

# 室内再構成粘土の排水せん断挙動に及ぼす過圧密履歴の影響

*Effects of overconsolidation history on drained shear behaviour of reconstituted clay*

北海道大学大学院 ○学生会員 富田 泰史 (Taishi TOMITA)  
 函館工業高等専門学校 正会員 川口 貴之 (Takayuki KAWAGUCHI)  
 北海道大学大学院 正会員 澁谷 啓 (Satoru SHIBUYA)  
 北海道大学大学院 7E0-会員 三田地 利之 (Toshiyuki MITACHI)

## 1. はじめに

粘土地盤の長期安定問題の予測には、排水時のせん断強度が必要となる。ところが、粘土の排水試験（とりわけ三軸試験）は長時間を要するため、排水試験から直接に排水条件でのせん断抵抗角 $\phi_d$ を求めることは試験時間の制約から実際的ではない。正規圧密粘土では、非排水試験における有効応力で定義したせん断抵抗角 $\phi' = \phi_d$ となること、一方過圧密粘土では、Horslev（ポシュレフ）の破壊基準を適用して $\phi_d$ を求める。一方、破壊に至るまでの広範囲なひずみおよび広範囲な過圧密比における変形特性の全体像は未だ明らかになっていない。その理由として、粘土の排水試験は応力制御で実施されるため、微小ひずみでの変形挙動の観察ができないこと、さらに変形特性に及ぼすひずみ速度の影響が適切に評価できないこと、等が考えられる。

一方、川口ら(2002)<sup>1)</sup>は、軸変位制御による軸ひずみ速度一定の排水三軸圧縮試験を実施し、排水クリープの影響を厳密に考慮した上で、排水時の微小ひずみでの弾性的変形特性を評価した。正規圧密粘土試料を用いた一連の実験によると、非排水および排水弾性ヤング率 $E_u$ および $E_d$ は共に平均有効主応力 $p' = (\sigma'_1 + 2\sigma'_3)/3$ の増加とともに指数的に増加している。さらに $E_u$ および $E_d$ の測定値に等方弾性体仮定を適用して排水条件下のポアソン比 $\nu_d$ を算出した結果、応力比および $p'$ の値にかかわらず正規圧密粘土の $\nu_d$ は0.1~0.2の狭い範囲にあることを報告している。さらに佐藤ら(2003)<sup>2)</sup>は、同じく正規圧密粘土の微小ひずみから破壊に至るまでの広範囲なひずみにおける排水変形挙動を観察し、弾性的変形ばかりでなく塑性的な変形に着目したスライス・ダイレイタシオン関係を得ている。

本研究では、これら過去の実験で用いられたのと同じ室内再構成粘土試料と実験手法を用いることにより、広範囲な過圧密比（OCR=1~8）を有する試料群を用いた排水三軸圧縮試験を実施し、微小ひずみでの排水変形挙動と中・大ひずみでの降伏特性に及ぼす過圧密履歴の影響についてそれぞれ評価している。

## 2. 試験方法・条件

本研究で使用した試料は、粉末乾燥状態で市販されているNSF粘土（ $w_L = 55\%$ 、 $I_p = 26$ ）を液性限界の2倍程度のスラリー状態で練り返し、鉛直応力150 kPaで10日間予圧密したものである。一連の試験には、高精度ダイレクトドライブモータによって高分解能で軸方向変位の制御・計測が可能な三軸試験装置を用いた。

表-1は、今回実施した過圧密比を変えた一連の実験シリーズ（以下、OCRシリーズ）の試験条件のまとめである。

る。試験の名称は、それぞれせん断時の応力・排水条件に対応する英語表記（CSD:有効拘束圧一定の排水試験シリーズ、CSDP: $p'$ 一定の排水試験シリーズ、CSU:非排水試験シリーズ）と試料の過圧密比に対応する数字表記の組み合わせからなる。表1から分かるように、全ての供試体は、共通の等方圧密応力 $p'_c = 300$  kPaまで圧密した後に、OCRを1~8の範囲で変化させている。排水試験に用いた軸ひずみ速度（一定）0.0006%/minは、古道ら(2001)<sup>3)</sup>が軸ひずみ速度を一定に変化させた一連の実験によって求めた完全排水条件を確保するための軸ひずみ速度の上限値である。一方非排水試験は、試験の迅速化のために0.2%/minの速度を用いている。それぞれの試験では、軸ひずみ $\epsilon_a$ がおおよそ15%に達したときに試験を終了している。排水試験では、一つの試験の実施に約3週間を要した。

