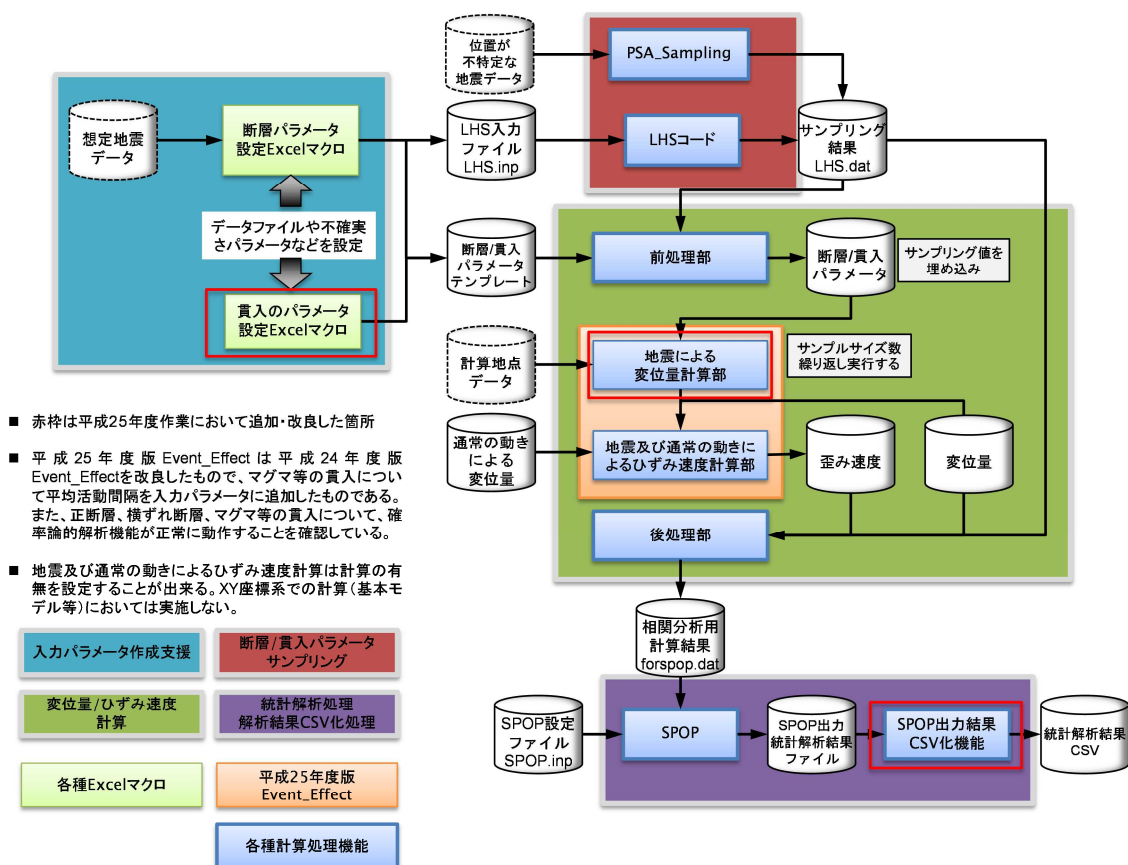


(b) モンテカルロ法を適用した地形・地質構造の変化量計算コード

本コードは、地震やマグマの貫入等に伴う地殻変動の計算に確率論的解析機能を追加したコードである。本コードの概観を図 5.4-14 に示す。確率論的解析機能は以下の4つの機能に分かれている。

- ① 入力パラメータ作成支援機能
- ② パラメータサンプリング機能
- ③ 変位量計算機能
- ④ 統計解析処理機能と解析結果 CSV 化機能



備考) 赤枠で囲われた箇所は本年度作業での改良箇所

図 5.4-14 確率論的な地形・地質構造の変化量計算コードのプログラム構成

①入力パラメータ作成支援機能は、Excel マクロを用いた確率論的解析用の入力パラメータファイル作成支援機能である。平成25年度は、マグマ等の貫入のパラメータに対応できるようにした(図 5.4-14)。本支援機能では、基本的なパラメータを参照して、各パラメータの分布形状、最大値、最小値、サンプリング数が設定できるようになっている。サンプル数については、逆断層型地震の解析の実績を踏まえて、1,000を参照値とした。

②パラメータサンプリング機能は、Latin Hypercube Sampling (LHS) コード (Mckay & Beckman, 1979²⁾) PSA_Sampling によるパラメータサンプリング機能である。

③変位量計算機能は、Event_Effect による変位量(地殻変動量)、およびひずみ速度計算機能とそれを利用した確率論的解析を行うために必要となるシステム管理機能からなる。マグマ等の貫入の平均活動間隔が考慮できるように、変位量計算の一部コードを改良した(図 5.4-14)。

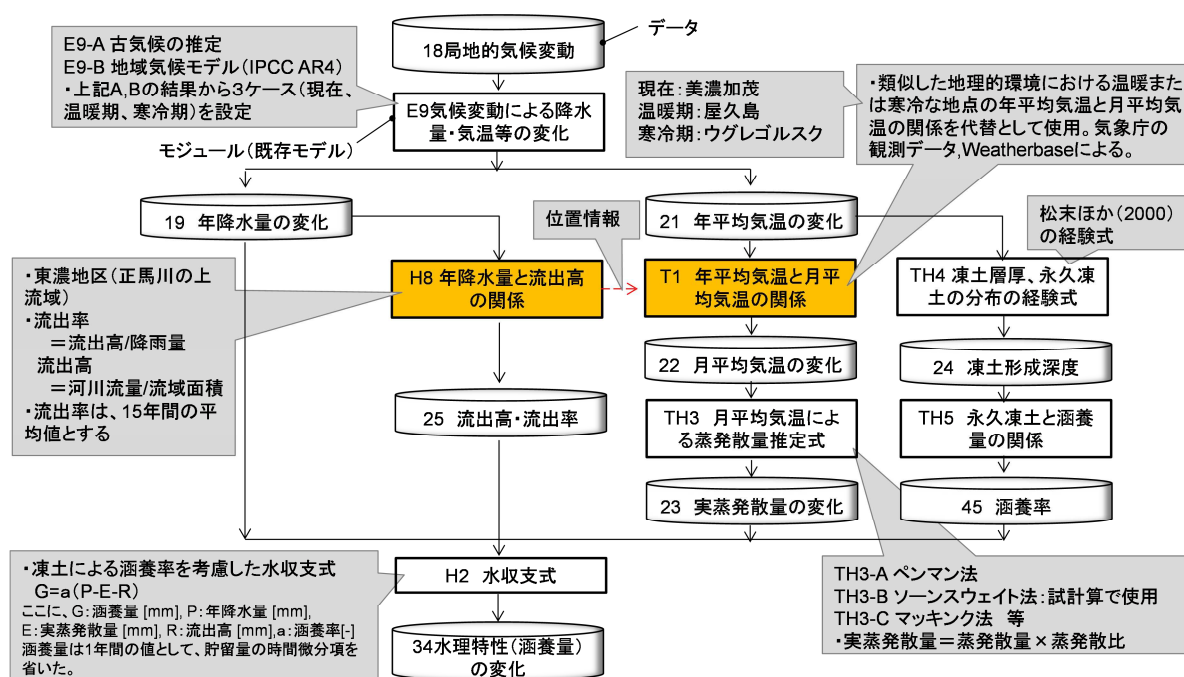
④統計解析処理機能と解析結果 CSV 化機能は、Statistical Post Processor (SPOP) コード (Saltelli & Homma, 1992³⁾) による統計解析機能、および SPOP 出力を用いてエクセルで図化することを想定した CSV 化機能からなる。平成 25 年度は、これまでの出力が中央値、最大値、最小値のみであったため、平均値の出力機能を追加した。また、複数の CDF の出力を 1 つの CSV に出力する機能を追加した (図 5.4-14)。

5.4.4 モデル構造の適用例 (気候関連事象による母岩の影響)

(1) 計算概要

試解析の目的は、モデル構造のデータベース・システムを用いることで計算できることの確認である。平成 24 年度は、地質関連事象の発生に伴う母岩の影響として、「地震に伴う地下水流動の変化量」を対象とした試解析を実施した。平成 25 年度は、気候関連事象の発生に伴う母岩の影響として、「局地的気候変動に伴う涵養量の変化量」について試解析した。

局地的気候変動に伴う涵養量の変化量の計算概要は、モデル構造のデータベース・システムを利用して得られる (図 5.4-15)。図 5.4-15 は、最上部の局地的気候変動に伴い、下に向かって計算が進められていく様子を表している。



備考) □ : モジュール、円筒 : 入力データ等のモジュール間で受け渡しされる主要なデータ、→ : 計算の流れ

図 5.4-15 局地的気候変動に伴う涵養量の試解析における計算概要

本事象の計算は、18 局地的気候変動を入力とし、E9 気候変動による降水量・気温等の変化等の 7 個のモジュール (図 5.4-15 の □) で構成されている。モジュールに該当する既存モデルのほとんどは経験式である。本試解析では、各モジュールの計算を図 5.4-15 に従って行い、19 降水量の変化等の 9 個のデータ (図 5.4-15 の円筒) を FEP の連鎖のように連鎖的に計算する。

なお、本事象の計算では、2 つのモジュール (H6 年降水量と流出高の関係、T1 年平均気温と月平均気温の関係 ; 図 5.4-15 の黄土色のハッチング) において位置を定める必要がある。ここでは、データが豊富な東濃地区を検討の対象とした。

(2) 計算方法

7つのモジュールに採用した既存モデルを、モジュール別（項目(a)～(g)）に示す。

(a) E9 局地的気候変動による年降水量・年平均気温等の変化

年降水量、年平均気温のデータを設定するためのモジュールである。ここでは、以下の2通りの我が国を対象とするデータを比較して試解析用データを設定した。

- ・ E9-A 古気候データ
- ・ E9-B 地域気候モデル

E9-A 古気候データは、年代が新しいほうが一般に推定精度が高いことや、調査結果が国内の広範囲で得られていることを考慮し、最終氷期（約2万年前）以降を対象とした。E9-Bは、IPCC AR4（IPCC Fourth Assessment Report：IPCC第4次報告書；IPCC, 2007⁽⁴⁾）の結果を用いた（図5.4-16～図5.4-17）。

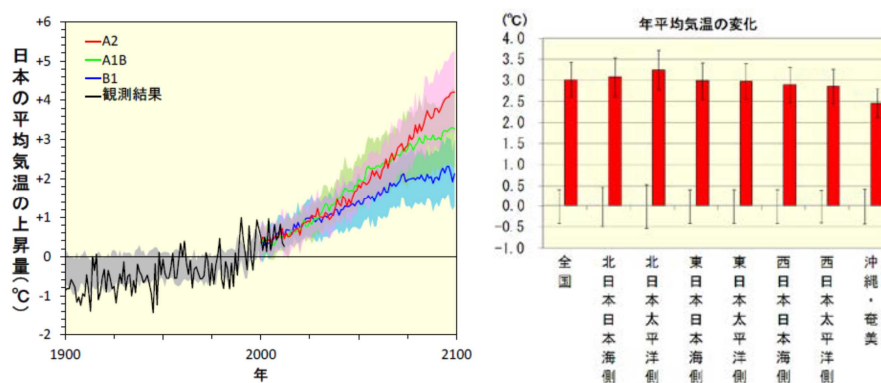


図 5.4-16 日本の平均気温の予測(文部科学省ほか, 2013)⁽⁵⁾

IPCC AR4 で使われた複数の気候モデルによる A2、A1B、B1 シナリオでの日本の平均気温の予測結果。各モデルの格子のうち、日本の陸地が占める割合が 30%以上ある格子を選び、それらの格子の値の平均値を各モデルの予測結果における日本の気温の予測値とした。左図では、シナリオごとの平均値と予測のばらつき（±標準偏差の範囲）を赤、緑、青の実線と陰影で示す。黒線は日本の平均気温の観測結果。2000 年以前の陰影は過去の再現実験の再現値のばらつき（±標準偏差）。1980～1999 年の 20 年平均値からの差で示す。右図は A1B シナリオによる。気象庁作成による。

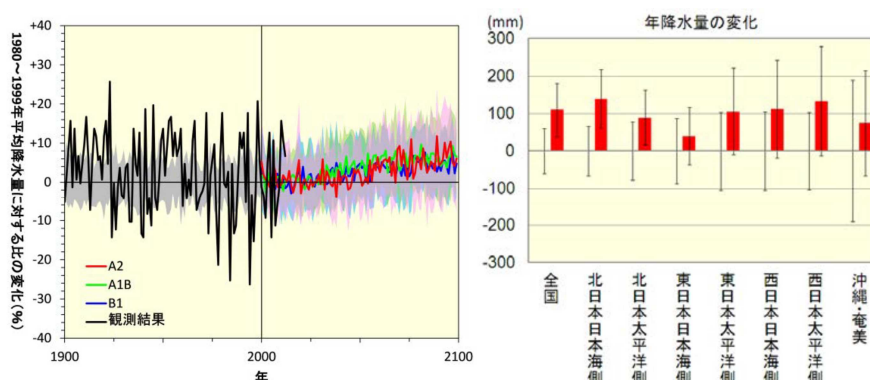


図 5.4-17 日本の年平均降水量の予測(文部科学省ほか, 2013)⁽⁵⁾

IPCC AR4 で使われた複数の気候モデルによる A2、A1B、B1 シナリオの予測結果から算出した日本の年平均降水量の将来予測と観測結果。図中の表記の説明は図 5.4-16 を参照のこと。気象庁作成による。

(b) H8 年降水量と流出高の関係

流出高は、降水量に対する割合（流出率、流出係数）として経験的に推定されることが多い⁽⁶⁾が、これらは通常はピーク時の流出率を表している。ここでは、東濃地区での 15 年間の降水量

および河川流量の観測値^{(7)~(9)}を基に、年ごとの降雨流出率の変化を計算し、その平均値を使用する方法を用いる。降雨流出率は、流出高を年降水量で除した値であり、本試解析では、15年間の平均値を用い、これは一定であると仮定する。

表 5.4-6 正馬川流域での年間流出率^{(7)~(9)}

年度	年降水量 (mm)	流出高 (mm)		降雨流出率 (-)	
		流域全体	上流部のみ	流域全体	上流部のみ
1990	1535	975	662	0.64	0.43
1991	1890	1347	937	0.71	0.50
1992	1342	734	557	0.55	0.42
1993	1655	1196	805	0.72	0.49
1994	1042	453	389	0.43	0.37
1995	1573	932	734	0.59	0.47
1996	1284	700	543	0.55	0.42
1997	1743	1220	957	0.70	0.55
1998	1989	1410	1072	0.71	0.54
1999	1521	932	745	0.61	0.49
2000	1522	896	658	0.59	0.43
2001	1384	703	548	0.51	0.40
2002	1317	658	473	0.50	0.36
2003	1882	1310	999	0.70	0.53
2004	1947	1277	998	0.66	0.51
平均	1575	983	739	0.61	0.46
標準偏差	277	296	216	0.09	0.06

(c) T1 年平均気温と月平均気温の関係

年平均気温と月平均気温の関係は場所により異なるが、気象庁による全国の観測データに基づき、類似した地理的環境でより温暖または寒冷な観測地のデータを用いて月平均気温の変化を推定することはできる。ここでは、この方法により、月平均気温を推定する。現在の年平均気温は、中部日本で比較的高精度の水文観測が継続的に行われている東濃地区を念頭に、その近傍で年平均気温が類似した気象庁観測地点である美濃加茂の気温データ（気象庁による30年間の平均値⁽¹⁰⁾）を用いる。温暖期、寒冷期については、モジュール E9 で定めた年平均気温に相当し地形の類似した位置を気象庁の気象統計情報⁽¹⁰⁾あるいは気象データベース Weatherbase⁽¹¹⁾を参照して求める。

(d) TH3 月平均気温による蒸発散量推定式

蒸発散量を推定する方法には、ペンマン法、マッキンク法、ソーンスウェイト法などがある。ペンマン法では、可能蒸発散量を熱収支項と空気力学項の組み合わせで表し、入力パラメータとして純放射量・地中熱流量・気温・湿度・風速が必要となる。マッキンク法は熱収支項と定数項からなり、気温・日照時間および地域ごとに得られる2つの経験定数が必要となる。ソーンスウェイト法は月平均気温が入力パラメータとなる。ペンマン法やマッキンク法は入力パラメータが多く、設定の難しいパラメータもあることから、本試解析ではソーンスウェイト法を用いることとした。ソーンスウェイトの式は、米国における流域水収支データとライシメータによる実験データから誘導された経験式であり、地表が十分に湿った条件で作成されていることや、小型蒸発計蒸発量の季節変動と比較した場合に冬～春は過小、夏～秋は過大となる傾向があることから、適用には注意が必要である。ここでは年間の蒸発散量を対象とする。

ソーンスウェイト法 (Thornthwaite, 1948⁽¹²⁾) は式 (5-1) で表される。式 (5-1) には、月平

均可照時間 N が含まれる。月平均可照時間は、式 (5-5) ~ (5-6) に示すように、緯度と季節に依存する値であり、軌道要素などから導かれる。

$$E_{max} = 16M \left(\frac{10T}{I_t} \right)^a \left(\frac{N}{12} \right) \left(\frac{1}{30} \right) \quad (5-1)$$

$$I_t = \sum_{i=1,12} \left(\frac{T}{5} \right)^{1.514} \quad (5-2)$$

$$a = (0.671I_t^3 - 77.1I_t^2 + 17920I_t + 492390) \times 10^{-6} \quad (5-3)$$

$$\delta = 0.4093 \times \cos\{0.01689(D - 173)\} \quad (5-4)$$

$$\omega_0 = \cos^{-1}(-\tan\phi \times \tan\delta) \quad (5-5)$$

$$N = 24 \left(\frac{\omega_0}{\pi} \right) \quad (5-6)$$

ここに、

E_{max}	月最大蒸発散量(mm/month)
T	月平均気温(°C)
N	月平均可照時間(h)
D	1月1日からの通算日数(d)
ϕ	対象地点の緯度(rad)
M	対象月の日数(d)

式 (5-1) で求められる蒸発散量 E_{max} は、月最大の可能量であり、実際の蒸発散量（実蒸発散量）はこれより小さい。実蒸発散量の可能蒸発散量に対する比 k は蒸発散比と称される。

$$k = \frac{E}{E_{max}} \quad (5-7)$$

なお、蒸発散比を直接求めることは難しいことから、試解析では一定値 0.7 を用いる。

(e) TH4 凍土層厚、永久凍土の分布の経験式

松末ほか (2000) ⁽¹³⁾ は、世界各地の永久凍土の厚さと気温の関係に関する経験式を用いて、最終氷期最盛期の永久凍土の層厚分布を計算した。気温は花粉化石から推定される最終氷期最盛期の気温分布に基づいた。本試解析では、松末ほか (2000) ⁽¹³⁾ が示した気温と永久凍土層厚分布の経験式を用いる。この経験式は、アラスカ・ロシア・日本のデータをもとに推定した式である。

$$Y = 8.6807 \cdot \exp(-0.3218X) \quad (5-8)$$

ここに、

Y	永久凍土層厚(m)
X	年平均気温(°C)

(f) TH5 永久凍土と涵養量の関係

永久凍土と涵養量の関係については、以下のモデルを使用する。涵養率 a は、永久凍土があるときには涵養量をゼロに補正するための便宜的な係数である。

- ・ 永久凍土厚が大きく、かつモジュール E9 で定めた年平均気温に相当し地形の類似した位置において永久凍土が観察されるとき $a=0$
- ・ 上記以外るとき $a=1$ (5-9)

(g) H2 水収支式

水収支式は以下のように示される。なお、ここでは、永久凍土が生じたときには涵養量がゼロとなることを表すための係数として涵養率 a を用いた。なお、涵養量は1年間の値として、貯留量の時間微分項を省いた。

$$G = a(P - E - R) \quad (5-10)$$

ここに、

- G 涵養率(mm)
- P 降水量(mm)
- E 実蒸発散量(mm)
- R 流出高(mm)
- a 涵養率 (-)。凍土発生時は0、それ以外るときは1

(3) 計算条件

(a) 解析ケース

局地的気候変動を現在、温暖期、寒冷期の3つの気候の区分に分けて試解析を行う。ケース名は、「現在」、「温暖期」、「寒冷期」とする。

(b) 年平均気温・年降水量

モジュール E9 で設定した年平均気温・年降水量を表 5.4-7 に示す。

表 5.4-7 計算で用いる年平均気温と年降水量

データ	ケース	単位	設定値	設定根拠
年平均 気温	温暖期	°C	21	E9-B の A1B シナリオの温度上昇+3°Cに 3°Cの余裕を考慮
	現在	°C	15	美濃加茂の気象統計情報
	寒冷期	°C	3	E9-A の中日本の最終氷期最寒冷期と現在の差-8°Cに 4°Cの余裕を考慮
年降水 量	温暖期	mm	1,800	E9-B の年降水量の現在の観測値のバラツキ 20%により設定
	現在	mm	1,500	美濃加茂の気象統計情報
	寒冷期	mm	1,000	E9-A の最終氷期の降水量の推定範囲（現在比 50~80%）の中央値

注) 寒冷期の年平均気温、および年降水量は、松末ほか (2000) ⁽¹³⁾による

IPCC AR4⁽⁴⁾には、年平均気温の予測と比較して年降水量の予測が難しいことが示されている。そのため、年降水量については観測値のバラツキに配慮して設定した。年平均気温については、予測値に余裕を見込み設定した。古気候のデータについては、地域気候モデルより精度がかな

り落ちるとし、降水量については、松末ほか（2000）⁽¹³⁾のデータのバラツキの範囲（現在比 50～80%）の中央値 65%を用いて設定した。

なお、年平均気温（温暖期 21℃：、寒冷期：3℃）に対応する月平均気温を参照する地域については、以下の地域を選択した。

- ・ 温暖期の月平均気温を参照する地域：屋久島（年平均気温 20.2℃）
- ・ 温暖期の月平均気温を参照する地域：ロシアのウグレゴルスク（年平均気温 2.3℃）

（4）計算結果

気候変動に伴う涵養量の変化の計算結果を図 5.4-18、および表 5.4-8 に示す。本計算の例では、涵養量は温暖期が最も多く 248mm、現在は 242mm、寒冷期は 226mm となった（表 5.4-8）。図 5.4-18 に示すように本計算の例では、涵養量の変動幅は、実蒸発散量・流出高と比較すると、相対的にかなり小さい傾向を示した。大雨が降った際の状況の観察から、降水の増大に対して流出高やその後の実蒸発散量の応答が高く、地下水の涵養量の応答については相対的に低いと思われる。計算結果は、こうした一般的な傾向と整合していると思われる。

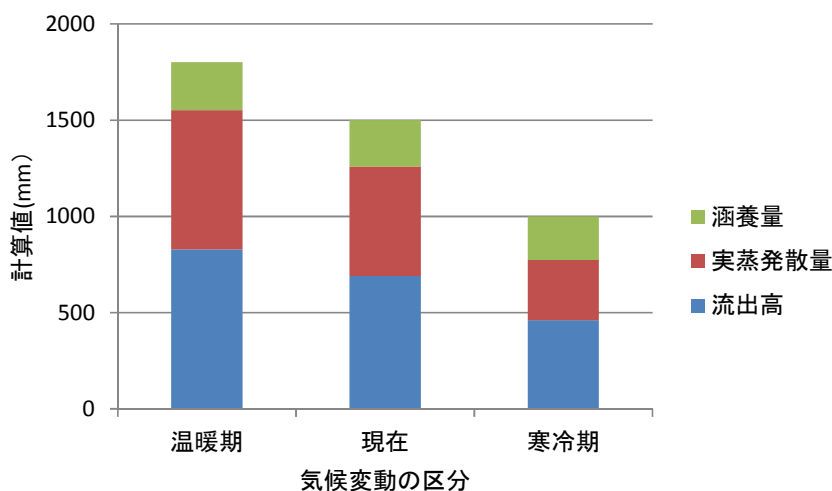


図 5.4-18 気候変動に伴う涵養量の変化の計算例

永久凍土については、気候変動の区分に対して参照した地域において現在生じていないため、発生しないと判断した（表 5.4-8）。一方、TH4 凍土層厚、永久凍土の分布の経験式⁽¹³⁾のモジュールの計算では、凍土厚が 0.01～3.76m となった。

氷河の場合には、北半球の大陸の夏季の日射量がある閾値を下回ると、前年の冬の雪が融けきらず、雪が積もるにつれて氷床が成長しはじめると考えられている（IPCC, 2007）⁽⁴⁾。永久凍土の厚さの予測式には、このような閾値が存在している可能性があり、その推定において夏季の日射量を用いることは有効と思われる。

試解析により FEP の連鎖を計算で再現できたことから、気候関連事象についてもモデル構造を利用して計算することは可能と考えられる。一方、経験式の部分には、1つのモジュールに対して様々な既存モデルが適用可能であるため、モデル選択に伴う不確実性への配慮が必要と考えられる。このような不確実性の整理方法と推定方法（対応策）については、5.5 項母岩の影響評価手法（不確実性の評価手法）の整備に示した。また、本試解析を題材とした不確実性の推定例については、5.5.3（3）項に示した。

表 5.4-8 気候変動に伴う涵養量の変化の計算例

出力データ	入力データ	既存モデル	区分	数値	現在との差分	備考
年平均気温	-	E9: 局地的気候変動による降水量・気温等の変化 ①古気候の推定 ②地域気候モデル(IPCC AR4) ※中日本を想定	温暖期	21 °C	6 °C	地球温暖化によるA1Bシナリオでの温度上昇(現在比+3°C)に余裕(3°C)を考慮
			現在	15 °C	0 °C	
			寒冷期	3 °C	-12 °C	松末ら(2000)による中日本の最終氷期最寒冷期と現在の気温差 現在比-8°Cに余裕(4°C)を考慮
年降水量	-	E9: 局地的気候変動による降水量・気温等の変化 ①古気候の推定 ②地域気候モデル(IPCC AR4) ※中日本を想定	温暖期	1,800 mm	20 %	IPCCが設定した地球温暖化のいずれのシナリオでも5%程度増加する傾向が見られるが現在と大差がない。観測値のバラツキ20%を考慮。
			現在	1,500 mm	0 %	
			寒冷期	1,000 mm	-35 %	最終氷期の降水量の推定の範囲(現在の50~80%)の中央値65%とした。
月平均気温	年平均気温	T1: 年平均気温と月平均気温の関係 ・類似した地理的環境における温暖または寒冷地の年平均気温と月平均気温の関係を代替として使用。気象庁の観測データおよびWeatherbaseを使用。 ※東濃地区を想定	温暖期	屋久島		年平均気温20.2°C 夏期の気温は美濃加茂と大きな差はない。
			現在	美濃加茂		東濃地区の気象庁観測値として選択
			寒冷期	ウグレゴルスク		Uglegorsk. サハリン西岸の地域。年平均気温2.3°C。
流出高・流出率	年降水量	H8: 年降水量と流出高の関係 ・15年間の降水量および河川流量の観測値をもとに、年ごとの降雨流出率の変化を計算 ・流出率=流出高/降雨量 流出高=河川流量/流域面積	温暖期	0.46	0.00	流出率は、東濃地区(正馬川の上流域)の15年間の平均値とした
			現在	0.46	0.00	流出率は、東濃地区(正馬川の上流域)の15年間の平均値とした
			寒冷期	0.46	0.00	流出率は、東濃地区(正馬川の上流域)の15年間の平均値とした
実蒸発散量	月平均気温	TH3: 気温と蒸発散量の関係 ・蒸発散量の算定モデル ①ソーンズウェイト法 ②ペンマン法 ③マツキョク法 ・実蒸発散量=蒸発散量×蒸発散比(0.7?) ※東濃地区を想定	温暖期	724 mm	156 mm	モデルTH3-①、屋久島の月平均気温を使用
			現在	568 mm	0 mm	モデルTH3-①、美濃加茂の月平均気温を使用
			寒冷期	314 mm	-254 mm	モデルTH3-①、Uglegorskの月平均気温を使用
永久凍土分布(凍土層厚)	年平均気温	TH4: 凍土層厚の計算式等 ・松末らの経験式 $Y = 8.6807 \cdot \exp(-0.3218X)$ ここに、Y: 永久凍土層厚 [m] X: 年平均気温 [°C] ※東濃地区を想定	温暖期	0.01 m	-0.07 m	屋久島では凍土は発生しない。
			現在	0.08 m	0 m	美濃加茂では凍土は発生しない。
			寒冷期	3.76 m	3.68 m	計算上は凍土が発生するが、ウグレゴルスクには凍土がないこと、中日本の平地には凍土の痕跡が見られないため凍土は発生しないとする。
凍土による涵養率変化	永久凍土分布	TH5: 永久凍土の分布と涵養量の関係 ・以下の経験的な関係 凍土有り: 涵養率0、凍土無し: 涵養率1 タリク(凍土の不連続部分)は考慮していない ※東濃地区を想定	温暖期	1	0	屋久島の涵養は100%。
			現在	1	0	美濃加茂の涵養は100%。
			寒冷期	1	0	ウグレゴルスクの涵養は100%。
涵養量	年降水量、実蒸発散量、流出高、涵養率	・凍土による涵養率を考慮した水収支式 $G = a(P - E - R)$ ここに、G: 涵養量 [mm], P: 年降水量 [mm], E: 実蒸発散量 [mm], R: 流出高 [mm], a: 涵養率 [%] ・涵養量は1年間の値として、貯留係数の時間微分項(季節変動量)を省いた。 ※東濃地区を想定	温暖期	248 mm	6 mm	
			現在	242 mm	0 mm	
			寒冷期	226 mm	-16 mm	

5.5 不確実性の評価手法の整備

5.5.1 背景

地質・気候関連事象による母岩における THMC の影響評価において、現在評価の対象としている 177 事象に対し、関連する現象の理解の現状が事象ごとに異なり、また、5.4 項にて述べたように定量的な評価が困難な事象も存在する。そのため、安全評価の観点からは、地質・気候関連事象を要因とした THMC の影響評価では、その不確実性の評価が特に重要である。平成 24 年度より、モデル構造を用いて影響の代表値（期待値）とともにその不確実性の情報を提供するための手法整備に着手し、まずは、逆断層型地震による地殻変動を対象に、コード整備とその試解析を行った。

本項（5.5 項）では、平成 25 年度に検討を行ったモデル構造を用いた不確実性の評価手法の検討結果、およびその適用例を示す。

5.5.2 モデル構造を用いた不確実性の評価手法

本項では、母岩の影響評価の不確実性のタイプ分けを試行し、タイプごとに不確実性の推定方法を定める方法（以下、不確実性の評価手法）について示す。

母岩の影響評価の不確実性は、想定しうる事象を対象としたモデル構造の不確実性として表されると仮定する。モデル構造の不確実性は、これを構成するモジュールの不確実性とその根拠とした事象または FEP の連鎖に係る専門的な知識の不確実性に分けられる。

モジュールの不確実性は、各モジュールを構成する既存モデル（起因事象のデータを含む）を対象とする不確実性として表され、この不確実性については、認識論的不確実性（Epistemic Uncertainty）と偶然的な不確実性（Aleatory Uncertainty）の 2 つに分類する方法がある。この分類の定義については、例えば、藤原ほか（2005）⁽¹⁾が我が国の確率論的地震動予測地図作成手法におけるデータの不確実性の分類で採用した NRC（2002）⁽²⁾の考え方「偶然的な不確実性の中には採用しているモデル自体の現象説明能力が不十分であることに起因するものもここに含む」がある。本検討では、データを含む既存モデルの不確実性を対象とすることから、認識論的不確実性は、既存モデルの改良によって不確実性の低減が見込める不確実性、偶然的な不確実性は、自然現象のランダム性等による不確実性のよう既存モデルの改良で低減の見込めない不確実性とする。

FEP の連鎖に係る専門的な知識の不確実性については、上述の 2 つの分類の上位に位置づけられる不確実性、すなわち母岩の影響評価そのものの不確実性の分類が必要となる。そこで、本検討では、母岩の影響評価の不確実性の分類として、母岩の影響評価が依拠するリスク評価を対象とした不確実性の分類を用いることとし、さらにその分類の考え方をモジュールの不確実性の分類に適用することとした。

リスク評価の不確実性の分類については、先行研究例を竹村ほか（2004）⁽³⁾がまとめている。Wynne（2001）⁽⁴⁾は、リスク評価の不確実性を、リスク（Risk）、狭義の不確実性（Uncertainty）、無知（Ignorance）、非決定性（Indeterminacy）、複雑性（Complexity）、不一致（Disagreement）、および曖昧性（ambiguity）の 7 つに分けた。ただし、この 7 つの分類は、並列的に列挙されているだけであり、各項目の関係が明らかでは無いこと⁽³⁾から、この分類を母岩の影響評価やモジュールの不確実性の分類に用いることは難しいと考えられた。

そこで、本検討では、表 5.5-1 に示すリスク評価の知識の不定性（不安定さ）の分類を用いることとした。リスクは、発生可能性のあるハザード（有害事象）とその確率の積で表される。このハザードと確率の推定においては科学技術の専門的な知識が必要となる。この専門的な知

識については常に唯一解を示すものではなく、本質的な不安定さ (Incertitude) をもっているとする考え方⁽⁵⁾がある。表 5.5-1 は、この考え方に基づいて、発生可能性のあるハザードとその発生確率それぞれに関する専門的な知識が「定まっているか否か」により、リスク評価が依拠する専門的な知識をリスク (Risk)、狭義の不確実性 (Uncertainty)、多義性 (Ambiguity)、および無知 (Ignorance) の 4 つに類型化したものである⁽⁵⁾⁽⁶⁾。定まっているか否かの判断については、曖昧さが残るものの、分類された項目間の関係が明瞭であり、様々なリスク評価の問題に適用しやすい分類であると考えられる。以下、母岩の影響評価にこれを適用する。

表 5.5-1 リスク評価の知識の不定性の 4 類型 (Stirling, 2010⁽⁵⁾; 吉澤ほか, 2012⁽⁶⁾)

有害事象の発生可能性 (発生結果) についての知識	定まっている	定まっていない
発生確率についての知識	Risk リスク	Ambiguity 多義性、あいまいさ
定まっている		
定まっていない	Uncertainty 狭義の不確実性	Ignorance 無知

備考) リスクは、発生可能性のあるハザードに確率を乗じて求められる (リスク=発生可能性のあるハザード×確率)。上表では、リスクを構成する発生可能性のあるハザードとその発生確率に対し、各々を推定するために必要となる専門的な知識 (科学技術の専門知) の状態を定まっているか否かで分けた分類である。定まっているとは、専門家と社会が疑義を挟まない状態とする。

母岩の影響評価の場合には、列 (ハザードの可能性) と行 (ハザードの確率) の知識の対象は、「影響の可能性」とその「確率」となる。地質・気候関連事象の「影響の可能性」は、事象 (FEP の連鎖) として整理されている。5.2 項に示したように事象については専門家アンケートで内容を確認済みであることから、「影響の可能性」は定まっていると仮定する。影響の「確率」については、例えば地震ハザード評価のように強震動等の確率が求められるケースを定まっている、それ以外のケースを定まっていないと仮定する。これらの仮定が成り立てば、母岩の影響評価の不確実性は、「リスク」と「狭義の不確実性」の 2 つの分類で表され、多義性 (Ambiguity) と無知 (Ignorance) は含まれないことになってしまう。しかし、上述の仮定は成立しない。なぜならば、事象を構成する FEP の連鎖は、母岩の影響計算とは直接関係していないため、表 5.5-1 の列の項目には使えないからである。

影響計算と直接関係するのは、FEP の連鎖ではなく、モジュールであることから、以下では、モジュールに対して表 5.5-1 を適用する。

あるモジュールの知識とは、入出力関係の知識である。入出力関係の知識は、自然現象の場合には、物理的モデルの構築が一般に難しいこと等から、フィールドの観測値が基になる。ただし、地質・気候関連事象の場合には、起因事象の頻度がかなり小さいので、観測値の取得機会が限定される。そのため、モジュールの知識の区分として、観測値の情報量ではなく、「観測値との比較」が容易か否かの区分を用いることとした。

あるモジュールの発生確率とは、モジュールの出力の確率分布である。この不確実性は、「観測値との比較」が困難な場合は推定できないため、「観測値との比較」が容易なケースと困難なケースを分けて、その知識の度合いを設定することとした。「観測値の比較」が容易なケースについては、出力の確率が 1 となるケース「モジュールを代表する 1 つの既存モデル (代表モデル) が定められるケース」が想定されるので、代表モデルが定められるか否かで区分することとした。「観測値の比較」が困難なケースについては、不確実性の推定の前に影響計算ができるか否かという点を明らかにしなければならないことから、この判断材料として既存モデルの有無を用いた。

以上を踏まえてモジュールの不確実性を4タイプに分類した結果を表5.5-2に示す。

表5.5-2のハッチングの範囲の「観測値の比較」が困難なケースの不確実性については、既存モデルが無い場合を不確実性タイプ1、既存モデルが有る場合を不確実性タイプ2とした。不確実性タイプ1は、既存モデルが無いために影響を求めることすら難しい状態の不確実性であり、これに属するモジュールとしては、火山噴火、マグマ貫入、泥火山（泥貫入、泥噴出）、熱水活動（水噴火を含む）の起回事象データ等があげられる。不確実性タイプ2は、影響の出力は得られるものの、入力データ、および出力データにあいまいさがあるために観測値との比較が難しいために定量化しづらい不確実性であり、これに属するモジュールとして隆起量の計算モジュール、および侵食量の計算モジュールがあげられる。リスク評価の不確実性の分類において無知（Ignorance）とは「未知の危険があるかどうかさえ不明な不確実性」、多義性（Ambiguity）とは「事柄の正確な意味や、何が主要な現象や要因かがあいまい」であることから⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁷⁾、これらはそれぞれ不確実性タイプ1、不確実性タイプ2に該当する。なお、無知（Ignorance）については、モジュールに適用可能な既存モデルがないときには未知（Unknown）を用いたことから（5.3.2項参照）、以下、未知（Unknown）を用いることとする。

「観測値の比較」の容易なモジュールの不確実性については、代表モデルが無い場合を不確実性タイプ3、代表モデルが有る場合を不確実性タイプ4とした。不確実性タイプ4については、代表的なモデルがあることから相対的に認識論的不確実性が小さいとみなすことができるので、不確実性の内容は、モデルの改良では対処しきれない自然現象のランダムなふるまいによる不確実性、すなわち偶然的な不確実性となる。不確実性タイプ3については、長所・短所の異なるモデルの選択等に伴う認識論的不確実性が対象となる。リスク評価の不確実性の分類において狭義の不確実性（Uncertainty）とは「危害の内容は知られているが、その発生確率は不明。ただし、不確実性の程度は定量的に推定される」、リスク（Risk）とは「危害の内容が知られ、その発生確率も知られている」であることから⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁷⁾、これらはそれぞれ不確実性タイプ3、不確実性タイプ4に該当する。

次に、各モジュールの不確実性のタイプに応じて不確実性の推定方法について検討した。その結果を表5.5-3に示す。

不確実性タイプ1の起回事象データに対しては、何も情報が無いために抜本的な対応策はないことから、代替的な方法で対処することとした。その方法とは、起回事象が発生しない領域（以下、排他的領域）を設定して影響そのものの低減を図るとともに、排他的領域の設定根拠と影響の低減効果の確認のための計算を行う方法である。なお、既存モデルが不確実性タイプ1のときは、類似した事象のモデルを参照する方法を用い、このモデルで得られた影響と不確実性の推定値は、参考値の扱いとする。現在、予測データが不確実性タイプ1に属する火山噴火、マグマ貫入、泥火山、および熱水活動（水噴火を含める）については、排他的領域の設定が必要となると考えている。

不確実性タイプ2に対しては、モジュールの入出力関係を見直し、この条件に見合う不確実性の推定のための既存モデルを設定することとした。この既存モデルについては、短期間（数十年程度）を対象とする既存モデルであるため、長期間の評価への適用性を採用条件として考慮することとした。

表 5.5-2 モジュールの不確実性の4タイプ分類 (案)

不確実性のタイプ	モジュールの状態		モジュールの不確実性の内容	モジュールの例
	観測値との比較	代表モデルの有無		
タイプ1	困難	既存モデル無し	Unknown 未知 ・ 既存モデルが無く、影響の代表値も求められないモジュールの不確実性。	・ 泥火山、マグマ貫入等の予測データ ・ 泥火山の地殻変動計算
タイプ2	困難	既存モデル有り	Ambiguity 多義性 ・ 認識論的不確実性の定量化の難しいモジュールの不確実性。観測値と比較が一般に難しく、既存モデルの入力・出力(成分)にあいまいさをもつ。	・ 隆起の計算 ・ 侵食の計算
タイプ3	容易	代表モデル無し	Uncertainty 狭義の不確実性 ・ 長所・短所の異なるモデルが複数あり、その選択に伴う不確実性(認識論的不確実性)	・ 実蒸発散量の計算
タイプ4	容易	代表モデル有り	Risk リスク ・ 自然現象のランダムなふるまいによる不確実性(偶発的不確実性)	・ 地震による地殻変動計算

備考) 観測値との比較: 不確実性を推定可能なものと推定不能なものに分けるための指標。容易か困難かで分けた。地震等の実現現象の観測値との比較が容易なモジュールの場合のみ、実現現象との差(不確実性)が認知できる。代表モデルの有無: 上述の不確実性を各々2分するための指標。観測値との比較が容易なとき、モジュールを代表するモデル(代表モデル)の有無、観測値との比較が困難なときは既存モデルの有無で分けた。代表モデルが有るケースは、出力の確率は1と見なすことができるため、出力の確率の知識は十分であるとみなした。

表 5.5-3 不確実性の4タイプ別の対応策—不確実性の推定方法 (案)

不確実性のタイプ	不確実性の内容	不確実性を推定するための対応策
タイプ1	Unknown 未知	抜本的な対応策はない。以下を対応策として示す。 ✓ 起因事象の予測データがタイプ1のときは、影響評価が難しい状態となるために、起因事象の排他的領域(起因事象の発生しない領域)を設定し、影響の低減を図る。 ✓ 起因事象データ以外がタイプ1のとき(解析事例がない)は、類似事象のモデルを参照する方法が考えられる。
タイプ2	Ambiguity 多義性	✓ 不確実性の推定のために、モジュールの条件(入出力関係)を見直し、再設定した条件に見合う不確実性の推定のための既存モデルを設定する。
タイプ3	Uncertainty 狭義の不確実性	✓ 複数の中からモデル選択を行うために生ずる不確実性であるため、モデル選択を行わずに全てを選択し、その計算結果から影響の代表値と不確実性の双方を推定する。 ✓ 関連する複数のモジュールがタイプ3であるときは、ロジックツリーを用いて計算ケースを管理する。
タイプ4	Risk リスク	✓ モンテカルロ法を用いて不確実性を推定する。

備考) 不確実性は観測機会があれば直接不確実性を求め、推定結果との対比を行うものとする。

不確実性タイプ3に対しては、不確実性が「代表的なモデルの候補が複数あり、これを1つに絞り込めないモジュールの不確実性」であることから、全ての候補について計算を行い、その計算値のバラツキを不確実性とみなす方法で対処することとした。これは、IPCC AR4 (IPCC, 2007⁽⁸⁾) で採用された気候変動の予測の不確実性の取り扱いと同様の考え方である。IPCC AR4では、気候モデルの一部に観測や経験等に基づいた近似や仮定が用いられていること、空間解像度などの制約により気候モデルで用いる地形が現実とは異なることなどから生ずる不確実性に対して、異なる気候モデルの結果を比較したり、同一モデルでも条件を変えて計算した複数の結果を比較したりすることで、評価することができると考えられている(文部科学省ほか、

2013⁽⁸⁾。複数の既存モデルを用いるモジュールがいくつも連なるような影響計算では、計算ケースの漏れ等の管理が重要となる。ロジックツリー方式は、こうしたモジュールを分岐で表し、分岐の繋がりで計算ケースを一目で理解できる管理方法である。計算ケースが処理できないほど分岐点が多くなるときには、ケースの選択にモンテカルロ法を用いる方法がある（土木学会、2011⁽¹⁰⁾）。

不確実性タイプ4の不確実性の推定方法は、モンテカルロ法とする。この方法は、自然のランダム性を要因とする不確実性の推定に適しており、不確実性タイプ3との併用も可能である。ただし、可能性があることを理由に全てのパラメータの分布幅を保守的に設定すると、現実とは乖離した不確実性が求められる恐れがあるため、期待値の空間分布など拘束すべき条件を用意すること、専門家によるパラメータの照査などが重要になると考えられる。

以上述べた不確実性のタイプ別の対応策は、全モジュールを対象としている。そのため、モデル構造における不確実性の情報は、これらの対応策を各モジュールにオプションとして追加することで出力が可能となる。次項には、不確実性の対応策をオプションとしてモジュールに追加した具体的な事例を不確実性タイプ1～4別に示す。

5.5.3 不確実性の評価手法の適用例

5.5.2項では、全モジュールの不確実性を不確実性1～4の4タイプで分類し、それぞれの不確実性の対応策（不確実性の推定方法）を設定した。本項では、不確実性のタイプ別の不確実性の対応策の実現可能性を検証するために、タイプ別の対応策を適用した結果について報告する。

（1）不確実性タイプ1の対応策のモジュール適用例（泥火山）

（a）不確実性の評価の概要

不確実性タイプ1に該当するモジュールは、起因事象のデータ、または既存モデルがないため、影響計算が困難と位置づけられるモジュールである。タイプ1の対応策をモジュールに適用した例として、泥火山の泥の貫入データ（起因事象の予測データ）、および泥の貫入に伴う地殻変動計算の2つのモジュールを題材とした適用結果を示す。対応策の主な内容は、以下の2項目となり、それぞれの適用例を（b）項、（c）項に分けて示す。

①起因事象（泥火山）の排他的領域の設定

- ・排他的領域の設定の仕方、留意点を示すことを目的とする。

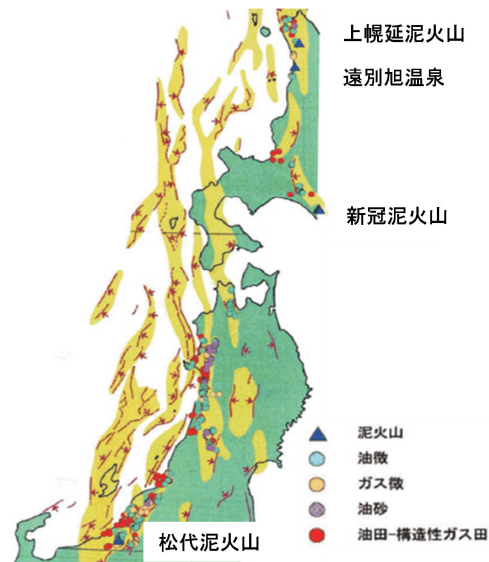
②（泥火山の貫入に伴う）地殻変動計算のモデルの設定

- ・類似事象を設定し、その既存モデルを代替して用いる方法を示すことを目的とする。
なお、代替とした既存モデルは、影響の低減効果の計算に使用する。

（b）不確実性タイプ1の対応策その1：起因事象（泥火山）の排他的領域の設定

泥火山は、異常に高い間隙水圧を持つ地下の泥が泥ダイアピルとして上昇し、地下水（温泉水）、（可燃性）ガス、時には石油とともに地表に噴出して、火山に類似した地形を生じたものである（深部地質環境研究コア編、2012⁽¹¹⁾）。日本の陸域の泥火山は、図5.5-1に示すように上幌延泥火山、遠別旭泥火山、新冠泥火山、および新潟県松代泥火山の4つであり非常に少ない（高橋ほか、2011⁽¹²⁾；深部地質環境研究コア編、2012⁽¹¹⁾）。図5.5-1には、泥ダイアピルの発生と関連する構造（プレート収束帯、地質学的歪み集中帯、油徴、ガス徴、油砂、油田-構造性ガス田）が示され、これらは「異常間隙水圧の領域（異常間隙水圧が形成されやすい領域）」と関連する可能性が指摘されている。また、泥火山は、特有の組成をもつ水が放出され、「異常間隙水圧の領域」においてこれと同様の地下水が広く分布していると考えられている。泥火山はデー

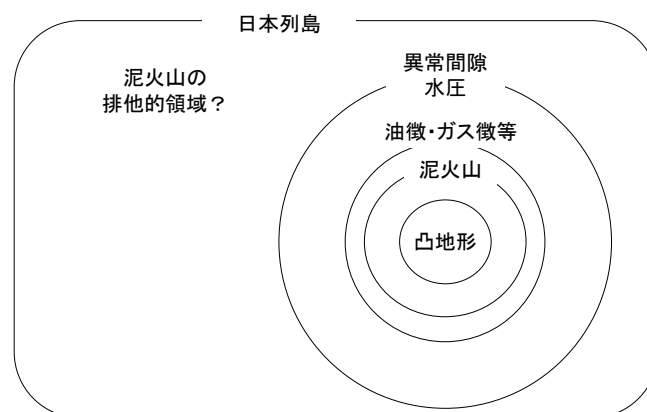
タベース化（高橋ほか, 2011⁽¹²⁾）されており、日本とその近傍（台湾、サハリン、インドネシア）の泥火山の座標等の情報が整備されている。その一方で、泥の貫入等の予測データ、および泥火山の地下構造については、整備されていない状況である。



日本海東縁の地質学的歪み集中帯の分布域と泥火山、油徴、ガス徴、油砂および油田・構造性ガス田分布の重ね合わせ

図 5.5-1 泥火山と関連構造の平面配置関係（高橋ほか, 2011⁽¹²⁾）

泥火山の排他的領域（未発生領域）は、泥火山の関連構造の包含の関係から、最も保守的な範囲である異常間隙水圧の領域（異常間隙水圧が生ずる領域）の排他的領域となる（図 5.5-2）。



高橋ほか（2011）および深部地質環境研究コア編（2012）を基に作成した。泥火山は日本では凸構造のみが対象となっているが、台湾が考慮している凹構造を泥火山に含める提案（深部地質環境研究コア編, 2012）をここでは考慮した。

図 5.5-2 泥火山の排他的領域（未発生領域）の設定例

ただし、異常間隙水圧をもたらす脱水現象（例えば、スメクタイトーイライト反応）が生ずる地温の条件（60°C～160°C；Kastner et al., 1991⁽¹³⁾；Moore and Vrolijk, 1992⁽¹⁴⁾）は、日本のどこでも生じうる。そのため、異常間隙水圧の領域をさらに保守的に解釈してこの脱水現象の生ずる領域とした場合、排他的領域が空集合という事態が生ずる。この事態は、震源断層の位置が不特定な地震と同様の事態であるが、震源断層の位置が不特定な地震とは異なり、泥火山は日本列島の全域で現在のところ数個しか見つかっていない。そのため、異常間隙水圧、および泥

火山がそれぞれ発生に至らない条件（排他的領域の設定条件）があるのは確実と考えられる。

ここでは、影響評価の視点で、泥火山における泥が地上に到達する簡易なモデルを仮定し、泥火山の排他的領域の設定条件について検討する。まず、泥と水が任意の地点で製造できたと仮定する。それが異常間隙水圧に転ずるには、水を封じ込める地下構造（蓄積構造；キャップロックなど）が必要となる。次に、泥ダイアピルは、周囲の地殻物質より軽いから上昇すると仮定する。このとき、泥の上昇は、蓄積構造により阻害される。そのため、あるときは閉塞し、あるときは繋がるような弁をもつ泥輸送の地下構造（輸送構造；泥で目詰まりを起こしやすい断層、または連続性をもつ亀裂など）が必要になる。以上から排他的領域の設定条件として、泥の蓄積構造、および泥の輸送構造の条件の整理が重要と考えられる。なお、排他的領域は、データが無い等で影響評価の難しさ（できないこと）の対策として設定する領域であり、影響評価が可能に転ずれば排他的領域の設定は必要がない。そのため、排他的領域は、起因事象を最初から除外することを前提としている環境要件とは考え方が異なっている点に注意が必要である。

（c）不確実性タイプ1の対応策その2：泥火山の貫入に伴う地殻変動計算のモデルの設定

類似事象を設定し、その既存モデルを代替して用いる方法を示す。泥火山の地殻変動計算のモジュールは、既存モデルがないため、不確実性タイプ1となる。このとき、地殻変動の計算の観点では、泥の蓄積と地上への輸送のプロセスが必要となることから、2種類のケースを想定する。1つのケースは、地下の泥が単に地上に輸送され地下に空洞ができたと捉えるケース、もう1つは、泥の蓄積あるいは輸送の過程において泥貫入に伴う地殻変動が生ずるケースである。前者のケースについては、火山噴火のカルデラ形成、後者についてはマグマの貫入を類似事象として参照する。泥とマグマの大きな違いは、温度の違いであるものの、地殻変動の計算は、温度温度とは無関係の力学的な解析解で計算ができる。その理由は、貫入位置から少し離れた地点の地殻変動が観測されたとき、観測値は均一な半無限弾性地盤の力学的な解析解で再現できるからである。Okada model (Okada, 1992⁽¹⁵⁾) は、このような地殻変動の計算の世界標準モデルである（例えば、防災科学技術研究所, 2006⁽¹⁶⁾）ことから、Okada model を用いて地殻変動の計算を行い、排他的領域を設定したことによる影響の低減効果を計算することを推奨する。Okada model を用いた試解析の内容等については、（4）項不確実性タイプ4の対応策のモジュール適用例においてマグマ貫入の例を示す。

（2）不確実性タイプ2の対応策のモジュール適用例（侵食の計算）

（a）不確実性の評価の概要

不確実性タイプ2 (Ambiguity) は、長期の予測に特化されたモデル（地質学データ等に基づく経験式あるいは手法）が属するモジュールが対象となる。これらのモジュールは、該当するモデルが長期の累積量を対象とするため、モジュールの不確実性が求めづらいという特徴がある。現時点のモデル構造からは、隆起量（沈降量）、および侵食量（堆積量）の計算の2つのモジュールが不確実性タイプ2に該当すると判断した。ただし、隆起と侵食量では、モジュールの不確実性タイプ2の内容が大きく異なっている。

隆起量の計算モジュールは、出力に大きなあいまいさ (Ambiguity) がある。出力（隆起量）は、地殻変動量（ベクトル量）の1成分（スカラー量）に過ぎず、地殻変動を扱う力学問題の出力としては不十分である。次に、隆起は、地殻変動の1成分であることから、地殻変動をもたらすプレート運動や地震等の起因事象を入力として考慮すべきであるが、これが未知 (Unknown) となっている。したがって、隆起量の計算モジュールは、出力が Ambiguity、入力が Unknown

という特異な入出力関係をもっている。

侵食の計算モジュールに該当する既存モデルとしては、地形シミュレーションによる方法とダム堆砂量から侵食量を推定する方法がある。このうち、入力パラメータの多い地形シミュレーションの不確実性について検討する。地形シミュレーションの場合には、数多くの入力パラメータが用いられており、想定しうる要因に配慮がなされている。また、出力は侵食のみならず堆積を含む地形・地質構造の変化を出力している。したがって、侵食量の計算モジュールは、Unknownな部分を含まず、さらに Ambiguity の対応ができていると思われることが多い。しかし、入力パラメータの中には隆起が含まれているため、隆起のもつ Unknown と ambiguity の問題が侵食の計算モジュールに含まれることになる。また、入力パラメータの多さが入出力関係を複雑化（ブラックボックス化）し、様々な条件下での侵食量の観測値との直接的な比較が難しい。

以上から、隆起については不確実性タイプ1に準ずる扱いとする。隆起の排他的領域を設定することは難しいため、隆起の計算モジュールは使わず、隆起の影響計算と不確実性の推定については、代替としてプレート運動、プレート境界面のすべり欠損、地震の地殻変動計算モジュールを用いて行うこととする。侵食の計算については、不確実性の推定のために新たなモジュールの仕様の1つとして、短期間（数十年程度）を対象とする実用的な既存モデル（土壌流亡予測式）を準備することとし、以下に対応策を試行した結果を示す。

（b）不確実性の評価の条件

侵食の不確実性の推定用モデルの仕様を4つ定める。侵食は、営力と作用によって雨食・河食・氷食・海食に区分される（例えば、核燃料サイクル機構, 1999⁽¹⁷⁾）。雨食・河食は、それぞれ面侵食、線侵食と呼ばれ、ここでは面侵食を対象とする。

第1のモデル仕様は、マスマーブメントと侵食の関係が透明であることとした。面の地表の物質収支問題では、雨食のほか地震等によるマスマーブメントに対する配慮が必要となると考えられるからである。

第2のモデルの仕様は、面侵食の不確実性の推定のし易さから、侵食の想定しうる要因との関係に透明性のある既存モデルであること、とした。面侵食（雨食）は、その名が示すように降水に伴う地表の物質（土壌など）の移動現象であり、降水のエネルギー（降雨強度など）、および地表の状態（土地利用、植生の繁茂の状況など）が侵食の要因となる。また、地表の物質の移動のし易さから、地表の傾斜の勾配や長さ（勾配が急に緩くなる、または勾配がゼロとなる地点までの距離）が侵食の要因としてあげられる。

第3のモデルの仕様は、モデル妥当性の議論を避けるために、我が国を含む世界の国々で実用化され、評価済みの既存モデルとした。

第4のモデルの仕様は、比較的長期の問題に応用できそうな既存モデルとした。これは、専門家が提示している長期に特化した影響予測の既存モデルへの適用性について配慮するための仕様である。

以上の4つの仕様を満たす既存モデルを調査して既存モデルを設定した結果を次項に示す。

（c）不確実性の評価の結果

第1のモデル仕様「マスマーブメントとの関係性が明確であること」については、侵食の原因をマスマーブメントとする考え方（吉川ほか, 1973⁽¹⁸⁾）を用いることとした。この考え方に基づいた近年の研究事例として、侵食量の推定で用いられるダム堆砂量を個々の谷や斜面の崩壊につながる「地域の崩れやすさ」を知るための指標と関連づけた例がある（長谷川ほか,

2005⁽¹⁹⁾。

第2のモデル仕様「侵食の想定しうる要因との関係に透明性のある既存モデル」については、農地の土壌流亡量を計算する土壌流亡予測式 USLE (Universal Soil Loss Equation; Wischmeier and Smith, 1978⁽²⁰⁾) が仕様を満たしている。USLE は、式 (5-12) に示す様に、侵食要因を表す6つのパラメータの積で侵食量を求める式であり (例えば、農林水産省, 1992⁽²¹⁾)、この6つのパラメータが第2の仕様を満たしている。各係数の特性と求め方については、土地改良事業計画指針⁽²¹⁾、鶴木・古檜山 (2011)⁽²²⁾、中村ほか (2011)⁽²³⁾があり、その内容については添付資料編 Appendix IV-A に示す。図 5.5-3 は、デジタル標高データや土地利用や土壌分布のメッシュデータを用いた係数の設定方法の例であり、茨城県全域などの広域の土壌流亡量の計算行うケースにおいて利用されている (小川ほか, 2005⁽²⁴⁾)。

$$A = R \cdot K \cdot (L \cdot S) \cdot C \cdot P \quad (5-12)$$

ここに、

- A 単位面積当りの流亡土量 (重量) ($\text{tf} \cdot \text{ha}^{-1}$)
- R 降雨係数 ($\text{tf} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{ha}^{-1} \cdot \text{h}^{-1}$)。ひと雨ごとの降雨侵食指数 $E \cdot I$ の年間積算値。
- K 土壌係数 ($\text{h} \cdot \text{m}^2$)。単位降雨当たりの流亡土量を表す係数で、土壌の受食性を表す。
- LS 地形係数 (-)。傾斜地における勾配と斜面長の影響を表す係数。
- C 作物係数 (-)。作物の種別とその生育状態で定まる係数で、休閑状態を基準値 ($C=1.0$) とした流亡土量の割合。
- P 保全係数 (-)。畝立て方向、等高線栽培など保全的耕作の効果を示す係数で平畝、上下耕を基準値 ($P=1.0$) とした流亡土量の割合。

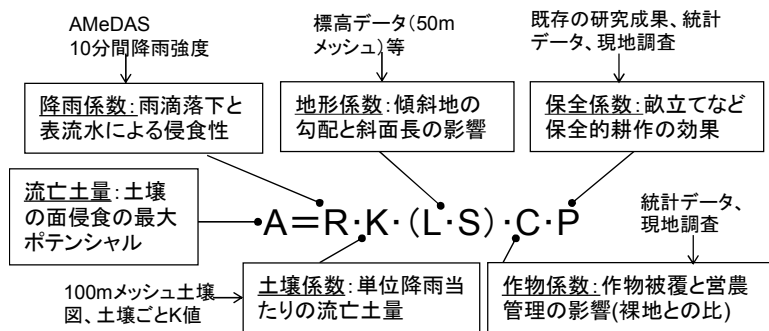


図 5.5-3 USLE におけるデジタルデータの利用例 (小川ほか, 2005⁽²⁴⁾)

第3のモデル仕様については、USLE が仕様を満たしている。USLE は、農地保全を目的として米国農務省を中心に開発された手法であり、我が国を初めとする世界各国で幅広く実用化されているモデルであるからである。USLE は、畑の柔らかい土だけではなく、「土砂」の流亡を対象としている (例えば、中村ほか, 2011⁽²³⁾; 鶴木・古檜山, 2011⁽²²⁾)。USLE は、農地 (畑) 以外の土地にも作物係数 C を変えることで適用されており、例えば、茨城県の全域の平均侵食量 0.98t/ha/y 等が求められている (小川ほか, 2005⁽²⁴⁾)。

第4のモデル仕様については、USLE が仕様を満たしているか現時点で判断できない。ダム堆砂量による侵食速度は、扇状地の堆積物から求めた千年、万年オーダの侵食速度と一致することが知られている (藤原ほか, 1999⁽²⁵⁾)。そのため、USLE については、ダム堆砂量との相関

をまず確認しておくことが必要と考えられる。USLE で求められる侵食量（速度）の計算値は、最大ポテンシャルであり、この値には土砂運搬が考慮されていないため、沈砂池やダム等の堆積量を求めるには、ダム等の沈砂池までに到達する土砂量の割合（流達率＝到達した土砂量/計算値）を乗ずる必要がある。この流達率の参考値としては、流域の異なる3箇所の沈砂池の堆積量の実測値と計算値との相関から求めた0.4（図5.5-4；中村ほか, 2011⁽²³⁾）がある。以上述べた事例から、USLE とダム堆砂量との関係の説明は実現可能性が高いと思われるが、ダムと沈砂池では線侵食の度合いなどの違いが予想されることから、今後詳細検討を要する課題である。また、詳細検討時には、USLE の欠点（物理モデルではないこと、土砂運搬が直接扱えないこと）を補うWEPP（Water Erosion Prediction Project；Nearing et al., 1998⁽²⁶⁾）モデルがあるので、このモデルとの比較検討も有効と思われる。

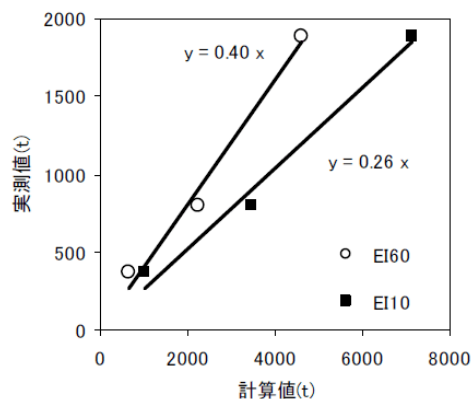


図 5.5-4 流出土砂量の計算値と実測値の関係（中村ほか, 2011⁽²³⁾）

（3）不確実性タイプ3の対応策のモジュール適用例（涵養量の計算）

（a）不確実性の評価の概要

不確実性タイプ3とは、代表的なモデルの候補が複数あり、これを1つに絞り込めないモジュールの認識論的不確実性である。この不確実性の対応策（不確実性の推定方法）とは、全ての既存モデルを選択したケースの計算を行い、その計算値のバラツキを不確実性の情報とする方法である。この計算ケースの管理方法としてロジックツリー方式がある。ここでは、不確実性タイプ3が連続する計算モジュールを題材として、ロジックツリー作成例を示し、本対応策の留意点と課題を整理する。

（b）不確実性の評価の条件

5.4.4項に試解析例を示した「局地的気候変動に伴う涵養量の変化」の計算モジュールは、経験式あるいは経験則を既存モデルとする計7個のモジュールで構成されており（図5.5-5）、不確実性タイプ3の連動による相乗的な不確実性が予想される。このことから、「局地的気候変動に伴う涵養量の変化」の計算モジュールを例に、不確実性を推定するためのロジックツリーの作成方法を示す。

「局地的気候変動に伴う涵養量の変化」の変化の各モジュールの内容については、5.4.4項に示されているので、本項では、ロジックツリーを作成する上で必要となる各モジュールの概要を以下に列挙する。なお、本検討では、5.4.4項の試解析で示したように永久凍土が生じないとして、その範囲の計算モジュール（図5.5-5の最右列のモジュール：TH4 凍土層厚、永久凍土の分布の経験式、TH5 永久凍土と涵養量の関係）を省いた。

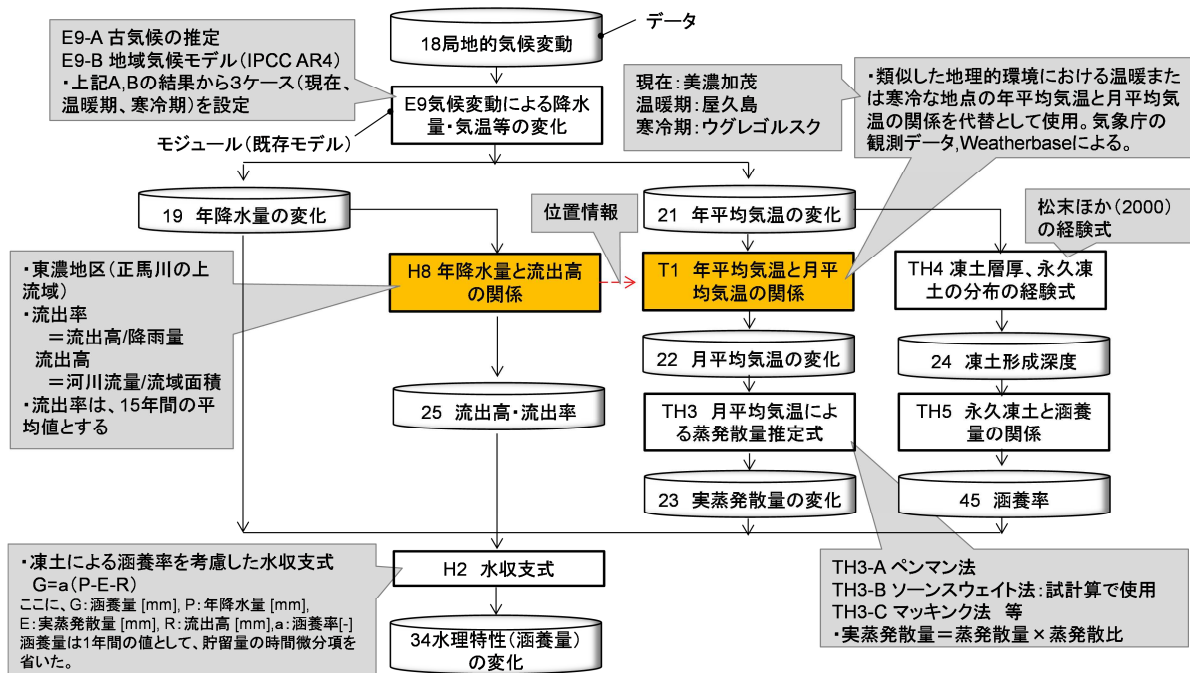


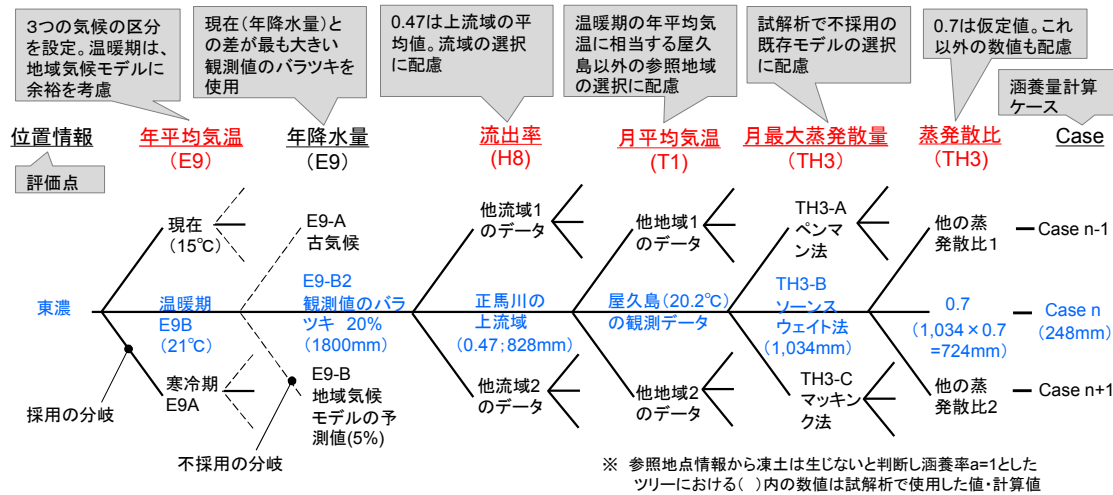
図 5.5-5 不確実性タイプ3の対応策の対象：局地的気候変動に伴う涵養量の変化

- 前提：試解析（5.4.4 項）では、局地的気候変動を3つの区分（現在、温暖期、寒冷期）で表すことを仮定した。本検討でもこの仮定を用いる。
- E9 気候変動による降水量・気温等の変化のモジュール：3つの区分それぞれに対して年平均気温と年降水量を設定するモジュールである。試解析では、経験的なモデルとして古気候のモデル、物理的なモデルとして地域気候モデル（IPCC, 2007⁽⁸⁾；文部科学省ほか, 2013⁽⁹⁾）、および観測データを勘案して、温暖期、寒冷期の年平均気温と年降水量を、余裕を見込んで確定的に設定した。本検討でもこの設定の考え方を踏襲する。
- H8 年降水量と流出高の関係のモジュール：年降水量から流出高を経験的に設定するモジュールである。本モジュールは位置情報を必要とするので試解析では情報が豊富な東濃地区を仮定した。
- T1 年平均気温と月平均気温の関係モジュール：年平均気温から月平均気温を推定することが難しいため、温暖期と寒冷期の月平均気温については、地形条件が類似しかつ年平均気温の条件を満たす地点を選択してその地点の月平均気温（観測値）を用いる経験的な手法を試解析で用いた。試解析では、現在、温暖期、寒冷期の地点をそれぞれ美濃加茂、屋久島、ウグレゴルスク（サハリン）とした。
- TH3 月平均気温による蒸発散量推定式のモジュール：2つのサブモジュール（最大蒸発散量の推定モジュール、最大蒸発散量を実蒸発散量に変換するモジュール）で形成される経験則に基づくモジュールである。

(c) 不確実性の評価の結果

「局地的気候変動に伴う涵養量の変化」の計算モジュールにおいて不確実性タイプ3の対応策を施した結果を図 5.5-6 に示す。流出率（＝流出高／降雨量）、月平均気温、月最大蒸発散量、および蒸発散比（＝実蒸発散量／最大蒸発散量）の計算に係るモジュールが経験則、あるいは経験式であるため、それぞれの内容に応じて分岐を設定した。最初の平均気温の分岐は、仮定

