

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。

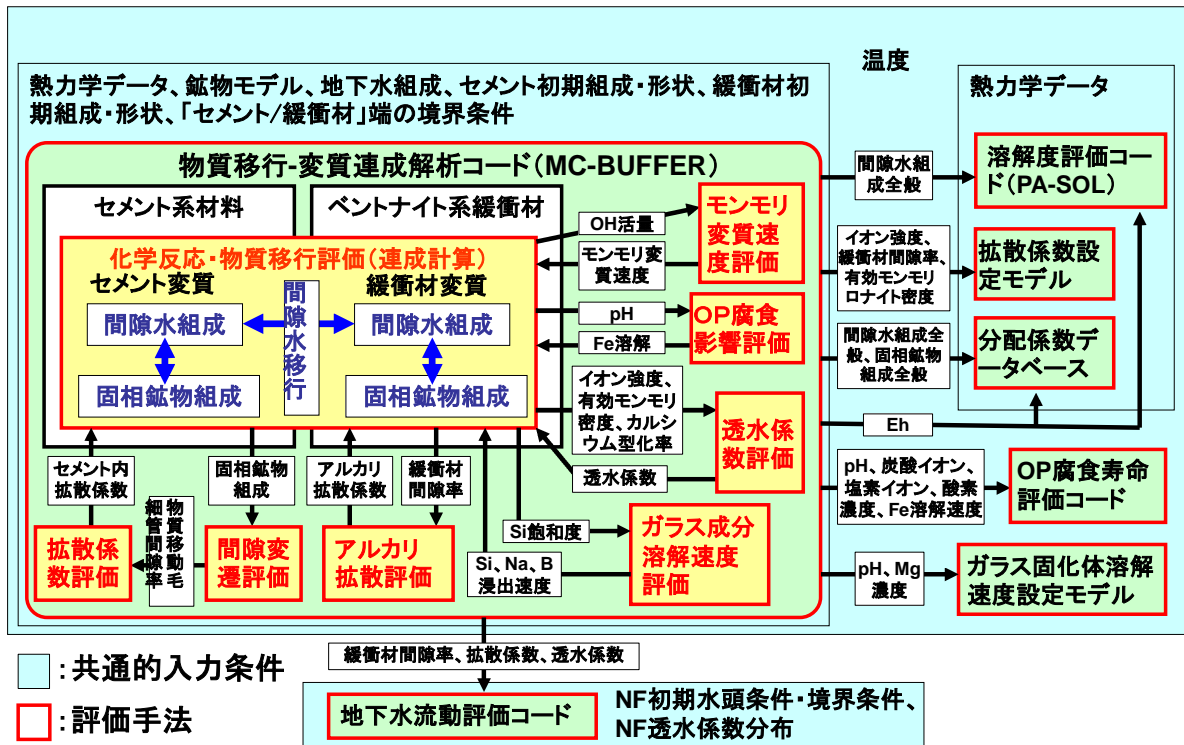


図 6.2-1 人工バリア領域の状態変遷を解析するための核種移行に繋がる評価体系

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。

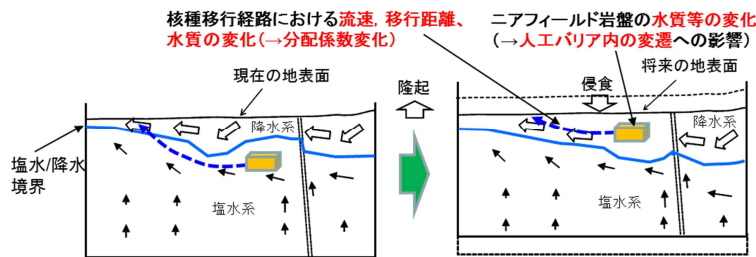


図 6.2-2 隆起・侵食による天然バリア内の特性変化を想定した核種移行評価イメージ

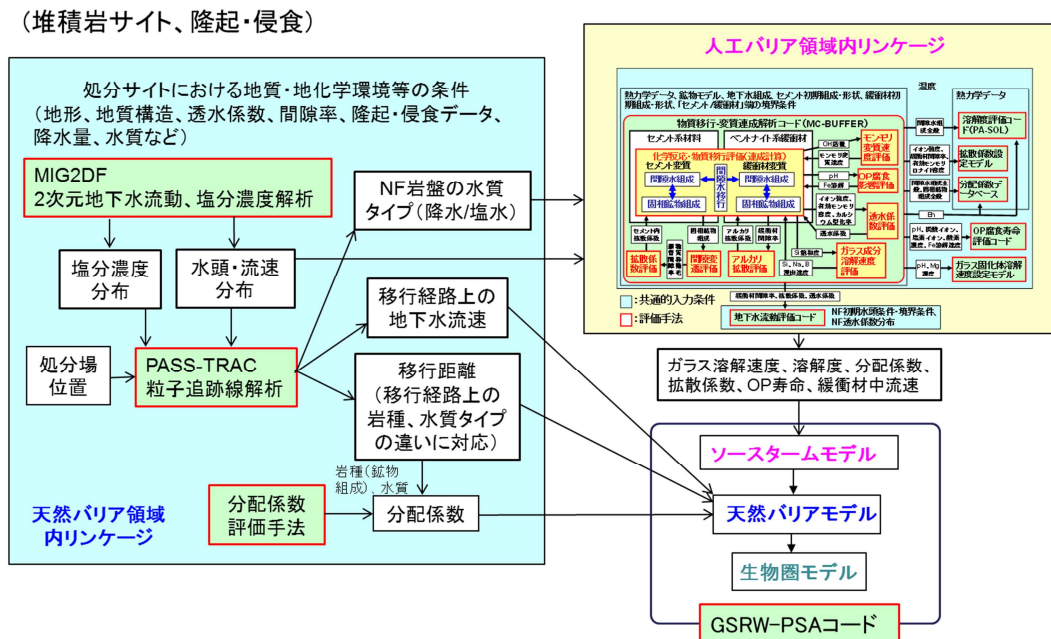


図 6.2-3 堆積岩サイトの隆起・侵食を想定した場合の核種移行に繋がる評価体系

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

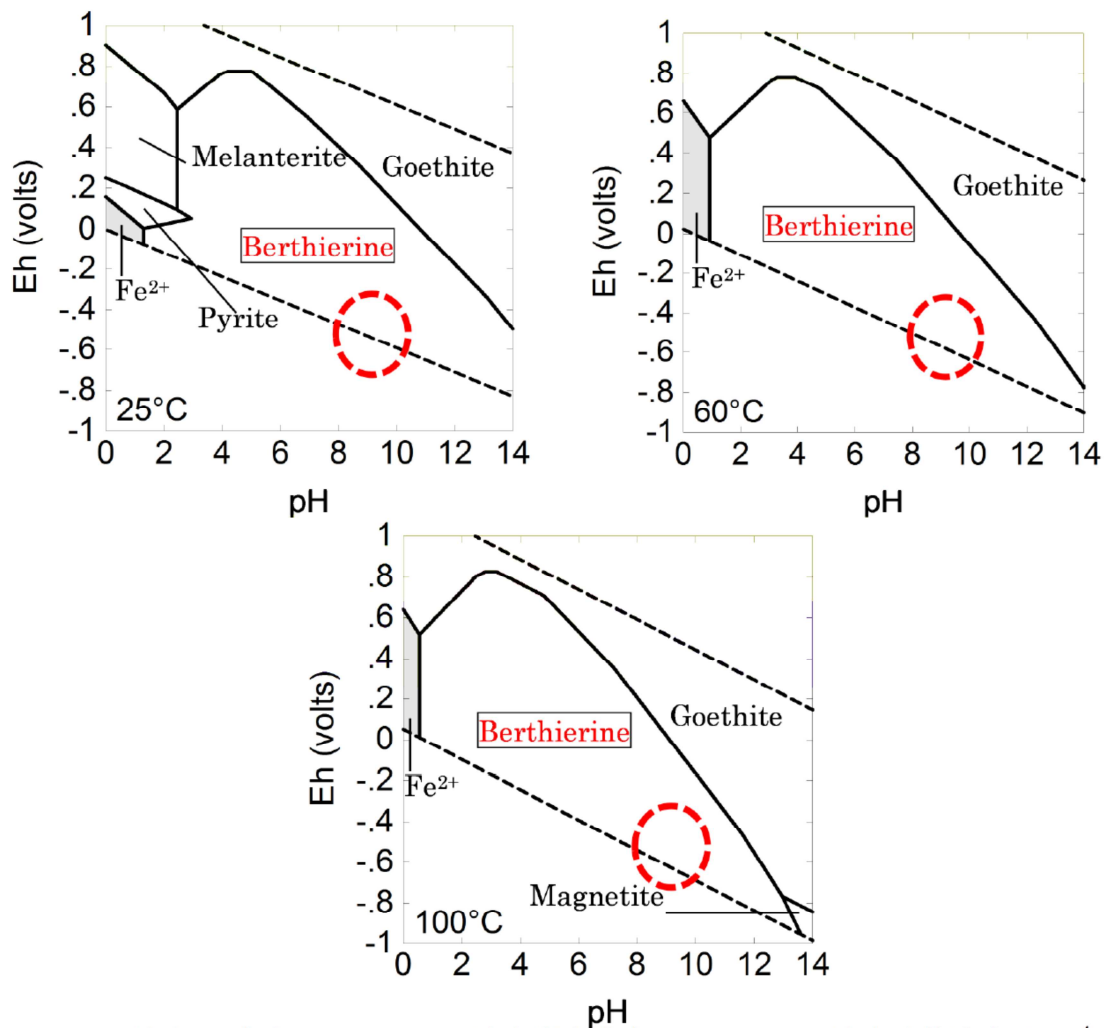
移行データベースの整備の一環で進めている核種の分配係数評価手法により、移行経路上の分配係数を設定する。一方、ニアフィールド岩盤における水質の解析結果は、前述した一連の人工バリアにおけるリンケージ解析の入力となり、ガラス溶解速度や緩衝材中の分配係数、拡散係数などの核種移行パラメータを算出する。以上のパラメータ条件を基に、GSRW-PSA により人工バリア内から天然バリア、生物圏に至るまでの核種移行の解析を可能とした。

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変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・空間的変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。

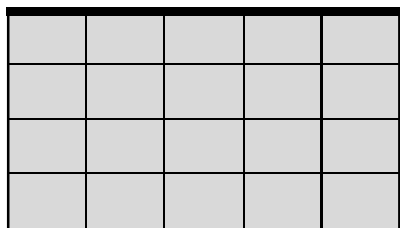
2) プログラムフローの修正

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。

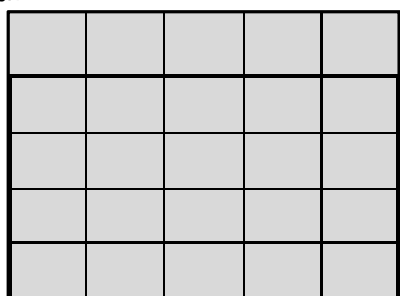
・要素が追加される場合の境界条件変更元の計算モデル



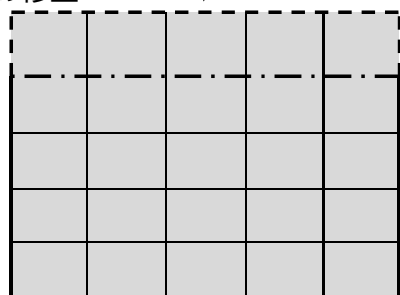
 : 要素

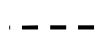
 : 境界条件 (太線)

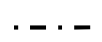
要素を追加



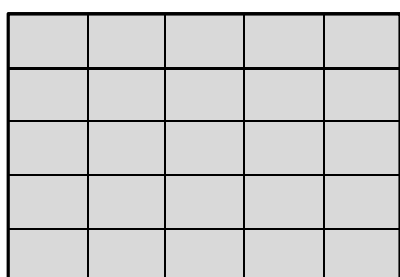
境界条件の修正



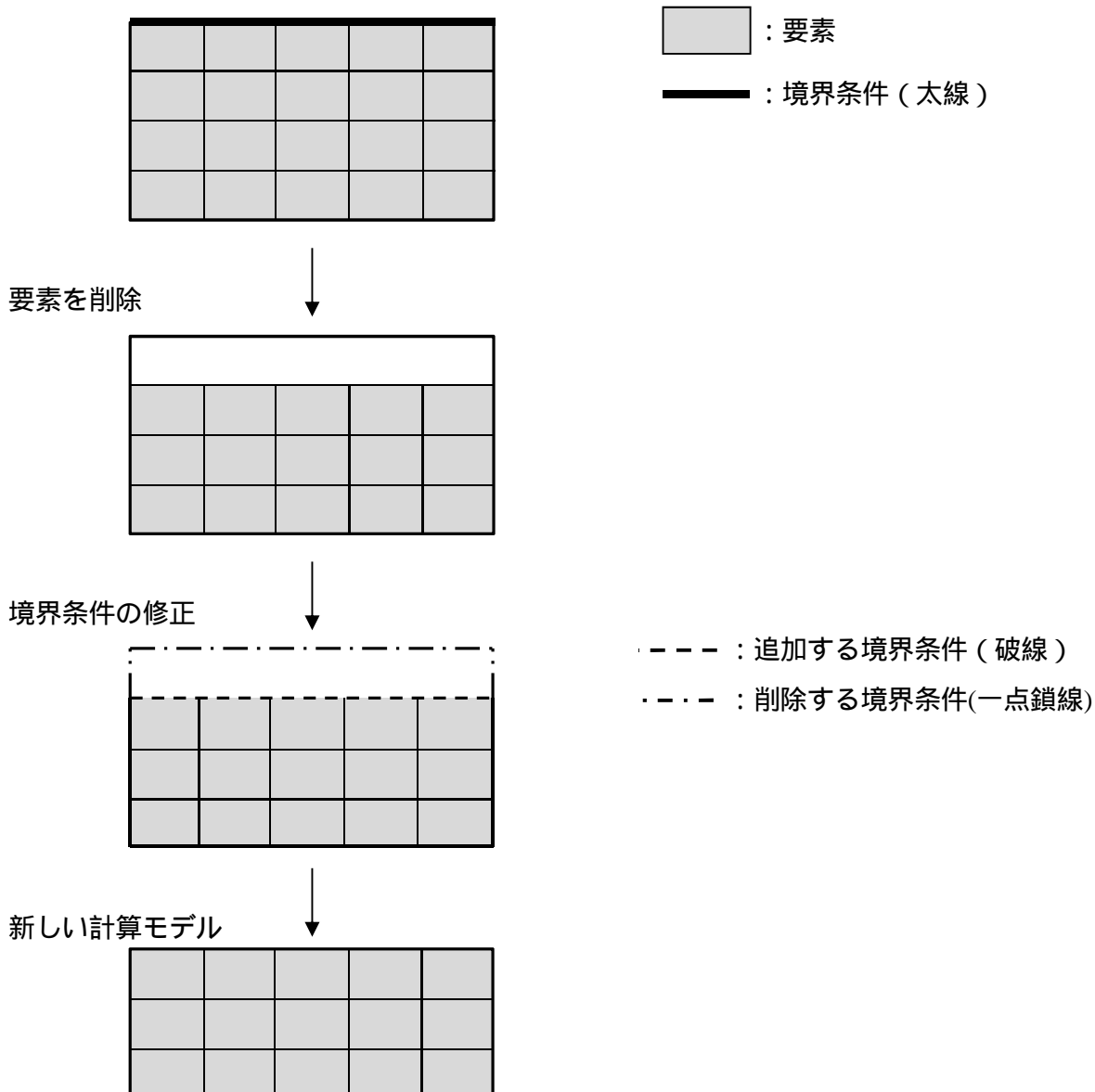
 : 追加する境界条件 (破線)

 : 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。

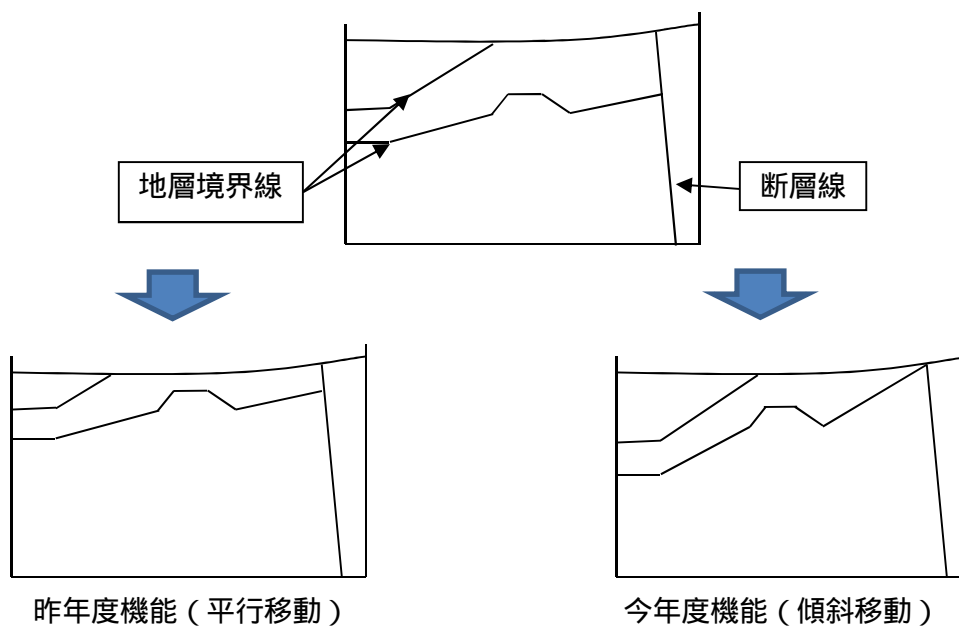


図 6.2-5 地質境界面情報からの物性値の割り当て概念

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。

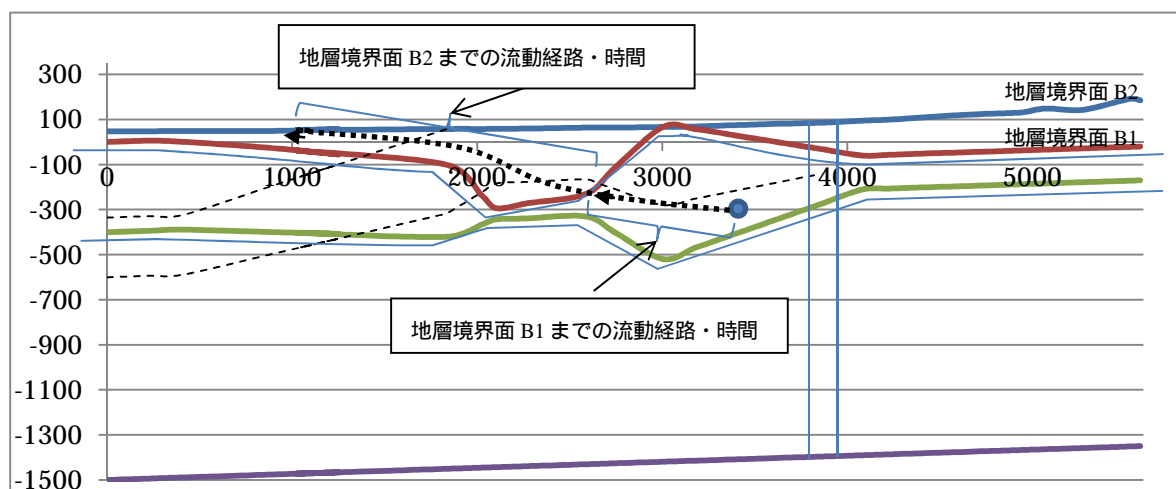


図 6.2-6 解析モデルの例（実線：水理境界面、破線：地質境界面）

(b) テスト計算
要素のバースアンドデス機能

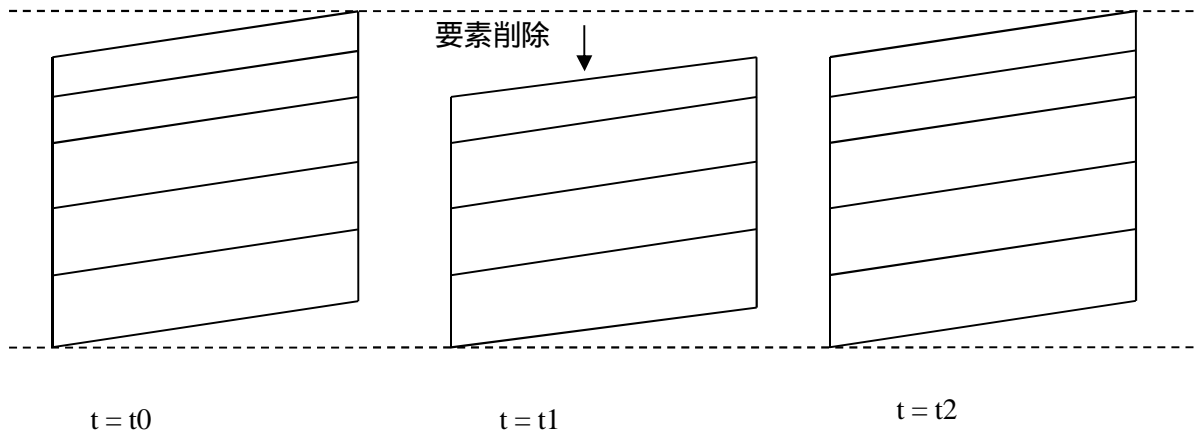
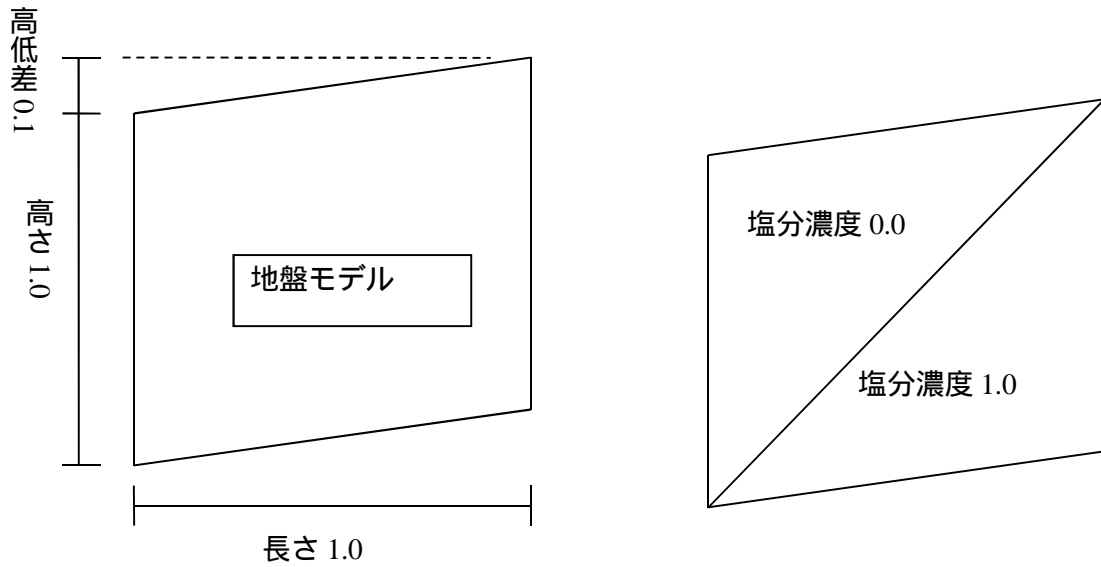


図 6.2-7 バースアンドデス機能テスト計算モデル

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。

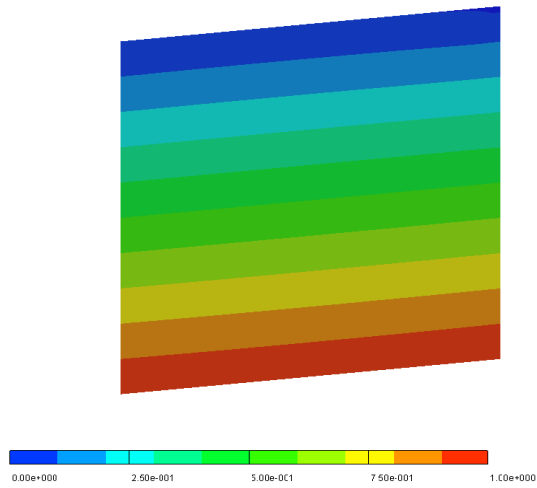


図 6.2-8 時刻 0 の圧力水頭分布

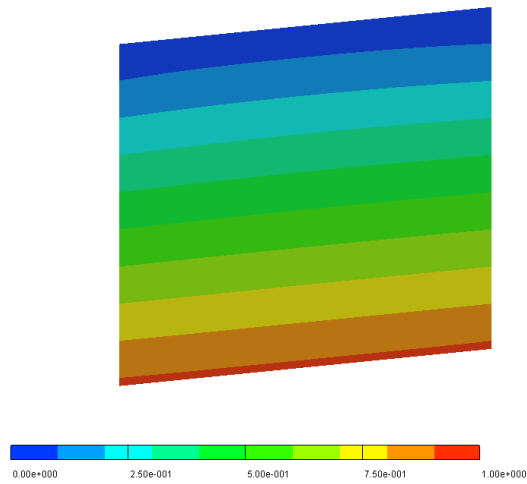


図 6.2-9 時刻 t_1 の圧力水頭分布

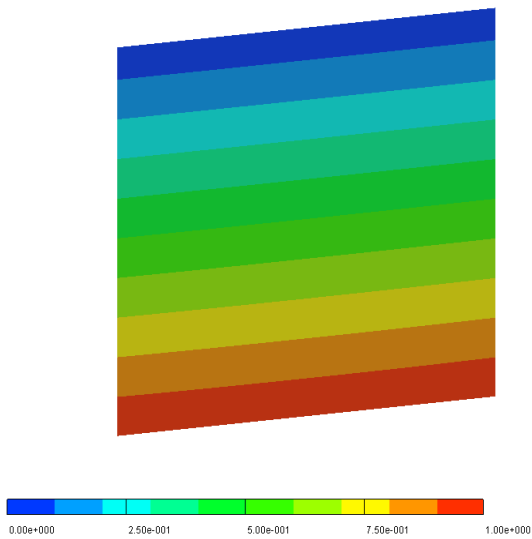


図 6.2-10 時刻 t_2 の圧力水頭分布

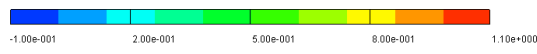
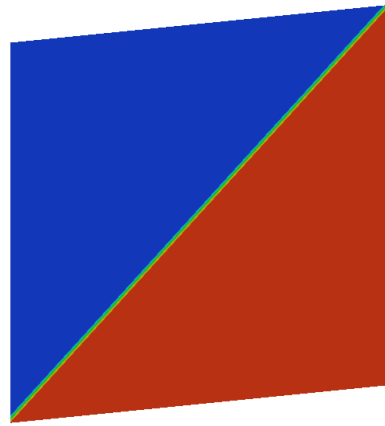


図 6.2-11 時刻 0 の塩分濃度分布

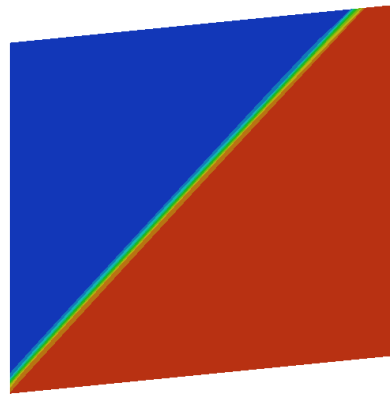


図 6.2-12 時刻 t1 の塩分濃度分布

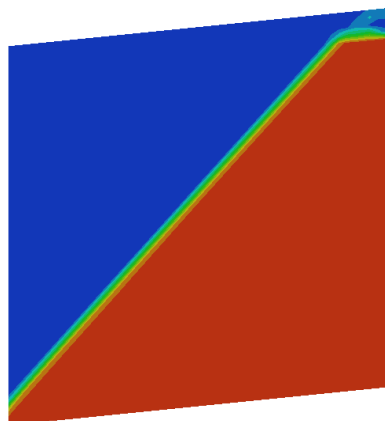
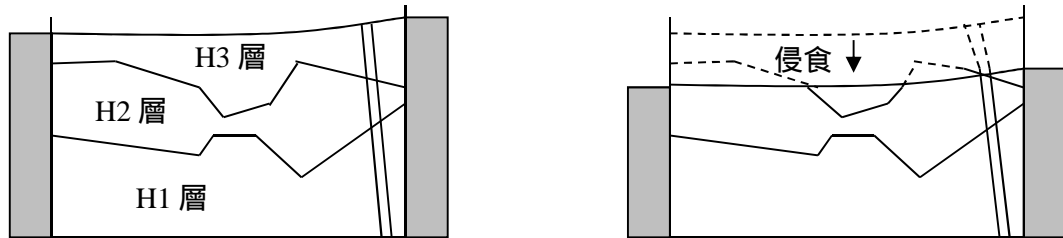