表1 試験条件

試験名	$p'_c$ (kPa)	過圧密比 OCR	せん断開始時の $p'$ (kPa)	せん断条件	載荷速度 (%/min)
CSD1	300	1	301	排水 $\sigma'_r$ 一定	0.0006
CSD2		2	153		
CSD4		4	81		
CSD8		8	41		
CSU1		1	302	非排水 $\sigma'_r$ 一定	0.2
CSU4		4	77		
CSU8		8	40		
CSDP1		300	1	304	排水 $\sigma'_r$ 一定
CSDP2	2		152		
CSDP3	4		78		
CSDP4	8		40		

## 3. 実験結果

図1は、偏差応力 $q (= \sigma'_1 - \sigma'_3) \sim p'$ 関係のまとめである。一方図2は、せん断時の $q \sim \epsilon_a$ 関係のまとめである。なお、CSD1試験では、試験が長期化するために軸ひずみ7%でせん断を終了した。図3は、排水試験(CSDシリーズおよびCSDPシリーズ試験)における $\epsilon_a \sim$ 体積ひずみ $\epsilon_v$ 関係である。これらの図から、i) たゞえOCR=8の供試体であっても、応力~ひずみ関係におけるひずみ軟化挙動は観察されなかった、ii) 排水試験でのダイレイタシオン挙動はOCRに強く依存しており、 $p'$ 一定のCDPシリーズ試験ではOCR=2付近を境にして圧縮(wet側)から膨張(dry側)に転じている、ことが分かる。

図4はCSU4およびCSD4の微小ひずみ域における $q \sim \epsilon_a$ 関係を比較したものである。正規圧密供試体の試験結果<sup>3)</sup>と同様に、弾性的な挙動を示す領域は排水条件下にある方が明らかに小さい。そこで、非排水条件下の試験については $\epsilon_a \leq 0.005\%$ 、排水条件下の試験については $\epsilon_a \leq 0.001\%$ の関係に対する線形近似線の傾きをそれぞれ $E_u$ および $E_d$ とした。なお、 $E_d$ の算出に関して、排水せん断開始直前のクリープ速度（この場合、膨張方向であ

