

第5章 HMC 連成解析手法の検討

第5章では、閉鎖後長期の人工バリアの長期挙動を評価するための、HMC 連成解析手法を検討した結果を述べる。

平成27年度までに、化学解析に関して、本フェーズの課題として挙げた、解析体系の2次元化を行った(地球化学・物質移動連成解析コード PHREEQC-TRANS[1])。力学解析に関しては、これまで構成モデルが化学変質による固相量や鉱物種の変化による体積変化が質量保存則により考慮できなかった点について考慮し、2次元 FEM で解析が可能となった(土/水連成有限要素プログラム DACSAR-BA[2])。これにより力学解析と化学解析との連成が可能となった[3][4]。これを使用した HMC 連成解析により、緩衝材の変質により生成する二次鉱物の種類によって、人工バリア断面の長期的な力学挙動が異なること、生成長期挙動解析の初期条件となる閉鎖時の人工バリアの断面における緩衝材の乾燥密度の不均一は、均一な初期条件と比較して、乾燥密度の部位による差が大きい等の長期的な挙動が異なることなどを確認した[5]。これにより HMC の連成解析は、人工バリアの長期性能の評価に有効であることも示された。

平成28年度は、化学解析手法について、二次鉱物生成挙動モデルの反映方法、これまでの検討で課題となった、透水係数の長期予測に関する検討等を行い、信頼性を向上に資する検討を行った(5.1)。力学解析手法に関しては、弾塑性モデルの適用性や施工による乾燥密度分布を初期条件に考慮した長期解析を行い、初期条件や解析手法についての検討を行った(5.2)。

5.1 HMC 連成解析に関わる化学解析手法に関する検討

HMC 解析の化学解析手法に関する検討では、2章の化学変質に関するモデル化のこれまでの成果、また、これまでの化学解析に関わる課題等の HMC 解析手法の構築に関する検討を実施した。

5.1.1 ではベントナイトの二次鉱物の生成モデルの反映手法の検討を、5.1.2 では平成27年度の連成解析にて課題とした透水係数モデルの検討、5.1.3 では、これまでの連成解析手法の検討を踏まえた連成手法の課題に関する検討をそれぞれ実施した。

5.1.1 ベントナイト系材料の溶解変質モデルの検討

これまで、ベントナイト系材料の変質解析では、試験との比較において、物質移行—化学反応連成解析においては変質を早く見積もる傾向にある。ベントナイトに含まれるモンモリロナイトについては、その溶解速度を設定することでモンモリロナイトの溶解挙動を表現することを考えてきたが、試験との比較においてはモンモリロナイト自身の溶解のみならず随伴鉱物や二次鉱物等の環境による変質挙動を考慮することで試験の再現性が向上する可能性があると考えられる。

ベントナイト系材料における、二次鉱物の試験検討より、二次鉱物生成の遅れが想定された。この二次鉱物生成の遅れを解析に導入することによって、モンモリロナイトの溶解の遅れを表現

できることが想定される。二次鉱物が生成するときには臨界過飽和度を超える必要があることから、二次鉱物の生成の遅れとなる。これを、計算に導入するには、通常は飽和を超えた場合に沈殿する現象を、臨界過飽和度を超えたら沈殿することとする。また、一度沈殿ができれば、その後は臨界過飽和度ではなく飽和で沈殿していく。これらの操作を、計算では、図 5.1.1-1 のように、複数の場合分けを行うことで表現することとした。

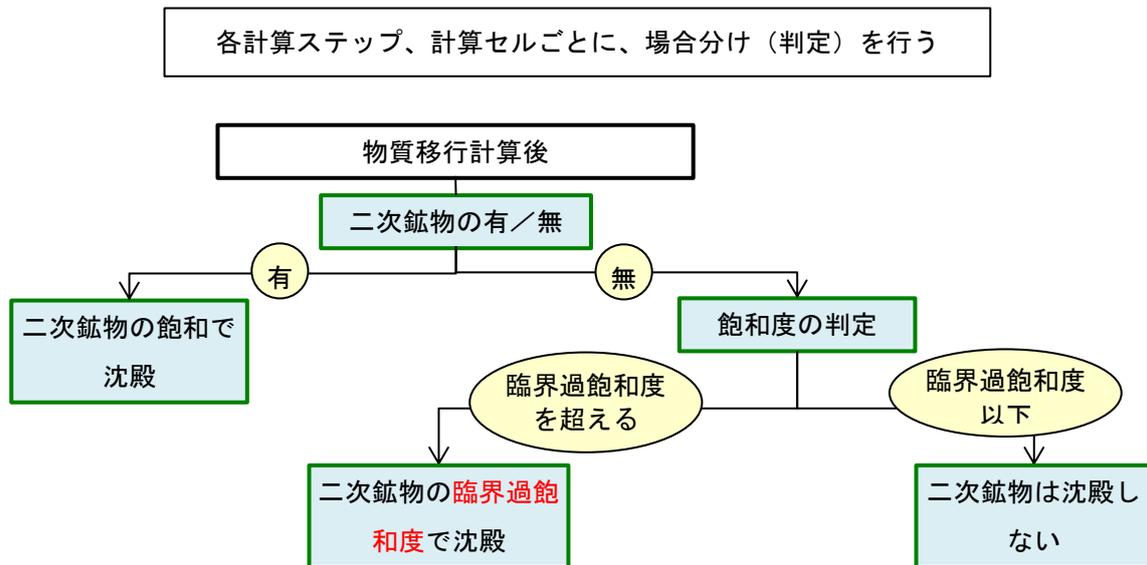


図 5.1.1-1 臨界過飽和度を考慮した二次鉱物の生成遅れ計算フロー図

(1) 力学挙動試験を模擬した計算

二次鉱物生成の遅れについて、平成 27 年度に計算を行った、化学変質に伴う力学挙動試験[5]を対象として検討を行う。対象とする試験水準は、表 5.1.1-1 に示す KPDS-3 とする。この KPDS-3 は、複数の試験水準のうちでも、変質の多い水準である。力学挙動試験を模擬した概念図を図 5.1.1-2 に示す。

表 5.1.1-1 Na 型ベントナイトのアルカリ変質に伴う力学挙動変化の取得試験ケース

	呼称	モンモリロナイト	間隙水	備考
No.8	KPDS-3	クニピア F 乾燥密度 1.6 Mg/m ³ 程度	0.1M NaOH	供試体高さ 5mm

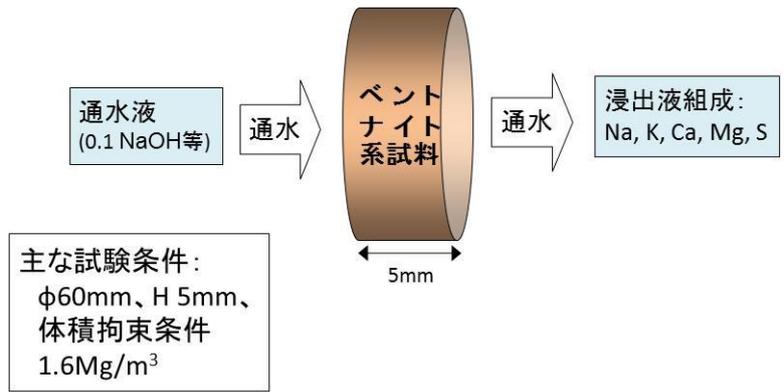


図 5.1.1-2 力学試験を模擬した体系概要図

1) 計算条件

ここで、解析体系を図 5.1.1-3 のように設定した。解析メッシュは、ベントナイト試料部分 5mm を 10 分割した。また、物質移行は、拡散のみを考慮した拡散場とした。力学試験においては通水試験を行っているが、浸出液は非常に少なく、また、ベントナイトの拡散係数は比較的大きいため拡散での移行のほうが早いと考えられるためである。

計算条件を表 5.1.1-2 にまとめ、試料厚さ 5mm の場合における解析体系図を図 5.1.1-3 に示す。ここで、計算には PHREEQC [6] を使用した。物質移行に係わる拡散係数は時間・場所によらず一定とし、空隙率も時間・場所によらず一定であると仮定した。

表 5.1.1-2 計算条件

計算条件		
固相 (ベントナイト)	クニピア F	初期固相はモンモリロナイト、随伴鉱物として玉髄 (1wt%) とした。モンモリロナイトは溶解速度(第 2 次 TRU レポート[7]) で溶解する。
試料直径	φ 60 mm	
試料厚さ	5 mm	
初期乾燥密度	1.6 Mg/m ³	乾燥密度から、真密度 2.7 とし、空隙率として 0.4 とした。
液相	0.1M NaOH 水溶液	
拡散係数	1.2E-10 m ² /s	拡散のみ (移流での移行は考慮しない)



図 5.1.1-3 解析体系図

モンモリロナイトの溶解速度は、第2次 TRU レポート[7]で使用された、次の式に従う。
 モンモリロナイトの比表面積は 7[m²/g]とした[1]。

$$Rate = \left(4.74 \cdot 10^{-6} \cdot e^{-3957/RT} \cdot \frac{177 \cdot e^{2037/RT} \cdot a_{OH^-}}{1 + 177 \cdot e^{2037/RT} \cdot a_{OH^-}} + 1.70 \cdot e^{-6967/RT} \cdot \frac{0.0297 \cdot e^{2353/RT} \cdot a_{OH^-}}{1 + 0.0297 \cdot e^{2353/RT} \cdot a_{OH^-}} \right) \cdot A_{min} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(6 \cdot 10^{-10} \cdot (2 \cdot \Delta Gr / RT)^6\right) \right\}$$

Rate: モンモリロナイト溶解速度 [mol/s]

A_{min}: 鉱物の反応表面積 [m²]

R: 気体定数 [kJ/K mol]

T: 絶対温度 [K]

a_{OH⁻}: 水酸化物イオンの活量

ΔGr : 反応のギブス自由エネルギー変化 [kJ/mol]

2) 計算ケース

平成 27 年度計算を行った結果、試験水準 KPDS-3 においては、二次鉱物として、C-S-H ゲル、アナルサイム、ハイドロタルサイトが生成した。そこで、ここでは、臨界過飽和度を設定する固相としてハイドロタルサイトとした。そのハイドロタルサイトの臨界過飽和度を、暫定的に SI=2 (飽和指数=2) として計算を行うこととした。

表 5.1.1-3 計算ケース

ケース	二次鉱物	備考
0	瞬時平衡	平成 27 年度と同様
1	ハイドロタルサイトの臨界過飽和度 SI=2	図 5.1.1-1 に示す操作を行う

3) 計算結果

平成 27 年度の計算結果を、30 日後、100 日後の結果として図 5.1.1-4、上流端の固相濃度の経時変化を図 5.1.1-5 に示す(ケース 0)。モンモリロナイトはほとんど溶解していないが、二次鉱物として、C-S-H ゲル、アナルサイム、ハイドロタルサイトが生成した。

二次鉱物であるハイドロタルサイトの臨界過飽和度として SI=2 (飽和度指数=2) を設定して計算を行ったケース 1 の結果を、図 5.1.1-6 及び図 5.1.1-7 に示す。ハイドロタルサイトの生成が遅れ、30 日後の生成量はケース 0 に比べて少なかった(グラフ欄外)。100 日後も、ケース 0 に比べて、ハイドロタルサイトの生成量は少なかった。ケース 1 では、ハイドロタルサイトの生成が少なくなった分、二次鉱物としてブルーサイトとセピオライトが生成した。

ここでは、二次鉱物の生成の遅れを、解析上、表現できることが確認できた。妥当な臨界過飽和度の設定を行うことができれば、より現実的なモデルとなると考えられる。

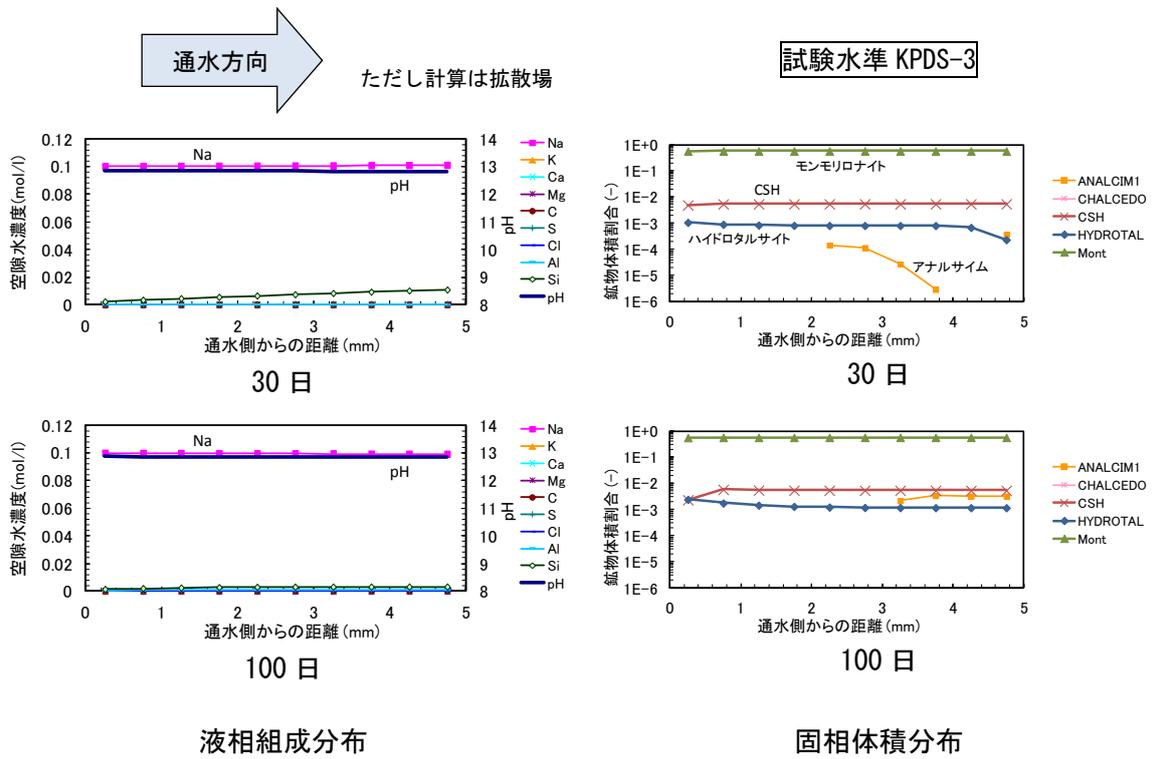


図 5.1.1-4 液相・固相分布結果図（計算ケース 0；平成 27 年度の計算結果）

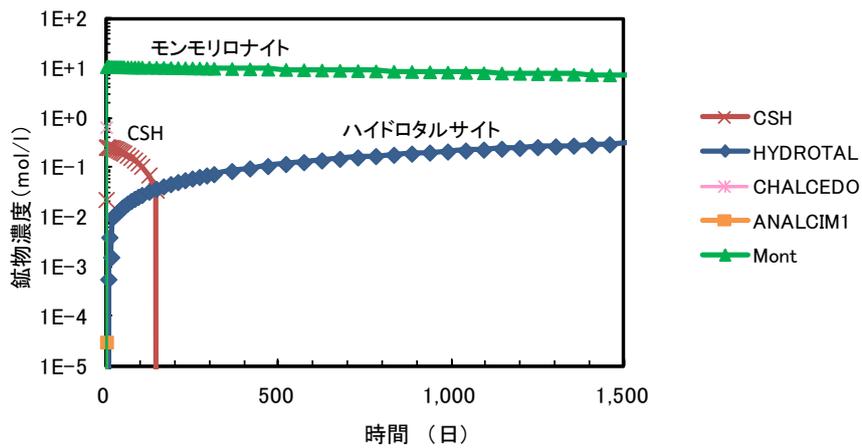


図 5.1.1-5 上流端の固相濃度経時変化（ケース 0；平成 27 年度の計算結果）

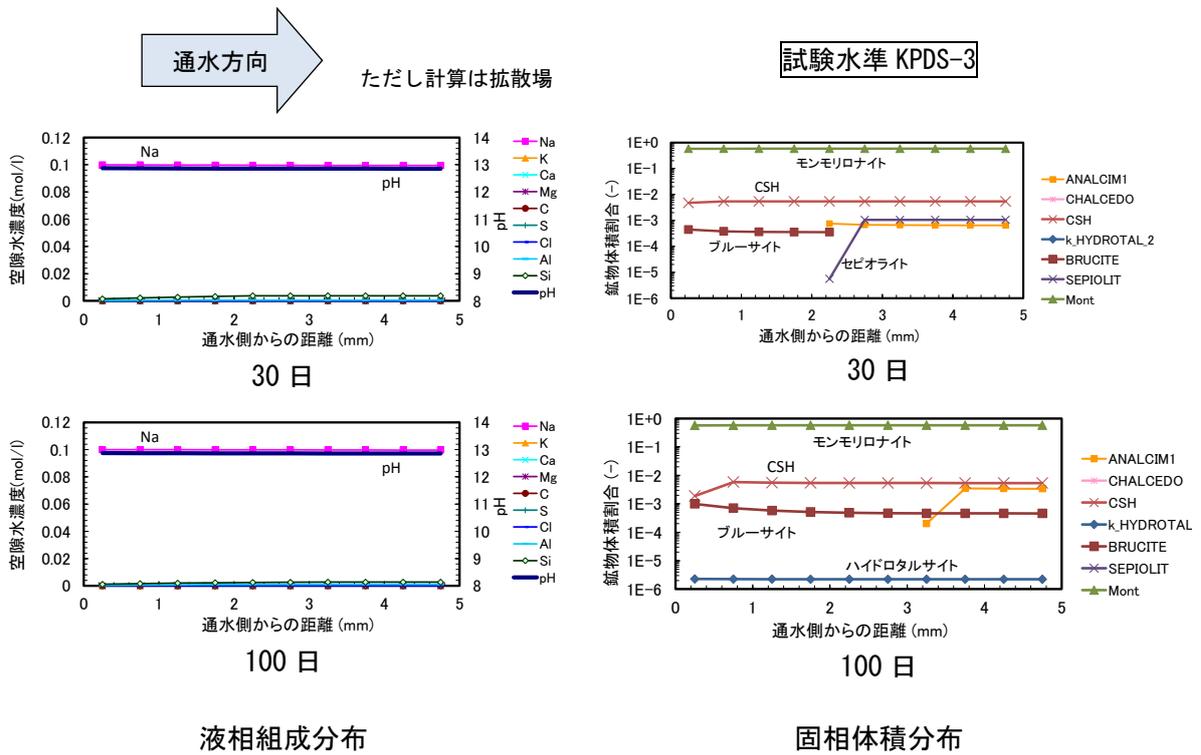


図 5.1.1-6 液相・固相分布結果図 (計算ケース 1 ; ハイドロタルサイト SI=2)

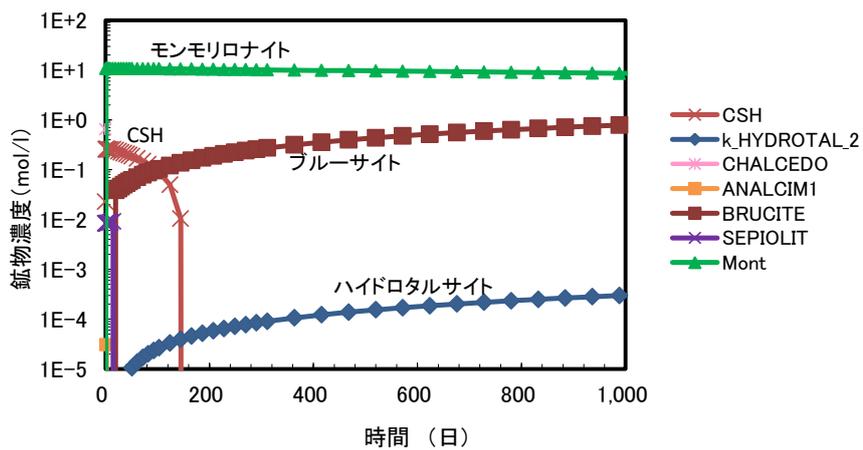


図 5.1.1-7 上流端の固相濃度経時変化 (計算ケース 1 ; ハイドロタルサイト SI=2)

(2) 人工バリア体系を模擬した計算

ベントナイト系材料の過飽和度を考慮した二次鉱物生成の遅れをモデル化する効果について、TRU 処分施設を対象とした解析体系での長期挙動評価にて検討する。

処分場を対象とした解析体系概念図を図 5.1.1-8 に示す。平成 24 年度[2]に行った変質解析に使用したものと同等である。解析体系は 1 次元であり、廃棄体側は構造躯体までをモルタル層とし、その外側にベントナイト系材料を 1m、その外側に支保工（覆工コンクリート）10cm、その外側に岩盤を設定した。解析は、拡散場を想定し、境界条件は岩盤側を地下水濃度に固定、廃棄体側を濃度勾配を 0（反射境界）とした。

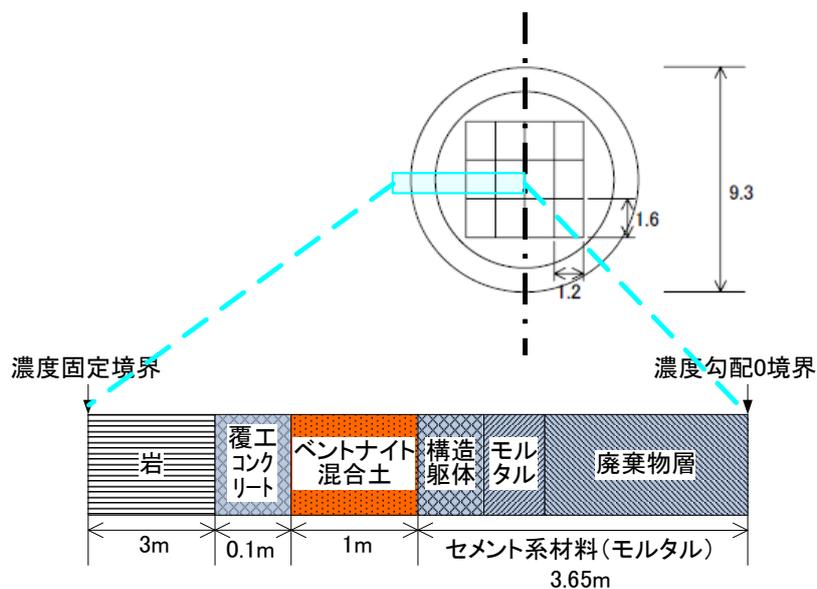


図 5.1.1-8 処分施設を模擬した解析体系概念図

1) 計算条件

使用するパラメータは、第 2 次 TRU レポート[7]を参照する。表 5.1.1-4 より、解析に使用する地下水組成として、Na で電荷バランスを調整し、表 5.1.1-5 に示した組成を用いる。

表 5.1.1-4 地下水組成

	組成 (mol/l)
	FRHP 降水系高 pH 型地下水
pH	8.5
pe	-4.8
Na	3.6E-3
Ca	1.1E-4
K	6.2E-5
Mg	5.0E-5
Fe	9.7E-10
Al	3.4E-7
C	3.5E-3
S	1.1E-4
B	2.9E-4
P	2.9E-6
F	5.4E-5
N	2.3E-5
Cl	1.5E-5
Si	3.4E-4
Br	—
I	—

表 5.1.1-5 解析に用いた地下水の組成

	組成 (mol/l)
	FRHP 降水系高 pH 型地下水
pH	8.5
Na *	3.4E-3
Ca	1.1E-4
K	6.2E-5
Mg	5.0E-5
Al	3.4E-7
C	3.5E-3
S	1.1E-4
Cl	1.5E-5
Si	3.4E-4

*電荷バランスを調整

セメント及びベントナイトの仕様は、表 5.1.1-6 から表 5.1.1-10 に示す。これらから、各材料における初期固相量として、表 5.1.1-11 に示す。なお、今回の検討においては、ベントナイトに含まれるモンモリロナイトの反応について Na 型モンモリロナイト (Na-Mont) のみを考慮することとし、反応を限定した。ただし、陽イオン交換反応については、計算に考慮する。本検討で考慮する二次鉱物は、表 5.1.1-12 に示す。ここで考慮した二次鉱物は、JAEA の検討[12]において考慮している鉱物セットであり、平成 27 年度の検討[5]においてヒューランダイトの沈殿可能性を考慮した鉱物セットである。

表 5.1.1-6 セメントの化学組成

化学組成 mass%	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	Na ₂ O	K ₂ O
OPC	21.5	5.2	2.9	64	1.5	2	0.3	0.5

表 5.1.1-7 セメント系材料の仕様

	間隙率 (-)	W/C (%)	単位 セメント量 (kg/m ³)	単位 水量 (kg/m ³)	細・粗骨 材量 (kg/m ³)
支保工 コンクリート	0.13	55	300	165	1877
廃棄体 モルタル層	0.19	55	483	266	1449

表 5.1.1-8 ベントナイト系緩衝材の仕様

乾燥密度 (Mg/m ³)	1.60
ケイ砂混合率 (%)	30
空隙率 (-)	0.4

表 5.1.1-9 クニゲル V1 の鉱物組成

鉱物	含有率 (mass%)
モンモリロナイト	48
カルセドニ	38
カルサイト	2.6

表 5.1.1-10 クニゲル V1 の交換性陽イオン組成

交換性陽イオン 組成	meq/100g	イオン交換反応 選択係数		logK
NaZ	51.4	2ZNa-Z2Ca	0.69	
CaZ2	7.4	ZNa-ZK	0.42	
KZ	0.6	2ZNa-Z2Mg	0.67	
MgZ2	0.7	ZNa-ZH	1.88	

表 5.1.1-11 初期鉱物濃度

初期鉱物		鉱物濃度(mol/L _{water})			mol 体積 (L/mol)
		廃棄体 モルタル	支保工 コンクリート	ベントナイト系 緩衝材	
ポルトランドイト	PORTLAN	9.98	9.06	0.0	0.0332
エトリンガイト	ETTRINGI	0.212	0.192	0.0	0.726
ブルーサイト	BRUCITE	0.946	0.859	0.0	0.0244
ハイドロガーネット	HYDROGR	—	—	—	0.150
CSH(1.8)		16.4	14.9	0.0	0.0445
カルサイト	CALCITE	0.0	0.0	0.727	0.0369
玉髄	CHALCEDO	0.0	0.0	17.7	0.0227
モンモリロナイト	Na-Mont	—	—	3.66	0.134
Na ₂ O		0.123	0.112	—	—
K ₂ O		0.135	0.122	—	—

表 5.1.1-12 考慮した二次鉱物

二次鉱物		mol 体積 (L/mol)
C-S-H ゲル	CSH(0.833)～ CSH(1.8)	0.0547 (CSH(1.0))
カトアイト	KATOITE	0.137
アナルサイム	ANALCIM1	0.0974
ゲーレンナイトハイドレート	GEHL_HY	0.216
フリーデル氏塩	FRIEDEL_	0.244
C ₃ ASH ₄		0.160
C ₄ AH ₁₃		0.216
C ₄ AH ₁₉		0.216
イライト	ILLITE	0.141
カリ長石	K-FELDSP	0.106
ローモンタイト	LAUMONTI	0.205
ハイドロタルサイト	HYDROTAL	0.222
セピオライト	SEPIOLIT	0.288
ドロマイト	DOLOMITE	0.0611
ヒューランドイト	HEULANDI	0.212
クリノプチロライト	CLINOP_a	0.213
	CLINOP_d	0.210
フィリップサイト	PHILLI_a	0.146
	PHILLI_d	0.143

ここで、表 5.1.1-11 に示した初期鉱物のうち、モンモリロナイト (Na-Mont) のみ、溶解速度を設定する。モンモリロナイトの溶解速度は、平成 24 年度に提案したモンモリロナイトの実効露出表面積(ESA)を考慮した式[2]を使用する。

従来使用してきた第 2 次 TRU レポート[7]に使用されている溶解速度式を次に示す。

$$Rate = \left(4.74 \cdot 10^{-6} \cdot e^{-3957/RT} \cdot \frac{177 \cdot e^{2037/RT} \cdot a_{OH^-}}{1 + 177 \cdot e^{2037/RT} \cdot a_{OH^-}} + 1.70 \cdot e^{-6967/RT} \cdot \frac{0.0297 \cdot e^{2357/RT} \cdot a_{OH^-}}{1 + 0.0297 \cdot e^{2357/RT} \cdot a_{OH^-}} \right) \cdot A_{min} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(6 \cdot 10^{-10} \cdot (2 \cdot \Delta Gr / RT)^6\right) \right\}$$

Rate: モンモリロナイト溶解速度 [mol/s]

A_{min}: 鉱物の反応表面積 [m²]

R: 気体定数 [kJ/K mol]

T: 絶対温度 [K]

a_{OH⁻}: 水酸化物イオンの活量

Δ Gr: 反応のギブス自由エネルギー変化 [kJ/mol]

この表面積 *A_{min}* について、次の関係を考慮することによって圧縮圧力条件を導入する。

$$A_{min}(P) = 0.045 - 0.012 \ln(P)$$

A_{min}: 実効露出表面積 [m²/g]

P: 圧縮圧力 [MPa]

ここで、圧力条件は直接解析に導入できないため、乾燥密度に対する実効露出端面積の関係を導入した。

$$A_{min}(\rho_d) = -0.1442 \cdot \rho_d^3 + 0.4875 \cdot \rho_d^2 - 0.6249 \cdot \rho_d + 0.3489$$

A_{min}: 実効露出端面積 [m²/g]

ρ_d: 乾燥密度 [Mg/m³]

また、各材料の物質移行特性 (拡散係数) は、第 2 次 TRU レポート[7]に従う (セメント系材料について、ひび割れなしケース)。

初期物性値として、表 5.1.1-13 に示す。

セメント系材料の拡散係数

$$De = D^* \cdot \varepsilon^{3.05}$$

*D**: 自由水中の拡散係数

ε: 空隙率

ベントナイト系材料の拡散係数

$$De=2.27 \times 10^{-9} \varepsilon^n$$

$$n=2.02f_b^{0.13}+1$$

$$n=2.22f_s^{0.13}+1$$

f_b : ベントナイト混合割合

f_s : モンモリロナイト含有割合

ε : 間隙割合

表 5.1.1-13 初期物性値

	廃棄体 モルタル	支保工 コンクリート	ベントナイト系 緩衝材
空隙率 (-)	0.19	0.13	0.40
拡散係数 (m ² /s)	1.3E-11	4.0E-12	1.6E-10

2) 計算ケース

2.1 節における試験結果からの検討により、ベントナイトの二次鉱物について、臨界過飽和度を考慮することで生成の遅れを表現できると考えられた。

そこで、今回の計算では、臨界過飽和度を暫定的に 1.5 としてを考慮することとした。また、臨界過飽和度を考慮する二次鉱物としては、表 5.1.1-12 に示す鉱物のうち、カリ長石・フィリップサイト・セピオライトとした。計算ケースとして、表 5.1.1-14 に示す。

表 5.1.1-14 計算ケース

ケース		臨界過飽和度を設定した二次鉱物
0	臨界過飽和度を設定しない	
1	カリ長石について臨界過飽和度 1.5 を設定	カリ長石 (K-FELDSP)
2	カリ長石とフィリップサイトに臨界過飽和度 1.5 を設定	カリ長石 (K-FELDSP) フィリップサイト (PHILLI_d)
3	カリ長石とフィリップサイトとセピオライトに臨界過飽和度 1.5 を設定	カリ長石 (K-FELDSP) フィリップサイト (PHILLI_d) セピオライト (SEPIOLIT)

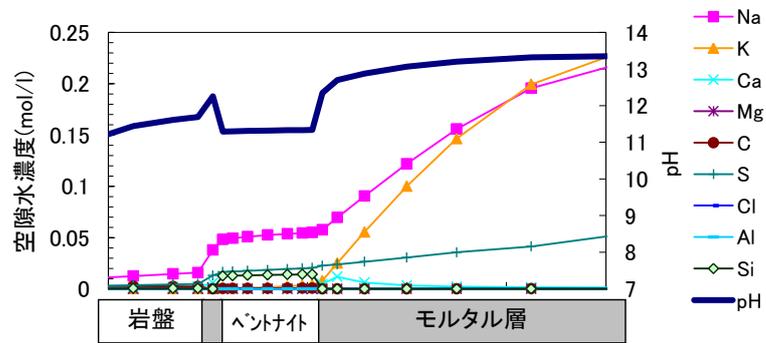
3) 計算結果

計算ケース0の結果を、図 5.1.1-9 から図 5.1.1-12 に示す。1,000 年後の結果を図 5.1.1-9 に、1 万年後の結果を図 5.1.1-10 に、10 万年後の結果を図 5.1.1-11 に示す。初期にはセメント系材料の空隙水中の Na,K 濃度が高く、徐々に岩盤側に拡散していく。また、固相の反応は材料境界で顕著となり、ベントナイト部のカルセドニの溶解による空隙率の増大、セメント系材料部では C-S-H ゲルの沈殿による空隙の閉塞がみられた。図 5.1.1-12 には、ベントナイト部における、セメント系材料と接する部分とベントナイト中心部分の固相組成の経時変化を示す。ベントナイト中心部分は、時間経過による変化は緩やかであり、モンモリロナイトはほとんど減少しない。材料境界部では、時間経過によって変質が進み、モンモリロナイトも徐々に減少し、特に廃棄体側のモルタル層側でモンモリロナイトの溶解が進んだ。

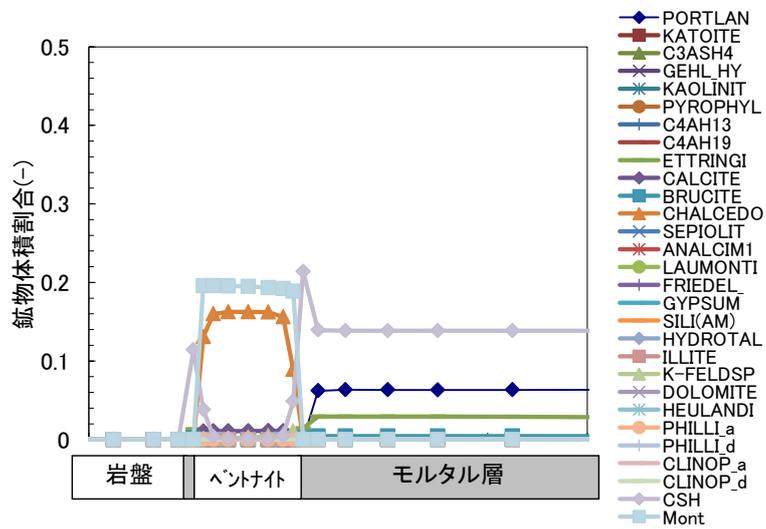
同様に、計算ケース1の結果を図 5.1.1-13 から図 5.1.1-16 に示す。カリ長石に過飽和度を設定したケースであり、カリ長石の生成が遅れ、フィリップサイトが生成した。セピオライトとヒューランダイトの生成が減少し、廃棄体側に接する部分のモンモリロナイトの溶解がケース0よりも緩やかになった。

計算ケース2の結果を図 5.1.1-17 から図 5.1.1-20 に示す。ケース2は、カリ長石とフィリップサイトに過飽和度を設定したケースであり、カリ長石とフィリップサイトの生成が抑制され、ヒューランダイトの生成が増加し、セピオライトの生成が減少した。

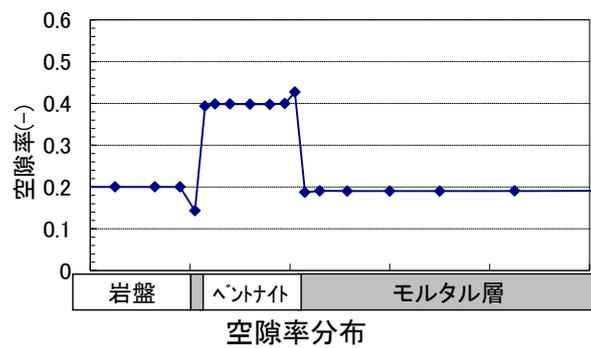
計算ケース3の結果を図 5.1.1-21 から図 5.1.1-24 に示す。ケース3においては、4.7 万年計算したところで計算が収束せず止まった。カリ長石とフィリップサイトとセピオライトに過飽和度を設定したケースであり、カリ長石とフィリップサイトとセピオライトの生成が減少して、ヒューランダイトが生成した。ケース0~2 に比べて、モルタル（廃棄体）側における二次鉱物による空隙閉塞は進まず、空隙率が大きくなる傾向となった。



空隙水組成分布

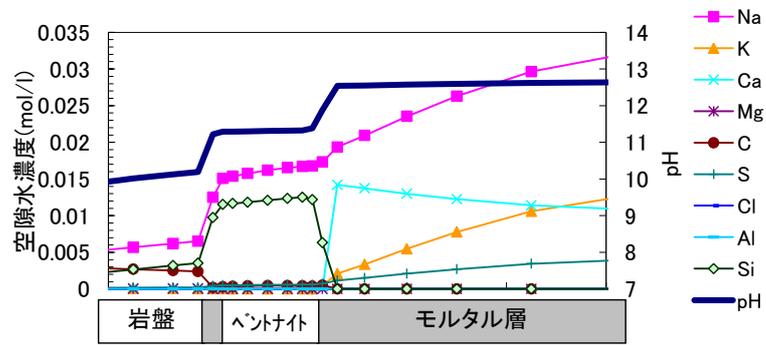


固相組成分布

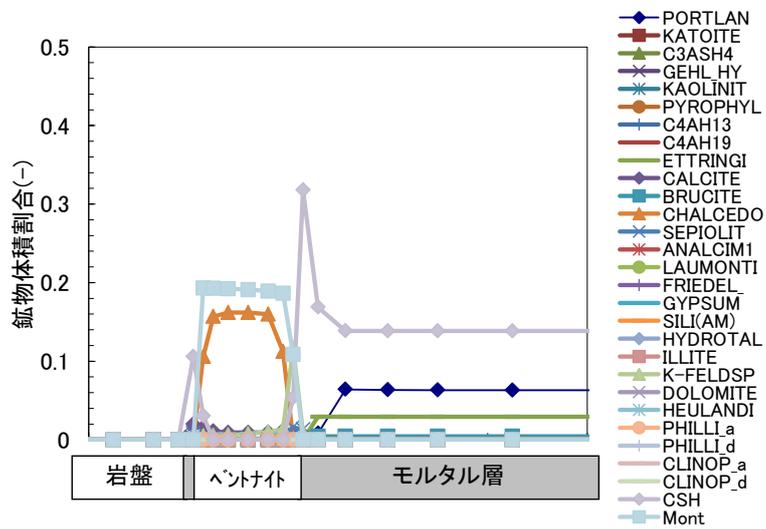


空隙率分布

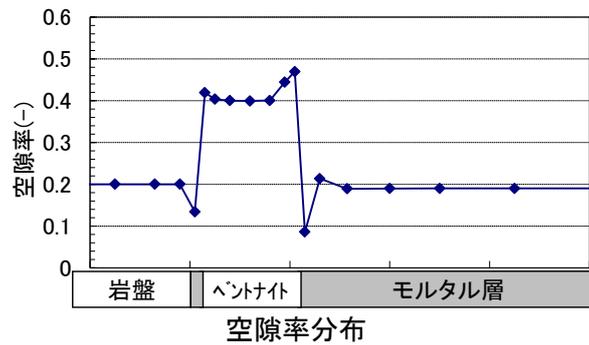
図 5.1.1-9 計算ケース 0 における変質解析結果 (1,000 年)



空隙水組成分布

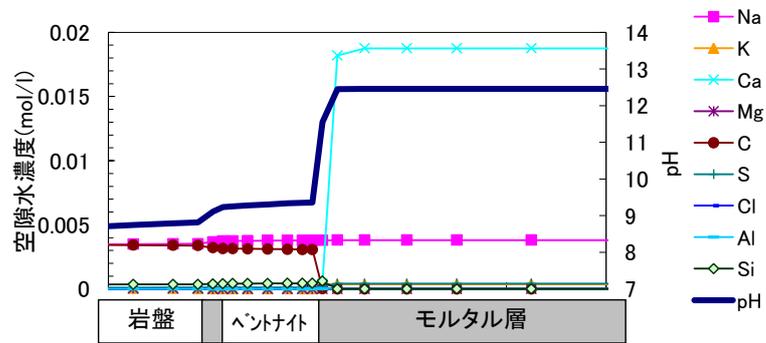


固相組成分布

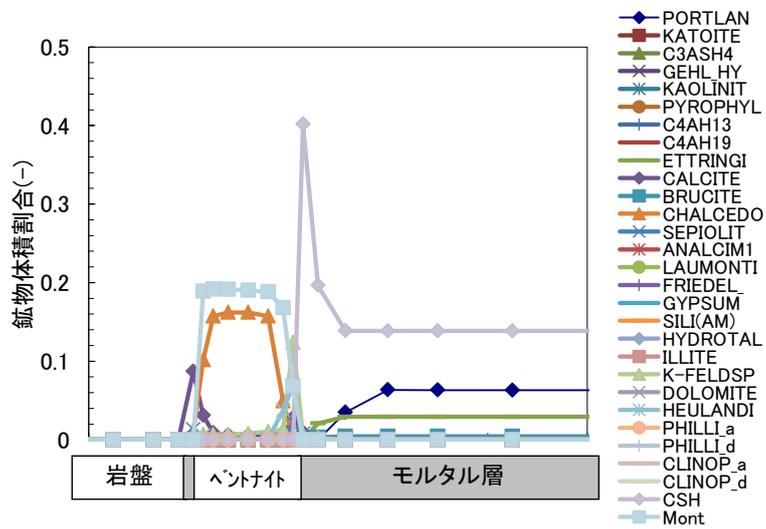


空隙率分布

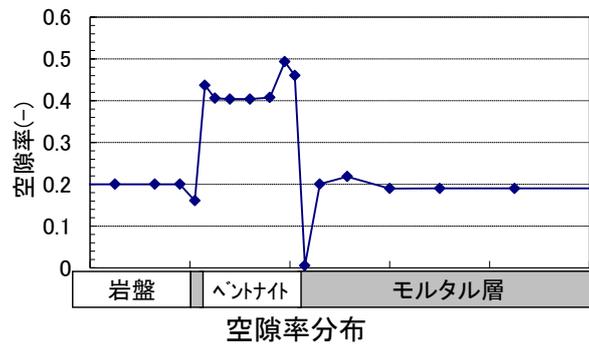
図 5.1.1-10 計算ケース 0 における変質解析結果 (1 万年)



空隙水組成分布

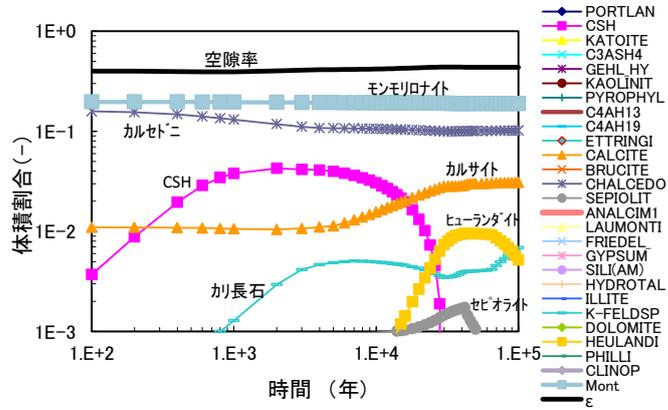


固相組成分布

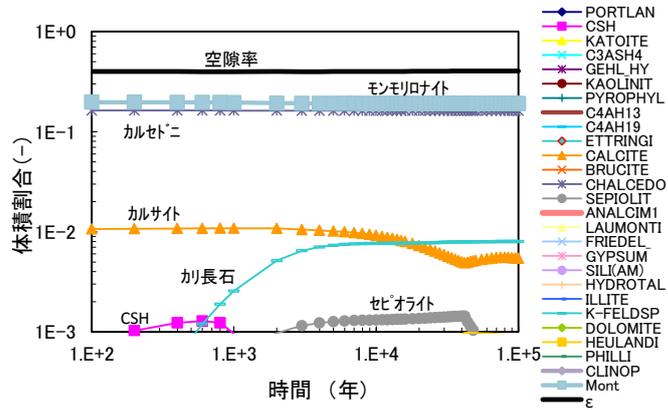


空隙率分布

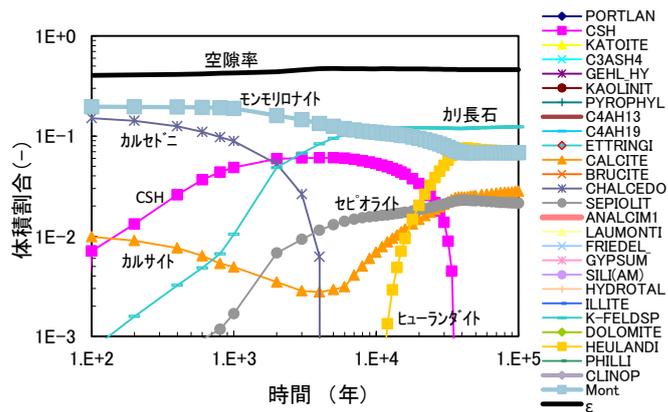
図 5.1.1-11 計算ケース 0 における変質解析結果 (10 万年)



支保工側

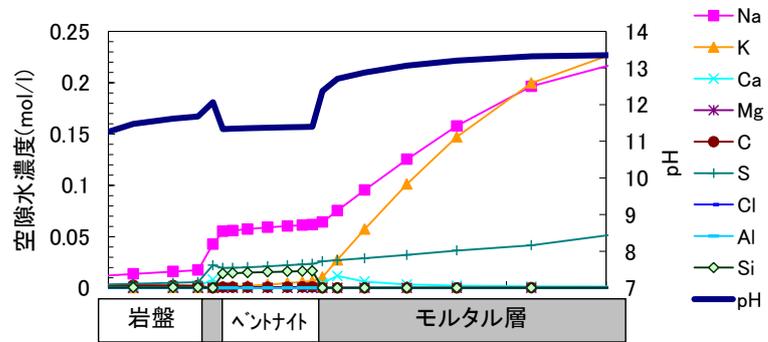


ベントナイト中心

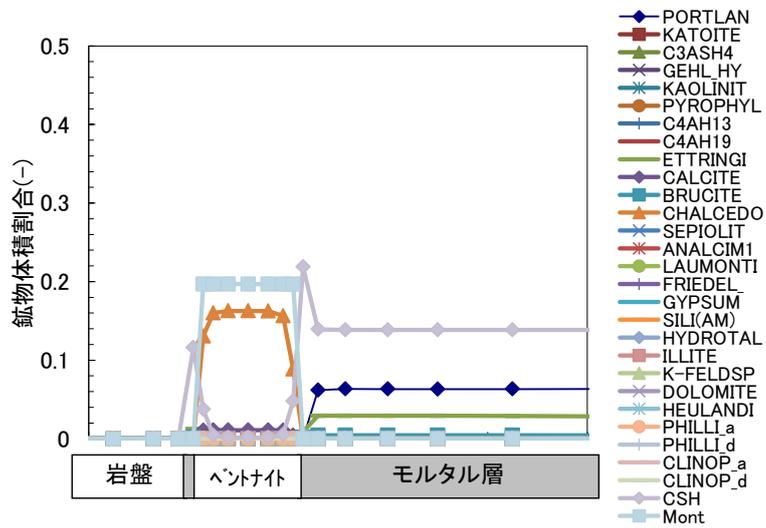


モルタル (廃棄体) 側

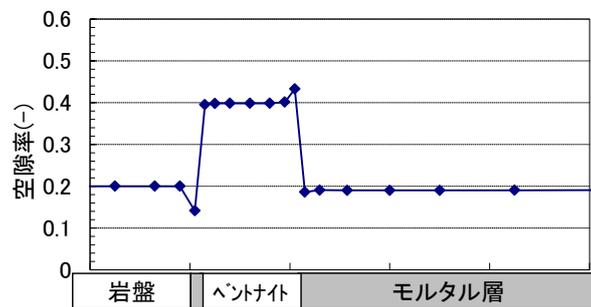
図 5.1.1-12 計算ケース 0 における緩衝材中の固相組成の経時変化結果



空隙水組成分布

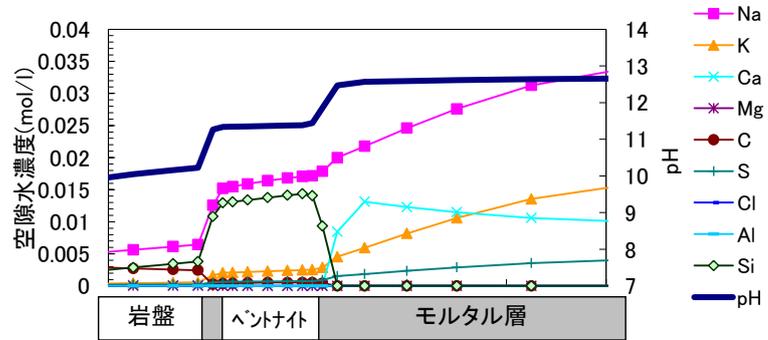


固相組成分布

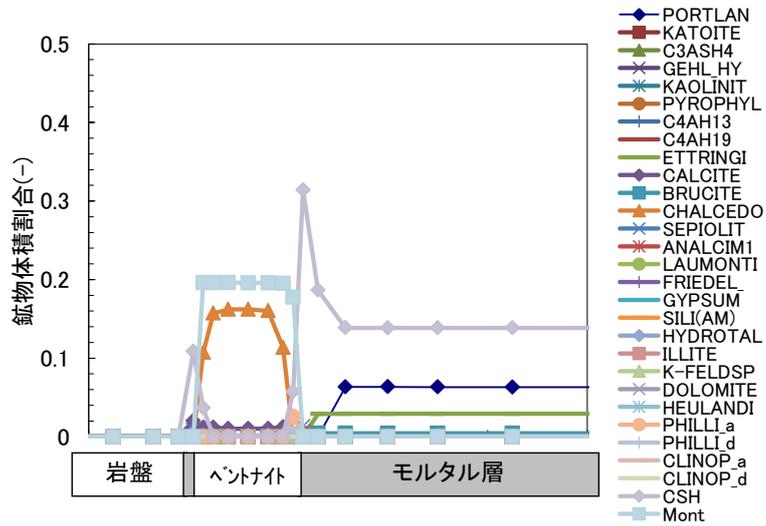


空隙率分布

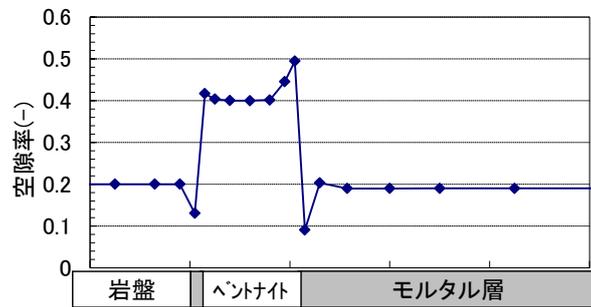
図 5.1.1-13 計算ケース 1 における変質解析結果 (1,000 年)



