

# ジオテキスタイルを排水材として用いた粘性土盛土の安定化に関する研究

宮田, 喜壽

<https://doi.org/10.11501/3151019>

---

出版情報 : 九州大学, 1998, 博士 (工学), 論文博士  
バージョン :  
権利関係 :

## 第4章

水平排水層におけるドレーンレジスタンスが  
圧密促進効果に及ぼす影響の評価法

## 4. 1 概説

水平排水層は、排水層に流入してくる圧密排水を速やかに盛土外に排水しなければならない<sup>1)</sup>。所定の配置条件に対して、排水層の通水性能が不足すると、水平排水層におけるドレーンレジスタンスの影響が生じ、盛土の圧密は促進されない。設計においては、その影響が生じないように、排水材を選択したり、排水層の配置を検討することが望ましい。

これまで、水平排水層の圧密促進効果は、1次元モデルに基づき評価された例が多い<sup>2) 3)</sup>。しかし、第2章に示したように、水平排水層が配置された盛土内部の間隙水圧分布は2次元的で、盛土の深部側ほど、大きな間隙水圧が発生し、その消散が遅れる<sup>4)</sup>。菅原らも同様な結果を得ている<sup>5)</sup>。それらのことを考慮して、水平排水層内のドレーンレジスタンスが圧密促進効果に及ぼす効果の評価法を確立する必要がある。

バーチカルドレーン工法に関する研究では、ウェルレジスタンスの影響を考慮できる解析法が、Yoshikuni and Nakanodo<sup>6)</sup>や尾上<sup>7)</sup>によって提案されている。それらは、地盤を線形弾性体とみなす圧密方程式を特定の境界、初期条件のもとで解いたものを基本とするものである。水平排水工法においても、実際を単純化した条件での間隙水圧の予測式を解析的に誘導し、ドレーンレジスタンスの影響が生じない条件を明らかにすれば、効率的な設計に寄与できると考える。本章の内容を図4-1に示す<sup>8) 9)</sup>。

4. 2では、水平排水層を配置された盛土内部の間隙水圧の予測式を解析的に誘導する。4. 3では、排水層の長さや間隔、排水層の通水性能が圧密促進効果に及ぼす影響を考察する。4. 4では、本章で誘導された予測式の固有値を解析して、ドレーンレジスタンスの影響が無視できる条件を明らかにして、水平排水層に必要とされる排水機能の評価式を定式化する。そして、その有効性を8つの盛土の計測結果を用いて検証する。4. 5において、本章で得られた知見をまとめる。

