

摩擦を考慮した動的変形解析による stick-slip 試験の要素性に関する検証
Validation of elementality on stick-slip experiment
by dynamic deformation analysis considering friction

安池亮¹, 豊田智大², 野田利弘²

1 名古屋大学大学院・工学研究科土木工学専攻・yasuike.ryo.z9@s.mail.nagoya-u.ac.jp
2 名古屋大学大学院・工学研究科土木工学専攻

概 要

構成モデルの開発・妥当性検証に際して行われる力学試験（要素試験）は、諸量の空間分布が時々刻々と変化する「初期値境界値問題」であり、試験者は常にその効果を踏まえた実験事実の解釈が求められる。本稿では、著者らが提案した上下負荷面摩擦モデルを搭載した動的微小変形弾性解析を用いて、摩擦構成則の Validation に使用される Heslot et al.¹⁾による摩擦試験の初期値境界値問題としての効果について検証を行った。その結果、荷重載荷点位置に応じた接触力分布の非一様化が確認されたほか、すべり状態にある物体の摩擦力評価における慣性力考慮の必要性が示唆された。

キーワード：摩擦, Stick-slip, 弾塑性, 構成式, 動的解析

1. はじめに

地盤変形解析をはじめとした固体変形解析の境界条件は、通常、変位既知の Dirichlet 境界条件と荷重既知の Neumann 境界条件の二者択一で与えられる。しかし、二物体間の接触面は、固着状態とすべり状態を遷移する強非線形現象を呈する。したがって、杭の貫入／引抜などの構造物と地盤の相互作用問題を詳細に理解するためには、接触面の過渡的現象および接触力変動を記述可能な摩擦モデルおよびそれを導入した地盤の変形解析の開発が求められる。

著者らはこれまで、接触面の固着状態～すべり状態の遷移に伴う連続的な摩擦力変化を記述可能な弾塑性摩擦構成則として、上下負荷面摩擦モデル²⁾を開発してきた。同モデルは、Ozaki et al.³⁾の下負荷面摩擦モデルに Asaoka et al.⁴⁾の上負荷面概念を導入したモデルである。動摩擦より大きな静止摩擦力が接触面の構造（凝着作用）に起因して発現すると考え、その発展則として、静止摩擦から動摩擦への強度低下（塑性すべりに伴う構造の喪失）および動摩擦から静止摩擦への強度上昇（時間経過に伴う構造の回復）を表現している。さらに、既報⁵⁾では、同モデルを連続体の境界条件（接触力境界条件）として適用した動的微小変形弾性解析手法を開発し、単純せん断場における法線応力の非一様化に伴う接触面上のすべり伝播挙動の解明を行ってきた。

ところで、構成モデルの開発時には、力学試験（要素試験）が行われ、その結果に基づいたモデルの Validation が

なされるが、その挙動は対象領域内で変形および状態量の分布が一様であることを前提として解釈される。代表的な摩擦実験としては、Heslot et al.¹⁾が考案した図 1 の試験機が挙げられる。同試験機は、固定された平板上に置かれた試験体を板バネにより載荷して stick-slip 現象を発生させる plate-on-plate 型の試験機である。詳細は次章に譲るが、Ozaki et al.³⁾は同様の試験機により試験体の上載荷重を変えた実験結果と、下負荷面摩擦モデルを組み込んだ質点動力学計算の結果の比較により、モデルの Validation を実施している。しかし、実現象は、試験体の幾何形状や荷重載荷点位置によって接触面の接触力分布が変化する「初期値境界値問題」であると考えられる。したがって、摩擦試験に潜む「初期値境界値問題」としての効果を検証しておくことは、実験結果を適切に解釈する上で極めて重要である。

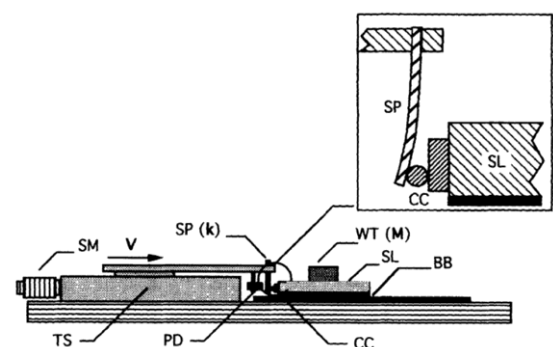


図 1 Stick-slip 試験機の概形 (Heslot et al.¹⁾ より)

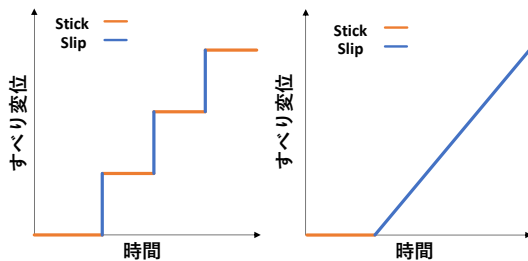
そこで本稿では、上下負荷面摩擦モデルを搭載する動的微小変形弾性解析を拡張し、plate-on-plate 型の摩擦実験の再現解析を行う。同試験における初期値境界値問題としての効果を明らかにすることで、質点動力学問題（初期値問題）と見做すことの是非を論じる。そして、計算結果により明らかとなった、stick-slip 試験を行う上での実施・計測方法に関する留意事項について指摘する。

2. Plate-on-plate 型 stick-slip 試験機の概要

本章では、Heslot et al.¹⁾が開発した図 1 の試験機による plate-on-plate 型の stick-slip 実験について概説する。本試験は、底面となる基板の上に 2 mm 厚の Bristol board を敷き、その上に Slider (SL) となる物体が設置されている。Slider は 1 cm 厚のジュラルミンの底面に 2 mm 厚の Bristol board が接着してあり、基盤と接触面積 100 cm² (10 cm×10 cm) で接する 300 g の物体である。また、おもり (WT) を Slider 上に載せることで接触面に作用する垂直抗力（法線応力）を可変にしている。また、ステッピングモーター (SM) により水平方向に一定速度 V で駆動するステージ (TS) の先端に板バネ (SP) が取り付けられており、この板バネを介して Slider に水平荷重（復元力）が作用する機構となっている。また、板バネのたわみによる載荷点位置の変化を低減するために、円筒状のシリンダー (CC) が板バネの先端に取り付けられている。

本試験機では次の 1)～3)のプロセスを繰り返すことで、図 2 (a)に示すような階段状のすべり変位と時間関係を示す間欠現象（stick-slip 現象）を発生させる。

- 1) ステージの移動に伴い板バネがたわむことで Slider に復元力が作用する（Stick 状態）
- 2) 板バネの復元力が接触面の最大静止摩擦力を超過したときに Slider がすべり出す（Slip 状態）
- 3) あるところまですべると接触面での動摩擦抵抗と板バネの復元力低下に伴い Slider が停止する



(a) Stick-slip 現象

(b) 安定すべり

図 2 摩擦由来の力学現象

一方で、大きなステージ速度 V や剛性の大きな板バネを用いて実験を行うと、間欠的なすべりが低減され、slip 状態が恒常的に発生する安定すべり（図 2 (b)）に転じる。機械工学分野では、stick-slip 現象は車輪の車軸などの機械要素の摩耗や構造物間の騒音などの原因になるため、いかに

に恒常的なすべり（安定すべり）を実現するかが重要とされている。

3. 摩擦を考慮した動的変形解析の概要と実験条件を再現するための計算処理

3.1 では、連続体の境界条件として摩擦を考慮した動的微小変形弾性有限要素解析の概要を述べる。本稿では、接触面での摩擦挙動を記述する摩擦構成則として著者らが考案した上下負荷面摩擦モデルを用いた定式化を説明する。3.2 では、前章で概説した stick-slip 試験を計算機上で再現するために行った計算処理について説明する。

3.1 摩擦を考慮可能な上下負荷面摩擦モデルを搭載する速度型動的微小変形弾性解析の概要

まず、本稿で使用した有限要素法に基づく摩擦を考慮した動的変形解析手法の要諦を述べる。本手法は、一般的な速度型の運動方程式で記述される固体変形解析の荷重速度境界条件と変位速度境界条件に加え、物体に接する母材の速度 $\mathbf{v}_m$ を与える接触力境界を新たに導入した手法である。（図 3）

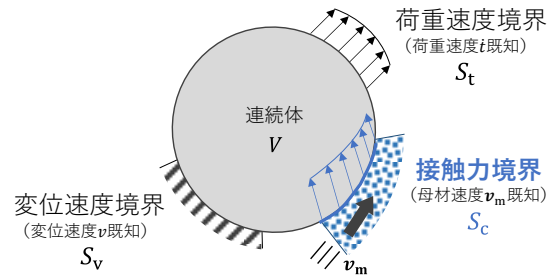


図 3 接触力境界を導入した境界条件

すなわち、弱形式化された速度型の運動方程式は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \int_V \rho \dot{\mathbf{v}} \cdot \delta \mathbf{v} dV + \int_V \dot{\boldsymbol{\sigma}} \cdot \delta \boldsymbol{\varepsilon} dV \\ = \int_V \dot{\mathbf{b}} \cdot \delta \mathbf{v} dV + \int_{S_t} \dot{\mathbf{t}} \cdot \delta \mathbf{v} dS + \int_{S_c} \dot{\mathbf{f}}_c \cdot \delta \mathbf{v} dS \end{aligned} \quad (1)$$

ここに、 ρ は物体の密度、 $\dot{\boldsymbol{\sigma}}$ は物体の応力速度テンソル、 $\dot{\mathbf{b}}$ は単位体積あたりの物体力速度、 $\dot{\mathbf{t}}$ は既知の表面力速度、 $\dot{\mathbf{f}}_c$ は接触力境界に作用する接触応力速度を表す。 $\mathbf{v}$ は物体の変位速度、 $\delta \mathbf{v}$ は仮想変位速度（ただし、変位速度境界 S_v 上で $\delta \mathbf{v} = \mathbf{0}$ ）、 $\delta \boldsymbol{\varepsilon}$ は仮想ひずみ速度を表す。ここで、式(1)右辺第 3 項中の接触応力速度 $\dot{\mathbf{f}}_c$ の記述には、著者らが開発した上下負荷面摩擦モデルを適用する。同モデルの詳細な導出過程は既報²⁾を参照されたい。接触力境界面上の応力速度とすべり速度の関係は次式で記述される。

$$\{\mathbf{f}_c\} = \begin{cases} [\mathbf{C}^e] \{\dot{\mathbf{v}}^N\} + \mathbf{C}^e \{\mathbf{t}\} & \cdots \text{負荷時} \\ [\mathbf{C}^e] \{\dot{\mathbf{v}}^N\} & \cdots \text{除荷時} \end{cases} \quad (2)$$

ここに、 $[\mathbf{C}^e]$ 、 $\mathbf{C}^e$ は上下負荷面摩擦モデルに基づくマトリクス、 $\{\mathbf{t}\}$ は接触力境界面における接単位ベクトルである。

表記法は既報²⁾に準ずる。また、接触力境界面上の節点における相対すべり速度 $\{\dot{\mathbf{v}}^N\}$ は、未知の物体変位速度 $\{\dot{\mathbf{v}}^N\}$ と既知の母材変位速度 $\{\dot{\mathbf{v}}_m^N\}$ を用いて、 $\{\dot{\mathbf{v}}^N\} = \{\dot{\mathbf{v}}^N\} - \{\dot{\mathbf{v}}_m^N\}$ と表される。したがって、弱形式化した運動方程式（式(1)）の右辺第3項の被積分項は以下のように記述される。ただし、ここでは接触力境界面上における物体の変位速度 $\{\dot{\mathbf{v}}^N\}$ と母材の変位速度 $\{\dot{\mathbf{v}}_m^N\}$ を系全体の要素の各節点の変位速度 $\{\dot{\mathbf{v}}^N\}$ と母材の変位速度 $\{\dot{\mathbf{v}}_m^N\}$ に拡張して記述する。 $[\tilde{N}]$ は有限要素法の形状関数マトリクスである。

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{f}}_c \cdot \delta \mathbf{v} &= \{\delta \mathbf{v}^N\}^T \left\{ [\tilde{N}]^T \{\dot{\mathbf{f}}_c\} \right\} \\ &= \{\delta \mathbf{v}^N\}^T \left\{ \begin{aligned} &[\tilde{N}]^T [\mathbf{C}^{ep}] [\tilde{N}] \{\mathbf{v}^N\} \\ &- [\tilde{N}]^T [\mathbf{C}^{ep}] [\tilde{N}] \{\mathbf{v}_m^N\} + \mathbf{C}^c [\tilde{N}]^T \{\mathbf{t}\} \end{aligned} \right\} \quad \dots \text{負荷時} \\ &= \{\delta \mathbf{v}^N\}^T \left\{ \begin{aligned} &[\tilde{N}]^T [\mathbf{C}^e] [\tilde{N}] \{\mathbf{v}^N\} \\ &- [\tilde{N}]^T [\mathbf{C}^e] [\tilde{N}] \{\mathbf{v}_m^N\} \end{aligned} \right\} \quad \dots \text{除荷時} \end{aligned} \quad (3)$$

$\{\delta \mathbf{v}\}$ の任意性を考慮し、アセンブリングすると、運動方程式の有限要素離散化式は次式で表現できる。

$$\mathbf{M}\{\ddot{\mathbf{v}}^N\} + (\mathbf{K} - \mathbf{K}_c)\{\mathbf{v}^N\} = \{\dot{\mathbf{f}}^0\} + \{\dot{\mathbf{f}}^c\} \quad (4)$$

ここに、 $\mathbf{M}, \mathbf{K}, \{\dot{\mathbf{f}}^0\}$ は変位速度境界条件を考慮することで縮約された有限要素法における全体質量マトリクス、全体剛性マトリクス、全体接点荷重ベクトルである。また、上下負荷面摩擦モデルに基づくマトリクスおよび荷重ベクトルである $\mathbf{K}_c, \{\dot{\mathbf{f}}^c\}$ は次式のように表される。

$$\mathbf{K}_c = \begin{aligned} &\sum_{(e)} \int_{S_{c(e)}} [\tilde{N}]^T [\mathbf{C}^{ep}] [\tilde{N}] dS \quad \dots \text{負荷時} \\ &\left(\sum_{(e)} \int_{S_{c(e)}} [\tilde{N}]^T [\mathbf{C}^e] [\tilde{N}] dS \quad \dots \text{除荷時} \right) \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \{\dot{\mathbf{f}}^c\} &= \sum_{(e)} \int_{S_{c(e)}} \left\{ -[\tilde{N}]^T [\mathbf{C}^{ep}] [\tilde{N}] \{\mathbf{v}_m^N\} + \mathbf{C}^c [\tilde{N}]^T \{\mathbf{t}\} \right\} dS \quad \dots \text{負荷時} \\ &\quad \left(\sum_{(e)} \int_{S_{c(e)}} \left\{ -[\tilde{N}]^T [\mathbf{C}^e] [\tilde{N}] \{\mathbf{v}_m^N\} \right\} dS \quad \dots \text{除荷時} \right) \end{aligned} \quad (6)$$

ここに、 $S_{c(e)}$ は要素境界毎の接触力境界、 $\Sigma_{(e)}$ はアセンブリング操作を表す。

Noda et al.⁹⁾に倣い躍度（加速度の物質時間微分）の線形性を仮定した Wilson- θ 法で式(4)を陰的に解くことで、状態更新を行った。本解析手法では、各接点に作用する接触力を、接触力境界において定義した接触応力（1次のアイソパラメトリック要素で補間）の Gauss 積分により算出している。また、接触力境界上の2点の Gauss 点上に定義している接触面の物理量（接触応力、構造の程度など）についても台形公式を用いて陰的に状態更新を行った。これにより、接触力境界面での状態（固着／すべり状態）に応じた接触力変動を考慮可能な動的変形解析を実現している。

