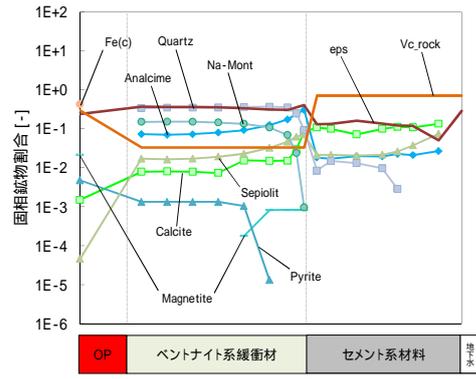
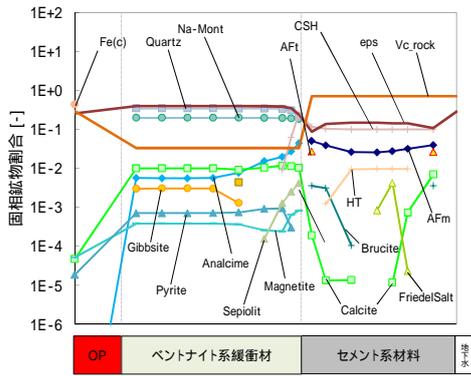


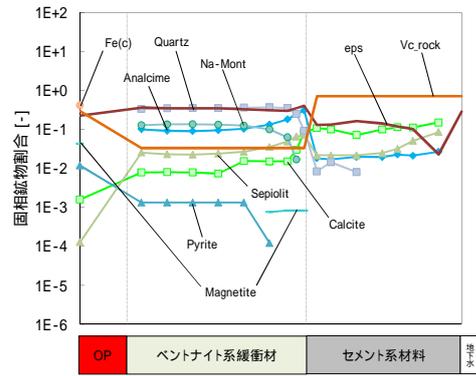
初期



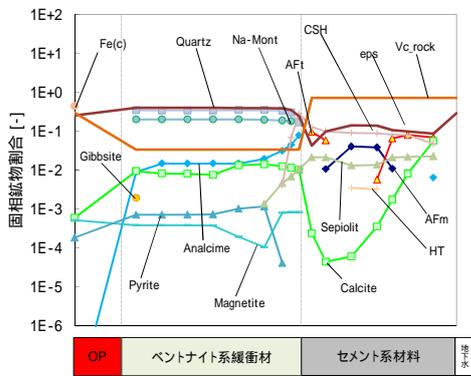
5,000 年後



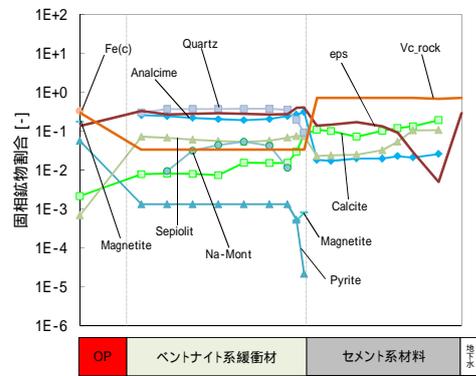
10 年後



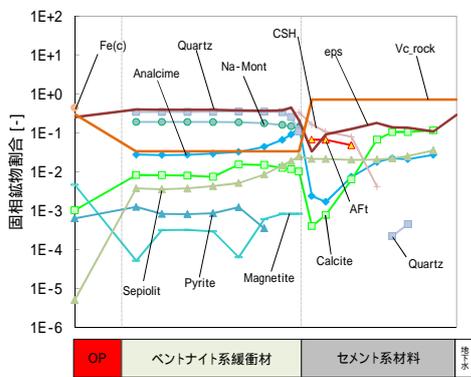
10,000 年後



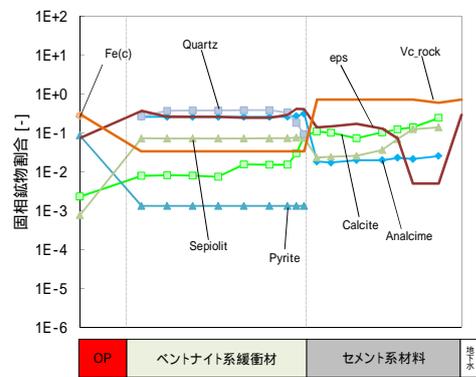
100 年後



50,000 年後

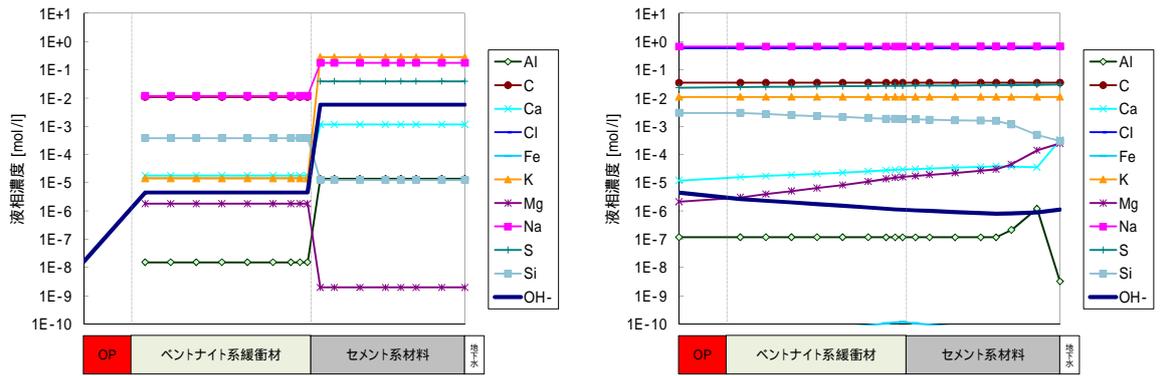


1,000 年後



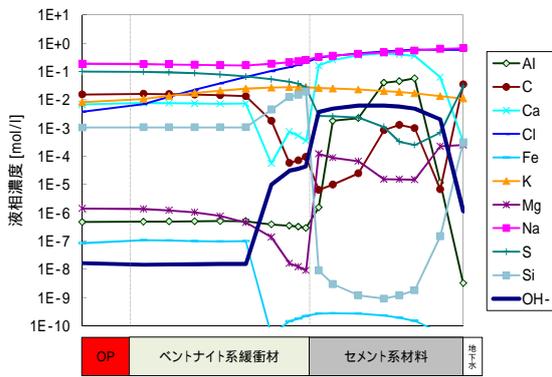
100,000 年後

図 8.3-24 全領域における固相空間分布 (ケース 6、海水系 90)

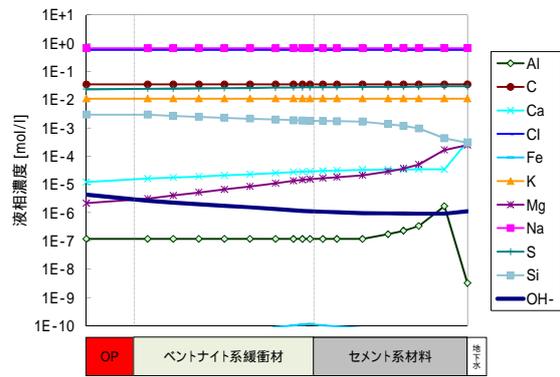


初期

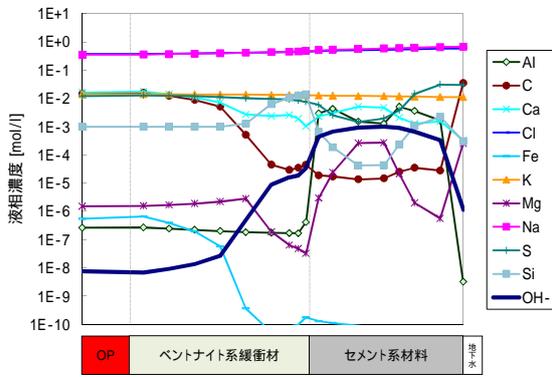
5,000 年後



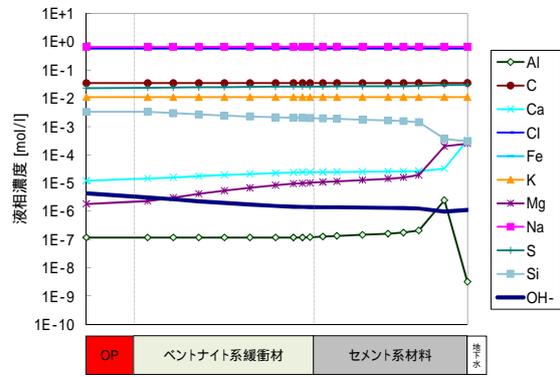
10 年後



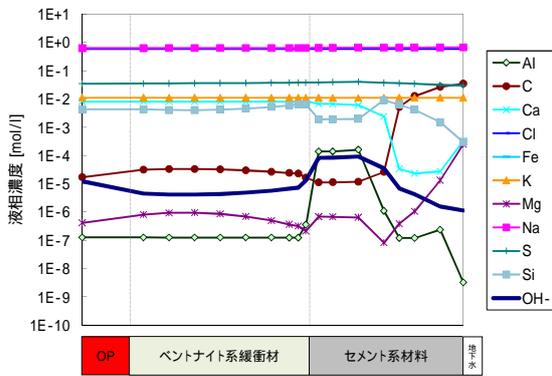
10,000 年後



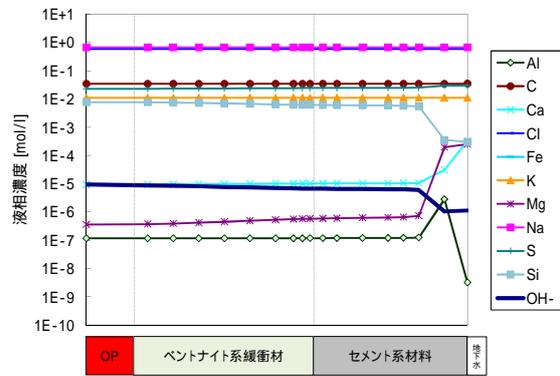
100 年後



50,000 年後

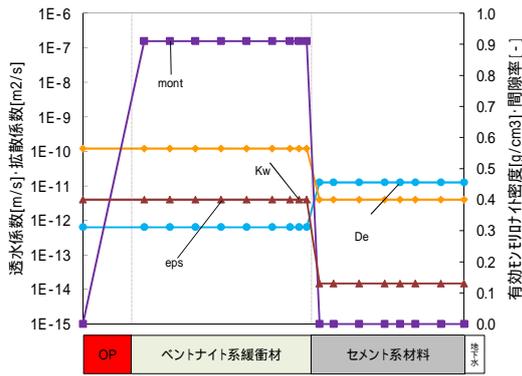


1,000 年後

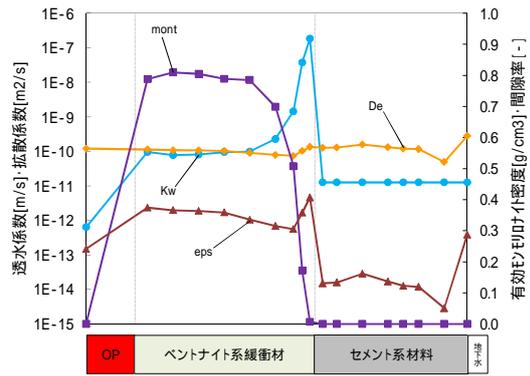


100,000 年後

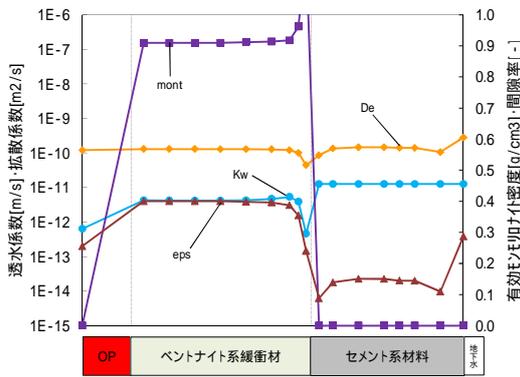
図 8.3-25 全領域における液相空間分布 (ケース 6、海水系 90)



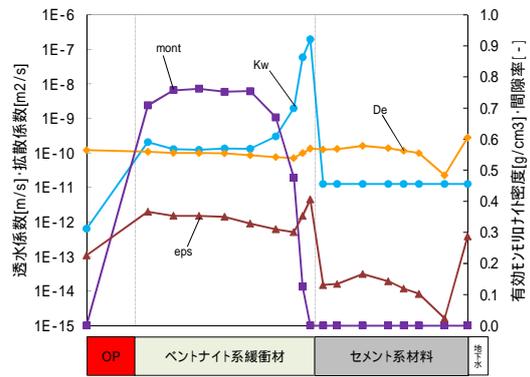
初期



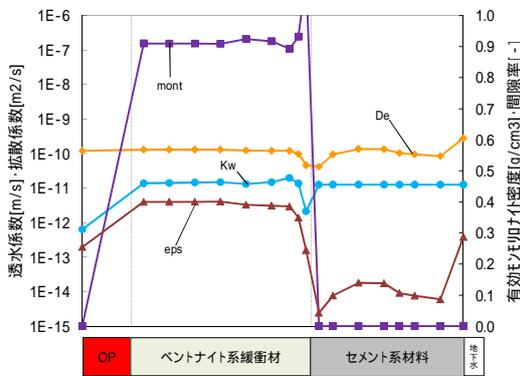
5,000年後



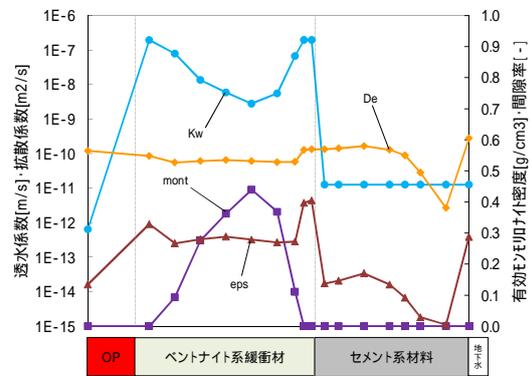
10年後



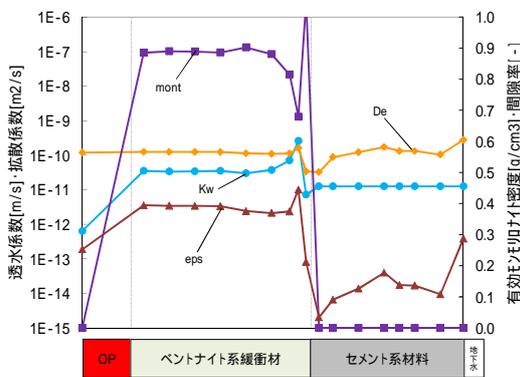
10,000年後



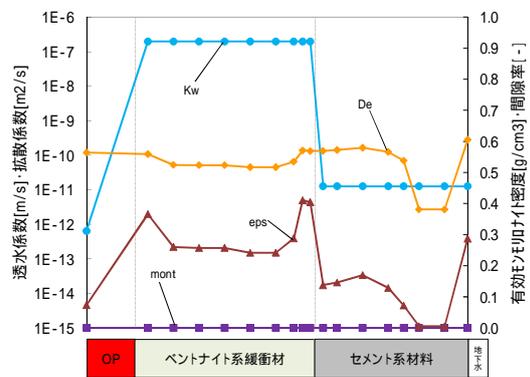
100年後



50,000年後



1,000年後



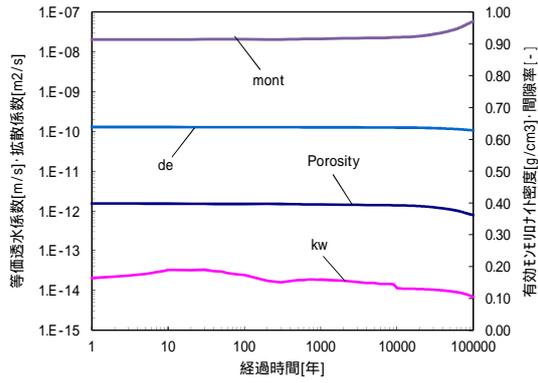
100,000年後

図 8.3-26 全領域における Kw・De・ $\rho_m$ ・Eps 空間分布 (ケース 6、海水系 90)

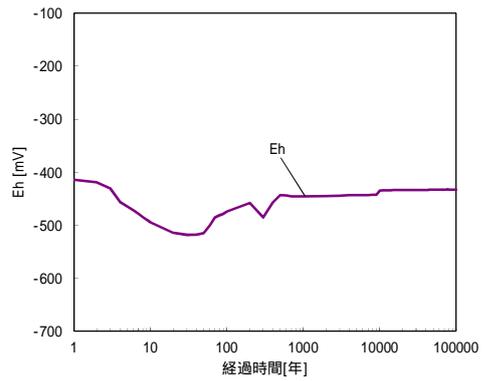
#### ( d ) 溶存酸素

溶存酸素についての解析結果を図 8.3-27～図 8.3-35 に示す。降水系において、透水係数・拡散係数・有効モンモリロナイト密度・間隙率の経時変化では、溶存酸素が混入していない条件である case1 と比較すると、初期の透水係数で若干低い透水係数となったが、ほぼ同様の分布を示しており、溶存酸素が影響を及ぼしていないことが確認できた。Eh においては、case1 の初期は約-380mV であったが、本ケースでは約-420mV と低い結果となった。これは、C(-4) (CH<sub>4</sub>) と S(6) (SO<sub>4</sub><sup>2-</sup>) が case1 と比較すると逆転しているための還元により Eh が低くなったものと推測され、溶存酸素が影響していると考えられる。また、平成 23 年度では初期で約-650mV、1 万年後で-700mV とかなり低い Eh を示していることから、本解析条件で低く設定した炭素鋼腐食速度が影響しており、還元反応が抑えられた結果といえる。pH は、初期において case1 で約 9 なのに対し、10 と差異が見られた。これは、初期の重炭酸イオンが低いことが要因の 1 つと考えられる。また pHd では、昨年度は約 2 千年後で炭酸・重炭酸イオンが落ちるために pHd の上昇が見られたが、本解析ではこの傾向が見られなかった。空間分布では、固相は case1 と比較すると、1 万年後で AS4H が若干緩衝材内部に向かい生成しているのが見られるが、10 万年を通して殆ど差異のない結果となった。今回地下水の溶存酸素が緩衝材内部に混入する傾向は見られなかったが、AS4H が緩衝材内部に進行している傾向は、溶存酸素に要因があるものと考えられる。液相や透水係数・拡散係数・有効モンモリロナイト密度・間隙率の空間分布ではほとんど差異は見られなかった。

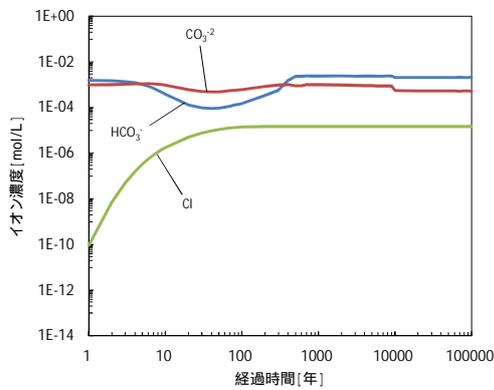
海水系においては、経時変化分布をみると、初期の透水係数で case1 と 1 オーダーの差異が見られたが、その後の分布は概ね一致している結果となった。また、平成 23 年度と比較すると 1 万年後において、若干高い傾向を示した。Eh でも case1 とは初期で差異が見られるが、その後はほぼ同じ傾向を示している。これも上述のとおり C(-4) と S(6) の影響によるものと考えられる。これにより、pHd および pH にも影響があり、分布に差異が見られている。空間分布での固相をみると、概ね同傾向であることが確認できるが、緩衝材 - 支保工境界付近に Hematite が生成していることがわかる。イオン種濃度の空間分布をみると、溶存酸素が緩衝材内部に侵入しているのが確認できた。この影響により Hematite が生成しているものと考えられる。溶存酸素の緩衝材侵入は、平成 23 年度には確認できなかった現象であり、これは、炭素鋼の腐食速度を低くしたことと、支保工の間隙変遷を考慮した拡散が大きくなったことにより溶存酸素が緩衝領域に達することで実現したものと考えられる。液相については、1 万年後の結果から緩衝材途中で Fe 濃度が落ちていることがわかる。これも Hematite が生成することにより、Fe が消費されたことが要因と思われる。透水係数・拡散係数・有効モンモリロナイト密度・間隙率の経時変化においては、緩衝材 - 支保工境界付近での間隙率変化によって有効モンモリロナイト密度・透水係数に若干の変化は見られるが、傾向的には差異がないことが確認された。



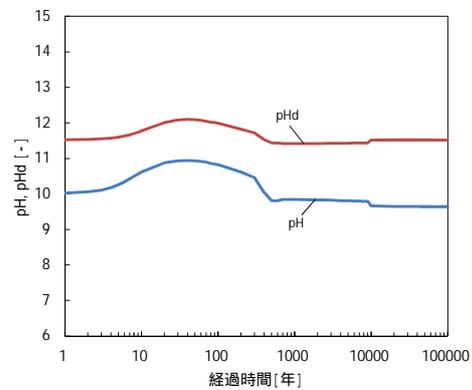
透水係数・拡散係数・有効E印叶付密度・間隙率



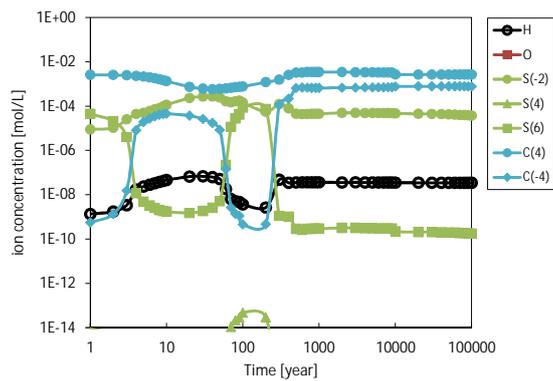
酸化還元電位



塩化物イオン・炭酸イオン・炭酸水素イオン・溶存酸素濃度

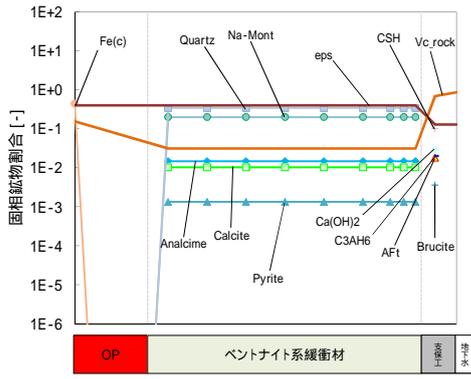


pHd・pH

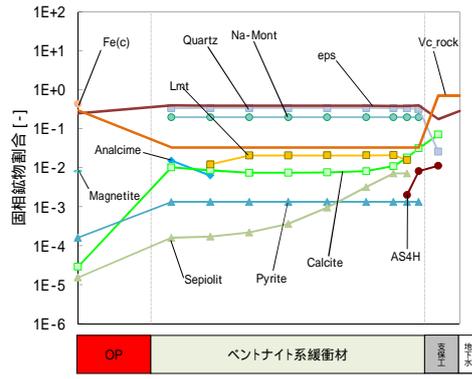


炭素鋼腐食に起因するイオン種濃度

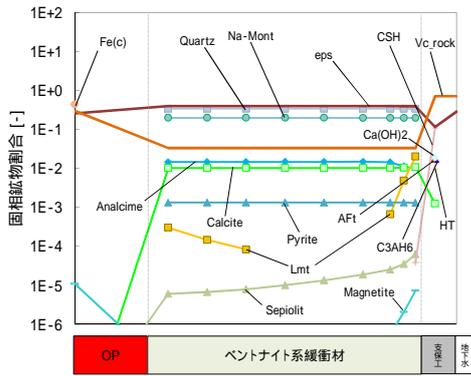
図 8.3-27 緩衝材領域における経時変化分布（ケース 7、降水系溶存酸素 8ppm）



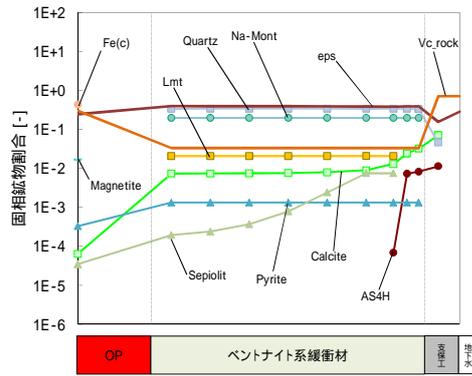
初期



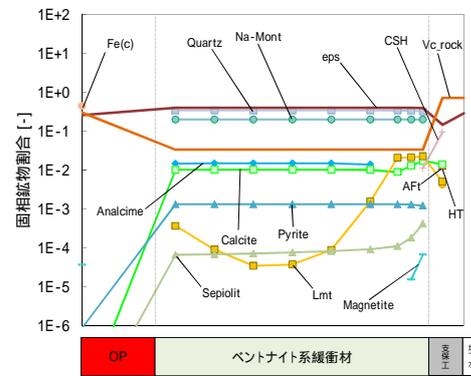
5,000 年後



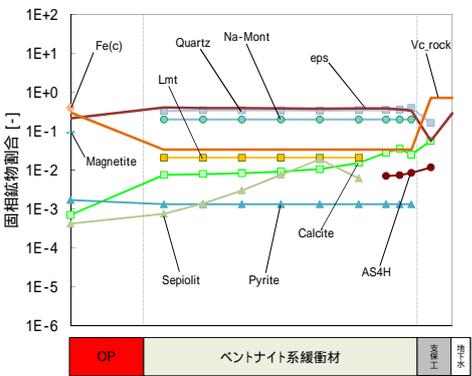
10 年後



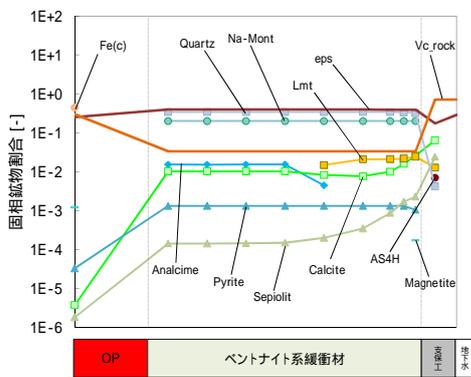
10,000 年後



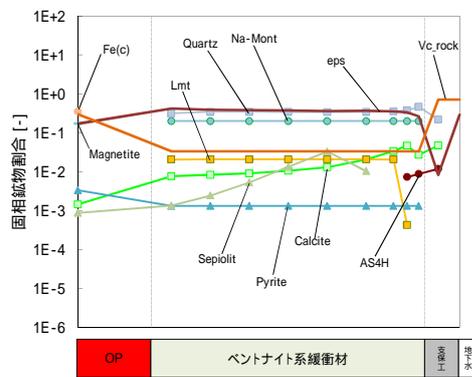
100 年後



50,000 年後



1,000 年後



100,000 年後

図 8.3-28 全領域における固相空間分布( ケース 7、降水系溶存酸素 8ppm )

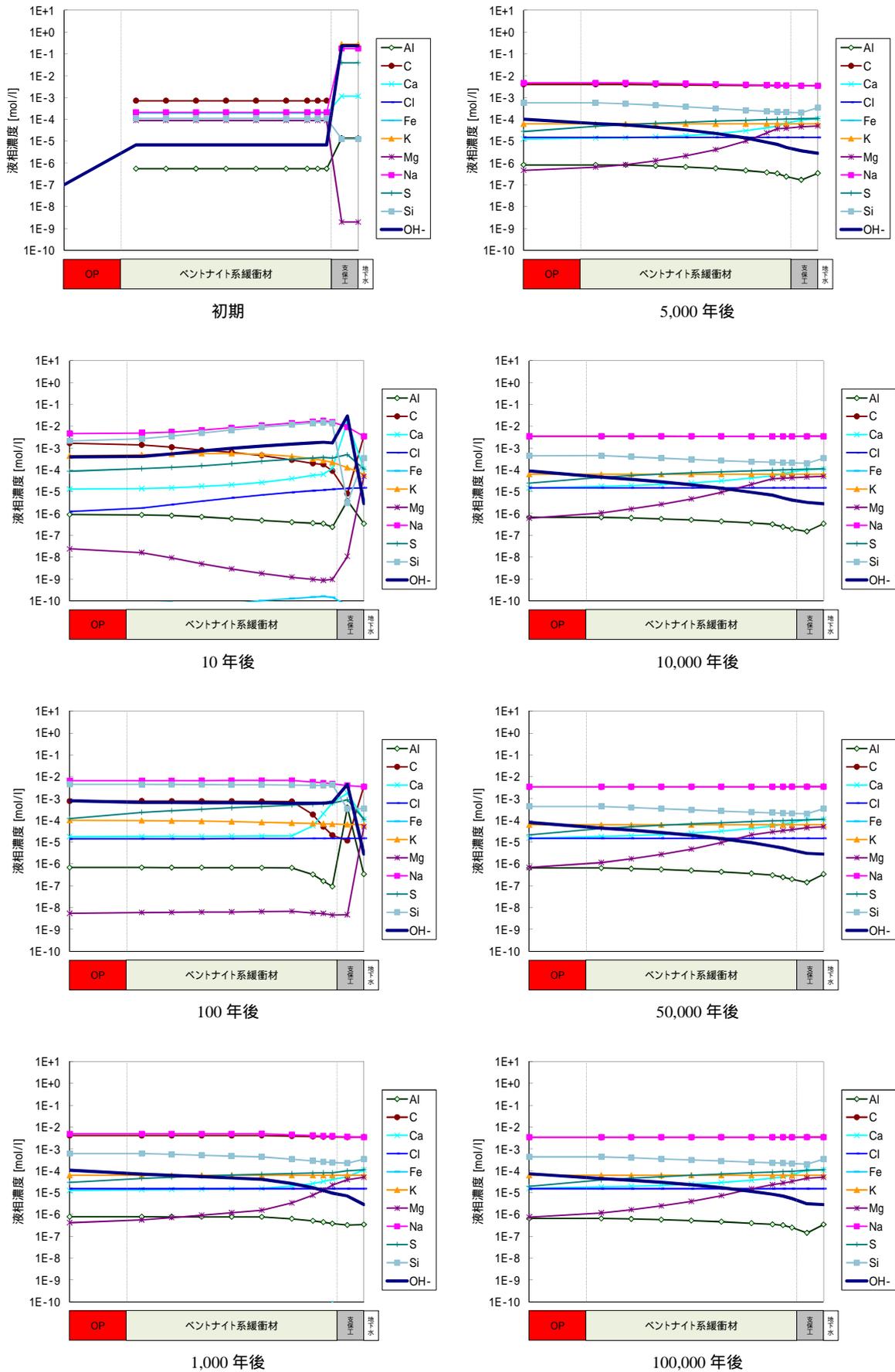
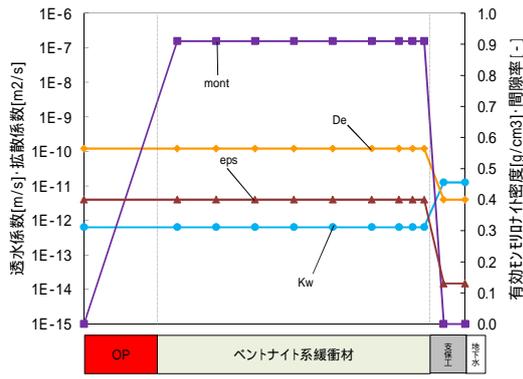
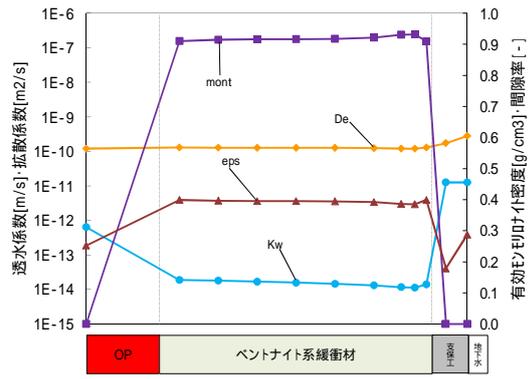


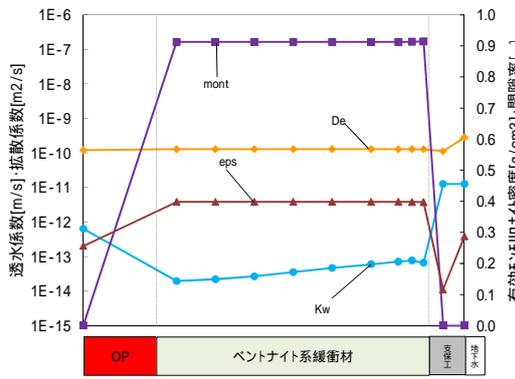
図 8.3-29 全領域における液相空間分布( ケース 7、降水系溶存酸素 8ppm )



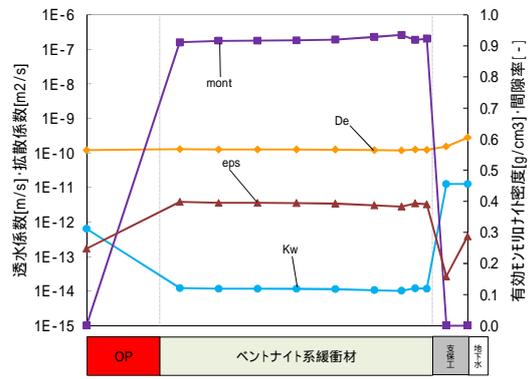
初期



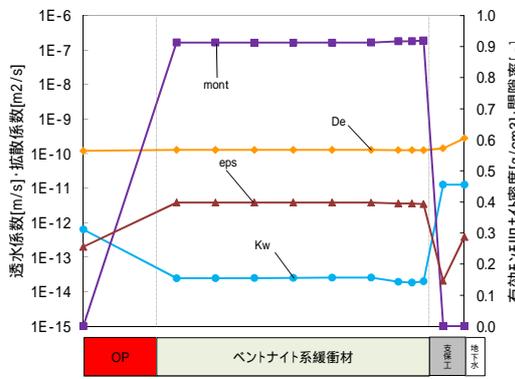
5,000 年後



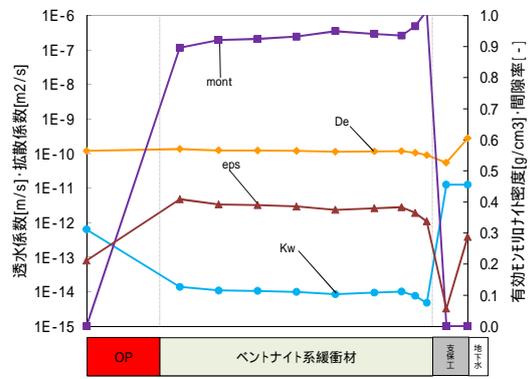
10 年後



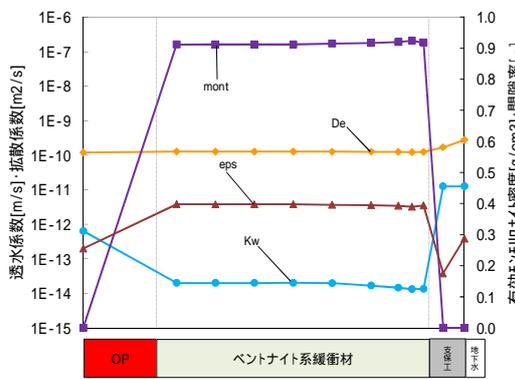
10,000 年後



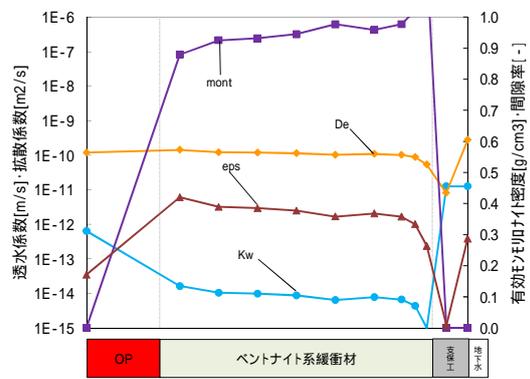
100 年後



50,000 年後

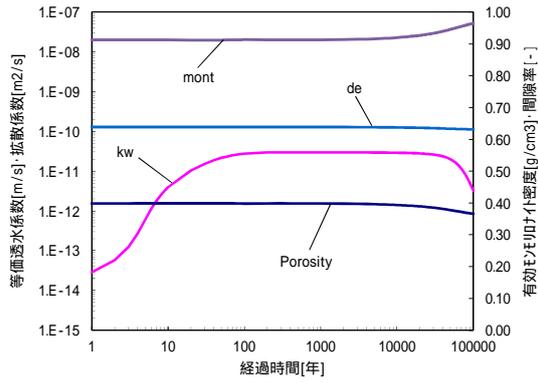


1,000 年後

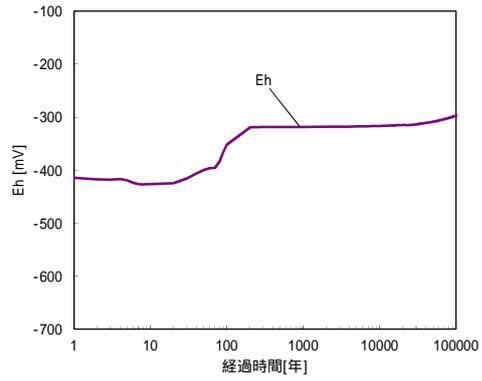


100,000 年後

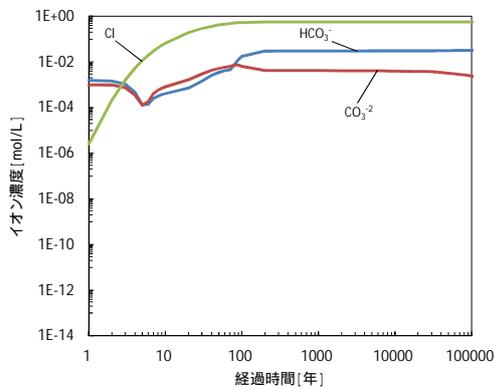
図 8.3-30 全領域における Kw・De・ $m$ ・Eps 空間分布 (ケース 7、降水系溶存酸素 8ppm)



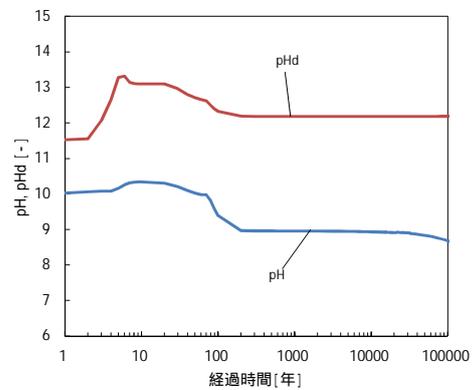
透水係数・拡散係数・有効孔隙率・間隙率



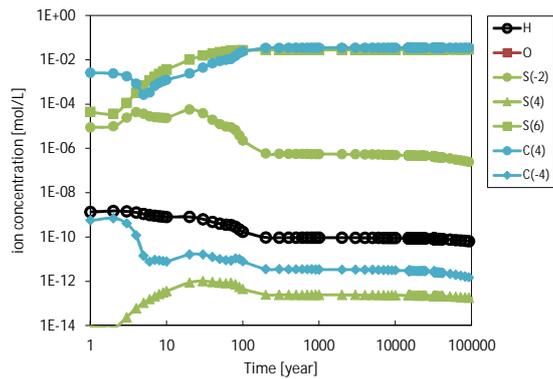
酸化還元電位



塩化物イオン・炭酸イオン・炭酸水素イオン・溶存酸素濃度

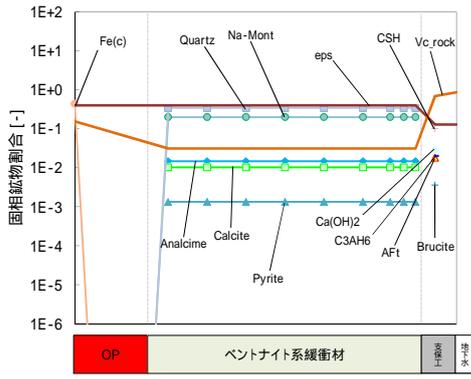


$pH_d$ ・ $pH$

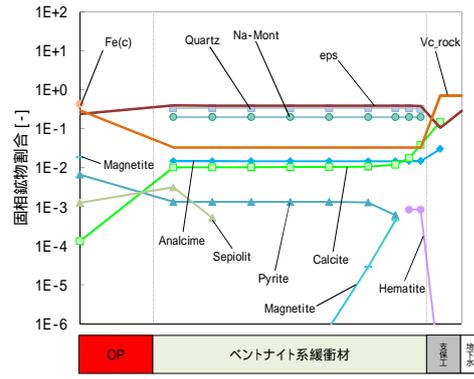


炭素鋼腐食に起因するイオン種濃度

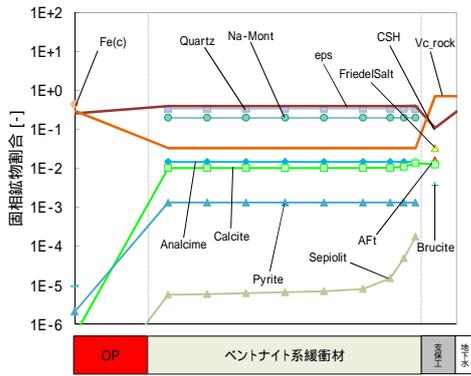
図 8.3-31 緩衝材領域における経時変化分布 (ケース 8、海水系溶存酸素 8ppm)



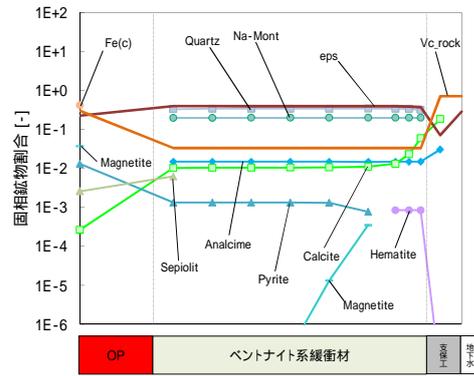
初期



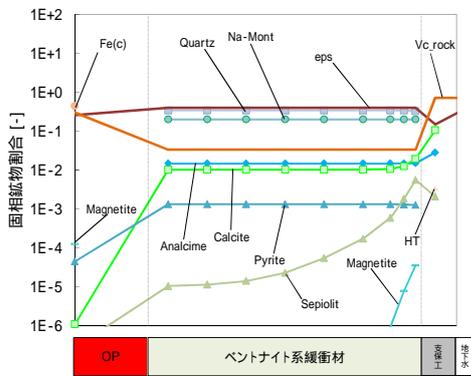
5,000 年後



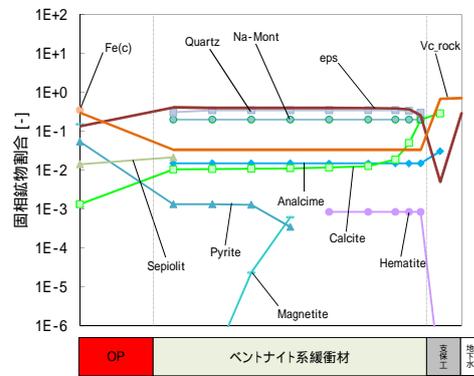
10 年後



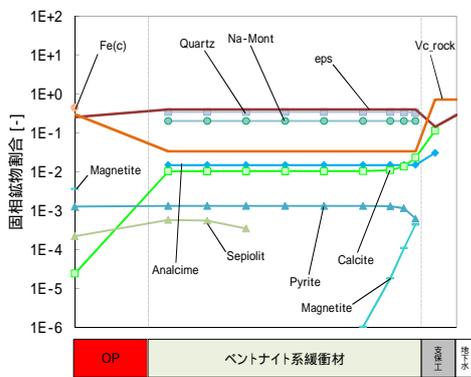
10,000 年後



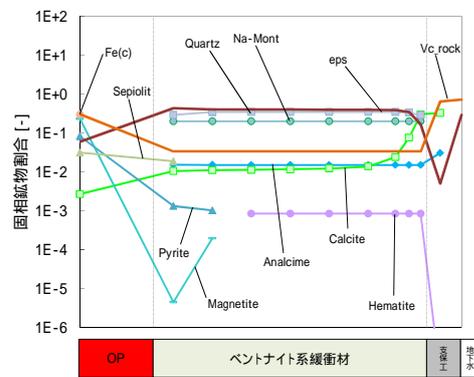
100 年後



50,000 年後

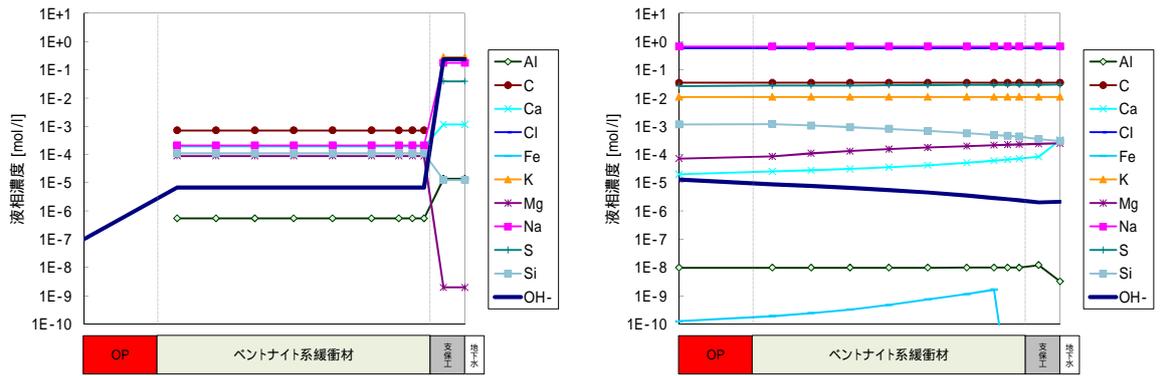


1,000 年後



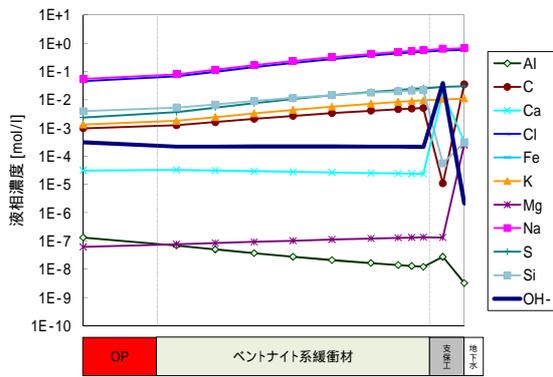
100,000 年後

図 8.3-32 全領域における固相空間分布( ケース 8、海水系溶存酸素 8ppm )

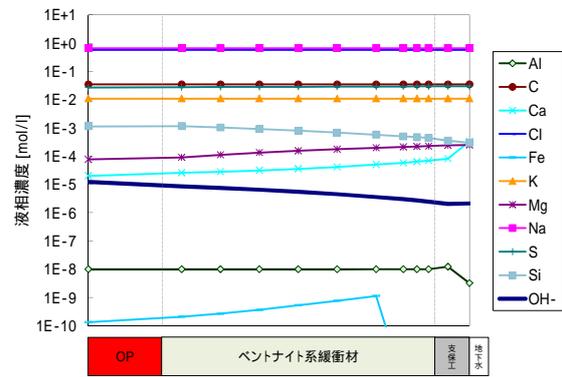


初期

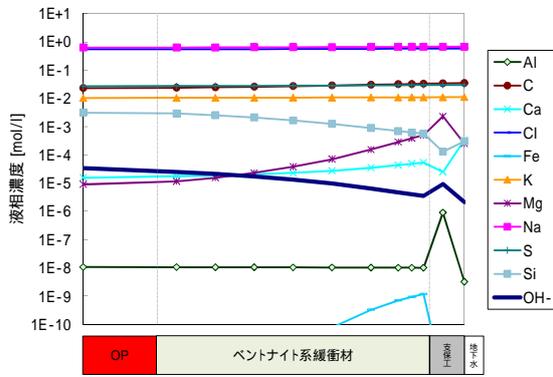
5,000年後



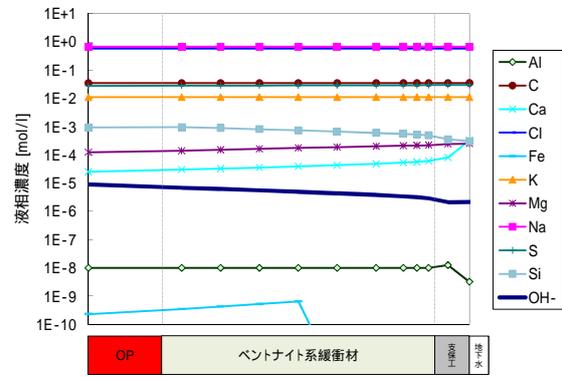
10年後



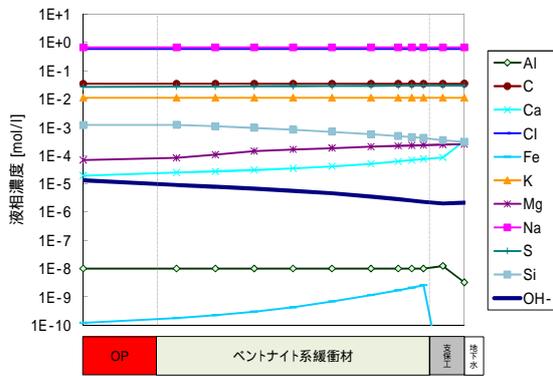
10,000年後



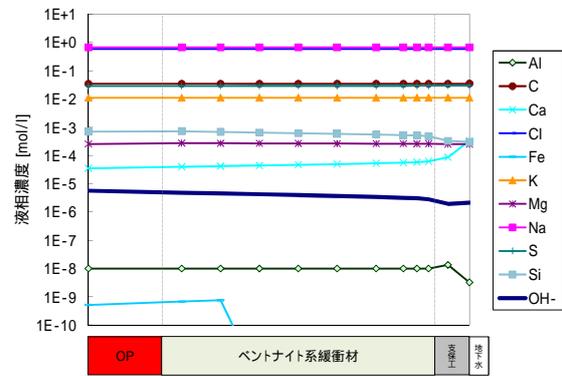
100年後



50,000年後

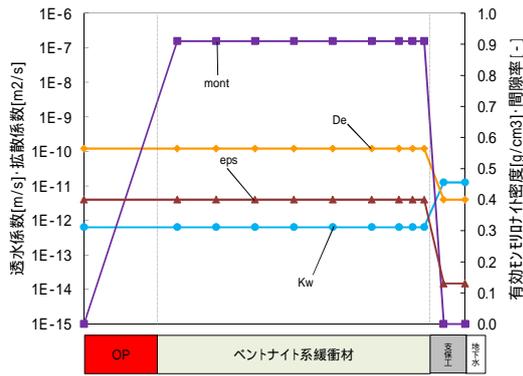


1,000年後

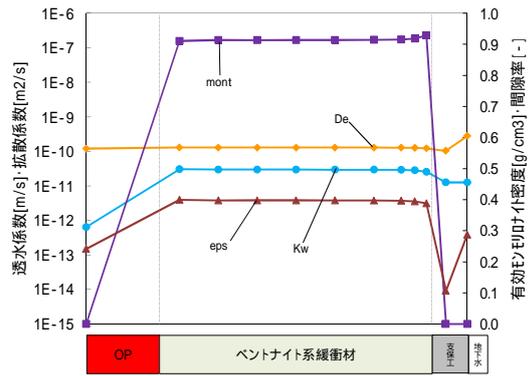


100,000年後

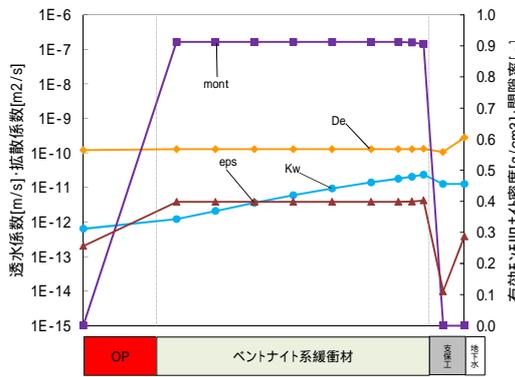
図 8.3-33 全領域における液相空間分布( ケース 8、海水系溶存酸素 8ppm )



