

# ジオシンセティックス多層ライナーのせん断力伝播に関する実験的研究

今泉繁良<sup>1</sup>・高橋 悟<sup>2</sup>・坪井正行<sup>3</sup>・横山幸満<sup>4</sup>

<sup>1</sup>正会員 工博 宇都宮大学助教授 工学部建設学科 (〒321 宇都宮市石井町 2753)

<sup>2</sup>正会員 工修 (元宇都宮大学大学院生)

<sup>3</sup>正会員 学士 宇都宮大学大学院博士後期課程 (〒321 宇都宮市石井町 2753)

<sup>4</sup>正会員 工博 宇都宮大学教授 工学部建設学科 (〒321 宇都宮市石井町 2753)

廃棄物最終処分場でのライナーは、ジオメンブレンとジオテキスタイルの多層構造となる傾向にある。多層ライナーの最上部に覆土等からの起動せん断力が作用したとき、各層に生じる引張り力を評価する実用的計算法の開発を目指して、4層から成る室内多層せん断試験を実施した。用いた材料は鬼怒川砂、2種類のジオテキスタイル、HDPE ジオメンブレンである。実験結果として、変形を考慮しない極限釣合法では第2層に引張り力が発現されない条件下でも引張り力が生じること、引張り力発現の程度はジオシンセティックスの剛性と拘束圧に依存することを示した。この結果に基づき、第2層の伸び量を弾性論で計算し、摩擦力との力の釣合から第2層の引張り力を評価する方法を提案した。

**Key Words** : geosynthetics, composite liner, special shear test, shear strength, design, slip surface, friction, elasticity

## 1. はじめに

廃棄物最終処分場では廃棄物からの浸出液が周辺地盤に漏出しないように、処分場の底部および側斜面にゴムやポリエチレンの遮水シート（ジオメンブレン）を敷設するが、通常、このジオメンブレンの上・下部にはその保護を目的として不織布（ジオテキスタイル）が敷かれる。そして、この遮水シートの使用は、わが国においても、従来の一重から二重とする方向に進みつつある。

多層ジオシンセティックスからなる遮水構造が側斜面に使用されたとき、その上方に置かれる排水用覆土砂の自重や廃棄物搬入車両に起因する滑り力は、ジオシンセティックス内部に引張り力をもたらす。Giroudら<sup>2)</sup>は、その張力を評価するために、多層ジオシンセティックスを単層と仮定して、ジオシンセティックス上の覆土砂層を2つのくさび(wedge)に分け、①上部くさびの重量、②ジオシンセティックスと基盤土とのせん断抵抗力、③ジオシンセティックス内の張力、④下部くさびの受働抵抗力の4つの力の釣合から、ジオシンセティックスに生じる張力を計算する方法を提案した。そして、Long<sup>3)</sup>は、Giroudらの計算式に基づく設計曲線を提示した。

ところで、多層ジオシンセティックスから成る遮水構造物において、各層間は接着されていないので、伝えられたせん断力は層間の摩擦力を介してより下方に伝達さ

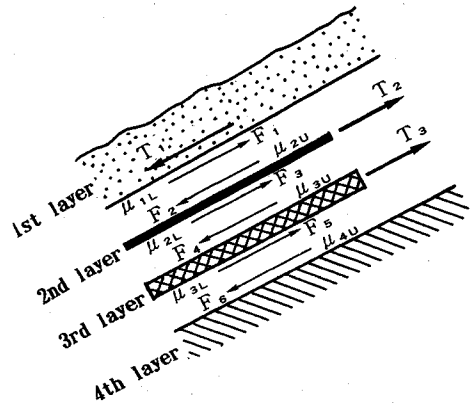


Fig.1 Schematic drawing of multi-layered liner

れ、一部がジオメンブレン・ジオテキスタイルの張力で負担される。個々の層に発生する張力を評価する実用的方法として、Koerner<sup>4),5)</sup>は層間摩擦力から評価する方法を提案している。すなわち、Fig.1に示す多層ライナーの*i*層の引張り力  $T_i$  は、その層の上・下面の摩擦抵抗力  $F_u$ ,  $F_L$  と釣合が必要があるので、層間での摩擦係数を  $\mu_{iu}$ ,  $\mu_{il}$  とすると、式(1)で表される。

$$T_i = A_i \cdot \sigma_n \cdot (\mu_{iu} - \mu_{il}) \quad (1)$$

ここに、 $A_i$  は *i* 層の接触面積

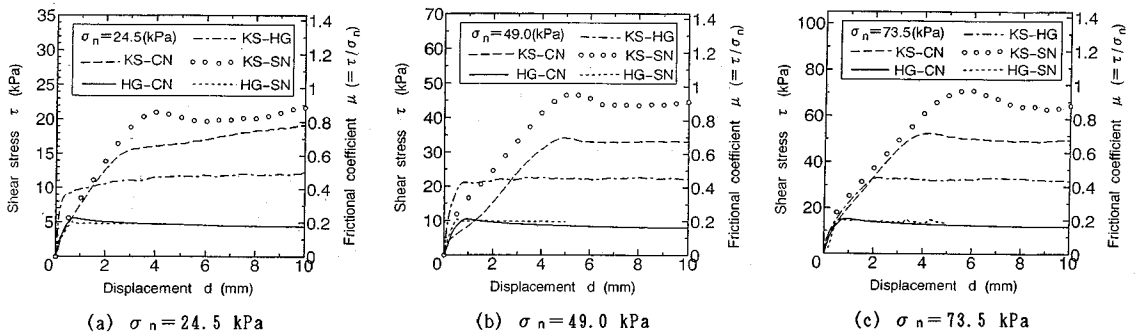


Fig.2 Shear resistance versus displacement between materials

Table 1 Secant elastic modulus of materials

HDPE geo-membrane	Continuous nonwoven	Stapled nonwoven	Aluminum
HG	CN	SN	(SNR)
450.8	8.92	0.13	70,300.0

Unit: MPa

$\sigma_n$  はライナーへの鉛直応力

ここで、摩擦係数としては直接せん断試験等から評価されるピーク時の値 ( $\mu_{IV}$  と  $\mu_{IL}$ ) を用いることを提案している。しかしながら、層間での摩擦力（あるいは摩擦係数）はそこに相対変位が生じてはじめて発揮されるものであり、かつその量は相対変位量や拘束応力に依存する。最上部に働くせん断力が覆土の滑り力であるような場合、最上層の上面での摩擦力は完全に発揮されたとしても、第2層以下の層間摩擦力は、ジオシンセティックスが伸びて、その下の層との間に大きな相対変位が生じてこそピーク時摩擦抵抗が発揮される（相対変位が小さければ摩擦も小さい）と考えられる。

