

名古屋工業大学大学院 ○学生員 都築 顕司

名古屋工業大学

正員 中井 照夫

本報告では、Lewin・Burlandが行った三軸圧縮条件下の正規圧密カオリン粘土のstress-probe試験結果を使って力学量 t_{ij} を用いた粘土の弾塑性構成モデル(t_{ij} -clay model)^{3),4)}の適用性と妥当性を検討する。

1. t_{ij} -clay modelの概要

本モデルでは、全ひずみ増分 $d\epsilon_{ij}$ は次式で与えられる。

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^{P(AF)} + d\epsilon_{ij}^{P(IC)} \dots (1)$$

ここに、 $d\epsilon_{ij}^e$ は弾性ひずみ増分であり、 $d\epsilon_{ij}^{P(AF)}$ は塑性ひずみ増分の中の t_{ij} 空間で関連流動則を満足する成分($d\epsilon_{ij}^{P(AF)} = \lambda \partial f / \partial t_{ij}$)⁽²⁾である。また、 $d\epsilon_{ij}^{P(IC)}$ は塑性ひずみ増分の等方圧縮成分を意味する。

そして、 $f < 0$ or $df \leq 0$ の時 $d\epsilon_{ij}^{P(AF)} = d\epsilon_{ij}^{P(IC)} = 0$, $f = 0$, $df > 0$ & $dt_w \leq 0$ の時 $d\epsilon_{ij}^{P(IC)} = 0$ となる。

Fig-1は降伏関数 f と塑性ひずみ増分の関連流動則成分の方向を t_{ij} 空間関係($d\epsilon_{ij}^{P(AF)} \sim d\epsilon_{ij}^{P(IC)}$)関係)で示しているが、本モデルでは応力状態がA点からIの領域に変化する時 $d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^{P(AF)} + d\epsilon_{ij}^{P(IC)}$, IIの領域に変化する時 $d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e + d\epsilon_{ij}^{P(AF)}$, IIIの領域に変化する時 $d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij}^e$ となる。なお、塑性ひずみ硬化パラメータとしては塑性体積ひずみ ϵ_v^p を用い、降伏関数 f は次式で与えられる。

$$f = \ln(t_w/t_{w0}) - \frac{\alpha}{1-\alpha} \ln[1 - (1-\alpha) \frac{X}{M^*}] - \frac{1+\epsilon_0}{\lambda-K} \epsilon_v^p = 0 \dots (3)$$

ここに、 $X = t_{ij}/t_{w0}$, $M^* = X_f + \alpha Y_f$, $X_f = \frac{\sqrt{2}}{3}(\sqrt{R_f} - 1/\sqrt{R_f})$, $Y_f = (1-R_f)/\{\sqrt{2}(\sqrt{R_f} + 0.5)\}$

以上の t_{ij} -clay modelの主な特徴を要約すると、①力学量 t_{ij} を用いているため、相異なる3主応力下の粘土の力学挙動を同一パラメータで説明できる、②土の塑性ひずみ増分を関連流動則成分と等方的な圧縮成分に分離しているため応力経路の違いによるひずみ増分方向の差異を表現できる、の2点となる。

2. 土質パラメータの決定

土質パラメータは、Cam-clay modelと同じ圧縮指数 $\lambda = 0.434 C_c$ 、膨潤指数 $\kappa = 0.434 C_s$ 、内部摩擦角 ϕ' と係数 α が必要となる。Lewinらの圧密試験結果($C_{c\sigma_3}$)¹⁾ ≈ 0.214 $C_s \approx 0.027$ $e_0 \approx 0.775$ より $\lambda/(1+e_0)$, $\kappa/(1+e_0)$ を決定し、 ϕ' はせん断試験結果より与えられている値($\phi' = 26.4^\circ$)を採用した。また、係数 α は種々の方法で決定できるが、ここでは異方圧密試験の主応力比(σ_3/σ_1)¹⁾～ひずみ増分比($d\epsilon_3/d\epsilon_1$)関係の実測値(Fig-2のプロット)にfittingさせることにより決定した(実線：計算値)。なお、同図より K_0 値は実測値は $K_0 = 0.56$ 、計算値は $K_0 = 0.58$ となる。Fig-3は非排水試験の有効応力経路の実測値と計算値の比較を示し、Figs-4,5は非排水試験および排水試験(平均主応力一定、最小主応力一定、最大主応力一定試験)の応力・ひずみ関係の計算曲線を示している(実測値は報告されていない)。