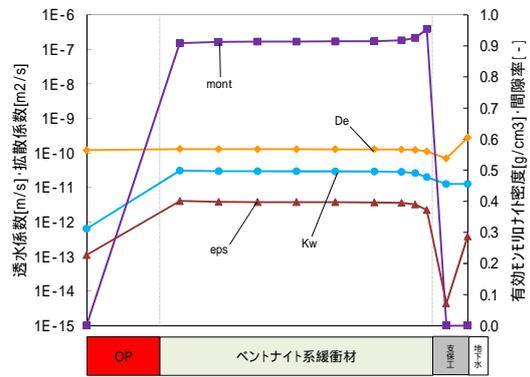
初期



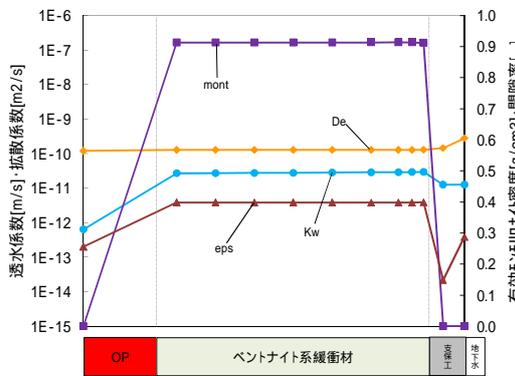
5,000 年後



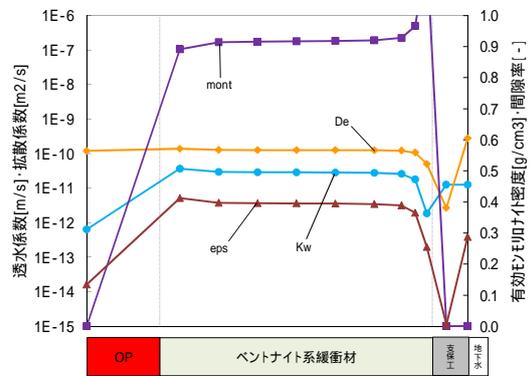
10 年後



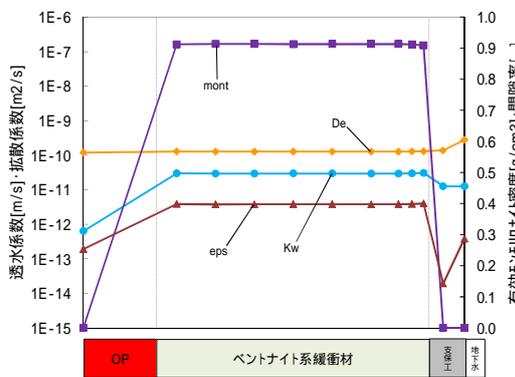
10,000 年後



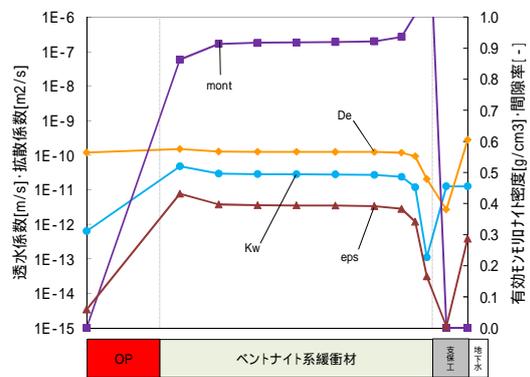
100 年後



50,000 年後

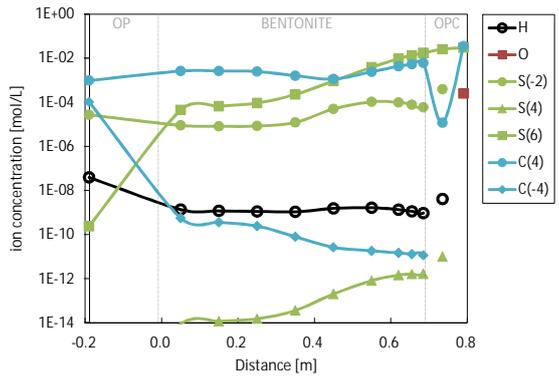


1,000 年後

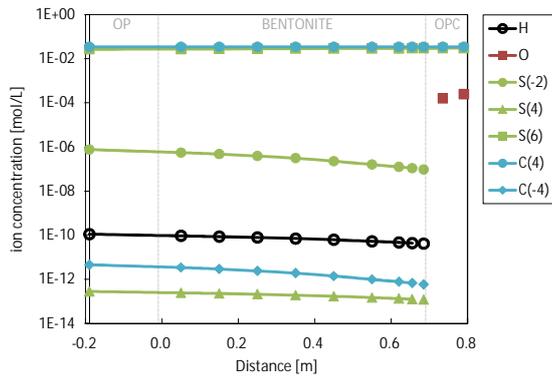


100,000 年後

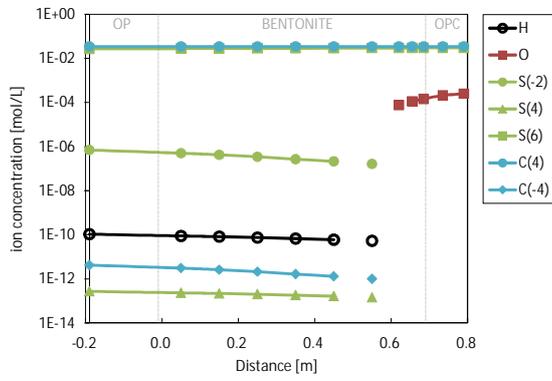
図 8.3-34 全領域における  $K_w \cdot De \cdot m \cdot Eps$  空間分布 (ケース 8、海水系溶存酸素 8ppm)



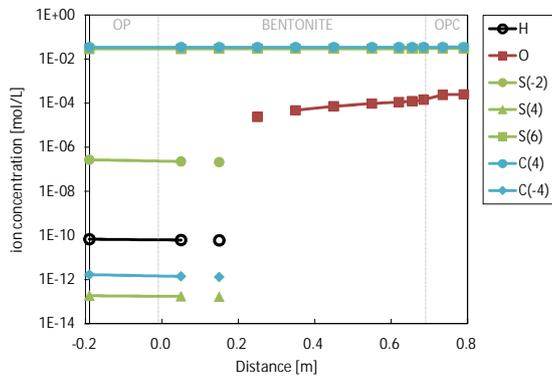
1 年後



1,000 年後



10,000 年後



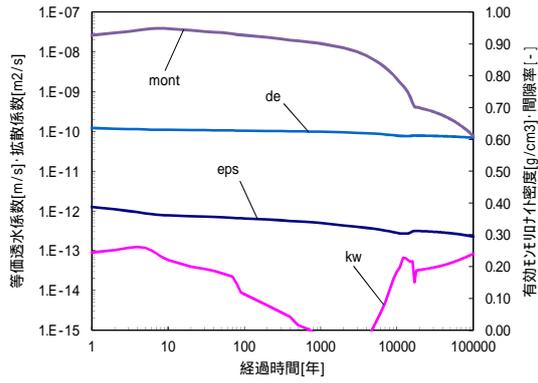
102,000 年後

図 8.3-35 全領域におけるイオン種濃度空間分布 (ケース 8、海水系溶存酸素 8ppm)

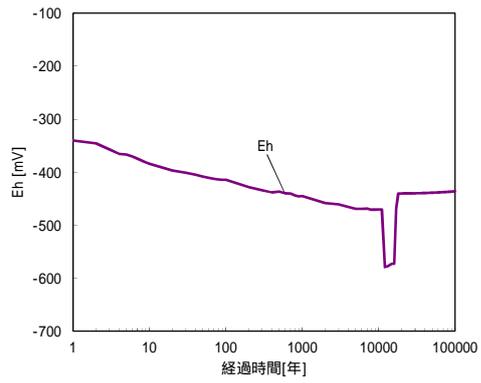
#### ( e ) オーバーパック温度変遷

オーバーパック温度変遷についての解析結果を図 8.3-36 ~ 図 8.3-39 に示す。経時変化分布をみると、透水係数では 1,000 年後まで温度変遷による影響を受けて低下する傾向が見られるが、それ以降有効モンモリロナイト密度およびイオン強度の影響により 1 万年近辺で急上昇する。しかし、1 万 2 千年後にはイオン強度が  $0.004 \text{ mol L}^{-1}$  から  $0.002 \text{ mol L}^{-1}$  に下がることにより一度透水係数が下降する現象がみられた。有効モンモリロナイト密度では、温度変遷の影響により、1 万年後までにモンモリロナイト溶解が促進されるが、それ以降は支保工のアルカリ成分が枯渇することにより、温度に依存した溶解速度によって溶解が進み、10 万年後には約  $0.6 \text{ g cm}^{-3}$  となった。pHd 判定では、pH が低いために不動態化する傾向までは至らず、終始全面腐食の評価となった。

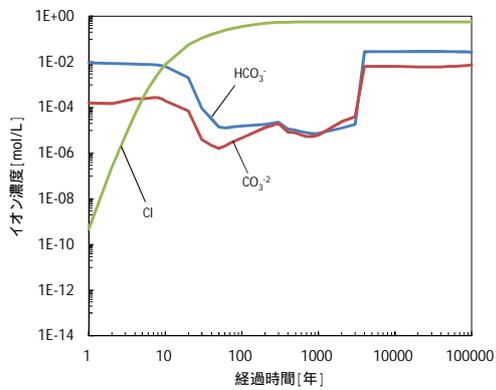
空間分布では、1,000 年後の固相空間分布をみると、緩衝材 - 支保工境界での間隙閉塞傾向が、若干緩衝材側となっていることが確認できる。25 定温の case3 や 90 定温の case5 では、逆に支保工側にて確認できていたが、逆の傾向となった。case3 では支保工側にて CSH が生成ピークに達しており、case5 では CSH と AFt が間隙を埋めているが、本ケースでは CSH の境界付近での生成ピークが、緩衝材まで達しているためにこの傾向が出現したものと考えられる。また、10 万年後では、case3・case5 とともに EDZ 境界付近での間隙閉塞がみられるが、本ケースでは殆ど閉塞しない傾向となった。これは、間隙を埋めている主鉱物が Calcite であるが、case3 では Quartz・Lmt、case5 では Sepiolite が多く生成しており、本ケースでは Sepiolite・Lmt がそれほど生成していないために間隙を閉塞するまでに至らず、このような差異が生まれている。鉄鉱物では、10 万年後の緩衝材領域において、case3 では Pyrite、case5 では Magnetite が一様に生成していることが確認できたが、本ケースでは緩衝材中央付近で OP 側が Magnetite、支保工側が Pyrite と分かれる結果となった。なお、pHd 判定においては、全期間全面腐食の判定となった。



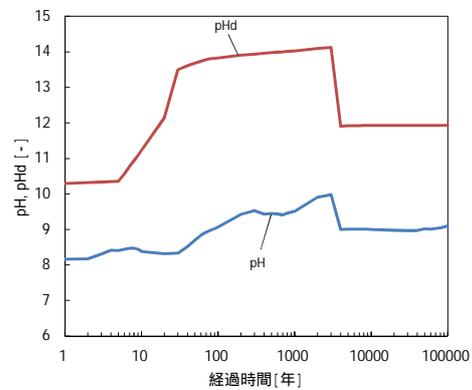
透水係数・拡散係数・有効孔隙率・間隙率



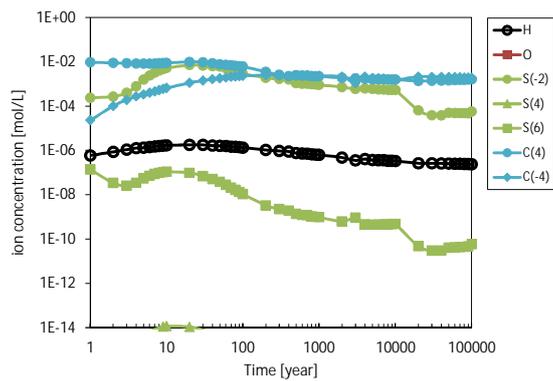
酸化還元電位



塩化物イオン・炭酸イオン・炭酸水素イオン・溶存酸素濃度

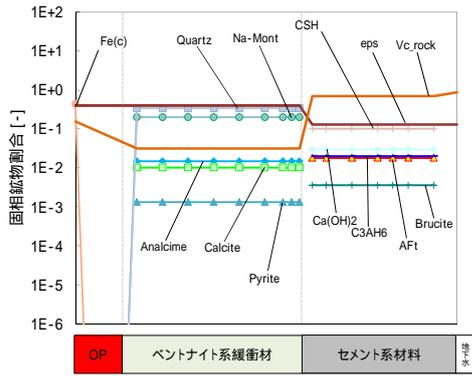


pHd・pH

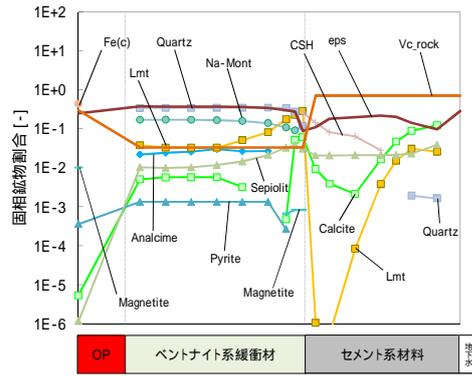


炭素鋼腐食に起因するイオン種濃度

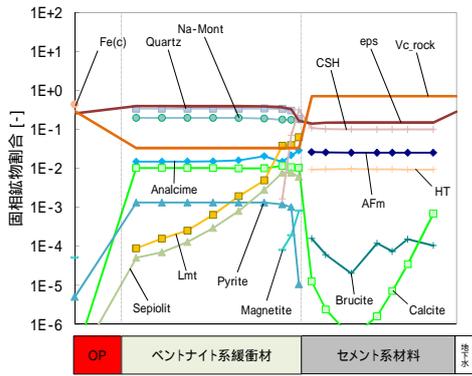
図 8.3-36 緩衝材領域における経時変化分布 (ケース 9、OP 温度変遷)



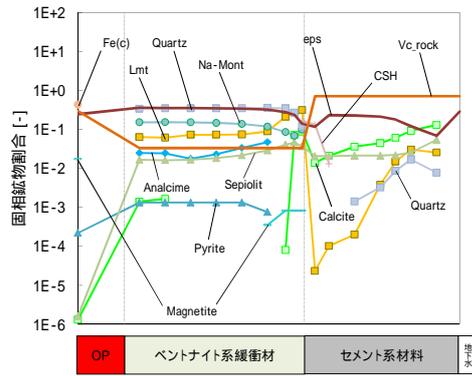
初期



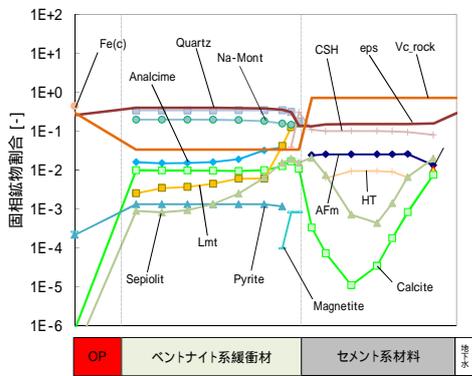
5,000年後



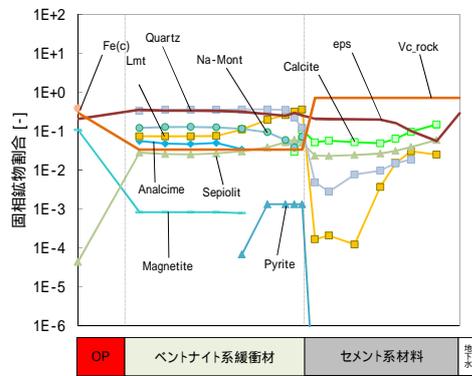
10年後



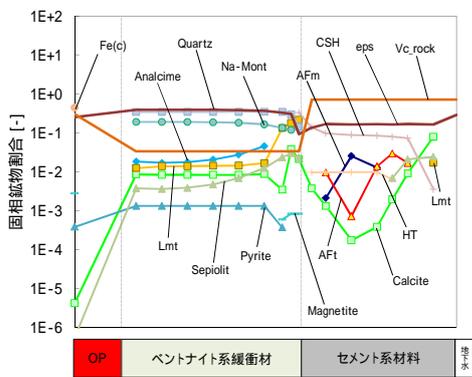
10,000年後



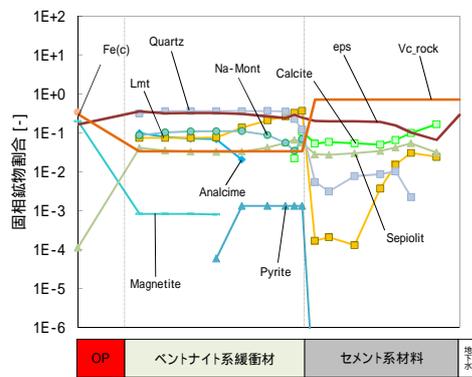
100年後



50,000年後



1,000年後



100,000年後

図 8.3-37 全領域における固相空間分布 (ケース 9、OP 温度変遷)

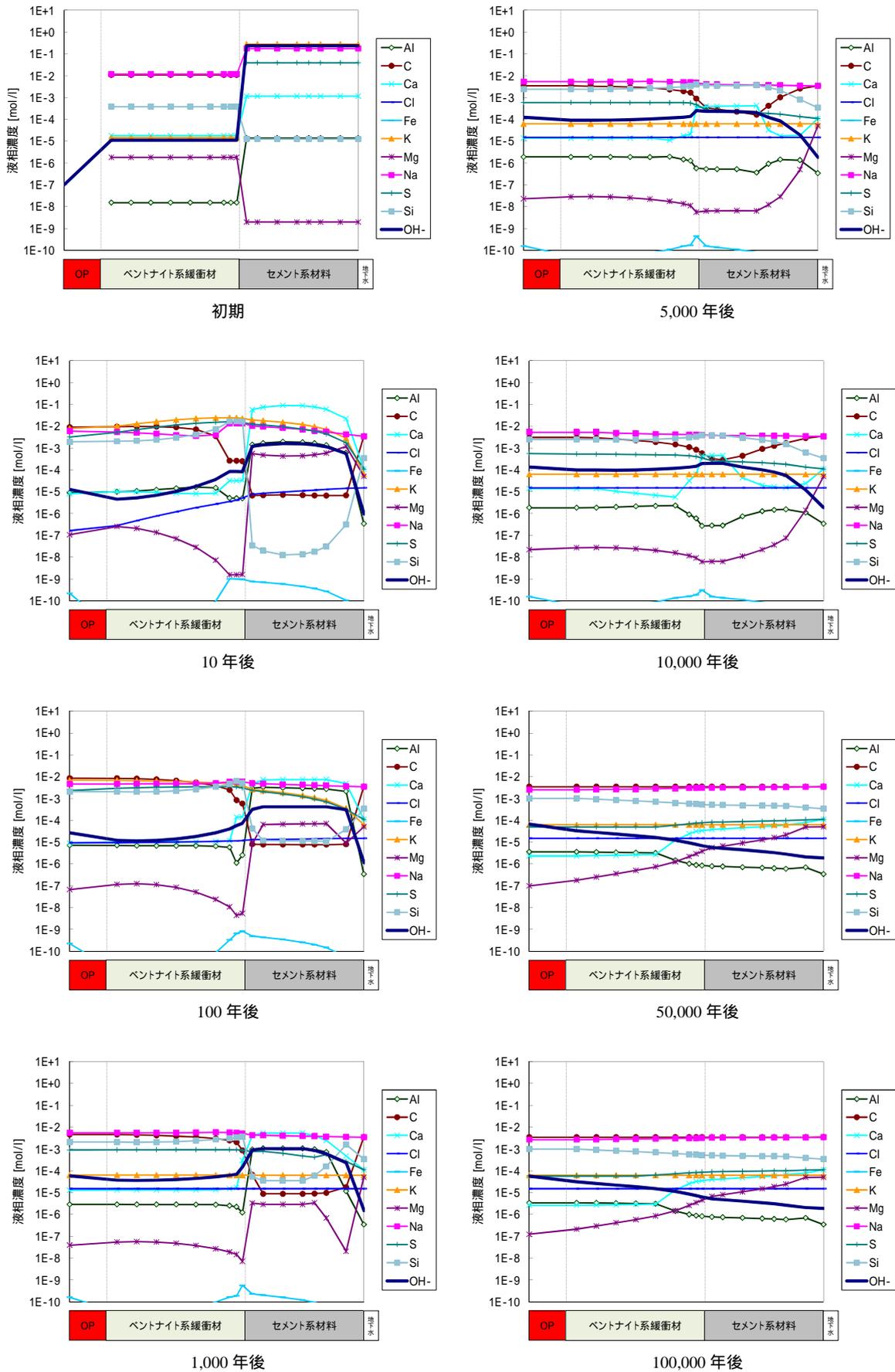
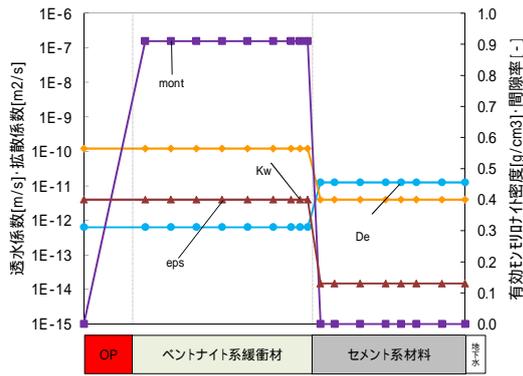
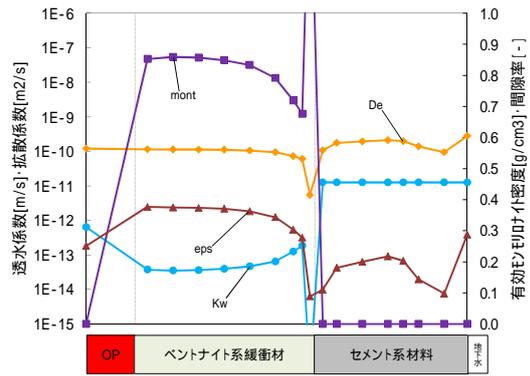


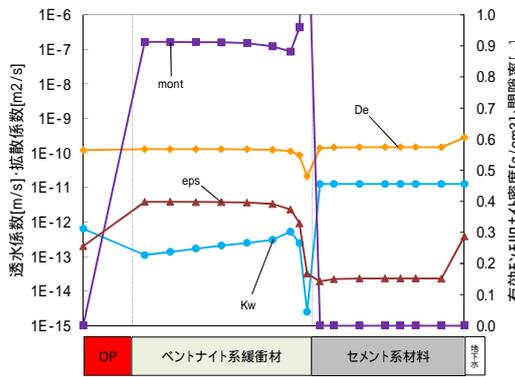
図 8.3-38 全領域における液相空間分布 (ケース 9、OP 温度変遷)



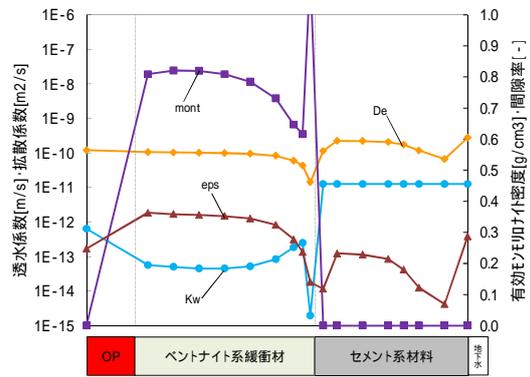
初期



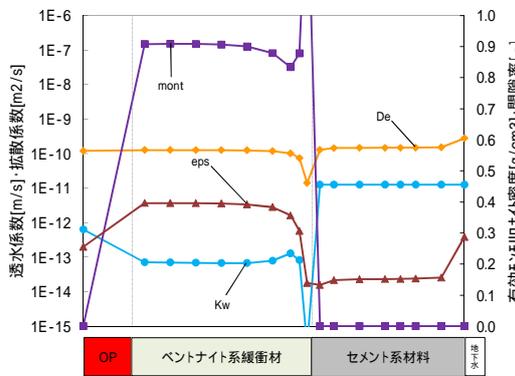
5,000 年後



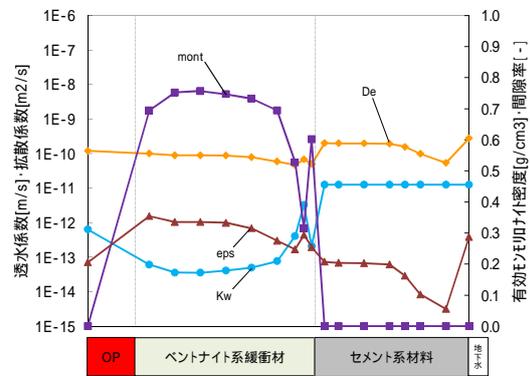
10 年後



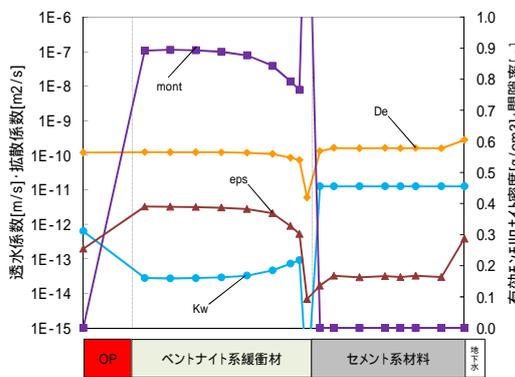
10,000 年後



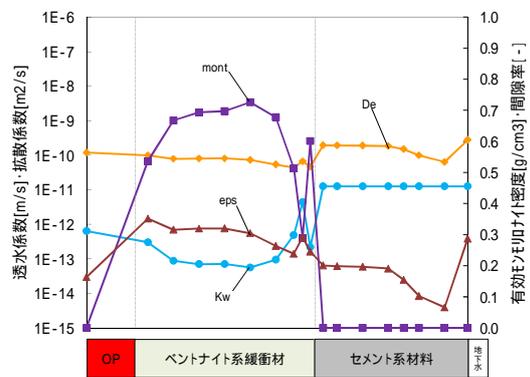
100 年後



50,000 年後



1,000 年後

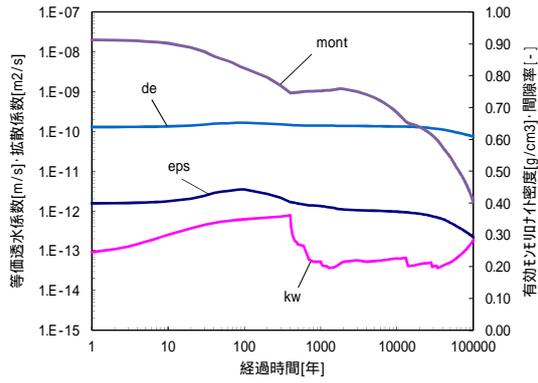


100,000 年後

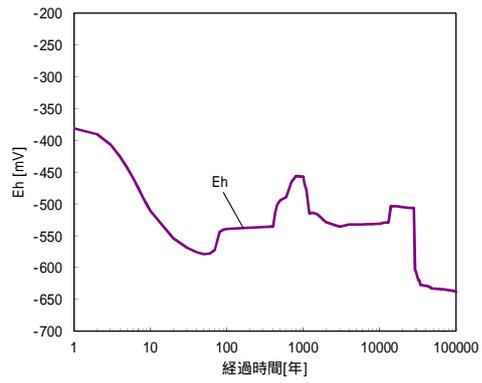
図 8.3-39 全領域における  $K_w \cdot De \cdot m \cdot Eps$  空間分布 (ケース9、OP 温度変遷)

( f ) セメント間隙水特性

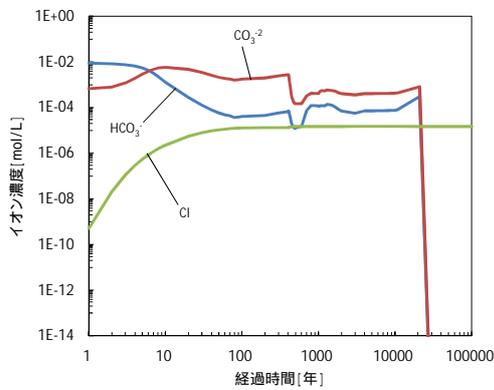
セメント間隙水特性についての解析結果を図 8.3-40 ~ 図 8.3-43 に示す。このケースでは、平成 23 年度や他ケースと異なり、pHd・pH の経時変化をみると、20 年後から 400 年後までの間、pHd を pH が超えることにより不動態の判定となった。この 380 年間継続した不動態判定については、オーバーパックの早期破損となりうる可能性があると考えられる。オーバーパックの破損時間の最終的な評価については、8.3.2 項にて後述するオーバーパック腐食寿命解析の結果より判断する。有効モンモリロナイト密度の経時変化をみると、400 年後までに  $0.75\text{g m}^{-3}$  に低下し、10 万年後には、 $0.41\text{g m}^{-3}$  まで低下する。400 年後までにモンモリロナイト溶解が促進される理由としては、その期間 pH の高い地下水接触から 10 年と初期のセメント間隙水を設定しているおり、式(8.3-1)のモンモリロナイト溶解速度式に大きく影響を与えているためである。その後設定している 1 万年後・4 万年後のセメント間隙水は徐々に pH が下がっているため、その分モンモリロナイト溶解速度が低下していることがわかる。さらに、固相空間分布をみると、10 万年後にはモンモリロナイトは緩衝材 62cm のあたりまで消滅しており、また残存している領域でも初期より半分以下に低下している結果となった。間隙率については、1 万年後までに緩衝材 - EDZ 境界にて CSH が生成することにより間隙が閉塞される傾向が見られる。その後 CSH が溶解していくことにより間隙閉塞が解消傾向となり、10 万年後には 0.16 にまで解消された。緩衝材領域での鉄鉱物は、約 3 万年後から Magnetite が安定領域となることで H 濃度が上昇し、Eh が低下する。その後 Magnetite 生成が進行していき、10 万年後にはほぼ Magnetite が一様に生成している状態となる結果となった。



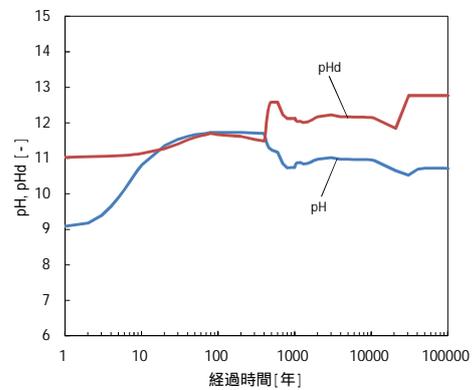
透水係数・拡散係数・有効孔隙率・空隙率



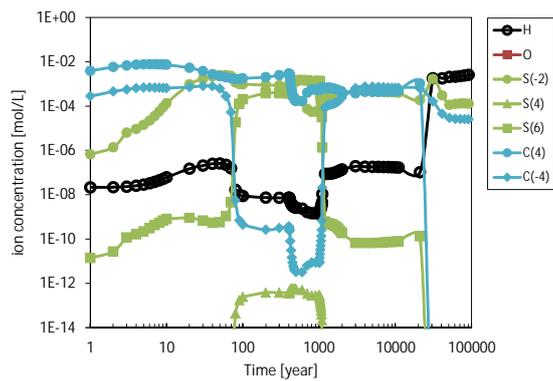
酸化還元電位



塩化物イオン・炭酸イオン・炭酸水素イオン・溶存酸素濃度

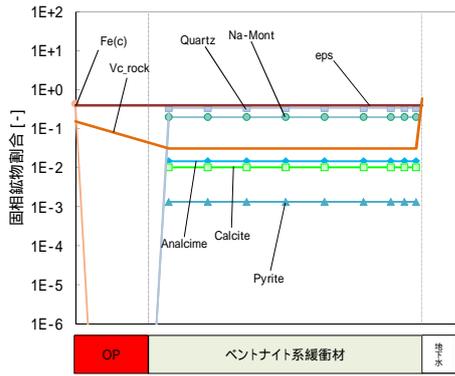


pHd・pH

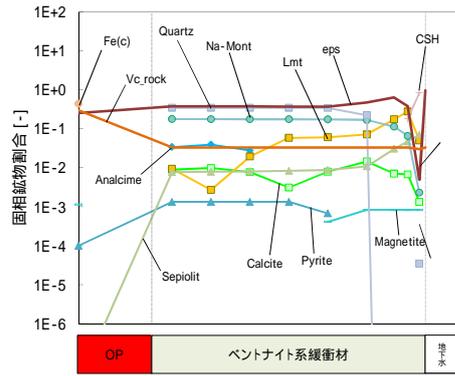


炭素鋼腐食に起因するイオン種濃度

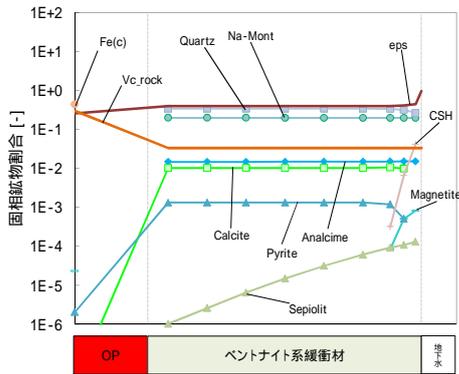
図 8.3-40 緩衝材領域における経時変化分布 (ケース 10、セメント間隙水)



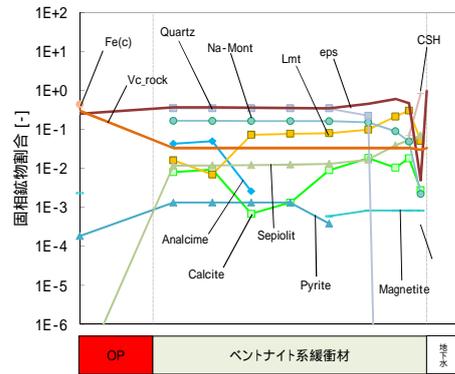
初期



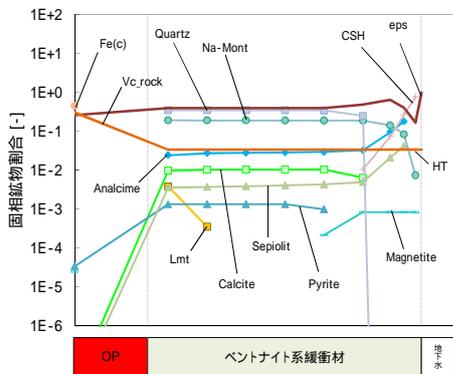
5,000 年後



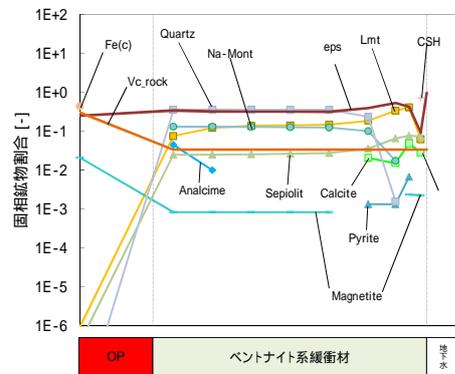
10 年後



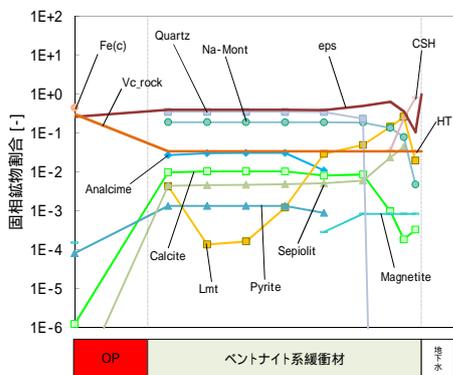
10,000 年後



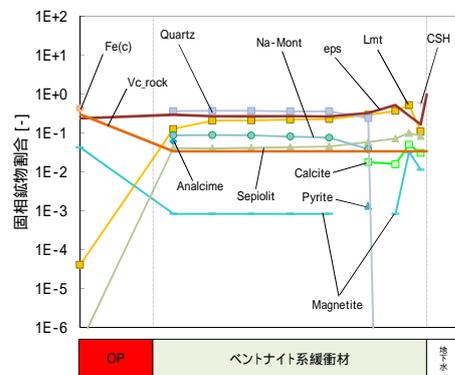
400 年後



50,000 年後

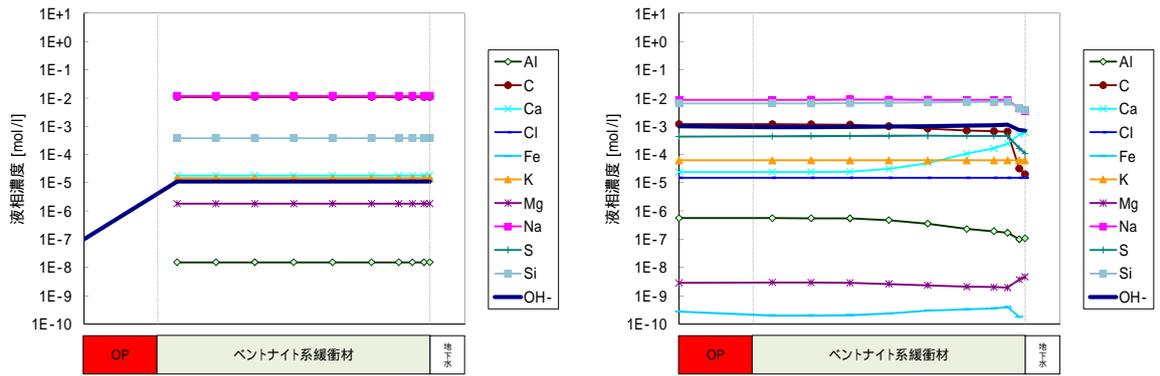


1,000 年後



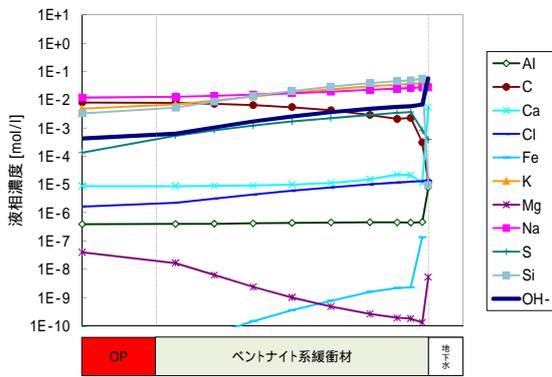
100,000 年後

図 8.3-41 全領域における固相空間分布 (ケース 10、セメント間隙水)

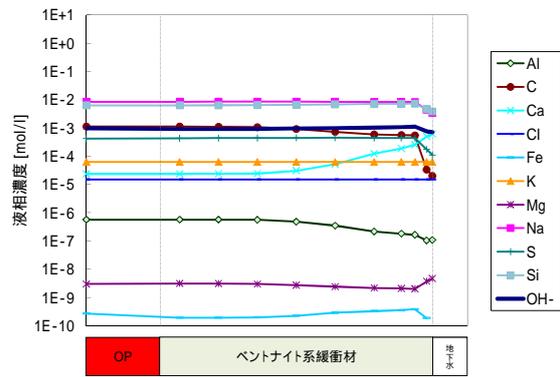


初期

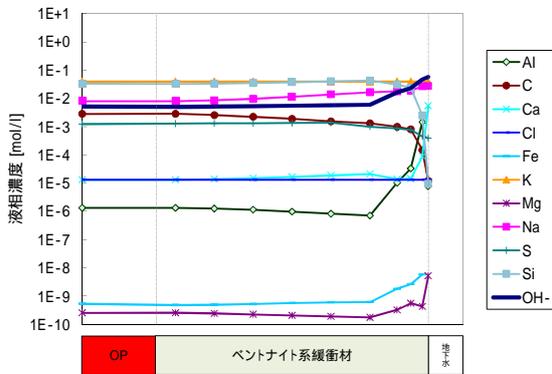
5,000 年後



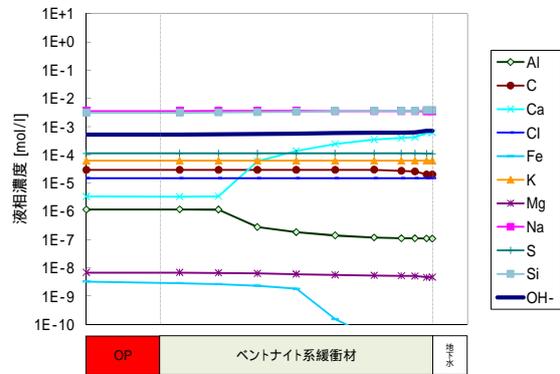
10 年後



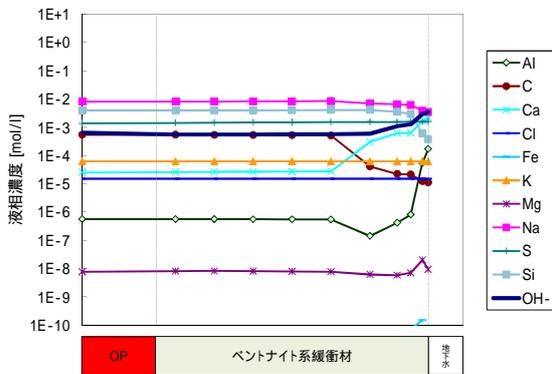
10,000 年後



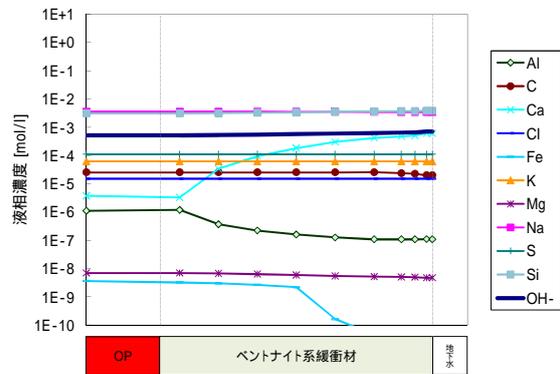
400 年後



50,000 年後

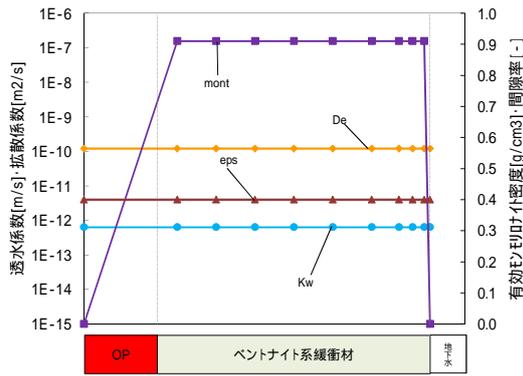


1,000 年後

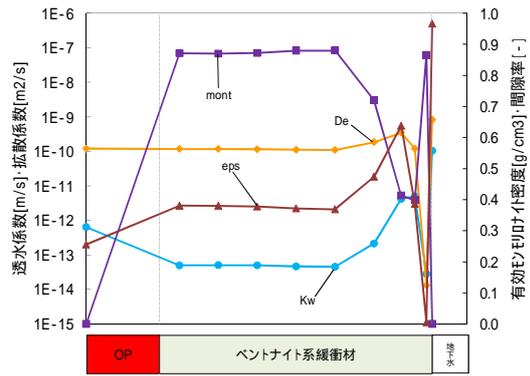


100,000 年後

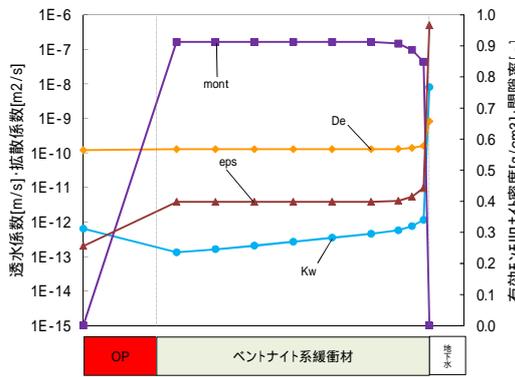
図 8.3-42 全領域における液相空間分布 (ケース 10、セメント間隙水)



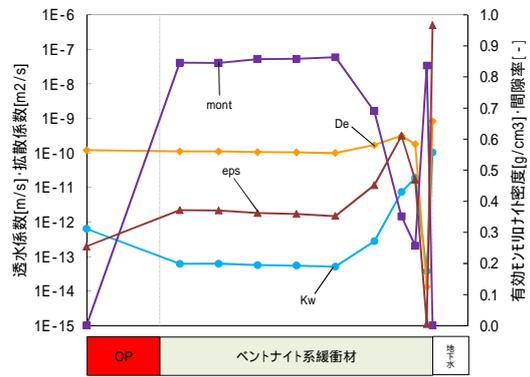
初期



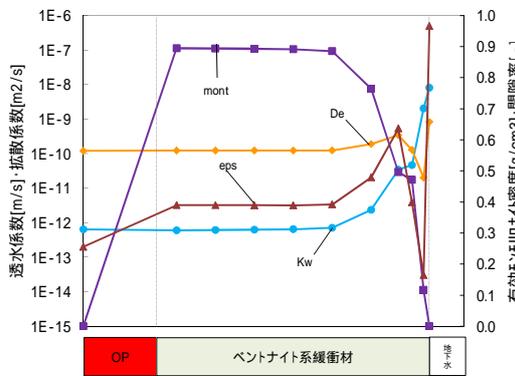
5,000 年後



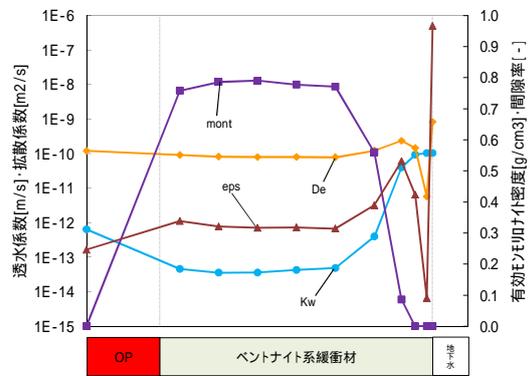
10 年後



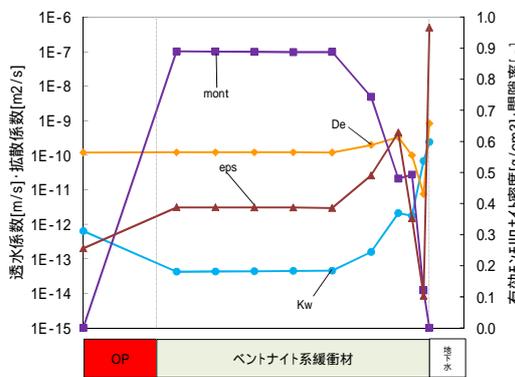
10,000 年後



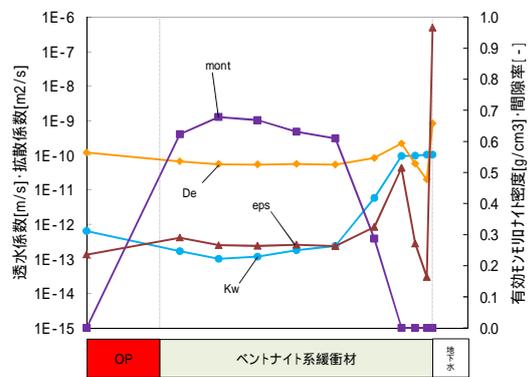
400 年後



50,000 年後



1,000 年後



100,000 年後

図 8.3-43 全領域における  $K_w \cdot De \cdot m \cdot Eps$  空間分布 (ケース 10、セメント間隙水)

