

# リングせん断試験における 粘土の残留強度とせん断変位の関係

鈴木素之<sup>1</sup>・梅崎健夫<sup>2</sup>・川上 浩<sup>3</sup>

<sup>1</sup>学生会員 工修 信州大学大学院 工学系研究科 博士後期課程 (〒380 長野市若里500)

<sup>2</sup>正会員 工博 信州大学助教授 工学部社会開発工学科 (同上)

<sup>3</sup>正会員 工博 信州大学教授 工学部社会開発工学科 (同上)

リングせん断試験における最大せん断応力後のせん断応力～せん断変位角(回転角)関係の実測値に双曲線近似が適用できることを実証するとともに、残留強度を双曲線の漸近値として決定する方法を提案した。カオリンおよび自然粘土に対する試験結果に基づいて、提案法は、供試体の大きさ、垂直応力、過圧密比およびせん断変位角速度(回転角速度)の試験条件や粘土の種類によらず十分な精度で適用できることを明らかにした。さらに、提案法を用いて残留強度とせん断変位角の関係を検討することにより、リングせん断試験の打ち切りに必要なせん断変位角は、垂直応力およびせん断変位角速度の試験条件や粘土の種類によって異なることを示した。

*Key Words : clay, direct shear, residual strength, hyperbolic curve approximation, ring shear test, shear displacement, normal stress, overconsolidation ratio, shear displacement rate*

## 1. はじめに

粘土の残留強度は再活動型地すべり斜面の安定性を評価する上で重要な工学的指標の一つである<sup>1), 2)</sup>。残留強度とは、排水せん断、あるいは定圧せん断においてせん断抵抗がピーク値を越え、漸次低下して究極的な定常せん断状態に達したときの値をいう<sup>3)</sup>。残留強度状態においては、せん断に伴う体積変化がゼロであり、とりわけ扁平な形状の鉱物粒子を多く含む粘土においては粘土粒子のせん断方向への配向が完全に終了したもの<sup>1), 2), 4)</sup>と考えられている。また、そのときのせん断面では、試料や垂直応力などによっては、粒子の配向構造が十分に発達した光沢のある面(いわゆる鏡肌)が形成される。

残留強度の測定にはリングせん断試験や繰返し一面せん断試験などが主に用いられている。リングせん断試験装置は Bishop ら<sup>5)</sup>が開発した型式に代表され、供試体に無限に大きなせん断変形を与えることができる。しかし、粘土の残留強度とせん断変位の関係がかならずしも明らかではないことから、残留強度を求めるためのせん断試験の打ち切り変位は明

確に規定されてはいない<sup>6)</sup>。せん断変位が十分ではない場合、残留強度がいくぶん大きめに測定されることが示唆されている<sup>7)</sup>。このため、残留強度状態を再現するためには供試体にかなり大きなせん断変位を与えねばならず、せん断変位、せん断速度および排水条件の三者の関係から試験時間に長期間を要する。

残留強度は、実際には個々の判断において試験を打ち切り、決定されている。たとえば、リングせん断試験において、宜保ら<sup>8), 9)</sup>はせん断応力～せん断変位関係の周期的な変動曲線の極小値に通減が認められなくなった時点のせん断応力を残留強度としている。また、矢田部ら<sup>10)</sup>および八木ら<sup>11)</sup>はせん断は1回転から1回転半行い、強度が一定となり、かつ、体積変化がゼロとなった時の値を残留強度としている。しかし、データ整理においてせん断応力～せん断変位曲線の形状はそれぞれのスケールのとり方によって異なるので、この曲線から客観的に残留強度状態を判定することは難しい。さらに、残留強度と塑性指数や粘土含有量などの影響要因との相関性、また、残留強度に及ぼす垂直応力やせん断速度など

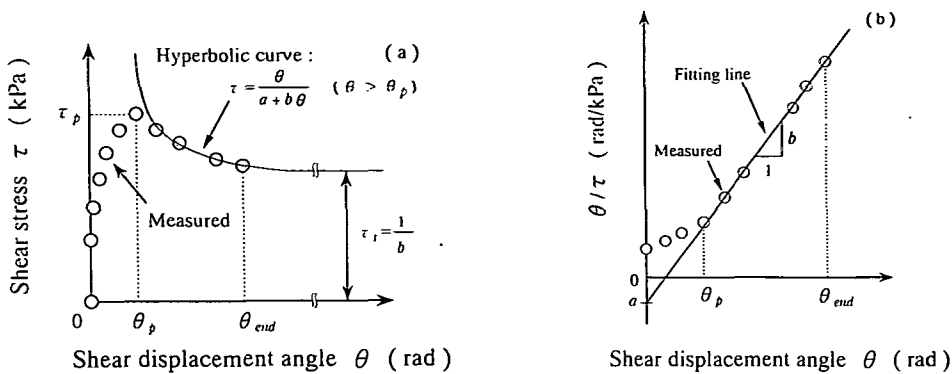


Fig.1 Schematic diagram for determining the residual strength by a hyperbolic curve approximation

の影響を検討する場合においては、せん断試験の実測値から一義的に残留強度を決定することがたいへん重要である。

本論文では、リングせん断試験において残留強度を決定する方法として双曲線近似を用いて実測値を外挿する簡便な整理法<sup>12)~14)</sup>を提案した。カオリンを用いたリングせん断試験結果に基づいて、垂直応力、過圧密比およびせん断変位角速度（回転角速度）が異なる様々な試験条件において提案法の妥当性を詳細に検証するとともに、自然粘土に対してもその適用性を比較・検討した。さらに、提案法を用いて残留強度とせん断変位角（回転角）の関係を検討することにより、リングせん断試験の打ち切りに必要なせん断変位角についても考察した。

なお、土が残留強度に達するのはせん断変位D（せん断ひずみ）に依存すると考えられる。また、リングせん断試験で供試体に破壊面の形成が始まるのは最大応力比 $((\tau/\sigma_N)_{max})$ ： $\tau$ はせん断応力、 $\sigma_N$ は垂直応力である）に達した時点からであり、残留強度に達するのは形成された破壊面が供試体全体で連結した時点よりかなり後の時点であるという報告<sup>15)</sup>もある。供試体の大きさが異なる場合には、破壊面が連結するために必要なせん断変位D(=Rθ)：Dは環状供試体の中間の半径Rにおける移動距離、θはリングの回転角）が異なるものと予想される。ここでは、リングせん断試験においてせん断変位Dを計算するための一次データであり、直接測定されるリングの回転角をせん断変位角θとしてせん断変位角速度 $\dot{\theta}$ （回転角速度）とともにデータ整理に用いた。ただし、せん断応力が定常状態となる残留状態のせん断変位Dとそれに対応するせん断変位角θを用いることの違いはないものとする。

## 2. 粘土の残留強度の決定法の提案

測定可能な範囲内の試験結果から大きなせん断変位に対応するせん断応力を推定するために、せん断応力～せん断変位関係を定式化することが試みられている。宜保<sup>16)</sup>は一面せん断試験において、ピーク以後のせん断応力τ～せん断変位D関係の形状を表す式として式(1)を提案している。

$$\tau = \sqrt{\frac{a}{(D-D_1)^2 + b} + c} \quad (1)$$

ここで、a,b,cは実験定数であり、過圧密比や土性によって異なる。D<sub>1</sub>はピーク強度に対応するせん断変位である。

これより、残留強度τ<sub>r</sub>は式(2)で与えられる。

$$\tau_r = \lim_{D \rightarrow \infty} \sqrt{\frac{a}{(D-D_1)^2 + b} + c} = \sqrt{c} \quad (2)$$

式(1)はピーク強度から残留強度までの範囲におけるせん断応力～せん断変位関係の形状を表す式として提案されたものである。本文のように残留強度のみを精度よく決定しようとする場合においては、近似関数のパラメータの決定がより簡便である方が望ましい。

一方、Kondner<sup>17)</sup>は三軸圧縮試験におけるせん断初期から最大主応力差 $((\sigma_1 - \sigma_3)_{max})$ ： $\sigma_1$ および $\sigma_3$

Table 1 Test cases and initial conditions of specimens

Test No.	$\sigma_c$ (kPa)	$\sigma_N$ (kPa)	OCR ( $=\sigma_c/\sigma_N$ )	$\dot{\theta}$ (rad/min.)	$\theta_{end}$ (rad)	$\rho_c$ (g/cm <sup>3</sup> )	$w_0$ (%)
1-1	98	98	1.0	0.0025	10.1	1.613	69.9
1-2	147	147	1.0	0.0025	10.0	1.648	65.4
1-3	196	196	1.0	0.0025	10.0	1.685	56.7
1-4	294	294	1.0	0.0025	10.0	1.729	51.2
1-5	392	392	1.0	0.0025	10.0	1.755	49.0
2-1(1-1)	98	98	1.0	0.0025	10.1	1.613	69.9
2-2	147	98	1.5	0.0025	10.1	1.664	64.9
2-3	196	98	2.0	0.0025	10.1	1.673	61.4
2-4	294	98	3.0	0.0025	10.1	1.705	58.5
2-5	392	98	4.0	0.0025	10.1	1.756	53.5
2-6(1-2)	147	147	1.0	0.0025	10.0	1.648	65.4
2-7	196	147	1.33	0.0025	10.1	1.654	63.1
2-8	392	147	2.67	0.0025	10.0	1.731	55.7
3-1	196	196	1.0	0.0005	10.0	1.687	57.9
3-2	196	196	1.0	0.00063	10.0	1.709	57.0
3-3	196	196	1.0	0.00075	8.0	1.692	58.2
3-4	196	196	1.0	0.00088	10.0	1.682	58.0
3-5	196	196	1.0	0.00113	10.0	1.689	57.1
3-6	196	196	1.0	0.00125	8.0	1.698	56.0
3-7(1-3)	196	196	1.0	0.0025	10.0	1.685	56.7
3-8	196	196	1.0	0.005	10.0	1.691	56.5
3-9	196	196	1.0	0.01	10.0	1.694	56.7
3-10	196	196	1.0	0.02	10.0	1.683	57.4
3-11	196	196	1.0	0.05	10.0	1.688	56.1
3-12	294	294	1.0	0.00075	10.0	1.724	51.6
3-13	294	294	1.0	0.00113	10.0	1.705	51.5
3-14(1-4)	294	294	1.0	0.0025	10.0	1.729	51.2
3-15	294	294	1.0	0.01	10.0	1.735	51.5
3-16	294	294	1.0	0.02	9.9	1.752	51.1
3-17	294	294	1.0	0.05	10.0	1.760	52.9
3-18	392	392	1.0	0.00075	10.0	1.791	48.6
3-19	392	392	1.0	0.00113	10.0	1.768	48.7
3-20	392	392	1.0	0.00125	10.0	1.745	49.9
3-21(1-5)	392	392	1.0	0.0025	10.0	1.755	49.0
3-22	392	392	1.0	0.01	10.0	1.756	49.1
3-23	392	392	1.0	0.05	10.0	1.777	49.4
4-1	294	294 *1	1.0	0.0025	10.0	1.927	34.0
4-2	294	294 *1	1.0	0.0025	10.0	1.885	39.2
5-1	-	98 *1	-	0.0078 *2	5.0	-	-
5-2	-	98 *1	-	0.0078 *2	4.4	-	-
5-3	-	98 *1	-	0.0078 *2	4.2	-	-
6-1	39	39 *1	1.0	0.00033 *2	27.2	-	-
6-2-1	196	196 *1	1.0	0.00033 *2	90.4	-	-
6-2-2	196	196 *1	1.0	0.00033 *2	90.4	-	-
6-3	392	392 *1	1.0	0.00033 *2	39.4	-	-
7-1	900	525 *1	1.71	$\dot{D} = 0.01$ *3 (mm/min.)	$D_{end} = 50.8$ *4 (cm)	-	-