空隙水組成分布

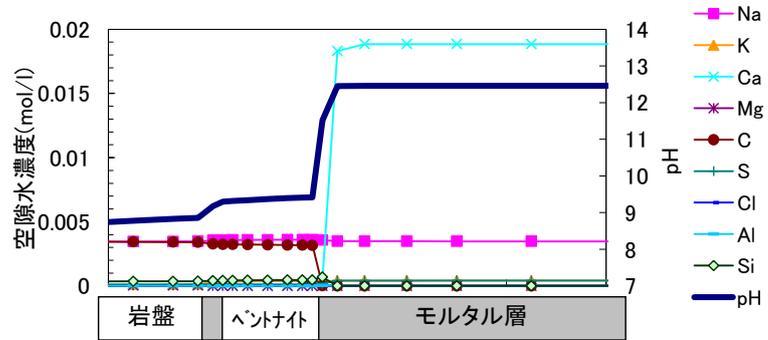


固相組成分布

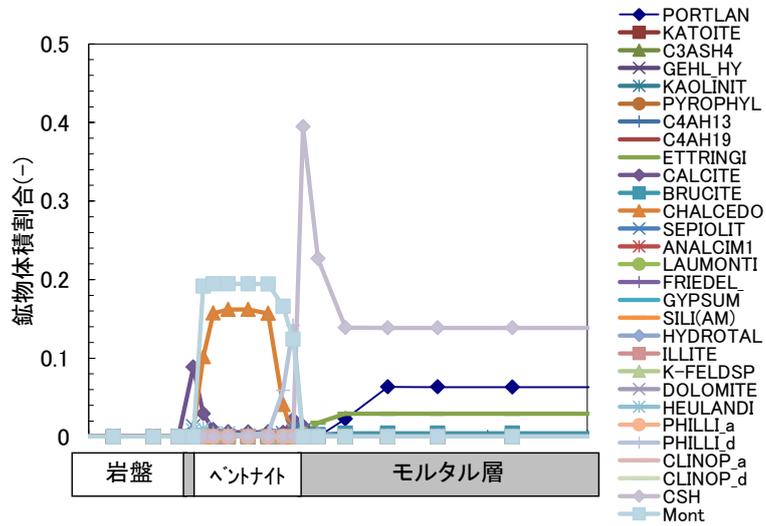


空隙率分布

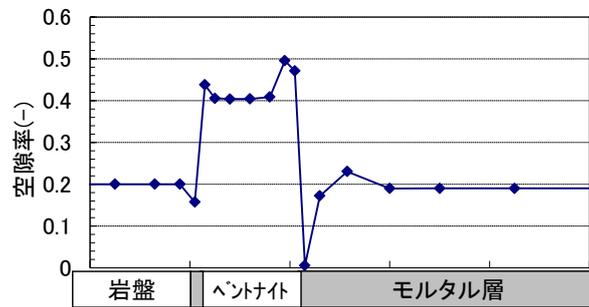
図 5.1.1-14 計算ケース 1 における変質解析結果 (1 万年)



空隙水組成分布

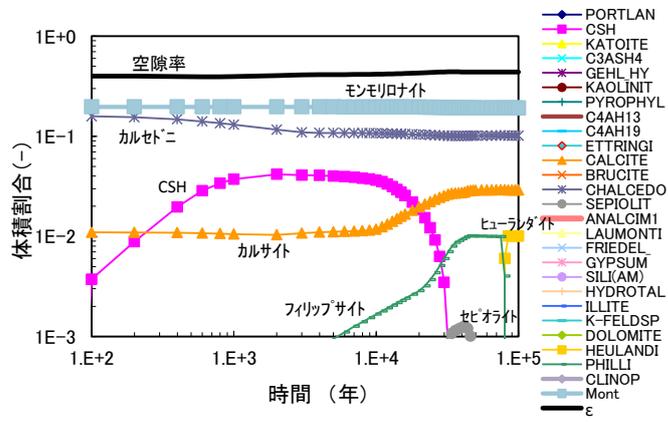


固相組成分布

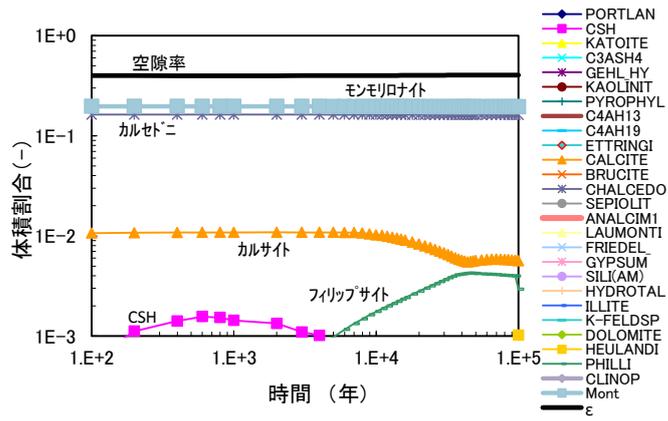
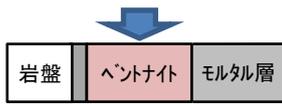


空隙率分布

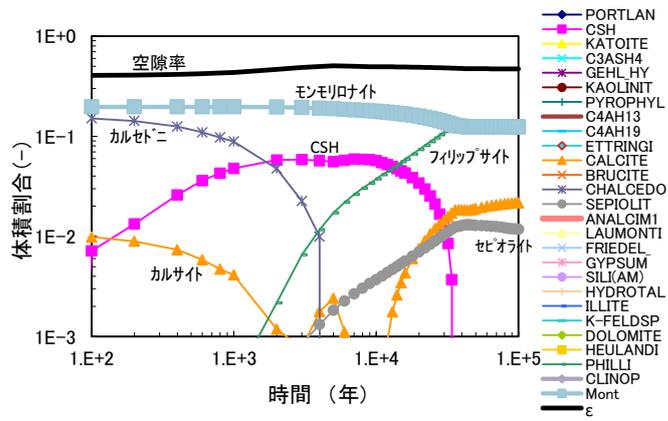
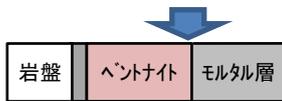
図 5.1.1-15 計算ケース 1 における変質解析結果 (10 万年)



支保工側

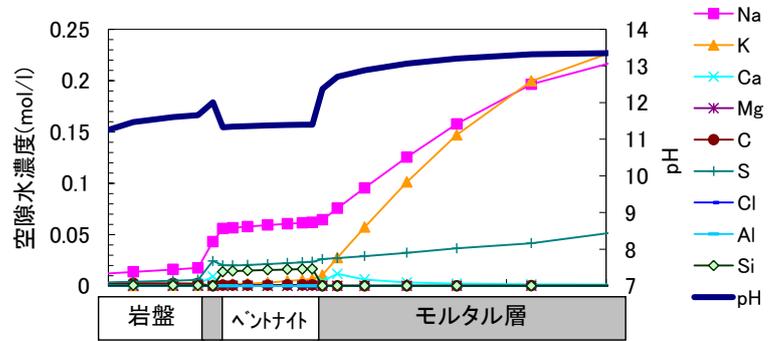


ベントナイト中心

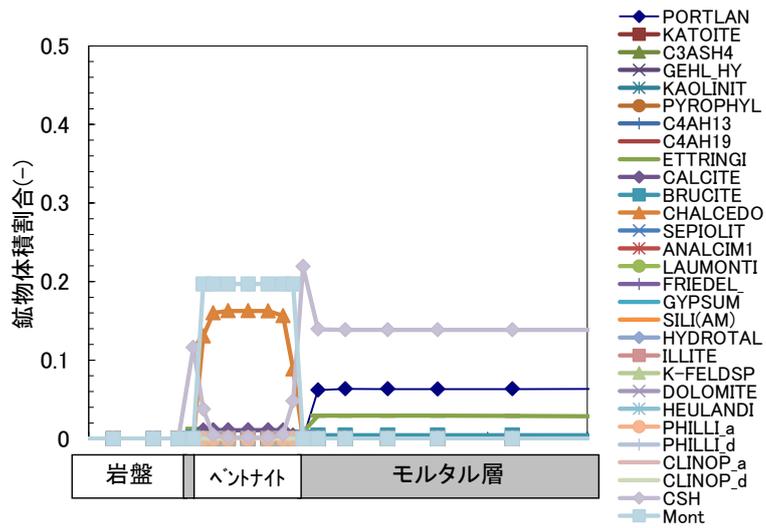


モルタル (廃棄体) 側

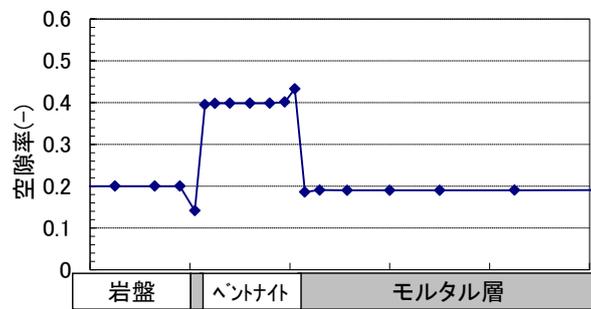
図 5.1.1-16 計算ケース 1 における緩衝材中の固相組成の経時変化結果



空隙水組成分布

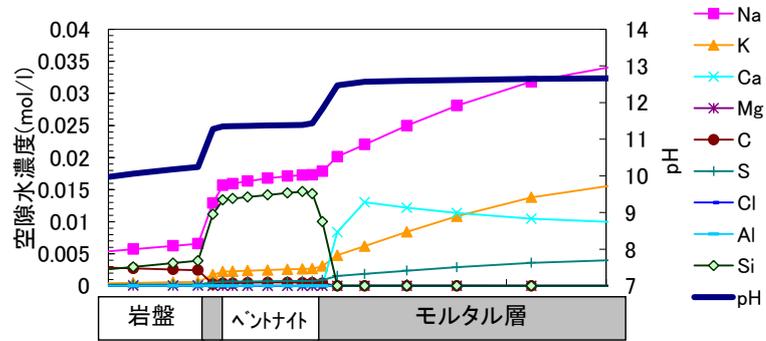


固相組成分布

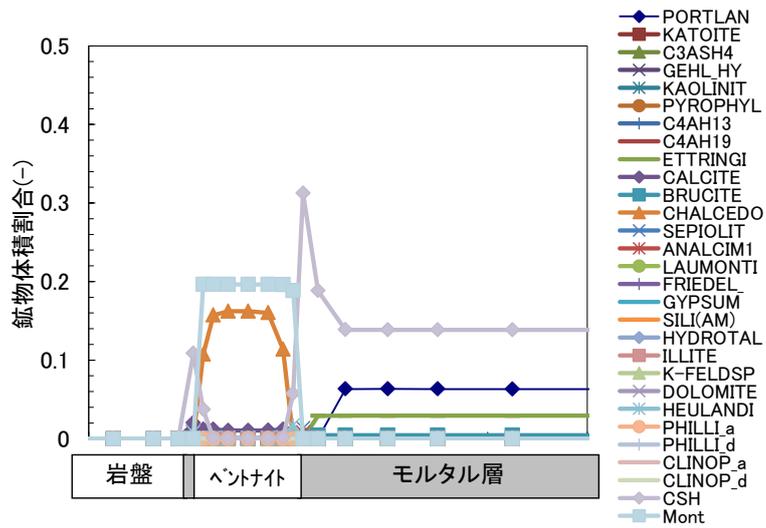


空隙率分布

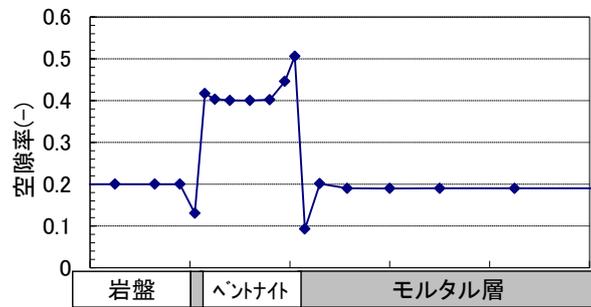
図 5.1.1-17 計算ケース 2 における変質解析結果 (1,000 年)



空隙水組成分布

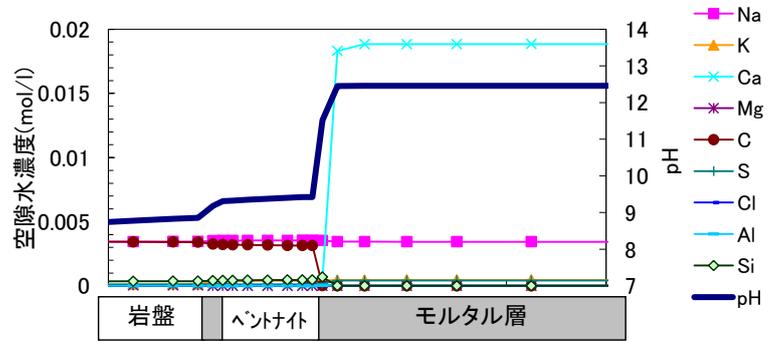


固相組成分布

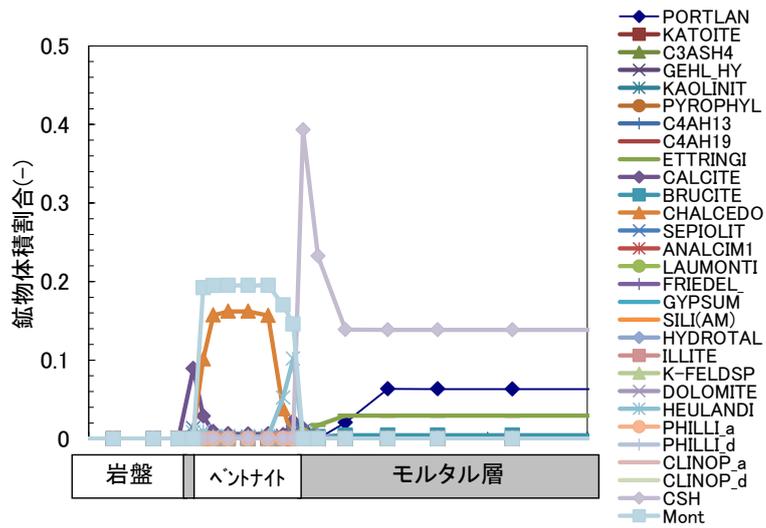


空隙率分布

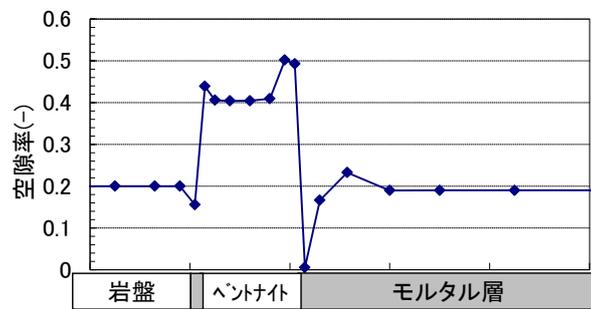
図 5.1.1-18 計算ケース 2 における変質解析結果 (1 万年)



空隙水組成分布

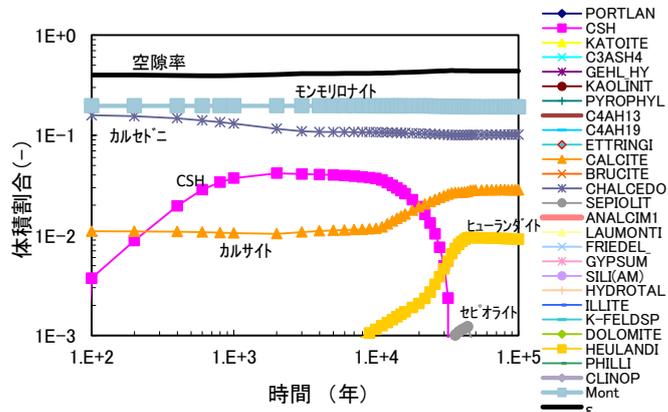


固相組成分布

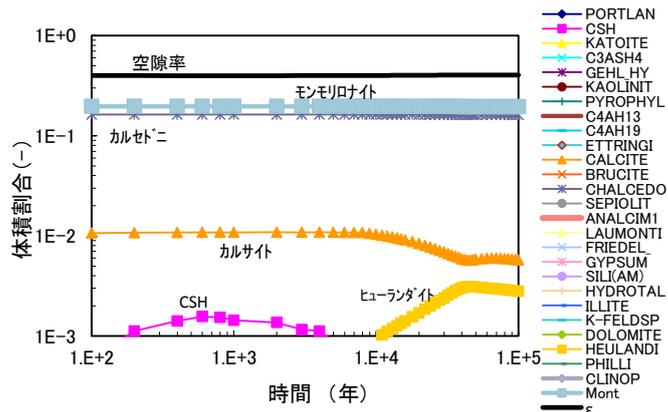


空隙率分布

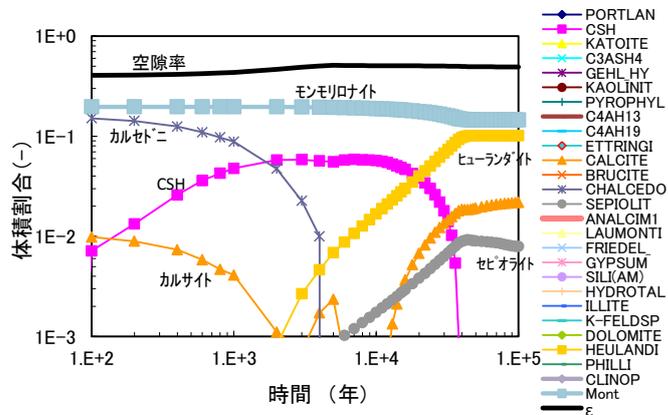
図 5.1.1-19 計算ケース 2 における変質解析結果 (10 万年)



支保工側

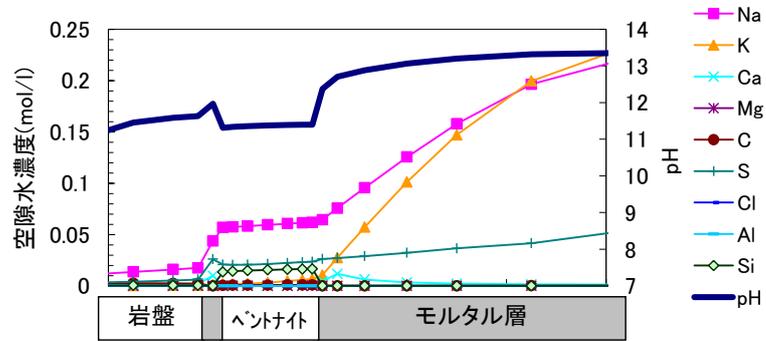


ベントナイト中心

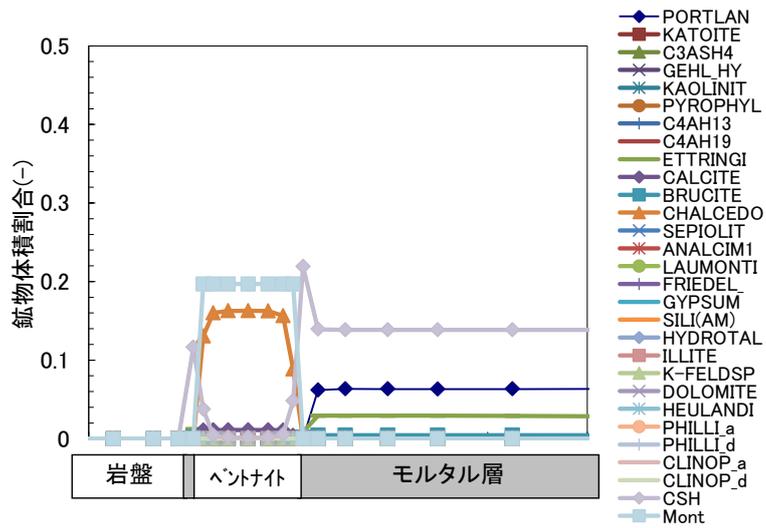


モルタル (廃棄体) 側

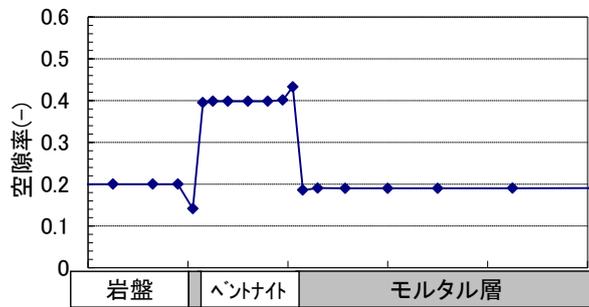
図 5.1.1-20 計算ケース 2 における緩衝材中の固相組成の経時変化結果



空隙水組成分布

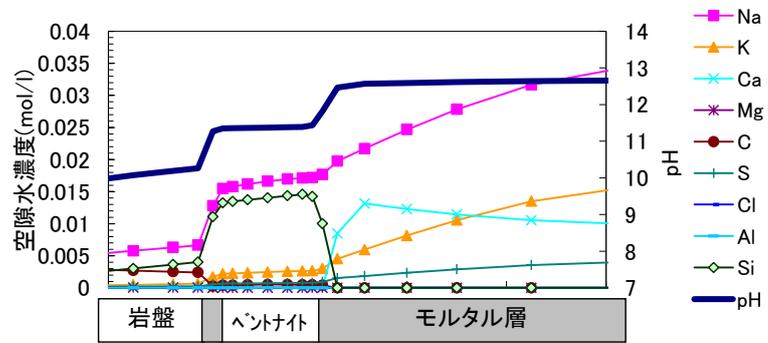


固相組成分布

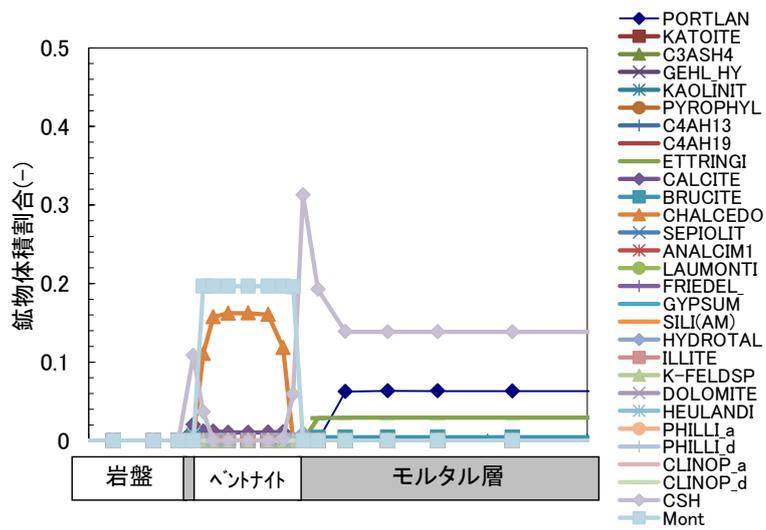


空隙率分布

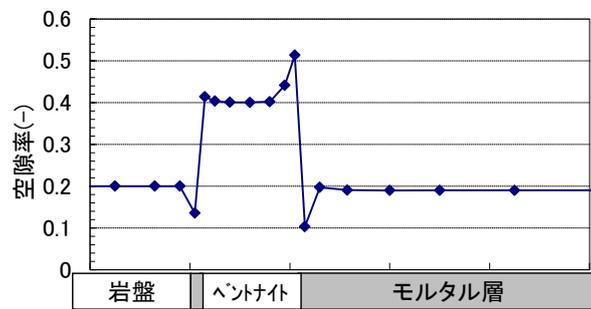
図 5.1.1-21 計算ケース 3 における変質解析結果 (1,000 年)



空隙水組成分布

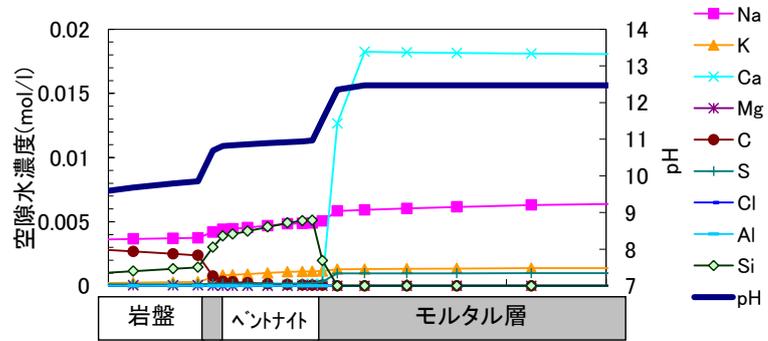


固相組成分布

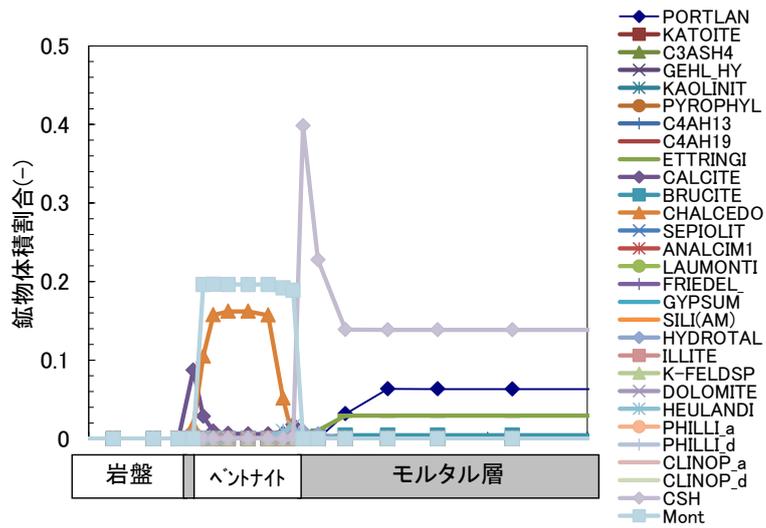


空隙率分布

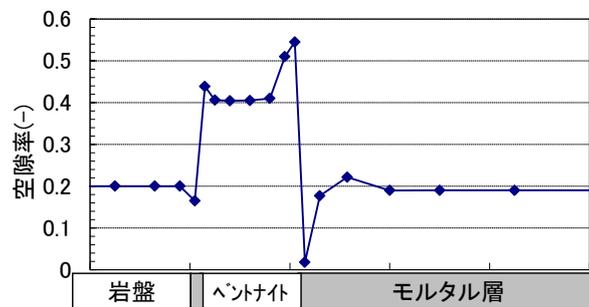
図 5.1.1-22 計算ケース 3 における変質解析結果 (1 万年)



空隙水組成分布

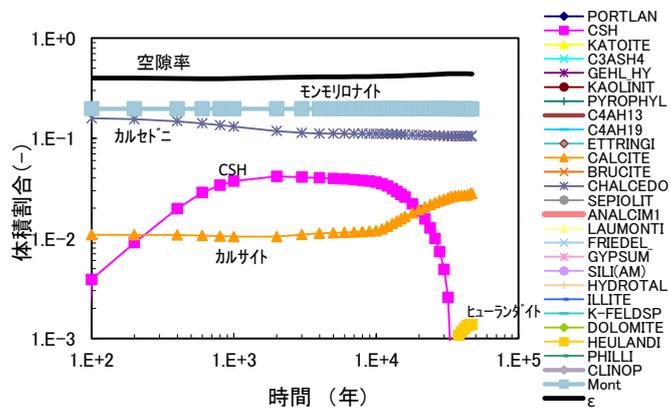
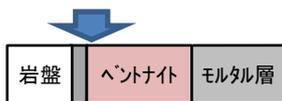


固相組成分布

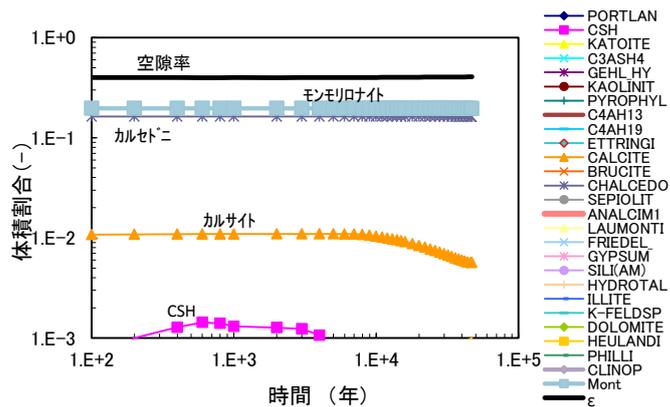


空隙率分布

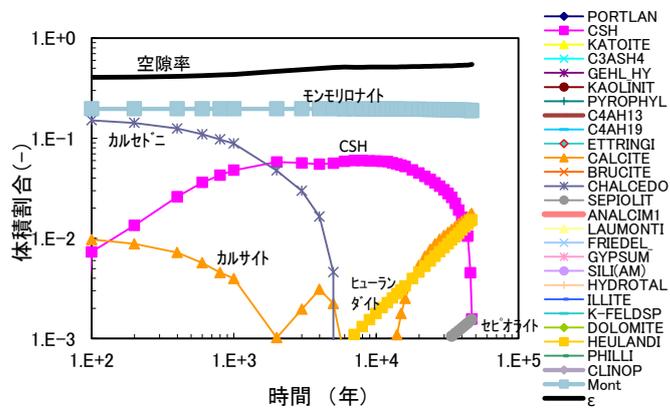
図 5.1.1-23 計算ケース 3 における変質解析結果 (4.7 万年)



支保工側



ベントナイト中心



モルタル (廃棄体) 側

図 5.1.1-24 計算ケース 3 における緩衝材中の固相組成の経時変化結果

ベントナイト材料中のモンモリロナイト量の変遷について、図 5.1.1-25 及び図 5.1.1-26 にまとめた。モンモリロナイト初期量を 1 と規格化した経時変化である。ベントナイト系材料の計算メッシュは 7 つあり、支保工側から第 1 層・第 2 層～第 7 層とし、第 7 層はモルタル（廃棄体）と接する部分である。各ケースとも、モルタル（廃棄体）に接する部分のモンモリロナイトの減少が顕著であり、二次鉱物の過飽和度を設定したケースでは、モンモリロナイトの減少が緩やかになった。なお、約 4 万年でモンモリロナイト量の減少が緩やかになるのは、ベントナイトに接する支保工（岩盤側）の C-S-H ゲルが消失する時期であり、Ca の供給が減少し、pH が低下するためであると考えられる。

図 5.1.1-26 は、ベントナイト系材料（厚さ 1m）全体に含まれるモンモリロナイト初期量を 1 としたときの、モンモリロナイト量の経時変化である。計算ケース 0 から計算ケース 3 にしたがってモンモリロナイト量の減少が緩やかになっており、二次鉱物の過飽和度を設定して生成の遅れを考慮することによってモンモリロナイトの溶解が緩やかになった。

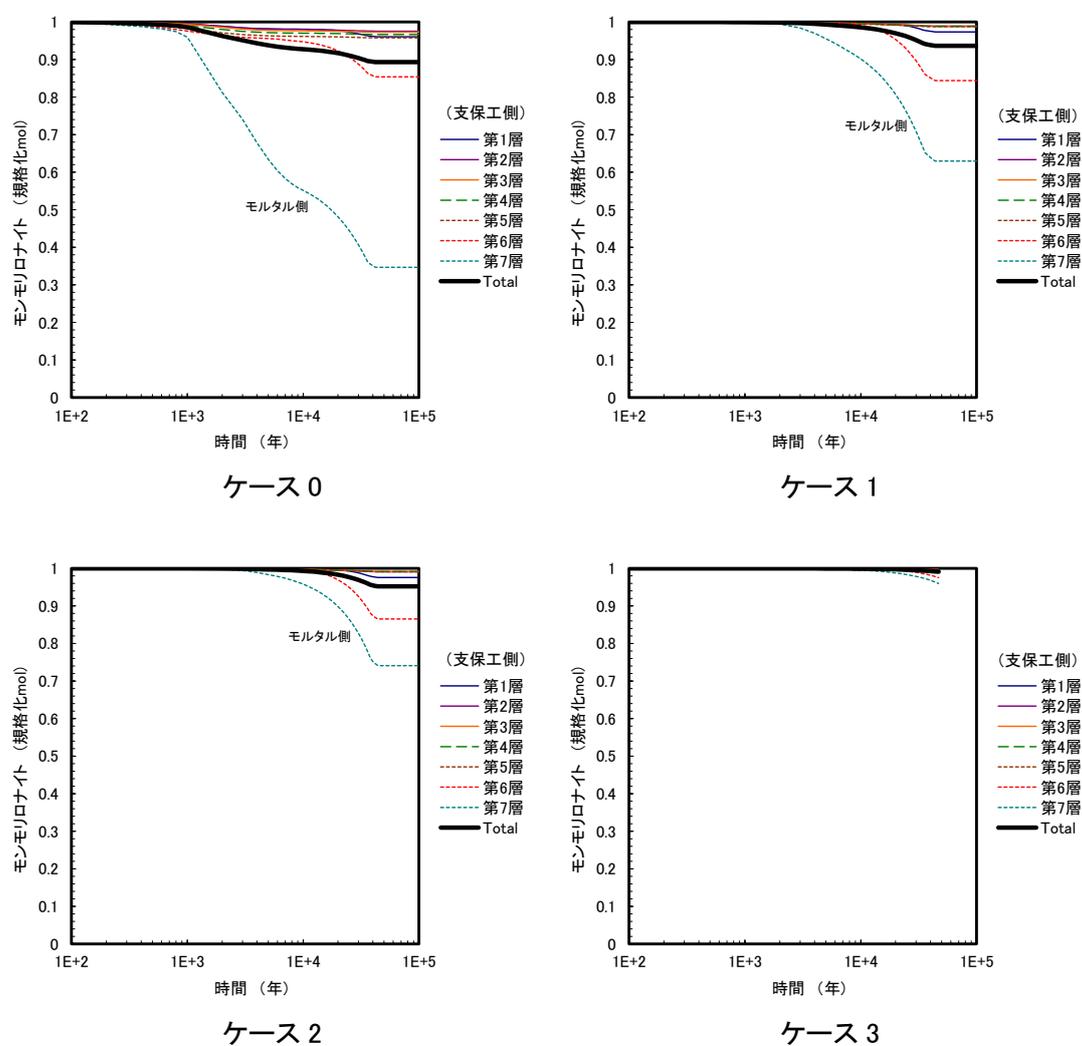


図 5.1.1-25 各計算ケースにおける緩衝材中のモンモリロナイト量の経時変化結果

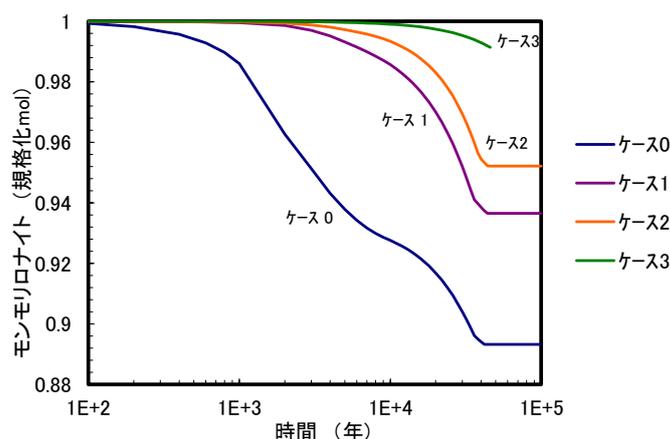


図 5.1.1-26 各ケースの全モンモリロナイト量の経時変化

5.1.2 ベントナイト系材料の透水係数モデルに関する検討

平成 27 年度までの HMC 連成解析の化学解析結果において、ベントナイトのモンモリロナイトの溶解に伴い、間隙率の変化は少ないのにも関わらず、透水係数が著しく大きくなる挙動が認められた[5]。また、これまでにベントナイトの変質を考慮した透水係数の算定モデルとして Kozeny-Carman 則に基づくモデルを検討し、提案してきた[4]。ここでは、化学解析における変質に伴う透水係数の変化の挙動を改善するために、Kozeny-Carman 則に基づく透水係数を適用して検討した。平成 26 年度までに検討した透水係数モデル[4][8]を以下に示す。

(1) Kozeny-Carman 則に基づいて整理した透水係数

モンモリロナイト鉱物の表面に水が 1 分子過不足なく吸着している状態（2 層水和状態）の含水比を 2 層膨潤含水比 w^* として定義して、モンモリロナイトの比表面積 S_v を次のように示した。

$$S_v = 3.6 \times 10^3 \times w^* \times \rho_d = 3.6 \times 10^9 w^* \rho_d (\text{m}^2/\text{m}^3 - \text{soil})$$

ただし、 ρ_d は乾燥密度である。

内間隙比 e_{int} と外間隙比 e_{ext} は 2 層水和含水比 w^* を用いて、次のように示した。

$$e_{\text{int}} = G_s w^*$$

$$e_{\text{ext}} = e - e_{\text{int}} = \frac{w_{\text{sat}} G_s}{1} - w^* G_s = (w_{\text{sat}} - w^*) G_s$$

ここで、 G_s は土粒子比重、 e は間隙比、 w_{sat} は飽和含水比であり、次式で与えられる。

$$w_{\text{sat}} = \frac{e}{G_s} (\times 100\%)$$

2層膨潤含水比と乾燥密度の関係は、表 5.1.2-1 に示される。

表 5.1.2-1 2層膨潤含水比と乾燥密度の関係

材料	w^*	2層膨潤含水比と乾燥密度の関係
Na モンモリロナイト (クニピア F)	0.19	$w^* = 0.01\chi_{mm} / (0.052 + 3.8\chi_{mm}E - 6\rho_d^{12.1\chi_{mm}})$
Ca モンモリロナイト (Ca 型化クニピア F)	0.15	$w^* = 0.01\chi_{mm} / (0.066 + 2.6\chi_{mm}E - 7\rho_d^{15.16\chi_{mm}})$
Na ベントナイト (クニゲル V1)	0.11	$w^* = 0.01 / (0.091 + 2.2E - 8\rho_d^{17.57})$ $\approx 0.01\chi_{mm} / (0.052 + 3.8\chi_{mm}E - 6\rho_d^{12.1\chi_{mm}})$
人工 Na ベントナイト (人工クニゲル V1)	0.11	$w^* = 0.01 / (0.091 + 2.2E - 8\rho_d^{17.57})$ $\approx 0.01\chi_{mm} / (0.052 + 3.8\chi_{mm}E - 6\rho_d^{12.1\chi_{mm}})$
Ca 型化ベントナイト (Ca 型化クニゲル V1)	0.09	$w^* = 0.01 / (0.11 + 3.9E - 11\rho_d^{24.5})$ $\approx 0.01\chi_{mm} / (0.066 + 2.6\chi_{mm}E - 7\rho_d^{15.16\chi_{mm}})$

ここで、全間隙比 e 、内間隙比 e_{int} 、外間隙比 e_{ext} を Kozeny-Carman 則に適用した透水係数は次式で表される。

$$k = \frac{1}{C} \frac{\rho_g}{\mu} \frac{1}{S_v^2} \frac{e^3}{1+e}, \quad k_{int} = \frac{1}{C} \frac{\rho_g}{\mu} \frac{1}{S_{vint}^2} \frac{e_{int}^3}{1+e_{int}}, \quad k_{ext} = \frac{1}{C} \frac{\rho_g}{\mu} \frac{1}{S_{vext}^2} \frac{e_{ext}^3}{1+e_{ext}}$$

ここで、 k_{int} と k_{ext} は内間隙比 e_{int} と外間隙比 e_{ext} で定義した、内間隙と外間隙の透水係数である。さらに、 S_{vint} は内間隙の比表面積、 S_{vext} は外間隙の比表面積であり、次式で定義した。

$$S_{vint} = S_v \left(\frac{e_{int}}{e} \right)^{\frac{2}{3}}, \quad S_{vext} = S_v \left(\frac{e_{ext}}{e} \right)^{\frac{2}{3}}$$

さらに、内間隙と外間隙に対して、同じ動水勾配が作用していると仮定すると、バルクの透水係数は、

$$k = k_{int} + k_{ext} \quad (\text{式 3-30})$$

となり（並列モデル）、内間隙と外間隙には同じ流量が流れていると仮定すると、バルクの透水係数は、次の式のようなになる（直列モデル）。

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{k_{int}} + \frac{1}{k_{ext}}$$

なお、平成 26 年度における試験結果との整合性を考慮した考察としては、直列モデルで透水係数をモデル化した方が汎用的であろう、としている。

(2) 計算方法

前項(1)に示した Kozeny-Carman 則に基づく透水係数式を、処分施設体系に適用する。計算対象は、平成 27 年度計算を行った 2 次元地化学解析[5]とした。

1) 計算概要

ここでは、平成 27 年度行った 2 次元地化学解析のうち、計算ケース 4 を参照することとする。計算ケース 4 は、固相中のモンモリロナイトの反応は Na 型モンモリロナイト (Na-Mont) のみとし、二次鉱物設定を表 5.1.1-12 と同様にしたケースである。

ここで、モンモリロナイトについては溶解速度を考慮する。その溶解速度は、TRU2 レポート [7] にて使用されている次の式に従う。

$$Rate = \left(4.74 \cdot 10^{-6} \cdot e^{-3957/RT} \cdot \frac{177 \cdot e^{2037/RT} \cdot a_{OH^-}}{1 + 177 \cdot e^{2037/RT} \cdot a_{OH^-}} + 1.70 \cdot e^{-6967/RT} \cdot \frac{0.0297 \cdot e^{2357/RT} \cdot a_{OH^-}}{1 + 0.0297 \cdot e^{2357/RT} \cdot a_{OH^-}} \right) \cdot A_{min} \cdot \left\{ 1 - \exp \left(6 \cdot 10^{-10} \cdot (2 \cdot \Delta Gr / RT)^6 \right) \right\}$$

Rate: モンモリロナイト溶解速度 [mol/s]

A_{min}: 鉱物の反応表面積 [m²]

R: 気体定数 [kJ/K mol]

T: 絶対温度 [K]

a_{OH⁻}: 水酸化物イオンの活量

Δ Gr: 反応のギブス自由エネルギー変化 [kJ/mol]

処分施設は TRU 廃棄物グループ 2 [7] を想定した円形断面とし、解析体系概念図を図 5.1.2-1 に示す。処分施設周辺の岩盤領域としておよそ 3m 厚、岩盤の上流側・下流側境界は地下水濃度固定・水頭固定境界とした。

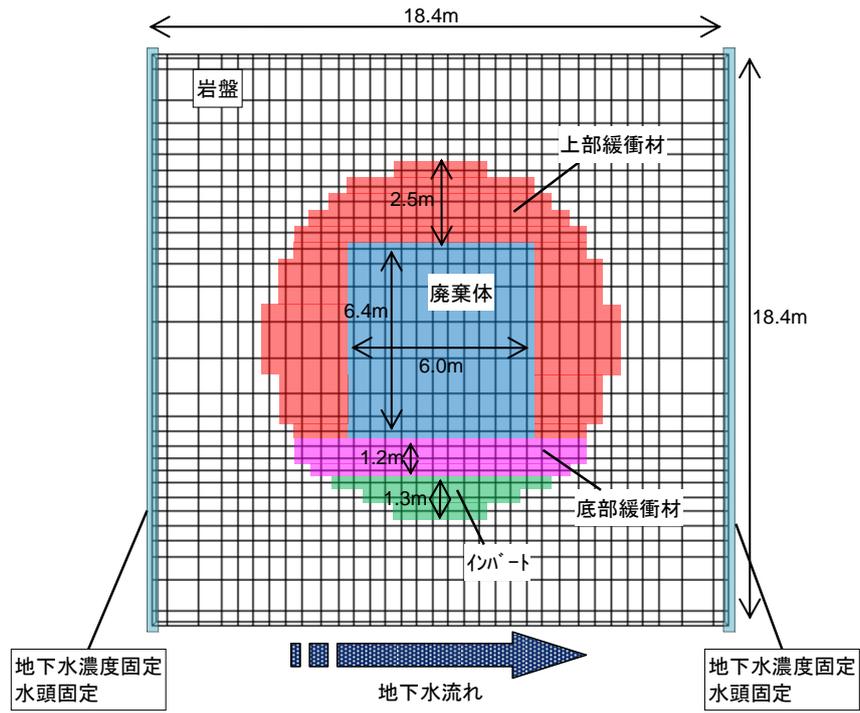


図 5.1.2-1 2次元解析体系概念図

計算結果の一部を図 5.1.2-2 に示す[5]。この図に示された透水係数は、Kozeny-Carman 則を考慮したものではなく、第 2 次 TRU レポート[7]の透水係数式から求めたものである。