った)の影響を考慮した<sup>3)</sup>が、荷重速度がクリープ速度に比べて十分に大きいため、算出される $E_d$ の値にほとんど変化は見られなかった。

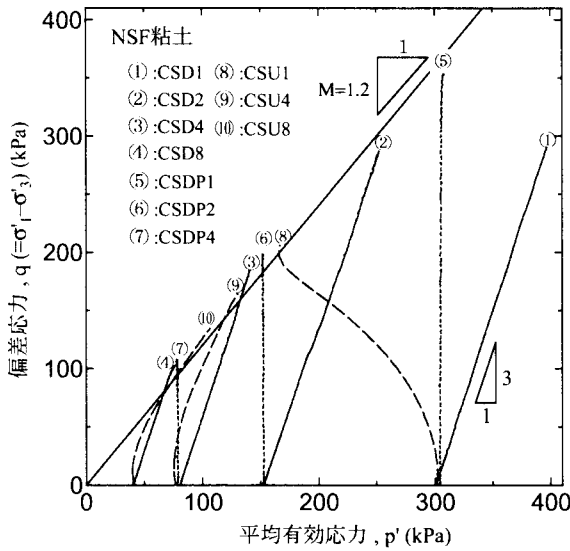


図1 有効応力径路図

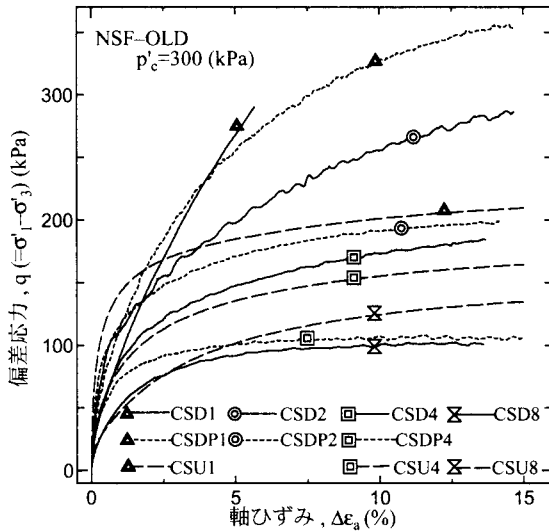


図2  $q \sim \epsilon_a$  関係

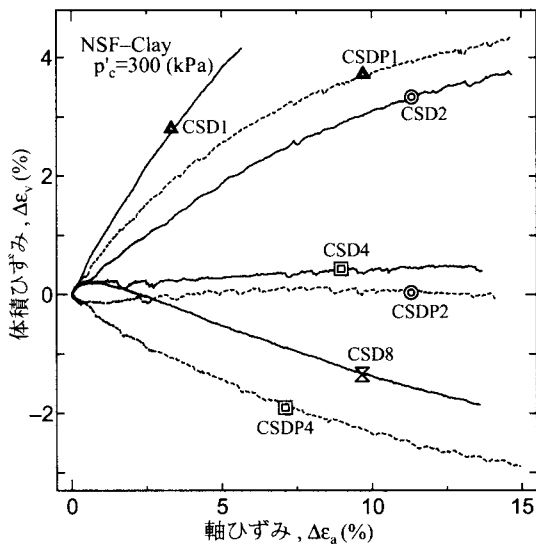


図3  $\epsilon_v \sim \epsilon_a$  関係

#### 4.微小ひずみでの弾性係数に関する考察

##### 4.1 等方弾性仮定

微小変形領域における粘性土供試体を等方弾性体と仮定し、せん断弾性係数 $G$ は排水条件によらないこと、更には、非排水条件下では体積変化が0なので、ポアソン比 $\nu_u = 0.5$ と考えれば、 $E_u$ と $G$ の関係は式1のように表現できる。

$$E_u = 2(1 + \nu) \cdot G = 3G \quad (1)$$

また、 $E_u$ と $E_d$ の関係は式2のように表現できる

$$E_d = \frac{1 + \nu_d}{1 + \nu_u} E_u = \frac{2}{3} (1 + \nu_d) E_u \quad (2)$$

一般に微小変形領域の土要素は、土粒子の堆積過程やその形状、原地盤内の応力状態を考慮して直交異方弾性体と仮定されることが多く、現に砂質土などでは弾性係数に及ぼす異方性の影響について多くの検討がなされている<sup>4)</sup>。しかし、本研究で使用した室内再構成粘土供試体については、測定時の平均有効主応力 $p'$ が等しければ、 $E_d$ は応力比などによらず等しいこと、様々な圧密・せん断条件下で測定された $E_u$ とベンダーエレメント試験より得られた $G$ との関係はほぼ式1を満足することなどの結果が既に得られており<sup>5)</sup>、少なくとも本研究で対象とした供試体鉛直軸方向のヤング率を評価するに当たっては、等方弾性仮定の適用範囲にあると考えられる。そこで、本文に示している同供試体で実施したすべての試験結果についても、同様に等方弾性理論に基づいて検討している。