図 6.2-13 時刻 t2 の塩分濃度分布

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

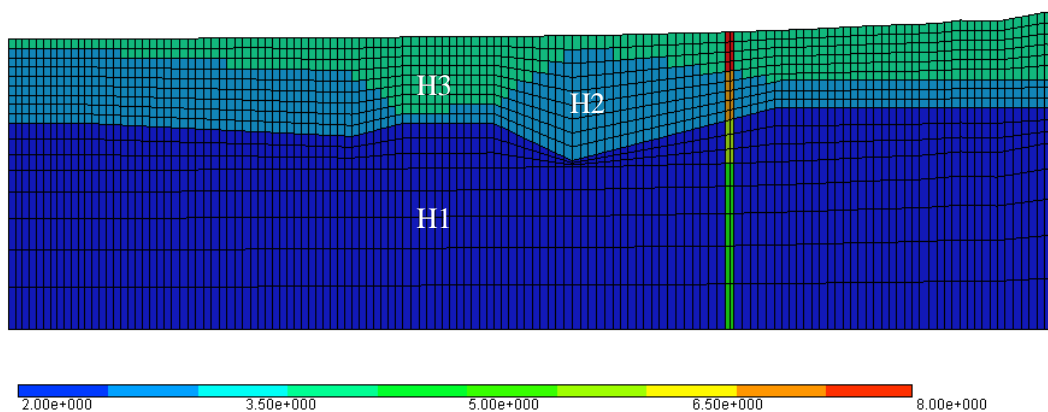


図 6.2-14 時刻 0 年の透水係数分布

H25_Horynobe2D_Case8
Function No.
Time = 1.0000e+005

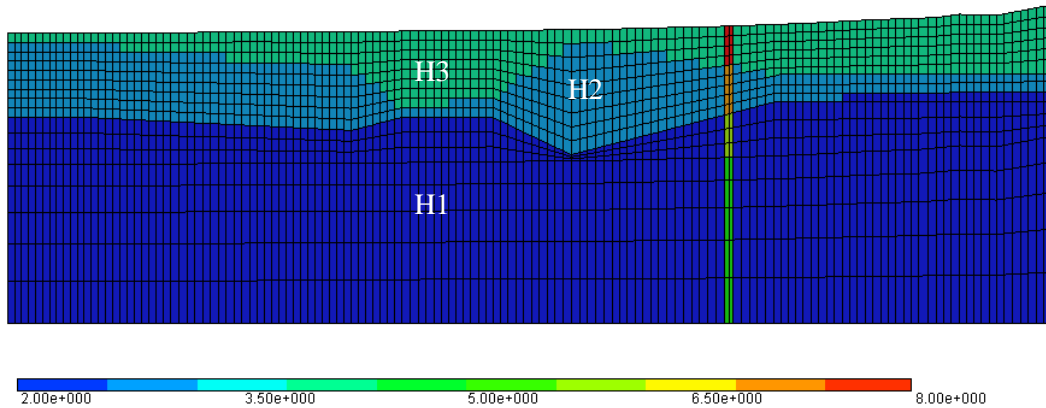


図 6.2-15 時刻 10 万年の透水係数分布

H25_Horynobe2D_Case8
Function No.
Time = 5.0000e+005

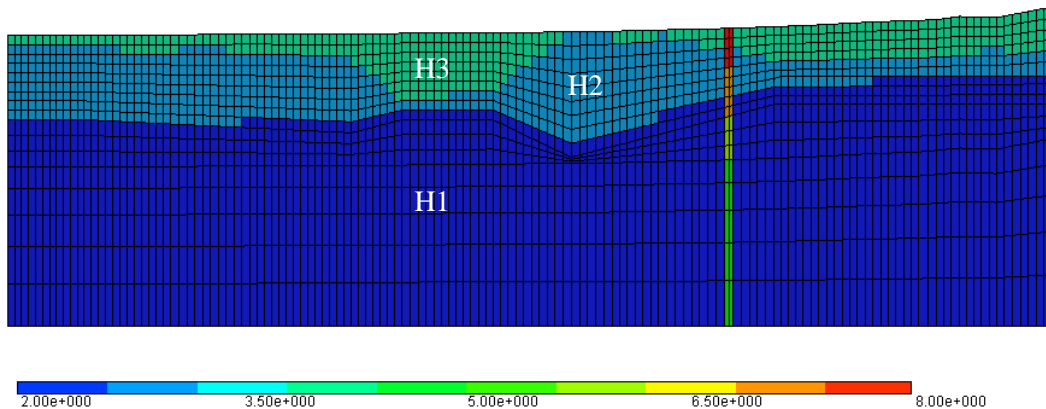


図 6.2-16 時刻 50 万年の透水係数分布

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

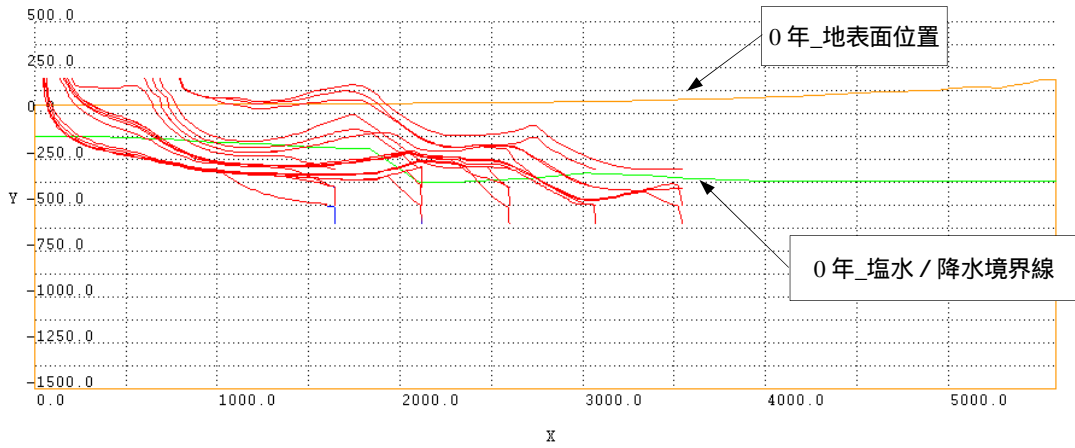


図 6.2-17 時刻 0 年の塩水 / 降水境界

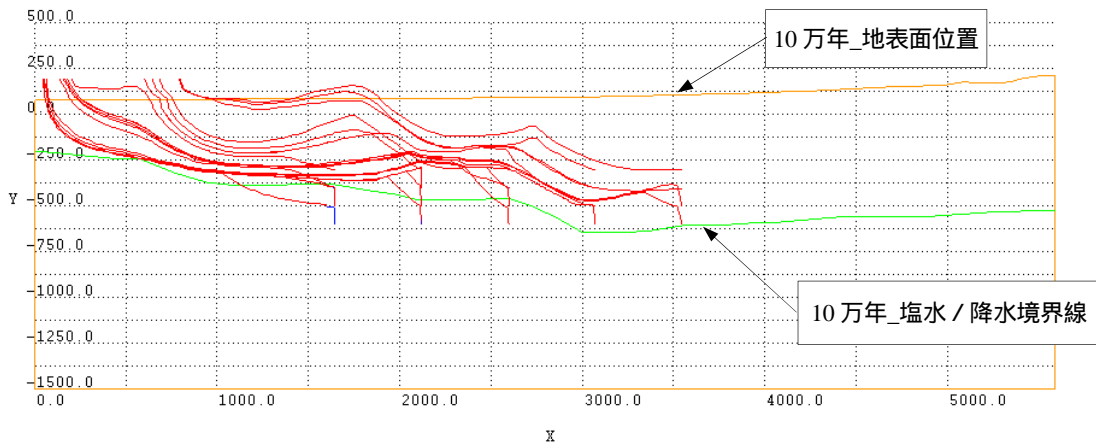


図 6.2-18 時刻 10 万年の塩水 / 降水境界

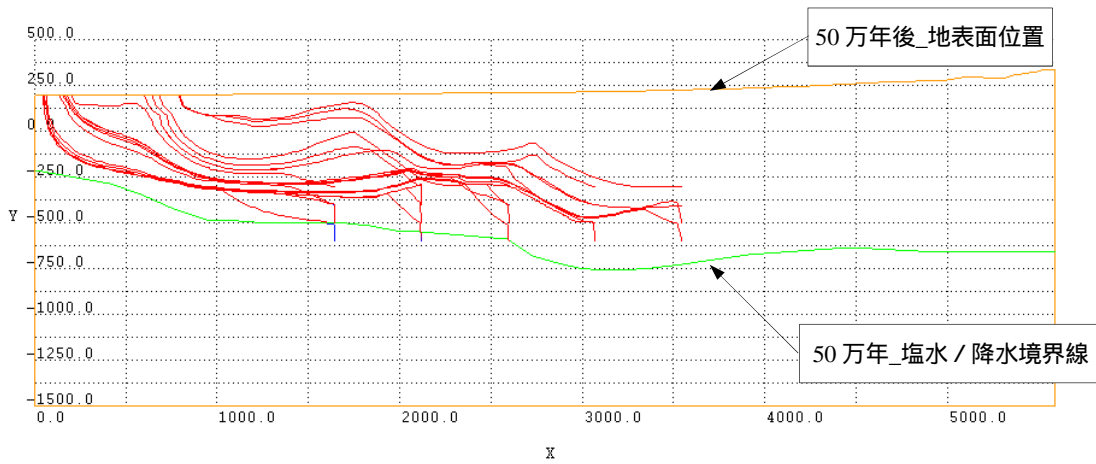


図 6.2-19 時刻 50 万年の塩水 / 降水境界

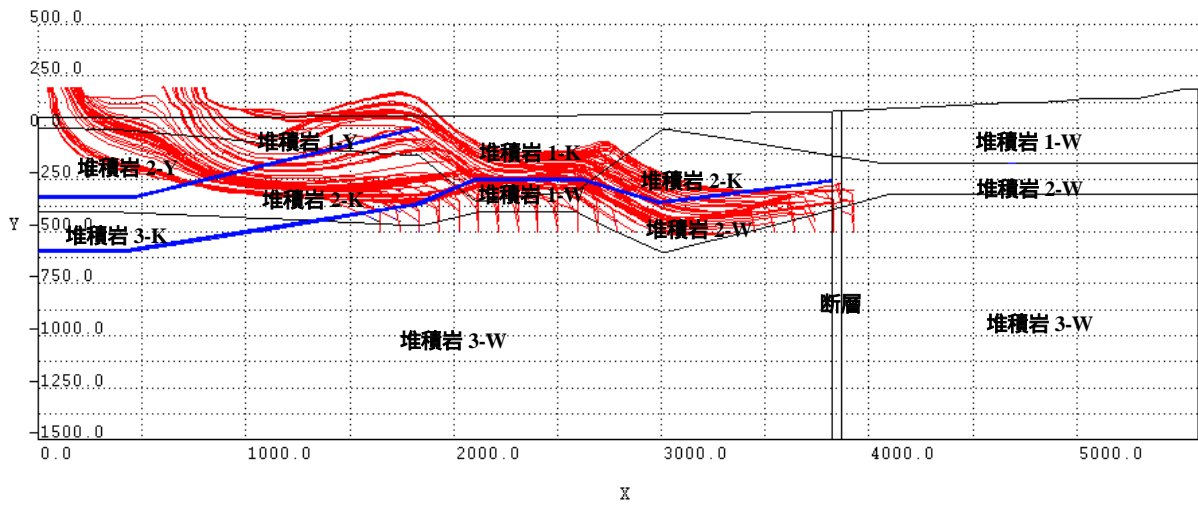


図 6.2-20 時刻 0 万年の地質境界線（青線）

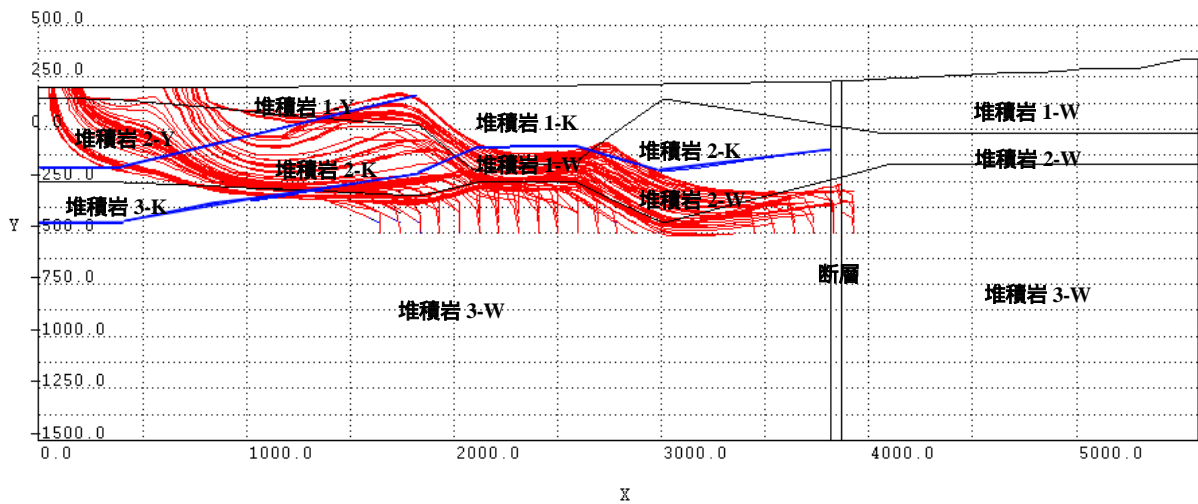


図 6.2-21 時刻 50 万年の地質境界線（青線）

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

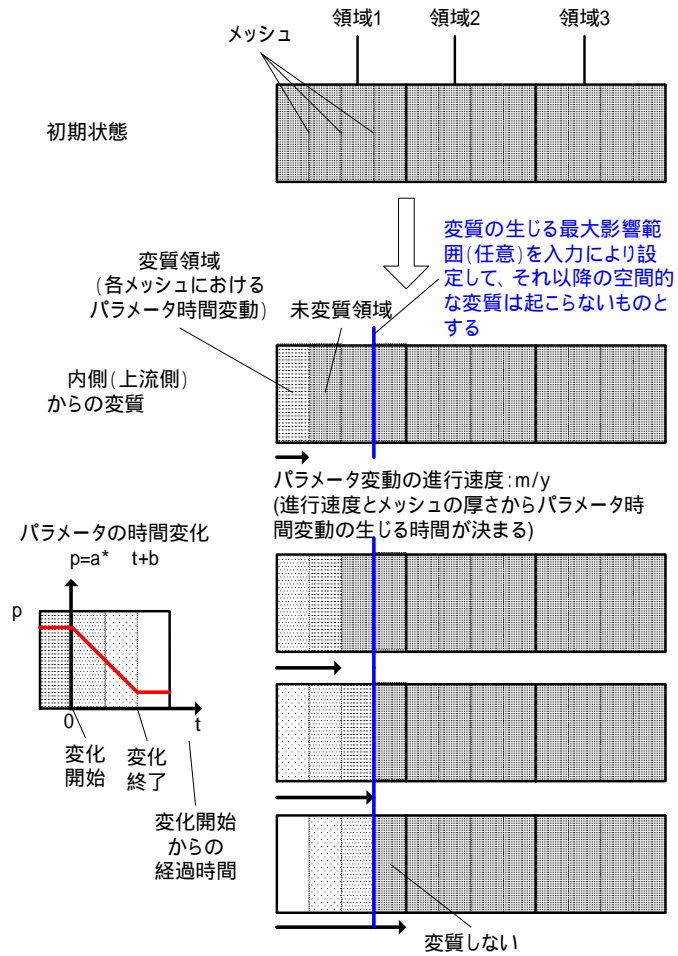


図 6.2-22 多孔質性媒体近似モデル・LTG法における空間的な変化の例：
内側（上流側）

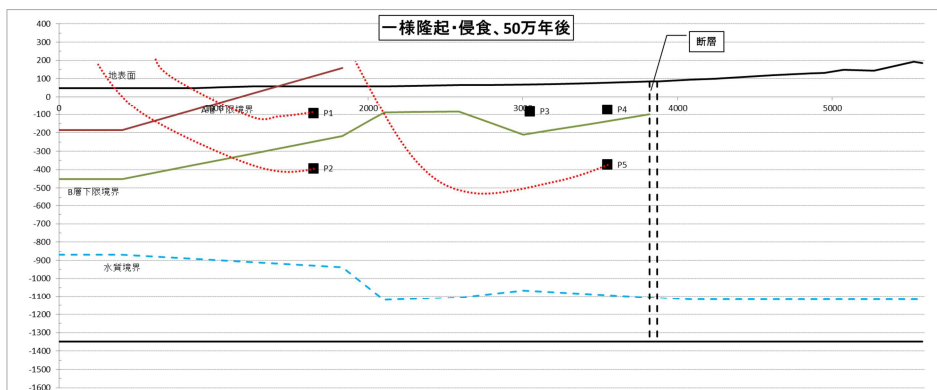
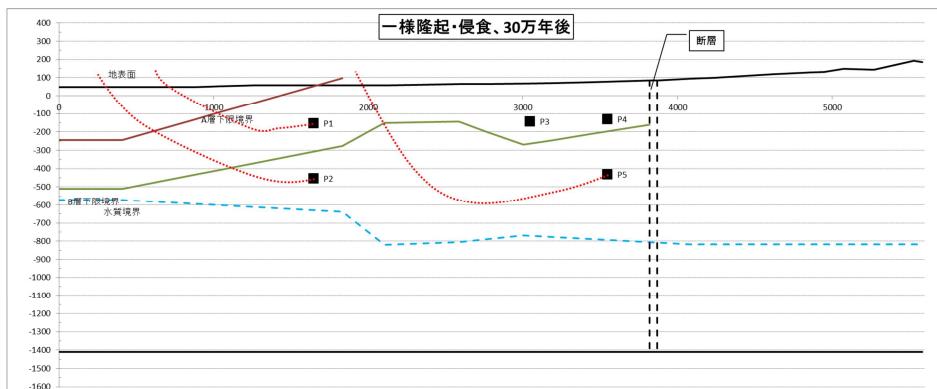
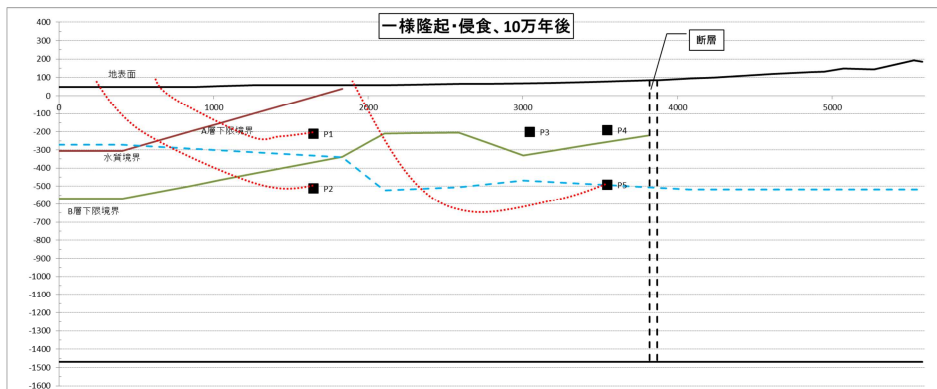
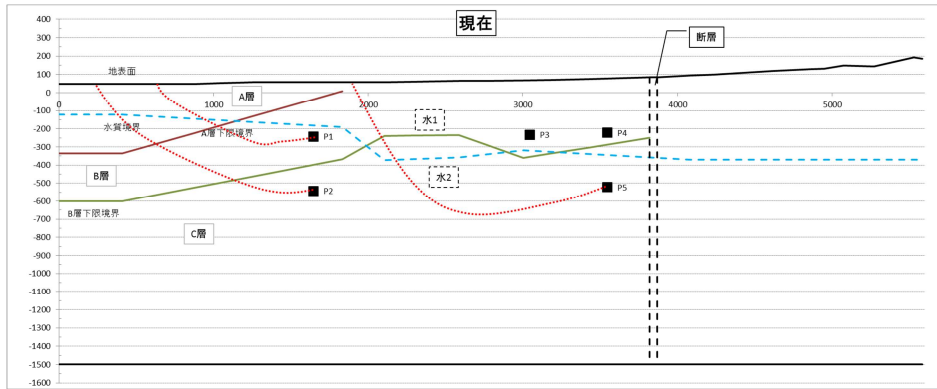


図 6.2-23 一様隆起・侵食による移行経路上の地質及び水質の変化の例

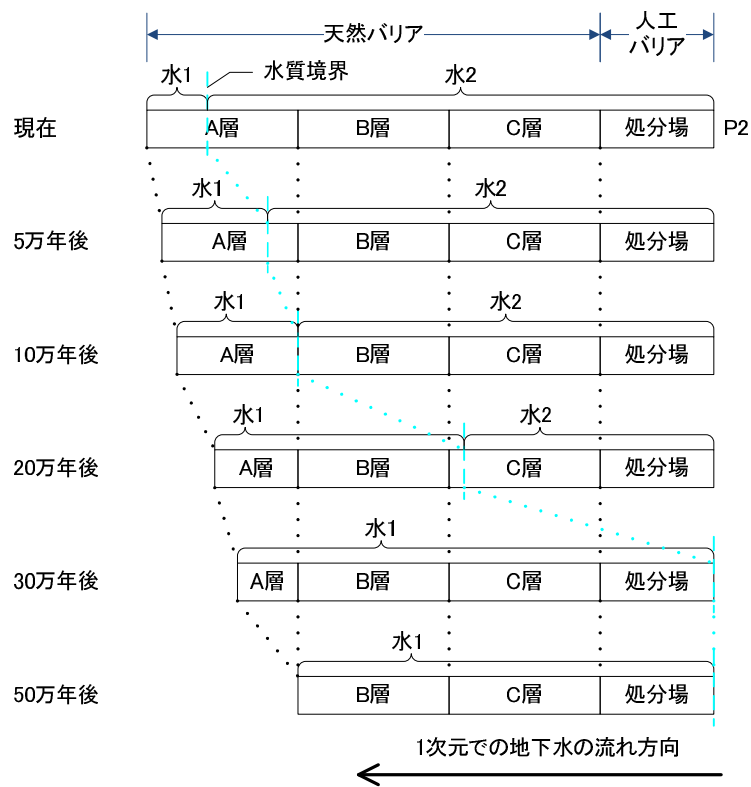


図 6.2-24 処分場位置 P2 における移行経路上の地質・水質の時間的・空間的变化

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。

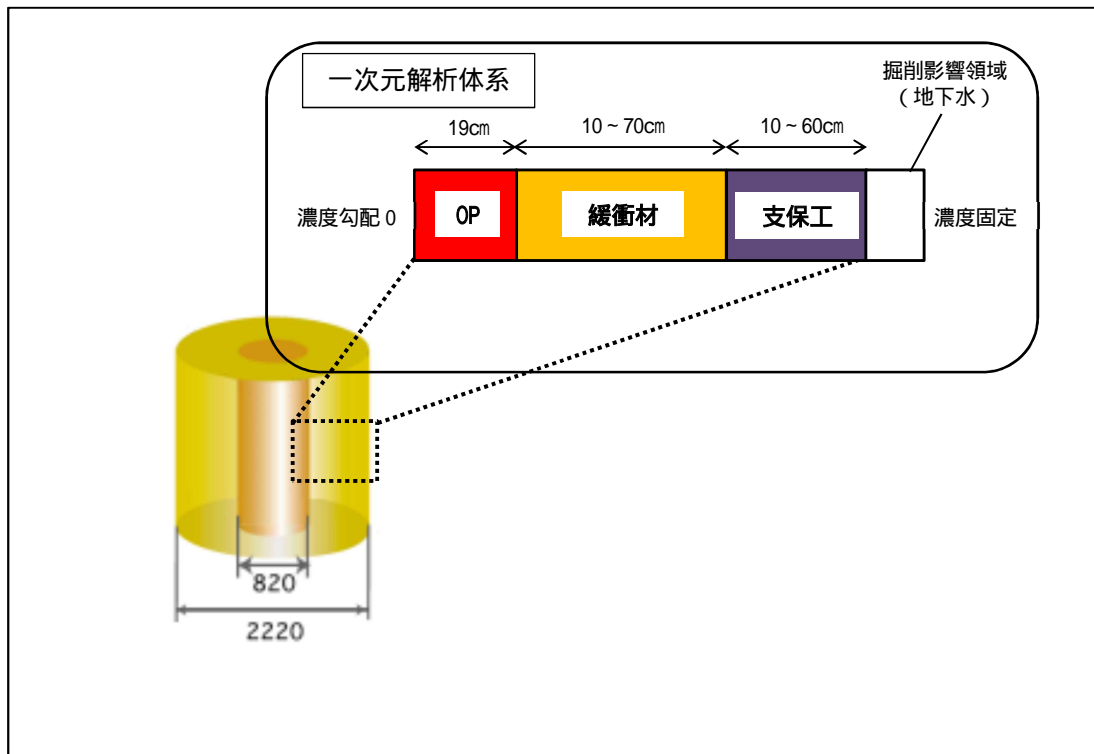


図 6.3-1 本解析体系概念図

(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。

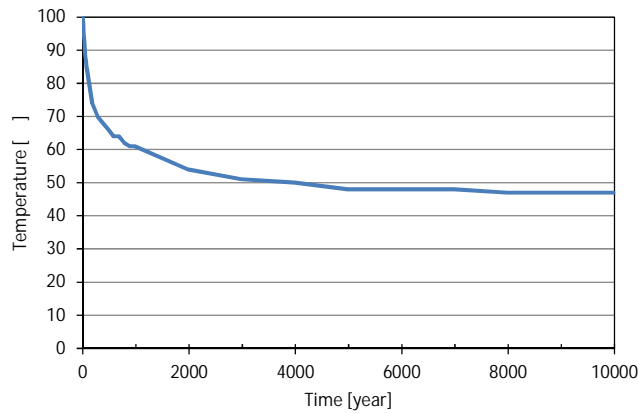


図 6.3-2 オーバーパック境界温度データ⁽³⁾

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

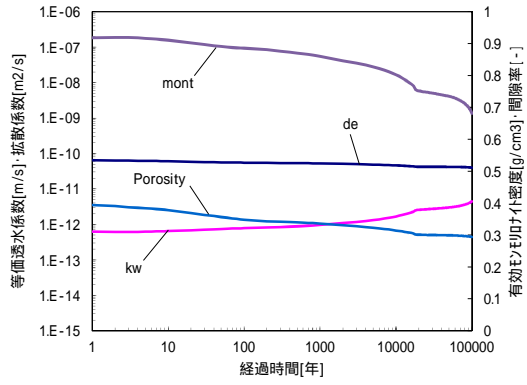
case1 の降水系地下水条件について図 6.3-3～図 6.3-6 に示す。case1 では経時変化より 100,000 年後においても有効モンモリロナイト密度は 0.68 g/cm^3 残存する結果となった。昨年度解析した降水系地下水の同条件における結果では 0.59 g/cm^3 残存する結果となっているが、支保工境界付近の緩衝材領域における間隙低下が今年度は解析上の間隙閉塞（間隙率 = 0.005）まで一時的に低下しており、さらに EDZ 境界においても間隙閉塞が見られることから、本解析のモンモリロナイトがより残存する結果になったと考えられる。透水係数は 100,000 年後において、 $4.0 \times 10^{-12} \text{ m/s}$ 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。

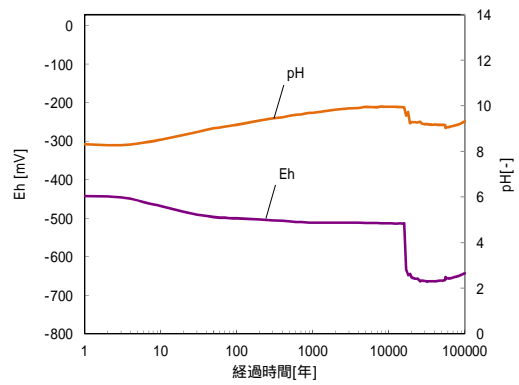
case2 の海水系地下水条件について図 6.3-7～図 6.3-10 に示す。ケース 2 では経時変化より 79,000 年後にモンモリロナイトが消滅する結果となった。透水係数はモンモリロナイトが消失していることから、同時期に $2.0 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ の上限まで上昇する結果となった。この上限値は、平成 24 年度に設定したモンモリロナイト透水係数評価式における適用条件によるものである。しかし、上述のケース 1 でみられた透水係数の低下は当ケースではみられなかった。OP 付近

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。

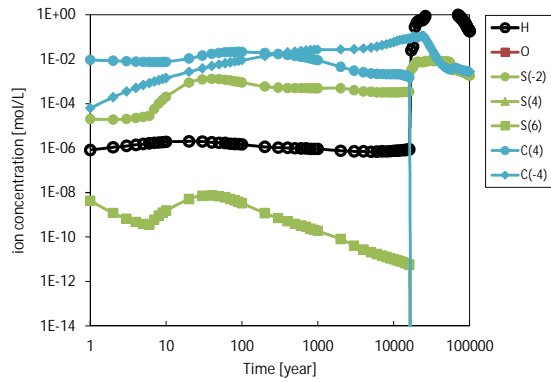
基本ケースにおける case1 および case2 を検討した結果、case2 の海水系地下水では 100,000 年以内にモンモリロナイトが消失する結果となっており、緩衝材の安全機能が著しく低下している可能性を示唆した。また、これら基本ケースは人工バリア変遷シナリオについての安全評価へとリンケージするケースとした。