Test No.4-1-2 : After Umezaki, et al <sup>20</sup>

Test No.5-1-3 : After Yokota, et al <sup>19</sup>

Test No.6-1-3 : After Gibo, et al <sup>9)</sup>

Test No.7-1 : After Skempton, et al <sup>2)</sup>

\*1  $\sigma_{N0}$  : Initial normal stress before shear process

\*2  $\dot{\theta}$  : Shear displacement angle rate at residual

\*3  $\dot{D}$  : Shear displacement rate

\*4  $D_{end}$  : Shear displacement at the end of shear process

はそれぞれ最大および最小主応力である)までの応力・ひずみ曲線を双曲線関数で近似できることを実証している。また、村山<sup>18)</sup>は三軸圧縮試験において主応力差最大後のひずみ軟化領域において、応力比  $q/p'$  ( $=(\sigma_1 - \sigma_3)/(\sigma_1' + 2\sigma_3')/3$ ) ~せん断ひずみ  $\gamma$  関係が双曲線で近似されるとしている。

これらのことに基づいて、リングせん断試験における最大せん断応力後のせん断応力~せん断変位角関係の実測値に対しても、双曲線近似が適用できるものと仮定して、実測値を外挿することによって大変位領域におけるその漸近値を残留強度と決定する

方法を提案する。この方法は、残留強度をせん断応力~せん断変位関係のスケールのとり方によらずに客観的に決定するものである。また、双曲線関数のパラメータを決定するためのデータの整理法は Kondner<sup>17)</sup>が示したように非常に簡単であり、近似の適合性が良好であることが確かめられれば、残留強度の決定法として十分に適用できるものとする。

Fig.1(a)および(b)に提案法の概略を示す。残留強度は、1.で述べたように、大変位までせん断されたときの一定で最小のせん断応力と定義される。定圧リングせん断試験において、 $\tau_p$ を最大せん断応力、

Table 2 Test results

Test No.	$\tau_p$ (kPa)	$\theta_p$ (rad)	$\tau_r$ (kPa)	$a$ (rad/kPa)	$b$ (1/kPa)	$r$	$n$
1-1	40.1	0.185	25.6	-0.0126	0.0390	0.998	39
1-2	55.0	0.160	28.9	-0.0068	0.0346	1.000	40
1-3	58.8	0.240	34.4	-0.0129	0.0291	0.998	37
1-4	82.6	0.170	48.2	-0.0039	0.0207	1.000	39
1-5	114.2	0.220	71.7	0	0.0139	0.999	38
2-1(1-1)	40.1	0.185	25.6	-0.0126	0.0390	0.998	39
2-2	40.1	0.180	31.6	-0.0048	0.0317	0.999	39
2-3	40.1	0.150	22.1	-0.0155	0.0451	0.999	40
2-4	42.5	0.100	22.4	-0.0105	0.0445	0.999	42
2-5	41.1	0.102	23.2	-0.0172	0.0431	0.997	40
2-6(1-2)	55.0	0.160	28.9	-0.0068	0.0346	1.000	40
2-7	55.0	0.150	29.4	-0.0086	0.0340	1.000	40
2-8	58.3	0.110	31.0	-0.0065	0.0323	1.000	40
3-1	61.6	0.215	31.5	-0.0079	0.0318	0.999	39
3-2	62.6	0.238	31.3	-0.0149	0.3190	0.998	34
3-3	59.2	0.188	33.7	-0.0122	0.0297	0.995	32
3-4	61.2	0.158	36.2	-0.0074	0.0277	0.999	36
3-5	60.7	0.191	34.5	-0.0093	0.0290	0.999	36
3-6	61.2	0.188	36.5	-0.0073	0.0274	0.999	38
3-7(1-3)	58.8	0.240	34.4	-0.0129	0.0291	0.998	37
3-8	63.5	0.180	37.0	-0.0086	0.0270	0.999	39
3-9	61.6	0.170	39.4	-0.0116	0.0254	0.996	39
3-10	57.8	0.190	47.8	-0.0047	0.0209	0.999	39
3-11	53.5	0.259	51.5	-0.0010	0.0194	0.999	36
3-12	82.1	0.146	47.4	-0.0041	0.0211	1.000	41
3-13	82.1	0.171	49.4	-0.0029	0.0202	1.000	39
3-14(1-4)	82.6	0.170	48.2	-0.0039	0.0207	1.000	39
3-15	82.6	0.190	55.5	-0.0056	0.0180	0.999	39
3-16	84.1	0.150	54.9	-0.0047	0.0182	0.999	39
3-17	79.8	0.220	62.5	-0.0062	0.0160	0.997	37
3-18	105.5	0.146	64.6	-0.0009	0.0155	1.000	41
3-19	107.0	0.171	68.6	-0.0007	0.0146	1.000	39
3-20	112.7	0.140	73.6	-0.0004	0.0136	0.999	48
3-21(1-5)	114.2	0.220	71.7	0	0.0139	0.999	38
3-22	104.7	0.220	74.0	-0.0025	0.0135	1.000	38
3-23	103.7	0.541	80.0	-0.0036	0.0125	1.000	34
4-1	131.7	0.600	128.5	0.0006	0.0078	0.999	30
4-2	120.7	0.260	52.1	0.0004	0.0192	0.996	31
5-1	58.8	0.565	38.3	-0.0054	0.0261	0.999	41
5-2	46.4	0.218	32.6	-0.0011	0.0307	0.999	46
5-3	47.8	0.358	26.9	-0.0060	0.0372	0.999	38
6-1	10.0	0.084	5.81	-0.1295	0.1721	0.996	36
6-2-1	73.8	0.598	11.9	-1.2664	0.0844	0.929	152
6-2-2	73.8	0.598	9.4	-1.5388	0.1062	0.941	21
6-3	136.9	0.138	30.0	-0.1423	0.0477	0.987	66
7-1	$(\tau/\sigma_N)_p$ *1 = 0.409	$D_p = 0.387$ *2 (cm)	$(\tau/\sigma_N)_r$ *3 = 0.154	-7.600 (cm/kPa)	6.514	1.000	85

Test No.4-1-2 : After Umezaki, et al<sup>20)</sup>

Test No.5-1-3 : After Yokota, et al<sup>19)</sup>

Test No.6-1-3 : After Gibo, et al<sup>9)</sup>

Test No.7-1 : After Skempton, et al<sup>2)</sup>

\*1  $(\tau/\sigma_N)_p$  : Stress ratio at peak

\*2  $D_p$  : Shear displacement at the peak shear stress

\*3  $(\tau/\sigma_N)_r$  : Stress ratio at residual

$\theta_p$ を最大せん断応力時のせん断変位角、 $\theta_{end}$ を試験打ち切り時のせん断変位角とする。垂直応力 $\sigma_N$ が一定の下で、区間 $(\theta_p, \theta_{end}]$ においてせん断応力 $\tau \sim$ せん断変位角 $\theta$ 関係の実測値に対して式(3)で表す双曲線近似が適用可能であると仮定する。すなわち、Fig.1(b)に示す $\theta/\tau \sim \theta$ 関係における実測値に直線関係があるものとする。

ここで、 $a, b$ は実験定数であり、それぞれ $\theta/\tau \sim \theta$ 関係における実測値に対して最小二乗法によってフィッティングした直線の切片および傾きで与えられる。

式(3)と実測値の適合性が良好であれば、式(3)の漸近値として残留強度 $\tau_r$ は式(4)から決定される。

$$\tau = \frac{\theta}{a + b\theta} \quad (\theta > \theta_p) \quad (3)$$

$$\tau_r = \frac{1}{b} \quad (4)$$

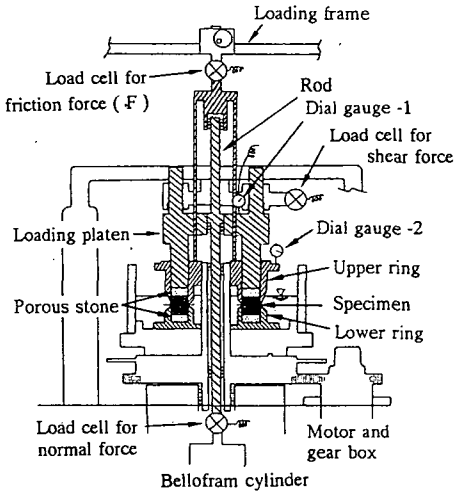
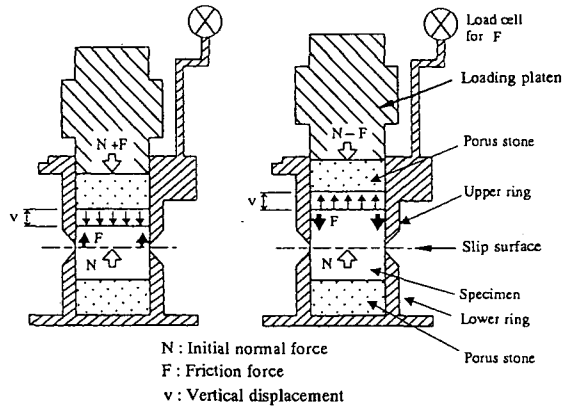


Fig.2 Ring shear test apparatus



(a) Contraction :  $v > 0$  (b) Dilatation :  $v < 0$

Fig.3 Systems for measuring friction force and controlling normal force

### 3. リングせん断試験

#### (1) 試料および試験方法

提案法の妥当性を検証するために、Table 1 および Table 2 に示すように、垂直応力  $\sigma_v$ 、過圧密比 OCR およびせん断変位角速度  $\dot{\theta}$  の異なる計 36 ケースの圧密・定圧リングせん断試験を実施した。さらに、既往の研究結果<sup>2), 9), 19), 20)</sup> より引用した計 9 ケースの 7 種類の自然粘土のデータについても検証した。

試験に用いた試料はカオリン（土粒子の比重:  $G_s = 2.724$ 、液性限界:  $w_L = 75.6\%$ 、塑性指数:  $I_p = 39.3$ 、粘土含有量 ( $2\mu\text{m}$  以下):  $CF = 70\%$ ) であり、含水比 150% となるように純水で練返した。供試体は、リングせん断試験における所定の圧密応力の 85% の予圧密応力で 7 日間一次元圧密した試料を、内径 6 cm、外径 10 cm、高さ 2 cm の環状に成形したものである。成形部分は試料の高さ方向でほぼ等しい含水比の部分を用いた。成形リングの試料への押し込みは昇降台を使用し、乱れが少なくなるように慎重に行った。なお、成形リングには摩擦軽減用のシリコングリースを塗布した。

