帯状荷重下における軟弱地盤—ジオテキスタイルの 相互作用とその解析方法

(Model Test and Analysis on Geotextiles Used for Improvement
of Very Soft Ground under Continuous Loading)

渡 義 治* (Yoshiharu Watari)
樋 口 洋 平** (Yohei Higuchi)

キーワード：(ジオテキスタイル)/支持力/軟弱地
盤/変形/模型実験/盛土 (IGC: K6/E2)

1. ま え が き

ポンプ式浚渫船で軟弱な海底粘土を投入した埋立地では、高含水比で液状に近い超軟弱地盤が形成される。このような地盤を土地として早急に利用するためには、超軟弱粘性土層を良質土で覆土してトラフィカビリティを確保することが要求される。液状に近い地盤での覆土に際しては、支持力不足を補うために合成繊維織布と格子状に配置したロープを組み合わせたもので地盤を被覆・密閉したうえで盛土をまき出す工法が数多く行われている^{1),2)}。これらの補強材料はジオテキスタイルと呼ばれ、最近その活用が注目されている。

一方、織布とロープを組み合わせたジオテキスタイルの支持力補強効果の解析方法は確立されておらず、織布の材質およびロープの配置間隔は過去の施工例での経験に基づいて決定されているのが現状である。ジオテキスタイルとして織布のみあるいはプラスチックネットを軟弱地盤上に敷設した場合の盛土荷重に対する支持力補強効果を理論的に取り扱ったものとしては、Terzaghiの帯状基礎の支持力にジオテキスタイルの張力を考慮した福住³⁾、山内⁴⁾、大北⁵⁾らの研究、盛土荷重部分でのジオテキスタイルのめり込み変形をケーブルのたわみ曲線で近似し、これに地盤係数法を取入れた清水⁶⁾の研究などがある。しかしながら、これらの研究成果をそのまま織布とロープを組み合わせたものに適用することは、軟弱粘土を密閉するという工法上の基本概念およびジオテキスタイルの種類が異なっていることや対象とする地盤がほぼ液状に近いものであることなどを考慮すると、必ずしも適切でないように思える。

そこで本研究では、織布とロープで被覆した縮尺1/50

の模型粘土地盤において、ロープ間隔とロープ初期張力などのジオテキスタイル使用条件と帯状荷重の強度を変化させた載荷実験を行い載荷区域内外での地盤変形と織布およびロープに発生する張力との関連を調べた。

更に、地盤変形とジオテキスタイル張力の複合的な挙動を取り扱うために膜構造の解析法の適用を試み、実験結果と解析値とを比較することで解析手法の適用性について検討した。

2. 模 型 実 験

2.1 実験の概要

超軟弱な地盤とジオテキスタイルとの複合的な挙動に影響する要因には、地盤の非排水せん断強度、盛土荷重強度、ジオテキスタイルの材料特性や敷設時の初期張力などがある。そこで海底粘土を用いた模型地盤上での帯状載荷実験によって次のことを明らかにする。

1) 荷重強度の相違が地盤変形とジオテキスタイルに生じる張力に及ぼす影響。

2) ジオテキスタイルの材料特性と敷設条件の相違が載荷時の地盤変形と張力に及ぼす影響。

模型実験は既往の施工例⁷⁾から、表-1に示す現場条件を想定して行った。なお、現場では超軟弱地盤の周囲は埋立護岸などの築堤で完全に区切られており、この築堤とジオテキスタイルで超軟弱粘土を封じ込めたうえで覆土が施工される。したがって、模型実験では土槽(B×

表-1 施工一般例と想定現場条件

項 目		施 工 例	想 定 条 件
軟弱地盤	層厚	4~19 m	15 m
	地盤強度 含水比	$C_u = 0.04 \sim 1 \text{ tf/m}^2$ 60~300%	0.8 tf/m^2 120%
覆土	面積	500~220,000 m ²	3000 m ²
	積厚	0.6~5 m	2 m, 4 m
被覆材料	ロープ	材料 間隔 初期張力 PP φ12 0.5~0.7 m 10~120 kgf/本	PP φ12 0.5, 0.9 m 60, 120 kgf/本
	シート材	PP 1212, 1414, 1616	PP 1616

(1 kgf=9.8 N, 1 kgf/cm²=98 kPa)

* 五洋建設(株)技術研究所 所長(東京都品川区東大井 1-11-25)

** 五洋建設(株)技術研究所 主任研究員
(1985.11.1 原稿受付・討議期限 1987.7.1, 要請があれば1か月の
期限延長可能)

表-2 実験条件一覧表 ($\lambda=50$)

項 目		実 物 (P)	模 型 (m)	備 考
覆 土 範 囲		59×53.5 m	1.18×1.07 m	
ロープ	径	$\phi 12$ mm	$\phi 2$ mm	
	間 隔	$d_p=50$ cm $d_p=90$ cm	$d_m=4$ cm $d_m=7.2$ cm	$d_p/\lambda=1.0$ cm 4本1組 $d_p/\lambda=1.8$ cm 4本1組
	変 形 係 数	$E_p=43\sim 87$ kgf/mm ²	$E_m=1.59$ kgf/mm ²	$E_p/\lambda=0.86\sim 1.74$ kgf/mm ²
	初 期 張 力	$T_{p0}=60$ kgf/本 $T_{p0}=120$ kgf/本	$T_{m0}=33.3$ gf/本 $T_{m0}=66.7$ gf/本	
シート	伸び 剛性	$E_p \cdot t_p=215$ kgf/cm $E_p \cdot t_p=156$ kgf/cm	$E_m \cdot t_m=14.8$ kgf/cm $E_m \cdot t_m=1.7$ kgf/cm	$E_p \cdot t_p/\lambda=4.3$ kgf/cm $E_p \cdot t_p/\lambda=3.1$ kgf/cm
	縦 横			
盛 土	幅	$B=5$ m	$B=10$ cm	
	荷 重 強 度	$W_p=4.23$ tf/m ² $W_p=7.83$ tf/m ²	$W_m=8.46$ gf/cm ² $W_m=15.66$ gf/cm ²	
地 盤	粘 着 力	$C_{up}=0.8$ tf/m ²	$C_{um}=1.6\sim 3.0$ gf/cm ²	$C_{up}/\lambda=1.6$ gf/cm ²

