

# 現場の沈下—時間データ解析手法のレオロジー論的考察

(財)大阪土質試験所 正会員 平山英喜

## 1. まえがき

軟弱地盤における盛土工事の沈下管理のために、短・中期間の沈下—時間の現場実測データを用いて、将来の沈下挙動を予測する方法として (A) 指数関数法 (浅岡法, 門田法), (B) 双曲線法, (C)  $\sqrt{t}$  法の修正法 (星莖法), 等が提案されている。

興味深いことに, (A), (B) の各方法は, 化学反応速度論における速度式に対応する微分方程式の解として得られる。またその微分方程式は, Ostwald 型非線形ダッシュポットを持つ Voigt モデルとも対応している。このモデルを用いて, 経験的に提案され用いられている双曲線法および星莖法の特徴を, ダッシュポットの非線形性に注目して指数関数法と比較する。次に, 現場における二次圧密の要因を既往の研究を基に考察し, 現場では一般的に標準圧密試験よりも二次圧密が卓越する要因が重なり合っていることを示す。これらの結果に基づき, 双曲線法・星莖法が現場で相対的に適用性が高いことを指摘する。

## 2. 現場の沈下計測管理手法

### 2. 1 概説

盛土施工後の長期の実測沈下データから, 供用後のメンテナンス等のために非常に長期の沈下挙動を推定するには,  $\log t$  法が一般に用いられる<sup>1)</sup>。

現場の施工管理の面からは, 短・中期の現場沈下実測データによる将来の沈下推定が重要であるが, これに関しては次の手法が提案されている: 浅岡法<sup>2)</sup>, 門田法<sup>3)</sup>, 双曲線法<sup>4)</sup>, 星莖法<sup>5)</sup>。3. 以降の議論に関連する範囲内で, 各手法の背景について述べる。

### 2. 2 浅岡法

圧密の基礎方程式は次式で近似できる。

$$S + C_1 \frac{dS}{dt} = C_2 \quad (C_1, C_2 = \text{定数}) \quad (1)$$

(1)式の解は,  $t = 0$  で  $S = S_i$  の初期条件のもとに,

$$S = S_f - (S_f - S_i) \exp(-t/C_1) \quad (S_f = \text{最終沈下量}) \quad (2)$$

となる。しかし, 現実には  $C_1, S_f, S_i$  ともに不明なので, (1)式に戻り, 次式のように差分近似する。

$$S_j + C_1 \frac{S_j - S_{j-1}}{\Delta t} = C_2 \quad (3)$$

ここに,  $S_j$  は  $t = j \times \Delta t$  ( $j = 1, 2, \dots, n$ )における  $S$ 。  $\Delta t$  を一定にして定数とすると, (3)式は次式のように書き換えられる。

$$S_j = C_3 + C_4 S_{j-1} \quad (C_3, C_4 = \text{定数}) \quad (4)$$

(4)式より, 実測の沈下—時間曲線が理論通り(1)式に従うならば, ある一定の時間間隔  $\Delta t$  で沈下量を読み取り, それらのデータを  $(S_j, S_{j-1})$  座標上にプロットすると, それらの点は一直線上に乗ることになる。  $t \rightarrow \infty$  では  $S_j = S_{j-1} (= S_f)$  であるから, 上述のグラフ上で(4)式の直線が45度線 ( $S_j = S_{j-1}$  線)と交わる点から, 最終沈下量  $S_f$  が外挿により求まる。

### 2. 3 門田法

Barron が, パーチカルドレーンのある場合の圧密に対して提案した圧密度  $U$  (本稿では比で表す) の近似式(5)式を, (6)式のように書き換える。

$$U = S/S_f = 1 - \exp(-8 T_h/F(n)) \quad (5)$$

$$\log_{10}(1-U) = (-0.434 \times 8/F(n)) T_h \quad (6)$$

ここに,  $T_h$  = 時間係数,  $F(n)$  = ドレーンの径と配置によって決まる定数。

(6)式は,  $\log(1-U)$  と  $t$  が直線関係にあることを示しているので, ある時刻での沈下量の圧密度を試行錯

"Rheological Considerations on the Methods for Analysing Field Settlement-Time Data",

by Hideki HIRAYAMA, Osaka Soil Test Lab.