Fig.2 に試験装置の概要を示す。リングの内径および外径はそれぞれ 6 cm および 10 cm（環状部分の中間の半径:  $R = 4\text{ cm}$ ）であり、供試体は下部リングの多孔板から高さ 1 cm のところでせん断される。垂直力は荷板上に固定されたロッドをベロフラムシリンダーで鉛直方向に引き下げることによって、せん断力は下部リングを変速ギアを用いて回転させることによって載荷される。垂直力およびせん断力がそれぞれのロードセルによって測定される。鉛直変位お

よび 0.10 mm に設定する上下リングの隙間はそれぞれダイヤルゲージ 1 および 2 で測定される。

本装置は供試体とリング周面の間の摩擦力を、上部リングに接続された引き上げ金具を介して、荷枠に取り付けられたロードセルによって測定できる。リング周面摩擦力はリング周面に対する供試体の相対的な変位に起因する。澁谷<sup>21)</sup> は、一面せん断試験においてせん断面上の垂直応力が一定でないときには、強度定数は正しく得られないとして、定圧せん断試験において荷板と反対側のせん断箱で垂直力を測定し、せん断面上の垂直応力を一定に制御する「真の定圧試験」を行うことが望ましいとしている。本試験における垂直応力の補正方法を Fig.3 に示す。本装置では、荷板は回転せず、垂直力が偏心しないようにベアリングで支持されており、このような場合には、供試体の周面における摩擦力は、負のダイレイタンス（Fig.3(a)  $v > 0$ 、 $v$ : 鉛直変位）の場合には鉛直上向きに、正のダイレイタンス（Fig.3(b)  $v < 0$ ）の場合には鉛直下向きにそれぞれ生じる。本試験においては、せん断面上の平均的な垂直応力が一定になるように、ロードセルによって測定した摩擦力を考慮して垂直力を随時一定に制御した。また、隙間の設定時においても、垂直力をそのとき発生するリング周面摩擦力を考慮して調整した。なお、リングの周面にはシリコングリースを塗布している。ただし、上下リングの隙間からの試料の漏出を防ぐ工夫は行っていない。

Table 1 は試験ケースおよび供試体の初期状態を示したものである。 $\rho_s$  および  $w_0$  はそれぞれ供試体の初期状態における湿潤密度および含水比である。 $\sigma_c$

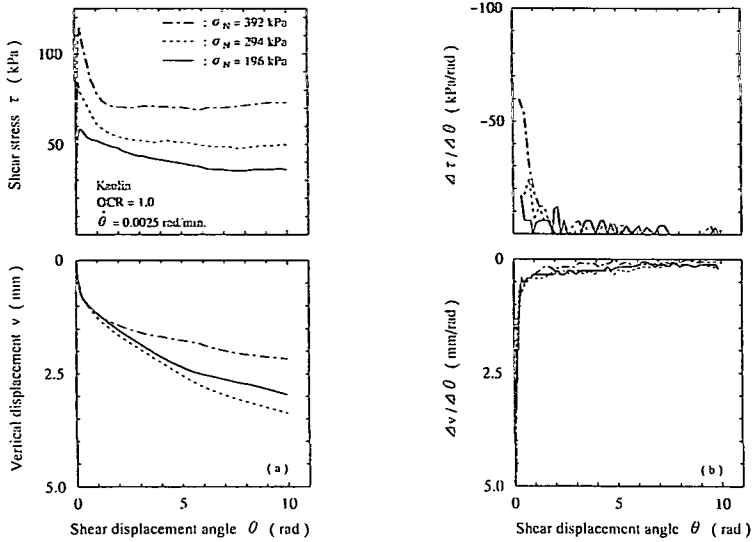


Fig.4  $\tau - v - \theta$  curves and  $(\Delta \tau / \Delta \theta) - (\Delta v / \Delta \theta) - \theta$  curves under the several  $\sigma_N$

は圧密応力であり、加圧板重量を考慮している。圧密時間は3t法に基づいて180 min.とした。なお、 $\sigma_c$ の載荷直後に供試体を水浸させ、供試体の膨潤を防いだ。 $\sigma_N$ はせん断時の垂直応力であり、上記のようにして、一定に制御している。過圧密状態の試験においては、圧密終了後の除荷による膨潤時間を90 min.とした。所定の垂直応力 $\sigma_N$ 、過圧密比OCRおよびせん断変位角速度 $\dot{\theta}$ でせん断変位角 $\theta_{end} = 8 \sim 10$  rad (459~573 deg)の大変位(32~40cmに相当するせん断変位)まで定圧リングせん断試験を実施した。Table 2は試験結果を示したものである。 $\tau_p$ および $\theta_p$ はそれぞれ最大せん断応力およびそのときのせん断変位角である。また、 $\tau_r$ は双曲線近似の方法を用いて決定された残留強度であり、実測値とは異なる。 $a$ および $b$ は双曲線関数のパラメータ、 $r$ は双曲線近似の適合性を表す相関係数、 $n$ は双曲線近似に用いた実測値のデータ数である。

## (2) 粘土のリングせん断挙動

垂直応力 $\sigma_N$ 、過圧密比OCRおよびせん断変位角速度 $\dot{\theta}$ が異なる場合のカオリンのリングせん断挙動をそれぞれFig.4~6に示す。

Fig.4(a)および(b)に垂直応力 $\sigma_N$ が異なる場合のリングせん断挙動を示す。Fig.4(a)はせん断応力 $\tau$ ~鉛直変位 $v$ ~せん断変位角 $\theta$ 関係を示したものである。ここで、鉛直変位 $v$ は圧縮の場合を $v > 0$ とした。せん断応力 $\tau$ は、 $\sigma_N = 196, 294, 392$  kPaに対

してそれぞれ、 $\theta = 7.0, 3.0, 2.0$  rad程度で定常状態に達しているようにもみえる。しかし、打ち切りせん断変位角 $\theta_{end} = 10$  radよりさらに大きいせん断変位角に対してこのまま定常状態を呈するか否かをFig.4(a)より正確に判断することは難しい。また、鉛直変位 $v$ は定常状態には達しておらず、 $\theta = 10$  radにおいても減少傾向にある。なお、垂直応力 $\sigma_N$ の値によっては、リングせん断試験装置の機構上、せん断時にリングの隙間からの試料の微少な漏出が生じる。このことも鉛直変位の挙動に少なからず影響する。

1.で述べたように残留強度状態においてはせん断応力 $\tau$ と鉛直変位 $v$ がともに定常状態になるとされている。すなわち、 $\Delta \tau / \Delta \theta = 0$ かつ $\Delta v / \Delta \theta = 0$ である。そこで、せん断変位角に対するせん断応力および鉛直変位の変化率 $\Delta \tau / \Delta \theta$ および $\Delta v / \Delta \theta$ の挙動をFig.4(b)に示す。 $\Delta \tau / \Delta \theta$ は変動しながら $\Delta \tau / \Delta \theta = 0$ に収れんするようにみえるが、単調に減少するのではなく、 $\Delta \tau / \Delta \theta = 0$ となる $\theta$ を明確に決定することはできない。また、 $\Delta \tau / \Delta \theta \sim \theta$ 関係は $\Delta \theta$ の値の幅に大きく影響される。同様に、 $\Delta v / \Delta \theta$ も $\theta$ の増加に伴いゼロに収れんする傾向にあるが、ゼロに達していない。

Fig.5(a)および(b)は過圧密比OCRが異なる場合のリングせん断挙動を示したものである。OCR=1.0, 2.0, 4.0の試験ケースは圧密応力をそれぞれ $\sigma_c = 98, 196, 392$  kPaとしてせん断時の垂直応力をすべて $\sigma_N$

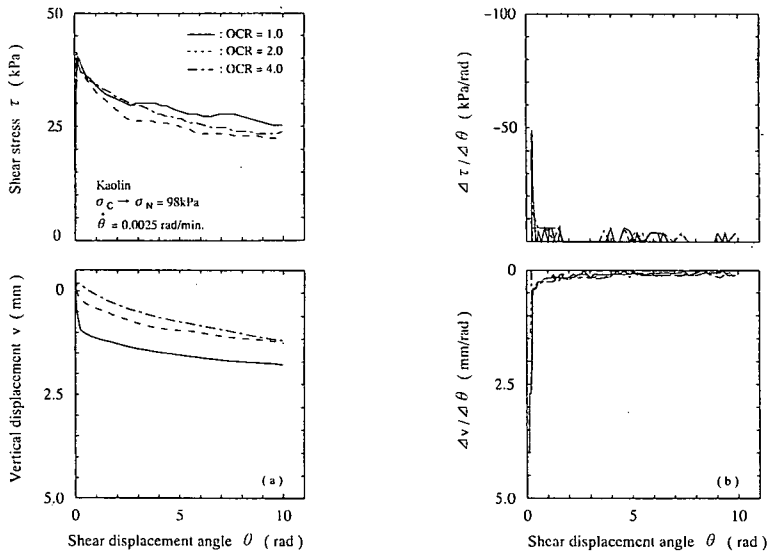


Fig.5  $\tau - v - \theta$  curves and  $(\Delta\tau/\Delta\theta) - (\Delta v/\Delta\theta) - \theta$  curves under the several OCR

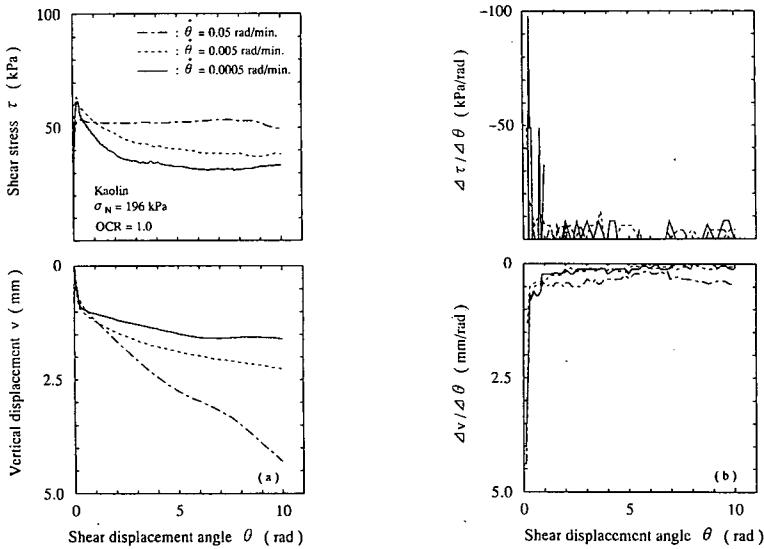


Fig.6  $\tau - v - \theta$  curves and  $(\Delta\tau/\Delta\theta) - (\Delta v/\Delta\theta) - \theta$  curves under the several  $\dot{\theta}$

= 98 kPaに一定とした。また、Fig.6(a)および(b)はせん断変位角速度 $\dot{\theta}$ が異なる場合のリングせん断挙動を示したものである。OCRおよび $\dot{\theta}$ が異なる試験条件においては、 $\tau \sim \theta$ 関係および $v \sim \theta$ 関係はそれぞれ異なるが、これらすべての場合においてもFig.4(a)および(b)で考察したことと同様である。

なお、Fig.6において $\tau \sim \theta$ 関係および $v \sim \theta$ 関係の挙動がともにせん断変位角速度 $\dot{\theta}$ によって大きく変化している。文献13)において $\dot{\theta}$ の影響についてさらに詳しく検討した結果、0.0005~0.01 rad/min.の