(1 kgf=9.8 N, 1 kgf/cm²=98 kPa)

$L \times H=118 \times 107 \times 30$ cm) の側壁を上述の築堤と見なしてこれにジオテキスタイルの端部を固定して超軟弱粘土を封じ込めた。

2.2 実験の諸元

模型実験を行う場合の縮小率は、現象の把握および解析のうえで重要な要素となる。本実験では、使用した三次元土槽の大きさと部分載荷による地盤変形の影響範囲などを考慮して模型の縮尺は 1/50 とした。実物との対比を含めた模型の諸元を表-2 に示す。

模型地盤の材料には東京港粘土を用いた。模型地盤の非排水せん断強度 (c_{um}) は、実物での非排水せん断強度 $c_{up}=0.8$ tf/m² (7.8 kPa) を 1/50 に縮尺した $c_{um}=1.6$ gf/cm² (0.16 kPa) とした。 c_{um} の調整は、 $c_{um}=1.6$ gf/cm² (0.16 kPa) に対応する含水比を予備実験から定め、材料の粘土に加水して十分に練り返す方法で行った。一方、模型地盤の粘土の c_{um} を練返し後の経過時間ごとに室内ペーン試験によって測定した結果の代表例が図-1 である。図から c_{um} は 24 時間の放置によって、約 40% 増加していることがわかる。この強度増加は、模型地盤の表面で間隙水の分離が生じていないこと

図-1 粘土の非排水せん断強度 (1 kgf/cm²=98 kPa)

表-3 試料粘土の特性

物理特性	比 重 G_s	2.642
	粒 度	砂 分 0.8 (%) シルト 分 33.4 (%) 粘 土 分 65.8 (%)
	液 性 限 界 w_L	87.7 (%)
	塑 性 限 界 w_p	36.6 (%)
調 整 後 の 状 態	単 位 体 積 重 量 γ_t	1.40 (gf/cm ³)
	含 水 比 w	120 (%)
	間 隙 比 e	3.01

(1 gf/cm³=9.8 kN/m³)

から自重圧密によるものでなく、練返し後の強度回復によるものと考えられる。これらのことから、模型地盤の粘土はジオテキスタイルの敷設直前に再度練返しを行って設定非排水せん断強度 c_{um} の維持に努めた。材料粘土の物理特性と含水比調整後の状態を表-3 に示す。

模型のジオテキスタイル材料は、伸び剛性 (弾性係数×断面積) の縮尺に重点を置いて材質を決定した。ロープ材料は縮尺模型のロープ間隔が 1.0 cm および 1.8 cm と小さくなるため、4本を1組にまとめて直径 2mm のウレタンゴム糸を用いた。織布材料は実物に比べて若干異方性が大きい最も近似したものとして綿布を用いた。以上の材料の張力～伸び率の関係を図-2 に示す。

帯状荷重は、実物での盛土材の単位体積重量を 1.8 ft/m³ (18 kN/m³)、盛土幅 5m、層厚を 2m および 4m の2ケースとし、これに施工機械として自重 3ton クラスのブルドーザ重量に衝撃係数 1.5 を見込んだ荷重を加えたものを縮尺した。模型での荷重は幅 10 cm のテープに鉛散弾を貼り付けたものを所要の荷重強度まで積み重ねて用いた。

載荷実験は表-4 に示す 8 種類のモデルについて行った。ロープ初期張力 T_{m0} は、ロープの引張り応力を縮尺して定めた。実験での測定項目は、ロープと織布の張

図-2 張力と伸び率との関係 (1 kgf=9.8 N)

表-4 実験内容

実験モデル No.	1	2	3	4	5	6	7	8
上 載 荷 重 W_m (gf/cm ²)	8.46	15.66	15.66	15.66	8.46	15.66	15.66	15.66
ロ ー プ 間 隔 d_m (cm)	4.0	7.2	4.0	7.2	4.0	7.2	4.0	7.2
ロ ー プ 初 期 張 力 T_{m0} (gf/本)		33.3		33.3		66.7		66.7

(1 kgf=9.8 N, 1 kgf/cm²=98 kPa)

力および織布表面での地盤変形の3項目である。織布の張力はひずみゲージを貼り付けて測定し、ロープの張力はひずみゲージ式の特殊な張力計⁸⁾を製作してロープに取り付けて測定した。変形測定は、接触圧力を微小に調整した電気式変位計とポイントゲージとの併用によって行った。

載荷方法は模型地盤の側壁部と中央部の2段階に分けた。各段階の載荷時間は中央部での載荷時の挙動測定に

図-3 載荷位置と測点

重点を置き、それぞれ3時間と18時間とした。荷重の形態と各種の測定位置は図-3に示すごとくである。

3. 模型実験結果

中央部載荷時に測定された地盤変形、織布張力、ロープ張力の代表例を図-4, 5, 6に示す。図-4はロープ間隔 d_m とロープ初期張力 T_{m0} が等しく荷重強度 W_m が異なっているモデル5とモデル7の対比を、図-5は荷重強度 W_m とロープ初期張力 T_{m0} が等しくロープ間隔 d_m が異なるモデル7とモデル8の対比を、図-6は荷重強度 W_m とロープ間隔 d_m が等しくロープ初期張力 T_{m0} が異なるモデル4とモデル8の対比をそれぞれ示している。図において、沈下 S は中央部荷重(載荷段階2)の中心線上の平均値を、膨れ上がり S' は荷重中心から20 cmの距離にある測定点での平均値を、載荷