透水係数・拡散係数・有効密度・間隙率

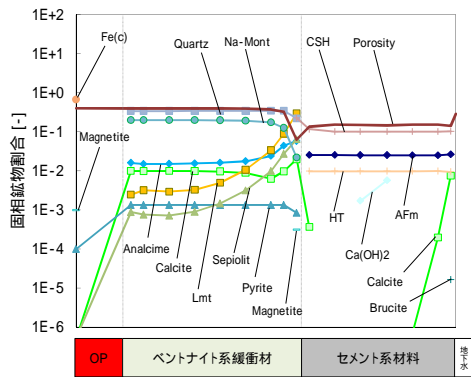


酸化還元電位

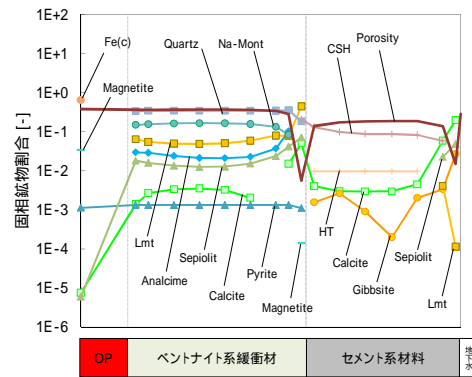


炭素種・硫黄種・溶存水素・溶存酸素濃度

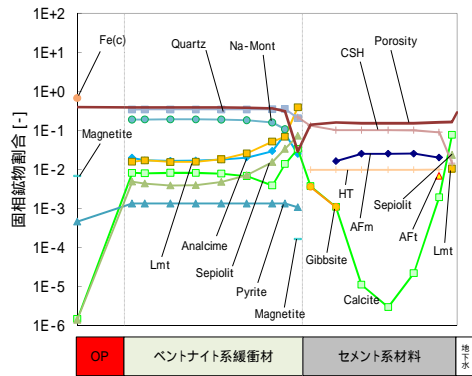
図 6.3-3 緩衝材領域における経時変化 (case1、降水系)



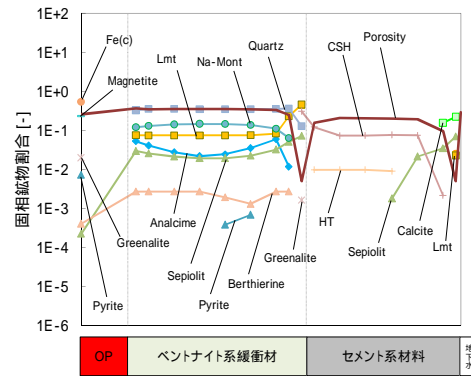
100 年後



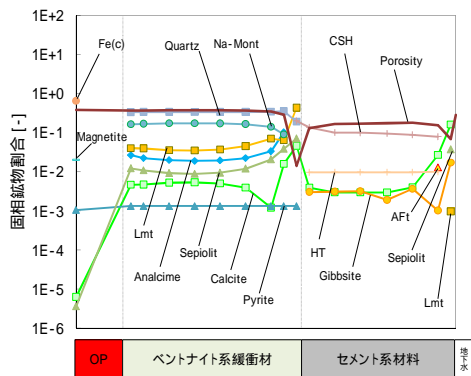
10,000 年後



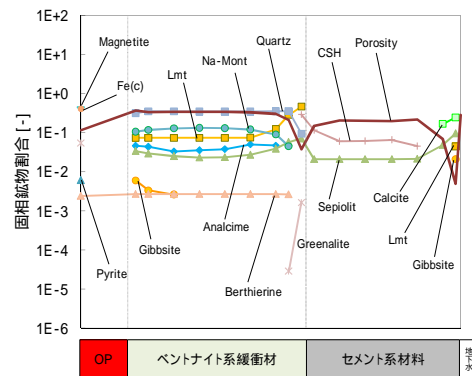
1,000 年後



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)

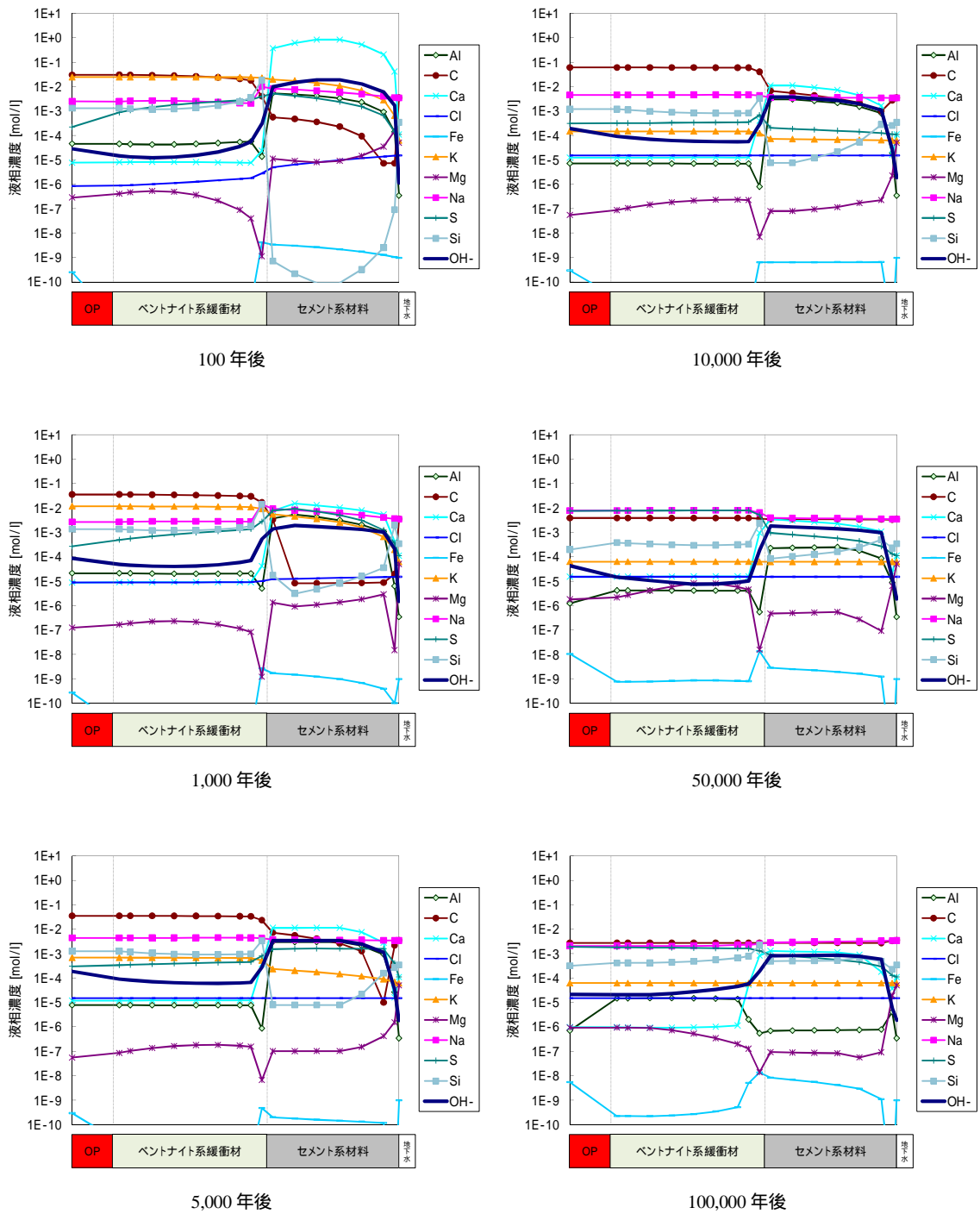
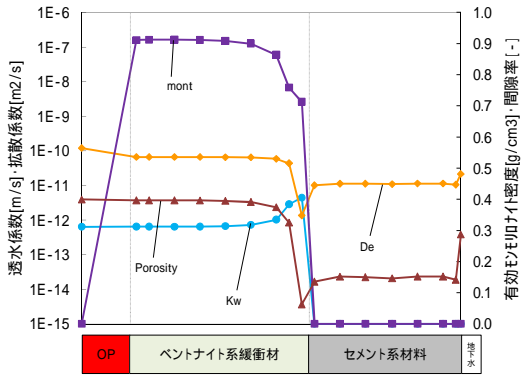
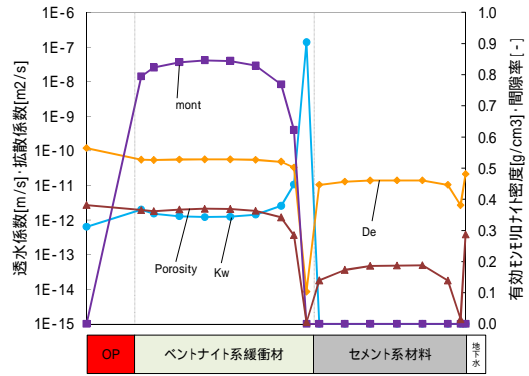


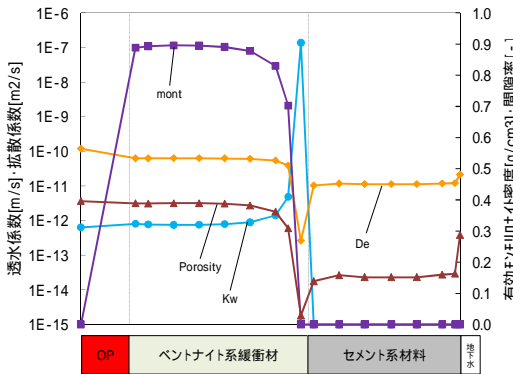
図 6.3-5 全領域における液相空間分布 (case1、降水系)



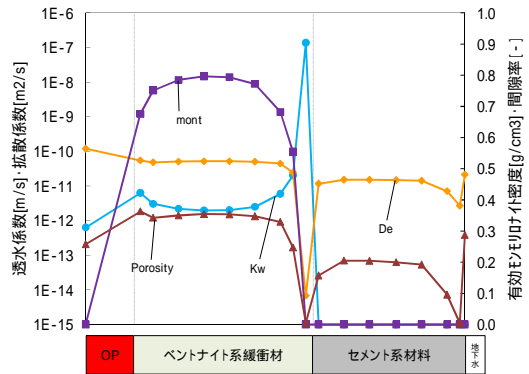
100 年後



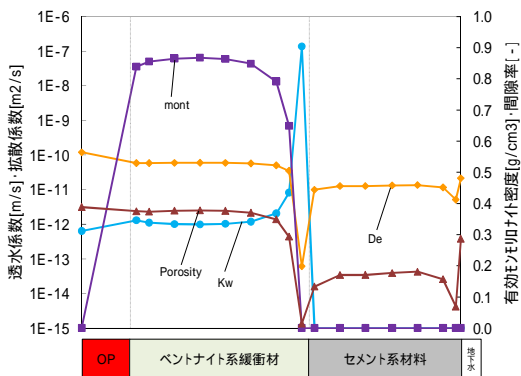
10,000 年後



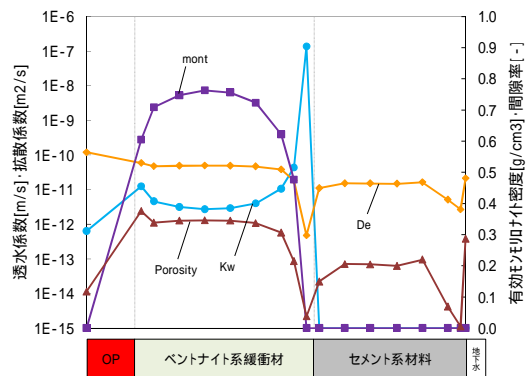
1,000 年後



50,000 年後

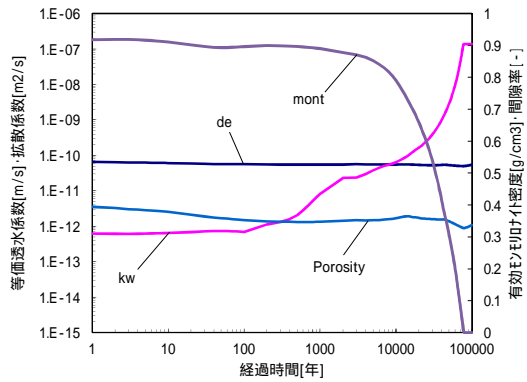


5,000 年後

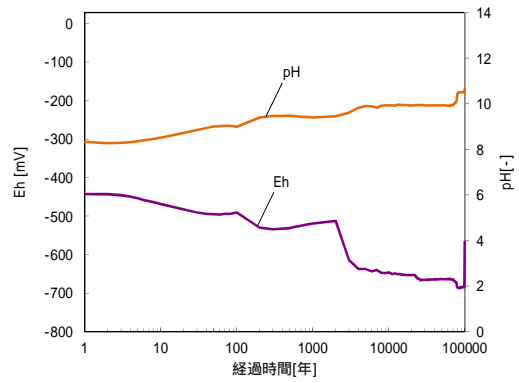


100,000 年後

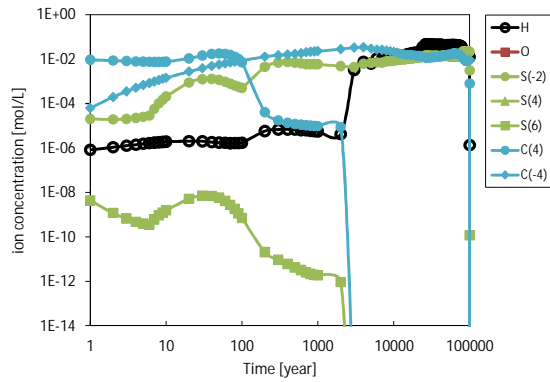
図 6.3-6 全領域における Kw・De・ μ_m ・Eps 空間分布 (case1、降水系)



透水係数・拡散係数・有効密度・間隙率

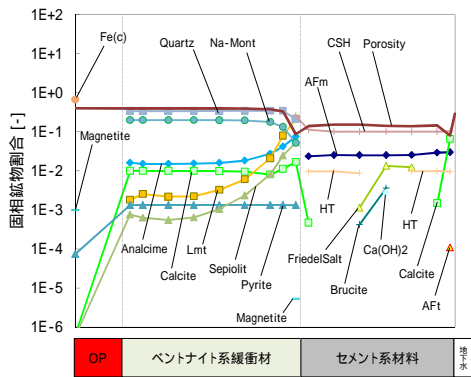


酸化還元電位

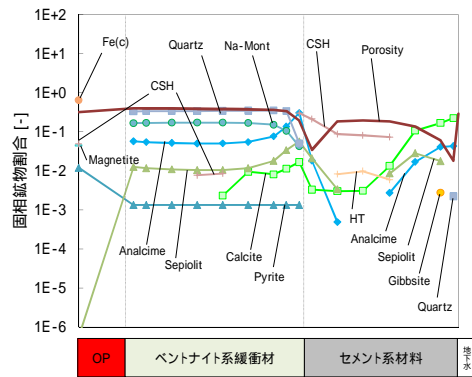


炭素種・硫黄種・溶存水素・溶存酸素濃度

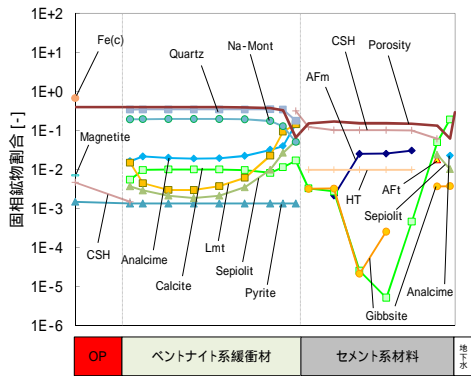
図 6.3-7 緩衝材領域における経時変化 (case2、海水系)



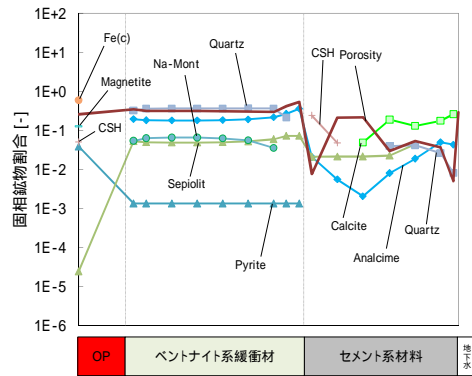
100 年後



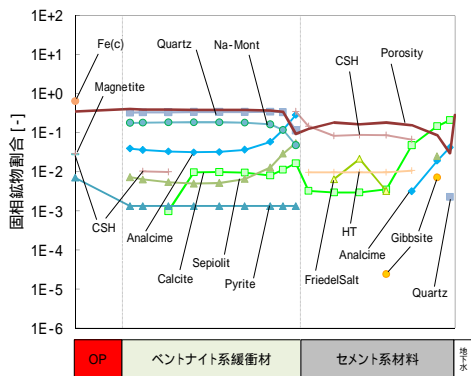
10,000 年後



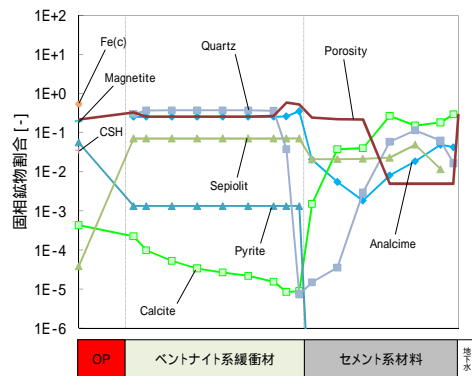
1,000 年後



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)

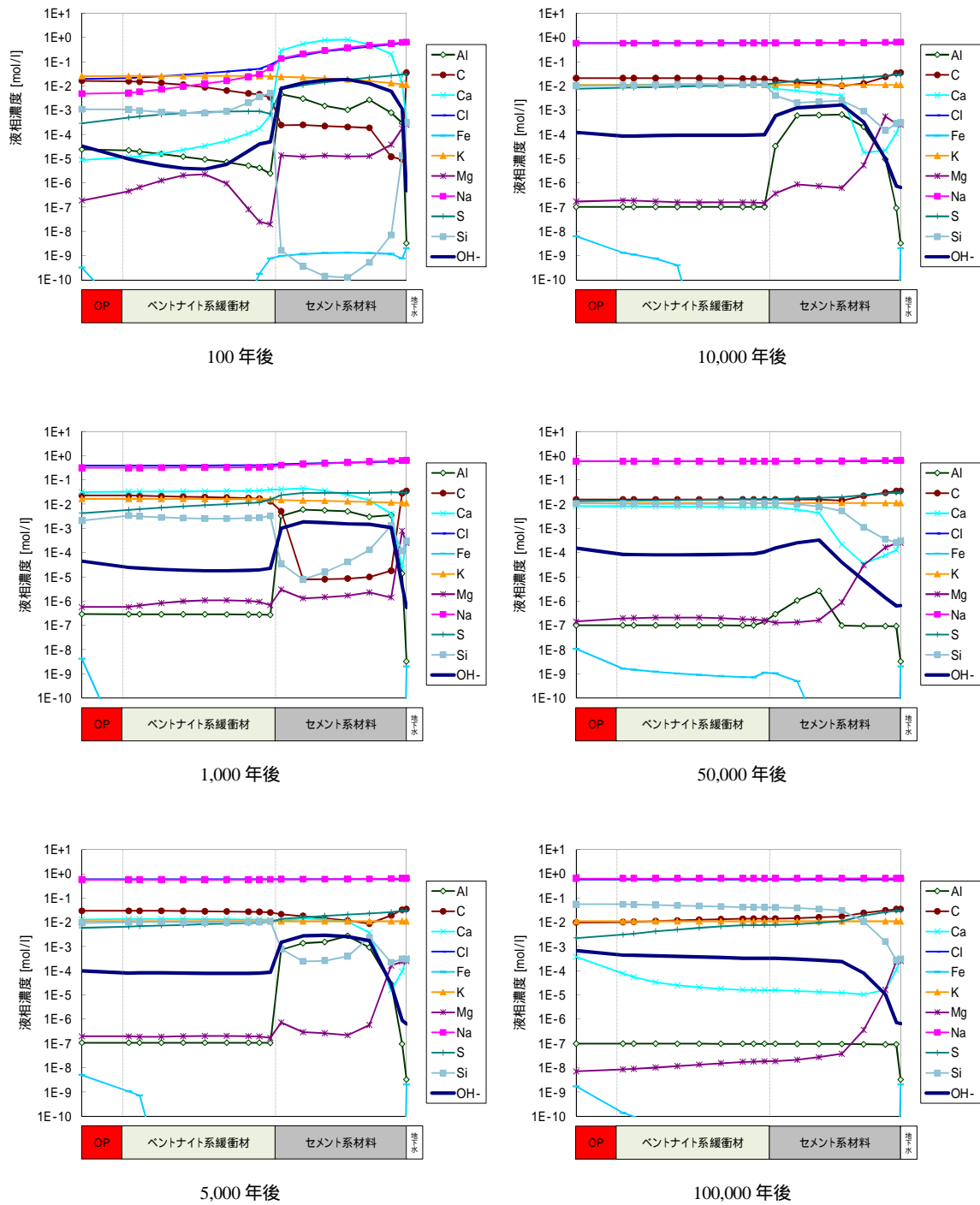
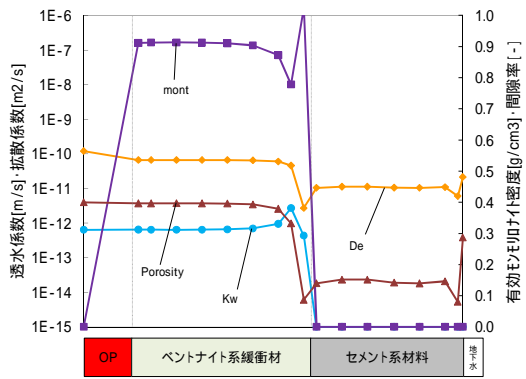
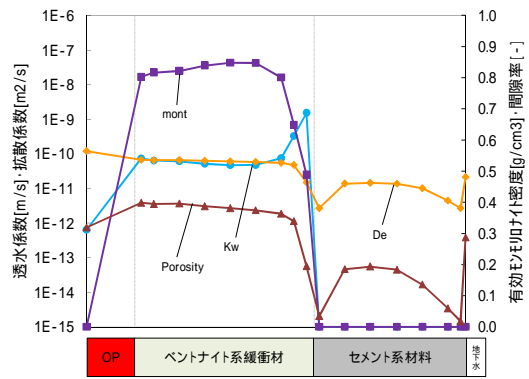


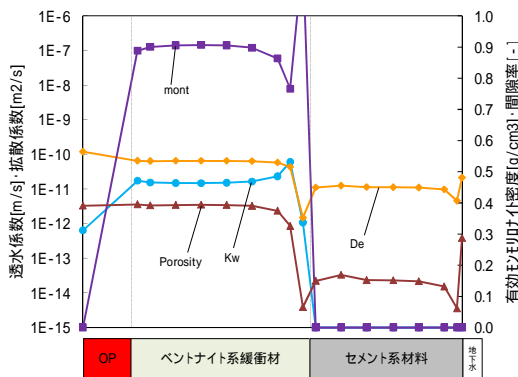
図 6.3-9 全領域における液相空間分布 (case2、海水系)



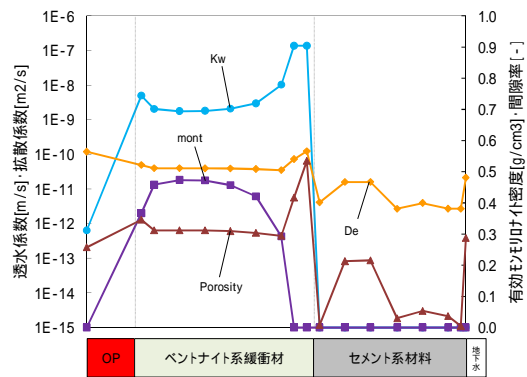
100 年後



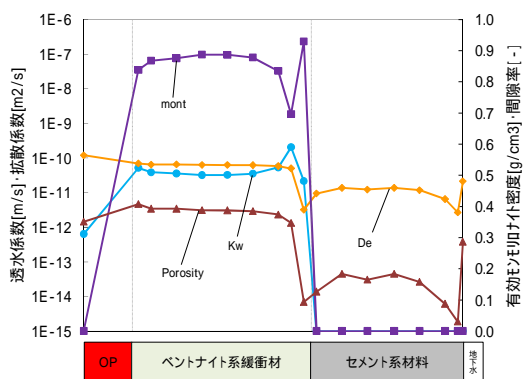
10,000 年後



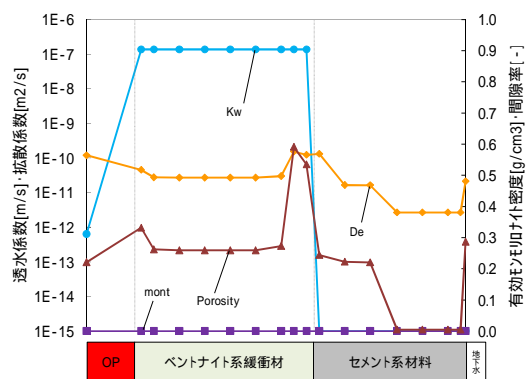
1,000 年後



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。

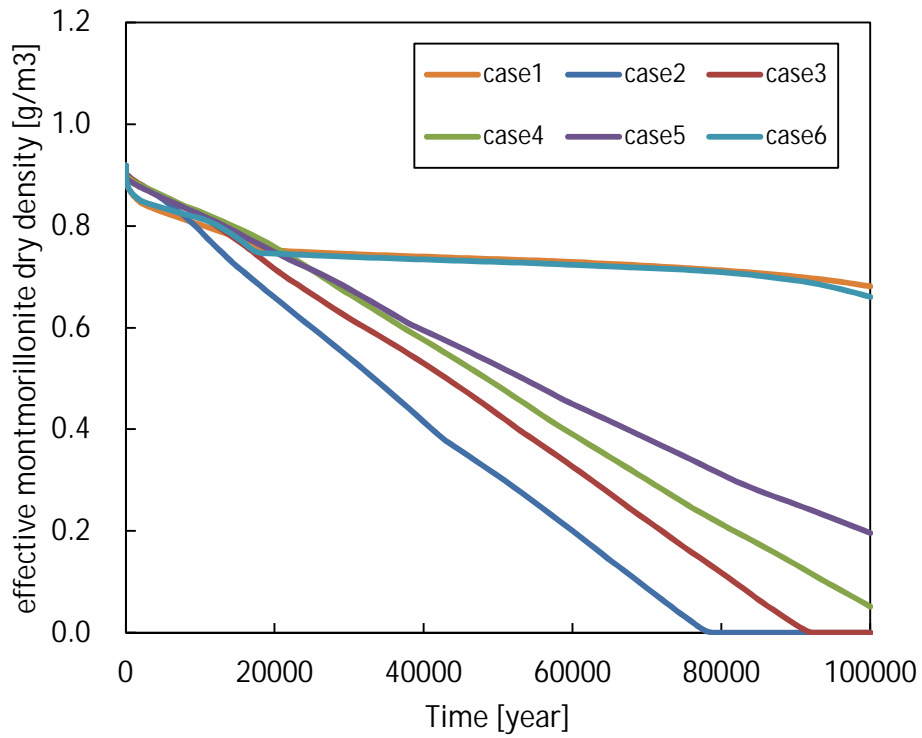


図 6.3-11 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（地下水質）

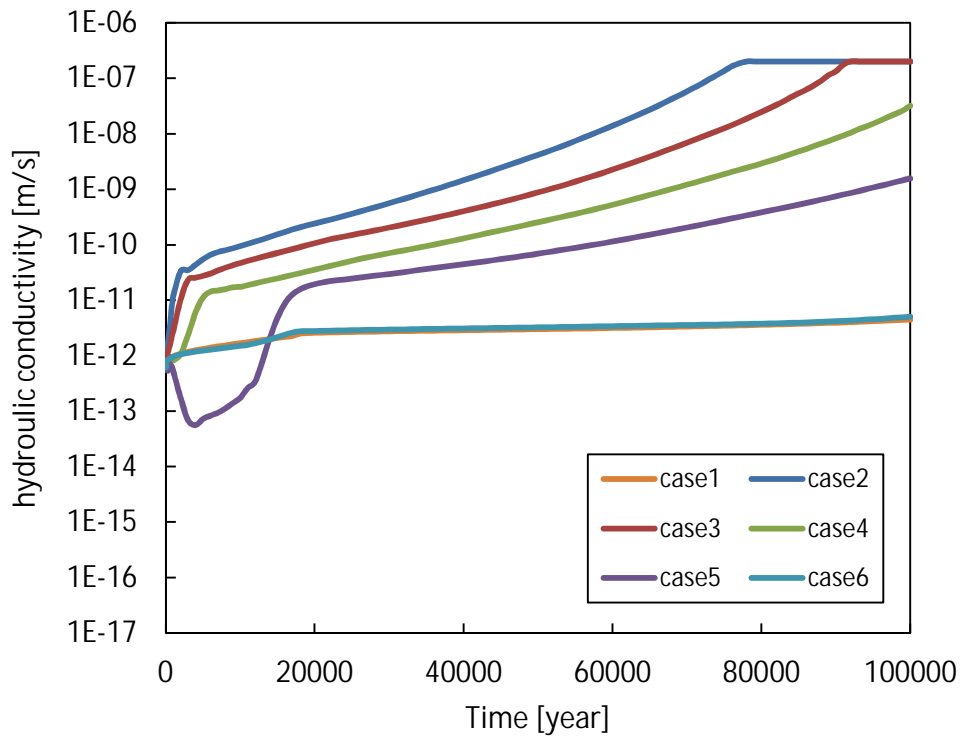


図 6.3-12 緩衝材領域の透水係数の経時変化（地下水質）

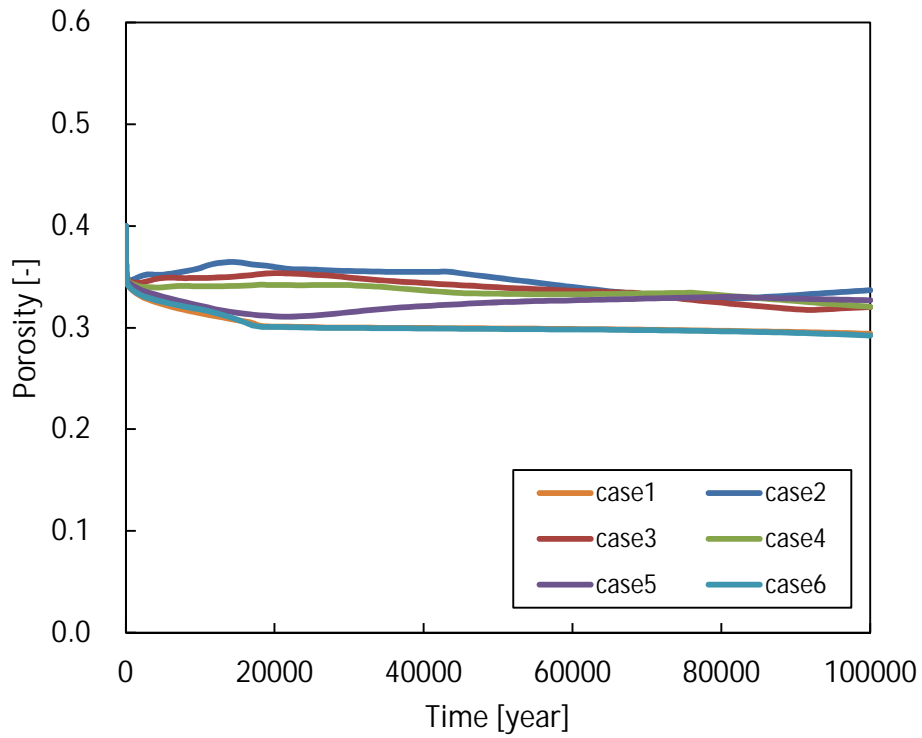


図 6.3-13 緩衝材領域の間隙率の経時変化 (地下水質)