誤的に仮定し、実測データを用いて、片対数グラフ上で直線関係を与えるものを見出す。元々、上述の手順により、理論に合う水平方向圧密係数  $c_h$  を逆算する方法であるが、将来の沈下推定にも用いることができる。

この方法は、杭の極限支持力推定における van der Veen<sup>9)</sup>の方法と同じものである。また、(5)式は(2)式で  $S_i = 0$  の場合に対応するので、解析手法は異なるが、基本の仮定は 2. 2 で述べた浅岡法と同じである。したがって、両方法によって推定される  $S_f$  はほぼ等しくなる<sup>3)</sup>。

## 2. 4 双曲線法

沈下一時間関係に対して(7)式を仮定し、それを(8)式のように変形する。

$$S = S_i + \frac{t}{a + bt} \quad (a, b = \text{定数}) \quad (7)$$

$$\frac{t}{S - S_i} = a + bt \quad (8)$$

(8)式より、 $S_i$  を仮定して  $(t, t/(S - S_i))$  座標上に実測データをプロットし、その切片および傾きから定数  $a, b$  を決める。最終沈下量は次式で求まる。

$$S_f = S_i + \lim_{t \rightarrow \infty} t/(a + bt) = S_i + 1/b \quad (9)$$

双曲線法を最初に提案したのは、1960年代初めに泥炭地盤での沈下推定に対してこの方法を提案した宮川<sup>4)</sup>と言われている。外国における提案は、ずっと遅く1970年代以降になってからのようである<sup>7),8)</sup>。

## 2. 5 星椋法

沈下一時間関係に対して(10)式を仮定し、それを(11)式のように変形する。

$$S = S_i + \frac{\beta\sqrt{t}}{\sqrt{1 + \alpha t}} \quad (10)$$

$$\frac{t}{(S - S_i)^2} = \frac{1}{\beta^2} + \frac{\alpha}{\beta^2} t \quad (11)$$

(10)式は、名神高速道路の大垣試験盛土の沈下データにおいて、せん断による流動変形のようなものに起因する沈下も含めて、全沈下が  $\sqrt{t}$  に比例するという持水の見解を基に、最終沈下量が有限値になるように工夫して提案されたものである<sup>5)</sup>。(11)式による実測データ解析法は、双曲線法における(8)式と同様である。

## 3. 沈下計測管理手法のレオロジー論的考察

### 3. 1 化学反応速度論の速度式との対比

2. で説明したように、現場の実測沈下データを用いて将来の沈下を推定する方法において、浅岡法・門田法は圧密理論に基礎を置いており、双曲線法・星椋法は経験的に関数を仮定している。浅岡法以外は沈下一時間関係が直接与えられているが、相互の相違あるいは関連は明確でない。しかし、化学反応速度論における速度式<sup>9)</sup>に対応する次の微分方程式によると、相互関係が分かりやすくなる。

$$\frac{dS}{dt} = k(S_f - S)^n \quad (S_f = \text{最終沈下量}; k, n = \text{定数}) \quad (12)$$

定数  $n$  は、化学反応速度論で反応次数と呼ばれるものである。(12)式を  $t = 0$  の時  $S = 0$  の初期条件のもとに解くと、次の解が得られる。

$$\frac{S_f - S}{S_f} = \begin{cases} \left[ 1 + \frac{k(n-1)}{S_f^{1-n}} t \right]^{\frac{1}{1-n}} & (n \neq 1) \quad (13-a) \\ e^{-kt} & (n = 1) \quad (13-b) \end{cases}$$

なお、(13-b)式は、(12)式の  $n = 1$  の時の解として得られるが、Napierの数に関する定理

$$\lim_{N \rightarrow \infty} (1 + a/N)^N = e^a \quad (14)$$

を用いて(13-a)式で  $n \rightarrow 1$  としても得られる。この方が(13-b)式が特別のケースでなく、(13-a)式に包含されるものであることを理解しやすい。

(13)式から次式が得られる。

$$n = 1 \text{ の時: } S = S_f (1 - e^{-kt}) \quad (15)$$

$$n = 2 \text{ の時: } S = \frac{t}{a + bt} \quad (a = 1/kS_f^2, b = 1/S_f) \quad (16)$$

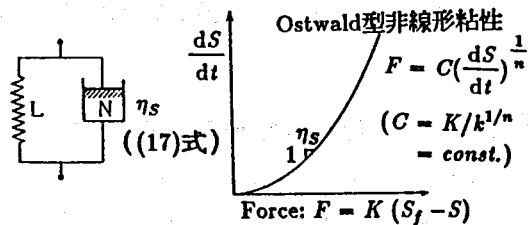
すなわち、 $n = 1$  が指数関数型に、 $n = 2$  が双曲線型に対応している。このように、沈下一時間関係に対して提案されている曲線は、化学反応速度論と興味深い対応を示している。そして、化学反応速度論の分野でのデータ解析法は現場沈下管理手法とほとんど共通であり、2. 2 浅岡法と 2. 4 双曲線法で述べたのと同じ方法が一次反応 ( $n = 1$ ) と二次反応 ( $n = 2$ ) のデータ解析に用いられている<sup>9)</sup>。

