少量のセメントを添加し再圧密した再構成海成粘土のせん断特性

土田 孝¹, 平原 毅², 平本 真也³, 宇高 薫⁴

1 広島大学大学院・工学研究院

2 大林組

3 岡山県庁

4 応用地質・エンジニアリング本部

概 要

海成粘土スラリーに少量のポルトランドセメントを添加し再圧密することによって、堆積過程のセメンテーションによる構造を有する自然粘土の非排水せん断特性を実験室で再現することを試みた。一軸圧縮強度の発現に必要な量よりも1~3%少ない添加率でセメントを粘土スラリーに添加し、再圧密後に3日から12日間養生した粘土試料の三軸CIU試験、 K_0 圧密圧縮伸張試験を行った結果、求められた非排水せん断特性はセメンテーションによる構造を有する不攪乱海成粘土の特性と類似していることがわかった。

キーワード：非排水せん断，海成粘土，構造，セメンテーション，セメント

1. はじめに

自然粘土地盤の不攪乱試料と室内で再構成した再圧密粘土では、圧密時の有効応力が同じであっても、強度変形特性や圧縮圧密特性が異なることが知られている^{1),2)}。これは自然地盤が長時間堆積する過程で、土の物理化学的性質や堆積時の環境によって付加的な構造が形成されるためと考えられ、この効果は年代効果（aging, エージング）と呼ばれている。Jamiolkowskiらによれば、年代効果は有効応力一定の下での長期的な体積圧縮である二次圧縮（遅延圧縮）と、間隙比と無関係に強度が発現するセメンテーション（凝結）効果とに分けられる³⁾。

年代効果が土の圧縮特性に及ぼす影響としては、圧密降伏応力が応力履歴による先行圧密圧力よりも大きくなる擬似過圧密効果、圧密圧力が圧密降伏応力を越えた直後に大きな圧縮指数を示しその後圧密圧力の増加とともに圧縮指数が漸減すること、などがあげられる。Tsuchidaらは大阪湾洪積粘土における圧縮性に関する年代効果を整理し、正規圧密領域の圧縮指数の変化の大きさに着目した圧縮指数比を自然粘土の年代効果を表す指標として用いることを提案している^{4),5)}。

せん断強度に関しては、擬似過圧密効果による圧密降伏応力の増加に伴ってせん断強度も増加すること、応力ひずみ曲線が脆性的に変化し、変形係数が増加し破壊ひずみが減少することなどが、不攪乱粘土試料のせん断試験結果か

ら明らかになっている。Jamiolkowskiらは、年代効果による構造を有する粘土としてカナダ東部に堆積するJames Bay海成粘土のせん断特性を示している³⁾。これらの粘土を過圧密状態で圧縮すると、軸差応力は0.3~0.4%の小さな軸ひずみでピークに達した後に急激に低下する。また、軸差応力ピーク時の有効応力状態は、同じ試料を室内で正規圧密した後の強度試験から得られる降伏曲面のはるか外側にある。以上のことから、Jamiolkowskiらは、James Bay海成粘土が堆積中にセメンテーションにより形成された構造によって限界状態線の外側にユニークな降伏曲面を持ち、正規圧密状態まで圧密することで降伏曲面が破壊されると室内再圧密粘土と同様の降伏曲面を持つようになる、と説明している³⁾。半澤らは、自然堆積粘土においては、室内で再圧密した粘土の強度に加えて年代効果による付加的な強度を有することを指摘し、年代効果を考慮した設計強度の決定が実務的にも重要であることを事例を示して指摘している⁶⁾。

年代効果を有する自然粘土の力学特性については、粘土の構成モデルの観点からもさまざまな研究が行われ、変形挙動を表現する粘土モデルが数多く提案され、土構造物の解析に適用した事例も報告されている。Kobayashiらは、大阪湾の洪積地盤を対象として、試験結果から得られた e -log p 曲線を非線形な関数で表現するモデルを用いて沈下解析を行っている⁷⁾。Asaokaらは、土の弾塑性モデルに上負荷面の考え方をを用いて構造の程度と構造が消失する

過程を表現するパラメータを導入し⁸⁾、この自然堆積粘土の構造を考慮したモデルを Tashiro ら⁹⁾は自然地盤の変形解析に適用している。中井らは、地盤材料の諸特性を統一的に考慮できるモデルを提案し、ボンディング効果として自然堆積粘土の構造をモデル化することで、その圧縮特性を良好に表現できることを示している¹⁰⁾。

以上のように、自然地盤の力学特性を表する上で年代効果を考慮する必要があることは、研究者の中で広く認識されてきているといえる。しかし、実務的な観点からみるとたとえば土質試験結果の整理や日常的な設計業務の中で自然地盤の年代効果に関する検討が浸透しているとは必ずしも言えない。たとえば年代効果の大きさは自然粘土地盤によって大きく異なるので、これらを指標を用いて分類し判定することは実務的にも有意義であると考えられるが、確立した方法はないのが実状である。最近宇高ら¹¹⁾は、自然粘土試料の一次元圧縮特性をモデル化することにより、年代効果による構造の影響を分類することを提案した。図1にその考え方を示すが、粘土の比体積の自然対数と圧密圧力の関係を求め、液性限界によってほぼ決まる基準的な関係（究極基準線、USC）からの離れを構造係数 A と定義し、 A の大きさによって以下の4つに分類するものである。

区分Ⅳ：著しく高位な構造を有する粘土 ($A > 0.15$)

区分Ⅲ：高位な構造を有する粘土 ($0.05 < A < 0.15$)

区分Ⅱ：堆積構造の影響が弱い粘土 ($-0.05 < A < 0.05$)

区分Ⅰ：攪乱などにより構造が低位の粘土 ($A < -0.05$)

宇高らはこの区分により分類を行った結果、カナダ東部のレイズヴィル粘土と大阪湾洪積粘土を著しく高位な構造を有する粘土、大阪湾沖積粘土、八郎潟粘土などを高位な構造を有する粘土、横浜港粘土、徳山下松港粘土などを堆積構造の影響が弱い粘土に該当するとしている¹¹⁾。

年代効果を有する粘土の力学特性の研究は、主に原位置から採取した高品質の不攪乱粘土試料を用いて行われてきた。しかし、室内で年代効果を有する粘土と同等の粘土を作製できれば、年代効果の研究に有用であり、また室内模型実験に用いる粘土地盤の作製においても役に立つと考えられる。Tsuchida らはスラリー状の粘土を 70°C の高温環境で圧密し、その後室温に戻すことで自然堆積粘土に近い力学特性を示す粘土を室内で作製できることを報告しているが、この高温再圧密という方法では再現できる範囲に限界があるとされている^{4),5)}。

