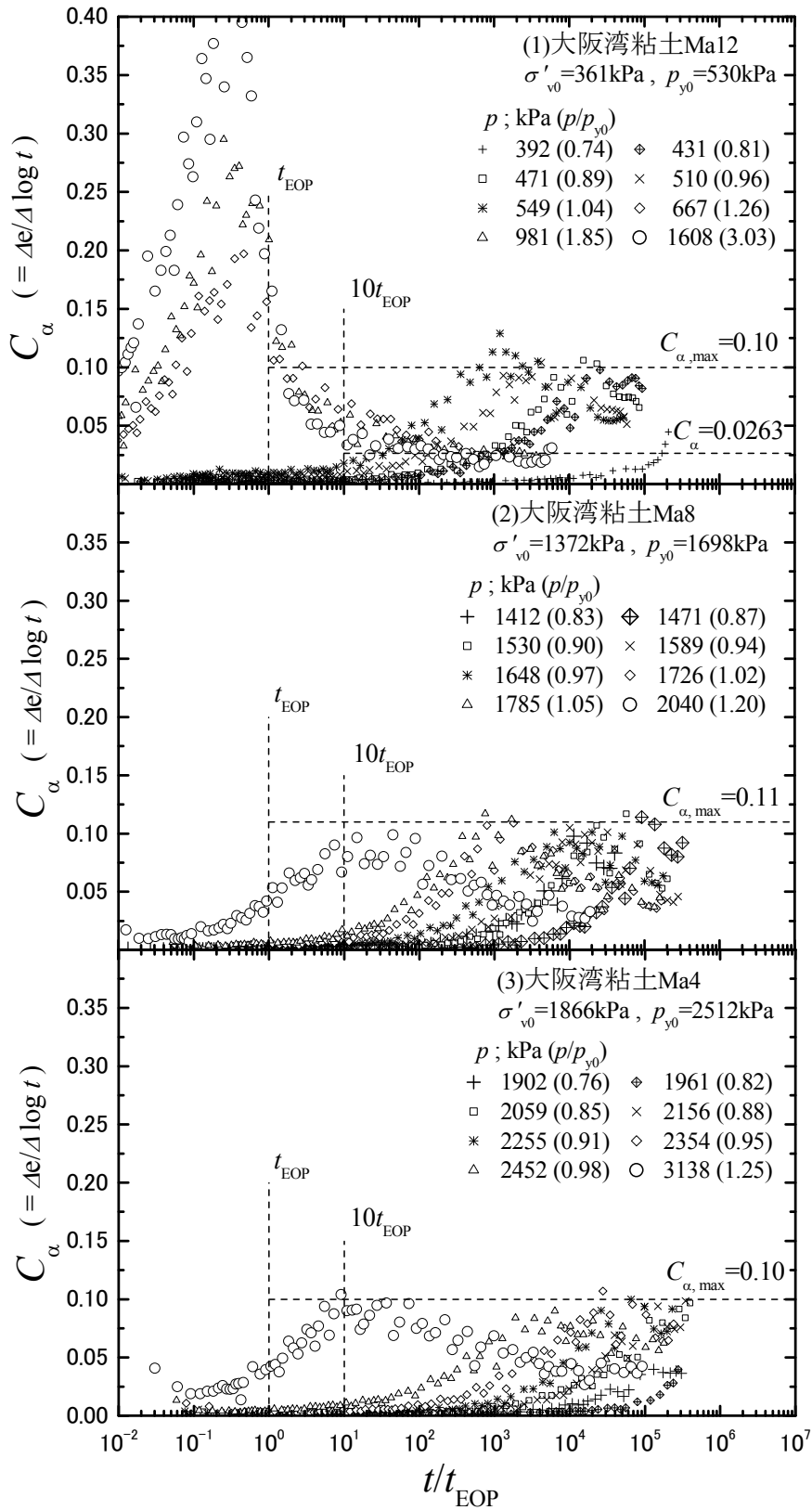


図6-17 大阪湾粘土の C_α と t/t_{EOP} の関係

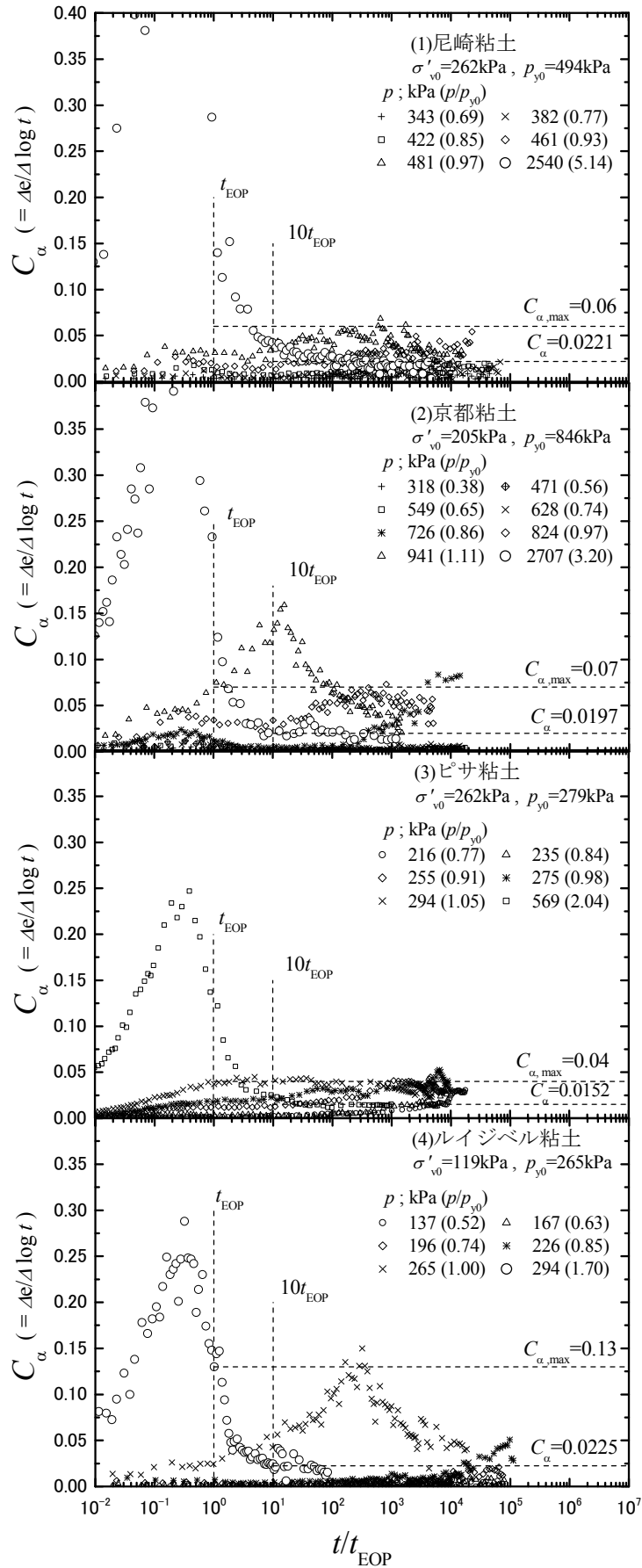


図 6-18 他地域粘土の C_α と t/t_{EOP} の関係

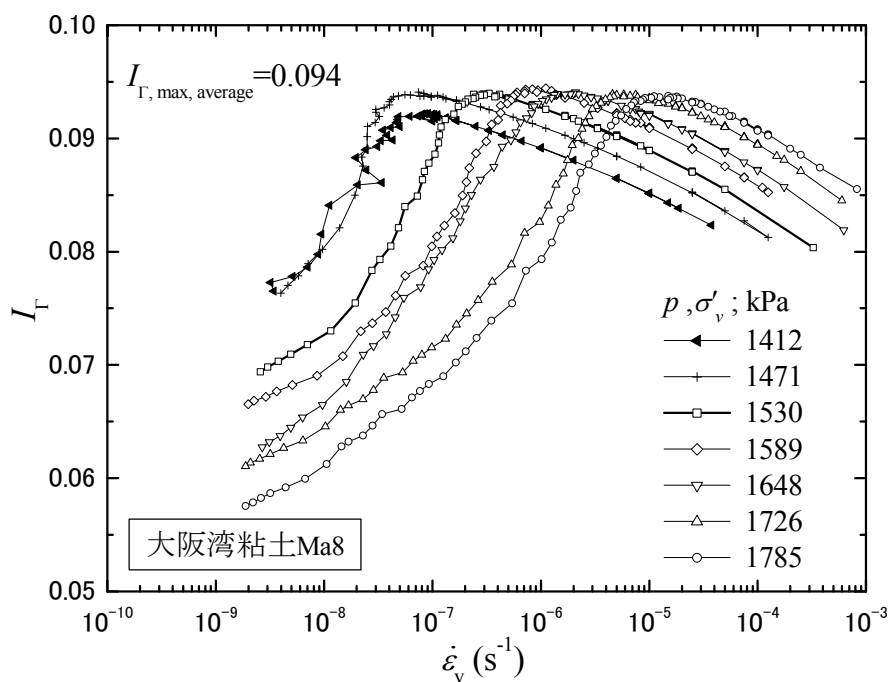


図 6-19 間隙パラメータ I_{Γ} のひずみ速度依存性 (大阪湾粘土 Ma8)

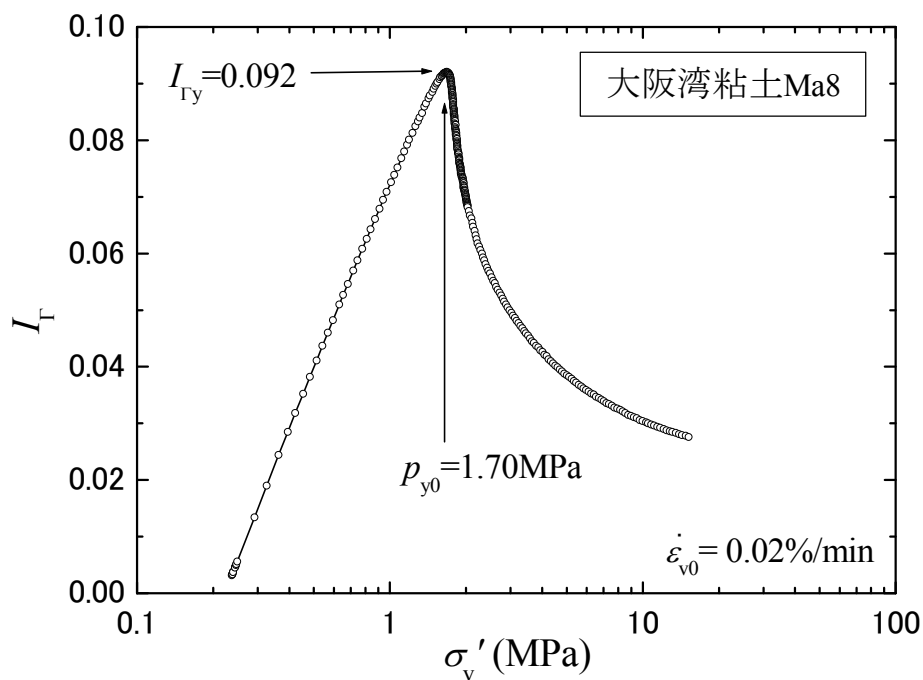


図 6-20 間隙パラメータ I_{Γ} の応力依存性 (大阪湾粘土 Ma8)

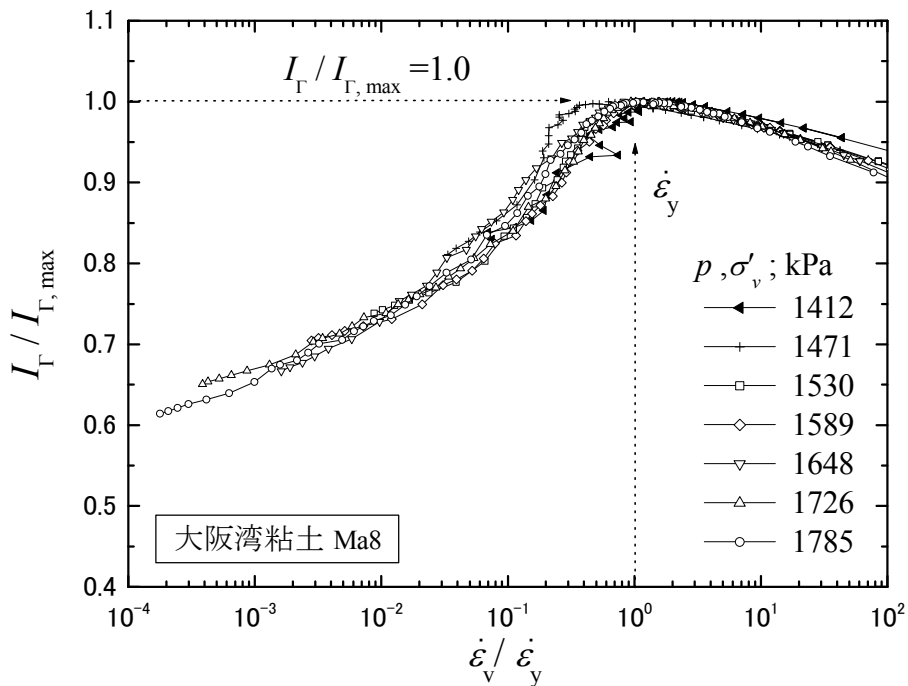


図 6-21 $I_{\Gamma} / I_{\Gamma, \max}$ と $\dot{\epsilon}_v / \dot{\epsilon}_y$ の関係

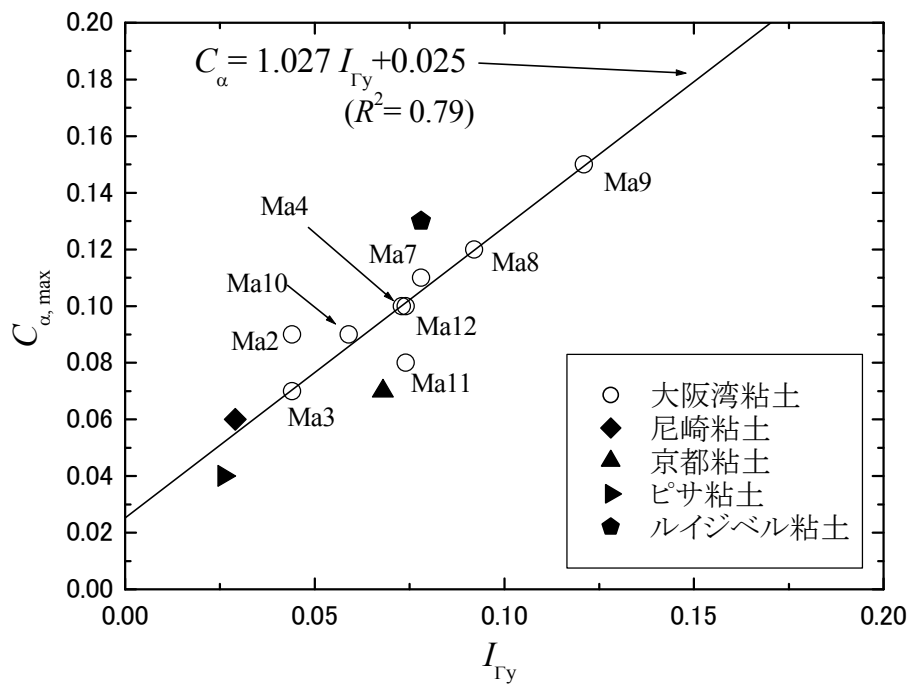


図 6-22 $C_{\alpha, \max}$ と $I_{\Gamma y}$ の関係

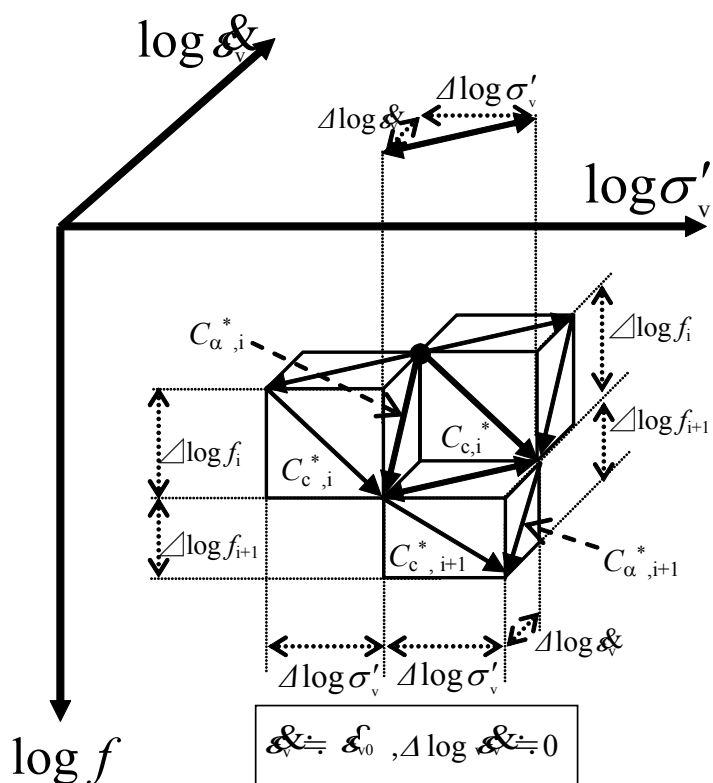


図 6-25 $\log f - \log \sigma'_v - \log \epsilon_v$ 関係における圧縮指数の概念

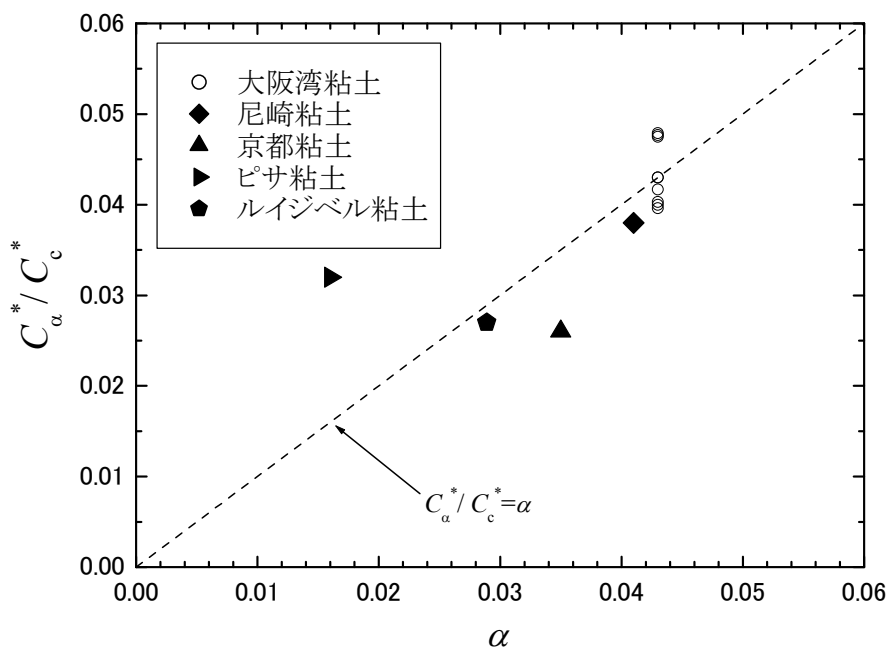


図 6-26 C_α^*/C_c^* と α の関係

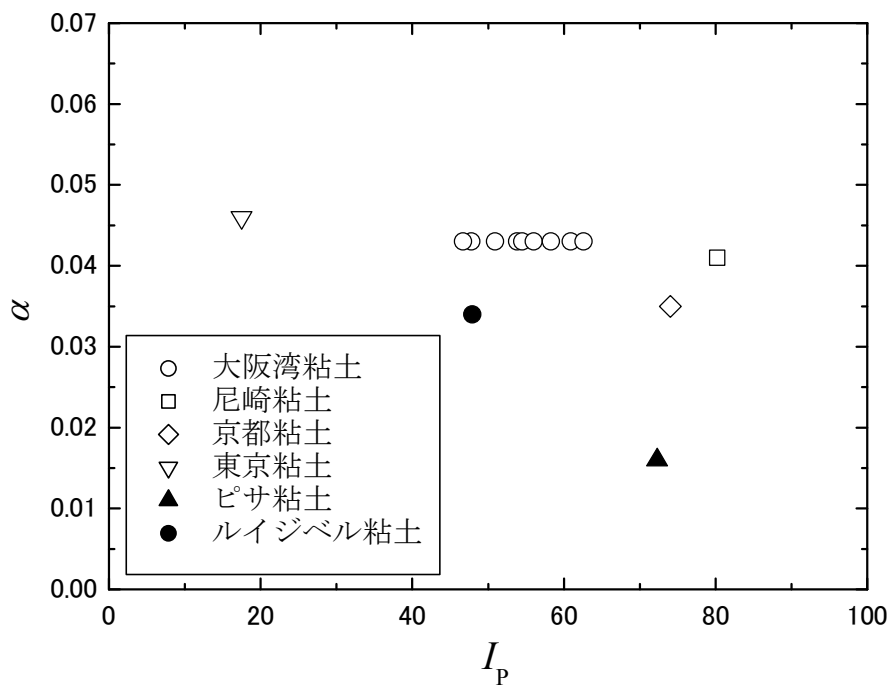


図 6-27 α と I_p の関係

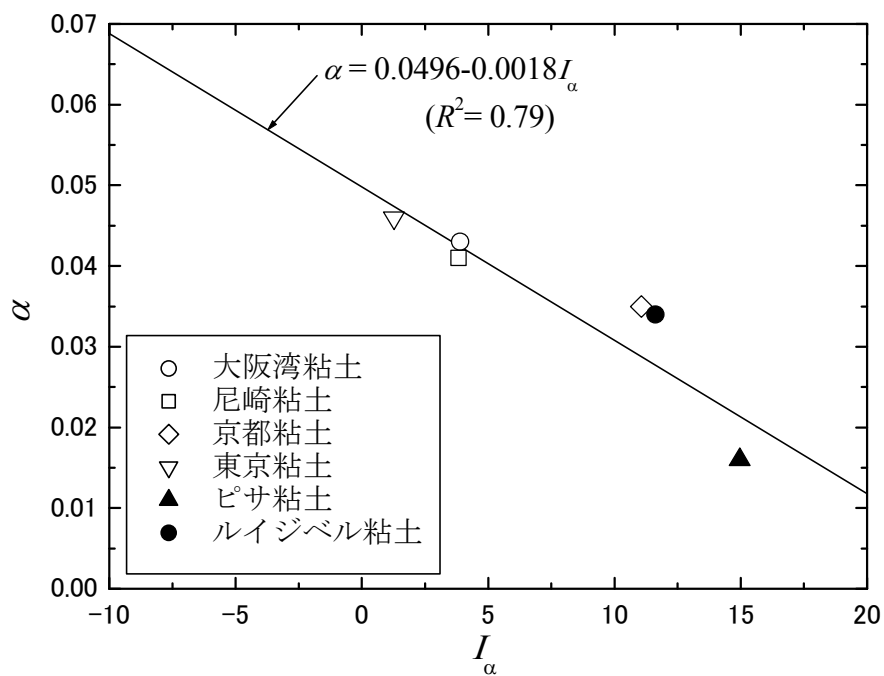


図 6-28 α と I_α の関係

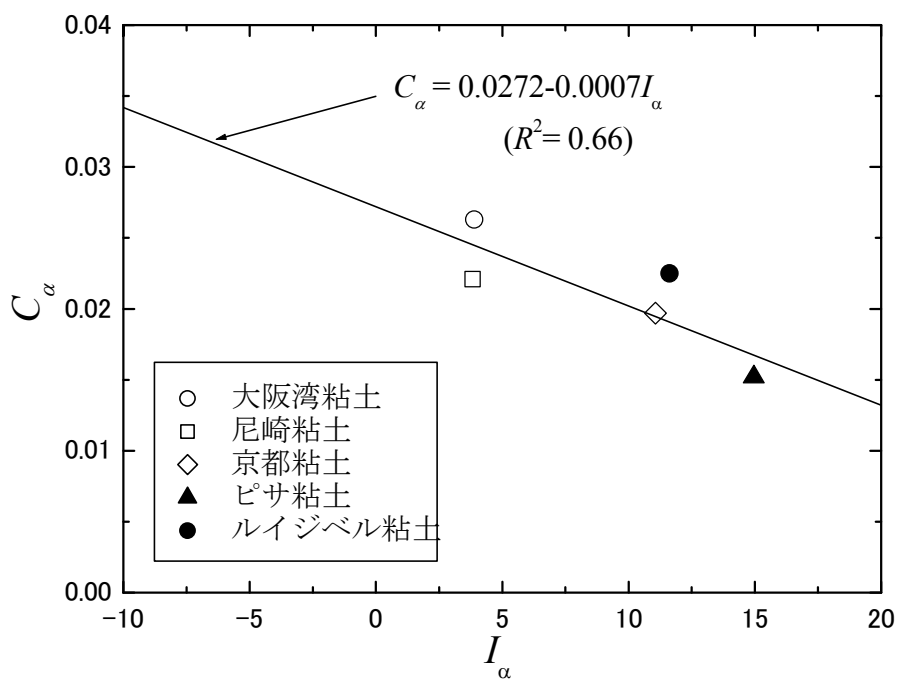


図 6-29 C_α と I_α の関係

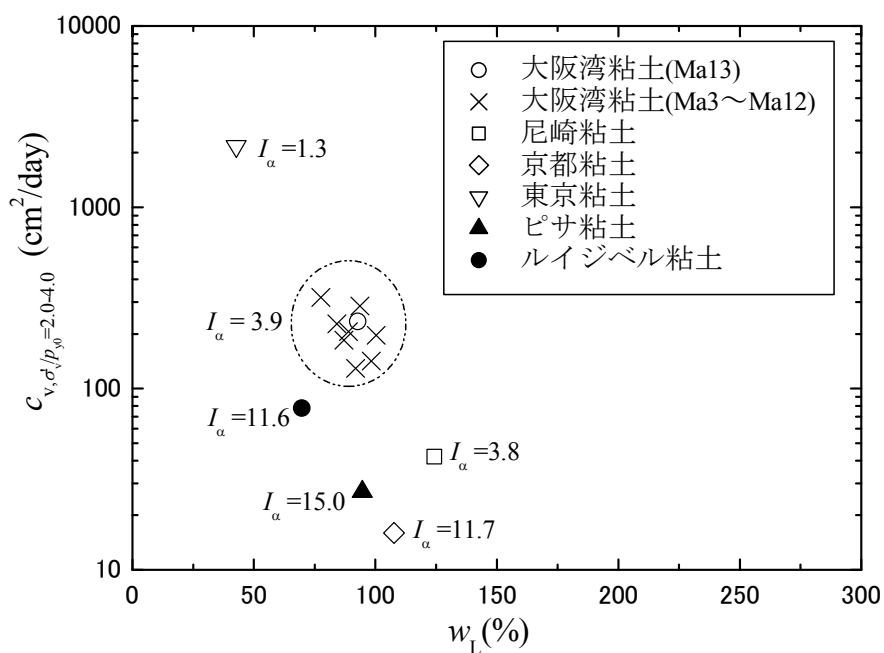


図 6-30 c_v と w_L の関係

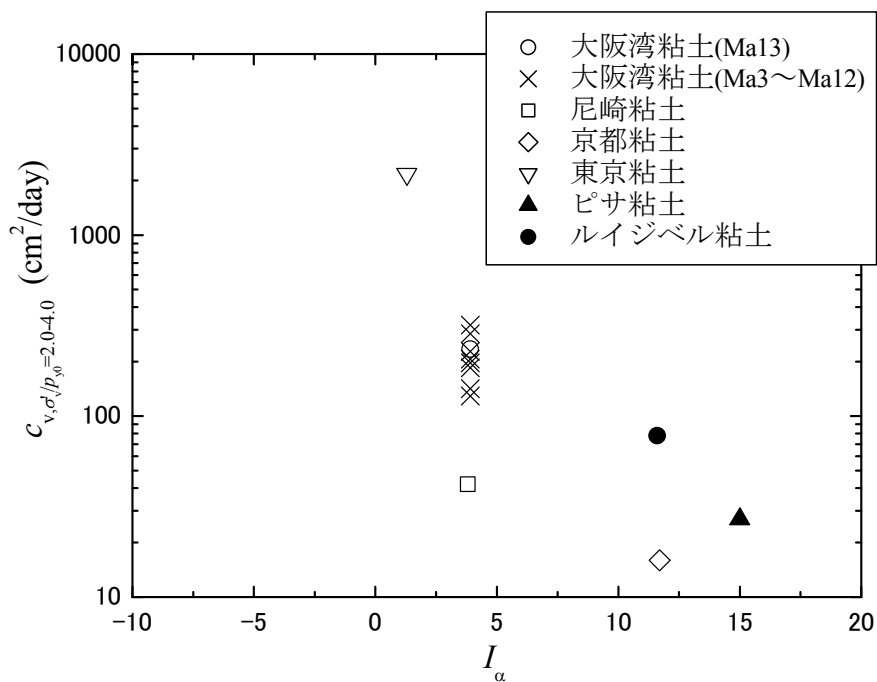


図 6-31 c_v と I_{α} の関係

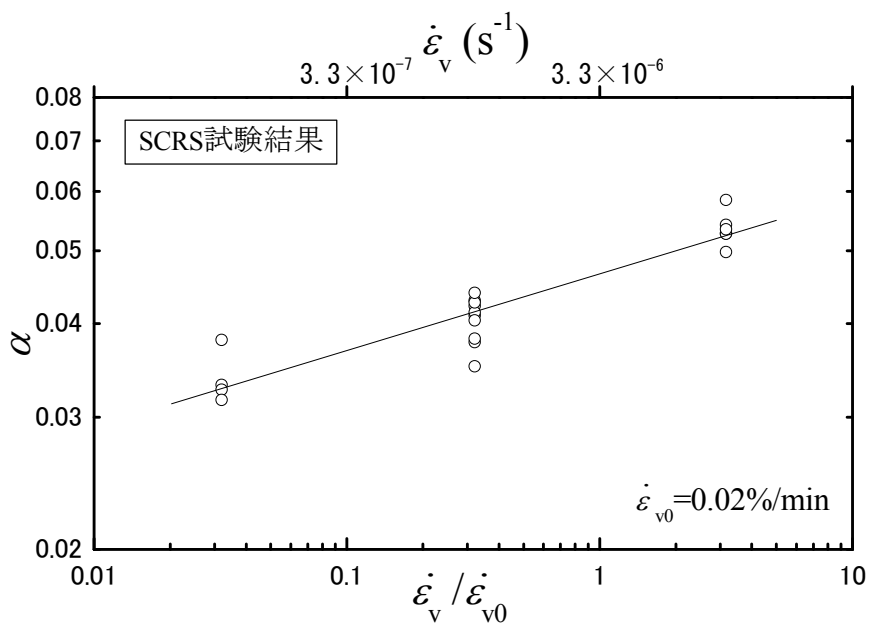


図 6-32 α のひずみ速度依存性

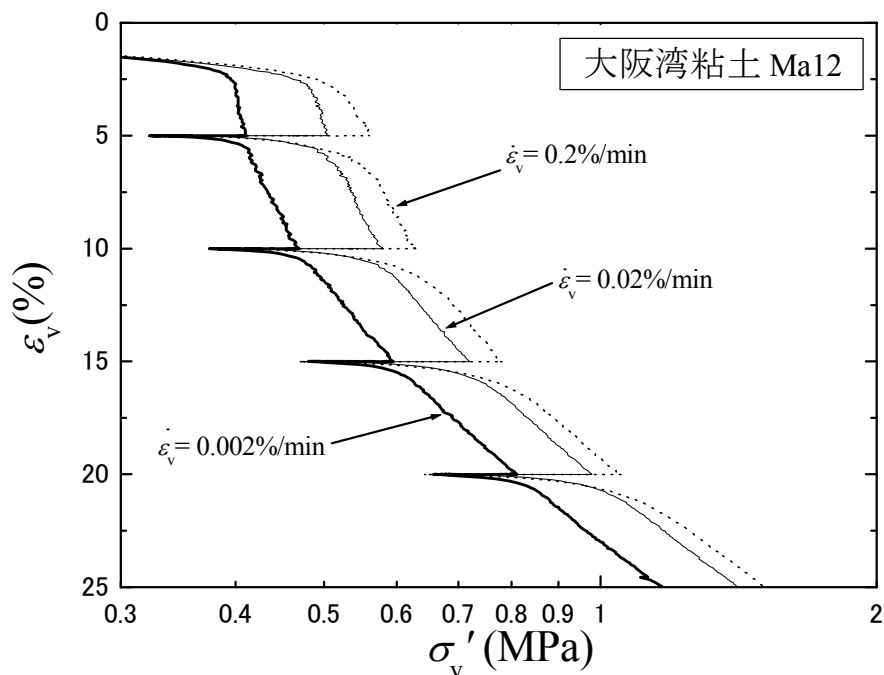


図 6-33 有効応力緩和を伴う CRS 試験の圧縮曲線の 1 例 (大阪湾粘土 Ma12)

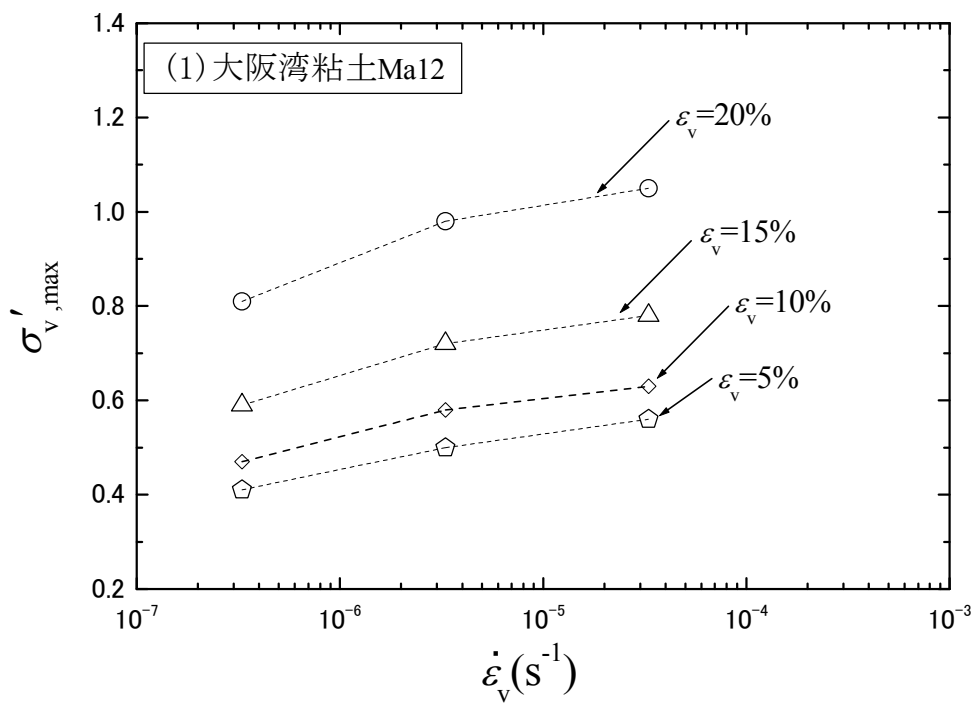


図 6-34(1) 有効応力緩和開始時の有効応力 $\sigma'_{v,max}$ と ε_v の関係(大阪湾粘土 Ma12)

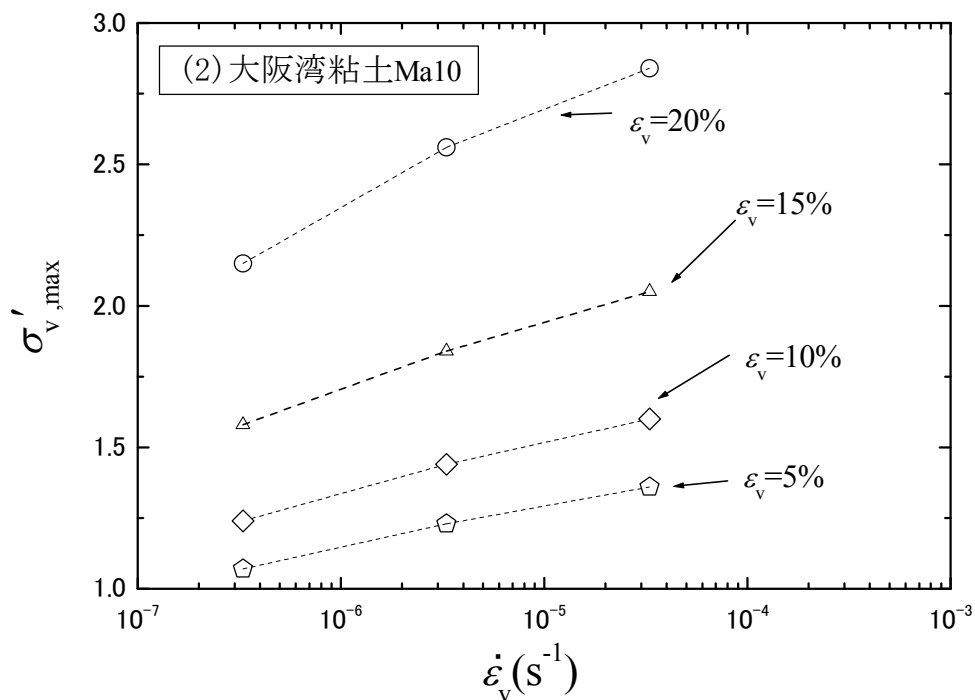


図 6-34 (2) 有効応力緩和開始時の有効応力 $\sigma'_{v,max}$ と ϵ_v の関係(大阪湾粘土 Ma10)

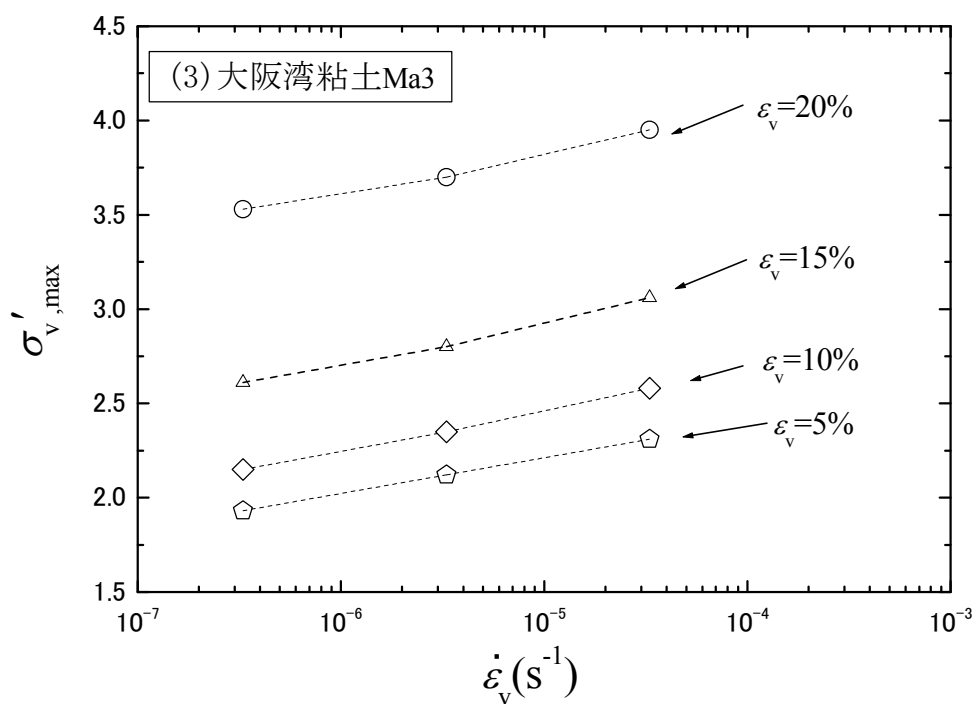


図 6-34 (3) 有効応力緩和開始時の有効応力 $\sigma'_{v,max}$ と ϵ_v の関係(大阪湾粘土 Ma3)

