

# 東海低レベル放射性廃棄物埋設事業所

## 第二種廃棄物埋設事業許可申請

### 第二種廃棄物埋設施設の位置、構造及び

### 設備の基準に関する規則第十三条

### (ピット処分又はトレンチ処分に係る廃棄

### 物埋設地) 第 1 項第三号及び第四号

### への適合性について

### 廃棄物埋設地の状態設定

### (状態変化の評価)

2023 年 4 月

日本原子力発電株式会社

## 目 次

1	はじめに .....	1
2	地震による廃棄物層の沈下（陥没現象） .....	3
2.1	現象の整理 .....	3
2.2	状態変化の評価に用いる初期条件 .....	3
2.3	状態変化における陥没量の設定 .....	4
2.4	状態変化における陥没影響評価 .....	7
2.4.1	力学的影響評価の考え方 .....	7
2.4.2	解析に用いる諸条件の設定 .....	7
2.4.3	解析結果 .....	26
2.5	陥没現象による状態変化の影響評価のまとめ .....	39
3	モンモリロナイト溶出（ベントナイト混合土と浸透水の反応） .....	41
3.1	現象の整理 .....	41
3.2	状態変化におけるモンモリロナイト溶出影響評価 ...	42
3.2.1	化学的影響評価の考え方 .....	42
3.2.2	解析に用いる諸条件の設定 .....	42
3.2.3	解析結果 .....	62
3.3	モンモリロナイト溶出による状態変化の影響評価のまとめ .....	66
4	状態変化の影響評価のまとめ .....	68
5	参考文献 .....	68

## 1 はじめに

本資料は、「東海低レベル放射性廃棄物埋設事業所 第二種廃棄物埋設事業許可申請 第二種廃棄物埋設施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則第十三条（ピット処分又はトレンチ処分に係る廃棄物埋設地）第1項第三号及び第四号への適合性について」のうち、廃棄物埋設地の状態設定を補足説明するものである。廃棄物埋設地の状態設定に当たっては、廃棄物埋設地ごとの状態変化の評価として、生じる現象を予測し情報を整理した上で、側部低透水性覆土及び最終覆土のうち低透水性土層（以下「低透水性土層」という。）の低透水性への影響の評価を実施する。

廃棄物埋設地の状態設定のうち、状態変化の評価に係る現象を整理する。影響事象分析（補足説明資料 3「東海低レベル放射性廃棄物埋設事業所 第二種廃棄物埋設事業許可申請 第二種廃棄物埋設施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則第十三条（ピット処分又はトレンチ処分に係る廃棄物埋設地）第1項第三号及び第四号への適合性について 廃棄物埋設地の状態設定（影響事象分析） 3 検討結果」を参照）から、熱、水理、力学及び化学の観点によって廃棄物埋設地に生じる物理的・化学的現象のうち低透水性に関する影響事象分析の結果を第1表に示す。

第1表 低透水性への影響事象分析の結果

項目	影響事象	影響評価結果
熱 (T)	—	考慮する影響事象はない。
水理 (H)	H1 ベントナイト混合土の乾湿	影響事象として考慮しない。
力学 (M)	M1 廃棄物層 (金属廃棄物及び鉄箱) の金属腐食による膨張変形及びガス発生	影響事象として考慮しない。
	M2 ベントナイト混合土の膨潤	影響事象として考慮しない。
	M3 地震による廃棄物層の沈下 (陥没現象)	地震力による作用で、側部低透水性覆土及び低透水性土層に変形が生じることで低透水性に影響が生じる可能性がある。
	M4 侵食	影響事象として考慮しない。
化学 (C)	C3 モンモリロナイト溶出 (ベントナイト混合土と浸透水の反応)	コンクリート類の廃棄物からの溶脱水による影響で、側部低透水性覆土及び低透水性土層中のモンモリロナイトが溶解又は変質することで低透水性に影響が生じる可能性がある。



## 2 地震による廃棄物層の沈下（陥没現象）

### 2. 1 現象の整理

側部低透水性覆土及び低透水性土層の低透水性（透水係数及び厚さ）への影響は、力学的影響として側部低透水性覆土及び低透水性土層の変形やそれに伴う密度変化によって生じる。

側部低透水性覆土及び低透水性土層の変形は、隣接する廃棄物層の変形に支配されることから、廃棄物層に生じる現象を対象とする。廃棄物層に生じる現象は、地震による廃棄物層の沈下（陥没現象）を想定する。廃棄物層の沈下は、廃棄物の陥没現象として整理を行った。

廃棄物の陥没現象は、地震による振動及び応力によって、鉄箱内の充填砂のみかけ密度が上昇し、廃棄物内に微小な空隙が発生し、埋設した廃棄物の形状が変化することで生じることが想定される。

### 2. 2 状態変化の評価に用いる初期条件

状態変化の評価は、廃棄物層に起因した物理的・化学的相互作用を踏まえて、側部低透水性覆土及び低透水性土層の低透水性への力学的影響評価を行う。そのため、埋設される廃棄物及び鉄箱に係る初期条件を整理する。

#### (1) 金属類の廃棄物

配管などの金属廃棄物を切断し、鉄箱に収納したもの。

#### (2) コンクリート類の廃棄物

原子炉建屋の生体遮へい体であり、鉄筋コンクリートのある程度の大きさに切断し、プラスチックシートでこん包したもの。一部にはコンクリートコアなどを破碎したコンクリートガラがあり、鉄箱に収納する。

#### (3) 鉄箱

金属類の廃棄物及びコンクリートガラの収納には、約 1.4 m×約 1.4 m×

約 0.9 m（高さ）の鉄箱を用いる。収納する際には、有害な空隙が生じないように砂を充填する措置を施す。

### 2. 3 状態変化における陥没量の設定

鉄箱に金属類の廃棄物及びコンクリートガラを収納する際には、有害な空隙が生じないように砂を充填する措置を施すが、地震の振動や応力によって、充填砂のみかけ密度が上昇することで微小な空隙が発生し、**廃棄物**が陥没する可能性が考えられる。なお、コンクリート類の廃棄物（コンクリートガラを除く）は、生体遮へい体の鉄筋コンクリートブロックであるため、鉄箱のような砂充填による空隙は生じないものと考えた。

廃棄物の**陥没は**、鉄箱に充填した砂のみかけ密度の変化によるものが考えられ、振動や応力などの外力が加わると砂の間隙が減少することで、みかけ密度が上昇し、廃棄物内に微小な空隙が発生すると考える。

みかけ密度の上昇を想定するに当たっては、砂の相対的な締まり具合を示す指標として、以下で定義される相対密度  $D_r$  がある。ここで、 $e_{max}$  及び  $e_{min}$  は J I S A 1224「砂の最小密度・最大密度試験方法」によって求められる。

$$D_r = \frac{e_{max} - e}{e_{max} - e_{min}} \quad \dots (1)$$

$e_{max}$  : 砂質土の最大間隙比（最もゆるい（最小密度）状態の間隙比）

$e_{min}$  : 砂質土の最小間隙比（最も密な（最大密度）状態の間隙比）

$e$  : 砂質土の間隙比

鉄箱に砂を充填する際には、加振による充填を行う（以下「振動充填」という。）。振動充填は、廃棄物を入れない状態では、相対密度は 1.0 に近い非

常に密な状態となることが分かっているが、廃棄物の形状が配管などのような場合の振動充填試験<sup>(1)</sup>においては、収納方法などの条件によっては、配管内部の砂の相対密度が0.6まで低下する。

金属類の廃棄物及びコンクリートガラは、振動充填によって鉄箱に収納する計画であり、砂充填が比較的難しい配管などの廃棄物を含めても、鉄箱内の砂充填の相対密度は0.6以上を確保できるものとする。

陥没量の設定においては、鉄箱全体で充填砂の相対密度を0.6とし、鉄箱内に生じる可能性がある空隙を算定する。

具体的には、鉄箱に充填した砂の相対密度が地震の振動や応力によって0.6から1.0になったと仮定して算出した値を、鉄箱内に生じる可能性がある空隙として設定する。なお、算出においては陥没量を保守的に設定するため、鉄箱内は廃棄物がなく、全て砂で充填されている状態を想定して、算定した。

ここで、算定においては間隙比 $e$ 、乾燥密度 $\rho_d$ 及び土粒子の密度 $\rho_s$ は、以下の関係を用いた。また、振動充填に用いる砂は、充填性の観点から粒径が小さく細粒分が多い鹿島珪砂6号を使用することを計画しており、最小密度・最大密度試験の結果から最大密度及び最小密度は第2表に示す値を用いた。

$$e = \frac{\rho_s}{\rho_d} - 1 \quad \dots (2)$$

第2表 鹿島珪砂6号の最小密度・最大密度試験結果

項目	設定値 (kg/m <sup>3</sup> )
最大密度 $\rho_{dmax}$	1,715
最小密度 $\rho_{dmin}$	1,401

陥没量の算定においては、最大密度における砂の充填量から相対密度における砂の充填量を引いた値で、最大密度で発生する可能性がある空隙量を算定し、鉄箱の底面積を割ることで鉄箱当たりの陥没量を算定した。

(算定方法)

$$\text{鉄箱当たりの陥没量(m)} = \{ \text{最大密度の充填量(kg)} - \text{相対密度の充填量(kg)} \} \\ \div \text{最大密度 (kg/m}^3) \div \text{鉄箱の底面積 (m}^2)$$

上記の算定方法から、鉄箱内に生じる可能性がある空隙で発生する陥没量は、0.08 m と算出される。廃棄物は中間覆土を間において3段で埋設する計画であることから、陥没量を3段分で算定し0.24 m と設定する。

また、鉄箱内に砂を充填する際には、鉄箱の上部においては、砂の散逸の可能性から振動充填が難しく、鉄箱の上部に砂を十分に充填できないことに起因した空隙（以下「上部空隙」という。）が生じる可能性も考えられる。

上部空隙の陥没量の設定においては、振動充填の設計の目標値として鉄箱1つ当たり0.08 mを考慮し、3段分で0.24 mを加える。

したがって、鉄箱内に生じる可能性がある空隙で発生する陥没量及び上部空隙の陥没量で、廃棄物層に生じる可能性がある陥没量を0.48 m と設定する。

## 2. 4 状態変化における陥没影響評価

### 2. 4. 1 力学的影響評価の考え方

ベントナイト混合土の密度変化が生じることで、低透水性への影響を及ぼす可能性があるため、力学的影響評価によって確認する。

地盤工学の数値解析分野では、有限要素法 (Finite Element Method) (以下「FEM」という。) が広く用いられている。文献<sup>(2)(3)</sup>によると、FEMは計算格子を用いた計算手法であることから、地震時における地盤の安定性評価などの微小変形である数%程度までのひずみを対象として用いられている。数%のひずみを超える大変形においては、変形するにつれ要素に大きなひずみが生じ、計算精度を低下させる可能性がある。

このため、力学的な影響評価には、大変形を扱うことができる解析手法の一つである個別要素法 (Distinct Element Method) (以下「DEM」という。) を用いたシミュレーションで、廃棄物層の沈下に伴う側部低透水性覆土及び低透水性土層の陥没の影響評価を行った。

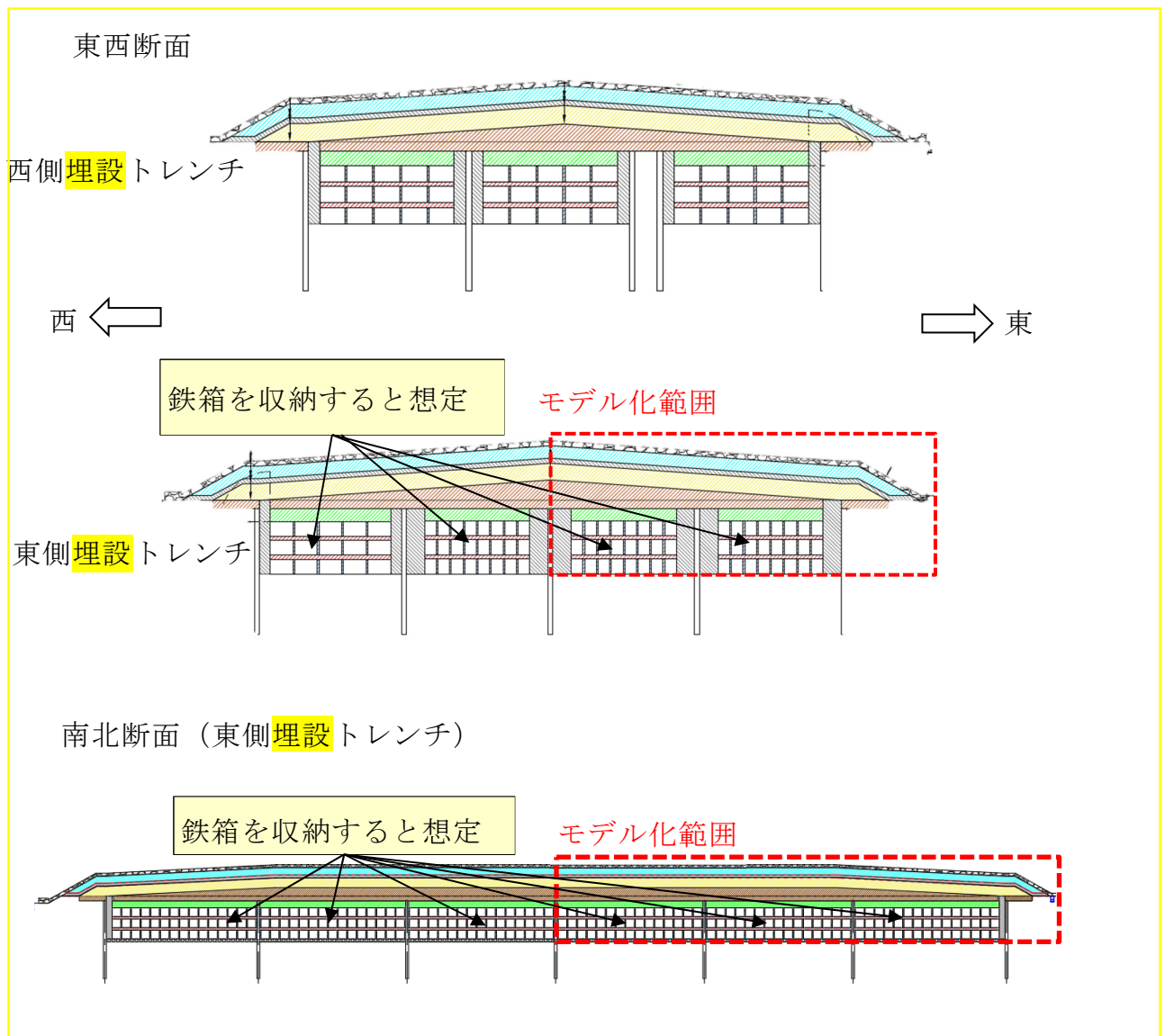
DEM解析は、対象物を粒子の集合体 (剛体) とし、粒子に運動方程式を適用することで、不連続体の挙動を再現する解析手法である。大変形の領域においては、分離、すべり、剥離のような不連続体としての挙動が顕著になることから、不連続体を対象とした解析手法であるDEM解析を用いることとした。

### 2. 4. 2 解析に用いる諸条件の設定

DEM解析における検討断面は、廃棄物を埋設する区画 (廃棄物層内の仕切板で区切られた範囲) が多く、陥没の生じる箇所が広くなり、挙動としては保守的な評価になると考え、東側埋設トレンチを対象とする。また、側部低透水性覆土及び低透水性土層の変形挙動を確認するため、東西断面及び南

北断面で分けて評価を行った。

また、陥没現象を保守的に評価するために陥没対象となる廃棄物の数量が多くなるように、東側埋設トレンチに収納される廃棄物が、全て鉄箱である場合を想定した。なお、コンクリート類の廃棄物（コンクリートガラを除く）は、生体遮へい体の鉄筋コンクリートブロックであるため、鉄箱のような砂充填による空隙は生じないものであり、陥没現象に対して影響は与えない。廃棄物埋設地の断面のイメージ及びDEM解析におけるモデル化範囲を第1図に示す。なお、区画内の廃棄物がコンクリートブロックとして図示されている区画もあるが、DEM解析上は全て鉄箱を埋設した条件としている。



第1図 廃棄物埋設地の断面のイメージ図

(1) 解析モデル

解析モデルの作成に当たっては、断面のセンターラインを中心として左右の変形挙動は対称であると仮定し、断面の右側のみをモデル化した。解析における各材料のモデル化は、久慈川砂及びベントナイト混合土（ベントナイトと久慈川砂の混合土）の試験結果を用いて設定した。解析における各材料のモデル化を第3表に示す。

