

過圧密泥炭の非排水せん断特性

UNDRAINED SHEAR CHARACTERISTICS OF OVERCONSOLIDATED PEATS

山口晴幸*・森 茂**・大平至徳***・木暮敬二***

By Hareyuki YAMAGUCHI, Shigeru MORI, Yoshinori OHIRA and Keiji KOGURE

A series of undrained triaxial compression and extension tests with pore water pressure measurements were performed on undisturbed samples of fibrous peats, which were normally and overconsolidated under isotropic stress condition. Test results indicate that void ratio vs. effective pressure relationships during isotropic compression and swelling can be approximated by the straight lines on $\Delta \ln e - \Delta \ln p'$ plane, and that stress-strain behaviour and strength parameters, c_u/p'_0 , ϕ' , c' are strongly affected by fabric anisotropy and stress history. Based on the test results, the authors proposed a method for predicting stress-strain behaviour of normally consolidated peat under triaxial compression and extension conditions. Moreover, the method, by which the values of undrained strength parameters of overconsolidated peat by using the test data on normally consolidated peat can be estimated, was shown and the validity of the method was verified by the test results.

1. ま え が き

北海道や北日本の低温多湿地帯を中心に分布している泥炭（高有機質土）は植物が未分解のまま堆積したもので、多くの繊維性有機物を母体としてその骨格構造が形成されている。そのため、泥炭は高圧縮性でしかも異方性に富み、また粘性土や砂質土等の普通土（無機質土）に比較してきわめて特異な力学的性質を示す地盤材料であるといわれている。

泥炭地の安定問題や支持力問題等に関連した力学特性に関する研究のほとんどは原位置試験結果に基づいているものが多い。原位置試験から得られた結果は複雑な要因を含んでおりその解釈が困難で、また測定される項目が限定される場合が多い。そのため、泥炭の力学特性における特異性とは何か、あるいは無機質粘土の力学特性の延長線上で論じられ得るのかということのみならず、泥炭の力学特性と構造異方性の関係等についての基本的挙動の輪郭すら明確にされていないのが現状である。

本研究では、不攪乱泥炭を対象として実施した一連の

非排水三軸試験結果から、正規および過圧密泥炭の圧縮と伸張下で示す基本的せん断挙動を明らかにするとともに、両挙動の比較から泥炭のせん断特性に及ぼす構造異方性の影響について考察している。さらに、無機質粘土に適用されている変形・強度理論を修正拡張することによって、正規圧密泥炭の破壊に至るまでの応力～ひずみ関係を系統立てて評価できる手法と、各種の応力履歴を受けた過圧密泥炭の非排水強度パラメーターを正規圧密泥炭に関する実験係数から推定し得る手法とを提案し、両手法の妥当性が実験値との検証から明らかにされている。

2. 試料および実験方法

(1) 試 料

本研究に用いた試料は、埼玉県大宮市と浦和市郊外の両泥炭地で、地表面下0.7m～1.5mの深さから内径75mm、長さ500mmのシンウォールチューブを地表面に鉛直に貫入して採取した2種類の不攪乱試料である。以後それぞれ大宮試料、浦和試料とよぶ。両泥炭地は地下水が地表面とほぼ一致しており、泥炭試料は飽和状態であった。実験室でシンウォールチューブから押し出した試料をナイフとワイヤーソーを用いて注意深く成形し、直径50mm、高さ125mmの円柱形の供試体を作製

* 正会員 工博 防衛大学校助教授 土木工学教室
(〒239 横須賀市走水1-10-20)

** 学生会員 防衛大学校理工学研究科(同上)

*** 正会員 工博 防衛大学校教授 土木工学教室(同上)

Table 1 Physical properties of two peat samples.

Sample	Ohmiya	Urawa
Natural water content w_n (%)	655-1186	704-903
Specific gravity G_s	1.547-1.900	1.503-1.708
Ignition loss Lig (%)	49-78	71-83
Degree of saturation S_r (%)	100	100
Liquid limit L.L.(%)	-	-
Plastic limit P.L.(%)	-	-

した。大宮・浦和両試料の物理特性を Table 1 に示す。両試料とも自然含水比 $w_n=650\sim 1200\%$ 、有機物含有量 $L_{ig}=49\sim 83\%$ 、比重 $G_s=1.50\sim 1.90$ であり、かなり未分解の植物を含む高含水比の繊維性有機質土である。液性限界と塑性限界は含まれている繊維成分のために自然状態のままでは測定できなかった。

(2) 実験方法

円柱形に成形された供試体は、飽和度の低下に留意して水中で三軸セル内にセットされた。供試体の上下端面にはシリコングリースを塗布したナイロクロスをつけ、周囲をドレーンペーパーで巻いた。供試体セット後、等方応力条件下で所定の圧密圧力 (p'_0) まで1日ずつ段階的に拘束圧を増大して圧縮した正規圧密供試体 (NP 供試体) と、所定の圧密圧力 (p'_0) 約 100 kPa, 200 kPa, 350 kPa までそれぞれ圧縮した後引き続き拘束圧力を除荷して各種の過圧密比 ($OCR=p'_0/p'_i$) に達するまで吸水膨張させた過圧密供試体 (OP 供試体) とを準備した。

所定の圧力で圧密が終了した供試体に対して、ひずみ制御 (ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_a=0.05\%/min$) による以下の2種類の三軸試験が非排水条件下で行われた。

三軸圧縮試験 (UCL 試験) : 側応力 σ_r 一定, 軸応力 σ_a 増加

三軸伸張試験 (UEU 試験) : 側応力 σ_r 一定, 軸応力 σ_a 減少

圧密開始時から、供試体上端部より 100 kPa のバックプレッシャーを載荷した。間隙水圧は供試体底端部のものを測定した。

3. 実験結果

(1) 圧縮特性

せん断に先立つ等方圧縮・膨張挙動の代表例が大宮・浦和両試料について間隙比 e と圧密圧力の対数 $\log p'$ の関係で Fig. 1 に示されている。圧密降伏応力 (p_c) は両試料とも 15 kPa~25 kPa の範囲にある。圧密降伏応力は試料が地盤中で過去に受けた最大の応力 (先行圧密応力) を示すものであり、この応力値が有効土かぶり圧力 (20~25 kPa) にほぼ等しかったことから、両試料とも自然地盤において正規圧密されていたものと考えられる。

一般に、粘土では正規圧密および過圧密領域での $e\sim$

$\log p'$ 関係は直線で近似できる。しかし泥炭では Fig. 1 に示すように正規圧密領域において間隙比は必ずしも圧密圧力の対数に対して直線的には減少せず、圧縮の進行に伴って間隙比の減少割合が漸次低下する傾向を示す。そのため、粘土と同様の手法で客観的に圧縮指数 $c'_c=\Delta e/\Delta \log p'$ を決定するのは困難である。そこで Fig. 1 の正規圧密領域と過圧密領域での間隙比と圧密圧力との関係を圧密降伏状態からの (e, p') の変化量として両対数紙上に再度プロットすると、Fig. 2 に示す直線関係が得られる。これにより等方応力の変化に伴う体積変化の定量的算定が可能となる。したがって、 $\ln e\sim \ln p'$ 面上での圧縮時と膨張時の勾配 λ^* , λ^* を用いると、正規および過圧密供試体の等方応力変化に起因する体積変化量は次式で近似できる。

$$v_c = \frac{e_0}{1+e_0} \left\{ 1 - \left(\frac{p'}{p'_0} \right)^{-\lambda^*} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

$$v_c = \frac{e_0}{1+e_0} \left\{ 1 - \left(\frac{p'}{p'_0} \right)^{-\lambda^*} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ここに、 v_c は p' の変化による体積ひずみで、 e_0 , p'_0 はそれぞれ圧密終了時の間隙比 e と圧密圧力 p' である。また膨張線上の間隙比に等しい正規圧密線上の圧力である等価圧密圧力 p'_e は過圧密比 (OCR) を用いて

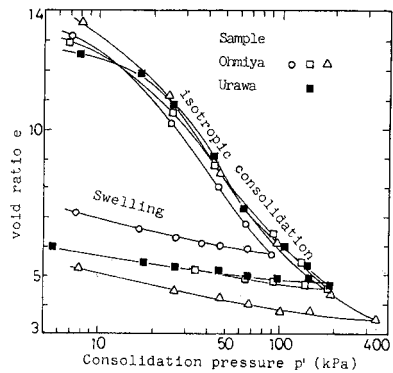


Fig. 1 Typical compression and swelling curves on e vs. $\log p'$ plane.