3.2 Stick-slip 実験を動的微小変形弾性解析で行う際の計算処理

前章で概説した stick-slip 実験を平面ひずみ条件を仮定した動的微小変形弾性解析で実現するために、解析対象で

ある Slider を四角形要素（1次のアイソパラメトリック要素）で有限要素離散化するとともに、板バネを一次元バネ要素（ばね定数： k ）でモデル化した（図4）。すなわち、解析対象の物体を構成する全体節点番号に加えて、Driverを表す x 方向の自由度 $\mathbf{u}^{(ex)}$ を新たに加え、載荷点となる節点 (i) の x 方向の自由度 $\mathbf{u}_x^{(i)}$ とのバネを介した荷重伝達を考慮した。

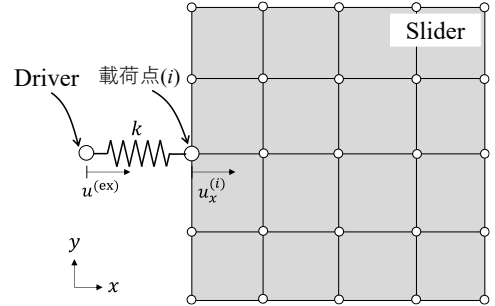


図4 Stick-slip 実験の離散モデル

以上より、Slider～Driver系（Sliderを構成する全節点自由度+Driverの x 方向自由度）の弱形式は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} &\begin{Bmatrix} \{\delta \mathbf{v}^N\} \\ \delta \mathbf{v}^{(ex)} \end{Bmatrix}^T \left(\begin{bmatrix} \mathbf{M} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\ddot{\mathbf{v}}^N\} \\ \ddot{\mathbf{v}}^{(ex)} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K} - \mathbf{K}_c & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\mathbf{v}^N\} \\ \mathbf{v}^{(ex)} \end{Bmatrix} \right. \\ &\quad \left. + \begin{bmatrix} k & -k \\ -k & k \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{u}_x^{(i)} \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} \{\dot{\mathbf{f}}^0\} + \{\dot{\mathbf{f}}^c\} \\ \dot{\mathbf{f}}^{(ex)} \end{Bmatrix} \right) = 0 \end{aligned} \quad (7)$$

ここで、実験ではステッピングモーターによりステージ（Driver）が既知の変位速度（ $\mathbf{v}^{(ex)} = \text{const.}$ ）で動くことを考慮すると、式(7)は縮約することができるため、結局、空間離散化した方程式の自由度は元の離散化式(4)と同じになる。したがって、離散化式は次式となる。

$$\mathbf{M}\{\ddot{\mathbf{v}}^N\} + (\mathbf{K} - \mathbf{K}_c + \mathbf{K}_s)\{\mathbf{v}^N\} = \{\dot{\mathbf{f}}^0\} + \{\dot{\mathbf{f}}^c\} + k\{\mathbf{v}^{(ex)}\} \quad (8)$$

ここに、 $\mathbf{K}_s$ は載荷点となる節点 (i) の x 方向に自由度に対応する対角成分にのみばね定数 k を持つ拡大係数マトリクスである。右辺第3項の $\{\mathbf{v}^{(ex)}\}$ は同自由度部分にのみ成分を持つベクトルである。本式を前節同様に、躍度の線形性を仮定した Wilson- θ 法で陰的に状態更新を行った。

4. Stick-slip 実験における板バネの載荷点位置が接触力分布に与える影響

本章では、板バネを介した Slider の荷重載荷点位置を上に変化させ、載荷点位置が接触力分布に及ぼす影響を評価した。本稿では、Ozaki et al.³⁾の実験に倣い解析条件を設定した。また、初期値境界値問題としての効果を議論するため、既報²⁾で行った図5に示すバネ～質点系モデルによる質点動力学計算（初期値問題）の結果も併記する。

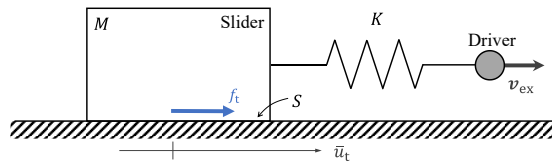


図 5 バネ～質点系モデル

4.1 解析条件

解析メッシュは、図 6 に示すように Bristol board を 1 mm×2 mm の長方形メッシュ、その上のジュラルミンを 2 mm×2 mm の正方形メッシュでそれぞれ分割した計 350 要素で構成される。また、4 種類の Slider の質量に対して stick-slip 実験を実施した Ozaki et al.³⁾の実験のうち質量が 3.5 kg の実験条件を検討対象と設定した。それに伴い、3.5 kg の質量に相当する法線応力が接触面にかかるように Slider 上部に等分布荷重を作用させている。解析に使用した接触面の物性値、発展則パラメータ、外力条件、初期条件は Ozaki et al.³⁾を参考に表 1 の通り設定した。ただし、本稿では単純化のため、摩擦係数は変化しない安定すべりを呈するパラメータの組を設定した。Slider (ジュラルミン・Bristol board) の弾性体パラメータは表 2 に示す通りであるが、機械設計便覧⁷⁾および既往研究⁸⁾⁹⁾を参考にしており、Bristol board の密度は、Slider の質量が 300 g になるようにジュラルミンの密度、体積、Bristol board の体積から逆算している。本章で検討した板バネの載荷位置については、表 3 に示すように載荷点がジュラルミンとなる 4 ケースを考えた。

表 1 各種パラメータおよび初期条件

接触面の物性値	
静止摩擦係数 μ_s	0.16
動摩擦係数 μ_k	0.12
接線方向のペナルティ係数 α_t (N/mm ³)	1000
法線方向のペナルティ係数 α_n (N/mm ³)	1000
発展則パラメータ	
正規圧密度化指数 r (mm ⁻¹)	100
構造喪失速度を規定する材料定数 κ (mm ⁻¹)	0.0
構造喪失速度を規定する材料定数 m	-
構造回復速度を規定する材料定数 ξ (s ⁻¹)	0.0
構造回復速度を規定する材料定数 n	-
外力条件	
バネ定数 K (N/mm)	6.87
ドライバの接線方向速度 v_{ext} (mm/s)	0.04
初期条件	
初期の構造の程度 $1/R_0^s (= \mu_s/\mu_k)$	1.33
初期法線応力 f_{n0} (N/mm ²)	3.43×10^{-3}
初期接線応力 $-f_{t0}$ (N/mm ²)	1.0×10^{-7}

表 2 弾性体パラメータ

材料	弾性係数 E (GPa)	ポアソン比 ν	密度 ρ (g/cm ³)
ジュラルミン	74.48	0.33	2.79
Bristol board	4.90	0.18	1.05

表 3 解析ケース

ケース	底面からの高さ (mm)
1	4.0
2	6.0
3	8.0
4	10.0

4.2 解析結果と考察

質点動力学計算により求めた摩擦力和動的変形解析における各ケースでの接触力境界上に働く接触力 (Gauss 点に定義した接触応力の面積分値) の合力を図 7 に示す。また、上記の接触力境界上の接触力を接触断面で除した法線応力および接線応力の時刻歴のコンターを図 8, 図 9 に示す。図 7 の結果を見ると、すべてのケースにおいて質点動力学計算で得られる摩擦力和接触面の摩擦力の合力は同様の傾向を示しており、安定すべりを呈する本実験条件において初期値問題としての解と初期値境界値問題としての解には大きな差はないことが分かる。一方、図 8 より接触面の法線応力分布は載荷に伴って非一様化しており、載荷点付近の接触面に働く法線応力は減少し、逆に載荷点から離れた接触面に働く法線応力は上昇している。特に、載荷点が一番高いケース 4 では、その非一様化が顕著である。以上のような非一様化は、Slider に板バネの復元力に由来する時計回りのモーメントが作用することで生じる。つまり、載荷側の接触面では物体が母材から離れようとして法線応力が減少するのに対し、載荷点から離れた位置の接触面では、物体が床にめり込もうとして法線応力が増加する。この法線応力変動により、それぞれの面で持つことのできる摩擦力が変化することで、図 9 の(c),(d)のように接線応力分布においても非一様化が生じる。以上を踏まえると、Ozaki et al.³⁾が行った実験は、今回の安定すべり条件下では初期値問題と初期値境界値問題で系全体のすべり挙動に大差はないものの、板バネを高い位置から載荷することで接触力分布が非一様化することが明らかとなった。このことから、図 1 に示す plate-on-plate 型の試験機で摩擦試験を行う上では、板バネの載荷点は可能な限り低い位置に設定することで、境界値問題としての効果を抑制し、系の応答を初期値問題あるいは構成式応答として捉えることが可能になるといえる。

5. 板バネの振動現象に関する考察

Plate-on-plate 型の stick-slip 試験において、図 10 に示すように Driver 速度が大きい場合などに、実験中に板バネの振動が観測されている。固体と粒状体の摩擦実験を行った Nasuno et al.¹⁰⁾においても同様の現象が確認されているが、Nasuno et al.¹⁰⁾は摩擦係数 μ を板バネの復元力 F_t を用いて $\mu = F_t/Mg$ としている。前述のとおり、摩擦モデルの妥当性検証では、摩擦実験に潜む初期値境界値問題としての効果を理解することは重要であり、仮に板バネの振動現象を接触面での stick-slip 現象と見誤ると、接触面に働く摩擦力

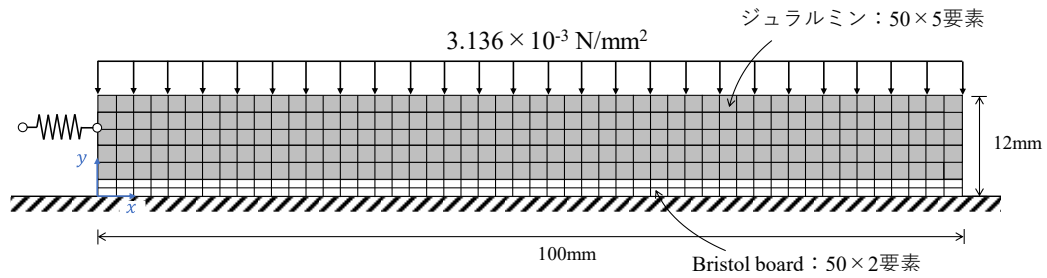


図 6 解析メッシュおよび境界条件

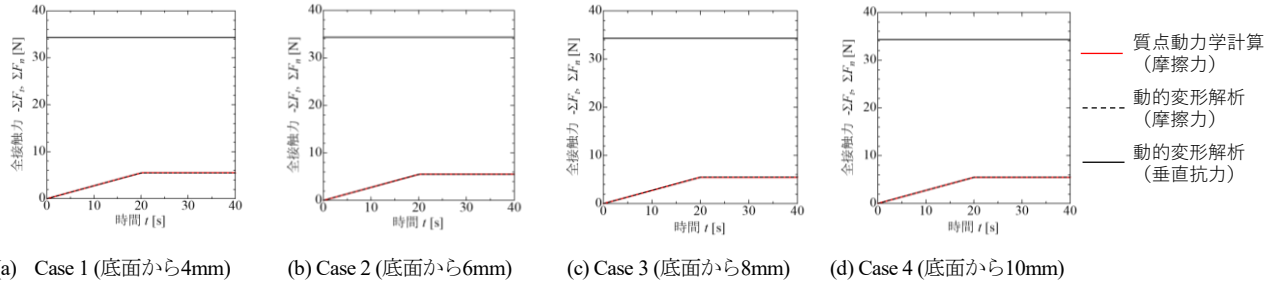


図 7 質点動力学計算による摩擦力と動的変形解析における接触面における全接触力

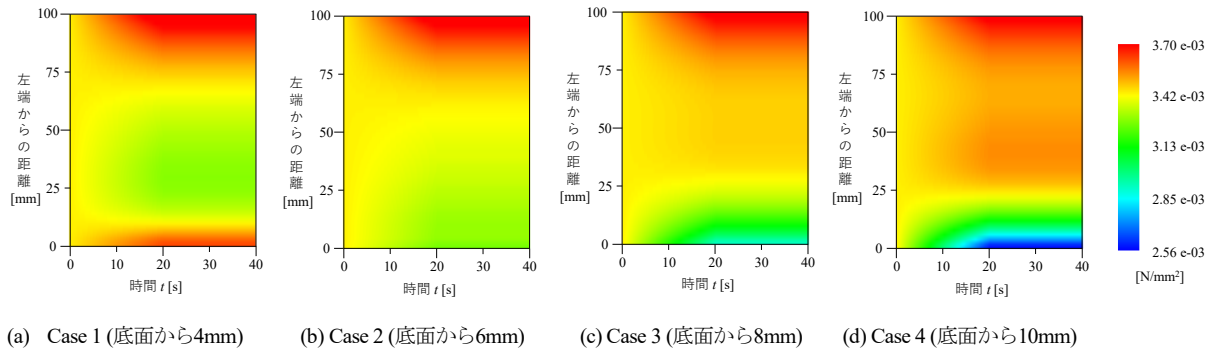


図 8 接触力境界における法線応力分布の時刻

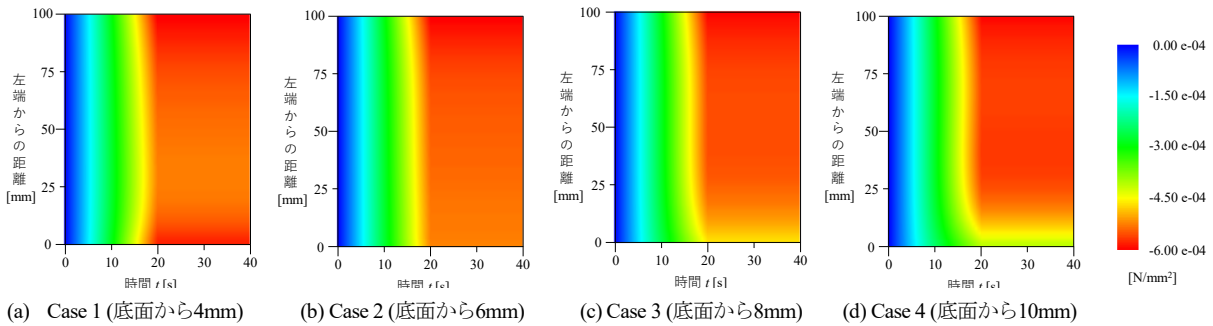


図 9 接触力境界における接線応力分布の時刻歴

を不適切に評価することに繋がってしまう。そこで、本章では大きな Driver 速度の条件で摩擦実験の再現解析を行い、板バネの復元力から摩擦力を推定する際に慣性力を考慮することの重要性を指摘する。

5.1 解析条件

解析条件は前章にて、モーメントによる接触応力変動を抑えることのできるケース 1 に対して、表 4 に示す 3 種類の Driver 速度を用いて解析を実施した。つまり、一度滑り始めると、接触面に働く摩擦力は一定となる条件での解析となっている。