### 3. 2 沈下速度式に対応する レオロジーモデル

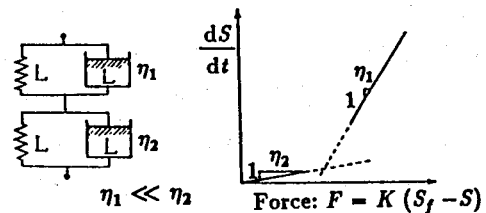
(12)式は、図-1 (a) に示した Ostwald 型の非線形ダッシュポットを持つ Voigt モデル<sup>10)</sup>とも対応する。この場合は、 $n (n > 1)$  は Newton 粘性 ( $n = 1$ ) からのずれを表す指数と解釈でき、(12)式からダッシュポットの接線粘性率  $\eta_s$  は、次式で与えられる。

$$\eta_s = \frac{K}{k(S_f - S)^{n-1}} \quad (K = \text{ばねの弾性率}) \quad (17)$$

この非線形モデルは、図-1 (b) に示した粘性率のオーダーの大きく異なる2つの線形ダッシュポットを持つモデルを一般化したものとも解釈できる。



(a) 非線形モデル



(b) 線形モデルの連結による近似

図-1 (12)式に対応するレオロジーモデル (L:線形, N:非線形)

### 3. 3 沈下計測管理手法の 圧密度-時間特性の比較

$T = t/t_{50}$  を時間パラメーターとして、圧密度  $U = S/S_f$  を、

- (A)  $n = 1$  ( (15)式: 指数関数 および (5)式: Barron の解 )
- (B)  $n = 2$  ( (16)式: 双曲線 )
- (C) 星基法 ( (10)式 )

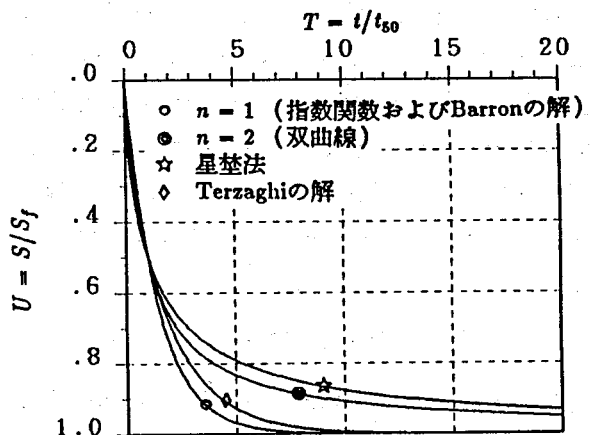
$$U = \sqrt{T/(3+T)} \quad (18)$$

- (D) Terzaghi の解 ( $u_z|_{t=0} = \text{constant}$ )

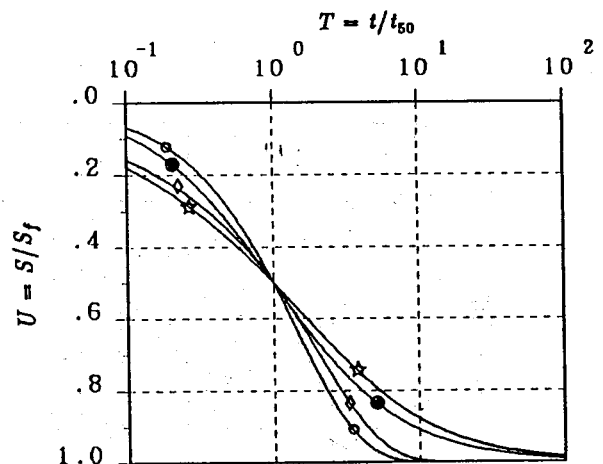
$$U \approx \sqrt{T}/2 \quad (U \leq 0.526) \quad (19-a)$$

$$U \approx 1 - (8/\pi^2) (\pi^2/16)^T \quad (U > 0.526) \quad (19-b)$$

の4ケースに関して比較した結果を図-2に示す。なお、微分方程式の観点からは、(19-b)式も(12)式で  $n = 1$  の場合 ( $t = 0$  で  $S = S_i > 0$ , (2)式参照) に含まれる。(18)式は、 $T > 1$  では(12)式で  $n = 3.0 \sim 2.2$  程度で近似できる。



(a) U - T 曲線



(b) U - log T 曲線

図-2 沈下管理手法の基本曲線 および理論圧密沈下曲線

#### 4. 現場における二次圧密の要因の考察

##### 4.1 概説

〈二次圧密〉を沈下-時間曲線の後半部で Terzaghi (または Barron) の圧密理論に一致しない圧密と定義すると、 $n = 1$  に対応する浅岡法・門田法は、現場では二次圧密が生じないと仮定していることになる。一方、双曲線法・星埜法は、図-2 (b) に示したような各々に固有の二次圧密を仮定していることになる。したがって、現場での沈下-時間曲線のモード (時間スケールの絶対値については考慮外) が、(12)式または 図-1 (a) のモデルで  $n = 1$  の場合に相当する Terzaghi (または Barron) の理論曲線にどの程度一致するかで、各方法の適用性が決まる。