「局地的気候変動を現在、温暖期、寒冷期の3つで表す」による。図 5.5-6 では分岐は、最大・平均・最小をイメージして3つを設定しているが、これは既存モデルの個数に応じて設定するものとする。月最大蒸発散量については、代表的なモデル候補として3つの既存モデルを考慮している。温暖期・寒冷期は分岐が4つ、現在は分岐が3つ（月平均気温は観測値であるので除かれる）となる。図 5.5-6 の場合、計算ケースは 189、現在・温暖期・寒冷期の組合せは、81 となる。



備考) 赤字: 分岐を設定したモジュールとその出力、青字: 試解析で採用したモデルと計算地あるいは設定値

図 5.5-6 局地的気候変動に伴う涵養量の変化計算を題材としたロジックツリー作成例

分岐は、上述したようにモジュールに適用した既存モデルの内容を基に設定することができると思われる。しかし、分岐を設定する方法には、分岐数、分岐対象とする既存モデル、明らかに分岐から除外しておくべき既存モデルの条件等のあいまいな部分が残っている。これらについては、各モジュールに関連する専門家の意見を踏まえて今後整備していく必要があると思われる。また、ロジックツリーの作成の条件と根拠を記録・管理するシステムを整備しておくことは、トレーサビリティの確保の点で重要であると考えられる。

(4) 不確実性タイプ4の対応策のモジュール適用例 (マグマ貫入)

(a) 不確実性の評価の概要

不確実性タイプ4とは、偶然的な不確実性であり、モジュールに含まれる既存モデルの改良では対処できない不確実性である。本手法では、その対応策としてモンテカルロ法を用いる。なお、モンテカルロ法を適用するときは、不確実性タイプ3 (認識論的不確実性) の対応策が施されているものとする。

ここでは、地震やマグマ貫入等の地殻変動計算のモジュールを対象とし、既存モデルとして世界標準のモデルである Okada model (Okada, 1992⁽¹⁵⁾) を用いて、不確実性タイプ4の対応策の実施例を示す。

モンテカルロ法による計算では、全てのパラメータの分布幅を保守的に設定した場合、現実とは乖離した不確実性が出力されることがある。例えば、平成24年度に実施した逆断層型の固有地震を対象としたモンテカルロ法の試解析では、パラメータの分布幅のうち、震源断層の走向と起点座標の位置を固定しないと、本来は大きな地形が生ずる位置 (震源断層の上端付近) で地形の期待値 (中央値) が相殺されてゼロに近い値となり、現実の地形と大きく乖離することがわかった (原子力機構, 2013⁽²⁷⁾)。

平成 25 年度は、モンテカルロ法の対象をマグマ貫入、および逆断層型地震外の地震に拡張した。ここではマグマ貫入の例を紹介し、その他の例については添付資料編 AppendixIV-B に示す。また、モンテカルロ法に係るコードについては、「5.4.3 モデル構造概要（2）項モデル構造のデータベースシステム・コード概要」に示した。

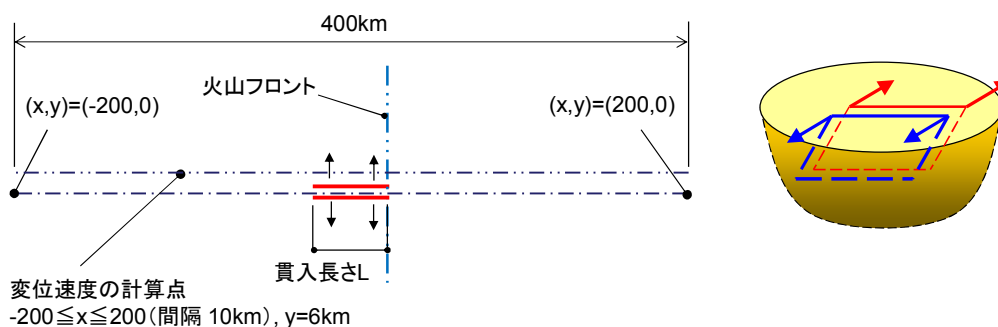
なお、マグマ貫入のモジュールは、予測データが整備されていないので、不確実性タイプ 1（Unknown）に属する。そのため、本評価例では、マグマ貫入の排他的領域が設定されることを前提としている。

（b）不確実性の評価の条件

不確実性タイプ 4 の対応策の適用例として、マグマ貫入に伴う地殻変動の確率論的解析を試行する。表 5.5-4 は、試解析用のマグマ貫入のパラメータの分布幅および計算点の一覧である。マグマ貫入のパラメータは、図 5.5-7 の右図に示すような矩形の貫入のケースを想定した場合のパラメータであり、代表値は 2000 年三宅島噴火の観測値から推定されたマグマの貫入パラメータ（貫入量 0.75km^3 ）（山岡, 2000⁽²⁸⁾）を用い、分布幅は、逆断層型地震の断層パラメータの分布幅を正規化した値を基に設定した。なお、逆断層型地震の断層パラメータの分布幅については、J-SHIS（Japan Seismic Hazard Information Station；地震ハザードステーション）⁽²⁹⁾に収録されている陸域の地震の規模の最頻値（Mw6.8）に該当する地震の断層パラメータの統計分析を参照して設定した値である（原子力機構, 2013⁽²⁷⁾）。

表 5.5-4 マグマ貫入のパラメータの分布幅および計算点

No.	パラメータ名	分布形状	最小値	最大値	代表値
1	走向角[deg]	一様分布	75	105	90
2	傾斜角[deg]	一定値	—	—	90
3	開口量[m]	正規分布	1.472	3.528	2.500
4	平均活動間隔[千年]	対数一様分布	4.000	16.00	8.000
5	貫入の長さ[km]	正規分布	14.83	25.17	20.00
6	貫入の上端深さ[km]	正規分布	0	6	3
7	貫入の幅[km]	一定値	—	—	15.00
8	基点座標 X[km]	一様分布	-40.00	0.00	-20.00
9	基点座標 Y[km]	一様分布	-20.00	20.00	0.00
計算点		-200km ≤ x ≤ 200km (10km 間隔), y=6km			



左図：矩形マグマの貫入と計算点の平面配置図、右図：Okada model によるマグマ貫入のモデルのイメージ（矩形面の膨張）

図 5.5-7 不確実性タイプ 4 の評価例の計算条件

本適用例では、東日本をイメージしている。図 5.5-7 は、火山フロントが南北、地殻の応力の状態が東西圧縮であることを仮定し、マグマ貫入の走向（矩形面の長さ方向）が東西方向、開口量（貫入量）が南北になるように配置した。計算点は、貫入の中心線からずれているが、これは決定論的な変位分布の結果をもとに地殻変動の鉛直成分（隆起）が大きくなる領域に計算点を配置したためである。なお、マグマ貫入の直上では、鉛直成分は負（沈降）となる。

計算ケースは、表 5.5-4 の分布幅を全て考慮したケース（基本モデル）と表 5.5-4 のうち座標と走向角を一定としたケース（座標走向一定）の 2 ケースとした。

（c）不確実性の評価の結果

マグマ貫入においてモンテカルロ法を適用した結果を図 5.5-8 に示す。ここでは、逆断層型地震との相対比較のため、逆断層型地震の平均活動間隔の分布をそのままマグマ貫入に適用し、地表の変位を平均活動間隔で除して変位速度を求めている。逆断層型地震と同様に、基本モデルを用いたときに変位速度が相殺されてその中央値が小さくなるのが、座標と走向を一定とした場合には改善されることが確認できた。

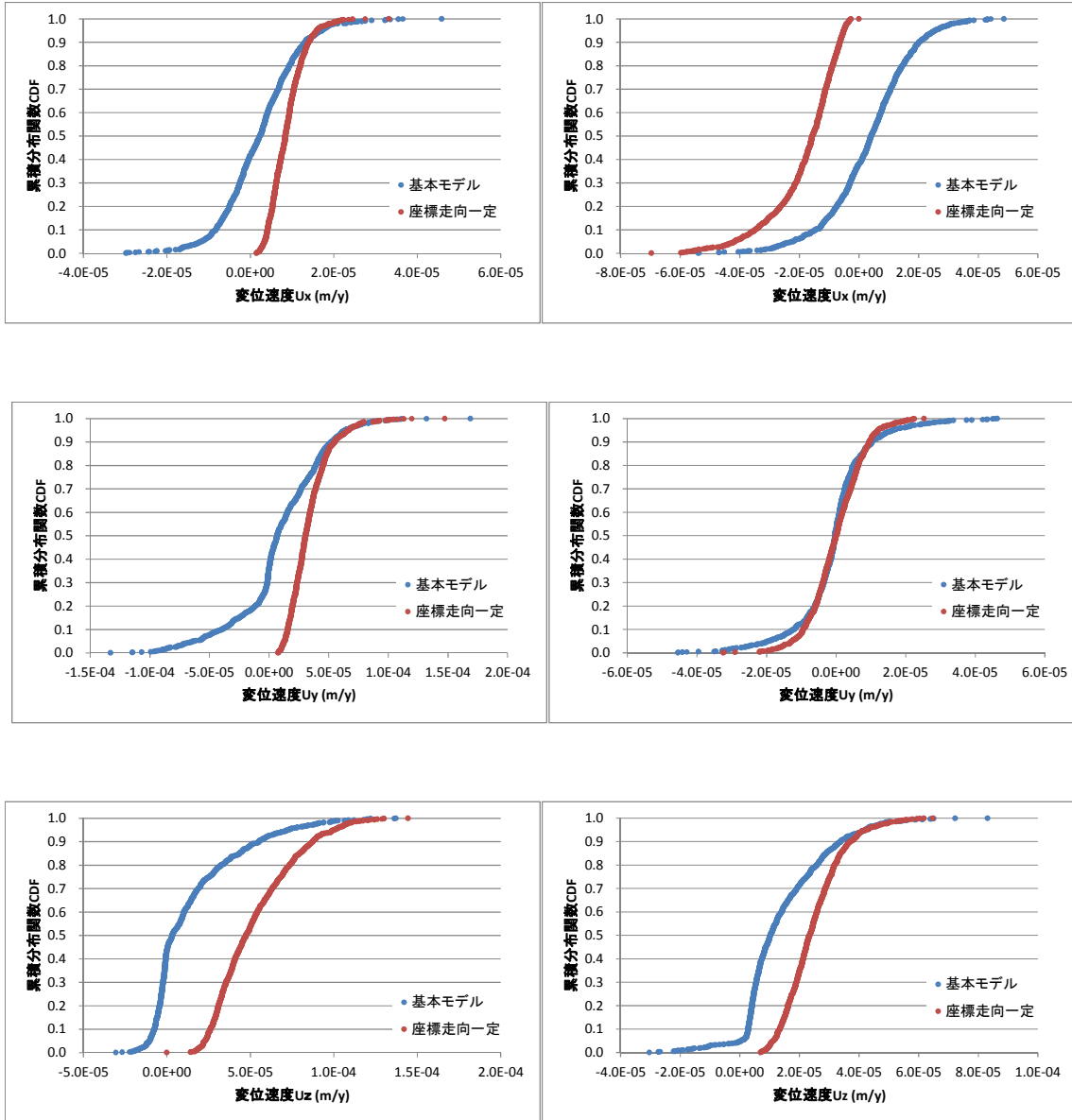
火山フロントから $\pm 50\text{km}$ の範囲におけるマグマ貫入に伴う変位速度の計算結果を図 5.5-9 に示す。これは、座標・走向を一定としたケースの結果である。矩形形状のマグマ貫入の中心から 6km 離れたマグマの走向と一致する計算点の場合には、 y 方向と z 方向の変位速度は、 $x=-10\text{km}$ （代表値の場合にはマグマの貫入の中心）でピークとなる分布を示す。この速度の分布は、代表値のマグマ貫入の位置から $\pm 20\sim 30\text{km}$ に及ぶ広い範囲となる。本試解析の条件（代表値で 0.75km^3 の貫入）では、マグマ貫入の隆起（ U_z の正）は、 $4.0\text{E}-05$ （ m/y ）となり、逆断層型地震の震源断層の上端部（ $x=0\text{km}$ ）の隆起 $4.7\text{E}-05$ （ m/y ）とほぼ同等の値となった。今回の計算点は、 $y=6\text{km}$ としたが、 $y=-6\text{km}$ でも同様な変形が生ずる。このことから、基盤変形から起因事象を予測する場合には、マグマ貫入の方が、逆断層型地震より判別し易いと思われる。ただし、この変位は、数 10km の範囲で 30cm 程度（変位速度に平均活動間隔の代表値 $8,000$ 年を乗じた値）の小さな値であるため、基盤変形の分解能が高いことが条件となる。

変位速度の変動幅については、例えば、マグマ貫入の隆起のピークを見ると 95% 値が中央値の 2 倍程度となっており、これは逆断層の変動幅よりも小さい。その理由として、マグマの貫入パラメータは、傾斜角を固定するなどし、分布幅を設定する項目が逆断層型地震より少ないことがあげられる。

マグマの貫入パラメータの分布幅の詳細検討については、専門家との協議を踏まえて行う必要がある。

マグマ貫入：火山フロント部 x=0km

(参考 逆断層型地震：震源断層上端の直上)

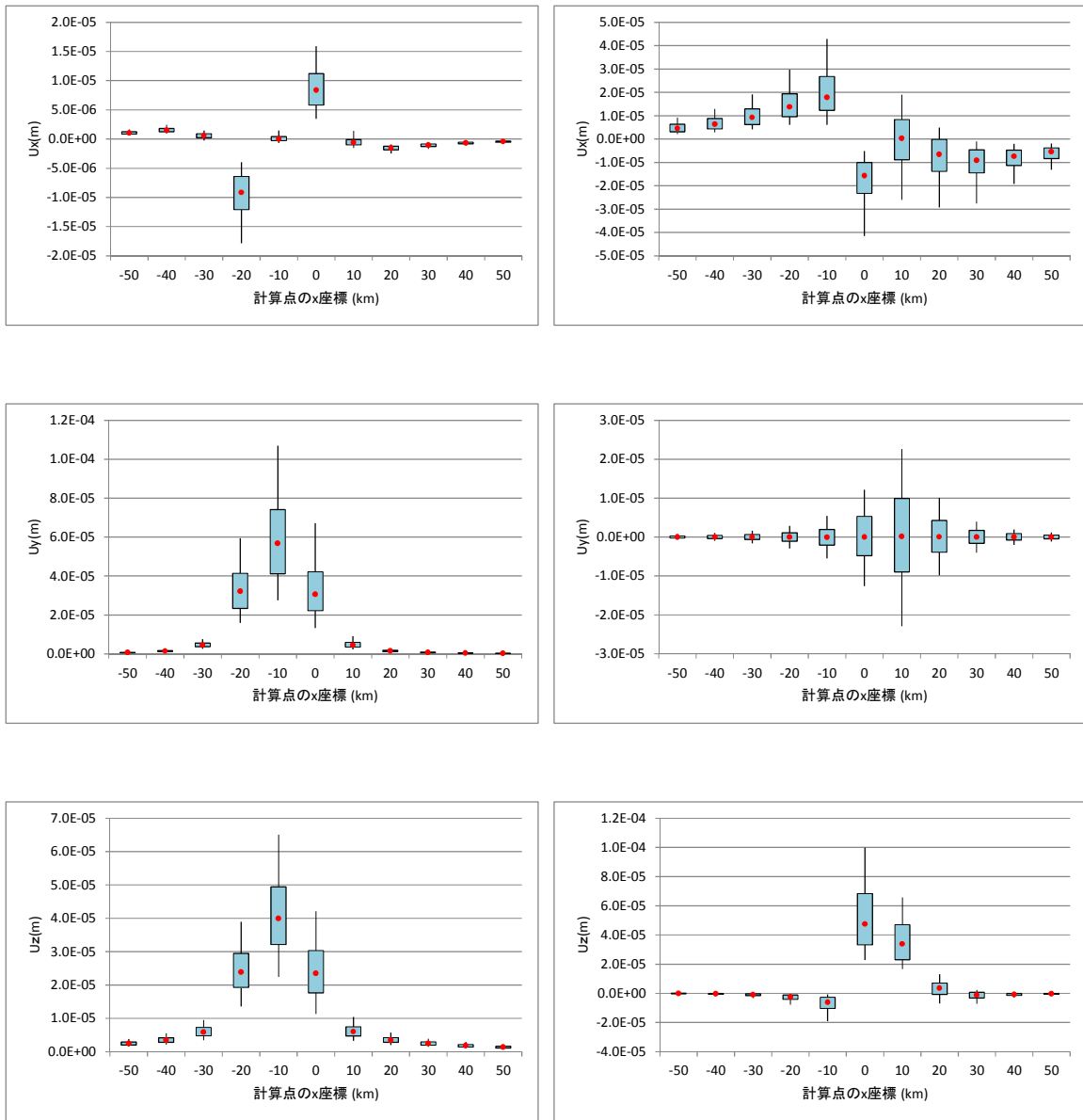


本試解析では、逆断層型地震との相対比較のため、便宜的に逆断層型地震 (Mw6.8) の平均活動間隔をそのまま適用し、地殻変動量 (変位) を平均活動間隔で除し、変位速度を求めた。

図 5.5-8 マグマ貫入 (計算点 x=0km) の確率論的な地殻変動解析

マグマ貫入

(参考 逆断層型地震：震源断層上端の直上)



区間 $(-50\text{km} \leq x \leq 50\text{km})$ の確率論的地殻変動の計算結果。箱ひげ図は上から 95%値,75%値,25%値,5%値。●印は中央値。本試解析では、逆断層型地震との相対比較のため、便宜的に逆断層型地震 (Mw6.8) の平均活動間隔をそのまま適用し、地殻変動量 (変位) を平均活動間隔で除し、変位速度を求めた。参考で示した逆断層の走向は 0° 、計算点は逆断層の中心軸とした。

図 5.5-9 マグマ貫入の確率論的な地殻変動解析による変位の空間的分布 (座標走向一定)

5.6 まとめ

HLW、および TRU 廃棄物の地層処分では、地震、火山、隆起・侵食、気候変動等の地質・気候関連事象による処分施設の破壊や著しい特性の変化の影響はサイト選定により回避され、あるいは、処分場レイアウトの検討や適切な施設設計により、このような地質・気候関連事象による処分システム内の特性変化の影響を極力抑えなければならない。そのため、地層処分の安全評価では、地質・気候関連事象の発生が処分システム領域の地質環境（以下、母岩）に与える影響を定量的に評価（母岩の影響評価）することは必要不可欠である。さらに、地質・気候関連事象については不確実性が避けられないために、不確実性に配慮して THMC に関する影響評価を行う必要がある。

そこで、原子力機構では、規制側として事業者が設定する地質・気候関連事象シナリオで考慮された事象の影響と不確実性の漏れが確認できるように、我が国で想定しうる全事象を対象に、影響と不確実性の双方の評価を目指す母岩の影響評価手法について検討した。母岩の影響評価手法は、図 5.6-1 に示すように、①FEP データベース整備 [想定しうる全事象の整備]、②モデル構造の整備 [全事象を対象とする定量的な影響計算のためのモデル（以下、モデル構造）の整備]、③不確実性評価手法の整備 [モデル構造の不確実性をタイプ分けし、タイプ別の不確実性の推定方法を設定]、④不確実性に配慮した母岩の影響評価のまとめの 4 つの工程に分けられる。平成 19 年度に FEP データベースの整備に開始し、平成 25 年度は、工程③不確実性の評価の整備を行い、工程④影響評価については、①～③の成果を踏まえ影響評価の方向性を安全規制の観点で示した。

本手法は、FEP データベースとモデル構造データベースの 2 種類のデータベースに基づいた手法であるため、今後、更新管理が必要である。その更新は、データベース・システムにより行うことができる。

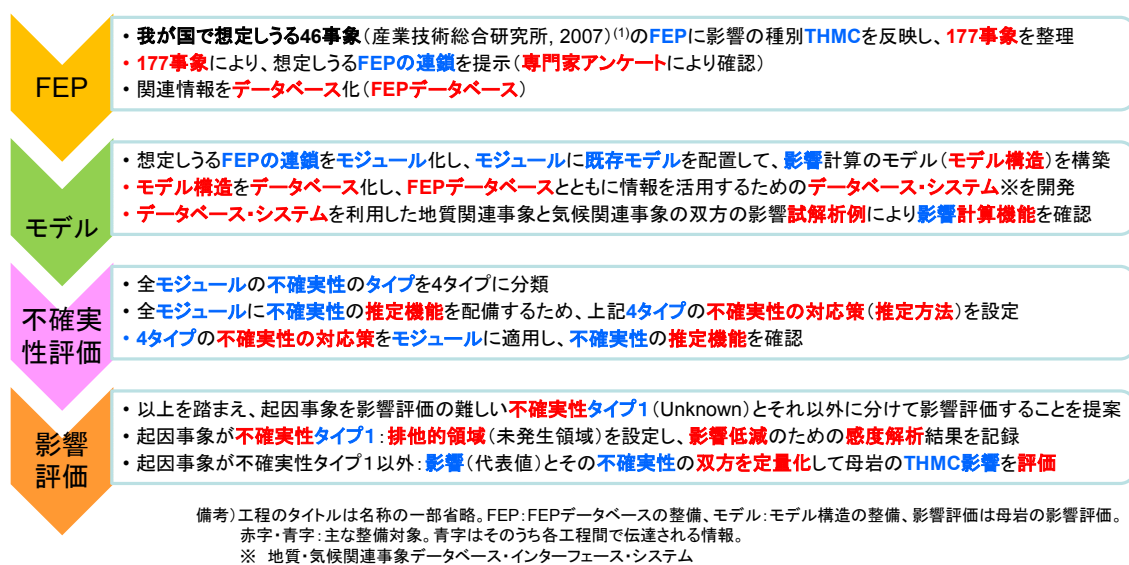


図 5.6-1 地質・気候関連事象のシナリオ設定手法の整備に係る平成 25 年度までの成果概要

(1) FEP データベースの整備

原子力機構では、平成 19～21 年度の 3 か年をかけて、地質・気候関連事象の発生、影響の伝搬プロセスの具体化とそれに基づく事象の細分化、FEP 相関関係図の作成、シナリオに取り込む事象抽出のための判断を成文化した“安全性への影響の可能性と相関の判定”にかかわる

FEP データベースの構築を進め、処分システム領域（天然バリア、人工バリアからなる母岩領域）に及ぼす THMC に関する影響事象の組み合わせが 177 存在することを示した。さらに平成 22～24 年度、FEP データベースの技術的信頼性を向上させるため、外部専門家にアンケート調査を実施し、調査結果を集約するとともに、地震に関しては東北地方太平洋沖地震、火山に関しては新燃岳の噴火等に関連する最新知見の追加・データベースの更新を行った。

この結果、現状、地質・気候関連事象の大部分の事象に関して図 5.6-2 に示す FEP データベースを整備することができた。今年度、図 5.6-2 のデータベースのうち、安全性への影響の可能性に関して見直し、データの追記・更新を行い、おおむね関連する知見については網羅できたものと考えられるが、特に起因事象に関しては、未だ THMC を考慮した FEP 相関関係図には至っておらず、将来的に起因事象に関する調査・研究の動向を見据えつつ包括的な FEP 化、FEP 相関関係図の整備も行っていく予定である。

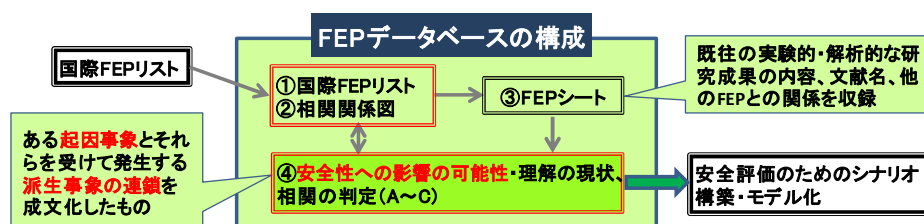


図 5.6-2 FEP データベースの構成

(2) 母岩の影響評価手法（モデル構造）の整備

モデル構造の整備では、177 事象の全ての影響計算の仕組み（モデル構造）をデータベース化し、影響計算でデータベースを有効活用するための地質・気候関連事象データベース・インターフェース・システム（以下、データベース・システム）を整備した。モデル構造の構築方法としては、FEP データベースで得られた全ての FEP の連鎖をモジュール化して、各モジュールの条件（入出力関係）を満足する既存の近似式等（既存モデル）をあてはめ、これを 1 つに取りまとめる方法を用いた。モデル構造を整備した結果、177 事象の影響計算のシステムが、63 のモジュールで表されることを明らかにした。影響計算を行うときには、モデル構造データベース内に収録されたモジュール構成、既存モデル等の計算情報を参照する。データベース・システムは、影響計算の内容に応じて必要な計算情報をモデル構造データベースから引き出すためのツールである。データベース・システムを利用した計算例として、平成 24 年度に地質関連事象による水理学的影響（地震に伴う地下水流動の変化）、平成 25 年度に気候関連事象による水理学的影響（局地的気候変動に伴う涵養量の変化）の試解析を実施した。

(3) 母岩の影響評価手法（不確実性の評価手法）の整備

不確実性の評価手法の整備では、モデル構造にモデル不確実性の推定機能をオプション追加するために、全モジュールの不確実性のタイプを 4 つに分類し、このタイプ別に不確実性の対応策（推定方法）を設定するとともに、タイプ別の対応策の適用例を示した。

モジュールの不確実性については、リスク評価の不確実性の分類を参考として、モジュールの出力と出力の確率に対し、各々の知識が定まっているか否かで分類した。出力の知識については、出力の不確実性の定量的な把握のために必要となる知識「観測値との比較」が容易であるか否かで分けた。「確率」の知識については、不確実性の定量化ができないと確率が求められないので、「観測値との比較」が困難なケース、容易なケースのそれぞれについて区分を設定した。「観測値との比較」が困難なケースについては、既存モデルの有無を用いて影響計算ができ

る範囲と困難な範囲を分けた。「観測値との比較」が容易なケースについては、出力の確率を1とみなせる条件「代表モデルを1つ定められること」を満足するか否かで分けた。

「観測値の比較」が困難なモジュールについては、不確実性の推定が困難であるため、代替的な措置を設定した。不確実性のタイプは、モジュールに対して代表的なモデルがないときは不確実性タイプ1 (Unknown: 未知) とし、代表的なモデルがあるときは不確実性タイプ2 (Ambiguity: あいまいさ) に分類した。不確実性タイプ1については、起回事象の排他的領域 (未発生領域) の設定、不確実性タイプ2については、短期間 (数十年程度) の既存モデルの利用による対応策を示した。なお、短期間の既存モデルについては、長期間の適用性の確認が必要となる。

「観測値の比較」が容易なモジュールについては、不確実性の推定が可能なモジュールであることからタイプ別に不確実性の推定方法を設定した。モジュールに対して代表的なモデルがないときは不確実性タイプ3 (Uncertainty: 狭義の不確実性) とし、代表的なモデルがあるときは不確実性タイプ4 (Risk: リスク) に分類した。不確実性タイプ3 (Uncertainty) と不確実性タイプ4 (Risk) に属するモジュールについては、各々、ロジックツリー方式、モンテカルロ法を利用した不確実性の推定方法を設定した。

不確実性タイプ1~4に対し、それぞれ、泥火山による地殻変動計算、侵食の計算、局地的気候変動に伴う涵養量の変化、マグマ貫入に伴う地殻変動の計算への適用例を示し、タイプ別の対応策の実用性を確認した。

(4) まとめ

処分サイトを特定しないジェネリックな条件の下、地質・気候関連事象による地質環境のTHMCの特性に影響を与える可能性のある影響の連鎖を177事象として特定し、既往の種々のモデルの組み合わせから成るモデル構造を用いて影響の代表値 (期待値) とともにその不確実性の情報を提供するための母岩の影響評価手法の整備を進めた。

影響評価のモデル構造における不確実性を整理した結果から、起回事象のうち火山噴火、マグマ貫入、泥火山 (泥噴出、泥貫入)、熱水活動 (水噴火含む) については、起回事象に係る予測データが乏しいため、不確実性タイプ1 (Unknown) に分類された。不確実性タイプ1の起回事象に対しては、影響評価の妥当性を示すことは困難であることから、安全規制の観点から起回事象の排他的領域 (未発生領域) として評価する方向が妥当と考えられる。一方、不確実性のタイプ1以外の起回事象、プレート運動 (プレート境界面のすべり欠損を含む)、地震、侵食・堆積 (マスマーブメントを含む)、海面変化、および局地的気候変動に対しては、影響の代表値と不確実性の双方について定量的な評価を行う方向が妥当と考えられる。地質・気候関連事象のシナリオについては、以上述べた母岩の影響評価結果を整理することにより設定が可能と考えられる。また、こうした不確実性のタイプで分けた影響評価に基づくシナリオ設定においては、安全規制の観点から、事象、ならびにその影響と不確実性に漏れがないことの確認が不可欠であるが、その際にはFEPとモデル構造のデータベース・システムが利用可能である。

今後、不確実性タイプ1に属する起回事象をスクリーニングする方法論の整備が重要であると考えられる。その他の不確実性タイプの起回事象については、事例的なサイト条件に対し、既存モデルを具体的に適用するなどの詳細検討が必要と考えられる。

第5章の参考文献

5.2 の参考文献

- (1) Stirling, A., Keep it complex, Nature, vol.468, pp.1029-1031, 2010.
- (2) 吉澤剛・中島貴子・本堂毅, 科学技術の不定性と社会的意志決定ーリスク・不確実性・多義性・無知, 雑誌科学, 岩波書店, vol.82, No.7, pp.0788-0795, 2012.
- (3) SKB, Technical Report TR-06-09, Long-term safety for KBS-3, repositories at Forsmark and Laxemar – a first evaluation, Main Report of the SR-Can project, 2006.
- (4) DOE, Yucca Mountain Repository License Application; SAFETY ANALYSIS REPORT, DOE/RW-0573, Update No. 1, Docket No. 63.001, 2008.
- (5) OECD/NEA, Features, events and processes (FEPs) for geological disposal of radioactive waste - An International Database - , 2002.
- (6) 産業技術総合研究所, 概要調査の調査・評価項目に関する技術資料ー長期変動と地質環境の科学的知見と調査の進め方ー, p1-197, 2007.

5.3 の参考文献

- (1) 産業技術総合研究所, 概要調査の調査・評価項目に関する技術資料ー長期変動と地質環境の科学的知見と調査の進め方ー, p. 197, 2007.
- (2) 神崎裕・武田聖司・木村英雄, 高レベル放射性廃棄物処分における地下水移行に係る安全性評価シナリオ構築のための FEP データベース, JAEA-Data/Code 2009-011, p. 90, 2009.
- (3) 中田高・今泉俊文, 活断層詳細デジタルマップ, pp0-60, 2002.
- (4) 活断層研究会, 新編日本の活断層-分布図と資料, 東京大学出版会, p437, 1991.
- (5) 高橋浩・森川徳敏・稲村明彦・高橋正明・風早康平・安原 正也・Ritichie B. E.・大和田道子・中村俊夫・佐藤努, 有馬型深部上昇熱水についての同位体地球化学的考察 (H060-008) (演旨), 地球惑星科学関連学会合同大会予稿集 (CD-ROM), H060-008, 2003.
- (6) 風早康平・安原正也・佐藤努・高橋正明, 近畿地方における有馬型深部熱水の分布 (ポスターセッション) (演旨), 日本火山学会講演予稿集, 2, pp. 122-122, 2000.
- (7) Xu H and Oki Y., Expulsion of a geopressured hydrothermal system associated with destructive earthquakes and buried active faults in the Shinanogawa seismic belt, Japan, The Iskand Arc, 13, pp.333-345, 2004.
- (8) 藤本光一郎・大谷具幸・伊藤久男・田中秀実・樋口孝幸・富田直人, 野島断層を貫く破碎帯コア試料に見られる変質・シーリング履歴, 地球惑星科学関連学会 1998 年合同大会, Sg-p005, 1998.
- (9) 風早康平・安原正也・佐藤努・高橋正明, 近畿地方における有馬型深部熱水の分布 (ポスターセッション) (演旨), 日本火山学会講演予稿集, 2, pp.122-122, 2000.
- (10) 坂口圭一・玉生志郎, 熱水系が地層処分地に及ぼす影響評価のための基礎研究, 月刊地球, (総特集) 地質環境の長期安定性 (下), 26, pp.430-436, 2004.
- (11) 土井和巳, 日本の熱い温泉と地質, フジテクノシステム, pp.224, 2002.
- (12) 小泉尚嗣, 地震時および地震後の地下水圧変化, 地学雑誌 (特集号: 地下の遅い流体挙動 Part II), 122, pp.1-7, 2012.
- (13) 北川有一・藤森邦夫・小泉尚嗣, 大地震発生後の断層帯の透水性の時間変化ー繰り返し注水実験による測定ー, 地質ニュース 596, pp.29-34, 2004.
- (14) Rojstaczer S. and Wolf S., Permeability changes associated with large earthquakes: An example from

- Loma Prieta, California, GEOLOGY, 20, pp.211-214, 1992.
- (15) Chia Y., Y.S. Wang, J.J. Chiu, and C.W. Liu, Change of groundwater level due to the 1999 Chi-Chi earthquake in the Choshui River alluvial fan in Taiwan, Bull. Seismol. Soc. Am., 91, pp.1061-1068, 2001.
- (16) E. Esposito, R. Pee, S. Porfido, and G. Tranfaglia, Hydrological anomalies connected to earthquakes in southern Apennines (Italy), Natural Hazards and Earth System Sciences, 2001, pp.137-144, 2001.
- (17) 徳永朋祥, 地震時の地下水変動から推定される淡路島北部地域の水理特性, 応用地質, 40, 2, pp.99-106, 1999.
- (18) 佐藤 努・高橋 誠, 1995年兵庫県南部地震後に生じた淡路島の湧水 その2: 湧水量の変化, 地質ニュース, 506, pp.24-28, 1996.
- (19) 佐藤努・酒井隆太郎・古屋和夫・児玉敏雄, 地震後の湧水量変化から推定される水頭拡散率, 地下水技術, 42, pp.16-22, 2000.
- (20) Matsumoto, N., Kitagawa, G and Roeloffs, E.A., Hydrological response to earthquakes in the Haibara well, central Japan - I. Groundwater level changes revealed using state space decomposition of atmospheric pressure, rainfall and tidal responses., Geophysical Journal International, 155, pp.885-898, 2003.
- (21) Brodsky, E.E., Roeloffs, E., Woodcock, D., Gall, I. and Manga, M., A mechanism for sustained groundwater pressure changes induced by distant earthquakes, Journal of Geophysical Research, 108, B8, pp.7-1-7-10, 2003.
- (22) King, C.Y., Azuma, S., Igarashi, G., Ohno, M., Saito, H. and Wakita, H., Earthquake-related water-level changes at 16 closely clustered wells in Tono, central Japan, Journal of Geophysical Research, 104, pp.13073-13082, 1999.
- (23) Elkhoury J.E., Brodsky E.E., and C.A. Agnew, Seismic waves increase permeability, Nature, 441, pp.1135-1138, 2006.

5.4 の参考文献

- (1) Okada, Y., Internal deformation due to shear and tensile faults in a half-space, Bull. Seism. Soc. Am., 82, pp.1018-1040, 1992.
- (2) McKay, M. D., Beckman, R. J., A comparison of three methods of selecting values of input variables in the analysis of output from a computer code, Technometrics, 21, pp.239-245, 1979.
- (3) Saltelli, A., Homma, T., LISA PACKAGE USER GUIDE Part III, SPOP (Statistical Post Processor) Uncertainty and Sensitivity Analysis for Model Output. Program Description and User Guide, EUR 13924 EN, 1992.
- (4) IPCC, IPCC Fourth Assessment Report: Climate Change 2007, 2007.
- (5) 文部科学省・気象庁・環境省, 気候変動の観測・予測及び影響評価統合レポート「日本の気候変動とその影響」(2012年度版), 2013.
- (6) 日本道路協会, 道路土工—排水工指針 第27刷, 2007.
- (7) 宮原智哉・稲葉薫, 1989～2000年度表層水理観測年報(データ集), JNC TN7450 2002-002, 2002.
- (8) 荒井靖, 超深地層研究所計画における表層水理観測年報—2001～2003年度(データ集)—, JNC TN7450 2005-004, 2005.
- (9) 佐藤敦也・竹内竜史, 瑞浪超深地層研究所計画における表層水理観測データ集—2004～2007年度—, JAEA-Data/Code 2009-028, 2009.

- (10) 気象庁, 気象統計情報, <http://www.jma.go.jp/jma/menu/report.html>, 2013.11
- (11) Weatherbase, <http://www.weatherbase.com/?refer=>, 2013.11
- (12) Thornthwaite, C.W., An approach toward a rational classification of climate. *Geographical Review*, 38, pp.55-94, 1948.
- (13) 松末和之, 日本列島における最終氷期最寒冷期の気候, サイクル機構技報, No.6, pp.93-103, 2000.

5.5 の参考文献

- (1) 藤原広行・河合伸一・青井真・功刀卓・奥村俊彦・石井透・早川譲・森川信之・小林京子・大井昌弘・先名重樹・奥村直子, 全国を対象とした確率論的地震動予測地図作成手法の検討, 防災科学技術研究所 特定プロジェクトセンター, 防災科学技術研究所研究資料, 第 275 号, 2005.
- (2) U.S. Nuclear Regulatory Commission, Guidance for Performing Probabilistic Seismic Hazard Analysis for a Nuclear Plant Site: Example Application to the Southeastern United States, NUREG/CR-6607, 2002.
- (3) 竹村和久・吉川肇子・藤井聡, 不確実性の分類とリスク評価 —理論枠組の提案—, 社会技術研究論文集, 2, pp.12-20, 2004.
- (4) Wynne, B., Managing scientific uncertainty in public policy. Background paper to the conference, Biotechnology and global Governance: Crisis and Opportunity, April 26-28, Harvard University Wetherhead Center for International Affairs. Cambridge, MA, 2001.
- (5) Stirling, A., Keep it complex, *Nature*, vol.468, pp.1029-1031, 2010.
- (6) 吉澤剛・中島貴子・本堂毅, 科学技術の不定性と社会的意志決定 —リスク・不確実性・多義性・無知, 雑誌科学, 岩波書店, vol.82, No.7, pp.0788-0795, 2012.
- (7) 平川秀幸, 「リスクの政治学—遺伝子組換え作物論争のフレーミング分析」, 小林傳司(編) 『公共のための科学技術』, 玉川大学出版部, pp.109-138, 2002.
- (8) IPCC, IPCC Fourth Assessment Report: Climate Change 2007, 2007.
- (9) 文部科学省・気象庁・環境省, 気候変動の観測・予測及び影響評価統合レポート「日本の気候変動とその影響」(2012年度版), 2013.
- (10) 土木学会, 原子力土木委員会 津波評価部会, 確率論的津波ハザード解析の方法, p.145, 2011
- (11) 深部地質環境研究コア編, 概要調査の調査・評価項目に関する技術資料 —立地への適合性とその根拠となる調査結果の妥当性—, 地質調査総合センター研究資料集, no.560, 産業技術総合研究所地質調査総合センター, 2011.
- (12) 高橋正明・切田司・大丸純・風早康平, 日本及び周辺地域の泥火山データベース, 地質調査総合センター研究資料集, no. 540, CD-ROM 1枚, 産業技術総合研究所地質調査総合センター, 2011.
- (13) Kastner, M., Elderfield, H. and Martin, J.B., Fluids in convergent margins: What do we know about their composition, origin, role in diagenesis and importance for oceanic chemical fluxes? *Philosophical Transactions of the Royal Society London, A*, 335, pp.243-259, 1991.
- (14) Moore, J.C. and Vrolijk, P., Fluid in accretionary prisms. *Reviews of Geophysics*, 30, pp.113-135, 1992.
- (15) Okada, Y., Internal deformation due to shear and tensile faults in a half-space, *Bull. Seism. Soc. Am.*, 82, pp.1018-1040, 1992.

- (16)防災科学技術研究所, 「発明改良: 多年地殻変動の解析・評価法の研究開発に努め地殻活動の定量的推定モデルを開発した」功績により受章, お知らせ 紫綬褒章を受章,
<http://www.bosai.go.jp/news/2006/shijyu.html>, 2006.
- (17)核燃料サイクル開発機構, 我が国における高レベル放射性廃棄物 地層処分の技術的信頼性, 地層処分の研究開発第2次取りまとめ, 分冊1 わが国の地質環境, JNC TN1400 99-021, 1999.
- (18)吉川虎雄・杉村新・貝塚爽平・太田陽子・阪口豊, 日本地形論, 東京大学出版会, 1973.
- (19)長谷川浩一・若松加寿江・松岡昌志, ダム堆砂データに基づく日本全国の潜在的侵食速度分布, 自然災害科学, 24-3, pp.287-301, 2005.
- (20)Wischmeier, W.H. and D.D. Smith, Predicting rainfall-erosion losses, Agricultural Handbook No. 537, USDA Washington D.C., 1978.
- (21)農林水産省構造改善局計画部, 土地改良事業計画指針 農地開発(改良山成工), pp.158-178, 1992.
- (22)鶴木啓二・古檜山雅之, 汎用土壌流亡予測式による農業流域からの土砂流亡量予測, 寒地土木研究所月報, No.700, pp.13-19, 2011.
- (23)中村和正・小野寺康浩・鶴木啓二・古檜山雅之・細川浩明・長畑昌弘, 火山灰の分布する畑作地帯における沈砂池の機能維持に関する研究, 平成 22 年度土木研究所成果報告書, 56, 2011.
- (24)小川茂男・島武男・吉迫宏・福本昌人, 畑地の農地保全管理による土壌流亡抑制効果—茨城県を対象とした評価事例—, 農業工学研究所技報, 第 203 号, pp.139-146, 2005.
- (25)藤原治・三箇智二・大森博雄: 日本列島における侵食速度の分布, サイクル機構技報, No.5, pp.85-93, 1999.
- (26)Nearing, M.A., Foster, G.R., Lane, L.J. and Finkner, S.C.: A process-Based Soil Erosion Model for USDA-Water Erosion Prediction Project Technology, Transactions of the ASAE, 32, 1587-1593, 1989.
- (27)日本原子力研究開発機構, 平成 24 年度 地層処分の安全審査に向けた評価手法等の整備報告書, 2013.
- (28)山岡耕春, 2000 年神津島・三宅島の地殻変動とマグマ, 特集: 2000 年三宅島・神津島・新島の地震・火山活動, 日本地震学会, なみふる, No.22, 2000.
- (29)防災科学技術研究所, J-SHIS 地震ハザードステーション,
<http://www.j-shis.bosai.go.jp/map/>, 2012.

6 . 体系的な安全評価手法の整備

6. 安全審査に向けた体系的な安全評価手法の整備

6.1 はじめに

地層処分の安全評価においては、処分サイトの違いや地質・気候関連事象を考慮した地下水環境条件を設定した上で、廃棄体から人工バリア、天然バリアを経由して放出される放射性核種のフラックス（核種移行解析）及びそれに基づく生物圏における被ばく量を評価する必要がある。つまり、既存の研究や2章で検討した廃棄体・人工バリア材の性能評価モデルの整備結果、3章から5章の各事象に対する評価シナリオを考慮して、人工バリアの各評価モデルの適切なリンケージの方法と、我が国で想定される地層処分地下環境へ適用可能な総合的な安全評価手法としての方法論の全体とりまとめ（体系的な安全評価手法の整備）を行い、閉鎖後の安全評価を対象に、我が国における地層処分システムの基本構成（天然バリアと人工バリアの組み合わせ）と多重安全機能としてのバリアシステムのあり方（安全を担保するための特性や構造）についての検討を行うことが求められる。

平成24年度までに、我が国の地層処分の閉鎖後の安全評価において想定される廃棄体・人工バリアの長期変遷に係るシナリオを対象として、ガラス固化体や各人工バリアの性能評価モデル、人工・天然バリア中における核種移行パラメータに対する評価手法及び確率論的安全評価コードGSRW-PSAにおける相互の入出力データをリンケージさせた10万年までの解析を実施した。この際、リスクや線量の代替指標として活用される重要核種の移行フラックス濃度の変化から、感度解析を行うことによって、評価パラメータ等の重要度分析を行い、安全評価上重要な廃棄体や人工バリア材の特性や構成等の基本的要件（安全機能）の観点から、安全評価の妥当性を判断するための判断指標を整理した。

さらに、我が国で想定される地下の水理、熱、化学環境の差異に関し、安全評価上設定すべきシナリオ（我が国の地質環境条件を踏まえた隆起・侵食の影響を考慮）を想定し、人工バリアと天然バリアとをひとつながりで解析する総合的な核種移行解析を行い、人工バリアの変遷や個々のモデル/コードのリンケージを適用させた安全評価を実施した。また、それらの結果に基づき、核種移行フラックスへの影響が大きいパラメータやシナリオ設定などに対する重要度分析を実施し、本事業の他の実施内容の結果を含めた総合的な検討により、安全評価上重要な廃棄体や人工バリア材の特性や構成等の基本的要件（安全機能）の観点から、安全評価の妥当性を判断するための判断指標を引き続き整理した。

これらを踏まえ、平成25年度は、このうち、我が国で想定される地下の水理、熱、化学環境の差異による安全評価上設定すべきシナリオに基づく総合的な核種移行解析を行い、想定される地下の熱、水理、化学環境の範囲内での人工バリアと天然バリアの総合的な解析によって、長期的な隔離機能の変化、核種遅延効果の変化に関する不確実性の評価を行った。「6.2 安全評価手法の全体像」では、体系的な安全評価手法としてこれまで整備している人工バリア領域におけるリンケージ解析の評価体系や昨年度から取り組んでいる天然バリア領域における評価体系、そして本年度実施したアップデートについて示した。これらに基づき、「6.3 人工バリアの変遷のシナリオを対象とした安全評価」では、特に処分サイトを想定しないジェネリックな環境条件において、昨年度示された埋設施設の基本設計ないし基本的設計方針の妥当性を判断する上で重要な項目である初期条件の設定、特に緩衝材に係る設計条件についてリンケージさせたモデル/コードに基づく人工バリアの変遷を考慮した性能評価を行うとともに、核種移行解析へのパラメータ設定をリンケージさせた安全評価を実施した。昨年度の天然バリアに関する事象を含む総合的な安全評価として、本年度は「6.4 隆起・侵食による地下環境の変動を想定した安全評価」では、特定の地質環境を想定した場合の隆起・侵食の影響に加え、気候変動

による降水量の変動や隆起において想定される傾動を考慮した地下水流動解析を行った上で、スペシフィックな環境条件における人工バリアの変遷や個々のモデル/コードのリンケージを適用させた安全評価を実施した。そして、これらの評価結果に基づき、「6.5 重要な人工バリアの設計要件と天然バリアの調査要件に関する検討」において、人工バリアの性能劣化や核種移行フラックスへの影響が大きい設計条件を検討することにより、規制の観点として重要なポイントについて整理するとともに、天然バリアの調査要件として重要な観点を抽出した。

6.2 安全評価手法の全体像

6.2.1 体系的な安全評価手法の概要

地層処分の安全審査では、事業許可申請の妥当性を判断することが重要になる。このため、判断の拠り所として「安全評価の基本的考え方」および「地層処分の安全評価手法」の整備が必要になるため、これらを取りまとめることが求められている。安全評価の基本的考え方としては、人工・天然バリアの安全機能（隔離、閉じ込め）を適切に評価することが必要であり、地層処分の安全評価手法としては、我が国において想定される代表的な地質、水理、熱及び化学的環境を踏まえた、核種移行や被ばくに与える影響を評価できる体系的な手法（シナリオ設定、モデル、解析コード、パラメータ評価）の整備が必要となっている。

また、体系的な手法にとっては、評価全体の一貫性が重要になってくることから、全体として「地質・気候関連事象を考慮した地下水流動条件を設定した上で、廃棄体から人工バリア、天然バリアを経由して放出される放射性核種のフラックス及び生物圏における被ばく量を“ひとつながり”で評価すること」が必要であり、これを実現するため、個々の要素モデルやコード間の適切なリンケージを図った、総合的な安全評価体系の整備を実施している。

（１）人工バリア領域を対象とした評価体系

我が国において想定される代表的な地下水の化学的環境を踏まえた、放射性核種の移行や周辺公衆への被ばくに与える影響を評価することのできる体系的な安全評価手法（シナリオ、モデル、コード）の整備を進めてきた。

平成 22 年度には、人工バリアの各評価モデルとの適切なリンケージの方法について、現状の知見として、モデルやコード間でのデータの受け渡しについて整理を行った。平成 23 年度には、人工バリア領域の変質評価に用いる、モデル、コード、パラメータについて、データの入出力関係、共通的に使用する設定データ（初期条件、境界条件）の適用関係について整理するとともに、従来の「緩衝材 - 支保工 - EDZ」の人工バリア体系に、新たに OP を加え、OP の溶解（鉄の溶出）をリンクさせた評価手法をリンケージ解析のプロトタイプとして整備した。そして、平成 24 年度には、人工バリア領域の温度変遷、10 万年解析のためのリスタート機能、全面腐食時の最大溶解速度設定見直し、ガラス固化体溶解速度設定（Ca を除外し Mg 濃度のみとする）等の整備を反映させた。

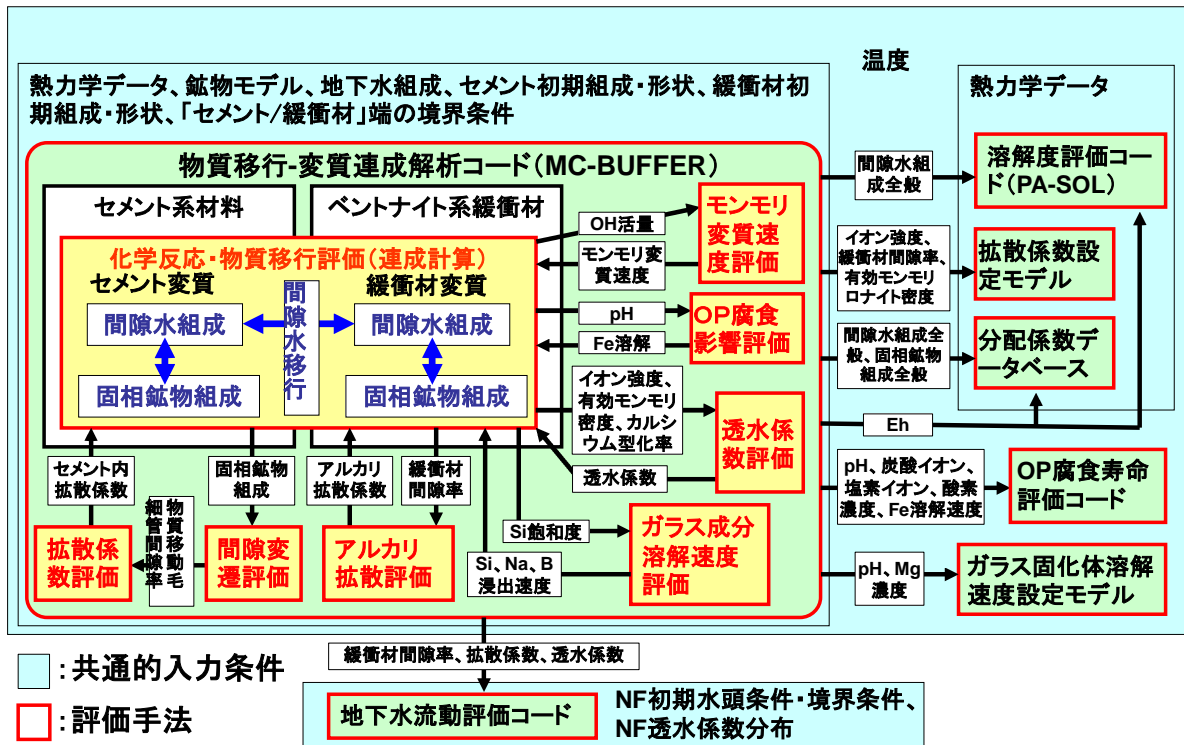


図 6.2-1 人工バリア領域の状態変遷を解析するための核種移行に繋がる評価体系

平成 25 年度は、これまでに整備した人工バリア領域における変遷を評価するための各性能評価モデル/パラメータのリンケージについて、鉄珪酸塩鉱物の鉱物モデル・熱力学データの追加、核種溶解度に PA-SOL を適用、ガラス固化体溶解速度設定手法の見直しなどの整備を反映した。人工バリアの各評価モデルのより適切なリンケージの方法について検討し、温度変遷の考慮等の拡張を行った。具体的な拡張の内容については 6.2.2(1)に詳述した。

(2) 天然バリア領域を対象とした評価体系

HLW 等を対象とした地層処分では、地震、火山、隆起・侵食、気候変動等の地質・気候関連事象が発生することが想定される場合に、処分サイト内の地質環境及び処分施設における熱、水理、力学、化学（以下、THMC）的な特性の変化の程度を評価し、さらに、その特性変化が処分施設からの核種移行に与える影響を評価する必要がある。地質・気候関連事象による処分施設の破壊や著しい特性の変化の影響はサイト選定により回避され、あるいは、処分場レイアウトの検討や適切な施設設計により、人工バリア及び天然バリア内の特性変化の影響を極力抑えられると考えられるが、将来の安全審査に向けて、地質・気候関連事象の発生による核種移行への影響の評価手法を整備しておく必要がある。本事業では、地質・気候関連事象を起因事象として、天然バリアである母岩領域を含む地質環境の THMC 特性変化の評価の方法論と、その特性変化を受けた核種移行の影響評価の方法論を並行して整備を進めている。前者については、第 5 章において報告している。後者については、現在我が国で想定しうる地質・気候関連事象（177 事象、第 5 章にて詳細は記述）のうち、核種移行への影響評価の必要性が高いと考えられる「隆起・侵食」を対象に、平成 24 年度より核種移行に繋がる評価体系の構築を進めている。

隆起・侵食の進行に伴う処分システム内の特性変化を想定した核種移行評価のイメージを図

6.2-2 に示す。図に示すような塩水/降水境界がある仮想的な処分サイトにおいて、隆起・侵食により処分施設の対地深度が変化することにより、以下の核種移行への影響を想定した。

- ✓ 処分施設近傍のニアフィールド岩盤の水質が変化し、人工バリア内の特性が影響を受けること
- ✓ 処分施設からの核種移行経路において、地下水流速、生物圏までの移行距離、水質が変化し、さらに水質の変化は移行経路上の地質媒体の種類に応じて核種の収着特性に影響を与えること

これらの特性変化の影響を念頭に、平成 25 年度までに整備した隆起・侵食から核種移行に繋がる評価体系の概念図を図 6.2-3 に示す。

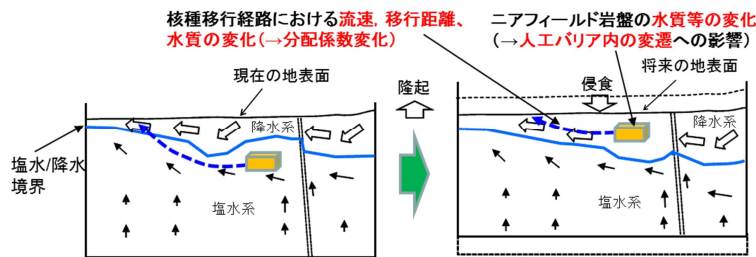


図 6.2-2 隆起・侵食による天然バリア内の特性変化を想定した核種移行評価イメージ

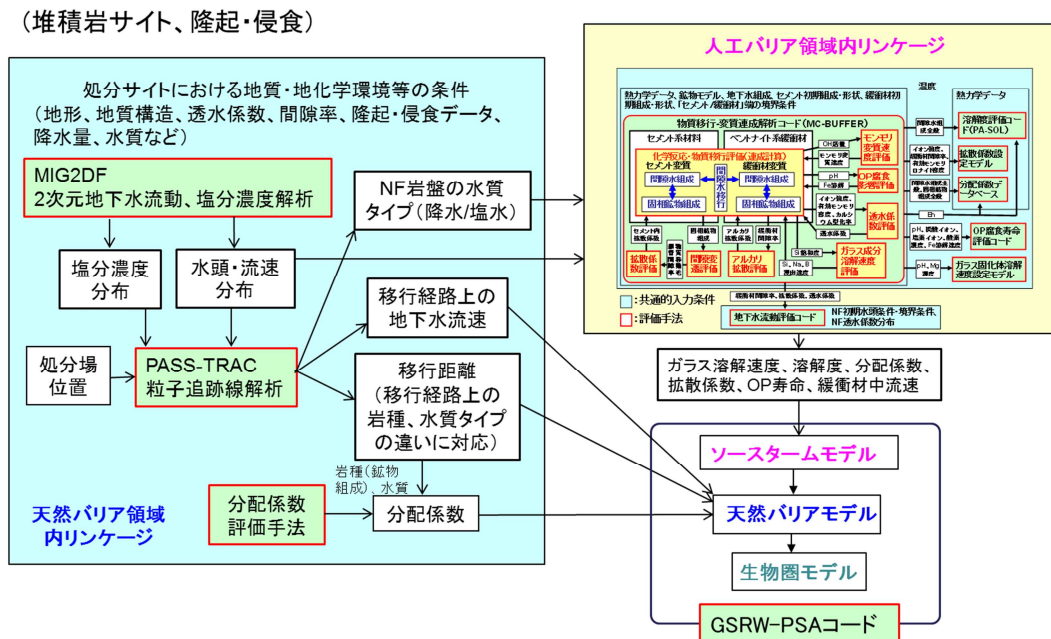


図 6.2-3 堆積岩サイトの隆起・侵食を想定した場合の核種移行に繋がる評価体系

天然バリア領域内では、まず、ガラーキン法を用いた有限要素法による 2 次元の地下水流動を解析するコード MIG2DF により水頭・流速分布及び塩分濃度分布を計算する。連動した粒子追跡法による地下水流路解析コード PASS-TRAC により、確率論的安全評価コード GSRW-PSA を用いて安全評価を行う際の天然バリアにおける核種移行の評価に必要なパラメータ（地下水流速、移行経路、水質条件等）を算出する。また、算出された岩種や水質の情報を基に、核種

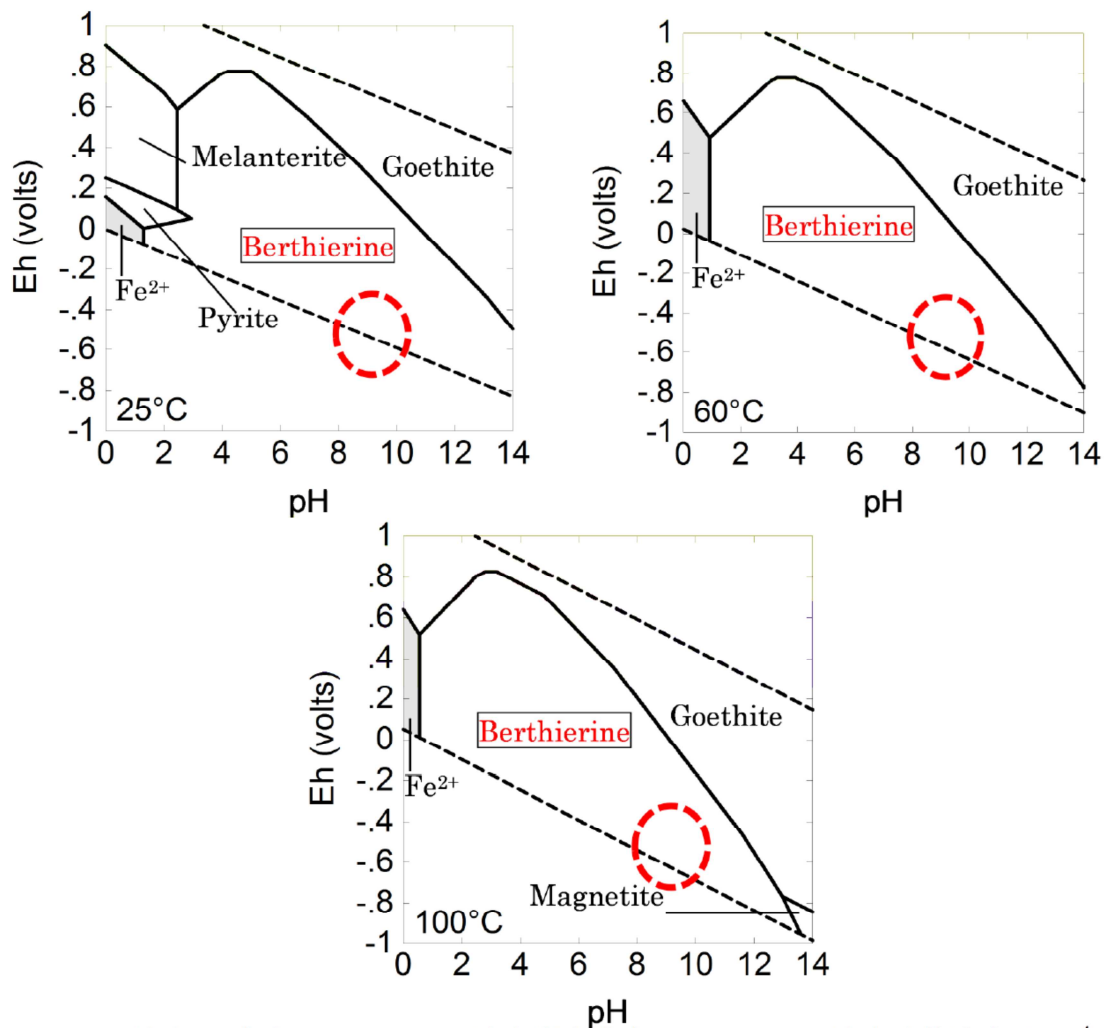
移行データベースの整備の一環で進めている核種の分配係数評価手法により、移行経路上の分配係数を設定する。一方、ニアフィールド岩盤における水質の解析結果は、前述した一連の人工バリアにおけるリンケージ解析の入力となり、ガラス溶解速度や緩衝材中の分配係数、拡散係数などの核種移行パラメータを算出する。以上のパラメータ条件を基に、GSRW-PSA により人工バリア内から天然バリア、生物圏に至るまでの核種移行の解析を可能とした。

以上のリンケージ解析を可能とするための関連する各コードの具体的な拡張については、「6.2.2 安全評価コードのリンケージに係る拡張・整備」にて述べる。

6.2.2 安全評価コードのリンケージに係る拡張・整備

(1) 物質移行-変質連成解析コード (MC-BUFFER) の拡張

平成 24 年度までの人工バリア変遷挙動解析において、オーバーパック腐食に伴う鉄鉱物として、平成 17 年度⁽¹⁾および平成 18 年度⁽²⁾報告書の文献調査より選定された Siderite、Wustite、Magnetite、Hematite を二次鉱物として鉱物モデルに導入している。しかし、現在の熱力学データベースには鉄ケイ酸塩鉱物が考慮していない。鉄ケイ酸塩鉱物は、現象論的に生成が確認されているもののうち、熱力学的に現在の鉱物モデルに影響を与えない鉱物について検討したところ、Berthierine および Greenalite が挙げられた。また、Gaudin ら⁽³⁾は、6 年間の鉄 - 粘土 (Argillite) 系を観察し、Goethite の生成、また Pyrite の溶解による Melanterite の生成を確認している。さらに Otsuka ら⁽⁴⁾は、炭酸系で生成するといわれる鉄水酸化炭酸塩 (chukanovite) の logK を報告している。以上より、今年度は鉄鉱物として、Chukanovite、Goethite、Melanterite、Berthierine、Greenalite の 5 種類について考慮することとした。また、Goethite と同系の Wustite、Fe(OH)₂(s) (Ferrous_Hydroxide) と同系の Hematite については鉱物モデルから除外することとした。これらの熱力学データについては、平成 24 年度報告書⁽⁵⁾に鉄 - ガラス系において検討を行っている。Goethite および Greenalite は Geochemicalist Workbench⁽⁶⁾の熱力学データを採用していたが、Goethite は Savage ら⁽⁷⁾、Greenalite は JNC-TDB⁽⁸⁾の熱力学データを採用した。また Chukanovite は Otsuka ら⁽⁴⁾を引用していたが、reaction および logK が文献値と異なることから修正した熱力学データを採用した。Berthierine については、Wilson ら⁽⁹⁾を引用していたが、平成 24 年度に検討した図 6.2-4 に示す人工バリア地下水系での pH/Eh 相関図のとおり、Berthierine が殆どの領域を支配してしまう結果となっている。Al が少しでも存在すると Berthierine が生成してしまう系となっていることから、設定した logK に疑問が生じられたため、今年度は Savage et al.(2010)⁽⁷⁾のデータを採用することとした。なお、Melanterite については、平成 24 年度に検討された Bard et al.⁽¹⁰⁾のデータを適用することとした。表 6.2-1 に今年度追加する鉄鉱物の熱力学データを示す。追加した鉄鉱物を含めた鉱物モデルについては、6.3.1 項に後述する。



液中 Si 濃度が 10^{-3} mol/l、液中炭素濃度が 10^{-3} mol/l、液中硫黄濃度が 10^{-4} mol/l、液中 Al 濃度が約 10^{-6} mol/l の場合における 25°C、60°C 及び 100°C での pH/Eh 相図（全ての鉄鉱物の生成を考慮する場合、1 気圧）

図 6.2-4 人工バリア地下水系での pH/Eh 相関図

表 6.2-1 今年度追加する鉄鉱物の熱力学データ

Minerals	Reaction	logK	Source
Chukanovite	$2\text{Fe}^{2+} + \text{HCO}_3^- + 2\text{H}_2\text{O} = \text{Fe}_2\text{CO}_3(\text{OH})_2 + 3\text{H}^+$	-28.61	Otsuka et al. ⁽⁴⁾
Goethite	$\text{Fe}^{3+} + 2\text{H}_2\text{O} = \text{FeOOH} + 3\text{H}^+$	-0.089	Savage et al. ⁽⁷⁾
Melanterite	$\text{Fe}^{2+} + \text{SO}_4^{2-} + 7\text{H}_2\text{O} = \text{FeSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$	2.768	Bard et al. ⁽⁹⁾
Berthierine	$2\text{Fe}^{2+} + 2\text{Al}^{3+} + \text{SiO}_{2(\text{aq})} + 7\text{H}_2\text{O}$ $= (\text{Fe}_2\text{Al})(\text{SiAl})\text{O}_5(\text{OH})_4 + 10\text{H}^+$	-25.5	Savage et al. ⁽⁷⁾
Greenalite	$3\text{Fe}^{2+} + 2\text{SiO}_{2(\text{aq})} + 5\text{H}_2\text{O}$ $= \text{Fe}_3\text{Si}_2\text{O}_5(\text{OH})_4 + 6\text{H}^+$	-22.59	JNC-TDB ⁽⁸⁾

(2) 地下水流動・核種移行評価コード (MIG2DF 等) の拡張

(a) 目的

日本原子力研究開発機構にて開発中の多孔質媒体中での地下水流動・核種移行評価コード：MIG2DF⁽¹¹⁾に対し、解析モデルの要素が時間経過において生成・削除されるバースアンドデス機能、地層境界面等の時間的变化に対応した機能の追加、また、地下水流路解析コード：PASS_TRAC における地層境界面の時間的・空間的变化を考慮した処理機能として、PASS_TRAC 結果から塩水/降水境界・地質境界ごとの距離・時間算出を行う機能を追加し、隆起侵食現象等による地質境界面の時間変化を考慮可能とするための拡張を行った。

拡張内容

● 要素のバースアンドデス機能

地層処分の評価が必要な長期にわたる時間軸の中では、隆起・侵食現象及び堆積現象によって地形・地質構造に変化が生じる。この現象によって引き起こされる地下水流動への影響を評価するためには、地質構造モデルの地表面に当たる部分や任意部分で、要素をフレキシブルに生成または削除する手法が必要となる。構造解析分野等において用いられている材料の追加や除去のシミュレーション、部品の移動に伴う影響解析等においては、時間の経過とともに要素を生成・削除する機能(バースアンドデス)を適用して、種々の応用解析⁽¹²⁾が進められている。但し、非常に短いタイムステップによって、マスバランスの誤差は少なくしているが、厳密には質量の保存が保たれていないことに留意しなければならない。よって、本拡張では、長期的な地形の変化の地下水流動への影響評価のために、MIG2DF に要素のバースアンドデス機能を追加した。

1) 要素の追加・削除の入力データ定義

バースアンドデス機能の追加により、要素の追加・削除を定義できる入力データに変更する必要がある。要素ごとにどの時刻で追加され、どの時刻で削除されるかを定義できるように、入力データフォーマットを修正した。

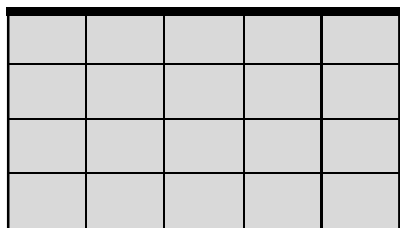
2) プログラムフローの修正

要素のバースアンドデス機能を追加した場合、節点・要素数が時刻によって変化するため、計算ステップごとに連立方程式の自由度数が変化することになる。以前の MIG2DF では計算自由度数は一定としてプログラムが作成されていたため、計算ステップごとに必要な自由度数に応じて連立方程式の組み立てに必要なメモリの確保や、係数行列のインデックスの作成等を行うように修正する必要がある。よって、プログラムフローを修正し、計算ステップごとに計算自由度数が変化することが可能なプログラムに修正した。

3) 要素の追加・削除に伴う境界条件の変更

要素のバースアンドデスにともない、追加・削除された要素に付随した境界条件も変化する。追加された要素に境界条件が付随する場合には、要素を追加するだけではなく境界条件も追加されなくてはならない。また、新たに追加された要素と元からある要素に挟まれる境界条件は削除されなければならない。要素が削除された場合には、その要素に付随していた境界条件も削除することになる。また、要素が削除されることによりモデル外表面に露出する要素には新たに境界条件も追加する必要がある。

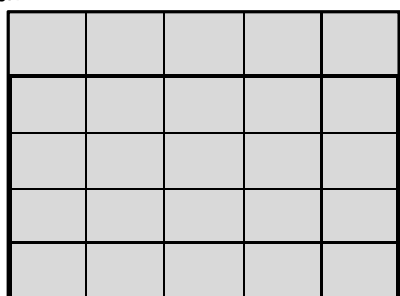
・要素が追加される場合の境界条件変更元の計算モデル



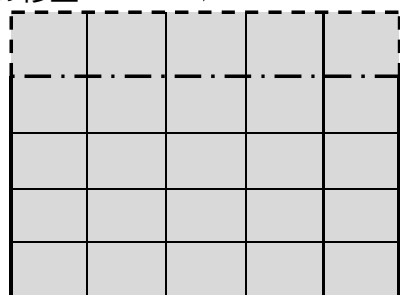
□ : 要素

— : 境界条件 (太線)