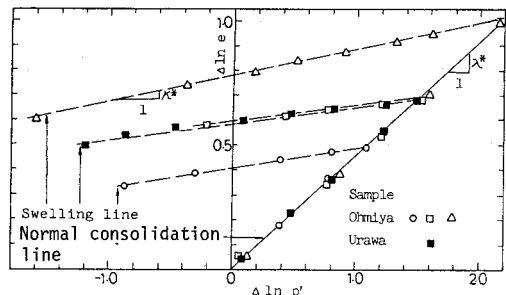


Fig. 2 $\ln e$ vs. $\ln p'$ relationships during compression and swelling.

$$p'_e = p'_p(\text{OCR})^{\frac{\lambda^*}{\lambda}} \dots \dots \dots (3)$$

となる。ここに、 p'_p は先行圧密圧力である。

(2) 非排水せん断特性

Fig. 3は正規圧密と過圧密供試体についての一連の非排水三軸圧縮と伸張下でのせん断試験から得られた有効応力経路を等価圧密圧力 p'_e で正規化し、 $q/p'_e \sim p'/p'_e$ 面上に示している。ここに、 $q = \sigma_a - \sigma_r$ 、 $p' = (\sigma'_a + 2\sigma'_r)/3$ である。

Fig. 3 (a) は大宮試料を用いて先行圧密圧力 p'_p を 100 kPa, 200 kPa, 350 kPa と変えて得られた正規圧密と過圧密供試体についての非排水三軸圧縮試験結果を示している。この結果から、先行圧密圧力が異なり同じ過圧密比 (OCR) の供試体の有効応力経路は等価圧密圧力で正規化することにより先行圧密圧力の大きさにかかわらず互いに一致し、その形状は OCR のパラメータのみによって論じ得ることが明らかである。すなわち、正規圧密供試体 (OCR=1) の軸差応力 q/p'_e の増加に伴い平均有効主応力 p'/p'_e が減少する形状から、OCRが増加するにつれて、 q/p'_e 軸に平行な形状、さらには p'/p'_e が増加する形状へと移行する。

Fig. 3 (b) は浦和試料を用いて先行圧密圧力 $p'_p = 200$ kPa の正規圧密と過圧密供試体についての非排水圧縮と伸張試験結果を示す。両条件下での有効応力経路は過圧密比が等しい供試体について必ずしも p'/p'_e 軸に関して対称的に位置していない。すなわち、OCRと有効応力経路の形状との関係は圧縮と伸張の両条件下でそれぞれ固有なものとして与えられる。このような結果は、堆積中の異方応力条件下で形成された泥炭試料の異方的

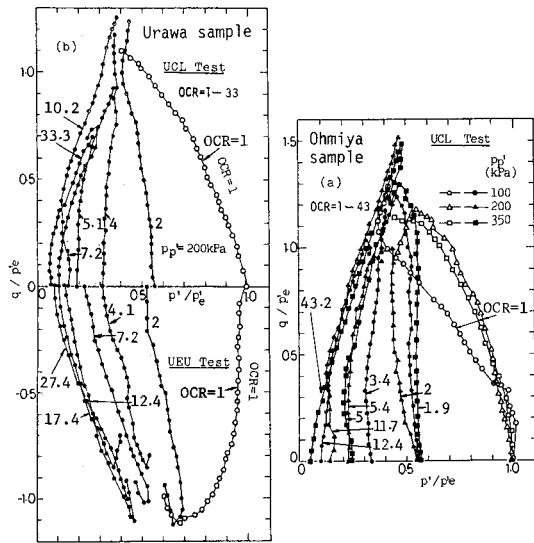


Fig. 3 q/p'_e vs. p'/p'_e relationships on Ohmiya and Urawa peats.

構造が等方応力条件下で圧縮あるいは膨張された後もなお保持されていることに起因するものと考えられる。

Fig. 4は浦和試料についての非排水三軸圧縮と伸張試験でのダイレイタンスー相当量 v_a と応力比 q/p' との関係を示している。土要素の全体積ひずみ (v) が平均有効主応力成分に起因するもの (v_c) とせん断応力成分 (ダイレイタンスー) に起因するもの (v_a) との和から成るものとする、非排水試験では全体積ひずみ (v) が零であるので、 $v_c = -v_a$ として表示できる。すなわち、非排水せん断中の発生間隙水圧に伴う平均有効主応力 (p') の変化量に基づいて、 v_a は式 (1) を用いてダイレイタンスー相当量として次式で与えられる。

$$v_a = -\frac{e_0}{1+e_0} \left[1 - \left(\frac{p'}{p'_0} \right)^{-\lambda^*} \right] \dots \dots \dots (4)$$

上式は正規圧密供試体に関するものであり、OCR>2の過圧密供試体についての v_a の計算には λ^* の代わりに λ^* を用いた。Fig. 4から、圧縮下での正規圧密供試体 (OCR=1) の v_a は q/p' の増大に伴って比例的に増大するのに対し、OCR=1の場合の伸張下では v_a の増加割合が q/p' の増大に伴って増加し、両 $v_a \sim q/p'$ 関係は v_a 軸に対して対称な関係とはならない。また、伸張下では圧縮下に比較してダイレイタンスーによる体積収縮量 ($v_a > 0$) は少なく、OCR=2付近の供試体から体積膨張 ($v_a < 0$) の傾向を示す。圧縮および伸張両応力下での過圧密供試体 (OCR>1) の $v_a \sim q/p'$ 関係は q/p' 軸にはどのような傾向を取り、きわめて大きな過圧密比 (OCR=20~30) の場合での膨張量 (正のダイレイタンスー、 $v_a < 0$) は正規圧密供試体 (OCR=1) の収縮量 (負のダイレイタンスー、 $v_a > 0$) に比較して非常に小さい。このことは、泥炭が多孔性できわめて圧縮性に富んだ材料であることを裏付けている。

Table 2と3はそれぞれ大宮と浦和両試料についての破壊時の応力状態 (サフィックス f を付す) をまとめたものである。表中 ϵ_{af} は破壊時の軸ひずみである。ここで、破壊状態は、正規圧密供試体については $(q/p')_{max}$,

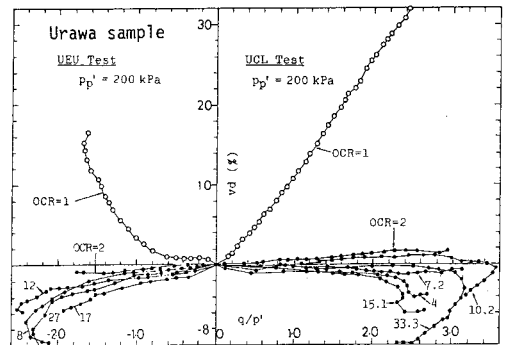


Fig. 4 v_a vs. q/p' relationships on Urawa peat.

Table 2 Data at failure obtained from UCL and UEU tests on Ohmiya peat.