なお、保護工（じゃかご等）は、廃棄物の陥没時の変形量を保守的に評価できるように、上載荷重としてモデル化した。

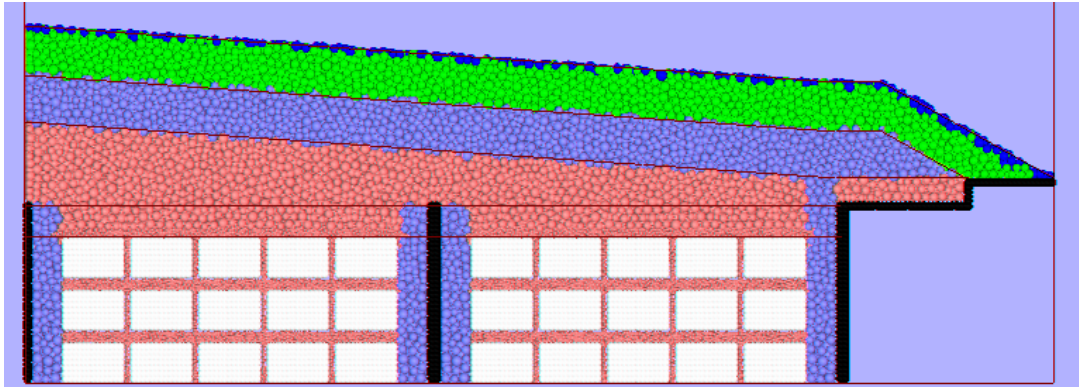
解析モデルの詳細を第2図、第3図に、DEM解析モデルを第4図、第5図に示す。廃棄物の陥没に伴う周囲の覆土の変形挙動を保守的に評価できるように、モデル境界には、水平方向及び鉛直方向に固定条件を設定した。

第3表 解析における各材料のモデル化

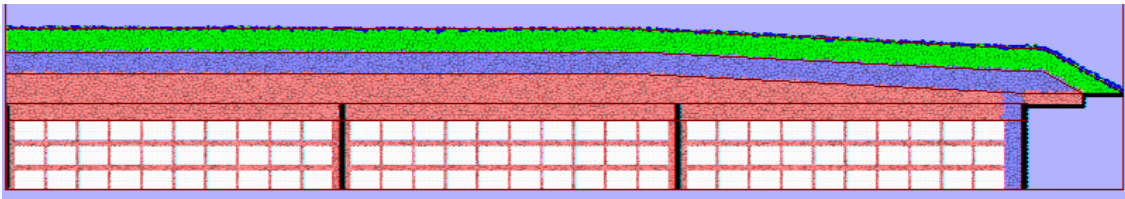
材料	解析におけるモデル化	設定における考え方
保護土層及び掘削抵抗性層	久慈川砂 (濡れた状態)	雨水の影響を受けやすい材料であると想定し、濡れた状態の久慈川砂で設定。
側部低透水性覆土及び低透水性土層	ベントナイト混合土	ベントナイト（15%）と久慈川砂（85%）の混合土を雨水の影響を受けた状態（飽和に近い状態）で設定。
基礎層及び中間覆土	久慈川砂 (乾いた状態)	雨水の影響を受けにくい材料であると想定し、乾いた状態の久慈川砂で設定。
廃棄物及び鉄箱	—	廃棄物の圧縮変形を、廃棄物の粒子を強制的な変位で表現。
仕切板	— (剛体)	変形挙動を生じない材料として設定。







第 4 図 DEM解析モデル (東西断面)



第 5 図 DEM解析モデル (南北断面)

## (2) 解析用物性値の設定

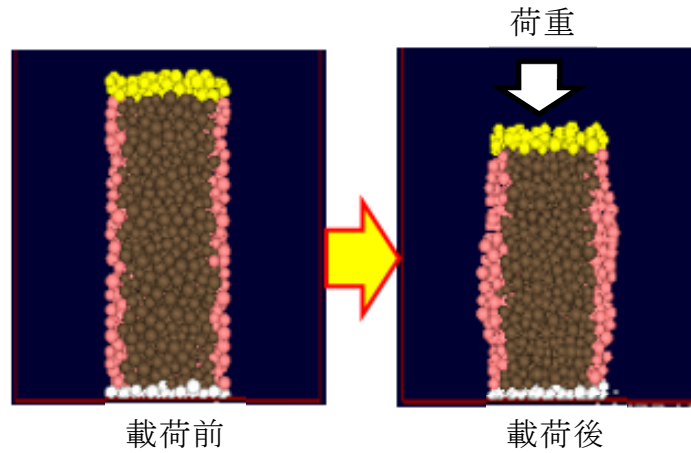
DEM解析に用いる最終覆土や中間覆土などの土質材料のパラメータは、一軸圧縮試験及び形状確認試験を行い、試験結果を再現できるパラメータをフィッティング解析で求め、DEM解析における解析用物性値を設定した。DEMによる一軸圧縮試験のシミュレーションのイメージを第 6 図に示す。

ベントナイト混合土のような粘土を含み粘着力をもつ材料に対して、引張限界力を設定するために引張限界力を推定できる一軸圧縮試験を実施した。なお、試験の砂材料については、材料調達の優位性を踏まえて、久慈川砂を用いた。

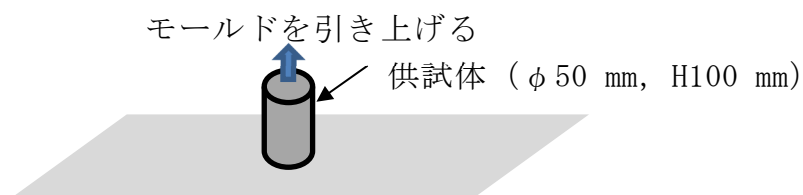
中間覆土や最終覆土を対象とする砂については、 $\phi 50 \text{ mm} \times H100 \text{ mm}$  のモールドに材料を充填し、その後モールドを引き上げて材料を解放した際の

形状を確認した（第7図参照）。試験の対象とした覆土材料及びDEM解析で適用する覆土材料の密度を第4表に示す。

密度は試験結果を参考として設定しているが、DEM解析では、解析手法上、密度の微小量のフィッティングは難しいため、有効数字二桁までの設定とした。



第6図 DEMによる一軸圧縮試験のシミュレーションのイメージ



第 7 図 形状確認試験 (砂)

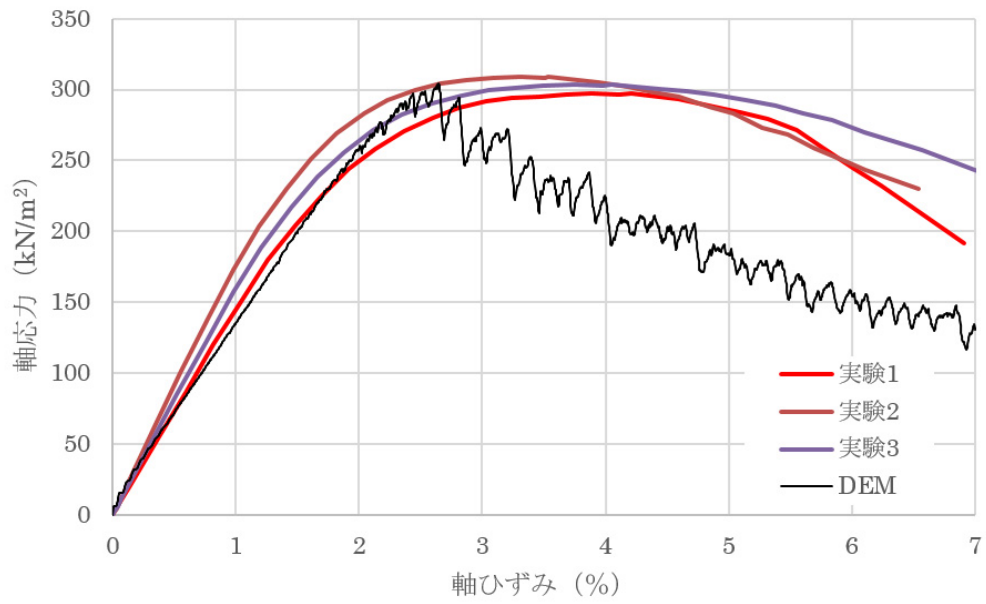
第 4 表 試験の対象とした覆土材料及びDEM解析で用いる密度

対象	覆土材料	DEM解析で用いる密度 (kg/m <sup>3</sup> )
ベントナイト混合土	<ul style="list-style-type: none"> <li>ベントナイトと久慈川砂の混合土。</li> <li>実際の埋設環境に近く、雨水の影響を受けた状態（飽和に近い状態：含水比 18%）を想定。</li> </ul>	$2.1 \times 10^3$ (湿潤密度)
中間覆土及び基礎層	<ul style="list-style-type: none"> <li>久慈川砂（乾燥状態：含水比 0%）</li> <li>雨水の影響が少ない状態を想定。</li> </ul>	$1.4 \times 10^3$ (乾燥密度)
保護土層及び掘削抵抗性層	<ul style="list-style-type: none"> <li>久慈川砂（濡れた状態：含水比 7.8%）</li> <li>雨水の影響を受けた状態を想定。</li> </ul>	$1.5 \times 10^3$ (湿潤密度)

### (3) ベントナイト混合土のフィッティング

ベントナイト混合土のフィッティング結果を第 8 図に、入力パラメータの設定値を第 5 表に示す。フィッティングは、一軸圧縮試験で得られた応力-ひずみの関係に整合させるようにパラメータを設定した。実験結果とDEMによるフィッティング結果では、ピーク強度までの整合性はよいが、それ以降のひずみ軟化過程ではDEMによるフィッティングに乖離がみられる。しかしながらフィッティング結果の方が剛性（軸応力）は小さくなり、変形挙動としては保守的な評価となることから、本フィッティング結

果を採用した。



第 8 図 ベントナイト混合土のフィッティング結果

第5表 入力パラメータの設定値（ベントナイト混合土）

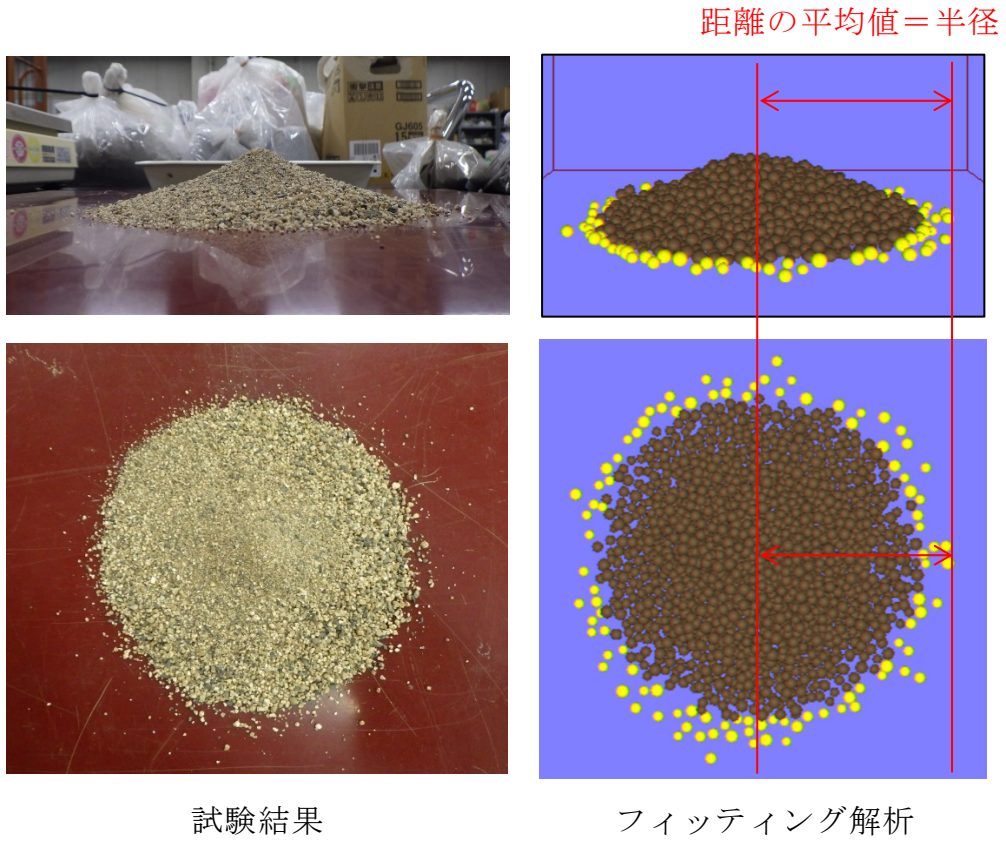
項目	設定値
バネ係数 (N/m)	$3.3 \times 10^6$
減衰係数 (N/m・s)	$3.25 \times 10^3$
粒子密度 (kg/m <sup>3</sup> )	3,050
粒子の最大半径 (m)	0.12
粒子の最小半径 (m)	0.084
粒子間摩擦角 (°)	30
転がり摩擦係数 (-)	0.05
引張限界力 (N)	7,700

(4) 砂のフィッティング

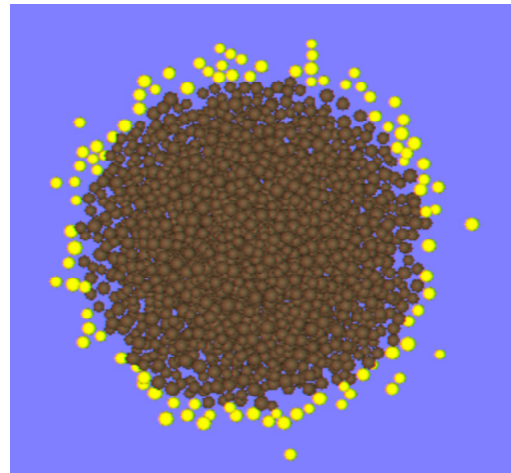
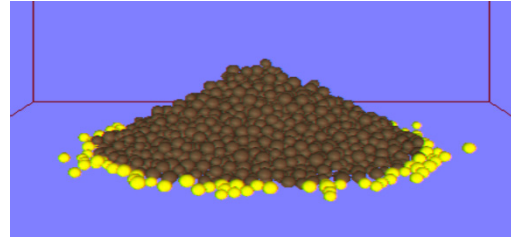
砂の乾いた状態及び濡れた状態におけるフィッティングの状況を第9図及び第10図に示す。また、それぞれのフィッティングの結果を第6表及び第7表に示す。フィッティングは、安息角が砂のせん断強度と相関の高い指標であることから、形状確認試験で得られた安息角（モールド解放後の材料の半径及び高さから算出）に整合させるようにパラメータを設定した（フィッティング状況に示すフィッティング解析の黄の粒子は、中心からの半径を計測するための端部の粒子であり、中心から黄の粒子までの距離の平均値を半径とした。）。砂の乾いた状態及び濡れた状態における入力パラメータを第8表及び第9表に示す。フィッティング解析の砂の粒子半径は、最大半径 0.0030 m と最小半径 0.0021 m と設定した。砂の挙動に対して支配的なパラメータは、粒子間摩擦角と転がり摩擦係数であるため、実際の砂の粒子半径とフィッティング解析の砂の粒子半径が異なってもフィッティングの結果には影響がないと考えるが、フィッティングの精度を



高めるため実際の砂の粒径に近づけるように、可能な限り小さい設定とした。



第 9 図   フィッティングの状況（久慈川砂：乾いた状態）



試験結果

フィッティング解析

第 10 図 フィッティングの状況（久慈川砂：濡れた状態）

第 6 表 フィッティングの結果（久慈川砂：乾いた状態）

試験結果			フィッティング解析		
半径 (mm)	高さ (mm)	安息角 (°)	半径 (mm)	高さ (mm)	安息角 (°)
75.0	35.5	25.3	75.1	33.7	24.2



第7表 フィッティングの結果（久慈川砂：濡れた状態）

試験結果			フィッティング解析		
半径 (mm)	高さ (mm)	安息角 (°)	半径 (mm)	高さ (mm)	安息角 (°)
70.2	45.7	33.0	70.0	42.4	31.2

第8表 入力パラメータの設定値（久慈川砂：乾いた状態）

項目	設定値
バネ係数 (N/m)	$3.0 \times 10^5$
減衰係数 (N/m·s)	3.32
粒子密度 (kg/m <sup>3</sup> )	2,240
粒子の最大半径 (m)	0.0030
粒子の最小半径 (m)	0.0021
粒子間摩擦角 (°)	30
転がり摩擦係数 (-)	0.143
引張限界力 (N)	0

第9表 入力パラメータの設定値（久慈川砂：濡れた状態）

項目	設定値
バネ係数 (N/m)	$3.0 \times 10^5$
減衰係数 (N/m・s)	3.43
粒子密度 (kg/m <sup>3</sup> )	2,400
粒子の最大半径 (m)	0.0030
粒子の最小半径 (m)	0.0021
粒子間摩擦角 (°)	30
転がり摩擦係数 (-)	0.264
引張限界力 (N)	0

