

ジオコンポジット補強盛土の浸透・安定機構の解明と 浸透力を考慮した盛土安定解析法の提案

棚橋 由彦* ・ 蔣 宇静* ・ 永嶋 洋政**
高原 敬一*** ・ 筒井 章久**** ・ 篠原 努****

Proposal of banking stable analysis method considering the osmotic force of the geocomposite-reinforced earth fill

by

Yoshihiko TANABASHI*, Yujing JIANG *, Hiromasa NAGASHIMA**
Keiichi TAKAHARA***, Fumihisa TSUTSUI**** and Tsutomu SHINOHARA****

Constructions of the steep gradient banking by using cohesive soil, which is high water content and volcanic, are becoming possible by adopting the earth reinforcement method. And, geocomposites have also been developed with the stratified structure by the nonwoven fabric and the woven fabric of high rigid ness and high intensity so as to have both drainage and reinforcement functions. However, the mechanism of drainage and reinforcement function has not been clearly examined yet, especially from the separated points. Furthermore, osmotic force that has influence effects on strength degradation and seepage face due to the increasing of saturation is not considered in the previous slope stability calculations. In this study, a new banking stability analytical technique is presented based on the division method considering strength decrease of the soil with seepage face. The drainage and reinforcement functions are also investigated by carrying out the experiment of geocomposites reinforcing viscid soil banking.

1. 本研究の背景と目的

従来盛土材として用いられることのなかった高含水比火山灰質粘性土でさえ、補強土工法を採用することにより、急勾配盛土の築造が可能になってきた。また、近年ジオグリッドと同等の高剛性・高強度を有する織布を不織布で挟んだ構造の排水・補強両機能を有するジオシンセティックス（ジオコンポジット）が開発された。しかし、その排水・補強機能を分離評価するまでには至っていない。また、従来の斜面安定計算では、飽和度上昇による土の強度低下や浸潤面下に作用する浸透力は考慮されていない。

本研究の目的は、ジオコンポジット補強粘性土盛土

の排水・補強両機能の実験による把握と一般に内部に浸潤面を有する実盛土の浸透力と飽和度上昇による土の強度低下を考慮した分割法に基づく盛土安定解析手法の提案にある。

2. 研究概要

本研究では、ジオコンポジットを用いた補強粘性土盛土を作製し、圧密時間の差異による排水機能の差に着目した野外模型実験を行った。次いで浸潤面を持つ盛土を作製し、浸潤面の移動に伴う浸透力の盛土安定に及ぼす影響を遠心力模型実験により把握した。また、自由水面より上部の不飽和領域も考慮した飽和-不飽

平成12年4月21日受理

*社会開発工学科（Civil Engineering department）

**日本地研株式会社（Nihon Chiken Co., Ltd.）

***不動建設株式会社（FUDO Construction Co., Ltd.）

****大学院修士課程社会開発工学専攻（Graduate Student, Civil Engineering specialty）

和浸透流解析¹⁾を行い、水頭等の解析結果から、浸透力、飽和度および土の強度定数を算定する手法を提示した。最後に、上述の解析手法により算出される浸透力と飽和度上昇に伴う土の強度低下を考慮した新たな分割法に基づく盛土安定解析手法を提案し、無補強盛土への適用例を示した。

3. 遠心力模型実験

3.1 実験概要

盛土材として高含水比粘性土の関東ロームを用い、ジオコンポジット補強盛土と無補強盛土の実験を行う。遠心力模型実験では、間隙水圧計・土圧計等の計測器の配置・形状・寸法を Fig. 1 に示すように設置した。なお、遠心力模型実験とは、実物の $1/n$ 縮尺模型を重力加速度の n 倍遠心加速度場に置いて、模型内に実物と同じ自重応力状態を再現させる実験手法で、これによって縮尺模型に実物と同じ挙動を生じさせることが期待できる。