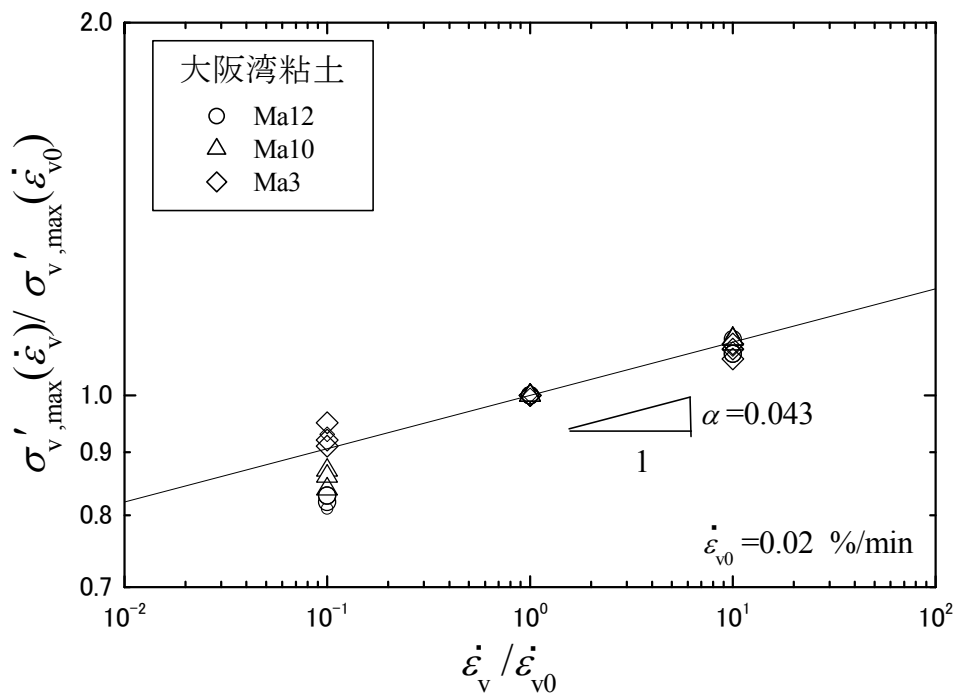


図 6-35 圧縮曲線のひずみ速度依存性

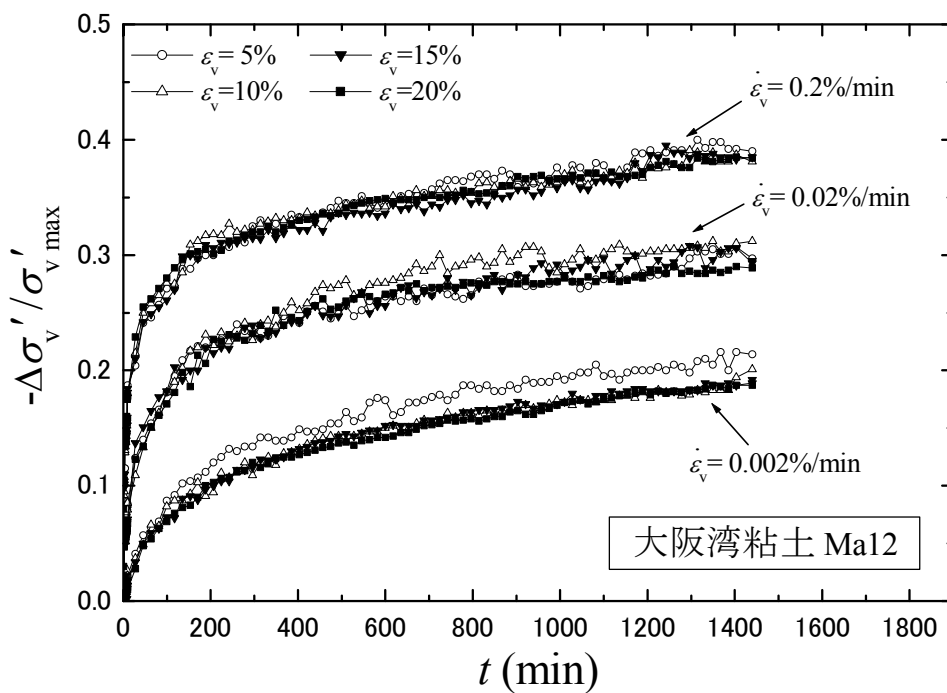


図 6-36(1) 正規化した有効応力緩和量の経時変化 (Ma12)

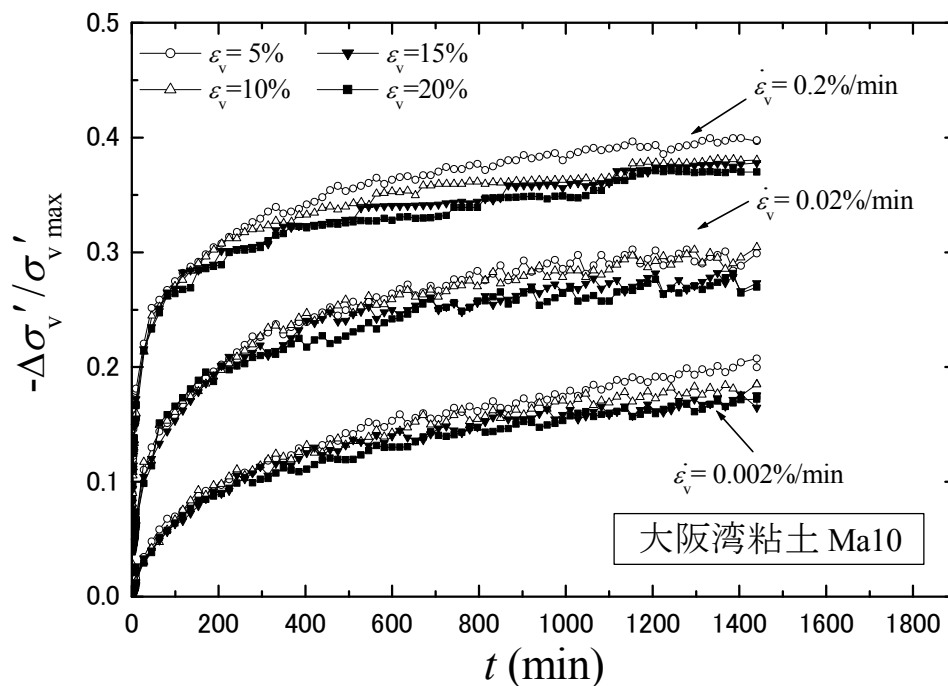


図 6-36(2) 正規化した有効応力緩和量の経時変化 (Ma10)

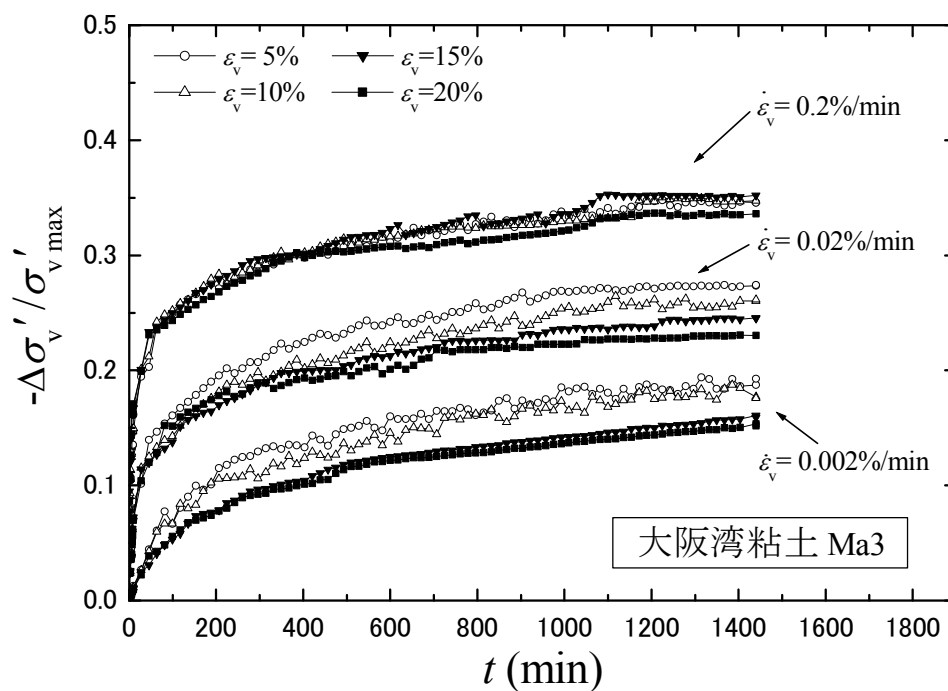


図 6-36(3) 正規化した有効応力緩和量の経時変化 (Ma3)

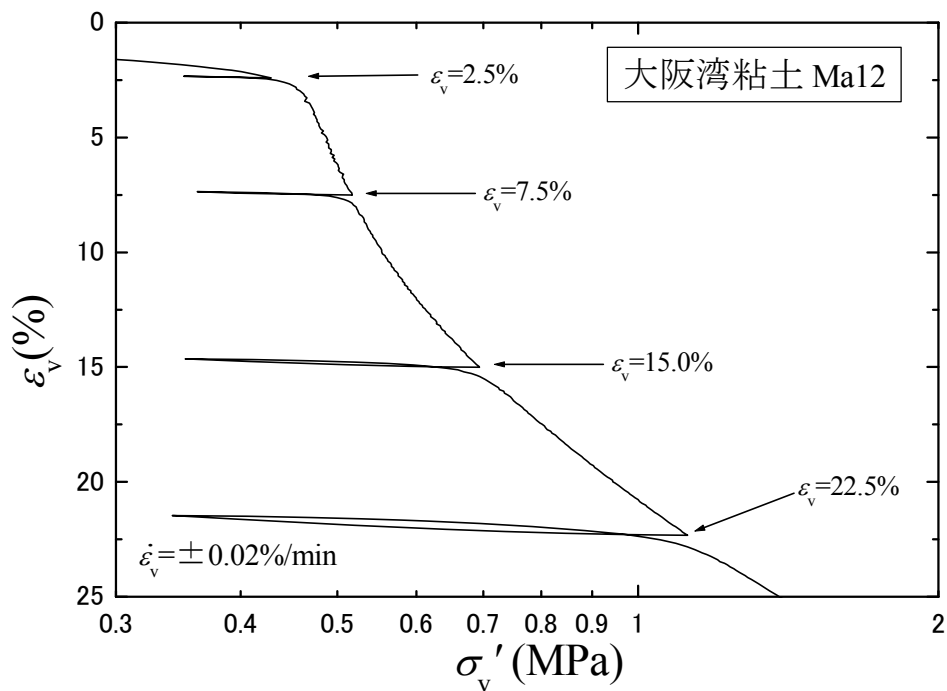


図 6-37 除荷・再載荷を伴う CRS 試験の圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma12)

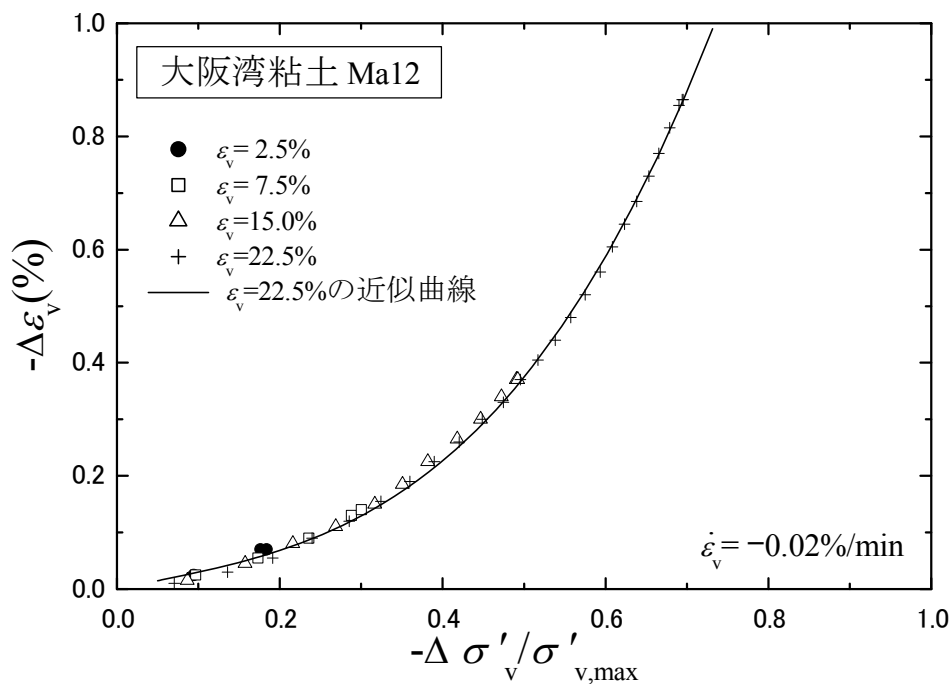


図 6-38 除荷時のひずみの変化

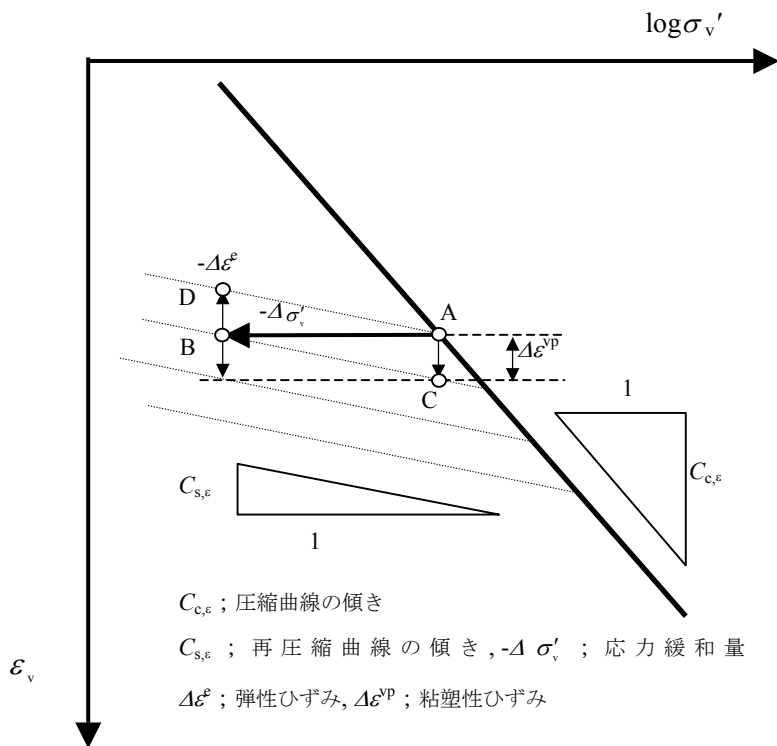


図 6-39 有効応力緩和試験におけるひずみ成分の概念

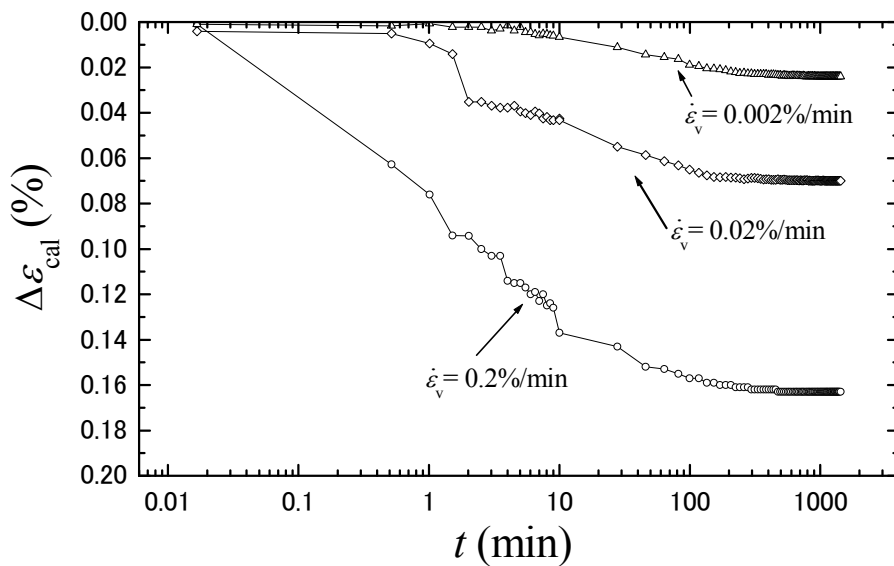


図 6-40 有効応力緩和試験から求めたクリープひずみの計算値の経時変化
 (大阪湾粘土 Ma12, $\varepsilon_v = 5.0\%$)

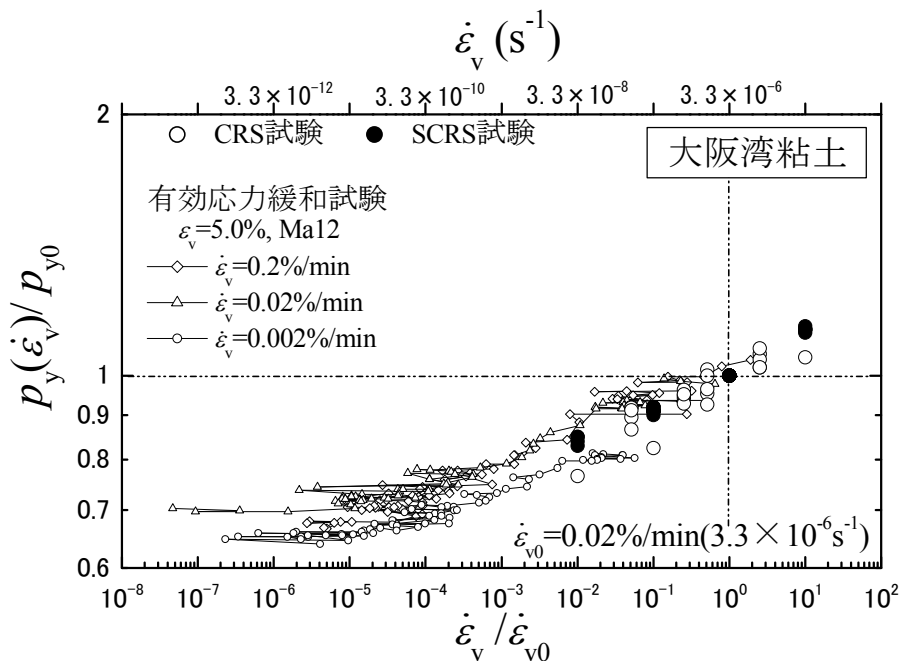


図 6-41 有効応力緩和試験から推定した圧密降伏応力のひずみ速度依存性

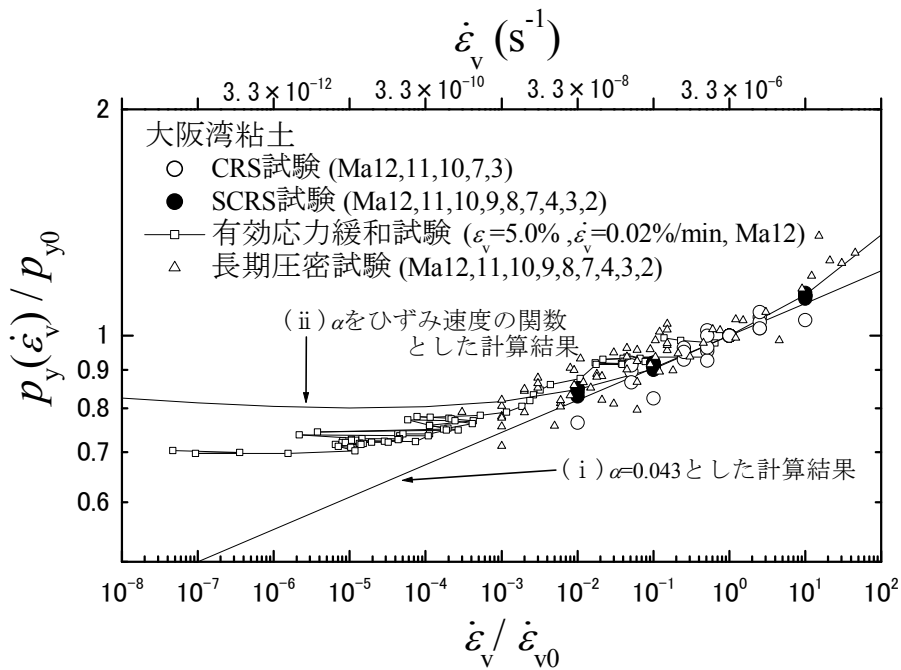


図 6-42 低ひずみ速度レベルにおける圧密降伏応力の検討

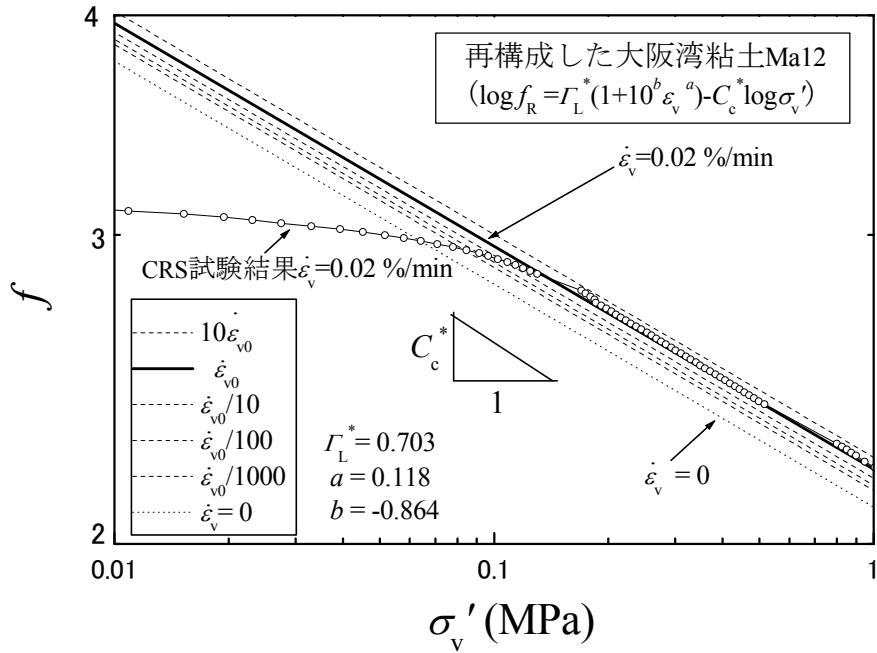


図 6-43 再構成した大阪湾粘土に対する圧縮曲線のひずみ速度依存性の 1 例
(アイソタック型圧縮則に基づく計算結果, 大阪湾粘土 Ma12)

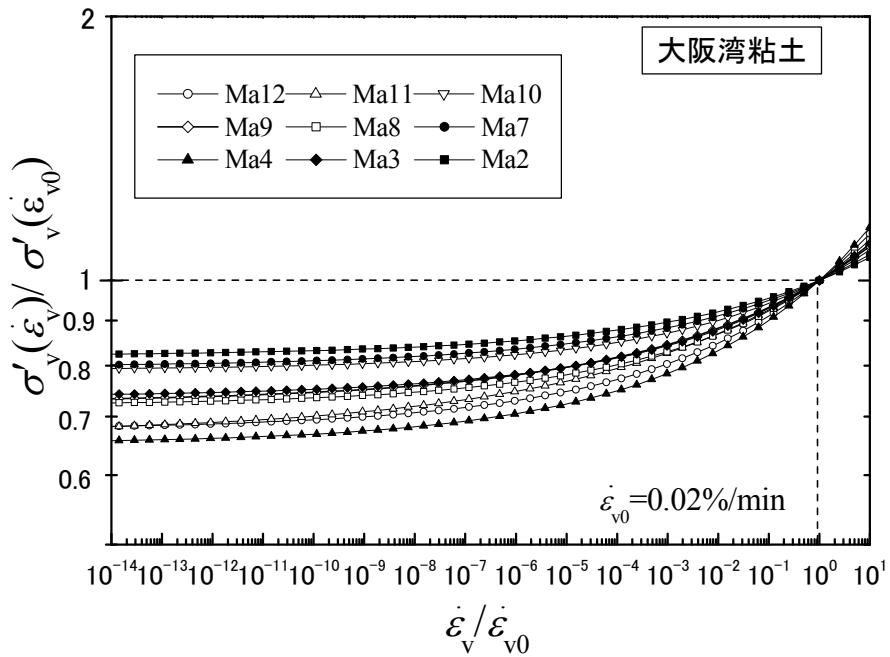


図 6-44 再構成した大阪湾粘土に対する圧縮曲線のひずみ速度依存性の 1 例

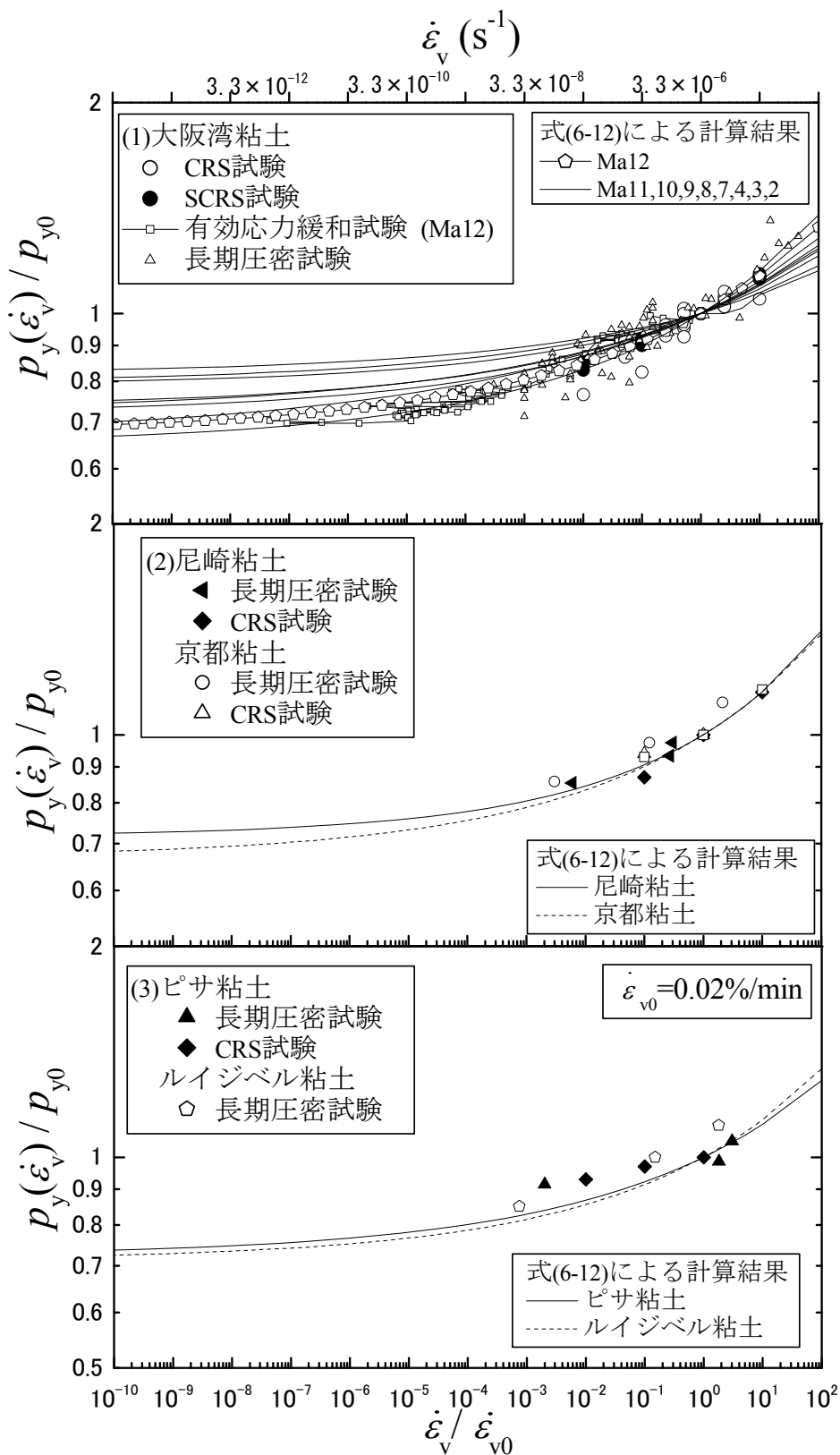


図 6-45 アイソタック型圧縮則による $p_y(\dot{\epsilon}_v)/p_{y0}$ と $\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_{v0}$ の関係の評価

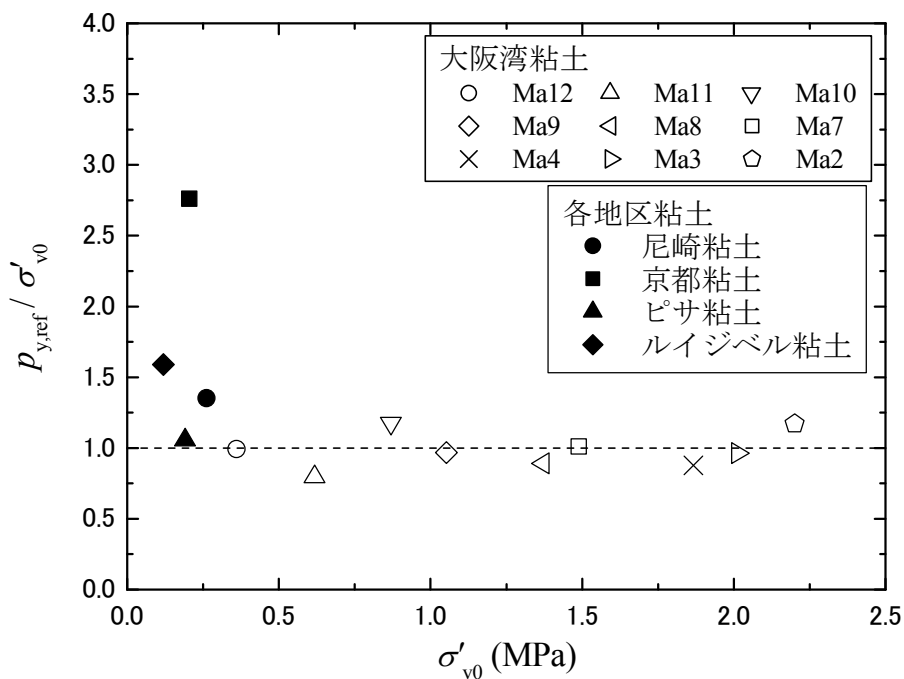


図 6-46 低ひずみ速度レベルにおける圧密降伏応力 $p_{y,ref}$ の評価

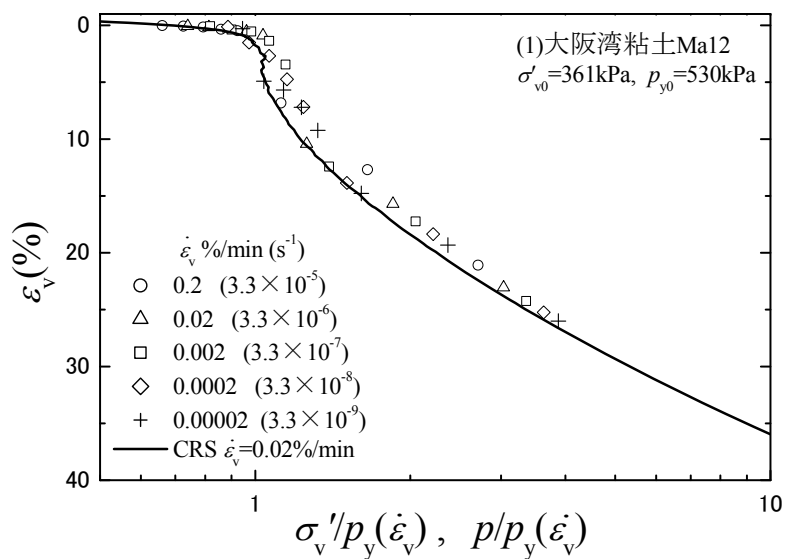


図 6-47(1) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma12)

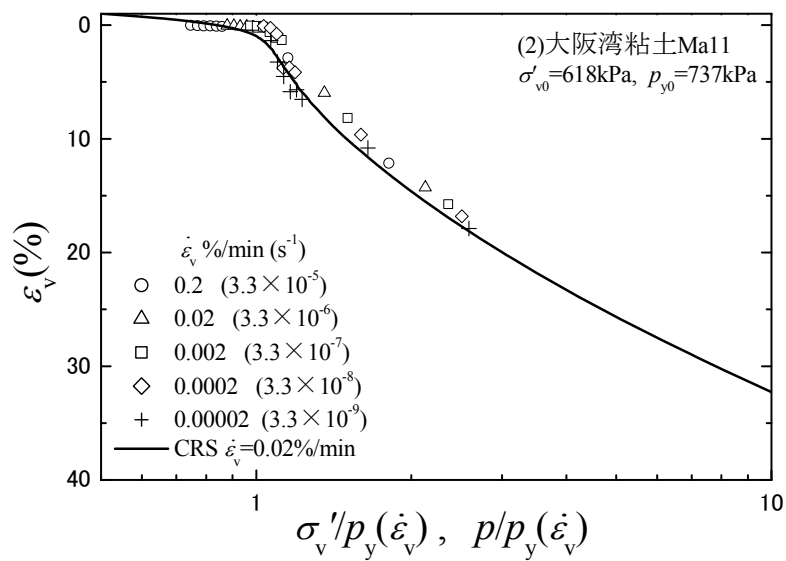


図 6-47 (2) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma11)

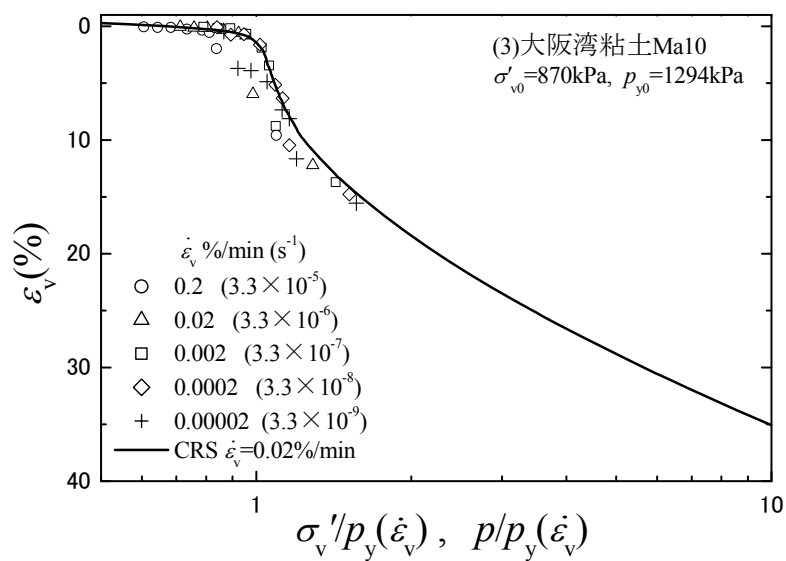


図 6-47 (3) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma10)

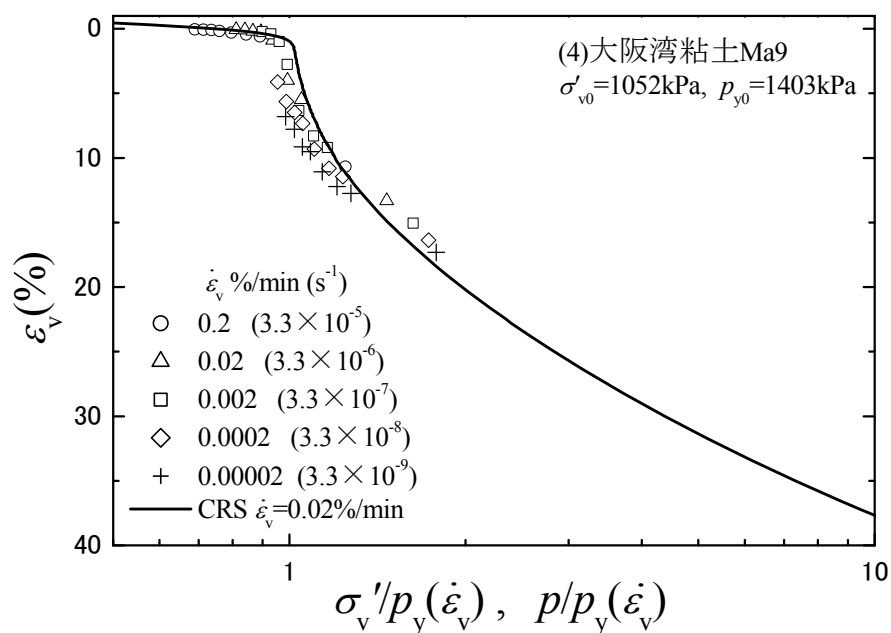


図 6-47 (4) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma9)

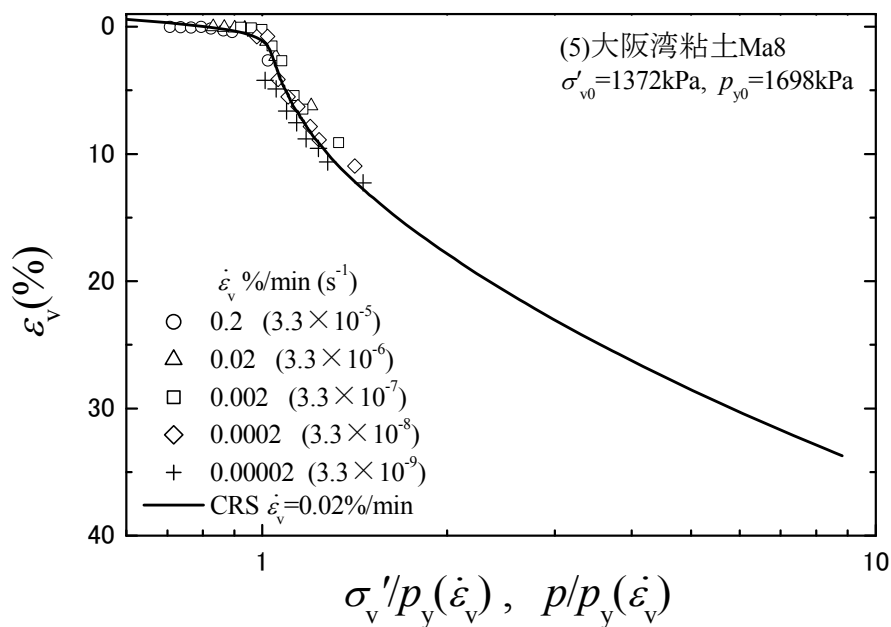


図 6-47 (5) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma8)

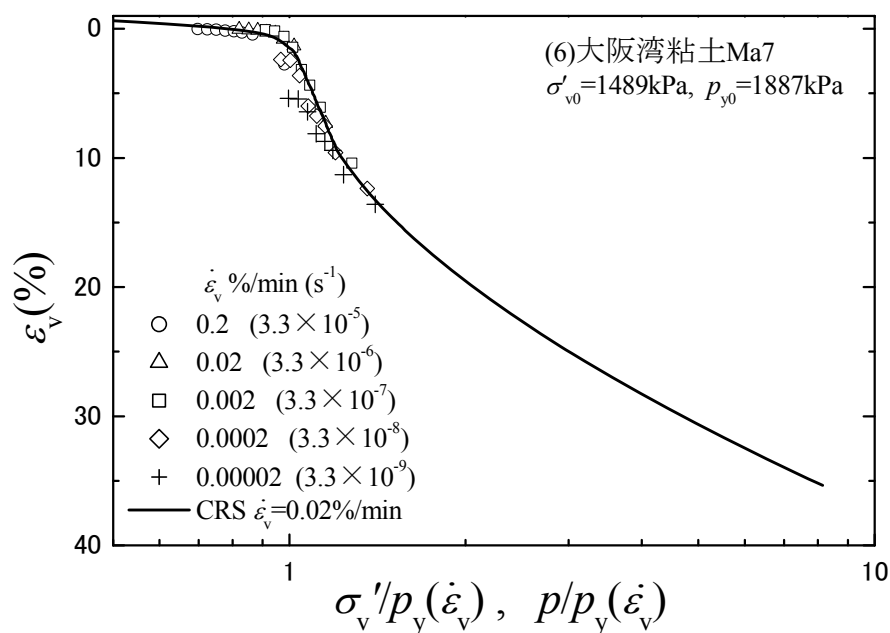


図 6-47 (6) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma7)

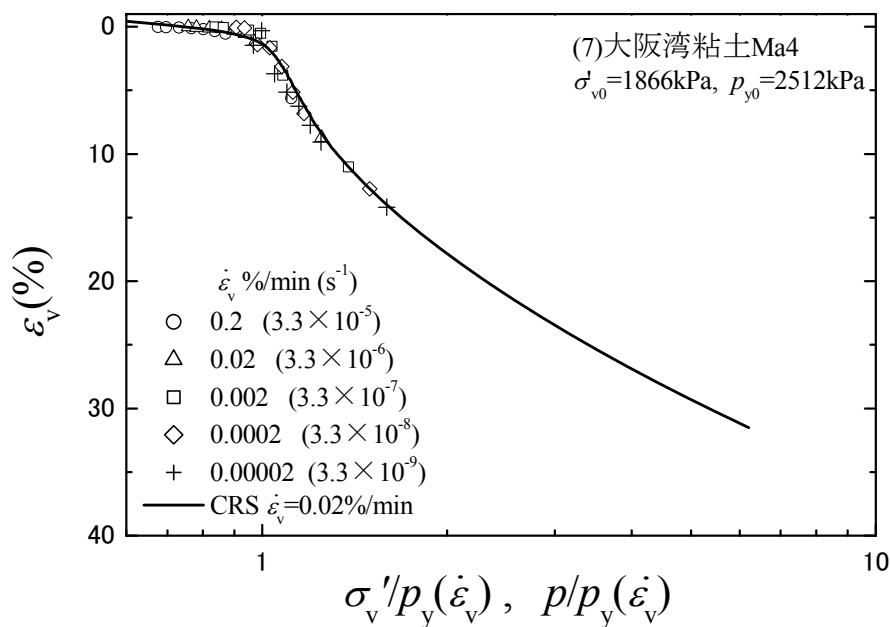


図 6-47 (7) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma4)