(5) 解析用物性値（設定値）

a. ベントナイト混合土及び砂

フィッティングによって設定したベントナイト混合土と砂（乾いた状態）及び砂（濡れた状態）の解析用物性値（入力パラメータ）を第10表に示す。粒子密度は、形状確認試験及び一軸圧縮試験の密度となるように設定し、それ以外の入力パラメータは、形状確認試験及び一軸圧縮試験を再現できるようにフィッティングさせて設定している。なお、砂の挙動に対して支配的なパラメータは粒子間摩擦角と転がり摩擦係数であることから、砂（乾いた状態）及び砂（濡れた状態）の粒子半径は、解析結果に影響がないため、ベントナイト混合土と同一の値を設定した。また、砂（乾いた状態）及び砂（濡れた状態）のバネ係数は、ひずみを一定にするためのバネ係数の相似則に基づき、粒子半径を大きくした分バネ係数を大きくする必要があるため、ベントナイト混合土と同一の値とした。減衰係数についても粒子半径を大きくした影響を考慮して設定

した。

第 10 表 解析用物性値の設定値

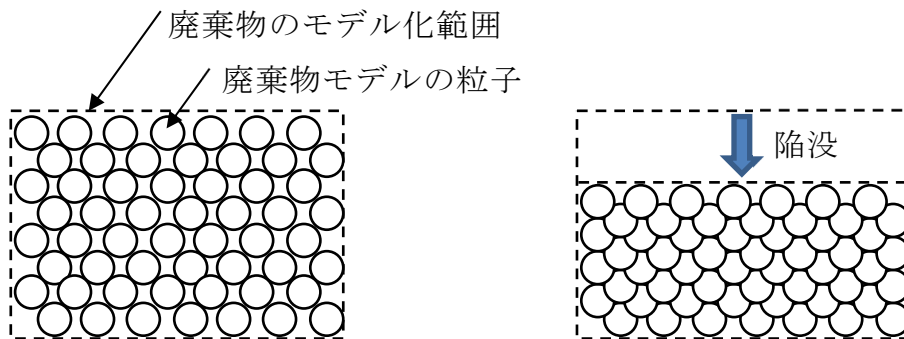
項目	ベントナイト 混合土	砂 (乾いた状態)	砂 (濡れた状態)
バネ係数 (N/m)	$3.3 \times 10^6$	$3.3 \times 10^6$	$3.3 \times 10^6$
減衰係数 (N/m・s)	$3.25 \times 10^3$	$2.78 \times 10^3$	$2.88 \times 10^3$
粒子密度 (kg/m <sup>3</sup> )	3,050	2,240	2,400
粒子の最大半径 (m)	0.12	0.12 <sup>*</sup>	0.12
粒子の最小半径 (m)	0.084	0.084 <sup>*</sup>	0.084
粒子間摩擦角 (°)	30	30	30
転がり 摩擦係数 (-)	0.05	0.143	0.264
引張限界力 (N)	7,700	0	0

※廃棄物容器間及び廃棄物容器の上部の砂（乾いた状態）は、陥没時の廃棄物容器間への砂の入り込みを再現するために、周囲の砂よりも粒子径を小さくした（最大半径 0.049 m, 最小半径 0.034 m）。

b. 廃棄物及び鉄箱

鉄箱が変形することによって発生する陥没量は、鉄箱を考慮しない廃棄物をモデル化した粒子に強制的に変位量を与えることでモデル化した。廃棄物の陥没のモデル化のイメージを第 11 図に示す。

陥没量は、「2.3 状態変化における陥没量の設定」で設定したとおり、鉄箱内に発生する可能性のある空隙と上部空隙で、陥没量（強制変位量）を 3 段の合計で 0.48 m とした。



第 11 図 廃棄物の陥没のモデル化のイメージ

c. 解析における上載荷重

保護工（じゃかご等）は、道路土工盛土工指針<sup>(4)</sup>を参考に「盛土の砂及び砂礫」の単位体積重量の値  $20 \text{ kN/m}^3$  を用いて、施工厚さ 0.3 m に対して  $6.0 \text{ kN/m}^2$  を上載荷重として設定した。

掘削抵抗性層は、第 3 表で示すように久慈川砂（濡れた状態）でモデル化しているが、掘削抵抗性層は碎石又は石（栗石等の粒径が大きなもの）及び砂又は砂質土で構成されると考えられるため、単位体積重量は保護工（じゃかご等）と同様の「盛土の砂及び砂礫」の値  $20 \text{ kN/m}^3$  とし、施工厚さ 0.3 m から、 $6.0 \text{ kN/m}^2$  を荷重とした上で、その荷重から第 4 表に示す久慈川砂（濡れた状態）の密度から算定される荷重

4.4 kN/m<sup>2</sup> (= 1,500 kg/m<sup>3</sup> × 9.8 m/s<sup>2</sup> × 0.3 m) を差し引いた 1.6 kN/m<sup>2</sup> を重量増加分として上載荷重に設定した。なお、作業時荷重として 10 kN/m<sup>2</sup> を想定し追加した。

以上の合計で、17.6 kN/m<sup>2</sup> (= 6.0 kN/m<sup>2</sup> + 1.6 kN/m<sup>2</sup> + 10 kN/m<sup>2</sup>) を解析における上載荷重として設定した。

#### (6) 解析結果の求め方

陥没影響によるベントナイト混合土の透水係数の変化を確認するために、解析によってせん断ひずみ及び密度を評価した。評価指標としての「せん断ひずみ」及び「密度」は以下の通りとした。

##### a. せん断ひずみ

ベントナイト混合土のひずみを可視化するため、まず第 12 図 (a) に示すように、解析領域をマイクロゾーンに分割する。そして着目する粒子 i が存在するマイクロゾーンの上下左右のマイクロゾーン (赤) に存在する n 個の粒子 j の相対変位増分  $\delta_{ij}$  を考える (第 12 図 (b))。  $\delta_{xij}$  及び  $\delta_{yij}$  は、 $\delta_{ij}$  の x 及び y 成分である。これによれば、粒子 i の周辺粒子の運動による見かけの直ひずみは次式で求められる。

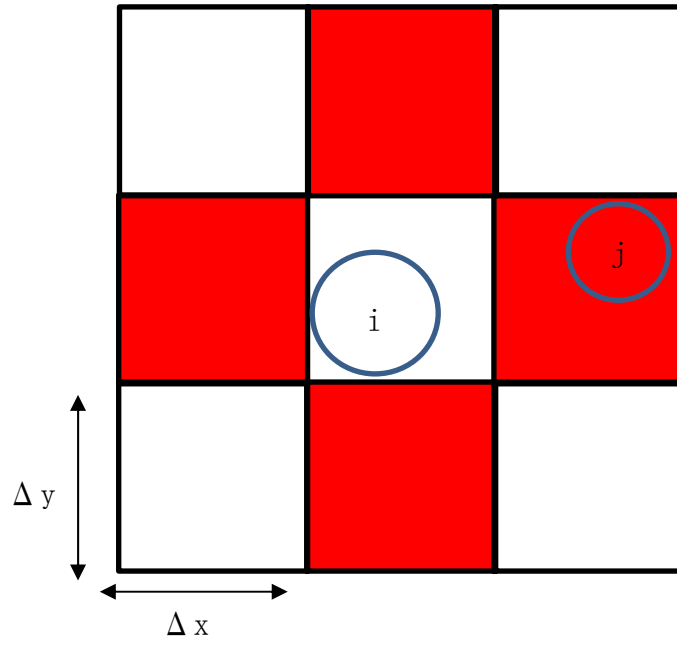
$$\varepsilon_{xi} = \frac{\sum_{j=1}^n \varepsilon_{xij}}{n} \quad \varepsilon_{xij} = \frac{(x_j - x_i) \delta_{xij}}{|x_j - x_i| \Delta_x} \quad \dots (3)$$

$$\varepsilon_{yi} = \frac{\sum_{j=1}^n \varepsilon_{yij}}{n} \quad \varepsilon_{yij} = \frac{(y_j - y_i) \delta_{yij}}{|y_j - y_i| \Delta_y} \quad \dots (4)$$

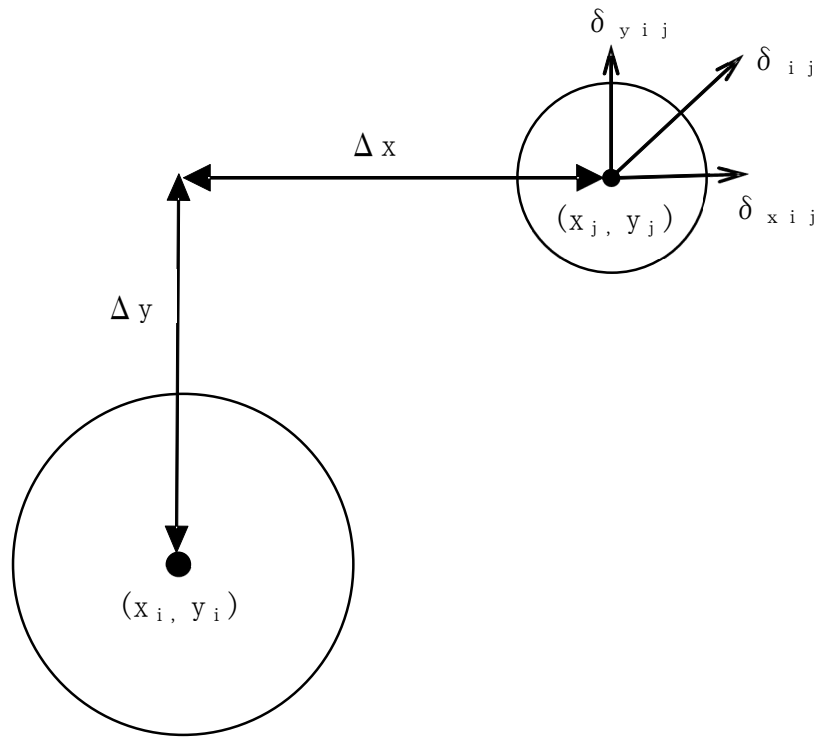
また、粒子 i の周辺粒子の運動による見かけのせん断ひずみは次式で求められる。

$$\gamma_{xyi} = \frac{\sum_{j=1}^n \gamma_{xyij}}{n}$$
$$\gamma_{xyij} = \left( \frac{(x_j - x_i) \delta_{xij}}{|x_j - x_i| \Delta_y} + \frac{(y_j - y_i) \delta_{yij}}{|y_j - y_i| \Delta_x} \right)$$

• • • (5)



(a) 対象とするセル



(b) 粒子  $i$ ,  $j$  の位置関係と相対変位増分  $\delta_{ij}$

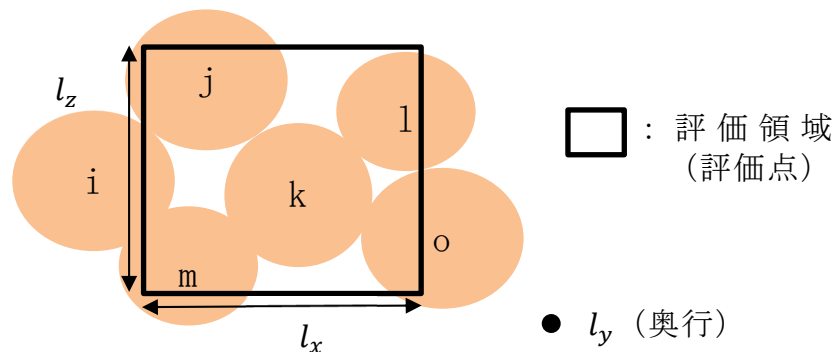
第 12 図 粒子  $i$  のひずみ算出におけるマイクロゾーニングと  
計算に用いる粒子  $j$

## b. 密度

ベントナイト混合土の密度を計算するため、第 13 図に示すような幅  $l_x$ 、高さ  $l_z$ 、奥行  $l_y$  の評価領域（評価点）を設定する。この領域に一部でも含まれる粒子を対象に体積の総和を求めた。この例では、粒子 i, j, k, l, m, o が対象であり、k は粒子の体積がそのまま、それ以外は黒枠で示す評価領域で切り取られる各体積を計算して合算し、粒子体積の総和  $V_p$  を求める。このようにして評価領域の密度は、粒子密度  $\rho_p$  を用いて次式で求めた。

$$\rho = \frac{\rho_p \times V_p}{l_x \times l_y \times l_z}$$

・・・(6)



第 13 図 密度の評価領域と考慮する粒子

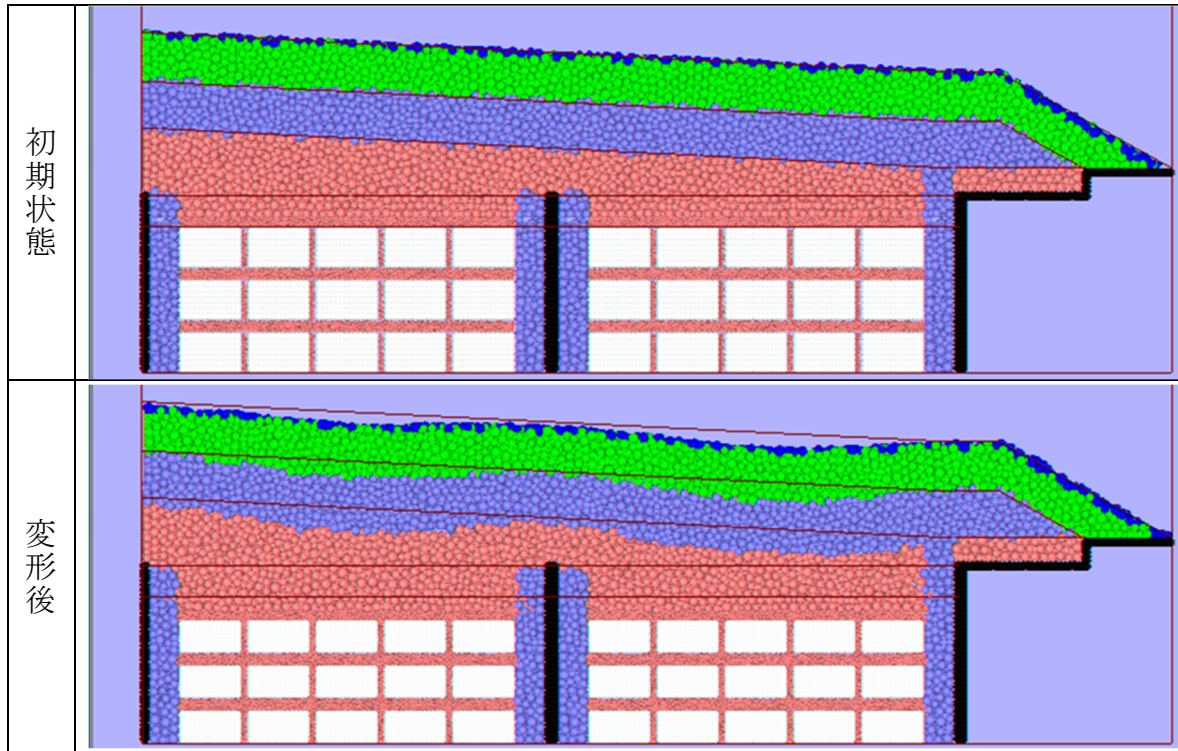
## 2. 4. 3 解析結果

### (1) 最終覆土の変形

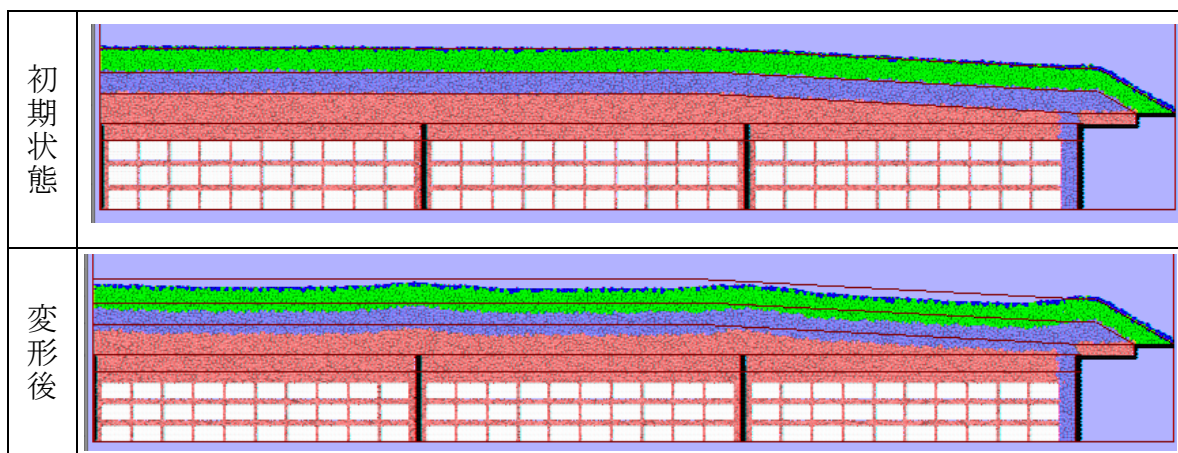
DEM解析における最終覆土の変形図を第 14 図, 15 図に示す。廃棄物層の沈下に伴い、覆土が波打つように沈下している結果となっている。ベントナイト混合土の変形が、地盤と強制沈下させた廃棄物層の境界で生じているためと考える。



