

弾粘塑性モデルによる乱さない粘土の非排水せん断挙動の評価

| | | |
|-----------------|-----|------|
| 基礎地盤コンサルタンツ (株) | 正会員 | 阪上最一 |
| 同上 | 正会員 | 亀井健史 |
| 同上 | 正会員 | 林 三男 |

1. はじめに

多層軟弱粘性土地盤上の盛土に伴う盛土基礎地盤の変形解析をより簡便に行う手法を構築するために、筆者らは、標準貫入試験時に付随して得られる自然含水比と簡単な物理試験結果のみに基づいた盛土基礎地盤の変形解析手法を提案し、室内要素試験結果及び現場における実測結果の両面からモデルシミュレーションを行い、その工学的有意性を実証している^{1)・2)}。また、上記解析手法の中間土の力学的挙動への適用性を検討するために、要素試験の観点から中間土の非排水せん断挙動に関するモデルシミュレーションを行い、既往の実験結果³⁾と比較検討し、本解析手法が中間土の非排水せん断挙動もある程度表現できることを明らかにしている⁴⁾。

しかしながら、上記室内要素試験は、練返し再圧密試料に対して得られた実験結果であり、このような実験結果は原位置より採取した乱さない試料の力学的挙動とは異なることが指摘されている^{5)・6)}。このような試料の準備方法の違いによる力学的挙動の比較は、自然地盤の土粒子構造が二次圧密やセメンテーションなどの時間効果の影響によって発達したものと考えられている⁷⁾。

本研究では、上記解析手法の工学的有意性をさらに詳細に検討するため、まず東京湾の沖積粘土地盤より自然堆積した乱さない粘土試料を採取し、室内Ko圧密三軸非排水圧縮・伸張せん断試験を行い、その非排水せん断挙動に及ぼすひずみ速度の影響を明らかにする。また、乱さない試料の塑性指数から評価した土質定数^{5)・6)}と関口・太田によって提案されている弾粘塑性モデル^{8)・9)}から得られた実験結果に対するモデルシミュレーションを行い、本解析手法の工学的有意性をさらに詳細に検討している。

2. 室内要素試験

2.1 試料及び実験方法

実験に使用した試料は、東京湾北西部の海底沖積粘土地盤より固定ピストン式シンウォールサンプラーにより採取した乱さない海成粘土試料(T-35)である。試料の物理特性を表-1に示す。乱さない試料は、深度約23mから採取し、採取後パラフィンで密封したものを実験に使用した。

Ko圧密非排水三軸圧縮・伸張試験($\bar{C}KoUC$, $\bar{C}KoUE$)は、異なる三種類のひずみ速度、 $\dot{\epsilon}_a=0.7, 0.07, 0.007$ (%/min)の条件下で行った。また、圧密時の有効拘束圧 σ'_v は、有効土かぶり圧と圧密降伏応力 $p'_v=235$ kPa及び、SHANSEP法¹⁰⁾を考慮し392kPaとした。なお、実験結果に関しては、3.3 数値解析と実験結果との比較

表-1 東京湾粘土(T-35)の物理特性

| 土質 | G _s | W _L (%) | W _P (%) | PI | 砂(%) | シルト(%) | 粘土(%) |
|-------|----------------|--------------------|--------------------|------|------|--------|-------|
| 東京湾粘土 | 2.72 | 105.2 | 70.2 | 35.0 | 0 | 37.0 | 63.0 |

An Evaluation of Undrained Shear Behaviour of Undisturbed Clay Using Elasto-viscoplastic Model:
Saiichi SAKAJI, Takeshi KAMEI and Mitsuo HAYASHI (Kiso-Jiban Consultants Co., Ltd.)

及び考察で説明することにする。

3. 数値解析と室内要素試験結果との比較

3.1 土の構成方程式と土質定数

本研究で用いる土の構成方程式は、原位置における異方応力状態、主応力軸の回転さらにダイレイタンスー効果の変化等を表現できる関口・太田モデル⁸⁾・⁹⁾である。このモデルは、変形に対する自然堆積土のKo圧密状態の影響と粘性土固有の粘性の影響を表すことのできるように改良されており、わが国の軟弱粘性土地盤上の盛土施工に伴う基礎地盤の変形解析によく用いられている。関口・太田モデルの概略について、以下に簡単に説明する。上記のモデルでは、粘性土の体積ひずみと体積ひずみ速度との関係は、以下の微分方程式で表される。

$$\varepsilon_v = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln \frac{p'}{p_0'} + D\eta^* - \alpha \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_v}{\dot{v}_0} \right) \quad \text{----- (1)}$$