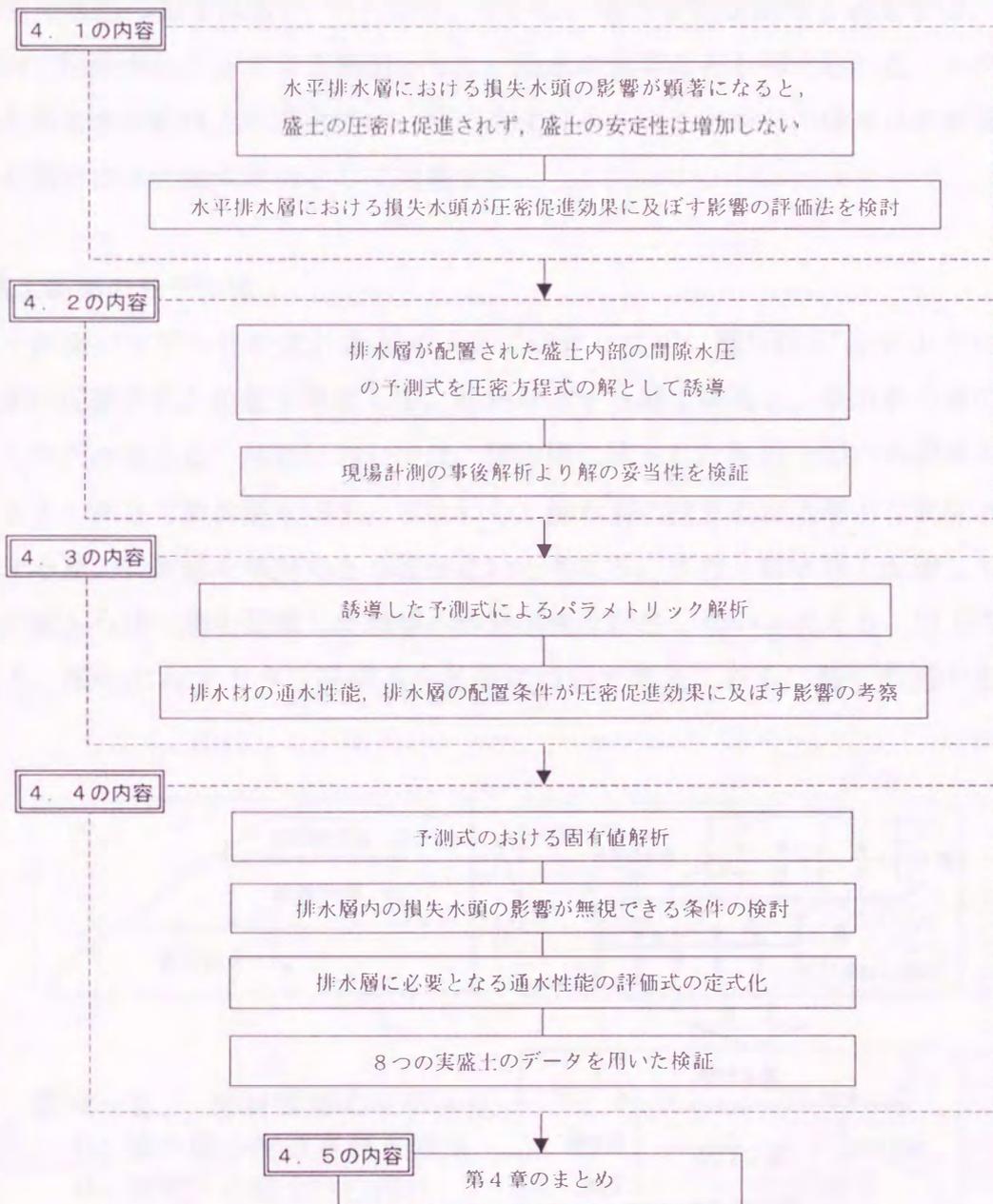


図4-1 第4章における検討のながれ

4. 2 水平排水層が配置された盛土内間隙水圧の予測式

(1) 解析における前提条件

本研究は、自然含水比  $w_n$  が最適含水比  $w_{opt}$  を大きく上回っている高含水比粘性土を対象としている。この種の土を用いた盛土施工においては、飽和度  $S_r$  あるいは空気間隙率  $v_a$  が締固め管理値として用いられ、 $S_r = 90 \sim 98\%$ 、 $v_a = 10 \sim 1\%$  程度が目標値となる場合が多い<sup>2)</sup>。このような高い飽和度を有する締固め粘性土の力学挙動は、比較的飽和状態の粘土に近い<sup>10)</sup>。このことから、盛土を完全飽和と仮定する。また、盛土内に間隙水圧が発生する原因として、雨水の影響なども考えられる。しかし、締固めた高含水比粘性土の透水性は一般に非常に小さいことから、盛り立て荷重の増加のみを間隙水圧の発生要因として考慮する。

(2) 盛土断面のモデル化

盛土断面のモデル化の流れを図4-2に示す。まず、図(a)(b)に示すように、水平排水層の配置された位置を考慮して、傾斜を有する盛土断面を、長方形の層の重なりとしてモデル化する。解析においては、排水層に挟まれた粘性土層内の間隙水圧は、その中央の高さで最大値を示す、すなわち、排水層に挟まれた土層内の間隙水の運動に対する重力の影響を無視できる程小さいと考える。また、排水層を配置していない盛土深部から排水層を配置した領域への浸透流は存在しないと考える。以上の考えに基づき、図(b)に示すような座標系を各層について考え、さらに解析断面の相似性を

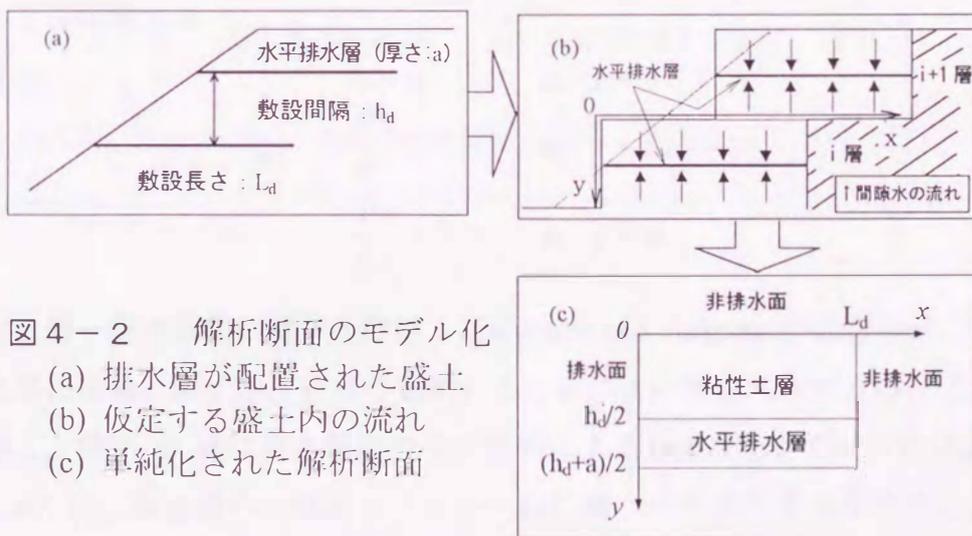


図4-2 解析断面のモデル化  
 (a) 排水層が配置された盛土  
 (b) 仮定する盛土内の流れ  
 (c) 単純化された解析断面

考慮すると、解析領域を図(c)に示すように設定できる。

### (3) 場の方程式

盛土を飽和とみなせる場合、Biot 理論<sup>11)</sup>の系統に分類される場の方程式が、詳細性、厳密性を有しており<sup>12)~14)</sup>、それに基づく解析法も整備されている<sup>15)</sup>。しかし、排水層の設計を、一般に数値計算を必要とするそれらの解析法のみから行うことはかなり煩雑となろう。一方、Terzaghi 系の圧密方程式を多次元化した Rendulic 系の圧密方程式は、理論的な厳密性を欠くものの、工学的に有用な解が誘導されている<sup>12),16)</sup>。水平排水工法の設計においては、盛土材の特性などを考慮して、排水層の長さや間隔などを合理的に決定しなければならない。そこで、簡易性や機動性を有する解析法が有用であるという観点から、場の方程式として、以下に示す Rendulic 系の圧密方程式を用いることにした。

$$\frac{\partial u}{\partial t} = c_v \left( \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) \quad (4.1)$$

ここで、 $u$  は  $u(x, y, t)$  で表される間隙水圧で、 $c_v$  は圧密係数であり、粘性土の透水係数  $k_s$  と Lamé の定数  $\lambda$ ,  $\mu$  より、 $c_v = k_s (\lambda + 2\mu) / \gamma_w$  で定義される。

### (4) 水理学的境界条件

粘性土層—排水層以外の境界条件は、図4-2に示す解析断面のモデル化の際に行った仮定に基づけば、次式で表わすことができる。なお、これらの条件式は、図4-2に示すように、傾斜を有するのり面を段切り状にモデル化した境界に対するものであることに留意する。

$$u = 0 \quad \text{at } x = 0 \quad (4.2)$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad \text{at } x = L_d \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0 \quad \text{at } y = 0 \quad (4.4)$$

粘性土層—排水層間の境界条件は、Yoshikuni and Nakanodo<sup>6)</sup>にならい、排水層と粘性土層間の流量に関する連続条件を用いることによって定式化できる。まず図4-3において、時間  $dt$  間に排水層内の着目要素に入る単位奥行き当たりの流量  $dV_1$  を考える。 $dV_1$  は、排水層内の流れにダルシー則に従う一様流れを適用すると、次式で表

