

基盤の局所沈下に伴う敷設高密度ポリエチレン (HDPE) ジオメンブレンの伸び挙動評価の模型実験

野本 哲也¹・今泉 繁良²・阿部 秀治³・坪井 正行⁴・二見 智子⁵

¹正会員 日本道路(株) 技術本部 (〒146-0095 東京都大田区多摩川 2-11-20)

²正会員 工博 宇都宮大学教授 エネルギー環境科学専攻 (〒321-8585 宇都宮市陽東 7-1-2)

³学生会員 宇都宮大学工学部建設学科 (〒321-8585 宇都宮市陽東 7-1-2)

⁴正会員 東洋ゴム工業(株) 化工品技術部 (〒675-1112 兵庫県加古郡稲美町六分一 1183)

⁵正会員 (株)ジオトップ 技術調査部 (〒104-1033 東京都中央区新川 1-16-3)

廃棄物処分場に遮水材として敷設されるジオメンブレンは、その基盤の局所沈下に伴って変形し、引張りひずみを生じる。このとき発生するひずみの評価式が幾つか提案されているが、実験的検証が十分ではない。本論文では、落とし戸模型実験を実施し、上載圧およびジオメンブレンと接触物との摩擦条件の変化がジオメンブレンに発生するひずみ分布に与える影響について検討した。また、実験より得られた最大引張りひずみを、Trough Model および弾性モデルで評価し、前者は実験値より小さく、後者は大きく評価することを示した。そして、設計上の観点からは、砂層のすべり面の傾斜角の仮定を修正した Trough Model で伸び量を評価し、この値を用いて弾性モデルで最大引張りひずみを評価する方法が妥当であることを示した。

Key Words :HDPE geomembrane, trapped door test, confining pressure, frictional property, maximum tensile strain

1. はじめに

廃棄物最終処分場には、浸出水の公共水域への流出、周辺の地下水の汚染およびこれに伴う地盤の汚染を防止するために、遮水シートとして、厚さが 1.5～2.0 mm、透水係数が 10^{-10} ～ 10^{-13} cm/sec と非常に低いジオメンブレンが敷設されている^{1),2)}。

しかし、地下水の集排水のために、ジオメンブレン下方の基盤土中に設置された有孔管まわりの埋戻し土の締固めが不十分であると、廃棄物荷重の増大に伴いこの部分だけが圧縮沈下するいわゆる局所沈下が生じる³⁾。また、堅固な基礎を有するコンクリート構造物にジオメンブレンの一端が固定されている場合にも、ジオメンブレン下方の基盤土だけが圧縮・圧密沈下して両者の間に不等沈下が生じる⁴⁾。このような場合、ジオメンブレンは沈下に追従して変形することとなり、内部に引張りひずみ(応力)が生じ、破損の原因ともなり得る。最終処分場技術システム研究会が全国の自治体等を対象に実施した

アンケート⁵⁾によると、地盤の沈下に起因するジオメンブレンの損傷事例は、埋立て作業機械による損傷事例に次いで多いことが報告されている。したがって、地盤の局所沈下に伴ってジオメンブレンに生じる最大引張りひずみを評価することは、遮水シート供用中の破損に対する安全性を照査する上で重要と考える。

Knipschild⁶⁾は、次節で述べるように、局所沈下を受けるジオメンブレンの変形形状が三角形または円弧であると仮定して、伸び量を幾何学的に計算した。そして、ひずみはジオメンブレンが変形を生じる範囲内で一様に分布すると仮定し、最大引張りひずみを評価する方法(Trough Model)を提案した。しかし、ジオメンブレンの下層に敷き均された保護砂層がせん断破壊する際に形成するすべり面の水平に対する傾斜角を 45° と仮定していることや、前述のひずみ分布の仮定などに関して、その力学的根拠を十分に明らかにしていない。一方、Giroud⁷⁾は、コンクリート構造物に一端を固定したジオメンブレンの基盤土

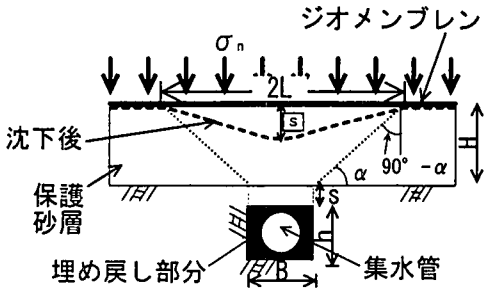


図-1 Trough Model の概念図

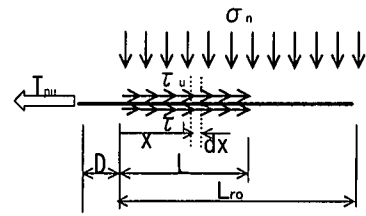


図-2 弾性モデルによる計算式 の概念図

が一様に沈下する場合に、ジオメンブレンが耐えうる許容不等沈下量を、ジオメンブレンの引張りカーブひずみ曲線から計算する方法として Co-Energy 法を提案した。また、今泉らは、土中に埋め込まれたジオメンブレンの引抜き力を評価するために弾性モデルを提案し⁶⁾、これを、局所沈下を受けるジオメンブレンに生じる最大引張りひずみの評価に用いることを試みている⁷⁾。Giroud や今泉らの提案式に基づく、ひずみ分布は均一にはなり得ず、また、最大引張りひずみおよびひずみの分布範囲は、ジオメンブレンの剛性、拘束圧力およびジオメンブレンとその接触物との摩擦特性に依存することになる。しかし、今日まで、これらの提案式に対する実験的検例は少なく、妥当性は示されていない。

筆者ら⁸⁾は、基盤土の沈下にジオメンブレンが追従して変形する落とし戸型実験装置を作製して、ジオメンブレンの剛性および上載圧を一定とし、落とし戸の幅およびジオメンブレンとその接触物との摩擦特性を変化させて、ジオメンブレン内に生じる引張りひずみ分布の変化を計測した。そして、Trough Model による計算値と比較し、沈下幅の変化に伴う最大引張りひずみおよび伸び量の変化の傾向が、計算値は沈下幅とともに減少するのに対し、実験値は沈下幅とともに増加する傾向にあることを示した。