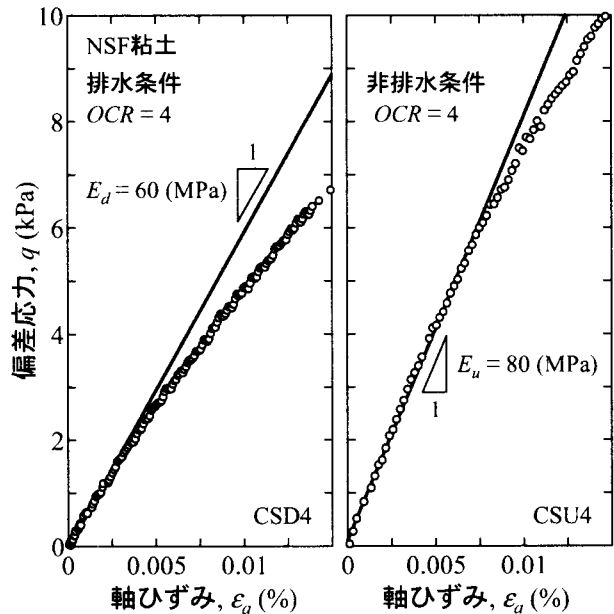


図4 微小ひずみ域の $q \sim \epsilon_a$ 関係 (CSD4, CSU4)

##### 4.2 正規・過圧密状態における間隙比とヤング率の関係

正規・過圧密状態における間隙比 $e$ と $E_u$ の関係は $e \sim \ln p'$ 関係と同様に、それぞれ片対数紙上で線形関係にあり、この相関を用いることによって正規圧密状態における $E_u$ と測定時の $p'$ の関係は式3、過圧密状態については式4のように表現できることが報告されている<sup>5)</sup>。

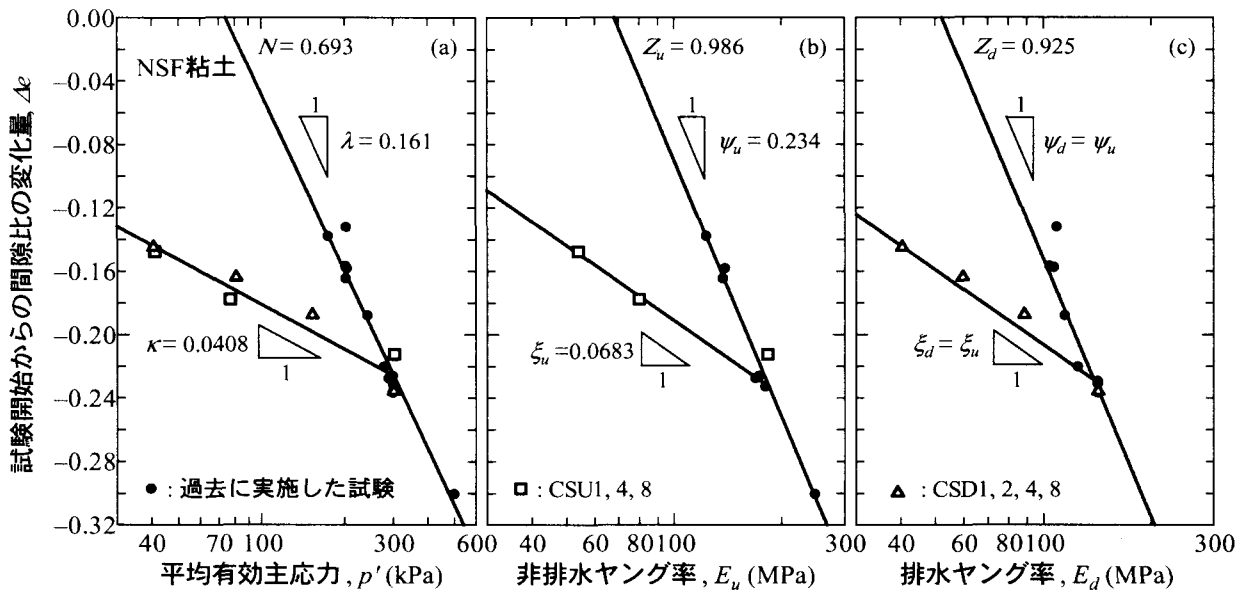


図5 片対数紙上における間隙比と平均有効主応力および排水・非排水ヤング率の関係

$$E_u = p' \frac{\lambda}{\psi_u} \cdot \exp\left(\frac{Z_u - N}{\psi_u}\right) \quad (3)$$

$$E_u = p' \frac{\kappa}{\xi_u} \cdot p'_y \frac{\lambda - \kappa}{\psi_u - \xi_u} \cdot \exp\left(\frac{Z_u - N}{\psi_u}\right) \quad (4)$$