以上の限界状態での力の釣合いに基づく方法に対して、Long ら<sup>6),7)</sup>は変位量を考慮する方法として、覆土材・ジオシンセティックス層材ならびにそれらの層間に非線形のバネモデルを用いて、力の釣合い条件から各層に働く引張り力を計算する有限差分法を提案している。また、Wilson-Hahmy ら<sup>8)</sup>は材料の非線形性を取り入れた有限要素解析を、Shan ら<sup>9)</sup>もジオシンセティックス材の線形弾性と層間面での弾完全塑性要素を取り入れた有限要素解析を実施しつつある。

本論文は、多層ジオシンセティックスライナーの個々の層の引張り力を評価する実用的方法の確立を目指して、砂・ジオメンブレン・ジオテキスタイルを種々組み合わせた4層の直接せん断試験を実施し、その結果を伸びを考慮して考察し、著者ら<sup>10)</sup>が先に発表した引抜き弾性論を援用した新しい計算法を提案するものである。

Table 2 Peak frictional coefficient at interface between materials

Interface	$\sigma_n$ (kPa)		
	24.5	49.0	73.5
Kinugawa sand and HDPE geomembrane KS-HG	0.494	0.461	0.451
Kinugawa sand and Continuous nonwoven KS-CN	0.730	0.697	0.712
Kinugawa sand and Stapled nonwoven KS-SN	0.860	0.953	0.964
HDPE geomembrane and Continuous nonwoven HG-CN	0.226	0.214	0.208
HDPE geomembrane and Stapled nonwoven HG-SN	0.208	0.214	0.208

## 2. 試験材料と試験装置

### (1) 材料および材料間の特性

実験には鬼怒川砂 (KS: 最大粒径 5.0 mm, 均等係数 4.3), HDPE ジオメンブレン (HG), 長繊維ジオテキスタイル (CN), 短繊維ジオテキスタイル (SN) を使用<sup>11)</sup>した。また、剛性の高い疑似ジオテキスタイルとしてアルミニウム板の両側に短繊維ジオテキスタイルを貼って (SNR) 使用した。Table 1 に、ジオテキスタイルおよび HDPE ジオメンブレンの長方形供試体 (幅 60 mm, 長さ 100 mm) を、温度 20°C のもとで 1 mm/min の速さで引張り試験し、1% ひずみに対応する割線弾性係数を計算して示した。Table 1 にはアルミニウム板に関する弾性係数<sup>12)</sup>も示してあるが、各材料の弾性係数にはほぼ 2 オーダーの差がある。

Figs.2(a)~2(c) は、鉛直応力  $\sigma_n$  を 24.5, 49.0, 73.5 kPa と変化させて、鬼怒川砂・HDPE ジオメンブレン・ジオテキスタイルの各 2 層間摩擦特性を、幅 100

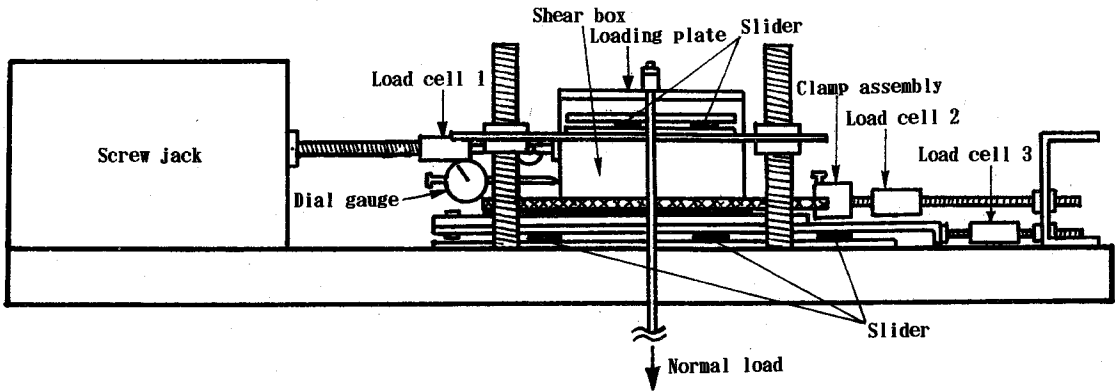
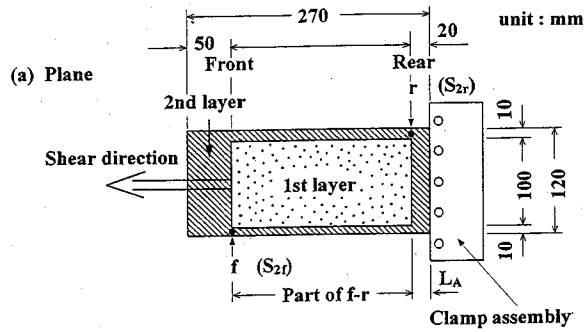


Fig.3 Apparatus for 4-layered shear testing

mm, 長さ 200 mm, 深さ 80 mm の上部せん断箱<sup>13)</sup>を使用して直接せん断試験を実施した結果である。鬼怒川砂と短繊維ジオテキスタイルとの試験では、せん断抵抗がピークに達したのち抵抗値の低下する現象が見られる。また、抵抗値がピークに達するに必要な層間相対変位量  $d_p$  は鉛直応力  $\sigma_n$  の増大に伴い大きくなり、 $\sigma_n = 49.0$  kPa での  $d_p$  は鬼怒川砂とジオテキスタイルの場合に 5 mm 程度、HDPE ジオメンブレンと鬼怒川砂・ジオテキスタイルの場合は 1 mm 程度である。

Table 2 は、ピーク時せん断抵抗  $\tau_p$  を鉛直応力  $\sigma_n$  で除したピーク時摩擦係数  $\mu_p$  を一覧表として示したものである。摩擦係数が最も高いのは鬼怒川砂と短繊維ジオテキスタイルの層間であり ( $\mu_p = 0.95$  程度)、最も低いのは HDPE ジオメンブレンとジオテキスタイルの層間 ( $\mu_p = 0.21$  程度) で、両者には 5 倍近い差がある。

## (2) 多層せん断試験装置と試験法

最上層にせん断力を作用させたとき、その下層のジオシンセティックスに伝播する引張り力を計測できる試験機として、Figs.3 (a), (b) に示す多層せん断試験装置を製作した。これは、Figs.2 に示した 2 層間摩擦特性の評価に使用したせん断試験機を改良したものであり、上

方から、幅 100 mm, 長さ 200 mm, 深さ 80 mm のせん断箱からなる第 1 層, ジオテキスタイルもしくはジオメンブレンの一端をロードセル 2 を介して固定した第 2 層, ジオテキスタイルもしくはジオメンブレンを上面に貼り一端をロードセル 3 を介して固定した鉄板 (第 3 層), 上部にスライダを置き第 3 層との間の摩擦がゼロとなるようにした基盤 (第 4 層) で構成されている。