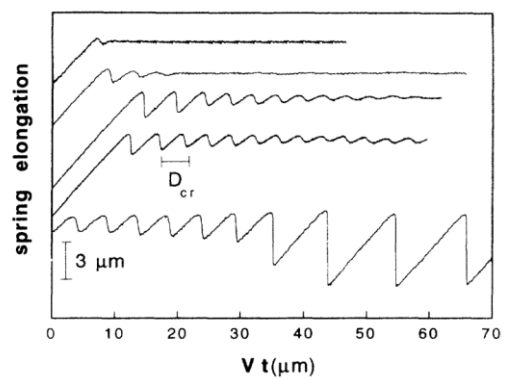


図 10 バネの伸び量の振動現象 (Heslot et al.¹⁾ より)

表 4 解析条件

ケース	Driver 速度 (mm/s)
5	0.04
6	0.40
7	4.00

5.2 解析結果および理論解との比較

表 4 に示した 3 ケースのバネの復元力と接触面に働く摩擦力の合力の時刻歴を図 11 に示す。ここで、Driver 速度の増加に伴いすべり出す時刻が変化していることに留意されたい。これを見ると、速度が一番大きなケース 7 において、確かにバネの振動現象が確認される。一方、摩擦係数を一定とすることで安定すべりを生じる本解析条件において、接触面に働く摩擦力はすべり状態に遷移後に一定となっている。この振動現象は、一度滑り出したのちに物体が定応力下で完全に止まることなく加減速を繰り返して発生するものであり、物体の慣性に起因して発生する現象である。したがって、板バネの復元力 F_f を接触力と見做して、物体の荷重 Mg で除したものをそのまま摩擦係数として評価してしまうと、適切に現象を捉えることができない。

またここでは、今回扱った系の理論解を導出し、振動現象のその他の要因を探ることとする。今回扱った系は図 5 に示すバネ～質点系モデルと同じ運動方程式で記述されている。すなわち、

$$M\ddot{u}_t = K(v_{\text{ext}}t - \bar{u}_t) + f_t S \quad (9)$$

ここで、 $t = t_0 = f_t S / K v_{\text{ext}}$ に $\bar{u}_t = 0, \dot{u}_t = 0$ であった物体がすべり状態となり、一定の摩擦力 $f_t S = -\mu Mg (= \text{const.})$ が作用していると仮定すると式(9)の運動方程式の解は次式となる。

$$\bar{u}_t = -\frac{v_{\text{ext}}}{\omega} \sin\{\omega(t - t_0)\} + v_{\text{ext}}t - \frac{\mu Mg}{K} \quad (10)$$

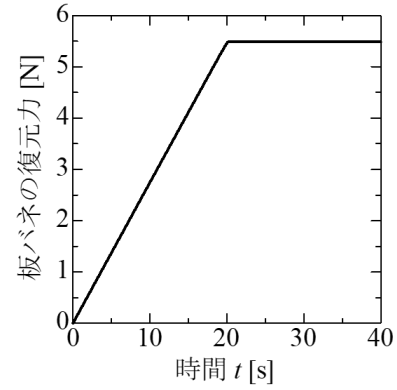
ここに、 $\omega = \sqrt{K/M}$ である。したがって、バネの復元力 F_f は次式となる。

$$F_f = K(v_{\text{ext}}t - \bar{u}_t) = \mu Mg + \frac{K v_{\text{ext}}}{\omega} \sin\{\omega(t - t_0)\} \quad (11)$$

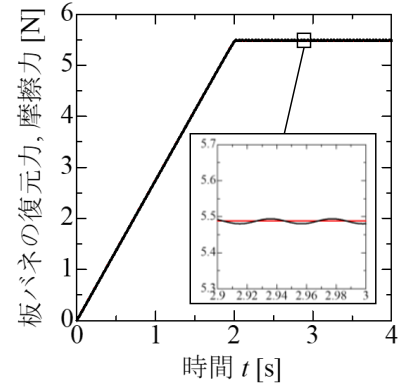
以上から、本章で議論していた板バネの振動現象の振幅は $K v_{\text{ext}} / \omega = v_{\text{ext}} \sqrt{MK}$ であり、周期は $2\pi \sqrt{M/K}$ であることが分かる。Driver 速度を変えて解析を行った解析結果である図 11 の(b),(c)を見ると振幅が 10 倍になっているが、その周期は変わらないことが見て取れる。慣性による板バネの振動現象の振幅が増大する要因は Driver 速度、質量、バネ剛性であり、特に振幅に比例する Driver 速度はその他の要因よりも振動現象を助長することが明らかとなった。

以上より、物体の慣性力に由来する板バネの振動現象の主な要因は大きな Driver 速度にあり、その振動現象の効果を抑えて板バネを介した構成式応答を照査するためには、バネの復元力に加えて変位計により記録された物体の運動 $x = x(t)$ から推定される慣性力 $M\ddot{x}$ を加味して摩擦力を推定する必要があることが改めて確認された。

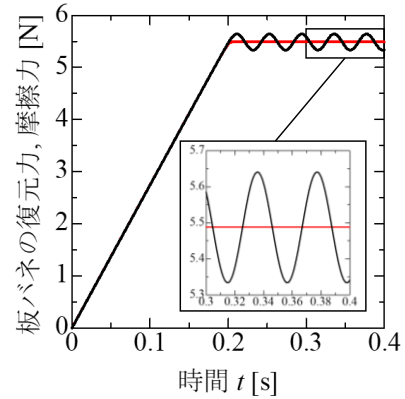
— 摩擦力 — 板バネの復元力



(a) ケース 5



(b) ケース 6



(c) ケース 7

図 11 バネの復元力と摩擦力の時刻歴

6. まとめと今後の展望

本稿では、上下負荷面摩擦モデルを搭載する動的微小変形弾性解析を拡張した解析手法を用いて、摩擦モデルの妥当性検証に用いられている plate-on-plate 型 stick-slip 実験の「初期値境界値問題」としての効果を数値的に検討した。まず、板バネの載荷位置が接触応力分布に及ぼす影響について検証したところ、たとえ摩擦係数一定で安定すべりを呈する定常的な条件であっても、物体の載荷位置によって、接触面の法線応力分布が非一様化することが分かった。したがって、板バネの載荷位置を可能な限りに低い位置に設定することで境界値問題として、効果を抑制することがで

き、接触面全体での接触応力～すべり速度関係の時刻歴を要素挙動と見做せることが明らかとなった。また、stick-slip 実験において、接触面に働く摩擦力を板バネの復元力で代替する実験方法をとると、Driver 速度が大きい条件などで板バネが振動し、安定すべり現象を stick-slip 現象と見誤る可能性があることを確認した。したがって、板バネの復元力に加えて慣性力を考慮して接触面での摩擦力を同定する必要性が示唆された。今後は、より詳細に stick-slip 試験が持つ初期値境界値問題が持つ効果を検証するため、物体の幾何形状が接触応力分布にもたらす効果や stick-slip 現象を呈する解析条件での検証に取り組む予定である。また、本稿で取り上げた Heslot et al.¹⁾と同様の stick-slip 試験機を導入し、上記で得られた知見を踏まえつつ、上下負荷面摩擦モデルの表現能力の Validation を行う。さらに、実験を通じて上下負荷面摩擦モデルの各種パラメータの持つ物理的特性を把握することで、固体同士の摩擦現象から地盤材料などの粒状体と固体同士の摩擦現象までも表現可能な摩擦モデルへ改良することを見込んでいる。

謝辞

本研究の実施にあたり、科学研究費補助金（基盤研究(B): 課題番号 22H01586）の助成および JST 次世代研究者挑戦的研究プログラム JPMJSP2125（東海国立大学機構メイク・ニュー・スタンダード次世代研究事業）の財政支援を受けた。

参 考 文 献

- 1) Heslot, F., Baumberger, T., Perrin, B.: Creep, stick-slip, and dry-friction dynamics: Experiments and a heuristic model, *Physical Review E*, Vol.49, No.6, pp. 4973-4988, 1994.
- 2) Toyoda, T., Yasuike, R., Noda, T.: Super/sub-loading surface model for constitutive equation of friction, *Tribology International*, Vol. 191, 109080, 2024.
- 3) Ozaki, S., Ito, C., Hashiguchi, K.: Experimental verification of rate-dependent elastoplastic analogy friction model and its application to FE analysis, *Tribology International*, Vol. 64, pp. 164-177, 2013.
- 4) Asaoka, A., Nakano, M., Noda, T.: Superloading yield surface concept for highly structured soil behavior, *Soils and Foundations*, Vol.40, No.2, pp. 99-110, 2000.
- 5) 安池亮, 豊田智大, 野田利弘: 上下負荷面摩擦モデルによる stick-slip 現象および非一様なすべり伝播過程の数値解析, 第36回中部地盤工学シンポジウム論文集, pp. 87-94, 2024.
- 6) Noda, T., Asaoka, A., Nakano, M.: Soil-water coupled finite deformation analysis based on a rate-type equation of motion incorporating the SYS Cam-clay model, *Soils and Foundations*, Vol.48, No.6, pp. 771-790, 2008.
- 7) 村田誠四郎: 機械設計便覧, 丸善, No.10, p. 1322, 2002.
- 8) 寺本徳郎, 倉嶋寛貴, 塚本雅敏: A2017-T4の破壊靱性のひずみ速度依存性, *圧力技術*, Vol.42, No.5, pp. 261-268, 2004.
- 9) 木村実, 中尾哲也, 加藤護: 引張試験からの紙のヤング率の実験的算出法, *紙・パ技協誌*, Vol.39, No.11, pp. 1057-1062, 1985.
- 10) Nasuno, S., Kudrolli, A., Bak, A., Gollub, J.: Time-resolved studies of stick-slip friction in sheared granular layers, *Physical Review E*, Vol.58, No.2, pp. 2161-2171, 1998.

堤内基礎地盤構造が噴砂発生から堤体崩壊に与える影響

The effect of embankment foundation soil structure on sand boil and embankment collapse

加藤碩二郎¹，前田健一²，近藤知輝¹，佐々木一真¹

1 名古屋工業大学大学院・工学専攻環境都市プログラム・E-mail address k.kato.398@stn.nitech.ac.jp

2 名古屋工業大学教授 高度防災工学センター

概 要

高水位継続時間の長期化により河川堤防のパイピング破壊の危険性が高まっている中で、河川堤防の被災リスクが高い重点監視箇所を抽出することは、効率的な維持管理のためにも急務である。行き止まり構造もその一つであるが、堤体付近の地層構造によるパイピング破壊への影響については未だ解明されていない点が多い。そこで本稿では、堤内地層構造に着目した模型実験を実施し、堤内の地層構造が噴砂動態及び堤体崩壊に与える影響について検討した。その結果、噴砂の発生位置は行き止まり境界までの距離に依存していることが分かった。また、難透水層の位置の違いから、堤体や基礎地盤の損傷形態が大きく異なることが分かった。

キーワード：浸透，パイピング，噴砂，行き止まり境界，基礎地盤

1. はじめに

近年、河川水が透水性基礎地盤に浸透することにより、堤内地で漏水や噴砂が発生する被災事例が増加している。また、今後も気候変動に伴う豪雨の強度増加や長期化により、高水位の外力が河川堤防に長時間作用することで堤内地での漏水や噴砂の発生・継続を助長し、パイピング破壊に至る危険性は高まると考えられる。そのような中、河川堤防が損傷あるいは破堤する危険性の高い重点監視箇所（図1参照）を抽出するための研究が進められており¹⁾、被災メカニズムの支配因子や評価指標、閾値を明らかにすることは今後の河川管理において重要な課題である。

「河川堤防の構造検討の手引き（改訂版）」において、パイピング破壊に対する安全性は局所動水勾配あるいは G/W での照査がされている²⁾。被覆土が粘性土のような難透水層である場合は、 G/W で照査がされ、被覆土が砂質土のような低透水層である場合は、局所動水勾配で照査がされている。こうした中、被覆土が難透水層である場合の噴砂の発生過程は解明されつつある³⁾。

一方、「図説河川堤防」において、基礎地盤の一般モデルと浸潤面上昇の関係について6つの地盤構造が述べられており、その中でも堤体裏法尻側に粘性土が分布しているケースでは、堤体内浸潤面上昇が大きいことから堤体の安全に最も影響を及ぼすことがわかっている⁴⁾。そこで本論文では、図2に示すような2つの基礎地盤構

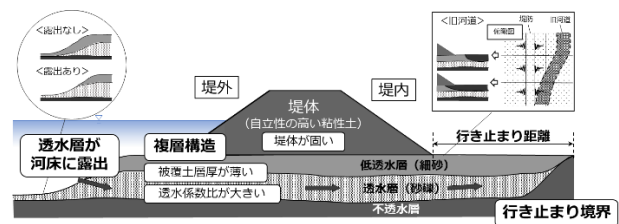


図1 安全性に問題がある堤防諸元

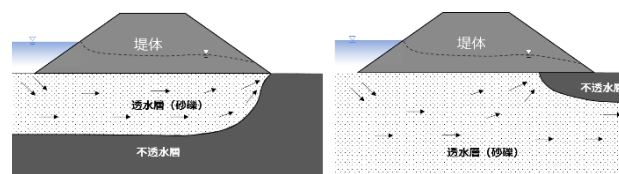


図2 堤体内浸潤面上昇が大きい2ケース

造に着目した。ここで、既報¹⁾では行き止まり構造の危険性が述べられているが、行き止まり地盤や基礎地盤の地層構造の影響による噴砂の発生箇所や空間分布などの発生形態を決定する条件、噴砂発生後の噴砂の裏法尻方向への移動過程、堤体崩壊形態に与える影響については未だ解明されていない点が多い。これらの解明は効率的な水防活動や河川堤防強化のためにも急務である。

本論文では、堤内の裏法尻から行き止まり境界までの距離が、堤内で噴砂が発生し堤体下へ進展していく過程及び堤体崩壊に与える影響を明らかにすることを目的としている。そこで、2章では堤内の難透水性被覆土の有無及び裏法尻から行き止まり境界までの距離を変えて簡易模型実験を実施し、3章では堤内基礎地盤の難透水層

の裏法尻からの距離を変えて模型実験を実施した。以上から、堤内の地層構造が噴砂動態及び堤体崩壊形態に与える影響について検討し、効率的な河川堤防の維持管理方法を提案する。

2. 堤内地層構造条件が異なる実験の結果及び考察

本章では、堤内の難透水性被覆土の有無と裏法尻から行き止まり境界までの距離を変えて簡易模型実験を実施し、堤内の地層構造が噴砂及びパイピングに及ぼす影響を検討する。

2.1 実験概要

図 3 にパイピング実験模型の概略図を示す。堤体は含水比 20%の青粘土を使用した。ただし、堤体をアクリル板で拘束して堤体の変状によるパイピング進展への影響を除去し、パイピングし易くしている。基礎地盤もパイピング危険度が高い条件¹⁾を選び、複層構造とした。下層に高透水層として珪砂 2 号、上層に低透水層として珪砂 7 号を水中落下法で堆積させ、堤外の左端から 20mm を下層（高透水層）の露出部として設置した。試料の粒度分布及び物性値は図 4 に示す。

実験は、裏法尻から行き止まり境界までの距離 l を変えて実施し、被覆土ありを CaseA、被覆土なしを CaseB としている。この時、CaseA の被覆土は難透水層としており、含水比 20%の青粘土を層厚 30mm で締め固め度 80%程度となるよう締め固めた。また、CaseB において、低透水層の締め固め効果を検討するため、珪砂 7 号の相対密度を変化させた CaseB-8 を実施している。表 1 に実験ケースを示す。表-1 には、各ケースにおける裏法尻から行き止まり境界までの距離 l (mm)の値を堤体幅 B （本実験では $B=300\text{mm}$ に固定している）で除して無次元化した値 l/B を示している。図 5 に水位条件である平均動水勾配 i （堤内外の水位差 h を堤体幅 B で除した量）の経時変化を示す。模型壁面に間隙水圧計を行き止まり境界と堤内地中央地点に設置し、図 3 に示す箇所の低透水層と難透水性被覆土の境界における圧力水頭を計測した。また CaseB では、堤内側から基礎地盤層厚 90mm を越えて溢れ出た漏水流量を重量計で計測した。実験はパイピング破壊が生じた、または平均動水勾配 $i=1.0$ となった時点で終了とした。