また、沈下幅の大きい領域で Trough Model に基づいて設計を行うと危険側に評価する可能性があることも示唆した。しかし、使用した土槽の奥行き、すなわち落とし戸の奥行きが 90 cm であるのに対し、ジオメンブレン供試体の幅を 40 cm としたため、落とし戸部分にはジオメンブレンが敷設されていない部分の砂層からの砂が落ち込み、ジオメンブレンの変形を阻害していたのではという問題が懸念された。

本論文では、ジオメンブレン供試体の幅を 80 cm とし、上載圧およびジオメンブレンとその接触物との摩擦特性を変えて実施した落とし戸実験について報告する。そして、これらの変化がジオメンブレン

に発生するひずみの分布に与える影響について検討する。また、実験で得られた最大引張りひずみを、Trough Model および弾性モデルによる計算値と比較し、これらの計算法の妥当性について検討する。さらに、最大引張りひずみの新たな評価方法を提案する。

2. 従来の発生ひずみの評価式

(1) Trough Model³⁾

図-1 に示すように、幅 B 、深さ h の集水管まわりの埋め戻し部分の上方に、厚さ H の保護砂層が敷き均され、その上にジオメンブレンが敷設されている場合を考える。この埋め戻し部分に局所沈下 s が生じ、これに伴って保護砂層内にせん断破壊が生じ、すべり面が埋め戻し部上端から仰角 $\alpha = 45^\circ$ の方向に直線状に発生すると仮定する。このとき、ジオメンブレンが保護砂層の局所沈下に追従して変形する範囲 $2L$ は、

$$2L = B + 2 \times H \times \tan 45^\circ = B + 2H \quad (1)$$

である。この範囲でのジオメンブレンの変形形状が最大鉛直変位量 s を持つ三角形になると仮定すると、ジオメンブレンに必要な伸び量 $2\Delta L$ は、

$$2\Delta L = 2(L' - L) = 2L \left\{ \sqrt{1 + \left(\frac{s}{L}\right)^2} - 1 \right\} \quad (2)$$

となる。さらに、ジオメンブレンに生じるひずみ分布が、範囲 $2L$ 内で一様であると仮定すると、最大引張りひずみ $\epsilon_{a,max}$ は、

$$\epsilon_{a,max} = \Delta L / L = \sqrt{1 + \left(\frac{s}{L}\right)^2} - 1 \quad (3)$$

で計算される。

(2) 弾性モデルによる計算式^{6),7)}

基盤の局所沈下に伴い必要となるジオメンブレンの伸び量 ΔL が与えられたとき、最大引張りひずみ $\varepsilon_{a,max}$ とひずみの影響範囲 L_e を評価するための計算式を示す。

図-2に示すように、敷設長 L_m 、厚さ t のジオメンブレンが上載圧 σ_n を受けている状態で、その先端が単位幅あたり T_{pu} の力で引張られている場合を考える。このとき、ジオメンブレンには、 $0 \leq x \leq L$ (ただし、 $L \leq L_m$)の範囲でひずみ $\varepsilon(x)$ が生じ、その接触物との間にはせん断抵抗力 τ が作用するものとする。ジオメンブレンを線形弾性体と仮定すると、微小部分 dx に生じるひずみ $\varepsilon(x)$ は、弾性係数を E 、引張り応力を $\sigma(x)$ 、微小伸びを $ds(x)$ とすると、

$$\varepsilon(x) = \frac{\sigma(x)}{E} = \frac{ds(x)}{dx} \quad (4)$$

となる。また、接触面の摩擦係数と相対変位の関係を剛-完全塑性と仮定すると、せん断抵抗力 τ は、

$$\tau = \mu \sigma_n \quad (5)$$

のように表される。ここに、 μ はジオメンブレンと接触物との摩擦係数である。

ジオメンブレンの上面、下面と接触物とのせん断抵抗力をそれぞれ τ_u 、 τ_l として、範囲 x における力の釣合いを考えると、

$$\sigma(x)t = T_{pu} - (\tau_u + \tau_l)x \quad (6)$$

である。式(4)に式(5)と式(6)を代入し、 $0 \leq x \leq L$ の範囲で微小伸び $ds(x)$ について積分すると、伸びの総和 ΔL は、

$$\Delta L = \int_0^L ds(x) = \frac{T_{pu}L - 1/2 \{(\mu_u + \mu_l)\sigma_n L^2\}}{Et} \quad (7)$$

となる。

さらに、 $x \geq L$ でひずみが生じないという条件から、式(6)で $\sigma(L) = 0$ として式(5)を考慮すると、

$$L = \frac{T_{pu}}{(\mu_u + \mu_l)\sigma_n} \quad (8)$$

となる。式(7)に式(8)を代入すると、伸びの総和 ΔL は、

$$\Delta L = \frac{T_{pu}^2}{2Et(\mu_u + \mu_l)\sigma_n} \quad (9)$$

で表される。ところで、最大引張りひずみ $\varepsilon_{a,max}$ は引張り力 T_{pu} が作用している位置で生じるから、最大引張り応力を $\sigma_{a,max}$ として、

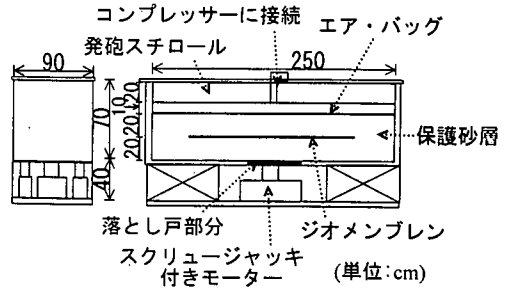


図-3 落とし戸模型実験装置

$$T_{pu} = \sigma_{a,max}t = E \varepsilon_{a,max}t \quad (10)$$

となる。式(9)、(10)より、伸び量 ΔL に関する最大引張りひずみ $\varepsilon_{a,max}$ は、

$$\varepsilon_{a,max} = \sqrt{\frac{2\Delta L(\mu_u + \mu_l)\sigma_n}{Et}} \quad (11)$$