3.2 実験結果

無補強盛土での崩壊の様子を変位ベクトルで示すと Fig. 2 のようになる。遠心加速度約 40G で崩壊に至っており、限界盛土高は、約 8.8m と換算できる。Fig. 3 の間隙水圧の経時変化を見ると約 37G で急激な変化が見られる。盛土の崩壊直前の変化であるため、間隙水圧に盛土崩壊の前兆が現れたのではないかと考えられる。また、この間隙水圧の急激な変化は、初期浸潤面が移動することにより生じた結果であり、これにより浸透力が働いたために盛土が崩壊したと考えられる。一方、補強盛土では、盛土が崩壊に至らず圧密されただけであった。限界盛土高は 22m 以上であることが確認された。この実験により、ジオコンポジットの排水・補強材としての効果は十分に確認できたと言える。なお、浸透力は、実験では計測することが不可能な

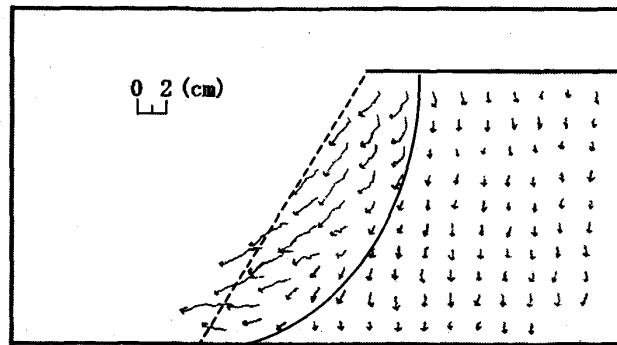


Fig.2 Vector of displacement (unreinforced).

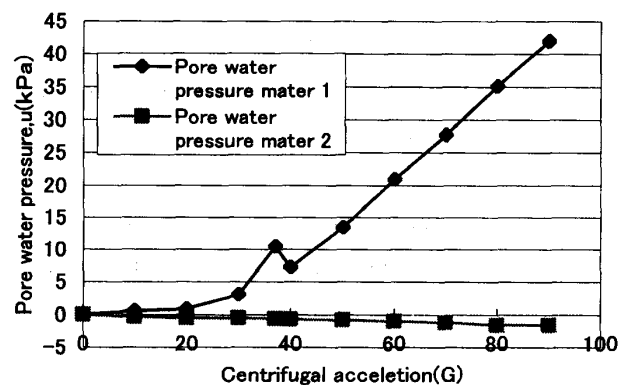


Fig.3 Pore water pressure, u versus centrifugal acceleration relations.

め、解析により把握する必要がある。

4. 飽和-不飽和浸透流解析

4.1 解析概要

飽和-不飽和浸透流解析では、全水頭を圧力水頭と位置水頭の和と仮定し、飽和領域では圧力水頭が正、不飽和領域では圧力水頭が負であると仮定すると、自由水面は圧力水頭が零の点を連ねた面であるといえる。すなわち、この面を浸潤面として扱い、時間経過に伴う浸潤面の挙動を把握しようとするものである。

4.2 解析モデルと入力パラメータ

解析にはジオコンポジットの排水・補強材としての有効性を検証するために補強盛土、無補強盛土の 2 通りを想定した解析モデルを Fig. 4 のように作成する。入力パラメータは Table. 1 の通りである。なお、解析モデルでは $b:h=10:7$ に設定しており、解析結果の有用性を検証するために、遠心力模型実験との比較検討を行う。

4.3 解析結果

本解析における浸潤面の位置というのは、飽和領域

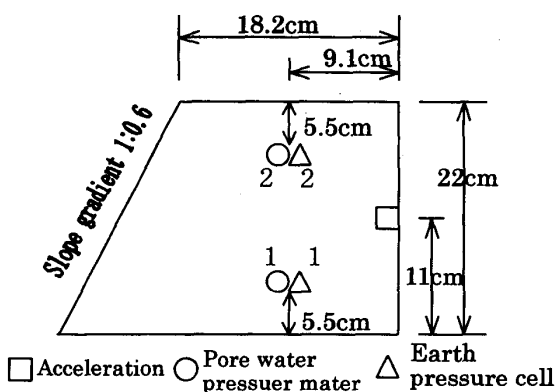


Fig.1 Outline of measurement position.

