

長時間圧密粘土のせん断特性

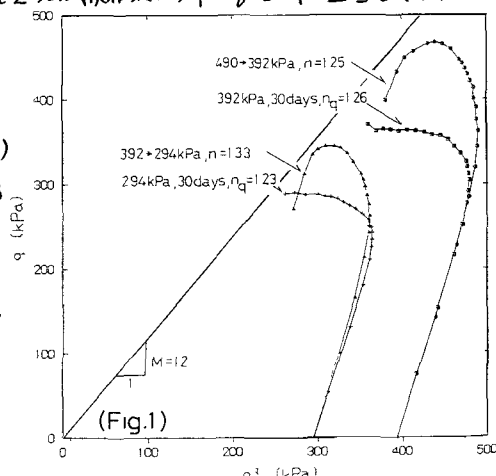
西田工業大学 正員 〇安原一哉
徳山高等 〃 上 俊 二

① はじめに

長時間圧密を受けた土は、みかけ上過圧密土となるけれども、上載圧の除去などの応力解放による通常の過圧密土とは、その微視的構造は異なっており、このことが巨視的な力学挙動と深く関っているのではないかと、この指摘がある。本文はまずこの点を議論した後、このような土の力学的特性を推測する試みについて述べる。

② 長時間圧密粘土の State boundary surface について

通常の過圧密土と長時間圧密によるみかけの過圧密土とのマクロな挙動の相違を調べるための実験を行った例が著者の手許にある。図-1 は練り直し再圧密粘土 ($G_s = 2.67$, $w_L = 90\%$, $I_p = 60$, $C_c = 0.676$, $C_s = 0.093$, $M = 1.20$) を三軸試験用供試体として4本準備し、(1) $\{ \frac{392}{294} \}$ kPa で30日間圧密後非排水せん断、(2) $\{ \frac{490}{392} \}$ kPa で24時間圧密後 $\{ \frac{392}{294} \}$ kPa に除荷し、非排水せん断させて2つの試験結果から $p'-q$ 空間に整理したものである。両方のストレス・パスの初期の立ち上りは良く類似しているものの、限界状態近傍になると著しく異なってくるのがわかる。このような結果は当然、応力・ひずみ関係にも反映されてくる。両方の過圧密比はほぼ等しいものの、卸荷比 (含水比) が大きく異なっているのでも、概にその相違について結論を出しかねるが、このようなマクロな挙動は微視的構造と深く関っているであろうことは十分想像される。



さて、長時間圧密土を Bjerrum と Hanzawa はみかけの過圧密土というより "Normally-consolidated aged clay" と称して、むしろ正圧密土の立場から論ずるべきことを示唆した。そこで既成の理論を拡張してこのことの可能性を追求してみた。なお、山口らはすでにこのような立場からこの問題について言及しているが、著者は少し別の観点から考えてみた。

Cambridge 学派の Cam-clay モデルは圧密とグライテンの重ね合わせに基本として太田の弾塑性モデルと結果的に同一となることは最も認めるところである。この Cam-clay モデルの State boundary surface は次式で規定される。

$$\frac{q}{p_e} = \frac{M}{1 - \frac{\kappa}{\lambda}} \left(\frac{p'}{p_e} \right) \cdot \ln \left(\frac{p'}{p_e} \right) \dots (1-a), \quad \frac{p'}{p_e} = \left[\frac{M^2 \left(\frac{p'}{p_e} \right)^2}{M^2 \left(\frac{p'}{p_e} \right)^2 + \left(\frac{q}{p_e} \right)^2} \right] \dots (1-b)$$

(Cam-clay model) (Modified Cam-clay model)

ここで、 $p'/p_e = X$, $q/p' = Y$ と置いて上式を書き変えると下式となる。

$$Y = \frac{M}{\Lambda} (-X) \ln X \dots (2-a), \quad Y = MX \sqrt{\frac{1 - X^{-\Lambda}}{X^{-\Lambda}}} \dots (2-b)$$

(Cam-clay model) (Modified Cam-clay model)

ここで、 $\Lambda = 1 - \kappa/\lambda = 1 - C_s/C_c$ で定義されるものであり、太田らはこれを Irreversibility と名付けている。よって式 (1-a) 及び式 (1-b) における等価圧密力があるが、これは Hvorslev による $p'_e = p'_0 \cdot n^{-C_s/C_c}$ (3)

