

高レベル放射性廃棄物の地層処分 技術に関する知識基盤の構築

－平成17年取りまとめ－

－分冊2 工学技術の開発－

2005年9月22日

核燃料サイクル開発機構

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松 4 番地 49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

電話: 029-282-1122 (代表)
ファックス: 029-282-7980
電子メール: jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184, Japan

© 核燃料サイクル開発機構
(Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2005

要 約

本報告書は、第2次取りまとめ以降の処分事業や安全規制に関する動向を踏まえ、核燃料サイクル開発機構が実施してきた工学技術の研究開発の成果を取りまとめたものである。その内容は、核燃料サイクル開発機構が課題評価委員会による評価を受けながら策定した「高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の全体計画」（以下、「全体計画」という）に示された目標および課題に対応したものになっている。

全体計画で示された第2次取りまとめ以降の処分技術の信頼性向上に関する目標は、これまで整備してきた地層処分に関連する様々な技術や手法を、実際の地質環境へ適用することを通じて、その信頼性を確認していくこと（「実際の地質環境への地層処分技術の適用性確認」）および処分システムに関連する現象への理解を深め、評価の信頼性を高めていくこと（「地層処分システムの長期挙動の理解」）である。第2次取りまとめ以降の処分技術開発については、人工バリアと周辺岩盤を含むニアフィールド環境における長期的な個別現象や連成現象の理解向上により、処分システムの長期性能に関する評価の信頼性向上に焦点を当てて研究を進めた。そのため、地層処分基盤研究施設（ENTRY）での工学試験や国際共同研究により、炭素鋼オーバーパックの腐食挙動や緩衝材の基本特性に関するデータベースの整備、熱-水-応力-化学連成モデルの開発などを進めるとともに、ナチュラルアナログ研究により人工バリア材料の長期挙動に関するデータの蓄積と評価手法の妥当性確認を進めた。また、海外の地下研究施設を活用した閉鎖技術の開発や低アルカリ性セメントの開発などの工学技術開発を進めた。さらに、深地層の研究施設を対象とした地表からの調査段階における地質環境条件の設定に基づく設計手法の適用性確認を行った。これら、個別課題に対する研究の遂行により、個別の設計手法やデータベースについて常に最新の知見が取り込まれ、最新技術への更新が可能となる。第2次取りまとめと異なり工学技術関連の全分野を網羅的にカバーするのではなく、工学技術の基盤として、設計に関わる人工バリア等の長期挙動評価のための現象理解、モデル開発、データベース開発、閉鎖技術に関わる検証や材料開発などの中から、重要な課題を選択して実施している。

本報告書は、全6章から構成されている。第1章は全体計画に基づく目標および課題、ならびに研究の進め方を示している。第2章（人工バリアの基本特性データベース）、第3章（人工バリア等の長期複合挙動に関する研究）、第4章（人工バリア等の工学技術の検証）、第5章（設計手法の適用性確認）の各項目においては、課題を設定した背景、第2次取りまとめ以降の進捗と事業・規制への反映、今後の課題について記述した。課題を設定した背景においては、どのように第2次取りまとめの課題、国際的動向、事業・規制のニーズ等を考慮して課題を設定したかを記述した。第2次取りまとめ以降の進捗と事業・規制への反映においては、各課題において得られた成果の処分技術および事業・規制における位置づけや反映点について記述した。また、最後に今後の課題として、次のフェーズで取り組むべき課題について記述した。第6章では、第2次取りまとめ以降の研究の進捗および事業・規制への反映点を要約した。

以下に、第2次取りまとめ以降の進捗を中心に各項目の概要を述べる。

人工バリアの基本特性データベース

オーバーパックの基本特性に関する研究では、炭素鋼の腐食挙動のうち、腐食生成物堆積による影響については、腐食生成物としてマグネタイトによる腐食加速に起因するオーバーパックの短期破損の懸念は小さいことを示した。セメント影響についてはpHが13以上で不動態化する可能性があることを示すとともにアルカリ環境での腐食評価手法を提案した。同じく、溶接部の腐食速度については母材と同程度であることを確認した。代替オーバーパックの腐食挙動では、チタンについては、還元性環境での実験データの取得により、長期の水素

吸収・脆化の傾向を把握し、水素脆化寿命の評価手法を提案した。同じく、銅については、酸化性環境での実験データを取得し、腐食形態や酸素、硫化物の影響について腐食挙動の傾向性を把握した。さらに、現状の知見に基づき、地質環境条件に対する炭素鋼、チタン、銅といった材料の選定方法に関する基礎情報を整理した。

緩衝材の基本特性に関する研究では、海水系地下水条件下を模擬した飽和水理特性、膨潤特性、力学特性データの取得、関係式の一般化やデータ集の公開、データベース管理システムの一部を構築した。また、熱物性や力学物性測定手法について検討し、手法の違いによる影響を確認するとともに、標準化に関わる基盤情報に寄与する知見が得られた。

人工バリアの性能保証に関する基盤情報整備では、設計段階における保証項目（案）（何を保証するのか）、評価方法（どのように保証するのか）、評価ツール（モデル、データベース、実験方法）の開発状況を整理した。また、人工バリア性能確認のためのモニタリング技術に関する情報や人工バリアの定置精度に関わる実験データに基づく知見が得られた。

人工バリア等の長期複合挙動研究

緩衝材の力学的変形挙動に関する研究では、既存のクリープ・モデルの体系的比較を行い、2つの評価モデルを選定するとともに、パラメータ設定手法を提示した。また、実験によりこれら2つのモデルが緩衝材構成モデルとして適用性を有していることを確認した。新たに選定されたモデルを用いてオーバーバックの自重沈下解析を行なった結果、第2次取りまとめより変形は大きくなったが、事例検討では、コロイドろ過性や自己シール性は維持されており安全評価上は問題にはならないことが示された。さらに、緩衝材-岩盤の長期力学的変形挙動に関する連成モデル構築に取り組んだ。

岩盤の力学的変形挙動に関する研究では、評価手法の検証のため地圧現象がナチュラルアナログ的手法として有望であることを示した。幌延の研究所用地に分布する稚内層硬質頁岩を対象として、力学変形挙動評価に関する基本データを取得し、内圧効果により力学的な安定性が期待できることを示した。掘削後早期に支保工などの工学的対策で内圧を与えることで長期の力学的安定性を改善可能であることがわかった。また、堆積岩に見られる自己回復特性は、空洞周辺の剛性が低下した領域の力学・透水特性が長期的に回復する可能性を示唆している。

緩衝材の流出・侵入挙動に関する研究では、海水系地下水条件等を考慮したデータを整備するとともに、海水系地下水条件での影響は顕著ではないことが示された。また、流出現象を評価する拡散モデルの信頼性向上を目的として、X線CT法を用いて模擬亀裂中に侵入したベントナイトの密度分布やベントナイトの粘度を測定した。その結果、X線CTを用いた亀裂中の密度分布測定がモデルの検証に有効であることを示すとともに、モデルの適用性確認を実施した。また、ベントナイトコロイドの発生が海水系地下水条件では顕著でないことも示した。

人工バリアの変質・劣化挙動に関する研究では、セメント影響、鉄の腐食生成物による影響等に関する緩衝材の長期安定性評価フローを作成し、概略的評価を行った。セメント影響については、現段階では支保工材料として低アルカリ性セメントを推奨した。また、鉄の腐食生成物による影響については実験的研究もを行い、その影響は顕著ではないことを示した。

熱-水-応力-化学連成挙動に関する研究では、化学現象を取り込んだ熱-水-応力-化学連成解析コードのプロトタイプを開発し、ユッカマウンテンの坑道規模加熱試験や連成室内試験により検証を進めた。本コードを用いて第2次取りまとめでの条件に対する解析を実施し、緩衝材の最高温度、再冠水時間や間隙水のpHに関して比較評価を行い、第2次取りまとめの評価の妥当性を確認した。また、処分環境で懸念される塩の蓄積に関する解析を実施して、顕著な影響はないことを確認した。本解析コードの開発によりニアフィールド環境の数値実験の基盤が構築された。

緩衝材のガス透気回復挙動に関する研究では、海水系地下水がガス移行に与える影響は、降水系地下水の場合に比べ、それほど顕著でないことを示した。これにより降水系、海水系両地下水でのガス透気回復挙動に関する概略的な評価が可能となった。緩衝材中のガス移行挙動を直接観察するためX線CT法の適用性を確認し、選択的移行経路の形成によるガス移行挙動を確認した。X線CTを用いた可視化試験とガス移行モデルによる解析との比較検討により、モデルの妥当性を示すことができた。これにより、X線CTを用いた密度分布測定がガス移行モデルの検証に有効であることを示した。

人工バリアせん断応答挙動に関する研究では、人工バリアの1/20の模型を用いて、緩衝材厚さの80%にあたる変位のせん断試験を行ない、土圧や間隙水圧を実測し、既存モデルによりせん断時の緩衝材の力学的挙動の傾向性を表現できることがわかった。なお、オーバーパックは緩衝材中で回転し、損傷を受けていないことを確認した。

炭素鋼オーバーパックのナチュラルアナログ研究では、考古学的試料の調査が進み、1,000年規模のデータが取得された。また、弱酸化性から還元性環境での1,000年程度の考古学試料の研究結果より、第2次取りまとめにおける炭素鋼オーバーパックの腐食評価が保守的であることを事例的に示した。

人工バリア等の工学技術の検証

閉鎖技術に関する研究では、カナダの地下研究施設において施工されたプラグの閉鎖性能に関する検証データを取得し、低透水性を確認するとともに、解析によって、閉鎖性能を評価するモデルを開発することができた。花崗岩等岩盤性能が良好な場合、掘削影響領域が支配的な核種移行経路になることが示された。また、閉鎖システムを対象とした水理解析やFaultツリー分析による閉鎖シナリオ評価手法を提示した。さらに、海水系地下水条件での埋め戻し材の隙間充填性能に着目した基礎試験を実施した。その結果、塩水環境下でも降水環境下と同様、ズリを基本とする埋め戻し材料に粘土を含有することにより、十分にシーリング性能が確保できることがわかった。

人工材料の開発では、支保工材料として普通セメントを用いた場合の高アルカリブルームによる緩衝材や岩盤の変質を避けるため、代替材料として低アルカリ性セメントの開発を進めた。低アルカリ性セメントとしては、普通ポルトランドセメントに、シリカフェームやフライアッシュなどを添加したHighly Fly-ash contained Silica-fume Cement (以下、「HFSC」という)を用いた検討を進めた。普通ポルトランドセメント、シリカフェーム、フライアッシュの混合率を変え性能試験や品質確認を行なった。以下、普通ポルトランドセメント、シリカフェーム、フライアッシュの混合率が各々40%、20%、40%の場合の低アルカリ性セメントをHFSC424と呼ぶ。検討の結果、HFSC424を用いたコンクリートは、施工に必要な流動性や支保強度を確保でき、その適用性が確認された。また、HFSC424を用いたモルタルは、粉体を水中浸漬することによりポゾラン反応が促進され、pHの低下は高温では速いが常温では遅く、目標とするpH11以下になるには長時間を要することがわかったが、モデル解析によるpH低下挙動の評価に見通しを得た。

設計手法の適用性確認

深地層の研究用地の地質環境条件を対象とした事例研究により、処分場の全体設計フローの検討、地上からの調査段階における地質環境条件に関する設計用入力データの設定、処分施設や人工バリアの試設計等を行った。堆積岩系岩盤の一例として、稚内層硬質頁岩が分布する幌延の深地層の研究用地を、結晶質岩系岩盤の一例として、土岐花崗岩が分布する瑞浪の研究用地をそれぞれ対象とし、処分孔設置方式に関する検討を行った。検討対象深度は、力学的に処分孔の空洞安定性が確保されることなどから、幌延では450m、瑞浪では1,000mを設定した。これらの検討結果に基づき、第2次取りまとめの設計手法の適用性、改

良点、推奨すべき手法や地上からの調査段階における留意点を整理した。

処分場の全体設計フローの検討では、施設設計、人工バリア設計および埋め戻し材設計といった相互の複雑な関係を考慮し、影響因子と影響度合いについて検討を行った。検討の結果、第2次取りまとめの設計フローとの違いとしては、埋め戻し材や緩衝材の仕様設定上重要な処分坑道の支保工設計、処分孔への支保工の可否を考慮した空洞安定性評価および埋め戻し材設計を人工バリア設計の上位に配置したことなどが上げられる。

地上からの調査段階における地質環境条件に関する設計用入力データは、各研究所用地のボーリング調査による地質環境特性に基づき設定した。密度や熱特性については、幌延のような多孔質の堆積岩の場合、間隙率の密度依存性が見られることから、深度依存性の相関式より入力データを求めた。瑞浪の結晶質岩については、深度依存性が見られないことから、同じ層の平均値を採用した。力学特性については、岩盤等級に関する岩盤モデルを作成し、ボーリング調査で得られたデータを岩盤等級ごとに低減し、物性値を設定した。初期応力比は、深度によらずほぼ一定であったため、それらの平均値を採用した。水理特性に関しては、設定深度近傍の透水試験結果により透水係数を、地下水流動解析により動水勾配を設定した。地下水化学特性に関しては、水質の深度依存性、鉍物情報に基づく熱力学解析による補正を踏まえ設定した。

処分施設の試設計では、低アルカリ性コンクリートの設計用物性値を設定するとともに、上記の見直した設計フローに基づき処分孔、処分坑道の空洞安定性評価、離間距離の検討について第2次取りまとめと同程度の概略設計を行い、第2次取りまとめの設計手法の適用性確認を行った。また、幌延、瑞浪の深地層の地下研究施設計画で検討している耐震検討、メタンガスの湧出量に関する検討、防災コンセプトの研究、情報化施工などについても、処分場設計において不可欠なものと考え、その検討例を提示した。