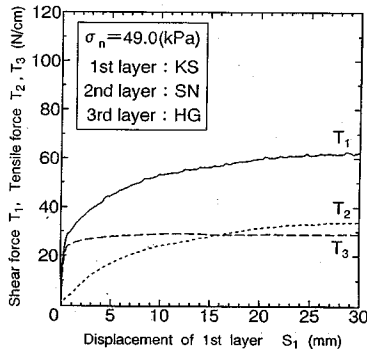
試験は、せん断箱内部に鬼怒川砂を相対密度が 85~90% となるようにポアリング法で詰め、鉛直応力を重錘で加えたのち、せん断箱をロードセル 1 を介して 1 mm/min の速さで引張り装置で引っ張った。試験中、せん断箱の変位が 0.1 mm ごとに、ロードセル 1 (起動せん断力  $T_1$ ), ロードセル 2 (第 2 層の引張り力  $T_2$ ), ロードセル 3 (第 3 層の引張り力  $T_3$ ) の値を計測した。また、必要に応じて、Fig.3 (a) に示す第 2 層上の  $f$  点と  $r$  点の変位も測定し、第 2 層の伸び量を計測した。

なお、第 1 層にジオテキスタイルを用いる場合は、せん断箱の面積に等しい厚さ 12 mm のベニヤ板にジオテキスタイルを接着させ、これをせん断箱内に入れて試験した。

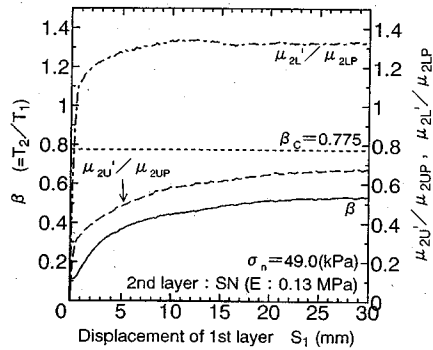
Table 3 Components of multi-layer test and conditions

Test No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1st layer	K S	K S	K S	K S	K S	K S	K S	K S	C N	S N
2nd layer	S N	C N	H G	S N R	H G	H G	C N	C N	H G	H G
3rd layer	H G	H G	C N	H G	C N	C N	H G	H G	C N	S N
$\sigma_n$ (kPa)	49.0	49.0	49.0	49.0	24.5	73.5	24.5	73.5	49.0	49.0
Relation between $\mu_{2UP}$ and $\mu_{2LP}$	$\mu_{2UP} > \mu_{2LP}$				$\mu_{2UP} > \mu_{2LP}$				$\mu_{2UP} = \mu_{2LP}$	

Notes: K S: Kinugawa sand, H G: HDPE geomembrane, C N: Continuous nonwoven, S N: Stapled nonwoven, S N R: Stapled nonwoven reinforced with alminum



(a)  $T_1$ ,  $T_2$  and  $T_3$  versus  $s_1$



(b)  $\beta$  versus  $s_1$

Fig.4 Results from 4-layered shear testing. Test No.1

### 3. 試験の種類と試験結果・考察

#### (1) 試験ケース

本研究の動機は、1. で述べたように、第1層と第2層との摩擦力が完全に発揮されたとしても、第2層以下に伝えられるせん断力は層間の相対変位に依存する摩擦力に支配されるので、第2層の引張り力はKoernerが述べるようなピーク時摩擦力だけでは決定されないのではないかというものである。そこで、両面に摩擦のある状態で引抜きを受けるジオメンブレンの伸び量が、ジオメンブレンの弾性係数  $E$  のみならず鉛直応力  $\sigma_n$  にも依存する<sup>10)</sup>ことを考慮して、Table 3 に示す 11 ケースを試験した。

すなわち、試験 No.1~4 では  $\sigma_n=49.0$  kPa のもとで、第1層を鬼怒川砂として、第2層はその剛性が種々変化するように第2・3層にジオテキスタイルおよびHDPEジオメンブレンを組合せて使用した。

試験 No.5, 3, 6 では、第1層に鬼怒川砂、第2層にHDPEジオメンブレン、第3層に短繊維ジオテキスタイルを使用して、鉛直応力  $\sigma_n$  を 24.5, 49.0, 73.5 kPa と変化させた。試験 No.7, 2, 8 では第2層を長繊維ジオテキスタイルに替え、 $\sigma_n=24.5, 49.0, 73.5$  kPa の条件で試験した。

試験 No.9, 10 では、第2層にHDPEジオメンブレ

ンを使用し、これと第1層および第3層とのピーク時摩擦係数 ( $\mu_{2UP}$ ,  $\mu_{2LP}$ ) の関係が、 $\mu_{2UP}=\mu_{2LP}$  となるように材料を選定し、 $\sigma_n=49.0$  kPa のもとで試験した。1. で述べた Koerner 法に従えば、この条件のもとでは第2層に引張り力  $T_2$  は発生しないことになる。

#### (2) 試験結果および考察

Figs.4 (a)~13 (a) に、第1層の変位  $s_1$  と第1層の起動せん断力  $T_1$ 、第2層の引張り力  $T_2$ 、第3層の引張り力  $T_3$  の関係を示した。第2層の引張り力  $T_2$  の発現傾向、すなわち  $s_1$  の増大に伴う  $T_2$  の増加傾向は、 $T_1$  の発現傾向と似ている。しかし、 $T_1$  がピークに達するに必要な変位量  $s_1$  の値は、Figs.2 で示した直接せん断試験でせん断抵抗力  $\tau$  がピークに達するまでの相対変位量  $d_p$  より大きい。これは、第2層のジオシンセティックスに伸びが生じているからである。

Fig.14 は、Fig.3 に示した第2層上の f 点と r 点での変位量 ( $s_{2f}$  と  $s_{2r}$ ) の計測例 (試験 No.8) を、第1層の変位量  $s_1$  との関係で示したものである。図上に  $45^\circ$  の線 (A 線) を引いたとき、任意の  $s_1'$  における A 線、 $s_{2f}$  線、 $s_{2r}$  線への縦距を  $(a+b+c)$ 、 $(b+c)$ 、 $c$  とすると、 $a$  は f 点の第1層との相対変位量、 $c$  は第1層からの拘束摩擦を受けない部分 (長さ  $L_A$ : Fig.3 (a) 参照) の伸び量、 $b$  が f-r 間の伸び量を示す。

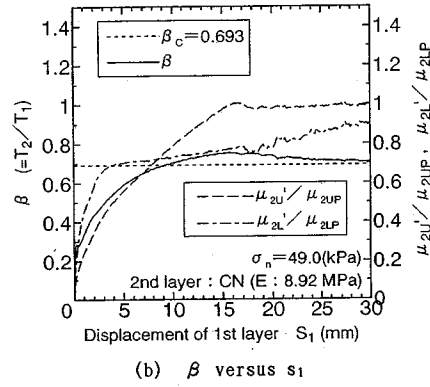
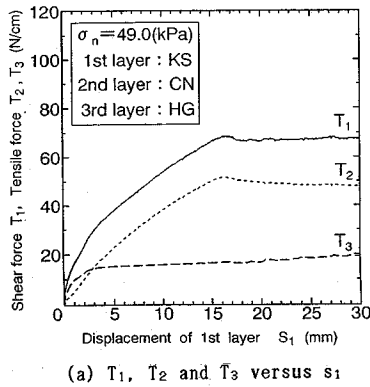