要素を追加



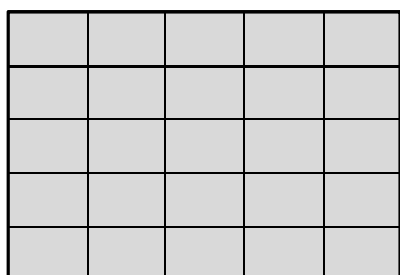
境界条件の修正



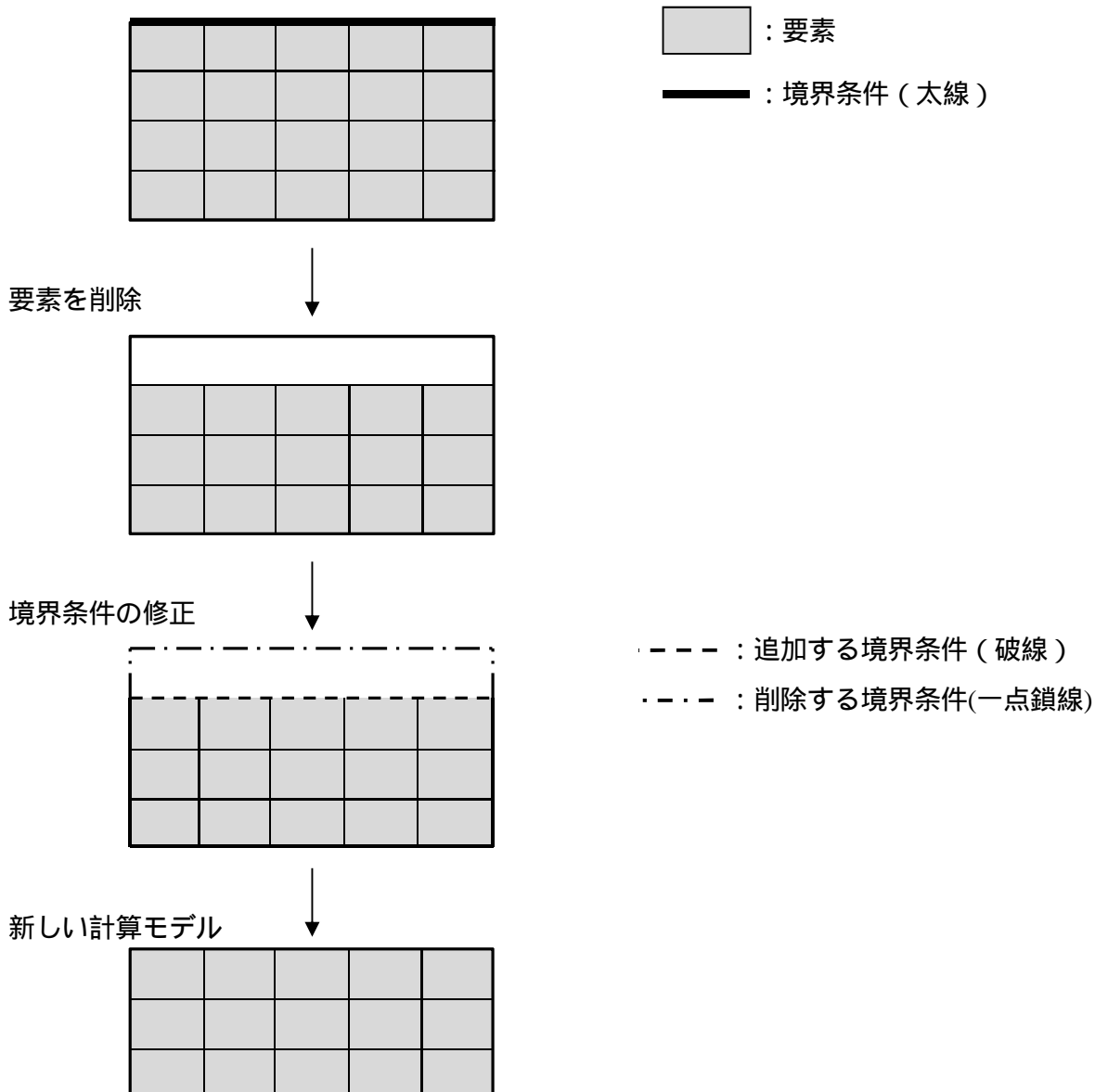
- - - : 追加する境界条件 (破線)

- · - · : 削除する境界条件 (一点鎖線)

新しい計算モデル



・要素が削除される場合の境界条件変更元の計算モデル



4) ポスト処理コードの修正

MIG2DF の解析結果表示のポスト処理コード PASS_POST について、バースアンドデス機能の追加に対応する修正を行った。PASS_POST は汎用可視化ソフトウェア AVS/Express を使用して解析結果の可視化処理を行うためのインターフェースコードである。本コードにおいてもバースアンドデス機能追加に対応した修正を行った。

PASS_POST は、計算結果コンター図表示、計算結果のプロープ機能 (特定の節点、要素の計算値の抽出機能)、アニメーション表示に対応しているため、各機能についてバースアンドデス機能への対応を行った。

MIG2DF には解析機能として、浸透流解析機能、塩分濃度解析機能、核種移行解析機能、物質移行変質連成機能の各機能があるので、上記の修正はこれらの全ての機能について実施した。

地層境界面等の時間的变化に対応した機能の追加

MIG2DF の改良において、解析モデル内部に定義された人工バリア材や地層等の物質特性の違い（地質境界）を時間的に変化させる機能として、地層境界面情報を入力し、その情報を基に要素の物質データをコード内部で自動的に割り当てる機能を導入している。今年度は地質境界移動が平行移動のみではなく、傾斜移動も考慮した地層形状の変化を表現できるようにコードを修正した。

図 6.2-5 に概念図を示す。

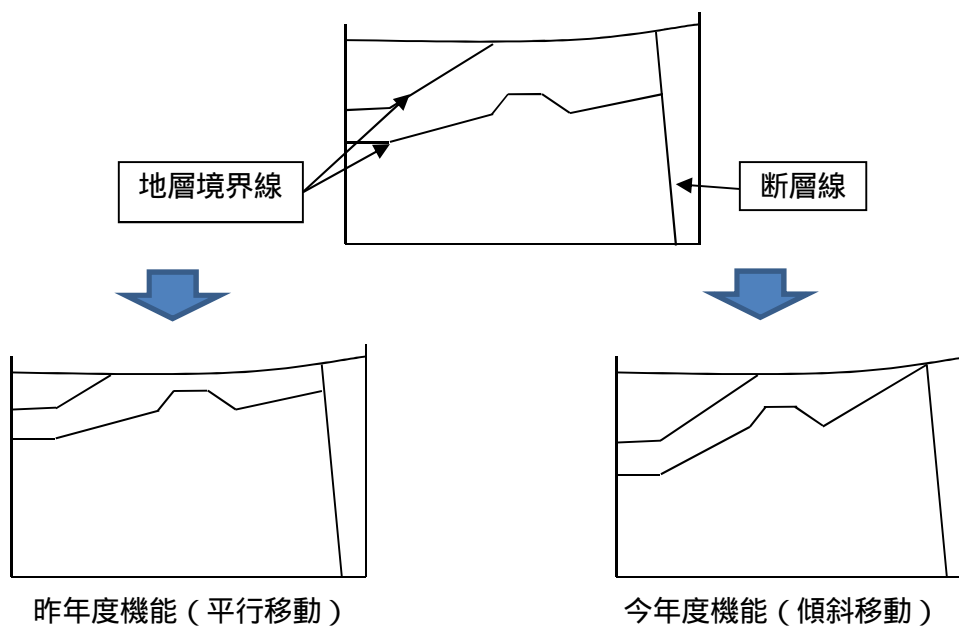


図 6.2-5 地質境界面情報からの物性値の割り当て概念

地層境界面の時間的・空間的变化を考慮した処理機能の追加

粒子追跡法による MIG2DF 解析結果を用いた地下水流路解析コード：PASS_TRAC では、浸透流解析結果の圧力水頭値と要素の透水係数及び間隙率を用いて流速を求める。上述した変更に伴い、地下水流路は時間と共に変動する地層中を通過することになるため、地層境界面の時間的・空間的変動を考慮した地下水流動経路を算出する必要がある。よって、MIG2DF で使用する非定常計算結果ファイルの任意指定時間範囲から抽出あるいは外挿等によって求められた任意時間・位置の透水係数・間隙率データを用いた地下水流動経路解析・流動時間解析が可能となるように修正を行った。

● 塩水 / 降水境界・地質境界ごとの距離・時間算出を行う機能の追加

沿岸域での密度依存地下水流解析結果に対応した塩淡境界処理コードを作成している。このコードは、MIG2DF の塩分濃度分布解析結果から、指定した塩分濃度の境界位置（塩水 / 降水境界）を各計算時刻において計算する機能である。流動経路解析では、ある地質境界から任意の地質境界までの流動経路・時間が安全評価上の重要な情報となるため、塩水 / 降水境界面等の任意位置から流出する領域等の任意位置までの流動時間の評価は流動特性を評価する上で重要なデータとなる。

本年度の作業では、上記コードを用いて、PASS_TRAC 計算で得られた距離と時間を 塩水 / 降水境界、任意の地質境界（図 6.2-6 の破線）のそれぞれの位置から指定した地層境界面等の流動経路・時間を算出できるよう改良を行った。

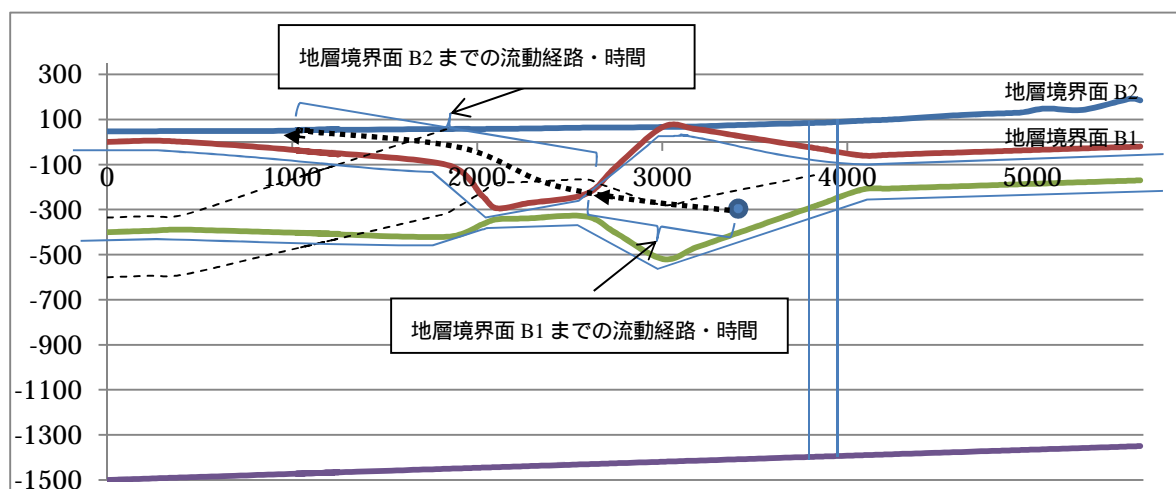


図 6.2-6 解析モデルの例（実線：水理境界面、破線：地質境界面）

(b) テスト計算
要素のバースアンドデス機能

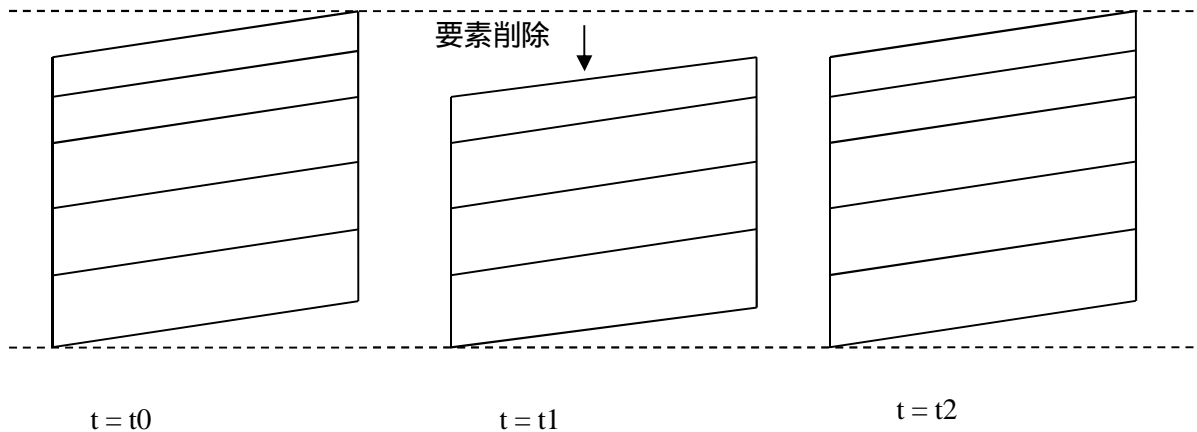
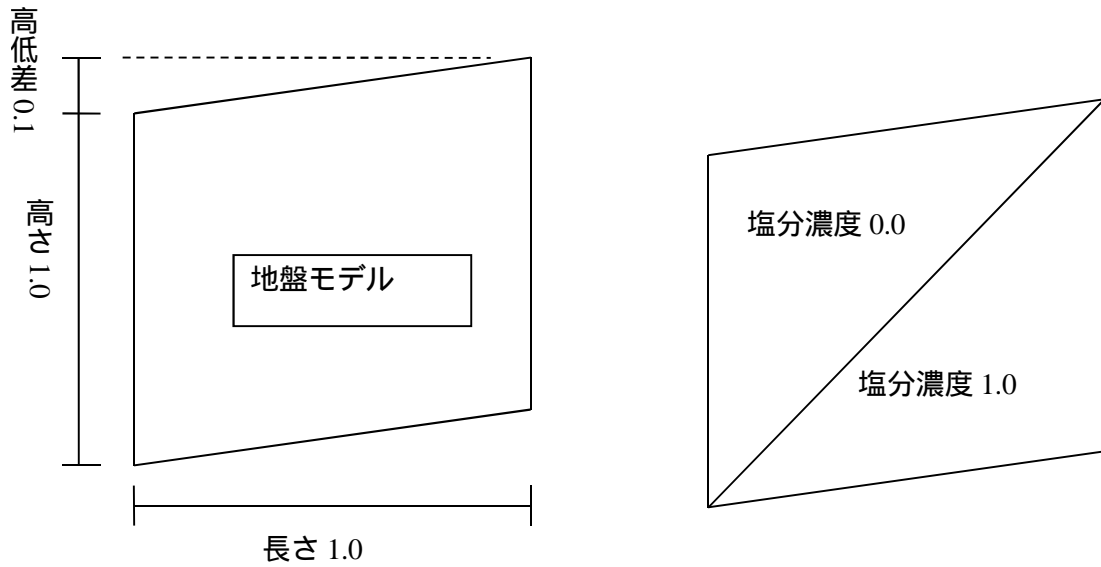


図 6.2-7 バースアンドデス機能テスト計算モデル

上記のモデルにおいて、バースアンドデス機能を使用した場合の計算結果を検証した。
モデル領域は長さ、高さとも 1.0m、左右の高低差が 0.1m とした。左側境界には全水頭 1.0m、
右側境界には全水頭 1.1m を与えて、右から左に向かい地下水が流れるモデルである。
初期の塩分濃度分布はモデルの左上三角部分が 0.0、右下三角部分は 1.0 とした。
地表面部分の要素を削除して侵食現象を模擬し、その後要素を生成して堆積現象を模擬した
解析を行った。テスト計算結果を下図に示す。

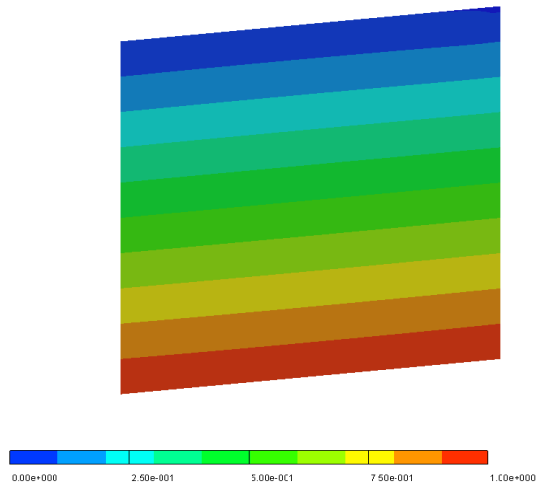


図 6.2-8 時刻 0 の圧力水頭分布

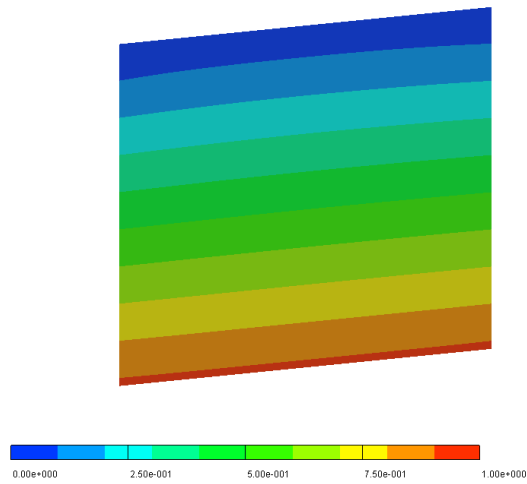


図 6.2-9 時刻 t1 の圧力水頭分布

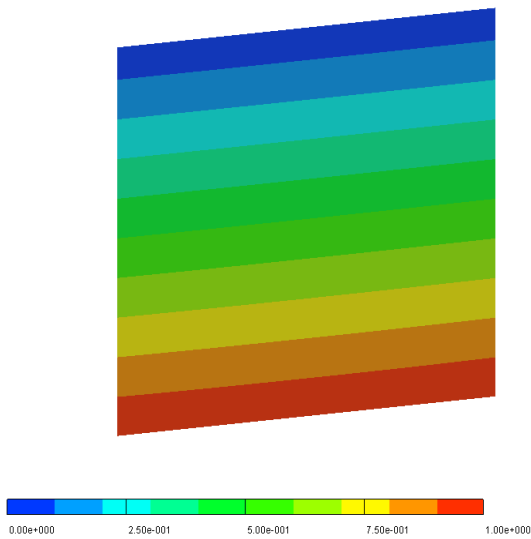


図 6.2-10 時刻 t2 の圧力水頭分布

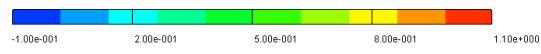
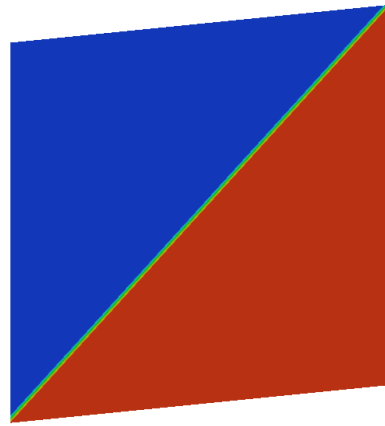


図 6.2-11 時刻 0 の塩分濃度分布

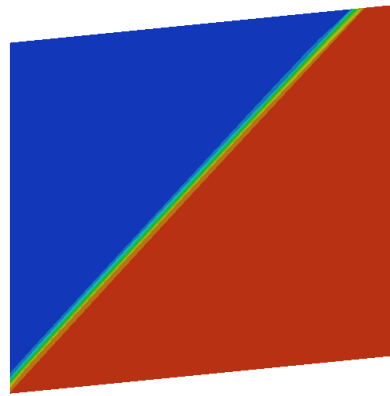


図 6.2-12 時刻 t1 の塩分濃度分布

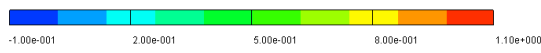
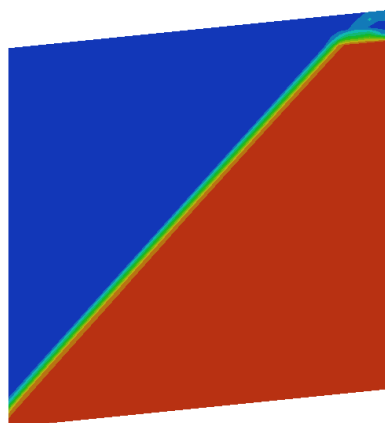
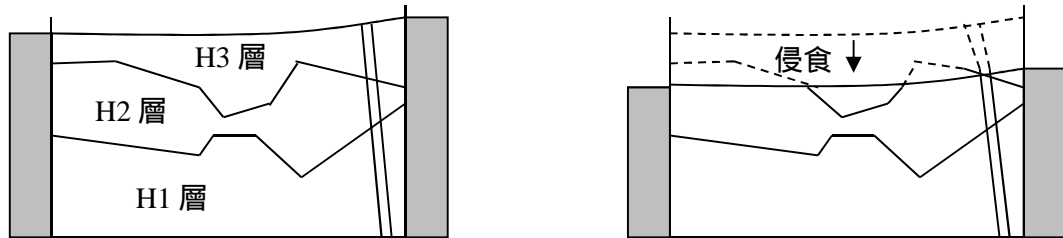


図 6.2-13 時刻 t2 の塩分濃度分布

圧力水頭分布はバースアンドデス機能による地表面の侵食を考慮した場合においても正しく計算されていることを確認した。また、塩分濃度分布は侵食により地表面の部分が削られることになるが、侵食後の堆積によって発生した要素部分には塩分濃度は含んでいないものとしている。解析結果では、侵食に伴う削剥による濃度低下を正しく模擬できている。

以上のテスト計算により、要素のバースアンドデス機能は正しく機能していることを確認した。

地層境界面の時間的・空間的变化を考慮した処理機能の追加



上記の様なモデルにおいて、各層の境界を地層境界面データで作成して物性値の時間変化を検証した。下図に計算結果を示す。

モデルでは、隆起した分だけ侵食が進むと設定し、現在の地形が平衡状態であるとしている。モデル左側端を起点とし、モデル右側が 50 万年で最大 150m (6.4.1 (1)参照) H1 / H2、H2 / H3 境界の対地深度が傾動隆起している。

H25_Horonohe2D_Case8
Function No.
Time = 0.0000e+000

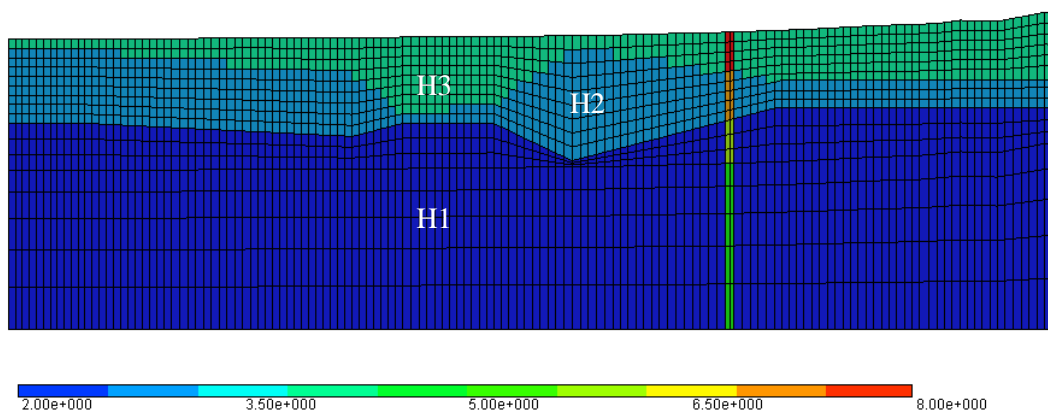


図 6.2-14 時刻 0 年の透水係数分布

H25_Horynobe2D_Case8
Function No.
Time = 1.0000e+005

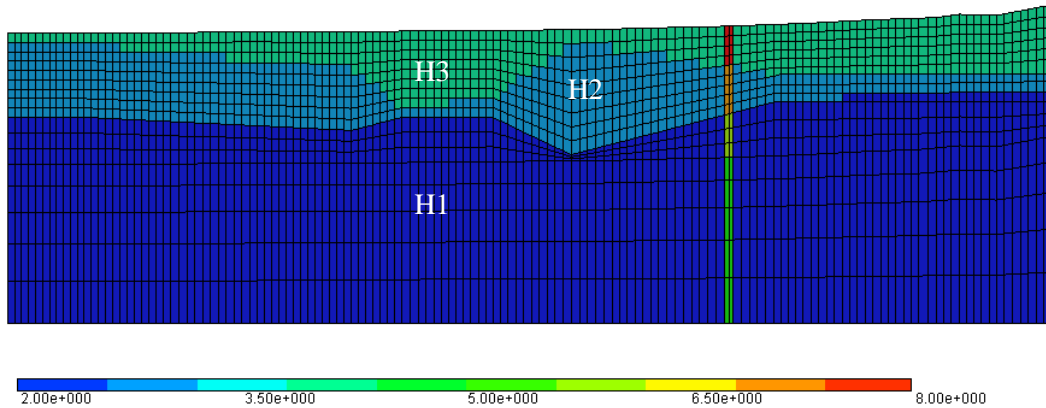


図 6.2-15 時刻 10 万年の透水係数分布

H25_Horynobe2D_Case8
Function No.
Time = 5.0000e+005

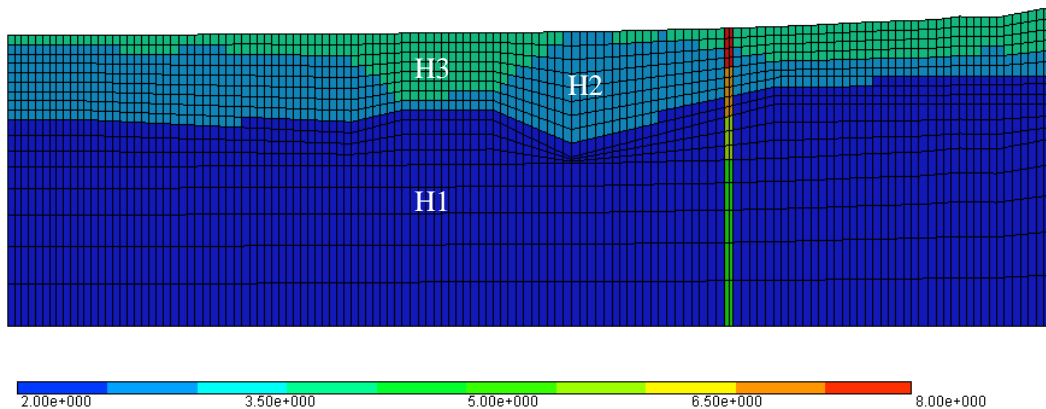


図 6.2-16 時刻 50 万年の透水係数分布

地層面の時間移動の設定に従い、各要素の物性値が移動中においても正しく設定されていることを確認した。

塩水 / 降水境界・地質境界ごとの距離・時間算出を行う機能の追加

各時刻における塩水 / 降水境界の計算結果を以下に示す。

解析モデルは、50 万年で 150m モデル全体が一様隆起 (6.4.1 (1)参照) するものである。流跡線は 0 年を開始としモデル外に流出するまでが描かれているため、0 年と 10 万年の図では流跡線はモデル外の領域にも描画されている。

流跡線 青：塩水 / 降水境界より下位置
 赤：塩水 / 降水境界より上位置

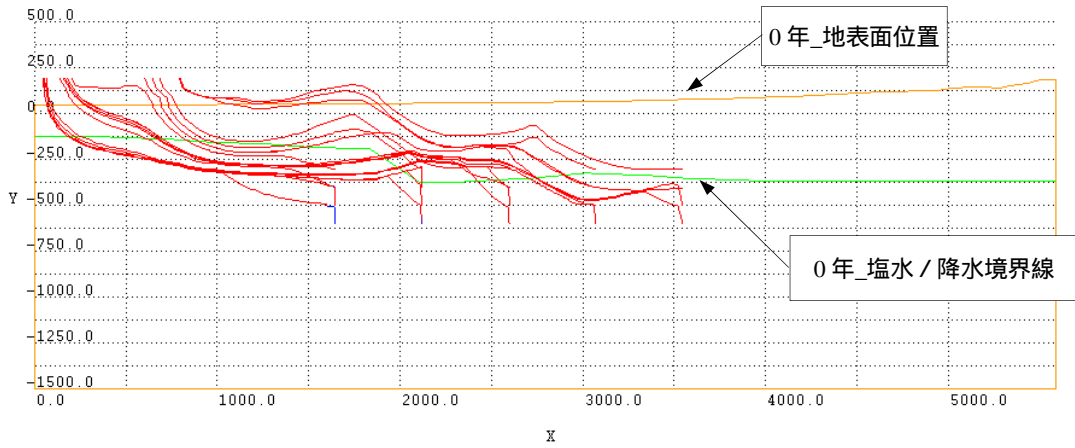


図 6.2-17 時刻 0 年の塩水 / 降水境界

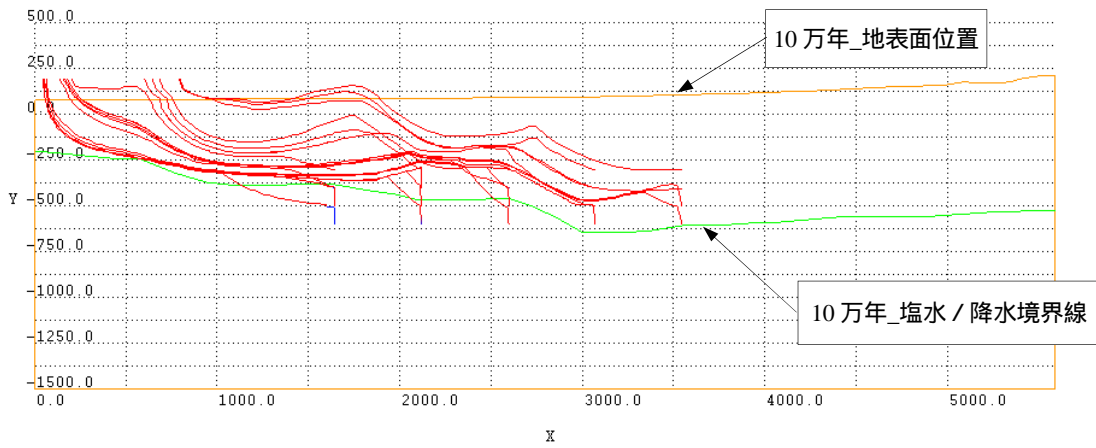


図 6.2-18 時刻 10 万年の塩水 / 降水境界

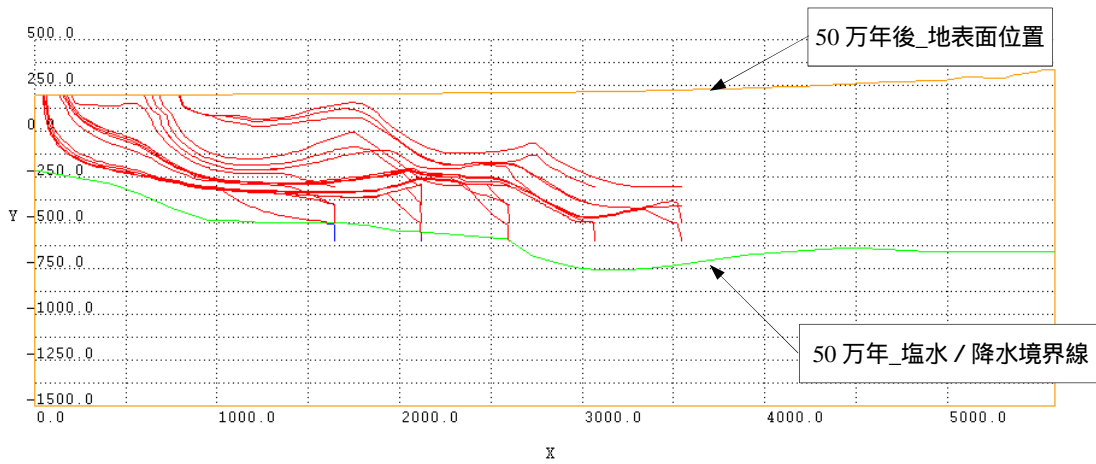


図 6.2-19 時刻 50 万年の塩水 / 降水境界

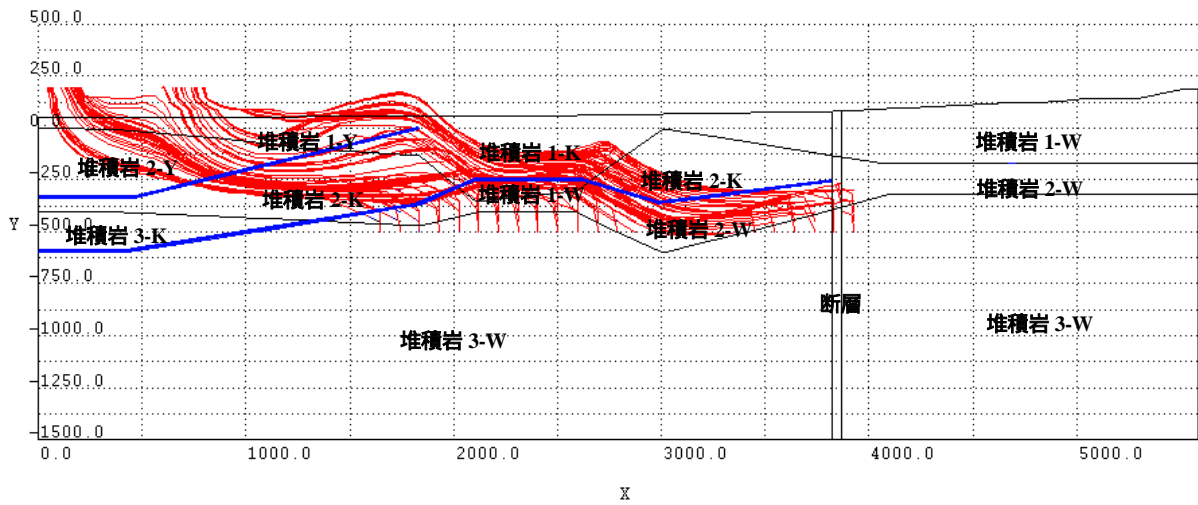


図 6.2-20 時刻 0 万年の地質境界線（青線）

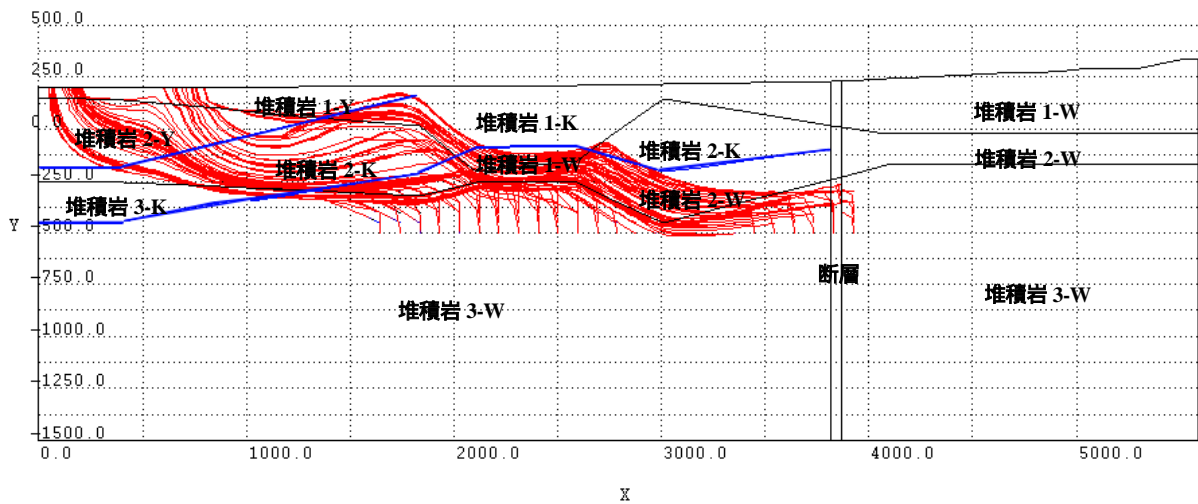


図 6.2-21 時刻 50 万年の地質境界線（青線）

塩水 / 降水境界ごとの表示、地質境界ごとの表示ともに正しく表示されていることを確認するとともに移行経路解析結果と照らし合わせ正しく評価されていることを確認した。

(3) 確率論的安全評価コード (GSRW-PSA) の拡張

これまでの確率論的安全評価コード GSRW-PSA では、天然バリア評価用のサブモデルである、多孔質媒体近似モデル・LTG 法 (LTMAIN) および亀裂性媒体近似モデル・LTG 法 (MAINLTG) において、表 6.2-2 に示すパラメータに関して、時間的な変化については 5 つの変化パターン (ステップ型、線形型、指数型、対数型、累乗型) を、空間的な変化については地質環境条件の変化 (例えばセメント系材料による高アルカリ地下水による地質媒体を構成する鉱物の変質) という観点からその空間的進行パターンとして 4 つのパターン (天然バリア出口側 (= 地下水流向の下流側)、天然バリア入口側 (= 地下水流向の上流側)、両側、全域同時) を選択することが可能である。例えば、多孔質性媒体近似モデル・LTG 法における空間的な変化に関して天然バリア入口側 (= 地下水流向の上流側) を選択した場合、図 6.2-22 に示すように、変質の進行速度に基づいて、上流側から変質が進行し、任意の最大影響範囲までその変質が及ぶものとして評価する。

一方、実際の処分環境では、地質や水質、水理特性といった環境条件が必ずしも空間的に均質ではなく、その空間的な分布も経時的に変化することが予想される。したがって、処分場から地表面までを 1 つの移行経路として考えた場合には、1 つの移行経路上に地質や水質等の環境条件の異なる領域が存在し、その領域の範囲も時々刻々に変化することになる。また、隆起・侵食 (あるいは沈降・堆積) を考慮した場合には、その直接的な影響として、移行経路の長さ (移行距離) の時間的な変化も組合せて考える必要がある。

核種移行解析の観点から、地質や水質条件の変化による影響としては、分配係数や拡散係数、間隙率の変化といったパラメータの時間的・空間的な変化が想定され、水理条件の変化による影響としては、地下水流速の時間的・空間的な変化が想定される。つまり、いずれかの環境条件 (地質、水質、水理など) の時間的・空間的な変化に基づいて、核種移行パラメータも変化させる必要がある。

例えば、「一様隆起・侵食」を想定した場合、図 6.2-23 に示すような地質環境の変化があるものと仮定する。地質は、地表面側から A 層 (A 層下限境界まで)、B 層 (B 層下限境界まで)、C 層に分けられ、水質は、水質境界を境に、上側が地下水 1 (水 1)、下側が地下水 2 (水 2) に分けられるものとする。P1 から P5 は処分場を埋設する位置のオプションであり、埋設処分深度は、P1、P3、P4 で 300m、P2、P5 で 600m とする。P1、P2 及び P5 から伸びている線は、核種の仮想的な移行経路を示しており、埋設する位置によってその移行経路は、通る地質や水質がそれぞれ異なる。また、時間が経過することで、隆起・侵食による地表面の削剥に伴い処分場位置に対する対地深度が減少したり、水質境界が下方に移動したりすることで、移行経路上の地質や水質などの範囲も変化することになる。なお、地表面から上方の移行経路は削剥される (移行距離の減少) 部分である。

ここで、処分場位置を P2 と仮定した場合のこの変化を 1 次元で表現したものを図 6.2-24 に示す。この図から分かるように、天然バリア全体の移行距離が減少するとともに、移行経路上の各地質層の範囲と、水質境界の移動に伴う水質の範囲が変化する。そこで、天然バリアの移行経路上の環境条件の空間分布に基づいて、移行パラメータ (流速、分配係数、拡散係数など) が設定されるように機能拡張を行った。具体的には、処分場位置を P2 と仮定した場合 (図 6.2-24) では、地質条件 3 (A 層、B 層、C 層) × 水質条件 2 (水 1、水 2) = 6 種類の移行パラメータ群 (表 6.2-3) を予めパッケージとして用意しておき、任意の範囲の移行パラメータが表 6.2-3 のどれに分類されるかに基づいて自動的にパラメータ (表 6.2-2) が設定されるものとした。ただし、それらの地質や水質の境界自体も時間的に変化することが想定されるため、境界の移動速度も時間変化 (線形) できるよう拡張した。

なお、上記の例では、地質条件と水質条件といった2要因の組合せによる移行パラメータの分類を想定したが、今後の解析では、さらに、水理条件も追加した、地質条件×水質条件×水理条件による移行パラメータの分類も予定されるため、3つ以上の要因による分類もできるよう汎用性をもたせるものとした。

拡張対象サブモデルは以下の通りである。

- 多孔質媒体近似モデル・LTG法 (LTMAIN)
- 亀裂性媒体近似モデル・LTG法 (MAINLTG)

機能検証については、Appendix -A に示した。

表 6.2-2 各サブモデルにおいて時間変化を考慮可能なパラメータ

多孔質媒体モデル LTG 法 (LTMAIN)	亀裂性媒体モデル LTG 法 (MAINLTG)
地下水流速 (ダルシー流速)	地下水流速 (実流速)
移行距離	移行距離
間隙率	亀裂開口幅
分散長および拡散係数	亀裂内の分散長および拡散係数
遅延係数 (分配係数)	亀裂内の遅延係数
	マトリクス領域内の間隙率
	マトリクス領域内の拡散係数
	マトリクス領域内の遅延係数 (分配係数)

表 6.2-3 地質条件及び水質条件を考慮した移行パラメータの分類

地質条件	水質条件	
	1	2
A層	A1	A2
B層	B1	B2
C層	C1	C2

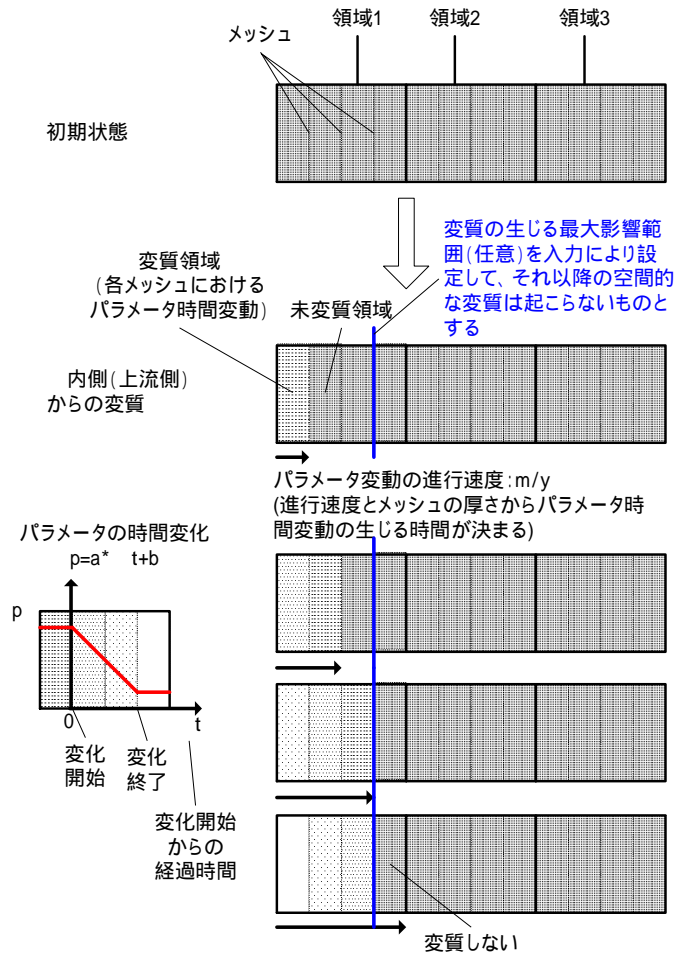


図 6.2-22 多孔質性媒体近似モデル・LTG法における空間的な変化の例：
内側（上流側）

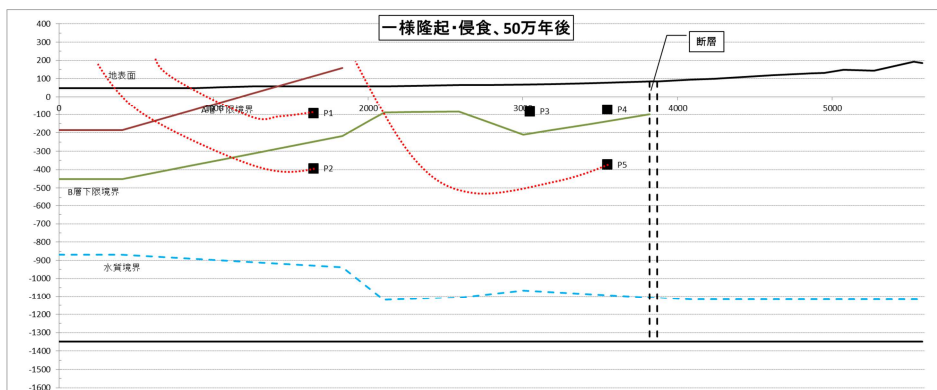
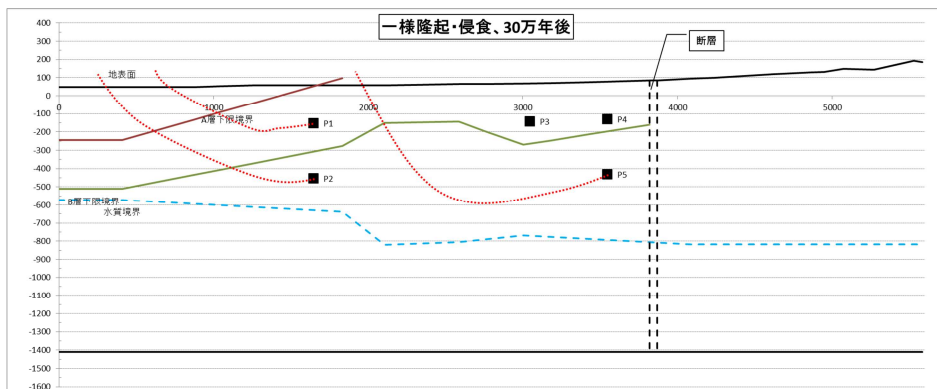
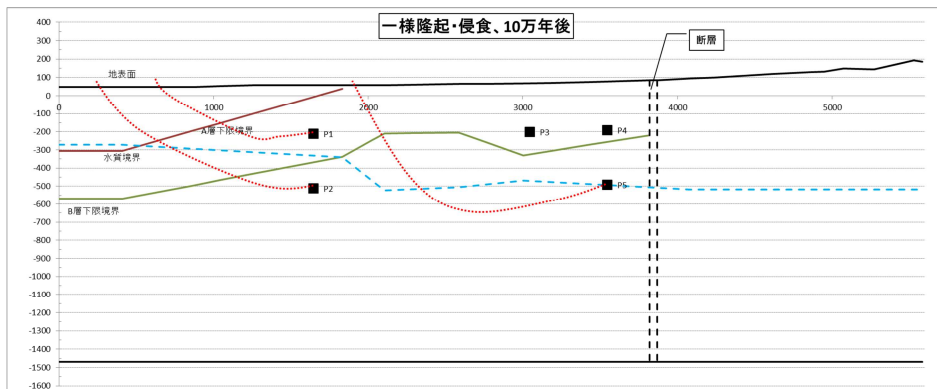
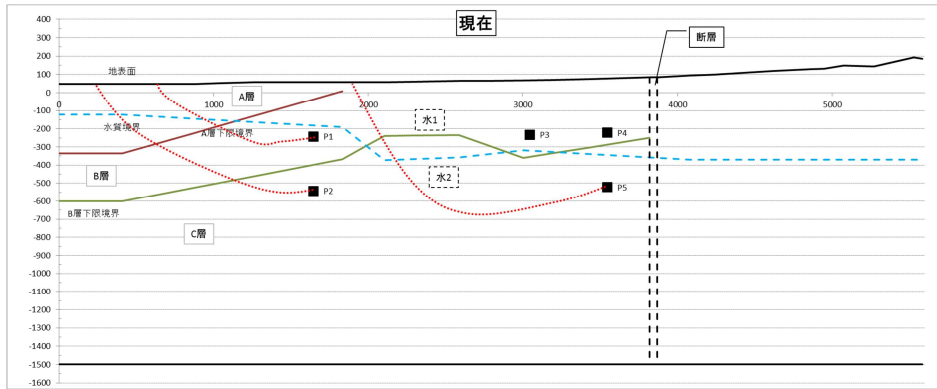


図 6.2-23 一様隆起・侵食による移行経路上の地質及び水質の変化の例

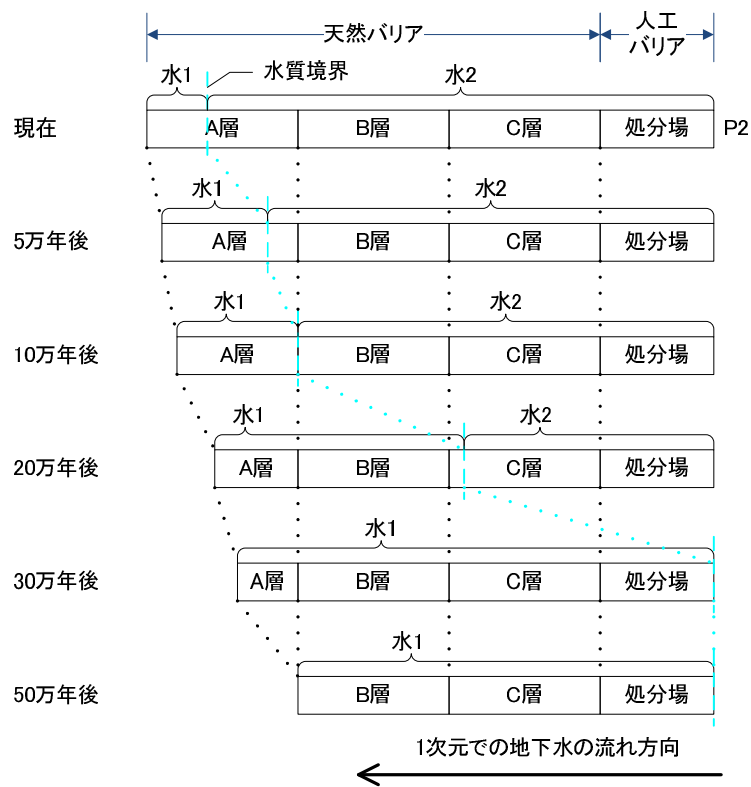


図 6.2-24 処分場位置 P2 における移行経路上の地質・水質の時間的・空間的变化

6.3 人工バリアの変遷のシナリオを対象とした安全評価

6.3.1 緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価

地層処分システムにおいて、緩衝材は止水機能や核種移行抑制機能などの安全機能が発揮されることが期待されており、緩衝材の有力な候補として、ベントナイト系緩衝材を用いることが検討されている。ベントナイト系緩衝材は、支保工などに使用するとされるセメント系材料が地下水と接触することにより流入する高アルカリ性地下水によって長期的に劣化することが指摘されている。また、ベントナイト系緩衝材における間隙水組成によっては、オーバーパックスの腐食状態や進展が促進され、早期破損することによりオーバーパックスに期待されている核種浸出抑制機能が失われることが指摘されている。それに伴い、オーバーパックス破損によってガラス固化体が地下水に接触することにより溶解・変質が生じ、放射性核種が溶出することが懸念されている。溶出後もセレン (Se) やネプツニウム (Np) のような半減期が長く、酸化還元鋭敏な核種移行性は緩衝材中間隙水の Eh や pH により大きく左右されると言われている。これらの安全機能を評価する上では、我が国における処分環境を考慮した緩衝材変質評価をする必要がある。

過去の原子力安全・保安院の委託事業である「放射性廃棄物処分の長期的評価手法の調査」では、これまでにベントナイト変質を実験的に定量化し、ベントナイト系緩衝材に期待されている止水機能の長期的な変動を評価するための手法となる評価モデルや評価式、評価データの開発を行ってきた。また、セメント系材料の変質にともなう固相および液相成分の変化を評価するための信頼性のある鉱物モデルおよびセメント硬化体中における鉱物の溶解・生成反応に伴う間隙構造変化と物質の拡散挙動との関係を定量化したモデルの構築し、これら評価モデル等を踏まえ導入した物質移行・変質連成解析コードの整備・検証を行ってきた。さらに、緩衝材中間隙水の酸化還元電位 (Eh) がオーバーパックスの腐食による還元作用への影響を評価する手法として、「炭素鋼オーバーパックスの腐食影響評価手法」を整備している。これらはお互い個別の評価手法として確立されており、人工バリアの安全機能を評価するには各評価手法を連動させ評価することが不可欠であり、平成 23 年度⁽¹⁾には各評価手法を連動させるため、処分システムとして、オーバーパックス - 緩衝材 - 支保工の条件設定で物質移行・変質連成解析コード MC-BUFFER による緩衝材変質評価計算を実施している。さらに平成 24 年度⁽²⁾は、オーバーパックス破損後におけるガラス固化体から溶出する放射性核種の人工バリア内核種移行を評価するには既存の 1 万年間の評価結果では期間が短いことから、評価期間を 10 万年間に延長し、オーバーパックスからの温度変化等を考慮した評価を行った。本年度は、上述の条件設定や評価モデルの考慮等の見直しを図るとともに、人工バリアの変遷シナリオを対象とした緩衝材変質評価計算を実施した。

本年度は、仮想的なサイトを想定して総合的な感度解析を行い、人工バリアに関する重要な設計要件を抽出するため、以下の内容・手順で検討を進めた。

- これまでの知見やリンケージ解析から、判断指標となりそうなパラメータを絞り込む。
- 影響解析 (ケース解析) を仮想的な処分環境や設計条件を想定して実施する。
- バリア性能の劣化や人工バリアからの核種フラックスへの影響の仕方を検討する。
- 各パラメータの設定の妥当性を判断するために重要な観点を抽出する。

については、これまでのリンケージ解析による知見を踏まえ、仮想サイトを想定する際の人工バリア領域の主な設定パラメータとして、下記のパラメータを絞り込んだ。

- ・ 温度
- ・ 地下水の化学組成 (降水系、海水系)

- ・ 支保工の組成、厚さ（アルカリ成分として）

これらは、人工バリア領域の処分環境条件に由来する、外因的な影響因子として作用する因子であり、複数のバリア材の組み合わせで構成される人工バリア領域の化学に対して影響を与えるものの、その影響は緩衝されることが期待されるものである。一方、

- ・ ガラス固化体のひび割れ量の大小
- ・ OPの初期厚さ
- ・ 緩衝材の初期厚さ
- ・ 初期乾燥密度
- ・ ベントナイト - 珪砂混合率
- ・ 支保工の厚さ

の因子は人工バリア領域の設計条件に由来する、内因的な影響因子として作用する人工バリアの設計に係る物理的な影響因子であり、合理的な範囲でバリア性能劣化への、影響を確認し、影響が大きい、あるいは影響評価に合理性が必要な因子については、設計確認や施設確認の際の重要な審査項目として抽出される可能性がある因子である。

本年度は、人工バリアの設計条件に関する後者の因子のうち、緩衝材とその変質に関する項目（緩衝材の初期厚さ、緩衝材初期乾燥密度、ベントナイト - 珪砂混合率、支保工の厚さ）と処分環境条件のうち代表的な因子である地下水の化学組成として、降水系と海水系の混合率を変化させた条件を組み合わせた条件を重点的に検討した。

以下、具体的な の内容について述べる。なお、 については 6.5 に記述する。

（１）解析体系

解析体系は、我が国の処分環境を考慮して HLW2 次取りまとめ⁽³⁾および第二次 TRU レポート⁽⁴⁾を参考に、平成 24 年度にも設定した HLW を模擬した 1 次元解析体系とした。図 6.3-1 に本解析体系概念図を示す。オーバーパックについては、HLW2 次取りまとめ⁽³⁾において人工バリア構成の配置として、処分孔への横置き方式および縦置き方式に検討され、岩盤の種類、オーバーパックの部位によらず、放射線遮蔽厚さ 15cm に腐食代 4cm を加えた 19cm と提示されており、これを設定した。緩衝材については、HLW2 次取りまとめ⁽³⁾にてオーバーパック及び緩衝材の材料、厚さ等の仕様に関する設計や、製作・施工性も含め検討され、性能に余裕を持たせた合理的な人工バリアの仕様例として提示されている 70cm に設定した。さらに緩衝材の初期欠陥や緩衝材流出などを想定し、緩衝材厚さ 10cm、20cm、30cm、40cm、50cm、60cm についても設定した。支保工については、HLW2 次取りまとめ⁽³⁾および第二次 TRU2 レポート⁽⁴⁾にて提案されているもののうち 60cm を設定した。さらに支保工のコンクリート使用量におけるアルカリ成分の緩衝材溶解への影響を把握するため、支保工厚さ 10cm、20cm、30cm、40cm、50cm についても設定した。HLW2 次取りまとめ⁽³⁾では、人工バリアの外側には掘削影響領域（以下、「EDZ」という。）があることから、EDZ を境界条件として支保工外側に濃度固定条件を与えることにより、常にフレッシュな地下水が接する条件とし、OP 内側の境界には濃度勾配 0 の条件を与えた。

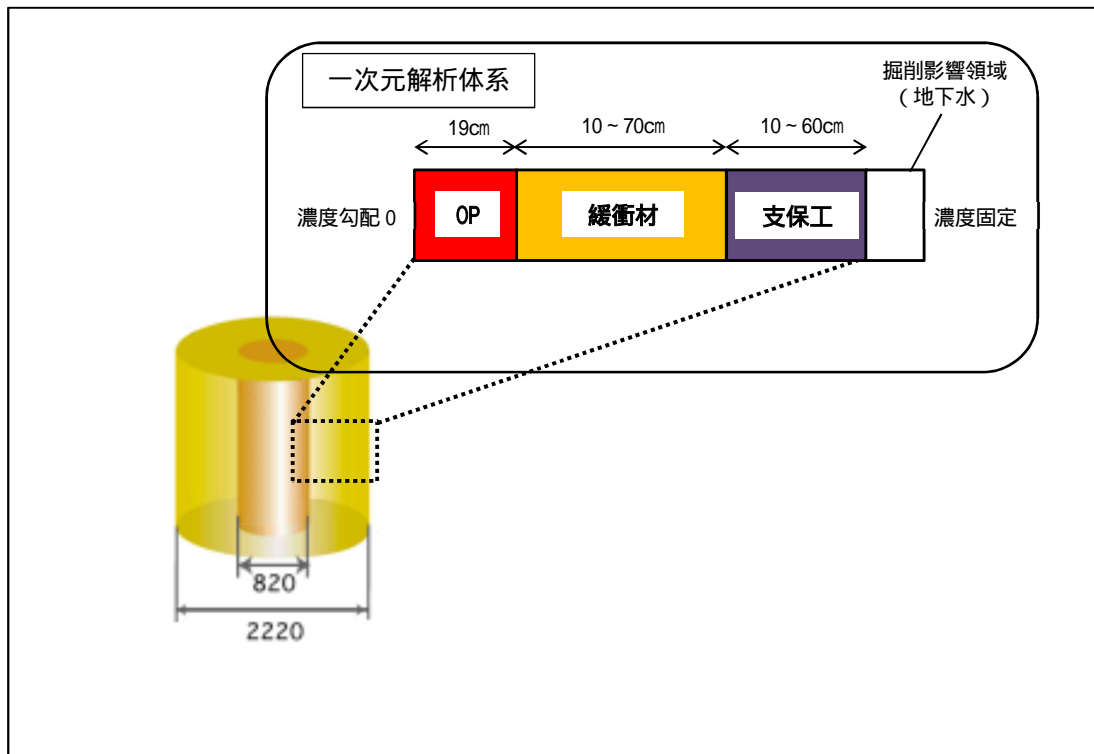


図 6.3-1 本解析体系概念図

(2) 解析条件

本解析における解析評価時間は、平成 24 年度と同様に第二次 TRU レポート⁽⁴⁾においてセメント系材料 - 緩衝材複合系の変質挙動解析での評価時間である 10 万年を設定した。また、本解析ではタイムステップを 1 ヶ月と設定しているが、10 万年まで解析において、間隙の閉塞などが要因となり計算が止まってしまうケースがあり、それらのケースについては、MC-BUFFER のリスタート計算機能を使用し、タイムステップを変更することで 10 万年までの評価を実施した。

(a) 温度

温度については、人工バリアの温度変遷を模擬するため、オーバーパックの経時的な温度変化 (100 ~ 47) を設定した。オーバーパックの温度変化については、HLW2 次とりまとめ⁽³⁾での「ニアフィールドの温度経時変化および隙間の影響」よりガラス固化体が 50 年中間貯蔵されたものを対象とした、処分孔縦置き方式による硬岩系岩盤、処分坑道離間距離 10 (2D)、廃棄体ピッチ 4.44 (2d) にて解析された温度の経時変化のうち、ガラス固化体に近い点を参照した。なお、HLW2 次とりまとめ⁽³⁾では、廃棄体定置後約 1 万年で人工バリアの温度は初期定地温に戻るとの評価であることから、1 万年以降のオーバーパックの温度については、47 定温とした。図 6.3-2 に設定したオーバーパック境界温度データを示す。

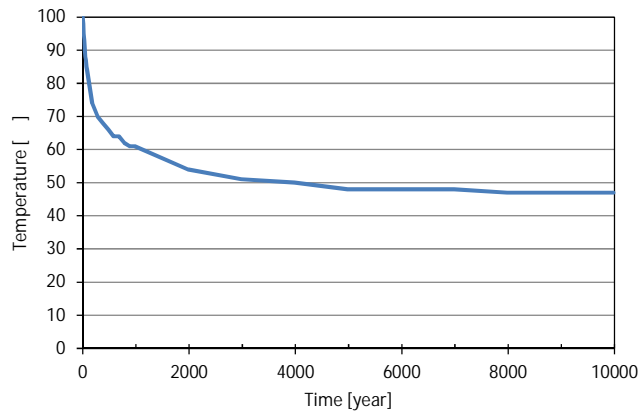


図 6.3-2 オーバーパック境界温度データ⁽³⁾

人工バリアを構成する材料の熱物性については、オーバーパックおよび緩衝材は HLW2 次とりまとめ⁽³⁾の「岩盤および隙間の物性」より、支保工は第二次 TRU2 レポート⁽⁴⁾の「各構成要素の熱物性データ」より熱伝導率および比熱を用いた。なお、MC-BUFFER では比熱ではなく、容積比熱での入力データとなるため、単位変換した値としている。表 6.3-1 に人工バリアを構成する熱物性データを示す。なお、本解析では各構成材料の変遷による熱物性データの変化は考慮せず、初期値一定条件としている。

表 6.3-1 人工バリアを構成する熱物性データ

構成要素	熱伝導率 [W/mK]	容積比熱 [J/m ³ K]
オーバーパック	51.6	3.69E+06
緩衝材	0.78	1.01E+06
支保工	2.56	2.63E+06

(b) 地下水組成

地下水組成は平成 24 年度と同様に HLW2 次とりまとめ⁽³⁾にて高 pH 系代表的地下水として設定されている降水系地下水および海水系地下水を設定した。表 6.3-2 に解析に使用した代表地下水組成を示す。ただし、平成 24 年度ではオーバーパックの炭素鋼や緩衝材に構成される Pyrite などの鉄鉱物などに影響を及ぼす因子となる酸化還元電位 (Eh) や Fe 濃度については未設定であったため、本解析では考慮した組成とした。

表 6.3-2 代表地下水組成⁽³⁾

降水系地下水		海水系地下水	
Temperature	25	Temperature	25
pH	8.5		8
Na	3.42E-3 mol/L	Na	6.74E-1 mol/L
K	6.20E-5 mol/L	K	1.10E-2 mol/L
Ca	1.10E-4 mol/L	Ca	3.3E-4 mol/L
Mg	5.00E-5 mol/L	Mg	2.5E-4 mol/L
C	3.50E-3 mol/L	C	3.5E-2 mol/L
S	1.10E-4 mol/L	S	3.00E-2 mol/L
Cl	1.50E-5 mol/L	Cl	5.90E-1 mol/L
Al	3.4E-7 mol/L	Al	3.20E-9 mol/L
Si	3.4E-4 mol/L	Si	3.00E-4 mol/L
Fe	9.7E-10 mol/L	Fe	2.00E-9 mol/L

(c) 鉱物組成

緩衝材領域のベントナイトについては、HLW2 次取りまとめにおいて示されているベントナイト系緩衝材の国内外ベントナイト鉱物組成より、また第 2 次 TRU レポート⁽⁴⁾でも変質評価解析にて使用されているクニゲル V1 を採用した。解析に用いるベントナイト系緩衝材の鉱物組成については、平成 24 年度と同様の緩衝材初期鉱物組成を設定した。支保工については、第 2 次 TRU レポート⁽⁴⁾で人工バリアに使用されるセメント系材料として示されている普通ポルトランドセメント (以下、「OPC」と言う。) を採用した。なお、OPC での W/C (水セメント比) は 55% に設定をした。オーバーパックについては、Fe(c)を設定し、水との化学反応を計算するため、便宜的に空隙率 40% の多孔質と仮定した。

二次鉱物は、平成 24 年度と同様に平成 21 年度報告書⁽⁵⁾の「セメント - ベントナイト接合試験の結果を用いたセメント空隙変遷モデルおよび解析コードの検証」にて報告されているセメント・ベントナイト接合系の二次鉱物を設定した。また、鉄鉱物は平成 24 年度に平成 17 年度⁽⁶⁾および平成 18 年度報告書⁽⁷⁾の文献調査より選定した Siderite、Wustite、Magnetite、Hematite を二次鉱物として設定していたが、6.2.2 項で検討した鉄鉱物を採用し、Siderite、Magnetite、Goethite、Fe(OH)2(s)、Chukanovite、Melanterite、Berthierine、Greenalite を設定した。

上記の初期鉱物および二次鉱物を考慮し設定した鉱物モデルについて表 6.3-3 に示す。

表 6.3-3 鉱物モデル

		計算に用いた鉱物	初期鉱物量 (wt%)	溶解反応の計算 (溶解速度式)
支保工初期鉱物 (OPC W/C=55%)		Ca(OH) ₂	17.0	平衡論
		C-S-H (1.8)	58.6	"
		Monosulfate (AFm)	10.6	"
		Hydrogarnet	11.7	"
		Brucite	2.1	"
ベントナイト 系緩衝材 初期鉱物	クニゲル V1 (含有率 10~ 100%)	Montmorillonite	49.0	速度論
		Quartz	38.0	平衡論
		Analcime	3.0	"
		Calcite	2.5	"
	Pyrite	0.6	"	
	ケイ砂	SiO ₂	100.0	速度論
オーバーパック初期鉱物		Fe(c)	100.0	"
上記以外に生成を許す鉱物		C-S-H(1.5), (1.3), (1.1), (1.0), (0.9), (0.833), (0.6), (0.4)	0	平衡論
		Ettringite (AFt)	0	"
		Gypsum	0	"
		Laumontite	0	"
		Brucite	0	"
		Kaolinite	0	"
		Katoite	0	"
		AS ₄ H	0	"
		Friedel's salt	0	"
		Gibbsite	0	"
		Sepiolite	0	"
		Hydrotalcite	0	"
		Siderite	0	"
		Fe(OH)2(s)	0	"
		Magnetite	0	"
		Chukanovite	0	"
		Goethite	0	"
Melanterite	0	"		
Berthierine	0	"		
Gleenalite	0	"		

(d) 評価モデル

評価モデルは、平成 21 年度⁽⁵⁾までの「放射性廃棄物処分の長期的評価手法の調査」においてベントナイト変質における評価手法として整備したモンモリロナイト溶解速度モデル、ベントナイト透水係数評価モデル、アルカリ拡散モデル、quartz 溶解速度モデル、セメント間隙変遷モデル、表 6.3-3 で示した鉱物モデルを使用する。式(6.3-1)～式(6.3-13)に各評価モデル式を示す。ベントナイト透水係数式については、昨年度設定した適用条件を踏まえ、式(6.3-2)～式(6.3-4)のとおり設定した。また、オーバーパックについては、炭素鋼腐食反応速度モデルを使用する。炭素腐食反応速度モデルについては、式(6.3-12)に示すように腐食反応速度 pH と硫化水素ナトリウム (NaHS) 濃度で表されているが、式の特性上、NaHS 濃度が低い場合には式(6.3-13)に漸近するように NaHS 濃度依存性を設定している。本解析では、HS 濃度が濃度依存性の影響を受けるまで上昇しないことを仮定し、NaHS を 0 とした、pH 依存性のみの式(6.3-13)を使用した。なお、腐食速度は最大 1.5 μ m/y となるよう設定した。支保工における透水係数は、十分に低い透水係数として 1.0×10^{-15} m/s を設定した。

・モンモリロナイトの溶解速度式

$$R_A = 3500 (a_{\text{OH}^-})^{1.4} e^{-51000/RT} \quad (6.3-1)$$

R_A : 溶解速度(kg m⁻³ s⁻¹)

a_{OH^-} : OH 活量(mol dm⁻³)

T : 温度(K)

R : 気体定数(8.314 Jmol⁻¹ K⁻¹)

・ベントナイト透水係数式

$$K_w = 1.2 \times 10^{-7} I_s^{1.5} 10^{-0.0042\rho_m} (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21) \quad (6.3-2)$$

ただし、イオン強度 I_s が 0.1 mol L⁻¹ 以下の適用条件式

$$K_w = 1.2 \times 10^{-7} 0.1^{1.5} 10^{-0.0042\rho_m} (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21) \quad (6.3-3)$$

また、 ρ_m が 0.04 g cm³ 以下の適用条件式

$$K_w = 1.2 \times 10^{-7} (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21) \quad (6.3-4)$$

K_w : 透水係数(m s⁻¹)

ρ_m : 有効モンモリロナイト密度(kg m⁻³)

I_s : イオン強度(mol dm⁻³)

T : 温度(K)

・緩衝材中におけるアルカリ拡散係数式

$$De = 5.0 \times 10^{-7} 2.1 e^{(-18600/RT)} \quad (6.3-5)$$

De : 有効拡散係数(m² s⁻¹)

: 間隙率(-)

T : 間隙水の絶対温度(K)

R : ガス定数(8.31kJ mol⁻¹ K⁻¹)

• quartz の溶解速度式

$$R = k A (a_{H^+})^n (1 - Q/K) \quad (6.3-6)$$

$\log k$: quartz の速度定数 (= -13.8 (70)) (mol/m²/s)

A : quartz の表面積 (= 9.53×10³) (m²/m³)

a_{H^+} : H⁺の活量

n : 定数 (= -0.55 (70)) (-)

Q/K : quartz の飽和指数 (Q : イオン活量積、 K : 平衡定数)

• セメント間隙変遷モデル式

$$De = 5.37 \times 10^{-10} \quad tra \quad (6.3-7)$$

$$\phi_{tra}(t) = V_{cp-tra}(t) / V_{tot} \quad (6.3-8)$$

$$\Delta V_{cp-tra}(t) = \frac{V_{cp-tra}(0)}{V_{cp-tra}(0) + V_{cp-sto}(0) + V_a(0)} \Delta V_{pore}(t) \quad (6.3-9)$$

$$V_{tot} = V_w + V_c + V_{fa}(0) + V_{ca}(0) + V_a(0) \quad (6.3-10)$$

$$\Delta V_{pore}(t) = -\Delta V_{hyd}(t) - \Delta V_{fa}(t) - \Delta V_{ca}(t) \quad (6.3-11)$$

De : 有効拡散係数(m² s⁻¹)

$\phi_{tra}(t)$: 物質移動毛細管間隙率

V_{tot} : セメント硬化体の総体積

$V_{cp-tra}(t)$: 物質移動毛細管間隙の体積

$V_{cp-tra}(0)$: 初期の物質移動毛細管間隙の体積

$V_{cp-sto}(0)$: 初期の貯留毛細管間隙の体積

$V_a(0)$: 初期の水泡体積 (計算では0)