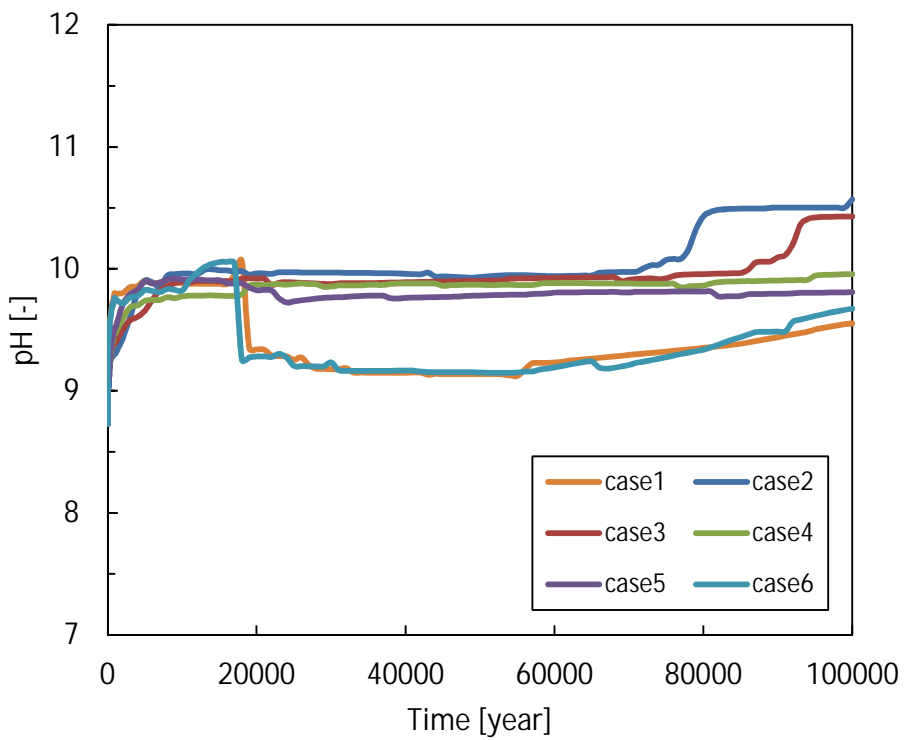


図 6.3-14 緩衝材領域の pH の経時変化 (地下水質)

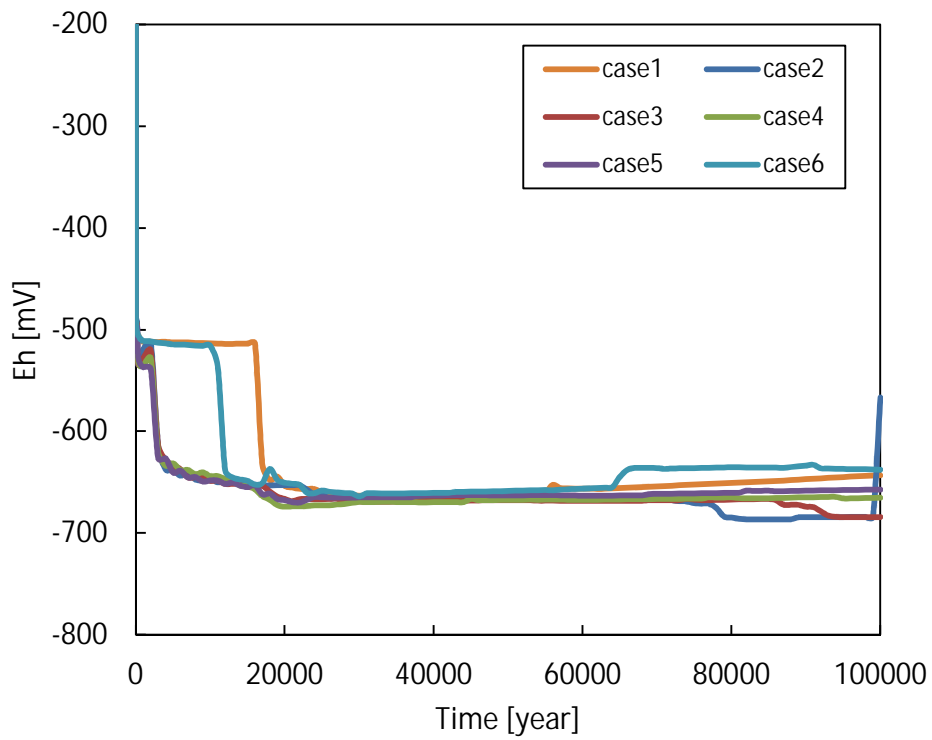


図 6.3-15 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化 (地下水質)

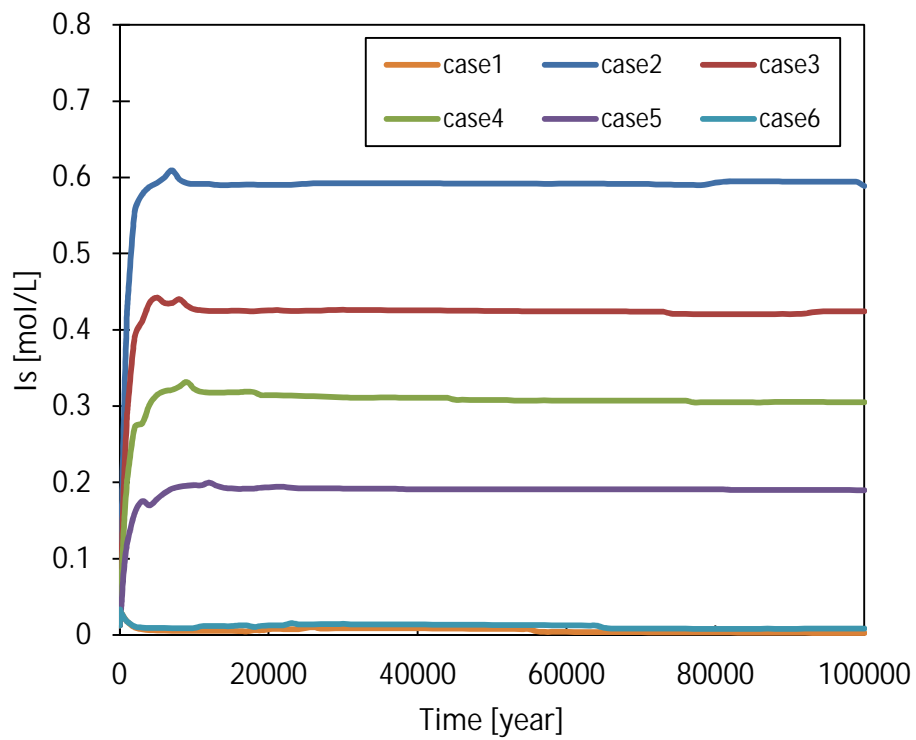


図 6.3-16 緩衝材領域のイオン強度の経時変化 (地下水質)

(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。

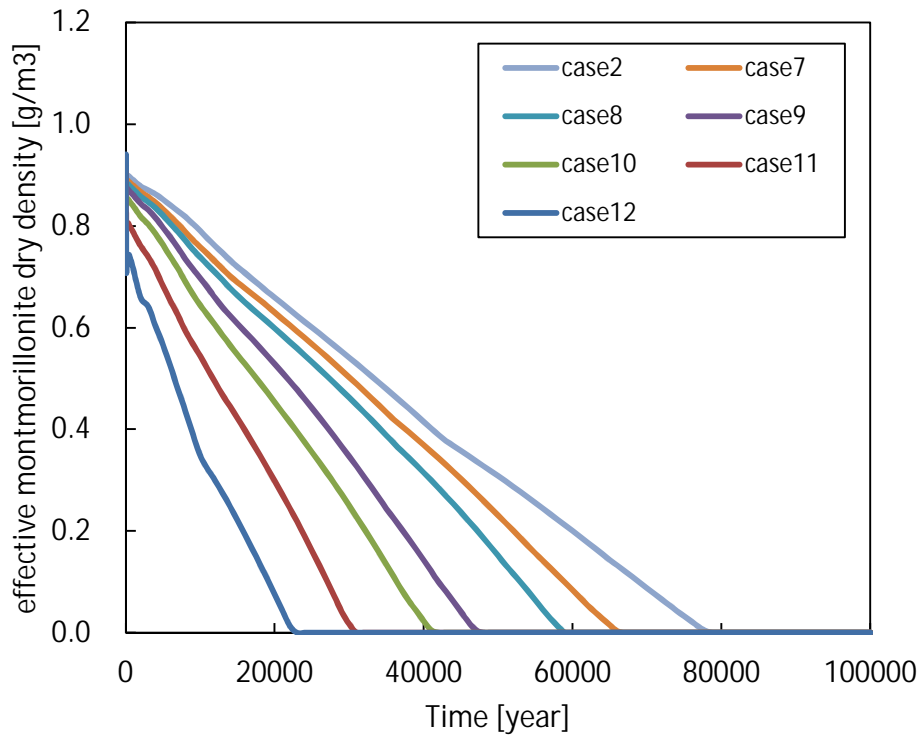


図 6.3-17 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（緩衝材初期厚さ）

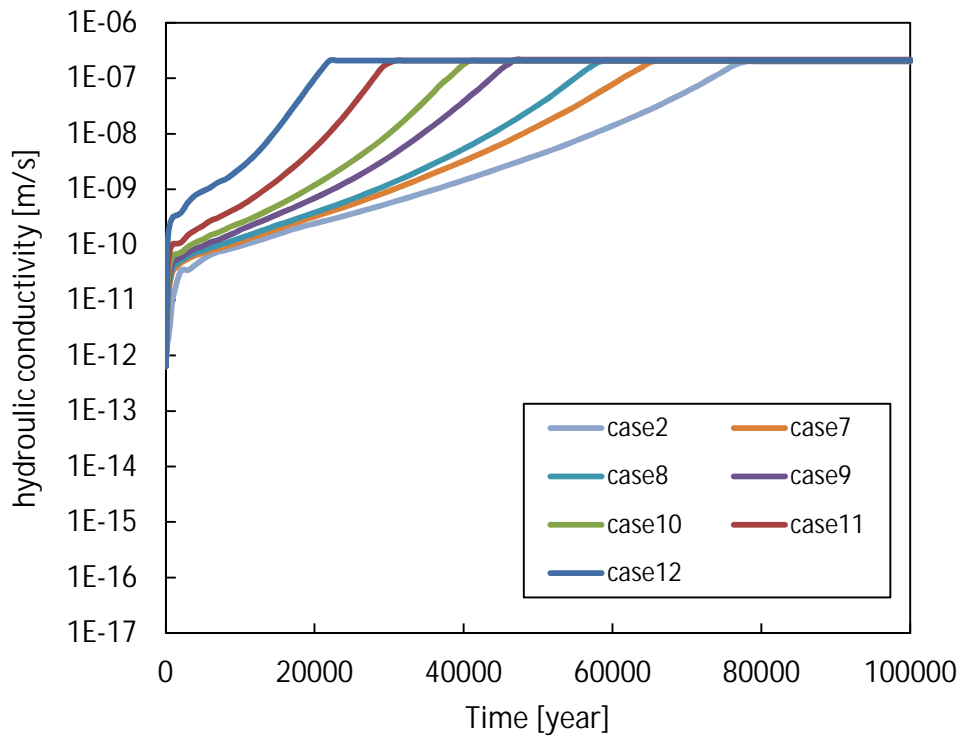


図 6.3-18 緩衝材領域の透水係数の経時変化（緩衝材初期厚さ）

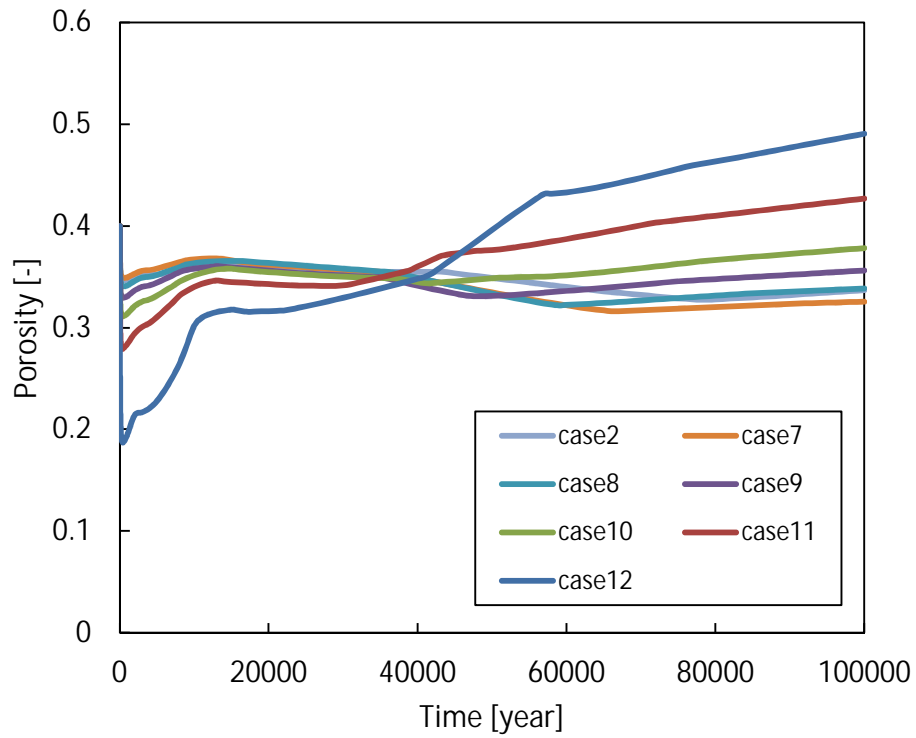


図 6.3-19 緩衝材領域の間隙率の経時変化（緩衝材初期厚さ）

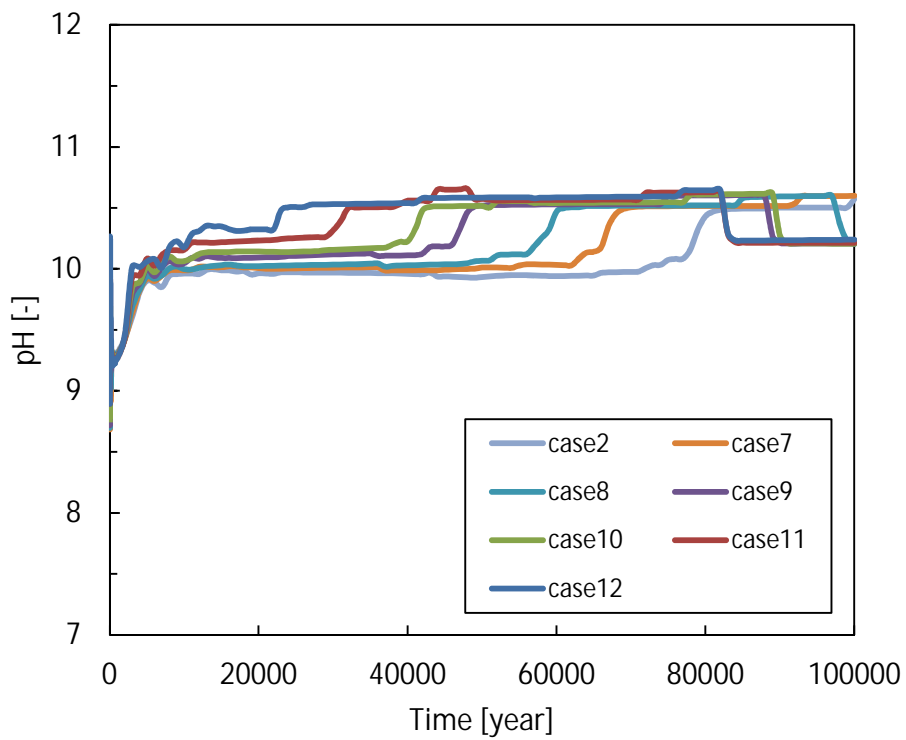


図 6.3-20 緩衝材領域の pH の経時変化（緩衝材初期厚さ）

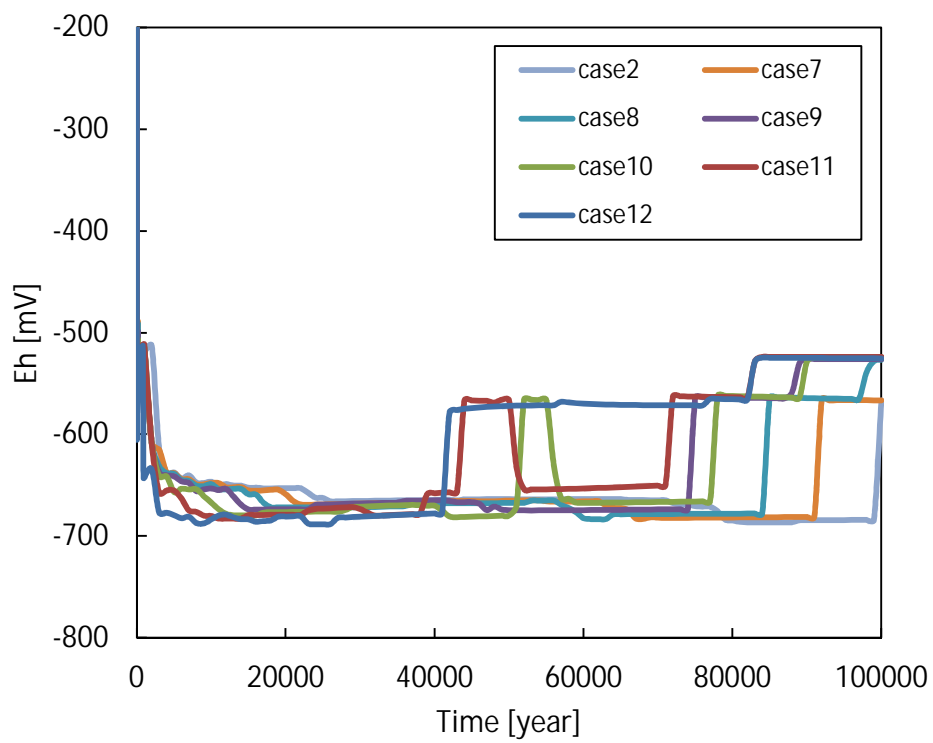


図 6.3-21 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化 (緩衝材初期厚さ)

