



岡山大学大学院環境学研究科
西村伸一

1 はじめに

土構造物の性能設計の整備が近年進められつつあり，その場合，要求性能として限界変位量が規定される局面が想定される．従って，性能照査のためには正確な変位予測が求められ，この目的のため，事前設計では弾塑性や弾粘塑性構成式を用いた解析法を有効に用いることができる．一方，施工が実施されてからは変位や間隙水圧の観測が行われ，これらの情報を有効に用いるべきである．一つは，観測値に基づいて将来挙動を予測することが考えられる．また，対象地盤で過去の施工実績が存在する場合は，そのとき得られた観測結果に基づいた予測を行うことができる．このような背景のもと，本研究では，観測結果に基づいて，逆解析によってパラメータを同定し，正確に変位予測を行う方法について考察している．

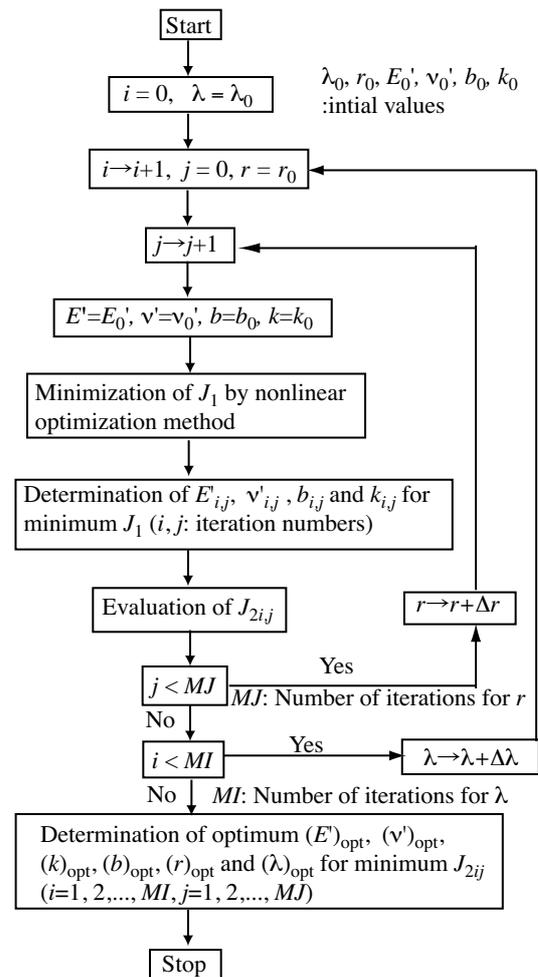
一般に，逆解析では，弾塑性もしくは弾粘塑性構成式のような，多くのパラメータを必要とする複雑な構成式を用いることはできない．従って，ここでは極力解析モデルを単純化するため，応力・ひずみ関係式とし双曲線モデルを適用し，载荷による地盤の剛性の劣化を簡便に表現することを考えている．また，地盤の側方変位およびダイレイタンス挙動を簡便に，さらに適切に表現するために剛性の軸直交方向等方性（直交異方性）を導入する．

本研究では第一に，せん断過程を含む三軸異方圧密試験結果に提案する解析法を適用し，予測精度について検討している．結果として，双曲線モデルと直交異方性を適用すると，せん断による地盤剛性の劣化，側方変位，ダイレイタンス挙動が適切に模擬されることが明らかとなった．最終的に，実際の軟弱地盤の変位実測値を用いた解析を行い，実問題への適用可能性を確認している．

2 応力ひずみ関係式

双曲線法を用いる場合，接線有効ヤング率は式(1)で与えられる．ここで，せん断が卓越する場合と，圧密が卓越する場合には地盤の挙動は大きく異なると考えられるので，解析に用いるヤング率 E' としては式(2)を採用する¹⁾．

$$E'_t = \{1 - b(\sigma'_1 - \sigma'_3)\}^2 E'_v \quad (1)$$



(E' は, E'_{th} もしくは E'_{lv} のいずれか.)