で表される。また、先端から距離 x でのひずみ $\varepsilon(x)$ は、式(4)、(5)、(6)、(10)より、

$$\varepsilon(x) = \varepsilon_{a,max} - \frac{(\mu_u + \mu_l)\sigma_n x}{Et} \quad (12)$$

と表されるから、ひずみ勾配は、

$$\frac{\partial \varepsilon(x)}{\partial x} = -\frac{(\mu_u + \mu_l)\sigma_n}{Et} \quad (13)$$

となる。さらに、ひずみを生じる範囲(以下、「ひずみの影響範囲 L_e 」とする)は、式(8)、(10)より、

$$L_e = \frac{\varepsilon_{a,max} Et}{(\mu_u + \mu_l)\sigma_n} \quad (14)$$

となる。

3. 落とし戸模型実験

(1) 実験装置および使用材料の特性

落とし戸模型実験装置は、図-3に示すような幅250 cm、奥行き90 cm、深さ70 cmの直方体鋼製土槽からなり、土槽底面の中央の幅30 cm部分が落とし戸部である。すなわち、この部分がスクリュージャッキに接続されており、これをモーターで降下させることにより、局所沈下をシミュレートすることができる。また、土槽上蓋の直下には、幅250 cm、奥行き90 cm、厚さ10 cmのゴム製エアバッグを設置し、コンプレッサーを用いて最大255 kPaの上載圧力を砂層を通じてジオメンブレン供試体に付加することができる。

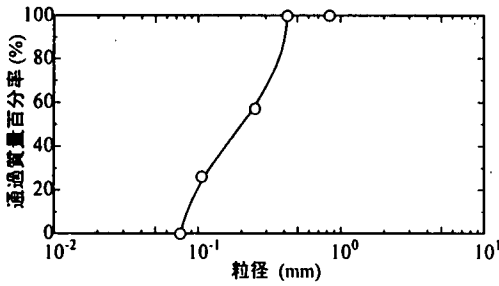


図-4 砕石砂の粒径加積曲線

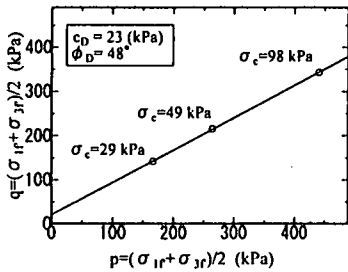


図-5 砕石砂の排水三軸圧縮試験結果

ジオメンブレン供試体として、厚さ 1 mm の表面の滑らかな高密度ポリエチレン(HDPE)を用い、その寸法を幅 180 cm、奥行き 80 cm とした。ジオメンブレン供試体の表裏には、発生するひずみを測定するためにストレインゲージを貼付した。その貼付位置は、片面につき、中央の 50 cm の範囲に 5 cm 間隔で 11 箇所、その外側に 10 cm 間隔で 10 箇所の合計 21 箇所とした。保護砂層には、採石場より採取した砕石砂を水洗いし、74~840 μm に粒度調整したものを用いた。砕石砂の粒径加積曲線と相対密度 90% での排水三軸圧縮試験による結果を図-4 と図-5 に示す。砕石砂の内部摩擦角は 48° であり、砂の内部摩擦角⁹⁾としては幾分大きく思われるが、砕石砂であるためかなり角張った砂であることがこのように大きな値となったものと考えられる。また、保護砂層とジオメンブレン供試体との間に保護マットとして、厚さ 10 mm の短繊維不織布を用いた場合も実験した。以上の材料特性をまとめて表-1 に示す。

次に、使用材料相互のせん断抵抗特性を、一面せん断試験¹⁰⁾を実施して、見かけの粘着力 c とせん断抵抗角 δ として評価した。その結果を表-2 に示した。表に見られるように、見かけの粘着力 c は非常に小さく、材料相互のせん断抵抗特性はせん断抵抗角による量が支配的であると考えられるため、 $\tan \delta$ の値を近似的に摩擦係数 μ とした。

表-1 使用材料の特性

材料	物理的性質	値
砕石砂	土粒子密度(g/cm^3)	2.76
	最大乾燥密度(g/cm^3)	1.68
	最小乾燥密度(g/cm^3)	1.32
HDPE	密度(g/cm^3)	0.95
	引張り強度(MPa)	32.2
	線膨張係数($10^{-4}/^\circ\text{C}$)	1.65
短繊維	密度(g/cm^3)	0.12
不織布	引張り強度(MPa)	12.9

表-2 材料相互のせん断抵抗特性

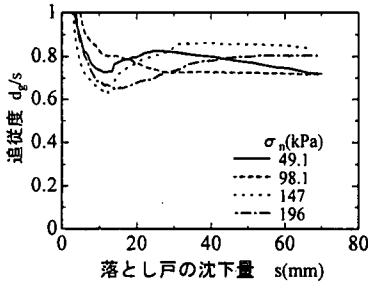
境界面	見掛けの粘着力 c (kPa)	せん断抵抗角 δ (°)	$\tan \delta$
HDPE-砕石砂	2.5	19.7	0.36
HDPE-短繊維不織布	0.32	12.6	0.22
短繊維不織布-砕石砂	5.2	29.0	0.56

表-3 実験ケース

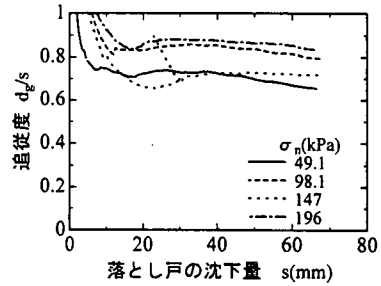
Case	摩擦条件 (不織布の有無)	上載圧 (kPa)	表面温度 (°C)	弾性係数 (MPa)
1	無	49.1	20.1	496
2	無	98.1	23.5	458
3	無	147	15.4	553
4	無	196	3.9	725
5	有	49.1	18.5	515
6	有	98.1	16.8	536
7	有	147	9.2	640
8	有	196	10.4	622