ここに、 \dot{v}_0 は、初期体積ひずみ速度であり、 η^* は、平均有効主応力に対してどの程度のせん断応力が作用しているのかをマクロに示すスカラー量で座標のとり方によらない不変量である。

$$\eta^* = \sqrt{\frac{3}{2} (\eta_{ij} - \eta_{ij0})(\eta_{ij} - \eta_{ij0})} \quad \text{----- (2)}$$

なお、 η_{ij} および η_{ij0} は、以下のとおりである。

$$\eta_{ij} = \sigma'_{ij}/p' - \delta_{ij}, \quad \eta_{ij0} = \sigma'_{ij}/p_0' - \delta_{ij} \quad \text{--- (3)}$$

方程式(1)を解くことによって、粘塑性体積ひずみ、 ε_v^{vp} は、次式で与えられる。

$$\varepsilon_v^{vp} = \alpha \cdot \ln \left\{ 1 + \frac{\dot{v}_0 \cdot t}{\alpha} \exp \left(\frac{f}{\alpha} \right) \right\} \equiv F \quad \text{----- (4)}$$

ここで、Fは粘塑性ポテンシャルであり、関連流れ則が適用できると仮定すると、応力～ひずみ関係は、次式のように与えられる。

$$\dot{\sigma}'_{ij} = D^{evp}_{ijkl} \cdot \dot{\varepsilon}_{kl} - \dot{\sigma}_{rij} \quad \text{----- (5)}$$

$$\text{ここで、} D^{evp}_{ijkl} = D^e_{ijkl} - D^e_{ijop} \frac{F_{op} \cdot F_{mn} \cdot D^e_{mnkl}}{(F_{mn} \cdot D^e_{mnqr} + \delta_{qr}) \cdot F_{qr}} \quad \text{(6)}$$

$$\dot{\sigma}_{rij} = D^e_{ijkl} \frac{F_t \cdot F_{kl}}{(F_{mn} \cdot D^e_{mnqr} + \delta_{qr}) \cdot F_{qr}} \quad \text{---- (7)}$$

(5) 式を時間に関して積分しマトリックス表示をとると、次式の増分型の弾粘塑性構成方程式が得られる。

$$\Delta \underline{\sigma} = \underline{D}^{evp} \cdot \Delta \underline{\varepsilon} - \Delta t \cdot \underline{\dot{\sigma}}_{r,t} \quad \text{----- (8)}$$

なお、 $\Delta t \cdot \underline{\dot{\sigma}}_{r,t}$ は、粘性による緩和応力であり、(8) 式の各マトリックスは、以下のとおりである。

$$\Delta \underline{\sigma} = \begin{vmatrix} \Delta \sigma_{xx} \\ \Delta \sigma_{yy} \\ \Delta \sigma_{xy} \\ \Delta \sigma_{zz} \end{vmatrix} \quad \text{(9)} \quad \Delta \underline{\varepsilon} = \begin{vmatrix} \Delta \varepsilon_{xx} \\ \Delta \varepsilon_{yy} \\ \Delta \varepsilon_{xy} \\ \Delta \varepsilon_{zz} \end{vmatrix} \quad \text{(10)} \quad \underline{\dot{\sigma}}_{r,t} = \frac{C_4}{C_2} \begin{vmatrix} A_{xx} \\ A_{yy} \\ A_{xy} \\ A_{zz} \end{vmatrix} \quad \text{(11)}$$

$$D^{evp}_{ij} = \begin{vmatrix} L+2G & L & 0 \\ L & L+2G & 0 \\ 0 & 0 & G \\ L & L & 0 \end{vmatrix} - \frac{C_3}{C_2} \begin{vmatrix} A_{xx}^2 & A_{xx}A_{yy} & A_{xy}A_{xx} \\ A_{xx}A_{yy} & A_{yy}^2 & A_{xy}A_{yy} \\ A_{xx}A_{xy} & A_{yy}A_{xy} & A_{xy}^2 \\ A_{xx}A_{zz} & A_{yy}A_{zz} & A_{xy}A_{zz} \end{vmatrix} \quad \text{(12)}$$

$$\text{ここで、} C_2 = \{L \cdot f_{kk}^2 + 2 \cdot G(f_{xx}^2 + f_{yy}^2 + 2 \cdot f_{xy}^2 + f_{zz}^2)\} \cdot C_3 + f_{kk} \quad \text{--- (13)}$$