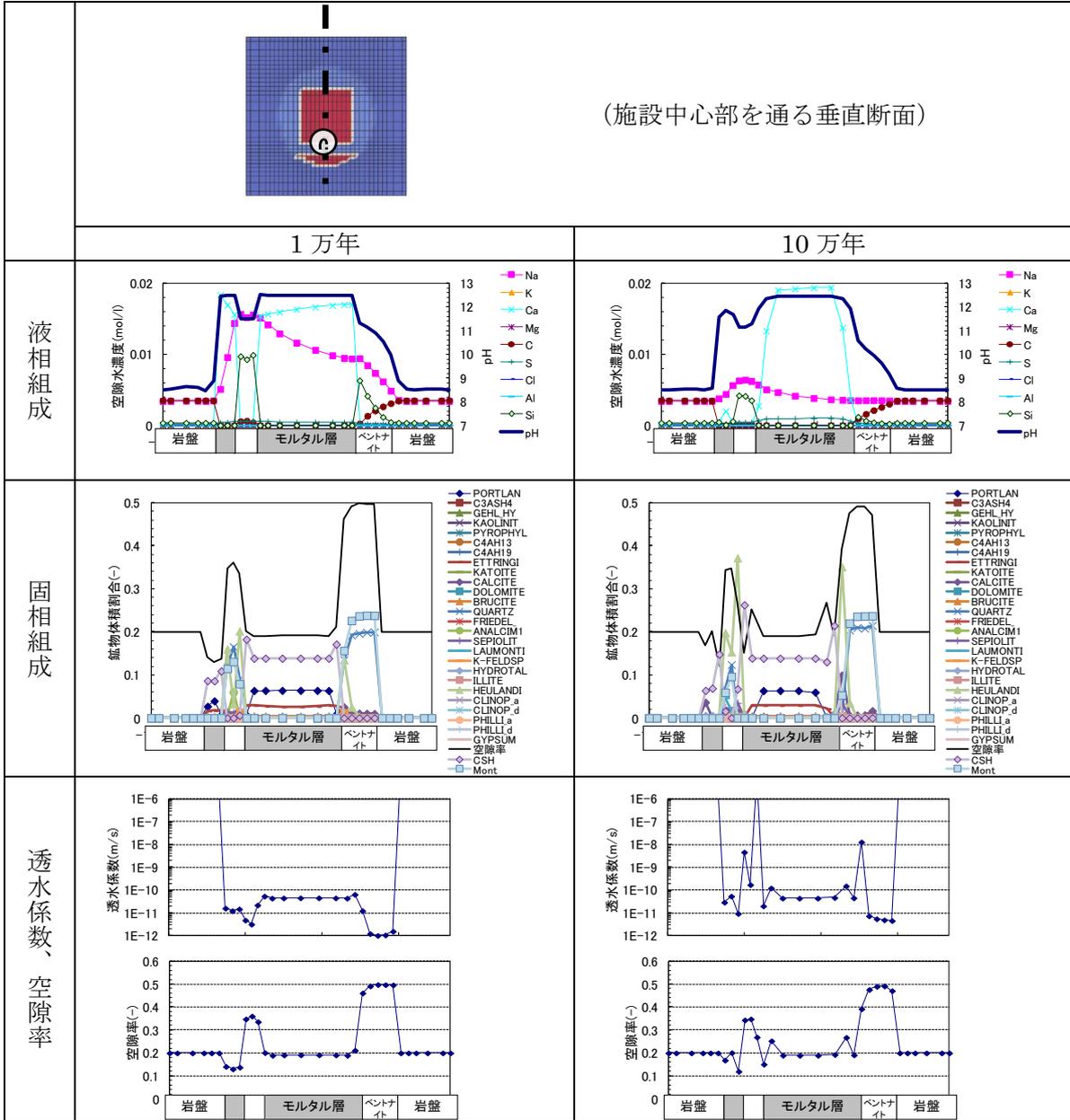


図 5.1.2-2 ケース 4 (平成 27 年度) の 1 万年後、10 万年後の計算結果
(施設中心部を通る垂直断面)

2) 透水係数

平成 27 年度行った地化学解析に、Kozeny-Carman 則に基づく透水係数を適用する。なお、(1) に示した透水係数の導出に用いる 2 層膨潤含水比 w^* については、表 5.1.2-1 より、Na ベントナイト（クニゲル V1）と、Ca 型化ベントナイト（Ca 型化クニゲル V1）について計算することとした。

Na ベントナイト

$$w^* = 0.01X_{mnt} / (0.052 + 3.8X_{mnt}E - 6\rho_d^{12.1X_{mnt}})$$

Ca 型化ベントナイト

$$w^* = 0.01X_{mnt} / (0.066 + 2.6X_{mnt}E - 7\rho_d^{15.16X_{mnt}})$$

ここで、 X_{mnt} はモンモリロナイト含有率である。

また、透水係数の計算に用いるパラメータとして、次の表 5.1.2-2 に示す。

表 5.1.2-2 パラメータ

形状係数	間隙水の密度	重力加速度	粘性係数
C	ρ_w (Mg/m ³)	g (m/s ²)	μ (Pa · s)
5	1.0	9.8	0.001

(3) 計算結果

平成 27 年度の計算に、Kozeny-Carman 則に基づく透水係数式を適用した結果を図 5.1.2-3 及び図 5.1.2-4 に示す。図 5.1.2-3 は、図 5.1.2-2 に Kozeny-Carman 則に基づく透水係数を追記した結果である。1 万年後では Kozeny-Carman 則に基づく透水係数のほうが大きい値を示すが、10 万年後の結果は Kozeny-Carman 則に基づく透水係数のほうが小さい傾向であった。

図 5.1.2-4 には、2 次元解析体系のうち、ベントナイトの変質が顕著である、図 5.1.2-2 に記した C 地点における経時変化である。ベントナイトに含まれるモンモリロナイトは、数万年後にはほとんど消失するような地点であるが、空隙率は減少傾向である。この時、従来の透水係数（第 2 次 TRU レポートの透水係数式）では、数万年後には大きな透水係数（1e-7 m/s 以上）となっているが、Kozeny-Carman 則に基づく透水係数式の場合は、10 万年後でも約 1.5e-11m/s であった。また、2 層膨潤含水比 w^* について Na 型と Ca 型とそれぞれの式を考慮したところ、Na 型と Ca 型とではほとんど変わらない透水係数値となった。

従来の透水係数では、モンモリロナイトが消失すると透水係数は大きくなった（止水性が担保できないとしていた）。Kozeny-Carman 則に基づく透水係数式の導入によって、モンモリロナイトが減少しても二次鉱物が生成することで空隙率が大きくなりえないような場合においては透水係数の増大はなく、より現実的な評価ができると考えられる。

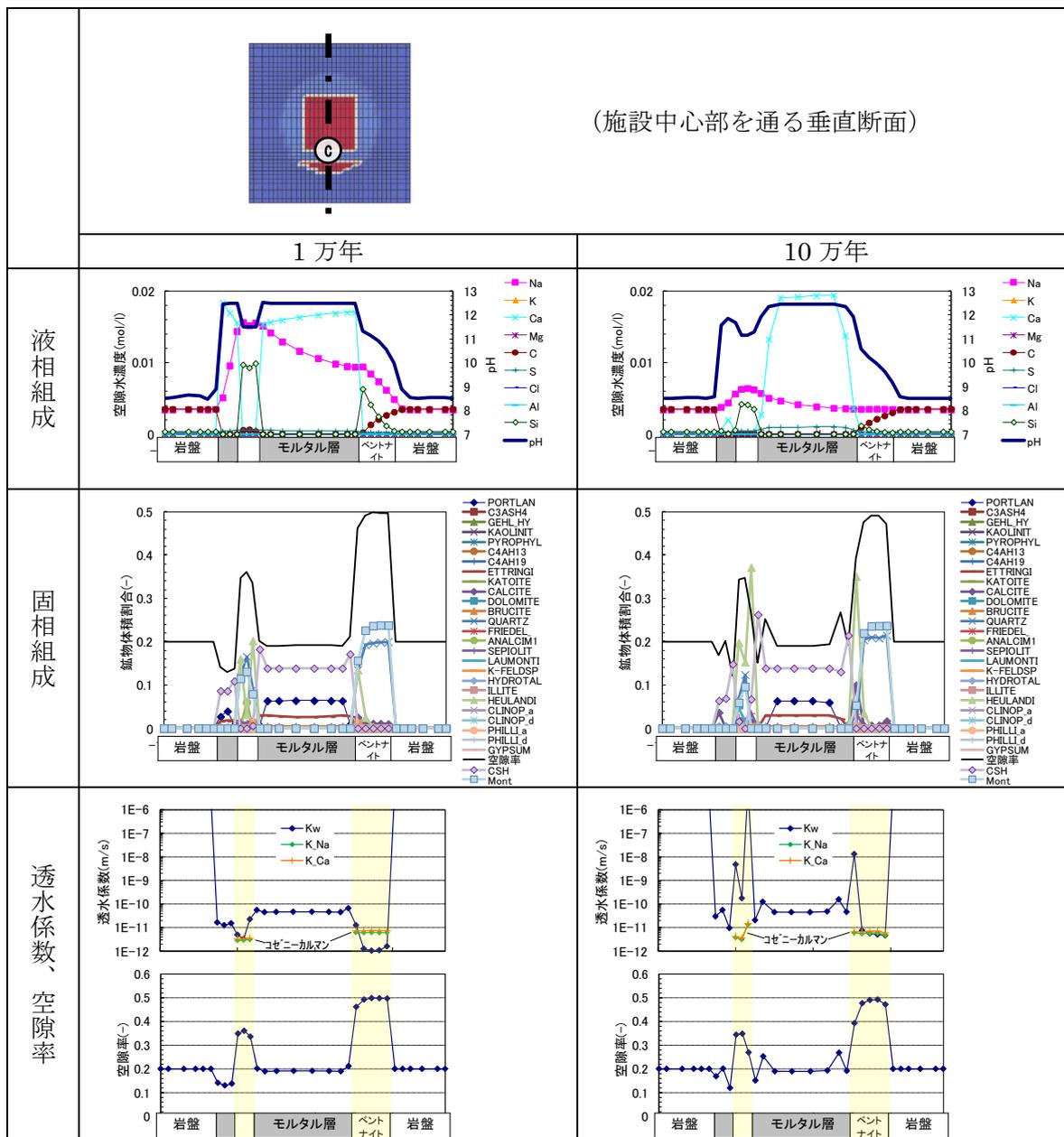
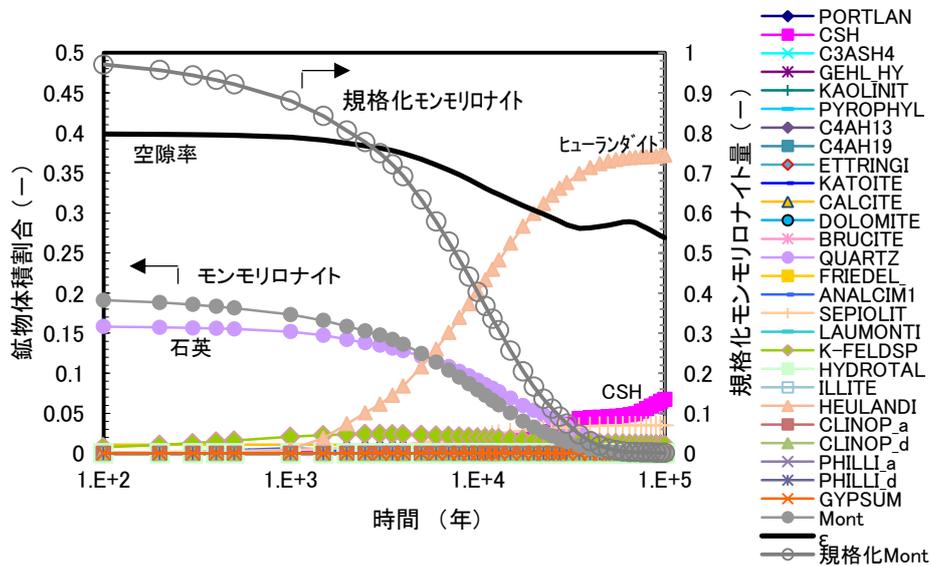
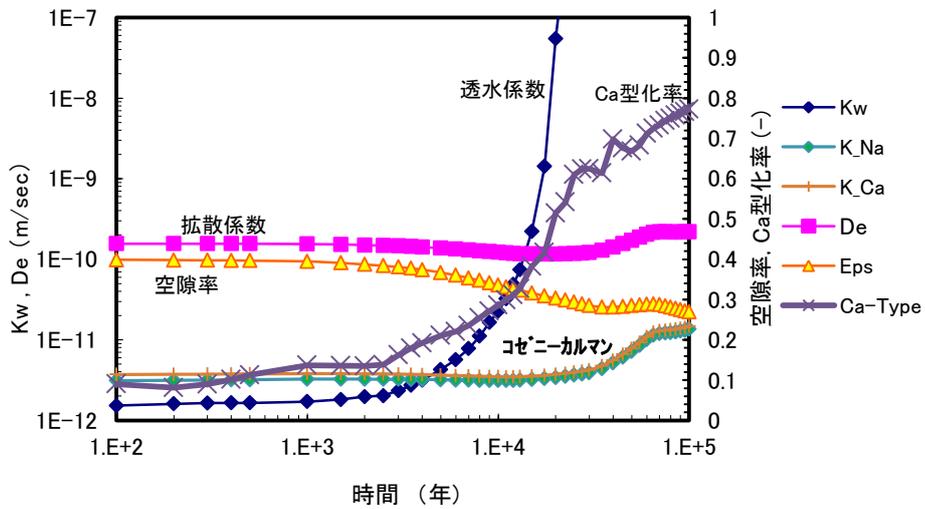


図 5.1.2-3 1 万年後、10 万年後の計算結果 (図 5.1.2-2 に追記)



固相組成経時変化



物性値経時変化

図 5.1.2-4 底部緩衝材の廃棄体モルタルとの境界部水平断面における底部緩衝材中心部 (C 地点 (0.25,-12.6)) の経時変化結果 (ケース 4)

5.1.3 化学-力学連成解析における連成手法に関する検討

人工バリアの長期挙動評価における化学解析と力学解析の連成のための受け渡しは、化学と力学等の現象が相互に適切に伝達されるようにする必要がある。平成 27 年度の弱連成解析による検討では、力学解析から化学解析への解析結果の受け渡しの有無によらず、化学解析による長期挙動の解析結果に大きな違いは認められなかった[5]。これは、力学的挙動の化学変質挙動への影響など、現象的な影響にとどまらず、弱連成による解析手法の影響も考えられる。そこで、今後の検討事項を明確にするために、平成 27 年度までの検討の結果を踏まえ、主には化学解析に関わる事項を中心に連成解析手法に関する検討を行った。

(1) 本検討での連成解析手法における受け渡し条件

平成 23 年度[9]に、化学解析、力学解析それぞれのプログラムに必要とされるパラメータを挙げ(表 5.1.3-1 参照)、これらのうち、共通するパラメータである、モンモリロナイト量(含有率)、Ca 型化割合、空隙率、乾燥密度を受け渡しパラメータとした。

図 5.1.3-1 に、平成 27 年度までの弱連成解析の手順を示す。平成 27 年度の弱連成解析において、解析結果の受け渡しを行った年数は、5 千年、1 万年、2 万年、5 万年、10 万年であった[5]。

表 5.1.3-1 各プログラムに必要とされるパラメータ

パラメータ	
力学解析	化学解析
モンモリロナイト含有率	モンモリロナイト含有率
Ca 型化率	Ca 型化率
間隙比	空隙率
乾燥密度	乾燥密度
2 層膨潤含水比	空隙水の pH、pe 等空隙水組成
比表面積	単位体積あたりの各鉱物濃度
透水係数	水頭
完全飽和線パラメータ	流速
外間隙の圧縮指数	透水係数
外間隙の膨潤指数	拡散係数
ダイレイタンスー係数	

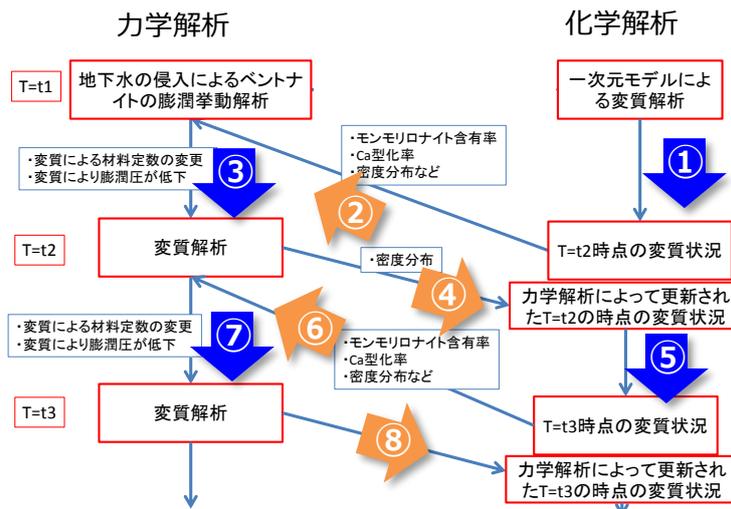


図 5.1.3-1 弱連成解析の方法

次に、化学解析と力学解析の固相及び間隙（気相＝液相）の取り扱いは、図 5.1.3-2 に示す通りである。力学解析では、固相量が一定として間隙量が増減するため、固相と間隙を合わせた全体の体積は変化する。一方、化学解析では、固相と間隙を合わせた全体の体積は一定で取り扱うため、力学における要素（メッシュ）の変形を取り扱うのは難しく、特に力学解析から化学解析へ解析結果を受け渡し際に不具合が生じる。そのため、受け渡しによる誤差を小さくすることも考慮し、力学解析結果を化学解析への反映を図 5.1.3-3 に示す方法とし弱連成解析を実施した。ここで、力学解析時の間隙比の変化が大きいと連成解析の誤差が大きくなると考えられるが、これまでの連成解析では間隙比の変化は小さく、数%であった。なお、このときの間隙比（ e ）と空隙率（ ϵ ）の関係は次式で示される。

$$\frac{V_{\text{eps}}}{V_{\text{all}}} = \epsilon = \frac{e}{1 + e}$$

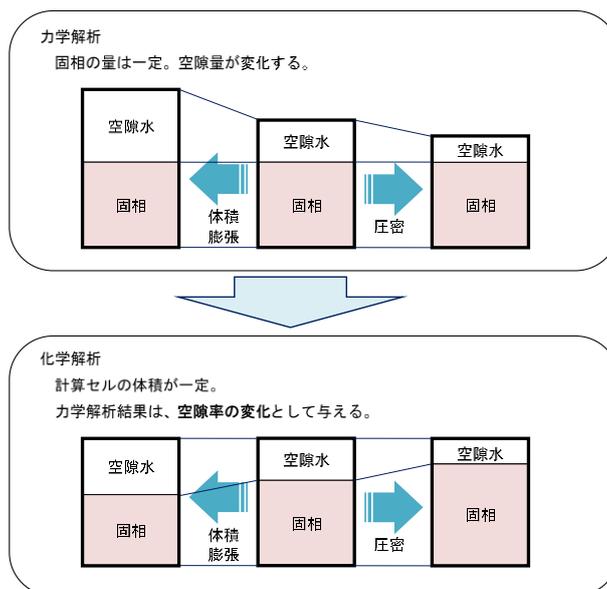


図 5.1.3-2 力学解析と地化学解析における緩衝材の固相と間隙の取り扱い

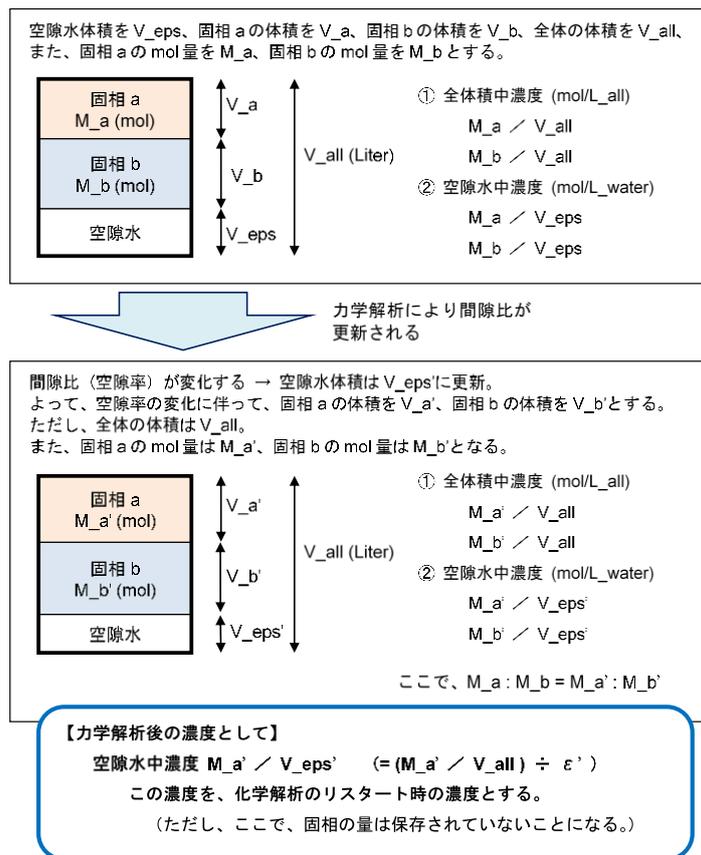


図 5.1.3-3 地化学解析において考慮している濃度単位

(2) 連成解析手法に関する事例の調査結果

ここでは、これまでの HMC 連成解析手法の検討を踏まえ、力学から化学への受け渡し手法を中心にその取扱いに関する事例を調査した。

1) 高レベル放射性廃棄物地層処分

日本原子力研究開発機構 (JAEA) における検討では、熱-水-応力-化学連成解析における相互パラメータとして表 5.1.3-2 のように整理している [10]。この検討においては、高レベル放射性廃棄物の地層処分場の再冠水時を対象としており、塩水環境下における塩濃度及びガスに関するパラメータの記述がある。応力と化学に関するパラメータとしては、塩とガスに関するものを除けば、授受するパラメータは、本検討と同等である。

また、日本原子力研究開発機構は、化学解析 (QPAC) と力学解析 (MACBECE2014) との授受パラメータを整理している [11] (表 5.1.3-3)。この検討においても、対象は高レベル放射性廃棄物処分である。このとき、鉄影響による緩衝材変質が主な変質であり、力学解析の体積ひずみや応力による割れを指標に物質輸送パラメータを計算して化学解析に考慮している (体系や固相密度の変化を変化させることは計算負荷から困難なため)。

表 5.1.3-2 連成解析相互パラメータ (JAEA の検討[10])

●: H19年度以降に考慮 / ○平成19年度以前から考慮 / NS: Not Significantの略 / HC: Hard to Considerの略

熱 (T) <small>→Base-code: THAMES →</small> ○・移流拡散解析	水 (H) <small>→Base-code : THAMES →</small> ○・不飽和 飽和浸透流解析 ○・透水性の変化 ○・比透水係数の飽和度依存性	応力 (M) <small>→Base-code : THAMES →</small> ○・弾性変形 ●・緩衝材膨潤モデル(小室の膨潤評価式)	物質移行-地球化学 (C) <small>→物質移行Base-code: Dransu 3D-EL →</small> ○・移流分散/拡散(液相化学種、ガス化学種) ●・液相、ガスの質量収支確保 ●・境界部での濃縮 ●・並列処理機能 <small>→地球化学 Base-code: PHREEQC →</small> ●・保水形態に基づく反応モデル(不飽和-飽和) ●・イオン交換反応(不飽和-飽和) ●・酸・塩基反応(不飽和-飽和) ○・ガス溶解/脱ガス ○・鉱物の溶解/沈殿(速度論/平衡論) ●・Pitzerモデル(高いイオン強度環境適合モデル) ●・カルシウムシリケート水和物溶解モデル ●・領域分割/並列処理
熱 (T) <small>→Base-code: THAMES →</small> ○・移流拡散解析	水 (H) <small>→Base-code : THAMES →</small> ○・不飽和 飽和浸透流解析 ○・透水性の変化 ○・比透水係数の飽和度依存性	応力 (M) <small>→Base-code : THAMES →</small> ○・弾性変形 ●・緩衝材膨潤モデル(小室の膨潤評価式)	物質移行-地球化学 (C) <small>→物質移行Base-code: Dransu 3D-EL →</small> ○・移流分散/拡散(液相化学種、ガス化学種) ●・液相、ガスの質量収支確保 ●・境界部での濃縮 ●・並列処理機能 <small>→地球化学 Base-code: PHREEQC →</small> ●・保水形態に基づく反応モデル(不飽和-飽和) ●・イオン交換反応(不飽和-飽和) ●・酸・塩基反応(不飽和-飽和) ○・ガス溶解/脱ガス ○・鉱物の溶解/沈殿(速度論/平衡論) ●・Pitzerモデル(高いイオン強度環境適合モデル) ●・カルシウムシリケート水和物溶解モデル ●・領域分割/並列処理
熱 (T) <small>→Base-code: THAMES →</small> ○・移流拡散解析	水 (H) <small>→Base-code : THAMES →</small> ○・不飽和 飽和浸透流解析 ○・透水性の変化 ○・比透水係数の飽和度依存性	応力 (M) <small>→Base-code : THAMES →</small> ○・弾性変形 ●・緩衝材膨潤モデル(小室の膨潤評価式)	物質移行-地球化学 (C) <small>→物質移行Base-code: Dransu 3D-EL →</small> ○・移流分散/拡散(液相化学種、ガス化学種) ●・液相、ガスの質量収支確保 ●・境界部での濃縮 ●・並列処理機能 <small>→地球化学 Base-code: PHREEQC →</small> ●・保水形態に基づく反応モデル(不飽和-飽和) ●・イオン交換反応(不飽和-飽和) ●・酸・塩基反応(不飽和-飽和) ○・ガス溶解/脱ガス ○・鉱物の溶解/沈殿(速度論/平衡論) ●・Pitzerモデル(高いイオン強度環境適合モデル) ●・カルシウムシリケート水和物溶解モデル ●・領域分割/並列処理
熱 (T) <small>→Base-code: THAMES →</small> ○・移流拡散解析	水 (H) <small>→Base-code : THAMES →</small> ○・不飽和 飽和浸透流解析 ○・透水性の変化 ○・比透水係数の飽和度依存性	応力 (M) <small>→Base-code : THAMES →</small> ○・弾性変形 ●・緩衝材膨潤モデル(小室の膨潤評価式)	物質移行-地球化学 (C) <small>→物質移行Base-code: Dransu 3D-EL →</small> ○・移流分散/拡散(液相化学種、ガス化学種) ●・液相、ガスの質量収支確保 ●・境界部での濃縮 ●・並列処理機能 <small>→地球化学 Base-code: PHREEQC →</small> ●・保水形態に基づく反応モデル(不飽和-飽和) ●・イオン交換反応(不飽和-飽和) ●・酸・塩基反応(不飽和-飽和) ○・ガス溶解/脱ガス ○・鉱物の溶解/沈殿(速度論/平衡論) ●・Pitzerモデル(高いイオン強度環境適合モデル) ●・カルシウムシリケート水和物溶解モデル ●・領域分割/並列処理

表 5.1.3-3 QPAC-MACBECE2014 間で授受をする情報リスト (JAEA の検討[11])

QPACからMACBECE2014へ渡す情報		MACBECE2014からQPACへ渡す情報	
パラメータ	備考	パラメータ	備考
間隙率	化学的な反応を考慮した固相の体積変化を反映	体積ひずみ	体積ひずみから割れ幅を仮定し、実効拡散係数に反映
交換性Na型率	イオン交換反応を考慮して計算された値	最小主応力	要素の割れの判定に使用： 一軸圧縮強度として4.86MPa、 引張強度として0.486MPaを設定 (本文参照)
スメクタイト部分密度	セル毎に計算		
イオン当量濃度	セル毎に計算		
鉄腐食膨張率	緩衝材による鉄イオンの消費を考慮して計算された腐食生成物の沈殿量に応じて計算		
要素の状態	ベントナイト(弾粘塑性体)として扱うか、岩石相当の変質ベントナイト(弾性体)として扱うかを、モンモリロナイト残存量から決定 (本文参照)		

2) TRU 廃棄物地層処分

TRU 廃棄物処分を対象として、日本原子力研究開発機構は、化学と力学の連成解析において図 5.1.3-4 のようにミドルウェアを使用して情報の授受を行っている[12]。ベントナイトとコンクリート共存系である Gr.1 及び 2 について、力学解析 (MACBECE) では、異なるイオン型のモンモリロナイト割合、残存するモンモリロナイトの有効密度、間隙率、といった入力情報を書き換えて解析を進めている。化学解析は複数の代表的モニタラインを設定して化学-物質輸送解析を行っており、力学との連成では、MACBECE による力学解析結果を反

映して変形する有限要素に対して化学—物質輸送解析用のメッシュを写像することとしている。

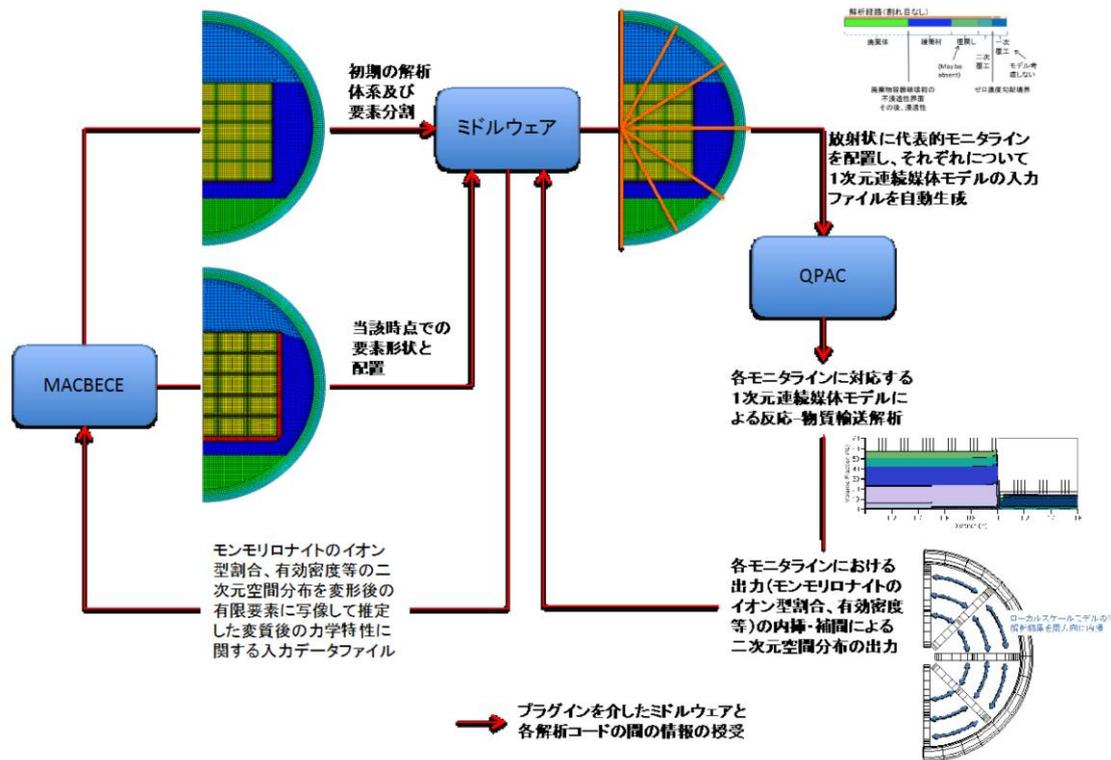


図 5.1.3-4 Gr1/2 についての連携ルール (JAEA の検討[12])

(3) 化学—力学連成解析手法に関する検討

平成 27 年度までの検討成果をも踏まえ、本検討における人工バリアの長期挙動に関する化学—力学連成解析手法に影響を及ぼす点を以下に整理する。なお、受け渡しのパラメータは、連成解析の事例からも本検討の設定は適正と考えられる。加えて、力学解析が化学解析の結果を陽に取り入れていることからも、解析間で対応がとれていると考えられる。

- ① 受け渡しの頻度
- ② 化学解析は要素 (メッシュ) は体積一定のため、受け渡しによる力学解析の固相量と間隙量との間の誤差

①については、現在は時間を基準として受け渡しを行っているが (5 千年、1 万年、2 万年、5 万年、10 万年)、化学変質や力学的挙動の変化に基づくなど、適正な受け渡し頻度を定める必要がある。受け渡しの頻度を増加させる必要がある場合は、調査事例にあるミドルウェアの様な、複数の解析をプラグインで組み合わせることが出来るプラットフォームの適用が考えられる。

②については、調査事例では、メッシュを写像する手法がとられており、計算過程において計算ステップごとにメッシュを変更する等による対処が考えられる。

加えて、①及び②への対応、また化学変質現象を各部位でより現実的に表す解析をするため

に詳細なメッシュでの計算へ対応する必要性も考えられることから、化学解析の高速化についても今後必要性が高まるものと考えられる。

平成 27 年度の化学解析の結果の力学解析と連成したケースと連成しないケースで大きな差がない点から、化学解析から力学解析への受け渡しのみで簡便に長期的な挙動の予測が可能と考えられる。しかし、本手法での受け渡しの等の条件により差が認められないことも考えられることから、今後さらに化学解析と力学解析の固相及び間隙量の取り扱い方法や、連成の有無での固相及び間隙量などを比較し、妥当性も検討する必要がある。並行して、①、②等の受け渡し条件の影響を把握しつつ連成解析手法を構築していく必要があると考えられる。

5.1.4 HMC 連成解析に関わる化学解析手法に関する検討のまとめ

人工バリアの長期挙動評価のための HMC 解析における化学解析の手法を構築するために、平成 27 年度までの連成解析及び化学解析に関わる検討成果を踏まえて検討を行った。5.1.1 から 5.1.3 までの各項の成果について以下にまとめる。

5.1.1 のベントナイト系材料の溶解変質モデルの検討では、2.1 で検討したゼオライト系の二次鉱物の生成挙動に関する臨界過飽和度を、化学解析に二次鉱物生成の判定条件として反映することで (図 5.1.1-1 参照)、二次鉱物の生成の遅れを表現することが可能となった。臨界過飽和度を二次鉱物の生成条件に設定した解析手法にて人工バリアの長期挙動解析を実施した結果、二次鉱物の生成の遅れにより、モンモリロナイトの溶解が少なくなり、従来の変質を早く見積もる傾向が抑制される方向になった。

5.1.2 のベントナイト系材料の透水係数モデルに関する検討では、平成 27 年度までの HMC 連成解析における化学解析にて、モンモリロナイトの溶解の伴い、間隙率の変化は少ないのにも関わらず透水係数が著しく大きくなる挙動が認められた点に対して、ベントナイトの変質を考慮した Kozeny-Carman 則による透水係数式[4]を適用して改善を行ない、より現実的な評価可能となった。

5.1.3 の化学-力学連成解析における連成手法に関する検討では、人工バリアの長期挙動評価における化学解析と力学解析の連成のための受け渡しが、化学と力学等の現象が相互に適切に伝達されるように、平成 27 年度までの解析結果及び解析事例の調査結果を鑑み、連成解析手法の構築の課題を検討した。現状の化学解析と力学解析の弱連成解析においては、受け渡しの頻度及び、化学解析の要素の体積一定であることによる力学解析との固相量と間隙量と誤差が、それぞれ長期挙動の解析結果に影響が考えられ、これらについて検討を進めることでより現実的な長期挙動の評価が出来るものと考えられる。また、平成 27 年度の化学解析の結果の力学解析と連成したケースと連成しないケースで大きな差がない点から、化学解析から力学解析への受け渡しのみで簡便に長期的な挙動の予測が可能と考えられるが、今後さらに化学解析と力学解析の固相及び間隙量、連成の有無での固相及び間隙量などを比較し、妥当性も検討する必要がある。

5.2 HMC 連成解析に関わる力学解析手法に関する検討

HMC 解析の力学解析手法に関する検討では、より現実的な力学挙動の解析、初期条件の設定の検討のために、力学構成モデルの検討及び緩衝材の人工バリア断面における施工等により生じる乾燥密度分布の影響についての検討をした。5.2.1 では化学変質を考慮した構成モデルについて述べた。5.2.2 では施工による密度分布を初期条件に適用した力学解析を実施するにあたり、その初期条件を考慮した長期化学解析を、5.2.3 では、5.2.2 の化学解析結果と連成させた、施工条件の長期挙動への影響に関する力学解析及び弾塑性モデルの適用性に関する検討をそれぞれ実施した。

5.2.1 化学変質の影響を考慮した力学構成モデル

(1) 力学解析方法の概要

本検討で実施する化学—力学連成解析では、再冠水後、ベントナイト系緩衝材が地下水で飽和した状態を初期状態とし、以降 10 万年後までの化学反応に伴う力学挙動の変遷をシミュレートする。岩盤とモルタル廃棄体に接する境界条件を考え、地球化学・物質移動連成解析コード PHREEQC-TRANS [1]による化学解析から得られる固相体積変化率・土粒子密度・モンモリロナイト含有率などの空間的なプロファイルを反映し、ベントナイト系緩衝材の応力・変形状態の変状を土/水連成有限要素解析コード DACSAR-BA[13]によって解析しようとするものであり、基本的な解析スキームは[5]と同様である。有限要素解析コード DACSAR-BA の特徴として、①固相体積及び土粒子密度の変化を考慮した連続条件に基づいた定式化がなされていること、②固相体積やモンモリロナイト含有率の変化を考慮した構成モデルが用いられていること、が挙げられる。特徴①は、化学反応によるモンモリロナイトの溶解や異種鉱物への変質、あるいは異種鉱物の沈殿といった現象を広くカバーする質量保存則を陽に受け入れたものである。特徴②は、力学的材料特性に影響を与えるものであり、特に本検討では、弾性モデルに加え弾塑性モデルを採用した。以下に化学変質を考慮した力学構成モデルの概要について示し、(2)に弾性モデル及び弾塑性モデルのそれぞれについて概説する。

1) 固相体積変化率と間隙比・体積ひずみの関係

化学解析から引き継ぐモンモリロナイト含有率 α_{mon} の空間分布のプロファイルを元に、各要素における変質率を算出し、想定する変質シナリオに対して求められる固相体積変化率 α と土粒子密度 ρ_s を入力条件として力学解析を実施する。ここではまず、固相体積変化率 α と間隙比 e ・体積ひずみ ε_v の関係を整理する。これらの関係は幾何学的に定まるものであり、力学解析での構成モデルの選択に依らず常に成り立つものである。

固相体積率 α は、初期の固相体積 V_{s0} に対する現在の固相体積 V_s として、次式で定義される。

$$\alpha = \frac{V_s}{V_{s0}} \quad (5.2.1)$$

固相体積が変化する要因として、固相を構成する鉱物の溶解や変質、あるいは間隙流体に含

有される物質の吸着などが挙げられる。また、固相を構成する鉱物が力学的な圧縮性を有するときも固相変化率は変化しうる。まずは、これらの要因を特定せずに、構成モデルを考える上で必要となる状態量（体積ひずみ ε_v と間隙比 e ）と固相体積率 α の関係を明確にしておく。

固相の体積変化を伴うとき、体積ひずみ ε_v は次のように定義される。

$$\varepsilon_v = \frac{V_0 - V}{V_0} = 1 - \frac{1+e}{1+e_0} \alpha \quad (5.2.2)$$

この関係を図 5.2.1-1 に示す。固相体積に増減がない（固相体積率 α が一定）のとき、間隙比と体積ひずみは線形関係にある。初期状態（ $e = e_0$, $\alpha = 1$ ）から、間隙流体の吸水・排水のみによって全体積が変化する場合、固相体積一定とする通常の土質力学の一般的な仮定に帰着する。

ここで、特定の条件下での経路について考える。初期状態から体積一定（ $\dot{\varepsilon}_v = 0$ ）の下、固相体積変化が生じるとき、経路 I あるいは経路 II を辿る。すなわち、経路 I では固相体積が減少するとともに間隙比が増加し（ $\dot{\alpha} < 0$ and $\dot{e} > 0$ ）、経路 II では固相体積が増加し間隙比が減少する（ $\dot{\alpha} > 0$ and $\dot{e} < 0$ ）。図中には、それぞれの経路について固相・液相の相関図を併記している。経路 I と経路 II、それぞれで液相体積の増加と減少を伴うことが分かる。液相の密度変化を無視すれば、これらの増減は間隙流体の流入と流出に起因するものである。すなわち、境界値問題の中で、局所的に体積変化が生じなくても、固相体積の変化により間隙流体のマイグレーションが惹起されることが示唆される。ここで述べた、体積一定条件下で固相体積変化によって生じる現象を表 5.2.1-1 にまとめる。

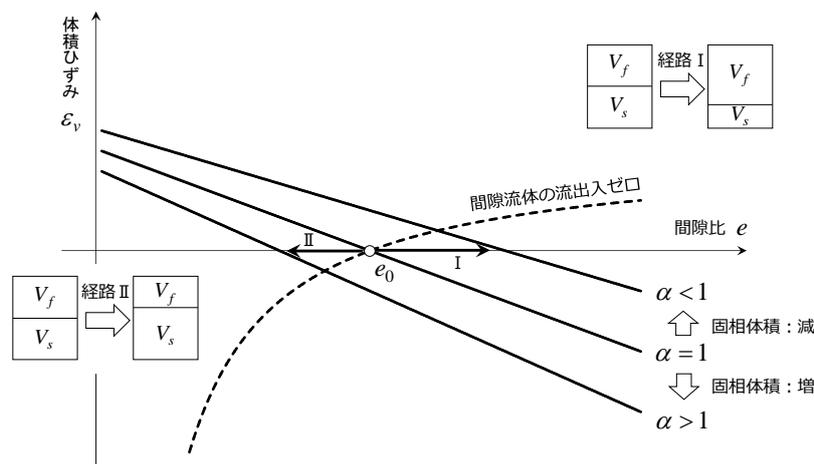


図 5.2.1-1 固相体積変化を伴う体積ひずみと間隙比の関係

表 5.2.1-1 体積一定条件下での固相体積変化によって生じる現象

	固相体積	間隙比	間隙流体収支
経路 I	減 ($\dot{\alpha} < 0$)	増 ($\dot{e} > 0$)	流入 (吸水)
経路 II	増 ($\dot{\alpha} > 0$)	減 ($\dot{e} < 0$)	流出 (排水)

一方、間隙流体の流出入がない条件 ($v_f = v_{f0}$) では、体積ひずみ ε_v と間隙比 e がそれぞれ次のように求まる。

$$\varepsilon_v = 1 - \frac{\alpha + e_0}{1 + e_0}, \quad e = \frac{e_0}{\alpha}$$

これらの関係から固相変化率 α を消去すると、体積ひずみ ε_v と間隙比 e の関係は

$$\varepsilon_v = \frac{1 - e_0/e}{1 + e_0} \quad (5.2.3)$$

となる。図 5.2.1-1 に、この関係を破線で示す。間隙流体の流出入がないとき、状態変化は必ずこの線に沿って生じなければならない。すなわち、固相体積が増加すれば ($\dot{\alpha} > 0$)、間隙比と体積ひずみはいずれも減少 (膨張かつ高間隙化: $\dot{\varepsilon}_v < 0$ and $\dot{e} < 0$) し、固相体積が減少すれば ($\dot{\alpha} < 0$)、間隙比と体積ひずみはいずれも増加 (収縮かつ密実化: $\dot{\varepsilon}_v > 0$ and $\dot{e} > 0$) する。

2) 変質シナリオに対応した固相体積変化率と土粒子密度の算定

本研究で実施する化学解析の結果を引き継いだ力学解析では、3つの変質シナリオを想定し解析を実施する。シナリオ1は、化学解析から得られるモンモリロナイト含有率 α_{mon} 、固相体積変化率 α 、土粒子密度 ρ_s の空間的なプロファイルをそのまま力学解析の入力条件として与えるシナリオである。シナリオ2は、化学解析から得られるモンモリロナイト含有率 α_{mon} から変質率 β_l を算出し、その変質が全てモンモリロナイトからクリノプチロライトへの変質に寄与したとするシナリオである。またシナリオ3は、同様に算出される変質率 β_l が全てモンモリロナイトの溶解に寄与すると見るシナリオである。シナリオ2 (クリノプチロライト化) とシナリオ3 (モンモリロナイト溶解) では、[5]と同様の方法で、変質率 β_l からシナリオに応じた固相体積変化率 α と土粒子密度 ρ_s のプロファイルを再計算し、化学解析の入力データに供する。

ここでは[13]を参考に、シナリオ2とシナリオ3における固相体積変化率 α と土粒子密度 ρ_s の再計算方法についてまとめる。再計算方法の詳細は[文献]を参照されたい。力学解析において、化学解析の格子点と同じ位置 (あるいは近傍) を占める要素における任意時刻における変質率 β_l は次のように算出される。

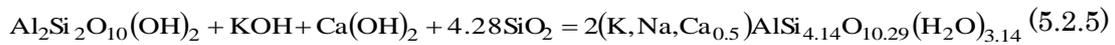
$$\beta_l = 1 - \frac{\alpha_{\text{mon}}}{\alpha_{\text{mon},ini}} \quad (5.2.4)$$

ここで、 $\alpha_{\text{mon},ini}$ は注目する要素のモンモリロナイト含有率の初期値である。したがって、初期状態では $\beta_l = 0$ となり、変質や溶解が進みモンモリロナイト含有率が減少する任意時刻において $0 < \beta_l \leq 1$ (モンモリロナイトが消失すれば $\beta_l = 1$) となる。モンモリロナイトが生成されれば、 $\beta_l < 0$ もあり得るが、本研究ではこのようなシナリオは想定していない。この変質率

β_l に基づく固相体積変化率 α と土粒子密度 ρ_s の再計算方法を、各シナリオ別に以下にまとめる。

3) クリノプチロライト化 (シナリオ2)

モンモリロナイトがクリノプチロライトへ変質するときの化学反応式は次の通りである。



上式のように、モンモリロナイトのクリノプチロライトへ変質には、ベントナイトに含まれる二酸化ケイ素もその反応に含まれることになる。上記の反応が変質率 β_l で進むとき、変質過程における固相の固相体積変化率 α と土粒子密度 ρ_s は次のように与えられる。

$$\alpha = 1 + \sum_{k=\text{mon,si}} (\eta_{\text{clp}} - 1) \frac{\rho_{s,\text{ini}}}{\rho_k} \alpha_{k,\text{ini}} \beta_l \quad (5.2.6)$$

$$\rho_s = \frac{\rho_{s,\text{ini}}}{\alpha} \left[1 + \sum_{k=\text{mon,si}} \left(\eta_{\text{clp}} \frac{\rho_{\text{clp}}}{\rho_k} - 1 \right) \alpha_{k,\text{ini}} \beta_l \right] \quad (5.2.7)$$

ここで、 ρ_{mon} 、 ρ_{si} 、 ρ_{clp} はそれぞれ、モンモリロナイト、二酸化ケイ素、クリノプチロライトの土粒子密度である。 ρ_s はベントナイト混合体としての土粒子密度であり、 $\rho_{s,\text{ini}}$ はその初期値を表す。 $\alpha_{\text{mon,ini}}$ 、 $\alpha_{\text{si,ini}}$ はそれぞれモンモリロナイトと二酸化ケイ素の初期含有率 (%) である。また、 η_{clp} は式(5.2.5)の反応があったときの鉱物体積の変化率である。表 5.2.1-2 にクリノペプチロライト化に関する諸定数の値をまとめる。なお、解析で対象とするベントナイト緩衝材には初期状態で、クニゲル V1 と珪砂が 7 : 3 の割合で混合しているものとして、モンモリロナイトと二酸化ケイ素の初期含有率を定めている。

表 5.2.1-2 クリノプチロライト化に関する諸定数

モンモリロナイト密度 (Mg/m ³)	ρ_{mon}	2.74
二酸化ケイ素密度(Mg/m ³)	ρ_{si}	2.65
クリノプチロライト密度(Mg/m ³)	ρ_{clp}	2.24
モンモリロナイト初期含有率 (%)	$\alpha_{\text{mon,ini}}$	33.6
二酸化ケイ素初期含有率 (%)	$\alpha_{\text{si,ini}}$	56.6
化学反応による鉱物体積変化率	η_{clp}	3.07

4) モンモリロナイトの溶解 (シナリオ3)

モンモリロナイトが溶解する場合、溶解過程における固相の固相体積変化率 α と土粒子密度 ρ_s は次のように与えられる。

$$\alpha = 1 + (\eta_{\text{dis}} - 1) \frac{\rho_{s,ini}}{\rho_{\text{mon}}} \alpha_{\text{mon},ini} \beta_l \quad (5.2.8)$$

$$\rho_s = \frac{\rho_{s,ini}}{\alpha} \alpha_{\text{mon},ini} (1 - \beta_l) \quad (5.2.9)$$