図-1 のレオロジーモデルは、応力・ひずみともに一次元であるが、現場の圧密沈下挙動を巨視的にモデル化しているものと解釈して、現場の圧密沈下における二次圧密特性について既往の研究を基に検討してみる。現場の二次圧密の要因は、いくつかのものが複合しているので、それらをできるだけ分離するために次の順序で検討する：(A) 一次元応力・ひずみ条件、(B) 一次元ひずみ ( $K_0$ ) 条件、(C) 多次元ひずみ条件。

##### 4.2 一次元応力・ひずみ条件での二次圧密

圧密現象は、粘土の骨格構造の変形と間隙水の透水が組み合わさった問題である。したがって、図-1 (a) のモデルの最も直接的な解釈は、変形特性として

線形弾性、透水特性として非 Darcy 則 (流速と動水勾配の非線形関係) を仮定しているものと見なすことである。

吉国・玉水<sup>11)</sup>は、図-3 に示したように、圧密過程に及ぼす非 Darcy 流れの影響を検討している。仮定された透水特性の非線形関係は放物線なので、限界勾配 ( $2i_0$ ) 以下では(12)式で  $n = 2$ 、すなわち(16)式的双曲線型沈下-時間関係に対応する。限界勾配  $2i_0$  と 載荷・地盤条件との関係から、パラメーター

$$\alpha = \Delta p / (i_0 \gamma_w H) \quad (20)$$

( $\Delta p =$  応力増分、 $H =$  最大排水距離) によって影響度は変わる。応力増分が小さいほど Terzaghi 理論から離れる、すなわち二次圧密的挙動が顕著になる。また、粘土層厚が大きいほど、二次圧密的挙動が顕著になり、従来しばしば推論されてきたことと逆の結果となるが、5. で後述するように現場の挙動と一致する。

透水特性が非線形になるメカニズムとしては、間隙 (pore) のサイズの不均質性が考えられる。すなわち、間隙には相対的に大きなもの (macro-pore) と小さなもの (micro-pore) があり、micro-pore からの排水性が低いために、二次圧密的現象が生じるという説である。例えば、間隙のサイズや回りの間隙との連結状態の不均質性から二次圧密を論じたもの<sup>12)</sup>や、ビートの二次圧密を有機物の性質と間隙のサイズから論じたもの<sup>13)</sup>がある。

透水特性の非線形性は、二次圧密の1つの要因ではあ

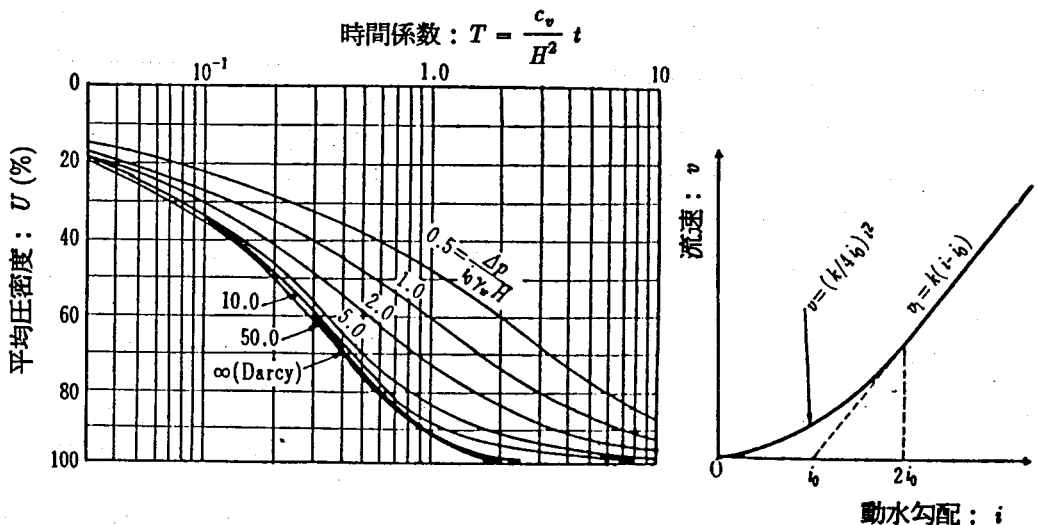


図-3 圧密曲線に及ぼす非 Darcy 流れの影響<sup>11)</sup>

るが、4. 3で後述するように、この条件が独立して影響するのは、等方圧密の場合である。赤井・足立<sup>14)</sup>の実験結果によると、等方圧密時の二次圧密は極めて小さい。しかし、現場では排水距離が長く、しかも一般に応力増分が室内実験よりも小さいので、図-3で(20)式の $\alpha$ が小さいケースに相当するため、非線形透水特性が無視しえない要因となりうる。特に、深い所にある粘土層において、その可能性が高い。