宇高ら¹²⁾は、再構成した海成粘土に少量のセメントを添加して圧密し、構造を有する自然粘土の圧縮特性を再現する方法を調べ報告している。宇高らは、5種類の海成粘土を用いて一軸圧縮強度の発現に必要な最小セメント添加率 $c_0(\%)$ を求め、 c_0 よりも少ない添加率のセメントを添加混合して一次元的に圧密した粘土試料を作製して圧密試験を行った。この結果、セメントを $(c_0 - 2.0)\%$ から $(c_0 - 3.0)\%$ 添加して再圧密した試料の圧縮特性は、セメンテーションによる構造を有する自然粘土の圧縮特性によく類似しているとした¹²⁾。少量のセメントを添加することで、類似

の力学挙動が得られることは、年代効果を室内で再現する実験の技術として有用であるとともに、自然粘土が有する年代効果のメカニズムを検討する上でも有用な手がかりを示していると考えられる。

本研究は、宇高らの方法を用いて室内で作製した粘土試料を用いてせん断試験を行い、せん断特性の観点から、少量セメント添加再圧密粘土が、自然粘土の堆積過程における年代効果を再現しているかどうか、について検討を行った。せん断特性についても類似性が認められるならば、実験室内で年代効果を有する再構成粘土を作製する技術として、要素試験や模型実験に広く適用できると考えられる。また、自然地盤においてセメンテーションが進行する過程を研究する上でも有益な情報になると考えられる。

2. 少量のセメントを添加して圧密養生した再構成海成粘土の作製と $e - \log p$ 曲線

実験に用いた粘土は、福山港粘土 A、福山港粘土 B、羽田粘土で、それぞれの試料の物理特性を表1に示した。表

図1 粘土の間隙比と圧密圧力の関係による構造の評価¹¹⁾

表1 試料の物性値

試料名	液性限界	塑性限界	塑性指数	土粒子密度
	$w_L(\%)$	$w_P(\%)$	I_p	$\rho_s(\text{g/cm}^3)$
福山港粘土A	99.0	45.0	54.0	2.69
福山港粘土B	97.6	33.8	63.8	2.69
羽田粘土	113.2	49.6	63.6	2.66

図2 一軸圧縮強さとセメント添加率の関係（福山港粘土B）

のように液性限界は 97.6~113.2% にあり、高塑性の海成粘土である。また、添加したセメントとしては、市販の普通ポルトランドセメント（徳山セメント社製）を用いた。

試料の作製方法は宇高らの方法と同様で、以下のとおりである。

- 1) 粘土スラリーと練り混ぜに使用する蒸留水を 0℃ 程度に冷やす。これは、セメントを添加して練り混ぜを行う際の温度を低くすることより、セメントと粘土の反応速度を遅くし、少量のセメントが粘土全体とよく混合した後にゆっくり強度発現させるためである¹²⁾。
- 2) 蒸留水に溶かしたセメントミルクを粘土に混ぜ、ハンドミキサーで 2 分間練り混ぜる。この時、初期含水比を液性限界の 1.5 倍となるように調整した。これは、地盤堆積時の自然海底地盤の表層付近の含水比が液性限界の 1.5~2.0 倍となっているためである¹³⁾。なお、セメントミルクはセメント：水 = 1：1 としている。
- 3) 真空ミキサーで 30 分間攪拌を行う。この際、真空ミキサーの容器全体を氷水の水槽に入れ、真空ミキサー内の温度を熱電対で測定して 2℃ 以下を保持していることを確認しながら攪拌した。
- 4) 再圧密容器（直径 12cm、高さ 25cm）に入れ、室温（20℃）で予備圧密を開始する。荷重条件は、荷重増加率を一定（ $\Delta p/p = 1$ ）として段階的に 12.3 kPa、24.5 kPa、49.0 kPa とした（ただし、福山港粘土 B は段階的に 196 kPa まで荷重した試料も作製した）。再圧密圧力 49kPa は、海成沖積粘土層の深度 10m 前後の土かぶり圧に相当する圧

図3 一軸圧縮強さと有効セメント添加率の関係

表2 各試料の k と c_0 （養生日数7日）

試料名	k (kPa/%)	c_0 (%)
福山港粘土A	47.9	6.0
福山港粘土B	33.9	5.0
羽田粘土	45.9	7.5

力として設定した。最終段階での一次圧密終了時点から養生日数と定め、最終荷重を載荷した状態で所定の日数の養生を行った。

各圧密段階での圧密終了時間については、最終圧密圧力の前の段階までは $\sqrt{t}$ 法で一次圧密終了を確認し次の段階に進みこれに約 1~4 日を要した。最終圧密圧力では 3t 法で一次圧密終了を判断し、これには 3 日から 9 日を要し

図 4(a) e - $\log p$ 関係（福山港粘土 A, $c = 4.0\%$, 5.0% ）

図 4(b) p/p_c と圧縮指数 C_c （福山港粘土 A, $c = 4.0\%$, 5.0% ）

図 5(a) e - $\log p$ 関係（福山港粘土 B, $c = 2.0\%$, 3.0% ）

図 5(b) p/p_c と圧縮指数 C_c （福山港粘土 B, $c = 2.0\%$, 3.0% ）

た。最終圧密圧力における一次圧密終了時間以降の圧密時間を養生時間と定義し、各試料の養生時間を 3 日、7 日、14 日と設定して、養生時間経過後に試料を圧密容器から取り出し、実験を行った。

セメント添加率について、宇高らは一軸圧縮強度とセメント添加率の関係を線形で近似し、回帰直線から求めた一軸圧縮強度の発現に必要な最小セメント添加率 c_0 (%) を基準とすることを提案している¹²⁾。図 2 は福山港粘土 B のセメント添加率と一軸圧縮強度の関係を次式で近似した結果である。

$$q_u = k(c - c_0) \quad (1)$$

ここに k はセメント添加率に対する一軸圧縮強度の増加係数である。図より c_0 は 5.0% と求められた。同様に、それぞれの粘土について k と c_0 を求め(表 2)、有効セメント添加率 $(c - c_0)$ と一軸圧縮強度の関係としてまとめると図 3 のようになった。図のように 3 種類の粘土はほぼ同一の関係となっており、 $(c - c_0)$ によって整理することの有用性を示している。以下に、 $(c - c_0)$ を有効セメント添加率と呼び c_e で表すこととする。