溶解によって二次鉱物の生成はないものとしているので、溶解反応による鉱物体積の変化率は $\eta_{\text{dis}} = 0$ となる。

(2) 化学変質の影響を考慮した構成モデル

力学解析では、弾性構成モデルと弾塑性構成モデルの2種類について一連の解析を実施する。用いる2種類の構成モデルをここでは概説する。

1) 弾性モデル

本研究で採用する構成モデルの内、弾性モデルは文献[13]で採用されているモデルである。このモデルは、モンモリロナイト含有率の異なる種々の飽和ベントナイト試料に対する圧密試験から得られる圧密特性と飽和ベントナイトのダイレイタンシー特性についての考察を元に提案されたものであり、応力・ひずみ・モンモリロナイト含有率の関係について弾性的な定式化がなされていることから、ここでは弾性モデルと呼称する。以下に、このモデルを概説する。

モンモリロナイト含有率の異なる飽和ベントナイト試料に対する圧密試験結果[14][15][16][17]をまとめると、図 5.2.1-2 の通りである。図中のプロットが実験結果であり、モンモリロナイト含有率 α_{mon} (%) が大きい試料ほど、同じ圧密圧力に対してより大きな間隙比をもつ圧密特性にあることが分かる。このモデルでは、それぞれの圧密曲線が $e - \ln p'$ 平面上で直線となり互いに平行するとの仮定をおいて、正規圧密線を次のように定式化している。

$$e = 0.65 - \lambda \ln \frac{p'}{\lambda \exp(0.06 \alpha_{\text{mon}})} \quad (5.2.10)$$

ここに、 e は間隙比、 p' は平均有効応力、 λ は圧縮指数である。式(5.2.10)の平均有効応力の単位は MPa であることに留意する。図 5.2.1-2 には、各モンモリロナイト含有率に対する正規圧密線も併記している。このとき、圧縮指数の値は $\lambda = 0.14$ である。

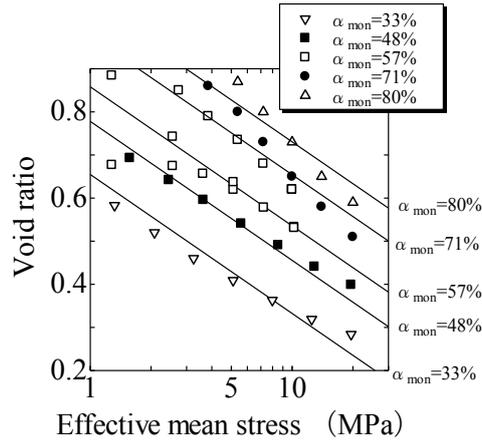


図 5.2.1-2 モンモリロナイト含有率が異なるベントナイト試料に対する圧密試験結果

式(5.2.10)は、圧密載荷時の応答を定式化したものであるが、このモデルでは除荷過程の膨潤挙動もこの式に従うものと仮定している。一般に、ベントナイトは除荷過程において著しい膨潤性を発揮するが、これを可逆な弾性的応答であると見做してモデル化している。式(5.2.10)の時間微分をとり、式(5.2.2)の体積ひずみ速度式と連立して、平均有効応力速度 \dot{p}' について解くと、速度形構成関係の等方成分が次のように得られる。

$$\dot{p}' = \frac{1+e_0}{\alpha\lambda} p' \dot{\varepsilon}_v + \frac{1+e}{\alpha\lambda} p' \dot{\alpha} + 0.06 p' \dot{\alpha}_{\text{mon}} \equiv K \dot{\varepsilon}_v + K_\alpha \dot{\alpha} + K_m \dot{\alpha}_{\text{mon}} \quad (5.2.11)$$

ここで、 K 、 K_α 、 K_m はそれぞれ、体積ひずみ、固相体積変化率、モンモリロナイト含有率に関する剛性を表す体積弾性係数である。

せん断成分については、飽和ベントナイトはせん断してもダイレイタンスーを発揮しないとの解釈から、Hooke 則に基づく次式の構成関係を仮定している。

$$\dot{q} = 3G \dot{\varepsilon}_s; \quad G = \frac{3}{2} \frac{1-2\nu'}{1+\nu'} K \quad (5.2.12)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_s$ はせん断ひずみ速度、 \dot{q} はせん断応力速度、 G はせん断弾性係数、 ν' はポアソン比である。せん断挙動についても弾性的なモデル化をしているため、限界状態や破壊状態を表現することはできない。したがって、せん断応力が大きく発生するような問題に対しては、現実的な応答の表現に一定の制限がある。

多次元場の構成関係は、式(5.2.11)と式(5.2.12)を包含する等方性非線形弾塑性構成関係として次式で書き表される。

$$\dot{\sigma}' = \mathbf{c} : \dot{\varepsilon} + \mathbf{c}_\alpha \dot{\alpha} + \mathbf{c}_m \dot{\alpha}_{\text{mon}} \quad (5.2.13)$$

ただし、 \mathbf{c} は 4 階の構成関係テンソル、 \mathbf{c}_α 及び \mathbf{c}_m は 2 階の構成関係テンソルであり、それぞれ次式で定義される。

$$c_{ijkl} = \left(K - \frac{2}{3}G \right) \delta_{ij} \delta_{kl} + G(\delta_{il} \delta_{jk} + \delta_{ik} \delta_{jl}) \quad (5.2.14)$$

$$c_\alpha = K_\alpha \mathbf{1}, \quad c_m = K_m \mathbf{1} \quad (5.2.15), (5.2.16)$$

変質による固相体積変化率 α やモンモリロナイト含有率 α_{mon} の変化は、等方応力にのみ影響を及ぼすことになる。力学解析においては、これらの変化は各要素について PHREEQC-TRANS による化学解析から既知量として与えられる。したがって、ある時間増分について時間離散化された全体剛性方程式を解く際、式(5.2.13)の右辺第 2 項、第 3 項に関わる積分項は荷重増分既知項と同様に扱われる。

2) 弾塑性モデル

飽和粘土材料に対して提案されている弾塑性構成モデルの一つである Cam-clay モデルをベースに、モンモリロナイトの変質や溶解に伴う固相体積の変化の影響を考慮した弾塑性構成モデルを定式化する。本モデルにおけるベントナイト緩衝材の圧密特性は、図 5.2.1-3 のように模式化される。図の左は $e - \varepsilon_v$ 関係を、右は $e - \ln p'$ 関係を表している。

材料の間隙が水で飽和した状態にあれば、固相体積に変化がない場合 ($\dot{\alpha} = 0$)、間隙比と体積ひずみは線形関係になる。この関係を表す式は、

$$\varepsilon_v = 1 - \frac{1+e}{1+e_0} \alpha \quad (5.2.17)$$

であり、载荷・除荷に関わらず、間隙比変化が生じれば左図の $e - \varepsilon_v$ 平面における等 α 線上を状態は推移することになる。初期点を図中の点 I に採ると、固相体積に変化がない状態 ($\alpha = 1$ and $\dot{\alpha} = 0$) での载荷による圧縮経路は I→A となり、除荷による膨潤経路は I→B となる。

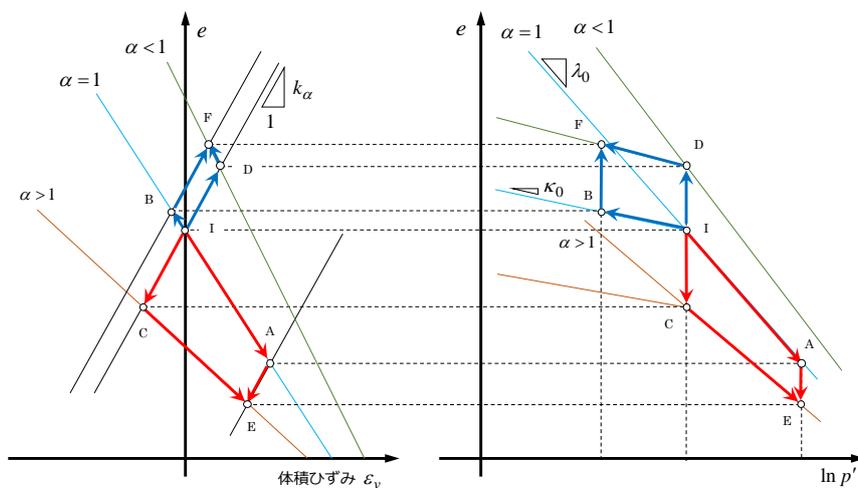


図 5.2.1-3 固相体積の変化を伴うベントナイト緩衝材の圧密特性

初期点 I が正規圧密状態にあるとすれば、対応する $e - \ln p'$ 関係の応答は右図に同じ記号を用いて示す通りであり、経路 I→A は正規圧密線上を辿る弾塑性応答を、経路 I→B は膨潤線上を辿る弾性応答を与える。勾配はそれぞれ、記号 λ を用いて圧縮指数、記号 κ を用いて圧縮指数と呼ばれるが、以降の区別のためにここでは、固相体積に変化がない状態 ($\alpha=1$ and $\dot{\alpha}=0$) での圧縮指数を記号 λ_0 、膨潤指数を記号 κ_0 と表記する。

次に応力一定で固相体積変化が生じるプロセスを考える。応力一定とは有効応力が一定であることを意味し、過剰間隙水圧が発生しないような完全排水条件で、かつ、上載圧としての全応力も一定のようなときに成立する条件である。このような条件下で固相体積の増減をもたらす間隙比ないし体積ひずみの変化は、複数のシナリオを考えることができる。変質によって固相体積が増加すれば、十分な排水を伴いつつ、間隙が徐々に土粒子で満たされていき、密実化する（間隙比が減少する）ことは想像に易い。しかしながら、このとき土全体としての体積が不変であるとは限らない。土の骨格構造の変化によりマスとしては膨張する可能性もある。一方、骨格構造を維持したまま固相体積が減少すれば、マスとしての体積は不変のまま、間隙比が上昇する（空隙化）。しかし、作用する応力に構造骨格が耐えられなくなれば、圧縮（コラプス）することも考えられる。これらの挙動は、応力や間隙比に依存することも十分に想像できるが、全容を定式化するための実験事実の蓄積に乏しい状況にある。ここでは、これら応力一定条件での応答の定式化にシンプルな仮定をおいてモデル化している。すなわち、図 5.2.1-3 の左図にあるように、応力一定条件で固相体積が変化するときの $e - \varepsilon_v$ 平面における経路は、勾配 k_α をもつ直線上を辿るとした。かつ、間隙比や応力に依らず、この勾配は一定であり経路は平行すると仮定している。直線性や平行性はプライマリーな仮定であり、実験事実が見つければ随時変更すればよい。いずれにせよ、このモデルでは勾配 k_α が新たなパラメータとして加わることになる。勾配 k_α を定めれば、固相体積の増加による経路 I→C を、減少による経路 I→D を表すことができる。経路 I→C と経路 A→E は同じだけ固相体積が増加した経路であるが、等 α 線は互いに並行していないため、間隙比変化と体積ひずみ変化は異なることになる。固相体積が減少する経路 I→D と経路 B→F にも同様のことが言える。これらは、同じだけ固相体積変化があったときの間隙比変化に応力依存性があることを意味し、なおかつ、応力一定条件での固相体積の増減によって圧密降伏応力あるいは過圧密比が変化しないとすれば、図 5.2.1-3 の右図のように各固相体積変化率 α に対して、それぞれ異なる圧縮指数と膨潤指数をもつ正規圧密線と膨潤線が定まることを意味している。図の幾何学的な関係から、これら圧縮指数と膨潤指数を求めると次のようになる。

$$\lambda = \frac{k_\alpha + (1 + e_0)}{k_\alpha \alpha + (1 + e_0)} \lambda_0, \quad \kappa = \frac{k_\alpha + (1 + e_0)}{k_\alpha \alpha + (1 + e_0)} \kappa_0 \quad (5.2.18), (5.2.19)$$

ただし、 e_0 は先行時（点 I）における間隙比である。圧縮指数と膨潤指数はともに固相体積変化率 α の関数となるが、同じ関数形の変数となるため、非可逆比は常に一定となる。

経路 I→E あるいは経路 I→F のように、応力変化と固相体積変化の両方を経るような一般的な場合は、どちらか片方が生じる経路の組み合わせで考えればよく、経路依存性がないものとする。つまり、経路 I→E であれば、経路 I→A→E と来ても経路 I→C→E と来ても、同

じ状態が得られると仮定する。すると、初期状態（点 I）から任意の固相体積変化率 α と平均有効応力 p' をもつ状態までに発生する体積ひずみ、弾性体積ひずみ、及びそれらの差で定まる塑性体積ひずみは次のように求めることができる。

$$\varepsilon_v = \frac{1-\alpha}{k_\alpha \alpha + (1+e_0)}(1+e_0) + \alpha \frac{\lambda}{1+e_0} \ln \frac{p'}{p'_0} \quad (5.2.20)$$

$$\varepsilon_v^e = \frac{1-\alpha}{k_\alpha \alpha + (1+e_0)}(1+e_0) + \alpha \frac{\kappa}{1+e_0} \ln \frac{p'}{p'_0} \quad (5.2.21)$$

$$\varepsilon_v^p = \alpha \frac{\lambda - \kappa}{1+e_0} \ln \frac{p'}{p'_0} \quad (5.2.22)$$

式(5.2.21)は、弾性構成関係の等方成分である。平均有効応力に関する式に書き改め、時間微分をとると、速度形の構成関係が次のように得られる。

$$\begin{aligned} \dot{p}' &= \frac{k_\alpha \alpha + (1+e_0)}{k_\alpha + (1+e_0)} \frac{1+e_0}{\alpha \kappa_0} p' \dot{\varepsilon}_v^e + \frac{1+e_0}{k_\alpha \alpha + (1+e_0)} \frac{1+e_0}{\alpha \kappa_0} p' \left[1 - \frac{\kappa_0}{1+e_0} \ln \frac{p'}{p'_0} \right] \dot{\alpha} \\ &= \frac{1+e_0}{\alpha \kappa} p' \dot{\varepsilon}_v^e + \frac{1+e_0}{k_\alpha + (1+e_0)} \frac{1+e_0}{\alpha \kappa} p' \left[1 - \frac{\kappa_0}{1+e_0} \ln \frac{p'}{p'_0} \right] \dot{\alpha} \\ &\equiv K \dot{\varepsilon}_v^e + K_\alpha \dot{\alpha} \end{aligned} \quad (5.2.23)$$

弾性構成関係のせん断成分は、Hooke 則に基づく次式の構成関係を仮定している。

$$\dot{q} = 3G \dot{\varepsilon}_s; \quad G = \frac{3}{2} \frac{1-2\nu'}{1+\nu'} K \quad (5.2.24)$$

多次元場の弾性構成関係は、式(5.2.23)と式(5.2.24)を包含する等方性非線形弾塑性構成関係として次式で書き表される。

$$\dot{\sigma}' = \mathbf{c}^e : \dot{\varepsilon}^e + \mathbf{c}_\alpha \dot{\alpha} \quad (5.2.25)$$

ただし、 \mathbf{c}^e は 4 階の弾性構成関係テンソル、 \mathbf{c}_α は 2 階の構成関係テンソルであり、それぞれ次式で定義される。

$$c_{ijkl} = \left(K - \frac{2}{3} G \right) \delta_{ij} \delta_{kl} + G (\delta_{ii} \delta_{jk} + \delta_{ik} \delta_{jl}), \quad \mathbf{c}_\alpha = K_\alpha \mathbf{I} \quad (5.2.26), (5.2.27)$$

塑性体積ひずみを硬化パラメータにとり、Cam-clay 系の弾塑性構成モデルである EC モデルと同じ形状の降伏曲面を仮定すると、式(5.2.22)から降伏関数は

$$f = f(\sigma', \alpha, \varepsilon_v^p) = \alpha \frac{\lambda - \kappa}{1+e_0} \ln \frac{p'}{p'_0} + \alpha \frac{\lambda - \kappa}{1+e_0} \frac{\eta}{M} - \varepsilon_v^p = 0 \quad (5.2.28)$$

となる。ここで、 M は限界応力比である。このモデルでは、限界応力比は固相体積変化があ

っても一定であり、限界状態線は応力空間で唯一に定まるとしている。また、降伏曲面は常に相似形を維持する。したがって、前述の圧密特性と同様、ダイレイタンシー特性も固相体積変化とともに変化することになる。硬化則は圧密特性と矛盾しないように定まり、

$$p'_c = p'_0 \exp \frac{\varepsilon_v^p}{\alpha(\lambda - \kappa)/1 + e_0} \quad (5.2.29)$$

となる。降伏曲面の大きさを示す圧密降伏応力 p'_c は、塑性体積ひずみのみでなく固相体積変化率 α によっても変化する（圧縮指数と膨潤指数も α の関数であることに注意する）。応力一定条件下で固相体積が変化する場合には、塑性体積ひずみと固相体積変化率 α がいずれも変化するが、式(5.2.29)右辺は不変となり、圧密降伏応力 p'_c が一定となる数理構造になっている。

式(5.2.28)の降伏関数に適合条件を課し、塑性ひずみの発生に対して関連流れ則を適用することによって、弾塑性状態における構成関係を次のように誘導することができる。

$$\begin{aligned} \dot{\boldsymbol{\sigma}}' &= \left[\mathbf{c}^e - \frac{1}{H} \left(\mathbf{c}^e : \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} \right) \otimes \left(\mathbf{c}^e : \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} \right) \right] : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} + \left[\mathbf{c}_\alpha - \frac{1}{H} \left(\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} : \mathbf{c}_\alpha + \frac{\partial f}{\partial p'} \right) \left(\mathbf{c}^e : \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}'} \right) \right] \dot{\alpha} \\ &\equiv \mathbf{c}^{ep} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} + \mathbf{c}_\alpha^{ep} \dot{\alpha} \end{aligned} \quad (5.2.30)$$

5.2.2 初期条件に施工時の密度分布を考慮した閉鎖後長期の化学解析

ベントナイト系緩衝材は、処分施設施工時の施工方法によっては施工時に密度分布が生じる可能性がある。そこで、緩衝材に密度分布が存在する場合における変質について予測解析を行った。施工時の密度分布が、長期的にどのように変質していくのか、密度分布がない密度均一な場合に比べて違いがあるのかどうかについて検討を行う。

解析対象としては、緩衝材の密度分布が存在する局所的な一部分を想定する。緩衝材の目標乾燥密度を 1.6Mg/m^3 として、施工時の密度分布として 1.4 、 1.6 及び 1.8 Mg/m^3 を想定し、それぞれ 10cm 厚の 3 層を考えた。解析体系概念図を図 5.2.2-1 に示す。処分施設は、第 2 次 TRU レポート[7]より Gr.2 の坑道を想定し、ベントナイト系材料はセメント系材料に接している。ベントナイト系材料は 1m を想定し、廃棄体側にセメント系材料を 2m 設定した。なお、支保工については省略し、ベントナイト系材料の外側で地下水洗い出し境界とした。

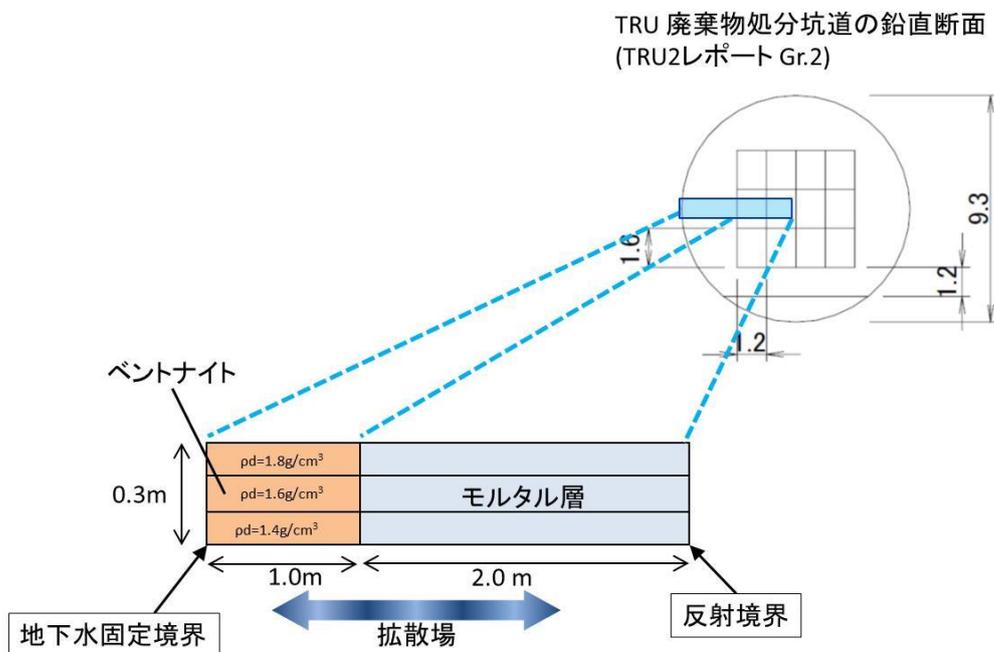


図 5.2.2-1 緩衝材の密度分布を想定した解析体系概念図

(1) 計算ケース

ベントナイト系緩衝材について、初期に密度分布が存在する場合と、密度分布がなく均一な密度の場合と、2 ケースを考慮する。

表 5.2.2-1 計算ケース

ケース	初期緩衝材密度	備考
1	密度分布あり	ベントナイト系緩衝材において、図 5.2.2-1 に示すような密度分布 (1.8, 1.6, 1.4 Mg/m ³) あり。
2	密度分布なし	ベントナイト系緩衝材の初期密度は、1.6Mg/m ³ で均一。

(2) 計算条件

計算に使用するパラメータについては、第2次 TRU レポート[7] において使用されているパラメータを参照することとする。

各材料の拡散係数は、次の式 (TRU2 レポート[7]) に従う (セメント系材料については、ひび割れなしケース)。

セメント系材料の拡散係数

$$De = D^* \cdot \varepsilon^{3.05}$$

D^* : 自由水中の拡散係数

ε : 空隙率

ベントナイト系材料の拡散係数

$$De = 2.27 \times 10^{-9} \cdot \varepsilon^n$$

$$n = 2.02 f_b^{0.13} + 1$$

$$n = 2.22 f_s^{0.13} + 1$$

f_b : ベントナイト混合割合

f_s : モンモリロナイト含有割合

ε : 間隙割合

ここで、反応を考慮する固相のうちベントナイトに含まれるモンモリロナイトについては溶解速度を考慮する。その溶解速度は次の式に従う [7]。

$$Rate = \left(4.74 \cdot 10^{-6} \cdot e^{-3957/RT} \cdot \frac{177 \cdot e^{2037/RT} \cdot a_{OH^-}}{1 + 177 \cdot e^{2037/RT} \cdot a_{OH^-}} + 1.70 \cdot e^{-69.67/RT} \cdot \frac{0.0297 \cdot e^{2357/RT} \cdot a_{OH^-}}{1 + 0.0297 \cdot e^{2357/RT} \cdot a_{OH^-}} \right) \cdot A_{min} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(6 \cdot 10^{-10} \cdot (2 \cdot \Delta Gr / RT)^6\right) \right\}$$

$Rate$: モンモリロナイト溶解速度 [mol/s]

A_{min} : 鉱物の反応表面積 [m²]

R : 気体定数 [kJ/K mol]

T : 絶対温度 [K]

a_{OH^-} : 水酸化物イオンの活量

ΔGr : 反応のギブス自由エネルギー変化 [kJ/mol]

表 5.2.2-2 から表 5.2.2-11 に、解析に用いたパラメータを示す。表 5.2.2-11 は、解析に用いた二次鉱物設定[12] である。

表 5.2.2-2 地下水組成

	組成(mol/l)
	FRHP 降水系高 pH 型地下水
pH	8.5
pe	-4.8
Na	3.6E-3
Ca	1.1E-4
K	6.2E-5
Mg	5.0E-5
Fe	9.7E-10
Al	3.4E-7
C	3.5E-3
S	1.1E-4
B	2.9E-4
P	2.9E-6
F	5.4E-5
N	2.3E-5
Cl	1.5E-5
Si	3.4E-4
Br	—
I	—

表 5.2.2-3 解析に用いた地下水の組成

	組成(mol/l)
	FRHP 降水系高 pH 型地下水
pH	8.5
Na *	3.4E-3
Ca	1.1E-4
K	6.2E-5
Mg	5.0E-5
Al	3.4E-7
C	3.5E-3
S	1.1E-4
Cl	1.5E-5
Si	3.4E-4

*電荷バランスを調整

表 5.2.2-4 セメントの化学組成

化学組成 mass%	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	Na ₂ O	K ₂ O
OPC	21.5	5.2	2.9	64	1.5	2	0.3	0.5

表 5.2.2-5 セメント系材料の仕様

	間隙率 (-)	W/C (%)	単位 セメント量 (kg/m ³)	単位 水量 (kg/m ³)	細・粗骨 材量 (kg/m ³)
廃棄体 モルタル層	0.19	55	483	266	1449

表 5.2.2-6 緩衝材の仕様

	緩衝材 (1.4)	緩衝材 (1.6)	緩衝材 (1.8)
乾燥密度 (Mg/m ³)	1.40	1.60	1.80
ケイ砂混合率 (%)	30	30	30
空隙率 (-)	0.475	0.4	0.325

表 5.2.2-7 クニゲル V1 の鉱物組成

鉱物	含有率 (mass%)
モンモリロナイト	48
カルセドニ	38
カルサイト	2.6

表 5.2.2-8 クニゲル V1 の交換性陽イオン組成

交換性陽イオン組成	meq/100g	イオン交換反応選択係数 logK	
NaZ	51.4	2ZNa-Z2Ca	0.69
CaZ2	7.4	ZNa-ZK	0.42
KZ	0.6	2ZNa-Z2Mg	0.67
MgZ2	0.7	ZNa-ZH	1.88

表 5.2.2-9 初期鉱物濃度

初期鉱物 及び二次鉱物	鉱物濃度(mol/L_water)				mol 体積 (L/mol)
	廃棄体 モルタル	緩衝材 (1.4g/cm ³)	緩衝材 (1.6g/cm ³)	緩衝材 (1.8g/cm ³)	
ポルトランドイト	9.98	0.0	0.0	0.0	0.0332
エトリンガイト	0.212	0.0	0.0	0.0	0.726
ブルーサイト	0.946	0.0	0.0	0.0	0.0244
ハイドロガーネット	—	—	—	—	0.150
CSH(1.8)	16.4	0.0	0.0	0.0	0.0445
カルサイト	0.0	0.536	0.727	1.01	0.0369
石英 (QUARTZ)	0.0	13.0	17.7	24.5	0.0227
Na-Mont	—	2.31	3.13	4.34	0.134
Ca-Mont	—	0.332	0.451	0.624	0.134
K-Mont	—	0.0269	0.0366	0.0506	0.136
Mg-Mont	—	0.0314	0.0427	0.0591	0.133
Na ₂ O	0.123	—	—	—	—
K ₂ O	0.135	—	—	—	—
C-S-H ゲル	—	—	—	—	0.0547 (CSH(1.0))
カトアイト	—	—	—	—	0.137
アナルサイム	—	—	—	—	0.0974
ゲーレンナイトハイドレート	—	—	—	—	0.216
グロッシュラー	—	—	—	—	0.129
フリーデル氏塩	—	—	—	—	0.244
C ₃ ASH ₄	—	—	—	—	0.160
C ₄ AH ₁₃	—	—	—	—	0.216
C ₄ AH ₁₉	—	—	—	—	0.216

表 5.2.2-10 初期物性値

実効拡散係数 [m ² /s]	廃棄体モルタル部	1.3E-11
	緩衝材 (1.4g/cm ³)	3.0E-10
	緩衝材 (1.6g/cm ³)	1.6E-10
	緩衝材 (1.8g/cm ³)	6.7E-11
空隙率 [-]	廃棄体モルタル部	0.19
	緩衝材 (1.4g/cm ³)	0.475
	緩衝材 (1.6g/cm ³)	0.400
	緩衝材 (1.8g/cm ³)	0.325

表 5.2.2-11 考慮した二次鉱物 [12]

固相名	データベース内での名称	固相名	データベース内での名称
イライト	ILLITE	セピオライト	SEPIOLIT
カリ長石	K-FELDSP	ポルトランドイト	PORTLAN
アナルサイム	ANALCIM1	ブルーサイト	BRUCITE
ローモンタイト	LAUMONTI	ドロマイト	DOLOMITE
C-S-H ゲル	CSH(0.833)~ CSH(1.8)	ヒューランドイト	HEULANDI
C ₃ ASH ₄	C3ASH4	クリノプチロライト	CLINOP_a
エトリンタイト	ETTRINGI		CLINOP_d
フリーデル氏塩	FRIEDEL_	フィリップサイト	PHILLI_a
ハドロタルサイト	HYDROTAL		PHILLI_d

(3) 計算結果

ベントナイト系緩衝材に密度分布が存在する計算ケース 1 の結果を、図 2.3.4-2 から図 2.3.4-10 に示す。図 2.3.4-2、図 2.3.4-3 は、初期密度 1.8Mg/m^3 の部分の 1,000 年後と 1 万年後、5 万年後と 10 万年後の液相及び固相分布である。同様に、図 2.3.4-4 と図 2.3.4-5 は初期密度 1.6Mg/m^3 の部分、図 2.3.4-6 と図 2.3.4-7 は初期密度 1.4Mg/m^3 の部分の結果である。図 2.3.4-8 は、各ベントナイト部分の密度の経時変化を示した。図 2.3.4-9 は、各ベントナイト部分におけるモンモリロナイト量を、初期モンモリロナイト量で規格化した量の経時変化を示した。図 2.3.4-10 は、各ベントナイト部分のモンモリロナイト含有率の経時変化を示した。それぞれの経時変化には、ベントナイト部分の平均値と、モルタルとの境界であるベントナイト端（モルタル側；ベントナイト第 10 層）における経時変化についてもまとめた。

計算ケース 2 は、初期密度 1.6Mg/m^3 で均一の場合であり、一つの断面のみの結果を示した（図 2.3.4-11、図 2.3.4-12）。計算ケース 2 の、ベントナイト部分の密度の経時変化と規格化モンモリロナイト量及びモンモリロナイト含有率の経時変化においても、1 断面のみの結果を示し、平均値の経時変化はケース 1 の結果とともに示した（図 2.3.4-13、図 2.3.4-14、図 2.3.4-15）。

いずれの乾燥密度・計算ケースにおいても、材料境界（モルタル層とベントナイト部との境界）における変質が顕著であった。モルタル層では、C-S-H ゲルの生成が顕著となり、時間経過とともに空隙率が小さくなった。また、ベントナイト部では、モルタル層側から石英（Quartz）やモンモリロナイトが溶解し、二次鉱物としてカリ長石やヒューランダイトの生成が見られた。材料境界部に着目すると、初期密度が大きいケースで、二次鉱物（カリ長石やヒューランダイト）の生成が多い傾向となった。

経時変化の図 2.3.4-8 より、ベントナイト部の密度変化では、初期からあまり変化しない結果となった。岩側で、時間経過とともに密度が大きくなるのは、地下水の供給による石英の沈殿の影響である。密度が大きくなるとともに、空隙率が小さくなった。なお、モルタル層側（ベントナイト端）の結果において、密度が一旦減少した後に上昇するのは、初期に存在した石英やモンモリロナイトが先に溶解し、その後二次鉱物の沈殿によって密度上昇したものと考えられる。

図 2.3.4-9 の、モンモリロナイトの初期量で規格化したモンモリロナイト量の経時変化は、いずれの乾燥密度においても同様の結果を示した。また、4,000 年付近で、モンモリロナイトが減少しなくなった。このタイミングは、ベントナイトに接するモルタル層の Na,K 成分が減少し、pH が低下しており、そのためモンモリロナイトの溶解が抑えられる傾向となったと考えられる。モルタル層側（ベントナイト端）の経時変化に着目すると、モンモリロナイトの溶解量が初期密度には比例せず、数千年以降は初期密度 1.4Mg/m^3 の結果に比べると 1.6Mg/m^3 と 1.8Mg/m^3 では同等となった。密度分布を上下方向に分布させた影響と考えられる。密度の大きい領域（つまり、モンモリロナイトの量も多い）でモンモリロナイトが溶解し、下側に接するベントナイト部との液相組成の拡散による移動によって、密度の小さい領域での液相組成が、モンモリロナイトが安定な方向に変化しモンモリロナイトの溶解が緩和されたと考えられる。

図 2.3.4-10 はモンモリロナイト含有率（重量割合）の経時変化結果である。モンモリロナイト含有率は、力学解析の入力パラメータとなる。材料境界付近でモンモリロナイト含有率は減少していく。モルタル層側では、モンモリロナイトの溶解とともに二次鉱物の生成により、その割合が減少する。岩側のモンモリロナイト含有率の減少は、モンモリロナイトの溶解ではなく、地下水の供給による石英の沈殿の影響である。また、モルタル層側（ベントナイト端）での各密度部分の経時変化から、モンモリロナイト含有率は初期密度 1.6 Mg/m^3 と 1.8 Mg/m^3 では、経過時間によってはその値が逆転した。図 2.3.4-9 からも考えられたように、初期密度の大きい領域でモンモリロナイトが溶解し、下側に接するベントナイト部のモンモリロナイトの溶解が緩和されたと考えられる。

計算ケース 2 は、ケース 1 の初期密度 1.6 Mg/m^3 と同様の結果と考えられる。ただし、経時変化結果から、モルタル層側（ベントナイト端）に着目すると、計算ケース 1 の初期密度 1.6 Mg/m^3 の結果とは少し異なる結果となった。図 2.3.4-13 の乾燥密度分布は、計算ケース 1 の初期密度 1.6 Mg/m^3 とほとんど変わらなかった。図 2.3.4-14、図 2.3.4-15 より、計算ケース 2 は、数千年以降は、計算ケース 1 の 1.6 Mg/m^3 より 1.8 Mg/m^3 の結果に近くなった。

計算ケース 1 の初期密度 1.6 Mg/m^3 部分と計算ケース 2 を比較すると、全体的には同等の結果であったが、厳密には材料境界において、密度分布を与えた計算ケース 1 のほうが、モンモリロナイトの溶解が緩和された。

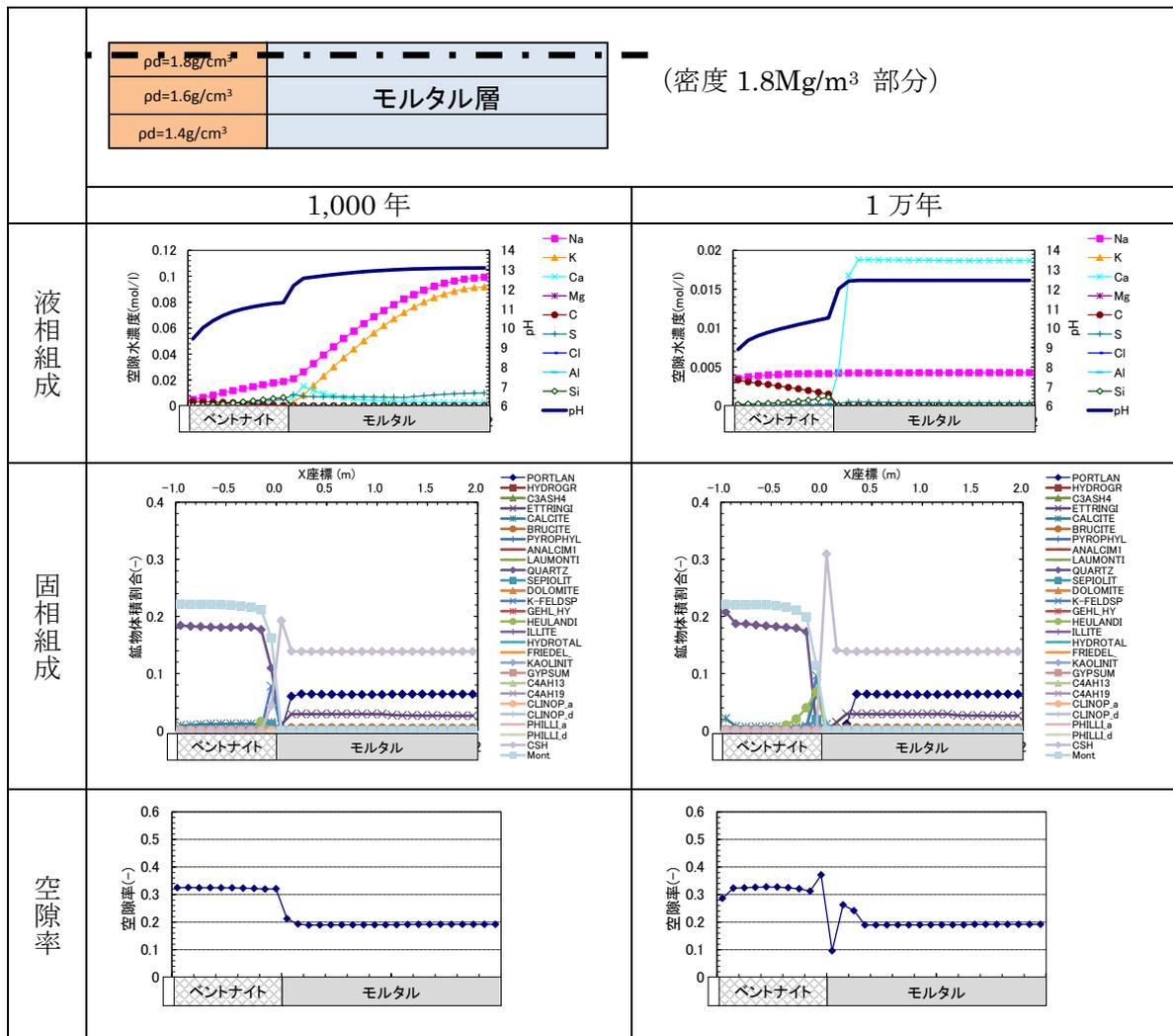


図 5.2.2-2 1,000 年後、1 万年後の計算結果 (計算ケース 1 ; 初期密度 1.8Mg/m³ 部分)

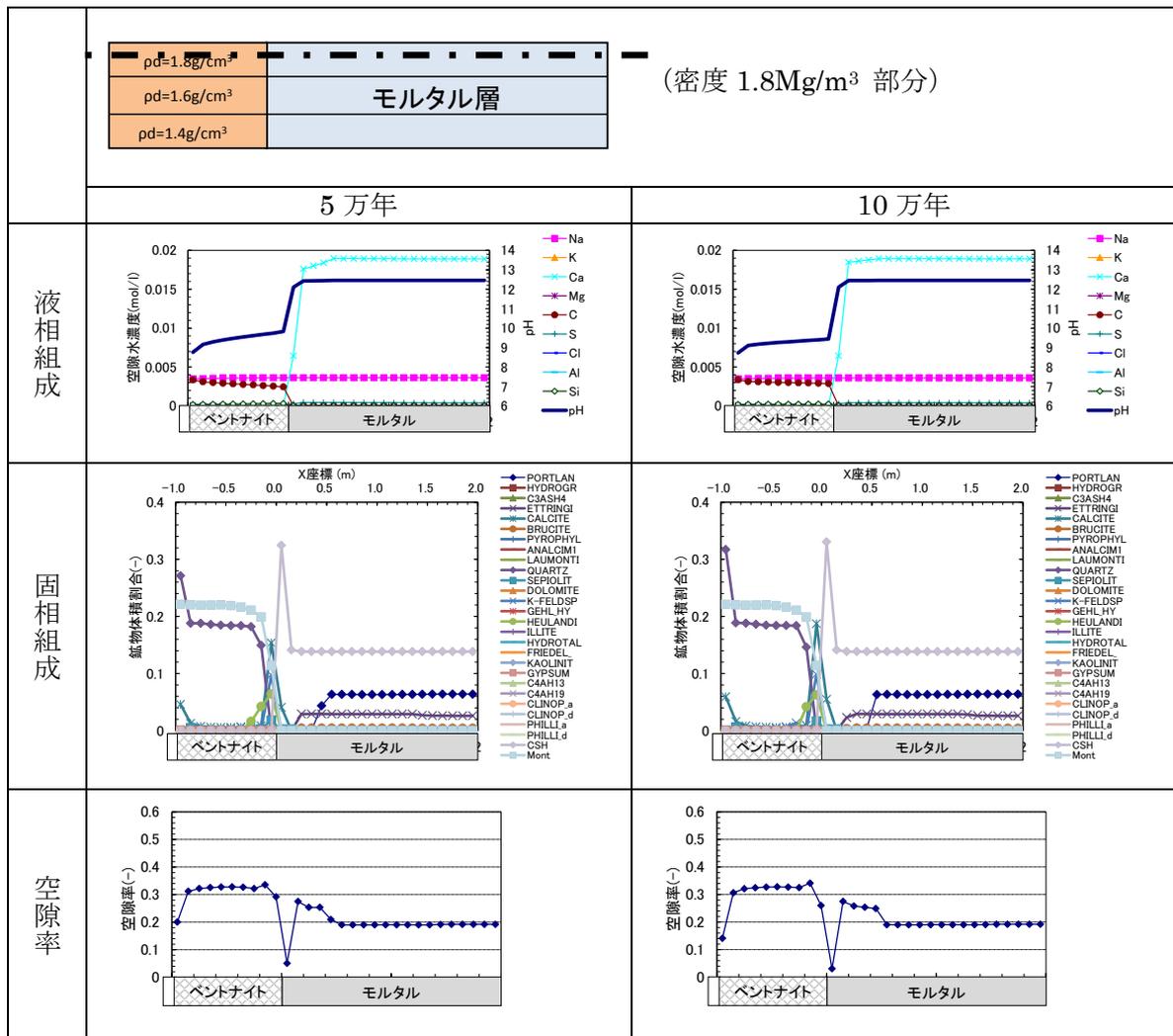


図 5.2.2-3 5 万年後、10 万年後の計算結果 (計算ケース 1 ; 初期密度 1.8Mg/m³ 部分)

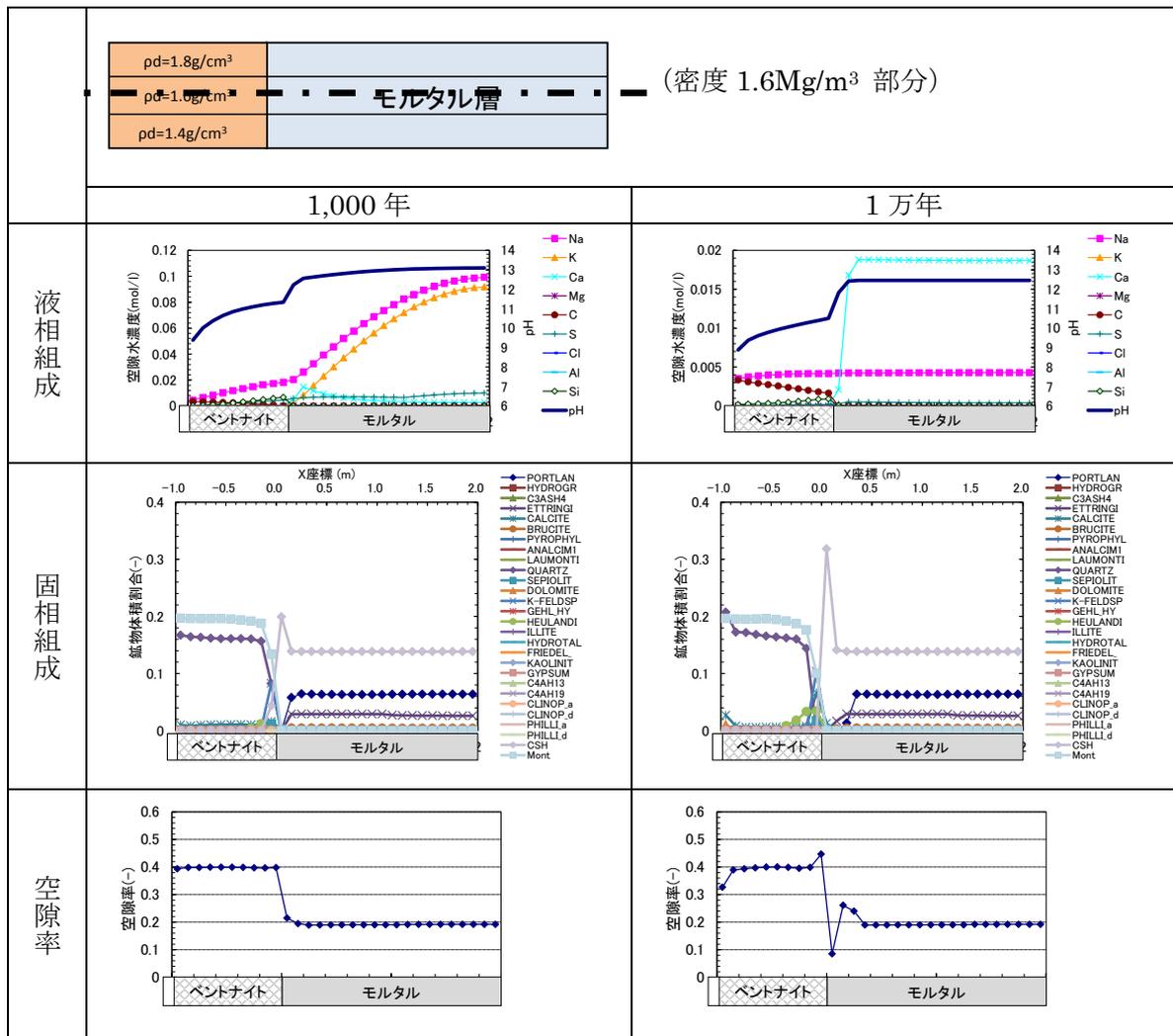


図 5.2.2-4 1,000 年後、1 万年後の計算結果 (計算ケース 1 ; 初期密度 1.6Mg/m³ 部分)

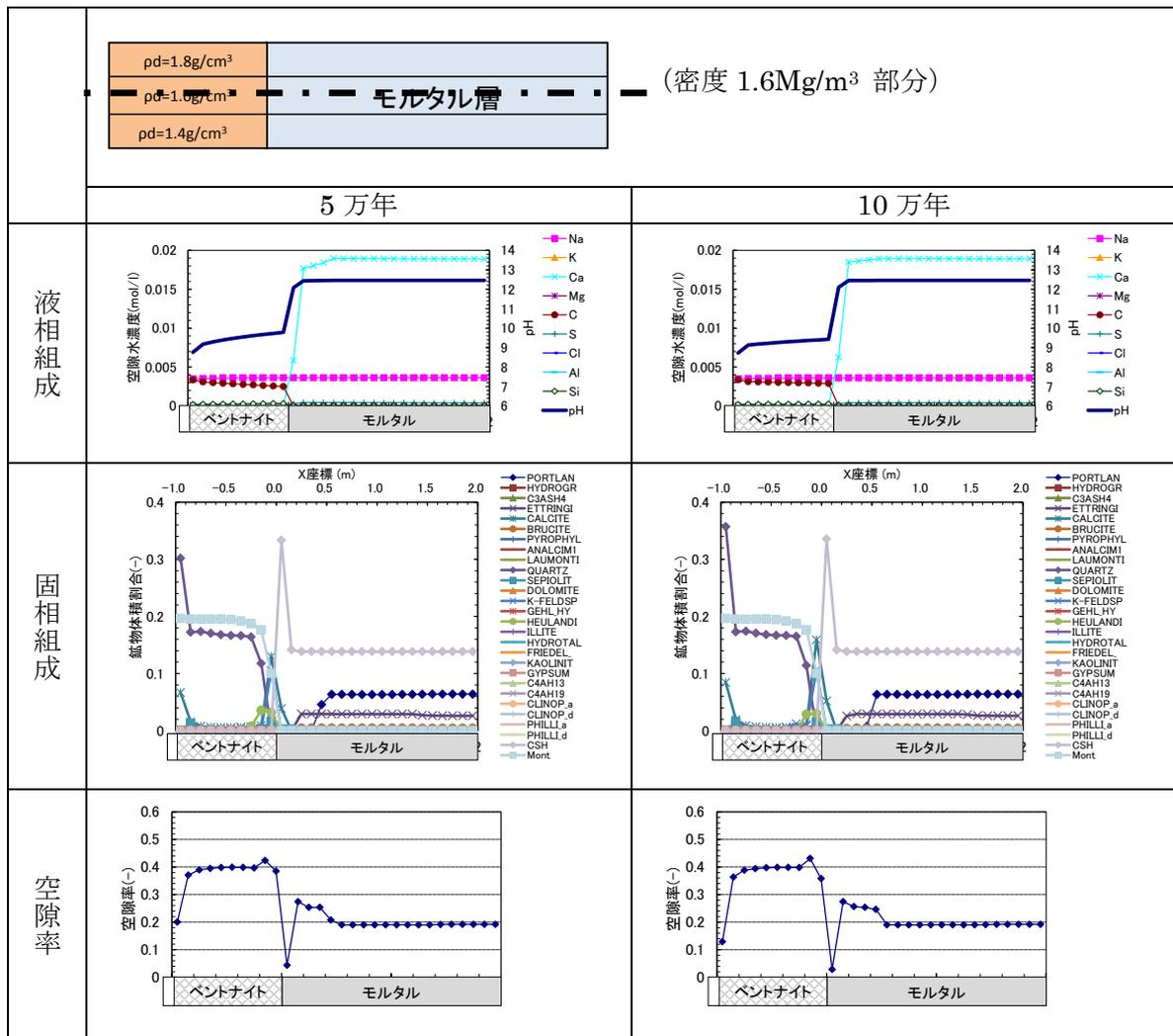


図 5.2.2-5 5 万年後、10 万年後の計算結果 (計算ケース 1 ; 初期密度 1.6Mg/m³ 部分)