図-4 W_m の影響: $d_m=4$ cm, $T_{m0}=66.7$ gf/本
(1 kgf/cm²=98 kPa, 1 kgf=9.8 N) 図-5 d_m の影響: $W_m=15.66$ gf/cm², $T_{m0}=66.2$ gf/本
(1 kgf/cm²=98 kPa, 1 kgf=9.8 N)

図-6 T_{m0} の影響: $W_m=15.66 \text{ gf/cm}^2$, $d_m=7.2 \text{ cm}$
($1 \text{ kgf/cm}^2=98 \text{ kPa}$, $1 \text{ kgf}=9.8 \text{ N}$)

に伴う織布とロープの増加張力 h_s , ΔT_m は荷重近傍の4点での平均値をそれぞれ用いている。各モデルの実験条件と載荷後の経過時間4分での測定結果を表-5に示す。経過時間4分の測定値を用いた理由は次のようである。すなわち、測定は載荷後0.5分から開始しているが図-4, 5, 6に示すように変形の大部分は載荷後1分以内に生じ、その後の経過時間に対する増加量が小さいことと、モデルによっては載荷部分の沈下が経過時間1分まで測定できなかったことによる。織布とロープの張力についても地盤変形との関連を考慮して4分での測定値を用いた。図-4~6, 表-5から模型実験の結果をまとめると以下のごとくである。

3.1 地盤変形

載荷によって生じる地盤変形は、載荷部分での沈下 S と載荷部周辺での膨れ上がり S' の両者ともに荷重強度 W_m の大きいものほど大きい。荷重強度の比率

$$W_{m2}/W_{m1}=15.66/8.46=1.85 \quad (1)$$

に対する沈下 S および膨れ上がり S' の比率は、

$$S_{W=15.66}/S_{W=8.46}=1.73, \quad S'_{W=15.66}/S'_{W=8.46}=2.92 \quad (2)$$

となり、沈下の比率は荷重強度の比率とほぼ一致するが膨れ上がりの比率はかなり大きな値となった。

また、荷重強度 W_m が等しければロープ間隔 d_m とロープ初期張力 T_{m0} が変化しても地盤変形には顕著な差は認められない。

沈下 S は載荷後18時間までの放置期間中に増加しているが、膨れ上がり S' はほとんど変化していない。

3.2 ロープ張力

載荷によってロープに生ずる増加張力 ΔT_m は、ロープの間隔 d_m と初期張力 T_{m0} が等しければ荷重強度 W_m が大きいものほど大きい。この傾向は、ロープ間隔が 7.2 cm のモデルで顕著である。

荷重強度 W_m とロープ初期張力 T_{m0} が等しい場合、ロープ間隔 d_m を 4 cm から 7.2 cm に広げると増加張力 ΔT_m は増加する。この張力増加率を載荷後4minでの両者の増加張力 ΔT_m の比で表すと、荷重強度が 8.46 gf/cm^2 (0.829 kPa) のモデルでは平均値として

$$\Delta T_m(d_m=7.2 \text{ cm})/\Delta T_m(d_m=4 \text{ cm})=1.03 \quad (3)$$

荷重強度が 15.66 gf/cm^2 (1.535 kPa) のモデルでは 1.63 となっている。なお、この時のロープ間隔の変化率は $7.2 \text{ cm}/4 \text{ cm}=1.80$ である。

荷重強度 W_m とロープ間隔 d_m が等しい場合、ロープ初期張力 T_{m0} が大きくなると増加張力 ΔT_m は減少している。

これらのことから、載荷によってロープに生ずる増加張力 ΔT_m にはロープ間隔 d_m 、荷重強度 W_m 、ロープ初期張力 T_{m0} が複雑に影響を与えていると言える。また、ロープの増加張力 ΔT_m は時間とともに漸増して

表-5 実験結果

実験モデル No.	1	2	3	4	5	6	7	8
荷重強度 $W_m(\text{gf/cm}^2)$	8.46		15.66		8.46		15.66	
粘土の非排水せん断強度 $c_{um}(\text{gf/cm}^2)$	1.72	1.90	1.68	1.72	1.63	1.47	1.42	1.42
ロープ間隔 $d_m(\text{cm})$	4.0	7.2	4.0	7.2	4.0	7.2	4.0	7.2
ロープ初期張力 $T_{m0}(\text{gf/本})$	43.1	37.4	25.2	32.5	63.9	74.9	61.6	68.5
織布張力測定値 $h_s(\text{gf/cm})$	38.5	58.4	57.2	56.6	44.5	46.3	66.0	67.6
ロープ張力測定値 $T_m(\text{gf/本})$	89.0	84.9	56.0	90.9	92.7	104.8	92.5	110.5
ロープ増加張力 $\Delta T_m(\text{gf/本})^{*1}$	45.9	47.5	30.8	58.4	28.8	29.9	30.9	42.0
織布・ロープの合計張力 $h(\text{gf/cm})^{*2}$	50.0	65.0	64.9	64.7	51.7	50.5	73.7	73.4
載荷部めり込み沈下 $S(\text{mm})$	18.5	21.8	33.9	34.8	19.6	23.4	38.3	36.1
膨れ上がり $S'(\text{mm})$	1.60	1.18	3.39	4.39	1.41	1.89	5.27	3.89

*1 $\Delta T_m = T_m - T_{m0}$

*2 ロープの増加張力 ΔT_m を単位幅当りに換算して織布張力に加算

($1 \text{ kgf}=9.8 \text{ N}$, $1 \text{ kgf/cm}^2=98 \text{ kPa}$)