#### 4. 3 一次元ひずみ条件での二次圧密

側方変形が拘束された圧密、すなわち標準圧密試験のような $K_0$ 圧密を、有効応力の立場から見ると、応力の多次元性を考慮する必要がある。すなわち、土の骨格構造の変形特性をバネのように応力・ひずみにも一次元のものでなく、応力・ひずみをテンソルとして扱う必要がある。

上述の観点からの実験に基づき、赤井・足立<sup>14)</sup>は、 $K_0$ 圧密における二次圧密の要因として、一次元圧密の進行につれて増大する主応力差によるダイレイタンスに付随して生ずるせん断クリープを指摘している。

せん断応力のみによる変形特性は、 $K_0$ 条件ではなく、平均主応力一定条件での試験で調べられるが、図-4に示したように、顕著な時間依存性を示す<sup>15)</sup>。このことは、砂に対しても指摘されている<sup>16)</sup>。

せん断変形の時間依存性の原因としては、一般に構造粘性、すなわち土粒子接触面の粘性的性質が考えられている。図-1(b)のモデルを現象論的に見るならば、上側のVoigt要素が水理学的時間遅れ、下側の要素が構造粘性的時間遅れを表していると解釈しうる。

Barden<sup>10)</sup>は、図-5に示したように、図-1(a)のモデルを土の骨格(soil skeleton)の構造粘性を表すために用いている。このモデルによると、図-6に示したように、現場のように軟弱層厚が大きい場合はB曲線になり、一次元変形がほぼ満たされる条件での現場においては、二次圧密は標準圧密試験に比べてさほど重要でないことになる。しかし、Bardenのモデルを含めてレオロジーモデルの多くは、応力の多次元性を考慮していないことに留意する必要がある<sup>17)</sup>。

#### 4. 4 多次元ひずみ条件での二次圧密

Biotの多次元圧密理論は、土の骨格に対して線形弾性体、透水特性に対してDarcy則を仮定した連成解法

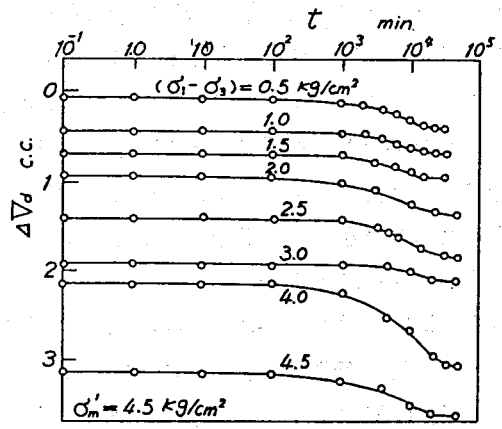


図-4 平均主応力一定の三軸排水圧縮試験におけるダイレイタンス—時間曲線<sup>15)</sup>

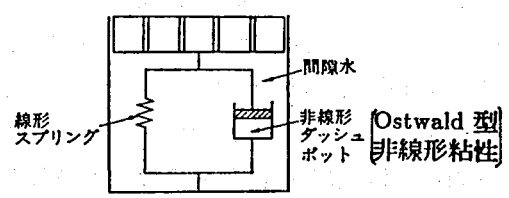


図-5 Bardenのレオロジーモデル<sup>10)</sup>

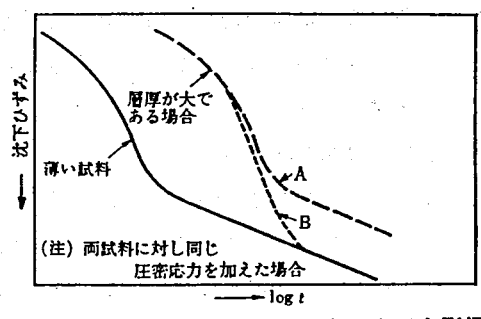


図-6 試料厚の圧密曲線に及ぼす影響<sup>10)</sup>

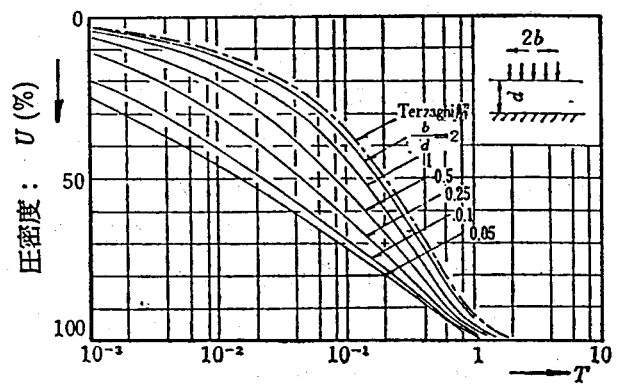


図-7 荷荷重に対するBiotの解<sup>18)</sup>

である。図-7に、その解の例<sup>18)</sup>を示したが、(載荷幅) / (軟弱層厚) が小さいほど、図-2で  $n$  が1より大きい方にずれるモードになる。この理論は、4.3で述べた粘土のせん断クリープ特性、応力-ひずみ関係の非線形性や、4.2で述べた透水特性の非線形性を考慮していないが、現場での圧密ではこれらの要因の影響が更に加わる。