3. stress-probe試験の解析

Lewinらの三軸圧縮条件下のstress-probe試験の概要について述べると、 $p = (\sigma_1 + 2\sigma_3)/3 = 142 \text{ kN/m}^2$ で、主応力比(σ_1/σ_3)がそれぞれ1.15(P), 1.49(Q), 1.69(R), 1.89(S)となる応力状態で異方圧密した後にstress-probe試験を始めている。また、stress-probeの応力増分の大きさは $[(\Delta\sigma_1)^2 + 2(\Delta\sigma_3)^2]^{1/2} = 0.05[(\sigma_1)^2 + 2(\sigma_3)^2]^{1/2}$ (σ_1, σ_3 は始点の応力)で与えている。Fig-6は試験

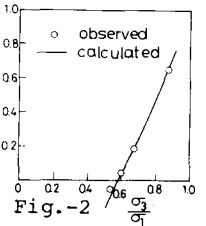
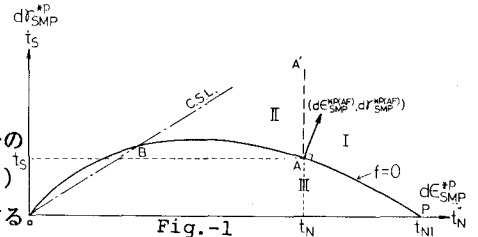
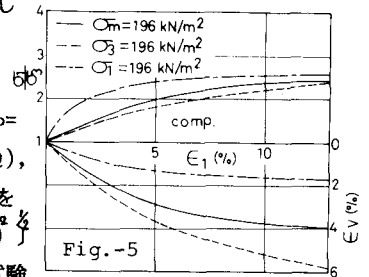
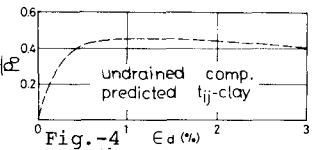
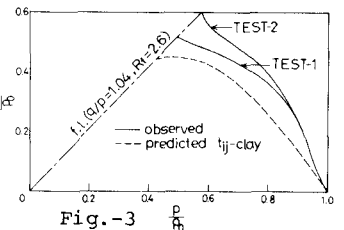


Table-1
(土質パラメータ)

$\lambda/(1+e_0)$	5.23×10^{-2}
$\kappa/(1+e_0)$	0.66×10^{-2}
$\phi'(\text{comp})$	26.4°
α	0.6



の応力経路を $p \sim q (= \sigma_1 - \sigma_3)$ 関係で示している(図中の曲線はP, Q, R, S点を通る降伏曲線を表わす)。

Fig-7はLewinらのstress-probe試験結果であるが、(a)図はせん断ひずみ $\epsilon_d = \frac{2}{3}(\epsilon_1 - \epsilon_3)$ 、(b)図は体積ひずみ ϵ_v 、(c)図は軸ひずみ $\epsilon_a (= \epsilon_1)$ 、(d)図は側方ひずみ $\epsilon_r (= \epsilon_3)$ の実測値を示す。ここに、 θ は(a)図の挿入図に示すように応力増分方向が σ_3 軸となす角を表わす(時計回りを正)。一方、Fig-8はモデルによる解析結果を示しているが、ひずみの大きさを含めて粘土の変形挙動の応力経路依存性をよく表わしている。なお、解析結果において、 $\theta = 320^\circ$ 付近で $df > 0$ の応力経路から $df \leq 0$ の応力経路に変わるため、せん断ひずみ等が不連続になっている(この点については今後改良をはかりたい)。

以上、少ない土質パラメータにもかかわらず、提案モデルは特徴の所で述べた②ひずみ増分方向の応力経路依存性を妥当に評価できることが理解される。なお、特徴①については、三軸圧縮条件下のstress-probe試験しか報告されていないのでここでは検討できなかったが、通常の多軸試験結果との比較は別報ですで行なっている。