(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。

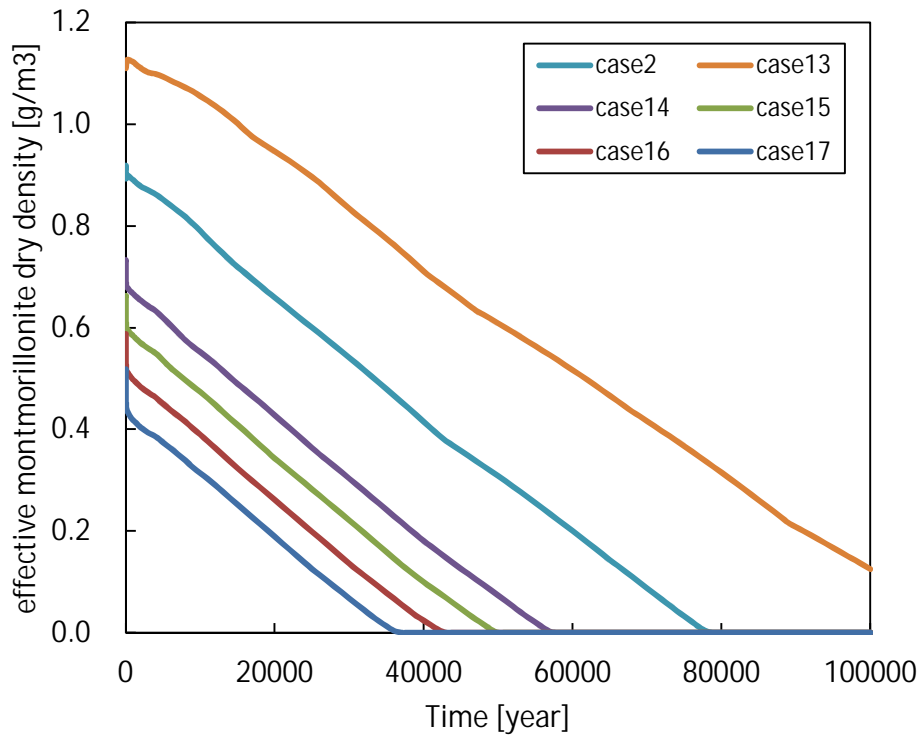


図 6.3-22 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（乾燥密度）

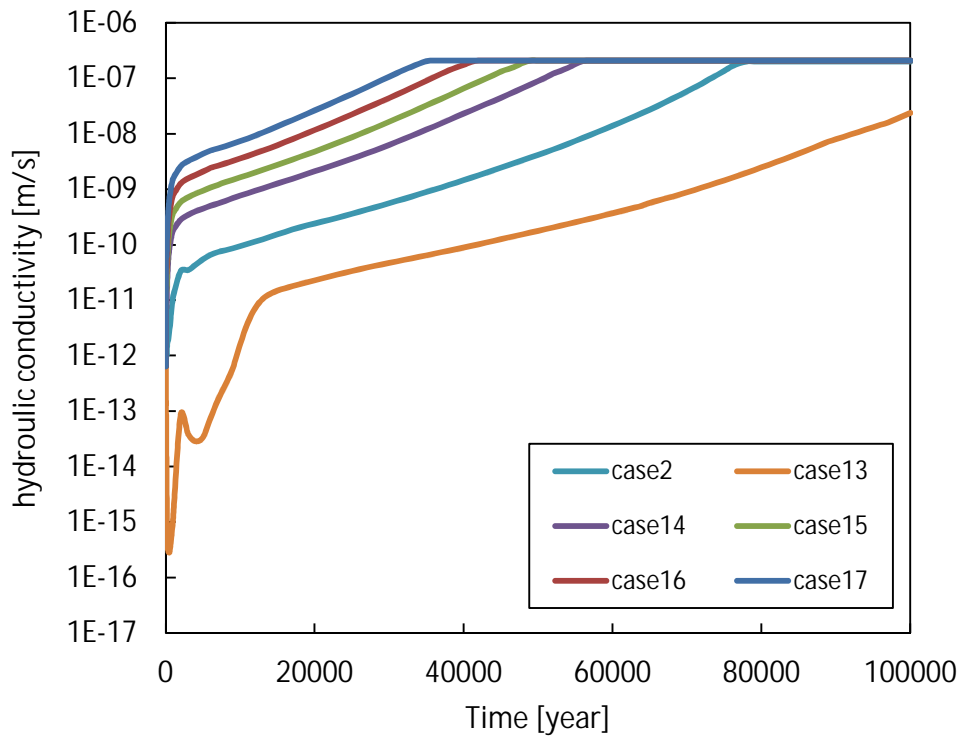


図 6.3-23 緩衝材領域の透水係数の経時変化（乾燥密度）

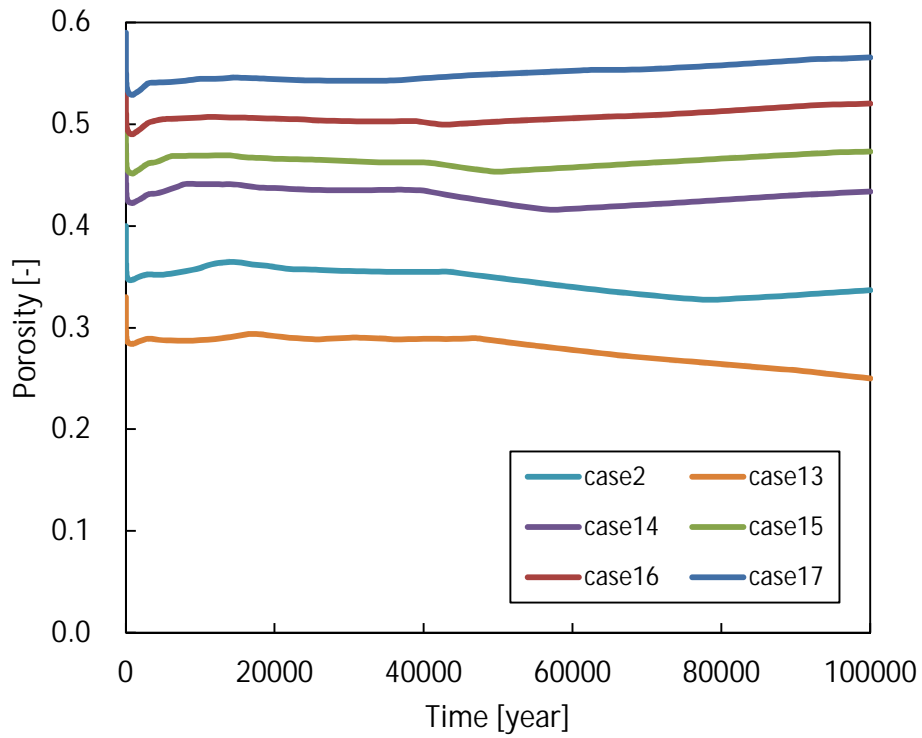


図 6.3-24 緩衝材領域の間隙率の経時変化（乾燥密度）

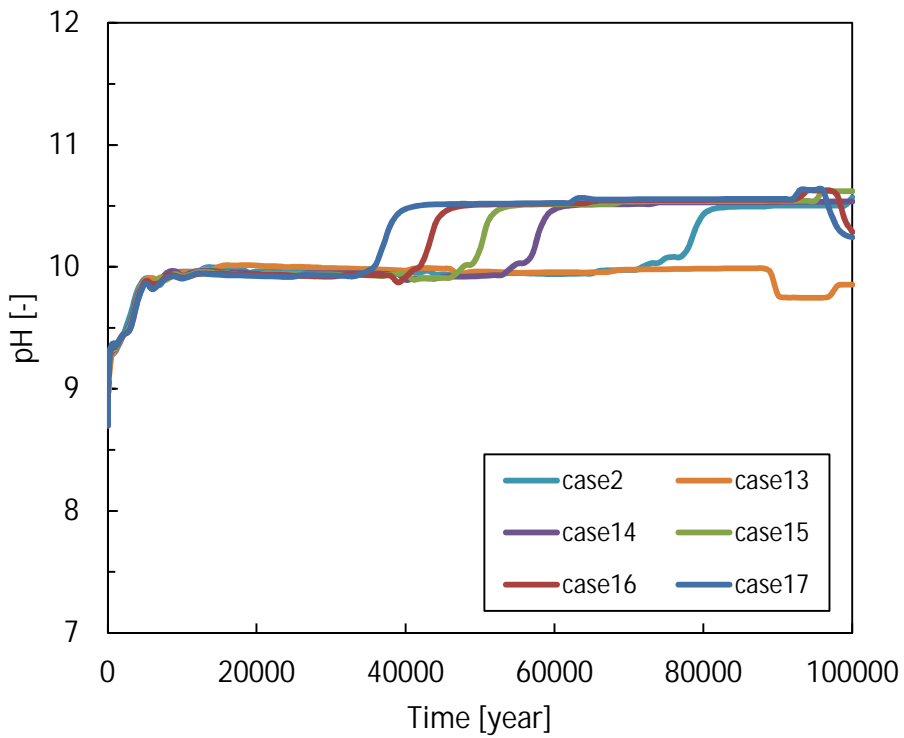


図 6.3-25 緩衝材領域の pH の経時変化（乾燥密度）

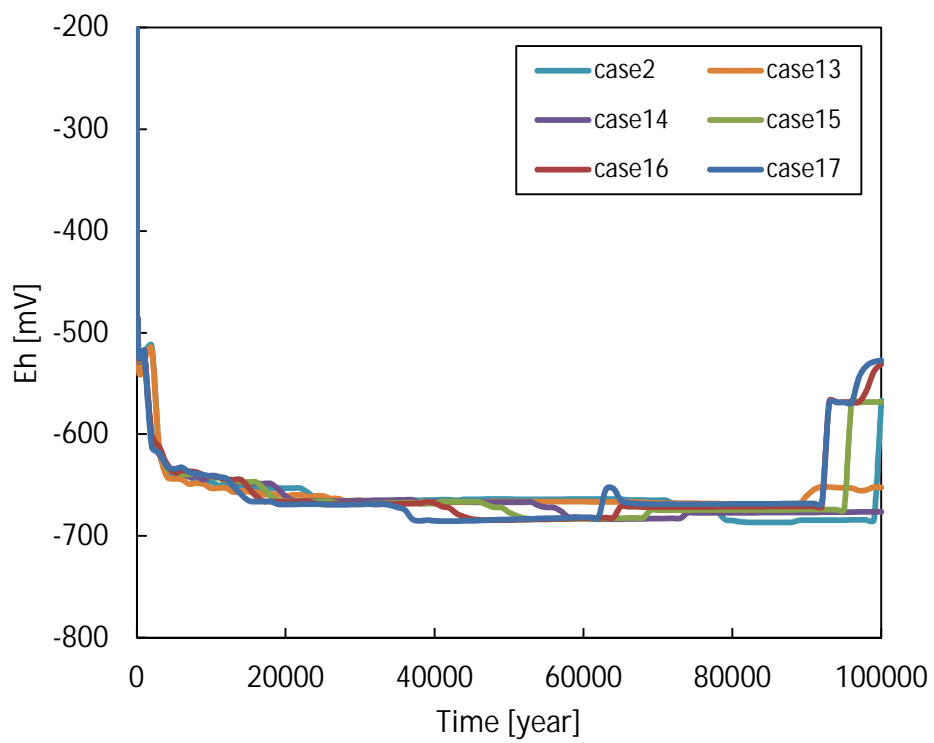


図 6.3-26 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化（緩衝材厚さ）

(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。

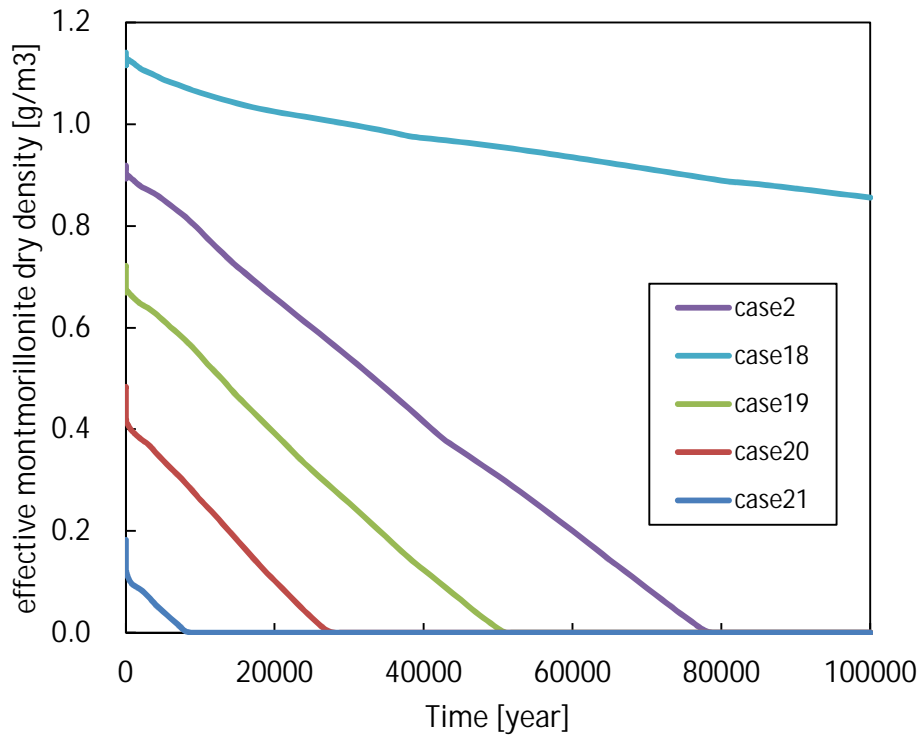


図 6.3-27 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（混合比）

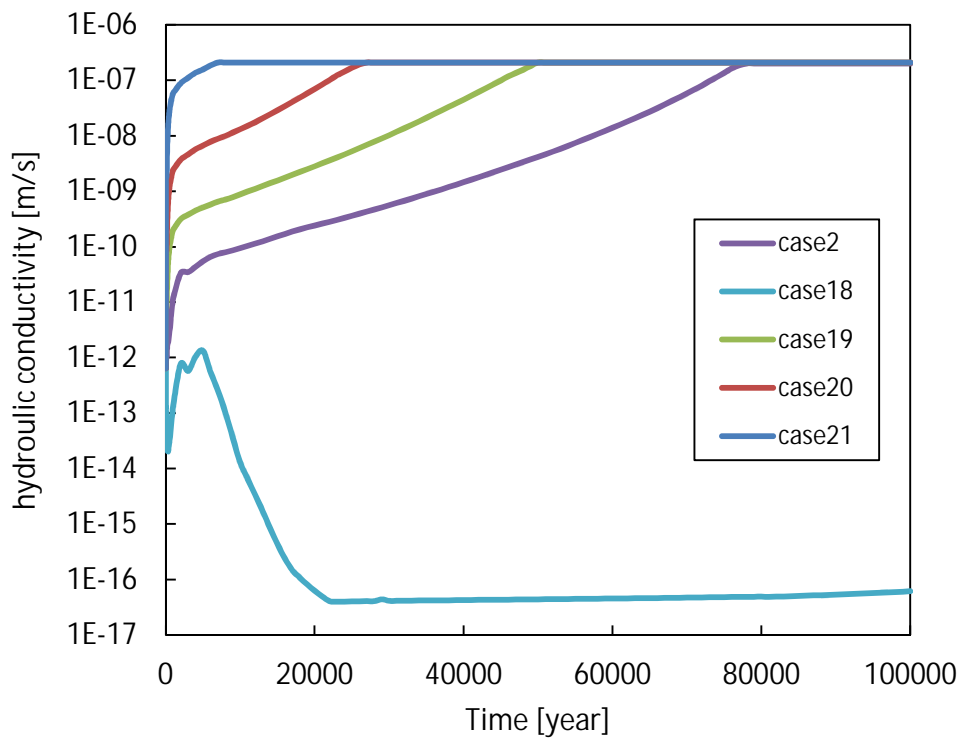


図 6.3-28 緩衝材領域の透水係数の経時変化（混合比）

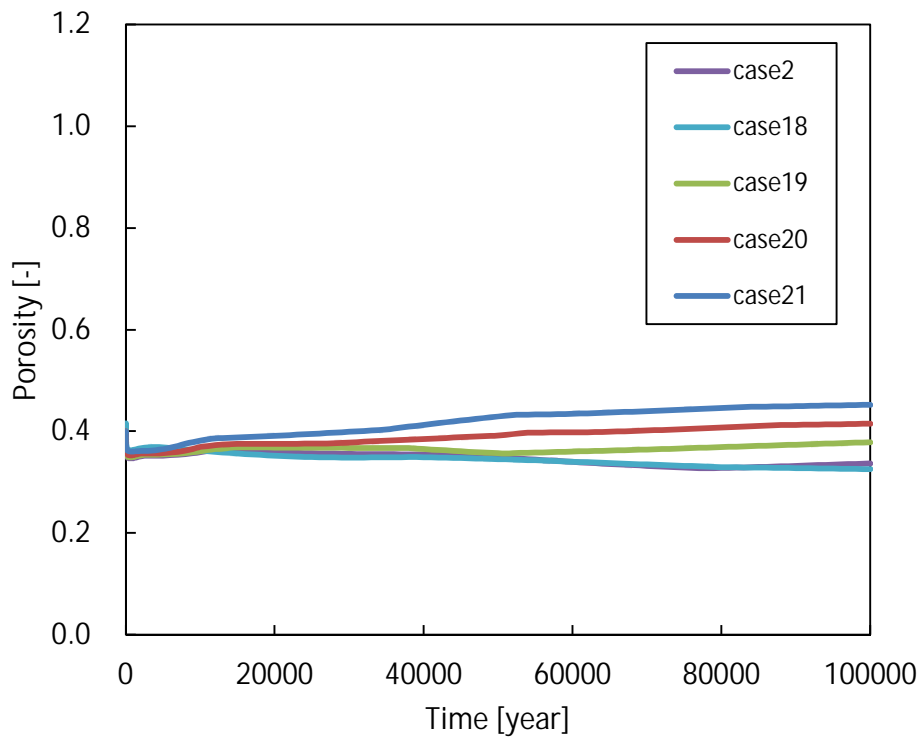


図 6.3-29 緩衝材領域の間隙率の経時変化（混合比）

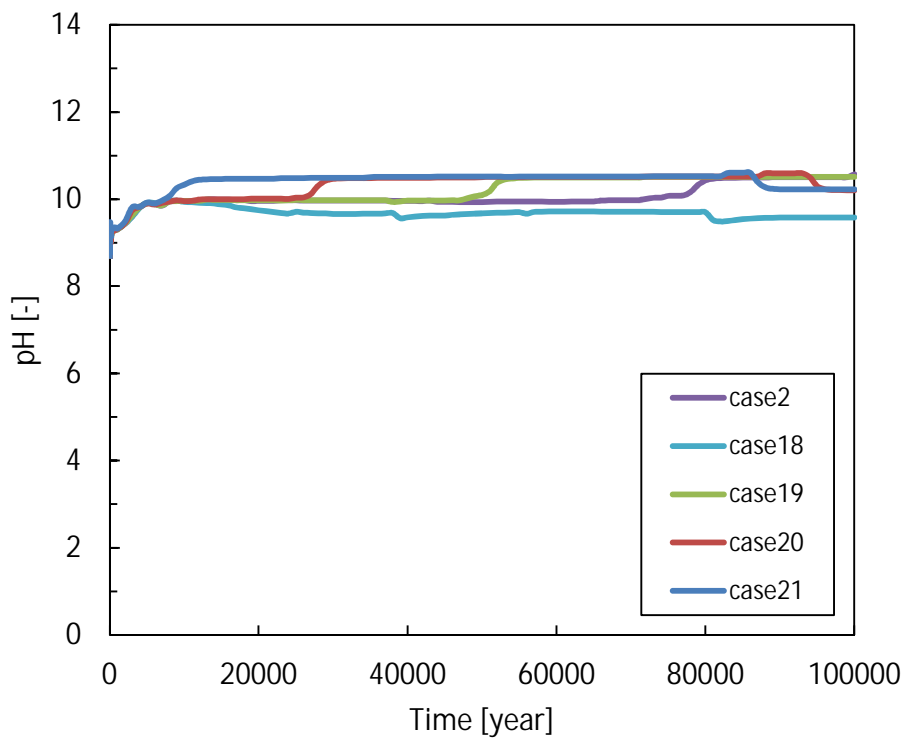


図 6.3-30 緩衝材領域の pH の経時変化（混合比）

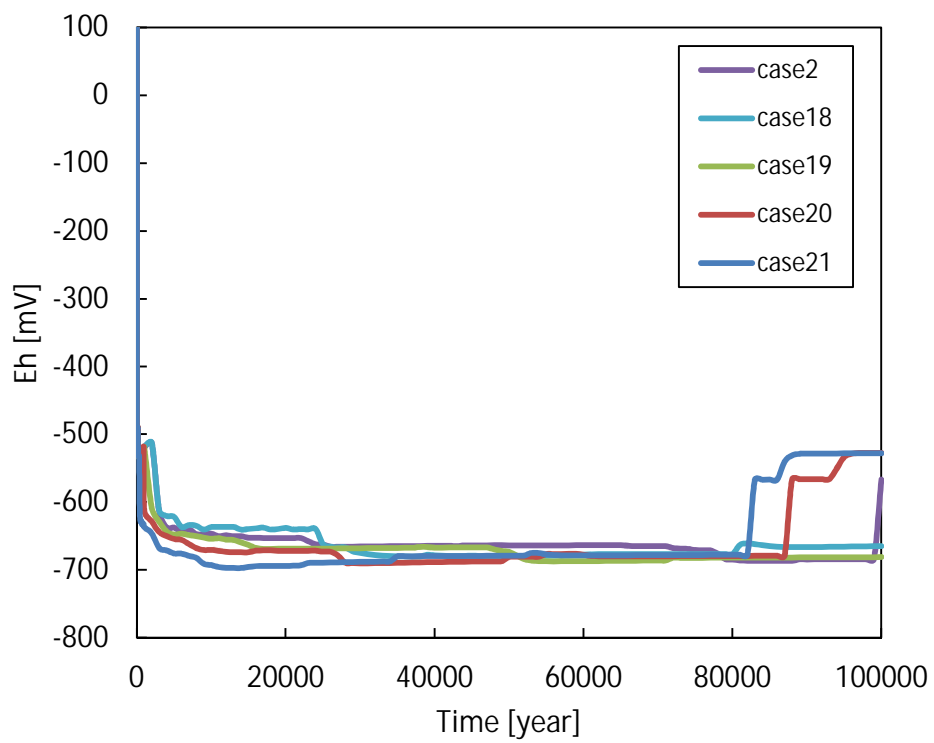


図 6.3-31 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化（混合比）

(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へリンクするケースは 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。

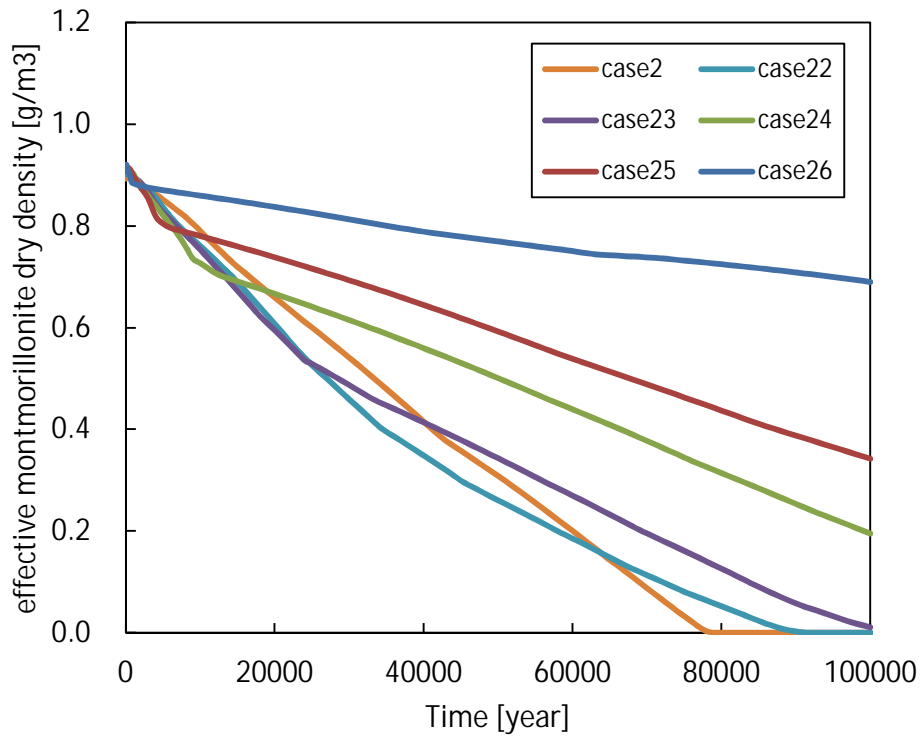


図 6.3-22 緩衝材領域の有効モンモリロナイト密度の経時変化（支保工厚さ）

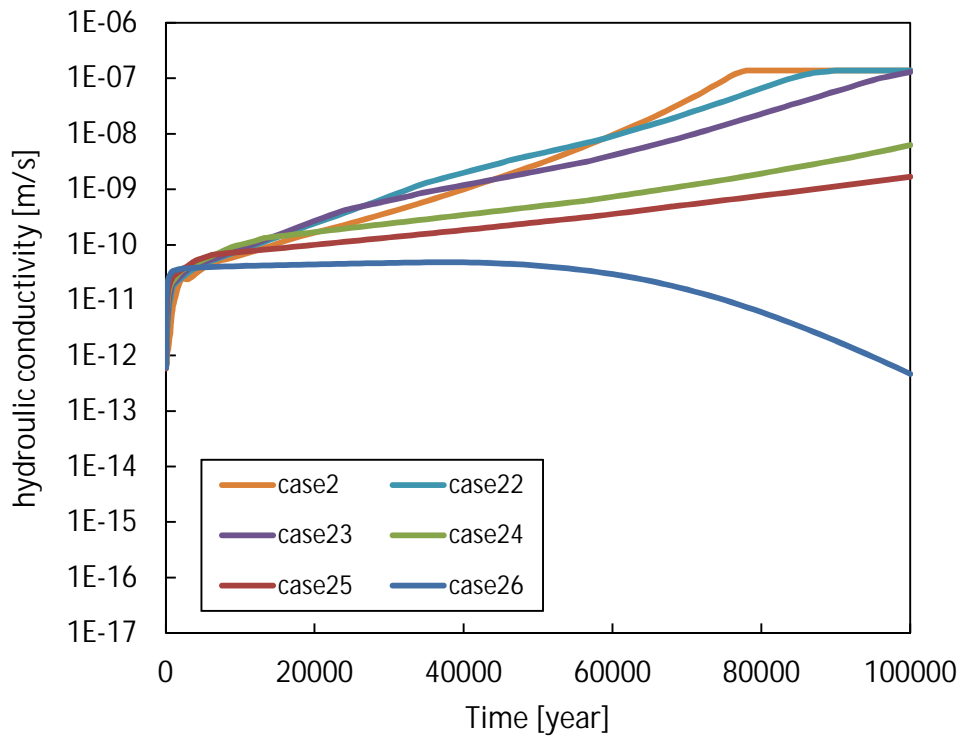


図 6.3-33 緩衝材領域の透水係数の経時変化（支保工厚さ）

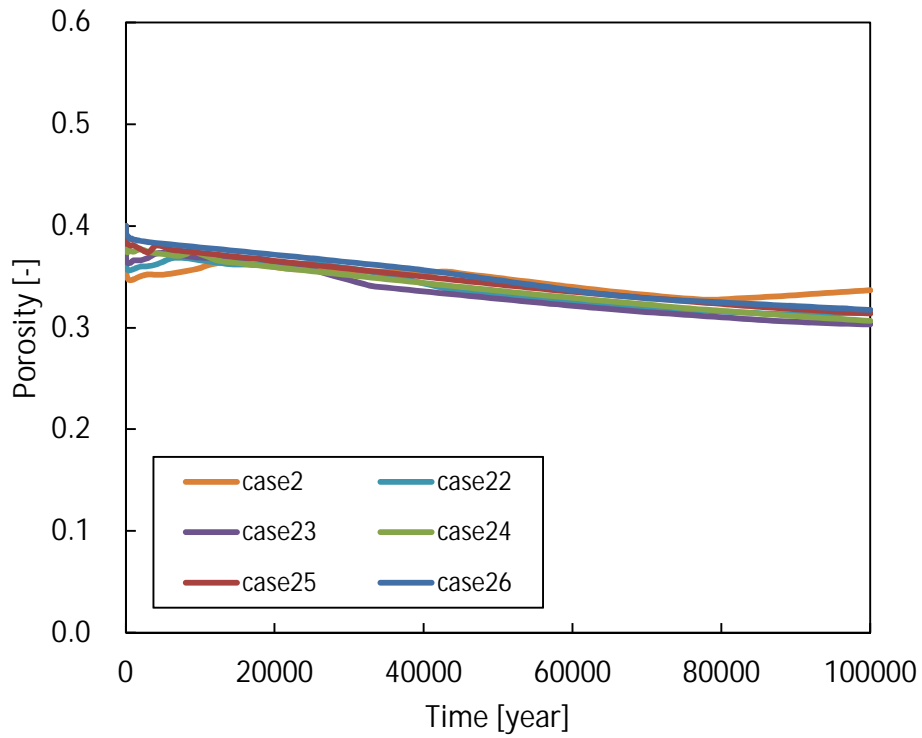


図 6.3-34 緩衝材領域の間隙率の経時変化（支保工厚さ）

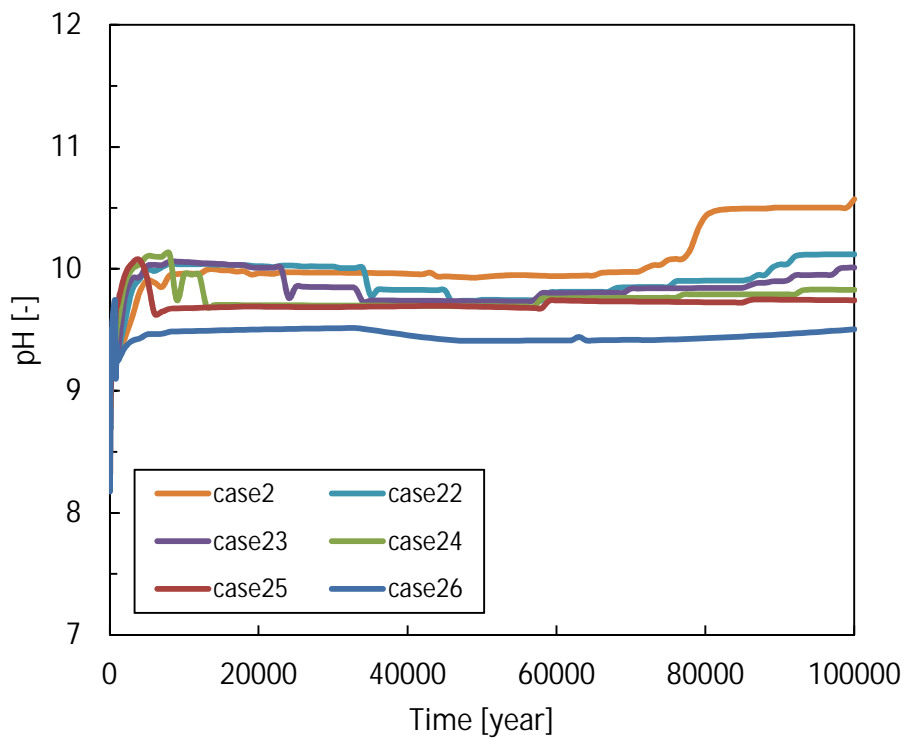


図 6.3-35 緩衝材領域の pH の経時変化（支保工厚さ）

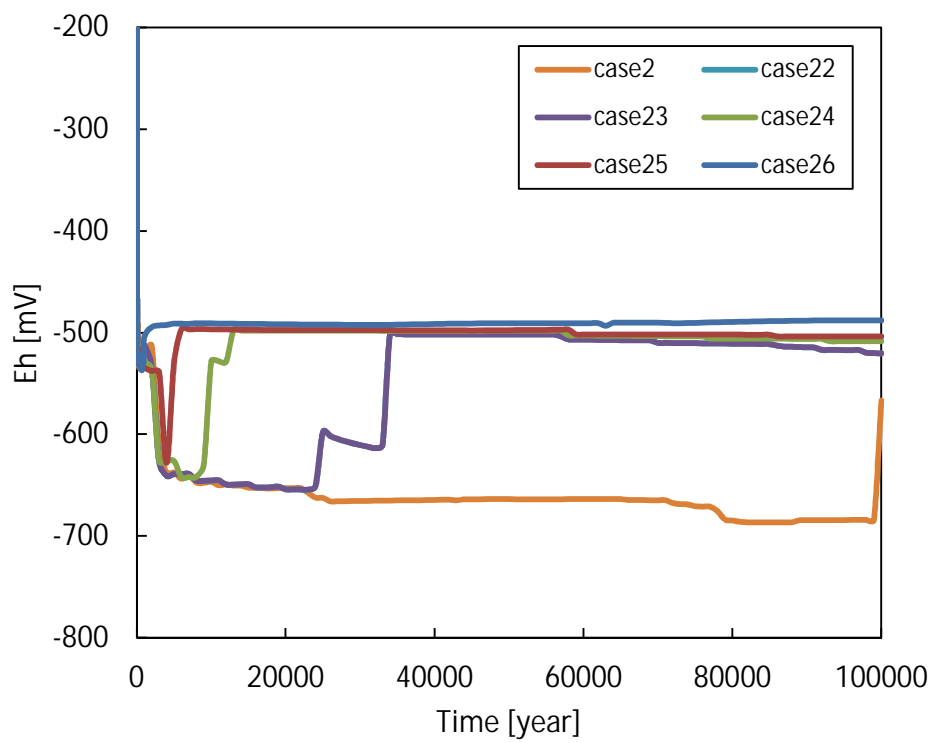


図 6.3-36 OP 近傍における緩衝材領域の Eh の経時変化 (支保工厚さ)

(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 $10 \mu\text{m}/\text{y}$ 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 $10 \mu\text{m}/\text{y}$ 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

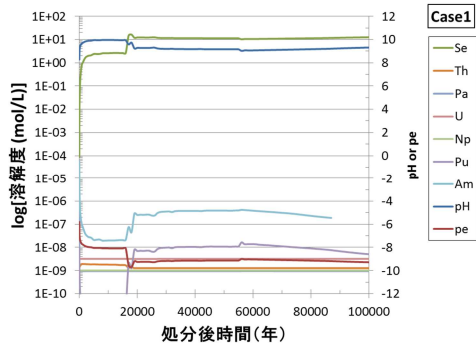
6.3.1 の解析によって得られた各解析ケースの緩衝材中の間隙水組成に基づいて、地球化学平衡計算により放射性核種の溶解度を求めた。計算には、確率論的溶解度解析コード PA-SOL (Probabilistic Analysis Code of Uncertainty of Solubility Limit for Radioactive Element in Geological Disposal) を用いた。PA-SOL は、地下水水質と熱力学データに関する不確かさが溶解度に与える影響の定量的評価を目的として、原子力機構が整備したコードであり、PHREEQC⁽¹³⁾などの地球化学計算コードに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

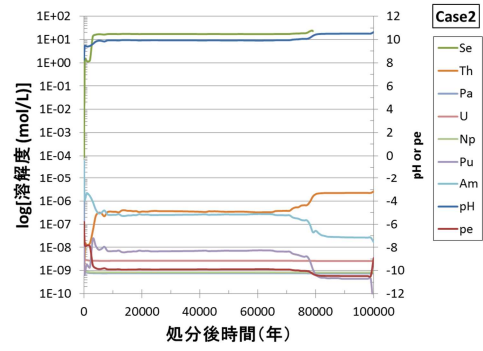
なお、Ra、Ac 及び Cm については、熱力学データが十分に整備されていないため、既存の文献や化学アナログを考慮して設定するものとした。解析の概要を以下に示す。