本稿では、難透水性被覆土と珪砂 7 号の境界に水を含んだ隙間が生じ、被覆土が持ち上がることを盤ぶくれ、表層に水が湧出することを漏水、漏水に伴う上向き浸透流による珪砂 7 号の噴出を噴砂、土が浸透により有効応力が低下して流動化することを液状化としている。

2.2 難透水性被覆土がある場合の実験結果及び考察

本節では、難透水性被覆土がある場合について検討する。図 6 に間隙水圧計を用いて計測した圧力水頭の経時

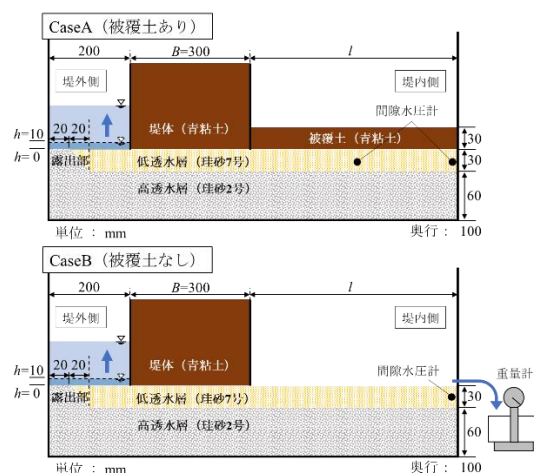


図 3 実験模型の概略図

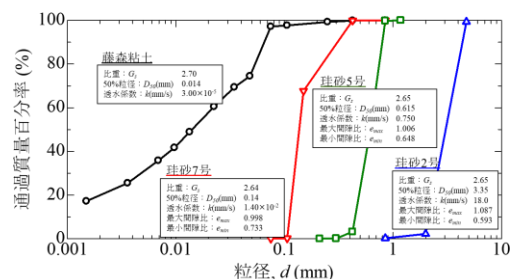


図 4 試料の粒度分布及び物性値

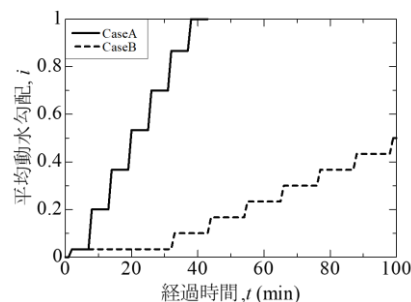


図 5 平均動水勾配の経時変化

表 1 実験ケース一覧

実験Case	被覆土の有無	裏法尻から 行き止まり境界までの距離 l (mm)	l/B ($B=300\text{mm}$)	珪砂7号の 相対密度 Dr (%)
CaseA-1	○	300	1.00	70
CaseA-2	○	600	2.00	70
CaseA-3	○	900	3.00	70
CaseB-1		150	0.50	70
CaseB-2		300	1.00	70
CaseB-3		450	1.50	70
CaseB-4		500	1.67	70
CaseB-5		500	1.67	70
CaseB-6		600	2.00	70
CaseB-7		900	3.00	70
CaseB-8		300	1.00	100

変化を、図 7 に各ケースにおける実験観察断面を示す。全ケースにおいて、平均動水勾配の増加に伴い、水圧は上昇した。また、難透水性被覆土の存在により圧力水頭は蓄積するため、堤内地に概ね一様に作用し、盤ぶくれが発生するまで各ケースの圧力水頭は一致した。パイピング破壊に至る過程は、CaseA-1, 2 では、地盤全体が持ち上げられるように変状し、裏法尻に発生したひび割れから漏水及び噴砂に至った。一方 CaseA-3 では、裏法尻

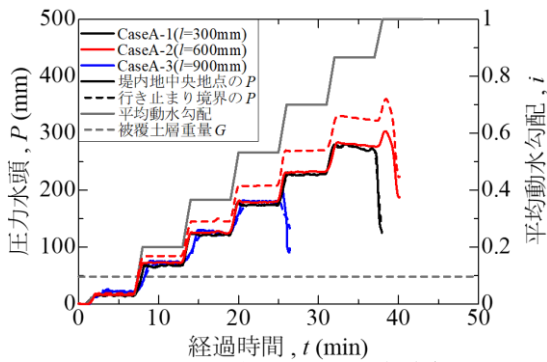


図 6 2つの地点の圧力水頭の経時変化

から 400mm の範囲でたわみが発生し、たわみ端部でせん断ひび割れ、頂部で曲げひび割れが確認され、その後、せん断ひび割れから漏水及び噴砂に至った。そして全ケースにおいて噴砂発生後の地表面の噴砂の位置は変化しないが、基礎地盤内において噴砂による液状化が堤体下へ進展し、パイピング破壊した。この時、裏法尻から行き止まり境界までの距離 l が大きい CaseA-3 の破堤時の平均動水勾配 i が最も小さくなった。ここで、被覆土を両端固定梁と仮定し、等分布荷重 P 、梁の長さ l 、ヤング率 E 、断面二次モーメント I とすると、最大たわみ量 δ_{max} は式(1)で与えられる。最大たわみ量 δ_{max} が l の 4 乗に比例するため、裏法尻から行き止まり境界までの距離が大きいほどたわみやすくなる。

$$\delta_{max} = Pl^4 / 384EI \quad (1)$$

したがって堤内に難透水性被覆土がある場合、裏法尻から行き止まり境界までの距離が大きいほど噴砂が発生しやすくなる可能性がある。また実堤防において、裏法尻から離れた地点に噴砂が確認された場合でも基礎地盤で液状化及びパイピングが進展している可能性も示唆された。

2.3 難透水性被覆土がない場合の実験結果及び考察

本節では、難透水性被覆土がない場合について検討する。この時、実験開始後最初に確認された噴砂を噴砂①、裏法尻の近くで発生し、これを起点として裏法尻及び堤体下まで進展した噴砂を噴砂②とした。

2.3.1 噴砂発生位置の違いをもたらす要因

図 8 に実験で確認された上から見た噴砂発生位置（地表水平面位置）をプロットしたものを示す。CaseB-1、CaseB-2 及び CaseB-4、すなわち $l/B \leq 1.67$ では、行き止まり境界において噴砂①が発生し、CaseB-7 の $l/B \geq 1.67$ では、裏法尻から約 100mm の範囲に噴砂①が発生しており、既往研究¹⁾の危険とされている行き止まり境界までの距離の結果と概ね一致している。また $l/B \leq 1.67$ では、行き止まり境界にて発生した噴砂①が徐々に裏法尻側へ進展するのではなく、平均動水勾配を増加させると裏法尻から約 100mm の範囲に噴砂②が突発的に発生することが分かった。

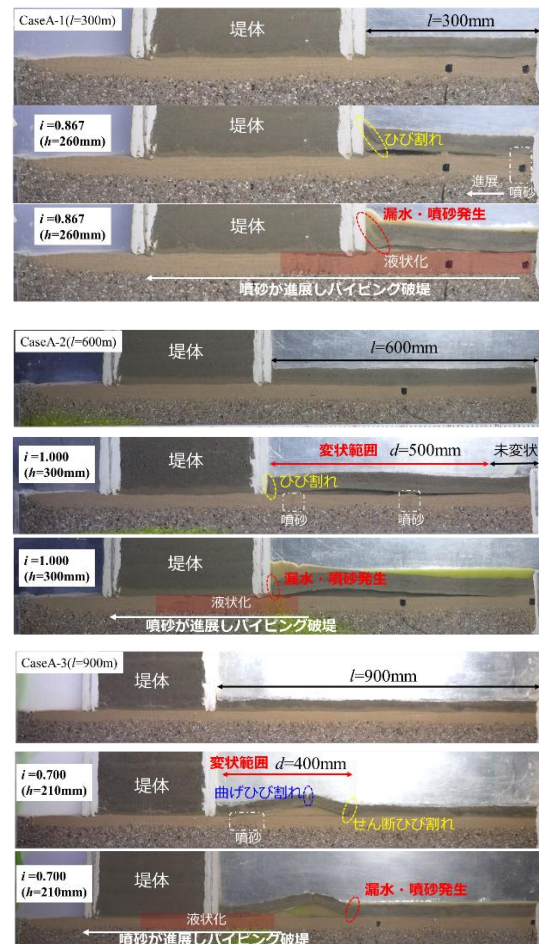


図 7 各ケースの実験観察断面の経時変化

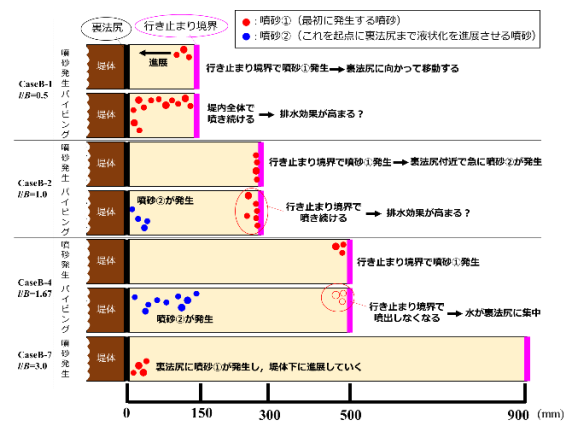


図 8 上から見た噴砂発生位置（平面図）

2.3.2 噴砂の進展をもたらす要因

撮影画像をもとに PIV 解析を行った結果を図 9 に示す。行き止まり境界で噴き続ける様子（図 9 下図参照）を示す。CaseB-1 では噴砂①が裏法尻に向かって移動した。この時、噴砂の中心では局所的な上向き流れが発生する一方で、噴砂左右の地盤範囲では斜め下向きに流速が発生しており、土粒子が上昇と沈降を繰り返す対流が発生している（図 9 左上図参照）。したがって、噴砂が進展するには砂部分の液状化と周辺の地盤を巻き上げる流速の発生が必要である。また、この対流は噴砂が裏法尻から堤体下へ進展する際にも確認されており、堤体下

の砂を流出させることで堤体との境界部に隙間が生じ、パイピング孔が形成された(図 9 右上図参照)。ただし、実験結果より、堤体下へ進展するには噴砂①発生より大きな平均動水勾配が必要であった。これは、堤体下は堤体重量等の影響で締固まっているため、対流を発生させる流速に至るにはより大きい動水勾配が必要であるからと考えられる。ここで、締固めの効果を検証するため、CaseB-2 ($Dr=70\%$) と CaseB-8 ($Dr=100\%$) を用いる。図 10 に圧力水頭の経時変化、図 11 に単位時間漏水量の経時変化を示す。低透水層が締固められることで、圧力は蓄積、漏水量は抑制された。また、CaseB-8 の噴砂①発生時の平均動水勾配よりも大きくなっており、締固められた地盤を噴砂及び液状化させるには、より大きな外力が必要と分かる。また、CaseB-1 ではパイピング発生直前まで堤内全体で噴砂が激しく噴いており(図 9 下図参照)、噴砂が堤体に近づいた場合でも最初に発生した噴砂は弱まる可能性が示唆された。

2.3.3 噴砂及びパイピング発生時間の違いをもたらす要因

図 12 に噴砂及びパイピング発生時間を示す。噴砂①の発生時間(赤プロット)は、裏法尻から行き止まり境界までの距離が大きい場合($L/B > 1.67$)で遅くなっている。これは、堤内の浸透距離が長くなることで高透水層の間隙水圧が低下するため、噴砂が発生しにくくなったと考えられる。一方、裏法尻から行き止まり境界までの距離が小さい時($L/B < 1.67$)、噴砂②が発生してからパイピング破壊するまでの時間が長くなっている。これは、噴砂進展及びパイピングが進行するにも関わらず、行き止まり境界で噴き続けるため(図 8, 図 9 参照)、排水ドレーンに似た効果を発揮していると考えられる。

したがって、堤内に難透水性被覆土がない場合、裏法尻から行き止まり境界までの距離が大きいほど噴砂が発生しにくくなる一方で、行き止まり境界までの距離が小さいほどパイピングの進展が遅延される可能性も示唆された。

以上より、発生からすぐにパイピング破壊に発達する危険性の高い噴砂と堤体下へのパイピング進展が遅い危険性の低い噴砂があることが分かった。

2.3.4 パイピング進展の遅延をもたらす要因

本節では、前項で述べた $1.0 \leq L/B \leq 1.5$ と $L/B=1.67$ における噴砂発生後の地盤内の水の流れの違いについて検討するため、三次元飽和・不飽和浸透流 FEM 解析を実施した結果を示す。

浸透流解析には VG モデルを搭載し不飽和浸透流計算が可能である、地層科学研究所 GEOSCIENCE の 3D-Flow 三次元飽和・不飽和浸透流解析ソフトを用いた。解析ケースは $L/B=1.0$ (CaseB-2) 及び $L/B=1.67$ (CaseB-4, 5) の 2 ケースとしている。なお、噴砂孔(幅 10mm, 奥行き 10mm)を行き止まり境界と裏法尻からそれぞれ 10mm 離

れた位置に設置し、液状化状態の透水能力を高透水層と等しいと仮定し、高透水層の透水係数と一致させることで実験における噴砂の様子を模擬している。外力条件は、実験において Case2, Case4 で裏法尻付近の噴砂が発生した平均動水勾配 $i=0.167$ として定常解析を実施し、水平方向の流速を算出した。図 13 に解析モデルの概要図及び水平方向の流速コンターを示す。