宇高ら¹²⁾はセメント添加率と再圧密後の圧縮特性の関係を考察し、「再構成粘土に $c_e = -2.0\%$ から $c_e = -3.0\%$ のセメントを添加して再圧密することにより、構造が高位の自然粘土の圧縮曲線と類似する圧縮曲線を示す粘土を室内で作製できる」としたが、それ以上のセメントを添加すると自然粘土の圧縮特性と異なってくることを指摘している。

図 4(a),(b) は、福山港粘土 A ($c_0 = 6\%$) にセメントを 4% および 5% 添加し再圧密した粘土の $e - \log p$ 曲線と圧縮指数 C_c と圧密降伏応力で正規化した圧密圧力 p/p_c の関係である。また、図 5(a),(b) は福山港粘土 B ($c_0 = 5\%$) にセメントを 2% および 3% 添加し再圧密した粘土の結果である。図のように、セメントを添加するとセメントが添加されない場合に比べ間隙比が大きくなり、圧縮指数が増加する。

土田ら^{4),5)}は、正規圧密領域における圧縮指数の変化を表すため次式で定義する圧縮指数比 r_c を用いた。

$$r_c = C_{c_{\max}} / C_c^* \quad (2)$$

ここに、 $C_{c_{\max}}$ は正規圧密領域における圧縮指数 C_c

($= \Delta e / \Delta(\log p)$) の最大値で、 C_c^* は圧密圧力が十分に大きくなって圧縮指数がほぼ一定になったときの C_c の値である(土田ら^{4),5)}は圧密圧力が p_c の 5 倍となったときの C_c として求めている)。図のように、セメントを添加しない場合 r_c は 1.0 に近いが、有効セメント添加率 c_e が -2% 、 -3% のとき 3.20、3.02 に上昇し、年代効果を有する自然粘土と類似した圧縮特性になっている。しかし、図 4(b) の福山港粘土 A、 $c = 5\%$ のときのように c_e が -1% のときには r_c は 1 に近い値 (1.22) となり、宇高らは圧縮特性を再現する観点からみると c_e は -2% から -3% がよいとしている¹²⁾。

以上のように圧縮特性に着目すると、 $c_e = -2 \sim -3\%$ 、すなわち最小セメント率 c_0 よりも 2、3% 少ないセメントを粘土スラリーに添加して再圧密すると、 r_c が最大 3.0 までの粘土(自然沖積海成粘土の圧縮指数比に相当^{4),5)})を作製することができる。

次に、これらの少量セメント添加再圧密粘土を用いてせん断特性を調べ、自然地盤の不攪乱粘土の試験結果と比較することにより、作製した試料がせん断特性についても自然粘土に類似しているかどうかについて検討を行った。

3. 少量のセメントを添加して圧密養生した海成粘土のせん断強度・変形特性

3.1 少量のセメントを添加して圧密養生した海成粘土の等方圧密三軸圧縮試験

福山港粘土 A に添加率 4% ($c_e = -2\%$) と 5% ($c_e = -1\%$) でセメントを添加し、羽田粘土には添加率 5.6% ($c_e = -1.9\%$) として、49kPa で再圧密し 3 日、7 日、12 日養生した粘土の等方圧密三軸圧縮試験を行った。なお、粘土供試体の寸法は直径 35mm、高さ 80mm であり、圧密中の排水は側面に巻いたドレーンペーパーによって行った。圧密及び圧縮中は 200kPa のバックプレッシャーを加え飽和度 98% 以上としている。三軸試験における圧密圧力は 49kPa と 98kPa であり、圧密時間は 24 時間、ひずみ速度は 0.03%/min である。

それぞれの試料について、一次圧密終了条件で次の載荷段階に進む急速段階載荷圧密試験によって圧密降伏応力 p_c を求めた。表 3 には各試料の圧密降伏応力と等方圧密三

表 3 試料の圧密降伏圧力と等方圧密三軸圧縮試験結果のまとめ

	セメント添加率		養生 日数 (day)	p_c (kPa)	OCR	$\sigma_c' = 49\text{kPa}$			$\sigma_c' = 98\text{kPa}$		
	c (%)	c_e (%)				$(\sigma_1 - \sigma_3)_{\max}$	$(\sigma_1 - \sigma_3)_{\max}/p_c$	p_c/σ_c'	$(\sigma_1 - \sigma_3)_{\max}$	$(\sigma_1 - \sigma_3)_{\max}/p_c$	p_c/σ_c'
福山港粘土 A	4	-2	3	98	2.00	94.0	0.480	0.50	94.0	0.480	1.00
福山港粘土 A	4	-2	7	113	2.31	100.0	0.442	0.43	94.8	0.419	0.87
福山港粘土 A	4	-2	12	118	2.41	101.3	0.429	0.42			
福山港粘土 A	5	-1	3	116	2.37	94.0	0.405	0.42			
福山港粘土 A	5	-1	7	137	2.80	117.8	0.430	0.36			
福山港粘土 A	0	0	0	59	1.20	62.6	0.531	0.83	79.6	0.406	1.66
羽田粘土	5.6	-1.9	3	77	1.57	68.9	0.447	0.64	86.8	0.443	1.27
羽田粘土	5.6	-1.9	7	86	1.76	75.2	0.437	0.57			
羽田粘土	5.6	-1.9	12	92	1.88	78	0.424	0.53	88.5	0.452	1.07
羽田粘土	0	0	0	59	1	60.3	0.511	0.83	74.7	0.381	1.66

軸圧縮試験の結果を示している。表より、福山港粘土Aと羽田粘土のいずれも、セメント添加が無い場合の過圧密(OCR)が1.20となっているが、これは標準圧密試験に比べ急速段階荷重であったので圧密降伏圧力が標準圧密試験に比べ20~25%程度大きくなったと考えられる¹⁴⁾。セメント添加による見かけの過圧密比は、1.57(羽田粘土, $c=5.6\%$, 3日)から2.80(福山港粘土A, $c=5\%$, 7日)の範囲であった。

図6(a)はセメント添加率4%で3日, 7日, 12日養生した福山港粘土を49kPaで圧密したときの軸差応力, 間隙水圧と軸ひずみの関係である。図をみると, セメント添加によって軸差応力はセメント添加なしの場合よりも大きく増加している。また, 養生日数が増加するとともに変形係

数が増加し破壊ひずみが減少する傾向がみられるが, 軸ひずみが5%以上になるとセメントを添加した粘土の軸差応力はほぼ一定になった。一定になったときの軸差応力は83~90kPaであり, セメントを添加しないときの軸差応力60kPaよりも40~50%大きく, セメントの添加によって大変形領域でもせん断強度が増加している。