( 5 ) 各評価へのデータリンケージ

( 4 ) 項の解析結果より、各評価へ人工バリア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 ) オーバーパック腐食寿命評価

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

( 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。

- ・間隙水組成 (オーバーパック接触領域)
- ・pH (オーバーパック接触領域)
- ・Eh (オーバーパック接触領域)

( 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。

- ・地下水組成
- ・間隙水組成 (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)
- ・ナトリウム濃度 (オーバーパック接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均)
- ・カルシウムイオン濃度 (オーバーパック接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均)
- ・鉄イオン濃度 (オーバーパック接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均)
- ・カリウムイオン濃度 (オーバーパック接触領域、支保工接触領域、緩衝材平均)
- ・鉍物組成 (緩衝材平均)
- ・間隙率 (緩衝材平均)
- ・乾燥密度 (緩衝材平均)

( d ) 地下水流動評価

地下水流道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リンケージデータの留意点および課題

他評価へのリンケージするデータの留意点として、地下水流動評価の評価に使用する透水係数について、2章にて述べたとおり安全評価上の透水係数評価式の適用条件として、以下のとおりとした。

・適用範囲を踏まえたベントナイト透水係数式

通常適用条件式

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

ただし、イオン強度  $I_s$  が  $0.1 \text{ mol L}^{-1}$  以下の適用条件式

$$K_w = 1.2 \times 10^{-7} 0.1^{1.5} 10^{-0.0042\rho_m} (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21) \quad (8.3-7)$$

また、 $\rho_m$  が  $0.04 \text{ g cm}^3$  以下の適用条件式

$$K_w = 1.2 \times 10^{-7} (7.9 \times 10^{-5} T^2 - 1.9 \times 10^{-2} T - 0.21) \quad (8.3-8)$$

$K_w$  : 透水係数 ( $\text{m s}^{-1}$ )

$\rho_m$  : 有効モンモリロナイト密度 ( $\text{kg m}^{-3}$ )

$I_s$  : イオン強度 ( $\text{mol dm}^{-3}$ )

$T$  : 温度 (K)

上記の適用条件式を踏まえ、地下水流動評価への透水係数へデータ提供を行った。課題としては、昨年度は支保工領域の拡散係数を一定値としていたため、本解析では間隙率により変動する拡散係数を用いた。しかし、一般的なセメントの拡散係数と比較して拡散係数が非常に速すぎたために、支保工領域での CSH の生成・溶解反応や、それに伴うモンモリロナイト溶解反応が促進された可能性がある。このことから、支保工領域での拡散係数はセメント間隙変遷モデルを適用することが必要と考えられる。また、本解析ではオーバーパック破損後におけるガラス固化体から溶出される成分による緩衝材への影響を考慮していないことから、リンケージする炭素鋼オーバーパック腐食寿命評価からのフィードバックによりガラス固化体の溶解挙動を再現することを今後検討する必要がある。

(7) まとめ

人工バリア領域における緩衝材変質・間隙水組成の変遷について評価するため、処分施設を想定したオーバーパック - 緩衝材 - 支保工の解析体系にて緩衝材変質評価計算を実施した。その結果、高温特性における評価では、降水系で 4 万 6 千年後、海水系で 7 万年後にモンモリロナイトが消滅する結果となった。これにより、緩衝材の安全機能を完全に喪失したケースとなった。これにより、透水係数はイオン強度に依存し、降水系で  $1.0\text{E-}11 \text{ m s}^{-1}$  オーダーであるのに対し、海水系では  $1.0\text{E-}7 \text{ m s}^{-1}$  オーダーと 4 桁高い結果となった。また、セメント間隙変遷特性の評価では、不動態の判定が 20 年後から 400 年後まで継続する結果となった。この 380 年間継続した不動態判定は、オーバーパックの早期破損となりうる可能性が示唆された。

これらの解析結果を元に、炭素鋼オーバーパックの腐食寿命評価およびガラス溶解速度評価、核種移行パラメータ評価、ニアフィールド地下水流動評価へのリンケージとして、数値データの提供を行った。データは緩衝材固相濃度および地下水組成、緩衝材間隙水組成、pH、Eh、透水係数、拡散係数、間隙率、有効モンモリロナイト密度について提供し、各評価の必要に応じて、空間的・時間的变化を考慮した形式とした。

### 8.3.2 炭素鋼オーバーパットの腐食寿命解析

8.3.1 で実施した人工バリアの変遷のシナリオを対象とした間隙水組成の解析結果に基づいて、炭素鋼オーバーパットの腐食寿命解析を実施した。

#### (1) 解析条件

炭素鋼オーバーパット腐食寿命評価のフロー図を以下の図 8.3-44 に示す。炭素鋼オーバーパットの腐食は、緩衝材間隙地下水とオーバーパットが接触することにより開始する。処分環境における炭素鋼オーバーパットの腐食形態は、炭素鋼が不動態化するか否かで大きく異なる。オーバーパットの不動態化は、炭素鋼が不動態化する酸性側の臨界 pH として定義される活性態-不動態遷移 pH (以下、 $pH_d$ ) と間隙地下水中の pH を比較により判断する。炭素鋼の  $pH_d$  よりも緩衝材間隙水中の pH がアルカリ側となった場合に炭素鋼が不動態化する。炭素鋼が不動態化した場合に想定される腐食形態として、孔食、すきま腐食等の局部腐食が知られている。本解析では、炭素鋼が不動態化した場合に想定される代表的な腐食形態としてすきま腐食を考慮する。

一方、炭素鋼の  $pH_d$  よりも緩衝材間隙水中の pH が酸性側となり炭素鋼が自己不動態化しない場合には、想定される腐食形態として全面腐食及び炭酸塩応力腐食割れを考慮する。全面腐食は、閉鎖後初期の酸化性雰囲気では、溶存酸素の還元反応を支配的なカソード反応とした全面腐食が進行する。腐食の進展に伴い溶存酸素が消費され、次第に還元性雰囲気に移行する。

想定した腐食形態に対する累積腐食進展量が、オーバーパットの外圧に対する耐力等により決定される破損判定基準値を上回った場合に破損と判定する。

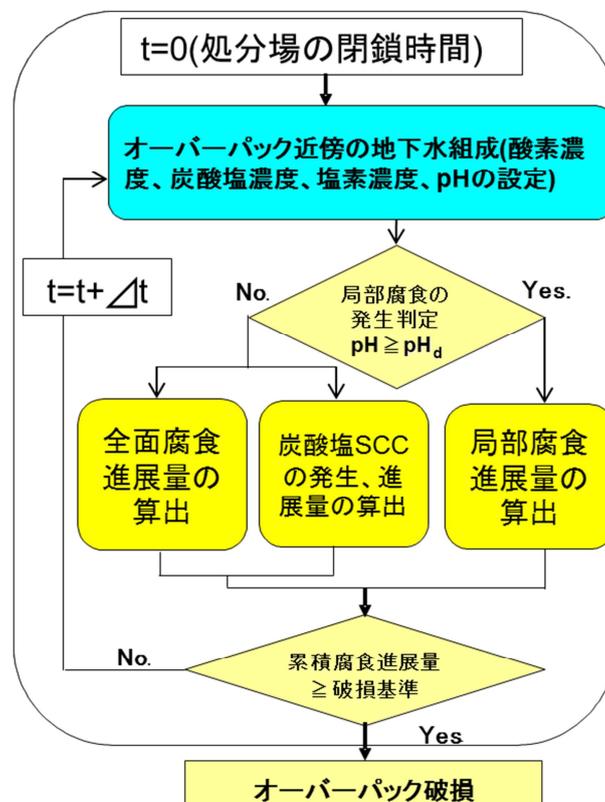


図 8.3-44 炭素鋼オーバーパット腐食寿命評価のフロー

( a ) 局部腐食の発生判定

局部腐食は、以下の式(8.3-9)で表される活性態-不動態遷移 pH( $pH_d$ )とオーバーパック表面近傍の pH を比較し、pH が  $pH_d$  よりもアルカリ側となった場合に局部腐食の進展量を評価する。一方、pH が  $pH_d$  よりも酸性側となった場合には、全面腐食及び炭酸塩応力腐食割れを評価する。

$$pH_d = 3.9 - 1.8 \cdot \log_{10}[i] + 0.55 \cdot \log_{10}[Cl] - 0.88 \cdot \log_{10}[C] + \frac{1100}{T} \quad (8.3-9)$$

|      |                                    |
|------|------------------------------------|
| $i$  | : 溶存酸素拡散限界電流密度(A/cm <sup>2</sup> ) |
| $Cl$ | : 塩化物イオン濃度(mol/l)                  |
| $C$  | : 炭酸イオン + 炭酸水素イオン濃度(mol/l)         |
| $T$  | : 温度(K)                            |

なお、式(8.3-9)の適用範囲は、

$$1 \times 10^{-4} \leq C, 3 \times 10^{-4} \leq Cl \leq 3 \times 10^{-1}, 1 \times 10^{-6} \leq i \leq 2.5 \times 10^{-5}, 293.15 \leq T$$

とし、適用範囲外の場合は端点の値を用いる。また、溶存酸素拡散限界電流密度  $i$  は、Fick の第一法則に基づいた以下の式(8.3-10)で算出する。

$$i = \frac{4FDC_{O_2}}{\delta} \quad (8.3-10)$$

|           |                                    |
|-----------|------------------------------------|
| $i$       | : 溶存酸素拡散限界電流密度(A/cm <sup>2</sup> ) |
| $F$       | : ファラデー定数(C/mol)                   |
| $D$       | : 溶存酸素拡散定数(mol/s)                  |
| $C_{O_2}$ | : 溶存酸素濃度(mol/cm <sup>3</sup> )     |
| $\delta$  | : ネルンスト拡散層厚さ(cm)                   |

( b ) 局部腐食の進展量評価

局部腐食の進展速度として、炭酸塩濃度 0.1mol/l、塩素濃度 0.027mol/l 溶液中に浸漬されたすきま付試験片に観測された進展速度データ(試験期間 730 日)をオーバーパック表面積相当に速度に極値統計処理した結果の最頻値である 0.5mm/y を設定した<sup>(1)</sup>。局部腐食の進展速度は時間に依存しない一定速度として設定する。

( c ) 炭酸塩応力腐食割れの発生条件

炭酸塩応力腐食割れの発生条件は、平成 21 年度の本受託事業の検討結果より、炭素鋼の腐食電位  $E_{corr}(t)$ 、応力腐食割れが発生する腐食電位の下限値を  $E_{l\_scc}(t)$ 、上限値  $E_{u\_scc}(t)$  に対して、次の式(8.3-11)を満たす時間が炭酸塩応力腐食割れの発生時間である。

$$E_{l\_scc}(t) \leq E_{corr}(t) \leq E_{u\_scc}(t) \quad (8.3-11)$$

$E_{\text{corr}}(t)$  : オーバーパックの腐食電位(V vs. SHE)

$E_{\text{L\_scc}}(t)$  : 炭酸塩応力腐食割れが発生する腐食電位下限値(V vs. SHE)

$E_{\text{u\_scc}}(t)$  : 炭酸塩応力腐食割れが発生する腐食電位上限値(V vs. SHE)

炭酸塩応力腐食割れ発生電位上限値  $E_{\text{u\_scc}}(t)$

炭酸塩応力腐食割れが発生する腐食電位の上限値は、炭酸水素イオン濃度、pH、温度に依存するとして、以下の式(8.3-12)で算出する。

$$E_{\text{u\_scc}}(t) = 0.78 + \left( 2.6 \times 10^{-4} + 2.0 \times 10^{-4} \log_{10}[\text{HCO}_3^-(t)] - 4.0 \times 10^{-4} \text{pH}(t) \right) \cdot T(t) \quad (8.3-12)$$

$E_{\text{u\_scc}}(t)$  : 炭酸塩応力腐食割れ発生腐食電位上限値(V vs. SHE)

$\text{HCO}_3^-(t)$  : 間隙水中の炭酸水素イオン濃度(mol/l)

$\text{pH}(t)$  : 間隙水中 pH

$T(t)$  : 温度

炭酸塩応力腐食割れが発生する電位下限値  $E_{\text{L\_scc}}(t)$

上限値の考え方と同様にして、炭酸塩応力腐食割れが発生する電位の下限値を以下の式(8.3-13)により算出する。

$$E_{\text{L\_scc}}(t) = 0.12 + \left( 3.5 \times 10^{-4} - 2.0 \times 10^{-4} \cdot \text{pH}(t) \right) \cdot T(t) \quad (8.3-13)$$

$E_{\text{L\_scc}}(t)$  : 炭酸塩応力腐食割れ発生電位下限値(V vs. SHE)

$\text{pH}(t)$  : 間隙水中 pH

$T(t)$  : 温度

#### ( d ) 全面腐食の進展量評価

全面腐食の評価モデルは、これまでの腐食寿命評価で使用したモデル<sup>(2)</sup>に基づいた。還元性雰囲気平均腐食速度及び最大腐食深さは、第 2 次取りまとめ<sup>(3)</sup>の設定に基づいて、平均腐食速度  $10 \mu\text{m/y}$ 、最大腐食深さを平均腐食深さの 2 倍とした。

### ( e ) オーバーパットの破損判定

#### 全面腐食のみで腐食が進行するケース

オーバーパットの破損判定基準として、第 2 次取りまとめ<sup>(3)</sup>によると、炭素鋼オーバーパットの設計厚さ 190mm を決定する過程において、オーバーパットに必要な耐圧厚さを推定しており、最も耐圧厚さの必要な蓋部において、軟岩系岩盤で 80mm、硬岩系岩盤で 110mm とされている。本解析では、オーバーパットの破損判定基準厚さとして、保守側の設定である硬岩系岩盤における耐圧厚さ 110mm とした。最大腐食深さがこの耐圧厚さに到達する 80mm (= 190mm - 110mm) に到達した時間をオーバーパットの破損時間とした。

#### 局部腐食の発生ケース

局部腐食が発生した場合には、耐圧強度に関する知見はないことから、全面腐食の最大腐食深さと局部腐食の進展量の合計値がオーバーパットの設計厚さ 190mm に到達した時間を破損時間と設定した。ただし、上記の合計値が 190mm に到達するより速く全面腐食の最大腐食深さが 80mm となった場合には、その時間を破損時間とする。

### ( 2 ) 解析結果

腐食形態判定の結果、緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価結果から解析によって得られた 10 ケースの水質条件に対して、ケース 3 及びケース 10 に対して局部腐食が発生した。局部腐食が発生したケース 3 及びケース 10 に対する pH、 $pH_d$  の経時変化を示す。

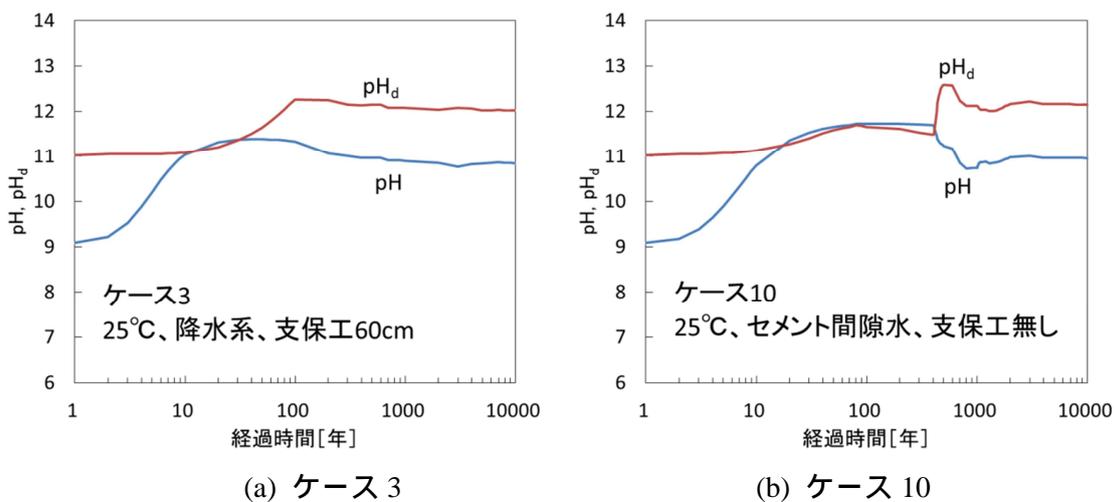


図 8.3-45 局部腐食が発生したケースに対する間隙水の pH 及び  $pH_d$  の経時変化

ケース 3 は、約 20 年経過後に  $pH < pH_d$  となり局部腐食が発生したが、約 40 年後に再び  $pH < pH_d$  となり全面腐食が進行する結果となった。局部腐食が進展する期間は約 20 年程度であったため、全面腐食が支配的な腐食形態として進行し、約 4020 年で破損した。一方、ケース 10 は解析開始から約 20 年後に  $pH < pH_d$  となり局部腐食が発生し、長期間に渡り高 pH が続いたために局部腐食の進展により 400 年で破損に至った。それ以外のケースは pH が  $pH_d$  よりも常に酸性側となり、局部腐食は発生せず全面腐食で進行する。オーバーパット表面に酸素は到達しないため、還元性雰囲気腐食が進行し、4,000 年で破損する結果となった。

( c ) で示した炭酸塩応力腐食割れは、高い炭酸塩濃度と酸化性雰囲気の高い腐食電位の条件が達成された場合に発生する。8.3.1 の解析では、オーバーパット近傍の炭酸塩濃度が比較的 low、オーバーパット表面に溶存酸素が到達しないため腐食電位が低く保たれ炭酸塩応

力腐食割れの発生条件を満たさないために、10 ケースすべてに対して炭酸塩応力腐食割れは発生しない。

以上から、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、オーバーパックの腐食寿命は以下のように設定した。

ケース 10 : 400 年

上記以外のケース : 4,000 年

### ( 3 ) まとめ

人工バリアの変遷のシナリオを対象とした間隙水組成の解析結果に基づいて、炭素鋼オーバーパックの腐食寿命解析を実施した。その結果、ケース 3 及びケース 10 で局部腐食が発生した。ケース 3 は局部腐食の進展期間が約 20 年程度であったため、全面腐食が支配的な腐食形態として進行し、約 4020 年で破損した。一方、ケース 10 は解析開始から約 20 年後に局部腐食が発生し、長期間に渡り高 pH が継続したために局部腐食の進展により 400 年で破損に至った。それ以外のケースでは、還元性雰囲気の中で全面腐食が進行し、4,000 年で破損する結果となった。また、すべてのケースに対して炭酸塩応力腐食割れは発生しない。以上から、人工バリアの変遷シナリオを対象とした安全評価で設定する腐食寿命は、ケース 10 が 400 年、以外のケースでは 4,000 年と設定した。

### 8.3.3 ガラス溶解速度評価

2.2.5 に示したガラス固化体の溶解速度モデルと適用範囲及び安全評価における判断指標に基づいて、ガラス固化体の溶解速度評価パラメータを決定した(詳細については2.2.5を参照)。また、8.3.2の炭素鋼オーバーパックの腐食寿命解析結果をふまえて、ガラス固化体の溶解が開始する時期は、ケース10が400年、その他のケースは4,000年目とした。

評価パラメータのうちガラス固化体の溶解ステージ、すなわちマトリクス溶解を伴う速い溶解が生じるステージ(Stage I)と、マトリクス溶解が抑制された遅い溶解が生じるステージ(Stage II)については、既往の知見をふまえてガラス固化体のSiを消費するようなケイ酸塩の生成条件に当てはまるか否かによって判定した。具体的な条件を表8.3-6に示す。

平成22年度と本年度に実施した実験的検討により、ガラス固化体に接触する溶液中のマグネシウム(Mg)イオン濃度が高い条件ではガラス固化体の溶解が抑制されないことがわかった。これをふまえて、ガラス固化体に接触する地下水中のMgイオン濃度が $10^{-3}$  mol/lを超える場合にはStage Iでガラス固化体が溶解する設定とした<sup>(1)</sup>。また、平成23年度の時点では知見不足ゆえ、地下水に含まれるカルシウム(Ca)イオンについても、Mgイオンと同様の溶解促進効果があるものと仮定していた。しかしながら、2.2.3に述べたように、今年度を実施した実験的検討によって、pHが約11.5以下の条件では、CaイオンはMgイオンとは逆にガラス固化体の溶解を抑制する効果があることがわかった。これをふまえて、Caイオンがガラス固化体の溶解を促進するとして平成23年度の設定を変更した。

また、ガラス固化体のマトリクス溶解を引き起こすことで知られているケイ酸塩鉱物の一種である analcime ( $\text{NaAlSi}_2\text{O}_6 \cdot \text{H}_2\text{O}$ ) については、わが国のガラス固化体組成では生成し難いと考えられるが<sup>(2)</sup>、pH11.5程度以上のアルカリ性条件では生成する可能性も示唆されていることから<sup>(3)</sup>、地下水pHが11.5以上の場合に生成し、Stage Iに移行するものとした。

表 8.3-6 地下水条件に応じたガラス固化体の溶解ステージと溶解速度

|          | 地下水条件                          | 溶解速度                         |
|----------|--------------------------------|------------------------------|
| Stage I  | [Mg]> $10^{-3}$ M もしくは pH>11.5 | 0.013 g/m <sup>2</sup> /day  |
| Stage II | [Mg]< $10^{-3}$ M かつ pH<11.5   | 0.0016 g/m <sup>2</sup> /day |

8.3.1の解析によって得られたオーバーパックと緩衝材境界における間隙水と同じ組成の間隙水が、オーバーパック破損後にガラス固化体に接触するものと仮定し、表8.3-6に示した溶解ステージの判定方法をふまえて、ガラス固化体の溶解速度パラメータの設定を行った。

具体的には、case 1~10の全てのケースについてStage IIでの溶解速度0.0016 g/m<sup>2</sup>/dayを設定した。

### 8.3.4 核種移行パラメータ

8.3.1 で解析された間隙水および緩衝材特性（10 ケース）に基づき、核種移行パラメータを評価した。評価したパラメータは、核種の溶解度、緩衝材中での拡散係数および緩衝材への収着分配係数である。対象核種は Cs および Se とした。

#### （ 1 ）溶解度

難溶性核種の場合、ガラス固化体からの溶出あるいは親核種の崩壊によって間隙水中核種濃度が上昇するものの、ある濃度を超えると沈殿により固相を生成し、最終的には沈殿固相と間隙水中の溶存種とが化学平衡に達すると考えられる。この際、難溶性核種の間隙水中濃度は、沈殿固相の溶解度によって評価される。難溶性核種の溶解度は、固相と溶存種の平衡反応（溶解反応）の平衡定数（ $K^0$ ）と溶存種の活量係数（ $\gamma$ ）から算出される。例えば Se の溶解反応



では、それぞれの種の活量（ $a$ ）と平衡定数の関係は、

$$a(\text{HSe}^-) = K^0 \cdot a(\text{Se}) \cdot a(\text{H}^+) \cdot a(\text{e}^-) \quad (8.3-15)$$

と表され、 $\text{HSe}^-$  の溶解度（濃度）は以下の式から算出される。

$$[\text{HSe}^-] = a(\text{HSe}^-) \div \gamma_{(\text{HSe}^-)} \quad (8.3-16)$$

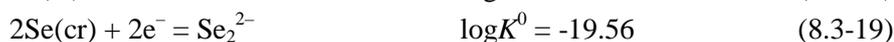
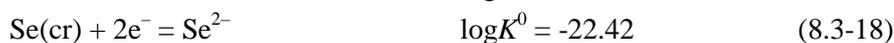
ここで、活量係数は、塩濃度の低い条件（イオン強度 < 0.1M）では、Debye-Hückel や Davies 式等の簡便な活量補正式を用いて算出可能である<sup>(1)</sup>。しかしながら、今回設定した環境条件には、海水環境のように塩濃度の高い条件（イオン強度 0.6M）も含まれる。そのため、より高い塩濃度条件（イオン強度 < 3.5M）で使用可能な SIT<sup>(2)</sup>モデルを用いて活量補正を行うこととした。本章では、8.3.1 で評価された間隙水の pH、pe およびイオン強度を反映して溶解度を評価した。

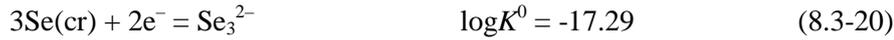
#### （ a ）Cs

間隙水条件によらず支配的な溶存種は  $\text{Cs}^+$  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。緩衝材間隙水中の Cs 濃度は、ガラス固化体の溶解速度および緩衝材中の Cs 移行速度に依存するため、これらを考慮した濃度の設定が必要となる。

#### （ b ）Se

$\text{Se}(\text{cr})$  を溶解度制限固相とした溶解度評価を実施した。8.3.1 での評価において間隙水は還元性であることが示されており、安定な溶存種は  $\text{HSe}^-$  および  $\text{Se}_n^{2-}$  であると考えられる。したがって、想定される溶解反応および平衡定数は以下の通り<sup>(3)</sup>である。





これらの反応を一般化すると



となり、Se 溶解度は以下の式によって算出される。

$$\log[\text{Se}] = -n \text{pH} - 2\text{pe} + \log K^0 - \log \gamma \quad (8.3-23)$$

式から明らかな通り、Se 溶解度は pH および pe の関数になる。8.3.1 で評価された間隙水の pH および pe に従い、Se 溶解度を評価した。また、活量係数 ( $\gamma$ ) は SIT モデル<sup>(2)</sup>

$$\log \gamma = -z^2 D + \varepsilon(\text{M}^+, \text{N}^-) I_m \quad (8.3-24)$$

$$D = \frac{0.509 \sqrt{I_m}}{1 + 1.5 \sqrt{I_m}} \quad (8.3-25)$$

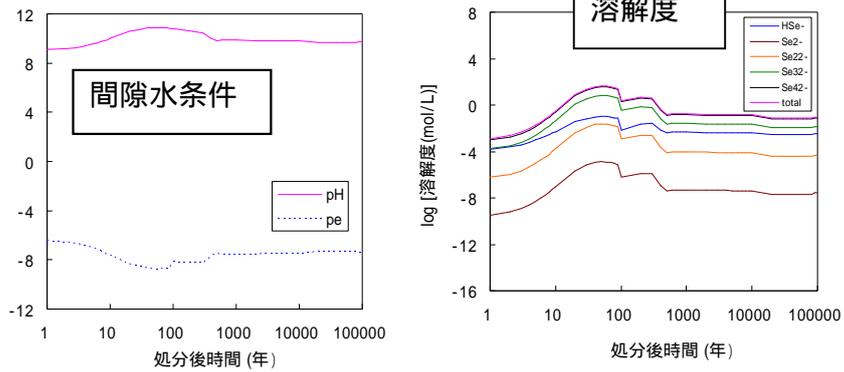
により算出した。イオン強度  $I_m$  の値は 8.3.1 の解析結果を反映して設定し、イオン相互作用係数 に  $\text{Na}^+$  との相互作用係数<sup>(3)</sup> を適用することにより、以下の式により活量係数を算出した。

$$\log \gamma_{(\text{HSe}^-)} = -\frac{0.509 \sqrt{I_m}}{1 + 1.5 \sqrt{I_m}} - 0.01 I_m \quad (8.3-26)$$

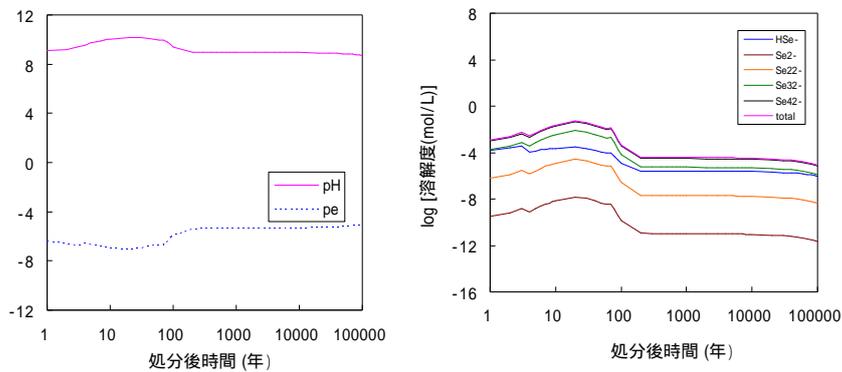
$$\log \gamma_{(\text{Se}_n^{2-})} = -4 \times \frac{0.509 \sqrt{I_m}}{1 + 1.5 \sqrt{I_m}} - 0.03 I_m \quad (8.3-27)$$

オーバーパック直近のセルにおける溶解度評価結果を図 8.3-46 に示す。いずれのケースにおいても  $\text{Se}_4^{2-}$  が支配的な溶存種であり、溶解度は pe の下降に伴い上昇している。かなり高い濃度 (10M 以上) が算出されているものもあるが、式(8.3-23)において考慮していない水分子の活量や高濃度での溶存イオン活量係数の観点から現実的な値ではない。このような条件では Se は易溶性と考えられ、緩衝材間隙水中濃度はガラス固化体の溶解速度および緩衝材中の Se 移行速度に依存して設定する必要がある。なお、ガラス固化体の溶解速度が遅く、間隙水中の Se 濃度が低い場合、溶液中の Se が重合しにくくなることにより  $\text{HSe}^-$  が支配的な溶存種になる可能性がある。拡散係数および収着分配係数の評価においては、この点に留意する必要がある。

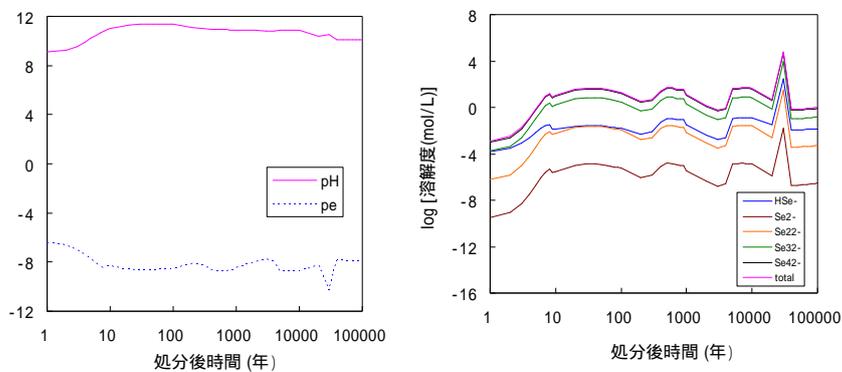
・ケース 1 (9cm、25、降水、無酸素)



・ケース 2 (9cm、25、海水、無酸素)



・ケース 3 (60cm、25、降水、無酸素)



・ケース 4 (60cm、25、海水、無酸素)

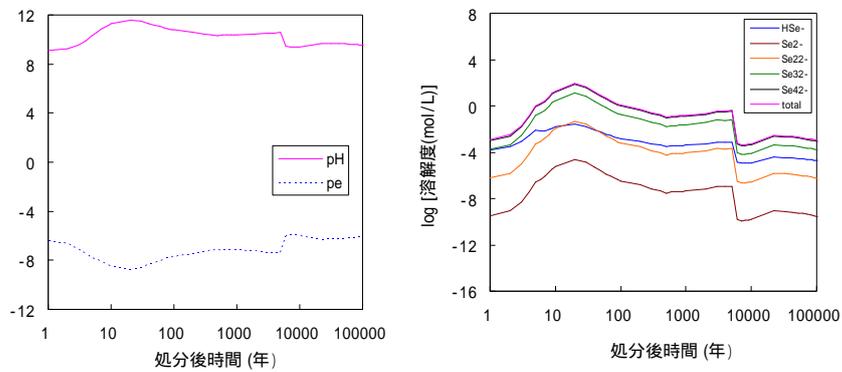
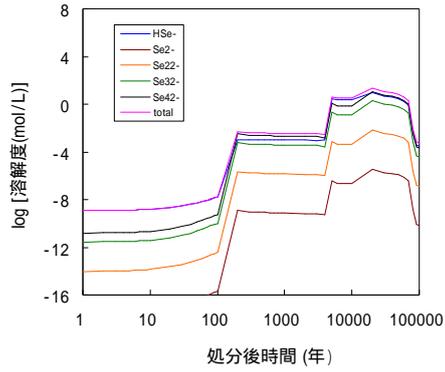
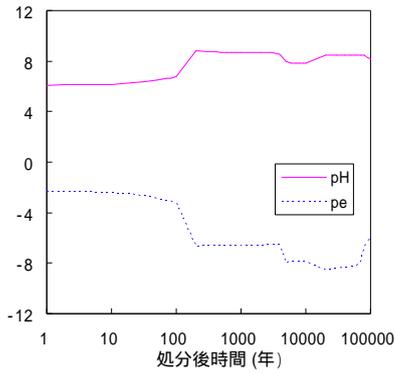
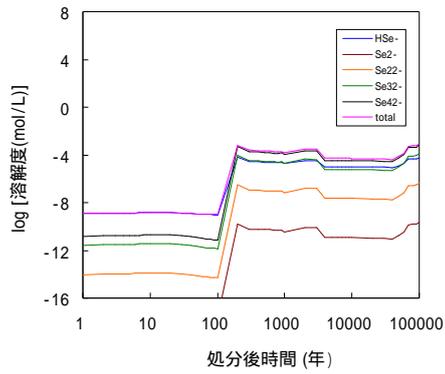
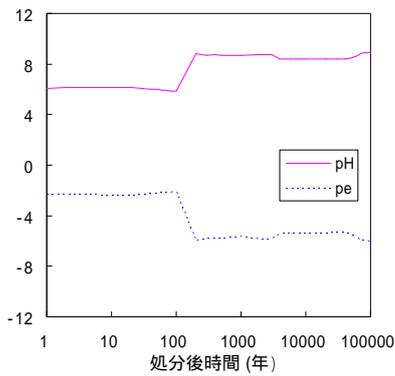


図 8.3-46 Se 溶解度の経時変化 (1/3)

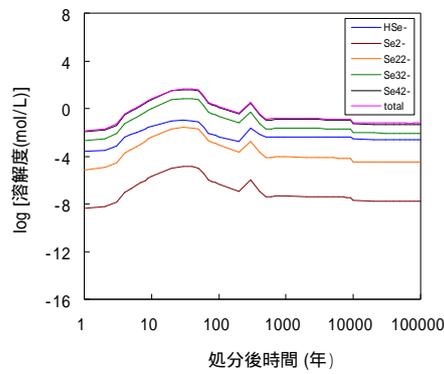
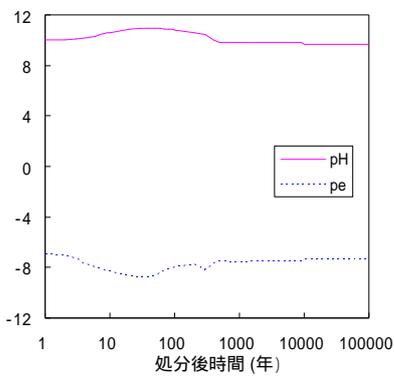
・ケース5 (60cm、90、降水、無酸素)



・ケース6 (60cm、90、海水、無酸素)



・ケース7 (9cm、25、降水、酸素 8ppm)



・ケース8 (9cm、25、海水、酸素 8ppm)

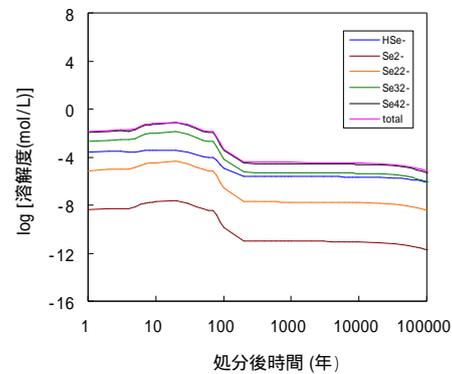
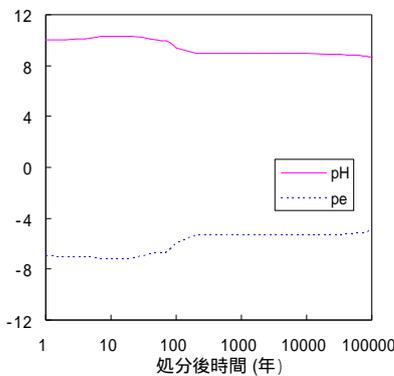
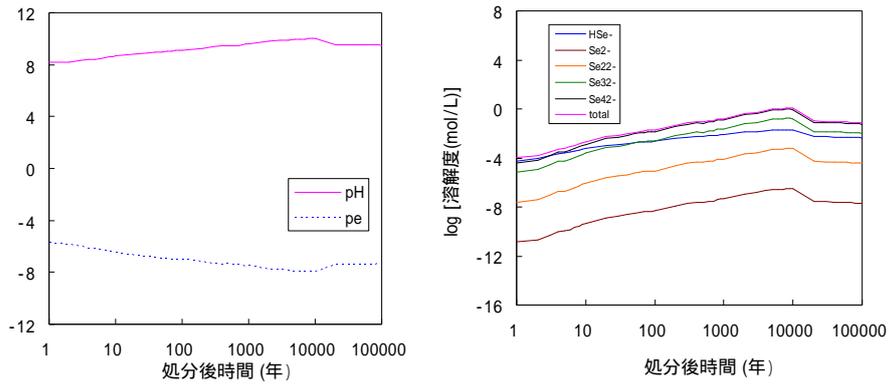


図 8.3-46 Se 溶解度の経時変化 (2/3)

・ケース 9 (60cm、47~100、降水、無酸素)



・ケース 10 (0cm、25、セメント間隙水、無酸素)

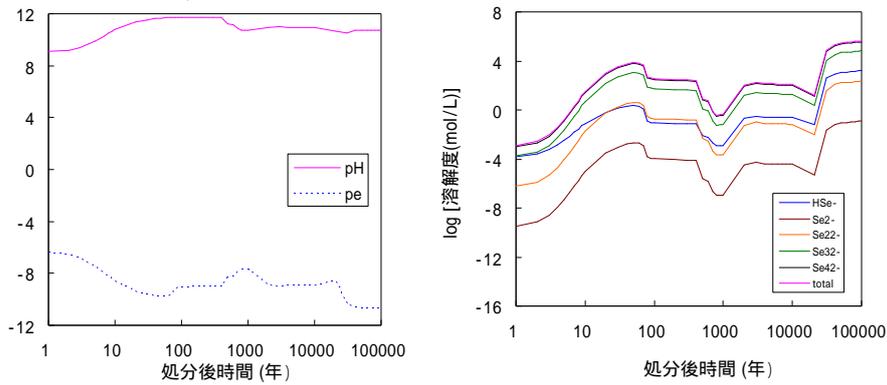


図 8.3-46 Se 溶解度の経時変化 ( 3/3 )

## (2) 拡散係数

緩衝材に用いられるベントナイトの主成分であるモンモリロナイトの表面は負に帯電しており、間隙水に溶存しているイオンは表面電荷の影響を受ける。陽イオンである Cs<sup>+</sup> は表面に濃集される一方、陰イオンである Se 溶存種は表面から排除される。特に幅の狭い層間隙ではこの傾向が顕著となり、いわゆる陽イオンの表面拡散現象<sup>(4)</sup>および陰イオン排除効果<sup>(5)</sup>により、両イオンの拡散挙動に違いが生じる。また、表面近傍では、水分子が表面に電氣的に拘束されることにより、粘性が高くなると考えられている<sup>(6)</sup>。本章において、間隙水中で陽イオン形態である Cs の拡散については細孔拡散モデル<sup>(7)</sup>、陰イオン形態である Se の拡散については陰イオン排除モデル<sup>(6)</sup>を用い、8.3.1 で解析された緩衝材の乾燥密度およびモンモリロナイト含有率を反映して拡散係数評価を行った。なお、8.3.1 の解析においては環境の温度を 25 ~ 100 と変動させているが、拡散係数評価においては、地層処分環境で想定される温度である 60 を環境の温度とした。

### (a) Cs

一般に、Cs<sup>+</sup> の拡散係数は HTO や陰イオンに比べ高い実験値が報告されている<sup>(8)</sup>。これは、モンモリロナイト表面負電荷に Cs<sup>+</sup> イオンが引きつけられ、間隙水中 Cs 濃度が外部溶液中 Cs 濃度に比べて高い状態にあることから、拡散係数を外部溶液間の濃度勾配から算出した場合、間隙内での実際の拡散係数より高い値となってしまうためである。実際の間隙内での Cs<sup>+</sup> イオンはモンモリロナイト表面に電氣的に拘束されるため、電荷を持たない種に比べて拡散係数は低くなることが予想される。本章では、保守性を考慮してこの効果を無視することとし、緩衝材間隙内での Cs の拡散係数を一般的な細孔拡散モデル<sup>(7)</sup>に従い評価することとした。

$$D_p = G_p \frac{\eta_0}{\eta_p} \phi_p D_v \quad (8.3-28)$$

ここで、 $G_p$  は間隙の形状因子、 $\eta_0$  はバルク水の粘性、 $\eta_p$  は間隙水の粘性、 $\phi_p$  は間隙率、 $D_v$  は自由水中の拡散係数 (Cs<sup>+</sup>:  $2.00 \times 10^{-9} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$  at 25<sup>(9)</sup>) である。形状因子と粘性のパラメータ

である  $G_p \frac{\eta_0}{\eta_p}$  の値は、乾燥密度  $1.6 \text{ g cm}^{-3}$  においてベントナイト (Kunigel V1) 混合率を変化

させて取得した HTO の拡散実験値<sup>(10)</sup>から算出した。

$$G_p \frac{\eta_0}{\eta_p} = 0.7379 R_b^{-0.3792} \quad (8.3-29)$$

なお、ケース 5、6 では、1 万年後以降にモンモリロナイトが消失してしまう。モンモリロナ

イト消失後の拡散係数は、保守的に  $G_p \frac{\eta_0}{\eta_p} = 1$  として算出した。算出される拡散係数は 25

での値であるため、環境温度である 60 °C での拡散係数を評価するためには温度補正を行う必要がある。温度補正はアレニウスの式により行った。

$$D_p = A \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) \quad (8.3-30)$$

ここで、 $A$  は定数、 $E$  は活性化エネルギー (15.05 kJ mol<sup>-1</sup> (11))、 $R$  は気体定数、 $T$  は温度であり、60 °C での拡散係数の値は 25 °C の 1.86 倍となる。60 °C での拡散係数評価結果を図 8.3-47 に示す。ケース 5、6 以外のケースでは、拡散係数は  $3 \times 10^{-10}$  m<sup>2</sup>/s 程度であり、大きな変動は見られない。したがってこれらのケースでは、Cs の拡散係数は  $3 \times 10^{-10}$  m<sup>2</sup>/s 一定と設定する。ケース 5、6 では、1 万年までは拡散係数は  $3 \times 10^{-10}$  m<sup>2</sup>/s 程度であり大きな変動は見られないものの、モンモリロナイトの減少に伴い拡散係数は上昇し、モンモリロナイトが消失した時点で  $1 \times 10^{-9}$  m<sup>2</sup>/s と評価された。

( b ) Se

還元環境における Se の拡散挙動についてはモデル化が行われている<sup>(6)</sup>。間隙水中で Se は陰イオン形態をとり、モンモリロナイト表面負電荷との電気的反発により間隙から排除される。特に幅の狭い層間間隙ではその効果が大きくなるため、本モデルにおいては、Se は幅の広い粒子間間隙のみを移行するとしている。粒子間間隙の拡散係数は以下の式により求めた。

$$D_{mp} = G_{mp} \frac{\eta_0}{\eta_{mp}} \phi_{mp} D_v \quad (8.3-31)$$

$\phi_{mp}$  は粒子間間隙率、 $G_{mp}$  は粒子間隙の形状因子、 $\eta_{mp}$  は粒子間間隙水の粘性、 $D_v$  は Se 溶存種の自由水中での拡散係数 (HSe<sup>-</sup>:  $1.87 \times 10^{-9}$  m<sup>2</sup> s<sup>-1</sup>、Se<sub>4</sub><sup>2-</sup>:  $1.8 \times 10^{-10}$  m<sup>2</sup> s<sup>-1</sup> at 25 °C) であり、粒子間間隙率はベントナイト - 砂圧縮体の透水性から見積もられている。また、

$$G_{mp} \frac{\eta_0}{\eta_{mp}} \approx G_p \frac{\eta_0}{\eta_p} = 0.7379 R_b^{-0.3792} \quad (8.3-32)$$

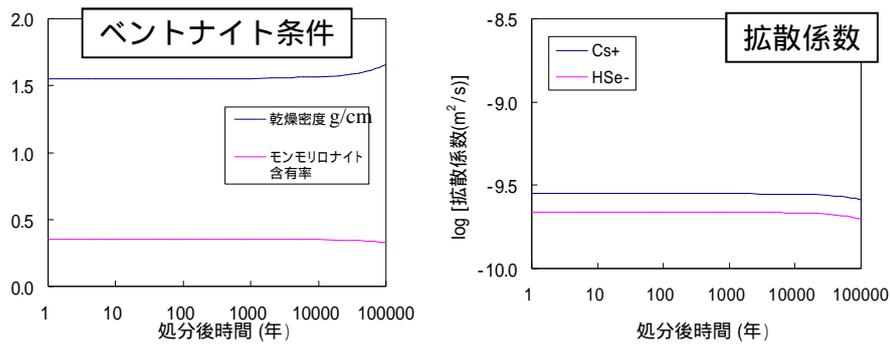
と近似されている。本モデルに従い Se の拡散係数を評価した。なお、ケース 5、6 では、1 万年後以降にモンモリロナイトが消失してしまう。モンモリロナイト消失後の拡散係数は、保守的に

$$D_p = \phi_p D_v \quad (8.3-33)$$

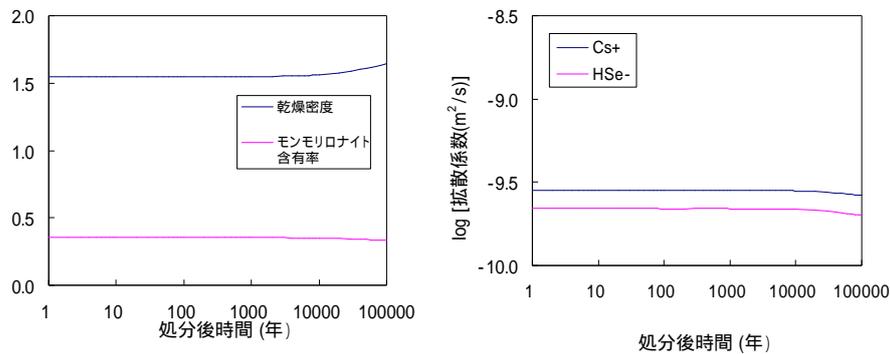
として算出した。算出した拡散係数は、環境温度である 60 °C での値を評価するために、アレニウスの式による温度補正を行った。溶解度評価において、Se の支配的な溶存化学形は Se<sub>4</sub><sup>2-</sup> と評価されている。しかし、ガラス固化体の溶解が遅い場合は間隙水中の Se 濃度が低くなり、HSe<sup>-</sup> の化学形で存在する可能性があること、-2 価の Se<sub>4</sub><sup>2-</sup> は -1 価の HSe<sup>-</sup> に比べイオン排除効果

が大きく、拡散係数が小さい<sup>(6)</sup>ことから、保守性を考慮して溶存種を  $\text{HSe}^-$  として拡散係数を評価することとした。60 での拡散係数結果を図 8.3-47 に示す。ケース 5、6 以外のケースでは、拡散係数は  $2 \times 10^{-10} \sim 4 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$  の範囲であり、大きな変動は見られなかった。以上より、Se の拡散係数は  $4 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$  一定と設定する。ケース 5、6 では、1 万年までは拡散係数は  $3 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$  程度であり大きな変動は見られないものの、モンモリロナイトの減少に伴い拡散係数は上昇し、モンモリロナイトが消失した時点で  $1 \times 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s}$  と評価された。

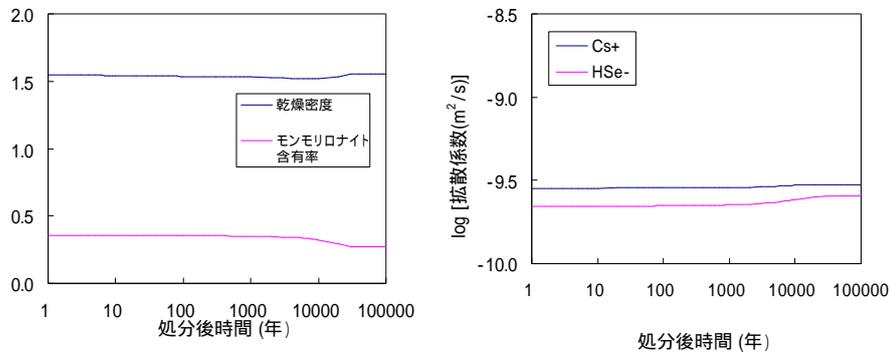
・ケース1 (9cm、25、降水、無酸素)



・ケース2 (9cm、25、海水、無酸素)



・ケース3 (60cm、25、降水、無酸素)



・ケース4 (60cm、25、海水、無酸素)