Specimen	OCR (kPa)	pp (kPa)	Orf (kPa)	Oaf (kPa)	(Oaf+Orf)/2 (kPa)	(Oaf-Orf)/2 (kPa)	qf (kPa)	pf (kPa)	caf (%)
VB-11	12.4	97	-2.0	60.4	29.2	31.2	62.4	18.8	12.52
VB-12	2	95	3.1	111.1	57.1	54.0	107.9	39.1	14.95
VB-13	1.4	96	3.3	94.7	49.0	45.7	91.3	33.8	15.20
VB-14	3.4	97	1.1	91.4	46.3	45.2	90.3	31.2	22.08
VB-17	1	96	24.4	93.5	58.9	34.6	69.2	47.4	14.95
VB-18	1.4	95	0.7	109.7	55.2	54.5	109.0	37.0	14.86
VB-20	1	100	4.5	106.1	55.3	50.8	101.7	38.3	15.00
VB-1	11.7	194	-4.5	157.4	76.5	80.9	161.8	49.5	19.94
VB-2	2	194	13.4	188.1	100.7	87.4	174.8	71.6	11.94
VB-3	27.8	195	-6.1	86.4	40.2	46.3	92.5	24.8	11.02
VB-4	1	197	33.6	266.2	149.9	116.6	232.5	111.1	12.07
VB-5	5.4	193	3.5	153.6	78.6	75.1	150.1	53.5	7.86
VB-19	1.3	189	34.6	203.1	118.9	84.3	168.5	90.8	13.78
VB-22	25.7	193	-6.3	95.5	44.6	50.9	101.8	27.6	14.97
VB-6	43.2	341	-2.2	185.8	91.8	94.0	188.0	60.5	14.99
VB-7	5	340	-4.4	380.9	189.3	192.6	385.2	125.5	21.24
VB-8	12.6	341	1.9	144.7	73.3	71.4	142.8	49.5	10.57
VB-9	1	343	44.4	434.5	239.5	195.1	390.2	174.4	15.20
VB-10	1.9	345	21.2	421.1	221.1	200.0	399.9	154.5	14.93
VB-21	1.4	344	62.1	355.8	209.0	146.9	293.8	160.0	13.05
VB-25	1	99	108.7	-13.3	47.7	-61.0	-121.9	68.0	14.85
VB-26	1	295	311.3	-0.8	155.3	-156.1	-312.0	207.3	14.67

Table 3 Data at failure obtained from UCL and UEU tests on Urawa peat.

Specimen	OCR (kPa)	pp (kPa)	Orf (kPa)	Oaf (kPa)	(Oaf+Orf)/2 (kPa)	(Oaf-Orf)/2 (kPa)	qf (kPa)	pf (kPa)	caf (%)
V-1	1	100	1.8	115.7	58.8	57.0	113.9	39.8	20.18
V-4	1	196	8.1	225.6	116.9	108.8	217.5	80.6	20.04
V-34	10.2	193	-4.1	159.7	77.8	81.9	163.8	50.5	22.37
V-35	7.2	193	9.5	149.7	79.5	70.0	140.0	56.1	7.69
V-36	33.3	193	5.4	86.3	45.9	40.5	80.9	32.4	19.92
V-37	15.1	193	4.5	99.2	51.9	47.4	94.7	36.0	20.47
V-38	4	197	-2.6	176.6	87.0	89.6	179.1	57.1	19.52
V-39	2	196	226.0	4.0	115.0	111.0	222.0	78.0	17.95
V-20	27.4	195	79.3	-27.1	26.1	-53.2	-106.5	74.6	16.84
V-21	12.3	195	117.8	-36.5	40.6	-77.2	-154.4	69.1	15.55
V-23	17.4	195	80.9	-26.2	27.3	-3.6	-102.1	79.5	13.96
V-26	7.7	196	121.5	-21.7	49.9	-71.6	-143.2	80.2	17.95
V-27	1	143	149.0	0.8	74.9	-74.1	-148.2	88.0	13.83
V-28	1	94	94.0	-17.0	38.8	-55.8	-111.6	72.1	6.86
V-29	4.1	195	127.1	-8.3	59.4	-67.7	-13.4	41.3	6.26
V-30	1	196	211.0	-12.3	99.4	-111.7	-223.4	94.1	16.84
V-33	1	196	187.1	-14.3	86.4	-103.7	-201.4	120.0	8.59

過圧密供試体については q_{max} あるいは q_{max} が認められない場合には、便宜上軸ひずみ 20% 付近の状態として定められた。

Table 2 と 3 に与えられた破壊時の結果に基づき、45° 面上のせん断応力 $\tau_f = (\sigma'_{af} - \sigma'_{rf})/2$ と平均有効主応

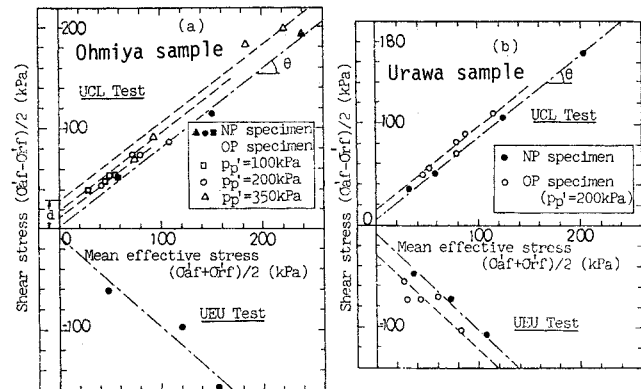


Fig. 5 $(\sigma'_{af} - \sigma'_{rf})/2$ vs. $(\sigma'_{af} + \sigma'_{rf})/2$ relationships on Ohmiya and Urawa peats.

Table 4 Values of strength parameters on normally and overconsolidated peats.

Sample	Test	Type	pp (kPa)	ϕ' (°)	c' (kPa)	M	m (kPa)
Ohmiya	UCL	CU	-	52.0	4.0	2.14	7
		CRU 100	50.7	15.0	2.09	25.6	
		CRU 200	50.7	28.4	2.09	48.5	
Ohmiya	UEU	CU	-	61.5	21.0	-1.35	-15.5
		CRU 200	54.1	27.3	2.22	43.9	
		CRU 350	50.4	44.7	2.07	76.7	
Urawa	UCL	CU	-	53.2	10.0	2.18	16.3
		CRU 200	54.1	27.3	2.22	43.9	
		CRU 350	50.4	44.7	2.07	76.7	
Urawa	UEU	CU	-	68.3	18.9	-1.42	-10.7
		CRU 200	68.3	73.0	-1.42	-41.2	
		CRU 350	68.3	73.0	-1.42	-41.2	

力 $\sigma'_f = (\sigma'_{af} + \sigma'_{rf})/2$ の関係が Fig. 5 にプロットされている。図中、一点鎖線で表わされた直線は正規圧密供試体の (τ_f, σ'_f) を通る破壊包絡線である。また破線で表わされた直線は先行圧密圧力が 100 kPa, 200 kPa, 350 kPa の場合の過圧密供試体についての破壊包絡線である。この破壊包絡線の勾配 $\tan \theta$ と鉛直切片 d を用いて、有効せん断抵抗角 ϕ' と有効粘着切片 c' および $q \sim p'$ 面上での破壊包絡線の勾配 M と鉛直切片 m の各強度パラメーターは次式で与えられる。

$$\sin \phi' = |\tan \theta|, \quad c' = \frac{|d|}{\sqrt{1 - \tan^2 \theta}} \dots \dots \dots (5)$$

$$M = \frac{6 \tan \theta}{3 - \tan \theta}, \quad m = \frac{6d}{3 - \tan \theta} \dots \dots \dots (6)$$