排水三軸圧縮試験の結果によると、図-8<sup>19)</sup>に示したように、側方変形が拘束されていない場合の鉛直ひずみの二次圧密速度は、 $K_0$ 条件より大きくなる。その程度はせん断応力レベルに依存するが、特に破壊強度近くでは顕著である。柴田<sup>15)</sup>は、図-9に示したように、ダイレイタンスーによる体積圧縮ひずみ(主応力差) / (平均有効主応力)、 $(\sigma_1 - \sigma_3) / \sigma_m'$  の関数となることを示している。したがって、多次元ひずみ条件での二次圧密に対する、応力-ひずみ関係の非線形性の影響も含めたせん断クリープの影響に関して、 $(\sigma_1 - \sigma_3) / \sigma_m'$  が重要なパラメーターとなる。

半無限弾性地盤上の帯状長方形および三角形荷による最大せん断応力増分  $\Delta\tau_{max} = (\sigma_1 - \sigma_3) / 2$  の分布<sup>20)</sup>を、図-10に示す。最大せん断応力増分の極大値は、載荷幅  $2b$  に対して、地表面下  $(1 \sim 0.5)b$  に生じることが分かる。地盤内初期平均主応力を考慮すると、せん断クリープの影響が顕著になる深度はもう少し浅くなるが、ある程度の深さにある粘土層で二次圧密が卓越する可能性がある。

現場での二次圧密速度と室内試験による二次圧密速度とを比較した7つのデータによると、前者は後者の1.5~4.7倍であった<sup>21)</sup>。安定に対する安全率が低いほど、また側方拘束がゆるやかな地盤条件ほど、前述の条件に加えて側方流動の影響が大きくなり、二次圧密速度は大きくなると考えられる。

バーチカルドレーン打設地盤は、一般に無処理地盤よりも側方拘束性が高いと考えられる。しかし、ドレーン打設地盤特有の問題として、ドレーン・マットの透水性、ドレーン周辺粘土の攪乱等が影響する。図-11に示したように、サンドドレーン打設地盤において圧密終期で次第に理論曲線から遅れてきた例が報告されているが、これはドレーン内における損失水頭の影響によるものと似た傾向を示している<sup>22)</sup>。

Symbol	Clay	Reference
□ (I)	Remoulded Frodsham Clay	Barden (1969)
●	Normally Consolidated Pancone Clay (Pisa)	Bishop & Lovenbury (1969)
△	Overconsolidated London Clay (Hendon)	Bishop & Lovenbury (1969)
○ (I)	Normally Consolidated Osaka Clay	Murayama & Shibata (1961)