ここで、 $\lambda$ 、 $\kappa$ は  $e \sim \ln p'$  関係における正規・過圧密時の傾き、 $\psi_u$ 、 $\xi_u$ は  $e \sim \ln E_u$  関係におけるそれぞれの傾きであり、 $N$ 、 $Z_u$ はそれぞれ  $p'_{CL} = 1 \text{ kPa}$ 、 $E_u = 1 \text{ MPa}$  に相当する正規圧密時の間隙比である。また、 $p'_y$ は先行圧密応力である。図5は表1に示した試験より得られた  $\Delta e \sim \ln p'$  関係(a)、 $\Delta e \sim \ln E_u$  関係(b)ならびに  $\Delta e \sim \ln E_d$  関係(c)であり、図中には正規圧密状態の同供試体に対して実施した過去の試験結果<sup>5)</sup>もプロットしている。なお、供試体間の初期間隙比の違いによる影響を少なくする目的で、試験開始時を基準した  $e$  の変化量  $\Delta e$  を用いて整理している。

図5(c)より、 $e$  と  $E_d$  の関係についても図5(a)、(b)と同様な線形関係にあり、式5(正規圧密)および式6(過圧密)のように表現できることが分かる。

$$E_d = p' \frac{\lambda}{\psi_d} \cdot \exp\left(\frac{Z_d - N}{\psi_d}\right) \quad (5)$$

$$E_d = p' \frac{\kappa}{\xi_d} \cdot p'_y \frac{\lambda - \kappa}{\psi_d - \xi_d} \cdot \exp\left(\frac{Z_d - N}{\psi_d}\right) \quad (6)$$

ここで、 $\psi_d$ 、 $\xi_d$ は  $e \sim \ln E_d$  関係における正規・過圧密時の傾きであり、 $Z_d$ は  $E_d = 1 \text{ MPa}$  に相当する正規圧密時の間隙比である。なお、図5(c)中に示したそれぞれの直線は  $\psi_d = \psi_u$ 、 $\xi_d = \xi_u$  を仮定した上で近似したものであるが、試験結果の傾向を良く表現している。

図6は式3~6を用いた計算値と実験値を比較したものであり、式中の各パラメータは図5中に示した値を用いている。計算値は実験値の傾向をよく表現しており、 $\psi_d = \psi_u$ 、 $\xi_d = \xi_u$  とした仮定はほぼ妥当だと考えられる。