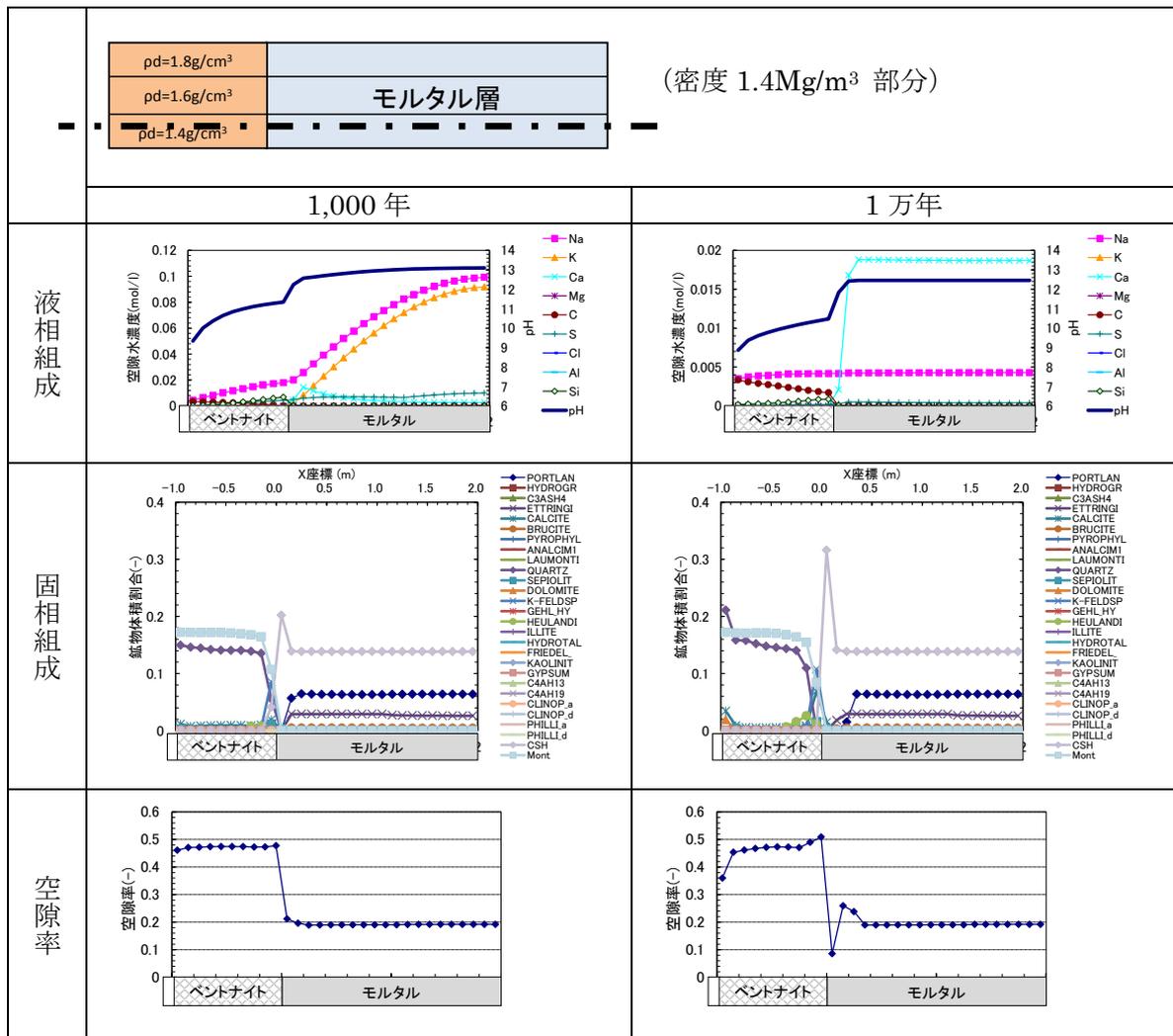


図 5.2.2-6 1,000 年後、1 万年後の計算結果 (計算ケース 1 ; 初期密度 1.4Mg/m³ 部分)

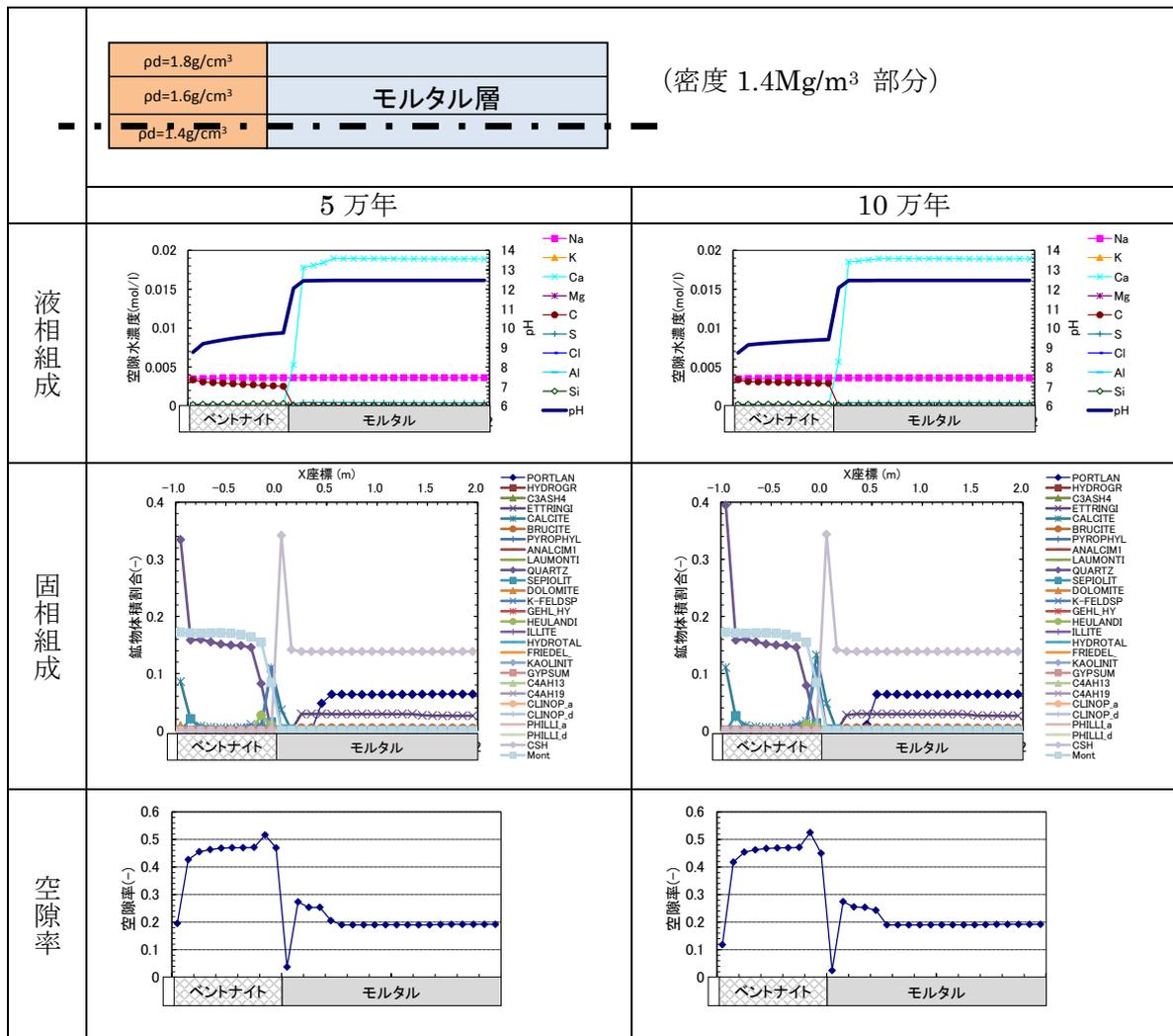
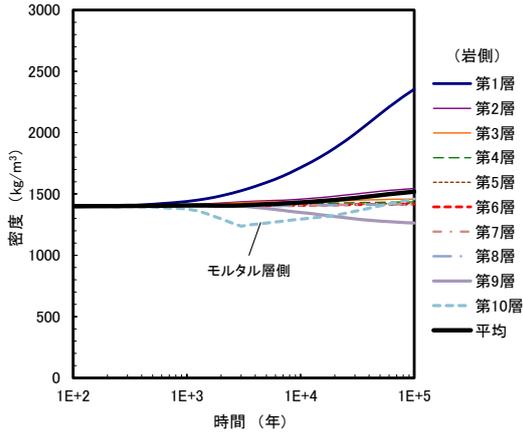
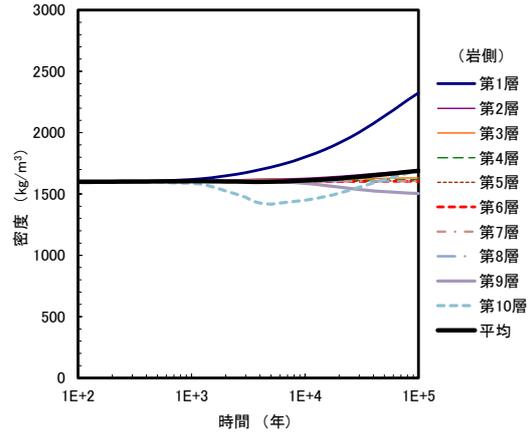


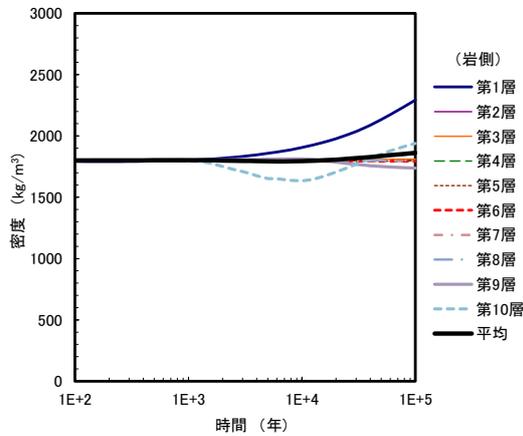
図 5.2.2-7 5 万年後、10 万年後の計算結果 (計算ケース 1 ; 初期密度 1.4Mg/m³ 部分)



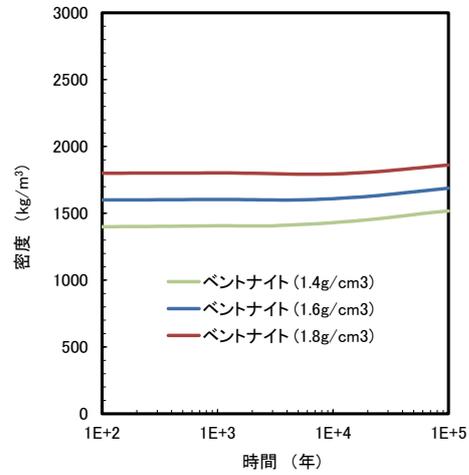
密度 1.4Mg/m³ 部分



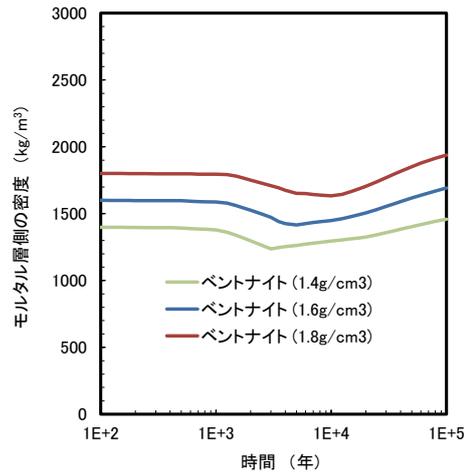
密度 1.6Mg/m³ 部分



密度 1.8Mg/m³ 部分

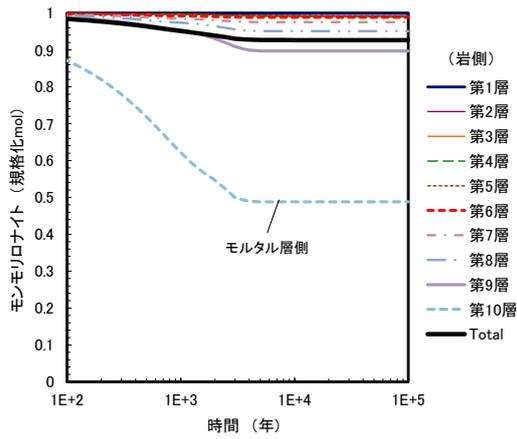


各乾燥密度ごとの平均

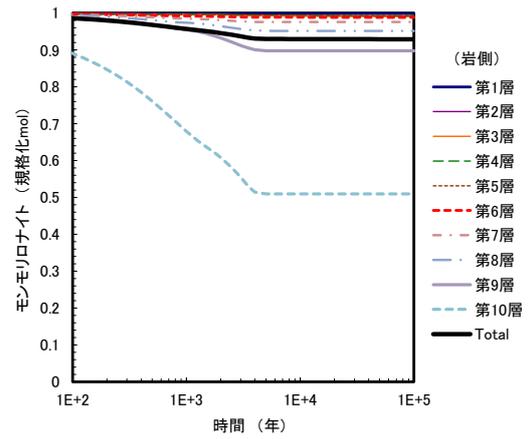


モルタル層側 (ベントナイト第10層)

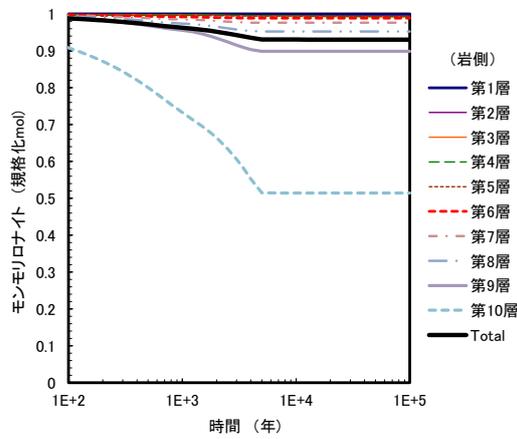
図 5.2.2-8 ベントナイト部の密度の経時変化結果 (計算ケース1)



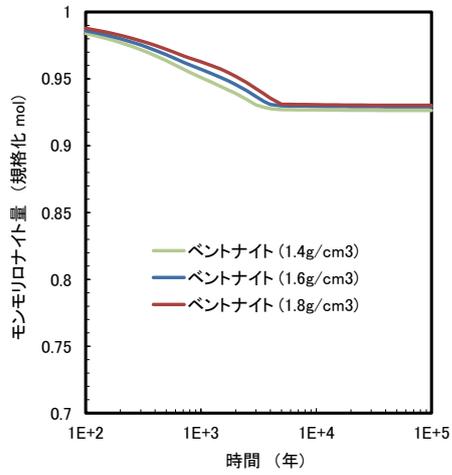
密度 1.4Mg/m³ 部分



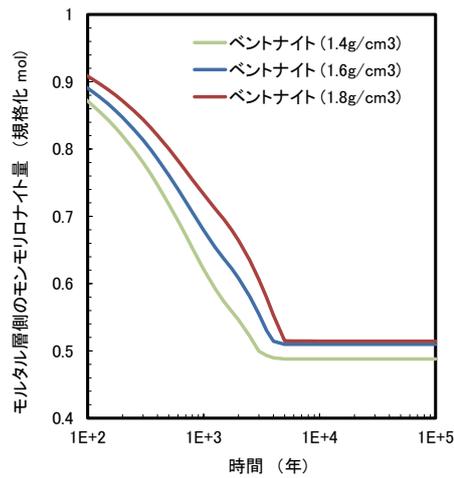
密度 1.6Mg/m³ 部分



密度 1.8Mg/m³ 部分



各乾燥密度ごとの平均



モルタル層側 (ベントナイト第10層)

図 5.2.2-9 ベントナイト部のモンモリロナイト量の経時変化結果 (計算ケース 1)

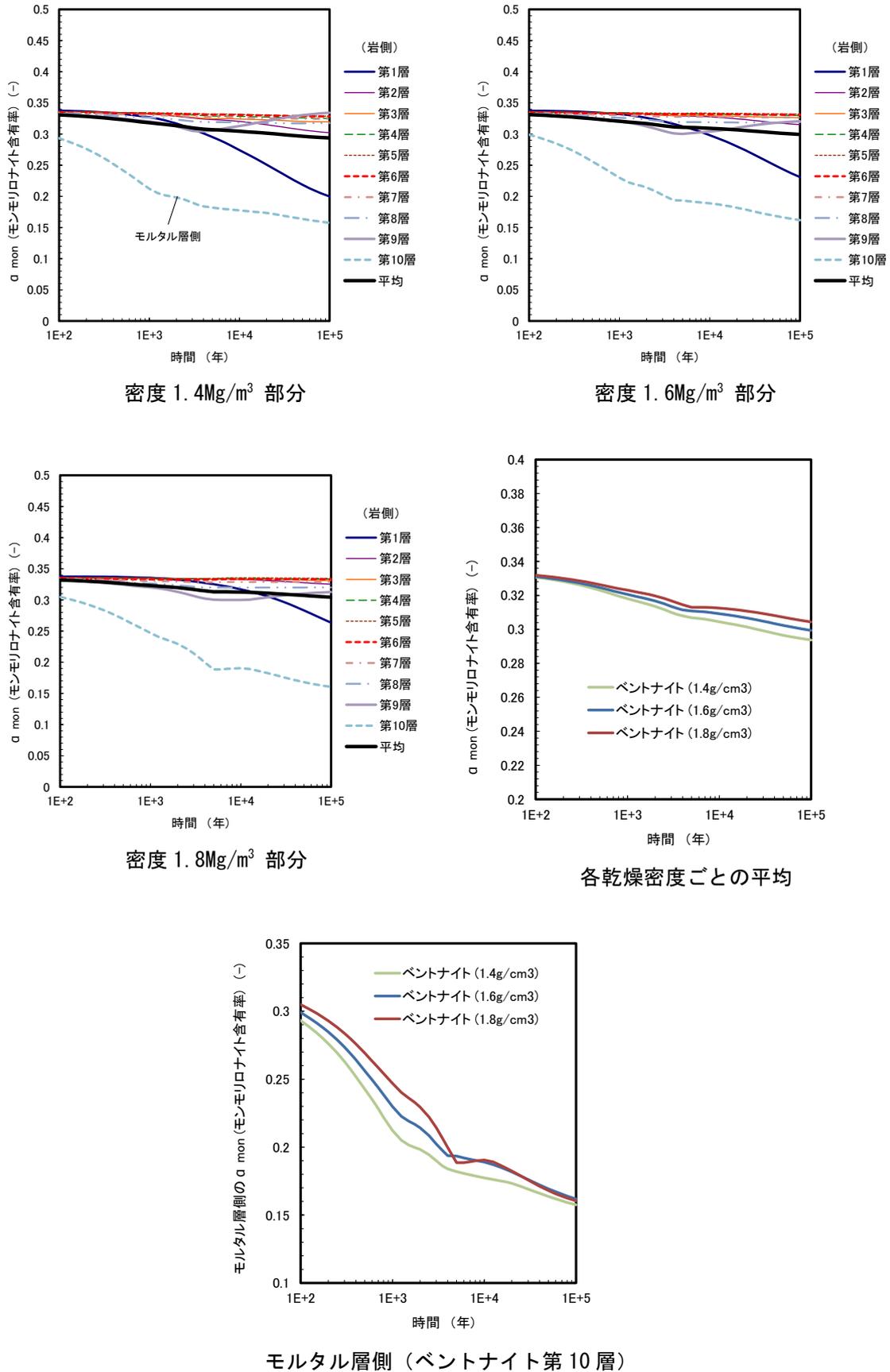


図 5.2.2-10 ベントナイト部のモンモリロナイト含有率の経時変化結果 (計算ケース 1)

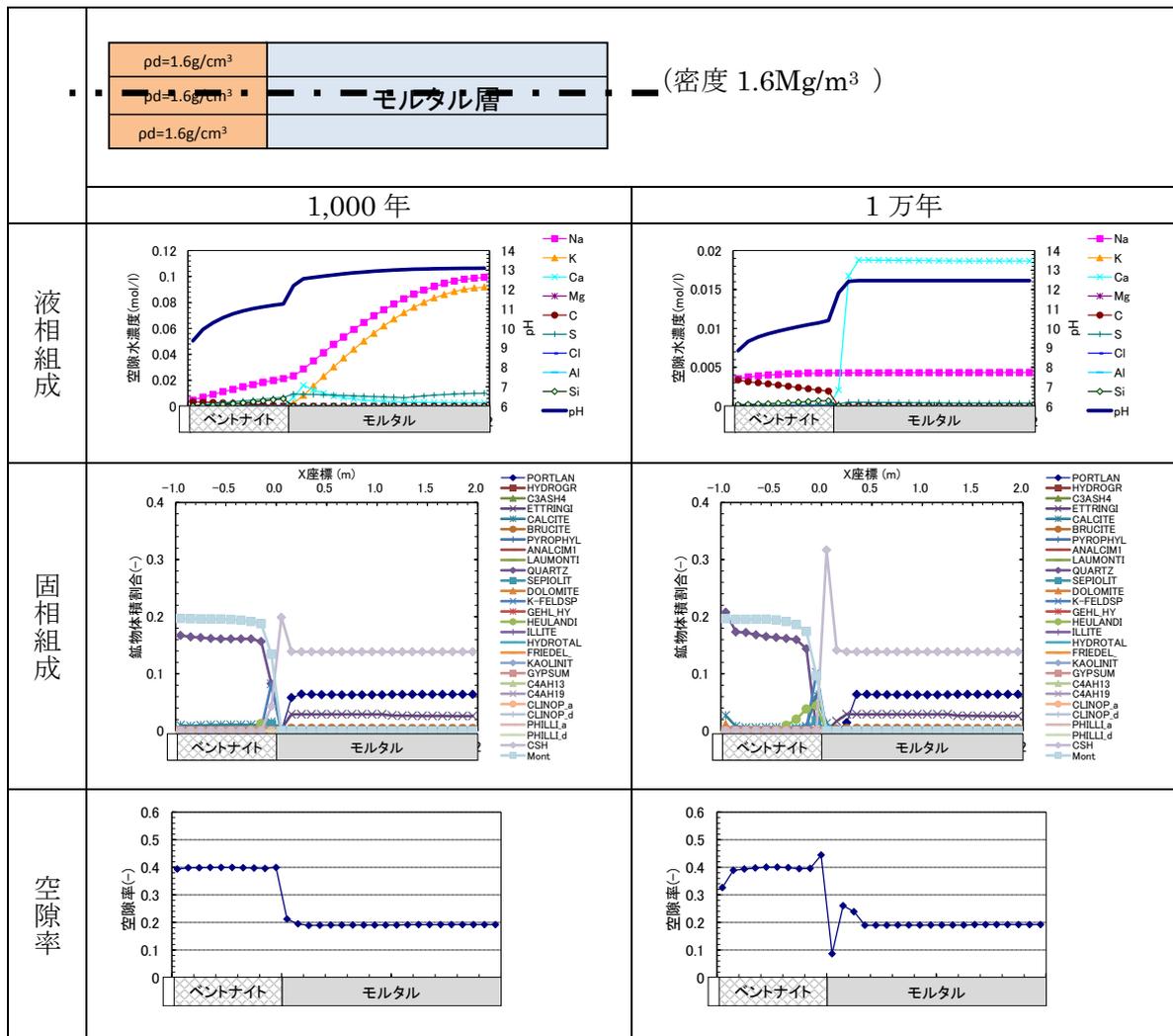


図 5.2.2-11 1,000 年後、1 万年後の計算結果 (計算ケース 2 ; 初期密度 1.6Mg/m³)

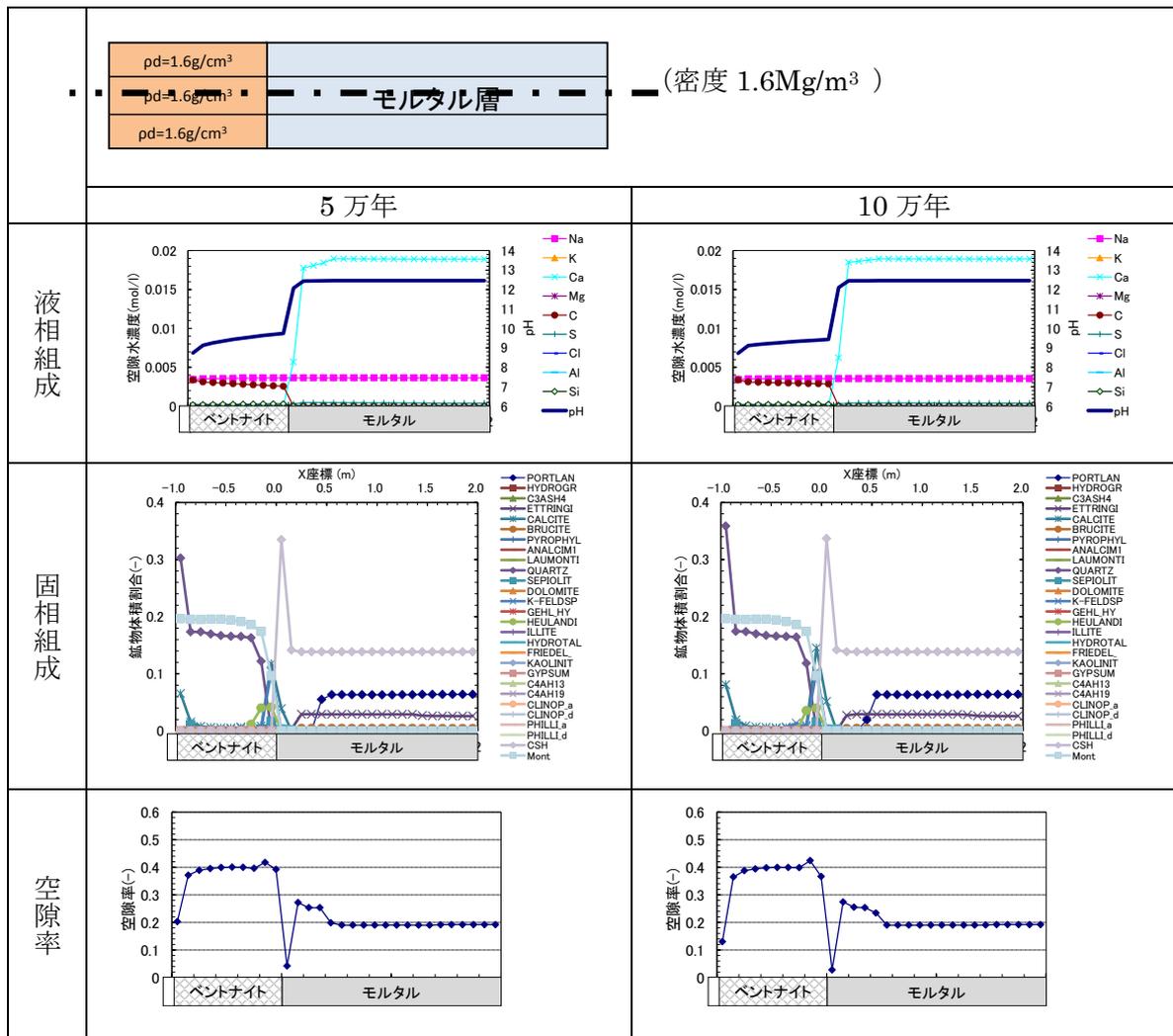
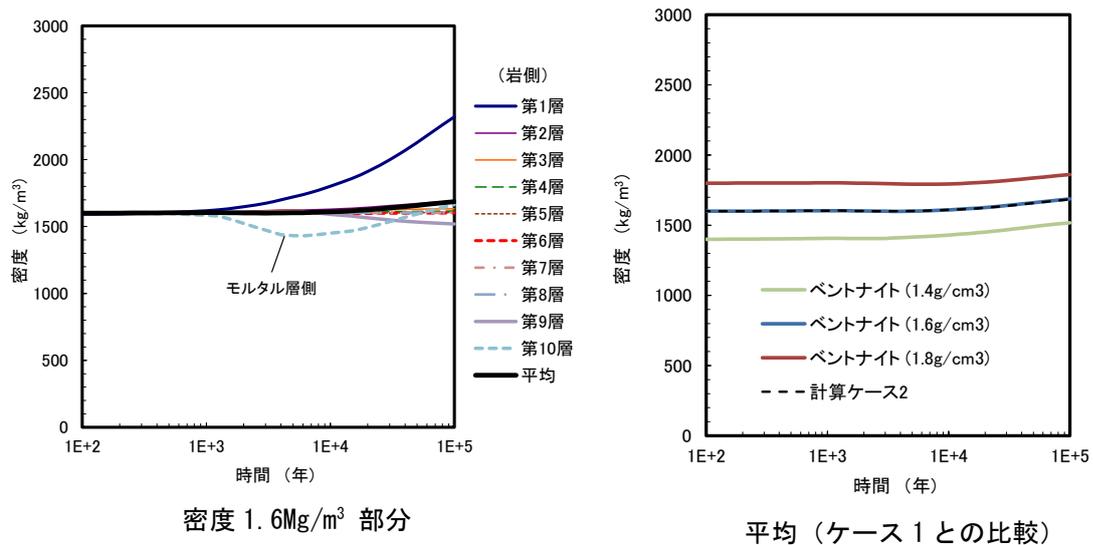
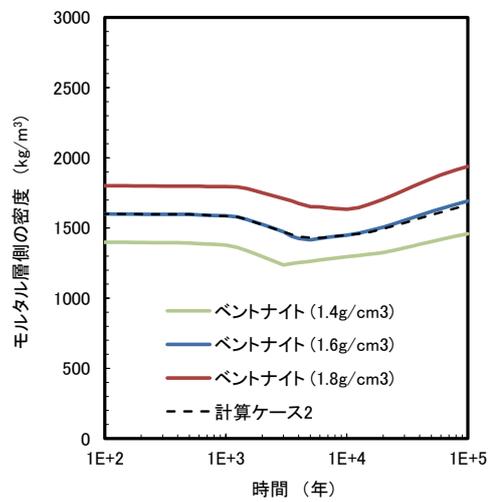


図 5.2.2-12 5 万年後、10 万年後の計算結果 (計算ケース 2 ; 初期密度 1.6Mg/m³)



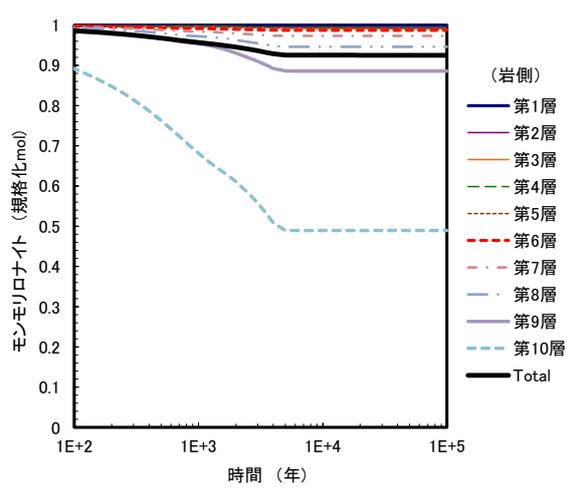
密度 1.6Mg/m³ 部分

平均 (ケース 1 との比較)

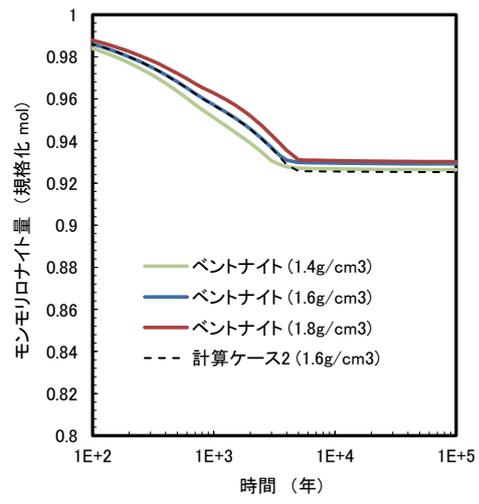


モルタル層側 (ベントナイト第 10 層、ケース 1 との比較)

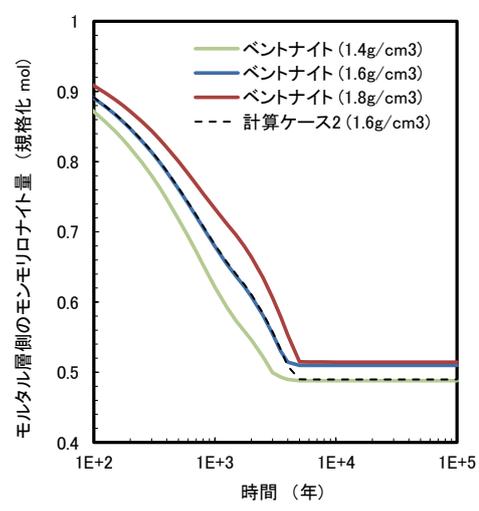
図 5.2.2-13 ベントナイト部の密度の経時変化結果 (計算ケース 2)



密度 1.6Mg/m³ 部分

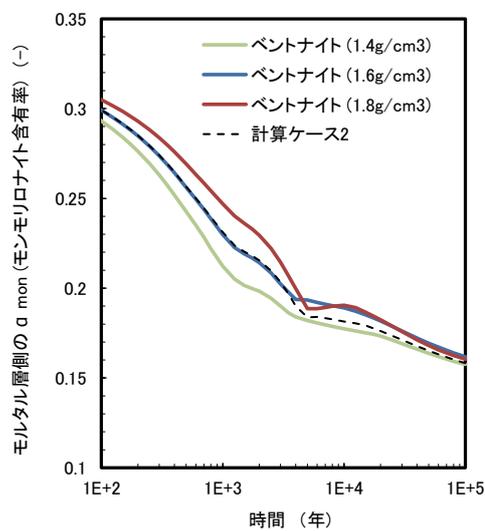
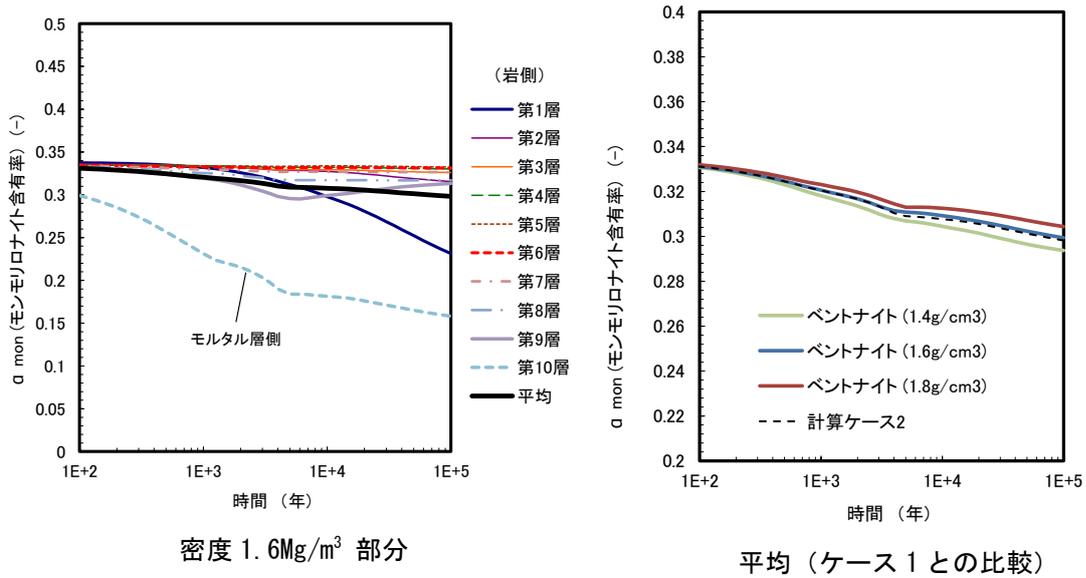


平均 (ケース 1 との比較)



モルタル層側 (ベントナイト第10層、ケース1との比較)

図 5.2.2-14 ベントナイト部のモンモリロナイト量の経時変化結果 (計算ケース 2)



モルタル層側 (ベントナイト第10層、ケース1との比較)

図 5.2.2-15 ベントナイト部のモンモリロナイト含有率の経時変化結果 (計算ケース2)

5.2.3 初期条件に施工条件を考慮した閉鎖後長期の化学-力学連成解析

人工バリアの閉鎖時における緩衝材には、処分坑断面に施工条件等により乾燥密度に分布があることが想定される。緩衝材の乾燥密度分布は、その膨潤性能により密度差が小さくなることが予想されるが、閉鎖後長期においては化学変質の影響も踏まえると、どのような挙動をとるかは不明な点が多い。以上の挙動は人工バリアの長期的挙動を把握し、性能を評価する上での重要性もあることから、5.2.2と同様な処分坑の一部を想定した解析体系で、密度分布を設定し化学解析結果を考慮して力学解析を実施して、これらの影響について把握し、HMC解析における考慮の必要性を検討した。併せて、化学変質を考慮した力学構成モデルについて、これまでの弾性モデルを、より現実的な挙動となる弾塑性モデルの適用性についても検討した。

(1) シミュレーション概要

力学解析で用いる土/水連成有限要素解析コード DACSAR-BA では、モンモリロナイト含有率、固相体積変化率、土粒子密度の空間分布のプロファイルを入力することにより、緩衝材の力学挙動を表現することができる。実施するシミュレーションでは、地球化学反応と物質輸送現象を連成させた化学解析コード PHREEQC-TRANS による 10 万年後までの解析結果を入力条件とし、同じく 10 万年後までの力学挙動を解析する。解析対象とする断面を図 5.2.3-1 に示す。第 2 次 TRU レポート [7] より Gr.2 の処分施設坑道を想定し、その一部 (横 3.0m × 高さ 0.3m) を解析対象とした。横 3.0m の内、1.0m をベントナイト緩衝材が占め、残る 2.0m をセメント系材料が占めている。

処分施設建設時の施工方法によっては、ベントナイト緩衝材に密度差が生じ、再冠水後もその密度差が解消されない可能性がある。ここでは、このような緩衝材における密度差が長期的な化学変質を伴う力学挙動にどのような影響を及ぼすのかを調べるために、図 5.2.3-1 に示すように、解析対象内のベントナイト緩衝材について二通りの初期密度分布を考えた。一つは緩衝材の初期乾燥密度が不均一な場合であり、高さ 0.3m の緩衝材の平均乾燥密度は 1.6Mg/m³ としながらも、上層・中層・下層の乾燥密度がそれぞれ 1.8、1.6、1.4Mg/m³ となる分布である。土工における締固めでは、撒出し厚が厚い場合に深い層まで締固めエネルギーが十分に行きわたらず、深い層の締固め不良が生じることが知られている。このような深さ方向の密度の不均一が施工時に緩衝材に生じ、再冠水後も残存することを想定している。もう一つは、緩衝材の初期乾燥密度が均一な場合であり、深さ方向の締固め不良が全く生じず、緩衝材全層にわたって均一に乾燥密度 1.6Mg/m³ で分布する場合である。

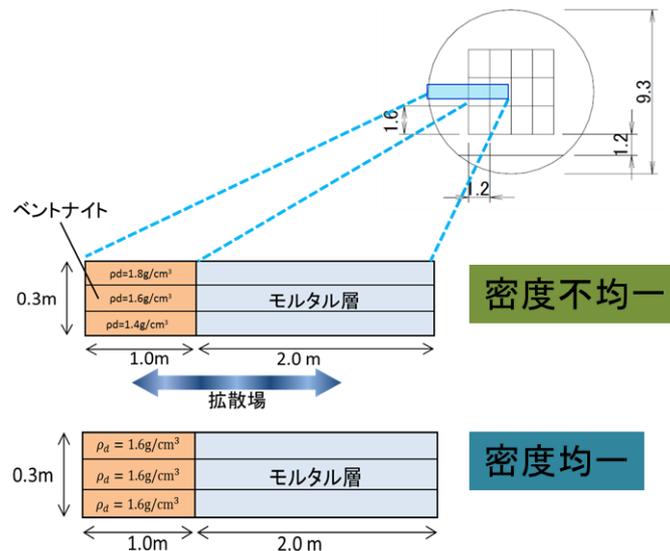


図 5.2.3-1 解析対象断面

上述した2通りの初期密度分布に対して、10万年後までの超長期の化学変質について3つのシナリオを考える。詳細は5.2.1(1)で述べた通りであるが、①化学解析で得られた変質履歴をそのまま用いるシナリオ、②固相体積変化率及び土粒子密度の変化について、モンモリロナイトのクリノプチロライト化を想定するシナリオ、③固相体積変化率及び土粒子密度の変化について、モンモリロナイトの溶解を想定するシナリオである。

さらに、力学解析で用いる構成モデルについて、弾性モデルを用いるパターンと弾塑性構成モデルを用いるパターンの二通りを設定した。5.2.1でそれぞれのモデルを概説したが、弾性モデルの場合、モンモリロナイト含有率の依存性を有する正規圧密線上を推移する状態変化が生じることになる。正規圧密線の勾配は圧縮指数に支配されるため、基本的には剛性の低い（間隙比が変化しやすい）挙動を示すことが想像される。これに対し、弾塑性モデルを用いた場合、Cam-clay系のモデルをベースとしているため、初期応力状態にも依るが、剛性の高い過圧密領域が存在する。同様の化学変質シナリオを想定しても、シミュレーションで表現される力学挙動は大きく異なる可能性があるため、これを比較・検証する。

(2) 解析条件

表 5.2.3-1 に解析条件をまとめる。また、解析で用いた材料定数と初期値の一覧をそれぞれ表 5.2.3-2 と表 5.2.3-3 にまとめる。なお、初期応力はいずれの場合も等方応力状態を仮定し、次のように決定している。弾性モデルを用いる場合、ベントナイト緩衝材の初期モンモリロナイト含有率が決まれば、正規圧密線が唯一に定まり、間隙比と平均有効応力是一对一の関係となる。この関係から、各層に対して設定される初期乾燥密度（初期間隙比）に対応する平均有効応力を初期応力状態とした。間隙比と平均有効応力是一对一となるモデルの制約上、乾燥密度が不均一であれば各層の上下方向のつり合いが初期から満足しない状況になる。DACSAR-BA では増分つり合い式が解かれているため、初期からの不釣り合いがあっても計算上の支障

は生じない。しかし、解析結果を見るとときに、応力そのものを見るというよりも初期からの変化分に注目する必要がある。一方、弾塑性モデルでは過圧密領域が存在するため、間隙比と平均有効応力が一対一の関係にはない。したがって、緩衝材の深さ方向についてつり合いを満たすような一様な初期応力分布を仮定した（重力の影響は無視）。いずれの層も同じ初期応力を持つため、乾燥密度が高い上層ほど自ずと過圧密比が大きくなる。

表 5.2.3-1 解析条件

解析ケース	初期乾燥密度分布	化学変質条件	構成モデル
CASE_01	30cm 厚・均一 1.6Mg/m ³ の1層	化学解析結果に基づく	弾性モデル
CASE_02			弾塑性モデル
CASE_03		クリノプチロライト生成のモデル変質(モンモリロナイトが溶解、密度の高い鉱物へ変質)	弾性モデル
CASE_04			弾塑性モデル
CASE_05		モンモリロナイト溶解、二次鉱物が生成しない	弾性モデル
CASE_06			弾塑性モデル
CASE_11	30cm 厚・不均一 1.8,1.6,1.4Mg/m ³ の3層 各層 10cm 厚	化学解析結果に基づく	弾性モデル
CASE_12			弾塑性モデル
CASE_13		モンモリロナイトが溶解、密度の高い鉱物へ変質(クリノプチロライト生成のモデル変質)	弾性モデル
CASE_14			弾塑性モデル
CASE_15		モンモリロナイト溶解、二次鉱物が生成しない	弾性モデル
CASE_16			弾塑性モデル

表 5.2.3-2 解析に用いた材料定数

	記号	値	備考
【ベントナイト緩衝材】			
圧縮指数	λ	0.14	
膨潤指数	κ	0.0175	弾塑性モデルのみ使用
限界応力比	M	0.5	弾塑性モデルのみ使用
ポアソン比	ν'	0.45	
透水係数 (m/year)	k_w	3.2×10^{-4}	
固相変化率パラメータ	k_α	1.0	弾塑性モデルのみ使用
【モルタル層】			
ラメ定数	$\tilde{\lambda}$	4861.1	
ラメ定数	$\tilde{\mu}$	7291.7	
透水係数 (m/year)	k_w	126.144	

表 5.2.3-3 解析に用いた初期値

	記号	値	備考
【ベントナイト緩衝材】			
モンモリロナイト含有率 (%)	α_{mon}	33.6	
土粒子密度	G_s	2.67	
乾燥密度 (Mg/m^3)	ρ_d	1.6	不均一分布の場合は、 上層：1.4 Mg/m^3 、中層 1.6 Mg/m^3 、下層 1.8 Mg/m^3
【モルタル層】			
間隙比	e	0.429	

(3) 解析結果（初期乾燥密度：均一分布）

弾性モデルによる 10 万年までの長期力学解析結果をケースごとに以下に示す。弾塑性モデルでの力学解析結果を追加し、施工条件、構成モデル等について考察、取りまとめを実施する予定である。

1) 化学解析結果に基づくケース（緩衝材初期密度：均一条件）

a. 弾性モデル：CASE_01

ベントナイト緩衝材層の初期乾燥密度が均一であり、化学解析から得られた変質履歴をそのまま反映し、弾性モデルを用いて力学解析を実施した場合の解析結果を図 5.2.3-2 から図 5.2.3-5 に示す。初期状態から 1 年、1,000 年、10,000 年、50,000 年、100,000 年が経過した時点での諸物理量の分布を示している。化学解析の結果によれば、地下水が流入する境界（解析領域の左端面）近傍において石英とカルサイトの沈殿が進行する。その結果、相対的にモンモリロナイト含有率が低下することになり、固相体積の増加と土粒子密度の増加が生じる傾向が見られる。一方、モルタル層に接する境界（解析領域の右端面）の近傍においては、モンモリロナイトの変質によりモンモリロナイト含有率が低下する。モンモリロナイトの変質により、固相体積の減少と土粒子密度の低下が生じている。両境界の近傍で異なるメカニズムが進行することに注意が必要であるが、力学解析から得られる間隙比の変化を見ると、いずれの境界近傍でも間隙比低下が見られ、密になっていることが分かる。応力変化は、間隙比変化と一対一対応ではなく、用いた弾性モデルに従って固相体積変化率とモンモリロナイト含有率の変化にも影響を受ける。この結果、解析対象の全域にわたって応力が増加する傾向にあり、特に地下水流入境界の近傍において、より大きな応力増加が発生している。

地下水流入境界近傍での他鉱物の沈殿作用の影響を軽減し、モルタル側のモンモリロナイト変質の効果について考察するために、化学解析における最左端要素の物理量変化を左から二番目の要素の物理量変化に置換し、追加の力学解析を行った。図 5.2.3-3 及び図 5.2.3-5 にその結果を示す。全体的なトレンドは図 5.2.3-2 と類似するが、沈殿作用の影響を軽減したことにより緩衝材全域にわたっての物理量の濃淡は和らぐことになり、10 万年