人工バリアの試設計では、緩衝材およびオーバーパックの設計手順の考え方を整理するとともに、個別設計フローを構築し、各研究所用地の地質環境条件の入力データをもとに試設計を行った。その結果、第2次取りまとめ仕様で十分対応可能であることがわかった。また、岩盤や緩衝材の長期力学挙動、緩衝材の流出・侵入挙動などの長期健全性に関する評価を行い、第2次取りまとめ仕様の人工バリアは長期にわたり健全であることを確認した。

閉鎖設計では、埋め戻し材や止水プラグに関わる設計要件と地質環境条件の留意点などを整理するとともに、概略的な設計フローの構築を行った。埋め戻し材については、基本特性試験や海外での検討例を参考に設計フローに基づき、幌延、瑞浪の地質環境の特徴により適した閉鎖材料の仕様例を示した。

以上の検討を通じて提示された第2次取りまとめの設計手法の適用性、改良点、推奨すべき手法について主なものを以下に整理する。

- ・ 処分場の全体設計フローに関してオーバーパック、緩衝材、埋め戻し材といった個別設計と施設設計の相互関係を整理し、より現実的な設計フローを提示した。
- ・ 空洞の力学的安定性評価では、経験的手法による標準支保パターンに基づく空洞安定性評価や情報化施工を考慮した現実的な評価指標を提案した。
- ・ 幌延の深地層の研究所用地に分布する堆積岩は強度が小さく、異方圧下、多孔質という特徴をもつため、第2次取りまとめと同様な空洞安定性評価・支保設計に加えて、岩盤が異方的な応力状態にある場合の長期安定性、建設、操業期間を対象とした岩盤の長期変形挙動、多孔質な岩盤である場合に考慮すべき掘削直後の水-応力連成現象などについても必要に応じて設計に反映することを提案した。
- ・ 地山強度比の小さい堆積岩の地下深部における処分孔では、定置までの岩盤クリープ挙動を考慮した場合、安定性が保てない可能性が高いため、処分孔（無支保）の安定性を評価する際には、弾完全塑性解析に加え、建設・操業中の岩盤のクリープ挙動を考慮した評価を実施しておく必要がある。

- ・ 瑞浪の深地層の研究用地に分布する土岐花崗岩は、異方圧を受けているものの、強度が大きく力学的安定性が見込める結晶質岩であることから、第2次取りまとめと同様の弾完全塑性解析による設計が可能である。また、結晶質岩は、力学的に不連続面の影響が支配的になる場合があるため、潜在する割れ目の状況を調査で把握し、不連続面を考慮した評価・設計を実施し、設計の妥当性について確認することを提案した。
- ・ 人工バリアの設計については、第2次取りまとめにおいて示された考え方が適用可能である。また、人工バリアの長期健全性評価に関しては、第2次取りまとめ以降のモデルの改良や入力パラメータの充足により手法そのものの信頼性の向上が図られ、今回の検討によってその手法が適用可能であることが分かった。

次に、地上からの調査段階における留意点について、地質環境調査、施設設計、人工バリア設計、閉鎖設計などの観点から主なものについて以下に記述する。

- ・ 地質環境調査では、コンクリート支保工の化学的安定性から、処分施設に使用できる支保工材料に限られる場合には、その支保工材料で空洞が安定する地質環境が分布するか否かについて調査する必要がある。結晶質岩を対象とした場合、処分坑道を展開する深度として、割れ目など不連続面の影響が比較的少ない健全な岩盤が分布するか否かを調査する必要がある。地下水化学に関するデータに関しては、大気との接触などが避けられない場合が多いため、地下水水質の熱力学的解析結果や鉱物に関する情報などを総合的に考慮した補正が重要である。
- ・ 施設設計（空洞安定性、支保設計、坑道離間距離）では、地上からの調査段階だけでは、廃棄体を定置する地下深部の幅広い地質環境を詳細に理解することは難しく、段階を追った地質環境の理解を行っていく必要がある。そのため、情報化施工等により随時設計を更新してゆくとともに、設計の段階では、建設・操業で取得されるデータと直接比較できるパラメータ（例えば、内空変位など）を重視して評価する必要がある。また、堆積岩の場合、二重支保を採用することで支保工厚を低減することは可能であるが、二重支保は岩盤をある程度緩ませる考え方であるため、掘削影響領域を含め安全評価への影響に関する検討が必要である。
- ・ 人工バリア等の設計では、オーバーパック、緩衝材および埋め戻し材の設計に際して、相互に関連している項目の影響度合いを十分考慮し、地質環境条件を踏まえて影響が大きい設計因子を重点的に検討することにより合理的な設計が可能となる。また、地質環境条件と安全機能との関係を整理すること、例えば、緩衝材の流出・侵入現象の影響に関しては、海水系地下水条件では顕著ではなく、降水系地下水条件で重要であることなどを整理する必要がある。
- ・ 閉鎖設計では、地下水のイオン強度によっては、埋め戻し材の仕様に大きく影響を及ぼすことが考えられる。特に、海水系地下水条件の場合、埋め戻し材のベントナイト配合率について自己シール性に係わるデータの拡充が必要である。

今後に向けて

今後は、地層処分のセーフティケースの作成に必要な地質環境や処分場の設計に関するデータや情報、専門家の判断根拠などを知識としてわが国共通の資源とするため「知識ベース」の構築を行う。このため、地層処分基盤研究施設において、深地層の研究施設計画を中心とする深地層の科学的研究から得られる地質環境データや長期安定性に係わる知見も考慮し、特に海水系環境や軟岩系岩盤における処分場の設計の信頼性を向上できるよう、人工バリア等の長期挙動等に関わる基礎的データの拡充、モデルの改良、データベース開発を進める。また、評価に必要なデータ取得手法の標準的方法を提案し、関連機関の成果の統一化に資する。さらに、以上の成果と深地層の研究施設計画における研究成果を総合的に用いて、深地層の研究施設計画で得られた地質環境データに基づく設計手法の適用性確認を行う。

目 次

1. はじめに	1-1
1.1 第2次取りまとめ以降の研究開発方針	1-1
1.2 サイクル機構の研究開発計画	1-2
1.2.1 全体計画の作成	1-2
1.2.2 全体計画に沿った研究開発の実施	1-3
1.3 H17取りまとめの位置づけと構成	1-5
1.4 処分技術の信頼性向上に関する研究の課題と進め方	1-7
1.4.1 研究課題の設定	1-7
1.4.2 研究の進め方	1-10
1.5 本報告書の構成と内容	1-11
参考文献	1-12
2. 人工バリアの基本特性データベース	2-1
2.1 オーバーパックの基本特性	2-1
2.1.1 炭素鋼オーバーパックの腐食挙動	2-1
2.1.2 代替オーバーパックの腐食挙動	2-18
2.1.3 地質環境条件に対するオーバーパック材料の適用性	2-30
2.2 緩衝材の基本特性	2-32
2.3 人工バリア等の性能保証に関する基盤情報整備	2-43
参考文献	2-55
3. 人工バリア等の長期複合挙動に関する研究	3-1
3.1 人工バリア等の変形・変質等の長期挙動に関する研究	3-1
3.1.1 緩衝材の力学的変形挙動	3-1
3.1.2 岩盤の力学変形挙動	3-17
3.1.3 緩衝材の流出・侵入挙動	3-36
3.1.4 人工バリアの変質・劣化挙動	3-55
3.2 熱-水-応力-化学連成挙動	3-60
3.3 人工バリア性能の維持限界条件	3-70
3.3.1 緩衝材のガス透気回復挙動	3-70
3.3.2 人工バリアせん断応答挙動	3-80
3.4 ナチュラルアナログ研究	3-87
参考文献	3-90
4. 人工バリア等の工学技術の検証	4-1
4.1 閉鎖技術	4-1
4.2 低アルカリ性コンクリートの開発	4-16
参考文献	4-27

5. 設計手法の適用性確認	5-1
5.1 はじめに	5-1
5.2 設計手法の適用性の検討範囲	5-1
5.3 最新の知見に基づく第2次取りまとめ設計フローの更新	5-3
5.4 設計手法の適用事例	5-7
5.4.1 堆積岩系岩盤における適用事例	5-7
5.4.2 結晶質岩系岩盤における適用事例	5-38
5.5 地上からの調査段階における第2次取りまとめの手法の適用性と留意点	5-51
5.5.1 第2次取りまとめの手法の適用性	5-51
5.5.2 地上からの調査段階における留意点	5-53
5.6 結論	5-55
5.7 今後の課題	5-56
参考文献	5-58
6. おわりに	6-1
6.1 成果のまとめと反映内容	6-1
6.1.1 人工バリアの基本特性データベース	6-1
6.1.2 人工バリア等の長期複合挙動研究	6-1
6.1.3 人工バリア等の工学技術の検証	6-3
6.1.4 設計手法の適用性確認	6-4
6.2 今後の課題	6-4
付録表	付-1(1)
用語の説明	付-2(1)
略語の説明	付-3(1)

目 次

図 1.2-1	全体計画の 2 つの研究開発目標に基づき展開される研究開発項目	1-3
図 1.3-1	H17 取りまとめのレポート構成	1-6
図 1.4-1	処分場設計の基本的な流れの例と信頼性向上に関わる課題	1-9
図 1.4-2	処分技術の信頼性向上に関する研究開発の目標と詳細課題	1-10
図 1.4-3	処分技術の信頼性向上に関する研究の進め方	1-11
図 2.1.1-1	炭素鋼オーバーパックの腐食シナリオと第 2 次取りまとめ以降の 検討課題	2-4
図 2.1.1-2	緩衝材中における炭素鋼の不動態化条件	2-5
図 2.1.1-3	種々の環境における鉄鋼材料（非合金）の平均腐食深さと 孔食係数の関係	2-6
図 2.1.1-4	孔食・隙間腐食における平均腐食深さと Gumbel 分布パラメータ α , λ の関係	2-7
図 2.1.1-5	マグネタイト量と炭素鋼の腐食速度の関係	2-9
図 2.1.1-6	炭素鋼の重量減少量, 水素発生量, Fe(III)還元量から得られた 腐食速度の比較	2-9
図 2.1.1-7	炭素鋼の腐食速度の模擬腐食生成物中 Fe(III)/Fe(II)比依存性 および水素発生反応寄与率の同 Fe(III)/Fe(II)比依存性	2-10
図 2.1.1-8	炭素鋼-マグネタイト共存下における水素発生速度の経時変化	2-11
図 2.1.1-9	炭素鋼-マグネタイト共存下における水素発生反応の加速挙動	2-12
図 2.1.1-10	緩衝材中, 低酸素濃度雰囲気における炭素鋼の 平均腐食深さの経時変化	2-13
図 2.1.1-11	低酸素濃度雰囲気下, 緩衝材中における炭素鋼の 浸漬試験後試験片の走査電子顕微鏡 (SEM) 観察結果 (一例: 人工海水, $\rho=1.8\text{Mg m}^{-3}$, SM400B, 3 年間浸漬)	2-14
図 2.1.1-12	室内試験データに基づく長期予測と ナチュラルアナログデータとの比較	2-15
図 2.1.1-13	幌延の地下水条件における炭素鋼のアノード分極測定結果	2-16
図 2.1.2-1	低酸素濃度雰囲気におけるチタンの成長皮膜厚さから 推定された腐食速度	2-20
図 2.1.2-2	低酸素濃度雰囲気におけるチタンの水素ガス発生量, 水素吸収量に 及ぼす陰イオン濃度と pH の影響	2-21
図 2.1.2-3	電流密度 (加速の度合い) とチタンの水素吸収率の関係	2-22
図 2.1.2-4	定電流カソード分極後のチタン試験片断面のマイクロ組織	2-23
図 2.1.2-5	引張り強さと伸びに及ぼすチタン中水素濃度と水素分布状態の影響	2-24
図 2.1.2-6	吸収エネルギーに及ぼすチタン中水素濃度と水素分布状態の影響	2-24
図 2.1.2-7	水溶液中における純銅のアノード分極挙動に及ぼす 炭酸水素イオン濃度の影響	2-25
図 2.1.2-8	炭酸水素イオンと塩化物イオンの濃度に対する純銅の アノード分極挙動の分類	2-26

図 2.1.2-9	緩衝材中の純銅のアノード分極挙動に及ぼす 炭酸水素イオン濃度の影響	2-26
図 2.1.2-10	種々の環境における純銅の平均腐食深さと孔食係数の関係	2-27
図 2.1.2-11	低酸素濃度雰囲気下、緩衝材中における純銅の腐食速度に及ぼす 硫化ナトリウム濃度の影響	2-28
図 2.2-1	有効粘土密度と固有透過度の関係	2-34
図 2.2-2	イオン強度と固有透過度の関係	2-34
図 2.2-3	有効粘土密度と体積膨潤比の関係	2-35
図 2.2-4	イオン強度と平衡膨潤応力の関係 (有効粘土密度 1.58Mg m^{-3} における比較)	2-35
図 2.2-5	イオン強度と平衡膨潤応力の関係 (有効粘土密度 1.37Mg m^{-3} における比較)	2-35
図 2.2-6	有効粘土密度と平衡膨潤応力の関係	2-35
図 2.2-7	イオン強度と熱伝導率の関係 (ベントナイト単体)	2-36
図 2.2-8	イオン強度と熱伝導率の関係 (ケイ砂混合体)	2-36
図 2.2-9	イオン強度と熱拡散率の関係 (ベントナイト単体)	2-36
図 2.2-10	イオン強度と熱拡散率の関係 (ケイ砂混合体)	2-36
図 2.2-11	有効粘土密度と一軸圧縮強度の関係	2-37
図 2.2-12	有効粘土密度と弾性係数の関係	2-37
図 2.2-13	イオン強度と一軸圧縮強度の関係	2-37
図 2.2-14	イオン強度と弾性係数の関係	2-37
図 2.2-15	供試体作製方法	2-38
図 2.2-16	有効粘土密度と平衡膨潤応力の関係 (図 2.2-6 拡大図)	2-38
図 2.2-17	スケール効果による平衡膨潤応力および供試体成型圧	2-38
図 2.2-18	スケール効果による平衡膨潤応力および供試体成型圧 (正規化)	2-38
図 2.2-19	熱伝導率の測定結果 (ベントナイト単体)	2-40
図 2.2-20	熱伝導率の測定結果 (ケイ砂混合体)	2-40
図 2.2-21	熱拡散率の測定結果 (ベントナイト単体)	2-40
図 2.2-22	熱拡散率の測定結果 (ケイ砂混合体)	2-40
図 2.2-23	比熱の実験値と予測値の比較 (ベントナイト単体)	2-40
図 2.2-24	比熱の実験値と予測値の比較 (ケイ砂混合体)	2-40
図 2.3-1	人工バリア等の性能保証に関わる検討手順	2-44
図 2.3-2	緩衝材ブロック隙間とオーバーパックの関係	2-50
図 2.3-3	隙間模擬試験概念	2-50
図 2.3-4	定置方式ごとの緩衝材の隙間膨潤挙動の例	2-51
図 2.3-5	緩衝材隙間膨潤試験の概念	2-52
図 2.3-6	横置き方式の膨潤試験での密度測定用試験片切り出し位置 (試験姿勢に対して、断面 D は垂直方向、断面 E は水平方向)	2-52
図 2.3-7	横置き方式の膨潤試験での供試体断面 D, E における 密度分布の経時変化	2-52
図 2.3-8	横置き方式の膨潤試験での模擬オーバーパック中心位置の経時変化	2-52