なお、三軸伸張試験では、 θ, d, M, m は負の値として与えられる。Fig. 5 から求まる θ, d の値を式 (5), (6) に代入することにより得られる大宮試料と浦和試料についての各強度パラメーター値を Table 4 に示す。ここに、CU は正規圧密供試体についての三軸試験を、CRU は過圧密供試体についてのそれを意味する。

正規圧密泥炭の有効せん断抵抗角 ϕ' は圧縮下で $\phi' = 52^\circ \sim 53^\circ$ 、伸張下で $\phi' = 60^\circ \sim 70^\circ$ となった。伸張下では圧縮下での値に比較して $10^\circ \sim 15^\circ$ 程度大きな値が測定され、構造異方性の影響が明瞭に反映されていることがわかる。なお、一般の粘土の ϕ' の値が 30° 程度にあることを考慮すれば、泥炭について得られた圧縮および伸張両応力下での ϕ' の値はきわめて大きな値といえる。同様の指摘が Adams¹⁾、及川²⁾、対馬³⁾によってもなされている。過圧密供試体の ϕ' の値は、先行圧密圧力 p'_0 の大きさによらず、ほぼ定値となり、しかも、圧縮と伸張両応力下で正規圧密供試体のそれと等しいとみなせる。この結果は過圧密粘土の非排水三軸圧縮試験での ϕ' の値が正規圧密粘土のそれと一致するとした Ladd⁶⁾ の指摘が泥炭についても延長し得ることを示唆するものである。また、泥炭では繊維性有機物の引張り強さが発揮され、粘着切片 c' の値は正規圧密された供試体において必ずしも

零とならず、また ϕ' と同様に、圧縮と伸張両応力下で異なる。正規圧密された泥炭の破壊包絡線が粘着切片 c' をもつとした実験結果には、Adams¹⁾ ($c'=14$ kPa)、Hanrahan⁵⁾ ($c'=5.0$ kPa)、Ozden ら⁴⁾ ($c'=5$ kPa)、及川ら²⁾ ($c'=1$ kPa) の結果がある。したがって、 c' は応力履歴のみならず、試料中に含まれている繊維性有機物の量や構造異質性に依存する強度パラメーターであるといえる。

4. 泥炭の応力～ひずみ～強度式

ここでは、正規圧密と過圧密供試体に関する一連の非排水三軸圧縮と伸張試験結果に基づいて、泥炭のせん断特性を系統立てて評価することを試みる。粘性土に関する既存の理論を拡張し、まず正規圧密泥炭の破壊に至るまでの応力～ひずみ関係の予測手法を示し、さらに正規圧密泥炭から得られる諸係数値を用いて任意の過圧密比にある過圧密泥炭の圧縮と伸張下での非排水強度特性を定量的に論じ得る手法について記述する。

(1) 正規圧密泥炭の応力～ひずみ～強度式

Fig. 2 で示したように、泥炭の等方圧縮・膨張特性が $\log e - \log p'$ 面上でよく整理できることと、粘土に関するケンプリッジ理論⁷⁾と三田地ら⁸⁾の手法を参照して、Fig. 4 で示した正規圧密泥炭の圧縮と伸張下でのダイレイタンス (v_a) を応力比 ($\eta = q/p'$) の関数としてそれぞれ近似することによって、正規圧密泥炭の応力～ひずみ式を誘導する。ここで用いられている諸仮定は上述の理論および手法でのそれに準ずる。

泥炭要素が付加応力を受ける際に生じる間隙比の変化 (de) は平均有効主応力増分に起因する変化 ($(de)_c$) と偏差応力増分に起因する変化 ($(de)_a$) との和から成るとすると、

$$(de)_c = -\lambda^* e_0 \left(\frac{p'}{p'_0}\right)^{-\lambda^*} \frac{dp'}{p'} \dots\dots\dots (7)$$

$$(de)_a = -(1+e_0)F'(\eta)d\eta \dots\dots\dots (8)$$

式 (7) は Fig. 2 の関係より求められ、式 (8) 中の $F'(\eta)$ は $v_a = F(\eta)$ とした $F(\eta)$ の η の微分形である (三田地らの手法参照)。両式中の e_0 、 p'_0 はせん断開始時の間隙比と圧密圧力である。また、 $(de)_c$ の弾性成分 $(de)_c^e$ は次式で与えられる (Fig. 2 参照)。

$$(de)_c^e = e_0 \left\{ (\lambda^* - \kappa^*) \left(\frac{p'}{p'_0}\right)^{-\lambda^* - \kappa^*} - \lambda^* \left(\frac{p'}{p'_0}\right)^{-\lambda^*} \right\} \frac{dp'}{p'} \dots\dots\dots (9)$$

$(de)_a$ の弾性成分は零とみなせることが、本試験に用いられたものと同種の正規圧密泥炭についての平均有効主応力一定条件下での載荷～除荷試験結果から山口ら⁹⁾によって実験的に検証されているので、式 (9) の積分によって弾性壁を表わす式が得られる。そこで式 (9) の

積分式と式 (7) と (8) の和として得られる式の積分式 (状態境界面式⁷⁾) とから、降伏軌跡は次式で与えられる。

$$e_0 \left\{ \left(\frac{p'}{p'_0}\right)^{-\lambda^* - \kappa^*} - 1 \right\} - (1+e_0)F(\eta) = 0 \dots\dots\dots (10)$$

偏差ひずみ $\epsilon_s (= \epsilon_a - v/3)$ 、 ϵ_a と v はそれぞれ軸ひずみと体積ひずみ) は塑性ひずみとみなすと、式 (10) 上で直交則を適用することによって、応力比～ひずみ増分式が誘導され、さらに、得られた式に非排水条件 $dv=0$ 、 $e=e_0$ を適用すると、非排水条件下での応力比～ひずみ増分式と有効応力経路式が次式のように与えられる (詳細はケンプリッジ理論および文献 9) 参照)。

$$\frac{de_s}{d\eta} = \frac{\left\{ \left(\frac{\lambda^* - \kappa^*}{\lambda^*}\right) \left[1 + \left(\frac{1+e_0}{e_0}\right) F(\eta) \right]^{-\lambda^* / \lambda^*} - 1 \right\} |F'(\eta)|^2}{\eta F'(\eta) - \frac{e_0(\lambda^* - \kappa^*)}{1+e_0} \left[1 + \left(\frac{1+e_0}{e_0}\right) F(\eta) \right]^{\left(\frac{\lambda^* - \kappa^*}{\lambda^*}\right)}} \dots\dots\dots (11)$$

$$\frac{e_0}{1+e_0} \left[1 - \left(\frac{p'}{p'_0}\right)^{-\lambda^*} \right] + F(\eta) = 0 \dots\dots\dots (12)$$

Table 4 に示したように、本試験による正規圧密泥炭は粘着切片 c' をもつが、誘導式の簡略化のために、便宜上、 $q \sim p'$ 面上での限界状態線は鉛直切片 $m=0$ とし、修正された勾配 $M' (= (0.98 \sim 1.19)M)$ をもつ原点を通る直線として表わす。限界状態では $\eta = q_{cr}/p'_{cr} = M'$ 、 $d\eta/de_s = 0$ となり、非排水せん断強さ c_u は次式となる。

$$c_u = \frac{|q_{cr}|}{2} = \frac{|M'|}{2} p'_{cr} \dots\dots\dots (13)$$

ここに、サフィックス cr は限界状態を意味する。したがって、正規圧密泥炭の非排水せん断強さ、破壊時の発生間隙水圧 Δu_r と間隙係数 A_r はそれぞれ次式で与えられる。

$$\left(\frac{c_u}{p'_0}\right)_{NP} = \frac{|M'|}{2} \left\{ 1 - \left(\frac{1+e_0}{e_0}\right) F(M') \right\}^{-\frac{1}{\lambda^*}} \dots\dots\dots (14)$$

$$\left(\frac{\Delta u_r}{p'_0}\right)_{NP} = 1 - \left(1 - \frac{M'}{3}\right) \left\{ 1 + \left(\frac{1+e_0}{e_0}\right) F(M') \right\}^{-\frac{1}{\lambda^*}} \dots\dots\dots (15)$$

$$(A_r)_{NP} = \frac{1}{|M'|} \left\{ 1 + \left(\frac{1+e_0}{e_0}\right) F(M') \right\}^{-\frac{1}{\lambda^*}} - \left(\frac{1}{|M'|} - g\right) \dots\dots\dots (16)$$