$V_{pore}(t)$: セメント硬化体間隙の体積

V_w : 配合時の水の体積

V_{wab} : セメント硬化体の水中養生中に吸水する水の体積

V_c : 配合時のセメントの体積

$V_{fa}(0)$: 初期の細骨材体積

$V_{ca}(0)$: 初期の粗骨材体積

$V_a(0)$: 初期の水泡体積

$V_{hyd}(t)$: 地球化学計算により算出されるセメント水和鉱物の体積変化量

$V_{fa}(t)$: 地球化学計算により算出される細骨材の体積変化量(計算では0)

$V_{ca}(t)$: 地球化学計算により算出される粗骨材の体積変化量(計算では0)

・炭素鋼腐食反応速度式

$$R = \frac{\log(10^{1.5} + 10^{340[\text{NaHS}^-]^{0.85}})}{1 + 10^{(\text{pH}-9.6)}} \quad (6.3-12)$$

$$R = \frac{1.5}{1 + 10^{(\text{pH}-9.6)}} \quad (6.3-13)$$

R：腐食反応速度($\mu\text{m y}^{-1}$)

NaHS：硫化水素ナトリウム濃度(mol dm^{-3})

(e) 熱力学データベース

熱力学データベースは、多項式または van't Hoff 式を使って平衡定数の温度依存性を考慮している Spron-JNC⁽⁸⁾をベースに、CSH ゲル (CSH(0.833) ~ CSH(1.8)) に A. Atkinson⁽⁹⁾によるデータを考慮した熱力学データベースを使用した。この熱力学データベースは、「放射性廃棄物処分の長期的評価手法の調査」におけるベントナイトおよびセメント変質評価解析で使用された実績がある。オーバーパックにおける熱力学データについては、平成 19 年度に報告されている鉄化学種の熱力学データを使用した。なお、大塚ら⁽¹⁰⁾の報告ではカソード反応は水素発生反応が支配的で、炭酸イオン (CO_3^{2-}) や硫酸イオン (SO_4^{2-}) の還元生成物であるメタン (CH_4) や硫化物イオン (HS^-) が検出されていないことから、熱力学データベースからメタンと硫化物イオンの反応を除外することも検討されたが、本解析では考慮していない。また、6.2 節で前述した鉄鉱物における熱力学データについても新たに使用した。

(3) 解析ケース

解析ケースは、基本ケースとして、表 6.3-2 に示した降水系地下水および海水系地下水 (case1 ~ case2) について実施した。さらに、降水系地下水と海水系地下水の各元素のモル濃度を比率で混合させた仮想的な地下水質を影響因子としたケース (case3 ~ case6) を設定し、地下水質による緩衝材への影響を把握することにより、緩衝材影響解析に用いる地下水質を選択した。影響解析のケースは、緩衝材の初期欠陥や流出などを想定した影響因子として、緩衝材の初期厚さ (case7 ~ case12) および初期乾燥密度 (case13 ~ case17)、ベントナイト - ケイ砂混合率を変化させた (case18 ~ case21) ケースを、さらに人工バリアシステムにおいてベントナイト系緩衝材の溶解挙動に影響を及ぼすアルカリ成分を溶出するコンクリートについて支保工厚さ (case22 ~ case26) を設定した。表 6.3-4 に解析ケース一覧を示す。

なお、先行して解析を実施した基本ケース (case 1、case 2) および仮想的な地下水質を影響因子としたケース (case 3 ~ case 6) の解析結果より、本年度の計算条件では、海水系地下水がモンモリロナイトの長期変遷により大きな影響を及ぼす結果となったため、設計条件の変化の影響を調べるためのケース (case 7 ~ case 26) については、海水系地下水を地下水組成として設定した。

表 6.3-4 解析ケース一覧

ケース	温度 [°C]	地下水水質特性	緩衝材厚さ [cm]	乾燥密度 [g/cm ³]	混合率 [Bnt.: Qtz.]	支保工厚さ [cm]	溶存酸素
1	100~47	降水系	70	1.6	7:3	60	無酸素
2	100~47	海水系	70	1.6	7:3	60	無酸素
3	100~47	降水3:海水7	70	1.6	7:3	60	無酸素
4	100~47	降水5:海水5	70	1.6	7:3	60	無酸素
5	100~47	降水7:海水3	70	1.6	7:3	60	無酸素
6	100~47	降水99:海水1	70	1.6	7:3	60	無酸素
7	100~47	海水系	60	1.6	7:3	60	無酸素
8	100~47	海水系	50	1.6	7:3	60	無酸素
9	100~47	海水系	40	1.6	7:3	60	無酸素
10	100~47	海水系	30	1.6	7:3	60	無酸素
11	100~47	海水系	20	1.6	7:3	60	無酸素
12	100~47	海水系	10	1.6	7:3	60	無酸素
13	100~47	海水系	70	1.8	7:3	60	無酸素
14	100~47	海水系	70	1.4	7:3	60	無酸素
15	100~47	海水系	70	1.3	7:3	60	無酸素
16	100~47	海水系	70	1.2	7:3	60	無酸素
17	100~47	海水系	70	1.1	7:3	60	無酸素
18	100~47	海水系	70	1.6	10:0	60	無酸素
19	100~47	海水系	70	1.6	5:5	60	無酸素
20	100~47	海水系	70	1.6	3:7	60	無酸素
21	100~47	海水系	70	1.6	1:9	60	無酸素
22	100~47	海水系	70	1.6	7:3	50	無酸素
23	100~47	海水系	70	1.6	7:3	40	無酸素
24	100~47	海水系	70	1.6	7:3	30	無酸素
25	100~47	海水系	70	1.6	7:3	20	無酸素
26	100~47	海水系	70	1.6	7:3	10	無酸素

(4) 解析結果

後述のグラフにおける緩衝材領域の経時変化については、緩衝材領域平均とし、塩化物イオン・炭酸イオン・炭酸水素イオン・溶存酸素濃度および pHd・Eh のグラフについては、緩衝材のオーバーパック接触領域付近における経時変化とした。また、透水係数については、ベントナイト領域における等価透水係数にて示している。

(a) 基本ケース

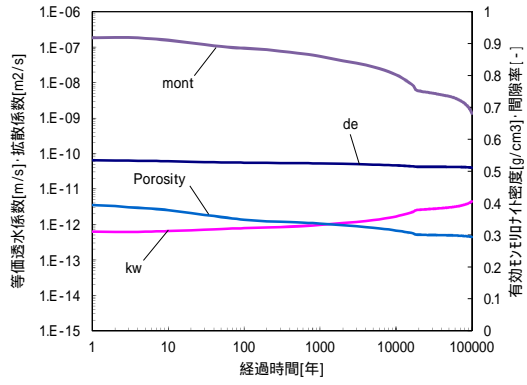
case1 の降水系地下水条件について図 6.3-3～図 6.3-6 に示す。case1 では経時変化より 100,000 年後においても有効モンモリロナイト密度は 0.68 g/cm^3 残存する結果となった。昨年度解析した降水系地下水の同条件における結果では 0.59 g/cm^3 残存する結果となっているが、支保工境界付近の緩衝材領域における間隙低下が今年度は解析上の間隙閉塞（間隙率 = 0.005）まで一時的に低下しており、さらに EDZ 境界においても間隙閉塞が見られることから、本解析のモンモリロナイトがより残存する結果になったと考えられる。透水係数は 100,000 年後において、 $4.0 \times 10^{-12} \text{ m/s}$ の結果となったが、昨年度における 100,000 年後の結果は $9.0 \times 10^{-14} \text{ m/s}$ と 2 オーダー低い結果となっている。これは、上述した支保工境界付近における緩衝材領域での間隙率低下とともに、モンモリロナイトが少量残存しているために有効モンモリロナイト密度が上昇することをうけ、その領域における透水係数が低下していることが原因である。本解析では、間隙率の低下はしているが、同領域のモンモリロナイトは消失しているため、上記の現象が発生しない結果となっている。OP 付近における緩衝材領域の Eh については、17,000 年に Eh が -510 mV から -630 mV まで低下している。また、OP 付近の化学種濃度分布をみると、C(4) (CO_3^{2-}) および S(6) (SO_4^{2-}) の低下および H (H_2) の上昇が起きていることがわかる。これは、Eh を緩衝していた CO_3^{2-} および SO_4^{2-} が全て還元してしまったために、 H^+ の還元による H_2 が支配的となり Eh を低下させたものと推測される。また、緩衝していた CO_3^{2-} は Calcite の消滅により、 SO_4^{2-} は支保工から拡散により流入したものが消費されたことが全て還元してしまった原因と推測される。これは平成 24 年度の結果においても同現象が起きている。

図 6.3-4 の固相空間分布をみると、10,000 年後に支保工付近の緩衝材領域において CSH および Lmt の生成により間隙閉塞していることがわかる。その後、58,000 年後より間隙率の上昇がみられ、100,000 年後では 0.04 の結果となった。支保工領域では 17,000 年後に Gibbsite の消滅がみられるが、この Gibbsite は EDZ 境界近辺の Lmt に変遷しているものと推測される。その後、18,000 年後には HT と EDZ 境界付近の Lmt の溶解が始まり、支保工内にて Sepiolite と Lmt の生成へと Al が供給されるが、HT 消失と同時に Lmt の溶解が始まる。そして図 6.3-5 の 100,000 年後でわかるように、91,000 年後の支保工内 Lmt が消滅することにより、支保工の Al 濃度が緩衝材および EDZ 境界付近の Lmt に消費されることにより低下していると考えられる。緩衝材中の Pyrite については、17,000 年後頃から OP 境界付近において Berthierine が生成し始め、56,000 年後には緩衝材中に一様に生成する結果となった。これは、Pyrite から Berthierine へと変遷したことによるものと考えられ、Berthierine 生成に伴い緩衝材領域の OH は低下していることがわかる。さらに、図 6.3-3 の 100,000 年後の結果をみると、支保工付近の緩衝材領域では Greenalite が生成していることが確認できた。

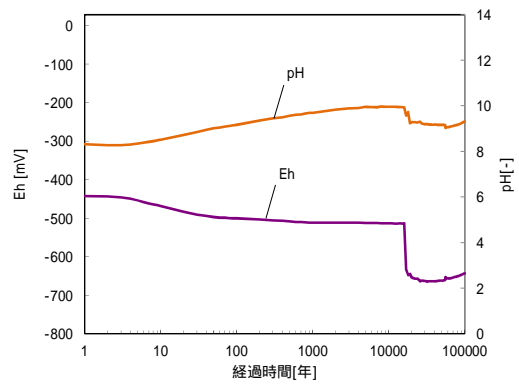
case2 の海水系地下水条件について図 6.3-7～図 6.3-10 に示す。ケース 2 では経時変化より 79,000 年後にモンモリロナイトが消滅する結果となった。透水係数はモンモリロナイトが消失していることから、同時期に $2.0 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ の上限まで上昇する結果となった。この上限値は、平成 24 年度に設定したモンモリロナイト透水係数評価式における適用条件によるものである。しかし、上述のケース 1 でみられた透水係数の低下は当ケースではみられなかった。OP 付近

における緩衝材領域の Eh については、3,000 年後に Eh が約-610 mV まで低下している。これは、case1 と同現象で CO_3^{2-} と SO_4^{2-} が全て還元され緩衝しなくなったために、 H^+ の還元により H_2 が上昇し Eh を低下させたものと推測される。ただし、case2 に関しては、OP 付近から徐々に Calcite が消失するに従い、Eh も支保工側に向かって低下する傾向が見られた。さらに、ケース 2 では 100,000 年後に Eh が約-560 mV まで上昇する。これは、地下水起源の CO_3^{2-} と SO_4^{2-} が拡散によって流入するために再び Eh を緩衝しているためと考えられる。なお、この拡散による流入は、支保工での CSH が消滅したことが起因しているものと推測される。これに伴い、100,000 年後の固相空間分布をみると Calcite が緩衝材領域一様に再生成していることが確認できる。図 6.3-8 の固相空間分布の 1,000 年後をみると、支保工近辺の緩衝材領域において間隙率が低下していることがわかる。この現象は、600 年後程度で局所的に間隙率が低下するが、6,000 年後には間隙率 0.1 まで上昇し、12,000 年後には支保工領域に変遷して閉塞している。この間隙率上昇による支保工からのアルカリ成分流入が case2 におけるモンモリロナイト消滅に大きく関わっているものと推測される。また、間隙閉塞は 18,000 年後までに EDZ 境界付近でも起きている。50,000 年後の結果をみると HT が消失していることがわかる。HT の消失は、14,000 年後に起きており、また Al は支保工内で生成する Analcime に供給されることから Al 濃度は低下しているものと推測される。また、HT による Al の供給が停止したことで、支保工領域での Analcime 生成も停止することとなった。この Analcime 生成過程とは別に、緩衝材領域の Analcime はモンモリロナイト溶解に起因しており、モンモリロナイト消失とともに Analcime および Sepiolite の生成が停止する現象がみられた。緩衝材領域における Pyrite は 100,000 年間終始安定した結果となった。

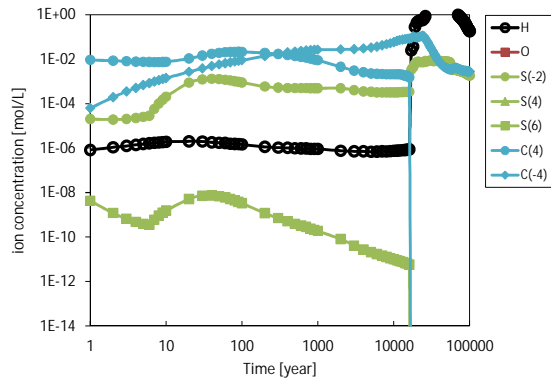
基本ケースにおける case1 および case2 を検討した結果、case2 の海水系地下水では 100,000 年以内にモンモリロナイトが消失する結果となっており、緩衝材の安全機能が著しく低下している可能性を示唆した。また、これら基本ケースは人工バリア変遷シナリオについての安全評価へとリンケージするケースとした。



透水係数・拡散係数・有効密度・空隙率

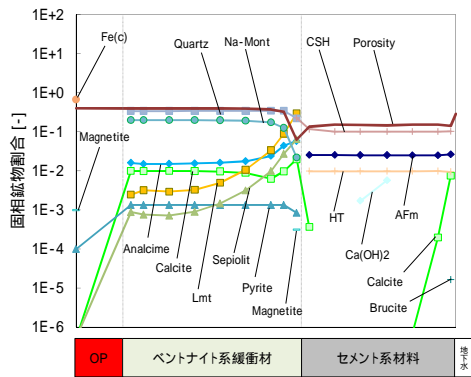


酸化還元電位

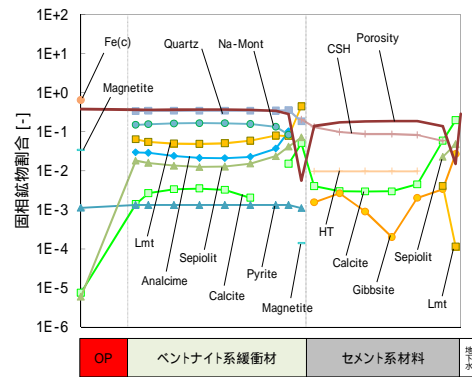


炭素種・硫黄種・溶存水素・溶存酸素濃度

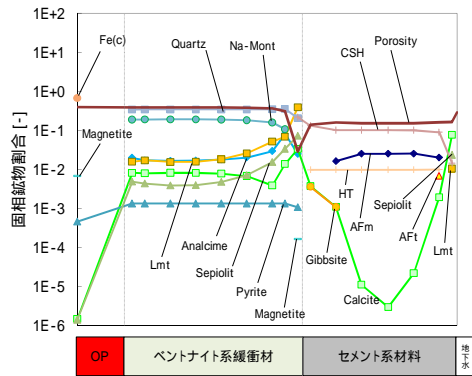
図 6.3-3 緩衝材領域における経時変化 (case1、降水系)



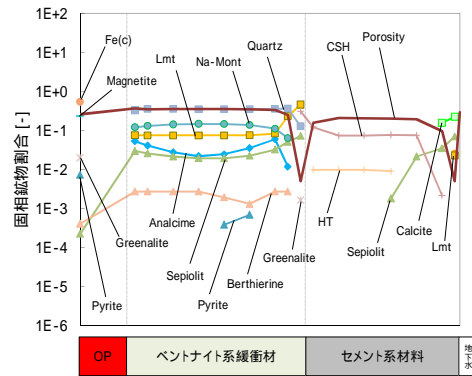
100 年後



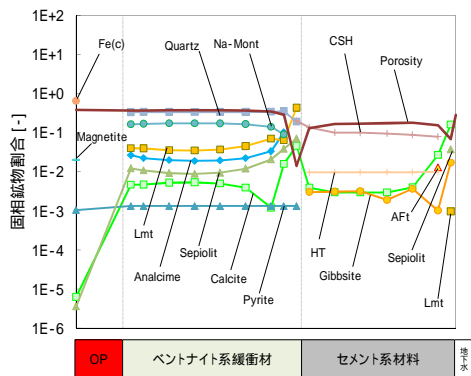
10,000 年後



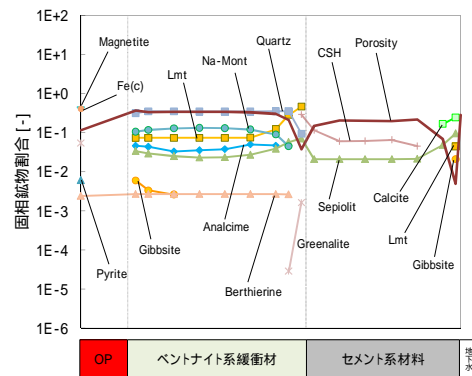
1,000 年後



50,000 年後



5,000 年後



100,000 年後

図 6.3-4 全領域における固相空間分布 (case1、降水系)

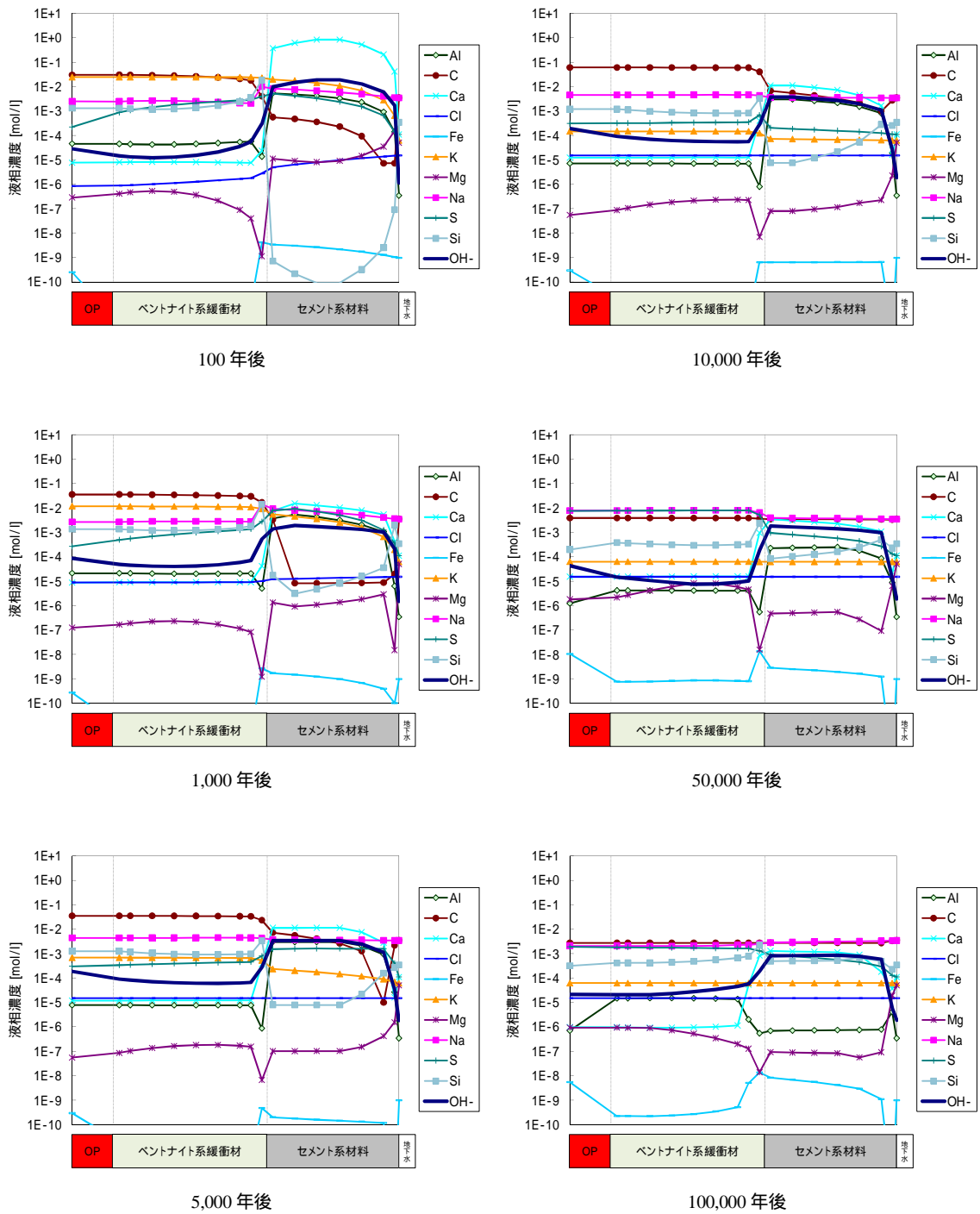
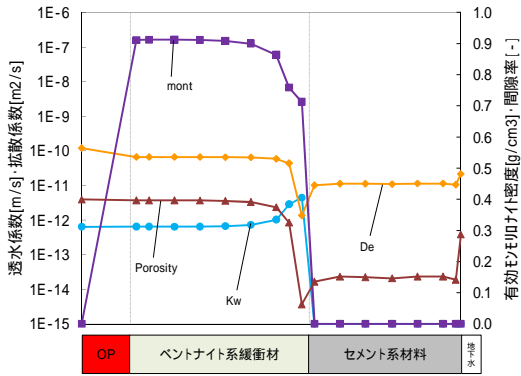
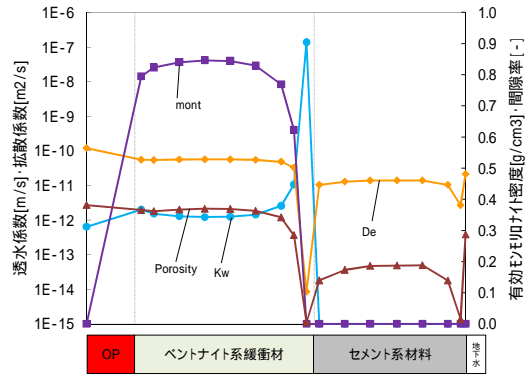


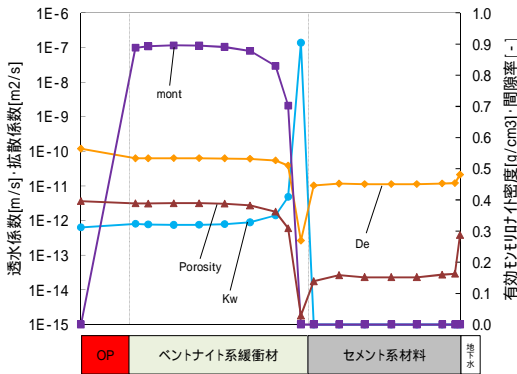
図 6.3-5 全領域における液相空間分布 (case1、降水系)



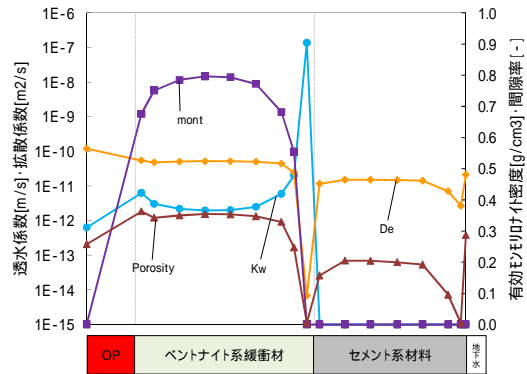
100 年後



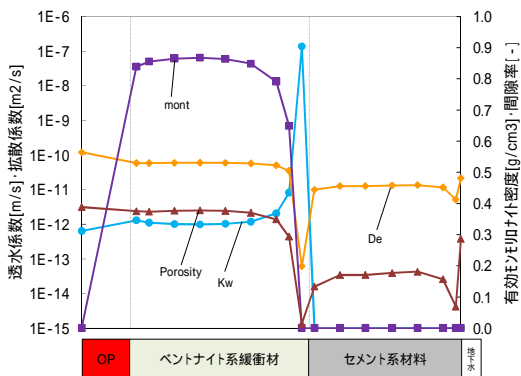
10,000 年後



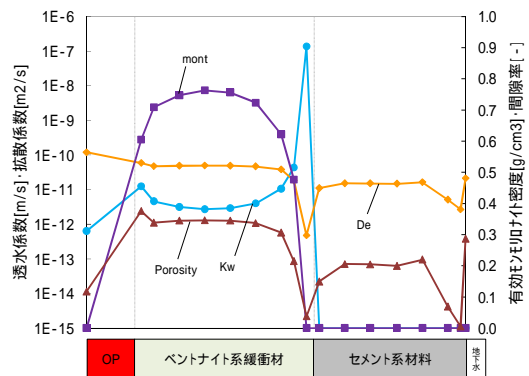
1,000 年後



50,000 年後

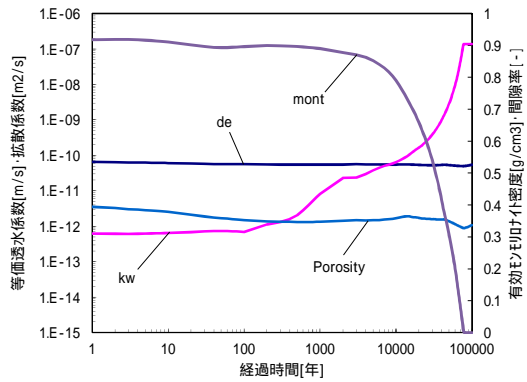


5,000 年後

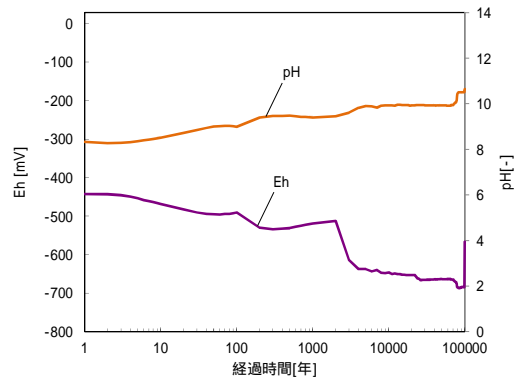


100,000 年後

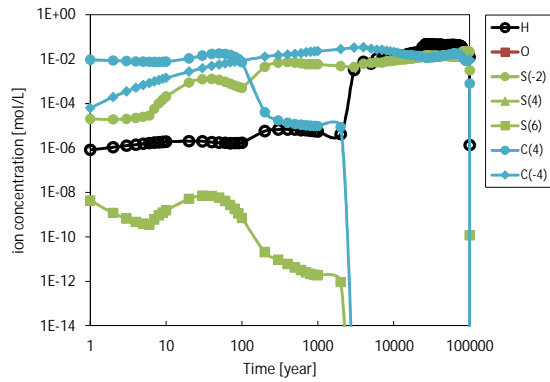
図 6.3-6 全領域における Kw・De・ ρ_m ・Eps 空間分布 (case1、降水系)



透水係数・拡散係数・有効密度・間隙率

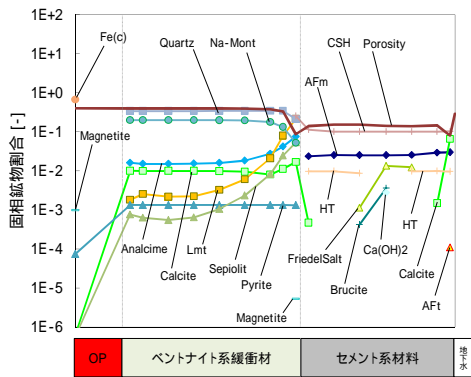


酸化還元電位

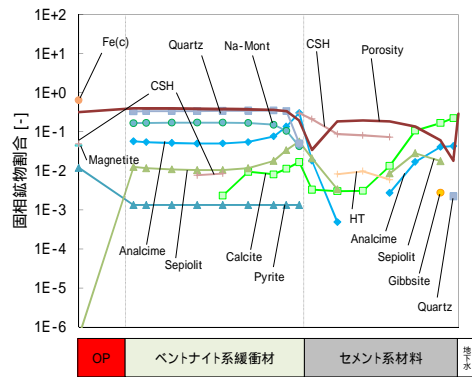


炭素種・硫黄種・溶存水素・溶存酸素濃度

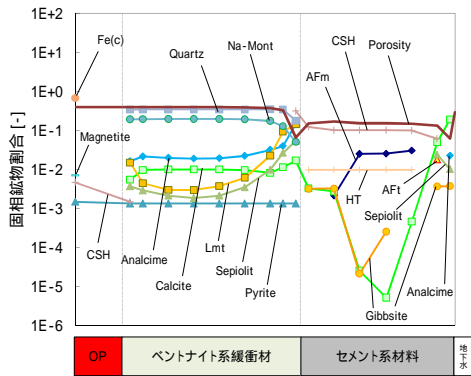
図 6.3-7 緩衝材領域における経時変化 (case2、海水系)



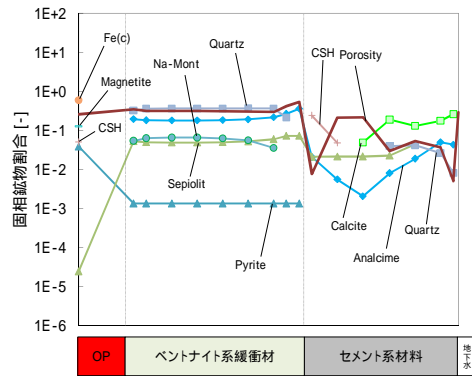
100 年後



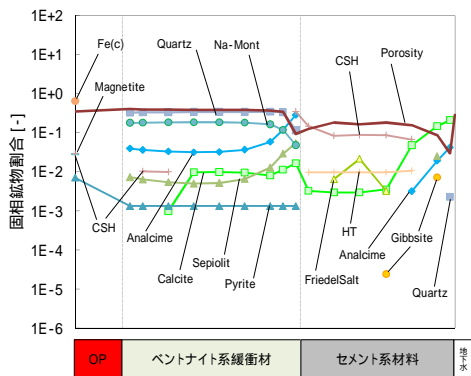
10,000 年後



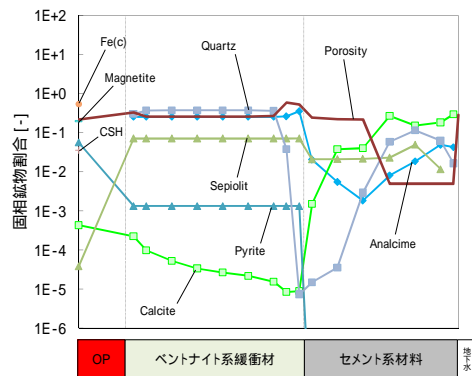
1,000 年後



50,000 年後



5,000 年後



100,000 年後

図 6.3-8 全領域における固相空間分布 (case2、海水系)

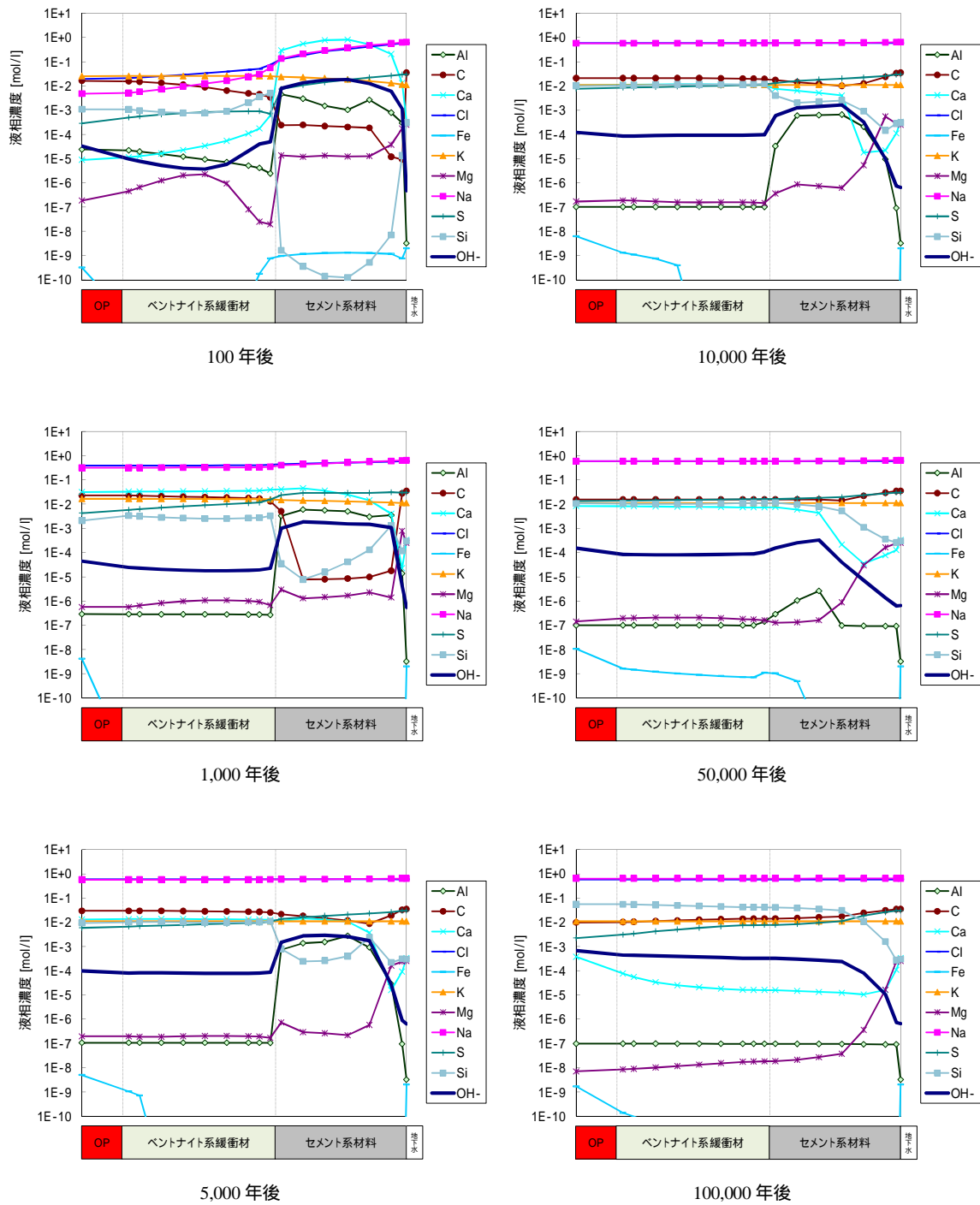
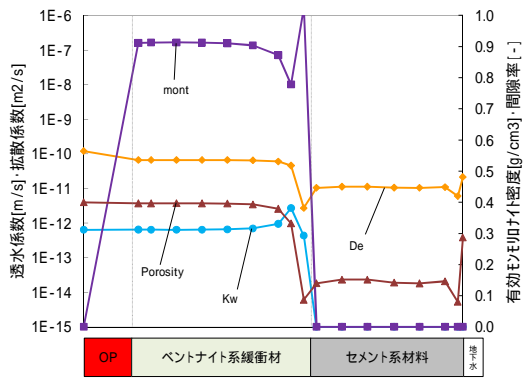
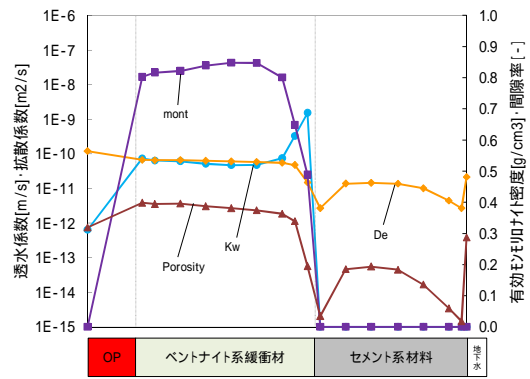


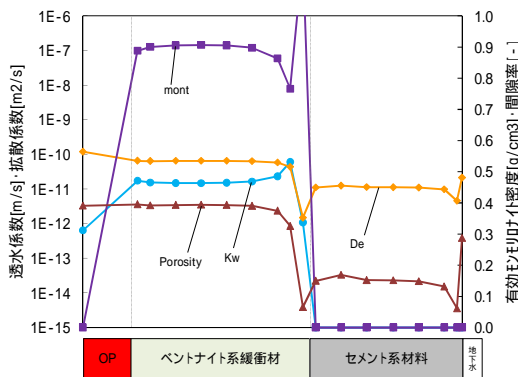
図 6.3-9 全領域における液相空間分布 (case2、海水系)



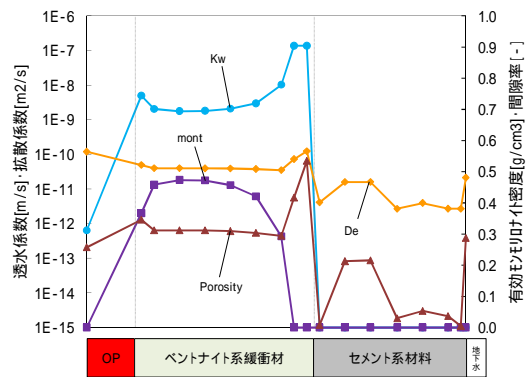
100 年後



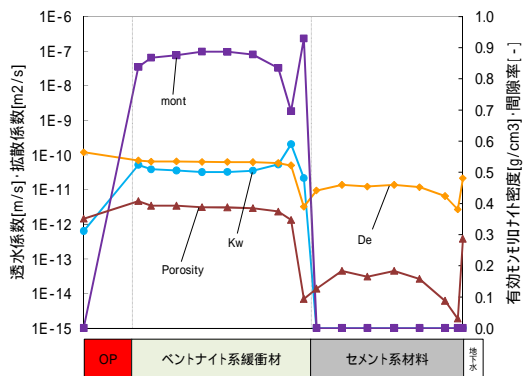
10,000 年後



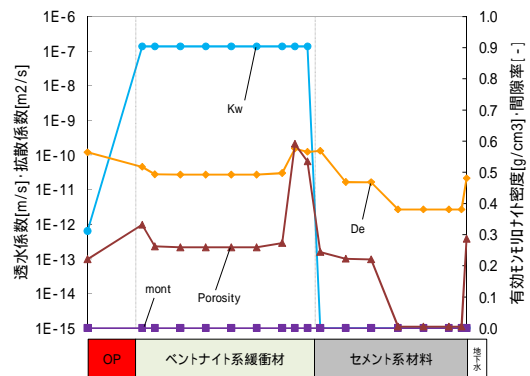
1,000 年後



50,000 年後



5,000 年後



100,000 年後

図 6.3-10 全領域における Kw・De・ ρ_m ・Eps 空間分布 (case2、海水系)

(b) 仮想的な地下水質による影響解析

基本ケースである降水系地下水の case1 および海水系地下水の case2 と、case3 ~ case6 の仮想的な地下水質（降水系：海水系 = 3:7 ~ 9.9:0.1）を考慮した影響解析結果を図 6.3-11 ~ 図 6.3-16 に示す。なお、詳細な経時変化および空間分布については、AppendixV-B に示す。図 6.3-11 の有効モンモリロナイト密度をみると、降水系地下水の case1 と降水系地下水に近い水質の case6 において、18,000 年で値が横ばいになる傾向が確認できる。それ以外のケースはほぼリニアに低下していることがわかる。これは、降水系地下水に近い水質については支保工近辺の緩衝材領域で局所的に起こる間隙閉塞が 100,000 年後まで継続するのに対し、海水系地下水に近い水質は一時的に支保工近辺の緩衝材領域での間隙率低下がみられるが、すぐに上昇し支保工領域へと変遷していることから、支保工のアルカリ成分緩和が解消されることでモンモリロナイトの溶解が進み、このような現象を起こしているものと推測される。よって、降水系地下水に近い水質の場合は緩衝材領域で間隙閉塞が起ること、逆に支保工のアルカリ成分が抑制され、モンモリロナイト溶解も促進されずに 100,000 年間残存する結果になっていると考えられる。図 6.3-12 の透水係数についても、上述の有効モンモリロナイト密度の挙動に連動した分布を示しているのがわかる。また、case2 および case3 の海水系地下水の成分が強いケースでの分布は図 6.3-16 に示すイオン強度によっても透水係数の数値が変動しているものと推測される。case5 の透水係数分布では、4,000 年後に 10^{-14} m/s まで低下した後、約 20,000 年後までに 10^{-11} m/s まで上昇していることがわかる。この現象は、4,000 年後までに支保工近辺の緩衝材領域において局所的な間隙率低下が起きていることにより、透水係数が低下している。その後、この間隙率は上昇するために透水係数も上昇している。図 6.3-14 の pH をみると、降水系地下水に近い水質では、18,000 ~ 20,000 年後程度で 10 から 9.2 程度に低下していることが確認できる。これは、Berthierine が緩衝材領域に生成することで pH を低下させているものと推測される。さらに図 6.3-15 の Eh をみると約-500 mV から約-650 mV に低下していることがわかる。これは、(a) 項でも述べたとおり、 CO_3^{2-} および SO_4^{2-} により Eh が緩衝されなくなり H_2 が支配的となったために Eh が低下しているものと考えられる。

仮想的な地下水質による影響について検討した結果、降水系地下水に近い水質のケースについては、モンモリロナイト溶解が抑制されているのに対し、海水系地下水に近い水質のケースは、海水の比率が上がるのに比例しモンモリロナイト溶解が促進される結果となっている。よって (a) でも述べたとおり、本解析条件においては海水系地下水の水質が緩衝材の安全機能に大きく影響を与えるものと判断し、次項からのケースについては、海水系地下水を採用して影響解析を実施した。また仮想的な地下水質による影響は、傾向的に一定ではないことから、人工バリア変遷シナリオについて安全評価ヘリンテージするケースは case3 ~ case6 全てを採用した。

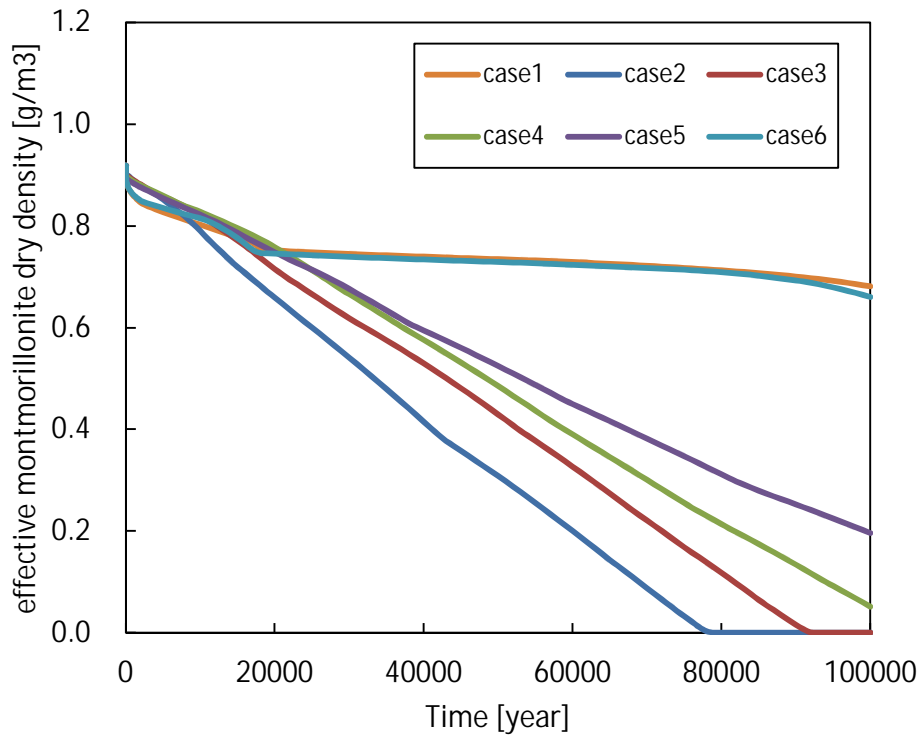


図 6.3-11 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（地下水質）

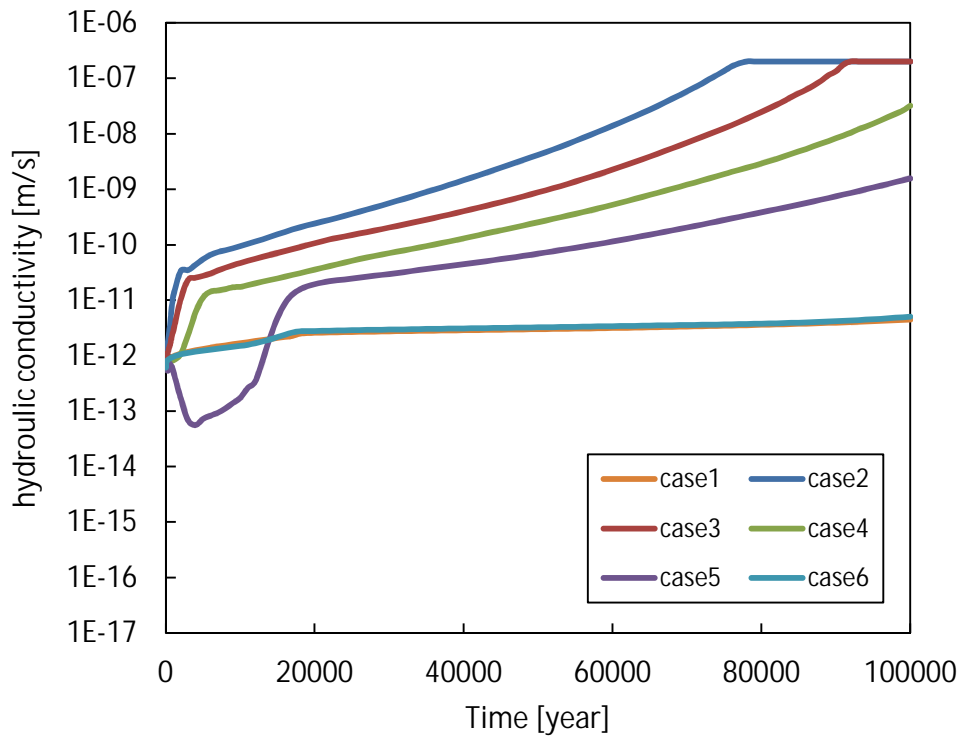


図 6.3-12 緩衝材領域の透水係数の経時変化（地下水質）

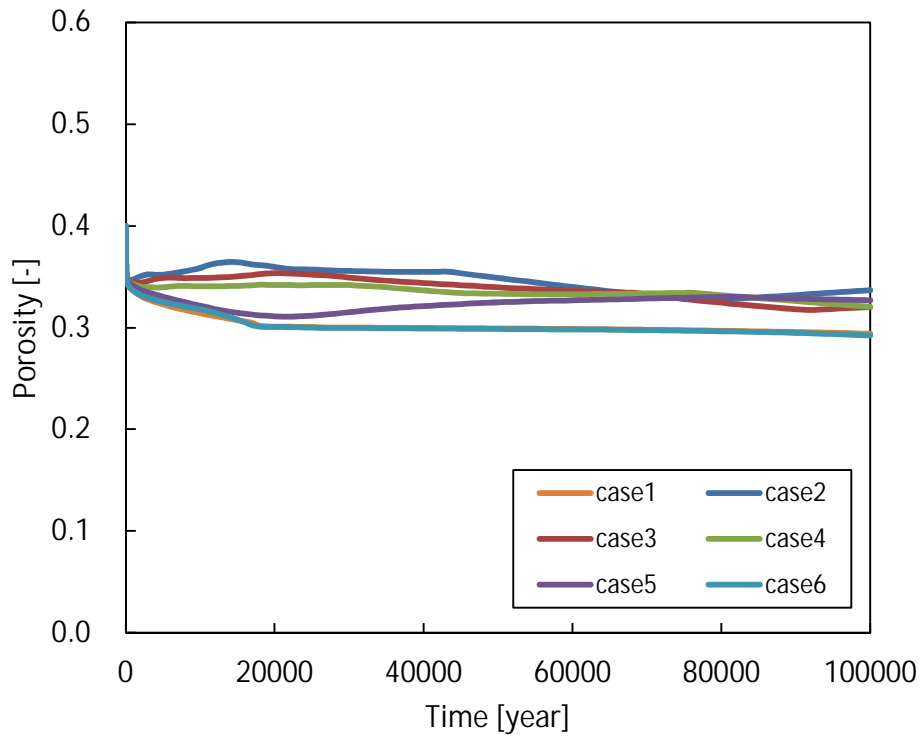


図 6.3-13 緩衝材領域の間隙率の経時変化 (地下水質)

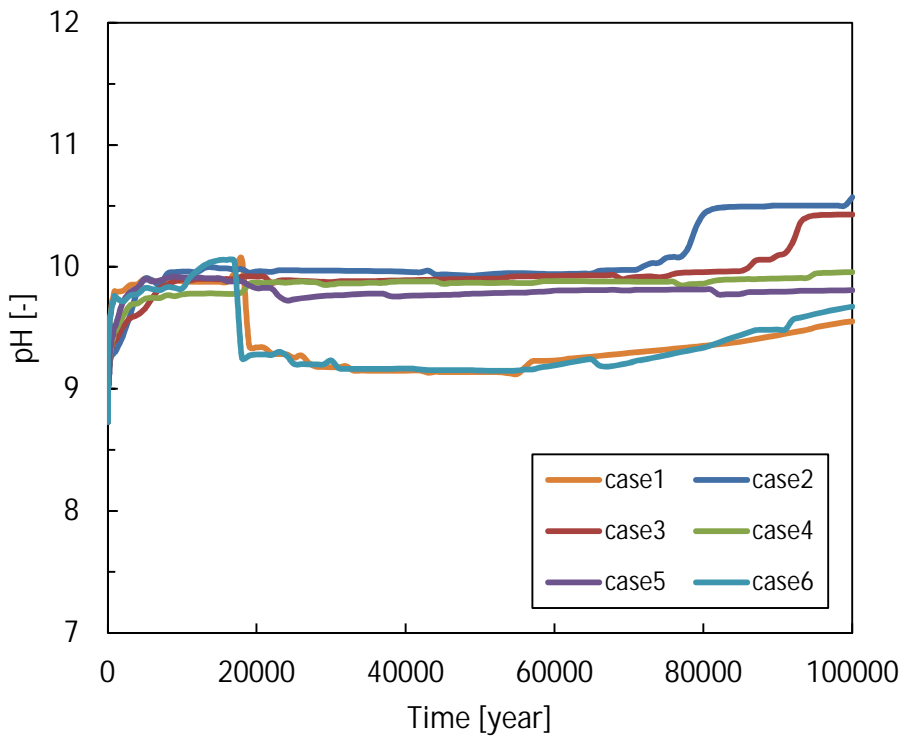


図 6.3-14 緩衝材領域の pH の経時変化 (地下水質)

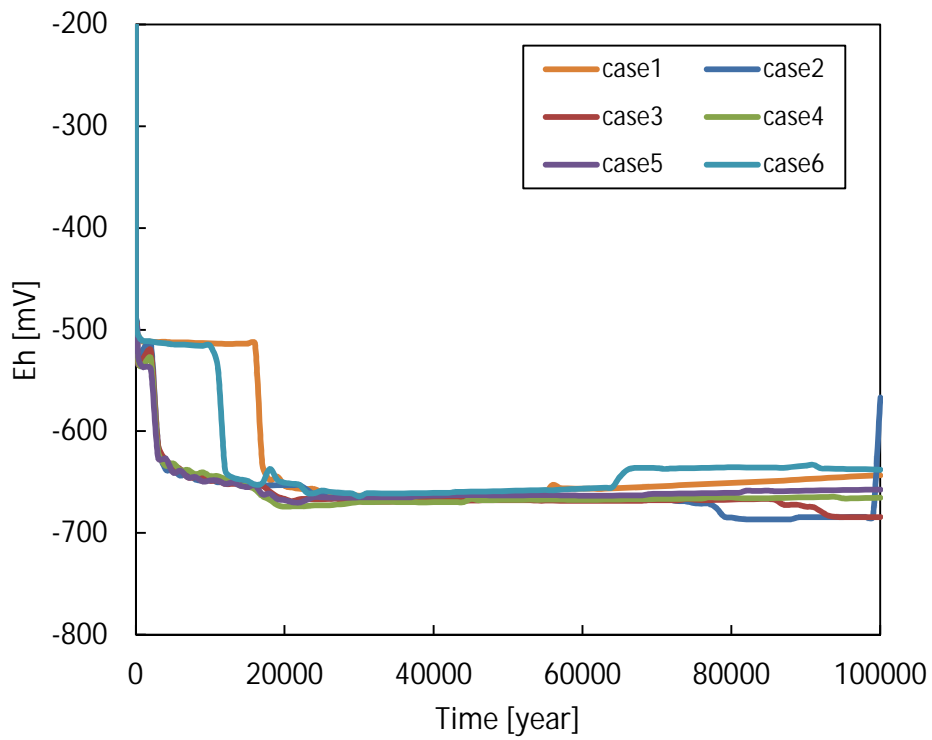


図 6.3-15 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化 (地下水質)

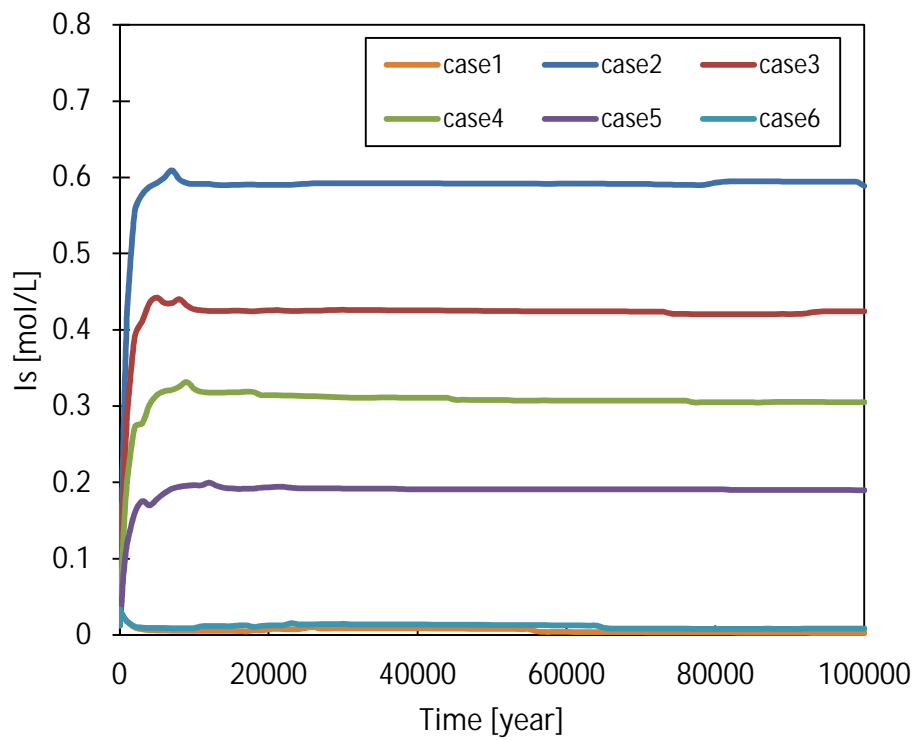


図 6.3-16 緩衝材領域のイオン強度の経時変化 (地下水質)

(c) 緩衝材の初期厚さによる影響解析

case2 および case7 ~ case12 の緩衝材の初期厚さ変化 (10cm ~ 70cm) を考慮した影響解析結果を図 6.3-17 ~ 図 6.3-21 に示す。図 6.3-17 に示すとおり、モンモリロナイトは緩衝材厚さ最小の case12 では約 20,000 年間、最長の case2 では約 80,000 年間残存し、有効モンモリロナイト密度の消失期間は緩衝材厚さに比例して残存する結果となった。図 6.3-19 の間隙率をみると緩衝材厚さ case12 の約 1,000 年後において 0.19 を示しているが、有効モンモリロナイト密度に影響を及ぼしていない。図 6.3-20 をみると、各厚さともにモンモリロナイトの消失時期と同時期に pH が上昇していることがわかる。これは、全ての厚さにおいて、モンモリロナイト消失までに支保工における CSH が残存する結果となっていることから、アルカリ成分のモンモリロナイトによる消費が解消されたことにより緩衝材領域へ流入し上昇したものと考えられる。

図 6.3-18 の透水係数についてもモンモリロナイト消失と同時期に数値上限まで上昇しており、モンモリロナイト溶解が透水係数に影響を与える結果となった。緩衝材領域で起こる局所的な間隙率低下による透水係数低下の現象については、最も影響をうけている case12 においても、支保工付近の緩衝材領域における間隙率が 0.05 程度であり、有効モンモリロナイト密度が上昇することがないために起きていない。また、case12 以外の厚さでの局所的な間隙率低下は、支保工側で起きていることから、透水係数に影響を及ぼさない結果となっている。図 6.3-21 の Eh では各ケースにおいて変動時期の差異もあるが、複雑な傾向を示していることがわかる。case2 については、(a) 項で述べたとおりであるが、50,000 年近辺で上昇・下降をしている case11 について考察したところ、当初 2,000 年後に $\text{SO}_4^{2-} \cdot \text{CO}_3^{2-}$ が全て還元されてしまうために Eh が緩衝されなくなり、 H^+ が還元されることにより H_2 が上昇し -650 mV 程度まで低下する。その後、Eh を支配した H_2 によって -680 mV 程度まで低下した後、39,000 年後に $\text{SO}_4^{2-} \cdot \text{CO}_3^{2-}$ が支保工から緩衝材へ拡散により流入することで再び緩衝し、Eh が -660 mV まで上昇している。さらに 44,000 年後には、緩衝材領域での CSH も消滅することで $\text{SO}_4^{2-} \cdot \text{CO}_3^{2-}$ がより Eh を緩衝し、Eh が -570 mV 程度まで上昇することとなった。このとき、Calcite は緩衝材中に一様に再生成している。51,000 年後に局所的な Calcite 消滅することによって再び $\text{SO}_4^{2-} \cdot \text{CO}_3^{2-}$ が全て還元されることによって、 H_2 が支配的となり Eh は -650 mV 程度まで再度低下する。そして 72,000 年後に支保工の CSH が消滅することにより再び支保工より $\text{SO}_4^{2-} \cdot \text{CO}_3^{2-}$ が流入・緩衝することで、Eh が -550 mV 程度まで上昇し、100,000 年後には約 -520 mV 程度まで上昇することとなった。この Eh の上昇に際し、支保工や OP といった領域における CSH が消失していることから、この現象が起因となっている可能性があるかと推測される。

以上の解析結果より、緩衝材の初期厚さによる影響は傾向的に一定であると判断できることから、人工バリア変遷シナリオについて安全評価ヘリンケージするケースは 1 つに絞り込むこととする。最も緩衝材に影響を与えるケースは緩衝材厚さ 10cm の case12 であるが、極度な間隙閉塞挙動が起きていることから、緩衝材厚さ 20cm の case11 を採用した。case11 の経時変化および空間分布については、Appendix V-B に示す。

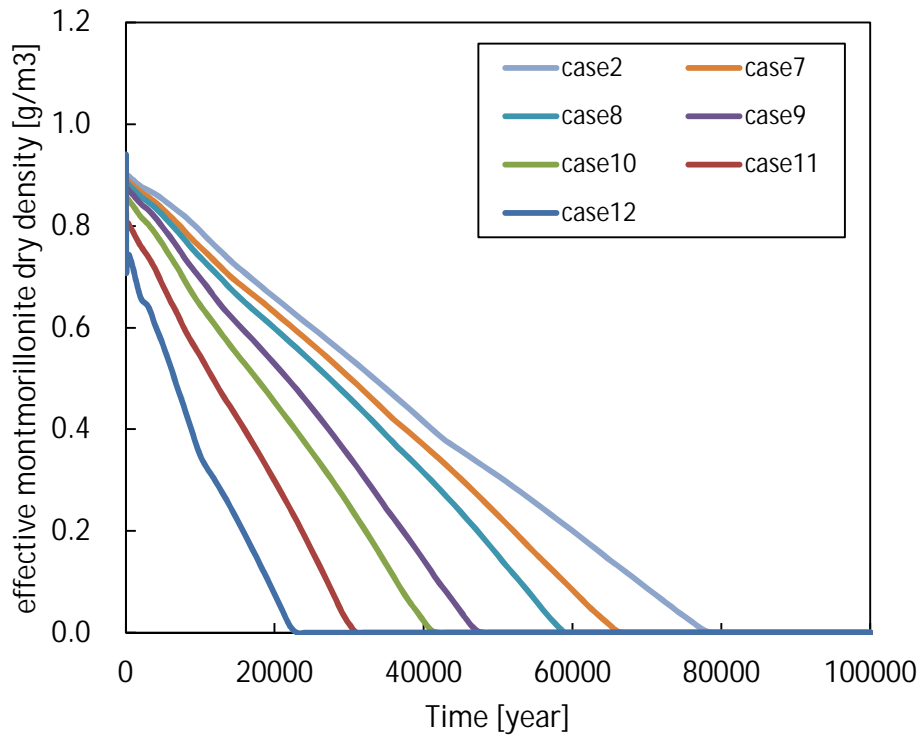


図 6.3-17 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（緩衝材初期厚さ）

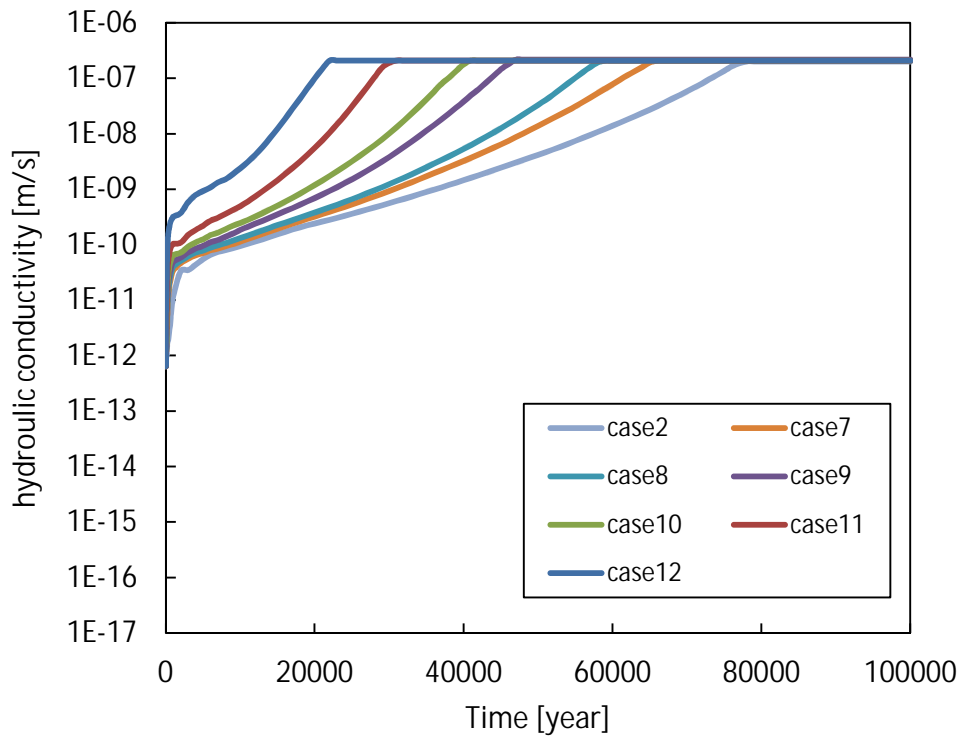


図 6.3-18 緩衝材領域の透水係数の経時変化（緩衝材初期厚さ）

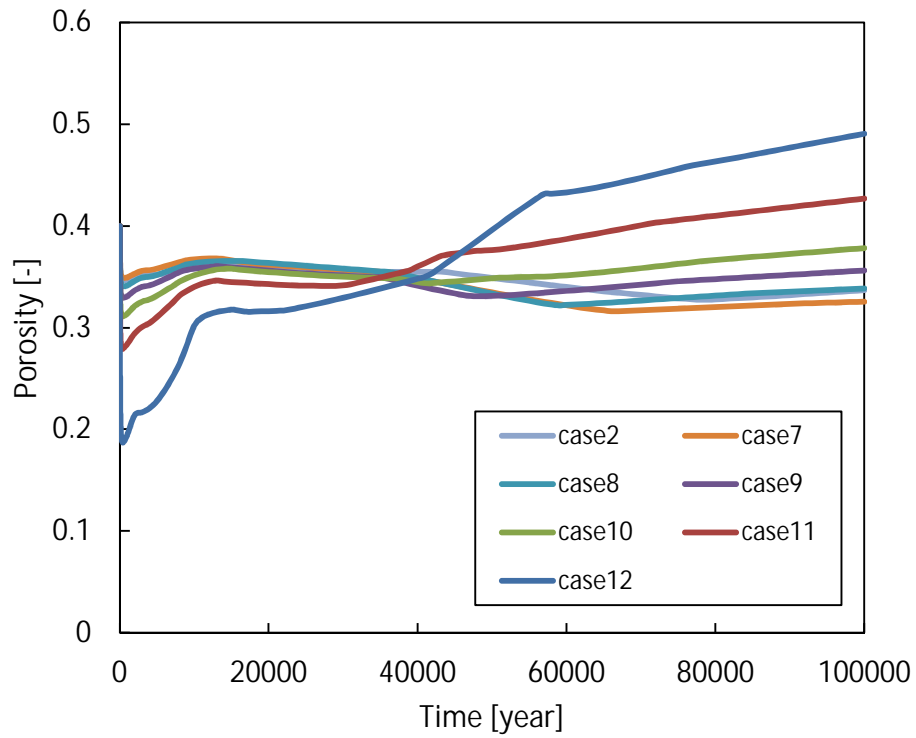


図 6.3-19 緩衝材領域の間隙率の経時変化（緩衝材初期厚さ）

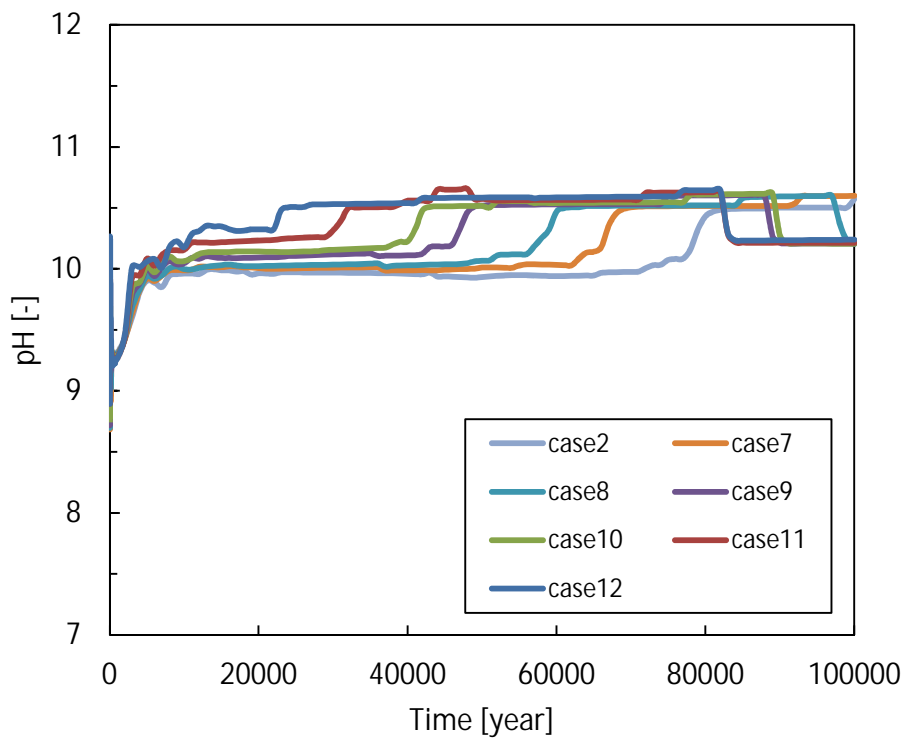


図 6.3-20 緩衝材領域の pH の経時変化（緩衝材初期厚さ）

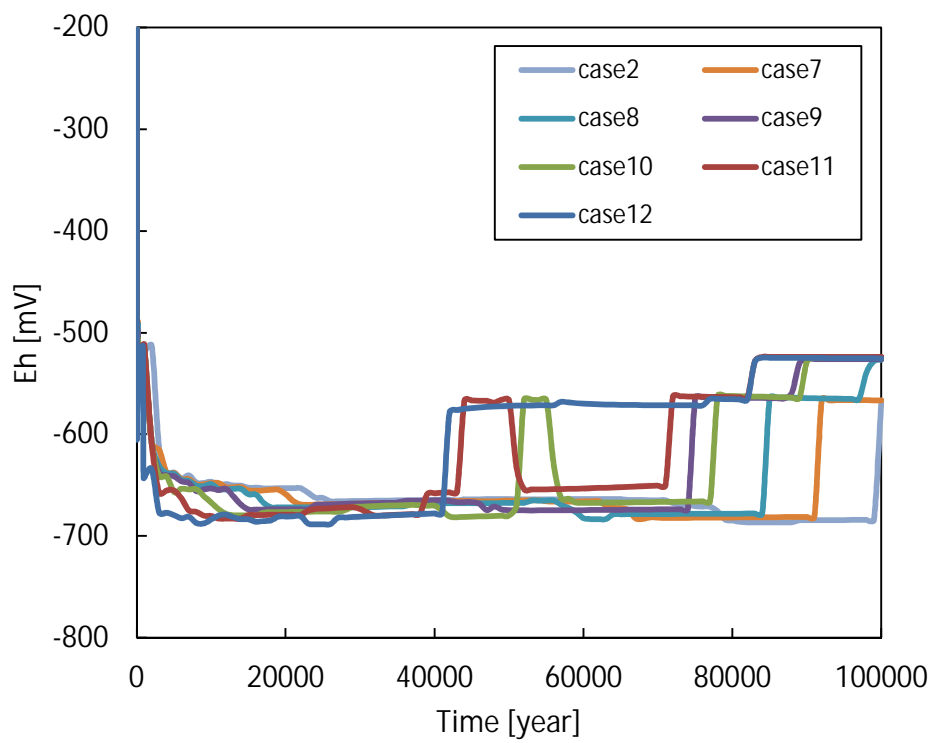


図 6.3-21 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化 (緩衝材初期厚さ)