図 - 1 パラメータ同定アルゴリズム

$$\begin{cases} E' = E_T' \{ \Delta(\sigma_1' - \sigma_3') > 0 \text{ and } \Delta u \geq 0 \} \\ E' = E_I' \{ \Delta(\sigma_1' - \sigma_3') \leq 0 \text{ or } \Delta u < 0 \} \end{cases} \quad (2)$$

σ_1', σ_3' : 最大, 最小有効主応力 b : 剛性劣化パラメータ E_T', E_I' : 接線, 初期ヤング率

$\Delta(\sigma_1' - \sigma_3')$: 主応力差の増分 Δu : 間隙水圧の増分

なお, 軸直交方向等方性²⁾を仮定し, フックの法則を式(3)で表すことにする. 鉛直面内のせん断弾性係数に便宜的に仮定を加えている. 式(3)中, 異方性率 r を式(4)によって定義している. また, 簡単化のためポアソン比については式(3)中で統一の値を用いている.

$$\begin{cases} d\varepsilon_x = \frac{1}{r \cdot E_v'} (d\sigma_x' - \nu' \cdot d\sigma_y') - \frac{\nu'}{E_v'} d\sigma_z' & d\varepsilon_y = \frac{1}{r \cdot E_v'} (d\sigma_y' - \nu' \cdot d\sigma_x') - \frac{\nu'}{E_v'} d\sigma_z' \\ d\varepsilon_z = \frac{1}{E_v'} (d\sigma_z' - \nu' \cdot d\sigma_x' - \nu' \cdot d\sigma_y') \\ d\gamma_{xy} = \frac{2(1+\nu')}{r \cdot E_v'} d\tau_{xy} & d\gamma_{xz} = \frac{4(1+\nu')}{E_v'(1+r)} d\tau_{xz} & d\gamma_{yz} = \frac{4(1+\nu')}{E_v'(1+r)} d\tau_{yz} \end{cases} \quad (3)$$

$$r = E_h' / E_v' \quad (4)$$

x, y : 水平方向座標, z : 鉛直方向座標

E_v', E_h' : 鉛直方向と水平方向の有効ヤング率 ν' : 有効ポアソン比

式(2)は, 本手法が, 正規圧密土もしくは, 軽い過圧密粘土の場合に適用可能であることを示している. 即ち, せん断と共に正のダイレイタンスが生じ, 間隙水圧が減少する場合は適用範囲外とする.

3 パラメータの同定法

本研究では, 変形の計算に水土連成有限要素法³⁾を用いることとし, 同定すべきパラメータを有効初期ヤング率 E_I' (水平方向か鉛直方向のいずれか), 有効ポアソン比 ν' , 剛性劣化パラメータ b , 透水係数 k , 異方性率 r とする. 同定アルゴリズムは図-1に与えたとおりである. 最初に異方性率 r と, 変位-間隙水圧間の調整パラメータ λ を固定させておく. これに対して, 解析値と実測値の二乗誤差 J_1 を式(4)によって定義し, これを非線形最小二乗法によって最小化することにより, 鉛直初期有効ヤング率 E_{Iv}' (あるいは, 水平初期有効ヤング率 E_{Ih}'), 有効ポアソン比 ν' , 透水係数 k , および剛性の劣化を表すパラメータ b が同定されることになる.

$$J_1 = J_s + J_u / \lambda \quad (4) \quad \lambda: \text{間隙水圧影響調整パラメータ}$$

$$J_s = \sum_{i=1}^{NT} \sum_{j=1}^{NP} \|U_i^j - \bar{U}_i^j\|^2 \quad (5) \quad J_u = \sum_{i=1}^{NT} \sum_{j=1}^{NE} (u_i^j - \bar{u}_i^j)^2 \quad (6)$$

$$J_2 = J_{Sl\lambda, r} J_{ul\lambda, r} \quad (7)$$

U_i^j, \bar{U}_i^j : 時間ステップ i , 観測点 j の解析・観測変位ベクトル, u_i^j, \bar{u}_i^j : 時間ステップ i , 観測点 j の解析・計測間隙水圧, NT : 観測時間ステップ数, NP : 同定に用いる変位観測点数, NE : 同定に用いる間隙水圧計測点数, $J_{Sl\lambda, r}, J_{ul\lambda, r}$: λ, r を固定し, J_1 を非線形計画法によって最小化し, 求められた E', ν', b, k を式(5), (6)に代入したものを表す. 異方性率 r を固定して, 非線形最小二乗法を実施するのは, このパラメータは, 地盤の側方変位に大きく影響するが, ポアソン比も同様に側方変位に影響するため, パラメータ数が過剰になり, 最適化計算が不安定になる場合が考えられる. 従って, 計算の安定化のために r は非線形最小二乗法ではなく, 繰り返しによって求めるものとす