ここで、サフィックス NP は正規圧密泥炭を意味する。式 (16) の g は全応力経路 $q=3(p-p'_0)$ をもつ圧縮と伸張試験ではそれぞれ、 $1/3$ と $2/3$ となる。なお、圧縮下と区別するため伸張下では一を付し、 $(\bar{c}_u/p'_0)_{NP}$ 、 $(\bar{\Delta u}_r/p'_0)_{NP}$ 、 $(\bar{A}_r)_{NP}$ 、 $\bar{M} (<0)$ として表示することにする。

(2) 過圧密泥炭の非排水強度式

吸水膨張による粘土の非排水せん断強さの減少に関しては、試料採取による強度減少に関連した Ladd ら¹⁰⁾の研究がある。これによると、粘土を等方応力下で圧密、

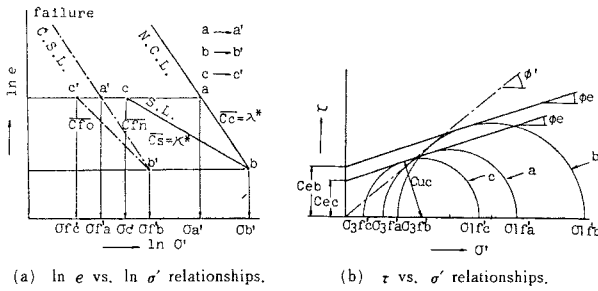


Fig. 6 Schematic diagram of stress states prior to shear and at failure.

膨張させた場合の非排水せん断強さの減少割合を過圧密比の関数として表わしている。また、中瀬ら¹¹⁾や三田地ら¹²⁾も同様に、等方応力と K_0 応力条件下で圧密、膨張した粘土供試体を対象として、せん断開始時および破壊時の間隙比と平均有効応力の関係を $e \sim \log \sigma' (\sigma = (\sigma'_1 + \sigma'_3)/2)$ 面上で展開し、Hvorslev¹³⁾の破壊基準を適用することにより、過圧密粘土の圧縮下での非排水せん断強さが正規圧密粘土のそれをもとにして推定できる手法を提案している。ここでは、前述したように、泥炭では実験結果が $\ln e \sim \ln p'$ 面上でよく整理できることから、この面上で上述の手法を展開すると過圧密泥炭の非排水強度特性の定量的把握が可能となることを示す。

Fig. 6 (a) は泥炭試料の圧密終了時と非排水せん断による破壊時での応力状態を図式化している。すなわち、正規圧密と過圧密供試体の圧密終了時の状態 a, b, c に対応する破壊時の状態は a', b', c' で示される。 $\ln e \sim \ln p'$ 面上で正規圧密線 (N. C. L.) と膨張線 (S. L.) を直線で近似し、それらの勾配をそれぞれ $\bar{c}_s = \lambda^*$, $\bar{c}_s = \chi^*$ とする。 $\bar{a}'\bar{b}'$ と $\bar{b}'\bar{c}'$ の状態も同様の直線で近似し、その直線の勾配をそれぞれ \bar{c}_{sm} , \bar{c}_{so} で表わす。 Fig. 6 (b) は点 a, b, c での破壊時のモールの応力円について Hvorslev の破壊規準を表わしたものであり、 c_e , p_e は有効粘着力と有効摩擦角である。

Fig. 6 から、c 点での非排水せん断強さ c_{uc}/σ'_c は次式で与えられる。

$$\frac{c_{uc}}{\sigma'_c} = \left[\chi \cos \phi_e + \left(\frac{c_{ua}}{\sigma'_a} - \chi \cos \phi_e \right) (\text{OCR})^{\beta_1 - \beta_2} \right] (\text{OCR})^{1 - \alpha} \dots (17)$$

ここに、 $\alpha = \bar{c}_s / \bar{c}_c$, $\beta_1 = \bar{c}_s / \bar{c}_{sm}$, $\beta_2 = \bar{c}_s / \bar{c}_{so}$ である。ここで、 Fig. 6 (a) において正規圧密線と限界状態線の勾配が一致するとすれば、すなわち $\alpha = \beta_1$ が成り立つとするならば、a 点と c 点での非排水せん断強さをそれぞれ $c_{ua}/\sigma'_a = (c_u/p'_0)_{NP}$, $c_{uc}/\sigma'_c = (c_u/p'_0)_{OP}$ と表示すると、式 (17) は次式となる。

$$\left(\frac{c_u}{p'_0} \right)_{OP} = \left[\chi \cos \phi_e + \left[\left(\frac{c_u}{p'_0} \right)_{NP} - \chi \cos \phi_e \right] (\text{OCR})^{\beta_1 - \beta_2} \right] (\text{OCR})^{1 - \alpha} \dots (18)$$

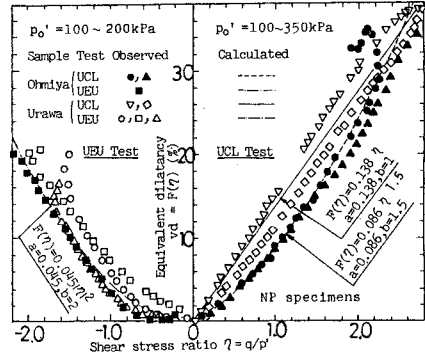


Fig. 7 $F(\eta)$ vs. η relationships on NP specimens.

$$\left(\frac{c_u}{p'_0} \right)_{OP} = \left[\left(\frac{c_u}{p'_0} \right)_{NP} - \chi \cos \phi_e \right] (\text{OCR})^{\beta_1 - \beta_2} + \chi \cos \phi_e \dots (18)$$

ここにサフィックス OP は過圧密泥炭を意味する。また、非排水三軸圧縮試験で、c 点の供試体の破壊時での間隙圧係数と発生間隙水圧は次式で表わされる。

$$A_{rc} = \frac{\frac{c_{uc}}{\sigma'_c} - \frac{\sigma'_{rc}}{\sigma'_c} + 1}{2 \frac{c_{uc}}{\sigma'_c}} \dots (19)$$

$$\frac{\Delta u_{rc}}{\sigma'_c} = \frac{c_{uc}}{\sigma'_c} - \frac{\sigma'_{rc}}{\sigma'_c} + 1 \dots (20)$$

上式中、 σ'_{rc}/σ'_c は a 点での非排水せん断強さ c_{ua}/σ'_a と間隙圧係数 A_{ra} とを用いて次式で表わされる。

$$\frac{\sigma'_{rc}}{\sigma'_c} = \left[1 + \frac{c_{ua}}{\sigma'_a} (1 - 2A_{ra}) \right] (\text{OCR})^{1 - \beta_2} \dots (21)$$

上式中において、 $A_{ra} = (A_r)_{NP}$ と表わし、式 (19) と (20) の関係から、過圧密泥炭の間隙圧係数 $(A_r)_{OP}$ と発生間隙水圧 $(\Delta u_r/p'_0)_{OP}$ を表わす式が得られる。