$L/B=1.67$ (CaseB-4, 5) では、 $L/B=1.0$ (CaseB-2) に比べ、行き止まり境界に向かって水平方向の流速が減衰してい

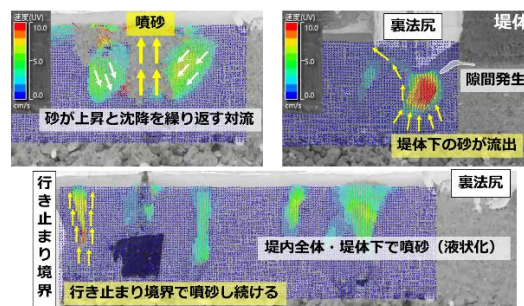


図 9 PIV による土粒子の移動現象

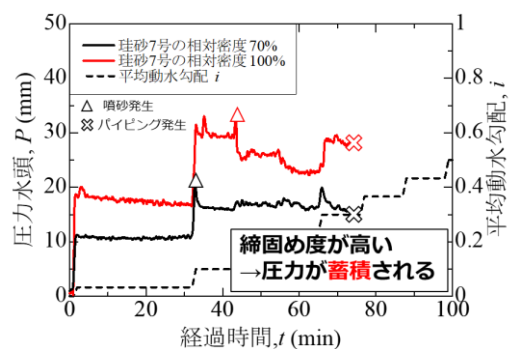


図 10 圧力水頭の経時変化

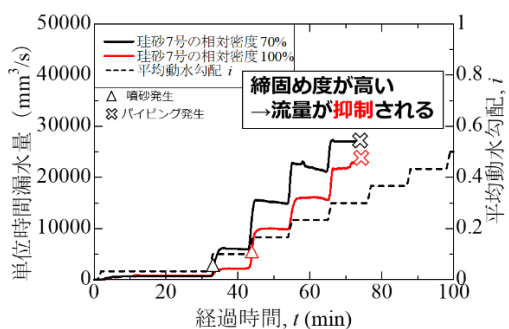


図 11 単位時間漏水量

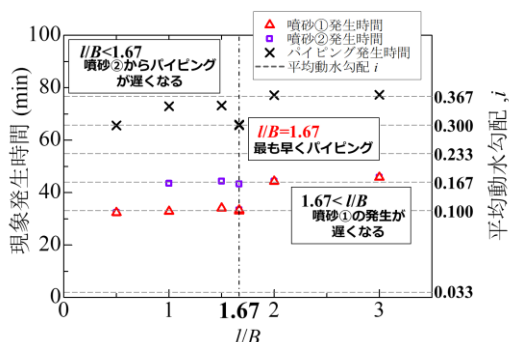


図 12 噴砂及びパイピング発生時間

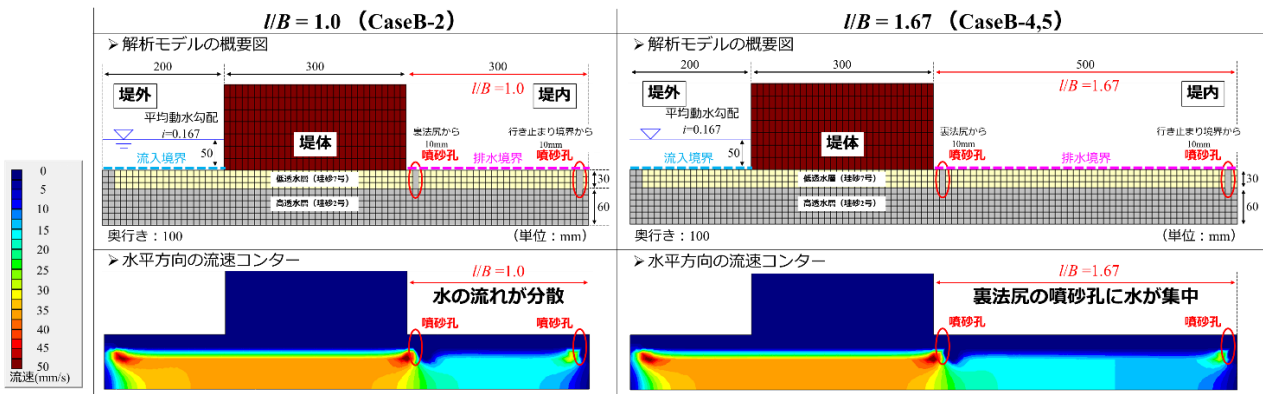


図 13 解析モデルの概要図及び水平方向の流速コンター

る。そのため、 $1.0 \leq l/B \leq 1.5$ において行き止まり境界で発生する噴砂は水の流れを分散させ、裏法尻における流速が減少し、パイピング進展を遅延させる効果を持つことが確認できた。

以上より、 $l/B \leq 1.67$ では、水の水平流れが行き止まり境界まで到達することで、堤内全体において高い水圧が作用する。そのため、行き止まり境界で上向き浸透流が生じ、噴砂が発生しやすくなったと考えられる。一方、 $l/B \geq 2.0$ では、水の水平流れ及び水圧は行き止まり境界に向かって減衰するため、行き止まり境界において噴砂が発生せず、堤内において最も高い圧力が作用する裏法尻付近で噴砂が発生したと考えられる。したがって、行き止まり境界付近で噴砂が発生するには閾値が存在し、本実験結果から行き止まり境界が噴砂発生に影響を与える範囲は $l/B \leq 1.67$ であることが分かった。

3. 行き止まり距離が堤体崩壊形態に与える影響

本章では、基礎地盤構造内の難透水層が堤体崩壊に与える影響について模型実験を用いて検討する。

3.1 実験概要

図 14 に模型概略図を示す。模型は難透水層が基礎地盤に存在する場合の堤防断面を想定している。模型条件として、堤体は変状を確認するために含水比 20%の珪砂 7 号で相対密度 70%となるように作製した。基礎地盤は下層に珪砂 2 号、上層に珪砂 5 号を空中落下法で堆積させた後、相対密度が 70%となるように、難透水層は含水比 20%の青粘土を締め固め作製した。

表 2 に実験ケース、図 4 に試料の粒度分布及び物性値、図 15 に平均動水勾配の経時変化と実験におけるイベント発生時刻を示す。実験は裏法尻から難透水層先端までの距離 l_u (mm)を変えて、全 4 ケース実施し、85 分経過した時点で実験終了とした。本章では地表面の粘土が持ち上がる現象を盤ぶくれ、堤体法尻もしくは基礎地盤から水が流出することを漏水、基礎地盤から堤体への浸透による破壊を流動破壊としている。

3.2 実験結果及び考察

まず初めに、堤内地層構造の違いによる漏水発生時刻の比較を行う。CaseC-1 では実験開始から 58 分後に難透水層において盤ぶくれ（図 16 を参照）を形成し、60 分 45 秒後に漏水が発生した。これは難透水層により水の流出が抑制され、難透水層と珪砂 2 号の間に揚圧力が生じ地盤が持ち上がったものだと考えられる。CaseC-2 では実験開始から 49 分後に裏法尻付近において漏水が発生した。CaseC-3, 4 では実験開始から 33 分後に裏法尻において漏水が発生した。これらは CaseC-1 と比べ、難透水層が裏法尻に近づいたことにより、難透水層に揚圧力が蓄積される前に、裏法尻で漏水が発生したと考えられる。

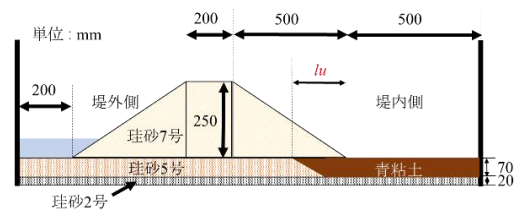


図 14 実験模型の概略図

表 2 実験ケース一覧

	法尻からの粘土層の距離 l_u (mm)
CaseC-1	300
CaseC-2	150
CaseC-3	0
CaseC-4	-150

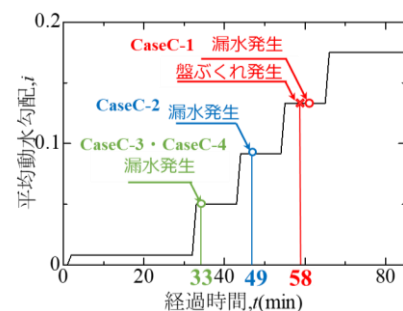


図 15 平均動水勾配の経時変化とイベント発生時刻

次に、堤内地層構造の違いによる堤体崩壊過程の差異について述べる。図 17 に Case2, 3 における堤体の崩壊過程を示す。CaseC-1 と CaseC-2~4 を比較すると、CaseC-1 では裏法尻から堤内地側へ 300mm の位置において漏水が発生し、裏法尻への漏水孔の移動は見られたが、堤体の崩壊は見られなかった。これは盤ぶくれで生じた漏水孔により、浸透水が排水され、間隙水圧が消散されたことと、難透水層が裏法面から堤外側へ堆積していることから法尻部へ浸透流が発生しなかったためと考えられる。一方、CaseC-2 では裏法面で流動破壊が生じた後、CaseC-3, 4 では裏法尻で漏水発生後、堤体と珪砂 5 号の境界部に上向き浸透流が進行し、堤体が湿潤化したことで段階的に堤体の崩壊が見られた。初期の壊れ方の違いについて難透水層の位置から考察する。CaseC-2 ($l_u=150\text{mm}$) の場合、難透水層と珪砂 5 号との境界部から上向きと横向きに浸透流が形成され、横向きの浸透流により裏法面に流動破壊が生じたものだと考えられる。CaseC-3 ($l_u=0\text{mm}$) の場合、裏法尻で生じた浸透流は平均動水勾配が高くなるにつれ、堤外側へ徐々に移動することで段階的に崩壊が起こったと考えられる。図 18 に実験終了時の断面の様子を示す。図 18 より CaseC-3 が最も崩壊が進んだことがわかる。これは難透水層が浸透を阻害し、裏法尻部に流量が集中したためであると考えられる。

以上より、難透水層の水平位置の違いにより堤体の被災形態は変わる可能性があることが示唆された。

4. まとめ

本論文では、堤内地層構造が噴砂動態と堤体崩壊に及ぼす影響について模型実験と浸透流解析を実施し、以下の知見が得られた。

- 1) 堤内に被覆土が存在する場合、裏法尻から行き止まり境界までの距離が大きいほど噴砂が発生しやすい。また、実堤防において噴砂の位置に関わらず、基礎地盤内で液状化及びパイピングが進展している可能性も示唆された。
- 2) 堤内に被覆土が存在しない場合、噴砂の発生位置は行き止まり境界までの距離に依存し、堤体幅の約 1.6~1.7 倍程度以下であれば、行き止まり境界の箇所付近で噴砂が発生しやすくなることが分かった。また、行き止まり境界までの距離によってパイピング進展過程における噴砂の危険性が異なり、すぐに噴砂発生箇所が堤体方向に近づきパイピングが進展して破壊に繋がる危険性の高い噴砂と、そうでない噴砂があることが分かった。実堤防において噴砂の動画記録を残すことが今後の維持管理や漏水対策の技術選定や実施判断に有益と考える。
- 3) 行き止まり境界となり得る基礎地盤表層の難透水層の片端と法尻との位置関係は堤体の安定性や変

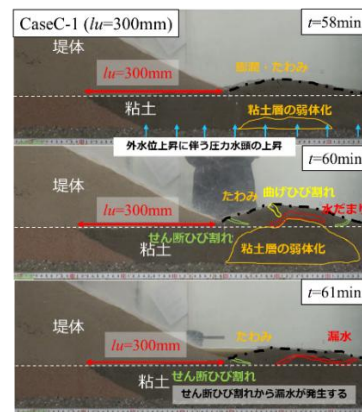


図 16 CaseC-1 における盤ぶくれ発生の様子

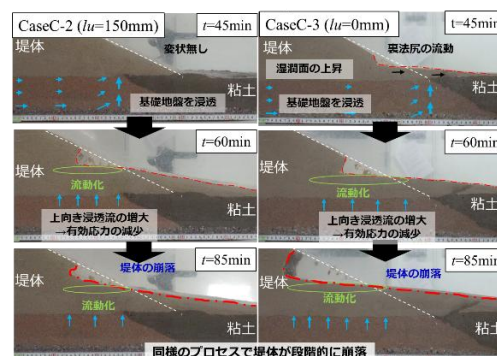


図 17 堤体の変状、流動、崩壊過程 (CaseC-2, C-3)

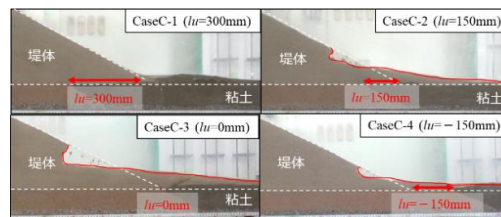


図 18 実験終了時の断面の様子

状モードに大きな影響があることが分かった。また、浸透水の浸透経路の違いや裏法尻での漏水の有無が、堤体や基礎地盤の損傷形態に大きく影響することが分かった。

今後は、実験や数値解析、噴砂記録などの実堤防被災調査に基づき、堤内地で発生する現象と堤防の危険度の定量的評価の確立を目指す。また、噴砂から堤体下のパイピング進展に遷移する条件を解明し、実堤防における変状の評価方法の提案に貢献したい。

参 考 文 献

- 1) 西村征哉, 前田健一, 高辻理人, 牧洋平, 泉典洋: 実堤防の調査結果に基づいた河川堤防のパイピング危険度の力学的点検フローの提案, 河川技術論文集25巻, pp.499-504, 2019.
- 2) 財団法人国土技術研究センター: 河川堤防の構造検討の手引き (改訂版), p.71, 2012.
- 3) 大桑有美, 前田健一, 近藤知輝, 佐々木一真, 加藤碩二郎: 堤内地の噴砂挙動に影響を及ぼす地盤内損傷の進展メカニズム, 土木学会論文集 B1 (水工学), Vol.81, No.16, 24-16114, 2024.
- 4) 中島秀雄: 図説河川堤防, 技報堂出版, 2003, pp.99-102.

人造石構造物に用いられる「たたき」の材料特性と化学的硬化の関係 Relationship between Material Properties and Chemical Hardening of “Tataki” used in Artificial Stone Structures

浅野侃哲¹，藤井幸泰²，東埜克己³，岩本優志³

- 1 名城大学大学院・理工学研究科社会基盤デザイン工学専攻・243433001@ccmailg.meijo-u.ac.jp
2 名城大学・理工学部社会基盤デザイン工学科
3 元名城大学・理工学部社会基盤デザイン工学科

概 要

人造石工法は、明治期に伝統的左官技術「たたき」を基に服部長七によって考案された土木工法である。まさ土と消石灰、海水や水を練り混ぜ、叩き締めて成形する工法であり、護岸や堤防などに用いられた。しかし施工は職人による手作業に依存していたため、ポルトランドセメントの普及とともに急速に衰退し、現在では施工技術もほとんど伝承されていない。東海地方を中心に多くの人造石構造物が現存しており、歴史的価値を有する土木遺産として、適切な修復・保全が求められる。そのため、たたきの特性について科学的かつ定量的に理解する必要がある。本研究では、含水比および突固め回数を変えたたたき供試体を作製し、一軸圧縮試験によって強度発現特性を検討した。その結果、養生によって最大約 2 倍の強度増加が確認され、密実性を確保することが化学的強度発現において重要な要因であることが明らかとなった。

キーワード：まさ土、一軸圧縮試験、石灰安定処理

1. はじめに

たたきは、種土に消石灰およびにがりを混合し、水を加えて練り上げたのちに締固めた材料であり、日本における伝統的な左官技術の一つとして古くから用いられてきた。たたきには、劣化や風化が進行しても自然に土へと還元される性質があり、環境負荷の少ない素材として近年改めて注目を集めている。

このたたきの有用性に着目し、土木工法として使用したのが愛知県碧南市出身の服部長七である。長七は、明治期における日本の近代土木事業の先駆者の一人であり、広島県宇品築港、愛知県豊橋市神野新田堤防、豊田市明治用水旧頭首工などの整備において、人造石工法を用いた実績を残している。人造石工法とは、たたきと石材を組み合わせて構築する工法である。その特徴として、石材同士を密着させずに間隔を空けて配置し、その隙間をたたきで充填する点にある（図 1）。この構造により、全体としての水密性が向上し、特に堤防や護岸といった水辺構造物に適用された。

1900 年以降はポルトランドセメントの普及により、経済性や施工性に優れたコンクリート工法が一般化し、人造石工法は次第に姿を消していった。しかし、コンクリート技術が広く普及する以前においては、人造石工法は東海地方をはじめとした全国のインフラ整備に大きく貢献して

おり、その歴史的・文化的価値は高く評価されている。

2. 背景・目的

人造石構造物は、近代土木技術が本格化した明治から大正期にかけて数多く築造され、歴史的・文化的価値を有する。特に、長七の出身地である東海地方には多くの人造石構造物が現存している（図 2）。たとえば、三重県四日市市に位置する潮吹き防波堤は国の重要文化財に指定されており、愛知県豊田市の旧今井貯木場施設（通称：百々貯木場）も同文化財に答申中であり、その保存と修繕は技術的・文化的観点からも喫緊の課題である。