(2) 実験方法

砕石砂を相対密度が $D_r=90 \pm 5\%$ になるように、空中落下法により厚さ 20 cm に敷き均し、下部保護砂層を作成した。表面を板で平らに成形し、その上に幅 80 cm、長さ 180 cm のジオメンブレン供試体を敷設した。なお、ジオメンブレン供試体の中央部分の鉛直変位量 d と供試体両端の水平変位量を測定するために、太さ 1 mm のワイヤーをジオメンブレンの表面に接着剤で固定した。これを、内 4.5 mm のアルミパイプを通して、他端を鉛直変位量の計測では落とし戸の鋼板を、水平変位量の計測では土槽の左右の壁をそれぞれ通過させて外側に出し、変位計に接続した。アルミパイプの表面にはシリコングリースを塗布し、外側をラバーメンブレンで覆うことにより潤滑層を形成して、アルミパイプと砕石砂との摩擦を除去した。また、数ケースについては供試体と同一寸法の短繊維不織布を供試体と保護砂層との



(a) 不織布なしの場合



(b) 不織布ありの場合

図-6 落とし戸の沈下量と供試体中央部の落とし戸への追従度との関係

間に敷設した。これらのケースでは、ジオメンブレンの上面と下面の摩擦条件は等しく、 $\mu_0 = \mu_1 = \mu$ となる。

その後、再び、供試体の上方に厚さ 20 cm の上部保護砂層を敷き均し表面を成形した後、ゴム製エアバッグを設置した。さらに、その上に鋼製の上蓋を載せ、周囲をボルトで締めて土槽に固定することにより、エアバッグに加圧した際の反力を取れるようにした。ゴム製エアバッグと上蓋との間には、隙間を埋めるために、厚さ 10 cm の発泡スチロールを 2 段に重ねて設置した。

ゴム製エアバッグを介して上部保護砂層に所定の上載圧を与えた後、土槽底板中央の落とし戸部分(幅 30 cm)を 1 mm/min.の速さで沈降させた。供試体に生じているひずみ、鉛直ならびに水平変位量および供試体表面温度を、落とし戸の沈下量が 65 mm に達するまで 0.50 mm 毎にデータロガーを介して測定した。

実験ケースは、表-3 に示すように、上載圧を 49.1, 98.1, 147, 196 kPa の 4 段階に変化させ、ジオメンブレンの上・下面に不織布を敷設しない場合(以下、「不織布なしの場合」と呼ぶ)と、不織布を敷設した場合(以下、「不織布ありの場合」と呼ぶ)の合計 8 ケースを実施した。なお、同表に示される表面温度は実験時に熱電対により測定した値の平均値であり、弾性係数は温度依存性を考慮した 1 %割線弾性係数の式¹¹⁾

$$E = 784 \times 10^{-0.01027T} \quad (15)$$

(単位:MPa, T:ジオメンブレンの表面温度)を用いて計算した値である。

4. 実験結果および考察

表-3 に示したすべての実験ケースで、HDPE ジオメンブレン供試体両端での水平変位はゼロであった

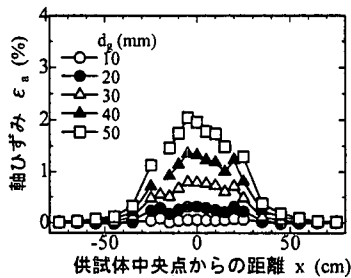
ので、供試体両端はすべりを生じないで摩擦力で固定されていると考えた。

図-6 にジオメンブレン供試体中央部の鉛直変位量 d_g (以下、「鉛直変位量」と)と落とし戸の沈下量 s との比 d_g/s (追従度)を、落とし戸の沈下量 s に対して示した。 d_g/s の最小値は 0.7~0.9 の範囲にあり、各実験ケース毎に異なっている。以下では、鉛直変位量 d_g に着目して結果を整理して示す。

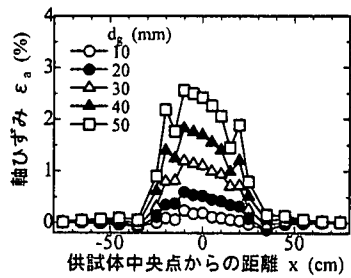
まず、ジオメンブレン供試体の各ひずみ計測点に関して、その上面と下面で計測したひずみの平均値を計算して軸ひずみ ε_a とした。図-7, 8 に不織布なしの場合と不織布ありの場合のそれぞれについて、上載圧が 98.1 kPa, 147 kPa のときの軸ひずみ分布を例示した。軸ひずみの分布形状は、Trough Model で仮定されるような一様ではなく、中央点で最大ひずみを示し、両端方向に減少する釣り鐘状となっている。そして、最大引張りひずみは鉛直変位量の増加に伴って増大している。さらに、同一上載圧では、不織布ありの場合は、不織布なしの場合よりも最大引張りひずみが小さく、軸ひずみの分布範囲は拡大する傾向を示している。ここで、図-7, 8 に例示した軸ひずみを供試体の敷設方向に積分すると、伸び量 $2\Delta L$ が計算される。

上載圧の違いがジオメンブレンに生じる最大引張りひずみを与える影響について検討するため、同一伸び量 ΔL に対する上載圧 σ_n と最大引張りひずみ $\varepsilon_{a,max}$ との関係を示したのが図-9 である。発生する最大引張りひずみは上載圧の 1/2 乗とほぼ直線関係にあることが読み取れる。この関係の傾きは、不織布なしの場合が不織布ありの場合の約 3 倍であり、上載圧の変化の影響を受けやすいものとなっている。このことを弾性モデルの式(11)に基づき判断すると、不織布なしの場合は不織布ありの場合に比べて、摩擦係数 ($\mu_0 + \mu_1$) がより大きく、剛性 ($E t$) は不織布が存在しない分だけ小さいためと考える。