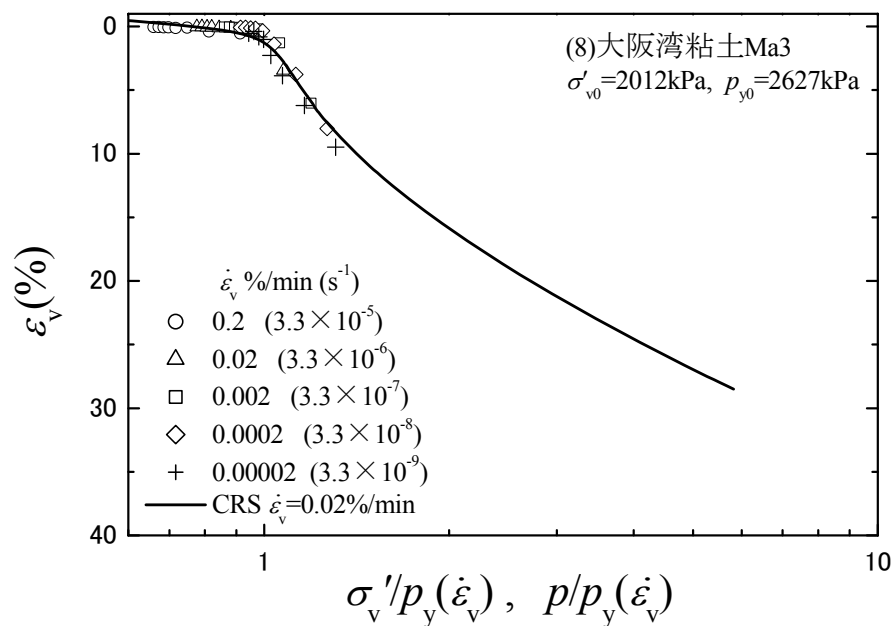


図 6-47 (8) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma3)

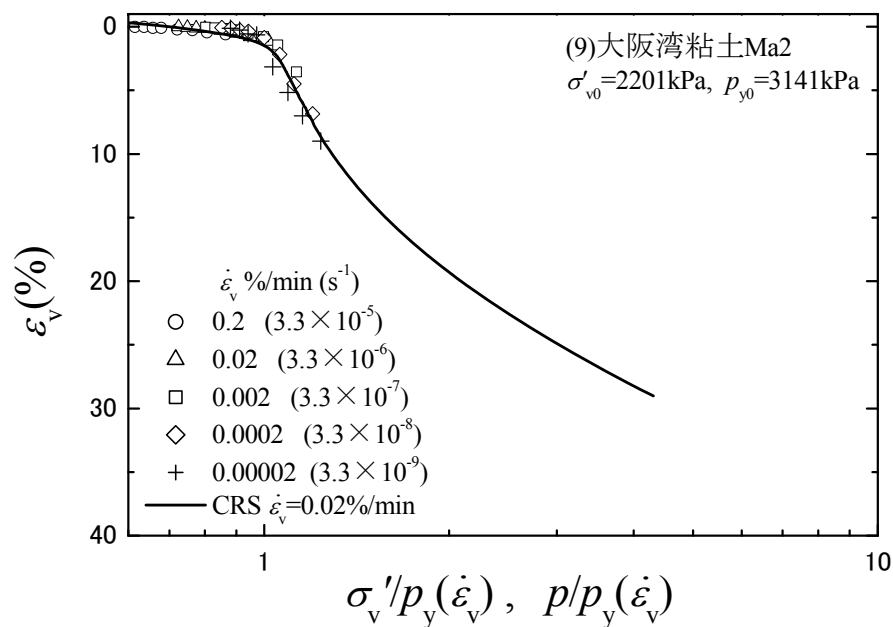


図 6-47 (9) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (大阪湾粘土 Ma2)

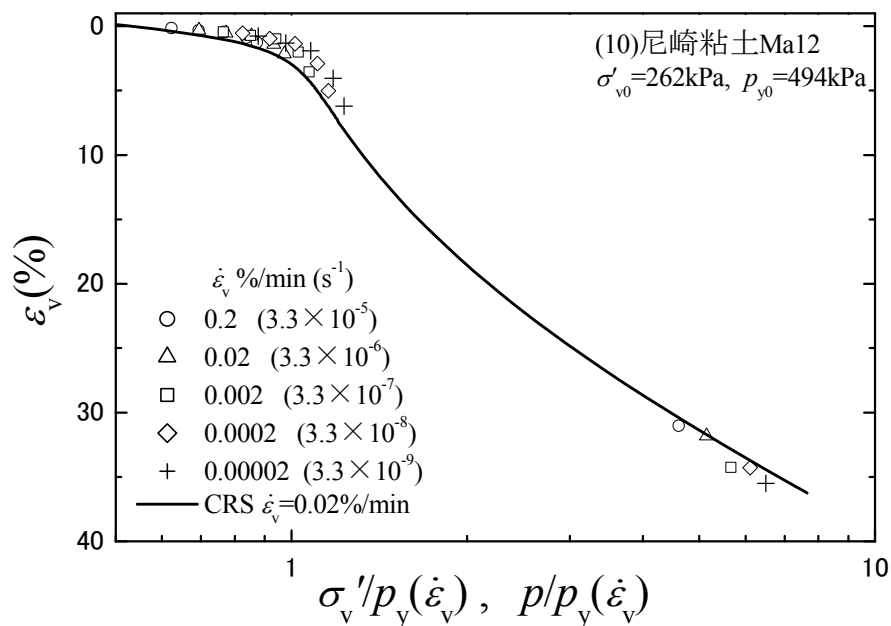


図 6-47(10) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (尼崎粘土)

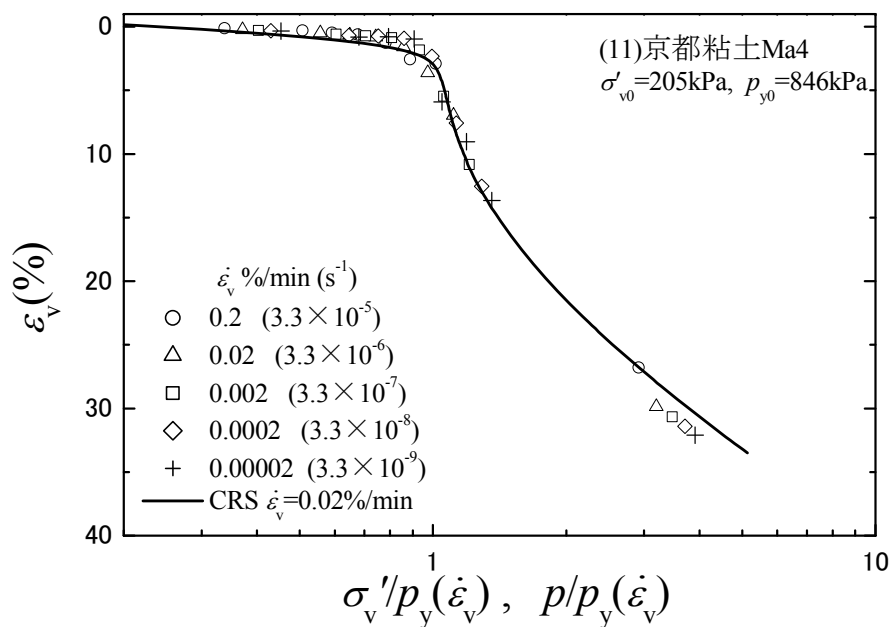


図 6-47(11) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (京都粘土)

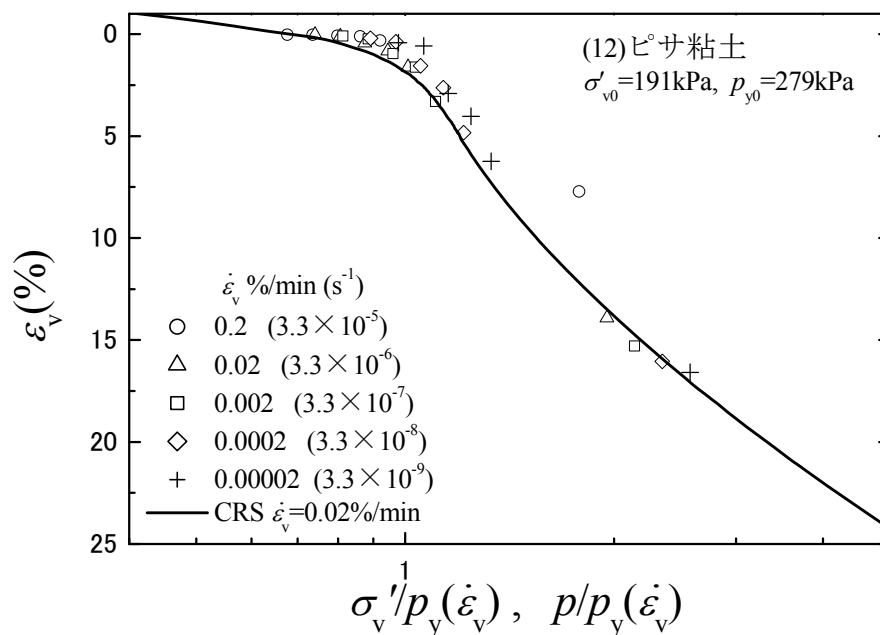


図 6-47 (12) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (ピサ粘土)

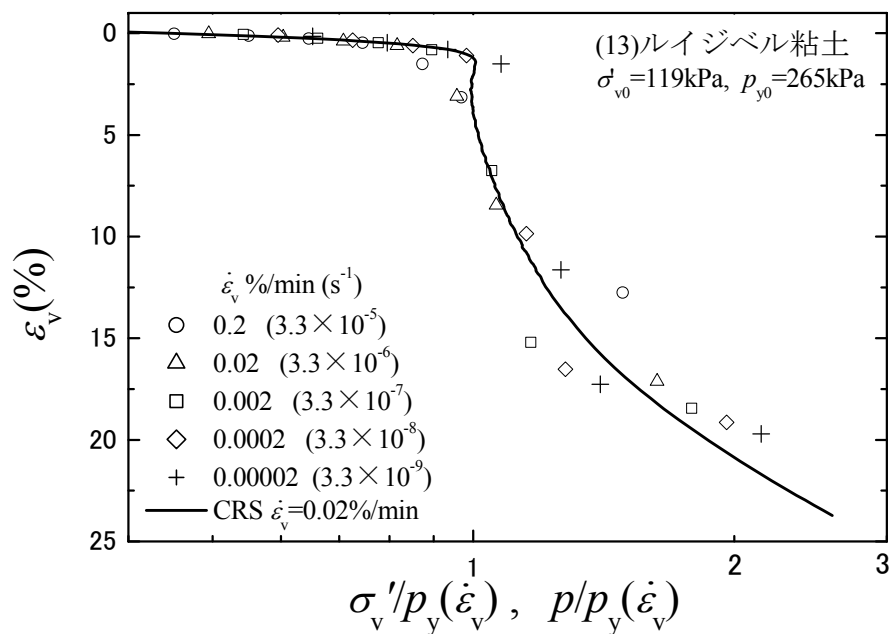


図 6-47 (13) ひずみ速度を考慮した圧縮曲線 (レイジベル粘土)

第7章 擬似過圧密粘土と過圧密粘土に対する

アイソタック型圧縮則の提案とその適用性

7. 1 はじめに

本章では、前章までに示した実験結果に基づき、擬似過圧密粘土と過圧密粘土に対するアイソタック型の圧縮則を提案し、提案モデルの適用性について検証する。

提案するモデルは、式(1-5)の Imai et al. (2003) が提案した再構成した正規圧密粘土に対するアイソタック型圧縮則に、乱さない粘土の圧密降伏応力のひずみ速度依存性と、乱さない粘土と再構成した粘土における間隙の状態の違いを考慮する形で次節のようにモデル化した。

7. 2 擬似過圧密粘土と過圧密粘土に対するアイソタック型圧縮則の提案

7.2.1 圧密降伏条件

圧密降伏条件の概念を図 7-1 に示す。圧密降伏応力 $p_y(\mathcal{E}_v)$ と圧密降伏時のひずみ速度 \mathcal{E}_y の関係として、式 (6-3) から得られる次式を仮定する。

$$p_y(\mathcal{E}_v) = p_{y0} \left(\frac{\mathcal{E}_y}{\mathcal{E}_{v0}} \right)^\alpha \quad \dots \dots (7-1)$$

ここに、 \mathcal{E}_{v0} は試験における基準ひずみ速度 $0.02\%/min(3.3 \times 10^{-6} s^{-1})$ 、 p_{y0} は \mathcal{E}_{v0} に対応した圧密降伏応力、 α は圧密降伏応力のひずみ速度依存性を規定するパラメータである。ただし、6.4.3 で検討したように、 \mathcal{E}_y が小さくなり式(7-1)によって得られる $p_y(\mathcal{E}_v)$ がひずみ速度の影響を排除した圧密降伏応力 $p_{y,ref}$ より小さくなる場合には、 $p_y(\mathcal{E}_v) = p_{y,ref}$ とする。

また、6.2.2 で明らかにしたように圧密降伏時の間隙パラメータ $I_{\Gamma y}$ は、 σ'_v 、 \mathcal{E}_v に依存しない値であるので、式 (3-3) の I_{Γ} は圧密降伏時に $I_{\Gamma} = I_{\Gamma y}$ である。さらに式 (1-5) の体積比 f を圧密降伏応力 $p_y(\mathcal{E}_v)$ の時に f_y と置くと、両式を結びつけることで次式が得られる。

$$\log f_y = \Gamma_L^* (1 + 10^b \mathcal{E}_y) - C_c^* \log p_y(\mathcal{E}_y) + I_{\Gamma y} \quad \dots \dots (7-2)$$

式(7-1)と式(7-2)より、 f_y 、 $p_y(\mathcal{E}_v)$ 、 \mathcal{E}_y のいずれか1つの値が既知であれば、他の2つの値が決定される。したがって、圧密降伏応力は $p_{y,ref}$ に \mathcal{E}_v の増加による応力増分を考慮した形で表現することができ、 $Y(f_y, p_y(\mathcal{E}_v), \mathcal{E}_y) = 0$ の形で与えられる。

7.2.2 圧密降伏後の圧縮則

6.2.2 で検討した圧密降伏後の $I_\Gamma/I_{\Gamma y}$ と $\mathcal{E}_v/\mathcal{E}_y$ の関係の概念を図 7-2 に示す. $I_\Gamma/I_{\Gamma y}$ と $\mathcal{E}_v/\mathcal{E}_y$ の関係は, $\mathcal{E}_v = \mathcal{E}_y$ のときに $I_\Gamma = I_{\Gamma y}$ であり, \mathcal{E}_v が小さくなるにつれて $I_\Gamma/I_{\Gamma y}$ がある値に収束していく下に凸の曲線形状を示す. そこで, \mathcal{E}_v が小さくなるにつれて $I_\Gamma/I_{\Gamma y}$ が c_2 に漸近する形の双曲線関数を仮定すると, $I_\Gamma/I_{\Gamma y} = \infty$ の時に $\log(\mathcal{E}_v/\mathcal{E}_y)$ はある値 c_1 に漸近するとして次式が得られる.

$$\frac{I_\Gamma}{I_{\Gamma y}} = \frac{c_1(1-c_2)}{c_1 + \log(\mathcal{E}_v/\mathcal{E}_y)} + c_2 \quad \dots\dots (7-3)$$

ここに, c_1, c_2 は \mathcal{E}_v の減少に応じた間隙パラメータ I_Γ の減少を規定するパラメータであり, 圧密降伏後の $\mathcal{E}_v/\mathcal{E}_y \leq 1$ の場合のみに適用される. また, 圧密降伏後の圧縮側は, 式 (1-5) と式 (3-3) と式 (7-3) を結びつけることで, 次式が得られる.

$$\log f = \Gamma_L^* (1 + 10^b \mathcal{E}_v^a) - C_c^* \log \sigma'_v + I_{\Gamma y} \left[\frac{c_1(1-c_2)}{c_1 + \log(\mathcal{E}_v/\mathcal{E}_y)} + c_2 \right] \quad \dots\dots (7-4)$$

ここに, $f, \sigma'_v, \mathcal{E}_v$ は, 圧密過程における粘土の状態量を表しており, $R(f, \sigma'_v, \mathcal{E}_v) = 0$ のアイソタック型の圧縮則となる.

7.2.3 圧密降伏前の圧縮則

圧密降伏前の圧縮則の概念を図 7-3 に示す. 圧密開始点, すなわち圧密が開始する前の初期状態 S を, $(f, \sigma'_v, \mathcal{E}_v) = (f_0, \sigma'_{v0}, \mathcal{E}_{mi})$ とする. 図 6-8, 図 6-9 に示した結果に基づき, \mathcal{E}_v は圧密開始後に瞬時にある値を示し, その後 \mathcal{E}_v は減少していくと仮定する. 圧密開始後の点 $(f_1, \sigma'_{v1}, \mathcal{E}_{v1})$ は, $\log f - \log \sigma'_v$ 関係が直線とみなして, 点 $(f_0, \sigma'_{v0}, \mathcal{E}_{mi})$ とそのひずみ速度 \mathcal{E}_{v1} における圧密降伏点 $(f_{y1}, p_y(\mathcal{E}_{v1}), \mathcal{E}_{v1})$ を結んだ割線上に位置すると仮定する. また, その後の点 $(f_2, \sigma'_{v2}, \mathcal{E}_{v2})$ は, 点 $(f_0, \sigma'_{v0}, \mathcal{E}_{mi})$ とそのひずみ速度 \mathcal{E}_{v2} における圧密降伏点 $(f_{y2}, p_y(\mathcal{E}_{v2}), \mathcal{E}_{v2})$ を結んだ割線上に位置すると仮定する. すなわち, 圧密降伏前の $\log f - \log \sigma'_v$ 関係とその傾き C_s^* は, 次式のように表される.

$$\log f = \log f_0 - C_s^* (\log \sigma'_v - \log \sigma'_{v0}) \quad \dots\dots (7-5)$$

$$C_s^* = \frac{\log f_0 - \log f_y}{\log p_y(\mathcal{E}_v) - \log \sigma'_{v0}} \quad \dots\dots (7-6)$$

式(7-5), 式(7-6) では \mathcal{E}_v が一定であるならば, $\log f - \log \sigma'_v$ 関係が直線であるが, 式(7-6) の $f_y, p_y(\mathcal{E}_v)$ の値は, 時々刻々と変化する \mathcal{E}_v に応じた圧密降伏点を示しているので, C_s^* の値は \mathcal{E}_v に依存して変化する. そして, $\mathcal{E}_v = \mathcal{E}_y$ のときに圧密降伏点 $(f_y, p_y(\mathcal{E}_v), \mathcal{E}_y)$ に至り, 圧密降伏後は式(7-4)に従う.

7. 3 提案モデルの適用性の検討

7.3.1 提案モデルによる計算結果と圧密試験の結果の比較

擬似過圧密粘土である大阪湾粘土，ピサ粘土，および過圧密粘土である京都粘土，尼崎粘土，ルイジベル粘土に対して，提案モデルが室内の圧密試験の挙動をうまく再現できるかどうか検討した。

ここに必要なパラメータを表 7-1 と表 7-2 に示す。擬似過圧密粘土である大阪湾粘土，ピサ粘土は，6.4.3 の検討結果に基づき $p_{y,ref}/\sigma'_{v0}=1.00$ となるように $p_{y,ref}$ を設定した。なお，計算は完全排水条件で行っており，過剰間隙水圧の消散による時間遅れは考慮していない（有効応力一定下における計算のため，一次圧密終了後の結果の比較となる）。

表 7-1 の圧密降伏条件に関するパラメータ α の算出方法は 6.1.4，表 7-2 の再構成した粘土の圧縮曲線に関するパラメータ C_c^* , I_{Γ}^* , a , b の算出方法については大向（2007）を参照されたい。圧密降伏時の間隙パラメータ $I_{\Gamma y}$ については，表 6-1 に示した $I_{\Gamma y}$ の値とした。初期の体積比は， f_0 と f_{σ_v} の平均値とし，初期状態は (f, σ_v) のみを決定した。また，双曲線関数の地盤パラメータ c_1, c_2 については，以下の方法で決定した。

- ① c_1 を変数としておく。
- ② p_{y0} に最も近い荷重に載荷した長期圧密試験の結果を基に， $I_{\Gamma}/I_{\Gamma y}$ と $1/(c_1 + \log(\epsilon_v/\epsilon_v^*))$ の関係が線形であると仮定し，その切片を c_2 とする。
- ③ 式 (7-4) の c_1 を変数 (c_2 は c_1 の関数) として， ϵ_{v0} で実施した CRS 試験をシュミレーションする。
- ④ CRS 試験の実験結果とシュミレーションの結果の比較から，もつとも高い相関が得られる c_1 を決定する (c_2 も同時に決定される)。

提案モデルによる計算結果と実験結果の比較を図 7-4，図 7-5 に示す。図 7-4 は $\epsilon_v - \log \sigma'_v - \log \epsilon_v^*$ 関係の 1 例として，大阪湾粘土 Ma12 の結果である。図 7-5 は各粘土の計算結果と実験結果の比較であり，(1) は CRS 試験の $f - \log \sigma'_v$ 関係の比較，(2) は長期圧密試験の $f - \log \epsilon_v^*$ 関係の比較である。

図 7-4 の $\epsilon_v - \log \sigma'_v - \log \epsilon_v^*$ 関係をみると，計算結果と実験結果が概ね調和しており，CRS 試験および長期圧密試験のいずれの結果においても， ϵ_v^* を考慮した圧密降伏応力付近において圧縮性が大きくなっていることがわかる。

図 7-5 の上図に示す CRS 試験の計算結果と実験結果の比較から， σ_{v0} において計算結果が実験結果のよりやや f が大きいものが見られるものの，擬似過圧密粘土と過圧密粘土の違いによらず，計算結果と実験結果の $f - \log \sigma'_v$ 関係は概ね調和している。

図 7-5 の下図の長期圧密試験の実験結果は，次のように体積比を補正した結果を示した。長期圧密試験では，複数の供試体を用いているため，初期状態（初期間隙比 e_0 ）は表 2-11 に示した範囲のばらつきがある。しかし，計算に用いる初期体積比の値はひとつであるため，長期載荷前の $p \div \sigma_{v0}$ で再圧密したときすべての供試体の体積比が，CRS 試験で $\sigma'_v = \sigma'_{v0}$

となったときの体積比 $f_{\sigma'_v}$ と一致するようにした。つまり、長期圧密過程の各供試体の f の値は、長期圧密試験の各供試体の実質高さ H_s と $p \doteq \sigma'_{v0}$ で再圧密したときの圧縮量 ΔH_0 が、CRS 試験の H_s と ΔH_0 と等しいと設定して、長期圧密過程の圧縮量 ΔH に応じて $f = (H_0 - \Delta H_0 - \Delta H) / H_s$ として算出した値である。なお、 H_0 は初期高さであり長期圧密試験、CRS 試験の供試体ともに $H_0 = 2.000\text{cm}$ である。実験結果に体積比のばらつきがあることを考慮すると、いずれの結果も計算結果と実験結果は調和的である。ただし、図 7-5 (3) 下図に示す大阪湾粘土 Ma11 ($OCR = 1.19$) については、過圧密比 $OCR (= p_{y0} / \sigma'_{v0})$ が他の大阪湾粘土 ($OCR = 1.24 \sim 1.49$) に比べて、特に小さい値となる p_{y0} を設定しているため、計算結果が実験結果より大きな $\&v$ において圧縮性が大きくなる傾向がみられる。

以上の実験結果と計算結果の比較から、提案モデルはいずれの地区の粘土においても、室内圧密試験で見られる圧縮挙動をうまく表現している。

7.3.2 提案モデルによる計算結果と地盤の沈下の比較

擬似過圧密粘土である大阪湾粘土に対して、提案モデルが地盤の沈下挙動を予測できるかどうかを検証する。前節で示したパラメータは、各粘土層の中心付近で採取した試料から求めた値である。本節では、図 2-3 に示す関西国際空港 2 期工事のボーリング調査における計測櫓①のデータ（関西国際空港㈱より提供）をもとに各粘土層のパラメータを算出した。このパラメータを用いて原位置の沈下計算を行い、関西国際空港 1 期島の現地計測結果に基づき、提案モデルの適用性を検証する。

(1) 地盤パラメータの決定方法

図 2-9 に計測櫓①の物理特性の深度分布を示した。この計測櫓①の圧密試験結果を再整理し、提案モデルに必要な地盤パラメータ C_c^* 、 a 、 b 、 Γ_L^* 、 $I_{\Gamma y}$ 、 c_1 、 c_2 、 f_0 、 σ'_{v0} 、 p_{y0} を以下のように算出した。

- ① 各供試体のパラメータ C_c^* は、CRS 試験の σ'_v が大きい領域 ($\sigma'_v > 4p_{y0}$) における $\log f - \log \sigma'_v$ 関係の傾き ($C_c^* = \Delta \log f / \Delta \log \sigma'_v$) として算出した。
- ② 各供試体のパラメータ a 、 b 、 Γ_L^* の算出は、段階载荷による圧密試験の p がもっとも大きな载荷圧力における圧密曲線を $\log\{(\Gamma^* - \Gamma_L^*) / \Gamma_L^*\} = a \log \&v + b$ の形に整理し算出した。パラメータ a 、 b 、 Γ_L^* は、 $\log\{(\Gamma^* - \Gamma_L^*) / \Gamma_L^*\} = a \log \&v + b$ の形に整理された関係から、3 つ同時に決定される値であり、3 つのパラメータが一組になって、粘土の時間依存の挙動を表すパラメータとなる。
- ③ 各供試体のパラメータ $I_{\Gamma y}$ は、①②の結果から得たパラメータと式(1-5)を用いて計算した圧縮曲線の任意の σ'_v 、 $\&v$ における体積比 f_R と、乱さない粘土の実験結果から得られた体積比 f_{intact} を用いて算出した。 f_R と f_{intact} および式 (3-3) を用いて I_{Γ} を算出し、その最大値を $I_{\Gamma y}$ とした。
- ④ 上記①により算出したパラメータ C_c^* と w_L の関係を図 7-6 に示す。計測櫓①の C_c^*

と w_L の関係は、式 (3-4) に示した関係とほぼ同じで、次式で表すことができる ($R^2=0.75$) .

$$C_c^* = 0.00093w_L + 0.053 \quad \dots (7-7)$$

各層の C_c^* は、各層の w_L の平均値を式 (7-7) に代入し決定した.

- ⑤ 上記①, ②により算出したパラメータ C_c^* と Γ_L^* の関係を図 7-6 に示す. 計測層①の C_c^* と Γ_L^* の関係は、非常に相関が良く ($R^2=0.94$), 次式で表すことができる.

$$\Gamma_L^* = 4.920C_c^* + 0.043 \quad \dots (7-8)$$

各層の Γ_L^* は、④で設定した各層の C_c^* を式 (7-8) に代入し決定した.

- ⑥ 上記②により算出したパラメータ a と Γ_L^* の関係を図 7-7, a と b の関係を図 7-8 に示す. これらのパラメータ a , b , Γ_L^* の算出方法には、適切な Γ_L^* を決定すると同時に a と b が決定されるという性質がある. a と Γ_L^* の関係の相関は良くない ($R^2=0.04$) が次式で表すことができる.

$$a = 0.10\Gamma_L^* + 0.07 \quad \dots (7-9)$$

また, a と b の関係には良い相関 ($R^2=0.72$) があり, 次式で表すことができる.

$$b = 2.67a - 1.19 \quad \dots (7-10)$$

各層の a は、⑤で設定した各層の Γ_L^* を式 (7-9) に代入し決定した. 各層の b は、各層の a と式 (7-10) に代入し決定した.

- ⑦ 上記③により算出したパラメータ $I_{\Gamma y}$ と w_L の関係を図 7-9 に示す. $I_{\Gamma y}$ と w_L の関係には比較的良い相関 ($R^2=0.51$) があり, 次式で表すことができる.

$$I_{\Gamma y} = 0.0008w_L - 0.007 \quad \dots (7-11)$$

$I_{\Gamma y}$ は、 w_L 以外の w_p , I_p , f_0 と同程度の相関があるが、 w_L との相関関係を得ることで、地盤パラメータ C_c^* , a , b , Γ_L^* , $I_{\Gamma y}$ が全て w_L から得られるので式 (7-11) を示した. 各層の $I_{\Gamma y}$ は、各層の w_L の平均値を式 (7-11) に代入し決定した.

- ⑧ 圧密に伴う間隙パラメータ I_{Γ} の変化を規定するパラメータ c_1 , c_2 は、長期圧密試験を行った結果でのみしか算出していない. 表 7-2 に示した大阪湾粘土の c_1 , c_2 と圧密降伏時の間隙パラメータ $I_{\Gamma y}$ の関係を図 7-10 に示す. c_1 は $I_{\Gamma y}$ との相関はなく、-2.8~-8.9 の範囲である. c_2 は $I_{\Gamma y}$ が大きいほど大きくなる傾向がみられる. 図中の矢印で示した範囲 ($I_{\Gamma y}=0.048\sim 0.075$) は、上記③により算出した各層の $I_{\Gamma y}$ の範囲であるが、 c_2 は概ね $c_2=0$ である. 全ての層において、 c_1 は表 7-2 に示した結果の平均値、 c_2 は 0 と設定した. なお、式 (7-4) から分かるように、 $c_2=0$ の計算結果は、最終的 (σ'_v が極めて大きくなった場合、あるいは $\&v$ が極めて小さくなった場合) には、乱さない粘土と再構成した粘土の体積比が一致することを意味する.

- ⑨ 各層のパラメータ f_0 は、 $p_y(\&v)=p_{y,ref}$ となる $\&v$ を $\&v_{mi}$ として、式(7-4)の σ'_v に σ'_{v0}

を、 ϵ_v に ϵ_{mi} を代入して得られる値を採用した。

- ⑩ 各層の有効土被り圧 σ'_{v0} は、飽和単位体積重量 $\gamma_{sat}(kN/m^3)$ と深度 $Z(m)$ から各供試体の土被り圧を求めその平均値を採用した。
- ⑪ 初期状態は上記⑨のように ϵ_v を考慮して、 (f, σ'_v) のみを設定した。
- ⑫ $\epsilon_{v0}=0.02\%/min$ で行ったCRS試験から得られた圧密降伏応力 p_{y0} を基に算出した過圧密比OCRは、図2-7に示したようにばらつきが見られるものの深度に依存せずOCR=1.4程度である。各層の p_{y0} は、 $p_{y0}=1.4\sigma'_{v0}$ となる値を設定した。
- ⑬ 圧密降伏応力のひずみ速度依存性を規定するパラメータ α は、6.1.4で検討した結果に基づき $\alpha=0.043$ とした。ただし、前節での計算と同様に、 $p_y(\epsilon_v)$ が $p_{y.ref}$ より小さくなる場合には、 $p_y(\epsilon_v)=p_{y.ref}$ とした。

ここで設定した更新統の各粘土層のパラメータを表7-3に示す。完新統のMa13層のパラメータについては、計測槽①とは別の地点から採取した試料の試験結果(図3-15に示した結果)に基づき決定した。完新統のMa13層の層厚は、後述する計算Case-A, Bの場合には、図2-3に示したNo.56-3付近の値($H=20m$)、Case-C計測槽①($H=25m$)の値とした。完新統に対して設定したパラメータを表7-4に示す。

上記④～⑥に示す手順は、 w_L のみによって式(1-5)のアイソタック型圧縮則のパラメータを決定する方法として有用であり、この手順をパラメータの決定方法として提案する。また、 w_L の分布状況を把握するだけで提案するアイソタック型圧縮則に必要なパラメータが得られるので、関西国際空港島などのように広範なエリアの沈下予測を提案式によって行う場合には、式(7-7)～式(7-11)は非常に有用な関係であるが、実際に圧密試験を行ってパラメータを得るほうが望ましいと考える。

表7-3、表7-4に示したパラメータと提案式(7-1)～式(7-6)から得られる計算結果をCase-Aとする。図7-12に計算結果Case-Aの圧縮曲線(設定した応力ひずみ関係)を、計測槽①の調査結果の圧縮曲線(関西国際空港(株)より提供)とともに示す。計算結果で得られた圧縮曲線は、実験結果の圧縮曲線が分布する範囲内にあり、両者の圧縮曲線の形状も調和的である。

(2) 原位置の沈下の計算結果

関西国際空港1期島の原位置の沈下の計測結果(Kobayashi et al., 2005)を図7-13に示す。完新統のMa13層(図中のAc)の沈下は概ね収束しており、沈下量は約6mを示している。Ma13層以深の更新統の粘土層(図中のDc)の沈下は1994年の開港も継続しており、2005年現在で約8mとなっている。

提案モデルによる原位置の沈下の計算Case-Aの結果を図7-14に示す。荷重増分 Δp は、1期島の実績に基づき $\Delta p=450kPa$ とした。なお、1期島の詳細な層序・層厚に関するデータを入手していないため、層厚については、図2-3の1期島と2期島のMa3層の出現深度が、前者はC.D.L-180m付近、後者はC.D.L-270m付近で約1.5倍となっていることから、単純に

表 7-3 に示した更新統の各粘土層厚の 1/1.5 倍と設定した。

図 7-13 の経過日数が 5,000 日, 6,000 日のときの全沈下量の計測結果をそれぞれ 13.5m, 14.0m と読み取り, 対象となる粘土層厚が 146m とすると, この間の α_v は $4 \times 10^{-11} \text{s}^{-1}$ となる。

図 7-14 に示した計算結果 Case-A の沈下量 $S(\text{m})$ と α_v の関係を見ると, $\alpha_v = 4 \times 10^{-11} \text{s}^{-1}$ 付近における完新統の Ma13 層の計算結果は 6.5m であり, 図 7-14 の計測結果より約 0.5m 大きい程度である。一方, Ma13 層以深の更新統の沈下計算結果は約 15.0m と非常に大きい。この計算結果は計測結果の約 2 倍となっている。

7. 4 沈下の計算結果に関する考察と提案モデルの修正

前節までの検討において, 提案モデルによる計算結果は, 室内試験の圧密挙動をうまく表現できるが, 地盤の沈下量を過大評価することがわかった。この要因について, 室内試験と地盤の圧密過程において, 応力状態の変化および間隙の状態の変化が同じであるのかどうか, 以下の 2 つの観点から考察する。

- ① 室内試験と地盤での K_0 圧縮過程における K_0 応力状態の違いに関する考察
- ② 室内試験と地盤での K_0 圧縮過程における間隙の状態の違いに関する考察

7. 4. 1 室内試験と地盤での K_0 圧縮過程における K_0 応力状態の違いに関する考察

更新統の大阪湾粘土の三軸 K_0 圧密試験における圧縮特性が坂上ら (2004) によって報告されている。その圧縮曲線を図 7-15 に, K_0 圧密特性を図 7-16 に示す。これをみると, 圧密降伏応力付近では $K_0=0.2 \sim 0.4$ と小さな値を示しており, 圧密降伏前から徐々に K_0 値が増加している。また, 圧密降伏応力の約 2 倍以上の正規圧密領域では $K_0 \approx 0.5$ である。

土田(1990)は, 再構成した粘土に対する三軸 K_0 圧密試験の方法を詳細に検討し, K_0 圧密を開始するときの等方圧密圧力が K_0 値に影響を及ぼすことを明らかにしている。図 7-17 は K_0 圧密した後に等方除荷したときの, 過圧密比 OCR と側方ひずみ ϵ_h の関係, 図 7-18 は除荷後の K_0 再圧密時における初期等方圧密圧力が K_0 値に及ぼす影響を示したものである。ここでの OCR とは, 鉛直圧密圧力 σ'_v と先行圧密圧力 p_{pre} の比である。また, 図 7-18 の横軸は, 除荷後の K_0 再圧密時における鉛直圧密圧力 σ'_v を p_{pre} で正規化された値 σ'_v/p_{pre} である。

図 7-17, 図 7-18 に示した結果から, 室内試験における K_0 再圧密では, K_0 圧密を開始するときの等方圧密圧力が重要であることを示している。すなわち, K_0 再圧密過程の $\sigma'_v/p_{pre} < 2$ 付近の K_0 値は, 等方圧密圧力が小さく (OCR が大きく), $\epsilon_h < 0$ の条件で K_0 圧密を開始した場合は過小であり, 等方圧密圧力が大きく (OCR が小さく) $\epsilon_h > 0$ の条件で K_0 圧密を開始した場合は過大であることを示している。また, 再構成した粘土では, OCR が 6~8 付近で ϵ_h がほぼ 0 に等しく, この等方応力状態が K_0 圧密を開始する圧密圧力とすることが最も適当であるとしている。さらに, その等方応力状態は, 供試体の持つ残留有効応力 σ'_p (加

圧板法により測定したサクション)の値にほぼ等しい事を明らかにしている。

室内の圧密リングを用いた一次元圧密試験において K_0 再圧密時 (サンプリングによる応力解放後の K_0 再圧密) の K_0 値が地盤よりも小さいならば, その過程の ε_v は地盤に比べ過大となる (図 7-19 参照)。したがって, 圧密リングを用いた一次元圧密試験において, K_0 再圧密過程の K_0 値が原位置の状態に比べて小さい応力状態となっているならば, 圧密リングを用いた圧密試験で得られるその過程 (K_0 値が原位置の状態に比べて小さい応力状態となっている過程) の ε_v は過大である可能性が考えられ, これを検討しておく必要がある。

供試体が有する残留有効応力 σ'_p (加圧板法およびフィルターペーパー法により測定したサクション) と地盤の鉛直有効応力 σ'_{v0} の関係 (利藤, 2002) を図 7-20 に示す。 σ'_{v0} が 30~60kPa 程度と小さい Ma13 層の残留有効応力比 σ'_p/σ'_{v0} は 0.15~0.20 程度の値であるが, σ'_{v0} が 100kPa 以上の Ma13 層および更新統の Ma10,7,3 層の σ'_p/σ'_{v0} は 0.25~0.50 程度の値を示している。この値は, 過圧密粘土である尼崎粘土 ($OCR=1.7\sim 2.4$), 京都粘土 ($OCR=4.0\sim 4.5$) と同程度である。ここで, K_0 圧密を開始する等方圧密圧力の大きさを試料の有する残留有効応力定度の応力に設定することが適切であることを考えると, 図 7-15, 図 7-16 に示した試験での K_0 圧密を開始した等方圧密圧力は, 有効土被り圧 σ'_{v0} の 1/8 倍と報告されているので, その K_0 値は地盤の値に比べ過小であることが分かる。すなわち, 更新統の大阪湾粘土に対して, K_0 圧密を開始する等方圧密圧力は, σ'_{v0} の 1/4 倍~1/2 倍程度の等方圧密圧力とするべきであると考えられる。一方, 供試体を圧密リングにセットする前の等方圧密圧力の値は, 供試体の残留有効応力の値に等しい。したがって, 圧密リングを用いた圧密試験における一次元圧縮過程の K_0 値と地盤中の K_0 値は調和していると考えられ, 両者の K_0 応力状態の違いによる圧縮性に違いは無いと判断できる。

7.4.2 室内試験と地盤での K_0 圧縮過程における間隙の状態の違いに関する考察

室内試験での K_0 圧縮過程における乱さない粘土の圧密降伏後における間隙の状態は, 第3章で示したように, σ'_v の増加に伴い再構成した粘土の間隙の状態に近づいていく。また, 第7章で明らかにしたように, 乱さない粘土の圧密降伏後における間隙の状態は, クリーブ過程においても再構成した粘土の間隙の状態に近づいていく。計算 Case-A のように $c_2=0$ とした場合の式(7-4)は, このような圧密降伏後の挙動をモデル化した圧縮則である。

図 7-21 に初期体積比 f_0 を体積比指数であらわした I_{sv0} ($=\ln f_0 / \ln f_L$) と σ'_{v0} の関係を整理した。基準圧縮曲線として土田 (2000b) の SCC-marine および式 (1-5) で得られる \mathcal{K}_0 での基準圧縮曲線の平均値 \bar{f}_R も併記している。図 7-21 の I_{sv0} と σ'_v の関係は, 室内試験とは異なり, I_{sv0} は σ'_v が大きくなっても基準曲線に漸近していない。すなわち, 地盤の間隙の状態は σ'_v が増加しても, 再構成した粘土の間隙の状態に近づいてはいないことが分かる。