謝辞

日頃御指導、御助言いただいている本学山内利彦教授、松岡元助教授に感謝致します。

文献

- 1) Lewin・Burland(1970): Géotech. Vol. 20, No. 1, pp. 38-56
- 2) 中井・三原(1984): S&F, Vol. 14, No. 2, pp. 82-94
- 3) 中井・松岡・藤原・春木(1984): 第19回土質工学研究発表会, Vol. 1, pp. 451-454
- 4) 中井(1985): 第20回土質工学研究発表会
- 5) 中井・松岡・奥野・浅井・都築(1985): 第20回土質工学研究発表会

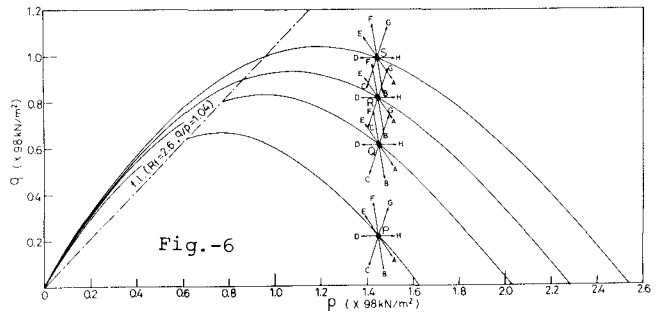


Fig.-6

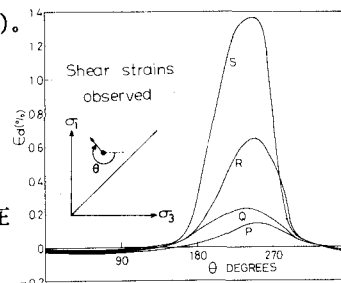


Fig.-7(a)

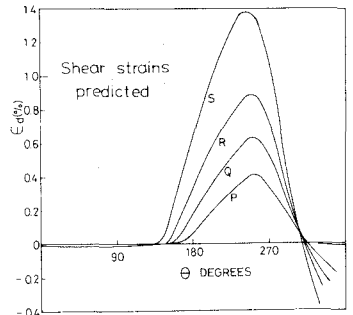


Fig.-8(a)

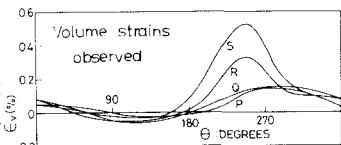


Fig.-7(b)

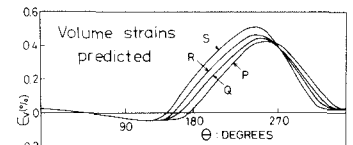


Fig.-8(b)

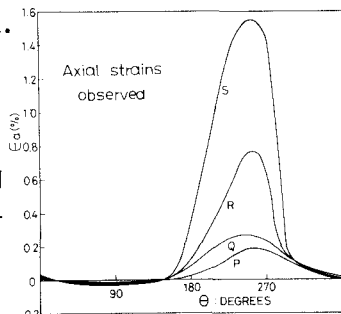


Fig.-7(c)

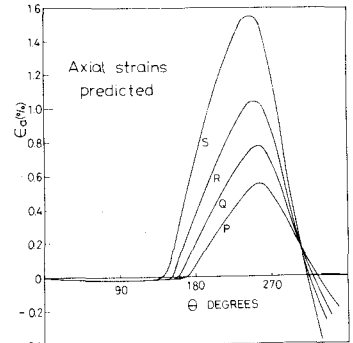


Fig.-8(c)

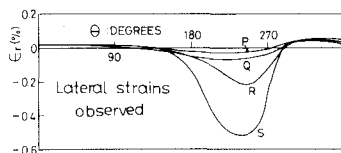


Fig.-7(d)

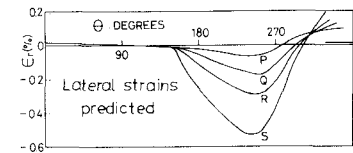


Fig.-8(d)