Fig.5 Results from 4-layered shear testing. Test No.2

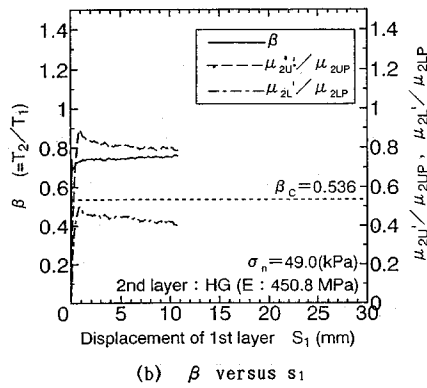
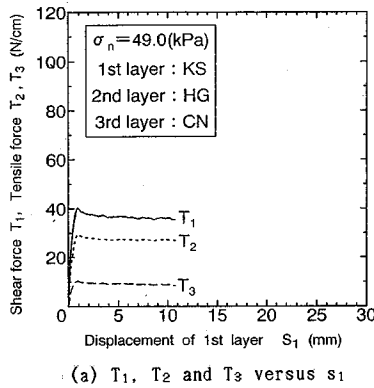


Fig.6 Results from 4-layered shear testing. Test No.3

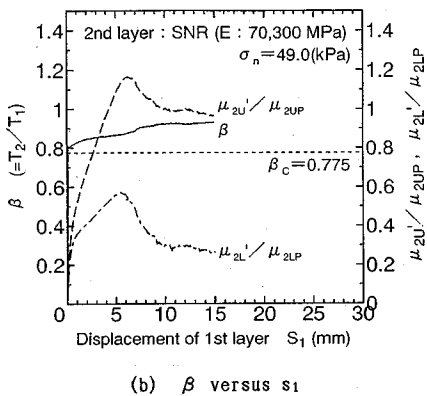
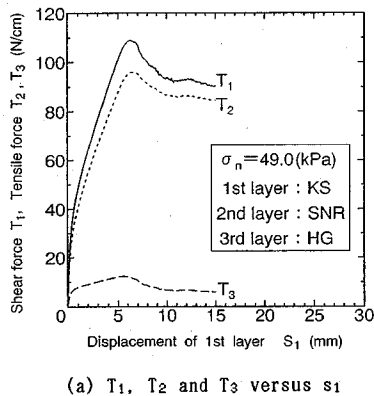
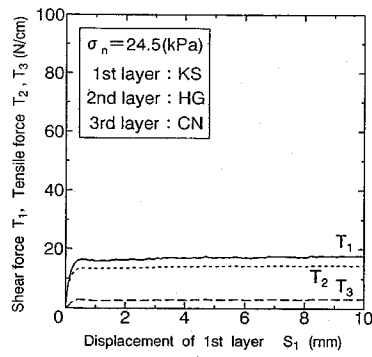


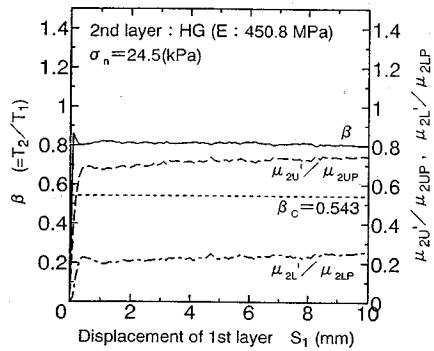
Fig.7 Results from 4-layered shear testing. Test No.4

Fig.14において $b$ が一定となり始める $s_1$ (=19 mm)の値は、Fig.11(a)において第1層の起動せん断力 $T_1$ と第2層の引張り力 $T_2$ が最大となるときの変位量に対応している。このとき $a$ の値は約4 mmであるが、この値は第1層と第2層の材料に関する直接せん断試験(Fig.2(c)参照)においてピーク時せん断抵抗を示す

に必要な相対変位量 $d_b$ とほぼ対応する。また、Fig.11(a)では第3層の引張り力 $T_3$ は、 $s_1$ が1~2 mmで一定値となっているが、この $s_1$ の値をFig.14に対応させると $(b+c)$ は1 mmとなる。これは、Fig.2(c)でせん断変位が約1 mmでピークに達していることと関連している。