図 3.1.1-1	評価手法についての検討	3-2
図 3.1.1-2	構成モデルの系列図 (平井ほか, 2004a に加筆)	3-4
図 3.1.1-3	一次元圧密試験における圧密応力と間隙比の関係	3-6
図 3.1.1-4	\overline{CU} 試験における膨潤指数 κ 設定方法の影響 (粘性パラメータは $\alpha=1.2\times 10^{-3}$, $\dot{\nu}_o=1.9\times 10^{-6} \text{ h}^{-1}$ を使用)	3-7
図 3.1.1-5	長期圧密試験結果	3-7
図 3.1.1-6	二次圧密係数の経時変化	3-7
図 3.1.1-7	試験 (有効拘束圧 2.41MPa) の解析結果 (関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)	3-9
図 3.1.1-8	クリープ試験の解析結果破壊応力の 70% 載荷 (関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)	3-9
図 3.1.1-9	長期圧密試験の解析結果載荷応力 1.5MPa (関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)	3-9
図 3.1.1-10	試験体形状	3-10
図 3.1.1-11	試験装置外観	3-10
図 3.1.1-12	腐食膨張模擬試験の解析モデル	3-10
図 3.1.1-13	試験結果と解析結果 (ケース 1 土圧計 1)	3-11
図 3.1.1-14	試験結果と解析結果 (ケース 2 土圧計 1)	3-11
図 3.1.1-15	自重沈下および腐食膨張解析モデル	3-12
図 3.1.1-16	自重沈下解析結果	3-13
図 3.1.1-17	オーバーパックの腐食膨張解析フロー	3-14
図 3.1.1-18	腐食膨張解析による破壊接近度コンター (4,750 年後) (左: 関口-太田モデル, 右: 足立-岡モデル)	3-14
図 3.1.1-19	腐食膨張解析結果 (岩盤が受ける応力)	3-14
図 3.1.1-20	腐食膨張解析結果 (オーバーパックが受ける応力)	3-15
図 3.1.2-1	短期から長期にわたる岩盤の長期挙動と構成方程式の検証方法	3-19
図 3.1.2-2	地圧の測定データ	3-20
図 3.1.2-3	幌延 (堆積岩) の例	3-21
図 3.1.2-4	カナダ (結晶質岩) の例	3-21
図 3.1.2-5	稚内層硬質頁岩の三軸圧縮試験結果 (一例)	3-22
図 3.1.2-6	稚内層硬質頁岩における三軸クリープ試験結果	3-24
図 3.1.2-7	稚内層硬質頁岩におけるポアソン比の取得データ	3-24
図 3.1.2-8	幌延 450m 条件における処分孔周辺の初期応力状態	3-26
図 3.1.2-9	解析モデル詳細図	3-26
図 3.1.2-10	処分孔周辺岩盤の応力状態	3-27
図 3.1.2-11	幌延 450m 条件における緩衝材の応力状態	3-28
図 3.1.2-12	幌延 450m 条件における処分孔周辺岩盤の応力比	3-28
図 3.1.2-13	支保工の有無による 10 年後の剛性低下領域の比較	3-29
図 3.1.2-14	支保工の有無による 10 年間の処分孔壁面変位結果の比較	3-29
図 3.1.2-15	安定性の経時変化	3-29
図 3.1.2-16	破壊後に加えた最大荷重と強度回復試験後の一軸圧縮強度の関係	3-30

図 3.1.2-17	稚内層硬質頁岩における含水率の変化とコアの状態	3-31
図 3.1.2-18	破壊時ステップにおけるひずみ速度の経時変化	3-32
図 3.1.3-1	経過時間と侵入距離の関係 (蒸留水)	3-38
図 3.1.3-2	有効粘土密度と比例係数の関係	3-38
図 3.1.3-3	経過時間と侵入距離の関係 (蒸留水と人工海水との比較)	3-39
図 3.1.3-4	経過時間と侵入距離の関係 (蒸留水と幌延地下水との比較)	3-39
図 3.1.3-5	有効粘土密度と比例係数の関係 (割れ目開口幅 1.5mm)	3-39
図 3.1.3-6	イオン強度と比例係数の関係 (割れ目開口幅 1.5mm)	3-40
図 3.1.3-7	X線 CT 測定による測定断面画像	3-41
図 3.1.3-8	侵入距離と乾燥密度分布の関係	3-41
図 3.1.3-9	ベントナイトの粘度測定結果 (25°C)	3-43
図 3.1.3-10	粘度測定結果の外挿	3-43
図 3.1.3-11	含水比と粘度の推定範囲	3-43
図 3.1.3-12	ベントナイトゲルの粘度の設定値	3-44
図 3.1.3-13	ベントナイト単体の粘度の推定	3-45
図 3.1.3-14	ケイ砂混合体の粘度の推定	3-45
図 3.1.3-15	ベントナイト粘度の推定結果	3-45
図 3.1.3-16	緩衝材の膨潤圧評価結果	3-46
図 3.1.3-17	緩衝材の透水係数評価結果	3-46
図 3.1.3-18	ベントナイト粘度の評価	3-47
図 3.1.3-19	ベントナイト粘度の推定結果	3-47
図 3.1.3-20	コア部固相拡散係数の評価	3-47
図 3.1.3-21	割れ目部固相拡散係数の評価 (クニゲル V1-100%)	3-48
図 3.1.3-22	割れ目部固相拡散係数の評価 (クニゲル V1-70%)	3-48
図 3.1.3-23	拡散モデルによる実験結果のシミュレーション解析 (割れ目部)	3-48
図 3.1.3-24	拡散モデルによる実験結果のシミュレーション解析 (コア部, 割れ目部)	3-48
図 3.1.3-25	流速と浸食コロイド濃度の関係	3-50
図 3.1.3-26	流速の増加に伴う浸食コロイドの粒径分布	3-50
図 3.1.3-27	経過時間と浸食コロイド濃度/コロイド粒子径の関係	3-50
図 3.1.3-28	XRD 測定試料の採取位置図 (試験後)	3-51
図 3.1.3-29	相対湿度と底面間隔の変化	3-51
図 3.1.3-30	試験中の侵入画像	3-52
図 3.1.3-31	平均流速と浸食コロイド量の関係	3-53
図 3.1.4-1	オーバーパックからの鉄の拡散に伴う緩衝材の鉄型化に関する 予察解析結果の一例 (3 万日後のスメクタイト層間中の交換性 陽イオン濃度, 図中の Z はイオン交換サイトを意味する)	3-56
図 3.1.4-2	ESEM による観察結果 (左: 加水前, 右: 加水後)	3-56
図 3.1.4-3	緩衝材の長期安定性評価と安全評価上の取扱いに関するフロー	3-57
図 3.2-1	室内連成試験設備 COUPLE 試験設備, および試験条件 (断面) 概要	3-63
図 3.2-2	室内連成試験結果と予備解析結果の比較	3-63
図 3.2-3	YMP-DST における解析領域	3-65
図 3.2-4	YMP-DST における熱-水-化学連成挙動解析結果 (試験開始 4 年後)	3-65

図 3.2-5	YMP-DST における熱-水-化学連成挙動解析結果 (温度分布実測値との比較)	3-66
図 3.2-6	塩の蓄積を対象とした熱-水-応力-化学連成挙動解析	3-66
図 3.2-7	NaCl 濃度分布 (右: 拡大図)	3-67
図 3.2-8	実流速分布	3-67
図 3.2-9	体積含水率分布 (右: 拡大図)	3-67
図 3.2-10	温度分布	3-67
図 3.2-11	処分孔竖置き方式における熱-水-化学連成挙動解析条件	3-68
図 3.2-12	処分孔竖置き方式における熱-水-化学連成挙動解析結果	3-68
図 3.3.1-1	ガス移行試験装置の概要	3-71
図 3.3.1-2	有効粘土密度と破過圧力の関係 (降水系地下水および海水系地下水条件下)	3-71
図 3.3.1-3	X 線 CT スキャナの概観	3-72
図 3.3.1-4	スキャン位置	3-72
図 3.3.1-5	初期状態とガス供給後の CT 値の差画像	3-73
図 3.3.1-6	A→B ライン上での初期状態とガス供給 96 日後の CT 値の変化	3-73
図 3.3.1-7	MX-80 を用いたガス移行試験結果に対する GAMBIT-GWS モデルの適用例	3-75
図 3.3.1-8	ガス圧力とガス透気流量の経時変化	3-75
図 3.3.1-9	ガス圧力のシミュレーション結果	3-76
図 3.3.1-10	ガス透気流量のシミュレーション結果	3-76
図 3.3.1-11	ガス移行解析モデル	3-77
図 3.3.1-12	間隙圧力の経時変化	3-78
図 3.3.1-13	ガス飽和度の経時変化	3-78
図 3.3.1-14	岩盤内へのガス放出速度の経時変化	3-79
図 3.3.2-1	断層挙動の概念	3-81
図 3.3.2-2	試験装置外観	3-81
図 3.3.2-3	試験装置概略図	3-81
図 3.3.2-4	緩衝材および模擬オーバーパックの寸法および配置	3-82
図 3.3.2-5	せん断容器の計測機器の配置	3-82
図 3.3.2-6	試験 2 で用いた模擬オーバーパックと土圧計の位置	3-82
図 3.3.2-7	緩衝材中の模擬オーバーパックの回転状況 (試験 1)	3-83
図 3.3.2-8	せん断容器に作用する土圧 (試験 1)	3-83
図 3.3.2-9	せん断容器に作用する土圧 (試験 2)	3-84
図 3.3.2-10	オーバーパックに作用する土圧 (試験 2)	3-84
図 3.3.2-11	間隙水圧分布 (試験 1)	3-84
図 3.3.2-12	模型実験のシミュレーション解析に用いたモデル	3-85
図 3.3.2-13	実験および解析におけるせん断容器に作用する土圧	3-85
図 3.3.2-14	解析における間隙水圧分布	3-86
図 3.4-1	出雲大社境内遺跡出土斧の写真と X 線 CT 画像	3-88
図 3.4-2	六野原地下式横穴墓から出土した短甲片の X 線 CT 撮影例	3-88
図 3.4-3	鉄遺物の腐食量	3-89

図 4.1-1	ヒータおよび坑道内の温度	4-2
図 4.1-2	坑道内の温度分布 単位[°C]	4-3
図 4.1-3	コンクリートプラグを通過する湧水	4-3
図 4.1-4	粘土プラグを通過する湧水	4-4
図 4.1-5	粘土プラグの含水比分布	4-4
図 4.1-6	トレーサ試験結果	4-5
図 4.1-7	トレーサ解析モデル, トレーサ測定位置および入力データ	4-6
図 4.1-8	ステップ 1 解析結果 (プラグ下流側における比濃度検出解析結果と実測値)	4-6
図 4.1-9	温度による EDZ の透水性に与える影響の評価結果	4-7
図 4.1-10	3次元トレーサ解析結果	4-7
図 4.1-11	有効粘土密度と体積膨潤比	4-8
図 4.1-12	有効粘土密度と平衡膨潤応力の関係	4-8
図 4.1-13	有効粘土密度 ρ_e と固有透過度 κ との関係	4-8
図 4.1-14	処分パネル-破碎帯間の移行経路	4-9
図 4.1-15	均質 2次元平面モデル	4-9
図 4.1-16	均質 2次元平面モデルの処分坑道および連絡坑道を通過する流量	4-10
図 4.1-17	各坑道を通過する流量の比較	4-10
図 4.1-18	閉鎖性能に関わる Fault ツリー	4-11
図 4.1-19	閉鎖シナリオ構築のための Fault ツリーの分析結果	4-14
図 4.2-1	HLW 処分施設においてセメント系材料を使用する 可能性のある人工物の概念	4-17
図 4.2-2	吹付けコンクリートの模擬施工状況	4-19
図 4.2-3	HFSC424 を用いた場所打ちコンクリートのスランプフローの変動	4-20
図 4.2-4	HFSC コンクリートの圧縮強度と材齢の関係	4-21
図 4.2-5	鉄筋を埋設したコンクリート供試体の海上飛沫帯での暴露状況	4-21
図 4.2-6	暴露 3年目のコンクリート内の塩化物イオン量分布	4-22
図 4.2-7	HFSC226 コンクリートの飛沫帯暴露 3年目の鉄筋腐食状況	4-22
図 4.2-8	ペースト粉体の常温浸漬における pH の経時変化	4-23
図 4.2-9	HFSC を用いたペースト粉体の高温浸漬における pH の経時変化	4-24
図 4.2-10	シリカフェームの浸出試験結果と溶解速度式	4-25
図 4.2-11	HFSC-水反応解析結果と実験値の比較	4-25
図 5.2-1	サイト選定から処分場建設地選定までの概略的な流れと 本検討において対象とした範囲	5-3
図 5.3-1	本検討にて更新した処分場の全体設計フロー	5-5
図 5.4.1-1	幌延深地層研究計画における地下施設建設予定地点	5-8
図 5.4.1-2	幌延地下施設設計に適用した岩盤等級区分	5-9
図 5.4.1-3	研究所設置地区およびその周辺における力学概念モデル	5-10
図 5.4.1-4	密度の設定	5-12
図 5.4.1-5	有効間隙率の設定	5-12