また、たたきは使用後に自然に還元される特性を持つことから、環境負荷の少ない建設材料としての評価も高まっている。近年では、高強度を必要としない歩道舗装材としての活用や、カンボジアのアンコール遺跡における版築土の修復技術への転用など、応用範囲が拡大しつつある¹⁾。

しかし、たたきは左官職人の裁量によって施工されてきた部分が多いため、材料の配合や施工条件に関する定量的な記録はやや残っているものの²⁾、体系的知見はほとんど残されていない。その結果、現存する人造石構造物の修繕や復元にあっても、適切な材料設計や施工管理の指針を得ることが困難であるのが現状である。本研究では、異なる含水比および締固め条件でたたきを模擬的に作製し、一

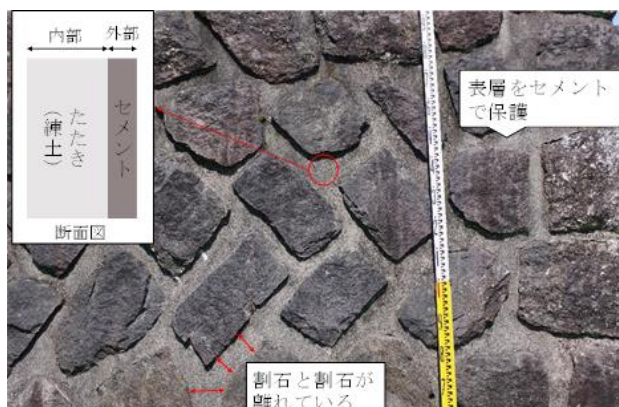


図 1 人造石の外観

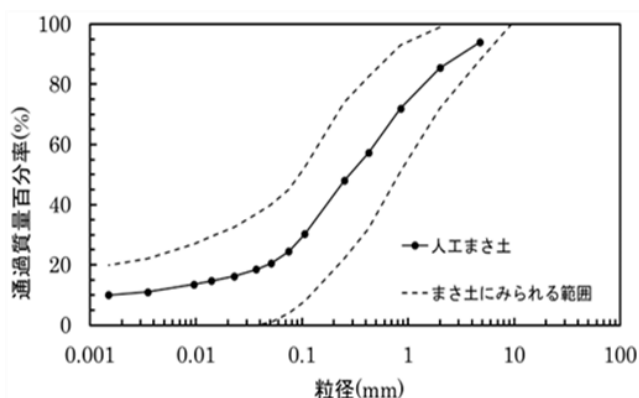


図 3 まさ土の粒径分布



図 2 東海地方の人造石構造物（一部抜粋）

軸圧縮試験によってその力学特性を評価する。さらに、強度発現に寄与する化学反応の影響についても検討を行い、たたきの性質の解明を試みた。

3. 供試体の作製方法

3.1 材料の配合割合

本研究では、たたきの主原料である種土として、入手が容易で粒度分布の管理が可能な人工まさ土を用いた。人工まさ土は、愛知県岡崎市に産する傾家帯変成岩を基質とした人工珪砂（三河珪砂）に、粒度 2.0～4.75 mm の切込砕石と DL クレーを配合し作製した。粒度分布は、日本各地のまさ土の平均的な分布³⁾に準拠して調整を行った(図 3)。

固化材として消石灰を用い、配合割合は明治から大正期に愛知県土木課が編纂した「人造石用種土試験成績」(以下、文献²⁾)に記載された数値を参考に、人工まさ土と消石灰の重量比を 8:1 と設定した。また、たたきの化学反応過程を単独に評価する目的から、にがりなどの反応促進剤は添加せず、水・種土・消石灰の三成分で構成した。

含水比は、供試体の自立性および反応性を考慮し、10% および 15% の 2 条件で設定した。これらは文献²⁾に記載された範囲(5～20%)を参考とし、締固め作業と供試体形成における現実的な含水条件を想定したものである。



図 4 供試体（左：含水比15%，右：含水比10%）

3.2 供試体の成形手順と締固め条件

供試体は、所定の比率で混合した人工まさ土と消石灰に蒸留水を加え、均一に練り混ぜたのち、モールド内に 3 層に分けて締固めを行った。各層の突固めには、質量 0.5 kg のランマーを用い、250 mm の高さから自由落下させる方法を採用した。

突固め回数は、1 層当たり 5 回、10 回、20 回の 3 通りを設定し、供試体の密度変化および強度発現への影響を比較できるようにした。これにより、含水比 2 条件×突固め回数 3 条件=計 6 通りの作製条件が得られた。

供試体の寸法は直径 50 mm、高さ 100 mm の円柱状とし、日本産業規格 JIS A 1216:2020「土の一軸圧縮試験方法」⁴⁾に準拠したサイズで成形した。各条件につき 3 本の供試体を作製した。なお、養生を行う供試体には、養生中の崩壊を防ぐため、取り出さずにそのまま養生できるプラスチック製モールドを使用した。一方、養生を行わない供試体は、作製後すぐに一軸圧縮試験を実施する必要があるため、繰り返し使用可能で取り出しやすい金属製モールドを用いた。1 層当たり 10 回突固めて作製した養生後の供試体を図 4 に示す。

成形後の供試体は、密閉されたプラスチック容器に収容し、温度 23±3℃、湿度 99.9 % 以上の環境下で 28 日間養生を行った。養生後の供試体は乾燥させず、そのまま一軸圧縮試験を実施した。なお、養生期間前後における供試体

の質量はほぼ一定であり、水分損失は極めて小さいことが確認された。

4. たたきの化学的強度発現について

たたきにおける強度は、主に締固めによる土粒子間の密実な構造形成と、それに続く化学的反応による結合力の増加に起因する（図 5）。初期状態では、締固めによって物理的に安定した骨格が形成されるが、その後の養生期間中に様々な化学的反応が進行し、時間とともに強度が増加する。まず、消石灰が水に溶解し、 Ca^{2+} イオンと OH^- イオンが土粒子の表面に吸着することで、イオン交換反応が生じる。この過程で粒子表面の電荷状態が変化し、粒子同士の静電的な結合が強化され、団粒化構造が形成される。次に、イオン交換によってアルカリ性が高まった間隙水中で、土に含まれる粘土鉱物が化学的に反応し、不溶性の水和生成物を生成する。これが粒子間を架橋し、構造をさらに強化する。この反応はポゾラン反応と呼ばれ、たたきの長期的な強度発現に大きく寄与する。一方、たたきにおいても一つの代表的な反応である炭酸化反応（ $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が空気中の CO_2 と反応して CaCO_3 を生成する反応）は、供試体が湿潤状態で密閉養生されている本研究の条件下では進行しにくいと判断されるため、本論では取り上げない。

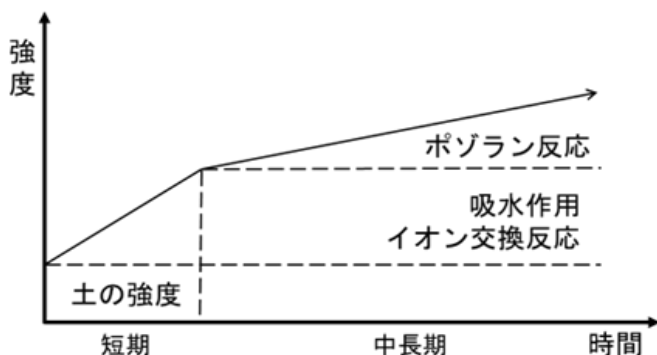


図 5 消石灰混合による土の強度発現モデル⁵⁾

5. 実験結果

5.1 養生による強度・乾燥密度の変化の平均

表 1 に養生の有無、含水比（10%、15%）、および 1 層当たりの突固め回数（5 回、10 回、20 回）ごとに分類された一軸圧縮強度および乾燥密度の測定結果の平均値を示す。含水比と突固め回数が同条件の養生なしと 28 日養生後の試料の乾燥密度を比較すると、すべての養生なし供試体の方が大きな乾燥密度を示している。これは養生なし供試体には金属製モールドを、28 日養生の供試体にはプラスチックモールドを利用したことが原因と考えられる。この違いを考慮することは重要であるが、以下では①養生なしありの強度変化、②養生後の突固め回数および含水比別の強度変化、について記載する。

表 1 供試体毎の一軸圧縮強度と乾燥密度

養生	含水比 (%)	1層当たりの突固め回数 (回)	一軸圧縮強度 (kN/m ²)	乾燥密度 (Mg/m ³)
養生なし	10	5	30.15	1.528
	10	10	42.66	1.598
	10	20	52.72	1.679
	15	5	23.85	1.748
	15	10	36.90	1.816
	15	20	43.02	1.821
28日養生	10	5	21.32	1.451
	10	10	37.21	1.553
	10	20	89.87	1.678
	15	5	39.38	1.662
	15	10	77.72	1.774
	15	20	82.77	1.781

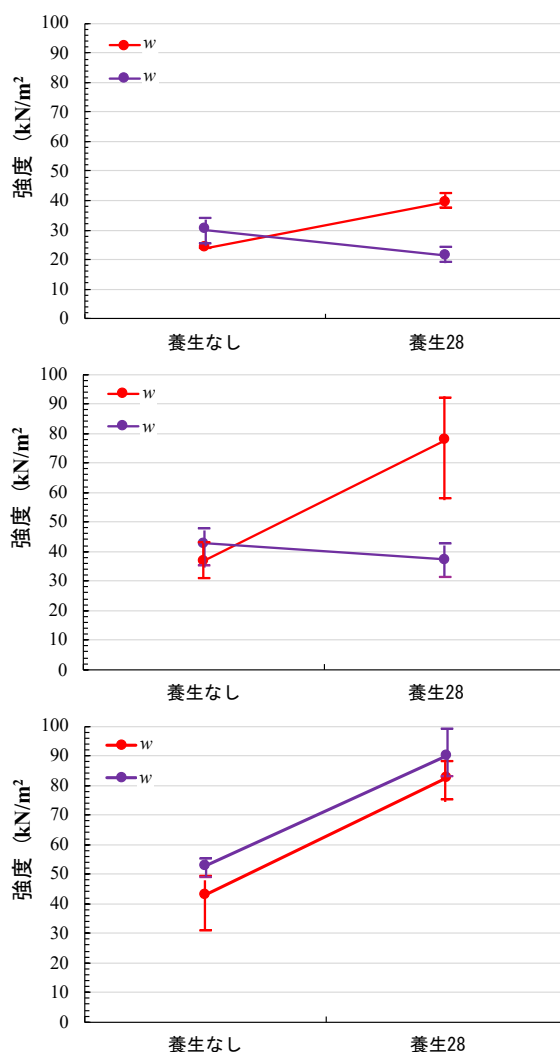


図 6 養生による強度増加

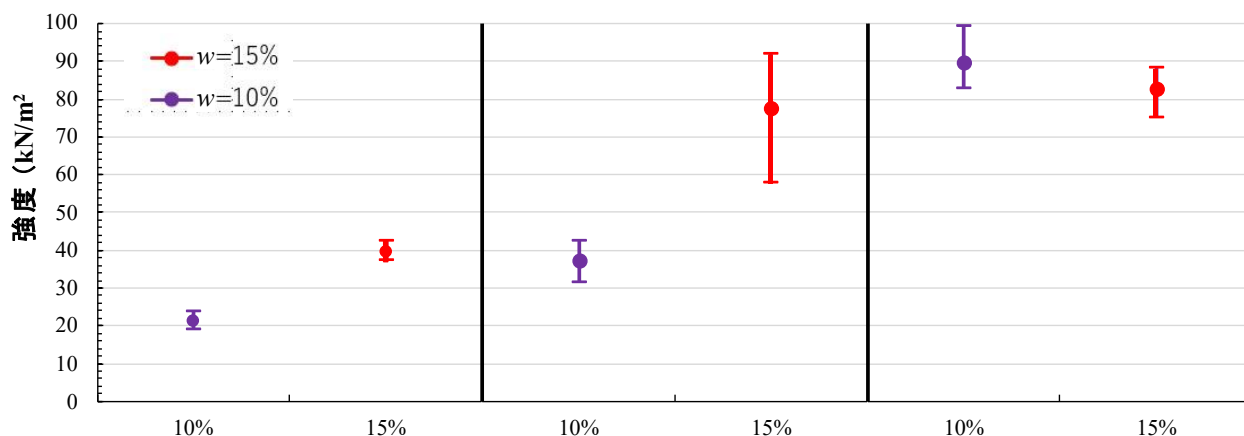


図 7 28日養生供試体における突固め回数と含水比による供試体の一軸圧縮強度の変化

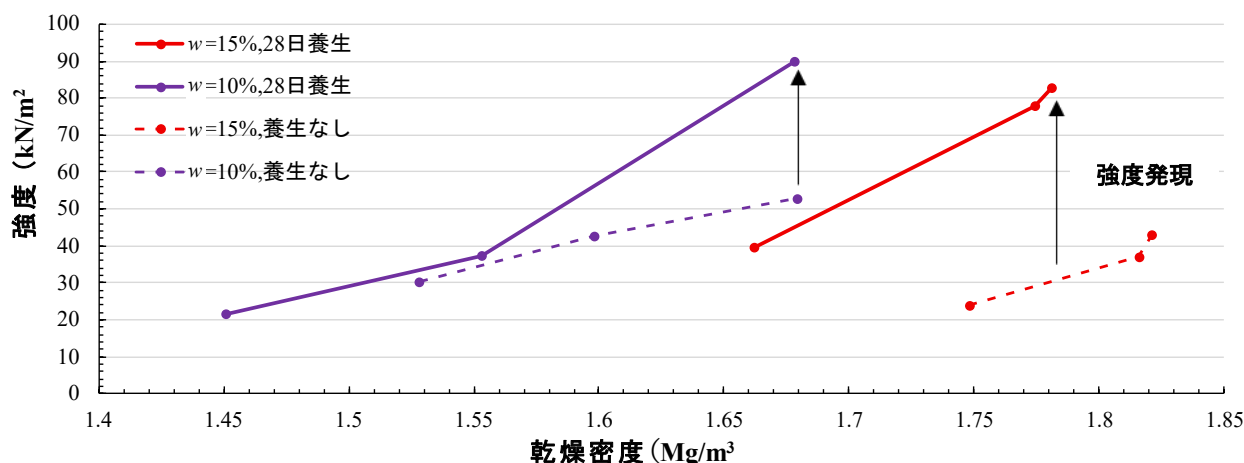


図 8 乾燥密度と一軸圧縮強度の関係

5.2 養生による強度の変化

図 6 に、1 層当たりの突固め回数 5, 10, 20 回で作製した供試体の養生の有無による一軸圧縮強度を示す。●が平均値を、エラーバーは 3 供試体の最大と最小値を示す。養生を行った供試体では、一部を除いて一軸圧縮強度の増加が確認された。突固め回数 20 回の供試体は含水比 10%、15%のどちらにおいても約 2 倍の強度増加がみられる。一方で、含水比 10%における突固め回数 5 回および 10 回の条件では、養生後の強度が養生前よりも低下している。

5.3 含水比と突固め回数の影響

図 7 は、各突固め回数における含水比 10%および 15%の養生後の一軸圧縮強度の違いを示している。突固め回数において、含水比によって強度が異なる結果となった。

突固め回数 5 回、10 回の条件では、含水比 15%の方が高い強度を示したが、突固め回数が 20 回になると、含水比 10%で $q_u = 89.87 \text{ kN/m}^2$ 、含水比 15%で $q_u = 82.77 \text{ kN/m}^2$ と、含水比 10%の方がやや高い強度を示すようになった。