図6(b)は同じ試料を98kPaで圧密したときの軸差応力, 間隙水圧と軸ひずみの関係である。養生が3日, 7日およびセメント無添加のときの圧密圧力98kPaに対する過圧密比はそれぞれ1.00, 1.15, 1.20であり, ほぼ正規圧密状態に近い。最大軸差応力は49kPaで圧密したときとほぼ同じであった。圧密圧力が増加したことにより発生する間隙水圧は約2倍となり, 養生日数とともに変形係数が増加し

(a) 応力ひずみ曲線 ($p_0=49\text{kPa}$)

(b) 応力ひずみ曲線 ($p_0=98\text{kPa}$)

図6 福山港粘土A ($c=4\%$) の応力ひずみ曲線

(a) 応力ひずみ曲線 ($p_0=49\text{kPa}$)

(b) 応力ひずみ曲線 ($p_0=98\text{kPa}$)

図7 福山港粘土A ($c=5\%$) の応力ひずみ曲線

(a) 応力ひずみ曲線 ($p_0=49\text{kPa}$)

(b) 応力ひずみ曲線 ($p_0=98\text{kPa}$)

図8 羽田粘土の応力ひずみ曲線 ($c=5.6\%$)

ているが、応力ひずみ関係では軸差応力がピークに達した後の低下がほとんどみられず、セメント添加が無いときの粘土の応力ひずみ関係に近い。これは、圧密圧力の増加によってセメンテーションによる構造が壊れ、正規圧密状態に近づいたためと考えられる。

図 7(a),(b)は、添加セメント率が 5%の福山港粘土 A をそれぞれ 49kPa, 98kPa で等方圧密したときの軸差応力、間隙水圧と軸ひずみの関係である。図をみると、破壊時の軸差応力はセメント添加率 4%の試料と同等かやや大きくなり、大ひずみ状態における軸差応力も養生 7 日の試料では添加率 4%のときよりも大きくなっている。図 7(b)では 98kPa の圧密圧力で圧密後も軸ひずみ 4.5%付近で軸差応力が明かなピークを示しており、セメントによる固化の影響がより強く残っていることを示している。

図 8(a), (b)は、添加セメント率が 5.6%の羽田粘土をそれぞれ 49kPa, 98kPa で等方圧密したときの軸差応力、間隙水圧と軸ひずみの関係である。羽田粘土の有効セメント添加率 c_e は -1.9%であり、添加率 4.0%の福山港粘土 A とほぼ同じである。しかし、擬似過圧密比は養生 3 日, 7 日, 12 日でそれぞれ 1.57, 1.76, 1.88 であり、福山港粘土 A に比べるとセメント添加の効果は小さかった。図 8(a)をみると、軸差応力は軸ひずみが 2.5~4.5%のときにピークに達している点で福山港粘土 A の図 6(a)と類似しているが、ひずみがさらに大きくなったときの強度低下は小さく、福山港粘土よりもセメント固化による影響が弱いことがうかがわれる。羽田粘土の圧密降伏圧力は 98kPa より小さいため、圧密圧力 98kPa に対してはすべて正規圧密領域となっている。図 8(b)をみると、応力ひずみ曲線の形状はセメント無添加の場合とほぼ同様となっているが、軸差応力については 10~15kPa の増加がみられた。

図 9 は三軸 CIU 試験における等方圧密後の過圧密比 p_c/σ_c' と p_c で正規化した非排水せん断強度の関係である。 p_c/σ_c' が 1.0 以下は圧密圧力が圧密降伏圧力を上まわっている正規圧密状態を意味する。図のように、今回用いた試料では圧密降伏応力で正規化した強度はほぼ過圧密比に関係なく一定になった。一般に応力履歴による過圧密を受けた粘土の場合、圧密降伏応力で正規化した非排水せん断強度は膨張の影響によって過圧密比とともに低下する¹⁵⁾。半澤らは、セメンテーションによる見かけの過圧密を示す自然粘土では、圧密降伏応力で正規化した強度が過圧密比と関係なく再構成正規圧密粘土の正規化強度と同じ値になるとした⁶⁾。本研究で用いた粘土は人為的にセメントを添加して擬似圧密効果を生じさせたものであるが、圧密降伏応力で正規化した強度が過圧密比と関係せずほぼ一定になることは半澤らの主張と一致している。

図 10, 図 11, 図 12 は、それぞれ福山港粘土 A (セメント添加率 4%), 福山港粘土 A (セメント添加率 5%), 羽田粘土 (セメント添加率 5.6%) の試験結果の応力経路である。図のようにセメントの固化作用により擬似過圧密となっている圧密圧力 49kPa での有効応力経路はほぼ平均主応力が一定で軸差応力が増加して破壊に至っているが、破

図 9 p_c/σ_c' と p_c で正規化した非排水せん断強度の関係

図 10 福山港粘土 A ($c=4\%$) の有効応力経路

図 11 福山港粘土 A ($c=5\%$) の有効応力経路

図 12 羽田粘土($c=5.6\%$)の有効応力経路

壊時の有効応力はセメントを添加しないときの限界状態線を越えている。これは Jamiolkowski らが指摘した年代効果を有する粘土のせん断特性に当てはまっている³⁾。また、圧密圧力が増加すると有効応力径路の形状はセメント無添加の粘土に近づいてくるが、これはセメント固化によって形成された構造の影響が圧密によって壊れるためであると考えられる。

3.2 年代効果を有する不攪乱粘土の三軸 CIU 試験結果と再構成粘土の三軸 CIU 試験結果との比較

大阪湾の洪積粘土は 10 万年以上を経て堆積しており、この間のセメンテーションによる構造を有していることが知られている。宇高らは構造の影響を 4 つのカテゴリーに分類しているが¹¹⁾、大阪湾洪積粘土は 10 種類の実成粘土の中で「著しく高位な構造を有する粘土」に、大阪湾沖

積粘土は「高位な構造を有する粘土」に分類されている。土田らは大阪湾泉州沖から採取した沖積粘土と洪積粘土の不攪乱試料を用いて一連の三軸 CIU 試験を行った結果を報告している^{16),17)}。ここでは大阪湾洪積粘土の三軸 CIU 試験結果と再構成大阪湾粘土の三軸 CIU 試験結果を、少量のセメントを添加して再圧密した粘土の結果と比較して検討する。

図 13(a), (b)は、海底からの深度 40m から採取した洪積粘土の三軸 CIU 試験結果である。応力ひずみ曲線および応力径路の軸差応力と平均主応力は標準圧密試験から求めた圧密降伏圧力 p_c で正規化して示している。

図 14(a), (b)は、同様に深度 60m から採取した洪積粘土の三軸 CIU 試験である。これに対して図 15(a), (b)は再構成した大阪湾粘土を練返し再圧密し、三軸試験機により 196kPa まで等方圧密した後に過圧密比 1.33, 2.00, 4.00 に