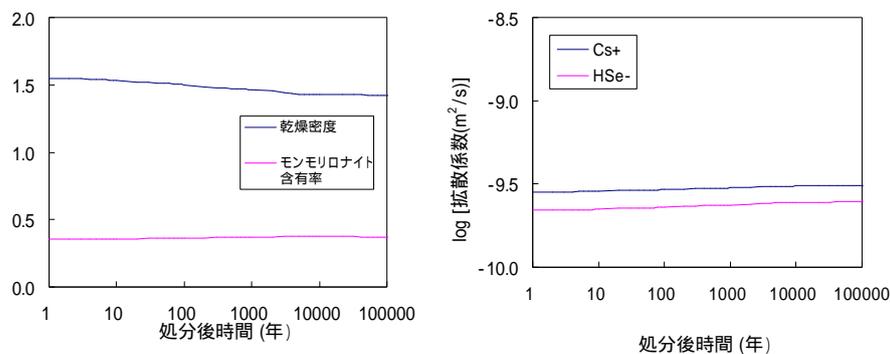
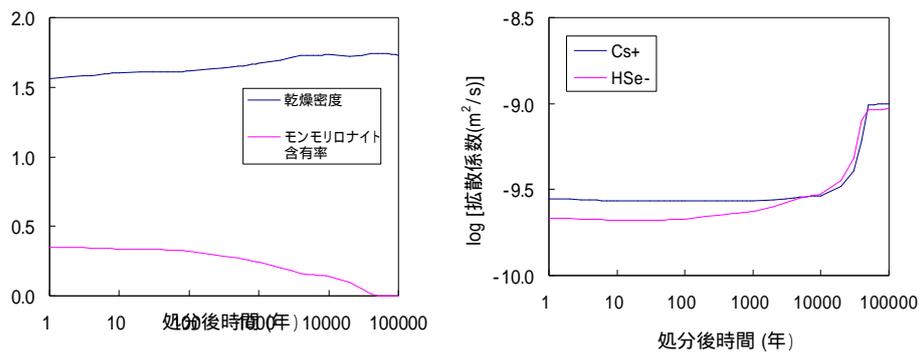
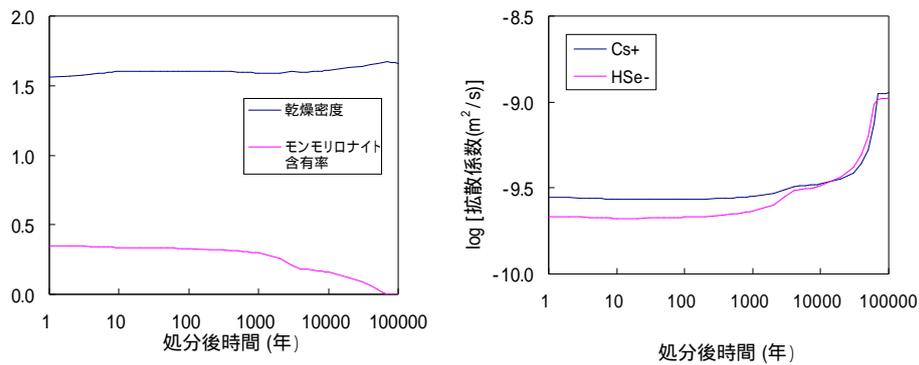


図 8.3-47 Cs と Se の拡散係数の経時変化 (1/3)

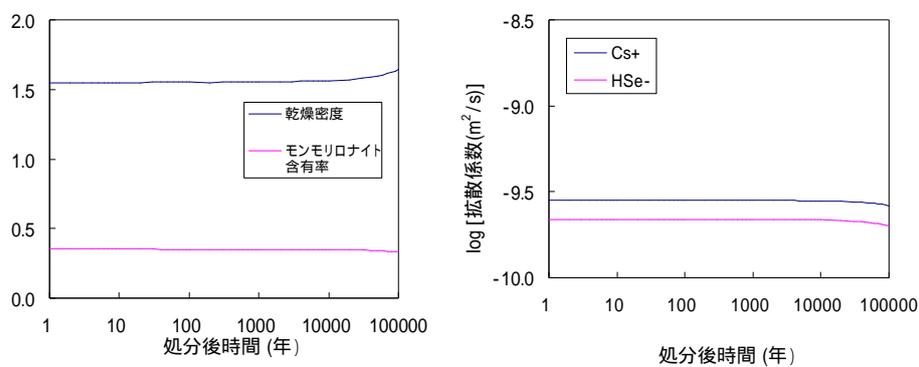
・ケース5 (60cm、90、降水、無酸素)



・ケース6 (60cm、90、海水、無酸素)



・ケース7 (9cm、25、降水、酸素 8ppm)



・ケース8 (9cm、25、海水、酸素 8ppm)

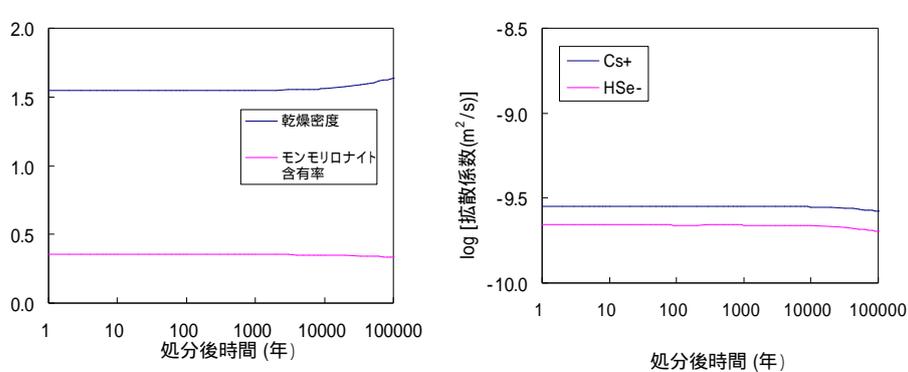
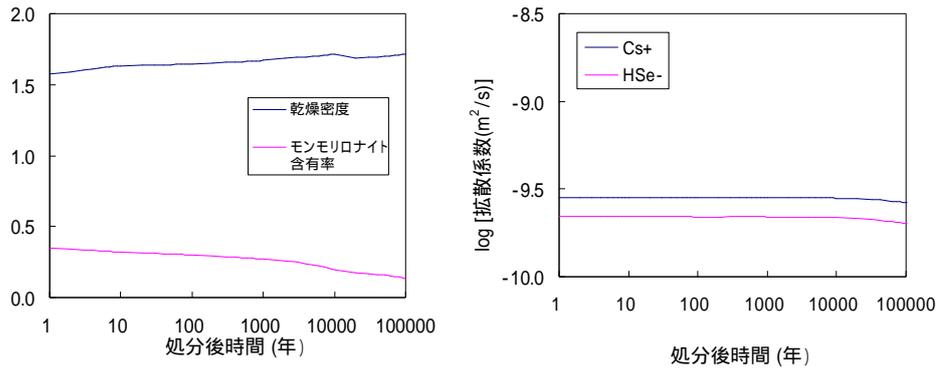


図 8.3-47 Cs と Se の拡散係数の経時変化 (2/3)

・ケース 9 (60cm、47~100、降水、無酸素)



・ケース 10 (0cm、25、セメント間隙水、無酸素)

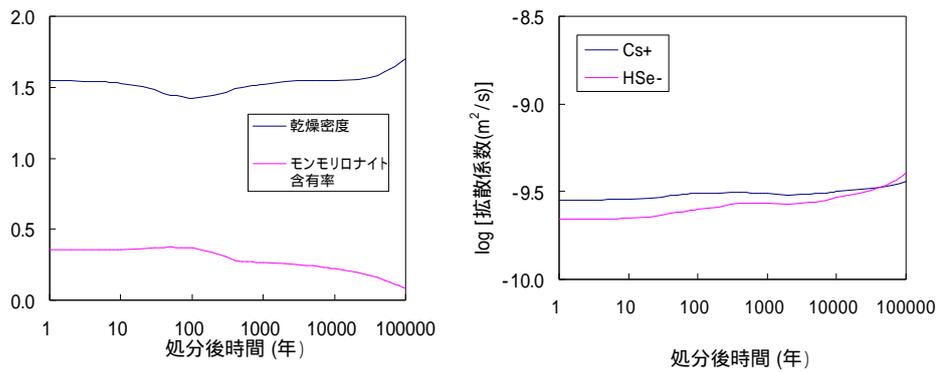


図 8.3-47 Cs と Se の拡散係数の経時変化 (3/3)

### (3) 収着分配係数

緩衝材に用いられるベントナイトは、モンモリロナイト、石英、長石、方解石、黄鉄鉱などから構成され、主要な核種の収着は主成分であるモンモリロナイトによって支配されることが知られている<sup>(12)</sup>。モンモリロナイトは Si 四面体シート 2 枚の間に Al 八面体シートを挟んだ 2:1 型層状ケイ酸塩であり、シロキサン表面の陽イオン交換サイトと、結晶端 / エッジ表面水酸基による表面錯形成サイトの 2 種類の収着サイトをもつ<sup>(13)</sup>。シロキサン表面の陽イオン交換サイトは主として層間隙に存在し、Cs<sup>+</sup>等の陽イオンが選択的に収着される。この際、収着は他の陽イオンとの競合になるため、収着性は間隙水塩濃度に影響される。一方、結晶端 / エッジ表面水酸基の表面錯形成サイトは粒子間隙に存在し、表面水酸基の解離状態によって収着性が変化するため、収着性は pH に影響される。本章では、陽イオン形態で存在する Cs はイオン交換、陰イオン形態で存在する Se は表面錯形成による収着が支配的として、8.3.1 で解析されたモンモリロナイト含有量、Na 濃度、pH を反映して収着分配係数の評価を行った。

#### (a) Cs

間隙水中では Na<sup>+</sup>が支配的な陽イオンであるため、Na<sup>+</sup>と Cs<sup>+</sup>のイオン交換吸着モデルにより収着分配係数を評価した。収着反応式を以下に示す。



ここで、S-は収着サイトを示す。平衡定数(K)は以下の式で表される。

$$([S\text{-Cs}^+][\text{Na}^+]) / ([S\text{-Na}^+][\text{Cs}^+]) = K \quad (8.3-35)$$

分配係数 K<sub>d</sub> は、Cs が収着しているサイト濃度 ([S-Cs(mol/kg)]) と間隙水中 Cs<sup>+</sup>濃度(mol/m<sup>3</sup>) の比で表され、平衡定数から以下のように変換できる。

$$\begin{aligned} K_d \text{ (m}^3\text{/kg)} &= [S\text{-Cs}^+ \text{ (mol/kg)}] \div [\text{Cs}^+ \text{ (mol/m}^3\text{)}] \\ &= K \times [S\text{-Na}^+ \text{ (mol/kg)}] \div [\text{Na}^+ \text{ (mol/m}^3\text{)}] \end{aligned} \quad (8.3-36)$$

[S-Na<sup>+</sup> (mol/kg)] >> [S-Cs<sup>+</sup> (mol/kg)]とすると、モンモリロナイトの陽イオン交換容量 (CEC : 100meq/100g (=1mol/kg)) およびモンモリロナイト含有率 C<sub>mont</sub> から、

$$K_d = K \times 1 \text{ (mol/kg)} \times C_{\text{mont}} \div [\text{Na}^+ \text{ (mol/m}^3\text{)}] \quad (8.3-37)$$

と表される。ここで、イオン交換収着している Cs<sup>+</sup>イオンのうち、シロキサンの極表面 (Stern 層) に存在するイオンは動けないものの、やや離れた場所 (拡散層) に存在するイオンは可動であることが Cs の拡散実験から言われている<sup>(15)</sup>。そのため保守性を考慮し、拡散層に存在するイオンの収着性を無視して、Stern 層に存在するイオンのみを収着イオンとして分配係数を評価した。Ochs らによると、Stern 層に存在するイオンは全イオン中の 68%と見積もられている<sup>(15)</sup>。従って、分配係数を式(8.3-37)で評価した K<sub>d</sub> の 0.68 倍とした。K<sub>d</sub> 評価式を以下に示す。

$$Kd \text{ ( m}^3\text{/kg)} = 10^{0.44} \times 1 \text{ (mol/kg)} \times C_{\text{mont}} \div [\text{Na}^+\text{(mol/m}^3)] \times 0.68 \quad (8.3-38)$$

なお、ケース 5、6 では、1 万年後以降にモンモリロナイトが消失してしまう。モンモリロナイト消失後の緩衝材に対する分配係数は、保守的に、石英に対する  $C_s$  の分配係数  $1 \times 10^{-4} \text{ m}^3\text{/kg}$  (イオン強度 1M、 $C_s$  濃度  $10^{-4}\text{M}$  の条件での値<sup>(16)</sup>) とした。分配係数の評価結果を図 8.3-48 に示す。

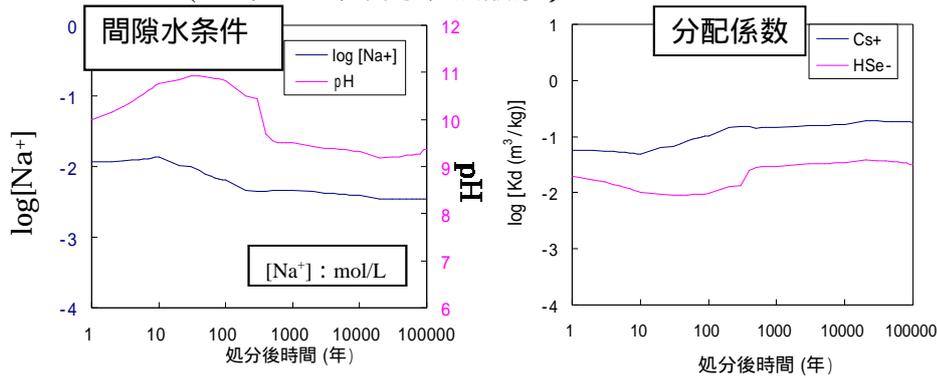
( b ) Se

ベントナイト系緩衝材の主成分は、モンモリロナイトおよび二酸化ケイ素 (石英および玉随) である。還元環境における Se の収着試験から、Se はモンモリロナイトには収着するものの、石英にはほとんど収着しないことがわかっている<sup>(17)</sup>。そのため、モンモリロナイトに対する Se の  $K_d$  から緩衝材に対する  $K_d$  を評価することとした。Se の収着形態は、モンモリロナイト結晶端 / エッジ表面水酸基への表面錯形成が支配的であると考えられている<sup>(17)</sup>。しかしながら、還元環境における Se の吸着について、現状では表面錯体モデルパラメータは整備されていない。そのため、モンモリロナイトに対する Se 分配係数の実測値<sup>(17)</sup>から  $K_d$  を評価することとした。実験データをフィッティングすることにより、モンモリロナイトに対する Se の  $K_d$  評価式を取得した。さらに、ベントナイト中のモンモリロナイト含有率を考慮することにより、ベントナイト変質による  $K_d$  の変動を表現することとした。 $K_d$  評価式を以下に示す。

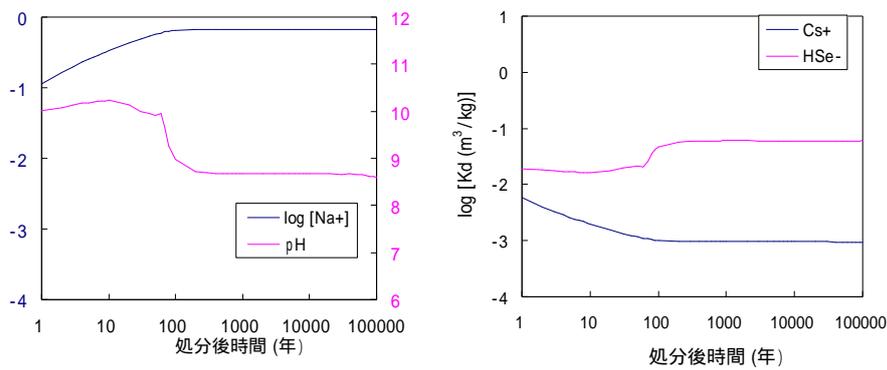
$$Kd = 10^{(-0.3674\text{pH} + 2.4189)} \times C_{\text{mont}} \quad (8.3-39)$$

なお、ケース 5、6 では、1 万年後以降にモンモリロナイトが消失してしまう。モンモリロナイト消失後の分配係数は、保守的に  $0 \text{ m}^3\text{/kg}$  とした。分配係数の評価結果を図 8.3-48 に示す。

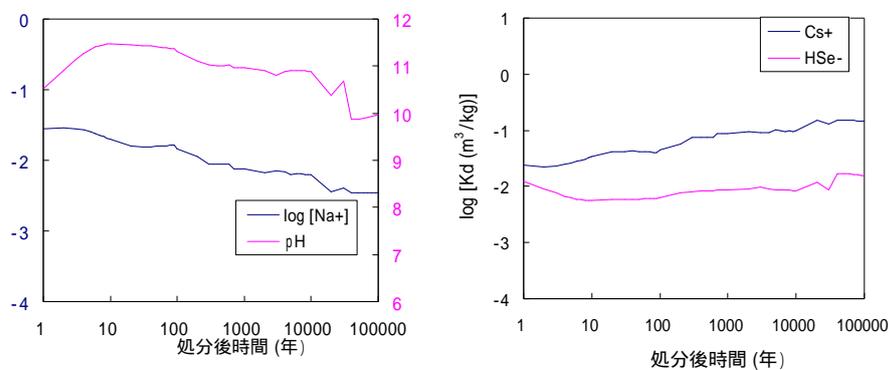
・ケース 1 (9cm、25、降水、無酸素)



・ケース 2 (9cm、25、海水、無酸素)



・ケース 3 (60cm、25、降水、無酸素)



・ケース 4 (60cm、25、海水、無酸素)

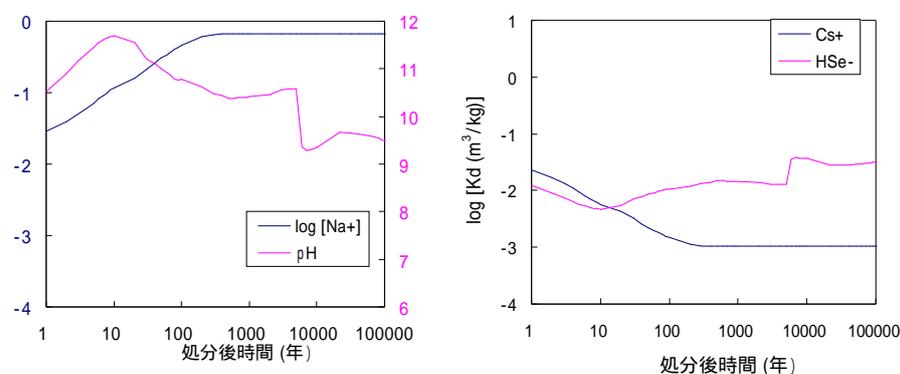
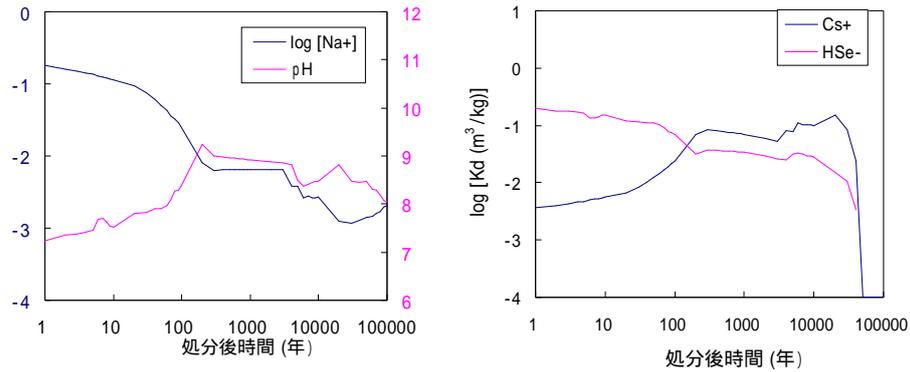
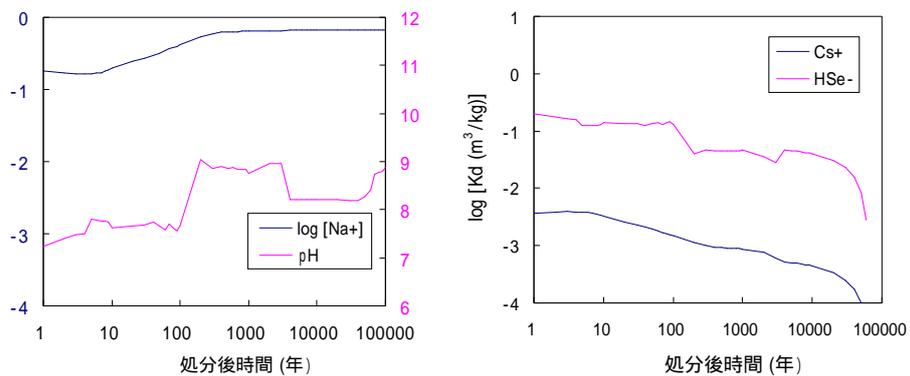


図 8.3-48 Cs と Se の分配係数の経時変化 (1/3)

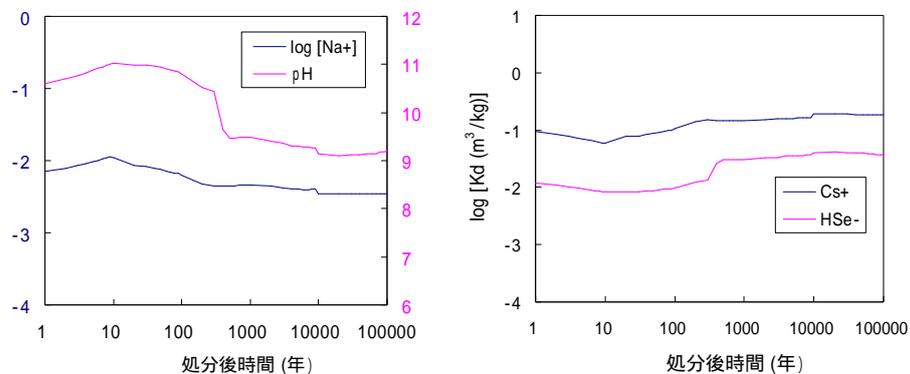
・ケース5 (60cm、90、降水、無酸素)



・ケース6 (60cm、90、海水、無酸素)



・ケース7 (9cm、25、降水、酸素 8ppm)



・ケース8 (9cm、25、海水、酸素 8ppm)

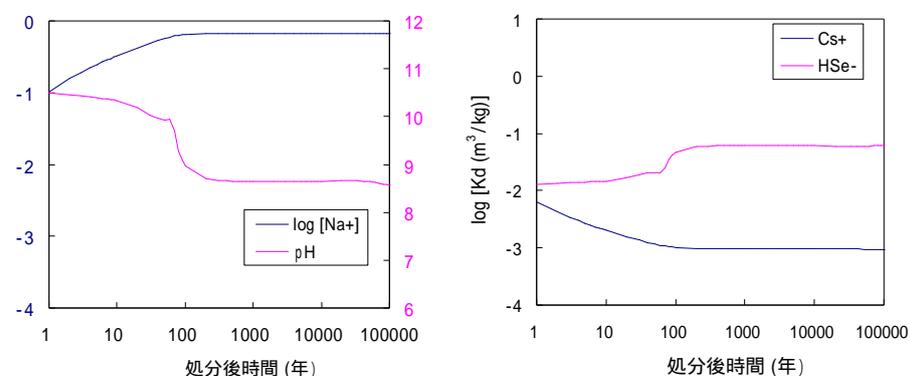
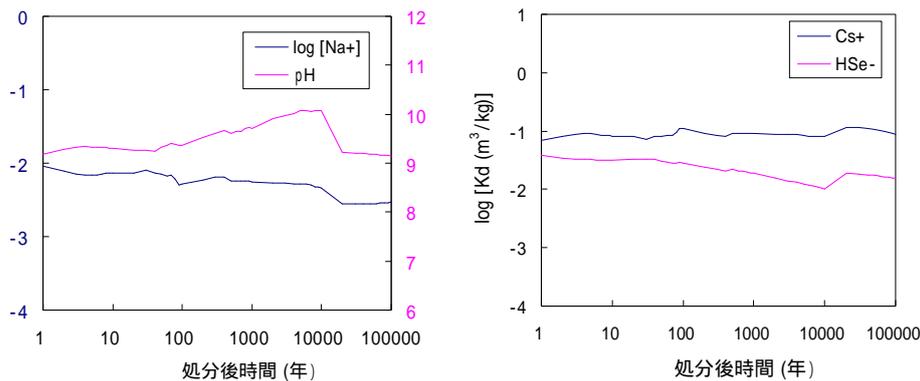


図 8.3-48 Cs と Se の分配係数の経時変化 (2/3)

・ケース9 (60cm、47~100、降水、無酸素)



・ケース10 (0cm、25、セメント間隙水、無酸素)

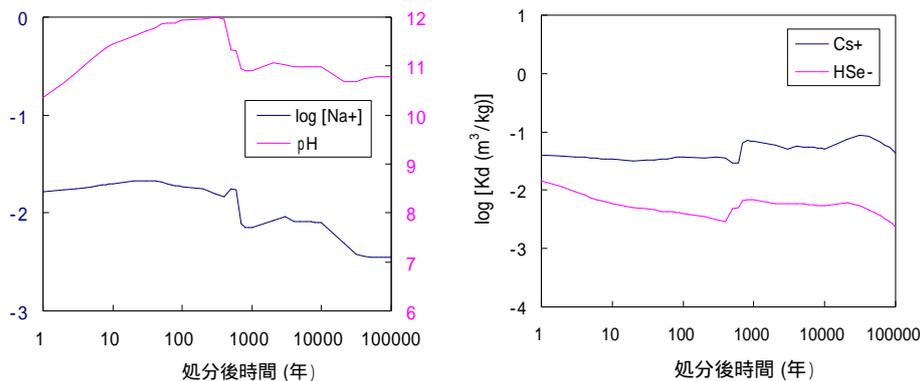


図 8.3-48 Cs と Se の分配係数の経時変化 (3/3)

(4) まとめ

緩衝材変質の進行に伴う緩衝材中の核種移行挙動の変化を評価するため、緩衝材変質・間隙水組成の変遷に係る解析により示された緩衝材間隙率、モンモリロナイト含有率および間隙水組成の空間的・時間的变化の結果に基づき、核種の溶解度、拡散係数および吸着分配係数を評価した。対象元素はCsおよびSeとした。

Cs はいずれの条件においても易溶性である。また、Se の溶解度評価の結果、ほとんどの条件で易溶性であると評価された。易溶性元素の緩衝材間隙水中濃度は、ガラス固化体の溶解速度および緩衝材中の移行速度に依存する。

拡散係数は、Cs については細孔拡散モデル、Se については陰イオン排除モデルにより評価した。その結果、ほとんどの条件・時間において同程度の値を示し、Cs の拡散係数は  $4 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$ 、Se の拡散係数は  $3 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$  と評価された。モンモリロナイトが消失した条件では、Cs、Se いずれの拡散係数も  $1 \times 10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$  と評価された。

Cs の分配係数はイオン交換モデル解析により、Se の分配係数は実測値のフィッティングにより評価した。Cs の分配係数は間隙水の塩濃度に依存して変動、Se の分配係数は間隙水の pH に依存して変動すると評価された。モンモリロナイトが消失した条件では、Cs の分配係数を  $1 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{kg}$ 、Se の分配係数を  $0 \text{ m}^3/\text{kg}$  と評価した。

### 8.3.5 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、「8.3.1 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<sup>(1)</sup>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、緩衝材中に設定した粒子に対するトラジェクトリ解析を行い、その結果から緩衝材中の実流速を決定した。以下に、その解析条件、解析結果について述べる。

#### (1) 解析条件

本解析では、第2次取りまとめ<sup>(2)</sup>における人工バリアの仕様設定(処分孔竖置き方式)を基に、計算体系として1つの処分孔を対象とした水平断面の2次元体系を考えた。地下水流動解析のモデル概念図を図8.3-49に示す。内側からガラス固化体とオーバーパックを含む廃棄体、緩衝材および岩盤(母岩)の各領域とする。母岩は第2次取りまとめのレファレンスケースと同様に亀裂帯を想定した。本解析では、図8.3-49に示す亀裂の水平断面において左から右へ向かう流動場を想定して、第2次取りまとめのレファレンスケースでの設定値である動水勾配が0.01になるよう、左右両側における一定の水頭値を設定した。また上側および下側は不透水境界とした。計算体系の対称性から、図8.3-49に示すような地下水流向の方向に対し半部の領域(10m×5m)を解析対象とする。さらに、緩衝材中の地下水流速をトラジェクトリ解析の条件として設定し、粒子放出ポイントは図8.3-49に示すように緩衝材を横切る断面上の5点(No.1~No.5)と廃棄体表面からの距離0.05mの円周上の7点(No.6~No.12)を設定した。

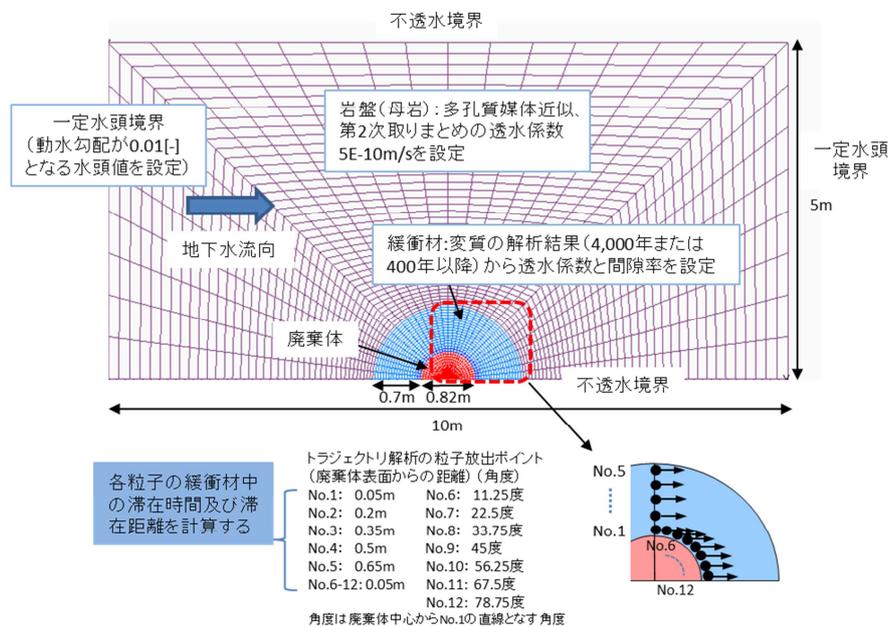


図 8.3-49 ニアフィールド地下水流動解析のモデル概念図

廃棄体は均質領域と仮定し、廃棄体の透水係数及び間隙率は、健全な緩衝材の物性値と同等に設定し、透水係数は  $1E-13$  m/s、間隙率は 0.4 とした。岩盤は花崗岩を想定し、その透水係数は第2次取りまとめのレファレンスケースの透水量係数の対数平均値  $-9.99$   $m^2/s$ 、動水勾

配 0.01、マトリックス拡散深さ 0.1m および間隙率 0.02 より  $5E-10$  m/s を設定し、間隙率は第 2 次取りまとめのレファレンスケースより 0.02 を設定した。なお、緩衝材周辺の岩盤の透水係数および間隙率は、空間的および時間的に変化しないと仮定した。

緩衝材に対しては、「8.3.1 緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価」において示された緩衝材中の透水係数および間隙率の空間的・時間的変化の解析結果から設定する。その解析では、Case1～Case10 の 10 ケース（表 8.4-7 参照）の緩衝材変質の変遷を評価しており、それらの 10 ケースの解析結果に対応したニアフィールドの地下水流動解析を行った。炭素鋼オーバーパックの核種閉じ込め機能の継続期間は、ケース 1 から 9 では 4,000 年であり、ケース 10 では 400 年であると「8.3.2 炭素鋼オーバーパックの腐食寿命解析」において評価されたので、ケース 1 から 9 では 4,000 年以降、ケース 10 では 400 年以降の透水係数および間隙率の計算結果を本解析では使用する。Case1～Case10 における処分場閉鎖後 4,000 年（Case10 では 400 年）および 10 万年後の緩衝材中の透水係数および間隙率の空間分布を図 8.4-47～図 8.3-53 に示す。

表 8.3-7 緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価における解析ケース一覧

| ケース | 温度 ( ) | 支保工厚さ (cm) | 地下水系特性           | 初期間隙水特性     |
|-----|--------|------------|------------------|-------------|
| 1   | 25     | 9          | 降水系・無酸素          | 純水・無酸素      |
| 2   | 25     | 9          | 海水系・無酸素          | 純水・無酸素      |
| 3   | 25     | 60         | 降水系・無酸素          | 純水・無酸素      |
| 4   | 25     | 60         | 海水系・無酸素          | 純水・無酸素      |
| 5   | 90     | 60         | 降水系・無酸素          | 純水・無酸素      |
| 6   | 90     | 60         | 海水系・無酸素          | 純水・無酸素      |
| 7   | 25     | 9          | 降水系・溶存無酸素8ppm    | 純水・溶存酸素8ppm |
| 8   | 25     | 9          | 海水系・溶存無酸素8ppm    | 純水・溶存酸素8ppm |
| 9   | 100～47 | 60         | 降水系・無酸素          | 純水・無酸素      |
| 10  | 25     | 0          | 降水系(セメント間隙水)・無酸素 | 純水・無酸素      |

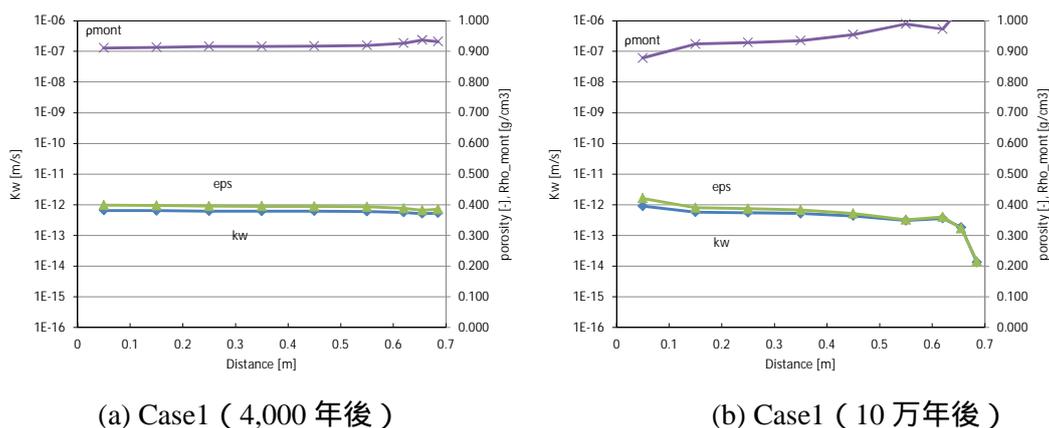
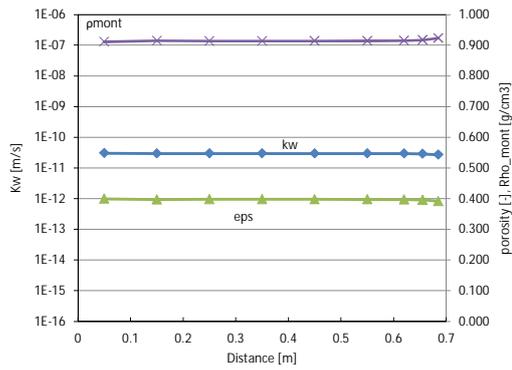
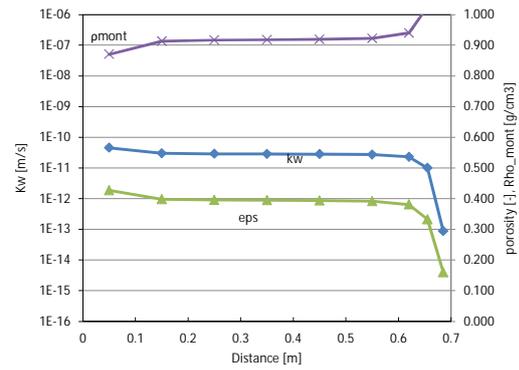


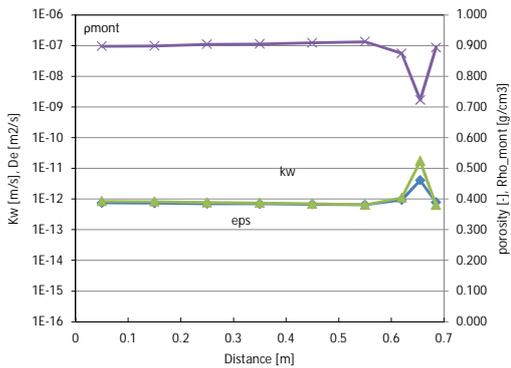
図 8.3-50 4,000 年および 10 万年後の緩衝材中の透水係数、間隙率等の空間分布 (Case1)  
 $K_w$  : 透水係数、eps : 間隙率、 mont : 有効モンモリロナイト密度



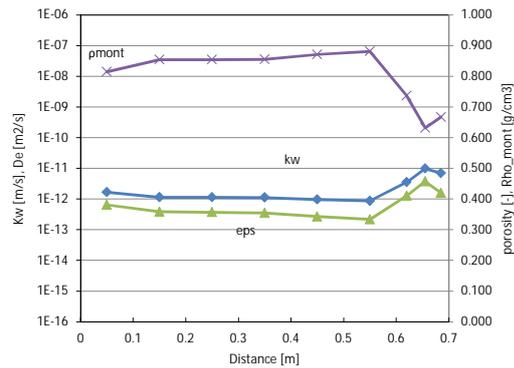
(a) Case2 ( 4,000 年後 )



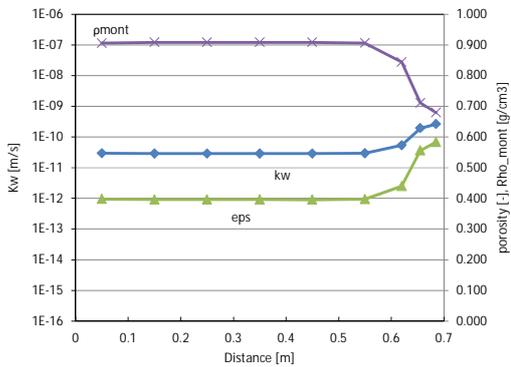
(b) Case2 ( 10 万年後 )



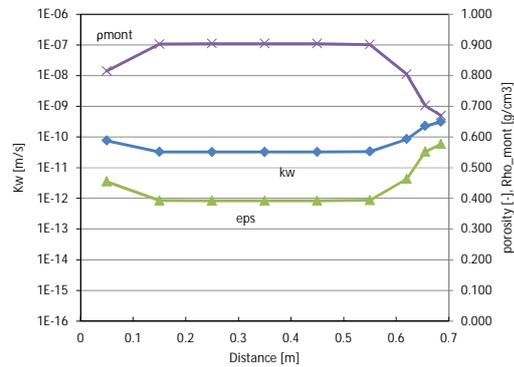
(c) Case3 ( 4,000 年後 )



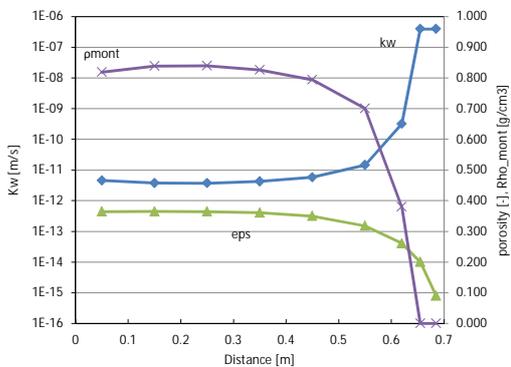
(d) Case3 ( 10 万年後 )



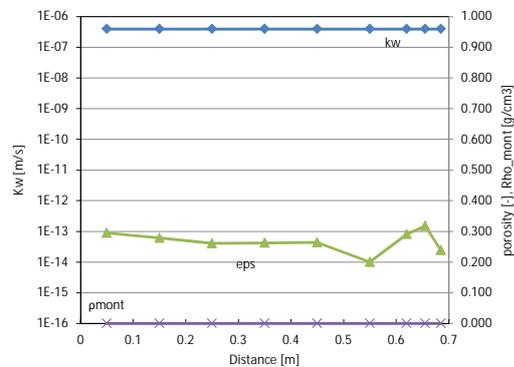
(e) Case4 ( 4,000 年後 )



(f) Case4 ( 10 万年後 )

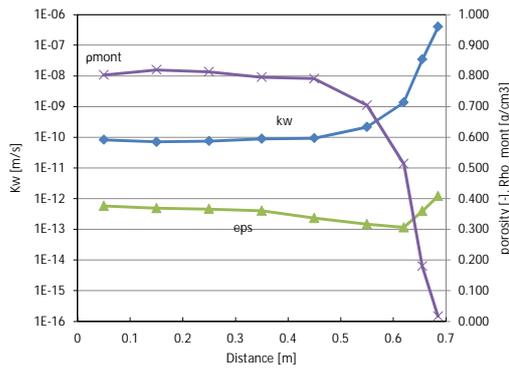


(g) Case5 ( 4,000 年後 )

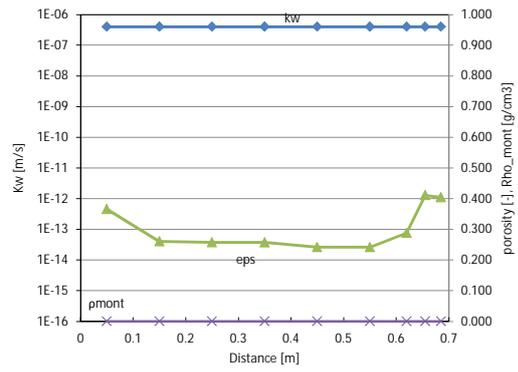


(h) Case5 ( 10 万年後 )

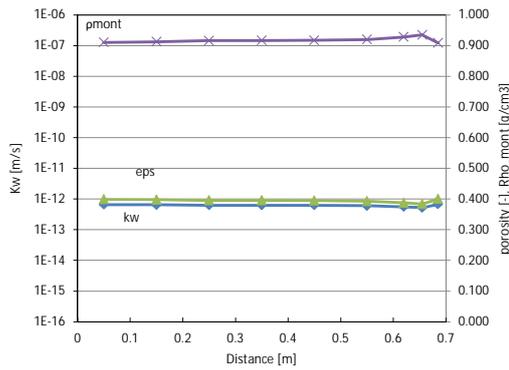
図 8.3-51 4,000 年および 10 万年後の緩衝材中の透水係数、間隙率等の空間分布( Case2 ~ 5 )  
 Kw : 透水係数、 eps : 間隙率、 mont : 有効モンモリロナイト密度



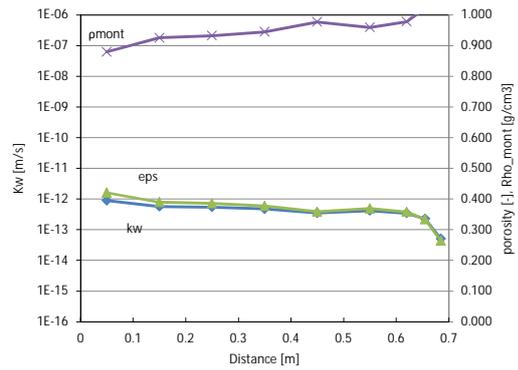
(a) Case6 ( 4,000 年後 )



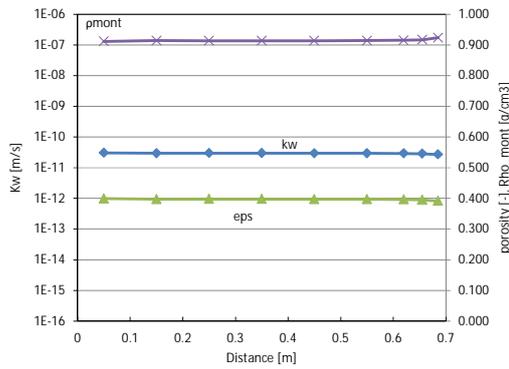
(b) Case6 ( 10 万年後 )



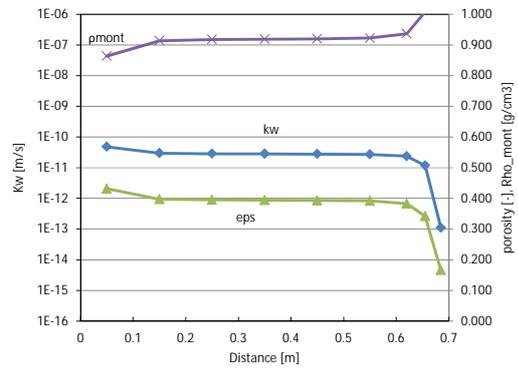
(c) Case7 ( 4,000 年後 )



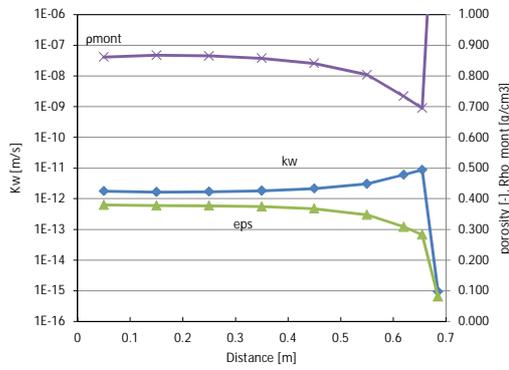
(d) Case7 ( 10 万年後 )



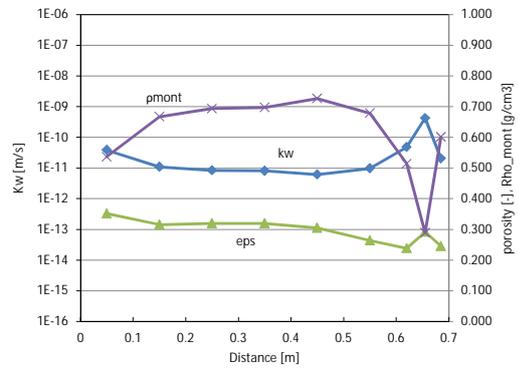
(e) Case8 ( 4,000 年後 )



(f) Case8 ( 10 万年後 )



(g) Case9 ( 4,000 年後 )



(h) Case9 ( 10 万年後 )

図 8.3-52 4,000 年および 10 万年後の緩衝材中の透水係数、間隙率等の空間分布( Case6 ~ 9 )  
 Kw : 透水係数、 eps : 間隙率、 mont : 有効モンモリロナイト密度

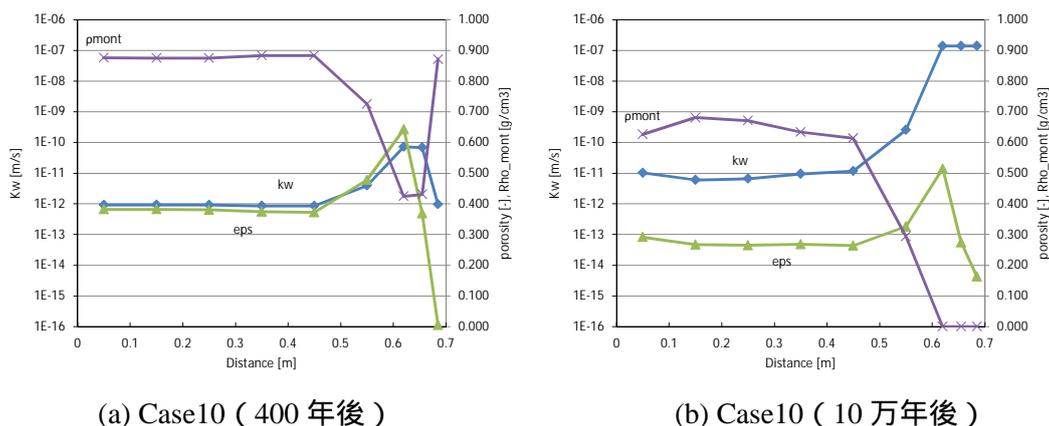


図 8.3-53 4,000 年および 10 万年後の緩衝材中の透水係数、間隙率等の空間分布 (Case10)  
 Kw : 透水係数、eps : 間隙率、 mont : 有効モンモリロナイト密度

降水系地下水の 6 つの解析ケース (Case1, 3, 5, 7, 9, 10) のうち、セメント厚さ 9cm、温度 25 の Case1, 7 は、4,000 年および 10 万年後の緩衝材内部の透水係数は 1E-12 m/s 以下の空間分布を示しており、緩衝材の低透水性の機能は維持された状態である。同様に、セメント厚さ 25cm、温度 60 の Case3 は、支保工側の緩衝材中で 1E-11 m/s 程度の透水性のやや高い領域が一部形成されるものの、4,000 年および 10 万年後の緩衝材内部の透水係数は 1E-12 m/s 程度の空間分布を示しており、緩衝材の低透水性の機能は維持された状態である。このように、Case1, 3, 7 を比較すると、支保工厚さおよび溶存酸素による透水係数への影響はほとんどない。また、セメント厚さ 60cm、温度 90 の条件である Case5 の透水係数が降水系では最も高く、4,000 年後の緩衝材内部の透水係数は、支保工側の緩衝材においてモンモリロナイトが溶解することにより高い透水係数となり 1E-12 ~ 1E-6 m/s の空間分布を示しており、10 万年後には、透水係数の空間分布は緩衝材全体のモンモリロナイトの消失により、一律 1E-6 m/s の高い値を示している。Case9 では、4,000 年後の緩衝材内部の透水係数は、支保工側の緩衝材において間隙が閉塞されることにより低い透水係数となり 1E-15 ~ 1E-11 m/s の空間分布を示しており、10 万年後の透水係数は、支保工側の緩衝材のやや内側においてモンモリロナイトが溶解することにより高い透水係数となり 1E-11 ~ 1E-9 m/s の空間分布を示している。Case10 では、4,000 年後の緩衝材内部の透水係数は、支保工側の緩衝材のやや内側においてモンモリロナイトが溶解することにより高い透水係数となり 1E-12 ~ 1E-10 m/s の空間分布を示しており、10 万年後の透水係数は、支保工側の緩衝材のモンモリロナイトが消失することにより高い透水係数となり 1E-11 ~ 1E-7 m/s の空間分布を示している。