図-10 は鉛直変位量 d_g と伸び量 $2\Delta L$ との関係を示

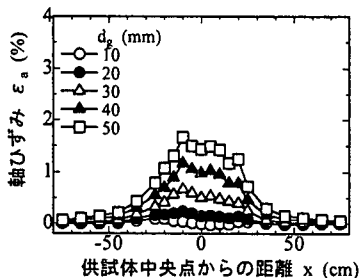


(a) 上載圧 $\sigma_n=98.1$ kPa の場合

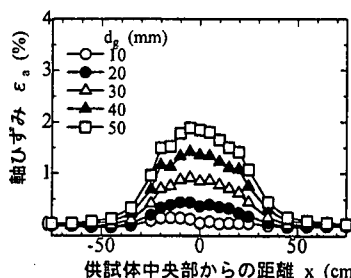


(b) 上載圧 $\sigma_n=147$ kPa の場合

図-7 軸ひずみ分布(不織布なしの場合)

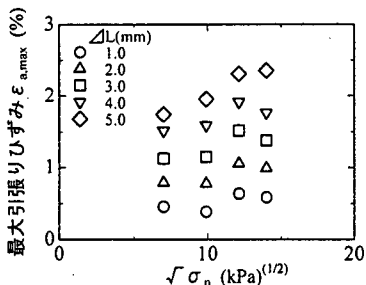


(a) 上載圧 $\sigma_n=98.1$ kPa の場合

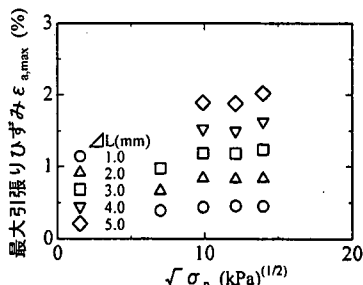


(b) 上載圧 $\sigma_n=147$ kPa の場合

図-8 軸ひずみ分布(不織布ありの場合)

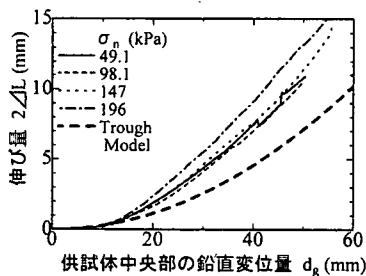


(a) 不織布なしの場合

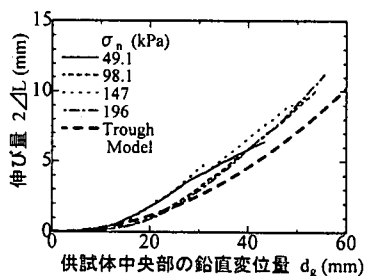


(b) 不織布ありの場合

図-9 上載圧 1/2 乗と最大引張りひずみとの関係



(a) 不織布なしの場合

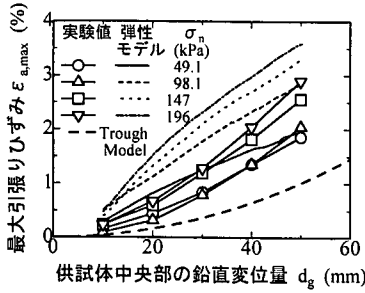


(b) 不織布ありの場合

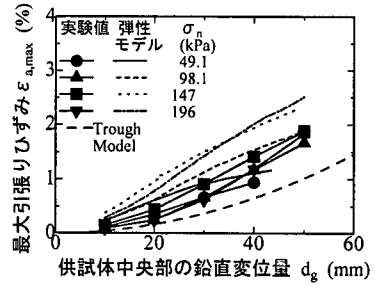
図-10 供試体中央部の鉛直変位量と伸び量との関係

したものである。鉛直変位量の増加に対する伸び量の変化のしかたは、上載圧の大きさに依らず、不織布ありの場合が不織布なしの場合の 70~90% となっているものの、ほぼ同じ傾向で増加している。し

たがって、この範囲の上載圧の下でのジオメンブレンの変形のしかたは、上載圧の大きさによらず、幾何学的にほぼ同一であろうと推測される。図-10には、埋め戻し部分の幅 B を 30 cm、保護砂層厚 H を 20cm

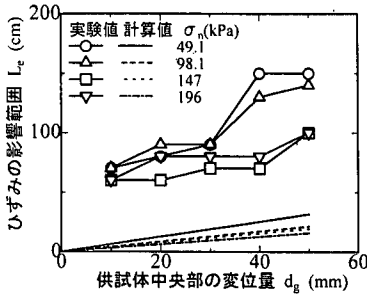


(a) 不織布なしの場合

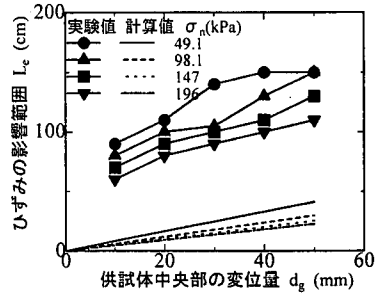


(b) 不織布ありの場合

図-11 供試体中央部の鉛直変位量と最大引張りひずみとの関係 (弾性モデルおよび Trough Model による計算値との比較)



(a) 不織布なしの場合



(b) 不織布ありの場合

図-12 供試体中央部の鉛直変位量とひずみの影響範囲との関係 (弾性モデルによる計算式との比較)

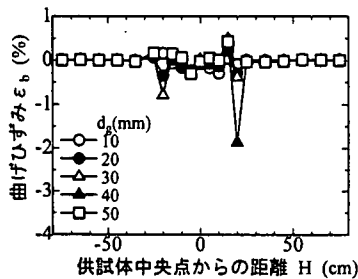
として、Trough Model の式(1)と式(2)から計算される伸び量 $2\Delta L$ の値も示した。計算値は、鉛直変位量が 15 mm までは実験値にほぼ一致しているのに対し、鉛直変位量 30 mm 以上では不織布なしの場合に実験値の 45~67%、不織布ありの場合に実験値の 58~87% となっており、実験値を過小に評価している。