図 13(a) 大阪湾洪積粘土試料の応力ひずみ曲線 (σ'_c : 圧密圧力, p_c : 圧密降伏圧力)

図 13(b) 大阪湾洪積粘土の有効応力径路 (σ'_c : 圧密圧力, p_c : 圧密降伏圧力)

図 14(a) 大阪湾洪積粘土試料の応力ひずみ曲線^{16),17)}

図 14(b) 大阪湾洪積粘土の有効応力径路^{16),17)}

図 15(a) 再圧密大阪湾粘土の応力ひずみ曲線^{16),17)}

図 15(b) 再圧密大阪湾粘土の有効応力径路^{16),17)}

図 16(a) 福山港粘土 A ($c=4\%$) の応力ひずみ曲線 図 16(b) 福山港粘土 A ($c=4\%$) の有効応力径路

なるように膨張させ、その後非排水で圧縮したときの三軸試験結果である(圧密降伏圧力 p_c は 196kPa とした)。図をみると再構成試料の場合はいずれの圧密圧力においても応力ひずみ曲線のピーク時のひずみは 6%以上であり、ピーク自体も明確でない。一方、不攪乱試料の試験結果では $\sigma'_c/p_c < 1$ である過圧密状態ではほとんどの場合に破壊ひずみ 4%以内で軸差応力のピークが明瞭に表われている。有効応力径路をみると、再構成大阪湾粘土の CIU 試験ではいずれの過圧密比でも非排水応力径路は一つの限界状態線に収れんする傾向を示すが、不攪乱試料の場合は過圧密状態で軸差応力がピークに達するときの有効応力状態は、正規圧密領域 ($\sigma'_c/p_c > 1$) での限界状態線を越えている。しかし、圧密圧力が大きい正規圧密領域では有効応力径路は再構成試料の正規圧密状態における有効応力径路に近づいている。

図 16(a),(b)は、同様の整理をセメント添加率 4%のときの福山港粘土 A の三軸 CIU 試験結果について行ったものである。図中には図 13~15 と同様に σ'_c/p_c を示しているが、図のように $\sigma'_c/p_c < 1.0$ である擬似過圧密状態のせん断特性は、図 14, 15 に示した年代効果による擬似過圧密と考えられる大阪湾粘土の特性とよく類似している。圧密圧力が 98kPa のときは、過圧密が 1.0 を越えるか、1.0 に近づくため、圧密圧力 49kPa のときのような明瞭なピークが見られず、軸差応力はピーク値付近の一定値に落ち着いている。これは、セメンテーションによる強度増加が存在している間はピークを示し、それを上回る等方圧密圧力で圧密するとセメンテーションの影響が解消されるという、不攪乱洪積粘土の挙動 (たとえば図 13(a), (b) の $\sigma'_c/p_c = 1.56$ の試料) と類似している。

図 17(a), (b)は福山港粘土 A 添加率 5%の応力ひずみ曲線について同様の整理を行ったものである。図のように、軸差応力はピーク強度を示した後に増減を繰り返しながらほぼ一定になっている。渡部ら¹⁸⁾は 28 日強度が約 200kPa であるセメント処理土の等方圧密三軸圧縮試験(有効圧密圧力 49kPa)の結果を報告しているが、軸差応力は軸ひずみ 1.5%のときにピークを示し軸ひずみ 3%以上では増減を繰り返しながらほぼ一定値を示している。軸差応力が増減を繰り返す傾向は図 16(a)でも見られるが図 17ではよりはっきりしている。このことは、セメント添加率 5% ($c_c = -1\%$) の場合、セメント処理土としての特性が表

図 17(a) 福山港粘土 A ($c=5\%$) の応力ひずみ曲線 図 17(b) 福山港粘土 A ($c=5\%$) の有効応力径路

図 18 圧縮指数比と破壊ひずみの関係

れていると考えられる。添加率 5%の福山港粘土 A は圧縮特性においても圧縮指数比 r_c が大きくならず、年代効果を有する粘土の圧縮特性が十分再現されなかったことを考慮すると、せん断試験結果からもセメント添加率が大きすぎた可能性がある。

3.3 圧縮指数比と変形係数に着目した自然粘土のせん断特性との比較

土田ら^{4),5)}は、年代効果を有する粘土の力学特性を表す指標としても式(1)で求めた圧縮指数比 r_c に着目し、大阪湾の不攪乱沖積粘土、洪積粘土試料の三軸 CIU 試験から求めた破壊時の圧縮ひずみと圧密試験から求めた r_c の関係について整理している。ここでは、これらのデータと少量セメント添加再構成粘土の試験結果の比較を行い、少量セメント添加の効果について検討する。なお、粘土の力学特性は粘土の種類によっても異なってくるため、本来は不攪乱大阪湾粘土と同じ試料を用いて少量セメント添加再構成粘土を作製し比較を行うべきである。ただし、わが国の港湾地域の粘土の力学特性をまとめた中瀬ら¹⁹⁾の研究や Ladd らの考え方¹⁵⁾に従えば、練返し再構成粘土の力学特性は応力履歴が等しければ異なる粘土でも同様の傾向を示しており、粘土の種類が異なっても定性的な比較は可能であると考えられる。

図 18 は破壊ひずみ（軸差応力最大時の軸ひずみ）と圧縮指数比の関係である。ここで福山港粘土 A($c=4\%$)と羽田粘土($c=5.6\%$)は、それぞれ有効セメント添加率 $c_e = -2.0\%$ 、 -1.9% とほぼ等しいが、福山港粘土 A($c=5\%$)は $c_e = -1.0\%$ 、であって添加率が大き。図中の実線は大阪湾粘土のデータより得られた近似曲線である。図をみると、少量セメント添加再圧密粘土の r_c と破壊ひずみの関係は、全体として大阪湾不攪乱粘土による関係とほぼ対応している。