$$C_3 = 1 - \exp(-\varepsilon_v \nu^p / \alpha) \quad \text{--- (14)}$$

$$C_4 = \dot{\nu}_o \cdot \exp\{(f - \varepsilon_v \nu^p) / \alpha\} \quad \text{--- (15)}$$

$$A_{ij} = L f_{kk} \delta_{ij} + 2 G f_{ij} \quad (i, j = x, y, z) \quad \text{--- (16)}$$

$$f_{kk} = f_{xx} + f_{yy} + f_{zz} \quad \text{--- (17)}$$

$$f_{ij} = \frac{D}{3p'} \left\{ M - \frac{3}{2\eta^*} \eta_{kl} (\eta_{kl} - \eta_{klo}) \right\} \delta_{ij} + \frac{3D}{2\eta^* p'} (\eta_{ij} - \eta_{ijo}) \quad \text{--- (18)}$$

(8) 式の弾粘塑性構成方程式から弾塑性構成方程式を得るには、 $C_3=1$, $C_4=0$ とすればよい。

一方、土の構成方程式に用いられる土質定数 [圧縮指数 λ 、膨潤指数 κ 、比体積 $N (=1+e_o)$ 、圧縮側の限界状態 M_c 、伸張側の限界状態 M_E 、二次圧縮指数 C_α 、静止土圧係数 K_{0NC} 、初期体積ひずみ速度 $\dot{\nu}_o$ 、弾性域のポアソン比 ν' 等] は、既往の研究^{11), 12)}と同様に工学的な観点から塑性指数 PI に基づいて決定した。

これら土質定数に関する一連の推定式を表-2と表-3に示す。表中の K_{0oc} は、過圧密時における静止土圧係数、 α は、二次圧縮係数、 t_o は、テルツアギーの圧密理論に従い、二次圧密が一次圧密終了時点から始まるとすると一次圧密が終了する時間のことである。そして、 k_v は、鉛直方向の透水係数であり、 k_{vo} は、平均有効主応力 $p'=98\text{kPa}$ 時の透水係数と PI の関係から求められ¹³⁾、 e_o は、表-2の比体積 N より得られる間隙比である。

3.2 解析モデルと解析ケース

本解析においては、精度よくシミュレートしうる最適な荷重ステップ数の設定を行い、 K_0 圧密三軸非排水圧縮・伸張せん断試験結果のシミュレーションを行った。解析手法は、有限要素法であり、解析要素には、軸対称アイソパラメトリック要素を用いた¹⁴⁾。表-4に解析に用いた塑性指数より推定した変形に関する土質定数を示す。今回解析したケースは、 $PI=35$ の粘土のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_o = 0.7, 0.07, 0.007$ (%/min) の三種類の場合である。

3.3 数値解析結果と実験結果との比較及び考察

東京湾で採取した $PI=35$ の乱さない粘土 (T-35) の応力～ひずみ関係、過剰間隙水圧～ひずみ関係と有効応力径路に関する

表-2 土質定数と PI の関係^{2), 11), 12)}

| 土質定数 | r |
|---|------|
| $\lambda = 0.02 + 0.0045PI$ | 0.98 |
| $\kappa = 0.00084(PI - 4.6)$ | 0.94 |
| $N = 1.517 + 0.019PI$ | 0.95 |
| $M_c = 1.65$ | - |
| $M_E = 1.385 - 0.00505PI$ | 0.85 |
| $C_\alpha = 0.00168 + 0.00033PI$ | 0.96 |
| $\dot{\nu}_o = \alpha / t t = t_o$ | - |
| $\alpha = 0.434 \cdot C_\alpha / (1 + e_o)$ | - |
| $\nu' = K_{0NC} / (1 + K_{0NC})$ | - |

注) r は、相関係数である。

表-3 土質定数と PI の関係¹³⁾

| 土質定数 | r |
|--|-------|
| $K_{0NC} = 0.45$ | - |
| $K_{0oc} = K_{0NC} \cdot (OCR)^{0.45}$ | - |
| $k_v = k_{vo} \cdot \exp\{(e - e_o) / \lambda_k\}$ | - |
| $\lambda_k = 0.073 + 0.019 \cdot PI$ | 0.984 |