と不飽和領域との境界面を意味している。無補強盛土の各時間における浸潤面を Fig. 5 に示す。5 分後と 10 分後の浸潤面を比較すると法面方向へほぼ等間隔で移動している。しかし、初期より 20 分後の浸潤面に注目すると 10 分後とほぼ変わらず浸潤面の移動は見られない。20~30 分後の間に浸潤面は法面に到達し、30 分後には盛土高の 1/3 にまで達している。また、1 時間後では 30 分後とほぼ変わらない結果となっている。このことより、5 分、10 分後では、同じ大きさの浸透力が予想される。さらに法面に浸出面が現れるのは、20 分後以降であるため法面に直接浸透力が働くのは、それ以降と予想できる。遠心力模型実験の結果では、盛土崩壊は遠心加速度約 40G、崩壊時間は実験開始から約 30 分後である。この結果を含め考察すると、浸出面が法面に現れることにより、法面に浸透力が働き、盛土の崩壊をもたらすものと考えられる。

次に補強盛土について、時間経過に伴う浸潤面を Fig. 6 に示す。補強盛土での浸潤面の移動は、無補強盛土とは全く異なった挙動を見せており、時間の経過にしたがい、盛土上部の浸潤面が低下している。これは盛土中央部に敷設したジオコンポジットの排水効果によるものと考えられる。このことより、法面方向には大きな浸透力が働くことは考えられない。遠心力模型実験で実盛土高 22m でも崩壊が確認できなかったのは、60 分（遠心加速度 100G に相当）経過しても、浸潤面が法面に到達せず、法面には浸透力が作用しなかったことと、浸潤面の低下に伴う不飽和領域の拡大が滑動モーメントの減少、抵抗モーメントの増大に寄与したためと考えられる。

5. 浸透力等計算手法

5.1 計算手法の概要

飽和-不飽和浸透流解析で得られた結果を利用し、各要素で流線方向に作用する浸透力を Fig. 7 より、次のように誘導する。

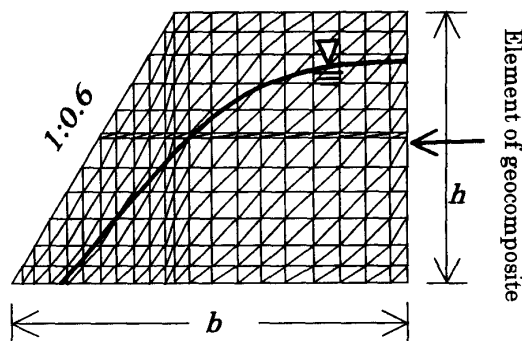


Fig. 4 Analysis model.

Table. 1 Input parameter.

The saturation-unsaturated flow analysis	
Kanto loam	
Saturated hydraulic conductivity k_{sat} (m/s)	1.0×10^{-7}
Volume water content θ (%)	69.90
Specific storage coefficient S_s	1.0×10^{-6}
Geocomposite	
Coefficient of permeability (horizontal) k_{x^*} (m/s)	1.0×10^{-3}
(vertical) k_{z^*} (m/s)	9.0×10^{-5}

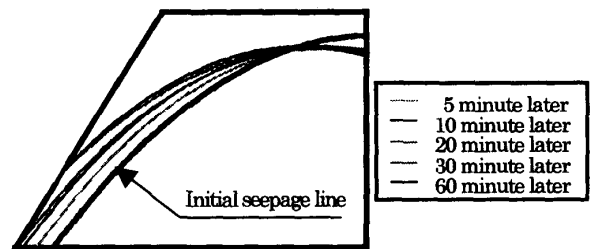


Fig. 5 Transform of seepage line. (unreinforced)