図 5.4.1-6	幌延施設設計における岩盤物性値の設定手法の概要	5-12
図 5.4.1-7	堆積岩における岩盤物性値（粘着力，内部摩擦角，弾性係数）の 具体的な設定方法	5-14
図 5.4.1-8	MP システムで測定した地温勾配	5-15
図 5.4.1-9	温度 60℃以下，ゾーン 2，ゾーン 3 における比熱の分布	5-16
図 5.4.1-10	温度 60℃以下，ゾーン 2，ゾーン 3 における熱伝導率， 線膨張係数の分布	5-16
図 5.4.1-11	地下施設中心位置（立坑 3 本の中心位置）での要素ごと 動水勾配の深度分布	5-18
図 5.4.1-12	局所安全率の定義	5-21
図 5.4.1-13	限界ひずみと弾性係数の関係	5-21
図 5.4.1-14	幌延の深地層の研究施設の建設時における情報化施工の流れ	5-27
図 5.4.1-15	第 2 次取りまとめにおける設計手順との比較	5-28
図 5.4.1-16	緩衝材仕様範囲の設定手順	5-29
図 5.4.1-17	オーバーパック設計フロー	5-30
図 5.4.1-18	長期健全性フロー図	5-31
図 5.4.1-19	ブロック方式を一例とした緩衝材仮仕様の設定	5-32
図 5.4.1-20	ブロック方式を一例とした緩衝材仮仕様の確認	5-32
図 5.4.1-21	沈下量経時変化	5-34
図 5.4.1-22	破壊接近度コンター図	5-34
図 5.4.1-23	3 年経過時でのガス飽和度分布	5-35
図 5.4.1-24	128 年経過時でのガス飽和度分布	5-35
図 5.4.1-25	実際の地質環境を考慮した埋め戻し材および 止水プラグの設計フローの例	5-36
図 5.4.1-26	フランスの堆積岩系岩盤におけるプラグの概念	5-37
図 5.4.1-27	幌延の止水プラグ概念	5-37
図 5.4.2-1	東濃地域の地質	5-38
図 5.4.2-2	ボーリング孔の位置図	5-39
図 5.4.2-3	瑞浪の深地層の地下施設設計における 設計用力学物性値の設定手順	5-40
図 5.4.2-4	水圧破碎法による初期応力測定結果	5-41
図 5.4.2-5	ブロック方式を一例とした緩衝材仮仕様の設定	5-48
図 5.4.2-6	ブロック方式を一例とした緩衝材仮仕様の確認	5-48
図 5.4.2-7	割れ目開口幅の変化にともなう緩衝材密度の時間的变化	5-50

表目次

表 2.1.2-1	人工海水中および 0.1mol l^{-1} NaHCO_3 水溶液中におけるチタンの水素ガス発生量と水素吸収量測定結果	2-21
表 2.3-1	処分場の長期安全性確保のための考え方	2-44
表 2.3-2	整理表項目と記載内容の概要	2-45
表 2.3-3	緩衝材の性能保証に関する整理表 (1/3)	2-46
表 2.3-3	緩衝材の性能保証に関する整理表 (2/3)	2-47
表 2.3-3	緩衝材の性能保証に関する整理表 (3/3)	2-48
表 2.3-4	原位置試験への適用性が高いと判断される技術	2-49
表 3.1.1-1	時間依存性弾塑性モデルの基本概念と問題点	3-3
表 3.1.1-2	関口・太田モデルおよび足立・岡モデルの概要	3-4
表 3.1.1-3	弾塑性パラメータの設定方法	3-5
表 3.1.1-4	粘性パラメータの設定方法	3-5
表 3.1.1-5	弾塑性パラメーター一覧	3-6
表 3.1.1-6	パラメータ設定	3-8
表 3.1.1-7	粘性パラメータの設定方法の違いによる影響	3-10
表 3.1.1-8	腐食膨張模擬試験ケース	3-11
表 3.1.1-9	長期力学挙動評価の各解析ケースで共通の物性値	3-12
表 3.1.1-10	自重沈下解析におけるオーバーバック沈下量	3-13
表 3.1.2-1	稚内層硬質頁岩における n , m	3-24
表 3.1.2-2	解析ケース	3-25
表 3.1.2-3	解析に用いた力学物性値	3-25
表 3.1.2-4	解析に用いた初期応力	3-25
表 3.1.2-5	各経過年における処分孔壁面変位量	3-27
表 3.1.2-6	温度条件における一軸圧縮試験結果の一例	3-32
表 3.1.2-7	岩盤の力学変形挙動に関する今後の課題	3-35
表 3.1.3-1	侵入現象試験条件	3-37
表 3.1.3-2	比例係数	3-40
表 3.1.3-3	ベントナイトの粘度測定条件	3-42
表 3.1.3-4	ベントナイト粘度の推定結果	3-44
表 3.1.3-5	ベントナイト粘度の推定結果 (せん断速度: $1.9 \times 10^{-5} \text{s}^{-1}$)	3-45
表 3.1.3-6	浸食現象試験条件	3-49
表 3.1.3-7	試験手法と結果	3-52
表 3.2-1	熱-水-応力-化学連成の相関マトリックス	3-62
表 3.2-2	第2次取りまとめと熱-水-化学連成挙動の事例解析結果の比較	3-68
表 3.3.1-1	改良型 TOUGH2 に用いたパラメータ	3-76
表 3.3.2-1	試験条件	3-82
表 3.4-1	古墳 (宮崎県内) から出土した鉄器の主な腐食例	3-88
表 4.1-1	トレーサ試験結果	4-5
表 4.1-2	Fault ツリーダイアグラムの評価結果	4-13
表 4.2-1	各種の低アルカリ性セメント	4-17
表 4.2-2	HFSC の基本混合率	4-18
表 4.2-3	HFSC を用いたコンクリートの各種性能試験の概要	4-26
表 5.3-1	処分孔竖置き方式における設計項目相互の関連と影響を及ぼす因子	5-4
表 5.3-2	オーバーバックに関する地質環境条件と設計の関係	5-6

表 5.3-3	緩衝材に関する地質環境条件と設計の関係	5-6
表 5.3-4	埋め戻し材に関する地質環境条件と設計の関係	5-7
表 5.3-5	止水プラグ材に関する地質環境条件と設計の関係	5-7
表 5.3-6	地質環境に関する人工バリア設計入力データ項目	5-7
表 5.4.1-1	岩盤等級区分ごとの変形・強度特性	5-9
表 5.4.1-2	設計入力データと検討項目との関連	5-11
表 5.4.1-3	幌延 450m における設計用力学物性値	5-13
表 5.4.1-4	初期応力測定結果と設定値	5-15
表 5.4.1-5	検討対象深度（幌延 450m）における熱特性の設定値	5-17
表 5.4.1-6	HDB-6 孔における深度 450m での水質推定値	5-17
表 5.4.1-7	幌延における地質環境条件をひとつの事例とした設計手法適用上の留意点	5-19
表 5.4.1-8	空洞安定性評価指標の比較	5-20
表 5.4.1-9	坑道離間距離，廃棄体ピッチの空洞安定性評価指標	5-21
表 5.4.1-10	堆積岩の施設設計において新たに検討が必要と思われる項目	5-22
表 5.4.1-11	低アルカリ性コンクリート（HFSC424）の解析用物性値の設定	5-23
表 5.4.1-12	安全性能を考慮した処分場の詳細設計に向けて検討すべき課題	5-25
表 5.4.1-13	支保工に対する要件	5-25
表 5.4.1-14	パラメーター一覧	5-33
表 5.4.2-1	瑞浪の深地層の研究施設の設計に適用した岩盤等級	5-39
表 5.4.2-2	設計入力データと検討項目との関係	5-39
表 5.4.2-3	MIU-1 孔のコアを用いた土岐花崗岩の見掛比重測定の結果	5-40
表 5.4.2-4	瑞浪超深地層研究所研究坑道の設計用の力学特性データセット	5-41
表 5.4.2-5	瑞浪 1,000m における設計用の初期応力値	5-41
表 5.4.2-6	温度検層結果と地温勾配	5-42
表 5.4.2-7	ボーリングコアを用いた熱特性試験のまとめ	5-42
表 5.4.2-8	DH-2 孔における深度 1,000m での水質推定値	5-43
表 5.4.2-9	瑞浪超深地層研究所深度 1,000m における解析用水理物性値	5-43
表 5.4.2-10	瑞浪における地質環境条件をひとつの事例とした設計手法適用上の留意点	5-44

1. はじめに

1.1 第2次取りまとめ以降の研究開発

わが国においては、資源の有効利用の観点から原子炉から取り出された使用済み燃料を再処理し、ウランやプルトニウムを回収した後に発生する高レベル放射性廃棄物対策として、これをガラス固化し冷却のための貯蔵を経て深部の安定な地層に処分（地層処分）するとの方針の下、技術的可能性について幅広い地質環境を対象として研究開発が進められてきた（原子力委員会、1976 など）。

核燃料サイクル開発機構（以下、「サイクル機構」という）は前身である動力炉・核燃料開発事業団（以下、「動燃事業団」という）以来、中核的研究開発機関として、2つの技術報告書（動力炉・核燃料開発事業団、1992；核燃料サイクル開発機構、1999）をまとめ、わが国においても高レベル放射性廃棄物の地層処分が技術的に可能であることを示した。特に、1999年に公表した技術報告書「わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—」（以下、「第2次取りまとめ」という）を技術的な基盤として、2000年6月には「特定放射性廃棄物の最終処分に関する法律」（平成12年、法律第117号）（以下、「最終処分法」という）が公布され、また、安全規制の策定に関する議論が進められてきている（原子力安全委員会、2000、2004；総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会廃棄物安全小委員会、2003）。

最終処分法は、高レベル放射性廃棄物の最終処分を計画的かつ確実に実施することを目的として制定され、処分実施主体の設立、最終処分費用の確保・拠出制度の確立、3段階の処分地選定プロセス（文献調査に基づく概要調査地区の選定、ボーリング調査など地上からの調査に基づく精密調査地区の選定、地上および地下での詳細な調査に基づく最終処分施設建設地の選定）等をその主要な内容としている。最終処分法に従い2000年10月に実施主体である原子力発電環境整備機構（以下、「原環機構」という）が設立された。

最終処分法に基づき、「特定放射性廃棄物の最終処分に関する基本方針」（通商産業省、2000a）（以下、「基本方針」という）と「特定放射性廃棄物の最終処分に関する計画」（通商産業省、2000b）が示された。このうち、基本方針には、事業段階における研究開発について、実施主体や国および関係機関の役割が述べられている。処分の安全な実施、経済性や効率性の向上等を目的とする技術開発は実施主体が担い、国とその関係機関は、最終処分の安全規制、安全評価のために必要な研究開発や深地層の科学的研究等の基盤的な研究開発及び地層処分技術の信頼性の向上に関する技術開発等を積極的に進めていくことが必要であるとされている。「原子力の研究、開発及び利用に関する長期計画（平成12年）」（原子力委員会、2000）（以下、「原子力長計」という）においても、基本方針を踏襲して関係機関の役割が示され、特に、サイクル機構等は、これまでの研究開発成果に基づき、深地層の研究施設、地層処分放射化学研究施設（QUALITY）等を活用し、今後とも地層処分技術の信頼性の確認や安全評価手法の確立に向けて研究開発を着実に推進することが必要であるとされた。

さらに、総合資源エネルギー調査会原子力部会は、原子力長計を具体化するための検討を行い、「原子力の技術基盤の確保について」（総合資源エネルギー調査会原子力部会、2001）（以下、「原子力部会報告書」という）の中で、サイクル機構は、これまでの研究開発成果を踏まえ、今後ともその研究開発施設等を活用し、深地層の科学的研究、実測データの着実な蓄積とモデル高度化による地層処分技術の信頼性向上と安全評価手法の高度化に向けて研究開発を着実に推進することを求めている。

以上のように、第2次取りまとめまで、わが国全体の研究開発を集約してきたサイクル機構は、第2次取りまとめ以降の新たな研究開発の枠組みの中で、それまでの研究開発の経験や充実した研究施設を活かし、地層処分技術の信頼性の確認や安全評価手法の確立に焦点を

あてた研究開発を進めるという役割を与えられてきた。

2005年10月に、サイクル機構は日本原子力研究所との統合により日本原子力研究開発機構となる。「原子力二法人の統合に関する報告書」（文部科学省原子力二法人統合準備会議、2003）において、新法人は、わが国における地層処分技術に関する研究開発の中核的役割を担うことが期待されており、事業と規制の両面を支えるわが国全体としての技術基盤を構築していくことが求められるといえる。

1.2 サイクル機構の研究開発計画

第2次取りまとめ以降の役割に沿った研究開発を効率的かつ効果的に進めるため、サイクル機構では「国の研究開発全般に共通する評価の実施方法の在り方についての大綱的指針」（内閣総理大臣、1997）に沿って、取り組んでいる研究開発課題についての外部評価を実施するため研究開発課題評価委員会を設置し、その評価を受けて研究開発計画を作成している。

1.2.1 現在の全体計画

現在の研究開発計画は、2001年に「高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の全体計画」（以下、「全体計画」という）として作成されたものである（核燃料サイクル開発機構研究開発課題評価委員会（廃棄物処理処分課題評価委員会）、2001）。処分事業のスケジュールなどを勘案し長期的視点を念頭に置きつつ、5年程度の研究開発計画を作成し適宜見直しを行うものとしている。これらの研究開発を進めるにあたっては、処分事業や安全規制の双方へ基盤的な情報を反映していくという観点から、課題評価委員会の評価結果に示されたように独立性、主体性をもって進めていくことに留意している