(d) 初期乾燥密度による影響解析

case2 および case13 ~ case17 の初期乾燥密度変化 ($1.1 \text{ g/cm}^3 \sim 1.8 \text{ g/cm}^3$) を考慮した影響解析結果を図 6.3-22 ~ 図 6.3-26 に示す。モンモリロナイトは図 6.3-22 に示すとおり、最も乾燥密度の低い case17 で約 37,000 年間残存する結果となり、最も高い case13 において 100,000 年間で 1.1 g/cm^3 残存する結果となった。図 6.3-23 の透水係数についてもモンモリロナイト消失と同時期に数値上限まで上昇しており、モンモリロナイト溶解が透水係数に影響を与える結果となった。しかし、case13 では 500 年後と 5,000 年後に透水係数が低下・上昇する傾向を見せていることがわかる。これは (b) 項でも述べたとおり、支保工付近の緩衝材領域にて局所的な間隙率低下・上昇が起きていることから、このような挙動を示していると考えられる。この局所的な間隙閉塞は 5,000 年後以降においては間隙率が上昇していき、27,000 年後までに緩衝材近辺の支保工領域内に変遷し、他ケースと同様の現象に変化している。図 6.3-25 の pH では各乾燥密度によりモンモリロナイトの消失時期とともに pH が上昇していることがわかる。これは、(c) 項の緩衝材厚さによる影響解析においても同現象が発生している。ただし、case13 ではモンモリロナイトが 100,000 年間に渡り残存する結果となっているため、この現象は現れていない。しかし、90,000 年後に pH が低下している。これは、支保工内の CSH が消滅したことによりアルカリ成分が低下し、pH も低下しているものと考えられる。Case15 では逆に、96,000 年後に CSH が消滅することにより pH が上昇している。これは、case13 ではモンモリロナイトが残存しているためにアルカリ成分が消費されることから pH が低下しているが、case15 ではモンモリロナイトが消滅していることから、アルカリ成分を消費せずに pH が上昇したものと推測される。図 6.3-26 の Eh みると全ケースともほぼ同傾向であることがわかる。この傾向は (a) 項の case2 でも述べているとおりである。

以上の解析結果より、初期乾燥密度による影響は傾向的に一定であると判断できることから、人工バリア変遷シナリオについて安全評価ヘリンテージするケースは施工においてほぼ最大値となる 1.8 g/cm^3 の case11 と、緩衝材が約 20% 流出する想定として 1.3 g/cm^3 の case15 を採用した。case11 および case15 の経時変化および空間分布については、Appendix V-B に示す。

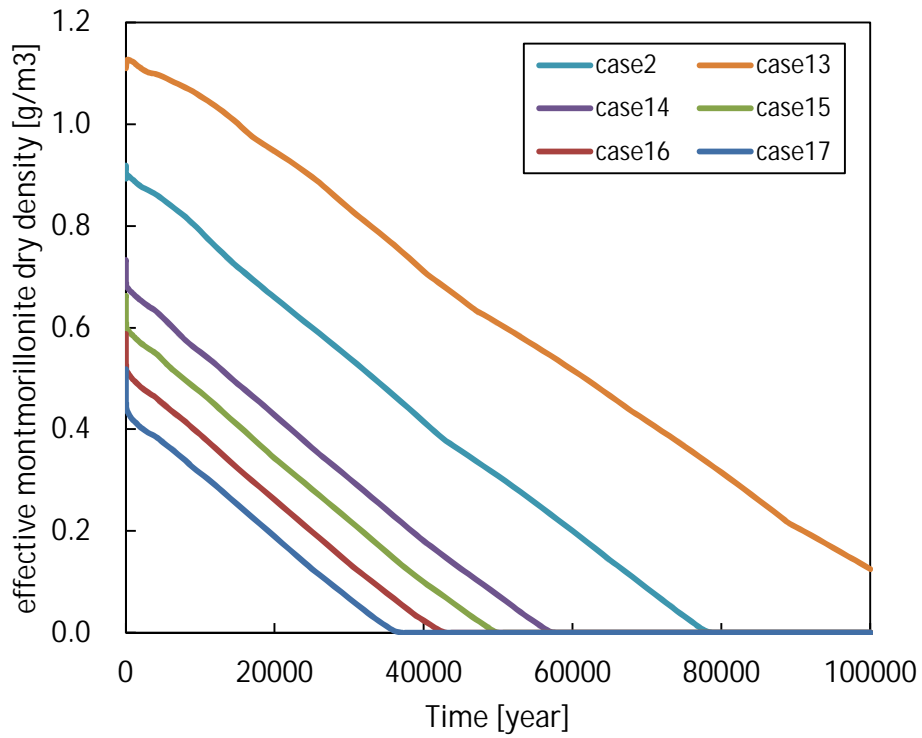


図 6.3-22 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（乾燥密度）

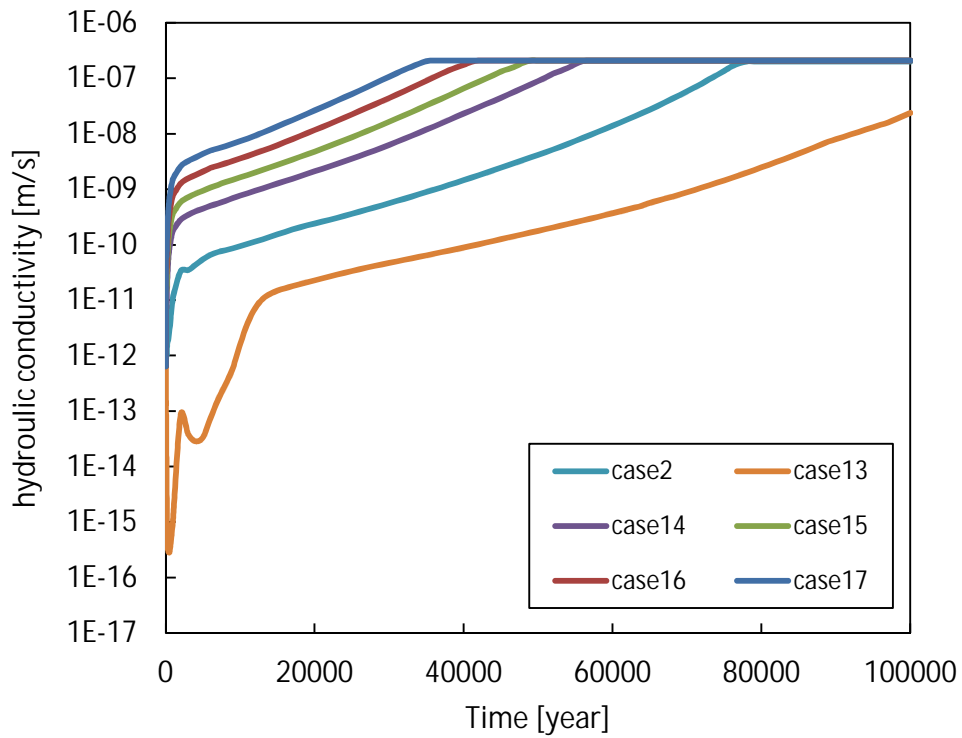


図 6.3-23 緩衝材領域の透水係数の経時変化（乾燥密度）

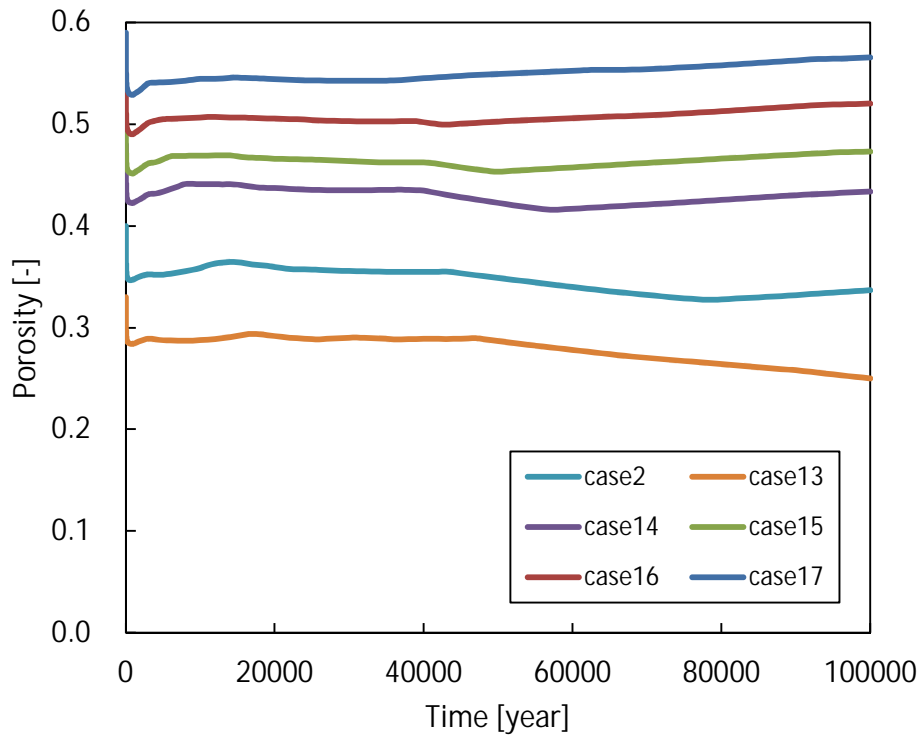


図 6.3-24 緩衝材領域の間隙率の経時変化（乾燥密度）

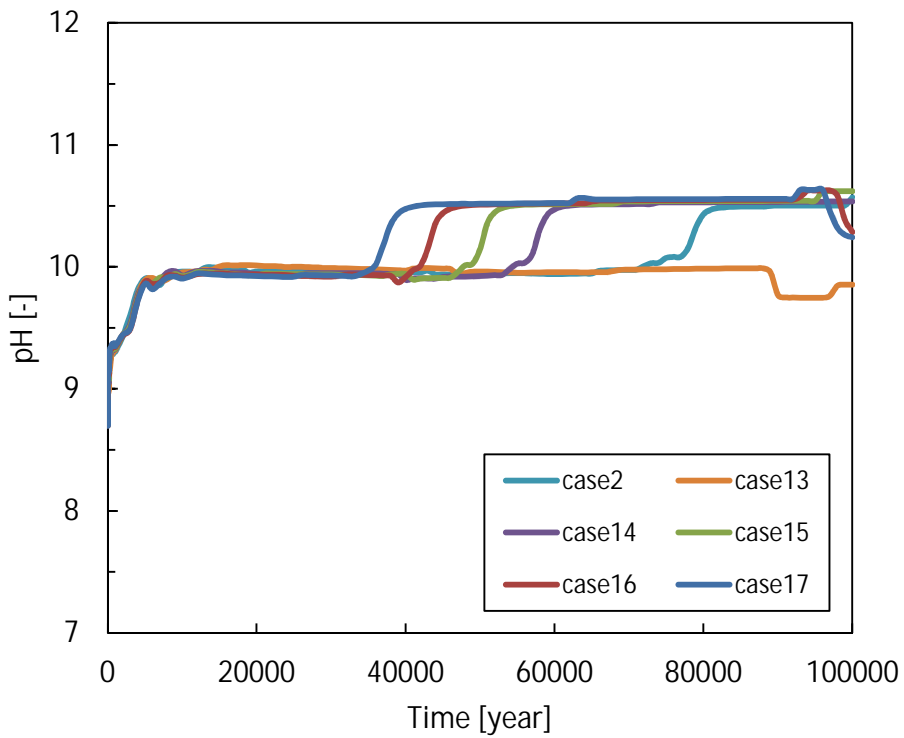


図 6.3-25 緩衝材領域の pH の経時変化（乾燥密度）

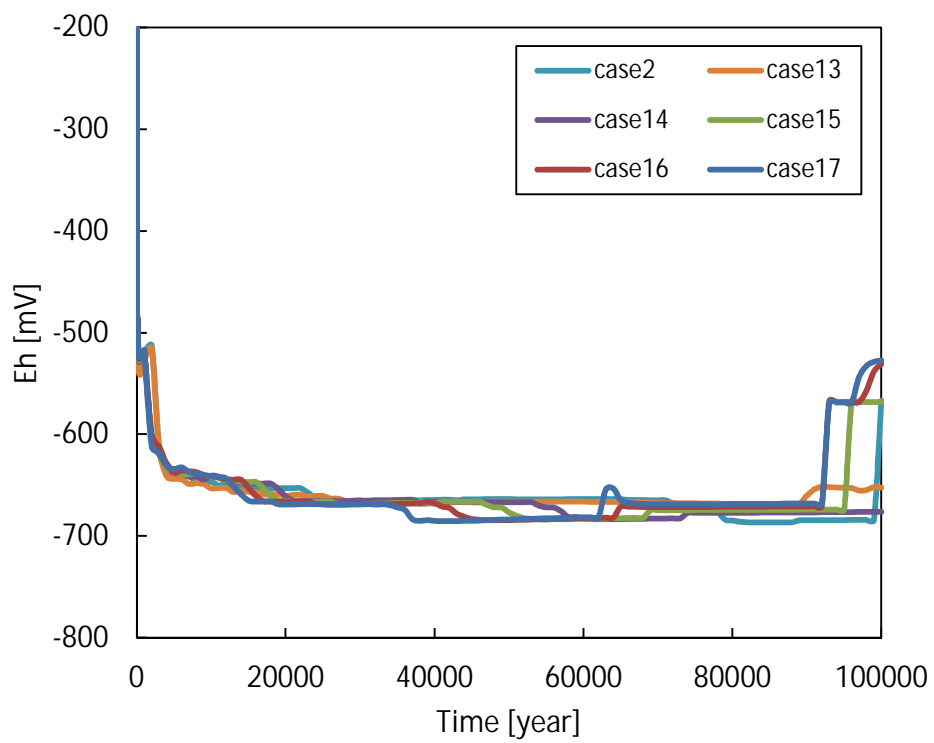


図 6.3-26 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化（緩衝材厚さ）

(e) ベントナイト - ケイ砂混合率による影響解析

case2 および case18 ~ case21 のベントナイト - ケイ砂混合率 (ベントナイト : ケイ砂 = 1:9 ~ 10:0) を考慮した影響解析結果を図 6.3-27 ~ 図 6.3-31 に示す。モンモリロナイトは図 6.3-27 に示すとおり、最もベントナイト混合比が低い case21 で約 8,000 年間で消失する結果となり、ベントナイトのみとなる case18 においては 100,000 年間で 0.8 g/cm^3 残存する結果となった。図 6.3-28 の透水係数についても case2 および case19 ~ case21 の混合比まではモンモリロナイト消失と同時期に数値上限まで上昇しており、モンモリロナイト溶解が透水係数に影響を与える結果となった。しかし、case18 では逆に 5,000 年後頃から 20,000 年後頃にかけて透水係数の低下がみられた。これは支保工近辺の緩衝材領域において局所的な間隙閉塞がみられ、100,000 年後においても閉塞し続けたためにこのような現象がみられた。図 6.3-30 の pH では case2 および case19 ~ case21 の混合率まではモンモリロナイトの消失とともに pH が上昇していることがわかる。さらに、80,000 年後から 90,000 年後にかけて上昇・低下している pH 変化は (d) 項と同様の現象が起きているものと推測される。case18 のみ pH が低い値を示しているが、上述のとおり支保工近辺の緩衝材領域での局所的な間隙率低下が原因となっており、支保工からのアルカリ成分の流入が緩和されているものと考えられる。図 6.3-31 の Eh をみると、全ケース 80,000 年間の間 $-650 \text{ mV} \sim -700 \text{ mV}$ で安定していることがわかる。これは、 H^+ の還元による H_2 が Eh を支配しているためと考えられる。しかし、ベントナイト比率の低い case20 および case21 については 80,000 年後以降に Eh が上昇する傾向となった。これは、(c) 項で述べた case11 と同現象が起きているものと考えられる。

以上の解析結果より、ベントナイト - ケイ砂混合率による影響は傾向的に一定であると判断できることから、人工バリア変遷シナリオについて安全評価ヘリンテージするケースは施工時の人為ミスを想定した場合に現実的な 5:5 の混合率の case19 を採用した。case19 の経時変化および空間分布については、AppendixV-B に示す。

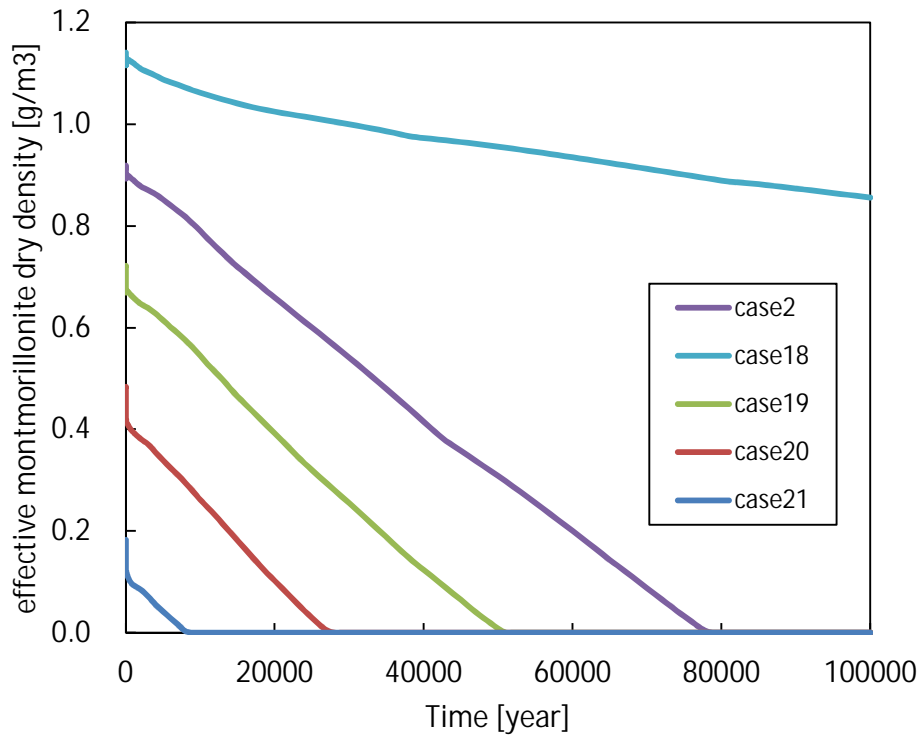


図 6.3-27 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（混合比）

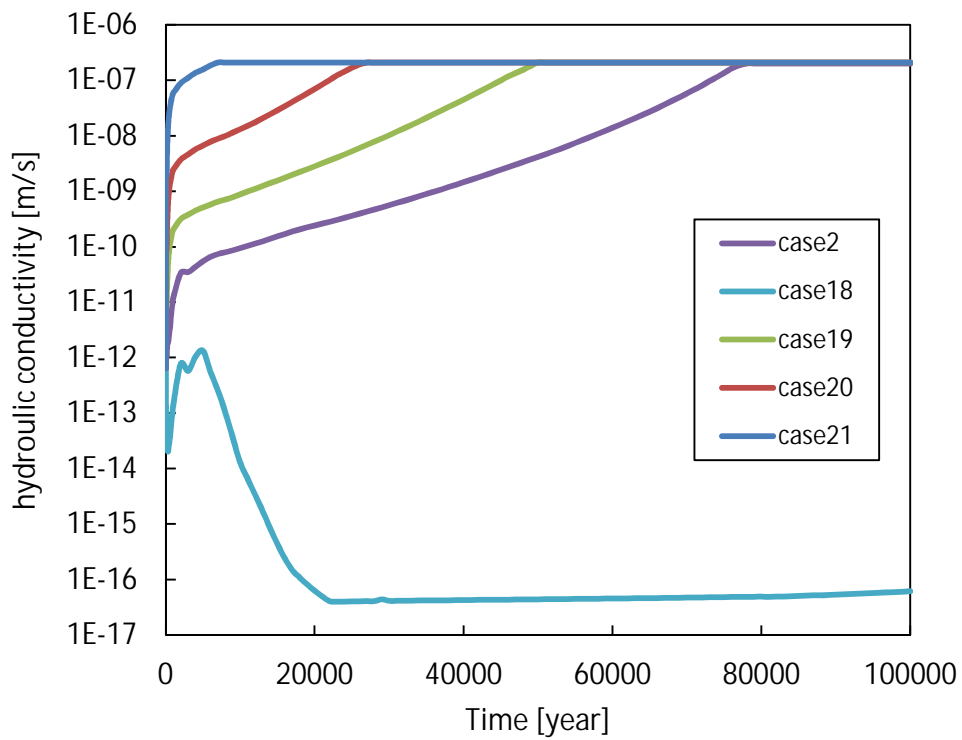


図 6.3-28 緩衝材領域の透水係数の経時変化（混合比）

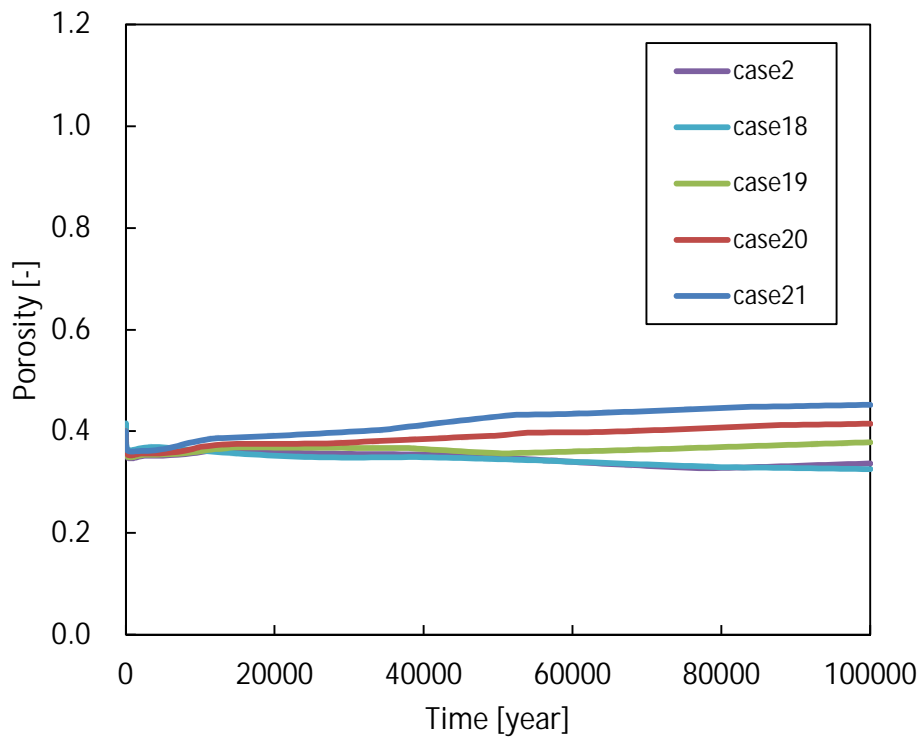


図 6.3-29 緩衝材領域の間隙率の経時変化（混合比）

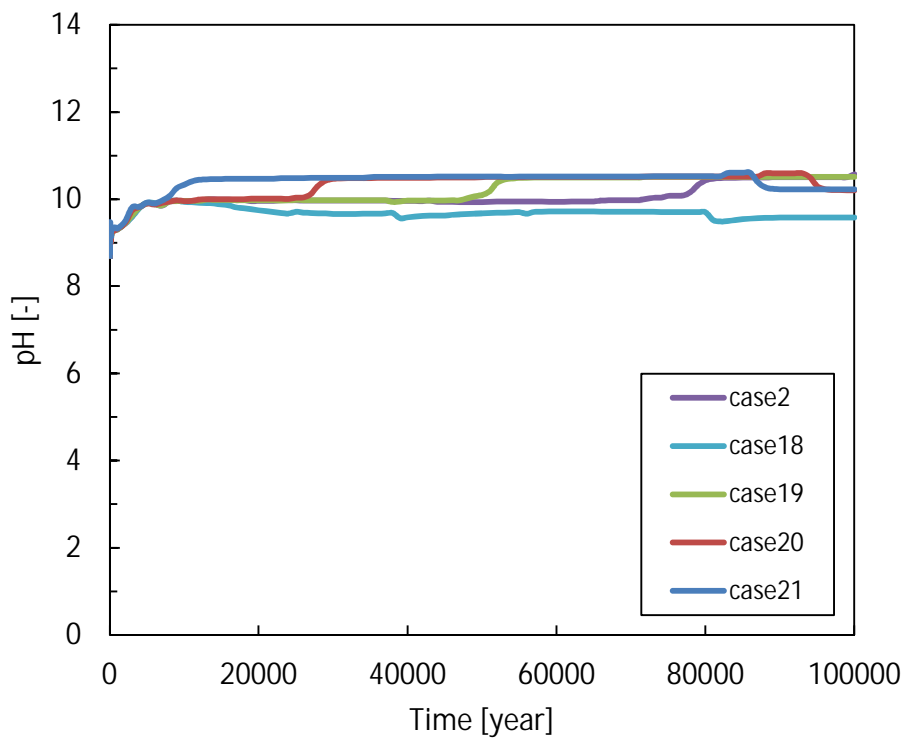


図 6.3-30 緩衝材領域の pH の経時変化（混合比）

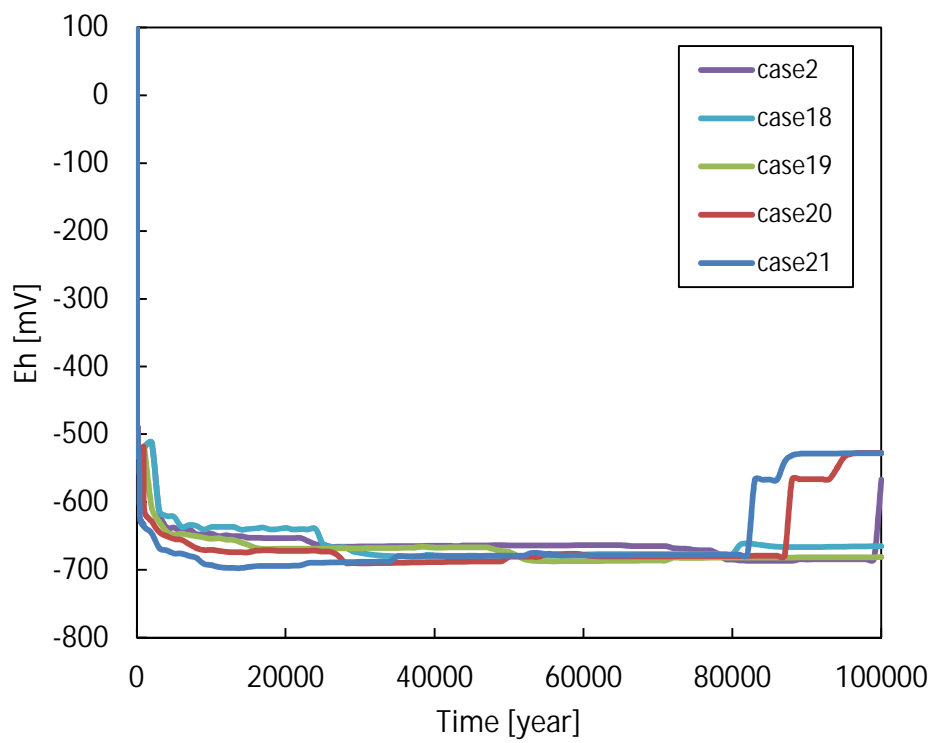


図 6.3-31 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化（混合比）

(f) 支保工厚さによる影響解析

case2 および case22 ~ case26 の支保工厚さ(10cm ~ 60cm)を考慮した影響解析結果を図 6.3-32 ~ 図 6.3-36 に示す。モンモリロナイトは図 6.3-32 に示すとおり、最も支保工が厚い case2 で約 77,000 年間、case22 で 91,000 年間残存する結果となり、支保工厚さがより薄い case23 ~ case26 では 100,000 年間残存する結果となった。ここで、約 40,000 年までの間に case22 および case23 が case2 より有効モンモリロナイト密度が低い結果となっているが、case2 では支保工近辺の緩衝材領域において局所的な間隙閉塞が起きるのに対し、case22 ~ case26 では緩衝材領域内での間隙率低下はみられず、支保工領域内での間隙閉塞がみられることから、case2 において高い有効モンモリロナイト密度を示しているものと推測される。図 6.3-33 の透水係数についても case2 および case22 ~ case25 では有効モンモリロナイト密度に連動した分布を示していることがわかる。しかし、case26 については、透水係数の低下傾向がみられる。これは、支保工厚さが薄いことから、本来 EDZ 境界近辺で起こる間隙閉塞が、緩衝材近辺の支保工領域と同領域となる現象になっている。この間隙閉塞に引きずられる形で支保工近辺の緩衝材領域の間隙率も低下していることから、有効モンモリロナイト密度の上昇に伴い透水係数も低下しているものと考えられる。pH も図 6.3-35 をみると case26 に関しては、約 9.5 のまま 100,000 年間続いていることがわかる。これも支保工内の CSH が約 800 年間で消滅していることからモンモリロナイトが支保工による影響を殆ど受けていないことを示唆している。図 6.3-36 の Eh では、case26 において約 -490 mV の値で 100,000 年間継続していることがわかる。これは、1,000 年後までに CSH の消滅に伴い、拡散により地下水の $\text{SO}_4^{2-} \cdot \text{CO}_3^{2-}$ が濃度勾配により流入することで Eh を緩衝し続けるためにこの数値で安定しているものと推測される。また、他のケースでは、下降していた Eh が約 -500 mV まで上昇する傾向がみられる。case23 をみると、3,000 年後までに H_2 が支配的となっていたが、25,000 年後に支保工内の CSH が消滅し、さらに 33,000 年後に OP 領域内に生成していた CSH も消滅することによって、地下水から拡散にて流入する $\text{SO}_4^{2-} \cdot \text{CO}_3^{2-}$ が支配的となり Eh が約 -500 mV まで上昇したのと考えられる。以上の現象は、(c) 項の case11 などと同現象であると判断でき、また他のケースについても同現象が起きているものと推測される。

以上の解析結果より、支保工厚さによる傾向は一定でないため、人工バリア変遷シナリオについて安全評価ヘリンテージするケースは case22 ~ case26 全てを採用した。case22 ~ case26 の経時変化および空間分布については、Appendix V-B に示す。

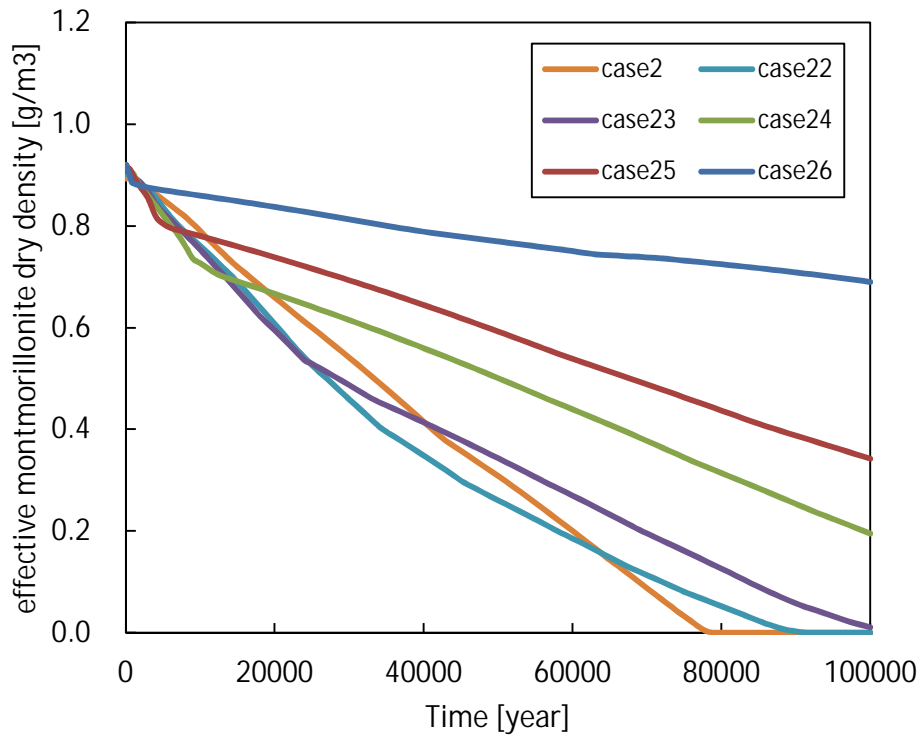


図 6.3-22 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（支保工厚さ）

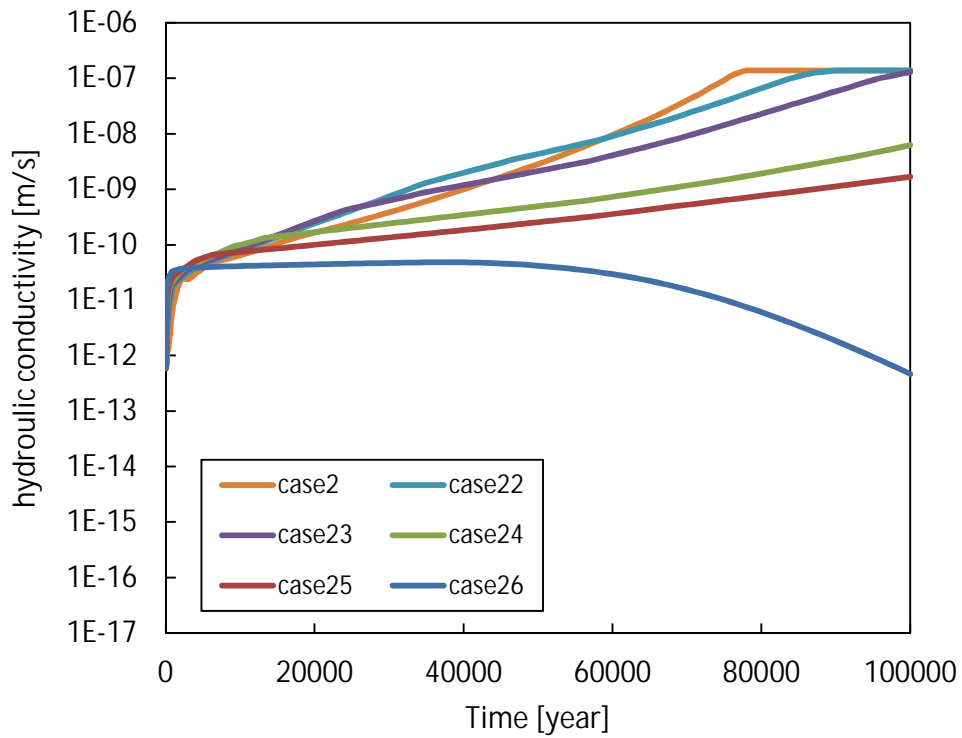


図 6.3-33 緩衝材領域の透水係数の経時変化（支保工厚さ）

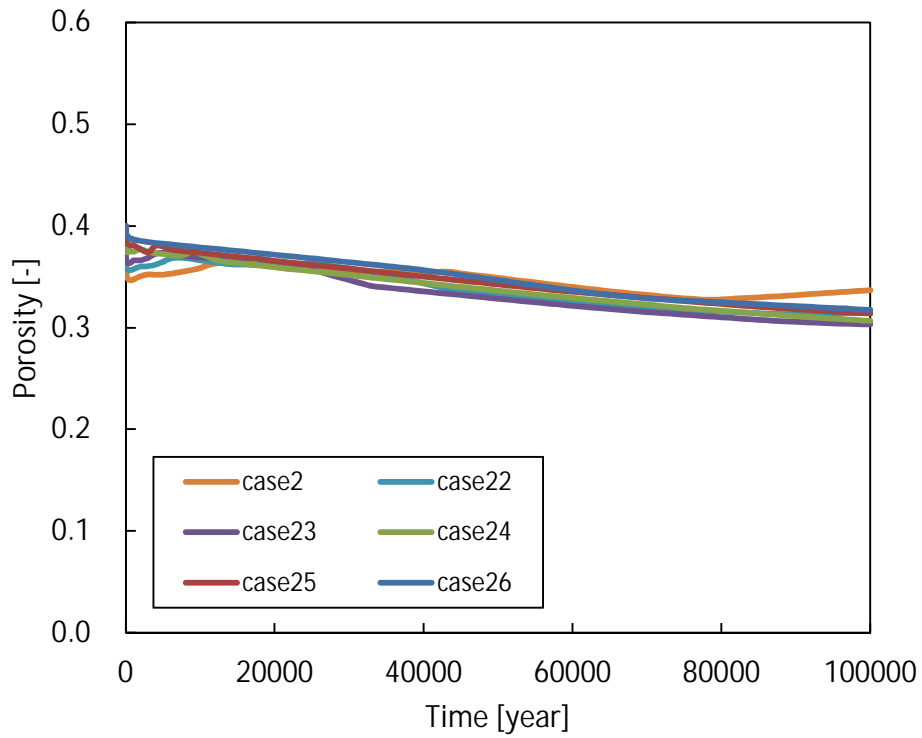


図 6.3-34 緩衝材領域の間隙率の経時変化（支保工厚さ）

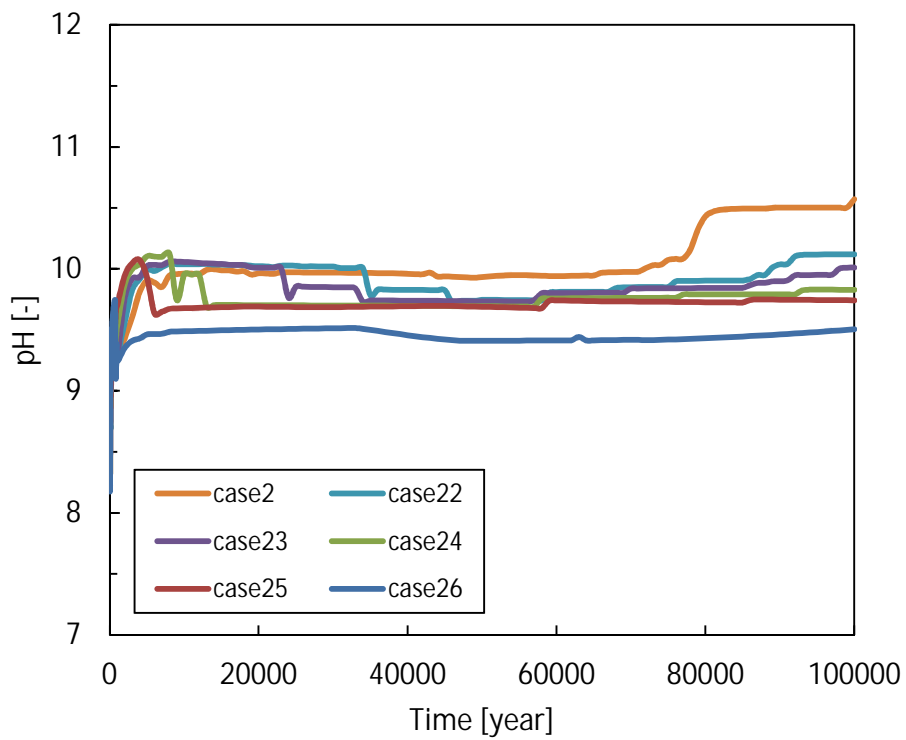


図 6.3-35 緩衝材領域の pH の経時変化（支保工厚さ）

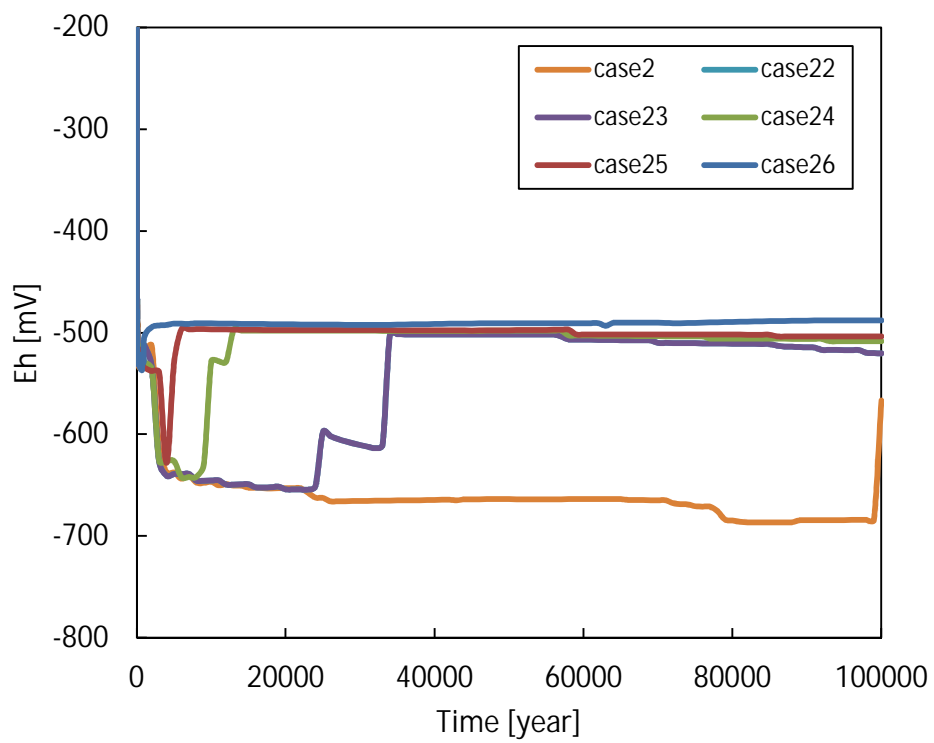


図 6.3-36 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化 (支保工厚さ)

(5) 各評価へのデータリンケージ

人工バリアの変遷シナリオを対象とした安全評価として、(4) 項の解析結果より検討した15 ケースについて実施することとした。人工バリア変遷シナリオ対象ケースを以下に示す。

表 6.3-5 人工バリア変遷シナリオ対象ケース

ケース	地下水水質特性	緩衝材厚さ [cm]	乾燥密度 [g/cm ³]	混合率 [Bnt.: Qtz.]	支保工厚さ [cm]
1	降水系	70	1.6	7:3	60
2	海水系	70	1.6	7:3	60
3	降水3:海水7	70	1.6	7:3	60
4	降水5:海水5	70	1.6	7:3	60
5	降水7:海水3	70	1.6	7:3	60
6	降水99:海水1	70	1.6	7:3	60
11	海水系	20	1.6	7:3	60
13	海水系	70	1.8	7:3	60
15	海水系	70	1.3	7:3	60
19	海水系	70	1.6	5:5	60
22	海水系	70	1.6	7:3	50
23	海水系	70	1.6	7:3	40
24	海水系	70	1.6	7:3	30
25	海水系	70	1.6	7:3	20
26	海水系	70	1.6	7:3	10

以上のケースについて、各評価への人工バリア変遷解析データの提供を行った。提供するリンケージデータについては以下に示すとおりである。

(a) 炭素鋼オーバーパックスの腐食寿命解析

オーバーパックス腐食寿命評価へのリンケージは、以下のデータを提供する。

- ・塩化物イオン濃度(オーバーパックス接触領域)
- ・炭酸イオン濃度(オーバーパックス接触領域)
- ・炭酸水素イオン濃度(オーバーパックス接触領域)
- ・溶存酸素濃度(オーバーパックス接触領域)
- ・pH(オーバーパックス接触領域)

(b) ガラス溶解速度評価

ガラス溶解速度評価へのリンケージは、以下のデータを提供する。

- ・間隙水 Mg 濃度(緩衝材接触支保工領域)

(c) 核種移行パラメータ評価

核種移行パラメータ評価へのリンケージは、以下のデータを提供する。

- ・間隙水 Na 濃度(オーバーパックス接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均)

- ・間隙水 HCO_3^- 濃度（オーバーパック接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均）
- ・間隙水 CO_3^{2-} 濃度（オーバーパック接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均）
- ・間隙水 K^+ 濃度（オーバーパック接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均）
- ・pH（オーバーパック接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均）
- ・pe（オーバーパック接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均）
- ・鉱物組成（緩衝材平均）
- ・間隙率（緩衝材平均）
- ・乾燥密度（緩衝材平均）

（d）ニアフィールド地下水流動評価

地下水流動評価へのリンケージは、以下のデータを提供する。

- ・透水係数（緩衝材各セル）
- ・間隙率（緩衝材各セル）

（6）緩衝材変質評価における今後の課題

透水係数について、本解析では平成 24 年度⁽²⁾に設定した透水係数評価式の適用条件を採用しているが、2.5 節で定義している適用条件について今後検討する必要がある。また本解析では、10 万年間の長期変遷挙動を評価しているが、鉱物や溶液組成元素の増加や複合的な相互作用、さらに経時的な温度変遷などを考慮しているために計算が複雑化しており、過度な計算条件や計算要素を増加した場合に十分な評価を得られない可能性がある。しかし、オーバーパック破損後におけるガラス固化体から放出される溶出元素のフィードバックなどは緩衝材に影響を与える可能性があり、人工バリア変遷挙動評価において 2.5 節で整備したガラス固化体溶解モデルなど新たに評価モデル等を適用する必要があるかもしれない。今後、人工バリア変遷挙動を評価する上での解析体系や解析条件、または評価モデルや鉱物モデル、溶液組成元素の選択など様々な計算要素に対し、評価上重要な要素は付加し、簡略できる要素については省略などすることで、安定した長期変遷挙動を評価できるよう検討する必要がある。

6.3.2 炭素鋼オーバーパックの腐食寿命解析

人工バリアの変遷シナリオを対象とした安全評価で実施するオーバーパック腐食寿命解析において使用する腐食寿命モデルの概要は 2.4 に示した。オーバーパックの腐食形態に影響を及ぼす緩衝材間隙水の組成は 6.3.1 の緩衝材変質・間隙水の変遷評価結果に基づいた。この結果によると、すべてのケースにおいてオーバーパックの表面に酸素が到達しない結果となっており、平成 24 年度までに実施した浸漬試験に基づいて改良した局部腐食判定モデルを用いると、すべてのケースにおいて局部腐食は発生しない。また、低炭酸塩濃度及び高 pH 条件のためすべてのケースにおいて応力腐食割れは生起しない結果となった。

これらのことから、オーバーパックの腐食形態は 6.3.1 で設定したすべてのケースに対して全面腐食となった。全面腐食の腐食速度は 2.4.3 の検討結果において得られた $10 \mu\text{m/y}$ とし、時間に依存しない一定速度として進むものとした。この値は室内試験結果から得られた平均的な腐食速度であり、実際には局所的に凹凸を伴いながら腐食が進行するものと考えられる。この凹凸の影響を考慮したオーバーパックの最大腐食深さとして、腐食速度 $10 \mu\text{m/y}$ から計算した腐食深さの 2 倍とした⁽¹¹⁾。次に、オーバーパックの耐圧厚さは、炭素鋼オーバーパックの耐圧強度に関する既往の解析結果に基づいて最も保守側となる 110mm ⁽¹²⁾とし、最大腐食深さが 80mm (=190-110mm) に到達した時間をオーバーパックの腐食寿命とした。以上に基づいて腐

食寿命解析を行った結果、オーバーパックの腐食寿命は4,000年となった。

6.3.3 ガラス溶解速度評価

(1) これまでの設定の考え方

平成22年度までの実験的検討により、Mgイオンが共存するとガラス固化体の溶解が促進されることがわかったため、平成23年度は、ガラス固化体外側(OP領域)の間隙水中Mgイオン濃度([Mg])が 10^{-3} mol/lを超える場合はStage Iの溶解速度、[Mg]が 10^{-3} mol/l以下の場合はStage IIの溶解速度でガラス固化体が溶解するものとした。

具体的には、Stage Iの溶解速度として、Mgイオンが共存する条件での浸出試験で得られた 0.013 g/m²/dayを、Stage IIの溶解速度としては、Mgイオンが枯渇した後の試験データから得られた 0.0016 g/m²/dayをそれぞれ設定した。

また、CaイオンについてもMgイオンと同様の効果があるものと仮定し、[Ca]が 10^{-3} mol/lを超える条件ではStage Iでガラス固化体が溶解することとした。

加えて、ゼオライト系鉱物の一種であるanalcimeが生成する条件では、ガラス固化体が速い速度で溶解することが知られており、analcimeはアルカリ性条件において、ガラス固化体に含まれるNaやAl、Siによって生成する可能性が示唆されていることから、ガラス固化体外側に溶液のpHが11.5を超える場合についてもStage Iでガラス固化体が溶解することとした。

(2) 今年度の設定の考え方

平成24年度に実施した実験的検討によって、Caイオンが共存する条件では、Mgイオンの影響とは逆に、ガラス固化体の溶解が抑制されることを確認したことから、ガラス固化体外側の間隙水中Caイオン濃度が高い場合であっても、それをもってStage Iの溶解速度を設定しないこととした。

Mgイオンの影響については、今年度までの実験的検討に基づき、2.2.4項に示したMg影響モデルの考え方を採用した。すなわち、「ガラス固化体が接触する溶液中にMgイオンが供給されると、ガラス固化体表面に供給されたMgイオンとガラス固化体のSiが反応して、あるMg/Siモル比のMgケイ酸塩を生成し、その生成量に応じた溶解速度でガラス固化体が溶解/変質する」ものとした。

2.2.4項(2)の計算方法に沿って、各ケースにおける10万年間のガラス固化体の溶解速度の平均値を試算し、この値が、第2次取りまとめの評価で用いられたStage IIを想定した溶解速度(1.0×10^{-3} g/m²/day)以下の場合には、Mgイオン影響を無視することとし、ガラス固化体の溶解速度として 1.0×10^{-3} g/m²/dayを設定することとした。

一方、Mgイオン影響によるガラス固化体の溶解速度が 1.0×10^{-3} g/m²/dayを超えるケースについては、ガラス固化体の全量が溶解するまでの時間を計算し、その期間の平均溶解速度をガラス固化体の溶解速度として設定することとした。

試算の結果、いずれのケースについても、Mgイオンの影響はほぼ無視することができることから、全てのケースにおけるガラス固化体の溶解速度は 1.0×10^{-3} g/m²/dayに設定した。

6.3.4 核種移行パラメータ

(1) 溶解度

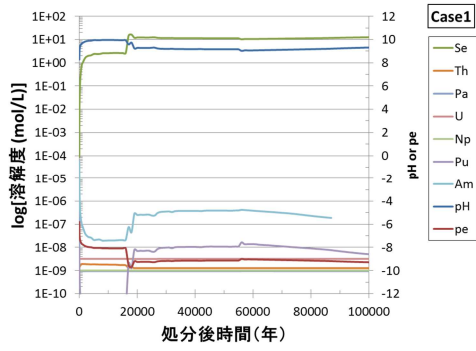
6.3.1 の解析によって得られた各解析ケースの緩衝材中の間隙水組成に基づいて、地球化学平衡計算により放射性核種の溶解度を求めた。計算には、確率論的溶解度解析コード PA-SOL (Probabilistic Analysis Code of Uncertainty of Solubility Limit for Radioactive Element in Geological Disposal) を用いた。PA-SOL は、地下水水質と熱力学データに関する不確かさが溶解度に与える影響の定量的評価を目的として、原子力機構が整備したコードであり、PHREEQC⁽¹³⁾などの地球化学計算コードにモンテカルロ法による確率論的解析機能を追加したコードである。

解析に使用した熱力学データは、JAEA-TDB (version 100331c2)⁽¹⁴⁾を基に、山口ら⁽¹⁵⁾がデータ選定プロセスの一貫性や溶解度評価の保守性、最新データの検証の観点からレビューし、選定したものを使用した。活量係数の補正については、Davies の式を用いた。また、計算においては、上記の JAEA-TDB において、熱力学データが最も整備されている 25 の条件で計算を行った。

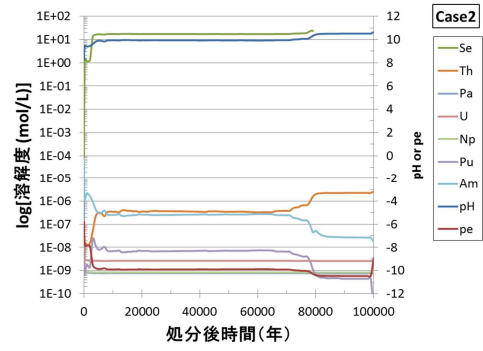
なお、Ra、Ac 及び Cm については、熱力学データが十分に整備されていないため、既存の文献や化学アナログを考慮して設定するものとした。解析の概要を以下に示す。

- Se : Se(cr, trigonal)を溶解度制限固相として仮定した。一部計算の収束しない時刻 (pH の高くなる後半) があつたものの、溶解度は高い値で推移するものと仮定して、10 万年まで外挿した。支配溶存化学種は、初期の pH の低い期間が Se_4^{2-} 、残りの pH の高い期間が HSe^- となる。
- Cs : 間隙水条件によらず支配的な溶存種は Cs^+ であり、いずれの条件でも易溶性のため溶解度制限を考慮しない。
- Ra : 第 2 次取りまとめ⁽³⁾では、 $1\text{E}-12 \text{ mol/L}$ 、RAMDA⁽¹⁶⁾では、実測値 $1\text{E}-6 \text{ mol/L}$ を採用していることから、保守的に RAMDA の設定値である $1\text{E}-6 \text{ mol/L}$ で一定とした。
- Ac : Am の化学アナログとして設定した。
- Th : $\text{ThO}_2(\text{am, aged})$ を溶解度制限固相として仮定した。支配溶存化学種は、 $\text{Th}(\text{OH})_4$ となる。
- Pa : $\text{Pa}_2\text{O}_5(\text{cr})$ を溶解度制限固相として仮定した。支配溶存化学種は、 $\text{PaO}(\text{CO}_3)_2(\text{OH})_2^{3-}$ となる。
- U : $\text{UO}_2(\text{am})$ を溶解度制限固相として仮定した。支配溶存化学種は、 $\text{U}(\text{OH})_4$ となる。
- Np : $\text{NpO}_2(\text{am})$ を溶解度制限固相として仮定した。支配溶存化学種は、 $\text{Np}(\text{OH})_4$ となる。
- Pu : $\text{PuO}_2(\text{am})$ を溶解度制限固相として仮定した。支配溶存化学種は、 $\text{PuSiO}(\text{OH})_3$ となる。
- Am : 特定の溶解度制限固相は仮定せず、解析を行った。また、pe が -8 を下回ると計算が安定しなかつたため、pe < -8 はすべて pe = -8 として扱った。その結果、 $\text{AmCO}_3\text{OH}(\text{am})$ や $\text{Am}(\text{OH})_3(\text{am})$ が溶解度制限固相となった。支配溶存化学種は、 $\text{Am}(\text{OH})_2^+$ となる。
- Cm : Am の化学アナログとして設定した。

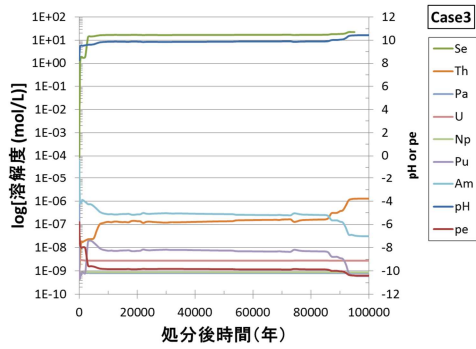
各解析ケースにおける溶解度の経時変化を図 6.3-37 に示す。



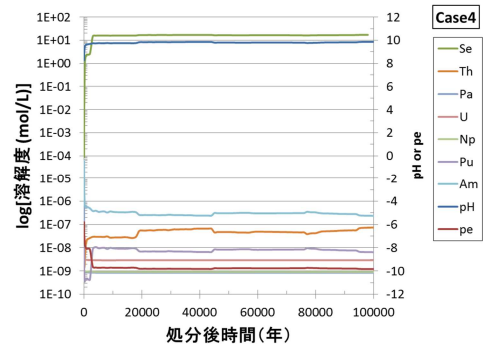
Case1



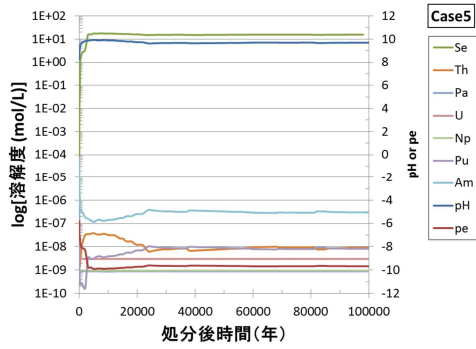
Case2



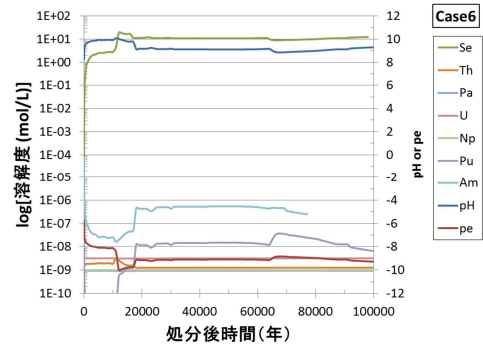
Case3



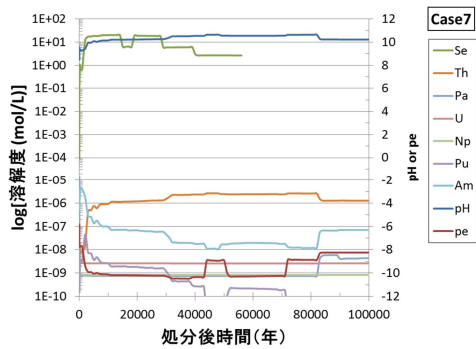
Case4



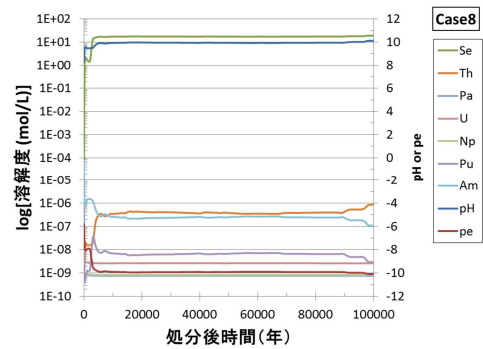
Case5



Case6

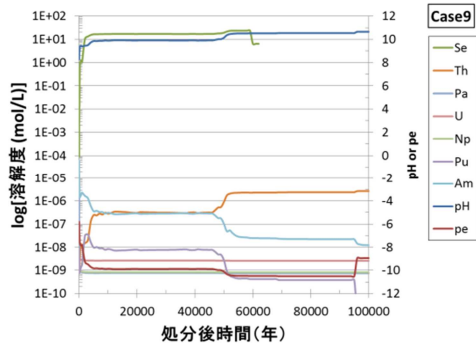


Case11

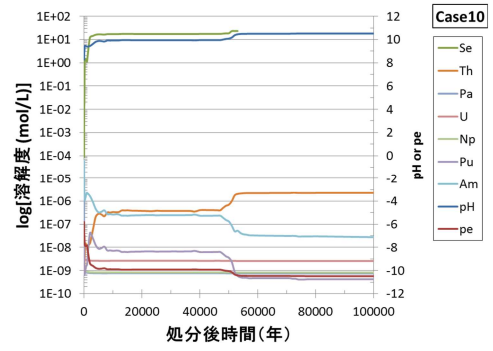


Case13

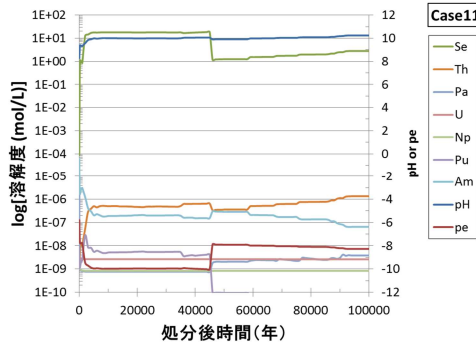
図 6.3-37 各解析ケースにおける溶解度の経時変化 (1/2)



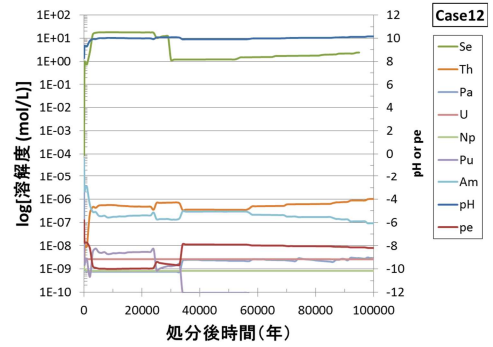
Case15



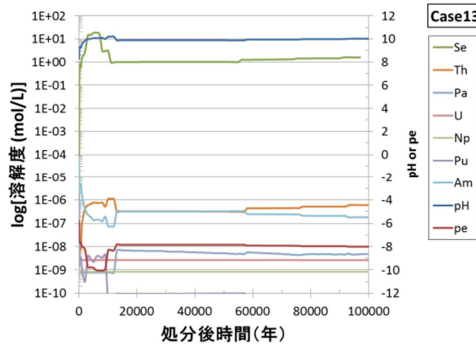
Case19



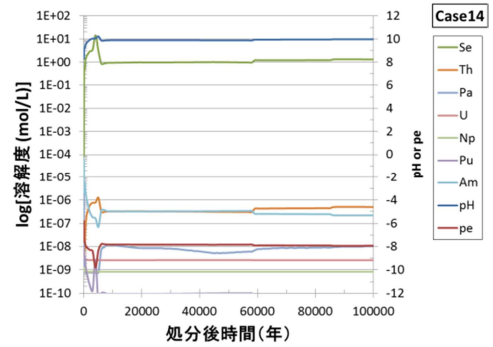
Case22



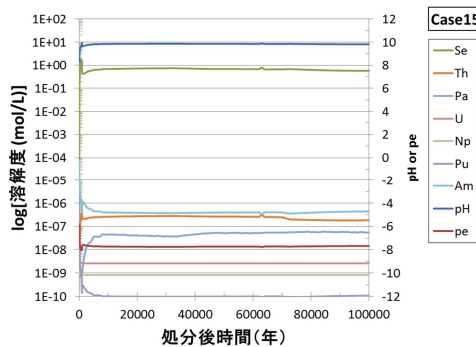
Case23



Case24



Case25

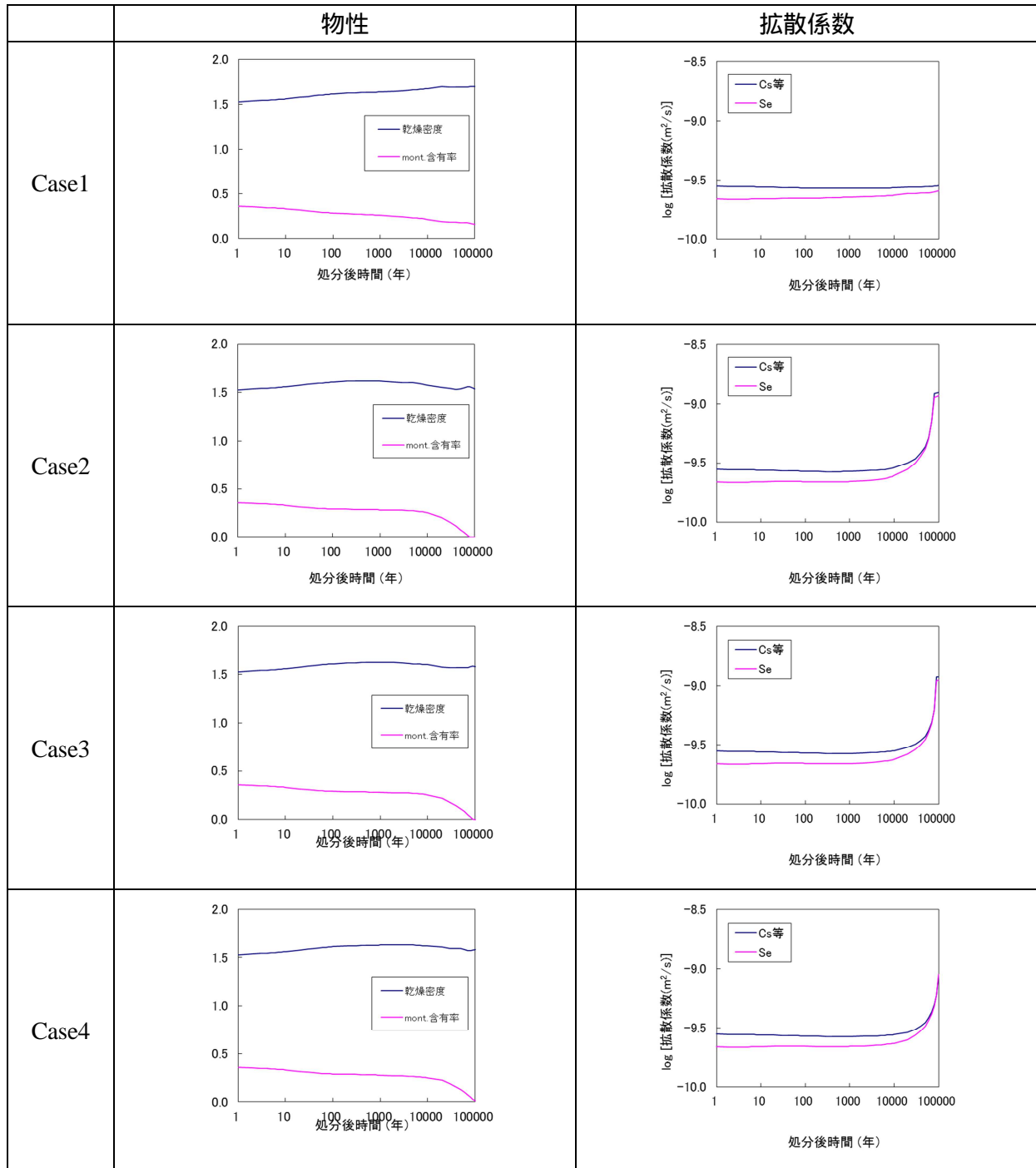


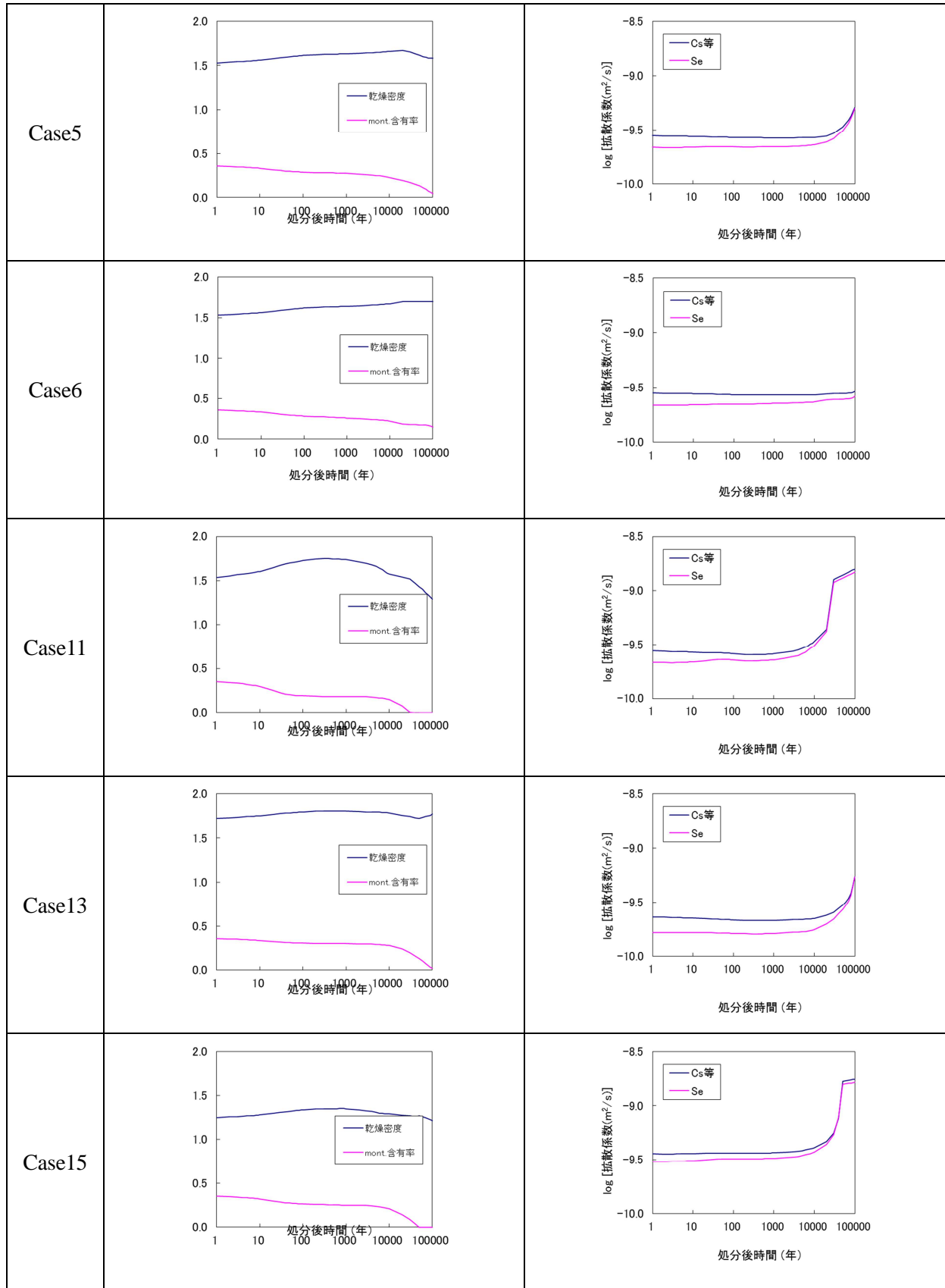
Case26

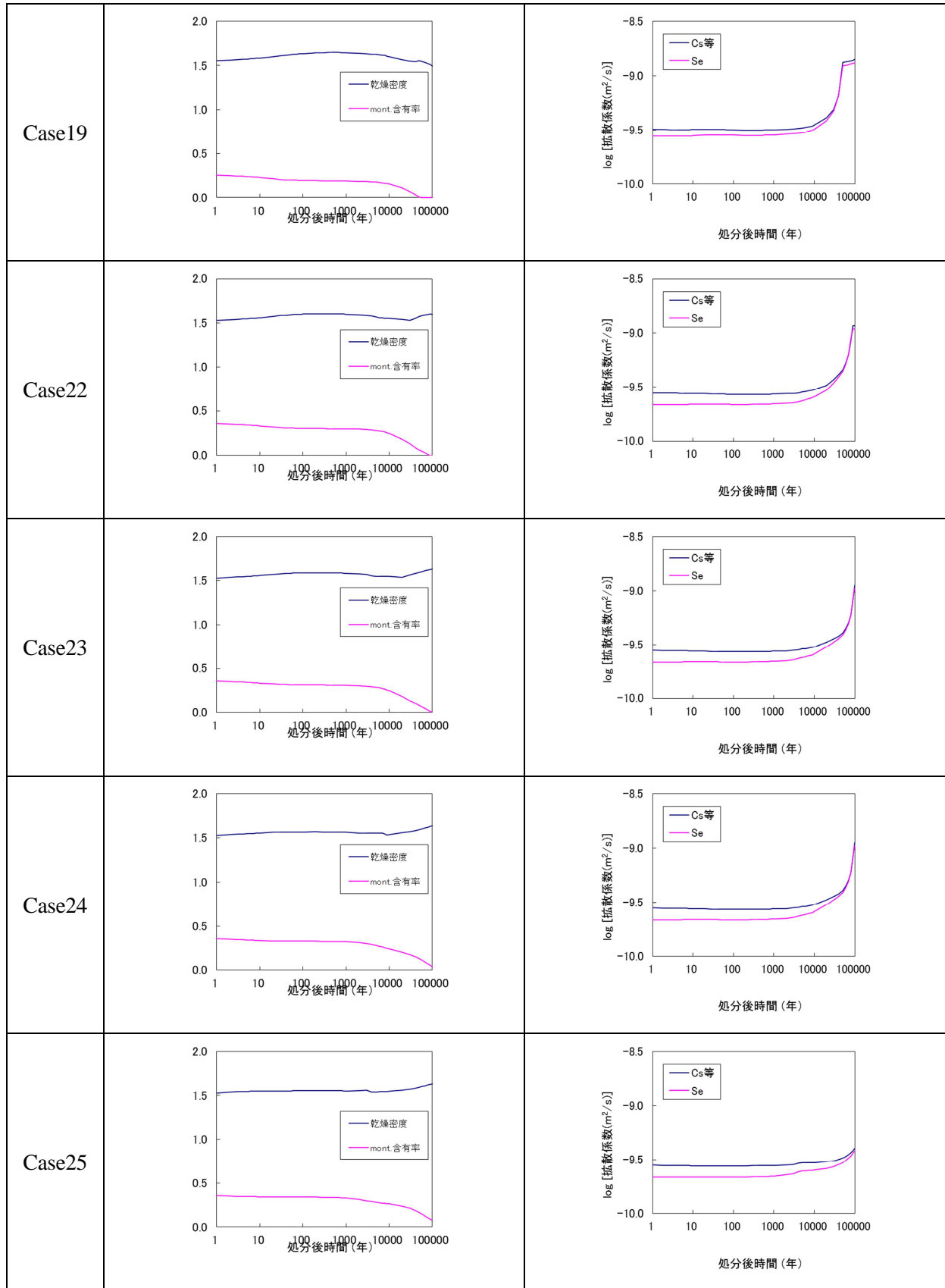
図 6.3-37 各解析ケースにおける溶解度の経時変化 (2/2)