おり、载荷後1分から18時間までの変化量は20~30 gf/本 (0.20~0.30 N/本) 程度である。

3.3 織布張力

载荷によって織布に生ずる張力 h_s は、荷重強度 W_m の違いの影響を最も大きく受けている。これに次いでロープ初期張力 T_{m0} の違いによる影響が認められロープ初期張力 T_{m0} の増加につれて織布張力 h_s も若干大きくなっている。ロープ間隔 d_m の違いによる影響はほとんど認められない。

これらのことから、織布張力 h_s に及ぼす影響は荷重強度 W_m すなわち地盤変形 S, S' によるものが最も大きな割合を占めていると言える。また、織布張力 h_s の経時変化はほとんど認められずロープ張力 ΔT_m とは異なった傾向を示している。

3.4 変形と張力の経時変化

沈下 S 、ロープの増加張力 ΔT_m および織布張力 h_s の経時変化については以下のように考える。すなわち、沈下は主に粘土のクリープ変形によって増加し、ロープ張力もそれに伴って増加する。織布張力が増加していないのは、ウレタンゴムロープと綿織布の材料特性の違いによると思われる。各材料のクリープ試験は行っていないが、模型実験結果からは織布のクリープが大きいことが推測される。

4. ジオテキスタイルの解析

模型実験での測定値は、ジオテキスタイルと地盤との複合的挙動の結果を表したものである。したがって、この結果をもとにしてジオテキスタイルの効果を論ずる場合には地盤の非排水せん断強度を考慮しなければならない。しかし、考察の範囲を粘土の含水比が液性限界を上回り部分载荷に伴う流動現象が卓越するような超軟弱地盤に限定すれば、ジオテキスタイルは载荷重と密閉状態の粘土からの流体圧に近い上向き圧力とを受ける膜構造として近似できるであろう。このような膜面の応力と変形に関する取扱いは、空気膜構造の解析方法によって可能である。空気膜構造の解析方法は薄肉シェルの大変形膜理論あるいは吊構造からの発展形として体系づけられており、その概要は以下のごとくである。

4.1 解析方法^{9),10)}

図-7に示す座標系において、外力 p_0 が作用して鉛直変位 w_0 と初期張力 H_0 を生じた膜面に更に外力 p が作用した時の鉛直変位増分を w とすると、変形後のつり合いは(4)式で与えられる。

$$\begin{aligned} H_{0x} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + H_{0y} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + h_x \frac{\partial^2}{\partial x^2} (w_0 + w) \\ + h_y \frac{\partial^2}{\partial y^2} (w_0 + w) - p = 0 \end{aligned} \quad (4)$$

図-7 膜面の変形

ここに、 H_{0x} と H_{0y} は初期張力の水平成分。また、 h_x と h_y は外力 p による膜面の増加張力の水平成分で(5)式で表される。

$$\left. \begin{aligned} h_x &= \frac{E_x \cdot t_x}{2 \cdot S_{0x} - l_x} \left\{ - \int_0^{l_x} \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} w dx \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{2} \int_0^{l_x} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx \right\} \\ h_y &= \frac{E_y \cdot t_y}{2 \cdot S_{0y} - l_y} \left\{ - \int_0^{l_y} \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} w dy \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{2} \int_0^{l_y} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 dy \right\} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

E_x, E_y : 膜材料の弾性係数。 t_x, t_y : 膜材料の厚さ。

S_{0x}, S_{0y} : p_0 作用時の膜帯の長さ。

これらを連立させて解けば外力 p による膜面の鉛直変位増分 w と増加張力 h_x, h_y が求まる。この時、 p_0 作用時の膜面形状は

$$\begin{aligned} w_0 &= -16 \cdot f \cdot (\xi - \xi^2)(\eta - \eta^2) \\ \xi &= x/l_x \quad \eta = y/l_y \end{aligned} \quad (6)$$

で表される2次曲面で定義される。また、曲面および膜材料について a) 膜面の周囲は変位を生じない固定境界。b) 曲面は偏平。c) 水平変位は鉛直変位に比較して小さい。d) 膜材料は繊維方向には引張抵抗を有するが、せん断変形に対する抵抗は微小。e) 膜材料の応力~ひずみ関係は線形。などの仮定を設けている。

(5) 式を(4)式に代入すれば解くべき方程式として

$$\begin{aligned} H_{0x} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + H_{0y} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{E_x \cdot t_x}{2 \cdot S_{0x} - l_x} \left\{ - \int_0^{l_x} \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} w dx \right. \\ + \frac{1}{2} \int_0^{l_x} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx \left\{ \left(\frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) \right. \\ + \frac{E_y \cdot t_y}{2 \cdot S_{0y} - l_y} \left\{ - \int_0^{l_y} \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} w dy \right. \\ + \frac{1}{2} \int_0^{l_y} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 dy \left\{ \left(\frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) - p = 0 \end{aligned} \quad (7)$$

を得る。(7) 式は三次の非線形・微積分方程式となるが空気膜構造に関する研究成果¹¹⁾から、外力が膜面に対して全面あるいは対称に载荷される場合は非線形性が大きく現れないことと模型実験での载荷形態が帯状対称荷重であることに着目して、実際の計算は(7)式から非線形項を除いた(8)式を差分近似した(9)式を用いて行った(図-8 参照)。

図-8 差分格子

$$H_{0x} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + H_{0y} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - \frac{E_x \cdot t_x}{2 \cdot S_{0x} - l_x} \cdot \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \int_0^{l_x} \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} w dx - \frac{E_y \cdot t_y}{2 \cdot S_{0y} - l_y} \cdot \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} \int_0^{l_y} \frac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} w dy - p = 0 \quad (8)$$

$$H_{0x} \cdot w_i''(x) + H_{0y} w_i''(y) - \frac{E_x \cdot t_x \cdot \Delta x}{2 \cdot S_{0x} - l_x} w_{0i}''(x) \cdot \sum_{(x)} w_{0i}''(x) \cdot w_i - \frac{E_y \cdot t_y \cdot \Delta y}{2 \cdot S_{0y} - l_y} w_{0i}''(y) \cdot \sum_{(y)} w_{0i}''(y) \cdot w_i - p = 0 \quad (9)$$