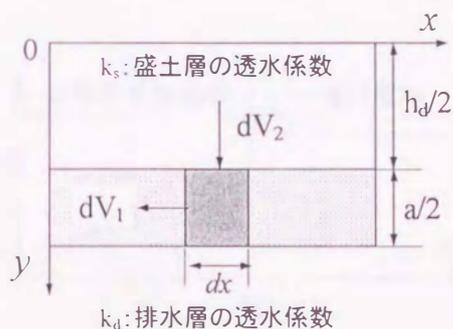


図 4-3 式(4.7)の誘導に用いる模式図

わされる。

$$dV_1 = \frac{\alpha_d k_d}{2\gamma_w} \left( \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \right)_{y=\frac{h_d}{2}} dx dt \quad (4.5)$$

ここで、 $k_d$ は排水材の透水係数であり、 $\gamma_w$ は水の単位体積重量である。

一方、時間  $dt$  間に粘性土層から排水層への流入量  $dV_2$ は、次式で表わされる。

$$dV_2 = -\frac{k_s}{\gamma_w} \left( \frac{\partial u}{\partial y} \right)_{y=\frac{h_d}{2}} dx dt \quad (4.6)$$

有効応力の変化による排水層の圧縮変形を無視すれば、連続条件より、粘性土層-排水層間の境界条件は式(4.7)で表わされる。

$$\left( \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \right)_{y=\frac{h_d}{2}} - \frac{2k_s}{ak_d} \left( \frac{\partial u}{\partial y} \right)_{y=\frac{h_d}{2}} = 0 \quad (4.7)$$

(5) 初期条件

初期条件は、盛土深部側の排水層末端に作用する荷重に相当する間隙水圧が排水層敷設領域全体に生じるという考え方に基づいて、式(4.8)とする。

$$u(x, y, t = 0) = u_0 \quad (4.8)$$

実際の盛り立て荷重の変動は、図 4-4 に示すように、定率荷重漸増域と一定荷重域にモデル化できる。本解析法においては、漸増荷重条件を、荷重漸増終了時間  $t_c$  までの時間  $t$  における間隙水圧の消散度  $U(t)$ は、時刻  $t/2$  において瞬時に発生した間隙水圧の時刻  $t$  における消散度に等しいと仮定することによって考慮する。すなわち、以

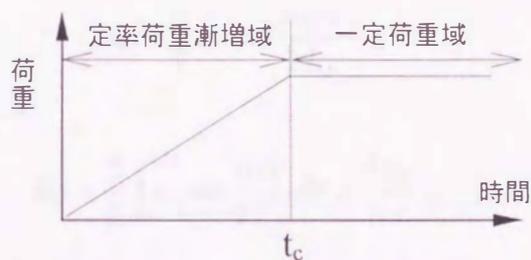


図4-4 盛り立て荷重の変動

上の仮定より、 $U(t)$ を次式で評価する。

$$U(t) = \frac{t}{t_c} U\left(\frac{t}{2}\right) \quad (4.9)$$

(6) 解の誘導

式(4.1)を以上に示した境界条件と初期条件のもとで解く。この問題は、境界条件が同位性を有することから変数分離法で解くことができる。 $u = u(x, y, t)$ が自明でない解であることを考慮すると、 $u$ は式(4.1)~(4.8)より次式となる。

$$u = C \sin \frac{n\pi x}{2L_d} \cos(a_1 y) \exp(-a_2^2 t) \quad (4.10)$$

ここで、 $a_1, a_2$ は、積分定数である。上式を式(4.1)に代入し、 $a_1 h_d = \lambda$ とすれば、次式が得られる。

$$\frac{1}{\tan \lambda \cdot \lambda} = \frac{\beta^2}{(n\pi)^2 \xi} \quad (n=1, 3, \dots, 2k-1, k: \text{整数}) \quad (4.11)$$

ここで、 $\tan \lambda$ は周期関数であることから、上式を満たす $\lambda$ は無数個存在する。それぞれの $n$ に対する正根を小さい方から順に $\lambda_{1n}, \lambda_{2n}, \dots, \lambda_{mn}$ とすると、 $\lambda_{mn}$ は式(4.11)を満足する定数となり、特解は次式で表わされる。

$$u = \sum_n \sum_n C' \sin \frac{n\pi x}{2L_d} \cos \frac{2\lambda_{mn} y}{h_d} \exp(-A_{mn}^2 T_{hd}) \quad (m=1, 2, \dots, k) \quad (4.12)$$

次に初期条件を満足するように、 $C'$ を決定する。式(4.12)において、

$$E_n = \sum_n C' \cos \frac{2\lambda_{mn} y}{h_d} \quad (4.13)$$

とおけば,

$$u_0 = \sum_n^{\infty} E_n \sin \frac{n\pi x}{2L_d} \quad (4.14)$$

よって,

$$E_n = \frac{2}{L} \int_0^{2L_d} u_0 \sin \frac{n\pi x}{2L_d} dx = \frac{4u_0}{n\pi} \quad (4.15)$$

さらに式(4.12)において,  $\cos(2\lambda_{mn}y/h_d)$  が区間  $(0, h_d/2)$  において重み関数  $p(y) = 1$  に対して直行性を示す性質を利用すると係数  $C_{mn}$  は式(4.16)で表され, 最終的な解は式(4.17)となる.

$$C_{mn} = \frac{\int_0^{h_d/2} E_n \cos \frac{2\lambda_{mn}y}{h_d} dy}{\int_0^{h_d/2} \cos^2 \frac{2\lambda_{mn}y}{h_d} dy} \quad (4.16)$$

以上の手順で誘導された解は次式のとおりである.

$$u = \sum_m^{\infty} \sum_n^{\infty} C_{mn} \sin \frac{n\pi x}{2L_d} \cos \frac{2\lambda_{mn}y}{h_d} \exp(-A_{mn}^2 T_{hd}) \quad (4.17)$$

$n=1,3,5\cdots, m=1,2,3$

式(4.16)において, 係数  $C_{mn}$  は式(4.18)より次式で表され, 式(4.12)を満足する正の定数  $\lambda_{mn}$  の関数となる.

$$C_{mn} = \frac{16u_0 \sin \lambda_{mn}}{m\pi \{\sin 2\lambda_{mn} + 2\lambda_{mn}\}} \quad (4.18)$$

さらに, 式(4.17)における各係数は, 式(4.19)~(4.22)で表される.