法肩部付近は、地盤と強制沈下が生じる廃棄物層との境界に位置し、相対的な沈下が顕著に現れている。変形形状によって、法肩部付近の覆土は、せん断変形が生じている。変形後のベントナイト混合土の層厚が、極端に小さくなる箇所や層が切断するような箇所は確認されなかった。



第 14 図 DEM解析による最終覆土の変形図（東西断面）



第 15 図 DEM解析による最終覆土の変形図（南北断面）

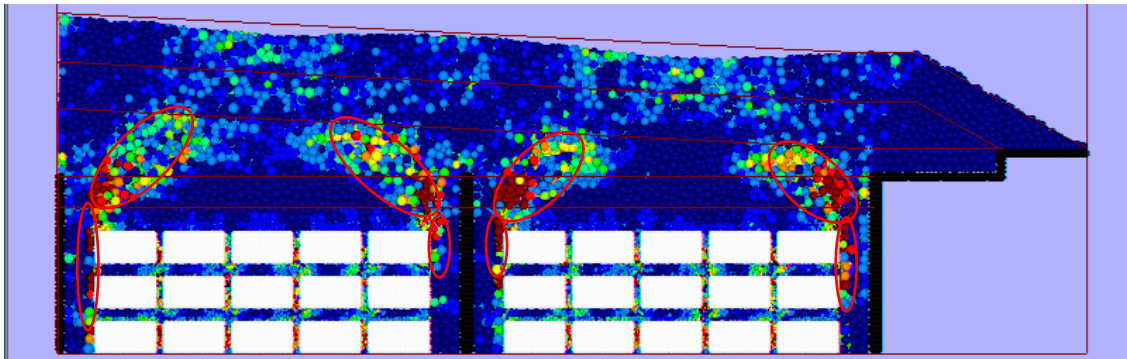
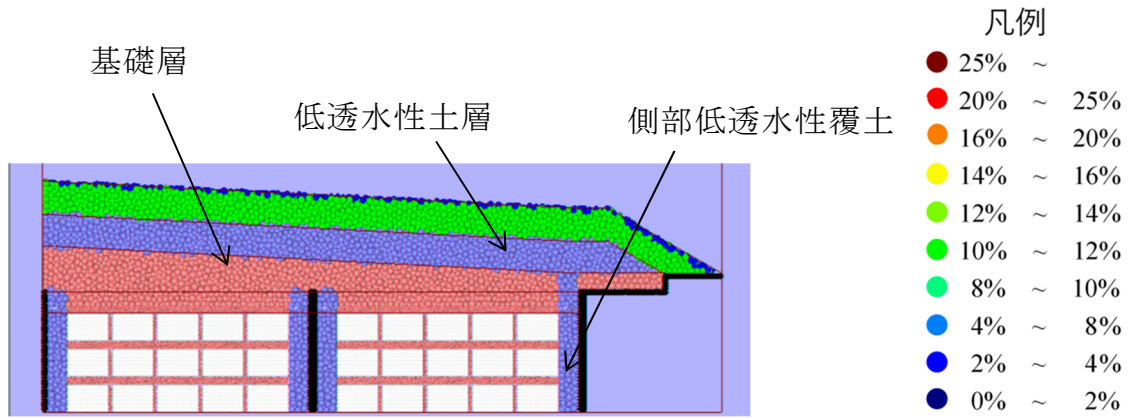
## (2) せん断ひずみ分布

変形後のせん断ひずみ分布を第 16 図, 17 図に示す。

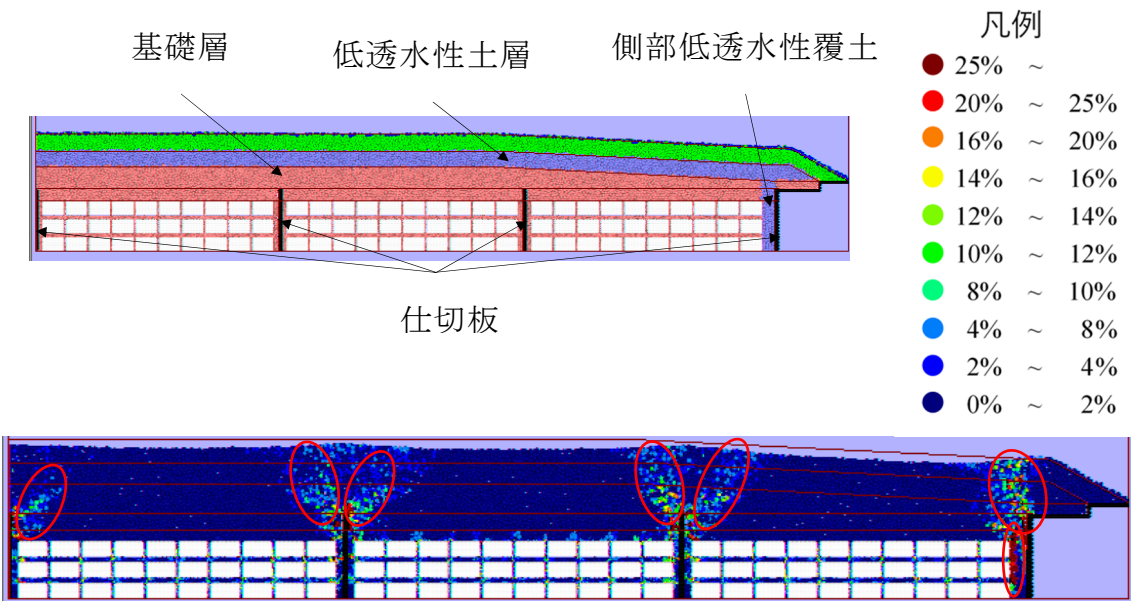
第 16 図より, 東西断面の解析結果においては, 廃棄物層上部の基礎層でせん断ひずみが大きくなっており, 低透水性土層では顕著なせん断ひずみの増加はみられない。側部低透水性覆土では, 廃棄物層と接する位置でせん断ひずみが局所的に大きくなるが, これは廃棄物層の強制沈下の影響を大きく受けたためであると考えられる。この位置では, せん断ひずみは局所的に大きくなるものの, 部材を貫通するような分布にはなっていないため, 側部低透水性覆土の低透水性が確保できなくなるような問題は生じないと考えられる。

第 17 図より, 南北断面の解析結果においては, 仕切板及び側部低透水性覆土の上部から地表に向かってせん断ひずみが大きくなっており, 低透水性土層では法肩部付近でせん断ひずみが大きく, 低透水性に影響を与える可能性がある。側部低透水性覆土では, 廃棄物層と接する位置でせん断ひずみが局所的に大きくなるが, これは廃棄物層の強制沈下の影響を大きく受けたためであると考えられる。この位置では, せん断ひずみは局所的に大きくなるものの, 部材を貫通するような分布にはなっていないため, 側部低透水性覆土の低透水性が確保できなくなるような問題は生じないと考えられる。

なお, コンクリートブロックと鉄箱の区画を並べた場合の区画間で生じるせん断ひずみは, 沈下の生じない地盤と強制沈下させた廃棄物層の境界付近で生じるせん断ひずみと同様の変形が想定される。このため, コンクリートブロックと鉄箱の区画を並べた場合の変形挙動は, 本解析の地盤と強制沈下させた廃棄物層の境界付近の変形挙動で評価できると考えられる。



第 16 図 変形後のせん断ひずみ分布 (東西断面)



第 17 図 変形後のせん断ひずみ分布 (南北断面)

### (3) 密度分布

密度分布の評価は、低透水性土層及び側部低透水性覆土を対象とし、第 14 図、15 図の変形図及び第 16 図、17 図のせん断ひずみ分布を参考にして代表的な評価点を選定した。評価点と密度計算に用いた粒子を濃紺で第 18 図、19 図に示す。各評価点の密度変化を第 11 表、12 表に示す。

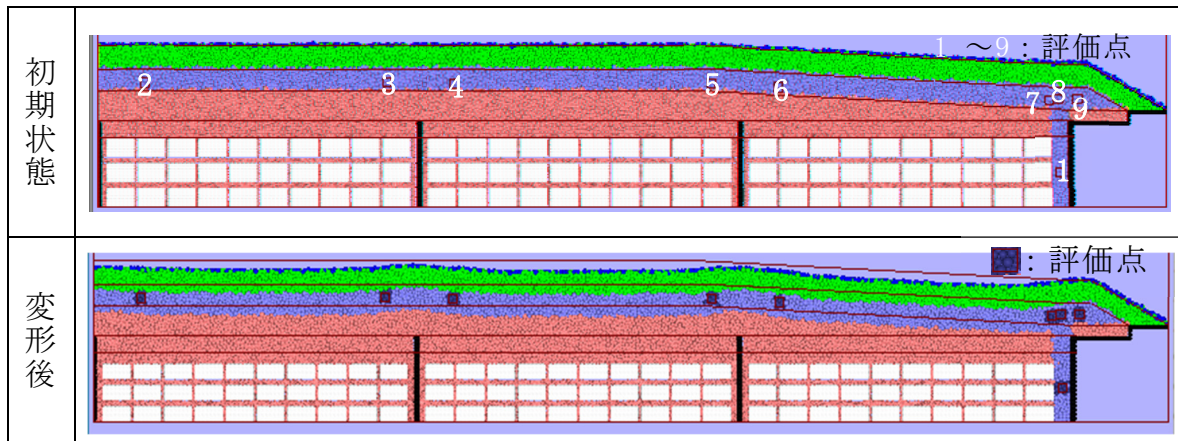
東西断面の解析結果（第 18 図、第 11 表）においては、密度変化率から、仕切板や底面による拘束を受けやすい評価点 1～4 の側部低透水性覆土では、密度が増加している。一方、法肩部付近のせん断変形が大きくなる評価点 13 のベントナイト混合土では、密度が 3.5%低下している。他の評価点でも、密度の減少はあるものの、法肩部付近と比べると変化は小さい。

南北断面の解析結果（第 19 図、第 12 表）においては、評価点 1 の側部低透水性覆土では、密度が増加している。一方、法肩部付近の評価点 8 のベントナイト混合土では、密度が 8.4%低下している。評価点 2～7、9 のベントナイト混合土でも、密度の減少はあるものの、法肩部付近と比べると変化は小さい。





第 18 図 密度分布の評価点 (東西断面)



第 19 図 密度分布の評価点 (南北断面)

第 11 表 評価点の密度変化 (東西断面)

評価点	初期状態の密度 (kg/m <sup>3</sup> )	変形後の密度 (kg/m <sup>3</sup> )	密度変化率 (%)	部位
1	1,823	1,881	3.2	側部低透水性覆土
2	1,828	1,875	2.6	
3	1,821	1,875	3.0	
4	1,825	1,877	2.8	
5	1,894	1,880	-0.7	低透水性土層
6	1,899	1,897	-0.1	
7	1,851	1,807	-2.4	
8	1,888	1,885	-0.2	
9	1,884	1,886	0.1	
10	1,926	1,908	-0.9	
11	1,884	1,861	-1.2	
12	1,976	1,948	-1.4	
13	2,007	1,936	-3.5	

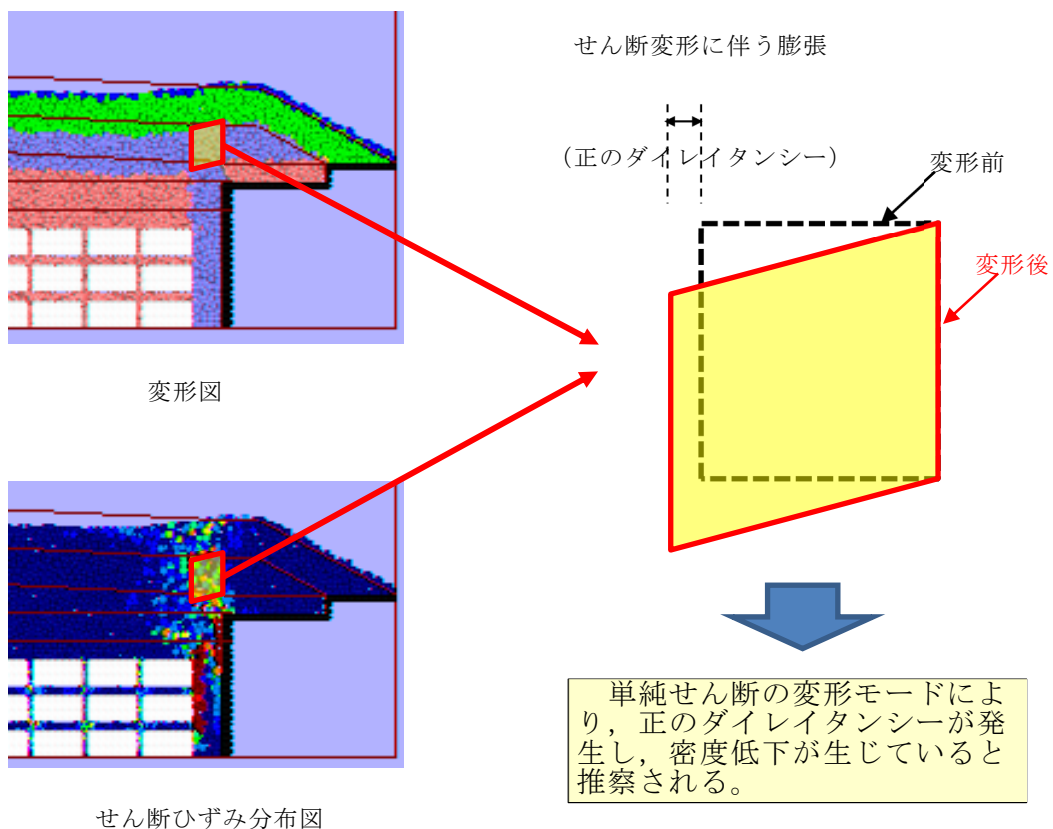
第 12 表 評価点の密度変化 (南北断面)

評価点	初期状態の密度 (kg/m <sup>3</sup> )	変形後の密度 (kg/m <sup>3</sup> )	密度変化率 (%)	部位
1	1,858	1,891	1.8	側部低透水性覆土
2	1,992	1,907	-4.3	低透水性土層
3	1,953	1,857	-4.9	
4	2,049	1,987	-3.0	
5	1,939	1,913	-1.4	
6	1,964	1,917	-2.4	
7	2,015	1,956	-2.9	
8	1,930	1,768	-8.4	
9	1,957	1,956	-0.0	

(4) ベントナイト混合土の透水係数

透水係数への影響は、有効モンモリロナイト乾燥密度と相関があることから、陥没前後の密度変化を確認し評価する。DEM解析に用いられている粒子の大きさ、空隙構造や空隙量が実態の土粒子と異なるため、定量的な評価を行うことは困難であるが、定性的な変化を把握するため、密度の低下率を確認することで評価する。

せん断の影響を大きく受けている箇所では、せん断変形に伴う膨張（正のダイレイタンス）によって、密度低下が発生する可能性がある。解析結果から、法肩部付近の相対的な沈下量が大きくなる箇所（東西断面の解析結果においては、第 18 図の評価点 13, 南北断面の解析結果においては、第 19 図の評価点 8）で、密度は東西断面の解析結果で 3.5%程度、南北断面の解析結果で 8.4%程度の低下となっている。南北断面での解析結果を例にすると、法肩部付近では、第 20 図に示すように、変形図及びせん断ひずみ分布から単純せん断の変形モードとなっており、密度低下が生じていると考えられる。



第 20 図 法肩部付近のベントナイト混合土の変形モード（南北断面）

#### a. 東西断面の解析結果によるベントナイト混合土の透水係数

室内試験におけるベントナイト混合土の透水係数と有効モンモリロナイト乾燥密度の関係を第 21 図に示す。A 法締固め（締固め度 90%，95%）と C 法締固め（締固め度 90%）の締固めエネルギーが異なるものをプロットしているが，有効モンモリロナイト乾燥密度は，締固めエネルギーを加味した指標であるため，近似式は全データを対象として求めた。

ベントナイト混合土の固相（ベントナイト，砂）のせん断時のダイレイタンシーによる変形は均一で生じると仮定し，湿潤密度の変化率と乾燥密度の変化率は同等とした。

第 21 図より，変形前の透水係数を  $1.0 \times 10^{-10}$  m/s とした場合，有効モンモリロナイト乾燥密度は  $0.266 \text{ Mg/m}^3$  である。(7) 式の乾燥密度と有効粘土乾燥密度の関係及び (8) 式の有効粘土乾燥密度と有効モンモリロナイト乾燥密度の関係より，変形前の乾燥密度は， $1.68 \text{ Mg/m}^3$  となる。変形後に乾燥密度が 3.5% 低下すると，変形後の乾燥密度は  $1.62 \text{ Mg/m}^3$  となる。変形前の有効モンモリロナイト乾燥密度は  $0.266 \text{ Mg/m}^3$  であり，(7) 式及び (8) 式より，変形後の有効モンモリロナイト乾燥密度は， $0.245 \text{ Mg/m}^3$  となることから，有効モンモリロナイト乾燥密度は変形後に 8% 低下する。以上から，DEM 解析の結果より算定した乾燥密度の低下量 (3.5%) は，有効モンモリロナイト乾燥密度だと 8.0% 低下に相当する。乾燥密度と有効粘土乾燥密度の関係は，以下の式から求めた。

$$\rho_b = \frac{\rho_d (100 - R_s)}{100 - \frac{R_s \cdot \rho_d}{\rho_s}} \quad \dots (7)$$