海水系地下水の解析ケース (Case2, 4, 6, 8) は、全体的に降水系の透水係数に比べてより高い傾向を示している。Case2, 4, 8 の透水係数は、支保工側の緩衝材中で 1E-13 ~ 1E-9 m/s 程度の分布を示すものの、4,000 年および 10 万年後の緩衝材内部の透水係数は 1E-10 m/s 程度の空間分布を示しており、緩衝材の低透水性の機能は維持された状態である。このように、Case2, 4, 8 を比較すると、降水系地下水と同様に支保工厚さおよび溶存酸素による透水係数への影響はほとんどない。一方、セメント厚さ 60cm、温度 90 の条件である Case6 は、海水系地下水の解析ケースの中で透水係数が最も高く、4,000 年後の緩衝材内部の透水係数は、支保工側の緩衝材においてモンモリロナイトが溶解することにより高い透水係数となり 1E-10 ~ 1E-6

m/s の空間分布を示しており、10 万年後には透水係数の空間分布は Case5 と同様にモンモリロナイトの消失により、一律  $1E-6$  m/s の高い値を示している。

以上の透水係数に対する結果から、降水系地下水の 3 つの解析ケース( Case1, 3, 7 )に対し、緩衝材中の透水係数は時間的・空間的に変化せず  $1E-12$  m/s を与えた。また、間隙率は 0.4 程度を示していることから、0.4 に設定した(「降水系ケース A」として設定)。海水系地下水の 3 つの解析ケース( Case2, 4, 8 )に対し、4,000 年以降の透水係数および間隙率は時間的・空間的にほとんど変化しないことから、それぞれ  $1E-10$  m/s、0.4 に設定した(「海水系ケース A」として設定)。一方、降水系地下水の Case5, 9, 10 と海水系地下水の Case6 に関しては、緩衝材中の透水係数の時間的・空間的な変化が大きく、また、緩衝材のすべての領域における透水係数の上昇が大きいことから、このケースでは、透水係数および間隙率の時間的・空間的な変化の条件を設定した解析を行うこととした。降水系地下水の Case5 と海水系地下水の Case6 では、それぞれ 45,000 年と 69,000 年に緩衝材全域のモンモリロナイトが消失することにより緩衝材全域において透水係数が急激に上昇している(それぞれ「降水系ケース B、海水系ケース B」として設定)。また、降水系地下水 Case9 では、温度変遷ケース(100~47)であり降水系ケース A より透水係数が 1 桁高い(「降水系ケース C」として設定)。降水系地下水 Case10 では、支保工側の緩衝材のモンモリロナイトが 34,000 年から消失し、その領域の透水係数が高くなるものの、それより内側の緩衝材の低透水性の機能は維持された状態である(「降水系ケース D」として設定)。

地下水流動解析の解析ケース一覧を表 8.3-8 に示す。

表 8.3-8 地下水流動解析の解析ケース一覧

| ケース名    | 解析ケースの概要   | 備考(*1)    |
|---------|--|-----------|
| 降水系ケースA | 4,000年以降の緩衝材中の透水係数、間隙率は時間的・空間的に変化せず、 $1E-12$ [m/s]、0.4[-]を設定   | Case1,3,7 |
| 降水系ケースB | 4,000年、7,000年、18,000年、32,000年、39,000年、44,000年、45,000年における緩衝材中の透水係数および間隙率の空間的な変化の条件を設定(セメント側の緩衝材における2次鉱物の生成やモンモリロナイト溶解による各パラメータの変動を考慮)                          | Case5     |
| 降水系ケースC | 4,000年、15,000年、57,000年、100,000年における緩衝材中の透水係数および間隙率の空間的な変化の条件を設定(セメント側の緩衝材における2次鉱物の生成やモンモリロナイト溶解による各パラメータの変動を考慮)  | Case9     |
| 降水系ケースD | 400年、1,900年、20,000年、32,000年、37,000年、56,000年、85,000年、100,000年における緩衝材中の透水係数および間隙率の空間的な変化の条件を設定(セメント側の緩衝材における2次鉱物の生成やモンモリロナイト溶解による各パラメータの変動を考慮)                   | Case10    |
| 海水系ケースA | 4,000年以降の緩衝材中の透水係数、間隙率は時間的・空間的に変化せず、 $1E-10$ [m/s]、0.4[-]を設定   | Case2,4,8 |
| 海水系ケースB | 4,000年、19,000年、31,000年、41,000年、52,000年、55,000年、59,000年、64,000年、68,000年、69,000年における緩衝材中の透水係数および間隙率の空間的な変化の条件を設定(セメント側の緩衝材における2次鉱物の生成やモンモリロナイト溶解による各パラメータの変動を考慮) | Case6     |

(\*1) 「8.3.1 緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価」における解析ケースとの対応を示している。

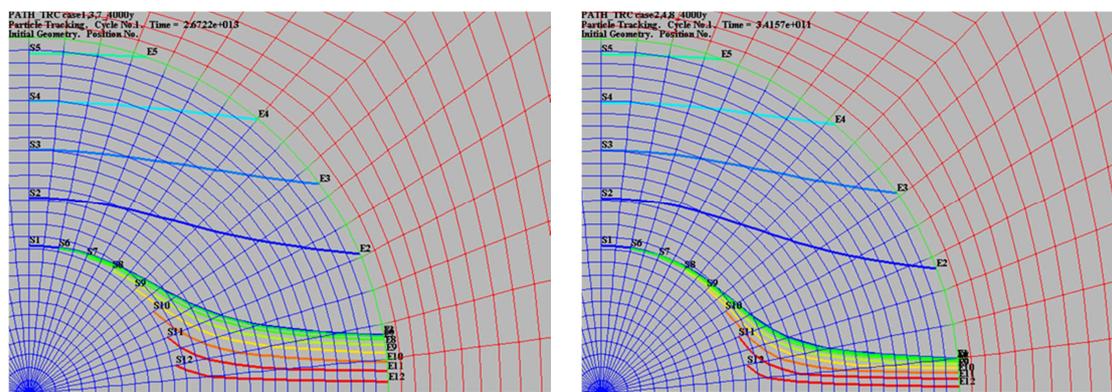
## (2) 解析結果

緩衝材中のトラジェクトリ解析結果を図 8.3-54 ~ 図 8.3-58 に示す。緩衝材の止水機能が維持された状態である降水系ケース A とこれより透水係数が 2 桁高い海水系ケース A では、図 8.3-54 に示すように、粒子放出ポイントが廃棄体表面から離れた位置(No.4, 5)からの移行経路は動水勾配に沿った流れとなっており、廃棄体付近の位置(No.1, 6~12)からの初期の移行経路は、廃棄体の透水性が低いため廃棄体表面に沿った流れとなっており、その後、動

水勾配に沿った流れになっている。海水系ケース A の緩衝材の透水係数は降水系ケース A よりも高いことにより流速が速くなり、廃棄体表面に沿った流れになる傾向が強く現れている。

45,000 年後に緩衝材全体の止水機能が維持されなくなる降水系ケース B は、4 万年あたりから急激に透水性が高くなり、支保工側半分と廃棄体付近の緩衝材の止水性がまったく確保できなくなる。44,000 年では廃棄体表面から 20cm 付近の一部の緩衝材の透水係数が  $1E-8$  m/s 程度であるため、図 8.3-55 に示す(c)44,000 年後では、廃棄体表面から 5cm ~ 30cm あたりにおける粒子の移行経路は廃棄体表面の法線方向の流れとなっている。しかし、その外側の緩衝材における移行経路は、透水係数が一律  $1E-6$  m/s 程度と高いため、廃棄体表面から 30cm 付近に沿った流れとなり、その後、動水勾配に沿った流れになっている。また、7 万年後に緩衝材全体の止水機能が維持されなくなる海水系ケース B でも、図 8.3-56 に示すように、降水系ケース B と同様な移行経路の変化を示して、図 8.3-56 に示す(c)41,000 年後では、廃棄体表面から 10cm ~ 60cm あたりにおける粒子の移行経路は廃棄体表面の法線方向の流れとなっている。しかし、その外側の緩衝材での移行経路は、透水係数が一律  $1E-6$  m/s 程度と高いため、廃棄体表面から 60cm 付近に沿った流れとなり、その後、動水勾配に沿った流れになっている。

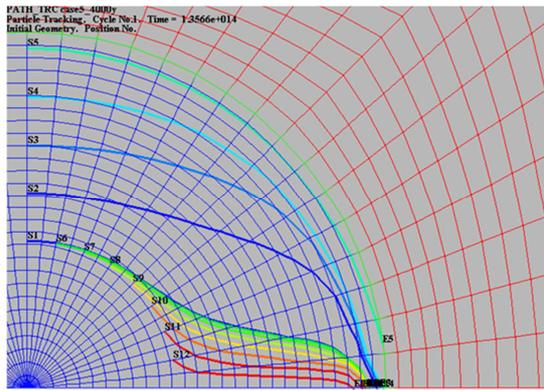
降水系ケース C は、図 8.3-57(b)に示すように、10 万年後には支保工側の緩衝材の止水機能が低下し、廃棄体表面から 60cm 付近に沿う流れを示している。また、10 万年後には支保工側の緩衝材の止水機能が維持されなくなる降水系ケース D は、図 8.3-58 に示すように、400 年後の早期において支保工側の緩衝材の止水機能が低下し、廃棄体表面から 50cm 付近にやや沿う流れを示し、10 万年後には支保工側の緩衝材の止水機能が低下し、廃棄体表面から 50cm 付近に沿う流れを示している。



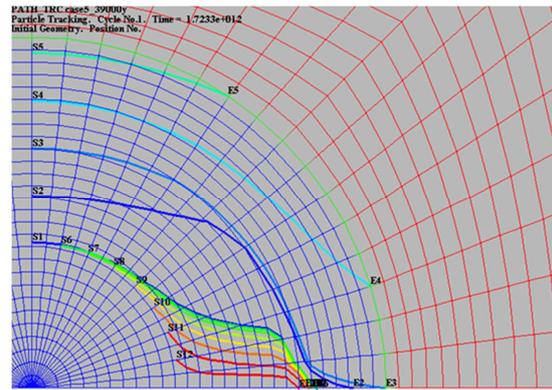
(a) 降水系ケース A

(b) 海水系ケース A

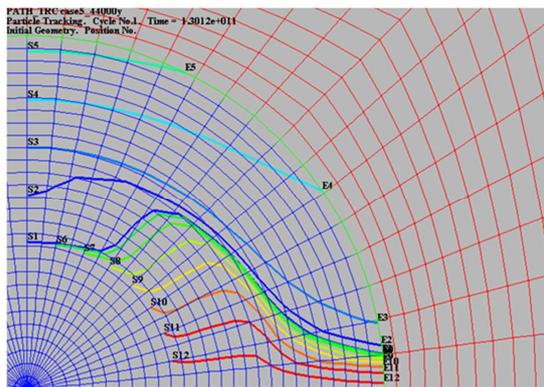
図 8.3-54 緩衝材中のトラジェクトリ解析結果 (降水系ケース A、海水系ケース A)



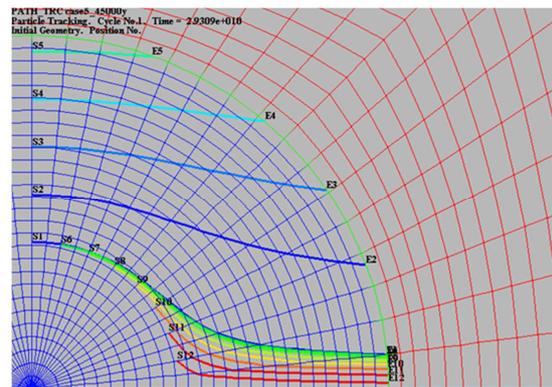
(a) 4,000 年後



(b) 39,000 年後

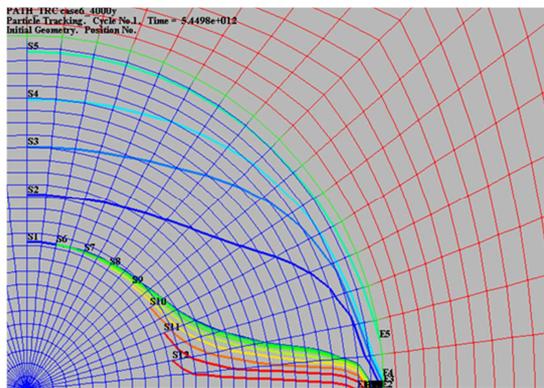


(c) 44,000 年後

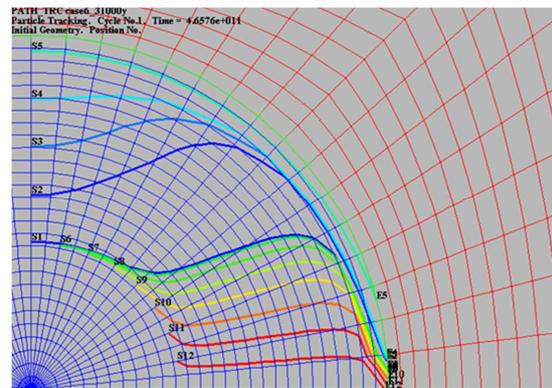


(d) 45,000 年後

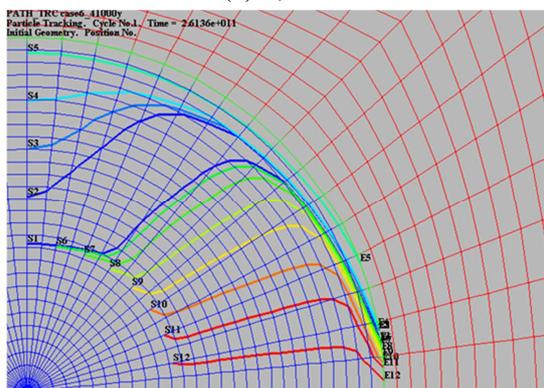
図 8.3-55 緩衝材中のトラジェクトリ解析結果 (降水系ケース B)



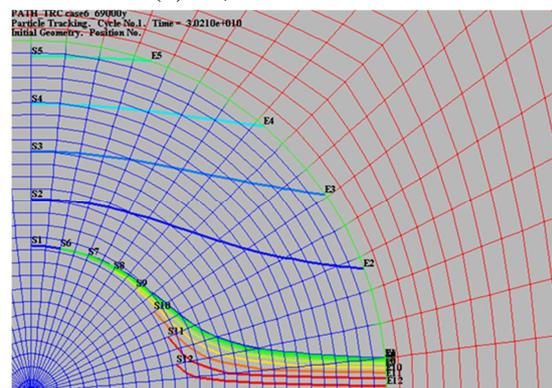
(a) 4,000 年後



(b) 31,000 年後

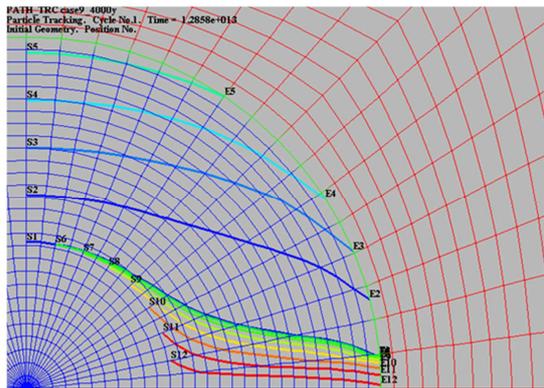


(c) 41,000 年後

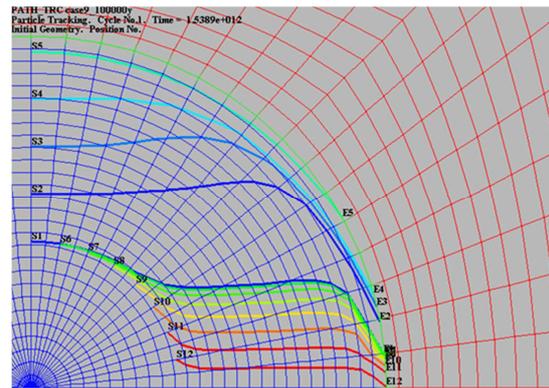


(d) 69,000 年後

図 8.3-56 緩衝材中のトラジェクトリ解析結果 (海水系ケース B)

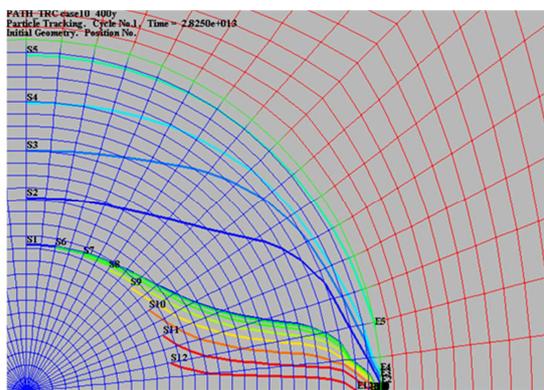


(a) 4,000 年後

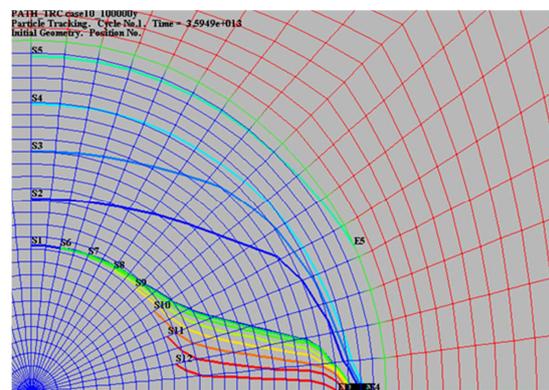


(b) 100,000 年後

図 8.3-57 緩衝材中のトラジェクトリ解析結果 (降水系ケース C)



(a) 4,00 年後

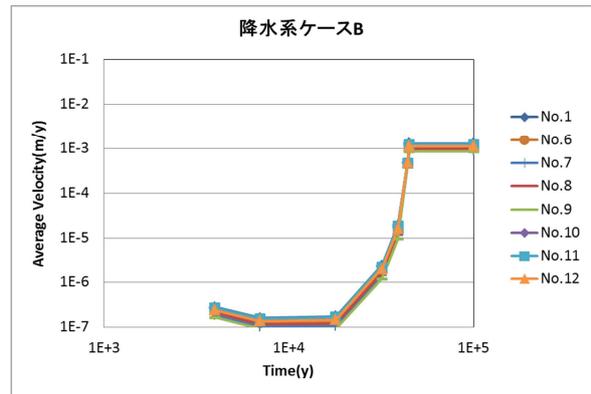
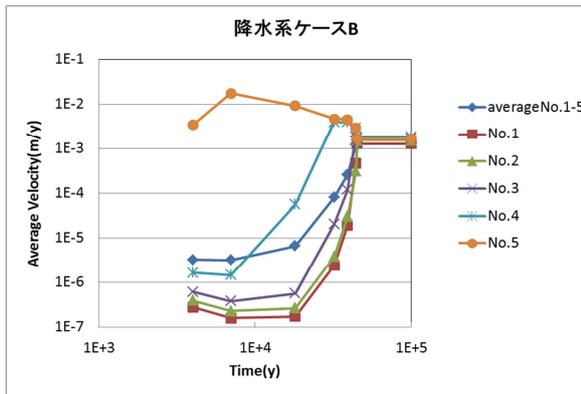
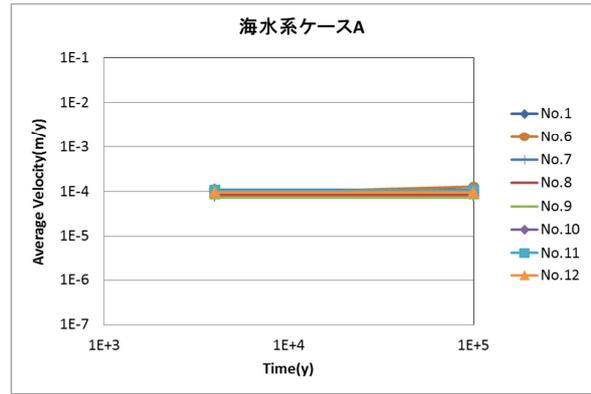
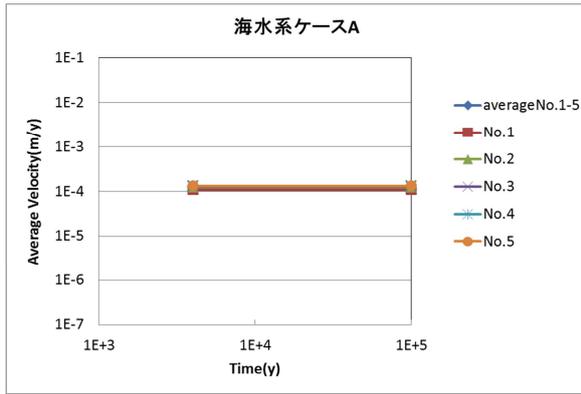
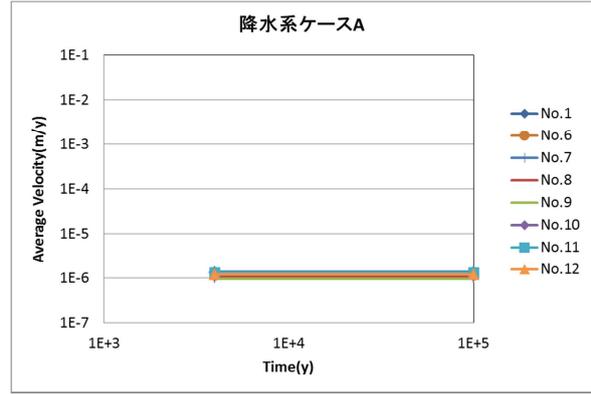
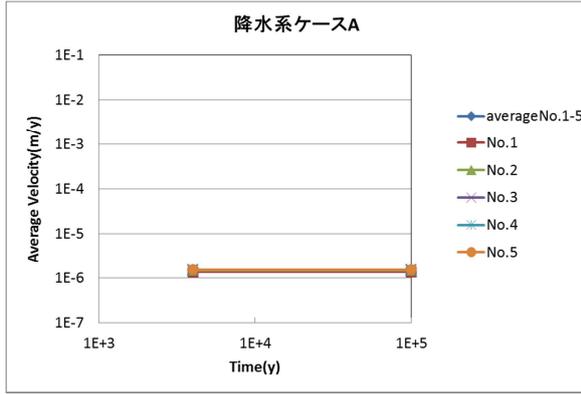


(b) 100,000 年後

図 8.3-58 緩衝材中のトラジェクトリ解析結果 (降水系ケース D)

緩衝材中の実流速の解析結果を図 8.3-59 に示す。図の左側に粒子放出ポイントが緩衝材を横切る断面上の 5 点 (No.1 ~ No.5) とその対数平均値の実流速を示し、右側に粒子放出ポイントが廃棄体表面からの距離 0.05m の円周上の 8 点 (No.1, No.6 ~ No.12) の実流速を示している。すべてのケースにおいて右側の図が示すように、粒子放出ポイントが廃棄体表面からの距離 0.05m の下流側円周上の 7 点 (No.6 ~ No.12) の実流速は、粒子放出ポイント No.1 と同程度であることが確認できた。

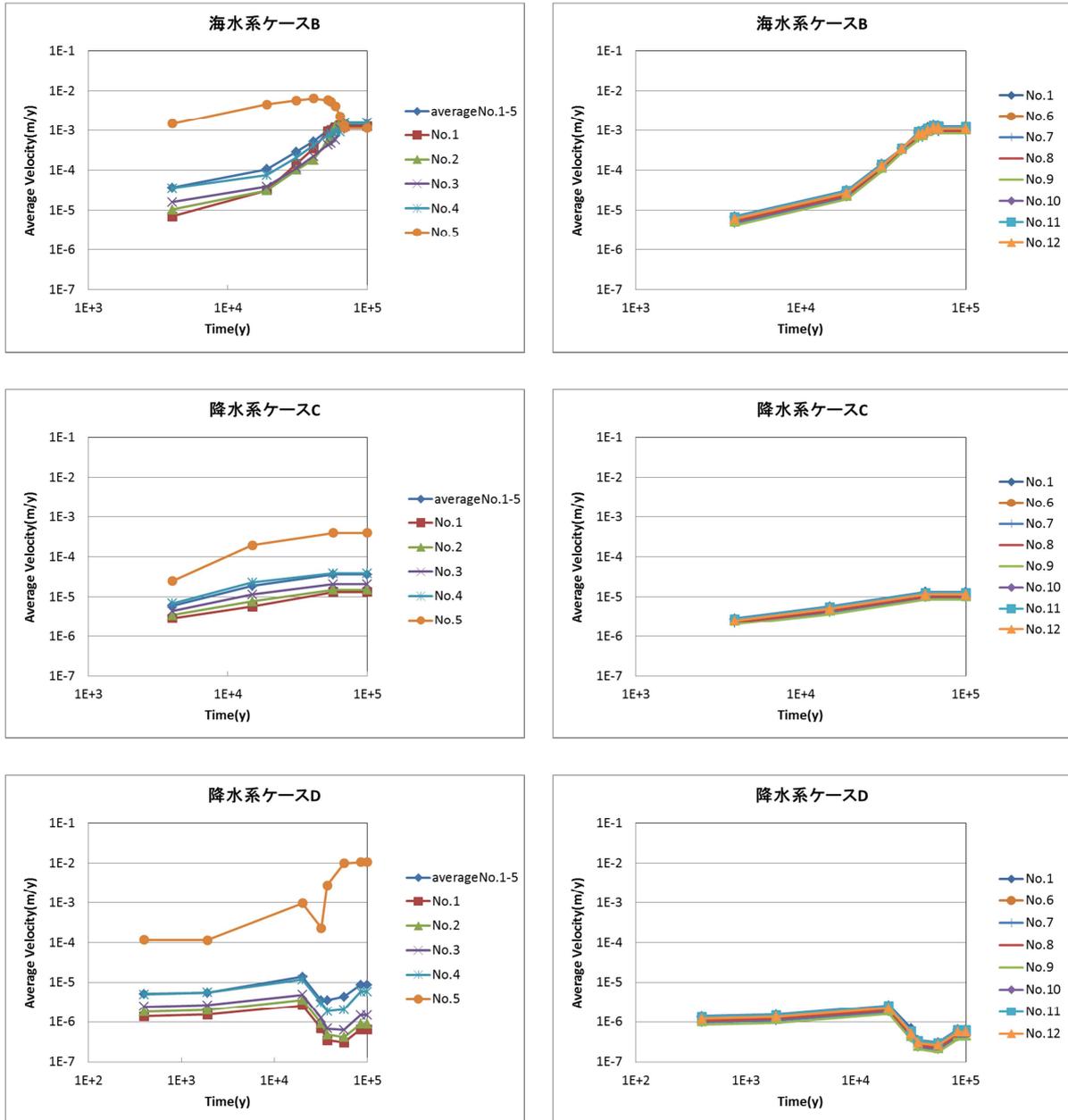
緩衝材全体にわたって低透水性の機能が維持された状態である降水系ケース A の平均実流速  $1.5E-6$  m/y に対し、透水係数の 2 桁高い設定である海水系ケース A の平均実流速は  $1.3E-4$  m/y と速い結果となった。また、降水系ケース B の平均実流速は、支保工側から生じるモンモリロナイトの溶解により 4,000 年から急激に上昇して緩衝材の全域にわたってモンモリロナイトが溶解する 4 万年あたりでは  $1.6E-3$  m/y となり、すべてのケースの中で最も速い値になった。海水系ケース B の平均実流速は、降水系ケース B と同様にモンモリロナイトの溶解により 4,000 年から上昇しはじめ、10 万年後には  $1.4E-3$  m/y となり、降水系ケース B の次に速い流速になっている。また、降水系ケース C の平均実流速は、4,000 年から上昇し、10 万年後には  $3.6E-5$  m/y になっている。一方、降水系ケース D の平均実流速は、2 万年あたりで支保工側のやや内側の緩衝材における 2 次鉱物の閉塞による間隙率の低下により一度上昇し、3 万年あたりからモンモリロナイトの溶解による支保工側の緩衝材の透水係数の上昇の影響を受けて、また上昇し 10 万年には  $8.8E-6$  m/y になっている。



(a) 緩衝材位置 No.1 ~ No.とその平均実流速

(b) 緩衝材位置 No.1, No.6 ~ No.10

図 8.3-59 緩衝材中の実流速の解析結果 (1/2)



(a) 緩衝材位置 No.1 ~ No.とその平均実流速 (b) 緩衝材位置 No.1, No.6 ~ No.10

図 8.3-59 緩衝材中の実流速の解析結果 (2/2)

トラジェクトリ解析から実流速を決める方法は、上記の解析結果を基に、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、No.1 ~ No.5 の実流速の対数平均値を GSRW-PSA の入力とする。GSRW-PSA による核種移行解析に設定する Case1 ~ 10 に対する緩衝材の実流速は、時間変動が顕著なケース (Case5, 6, 9, 10) については時間変動を考慮し、すべてのケースについて空間変動を考慮するため、緩衝材を横切る断面上の 5 点 (No.1 ~ No.5) の対数平均値とすることとして、以下のように設定する (図 8.3-60 参照)。

- Case1, 3, 7 : 4,000 年以降, 1.5E-6 m/y で一定 (降水系ケース A の結果より)
- Case2, 4, 8 : 4,000 年以降, 1.3E-4 m/y で一定 (海水系ケース A の結果より)
- Case5 : 解析結果 (降水系ケース B の結果) に基づいた 3.2E-6 ~ 1.6E-3 m/y までの

実流速の経時変化を想定

- Case6 : 解析結果（海水系ケース B の結果）に基づいた  $3.6E-5 \sim 1.4E-3$  m/y までの実流速の経時変化を想定
- Case9 : 解析結果（降水系ケース C の結果）に基づいた  $6.0E-6 \sim 3.6E-5$  m/y までの実流速の経時変化を想定
- Case10 : 解析結果（降水系ケース D の結果）に基づいた  $5.2E-6 \sim 1.4E-5$  m/y までの実流速の経時変化を想定

なお、Case5 や Case6 の最大流速のときでもペクレ数は 0.01 程度であり、緩衝材における核種移行はすべての時間に対して拡散支配となっている。

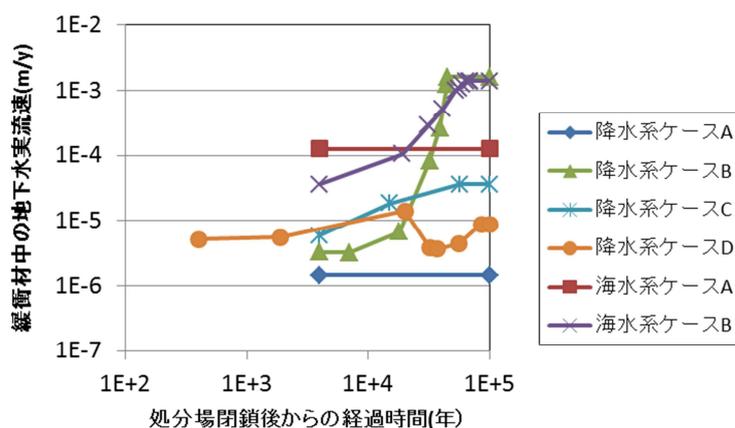


図 8.3-60 核種移行解析に用いる緩衝材中の実流速

### (3) まとめ

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、緩衝材変質・間隙水組成の変遷に係る解析により示された緩衝材中の透水係数および間隙率の空間的・時間的变化の結果に基づき、多孔質系媒体中の地下水流動解析コード MIG2DF を用いて、緩衝材およびその周辺母岩の領域を対象とした 2 次元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、緩衝材中に設定した粒子に対するトラジェクトリ解析を行った。

その結果、緩衝材全体にわたって低透水性の機能が維持された状態である降水系ケース A に対し、透水係数の 2 桁高い設定である海水系ケース A の平均実流速は  $1.3E-4$  m/y と 2 桁高い結果となった。また、降水系ケース B および海水系ケース B の平均実流速は、支保工側から生じるモンモリロナイトの溶解により上昇して 4 万年あたりでは  $1E-3$  m/y 程度の速い流速になった。ただし、このように流速が上がっても、Se-79 及び Cs-135 とともにペクレ数は 0.01 以下であり、Case1 ~ 10 の全ての解析ケースで変質した緩衝材中の核種移行は拡散支配であることがわかった。

### 8.3.6 核種移行解析

8.3.1～8.3.5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、これらの各種移行パラメータの解析結果に基づいて、確率的な安全評価コード GSRW-PSA<sup>(1)(2)</sup>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 -C 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]」<sup>(3)</sup>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。

##### 天然バリア

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) 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、8.3.1～8.3.5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 8.3-9 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- C に示す。

表 8.3-9 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 | 地下水移行シナリオ解析の主な設定パラメータ(人工バリア) |                                    |  |   |   |                   |   | 備考   |
|-----|------------------------------|------------------------------------|--|---|---|-------------------|---|--|
|     | OP腐食形態・<br>寿命                | ガラス溶解速度<br>(g/m <sup>2</sup> /day) | 溶解度<br>(mol/L)   | 拡散係数<br>(m <sup>2</sup> /s)   | 分配係数<br>(m <sup>3</sup> /kg)  | 間隙率<br>(-)        | 緩衝材中の地下水<br>実流速 (m/y)                             |  |
| 1   | 全面腐食<br>4,000年               | 0.0016                             | Cs: 易溶性<br>Se: 易溶性   | Cs: $2.8 \times 10^{-10}$<br>Se: $2.2 \times 10^{-10}$  | Cs: 0.15<br>Se: 0.031   | 0.39              | $1.5 \times 10^{-6}$                              |  |
| 2   |                              |                                    | Cs: 易溶性<br>Se: $8.6 \times 10^{-6}$ ~<br>$3.7 \times 10^{-5}$ *1 | Cs: $2.8 \times 10^{-10}$<br>Se: $2.2 \times 10^{-10}$  | Cs: $9.2 \times 10^{-4}$<br>Se: 0.058                                     | 0.4               | $1.3 \times 10^{-4}$                              | *1 図8.3-11参照   |
| 3   |                              |                                    | Cs: 易溶性<br>Se: 易溶性   | Cs: $3.0 \times 10^{-10}$<br>Se: $2.6 \times 10^{-10}$  | Cs: 0.092<br>Se: 0.0084 ~ 0.017 *3  | 0.4               | $1.5 \times 10^{-6}$                              | *3 図8.3-13参照   |
| 4   |                              |                                    | Cs: 易溶性<br>Se: 易溶性   | Cs: $3.1 \times 10^{-10}$<br>Se: $2.5 \times 10^{-10}$  | Cs: 0.001<br>Se: 0.013 ~ 0.038 *3   | 0.45              | $1.3 \times 10^{-4}$                              | *3 図8.3-13参照   |
| 5   |                              |                                    | Cs: 易溶性<br>Se: 易溶性   | Cs: $2.8 \times 10^{-10}$ ~<br>$1.0 \times 10^{-9}$ *2<br>Se: $2.8 \times 10^{-10}$ ~<br>$9.3 \times 10^{-10}$ *2 | Cs: $1.0 \times 10^{-4}$ ~ 0.15 *4<br>Se: 0 ~ 0.033 *3                    | 0.3               | $3.2 \times 10^{-6}$ ~<br>$1.6 \times 10^{-3}$ *6 | *2 図8.3-12参照<br>*3 図8.3-13参照<br>*4 図8.3-14参照<br>*6 図8.3-16参照                 |
| 6   |                              |                                    | Cs: 易溶性<br>Se: $4.0 \times 10^{-5}$ ~<br>$8.5 \times 10^{-4}$ *1 | Cs: $3.2 \times 10^{-10}$ ~<br>$1.1 \times 10^{-9}$ *2<br>Se: $3.1 \times 10^{-10}$ ~<br>$1.1 \times 10^{-9}$ *2  | Cs: $1.0 \times 10^{-4}$ ~<br>$5.1 \times 10^{-4}$ *4<br>Se: 0 ~ 0.047 *3 | 0.36              | $3.6 \times 10^{-5}$ ~<br>$1.4 \times 10^{-3}$ *6 | *1 図8.3-11参照<br>*2 図8.3-12参照<br>*3 図8.3-13参照<br>*4 図8.3-14参照<br>*6 図8.3-16参照 |
| 7   |                              |                                    | Cs: 易溶性<br>Se: 易溶性   | Cs: $2.8 \times 10^{-10}$<br>Se: $2.2 \times 10^{-10}$  | Cs: 0.16<br>Se: 0.035   | 0.39              | $1.5 \times 10^{-6}$                              |  |
| 8   |                              |                                    | Cs: 易溶性<br>Se: $7.0 \times 10^{-6}$ ~<br>$3.4 \times 10^{-5}$ *1 | Cs: $2.8 \times 10^{-10}$<br>Se: $2.2 \times 10^{-10}$  | Cs: $9.3 \times 10^{-4}$<br>Se: 0.059                                     | 0.4               | $1.3 \times 10^{-4}$                              | *1 図8.3-11参照   |
| 9   |                              |                                    | Cs: 易溶性<br>Se: 易溶性   | Cs: $3.0 \times 10^{-10}$<br>Se: $3.1 \times 10^{-10}$  | Cs: 0.08<br>Se: 0.01  | 0.32              | $6.0 \times 10^{-6}$ ~<br>$3.6 \times 10^{-5}$ *6 | *6 図8.3-16参照   |
| 10  | 局部腐食<br>400年                 |                                    | Cs: 易溶性<br>Se: 易溶性   | Cs: $3.6 \times 10^{-10}$<br>Se: $4.1 \times 10^{-10}$  | Cs: 0.029 ~ 0.087 *4<br>Se: 0.0023 ~ 0.007 *3                             | 0.29 ~ 0.40<br>*5 | $5.2 \times 10^{-6}$ ~<br>$1.4 \times 10^{-5}$ *6 | *3 図8.3-13参照<br>*4 図8.3-14参照<br>*5 図8.3-15参照<br>*6 図8.3-16参照                 |

### ガラス溶解速度

ガラス溶解速度は、8.3.3 で示したように、マグネシウム濃度[Mg]、カルシウム濃度[Ca]、pH の時間変遷に対して、

- ・ [Mg] <  $1.0 \times 10^{-3}$  mol/l かつ pH < 11.5

を満たす場合には、残存溶解速度 (Stage ) 0.0016g/m<sup>2</sup>/day となる。一方、

- ・ [Mg] >  $1.0 \times 10^{-3}$  mol/l または pH > 11.5

を満たす場合には、マトリクス溶解速度 (Stage ) 0.013g/m<sup>2</sup>/day となる。本解析では、8.3.3 の物質移行-間隙水変遷解析の結果に対して上記の条件を適用することにより設定し、10 ケースすべてに対して残存溶解速度 (Stage ) 0.0016g/m<sup>2</sup>/day の一定値を設定した。

### 核種移行の開始時間

8.3.2 で実施した炭素鋼オーバーパック腐食寿命解析により、ケース 1~9 については、すきま腐食及び炭酸塩応力腐食割れは発生せず、全面腐食が進行することにより 4,000 年後に破損するという結果が得られている。このことから、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、ケース 1~9 に対して 4,000 年と設定した。また、ケース 10 については、初期に全面腐食が発生し、その後局部腐食が発生することにより 400 年後にオーバーパックが破損するという結果が得られている。このことから、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、ケース 10 に対して 400 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

8.3.4 の溶解度評価結果より、Se に関しては 10 ケースすべてに対して  $\text{Se}_4^{2-}$  が支配的な溶存種であり、ケース 2, 6, 8 では  $1 \times 10^{-4}$  mol/l 以下の溶解度であり、それ以外のケースにおいては  $1 \times 10^{-4}$  mol/l 以上であり易溶性の結果になっている。Cs に関しては、間隙水条件によらず支配的な溶存種は  $\text{Cs}^+$  であり、いずれの条件でも易溶性となる。したがって Se に関しては、 $1 \times 10^{-4}$  mol/l 以下の溶解度であるケース 2, 6, 8 に対しては図 8.3-61 示すように時間変動する溶解度を設定し、その他のケースに対してはすべて易溶性と設定した。Cs に関しては、10 ケースのすべてに対して易溶性と設定した。

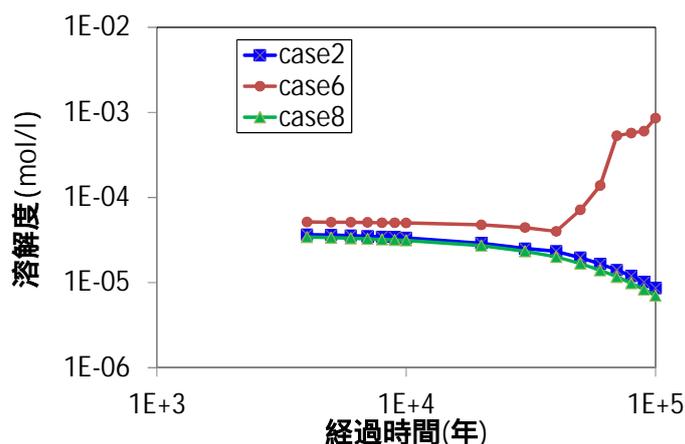
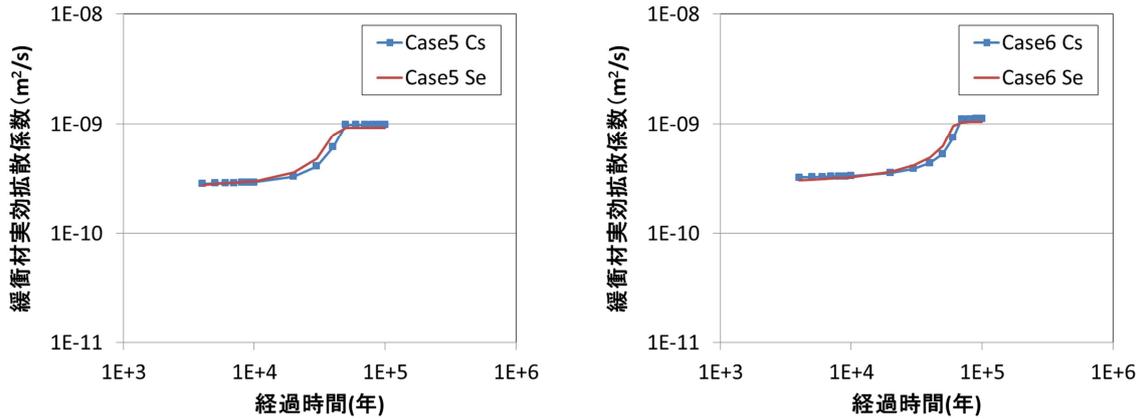


図 8.3-61 ケース 2, 6, 8 における Se の溶解度の設定

## 緩衝材実効拡散係数

緩衝材実効拡散係数は、8.3.4 で示したように、Cs については細孔拡散モデル、Se については陰イオン排除モデルにより評価し、経時変化の値が示されている。ケース 5, 6 では、Cs と Se とともに 1 万年までは拡散係数は  $3 \times 10^{-10}$   $\text{m}^2/\text{s}$  程度であり大きな変動は見られないものの、モンモリロナイトの減少に伴い拡散係数は上昇し、モンモリロナイトが消失した時点で  $1 \times 10^{-9}$   $\text{m}^2/\text{s}$  と評価されている。ケース 5, 6 以外では、Cs の拡散係数は  $3 \times 10^{-10}$   $\text{m}^2/\text{s}$  程度であり、また、Se の拡散係数は  $2 \times 10^{-10}$  ~  $4 \times 10^{-10}$   $\text{m}^2/\text{s}$  の範囲であり、Cs と Se とともに大きな変動は見られない。以上から、時間変動の最小値に対して最大値が 2 倍以上と変動が大きいケース（ケース 5, 6）に関しては、図 8.3-62 に示すように時間変動する拡散係数を設定した。それ以外のケースに関しては、時間変動の最小値は最大値の 2 倍未満と変動が小さいことから、時間変動する値の最大値を一定値として表 8.3-9 に示す値を設定した。



(a) ケース 5 (b) ケース 6  
 図 8.3-62 ケース 5, 6 における緩衝材実効拡散係数の設定

### 緩衝材収着分配係数

8.3.4 では、Cs の収着分配係数は、緩衝材中のモンモリロナイト含有率及び間隙水中のナトリウム濃度に依存した評価を行い、降水系では、ナトリウム濃度の変化に依存して  $0.0001 \sim 0.16 \text{ m}^3/\text{kg}$  の間を変動する結果が得られている。海水系では、降水系と比較して緩衝材と間隙水との反応によるナトリウム濃度変化が小さく  $0.0001 \sim 0.001 \text{ m}^3/\text{kg}$  の間を変動する結果が得られている。ケース 1~4 とケース 7~9 のケースに関しては、オーバーパック破損時間である 4,000 年以降はナトリウム濃度の変動は小さく、分配係数の時間変動の最小値に対して最大値が 2 倍未満と変動が小さいことから、時間変動する値の最小値を一定値として表 8.3-9 に示す値を設定した。ケース 5, 6, 10 に関しては、ナトリウム濃度の変動が大きく、Cs の収着分配係数の時間変動の最小値に対して最大値が 2 倍以上と変動が大きいため、図 8.3-63 に示すように時間変動する収着分配係数を設定した。なお、ケース 5, 6 では、1 万年後以降にモンモリロナイトが消失し、それ以降の緩衝材に対する分配係数は、保守的に石英に対する Cs の分配係数  $1 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{kg}$  を設定した。

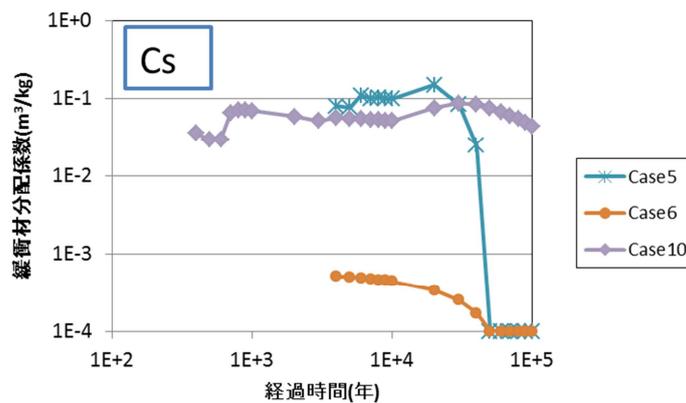


図 8.3-63 ケース 5, 6, 10 における Cs の緩衝材収着分配係数の設定

一方、Se の緩衝材収着分配係数は、緩衝材中のモンモリロナイト含有率及び間隙水中の pH に依存した評価とし、ケース 2, 5, 6, 8 では、間隙水中の pH が 8~9 とほかのケースよりも低く、分配係数は  $0.03 \sim 0.06 \text{ m}^3/\text{kg}$  程度の値が得られている。また、ケース 1, 4, 7, 9 では、

間隙水中の pH が 9~10 程度であり、分配係数は  $0.03 \text{ m}^3/\text{kg}$  程度の値が得られている。そのほかのケースでは間隙水中 pH は 11 程度であり、分配係数は  $0.01 \text{ m}^3/\text{kg}$  程度の値が得られている。

ケース 1, 2, 7, 8, 9 に関しては、オーバーパック破損時間である 4,000 年以降は pH の変動は小さく、時間変動の最小値は最大値の 2 倍未満と変動が小さいことから、時間変動する値の最小値を一定値として表 8.3-9 に示す値を設定した。ケース 3, 4, 5, 6, 10 に関しては、pH の時間変動が大きく、Se の収着分配係数は時間変動の最小値に対して最大値が 2 倍以上と変動が大きいことから、図 8.3-64 に示すように時間変動する収着分配係数を設定した。なお、ケース 5, 6 では、1 万年後以降にモンモリロナイトが消失してしまう。モンモリロナイト消失後の分配係数は、保守的に  $0 \text{ m}^3/\text{kg}$  とした。

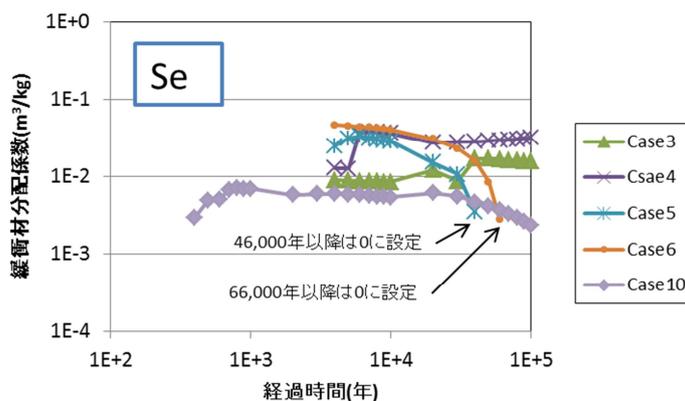


図 8.3-64 ケース 3, 4, 5, 6, 10 における Se の緩衝材収着分配係数の設定

#### 緩衝材中地下水実流速

緩衝材中の地下水実流速は 8.3.5 の解析結果より、降水系条件（ケース 1, 3, 7）では緩衝材の低透水性の機能が維持され  $1.5 \times 10^{-6} \text{ m/y}$  と遅く、これより透水係数が 2 桁高い海水系条件（ケース 2, 3, 8）では、 $1.3 \times 10^{-4} \text{ m/y}$  と降水系より 2 桁速い結果となっている。また、ケース 5, 6 の条件では、3,000 年あたりから支保工側の緩衝材のセメント接触面からモンモリロナイトが失われ始め、4 万年あたりには緩衝材の全領域でモンモリロナイトが喪失することにより、地下水実流速は  $1 \times 10^{-3} \text{ m/y}$  程度に増大する。ケース 5, 6, 9, 10 では、時間変動の最小値に対して最大値が 2 倍以上と変動が大きいいため、図 8.3-65 に示す時間変動の実流速を設定した。