第3章と第4章で明らかにしたように, 粘土の間隙の状態には, 粘土粒子間の骨格に起因する間隙と, 珪藻遺骸や生痕に起因する間隙の両者がある。

図 7-21 の完新統の Ma13 層と更新統の各粘土層の I_{sv0} を比較すると, 後者のほうが基準

曲線の I_{sv} との差が大きい。更新統の I_{sv0} と σ_v の関係については基準曲線と概ね平行にある。ここで、完新統の乱さない粘土の間隙の状態が、更新統のそれに比べて低位である理由を考える。完新統の粘土粒子間の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸に起因する間隙は、両者ともにマクロポア相当の大きさの間隙があるのに対し、更新統の粘土粒子間の骨格に起因する間隙にはマクロポア相当の大きさの間隙はないが珪藻遺骸に起因する間隙にはマクロポア相当の大きさの間隙が存在する。この違いが完新統の粘土と更新統の粘土の間隙の状態の高低に影響を及ぼしているものと考え。すなわち、堆積粘土には粘土粒子の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕等の混入物に起因する間隙の両者が存在し、この両者の間隙の状態を考慮することが堆積粘土の変形を考える上でも重要である。

図 7-22 に更新統の大阪湾粘土の圧密降伏時における間隙パラメータ I_{ry} と p_{y0} の関係を示す。 I_{ry} は p_{y0} には依存しておらず、 I_{ry} のばらつきが大きい。すなわち、更新統の大阪湾粘土の間隙の状態は応力には依存しておらず (I_{ry} の平均値は $I_{ry}=0.063$)、室内で見られる間隙の状態の応力依存性 (3.3.3(3) I_r の応力依存性参照) とは異なっている。この要因としても、珪藻遺骸や生痕等の粘土鉱物以外の混入物の影響が考えられる。

第3章と第4章で明らかにしたように、室内試験において、珪藻遺骸や生痕に起因する間隙は圧密降伏後の σ_v の増加に伴い崩壊し、間隙の状態が低位化する。しかしながら、Tanaka・Locat (1999) は、図 7-23 に示すように、約 400m の大深度の Ma0 層においても粘土には珪藻遺骸が崩壊せずに存在することを明らかにしている。このことから、大阪湾の更新統の地盤では、 σ_{v0} の増加に伴い、粘土の骨格の間隙は変形し減少する (第3章で示したように間隙径 d_p は小さくなる) もの、珪藻遺骸や生痕に起因する間隙は保持され、メゾポアやマクロポアに相当する大きさの間隙を維持している (間隙比 e はそれほど小さくならない) と考えられる。

地盤工学会編 (1998) では、地質学的な時間効果を受けた地盤の粘土の間隙の状態に影響を及ぼす因子として、①鉛直・水平有効応力の変化、②地下水位の変化、③膨潤 (吸水) と乾燥、④生物の居住、⑥有機物の腐敗、⑦堆積物の浸出 (リーチング) とその沈殿、⑧地震とその地殻変動 (断層、褶曲)、⑨化学的風化作用、温度変化を挙げている。これらの因子のうち、更新統の大阪湾粘土が基準曲線に比べ高い間隙を保つ要因としては、④生物の居住に起因する間隙の存在と⑨化学的作用 (セメンテーション) が考えられる。なお、⑦堆積物の浸出 (リーチング) についても高い間隙を保つ要因であるが、第2章において、Tanaka et al (2002) の結果を引用し、更新統の大阪湾粘土に対してはリーチングの影響がないことを述べている。

更新統の大阪湾粘土に対する⑨化学的作用 (セメンテーション) について、小松ら (2005) は、福江 (1995) の研究成果に基づき、セメンテーションに起因する主な物質として炭酸カルシウム (CaCO_3) が挙げられるとして、炭酸カルシウム含有率と圧密降伏応力の関係を検討している。その結果、更新統の大阪湾粘土の炭酸カルシウム含有率は、相模湾、瀬戸内海の完新統の粘土および更新統の東京湾粘土よりも小さいことを明らかにしており、更

新統の大阪湾粘土が我が国の他地区に比べ化学的作用（セメンテーション）が特別であるとは考えにくい。また、6.4.3で検討したように、乱さない粘土と再構成した粘土の圧縮曲線に及ぼす α_v の影響は同じであり、 α_v の影響を排除した圧密降伏応力 $p_{v,ref}$ はほぼ σ'_{v0} に等しいので、化学的作用（セメンテーション）による粘土粒子間の固結力によって、粘土粒子間の間隙の状態を高位にしているわけではない。このことから、更新統の大阪湾粘土の間隙の状態が高位である理由としては、④生物の居住に起因する間隙の存在が主要因であると考えられる。

この室内試験と地盤での圧縮に伴う間隙の状態の変化の違いについて考察する。地盤、特に関西国際空港の沈下の事例では、沈下対象となる層厚が非常に大きくて、確実に排水層となり得る砂層もほとんどなく、圧縮過程の α_v は非常に小さい。図7-13の経過日数が1,000日、2,000日ときの全沈下量の計測結果をそれぞれ7.5m、10.0mと読み取り、対象となる粘土層厚が146mとすると、この間の α_v は $2 \times 10^{-10} \text{s}^{-1}$ である。完新統の沈下は経過日数が1,000日付近においてほぼ収束していること、経過日数が1,000日付近以降において更新統の沈下が顕著に生じていることから、このとき（ $\alpha_v \approx 2 \times 10^{-10} \text{s}^{-1}$ ）の更新統の α_v が最も大きい状態と考えられる。また、先に述べたように、経過日数が5,000日、6,000日間の α_v は $4 \times 10^{-11} \text{s}^{-1}$ である。したがって、関西国際空港の地盤は、 $\alpha_v \approx 2 \times 10^{-10} \text{s}^{-1} \sim \alpha_v$ は $4 \times 10^{-11} \text{s}^{-1}$ のオーダーで圧縮が進行している。図7-24に大阪湾粘土に対する長期圧密試験の α_v の経時変化の1例を示すが、地盤は α_v は長期圧密試験の α_v （ $\alpha_v = 10^{-9} \text{s}^{-1}$ 程度）に比べて1～2オーダー小さい。また、図6-19に示した間隙パラメータ I_r のひずみ速度依存性を見ると、最も小さい p においても圧密降伏時の α_v は 10^{-8}s^{-1} のオーダーであり、長期圧密試験における圧密降伏時の α_v は、地盤の α_v に比べて2～3オーダー大きい。

堆積粘土には粘土粒子の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕等の混入物に起因する間隙の両者が存在するので、変形速度によって各々の間隙の変化の様子が異なることが考えられる。第6章で示したように、圧縮曲線の α_v 依存性は間隙の状態が高位な乱さない粘土とそれを再構成した粘土の違いはない。そして、圧縮曲線の α_v 依存性の大小は塑性図から I_a を用いて推定することができる。すなわち、間隙の状態の高低によらず α_v 依存性は同じで、 α_v の増加に伴う応力増分の度合いはコンシステンシー限界で表される粘土の特性によって決まる。また、第5章で示したように、透水特性は粘土全体の間隙の大きさを表す間隙比（体積比）ではなく、粘土粒子間の間隙径に依存している。これらの結果から、堆積粘土には前述の2つの間隙の状態があるが、堆積粘土が変形する速度については、主に粘土粒子の骨格に起因する間隙の変形に依存しているといえる。

ここで、地盤は非常に小さな α_v のもとでの変形であるのに対し、室内試験ではそれに比べて大きな α_v のもとでの急速な変形であることを考えると、珪藻遺骸や生痕等に作用する応力は、粘土粒子の骨格に起因する間隙の変形速度が大きいほど大きい。したがって、図7-25に示すように、堆積環境下や関西国際空港の地盤の様に非常に小さい α_v では、珪藻遺骸や生痕の形状が破壊せずに、粘土粒子で形成された間隙が主に変形していくものと推測

される。なお、図 7-26 に示すように海外の粘土では、室内の CRS 試験においても α_v が小さい場合 ($\alpha_{v5}=1.69 \times 10^{-8} \text{s}^{-1}$) は、 α_v が大きい場合 ($\alpha_{v4} > 1.07 \times 10^{-7} \text{s}^{-1}$) に比べ、 σ_v の増加に伴う間隙の変化 (図 7-26 では ε_v の変化) の割合が小さくなる結果も報告されている (Leroueil et al., 1985)。

7.4.3 提案モデルの修正と地盤の沈下の計算結果

室内の圧密試験でみられる圧密降伏後の間隙の状態の低位化をモデル化し式(7-4)を得たが、地盤では前節で述べたように、珪藻遺骸や生痕等の混入物に起因する間隙が変形せずに、粘土粒子の骨格に起因する間隙のみが変形していく場合、粘土は高位な間隙の状態を保ったまま基準曲線とほぼ平行に圧縮していく。この現象をモデル化すると、圧密降伏後の圧縮則として、式(7-4)は次式のように簡略化される。

$$\log f = \Gamma_L^* (1 + 10^b \alpha^a) - C_c^* \log \sigma_v' + I_{rv} \quad \dots \dots \dots (7-12)$$

Case-A の式(7-4)の代わりに式(7-12)を用いて得られた計算結果を Case-B とする。図 7-27 に計算結果 Case-A と Case-B の圧縮曲線を比較した代表的な結果を示す。また、図 7-28 に、荷重増分が $\Delta p = 450 \text{kPa}$ 、層厚を 1 期島相当に単純換算した沈下の計算結果 Case-B を示す。

完新統 Ma13 層の計算結果 Case-B による沈下量は、計算結果 Case-A よりやや小さく 6.0m 程度である。一方、Ma13 層以深の更新統の各粘土層の累積沈下量は計算結果 Case-A に比べ約半分となり 7.2m 程度である。

沈下の計算結果 Case-A と Case-B は、2 期島下の粘土層の圧密試験結果から地盤パラメータを算出していることと、1 期島下の粘土層の層序・層厚を厳密に反映したものでないことから、必ずしも正確な沈下量とはいえない。しかし、計算結果 Case-B の沈下量は、図 7-13 に示した沈下の計測結果と概ね調和しており、 α_v が非常に小さい場合の地盤における圧密降伏後の圧縮側としては、粘土の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕に起因する間隙の両者が圧縮する場合をモデル化した式(7-4)よりも、粘土の骨格に起因する間隙のみが圧縮し、珪藻遺骸や生痕に起因する間隙は圧縮されない場合をモデル化した式(7-12)の方が妥当であることを示している。

7.4.4 地盤の沈下予測の結果

圧密降伏後の圧縮則として式(7-4)の代わりに式(7-12)を用いて、2 期島の計測槽①における層序・層厚、荷重増分が 2 期島相当の $\Delta p = 588 \text{kPa}$ とした場合の沈下予測の結果を Case-C として図 7-29 に示す。また、この計結果から各粘土層の α_v と経過時間 t の関係を図 7-30 に整理した。ここでの経過時間 t は計算条件として与えた α_v と計算結果として得られる $\Delta f/f$ の値から次式のように算出した値である。

$$t = \sum \left(\frac{\Delta f_i / f_i}{\alpha_v} \right) \quad \dots \dots (7-13)$$

図7-30によると、50年後は $\alpha_v \doteq 10^{-12} \text{s}^{-1}$ である。また、Itoh et al. (2001)によると、大阪湾基盤の沈降速度が0.5mm/year程度であるので、沈下の対象層厚を100～1,000mと仮定すると $\alpha_v \doteq 10^{-13} \sim 10^{-14} \text{s}^{-1}$ である。実施した計算条件で50年後の $\alpha_v \doteq 10^{-12} \text{s}^{-1}$ となる予測沈下量は、Ma13層が約8.2m、それ以深のDtc層～Ma2層までの累積沈下量が約14.0mとなり、2期島の沖合い側に位置する計測櫓①において、予測される総沈下量（Ma2層より上位の層の沈下量）は約22.2mとなる。

7. 5 本章の結論

擬似過圧密粘土層の圧密沈下予測精度を向上させるために、擬似過圧密粘土と過圧密粘土に対する新たな圧縮則を提案し、その適用性について明らかにした。得られた結論は以下の通りである。

- (1) 室内試験で見られる圧縮挙動に基づいて、高位な間隙の状態に起因する圧密降伏後の大きな圧縮性やひずみ速度に依存した圧縮挙動が表現できるアイソタック型の一次元の圧縮則（式(7-1)～(7-6)）を提案した。また、室内の圧密試験結果との比較により、提案するモデルの適用性を確認した。
- (2) 堆積粘土には粘土粒子の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕等の混入物に起因する間隙の両者が存在し、この両者の間隙の状態を考慮することが堆積粘土の変形を考える上で重要である。また、圧縮に伴う間隙の変化には α_v に応じて2つのモードがあり、このモードの違いが応力とひずみの関係に大きな影響を与えることを、室内試験と地盤で得られる圧縮挙動とその計算結果から明らかにした。すなわち、室内試験では、粘土の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕に起因する間隙の両者が圧縮する場合をモデル化した圧縮則（モード1）の適用性が高いが、 α_v が室内試験に比べ非常に小さい地盤では、粘土の骨格に起因する間隙のみが圧縮し、珪藻遺骸や生痕に起因する間隙は圧縮されない場合をモデル化した圧縮則（モード2）の適用性が高い。
- (3) 関西国際空港2期島の沖合い側に位置する計測櫓①の沈下量をモード2の圧縮則を用いたモデルで計算した。実施した計算条件において、50年後の沈下量は、完新統が約8.2m、更新統が約14.0mであり、総沈下量は約22.2mとなる。

表 7-1 圧密降伏条件に関するパラメータ
 (上) 大阪湾粘土, (下) 各地区粘土

試料名	σ'_{v0} (kPa)	p_{y0} (kPa)	$p_{y,ref}$ (kPa)	$p_{y,ref} / \sigma'_{v0}$	α	$I_{\Gamma y}$
Dtc	286	361	286	1.00	0.043	0.008
Ma12	361	530	361			0.077
Ma11	618	737	618			0.077
Ma10	870	1284	870			0.056
Ma9	1052	1403	1052			0.119
Doc5	1188	1716	1188			0.068
Ma8	1372	1698	1372			0.094
Ma7	1489	1887	1489			0.080
Ma4	1866	2512	1866			0.076
Ma3	2012	2627	2012			0.046
Ma2	2201	3141	2201			0.042

試料名	σ'_{v0} (kPa)	p_{y0} (kPa)	$p_{y,ref}$ (kPa)	$p_{y,ref} / \sigma'_{v0}$	α	$I_{\Gamma y}$
尼崎粘土	262	494	354	1.35	0.042	0.034
京都粘土	205	846	566	2.76	0.035	0.067
ピサ粘土	191	279	191	1.00	0.016	0.031
ルイジベル粘土	119	265	189	1.59	0.034	0.076

表 7-2 圧縮則に関するパラメータ
(上) 大阪湾粘土, (下) 各地区粘土

試料名	f_0	$f_{\sigma'_v}$	C_c^*	Γ_L^*	a	b	c_1	c_2
Dtc	2.346	2.299	0.110	0.620	0.133	-0.898	-3.3	-4.08
Ma12	2.905	2.862	0.127	0.703	0.118	-0.864	-4.6	0.17
Ma11	2.477	2.423	0.100	0.576	0.092	-1.011	-8.9	-0.31
Ma10	2.351	2.329	0.122	0.670	0.129	-1.028	-3.3	-0.21
Ma9	2.547	2.515	0.128	0.661	0.108	-0.979	-3.2	0.30
Doc5	2.966	2.892	0.136	0.810	0.126	-1.078	-8.6	-1.13
Ma8	2.373	2.333	0.119	0.641	0.122	-0.910	-3.4	0.23
Ma7	2.388	2.352	0.129	0.697	0.114	-1.113	-2.8	0.00
Ma4	2.413	2.357	0.120	0.679	0.122	-0.814	-8.8	-0.41
Ma3	2.243	2.184	0.121	0.687	0.119	-0.978	-8.3	-0.71
Ma2	2.332	2.270	0.134	0.763	0.117	-1.183	-6.4	-1.27

試料名	f_0	$f_{\sigma'_v}$	C_c^*	Γ_L^*	a	b	c_1	c_2
尼崎粘土	3.233	3.118	0.182	0.916	0.153	-0.704	-3.1	0.00
京都粘土	2.713	2.673	0.149	0.756	0.130	-0.751	-7.5	-0.17
ピサ粘土	2.553	2.505	0.128	0.659	0.125	-0.877	-10.1	-0.21
ルイジベル粘土	2.722	2.697	0.139	0.6621	0.135	-0.7727	-3.5	0.21

<特記事項>

• f_0 は供試体初期状態の体積比, $f_{\sigma'_v}$ は σ'_{v0} まで再圧密した時の体積比である. 計算での初期値は, 両者の平均値を用いた.

表 7-3(1) 現地計測結果との比較に用いた更新統のパラメータ 1
 (上) 境界条件と初期条件および圧密降伏応力
 (下) 初期体積比と降伏条件および圧縮則に必要なパラメータ

地層区分と層厚				各洪積粘土層の平均値					ε_{v0} での設定値	
地層区分	上端深度 C.D.L-(m)	下端深度 C.D.L-(m)	層厚 H (m)	σ'_{v0} (kN/m ²)	OCR [ε_0 でのCRS試験結果]	p_{y0} (kN/m ²)	f_0	w_L (%)	OCR (kN/m ²)	p_{y0} (kN/m ²)
Dtc	54.70	63.00	8.30	274	1.40	384	2.295	64.3	1.40	384
Ma12	63.27	79.27	16.00	362	1.32	478	2.889	92.2		507
Ma12L	80.50	89.77	9.27	455	1.56	709	2.257	69.0		637
Ma11	94.00	114.57	20.57	593	1.28	759	2.376	77.2		830
Ma10	121.17	145.62	24.45	802	1.39	1114	2.460	93.4		1122
Ma9	150.62	175.27	24.65	1015	1.37	1389	2.430	96.3		1421
Doc5	179.87	194.07	14.20	1183	1.57	1858	2.526	100.5		1656
Ma8	200.42	211.62	11.20	1338	1.35	1802	2.357	89.7		1873
Ma7	217.27	234.47	17.20	1474	1.30	1919	2.355	90.7		2064
Ma7L	239.32	244.57	5.25	1607	1.53	2453	2.250	87.6		2250
Ma4	260.17	268.12	7.95	1802	1.49	2687	2.251	87.0		2523
Ma3	272.67	292.97	20.30	1936	1.28	2485	2.251	78.3		2710
Ma2	301.57	309.42	7.85	2108	1.45	3064	2.130	89.1		2951

地層区分	α	f_0	Γ_L^*	a	b	C_c^*	$I_{\Gamma y}$	c_1	c_2
Dtc	0.043	2.374	0.601	0.130	-0.843	0.113	0.044	-5.6	0.0
Ma12		2.785	0.730	0.143	-0.808	0.140	0.067		
Ma12L		2.309	0.623	0.132	-0.837	0.118	0.048		
Ma11		2.359	0.661	0.136	-0.827	0.126	0.055		
Ma10		2.515	0.736	0.144	-0.807	0.141	0.068		
Ma9		2.467	0.749	0.145	-0.803	0.144	0.070		
Doc5		2.473	0.769	0.147	-0.798	0.147	0.073		
Ma8		2.300	0.719	0.142	-0.811	0.137	0.065		
Ma7		2.280	0.723	0.142	-0.810	0.138	0.066		
Ma7L		2.215	0.709	0.141	-0.814	0.135	0.063		
Ma4		2.165	0.706	0.141	-0.815	0.135	0.063		
Ma3		2.045	0.666	0.137	-0.825	0.127	0.056		
Ma2		2.141	0.716	0.142	-0.812	0.137	0.064		

表 7-4 現地計測結果との比較に用いた完新統のパラメータ

Ma13			
層厚 ^{*)} H	20.0m, 25.0m	Γ_L^*	0.754
σ_{v0}	40kPa	C_c^*	0.142
p_{y0}	59kPa	a	0.17
f_0	3.500	b	-0.790
α	0.043	c_1	-5.6
$I_{\Gamma y}$	0.02	c_2	0
*) 層厚は, 計算 Case-A および計算 Case-B では H=20.0m, 計算 Case-C では H=25.0m に設定した.			

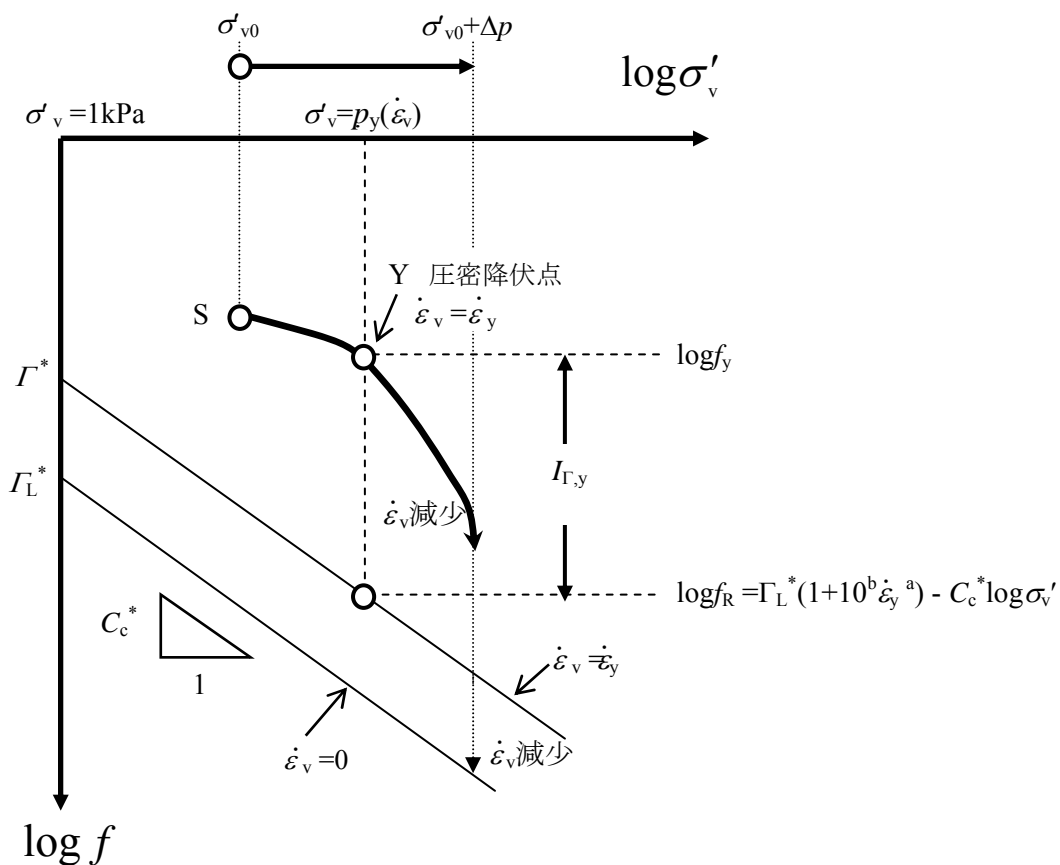


図 7-1 圧密降伏条件の概念

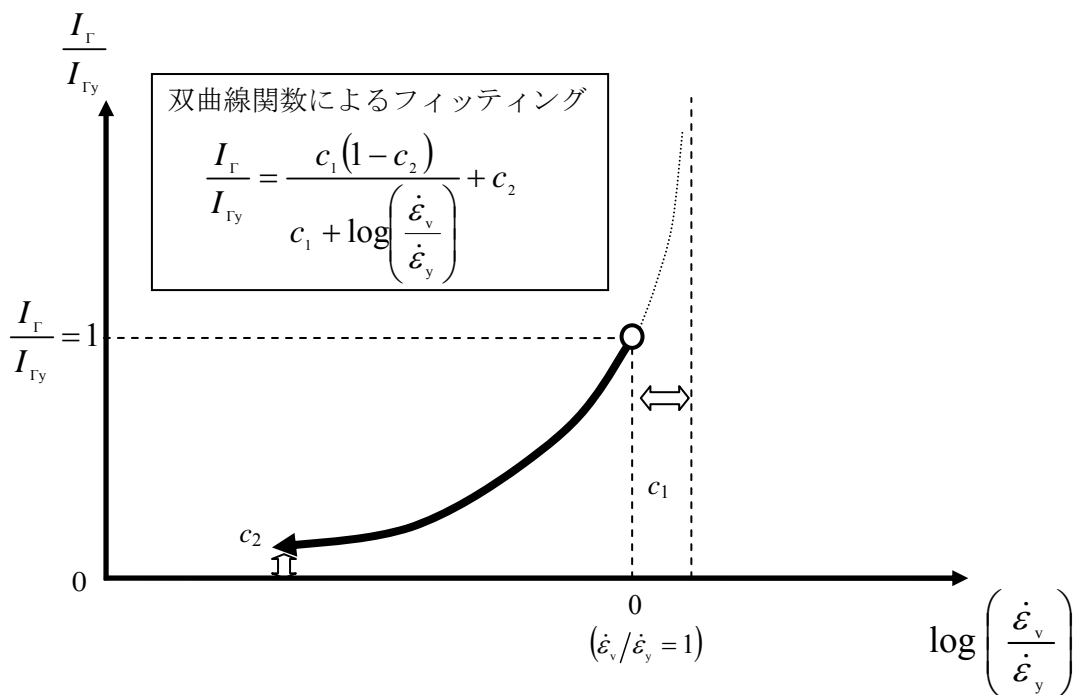


図 7-2 圧密降伏後の $I_\Gamma/I_{\Gamma,y}$ と $\dot{\epsilon}_v/\dot{\epsilon}_y$ の関係の概念

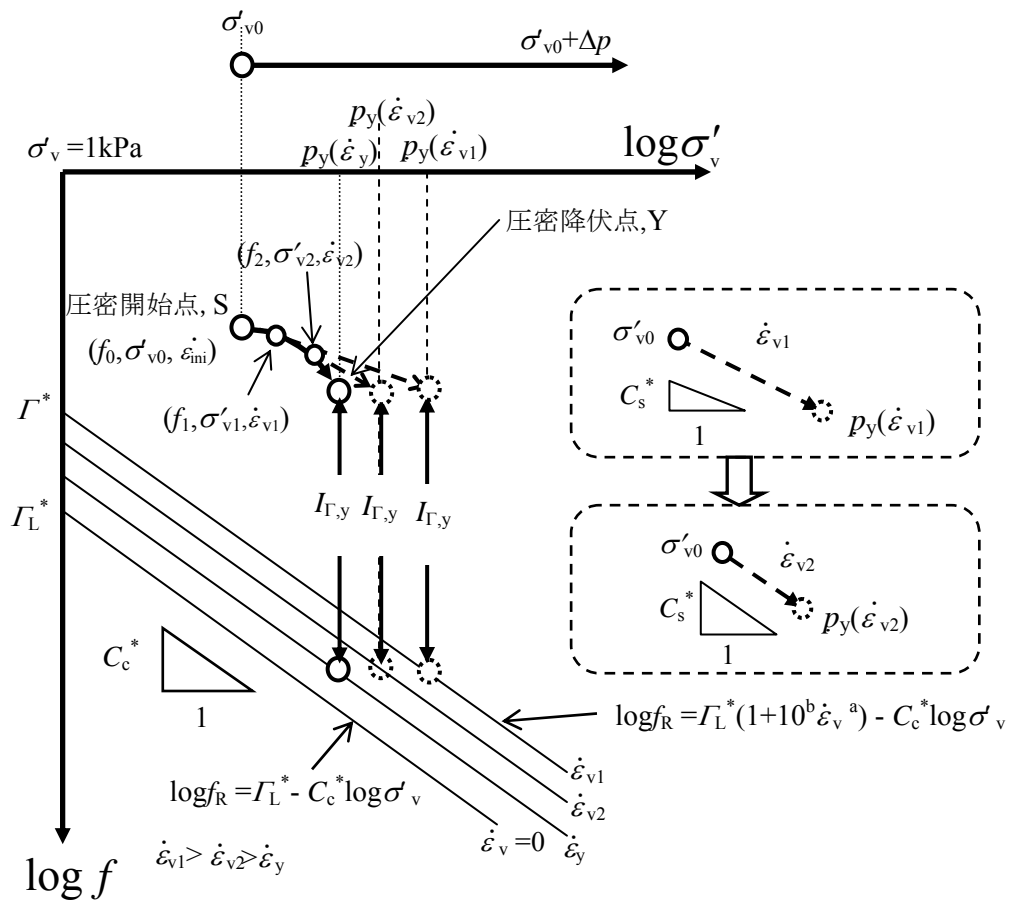


図 7-3 圧密降伏前の圧縮則の概念

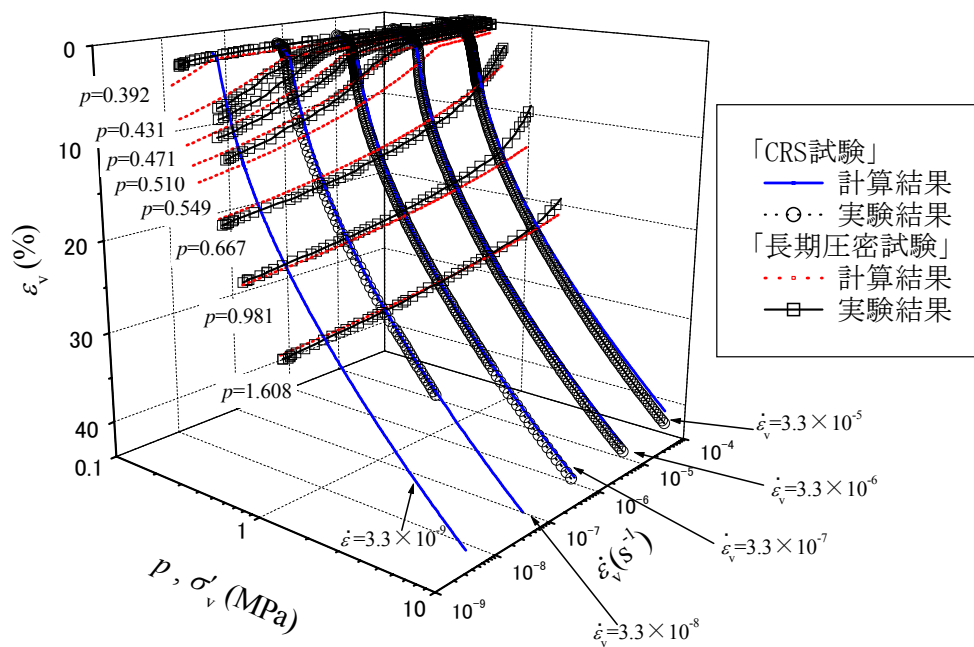


図 7-4 計算結果と実験結果の比較

($\dot{\epsilon}_v - \log \sigma'_v - \log \dot{\epsilon}_v$ 関係の 1 例, 大阪湾粘土 Ma12)

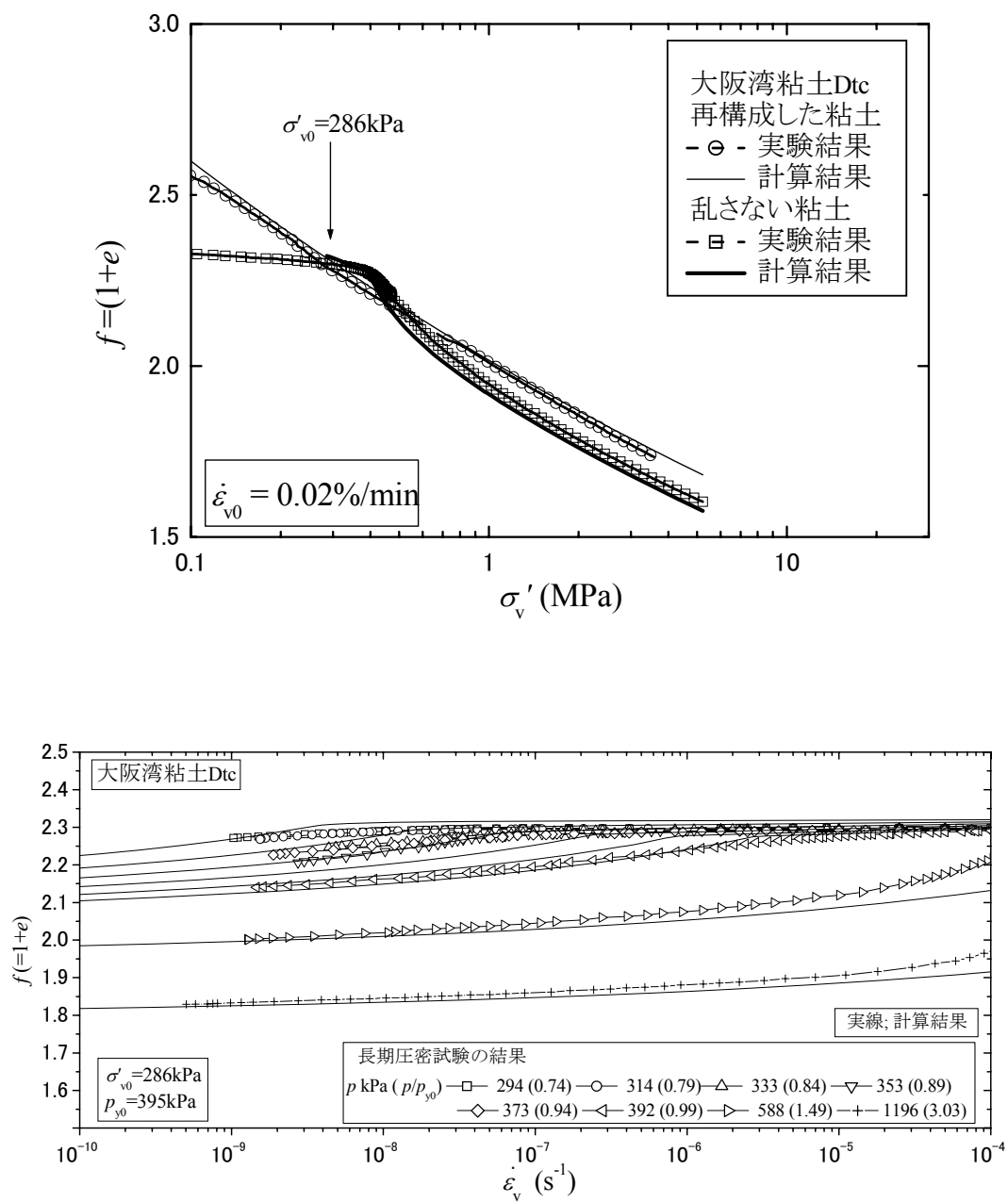


図 7-5(1) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Dtc)
(上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

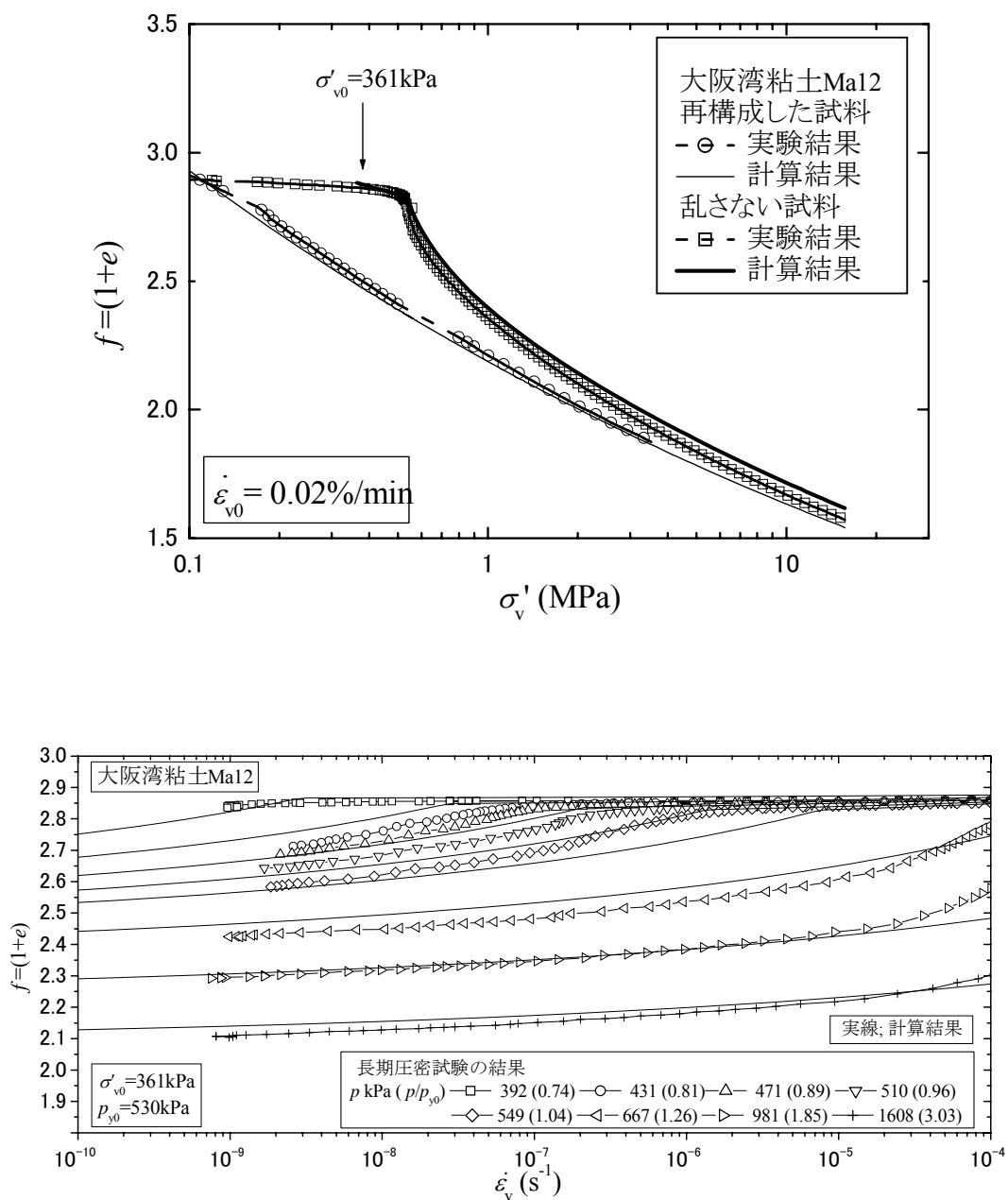


図 7-5(2) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Ma12)
(上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

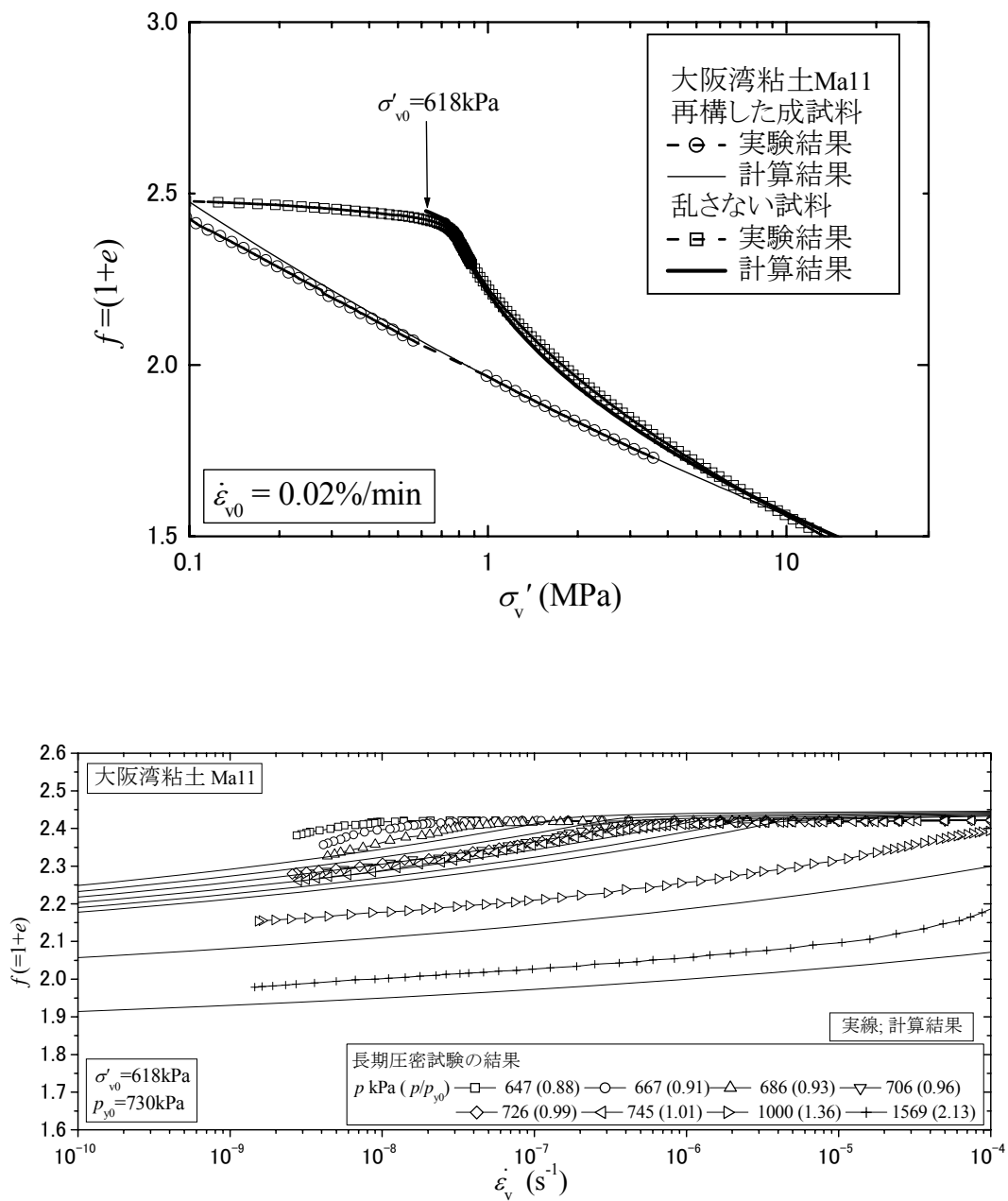


図 7-5(3) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Ma11)
(上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