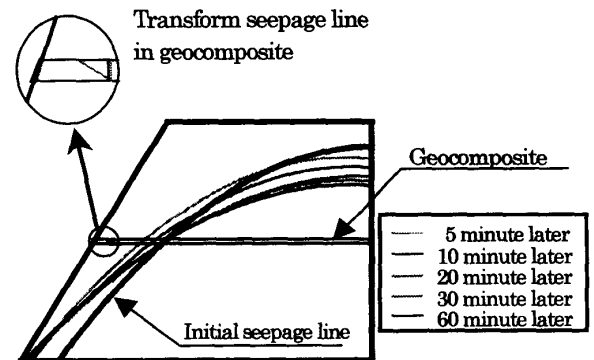


Fig. 6 Transform of seepage line. (reinforced)

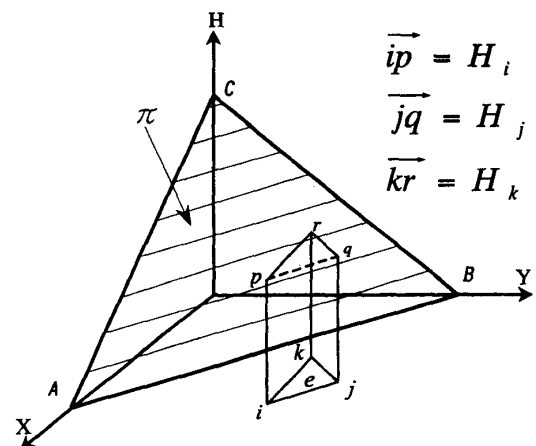


Fig. 7 Calculation of seepage pressure.

任意要素 e の接点 i, j, k の全水頭 H_i, H_j, H_k を H 方向に取り, 三角形 pqr を含む π 面を考える. π 面の方程式は式(1)で示される.

$$\pi : A \cdot x + B \cdot y + C \cdot H = D \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここに

$$A = H_i(y_k - y_j) + H_j(y_i - y_k) + H_k(y_j - y_i)$$

$$B = H_i(x_j - x_k) + H_j(x_k - x_i) + H_k(x_i - x_j)$$

$$C = x_i(y_j - y_k) + x_j(y_k - y_i) + x_k(y_i - y_j) = 2dvol$$

$$D = H_i(x_j y_k - x_k y_j) + H_j(x_k y_i - x_i y_k) + H_k(x_i y_j - x_j y_i)$$

x_m, y_m ($m = i, j, k$) : 各節点の x, y 座標

$dvol$: 各要素 e の体積

H_m ($m = i, j, k$) : 各節点の全水頭

次に要素 e の x 方向の動水勾配 $\{i_x\}^e = \{\partial H / \partial x\}^e$ は, π 面と $y = 0$ 面との交線 \overline{AC} の x 方向の勾配であるから, 交線 \overline{AC} の方程式は式(1)より, $Ax + CH = D$ で表されるので

$$\{i_x\}^e = \{\partial H / \partial x\}_{y=0} = -A/C \quad \dots\dots\dots(2)$$

同様に y 方向の動水勾配は

$$\{i_y\}^e = -B/C \quad \dots\dots\dots(3)$$

また要素 e の x, y 方向の浸透力は式(4)のようになる.

$$\left. \begin{aligned} \{P_x\}^e &= \gamma_w \cdot \{i_x\}^e \cdot dvol \\ \{P_y\}^e &= \gamma_w \cdot \{i_y\}^e \cdot dvol \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(4)$$

ここに γ_w : 水の単位体積重量

5.2 計算結果と考察

無補強・補強盛土ともに遠心加速度40Gでの換算盛土高さ8.8mに設定し, 計算を行った. すべての計算結果において, 水平方向成分を持つ浸透力だけをベクトル化している. Fig.8に無補強盛土での5, 20, 30分の浸透力を示す. 盛土下部に比べ, 盛土上部に働く浸透力の方が大きく, 時間経過とともに, 浸透力ベクトルの向きが水平方向に漸近するのが確認できる. また, 30分後には法面に作用する浸透力が現れており, 盛土崩壊の一因と考えられる. 実際, 遠心力模型実験でも実験開始後, 約30分後に盛土は崩壊している.