後においてもより均一性の高い分布が得られている。

b. 弾塑性モデル：CASE_02

弾塑性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-6 及び図 5.2.3-7 に示す。モルタル層に接する境界（解析領域の右端面）の近傍において、固相体積がやや増加している。この領域では、10 万年経過後、固相体積の増加／間隙比の減少／体積圧縮が生じている。緩衝材全域にわたって応力は増加する傾向にあるが、初期応力 17tf/m^2 から 10 万年経過した後もせいぜい 20tf/m^2 に増加する程度である。弾性解析に比べてすべての物理量変化が緩慢であり、保守的な解析結果となっている。

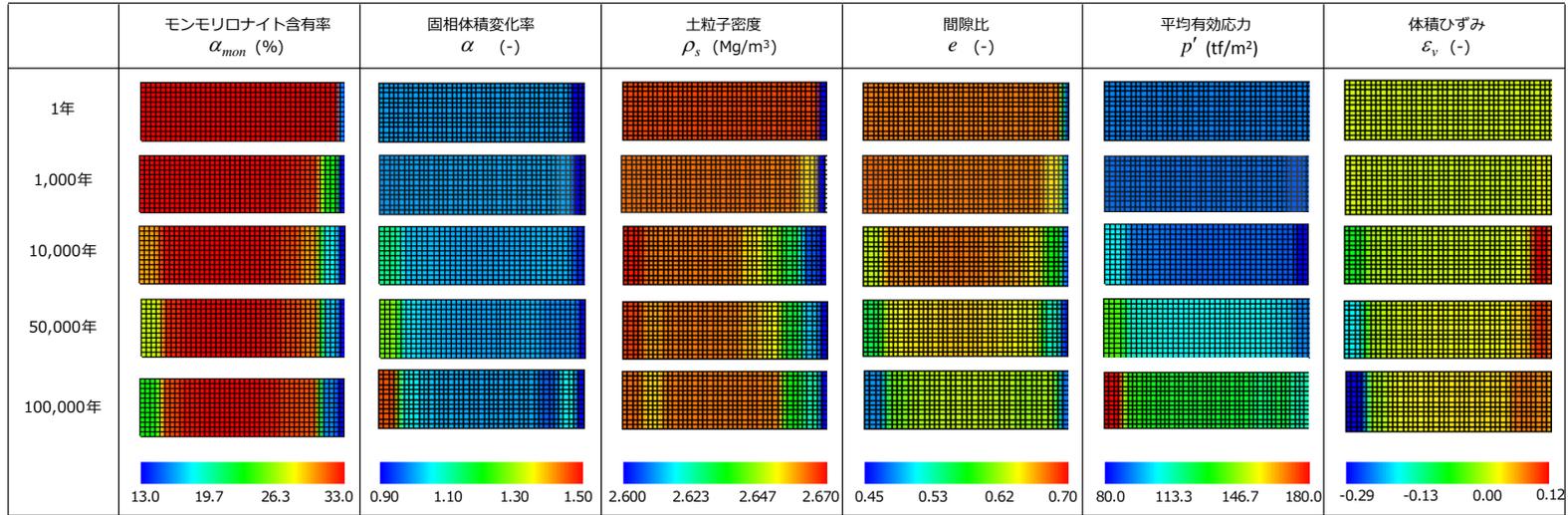


図 5.2.3-2 力学解析結果 (CASE_01 : 初期均一／弾性／直接反映／補正なし)

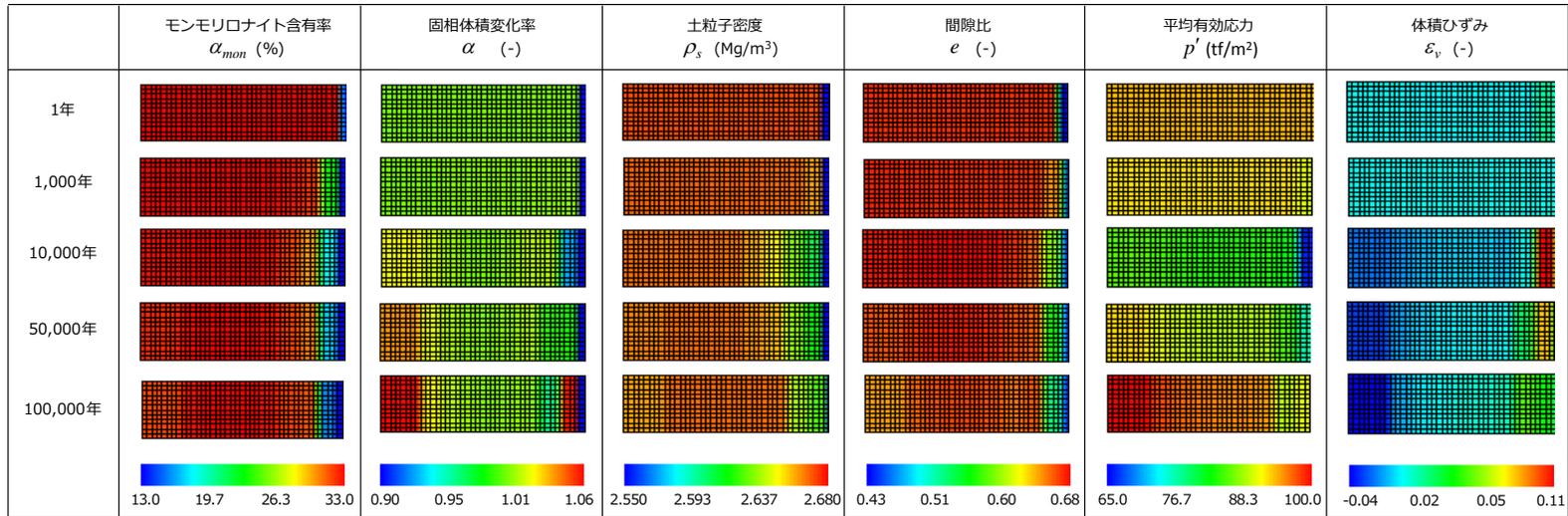


図 5.2.3-3 力学解析結果 (CASE_01 : 初期均一／弾性／直接反映／補正あり)

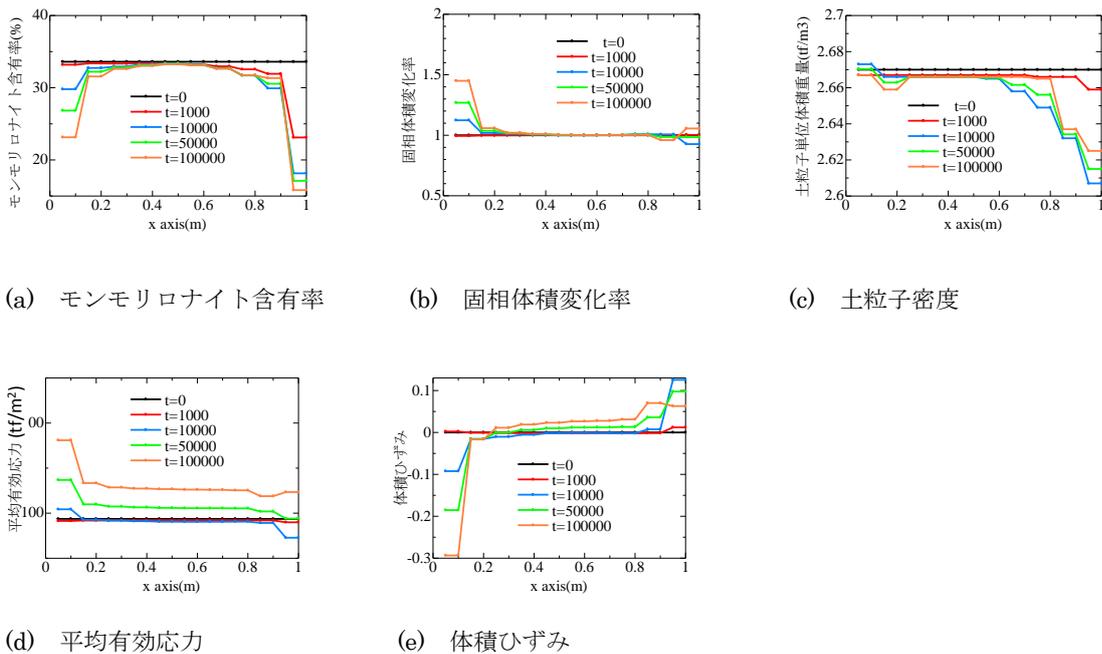


図 5.2.3-4 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_01: 初期均一/弾性/直接反映/補正なし)

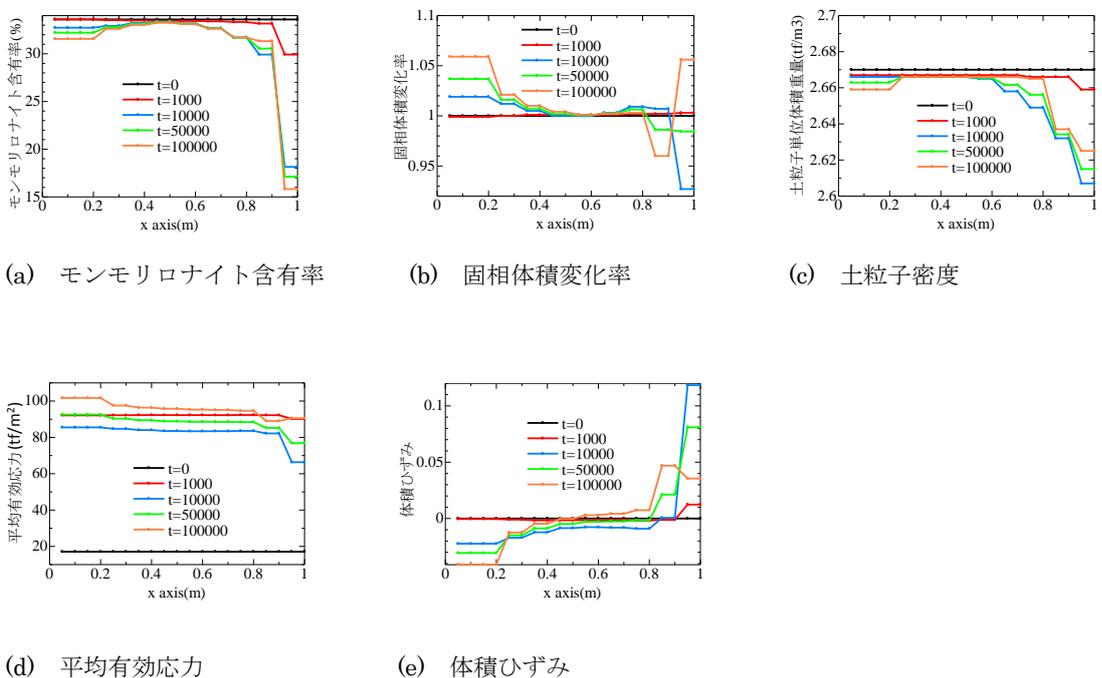


図 5.2.3-5 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_01: 初期均一/弾性/直接反映/補正あり)

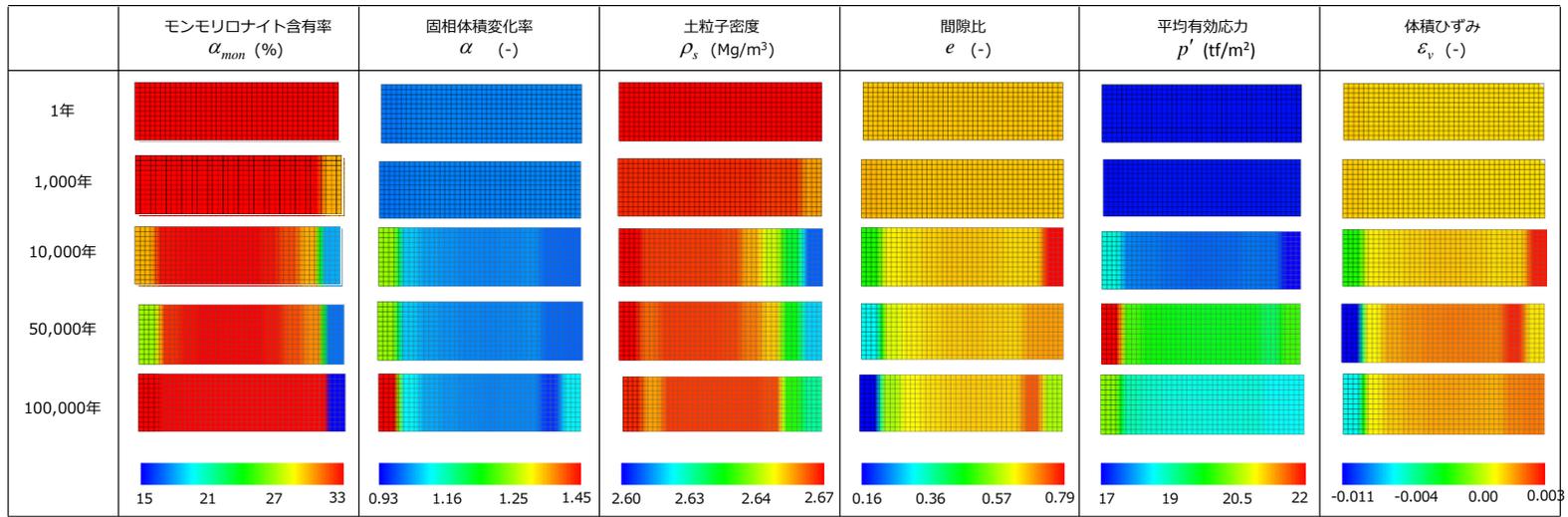
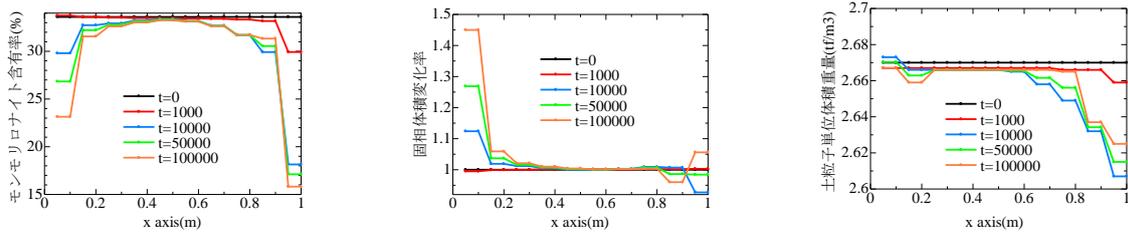
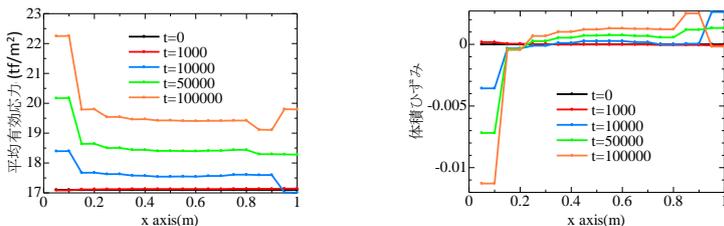


図 5.2.3-6 力学解析結果 (CASE_02: 初期均一/弾塑性/直接反映/補正なし)



(a) モンモロロナイト含有率 (b) 固相体積変化率 (c) 土粒子密度



(d) 平均有効応力 (e) 体積ひずみ

図 5.2.3-7 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_02 : 初期均一／弾塑性／直接反映／補正なし)

2) クリノプチロライト生成のモデル変質 (緩衝材初期密度 : 均一条件)

a. 弾性モデル : CASE_03

弾性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-8 から図 5.2.3-11 に示す。地下水流入境界の近傍で生じる沈殿作用によるモンモロロナイト含有率の変化も、クリノプチロライトへの変質と見做す仮定を設けていることに注意する。モルタル層に接する境界近傍に注目すると、モンモロロナイトがクリノプチロライトへ変質することにより、固相体積の増加と土粒子密度の低下が見られる。固相体積の増加により間隙比の低下がもたらされ、ひいては応力の上昇が生じている。

地下水流入境界の近傍におけるモンモロロナイト含有率の変化は石英とカルサイトの沈殿作用によるものであり、これをモンモロロナイトからクリノプチロライトへの変質と見做すことは適当な仮定とは言い難い。このパターンでも最左端要素のモンモロロナイト含有率変化を補正した追加解析を実施した。その結果が図 5.2.3-9 と図 5.2.3-11 である。土粒子密度の分布において幾らか沈殿作用の影響が見られるが、全体的にはモルタル層近傍の変質が支配的な解析結果となっている。モルタル近傍においては変質によって固相体積が増加し、間隙比の著しい低下が見られるが、変質の影響が及ばない領域においても時間の経過に伴い、幾分かの間隙比低下が生じていることが分かる。緩衝材層全体の体積は一定であり、モルタル層近傍の変質領域において固相体積の増加によって間隙比低下を伴う膨張が生じる。この結果、変質の影響が及ばない領域は力学的に圧縮することになり、間

隙比の低下と応力の増加が生じるものと考えられる。

b. 弾塑性モデル：CASE_04

弾塑性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-12 から図 5.2.3-13 に示す。弾性モデルによる解析結果に比べて、10 万年経過後も全体的にドラスティックな変化は生じていない。モルタル近傍の緩衝材は、モンモリロナイトからクリノプチロライトへの変質によって平均有効応力が高まりつつも、固相体積の増加／間隙比の減少／体積膨張を示す。緩衝材全体としての体積は一定であるため、変質作用を受けるモルタル近傍領域の体積膨張によって、残りの大半の領域は体積収縮することになる。この領域は変質作用がほとんど及ばない領域であり、純粋な力学作用が支配的となり、平均有効応力の増加／間隙比の減少を伴うことになる。

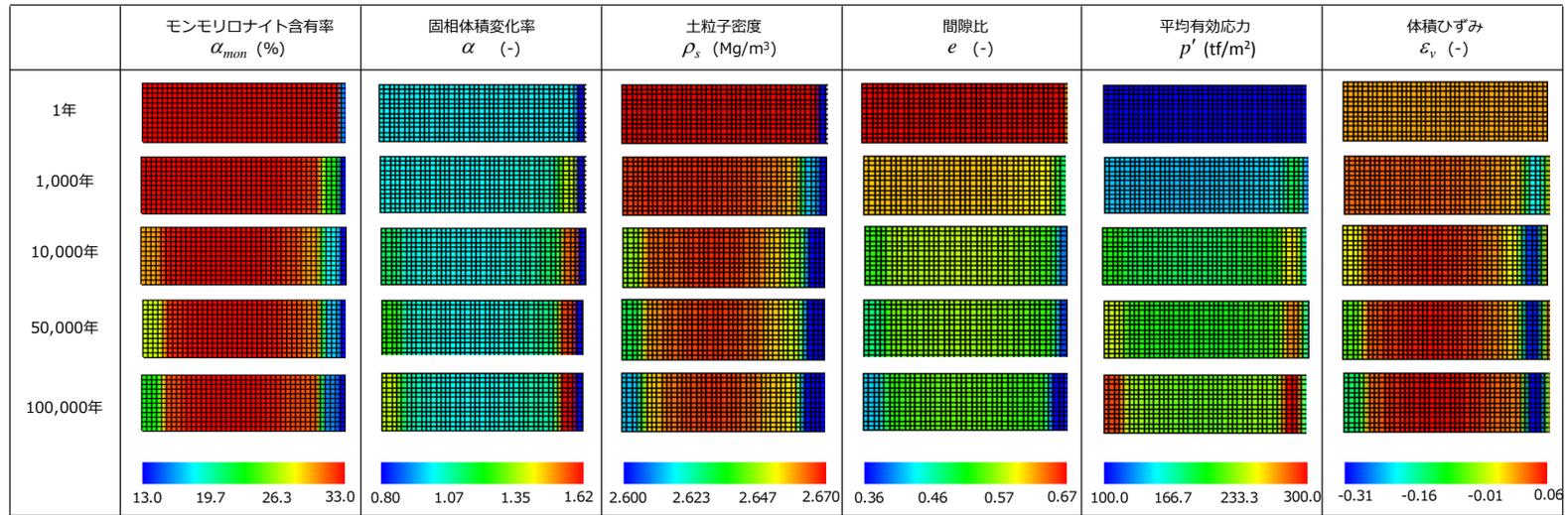


図 5.2.3-8 力学解析結果 (CASE_03 : 初期均一／弾性／クリノプロライト変質／補正なし)

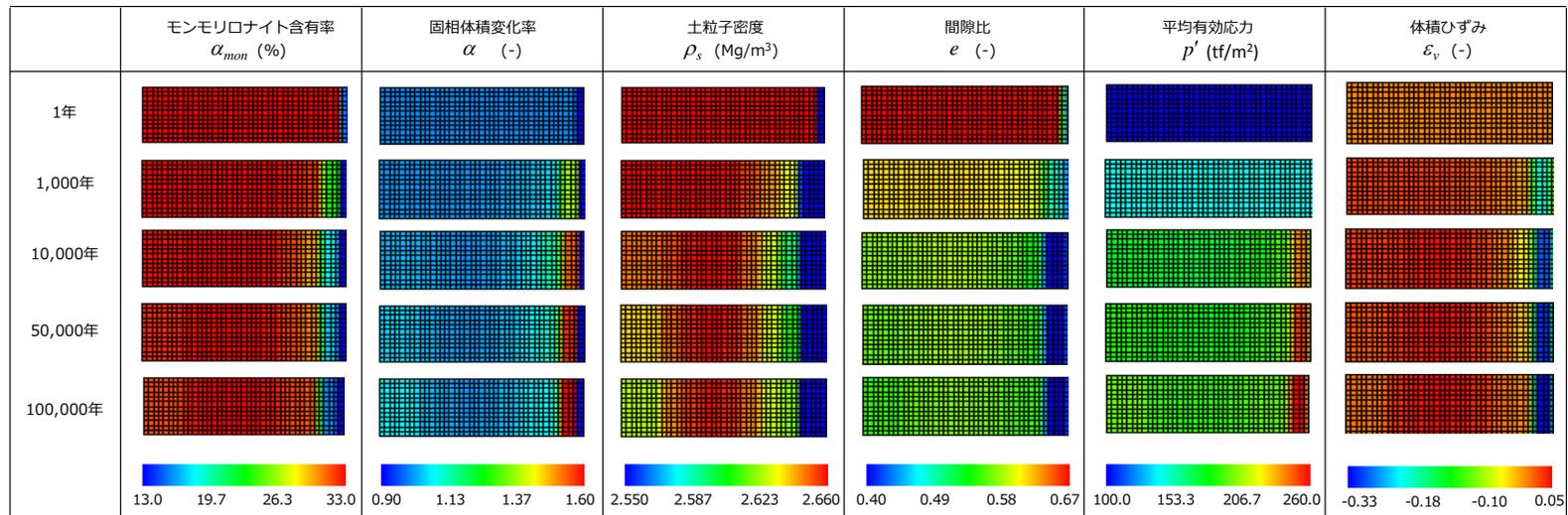


図 5.2.3-9 力学解析結果 (CASE_03 : 初期均一／弾性／クリノプロライト変質／補正あり)

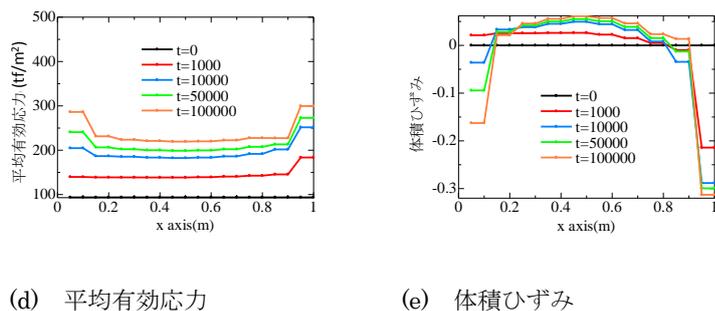
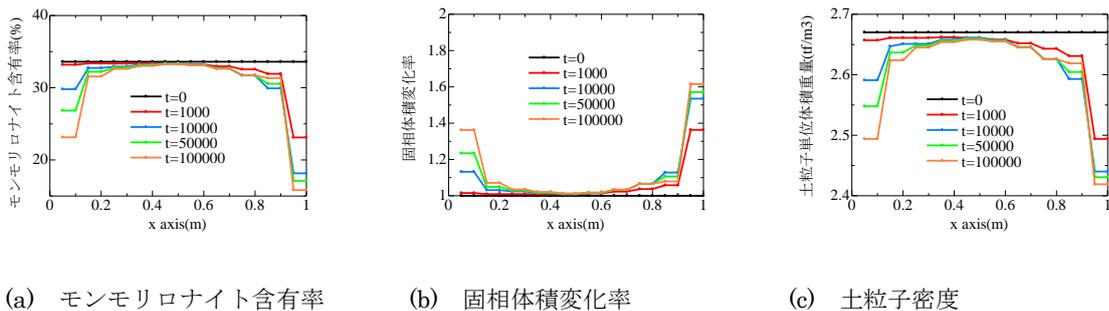


図 5.2.3-10 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_03：初期均一／弾性／クリノプチロライト変質／補正なし)

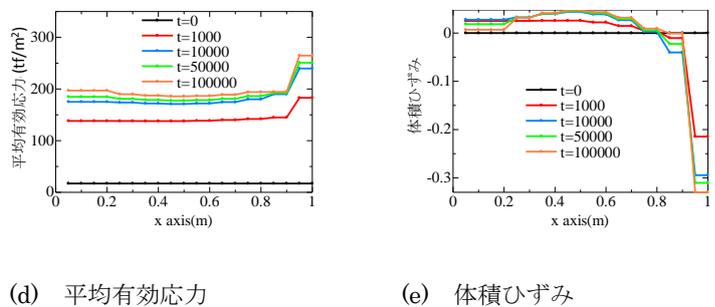
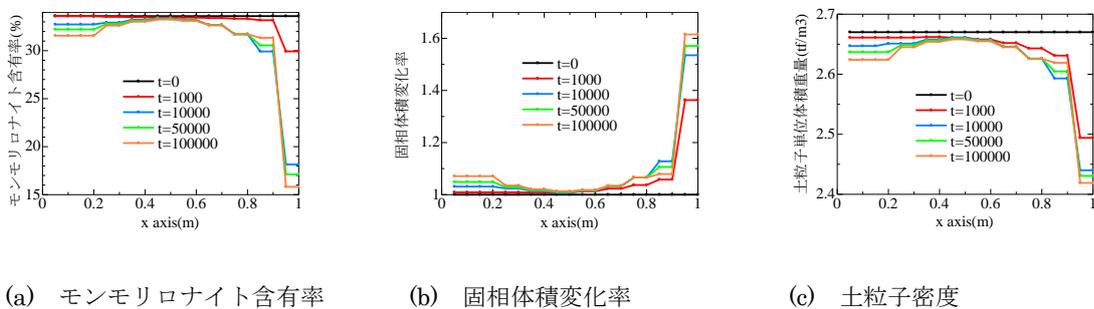


図 5.2.3-11 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_03：初期均一／弾性／クリノプチロライト変質／補正あり)

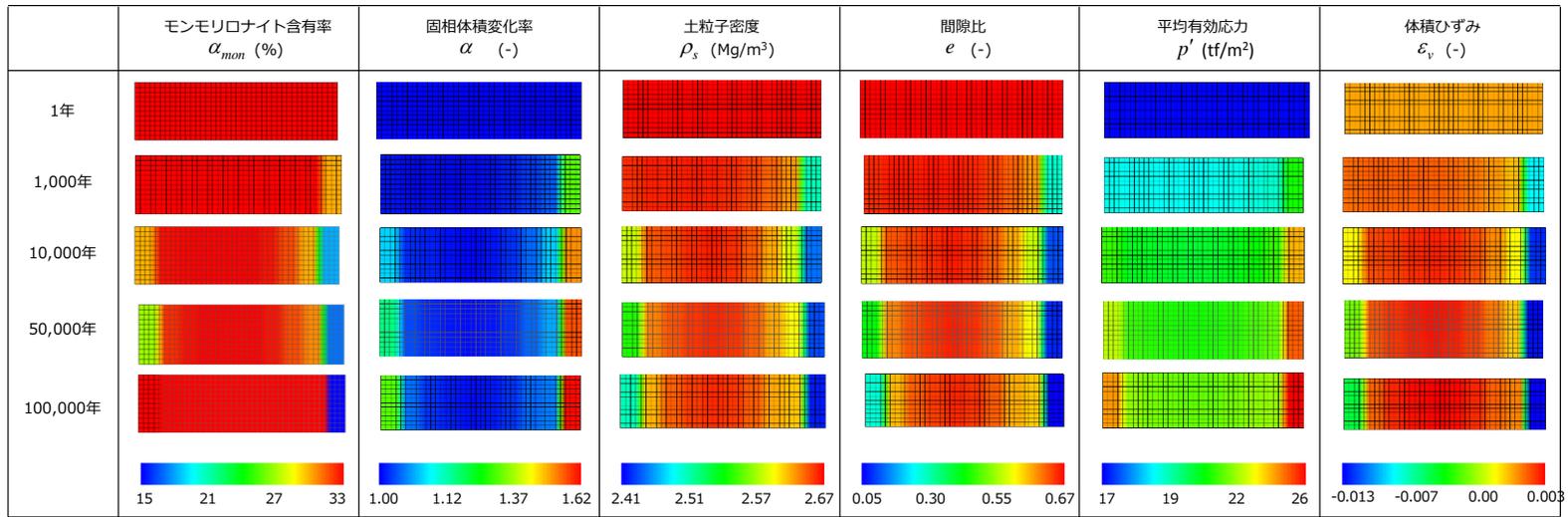
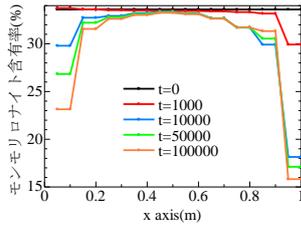
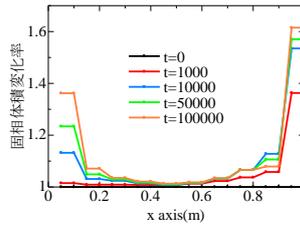


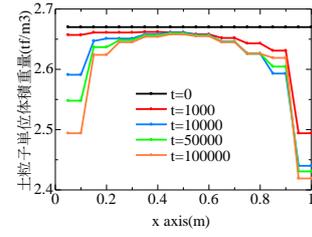
図 5.2.3-12 力学解析結果 (CASE_04: 初期均一/弾塑性/クリノプチロライト変質/補正なし)



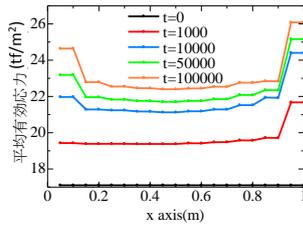
(a) モンモリロナイト含有率



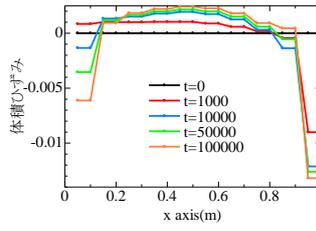
(b) 固相体積変化率



(c) 土粒子密度



(d) 平均有効応力



(e) 体積ひずみ

図 5.2.3-13 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_04 : 初期均一/弾塑性/クリノプロライト変質/補正なし)

3) モンモリロナイト溶解ケース（緩衝材初期密度：均一条件）

a. 弾性モデルによる解析：CASE_05

弾性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-14 から図 5.2.3-19 に示す。ここでもやはり、地下水流入境界の近傍で生じる沈殿作用によるモンモリロナイト含有率の変化も、モンモリロナイトの溶解と見做す仮定を設けていることに注意する。モルタル層に接する境界近傍に注目すると、モンモリロナイトが溶解することにより固相体積は低下する。モンモリロナイトは溶解するが他の鉱物は残留するため、残留鉱物の平均土粒子密度が支配的となり、土粒子密度は増加することとなる。この領域は、固相体積の低下と間隙比の減少が同時に生じており、収縮挙動を呈している。緩衝材全体としての体積は一定であるため、モンモリロナイトの溶解が生じない領域において、モルタル層近傍で収縮が生じた分だけ力学作用による膨張が生じるようである。この膨張は固相体積の変化を伴わない間隙比の増加として現れる。この結果は、モンモリロナイトの溶解というシナリオが緩衝材の全体に亘る緩みの形成を誘発し、緩衝材の機能低下をもたらす可能性を示唆している。

このパターンでも最左端要素のモンモリロナイト含有率変化を補正した解析を実施した。その結果を図 5.2.3-15 及び図 5.2.3-17 に示す。上述の傾向と同じく、モルタル近傍の領域で収縮挙動を呈し、それ以外の領域で膨張挙動を示す結果となっている。

b. 弾塑性モデルによる解析：CASE_06

弾塑性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-18 と図 5.2.3-19 に示す。モルタル層の近傍では、著しく固相体積が減少し、同時に間隙比も減少し緩くなっている。体積ひずみは若干の正值を示し体積圧縮傾向にあるものの、その程度は小さい。すなわち、モンモリロナイトの溶解による疎化が生じていると捉えることができる。この疎化は、弾塑性モデルの応答から応力低下を招く。力のつり合い条件は常に満足されるため、残りの大半の領域についても応力の低下が生じる。この領域には変質作用が及ばないため、純粋な力学応答として応力低下（除荷）に伴う体積膨張／間隙比増加が生じる。しかし、この応答は除荷に伴う過圧密的な弾性応答であることから、体積膨張／間隙比増加の程度は非常に小さい。この点が、弾性モデルによる緩衝材の挙動と大きく異なっている。

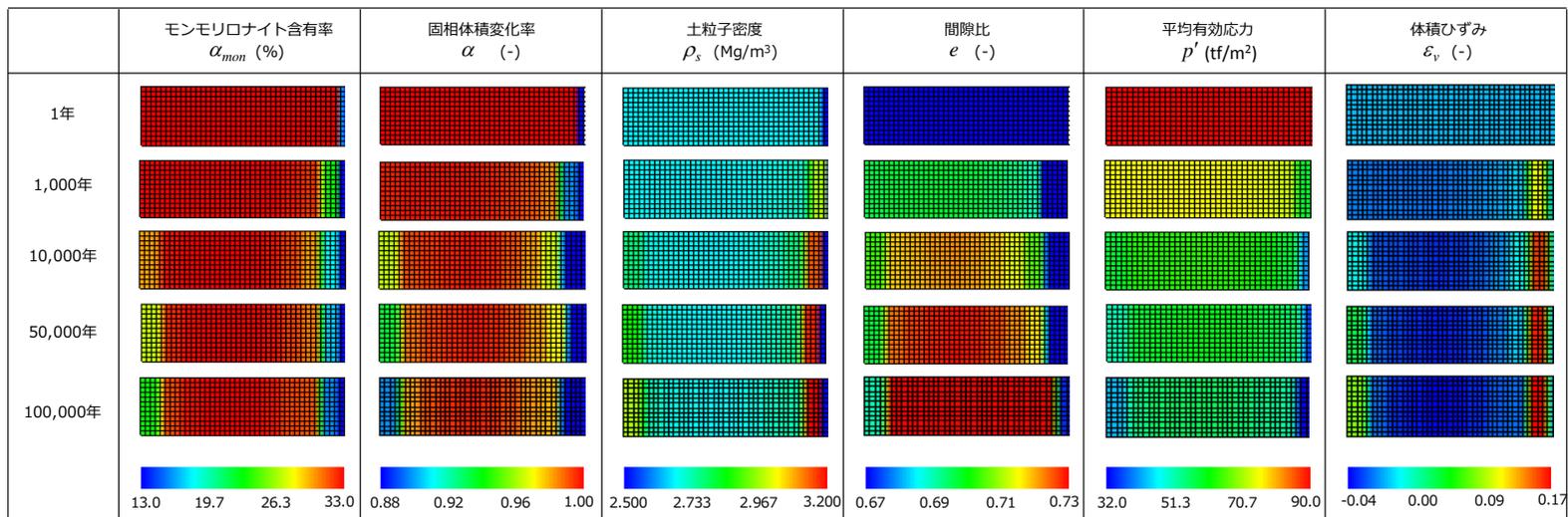


図 5.2.3-14 力学解析結果 (CASE_05: 初期均一/弾性/モンモリロナイト溶解/補正なし)

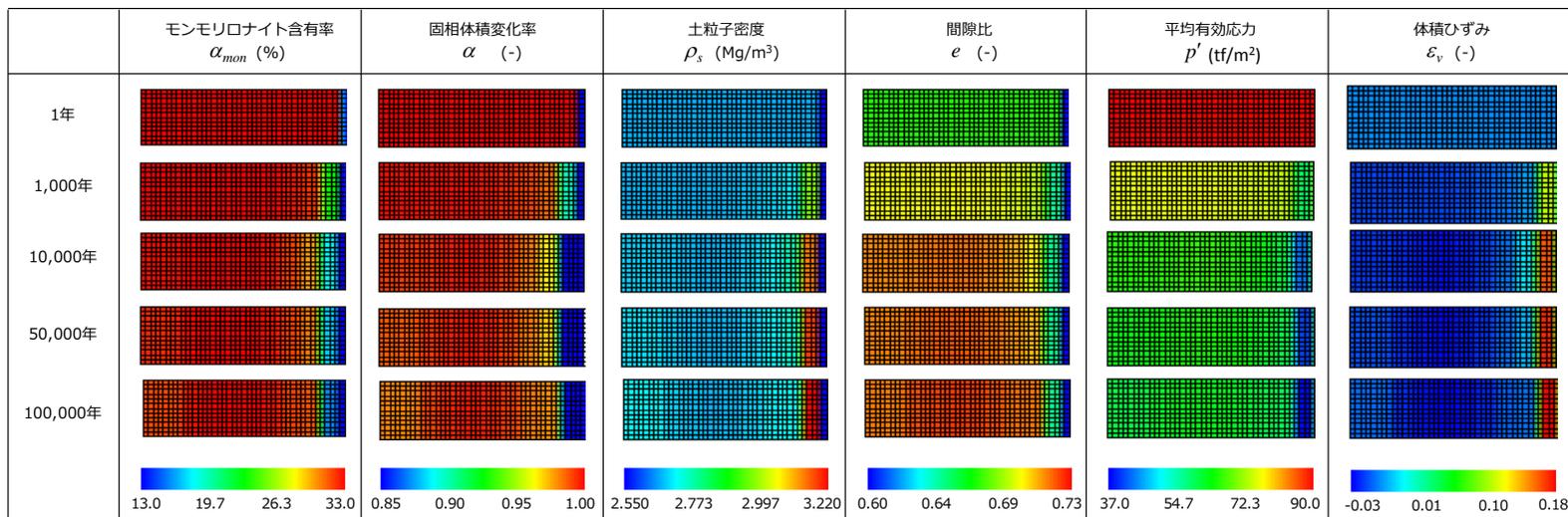
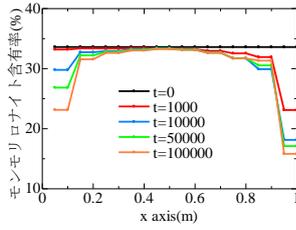
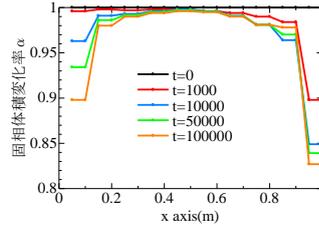


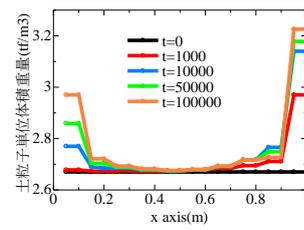
図 5.2.3-15 力学解析結果 (CASE_05: 初期均一/弾性/モンモリロナイト溶解/補正あり)



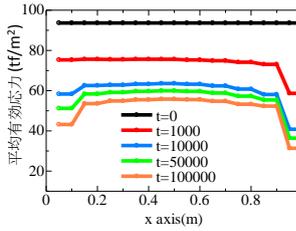
(a) モンモリロナイト含有率



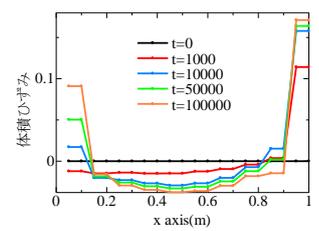
(b) 固相体積変化率



(c) 土粒子密度

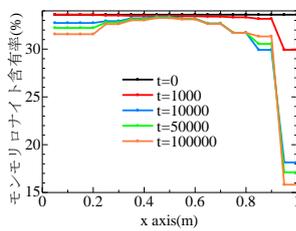


(d) 平均有効応力

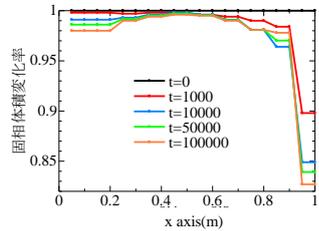


(e) 体積ひずみ

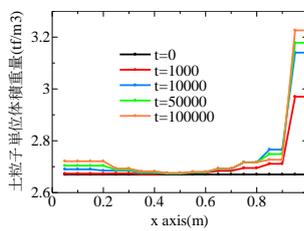
図 5.2.3-16 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_05: 初期均一/弾性/モンモリロナイト溶解/補正なし)



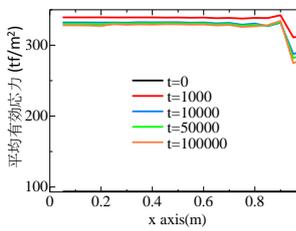
(a) モンモリロナイト含有率



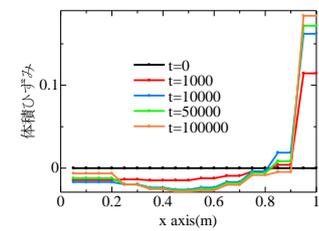
(b) 固相体積変化率



(c) 土粒子密度



(d) 平均有効応力



(e) 体積ひずみ

図 5.2.3-17 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_05: 初期均一/弾性/モンモリロナイト溶解/補正あり)

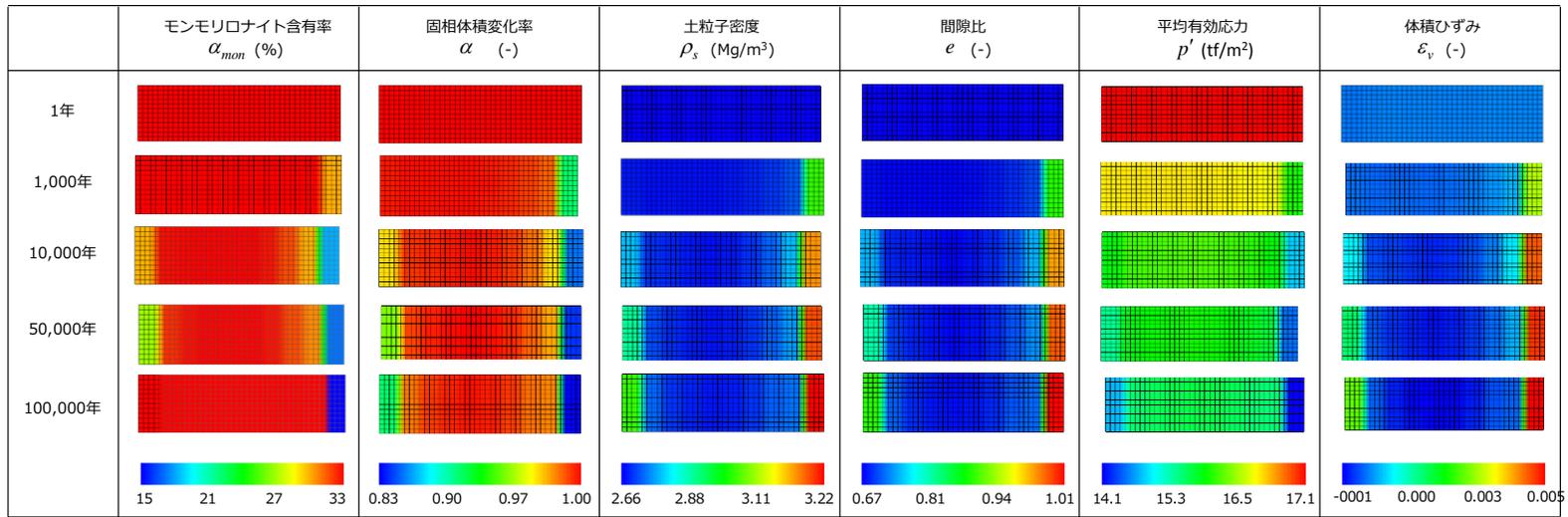
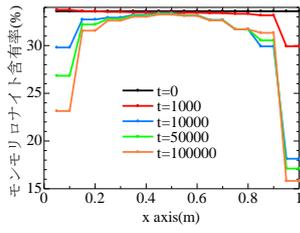
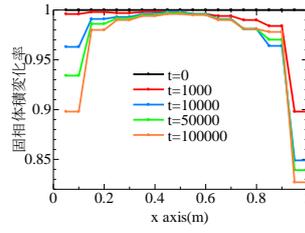


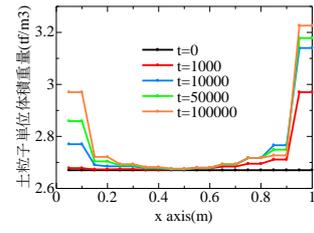
図 5.2.3-18 力学解析結果 (CASE_06: 初期均一/弾塑性/モンモリロナイト溶解/補正なし)



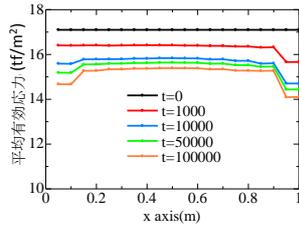
(a) モンモリロナイト含有率



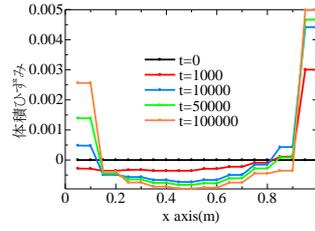
(b) 固相体積変化率



(c) 土粒子密度



(d) 平均有効応力



(e) 体積ひずみ

図 5.2.3-19 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_06 : 初期均一／弾塑性／モンモリロナイト溶解／補正なし)

(4) 解析結果（初期乾燥密度：不均一分布）

1) 化学解析結果に基づくケース（緩衝材初期密度：不均一条件）

a. 弾性モデルによる解析：CASE_11

ベントナイト緩衝材層の初期乾燥密度が不均一であり、化学解析から得られた変質履歴をそのまま反映し、弾性モデルを用いて力学解析を実施した場合の解析結果を図 5.2.3-20 及び図 5.2.3-22 に示す。

この解析ケースでは、化学解析の結果をそのまま反映した変質シナリオを考えている。つまり、モンモリロナイト含有率、固相体積変化率、土粒子密度の分布変化は化学解析の結果である。これらの物理量は特にモルタル層近傍において複雑な変遷を経ている。例えば、ある点の固相体積変化率に注目しても単調な増加／減少の傾向があるわけではなく、1 万年程度までは減少するが、その後、増加に転じ、10 万年までには初期の固相体積変化率 (=1.0) を上回るまでに至ることが見て取れる。このように逆転する傾向は、緩衝材の初期乾燥密度が均一であった場合には見られなかったものであり、不均一さがもたらす特徴の一つであると言えよう。また、初期に均一であった場合は、基本的に、モルタル層に接する境界面から緩衝材層の内部に向かってなだらかな（極値のない）空間分布が得られていたが、初期の不均一さは水平方向にも空間的な凹凸分布をもたらすようである。

このような化学解析の結果を反映して得られる力学解析の結果から間隙比の変化に注目すると、初期において分布する間隙比の不均一さが長期に亘って徐々に解消していることが分かる。この解消は、下層の密度増加が主たる原因である。全体的に、地下水流入境界（左端）近傍では体積膨張が生じ、モルタル境界（右端）近傍では体積収縮が生じている。上層ではこれら体積膨張と体積収縮がほとんどイーブンであり、内部の体積変化はもたらされない。これに対し、下層では左端近傍での体積膨張量が右端近傍での体積圧縮量よりも大きく、その帳尻合わせとして内部の体積圧縮が生じる。地下水流入境界（左端）近傍での体積膨張とモルタル境界（右端）近傍での体積収縮は、それぞれ他鉱物の沈殿作用と化学変質作用によるものであることは、初期均一分布の解析結果と同様である。乾燥密度の不均一さの解消は、境界条件に依るところが大きいようである。