図-11 は鉛直変位量 d_g と最大引張りひずみ $\epsilon_{a,max}$ との関係を示したものである。図中には、Trough Model に基づく式(3)において、ひずみが生じる範囲 $2L$ を 70cm として計算した最大引張りひずみも比較のために示してある。また、図-10 で示される鉛直変位量に対応する伸び量 $2\Delta L$ を生じるのに必要な最大引張りひずみを、弾性モデルの式(11)で計算した値も示してある。Trough Model による計算値は、鉛直変位量 30mm 以上で、不織布なしの実験値の 36~56%、不織布ありの実験値の 56~63% と小さめに評価している。一方、弾性モデルに基づく計算値は、鉛直変位量が 50 mm のとき、実験値の 1.1~1.4 倍と大きめに評価している。

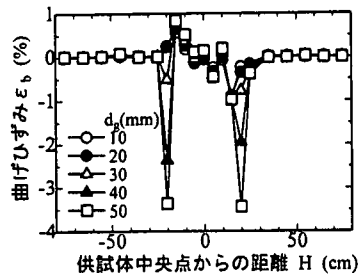
図-12 は、鉛直変位量 d_g とひずみの影響範囲 L_e との関係を示したものである。ここに、ひずみの影響範囲とは、図-7, 8 に例示した軸ひずみ分布において軸ひずみがゼロとなる 2 点間の距離として求めたものである。図中には、鉛直変位量に対応する実験

値の最大引張りひずみ $\epsilon_{a,max}$ を弾性モデルの式(14)に代入して得た値を計算値として示してある。実験によるひずみの影響範囲は上載圧の増加とともに小さくなり、ひずみがより局所的に生じる傾向にあることがわかる。また、上載圧が等しくて鉛直変位量が 50 mm のとき、不織布ありの場合と不織布なしの場合を比べると、前者は後者の約 1.25 倍となっている。これは弾性モデルの式(14)を基に考えると、不織布ありの場合にはジオメンブレンと接触物との摩擦力が小さいので、ひずみの分布範囲がより拡大しているものと理解できる。一方、鉛直変位量 50mm での弾性モデルによる計算値と実験値とを比較すると、不織布なしの場合では計算値が実験値の 27~45%、不織布ありの場合では計算値が実験値の 33~36% となり、計算値は実験値を過小に評価している。

以上、図-11 と図-12 に関して述べたように、弾性モデルは実験値に対して、最大引張りひずみを過大に、ひずみの影響範囲を過小に評価するといえる。この理由を式(11)、(14)に照らして考えると、弾性モデルでは(a)ジオメンブレンの弾性係数として 1% 割線弾性係数を用いているがこれは過小の値ではないか、(b)ジオメンブレンとその接触面とに作用する摩擦抵抗抗力としてピーク値を用いているがこれは過大ではないかが考えられる。ジオメンブレンの弾性

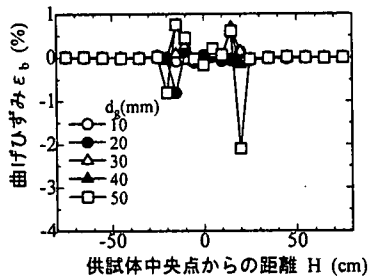


(a) 上載圧 $\sigma_n=98.1$ kPa の場合

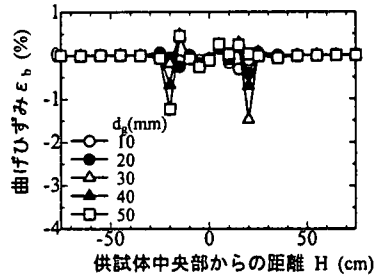


(b) 上載圧 $\sigma_n=147$ kPa の場合

図-13 曲げひずみ分布 (不織布なしの場合)



(a) 上載圧 $\sigma_n=98.1$ kPa の場合



(b) 上載圧 $\sigma_n=147$ kPa の場合

図-14 曲げひずみ分布 (不織布ありの場合)

係数に関しては、図-9からもわかるように、伸び量 $\Delta L=3.0$ mm 以上(鉛直変位量 d_g では、約 25 mm に相当)での軸ひずみは 1% を超えている。HDPE の応力-ひずみ関係は非線型であることから、弾性モデルで用いる 1% 割線弾性係数は実際より大きく仮定していることになる。これに対し、摩擦力は、本来、相対変位量に依存して大きくなるが、弾性モデルでは相対変位が生じると直ちに最大摩擦力が発現するとする剛-完全塑性と仮定しており、摩擦力を過大に仮定している。したがって、弾性モデルに基づく最大ひずみやひずみの影響範囲が実験値と異なる原因は、摩擦力と相対変位との関係を剛-完全塑性と仮定していることによる。

最後に、ジオメンブレン供試体の上・下面で計測したひずみの偏差を曲げひずみ ε_b として計算した(上面が圧縮を受ける場合を「正」)。その一例として、上載圧が 98.1, 147 kPa における曲げひずみ分布を、不織布なしの場合と不織布ありの場合について図-13, 14 に示す。ジオメンブレン供試体中央部から 20 cm 離れた位置で曲げひずみの絶対値が最大となっていることから、この 2 点間 40 cm でジオメンブレンが形状変化を生じると考える。これは、Trough Model の式(1)で計算した $2L=70$ cm の約 57% である。したがって、先の図-10 に関して、Trough Model が保護砂層の変形に追従するのに必要なジオメンブレンの伸び量を小さく評価した原因は、ジオメンブ

レンが形状変化を生じる範囲を実際よりも大きく仮定していること、すなわち、保護砂層のせん断に伴うすべり線の水平に対する傾斜角を 45° と仮定していることに問題があると考えられる。