と表わされる。二次圧密をうけておける過圧密土の圧縮率に対して等価圧密圧力は次のように定義されることはよく知られている。

$$p_e' = p_0' (t_1/t_0)^R, \quad R = C_\alpha/C_c \quad \dots\dots\dots (4)$$

式(3)と式(4)による等価圧密圧力の相違は図-2を参照すると容易にわかる。ここで、 C_α : 二次圧密係数である。従って長時間圧密土の過圧密比はMurakami らによって定義された様に

$$n_q = (t_1/t_0)^R \quad \dots\dots\dots (5)$$

と与えられるので、これから式(4)は次のように書き換えられる。

$$p_e' = p_0' n_q \quad \dots\dots\dots (6)$$

式(1-a)における p_e' とし、上式を用いることとしここに於ける n_q とし、1.0, 1.10, 1.19, 1.23 を仮定して p/p_e' 空間に状態境界面を描くと図-3 が得られる。これらの n_q は先に述べた線形圧縮粘土に非排水せん断試験に先立つ先行圧密時刻(すなわち一次圧密終了時, 1日, 14日, 30日)に対応している。 $p_0' = 392 \text{ kPa}$ の場合における非排水せん断(ひずみ速度 $0.06 \text{ \%}/\text{min}$) 時のストレス・パスを $p/p_e' \sim q/p_e'$ 関係に整理した結果が図-4にまとめられている。実験結果は理論曲線とほぼ等しく近似しているようであるが、圧密時間 $t_1 = 30$ 日の場合 $n_q = 1$ の状態曲面と異なり Stress path の立ち上がりが急になっており、脆性的な傾向が顕著となっている。

[3] 非排水強度について

式(2-a)を微分した後破壊時の Y を Y_f とすると

$$Y_f = 0.368 (M/\Lambda) \quad \dots\dots\dots (7)$$

となる。 $Y_f = \frac{1}{2} q_f / p_e' = s_u / p_e'$ であることを考慮すれば

$$s_u / p_e' = 0.184 (M/\Lambda) \quad \dots\dots\dots (8)$$

p_e' とし式(4)を用いれば、長時間圧密土の強度増加比は

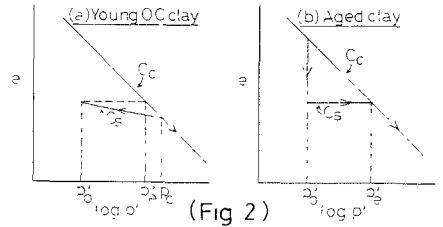
$$\frac{s_{u0}}{p_0'} = 0.184 \left(\frac{M}{\Lambda} \right) \left(\frac{t_1}{t_0} \right)^R \quad \dots\dots\dots (8)$$

と表わされることになる。上式の適用性は紙面の都合上発表当述べることにするが、結果の1例は図-5に示している。

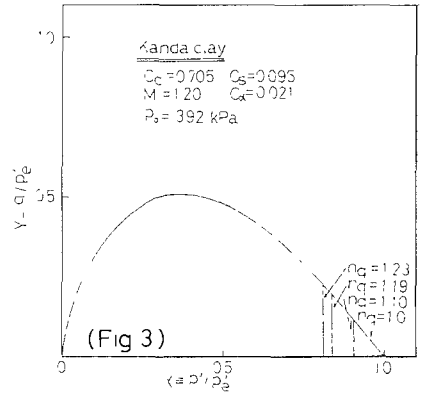
[4] あとがき

長時間圧密土の応力・変形・強度関係は既成の理論によって説明する可能性を論じた。つまり、この場合、フリップ理論では塑性仕事式を、太田らのモデルに準ずればダイラタンシー特性をどう評価弱かに帰着するように思われる。いかにいせよ過圧密土として与えるべきか、正規圧密土の延長にあり論ずるべきか今が詳しく検討する必要があるように思われる。

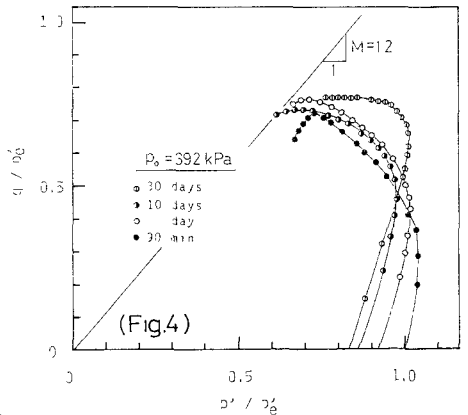
引用文献 1) Bjerrum, L. (1967) : Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of structures, Geotechnique, Vol.17, pp. 83-117. 2) Hanzawa, H. (1982) : Dr. of Eng. Thesis, University of Tokyo. 3) 山口 健 (1983) : 土質工学会論文報告集, Vol. 23, No. 2. 4) Schofield, A.N. & C.P. Wroth (1968) : Critical State Soil Mechanics, MacGraw Hill. 5) Ohta, H. (1972) : Dr. of Eng. Thesis, Kyoto University 6) Murakami, Y. (1979) : S & F, Vol. 19, No. 4.



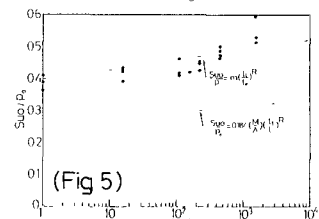
(Fig 2)



(Fig 3)



(Fig.4)



(Fig 5)