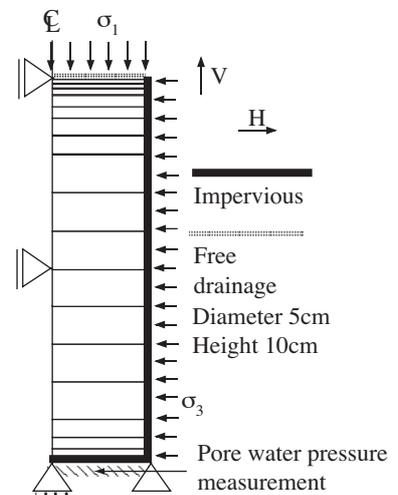


図-2 三軸異方圧密試験の解析および実験モデル(軸対称)

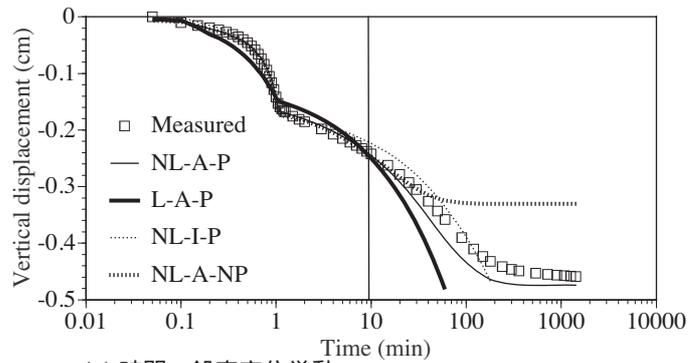
る．同様に， λ も繰り返し計算によって決定する．最終的に，同定されたパラメータのペアから式(7)の J_2 を最小にするもの $((E')_{opt}, (v')_{opt}, (b)_{opt}, (k)_{opt}, (r)_{opt})$ をパラメータとして採用する．

4 三軸異方圧密試験結果の解析

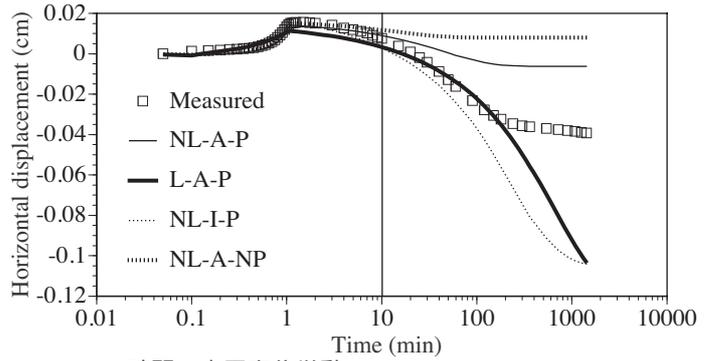
実験材料にはカオリンを用いている．用いた材料の物理的性質は， $\rho_s=2.63\text{ g/cm}^3$ ， $w_L=58.2\%$ ， $w_p=37.4\%$ ， $I_p=21$ ，粘土含有率=42%，シルト含有率=58%である．図-2に，実験に対応した有限要素法解析モデルを示す．モデルは軸対称である．実験では，供試体の鉛直変位，供試体底部における間隙水圧および排水量を計測している．実験によって得られる鉛直変位，水平変位，間隙水圧を解析の際に計測値として用いる．なお，水平変位の計測値として，三軸供試体の平均水平変位を用いることとする．水平変位は，半径方向ひずみ ε_r から算定されるが，軸ひずみ ε_a および体積ひずみ ε_v から式 $\varepsilon_r=(\varepsilon_v-\varepsilon_a)/2$ を経由して算定している．実験では，最初に98kPaの等方圧が載荷され，計測開始と同時に排水コックが開かれる． σ_1 が1分間で19.6kPa漸増載荷され，その後一定に保たれる．