図 19 は r_c とせん断時の強度低下率の関係である。ここでは、強度低下率を次式で定義した。

$$\text{強度低下率} = (\text{残留強度}) / (\text{ピーク強度}) \quad (3)$$

少量セメント添加再圧密粘土の r_c は 2.4 以下しかないが、この範囲では大阪湾洪積粘土試料のデータとほぼ対応する傾向を示している。

図 20 は、等方圧密三軸圧縮試験の応力ひずみ曲線から求めた割線係数 E_{50} と有効圧密圧力 σ'_c の関係について、大阪湾洪積粘土、沖積粘土と少量セメント添加再圧密粘土を比較したものである。大阪湾粘土のデータは、洪積粘土ではおおよそ σ'_c が 500kPa 以上で正規圧密領域、沖積粘土では σ'_c が 100kPa 以上で正規圧密領域になっているが、図に示すようにほぼすべての有効圧密圧力に対して洪積粘土の E_{50} が大きくなっている。少量セメント添加再圧密粘土は $\sigma'_c=49\text{kPa}$ では明瞭な過圧密であり、 $\sigma'_c=98\text{kPa}$ では正規圧密か正規圧密に近い過圧密になっている。図より $\sigma'_c=49\text{kPa}$ のときの少量セメント添加再圧密粘土の E_{50} は大阪湾洪積粘土と沖積粘土の中間の値を示しており、セメント添加なしの試料の 2 倍以上となっている。しかし、 $\sigma'_c=98\text{kPa}$ のときの E_{50} は沖積粘土層よりも小さくなっており、正規圧密領域付近まで圧密することによりセメントの固化による影響が消失していることを示していると考えられる。

図 21 は破壊時（軸差応力最大時）の間隙水圧係数 A_f を、

図 19 圧縮指数比と強度低下率の関係

図 20 割線係数 E_{50} の比較

図 21 破壊時の間隙水圧係数 A_f の比較

圧密降伏応力 p_c で正規化した圧密圧力 σ'_c/p_c に対してプロットし、大阪湾粘土と比較して示した。図中に示す中瀬・小林・勝野の線は、港湾地域の粘土に室内で応力履歴を与えて過圧密粘土とした試料のデータである¹⁹⁾。図より、不攪乱粘土である大阪湾洪積粘土、沖積粘土では σ'_c/p_c が 1 以下である過圧密領域において、 A_f は中瀬らの線による値

表 4 福山港粘土 B の圧密降伏圧力

c(%)	養生日数	圧密圧力 σ_c'	p_c	OCR	r_c
3.0	3 日	49kPa	55kPa	1.12	2.36
3.0	7 日	49kPa	72kPa	1.47	1.88
3.0	3 日	196kPa	236kPa	1.20	1.13
3.0	7 日	196kPa	302kPa	1.54	1.43
2.0	1 日	49kPa	49kPa	1.00	1.86
2.0	3 日	49kPa	74kPa	1.51	2.01
2.0	7 日	49kPa	62kPa	1.27	1.77

よりも明らかに大きくなっている。このことは、年代効果による擬似過圧密粘土では応力履歴による過圧密粘土よりも A_f が大きくなることを示していると考えられる。少量セメント添加再圧密粘土は過圧密領域である $\sigma_c' = 49\text{kPa}$ (σ_c'/p_c は 0.4 付近) において A_f は大阪湾洪積粘土、沖積粘土と同様に中瀬らの線よりも大きな値となっている。 $\sigma_c' = 98\text{kPa}$ (σ_c'/p_c は 1.0 付近) になると正規圧密領域に近くなるため、 A_f は中瀬らの線に近づいている。

以上、等方圧密三軸圧縮試験における破壊時の軸ひずみ、ピーク強度後の強度低下率、割線係数 E_{50} 、破壊時の間隙水圧係数 A_f を比較した結果をみると、有効セメント添加率 c_e が -2~-1% になるように粘土スラリーにセメントを添加し、室内で温度を管理して圧密養生することで、原地盤において形成・発達したセメンテーション構造を有する自然粘土に類似したせん断特性を有する粘土を作製できたと考えられる。ただし、 $c_e = -1\%$ の福山港粘土 A については、セメント処理土の特徴が現れており、年代効果の再現の観点からみると、セメント添加率が大きすぎた可能性がある。

3.4 少量のセメントを添加して圧密養生した海成粘土の K_0 圧密三軸圧縮伸張試験

自然粘土地盤は一般に K_0 状態で圧密しているので、自然粘土地盤の応力ひずみ関係を正確に求めるためには原位置の有効応力で K_0 圧密後に圧縮あるいは伸張試験を行う必要がある。このように三軸試験機によって原位置の有効応力状態を再現し、その後にせん断する方法はリコンプレッション(recompression)と呼ばれ³⁾、試料採取時の攪乱の影響を最小化して力学特性を求める方法として、わが国の沿岸域における重要プロジェクトで採用されている^{20),21)}。 K_0 圧密後のせん断特性の比較を行うため、少量セメント添加再構成粘土の K_0 圧密三軸伸張試験を行った。用いた粘土供試体の寸法は三軸 CIU 試験と同様に直径 35mm、高さ 80mm であり、圧密中は側面に巻いたドレーンペーパーにより排水している。 K_0 圧密は段階的に側方の有効圧密圧

力を上昇させ、供試体からの排水量と軸方向圧縮量の関係が K_0 条件（供試体断面積一定条件）を満足するように軸方向圧密圧力を制御する方法で実施した。

図 22 には、不攪乱大阪湾粘土を原位置の有効応力で K_0 圧密した後に非排水で圧縮及び伸張したときの応力ひずみ曲線を、 K_0 圧密した再構成大阪湾粘土の応力ひずみ曲線と比較して示している²⁰⁾。図のように不攪乱粘土を圧縮すると、軸ひずみ 1% 付近で軸差応力はピークに達し、その後軸差応力は明瞭に減少している。また、伸張試験においても軸ひずみ 3.5% 付近で明瞭なピークを示し、圧縮と同様にその後軸差応力は低下する。一方、再構成粘土の場合は図に示すように K_0 圧密後の伸張試験では軸差応力のピークが表れず、軸ひずみとともに一貫して増加することがよく知られている。以上のように、 K_0 圧密後の圧縮および伸張せん断では、年代効果を有する不攪乱粘土試料と再構成粘土試料で応力ひずみ曲線にはっきりした差があることがよく知られている。

福山港粘土 B に添加率 2% および 3% でセメントを添加し段階的に 196kPa まで一次的に圧密し、一次圧密終了後 3 日および 7 日養生した粘土を作製した。福山港粘土 B は福山港粘土 A と同様に福山港の浚渫によって得られた粘土であり、その物理的性質を表 1 に示している。最小セメント添加率 c_0 を表 2 に示すが、福山港粘土 A よりも小さく 5% である。この粘土試料を用いて三軸試験機による K_0 圧密を行い、圧密終了後に非排水条件で圧縮および伸張せん断を行って応力ひずみ関係を求めた。これらの試料について段階的圧密試験によって求めた圧密降伏圧力 p_c と圧縮指数比 r_c を表 4 に示している。

図 22 不攪乱大阪湾粘土と再構成粘土の応力ひずみ曲線の比較 (Watabe and Tsuchida²⁰⁾)