(2) 拡散係数

6.3.1 の解析によって得られた各解析ケースの緩衝材中の間隙水組成に基づいて、放射性核種の拡散係数を求めた。昨年度と同様に、Se は陰イオン排除モデルから、その他の元素は細孔拡散モデルから拡散係数を算出した⁽¹⁷⁾。各解析ケースにおける拡散係数の経時変化を図 6.3-38 に示す。







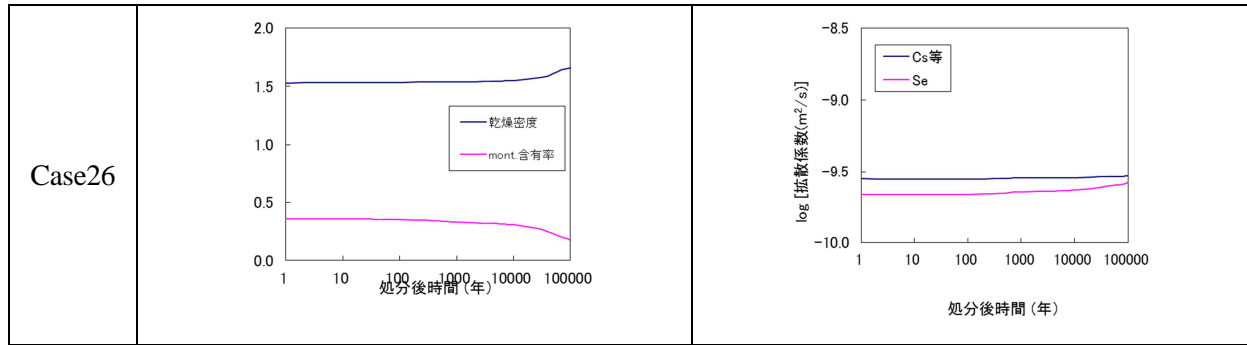
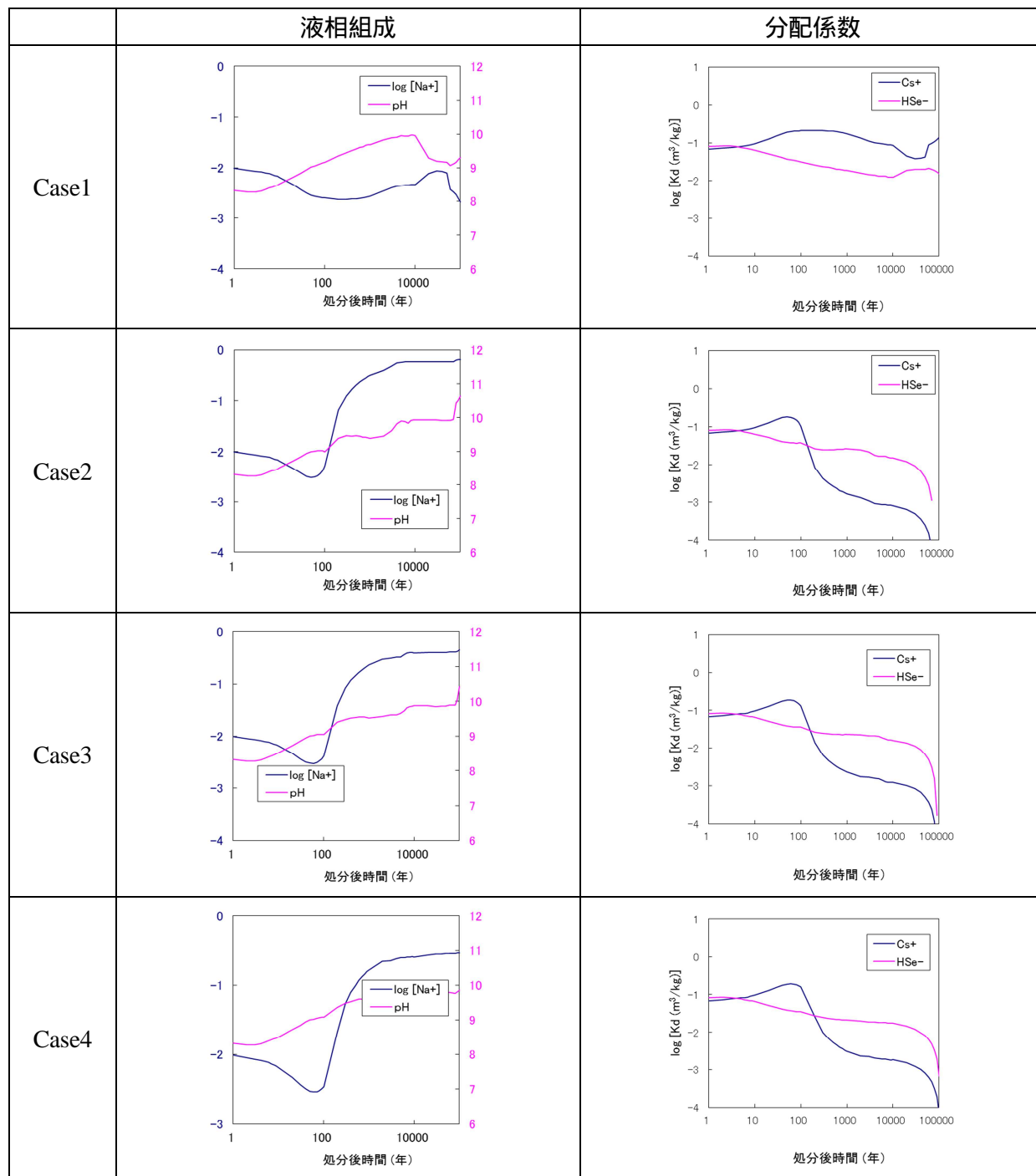
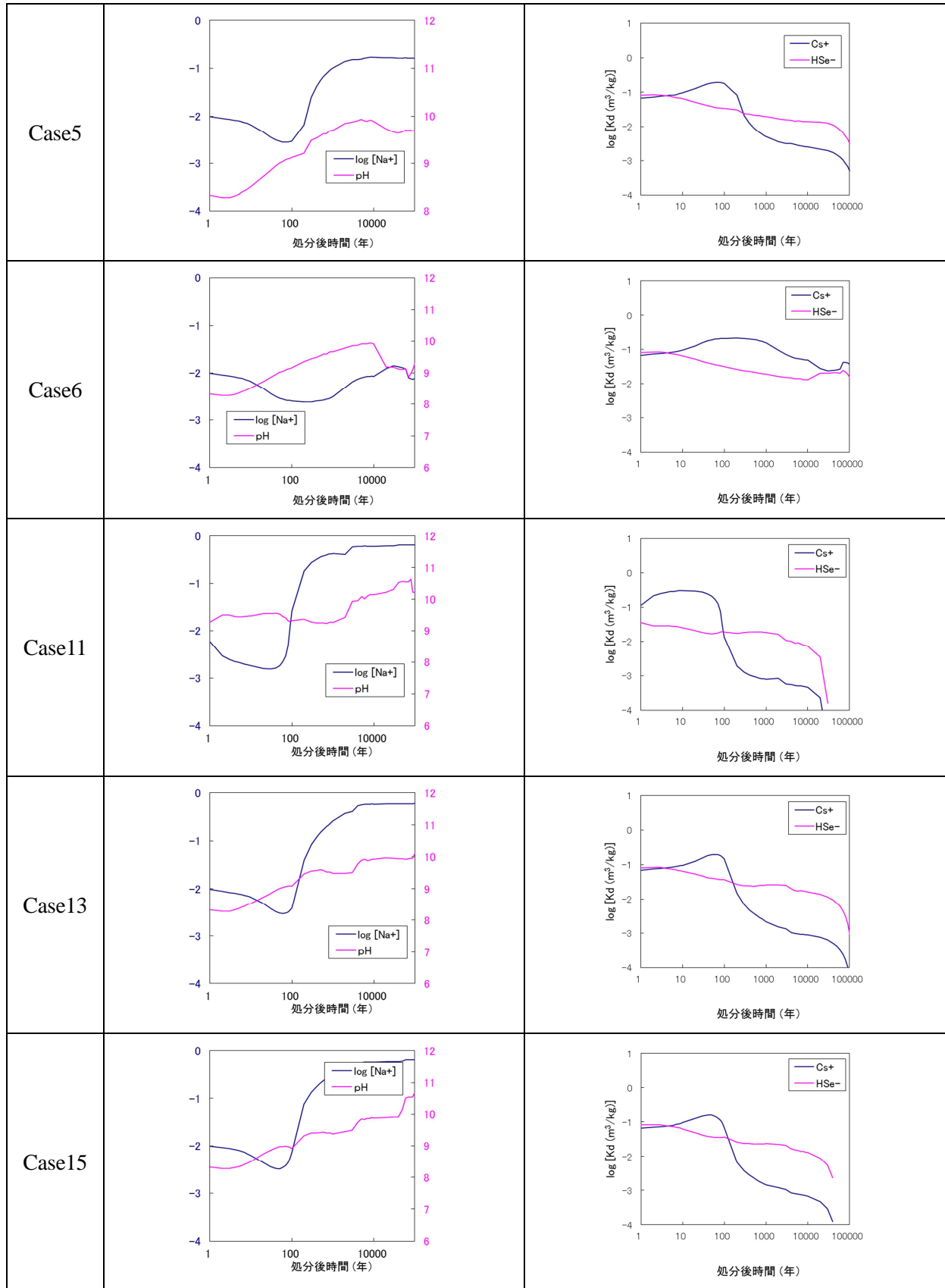


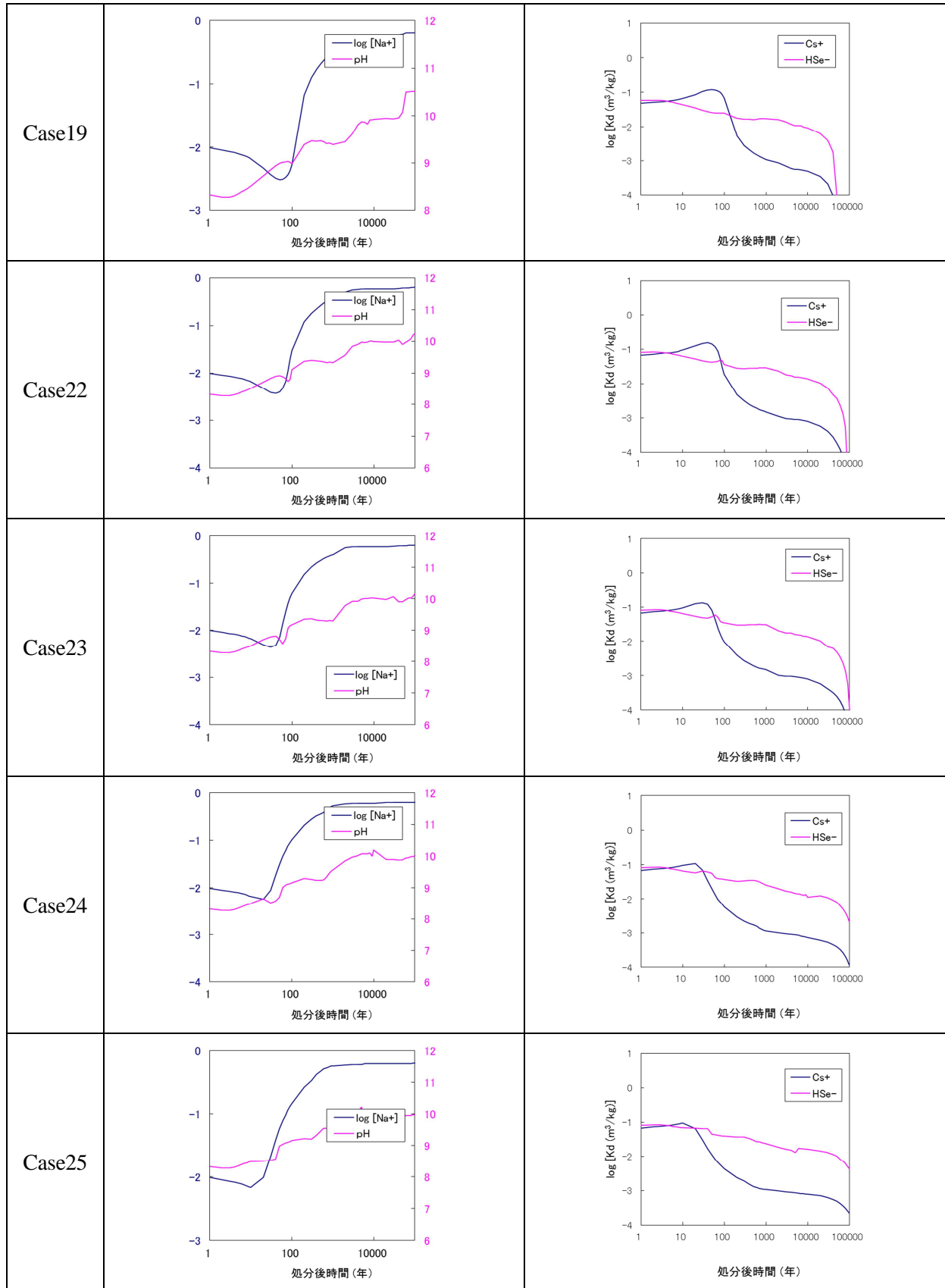
図 6.3-38 各解析ケースにおける拡散係数の経時変化

(3) 収着分配係数：人工バリア

6.3.1 の解析によって得られた各解析ケースの緩衝材中の間隙水組成に基づいて、放射性核種の分配係数を求めた。昨年度と同様にモンモリロナイトを収着鉱物とし、Se は分配係数の実測値から、Cs はイオン交換モデルから分配係数を算出した⁽¹⁷⁾。Th については、モンモリロナイトおよび石英に対する実測値⁽¹⁸⁾から、環境条件によらず $1 \text{ m}^3/\text{kg}$ 一定とした。U、Np、Pu についても Th の化学的類似性より $1 \text{ m}^3/\text{kg}$ 一定とした。その他の元素については、JNC 第2次取りまとめ⁽³⁾の値を設定した。各解析ケースにおける Se、Cs の経時変化を図 6.3-39 に、その他の元素の設定値を表 6.3-6 に示す。







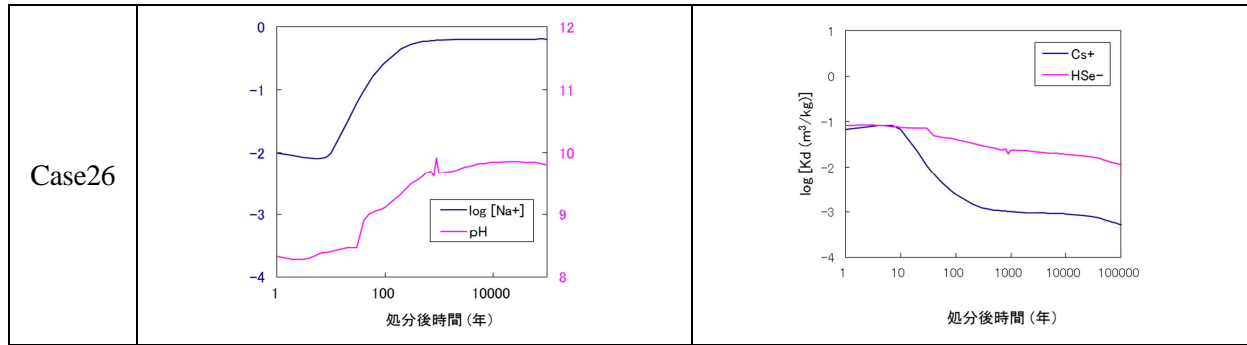


図 6.3-39 各解析ケースにおける Se および Cs の吸着分配係数の経時変化

表 6.3-6 人工バリアにおける $4n+1$ 系列核種の吸着分配係数

< m^3/kg >

元素	設定値	設定根拠
Ra	1E-2	JNC 第2次取りまとめ設定値 ⁽³⁾
Ac	1E+0	JNC 第2次取りまとめ設定値 ⁽³⁾
Am	1E+1	JNC 第2次取りまとめ設定値 ⁽³⁾
Cm	1E+1	JNC 第2次取りまとめ設定値 ⁽³⁾
Pa	1E+0	JNC 第2次取りまとめ設定値 ⁽³⁾
Th	1E+0	実測値 (H25 核種移行データ報告書 ⁽¹⁸⁾)
U	1E+0	Th のアナログ
Np	1E+0	Th のアナログ
Pu	1E+0	Th のアナログ

(4) 収着分配係数：天然バリア

天然バリア収着分配係数の設定を表 6.3-7 に示す。

表 6.3-7 天然バリアにおける収着分配係数

< m³/kg >

元素	液相分類	設定値	設定根拠
Se	降水系	5E-3	H24 報告書 ⁽²⁾
	海水系	5E-3	H24 報告書 ⁽²⁾
Cs	降水系	5E-2	H23 報告書 ⁽¹⁾
	海水系	5E-2	H23 報告書 ⁽¹⁾
Ra	降水系	1E-2	データベースに収録された全ての Ra のデータ (Kd>0m ³ /kg) のうち酸性岩に分類されるものは、花崗閃緑岩 108 件、花崗岩 8 件。花崗岩のデータは 8 件とデータ数が乏しいため、Ra の酸性岩に対する Kd は、典型的な陽イオンである類似性を考慮し、Sr のアナログとした。 (Sr の根拠) データベースに収録された全ての Sr のデータ (Kd>0m ³ /kg) のうち酸性岩に分類されるものは、花崗岩 275 件、花崗閃緑岩 49 件、トータル岩 39 件、流紋岩 3 件、変質花崗岩 2 件。岩種による不確実性要因を除くため、275 件の花崗岩データを対象とした。このうち液相分類が降水系地下水のデータ 200 件の対数平均 1E-2m ³ /kg および海水系地下水のデータ 41 件の対数平均 2E-4m ³ /kg を設定した。
	海水系	2E-4	
Ac	降水系	5E+0	データベースに収録された全ての Ac のデータ (Kd>0 m ³ /kg) のうち酸性岩に分類されるものは、花崗閃緑岩 4 件とデータが乏しい。そこで、Ac の分配係数は、アクチノイド III 価の類似性を考慮し、Am のアナログとした。
	海水系	3E+0	
Th	降水系	1E+0	H25 報告書 ⁽¹⁸⁾
	海水系	1E-1	H25 報告書 ⁽¹⁸⁾
Am	降水系	5E+0	データベースに収録された全ての Am のデータ (Kd>0m ³ /kg) のうち酸性岩に分類されるものは、花崗岩 118 件、花崗閃緑岩 18 件、流紋岩 2 件、トータル岩 1 件。岩種による不確実性要因を除くため、118 件の花崗岩データを対象とした。このうち液相分類が降水系地下水のデータ 102 件の対数平均 5E+0m ³ /kg および海水系地下水のデータ 15 件の対数平均 3E+0m ³ /kg を設定した。
	海水系	3E+0	
Cm	降水系	5E+0	データベースに収録された全ての Cm のデータ (Kd>0 m ³ /kg) のうち酸性岩に分類されるものは、花崗閃緑岩 12 件、花崗岩 1 件とデータが乏しい。そこで、Cm の分配係数は、アクチノイド III 価の類似性を考慮し、Am のアナログとした。
	海水系	3E+0	
Pa	降水系	1E+0	Th(IV)のアナログ(H25 報告書 ⁽¹⁸⁾)
	海水系	1E-1	Th(IV)のアナログ(H25 報告書 ⁽¹⁸⁾)
U	降水系	1E+0	Th(IV)のアナログ(H25 報告書 ⁽¹⁸⁾)
	海水系	1E-1	Th(IV)のアナログ(H25 報告書 ⁽¹⁸⁾)
Np	降水系	1E+0	Th(IV)のアナログ(H25 報告書 ⁽¹⁸⁾)
	海水系	1E-1	Th(IV)のアナログ(H25 報告書 ⁽¹⁸⁾)
Pu	降水系	1E+0	Th(IV)のアナログ(H25 報告書 ⁽¹⁸⁾)
	海水系	1E-1	Th(IV)のアナログ(H25 報告書 ⁽¹⁸⁾)

6.3.5 ニアフィールド地下水流動

緩衝材変質の進行に伴う緩衝材中の地下水流速の変化を評価するため、「6.3.1 緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価」において評価された変質した緩衝材中の透水係数および間隙率の空間的・時間的变化の条件を基に、多孔質系媒体中の地下水流動解析コード MIG2DF⁽¹⁹⁾及び地下水流路解析コード PASS-TRAC を用いて、変質した緩衝材およびその周辺母岩を解析領域とする地下水流動解析を実施した。さらに、GSRW-PSA による人工バリア内の 1 次元核種移行解析の入力の 1 つとなる緩衝材中の地下水流速を決定するため、地下水流動解析の結果に対し、地下水流路解析コード PASS-TRAC を用いて緩衝材中に設定した粒子に対する移行経路解析を行い、その結果から緩衝材中の実流速を決定した。解析条件および解析結果については Appendix V-C に記載した。

6.3.6 核種移行解析

6.3.1～6.3.5では、緩衝材変質の進行に伴う収着分配係数、緩衝材中の地下水実流速などの核種移行パラメータの変動を評価した。ここでは、全26ケースのうち、6.3.1(4)で選定された表6.3-5の15ケースに対して、これらの核種移行パラメータの解析結果に基づいて、確率論的安全評価コードGSRW-PSA⁽²⁰⁾⁽²¹⁾コードを用いて人工バリアフラックス、天然バリアフラックス及び被ばく線量を計算した。人工バリア及び天然バリア中の核種移行解析の条件及び解析結果を以下に示す。なお、被ばく線量の解析条件及び解析結果は、Appendix V-Dに記述した。

(1) 解析条件

(a) 評価モデルの概要

本解析に使用したGSRW-PSAコードの核種移行評価の概念モデルを以下に示す。なお、評価モデルの詳細については、「平成23年度 地層処分の安全審査に向けた評価手法等の整備 報告書 [添付資料編]」⁽²²⁾を参照されたい。

人工バリア

人工バリアの核種移行解析では、人工バリアの構成要素であるガラス固化体、炭素鋼オーバーパック、緩衝材及び岩盤を一次元体系として、これらの連続したコンパートメントとして考えることにより核種移行解析を行う。オーバーパックの破損後、ガラスの溶解により溶出した核種の濃度は、溶解度限度よりも高い場合、その溶解度に核種濃度は制限される。核種の溶解及び沈殿の現象は瞬時/可逆を仮定し、溶解度を制限する固層が沈殿している場合、溶解度を維持するための再溶解が生じる。緩衝材中の核種は移流・拡散により移行する。なお、オーバーパックは破損によりバリア機能を失うとし、破損後の核種移行の遅延機能は考慮しない。また、支保工についても核種移行に対するバリア機能は考慮せず、評価体系に組み込んでいない。したがって、解析結果の一つとして示す人工バリア移行フラックスは、緩衝材外側のフラックスである。

天然バリア

天然バリアは人工バリア外側から移行経路に沿って、100m長さの母岩領域、800m長さの亀裂体から構成される。天然バリアの核種移行解析では、亀裂性媒体モデルを用いる。亀裂性媒体モデルでは、岩盤内に放出された核種は地下水の流れが支配的な亀裂内を移行すると考える。亀裂性媒体中の核種移行は、亀裂中の移流及び分散、亀裂内の収着、亀裂に接する岩石マトリクス部の拡散及び収着遅延の移行現象であると考えられる。なお、亀裂は平衡平板亀裂を仮定した。

(b) 評価対象核種

評価対象核種については、平成24年度に実施したSe-79及びCs-135に加えて、平成22年度HLW 長期的評価確率論的報告書⁽²³⁾に基づき、既往の解析⁽²⁴⁾における全線量の支配的な核種として抽出した4n+1系列核種を対象とした。図6.3-40に示す4n+1系列核種の崩壊系列のうち、本評価で対象とする核種は、Cm-245 Pu-241 Am-241 Np-237 Pa-233 U-233 Th-229 Ra-225 Ac-225とした。本解析で用いる埋設直後のガラス固化体1本中の放射能インベントリを表6.3-8に示す。

表 6.3-8 埋設直後及び 1000 年後のガラス固化体 1 本の放射能インベントリ

核種	半減期	モル数 (mol)		放射能 (Bq)		
	year	0 年	1000 年	0 年	1000 年	
4n+1 系列	Cm-245	8.5×10^3	7.88×10^{-3}	7.27×10^{-3}	1.23×10^{10}	1.23×10^{10}
	Pu-241	1.435×10^1	1.99×10^{-3}	1.23×10^{-5}	1.83×10^{12}	1.23×10^{10}
	Am-241	4.322×10^2	9.3×10^{-1}	1.88×10^{-1}	2.85×10^{13}	1.23×10^{10}
	Np-237	2.144×10^6	2.99	3.74	1.85×10^{10}	1.23×10^{10}
	U-233	1.592×10^5	4.91×10^{-5}	1.16×10^{-3}	4.08×10^6	1.23×10^{10}
	Th-229	7.34×10^3	1.15×10^{-8}	2.49×10^{-6}	2.08×10^4	1.23×10^{10}
非系列	Se-79	2.95×10^5	8.11×10^{-2}	8.09×10^{-2}	3.64×10^9	3.63×10^9
	Se 安定同位体		6.86×10^{-1}	6.86×10^{-1}	-	-
	Cs-135	2.3×10^6	3.19	3.19	1.84×10^{10}	1.84×10^{10}
	Cs 安定同位体		8.44	8.44	-	-

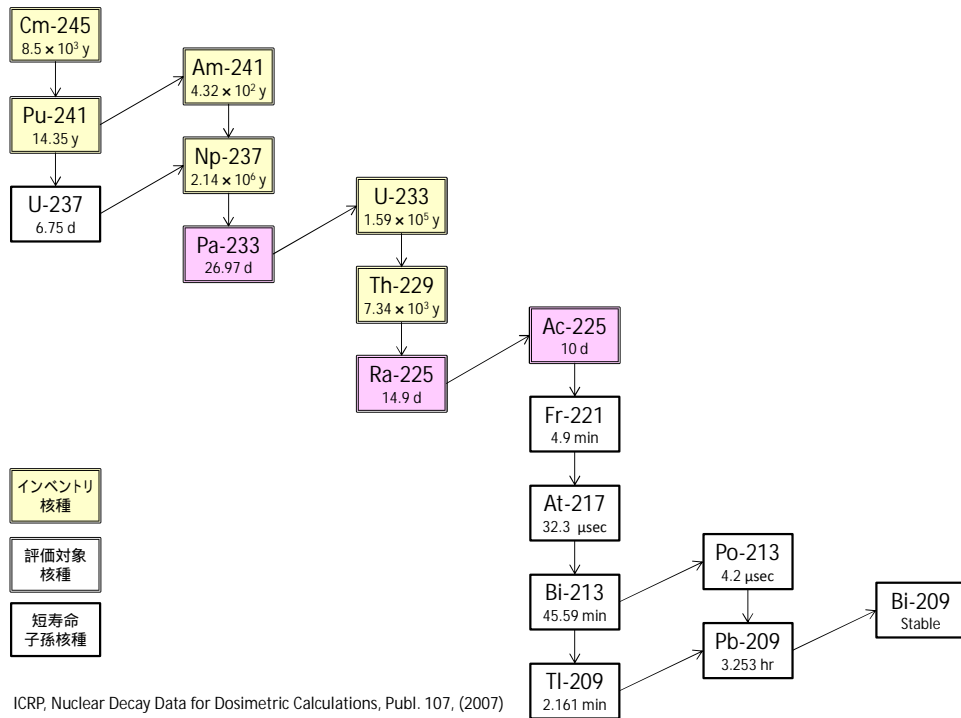


図 6.3-40 4n+1 系列の崩壊系列と評価対象核種

(c) 人工バリアにおける核種移行パラメータ

核種移行解析において使用する核種移行パラメータは、6.3.1～6.3.5 の解析結果に基づいて設定する。以下において、人工バリアの核種移行解析で使用する主なパラメータの設定の考え方の概要を記述する。表 6.3-9 に、それぞれの解析ケースに対する人工バリアの主な設定パラメータまとめた。なお、天然バリアにおける核種移行解析及び生物圏における線量評価の際において設定したパラメータは Appendix -D に示す。

表 6.3-9 地下水移行シナリオ解析の主な人工バリアの設定パラメータ

ケース	評価計算の設定条件*					評価計算の設定パラメータ (OP破損後の設定値)						
	地下水 水質 特性	緩衝材 厚さ (cm)	乾燥 密度 (g/cm ³)	混合率 (Bnl.: Qtz.)	支保工 厚さ (cm)	OP腐食 形態・ 寿命	ガラス 溶解速度 (g/m ² /day)	核種溶解度 (mol/L)	核種拡散係数 (m ² /s)	核種分配係数 (m ³ /kg)	間隙率 (%)	緩衝材中の 地下水実流速 (m/y)
1	降水系	70	1.6	7:3	60	全面腐食 4,000年	0.001 (一定)	Cs:易溶性 Se:2.1×10 ⁰ 1.6×10 ¹ Np:1.0×10 ⁻⁹	Se:2×10 ⁻¹⁰ 他:3×10 ⁻¹⁰	Se:0.01~0.08 Cs:0.04~0.2 Np:1	0.38 (一定)	9.7×10 ⁻⁷ 4.3×10 ⁻⁶
2	海水系	70	1.6	7:3	60			Cs:易溶性 Se:6.3×10 ⁰ 2.3×10 ¹ Np:8.3×10 ⁻¹⁰	Se:2~10×10 ⁻¹⁰ 他:3~10×10 ⁻¹⁰	Se:0.001~0.08 Cs:0.0001~0.2 Np:1	0.39 0.29	8.4×10 ⁻⁵ 1.2×10 ⁻³
3	降水3: 海水7	70	1.6	7:3	60			Cs:易溶性 Se:1.4×10 ¹ 2.3×10 ¹ Np:8.8×10 ⁻¹⁰	Se:2~10×10 ⁻¹⁰ 他:3~10×10 ⁻¹⁰	Se:0.0002~0.08 Cs:0.0001~0.2 Np:1	0.38 0.29	5.0×10 ⁻⁵ 1.2×10 ⁻³
4	降水5: 海水5	70	1.6	7:3	60			Cs:易溶性 Se:1.6×10 ¹ 1.7×10 ¹ Np:9.2×10 ⁻¹⁰	Se:2~9×10 ⁻¹⁰ 他:3~9×10 ⁻¹⁰	Se:0.0007~0.08 Cs:0.0001~0.2 Np:1	0.37 0.29	2.9×10 ⁻⁵ 1.0×10 ⁻³
5	降水7: 海水3	70	1.6	7:3	60			Cs:易溶性 Se:1.5×10 ¹ 1.8×10 ¹ Np:9.6×10 ⁻¹⁰	Se:2~5×10 ⁻¹⁰ 他:3~5×10 ⁻¹⁰	Se:0.003~0.08 Cs:0.0005~0.2 Np:1	0.37 0.30	1.4×10 ⁻⁵ 1.0×10 ⁻³
6	降水 99:海 水1	70	1.6	7:3	60			Cs:易溶性 Se:2.7×10 ⁰ 2.0×10 ¹ Np:1.0×10 ⁻⁹	Se:2×10 ⁻¹⁰ 他:3×10 ⁻¹⁰	Se:0.01~0.08 Cs:0.02~0.2 Np:1	0.38 (一定)	9.7×10 ⁻⁷ 4.3×10 ⁻⁶
11	海水系	20	1.6	7:3	60			Cs:易溶性 Se:2.1×10 ⁰ 1.6×10 ¹ Np:8.3×10 ⁻¹⁰	Se:2~10×10 ⁻¹⁰ 他:3~10×10 ⁻¹⁰	Se:0.0002~0.03 Cs:0.0001~0.3 Np:1	0.38 0.27 0.35	1.3×10 ⁻⁴ 1.7×10 ⁻³
13	海水系	70	1.8	7:3	60			Cs:易溶性 Se:1.6×10 ¹ 1.9×10 ¹ Np:8.4×10 ⁻¹⁰	Se:2~5×10 ⁻¹⁰ 他:3~5×10 ⁻¹⁰	Se:0.0009~0.08 Cs:0.0001~0.2 Np:1	0.32 0.21	1.7×10 ⁻⁵ 1.5×10 ⁻³
15	海水系	70	1.3	7:3	60			Cs:易溶性 Se:6.4×10 ⁰ 2.3×10 ¹ Np:8.3×10 ⁻¹⁰	Se:2~10×10 ⁻¹⁰ 他:3~10×10 ⁻¹⁰	Se:0.002~0.08 Cs:0.0001~0.15 Np:1	0.49 0.43	1.6×10 ⁻⁴ 8.6×10 ⁻⁴
19	海水系	70	1.6	5:5	60			Cs:易溶性 Se:1.6×10 ¹ 2.3×10 ¹ Np:8.3×10 ⁻¹⁰	Se:2~10×10 ⁻¹⁰ 他:3~10×10 ⁻¹⁰	Se:0.0001~0.06 Cs:0.0001~0.1 Np:1	0.39 0.32	1.2×10 ⁻⁴ 1.1×10 ⁻³
22	海水系	70	1.6	7:3	50			Cs:易溶性 Se:1.2×10 ⁰ 1.8×10 ¹ Np:8.3×10 ⁻¹⁰	Se:2~10×10 ⁻¹⁰ 他:3~10×10 ⁻¹⁰	Se:0.0001~0.08 Cs:0.0001~0.2 Np:1	0.39 0.28	8.2×10 ⁻⁵ 1.3×10 ⁻³
23	海水系	70	1.6	7:3	40			Cs:易溶性 Se:1.2×10 ⁰ 1.8×10 ¹ Np:8.3×10 ⁻¹⁰	Se:2~10×10 ⁻¹⁰ 他:3~10×10 ⁻¹⁰	Se:0.0001~0.08 Cs:0.0001~0.2 Np:1	0.39 0.27	8.1×10 ⁻⁵ 1.4×10 ⁻³
24	海水系	70	1.6	7:3	30			Cs:易溶性 Se:9.6×10 ⁻¹ 1.9×10 ¹ Np:8.3×10 ⁻¹⁰	Se:2~5×10 ⁻¹⁰ 他:3~5×10 ⁻¹⁰	Se:0.002~0.08 Cs:0.0001~0.1 Np:1	0.38 0.29	8.1×10 ⁻⁵ 9.8×10 ⁻⁴
25	海水系	70	1.6	7:3	20			Cs:易溶性 Se:8.6×10 ⁻¹ 1.4×10 ¹ Np:8.3×10 ⁻¹⁰	Se:2~4×10 ⁻¹⁰ 他:3~4×10 ⁻¹⁰	Se:0.004~0.08 Cs:0.0002~0.09 Np:1	0.38 0.30	1.0×10 ⁻⁴ 6.1×10 ⁻⁴
26	海水系	70	1.6	7:3	10	Cs:易溶性 Se:5.8×10 ⁻¹ 7.8×10 ¹ Np:8.3×10 ⁻¹⁰	Se:2×10 ⁻¹⁰ 他:3×10 ⁻¹⁰	Se:0.01~0.08 Cs:0.0005~0.08 Np:1	0.38 0.33	5.7×10 ⁻⁵ 6.3×10 ⁻⁵ 5.0×10 ⁻⁵ 5.3×10 ⁻⁵		

*:全てのケースで温度は100 ~ 47 の変遷、地下水特性は無酸素、初期間隙水特性は純水・無酸素

ガラス溶解速度

6.3.3 におけるガラス溶解速度評価において、いずれのケースについても Mg イオンの影響はほぼ無視することができるという試算結果に基づき、本解析ではすべてのケースに対して、ガラス固化体の溶解速度は $1.0 \times 10^{-3} \text{ g/m}^2/\text{day}$ に設定した。

核種移行の開始時間

6.3.2 における腐食寿命解析の結果に基づき、オーバーパックが破損し核種の移行が開始する時間として、すべてのケースに対して 4,000 年と設定した。なお、本解析では、オーバーパック 1 本に対する影響を示した。

溶解度

6.3.4 の溶解度評価結果より設定した。Cs は間隙水条件によらず支配的な溶存種は Cs^+ であり、いずれの条件でも易溶性のため溶解度制限を考慮しない。Ra は RAMDA⁽²⁵⁾ の設定値である $1\text{E-}6 \text{ mol/L}$ で一定とし、Ac および Cm は Am のアナログとした。その他の元素は PA-SOL による解析を用いた。

オーバーパックが破損する 4,000 年以降における溶解度評価結果の最大値と最小値を表 6.3-10 に示す。最大値と最小値に 10 倍以上の差がある場合のみ溶解度の経時変化を考慮し、経時変化を考慮しない場合は保守的に最大値で一定とした。

表 6.3-10 4,000 年以降における溶解度評価結果の最大値、最小値

最大値 (mol/m3)															
元素	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4	ケース5	ケース6	ケース11	ケース13	ケース15	ケース19	ケース22	ケース23	ケース24	ケース25	ケース26
Se	1.6E+04	2.3E+04	2.3E+04	1.7E+04	1.8E+04	1.9E+04	2.0E+04	1.9E+04	2.3E+04	2.3E+04	1.8E+04	1.8E+04	1.9E+04	1.4E+04	7.8E+02
Th	1.9E-06	2.7E-03	1.3E-03	7.4E-05	3.9E-05	3.3E-06	2.7E-03	8.7E-04	2.7E-03	2.3E-03	1.4E-03	1.0E-03	1.1E-03	1.3E-03	3.1E-04
Pa	9.4E-07	7.6E-07	8.1E-07	8.5E-07	8.8E-07	9.5E-07	5.9E-06	7.7E-07	7.6E-07	7.6E-07	4.1E-06	3.1E-06	7.2E-06	1.2E-05	6.0E-05
U	3.2E-06	2.6E-06	2.8E-06	2.9E-06	3.0E-06	3.2E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06
Np	1.0E-06	8.3E-07	8.8E-07	9.2E-07	9.6E-07	1.0E-06	8.3E-07	8.4E-07	8.3E-07	8.3E-07	8.3E-07	8.3E-07	8.3E-07	8.3E-07	8.3E-07
Pu	1.6E-05	1.2E-05	2.0E-05	1.1E-05	1.1E-05	3.7E-05	7.0E-06	1.4E-05	1.6E-05	1.2E-05	8.2E-06	7.6E-06	4.5E-06	2.6E-06	1.3E-07
Am	4.2E-04	4.4E-04	7.3E-04	3.9E-04	3.9E-04	5.5E-04	2.6E-04	5.2E-04	6.1E-04	4.6E-04	3.0E-04	3.0E-04	3.3E-04	3.7E-04	5.4E-04

最小値 (mol/m3)															
元素	ケース1	ケース2	ケース3	ケース4	ケース5	ケース6	ケース11	ケース13	ケース15	ケース19	ケース22	ケース23	ケース24	ケース25	ケース26
Se	2.1E+03	6.3E+03	1.4E+04	1.6E+04	1.5E+04	2.2E+03	2.7E+03	1.6E+04	6.4E+03	1.6E+04	1.2E+03	1.2E+03	9.6E+02	8.6E+02	5.8E+02
Th	1.3E-06	2.2E-04	2.3E-05	2.6E-05	6.2E-06	1.3E-06	5.0E-04	1.7E-04	1.3E-04	2.1E-04	3.3E-04	3.4E-04	3.1E-04	3.0E-04	1.8E-04
Pa	9.3E-07	7.5E-07	8.0E-07	8.4E-07	8.8E-07	9.3E-07	7.5E-07	7.6E-07	7.5E-07	7.5E-07	7.6E-07	7.6E-07	7.6E-07	7.6E-07	2.2E-05
U	3.2E-06	2.6E-06	2.8E-06	2.9E-06	3.0E-06	3.2E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06	2.6E-06
Np	1.0E-06	8.2E-07	8.7E-07	9.1E-07	9.5E-07	1.0E-06	8.2E-07	8.3E-07	8.2E-07	8.2E-07	8.3E-07	8.3E-07	8.3E-07	8.3E-07	8.3E-07
Pu	2.2E-08	1.7E-08	6.0E-07	6.4E-06	2.9E-06	2.5E-08	1.6E-08	3.0E-06	1.7E-08	4.1E-07	3.2E-08	4.0E-08	4.0E-08	3.7E-08	8.8E-08
Am	2.0E-05	1.7E-05	3.1E-05	2.4E-04	1.2E-04	1.7E-05	1.1E-05	1.1E-04	1.2E-05	2.8E-05	6.4E-05	9.2E-05	7.5E-05	7.0E-05	3.4E-04

* 黄色で示す部分は経時変化を考慮

緩衝材実効拡散係数

緩衝材実効拡散係数は、6.3.4 で示したように、Se については陰イオン排除モデル、Cs 及び $4n+1$ 核種については細孔拡散モデルにより評価し、経時変化の値が示されている。図 6.3-41 及び図 6.3-42 に示すように時間変動する拡散係数を設定した。

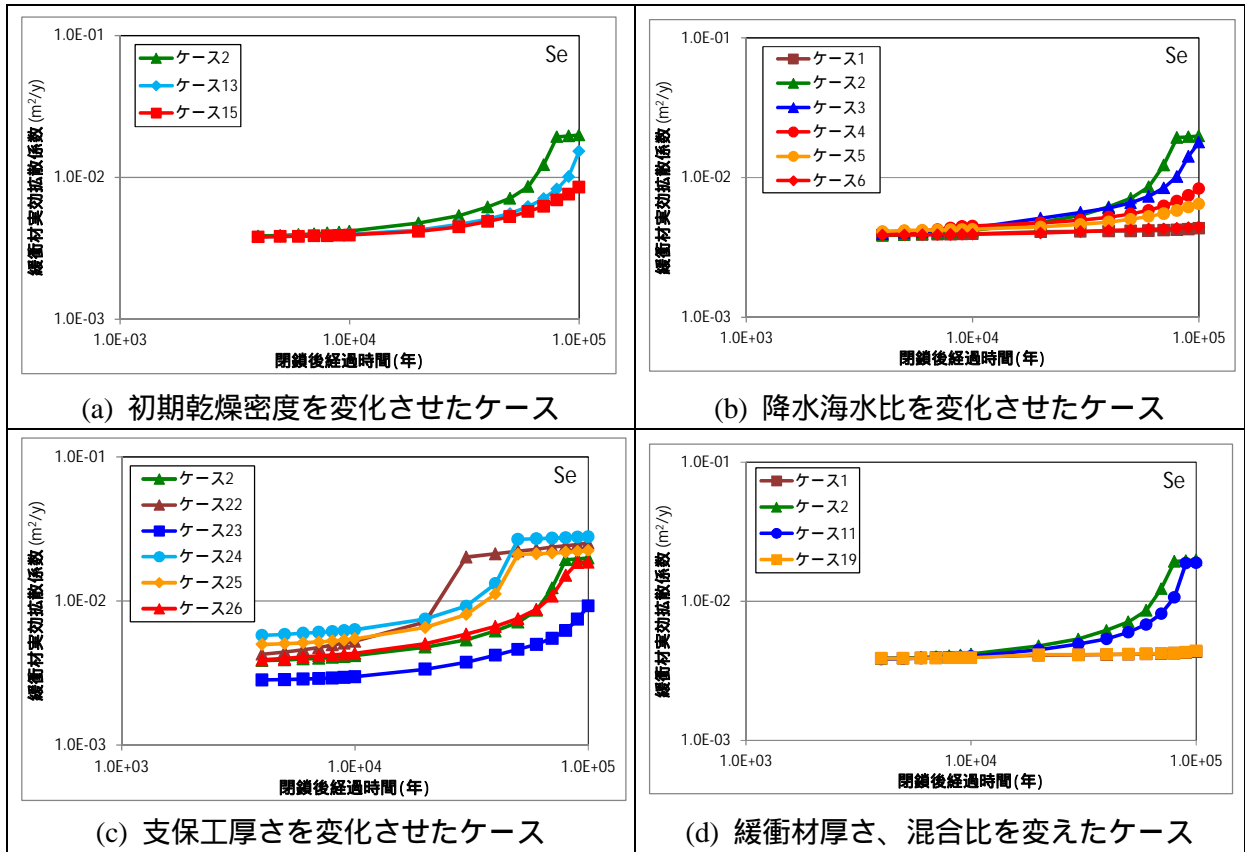
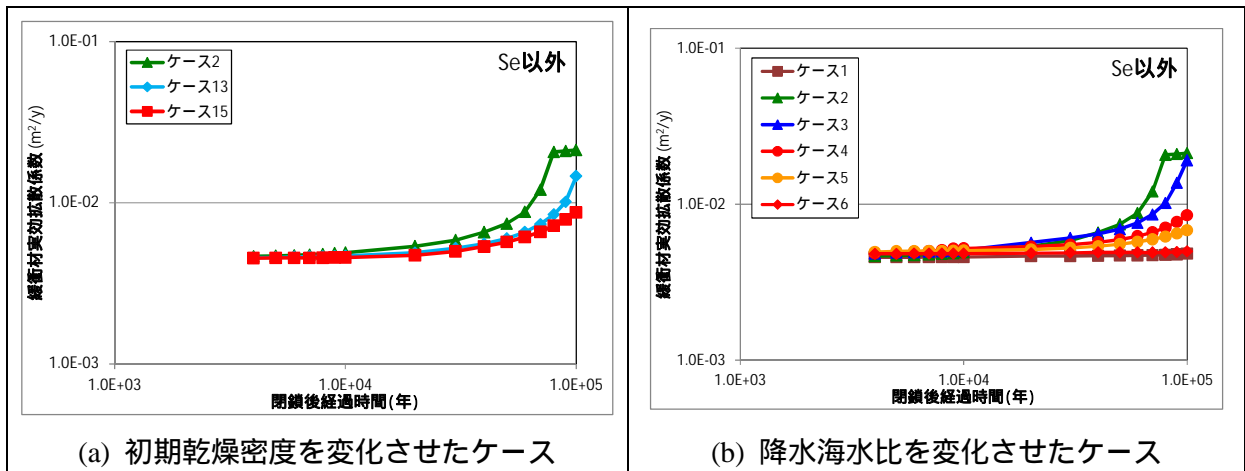


図 6.3-41 緩衝材実効拡散係数の設定 (Se)



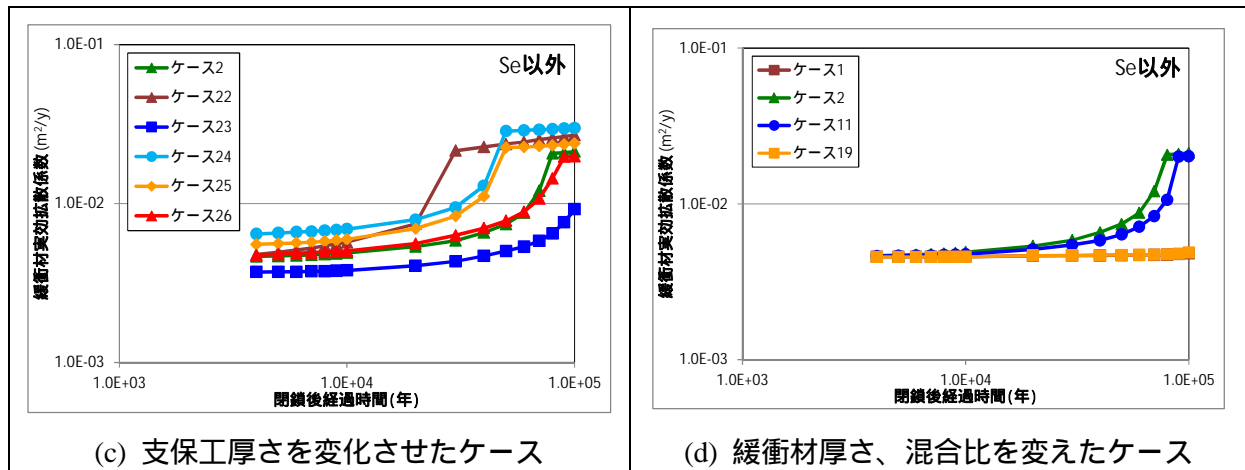


図 6.3-42 緩衝材実効拡散係数の設定 (Se 以外)

緩衝材収着分配係数

核種移行評価では、6.3.4 で示された元素別の収着分配係数の時間変化に基づき、図 6.3-43 及び図 6.3-44 に示すように Se, Cs の分配係数の経時変化を与えた。Np については評価期間中一定値 $1\text{m}^3/\text{kg}$ を与えた。なお、10 万年以降の核種移行評価では、10 万年時点の値がそれ以降も維持されるとして解析を行った。

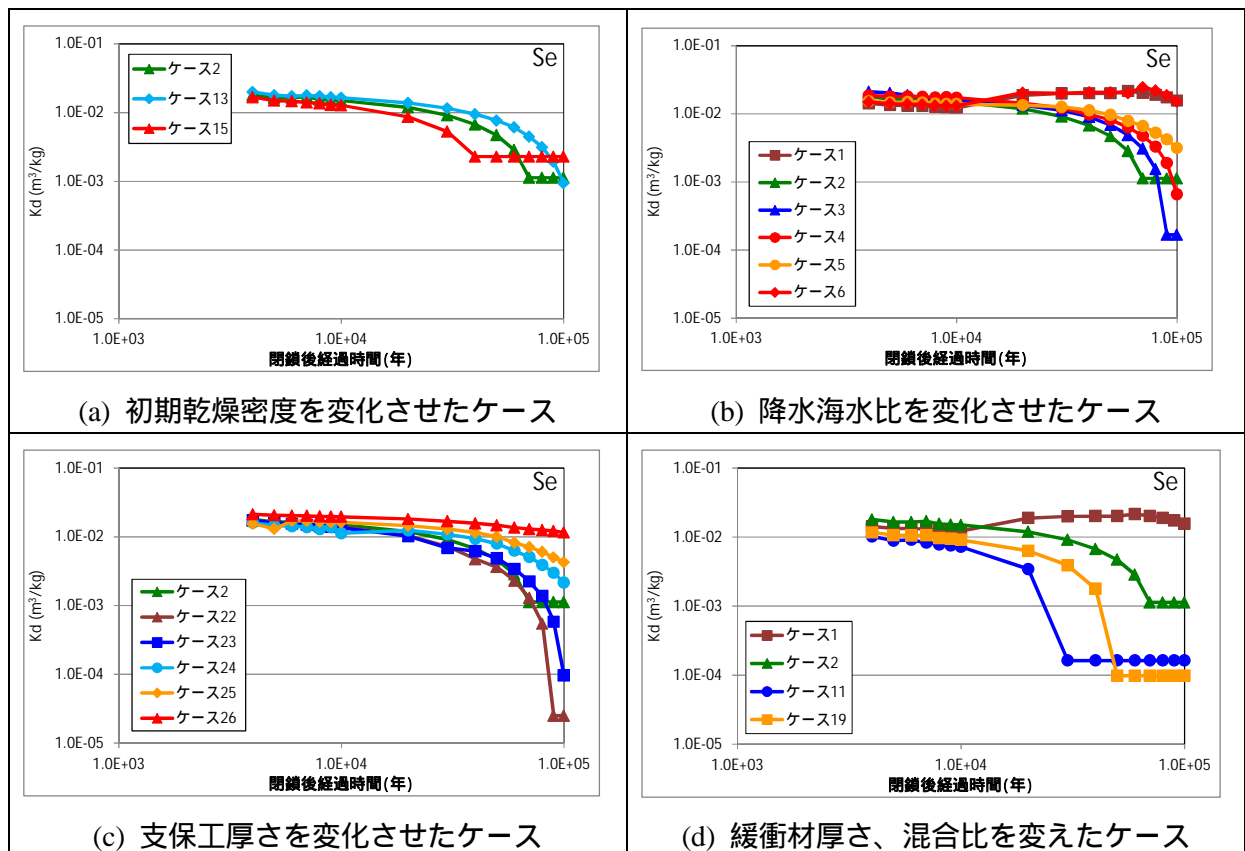


図 6.3-43 Se 収着分配係数の経時変化

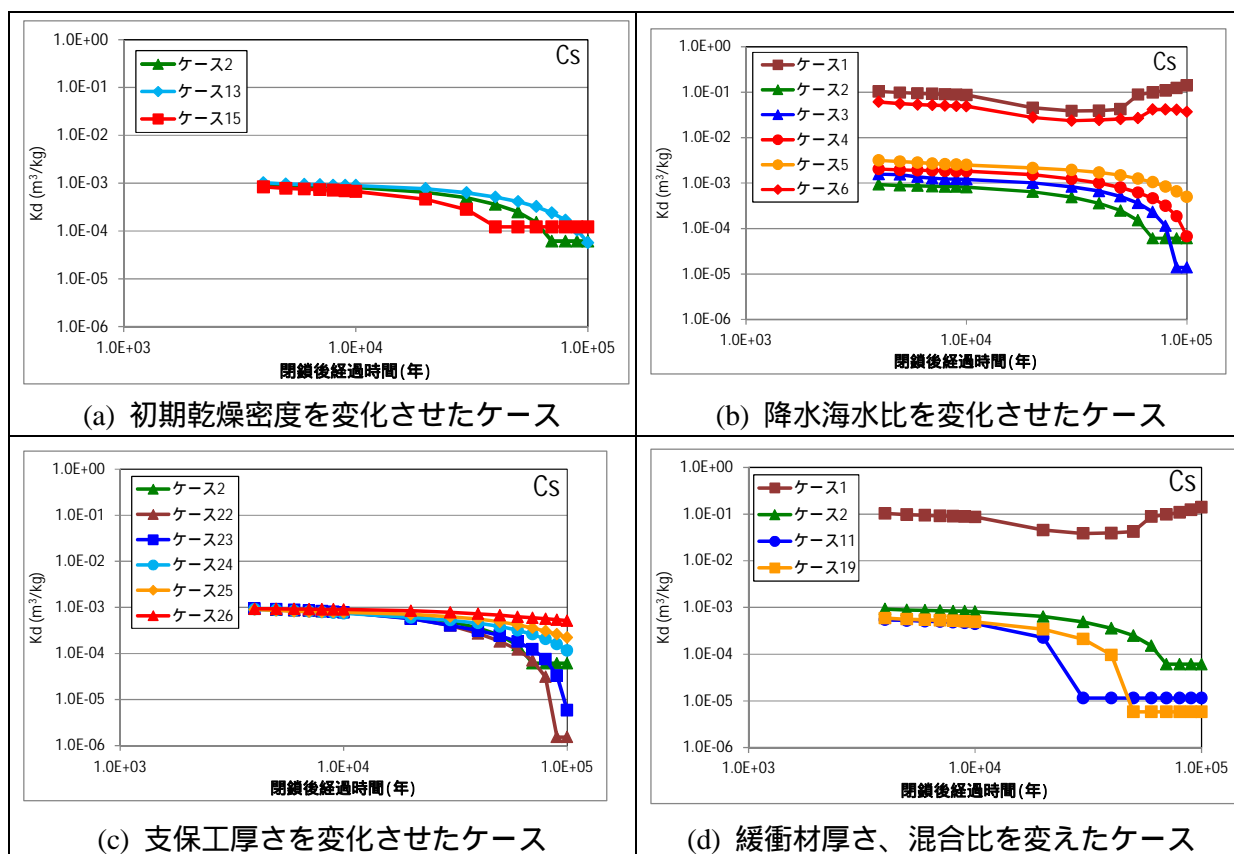


図 6.3-44 Cs 吸着分配係数の経時変化

緩衝材の間隙率

緩衝材の間隙率は、6.3.1 の解析結果より、すべてのケースに対して時間変動を考慮した間隙率を設定した。その時間変動は、Appendix V-C の図 App.V.C-1-4 ~ 図 App.V.C-1-6 に示されるニアフィールド地下水流動解析の解析条件と同一である。

緩衝材中地下水実流速

緩衝材中の地下水実流速はすべてのケースについて時間変動の実流速を設定した。Appendix V-C における移行経路解析結果に基づき、緩衝材の変質による部分的な実流速の増加の効果を安全評価上考慮することとし、ケース 11 を除くすべてのケースで No.1 ~ No.5 の実流速の対数平均値を GSRW-PSA の入力とする。ケース 11 については厚さが 20cm であることから、No.1 及び No.2 の 2 点における実流速の対数平均値をとった。地下水実流速の時間変化設定を図 6.3-45 に示す。

降水系条件のケース 1 及び降水海水比 99:1 のケース 6 では初期状態で 9.7×10^{-7} m/y と遅く、10 万年後も 4.3×10^{-6} m/y と低透水性の機能を維持している。それ以外のケース（海水系、降水海水比 7:3 以下）では初期の地下水実流速は $1.0 \times 10^{-5} \sim 4.3 \times 10^{-4}$ m/y の範囲にあるが、10 万年後には 1 桁程度の実流速上昇がみられる。特にケース 11(緩衝材厚さ 20cm)では 23,000 年で 1.0×10^{-3} m/y に達し、31000 年で 2.0×10^{-3} m/y の最大値を示した。なお、ケース 26 (支保工厚さ 10cm)については、初期から 10 万年まで $5.0 \times 10^{-5} \sim 6.3 \times 10^{-5}$ m/y の中で安定しており、地下水実流速の上昇は見られない。

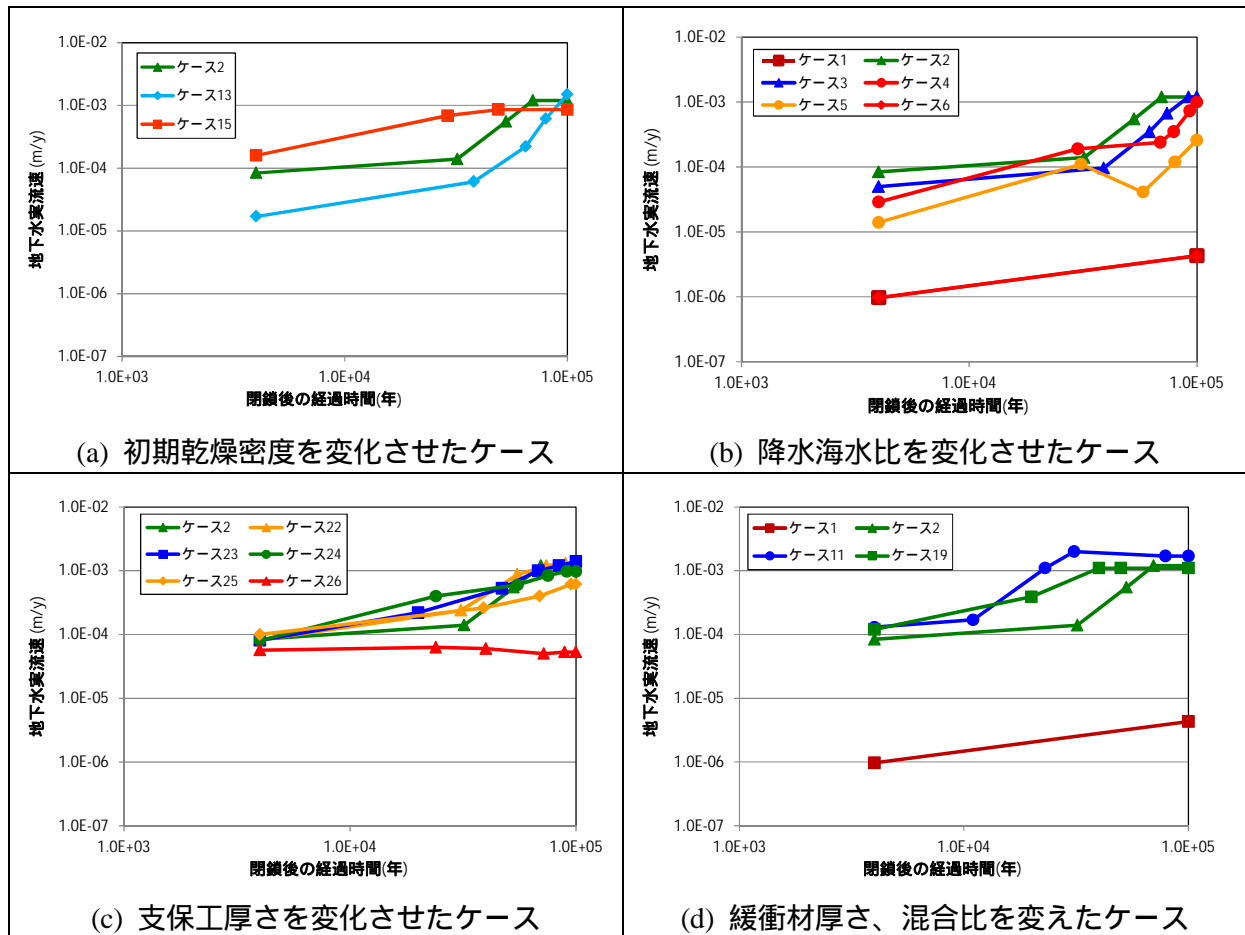


図 6.3-45 緩衝材中の地下水実流速の時間変化設定

(2) 解析結果

(a) 人工バリア

人工バリア緩衝材の外側に放出される核種別の年間フラックスについて全ケースの評価結果を図 6.3-46 及び図 6.3-47 に示す。

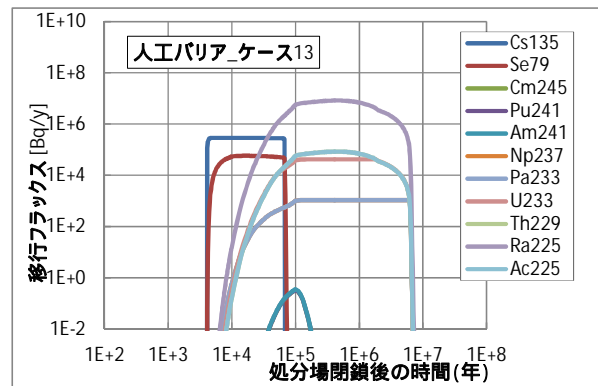
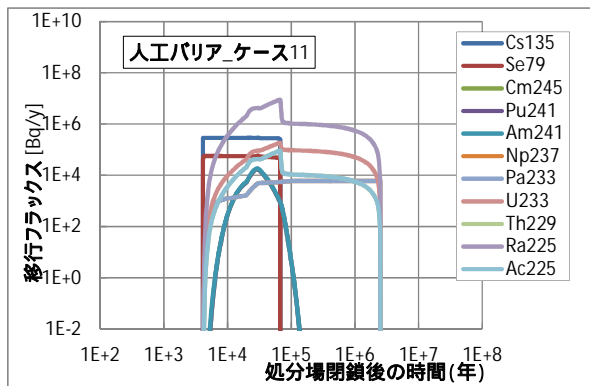
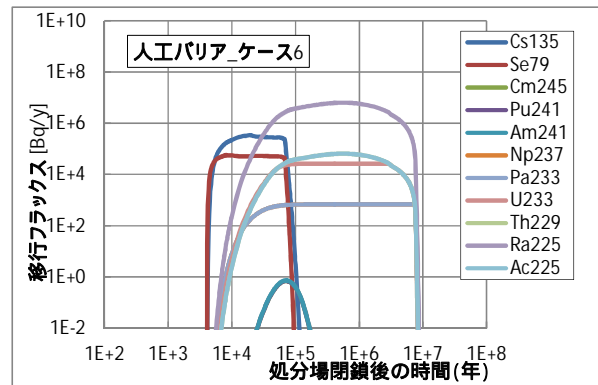
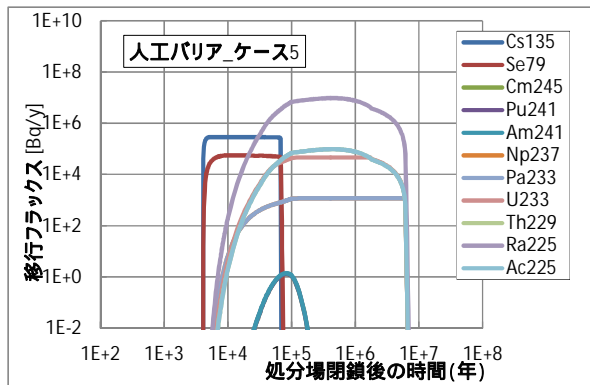
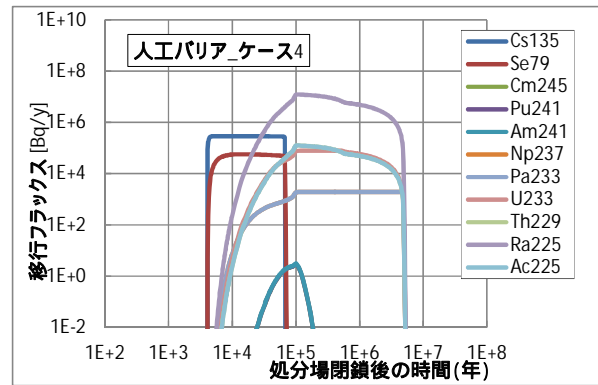
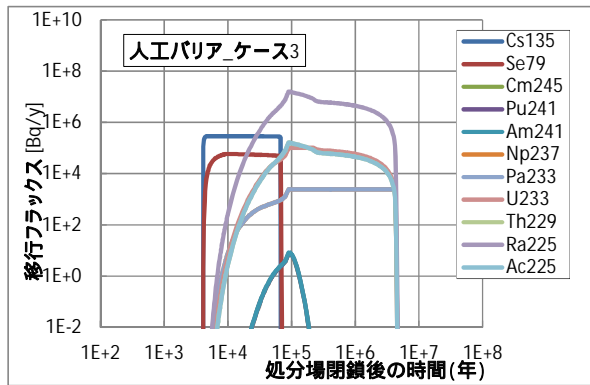
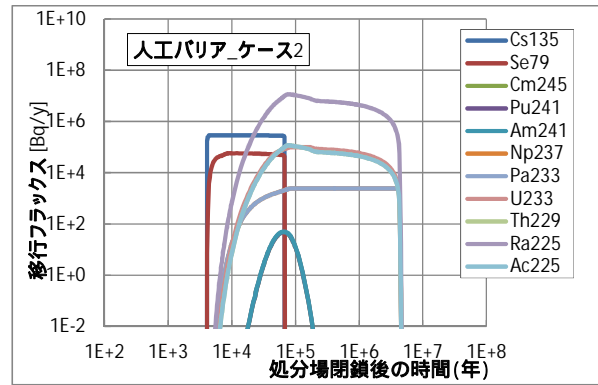
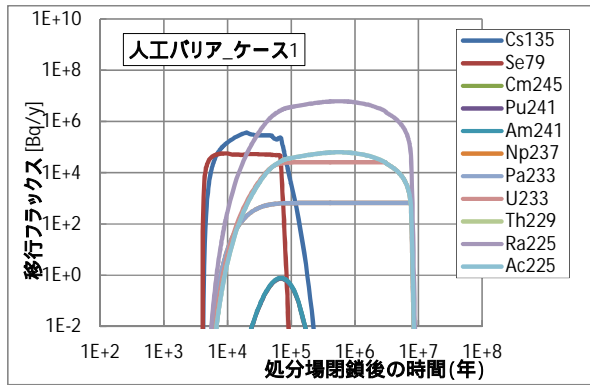


図 6.3-46 全核種の人工バリア移行フラックス (1/2)