実測および解析による時間-変位関係を図-3に与えている．図-3(a),(b),(c)において，(a)は時間-鉛直変位関係，(b)は時間-水平変位関係，(c)は時間-間隙水圧関係をそれぞれ表している．同定期間は計測開始から10minで，10min以降が予測値である．非線形解析結果(NL-A-P)では，前半のせん断が卓越する部分の適合度がよく，鉛直変位予測が良好になされている．ただし，水平変位の予測は過小評価となっている．しかし，更にせん断過程が卓越する別の実験結果に本手法を適用させた場合は，水平変位の予測精度が良くなる結果を得ている⁴⁾．線形モデルを用いた解析結果(L-A-P)では，適切なパラメータを同定することができず，予測変位を極端に過大評価する結果となっている．この差は，仮定したモデルが，1minまでのせん断変形を適切に表現できるか否かによると考えられる．間隙水圧挙動に関して，非線形解析では適切な予測結果となっているが，線形解析の場合は消散速度を極端に過小評価している．

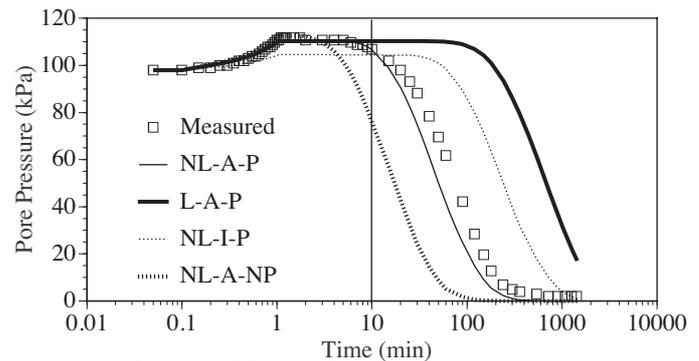
解析結果NL-I-Pは，等方性を仮定した結果を示している．図によると，変位が過大評価されている．それに対応して，間隙水圧は，その消散速度が過小評価されている．また，同定期間においても，等方性の理論の限界により，ダイレイタンスーによる間隙水圧の上昇を表現しきれず過小評価している．それに対して，NL-A-Pにおいて間隙水圧が適切に表現されているのは，異方性の仮定が，結果的に側方変位を制約し，ある程度ダイレイタンスー挙動を模擬し得るためである．



(a) 時間 - 鉛直変位挙動



(b) 時間 - 水平変位挙動



(c) 時間 - 間隙水圧挙動

NL: 双曲線に基づく非線形解析 L: 線形弾性解析
A: 異方性を仮定 I: 等方性を仮定
P: 間隙水圧を考慮 NP: 間隙水圧を考慮しない

図-3 三軸異方圧密試験結果の解析
(同定期間: 10 min)

解析結果 NL-A-NP は、間隙水圧を計測値として考慮しない場合の結果を表している。図によると、予測変位は過小評価されている。一方、間隙水圧に関しては、同定期間においても、既にその消散速度が過大評価されている。この結果から、短期間の観測値に基づく圧密挙動の将来予測に対しては、間隙水圧計測結果が有効に働くことが理解できる。また、NL-A-Pにおいて同定されたパラメータは次に示すとおりである。

$$E_{iv}' = 2,484 \text{ kPa} \quad E_{ih}' = 6,707 \text{ kPa} \quad \nu' = 0.12 \quad b = 0.0393 \text{ (1/kPa)} \quad k = 6.83 \times 10^{-7} \text{ (cm/s)}$$

ここで、水平方向のヤング率が鉛直方向のそれより大きいのが注目される。これは、パラメータがせん断過程におけるダイレイタンス挙動に強く影響されていることによる。すなわち、ここで同定される異方性は供試体本来のものではなく、ダイレイタンス挙動を含む誘導異方性である。