範囲内で残留強度 $\tau$ は $\dot{\theta}$ の対数に対して直線的に増加している(Fig.6およびFig.9は文献13)のデータの一部である)。その他の既往の研究結果<sup>2), 10), 22)~26)</sup>においては、残留強度がせん断速度の影響を受ける場合<sup>2), 10), 22)~24)</sup>と受けない場合<sup>25), 26)</sup>の両方の試験データが報告されている。ただし、文献2)と文献10)はその影響の度合いは小さく、工学的には無視できるとしている。この理由については今後の重要な検討課題である。

以上より、リングせん断試験におけるせん断応力

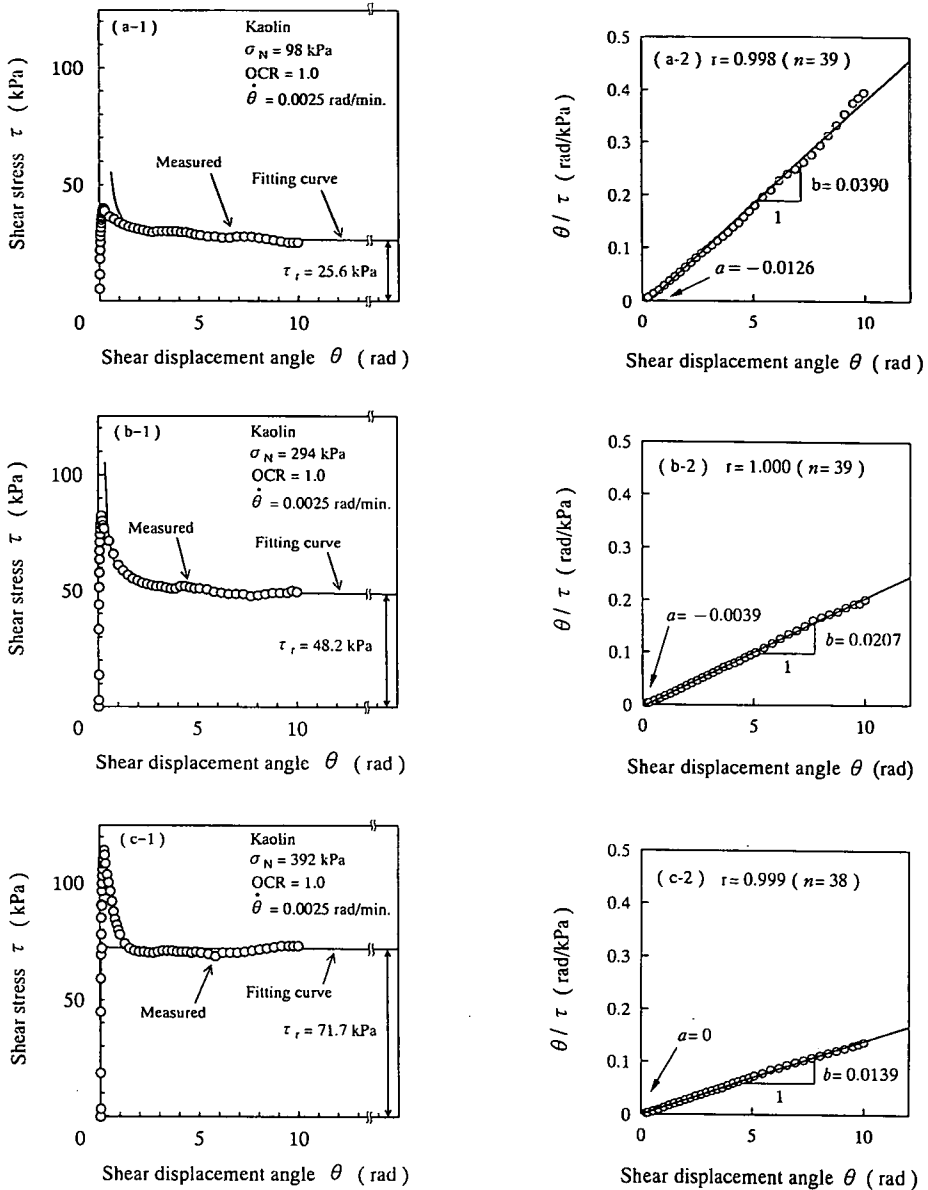


Fig.7  $\tau - \theta$  curves and  $(\theta / \tau) - \theta$  curves under the several  $\sigma_N$

せん断変位角～鉛直変位関係の実測値は、長期間のせん断においても、厳密には定常状態に達することはない。したがって、これらの実測値から直接、残留強度を決定することは難しい。

#### 4. 提案法の妥当性の検証

(1) せん断応力～せん断変位角関係の双曲線近似  
 様々な試験条件において得られたカオリンのせん

断応力～せん断変位角関係に双曲線近似を適用した結果を Fig.7～9 に示すとともに、その適合性を検討する。さらに、自然粘土に対する適用性を検討するために、既往の研究におけるリングせん断試験データについて整理したものが Fig.10～13 である。

a) 双曲線近似の適合性に及ぼす試験条件の影響

まず、正規圧密粘土に対して垂直応力  $\sigma_N$  の影響を検討する。Fig.7(a)～(c) はそれぞれ垂直応力  $\sigma_N = 98, 294, 392$  kPa における双曲線近似の適用結果を



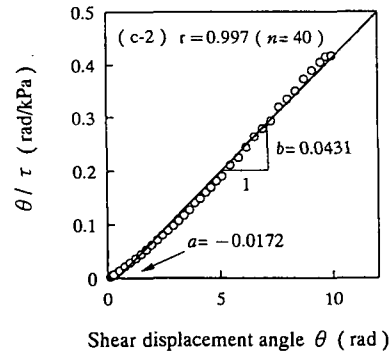
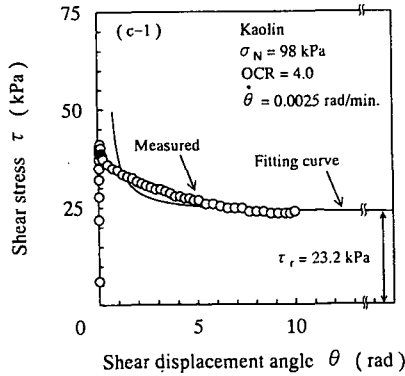
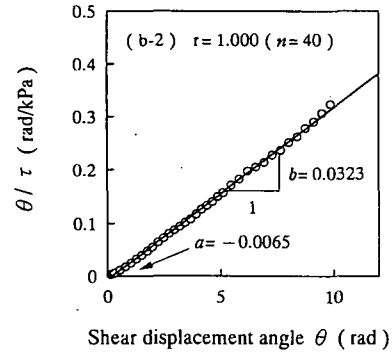
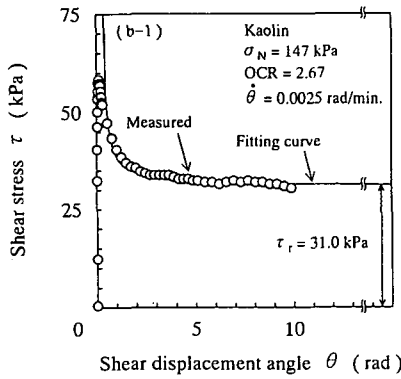
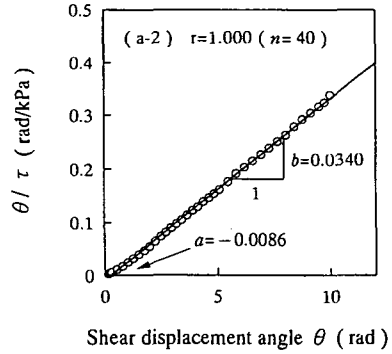
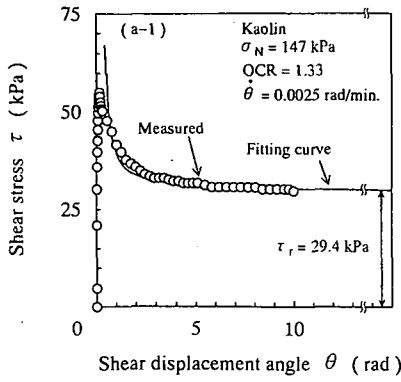


Fig.8  $\tau - \theta$  curves and  $(\theta / \tau) - \theta$  curves under the several OCR

示したものである。ここで、双曲線近似の適合性の度合いを表す相関係数  $r$  はデータ数  $n$  に依存するので、 $n = 30 \sim 40$  程度とした。なお、すべての試験に対する  $r$  および  $n$  は Table 2 に示されている。

$\sigma_N = 98$  kPa の Fig.7(a-1) における実測値から双曲線関数のパラメータを求めるために整理したものが Fig.7(a-2) である。Fig.7(a-2) のデータを最小二乗法を用いて直線に近似することによって双曲線関数のパラメータ  $a = -0.0126$ 、 $b = 0.0390$  を得た。こ

のとき、相関係数は  $r = 0.998$  であり、適合性はかなり高い結果が得られた。式(3)による計算値と実測値を Fig.7(a-1) に示した。せん断変位角の増加とともにせん断応力が減少していく過程がよく近似されており、とくに、その大变位領域においてはよく一致している。 $\theta = 10$  rad 以降のさらに大きなせん断変位角におけるせん断応力が近似曲線により十分推定可能である。近似曲線の漸近値として残留強度  $\tau_r = 1/b = 25.6$  kPa が一義的に得られた。ただし、 $r$  は十分に高いも