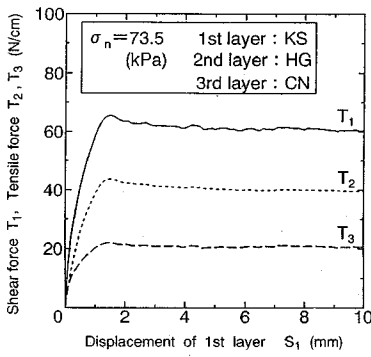


(a)  $T_1$ ,  $T_2$  and  $T_3$  versus  $s_1$

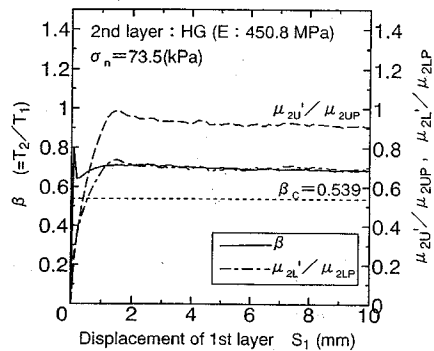


(b)  $\beta$  versus  $s_1$

Fig.8 Results from 4-layered shear testing. Test No.5

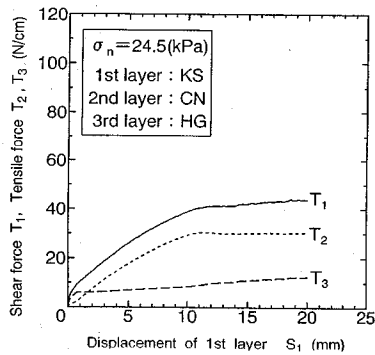


(a)  $T_1$ ,  $T_2$  and  $T_3$  versus  $s_1$

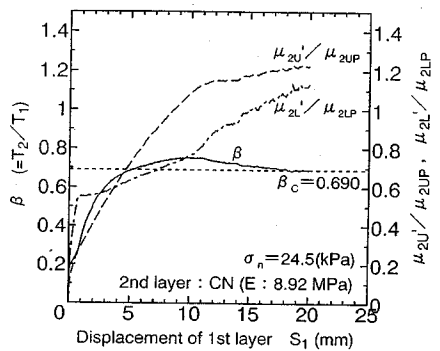


(b)  $\beta$  versus  $s_1$

Fig.9 Results from 4-layered shear testing. Test No.6



(a)  $T_1$ ,  $T_2$  and  $T_3$  versus  $s_1$

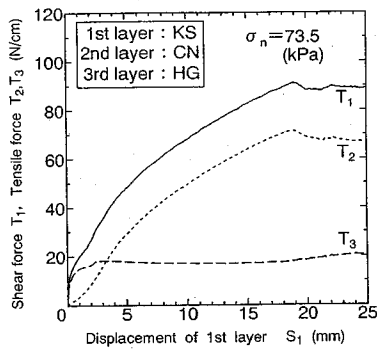


(b)  $\beta$  versus  $s_1$

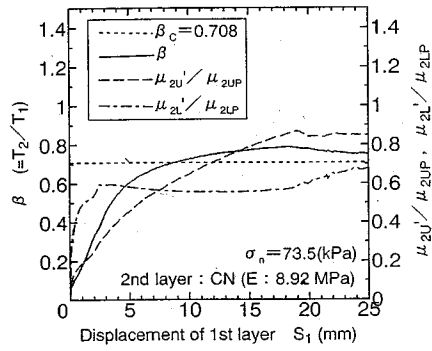
Fig.10 Results from 4-layered shear testing. Test No.7

本試験装置において、第1層のせん断抵抗力は  $T_1 = A \cdot \sigma_n \cdot \mu_{2U}$  である (ここに、 $A$  は第1層が第2層に接触する面積)。また、第3層と第4層との間にはスライダを置き摩擦除去を図っているので、摩擦がゼロであれば、 $T_3 = A \cdot \sigma_n \cdot \mu_{2L}$  となる。そこで、このことを確かめるた

めに、第2層に関する力の釣合、すなわち  $T_2 = T_1 - T_3$  が実験的に満たされているかどうかを検証してみたのが **Figs.15 (a)~15 (c)** である。 **Figs.15 (a)~15 (c)** に例示されるように、 $T_1 \cdot T_2 \cdot T_3$  の3つの力は、その瞬間において式 (1) に示す力の釣合が成り立っていること

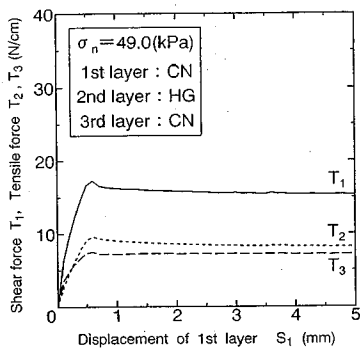


(a)  $T_1$ ,  $T_2$  and  $T_3$  versus  $s_1$

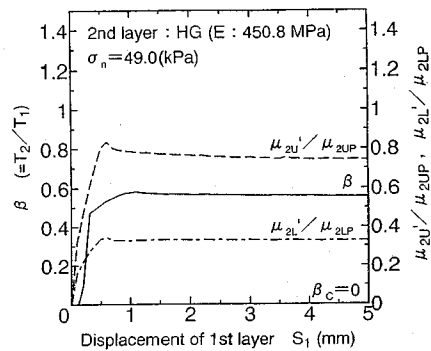


(b)  $\beta$  versus  $s_1$

Fig.11 Results from 4-layered shear testing. Test No.8

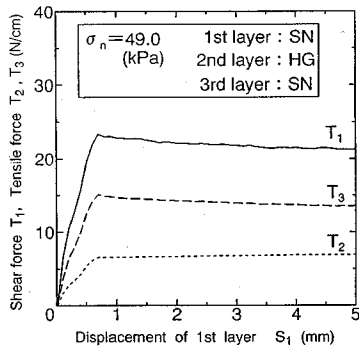


(a)  $T_1$ ,  $T_2$  and  $T_3$  versus  $s_1$

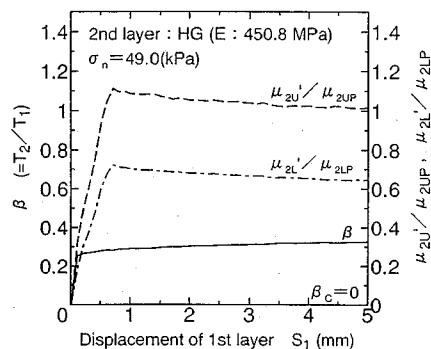


(b)  $\beta$  versus  $s_1$

Fig.12 Results from 4-layered shear testing. Test No.9



(a)  $T_1$ ,  $T_2$  and  $T_3$  versus  $s_1$



(b)  $\beta$  versus  $s_1$

Fig.13 Results from 4-layered shear testing. Test No.10

がわかる。

いま、第2層の引張り力  $T_2$  の起動せん断力  $T_1$  に対する比を第2層の負担率  $\beta (=T_2/T_1)$  と定義すると、 $\beta$  は層間面での平均的摩擦係数  $\mu'_{2U}$  と  $\mu'_{2L}$  を用いて、

$$\beta = \frac{T_2}{T_1} = \frac{T_1 - T_3}{T_1} = \frac{A \cdot \sigma_n \cdot (\mu'_{2U} - \mu'_{2L})}{A \cdot \sigma_n \cdot \mu'_{2U}}$$

$$= 1 - \frac{\mu'_{2L}}{\mu'_{2U}} \quad (2)$$

と表される。

Figs.4 (b)~13 (b) は、試験 No.1~No.10 の第1層の変位量  $s_1$  に伴う負担率  $\beta$  の変化 (実線) の状況を示したものである。同図には、直接せん断試験からのピーク

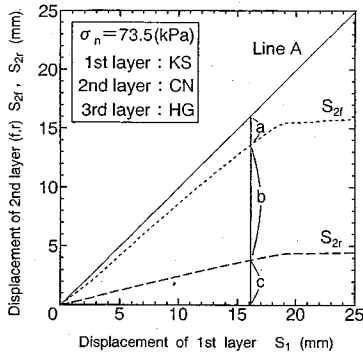
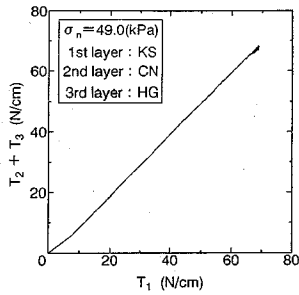
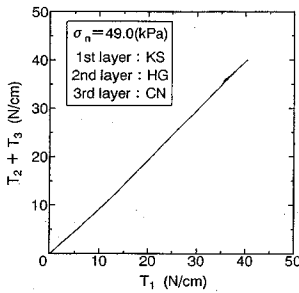


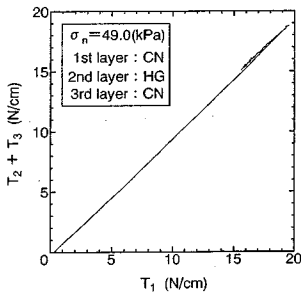
Fig. 14 Displacement of 2nd layer versus displacement of 1st layer