$$\frac{1}{\tan \lambda_{mn} \cdot \lambda_{mn}} = \frac{D}{m^2} \quad (4.19)$$

ここで,

$$D = \frac{\beta^2}{\pi^2 \xi} \quad (4.20)$$

$$\beta = \frac{4L_d}{h_d} \quad (4.21)$$

$$\xi = \frac{k_d a}{k_s h_d} = \frac{\theta}{k_s h_d} \quad (4.22)$$

また, 式(4.17)の係数  $A_{mn}^2$  および時間係数  $T_{hd}$  は各々次のようである.

$$A_{mn}^2 = 4 \left\{ \lambda_{mn}^2 + \left( \frac{m\pi}{\beta} \right)^2 \right\} \quad (4.23)$$

$$T_{hd} = c_v \frac{t}{h_d^2} \quad (4.24)$$

ここで誘導された解は、排水層の配置条件を表わす係数 $\beta$ (式(4.21))と、排水層の通水性能と盛土層の水平方向透水量係数の比を表わす $\xi$ (式(4.22))の2つのパラメータによって一義的に算定される。 $D$ は、上記 $\beta$ と $\xi$ の関数で、水平排水層におけるドレーンレジスタンスの影響の大きさを表わすパラメータである。

(7) 予測式の検証

菅原ら<sup>5)</sup>による計測結果を用いて、先に誘導した予測式の妥当性を検証する。解析対象盛土の概要を図4-5に示す。図中に示す5つの計測点A~Eにおける間隙水圧の実測値と計算値の比較を表4-1に示す。表中の $\theta$ は、菅原らの通水性能試験結果<sup>5)</sup>である。なお、 $u_0$ は次式で算定し、盛土材の単位体積重量 $\gamma_t$ は、従来多く報告されている火山灰質粘性土の物理特性より  $11.8\text{kN/m}^3 (= 1.2\text{tf/m}^3)$ とした。

$$u_0 = \gamma_t H_t \quad (4.25)$$

ここで  $H_t$  は、排水層における最終土かぶり厚(m)である。同表より、先に誘導した予測式は、盛土の上層部において実測より大きめな値を見積もっているが、各層の  $L_d$ 、 $\theta$ が互いに異なる条件下においても、全体的な傾向を比較的良く説明していることが分かる。

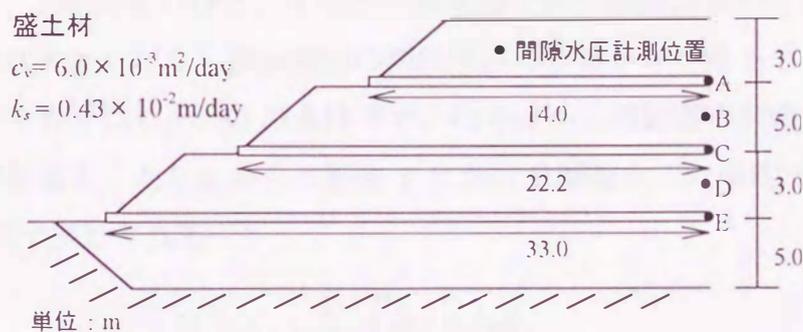


図4-5 解析対象盛土 (菅原ら<sup>5)</sup>)

表 4-1 実測値と計算値の比較

測定点	$\theta$ (m <sup>2</sup> /day)	$t_c^*$ (day)	実測値(kPa) <sup>5)</sup>	計算値(kPa)
A	19.00	10	0.0	18.6
B	19.00	30	41.2	58.8
C	4.32	60	43.1	48.0
D	4.32	75	110.8	106.9
E	2.16	90	101.0	107.9

\* $t_c$ =着目点の高さから盛り立て終了までに要した時間

### 4. 3 排水層の配置条件が圧密促進効果に及ぼす影響

#### (1) 計算条件

解を支配する係数 $\beta$ および $\xi$ は、水平排水層の設計変数に直接的に関係する。水平排水工法の適用例をみると、用いられる盛土材の透水係数 $k_s$ は、 $10^{-8} \leq k_s \leq 10^{-4}$  (cm/s)、用いられる排水材の通水性能 $\theta$ は、 $10^2 \leq \theta \leq 10^1$  (cm<sup>2</sup>/s)程度であり、排水層の配置間隔を表す $h_d$ は、 $0.5 \leq h_d \leq 4.0$  (m)、排水層の長さを表す $L_d$ は、 $5 \leq L_d \leq 20$  (m)程度である。ここでは、上述の条件を、先に誘導した解の係数である $\beta$ と $\xi$ に換算した結果と、予備的な計算結果より、 $5 \leq \beta \leq 80$ 、 $10^4 \leq \xi \leq 10^6$ の範囲で、パラメトリックな演算を行い、 $\beta$ と $\xi$ が水平排水層の圧密促進効果に及ぼす影響について検討する。

#### (2) $\xi$ の影響

$\beta = 80$  すなわち  $L_d = 20h_d$  の場合における、排水層内の間隙水圧の経時変化を図 4-6 (a)~(c)に示す。間隙水圧の分布形状は、盛土深部側の排水層末端を最大とする半円弧状であり、 $\xi$ が大きいほど、すなわち排水層の排水機能が高いときほど、その円弧の曲率半径は大きくなり、排水層内の間隙水圧の消散が早くなることが分かる。

次に、図 4-6 と同じ  $\beta = 80$  の条件下で、のり面からの距離が間隙水圧の消散速度に及ぼす影響を示す。のり面からの距離  $x$  における間隙水圧の平均消散度  $U_x$  は、式 (4.17)より次式で表わされる。

$$U_x = 1 - \frac{1}{u_0 h_d} \int_0^{h_d} u(x, y, t) dy \quad (4.26)$$

$x = L_d/4, L_d/2, L_d$  における  $U_x$  の経時変化を図 4-7 に示す。同図において、 $\xi = 10^4$  では、のり面からの距離によって消散速度が異なるが、 $\xi = 10^6$  では、3者の挙動をほ