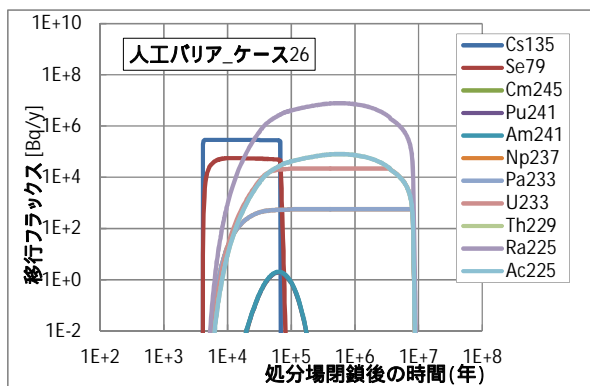
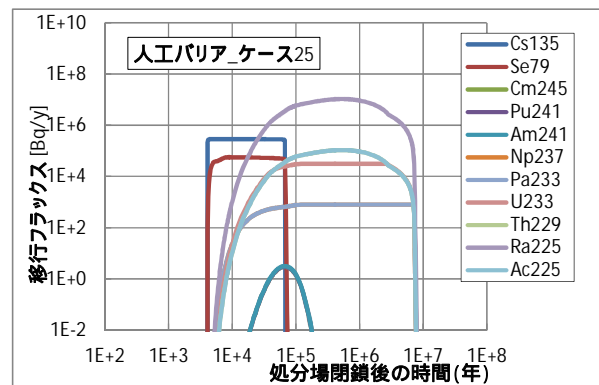
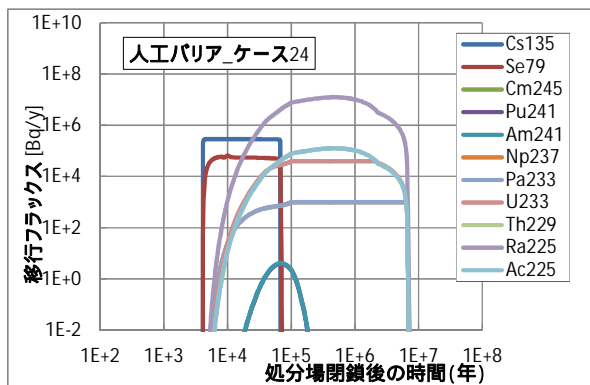
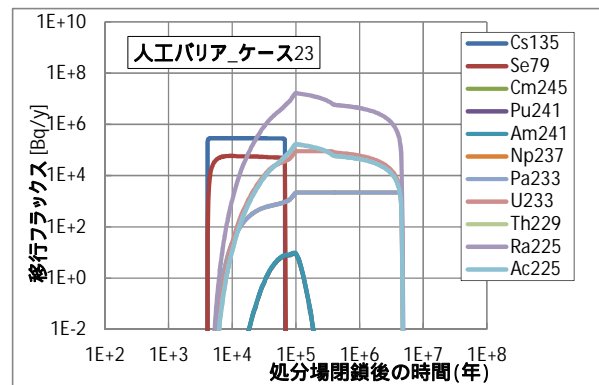
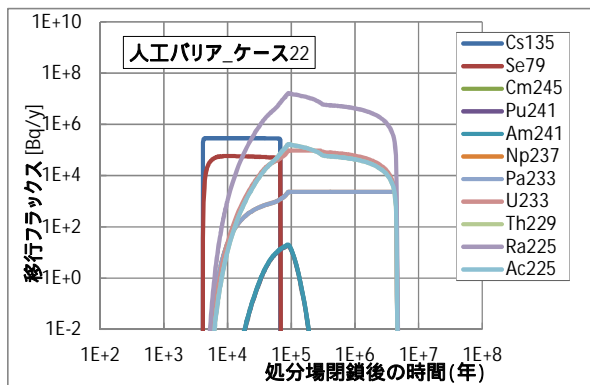
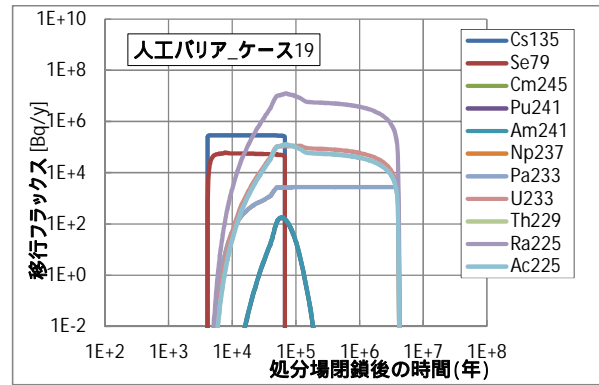
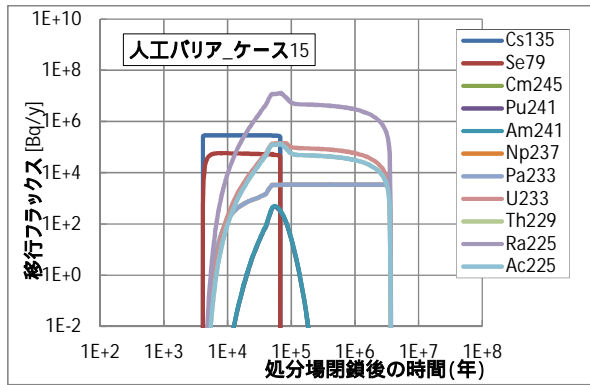


図 6.3-47 全核種の人工バリア移行フラックス (2/2)

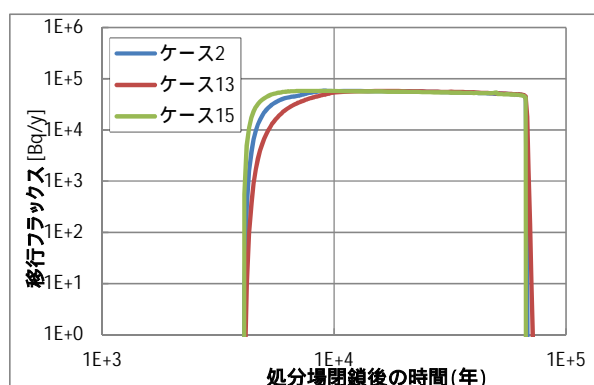
以下では、核種別の移行挙動の違いをケース別に整理する。

Se-79

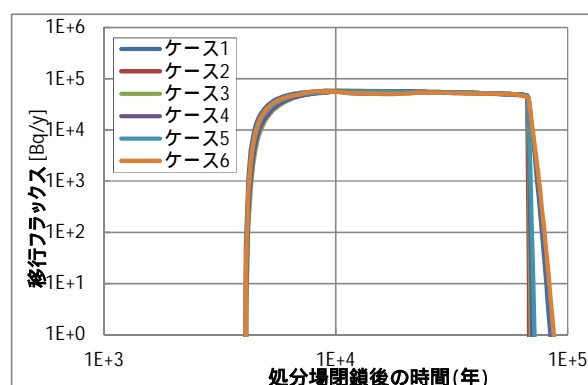
ガラス固化体 1 本当たりの Se-79 の人工バリアからの移行フラックスの経時変化(全 15 ケース)を図 6.3-48 に示す。残存溶解速度(Stage)の遅いガラス溶解速度(0.001 g/m³/day)に律速されるため、すべてのケースにおいて移行フラックスのピーク値はあまり差のない結果となった。

(a)の緩衝材初期乾燥密度を変化させた場合では、密度が大きくなるほど移行フラックス立ち上がりの傾きが緩やかになっている。(b)の降水海水比を変化させた場合では、降水海水比が 10:0、99:1 の 2 ケースについては、フラックスの減少傾向が他のケースと比較して緩やかになる特徴がみられる。(c)の支保工厚さを変化させた場合では、支保工厚さが小さくなるとフラックスの減少が緩やかになる傾向がわずかに見られる。(d)の緩衝材厚さを 20cm としたケース 11 は全ケースの中で最もフラックスの立ち上がりが早い。ベントナイト - 珪砂混合比を 5:5 としたケース 19 もケース 2 に比べてフラックスの立ち上がりが早い。

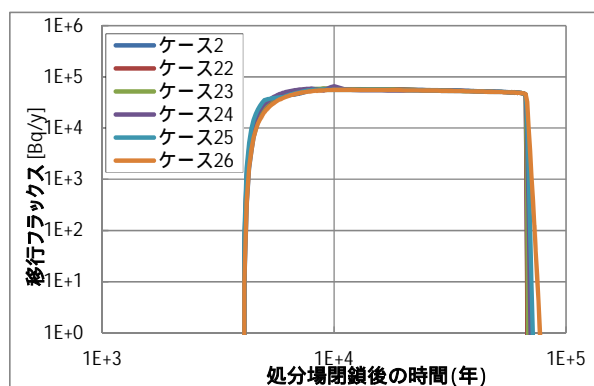
ケースによるこれらのフラックスの差異は、収着分配係数の差を反映している。また、ケース 11 では緩衝材厚さが通常の 70cm に対し、20cm と約 30%の厚さで移行距離を短くなることに加え、緩衝材に元素が収着する緩衝材体積は約 15%に減少し、収着容量が小さいことも立ち上がりが急峻である要因と考えられる。



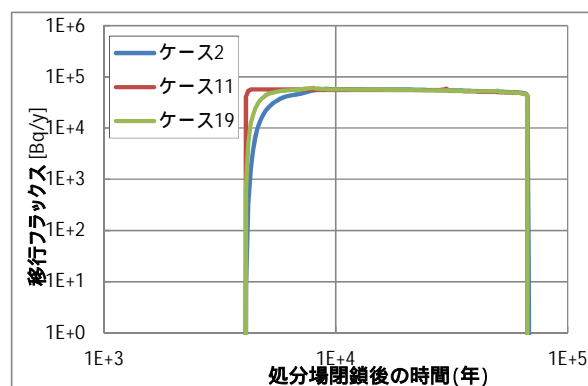
(a) 初期乾燥密度を変化させたケース



(b) 降水海水比を変化させたケース



(c) 支保工厚さが変化するケース



(d) 緩衝材厚さ、混合比を変えたケース

図 6.3-48 Se-79 人工バリア移行フラックス

Cs-135

ガラス固化体 1 本当たりの Cs-135 の人工バリアからの移行フラックスの経時変化 (全 15 ケース) を図 6.3-49 に示す。Se-79 同様、すべてのケースで、移行フラックスは残存溶解速度 (Stage) の遅いガラス溶解速度 ($0.001 \text{ g/m}^3/\text{day}$) に律速された形となっている。ケース 1 と 6 では、他のケースに比べ、フラックスの立ち上がり及び減少が緩やかである。その他のケースではほぼ矩形形状を示している。ケース 1、6 の初期収着分配係数が $1 \times 10^{-1} \text{ m}^3/\text{kg}$ であるのに対し、それ以外のケースは $1 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{kg}$ 程度と 2 桁低い値であることから、フラックスの立ち上がり及び減少の挙動の違いも収着分配係数の差から生じるものと考えられる。また、Se-79 の初期収着分配係数 $1 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{kg}$ 程度と比較して 1 桁低く、Se-79 の立ち上がりよりも急峻であることが理解できる。

また、ケース 1 については、他のケースで減少を開始する時刻の直前に極小を示しているが、この変化は収着分配係数の変化と符合している。

以上のように、Cs-135 の人工バリアフラックスに対して感度の高いパラメータとして、収着分配係数が挙げられる。

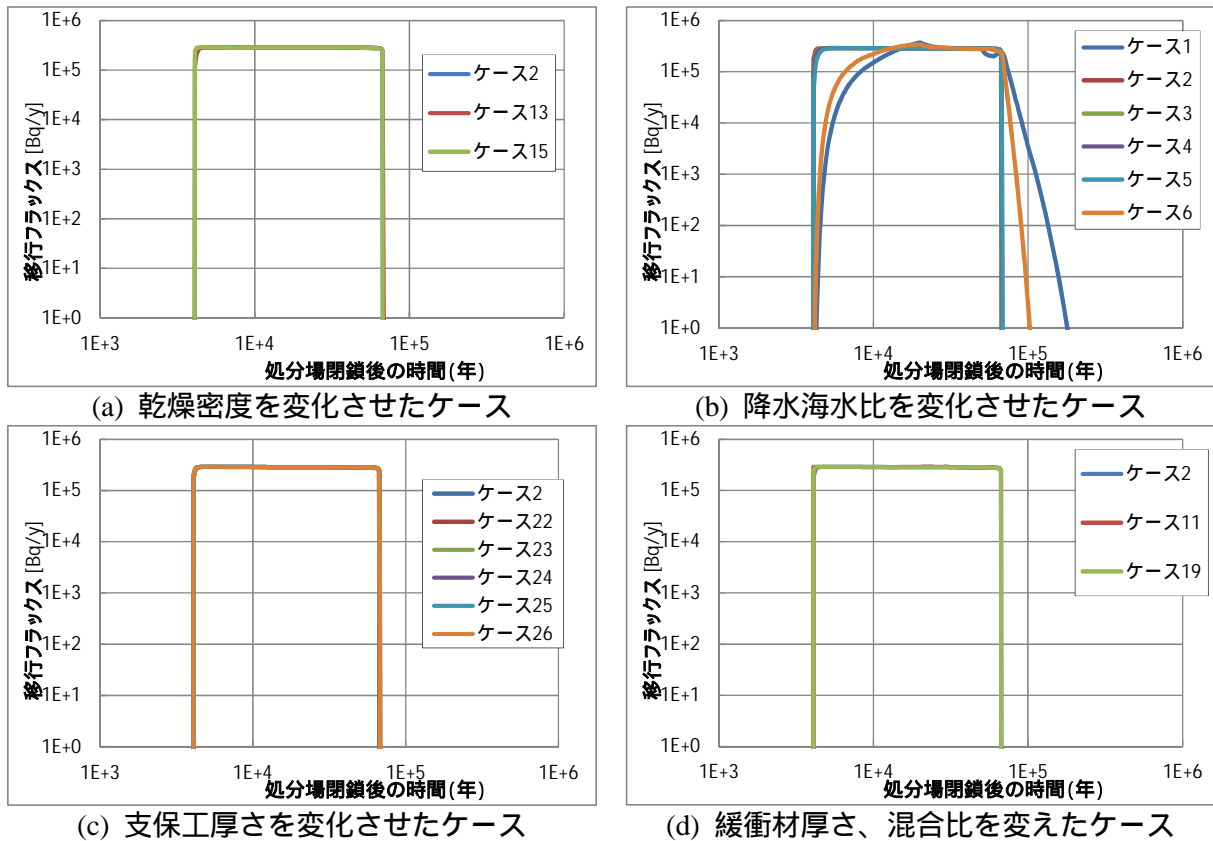


図 6.3-49 Cs-135 人工バリア移行フラックス

4n+1 核種

4n+1 系列核種の代表核種として、Np-237 を選定し、ガラス固化体 1 本当たりの Np-237 の人工バリアからの移行フラックスの経時変化を図 6.3-50 に示す。

(a)初期乾燥密度が大きい、(b)降水の比率が大きい、(c)支保工厚さが小さいときにそれぞれよ

りバリア機能が発揮される結果となっている。(d) 緩衝材厚さを 20cm としたケース 11 は最もフラックスの立ち上がり早くピーク値も大きい。ベントナイト - 珪砂混合比を 5:5 としたケース 19 もケース 2 に比べてフラックスの立ち上がり早くフラックスのピーク値も大きい。

ケースによるこれらのフラックスの差異は、実効拡散係数の差を反映している。また、ケース 11 では緩衝材厚さが通常の 70cm に対し、20cm と約 30% の厚さで移行距離を短くなることに加え、緩衝材に元素が吸着する緩衝材体積は約 15% 減少し、吸着容量が小さいことも立ち上がりが急峻である要因と考えられる。なお、Np の分配係数は全ケースにおいて $1 \text{ m}^3/\text{kg}$ を一定に設定しているため、Np-237 の人工バリアフラックスの変化には寄与していない。

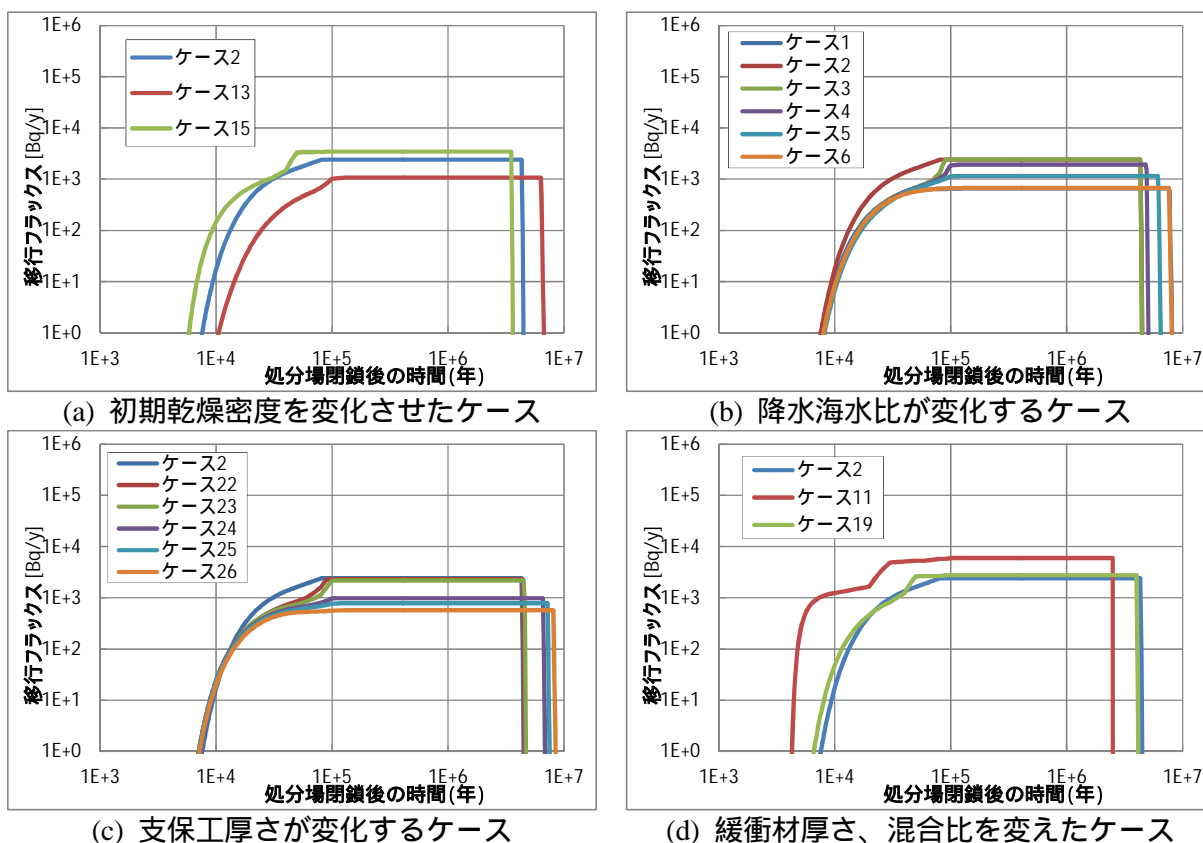


図 6.3-50 Np-237 人工バリア移行フラックス

(b) 天然バリア

天然バリア亀裂体の流出口に放出される核種別の年間フラックスについて全ケースの評価結果を図 6.3-51 及び図 6.3-52 に示す。なお、ケース 1、5、6 については、 $4n+1$ 核種のフラックスは $1 \times 10^{-6} \text{ Bq/y}$ 以下で、グラフ上には表れない。 $4n+1$ 核種のピークがみられるケースでは Se-79、Cs-135、Ra-225 の順にピークが現れるが、Ra-225 のピーク値が Cs-135 のピーク値を超えるケース (2, 3, 11, 24, 25) と超えないケース (4, 15, 19, 23) が見られた。

図 6.3-53 に Se-79、Cs-135、Np-237 核種別のピークフラックスの拡大グラフを示す。Se-79 及び Cs-135 については全ケースで同一線上に示され、天然バリア移行フラックスのピーク出現時間及びピーク値に違いが現れない結果となった。一方、Np-237 については天然バリアの移行フラックスピーク値は Se-79、Cs-135 と比較して 2 桁以上小さいが、ケースにより値が変動する結果となった。また、ケース 1, 5, 6 を除いて、人工バリア移行フラックスのピーク値の関係がこの天然バリア移行フラックスにも反映された結果となった。

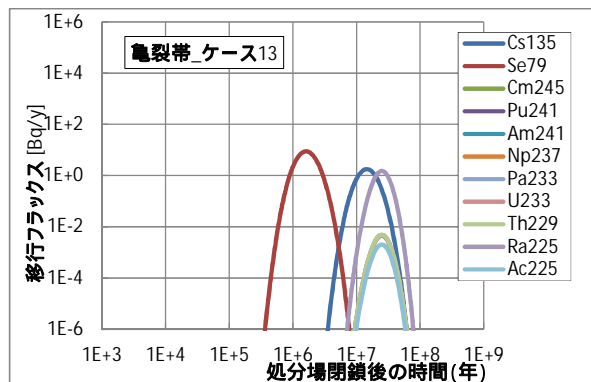
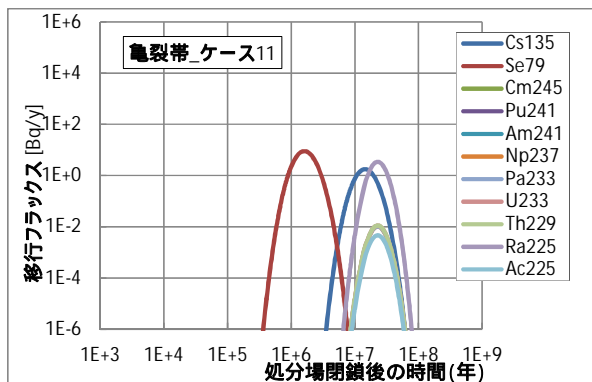
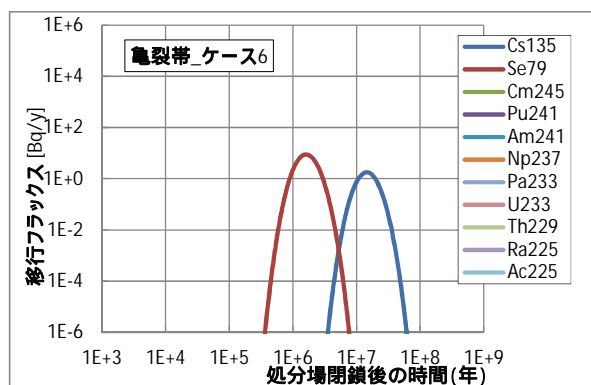
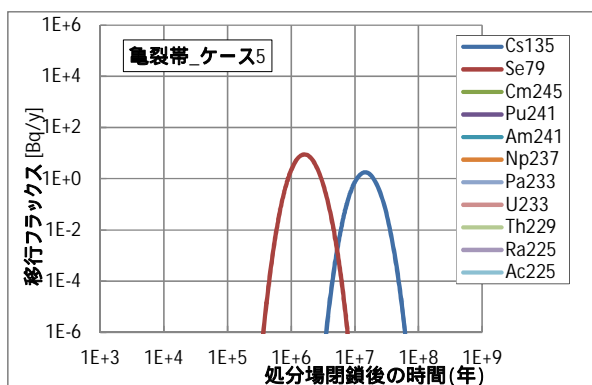
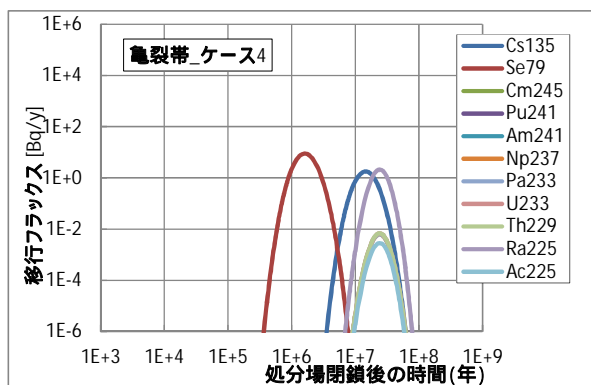
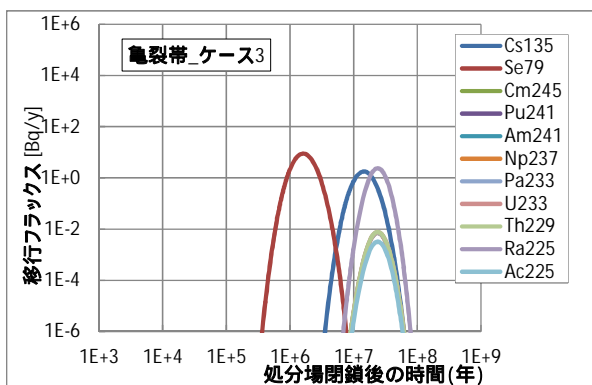
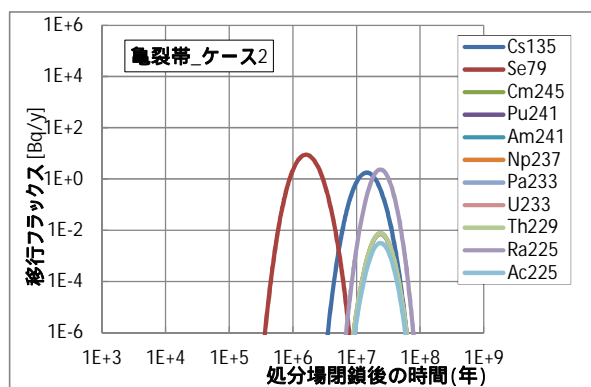
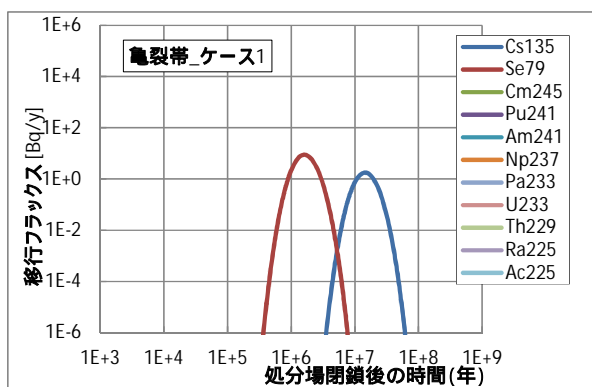


図 6.3-51 全核種の亀裂帯移行フラックス (1/2)

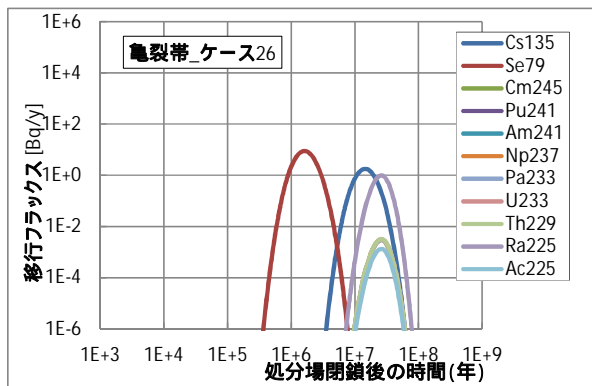
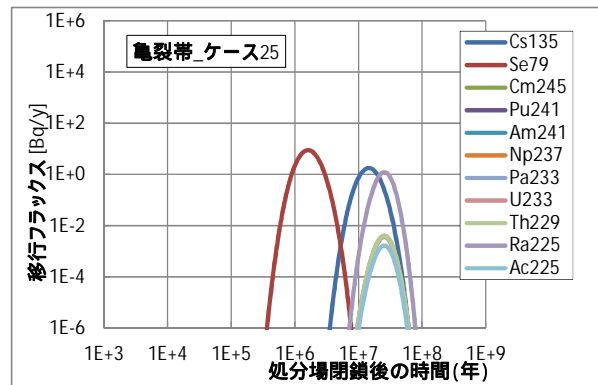
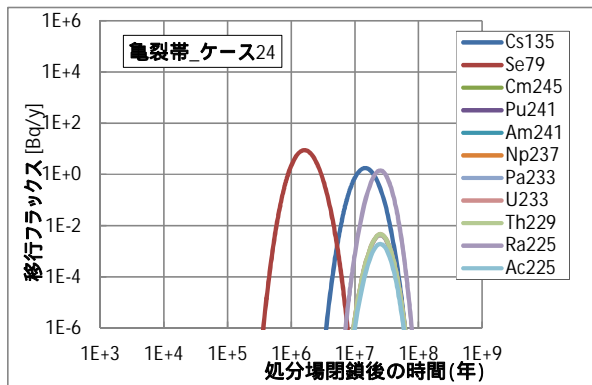
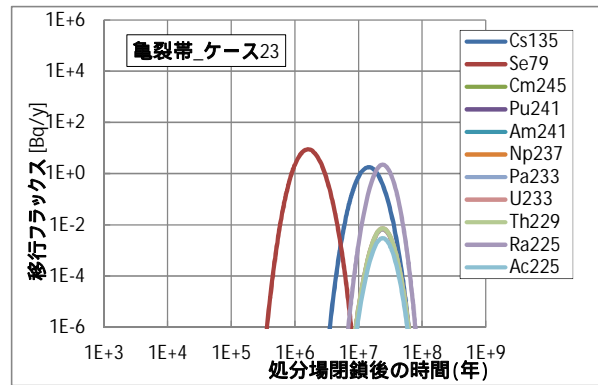
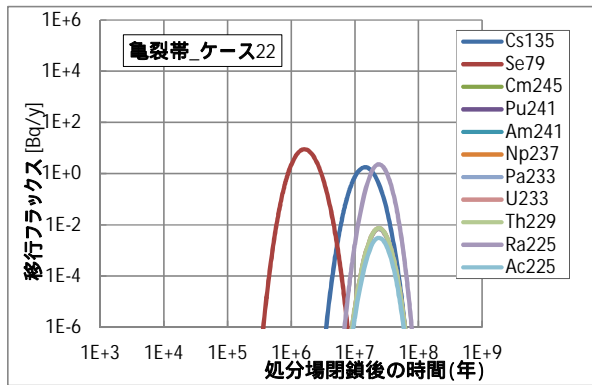
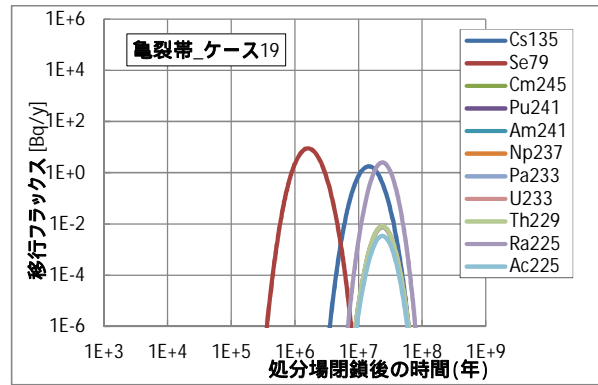
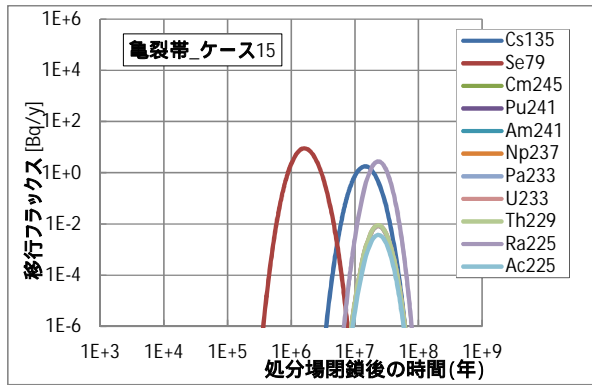
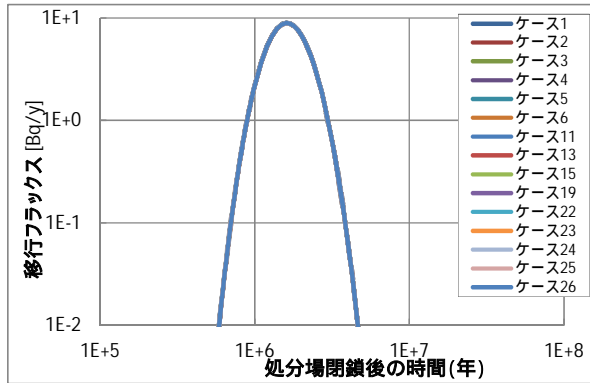
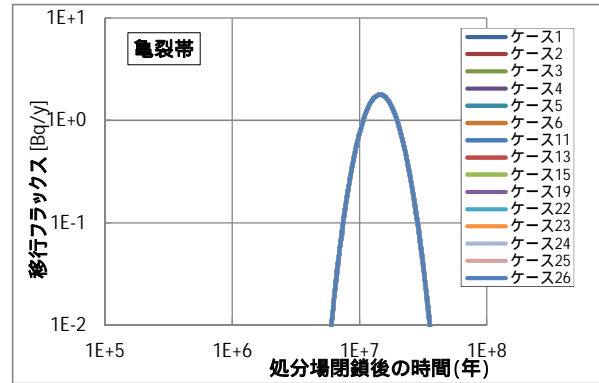


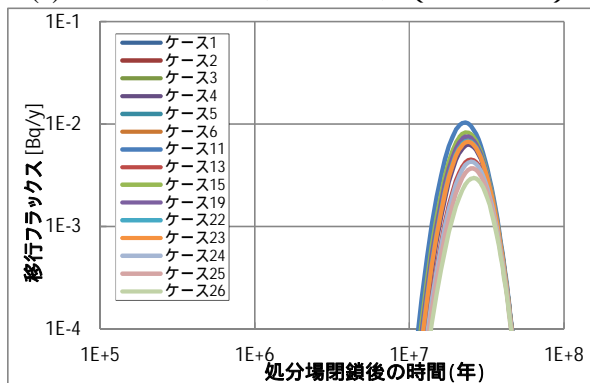
図 6.3-52 全核種の亀裂帯移行フラックス (2/2)



(a) Se-79 のフラックスピーク (全ケース)



(b) Cs-135 のフラックスピーク (全ケース)



(c) Np-237 のフラックスピーク (全ケース)

図 6.3-53 亀裂帯フラックスピーク付近の拡大グラフ

((a),(b)ではすべてのケースで同一曲線上にある)

(3) まとめ

緩衝材変質の進行に伴うバリア機能の変遷を評価するために、Se-79、Cs-135 及び 4n+1 核種を対象にして緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価に基づいて示された解析結果に基づいて、GSRW-PSA コードを用いて人工バリアフラックス及び天然バリアフラックスの解析を実施した。解析結果は以下のようにまとめられる。

Se-79 及び Cs-135 の人工バリアの移行フラックスは、ピーク値はガラス溶解速度でほぼ律速されているが収着分配係数の違いによってフラックスの形状にやや違いが見られた。Np-237 については、人工バリアの移行フラックスの変動及びピーク値は、緩衝材実効拡散係数の変動と一致した。

一方、緩衝材の実流速の影響に関しては本解析の設定条件では拡散律速が維持され、移行フラックスにはほとんど違いがみられなかった。

以上から、人工バリアの移行フラックスに対して感度が高いパラメータとして Se-79、Cs-135 については収着分配係数が、Np-237 については実効拡散係数が挙げられた。

天然バリア (亀裂帯) の移行フラックスに関しては、本解析で設定した条件では、Se-79 及び Cs-135 については人工バリアのフラックスの違いが、天然バリアのフラックスの違いに現れていない。一方、Np-237 についてはケース 1,5,6 (降水系のため天然バリアの収着分配係数が大きい) を除いて、人工バリア移行フラックスピーク値の関係を維持しており、人工バリア移行フラックスが天然バリア移行フラックスにも影響を与えた結果となった。

6.4 隆起・侵食による地下環境の変動を想定した安全評価

地層処分の安全審査においては、我が国の地質環境変化や気候変動等の処分システムへの影響を考慮した放射性核種の移行評価が求められており、平成 23 年度は地質環境変化の処分システムへの影響を設定したうえで、HLW の地層処分を対象とし、隆起・侵食・海水面変化に伴う地下水流速及び移行距離の変化を考慮した感度解析を実施した。本年度は、多重バリアの核種の閉じ込め機能等の要件(バリアの閉じ込め機能、隔離機能などの基本設計への影響幅の検討)の長期的な評価を行うため、処分環境の長期変遷を考慮したモデルや評価手法の開発においては、我が国において想定される代表的な処分環境条件に加え、隆起・侵食等の地質・気候関連事象の影響による変動も検討対象とすることとなっている。

そこで、我が国の地質環境特性を勘案し、現実的な地層処分サイトを想定した隆起・侵食に関するシナリオを設定し、以下、本解析におけるシナリオの総称として、隆起・侵食シナリオとする。隆起・侵食速度の変動パラメータを変化させた場合の感度解析並びに安全評価を実施することとした。6.4.1 では、この一環として、隆起・侵食速度が人工バリアを含む母岩領域の地下水流速、化学環境(塩水/降水境界等)に及ぼす影響について検討した。6.4.2 から 6.4.6 では、6.4.1 の地下水流動解析の結果を考慮した人工バリアの変遷を評価し、その結果に基づいて、個々のモデル/コードにより評価パラメータを設定した。6.4.7 では、6.4.1 から 6.4.6 までの検討結果を核種移行解析にリンケージさせた安全評価を実施した。

6.4.1 隆起・侵食が地下環境に与える影響に関する解析的検討

(1) 解析条件

隆起・侵食による地形変化および侵食に伴い地層処分サイトの対地深度が変化し、温度、応力、水理、化学に関するサイト周辺の地下水環境に与える影響を評価しておくことは核種移行に与える影響の観点から重要である。地形変化に伴う地下環境、とくに地下水流動に与える影響については幌延や瑞浪などの既往の調査・研究において、感度解析的検討がすでに実施されている。一方、侵食に伴うサイトの対地深度の変化の可能性に関してはこれまで具体的な地質、地下水環境を想定した評価はなされてこなかった。このため、平成 24 年度は、幌延を対象として、現実的な隆起・侵食速度を設定したうえで、地表面の削剥によって母岩の対地深度が変化した場合のサイト周辺の地下水流速、化学環境(塩水/降水境界等)に与える影響について感度解析的検討を実施した。この結果、地表面が削剥されただけでは地下水流速や流動経路はほとんど変化せず、対地深度変化に伴ってサイト周辺の透水性を変化させた場合、地下水流速、流動経路が変化する結果となった。一方、塩水/降水境界は将来 10 万年間に約 100～300m 低下するが、サイト周辺の透水性を変化させた場合と変化させない場合とでほとんど境界の位置に違いはないという計算結果が得られた。

平成 24 年度の解析では、解析範囲全域が一様に隆起(現在の地形形状を保ったまま隆起)すると仮定しており、地形の傾斜が時間変化しないため、動水勾配の変化はない結果となった。しかし、対象地点が褶曲軸の翼部に位置する場合、東西圧縮場においては時間の経過とともに地表面および地層の傾斜がさらに大きくなることが予想される。このため、平成 25 年度は傾動隆起を考慮した解析を実施する。また、平成 24 年度は、地下水涵養量は一定値を与えていたが、実際は氷期 - 間氷期サイクルによる気候変動の影響を受けるため、降水量は一定でないことから、降水量を時間変化させた解析ケースも併せて実施することとした。昨年度、幌延において取得した隆起速度、侵食速度等の境界条件、水理データを活用しつつ、今年度は、仮想的サイトを設定したうえで、“現在～将来”の地下水流動解析を実施する。6.4.1 では地下水流速、水質の変化幅について感度解析を実施し、6.4.7 において核種移行に与える影響について検討する。

(a) 解析モデル

解析モデルは、平成 24 年度、幌延地域における既往の水理地質構造データ（操上 2007⁽¹⁾等）をもとに透水性区分を設定した model-2（亀裂支配の堆積岩モデル）を採用し、解析範囲は底部境界を EL-1.5km、水平方向の幅を 5.5km とした（図 6.4-1）。初期モデルとしての堆積岩の透水性の違いによる水理区分（H1、H2、H3） および断層の性状（断層幅、傾斜をそれぞれ 50m、90°、周囲の母岩よりも 2 桁高い透水係数を設定）は平成 24 年度のモデルと同じとした。また、塩素濃度分布については、昨年度、過去から現在に至るまでの降水による化石塩水の洗い出し計算結果を初期値として与えた。ただし、“将来”計算の降水条件や水理定数等の時間変化する境界条件については今回新たに設定し直すこととした。すなわち、下方境界、側方境界は不透水とするが、上方境界は気候変動を考慮したうえで変化する涵養量変化を与え、水理定数についても対地深度の変化に応じた値を新たに設定することとした。

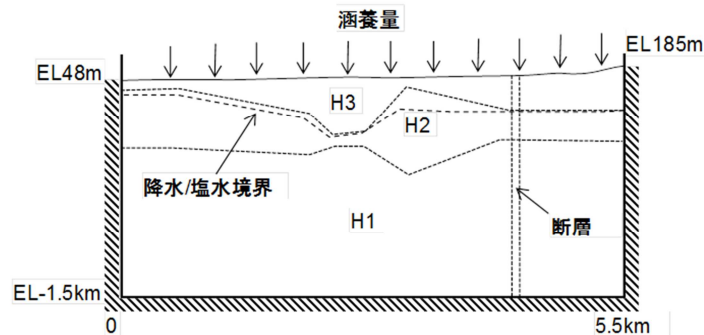


図 6.4-1 解析のための初期モデルと境界条件
（破線：塩水/降水境界、境界より上が降水起源の淡水、下が塩水）

(b) 解析条件の設定方法

平成 25 年度の感度解析において、傾動隆起と気候変動を考慮するにあたり、解析条件設定のためのデータ収集と条件設定の考え方を整理する必要がある。例えば、昨年度の解析では一様隆起を解析条件に与えていたため、侵食に伴う H1～H3 の対地深度の変化量、透水係数の変化量は一定となり、現在からの経過時間が決まれば地点に関係なく同じ値となる。

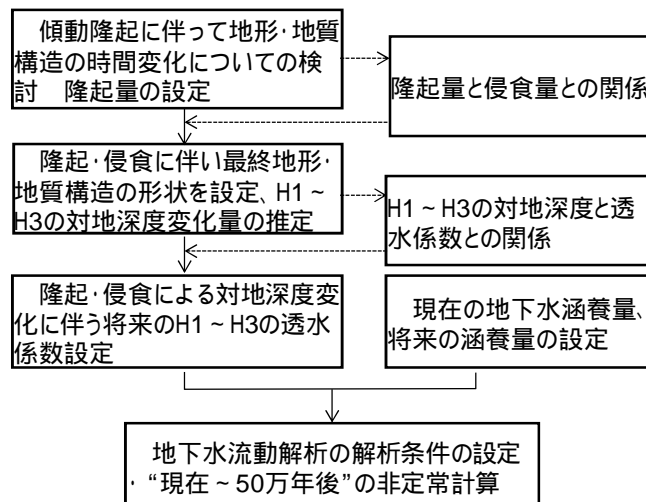


図 6.4-2 解析条件の設定の流れ

しかし、今回のように傾動隆起を想定した場合、隆起量に比例して侵食が進むと仮定した場合、図 6.4-1 の高標高部ほど侵食量が大きく、H1～H3 の対地深度の変化量、透水性の変化量は東端において最大となる。このため、まず、図 6.4-2 に示すように傾動隆起に伴う地形・地質構造の時間変化を推定し、地点ごとの隆起量を算出する。そして、隆起量と侵食量との関係から最終地形形状を推定し、H1～H3 の対地深度の変化量を算出し、それに応じた透水係数の変化幅を設定することとなる。地下水涵養量については、この作業と別個に過去の涵養量に関する調査結果から設定する。

(c) 解析条件の設定のための調査

隆起量の推定

我が国の地殻変動に伴う変動のパターンは Appendix V-E に示すように、曲隆山地、褶曲断層山地、横ずれ断層地塊、逆断層地塊の 4 つに分類される。昨年度検討した一様隆起はこのうち、曲隆山地、横ずれ断層地塊、逆断層地塊において特徴的であり、今年度、想定している傾動隆起はとくに東北地方～北海道にかけての褶曲断層山地に特徴的な隆起パターンである。昨年度の解析においては、幌延地域（研究所周辺）の最大隆起速度 0.3m/千年を保守的な値として採用し、対象範囲が曲隆山地、断層地塊のような一様隆起をするとしたケースを想定した。しかし、褶曲断層山地は広範囲で背斜と向斜の繰り返しを呈しており、背斜から向斜へ傾斜が変化する部分では地形勾配が時間とともに変化するため、水理場への影響が大であると考えられる。このため、今年度は傾動隆起を想定したケースを解析ケースに含めることとした。

幌延地域周辺については、図 6.4-3 に示すように 250 万年(2.5Ma～現在)をかけて褶曲構造が形成され、幌延地域は背斜の西翼部に位置するとされている（新里他、2007⁽²⁾）。図 6.4-4 は既往文献（新里・安江、2005⁽³⁾）をもとに、背斜軸付近の海成段丘の標高（m）と段丘面の年代値とから隆起速度を算出した結果を示したものである。背斜中心の隆起速度は、段丘面標高から当時の海面高度、風成層の層厚を差し引いた値を段丘面の年代値で除した値として算出している。なお、MIS7 と MIS5e 間の 9.5 万年間の計算値は、図に示すように MIS7 と MIS5e との標高差から計算している。海成段丘の傾斜、西側のサロベツ原野の埋没段丘の標高から隆起量（隆起速度）が 0 の地点（図の EL0m）は背斜中心から西へ約 5km の位置にあり（日本原子力研究開発機構、2011⁽⁴⁾）西への傾動が続いている斜面部を見ると水平距離 5km の間で隆起速度に最大約 0.3m/千年の差があるものと推定される。

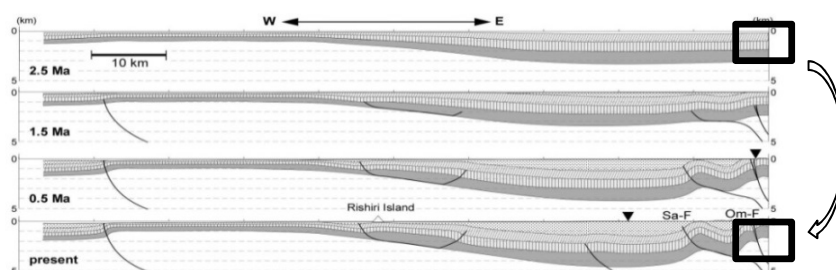


図 6.4-3 幌延地域とその西方海域における約 250 万年前(2.5Ma)以降の地質断面想定図
（図は新里他、2007⁽²⁾より引用、黒枠が幌延地域）

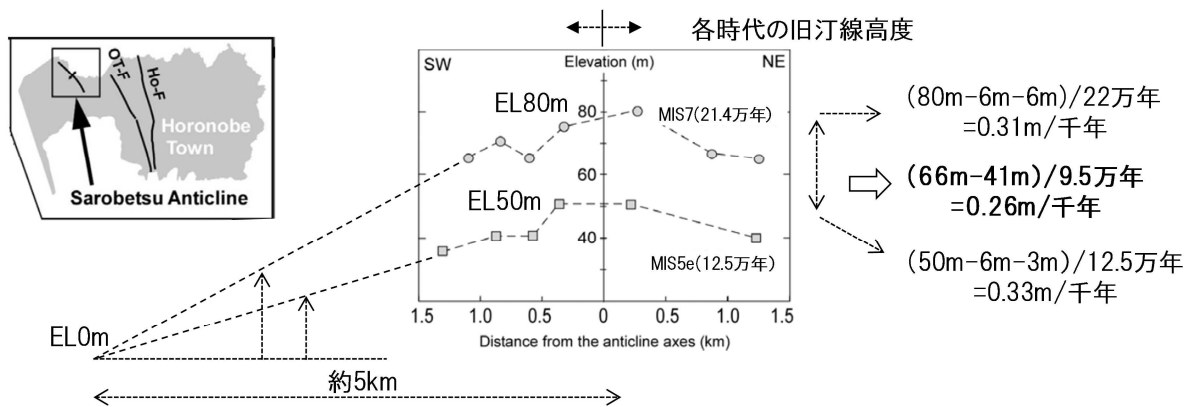


図 6.4-4 背斜軸付近の海成段丘の標高 (m) と隆起速度
(データ: 新里・安江, 2005⁽³⁾、新里他, 2007⁽²⁾を参照)

したがって、将来も過去から現在と同じ速度で傾動隆起が進むと仮定した場合、水平距離 5.5km 区間の解析領域の西端の隆起量は 0 である一方、東端は 50 万年後約 150m 隆起するものと考えられる。

侵食後の最終地形形状の推定

幌延地域の侵食量に関しては、日本原子力研究開発機構(2011)⁽⁴⁾によって推定されており、それによると 0.1~0.5m/千年と報告されている。0.5m/千年という数値は南東部天塩山地における基準高度分散量から求められた値であり、平野部~丘陵部はこれよりも小さく 0.1~0.3m/千年とされており、幌延地域においても同程度の値を示すものと考えられる。幌延地域に関しては、清水川沿いに位置することから、河川平衡が成立するとした場合、侵食速度は隆起速度と同程度となる。したがって、侵食による地表面の削剥が最も進んだ場合を想定して、解析上、侵食量と隆起量とが同程度であると設定することとした。図 6.4-5 に昨年度採用した一様隆起のモデル(左図)と傾動隆起を考慮した今回のモデル(右図)の比較を示す。

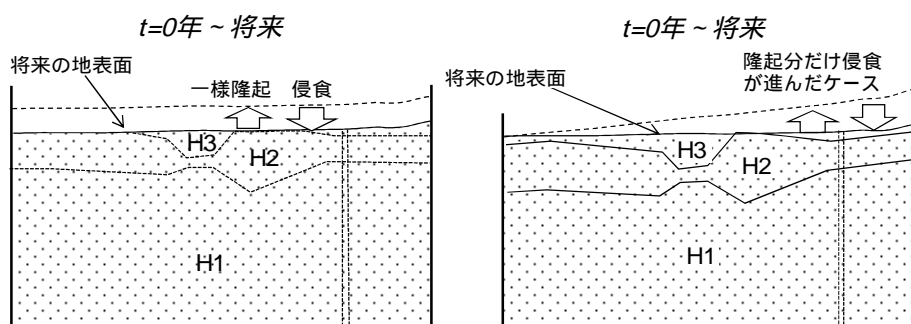


図 6.4-5 一様隆起と傾動隆起モデルの地形・地質構造変化の比較

図に示すように将来、傾動隆起が進み、侵食量=0とした場合の地表地形は破線の位置となる。一方、地盤が隆起し、隆起した分だけ侵食によって削剥されるとすれば、地表面の位置は現在と変わらない。また傾動隆起した場合、H1~H3は隆起による変形に伴い、東側の一部分は欠如し、残りの部分は侵食によって地表に接近することとなる。

対地深度変化に伴う透水係数変化量の推定

傾動隆起・侵食に伴って対象岩盤が地表に接近すれば、一般に岩盤内の応力解放によって亀裂が開口し、透水性が増加する可能性（吉田、2012⁽⁵⁾）が指摘されている。幌延地域の場合、浅部ほど透水性が高い傾向にあること（操上 2007⁽¹⁾）は原位置の透水試験結果から知られており、これは地盤の地表接近に伴って深部で蓄積された差応力が解消されたため、浅部ほどの開口亀裂の密度が高く、割れ目の連結性が高くなっていることによると報告されている（石井他、2007⁽⁶⁾）。亀裂を平板として単純化した場合、Snow（1968）⁽⁷⁾によれば、透水係数は亀裂の表面状態が同じであれば、岩盤の単位長さあたりの亀裂の数（亀裂密度）、亀裂の開口幅によって決まる（図 6.4-6（左図））とされている。亀裂の開口幅あるいは開口率（全体の亀裂数に対する開口亀裂の割合）は、図 6.4-6（右図）に示すように深度が増すにつれて低下する傾向にある（Bianchi and Snow、1968⁽⁸⁾、木下他、1993⁽⁹⁾）。これは単一亀裂を含む堆積岩は、亀裂を含まない堆積岩と異なり、拘束圧を変化させた場合、亀裂の開口幅の変化量に応じて透水性が変化するという室内透水試験結果からも支持されている（石井他、2001⁽¹⁰⁾、真田他、2008⁽¹¹⁾）。幌延地域の泥岩の場合、亀裂を含む堆積岩の有効拘束圧を 2MPa 低下（約 150m の対地深度変化に相当）させると最大 1 桁透水係数が増加しており、応力変化が亀裂の透水性の変化に影響しているものと解釈されている（真田他、2008⁽¹¹⁾）。

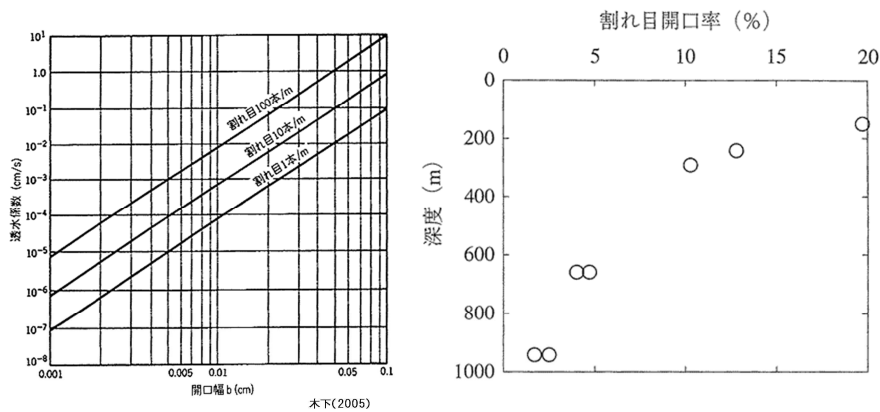


図 6.4-6 岩盤中の亀裂の開口幅と透水係数との関係（左図）、開口率と深度との関係（右図）（Hoek and Bray、1981⁽¹²⁾、木下他、1993⁽⁹⁾）

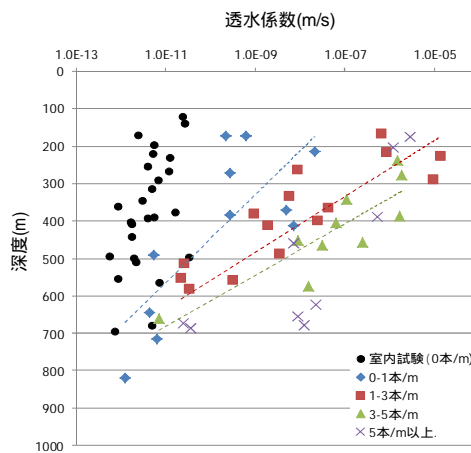


図 6.4-7 稚内層の透水係数と深度との関係
（現地透水試験：操上、2007⁽¹⁾、室内透水試験：操上・竹内・瀬尾、2005⁽¹³⁾）

図 6.4-7 は、稚内層の既往の透水係数に関するデータと深度との関係を整理し、亀裂密度の違いによって分類、図化したものである。図中、亀裂密度（本/m）は透水試験測定区間における亀裂の本数（亀裂全数）を試験区間長で除した値を示している。ここで亀裂を含まない室内試験試料の透水係数は、深度に関係なく $1E-12 \sim 1E-11m/s$ で一定しているのに対して、亀裂を含む原位置の試験区間における岩盤の透水係数は深度に応じて $1E-12 \sim 1E-5m/s$ と大きくばらついている。また、同一深度で比較すると、浅部においては亀裂密度が高いものほど透水係数は大きい値を示すが、深度 700m 前後においては亀裂密度に関係なく透水係数は一部を除いて $1E-11m/s$ オーダー以下である。すなわち、前述のとおり、地下深部に向かうにつれ亀裂の開口率が 0 に近づくため、亀裂密度の違いによる透水係数への影響は小さくなり、一定値に近づくものと思われる。

これらのことから、幌延地域の堆積岩の透水性を左右するのは亀裂密度と亀裂の開口率であり、深度 700m 以浅において、仮に対地深度が変化すると変化量に応じて対象地点の亀裂に働く拘束圧が変化するため、透水性が変化する可能性が考えられる。稚内層の亀裂の密度は $0.5 \sim 1$ 本/m が最頻値であり、図 6.4-7 から $0 \sim 1$ 本/m を代表値とした場合、亀裂密度一定のまま対地深度が 100m 変化した場合、透水係数は 1 桁弱変化することとなる。このことと前述の室内試験の報告例を併せて考えると稚内層の場合、おおむね 150m の対地深度の変化量（50 万年の隆起・侵食量に相当）に対して透水係数は約 1 桁変化するものと考えられる。解析モデルの H1 ~ H3 のうち、H3 と H2 の一部は声問層、勇知層に該当するが大半は稚内層である。このため解析上、全域、稚内層の透水係数と深度との関係が成立するとして、これを侵食に伴い H1 ~ H3 の対地深度が変化した場合、H1 ~ H3 の透水係数の時間変化に適用することとした。

なお、幌延地域の場合、前述のとおり、透水係数は主として亀裂分布、亀裂の開口率に支配されているが、大半の亀裂は高角度であり、水平方向に比べて鉛直方向の透水係数が高いものと考えられる。実際、亀裂を含む地盤に対する水圧、気圧応答試験結果から、鉛直方向の透水係数が水平方向に比べて 2 倍 ~ 1 桁高い値を示す傾向がある（細谷他、2008⁽¹⁴⁾）ことが知られている。この透水異方性の程度（透水係数の鉛直成分と水平成分の比）は深度の増加とともに変化することも考えられる。しかし、これに関する情報は無いため、本解析では、上記知見をもとに深度 700m 以浅については透水異方性が最大 1 桁（ $k_v/k_h=10$ ）存在する場合を解析ケースに含めることとした。深度 700m 以深においては、亀裂の開閉に伴う透水性への影響は存在しないことから、異方性については一律 k_v/k_h を 1 とした。

上記の調査結果をもとに隆起・侵食に伴う透水係数の設定の考え方として、それぞれ侵食のある/なしを想定した 4 ケースとし、さらに透水異方性のある場合とない場合を考えた計 8 ケースを設定した。

- ・一様隆起のみのケース（地形変化なし、透水異方性あり/なしのケース）
- ・一様隆起・侵食を伴うケース（H1 ~ H3 の透水係数が時間変化し、透水異方性あり/なしのケース）
- ・傾動隆起のみのケース（透水異方性あり/なしのケース）
- ・傾動隆起・侵食を伴うケース（H1 ~ H3 の透水係数が時間変化し、透水異方性あり/なしのケース）

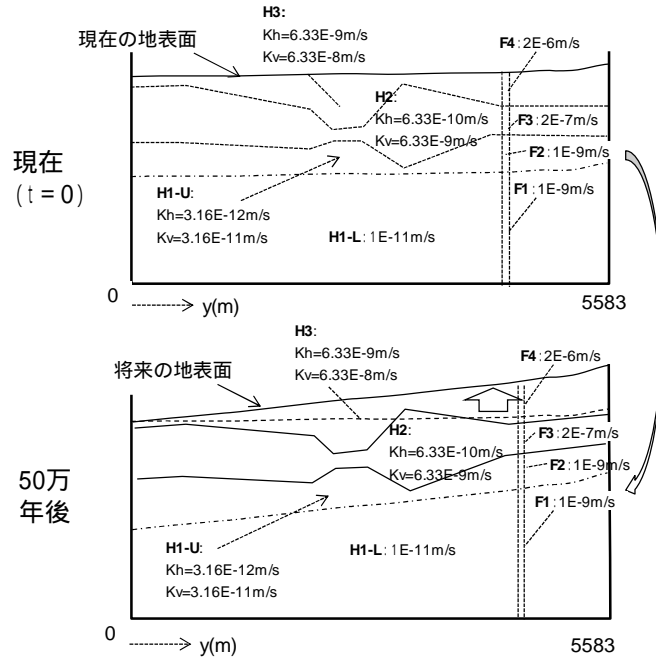


図 6.4-8 傾動隆起に伴い地形変化するケース（透水異方性ありのケース）

図 6.4-8 に傾動隆起に伴い地形変化するケースのうち、透水異方性を考慮した解析ケースの例を示す。図に示す通り、将来は山側の隆起量が水平方向の距離（y-m）に応じて連続的に変化し、内部の地質構造および深度 700m の境界（一点鎖線：H1-L/H1-U）も隆起量の分だけ東側を上昇させている。ただし、このケースは侵食がない場合であるため、H1～H3 の対地深度の変化量は 0 であり、将来の透水係数を現在の値と同じとしている。図 6.4-9 は図 6.4-8 に加えて侵食を考慮した解析ケースの例である。深度 700m の境界（一点鎖線：H1-L/H1/U）は、地表面が隆起した分だけ侵食が進むため、現在と同じ位置（標高値）にあるものとした。

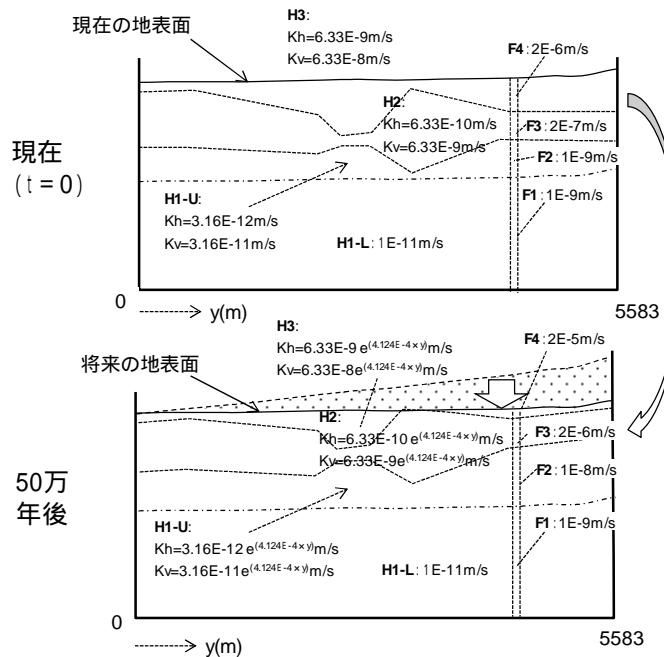


図 6.4-9 傾動隆起・侵食に伴い透水性が変化する場合（透水異方性ありのケース）

一方、H1～H3は傾動隆起した分だけ東側（山側）が上昇するため、H1-U～H3の対地深度も変化している。これらの対地深度の変化量は、西端において0（隆起量=0）であり、起点からの距離に応じて $y(m)$ の関数として表すことができ、図に示すように透水係数についても y の関数で定式化することができる。図 6.4-9の透水係数 k_v 、 k_h は50万年後の数値であり、0～50万年の間はさらに t の関数として線形に変化する。

地下水涵養量

昨年度、解析上、地下水涵養量については気候変動に伴う時間変化を考慮せず、降水量のもっとも多い時期である間氷期（現在）と最も少ない氷期の値を平均化し、将来も継続して過去と同じ降水が地表から供給されるものとして地表面に一定値を与えた。しかし、実際、地下水涵養量は気候変動に伴い時間変化し、水位が非定常に変化していることが予想されるため、この効果を解析に反映させる必要がある。今年度は、氷期 - 間氷期の降水量の時間変化に応じた地下水涵養量の設定を行うこととした。

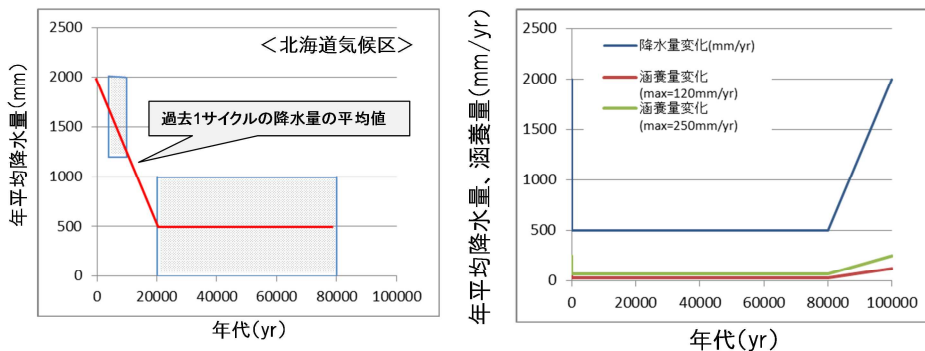


図 6.4-10 過去 8 万年間の平均降水量（左図）と将来 10 万年の涵養量の推定（右図）

過去の降水量変化については全国を対象に過去 8 万年間の花粉化石の種類分析から推定されており、図 6.4-10（左図）は北海道地区における降水量の推定例（松末、2000⁽¹⁵⁾）である。図に示すように数千年前の平均降水量は 1,200mm～2,000mm/年であるのに対して過去 2 万年～8 万年の間は 0～1,000mm/年である。現在の幌延地域の年間降水量は約 1,600mm/年（戸村他、2007⁽¹⁶⁾）、図 6.4-10 から、花粉化石に基づく現在の平均降水量は 2,000mm/年である。幌延地域の水収支解析に基づく現在の地下水涵養量は 120～250mm/年（戸村他、2007⁽¹⁶⁾）と推定されており、この値を間氷期の代表値として採用した。氷期の地下水涵養量に関しては既存のデータは存在しない。ただし、地下水涵養量と降水量とは正の相関があるとされていることから（宮原他、2002⁽¹⁷⁾）、幌延地域の流域の地形・地質条件が変わらず、現在の降水量に対する地下水涵養量の割合（6～12.5%）が氷期においても同じであるとすれば、氷期～亜氷期の 2 万年～8 万年の 500mm/年を平均降水量をとした場合、地下水涵養量は 30～60mm/年と推定される。図 6.4-10 の右図に将来 10 万年間の降水量と地下水涵養量との関係を示す。将来 10 万年の年間降水量は過去 8 万年間の氷期、間氷期の降水量と同じ変化傾向を示すものと仮定した。この場合、降水量に対する地下水涵養量の割合（6～12.5%）は時間変化しないものとし、氷期から間氷期に移り変わる 8 万年から 10 万年の間は、降水量、地下水涵養量は線形に増加するものとした。

（d）解析ケース（“現在”～“将来”の計算）の設定

幌延地域について化石塩水で全域満たした状態から塩水の洗い出し計算を行った結果、昨年

度 model2 に関しては 20 万前～現在までの全水頭、塩素濃度の計算値と観測値とがおおむね一致したことから、今回の解析では 20 万前～現在までの計算結果を初期値とし、将来 50 万年間の非定常解析を行うこととした。なお、側方は不透水、底部は“将来”は“現在”と同様、不透水境界とした（図 6.4-11）。解析コードは MIG2DF を使用した。解析上、地形形状の時間変化については昨年度同様、侵食により、地表部分のメッシュを消失させる代わりに全メッシュ数は変えずに鉛直方向のメッシュ幅を拡縮させることにより対応することとした。

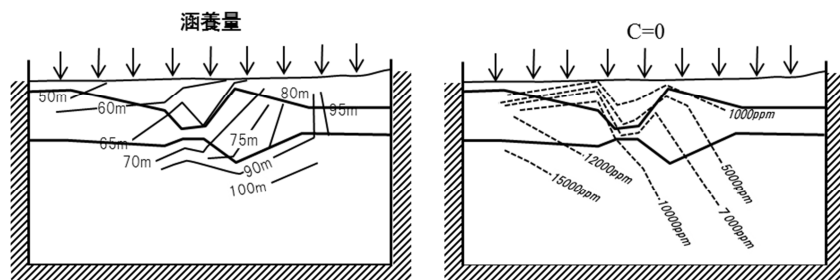


図 6.4-11 “現在”の全水頭分布（左）と塩素濃度分布初期設定値（右）

表 6.4-1、表 6.4-2 に、に解析ケースと解析条件を示す。前述の解析条件の検討結果を踏まえて一様隆起の場合（表 6.4-1）と傾動隆起の場合（表 6.4-2）とに分け、さらに侵食の有/無、対地深度の変化に伴う透水係数の変化の有/無の場合に分けて解析ケースを設定した。一様隆起の場合、表 6.4-1 に示すように侵食無し場合は、隆起速度は場所によらず一定であるため $U=0.3\text{m}/\text{千年}$ （Case1、Case2）とし、侵食ありの場合、 $U=0.3\text{m}/\text{千年}$ 、 $E=0.3\text{m}/\text{千年}$ とし、この設定については昨年度と同じとした。一方、傾動隆起に関しては、前述のとおり、起点からの距離に応じて隆起速度が異なるため、表 6.4-1、表 6.4-2 に示すようにその位置によって $U=0\sim 0.3\text{m}/\text{千年}$ とし、侵食がある場合は $E=0\sim 0.3\text{m}/\text{千年}$ とした。

表 6.4-1 解析ケースと解析条件（一様隆起の場合）

no.	隆起・侵食速度	水理定数	涵養量
Case 1	$U=0.3\text{m}/\text{千年}$	水理定数は“現在”と同じ（異方性なし）	C=60(氷期)～250mm/yr(間氷期)×降水量変化期間を2万年と設定)
Case 2	$E=0\text{m}/\text{千年}$	同上（異方性あり）	
Case 3	$U=0.3\text{m}/\text{千年}$ 、 $E=0.3\text{m}/\text{千年}$	隆起・侵食後（50 万年後）透水係数を 1 桁変化（異方性なし）	
Case 4		同上（異方性あり）	

表 6.4-2 解析ケースと解析条件（傾動隆起の場合）

no.	隆起・侵食速度	水理定数	涵養量
Case 5	$U=0\sim 0.3\text{m}/\text{千年}$ $E=0\text{m}/\text{千年}$	水理定数は“現在”と同じ（異方性なし）	Case1～4 に同じ
Case 6		同上（異方性あり）	C=30(氷期)～120mm/yr(間氷期) (降水量増加期間を2万年と設定)
Case 7			Case1～4 に同じ
Case 8	$U=0\sim 0.3\text{m}/\text{千年}$ $E=0\sim 0.3\text{m}/\text{千年}$	隆起・侵食後（50 万年後）透水係数を対地深度の変化量に応じて 0～1 桁変化（異方性なし）	Case1～4 に同じ
Case 9		同上（異方性あり）	Case6 に同じ
Case 10			Case1～4 に同じ
Case 11			C=60(氷期)～250mm/yr(間氷期)×降水量変化期間を3万年と設定)

異方性の設定、透水係数の時間変化は、深度 700m 以浅の領域に対して発生させ、それ以深については将来の透水係数は現在と同じとした。

また、今年度は、前述のとおり深度 700m 以浅の H1 ~ H3 が透水異方性を持たない場合 (Case1、Case3、Case5、Case8) と透水異方性を持つ場合 (Case2、Case4、Case6、Case7、Case9 ~ 11) とを初期モデルに対して設定した。それぞれについて侵食がない場合は、時間の経過とともに透水係数の変化はなし (Case1 ~ Case2、Case5 ~ Case7) とし、一方、侵食を受けた場合、対地深度が時間とともに変化するため、時間の経過とともに透水係数を鉛直方向、水平方向それぞれについて変化させるものとした (Case4、Case9 ~ Case11)。一様隆起の場合 (Case3 ~ Case4) は前述のとおり起点 (y) からの距離に関係なく、透水係数は経過時間のみ依存し、50 万年後には透水係数は 1 桁増加する。一方、傾動隆起の場合 (Case8 ~ Case11) は、起点 (y) からの距離に応じて対地深度の変化量が異なるため、時間変化に加えて y からの距離に応じた透水係数の変化を設定した。また、深度 700m 以深については、対地深度の変化に伴う水理学的亀裂の開口幅の変化量は小さいと考えられるため、透水係数の時間変化はないものとした。上記以外のケースとして隆起・侵食なしのケースを参考として Case0 として設定した。

涵養量については氷期と間氷期の降水量の違いを考慮し、氷期において最小、間氷期において最大とし、前述のとおり 30 ~ 120mm/yr と 60 ~ 250mm/yr の 2 ケースを想定した。なお、Case11 だけは、氷期から間氷期にかけての降水量の増加時間を 3 万年と長くし (他のケースはすべて 2 万年、図 6.4-10 の右図) Case9、Case10 との比較を行った。

(e) 塩水/降水境界の設定

核種移行計算においては、隆起・侵食を考慮した解析結果を踏まえ、将来の塩水 (化石塩水) /降水の境界位置を設定する必要がある。これは、6.4.2 以降の核種移行計算において連続的な水質の空間分布に核種移行パラメータが対応していないためであり、あらかじめ水質分布を代表的な地下水組成である降水系地下水と塩水系地下水とに区分しておく必要があるためである。塩素濃度分布から塩水/降水境界の設定の考え方は昨年度と同様に化石塩水の淡水化率 (F) を指標とすることとした。化石塩水と降水系地下水との境界は酸素同位体比と一般水質を用いた主成分分析によって識別可能であり、降水の浸透下限境界が推定されている (酒井他、2012⁽¹⁸⁾)。

この主成分分析結果に基づく降水の浸透下限境界を淡水化率と関連づけることにより、塩水/降水境界における淡水化率を設定した。幌延地域の化石塩水は、鉛直方向 (z-方向) には塩素濃度が一定しているが、水平方向 (y-方向) に西から東に向かうにつれ塩素濃度は低下 (正規化塩素濃度: $C=0.76 \sim 0.2$) する特徴がある。このため、ボーリング地点ごとに降水による化石塩水の希釈率を算出し、希釈率が同じ地点を内挿することとした。具体的には、図 6.4-12 に示すように、ボーリング地点の鉛直方向の化石塩水の塩素濃度平均値 (C_{av}) とボーリング地点の塩素濃度 (C) との比から淡水化率 ($F=1-C/C_{av}$) を算出する。幌延地域のボーリング孔である HDB-7 孔 ~ SAB-2 孔の 6 孔の主成分分析に基づく降水浸透下限境界の淡水化率 F は、図に示すように 0.0 ~ 0.15 であり、平均値 ($F=0.07$) をもって塩水/降水境界と設定した。“現在” ~ “将来” の塩水/降水境界における淡水化率は “現在” と変わらないものと仮定し、解析によって求められた塩素濃度算出値から淡水化率を計算し、 $F=0.07$ となる深度をもって将来の塩水/降水境界と設定した。