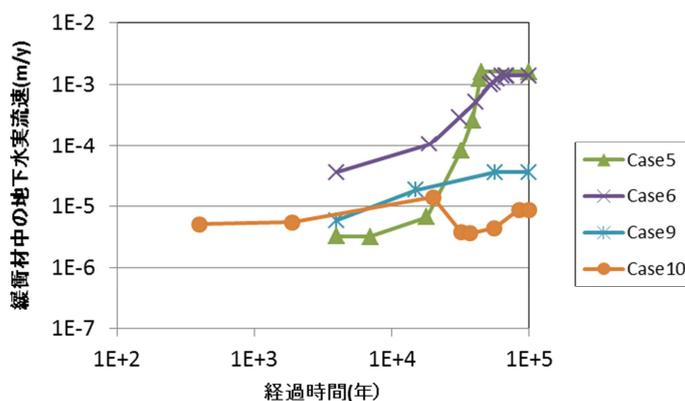


図 8.3-65 ケース 5, 6, 9, 10 における緩衝材中の地下水流速の設定

## 緩衝材の間隙率

緩衝材の間隙率は、8.3.1 の解析結果より時間変動の最小値に対して最大値が 1.2 倍以上と変動が大きいケース 10 に対しては、図 8.3-66 に示す時間変動を考慮した間隙率を設定した。その他のケースに対しては、時間変動の最小値に対して最大値が 1.2 倍未満と変動が小さいため、表 8.3-9 に示す一定の値を設定した。

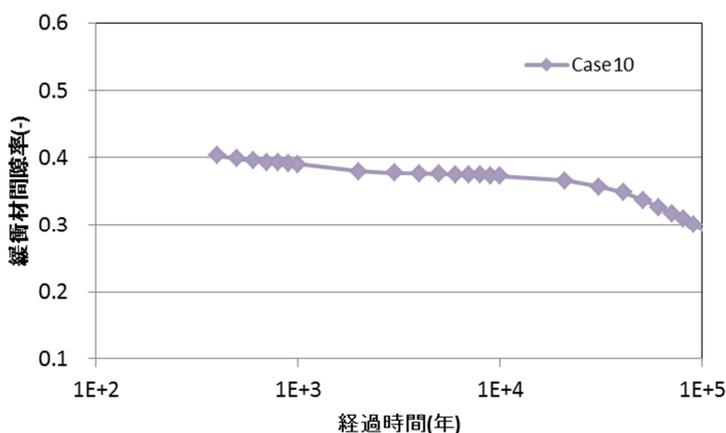


図 8.3-66 ケース 10 緩衝材の間隙率の設定

## (2) 解析結果

### (a) 人工バリア

#### Se-79

ガラス固化体 1 本当りでの Se-79 の人工バリアからの移行フラックスの経時変化を図 8.3-67 に示す。10 ケースの条件の中で人工バリア性能が最も発揮されているケースは、すなわち、移行フラックスのピークが最も小さいケースは、ケース 8 (温度条件 25、海水系、酸素濃度 8ppm、支保工厚さ 9cm) であった。一方、移行フラックスの最も高いケースは、ケース 5 (温度条件 90、降水系、無酸素、支保工厚さ 60cm) であった。両ケースの移行フラックスのピーク値を比較すると 1 割程度の相違であり、全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。ガラス溶解速度は残存溶解速度 (Stage ) の遅い溶解速度 (0.0016 g/m<sup>3</sup>/day) であるため、全てのケースにおいて移行フラックスは上昇後に律速された形となっている。なお、ケース 2, 6, 8 では、時間変動の溶解度を設定しているが、すべての時間に対して可溶性の結果となった。

ケース 1 及び 2 では、ケース 1 の収着分配係数がケース 2 より低いため、ピーク時間が早期に出現する結果となったが、ピークフラックスにはほとんど変化は見られなかった。緩衝材中の地下水実流速の影響に関しては、地下水実流速をケース 2 ではケース 1 より 2 桁高く設定しているにもかかわらず移行フラックスは両ケースともほとんど違いがみられない。

ケース 4 の条件では、図に示すように 6,000 年あたりで 1 度フラックスの低下が現れている。これは緩衝材に対する収着分配係数の影響であり、6,000 年あたりで収着分配係数が上昇することにより移行フラックスが低下している。

ケース 3 及びケース 8 では、収着分配係数が他のケースより低い値であり緩衝材への Se の収着が小さいことにより、移行フラックスは急激な立ち上がりを示している。

ケース 10 では、オーバーパックが 400 年に破損することにより、他のケースと異なり

1,000 年以前に人工バリア移行フラックスの上昇が現れている。また、700 年あたりで 1 度フラックスの低下が現れており、これはケース 4 と同様に緩衝材に対する収着分配係数の影響であり、700 年あたりで収着分配係数が上昇することにより移行フラックスが低下している。

オーバーパック境界温度の異なるケース（ケース 3, 5）を比較すると、ケース 3（25℃）とケース 5（90℃）のフラックスの立ち上がりの相違は、オーバーパック破損後の初期期間における Se の分配係数が、25℃では  $0.0084 \text{ m}^3/\text{kg}$ 、90℃では  $0.033 \text{ m}^3/\text{kg}$  と大きく異なることにより生じている。温度変遷（100℃～47℃）のケース 9 とケース 3, 5 の比較では、ケース 9 では温度が短期間で低下するため、25℃のケース 3 に近いフラックスとなった。

以上から、Se-79 の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、収着分配係数が挙げられる。

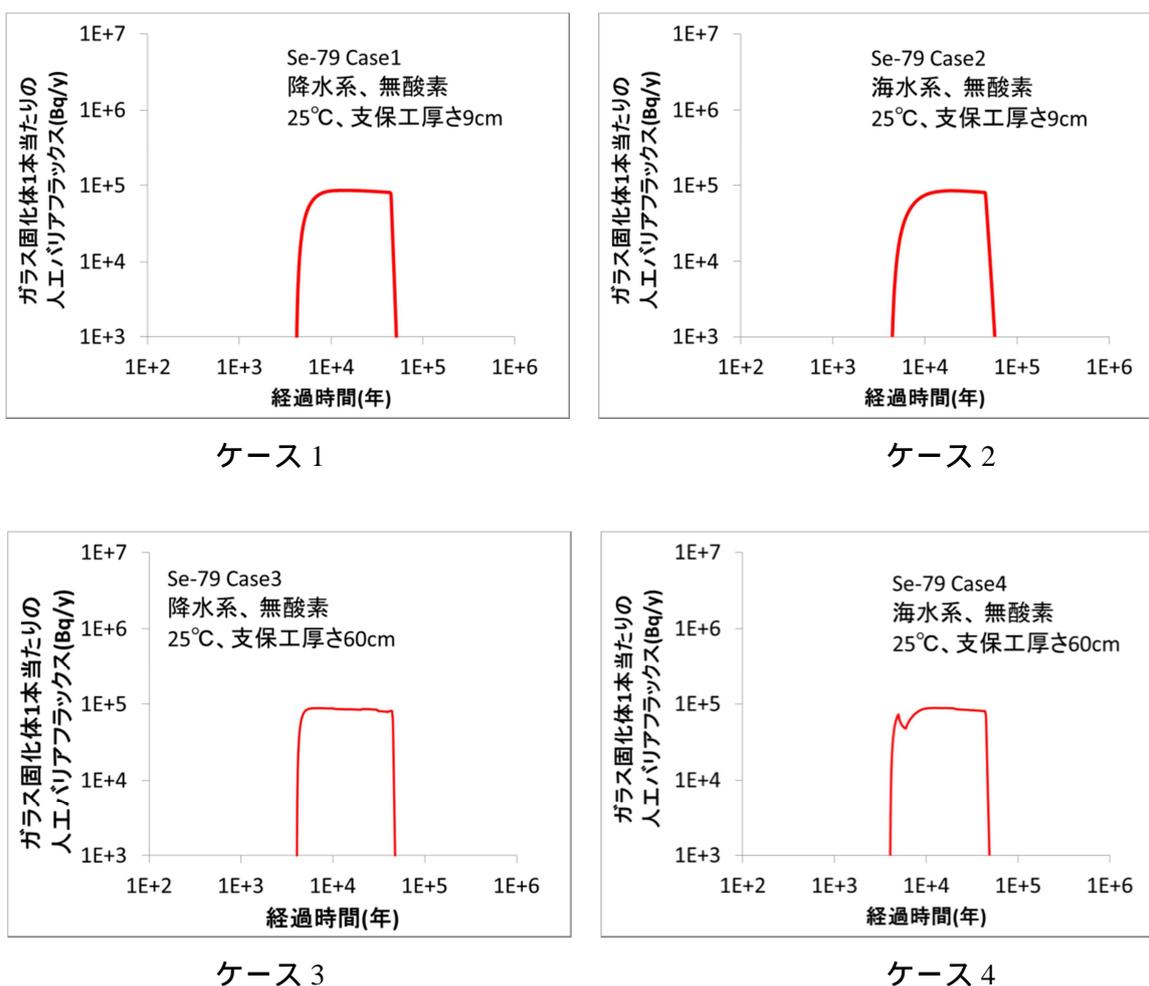
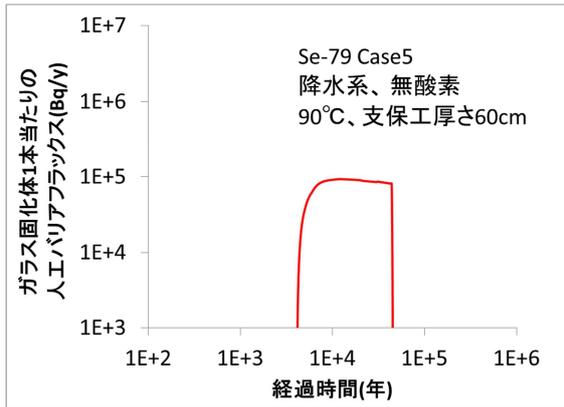
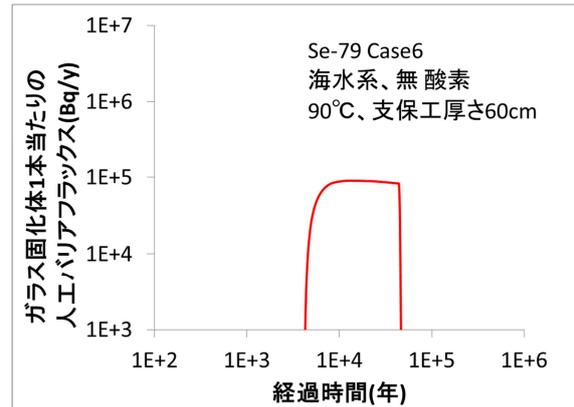


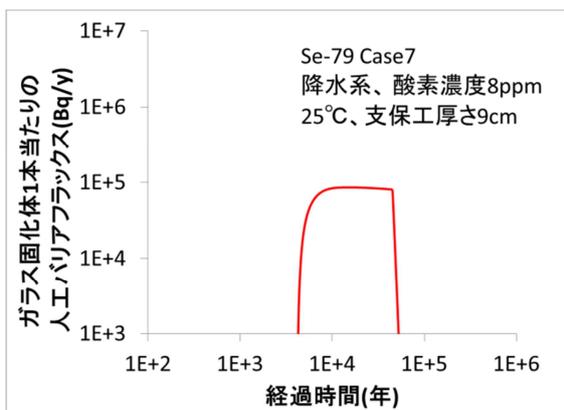
図 8.3-67 Se-79 の人工バリア移行フラックス (1/2)



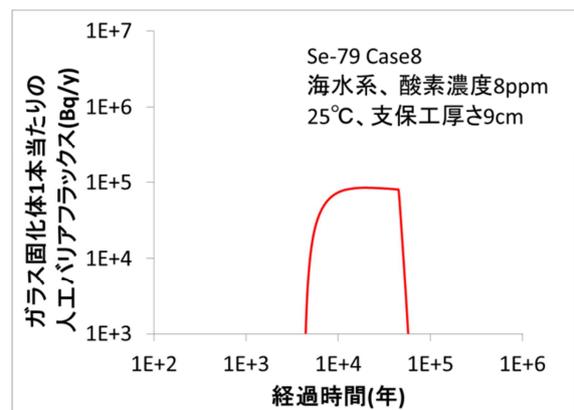
ケース 5



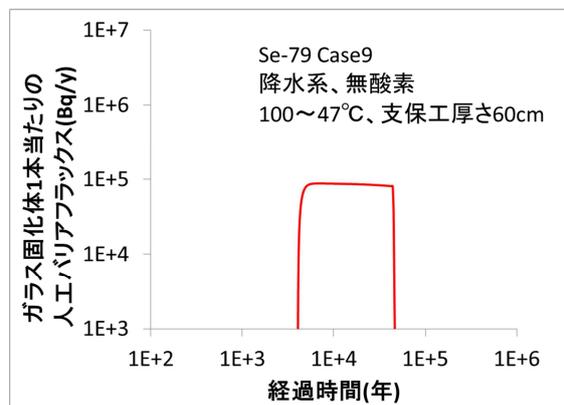
ケース 6



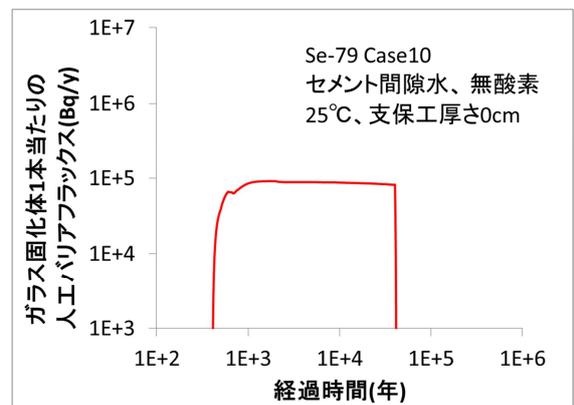
ケース 7



ケース 8



ケース 9



ケース 10

図 8.3-67 Se-79 の人工バリア移行フラックス (2/2)

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を図 8.3-68 に示す。10 ケースの条件の中で人工バリア性能が最も発揮されているケースは、すなわち、移行フラックスのピークが最も小さいケースは、ケース 7 (温度条件 25、降水系、酸素濃度 8ppm、支保工厚さ 9cm) であった。一方、移行フラックスの最も高いケース 5 (温度条件 90、降水系、無酸素、支保工厚さ 60cm) であった。両ケースの移行フラッ

ケースのピーク値を比較すると4割程度の相違であった。

降水系（ケース1、3、5、7、9、10）と海水系（ケース2、4、6、8）の移行フラックスを比較すると、海水系の収着分配係数が降水系よりも低いことにより、海水系の移行フラックスは降水系よりも急激な立ち上がりを示している。

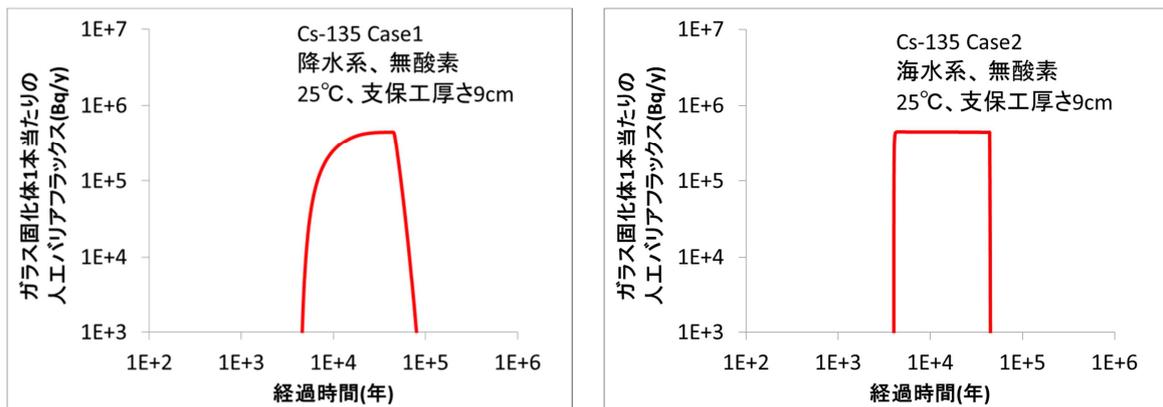
降水系の緩衝材中の地下水流速を  $1.5 \times 10^{-6}$  m/y に設定しているケース（ケース1、3、7）と海水系の地下水流速を  $1.3 \times 10^{-4}$  m/y に設定しているケース（ケース2、4、8）の移行フラックスのピーク値を比較すると、海水系地下水中のNaイオンが高濃度であるため海水系の収着分配係数が降水系よりも大幅に低いことにより海水系の移行フラックスのピーク時間が早期に出現する結果となったが、ピークフラックスにはほとんど変化は見られなかった。緩衝材中の地下水実流速の影響に関しては、地下水実流速を海水系のケースでは降水系のケースより2桁高く設定しているにもかかわらず移行フラックスは両ケースともほとんど違いがみられない。

ケース5の条件では、図に示すように3万年あたりの移行フラックスの上昇が現れている。これは緩衝材に対する収着分配係数の影響であり、モンモリロナイトの消失に伴い2万年以降の収着分配係数が急速に低下することにより移行フラックスが上昇している。

ケース1の条件における人工バリアからの移行フラックスの挙動は、ケース7と同様の傾向となり、ケース2の条件における移行フラックスの挙動は、ケース4及びケース6と同様の傾向となった。同様に、ケース3の条件における移行フラックスの挙動は、ケース9と同様の傾向となった。

ケース10では、オーバーパックが400年に破損することにより、他のケースと異なり1000年以前に人工バリア移行フラックスの上昇が現れている。また、700年あたりで1度フラックスの低下が現れており、これは緩衝材に対する収着分配係数の影響であり、700年あたりで収着分配係数が上昇することにより移行フラックスが低下している。

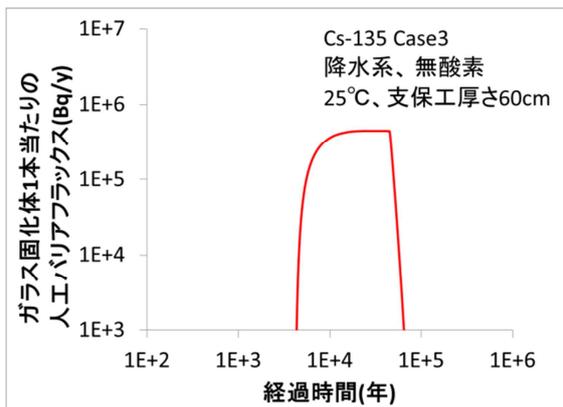
以上から、Cs-135の人工バリアの移行フラックスに対して感度が高いパラメータとして、Se-79と同様に収着分配係数が挙げられる。



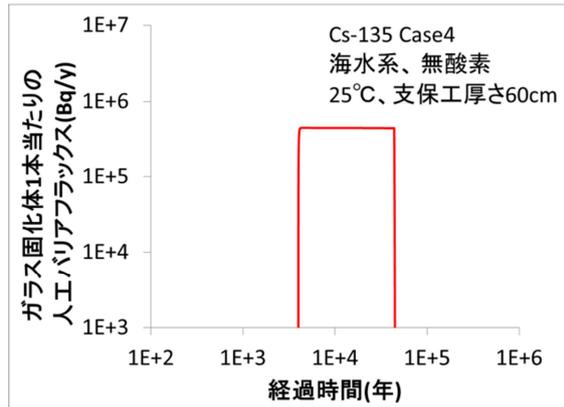
ケース1

ケース2

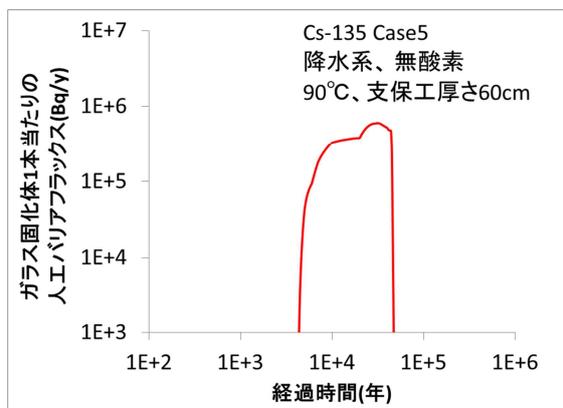
図 8.3-68 Cs-135の人工バリア移行フラックス (1/3)



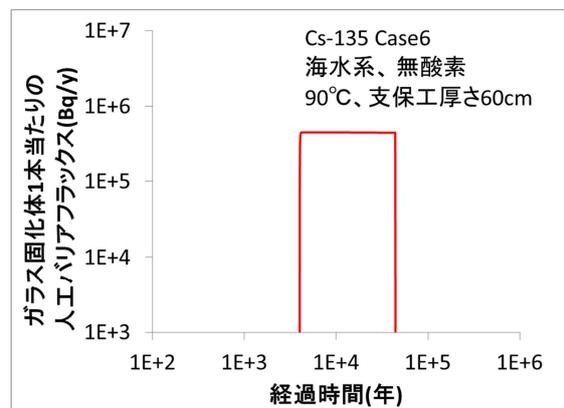
ケース 3



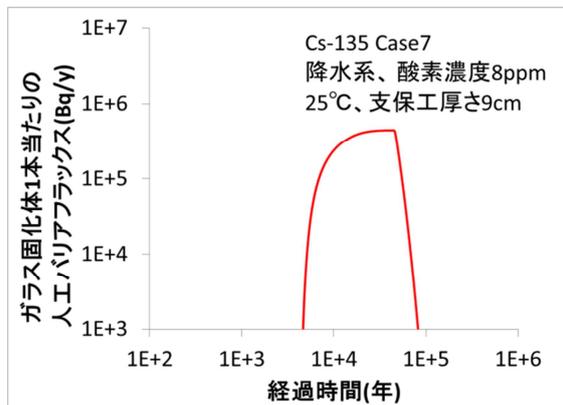
ケース 4



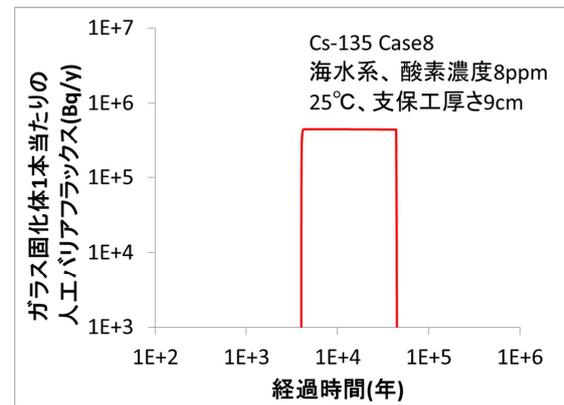
ケース 5



ケース 6

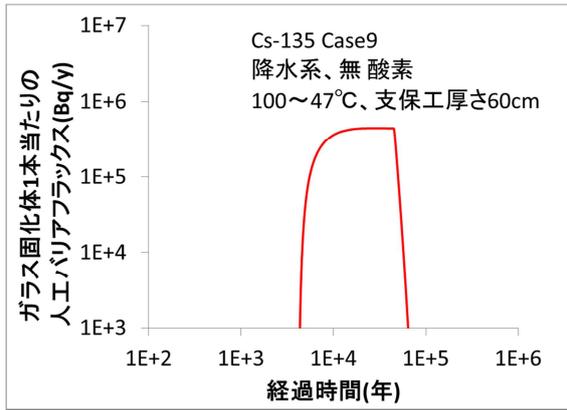


ケース 7

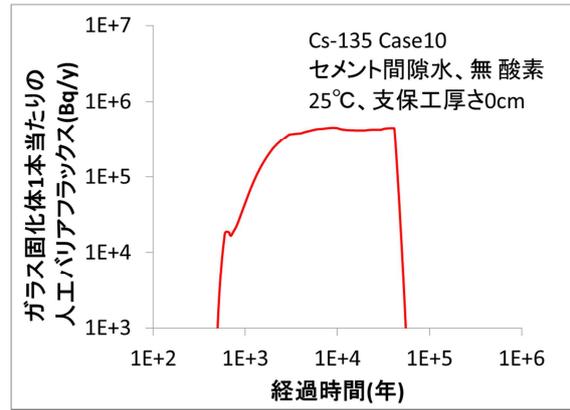


ケース 8

図 8.3-68 Cs-135 の人工バリア移行フラックス (2/3)



ケース 9



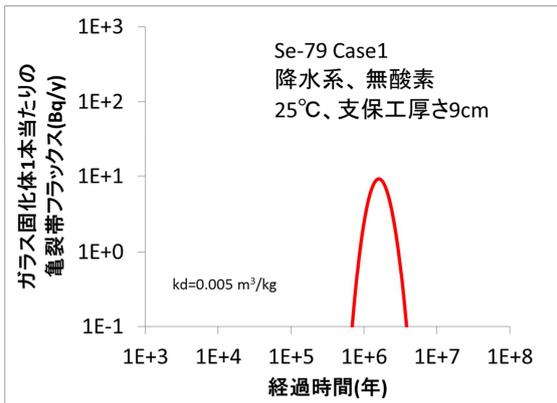
ケース 10

図 8.3-68 Cs-135 の人工バリア移行フラックス ( 3/3 )

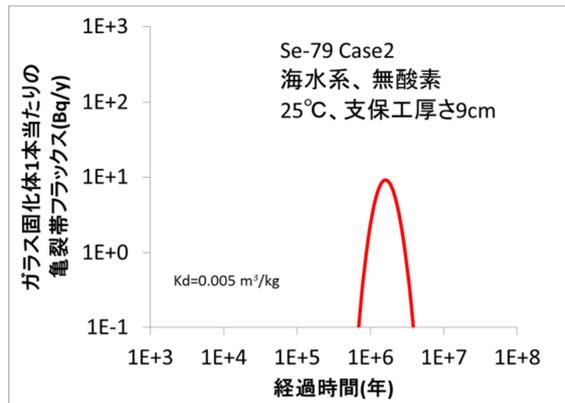
( b ) 天然バリア ( 亀裂帯 )

Se-79

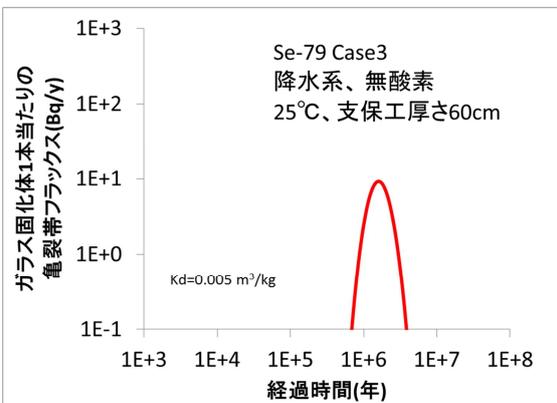
天然バリアの解析結果として、亀裂帯からの Se-79 移行フラックスの経時変化を以下の図 8.3-69 に示す。ピークフラックスの差は、亀裂帯からの Se-79 移行フラックスが最も低いケース 5 と比較してすべて 1.01 倍以下となり、本解析で設定した条件では人工バリアのフラックスの違いが、天然バリアのフラックスの違いに現れていない。



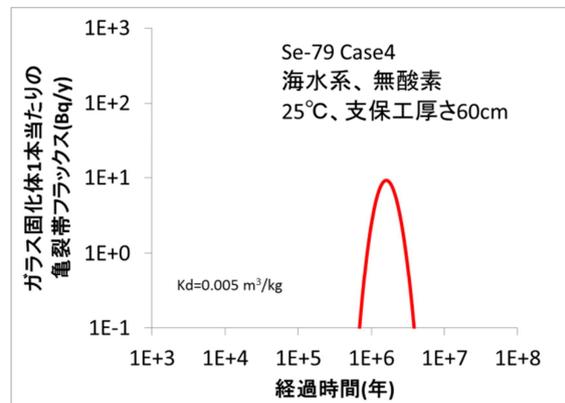
ケース 1



ケース 2

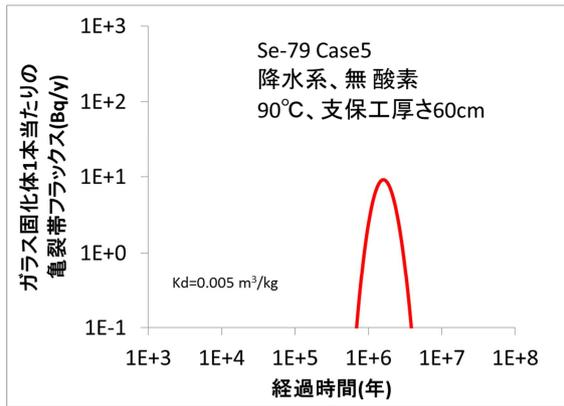


ケース 3

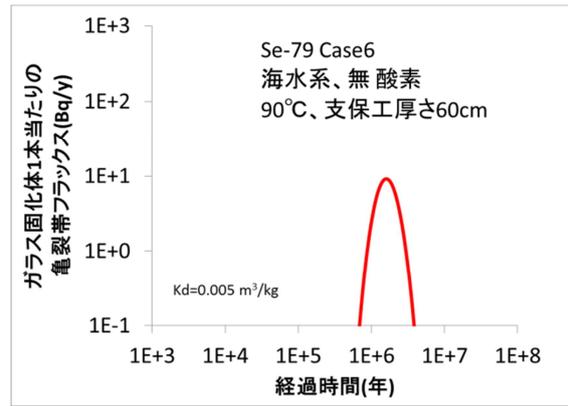


ケース 4

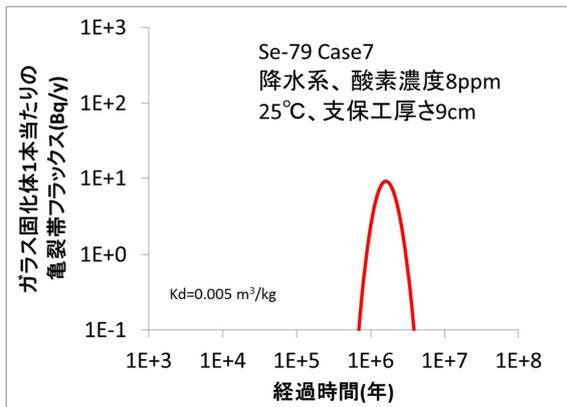
図 8.3-69 Se-79 の亀裂帯移行フラックス ( 1/2 )



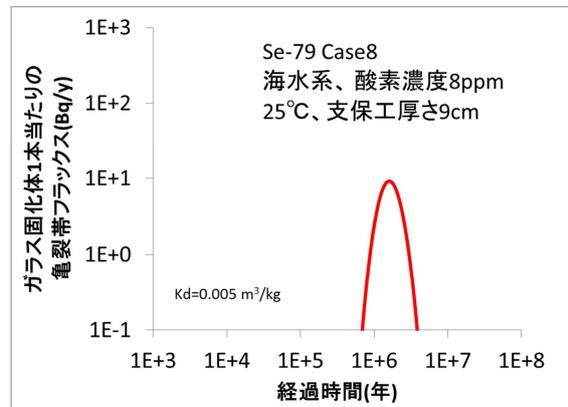
ケース 5



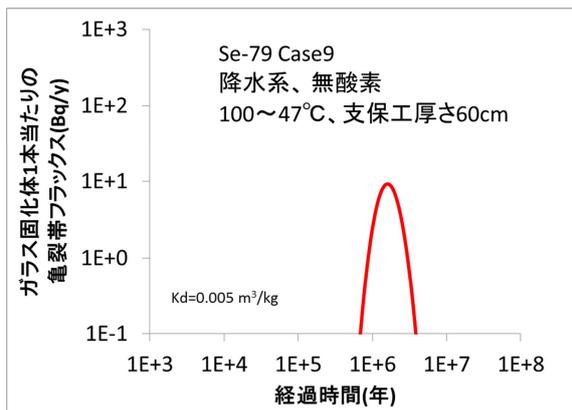
ケース 6



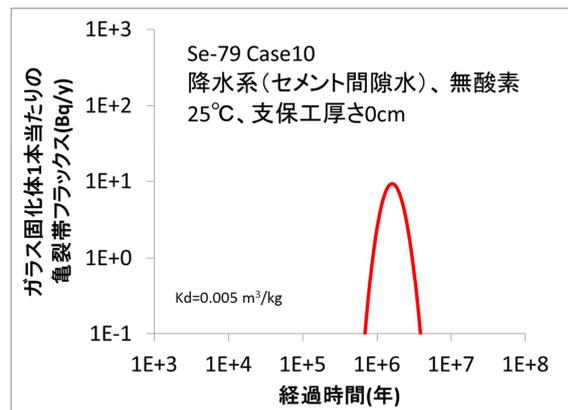
ケース 7



ケース 8



ケース 9



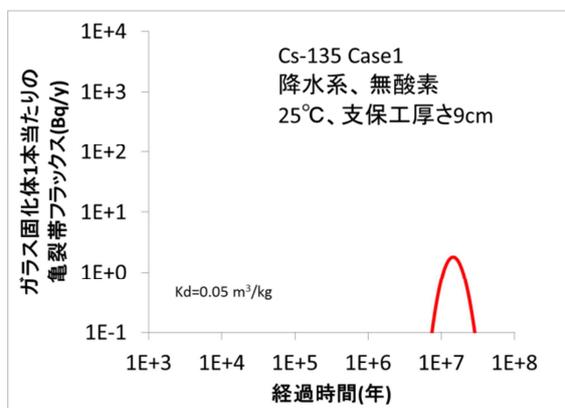
ケース 10

図 8.3-69 Se-79 の亀裂帯移行フラックス (2/2)

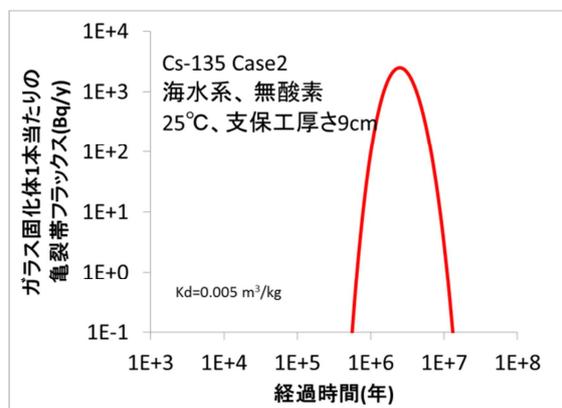
Cs-135

亀裂帯からの Cs-135 移行フラックスの経時変化を以下の図 8.3-70 に示す。海水系のピークフラックスが降水系と比較して 1400 倍程度大きい。これは岩の分配係数の設定値の違いに起因するものである。降水系の分配係数が海水系よりも 1 桁大きいため、降水系の母岩における Cs-135 の移行が遅延することにより Cs-135 (半減期 230 万年) の減衰が大きくな

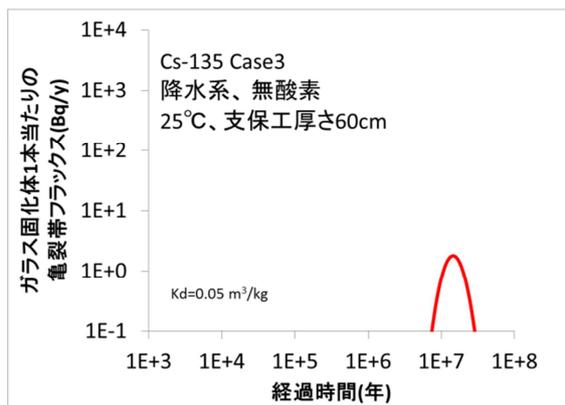
り、降水系の亀裂帯からの Cs-135 移行フラックスは海水系より大きく低下している。降水系（ケース 1、ケース 3、ケース 5、ケース 7、ケース 9、ケース 10）のピークフラックスを比較すると、ほとんど違いは見られなかった。海水系（ケース 2、ケース 4、ケース 6、ケース 8）の比較においても同様にピークフラックスに違いはほとんど見られなかった。天然バリアのバリア機能により移行フラックスの有意な増加は見られなかった。



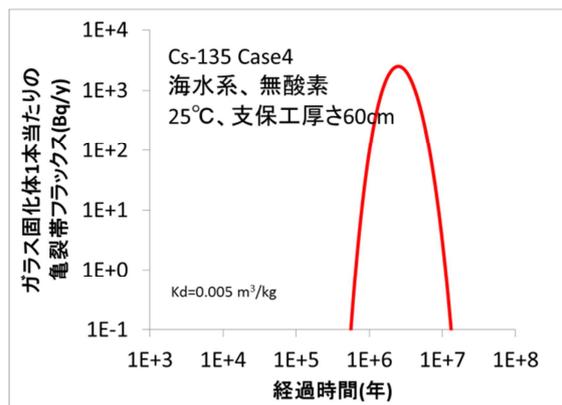
ケース 1



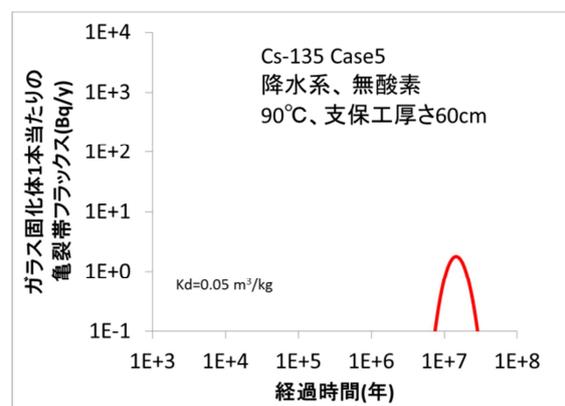
ケース 2



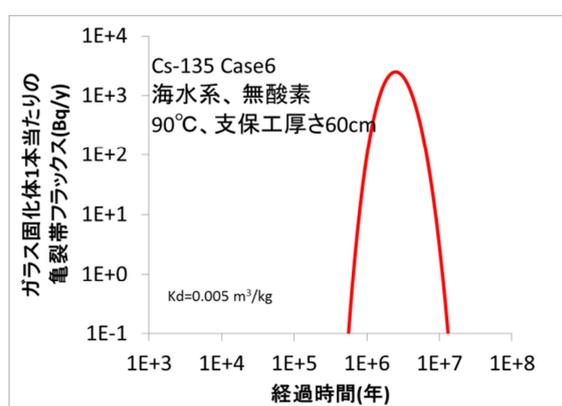
ケース 3



ケース 4

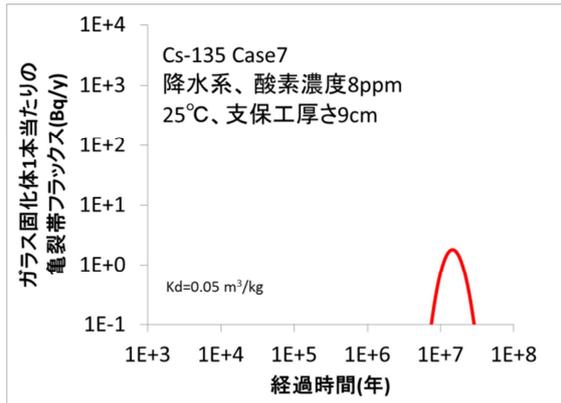


ケース 5

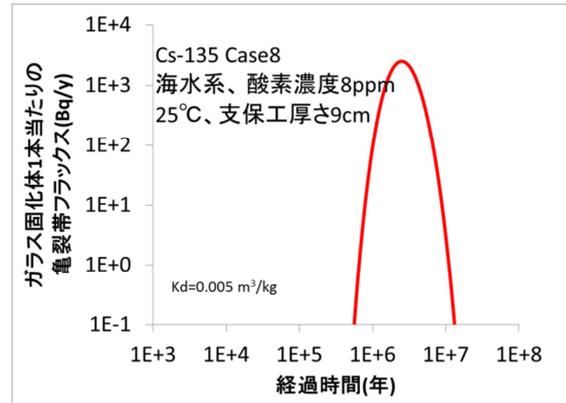


ケース 6

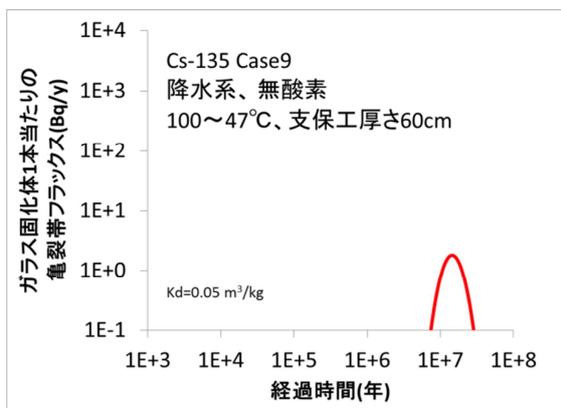
図 8.3-70 Cs-135 の亀裂帯移行フラックス (1/2)



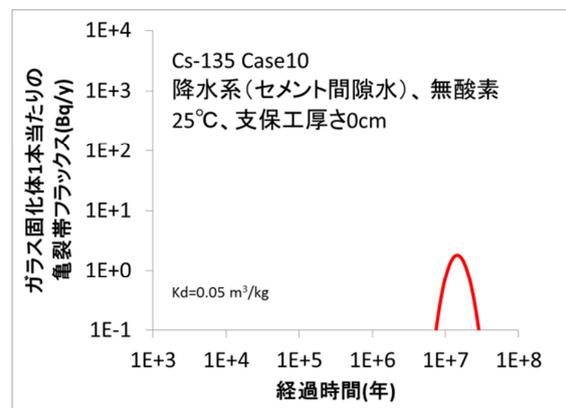
ケース 7



ケース 8



ケース 9



ケース 10

図 8.3-70 Cs-135 の亀裂帯移行フラックス (2/2)

### (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 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。

人工バリアの移行フラックスに関しては、Se-79 では、ケース 8 (温度条件 25 °C、海水系、酸素 8ppm、支保工厚さ 9cm) が最もバリア機能が発揮された結果であった。Cs-135 では、ケース 7 (温度条件 25 °C、降水系、酸素 8ppm、支保工厚さ 9cm) が最もバリア機能が発揮された結果であった。その他のケースに関しては、最もバリア機能が発揮されたこれらのケースと比較して、緩衝材収着分配係数の低下の影響により移行フラックスの増加がみられる結果となった。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、Se-79、Cs-135 の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、収着分配係数が挙げられた。

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、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。

## 8.4 我が国の地質環境条件を踏まえたサイトを対象とした安全評価

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・侵食シナリオを設定し、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。8.4.1 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。8.4.2 から 8.4.6 では、8.4.1 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。8.4.7 では、8.4.1 から 8.4.6 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。

### 8.4.1 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）実施概要

既往の研究では、隆起・侵食による地形変化を考慮した解析的検討はなされているが、いずれも隆起・侵食量が地下水流動に与える影響を時間変化との関係で評価したものであり、隆起・侵食速度を一定としている。しかし、隆起・侵食速度の評価には不確実性が含まれる。もし、将来、隆起・侵食速度が大きな場において処分システムが速く地表に接近した場合、深度によっては周辺母岩の風化等が速く進行し、透水性が変化し、地下水流速や流向に与える影響が増大する可能性が懸念される。このため、今年度は、処分システム周辺の母岩領域が隆起・侵食を受け続け、対地深度が変化し、システム内の地下水流速や流動経路、化学環境が変化した場合の安全機能への影響に関する評価シナリオを検討することとした。ただし、ここでは隆起・侵食に伴う地形勾配の変化や海面変化、気候変動等による涵養量の変化等は含めないものとし、原子力機構がこれまで整備してきた地質・気候関連事象に関する FEP データベースの 177 事象（酒井他、2011<sup>(1)</sup>）のうち、隆起・沈降に関連する事象のうち、G2-2 の事象を対象とした。8.4.1 では地下水流速、水質の変化幅について感度解析的検討を実施し、8.4.7 において核種移行に与える影響について検討する。

今回、隆起・侵食速度に関する既往データが存在し、ボーリング調査等によって地下水の水圧、水質に関するデータが整備されている北海道幌延地域を検討対象地域とした。解析では、まず“現在”の地下水流動場を再現したうえで、“現在～将来”について現実的な範囲で複数の隆起・侵食速度を与えた解析ケースを設定し、計算結果を比較した。

#### （２）解析方法

##### （ a ）対象地域の地形・地質と解析範囲

解析範囲は地下水水質、水圧分布のデータが豊富に存在している幌延研究所設置地区（以下、幌延 URL）周辺の清水川流域とし、解析は鉛直 2 次元とした。清水川は、C（EL185m）の尾根部付近から西方に流下し、ボーリング孔 HDB-7 を通って北西の豊富に向かって流れており、途中、ペンケエベコロベツ川や一号川の下流部と合流している（図 8.4-1）。地形的に河川縦断形状を見ると図 8.4-1 に示すように HDB-7 孔付近の EL48m に地形変換点があり、C～B を

一つの地下水盆とする地下水流動ともう一つは B よりもさらに下流側方向へ流動範囲が及ぶ A~C の地下水流動とに識別される。本件では、幌延 URL の深度 1000m までの地下水流動を対象とすることから、解析範囲は図に示す B~C 間の 5.5 km、鉛直方向は EL-1.5km とした。解析範囲の地質分布は図 8.4-2 に示すように深部から第三紀、泥岩主体の稚内層、声問層、勇知層、更別層からなり、清水川上流域から中流域にかけては稚内層(硬質泥岩)、声問層(珪藻質泥岩)が分布し、下流域には勇知層(泥質砂岩)が分布する。全体の地質構造は、北西-南東方向に褶曲軸を持つ背斜と向斜とが繰り返す構造を呈しており、幌延 URL は背斜部に位置する。また、上流の SAB-2 孔と HDB-11 孔との間には東傾斜の大曲断層が存在する。

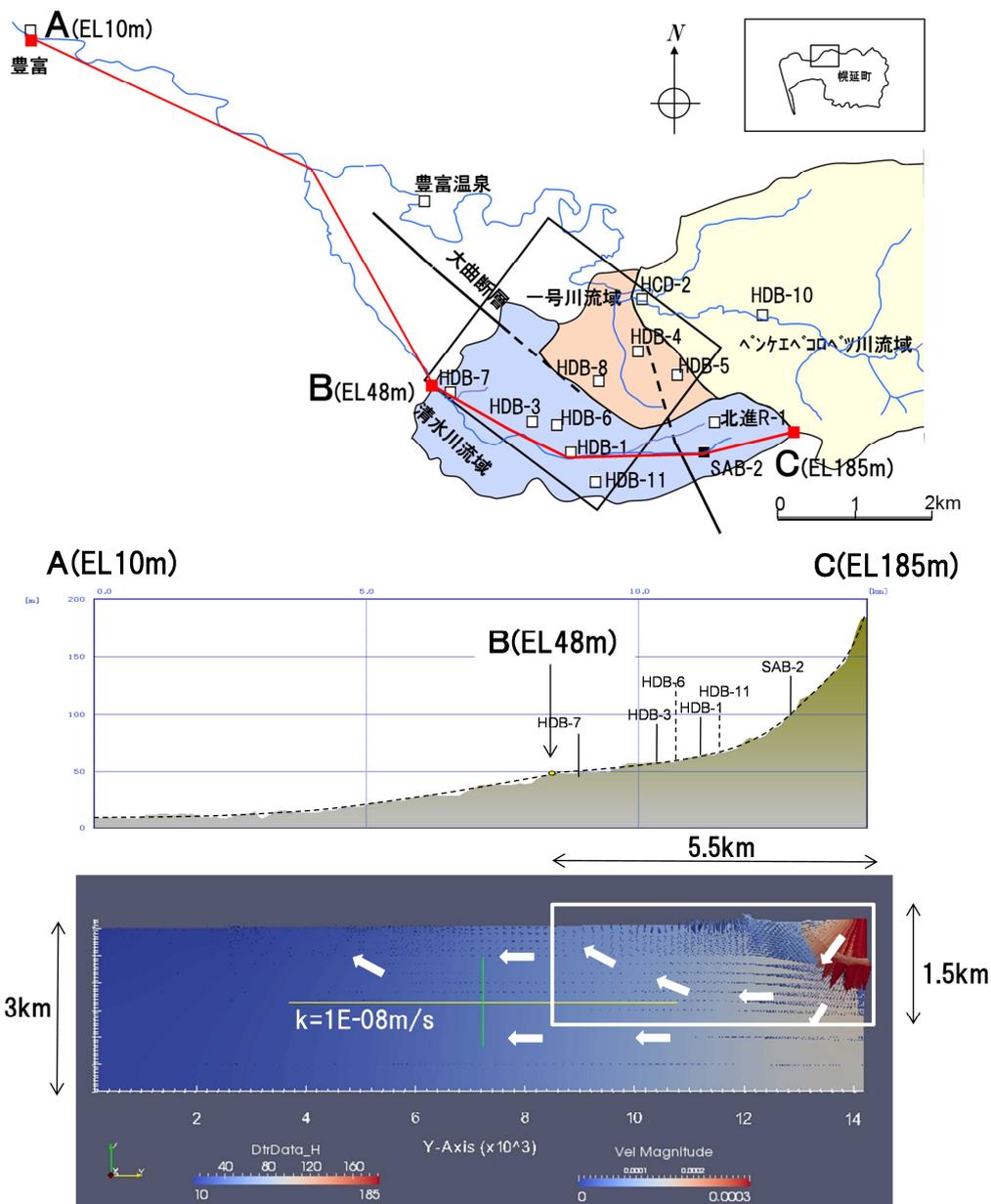


図 8.4-1 清水川流域の A-C 断面における地形縦断と地下水流動形態(下図は A-C 断面において地質の透水係数を  $k=1E-08m/s$  に設定した場合の大局的な地下水流動方向を解析的に推定したもの)