注) r は、相関係数である。

表-4 土の構成方程式に用いた土質定数

| 土質 | PI | λ | κ | e_o | M_c | M_E | K_{0NC} | α | $\dot{\nu}_o$ (1/sec) |
|------|----|-----------|----------|-------|-------|-------|-----------|----------|-----------------------|
| T-35 | 35 | 0.1775 | 0.0255 | 1.182 | 1.65 | 1.21 | 0.45 | 0.002633 | $4.232 \cdot 10^{-9}$ |

注) e_o は、正規圧密曲線上の $p'=98\text{kPa}$ に対応する間隙比である。

実験結果と解析結果との比較を図-1, 2, 3に示す。

まず応力～ひずみ関係に着目すると、実験結果は、圧縮・伸張両側における強度異方性、強度モービライゼーションに関する異方性が明瞭に表れており、両側ともほぼバイ・リニア的な形状が認められる。また、応力～ひずみ曲線に対するひずみ速度の影響に着目すると、ひずみ速度の増加に伴って土の剛性が大きくなり、非排水せん断強さもそれに伴って大きくなっている。その結果、応力～ひずみ曲線は、外側に膨らむ形となって表れている。

これらを中瀬・亀井³⁾の行った川崎粘土-混合土シリーズに対する三軸

Ko圧密非排水圧縮・伸張せん断試験結果の内から塑性指数PIの値が本実験の値に最も近い川崎粘土(K-30)の実験結果と比較すると、本実験結果では、圧縮・伸張両側ともせん断初期の強度モービライゼーションがより大きく、同じひずみ量に対して大きな主応力差が発揮されており、応力～ひずみ形状がより外側に膨らんでいることが認められた。また、この傾向は、伸張側においてより顕著に表れている。このような挙動の違いは乱さない粘土試料が有している年代効果による土構造の発達に起因しているものと考えられる。解析結果は、このような乱さない粘土試料の実験結果に認められた諸特性をよくシミュレートしていることがわかる。

一方、過剰間隙水圧～ひずみ関係の実験結果をみると、圧縮側においては荷重の増加に伴って過剰間隙水圧は急激に上昇し、その後ひずみの増加に伴って微増する。伸張側においては、せん断初期に負の過剰間隙水圧が生じ、その後ひずみの増加に伴いわずかにその絶対値が減少しているが、ほぼ一定の負の間隙水圧を示している。また、このような挙動に関するひずみ速度の影響に着目すると、ひずみ速度の減少に伴って過剰間隙水圧が大きくなり、このことがひずみ速度の減少に伴うせん断強さの減少に大きく影響するものと考えられる。

このような傾向を再圧密した川崎粘土(K-30)の実験結果³⁾と比較すると、K-30の場合は圧縮・伸張両側共に同程度ひずみ量($\epsilon_a=4\%$)で正の最大過剰間隙水圧が発生しているが、本実験結果では、K-30で認められたような伸張側のせん断初期における過剰間隙水圧の負から正への反転が認められなかった点で大きな違いがある。このような実験結果の違いは、乱さない粘土試料が有している年代効果の影響によるものと考えられる。しかしながら、解析結果は、このような乱さない粘土試料に認められた実験事実をある程度定量

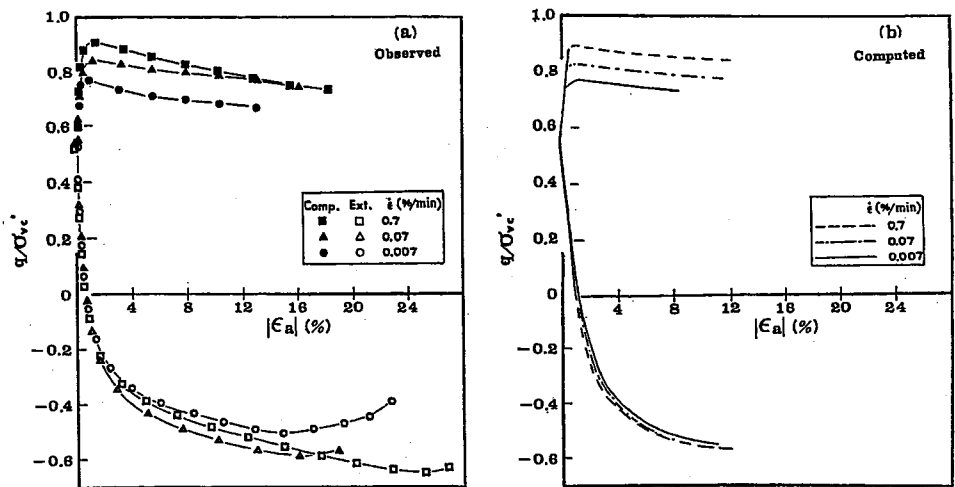


図-1 応力～ひずみ関係に関する解析結果と実験結果の比較 (T-35)