ここに

$$\begin{aligned} w_i''(x) &= (w_j - 2w_i + w_h) / (\Delta x)^2 \\ w_i''(y) &= (w_l - 2w_i + w_k) / (\Delta y)^2 \\ w_{0i}''(x) &= (w_{0j} - 2w_{0i} + w_{0h}) / (\Delta x)^2 \\ w_{0i}''(y) &= (w_{0l} - 2w_{0i} + w_{0k}) / (\Delta y)^2 \\ \sum_{(x)} w_{0i}''(x) \cdot w_i &= w_{01}''(x) \cdot w_1 + w_{02}''(x) \cdot w_2 + \dots + w_{0m}''(x) \cdot w_m \\ \sum_{(y)} w_{0i}''(y) \cdot w_i &= w_{01}''(y) \cdot w_1 + w_{02}''(y) \cdot w_2 + \dots \end{aligned}$$

Model ○ : 1 ● : 2
□ : 3 ■ : 4
● : 5 ● : 6
■ : 7 ■ : 8

図-9 荷重横断方向でのジオテキスタイルの変位 (1 kgf/cm²=98 kPa)

$$+w_{0n}''(y) \cdot w_n$$

差分計算での分割数は図-3 の各種測定位置を考慮して x, y 方向とも 12 分割とした。

4.2 解析に用いる入力定数

(1) ジオテキスタイルの伸び剛性

(5) 式に含まれるジオテキスタイルの伸び剛性 $E \cdot t$ (kgf/cm) は織布およびロープの引張試験から得られたそれぞれの伸び剛性を重ね合わせたものとした。すなわち、一定間隔で配置されたロープの伸び剛性はロープの弾性係数 E_R (kgf/mm²), 断面積 A_R (mm²), 配置間隔 d_m (cm) から

$$E_R \cdot t_R = E_R \cdot A_R / d_m \quad (\text{kgf/cm})$$

によって単位幅当りに換算したものを織布の伸び剛性 $E_S \cdot t_S$ に加算した。伸び剛性の数値は模型実験での発生張力から、織布については縦・横方向とも単位幅当りの引張力 200 gf/cm (1.96 N/cm) に対する伸びひずみを、ロープについては引張力 250 gf/本 (2.45 N/本) に対する伸びひずみをそれぞれ用いて算出した。また、各材料は線形弾性体として取り扱った。

(2) ジオテキスタイルに作用する荷重

図-9 は、荷重後 4min での横断方向のジオテキスタイルの変形測定結果を示したものである。図からジオテキスタイルの変形は荷重の大きさに影響されることと、部分荷重によって側方に流動した粘土からジオテキスタイルは上向き圧力を受けていることがわかる。更に、変形曲線の曲率が荷重部の近くで大きく、荷重部から離れるにしたがって小さくなっていることから、上述の上向き圧力は荷重部からの距離によって変化していることが推測される。そこで、解析では荷重部分以外の差分格子点でジオテキスタイルに作用する上向き圧力としてジオテキスタイルの鉛直変位に比例した量を入力した。

差分格子点での上向き圧力 p_u を求めるための鉛直変位の算出は実験結果から次のように行った。すなわち、変位は図-9 に示したように荷重の中心から 20~30 cm (荷重幅の 2~3 倍で平均 2.5 倍) の位置で膨れ上がりが最大となり、ここから沈下が最大となる荷重部に至る

間の変位形状は楕円曲線の一部に類似している。そこで、ジオテキスタイルの鉛直変位を、頂点が載荷中心から載荷幅の2.5倍の距離にある楕円曲線の式

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{(z-c)^2}{b^2} = 1 \quad (11)$$

で補間近似した。図-9には荷重強度 W_m が 8.46 gf/cm^2 (0.829 kPa) と、 15.66 gf/cm^2 (1.535 kPa) に対する楕円曲線を併記したが両者とも実験結果と良く一致している。したがって、差分格子点での変位量を楕円曲線で補間することの誤差は微小と考えられる。

上述の楕円で近似したジオテキスタイルの変位に伴う粘土からの上向き圧力 p_u は、楕円の頂点（膨れ上がり最大になる点）と各差分格子点での相対変位を δ_i とした時、載荷部分での最大相対変位 $\delta_{\max}$ に対する最大上向き圧力 $p_{u\max}$ を仮定し、

$$p_{ui} = \frac{\delta_i}{\delta_{\max}} p_{u\max} \quad (12)$$

によって求めた。(12) 式で求まる上向き圧力の分布を模式的に示したものが図-10 である。また、実験結果から p_u の作用範囲は載荷幅のほぼ5～6倍と推測された。

図-10 p_u の分布

計算では最大上向き圧力 $p_{u\max}$ が未定のため、ジオテキスタイルの鉛直変位と張力の計算結果を実験結果にフィッティングし、載荷重 W' と載荷部分での最大上向き圧力 $p_{u\max}$ の組み合わせを求めた。更に、計算ではジオテキスタイルで密閉された粘土の体積変化は生じないとする制約条件を設けた。

5. 計算結果と考察

モデル1からモデル8における変形量の実測値と解析値を図-11、図-12に示した。図-11は常状荷重中心線上での縦断方向の沈下を、図-12は横断方向の沈下と膨れ上りを示している。図-12では変形が常状荷重の中心線に関して対称となることを考慮して、荷重両側での変形測定結果を片側にまとめて表示した。表-6には各モデルの解析結果を示した。