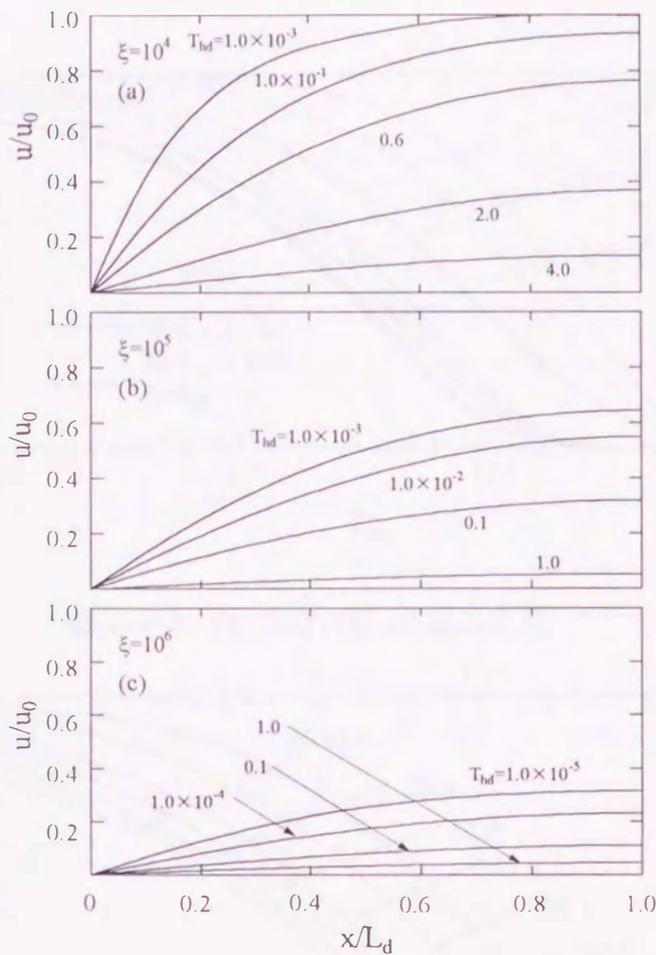


図4-6 排水層内の間隙水圧分布

ほぼ同一と見なすことができる。このことは、 $\xi$ が  $10^6$  以上になると、排水層配置領域内において、盛土内間隙水の鉛直方向流れが大きく卓越することを示している。

(3)  $\beta$  の影響

$\beta$  の影響について、盛土深部側の排水層末端部における間隙水圧の平均消散度  $U_e$  の経時変化より検討する。ここで  $U_e$  は次式で定義される。

$$U_e = 1 - \frac{1}{u_0 h_d} \int_0^{h_d} u(L_d, y, t) dy \quad (4.27)$$

$\xi = 10^4$  における  $U_e$  の経時変化を図4-8に示す。この場合、 $\beta$  が圧密促進効果に及ぼす影響は大きい。 $\xi = 10^6$  の計算結果は省略するが、この場合、図4-7から推察できるように、 $\beta$  の影響はほとんど無視できるようになる。

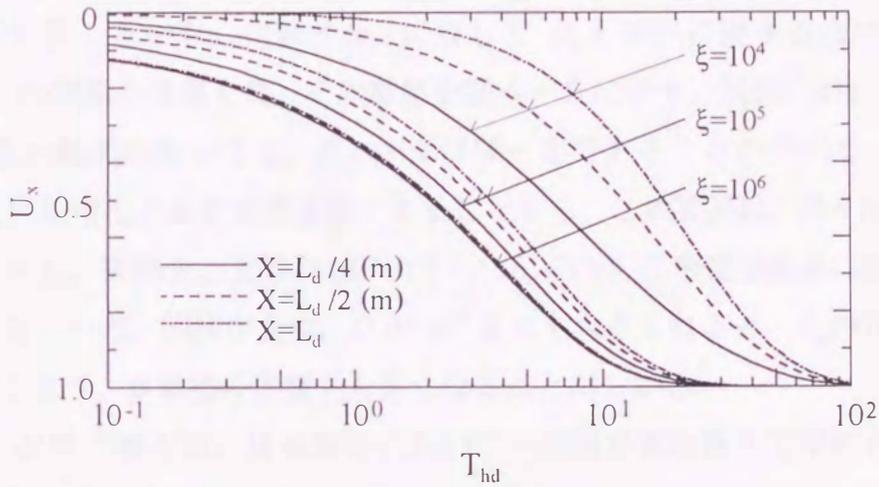


図4-7  $U_v$  (式(19)) の経時変化

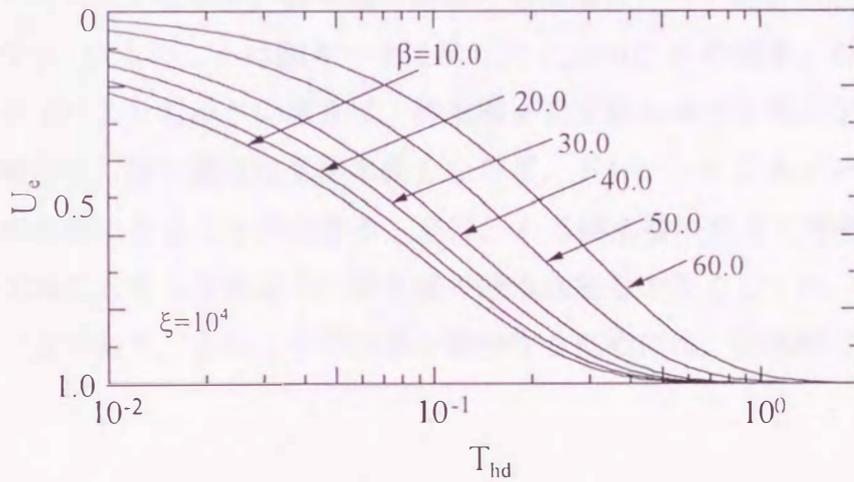


図4-8  $U_e$  (式(4.25)) の経時変化

#### 4. 4 水平排水層に必要とされる通水性能

排水層に必要とされる通水性能 $\theta_{req}$ は、盛土材の材料特性や排水層の長さや間隔の組み合わせによって異なると考えられる。多次元圧密に関する研究では、場の方程式の数学的構造を巧みに利用して、設計・施工管理に役立てようという研究がなされている<sup>17), 18)</sup>。ここでは、それらの研究を参考にして、式(4.17)に示した解を基に、 $\theta_{req}$ の評価式を誘導する。