地下水流入境界の近傍での沈殿作用を軽減する補正をし、解析を実施すると、図 5.2.3-21 及び図 5.2.3-23 のような結果が得られる。沈殿作用を軽減したことにより、間隙比の不均一さの解消は進みにくくなっている。

b. 弾塑性モデルによる解析：CASE_12

弾塑性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-24 と図 5.2.3-25 に示す。5.2.3 の(2)解析条件において初期状態の取り方について説明したように、弾塑性モデルによる解析では上中下層に初期乾燥密度の違いを与えながらも、緩衝材層全域について重力の影響を無視したつり合い状態を考え、初期応力分布を均一としている。すなわち、上中下層で単に間隙比が異なるだけではなく、乾燥密度が高くなる上層ほど過圧密比が大きくなるような初期状態となる。

結果を見ると、化学解析結果からの入力条件は弾性モデルを用いた解析と同様であるが、弾塑性モデルであるということも相まって複雑な力学的様相を呈する。時間が経過しても乾燥密度（間隙比）の不均一さが解消せず、むしろ、局所的に間隙比が増加するスポットが緩衝材下層に現れることが、弾性解析と大きく相違する点である。このスポットが、10万年後において境界近傍よりもやや内側に位置することも興味深い。解析対象のスケール、初期条件、境界条件、化学変質シナリオ、そしてモデルとパラメータの選択から、このような解が得られたわけであるが、少なくとも、想定される処分坑道断面を解析対象にとり、局所分布が生じるか否か、生じるならばどこに生じるかを解析的に照査し吟味する必要性が示唆される。

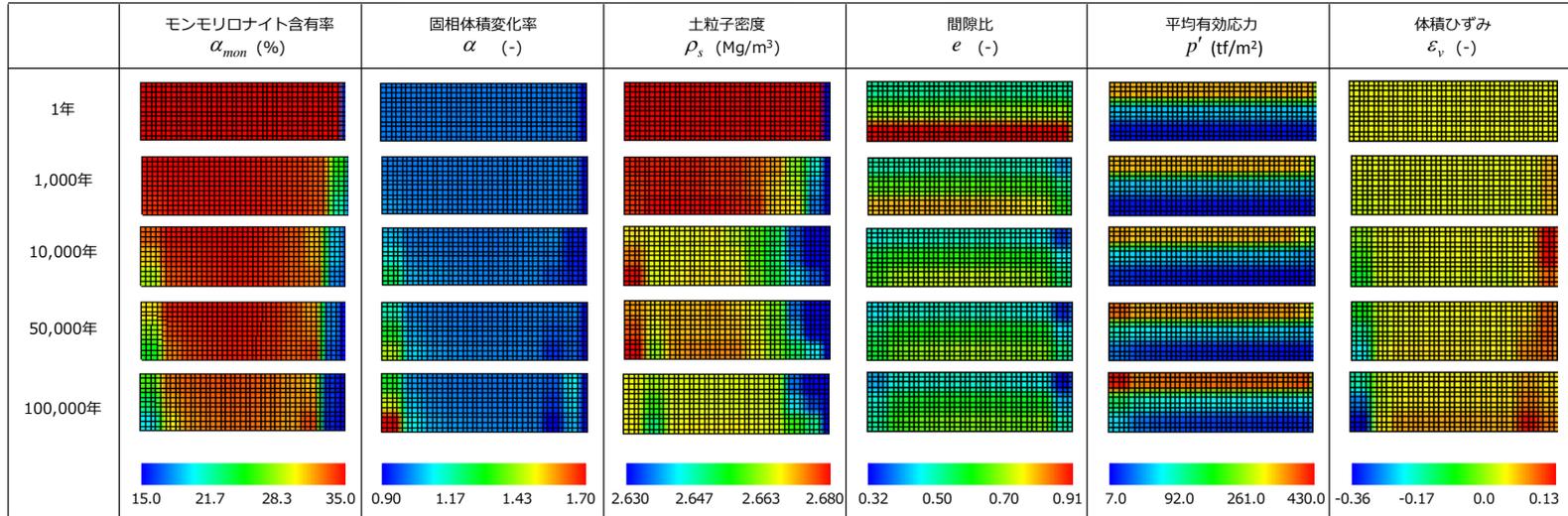


図 5.2.3-20 力学解析結果 (CASE_11: 初期不均一/弾性/直接反映/補正なし)

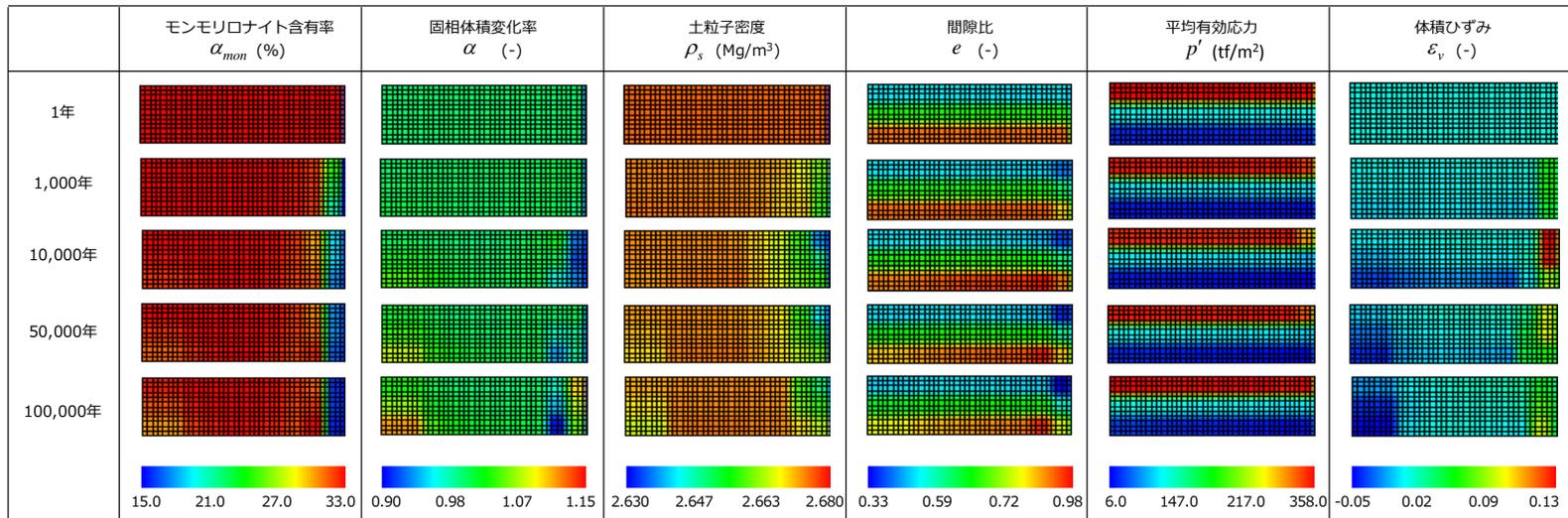


図 5.2.3-21 力学解析結果 (CASE_11: 初期不均一/弾性/直接反映/補正あり)

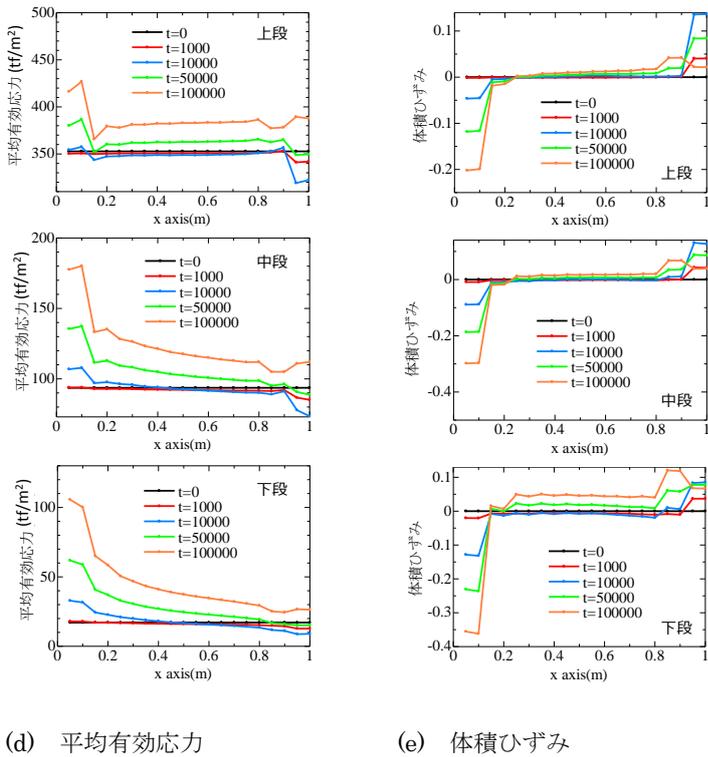
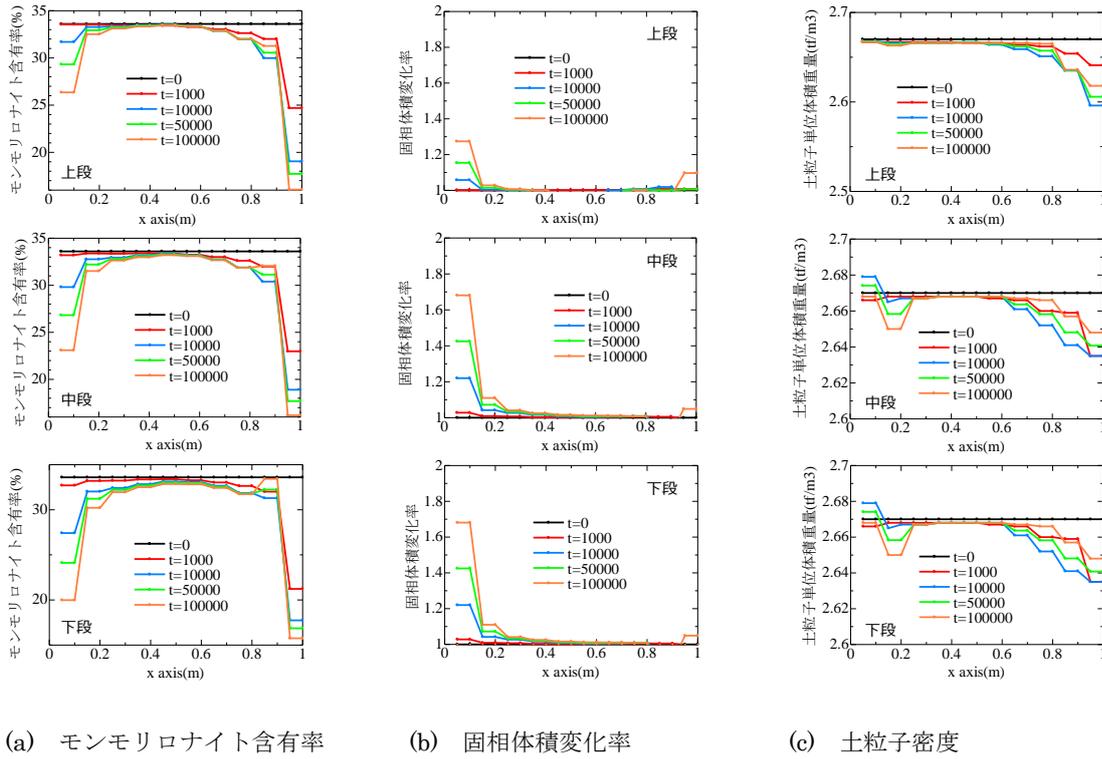


図 5.2.3-22 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_11: 初期不均一/弾性/直接反映/補正なし)

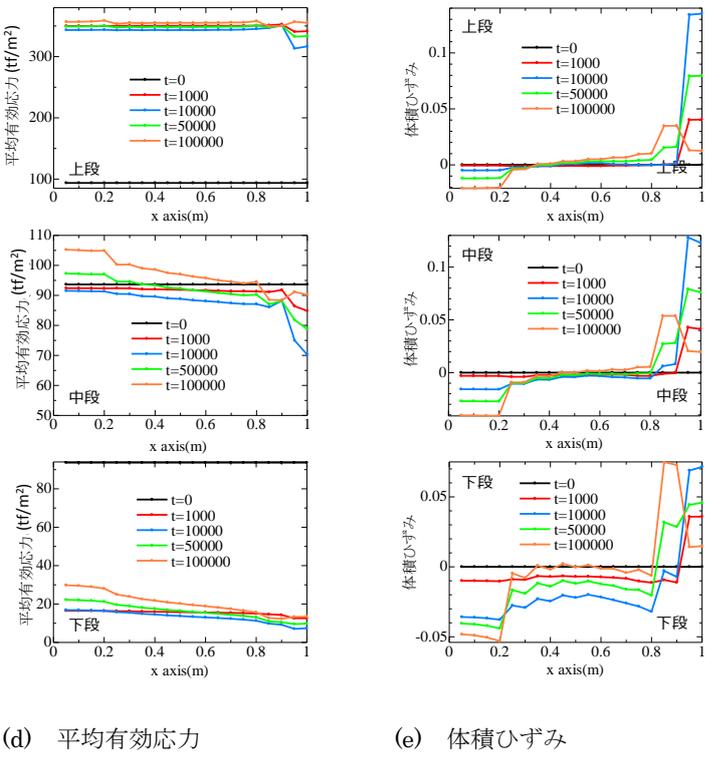
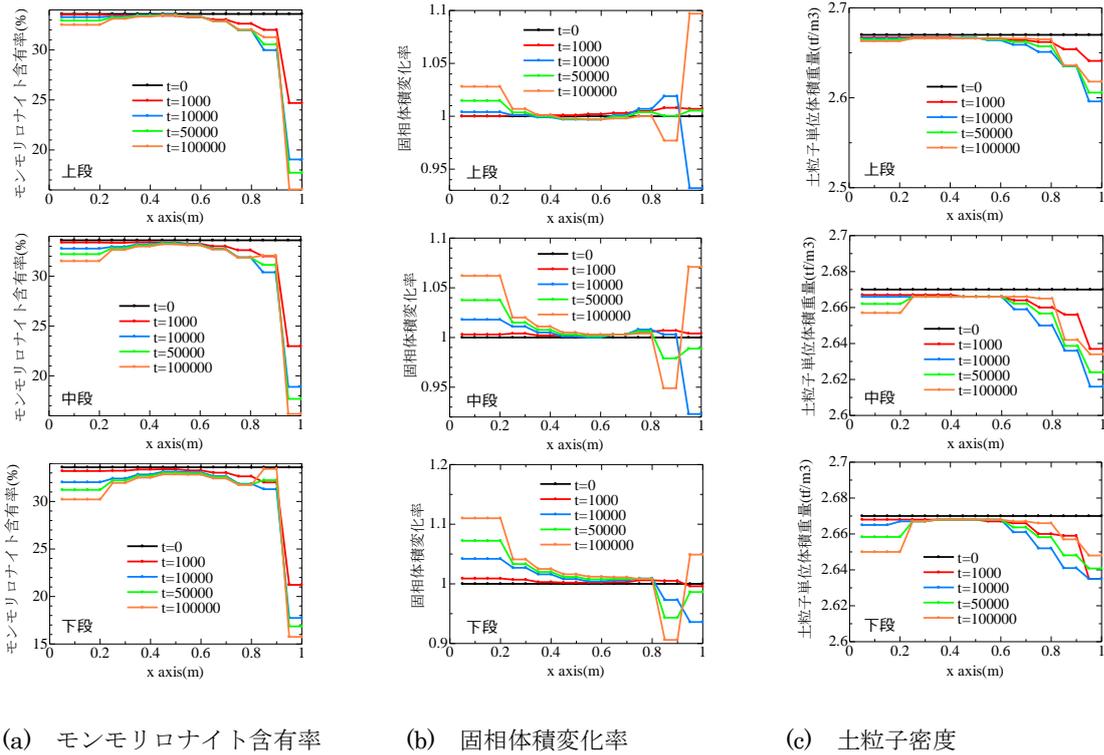


図 5.2.3-23 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化 (CASE_11: 初期不均一/弾性/直接反映/補正あり)

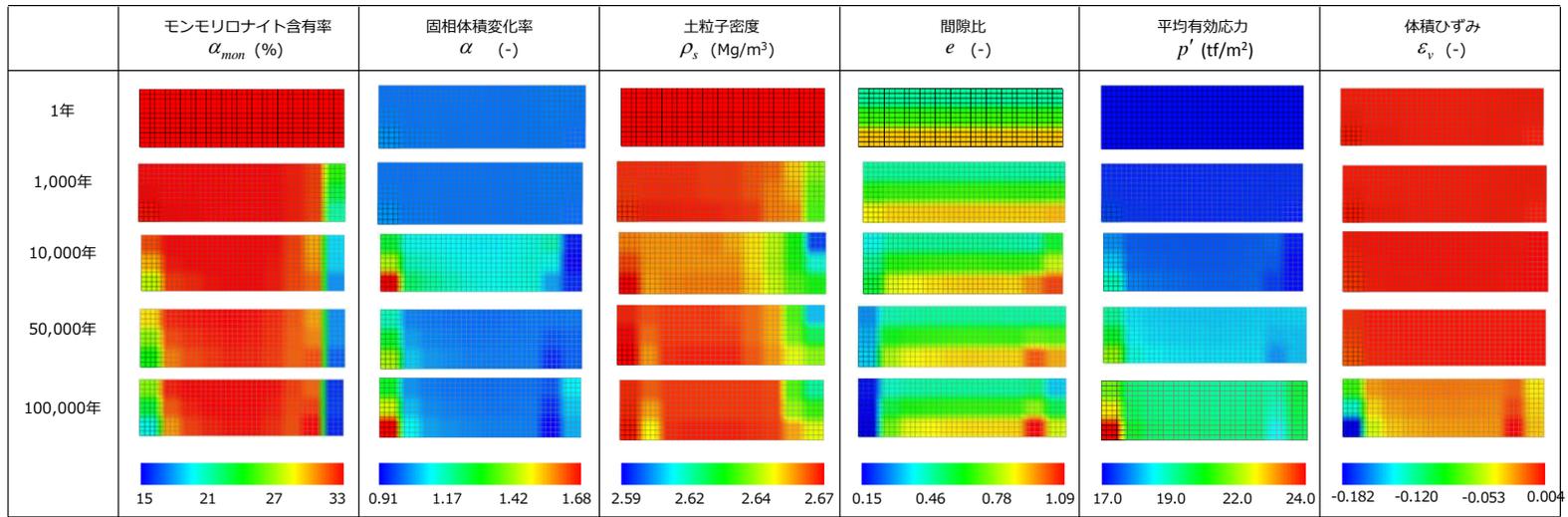
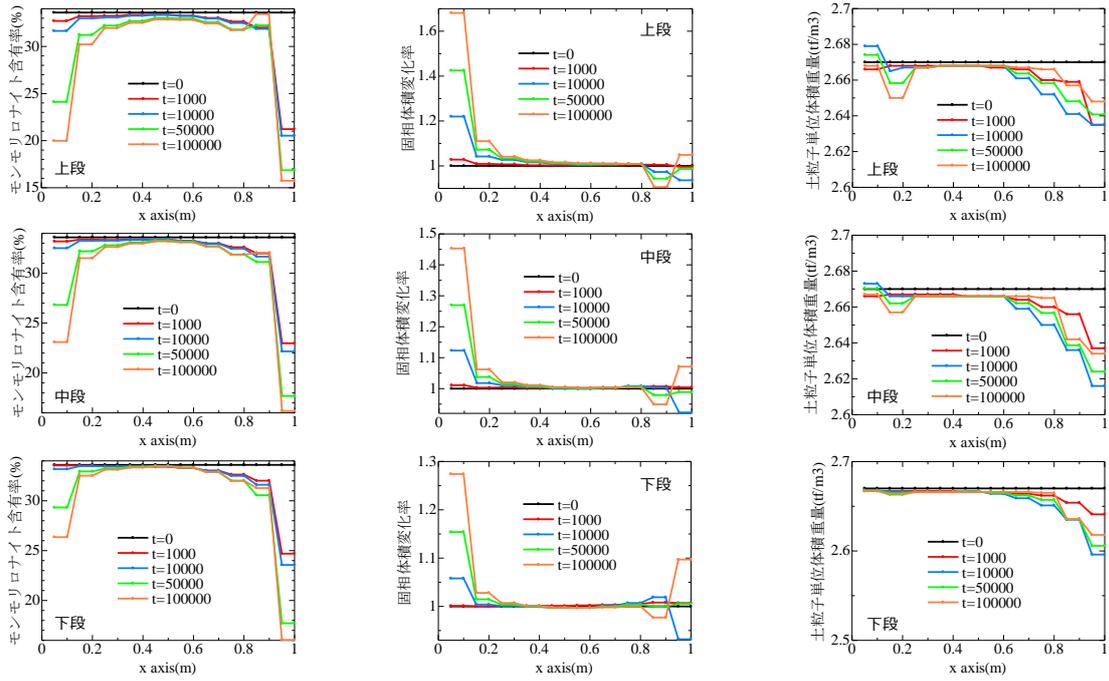


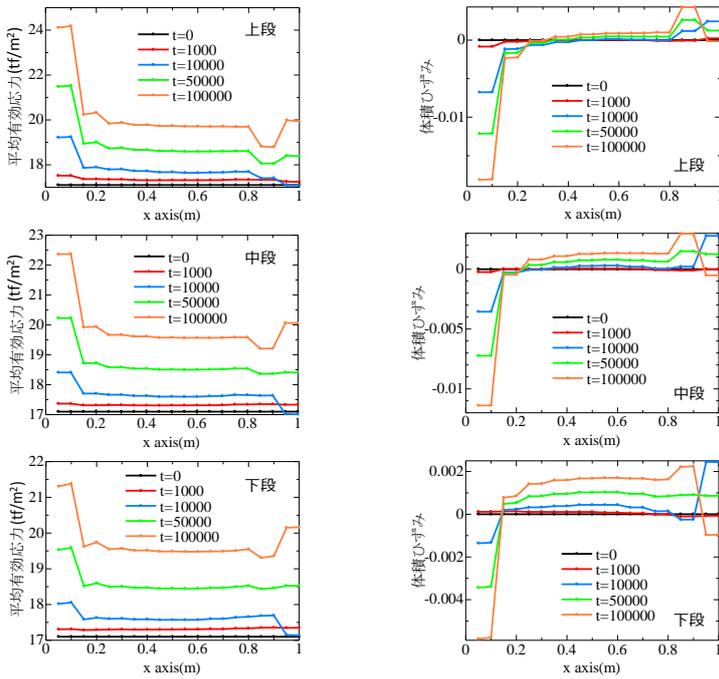
図 5.2.3-24 力学解析結果 (CASE_12: 初期不均一／弾塑性／直接反映／補正なし)



(a) モンモリロナイト含有率

(b) 固相体積変化率

(c) 土粒子密度



(d) 平均有効応力

(e) 体積ひずみ

図 5.2.3-25 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_12 : 初期不均一／弾塑性／直接反映／補正あり)

2) クリノプチロライト生成のモデル変質（緩衝材初期密度：不均一条件）

a. 弾性モデルによる解析：CASE_13

弾性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-26 から図 5.2.3-29 に示す。地下水流入境界の近傍で生じる沈殿作用によるモンモリロナイト含有率の変化も、クリノプチロライトへの変質と見做す仮定を設けていることに注意する。モルタル層に接する境界近傍に注目すると、均一分布のケースと同様、モンモリロナイトがクリノプチロライトへ変質することにより、固相体積の増加と土粒子密度の低下が見られる。この場合でも初期に存在した間隙比の不均一さは徐々に解消されるようである。

このパターンでも最左端要素のモンモリロナイト含有率変化を補正した解析を実施した。その結果を図 5.2.3-27 及び図 5.2.3-29 に示す。モルタル近傍のクリノプチロライト化にのみ支配される化学的環境にあるが、長期的にはやはり間隙比が均一化し、緩衝材全体の平均間隙比が低下し密実化する傾向にある。

b. 弾塑性モデルによる解析：CASE_14

弾塑性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-30 から図 5.2.3-31 に示す。クリノプチロライトへの変質により、境界近傍で間隙比が低下し密実化する傾向にある点は弾性解析と同様であるが、弾性解析に比べて緩慢な予測になっているため、初期の間隙比の不均一さは 10 万年後に至っても残存する結果となっている。

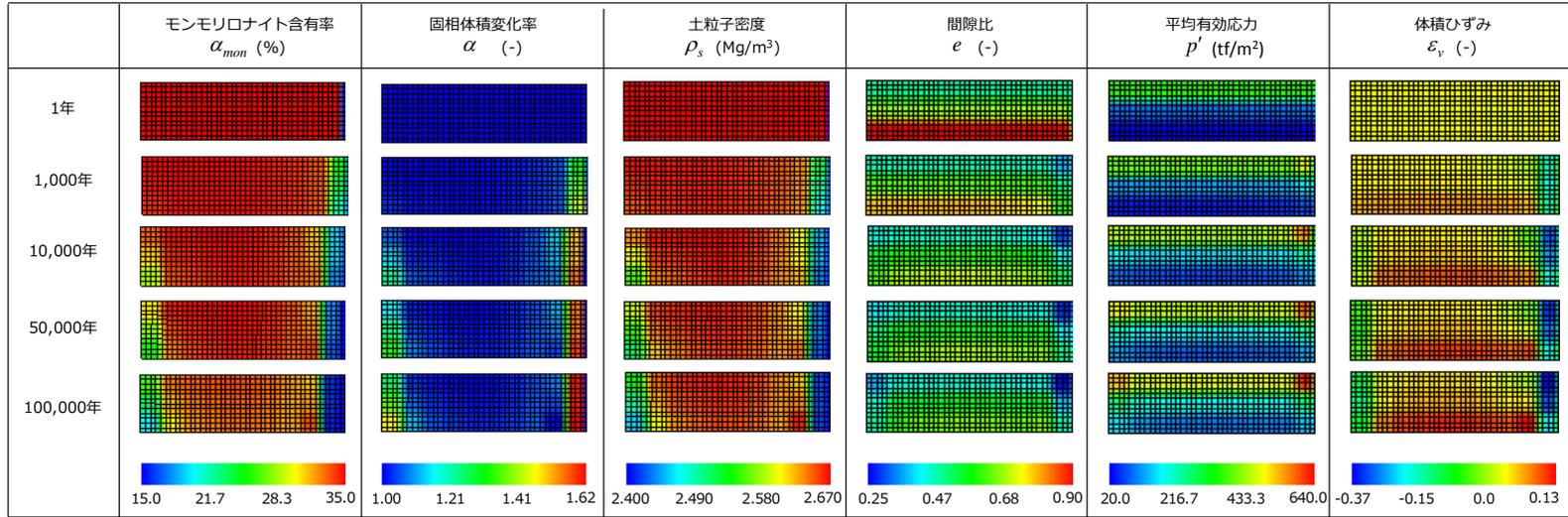


図 5.2.3-26 力学解析結果 (CASE_13: 初期不均一/弾性/クリノプチロライト変質/補正なし)

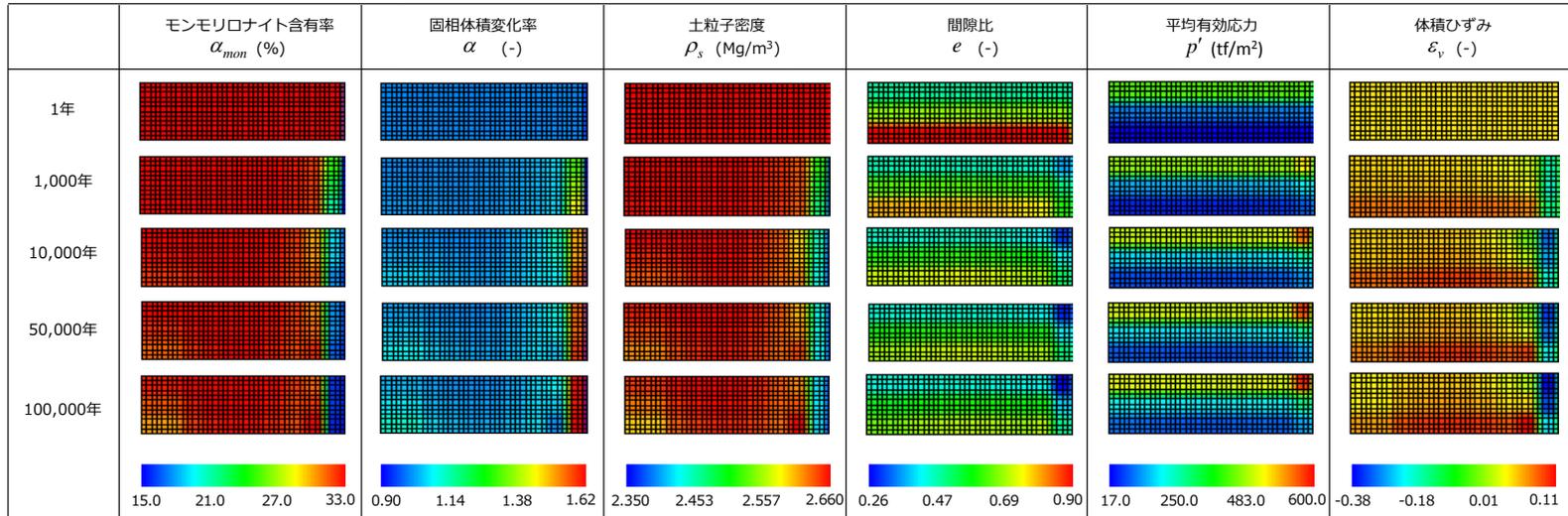


図 5.2.3-27 力学解析結果 (CASE_13: 初期不均一/弾性/クリノプチロライト変質/補正あり)

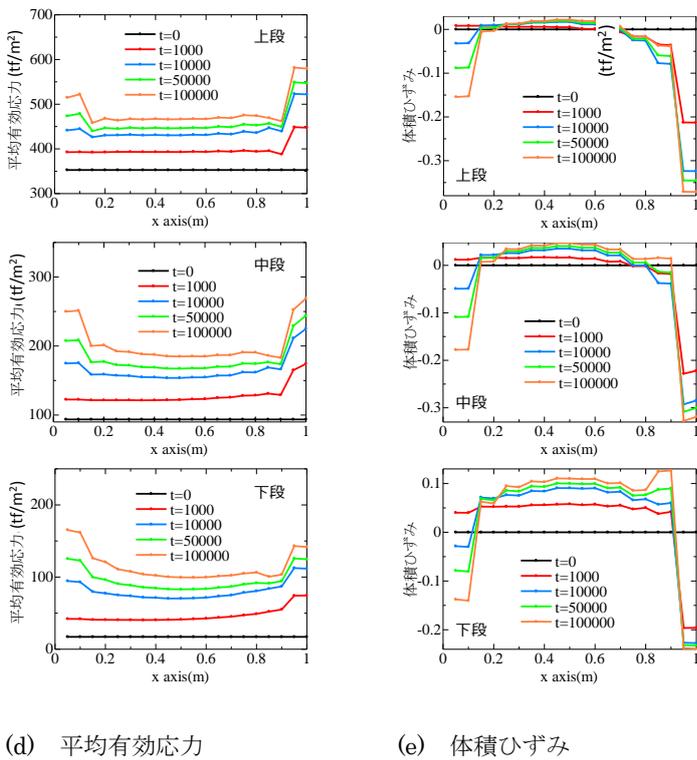
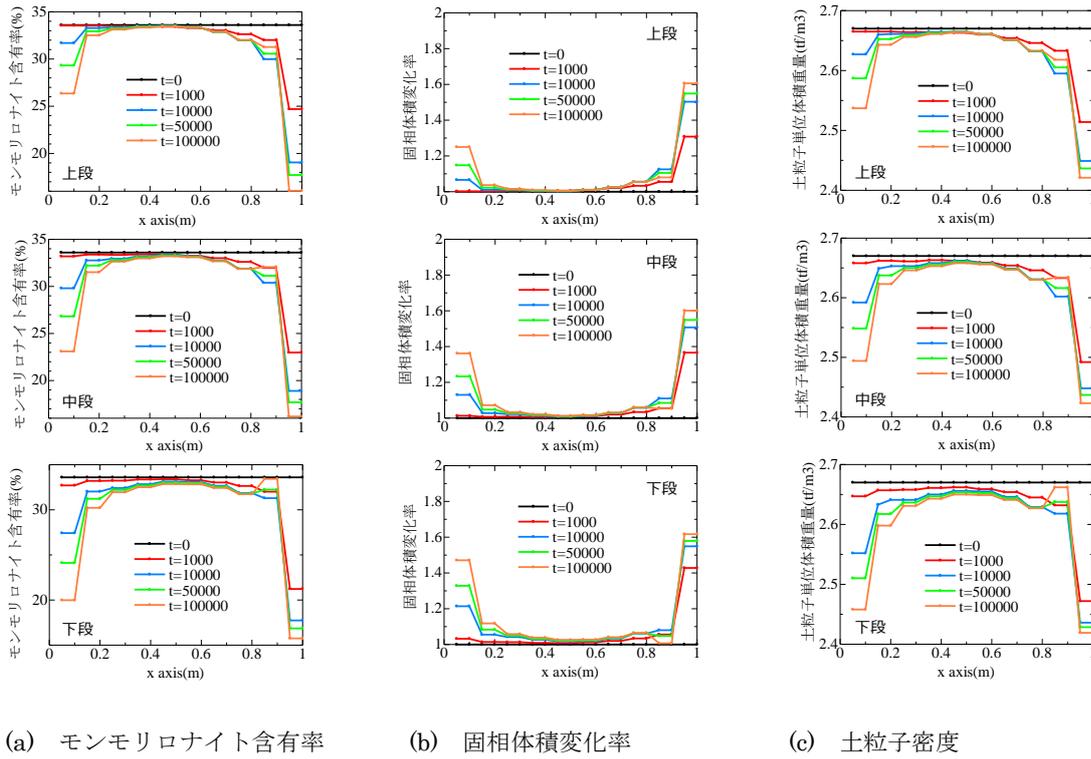
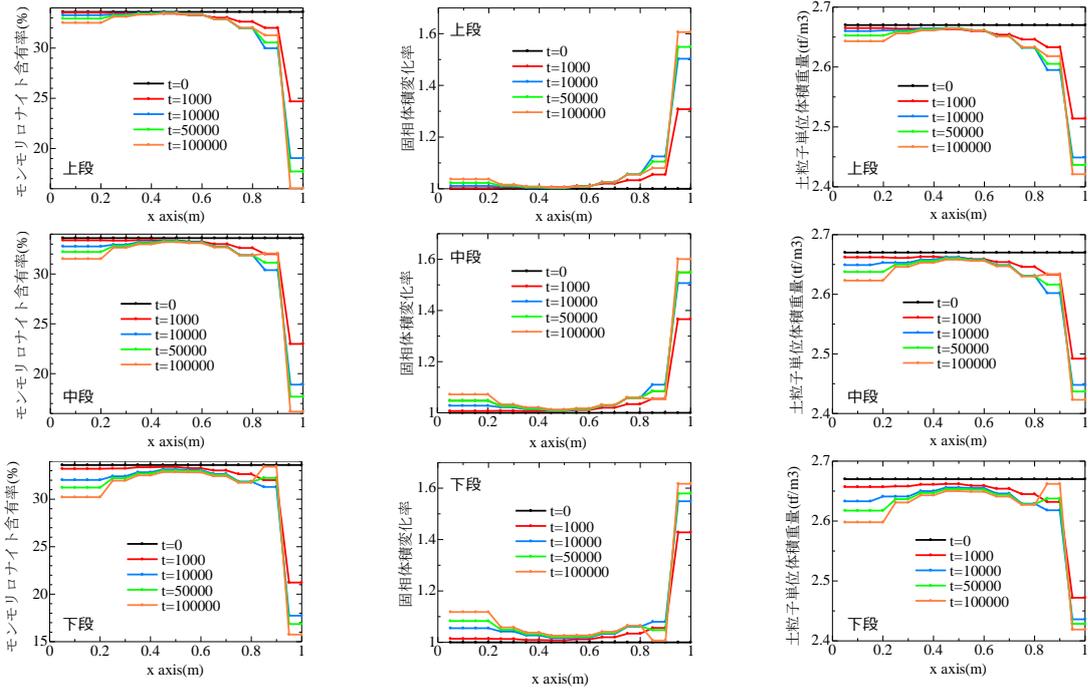
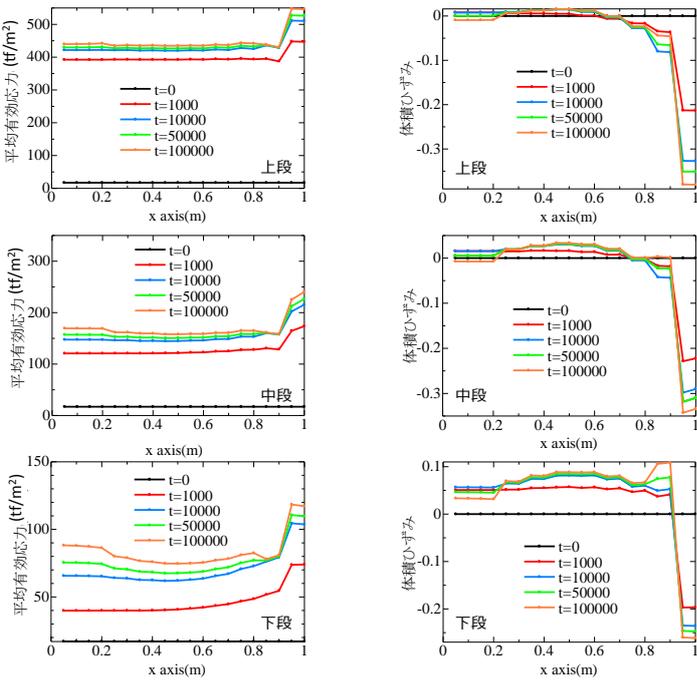


図 5.2.3-28 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_13: 初期不均一/弾性/クリノプチロライト変質/補正なし)



(a) モンモリロナイト含有率 (b) 固相体積変化率 (c) 土粒子密度



(d) 平均有効応力 (e) 体積ひずみ

図 5.2.3-29 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_13: 初期不均一/弾性/クリノプチロライト変質/補正あり)

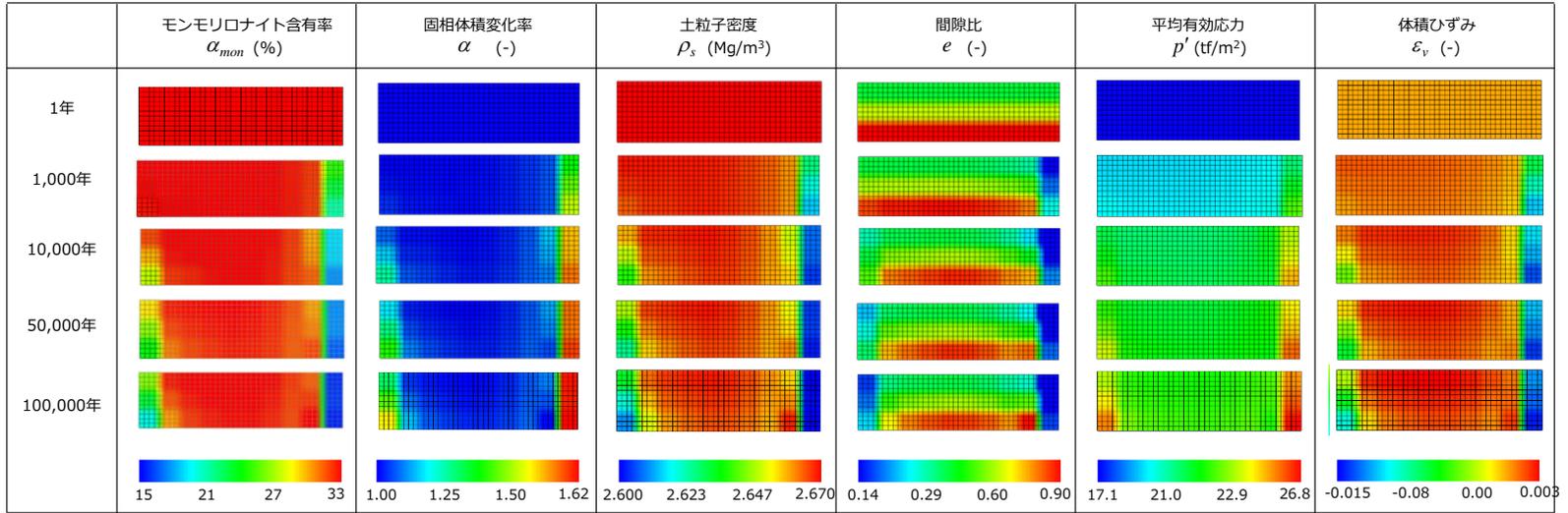
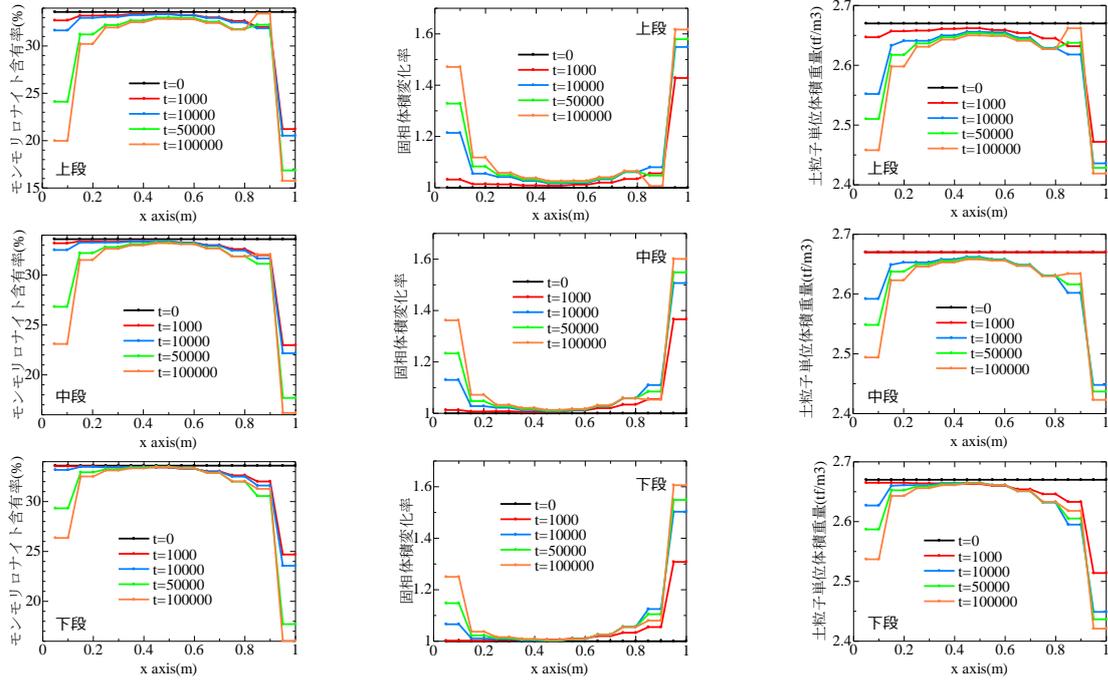


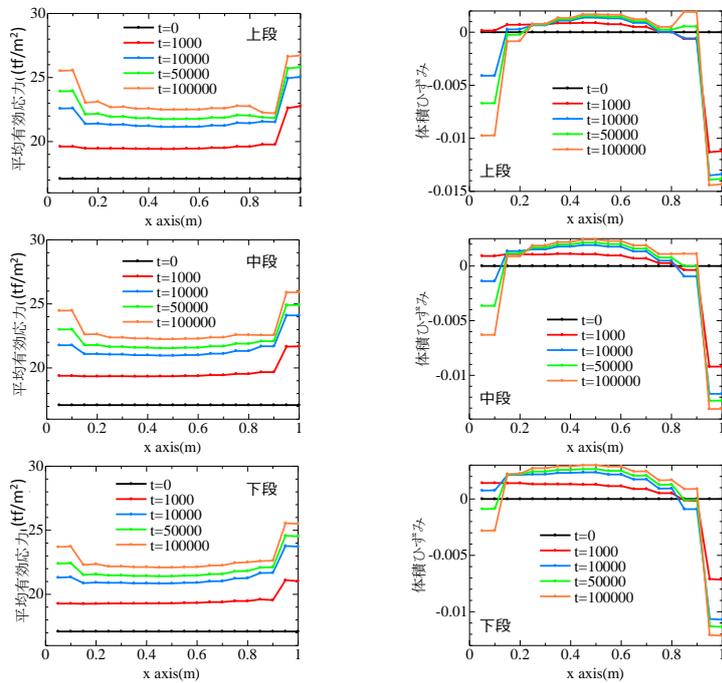
図 5.2.3-30 解析結果 (CASE_14: 初期不均一/弾塑性/クリノプチロライト変質/補正なし)



(a) モンモリロナイト含有率

(b) 固相体積変化率

(c) 土粒子密度



(d) 平均有効応力

(e) 体積ひずみ

図 5.2.3-31 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_14: 初期不均一/弾塑性/クリノプチロライト変質/補正あり)

3) モンモリロナイト溶解ケース（緩衝材初期密度：不均一条件）

a. 弾性モデルによる解析：CASE_15

弾性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-32 から図 5.2.3-35 に示す。境界近傍において固相体積が減少するものの、残留鉱物の平均土粒子密度が支配的となり、土粒子密度は増加することとなる。均一な乾燥密度分布からの解析では、領域全体の間隙比が増加する傾向が見られたが、不均一分布を仮定したこの解析では、モルタル境界に近く下層と中層の境の一部分において、間隙比の著しい増加が局所的に生じている。初期の間隙比の不均一さは 10 万年度においても解消されない。いずれにしてもモンモリロナイトの溶解は、緩衝材の乾燥密度を低下、すなわち緩みの形成をもたらす、緩衝材の機能維持の観点からは好ましくないシナリオであることが示唆される。

最左端要素のモンモリロナイト含有率変化を補正した解析の結果を図 5.2.3-33 及び図 5.2.3-35 に示す。上述の傾向とほとんど同じく、長期間を経た後も施工時の乾燥密度の不均一さは解消されない結果となっている。

b. 弾塑性モデルによる解析：CASE_16

弾性モデルを用いた力学解析の結果を図 5.2.3-36 から図 5.2.3-37 に示す。弾塑性モデルによる解析でも、境界近傍における局所的なモンモリロナイト溶解は、その領域での間隙比の増加をもたらすのみではなく、解析対象全域の応力低下の要因となるようである。しかも、初期の間隙比の不均一さは解消されないばかりか、モンモリロナイト溶解によって、さらに不均一化する傾向にある。