そこで、ジオメンブレンが形状変化を生じる範囲 $2L$ の仮定を修正して、伸び量 ΔL と最大引張りひずみ $\varepsilon_{a,max}$ を求めることを考えた。すなわち、図-1 に示した埋め戻し部分の上端から保護砂層に生じるすべり面の傾斜角を α ($\alpha \neq 45^\circ$) とすると、すべり面より外側にある A 点は主働状態にあり、すべり面が水平面(最大主応力面)となす角 α は、砂の内部摩擦角を ϕ として、

$$\alpha = 45^\circ + \phi/2 \quad (15)$$

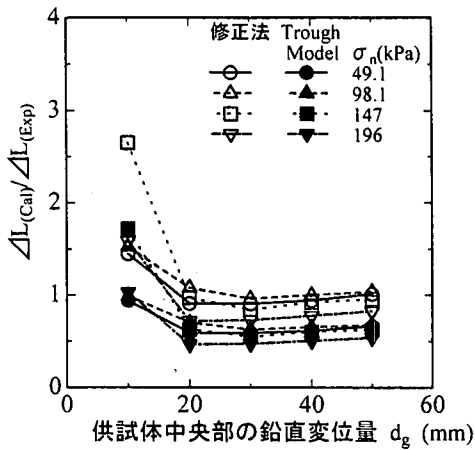
と表される。したがって、ジオメンブレンが形状変化を生じる範囲 $2L$ は、

$$2L = B + 2H \tan(90^\circ - \alpha) \quad (16)$$

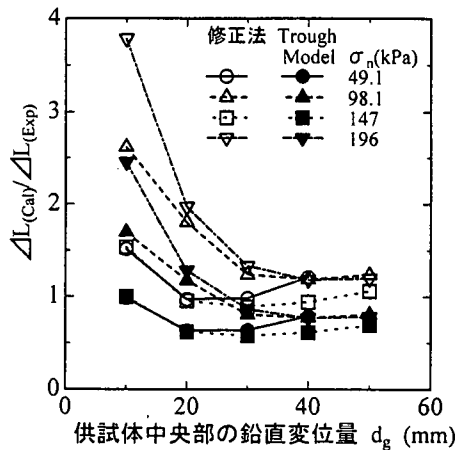
となる。

次に、この $2L$ に対して、式(2)を用いて伸び量 $2\Delta L$ を求め、これを弾性モデルの式(11)に代入して最大引張りひずみ $\varepsilon_{a,max}$ を計算する。

この修正法に従って、保護砂の内部摩擦角を $\phi = 48^\circ$ として伸び量を計算し、この値と実験値との比 $\Delta L_{(Cal)}/\Delta L_{(Exp)}$ を鉛直変位量 d_g との関係で示したのが図-15 である。修正法による計算値(図中では白

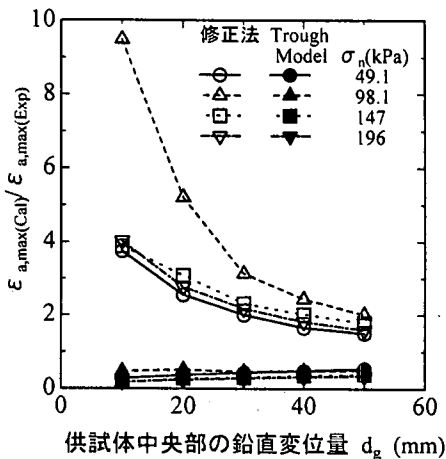


(a) 不織布なしの場合

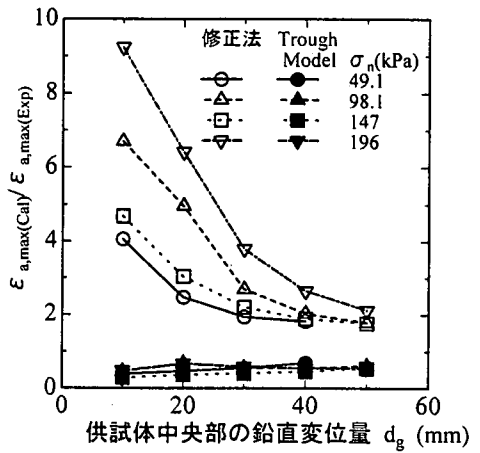


(b) 不織布ありの場合

図-15 供試体中央部の鉛直変位量に対する、伸び量の計算値と実験値との比の関係（修正法による計算値と実験値との比較）



(a) 不織布なしの場合



(b) 不織布ありの場合

図-16 供試体中央部の鉛直変位量に対する、最大引張りひずみの計算値と実験値との比の関係（修正法による計算値と実験値との比較）

抜きの印) は、不織布なしの場合では、鉛直変位量が 20 mm 以上において 20 % 以内の過小評価であり、Trough Model に比べて実験値に極めて近い値を示している。不織布ありの場合には、鉛直変位量が 30 mm 以上において 20 % 以内の過大評価となっており、鉛直変位量の大きなところでは計算値が実験値に近い値を与えている。

次に、修正法に基づき計算した伸び量 ΔL_{cal} を生じるのに必要な最大引張りひずみ $\varepsilon_{a,max}$ を、弾性モデルに基づく式(1)で計算した。この値と実験値との比 $\varepsilon_{a,max(Cal)}/\varepsilon_{a,max(Exp)}$ を鉛直変位量 d_g に対して示したのが図-16 である。鉛直変位量が 40 mm 以上において、不織布なしの場合と不織布ありの場合とも、上載圧が 196 kPa を除くと、計算値は実験値の 1.5

～2.3 倍となっている。計算値は幾分過大評価となっているが、従来の Trough Model がかなり過小評価していることを考えると、提案する方法は設計上の観点からは安全側の評価をしている。なお、計算値が過大評価する原因は、前述したとおり、弾性モデルにおける摩擦特性を剛-完全塑性と仮定していることに起因していると考えられる。

5. 結論

廃棄物最終処分場に敷設された HDPE ジオメンブレンが、基盤の局所沈下を受けて内部に生じるひずみを、落とし戸模型実験により計測し、その分布特

性を明らかにした。特に、ジオメンブレンに加える上載圧およびジオメンブレンと接触物との摩擦条件の影響について検討し、Trough Model および弾性モデルに基づく計算値と比較して、それらの妥当性を検討した。さらに、Trough Model に代わる方法として、Trough Model の修正法で伸び量を求め、この伸び量を用いて弾性モデルで最大引張りひずみを評価する方法を提案した。