(1) 必要通水性能の評価式

式(4.10)より明らかなように、水平排水層の圧密促進効果には、 $D$ のみならず $\beta$ も単独に影響することから、代表的な $\beta$ に対して  $U_e = 90\%$ に達するまでの時間係数  $T_{hd}(90)$  と  $D$  の関係を計算した。その結果を図4-9に示す。同図において、 $D$  が  $10^{-1}$  よりも小さい範囲においては、 $T_{hd}(90)$  はほぼ一定であることが分かる。 $T_{hd}(90)$  は、敷設間隔  $h_d$  で正規化された時間係数であることから、この結果は、 $D < 10^{-1}$  において、排水層の長さ  $L_d$ 、間隔  $h_d$ 、通水性能  $\theta$  のうち、 $h_d$  のみが圧密促進効果に影響することを示している。一方、同図からは、 $D$  が  $10^{-1}$  よりも大きくなると、 $T_{hd}(90)$  は  $D$  の増加に伴い大きくなり、 $\beta$  単独の影響も大きくなることが分かる。

浅岡<sup>17)</sup>、田村<sup>18)</sup>などは、圧密解析において一次固有値を扱う工学的有効性を示している。以下では、式(4.17)に示した解の一次固有値  $\lambda_{11}$  の数学的特性に着目して、排水層に必要となる機能を具体的な式で示す。 $D$  と  $\lambda_{11}$  の関係を図4-10に示す。 $\lambda_{11}$  は、 $D$  が  $10^{-1}$  よりも大きくなると、排水層の透水性を無限大とした場合の  $\lambda_{11} = \pi/2$  から急激に小さくなる。以上のことは図4-9に示した  $T_{hd}(90)$  と  $D$  の関係に対応している。つまり、 $D$  が  $10^{-1}$  よりも小さい場合は、排水層を完全排水条件と見なせること、またそれ以上の場合は、排水層は完全排水面とならず、ドレーンレジスタンスの影響を考慮した設計が必要になることが分かる。逆に、ある排水層の長さと同隔の条件で、 $D$  が  $10^{-1}$  より大幅に大きくなるように排水層の通水性能を大きくしても、排水層の圧密促進効果は一定であり、さらにその効果を期待するためには、排水層の配置間隔を密

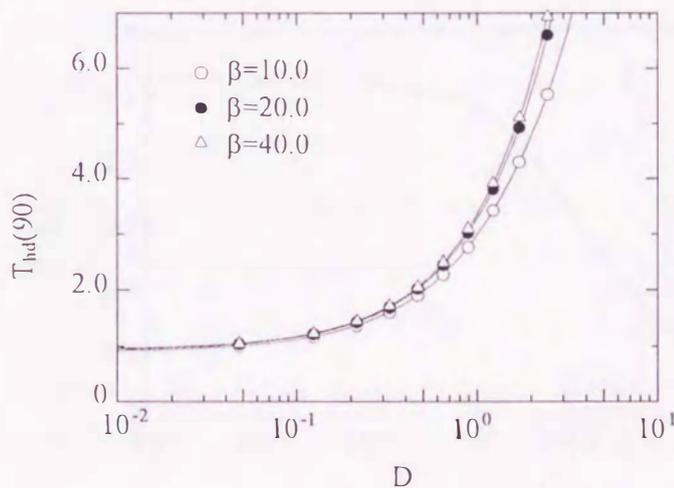


図4-9  $T_{hd}(90)$  と  $D$  の関係

にしなければならないことが分かる。

施工中確実に盛土材の圧密による強度増加を確保すること、また施工後、出来るだけ早く盛土によって確保された敷地を活用することを考えると、排水層は常に排水条件を保つことが望ましい。この場合、図4-9、10に示した結果より、次の関係が満足される必要があると考える。

$$D \leq 10^{-1} \tag{4.28}$$

式(4.13)、(4.21)より、上式を変形すると次の不等式が得られる。

$$\xi = \frac{\theta}{h_d k_s} \geq 10 \left( \frac{\beta}{\pi} \right)^2 \tag{4.29}$$

ここで、 $\theta_{req} = \theta$  とし、上式を $\theta_{req}$ に関する式に変形する。

$$\theta_{req} = \frac{160}{\pi^2} \left( \frac{L_d}{h_d} \right)^2 k_s h_d \tag{4.30}$$

必要通水性能の評価式として広く使われている Giroud の提案式<sup>3)</sup> (以後、Giroud 式) は、本文中の記号を用いて示せば、以下の通りとなる。

$$\theta_{req} = 8 \left( \frac{L_d}{h_d} \right)^2 \frac{k_s h_d}{\sqrt{T_{hd}}} \quad (10^{-6} \leq T_{hd} \leq 1) \tag{4.31-1}$$

$$\theta_{req} = 8 \left( \frac{L_d}{h_d} \right)^2 \frac{k_s h_d}{T_{hd}} \quad (T_{hd} \geq 1) \tag{4.31-2}$$