$\rho_b$  : 有効粘土乾燥密度 ( $\text{Mg/m}^3$ )

$\rho_d$  : 乾燥密度 ( $\text{Mg/m}^3$ )

$R_s$  : 骨材混合率 (%) ( $R_s = 85\%$ )



$\rho_s$  : 骨材の土粒子密度 ( $\text{Mg}/\text{m}^3$ ) ( $\rho_s = 2.672 \text{ Mg}/\text{m}^3$ )

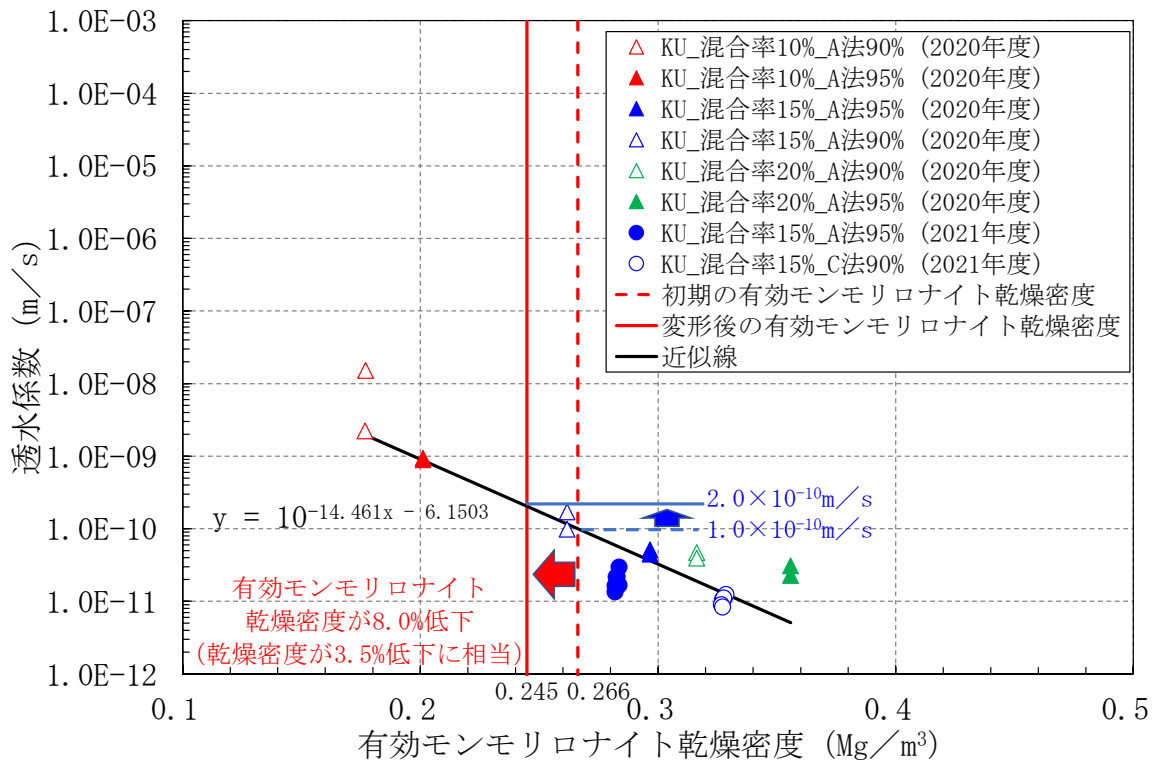
また、有効粘土乾燥密度と有効モンモリロナイト乾燥密度の関係は以下から求めた。

$$\rho_{em} = \frac{C_m \cdot \rho_b}{100 - (100 - C_m) \frac{\rho_b}{\rho_{nm}}} \dots (8)$$

$\rho_{em}$  : 有効モンモリロナイト乾燥密度 ( $\text{Mg}/\text{m}^3$ )

$C_m$  : モンモリロナイト含有率 (%) ( $C_m = 44\%$ )

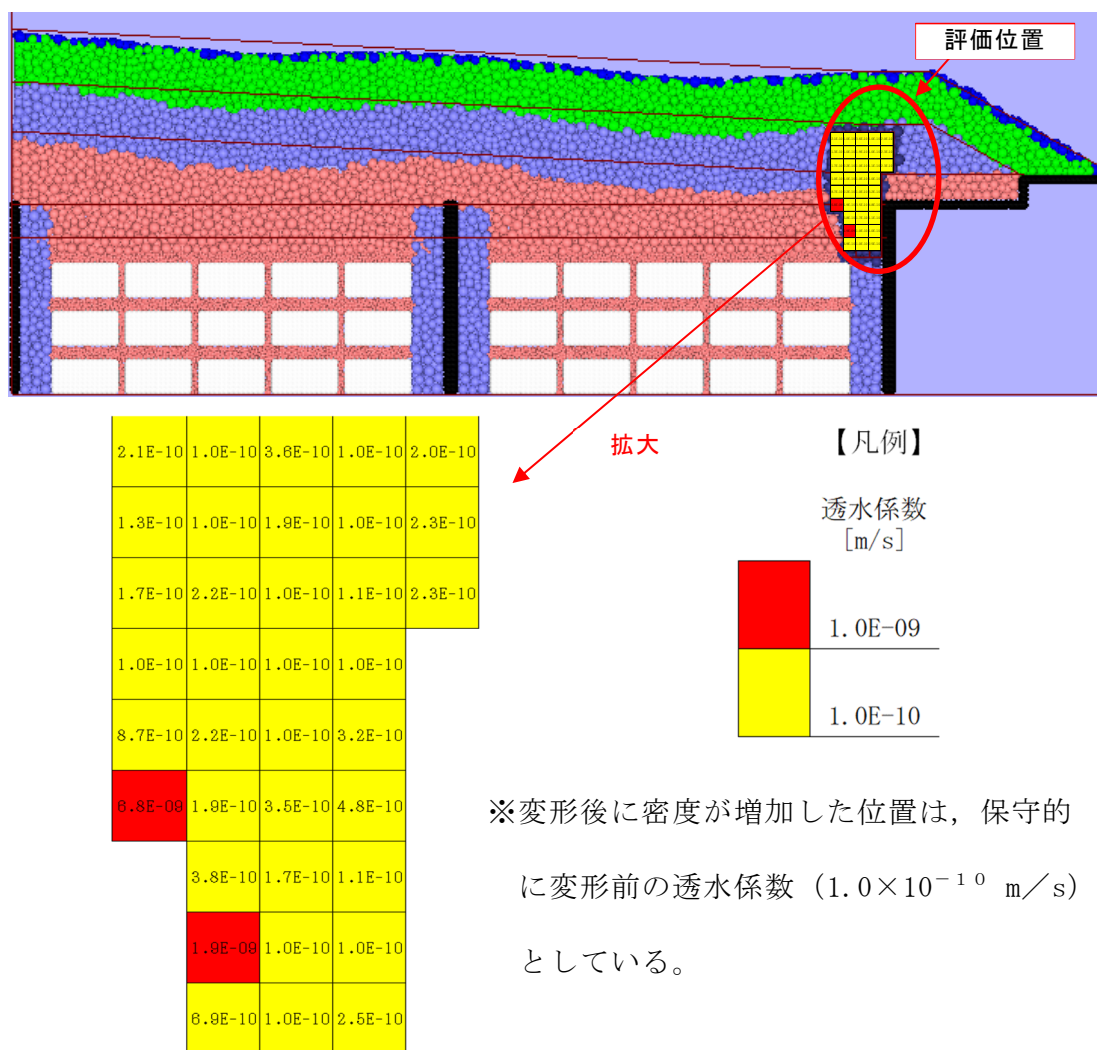
$\rho_{nm}$  : 随伴鉱物の土粒子密度 ( $\text{Mg}/\text{m}^3$ ) ( $\rho_{nm} = 2.81 \text{ Mg}/\text{m}^3$ )



第 21 図 変形後の透水係数の推定 (東西断面)

透水係数は、変形前を  $1.0 \times 10^{-10} \text{ m}/\text{s}$  とした場合には、第 21 図より変形後は  $2.0 \times 10^{-10} \text{ m}/\text{s}$  となり、法肩部付近の密度が低下している範囲 (第 18 図及び第 11 表参照) で、局所的には透水係数は 2 倍程度に増加すると推定される。

また、部材厚の中で透水係数が増加する箇所がどのように分布しているのかを分析するため、法肩部付近を評価範囲として細分化し、透水係数が増加する箇所が部材を貫通していないかを確認した。細分化した評価位置における変形後の透水係数の結果を第 22 図に示す。細分化した評価位置では、変形後の透水係数は概ね  $10^{-10}$  m/s オーダーのままとなっており、 $10^{-9}$  m/s オーダーの部分が部材を貫通するような分布ではない。

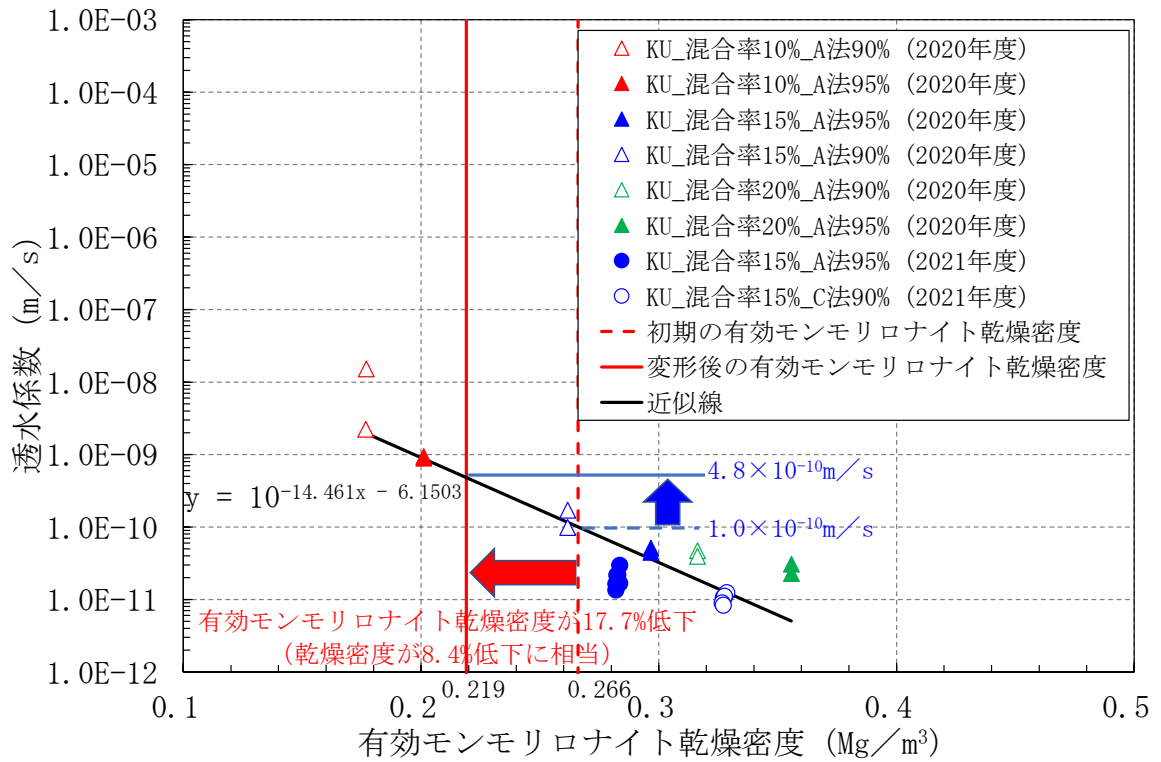


第 22 図 細分化した評価位置における変形後の透水係数の推定 (東西断面)

b. 南北断面の解析結果によるベントナイト混合土の透水係数

室内試験におけるベントナイト混合土の透水係数と有効モンモリロナイト乾燥密度の関係について、東西断面と同じ考え方で整理した結果を第23図に示す。

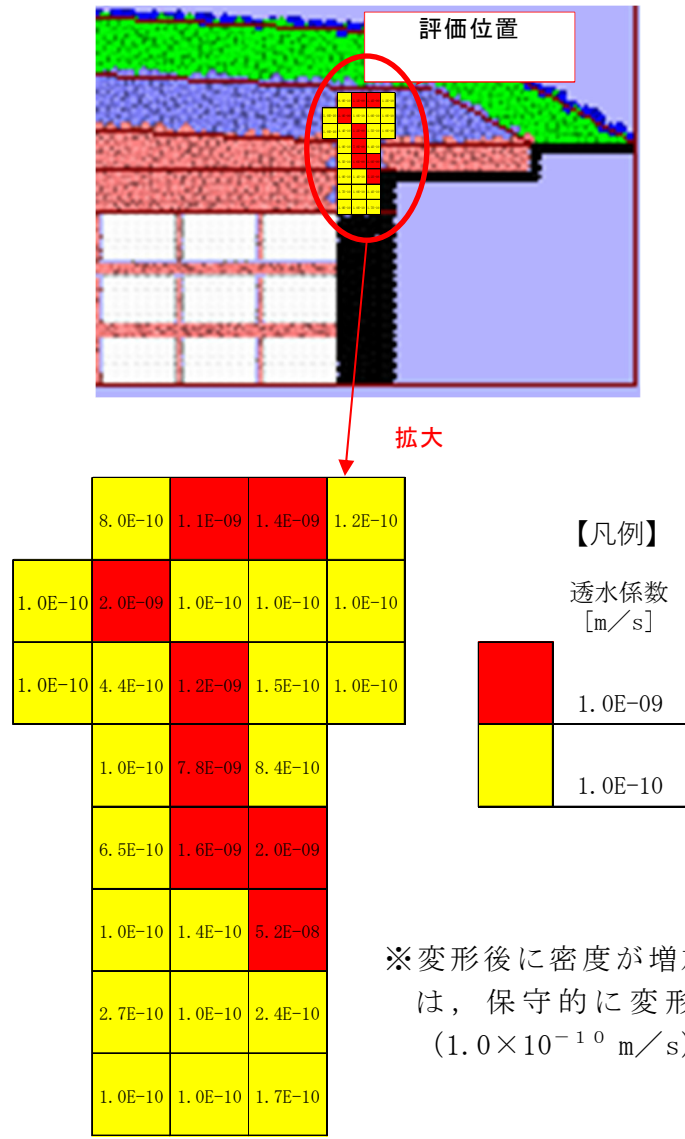
第23図より、変形前の透水係数を  $1.0 \times 10^{-10}$  m/s とした場合、有効モンモリロナイト乾燥密度は  $0.266 \text{ Mg/m}^3$  である。(7)式の乾燥密度と有効粘土乾燥密度の関係及び(8)式の有効粘土乾燥密度と有効モンモリロナイト乾燥密度の関係より、変形前の乾燥密度は、 $1.68 \text{ Mg/m}^3$  となる。変形後に乾燥密度が8.4%低下すると、変形後の乾燥密度は  $1.54 \text{ Mg/m}^3$  となる。変形前の有効モンモリロナイト乾燥密度は  $0.266 \text{ Mg/m}^3$  であり、(7)式及び(8)式より、変形後の有効モンモリロナイト乾燥密度は、 $0.219 \text{ Mg/m}^3$  となることから、有効モンモリロナイト乾燥密度は変形後に17.7%低下する。以上から、DEM解析の結果より算定した乾燥密度の低下量(8.4%)は、有効モンモリロナイト乾燥密度だと17.7%低下に相当する。



第 23 図 変形後の透水係数の推定（南北断面）

透水係数は、変形前を  $1.0 \times 10^{-10} \text{ m/s}$  とした場合には、第 23 図より変形後は  $4.8 \times 10^{-10} \text{ m/s}$  となり、法肩部付近の密度が低下している範囲（第 19 図及び第 12 表参照）で、局所的には透水係数は 5 倍程度に増加すると推定される。

また、部材厚の中で透水係数が増加する箇所がどのように分布しているのかを分析するため、法肩部付近を評価範囲として細分化し、透水係数が増加する箇所が部材を貫通していないかを確認した。細分化した評価位置における変形後の透水係数の結果を第 24 図に示す。細分化した評価位置では、変形後の透水係数は概ね  $10^{-10} \text{ m/s}$  オーダーのままとなっており、 $10^{-9} \text{ m/s}$  オーダーの部分が部材を貫通するような分布ではない。