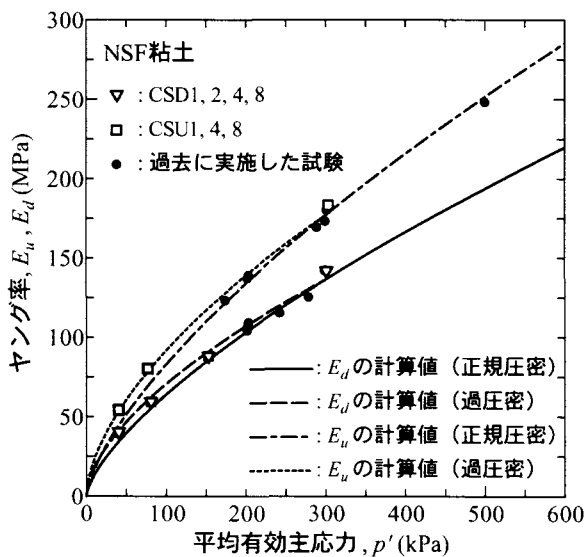


図6 ヤング率の計算値と実験値の比較

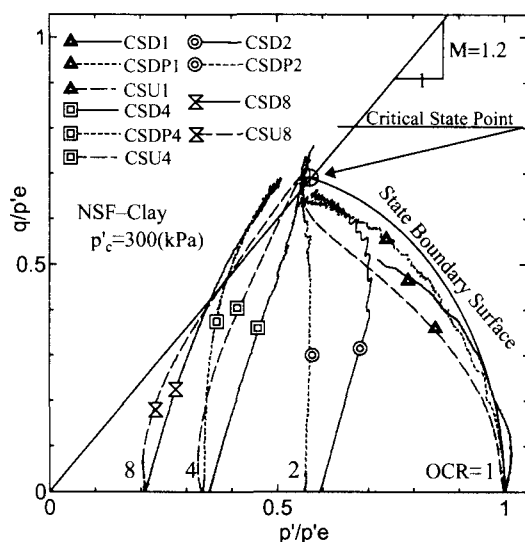


図7  $p'_c$  で正規化した有効応力径路

#### 4.3 ヤング率の関係式から算出されるポアソン比

式3および式5を式2に代入することにより、正規圧密

状態における $v_d$ は式7、過圧密状態における $v_d$ は式8のように表現できる。

$$v_d = \frac{3}{2} \cdot p' \frac{\lambda}{\psi_d} \frac{\lambda}{\psi_u} \cdot \exp\left(\frac{Z_d - N}{\psi_d} - \frac{Z_u - N}{\psi_u}\right) - 1 \quad (7)$$

$$v_d = \frac{3}{2} \cdot p' \frac{\kappa}{\xi_d} \frac{\kappa}{\xi_u} \cdot p'_y \frac{\lambda}{\psi_d} \frac{\lambda}{\psi_u} \frac{\lambda + \kappa}{\xi_u} \cdot \exp\left(\frac{Z_d - N}{\psi_d} - \frac{Z_u - N}{\psi_u}\right) - 1 \quad (8)$$

ここで、図5(c)に示したように $\psi_d = \psi_u$ ならびに $\xi_d = \xi_u$ が成立するとすれば、両式は共通に式9のように表現でき、 $p'$ や $p'_y$ によらない定数となることが分かる ( $\psi_d = \psi_u = \psi$ ,  $\xi_d = \xi_u = \xi$ )。

$$v_d = \frac{3}{2} \cdot \exp\left(\frac{Z_d - Z_u}{\psi}\right) - 1 \quad (9)$$

図5(c)に示した各パラメータを式9に代入することによって得られる $v_d$ はおよそ0.16となり、正規圧密状態の同供試体に対して実施した過去の試験結果より得られた値とほぼ等しい。また、Mukabi et al.<sup>6)</sup>がkaolin粘土を用いて得られた値にも近似している。圧密・膨張時の間隙比と排水ヤング率の関係は、非排水ヤング率の場合と同様に片対数紙上で線形関係にあり、正規・過圧密時におけるそれぞれの傾きは非排水ヤング率の場合と共通であると見なしても良いことを確認した。またこのとき、等方弾性仮定を用いて算出されるポアソン比は正規・過圧密によらず共通であり、平均有効主応力や先行圧密応力によらない定数であることが分かった。

### 5. 中・大ひずみでの降伏特性に関する考察

限界状態の土の力学では、正規圧密粘土の有効応力経路を正規圧密線(NCL)上に投影した等価圧密応力 $p'_e$ を用いて正規化すると、 $q/p'_e \sim p'/p'_e$ 関係において応力経路に依存しないユニークな状態境界面(以下、SBS)の存在が仮定されている。さらに、OCRが2.0程度より小さいいわゆるwet側の有効応力経路は排水条件によらずSBSに収束すると仮定されている。Roscoe&Burland<sup>7,8)</sup>による修正カムクレイモデルでは、SBSを式(10)のような楕円で近似している。

$$\frac{p'_e}{p'} = \frac{e_0 - e}{\lambda \cdot \ln p'} = \left(\frac{M^2}{M^2 + \eta^2}\right)^{\left(1 - \frac{\kappa}{\lambda}\right)} \quad (10)$$

ここで $M(=1.2)$ は、限界状態での有効応力比 $\eta(=q/p')$ である。さらに、Horslev面とSBSに囲まれた領域は弾性領域と仮定されており、これに従うと有効拘束圧が一定のCSDシリーズ試験および $p'$ 一定のCSDPシリーズ試験の有効応力経路は、それぞれ傾きが1:3および無限大の経路を辿る。