(I) see text for assumptions

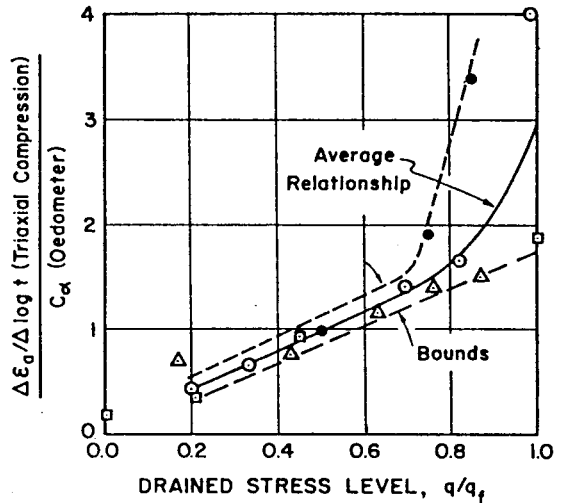


図-8 排水三軸圧縮試験における軸ひずみ速度の応力レベル依存性<sup>19)</sup>

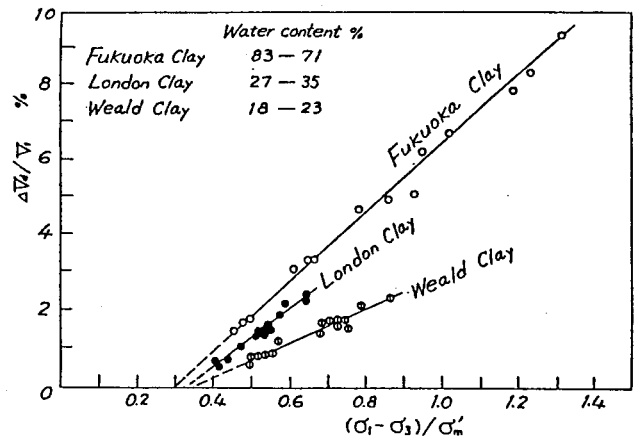


図-9 ダイレイタンスーによる体積圧縮ひずみと応力レベルの関係<sup>15)</sup>

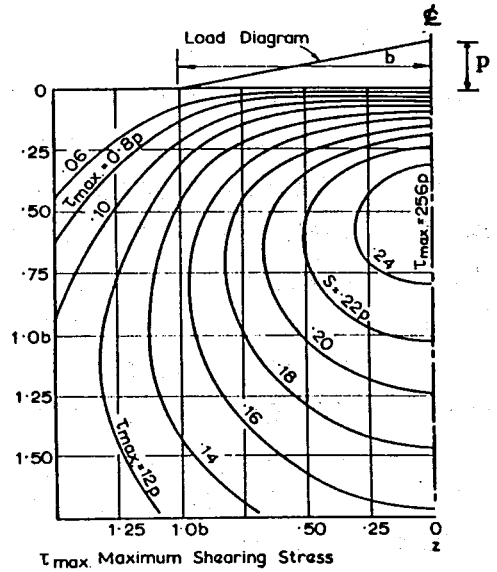
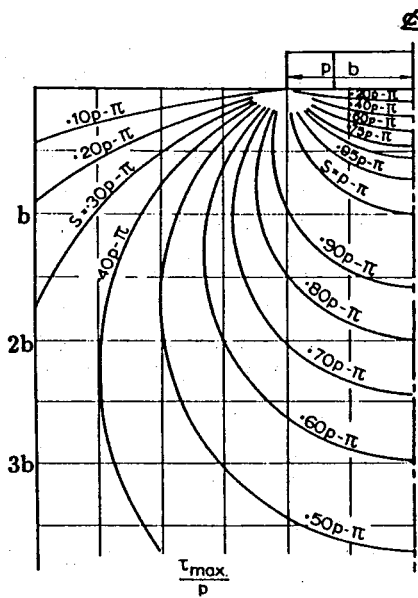


図-10 長方形・三角形帯荷重による最大せん断応力増分の分布<sup>20)</sup>

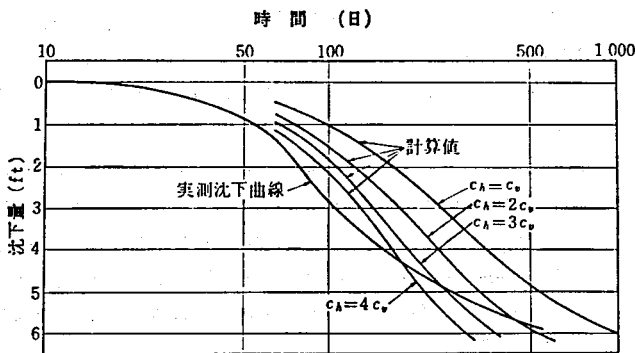


図-11 サンドドレーン打設地盤における沈下-時間曲線の実測値例<sup>22)</sup>

## 5. 現場の沈下-時間曲線の特性

高速道路盛土での実測データによると、軟弱層が比較的浅い所にある場合を除いて、現場での  $S - \log t$  曲線は、一般に二次圧密的な沈下をかなり含んだものとなっている。しかも、層別の沈下データによれば、二次圧密がすべて下部層を発生源としており、上部層では二次圧密が見られない。鉛直応力増分  $\Delta p$  のみによる従来の考え方では、この現象を説明できない。そこで、この原因として4.4で述べた現場の荷重による主応力差の分布に起因した二次圧密の可能性が指摘されている<sup>23)</sup>。他の可能性として、4.2で述べた透水特性の非線形性の影響も考えられる。

サンドドレーン打設地盤における現場のデータからも、 $n \geq 2$  に相当する双曲線法や星筈法の方が、 $n = 1$  に相当する浅岡法や門田法より、一般に推定精度が高いと報告されている<sup>3)</sup>。後者の方法は、図-2からも明かなように、圧密がある程度進んだ時点で、 $n > 1$  の場合よりそれ以降の沈下の早期収束を仮定して外挿していることになるので、 $S_f$  を過小評価する。

沈下-時間曲線が(16)式的双曲線に従う場合に、圧密度  $U$  の時点までのデータを用いて、浅岡法で最終沈下量を推定すると、 $50(1-U) \%$  程度過小評価する<sup>24)</sup>。双曲線法と星筈法との比較では、図-2から分かるように、後者の方が少しだけ大きめの  $S_f$  を与える。

実際の沈下-時間曲線がどのような  $n$  の値で良くシミュレートできるかは、 $U > 0.75$  の沈下が生じなければ判断できない<sup>9), 24)</sup>。しかし、4.で議論したように、現場での沈下-時間曲線は、Terzaghi や Barron の理論曲線より圧密終期で遅くなるのが一般的である。したがって、 $n \geq 2$  を仮定していることになる方法(双曲線・星筈法)の方が、 $n = 1$  に相当する方法(浅岡法・門田法)より大きめの最終沈下量を推定するので安全側であり、しかも一般に推定精度が高いと言えよう。