第 24 図 細分化した評価位置における変形後の透水係数の推定（南北断面）

## 2. 5 陥没現象による状態変化の影響評価のまとめ

陥没に起因する影響において、DEM解析によって側部低透水性覆土及び低透水性土層の低透水性(透水係数及び厚さ)への影響を評価した結果から、側部低透水性覆土及び低透水性土層の透水係数を設定する。

本解析では鉄箱内は廃棄物がない条件で、全て砂で充填されている状態を想定して保守的に鉄箱の陥没量を算定していること、また、低透水性土層でせん断ひずみ大きい箇所は局所的であることから、ベントナイト混合土の

破断や厚さの大きな変化は発生せず、低透水性に影響は生じないと考える。  
 このため、低透水性土層の透水係数は、最も可能性が高い状態においては、 $1.0 \times 10^{-10}$  m/s から増加しないものとして設定する。密度低下が大きい法肩部においても透水係数の増加は東西断面の評価で2倍程度、南北断面の評価で5倍程度であるが、最も厳しい状態においては、この局所的に密度低下が生じる可能性が考えられる低透水性土層で、透水係数の増加が部材を貫通するように生じるものと考え、保守的に  $5.0 \times 10^{-10}$  m/s と設定する。なお、細分化した評価位置における変形後の透水係数を確認しても、 $5.0 \times 10^{-10}$  m/s 以上となる箇所は部材を貫通していない。

側部低透水性覆土の透水係数は、廃棄物と隣接する部分において、第11表、第12表より、ベントナイト混合土の密度低下は生じていないことから、 $1.0 \times 10^{-10}$  m/s から増加しないものとして設定する。

陥没現象の影響における透水係数の設定を第13表に示す。

第13表 陥没現象の影響における透水係数の設定

対象	最も可能性が高い状態	最も厳しい状態
低透水性土層	$1.0 \times 10^{-10}$ (m/s)	$5.0 \times 10^{-10}$ (m/s)
側部低透水性覆土		$1.0 \times 10^{-10}$ (m/s)

### 3 モンモリロナイト溶出（ベントナイト混合土と浸透水の反応）

#### 3. 1 現象の整理

側部低透水性覆土及び低透水性土層の低透水性（透水係数及び厚さ）への化学的影響は、雨水等の浸透水が、コンクリート類の廃棄物と接触することによってカルシウム成分が溶脱し、浸透水のpHが変化することで、高アルカリ性の間隙水がベントナイト材料中のモンモリロナイトを溶解又は変質することによって生じる。

廃棄物層への雨水等の浸透水は側部低透水性覆土及び低透水性土層の低透水性によって少なくなっており、浸透水の流れは側部低透水性覆土及び低透水性土層から廃棄物層内に向かった流れとなることから、移流効果による物質移行は考慮する必要がないと考えられる。

しかし、側部低透水性覆土とコンクリート類の廃棄物は近接して存在することから、側部低透水性覆土は、拡散効果による物質移行の影響が考えられる。

一方で、低透水性土層は、コンクリート類の廃棄物と隣接せず、その間には中間覆土及び基礎層が存在する。また、「東海低レベル放射性廃棄物埋設事業所 第二種廃棄物埋設事業許可申請 第二種廃棄物埋設施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則第十三条（ピット処分又はトレンチ処分に係る廃棄物埋設地）第1項第二号及び第四号への適合性について 添付資料2 埋設トレンチへの浸透水量」の解析結果（飽和度コンター図）から、廃棄物層内は不飽和環境（中間覆土の飽和度が0.25以下）であるため、多孔質媒体が示すマクロな拡散特性として、飽和度が0.4未満の場合に拡散係数がほぼ0になることが文献<sup>(5)</sup>で示されていることを踏まえると、廃棄物層内での拡散効果による物質移行は生じないと考えられる。したがって、低透水性土層は、拡散効果による物質移行の影響は考えられない。

以上より、モンモリロナイト溶出（ベントナイト混合土と浸透水の反応）は、側部低透水性覆土に隣接するコンクリート類の廃棄物からのカルシウム成分の溶脱によって、高アルカリ性となった間隙水が拡散移行することで側部低透水性覆土に生じる現象として整理する。

### 3. 2 状態変化におけるモンモリロナイト溶出影響評価

#### 3. 2. 1 化学的影響評価の考え方

雨水等の浸透水が、コンクリート類の廃棄物と接触することによってカルシウム成分が溶脱し、浸透水のpHが変化することで、高アルカリ性の間隙水がベントナイト材料中のモンモリロナイトを溶解又は変質することで、低透水性への影響を及ぼす可能性があるため、化学的影響評価によって確認する。

本評価においては、側部低透水性覆土とコンクリート類の廃棄物の間が飽和状態であると保守的に考え、拡散移行についても自由水中のトリチウム水の拡散移行と同等の条件を考慮することで、コンクリート類の廃棄物の溶脱影響における地化学解析により側部低透水性覆土の低透水性への影響を評価する。

#### 3. 2. 2 解析に用いる諸条件の設定

本評価で適用する計算プログラムは、地化学解析では、地化学解析コードMINARETを用いた。また、地下水成分調整解析に汎用地球化学コードPHREEQCを用いた。

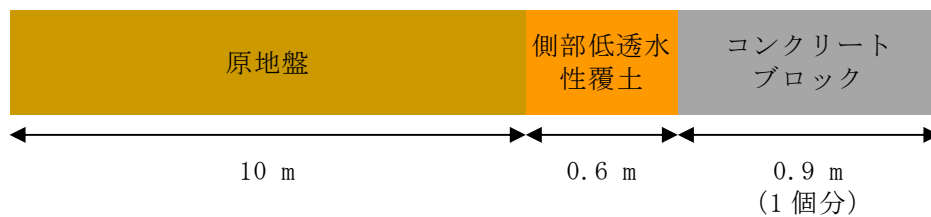
##### (1) 解析モデル

本評価における解析モデルを第25図に示す。解析モデルの作成に当たっては、廃棄物埋設地に対応した1次元の解析体系とし、地盤側から原地



盤，側部低透水性覆土，コンクリートブロック（コンクリート類の廃棄物）の順に設定した。

境界条件は，原地盤側端部の濃度を地下水組成で固定条件とし，コンクリートブロック側端部の濃度をゼロフラックスで固定条件とした。また，設定温度は，地質環境等の状態設定における検討結果より，1,000年後の気温が13～17℃であることから，保守的に20℃とした。



第 25 図 解析モデル

## (2) 解析用物性値（設定値）

解析用物性値（設定値）の設定をするにあたり，以下のような廃棄物周辺の状態を想定した。

廃棄物周辺への浸透水量は最も厳しい状態においても  $0.005 \text{ m}^3 / (\text{m}^2 \cdot \text{y})$  と少なく，側部低透水性覆土はほぼ飽和している。一方，中間覆土は不飽和であり，コンクリートブロック内に水分は十分には供給されない状態であると想定される。

コンクリートブロックについては，鉄筋コンクリートであるが，土中，かつ，水分が少なく，酸素がほとんど供給されない環境下で，セメント成分の溶脱影響は小さく pH が維持されることから，鉄筋の不動態被膜は保持され腐食によるひび割れ影響は小さいと考えられるが，本解析では，保守的に飽和状態を設定する。以上より，最も可能性が高い状態では，ひび割れによる影響は小さいとした設定を用い，最も厳しい状態では，鉄筋腐

食によるひび割れが発生し、コンクリートブロックがある程度の塊状または保守的に細片化していることを想定した状態を設定する。この状態の設定は、コンクリートブロックの拡散係数及び溶解速度において考慮する。

側部低透水性覆土については、最も可能性が高い状態では、土中、かつ、水分が少なく、酸素がほとんど供給されない環境下で、セメント成分の溶脱影響は小さく pH が維持されることから、鉄筋の不動態被膜は保持され腐食によるコンクリートブロックのひび割れによる影響は小さいとした設定を用いる。最も厳しい状態では、鉄筋腐食によるコンクリートブロックのひび割れが発生し、コンクリートブロックがある程度の塊状または保守的に細片化していること、また、ベントナイト混合土のばらつき影響や浸入水の偏りがあることを考慮して設定する。この状態の設定は、側部低透水性覆土の拡散係数において考慮する。

#### a. 地下水

廃棄物埋設地周辺地下水の水質測定による地下水組成（最大と最小の平均値）から、汎用地球化学コード P H R E E Q C を用いた地下水成分調整解析によって設定した地下水組成を第 14 表に示す。地下水成分調整解析では  $\text{Na}^+$  を除く各イオン濃度及び pH を元素濃度として入力し、平衡計算を行い、地下水のチャージバランスがとれた状態となるように地下水組成の  $\text{Na}^+$  量を調整した。

第 14 表 解析に用いた地下水組成

項目		設定値
p H ( - )		7.25
p e ( - )		6.38
イオン濃度 (mol/L)	M g <sup>2+</sup>	$3.04 \times 10^{-4}$
	C a <sup>2+</sup>	$9.49 \times 10^{-4}$
	N a <sup>+</sup>	$6.60 \times 10^{-4}$ ※
	K <sup>+</sup>	$1.44 \times 10^{-4}$
	S O <sub>4</sub> <sup>2-</sup>	$2.58 \times 10^{-4}$
	H C O <sub>3</sub> <sup>-</sup>	$2.33 \times 10^{-3}$
	C l <sup>-</sup>	$6.89 \times 10^{-4}$
	F e イオン	$1.25 \times 10^{-5}$

※地下水成分調整解析結果から再設定

b. 原地盤

(a) 間隙率

第 15 表に示す廃棄物埋設地近傍で行ったボーリング調査の間隙比のデータから算出した間隙率の平均値 0.4105 を初期間隙率とした。

第 15 表 du 層の間隙比のデータ

試料	間隙比	間隙率	試料	間隙比	間隙率
D-3-2-du	0.589	0.3707	D-3-3-du	0.595	0.3730
	0.692	0.4090		0.594	0.3726
	0.626	0.3850		0.633	0.3987
	0.63	0.3865		0.645	0.3921
	0.645	0.3921		0.648	0.3932
C-4-1-du	0.583	0.3683	C-4-3-du	0.73	0.4220
	0.649	0.3936		0.752	0.4292
	0.588	0.3703		0.71	0.4152
	0.683	0.4058		0.717	0.4176
	0.709	0.4149		0.689	0.4079
D-5-1-du	0.785	0.4398	D-4-3-du	0.793	0.4423
	0.773	0.4360		0.763	0.4328
	0.864	0.4635		0.756	0.4305
	0.82	0.4505		0.759	0.4315
	0.788	0.4407		0.757	0.4308

(b) 拡散係数

間隙水中の拡散係数は間隙率と比例関係にあると考えられるため、原地盤の実効拡散係数は、保守的に拡散係数が大きいトリチウム水の20°Cにおける自由水中の拡散係数に間隙率を掛けた以下の式から設定した。

$$D_e = 2.05 \times 10^{-9} \times \varepsilon$$

$D_e$  : 実効拡散係数 (m<sup>2</sup>/s)

$\varepsilon$  : 間隙率 (—)

(c) 溶解速度

原地盤領域では反応を考慮しないものとした。

c. 側部低透水性覆土

(a) 側部低透水性覆土の仕様

側部低透水性覆土の仕様及び土粒子密度を第 16 表及び第 17 表に示す。ベントナイト及び母材の土粒子密度は土粒子密度試験結果の試験平均値とし、随伴鉱物の土粒子密度は小峯<sup>(6)</sup>を参照に設定した。側部低透水性覆土（ベントナイト混合土）の土粒子密度は以下の式により算出した。

$$\rho_s = \rho_a \times \frac{C_a}{100} + \rho_b \times \frac{C_b}{100}$$

$\rho_s$  : 側部低透水性覆土の土粒子密度 (Mg/m<sup>3</sup>)

$\rho_a$  : ベントナイトの土粒子密度 (Mg/m<sup>3</sup>)

$\rho_b$  : 母材の土粒子密度 (Mg/m<sup>3</sup>)

$C_a$  : ベントナイトの混合率 (%)

$C_b$  : 母材の混合率 (%)

第 16 表 側部低透水性覆土の仕様

種類	品名	混合率 (%)	含水比 (%)	乾燥密度 (Mg/m <sup>3</sup> )
ベントナイト	クニゲルU (相当)	15	$w_{opt+2\%}$	$\rho_{dmax}$
母材	久慈川砂	85	11.0	1.82

第 17 表 土粒子密度

側部低透水性覆土	2.668 Mg/m <sup>3</sup>
ベントナイト	2.646 Mg/m <sup>3</sup>
母材	2.672 Mg/m <sup>3</sup>
随伴鉱物	2.81 Mg/m <sup>3</sup>

モンモリロナイト含有率は、MBC（メチレンブルー吸着量）試験の試験結果を参照し、クニゲルUのMBCの平均値が66 mmol/100gであったことから、クニピアのMBC150 mmol/100gに対する比でモンモリロナイト含有率を算出し、保守的に切り下げて0.40とした。

(b) 初期鉱物組成

Na型ベントナイト（クニゲルU）は側部低透水性覆土のうち15 wt%と設定した。ベントナイト中に存在するモンモリロナイト以外の随伴鉱物についてはカルセドニおよびカルサイトを考慮した。モンモリロナイトの重量分率は40 wt%とし、ベントナイト中に存在するモンモリロナイト以外の随伴鉱物組成は、TRU2次レポート<sup>(7)</sup>のベントナイト（クニゲルV1）の鉱物組成を参照し、カルセドニ38.0 wt%、カルサイト2.4 wt%とした。また、側部低透水性覆土の乾燥密度は1.82 Mg/m<sup>3</sup>とし、初期間隙率0.32とした。

クニゲルU（相当）の交換性陽イオン量は、クニゲルU及びクニゲルV1の化学組成<sup>(8)(9)</sup>から算出した交換性陽イオン量の比率と、TRU2次レポートのクニゲルV1の交換性陽イオン組成の積により算出し、後述する透水係数評価式（伊藤式）<sup>(10)</sup>（「(e) 透水係数」を参照）を用いた場合の透水係数が $1.0 \times 10^{-10}$  m/sとなるようにNa型



モンモリロナイトとCa型モンモリロナイトの比率を補正した。補正後のクニゲルU（相当）の交換性陽イオン量を第18表に示す。

以上の条件より設定した側部低透水性覆土の初期鉱物組成を第19表に示す。

第18表 クニゲルU（相当）の交換性陽イオン量（補正後）(meq/100g)

	NaZ	CaZ <sub>2</sub>	KZ	MgZ <sub>2</sub>
クニゲルU（相当）	37.88	17.45	0.60	0.57

第19表 解析に用いた側部低透水性覆土の初期鉱物組成

Na型モンモリロナイト	0.6234 mol /L water
Ca型モンモリロナイト	0.2880 mol /L water
K型モンモリロナイト	0.00973 mol / L water
Mg型モンモリロナイト	0.00947 mol / L water
カルセドニ	5.39 mol /L water
カルサイト	0.204 mol / L water

※mol/L water：間隙水1L当たりの物質質量

(c) 拡散係数

i. 最も可能性が高い状態

側部低透水性覆土の実効拡散係数はモンモリロナイトの溶解や二次鉱物の沈殿等による間隙率の変化を評価できるように、以下のTRU2次レポートの経験式を用いて設定した。

$$D_e = 2.05 \times 10^{-9} \times \varepsilon^{(2.22f_s^{0.13}+1)}$$

$D_e$  : 実効拡散係数 (m<sup>2</sup>/s)

$\varepsilon$  : 間隙率 (—)

$f_s$  : モンモリロナイト含有割合 (—)

ii. 最も厳しい状態

間隙水中の拡散係数は、間隙率と比例関係にあると考えられるため、保守的に拡散係数が大きいトリチウム水の20℃における自由水中のトリチウム水の拡散係数に間隙率を掛けた以下の式から実効拡散係数を設定した。

$$D_e = 2.05 \times 10^{-9} \times \varepsilon$$

$D_e$  : 実効拡散係数 (m<sup>2</sup>/s)

$\varepsilon$  : 間隙率 (—)

(d) 溶解速度

i. 最も可能性が高い／最も厳しい状態共通（モンモリロナイト）

低透水性覆土中のモンモリロナイトの溶解速度は以下の Sato-Cama 式<sup>(11)(12)</sup>を用いて設定した。

$$\text{Rate} = \left( 4.74 \cdot 10^{-6} \cdot e^{-\frac{39.57}{RT}} \cdot \frac{177 e^{\frac{20.37}{RT}} \cdot a_{OH^-}}{1 + 177 e^{\frac{20.37}{RT}} \cdot a_{OH^-}} + 1.70 \cdot e^{-69.67/RT} \cdot \frac{0.0297 \cdot e^{23.53/RT} \cdot a_{OH^-}}{1 + 0.0297 \cdot e^{23.53/RT} \cdot a_{OH^-}} \right) \cdot A_{min} \cdot \left\{ 1 - \exp \left( -6 \cdot 10^{-6} \cdot \left( 2 \cdot \frac{\Delta Gr}{RT} \right)^6 \right) \right\}$$

*Rate* : モンモリロナイト溶解速度 (mol/s)