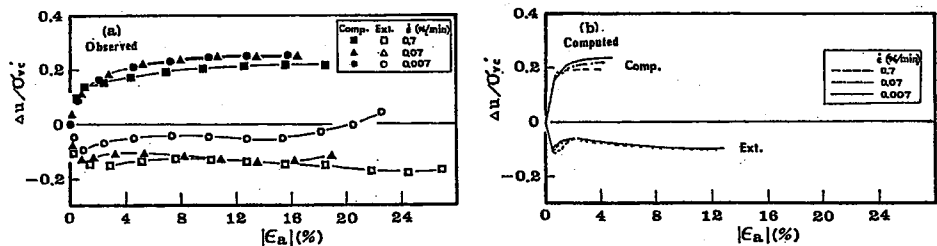


図-2 過剰間隙水圧に関する解析結果と実験結果の比較 (T-35)

的によく説明

していることが分かる。

一方、有効応力径路の実験結果をみると、有効応力径路は、 K_0 圧密終了状態を起点とし、そのせん断初期においては平均有効主応力 p' が、ほぼ一定の状態の主応力差 q のみが増化するいわゆる弾性的な挙動を示し、その後有効応力径路は、降伏曲面に到達し、塑性ひずみを発生しながら徐々にCritical State Lineに漸近していく。また、ひずみ速度の増加に伴って有効応力径路は、外側に拡張される。このようなひずみ速度の違いによる有効応力径路の差異は、ひずみ速度の違いによって異なる過剰間隙水圧が発生しているために生じているものと考えられる。

このような挙動を再圧密された川崎粘土 (K-30) の実験結果³⁾と比較する

と、本実験結果では、圧縮・伸張両側ともせん断初期における平均有効主応力 p' が、ほぼ一定の状態の主応力差 q のみが増化する弾性的な挙動がより大きな q の値まで至っている。また、このため伸張側での有効応力径路の p' の減少がより小さくなっていることがわかる。以上より、自然堆積粘土の非排水せん断挙動は、練返し再圧密された粘土のそれとは、かなり異なっていることが明らかになったが、本解析結果は、実験結果において認められた乱さない粘土の非排水せん断挙動の諸特徴を忠実に反映しているものと評価できる。

表-5は、 K_0 圧密粘性土の圧縮・伸張両側における強度増加率に及ぼすひずみ速度の影響をまとめている。表より、圧縮側における強度増加率に関しては、解析結果と実験値の対応性が極めて良いことがわかる。一方、伸張側における強度増加率に関しても、解析結果は実験値とほぼ良好な対応関係にあることが認められる。以上より、本解析手法は、乱さない K_0 圧密粘性土の圧縮・伸張両側における強度増加率に及ぼすひずみ速度の影響を定量的に表現できる解析手法であるといえる。

4. まとめ

東京湾北西部の海底沖積粘土地盤より採取した乱さない自然堆積した粘土に対して K_0 圧密非排水三軸圧縮・伸張試験を行い、その非排水せん断挙動に及ぼすひずみ速度の影響を明らかにした。また、亀井による土

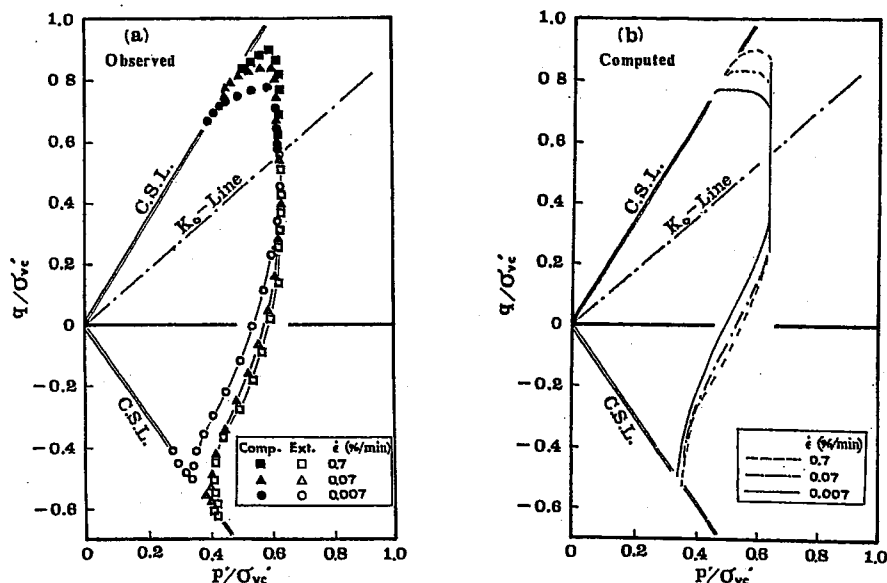


図-3 有効応力径路に関する解析結果と実験結果の比較 (T-35)