図 23(a)は、セメント添加率 3%, 有効セメント添加率 $c_e = -2\%$ の試料の三軸圧縮試験結果である。比較のためセメントを添加しないで 198kPa で圧密した福山港粘土 B の K_0 圧密三軸圧縮試験の結果も示している。図のように、軸差応力は軸ひずみ 1~2% でピークを示し、その後セメントを添加していない試料の応力ひずみ曲線にほぼ一致した。特に 7 日間養生した試料は明瞭なピークを示しており、図 22 に示したセメンテーション構造を持つ不攪乱粘土の応力ひずみ曲線の強度特性とよく類似している。図 23(b)に示す三軸伸張試験結果では軸ひずみ約 4% で軸差応力はピークに達した。このような小さなひずみで伸張時の軸差応力がピークを示すのは再構成粘土ではほとんど見られない現象であり、図 22(a)の不攪乱洪積粘土の応力ひずみ曲線に近い。

図 24(a),(b)はセメント添加率 2%, 有効セメント添加率 $c_e = -3\%$ の試料の圧縮試験および伸張試験による応力ひずみ関係である。図のようにセメント添加率 3% の試料ほどではないが、軸差応力は明瞭にピークを示している。しかし伸張試験では、セメント添加率 3% の試料のように軸差応力がピークを示しておらず、セメントを添加していな

い試料の応力ひずみ曲線と同様の形状となった。セメント添加率が小さいため、圧縮側には固化の影響が現れたものの伸張側には十分現れなかったと考えられる。本試験では伸張時の最大軸差応力が圧縮時よりも大きくなっており、これは K_0 圧密 CU 試験では見られない結果である。伸張強度の増加が軸ひずみ 6% 以上から顕著に現れているようにみられることから、原因としてドレーンペーパーの引張強度により過大な強度となっている可能性が考えられる^{22),23)}。また、養生日数 3 日の強度が養生日数 7 日の強度よりも大きくなっているが、この試料では圧密降伏応力も養生日数 3 日の方が大きく現れている。養生日数と強度、圧密降伏応力の関係が逆転した原因については明らかにできなかった。

このように、福山港粘土 B に有効セメント添加率が -3 ~ -2% の範囲でセメントを添加し再圧密して試料を作製し、その試料の再圧密時の有効応力を三軸室内で再現して圧縮および伸張して得られる応力ひずみ曲線と有効応力径路は、不攪乱粘土を三軸試験機内で原位置の有効応力を再現し、圧縮、伸張したときの応力ひずみ曲線と有効応力径路とよく類似していることがわかった。

本研究の目的は、少量セメント添加再圧密の方法で作製した粘土試料のせん断特性の観点が、自然粘土の堆積過程における年代効果を再現しているといえるか、を検討することであった。等方圧密三軸圧縮試験、 K_0 圧密三軸圧縮伸張試験の結果から、一軸圧縮強度の発現に必要な最小セメント添加率 c_0 に対して-2~-3%のセメントを粘土スラリーに添加し再圧密した粘土のせん断特性は、年代効果による構造を有する粘土と類似していると考えられる。ただし、個々の粘土について正確に力学挙動を再現するために加えるべき適切なセメント添加率については、今後さらに検討が必要である。

4. 結論

再構成した海成粘土にスラリー状態で少量のセメントを添加して圧密することにより、堆積過程で形成された構造を有する自然粘土の圧縮特性の一部が再現できることが知られている。本研究は、この方法により少量のセメントをスラリーに添加して再圧密した粘土の非排水せん断特性を調べ、構造を有する自然粘土と比較検討を行ったものである。主な結論は以下のようにまとめることができる。

- 1) セメント添加率 c と添加後の一軸圧縮強度の関係より強度発現のための最小セメント添加率 c_0 から求めた有効セメント添加率 $c_e = c - c_0$ を用い、 c_e が-3%から-1%の条件で等方圧密三軸圧縮試験と K_0 圧密三軸圧縮伸張試験を行って、非排水せん断特性を構造の影響を有する不攪乱粘土試料および再構成粘土試料と比較した。セメント添加再圧密を行った試料は、固化によって圧密降伏圧力が増加し、擬似過圧密比は最大で 2.80 となった。
- 2) 等方圧密三軸試験結果を比較すると、圧密降伏応力よりも小さい圧密圧力において、小さな軸ひずみで軸差応力のピークが明瞭に現れ、その後ひずみの増加とともに軸差応力ははっきりと低下する傾向を示した。これは、年代効果による構造を有する不攪乱自然粘土の三軸 CIU 試験結果と類似し、室内で圧密履歴を与えて作った過圧密粘土とは異なっている。圧密圧力が圧密降伏圧力に近づくとともに、応力ひずみ曲線と応力径路はセメントを添加しない正規圧密粘土に近づくが、これはセメント固化による構造が圧密によって壊れるためであると考えられる。この点も年代効果による自然粘土の構造と類似している。なお、 $c_e = -1\%$ の試料では、大ひずみ領域で軸差応力が増減を繰り返すというセメント処理土の特徴が現れた。年代効果の再現の観点からはセメント添加率が大きすぎた可能性がある。
- 3) 三軸 CIU 試験の結果より、破壊ひずみ、強度低下率、割線係数 E_{50} 、破壊時の間隙水圧係数 A_f に関して、不攪乱大阪湾粘土の結果と比較を行った。少量セメント添加再圧密粘土の圧密試験結果から圧縮指数比を求め、圧縮指数比と破壊ひずみ、強度低下率の関係を大阪湾粘土の不攪乱試料の結果と比較すると、両者の傾向はほぼ一致した。また、 E_{50} と A_f について、圧密降伏応力で正規化

した圧密圧力との関係で比較を行った結果、少量セメント添加再圧密粘土は、再構成粘土の試験結果よりも、明らかに大阪湾粘土に近いことが判明した。

- 4) 少量セメント添加再圧密粘土の圧密養生時の K_0 状態の有効応力を三軸試験機で再現し、圧縮せん断および伸張せん断を行って求めた応力ひずみ曲線と有効応力径路は、不攪乱大阪湾洪積粘土を用いて原位置の有効応力を再現した後に圧縮、伸張したときの応力ひずみ曲線とよく類似した。しかし、類似の程度はセメント添加率や粘土の種類によって異なり、福山港粘土 B の c_e が-2%のときに伸張せん断で軸ひずみ 3.5%でピークが現れる大阪湾洪積粘土の特性と類似した応力ひずみ曲線が得られたが、 c_e が-3%では、セメント添加の影響は主に圧縮側にのみ現れた。
- 5) 以上の結果より、有効セメント添加率 c_e が-3~-1%の範囲でセメントを添加し再圧密することで、堆積時に形成された構造を有する粘土に類似した力学特性を示す粘土試料を室内で作製できることがわかった。しかし、個々の粘土について正確に力学挙動を再現するためには、適切なセメント添加率についてさらに検討が必要である。