(a) Test No. 2



(b) Test No. 3



(c) Test No. 9

Fig. 15 Relationship between  $T_2 + T_3$  and  $T_1$

時摩擦係数  $\mu_b$  (Table 2 参照) から式 (2) を用いて計算される極限負担率  $\beta_c$  の値 (点線) も示した。この極限負担率  $\beta_c$  は Koerner の方法で評価される引張り力に関する負担率に相当する。また、変位  $s_1$  における層間面の平均的摩擦係数  $\mu_{2U}$  と  $\mu_{2L}$  の直接せん断試験からのピーク時摩擦係数  $\mu_b$  に対する比の変化も、破線 (1—2 層間) と一点破線 (2—3 層間) で示した。

第 2 層の剛性を変化させた Figs. 4 (b)~7 (b) を比較すると、長繊維ジオテキスタイル (Fig. 5 (b)) を第 2 層に用いたときの負担率  $\beta$  は、直接せん断試験からの極限負担率  $\beta_c$  に集束する。短繊維ジオテキスタイルを用いたとき (Fig. 4 (b)) の  $\beta$  は、この範囲のせん断変位では  $\beta_c$  より小さい。これは、 $\mu_{2U}/\mu_{2L}$  の変化からも分かるように、短繊維ジオテキスタイルの剛性が小さいため第 2 層の伸び量が大きく、第 1・2 層間の全面積においてピーク時摩擦力を発現させるほどの相対変位量が生じていないためと考える。HDPE ジオメンブレンやアルミニウム芯材の短繊維ジオテキスタイルの場合 (Figs. 6 (b), 7 (b)),  $\beta$  の値は  $\beta_c$  よりそれぞれ 42% と 18% だけ大きい。これは、 $\mu_{2U}$  がほぼ  $\mu_{2L}$  に達しているのに対して  $\mu_{2L}$  はまだ  $\mu_{2L}$  に達していないからである。すなわち、第 2 層の剛性が大きいとその伸び量は小さく、第 2—3 層間全域にピーク摩擦を発現させるほどの相対変位が生じていないことを意味している。

第 2 層に HDPE ジオメンブレンを使用して鉛直応力  $\sigma_n$  を変化させた Figs. 8 (b), 6 (b), 9 (b) を比較すると、 $\beta$  は  $\beta_c$  より 50~30% 大きい、 $\sigma_n$  の増大に伴い  $\beta$  は  $\beta_c$  に近づく傾向にある。この場合も、 $\mu_{2U}$  はほぼ  $\mu_{2L}$  に達しているのに対して、 $\mu_{2L}$  は  $\mu_{2L}$  に達していないことが図から読み取れる。これは、 $\sigma_n$  が低いとせん断力  $T_1$  も小さく、結果として第 2 層の伸び量も小さく、第 2—3 層間には  $\mu_{2L}$  が  $\mu_{2L}$  となるような相対変位が生じていないためと考える。なお、第 2 層として HDPE ジオメンブレンより剛性が小さく伸びやすい長繊維ジオテキスタイルを用いた場合は、 $\sigma_n = 24.5$  kPa であっても Figs. 10 に示すように  $\beta$  の値は  $\beta_c$  に近いものとなる。

$\mu_{2U} = \mu_{2L}$  の条件では、Koerner 法に従えば  $T_2$  は発現されないはずであるが、Figs. 12, 13 では引張り力  $T_2$  が計測されている。第 2 層と第 3 層の間に摩擦が生じる (あるいは摩擦係数  $\mu_{2L}$  が発揮する) ためには第 2 層が伸びる必要がある。伸びることは引張り力  $T_2$  が働いていることである。したがって、この条件下でも、起動せん断力  $T_1$ 、第 2 層の伸びを生じさせるのに必要な  $T_2$ 、この伸び量に依存する第 2 層と 3 層間の摩擦力  $T_3$  の 3 つの力が釣合うように、引張り力  $T_2$  が発現していると理解される。

以上のことから、 $\mu_{2U} > \mu_{2L}$  であっても第 2 層の剛性が高いときや鉛直応力が低い時には負担率  $\beta$  は  $\beta_c$  より



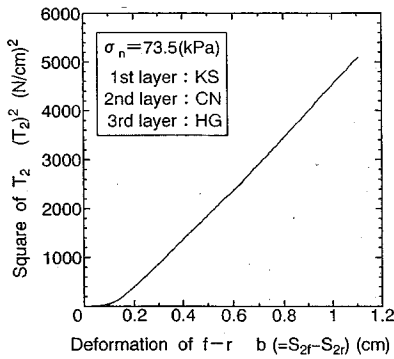


Fig.16 Relationship between  $(T_2)^2$  and  $b$

大きくなりうることを、また、 $\mu_{2U} = \mu_{2L}$  でも  $T_2$  はゼロではないことがわかった。そして、これらはいずれも第2層の伸びが小さいことに起因していると理解された。

#### 4. 第2層の伸びを考慮した引張り力 $T_2$ の評価法

##### (1) 計算法の基本

第2層の引張り力  $T_2$  の評価において、この層の伸び量を考慮した計算法を提案する。まず、基本となる仮定を以下に示す。

①第1層と第2層との間にはその全面でピーク摩擦力を生じさせるに十分な相対変位が存在する。すなわち、第1層にはこのピーク摩擦力以上の滑動力(起動せん断力)が作用している。

②第2層の伸びは、その上・下面を摩擦材料で拘束されているので、土中に敷設されたジオメンブレンの引抜き挙動<sup>10)</sup>と同様であるとする。すなわち、単位幅当りの引抜き力  $T$  と先端引抜き量  $D_0$  との関係は

$$D_0 = \frac{T^2}{2 \cdot E \cdot t_g \cdot (\mu_U + \mu_L) \cdot \sigma_n} \quad (3)$$

ここに、 $E$  はジオメンブレンの弾性係数

$t_g$  はジオメンブレンの厚さ

と表されるので、本試験における  $T_2$  が式(3)の  $T$  に、

Fig.14の  $b$  の値が式(3)の  $D_0$  に対応すると仮定する。

Figs.16は、本試験の代表例について、 $b$  と  $(T_2)^2$  の関係を示したものである。試験値は両者の間に線形関係があることを示しており、上記仮定はほぼ妥当とあろうと考えられた。なお、本試験における第2層と3層との間の摩擦の方向は、引抜き試験とは異なり  $T_2$  と同じ方向に作用するので、 $b$  の値を式(4)で計算する。

$$b = \frac{T_2^2}{2 \cdot E \cdot t_g \cdot (\mu_U - \mu_L) \cdot \sigma_n} \quad (4)$$