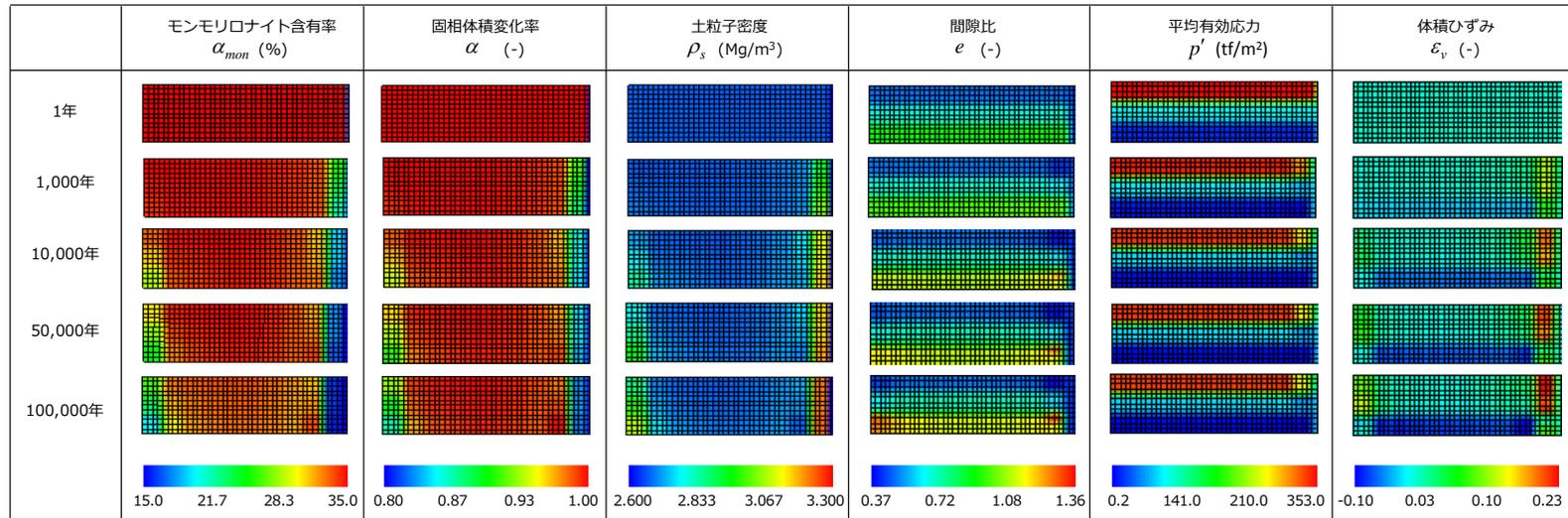


図 5.2.3-32 力学解析結果 (CASE_15: 初期不均一/弾性/モンモリロナイト溶解/補正なし)

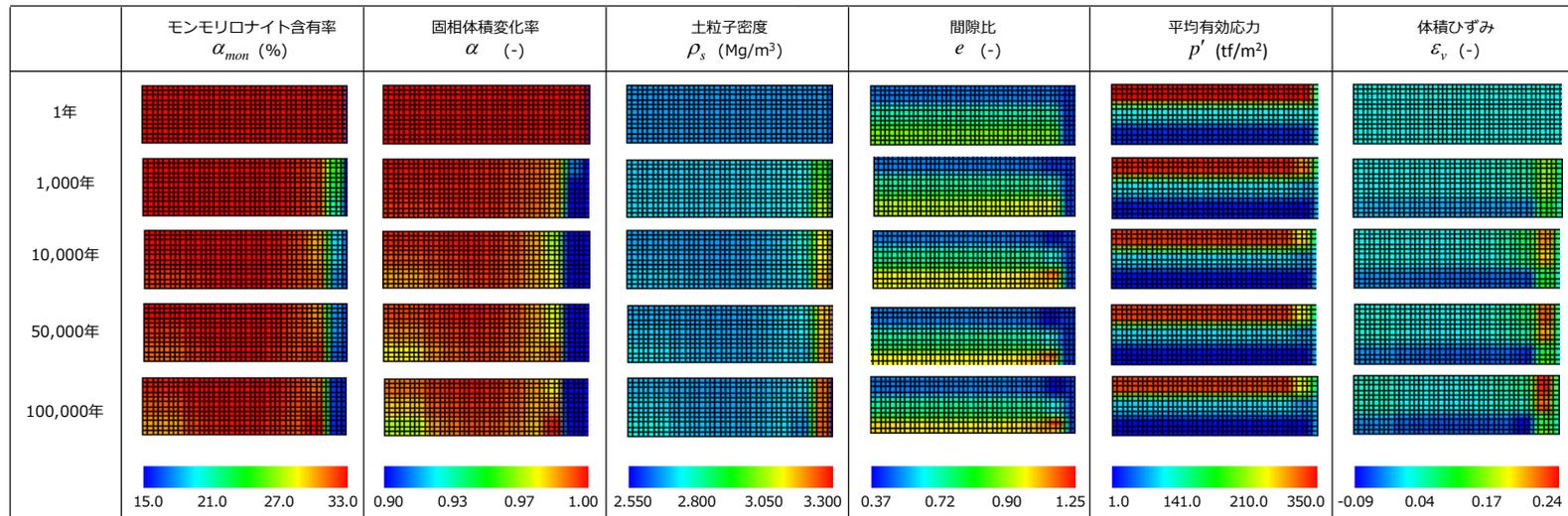


図 5.2.3-33 力学解析結果 (CASE_15: 初期不均一/弾性/モンモリロナイト溶解/補正あり)

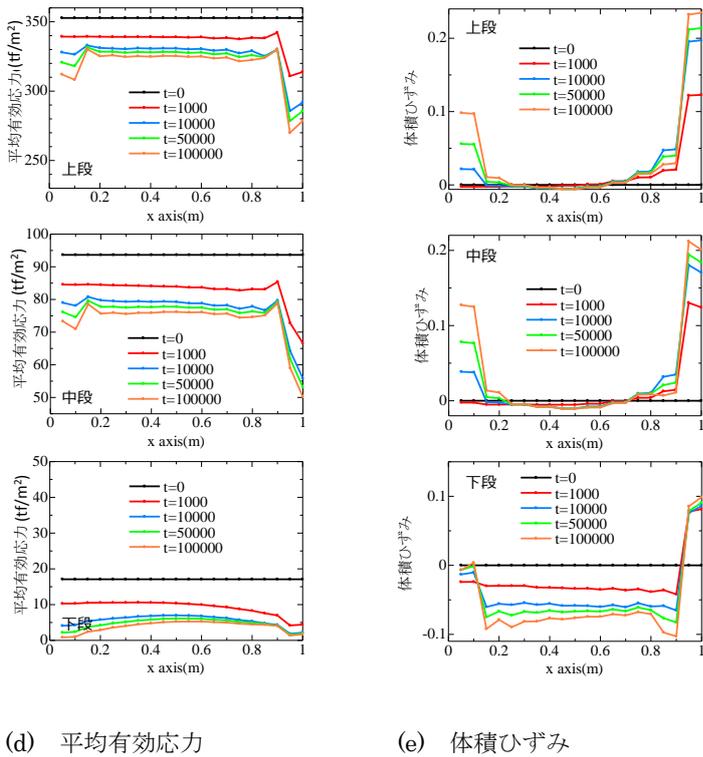
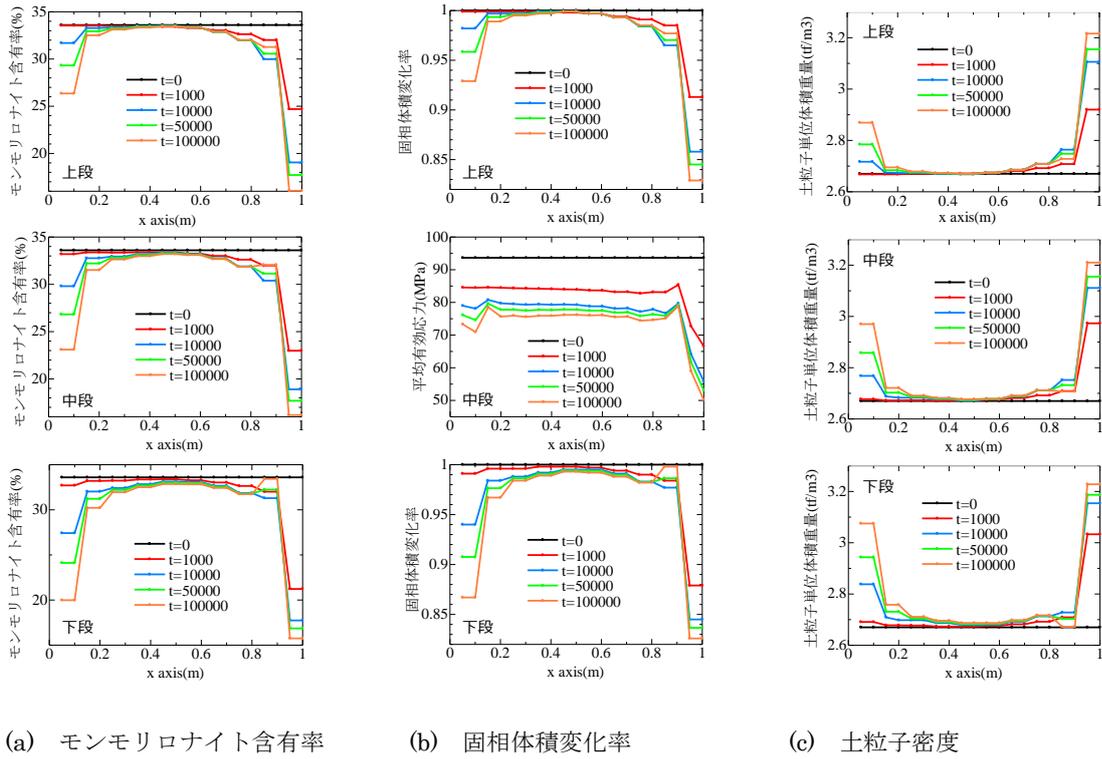


図 5.2.3-34 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_15: 初期不均一/弾性/モンモリロナイト溶解/補正なし)

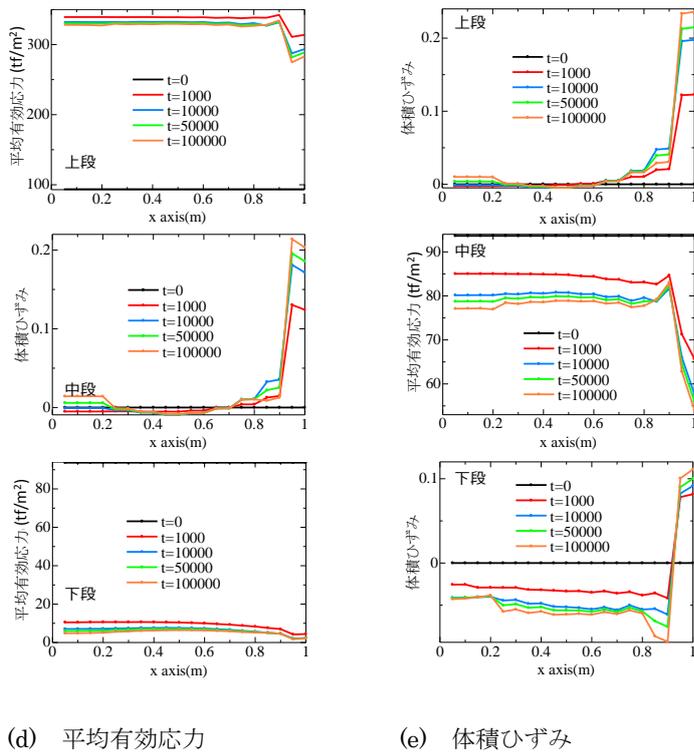
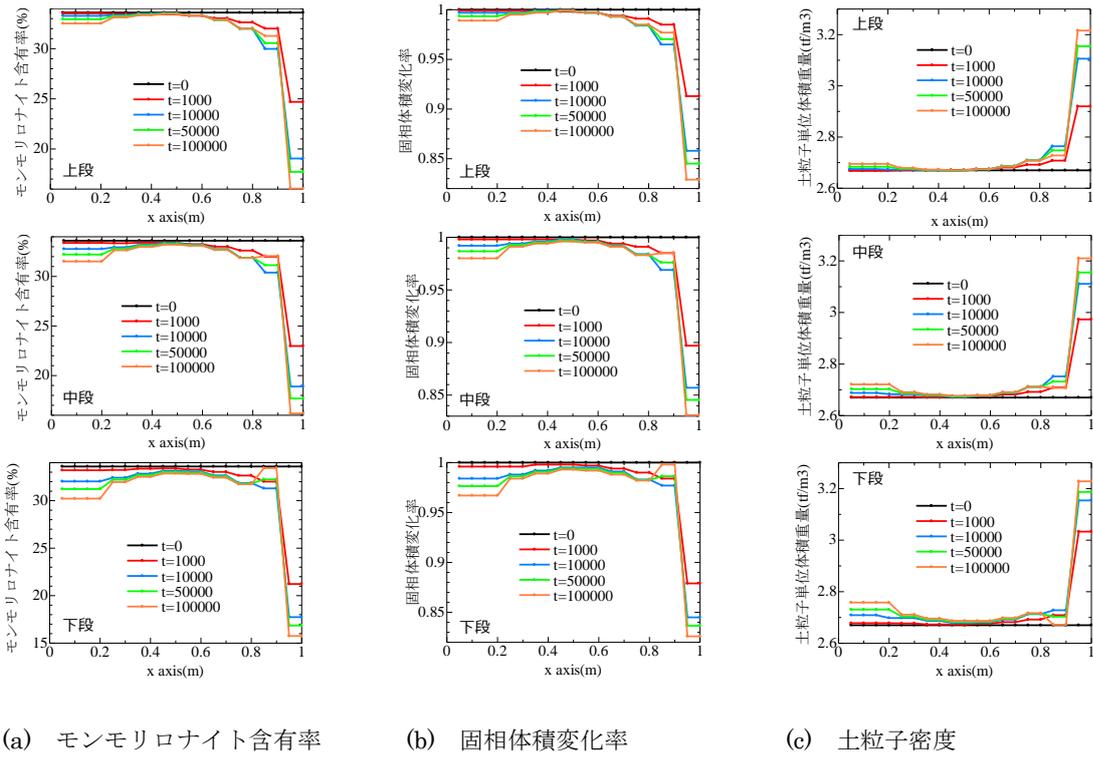


図 5.2.3-35 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_15: 初期不均一/弾性/モンモリロナイト溶解/補正あり)

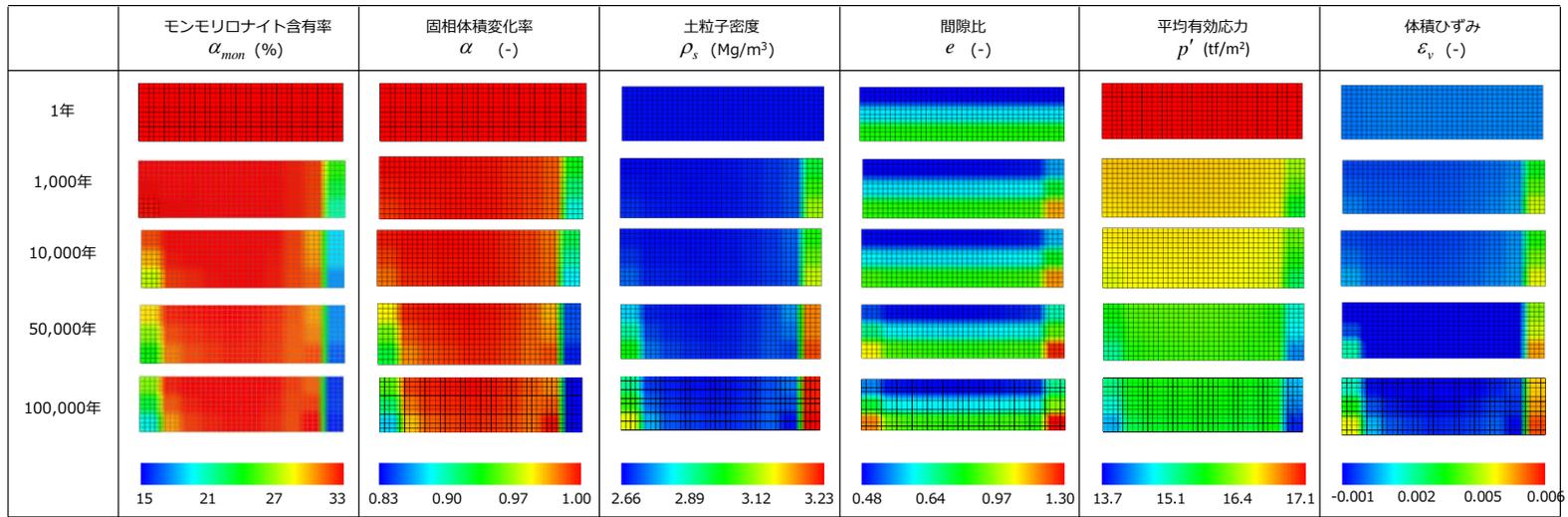
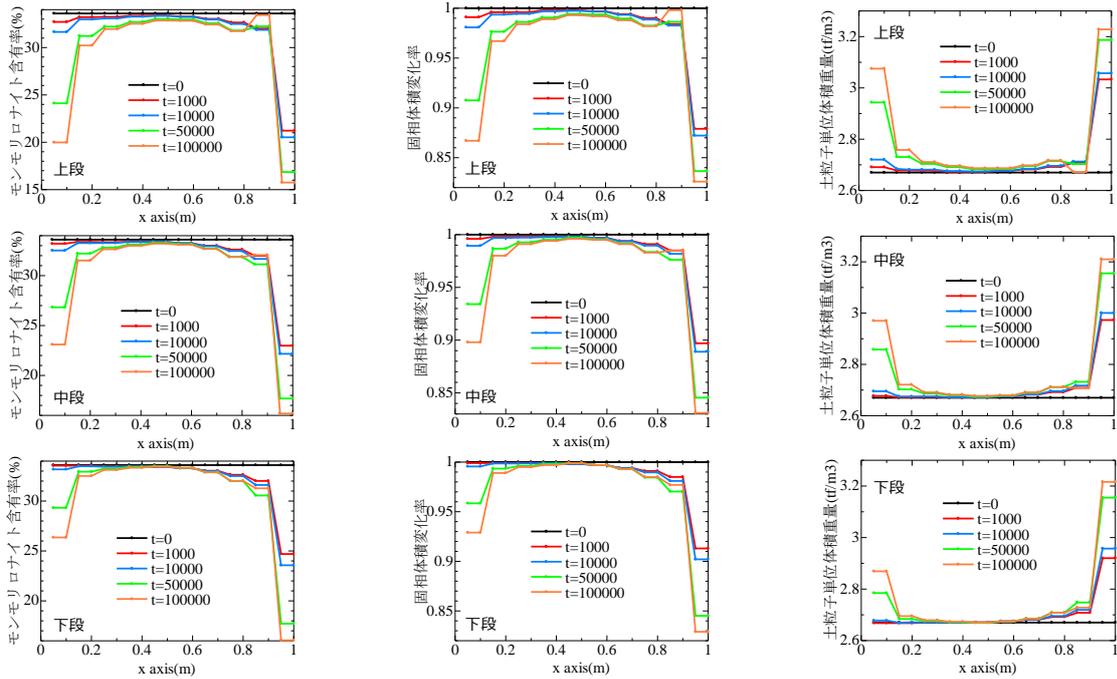


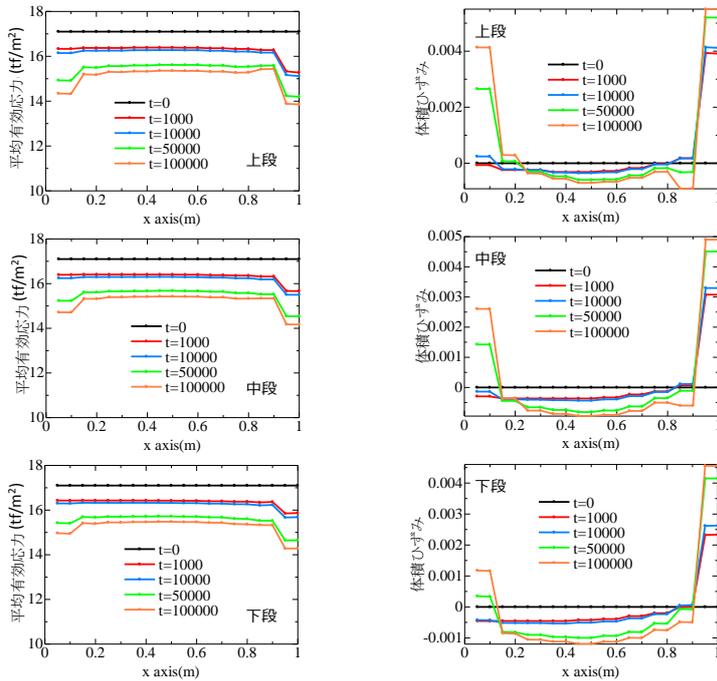
図 5.2.3-36 力学解析結果 (CASE_16: 初期不均一／弾塑性／モンモリロナイト溶解／補正なし)



(a) モンモリロナイト含有率

(b) 固相体積変化率

(c) 土粒子密度



(d) 平均有効応力

(e) 体積ひずみ

図 5.2.3-37 同一高さにおける諸物理量分布の経時変化
(CASE_16: 初期不均一/弾塑性/モンモリロナイト溶解/補正あり)

(5) 10 万年後の透水係数分布

緩衝材の止水性能を評価するために、力学解析から得られる物理量から透水係数を算出し、その分布を考察する。透水係数の算出に当たって本検討では 5.1.2 と同様に、Kozeny-Carman 則による透水係数モデル[4][8]を適用する。この透水係数モデルでは、ベントナイトの間隙をモンモリロナイトの層間（内間隙）とそれ以外（外間隙）に分け、これら内／外間隙の透水係数をそれぞれ算出し、次式を用いて全体の透水係数を算出する。

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{k_{in}} + \frac{1}{k_{ex}} \quad (5.2.31)$$

ここで、 k は透水係数、 k_{in} は内間隙の透水係数、 k_{ex} は外間隙の透水係数である。内間隙の透水係数 k_{in} と外間隙の透水係数 k_{ex} は、次式の Kozeny-Carman 則によってモデル化される。

$$k_{in} = \frac{1}{C} \frac{\rho g}{\mu} \frac{1}{S_{vin}^2} \frac{e_{in}^3}{1+e_{in}} \quad (5.2.32)$$

$$k_{ex} = \frac{1}{C} \frac{\rho g}{\mu} \frac{1}{S_{vex}^2} \frac{e_{ex}^3}{1+e_{ex}} \quad (5.2.33)$$

ここで、 C は形状係数、 μ は水の粘性係数、 e_{in} 、 e_{ex} はそれぞれ内間隙比、外間隙比 ($e = e_{in} + e_{ex}$)、 S_{vin} は内間隙部分の比表面積、 S_{vex} は外間隙部分の比表面積である。内／外間隙部分の比表面積は、全体の比表面積 S_v から次式のように定まる。

$$S_{vin} = S_v \left(\frac{e_{in}}{e} \right)^{\frac{2}{3}}, \quad S_{vex} = S_v \left(\frac{e_{ex}}{e} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (5.2.34), (5.2.35)$$

また、内間隙比 e_{in} と比表面積 S_v は二層膨潤含水比 w^* を用いて次式のように定まる。

$$e_{in} = w^* G_s \quad (5.2.36)$$

$$S_v = 36 \times 10^6 w^* \rho_d \quad (5.2.37)$$

二層膨潤含水比 w^* は、モンモリロナイト含有率 α_{mon} と乾燥密度 ρ_d から次のように定まる。

$$w^* = \frac{\alpha_{mon}/100}{0.052 + 10^{-5.42} \rho_d^{12.1}} \quad (5.2.38)$$

透水係数を算出するにあたり、モンモリロナイト含有率 α_{mon} 、間隙比 e および土粒子密度 ρ_d は力学解析の結果を用い、Kozeny-Carman 則に含まれるパラメータについては、 $C=5.0$ 、 $\mu=0.001\text{Pa}\cdot\text{s}$ とした。

弾塑性モデルを用いた各解析ケースについて 10 万年後の透水係数の分布を図 5.2.3-38 に示す。クリノプチロライト変質を仮定したケースでは、変質が進行する解析領域の端部において、

間隙比が低下し、透水係数も初期状態からワンオーダー程、低下する傾向が見られる。一方、モンモリロナイトの溶解を仮定したケースでは、溶解による間隙比の増加によって透水係数も増加する傾向が見られ、初期乾燥密度分布が不均一な場合において、初期乾燥密度が小さい最下層の端部で透水係数の増加の程度が顕著である。

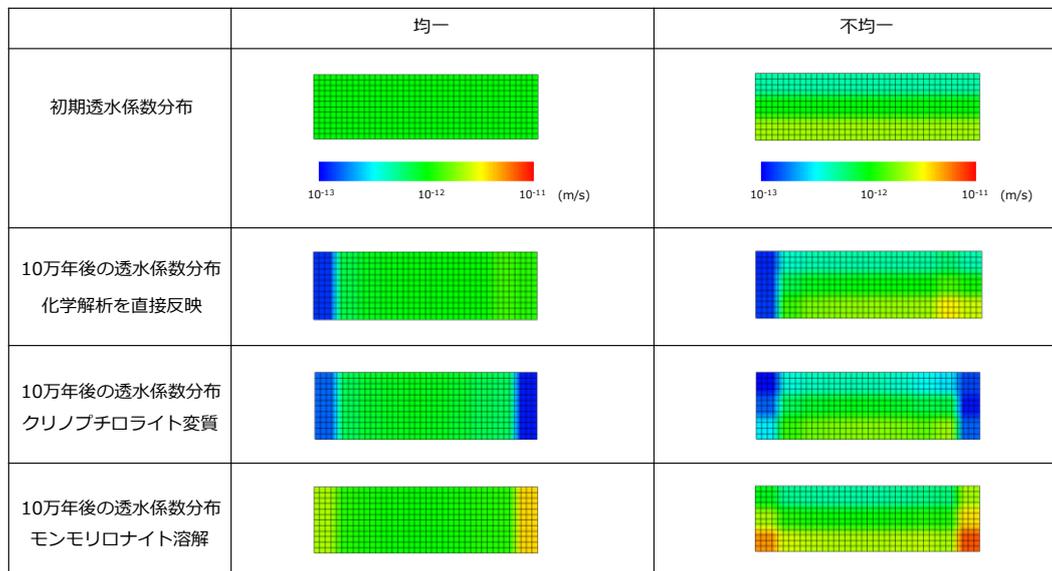


図 5.2.3-38 10 万年後の透水係数分布 (弾塑性モデル)

5.2.4 HMC 連成解析に関わる力学解析手法に関する検討のまとめ

人工バリアの長期挙動評価のための HMC 解析における力学解析の手法を構築にあたり、より現実的な力学挙動を解析的に検討するために、化学変質を考慮した力学構成モデルに弾塑性モデル採用し、5.2.1 で概説した。一方、長期挙動解析の初期条件のうち施工に伴う緩衝材の密度分布の影響についても検討をした。5.2.2 では、初期条件に緩衝材の転圧施工を模擬した密度分布を考慮し、人工バリアの一部を模擬した解析体系で長期の化学変質解析を実施した。5.2.3 では、その化学解析結果を力学解析へ反映して長期挙動の評価を行い、弾性モデルと弾塑性モデルの比較や初期条件の緩衝材乾燥密度分布の影響を検討した。以下に 5.2.2 及び 5.1.3 の成果をまとめる。

5.2.2 の初期条件に施工時の密度分布を考慮した閉鎖後長期の化学解析では、緩衝材の転圧施工を模擬した解析体系及び密度が均質な解析体系を初期条件として長期の化学解析を行った。緩衝材の転圧による密度分布のあるケースは、30cm 厚さを上部から乾燥密度 1.8Mg/m³、1.6Mg/m³、1.4Mg/m³ とし、密度が均一のケースは、乾燥密度を 1.6Mg/m³ とした。長期解析の結果によると、二次鉱物の生成は、間隙の少ない 1.8Mg/m³ で過飽和になりやすいカリ長石及びヒューランダイトが、セメントからの影響を受けやすい 1.4Mg/m³ で C-S-H 及びカルサイトがそれぞれ生成しやすい傾向であった。乾燥密度 1.6Mg/m³ 及び 1.4Mg/m³ の部分は、1.8Mg/m³ の液相のイオンが流入することから、乾燥密度が解析体系の中で相対的に低いにも関わらずモンモリロナイトの溶解が緩和される傾向にあった。

5.2.3 の初期条件に施工条件を考慮した閉鎖後長期の化学-力学連成解析では、5.2.2 の化学解析結果を元に、化学解析から力学解析への連携を弱連成的に考慮した解析を実施し、人工バリアの施工条件と再冠水による乾燥密度の不均一さが長期的な力学挙動へ及ぼす影響を解析的に検討した。このとき、化学変質のシナリオと力学応答を表現する構成モデルの選択についてもケーススタディを行い、これらがもたらす影響についても検討を重ねた。解析結果より、緩衝材の初期密度分布の影響の大小や傾向は、本検討で対象とした緩衝材の施工を模擬した人工バリア要素の二次元断面において、化学変質シナリオや構成モデルの選択によって異なることが分かった。物質移行や化学的変質作用の影響を受けやすいモルタル境界と地下水流入境界の近傍において生じる体積変化や応力変化によって、人工バリア内部にも力学性状の変化が生じる。初期密度分布が均一である場合は水平方向に一次的に、このような力学性状が生じた。結果、10 万年経過後にも水平方向に間隙比分布や透水係数分布の濃淡が残存することになる。一方、初期不均一である場合、物質移行および変質作用の進行が密度差のある各層によって異なるばかりか、剛性も異なるため、二次元的に複雑な様相を呈した。弾性モデルによる解析では、概して、時間の経過に伴い不均一さが解消されることとなったが、弾塑性モデルによる解析では、長時間経過後も各層の密度差が残存するばかりか、特に初期乾燥密度が低い最下層において間隙比が部分的に高くなる局所領域の形成が見られた。坑道断面全体を解析対象としたとき、このような領域がどの部分にどの程度形成されるかを検討する必要がある。本研究での一連の解析は多様な条件を想定しつつも、個々には単純かつ極端な仮定をおき条件設定している。初期乾燥密度の分布は、再冠水過程を経た結果として定まるべきであり、このような観点からは再冠水過程からの挙動の変遷を連続的に記述する解析手法の構築が求められる。

5.3 HMC 連成解析手法の検討のまとめ

人工バリアの長期挙動を評価するための HMC 連成解析手法を構築するために、平成 27 年度までの成果をもとに、化学変質の解析手法、力学解析手法及び連成の手法等について検討した。

化学変質解析に関する検討では、二次鉱物の生成挙動に関して臨界過飽和度を解析に考慮することにより、生成の遅れを表現することが可能であることを確認し、長期解析で二次鉱物の生成が遅れることでモンモリロナイトの溶解が緩和される傾向も認められた。加えて Kozeny-Carman 則による透水係数モデルを適用し、透水係数算定結果の不具合を改善した。化学解析手法は、平成 29 年度の取りまとめに向け、二次鉱物の生成挙動の試験による検討で得られる臨界過飽和度、定式化を進めているモンモリロナイトの実効反応表面積を考慮した溶解速度式、セメント系材料の拡散係数モデルを反映すると共に、セメントベントナイト接触試料の分析で確認した二次鉱物の生成挙動を参照しつつ進めていく必要がある。

力学解析手法については、化学変質を考慮した力学構成モデルに弾塑性モデルを採用し、その適用性を検討した。弾塑性モデルでの力学解析結果は、長期的な化学変質により発生する応力の再分配に過圧密の影響が考慮され、緩衝材の自己シール性の機能の評価が弾塑性モデルと変わってくる可能性がある。初期条件に転圧施工による乾燥密度分布を考慮して長期解析を実施した結果、弾性モデルでは乾燥密度差は緩和されるが、弾塑性モデルでは保持される傾向が見受けられた。なお、化学解析においても初期条件の緩衝材密度分布の影響が認められた。力学挙動解析は、平成 29 年度の取りまとめに向けて、弾塑性モデルの係数の設定など検討の余地があることから今後検討すると共に、緩衝材の乾燥密度分布等の初期条件の設定について明確にしていく必要がある。

HMC 連成解析の手法について、化学解析と力学解析の受け渡しについて検討を行った結果、化学と力学等の現象が相互に適切に伝達されるには、現状の弱連成解析においては、受け渡しの頻度及び、化学解析の要素の体積一定であることによる力学解析との固相量と間隙量と誤差が、それぞれ長期挙動の解析結果に影響が考えられ、これらについて検討を進めることでより現実的な長期挙動の評価が出来るものと考えられる。また、平成 27 年度の化学解析の結果の力学解析と連成したケースと連成しないケースで大きな差がない点から、化学解析から力学解析への受け渡しのみで簡便に長期的な挙動の予測が可能と考えられるが、今後さらに化学解析と力学解析の固相及び間隙量、連成の有無での固相及び間隙量などを比較し、妥当性も検討する必要がある。平成 29 年度の取りまとめに向けては、受け渡しに関する課題の確認や整理を行ない、人工バリアの長期挙動の解析手法を提示すると共に、ケーススタディ等により人工バリアの成立性について示すのを目標として検討を進めるものとする。

5章の参考文献

- [1] 核燃料サイクル開発機構 電気事業連合会：TRU 廃棄物処分技術検討書－第2次 TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめ－、JNC TY1400 2005-013、FEPC TRU-TR2-2005-02、根拠資料集 4-2 (2005).
- [2] (公財) 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成24年度 地層処分技術調査等事業 TRU 廃棄物処分技術 人工バリア長期性能評価技術開発 報告書 (第1分冊)－人工バリアの長期挙動の評価一、pp.7-28~7-34 (2013).
- [3] (公財) 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成25年度 地層処分技術調査等事業 TRU 廃棄物処理・処分技術高度化開発 (第4分冊)－人工バリア材料長期挙動評価・人工バリア初期条件の設定－(2014).
- [4] (公財) 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成26年度 地層処分技術調査等事業 TRU 廃棄物処理・処分技術高度化開発 (第4分冊)－人工バリア材料長期挙動評価・人工バリア初期条件の設定－(2015).
- [5] (公財) 原子力環境整備促進・資金管理センター：平成27年度 地層処分技術調査等事業 TRU 廃棄物処理・処分技術高度化開発 (第4分冊)－人工バリア材料長期挙動評価・人工バリア初期条件の設定－(2016).
- [6] Parkhurst, D.L. and Appelo, C.A.J.: User's guide to PHREEQC (version 2)—A computer program for speciation, batch-reaction, one-dimensional transport, and inverse geochemical calculations, U.S. Geological Survey Water-Resources Investigations Report 99-4259 (1999)
- [7] 電気事業連合会 核燃料サイクル開発機構：TRU 廃棄物処分技術検討書－第2次 TRU 廃棄物処分研究開発とりまとめ－ (2005)
- [8] 小林一三、大和田仁、林大介：Kozeny-Carman 則を用いたベントナイト系人工バリアの止水性能評価、第70回年次学術講演会講演概要集、土木学会 (2015)
- [9] (公財)原子力環境整備促進・資金管理センター：平成23年度地層処分技術調査等事業 TRU 廃棄物処分技術 人工バリア長期性能評価技術開発報告 (第1分冊)－人工バリアの長期挙動の評価－(2012)
- [10] 木村誠, 九石正美, 藤田朝雄, 中間茂雄, 鈴木英明 (2010)：緩衝材中の化学影響評価に向けた熱－水－応力－化学連成解析モデルの開発, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Research 2010-034.
- [11] 国立研究開発法人日本原子力研究開発機構：平成27年度 地層処分技術調査等事業 処分システム評価確証技術開発 報告書 (2016)
- [12] 独立行政法人日本原子力研究開発機構：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-4カ年研究成果の取りまとめ- 報告書 (2015)
- [13] 高山祐介ベントナイトの力学モデルと放射性廃棄物地層処分における緩衝材としての品質評価、神戸大学学位論文 (2014)
- [14] 笹倉剛, 畔柳幹雄, 岡本道孝：ベントナイト変遷挙動のモデル化のためのデータ取得, 核燃料サイクル機構契約業務報告書 JNC TJ8400-2002-025 (2002)

- [15] 石川博久, 石黒勝彦, 並河努, 菅野毅: 緩衝材の圧密特性, PNC-TN8410 97-051, pp.1-53 (1997)
- [16] 石橋直樹, 小峯秀雄, 安原一哉, 村上哲, 森拓雄, 伊藤弘志: ベントナイトの圧密特性に及ぼすモンモリロナイト含有率の影響, 第46回地盤工学研究発表会 (2011)
- [17] 高治一彦, 鈴木英明: 緩衝材の静的力学特性, JNC-TN8400 99-041, pp. 1-76 (1999)

第6章 まとめ

TRU 廃棄物の地層処分における、人工バリアの長期挙動評価のために、今後 5 カ年の事業として、「人工バリア材料長期挙動評価」では、主に緩衝材を対象に、水理力学化学（HMC）連成挙動及び解析による長期挙動評価の信頼性を高めることを目的とし、確証試験と解析への適応を検討した。一方、「人工バリア初期条件の設定」では、セメント系材料を主として、長期挙動評価への初期条件の設定及び影響に着目し、解析精度の向上を目的として操業中の熱の影響による初期設定への影響等を検討した。4 年目となる平成 28 年度は、平成 27 年度の成果を踏まえ、化学変質、力学・水理挙動の現象に関して試験を実施し、これまでに検討した成果も踏まえそれぞれの現象モデルの検証や高度化を目標に検討した。初期条件の設定は、C-S-H の結晶化条件の整理を経年コンクリートの分析も新たに加えると共に、物性値への影響の実験を実施した。加えて、長期挙動評価のための HMC 連成解析手法の構築について、現象モデルの反映や、力学構成モデルの高度化、及び乾燥密度の分布などの初期条件への必要性に関して検討した。

6.1 人工バリア材料の化学変質挙動に関する試験とモデル化（第 2 章）

第 2 章では、人工バリア材料であるベントナイト系材料及びセメント系材料の化学変質挙動に関し、人工バリアの長期挙動を評価するための HMC 連成解析で重要となる、化学変質に関わる現象、力学挙動との相互影響を考慮すべき現象等を取りあげ、そのモデル化について検討をした。

ベントナイト系材料の変質によるゼオライト系二次鉱物の生成に関して、沈殿開始の挙動を臨界過飽和度で整理することで解析へ反映する手法を提案し、試験によりその見込みを得た。環境条件やゼオライト種類による影響等の把握、及び変質によるベントナイトの体積増加にて懸念された、固相の体積増加以外の要因についての確認をそれぞれ進める必要がある（2.1 節）。

セメントーベントナイト接触部での挙動把握（2.2 節）では、セメントーベントナイト接触試料（模擬試料）の分析結果から、これまでのセメント側からの高アルカリ水と Ca イオンの影響で C-S-H の生成を確認している点について、XAFS 分析による 0.1mm 間隔の詳細な分布状況を得て、接触部分の変質挙動を確証する知見を拡充した。C-S-H による変質抑制が期待されるが、C-S-H の生成過程を経時的に分析する等更なる検討が必要である。また、Nagra GTS サイトから採取した試料（Box core1）にて、形状を保持した薄片でのサブミクロンオーダー間隔の XAFS 線分析を実施して XANES スペクトル（波形）を得ることができたが、ベントナイト混合土中の砂の影響により SN 比の低いスペクトルであったため、セメントーベントナイト接触界面近傍の微小領域の化学変質挙動を明確に把握するまでには至らず、分析手法の改良等によりデータを取得する必要がある。

ベントナイト系材料の溶解モデルの高度化（2.3 節）では、化学解析におけるモンモリロナイトの溶解速度式における圧密系の実効反応表面積の定式化について、課題であった粒子間ポテンシャルの設定について検討して信頼性を向上させた。定式化した予測式は、平成 28 年度の試験結果と比較すると反応表面積を過大に見積もる傾向があり、誤差の把握等により精度を高める必要が

ある。

セメント系材料の化学的変質に伴う物質移行特性変化のモデル化(2.4節)では、混合セメントについても各セメントに1つの式でC-S-Hの拡散係数を予測する物質移行モデルを構築し、CaOの溶脱に応じて変化するセメントペーストの拡散係数を、健全試料の反射電子像から作成した3次元モデルにて予測できるよう高度化した。モルタルへの対応するモデルは平成27年度までに概略構築できているが、遷移帯の拡散係数の設定に関する知見が少なく、今後、溶脱に伴う遷移帯部分の変化の観察を行い、知見を反映してモデルを高度化する必要がある。また、今後試験データで検証を行っていくことによりモデルの信頼性の向上も必要と考えられる。

平成29年度の取りまとめに向けては、各検討項目共に化学解析への反映手法に概ね見通しを得ており、各項目の課題の検討を進め化学解析へ成果を統合していくものとする。

6.2 緩衝材の化学変質に伴う力学挙動に関する試験とモデル化(第3章)

第3章では、HMC連成解析に使用するベントナイト系材料の化学変質挙動を考慮した力学挙動モデルおよび透水係数モデルの検討を行った。力学挙動に関するモデル化では、これまでに化学変質の影響を受けた場合の力学挙動について、圧密挙動、膨潤挙動及び限界状態線に関わるせん断挙動に関して試験に基づき定式化を行っている。平成28年度は、セメント浸出水での圧密挙動がイオン強度と完全飽和線の移動での整理、膨潤挙動の非可逆比での定式化、限界状態線は、溶液種により概ね変わらないことを確認し、モデルの高度化を行った。水理挙動に関するモデル化では、これまでに検討、提案したKozeny-Carman則による透水係数式へのCa型化の考慮について検討し、形状係数を屈曲度等で表すことで、これまでよりも試験結果との整合性の高い定式化が出来る見込みを得た。平成29年度の取りまとめに向けて、各種力学挙動モデル(圧密、膨潤、限界状態線)について、データ拡充によるモデルの信頼性の向上を行い、力学解析への反映する必要がある。透水係数モデルについては、形状係数に関する検討により信頼性を高めると共に化学変質挙動や乾燥密度の適用範囲を広げ、化学解析及び力学解析に反映する必要がある。

6.3 人工バリア評価の初期条件の設定(第4章)

第4章では、セメント系材料の材料特性値(拡散係数、力学特性等の物性値)に対する、処分場の閉鎖までの放射性廃棄物の熱による変質の影響について、セメント系材料の熱変質の主要原因となるC-S-Hの結晶化条件及びC-S-Hの結晶化が材料特性値へ及ぼす影響を検討した。また、経年コンクリートを分析し、C-S-Hの結晶化及びセメント鉱物の水和に関して検討した。

C-S-Hの結晶化については、平成28年度分析した実構造物から採取した経年コンクリート試料において、これまでの合成C-S-Hでの試験より反応速度が遅いものの、C-S-HのCaO/SiO₂モル比がトバモライト組成に近づくと約50°Cの温度環境下においても結晶化が起こる可能性が示唆された。この事は、制限温度以下の処分場においてもC-S-Hの結晶化が起こり得ることを示すと考えられる。

合成C-A-S-Hの結晶化については、CaO/(SiO₂+Al₂O₃)モル比がトバモライト組成に近い方が結

晶化しやすい傾向にある事を確認した。処分施設での混合セメントの使用を想定すると、セメント系材料の Al 量が増加するため、C-S-H の結晶化過程における Al の影響を明確にする事が必要である。

C-S-H の結晶化が物性へ及ぼす影響の検討は、今後、混合セメント硬化体を含め、C-S-H の結晶化による強度特性など物性への影響を明らかにするため、さらに結晶化が進んだ状態と比較することが必要である。

以上を踏まえ、平成 29 年度の取りまとめに向け、化学解析への初期条件への反映事項を提示するために、C-A-S-H の結晶化条件、混合セメントの結晶化挙動、及び、C-S-H の結晶化が物性へ及ぼす影響を把握するための検討が必要である。

6.4 HMC 連成解析手法の検討のまとめ (第 5 章)

第 5 章では、閉鎖後長期の人工バリアの長期挙動を評価するための、HMC 連成解析手法を検討した。化学解析手法は、二次鉱物の生成挙動を化学解析に臨界過飽和度で反映する手法、Kozeny-Carman 則の透水係数モデルの適用を行った。力学解析手法は、化学変質を考慮した構成モデルに弾塑性モデルを適用し、応力の再分配に過圧密の挙動が考慮された。加えて、緩衝材の施工に伴う乾燥密度分布の長期挙動への影響を確認した。これらの考慮により、より現象に忠実な長期予測ができるものと考えられる。連成解析手法に関しては、これまでの検討成果より化学から力学解析へのデータの受け渡しにより長期解析が簡便にできるものと考えられるが検証などが残されている。

6.5 平成 29 年度の 5 年間の取りまとめに向けて

以上の平成 28 年度までの検討成果を踏まえ、本検討での H(水理)-M(力学)-C(化学)の連成で取り扱う現象とその関連を踏まえた解析の連携、各現象モデル等の検討成果の統合のイメージを取りまとめ、平成 29 年度の目標と共に図 6.5.1-1 に示す。平成 29 年度の 5 年間の取りまとめに向けて、2 章か及び 3 章で検討した各種現象モデルを反映すると共に、力学解析の構成モデルの検証や連成手法、初期条件の設定方法など残された課題を検討する必要がある。人工バリアの長期挙動の評価のための HMC 解析手法を提示、ケーススタディ等により人工バリアの成立性を示すことを目標に進めるものとした。

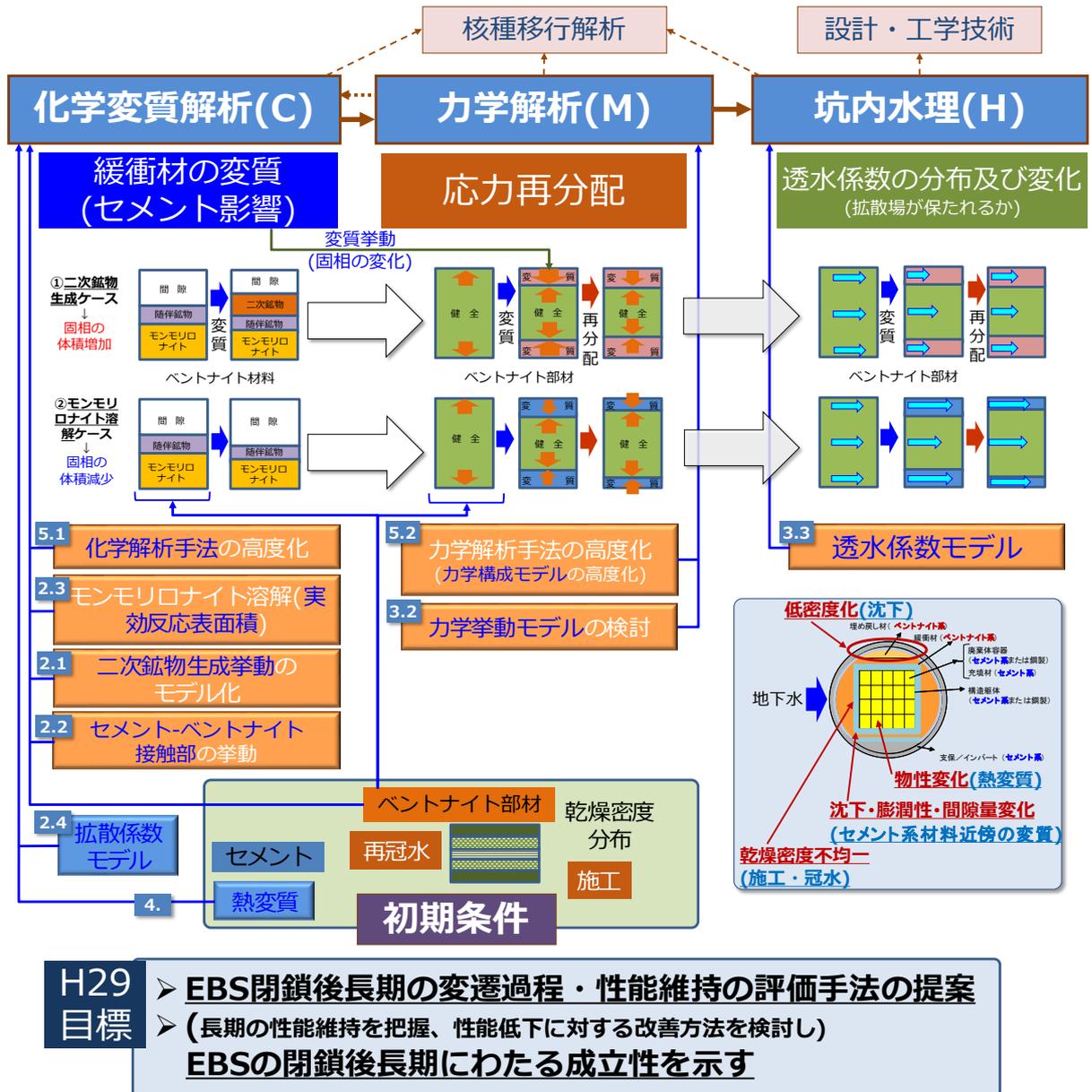


図 6.5.1-1 平成 28 年度までの成果を受けた H・M・C の現象連携と解析手法、各現象モデルの統合のイメージ及び平成 29 年度の目標