Fig. 6 (a) の $\ln e \sim \ln p'$ 面において、さらに、過圧密泥炭の破壊時での応力状態が正規圧密泥炭のそれと一致するとすれば、すなわち $\alpha = \beta_1 = \beta_2$ が成り立つとすれば、 $(c_u/p'_0)_{OP}$, $(A_r)_{OP}$, $(\Delta u_r/p'_0)_{OP}$ は以下の式に簡略化できる (後述する Fig. 11 と 12 参照)。

$$\left(\frac{c_u}{p'_0} \right)_{OP} = \left(\frac{c_u}{p'_0} \right)_{NP} (\text{OCR})^{1 - \alpha} \dots (22)$$

$$(A_r)_{OP} = (A_r)_{NP} - \frac{1}{2 \left(\frac{c_u}{p'_0} \right)_{NP}} \left[1 - (\text{OCR})^{\alpha - 1} \right] \dots (23)$$

$$\left(\frac{\Delta u_r}{p'_0} \right)_{OP} = 1 + \left[2 \left(\frac{c_u}{p'_0} \right)_{NP} \left\{ (A_r)_{NP} - h \right\} - 1 \right] (\text{OCR})^{1 - \alpha} \dots (24)$$

式 (22) ~ (24) から過圧密泥炭の圧縮下での非排水せん断強さ、間隙圧係数、発生間隙水圧が正規圧密泥炭の強度パラメータと過圧密比の関数として与えられる。

非排水伸張試験での $(\bar{c}_u/p'_0)_{OP}$, $(\bar{A}_r)_{OP}$, $(\bar{\Delta u}_r/p'_0)_{OP}$ は、式 (22) ~ (24) で正規圧密泥炭の伸張下での強度パラメータ

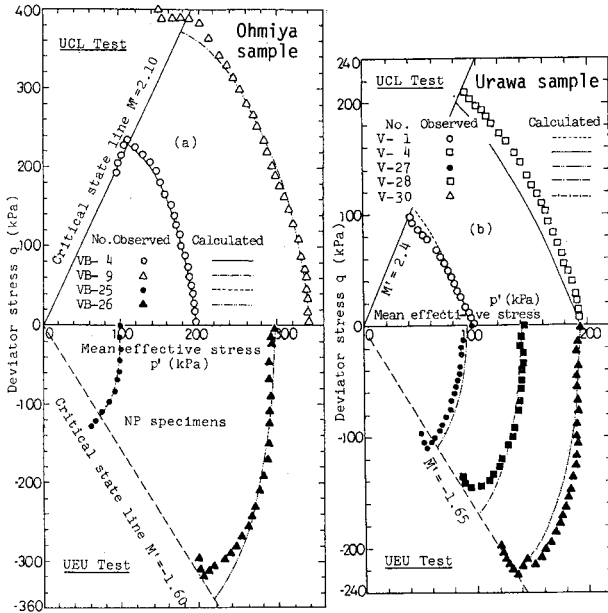


Fig. 8 q vs. p' relationships on Ohmiya and Urawa peats.

ター, すなわち式 (14)~(16) に \bar{M}' を代入して得られる $(\bar{\tau}_a/p'_0)_{NP}$, $(\bar{A}_r)_{NP}$, $(\bar{\Delta}u_r/p'_0)_{NP}$ を用いることにより求められる。なお式 (24) 中の h は圧縮下で 0, 伸張下で 1 の定数である。

5. 実験結果の解析

(1) 正規圧密泥炭の非排水せん断特性の解析

正規圧密泥炭の $F(\eta) \sim \eta$ 関係は Fig. 7 に示すように応力比 η の指数関数 $F(\eta) = a|\eta|^b$ として近似した。ここで, a, b は実験定数であり, 各供試体の三軸圧縮と伸張試験に対して圧密圧力 (p'_0) によらずそれぞれ固有な値が与えられる。これらの $F(\eta) \sim \eta$ 式を式 (11) と (12) に代入することにより求められる有効応力経路と応力~ひずみ関係の計算値と実測値との比較がそれぞれ Fig. 8 と 9 に示されている。

Fig. 8 (a) は大宮試料の圧密圧力が異なる正規圧密供試体についての圧縮と伸張下での有効応力経路の実測値と式 (12) による計算値との比較を示しており, Fig. 8 (b) は浦和試料についてのそれを示している。両試料において, 実測値と計算値の近似度合は特にせん断初期においてよい。これは Fig. 7 に示されているように, 採用された $F(\eta) \sim \eta$ 関係がせん断初期過程で比較的良好に実験値に近似していることによる。

Fig. 9 (a), (b) はそれぞれ Fig. 8 (a), (b) と同じ供試体についての応力比~軸ひずみ関係の実測値と式 (11) による計算値との比較を示す。圧密圧力 p'_0 が異なる供試体についての計算結果では, 予測値は圧縮と伸張下で

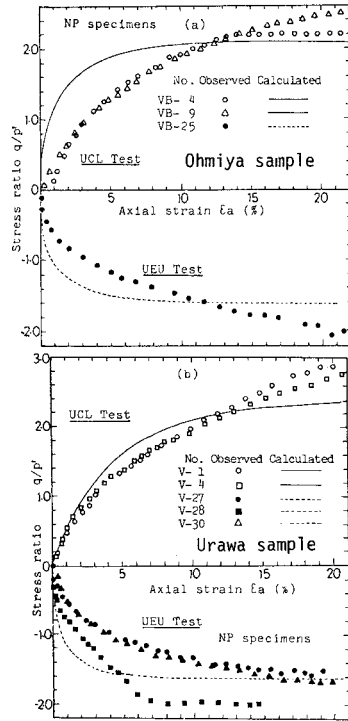


Fig. 9 q vs. ϵ_a relationships on Ohmiya and Urawa peats.

それぞれ1つの曲線として与えられている。また予測値と実測値との近似度合は有効応力経路に比較してあまり良好でない。しかし, 粘性土に関する既存の理論を拡張することによって, 一見統一性がみられないといわれている泥炭の応力~ひずみ関係が, 大略的ではあるが, 系統立てて説明し得る可能性を示すことができた。

(2) 過圧密泥炭の非排水強度特性の解析

過圧密泥炭の非排水強度推定式による実験結果の解析を行うに先立ち, Fig. 6 (a) の $\ln e \sim \ln \sigma'$ 面上での状態経路の幾何学的関係の妥当性について検討する。

Fig. 2 から推測されるように, Fig. 10 は等方圧密および膨張過程で得られた間隙比と圧密圧力との関係を調べたものである。 $\bar{\tau}_c$ と $\bar{\tau}_s$ は両対数紙上で直線として近似した圧縮線と膨張線の勾配として求められる。

Fig. 11 は各種の圧密圧力のもとで正規圧密された供試体の圧密圧力 σ'_0 に対する非排水せん断による破壊時の平均有効主応力 σ'_{r0} との比と σ'_0 との関係を示している。大宮と浦和の両試料について圧縮と伸張下での σ'_0/σ'_{r0} がそれぞれ定値とみなせることから, $\alpha = \beta_1$ の近似が可能となる。すなわち, 正規圧密線と限界状態線が $\ln e \sim \ln \sigma'$ 面上で互いに平行になることが実証された。

次に $\alpha = \beta_1 = \beta_2$ の仮定の妥当性を検証するために, 実験結果から β_2 を求め, α と比較する。ここで, Fig. 6 (a)

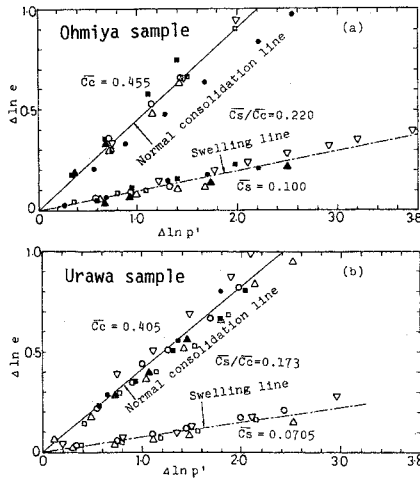


Fig. 10 $\Delta \ln e$ vs. $\Delta \ln p'$ relationships in isotropic normal consolidation and swelling on Ohmiya and Uuawa peats.