本研究により得られた主な結論を以下に示す。

- (1) 軸ひずみ分布は、Trough Model で仮定されるような一様な分布にはならず、釣り鐘状の分布になる。また、不織布を敷設してジオメンブレンと接触物との摩擦を低減すると、最大引張りひずみは減少し、ひずみの分布範囲は拡大する。
- (2) ジオメンブレンの鉛直変位量が等しいとき、最大引張りひずみは上載圧の増加に伴い増大する。そして、上載圧の $1/2$ 乗と線形関係にある傾向が見られた。
- (3) ひずみを積分して得られるジオメンブレンの伸び量は、鉛直変位量とともに増大する。また、鉛直変位量 40~50 mm で、不織布ありの場合の伸び量は、不織布なしの場合の約 70~90% となる。
- (4) Trough Model による伸び量の計算値を実験値と比較すると、鉛直変位量 15 mm まではほぼ一致するが、鉛直変位量 30 mm 以上では、計算値は不織布なしの場合に実験値の 45~67%、不織布ありの場合に実験値の 58~87% と、過小評価する。これは、Trough Model では、保護砂層のせん断破壊に伴うすべり面の傾斜角度を 45° とし、ジオメンブレンが変形する範囲を幾何学的に広めに仮定したことによると考えられる。
- (5) Trough Model による最大引張りひずみの計算値を実験値と比較すると、計算値は不織布なしの場合に実験値の 36~56%、不織布ありの場合に実測値の 56~63% となり、過小評価する。
- (6) 伸び量の実験値を弾性モデルに代入して評価した最大引張りひずみを実験値と比較すると、鉛直変位量 50 mm で計算値は実験値の 1.1~1.4 倍と大き目に評価する。これは、弾性モデルがジオメンブレンと接触物との摩擦特性を剛-完全塑性と仮定しており、摩擦力を過大に評価したためと考えられる。
- (7) 下部保護砂層のせん断破壊に伴うすべり面の傾斜角度を $45^\circ + \phi/2$ とした修正 Trough Model で伸び量を求め、弾性モデルで最大引張りひずみを求めると、鉛直変位量 40mm 以上で実験値

の 1.5~2.3 倍の値を与えるが、伸び量に関しては実験値に近い値となる。

以上のことから、廃棄物処分場で遮水シートとして敷設されるジオメンブレンが、下層の基盤土の局所沈下によって伸びを受けるときの安全性を評価する場合、まず、基盤土の不等沈下量を土質力学的に評価し、提案する修正 Trough Model と弾性モデルを用いる方法で最大引張りひずみを計算すれば、安全率として 1.5~2.3 を考慮としたのと同程度の設計計算ができると思う。

謝辞: 本研究を行うに際して実験の準備から実施にわたって協力してくれた宇都宮大学大学院工学研究科エネルギー環境科学専攻 2 年の川又啓介氏に深く感謝致します。なお、本研究をまとめるに際しては、文部省科学研究費補助金基盤研究(B)(代表: 今泉繁良, 課題番号 09555166) の援助を受けました。記して感謝申し上げます。

参考文献

- 1) 嶋谷 孝, 黒岩正夫: 廃棄物最終処分場における遮水技術, 土木学会誌, Vol.83, pp.14-16, 1998.
- 2) 国際ジオシンセティックス学会日本支部ジオメンブレン技術委員会: ジオメンブレン技術概説-設計と施工-, pp.105-111, 1995.
- 3) Knipchild, F.W.: Selected Aspects of Dimensioning Geomembranes for Groundwater Protection Application, *Proceedings of the International Conference on Geomembranes, Vol. II*, IGS, pp.739-743, 1984.
- 4) Giroud, J.P.: Quantification of Geosynthetic Behavior, *Proceeding of the 5th International Conference on Geotextiles, Geomembrane and Related Products, Special Lecture & Keynote Lecture*, IGS, pp.23-24, 1994.
- 5) 宇佐美貞彦: 遮水工の設計と安全性の確保, 都市消掃, 第 51 巻, 第 225 号, pp.364-369, 1998.
- 6) 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.
- 7) Imaizumi, S., Nomoto, T., Tsuboi, M. and Yokoyama, Y.: Effect of Geotextile on Dispersion of Tensile Stress Creating within a Geomembrane Subjected to Deformation by Differential Settlement, *Proceeding of the 6th International Conference on Geosynthetics, Vol.1*, IFAI, pp.295-298, 1998.

- 8) Imaizumi, S., Futami, T. and Nomoto, T.: Tensile Behavior of Embedded Geomembrane Subjected to Differential Settlement of Base Ground, *Proceeding of 13th Southeast Asian Geotechnical Conference, Vol.1*, Southeast Asian Geotechnical Society, pp.325-330, 1998.
- 9) 土質工学会：N値およびC・ ϕ -考え方と利用法－，pp.133-147，土質工学会，1992.
- 10) 坪井正行，今泉繁良，横山幸満，宮地秀樹：遮水シートの層間摩擦抵抗，*廃棄物学会第7回研究発表会講演論文集II*，pp.706-709，1996.
- 11) 坪井正行，宮地秀樹，野本哲也，今泉繁良：廃棄物処分場遮水シートに発生する熱応力の評価，*土木学会論文集*，No.603，III-44，pp.147-155，1998.

(1999. 3. 26 受付)

MODELED TEST FOR ESTIMATING THE TENSILE BEHAVIOR OF EMBEDDED HDPE GEOMEMBRANE SUBJECTED TO DIFFERENTIAL SETTLEMENT OF BASE GROUND

Tetsuya NOMOTO, Shigeyoshi IMAIZUMI, Shuji ABE, Masayuki TSUBOI and Tomoko FUTAMI

When the base ground overlying geomembrane liner may subside partially, the geomembrane is forced to create tensile strain. Some methods of calculating induced tensile strain have been proposed, but their usefulness has not been proven. In this paper, the effects of confining pressure and of frictional property on geomembrane interface are considered by conducting the trapped door tests. It was found that the maximum tensile strain were underestimated by Trough Model and overestimated by Elastic Model respectively. Then the authors modified the Trough Model's assumption about the angle of shear plane progressing in lower protective layer, and presented a method to estimate the elongation and the maximum tensile strain.