- 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。

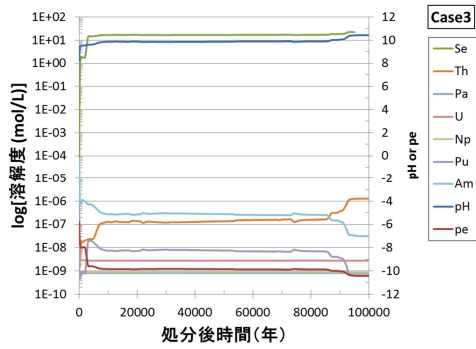
各解析ケースにおける溶解度の経時変化を図 6.3-37 に示す。



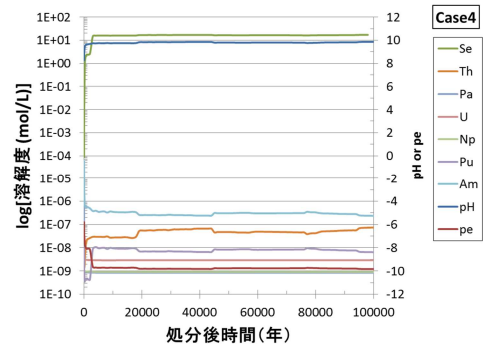
Case1



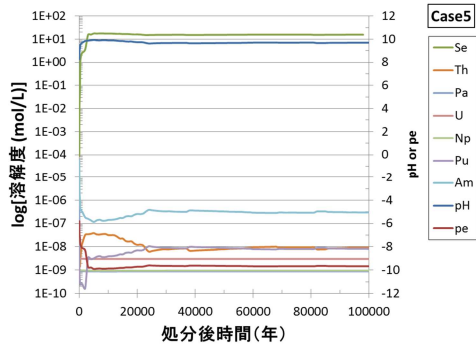
Case2



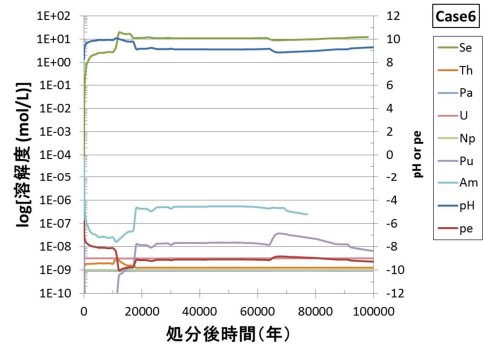
Case3



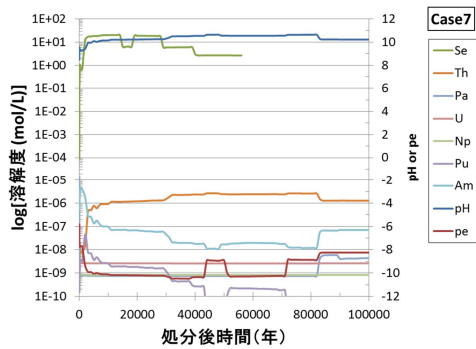
Case4



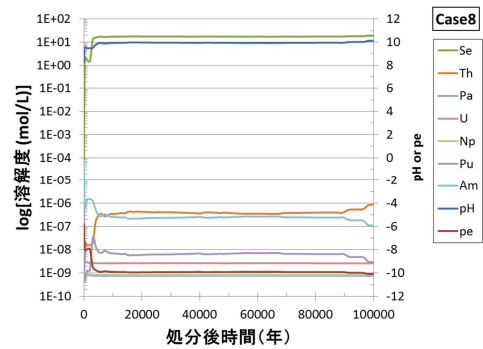
Case5



Case6

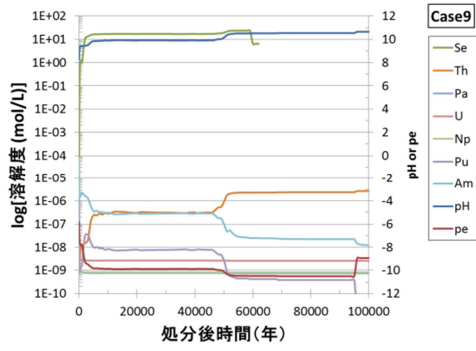


Case11

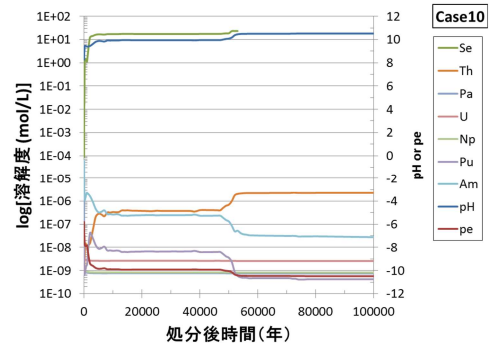


Case13

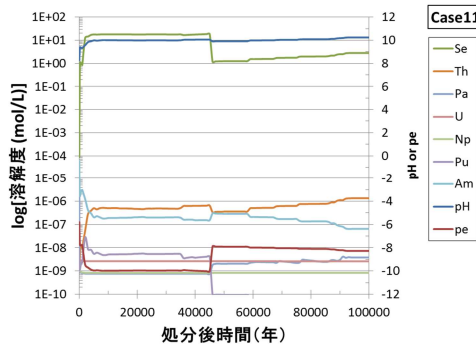
図 6.3-37 各解析ケースにおける溶解度の経時変化 (1/2)



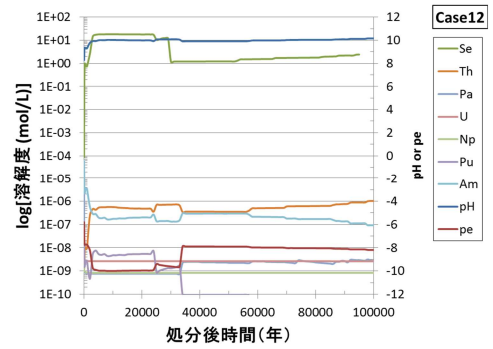
Case15



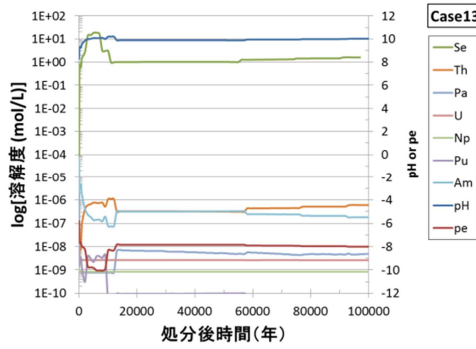
Case19



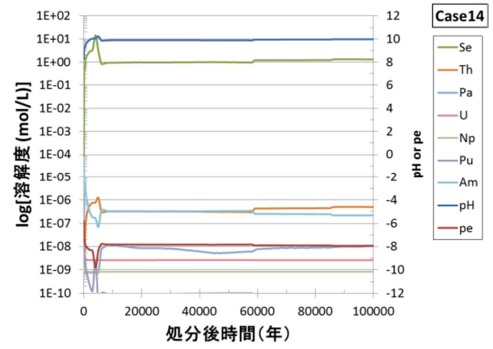
Case22



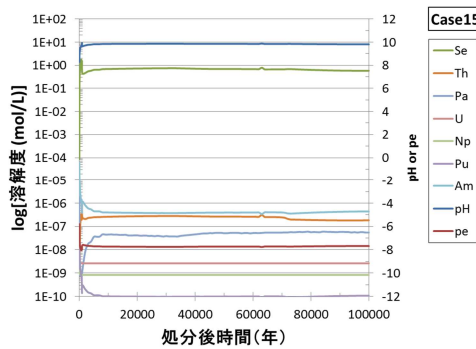
Case23



Case24



Case25

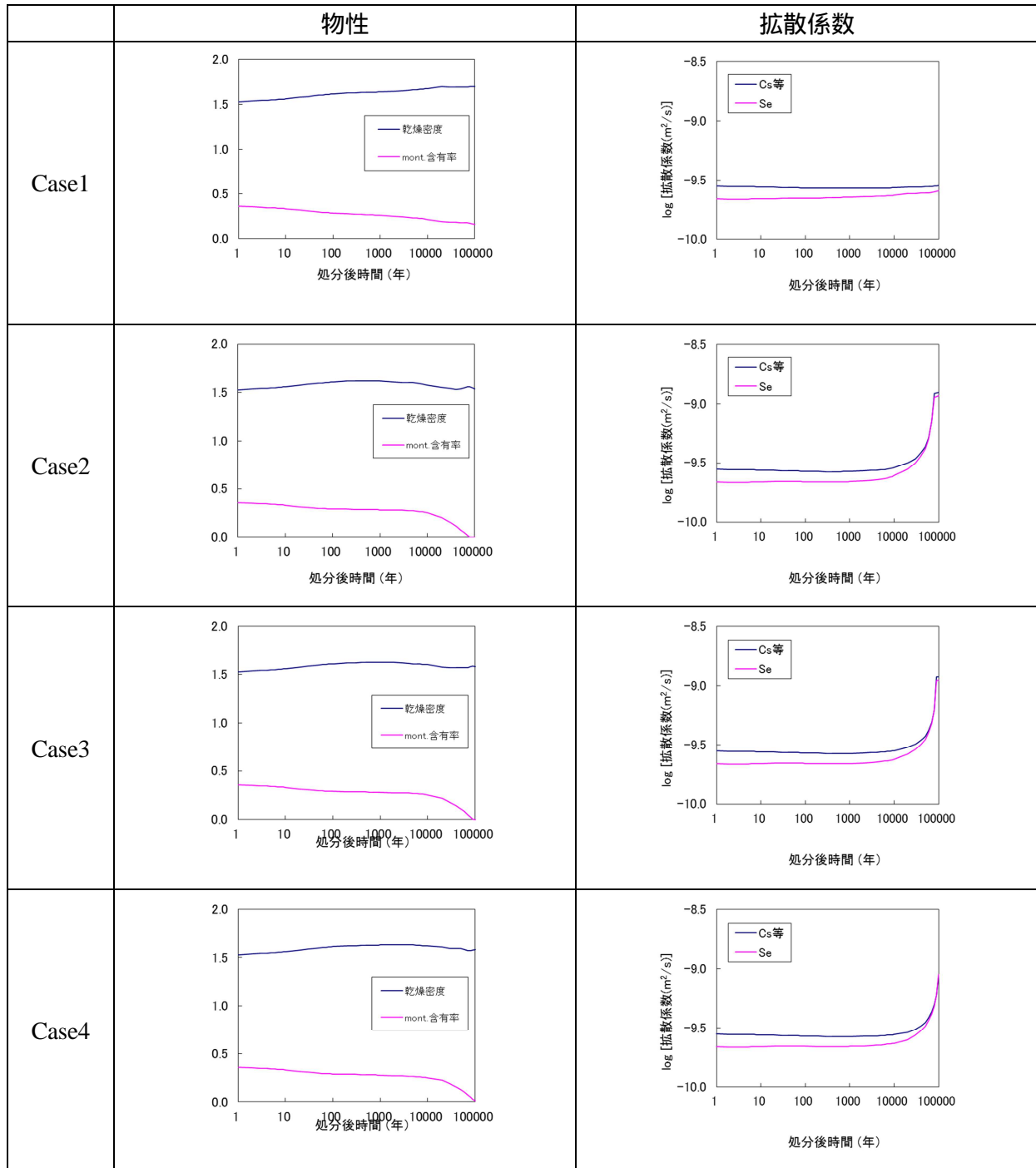


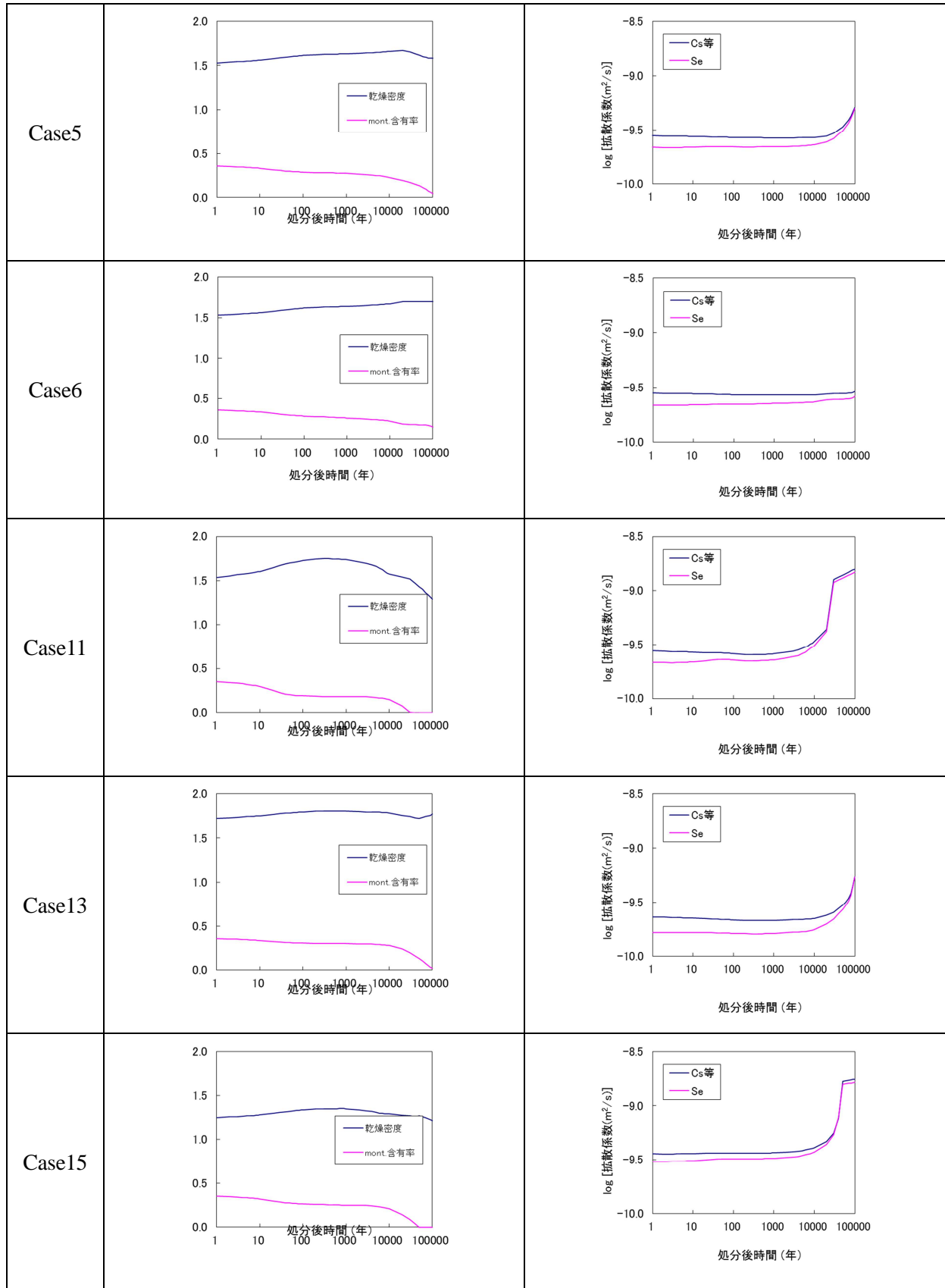
Case26

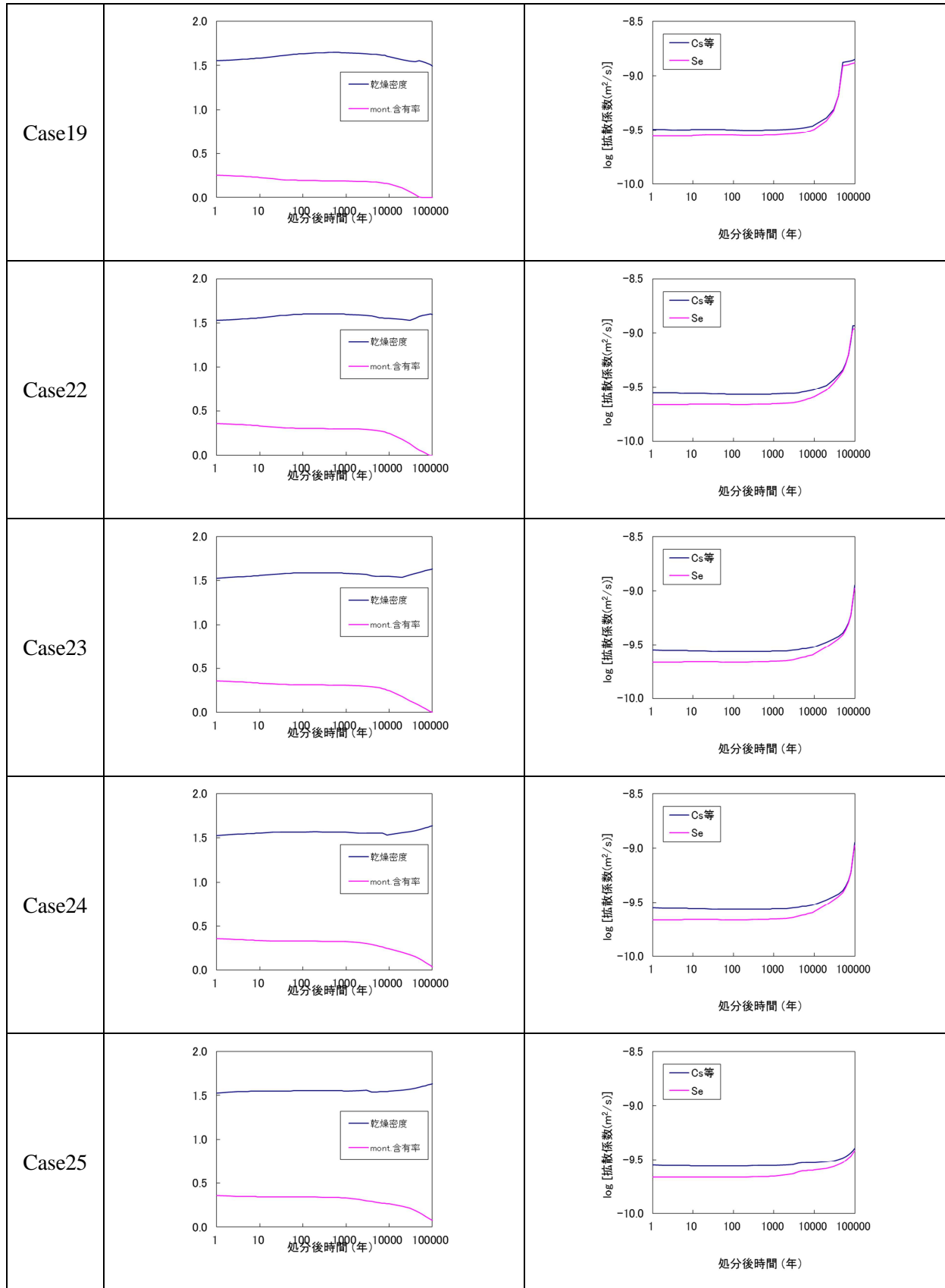
図 6.3-37 各解析ケースにおける溶解度の経時変化 (2/2)

(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。







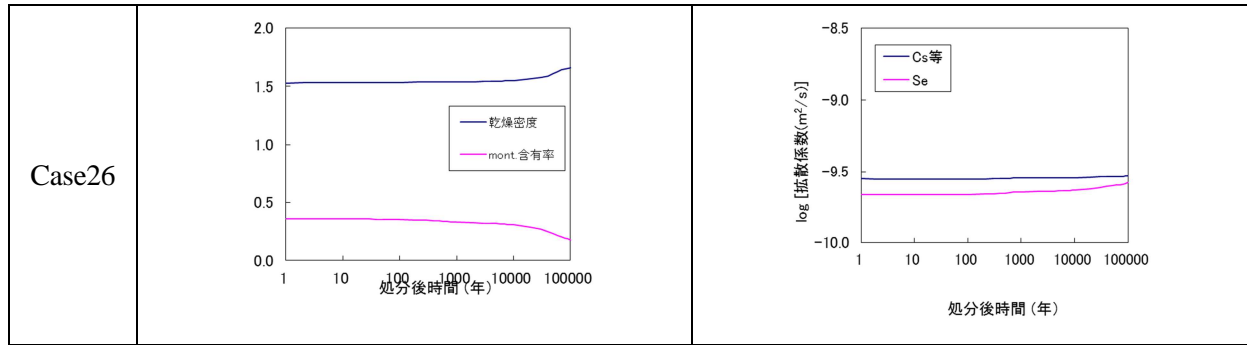
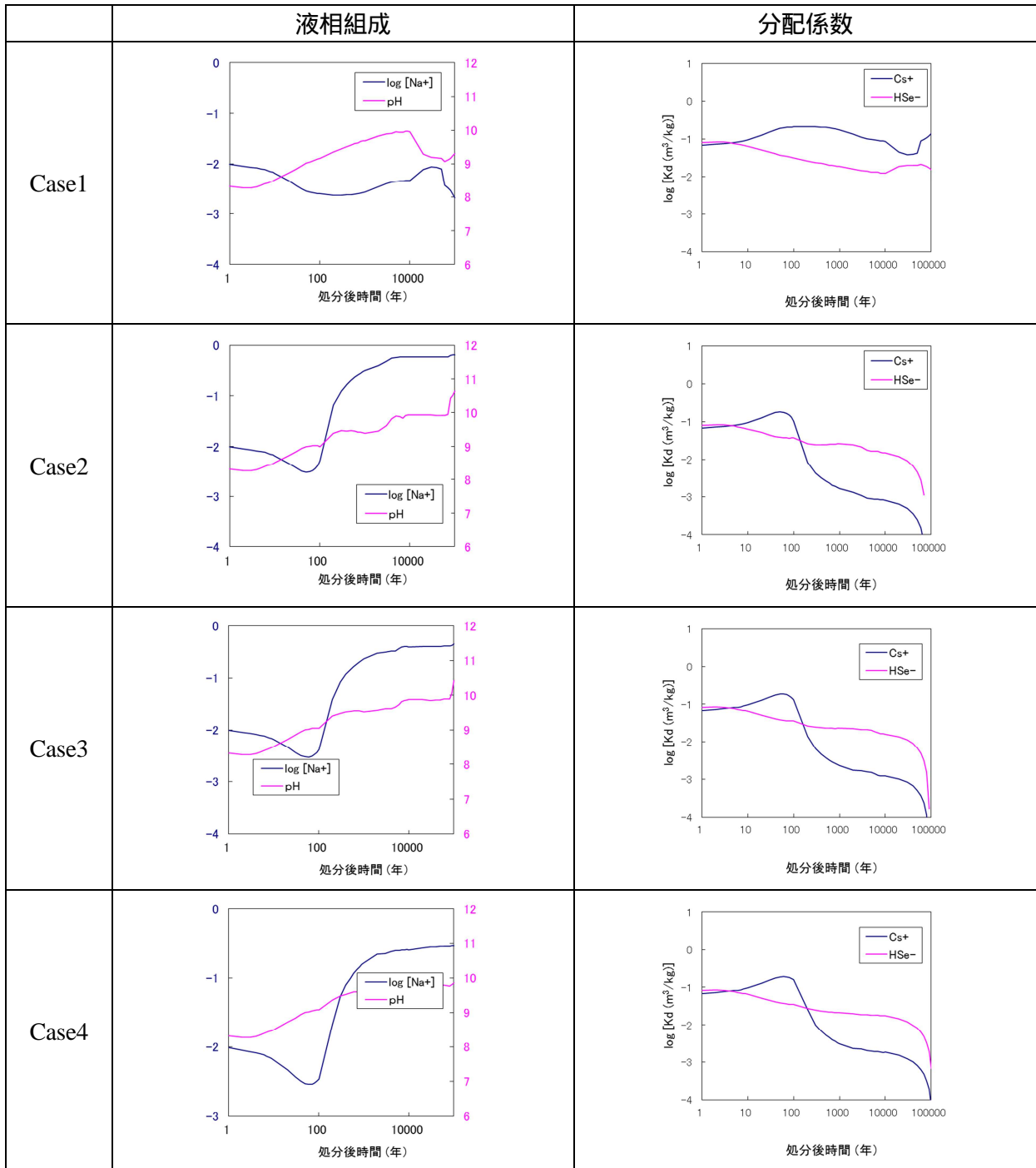
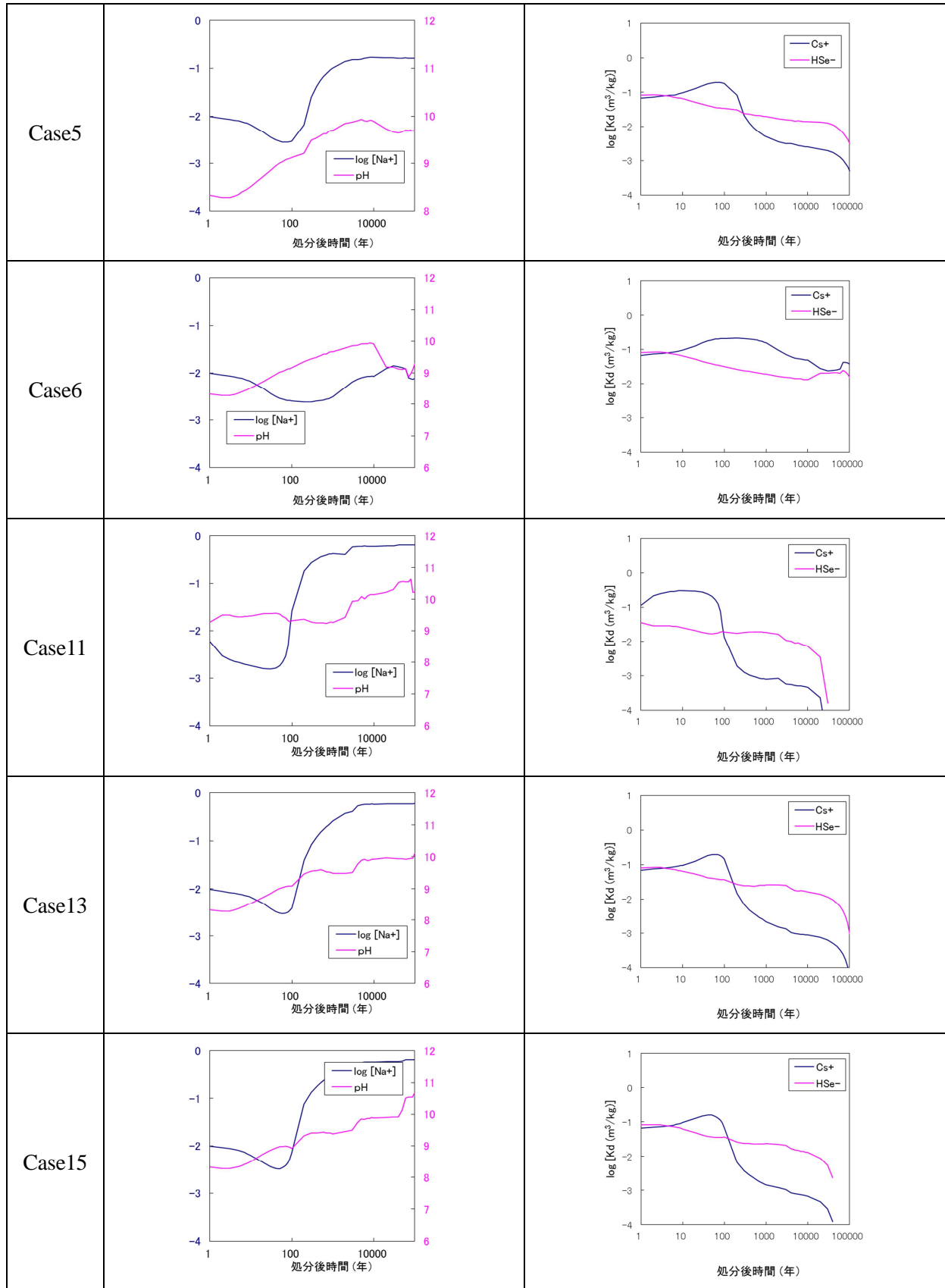