5.1 変形

常状荷重の中心線上での沈下の実測値と計算結果を比較すると、全体の傾向としては良く一致している。一方、各モデルについて詳細に検討すると、荷重強度が 8.46 gf/cm^2 (0.829 kPa) のモデル(1, 2, 5, 6)では載荷段階1に相当する側壁部の実測値と計算結果はよく一致しているが載荷段階2に相当する中央部では計算結

図-11 縦断方向での変形の比較

果が実測値を上回っている。また、荷重強度が 15.66 gf/cm^2 (1.535 kPa) のモデル(3, 4, 7, 8)では逆に中央部での実測値と計算結果が一致し、側壁部では計算結果が実測値を下回っている。この原因として以下の2つが考えられる。第1は、ジオテキスタイルに作用する上向き圧力 p_u の算定を中央部の変形測定結果を用いて行ったために側壁部では p_u が若干大きめの値になったためと推定される。第2は、計算においては荷重を段階載荷としていないことによると思われる。すなわち、載荷段階1では模型地盤の粘土が常状荷重の側方だけでなく前方へも流動して三次元的な膨れ上りを生じるとともに載荷部の沈下が増加したものと推定される。このことは、荷重強度が大きいモデル(3, 4, 7, 8)での載荷段階1に相当する部分の沈下がすべて載荷段階2の部分の沈下より大きいことでも明らかである。

荷重の横断方向での膨れ上りの実測値と計算結果とを比較すると、荷重強度が 15.66 gf/cm^2 (1.535 kPa) のモデル(3, 4, 7, 8)では良く一致しているが、荷重強度が 8.46 gf/cm^2 (0.829 kPa) のモデル(1, 2, 5, 6)では計算結果が実測値を上回っている。この傾向は荷重の近傍で特に著しい。荷重強度が大きい場合に実測値と計算結果がよく一致する点については以下のように考え

図-12 横断方向での変形の比較

表-6 解析結果

実験モデル No.	1	2	3	4	5	6	7	8
織布の伸び剛性 $E_s \cdot t_s$ (gf/cm)	縦: 14800				横: 1700			
ロープの伸び剛性 $E_R \cdot t_R$ (gf/cm)	$d_m = 4$ cm : 1250				$d_m = 7.2$ cm : 690			
換算伸び剛性 $E_s \cdot t_s + E_R \cdot t_R$ (gf/cm)	$d_m = 4$ cm 縦: 16050 横: 2950		$d_m = 7.2$ cm 縦: 15490 横: 2390					
解析荷重強度 W' (gf/cm ²)	2.00	1.23	2.20	1.35	4.30	2.55	4.80	2.90
最大上向き圧力 $P_{u\max}$ (gf/cm ²)	1.29	0.79	1.35	0.83	2.77	1.64	2.96	1.78
織布・ロープの合計張力 H (gf/cm)	45.2	45.8	63.4	63.8	51.5	48.1	74.9	72.9
$P_{u\max}/W'$	0.65	0.64	0.61	0.61	0.64	0.64	0.62	0.61

(1 kgf = 9.8 N, 1 kgf/cm² = 98 kPa)

られる。すなわち、モデル 1～8 の模型地盤の非排水せん断強度の平均値 $\bar{c}_{um} = 1.62 \text{ gf/cm}^2$ (0.159 kPa) と載荷部分での沈下の実測値を用いて Terzaghi の帯状基礎での局部せん断破壊に対する支持力算定¹²⁾を行うと、荷重強度 W_m が 8.46 gf/cm^2 (0.829 kPa) のモデルでは沈下の平均値 $\bar{S} = 2.08 \text{ cm}$ から

$$\begin{aligned}
 q_D' &= \frac{2}{3} \bar{c}_{um} \cdot N_c' + \gamma_t \cdot \bar{S} \\
 &= 9.08 \text{ gf/cm}^2 \text{ (0.890 kPa)} > W_m \\
 &= 8.46 \text{ gf/cm}^2 \text{ (0.829 kPa)} \quad (13)
 \end{aligned}$$

同様に荷重強度が 15.66 gf/cm^2 (0.159 kPa) のモデルでは沈下の平均値 $\bar{S} = 3.58 \text{ cm}$ から

$$q_D' = 11.18 \text{ gf/cm}^2 \text{ (1.096 kPa)} < W_m$$

$$= 15.66 \text{ gf/cm}^2 \text{ (1.535 kPa)} \quad (14)$$

となる。このことから、荷重強度が 8.46 gf/cm^2 (0.829 kPa) のモデルでは模型地盤の非排水せん断強度による支持力成分と沈下による根入れ効果とでほぼつり合いが保たれているのに対して、荷重強度が 15.66 gf/cm^2 (1.535 kPa) のモデルでは支持力不足の状態にあると言える。したがって、荷重強度が 15.66 gf/cm^2 (1.535 kPa) のモデルでは支持力不足をジオテキスタイルの張力で補う効果が発揮されていると考えられる。言い換えれば、ジオテキスタイルで表面処理した超軟弱地盤に帯状荷重を載荷した時の地盤とジオテキスタイルの挙動を膜構造として解析する場合は、荷重強度が Terzaghi の支持力計算式の非排水せん断強度に基づく支持力成分 (13) 式

表-7 織布とロープの張力

モデル No.	1	2	3	4	5	6	7	8
解析張力 $H(\text{gf/cm})$	45.2	45.8	63.4	63.8	51.5	48.1	74.9	72.9
織布張力 $H_s(\text{gf/cm})$	41.7	43.7	58.5	60.9	47.5	45.9	69.1	69.6
ロープ張力 $T_R(\text{gf/本})$	14.0	15.1	19.6	20.9	16.0	15.8	23.2	23.8

(1 kgf=9.8 N)