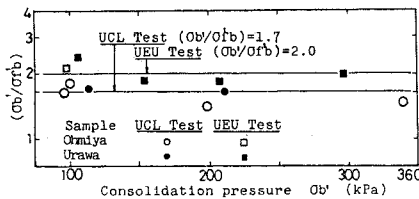


Fig. 11 σ'_b/σ'_{rb} vs. σ'_b relationships.

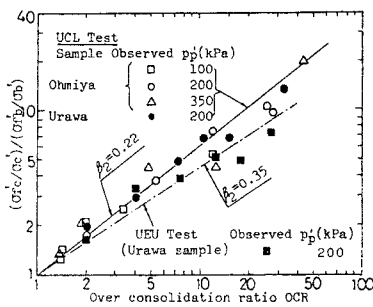


Fig. 12 $(\sigma'_{rc}/\sigma'_c)/(\sigma'_{rb}/\sigma'_b)$ vs. OCR relationships.

から得られる次式の幾何学的関係を用いる。

$$\frac{\sigma'_{rc}}{\sigma'_c} \cdot \frac{\sigma'_b}{\sigma'_{rb}} = (\text{OCR})^{1-\beta_2} \dots (25)$$

Fig. 12 の $(\sigma'_{rc}/\sigma'_c)/(\sigma'_{rb}/\sigma'_b)$ と OCR との関係から、大宮試料については $\beta_2 = 0.22$ となり、 $\beta_2 = \alpha (= 0.22)$ が満足されている。一方、浦和試料では圧縮と伸張下とで得られた β_2 の値はそれぞれ 0.22 と 0.35 となり、 $\beta_2 > \alpha = 0.17$ となっており、必ずしも $\alpha = \beta_2$ の仮定が満足されていないようである。しかし、以後示す推定式による結果と実験結果との比較においては、便宜上 $\alpha = \beta_2$ の関係が成り立つものとする。

Table 5 Values of various coefficients used for calculation.

Ohmiya peat			Uuawa peat	
UCL Test			UCL Test	UEU Test
$\lambda^* = 0.455$	$M' = 2.10$		$\lambda^* = 0.405$	$\alpha = 0.17$
$a = 0.086$	$b = 1.5$		$e_0 = 5.06$	$p'_p = 200 \text{ kPa}$
$\alpha = 0.22$			$M' = 2.40$	$\bar{M}' = -1.65$
$(C_u/p'_p)_{NP} = 0.59$			$a = 0.138$	$a = 0.045$
p'_p (kPa)	100 200 350		$b = 1$	$b = 2.0$
e_0	6.62 5.05 3.46		$(C_u/p'_p)_{NP} = 0.33$	$(\bar{C}_u/p'_p)_{NP} = 0.57$
$(A_f)_{NP}$	0.86 0.82 0.74		$(A_f)_{NP} = 0.88$	$(\bar{A}_f)_{NP} = 0.92$

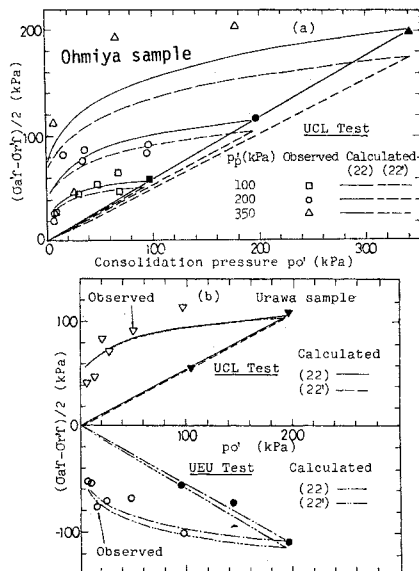


Fig. 13 $(\sigma'_{ur} - \sigma'_r)/2$ vs. p'_0 relationships on Ohmiya and Uuawa peats.

ここでは、正規圧密供試体について求められた $(C_u/p'_p)_{NP}$ と $(A_f)_{NP}$ を用いて式 (22)~(24) の計算結果と、 e_0 、 M' 、 λ^* 等を用いて式 (14)~(16) により正規圧密供試体の $(C_u/p'_p)_{NP}$ 、 $(A_f)_{NP}$ を求めて、これらの値を式 (22)~(24) に代入して得られた計算結果との両結果と実験結果との比較検証を行う。後者の結果には式 (22)~(24) に対応して (22')~(24') の番号を付す。計算に用いた諸係数値を Table 5 に示す。

Fig. 13 (a), (b) はそれぞれ大宮と浦和試料の正規圧密および過圧密供試体についての非排水せん断強さ c_u と圧密圧力 p'_0 との関係を示す。正規圧密供試体の $c_u \sim p'_0$ 関係は原点を通る直線で近似でき、その傾き c_u/p'_0 、すなわち非排水強度増加率は圧縮下に比較して伸張下でわずかに大きな値を示すことが両試料についての実験結果からわかる。通常、正規圧密粘土で $c_u/p'_0 \approx 0.3$ であることを考えれば、両試料の $c_u/p'_0 = 0.53 \sim 0.62$ はきわめて大きな値といえる。過圧密領域では、特に過圧密比が大きい範囲で c_u の急激な減少が観測される。図中、計算による予測値が直線と曲線で示されている。計算結果

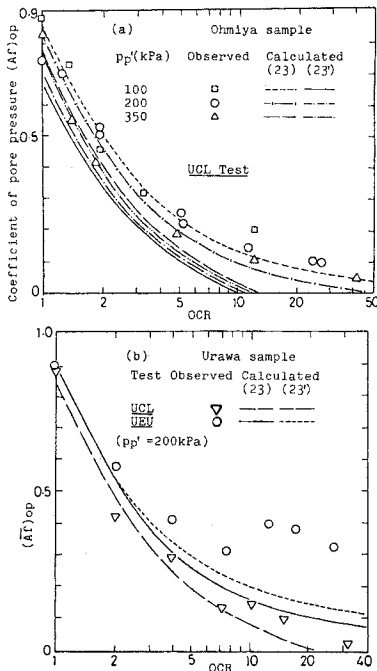


Fig. 14 $(A_r)_{op}$ vs. OCR relationships on Ohmiya and Urawa peats.

果は先行圧密圧力 p_p' が大きい場合に実験結果と多少異なる傾向がみられるものの、任意の過圧密比をもつ過圧密泥炭の非排水せん断強さを正規圧密泥炭の試験結果を用いて系統立てて論じることができる。式(22)によれば、 $\log(c_u/p_0)_{op} \sim \log(OCR)$ 関係は、 $(c_u/p_0)_{NP}$ を切片として $(1-\alpha)$ の傾きを有する直線として近似できることになり、このことがほぼ満足されることが確認された¹⁴⁾。同様の結果が、等方圧密および K_0 圧密された過圧密粘性土を対象とした非排水圧縮試験結果から三田地ら¹²⁾ によって報告されていることを考慮すれば、粘土や泥炭にかかわらず、過圧密比の増大に伴う非排水せん断強さの減少状況は式(22)として整理し得るものと考えられる。