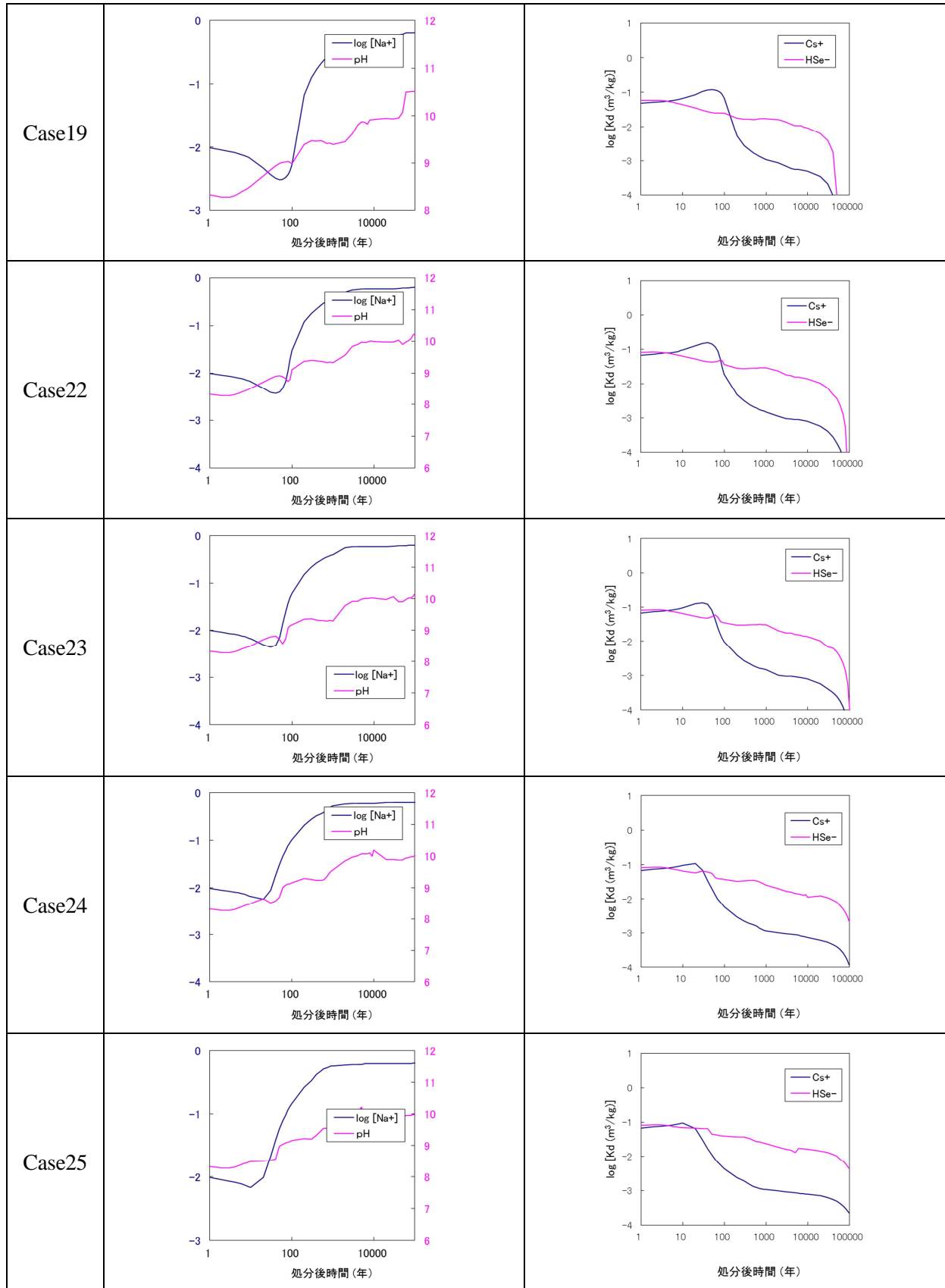
図 6.3-38 各解析ケースにおける拡散係数の経時変化

(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。







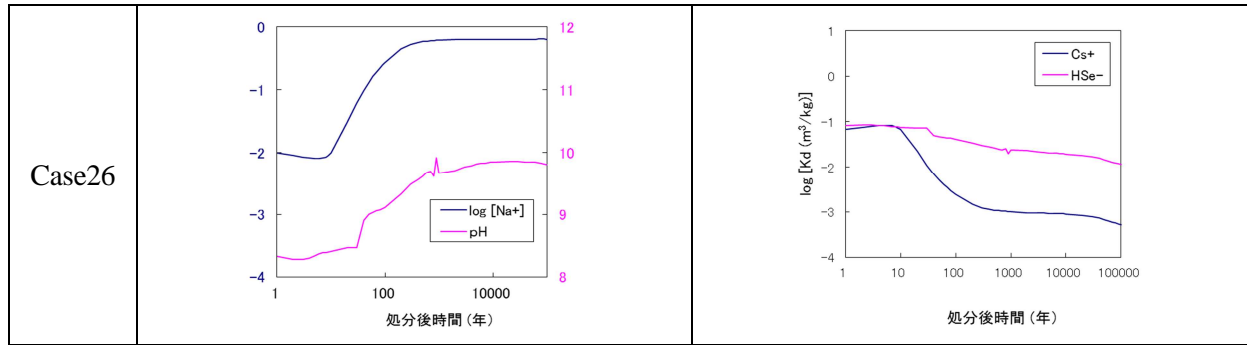


図 6.3-39 各解析ケースにおける Se および Cs の吸着分配係数の経時変化

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	-	-

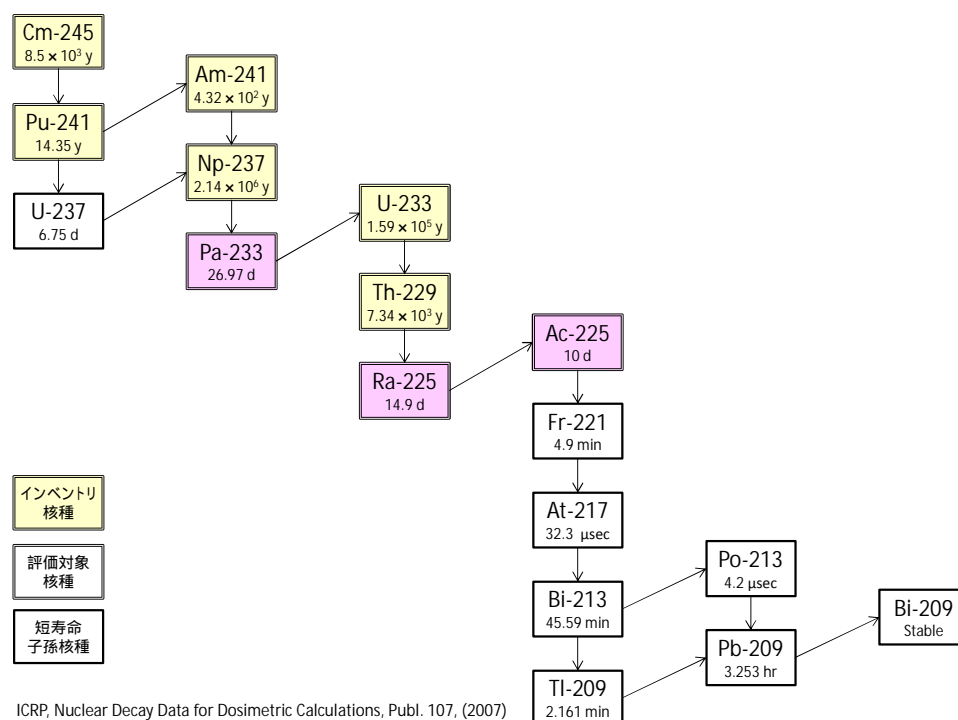


図 6.3-40 4n+1 系列の崩壊系列と評価対象核種

(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。

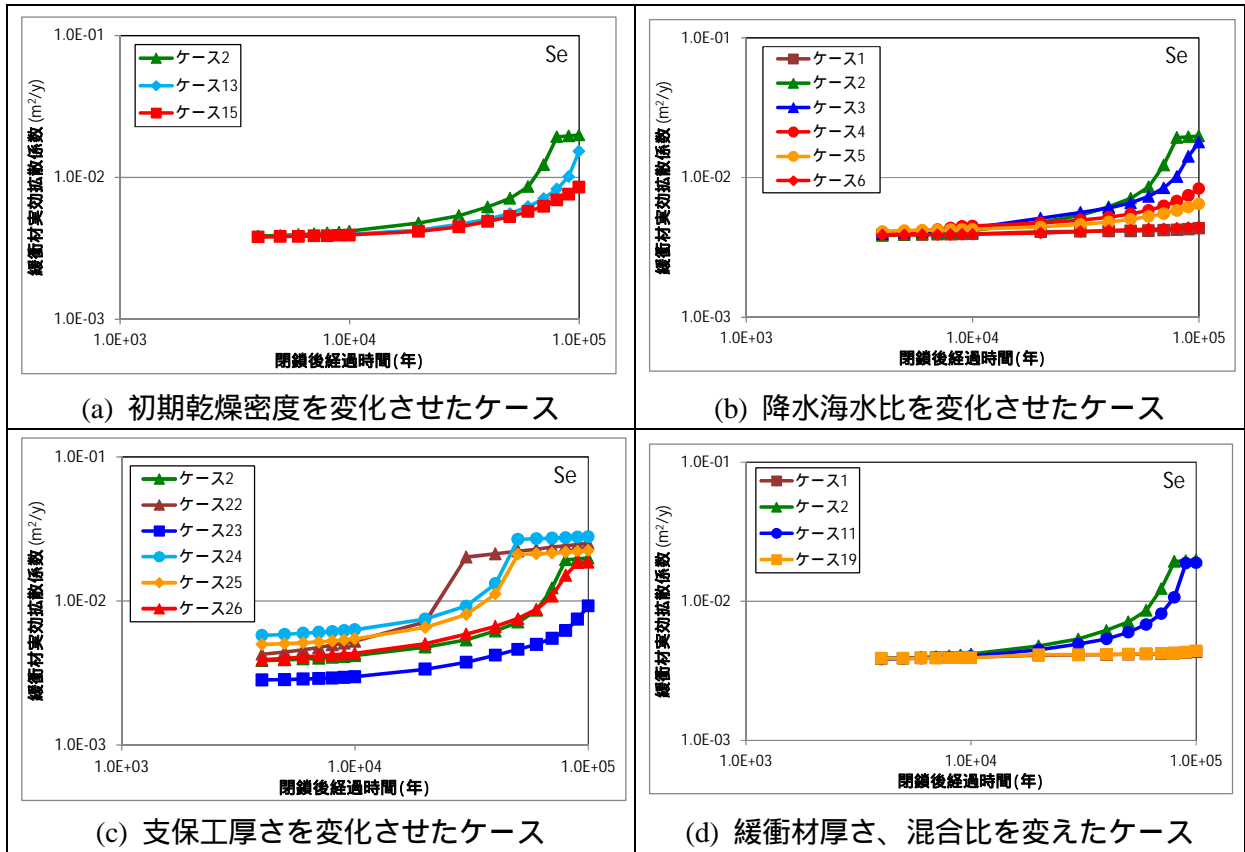
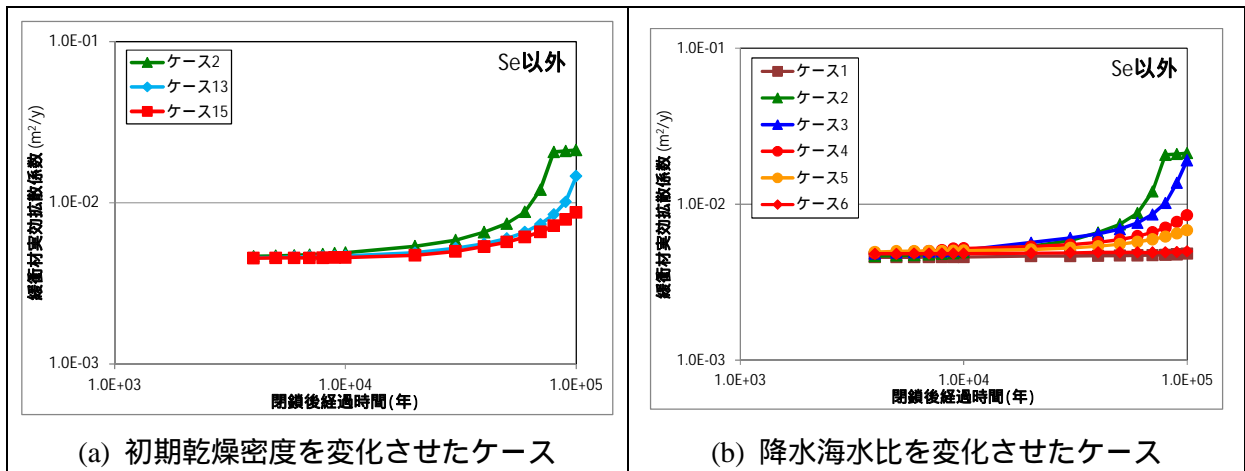


図 6.3-41 緩衝材実効拡散係数の設定 (Se)



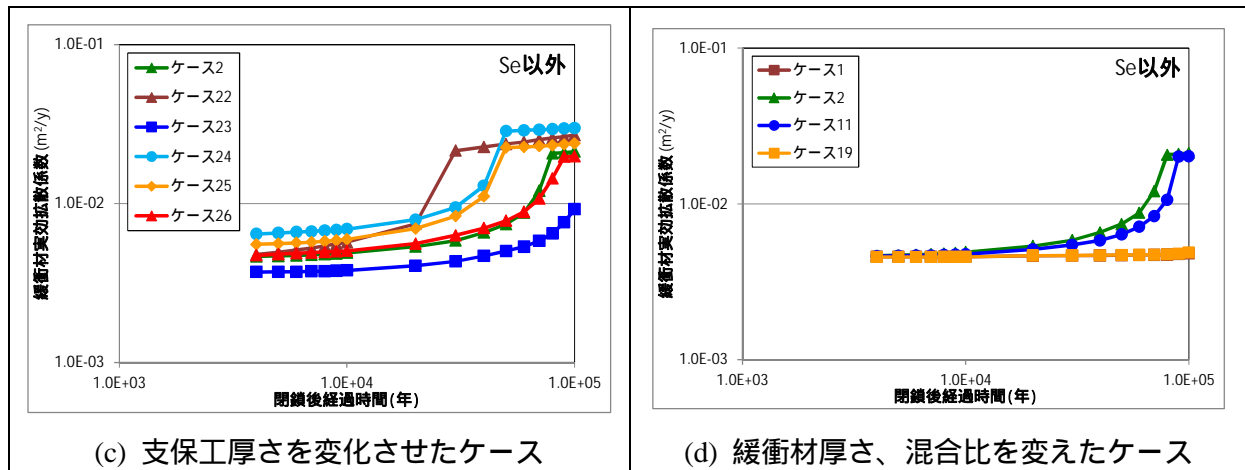


図 6.3-42 緩衝材実効拡散係数の設定 (Se 以外)

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。

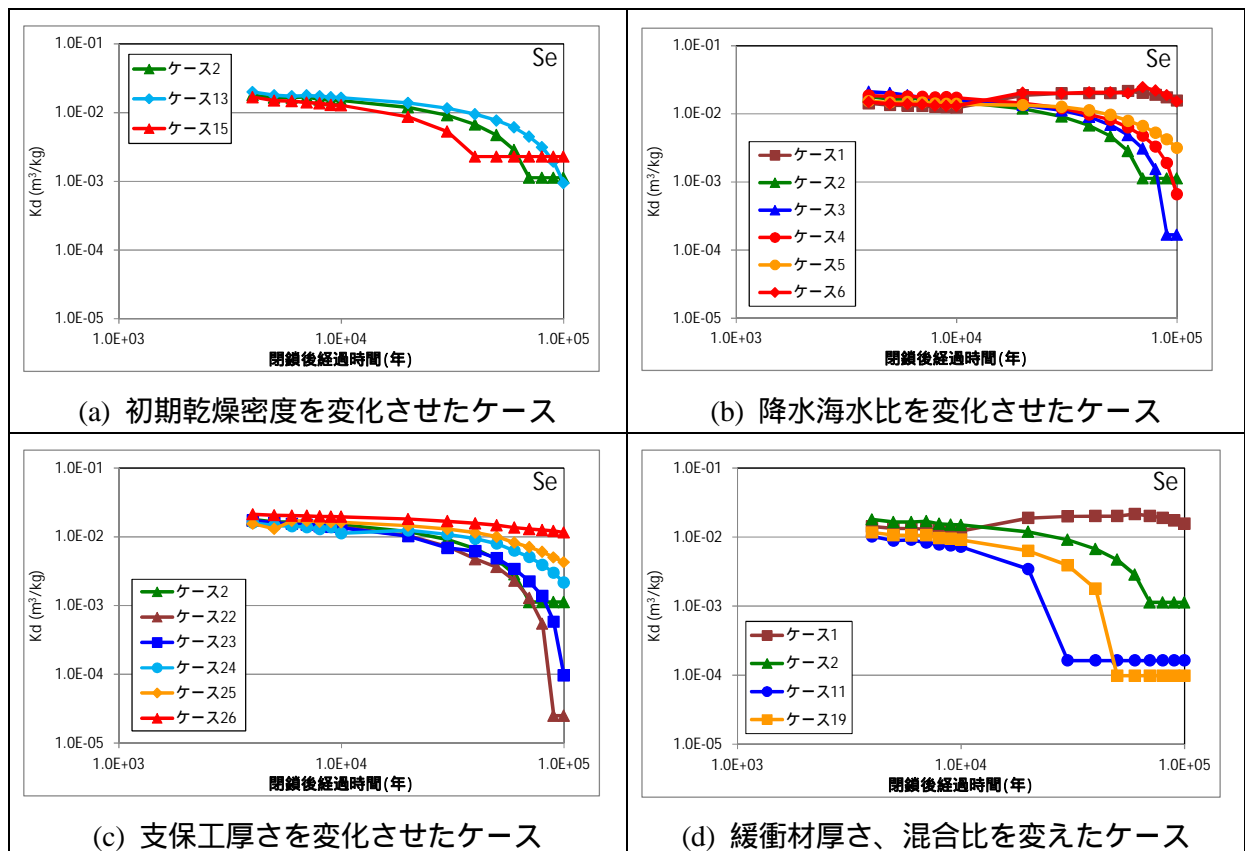


図 6.3-43 Se 収着分配係数の経時変化

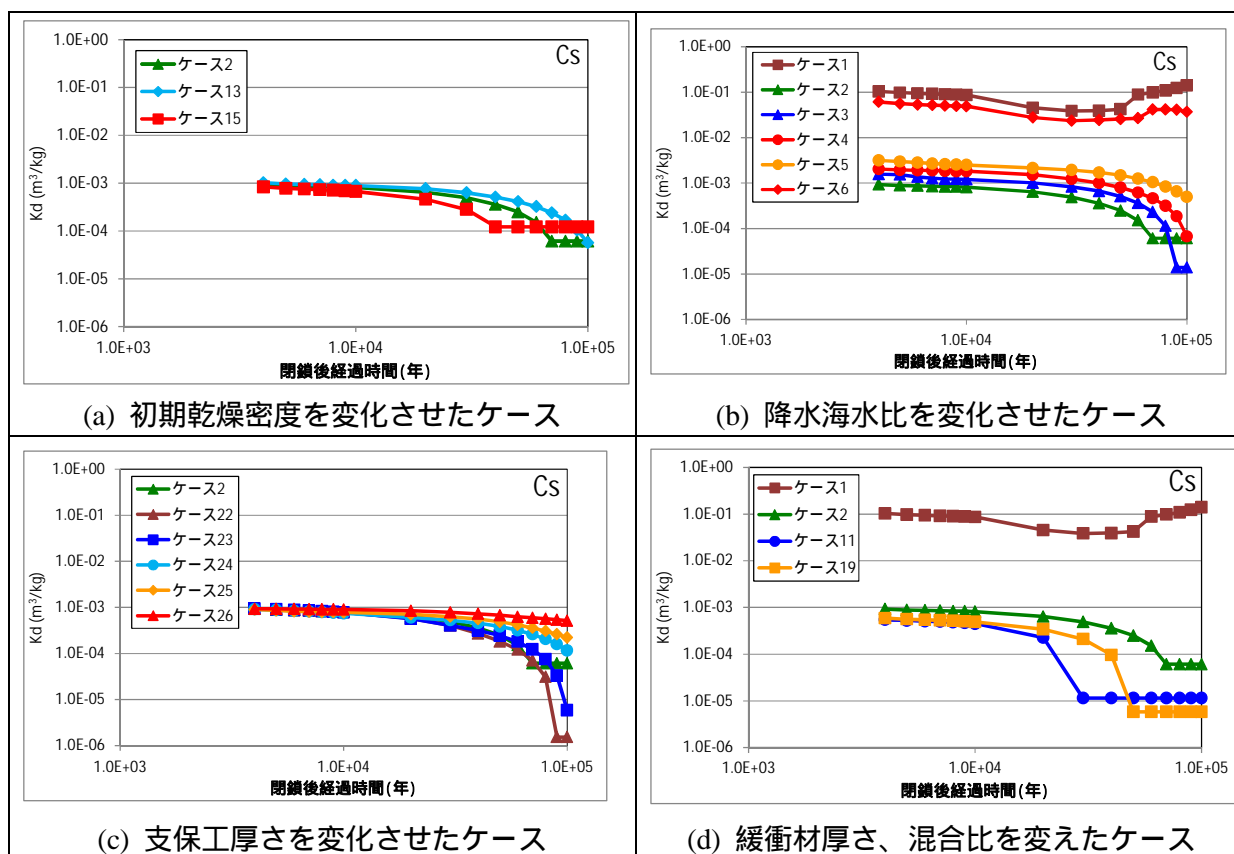


図 6.3-44 Cs 収着分配係数の経時変化

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。

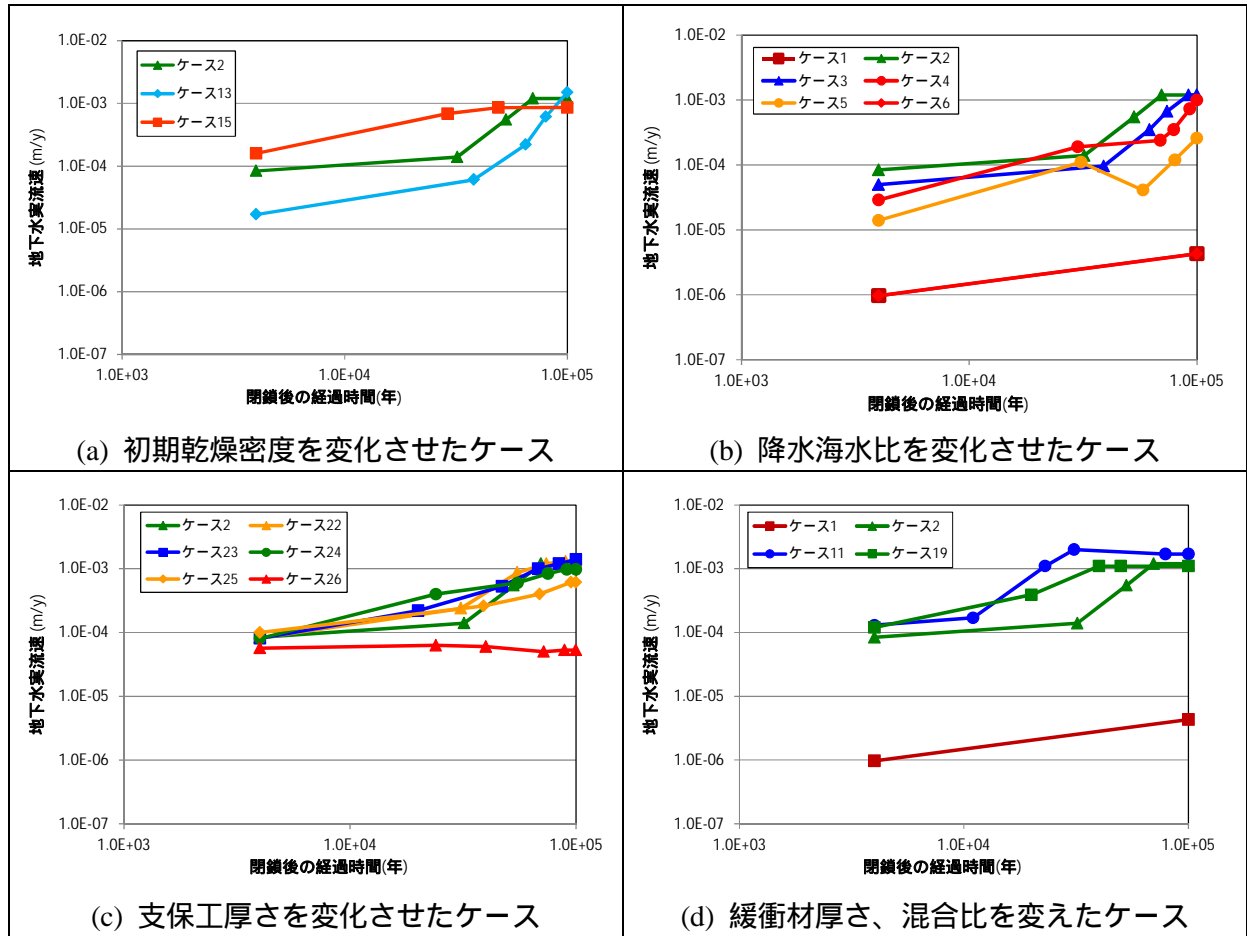


図 6.3-45 緩衝材中の地下水実流速の時間変化設定

(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。

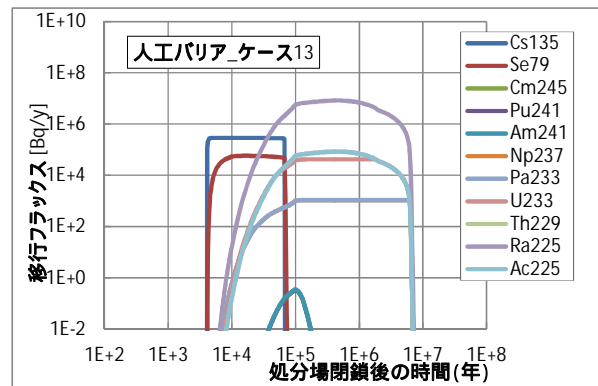
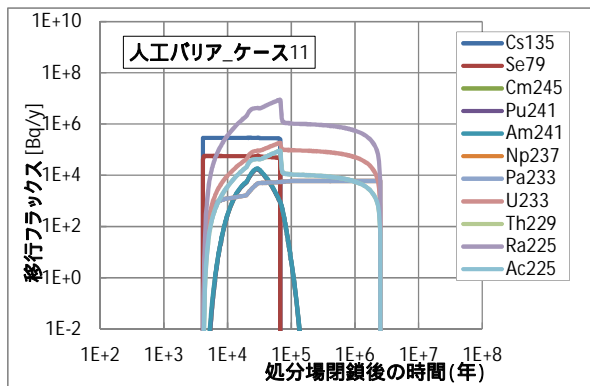
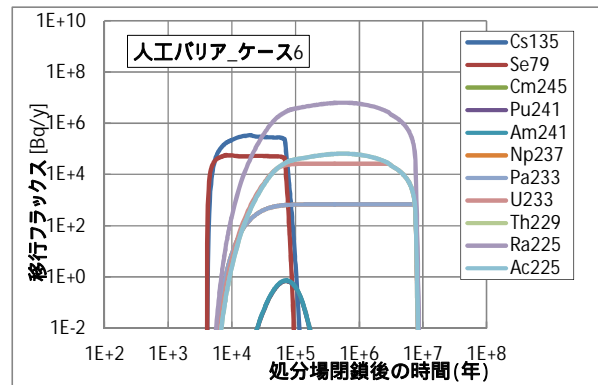
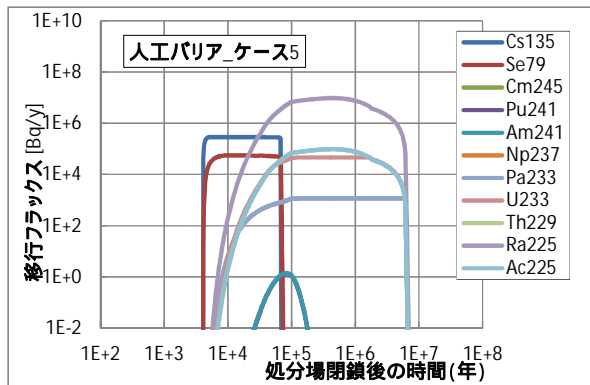
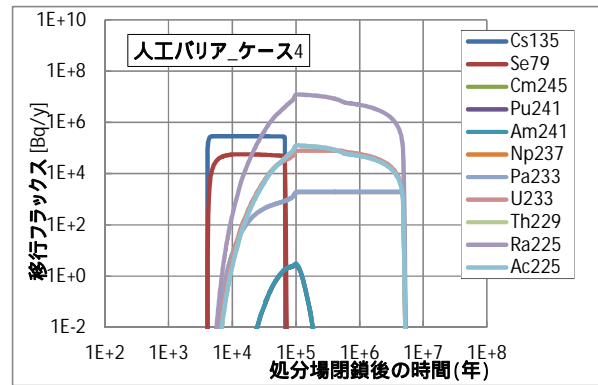
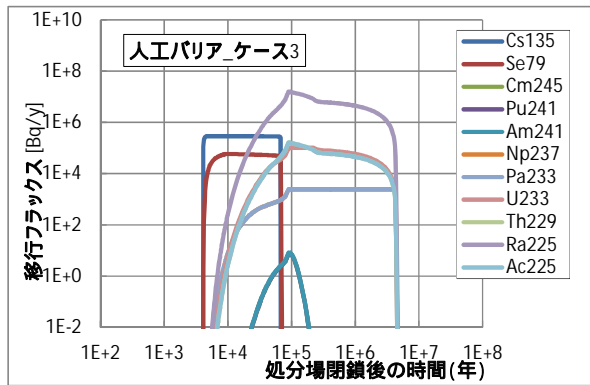
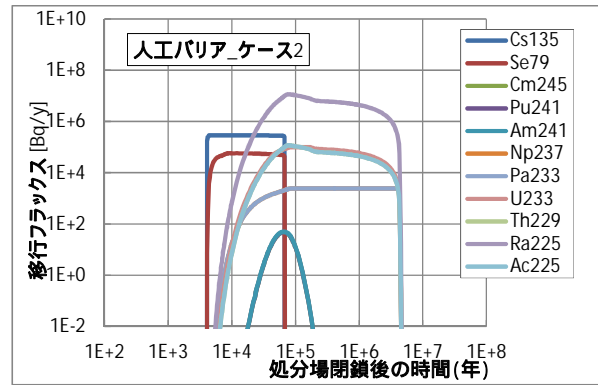
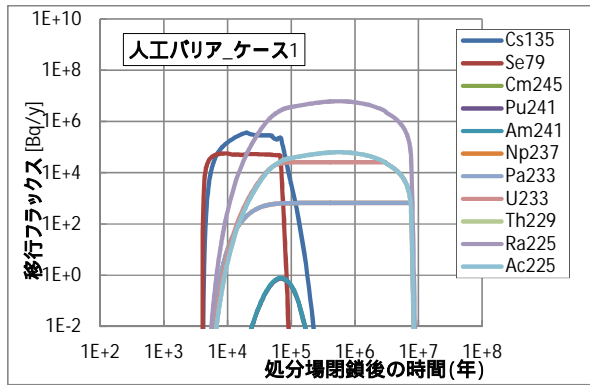


図 6.3-46 全核種の人工バリア移行フラックス (1/2)