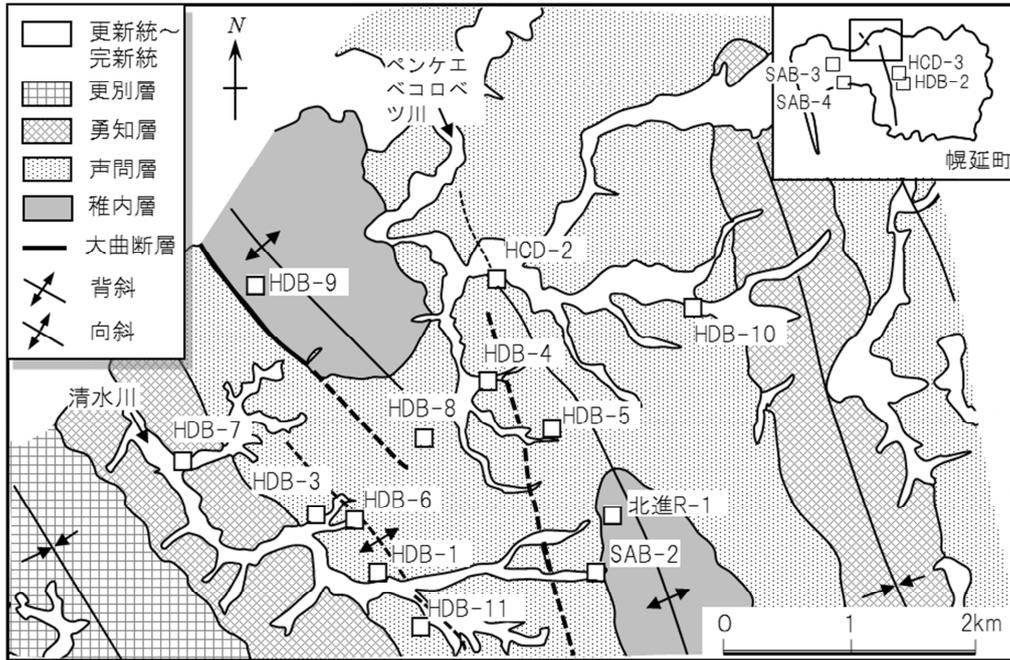


図 8.4-2 清水川流域周辺の地質分布

( b ) 解析モデルの設定

当地域の透水係数分布は、図 8.4-3 に示すように稚内層で  $1E-6 \sim 1E-12m/s$ 、声問層において  $1E-7 \sim 1E-9m/s$ 、勇知層において  $4E-9 \sim 2E-10m/s$  であり、各層準内においても値がばらついている。とくに稚内層上部では、HDB-1 孔の深部 ( $1E-6m/s$ ) や HDB-11 孔の深部 ( $1E-8m/s$ ) に高透水部が存在し、これが全体の地下水流動を規制している可能性がある。この高透水部を、稚内層の伸びの方向に連続していると解釈するか、地質構造に関係なく浅部の亀裂密集部と連続するののかによって当地域の透水性構造の解釈が異なる。したがって、解析上、水理地質構造の設定に際して以下の 2 つのモデルを考えた。

- 1) 地質構造 (地質境界) を重視したモデル (model-1)
- 2) 透水性分布 (透水係数の空間的連続性) を重視したモデル (model-2)

model-1

図 8.4-3 に現地透水係数のデータ (繰上、2007<sup>(2)</sup>) をもとに透水係数の分布を推定した。特に HDB-6 孔の EL-300m 付近と HDB-11 孔の EL-500m 付近の高透水性部があり、稚内層上部には 1.3~1Ma 以降の造構運動時に形成された小断層が多数存在している (岩月他、2009<sup>(3)</sup>) とされていることから、model-1 ではこの高透水性部 ( $1E-8m/s$ ) が稚内層上部の地層の伸びの方向に連続しているものと解釈し、図 8.4-4 のようにその範囲を WU とした。稚内層下部については EL-500m 前後を境としてそれ以深では透水係数が  $1E-9m/s$  以下となることから、これより深部を WL として WU と区別した。HDB-1 孔、HDB-11 孔の高圧地下水が観測される地点は WL 中に位置する。声問層分布域は、HDB-7 孔の深部で透水係数が低いことを除けば、おおむね  $1E-9 \sim 1E-7m/s$  であることから、観測データの対数平均値を解析用データとして与えた。勇知層は、火山起源の碎屑物を多く含んでおり、声問層よりも緻密であり、全体に透水係数が低く観測値から平均値  $7E-10m/s$  を設定値として与えた。一方、大曲断層の東側については、SAB-2 孔のデータから、岩相的特徴、透水性から WL' と WM'、WU' とに区分した。大曲断層は、比抵抗分布から深度 1,000m 付近までは周辺母岩よりも 2 桁前後高い透

水性を持っているとされていること（石井他、2006<sup>(4)</sup>）から、解析モデルでは周囲の地層よりも2桁高い透水係数を与えた。断層形状については、当地域の深度1500m以浅の比抵抗分布データ（石井他、2006<sup>(4)</sup>）を参考とし、主要部は幅50m、傾斜90°とした。

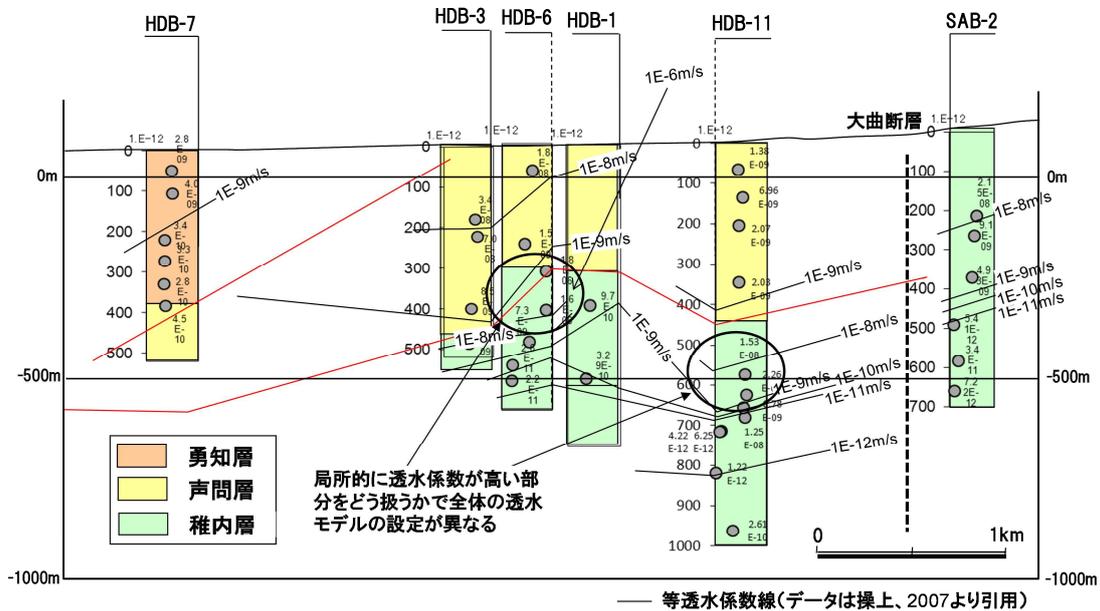


図 8.4-3 地質構造を重視した鉛直2次元断面における等透水係数分布図  
(赤線：地質境界、黒線：等透水係数線、データ：操上,2007<sup>(2)</sup>)

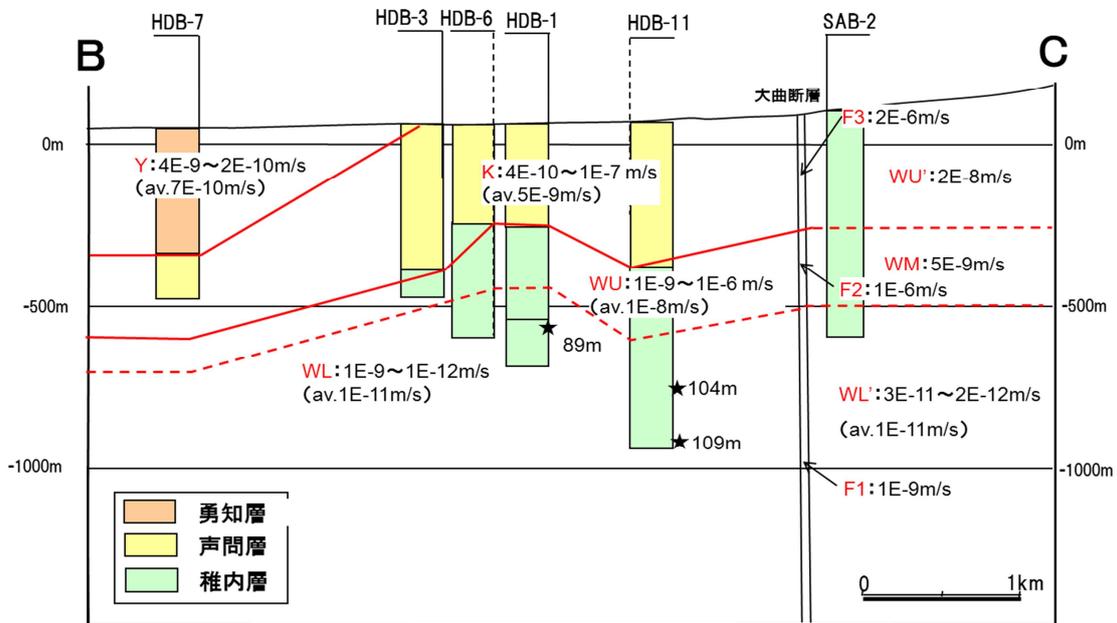


図 8.4-4 model-1 の水理境界の解釈図（図 8.4-3 をもとに透水係数は各 unit の対数平均値を設定）

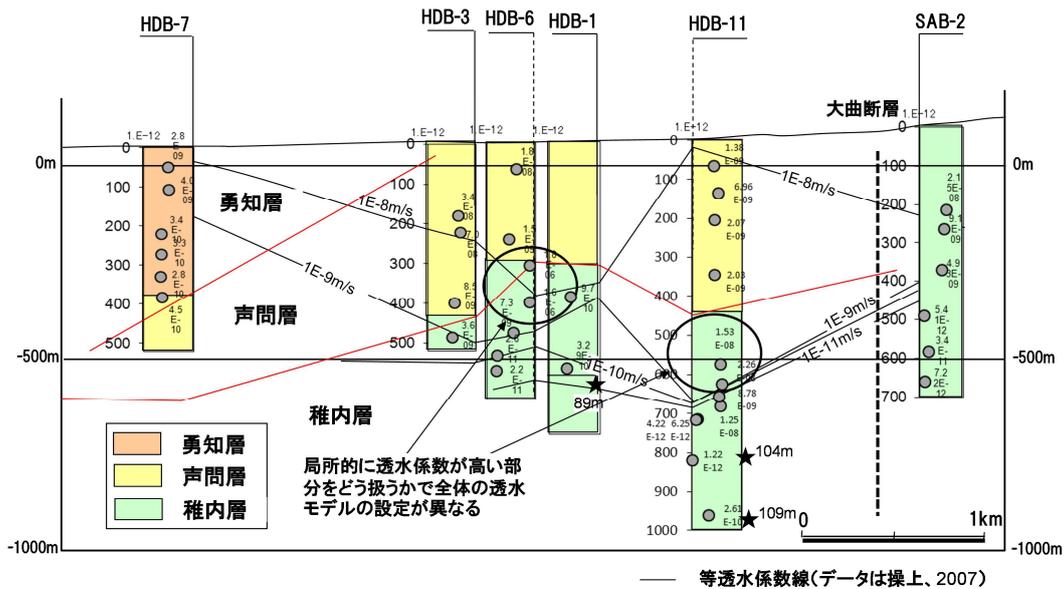


図 8.4-5 透水性の空間分布を重視した鉛直 2 次元断面における等透水係数分布図  
( 図 8.4-3 と異なり、等透水係数線作成に際して地質境界は考慮していない。)

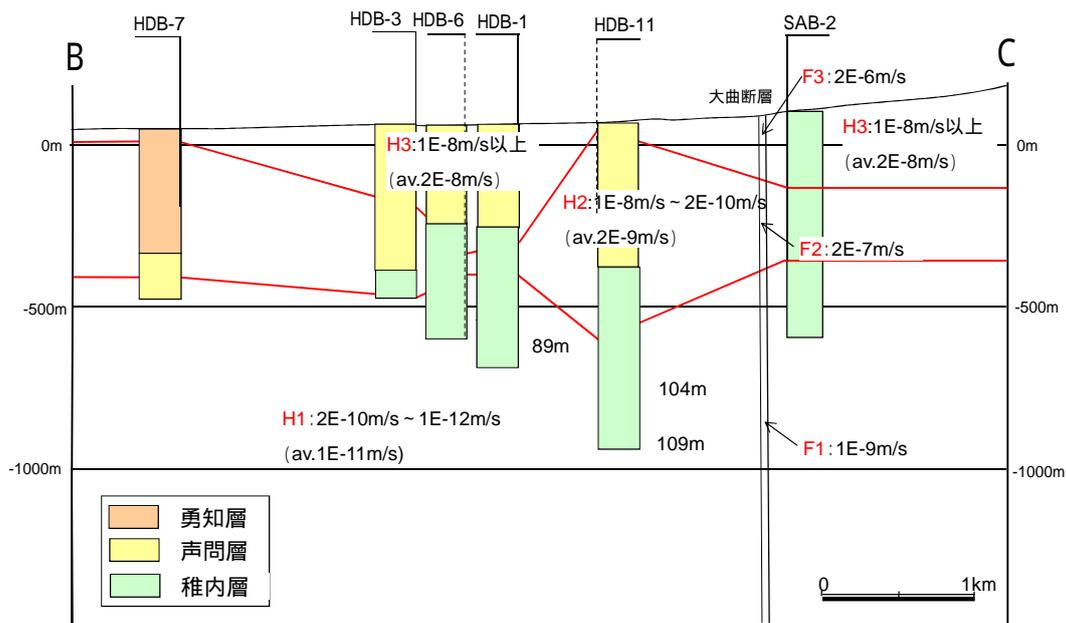


図 8.4-6 model-2 の水理境界の解釈図  
( 図 8.4-5 を基に作成、破線は地質境界、 は高圧地下水観測地点 )

model-2

図 8.4-5 に現地透水試験のデータ (繰上、2007<sup>(2)</sup>) をもとに作成した model-2 の透水係数の分布図、図 8.4-6 に図 8.4-5 を基に作成した解釈図を示す。水みちとなる亀裂は、幌延の場合鉛直方向である可能性が高く、地表からの高透水性構造が連続していることがある。したがって、model-2 では、model-1 のように透水性構造が地層の伸びの方向と必ずしも一致しない場合を考慮し、透水係数の空間的な連続性に着目して透水性分布を決定した。HDB-6 孔の

EL-400m 付近の高透水性部の透水係数 ( $2E-8m/s$ ) は、HDB-11 孔の同一深度の声問層の値 ( $1 \sim 2E-9m/s$ ) に比べると 1 桁以上高い値を示すことや HDB-6 孔の EL-200m ~ EL-400m 間は地震時に類似した応答特性を示す (宮川他、2011<sup>(5)</sup>) ことから、HDB-6 孔の声問層は同一の帯水層 (図中の H3) として HDB-11 孔の H2 と区別した。一方、HDB-11 孔の EL-500m 付近の高透水性部 ( $1E-8m/s$ ) は、それ以浅に  $1E-9m/s \sim 2E-10m/s$  の低透水性部が存在し、地表部の比較的透水性の高い部分 ( $2E-8m/s$ ) と透水性亀裂とが連続していないとして、この領域を H2 とした。稚内層下部については EL-500m 前後におおむね  $2E-10m/s$  を境として透水性に不連続が存在するため、この境界を持って H1 と H2 とに区分した。また、勇知層が分布する HDB-7 孔付近については、model-1 では勇知層と声問層とを区別したが、ここではその境界に左右されず、透水性の連続性から考えて H2 が HDB-7 孔の浅部まで広がっているものとして設定した。大曲断層については、model-1 同様、周辺の岩盤の透水係数よりも 2 桁高い値を設定し、断層形状、断層幅についても model-1 と同じとした。

( a ) “ 現在 ” の再現計算

隆起・侵食を考慮した地下水流動解析に際して、まず “ 現在 ” の地下水流動、地下水組成を再現するため、前述した 2 つの解析モデル (model-1、model-2) を用いて “ 過去 ” ~ “ 現在 ” までの非定常地下水流動解析を実施することとした。ここで 21.7 万年 (MIS7) の海進期において URL 周辺はすでに一部陸化していたとされており (新里他、2007<sup>(6)</sup>)、また当地域において隆起が始まったのが 1.3 ~ 1Ma (岩月他、2009<sup>(3)</sup>) とされていることから、本解析では陸化が始まった “ 過去 ” を 1Ma ~ 20 万年とした。上記 2 つのモデルについて “ 過去 ” から “ 現在 ” までの非定常計算を実施し、解析結果が “ 現在 ” の水頭分布、水質観測データに最も近くなるケースを “ 将来 ” の解析の初期モデルとして採用するものとした。また、陸化直後から、降水の影響を受けるため、“ 過去 ” の初期地下水はすべて化石塩水で満たされているものとし、“ 過去 ” ~ “ 現在 ” までの間、地表部に降水による涵養を与えた。

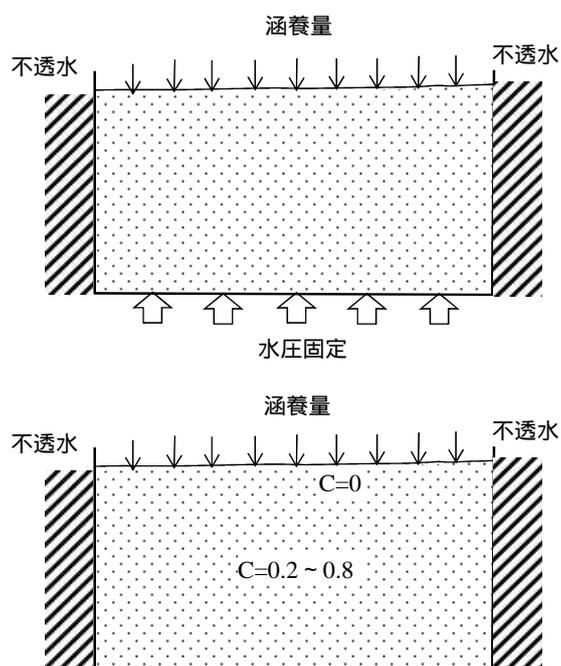


図 8.4-7 “ 現在 ” モデルの地下水流動解析の境界条件 (上) と物質移行境界条件 (下)

図 8.4-7 に解析条件を示す。図 8.4-1 に示した通り、EL-1500m 以浅を通過する地下水流動は解析範囲の東端が涵養域、西端が流出域となっていることから図 8.4-7 の側方を不透水とし、また、当地域は EL-500m 以深に高压地下水が広く観測されていることから、初期条件として底部境界 (EL-1,500m) を水頭固定とした。なお、水頭値は解析的に値を変化させ、解析結果が最も観測値と整合する値を採用することとした (後述)。涵養量については、現在の涵養量の平均は 100mm/yr (繰上他、2008<sup>(7)</sup>) であり、最終氷期の 4.2 万年～1.2 万年は永久凍土帯にあった (三浦・平川、1995<sup>(8)</sup>) こと、過去 12 万年～4.2 万年の間は寒冷化に向かう時期であり、降雨はほとんどなかったことから、現在と同じ降雨条件は過去 1.2 万年間であり、過去 12 万年間の平均的な涵養量を (100mm/yr × 12000yr) mm/12 万年=10mm/yr と設定した。化石塩水は、地下水年代が 100 万年超を示すことから、“過去” から“現在” に至るまで深部においては地下水組成が保持されているものとし、現在観測される塩分濃度分布 C=0.2～0.76 を初期値として与えた。ただし、降水の浸透下限線 (図 8.4-8) よりも浅部に関しては降水による洗い出しにより、過去の塩分濃度分布の痕跡が残されていない。しかし、当地域はおおむね西から東に向かって深部の化石塩水の塩分濃度は減少する傾向にあるが、鉛直方向には一定しているため、解析上、浅部の初期地下水の組成は、図 8.4-8 のように直下の化石塩水の組成をそのまま鉛直上方に外挿した。

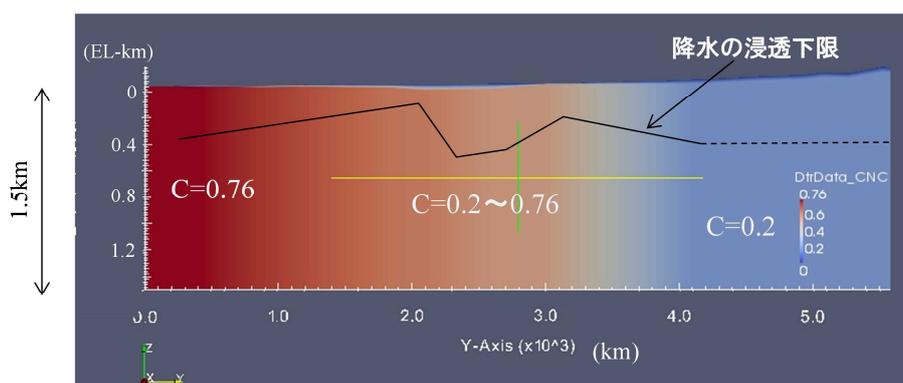


図 8.4-8 降水の浸透下限 (現在) と初期地下水組成の設定  
(C:正規化塩分濃度、降水の浸透下限線より浅部は、深部の塩分濃度から推定)

現在の再現計算のための解析ケースを表 8.4-1 に示す。model-1、model-2 とともに底部境界を不透水、150m～300m とする各 4 ケースとし、20 万年～100 万年間の非定常計算を行い、計算結果が最も現在の地下水環境 (水圧分布、水質分布) を再現できるケースを選択することとした。なお、“現在” の再現計算については、MIG2DF と Dtransu-2D・EL<sup>(9)</sup> の双方のコードを用いて計算し、両者の結果が一致することを確認した。

表 8.4-1 “現在” を再現するための解析ケース

| 解析モデル   | 解析 case | 底部境界   | 涵養量      | 計算時間                                     |
|---------|---------|--------|----------|--|
| model-1 | Case 1  | 不透水    | R=10mm/y | 20 万年～100 万年の間で最も計算結果が観測値とフィッティングするものを抽出 |
|         | Case 2  | H=150m |          |  |
|         | Case 3  | H=200m |          |  |
|         | Case 4  | H=300m |          |  |
| model-2 | Case 1  | 不透水    |          |  |
|         | Case 2  | H=150m |          |  |
|         | Case 3  | H=200m |          |  |
|         | Case 4  | H=300m |          |  |

( b ) “ 現在 ” ~ “ 将来 ” の計算

“ 現在 ” の再現計算の結果、抽出された水理地質構造モデルの最適ケースを初期条件として、“ 現在 ” ~ “ 将来 ” の隆起・侵食を考慮した非定常地下水流動解析を実施した。なお、現在見られる隆起傾向が過去数 10 万年前後は継続していることから、同様な隆起・侵食を伴う地形変化は将来 10 万年以上続くものとし、解析上、計算時間を 10 万年とした。初期地下水組成、初期水圧については、最適モデル、最適ケースによる計算結果を用いた。なお、側方境界は不透水とし、底部境界については“ 将来 ” も“ 現在 ” と同様、深部からの水圧が変化しないとして再現計算の際と同じ水頭値を与えた( 図 8.4-9 )。解析途中、図 8.4-10 に示すように侵食による表層部の削剥を模擬したモデルを作成し、地形変化後のモデルに対して前ステップの侵食されていない部分の非定常計算結果を受け渡す必要がある。

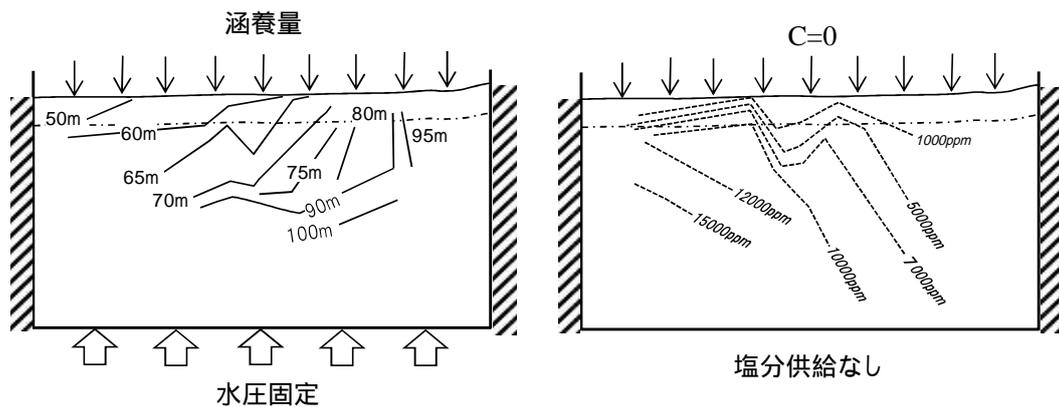


図 8.4-9 地下水流動解析の初期条件 ( 左 : 全水頭分布、右 : 塩分濃度 )

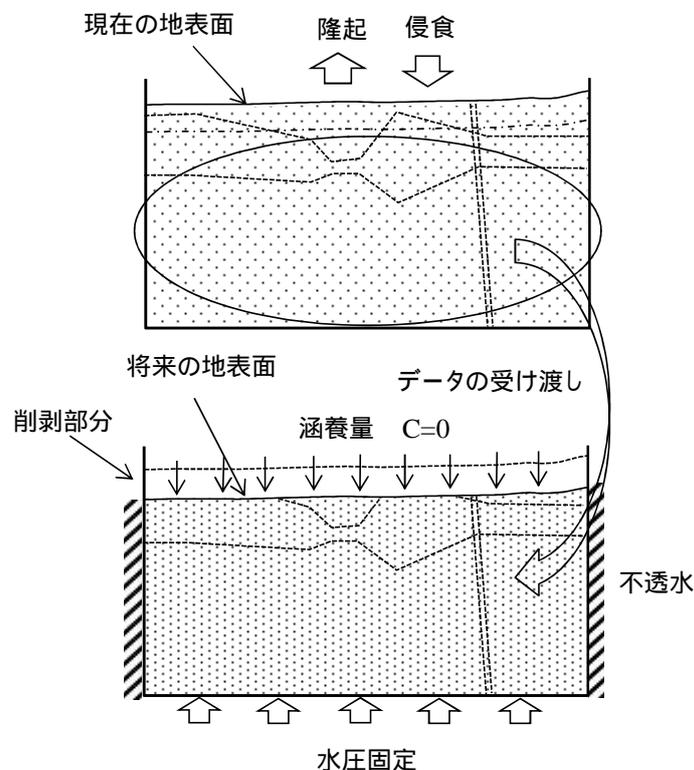


図 8.4-10 “ 現在 ” ~ “ 将来 ” の解析方法 ( model-2 の例 )

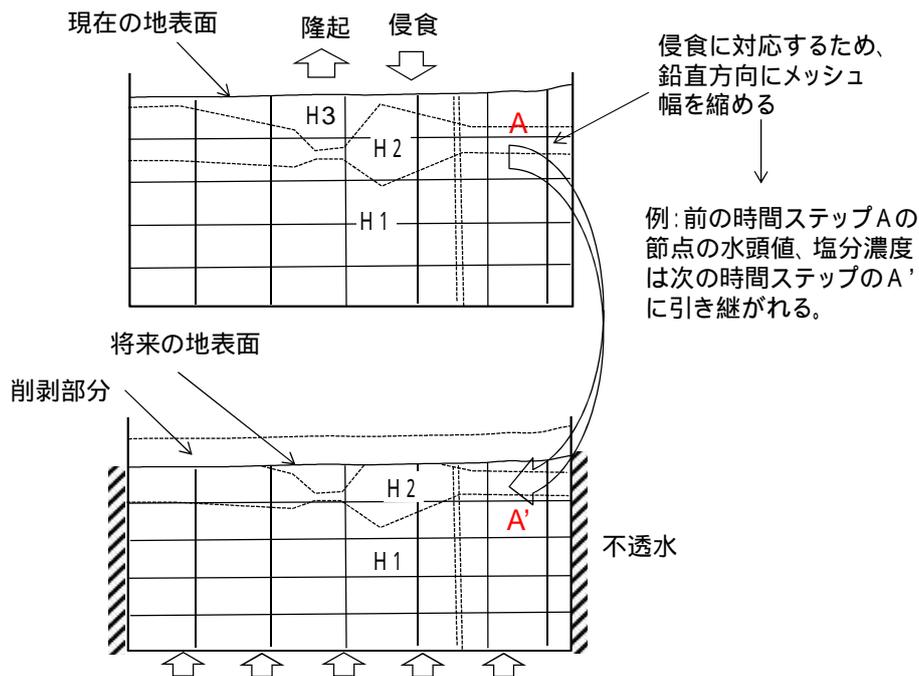


図 8.4-11 “現在”～“将来”の解析における時間ステップ間のデータの受け渡し方法

図 8.4-11 に“現在”～“将来”の解析における時間ステップ間のデータの受け渡し方法を示す。本来、地表部が侵食されると削剥された部分のメッシュも消失させる必要があるが、解析上困難であるため、今回は図に示すように全メッシュ数を変えず、鉛直方向にメッシュ幅を縮めることによりこれに対応することとした。これにより、図の A の節点の水頭値、濃度は次の時間ステップの A' の初期値として引き継がれることになる。急激にメッシュ幅を変化させると図に示すように本来 H2 のデータが H1 に引き継がれてしまう場合が生じる。しかし、今回の解析では時間ステップを短く取ることにより、この弊害を解消することとした。幌延周辺の隆起速度はおおむね 0.1～0.3m/千年であり、侵食速度はそれよりも小さいとされている（日本原子力研究開発機構、2011<sup>(10)</sup>）。したがって、解析上、隆起速度(R)を一定とし（0.3m/千年）とし、侵食速度(E)を 0m/千年のケースと 0.3m/千年のケース（将来 10 万年間の削剥量はそれぞれ、0m、30m）とした。また、隆起・侵食に伴い、対象とする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、透水性が増す可能性（吉田、2012<sup>(11)</sup>）が指摘されている。当地域の場合、ボーリングコア観察から、浅部ほど高角小断層の密度が高く、割れ目の連結性が高くなっており、これは地盤の上昇に伴って深部で蓄積された差応力が解消されたためと推定されている（石井他、2007<sup>(12)</sup>）。亀裂を含む堆積軟岩は、亀裂を含まない堆積軟岩と異なり、拘束圧を変化させた場合に透水性が変化するという室内透水試験結果が知られている。それによると亀裂を含む堆積軟岩の拘束圧を 2MPa 低下させると約 1 桁透水係数が増加するとされており、応力変化による亀裂の透水性の変化がこれに関係しているものと解釈されている（産業技術総合研究所、2007<sup>(13)</sup>）。このため、隆起・侵食による削剥量から考えて対地深度が 150m 変化（拘束圧にして 2MPa 程度低下に相当）した場合、1 桁程度岩盤の透水係数の増加が見込まれる。当地域の場合、10 万年に換算した場合、隆起・侵食速度を一定とした場合、対地深度は 30m 小さくなるため、透水係数は隆起・侵食速度前に比べて約 1.6 倍になる可能性がある。そこで、上記の侵食速度に応じて岩盤の透水係数を変化させたケースと変化させないケースとを設定した。表 8.4-2 に“現在”～“将来”

の解析ケースを示す。Case1 の場合は、侵食速度が 0m/千年の場合であるため、隆起のみの場合を想定している。Case3 の場合、侵食に伴って表層の地質が削剥され、地質分布が変化する場合を想定している。ここで Case2 は地表面の侵食に加えて岩盤の透水性も変化させたケースである。

解析に際して、側方境界については“現在”の解析と同様、不透水とし、上方境界は涵養境界とし、平均的な涵養量は過去～現在と変わらないものとして 10mm/yr を与えた。底部境界 (EL-1500m) についても深部の高圧地下水が将来も保持されるものとして“現在”の計算で得られた値 (H=200m) を与えることとした。

表 8.4-2 “現在”～“将来”の解析ケース

| 解析 case | 隆起速度(R)、侵食速度(E)     | 水理パラメータ   |
|---------|---------------------|---|
| Case 1  | R=0.3m/千年,E=0m/千年   | 隆起・侵食後(10万年後) Case1,3:透水係数変化なし、Case2:透水係数 1.6 倍 |
| Case 2  | R=0.3m/千年,E=0.3m/千年 |   |
| Case 3  |                     |   |

### (c) 塩水/降水境界の設定

沿岸域に存在する塩水/降水境界は、陸側淡水と海側海水との圧力バランスによって決まるものであり、塩分比重にして 1.003～1.005 (Cl=2,000～10,000ppm) が境界とされている。しかし、これは海面変化によって位置が移動する動的平衡下にある塩水と淡水との境界の場合であり、地層中に取り残された化石塩水と周囲の淡水系地下水によって形成された境界は動的平衡下でないことが多い。ドイツのゴアレーベンの事例などでは地層の褶曲構造と塩水/降水境界が一致しており、これは上方から侵入する降水起源の淡水の分布が地質の地質分布に規制されているためとされている(丸井・安原、1999<sup>(14)</sup>)。幌延のケースでは、化石塩水と降水起源の淡水との境界を意味しているため、ここでは塩淡境界と区別する意味で以下、塩水/降水境界と呼ぶことにする。通常、地下水流速が大きい場においては、侵食速度は無視できるぐらいの大きさであるが、仮に低流速場で侵食速度が極端に大きい場を想定した場合、表層の高透水性層が速く削剥されるため、塩水/降水境界の深度方向への移動が遅れ、核種移行に影響を与える可能性がある。

ここでは、8.4.2 以降の核種移行の計算に必要な“現在”～“将来”の塩水/降水境界の位置を推定するため、まず表 8.4-1 で抽出された最適ケースに対して“現在”の再現計算結果における塩水/降水境界を決定する必要がある。しかし、“現在”の再現計算結果からは塩分濃度しか得られないため、既往の研究(酒井他、2012<sup>(15)</sup>)において示されている主成分分析を用いた塩水/降水境界の位置を塩分濃度と関係づけることとした。主成分分析では、今回と同じ解析範囲について降水の起源に関する情報を含む水素・酸素同位体比と一般水質の計 7 成分を用いた分析が行われており、これによって降水の塩水/降水境界が求められている。当地域の化石塩水は前述のとおり(図 8.4-8 参照)鉛直方向には塩分濃度が一定しているが、水平方向に西から東に向かうにつれ塩分濃度は低下 (C=0.76～0.2) する傾向がある。そこで、ボーリング孔ごとに塩水/降水境界位置における直下の化石塩水に対する降水の希釈率を算出する必要がある。具体的には、図 8.4-12 に示すように、ボーリング地点の化石塩水の塩分濃度の平均値 (C<sub>av</sub>) と降水と化石塩水との混合水の塩分濃度 (C) との比を淡水化の指標とし、塩水/降水境界における淡水化率 (F=1-C/C<sub>av</sub>) をボーリング孔ごとに計算する。HDB-7 孔～SAB-2 孔の 6 孔の位置における淡水化率 F は、図に示すように 0.0～0.15 であり、平均値 (F=0.07) を持って塩水/降水境界(降水の浸透下限)とした。“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

分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/降水境界とした。

ちなみに”現在“における塩水/降水境界より上位の降水起源の地下水+化石塩水を”地下水1“とし、塩水/降水境界よりも下位に位置する化石塩水を”地下水2“とした場合の地下水組成を表 8.4-3 に示す。表は 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、最大値および最小値を算出したものである。Eh や pH については原位置で測定されたデータが限られ、平均化しているため必ずしも代表値である保証はない。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 よりも塩分濃度、Na 他の溶存イオン濃度は低い。地下水 2 は、塩分濃度の最も高い 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 1/2 以下である。塩分濃度が最大の HDB-7 孔について現海水組成と比較すると、重碳酸イオンが 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、還元環境が保たれているため、地下深部の pH、Eh を保持しているものと考えられている。

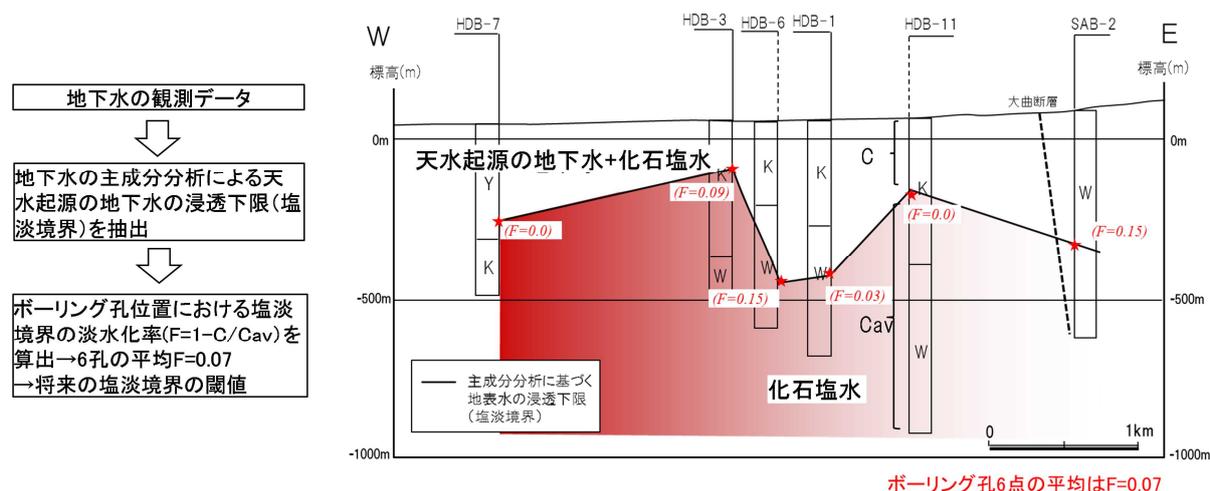


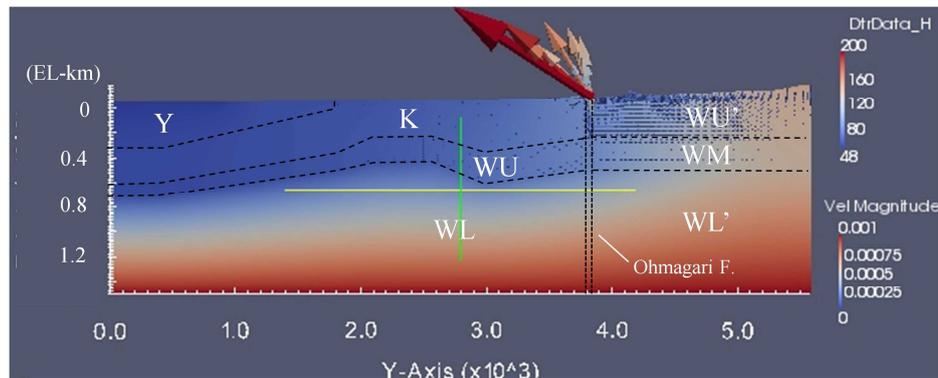
図 8.4-12 観測データに基づく塩水/降水境界の設定法

表 8.4-3 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<sup>(16)</sup>、pH、Eh：穂刈、2012<sup>(17)</sup>より引用)

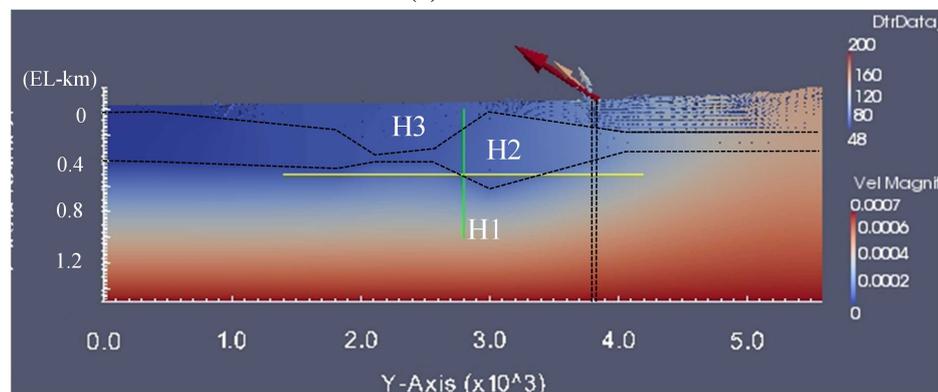
|                        | 地下水1 |      |       | 地下水2 |      |      | 現海水   |      |       |
|------------------------|------|------|-------|------|------|------|-------|------|-------|
|                        | 試料数n | 平均   | 最大    | 最小   | 試料数n | 平均   |       | 最大   | 最小    |
| Na(ppm)                | 50   | 2500 | 6500  | 8.9  | 51   | 6200 | 11000 | 2500 | 11050 |
| Ca(ppm)                |      | 110  | 380   | 2.5  |      | 170  | 560   | 19   | 422   |
| K(ppm)                 |      | 100  | 360   | 1    |      | 160  | 470   | 20   | 416   |
| Mg(ppm)                |      | 60   | 200   | 0.7  |      | 170  | 1000  | 19   | 1326  |
| Cl(ppm)                |      | 3100 | 11000 | 13   |      | 9000 | 16000 | 3100 | 19870 |
| HCO <sub>3</sub> (ppm) | 12   | 300  | 1900  | 5.5  | 3    | 2300 | 2500  | 2200 | 140   |
| SO <sub>4</sub> (ppm)  |      | 7.7  | 17    | 0.2  |      | 33   | 62    | 0.2  | 3800  |
| 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   |       |

( 3 ) 解析結果

( a ) “ 現在 ” の再現計算結果



(a) model-1



(b) model-2

図 8.4-13 t=20 万年の全水頭分布

( model-1 model-2 とともに底部境界に H=200m を与えた Case 3 の計算結果例、  
 WL,WL' : 稚内層下部、WM : 稚内層中部、WU,WU' : 稚内層上部、K : 声  
 間層、Y : 勇知層、H1 ~ H3 : 図 8.4-6 参照 )

図 8.4-13 に t=20 万年の model-1、model-2 の全水頭分布、流速分布の例を示す。全水頭値は計算開始から数千年でほぼ定常に達し、それ以降は変化しない。model-1、model-2 とともに浅部( WM 以浅、H2 以浅 )の地下水は、当地域の東端の最高標高部( EL185m )から西端( EL10m )に向かって流動しており、途中、大曲断層において地下水が湧出している。一方、model-1、model-2 の深部( WL(WL' )、H1 )は、底部境界に高い水圧を与えているため、涵養域からの影響というよりは底部境界からの影響を受け、WL、H1 内において高い全水頭値を示している。図 8.4-14 は、model-1 を用いたボーリング孔位置における全水頭分布計算結果( t=20 万年 )、図 8.4-15 は、model-2 を用いた全水頭分布計算結果( t=20 万年 )である。図中、HDB 孔における観測結果も併せて示している。図に示すように浅部( WM 以浅、H2 以浅 )の水頭値は解析ケース( Case1 ~ Case4 )による違いは見られない。一方、model-1 の WL ( WL' ) および model-2 の H1 の深部においては、EL-1,000m から H1/H2 境界に向かって全水頭値はほぼ直線状に低下する傾向を示している。深部における観測値の数は限定されるが、HDB-11 孔、HDB-1 孔を比較すると少なくとも底部を不透水とした場合( Case1 )、計算値は観測値とは一致しない。しかし、model-1、model-2 とともに底部境界に H=200m を与えた Case3 の計算結果がもっとも観測値に近い結果となっている。

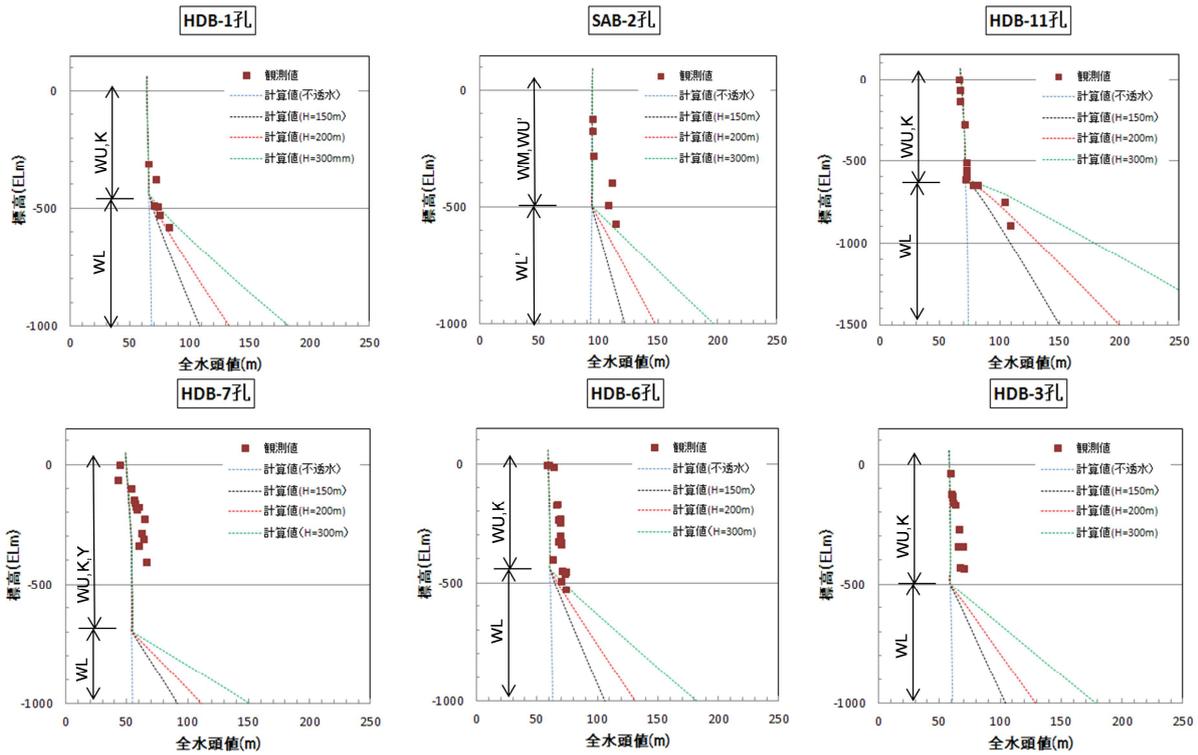


図 8.4-14 model-1 を用いた全水頭分布計算結果 (Case1 ~ Case4)

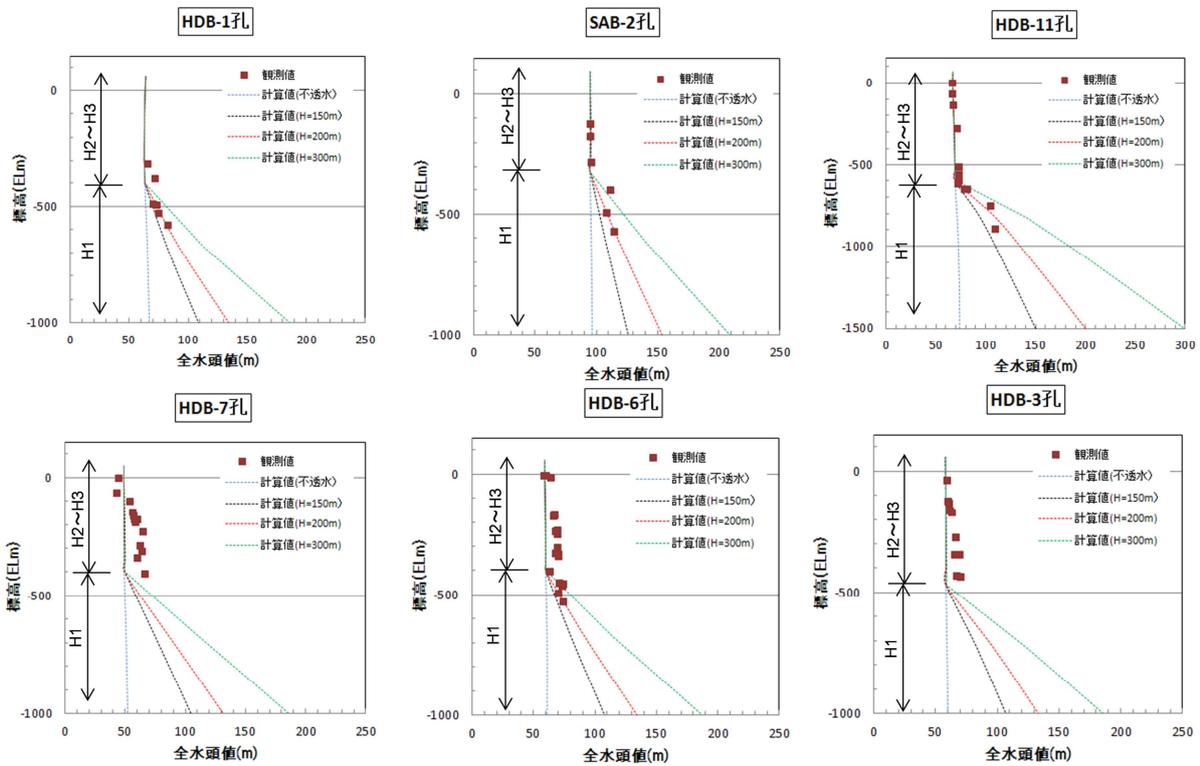


図 8.4-15 model-2 を用いた全水頭分布計算結果 (Case1 ~ Case4)

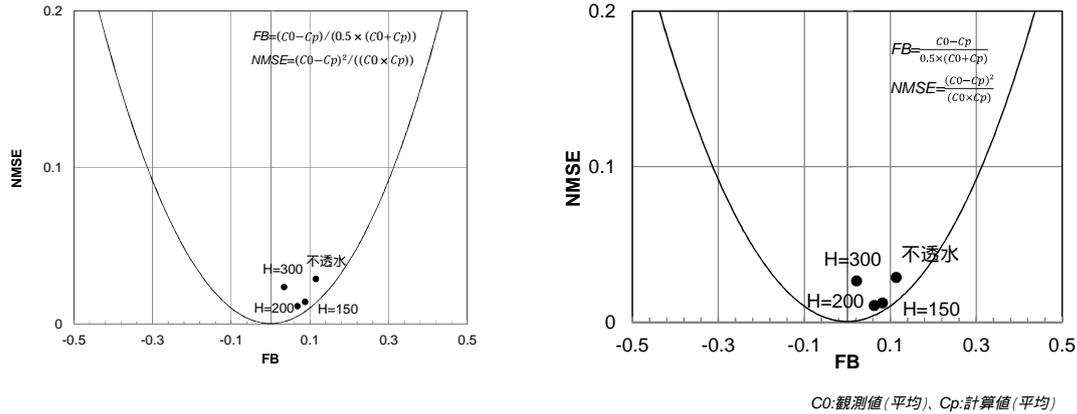


図 8.4-16 MVKT による全水頭分布の適合性結果 (Case1 ~ Case4)