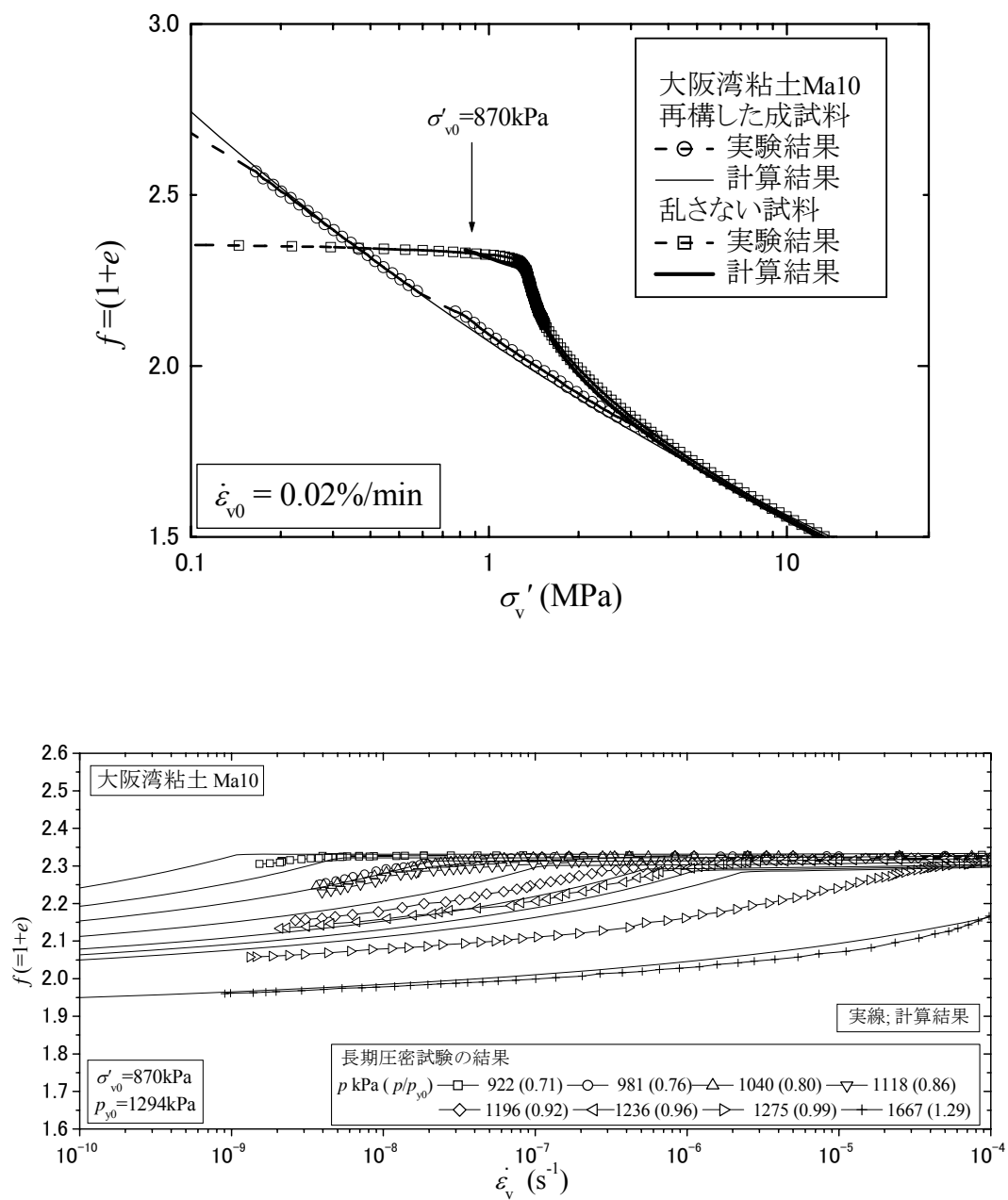


図 7-5(4) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Ma10)
(上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

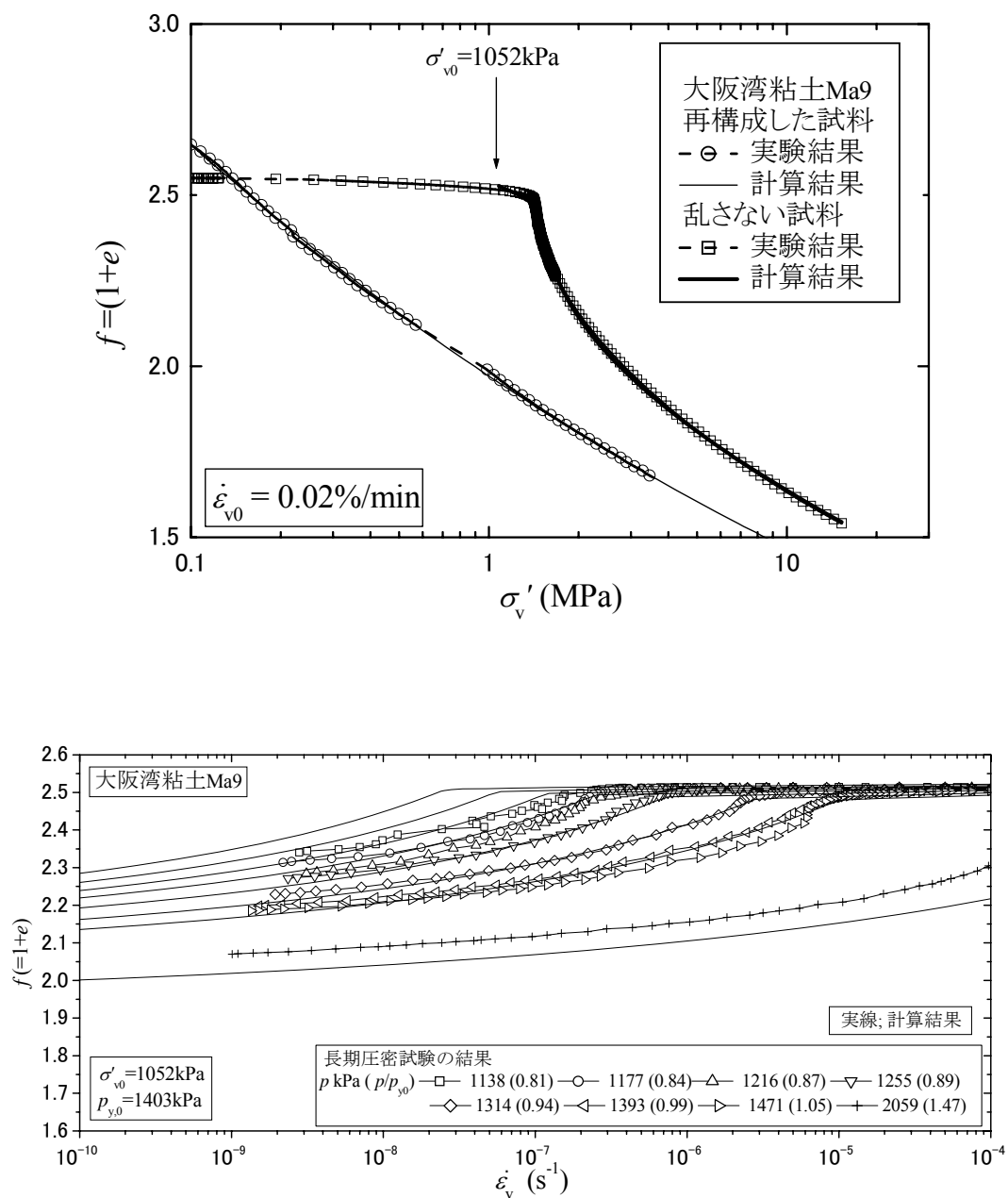


図 7-5 (5) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Ma9)
 (上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

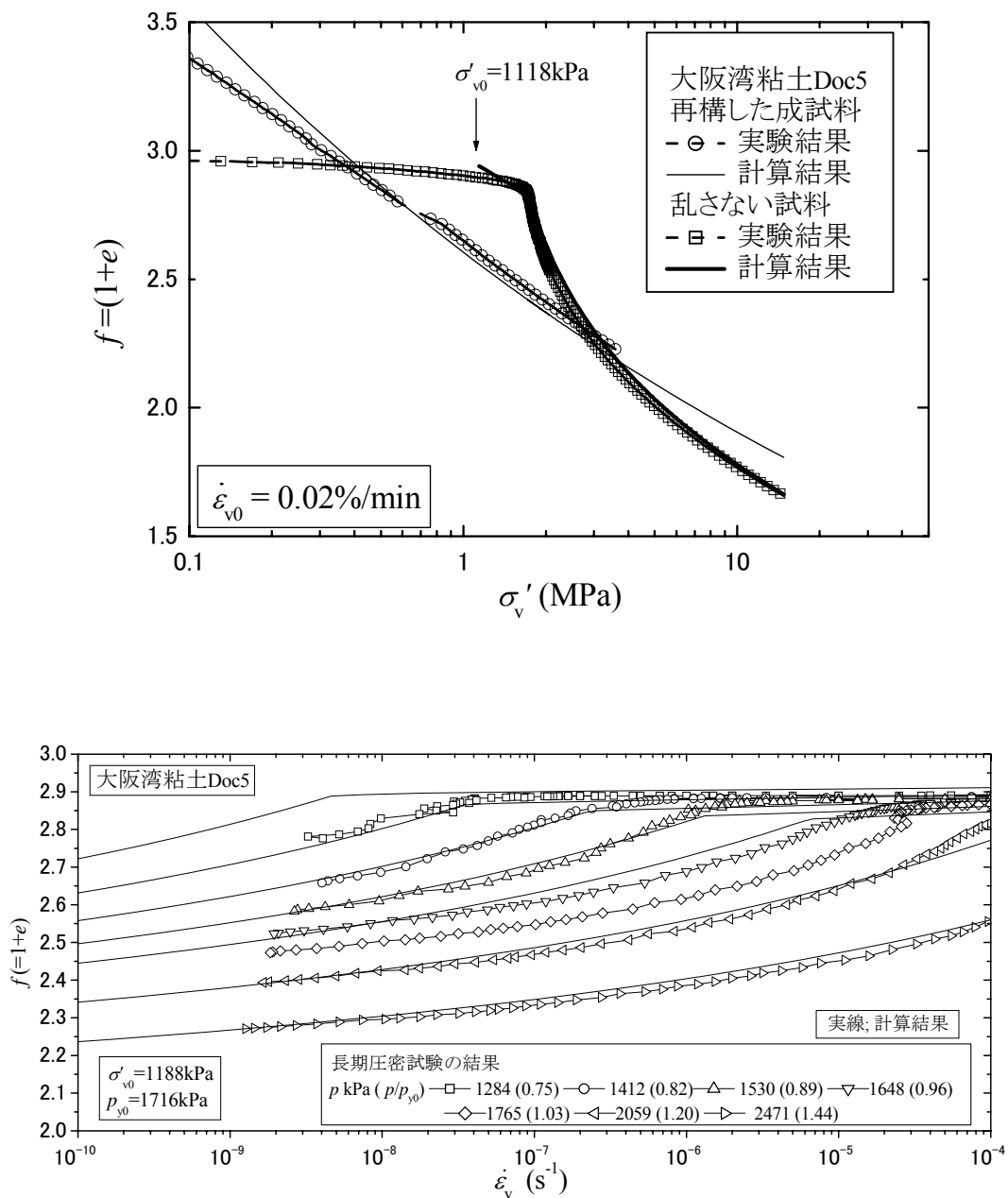


図 7-5(6) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Doc)
 (上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

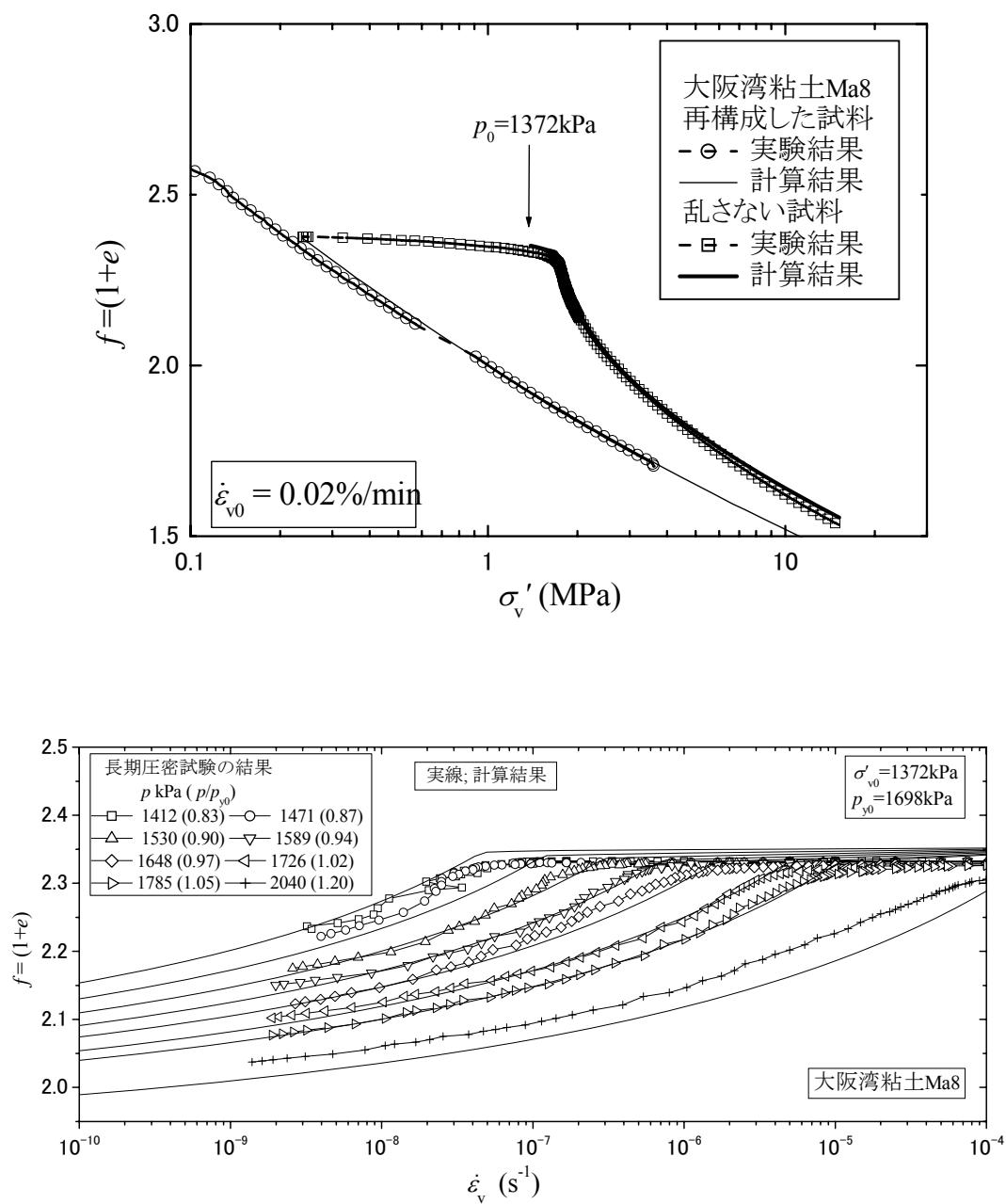


図 7-5(7) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Ma8)
(上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

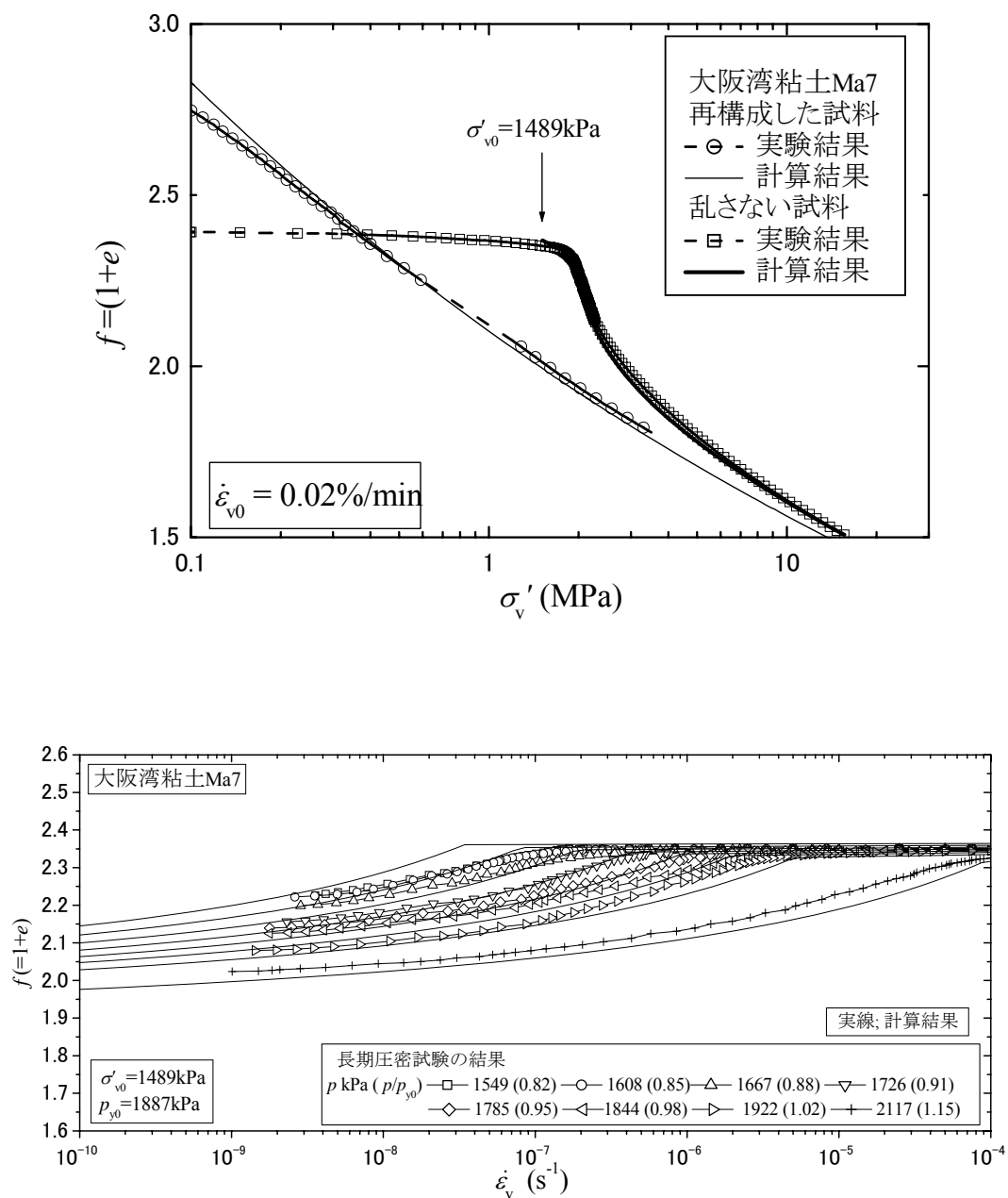


図 7-5 (8) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Ma7)
 (上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

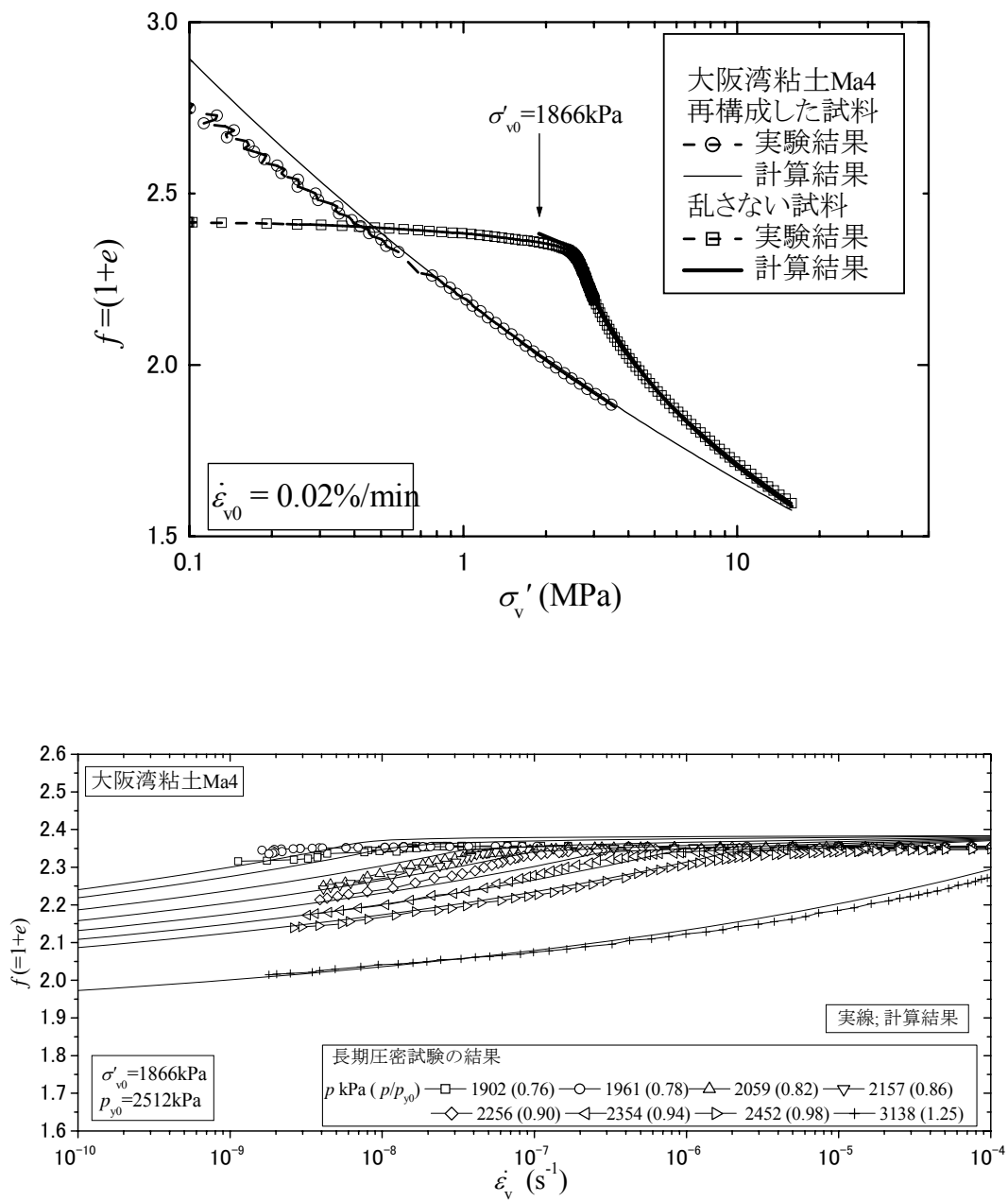


図 7-5 (9) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Ma4)
 (上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

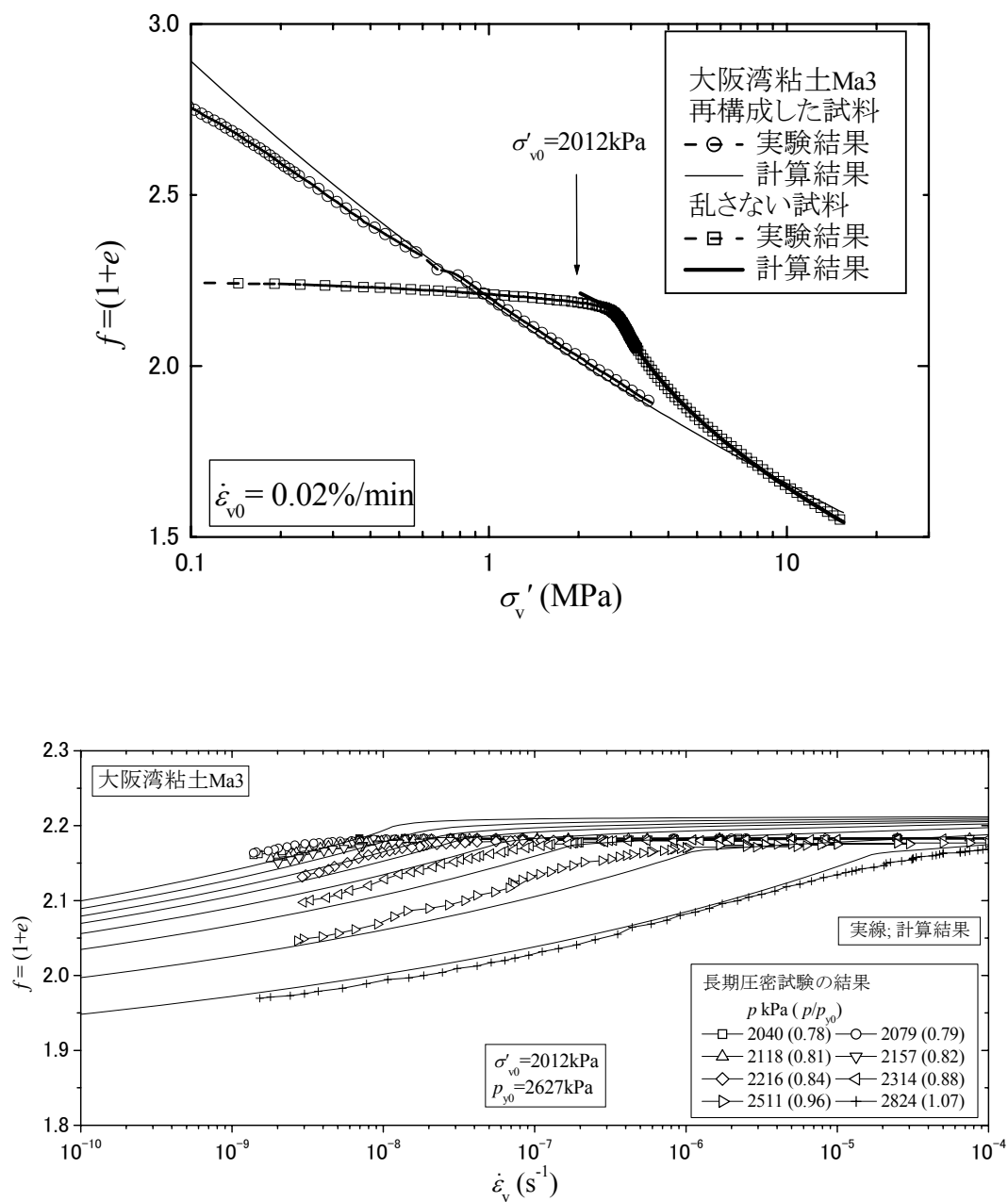


図 7-5(10) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Ma3)
 (上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

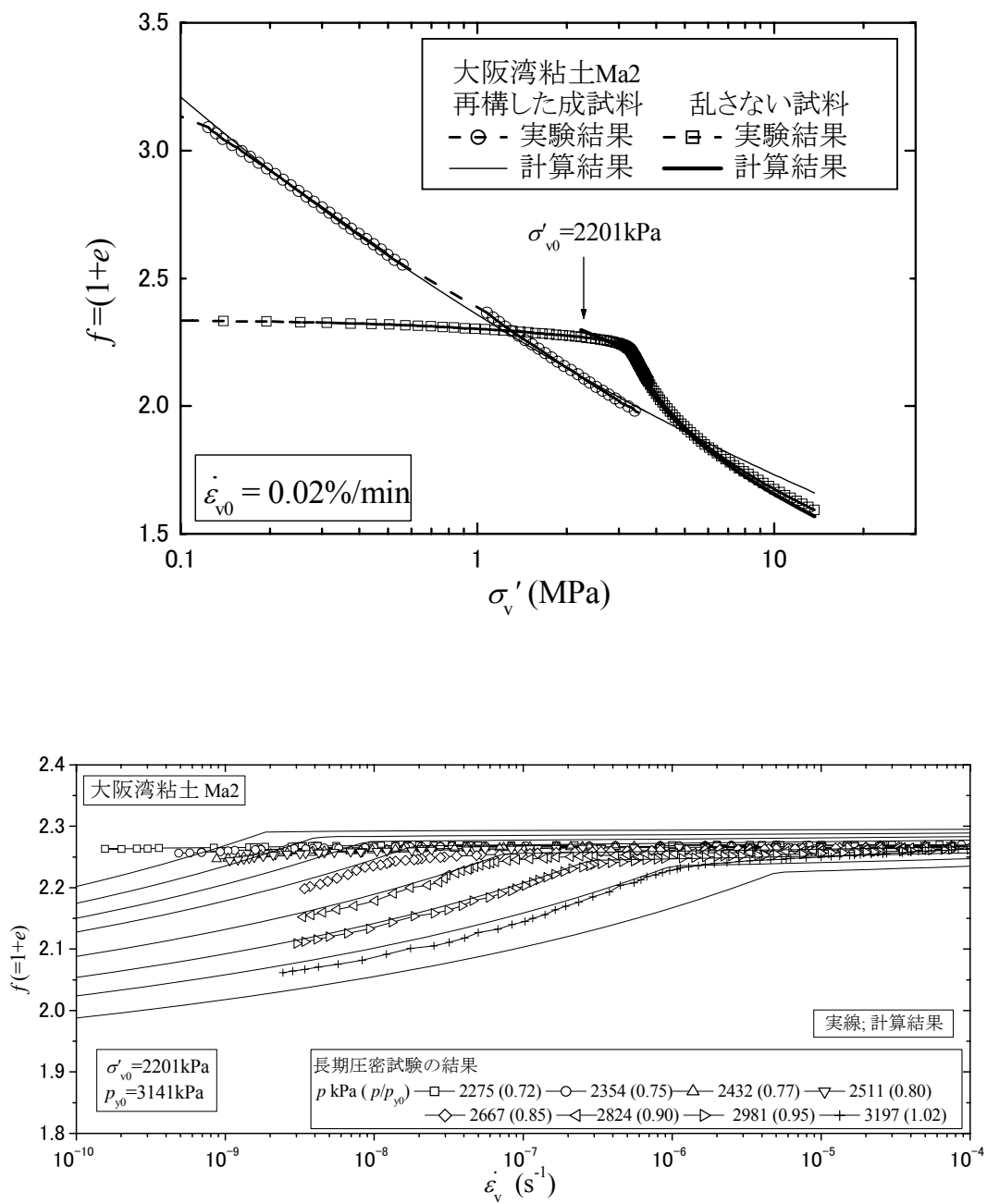


図 7-5(11) 計算結果と実験結果の比較 (大阪湾粘土 Ma2)
 (上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

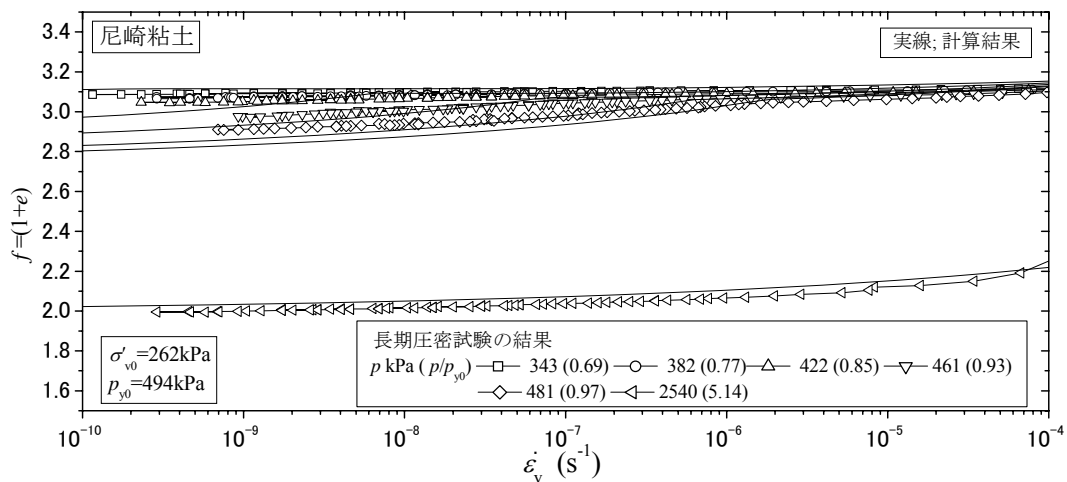
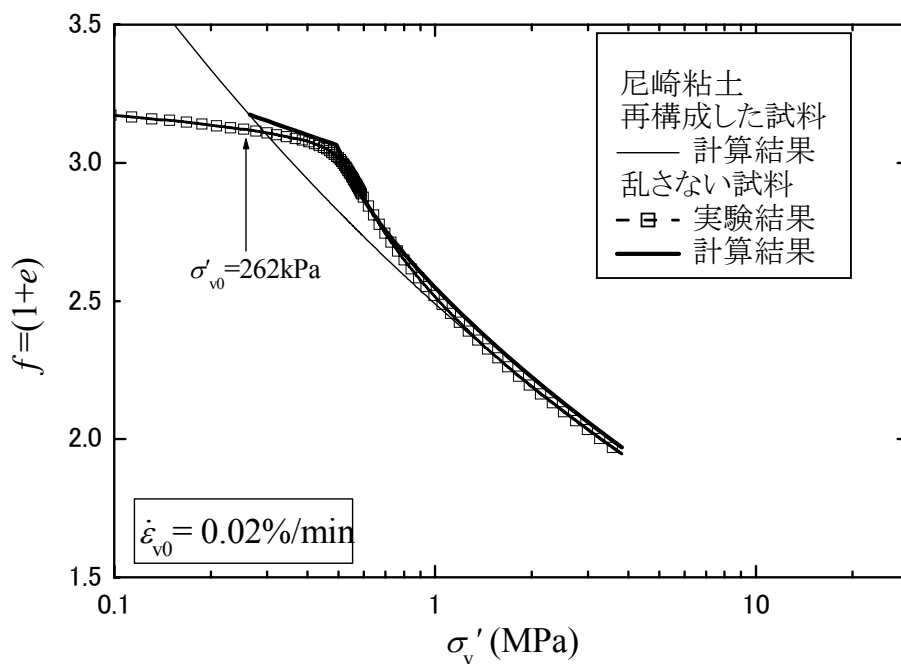


図 7-5(12) 計算結果と実験結果の比較 (ニ崎粘土)

(上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

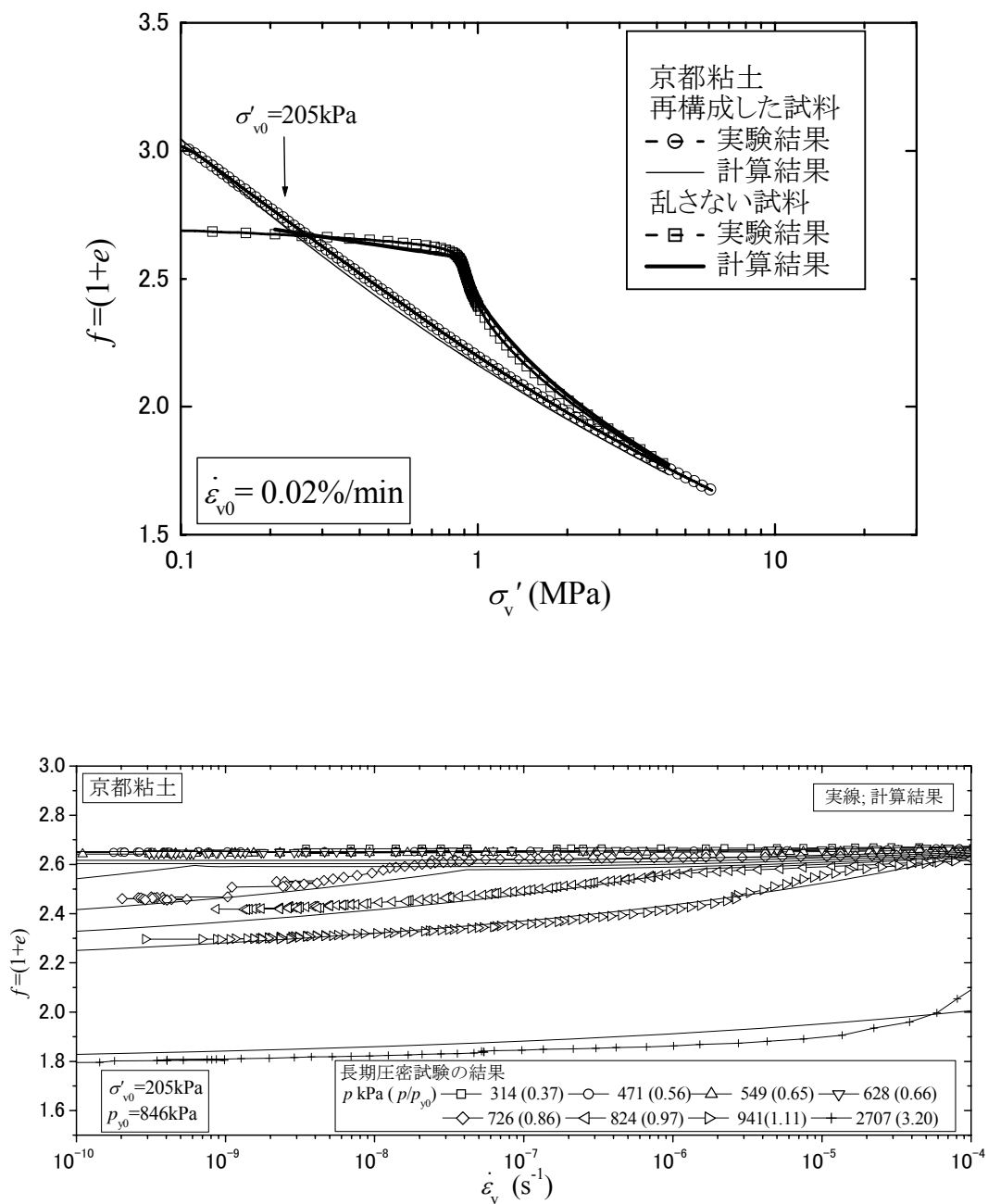


図 7-5(13) 計算結果と実験結果の比較 (京都粘土)

(上)CRS 試験, (下)長期圧密試験

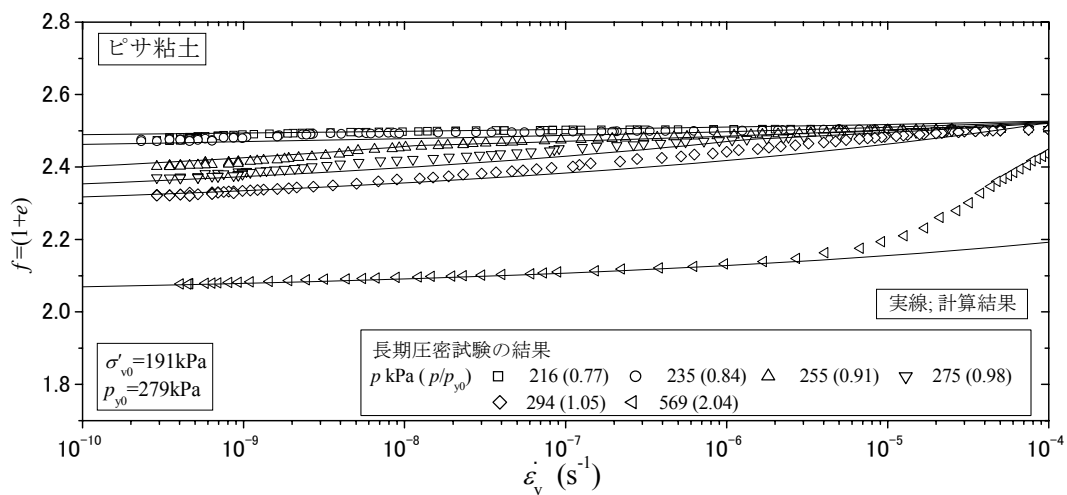
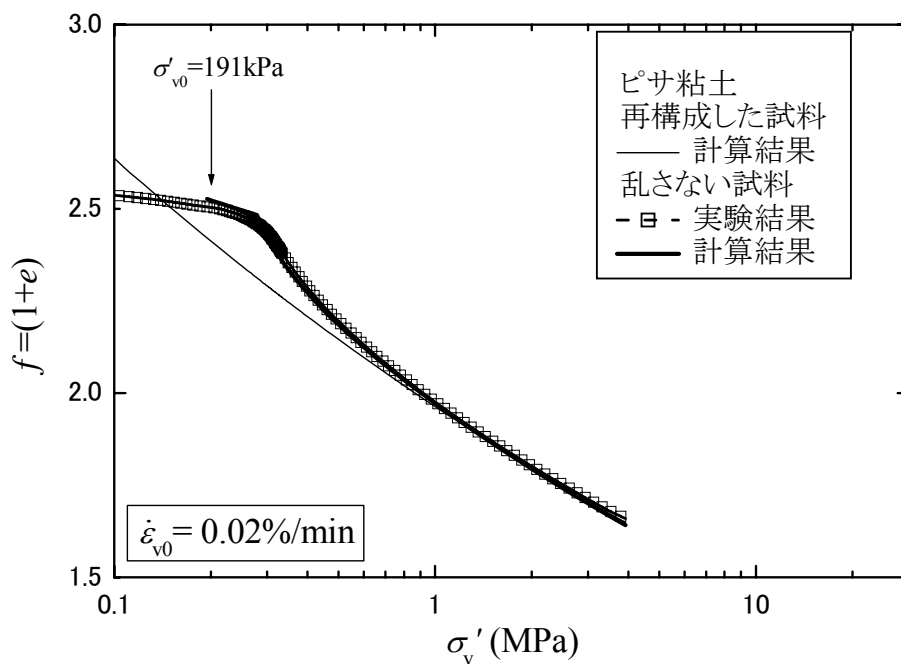