## 6. あとがき

現場における短・中期間の実測データから将来の沈下予測を行う手法を、レオロジーモデルの観点から、比較・検討した。現場の二次圧密の要因を考えると、理論解に基づいた指数関数的な手法よりも、双曲線法・星筈法の方が適応性が高いと考えられる。

比較的良く合うことと簡便性から、双曲線法は広く用いられている<sup>1)</sup>。星筈法は、双曲線法よりも計算が複雑であり、初期沈下量の取扱いに注意を要する<sup>3)</sup>。しかし、現在ではパソコンによるデータ処理とその結果の画面上へのグラフ化が、容易にできるので、各方法の予測結果を目視でも確認できるようなプログラムを現場で用意して、併用するのがよいと考えられる。

謝辞： 現場での沈下における多次元圧密の影響の重要性に関して御助言を戴いた、京都大学防災研究所・柴田徹教授に深く感謝致します。

## 参考文献

- 1) 日本道路協会(1986): 道路土工-軟弱地盤対策工指針, pp.187-197
- 2) 浅岡頭(1978): "沈下一時間関係予測の信頼性解析", 第13回土質工学研究発表会, pp.277-280
- 3) 吉国洋ほか(1981): "現場計測法による圧密沈下予測法の特長について", 土と基礎, Vol.29, No.8, pp.7-13
- 4) 宮川勇(1962): "泥炭地における土質工学上の2, 3の問題", 昭和36年度土木学会北海道支部講習会; または宮川勇(1963): "軟弱地盤と盛土-特に泥炭性軟弱地における安定と沈下-", 土と基礎の設計法(その3), 土質工学会, pp.147-184
- 5) 星筈和(1962): "最近における基礎の諸問題", 土木学会誌, Vol.47, No.7, pp.63-67
- 6) van der Veen, C. (1953): "The bearing capacity of a pile", Proc. 3rd ICSMFE, Vol.2, pp.84-90
- 7) Tan, S.B. (1971): "An empirical method for estimating secondary and total settlement", Proc. 4th Asian Regional Conf. on SMFE, Vol.2, pp.147-151
- 8) Narasimha Rao, S. et al. (1982): "Method to predict ultimate compression in clays", Proc. ASCE, Vol.108, No.GT2, pp.310-314
- 9) J. H. エスペンソン (荻野博訳) (1984): 化学反応の速度と機構, マグロウヒルブック
- 10) Barden, L. (1965): "Consolidation of clay with non-linear viscosity", Geotechnique, Vol.15, No.4, pp.345-362
- 11) 吉国洋・玉水和博(1975): "圧密過程に及ぼす非 Darcy 流れの影響について", 土木学会第30回年講 III, pp.143-144
- 12) de Josselin de Jong, G. (1968): "Consolidation models consisting of an assembly of viscous elements or a cavity channel network", Geotechnique, Vol.18, No.2, pp.195-228
- 13) Berry, P.L. and Poskitt, T.J. (1972): "The consolidation of peat", Geotechnique, Vol.22, No.1, pp.27-52
- 14) 赤井浩一・足立紀尚(1965): "有効応力よりみた飽和粘土の一次元圧密と強度特性に関する研究", 土木学会論文集, 第113号, pp.11-27
- 15) 柴田徹(1963): "粘土のダイラタンシーについて", 京都大学防災研究所年報, 第6号, pp.128-134
- 16) 三浦哲彦・山内豊聡(1972): "高い等方圧力を受ける砂の圧縮特性について", 土木学会論文報告集, 第203号, pp.45-52
- 17) 足立紀尚・龍岡文夫(1981): 新体系土木工学18 土の力学(III), 技報堂, pp.162-165
- 18) 山口柏樹・村上幸利(1972): "有限粘土層の多次元圧密について", 土木学会論文報告集, 第204号, pp.71-81
- 19) Ladd, C.C. et al. (1977): "Stress-deformation and strength characteristics", Proc. 9th ICSMFE, Vol.2, pp.421-494
- 20) Poulos, H.G. and Davis, E.H. (1974): Elastic Solutions for Soil and Rock Mechanics, John Wiley & Sons, pp.36-39
- 21) Sekiguchi, H. (1985): "State-of-the-Art Report, III. Macrometric approaches -static- intrinsically time-dependent", Constitutive Laws of Soils, 11th ICSMFE, pp.66-98
- 22) 網干寿夫(1969): 土質力学(最上武雄編著), 技報堂, pp.468-469
- 23) 持永龍一郎(1981): "現場計測結果よりみた二次圧密", 土と基礎, Vol.29, No.3, pp.3-10
- 24) 平山英喜・福田悦治(1987): "杭の荷重-沈下曲線に対する2定数関数の適用性 -双曲線法と指数関数法の比較-", 土木学会第42回年講 III, pp.732-733