全体計画では、上記基本方針や原子力長計、原子力部会報告書で示されたサイクル機構の役割を果たすため、国による第2次取りまとめの評価で示された技術開発課題（原子力委員会原子力バックエンド対策専門部会、2000）や安全規制の基本的考え方に示された検討項目（原子力安全委員会、2000）を勘案し、図1.2-1に示すように、「実際の地質環境への地層処分技術の適用性確認」と「地層処分システムの長期挙動の理解」という2つの目標を設定した。前者については、深地層の研究施設における各調査研究段階で、地質環境の調査・評価技術、地下施設の建設・維持等に関わる工学技術、実際の地質環境情報に基づく設計・安全評価手法それぞれの適用性を確認することとした。一方、後者については、事例研究や深地層の研究施設及びナチュラルアナログを利用した地質環境の長期的変遷の理解、地層処分基盤研究施設（ENTRY）やQUALITYを中心とした設計や安全評価に関するデータの蓄積と現象理解によるモデルの高度化、およびシステムの挙動をより現実的に評価し理解を深めるための総合的予測・評価手法の整備・高度化を行うこととしている。

この2つの目標を達成するために展開される研究開発項目を、従来からの研究開発の枠組みを勘案し新たに設定した「深地層の科学的研究」、「処分技術の信頼性向上」、「安全評価手法の高度化」という3つの分野における研究開発課題として明らかにしている。

「深地層の科学的研究」の分野には、岐阜県瑞浪市及び北海道幌延町における2つの深地層の研究施設計画で進められている研究開発、日本全国を対象とした事例研究、諸外国の研究機関との共同研究などが含まれている。これらによって、実際の地質環境を対象とした調査技術や評価手法、情報の統合に関する技術的実証や、地下施設を建設し維持・管理するうえで必要となる安全で実際的な工学技術の検討が行われてきた。また、地層処分システムの長期挙動を理解するうえで、変動帯に位置するわが国においては特に重要である地質環境の長期安定性に関する研究を継続するとともに、ウラン鉱床を利用したナチュラルアナログ研究を実施している。2つの深地層の研究施設については別途計画を作成し、課題評価委員会

に図るなど適宜評価を受けてきている（核燃料サイクル開発機構研究開発課題評価委員会（廃棄物処理処分課題評価委員会），2000）。2005年度は，深地層の研究施設計画における第1段階（地上からの調査研究段階）から第2段階（坑道掘削時の調査研究段階）への移行期にあたっている。

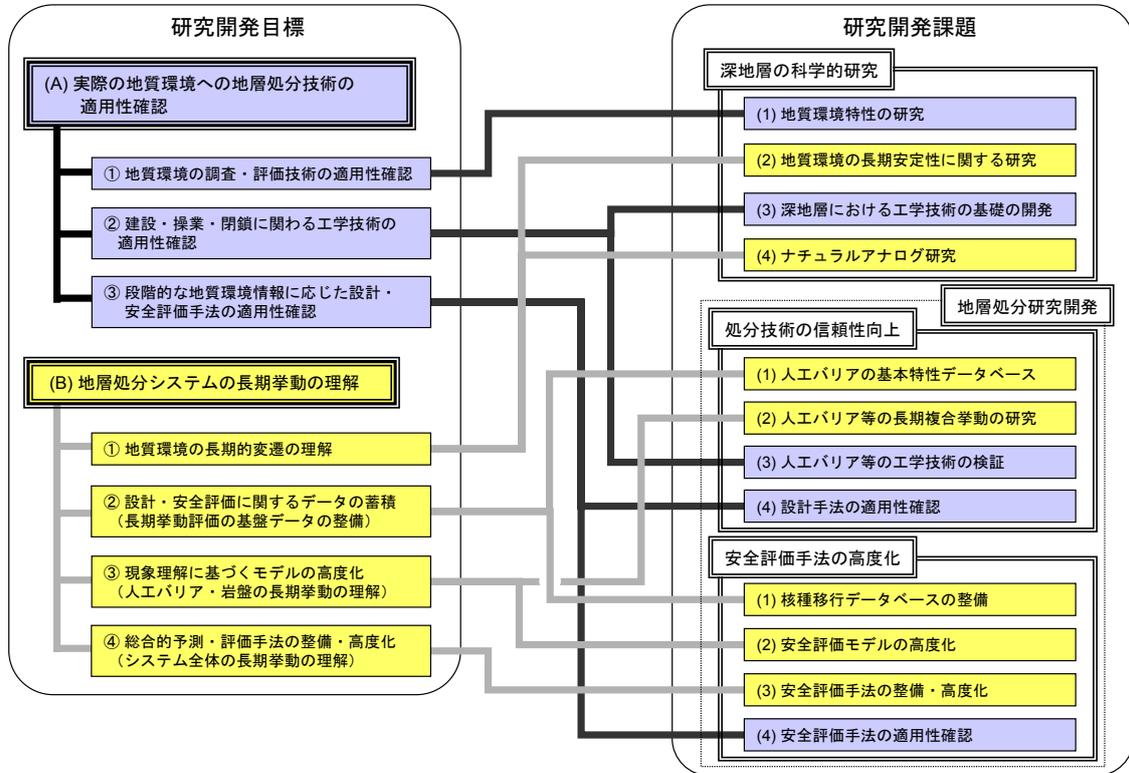


図 1.2-1 全体計画の2つの研究開発目標と研究開発項目の展開

地層処分に関する工学技術（「処分技術の信頼性向上」）に関する分野では，人工バリアと周辺岩盤を含むニアフィールド環境における長期的な個別現象や連成現象など，処分システムの長期性能に関する評価の信頼性向上に焦点を当てて研究を進めてきた。そのため，ENTRYでの工学試験による炭素鋼オーバーパックなどの腐食挙動や緩衝材の基本特性に関するデータベースを整備するとともに，温度，水理，力学，地球化学条件が複雑に変化する処分初期の遷移状態におけるニアフィールドの挙動を評価するために，国際共同研究なども活用して熱-水-応力-化学連成モデルの開発などを進めてきた。また，ナチュラルアナログ研究により，人工バリア材料の長期挙動に関するデータの蓄積と評価手法の妥当性確認を行ってきた。さらに，海外の地下研究施設を活用した閉鎖技術の開発や低アルカリ性セメントの開発，深地層の研究施設における地上からの調査で得られた地質環境情報に基づく設計手法の適用性確認などを進めた。

安全評価に関連する研究開発（「安全評価手法の高度化」）では，第2次取りまとめのような全体システムの解析評価を実施することではなく，将来特定のサイトにおいてこうした評価を行うために必要となるアプローチや，評価ツールとしてのモデル，データベースを開発することに主眼を置いている。このため，安全評価のモデル体系の適用性に関する検討は部分的なものにとどまっている。より注力したのは，サイトの条件に即した処分場の安全性の定量的評価に用いるための方法論やモデル，データベースの開発である。こうした方法論の開発には，火成活動による変動シナリオの作成に伴う不確実性，天然バリア中における核

種移行の定量化に用いる概念モデルやパラメータに伴う不確実性の影響度の検討を挙げることができる。モデルの開発においては、特定の人工バリアや天然バリアの挙動をできるだけ忠実に表現できるようにすることを目標に、実験室やフィールドにおける試験結果を再現するための計算コードの改良を行うことが主眼となっている。データベースに関しては、安全評価において放射性核種の放出や移動を定量化するために用いられるパラメータ（溶解度、系に応じた分配係数など）の決定に必要な元素毎のデータ（熱力学データ、経験的収着係数）の蓄積と評価が主要な研究対象となっている。このようなデータの取得にあたってはQUALITYを利用するとともに経済協力開発機構原子力機関（OECD/NEA）で進められているプロジェクトとの連携を図っている。

1.2.2 研究開発を取り巻く状況

図 1.2-1 に示すように多岐にわたる専門領域を含む研究開発を全体目標に沿って管理するうえで、例えば第 2 次取りまとめで実施されたような成果の集約、統合を行うことが効果的である。第 2 次取りまとめにおいてはこのような統合を、全体システムの安全評価によって実施し、課題の抽出を行っている。サイクル機構における第 2 次取りまとめ以降の研究開発の成果は、図 1.2-1 の右側に示された個々の研究開発分野ごとにまとめ、2001 年度以降、「年報」として公表している（核燃料サイクル開発機構、2002, 2003, 2004）。これらは、第 2 次取りまとめの 3 つの分冊と同様な構造としており、それぞれの分野における進捗と残された課題は比較的容易に明らかにすることができる。

一方、全体計画に沿って第 2 次取りまとめ以降の研究開発を進めていく過程においても、実施主体による計画の推進や安全規制に関する議論、地層処分に関する国際的な議論に進展があった。

原子力安全委員会では、2000 年の安全規制の基本的考え方で示した処分地に要求される環境要件のあり方に基づき、「高レベル放射性廃棄物処分の概要調査地区選定段階で考慮すべき環境要件について」（原子力安全委員会、2002）（以下、「環境要件」という）を取りまとめた。これは、概要調査地区を選定する際に文献調査によって明らかに処分地として不適切な地域を除外するための要件を示したもので、文献調査で十分な評価ができない場合には、概要調査やそれ以降の調査で再評価しなければならない。また、放射線障害防止の観点から、低レベル放射性廃棄物から高レベル放射性廃棄物にわたる放射性廃棄物処分全般についての安全規制を考えていく上で共通する事項を取り上げ、国際的な動向等を参考に入れ、わが国の今後の検討の方向性を示している（原子力安全委員会、2004）。

総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会の下に設置された廃棄物安全小委員会では、高レベル放射性廃棄物処分の安全規制の在り方や安全規制の内容について検討を進め、安全規制の基盤確保についての審議結果を報告書として取りまとめている（総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会廃棄物安全小委員会、2003）。この報告書では、安全規制制度の検討に先立ち、今後調査を進めるべき研究課題と、研究を実施して規制機関を支援する体制についての提言が行われている。

原環機構では、最初のマイルストーンである概要調査地区の選定に向け、2001 年 11 月に処分地選定プロセスの透明性確保と地域との共生の観点から、公募による選定の考え方を示し、概要調査地区等を選定する方法や時期などを含め選定手順の基本的考え方を公表した（原子力発電環境整備機構、2001）。これに基づき、2002 年 12 月に日本全国の市町村を対象に「高レベル放射性廃棄物の最終処分施設の設置可能性を調査する区域」の公募が開始された。公募にあたり、市町村の応募に向けた検討資料として、「応募要領」（原子力発電環境整備機構、2002a）、「処分場の概要」（原子力発電環境整備機構、2002b）、「概要調査地区選定上の考慮事項」（原子力発電環境整備機構、2002c）及び「地域共生への取組み」（原子力発電環境整備機構、2002d）が示されている。このうち「概要調査地区選定上の考慮事項」

(原子力発電環境整備機構, 2002c) には, 原子力安全委員会の示した環境要件が反映されている。また, 「処分場の概要」や「概要調査地区選定上の考慮事項」の技術的根拠となる報告書をそれぞれ公開している(原子力発電環境整備機構, 2004a, 2004b; NUMO, 2004a, 2004b)。特に, 今後の事業計画の段階的な進展に応じて, 各段階で得られたサイトの環境条件に関するデータや情報を適切に反映しサイトに適合した処分場概念を開発していくためのアプローチを構築するとともに, その具体的な方法論について検討が行なわれている(原子力発電環境整備機構, 2004a; NUMO, 2004a)。この検討においては, 第2次取りまとめを技術的な基盤とし, 閉鎖後の長期安全性の確保に加え, 実用的な観点からより総合的に評価を行い, 処分場概念の最適化を図っていくことの重要性が示されている。

関係する研究開発機関では, サイクル機構と同様, 上記の国の方針や計画に従い処分事業や安全規制に資する技術基盤の強化を目的とした研究開発が進められてきている。こうしたサイクル機構を含む関係機関の取り組みについて, 体系的かつ中長期的な視点でわが国全体の研究開発計画を検討していく必要性も認識されている。これに対応するため, サイクル機構と経済産業省資源エネルギー庁が進める調査事業を実施している関係機関は, 共同作業等を通じ, 実施主体や規制関係機関との情報交換, 大学の有識者などとの意見交換を行ってきた。その成果は, 今後の研究開発の体系化や効率化に向けた議論等に資することができるよう, 「研究開発全体マップ」としてまとめられている(原子力環境整備促進・資金管理センター, 2005)。こうした議論を経て, 2005年7月には, 資源エネルギー庁の統括の下, 国の基盤的研究開発¹⁾を進める関係機関による「地層処分基盤研究開発調整会議」(資源エネルギー庁原子力政策課放射性廃棄物対策室, 2005)が組織され, 関係研究機関がわが国全体としてどのように研究開発を進めるべきかについて検討を行う基盤が整えられた。この会議体には, 原環機構や原子力安全・保安院及びその関係研究機関がオブザーバーとして参加することになっている。