“現在” における塩水/降水境界をもとに境界より上位を “地下水 1” とし、塩水/降水境界より下位を “地下水 2” とした。“地下水 1” の組成は、塩水/降水境界よりも上位にある地下水観測データの平均値とし、“地下水 2” はそれよりも下位の地下水観測データの平均値とした。表 6.4-3 にその地下水組成を示す。表中には、HDB-7 孔 ~ SAB-2 孔の計 6 孔において観測された地下水データから、地下水 1、地下水 2 に属す地下水の平均値と最大値および最小値を示している。Eh や pH については原位置で測定されたデータ数は少なく、必ずしも代表値を示してい

る保証はない。全体的な傾向として地下水1は淡水主体であるため、地下水2よりも塩素濃度、Na等の溶存イオン濃度は低い。地下水2は、塩素濃度の最も高いHDB-7孔において最大16,000ppm、最も低いSAB-2孔において3,100ppmと変化に富んでおり、平均は9,000ppmであり、現海水の濃度の1/2以下である。塩素濃度が最大のHDB-7孔について現海水組成と比較すると、重炭酸イオンが2,500ppmと現海水の140ppmに比べて高く、一方、硫酸イオンは62ppmと現海水の3,800ppmに比べて極端に低い特徴を持つ。pH、Ehについては地下水2では一定しており、地下水1は降水が混合しているのも関わらず、いずれも地下水2と同程度の値を示している。幌延地域の場合、比較的浅部まで炭質物を含み、黄鉄鉱が安定に存在していることから、還元環境が地下浅部まで保持されているものと考えられる。

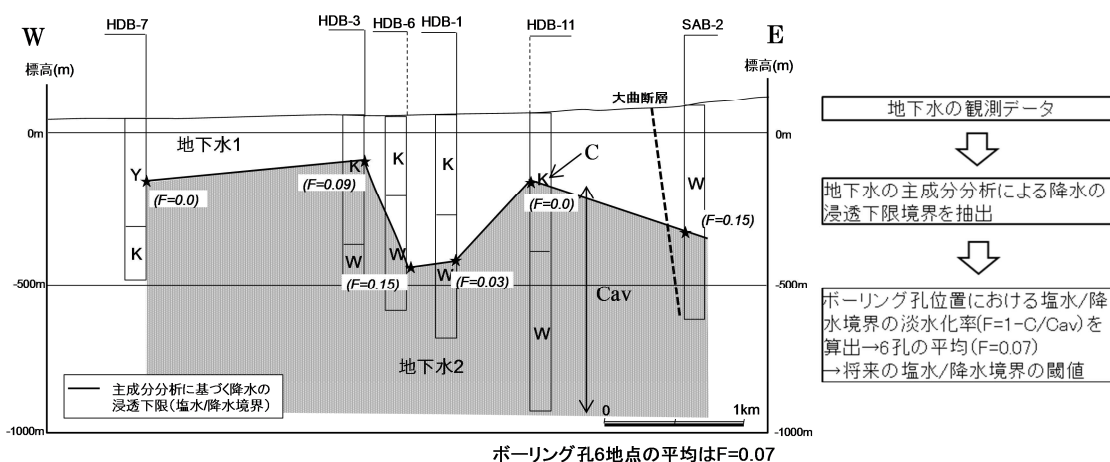


図 6.4-12 観測データに基づく塩水/降水境界の設定法

表 6.4-3 塩水/降水境界の上下の地下水組成の平均値と最大、最小値
(主成分データ：國丸他(2007)⁽¹⁹⁾、pH、Eh：穂刈(2012)⁽²⁰⁾より引用)

	地下水1				地下水2			
	試料数n	平均	最大	最小	試料数n	平均	最大	最小
Na(ppm)	50	2500	6500	8.9	51	6200	11000	2500
Ca(ppm)		110	380	2.5		170	560	19
K(ppm)		100	360	1		160	470	20
Mg(ppm)		60	200	0.7		170	1000	19
Cl(ppm)		3100	11000	13		9000	16000	3100
HCO3(ppm)	12	300	1900	5.5	3	2300	2500	2200
SO4(ppm)		7.7	17	0.2		33	62	0.2
pH	3	6.8	7.2	6.5	2	6.3	6.3	6.3
Eh(mV)		-210	-180	-230		-210	-210	-210
tota-Fe(ppm)	10	3.3	15	0.0	3	0.1	0.2	0
Si(ppm)	8	23	32	15	3	35	50	27

(f) 地質境界(物質境界)の設定

核種移行計算においては、塩水/淡水境界に加えて将来の核種移行途中における核種の吸着や拡散の程度を知るうえで、現在と将来の地質境界(物質境界)の位置を設定する必要がある。幌延地域の場合、水理特性は地質構造(地層の走向・傾斜)よりも断層や亀裂分布の影響を強く受けており、地質境界とは一致しないため、地下水流動解析においては、前述のとおり亀裂分布によって規制される水理境界(H1~H3)を設定した。したがって、地質境界については、幌延地域の既往のボーリングデータ(太田他、2007⁽²¹⁾)をもとに昨年度編集した地質境界(日本原子力研究開発機構、2013⁽²²⁾)を解析モデルに反映させることとした。幌延地域の地質は下

位から上位に向かって稚内層、声問層、勇知層であり、大曲断層によってこれらの地層は変位・変形を受けている。幌延地域の既往の地質観察、鉱物の分析データ（高橋、2005⁽²³⁾）によると稚内層と声問層はいずれも珪質の泥岩～頁岩（硬質泥岩）であるが、勇知層は細粒砂岩であり、岩相的な違いが存在する。また、声問層は稚内層に比べると時代が新しいため、結晶度が低く、含まれるオパールの種類に違いがあるとともに黄鉄鉱を多く含む特徴がある。解析上、幌延地域の地質境界、地質分布、鉱物組成データを今回の解析モデルにも適用し、地質名を上位から順に堆積岩1（勇知層）、堆積岩2（声問層）、堆積岩3（稚内層）と設定した。表 6.4-4 に地質区分と鉱物組成一覧表を示す。図 6.4-13 は、傾動隆起を考慮した Case5～Case11 の現在と将来 50 万年後の水理境界（図 6.4-9）に地質境界を重ねた図である。図中、50 万年後の水理境界、地質境界は、図に示すように両者の位置関係を保ちつつ、起点からの水平方向の距離（y-m）に応じて、東に行くほど隆起に伴う鉛直方向への移動量が大きくなる。このため、領域東縁の y=5583m 周辺において侵食を受けた場合（Case8～Case11）堆積岩2と堆積岩3が大きく削剥される設定となっている。

その他のケースとして Case1～Case2 は一様隆起であり、侵食なしの場合であるため、地質境界、水理境界によって囲まれる領域の将来の形状は現在と同じである。Case3～Case4 は一様隆起、一様侵食の場合であり、50 万年後は地質境界、水理境界の形状を保持しつつ、地表から 150m 部分だけ削剥されることとなる。現在～50 万年後の途中は、隆起速度一定と仮定していることから、地質境界、水理境界の位置は、時間経過に比例して一定速度で変化するものとした。

表 6.4-4 堆積岩1～堆積岩3の鉱物組成（相対量比 wt%、高橋、2005⁽²³⁾）

地質	岩相名	石英	オパール A	オパール C	斜長石	カリ長石	炭酸塩鉱物			粘土鉱物				黄鉄鉱	合計
							方解石	ドロマイト	シテライト	スメクタイト	緑泥石	イライト	カオリナイト		
堆積岩1	中粒砂岩	58.6	0.0	0.0	30.3	6.3	0.6	0.0	0.0	0.6	1.9	1.3	0.0	0.3	100
堆積岩2	珪藻質泥岩	64.5	4.3	0.0	11.4	4.7	0.0	0.0	2.0	1.8	1.9	3.2	0.0	6.1	100
堆積岩3	硬質頁岩	58.8	0.0	22.9	7.2	4.3	0.0	0.0	1.1	0.7	0.7	2.2	0.0	2.2	100

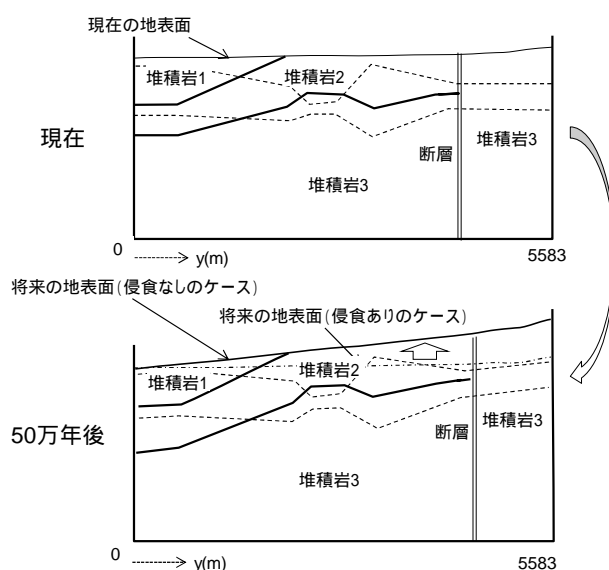


図 6.4-13 傾動隆起・侵食に伴う地質境界の移動（破線：水理境界、実線：地質境界）

(2) 解析結果

(a) 解析条件

感度解析では、隆起の様式（一様/傾動の違い）、侵食、透水異方性、対地深度変化に伴う透水性変化（以上は条件の有無）、氷期-間氷期の涵養量（氷期、間氷期の涵養量の設定値、涵養量の経時変化モデルの違い）に関する条件について、違いを組み合わせた解析ケースを想定し、地質環境条件（2次元の水理、地質・地質構造、隆起・侵食条件、化学環境等）を設定した上で、隆起・侵食による地表面の削剥によって処分場の対地深度が変化した場合の核種移行経路、移行経路中の地下水流速、化学環境（塩水/降水境界）の変化を地下水流動解析、塩分濃度解析および移行経路解析から求めた。解析モデルを図 6.4-14 に示す。

解析モデルは幌延地域を例とした地質構造を鉛直 2 次元断面上において仮定したものである。

図 6.4-14 に示すように東西方向に約 6km、深度方向に 1.5km の領域を要素数 2,343、節点数 2,502 で構成され、堆積岩 1~3 と断層で地層が構成されているとした。図中には破線で示した地質境界線とともに、透水性の区分を色分けで示した。地層区分を表 6.4-5、透水性区分を表 6.4-6 に示す。なお、表 6.4-6 の透水性区分を基本の設定とした。また、図中の赤 + 印は粒子出発位置を示しており、西側境界地表を基点として、1,645~3,925m の位置に 95m 間隔、また、深度-300~-500m 位置に 50m 間隔に配置した総数 125 地点である。表 6.4-6 に示す透水性の区分は図 6.4-14 中の色分けした領域に相当している。これらは幌延地域の透水係数分布が深度に依存した傾向を示すことに基づいて設定したものであり、断層についても深度が深くなるにつれて透水性が小さくなる設定とした。

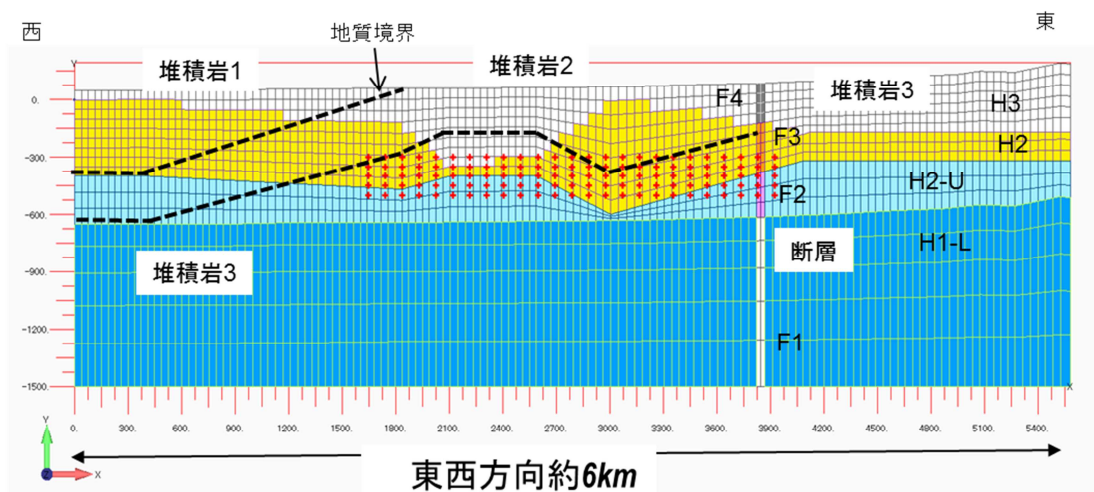


図 6.4-14 解析モデル（地層区分と透水係数分布）

表 6.4-5 地層区分

地層区分	備考
堆積岩1	勇知層に相等
堆積岩2	声間層に相等
堆積岩3	稚内層に相等
断層	大曲断層に相等

表 6.4-6 透水性区分 (基本設定)

透水性区分	透水係数(m/s)	間隙率
H1-L	1.00E-11	0.40
H1-U	1.00E-11	0.40
H2	2.00E-09	0.60
H3	2.00E-08	0.65
F1	1.00E-09	0.65
F2	1.00E-09	0.65
F3	2.00E-07	0.65
F4	2.00E-06	0.65

解析ケースでの境界条件および初期条件を表 6.4-7 に示す。解析における初期条件は、昨年度の本事業⁽²⁴⁾で実施した洗い出し解析の解析結果を初期値と仮定した。図 6.4-15 に洗い出し解析結果の初期濃度分布を示す。解析時間は 50 万年 (6.4.1 (1)参照) とし、引き続き行う移行経路解析は 0 年を移行開始時間としている。また、地表における涵養量については後述する図 6.4-16 に示すように、気候変動サイクルを基に 4 パターンを設定している。

表 6.4-7 境界条件および初期条件

解析		東西側面、底面	地表
境界条件	地下水流動解析	No flow	涵養量 ^{*1)}
	塩分濃度解析	No flux	濃度=0
初期条件		昨年度実施した洗い出し解析の結果を初期圧力・塩分濃度分布条件と仮定	

* 1) 涵養量は気候変動サイクルを基に設定 : 後述する図 6.4-15 参照

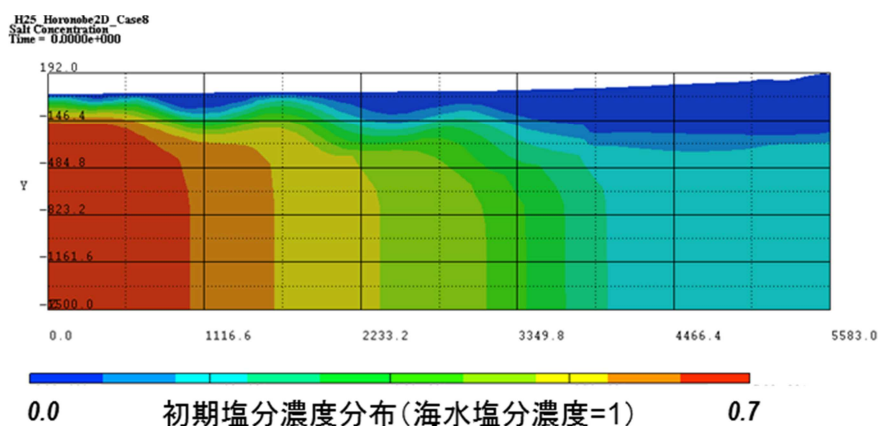


図 6.4-15 洗い出し解析結果の初期塩分濃度分布

全解析ケースは表 6.4-8 のようにまとめられる。このうち、隆起侵食現象の想定の違いから分類すると以下の様に区別できる。

隆起・侵食現象を考慮しないケース

モデル全体が一様に隆起するケース

隆起が生じると同時に侵食も進み、結果として地形面の移動が相殺され、地表面位置は変化しないものの、地下の透水性区分の位置のみ変化するケース

モデル全体が傾動隆起するケース

隆起が生じると同時に侵食も進み、結果として地形面の移動が相殺され、地表面位置は変化しないものの、地下の透水性区分の位置が傾斜移動するケース

隆起侵食現象の想定の違いから分類した解析ケースを表 6.4-9 に示す。また、各ケースの隆起侵食現象の考慮の仕方を図 6.4-17 に示す。

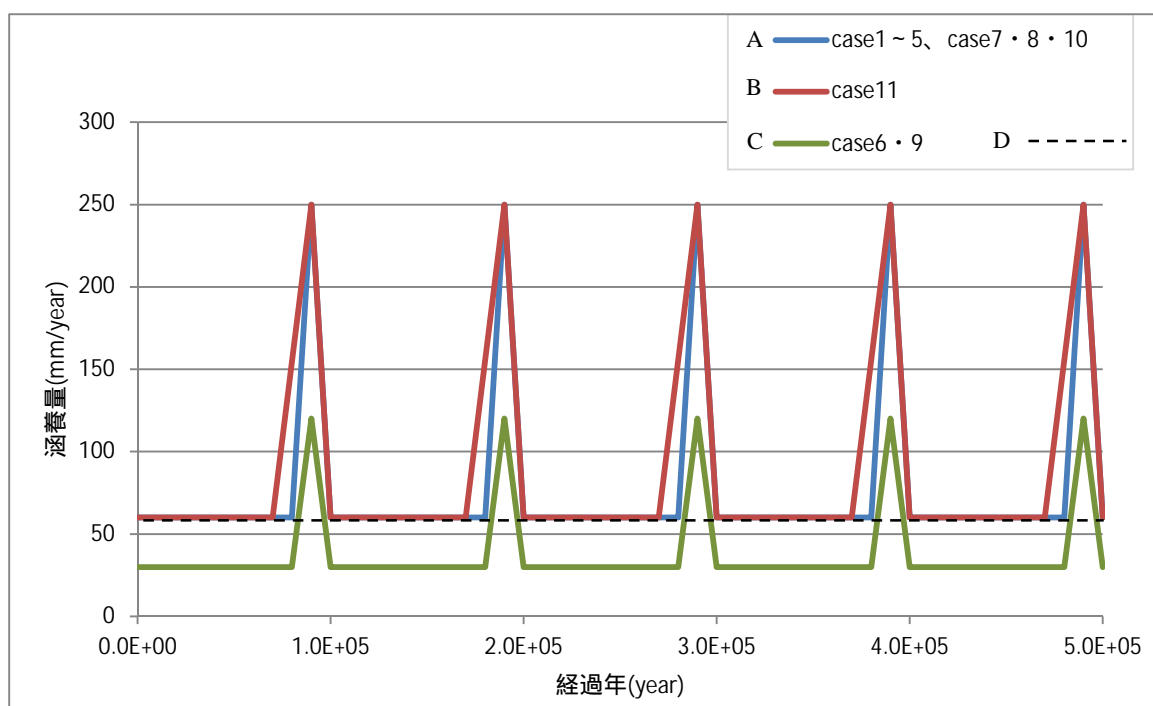


図 6.4-16 解析における涵養量設定パターン

表 6.4-8 全解析ケース

	隆起量 (50 万年)	侵食量 (50 万年)	隆起形式	地層境 界面の 変化	透水異 方性の 有無	透水係数・ 間隙率変化 の有無	涵養量(mm/y)		
									間水期
Case0_1	-	-	-	-	-	-	A	60	250
Case0_2	-	-	-	-	-	-	D	60	
Case0_3	-	-	-	-	-	-	A	60	250

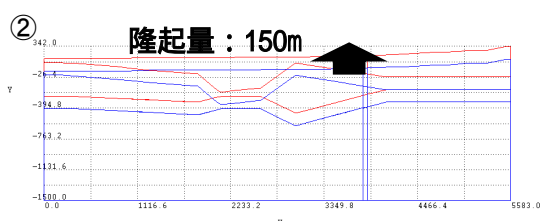
Case1	150m	-	一様隆起		-	-	A	60	250
Case2	150m	-	一様隆起			-	A	60	250
Case3	150m	150m	一様隆起		-		A	60	250
Case4	150m	150m	一様隆起				A	60	250
Case5	150m	-	傾動隆起	-	-	-	A	60	250
Case6	150m	-	傾動隆起	-		-	C	30	120
Case7	150m	-	傾動隆起	-		-	A	60	250
Case8	150m	150m	傾動隆起		-	* 1)	A	60	250
Case9	150m	150m	傾動隆起				C	30	120
Case10	150m	150m	傾動隆起				A	60	250
Case11	150m	150m	傾動隆起				B	60	250

* 1) 50万年間の隆起侵食過程での対地深度の変化に応じて透水係数の変化を考慮(6.4.1 (1)参照)

* 2) 氷期と間氷期の間隔が異なるケース(氷期期間を短くしたケース)

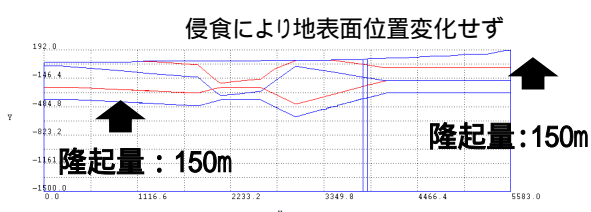
表 6.4-9 隆起侵食現象の想定の違いからの分類による解析ケース区分

隆起侵食現象の想定の違いから分類	Case	内容
	Case0_1~3	基本ケース:隆起・侵食現象を考慮せず
	Case1,2	モデル全体が一様に隆起
	Case3,4	隆起が生じると同時に侵食も進み、結果として地形面の移動が相殺され、地表面位置は変化しないものの、地下の透水性区分の位置のみ変化
	Case5,6,7	モデル全体が傾動隆起
	Case8,9,10,11	隆起が生じると同時に侵食も進み、結果として地形面の移動が相殺され、地表面位置は変化しないものの、地下の透水性区分の位置が傾斜移動



青線: 隆起・侵食前の水理境界
赤線: 隆起・侵食後の水理境界
縦軸・横軸単位(m)

隆起量は50万年間の総隆起量



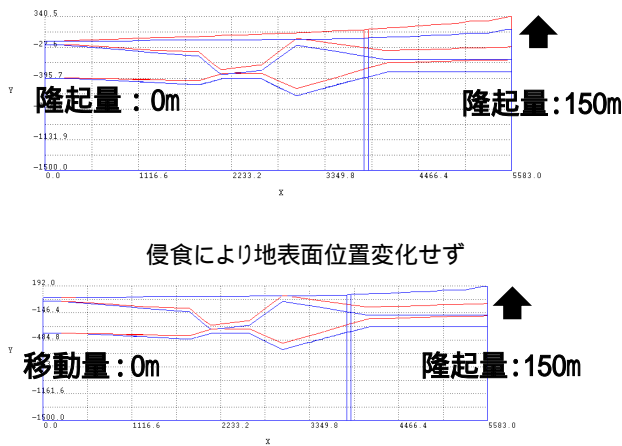


図 6.4-17 隆起侵食現象の想定の違いによる設定区分

透水異方性に関しては、水平方向成分が小さく鉛直方向成分が大きいとする幌延地域の特性をもとに表 6.4-10 のように設定した。また、透水係数の時間変化を考慮するケースにおける 50 万年後の透水係数については表 6.4-11 のように線形的に変化するものとした。さらに、透水係数の深度依存性については、6.4.1 (1) に記述した。

表 6.4-10 透水係数の異方性の設定値

	透水係数(m/s)		間隙率
	水平成分	鉛直成分	
H1-L	1.00E-11	-	0.40
H1-U	3.16E-12	3.16E-11	0.40
H2	6.33E-10	6.33E-09	0.60
H3	6.33E-09	6.33E-08	0.65
F1	1.00E-09	-	0.65
F2	1.00E-09	-	0.65
F3	2.00E-07	-	0.65
F4	2.00E-06	-	0.65

表 6.4-11 透水係数の時間的変化に関する設定値

	初期		500,000 年後	
	透水係数(m/s)	間隙率	透水係数(m/s)	間隙率
H1-L	1.00E-11	0.40	1.00E-11	0.40
H1-U	1.00E-11	0.40	1.00E-10	0.50

H2	2.00E-09	0.60	2.00E-08	0.65
H3	2.00E-08	0.65	2.00E-07	0.65
F1	1.00E-09	0.65	1.00E-09	0.65
F2	1.00E-09	0.65	1.00E-08	0.65
F3	2.00E-07	0.65	2.00E-06	0.65
F4	2.00E-06	0.65	2.00E-05	0.65

(b) 移行経路解析の結果 (隆起の違いによる変化)

隆起の違いによる変化を捉えるために、Case 0_1、Case 1、Case 5 を比較した。図 6.4-18 ~ 図 6.4-20 に粒子の移行経路結果を 50 万年後の塩分濃度分布とともに示す。また、表 6.4-12 に 125 粒子による移行距離、移行時間、平均流速の幾何平均値を示す。これらの結果から、一様な隆起 (Case 1) では、隆起を考慮しない場合 (Case 0_1) とほぼ同様の結果を示しており、移行距離で数%、移行時間で 10% 程度の変動を示した。また、傾動隆起の場合 (Case 5) は、動水勾配の増加から、平均流速が約 4 倍増加し、流動経路もより深部の H2 層を通過する経路に変化した。

H25 Horonobe2D Case0
Salt Concentration
Time = 5.0000e+005

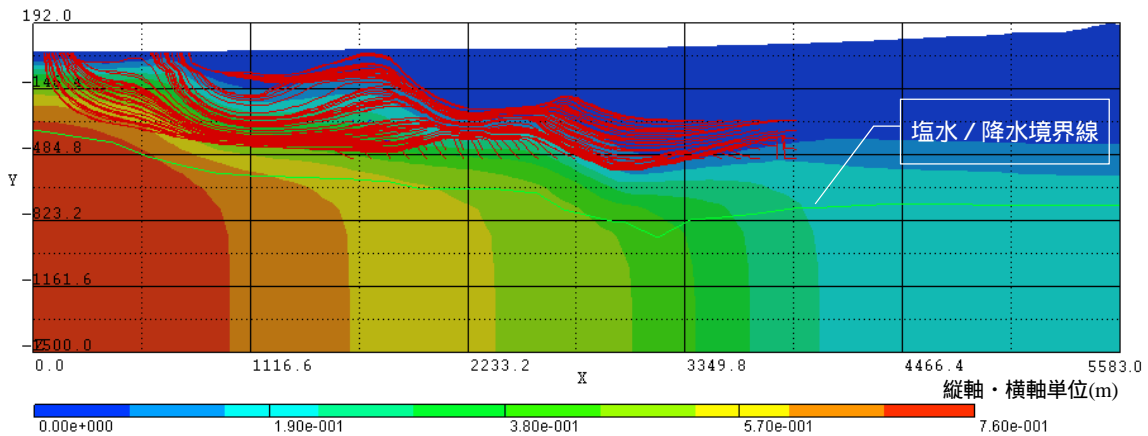


図 6.4-18 Case0_1 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果 (50 万年後)

H25 Horonobe2D Case0
Salt Concentration
Time = 5.0000e+005

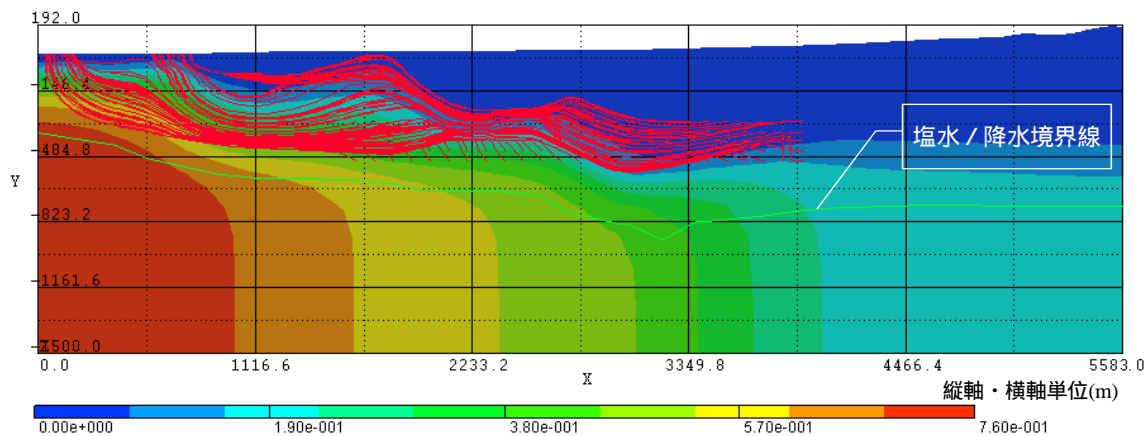


図 6.4-19 Case1 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果 (50 万年後)

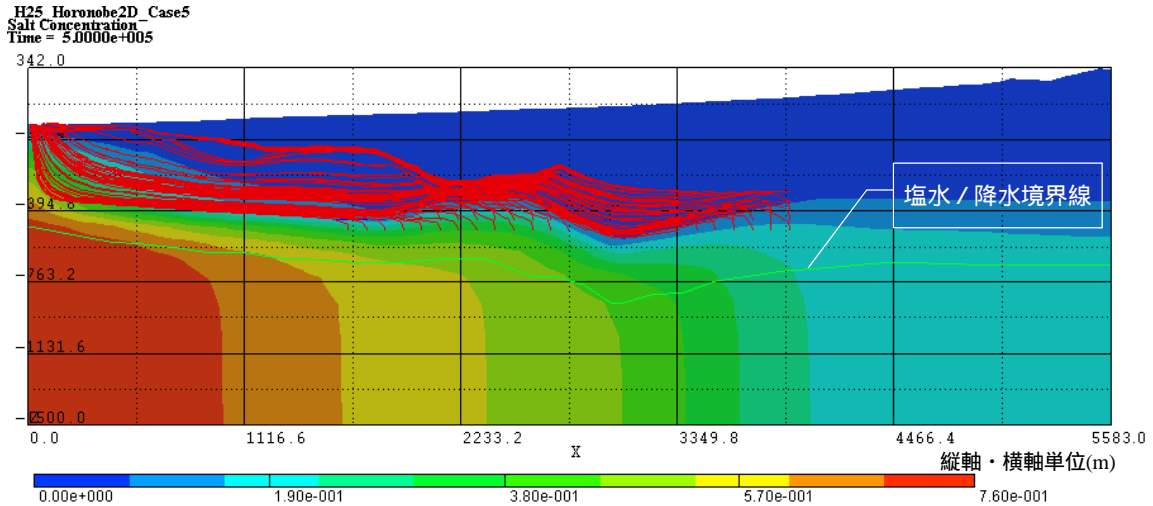


図 6.4-20 Case5 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果（50 万年後）

表 6.4-12 隆起の違いによる変化

	隆起現象の設定	移行距離(m)	移行時間 (y)	平均流速(m/y)
Case 0_1	隆起考慮しない（現状）	2,540	4.65×10^6	5.5×10^{-4}
Case 1	一様な隆起（150m/50 万年）	2,610	5.13×10^6	5.1×10^{-4}
Case 5	傾動隆起（東端部で 150m/50 万年、西端部で 0m）	2,880	1.40×10^6	2.1×10^{-3}

（ c ） 移行経路解析の結果（透水性の異方性を考慮した隆起による変化）

透水性の異方性の違いによる変化を捉えるために、Case 0_3、Case 2、Case 7 を比較した。図 6.4-21 ~ 図 6.4-23 に粒子の移行経路結果を 50 万年後の塩分濃度分布とともに示す。透水係数は基本ケースにおいて H3 層では 2×10^{-8} (m/s) に設定していたものを、水平方向： 6×10^{-9} (m/s)、鉛直方向 6×10^{-8} (m/s) に設定した。同様に H2 層については、 2×10^{-9} (m/s) → 水平方向： 6×10^{-10} (m/s)、鉛直方向 6×10^{-9} (m/s)、H1-U 層については、 1×10^{-11} (m/s) → 水平方向： 3×10^{-12} (m/s)、鉛直方向 3×10^{-11} (m/s) としている。透水係数の設定については表 6.4-13 にまとめた。

表 6.4-13 透水係数の異方性の設定

透水性の区分	基本設定の透水係数 (m/s)	異方性を考慮した透水係数 (m/s)
H3	2×10^{-8}	水平 6×10^{-9} 鉛直 6×10^{-8}
H2	2×10^{-9}	水平 6×10^{-10} 鉛直 6×10^{-9}
H1-U	1×10^{-11}	水平 3×10^{-12} 鉛直 3×10^{-11}

また、表 6.4-14 に 125 粒子による移行距離、移行時間、平均流速の幾何平均値を示す。これらの結果から、Case 2 では移行経路は隆起を考慮しない場合 (Case 0_3) とほぼ同じ傾向を示し、複雑な移行経路を示す結果が得られた。また、西端からの距離 2,000m 付近において、比較的短い距離で地表に流出する経路を示している。一方、傾動隆起の場合 (Case 7) では、動水勾配が増加して、平均流速が約 4 倍増加し、流動経路もほぼ水平方向に流れる経路を示した。

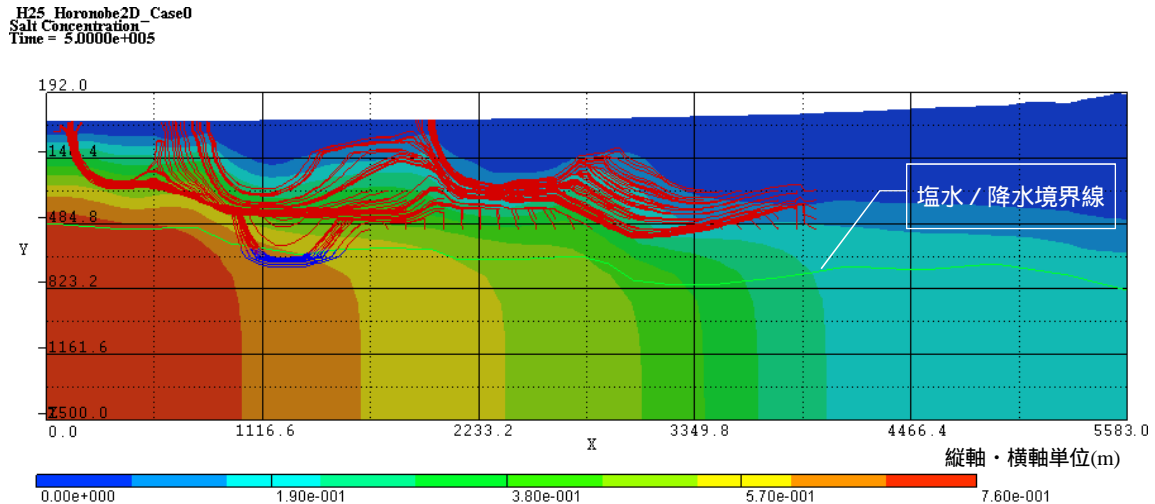


図 6.4-21 Case0_3 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果 (50 万年後)

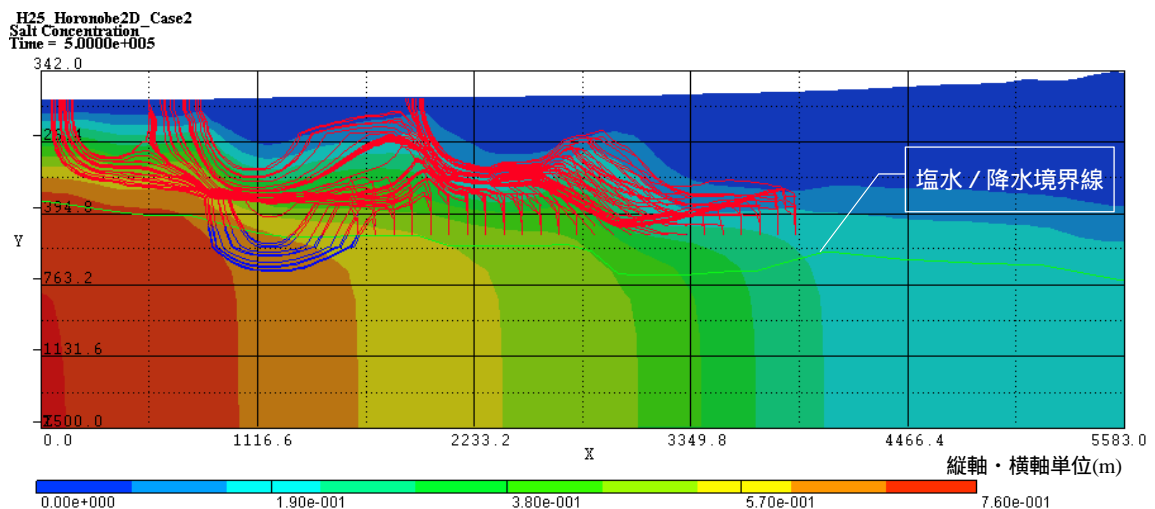


図 6.4-22 Case2 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果 (50 万年後)

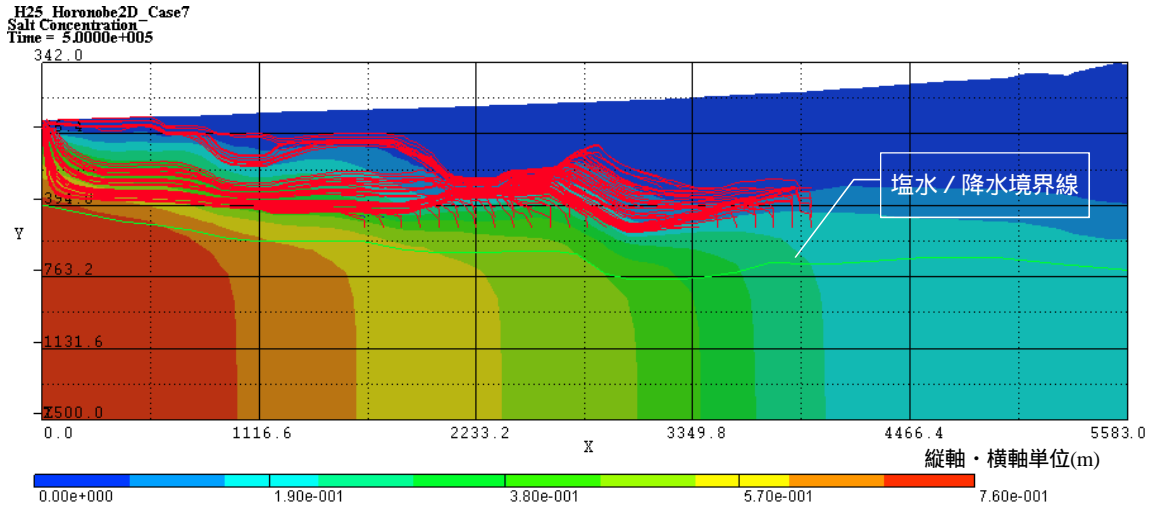


図 6.4-23 Case7 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果（50 万年後）

表 6.4-14 透水性の異方性を考慮した隆起による変化

	隆起現象の設定	移行距離(m)	移行時間(y)	平均流速(m/y)
Case_0_3	隆起考慮しない(現状)、透水係数の異方性考慮	2,710	1.60×10^7	1.7×10^{-4}
Case 2	一様な隆起(150m/50 万年)、透水係数の異方性考慮	2,350	1.42×10^7	1.6×10^{-4}
Case 7	傾動隆起(東端部で 150m/50 万年、西端部で 0m)、透水係数の異方性考慮	2,950	3.38×10^6	8.7×10^{-4}

(d) 移行経路解析の結果（透水係数の時間的変化を考慮した隆起侵食による変化）

隆起することにより、地層の深度が浅くなると、地圧の低下に伴う透水性の増大が考えられる。Case4 では表 6.4-11 に示したように透水係数が時間的に線形的に変化するケースを想定した。図 6.4-24 に粒子の移行経路結果を 50 万年後の塩分濃度分布とともに示す。また、表 6.4-15 に 125 粒子による移行距離、移行時間、平均流速の幾何平均値を示す。これらの結果から、透水異方性を考慮した Case 2 と同様に複雑な経路を示すとともに、比較的短い距離で地表に流出する移行経路が増加している傾向が見られる。また、透水係数の小さな層中での存在時間が長いため、透水係数の時間的変化の影響は小さく、移行経路への影響は少ない結果となった。

H25 Horonobe2D_Case4
Salt Concentration
Time = 5.0000e+005

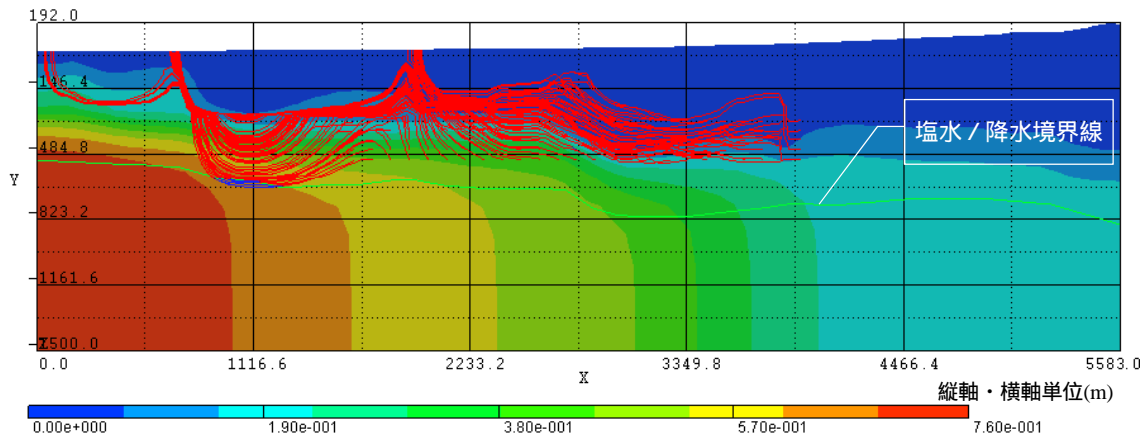


図 6.4-24 Case4 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果 (50 万年後)

表 6.4-15 透水係数の時間的変化を考慮した隆起侵食による変化

	隆起侵食現象の設定	移行距離(m)	移行時間(y)	平均流速(m/y)
Case 4	一様な隆起(150m/50 万年)、一様な侵食(150m/50 万年)、透水係数が 50 万年経過後に一桁大きくなると仮定(線形的に変化)、異方性も同時に考慮	2,380	1.44×10^7	1.7×10^{-4}

(e) 移行経路解析の結果 (涵養量の変動による変化)

涵養量の変動は、地下水流動に影響を与えることが予想される。ここでは、気候変動サイクルに伴う涵養量の減少、変動パターンによって移行経路への影響がどの程度の影響を有するのかについて検討した。隆起が生じると同時に侵食も進み、結果として地形面の移動が相殺され、地表面位置は変化しないとした傾動隆起 (東端部で 150m/50 万年、西端部で 0m) かつ透水係数の異方性を考慮した Case 9 (涵養量減少 : 図 6.4-16 の C)、同様な隆起侵食パターンの Case 10 (基本の涵養量 : 図 6.4-16 の A)、Case 11 (涵養量の変動パターンの変化 : 図 6.4-16 の B) を比較した。図 6.4-25 ~ 図 6.4-27 に粒子の移行経路結果を 50 万年後の塩分濃度分布とともに示す。また、表 6.4-16 に 125 粒子による移行距離、移行時間、平均流速の幾何平均値を示す。これらの結果から、この隆起侵食現象で変化する涵養量パターンでの移行経路に対する変化はわずかであり、50 万年間の長期的な地下水の移行経路解析において涵養量の変化の影響はわずかであると言える。

H25 Horonobe2D_Case9
Salt Concentration
Time = 5.0000e+005

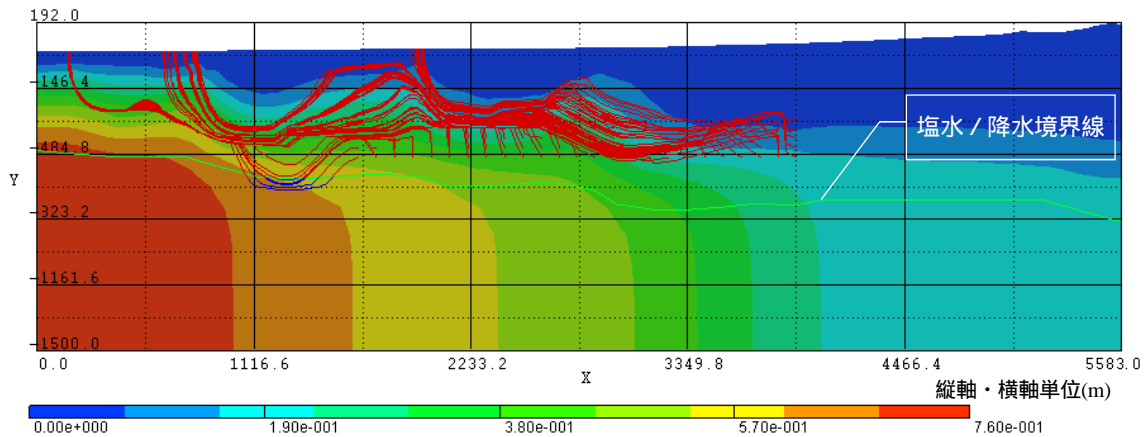


図 6.4-25 Case 9 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果 (50 万年後)

H25 Horonobe2D_Case10
Salt Concentration
Time = 5.0000e+005

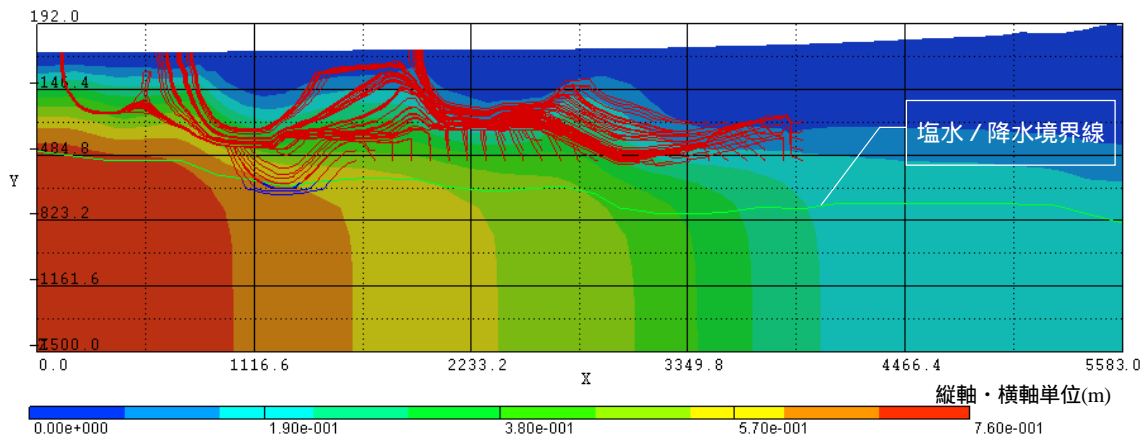


図 6.4-26 Case 10 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果 (50 万年後)

H25 Horonobe2D_Case11
Salt Concentration
Time = 5.0000e+005

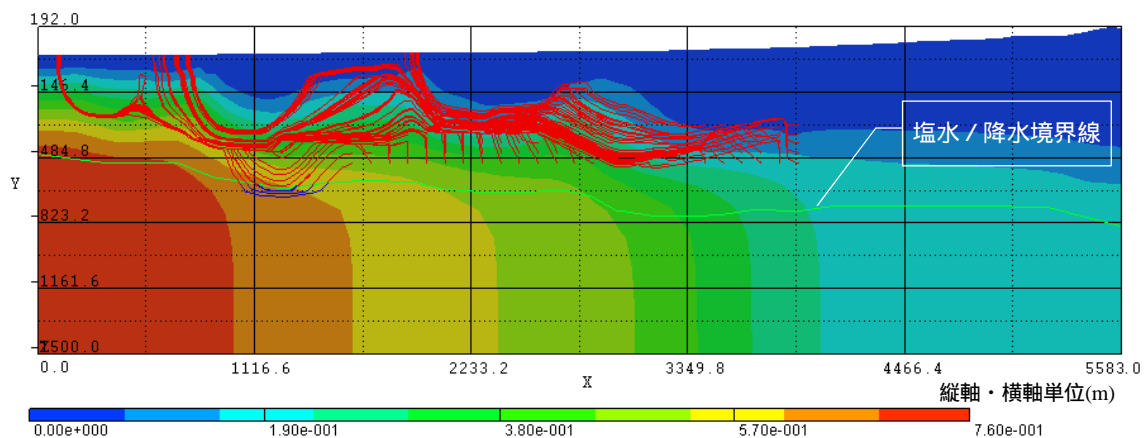


図 6.4-27 Case 11 の移行経路解析結果と塩分濃度解析結果 (50 万年後)

表 6.4-16 涵養量の変動による変化

	隆起侵食現象の設定	涵養量の設定	移行距離(m)	移行時間(y)	平均流速(m/y)
Case 9	傾動隆起(東端で150m/50万年、西端で隆起量0m)、侵食により地表面位置は変化しない、透水係数は地表面深度に依存して変化 ^{*1)} 、透水異方性を考慮	涵養量減少 (氷期 30mm、間氷期 120mm) (図 6.4-16:C)	2,380	1.16×10^7	2.1×10^{-4}
Case 10		涵養量の基本設定 (氷期 60mm、間氷期 250mm) (図 6.4-16:A)	2,400	1.16×10^7	2.1×10^{-4}
Case 11		涵養量変動期間の変化 (図 6.4-16:B)	2,400	1.15×10^7	2.1×10^{-4}

*1) 透水係数値は 6.4.1 (1)参照

(f) 移行経路解析の結果(涵養量の変動による変化)

6.4.1 (1)における隆起侵食現象の進展を考慮し、実環境での透水性や透水異方性、涵養量の長期的変化を考慮した地下水流動解析と塩分濃度変化の解析を行い、パラメータの変化が移行経路のどのような影響を与えるかを検討した。この検討の中で MIG2DF と PASS_TRAC を用いた解析によって隆起侵食現象に関する多様な組み合わせの条件を検討し、核種移行解析とのリンケージのための移行距離・流速を定量的に把握することが可能となった。さらに、幌延サイトの現実的な範囲の条件をベースに、仮想的な堆積岩サイトでの隆起・侵食現象を想定した地下水流動・粒子追跡線の感度解析を行った。表 6.4-17 に全ケースにおける 125 粒子による移行距離、移行時間、平均流速の幾何平均値を示す。本解析結果から、規制の観点から隆起・侵食に関係のある天然バリアの重要な調査要件についてとりまとめると以下の様に列挙できる。

- ・ 地層の隆起現象に関しては、移行距離・流速に与える影響が小さい一様隆起よりも、特に動水勾配の増加による移行経路上の流速の増加に関係する傾動隆起が評価上重要であり、サイトでは長期的な傾動隆起の発生の可能性、発生する場合にはその様式設定の妥当性に着目すべきである。
- ・ 地層の侵食現象に関しては、処分場の相対的な対地深度の変化により、特に流速の増加傾向が見られたことから、サイトの空間的・時間的な侵食の様式設定の妥当性に着目すべきである。その際、サイトにおける堆積現象とあわせた様式の理解がなされているかどうかは、対地深度の変化を抑えた処分場位置の選定という視点で重要と考えられる。
- ・ 透水性の異方性に関しては、鉛直方向の透水性が大きい場合、隆起・侵食の進行に伴い懸念される移行経路の短絡、流速の増加があらわれることから、サイトにおける透水異方性は重要な調査要件の 1 つである。
- ・ 涵養量、涵養量のパターン変化については、想定される変化内での地下水流動や移行経路に対する影響はわずかである。

以上の感度解析の結果からは、処分場位置(水平・鉛直)の違いで移行距離・流速が大きく異なる結果が得られた。これらの結果は、上記の要件の他に、サイト本来の水理地質構造条件

や流出域・涵養域に依存したものであり、処分場位置の選定の妥当性検討の際には、こうした要件に留意すべきである。また、安全評価においては比較的短い距離で地表に流出する経路に留意する必要があり、広範囲な条件下での解析的検討が必要である。

表 6.4-17 全ケースにおける 125 粒子による移行距離、移行時間、平均流速の幾何平均値

ケース	移行距離(m)	移行時間(year)	平均流速(m/year)
case0_1	2.54E+03	4.65E+06	5.45E-04
case0_2	2.54E+03	4.65E+06	5.46E-04
case0_3	2.71E+03	1.60E+07	1.69E-04
case1	2.61E+03	5.13E+06	5.09E-04
case2	2.35E+03	1.42E+07	1.65E-04
case3	2.53E+03	4.69E+06	5.39E-04
case4	2.38E+03	1.44E+07	1.65E-04
case5	2.88E+03	1.40E+06	2.05E-03
case6	2.93E+03	3.33E+06	8.81E-04
case7	2.95E+03	3.38E+06	8.74E-04
case8	2.63E+03	6.18E+06	4.26E-04
case9	2.38E+03	1.16E+07	2.06E-04
case10	2.40E+03	1.16E+07	2.08E-04
case11	2.40E+03	1.15E+07	2.08E-04

(3) 隆起・侵食を想定したリンクージ解析の解析ケースの設定

(a) 処分場初期位置の設定

地下水流動解析の解析条件を基に図 6.4-28 に示す 8 箇所 (P1 ~ P8) を処分場の初期位置として設定した。具体的には、横軸 (図中 x 軸) 方向について、断層から 100m 以上離れた西側 (図の左側) に 3 地点を設定し、縦軸 (図中 y 軸) 方向について、地表面から -300m (P1、2、3)、-400m (P4、5)、-500m (P6、7)、-600m (P8) の処分深度となるよう設定した。

ここで、地下水流動の解析ケースごとに、地下水流路解析コード PASS-TRAC を用いて求めた、各処分場位置から地表までの流跡線の 10 万年ごとの結果を図 6.4-29 ~ 図 6.4-39 に示す。

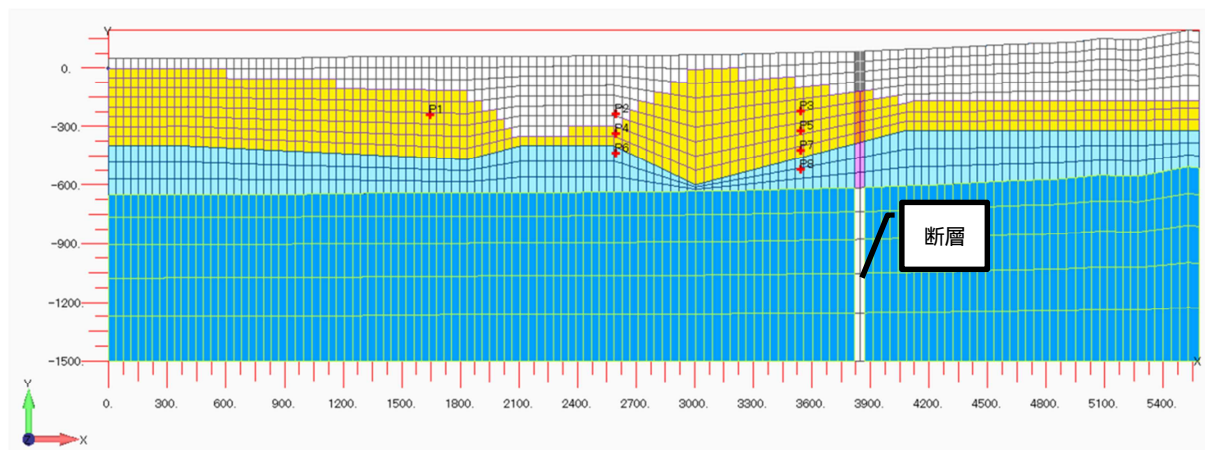


図 6.4-28 隆起・侵食を想定したリンクージ解析で想定した処分場位置

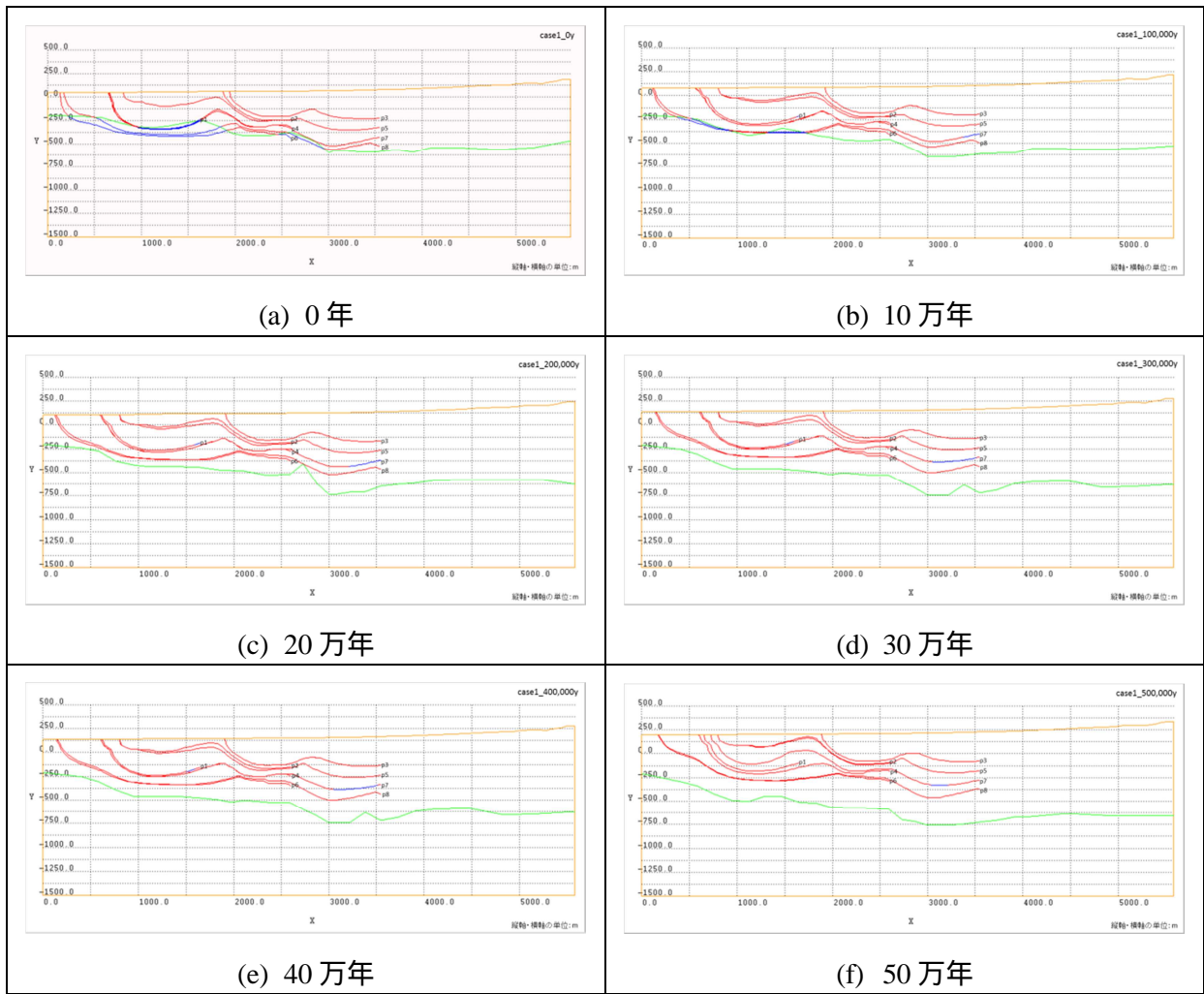


図 6.4-29 地下水流動の各解析ケースにおける処分場位置から地表までの流跡線の10万年ごとの結果 (Case1)

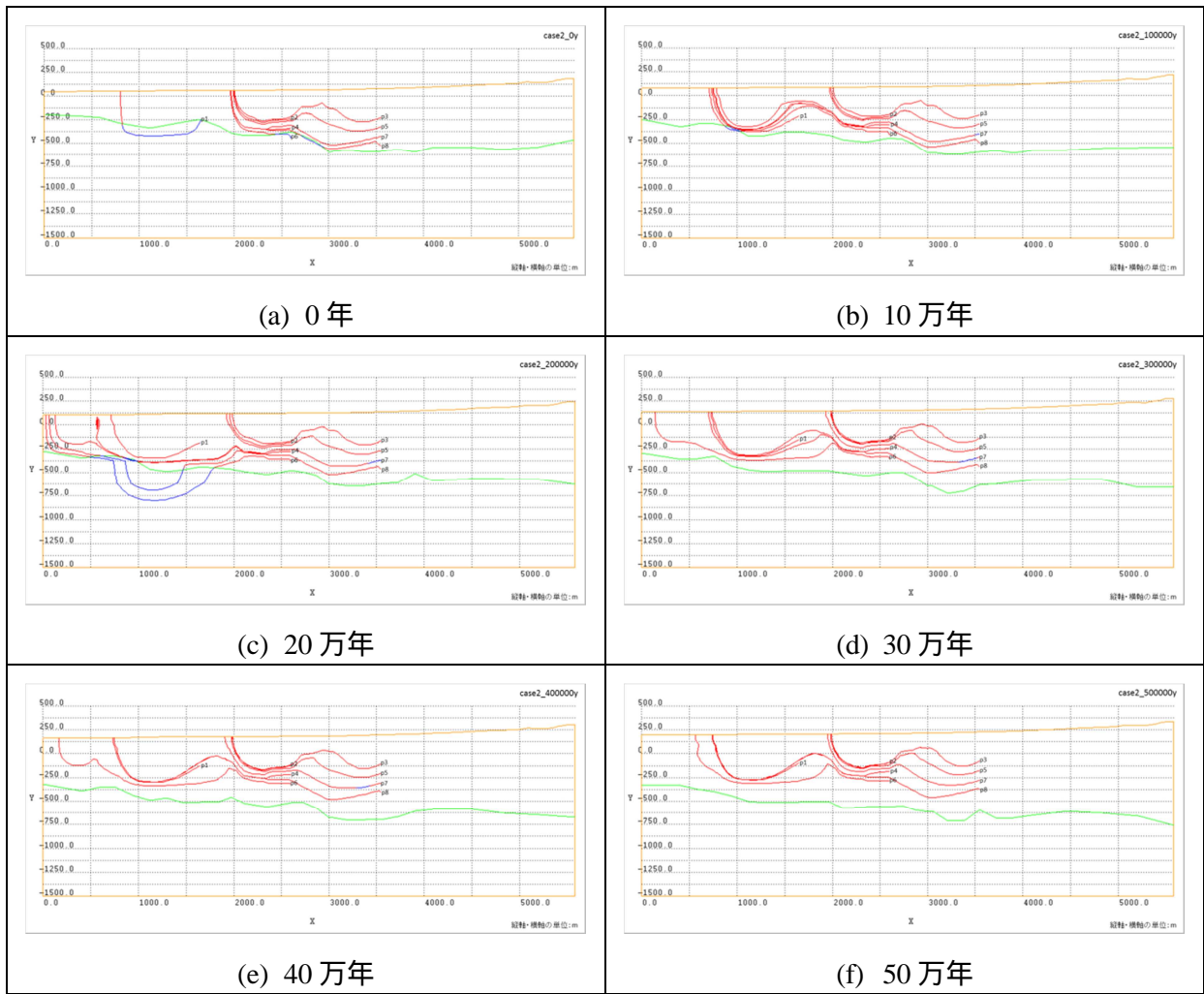


図 6.4-30 地下水流動の各解析ケースにおける処分場位置から地表までの流跡線の10万年ごとの結果 (Case2)

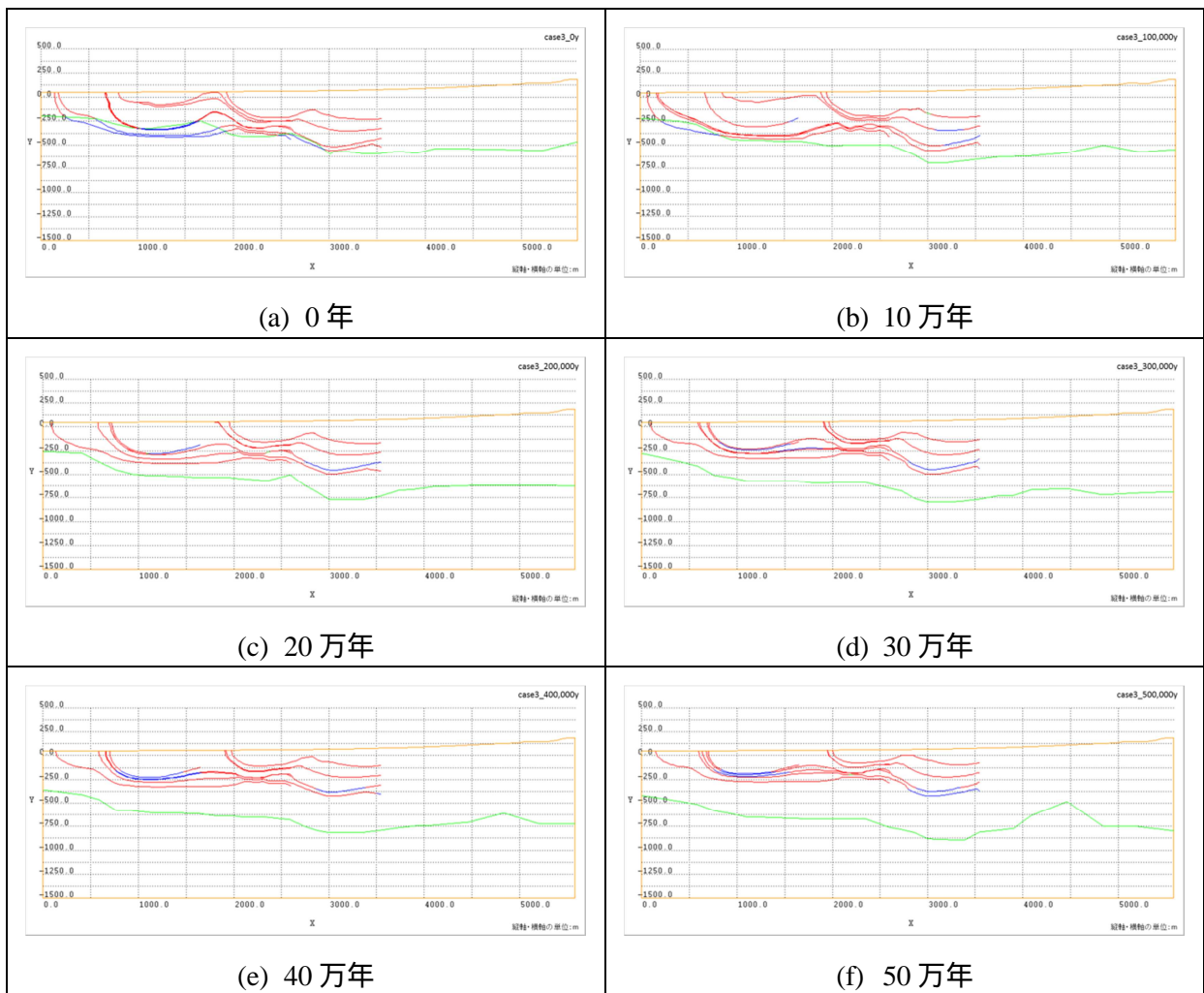


図 6.4-31 地下水流動の各解析ケースにおける処分場位置から地表までの流跡線の10万年ごとの結果 (Case3)

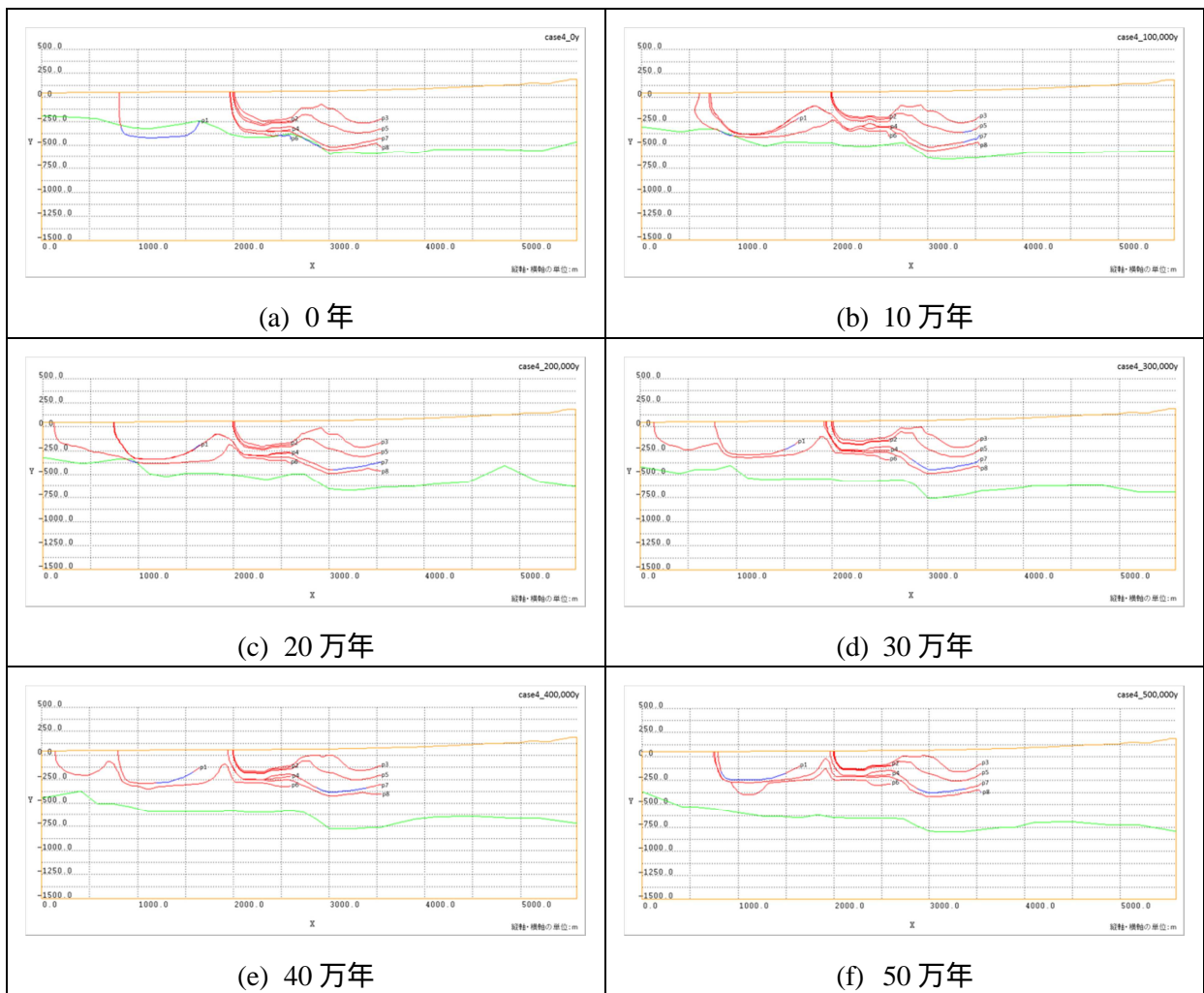


図 6.4-32 地下水流動の各解析ケースにおける処分場位置から地表までの流跡線の10万年ごとの結果 (Case4)