図 7-5(14) 計算結果と実験結果の比較 (ピサ粘土)

(上) CRS 試験, (下) 長期圧密試験

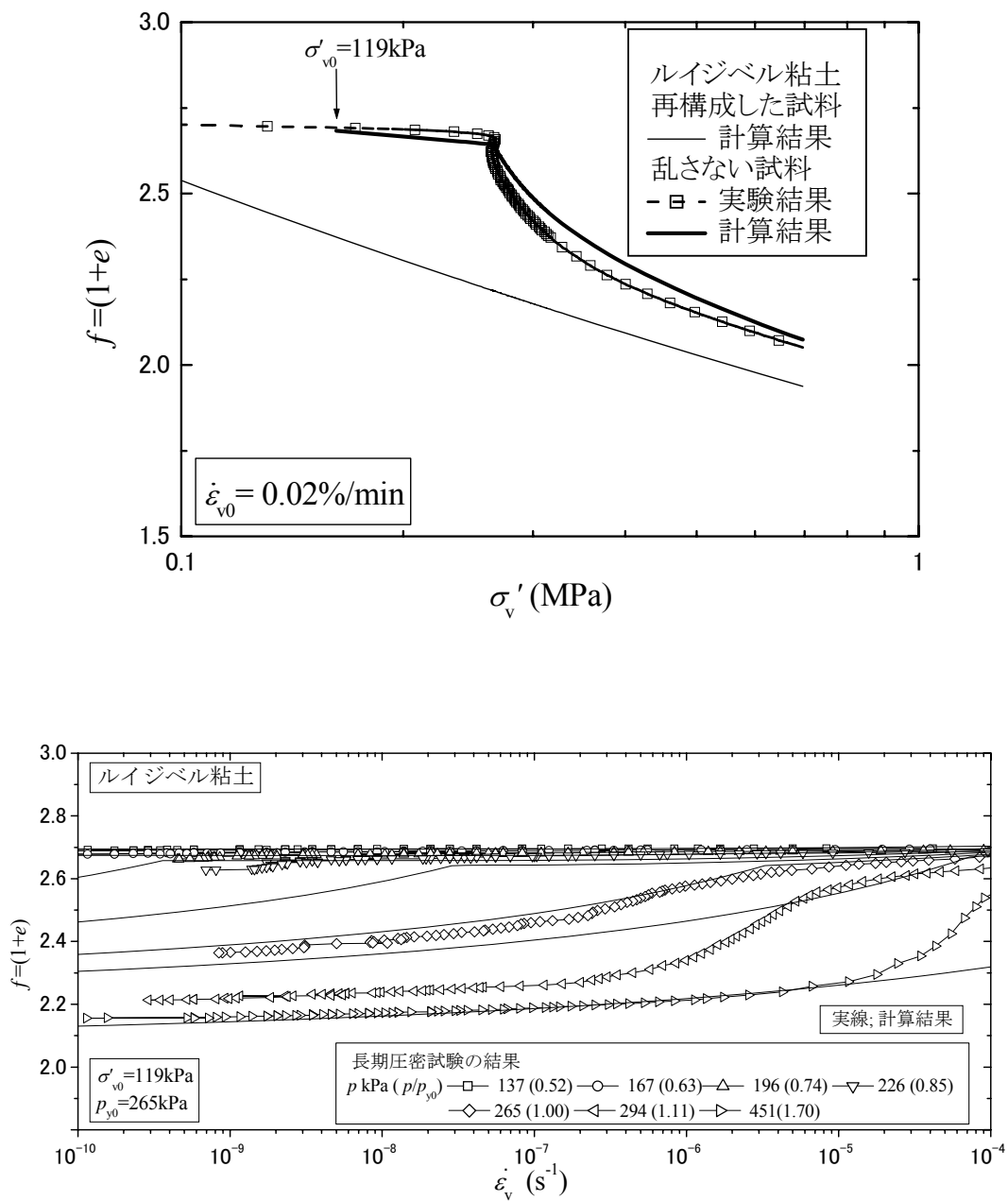


図 7-5(15) 計算結果と実験結果の比較 (レイジベル粘土)
(上) CRS 試験, (下)長期圧密試験

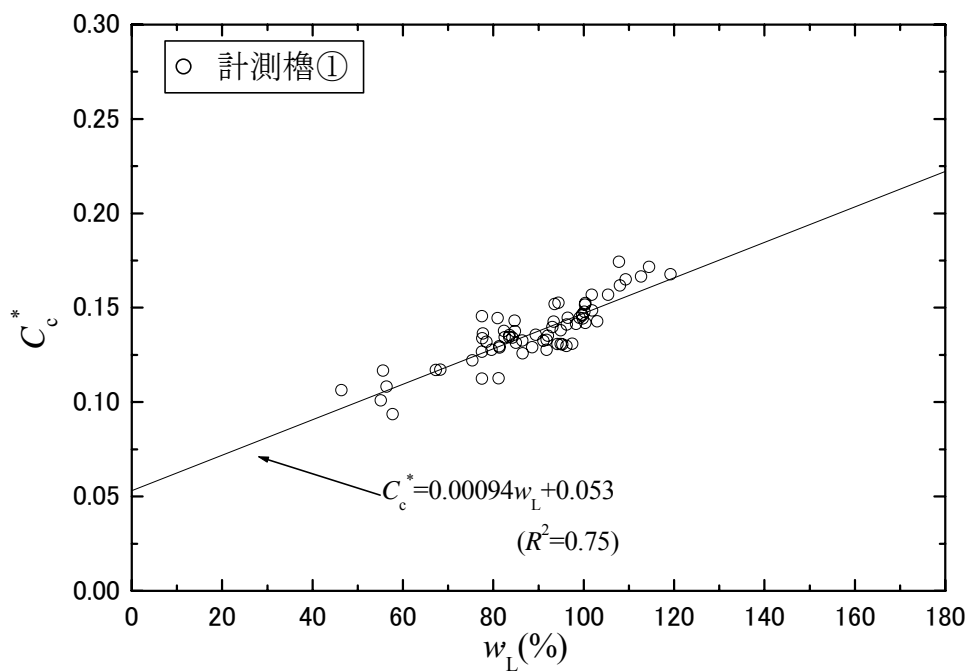


図 7-6 計測値①の C_c^* と w_L の関係

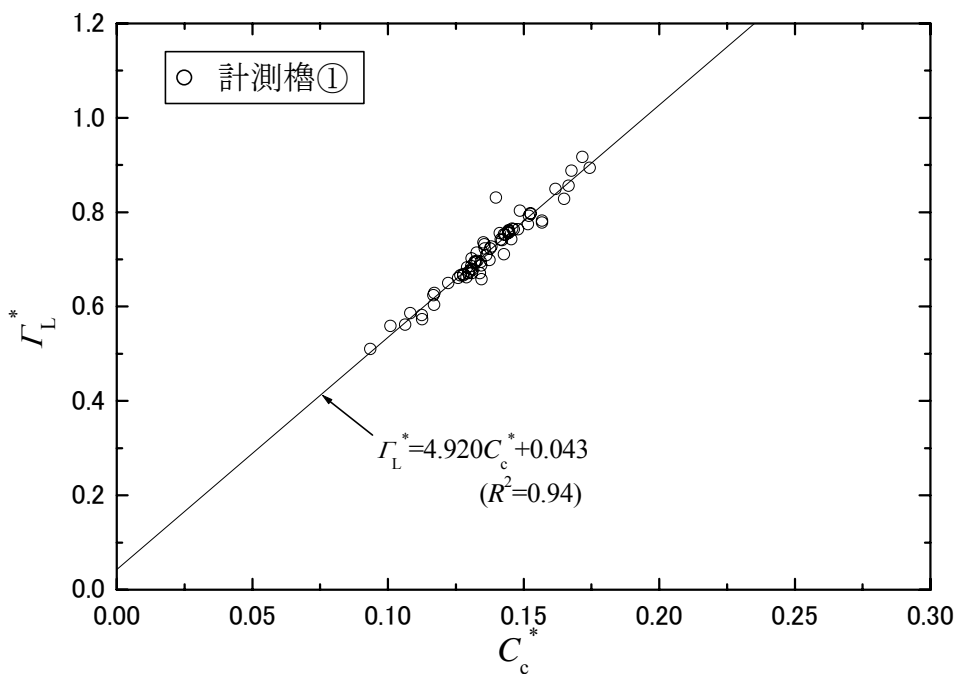


図 7-7 計測値①の Γ_L^* と C_c^* の関係

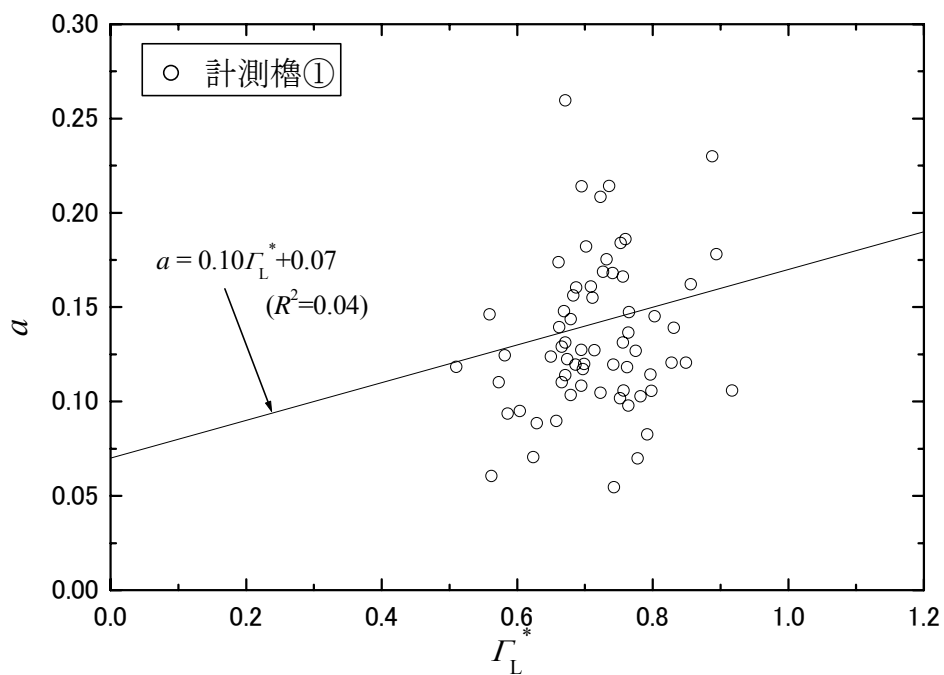


図 7-8 計測槽①の a と Γ_L^* の関係

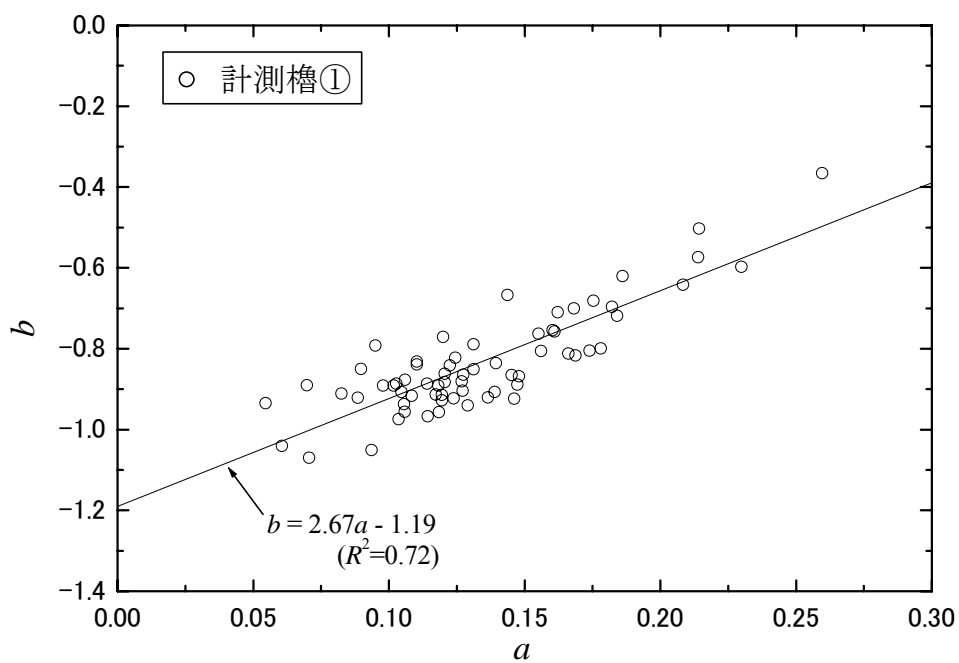


図 7-9 計測槽①の a と b の関係

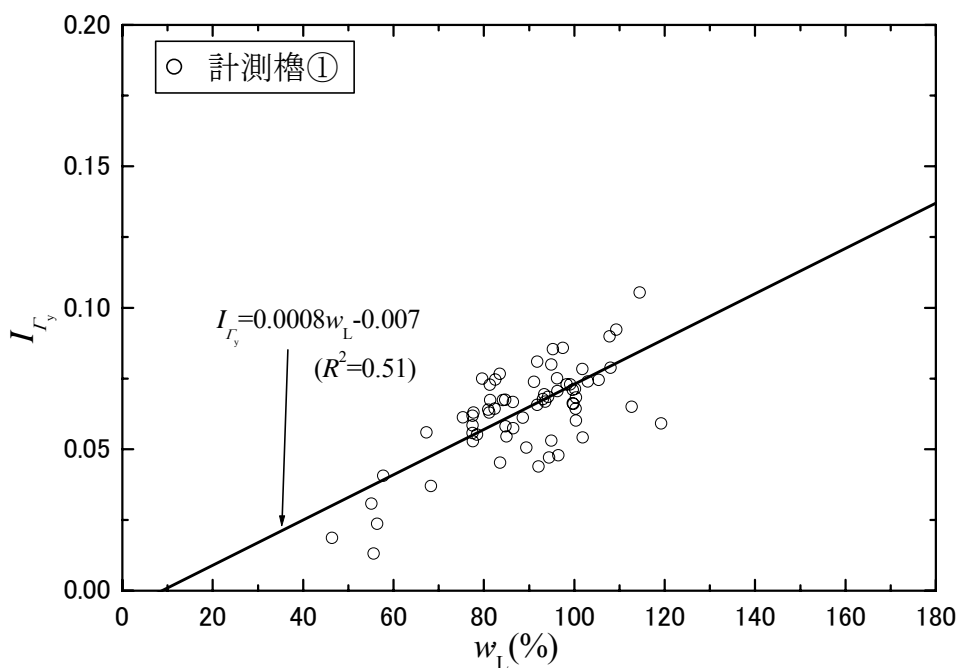


図 7-10 計測槽①の I_{γ_y} と w_L の関係

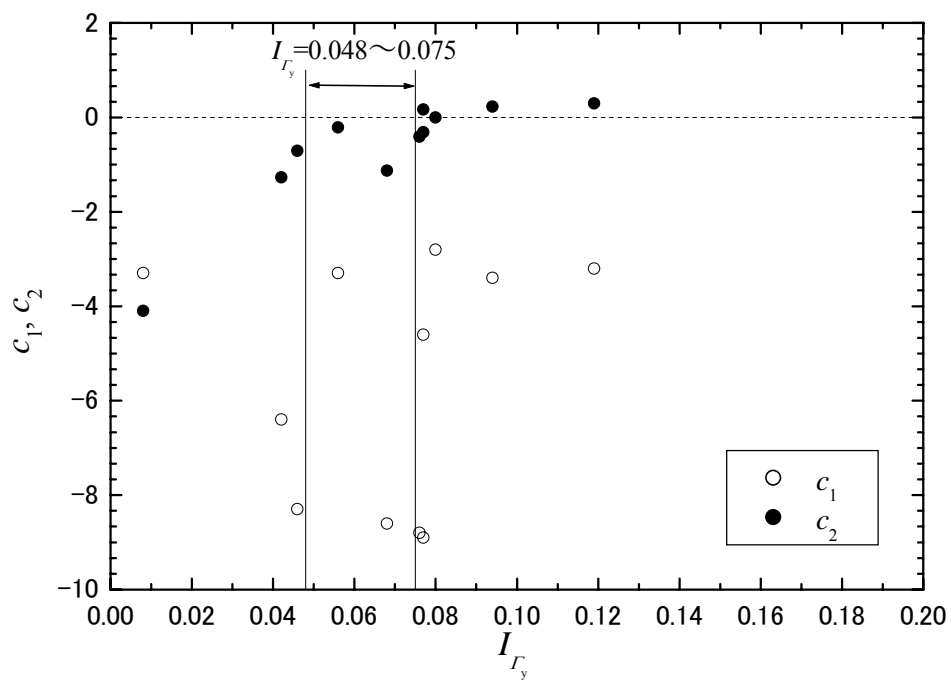


図 7-11 計測槽①の c_1, c_2 と I_{γ_y} の関係

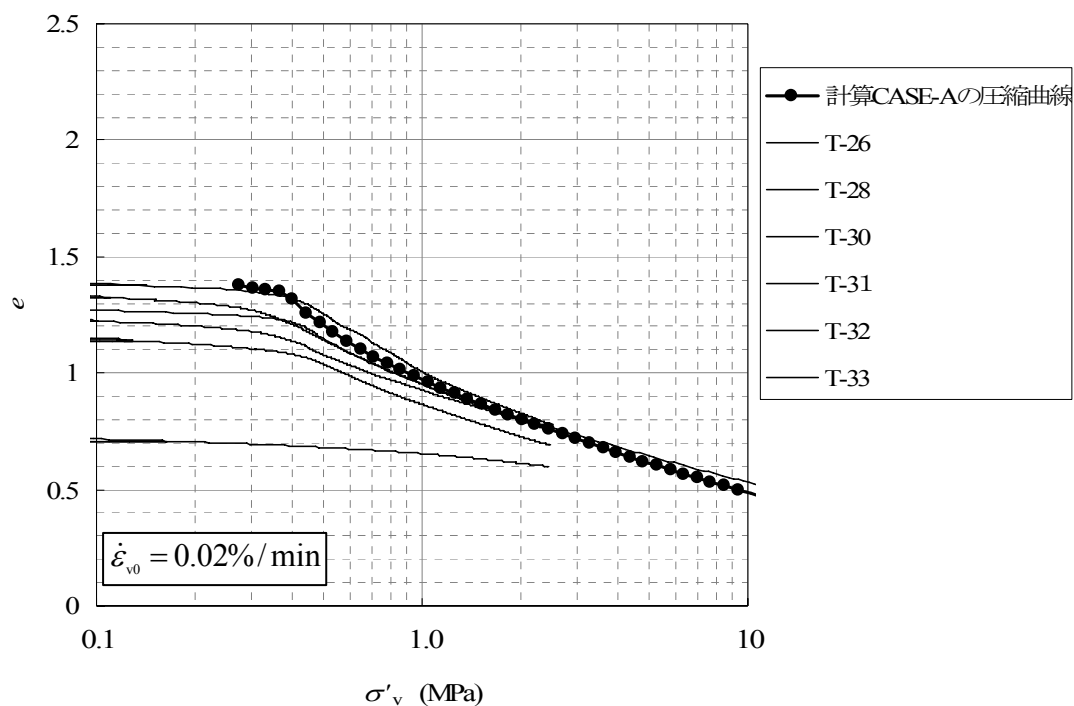


図 7-12(1) Dtc 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は、実験結果を示す.)

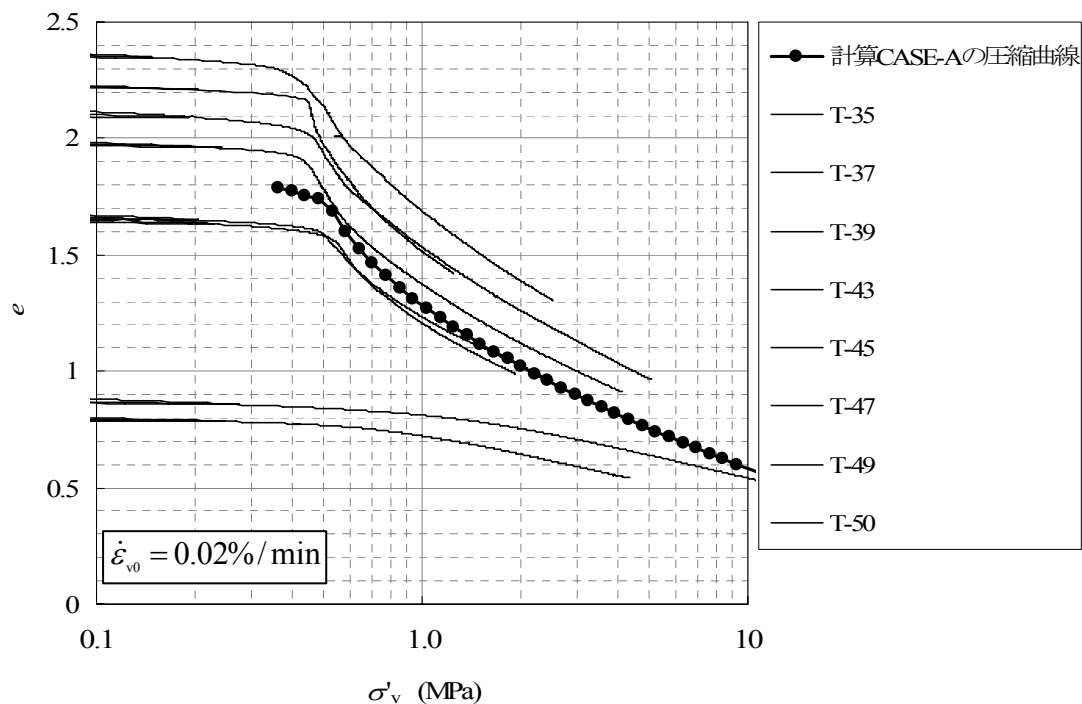


図 7-12(2) Ma12 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は、実験結果を示す.)

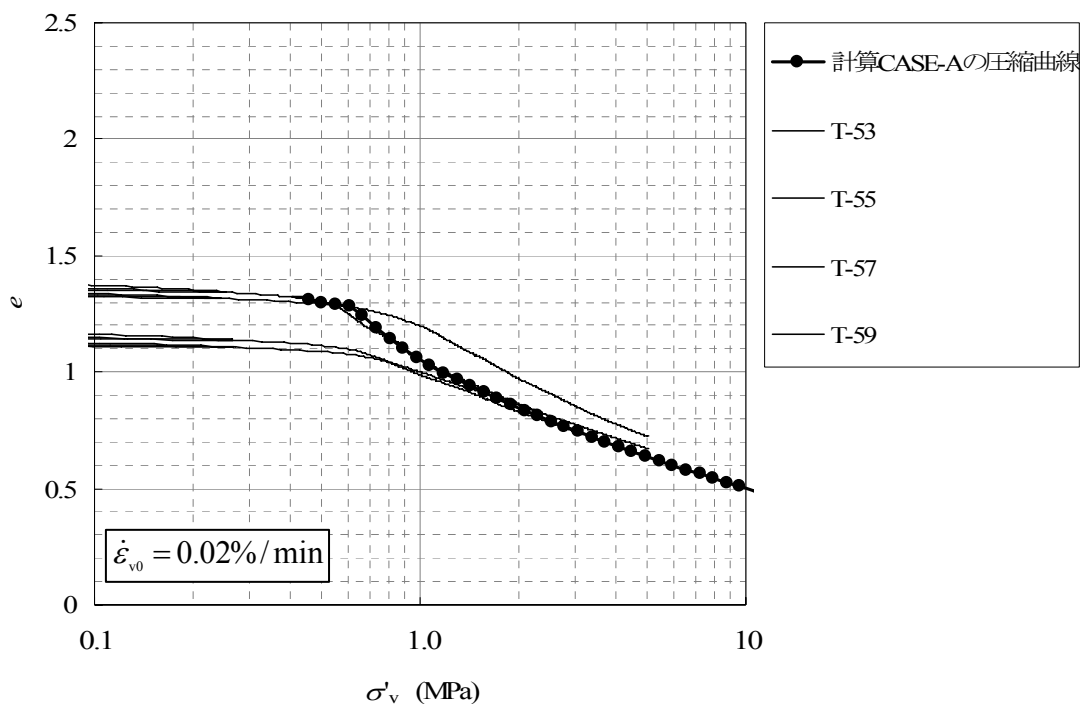


図 7-12(3) Ma12L 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は、実験結果を示す.)

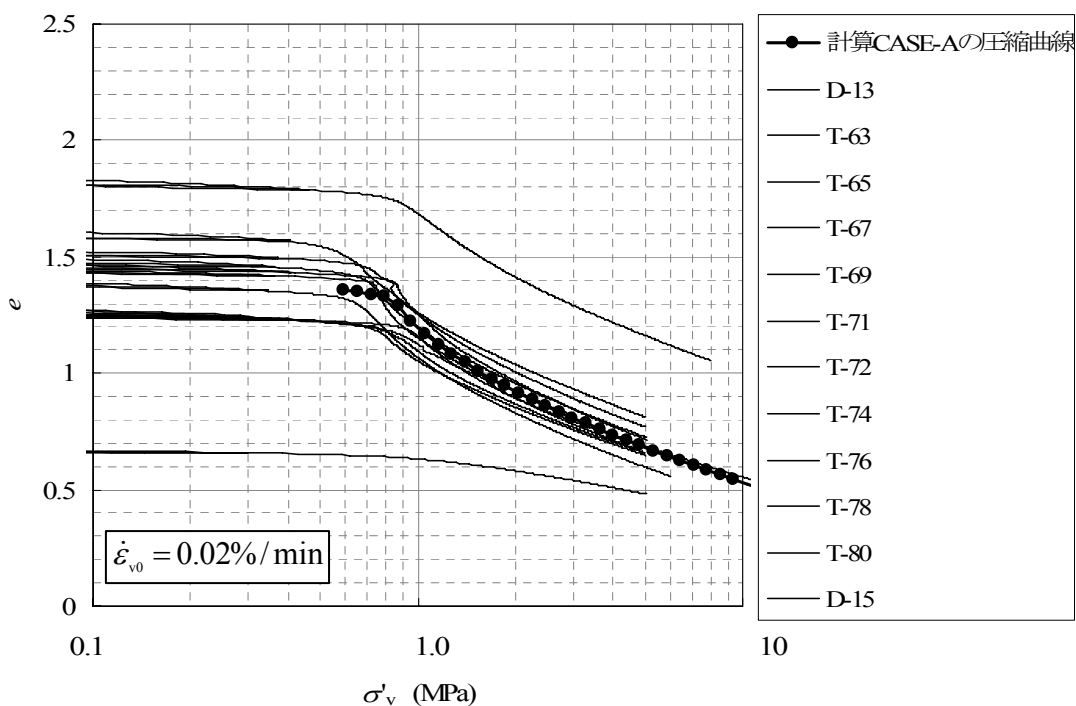


図 7-12(4) Ma11 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は、実験結果を示す.)

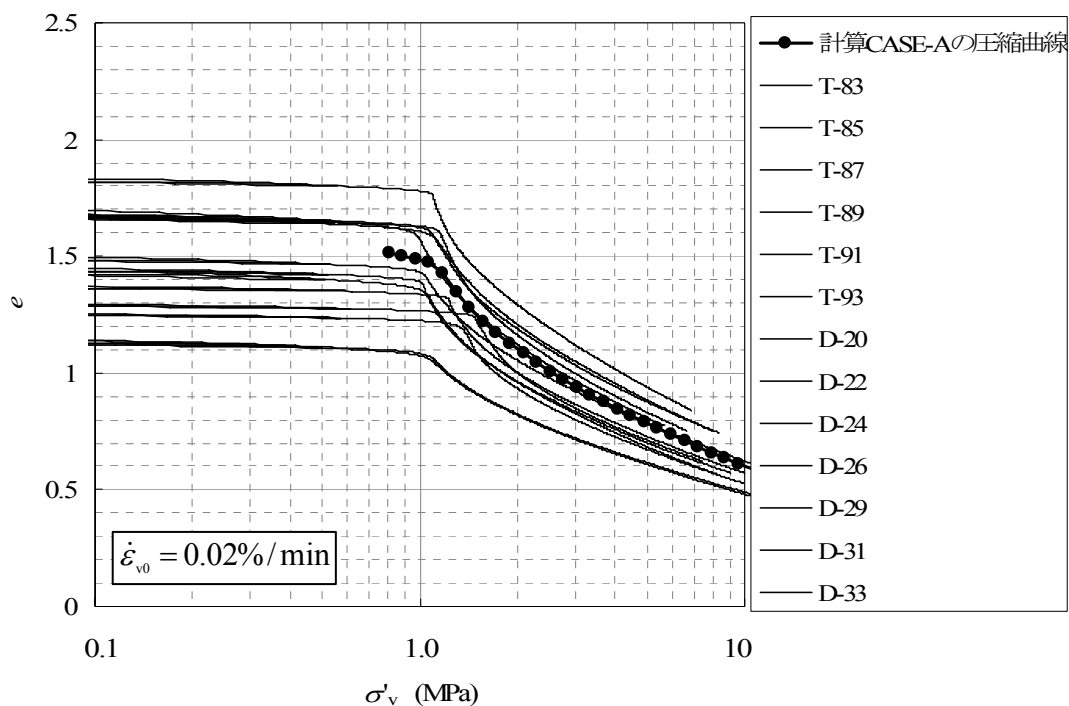


図 7-12(5) Ma10 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は, 実験結果を示す.)

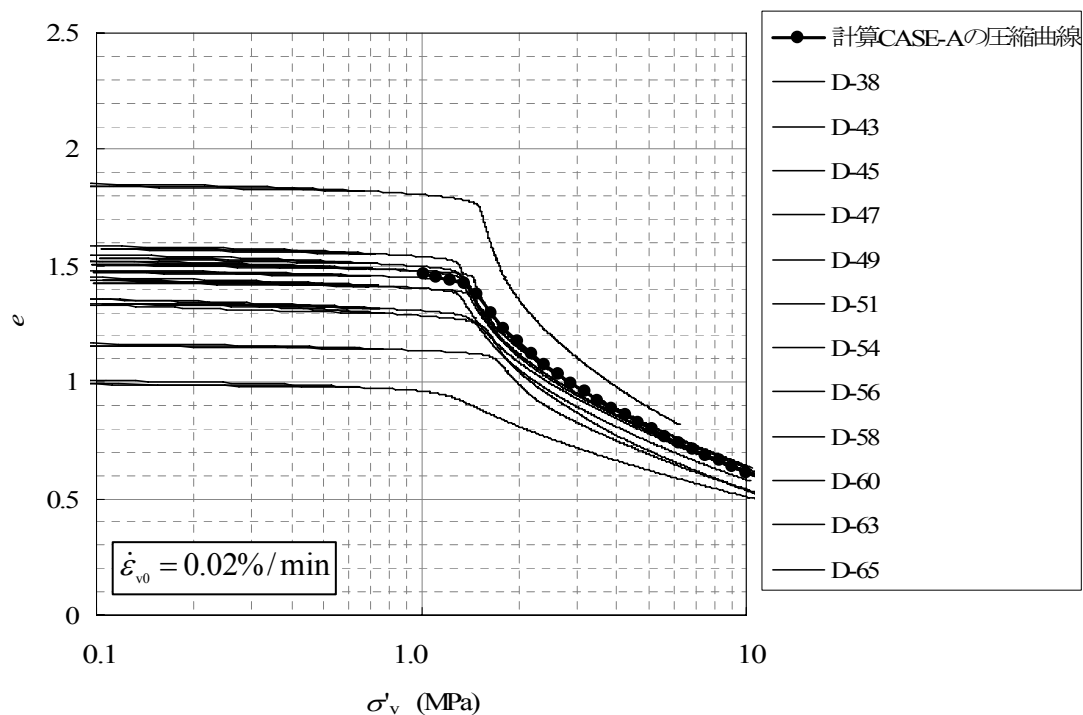


図 7-12(6) Ma9 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は, 実験結果を示す.)

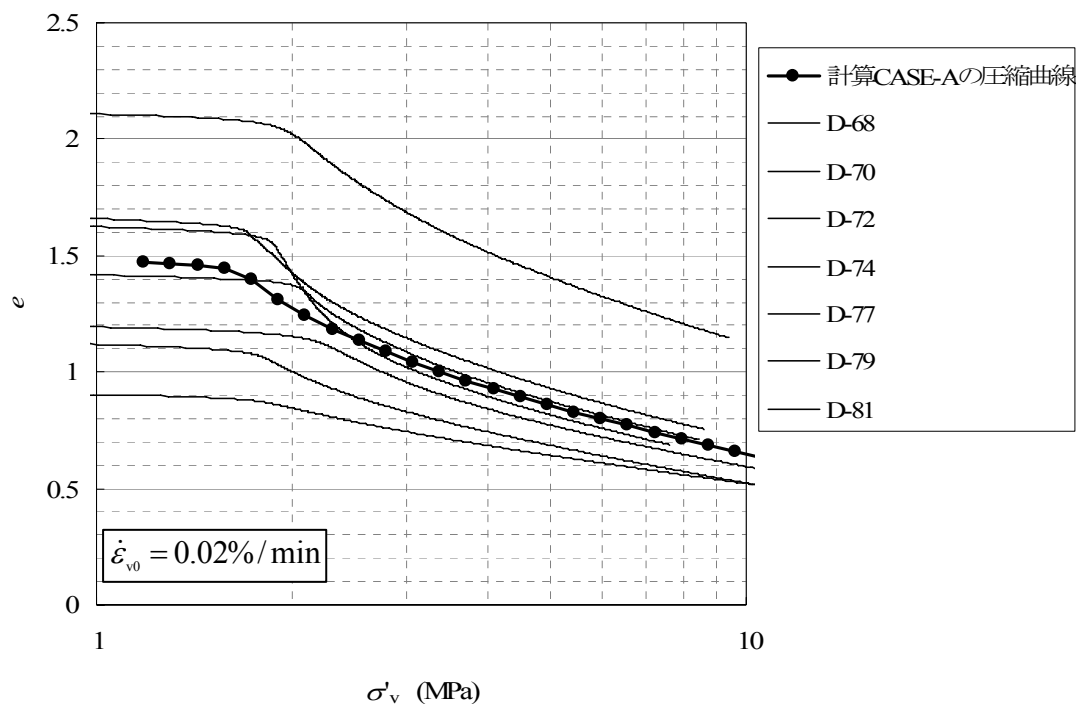


図 7-12(7) Doc5 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は, 実験結果を示す.)

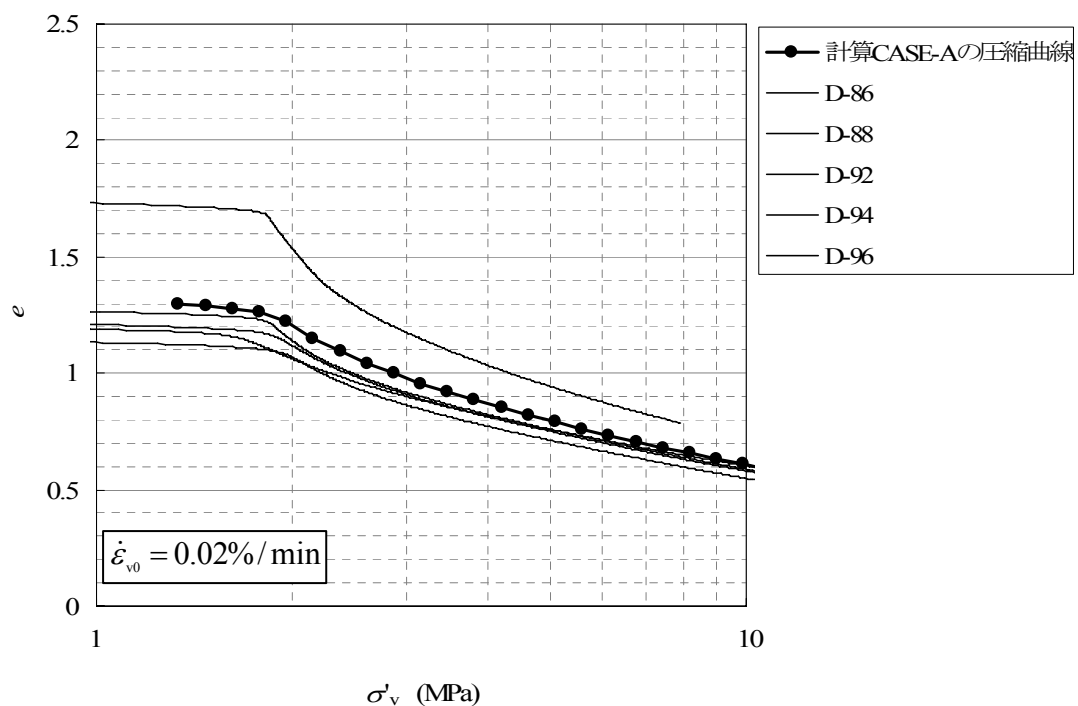


図 7-12(8) Ma8 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は, 実験結果を示す.)

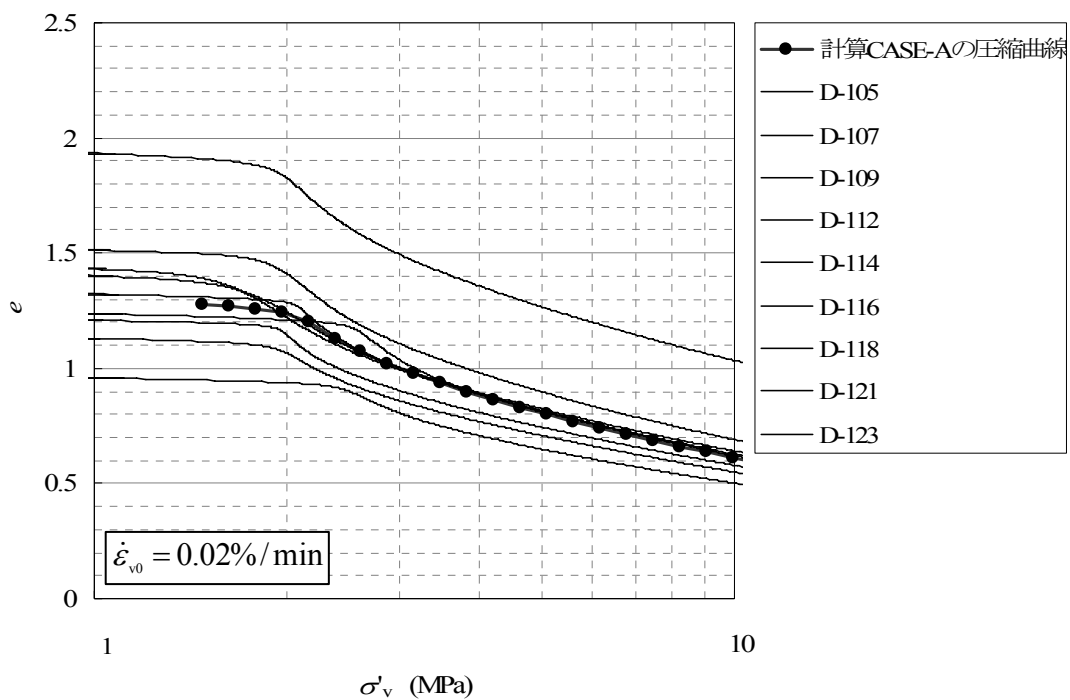


図 7-12(9) Ma7 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は、実験結果を示す.)