国際的には, 「地層処分計画における段階的アプローチ」や「セーフティケース」に関する議論が活発に行われ, その重要性が広く認識されてきた(OECD/NEA, 2005)。地層処分計画は数十年以上の長い期間を要するため, 世代間の公平性の観点から, 計画を一気に進めるのではなく, 段階的に意思決定のプロセスを踏みながら進めていくという考え方(段階的アプローチ)が提案されている(OECD/NEA, 1995)。また, このようなアプローチにおいて各段階で行われる意思決定のための材料の中心をなすものとして, セーフティケースの概念が重要視されてきている。セーフティケースとは, 地層処分の長期的な安全性とその信頼性のレベルについての記述や定量化及びそれらを保証するための議論や証拠を統合したものと定義される(IAEA and OECD/NEA, 2004)。セーフティケースは基本的には処分事業の実施主体によって作成され, 規制当局など意思決定に関わる利害関係者にとって満足のいくものとなることが要求される。それぞれの段階で地層処分システムの理解度や利用可能な技術情報のレベルは異なることから, 各段階で構築されるセーフティケースは, 関連する研究開発分野の最新の技術や知見を取り込み, 論理的な合理性をもって相互に関係付けられていくことが必要であるとともに, 処分計画全体を通じて常に信頼性を高めていくことが要求される。このため, 研究開発によってセーフティケースに供給される科学技術情報の強化は, 実施側, 規制側を問わず, 長期間にわたる処分事業全体に対する信頼を支えるうえで不可欠なものとなる。このような観点から OECD/NEA では, 放射性廃棄物の地層処分で見守るセーフティケースの目的と一般的な内容を取りまとめ, 報告書として公表している(OECD/NEA, 2004)。また, 段階的アプローチに従い処分計画を実際に進めるうえで, 意思決定に関する可逆性と廃棄物の回収可能性を確保することの重要性が認識されてきており, 国際的な議論において, 回収可能性に関する技術開発は今後も継続すべきこと, 特にその技術的な信頼性

1) わが国の高レベル放射性廃棄物地層処分に関する地層処分計画を円滑に進めるため, 処分事業と安全規制の技術基盤の強化, 及び国民理解の増進に資することを目的として国が行う基盤的な研究開発(原子力環境整備促進・資金管理センター, 2005)

を高めるための実証が重要であること、また回収可能性の考慮は主に閉鎖前の期間を対象とし、技術開発もこの期間に焦点を置くべきことが提言されている（OECD/NEA, 2001）。

以上のような、国内外の最近の動向については、今後、サイクル機構（日本原子力研究開発機構）が進める研究開発を考えるうえで念頭においておく必要がある。

1.3 H17 取りまとめの目標と構造

上述したように、多岐にわたる研究開発を管理するうえで報告書の作成を通じて成果を集約することは重要であり、全体計画が5年の節目を迎え、深地層の研究施設計画が第1段階から第2段階へ移行しつつあること、研究開発を取り巻く国内外の状況が大きく変化していることなどを勘案すれば、第2次取りまとめ以降進めてきた研究開発成果を一旦取りまとめ、全体計画で示した個々の研究開発課題に対する達成度と今後の課題を明らかにするとともに、今後行うべき研究開発の方向性を合わせて提示することは意義のあることである。

このためサイクル機構では「高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する知識基盤の構築—平成17年度取りまとめ—」（以下、「H17 取りまとめ」という）として、これを行うこととした。H17 取りまとめは、図1.3-1に示すように研究開発の進捗を記述した3つの分冊レポートと、これらの研究成果に基づいて知識基盤の構造化を試みた知識化レポートで構成される。

分冊レポートは、図1.2-1に示した全体計画で展開している「深地層の科学的研究」、「処分技術の信頼性向上」、「安全評価手法の高度化」の3つの分野における研究開発成果を取りまとめたものである。このため、目次構成を図1.2-1の研究開発課題に対応させている。これらは、第2次取りまとめにおける分冊の構成にほぼ相当するものである。記載にあたっては、第2次取りまとめとの対比によって、その後の知見の充足、新たな課題、第2次取りまとめでは対象としていなかった領域での知見の取得を明示することにより、研究開発の進捗を明らかにすることとした。

一方、地層処分計画の進展のなかで研究開発を捉え、成果を技術基盤として統合するとともに将来の研究開発の優先順位を明らかにするための新たな視点として知識管理（knowledge management）に注目し、「地層処分技術の知識基盤の開発と管理」と題する報告書（知識化レポート）を作成した。第2次取りまとめの成果に加え、上記分冊レポートに示された研究開発成果を処分事業と安全規制を支える技術基盤としてより確かなものとするができるよう、必要な科学技術情報を構造化し継続的に最適化していく（知識基盤化）ための考え方を提示することに主眼をおいた。知識化レポートは、わが国における地層処分の技術的成立性を示した第2次取りまとめの「総論レポート」とは大きく異なっている。

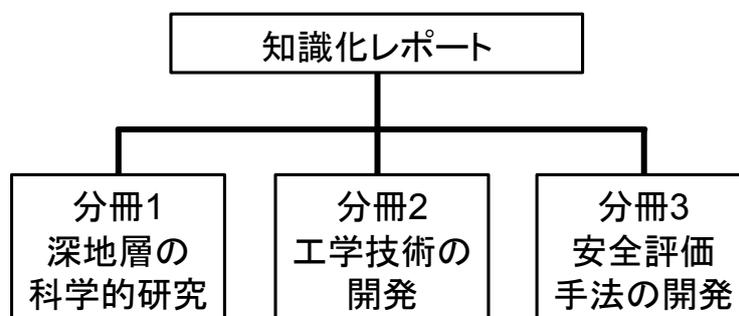


図 1.3-1 H17 取りまとめ報告書の構成

1.4 処分技術の信頼性向上に関する研究の課題と進め方

全体計画で示された第2次取りまとめ以降の処分技術の信頼性向上に関する目標は、1.2節で示したように、これまで整備してきた地層処分に関連する様々な技術や手法を、実際の地質環境へ適用することを通じて、その信頼性を確認していくこと（「実際の地質環境への地層処分技術の適用性確認」）および処分システムに関連する現象への理解を深め、評価の信頼性を高めていくこと（「地層処分システムの長期挙動の理解」）である。以下に処分技術の信頼性向上に関する研究課題の設定と研究の進め方を示す。

1.4.1 研究課題の設定

第2次取りまとめ以降の研究課題は全体計画に示されているが、その後の国内外の研究の進捗や動向、国内における事業や規制のニーズを踏まえ、各課題について第2次取りまとめの信頼性をさらに向上させるため、下記の観点から検討を行なった。

- ・設計で用いる基本特性データの拡充とデータベースの構築
- ・設計上重要な現象に関する個別現象や複合現象に関するモデルの改良、開発
- ・実際の地質環境へ適用するための設計手順の確立および設計手法の改良・開発

この際、OECD/NEAをはじめ国際ワークショップ、国際共同プロジェクトなどの動向を踏まえ、国際的にも重要視されている課題；熱－水－応力－化学連成現象（例えば、Sonnenthal and Spycher, 2003）、セメント－ベントナイト相互作用（NUMO, 2004c）、ガス発生と移行（OECD/NEA, 2001b）、閉鎖技術や閉鎖性能（ONDRAF/NIRAS, 2002；SKB, 2002）などを考慮した。また、事業・規制の各段階で想定されるニーズについても、本報告書の公開時期が概要調査の調査計画検討および「精密調査地区選定上考慮すべき事項」の策定時期に先行することから、事業・規制の公開資料などを検討し、想定されるニーズにタイムリーに対応できるよう配慮した。具体的には事業側については、「高レベル放射性廃棄物地層処分の技術と安全性－「処分場の概要」の説明資料－」（原子力発電環境整備機構, 2004）、規制側については、「高レベル放射性廃棄物の処分に係わる安全規制の基本的考え方（第1次報告）」（原子力安全委員会, 2000）、「放射性廃棄物処分の安全規制における共通的な重要事項について」（原子力安全委員会, 2004）、「高レベル放射性廃棄物処分の概要調査地区選定において考慮すべき環境要件について」（原子力安全委員会, 2002）、「廃棄物安全小委員会報告書－高レベル放射性廃棄物処分の安全規制に係わる基盤確保に向けて－」（総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会, 2003）、関連する学会報告では、「高レベル放射性廃棄物地層処分技術の現状とさらなる信頼性向上にむけて－土木工学に係わる技術を中心として－」（土木学会原子力土木委員会, 2004）を参考とした。事業推進に係わるニーズとしては、最新の科学的知見を反映した設計手法の改良、開発、人工バリアなどの基本特性に関する最新の成果を取り込んだデータベースの構築とデータ取得手法の標準化、人工バリアや周辺岩盤の長期挙動予測手法の改良、開発、事業の進展に応じたサイト環境情報の設計への適切な反映、水理・力学・地球化学における制約条件の明確化、建設・操業・閉鎖による長期安全性評価への影響評価、設計などの技術基盤の整備などが抽出された。一方、安全規制に係わるニーズとしては、事業推進に係わるものと同様なものが多いが、上記以外では、安全評価シナリオへの最新情報の提供、概要調査地区選定段階以降の段階で考慮すべき環境要件の検討における設計・施工での対応や処分システム全体の安全機能との関連などが抽出された。

これらの検討の結果、全体計画で示された4つの課題は妥当であるが、事業や規制のニーズへのタイムリーな反映、土木学会で示された信頼性向上に関する今後の課題や国際的な動向に十分配慮することの重要性が認識された。このような背景を踏まえて設定した4つの個別課題の概要を以下に示す。

①人工バリアの基本特性データベース

- ・オーバーパックの基本特性

- －炭素鋼：セメント，溶接，材質や腐食生成物などによる腐食形態，腐食速度への影響に関する基礎データの整備，および腐食メカニズムに関する知見の整理
- －代替材料／チタン：還元環境における基礎データの整備，水素脆化に関する評価手法の構築
- －代替材料／銅：局部腐食挙動，腐食局在化，硫化物影響などに関する基礎データの整備，寿命評価手法の構築
- ・緩衝材の基本特性
 - －人工海水，塩濃度をパラメータにした試験による透水，膨潤，熱，力学などの基本特性データの整備，データベース化
 - －膨潤・熱特性における標準的測定手法の提示
- ・人工バリアの性能保証に関する基盤情報整備
 - －深地層の研究施設の各段階などにおける人工バリアなどに対する品質管理方針の立案
 - －熱-水-応力-化学連成現象の計測技術の調査・整備，および堆積岩の地下研究施設での操業・閉鎖の原位置試験計画の立案

②人工バリア等の長期複合挙動の研究

- ・変形・変質等の長期挙動
 - －緩衝材の力学挙動：緩衝材の長期変形評価モデルの信頼性向上とパラメータ設定，安全評価上問題となる限界状態と安全裕度の幅の把握，および実際の地質環境条件における周辺岩盤などへの影響なども含めた評価手法とデータベースの構築
 - －岩盤の力学挙動：熱，乾燥，乾湿繰返条件下および三軸圧縮応力下によるデータの拡充および岩盤の長期変形評価モデルの構築，岩盤と緩衝材の長期変形連成挙動に関する基本的な評価手法の提示，原位置で検証すべき現象やモデルの明確化
 - －緩衝材の流出・侵入挙動：人工海水を用いた試験，塩濃度をパラメータにした試験によるデータの拡充，および可視化技術の適用などを通じたメカニズムの理解と基本モデルの構築
 - －人工バリアの変質・劣化挙動：文献調査，高pH条件でのスメクタイトの溶解速度データの取得，緩衝材の鉄型化に関する試験，緩衝材変質の概略定量的評価手法の提示
- ・熱-水-応力-化学連成挙動
 - －現象理解に基づく熱-水-応力-化学連成に関する数値実験手法，データベースの整備と具体的な地質環境を考慮した基本的な数値実験結果の提示，原位置で検証すべき現象やモデルの明確化
- ・人工バリア性能の維持限界条件
 - －ガス透気回復挙動：人工海水を用いた試験によるデータの拡充，可視化技術の適用などを通じたメカニズムの理解と地下応力場を考慮した基本モデルの構築，原位置試験基本計画の作成，原位置で検証すべき現象やモデルの明確化
 - －せん断応答挙動：想定される断層ずれに対する人工バリアの力学的限界性能についての模型試験などに基づいた安全裕度の把握
- ・ナチュラルアナログ研究
 - －高pH条件でのスメクタイト溶解や緩衝材の鉄型化に関する緩衝材変質に関連するナチュラルアナログ事例研究
 - －処分環境と整合性のある考古学的遺跡からの出土金属の事例研究及び評価

③人工バリア等の工学技術の検証

- ・閉鎖技術
 - －結晶質岩に対するプラグ（ベントナイト，低アルカリ性セメント）のシーリング性能の確認，低アルカリ性セメントの性能に関わる室内試験，埋め戻し材性能室内試験
 - －結晶質岩の地下研究施設における重要データ（例えば，掘削影響領域（EDZ）の特性，セメント影響，埋め戻し材性能）に基づく閉鎖性能の確認

- －人工海水を用いた試験，塩濃度をパラメータにした試験による埋め戻し材料の基本特性データの取得
- －結晶質岩におけるプラグ設置技術，埋め戻し施工技術の例示，堆積岩の地下研究施設での操業・閉鎖の原位置試験計画の立案
- ・人工材料開発
 - －堆積岩の支保工材料として適用可能な低アルカリ性セメント材料の提示

④設計手法の適用性確認

- －幌延および瑞浪の深地層の研究施設における地上からの調査段階で得られる情報に基づく人工バリア設計手法などの適用性確認

上記各個別課題を第2次取りまとめの処分場設計の流れに位置付けたものを図1.4-1に示す。これら個別課題に対する研究の遂行により，個別の設計手法やデータベースについて常に最新の知見が取り込まれ，最新技術への更新が可能となる。第2次取りまとめと異なり工学技術関連の全分野を網羅的にカバーするのではなく，工学技術の基盤として設計に関わる人工バリアなどの長期複合挙動評価のための現象理解，モデル開発，データベース開発，閉鎖技術に関わる検証や材料開発などの中から重要な課題を選択して実施している。したがって，処分場全体に関わる設計は実施していない。