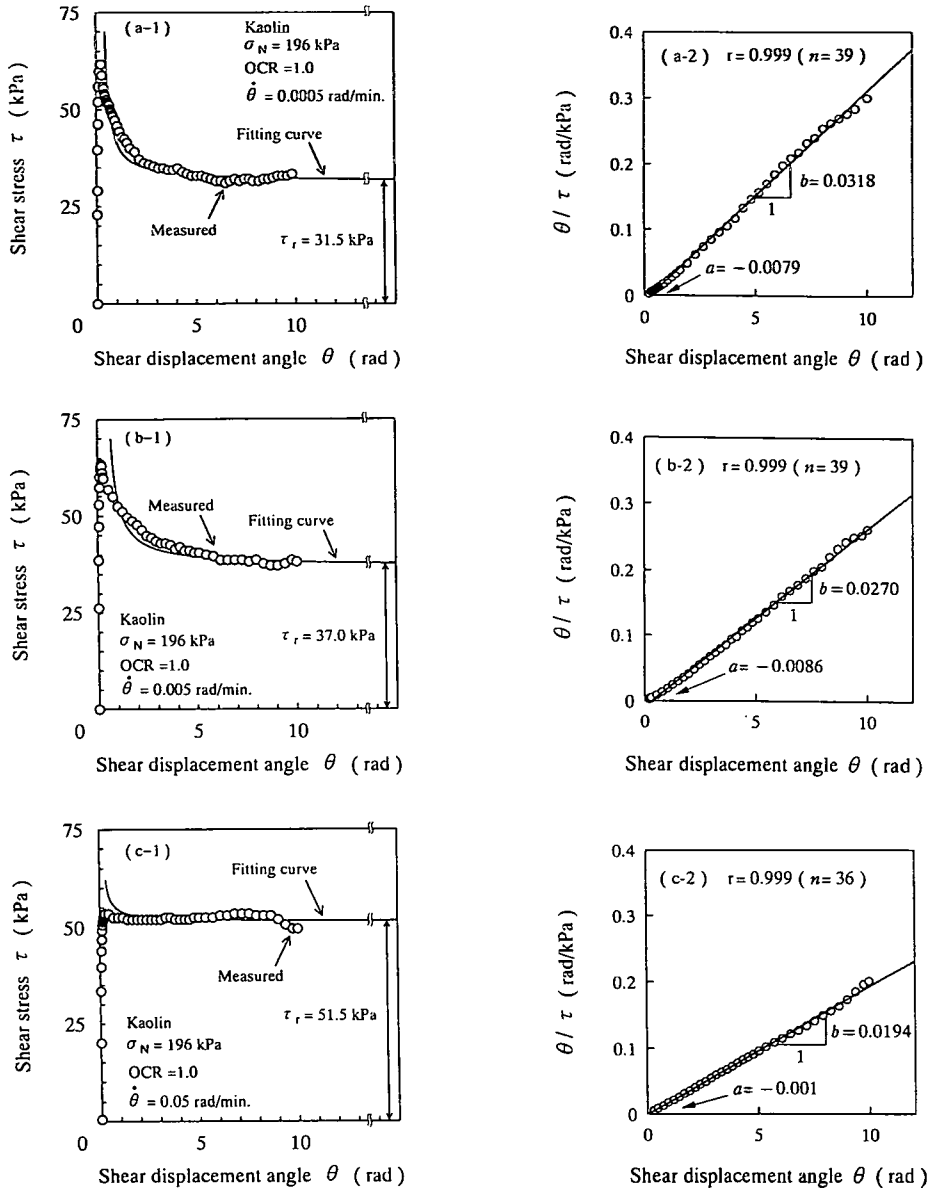


Fig.9  $\tau - \theta$  curves and  $(\theta / \tau) - \theta$  curves under the several  $\dot{\theta}$

の、最大せん断応力付近においては多少実測値との誤差がみられる。このことについて、宜保<sup>16)</sup>も一面せん断試験における破壊後の応力・変位曲線に関して同様の指摘をしている。

Fig.7(b)および(c)の $\sigma_N = 294, 392$  kPaにおいてはそれぞれ相関係数は $r = 1.000$ および $r = 0.999$ が得られた。さらに、 $\sigma_N$ の異なるすべての試験ケースにおいてもTable 2に示すように、 $r \geq 0.998$ であり、その平均値は0.999であった。したがって、垂直応力

$\sigma_N$ が異なるすべての場合の試験結果に対して双曲線近似が十分に適用できる。

次いで、双曲線近似の適合性に及ぼす過圧密比OCRおよびせん断変位角速度 $\dot{\theta}$ の影響を検討する。Fig.8(a)~(c)はそれぞれOCR=1.33, 2.67, 4.0における双曲線近似の適用結果を示したものである。Fig.8(a-2), (b-2)および(c-2)により相関係数はそれぞれ $r = 1.000, 1.000, 0.997$ が得られ、Fig.8(a-1), (b-1)および(c-1)に示すように双曲線は実測値をかなり良

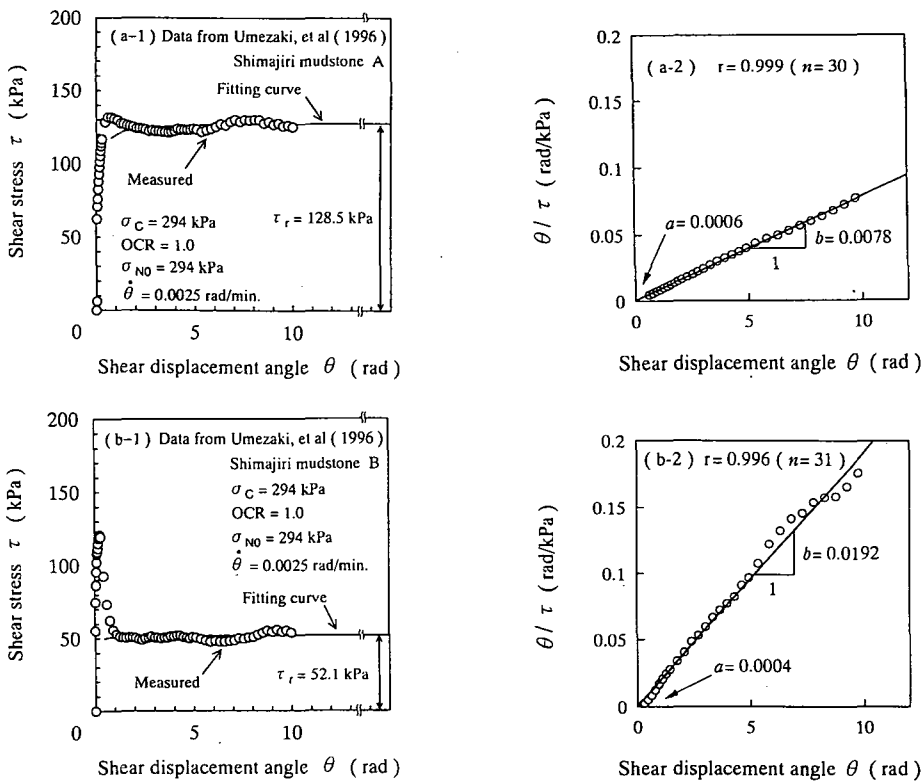


Fig.10  $\tau - \theta$  curves and  $(\theta / \tau) - \theta$  curves<sup>20)</sup>

好に近似している。とくに、Fig.8(a-1)および(b-1)においてはともに $r = 1.000$ であり、この場合においては最大せん断応力付近においてもかなり良い適合性を示している。OCRの異なるすべての試験ケースにおいても、 $r \geq 0.997$ であり、その平均値は0.999であった。Fig.9(a)~(c)はそれぞれ $\dot{\theta} = 0.0005, 0.005, 0.05$  rad/min.における双曲線近似の適用結果を示したものである。Fig.9(a-2), (b-2)および(c-2)により相関係数はそれぞれ $r = 0.999, 0.999, 0.999$ が得られ、Fig.9(a-1), (b-1)および(c-1)に示すように双曲線による計算値と実測値はよく一致している。 $\dot{\theta}$ の異なるすべての試験ケースにおいて、 $r \geq 0.995$ であり、その平均値は0.999であった。したがって、過圧密比OCRおよびせん断変位角速度 $\dot{\theta}$ が異なるすべての場合の試験結果に対しても双曲線近似が十分に適用できる。

以上より、リングせん断試験におけるせん断応力~せん断変位角関係には、垂直応力 $\sigma_N$ 、過圧密比OCRおよびせん断変位角速度 $\dot{\theta}$ の試験条件に無関係に双曲線近似が十分に適用できることが示された。

#### b) 自然粘土に対する双曲線近似の適合性

Fig.10~13は既往の研究結果<sup>20), 19), 9), 2)</sup>から

引用した7種類の自然粘土のリングせん断試験データに対する双曲線近似の適用結果を示したものである。ここで、前述したように、残留強度の測定および強度定数を算定するためには、せん断時におけるリング周面摩擦力を考慮することによりせん断面上の平均的な垂直応力 $\sigma_N$ の測定および制御がたいへん重要である。ただし、Fig.10に示した島尻泥岩<sup>20)</sup>では、 $\sigma_N$ の算定には測定したリング周面摩擦力を考慮しているが、 $\sigma_N$ を一定に保つような垂直力の制御は行っていない。その他の研究結果<sup>19), 9), 2)</sup>においては $\sigma_N$ の算定におけるリング周面摩擦力の取り扱いについては明記されていない。

Fig.10(a)および(b)における2種類の島尻泥岩<sup>20)</sup>は不攪乱試料をスラリー状に練返し、予圧密して用いられたものである。試料(Table 1およびTable 2のTest No.4-1~2)の物理特性はそれぞれ島尻泥岩Aで $G_s = 2.779, w_L = 55.2\%, I_p = 33.3$ および島尻泥岩Bで $G_s = 2.797, w_L = 69.8\%, I_p = 43.0$ である。試験はFig.2の装置を用いて行い、試験条件はOCR=1.0、せん断前の初期垂直応力 $\sigma_{N0}(=\sigma_c) = 294$  kPaとした。せん断変位角速度は $\dot{\theta} = 0.0025$  rad/min.である。Fig.10(a-2)により相関係数は $r = 0.999$ であり、適

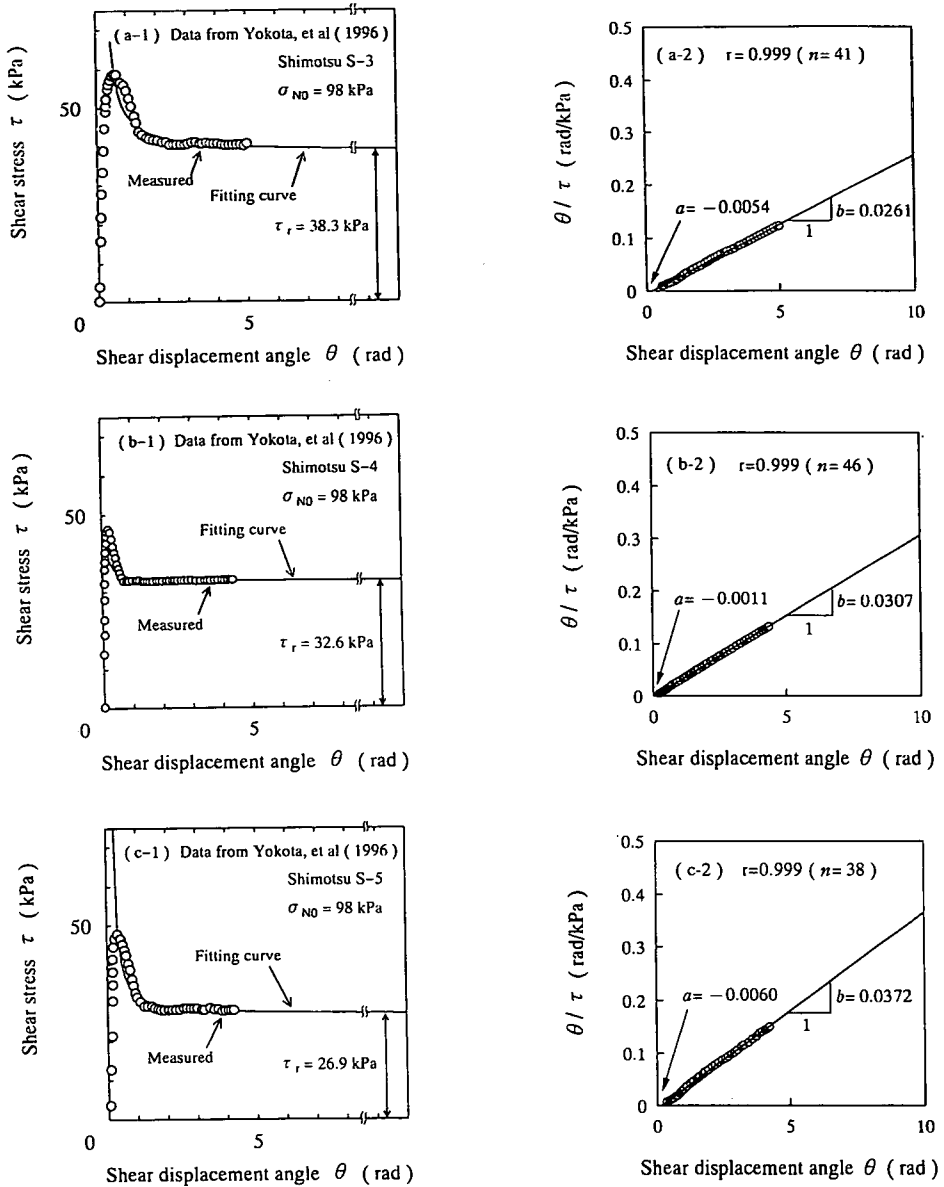


Fig.11  $\tau - \theta$  curves and  $(\theta / \tau) - \theta$  curves<sup>19)</sup>