次に補強盛土について, 5, 20, 30分後の結果を Fig.9に示す. 時間経過とともに盛土内部に働く浸透力の大きさ, 作用している要素の数ともに減少する傾向にある. それに伴いジオコンポジットに作用する浸透力が增大することが確認できる. これはジオコンポジットの排水機能が有効に働いていることを示唆しており, ジオコンポジットの排水・補強材としての有効性を確認できた. 遠心力模型実験で, 盛土は崩壊していないことから, この解析の有用性も確認できた.

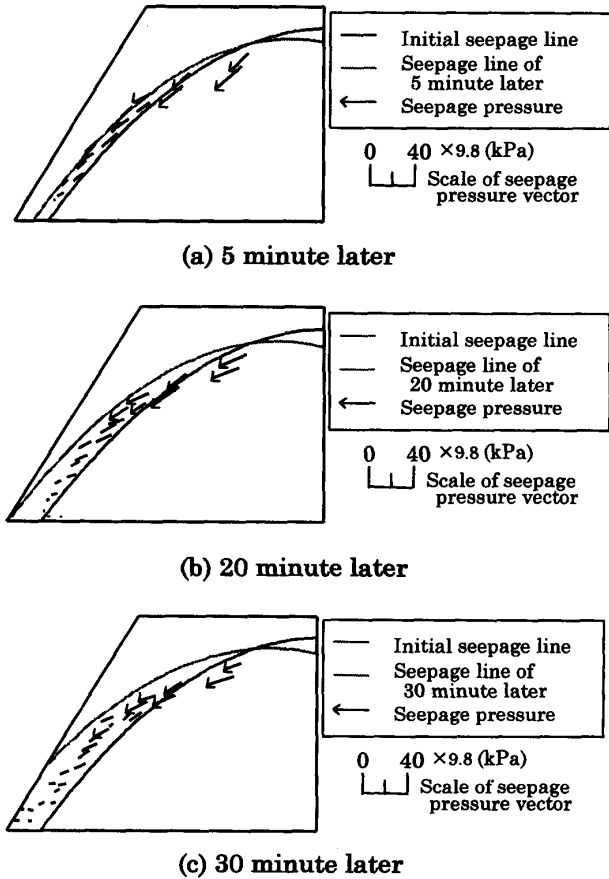


Fig.8 Seepage line and seepage pressure. (unreinforced)

6. 盛土安定計算法の提案

6.1 計算手法の概要

提案する盛土安定計算は, 従来の分割法に飽和度上昇に伴う粘着力の低下, さらに浸潤面の移動に伴う浸透力を付与した分割法である. 上述した解析によって, 解析モデルの各要素に働く浸透力が得られ, 浸透力に起因する滑動モーメントと抵抗モーメントを考慮することができる. 土塊重量による滑動モーメントと抵抗モーメントは従来の分割法に基づき計算できる.

i 番目の土塊に働く浸透力の水平方向成分を PX_i , 鉛直方向成分を PY_i とすると滑動モーメントはそれぞれのすべり面に平行な成分のみが寄与するから, Fig.10を参考にして,

$$\left. \begin{aligned} R \cdot PX_i \cos \theta_i \\ R \cdot PY_i \sin \theta_i \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(1)$$

一方, 間隙水圧 u も考慮した土のせん断強さは,

$$\tau_t = c' + (\sigma - u) \tan \phi' \quad \dots\dots\dots(2)$$

であるから, 抵抗モーメントは,

$$R \cdot \{c'l_i + (PY_i \cos \theta_i - ul_i) \tan \phi'\} \quad \dots\dots\dots(3)$$

となる.