4 実軟弱地盤データに基づいた解析

ここでは、盛土が施工された実軟弱地盤の変位観測データを用いた解析を実施している。図 - 4には2つの盛土断面と有限要素モデルを示している。No.1 盛土の変位計測値を用いて逆解析を行い、その結果を用いて No.2 盛土挙動の予測を行う。実際の盛土施工は同時になされたが、ここでは、No.1 盛土が最初に施工され、No.2 盛土の施工に当たって、その結果が利用できるというシナリオを設定する。2つの盛土は、約 250 m 離れているが、同一地盤上に存在すると考えることができる。

地盤にはサンドドレーンが施工されており、解析上は仮想ドレーンとして排水境界を配置することにより対処する。ただし、このようなドレーンを配置すると、解析上、排水が水平方向に一次的に生じることになる。したがって、放射排水による圧密速度にすり合わせるため、ここでは、Barron の理論解（厳密解）と Terzaghi の一次元理論解における圧密度 50% に達する時間が一致するように水平方向の透水係数を換算することとした⁵⁾。

No.1 では、図中の B, C, D 点で沈下板による沈下計測、A-7 点では変位杭による鉛直・水平変位が計測されている。No.2 では、A, C 点が沈下板、A-2 点で変位杭である。施工は、70 - 80 日間で実施された。また、盛土は等方弾性体として取り扱い、その有効ヤング率を 980 kPa、有効ポアソン比を 0.333、透水係数を 10 m/d の確定値と仮定する。

図 - 5には実測値と解析結果を示している。図 - 5(a)には、No.1 盛土に関して、同定されたパラメータとそれに基づいたシミュレーション結果を示している。鉛直変位は、実測と計算が良く一致している。水平変位に関しては、盛土の施工過程では良く一致するが、その後の圧密過程での解析値の表現性が悪くなっている。これは、盛土法尻部分の挙動が連続体的でなく、盛土載荷によるせん断過程の後、盛土下地盤の圧密に追従できていないのが理由の一つとして考えられる。解析によって同定されたパラメータを示すと次の通りである。

$$E_{iv}' = 305 \text{ kPa} \quad E_{ih}' = 610 \text{ kPa} \quad \nu' = 0.15$$

$$b = 6.82 \times 10^{-3} \text{ ((1/kPa))} \quad k = 1.69 \times 10^{-7} \text{ (cm/s)}$$

非線形性を表すパラメータ b の値としては、比較的小さな値が同定された。これは、今回解析した盛土は軟弱層厚(12m)に比較して載荷幅が広く、変形が比較的一次的に生じたためと考えられる。