合性はかなり高い結果が得られた。Fig.10(a-1)において双曲線による計算値と実測値は、最大せん断応力付近を除いて、よく一致している。近似曲線の漸近値として残留強度  $\tau_r = 1/b = 128.5$  kPaが一義的に得られた。また、Fig.10(b)においても  $r = 0.996$  であり、双曲線による計算値と実測値は同様によく一致しており、 $\tau_r = 1/b = 52.1$  kPaである。なお、Fig.10(a-1)および(b-1)における  $\tau \sim \theta$  関係の実測値の変動の一因はせん断面上の平均的な垂直応力を

一定に制御していないためであると考えられる。

Fig.11(a)~(c)は横田ら<sup>19)</sup>の試験データに対する双曲線近似の適用結果を示したものである。試料の Shimotsu S-3, S-4およびS-5(Table 1およびTable 2)のTest No.5-1~3)は和歌山県下津町から採取された3種類の蛇紋岩の風化した粘性土であり、それぞれの物理特性は  $G_s = 2.93, 2.61, 2.74$ ,  $w_L = 22.1, 40.1, 31.6\%$ ,  $I_p = 9.9, 25.3, 17.0$ ,  $CF = 15.5, 9.3, 11.8\%$ である。試料は繰り返し再圧密されたものであ

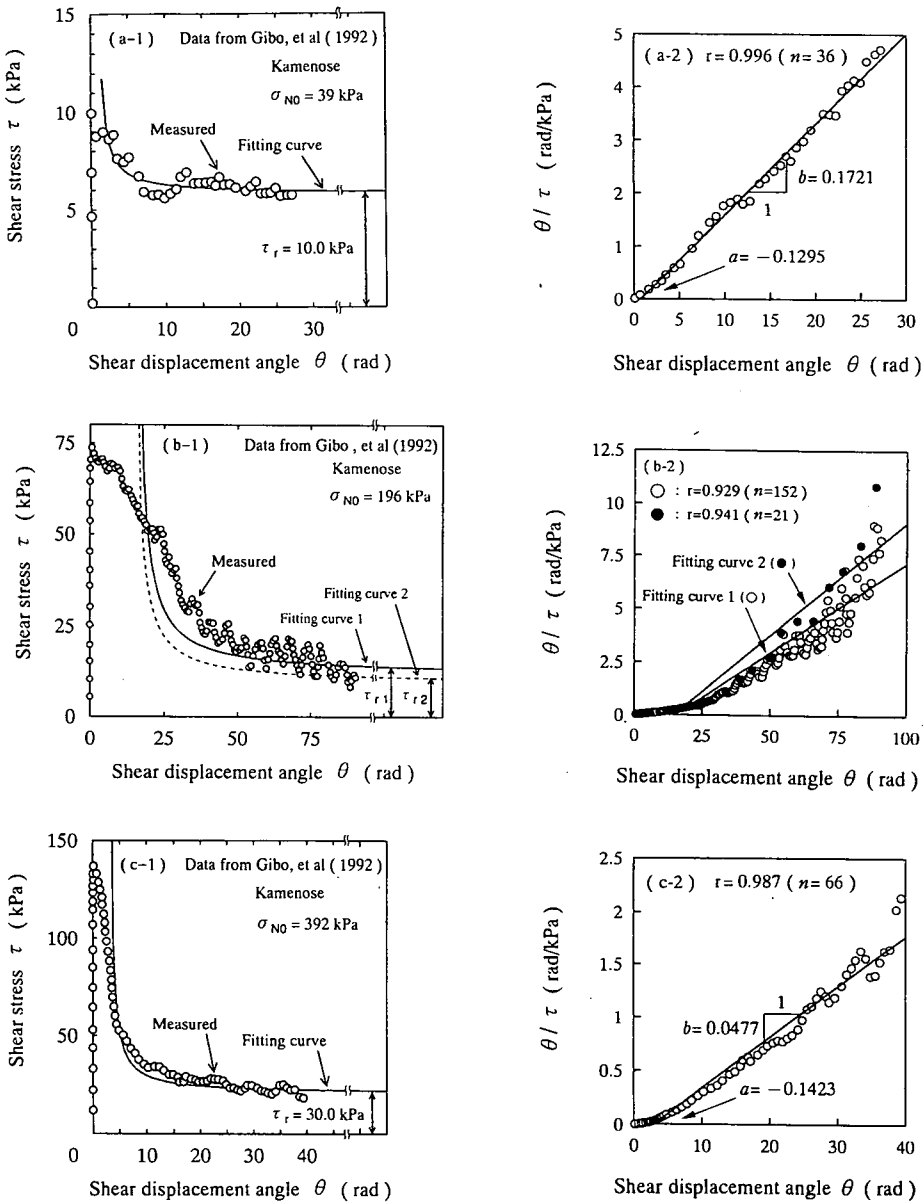


Fig.12  $\tau - \theta$  curves and  $(\theta / \tau) - \theta$  curves<sup>9)</sup>

り、供試体は内径10 cm、外径16 cm（環状供試体の中間の半径： $R=6.5$  cm）および初期高さ約2 cmである。初期垂直応力は $\sigma_{N0}=98$  kPaであり、せん断速度はピーク強度に達して強度低下し始めるまで $\dot{\theta}=0.04463$  deg/min.、それ以降は $0.4463$  deg/min.（それぞれ $\dot{\theta}=0.00078$ および $0.0078$  rad/min.に相当する）である。なお、Fig.11(a-1),(b-1)および(c-1)は、文献19)においてはせん断応力 $\tau$ ～せん断変位 $D$ 関係で示されているものを、 $\tau \sim \theta (=D/R)$ 関係で

再整理したものである。Fig.11(a-2)により相関係数は $r=0.999$ であり、適合性は高い結果が得られた。Fig.11(a-1)に示すように双曲線による計算値と実測値はよく一致しており、試験の打ち切り後の大变位におけるせん断応力の低下が近似曲線により十分推定できる。すなわち、試験打ち切り( $\theta_{end}=5.0$  rad)時のせん断応力は $\tau=40.7$  kPaであるのに対して、提案法より決定した残留強度は $\tau_r=1/b=38.3$  kPaである。さらに、Fig.11(b)および(c)においても、

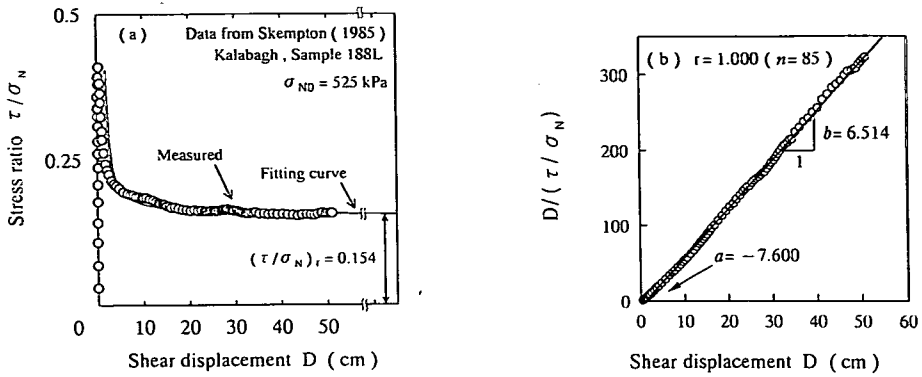


Fig.13  $(\tau/\sigma_N)$ -D curves and  $(D/(\tau/\sigma_N))$ -D curves<sup>2)</sup>

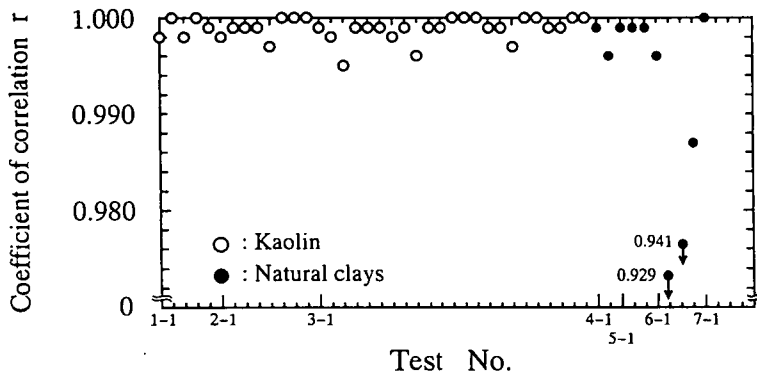


Fig.14 Summary of coefficient of correlation in all test cases

相関係数はともに  $r = 0.999$  であり、適合性は高い結果が得られた。この場合、それぞれ  $\theta_{end} = 4.4, 4.2$  rad時のせん断応力は  $\tau = 33.0, 28.2$  kPaであるのに対して、残留強度  $\tau_r = 32.6, 26.9$  kPaが一義的に得られた。

Fig.12(a)~(c)は宜保ら<sup>9)</sup>の試験データに対する双曲線近似の適用結果を示したものである。試料 (Table 1 および Table 2 の Test No. 6-1~3) は大阪府の亀の瀬凝灰質礫質土であり、その物理特性は  $w_L = 89.0\%$ ,  $I_p = 53.0$ ,  $CF = 34.0\%$  である。供試体は内径 6 cm および外径 10 cm (環状供試体の中間の半径:  $R = 4$  cm) である。初期垂直応力は  $\sigma_{NO} = 39, 196, 392$  kPa であり、ピークおよび残留時にはせん断変位速度を  $\dot{D} = 0.0013$  cm/min. とし、その間の領域では  $\dot{D} = 0.065$  cm/min. (それぞれせん断変位角速度  $\dot{\theta}$  ( $= \dot{D}/R$ )  $= 0.00033$  および  $0.0078$  rad/min. に相当する) としている。なお、Fig.12(a-1), (b-1) および (c-1) も、文献9)のデータを、 $\tau \sim \theta$  関係で再整理し

たものである。Fig.12(a) および (c) において、相関係数はそれぞれ  $r = 0.996$  および  $0.987$  であり、双曲線は実測値を概ね良好に近似している。Fig.12(b) に関しては、Fig.12(b-1) における  $\tau \sim \theta$  関係の実測値が周期的に変動している。この変動は試験機の機構上の問題とせん断面の発達過程におけるダイレイタンスに起因するもの<sup>9)</sup>と考察されている。 $\tau \sim \theta$  関係のすべての実測値および極小値のみのデータに対する近似曲線1および2を Fig.12(b-2) において求めた。 $\theta/\tau \sim \theta$  関係の実測値はばらついているが、相関係数はそれぞれ  $r = 0.929$  および  $0.941$  である。Fig.12(b-1) に示すように、近似曲線と実測値の適合性は他のデータに対する適合性に比べると劣るが、近似曲線1および2に対してそれぞれ残留強度  $\tau_{r1} = 11.9$  kPa,  $\tau_{r2} = 9.4$  kPaが一義的に得られる。