③第2—3層間における摩擦の発現の程度は、そこでの相対変位量に依存し、それはFigs.2に従うものとする。

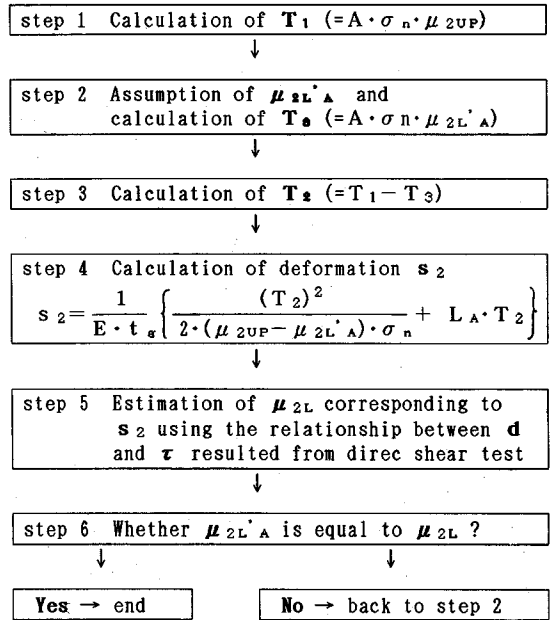


Fig.17 Flow of iteration procedure to determine tensile force  $T_2$

すなわち、第3層は剛であり伸びが生じていないので、式(4)で評価される  $b$  と式(5)で計算される拘束摩擦を受けていない第2層部分(長さ  $L_A$ )の伸び量  $c$

$$c = L_A \cdot T_2 / (t_g \cdot E) \quad (5)$$

との和 ( $s_2 = b + c$ ) が第2—3層間の平均的相対変位量  $d'$  に相当するとして、それに対応する平均的摩擦抵抗(摩擦係数は  $\mu'_{2L}$ ) が働いているものとする。

以上の仮定のもとに、Fig.17に示す手順で計算を進める。手順の特徴は、第2—3層間の摩擦抵抗の発現度を未知、すなわち、 $T_3 = A \cdot \mu'_{2L} \cdot \sigma_n$  の  $\mu'_{2L}$  を未知数( $\mu'_{2LA}$ )として(step 2)、 $T_2 = T_1 - T_3 = A \cdot (\mu_{2U} - \mu'_{2LA}) \cdot \sigma_n$  と式(4)、(5)から計算(step 4)される伸び量  $s_2$  と  $\sigma_n \cdot \mu'_{2LA}$  との関係が、直接せん断試験から得られる「せん断変位  $d$ —せん断抵抗力  $\tau$ 」の関係(Fig.2参照)を満足するように  $\mu'_{2LA}$  を定める(step 5, 6)というものであり、 $\mu'_{2L}$  に関する繰り返し計算となる。

##### (2) 計算例

Koerner法では  $T_2 = 0$  となる試験 No.9 を対象とした計算例を示す。第2層には厚さ  $t_g = 1.0$  mm のHDPEジオメンブレンを用いており、試験時温度  $t = 20^\circ$  での弾性係数<sup>14)</sup>は  $E = 450.8$  MPaである。また、第1・3層は共に長繊維ジオテキスタイルであるので、摩擦係数は  $\sigma_n = 49$  kPa のもとで  $\mu_{2U} = \mu_{2L} = 0.214$  である。

第1回目

step 1 :  $T_1 = 49.0 \cdot 0.2 \cdot 0.214 = 2.097$  kN/m

step 2 :  $\mu'_{2LA} = 0.10$  と仮定すると、

Table 4 Estimation of tensile force  $T_2$  and ratio  $\beta$  of  $T_1/T_2$

		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$T_2$	experiment	33.0	52.0	30.0	96.0	15.0	43.0	30.0	71.0	9.5	7.0
	calculation	74.0	49.7	25.8	92.4	15.0	36.2	25.8	76.9	10.1	9.1
	Koerner's	72.4	43.3	24.2	72.4	18.1	35.7	24.7	74.1	0	0
$\beta$	experiment	0.53	0.75	0.75	0.92	0.81	0.70	0.75	0.80	0.58	0.31
	calculation	0.79	0.73	0.57	0.99	0.62	0.55	0.72	0.74	0.48	0.43
	Koerner's	0.78	0.69	0.54	0.78	0.54	0.54	0.69	0.71	-	-

Note; Unit of  $T_2$  is N/cm

$$T_3 = 49.0 \cdot 0.2 \cdot 0.10 = 0.980 \text{ kN/m}$$

step 3 :  $T_2 = 2.097 - 0.980 = 1.117 \text{ kN/m}$

step 4 :  $L_a = 20 \text{ mm}$  として,

$$s_2 = \frac{1}{450,800 \cdot 0.001} \times \left\{ \frac{(1.117)^2}{2 \cdot (0.214 - 0.10) \cdot 49} + 0.02 \cdot 1.117 \right\} = 0.00030 \text{ m} = 0.30 \text{ mm}$$

step 5 : **Fig.2 (b)** から, 変位が  $0.30 \text{ mm}$  のときのせん断力は  $\tau = 6.00 \text{ kPa}$  であるから,  $\mu'_{2L} = 0.122$

step 6 :  $\mu'_{2L}$  は step 2 の  $\mu'_{2LA}$  の仮定値と一致しないので, 新たな  $\mu'_{2LA}$  の仮定値が必要である

第 2 回目

step 2 :  $\mu'_{2LA} = 0.111$  と仮定すると,

$$T_3 = 49.0 \cdot 0.2 \cdot 0.111 = 1.088 \text{ kN/m}$$

step 3 :  $T_2 = 2.097 - 1.088 = 1.009 \text{ kN/m}$

step 4 :  $L_a = 20 \text{ mm}$  として,

$$s_2 = \frac{1}{450,800 \cdot 0.001} \times \left\{ \frac{(1.009)^2}{2 \cdot (0.214 - 0.111) \cdot 49} + 0.02 \cdot 1.009 \right\} = 0.00027 \text{ m} = 0.27 \text{ mm}$$

step 5 : **Fig.2 (b)** から, 変位が  $0.27 \text{ mm}$  のときのせん断力は  $\tau = 5.50 \text{ kPa}$  であるから,  $\mu'_{2L} = 0.112$

step 6 :  $\mu'_{2L}$  は step 2 の  $\mu'_{2LA}$  の仮定値とほぼ一致しているので計算を終了する

以上より, 第 2 層に生じる引張り力は  $T_2 = 1.01 \text{ kN/m}$  ( $= 10.1 \text{ N/cm}$ ), 負担率は  $\beta = 0.48$  となる. **Figs.12** に示した実験値と比較すると,  $T_2$  が 6% と大きく,  $\beta$  は 8% 小さい.