$a_{OH^-}$  : OH<sup>-</sup>イオン活量

*R* : 一般気体定数 (kJ / (K · mol))

$A_{min}$  : モンモリロナイトの反応断面積 (m<sup>2</sup>/g = 7 m<sup>2</sup>/g)

*T* : 絶対温度 (K)

$\Delta Gr$  : ギブスの自由エネルギー変化 (kJ/mol)

ii. 最も可能性が高い状態（カルセドニ／カルサイト）

カルセドニの溶解速度は J A E A セメント公募報告書<sup>(13)</sup>の設定を参照し、以下の反応速度式を用いて設定した。

$$\text{Rate} = A \cdot (10^{-16.29} \cdot a_{H^+}^{-0.5}) \cdot (1 - 10^{SI})$$

*A* : 反応比表面積 (m<sup>2</sup>/g) ( $A=0.23 \text{ m}^2/\text{g}$ )

$a_{H^+}$  : H<sup>+</sup>イオン活量

*SI* : 飽和指数

カルサイトの溶解速度は J A E A セメント公募報告書<sup>(13)</sup>の設定を参照し、以下の反応速度式を用いて設定した。

$$Rate = A \cdot (10^{-0.3} \cdot a_{H^+} + 10^{-5.81} + 10^{-3.48} \cdot P_{CO_2}) \cdot (1 - 10^{SI})$$

$A$  : 反応比表面積 ( $m^2/g$ ) ( $A=10 m^2/g$ )

$a_{H^+}$  :  $H^+$ イオン活量

$P_{CO_2}$  : 炭酸分圧

$SI$  : 飽和指数

### iii. 最も厳しい状態 (カルセドニ/カルサイト)

カルセドニ及びカルサイトの反応速度係数及び反応比表面積については、初期鉱物として設定した鉱物を除いて一律で設定し、溶解速度は以下の反応速度式を用いて設定した。

$$Rate = A \cdot k \cdot (1 - 10^{SI})$$

$A$  : 反応比表面積 ( $m^2/g$ ) ( $A=10 m^2/g$ )

$k$  : 反応速度係数 ( $mol/m^2/s$ ) ( $k=10^{-6} mol/m^2/s$ )

$SI$  : 飽和指数

### (e) 透水係数

側部低透水性覆土の透水係数はベントナイト中のイオン濃度、交換性Naイオン率及びモンモリロナイト部分間隙比によって変化するため、以下の透水係数評価式 (伊藤式)<sup>(10)</sup>を用いて設定した。

$$K = 10^{1.30C_i} \cdot e_{sme}^{3.48C_i} \cdot K_0$$

•  $C_i > 10^{1.49ESP-1.0}$  の場合,  $C_i = 10^{1.49ESP-1.0}$

•  $K > 10^{1.63e_{sme}-0.24} \cdot K_0$  の場合,  $K = 10^{1.63e_{sme}-0.24} \cdot K_0$

•  $K > 1.0 \cdot 10^{-5}$  の場合,  $K = 1.0 \cdot 10^{-5}$

$$K_0 = \begin{cases} (0.91 - 1.57ESP + 2.00ESP^2) \times 10^{-13} \times e_{sme}^{7.44-5.69ESP} & \dots e_{sme} \leq 7.0 \\ (0.91 - 1.57ESP + 2.00ESP^2) \times 10^{-13} \times e_{sme}^{7.44-5.69ESP} \cdot \left(\frac{e_{sme}}{7.0}\right)^{11.4} & \dots e_{sme} > 7.0 \end{cases}$$

・  $K_0 < K_0|_{ESP=1}$  の場合,  $K_0 = K_0|_{ESP=1}$

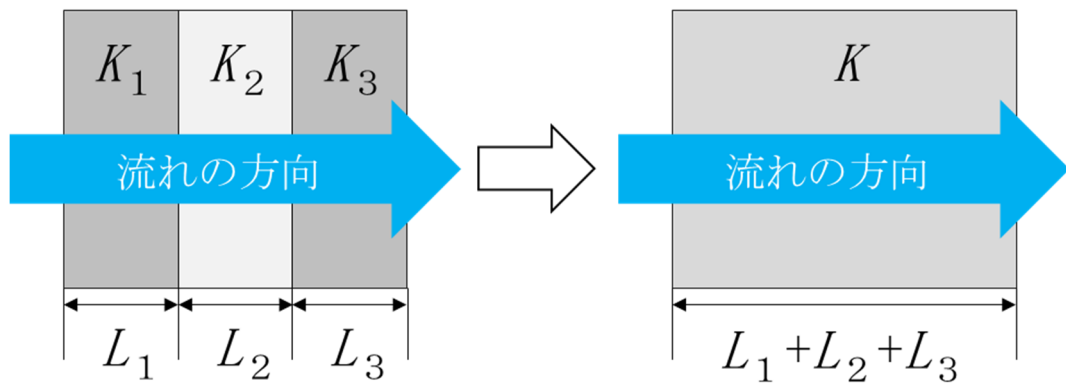
$C_i$  : 間隙水の等量イオン濃度 (eq/L)

$ESP$  : ベントナイトの交換 Na イオン率

$e_{sme}$  : モンモリロナイト部分間隙比

側部低透水性覆土全体の透水係数については、等価透水係数の考え方<sup>(14)</sup>を参考に、第 26 図に示すように異なる透水係数を持つ材料に対して直列となる方向の透水性を考えた場合の系全体の透水係数(等価透水係数  $K$ )で表現した。 $L$ は各材料の透過断面長さである。

$$K = \frac{L_1 + L_2 + L_3}{L_1/K_1 + L_2/K_2 + L_3/K_3}$$



第 26 図 等価透水係数の設定(直列)

d. コンクリートブロック

(a) コンクリートブロックの仕様

コンクリートブロックの仕様及び普通ポルトランドセメントの化学組成<sup>(15)</sup>を第20表及び第21表に示す。

第20表 コンクリートブロックの仕様

項目	仕様内容				
材料	セメント：普通ポルトランドセメント (比重 3.15～3.16)				
	細骨材：川砂利 (最大粒径 1.2～2.5 mm, 比重 2.60～2.61, 吸水率 1.2～1.9%)				
	粗骨材：川砂利 (最大粒径 25～40 mm, 比重 2.59～2.60, 吸水率 1.2～1.5%)				
配合	コンクリートブロック 1 m <sup>3</sup> 当たり材料所要量				
	スランプ (cm)	セメント (kg)	水 (kg)	細骨材 (kg)	粗骨材 (kg)
	15.0	390	165	605	1.235
乾燥比重	2.27 g/cm <sup>3</sup> 以上				
圧縮強度	370～620 kgf/cm <sup>2</sup>				

第 21 表 普通ポルトランドセメントの化学組成

物質	式量 (g/mol)	含有率 (wt%)	100 g あたり の物質質量 (mol/100g)
SiO <sub>2</sub>	60.1	21.57	0.3589
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	101.96	5.3	0.05198
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	159.69	2.76	0.01728
CaO	56.077	64.3	1.147
MgO	40.3	1.95	0.04839
SO <sub>3</sub>	80.06	1.95	0.02436
Na <sub>2</sub> O	61.98	0.26	0.004195
K <sub>2</sub> O	94.2	0.46	0.004883

(b) 初期鉱物組成

コンクリートブロックの初期鉱物組成を第 22 表に示す。第 20 表で示したスランプ値 15 cm の配合と第 21 表の化学組成を参照し、ノルム計算（一定の規則に従い仮想的な鉱物組成を計算すること）によって算出した。なお、間隙率は以下の式を用いて算出し、10% の設定（「(d) 間隙率」を参照）となるように細骨材・粗骨材分で補正を行った。

$$n = 1 - \left( \frac{W_a}{\rho_a} + \frac{W_b}{\rho_b} + \sum V_i \right)$$

$W_a$  : コンクリートブロック 1 m<sup>3</sup> 当たりの細骨材重量 (Mg)

$W_b$  : コンクリートブロック 1 m<sup>3</sup> 当たりの粗骨材重量 (Mg)

$\rho_a$  : 細骨材の比重 (Mg/m<sup>3</sup> = 2.61 Mg/m<sup>3</sup>)

$\rho_b$  : 粗骨材の比重 (Mg/m<sup>3</sup> = 2.6 Mg/m<sup>3</sup>)



$\sum V_i$  : 初期鉱物の体積分率 ( - ) の総和

第 22 表 解析に用いたコンクリートブロックの初期鉱物組成

初期鉱物	組成式	体積分率 (%)	物質質量 (mol/L water)
ポルトランドイト	$\text{Ca}(\text{OH})_2$	6.781	20.42
C S H (1.6)	$\text{CaSi}_{0.625}\text{O}_{2.250} \cdot 1.053\text{H}_2\text{O}$	10.43	22.40
ハイドロタルサイト	$\text{Mg}_4\text{Al}_2\text{O}_7 \cdot 10\text{H}_2\text{O}$	1.046	0.4718
エトリンサイト	$\text{Ca}_6\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3(\text{OH})_{12} \cdot 26\text{H}_2\text{O}$	2.297	0.3166
ギブサイト	$\text{Al}(\text{OH})_3$	0.805	2.477
$\text{Na}_2\text{O}$	$\text{Na}_2\text{O}$	0.0447	0.1636
$\text{K}_2\text{O}$	$\text{K}_2\text{O}$	0.0763	0.1904

※mol/L water : 間隙水 1 L 当たりの物質質量

※細骨材・粗骨材体積分率 : 70.68% (補正前), 68.52% (補正後)

※間隙率 : 7.84% (補正前), 10% (補正後)

(c) 密度

単位体積重量は第 20 表に示したコンクリートブロックの仕様 (乾燥比重  $2.27 \text{ g/cm}^3$ ) を参照し,  $23 \text{ kN/m}^3$  と設定した。

(d) 間隙率

既実施試験<sup>(16)(17)</sup>において, 対象となるコンクリートブロックと類似した配合や圧縮強度における空隙率は 10%程度であることが示されている。一方で, 算出したコンクリートブロックの間隙率 7.8% (補正前) は既実施試験結果より低く, 非保守的であったため, 10%

となるよう初期体積分率の補正を行った。なお、初期鉱物組成で補正をした場合、溶解する分量が減少することになるため、細骨材・粗骨材分で補正を行った。

(e) 拡散係数

i. 最も可能性が高い状態

コンクリートブロックの実効拡散係数は初期鉱物の溶解や二次鉱物の沈殿等による間隙率の変化を評価できるように、以下のTRU 2次レポートの経験式を用いて設定した。

$$D_e = 4.0 \times 10^{-9} \times \varepsilon^{3.05}$$

$D_e$  : 実効拡散係数 (m<sup>2</sup>/s)

$\varepsilon$  : 間隙率 (—)

ii. 最も厳しい状態

間隙水中の拡散係数は、間隙率と比例関係にあると考えられるため、保守的に拡散係数が大きいトリチウム水の20℃における自由水中の拡散係数に間隙率を掛けた以下の式から実効拡散係数を設定した。

$$D_e = 2.05 \times 10^{-9} \times \varepsilon$$

$D_e$  : 実効拡散係数 (m<sup>2</sup>/s)

$\varepsilon$  : 間隙率 (—)

(f) 溶解速度

i. 最も可能性が高い状態

コンクリートブロックの初期鉱物の溶解速度はJAEAセメント公募報告書<sup>(13)</sup>の設定を参照し、以下の反応速度式を用いて設定した。

$$Rate = A \cdot k \cdot (1 - 10^{SI})$$

$A$  : 反応比表面積 ( $m^2/g$ )

$k$  : 反応速度係数 ( $mol/m^2/s$ )

$SI$  : 飽和指数

各初期鉱物の溶解速度パラメータは第 23 表に示すとおり設定した。なお、C/H比に依存するC-S-Hゲルの溶解速度パラメータについては第 24 表に示すとおり設定した。

第 23 表 コンクリートブロックの初期鉱物の溶解速度パラメータ

初期鉱物	反応比表面積 ( $m^2/g$ )	反応速度係数 ( $mol/m^2/s$ )
ポルトランドイト	10.44	$1.0 \times 10^{-6}$
ハイドロタルサイト	11.94	$1.0 \times 10^{-8.24}$
エトリングイト	9.8	$1.0 \times 10^{-8.5}$
ギブサイト	10.44	$1.0 \times 10^{-6}$
$Na_2O$	10.44	$1.0 \times 10^{-6}$
$K_2O$	10.44	$1.0 \times 10^{-6}$

第 24 表 C/H比に依存するC-S-Hゲルの溶解速度パラメータ

C S H	反応比表面積 ( $\text{m}^2/\text{g}$ )	反応速度係数 ( $\log (\text{mol}/\text{m}^2/\text{s})$ )
C S H (1.6)	25.77	-8.50
C S H (1.5)	32.44	-8.54
C S H (1.4)	39.12	-8.87
C S H (1.3)	45.79	-9.56
C S H (1.2)	52.47	-10.35
C S H (1.1)	59.15	-10.87
C S H (1.0)	65.82	-10.94
C S H (0.9)	72.50	-10.79
C S H (0.8)	79.17	-10.98
C S H (0.7)	85.85	-10.98
C S H (0.6)	92.53	-10.98
C S H (0.5)	99.20	-10.98

ii. 最も厳しい状態

コンクリートブロックの初期鉱物の反応比表面積及び反応速度係数については、一律でパラメータを設定し、溶解速度は以下の反応速度式を用いて設定した。

$$Rate = A \cdot k \cdot (1 - 10^{SI})$$

$A$  : 反応比表面積 ( $\text{m}^2/\text{g}$ ) ( $A=10.44 \text{ m}^2/\text{g}$ )

$k$  : 反応速度係数 ( $\text{mol}/\text{m}^2/\text{s}$ ) ( $k=10^{-6} \text{ mol}/\text{m}^2/\text{s}$ )

$SI$  : 飽和指数

e. 二次鉱物

JAEAセメント公募報告書<sup>(13)</sup>を参考に設定した側部低透水性覆土及びコンクリートブロックの二次鉱物を第25表に示す。

二次鉱物の反応比表面積及び反応速度係数については、初期鉱物として設定した鉱物を除いて一律で設定し、二次鉱物の溶解速度については、JAEAセメント公募報告書<sup>(13)</sup>を参考に、反応速度が温度、pHに依存しないものと仮定して、一般鉱物の溶解速度式を簡略化した以下の反応速度式を用いて設定した。

$$Rate = A \cdot k \cdot (1 - 10^{SI})$$

A：反応比表面積 (m<sup>2</sup>/g) (A=10 m<sup>2</sup>/g)

k：反応速度係数 (mol/m<sup>2</sup>/s) (k=10<sup>-6</sup> mol/m<sup>2</sup>/s)

SI：飽和指数

第25表 解析で考慮する二次鉱物一覧

フィリップサイト	ポルトランダイト	C <sub>4</sub> AH <sub>13</sub>
クリノタイロライト	ブルーサイト	C <sub>4</sub> AH <sub>19</sub>
ヒューランダイト	カルサイト	ゲーレナイト水和物
C-S-Hゲル	ドロマイト	カオリナイト
C <sub>3</sub> A <sub>2</sub> SH <sub>4</sub>	イライト	パイロフィライト
エトリンガイト	カリ長石	二水石膏
モノサルフェート	アナルサイム	フリーデル氏塩
ローモンタイト	ハイドロタルサイト	セピオライト

#### f. 熱力学データベース

MINARET解析における熱力学データベースはJNC-TDB (050700g0.tdb)をベースに、C-S-Hゲルの熱力学データとしてAtkinson et al. (1991)<sup>(18)</sup>及びJAEAセメント公募報告書<sup>(13)</sup>のデータを追加したデータベースを使用した。