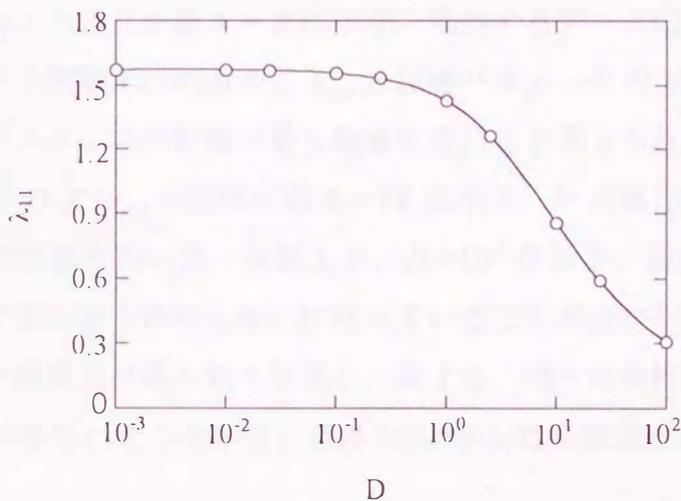


図4-10  $\lambda_{11}$  と D の関係

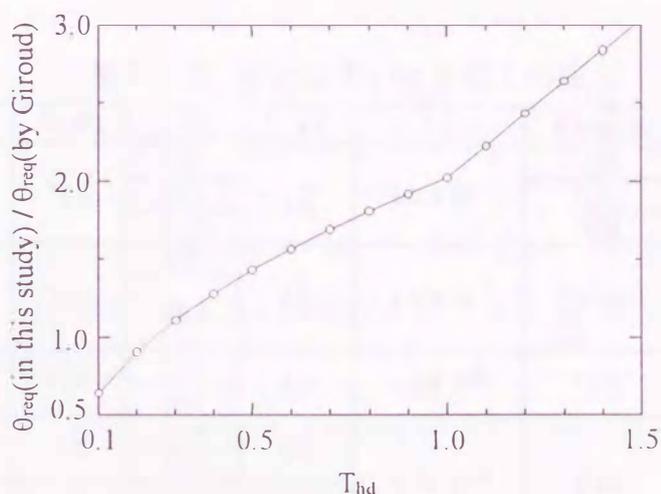


図4-11 提案式を Giroud 式で正規化した量と時間係数  $T_{hd}$  との関係

Giroud 式と著者の誘導した式(4.30) (以後, 提案式) は, 基本的に同じパラメータで構成されているので, 正規化すれば, 容易に両式の間関係を考察できる. 提案式を Giroud 式で正規化した量と, 時間係数  $T_{hd}$  との間関係を図4-11 に示す. ここで, 提案式は, 盛土の施工期間を表す時間係数  $T_{hd}$  に関わらず, 一定の  $\theta_{req}$  をもたらすことになる. 提案式より算定される  $\theta_{req}$  は, 施工期間が長くなる, すなわち  $T_{hd}$  が大きくなるにつれて, Giroud 式よりも大きな通水性能を排水層に要求することになることが分かる.

## (2) 評価式の検証

8つの盛土における間隙水圧の計測結果を用いて, 式(4.30)の有効性を検証する. 検討に用いる各盛土の諸元を表4-2に示す. 検討するデータは, 施工終了時の排水層末端領域における間隙水圧の大きさ  $u_{end}$  と評価パラメータ  $D$  の関係である.  $u_{end}$  には, ドレーンレジスタンスの影響が最も顕著に表れると考えられる.

各盛土における  $D$  と  $u_{end}$  の関係を図4-12に示す.  $D$  の算定に必要な値は, 各文献に記載された物性値を用いた. 同図より,  $D=10^{-1}$  付近が, 排水層が完全な排水条件を保って機能するかどうかのしきいになっていることが分かる. このことは, 先に示した  $D$  と  $\lambda_{rl}$  の関係より得られた知見と一致する. 種々の条件の異なる盛土について, 以上の結果が得られたことから, 式(4.30)に示した必要通水性能の算定式は有効と考えられる.

表 4-2 検討に用いた各盛土の諸元

文献	$H$ (m)	$L_d$ (m)	$h_d$ (m)	$k_s$ (cm/s)	$\theta$ (cm <sup>2</sup> /s)	排水材 (仕様)* <sup>1)</sup>
A 菅原ら(1988) <sup>5)</sup>	11.0	14.0	4.0	$5.0 \times 10^{-6}$	2.20	やし繊維 ( $a=9\text{mm}$ , $w_g=920\text{g/m}^2$ )
		22.2			0.50	
		33.3			0.25	
B 久楽ら(1988) <sup>19)</sup>	11.0	12.0	2.3	$1.0 \times 10^{-8}$	0.02	ジオテキスタイル ( $a=3\text{mm}$ , $w_g=300\text{g/m}^2$ )
		13.0				
C 久楽ら(1988) <sup>19)</sup>	11.0	12.0	2.0	$1.0 \times 10^{-8}$	0.30	碎石 ( $a=30\text{cm}$ )
		13.0				
D 三木ら(1990) <sup>20)</sup>	7.0	13.0	0.3	$5.0 \times 10^{-8}$	0.01	ジオテキスタイル ( $a=3\text{mm}$ , $w_g=300\text{g/m}^2$ )
		18.0				
E 三木ら(1990) <sup>20)</sup>	7.0	13.0	0.6	$5.0 \times 10^{-8}$	0.01	ジオテキスタイル ( $a=3\text{mm}$ , $w_g=300\text{g/m}^2$ )
		18.0				
F 横田ら(1995) <sup>21)</sup>	7.5	13.6	2.5	$1.0 \times 10^{-8}$	0.01	やし繊維 ( $a=20\text{mm}$ , $w_g=920\text{g/m}^2$ )
G Y.Miyata et. al. (1998) <sup>4)</sup>	18.0	70.0	5.0	$1.0 \times 10^{-7}$	0.32	碎石 ( $a=30\text{cm}$ )+ ジオテキスタイル ( $a=3\text{mm}$ , $w_g=300\text{g/m}^2$ )
H Y.Miyata et. al. (1998) <sup>4)</sup>	18.0	70.0	5.0	$1.0 \times 10^{-7}$	0.50	碎石 ( $a=50\text{cm}$ )

\*  $a$  は排水層の厚さ,  $w_g$  はジオテキスタイルの単位面積当たりの重さを表す.