個別課題の設計上の詳細な位置付けについては第2～4章の各項目を参照されたい。

全体計画で示された研究開発目標と詳細な研究開発課題との関係を図1.4-2に示す。

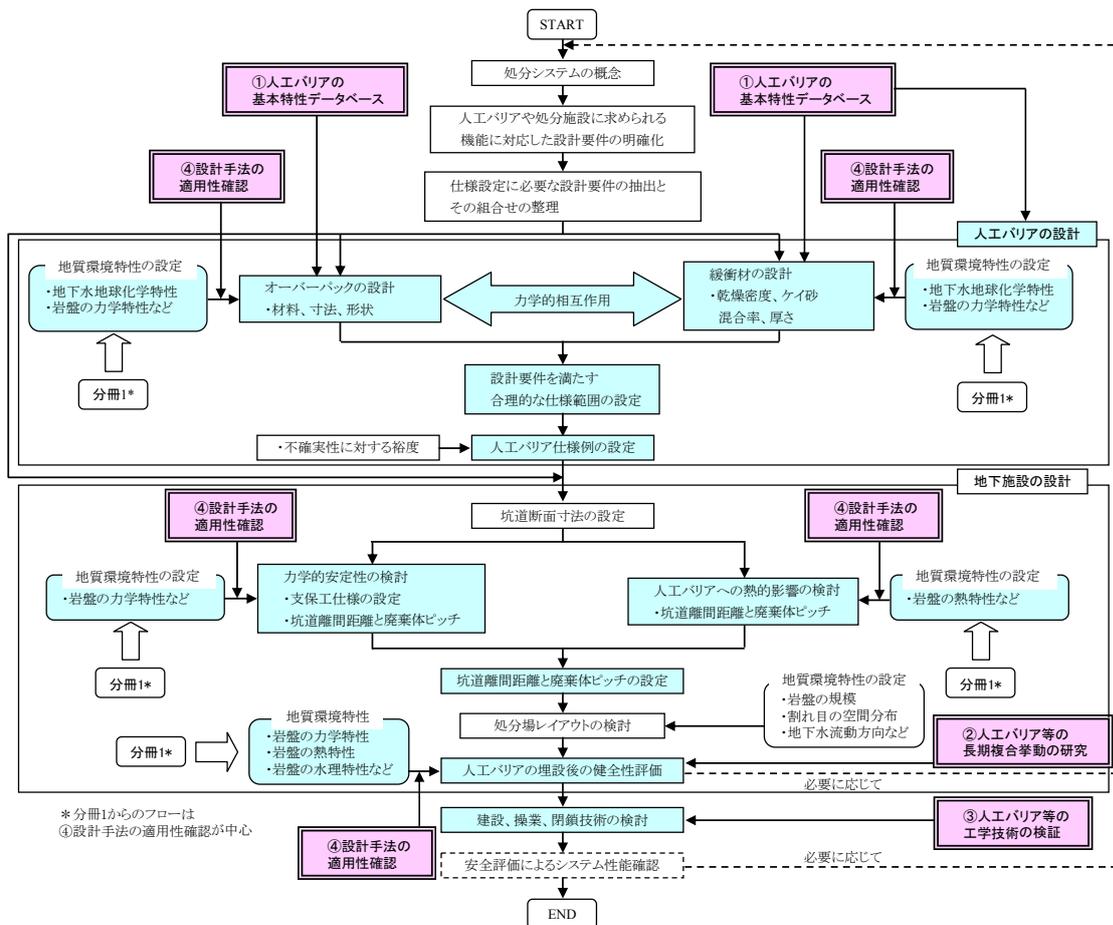


図1.4-1 処分場設計の基本的な流れの例（サイクル機構, 1999を一部改）と信頼性向上に関わる課題

二つの目標に基づき展開される研究開発項目(重点課題)と個別研究開発課題との関係

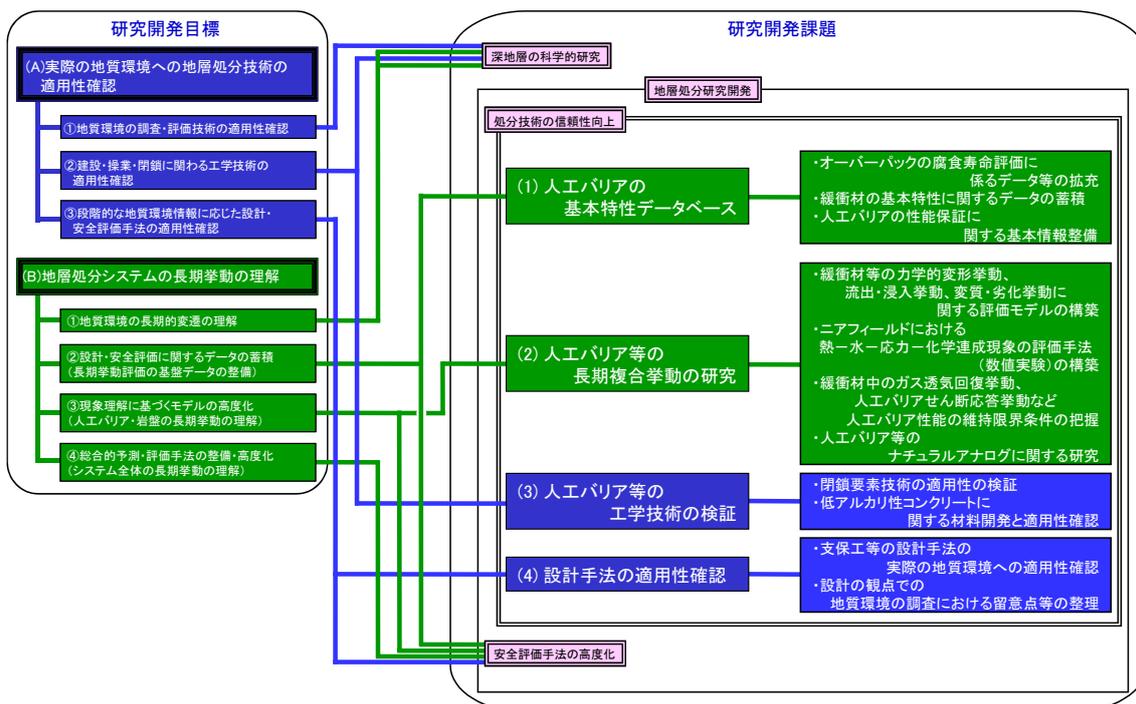


図1.4-2 処分技術の信頼性向上に関する研究開発の目標と詳細課題

1.4.2 研究の進め方

第2次取りまとめ以降の処分技術開発については、人工バリアと周辺岩盤を含むニアフィールド環境における長期的な個別現象や連成現象の理解向上により、処分システムの長期性能に関する評価の信頼性向上に焦点を当てて研究を進める。そのため、ENTRYでの工学試験や国際共同研究により、炭素鋼オーバーパックの腐食挙動や緩衝材の基本特性に関するデータベースの整備、熱-水-応力-化学連成モデルの開発などを進めるとともに、ナチュラルアナログ研究により人工バリア材料の長期挙動に関するデータの蓄積と評価手法の妥当性確認を進める。また、海外の地下研究施設を活用した閉鎖技術の開発や低アルカリ性セメントの開発などの工学技術開発を進める。さらに、深地層の研究施設を対象とした地表からの調査段階における地質環境条件の設定に基づく設計手法の適用性確認を行う。

室内試験によるモデル、データベース開発と深地層の研究施設における地質環境調査などとの連携を踏まえた処分技術の信頼性向上に関する研究の進め方を図1.4-3に示す。

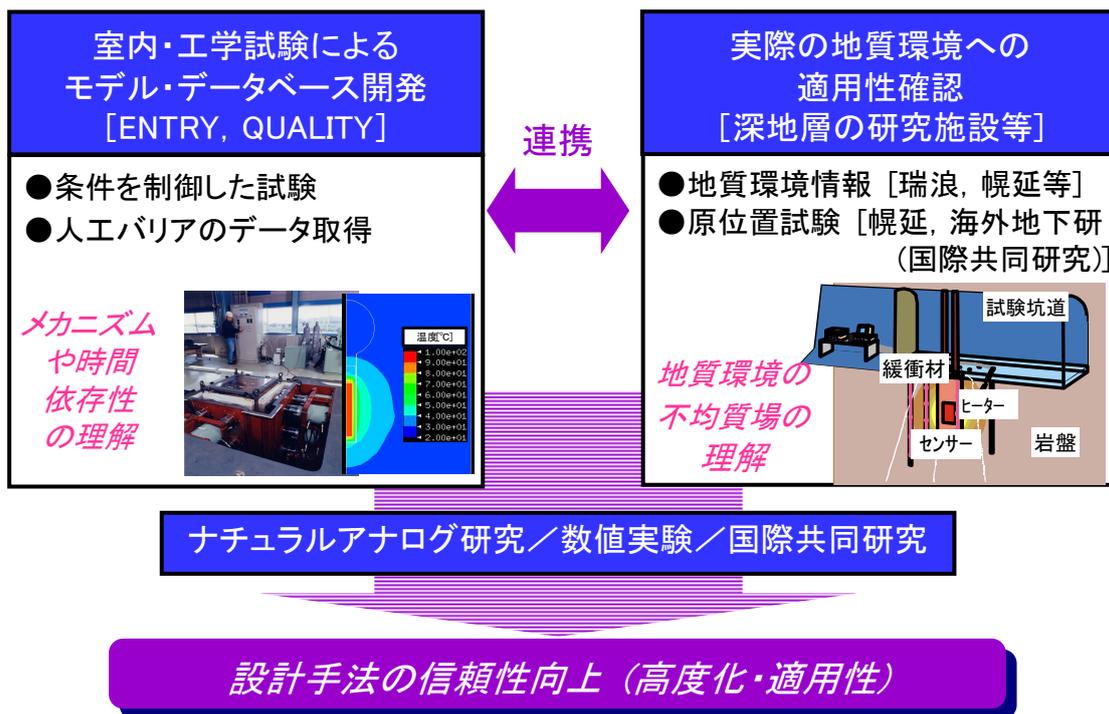


図1.4-3 処分技術の信頼性向上に関する研究の進め方

1.5 本報告書の構成と内容

本報告書は、以下の6つの章から構成されている。

1. はじめに
2. 人工バリアの基本特性データベース
3. 人工バリア等の長期複合挙動に関する研究
4. 人工バリア等の工学技術の検証
5. 設計手法の適用性確認
6. おわりに

本報告書においては、上記に述べた第2次取りまとめ以降の処分技術の信頼性向上における研究開発の進展を記述している。このため、第2章から第5章の各項目においては、課題を設定した背景、第2次取りまとめ以降の進捗と事業・規制への反映、今後の課題について記述した。課題を設定した背景においては、1.4.1節を踏まえ、どのように第2次取りまとめの課題、国際的動向、事業・規制のニーズなどを考慮して課題を設定したかを記述した。第2次取りまとめ以降の進捗と事業・規制への反映においては、各課題において得られた成果の処分技術および事業・規制における位置づけや反映点について記述した。また、最後に今後の課題として、次のフェーズで取り組むべき課題について記述した。第6章では、第2次取りまとめ以降の研究の進捗および事業・規制への反映点を要約した。

なお、参考として第2次取りまとめ以降の個別課題の進捗を表にまとめ、付録として添付した。

参考文献

土木学会原子力土木委員会 (2004): "高レベル放射性廃棄物地層処分技術の現状とさらなる信頼性向上にむけて—土木工学に係わる技術を中心として—".

原子力安全委員会 (2000): "高レベル放射性廃棄物の処分に係る安全規制の基本的考え方について(第1次報告)", 平成12年11月6日.

原子力安全委員会 (2002): "高レベル放射性廃棄物の概要調査地区選定段階において考慮すべき環境要件について", 平成14年9月30日.

原子力安全委員会 (2004): "放射性廃棄物の安全規制における共通的な重要事項について", 平成16年6月10日.

原子力発電環境整備機構 (2001): "特定放射性廃棄物処分の概要調査地区等の選定手順の基本的考え方について", 官報, 号外第238号, 平成13年11月8日.

原子力発電環境整備機構 (2002a): "応募要領, 高レベル放射性廃棄物の最終処分施設の設置可能性を調査する区域の公募関係資料—1".

原子力発電環境整備機構 (2002b): "処分場の概要, 高レベル放射性廃棄物の最終処分施設の設置可能性を調査する区域の公募関係資料—2".

原子力発電環境整備機構 (2002c): "概要調査地区選定上の考慮事項, 高レベル放射性廃棄物の最終処分施設の設置可能性を調査する区域の公募関係資料—3".

原子力発電環境整備機構 (2002d): "地域共生への取組み—地域と事業を結ぶために—, 高レベル放射性廃棄物の最終処分施設の設置可能性を調査する区域の公募関係資料—4".

原子力発電環境整備機構 (2004a): "高レベル放射性廃棄物地層処分の技術と安全性—「処分場の概要」の説明資料—", 原子力発電環境整備機構, NUMO-TR-04-01.

原子力発電環境整備機構 (2004b): "概要調査地区選定上の考慮事項の背景と技術的根拠—「概要調査地区選定上の考慮事項」の説明資料—", 原子力発電環境整備機構, NUMO-TR-04-02.

原子力委員会 (2000): "原子力の研究, 開発及び利用に関する長期計画(平成12年)", 平成12年11月24日.

原子力委員会原子力バックエンド対策専門部会 (1997): "高レベル放射性廃棄物の地層処分研究開発等の今後の進め方について", 平成9年4月15日.

原子力委員会原子力バックエンド対策専門部会 (2000): "我が国における高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術的信頼性の評価", 平成12年10月11日.

原子力環境整備促進・資金管理センター (2005): "高レベル放射性廃棄物地層処分に関する研究開発全体マップの整備", 原子力環境整備促進・資金管理センター, RWMC-TRJ-04005-1.

IAEA and OECD/NEA (2004): "Geological Disposal of Radioactive Waste", International Atomic Energy Agency, Organization for Economic Cooperation and Development / Nuclear Energy Agency, IAEA Safety Standards Series, Draft Safety Requirements DS154, IAEA, Vienna (Status: Out for comment by Member States).

核燃料サイクル開発機構 (1999): "わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-020~024.

核燃料サイクル開発機構 (2002): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発

－平成 13 年度報告－", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2002-003.

核燃料サイクル開発機構 (2003): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発－平成 14 年度報告－", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2003-004.

核燃料サイクル開発機構 (2004): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発－平成 15 年度報告－", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2004-007.