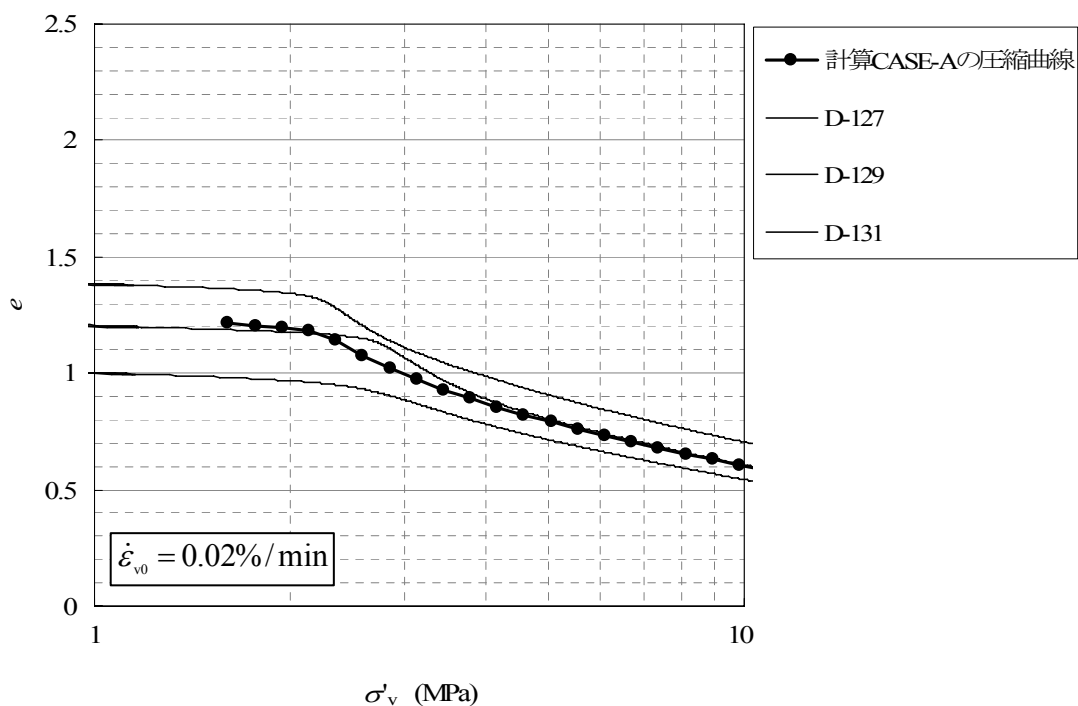


図 7-12(10) Ma7L 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は、実験結果を示す.)

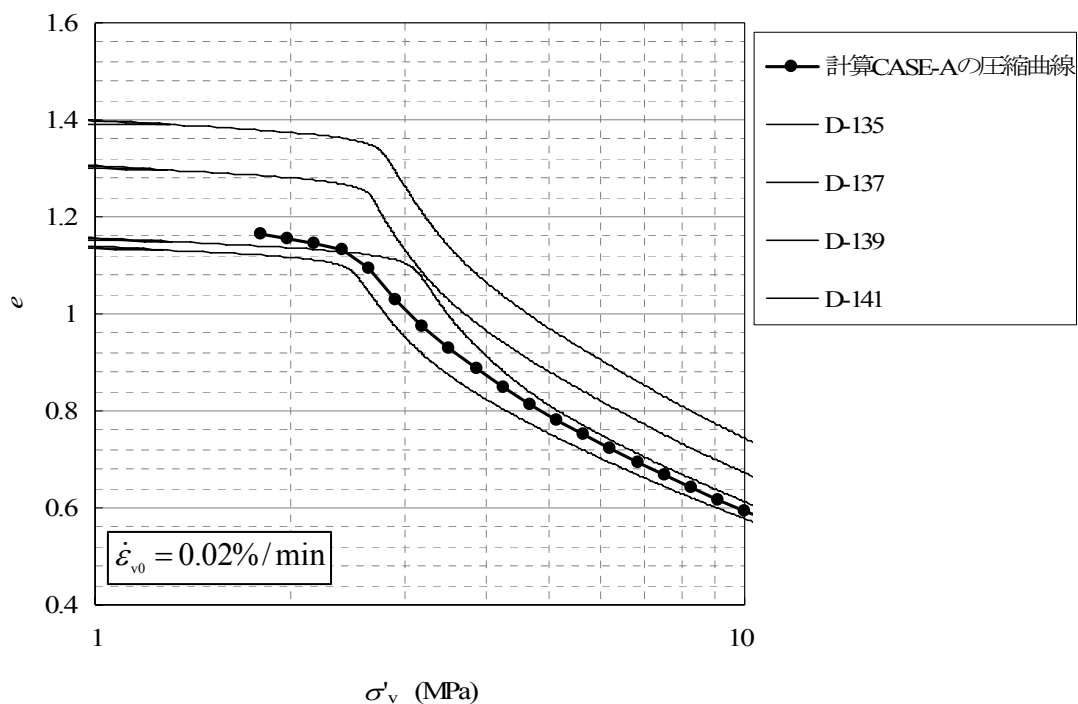


図 7-12(11) Ma4 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は, 実験結果を示す.)

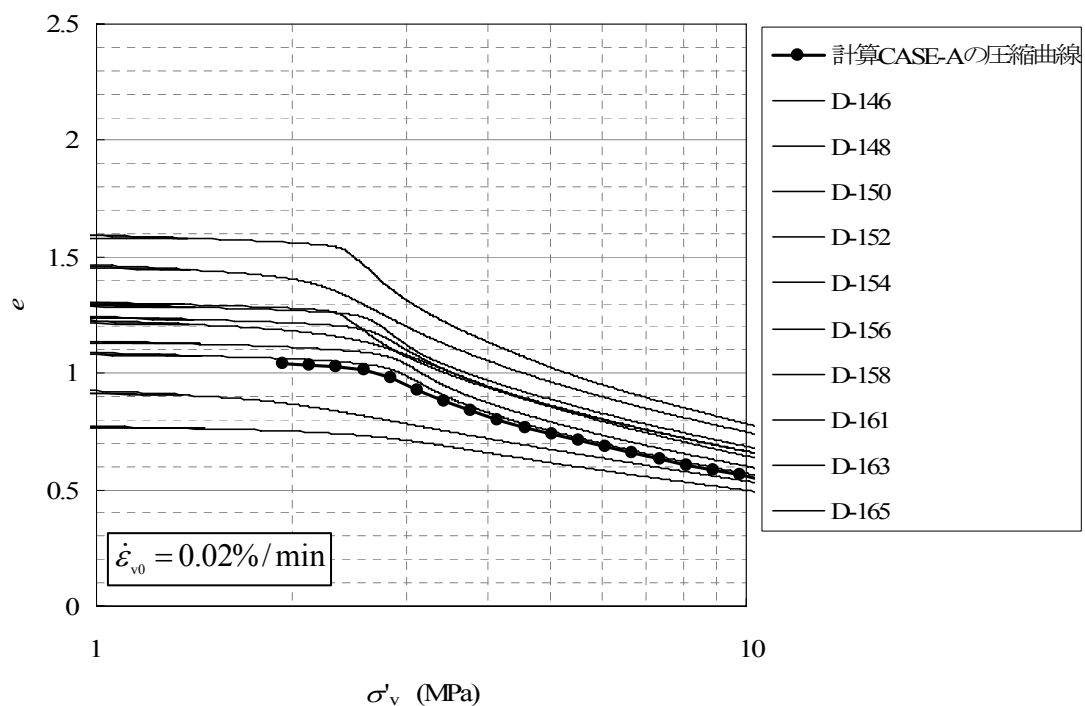


図 7-12(12) Ma3 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は, 実験結果を示す.)

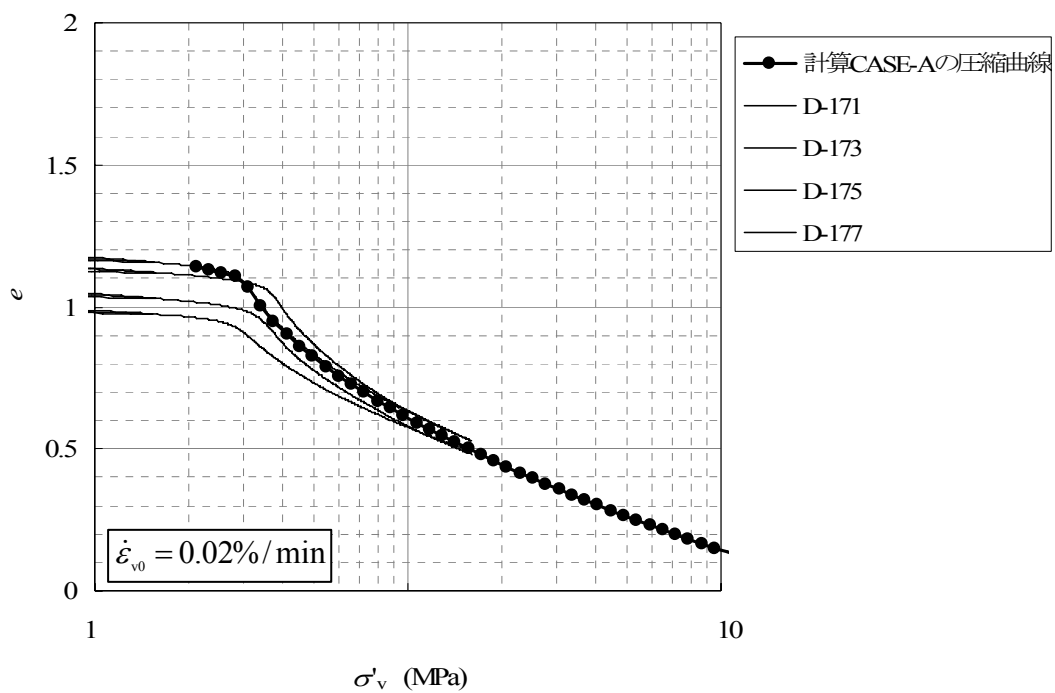


図 7-12(13) Ma2 層に対して設定した圧縮曲線 Case-A (実線は, 実験結果を示す.)

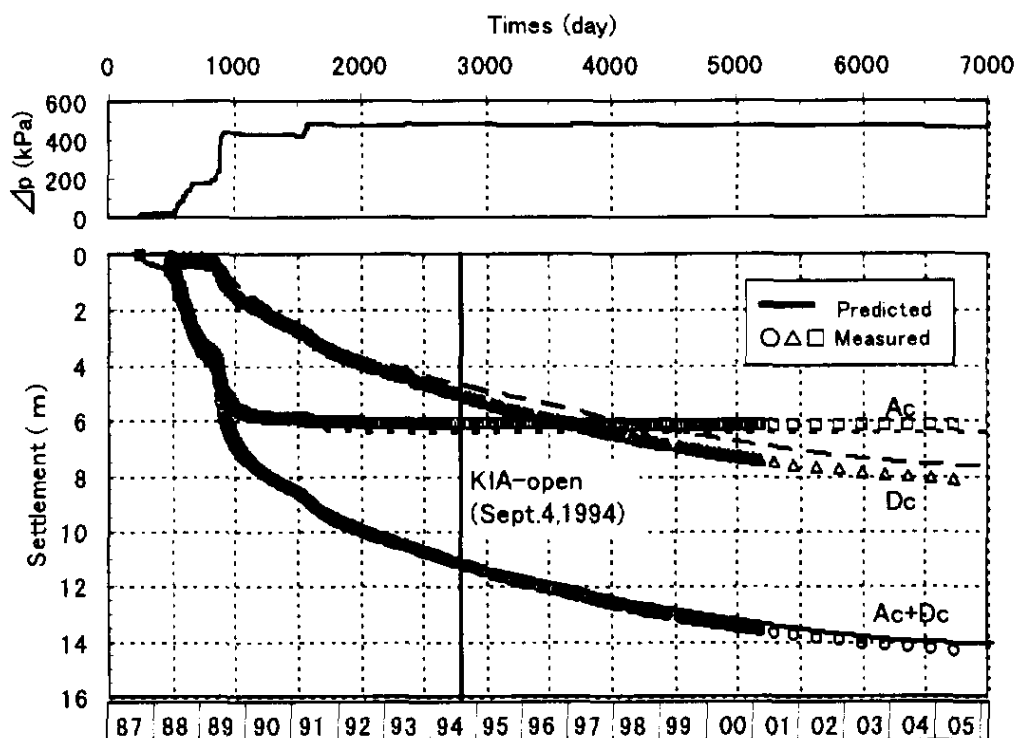


図 7-13 関西国際空港 1 期島の沈下の計測結果 (Kobayashi et al., 2005)

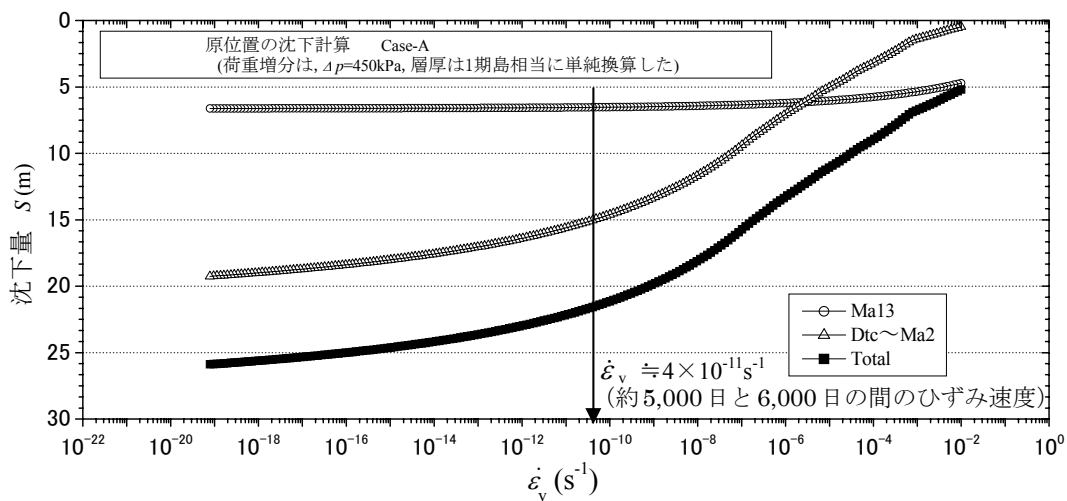


図 7-14 原位置の沈下の計算結果 Case-A

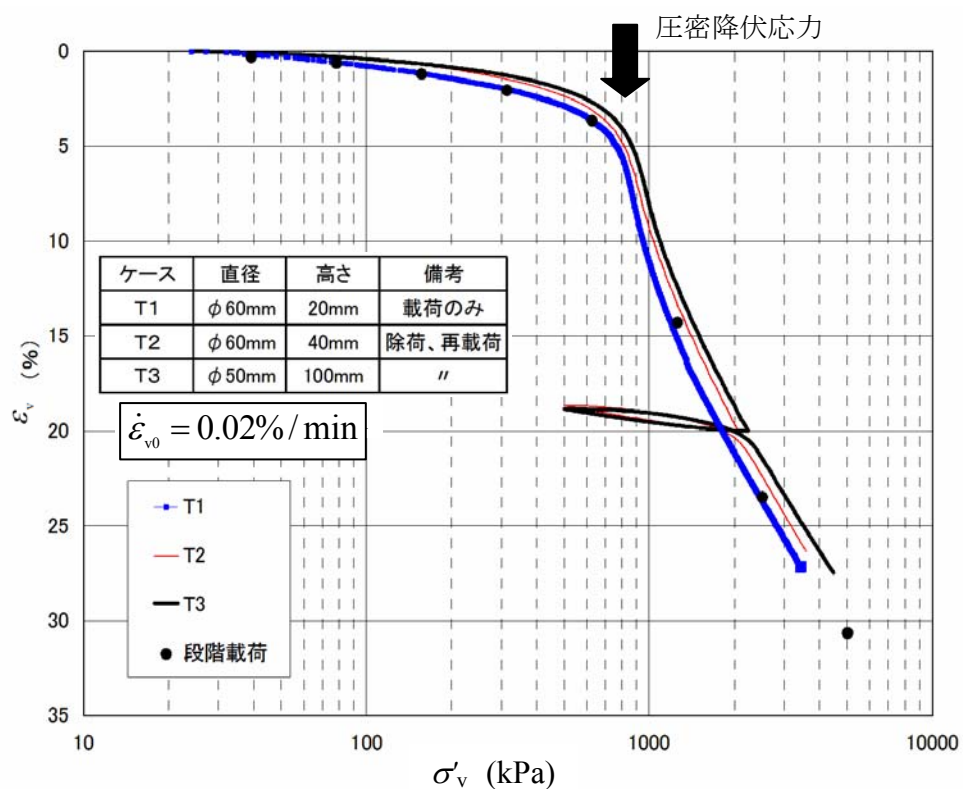


図 7-15 更新統の大阪湾粘土の三軸 K_0 圧密試験の圧縮曲線の 1 例 (坂上ら, 2004)

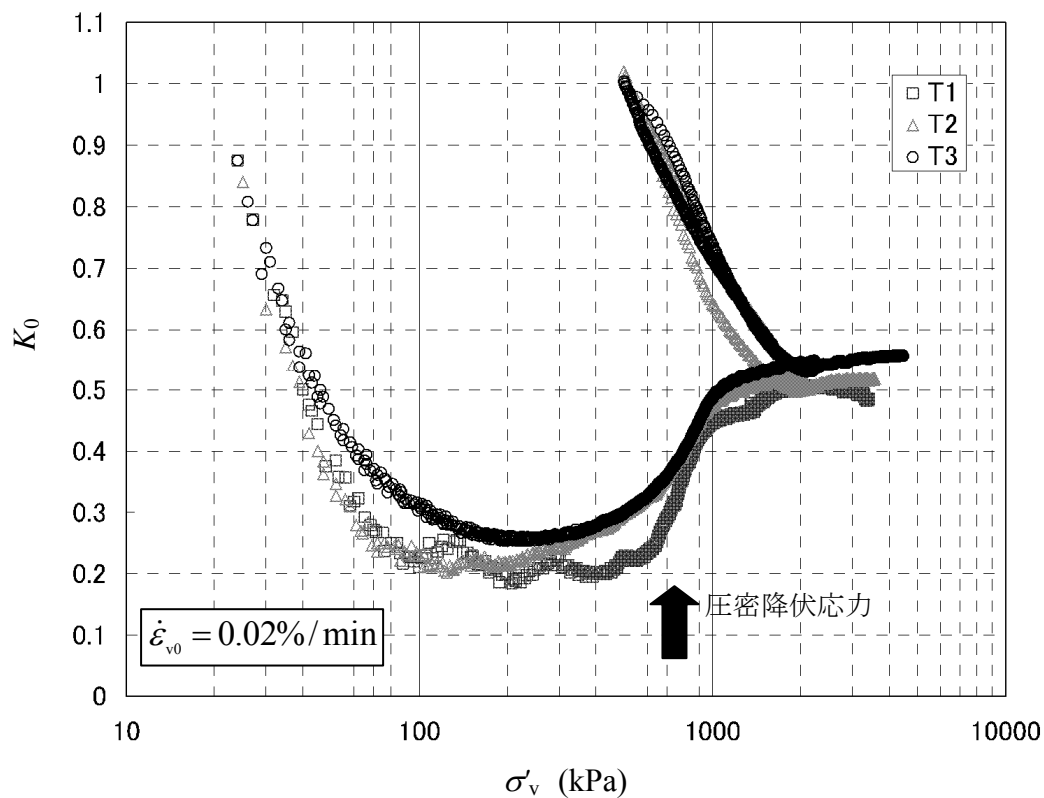


図 7-16 更新統の大阪湾粘土の三軸 K_0 圧密特性の 1 例 (坂上ら, 2004)

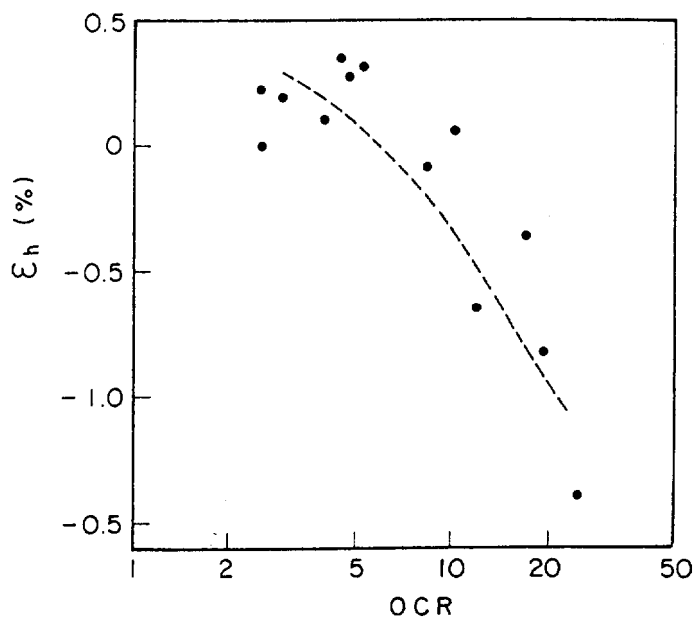


図 7-17 過圧密比 OCR と側方ひずみの関係 (土田,1990)

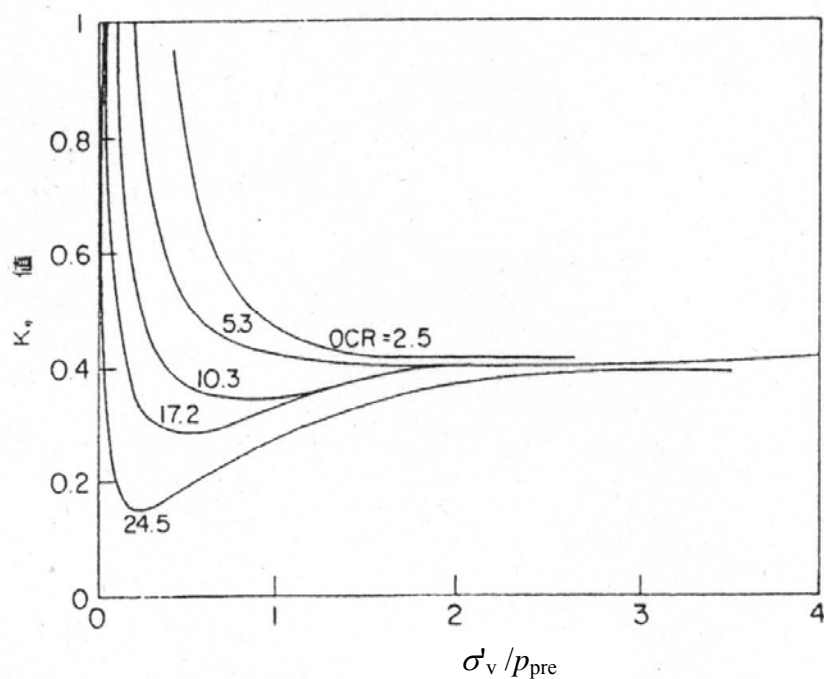


図 7-18 初期等方圧密圧力が K_0 値に及ぼす影響 (土田, 1990)

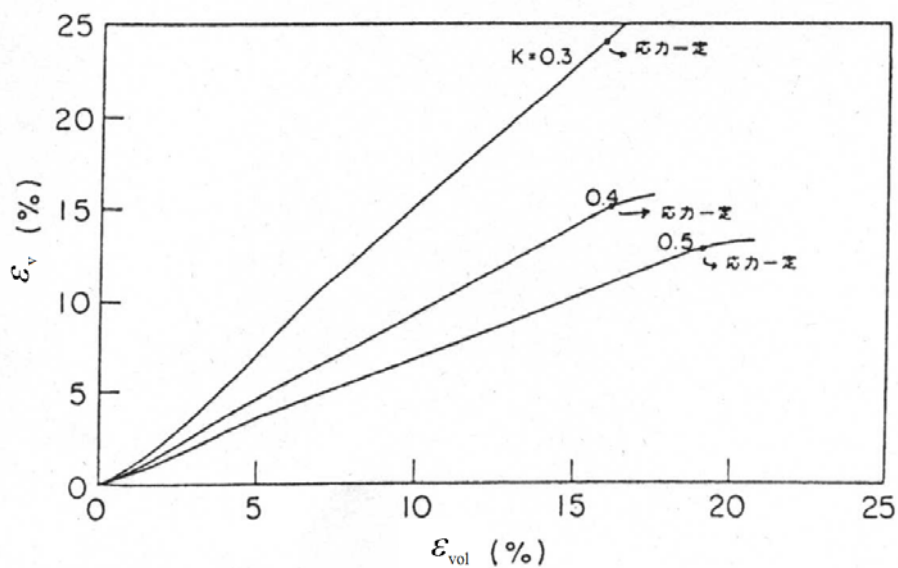


図 7-19 応力比一定試験における ϵ_v と ϵ_{vol} の関係 (土田, 1990)

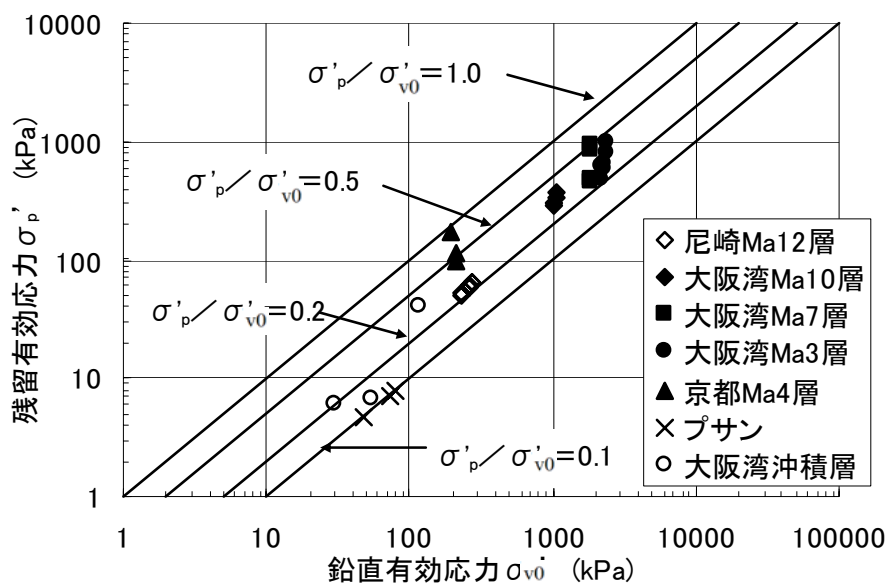


図 7-20 残留有効応力と鉛直有効応力の関係 (利藤, 2002)
(凡例の大阪湾沖積層は, 大阪湾 Ma13 層をあらわす)

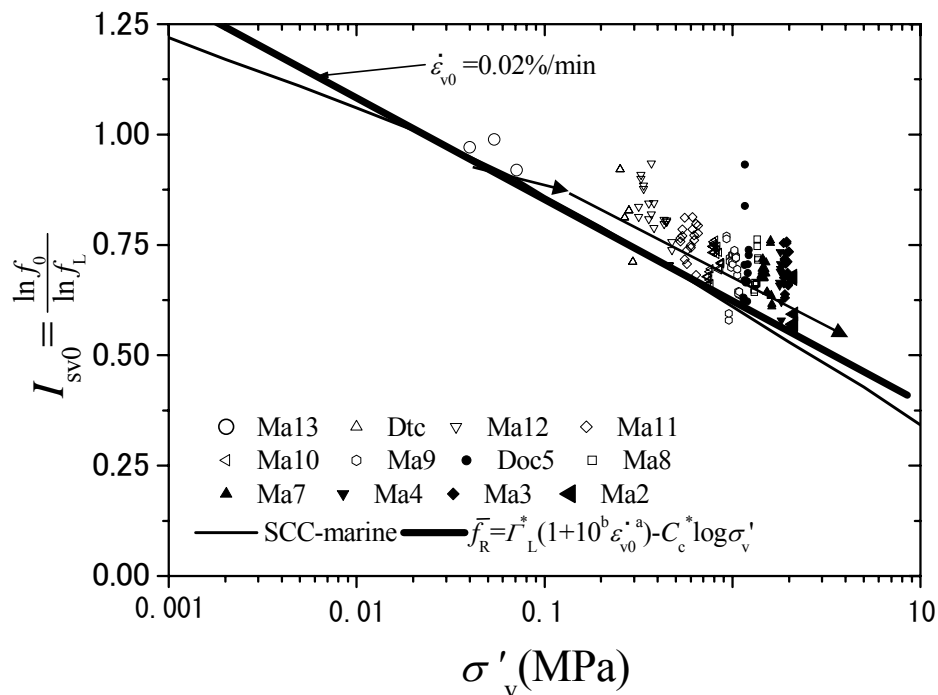


図 7-21 大阪湾粘土の I_{sv0} - σ'_v 関係と基準曲線の比較

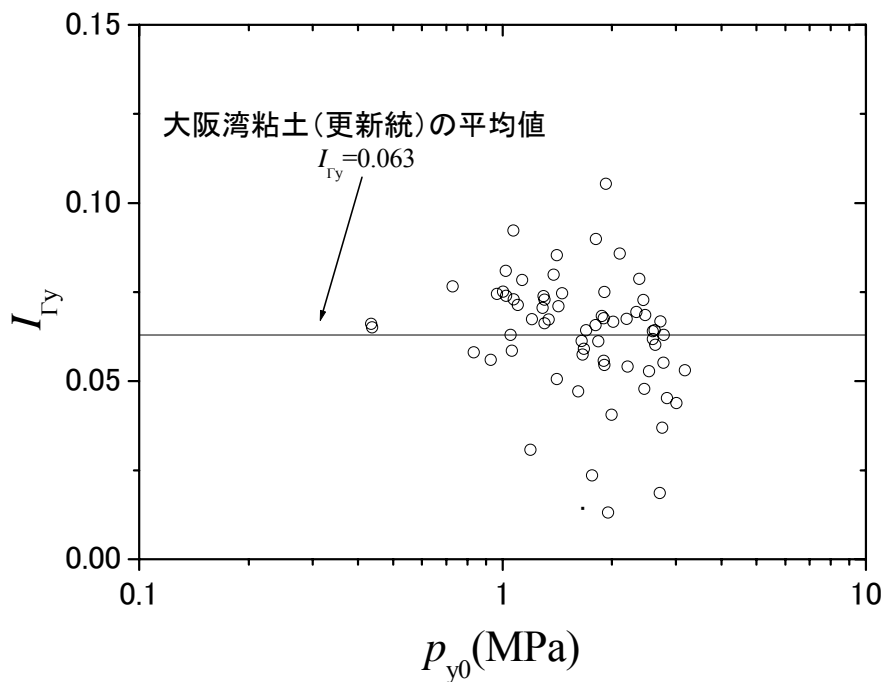


図 7-22 更新統の大阪湾粘土の I_{Gy} と p_{y0} の関係

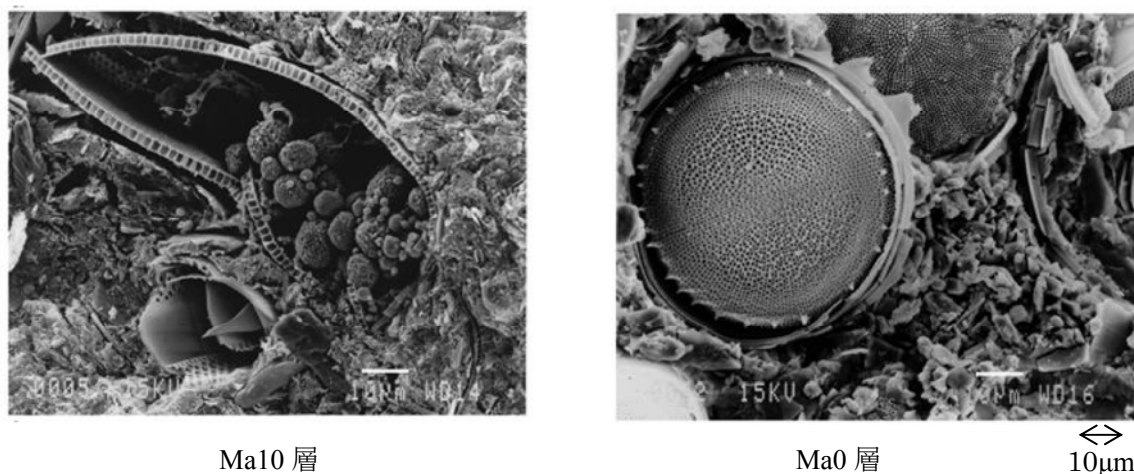


図 7-23 大阪湾粘土の SEM 観察の 1 例 (Tanaka・Locat, 1999)

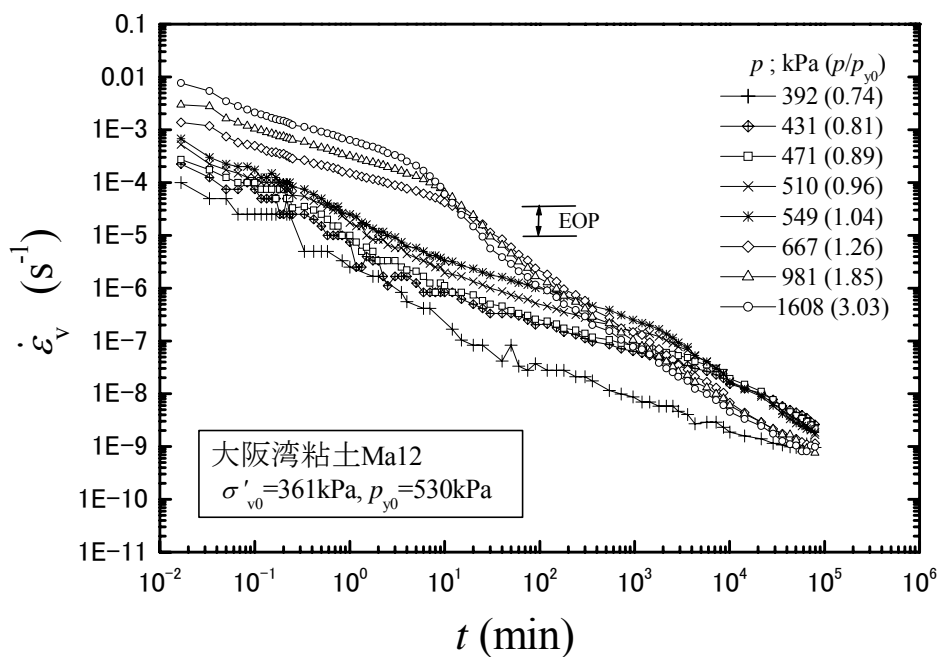


図 7-24 大阪湾粘土の $\dot{\epsilon}_v$ の経時変化の 1 例 (Ma12)

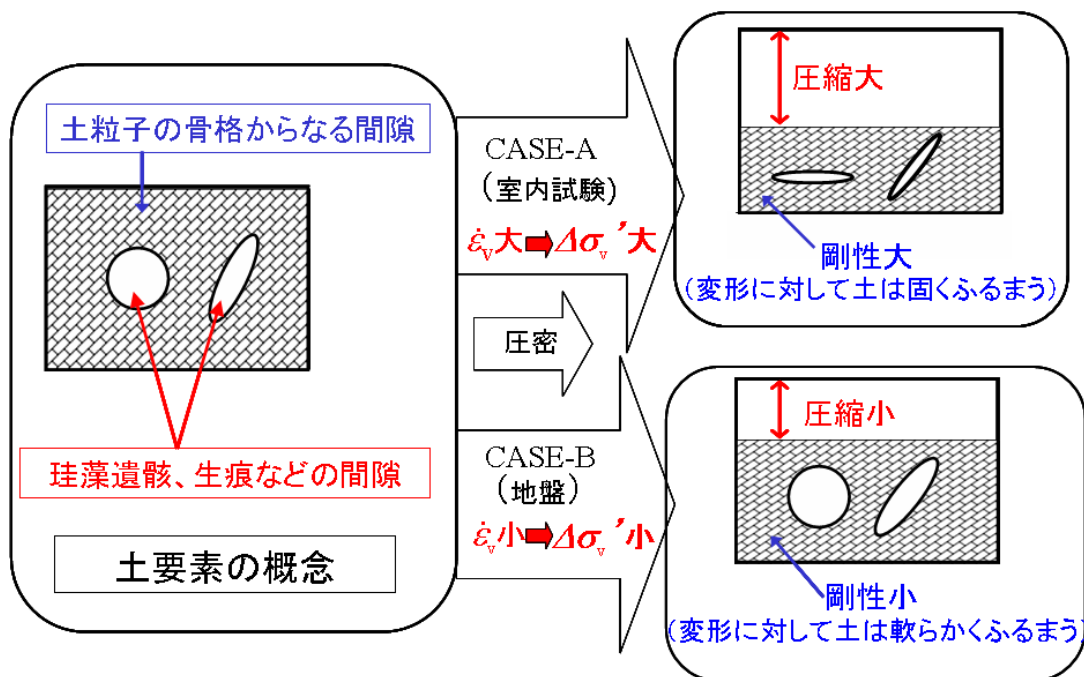


図 7-25 圧縮に伴う間隙の状態変化の概念

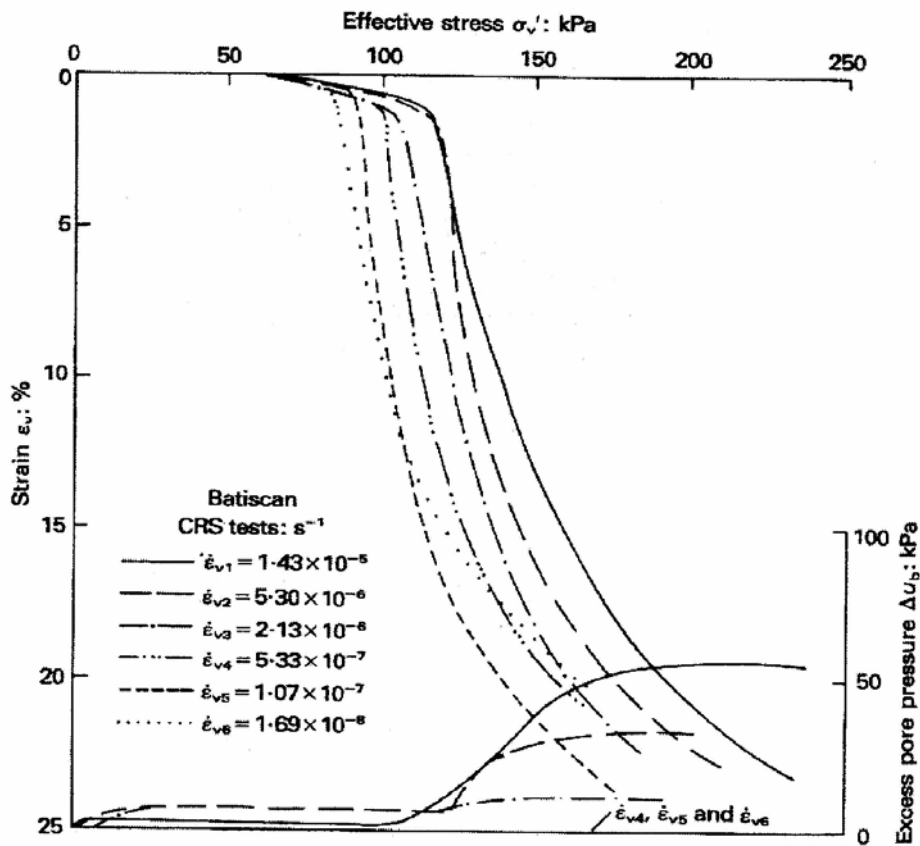


図 7-26 Bistican 粘土の典型的な CRS 試験の結果 (Leroueil et al., 1985)