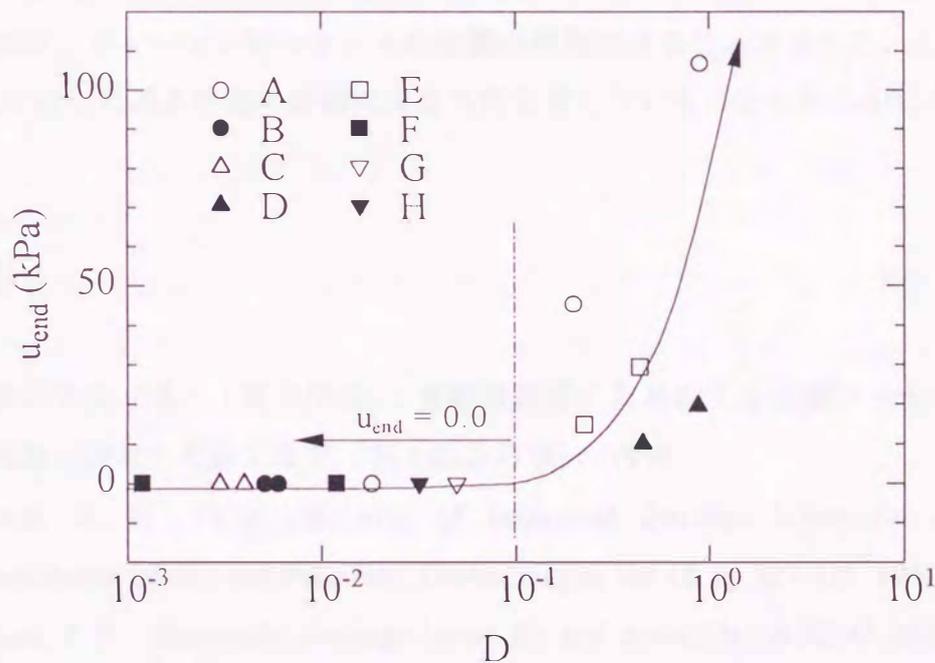


図 4-12  $D$  と  $u_{\text{end}}$  の関係

## 4. 5 結論

排水層内のドレーンレジスタンスが水平排水層の圧密促進効果の評価法について解析的に検討を行った。本章で得られた知見を以下にまとめる。

- (1) 水平排水層が配置された盛土深部における間隙水圧の予測式を、排水層の配置条件を表わす $\beta$ と排水層の通水性能と粘性土層の水平方向透水量係数の比を表わす $\xi$ の関数として誘導した。
- (2) 本章で誘導した予測式は、盛土の上層部において実測より大きめな値を見積もるが、全体的な傾向を比較的良く説明することができる。
- (3) 式(4.21, 22)で定義される $\xi$ と $\beta$ が圧密促進効果に及ぼす影響を調べた。その結果、 $\xi > 10^6$ の場合、 $\beta$ の影響は小さくなることが明らかになった。
- (4) 解の一次固有値に着目した計算より、式(4.20)で定義される $D$ が、 $D < 10^{-1}$ の時、ドレーンレジスタンスの影響を無視できることを示した。
- (5) (4)の知見に基づいて、排水材に必要な通水性能の評価式を、盛土材の透水係数、排水層の配置長さ、間隔の関数として定式化した。その評価式は、従来用いられてきた Giroud 式より大きな通水性能を排水材に要求する。
- (6) 8つの異なる実大盛土の計測結果を整理して、解析より得られた知見と同様、 $D < 10^{-1}$ の時、ドレーンレジスタンスの影響が無視できることを示した。したがって、ここで示した通水性能の評価式は妥当性を有していることが明らかになった。

## 参考文献

- 1) 地盤工学会 (旧・土質工学会) : 現場技術者のための土と基礎シリーズ4, 盛土の調査・設計から施工まで (第1回改訂版), 1990.
- 2) Gibson, R. E. : The efficiency of horizontal drainage layers for accelerating consolidation of clay embankments, *Geotechnique*, Vol.18, pp.327-335, 1968.
- 3) Giroud, J. P. : Geotextile drainage layers for soil consolidation, *Civil engineering for practicing and design engineers*, Vol.2, pp.275-295, 1983.
- 4) Miyata, Y., Kogure, K., Nomoto, K., Tanizawa, F. and Ogasawara, K. : Pore Pressure behavior in the high embankment with volcanic cohesive soil placed horizontal drainage,

- Proc. of Int. Sym. on problematic soils, pp.231-234, 1998.
- 5) 菅原紀明, 石川 昭: ジオテキスタイルの平面方向の透水試験装置とその結果の応用, 第3回ジオテキスタイルシンポジウム発表論文集, pp.116-121, 1988.
  - 6) Yoshikuni, H. and Nakanodo, H.: Consolidation of soils by vertical drain wells with finite permeability, *Soils and Foundations*, Vol.14, No.2, pp.35-46, 1974.
  - 7) 尾上篤夫: ドレーンのウェルレジスタンスに関する基礎的研究, 東京工業大学学位論文, 1991.
  - 8) 宮田喜壽, 木暮敬二, 落合英俊: ジオテキスタイルの盛土内間隙水圧の排水効果に関する解析的検討, 第9回ジオテキスタイルシンポジウム発表論文集, pp.47-57, 1994.
  - 9) 宮田喜壽, 木暮敬二, 落合英俊: 高含水比粘性土盛土における水平排水層の排水効果の評価法, *土木学会論文集/III-42*, pp.121-129, 1998.
  - 10) 例えば, 土木学会編: 新体系土木工学 17, 土の力学(III)-特殊土, 締固め, 土と水-(吉国 洋, 宇野尚雄, 柳沢栄司・共著), 第2章 火山灰質粘性土, pp.3-33, 技報堂出版, 1984.
  - 11) Biot, M. A.: Mechanics of deformation and acoustic propagation in porous media, *Journal Applied Physics*, Vol.33, pp.1482-1498, 1962.
  - 12) 吉国 洋: 多次元圧密理論と, その軸対象問題への適用, 東京工業大学学位論文, 1973.
  - 13) 田村 武: Biotの圧密方程式に関する一考察, *土木学会論文報告集*, 第274号, pp.57-67, 1978.
  - 14) 大津宏康, 大西有三, 亀村勝美: 間隙水と変形・応力の連成を考慮した地盤構造物の設計に関する一考察, *土木学会論文集*, No.457/III-21, pp.87-96, 1992.
  - 15) 例えば, 赤井浩一, 田村 武: 弾塑性構成則による多次元圧密の数値解析, *土木学会論文報告集*, No.269, pp.95-104, 1978.
  - 16) Barron, R. A.: Consolidation of fine grained soils by drain wells, *Trans. ASCE*, Vol.113, pp.718-754, 1948.
  - 17) Asaoka, A.: Observational procedure of settlement prediction, *Soils and Foundations*, Vol.18, No.4, pp.87-101, 1978.
  - 18) 田村 武: 多次元圧密問題における固有値問題とその応用, *土木学会論文報告集*, 第293号, pp.79-89, 1980.

- 19) 久楽勝行, 三木博史, 工藤浩一郎: スパンボンド不織布による盛土内浸透水の排水効果に関する現場計測, 第3回ジオテキスタイルシンポジウム発表論文集, pp.116-121, 1988.
- 20) 三木博史, 工藤浩一郎, 土井鐵徳, 平井卓也: 高含水比粘性土を用いた高盛土におけるジオテキスタイルの利用, ジオテキスタイルの適用性に関するシンポジウム発表論文集, pp.147-152, 1990.
- 21) 横田聖哉, 三島信雄, 星野克之: 火山灰質粘性土を用いた高盛土の施工事例, 火山灰質土の性質とその設計, 施工に関するシンポジウム発表論文集, 地盤工学会, pp.271-278, 1995.