**Table 4** に, 試験 No.1~No.10 までの各試験に対して提案する方法で評価した  $T_2$  と  $\beta$  の値を一覧表で示した. 提案した方法で評価した  $T_2$  と  $\beta$  の値は, 実験値と比べて, 試験 No.1 では  $T_2$  が 224%,  $\beta$  が 149%, No.10 で  $T_2$  が 130%,  $\beta$  が 138% と大きめな評価となっているが, ほぼ妥当な値を評価している.

## 5. まとめ

廃棄物最終処分場におけるジオメンブレンとジオテキスタイルを用いた遮水構造は, 今日, 遮水に関する安全性の向上という観点から, 遮水シートそのものも二重にしようとする方向にある. このような状況において, 特に, 斜面部における多層ライナーに着目し, その覆土砂にせん断力が働いたときに第 2 層以降に発現する引張り力を評価する方法を確立するために, 多層せん断試験を実施し, 試験結果を変形を考慮して考察した. そして, この考察に基づき第 2—3 層間の相対変位を考慮した引張り力  $T_2$  の実用的評価方法を提案した.

以下, 本研究により得られた主な結論を示す.

- (1) 第 2 層の引張り力  $T_2$  がピークに達するのは, 第 1 層からの起動せん断力  $T_1$  がピークとなるときであり, このときの第 1 層と第 2 層との相対変位は, 直接せん断試験におけるピーク時せん断変位とほぼ一致した.
- (2) 第 3 層の引張り力  $T_3 (= \sigma_n \cdot \mu'_{2L} \cdot A)$  は第 2—3 層間の相対変位量に依存し, その摩擦抵抗  $\sigma_n \cdot \mu'_{2L}$  と相対変位量との関係は直接せん断試験結果とほぼ対応する.
- (3) 起動せん断力  $T_1$  に対する  $T_2$  の負担率  $\beta$  は第 1 層の変位とともに増大する. その収束値は,  $\mu_{2UP} > \mu_{2LP}$  で第 2 層が十分に伸びる条件 ( $T_1$  が大きい, 剛性が小さい) のもとでは Koerner 法で評価される  $\beta_c$  に一致するが, 伸びが小さい場合は  $\beta_c$  より大きくなる.
- (4) Koerner 法では引張り力  $T_2$  が発現しないとされる  $\mu_{2UP} = \mu_{2LP}$  であっても, 引張り力  $T_2$  は発現し, その負担率  $\beta$  は  $0.3 \sim 0.6$  であった.
- (5) 第 2・3 層間の相対変位量を弾性論で評価し, そこでの摩擦力発現の程度を, 直接せん断試験の「せん断変位とせん断抵抗力」関係を利用し,  $T_1, T_3$  との力の釣合いから第 2 層の引張り力  $T_2$  と負担率  $\beta$  を計算する方法は, 本試験結果と良く一致した.

提案した  $T_2$  の評価方法では, 「相対変位量—摩擦抵抗」の関係, 弾性論では剛塑性と仮定し,  $T_1 \cdot T_2 \cdot T_3$  の釣合い関係では摩擦力の相対変位量依存性の立場をとり, その整合性に欠けてはいるが, 実験値との対応をみると, 実用的評価法としては妥当なものと考えられる.

なお、本研究の一部は笹川科学研究助成を受けて実施したものである。記して感謝申し上げる。

#### 参考文献

- 1) 厚生省生活衛生局水道環境部環境整備課長：廃棄物処理施設整備国庫補助に係る最終処分場の構造等に関する技術上の基準の強化について、衛環第284号，1995。
- 2) J. P. Giroud and J. F. Beech : Stability of Soil Layers on Geosynthetic Lining System, *Proceedings of Geosynthetics '89*, Vol.1, pp.35-46, 1989.
- 3) J. H. Long : Graphical Solutions for Determining Geosynthetic Tension in Cover Systems, *Geosynthetics International*, Vol.2, No.5, pp.777-785, 1995.
- 4) G. N. Richardson and R. M. Koerner : *Geosynthetics Design Guidance for Hazardous Waste Landfill cells and impoundments*, U.S.A. Environmental Protection Agency, 1987.
- 5) R. M. Koerner : *Designing with Geosynthetics - Third Edition*, pp.545-550, 1994.
- 6) R. B. Gilbert, J. H. Long and J. J. Daly : Structural Integrity of Composite Geosynthetic Lining and Cover Systems, *Proceedings of Geosynthetics '93*, Vol.3, pp.1389-1401, 1993.
- 7) J. H. Long, R. B. Gilbert and J. J. Daly : Geosynthetic Loads in Landfill Slopes - Displacement Compatibility, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.120, No.11, pp.2009-2025, 1994.
- 8) R. F. Wilson-Fahmy and R. M. Koerner : Finite Element Analysis of Stability of Cover Soil on Geomembrane-Lined Slopes, *Proceedings of Geosynthetics '93*, Vol.3, pp.1425-1437, 1993.
- 9) H. Y. Shan and D. E. Daniel : Slope Stability of Final Covers Containing Geosynthetic Clay Liners, *Proceedings of 5th International Conference on Geotextiles, Geomembranes and Related Products*, Vol.3, pp.1023-1028, 1994.
- 10) 今泉繁良, 高橋 悟, 横山幸満, 西形達明 : 埋め込まれたHDPEジオメンブレンの引抜き抵抗挙動の評価, 土木学会論文集, No.511/III-30, pp.155-162, 1995.
- 11) 高橋 悟, 今泉繁良, 横山幸満, 坪井正行 : ジオシンセティックスの引抜き試験に基づく摩擦係数・変形係数の評価法, 土木学会論文集, No.535/III-34, pp.135-143, 1996.
- 12) 東京天文台 : 理科年表, 丸善, p.440, 1984.
- 13) 今泉繁良, 内藤裕之, 横山幸満, 坪井正行 : ジオメンブレンと豊浦砂との層間摩擦特性, 土木学会第50回年次学術講演会概要集, 3-B, pp.1558-1559, 1995.
- 14) 今泉繁良, 坪井正行, 高橋 悟, 横山幸満 : 温度変化が埋設HDPEジオメンブレンの変形挙動に与える影響, 土木学会論文集, No.541/III-35, pp.233-240, 1996. (1996.3.29受付)

## AN EXPERIMENTAL STUDY ON LOAD TRANSFER WITHIN MULTI-LAYERED GEOSYNTHETICS LINER

Shigeyoshi IMAIZUMI, Satoru TAKAHASHI, Masayuki TSUBOI  
and Yukimitsu YOKOYAMA

Liner system used in waste landfill has tendency to be built as composite of geosynthetics like geomembranes and geotextiles. When it is used on side slope, driving forces from cover soil and / or vehicle create draw down of liner. In order to develop a practical procedure by which tensile force carried by each layer can be estimated, 4-layered shearing tests were conducted. As a result, it was found that the 2nd layer could create tensile force even when a frictional coefficient on the top interface was equal to that on the bottom interface. Based on theory of elasticity, an iteration procedure estimating tensile force is also proposed which considers relative displacement between components of layers.