図7は、 $q/p'_e \sim p'/p'_e$ 関係のまとめである。図中には、式(10)の理論曲線も示している。この図から、まず非排水有効応力経路と排水試験の有効応力経路は一致せず、いわゆるRendulicの正規化は成り立たず「経路依存性」が認められる。また、これらは理論式とも一致せず、修正Cam clayのSBSが最も外側の境界を形成していることが分かる。さらに、CSD2試験では、有効応力経路の傾きが非排水試験のそれに到達した付近( $\varepsilon_a=0.7\%$ 付近)で、

塑性変形が卓越してきたためか急激に左にカーブしていることが分かる。これらのことから、理論的なSBSは粘土の不可侵領域を規定し、必ずしも経路非依存を意味する状態面とはなっていないこと、また非排水有効応力経路とSBSに挟まれた領域は、塑性域であることが分かる。これらの知見は、Gensら<sup>9)10)</sup>が報告している低塑性粘土の挙動と同様である。

### 6. 結論

- ① 圧密・膨張時の間隙比と排水ヤング率の関係は、非排水ヤング率の場合と同様に片対数紙上で線形関係にあり、正規・過圧密時におけるそれぞれの傾きは非排水ヤング率の場合と共通であると見なしでも良いことを確認した。またこのとき、等方弾性仮定を用いて算出されるポアソン比は正規・過圧密によらず共通であり、平均有効主応力や先行圧密応力によらない定数であることが分かった。
- ② NSF粘土の場合、カムクレイ理論による状態境界面(SBS)は粘土の不可侵領域を規定するが、必ずしも経路非依存を意味する状態面とはなっていないこと、また非排水有効応力経路とSBSに挟まれた領域は、塑性域であることが分かった。

### 参考文献

- 1) 川口貴之・三田地利之・澁谷啓・佐野信房：粘性土の変形特性を求めるための高精度三軸試験装置・方法の開発、土木学会論文集、No.708、III-59、pp.175-186、2002。
- 2) 佐藤伸吾、澁谷啓、三田地利之、川口貴之、富田泰史：正規圧密粘性土の状態経路およびストレス・ダイレイタンシー関係の履歴依存性、第38回地盤工学研究発表会概要集、pp.291-292、2003。
- 3) 古道知広、川口貴之、三田地利之、澁谷啓、佐藤信吾：三軸試験による粘性土の排水弾性ヤング率の測定とその評価、第36回地盤工学研究発表会概要集、pp.319-320、2001。
- 4) Yamashita, S., Hori, T. and Suzuki, T.: Effects of fabric anisotropy and stress condition on small strain stiffness of sands, Proc. of the 3rd International Symposium on Deformation Characteristics of Geomaterials - IS LYON, Balkema, Vol.1, pp.187-194, 2003。
- 5) 川口貴之、三田地利之、澁谷啓：繰り返し飽和粘性土の小ひずみ域における変形係数の定式化、土木学会論文集、No.638、III-49、pp.179-191、1999。
- 6) Mukabi, J.N., Tatsuoka, F. and Hirose, K.: Drained and undrained stiffness of kaolin in triaxial compression, 第46回土木学会学術講演会概要集、第3部、pp.296-297、1991。
- 7) Roscoe, K.H., Burland, J.B.: Deformation of soft clay: Ph.D. Thesis, Cambridge University, 1965。
- 8) Rowcoe, K.H. and Burland, J.B.: On the generalised stress-strain behaviour of 'wet' clay, Engineering Plasticity, Cambridge University Press, pp.535-609, 1968。
- 9) Gens, A.: A state boundary surface for soils not obeying rendulic's principles, Proc. 11<sup>th</sup> ICSMFE, Vol.2, pp.473-476, 1985。
- 10) Masayoshi Shimizu: Effect of overconsolidation on Nilatancy of a soil, Soil and foundation, Vol.22, No.4, pp.121-135, 1982。