表-5 強度増加率に及ぼすひずみ速度の影響

| | | $(c_u/p)_c$ | | $(c_u/p)_e$ | |
|--------|----------------------------|-------------|----------|-------------|----------|
| | $\dot{\epsilon}_a$ (%/min) | Observed | Computed | Observed | Computed |
| 東京湾 | 0.7 | 0.450 | 0.448 | 0.320 | 0.263 |
| 粘土 | 0.07 | 0.420 | 0.417 | 0.295 | 0.258 |
| (T-35) | 0.007 | 0.386 | 0.388 | 0.250 | 0.255 |

の構成方程式に用いられる土質定数決定手法に基づいた土質定数を関口・太田による弾粘塑性モデルに代入することにより要素試験に関するモデルシミュレーションを行った。得られた数値解析結果は、 K_0 圧密された自然堆積粘土の非排水せん断挙動をかなり精度よく表現できることが明らかとなった。

以上のことより、筆者らが提案する標準貫入試験時に付随して得られる自然含水比と簡単な物理試験結果のみに基づいた盛土基礎地盤の変形解析手法の工学的有意性がさらに詳細に実証された。

【参考文献】

- 1) 阪上最一・亀井健史・Zakir Hossain: 軟弱粘性土地盤上の盛土の変形解析と実地盤への適用性, 第四回地盤工学シンポジウム論文集(地盤工学と数値解析), 土質工学会中部支部, pp. 55-62, 1992.
- 2) 亀井健史・阪上最一: 弾粘塑性モデルを用いた盛土基礎地盤の沈下解析, 土と基礎, Vol. 41, No. 2, pp. 23-28, 1993.
- 3) Nakase, A. and Kamei, T.: Influence of strain rate on undrained shear characteristics of K_0 -consolidated cohesive soils, Soils and Foundations, Vol. 26, No. 1, pp. 85-95, 1986.
- 4) 阪上最一・亀井健史: 弾粘塑性モデルによる中間土の非排水せん断挙動の評価, 第28回土質工学研究発表会, 1993. (投稿中)
- 5) Bishop, A. W.: Shear-strength parameters for undisturbed and remoulded soil specimens, Stress-Strain Behaviour of Soils, Proc. Roscoe Memorial Symposium, Foulis, London, pp. 3-58, 1971.
- 6) Graham, J. and Li, E. C. C.: Comparison of natural and remoulded plastic clay, JGED, ASCE, Vol. 111, No. GT7, pp. 865-881, 1985.
- 7) Bjerrum, L.: Engineering geology of Norwegian normally consolidated marine clay as related to settlements of buildings, 7th Rankine Lecture, Geotechnique, pp. 83-118, 1967.
- 8) Sekiguchi, H. and Ohta, H.: Induced anisotropy and time dependency in clays, Proc. Speciality Session 9, 9th ICSMFE, Tokyo, pp. 229-239, 1977.
- 9) Ohta, H. and Sekiguchi, H.: Constitutive equations considering anisotropy and stress reorientation in clay, Proc. 3rd Int. Conf. on Num. Method in Geomech., Vol. 1, Aachen, pp. 475-484, 1979.
- 10) Ladd, C. C. and Foott, R.: New Design Procedure for Stability of Soft Clays, JGED, ASCE, Vol. 100, No. GT7, pp. 763-786, 1974.
- 11) Nakase, A., Kamei, T. and Kusakabe, O.: Constitutive parameters estimated by plasticity index, Journal of Geotechnical Engineerig, ASCE, Vol. 114, No. 7, pp. 844-858, 1988.
- 12) Kamei, T.: A study on the mechanical behaviour of normally consolidated cohesive soils, Thesis presented to the Tokyo Institute of Technology, at Tokyo, Japan, in partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Engineering, 1985.
- 13) 亀井健史: 個人資料, 1991.
- 14) Christian, J. T.: Undrained stress distribution by numerical method, Proc. ASCE, No. SM6, pp. 1333-1345., 1968.