Fig.13は Skempton<sup>2)</sup>の試験データに対する双曲線近似の適用結果を示したものである。試料の Sample 188L (Table 1 および Table 2 の Test No. 7-1) の物

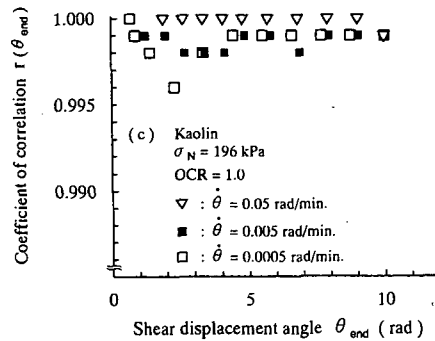
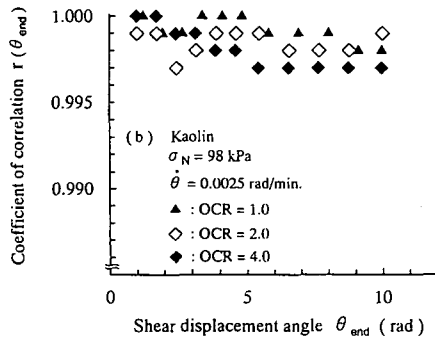
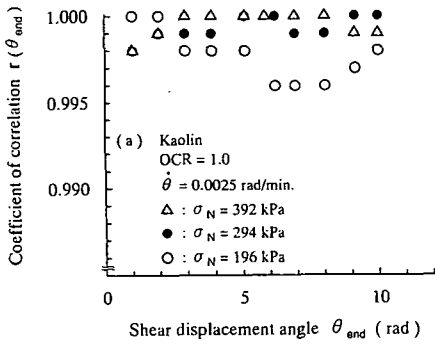


Fig.15  $r(\theta_{end})-\theta_{end}$  curves

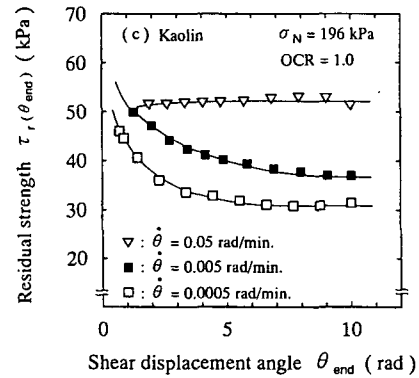
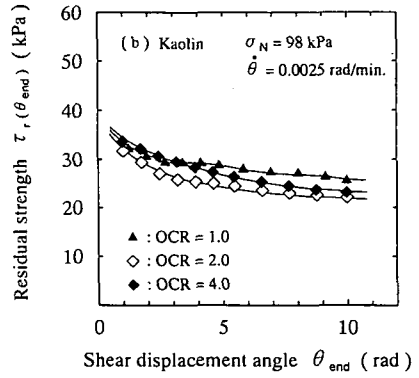
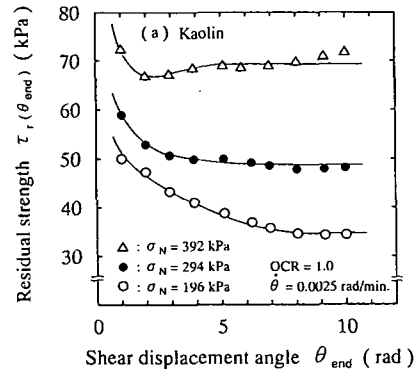


Fig.16  $\tau_r(\theta_{end})-\theta_{end}$  curves

理特性は $w_L=62.0\%$ 、 $I_p=36.0$ 、 $CF=47\%$ であり、試験条件は $\sigma_c=900\text{ kPa}$ 、 $\sigma_{N0}=525\text{ kPa}$ 、 $OCR=1.71$ およびせん断変位速度 $\dot{D}=0.01\text{ mm/min}$ である。Fig.13(a)は、リングの内径および外径が不明であるので、文献2)のとおり $\tau/\sigma_N \sim D$ 関係で示したものである。Fig.13(b)においては、式(3)の $\tau$ および $\theta$ をそれぞれ $\tau/\sigma_N$ および $D$ として双曲線関数のパラメータを求めた。この場合、相関係数は $r=1.000$ であり、適合性はかなり高い結果が得られた。Fig.13(a)

に示すように双曲線による計算値と実測値はよく一致している。 $\sigma_N$ で無次元化した残留強度は $(\tau/\sigma_N)_r = 1/b = 0.154$ と一義的に決定される。

Fig.14は、カオリンおよび7種類の自然粘土における試験条件の様々な異なるすべての試験ケースに対する相関係数 $r$ を示したものである。これより、 $r \geq 0.929$ であり、その平均値は0.996である。したがって、供試体の大きさ、垂直応力、過圧密比およびせん断変位角速度の試験条件や粘土の種類と無関

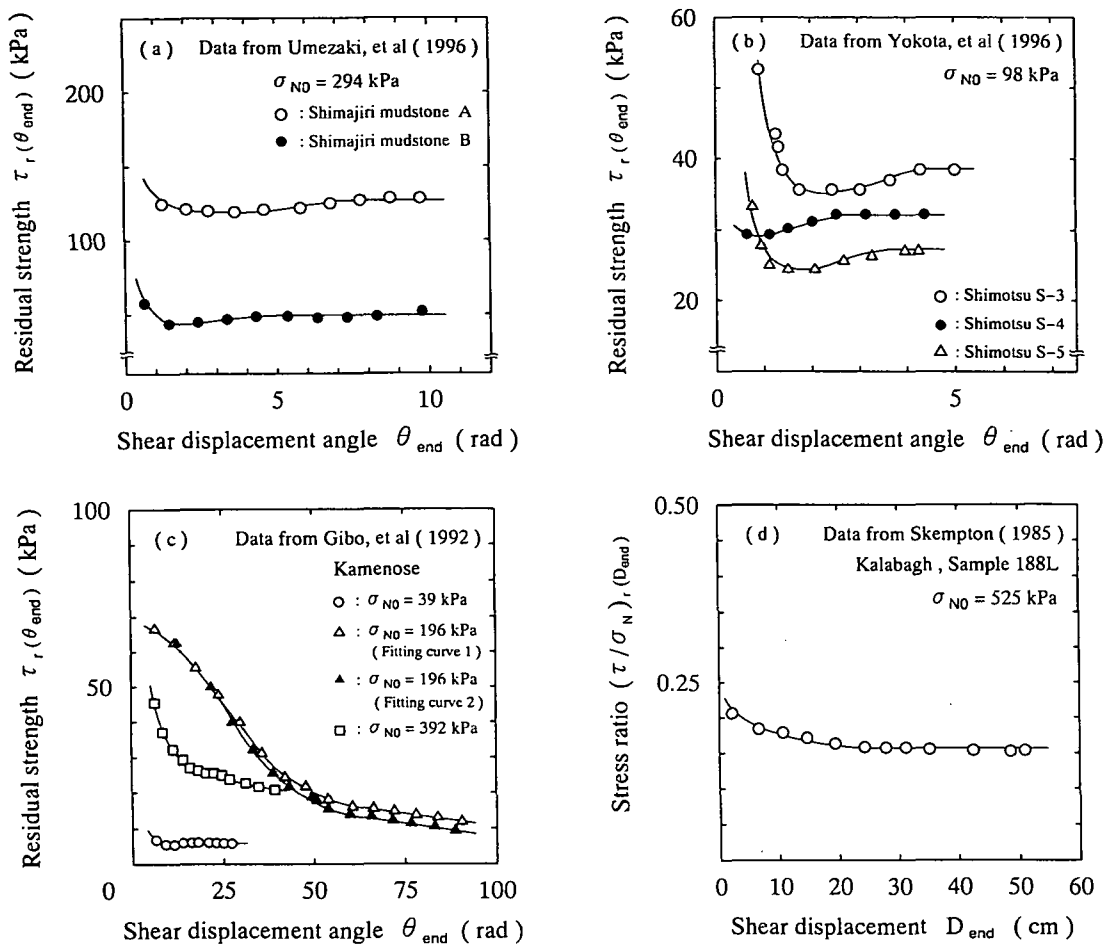


Fig.17  $\tau_r(\theta_{end}) - \theta_{end}$  curves and  $((\tau / \sigma_N)_r(D_{end})) - D_{end}$  curve of natural clays<sup>20), 19), 9), 2)</sup>

係にリングせん断試験における最大せん断応力後のせん断応力～せん断変位角関係に対して双曲線近似が十分に適用できる。すなわち、提案法によって、試験打ち切り後の大変位におけるせん断応力が近似曲線により十分な精度で推定でき、残留強度を近似曲線の漸近値として一義的に決定できる。

(2) リングせん断試験の打ち切りに必要なせん断変位角

4.(1)で述べたように、双曲線近似を適用して残留強度を決定する方法においては、実測値が残留状態に達していなくても、残留強度を決定することができる。この方法における試験の打ち切りに必要なせん断変位角  $\theta_{end}$  の大きさの目安を検討するために、双曲線近似を適用する区間  $(\theta_p, \theta_{end}]$  における  $\theta_{end}$

を変化させたときの相関係数  $r(\theta_{end})$  およびそのときに決定される残留強度  $\tau_r(\theta_{end})$  の変化をそれぞれ調べた。ここでも、1.で述べたことにより、試験で直接測定される  $\theta$  を用いて検討した。

Fig.15(a)～(c)は、カオリンを用いた様々な試験条件において、異なる  $\theta_{end}$  までの実測値を用いたときの相関係数  $r(\theta_{end})$  とそのときの  $\theta_{end}$  の関係を示したものである。Fig.15(a)は  $\sigma_N$  を、(b)はOCRを、および(c)は  $\dot{\theta}$  を、それぞれ変化させたものである。試験条件が異なるすべての場合においても、 $\theta_{end}$  の値によらず、 $r$  は0.996以上と非常に高い。しかし、このときの残留強度  $\tau_r(\theta_{end})$  の値は  $\theta_{end}$  の値に依存すると考えられるので、それぞれの  $\theta_{end}$  に対応する  $\tau_r(\theta_{end})$  の値を検討する必要がある。

Fig.16(a)～(c)は、それぞれ Fig.15(a)～(c) 対



応する場合の  $\tau_r(\theta_{end})$  とそのときの  $\theta_{end}$  の関係を示したものである。  $\sigma_N$  が異なる Fig.16(a) においては、試験の打ち切りせん断変位角を大きくしていくと  $\tau_r(\theta_{end})$  は徐々に減少し、  $\theta_{end}=8.0$  rad 以上ですべての場合において、  $\tau_r(\theta_{end})$  が一定値に収れんする傾向を示す。この場合、  $\sigma_N$  の大きい方が  $\theta_{end}$  が小さい値で  $\tau_r(\theta_{end})$  が収れんする傾向がみられた。残留強度  $\tau_r$  は大変位における一定で最小のせん断応力であることから、  $\tau_r(\theta_{end})$  の収れん値における  $\theta_{end}$  を試験の打ち切りせん断変位角の目安と考える。ここで、  $\sigma_N=196, 294, 392$  kPa に対して試験の打ち切りせん断変位角の目安はそれぞれ  $\theta_{end}=8.0, 6.0, 4.0$  rad ( $D_{end}=32, 24, 16$  cm) 程度である。