また色別に示した各含水比条件 (青色と赤色) における突固め回数ごとの養生後の一軸圧縮強度の違いに着目する。いずれの含水比においても、突固め回数の増加に伴い一軸圧縮強度が上昇した。特に、含水比 10%において突固め回数が 5 回から 20 回に増加すると、強度は 3 倍以上に増加した。

5.4 乾燥密度と一軸圧縮強度の関係

図 8 に養生なしと 28 日養生後の乾燥密度と一軸圧縮強度の関係を示す。含水比 10%の供試体を青色で、15%の供試体を赤色で示している。また、養生なしを破線で結び、28 日養生後の供試体の結果を直線で結んでいる。結果の詳細と考察については以下に示す。

6. 考察

図 6 の結果から、養生による強度発現には条件ごとにばらつきが見られた。特に、含水比 10%で突固め回数が 5 回および 10 回の供試体では、養生後に強度が低下する傾向が確認された。供試体作製時に使用したモールドの違いが影響していることは先に述べた。養生ありの供試体にはプラスチック製モールドを、養生なしの供試体には金属製モールドを用いた。モールドの剛性の違いにより締固めエネルギーの伝達効率が異なり、特に突固め回数が少ない条件ではこの影響が大きく、乾燥密度に差が生じたと考えられる。実際に表 1 や図 8 からは含水比と突固め回数と同じ条件でも、養生なし 5 回の乾燥密度が 1.53 Mg/m^3 、10 回が 1.60 Mg/m^3 から、28 日後の 5 回の 1.45 Mg/m^3 と 10 回の 1.55 Mg/m^3 へ減少している。この密度の差異が、強度低下の一因となった可能性が高い。

ところで図 7 より、突固め回数と同じ場合、含水比が

高い方が養生後の強度が高い傾向を示していたが、突固め回数が 20 回では含水比に関わらずほぼ同じ 70 kN/m² 超の高強度を示した。また突固め回数が 1 層 10 回で含水比 15%の一軸圧縮強度も平均値は 70 kN/m² 以上の値を示している。

ここで図 8 の養生ありなしの乾燥密度と一軸圧縮強度の関係に注目する。含水比 10%および 15%の養生なし供試体は、それぞれ締固めエネルギーの増加と共に乾燥密度の増加が認められる。これらがほぼ直線を示す（それぞれ青色と赤色の破線）。28 日養生後の供試体のうち、含水比 10%で 1 層の突固め回数が 5 回および 10 回の供試体は、養生なし供試体とほぼ連続する直線を示す。養生なし供試体よりも低い乾燥密度を示すのは、モールドの種類の違いであることは先に述べた。しかし突固め回数が 20 回の試料は、これらより明らかに高い一軸圧縮強度を示す。すなわち図中の黒矢印の数値分、養生により 40 kN/m² 程度の強度発現が生じたと考えられる。一方の含水比 15%の 28 日養生後の供試体については、いずれの条件も養生なしの破線の値よりも高い強度を示している。たとえば乾燥密度 1.77～1.78 Mg/m³ を示す供試体は、黒矢印の数値分、養生による 50 kN/m² 程度の強度発現が生じたと考えられる。

また養生による化学的な強度発現は、一定以上の乾燥密度を有する供試体において確認できる。含水比 10%の条件では、乾燥密度が 1.56 Mg/m³ 未満の供試体では養生後の強度増加が見られず、密実性の不足が化学反応の進行を妨げた可能性が高い。含水比 15%の供試体では全体的に高い乾燥密度が得られ、モールドの違いや突固め回数の影響を受けながらも、養生による強度発現が明確に確認できる。今回強度発現が確認できた含水比 15%の最も小さい乾燥密度は 1.66 Mg/m³ 程度である。含水比 10%で強度発現が確認できた 1.68 Mg/m³ よりやや低い。すなわち物理的な締固めがより効率的に行われ、結果として 1.66 Mg/m³ 以上の乾燥密度をもった供試体は、養生による化学反応が促進されたと考えられる。

これらのことから、養生による化学的な強度発現は、密実な物理的構造が形成されていないと十分に発現しないことが示唆される。特に低含水比かつ突固め回数が少ない条件では、化学反応による強度増加は限定的であり、たたきの強度発現においては物理的な密実性が大きく影響していると考察できる。

7. まとめ

本研究では、明治から大正期にかけて用いられた人造石工法を取り上げ、特に伝統的な左官技術である「たたき」部分に着目し、たたきの配合条件や締固め条件が強度発現に及ぼす影響を実験的に検討した。

実験により、たたきの養生による強度増加が確認された。しかし、含水比と乾燥密度が低い条件下では養生による強度発現が起らないことを確認できた。また、含水比と突固め回数の相互作用が強度に大きく影響することも明ら

かになった。含水比 15%は締固めが不十分な条件下でも強度発現を示した一方、締固めが十分な場合には含水比 10%でも高い強度発現を示した。さらに、突固め回数の増加に伴い強度が大きく上昇し、物理的密実性の確保がたたきの強度発現において重要であることが確認された。

今後は、突固めによる締固め試験によるたたき自体の締固め曲線の特性、たたきのイオン交換反応やボゾラン反応などによる強度増加の定量化、実構造物との対比による実用性検討を行いたい。

参 考 文 献

- 1) 重松宏明：珪質凝灰岩の廃材を母材とした“たたき”の地盤材料としての力学的評価，土木学会論文集 C（地盤工学），Vol.76, No.1, pp.67-76, 2020.
- 2) 愛知県内務部土木課（1919）：人造石用種土試験成績，入手先 <<https://dl.ndl.go.jp/pid/1088409/1/6>>（参照 2025.7.1）
- 3) 末岡徹：地盤工学の立場からみた風化残積土に関する研究，京都大学学術情報リポジトリ，pp.101-104, 1990.
- 4) 公益財団法人地盤工学会：地盤材料試験の方法と解説 [第一回改訂版] 一二分冊の 2一，pp.581-593, 2020.
- 5) 日本石灰協会：石灰による地盤改良マニュアル第 7 版，日本石灰協会，pp.10-15, 2016.

御嵩町亜炭廃坑における地下空洞内環境について The Environment in the Underground Cavities of Abandoned Lignite Mines in Mitake Town

安部純平¹, 藤井 幸泰², 浅野侃哲³, 上道圭一郎⁴

- 1 名城大学大学院・理工学研究科・社会基盤デザイン工学専攻・243433002@ccmailg.meijo-u.ac.jp
- 2 名城大学・理工学部社会基盤デザイン工学科
- 3 名城大学大学院・理工学研究科・社会基盤デザイン工学専攻
- 4 元名城大学・理工学部社会基盤デザイン工学科

概 要

岐阜県御嵩町の地下に亜炭廃坑跡が存在し、経年劣化や地震動により現在でも年間数件程度の陥没・沈下などが生じている。現在御嵩町では、南海トラフ巨大地震等への早急な対策が求められ、調査や対策が進められているが、亜炭層の劣化に関して十分な研究がなされているとは言えない。室内試験や坑道内での試験を通して研究を進めているが、坑道内の環境に関しても、不明な点が多い。そこで本研究では、亜炭層の強度劣化メカニズムを解明するため、亜炭廃坑内の温湿度や地下水位など地下環境について検討を行った。結果の一例として、坑道内では湿度がほぼ 100%と一定であり、出入口付近と坑道内奥で多少の違いはあるものの冬季を中心とした半年の平均気温は 16℃前後である。一方、坑道からはやや離れているものの同じ亜炭層のボーリング調査に関わる地下水位は季節変動を示しており、環境変化による亜炭残柱の劣化に関わっている可能性が高い。

キーワード：亜炭廃坑，地下環境，針貫入試験

1. はじめに

東海地方には日本の亜炭の 40%以上を産出していた美濃炭田、尾張炭田、三重炭田が存在している¹⁾(図 1)。美濃炭田に属している岐阜県御嵩町の亜炭層は、御嵩町一帯から瑞浪層群の下部層をなす中村累層の中に存在している。1869 年頃から石炭の代用燃料・補助燃料として掘り出し始められ、製紙産業や航空産業、陶磁器産業などの需要増加に加え、地表面下 5m 程と地表に近いところで採掘できたため、安価なコストで大量に採掘された。亜炭採掘最盛期は第 2 次世界大戦中および戦後の燃料不足時代の約 15 年間におけるもので、年間 120~130 万トンも出炭されていた²⁾。御嵩町で亜炭の採掘が盛んになった理由として

- a) 石炭の生産地が北海道や九州が中心で、中京工業地帯に最も近い場所で採掘できた
- b) 農村地帯であることから、労働人口に恵まれていた
- c) 亜炭層が比較的浅い所にあり、小資本で鉱山開発が可能であった

などの好条件が揃っていたことが考えられる³⁾。しかし、1958 年以降はエネルギー革命により石油や重油への依存割合の転換や、海外から低価格の石炭を輸入できるようになったことに加え、落盤事故が相次いだことにより、1967 年頃に御嵩町内の亜炭鉱がすべて閉山となった。これら亜炭鉱の坑道があるのは町全面積 10%程で他の地域は落盤

の危険性はないものの、亜炭廃坑地域が人家や公共施設など人口の多い町中心部にあることで、今なお地盤の陥没・沈下・傾斜・亀裂により、民家や道路に様々な被害が確認されている⁴⁾。このような多くの陥没事故が発生していることから亜炭掘削後空洞は「負の遺産」として社会問題視されている。また今後、南海トラフ巨大地震の発生により、残柱が崩壊し、広範囲に亘って陥没・沈下による影響が見られることは容易に想像できる。現在、御嵩町では、南海トラフ巨大地震に備えて早急な対策として、空洞充填工事による埋め戻しが行われているが⁵⁾、調査や施工にあたり費用や事業計画の制約から、町に存在している空洞の半分以上は廃坑のまま残されている状態である⁶⁾。空洞充填を行うにあたり、陥没危険度の推定や充填の必要な残存空洞量の推定が必要とされているが、詳細には明らかになっていないのが現状である。空洞充填計画の作成を行うにあたり、対策の優先順位付けも課題となっている。地下空洞内の環境を明らかにすることにより、対策の優先順位などに活かせるかもしれない。そこで本研究では、坑道出入口付近と坑道奥の 2 か所でデータロガーを用いた地下空洞内の温湿度計測並びに携行型針貫入試験機を用いた亜炭残柱の強度測定とボーリング調査により得られたデータから地下水位と降雨量などをまとめ、季節変動の評価を

試みた。



図1 東海地方に存在する亜炭層（文献¹⁾に加筆）

2. 亜炭層と陥没・沈下のメカニズムについて

御嵩町に分布する瑞浪層群下部の土岐夾炭累層中の亜炭層（図2）は、およそ2000万年前（新第三紀）に、メタセコイヤや土が水中に堆積した泥炭が圧密作用や続成作用によって炭化が進んだものである。亜炭の名前の由来は石炭に比べると圧密作用や続成作用などが進んでいないため、炭化度が低く石炭に質が準ずるものとして名付けられた。炭素割合が70%以下のものが亜炭、80%以上のものが石炭とされており（表1）、亜炭は石炭に比べると炭素の量が少なく粘土鉱物や水分など不純物を多く含んでいる。そのため得られる熱量が低く、一旦燃え出すと独特な臭いがある上、煙と灰分が多いという特徴がある。

表1 含有率による石炭の分類 ⁶⁾

	炭素(%)	粘性による分類	燃焼法による分類
泥炭, 亜炭	～70		
褐炭	70～78	非粘結炭	
亜瀝青炭	78～80	非粘結炭	ガス用炭
		微粘結炭	ガス用炭
瀝青炭(低度)	80～83	弱粘結炭	コークス炭
瀝青炭(中度)	83～87	粘結炭	コークス炭
瀝青炭(高度)	87～91	強粘結炭	コークス炭
無煙炭	91～	非粘結炭	無煙炭



図2 亜炭層(可児川の河岸)

御嵩町の亜炭鉱は比較的浅い層に存在していたため残柱式採掘で掘削が行われていた。天端が貧弱な場合は採掘

後数年以内は局所的沈下、いわゆる浅所陥没が発生する。浅所陥没は突発的な現象であるため、予知・予測が困難である。そのため陥没発生後の地盤状態から浅所陥没のメカニズムを考えざるを得なかった。

地表面に発生する変形状態としては主として沈下と陥没が存在する。前者はクラックや滑落面が存在せず一定面積の地表面が下がることを意味し、後者はクラックや滑落面によって区切られた範囲内の面積の地表面が落ち込むことを意味している。炭鉱における浅所陥没と地表沈下の模式図を図3に示す。沈下や陥没などの要因としては土被り厚さ、地盤材料のせん断強度および変形量等があげられる。いずれの場合も坑道周囲は風化・変質しているものの、初期的な変形は見られず安定している。しかし、風化や変質が進行し、クラックが多く発生してくるに従い岩盤はブロック化し岩塊が崩落する。土被りの厚さや地層の強度に応じて天端上部の地層の挙動は異なり、土被りの厚い場合には地表面への影響は地表沈下にとどまり、土被りの薄い場合やせん断強度の低い場合には地表面の陥没として被害が現れる（図4）。

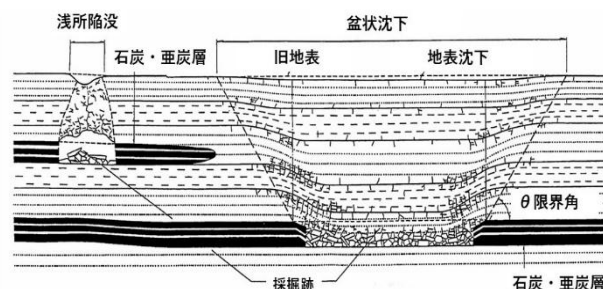
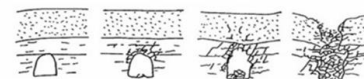
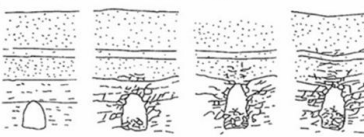


図3 亜炭廃坑における浅所陥没と地表沈下の模式図 ⁷⁾

土被り厚が薄い場合の変形



土被り厚が厚い場合の変形



せん断強度の小さい場合の変形



図4 坑道上部の地山の変形 ⁷⁾

3. 研究手法

3.1 亜炭廃坑内での温湿度計測と針貫入試験

本研究では、亜炭廃坑出入口付近（出入口から約5mの残柱）と亜炭廃坑奥（出入口から約20mの残柱）の2か所に藤田電機製作所の Watch Logger KT-255U（データロガー）の温湿度計を設置し、廃坑内での温度・湿度を計測した。温湿度計は水浸することがないように、地面から1.5m程の



図5 亜炭廃坑出入口に設置したデータロガー



図7 針貫入試験機（携行型）⁹⁾



図8 Watch Logger KT-255U



図6 亜炭廃坑奥に設置したデータロガー

高さに設置した。計測期間は2023年11月から2024年4月の半年間で、10分間隔で計測を行った。残柱の強度測定にあたり現地で用いやすく非破壊でできる針貫入試験を行った。亜炭残柱の層理面に対して水平方向に3回針貫入を行い、式(1)で示す針貫入勾配の平均を算出した。

$$Np = \frac{P}{L} \quad (1)$$

ここに、 Np ：針貫入勾配（N/mm）、 P ：貫入荷重（N）、 L ：針貫入長さ（mm）である

3.2 地下水位と雨量調査

地下空洞内の地下水の変動により亜炭廃坑内が湿潤状態と乾燥状態を繰り返すことで乾湿風化し、残柱の劣化が進行している可能性がある。そこで充填工事に関わるボーリング調査データをもとに、降雨量による地下水位の季節変動をまとめた。対象地点は年間を通して地下水位と雨量の計測が行っていたK-6、既設4～6、9の5カ所である。計測期間は2023年1月から2024年2月で、月別平均地下水位と月別総雨量の関係について比較検討を行った。