図 8.4-16 に 6 孔のボーリング地点における計算結果から最適ケースを抽出するため、MVKT (Model Validation Tool Kit, Hanna et al, 1991<sup>(18)</sup>) を用いて全水頭値の適合性の検討を行った。図中、縦軸が規格化平均二乗誤差(NMSE : Normalized Mean Square Error)、横軸が平均からの偏差(FB : Fractional Bias)である。FB-NMSE 図は観測値と解析値との差異および過大・過小の程度を表すもので、観測値と解析値が完全に一致する場合、原点にプロットされる。FB および NMSE の評価式を以下に示す (観測値  $C_0$ 、モデルの解析値  $C_p$ 、上付きのバーは平均値を表す)。

- 1) 偏差 (FB : Fractional Bias)

$$FB = \frac{\overline{C_0} - \overline{C_p}}{0.5 \times (\overline{C_0} + \overline{C_p})} \quad (\text{式 1})$$

- 2) 規格化平均二乗誤差 (NMSE : Normalized Mean Square Error)

$$NMSE = \frac{\overline{(C_0 - C_p)^2}}{\overline{C_0 \times C_p}} \quad (\text{式 2})$$

- 3) FB と NMSE の関係式

$$NMSE \geq \frac{4 \times FB^2}{4 - FB^2} \quad (\text{式 3})$$

FB-NMSE 図は、観測値とモデル評価値との間の差異および過大過小評価の程度を表すことになる。FB が 0 より大きい場合は過小評価となり、0 より小さい場合は過大評価であることを示す。通常これら値は-2~2 の範囲をとる。また、式 3 の関係式 (放物線) から、FB が与えられたときの最小の NMSE すなわち平均値に対するデータの分散の程度が評価できる。

本解析結果を見ると FB は 0 ~ 0.1 の範囲にあるが不透水の場合 (Case1) H=300m (Case4) の NMSE は H=150m (Case2) H=200m (Case3) に比べると放物線からはずれている。また、平均値のずれ (FB) に関しては H=200m (Case3) のほうが H=150m (Case2) よりも小さい。したがって、H=200m の Case3 が最も観測値と整合しているものと考えられる。

次に底部境界の全水頭値を H=200m とした場合の塩分濃度の計算結果について示す。

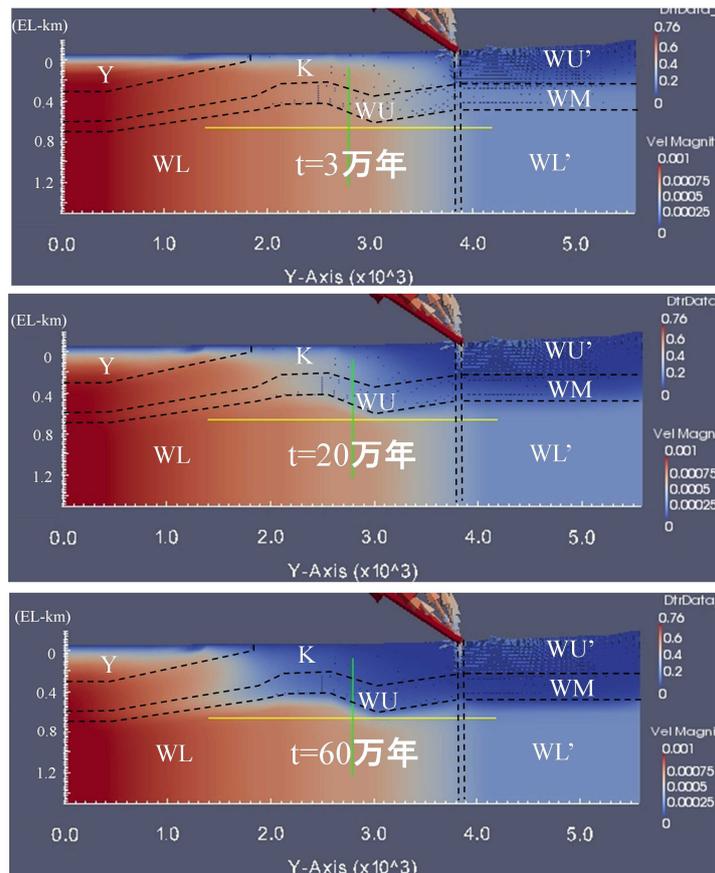


図 8.4-17 model-1、Case3 の t=3 ~ 60 万年の塩分濃度分布 (CNC=0 ~ 0.76:正規化塩分濃度)

図 8.4-17 は、model-1、Case3 の t=3、20 万年、60 万年の場合の塩分濃度分布、流速分布である。塩分濃度は現海水の塩分濃度を 1 とした場合の塩分濃度に正規化し示している。図中、地表からの淡水化は涵養域である解析範囲の東端の WU' から始まり、時間の経過とともに西方へと進む。t=60 万年では解析範囲の中央やや西側まで淡水化が進む結果となった。

図 8.4-18 は、model-2、Case3 の t=3、20 万年、60 万年の場合の塩分濃度分布、流速分布である。図中、地表からの淡水化は model-1 と異なり解析範囲全体で始まり、t=60 万年では、H3 の全域がほぼ淡水化しており、H2 に関しては解析範囲中央付近まで淡水化が進んでいる。これは model-2 の H3 の透水係数を model-1 の K (声問層) や Y (勇知層) よりも前に述べた理由から、やや高めに設定していることによるものと思われる。一方、model-1 では WU の透水係数を model-2 の H2 に比べてやや高い値としているため、model-1 の中央で早く淡水化しており、model-2 との違いとして表現されている。

図 8.4-19 に model-1、図 8.4-20 に model-2 の各ボーリング孔における塩分濃度計算結果を示す。model-1 の解析結果と観測値とを比較すると、一部 HDB-11 孔や HDB-3 孔の t=3 万年前後で計算結果と観測値とが整合するところもあるが、HDB-1 孔や HDB-6 孔など t の値によらず、塩分濃度分布が観測値と整合しない孔もある。一方、model-2 に関しては、全体的に深度方向の塩分濃度分布は観測値と整合的であり、一部 HDB-3 孔を除くとおおむね t=20 万年前後で観測値と一致している。

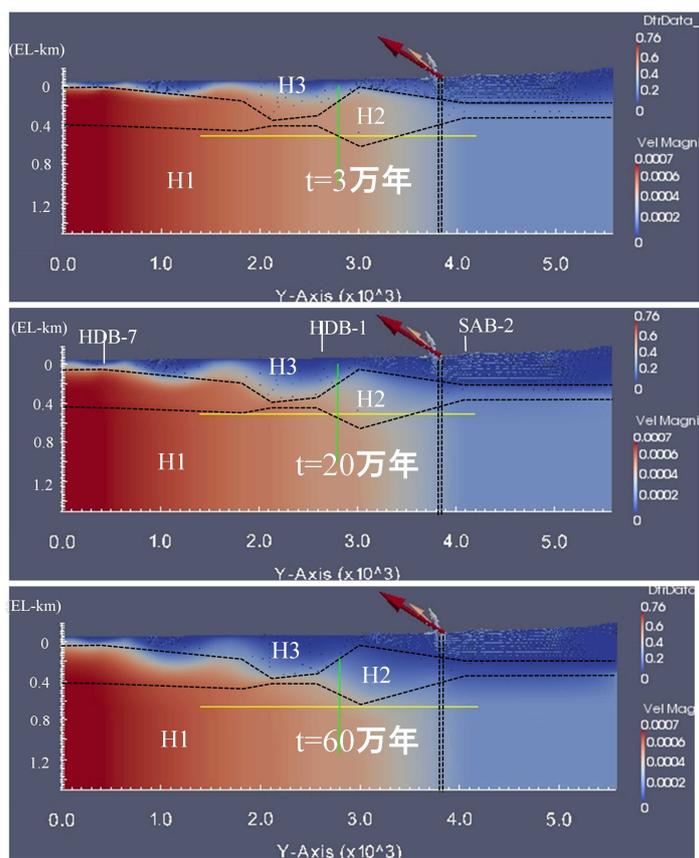


図 8.4-18 model-2、Case3 の t=3 ~ 60 万年の塩分濃度分布 (CNC=0 ~ 0.76:正規化塩分濃度)

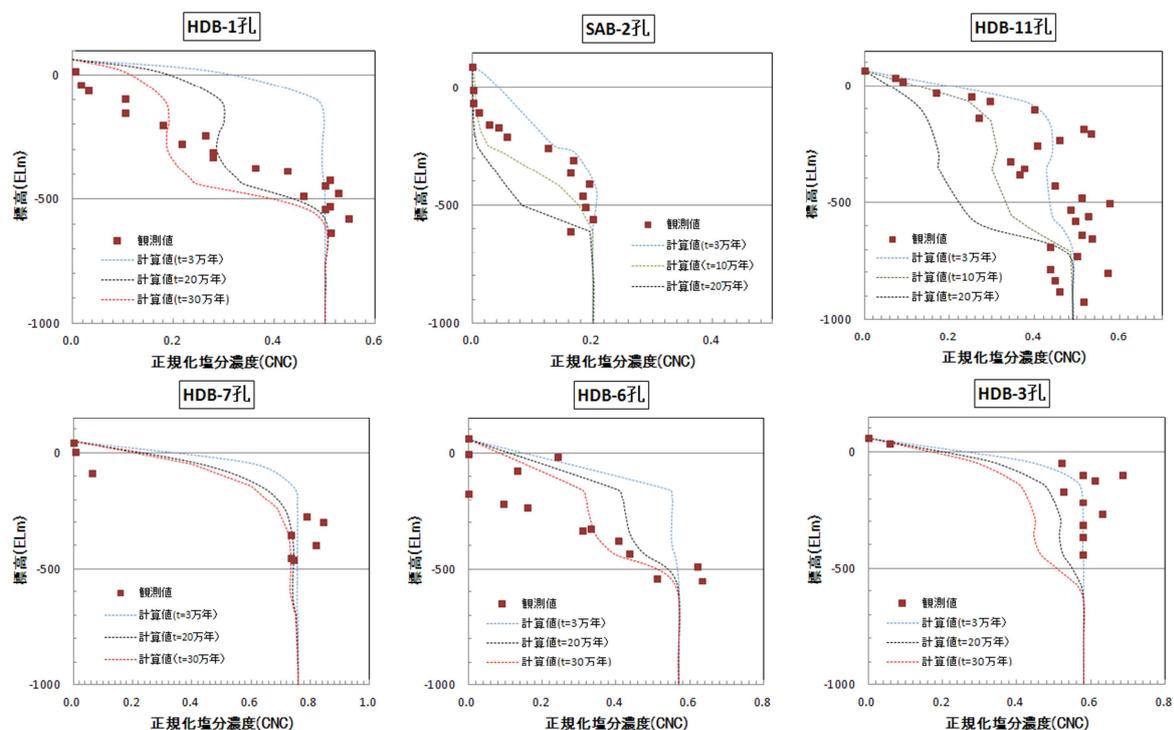


図 8.4-19 model-1、Case3 の t=3 ~ 30 万年の塩分濃度計算結果 (CNC:正規化塩分濃度)

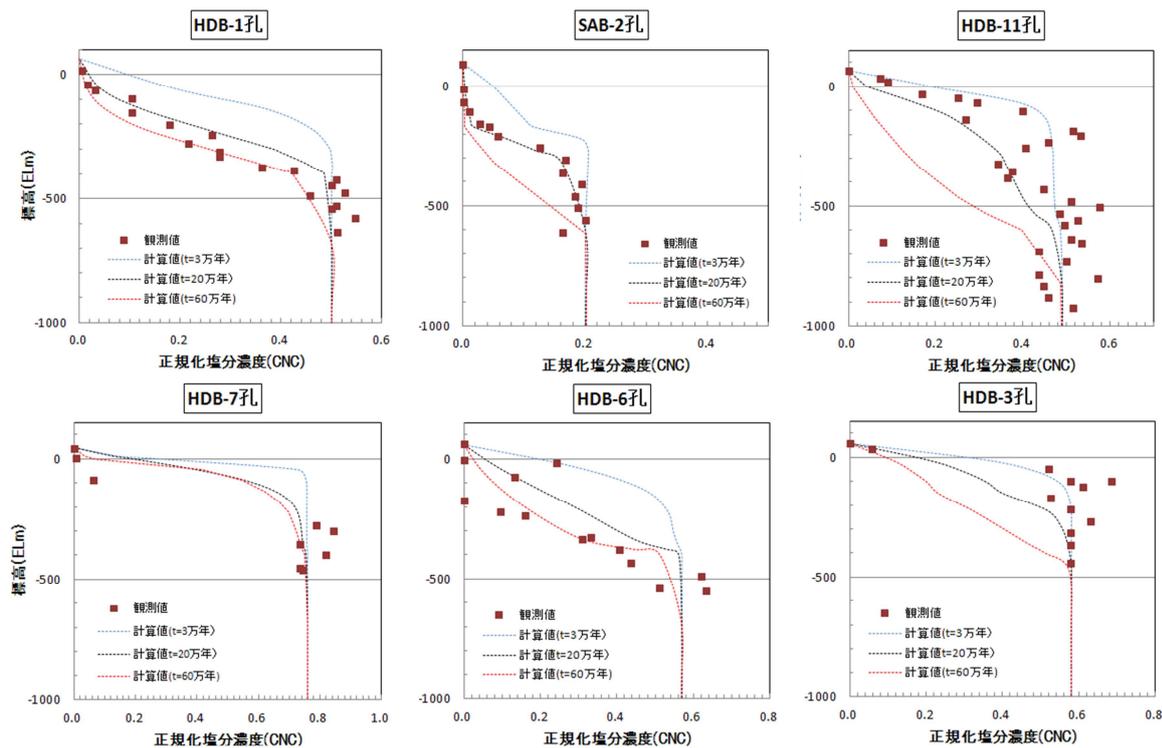


図 8.4-20 model-2、Case3 の t=3 ~ 60 万年の塩分濃度分布計算結果 (CNC:正規化塩分濃度)

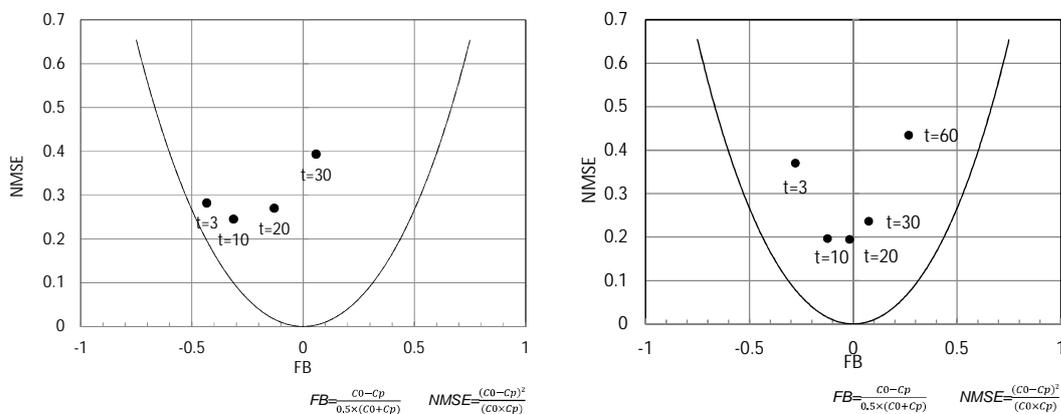


図 8.4-21 MVKT による塩分濃度の適合性結果  
(左図: model-1、右図: model-2、数値の単位は万年)

図 8.4-21 は、model-1、model-2 の MVKT による塩分濃度の適合性に関する検討結果である。model-1 と model-2 を比較した場合、全水頭と異なり観測値自体のばらつきが大きく、いずれも観測値からの分散の程度を示す NMSE に大きな差はない (0.2 ~ 0.5) が、平均値からのずれである FB は model-1 に関しては全体的に大きく負の方向にずれている。一方、model-2 の場合、t=20 万年のケースは FB が最も 0 に近い値を示しており、NMSE も他の時間に比べて小さい値を示している。これらのことから、model-2 の t=20 万年のケースが最も解析結果の観測値への適合性が高いものと考えられる。

表 8.4-4 “現在”の再現計算の解析ケースと評価結果

| 解析モデル   | 解析 case | 底部境界   | 全水頭分布による評価結果 | 塩分濃度分布による評価 |       |       |       |       |
|---------|---------|--------|--------------|-------------|-------|-------|-------|-------|
|         |         |        |              | 3 万年        | 10 万年 | 20 万年 | 30 万年 | 60 万年 |
| model-1 | Case 1  | 不透水    | ×            | -           | -     | -     | -     | -     |
|         | Case 2  | H=150m |              | -           | -     | -     | -     | -     |
|         | Case 3  | H=200m |              | ×           | ×     | ×     | ×     | -     |
|         | Case 4  | H=300m | ×            | -           | -     | -     | -     | -     |
| model-2 | Case 1  | 不透水    | ×            | -           | -     | -     | -     | -     |
|         | Case 2  | H=150m |              | -           | -     | -     | -     | -     |
|         | Case 3  | H=200m |              | ×           |       |       | ×     | ×     |
|         | Case 4  | H=300m | ×            | -           | -     | -     | -     | -     |

表中の○、  
、×は全水頭、濃度分布個々の評価内における相対的な評価判定

表 8.4-4 に全水頭分布、塩分濃度の解析結果の観測値への適合性の検討結果を示す。全水頭分布、塩分濃度ともに観測値と整合するのは model-2 の Case3 の t=20 万年であり、当地域は陸化後、地表からの淡水の侵入が始まってから、計算上は約 20 万年経過している結果となった。解析結果については、MIG2DF と Dtransu-2D・EL<sup>(9)</sup>とが同じ結果になることから、解析コードによるこの結果に違いはないものと判断した。図 8.4-22 は t=20 万年の model-2 の Case3 の塩分濃度解析結果を比較した例である。赤線は前述の方法に従い設定した塩水/降水境界である。ここで抽出された“現在”モデルの model-2 の Case3 の計算結果が現在の全水頭分布、塩分濃度分布の観測値を再現できているものとし、“現在”～“将来”の解析の初期条件として与え、隆起・侵食後の全水頭分布、塩分濃度分布の変化を計算することとした。

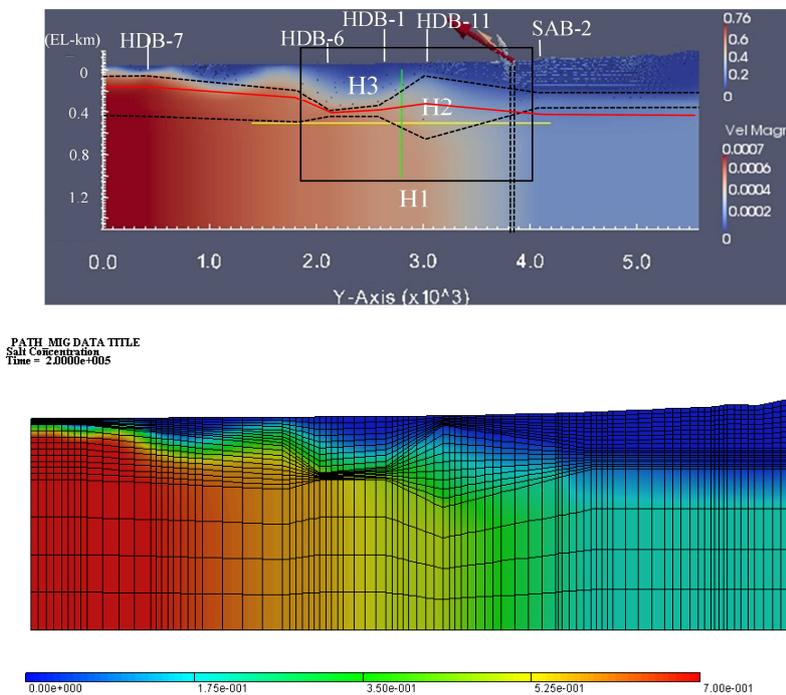


図 8.4-22 model-2 の Case3 の“現在”の塩分濃度解析結果  
(上図：Dtransu-2D・EL、下図：MIG2DF、色は正規化塩分濃度 C=0～0.76、  
赤線：“現在”の塩水/降水境界)

( b ) “ 現在 ” ~ “ 将来 ” の計算結果

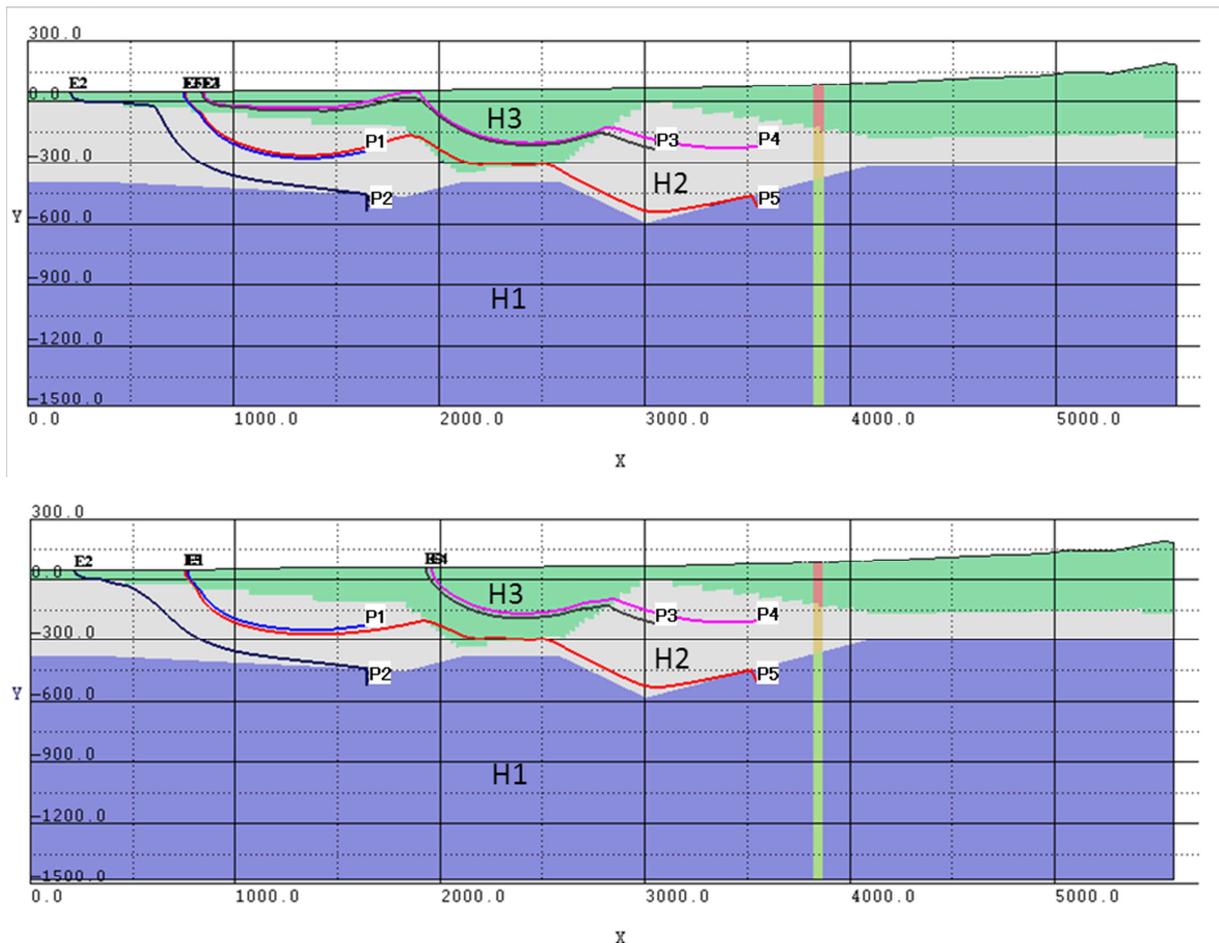


図 8.4-23 Case2 の 1 万年後 ( 上図 ) と 6 万年後 ( 下図 ) の流跡線図

図 8.4-23 に Case2 の 1 万年後と 6 万年後の流跡線図の例を示す。図に示すように 1 万年後、6 万年後ともに P1、P2、P5 の流跡線はほとんど変化しないのに対して P3、P4 は地表面の削剥の影響を受け、6 万年では P1 の流出点付近から東へ約 1km 移動している。6 万年以降、流跡線は 6 万年とほぼ同じ結果となった。

図 8.4-24 に P1 ~ P5 の地下水流跡線における平均実流速と図 8.4-25 に P1 ~ P5 の地下水移行距離の時間変化を示す。Case1 と Case3 の地下水流速は時間の経過とともにほぼ横ばいとなっている。一方、Case2 は時間とともに解析上、透水係数を対地深度の変化とともに増加させているケースであり、地下水流速は 0 年に比べて 10 万年後は、1.8 ~ 2.3 倍に増加している。地下水移行距離は、P1 と P2、P5 は一定で時間変化はない。ただし、P3 では、Case2 において 5 万年に、P4 では、Case2 で 1 万年と Case3 では 5 万年に移行経路が急激に短くなる。これは、図 8.4-23 に示したように侵食による地表部の削剥が進み、地下水の流出点が東に移動するためと考えられる。

上記の計算結果から、隆起・侵食による流跡線への影響は地表部のみであり、地下深部への影響は小さい。一方、流速については、隆起・侵食による削剥だけでは地点に関係なく、ほとんど影響を受けず、対地深度の変化により周辺母岩の透水性が変化した場合にのみ影響を受けることが示された。

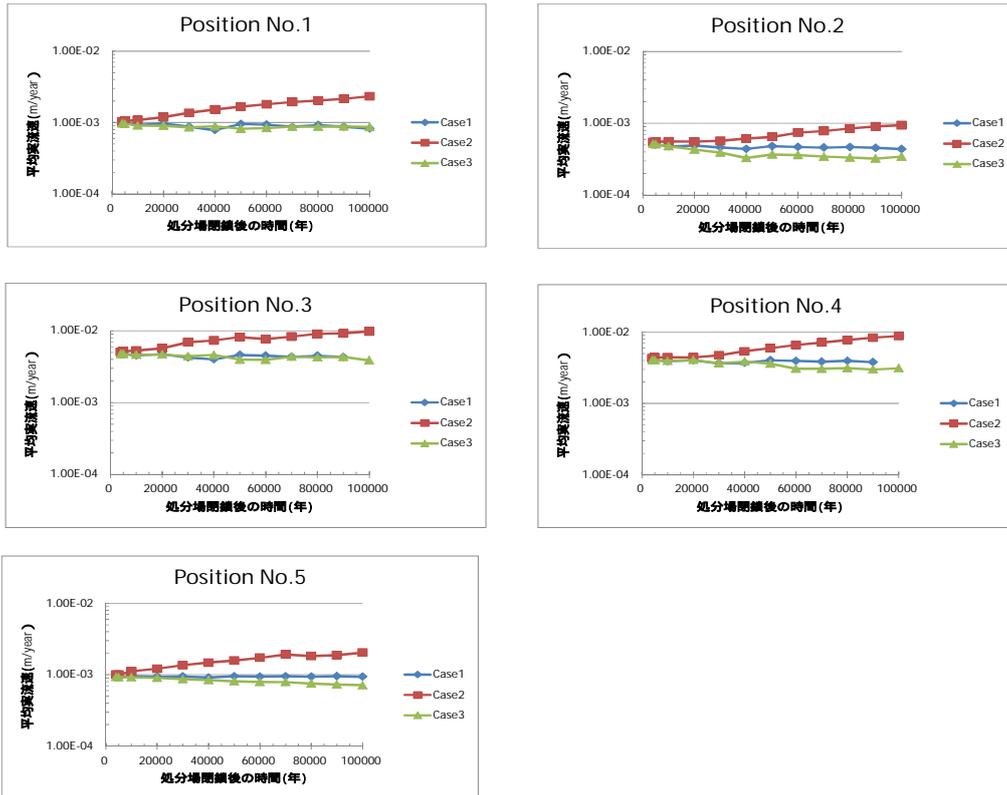


図 8.4-24 P1 ~ P5 の 10 万年後までの地下水流速の経時変化

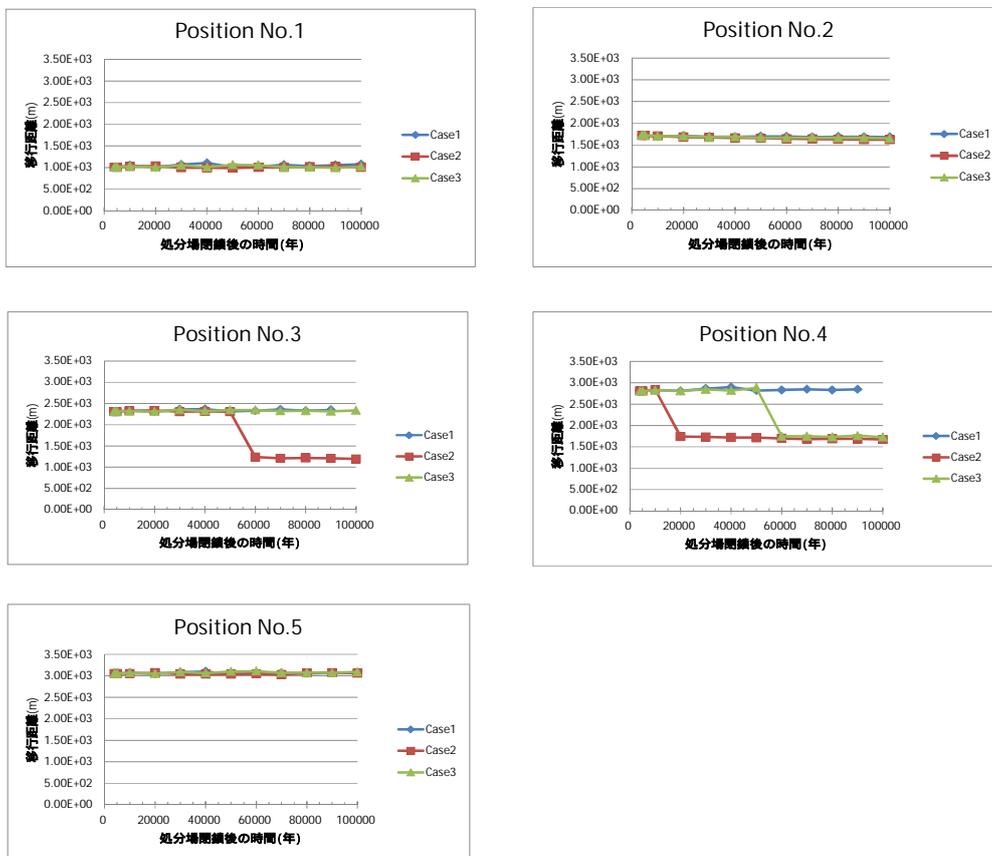


図 8.4-25 P1 ~ P5 の 10 万年後までの地下水移行距離の経時変化

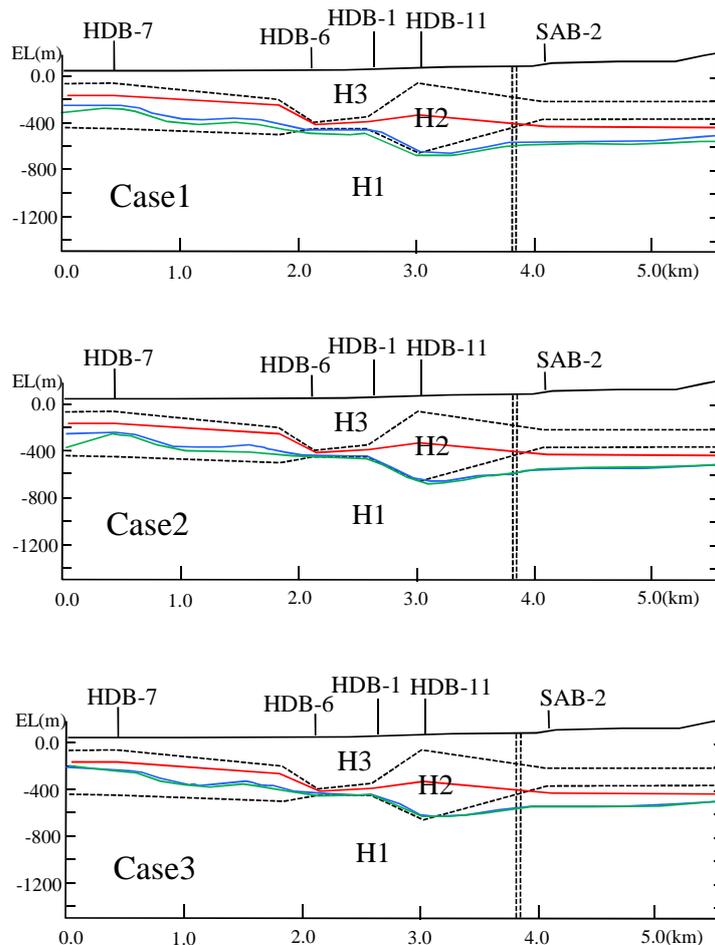


図 8.4-26 現在（赤）、5 万年後（青）、10 万年後（緑）の塩水/降水境界

図 8.4-26 に Case1 ~ Case3 の現在、5 万年後、10 万年後の塩水/降水境界の計算結果を示す。図に示すように塩水/降水境界は Case 間の違いはなく、5 万年後東端の涵養域においては H1 の上部、西端の HDB-7 孔付近においては H2 の中部まで移動しており、10 万年後はそれよりもわずかに下方に移動するが、ほとんど 5 万年後の位置と変化していない。この結果、塩水/降水境界に関しては、隆起・侵食による地表面の削剥による地形変化、および H1 ~ H3 の透水性の変化による影響はほとんど見られないという結果が示された。

また、P1 及び P2 に関しては、0 年における塩水/降水境界の計算結果から、処分場位置における地下水環境条件が塩水系条件となるため、処分場位置と塩水/降水境界の関係から、処分場が 10 万年の間に降水系条件に切り替わる時間を求めることとした。P1 及び P2 の各解析ケースにおける処分場位置と塩水/降水境界の関係を図 8.4-27 に示す。この図からわかるように、P1 については、処分場位置と塩水/降水境界の初期位置が近いため、0 年から 1 万年までの間に塩水/降水境界が処分場位置よりも下側に到達するため、処分場位置と塩水/降水境界位置に関して、0 年と 1 万年の値を基に、処分場位置と塩水/降水境界位置が同じに位置になる時間を Case1、2、3 に対して求めた。その結果、Case1 が約 6,700 年、Case2 が約 5,900 年、Case3 が約 6,200 年となったため、処分場位置での地下水環境条件が変化する時間は、Case1 を 7,000 年、Case2 及び Case3 を 6,000 年と設定した。一方、P2 については、10 万年間で淡水系条件に切り替わることがなかったため、以降の緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価における評価期間である 10 万年の間はすべて塩水系条件となるものとして評価を行うものとした。

以上より、緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価において実施する解析ケースを整理すると、以下ようになる。

- CaseA：10 万年間、降水系条件（地下水 1） P3～5 の全地下水流動解析ケース（Case1～3）に対応
- CaseB：10 万年間、塩水系条件（地下水 2） P2 の全地下水流動解析ケース（Case1～3）に対応
- CaseC：7,000 年まで塩水系条件（地下水 2） 7,000 年以降は降水系条件（地下水 1） P1 の地下水流動解析ケース 1 に対応
- CaseD：6,000 年まで塩水系条件（地下水 2） 6,000 年以降は降水系条件（地下水 1） P1 の地下水流動解析ケース 2 及び 3 に対応

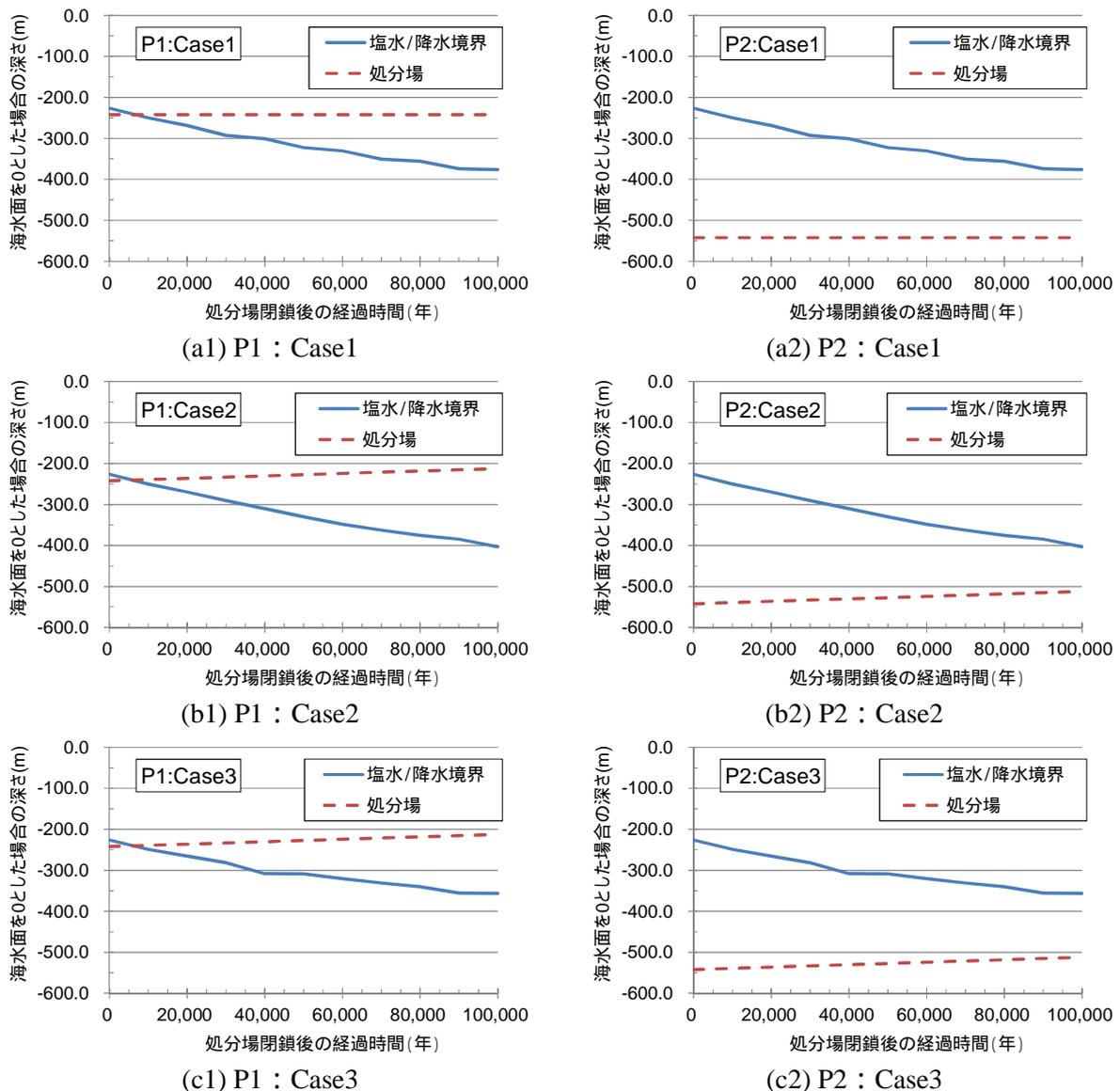


図 8.4-27 P1 及び P2 の各解析ケースにおける処分場位置と塩水/降水境界の関係

#### (4) まとめ

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・侵食シナリオを設定し、隆起・侵食速度のパラメータを変化させた場合の母岩の地下水流動に与える影響を評価するため、感度解析を実施した。平成 24 年度は、幌延を対象事例として、隆起・侵食による地表面の削剥によって母岩の対地深度が変化した場合を想定して、母岩周辺の地下水流速、化学環境(塩水/降水境界等)に及与える影響について解析的検討を実施した。解析は、過去～現在までの地下水流動解析を実施し、“現在”を再現した後、将来 10 万年後までの隆起・侵食に伴う地表面の削剥を模擬したモデルを設定し、地下水流速、塩分濃度を計算した。

解析ケースは、隆起・侵食速度ともに 0m/yr のケース (Case1)、隆起速度と侵食速度を同じとし、0.3m/yr で与えたケース (Case3)、および隆起速度と侵食速度ともに 0.3m/yr とし、対地深度の変化とともに岩盤の透水係数を 1.6 倍/10 万年の割合で増加させた (Case2) 3 ケースとした。今回の解析結果から、隆起・侵食に伴って地表面が削剥されただけでは (Case1、Case3 参照) 地下水流速はほとんど変化せず、岩盤の透水係数を増加させた Case2 の場合のみ変化する結果となった。また、塩水/降水境界は、将来 10 万年の間に約 100～300m 低下するが、Case 間による違いはないという結果となった。

## 8.4.2 緩衝材変質・間隙水組成の変遷評価

8.4.1 の評価結果を考慮し、MC-BUFFER を用いて地層処分施設としてオーバーパック - 緩衝材 - 支保工とした条件設定にて緩衝材変質評価計算を実施した。

### (1) 解析条件

解析体系は8.3.1 項と同様に、HLW を模擬した1次元解析体系とし、オーバーパック19cm、緩衝材70cm、支保工60cmとした。境界条件についても8.3.1 項と同様とし、人工バリアの外側にEDZを設定した。解析評価時間は10万年とし、タイムステップは1カ月と設定した。

温度については、第2次 TRU レポートにて考慮されている25 定温とした。EDZ に設定する地下水組成については、塩水/降水境界より上側を降水系地下水とし、下側を塩水系地下水として、それぞれ8.4.1 項にて示した幌延実環境の地下水1及び地下水2の平均値を用いた。本解析における幌延地下水組成を表8.4-5に示す。

鉱物組成および評価モデル、熱力学データベースについても、8.3.1 項で用いた設定を踏襲し、各領域における初期間隙率についても同様に設定を行った。

表 8.4-5 幌延地下水組成

| 降水系地下水      |                | 塩水系地下水      |                |
|-------------|----------------|-------------|----------------|
| Temperature | 25             | Temperature | 25             |
| pH          | 6.8            | pH          | 6.3            |
| Eh          | -210 mV        | Eh          | -210 mV        |
| Na          | 9.74E-02 mol/L | Na          | 3.37E-01 mol/L |
| K           | 2.56E-03 mol/L | K           | 4.09E-03 mol/L |
| Ca          | 2.75E-03 mol/L | Ca          | 4.24E-03 mol/L |
| Mg          | 2.47E-03 mol/L | Mg          | 6.99E-03 mol/L |
| C           | 2.50E-02 mol/L | C           | 1.92E-01 mol/L |
| S           | 9.60E-04 mol/L | S           | 1.03E-03 mol/L |
| Cl          | 9.00E-02 mol/L | Cl          | 2.61E-01 mol/L |
| Fe          | 2.36E-04 mol/L | Fe          | 1.79E-06 mol/L |
| Si          | 3.34E-03 mol/L | Si          | 1.74E-03 mol/L |

### (2) 解析ケース

解析ケースについては、上述した地下水特性について2ケース、また、8.4.1 項にて決定した隆起・侵食による地下水特性の水質変更として、7千年で塩水系から降水系に切り替わるケースと、6千年で塩水系から降水系に切り替わるケースの2ケースを設定した。

表 8.4-6 解析ケース

| ケース | 温度<br>[ ]      | 地下水系<br>[-] | 支保工厚さ<br>[cm] | 間隙水特性<br>[-] |        |
|-----|----------------|-------------|---------------|--------------|--------|
| A   | 幌延降水系地下水       | 25          | 降水系           | 60           | 純水、無酸素 |
| B   | 幌延塩水系地下水       | 25          | 塩水系           | 60           | 純水、無酸素 |
| C   | 地下水質変遷(7,000年) | 25          | 塩水系 降水系       | 60           | 純水、無酸素 |
| D   | 地下水質変遷(6,000年) | 25          | 塩水系 降水系       | 60           | 純水、無酸素 |

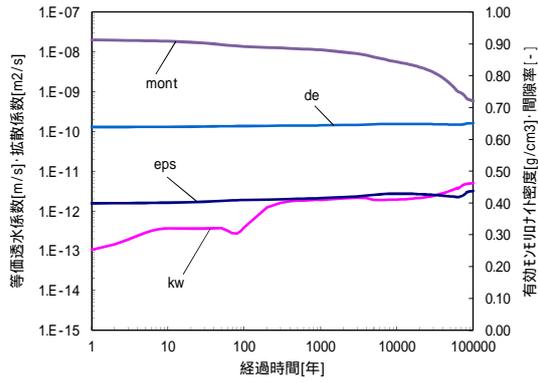
### (3) 解析結果

(2) 項にて設定した解析ケースについて、解析結果を示す。解析結果のグラフについては、8.3.2 項と同じように、経時変化分布および空間分布について示した。

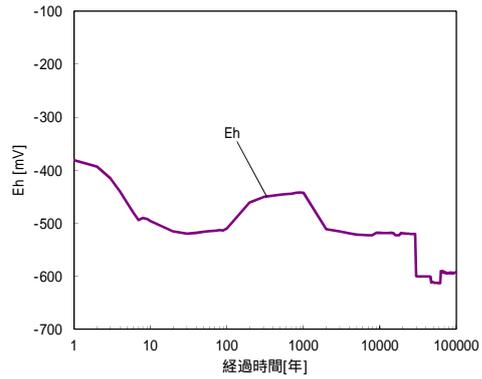
#### (a) 幌延降水系地下水

降水系地下水についての解析結果を、図 8.4-28 ~ 図 8.4-31 に示す。経時変化分布をみると、有効モンモリロナイト密度は、10 万年後で  $0.72\text{g cm}^3$  まで低下しており、それに伴い透水係数も  $5.0\text{E-}12\text{m s}^{-1}$  まで上昇する結果となった。pHd も 10 年後 ~ 30 年後に pH にだいぶ近づくが不動態の判定までは至らず、全期間において全面腐食の判定となった。

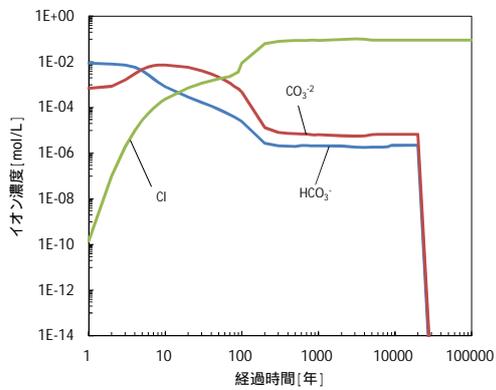
空間分布では、1 万年後の固相において、緩衝材 - 支保工境界での支保工側と EDZ 境界にて間隙が閉塞しており、支保工内部に向かって閉塞が進行している結果がみられた。これは、8.3.2 項では見られなかった現象であり、地下水特性の違いでも間隙閉塞傾向が変化することを示唆している。その後、緩衝材 - 支保工境界における間隙閉塞は解消されていくが、EDZ 境界側では、10 万年後で支保工約 30cm まで到達する結果となった。また、本ケースで特徴的なのは、支保工領域に Pyrite が一様に形成していることが挙げられる。当初から Pyrite の安定領域であることから、地下水からの S との反応で Pyrite が生成し、支保工領域内に一様に形成されると推測される。しかし、約 3 万年後に Magnetite の安定領域になることで H 濃度が上昇し、Eh が低下する。これにより Pyrite 生成が終息し、S 濃度が上昇していると考えられる。その後、オーバーパック側から Magnetite へと変遷が進行していくが、10 万年後では変遷途中のため、Pyrite がまだ一様に形成しているものと推測される。なお、8.3.2 項では長くて約 3 万年で消滅していた CSH は、本ケースでは約 6 万年まで存在する結果となった。これは、上述にもあるように、支保工領域内で間隙閉塞が促進されているため、物質移行に影響を及ぼしていることが原因と考えられる。



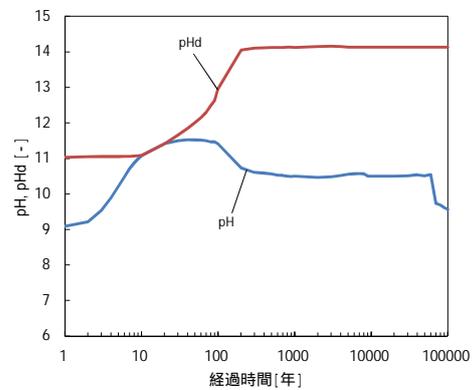
透水係数・拡散係数・有効孔隙率・間隙率



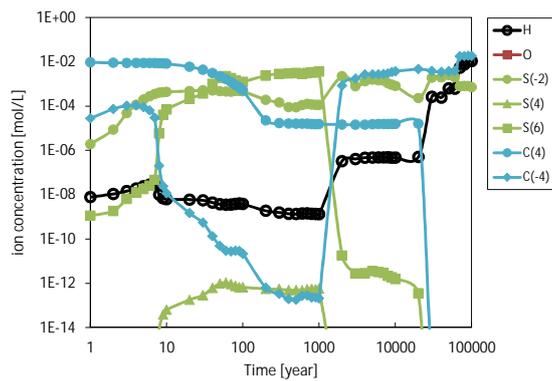
酸化還元電位



塩化物イオン・炭酸イオン・炭酸水素イオン・溶存酸素濃度



pHd・pH



炭素鋼腐食に起因するイオン種濃度

図 8.4-28 緩衝材領域における経時変化分布 (ケース A、降水系)