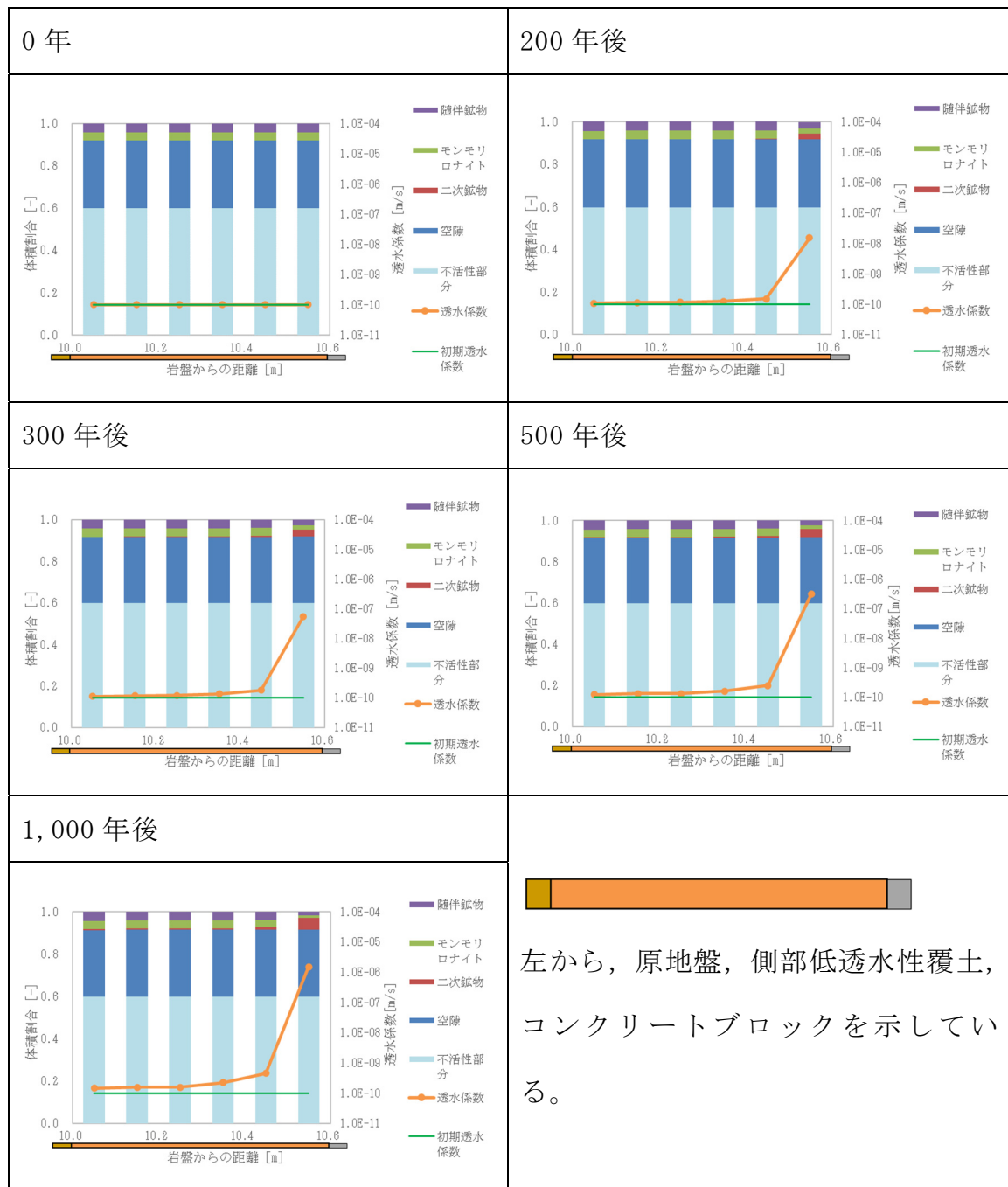
PHREEQC計算における熱力学データベースはJNC-TDB (050700c0.tdb)をベースに、C-S-Hゲルの熱力学データとしてAtkinson et al. (1991)<sup>(18)</sup>のデータを追加したデータベースを用いた。

### 3. 2. 3 解析結果

#### (1) 最も可能性が高い状態

##### a. 側部低透水性覆土の鉱物組成と透水係数

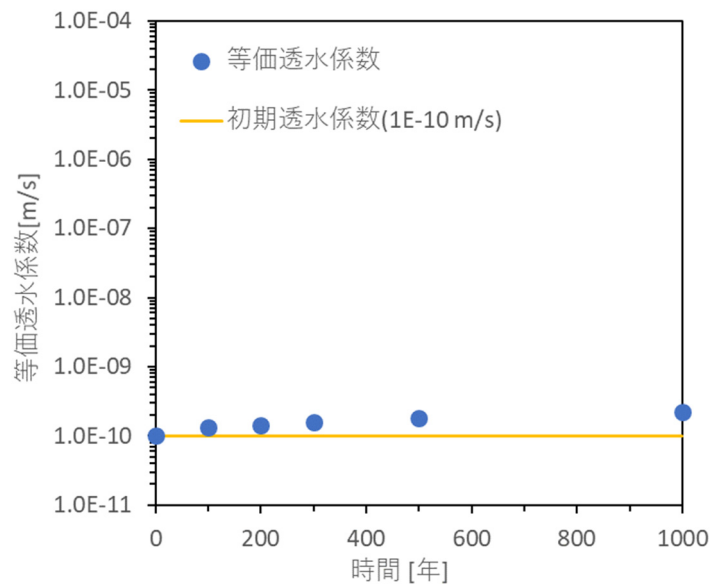
最も可能性が高い状態の側部低透水性覆土領域における0～1,000年後の鉱物組成と透水係数の空間分布を第27図に示す。コンクリートブロック近傍では、モンモリロナイトの溶解に伴って透水係数が時間経過とともに大きく上昇しているが、一方で、コンクリートブロック近傍以外は1,000年後においても透水係数の上昇は小さく、全体としては低透水性が保たれている。



第 27 図 鉱物組成と透水係数の空間分布（最も可能性が高い状態）

b. 側部低透水性覆土の等価透水係数

最も可能性が高い状態における側部低透水性覆土の等価透水係数の時間変化を第 28 図に示す。1,000 年後の等価透水係数は  $2.25 \times 10^{-10}$  m/s となり，初期透水係数に対して 2 倍程度上昇すると推定される。



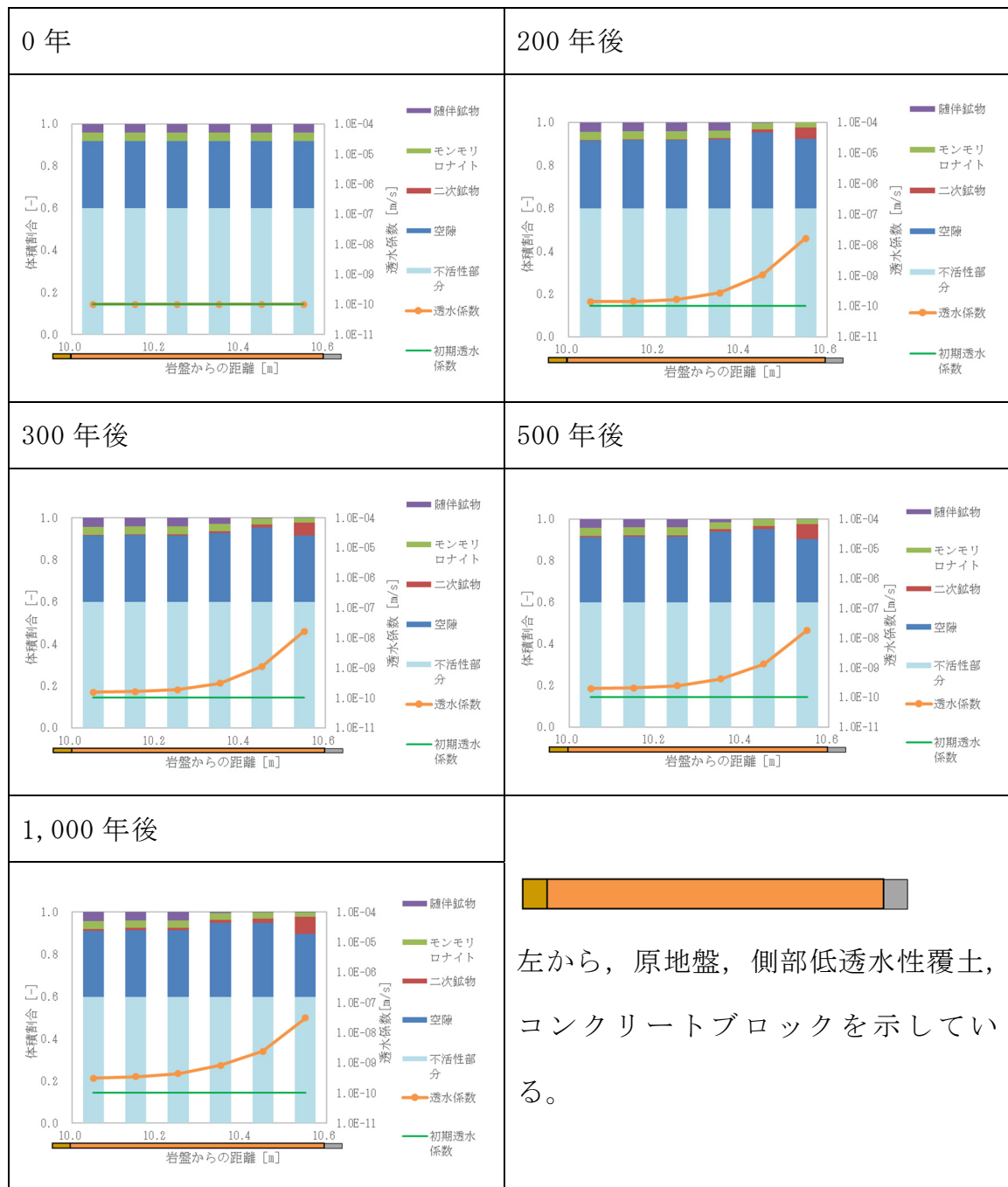
第 28 図 等価透水係数の時間変化（最も可能性が高い状態）

(2) 最も厳しい状態

a. 側部低透水性覆土の鉍物組成と透水係数

最も厳しい状態の側部低透水性覆土領域における 0~1,000 年後の鉍物組成と透水係数の空間分布を第 29 図に示す。最も可能性が高い状態（第 27 図参照）と比較し、コンクリートブロック近傍だけでなく全体的に透水係数が時間経過とともに上昇しており、コンクリートブロック近傍以外でも透水係数が上昇する結果となった。

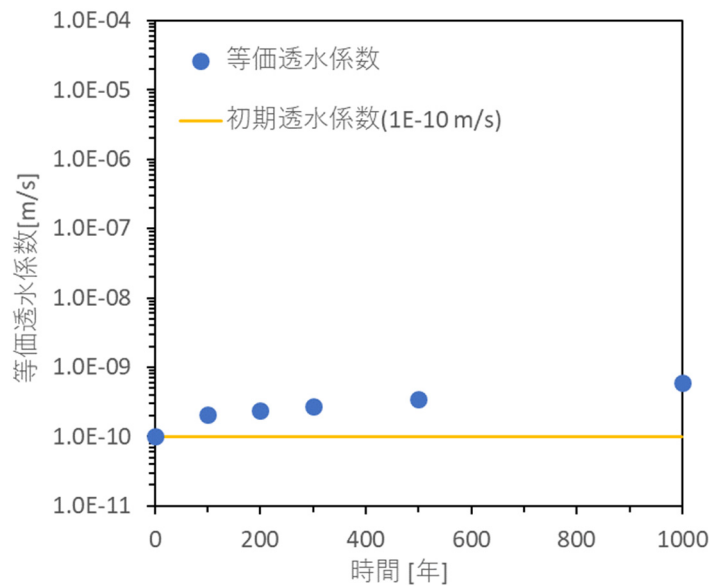




第 29 図 鉱物組成と透水係数の空間分布（最も厳しい状態）

b. 側部低透水性覆土の等価透水係数

最も厳しい状態における側部低透水性覆土の等価透水係数の時間変化を第 30 図に示す。1,000 年後の等価透水係数は  $5.97 \times 10^{-10} \text{ m/s}$  となり，初期透水係数に対して 6 倍程度上昇すると推定される。



第 30 図 等価透水係数の時間変化（最も厳しい状態）

### 3. 3 モンモリロナイト溶出による状態変化の影響評価のまとめ

ベントナイト混合土と浸透水の反応に起因する影響において、地化学解析によって側部低透水性覆土の低透水性（透水係数及び厚さ）への影響評価をした結果、ベントナイト材料中のモンモリロナイトを溶解又は変質が生じることによって、局所的なモンモリロナイト含有率の低下により透水係数の増加が生じた。各評価ケースの 0～1,000 年の側部低透水性覆土の等価透水係数の経時変化を第 26 表に示す。

第 26 表 側部低透水性覆土の等価透水係数の経時変化

時間 (年)	最も可能性が高い状態 等価透水係数 (m/s)	最も厳しい状態 等価透水係数 (m/s)
0 年	$1.00 \times 10^{-10}$	$1.00 \times 10^{-10}$
100 年	$1.31 \times 10^{-10}$	$2.07 \times 10^{-10}$
200 年	$1.44 \times 10^{-10}$	$2.39 \times 10^{-10}$
300 年	$1.56 \times 10^{-10}$	$2.69 \times 10^{-10}$
500 年	$1.79 \times 10^{-10}$	$3.46 \times 10^{-10}$
1000 年	$2.25 \times 10^{-10}$	$5.97 \times 10^{-10}$

各評価ケースにおける等価透水係数は初期透水係数  $1.0 \times 10^{-10}$  m/s を上回ると推定されることから、1,000 年後の等価透水係数よりも保守的に側部低透水性覆土の透水係数を設定する。モンモリロナイト溶出の影響における透水係数の設定を第 27 表に示す。

第 27 表 モンモリロナイト溶出の影響における透水係数の設定

対象	最も可能性が高い状態 (m/s)	最も厳しい状態 (m/s)
側部低透水性覆土	$5.0 \times 10^{-10}$	$1.0 \times 10^{-9}$

#### 4 状態変化の影響評価のまとめ

「2 地震による廃棄物層の沈下（陥没現象）」及び「3 モンモリロナイト溶出（ベントナイト混合土と浸透水の反応）」の状態変化の影響評価より、側部低透水性覆土及び低透水性土層の透水係数の設定を第 28 表に示す。

第 28 表 状態変化の影響評価による透水係数の設定

対象	最も可能性が高い状態	最も厳しい状態
低透水性土層	$1.0 \times 10^{-10}$ (m/s)	$5.0 \times 10^{-10}$ (m/s)
側部低透水性覆土	$5.0 \times 10^{-10}$ (m/s)	$1.0 \times 10^{-9}$ (m/s)

#### 5 参考文献

- (1) 仲田 久和他 (2018) : 研究施設等廃棄物浅地中処分施設における廃棄体の受入基準の設定ートレンチ処分対象廃棄体への砂充填の検討ー, JAEA, JAEA-Technology 2017-031
- (2) 桐山 貴俊 (2018) : 粒子方に基づく地盤大変形解析技術の開発と応用
- (3) 若井 明彦他 (2013) : 地すべりを再現するための数値解析手法の現状, 日本地すべり学会誌 50 巻 1 号, p7-17
- (4) 日本道路協会 (2010) : 道路土工 盛土工指針 (平成 22 年度版)
- (5) 木本和志 (2019) : 不飽和多孔質体中の物質拡散に関する数値解析的研究 土木学会論文集 A2 (応用力学) Vol. 75, No. 2
- (6) Hideo Komine (2010) : Predicting hydraulic conductivity of sand-bentonite mixture backfill before and afterswelling deformation for underground disposal of radioactive wastes, Engineering Geology 114 (2010) 123-134.
- (7) 電気事業連合会 核燃料サイクル開発機構 (2005) : TRU 廃棄物処分技

術検討書－第 2 次 T R U 廃棄物処分研究開発取りまとめ－, JNC  
TY1400 2005-013 FEPC TR2-2005-02

(8) クニミネ工業株式会社：製品カタログ クニゲルV 1

[https://www.kunimine.co.jp/download/pdf/catalog/catalog\\_kunigel\\_v1.pdf](https://www.kunimine.co.jp/download/pdf/catalog/catalog_kunigel_v1.pdf)

(9) クニミネ工業株式会社：製品カタログ クニゲルU

[https://www.kunimine.co.jp/download/pdf/catalog/catalog\\_kunigel\\_u.pdf](https://www.kunimine.co.jp/download/pdf/catalog/catalog_kunigel_u.pdf)

(10) 伊藤 弘之他 (2005)：ベントナイト系材料の飽和透水係数の変遷評価式, JNC TN8400 2005-029

(11) Cama, J. et al. (2000)：Smectite dissolution kinetics at 80°C and pH8.8, *Geochimica et Cosmochimica Acta*, Vol.64, No.15, pp. 2701-2717

(12) Sato, T. et al. (2004)：Dissolution mechanism and kinetics of smectite under alkaline conditions. *Proc. Int. Work-shop on Bentonite-Cement Interaction in Repository Environ.*, 14-16 April 2004, Tokyo, NUMO-TR-04-05, A3-38 - A3-41

(13) 日本原子力研究開発機構 (2015)：平成 26 年度 地層処分技術調査等事業セメント材料影響評価技術高度化開発

(14) 原子力発電環境整備機構 (2007)：処分システムに求められる閉鎖性能の考え方－処分場パネル規模の水理に関する試解析－, NUMO-TR-06-01

(15) 日本原子力研究開発機構 (2014)：平成 25 年度 地層処分技術調査等事業セメント材料影響評価技術高度化開発

(16) 日本原子力研究開発機構 (2020)：幌延 URL における低アルカリ性セメント系材料の劣化および周辺環境への影響調査

(17) 吉野 利幸他 (1982) : 空隙構造依存性に基づくコンクリート強度推定法に関する研究－第1報 圧縮強度と空隙構造の関係－

(18) A. Atkinson et al . (1991): Aqueous chemistry and thermodynamic modelling of CaO-SiO<sub>2</sub>-H<sub>2</sub>O gels at 80 °C, DoE, DoE-HMIP-RR-91-045

以上