図 - 5(b)は、No.1 盛土の逆解析結果に基づいた、No.2 盛土の予測結果である。沈下板 A, C における沈下量は精度良く予測がなされている。

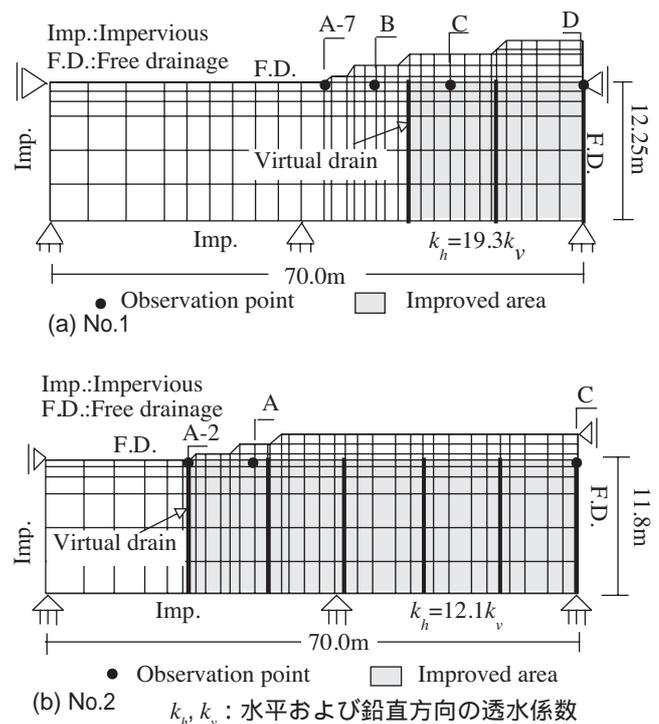


図 - 4 実軟弱地盤のモデル

変位杭 A-2 の変位量は載荷期間では適合性が良い。しかし、その後の圧密期間では鉛直、水平とも過大評価となっている。

6 まとめ

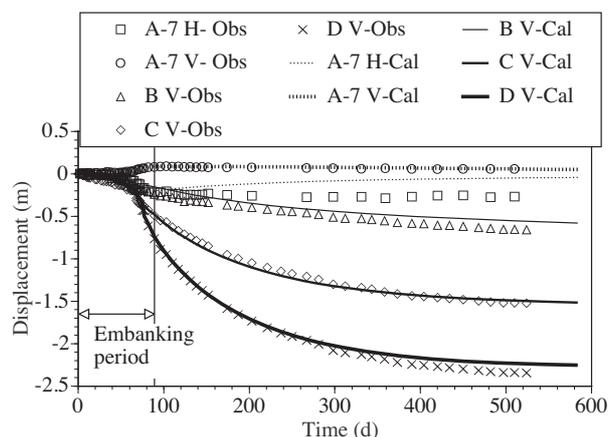
1) せん断変形と圧密変形を含む地盤挙動から双曲線および軸直交方向等方性モデルを利用して逆解析によってパラメータを同定し、圧密挙動の予測を行った。

2) 三軸異方圧密試験結果に提案法を適用した結果、水平変位は若干過小評価となったが、鉛直変位および間隙水圧に関しては良好な予測結果を得ることができた。

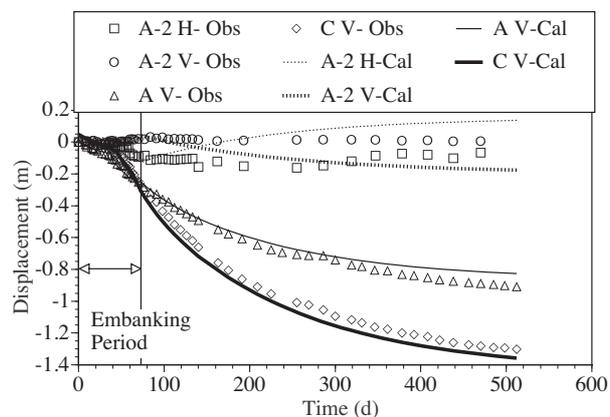
3) 実軟弱地盤におけるパラメータ同定および解析を行った結果、沈下予測を良好に行うことができた。ただし、変位杭の水平変位に関しては、載荷過程では適合性が良いが、圧密過程では、同定、予測とも精度に問題を残した。

参考文献

- (1) Nishimura, S., Nishiyama, T. and Murakami, A...: Inverse analysis of soft grounds considering and nonlinearity and anisotropy, *Soils and Foundations*, **45**(2), pp.87-95(2005)
- (2) Zienkiewicz, O.C. and Taylor, R.L.: The finite element method, Vol.1, Butterworth-Heinemann (2000)
- (3) Iizuka, A. and Ohta, H.: A determination procedure of input parameters in elasto-viscoplastic finite element analysis, *Soils and Foundations*, **27**(3), 71-97 (1987)
- (4) 西村伸一・西山竜朗・村上 章・村山八洲雄: 双曲線モデルを用いた実測値に基づく軟弱地盤の変形予測, 第48回地盤工学シンポジウム論文集, 地盤工学会, pp.23-28(2003)
- (5) 新舎 博・原 久夫・安部豊彦・田中昭人: サンドドレーンによる部分改良地盤の圧密沈下と側方変位, 土と基礎, 第30巻, 5号, pp.7-12 (1982)



(a) 同定されたパラメータの適合性 (No.1)



(b) 同定されたパラメータによる予測 (No.2)

H: 水平変位 V: 鉛直変位 Obs: 観測値 Cal: 解析値
盛土中央方向および鉛直上向きが変位の+方向

図 - 5 実軟弱地盤の解析