の第1項)を上回る度合いが大きいほど、ジオテキスタイルを用いる意味が大きく、解析法の適用性も高くなると考えられる。

5.2 張 力

張力の計算結果 H を織布とロープのそれぞれの伸び剛性 $E_S \cdot t_S$, $E_R \cdot t_R$ およびロープ間隔 d_m に応じて各材料の張力 H_S , T_R に配分した結果を表-7 に示す。この結果を表-5 の実測値 h_S , ΔT_m と比較すると、計算結果では織布が受け持つ張力がモデル2を除いて実測値より大きくロープは逆に実測値より小さくなっている。これは、解析に用いる各材料の伸び剛性を決定する際に非線形弾性材料を線形弾性材料として近似したことの影響と考えられる。すなわち、模型実験で測定された張力の範囲では織布の横方向伸び剛性は解析に用いた $E_S \cdot t_S = 1700 \text{ gf/cm}$ (16.7 N/cm) よりかなり小さく、逆にロープの伸び剛性はわずかに大きい値であるためと考えられる(図-2 参照)。これらのことは、ジオテキスタイルのような非線形弾性材料の伸び剛性の決定に際しては予想される張力の範囲での検討が重要であることを示唆している。

5.3 実荷重強度と解析荷重強度

ジオテキスタイルの変位と張力の実測値に計算結果をフィッティングする方法で得られた解析荷重強度 W' は、模型実験での実荷重強度 W_m と比較すると非常に小さな値となっている(表-5, 6 参照)。この原因は、膜構造理論では外力に対して膜面を安定させる力として、空気に代表されるような変形の自由度が非常に大きいものの内圧を考えているためである。すなわち、計算では模型地盤の粘土を非排水せん断強度と単位体積重量がともに零の材料として取り扱っており、解析荷重強度 W' を求める過程では非排水せん断強度に基づく支持力と載荷部分の沈下による根入れ効果を考慮していないためである。

一方、非排水せん断強度に基づく支持力と根入れ効果を含めた荷重底面でのつり合いは(15)式で表せる。

$$W' = W_m - c_{um} \cdot \beta - \gamma_t \cdot S \quad (15)$$

ここに β は支持力係数である。(15)式の β を除く諸定数に実験モデル1~8における数値を代入して支持力係数を求めたものを表-8 に示す。この結果から、ジオテキスタイルで補強した粘土地盤の支持力係数は、荷重強度によって差があるが帯状荷重強度が粘土の非排水せん

表-8 支持力係数 β

モデル No.	1	2	3	4	5	6	7	8
荷重強度 $W_m(\text{gf/cm}^2)$	8.46		15.66		8.46		15.66	
支持力係数 β	2.35	2.19	5.39	5.69	0.98	1.79	3.87	5.42

(1 kgf/cm²=98 kPa) 図-13 W_m/c_{um} と S との関係

断強度に基づく支持力成分を大幅に上回る場合(例えば図-13の $W_m/c_{um} \geq 10$ に相当)には、 $N_c = 5.14 (= \pi + 2)^{18)}$ を用いて良いと言える。

次に、(15)式の沈下 S について考察する。模型実験の結果から、荷重強度を粘土地盤の非排水せん断強度で除して無次元化した W_m/c_{um} と沈下との関係を示したものが図-13 である。図から、沈下は W_m/c_{um} に比例する傾向が明らかである。したがって、実工事の帯状盛土が模型で想定したものと同規模(幅5m程度)であれば図-13に示した関係からおよその沈下量を推定することができる。ただし、現場における地盤の非排水せん断強度は、盛土載荷時の粘性土の側方流動による強度低下を考慮して定める必要がある。

5.4 初期張力の影響

ジオテキスタイルの敷設時にロープに導入した初期張力をロープ間隔で除して求めた換算初期張力 T_{m0}/d_m と解析荷重強度 W' の関係を図-14 に示した。図から、荷重強度が小さいモデル(1, 2, 5, 6)では荷重強度が大きいモデル(3, 4, 7, 8)よりも同じ換算初期張力に対していくぶん小さい解析荷重強度を示しているが、解析荷重強度とジオテキスタイルの換算初期張力とはほぼ一義的な関係があると考えられる。模型実験および計算の結果から、解析荷重強度と換算初期張力との間には

$$W' = 0.28 T_{m0}/d_m \quad (16)$$

の関係を得た。(16)式を(15)式と関連させて考えると以下のことが言える。すなわち、(15)式左辺の解析荷

図-14 T_{m0}/d_m と W' との関係 ($1 \text{ kgf/cm}^2 = 98 \text{ kPa}$, $1 \text{ kgf} = 9.8 \text{ N}$)

図-15 W' と $p_{u\max}$ との関係 ($1 \text{ kgf/cm}^2 = 98 \text{ kPa}$)

重強度はジオテキスタイルが受け持つ支持力不足分を表しており、換算初期張力を増すことで支持力補強効果が増大する。

5.5 解析荷重強度と最大上向き圧力

図-10 に示した解析荷重強度 W' と最大上向き圧力 $p_{u\max}$ の組み合わせは、粘土地盤の体積変化が生じないとする条件下でジオテキスタイルの鉛直変位と張力の計算結果が実測値と一致するように試行によって求めたものである。各モデルでの両者の関係を図-15 に示した。図から、 $p_{u\max}/W'$ の値はすべてのモデルで $0.61 \sim 0.64$ の間にあって、各モデルの実験条件がすべて異なっているにもかかわらず非常に良い相関があることがわかる。したがって、粘土の体積変化が生じない場合の最大上向き圧力 $p_{u\max}$ を試行によって求める際には

$$p_{u\max} = 0.6 W' \quad (17)$$

の関係を参考として用いれば良いと考える。

6. 結 論

合成繊維織布と格子状に配置したロープを組み合わせ

たジオテキスタイルで表面処理した超軟弱地盤に帯状荷重が載荷された時の地盤変形とジオテキスタイルに生ずる張力との相互作用を明らかにするために、模型実験を行うとともに実験結果の解析に空気膜構造解析の手法を用いて考察を加えた。その結果をまとめると以下のようである。