Fig. 14 (a), (b) は破壊時の間隙係数 $(A_r)_{op}$ と過圧密比 (OCR) との関係を示している。OCR の増大に伴う A_r 値の減少割合は先行圧密圧力 (p_p') の大きさにはほとんど依存しないが、圧縮と伸張下ではかなり異なり、同一 OCR では、伸張下における A_r 値が大きくなる。一般に等方圧密粘土では OCR = 4~6 付近で $A_r = 0$ 、OCR > 6 で $A_r < 0$ になるといわれている¹⁵⁾。しかし、泥炭に関する本結果では OCR > 30 でも $A_r < 0$ とはならない。中瀬ら¹¹⁾ は K_0 圧密された粘土の三軸圧縮試験で、過圧密比が大きい場合でも A_r は負にならないことを報告している。これが異方圧密による構造異方性によるものとするれば、異方構造の卓越した不攪乱泥炭では、等方

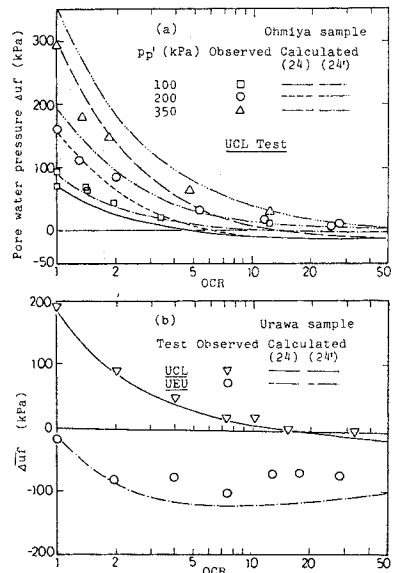


Fig. 15 Δu_r vs. OCR relationships on Ohmiya and Urawa peats.

圧密後も堆積中に形成された異方構造が著しく保持され、負のダイレイタンスに富んだ繊維性構造をなしているためと考えられる。計算結果による A_r 値はやや過少に見積もられる傾向にあるが、大宮試料についての計算結果は実験結果と比較的よい一致を示している。しかし、浦和試料の伸張下での計算結果と実測値との近似度は圧縮下に比較して OCR > 10 の範囲でよくない。これは Fig. 6 で示した $\alpha = \beta_1 = \beta_2$ の仮定が OCR > 10 では十分に満足されていないことに起因していると考えられる。また、Fig. 15 (a) と (b) での $\Delta u_r \sim OCR$ 関係も Fig. 14 と類似した近似傾向を示し、浦和試料の伸張下での負の Δu_r 値の計算結果は OCR > 10 で特に過大に見積もられる傾向にある。

6. 結 論

不攪乱泥炭を対象として実施した一連の非排水三軸圧縮と伸張試験結果に基づいて、正規および過圧密泥炭のせん断特性について考察した結果を要約すると以下の結論が得られる。

(1) 等方応力下での正規圧密と膨張過程での間隙比と圧密圧力との関係はいずれも両対数紙上で整理できる。両過程での関係直線の勾配として定義される係数 $\lambda^* = \bar{c}_c$ 、 $x^* = \bar{c}_s$ を用いることによって等方応力増減に伴う泥炭の体積変化挙動を定量的に評価することができる。

(2) 圧縮と伸張下での $q \sim p'$ 面上にプロットされた両有効応力経路は泥炭の構造異方性の効果によって

p' 軸に対称な形状とはならないが、両試験条件下で得られた応力経路はそれぞれ等価圧密圧力によって正規化できる。

(3) 三軸圧縮と伸張下での泥炭のダイレイタンスー挙動は大きく異なるが、正規圧密供試体の負のダイレイタンスー量(体積収縮)は強く過圧密された供試体の正のダイレイタンスー量(体積膨張量)に比較してきわめて大きいことから、泥炭はきわめて圧縮性に富んだ多孔性材料であることが裏付けられた。

(4) 三軸圧縮試験では $OCR \approx 30$ とかなり大きな過圧密供試体においても $A_r > 0$ となり、負の間隙水圧の発生が認められなかった。一方、伸張試験では正規圧密供試体でも負の間隙水圧が測定された。

(5) 泥炭の非排水強度パラメーター、特に、非排水強度増加率 c_u/p'_0 、有効せん断抵抗角 ϕ' 、有効粘着切片 c' の値は無機質土のそれと比較してきわめて大きな値を示す。しかも構造異方性の影響が明瞭に反映されて、圧縮と伸張下で得られる値とはかなりの相違がみられる。

(6) 本研究で提案された泥炭の応力~ひずみ式は正規圧密泥炭の圧縮と伸張下での破壊に至るまでの非排水応力~ひずみ関係を系統立てて、しかも定量的に論じることが可能にした。さらに、正規圧密泥炭の非排水試験結果から得られる強度定数および実験係数を用いて、任意の過圧密比にある過圧密泥炭の圧縮と伸張下における非排水強度特性を定量的に把握できることがわかった。

参考文献

- 1) Adams, J. I. : Laboratory Compression Test on Peat, Ontario Hydro Research News, Third quarter, pp. 35~40, 1962.
- 2) 及川 洋・宮川 勇 : 乱さない泥炭の非排水せん断特性について, 土質工学会論文報告集, Vol. 20, No. 3, pp. 91~100, 1980.
- 3) 対馬雅己・岩崎恒明・宮川 勇 : 有機質土の強度試験結果に関する二、三の考察, 土と基礎, No. 235, pp. 13~18, 1977.
- 4) Ozden, Z. S. and Wilson, N. E. : Shear Strength Characteristics and Structure of Organic Soils, Proc. of 13th Muskeg Research Conf. NRC, Canada, pp. 8~26, 1970.
- 5) Hanrahan, E. T. : An Investigation of some Physical Properties of Peat, Geotechnique, Vol. 4, No. 3, pp. 108~123, 1967.
- 6) Ladd, C. C., Foott, R., Ishihara, K., Schlosser, F. and Poulos, H. G. : Stress-deformation and Strength Characteristics, State-of the Art Reports, Proc., 9th ICSMFE, Vol. 2, pp. 421~494, 1977.
- 7) Roscoe, K. H. and Burland, J. B. : On the Generalized Stress-Strain Behaviour of 'Wet' Clay, In Engineering Plasticity (T. Heyman and F. A. Leckie, eds), Cambridge University Press, Cambridge, pp. 535~609, 1968.
- 8) Mitachi, T. and Kitago, S. : The Influence of Stress History and Stress System on the Stress-Strain-Strength Properties of Saturated Clay, Soils and Foundations, Vol. 19, No. 2, pp. 45~61, 1979.
- 9) 山口晴幸・大平至徳・木暮敬二・森 茂 : 三軸圧縮・伸張下における正規圧密泥炭の非排水応力~ひずみ関係, 第19回土質工学会発表会講演集, pp. 481~484, 1984.
- 10) Ladd, C. C. and Lambe, T. W. : The Strength of "Undisturbed" Clay Determined from Undrained Tests. Laboratory Shear Testing of Soils, ASTM, STP. No. 361, pp. 342~371, 1963.
- 11) 中瀬明男・小林正樹・勝野 克 : 圧密および膨張による飽和粘土のせん断強度の変化, 港湾技術研究所報告, Vol. 8, No. 4, pp. 103~143, 1969.
- 12) Mitachi, T. and Kitago, S. : Change in Undrained Shear Strength Characteristics of Saturated Remoulded clay due to swelling, Soils and Foundations, Vol. 16, No. 1, pp. 45~58, 1976.
- 13) Hvorslev, M. T. : Physical Components of the Shear Strength of Saturated Clays, Res. Conf. Shear Strength of Cohesive Soils, Colorado, pp. 169~273, 1960.
- 14) 大平至徳・山口晴幸・森 茂 : 過圧密泥炭の非排水圧縮・伸張強度, 第19回土質工学会発表会講演集, pp. 485~488, 1984.
- 15) Henkel, D. J. : The Effect of Overconsolidation on the Behaviour of Clays during Shear, Geotechnique, Vol. 16, No. 4, pp. 139~150, 1956.

(1984. 8. 24・受付)