謝辞

本研究の一部は関西国際空港用地造成会社から広島大学に委託された研究の中で実施したものである。また、試験に用いた大阪湾粘土は、関西国際空港用地造成株式会社と独立行政法人港湾空港技術研究所から提供いただいた。ここに記して、深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) Bjerrum, L.: Problems of Soil mechanics and construction of soft clays, states-of-the-art report, Proceedings of 8th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol.3, pp.111-159, 1973.
- 2) Bjerrum: Engineering geology of Norwegian normally consolidated marine clays as related to settlements of buildings, Geotechnique, Vol.17, pp.83-118, 1967.
- 3) Jamiolkowski, M., Ladd, C. C., Germaine, J. T., and Lancellotti, R.: New developments in field and laboratory testing of soils, SOA Report, Proceedings of 11th ICSMFE, pp.37 - 153, 1985.
- 4) Tsuchida, T., Kobayashi, M. and Mizukami, J.: Effect of aging of marine clays and its duplication by high temperature consolidation, Soils and Foundations, 31 (4), pp.133 - 147, 1991.
- 5) 土田孝, 小林正樹, 水上純一, 田中政典: 高温再圧密による海成粘土の年代効果の再現, 港湾技術研究所報告, Vol.28, No.1, pp.121-147, 1989.
- 6) 半澤秀郎, 岸田隆夫: 非排水強度決定法が安全率に及ぼす影響, 土と基礎, 30 巻 9 号, pp.15-22, 1982.
- 7) Kobayashi, M., Furudoi, T., Suzuki, S. and Watabe, Y.: Modeling of

- consolidation characteristics of clays for settlement prediction of Kansai International Airport, Proc. Symp. Geotech. Aspects Kansai Int. Airport, pp.65-76, 2005.
- 8) Asaoka, A., Nakano, M. and Noda, T.: Superloading yield surface concept for highly structured soil behavior, *Soils and Foundations*, Vol.40, No.2, pp. 99-110, 2000.
 - 9) Tashiro, M., Noda, T., Inagaki, M., Nakano, M. and Asaoka, A.: Prediction of settlement in natural deposited clay ground with risk of large residual settlement due to embankment loading, *soils and Foundations*, Vol.51, No.1, pp.133-149, 2011.
 - 10) 中井照夫, Hossain Md Shahin, 菊池統, 京川裕之, 張鋒: 地盤材料の諸特性の簡単且つ統一的なモデリング—密度, ボンディング, 時間効果特性を例として—, *応用力学論文集*, Vol.12, pp.371-382, 2009.
 - 11) 宇高 薫, 土田 孝, 渡部要一, 田中政典, 今井遥平: $e - \log p$ 曲線を用いた簡易モデルによる自然海成粘土地盤における構造の評価, *地盤工学ジャーナル*, 7 (4), pp.527-542, 2012.
 - 12) 宇高薫, 土田孝, 今井遥平, 竹信正寛, 平原毅: 少量のセメント添加による高位な間隙構造を有する粘土の圧縮特性の再現, *地盤工学ジャーナル*, 8(4), 425-439, 2013.
 - 13) 土田孝: 海成粘土地盤の自然間隙比と土被り圧の関係に関する統一的な解釈, *地盤工学会論文報告集*, Vol.41, No.1, pp.127-143, 2001.
 - 14) Tsuchida, T.: Evaluation of undrained shear strength of soft clay with consideration of sample quality, *Soils and Foundations*, Vol.40, No.3, pp.29-42, 2000.
 - 15) Ladd, C. C. and Foott, R., New design procedure for stability of soft clay, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, 100(7):763-786, 1974.
 - 16) 土田孝, 菊池喜昭, 中島謙二郎, 小林正樹: 大阪湾泉州沖海底地盤の工学的性質, *港湾技研資料*, No.498, pp.1-136, 1984.
 - 17) 土田孝: 三軸試験による自然粘性土地盤の強度決定法に関する研究, *港湾技研資料*, No.688, pp.1-197, 1990.
 - 18) 渡部要一, 古野武秀, 土田孝: 浚渫泥土を利用した貧配合セメント処理土の力学特性, *土木学会論文集*, No.694/III -57, pp.331-342, 2001.
 - 19) 中瀬明男, 小林正樹, 勝野克: 圧密及び膨張による飽和粘土のせん断特性の変化, *港湾技術研究所報告*, Vol.8, No.4. pp.103-142, 1968.
 - 20) Watabe, Y. and Tsuchida, T.: Comparative study on undrained strength of Osaka Bay Pleistocene clay determined by several kinds of laboratory tests, *Soils and Foundations*, Vol.41, No.5, pp.47-60, 2001.
 - 21) 渡部要一, 田中政典, 野口孝俊, 宮田正史: 東京国際空港D滑走路の海底地盤調査結果と設計値の統計的位置づけ, *土木学会論文集 C*, Vol.64, No.3, pp.585-597, 2008.
 - 22) Coasta-Filho, L.de.M.: Discussion on "Deformation characteristics of weathered Bangkok Clay in triaxial extension, *Geotechnique*, 28(2), pp.228-233, 1978.
 - 23) 土田孝, 佐藤正春, 小林正樹: ドレーンペーパーが三軸伸張試験に及ぼす影響について, 第7回土木学会関東支部年次研究発表会, pp.121-122, 1980.

(2013. 7. 1 受付)

Undrained shear characteristics of reconstituted and reconsolidated marine clays with addition of a small amount of cement

Takashi TSUCHIDA², Tsuyoshi HIRAHARA², Shinya HIRAMOTO³ and Kaoru UDAKA⁴

1 Department of Civil and Environmental Engineering, Hiroshima University

2 Obayashi Corporation Ltd.

3 Okayama Prefectural Government

4 Oyo Corporation Ltd.

Abstract

The purpose of this study is to duplicate the undrained shear characteristics of natural aged clays, which have structures formed by cementation in the sedimentation process. The reconstituted marine clay slurries being added a small amount of the portland cement were reconsolidated and cured. The cement contents of clays were smaller than that is necessary for mobilizing the unconfined compression strength by 1-3%. According to the series of triaxial CIU tests and K_0 -consolidated compression and extension tests, the reconsolidated and cured clay samples show the strength and deformation characteristics similar to undisturbed clay samples having structures formed by the cementation.

Key words: undrained shear, marine clay, structure, cementation, cement