4. 研究結果

4.1 亜炭廃坑内での温湿度・針貫入試験結果

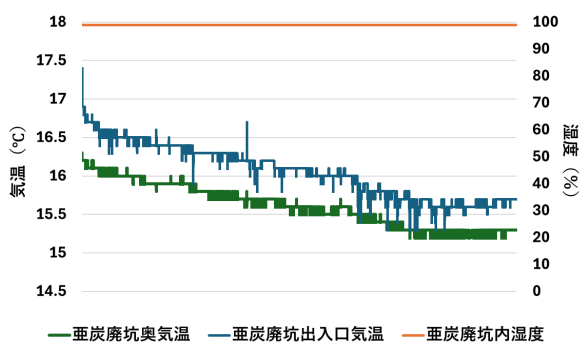


図9 亜炭廃坑内の気温・湿度変化

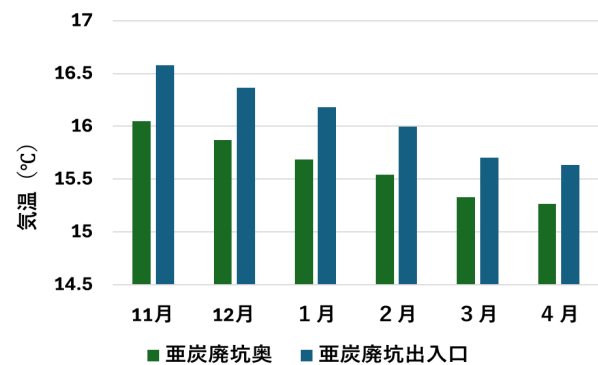


図10 亜炭鉱内の月別平均気温の変化

表2 亜炭残柱の針貫入勾配

廃坑 出入口	貫入力 (N)	貫入長さ (mm)	針貫入勾配 (N/mm)	平均 (N/mm)
1回目	100	6.2	16.1	15.8
2回目	100	6.3	15.9	
3回目	100	6.5	15.4	
廃坑奥	貫入力 (N)	貫入長さ (mm)	針貫入勾配 (N/mm)	平均 (N/mm)
1回目	100	3.8	26.3	27.4
2回目	100	3.9	25.6	
3回目	100	3.3	30.3	

2023年11月から2024年4月までの亜炭廃坑内の気温・湿度の変化を図4.1に示す。湿度変化を橙色、亜炭廃坑出入口の温度変化を青色、亜炭廃坑奥の温度変化を緑色の線で示す。湿度の変化において、亜炭廃坑出入口、亜炭廃坑奥どちらにおいても地下水の影響によりほぼ100%で一定であることが確認できる。温度の変化において、亜炭廃坑

出入口での最高気温が 17.4℃、最低気温が 15.3℃、平均気温が 16.1℃であり、亜炭廃坑奥の最高気温が 16.3℃、最低気温が 15.2℃、平均気温が 15.6℃である。亜炭廃坑出入口における気温較差は 2.1℃であるのに対し、亜炭廃坑奥における気温較差は 1.1℃とわずかに小さい値を示している。このことから亜炭廃坑出入口は亜炭廃坑奥に比べ気温変化が大きいことが確認できる。また図 4.2 から亜炭廃坑奥は亜炭廃坑出入口に比べ気温が低いことも確認できる。なお 2024 年 5 月から 8 月までのデータ取得に失敗したが、9 月以降のデータ取得を現在継続中である。

表 2 に亜炭廃坑内で行った針貫入試験結果を示す。亜炭廃坑出入口の平均針貫入勾配は 15.8N/mm であり、亜炭廃坑奥の平均針貫入勾配は 27.4N/mm と亜炭廃坑出入口より亜炭廃坑奥の方が大きな値を示していることが確認できた。

4.2 地下水位と雨量調査結果

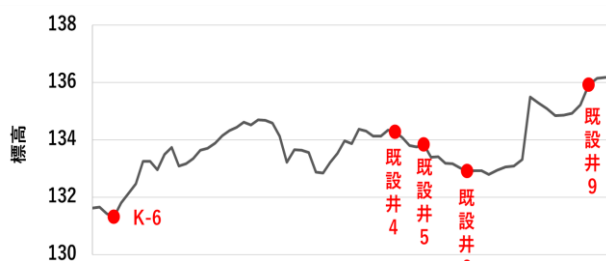


図11 対象地点の標高断面図

図 11 に本研究のボーリング対象地点 K-6、既設井 4～6、9 の標高断面図を示す。図 12 は 2023 年 1 月から 2023 年 12 月まで、図 13～16 は 2023 年 4 月から 2024 年 2 月までのボーリング対象地点別の標高、月別の平均地下水位と総雨量の関係を示す。標高を黄緑色、平均地下水位を橙色、総雨量を水色で示す。まず K-6 について標高は 131.31m、最高地下水位が 131.26m で最大総雨量が 442.5mm でありいずれも 6 月に観測され、最低地下水位が 130.42m で最小総雨量が 1.5mm でありいずれも 1 月に観測され、地下水位較差は 0.845m である。また地下水位と総雨量の相関係数を算出すると 0.773 であり強い相関関係が見られる。次に既設井 4 について標高は 134.27m、最高地下水位が 132.50m で最大総雨量が 442.5mm でいずれも 6 月に観測され、最低地下水位が 131.16m で 12 月に観測され、最小総雨量が 31.5mm で 1 月に観測され、地下水位較差は 1.342m である。また地下水位と総雨量の相関係数を算出すると 0.797 であり強い相関関係が見られる。次に既設井 5 の標高は 133.84m、最高地下水位が 132.59m で最大総雨量が 442.5mm でありいずれも 6 月に観測され、最低地下水位が 130.29m、最小総雨量が 31.5mm でありいずれも 1 月に観測され、地下水位較差は 2.296m である。また地下水位と総雨量の相関係数を算出すると 0.798 であり強い相関関係が見られる。次に既設井 6 について標高は 132.91m、最高地下水位が 131.49m で最大総雨量が 442.5mm であり

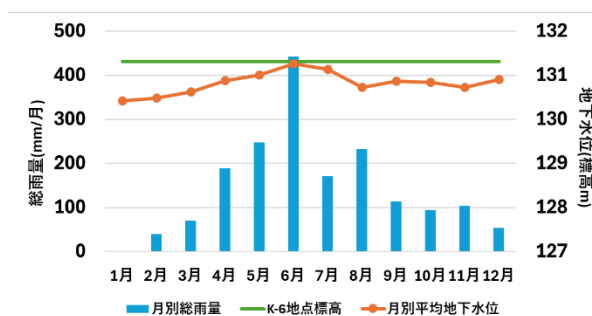


図12 K-6での平均地下水位と総雨量の関係

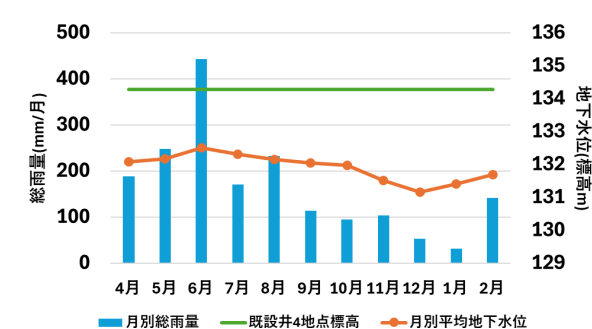


図13 既設井4での平均地下水位と総雨量の関係

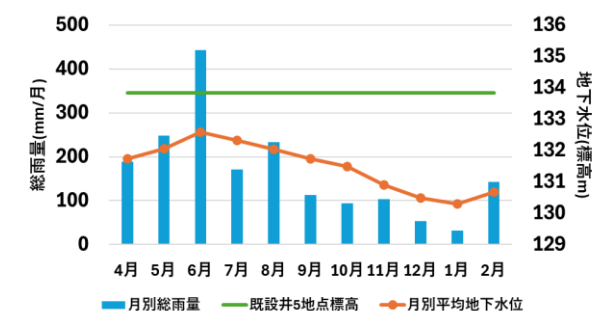


図14 既設井5での平均地下水位と総雨量の関係

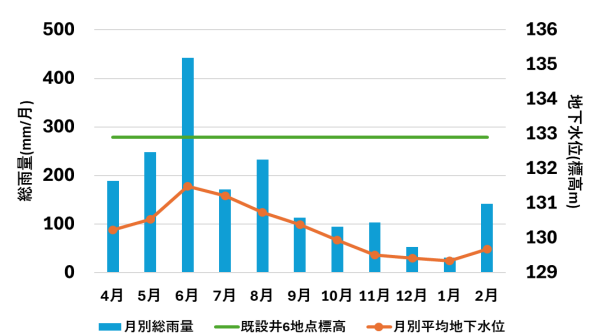


図15 既設井6での平均地下水位と総雨量の関係

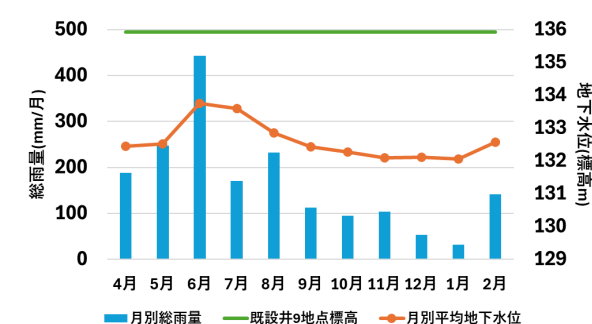


図16 既設井9での平均地下水位と総雨量の関係

いずれも 6 月に観測され、最低地下水位が 129.35m、最小総雨量 31.5mm でありいずれも 1 月に観測され、地下水位較差は 2.144m である。また地下水位と総雨量の相関係数を算出すると 0.834 であり強い相関関係が見られる。次に既設井 9 について標高は 135.92m、最高地下水位が 133.76m で最大総雨量が 442.5mm でありいずれも 6 月に観測され、最低地下水位が 132.06m、最小総雨量が 31.5mm でありいずれも 1 月に観測され、地下水位較差は 1.700m である。また地下水位と総雨量の相関係数を算出すると 0.793 であり強い相関関係が見られる。

5. 考察

本研究では、亜炭廃坑内で温湿度計測と針貫入試験、地下水位と雨量調査の結果をもとに亜炭廃坑内の季節変化の検討を行った。亜炭廃坑内では坑道出入口や坑道奥どちらの地点においても季節に関係なく湿度がほぼ 100% であることが確認できた。気温について、亜炭廃坑奥に比べ亜炭廃坑出入口では、気温較差が大きくなっていることから外気による影響を受けやすいことが確認できる。また月別の平均気温で比べると亜炭廃坑出入口の方が亜炭廃坑奥よりも 0.4～0.5℃程高いことも確認できた。

亜炭廃坑内で行った針貫入試験において、平均針貫入勾配で比較した結果、亜炭廃坑出入口に比べ亜炭廃坑奥では 11.6N/mm 大きな値を示したことから、亜炭廃坑出入口では亜炭廃坑奥に比べ外気による影響により劣化が進み、強度が低くなったと考えられる。わずかな温度差であっても、経年劣化が進んでいることを確認できた。ところで亜炭廃坑奥と亜炭廃坑出入口では、土被り厚の大きさが異なることも考えられる。土被り厚の違いによって亜炭残柱にかかる上載荷重が変わると考えられるため、今後は上載荷重の違いによる強度変化の検討も必要である。

ボーリング対象地点 5 箇所において、最も雨量の多い時期である 6 月に最高地下水位となり、最も雨量の少ない時期である 12 月や 1 月に最低地下水位となったことに加え、総雨量と平均地下水位の相関係数が 0.773～0.834 と強い相関関係を示したことから、御嵩町における地下水位の季節変動を確認することができた。また亜炭層は浅い場所であれば地下 2～5m 程に存在している。既設井 4～6、9 の地下水位が地下 1.77m～3.86m の位置にあることから、比較的標高が高く浅い場所に存在している亜炭層は、雨量の多い時期に地下水位が高くなることで浸水し、雨量の少ない時期に地下水位が低くなることでやや乾燥することにより、乾燥湿潤による劣化の影響を受けていると考えられる。地下水位較差が 2m 程度であることを考慮すると、亜炭廃坑跡の高さと同程度と考えられる。これらのことから雨量と地下水位の季節変動が亜炭残柱の劣化に関わっている可能性が高いと考えられる。

6. まとめ

本研究では、亜炭廃坑内で温湿度計測と針貫入試験を実施し、廃坑内での湿度がほぼ一定であっても、わずかな温度変化の違いによって亜炭層の劣化が進みやすいことを確認できた。さらに地下水位の季節変化により地下水位較差が 2m 程度であることを確認でき、亜炭廃坑内でこのような地下水位変化が起きている場合、乾燥湿潤による強度低下が起きている可能性が高いことを確認できた。

謝辞

本研究を実施するにあたり、現地での温湿度計測ならびに針貫入試験やボーリングデータの提供に加え論文作成資料に関して、御嵩町の亜炭鉱廃坑対策室にお世話になった。また地下水位のデータについては、充填工事の施工を実施している飛鳥建設より頂いた。紙面を借りてお礼申し上げる。

参 考 文 献

- 1) 一般社団法人充填技術協会：石炭・亜炭鉱業の趨勢，東海地方の亜炭田，入手先＜<https://www.juten-tc.jp/%e6%8a%80%e8%a1%93%e6%83%85%e5%a0%b1/%e5%9c%b0%e4%b8%8b%e7%a9%ba%e6%b4%9e%e3%81%a8%e6%b5%85%e6%89%80%e9%99%a5%e6%b2%a1/%e7%9f%b3%e7%82%ad%e3%83%bb%e4%ba%9c%e7%82%ad%e9%89%b1%e6%a5%ad%e3%81%ac%e8%b6%a8%e5%8b%a2/2/>>.
- 2) 川本朧万：亜炭掘削跡空洞の充填事業の変遷，一般社団法人充填技術協会，pp.9-25，2015.
- 3) 国土交通省中部地方整備局：～路面陥没を未然に防ぐため～国道 21 号亜炭鉱廃坑跡の空洞充填について，入手先＜<https://www.cbr.mlit.go.jp/kikaku/2019kannai/pdf/sa08.pdf>>.
- 4) ひろたみを：御嵩の亜炭鉱，株式会社リヨン社，pp.3-9，2002.
- 5) 御嵩町ホームページ：御嵩町ハザードマップについて，pp.21-22，入手先＜<https://www.town.mitake.lg.jp/portal/life-process/disaster-prevention/hazard-map/post0004992/>>.
- 6) 平野勝巳，古川茂樹，菅野元行，真下清，鈴木庸一，山口達明：新・有機資源化学—エネルギー・環境問題に対処する，三共出版株式会社，p.49，2014.
- 7) 川本朧万：地盤陥没災害と地下空洞調査について，物理探査，Vol.58，No.6，pp.589-597，2005.
- 8) 公益社団法人地盤工学会：針貫入試験，地盤調査の方法と解説，丸善出版株式会社，pp.426-432，2013.
- 9) 安部純平，藤井幸泰，浅野侃哲：亜炭層の風化過程と強度変化についての研究～乾湿風化過程の強度低下について～，令和 5 年度土木学会中部支部研究発表，2024.