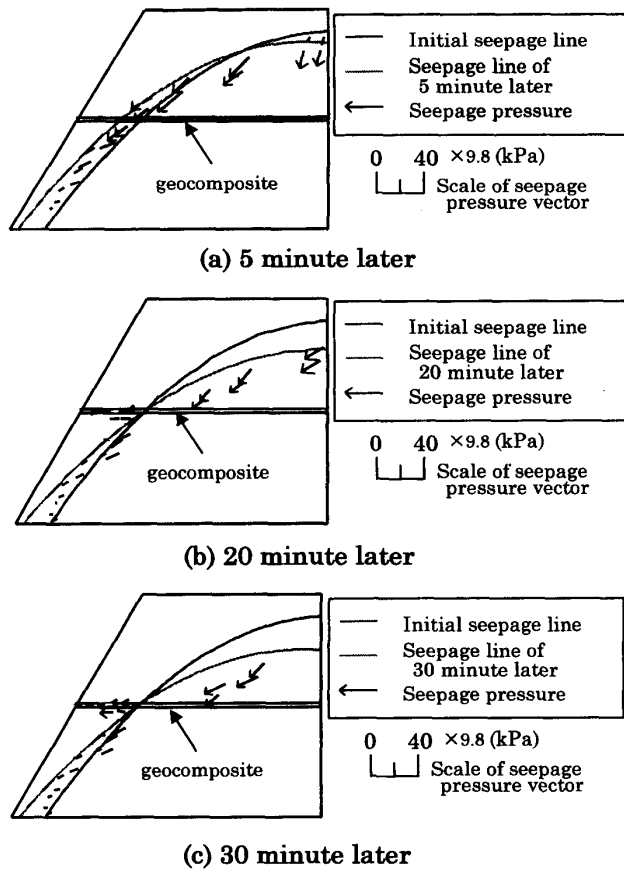


Fig.9 Seepage line and seepage pressure. (reinforced)

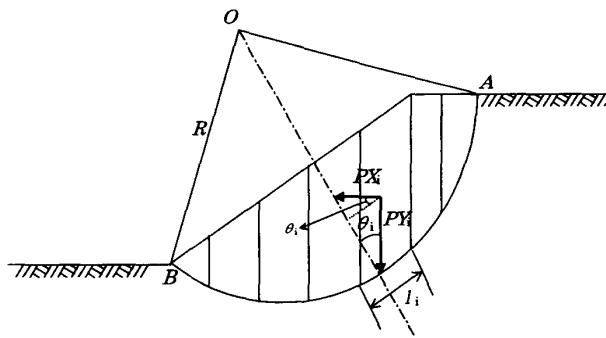


Fig.10 The division method.

ここに、

- c' : i 番目の分割片のすべり面における有効粘着力
- u_i : i 番目の分割片のすべり面中央の間隙水圧
- l_i : i 番目の分割片のすべり面の長さ

ここで、 i 番目のすべり面上の粘着力 c' 、せん断抵抗角 ϕ' は、すべり面を含む要素の飽和度に依存する。既往の文献²⁾より想定した飽和度 S_r と粘着力 c' 、さらにせん断抵抗角 ϕ' との関係を図. 11 に示す。

i 番目のすべり面の土塊重量を W_i とし、円弧すべり面の半径を R とすると土塊全体の滑動モーメント M_d

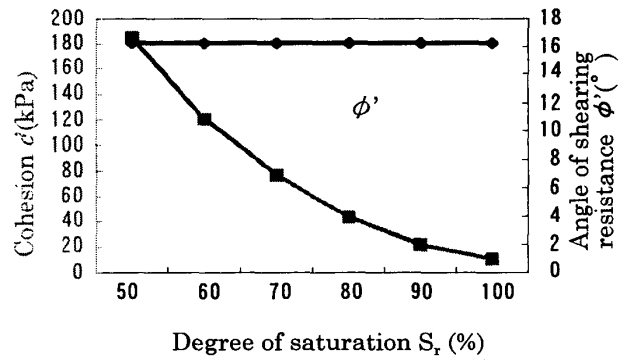


Fig.11 Rate of change of the strength constant by the saturation.