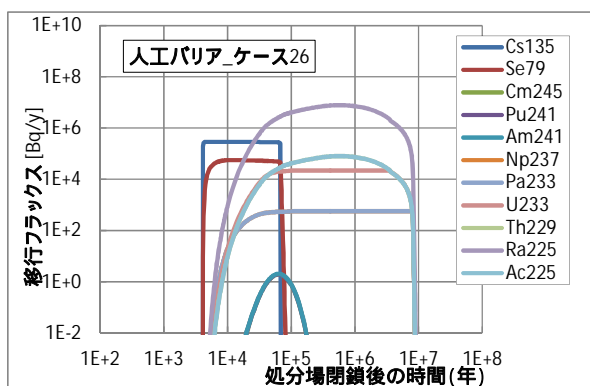
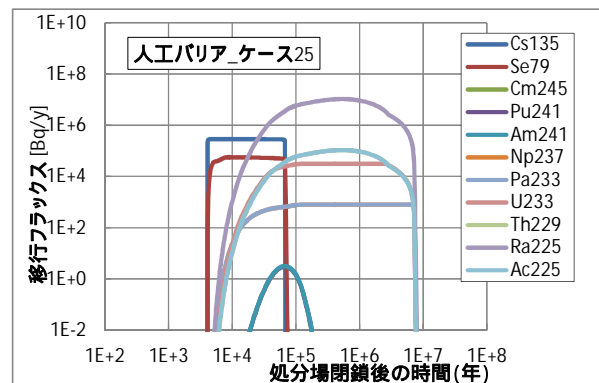
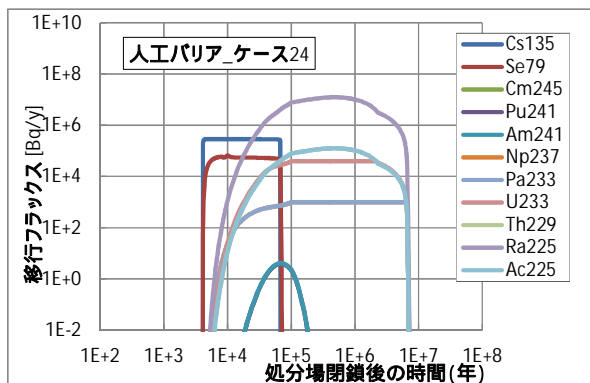
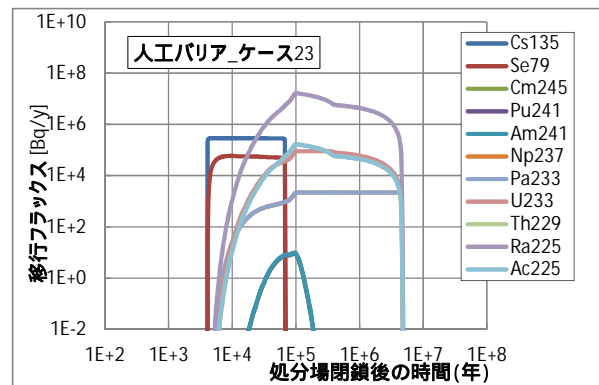
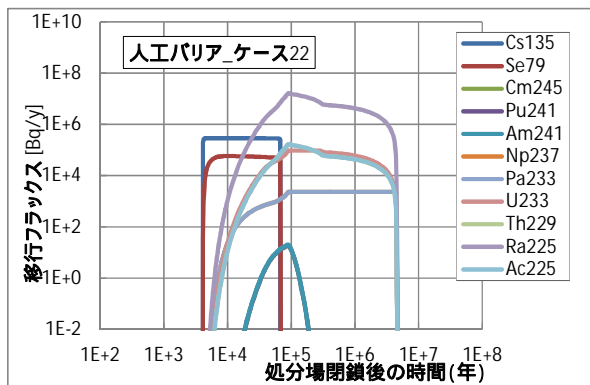
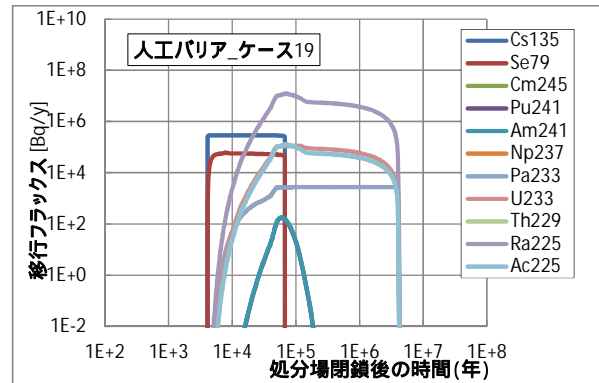
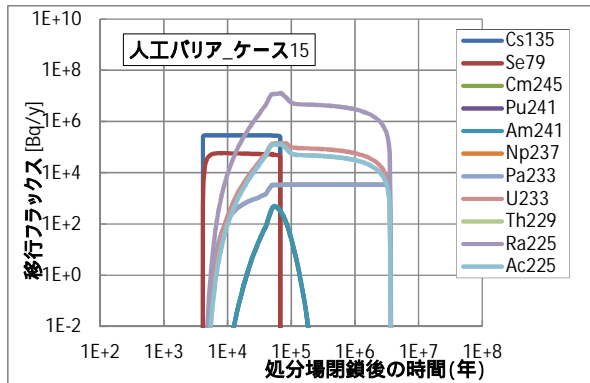


図 6.3-47 全核種の人工バリア移行フラックス (2/2)

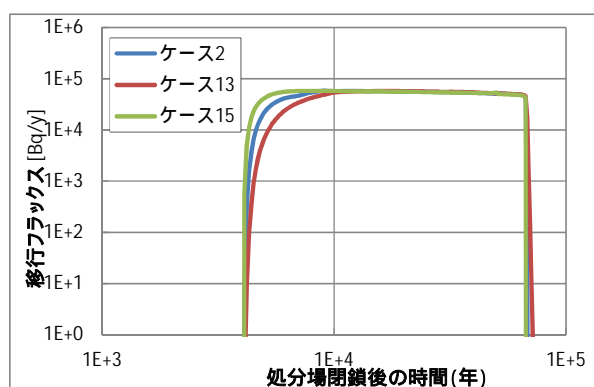
以下では、核種別の移行挙動の違いをケース別に整理する。

Se-79

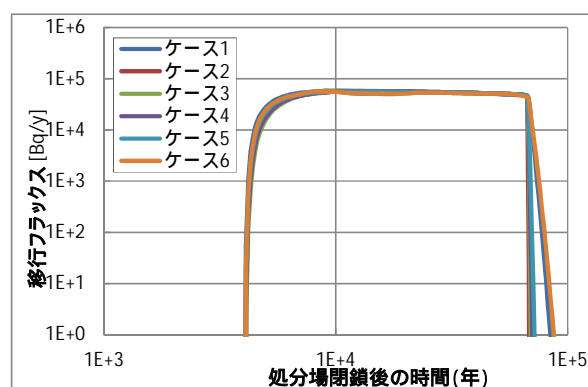
ガラス固化体 1 本当たりの Se-79 の人工バリアからの移行フラックスの経時変化(全 15 ケース)を図 6.3-48 に示す。残存溶解速度(Stage)の遅いガラス溶解速度(0.001 g/m³/day)に律速されるため、すべてのケースにおいて移行フラックスのピーク値はあまり差のない結果となった。

(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。

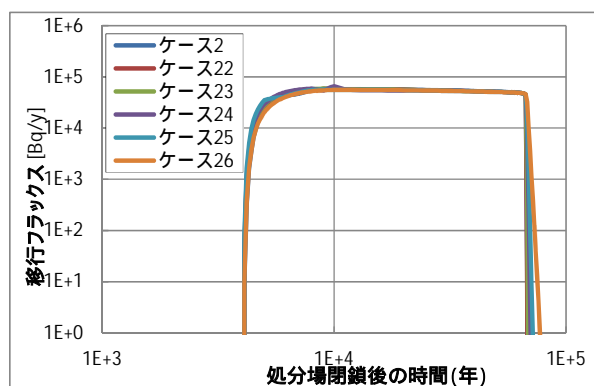
ケースによるこれらのフラックスの差異は、収着分配係数の差を反映している。また、ケース 11 では緩衝材厚さが通常の 70cm に対し、20cm と約 30%の厚さで移行距離を短くなることに加え、緩衝材に元素が収着する緩衝材体積は約 15%に減少し、収着容量が小さいことも立ち上がりが急峻である要因と考えられる。



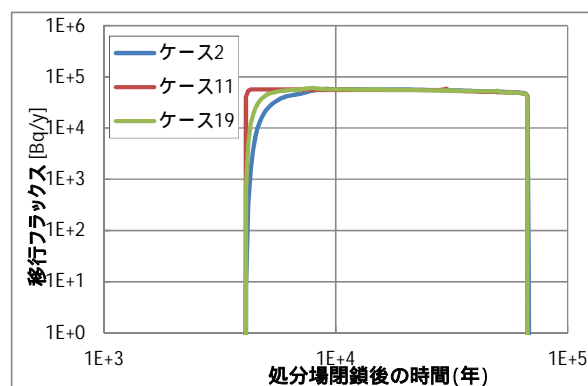
(a) 初期乾燥密度を変化させたケース



(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 g/m³/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。

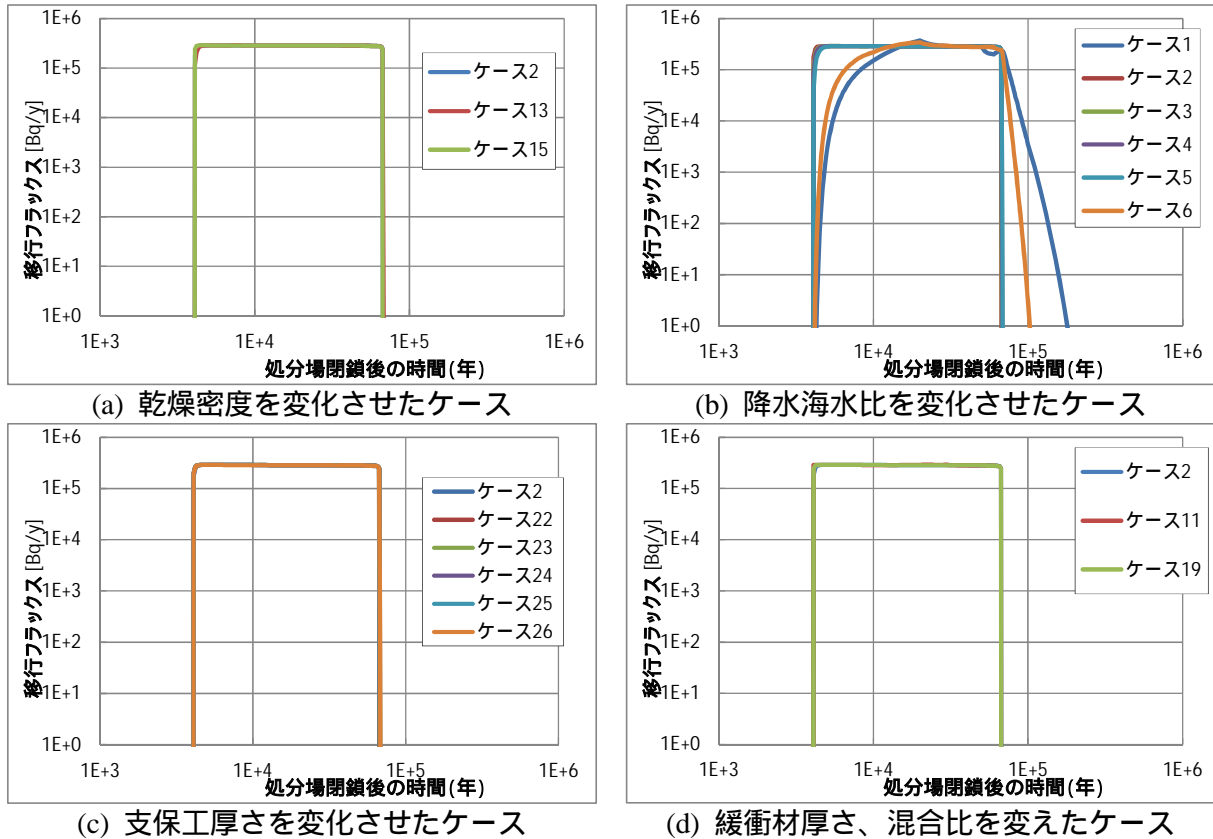


図 6.3-49 Cs-135 人工バリア移行フラックス

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。

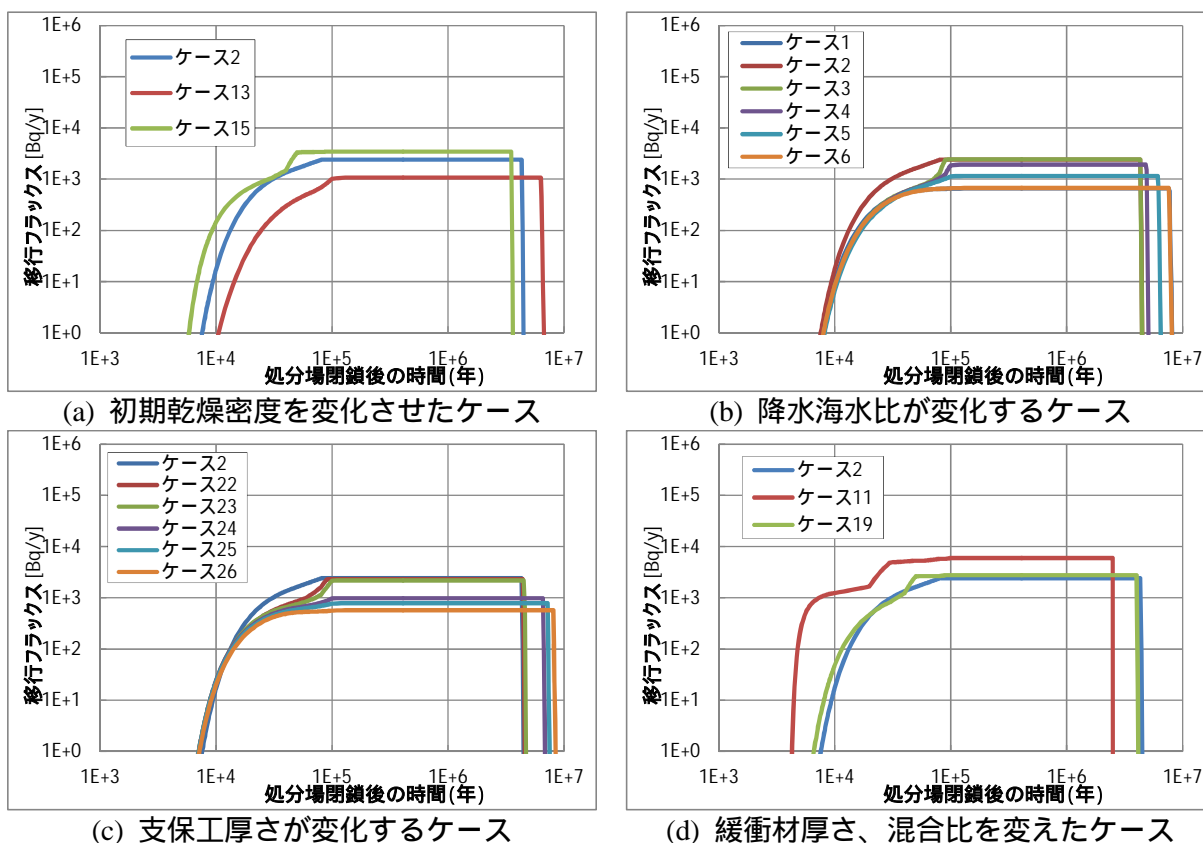


図 6.3-50 Np-237 人工バリア移行フラックス

(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。

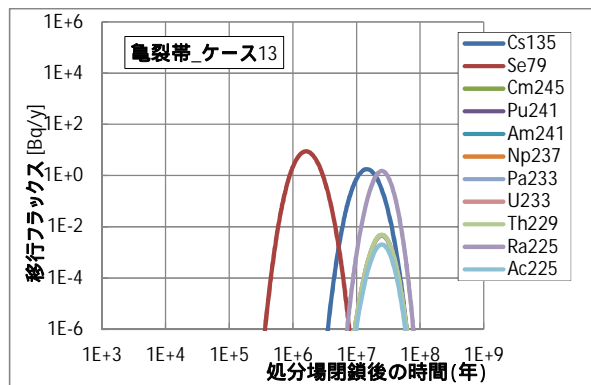
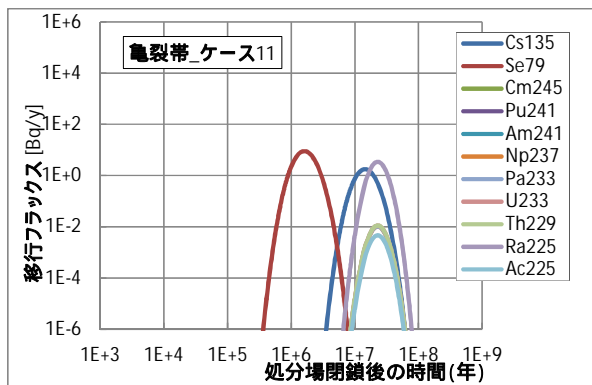
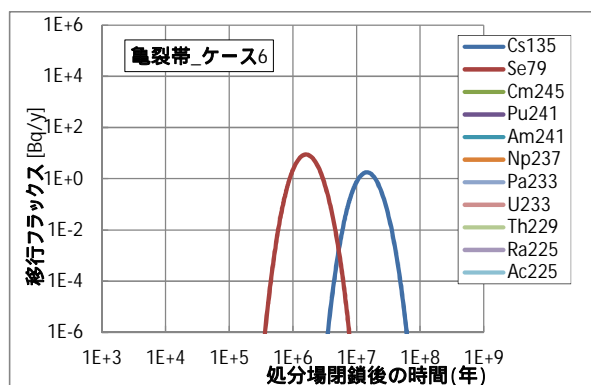
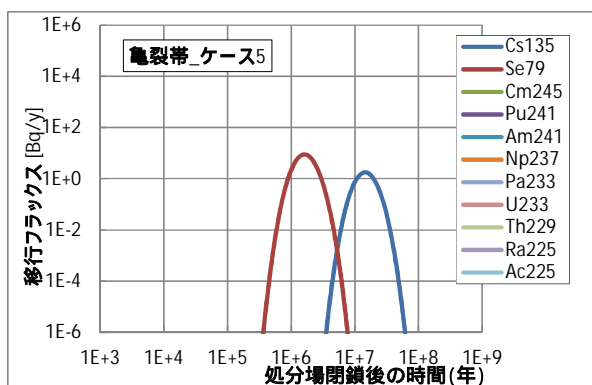
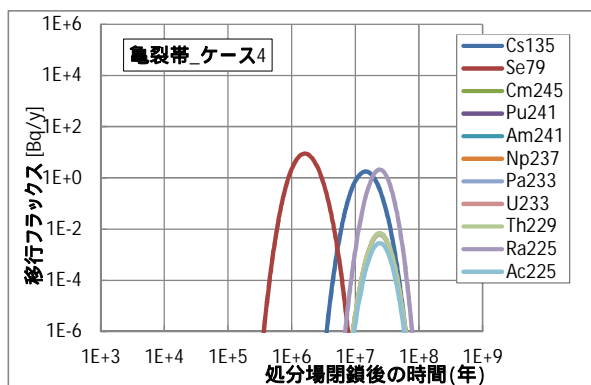
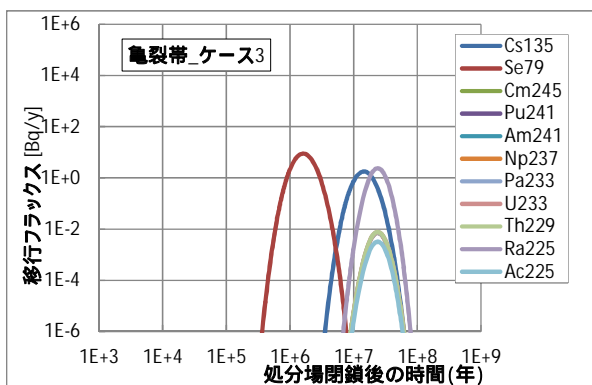
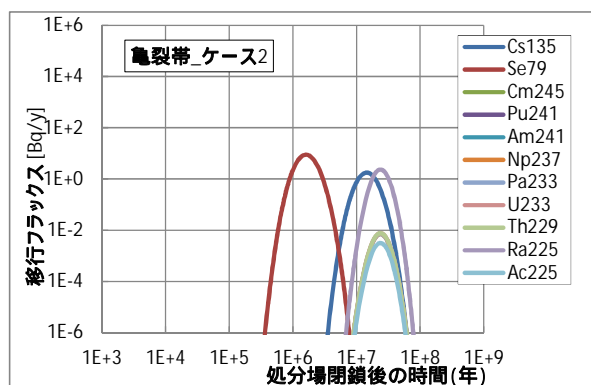
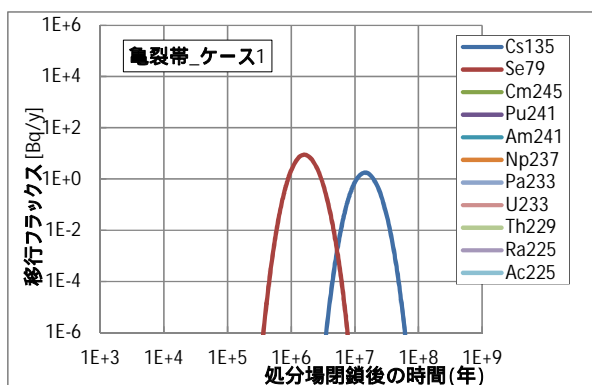


図 6.3-51 全核種の亀裂帯移行フラックス (1/2)

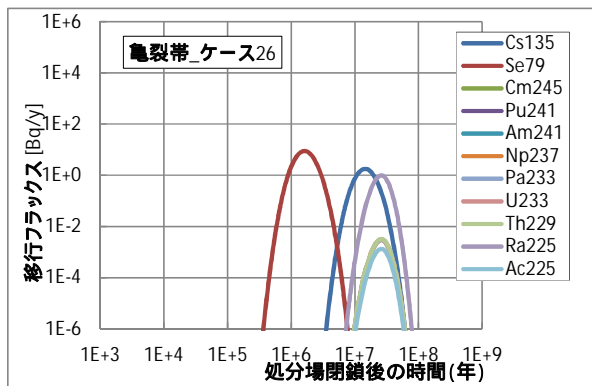
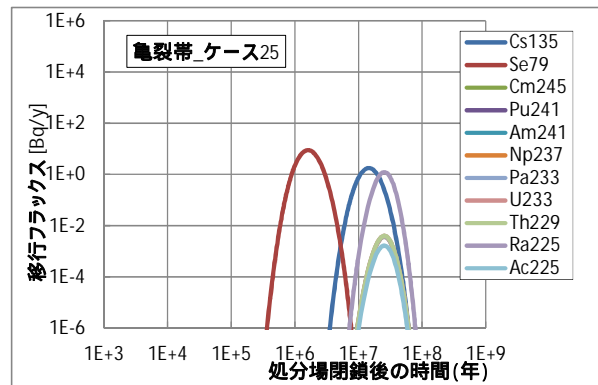
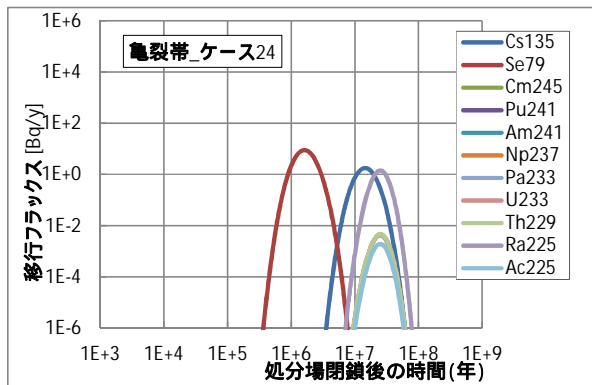
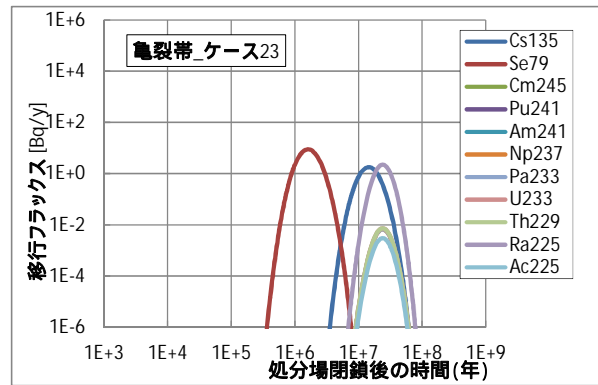
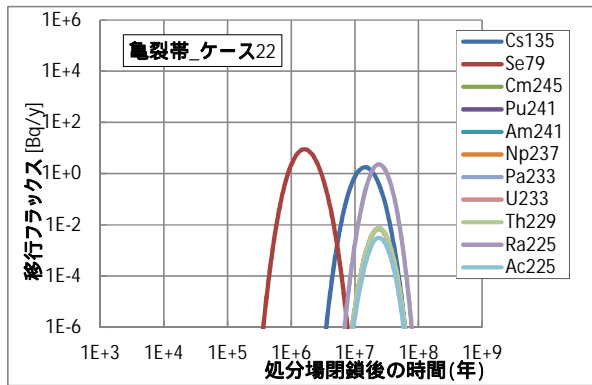
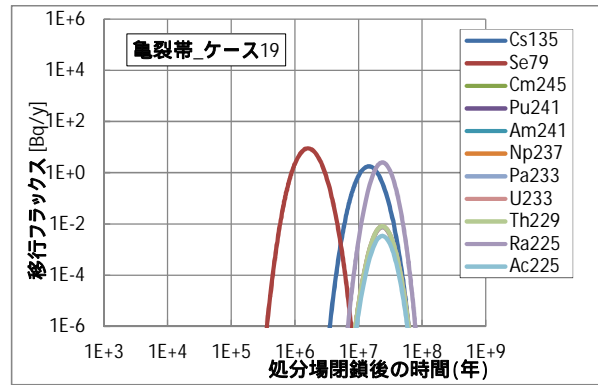
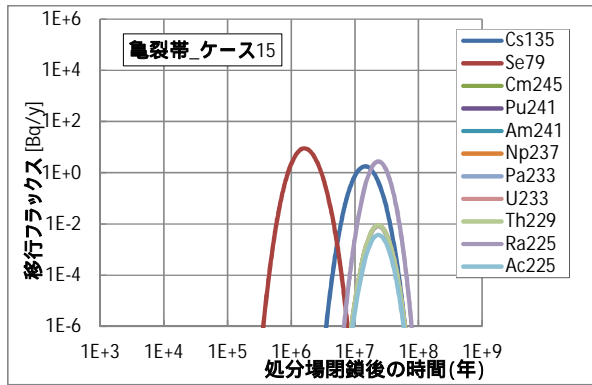
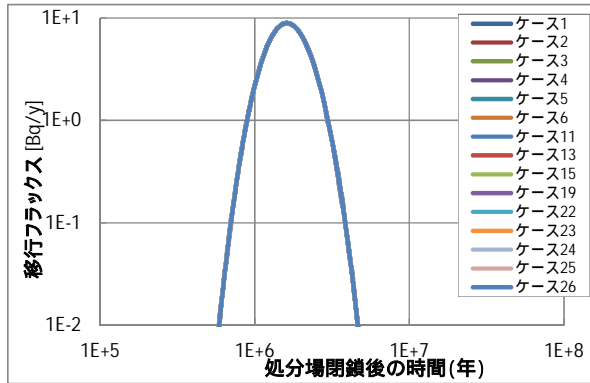
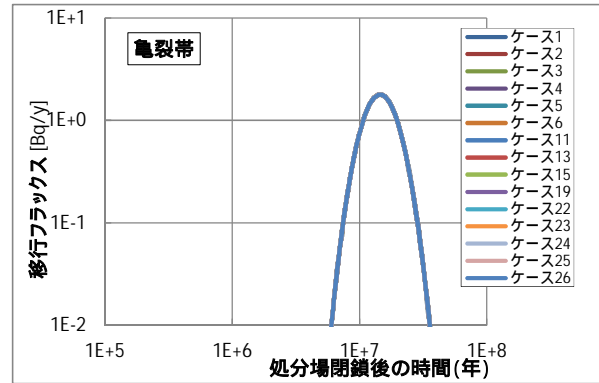


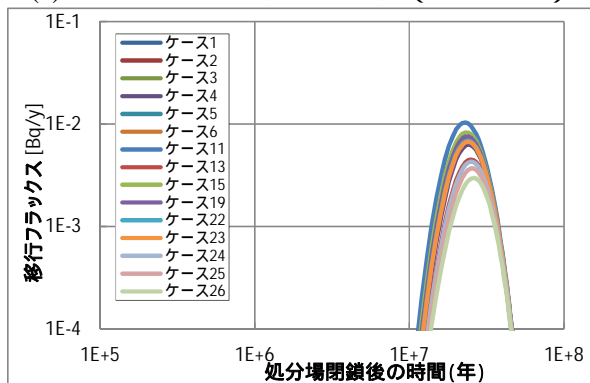
図 6.3-52 全核種の亀裂帯移行フラックス (2/2)



(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。