$\sigma_N=98$  kPa において OCR が異なる Fig.16(b) では、  $\tau_r(\theta_{end}) \sim \theta_{end}$  関係において OCR の影響は明瞭にあらわれず、各 OCR ともに試験の打ち切りせん断変位角の目安は  $\theta_{end}=10.0$  rad ( $D_{end}=40$  cm) 程度である。

$\dot{\theta}$  が異なる Fig.16(c) では、  $\dot{\theta}=0.0005, 0.005$  rad/min. に対して、試験の打ち切りの目安はそれぞれ  $\theta_{end}=7.0, 9.0$  rad ( $D_{end}=28, 36$  cm) 程度である。ただし、  $\dot{\theta}=0.05$  rad/min. のようにせん断変位角速度が極端に速い場合には、  $\theta_{end}$  が小さい値で  $\tau_r(\theta_{end})$  は収れんしているが、その関係は他の場合と異なっている。

以上より、カオリンを用いた一連のリングせん断試験において打ち切りに必要なせん断変位角は垂直応力およびせん断変位角速度に影響を受け、その目安は  $4 \sim 10$  rad ( $16 \sim 40$  cm) 程度である。

Fig.17(a)~(d) は、 Fig.10~13 で示した  $\tau \sim \theta$  関係 および  $\tau/\sigma_N \sim D$  関係において、それぞれ双曲線近似の適用区間での  $\theta_{end}$  および  $D_{end}$  を変化させたときの残留強度の決定値  $\tau_r(\theta_{end})$  および  $(\tau/\sigma_N)_r(D_{end})$  の変化を示したものである。なお、これらのすべての場合の  $r(\theta_{end}) \sim \theta_{end}$  関係においても、  $\theta_{end}$  の値によらず、  $r \geq 0.929$  と高い結果が得られている。

Fig.17(a) の2種類の島尻泥岩<sup>20)</sup> では、  $\tau_r(\theta_{end})$  は  $\theta_{end}=5.0 \sim 6.0$  rad ( $D_{end}=20 \sim 24$  cm) 程度で一定値に収れんする。横田ら<sup>19)</sup> による3種類の蛇紋岩の風化した粘性土の Fig.17(b) においては、  $\tau_r(\theta_{end})$  は Shimotsu S-3, S-4 および S-5 に対して  $\theta_{end}=3.0 \sim 4.0$  rad ( $D_{end}=19.5 \sim 26$  cm) 程度で一定値に収れんする。宜保ら<sup>9)</sup> による亀の瀬凝灰質礫質土の Fig.17(c) では、  $\tau_r(\theta_{end})$  は  $\sigma_N=39$  および  $392$  kPa に対してそれぞれ  $\theta_{end}=22$  および  $40$  rad ( $D_{end}=88, 160$  cm) 程度で一定値に収れんする。しかし、  $\sigma_N=196$  kPa の場合には近似曲線1および2に対して  $\theta_{end}=80$  rad

( $D_{end}=320$  cm) 以上においても  $\tau_r(\theta_{end})$  は減少を続けている。これは4.(1) b) で述べたように  $\tau \sim \theta$  関係の実測値が周期的に変動しているため、近似曲線と実測値の適合性が他のデータに対する適合性に比べて劣ることによるものと考えられる。Skempton<sup>2)</sup> のデータによる Fig.17(d) においては、  $(\tau/\sigma_N)_r(D_{end})$  は  $D_{end}=20$  cm 程度で一定値に収れんする。

以上より、試験の打ち切りせん断変位角  $\theta_{end}$  は垂直応力およびせん断変位角速度の試験条件や粘土の種類によって異なる。ただし、提案した残留強度の決定法を用いて、せん断過程における  $\tau_r(\theta_{end}) \sim \theta_{end}$  関係を整理すれば、いずれの場合も試験途中において  $\theta_{end}$  の目安が検討できる。

## 5. 結論

カオリンおよび自然粘土に対する試験条件が異なるリングせん断試験結果から、残留強度とせん断変位角の関係について考察した。得られた結論は以下のようである。

- (1) リングせん断試験におけるせん断応力  $\sim$  せん断変位角  $\sim$  鉛直変位関係の実測値は、長期間のせん断においても、厳密には定常状態に達することはない。したがって、これらの実測値から直接、残留強度を決定することは難しい。
- (2) リングせん断試験における最大せん断応力後のせん断応力  $\sim$  せん断変位角関係に対して、供試体の大きさ、垂直応力、過圧密比およびせん断変位角速度の試験条件や粘土の種類に無関係に双曲線近似が十分に適用できることを示した。このことは、試験打ち切り後、さらに大きなせん断変位角とそのときのせん断応力の関係が近似曲線により十分な精度で推定できることを示している。
- (3) 上記のことより、残留強度をこの双曲線の漸近値として決定する方法の妥当性が示された。提案した方法は試験の打ち切りまでの実測値から残留強度を一義的に決定できる。また、そのために必要なパラメータの決定が簡便である。
- (4) 提案法を用いた残留強度  $\sim$  せん断変位角関係の考察より、試験の打ち切りせん断変位角は垂直応力およびせん断変位角速度の試験条件や粘土の種類によって異なることを示した。リングせん断試験においては、適切な試験の打ち切りせん断変位角までの実測値に対して双曲線近似を適用することにより、残留強度を精度よく決定することができる。

## 参考文献

- 1) Skempton, A.W. : Long-term stability of clay slopes, *Geo-*

*technique*, Vol.14, No.2, pp.77 ~ 102, 1964.

- 2) Skempton, A.W. : Residual strength of clays in landslides, folded strata and the laboratory, *Geotechnique*, Vol.35, No. 1, pp.3 ~ 18, 1985.
- 3) 土質工学会編: 土質工学会用語辞典, 土質工学会, p.115, 1985.
- 4) Gibo, S., Egashira, K. and Ohtsubo, M. : Residual strength of smectite-dominated soils from the Kamenose landslide in Japan, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.24, No.3, pp.456 ~ 462, 1987.
- 5) Bishop, A.W., Green, G.E., Garga, V.K., Andresen, A. and Brown, J.D.: A new ring shear apparatus and its application to the measurement of residual strength, *Geotechnique*, Vol.21, No.4, pp.273 ~ 328, 1971.
- 6) ブラダン テージ, 本郷隆夫, 水上純一 : 土の一面せん断試験に関する検討課題, 直接型せん断試験の方法と適用に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会, pp.12~21, 1995.
- 7) 直保清一 : 地すべり斜面の安定性評価に用いる強度定数の考え方, 土と基礎, Vol.35, No.11, pp.27~32, 1987.
- 8) 直保清一 : リングせん断試験における測定精度, 第28回土質工学会研究発表会発表講演集, pp.663~666, 1993.
- 9) 直保清一, 江頭和彦, 林 義隆 : 地すべり土の残留強度の大変位剪断試験による測定法と物理的鉱物学的性質による類推法, 農業土木学会論文集, 第159号, pp.57~63, 1992.
- 10) 矢田部龍一, 八木則男, 榎 明潔 : 破碎帯地すべり地の粘性土のリングせん断特性, 土木学会論文集, No.436/Ⅲ-16, pp.93~101, 1991.
- 11) 八木則男, 矢田部龍一, 石井朋紀, 榎 明潔 : 強度定数のばらつきを考慮した地すべり地の安定性の検討, 土木学会論文集, No.523/Ⅲ-32, pp.59~67, 1995.
- 12) 鈴木素之, 梅崎健夫, 川上 浩 : 粘土の残留強度の決定法に関する一考察, 平成5年度土木学会中部支部研究発表会講演概要集, pp.343~344, 1994.
- 13) 鈴木素之, 梅崎健夫, 川上 浩 : リングせん断試験による粘土の残留強度特性, 直接型せん断試験の方法と適用に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会, pp.269~274, 1995.
- 14) 鈴木素之, 梅崎健夫, 川上 浩 : リングせん断試験における粘土の残留強度の決定手法, 土木学会第50回年次学術講演会講演概要集, pp.386~387, 1995.
- 15) 釜井俊孝 : リングせん断試験における破壊の伝播過程, 直接型せん断試験の方法と適用に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会, pp.255~262, 1995.
- 16) 直保清一 : 粘土の残留強度決定に関する研究, 琉球大学農学部学術報告, 第26号, 1979.
- 17) Kondner, R.L. : Hyperbolic stress-strain response: cohesive soils, *Journal of SMF Div., Proc. ASCE*, Vol.89, SM1, pp.115 ~ 143, 1963.
- 18) Murayama, S. : Constitutive equations of particulate material in the failure state, *Proc. 9th I.C.S.M.F.E.*, pp.183 ~ 190, 1977.
- 19) 横田公忠, 八木則男, 矢田部龍一, 砂子 一 : 蛇紋岩の風化粘性土に起因した切土のり面の崩壊に関する一考察, 土木学会論文集, No.541/Ⅲ-35, pp.57~65, 1996.
- 20) 梅崎健夫, 川上 浩, 鈴木素之 : 島尻泥岩の残留強度に関する委託試験結果報告書, (株)基礎地盤コンサルタンツ, 1996.
- 21) 澁谷 啓 : 土の一面せん断試験と結果の解釈における最近の進展, 直接型せん断試験の方法と適用に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会, pp.67~86, 1995.
- 22) Lemos, L., Skempton, A.W. and Vaughan, P.R. : Earthquake loading of shear surfaces in slopes, *Proc. 11th I.C.S.M.F.E.*, Vol.4, pp.1955 ~ 1958, 1985.
- 23) 伊集院玲子, 石原研而, 桑野二郎 : 沁り面における残留強度と動的強度, 土木学会第42回年次学術講演会講演概要集, pp.148~149, 1987.
- 24) 岡田富士夫, 宋 永焜 : 残留強度と微視的構造の関係, 第23回土質工学会研究発表会発表講演集, pp.227~228, 1988.
- 25) 中村浩之, 清水清文 : すべり面におけるせん断強度決定のための土質試験法, 地すべり, 第15巻, 第2号, pp.25~32, 1978.
- 26) 伊集院玲子, 石原研而, 東畑郁生 : 残留強度状態における土の動的強度特性, 第23回土質工学会研究発表会発表講演集, pp.763~764, 1988.

(1996.12.3 受付)

## RELATION BETWEEN RESIDUAL STRENGTH AND SHEAR DISPLACEMENT OF CLAY IN RING SHEAR TEST

Motoyuki SUZUKI, Takeo UMEZAKI and Hiroshi KAWAKAMI

A practical method for determining the residual strength from the experimental data in the ring shear test with clay has been proposed. A hyperbolic curve is applied to approximate the post-peak relation between the shear stress and the shear displacement, and the residual strength is determined as an asymptotic value of the hyperbola. The applicability of the method is supported by the test results of kaolin and natural clays under various test conditions. From considering the relation between the residual strength and the shear displacement based on the proposed method, the shear displacement at the end of shear process to determine the residual strength is dependent on nature of clays, normal stress and shear displacement rate.