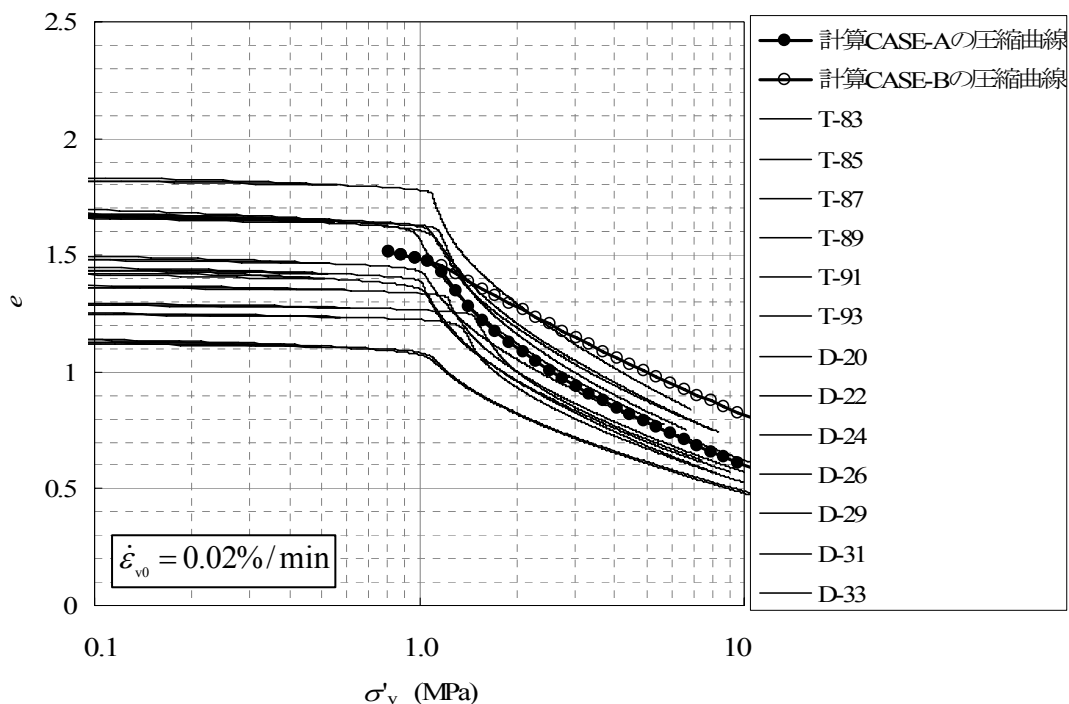


図 7-27 設定した圧縮曲線 Case-A と Case-B の比較 (Ma10 層；実線は、実験結果を示す。Case-A は、粘土の骨組みに起因する間隙と珪藻遺骸や生痕に起因する間隙の双方が圧縮する場合のモデル，Case-B は粘土の骨組みに起因する間隙のみが圧縮し，珪藻遺骸や生痕に起因する間隙は圧縮されない場合のモデル)

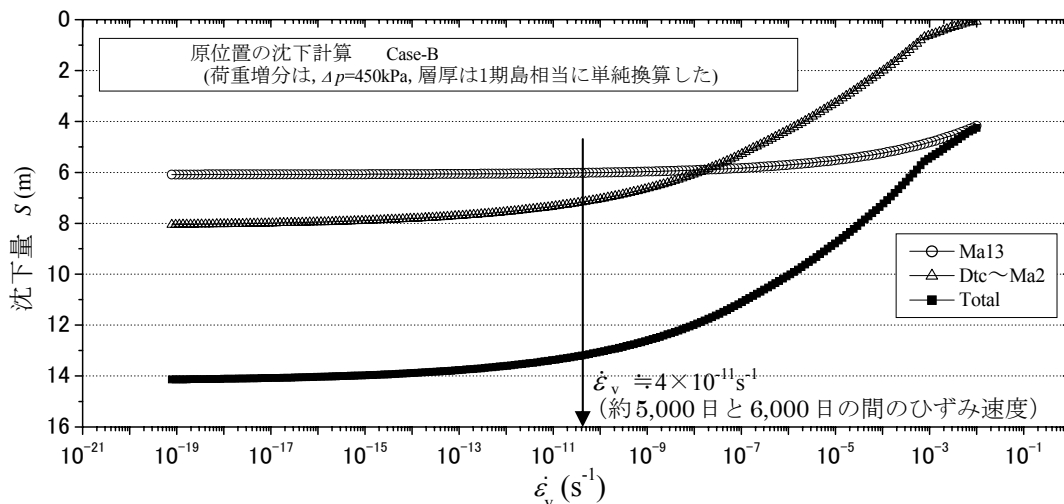


図 7-28 原位置の沈下計算 Case-B の結果

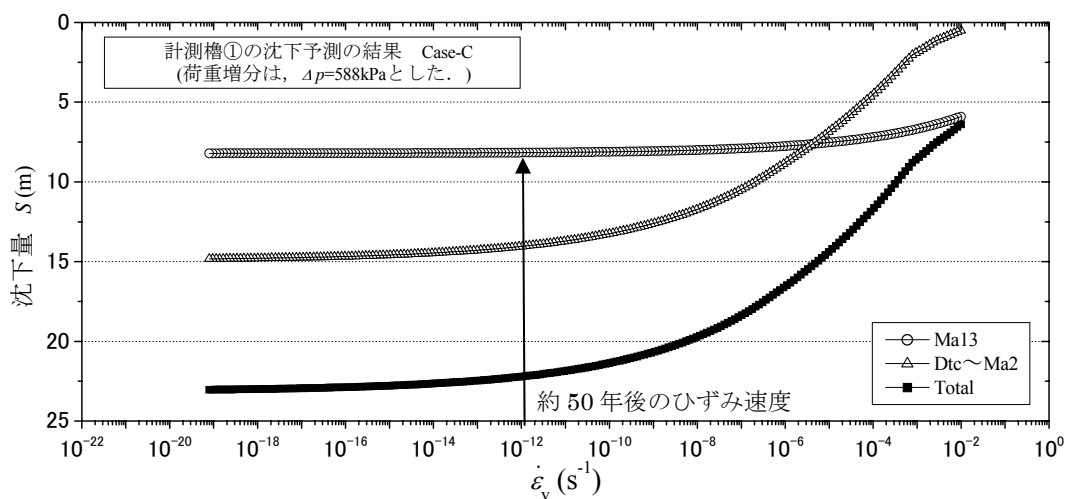


図 7-29 原位置の沈下予測計算 Case-C の結果

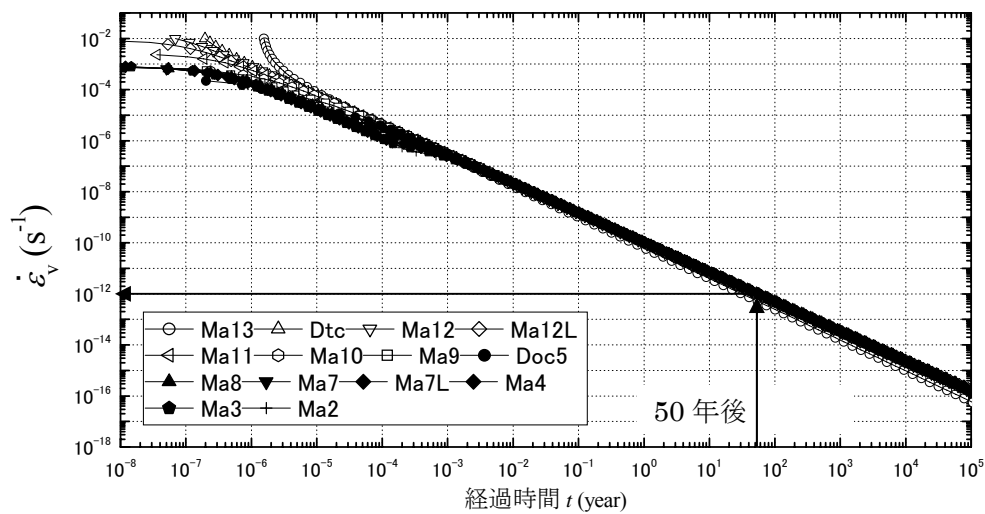


図 7-30 計算 Case-C のひずみ速度と経過時間の関係

第8章 結論

沈下予測手法の開発が急務とされている擬似過圧密粘土の一次元圧密特性を把握し、その圧密沈下の予測モデルを確立することを目的として本研究を遂行した。本研究の主要な結論を以下に示す。

- 擬似過圧密粘土を含む堆積粘土には、粘土粒子の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕など生物の居住に起因する間隙がある。堆積粘土の圧密特性、すなわち、透水特性と圧縮性を考える上では、粘土粒子の骨格に起因する間隙だけではなく、珪藻遺骸や生痕などに起因する間隙の存在を考慮することが重要である。
- 擬似過圧密粘土の圧密挙動は、載荷条件によっては、沈下ひずみの発生と過剰間隙水圧の消散が全く整合せず、過剰間隙水圧が消散する一次圧密過程を含む圧密の全過程において、圧縮曲線に及ぼすひずみ速度の影響を考慮することが極めて重要である。
- 擬似過圧密粘土を含む堆積粘土の圧密変形の数値について、透水特性は珪藻遺骸や生痕などに起因する間隙を含む土全体の間隙の状態ではなく、粘土粒子の骨格に起因する間隙径の大きさに依存する。圧縮曲線のひずみ速度依存性の大小も、珪藻遺骸や生痕などに起因する間隙を含む土全体の間隙の状態の高低には依存せず、コンシステンシー限界で表されるような粘土の性質に依存する。
- 擬似過圧密粘土を含む堆積粘土の圧縮性の大きさは、粘土粒子の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕などに起因する間隙の両者に依存するが、圧密変形の数値に応じて、両者の間隙の状態が変化する様子は異なる。ひずみ速度が大きい場合は、粘土粒子の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕などに起因する間隙の両者が圧縮される。一方、ひずみ速度が小さい場合には、粘土粒子の骨格に起因する間隙のみが圧縮され、珪藻遺骸や生痕などに起因する間隙は保持される。ただし、両挙動を二分するひずみ速度の境界値があるかどうかや、両挙動の中間的な挙動を示す場合があるかどうかについては定かでない。
- 再構成した正規圧密粘土の圧密挙動を基準に、堆積粘土の高位な間隙の状態変化（応力依存性とひずみ速度依存性）を定量化し、擬似過圧密粘土と過圧密粘土に対するアイソタック型の圧密モデルを提案した。また、室内での圧密試験の結果および地盤で実測された結果に基づき、提案したモデルの検証を行い、その適用性を明らかにした。すなわち、圧密試験の結果（圧密降伏時にひずみ速度が小さいケースで 10^{-8}s^{-1} 程度）に対しては、粘土粒子の骨格に起因する間隙と珪藻遺骸や生痕に起因する間隙の両者が圧縮する場合をモデル化した圧縮則の適用性が高いが、ひずみ速度が圧密試験に比べ2オーダー程度小さい地盤に対しては、粘土粒子の骨格に起因する間隙のみが圧縮し、珪藻遺骸や生痕に起因する間隙は圧縮されない場合をモデル化した圧縮則の適用性が高い。

《参考文献》

- (1) Akai, K., Kamon, M., Sano, I. and Soga, K. (1991) : Long-term consolidation characteristic of diluvial clay in Osaka bay, *Soils and Foundations*, Vol.31, No.4, pp.61-74.
- (2) Aylmore, L.A.G and Quirk, J. P. (1959) : Swelling of Clay Water Systems, *Nature*, Vol.183, pp.17-52.
- (3) Barden, L. (1965) : Consolidation of clay with non-linear viscosity, *Geotechnique*, Vol.15, pp.345-362.
- (4) Bjerrum, L. (1954) : Geotechnical properties of Norwegian marine clays, *Geotechnique*, Vol.4, pp.49-69.
- (5) Bjerrum, L. (1967) : Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of buildings, *7th Rankine Lecture, Geotechnique*, London, Vol.17, No.2, pp.81-118.
- (6) Bjerrum, L. (1973) : Problem of soil mechanics and construction on soft clays, State-of-the-Art Report to Session 4, *Proc.8th Int. Conf. Soil Mech. and Found. Eng.*, Vol.3, pp.111-159.
- (7) Burland, J.B. (1990) : On the compressibility and shear strength of natural clays, *Geotechnique*, Vol.40, No.3, pp.329-347.
- (8) Butterfield, R. (1979) : A natural compression law for soils (an advance on e -log p'), *Geotechnique*, Vol.29, pp. 469-480.
- (9) Childs, E. C. & Collis-George, N (1950) : The permeability of porous materials, *Proc. of the Royal Society of London, Series A*, 201, pp.392-405.
- (10) Crawford, C.B. (1964) : Interpretation of the consolidation test, *Proc. ASCE*, Vol.90, No. SM 5, pp.87-102.
- (11) Esaki, T., Zhang, M., Takeshita, A & Mirani, Y (1996) : Rigorous Theoretical Analysis of a Flow Pump Permeability Test, *Geotechnical Testing Journal*, pp.241-246.
- (12) Garcia-Bengochea, I., Lovell, C.W. and Altschaeffl, A.G. (1979) : Pore Distribution and Permeability of Silty Clays, *Proc. ASCE*, Vol.105, No.GT7, pp.839-856.
- (13) Garlanger, J. E. (1972) : The consolidation of soils exhibiting creep under constant effective stress, *Geotechnique*, Vol.22, No.1, pp.71-78.
- (14) Gibson, R. E. & Lo, K.Y. (1961) : A theory of consolidation for soils exhibiting secondary compression, *Norwegian Geotechnical Institute Publication*, No.41 pp.1-16.
- (15) Hansbo, S. (1960) : Consolidation of clay with special reference to influence of vertical sand drains, *Swed. Geotech. Inst., Proc.*, No.18, Stockholm, pp.44-62.
- (16) Hansbo, S. (1973) : Influence of mobile particles in soft clay on permeability, *Proc. Int. Symp. Soil Structure*, Sweden, pp.132-135.

《参考文献》

- (17)Hawley, J.G. & Borin, D.L. (1973) : A unified theory for consolidation of clays, *Proc. 8th Int. Conf. Soil Mech. and Found. Eng.*, pp.107-119.
- (18)Ishii, Y. (1951) : General discussion. Symposium on consolidation testing of soils, *ASTM, STP*. No.126.
- (19)Ito, Y., Takemura, K., Ishiyama, T., Tanaka, Y. and Iwaki, H. (2000) : Basin formation at a contractional bend of a large transcurrent fault: Plio-Pleistocene subsidence of the Kobe and northern Osaka Basins, Japan. *Tectonophysics* 321, 327-341.
- (20)Itoh, Y., Takemura, K., Kawabata, D., Tanaka, T & Nakaseko, k. (2001) : Quaternary tectonic warping and strata formation in the southern Osaka Basin inferred from reflection seismic interpretation and borehole sequences, *Asian Earth Sciences*, pp. 45-58.
- (21)Imai, G. (1989) : A unified theory of one-dimensional consolidation with creep, *Proc. 12th Int. Conf. on Soil Mech. Found. Eng.*, Vol.1, pp.57-60.
- (22)Imai, G. and Tang, Y.X(1992). : A constitutive equation of one-dimensional consolidation derived from inter-connected tests, *Soils and Foundations*, Vol.32, No.2, pp.83-96.
- (23)Imai, G. (1995) : Analytical examinations of the foundations to formulate consolidation phenomena with inherent time-dependence, *Compression and Consolidation of Clayey Soils*, Proc. Int. Symp. *Compression and consolidation of clayey Soils-IS-Hiroshima*, Vol.2, pp.891-935.
- (24)Imai, G., Tanaka, Y. and Saegusa, H. (2003) : One-dimensional consolidation modeling based on the isotach law for normally consolidated clays, *Soils and Foundations*, Vol.43, No.4, pp.173-188.
- (25)Jamiolkowski, M., Ladd, C.C., Germaine, J.T. & Lancellotta, R. (1985) : New developments in field and laboratory testing of soils, Theme LecTure2, *Proc. 11th ICSMFE*, Vol.1, pp.57-153.
- (26)Kabbaj, M., Tavenas, F., Leroueil, S. (1988) : In situ and laboratory stress-strain relationships, *Geotechnique*, 38, No.1, pp.83-100.
- (27)Kim, Y. T. and Leroueil, S. (2001) : Modeling the viscoplastic behavior of clays during consolidation : application to Berthierville clay in both laboratory and field conditions, *Can. Geotech. J.*, 38, pp. 484-497.
- (28)Kobayashi, M., Furudoi, T., Suzuki, S. & Watabe, Y. (2005) : Modeling of consolidation characteristics of clays for settlement prediction of Kansai International Airport, *Proceedings of the International Symposium on Geotechnical Aspects of Kansai Int. Airport*, pp.65-76.
- (29)Ladd, C.C., Foott, R., Ishihara, K., Schlosser, F. & Poulos, H. G. (1977) : Stress - deformation and strength Characteristics , State of the Art Report, *Proc. of 9th ICSMFE*, Vol.4, pp.421-494.
- (30)Lambe, T. W. & Whitman, R. V. (1969) : Soil mechanics, , *John Wiley & Sons*, New York.
- (31)Lapierre, C., Leroueil, S. and Locat, J. (1990) : Mercury intrusion and permeability of Louiseville clay, *Canadian Geotech. J.*, Vol.27, pp.761-773.

《参考文献》

- (32)Larsson, R. L. and Sallfors, G. (1986) : Automatic Continuous Consolidation Testing in Sweden, Consolidation of Soils, *ASTM, STP*, No.892, pp.299-328.
- (33)Lawrence, G. P. (1978) : Stability of soil pores during mercury intrusion porosimetry, *Journal of Soil Science*, 29, pp.761-763.
- (34)Lebuis, J. Robert, J.M. & Rissman, P. (1983) : Regional mapping of landslides hazard in Quebec. Symp. on Slopes in soft clay, Linköping, *Swedish Geotechnical Institute Report*, No.17, pp.205-262.
- (35)Leonards, G. A. (1962) : Engineering properties of soil, ch. 2, Foundation Engineering, McGraw-Hill Book Company.
- (36)Leroueil, S., Tavenas, F. & Bihan, J,P,L. (1983) : Proprietes caracteristiques des argiles de l'est du Canada, *Can. Geotech. J.*, 20, pp.681-705.
- (37)Leroueil, S., Kabbaj, M., Tavenas, F. and Bouchard, R. (1985) : Stress-strain-strain rate relation for the compressibility of sensitive natural clays, *Geotechnique*, Vol.35, No.2, pp.159-180.
- (38)Leroueil, S., Hamouche, K., Tavenas, F., Boudali, M., Locat, J., Virely, D., Roy, M., La Rochelle, P. & Leblond, P. (2003) : Geotechnical characterization and properties of a sensitive clay from Quebec, proc. of Characterization and Engineering Properties of Natural Soils, vol.1, pp.363-394.
- (39)Marshall, T, J. (1958) : A relation between permeability and size distribution of pores. *Journal of Soil Science*, 9(1) , pp.392-405.
- (40)Mesri, G. P.M. Gollewski (1977) : Time -and stress-compressibility inter-relationship, *Jour. Geotech. Eng. Division, ASCE*, Vol.103, No.GT 5, pp.417-430.
- (41)Mesri, G., Feng, T.W., Ali, S.& Hayat, T.M. (1994) :Permeability characteristics of soft clays, Proc. X III *ICSMFE*, New Delhi, pp.187-192.
- (42)Mesri, G., Shahien, M. and Hediien, J. E. (1997) : Geotechnical characteristics and compression of Pisa clay, Proc. XIV *ICSMFE*, Hamburg, pp.373-376.
- (43)Mitchell, J. M. (1976) : Fundamentals of soil behavior, *John Wiley & Sons*, pp.349-351.
- (44)Mitchell, J. M. (1993) : Fundamentals of Soil Behavior, 2nd edition, *John Wiley & Sons*.
- (45)Moriwaki, T. & Umehara, K. (2003) : Method for determining the coefficient of permeability of clays, *Geotechnical Testing Journal*, Vol.26, No.1, pp.47-56.
- (46)O'Brien,N.R. (1971) : Fabric of Kaolinite and Illite Floccules,*Clay and Clay Minerals*, Vol.19, pp.353 -359.
- (47)Oikawa, H. (1987): Compression curve of soft soils, *Soils and Foundation*, Vol.27, No.3, pp.99-104.
- (48)Pusch,R. (1970) : Microstructural Changes in Soft Quick Clay at Failure, *Canadian Geotech. J.*, Vol.7, No.1, pp.1-7.
- (49)Schiffman, R. L. (1959) : Field applications of soil consolidation under time-dependent

《参考文献》

- loading and varying permeability, Bull. HRB, No.248.
- (50)Skempton, A.W. (1953) : The colloidal activity of clays, *Proc. of 3th ICSMFE*, vol.1, pp.263-267.
- (51)Skempton, A.W. (1970) : The consolidation of clays by gravitational compaction, *Q.J. Geological Society*, Vol.125, pp.373-411.
- (52)Sloane, R. L. and Kell, T. F. (1966) : The Fabric of Mechanically Compacted Kaolin, *Proc.14th Nat. Conf. Clays and Clay Minerals*, pp.289-296.
- (53)Šuklje, L. (1972) : The consolidation of soil exhibiting creep under constant effective stress (discussion), *Geotechnique*, Vol.22, No.1, pp.670-673.
- (54)Tan,T.K. (1957) : Report of Soil Properties and their Measurement, *Proc.4th ICSMFE*, Vol.3, pp.87-89.
- (55)Tanaka, H. & Locat, J. (1999) : A microstructural investigation of Osaka Bay clay: the impact of microfossils on its mechanical behaviour, *Can. Geotech. J.*, 36, pp.493-508.
- (56)Tanaka, H. (2000) : Re-examination of established relations between index properties and soil parameters, Keynote address, *Proc. Int. Symp. on Coastal Geo-technical Engineering in Practice*, Is-Yokohama, Vol.2, pp.3-25.
- (57)Tanaka,H., Rito,F and Omukai, N. (2002) :Quality of samples retrieved from great depth and its influence on consolidation properties, *Can. Geotech. J.*, 39, pp.1288-1301.
- (58)Tanaka,H., Rito,F and Omukai, N. (2003):Geotechnical properties of clay deposits of the Osaka Basin. *Proceedings of the International Workshop on Characteristics and engineering properties of natural soils*-Tan etal (eds), Swets & Zeitlinger, pp.455-474.
- (59)Tavenas, F., Jean, P., Leblond, P. & Leroueil, S. (1983) : The permeability of natural soft clays, Part II :Permeability characteristics, *Can. Geotech. J.*, 20, pp.645-660.
- (60)Taylor, D.W. & Merchant (1940) : A theory of clay consolidation accounting for secondary compression, *Journal of Mathematics and Physics*, Vol.19, pp.167-185.
- (61)Taylor, D.W. (1942) : Research on consolidation of clays, *Dept. of Civil Sanitary Eng., MIT*, pp.1-147.
- (62)Terzaghi, K. (1943) : Theoretical soil mechanics, *John Wiley & Sons*.
- (63)van Olphen, H. (1963) : An Introduction to Clay Colloid Chemistry, *John Wiley & Sons*, pp.94.
- (64)Washburn, E. W. (1921) : Note on a method of determining the distribution of pore sizes in porous material, *Proceedings, National Academy of Science*, Vol.7, pp.115-116.
- (65)Yamauchi, H., Imai, G., Watanabe, K. and Ogata, K. (1991) : Sedimentation-consolidation analysis of pump-dredged cohesive soils, *Proc. Int. Conf. on Geotechnical Engineering for GeoCoastal Development*, Vol.1, pp.129-134.
- (66)Yong, R. N. & B. P. Warkentim (1966) : Introduction to soil behavior, MacMillan (山崎不二夫・山内豊聡 (1972) : 土質工学の基礎, 鹿島出版会) .
- (67)Yoshikuni, H., Kusakabe, O., Hirao, T. and Ikegami, S. (1994) : Elasto-viscos modeling of

《参考文献》

- time-dependent behavior of clay, pp. 417-420, *Proc. XIII ICSMFE New Delhi*, Vol. 1.
- (68) Yoshikuni, H., Moriwaki, T., Ikegami, S., & Xo, T (1995) : Direct determination of permeability of clay from Constant Rate of Strain consolidation Test, *Proc. Int. Symp. on Conolidation of Clayey Soils*, Vol.1, pp.609-614.
- (69) 赤井浩一, 佐野郁雄 (1981) : 大阪上部洪積層粘土の長期圧密特性, 土と基礎, Vol.29, No.3, pp.43-47.
- (70) 今井五郎 (1987) : 粘性土の圧密機構—原論—, わかりやすい土質力学原論, pp.45-91.
- (71) 今井五郎 (1992) : 粘性土の圧密機構—原論—わかりやすい土質力学原論 (第1回改訂版), pp.187-244.
- (72) 江藤和彦, 岩瀬清治, 佐藤孝夫, 片桐雅明, 寺師昌明, 吉福司 (2002) : 浚渫粘土による埋立て予測と評価, 土木学会論文集, No.715/III-60, pp. 147-164.
- (73) 大向直樹, 利藤房男, 田中洋行, 田中政典 (2000) : 大深度から採取した過圧密粘土の品質評価, 地盤工学会, 過圧密土および過圧密地盤の力学に関するシンポジウム発表論文集, pp.63-68.
- (74) 大向直樹 (2007) : 長期圧密沈下の予測法—その2; アイソタックモデルによる沈下予測—, 地盤工学会編, 実務における圧密沈下予測とその対策技術講習会講演資料, pp.80-98.
- (75) 小川富美子, 松本一明 (1978) : 港湾地域における土の工学的諸係数の相関性, 港湾技術研究所報告, 港湾技研資料, Vol.17, No.3, pp.47-86.
- (76) 加藤瞬朗 (1972) : 食品冷凍の理論と応用, 光琳書院, pp.945-960.
- (77) 嘉門雅史, 曾我健一, 木山正明, 井上啓司 (1988) : 大阪湾沖積粘土と洪積粘土の堆積特性と間隙比異常について, 第23回土質工学研究発表会発表講演集, pp.257-258.
- (78) 亀谷裕志, 中山栄樹 (2004) : 岩石の新しい室内試験とその技術課題, 応用地質技術年報, 24, pp.83-100.
- (79) 姜敏秀, 土田孝, 渡部要一, 田中洋行, 宮島正悟 (2001) : 分割圧密試験による構造を有する洪積粘性土の圧密挙動, 港湾技術研究所報告, 第40巻第2号, pp.23-44.
- (80) 小林正樹 (1994) : 関西国際空港建設における地盤工学的諸問題, 第39回土質工学シンポジウム, 土質工学会, pp. 1-6.
- (81) 小松裕子, 今井五郎, 大向直樹 (2005) : 大阪湾洪積粘土の圧密降伏応力に及ぼす炭酸カルシウムの影響, 第50回地盤工学シンポジウム, pp.213-218.
- (82) 坂上敏彦, 吉泉直樹, 原田克之 (2004) : 洪積粘土の K_0 圧密特性, 第39回地盤工学研究発表会発表講演集, pp.199-200.
- (83) 佐藤邦明, 室田明 (1971) : 吸着効果を受ける微速浸透流に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, No.195, pp.67-75.
- (84) 正垣孝晴, 蛭崎大介, 菅野康範, 中野義仁 (2005) : ピサの斜塔下の粘性土の地盤工学的性質, 土と基礎, Vol.53, No.3, pp. 27-29.
- (85) 地盤工学会編 (2000) : 東京の地盤—武蔵野台地の地形と地盤—, ジオテクノート7,

《参考文献》

- pp.28-32.
- (86)地盤工学会編 (2000) : 洪積層, ジオテクノート8, pp. 35-38.
- (87)地盤工学会編 (2006) : 地盤工学用語辞典, pp.150.
- (88)高野玉吉, 唯野哲男 (1975) : 食品工業の乾燥, 光琳書院, pp.223-279.
- (89)田中洋行, 三島理, 田中政典 (1998) : 種々の粘性土の圧密特性に関する速度効果の影響, 第33回土質工学研究発表会講演集, pp. 457-458.
- (90)谷慎行(2005) : 大阪湾洪積粘土に対するクリープ圧縮モデルの確立, 横浜国立大学卒業論文.
- (91)谷本喜一, 竹山征治, 吉井真 (1993) : ポートアイランド (第2期) の地質構成, 第28回土質工学研究発表会発表講演集, pp.159-162.
- (92)土田孝 (1990) : 三軸圧縮試験による地盤の強度決定法に関する研究, 港湾技研資料, No.688, pp.1-199.
- (93)土田孝 (2001a) : 圧密理論における理論と実際ー洪積粘土地盤の沈下予測問題を例にとりてー, 土と基礎, Vol.49, No.6, pp. 1-4.
- (94)土田孝 (2001b) : 海成粘土地盤の自然間隙比と土被り圧の関係に関する統一的な解釈, 地盤工学会論文報告集, Vol.41 No.1, pp.127-143.
- (95)土田孝 (2002) : 粘土の「構造」の意味とその評価の考え方に関する一考察, 第37回地盤工学研究発表会発表講演集, pp.263-264.
- (96)土質工学会関西支部編 (1995) : 海底地盤ー大阪湾を例としてー.
- (97)土木学会編 (1988) : 新体系土木工学 16 土の力学 (I) ー土の分類・物理科学的特性ー, pp.87-89.
- (98)中島美代子, 富田龍三, 田中政典 (2007) : 東カナダ Louiseville 粘土の物理特性, 第42回地盤工学研究発表会発表講演集, pp.148-149.
- (99)野坂知正, 大向直樹, 田中洋行, 田中政典 (2003) : ピサ粘土の工学的特性, 第38回地盤工学研究発表会講演集, pp.357-358.
- (100)福江正治 (1995) : 炭酸塩が地盤形成に与える影響, 文部省科学研究費研究成果報告書.
- (101)藤田和夫, 前田保夫 (1984) : 地域地質研究報告, 須磨地域の地質, 地質調査所, pp.56-61.
- (102)藤田和夫, 笠間太郎 (1982) : 大阪西北部地域の地質, 地域地質研究報告 (5万分の1図幅), 地質調査所.
- (103)藤田和夫 (1988) : 近畿地盤の背景としての地形・地質, 土と基礎, Vol.36, No.11, pp.9-14.
- (104)松井保 (1978) : ミクロ・レオロジー, 土の構成式に関する現状報告, 土質工学会論文報告集, Vol.18, No.2, pp. 81-87.
- (105)松尾新一郎, 嘉門雅史 (1976) : 粘土の構造に関する用語について, 土と基礎, Vol.24, No.1, pp.59-64.
- (106)松尾啓 (2003) : 正規圧密泥炭の応力～ひずみ～ひずみ速度の関係, 地盤工学会論文報告集, Vol.43, No.2, pp.143-150.

《参考文献》

- (107)三笠正人 (1963) : 軟弱粘土の圧密, 鹿島出版会.
- (108)三笠正人(1979) : 土質試験法(第二回改訂版), 6 編 3 章一軸圧縮試験, 土質工学会, pp. 470-492.
- (109)村山朔郎, 柴田徹 (1956) : 粘土のレオロジー特性について, 土木学会論文集, No.40, pp.1-31.
- (110)山口晴幸・池永均(1993) : 土構造評価への水銀圧入型ポロシメーター装置の利用, 土と基礎, Vol.41, No.4, pp.15-204.
- (111)山本浩司, 本郷隆夫, 陳国華, 赤井俊文 (2000) : 大阪湾海成粘土の圧密降伏応力付近の長期圧密特性, 第 35 回地盤工学研究発表会発表講演集, pp.269-270.
- (112)吉國洋, 西海尚, 池上慎司, 瀬戸一法 (1994) : 一次元圧密におけるクリープと有効応力緩和, 第 29 回土質工学研究発表会発表講演集 3 冊分の 1, pp.269-270.
- (113)利藤房男, 大向直樹, 田中洋行, 田中政典 (2001) : 硬質粘土の品質及び圧密特性の評価, 土木学会論文集, No.694/III-57, pp.209-219.
- (114)利藤房男, 大向直樹, 田中洋行, 田中政典 (2002) : 洪積粘土の圧密に伴う微視構造変化, 土木学会論文集, No.701/III-58, pp.331-341.
- (115)利藤房男 (2002) : 洪積粘土試料の品質評価と圧密特性に関する研究, 学位論文, 愛媛大学.

《謝辞》

本論文は、著者が2000年4月に関西国際空港(株)と当時の運輸省港湾技術研究所(現;独立行政法人港湾空港技術研究所)の共同研究に参加してから2008年2月までに得られた研究成果を、応用地質(株)(2000年4月~2004年7月)および横浜国立大学(2004年8月~2008年2月)在籍中に纏め上げたものです。また、本論文で取り纏めた実験データの多くは、独立行政法人港湾空港技術研究所内の関西国際空港実験棟において実施した実験結果であります。このように学位申請論文として取り纏めることができましたのは、関西国際空港の地盤挙動に関わる皆様をはじめとした多くの皆様のご指導、ご協力、ご支援の賜物と存じます。

今井五郎横浜国立大学教授(故人)には、横浜国立大学の助手に着任する機会と、本論文を纏めるきっかけを頂きました。直接、ご指導して頂いた期間が2005年12月までの1年5ヶ月という短い期間でしたが、大変多くのご教示やご指摘、優しく温かい励ましを頂きました。最後まで研究指導いただけなかった事、感謝の気持ちをお伝えできない事が残念でありませんが、深く感謝の意を表すとともに、ご冥福を心からお祈り致します。

谷和夫横浜国立大学教授には、本論文を取り纏めるにあたり、大変多くのご指導、ご鞭撻を頂きました。今井五郎横浜国立大学教授がお亡くなりになられた後、不安ではありましたが、本論文を仕上げ最終審査に至るまでの道筋を示して頂きました。また、研究に対する心構えや取り組み方、技術者としてのコミュニケーション、仕事の進め方、英文添削など、多くの事をご指導頂きました。ここに、深く感謝致します。

田中洋行港湾研究所地盤調査研究室室長(現;北海道大学准教授)には、本研究を進めるにあたり、多くのご指導、ご鞭撻を頂きました。関西国際空港(株)と港湾技術研究所の共同研究に携わっていた際には、日々懇切丁寧なご指導を頂きました事、色々な局面でご配慮頂きました事で、本論文を纏めるに至りました。ここに、深く感謝致します。

2000年4月に共同研究を開始した当初は、港湾技術研究所の地盤調査研究室でお世話になり、田中政典主任研究官(現;土質研究室主任研究官)に、多くのご指導、ご意見を頂きました。また、土性研究室の実験施設も使用させていただき、土田孝室長(現;広島大学教授)、渡部要一主任研究官(現;土質研究室室長)、姜敏秀研究官(現;三星物産建設部門土木事業本部港湾チーム次長)に、多くのご指導、ご意見を頂きました。また、水上純一基礎工研究室主任研究官(現;国土交通省国土政策技術研究所空港研究部空港施設研究室室長)には、2001年に完成した関空実験棟の実験施設を整えて頂くとともに、多くのご指導、ご意見を頂きました。ここに、深く感謝致します。

応用地質(株)から共同研究と一緒に参加することになった利藤房男部長には、関西空港の沈下問題に関して、大変多くの事をご指導、ご教示頂きました。また、共同研究の委員会などに同行させ、関空の地盤挙動の最新の情報や委員の先生方のご講演、ご意見を拝聴

< <<謝辞>>

する機会を多く設けて頂くなど、多くのご配慮、ご支援を頂きました。ここに、深く感謝致します。また、2002年4月から利藤房男部長と入れ替わりで、応用地質(株)コアラボから港湾空港技術研究所に詰める事となった野坂知正氏には、実験やデータ整理などにおいて多くのご協力を頂きました。ここに、深く感謝致します。

応用地質(株)コアラボの皆様には、実験技術に関する多くのご指導を頂きました。特に、2000年4月以降に社外で業務を行うことになってからは、中山栄樹副所長と三上武子氏には、いろいろな相談に応じて頂き、激励やご支援のお言葉を頂きました。ここに、深く感謝致します。

西垣誠岡山大学教授には、2002年1月の関西国際空港（二期地区）地盤挙動調査委員会の議題とされる内容に関連して、間隙水圧制御型の分割型圧密試験の実験条件および実験結果の解釈（砂層の水圧を注水により維持する沈下抑制工法の効果）など、貴重なご指導、ご意見を頂きました。ここに、深く感謝致します。

吉國洋広島大学名誉教授には、2002年7月の関西国際空港（二期地区）地盤挙動調査委員会の議題とされる内容に関連して、分割型圧密試験の実験条件および実験結果の解釈（沈下の発生と過剰間隙水圧の消散の整合性）など、貴重なご指導、ご意見を頂きました。ここに、深く感謝致します。

2004年7月に応用地質(株)退職し横浜国立大学に赴任する際には、応用地質(株)コアラボの西田和範所長をはじめ、応用地質(株)コアラボ、東京支社の皆様に大変お世話になり、多くの激励のお言葉を頂きました。ここに、深く感謝致します。

2004年8月に横浜国立大学の助手に着任した後も共同研究は継続しており、小林正樹元港湾空港技術研究所所長には、今井モデルによる沈下計算などに関連して、多くのご指導を頂きました。2005年12月に今井先生がお亡くなりになられた後も、心温かく激励やご支援のお言葉を賜わり、厚く御礼申し上げます。

今井先生が生前に企画され、2005年11月に第1回執筆者会議が行われ、2006年1月に一次原稿を仕上げる予定となっていた「土と基礎」の講座「実務のための圧密沈下予測とその対策」においては、執筆メンバーであった森脇武夫氏（呉工業高等専門学校教授）、大竹勉氏（基礎地盤コンサルタンツ(株)）、坪井英夫氏（(株)不動テトラ）には、多くのご指導、ご協力、ご支援を頂きました。ここに、深く感謝致します。

2006年5月から発足したCONAN研究会においては、谷和夫氏（横浜国立大学教授）、片桐雅明氏（(株)日建設計シビル）、田中洋輔（東亜建設工業(株)）、三枝弘幸氏（東亜建設工業(株)）には、研究上有益で貴重なご意見や情報を提供して頂きました。また、田中規子氏（(株)アーク情報システム）、内藤伸幸氏（(株)アーク情報システム）には、CONANの改良等に関して、多くのご協力を頂きました。ここに、深く感謝致します。

2006年6月の開催された関空粘土勉強会においては、渡部要一氏（港湾空港技術研究所土質研究室室長）に発表の機会を与えて頂き、参加メンバーであった宇高薫氏（応用地質(株)）、小田和広氏（大阪大学准教授）、金田一広氏（港湾空港技術研究所動土質研究室研究

官), 小林正樹氏(元港湾空港技術研究所所長), 田中洋行氏(北海道大学准教授), 土田孝氏(広島大学教授), 三村衛氏(京都大学防災研究所准教授), 森川嘉之氏(港湾空港技術研究所基礎工研究室主任研究官), 利藤房男氏(応用地質(株)), 渡部要一氏には, 多くのご指導, ご意見を頂くとともに, 激励のお言葉を頂きました。ここに, 深く感謝致します。

2007年6月には, 大島昭彦大阪市立大学准教授に(社)地盤工学会の室内試験規格・基準委員会WG3(透水・圧密)のメンバーにお誘い頂き, 本論文のテーマである圧密に関する議論やご意見等を頂ける機会を設けて頂きました。ここに, 深く感謝致します。

2007年10月に横浜国立大学で開催された粘性勉強会において, 龍岡文夫東京理科大学教授には, 多くのご指摘や貴重なご意見を賜りました。ここに, 深く感謝致します。

2007年12月に実施された学位申請論文の予備審査において, 主査である谷和夫横浜国立大学教授, 論文審査委員である菊池喜昭横浜国立大学客員教授(港湾空港技術研究所基礎工研究室室長), 早野公敏横浜国立大学教授, 椿龍哉横浜国立大学教授, 勝地弘横浜国立大学准教授, 細田暁横浜国立大学准教授には, 多くのご指導, 貴重なご意見, 最終審査, 公聴会に向けての改善点などをご指摘いただきました。ここに, 深く感謝致します。特に, 菊池喜昭横浜国立大学客員教授と早野公敏横浜国立大学教授には, 予備審査から2008年2月の最終審査までの短い期間に論文の内容を細かく見て頂きました事, 厚く御礼申し上げます。

学生時代の恩師である大川秀雄新潟大学教授, 保坂吉則新潟大学助教には, 全くの土を理解していなかった私に対して, 学部4年の時に土質研究室に入り修士過程を修了するまでの3年間, 懇切丁寧にご指導して頂きました。ここに, 深く感謝致します。

私が横浜国立大学の助手として在籍時に, 学生として研究や様々な行事を一緒に行った, 加藤雄介氏, 曾布川茂氏, 新垣裕一郎氏, 池野谷尚史氏, 柴田健弘氏, 伏見隆之氏, 山口知之氏, 太田綾子氏, 小松佑子氏, 竹田佳代氏, 三保雄司氏, 若尾和俊氏, 川口萌子氏, 河村篤氏, 山下明人氏, フィンカムフィー氏, 生田瑛穂氏, 佐藤あすみ氏, 柴山華子氏, 玉置久也氏, 永守学氏, 山口鎮雄氏, 石崎崇大氏, 高下達也氏, 志村勝宣氏, 富樫陽太氏, 田中悠一氏, 洪成蛟氏には, たくさんのエネルギーを頂きました。ここに, 深く感謝致します。

横浜国立大学の地盤研究室のOBの皆様方には, 大変お世話になりました。特に, 望月美登志氏(株フジタ)には, 私が助手として赴任した直後から退任するまでの3年7ヶ月間, PS灰改良材に関する共同研究に参加させて頂き, 多くのご指導, ご鞭撻, ご支援などを頂きました。ここに, 深く感謝致します。

横浜国立大学の地盤研究室の小林恵津子秘書には, 本当に多くの事をお手伝いして頂きました。また, とても親身に接して頂いた事, 深く感謝致します。

私が土質力学を学び始めてから10年余りの間に多くの皆様にご指導頂きました。個別に名前を挙げることは致しませんが, お世話になりました皆様に深く感謝致します。

最後に, 私的な面から私を支えてくれた両親, 姉弟に深く感謝致します。

2008年3月9日

大向 直樹