- (1) 帯状荷重の載荷に伴う荷重横断方向でのジオテキスタイルの変位は楕円曲線の一部で近似できる。また、模型実験での膨れ上がりは、載荷中心から載荷幅の2～3倍(平均2.5倍)の距離で最大となった。
- (2) 地盤とジオテキスタイルの両者の挙動の取扱いに膜構造の解析方法が適用できる。特に、粘土地盤の非排水せん断強度が小さく部分載荷によって粘土の側方流動が顕著に生ずるような場合に解析方法の適用性が高い。
- (3) 計算に用いるジオテキスタイルの伸び剛性は、材料が一般に非線形弾性を有することから、作用する張力の範囲を考慮して決定する必要がある。また、格子状に配置したロープは、その伸び剛性を単位幅当りに換算して織布の伸び剛性と重ね合わせることで連続体として計算できる。
- (4) ジオテキスタイルの敷設時に導入する初期張力を増加させると、支持力補強効果が増大する。
- (5) ジオテキスタイルの変位と張力の計算に用いる荷重は、帯状荷重強度から粘土地盤の非排水せん断強度と載荷部分の沈下とによる支持力成分を差し引いたものを考えれば良い。この時、帯状荷重強度が粘土地盤の非排水せん断強度に基づく支持力成分を大幅に上回る場合には支持力係数の値に $N_c = 5.14$ を用いて良い。

7. あ と が き

本研究では、帯状荷重による部分載荷条件でのジオテキスタイルと地盤の挙動把握のために模型実験を行い、挙動解析の方法として膜構造解析法を用いて実験値と計算結果を比較検討した。計算においては、基礎方程式に含まれる非線形項を除いた線形方程式としての取扱いをしている。荷重条件の変化や大変形による非線形性を取り入れた解析は今後の課題としたい。なお、数値計算にはパーソナルコンピューター (HP9816-S) を用いた。最後に、本研究の実施に際して、空気膜構造の解析法に関して御指導をいただいた法政大学、川口 衛教授、実験を担当し結果を整理された筆者らの研究所の藤原敏光、大木晴実、山本 徹、吉村 賢の各氏に感謝の意を表します。

記 号 説 明

c_{um} , c_{up} = 模型, 実物の粘土の非排水せん断強度 (kPa)

d_m = 模型のロープ間隔 (cm)
 $E_s \cdot t_s, E_R \cdot t_R$ = 織布, ロープの伸び剛性 (N/cm)
 H_0 = 膜面の初期張力 (N/cm)
 h, h_s = 膜面, 織布の増加張力 (N/cm)
 N_e = 支持力係数
 p_* = ジオテキスタイルに作用する上向き圧力 (kPa)
 S = 沈下 (cm)
 S' = 膨れ上がり (cm)
 T_{m0} = ロープの初期張力 (N/本)
 ΔT_m = ロープの増加張力 (N/本)
 W_m = 荷重強度 (kPa)
 W' = 解析荷重強度 (kPa)
 w_0 = 膜面の初期鉛直変位 (cm)
 w = 膜面に載荷した時の鉛直変位増分 (cm)
 β = 支持力係数
 γ_t = 粘土の湿潤単位体積重量 (kN/m³)
 δ = ジオテキスタイルの鉛直変位 (cm)

参 考 文 献

- 1) 渡 義治・樋口洋平・新舎 博 (1983) : 埋立粘性土の土性変化と覆土工法の選定, 「土と基礎」, Vol.31, No.6, pp. 19~24.
- 2) Watari, Y. (1984) : "Reclamation with clayey soils and method of earth spreading on the surface," Proc., Seminar on Soil Improvement and Construction Techniques in Soft Ground, pp.103-119.
- 3) 福住隆二・西林清茂 (1967) : ビニロンシートによる軟弱地盤表層処理工法, 「第 22 回土木学会年次学術講演概要集」, III-122.
- 4) 山内豊聰・後藤恵之輔 (1969) : 敷網工の実用支持力公式の一提案, 「九大工学集報」, 第 52 巻 3 号, pp. 201~207.
- 5) 大北康治・新田喜宣・柚木孝二 (1982) : 土木シートの支持機構について (その 1), 「第 37 回土木学会年次学術講演概要集 III」, pp. 632~633.
- 6) 清水昭夫 (1978) : トリカルネット工法の基礎原理と実施例, 「地盤の表層安定処理工法」, 総合土木研究所, pp. 51~63.
- 7) 小堀光憲 (1977) : 埋立処分における覆土工法の検討, 「五洋建設技術研究所年報」, 昭和 51 年度版, pp. 84~88.
- 8) Yano, K., Watari, Y. and Yamanouchi, T. (1982) : "Earthworks on soft clay grounds using rope-netted fabrics," Proc. of Symposium on Recent Development in Ground Improvement Techniques, pp. 225-237.
- 9) 日本鋼構造協会編 (1971) : 「スペースストラクチャーの設計と実例」, 鹿島出版会, pp. 185~192.
- 10) Kawaguchi, M. and Chin, Y. (1968) : "On Nonlinearity of prestressed suspension roofs," Report of the Technical College of Hosei University, No.17.
- 11) 坪井善勝・川口 衛・中田捷夫・陳 祐成 (1970) : 偏平二重空気膜構造の解析, 「日本建築学会学術講演梗概集」, pp. 607~608.
- 12) Terzaghi, K. (1943) : Theoretical Soil Mechanics, New York, John Wiley & Sons, pp. 118-133.
- 13) Meyerhof, G. G. (1951) : "The ultimate bearing capacity of foundations," Geotechnique, Vol. 2, No. 4, pp. 301-332.