は、

$$M_d = \sum (W_i \sin \theta_i + P X_i \cos \theta_i + P Y_i \sin \theta_i) \cdot R \quad \dots\dots(4)$$

となり、全体の抵抗モーメントは、

$$M_r = \sum \{c'_i l_i + (W_i \cos \theta_i + P X_i \cos \theta_i - u_i l_i) \cdot \tan \phi'_i\} R \quad \dots\dots(5)$$

となる。

よって、このすべり面に対する安全率 F_s は

$$F_s = \frac{\sum \{c'_i l_i + (W_i \cos \theta_i + P X_i \cos \theta_i - u_i l_i) \cdot \tan \phi'_i\}}{\sum (W_i \sin \theta_i + P X_i \cos \theta_i + P Y_i \sin \theta_i)} \quad (6)$$

と導かれる。

6.2 計算結果と考察

従来の分割法と提案した分割法を用いて、無補強盛土の安定計算の比較を行った。遠心加速度40Gにおける実盛土高さは8.8mに相当する。また、浸潤面の位置も30分後（遠心加速度40Gに相当）の位置に設定する。遠心力模型実験での粘着力は43.90kPa、飽和度は77.4%である。すべり面が浸潤面下になった場合、飽和度は100%となり Fig. 11の関係より、粘着力を10.98 kPaとした。計算に必要な諸数値を Table.2 に示す。盛土安定計算の結果を Table.3 に示す。まず、従来の分割法では、安全率は $F_s = 3.26$ となり、盛土は安定するという結果が得られたが、遠心力模型実験の結果から遠心加速度40G、実盛土高8.8mで盛土は崩壊しており、従来の分割法による安全率は、過大に計算さ

Table.2 The parameters for the proposed division method.

Wet density	ρ_t (t/m ³)	1.2796
Water immersion density	ρ_{sub} (t/m ³)	0.4456
Saturation density	ρ_{sat} (t/m ³)	1.4456
Initial cohesion	c'_0 (kPa)	43.90
Cohesion in the saturation	c'_{sat} (kPa)	10.98
Angle of shearing resistance	ϕ' (°)	16.28

Table.3 Calculation comparisons of each division method.

	Proposal division method	
	① lowerin of the adhesive power with the saturation rise is considered	② ①+Seepage pressure is considered
$F_s = 3.26 > 1.00$	$F_s = 1.05 > 1.00$	$F_s = 0.95 < 1.00$

れている。飽和度上昇による粘着力の低下を考慮すると安全率 $F_s = 1.05$ となる。粘着力が低下すると安全率は、極端に下がるという結果が得られた。しかし、実際には、粘着力の低下に加えて浸透力が働くため、盛土の真の安全率とはいえない。そこで、飽和度上昇による粘着力の低下と浸潤面の移動による浸透力とを併せて考慮した分割法により計算すると、安全率は $F_s = 0.95$ となる。この結果は、遠心力模型実験と比較しても妥当な結果である。

7. 結 論

遠心力模型実験により、ジオコンポジットの排水・補強機能が十分に確認できた。次いで、飽和-不飽和浸透流解析結果に基づく浸透力の計算手法を提示し、その手法により遠心模型盛土の浸透力を計算した。その結果、無補強盛土では、浸潤面が徐々に法面方向へ移動し、最終的に法面に浸出面が現れ、それに伴い浸透力が法面に作用することが明らかとなった。補強盛土では、盛土上部の浸潤面が時間の経過とともに低下していき、それに伴いジオコンポジットにより盛土内部の水が排水されていく様子が覗えた。すなわち、時間の経過とともに補強材に作用する浸透力が増大し、盛土に働く浸透力が減少する傾向を把握できた。初期段階で不飽和であった土塊も飽和状態になることが予想される。したがって、盛土安定計算に飽和度上昇による粘着力の低下を考慮する必要がある。さらに、浸透力も盛土の崩壊要因と考えられる。両要因を考慮した提案する盛土安定計算法が浸潤面を持つ実盛土の安全率を正当に評価するのに有用であることが実証された。なお、本概要では、紙数の制約から、ジオコンポジット補強盛土の野外模型実験は割愛した。

参考文献

- 1) 赤井浩一・大西有三・西垣誠：有限要素法による飽和-不飽和浸透流の解析，土木学会論文報告集，第264号，pp.87-96，1977.
- 2) 久楽勝行：盛土構造物の崩壊と対策に関する研究，「九州大学学位請求論文」，1983.