核燃料サイクル開発機構 研究開発課題評価委員会(廃棄物処理処分課題評価委員会) (2000): "平成 12 年度研究開発課題評価(中間評価)報告書, 課題評価「深地層の研究施設における研究計画」－主に超深地層研究所計画第 2 段階の計画案について－", 平成 12 年 11 月, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2000-010.

核燃料サイクル開発機構 研究開発課題評価委員会(廃棄物処理処分課題評価委員会) (2001): "平成 13 年度研究開発課題評価(中間評価)報告書, 課題評価「高レベル放射性廃棄物地層処分研究の全体計画」", 平成 12 年 11 月, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2001-008.

文部科学省 原子力二法人統合準備会議 (2003): "原子力二法人の統合に関する報告書", 文部科学省.

内閣総理大臣 (1997): 国の研究開発全般に共通する評価の実施方法の在り方についての大綱的指針, 内閣総理大臣決定.

NUMO (2004a): "Development of Repository Concepts for Volunteer Siting Environment", Nuclear Waste Management Organization of Japan, NUMO-TR-04-03.

NUMO (2004b): "Evaluating Site Suitability for a HLW Repository, Scientific Background and Practical Application of NUMO's Siting Factors", Nuclear Waste Management Organization of Japan, NUMO-TR-04-04.

NUMO (2004c): "Proceedings of the International Workshop on Bentonite-Cement Interaction in Repository Environments", Nuclear Waste Management Organization of Japan, 14-16, April, 2004, Tokyo, Japan, NUMO-TR-04-05.

OECD/NEA (1995): "The Environmental and Ethical Basis of Geological Disposal, A Collective Opinion of the Radioactive Waste Management Committee of the OECD/Nuclear Energy Agency, Paris, France.", Organization for Economic Cooperation and Development / Nuclear Energy Agency.

OECD/NEA (2001a): "Reversibility and Retrievability in Geologic Disposal of Radioactive Waste, Reflections at the International Level, OECD/Nuclear Energy Agency, Paris, France.", Organization for Economic Cooperation and Development / Nuclear Energy Agency.

OECD/NEA (2001): "Gas generation and Migration in radioactive waste disposal safety-relevant issues", Organization for Economic Cooperation and Development / Nuclear Energy Agency, workshop proceedings, ISBN 92-64-18672-7.

OECD/NEA (2004): "Post-closure Safety Case for Geological Repositories, Nature and Purpose", Organization for Economic Cooperation and Development / Nuclear Energy Agency, ISBN 92-64-02075-6.

OECD/NEA (2005): "Geological Repositories: Political and Technical Progress", Organization for Economic Cooperation and Development / Nuclear Energy Agency, Workshop Proceedings, Stockholm, Sweden, 8-10 December 2003, ISBN: 92-64-00830-6.

ONDRAF/NIRAS (2002): "Backfilling in Radioactive Waste Disposal", National Agency for Radioactive Waste and Enriched Fissile Materials, 6th International Workshop on Design and Construction of Final Repositories, Brussels.

SKB (2002): "Äspö Hard Rock Laboratory, Backfill Requirements in KBS-type Repository", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), A POSIVA/SKB Workshop, IPR-02-05.

Sonnenthal, E. L. and Spycher, N. F. (2003): "A Conceptual and Numerical Model for Thermal-hydrological-chemical Processes in the Yucca Mountain Drift Scale Test", GeoProc 2003, International Conference on Coupled T-H-M-C Processes in Geo-systems: Fundamentals, Modelling, Experiments & Applications, pp.341-345.

総合資源エネルギー調査会 原子力部会 (2001): "原子力の技術基盤の確保について", 平成 13 年 6 月.

総合資源エネルギー調査会 原子力安全・保安部会 廃棄物安全小委員会 (2003): "高レベル放射性廃棄物処分の安全規制に係る基盤確保に向けて", 総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会 廃棄物安全小委員会報告書, 平成 15 年 7 月 8 日.

通商産業省 (2000a): 特定放射性廃棄物の最終処分に関する基本方針を定めた件, 平成 12 年 10 月 2 日, 通商産業省告示第 591 号.

通商産業省 (2000b): 特定放射性廃棄物の最終処分に関する計画を定めた件, 平成 12 年 10 月 2 日, 通商産業省告示第 592 号.

2. 人工バリアの基本特性データベース

本章では、1.4 節に示した課題と進め方を踏まえて実施した「人工バリア特性データベース」に関する研究について、以下の項目ごとにこれまでの成果をまとめる。

- ・オーバーパックの基本特性（2.1 節）
 - 炭素鋼オーバーパックの腐食挙動
 - 代替オーバーパックの腐食挙動
 - 地質環境条件に対するオーバーパック材料の適用性
- ・緩衝材の基本特性（2.2 節）
- ・人工バリアの性能保証に関する基盤情報整備（2.3 節）

2.1 オーバーパックの基本特性

2.1.1 炭素鋼オーバーパックの腐食挙動

(1) はじめに

オーバーパックにはガラス固化体の放射能が減衰して崩壊熱が十分低くなるまでの期間、放射性物質を閉じ込める機能が期待されている。第 2 次取りまとめではオーバーパックによる閉じ込めの期間を 1,000 年間と設定している。この閉じ込め機能を阻害する主要な要因は地下水とオーバーパックの接触による腐食と考えられる。したがって、処分環境における腐食挙動を把握して適切なオーバーパックを設計することが重要である。本研究は、耐食性の観点から、最新の知見を整備することにより、オーバーパック設計における材質、腐食代の設定に反映するとともに、1,000 年間の健全性に対する信頼性を向上させることを目的としている。

第 2 次取りまとめでは日本における地下水条件を考慮して処分環境条件における腐食形態、腐食速度、腐食不均一化の評価を行った。その結果、緩衝材中の炭素鋼の腐食形態は全面腐食の可能性が高いことが示され、酸素による腐食量および水による腐食量が、腐食の不均一性を考慮してそれぞれ約 12mm、20mm と見積もられた。1,000 年間の腐食量はこれらの値を合算して約 32mm と評価され、腐食代は 40mm と設定された（核燃料サイクル開発機構、1999a）。

諸外国では、スイスにおいて鋳鋼製のオーバーパックが検討されており、既の実験データに基づいて腐食代の評価が行われ（Nagra, 1984）、オーバーパック仕様が例示されている（Nagra, 2002）。また、フランスでも非合金鋼、低合金鋼が検討対象として挙げられており（Crusset et al., 2002）、既往の研究成果（第 2 次取りまとめを含む）に基づく長期予測モデルの検討（Foct and Gras, 2002）、粘土中の腐食データの取得（Papillon et al., 2002）など基礎的な検討が進められている。スウェーデン、フィンランドでは、銅を処分容器の耐食層を担う材料としているが、容器内部に鉄系材料を使用するため、耐食層の貫通後の水素ガス発生評価などを目的として、炭素鋼、鋳鉄などの腐食挙動も検討されている（Smart et al., 2001）。

第 2 次取りまとめでの腐食量評価は日本における幅広い地質環境条件に適用可能な保守的なものと考えられ、上記の諸外国における既往の評価、最新のデータなどと比較しても妥当と考えられる。一方で、事業の実施、規制の両方の観点から、処分地の環境条件に応じた適切なオーバーパックを設計する必要性が指摘されている（原子力発電環境整備機構、2004；原子力安全委員会、2000）。また、長期試験データなどの知見によって、より合理的な厚さの設定がなされることが期待されている（原子力発電環境整備機構、2004）。また、従来はオーバーパックの腐食挙動に影響を及ぼす環境因子として地下水水質による影響に着目した検討が行われてきたが、地質環境条件に対応した具体的なオーバーパック設計を行ううえで、コ

ンクリート支保工など地下水，緩衝材以外のニアフィールド構成要素による影響についても幅広く知見を得る必要がある。また，合理的なオーバーパック設計や，より信頼性の高い寿命評価を行うために，長期データを取得し，長期的な挙動を推定するとともに，環境因子による影響だけでなく材料中成分や溶接など材料因子による腐食への影響についても把握することが必要と考えられる。

これら炭素鋼オーバーパックの腐食に及ぼす影響のうち，長期健全性を損なう可能性のある現象について，その生起可能性や進展挙動を評価することが最も優先すべき課題と考えられる。まず，酸化性環境において懸念される現象としてセメントとの接触による地下水の高 pH 化の影響が挙げられる。第 2 次取りまとめでは日本における地下水条件として pH 約 10 以下を想定し，この条件において緩衝材中で炭素鋼は不動態化しにくいことから全面腐食を主要な腐食形態として評価を行った（核燃料サイクル開発機構，1999a）。しかし，処分場の建設時に人工バリア周辺にコンクリートが用いられた場合，地下水とセメントとの接触によって地下水の pH が上昇する可能性がある。たとえば軟岩系岩盤における処分ではコンクリート製支保工を人工バリア周囲に設置することが考えられており（核燃料サイクル開発機構，1999a），セメントによる地下水の高 pH 化によって炭素鋼が不動態化し，孔食，隙間腐食などの局部腐食を生じることが考えられる。一般に局部腐食の進展速度や進展の不均一性は全面腐食に比較して大きいことから（石原，1993；腐食防食協会，1993），短期破損を生じることが懸念される。したがって，セメントによる影響として高 pH 環境における炭素鋼の不動態化挙動，局部腐食挙動の評価が課題として挙げられる。

酸素が消費され，低酸素濃度雰囲気は達成された後は炭素鋼の腐食速度は非常に小さく，第 2 次取りまとめでは $10\mu\text{m y}^{-1}$ 以下と評価されている（核燃料サイクル開発機構，1999a）。しかし，このような環境においても腐食生成物の堆積によって腐食速度が著しく増加する可能性が指摘されており，優先的に取り組むべき課題と考えられる。従来，低酸素濃度雰囲気における腐食生成物は腐食を抑制すると言われているが（Simpson, 1984; Blackwood et al., 1994），マグネタイトを模擬腐食生成物として炭素鋼表面に付与すると腐食速度が増加するという報告がある（Kojima et al., 1995；兒島・辻川，1997；兒島ほか，1998）。腐食速度として最大約 1mm y^{-1} に達する可能性が指摘されており（兒島ほか，1998），炭素鋼の短期破損が懸念される。したがって，マグネタイトによる炭素鋼の腐食加速メカニズムの解明と処分環境での腐食加速の可能性の検討が必要である。

腐食生成物による腐食への影響として，腐食加速の可能性やメカニズムの検討に加えて，長期試験によって腐食速度の経時変化を確認し，腐食速度増加の有無，長期的な腐食速度を推定することも必要である。長期試験の事例として，スウェーデンの地下水条件での約 4 年にわたる試験（Smart et al., 2001），ベルギー・モルの HADES 地下研究施設粘土層での約 7 年間までの原位置試験の例（Kurstien and Van Iseghem, 1998）が挙げられる。いずれも $10^{-1}\sim 10^0\mu\text{m y}^{-1}$ のオーダーの値が得られており，低酸素濃度雰囲気での腐食速度としては妥当な値と考えられるものの，ベントナイトを用いた長期試験の事例はなく，実際の緩衝材の条件に近い環境での数年間以上の長期試験データの取得が課題である。

上記のようなオーバーパックとしての炭素鋼の適用性，長期健全性に関わる課題に加えて，人工バリアの具体的な設計，製作に反映させるための実験データの整備が必要と考えられる。これまで，オーバーパックを想定した炭素鋼材料として，既存の規格品を用い，実験データを取得してきたが，材料中成分，金属組織，熱処理など材料因子による腐食への影響を把握し，材質の最適化・合理化や材質に関わる規制に資するためのデータを整備することも必要と考えられる。特に，溶接部，熱影響部における耐食性の変化について詳細な検討が必要と考えられる。また，第 2 次取りまとめでは，ガラス固化体からの放射線による地下水の放射線分解による影響を避けるために必要なオーバーパック厚さとして保守的に 150mm の遮蔽厚さを設定したが，より合理的な厚さの設定を行うという観点から，放射線環境での腐食データの整備も課題となっている（土木学会原子力土木委員会，2004）。

以上のような個別の現象や影響に関する基礎的な検討と合わせ、原位置での実規模の人工バリアにおけるオーバーパックの腐食挙動を確認し、室内実験に基づく評価の妥当性、保守性を実証することがオーバーパックの信頼性を向上するうえで重要である。特に、実規模の人工バリアにおける緩衝材の密度の不均一性、水分分布の不均一性、緩衝材ブロック間の継ぎ目など環境条件の不均一性に起因するマクロセル腐食などの腐食局在化の可能性について実規模レベルでの実験的な確認が必要と考えられる。現在、幌延において深地層の研究施設の建設が開始されており、工学規模の原位置試験計画が検討されている(栗原ほか, 2004a)。この原位置試験に向けて試験手法を具体化するとともに、深地層の研究施設での地質環境条件に対応したオーバーパックの設計に反映させるため、幌延における地下水条件での腐食挙動に関する基礎データの取得が必要である。

以上に示した炭素鋼オーバーパックの信頼性向上およびオーバーパックの適切な設計製作に反映させるための課題は以下のようにまとめられる。図 2.1.1-1 に第 2 次取りまとめにおいて検討された炭素鋼の腐食シナリオを簡略化したものと、残された研究課題を示す。

- ① セメントによる影響の評価
- ② 腐食生成物堆積による影響の評価
- ③ 長期試験データの取得
- ④ 材料因子や溶接による腐食への影響の評価
- ⑤ 深地層の研究施設での試験手法の検討
- ⑥ 放射線による腐食への影響の評価

これらの課題のうち、平成 16 年度までは、炭素鋼オーバーパックの短期破損および、オーバーパック材料としての炭素鋼の適用性に関わる課題で、優先度が高いと考えられる①、②について、それぞれアルカリ性環境での腐食挙動評価およびマグネタイト共存下における炭素鋼の腐食挙動を重点的に取り組んだ。また、これらの課題に続き、長期健全性の信頼性向上の観点から、③についても緩衝材中における低酸素濃度雰囲気での数年間の試験結果をまとめるとともに、④に関連して一部溶接材を用いた実験および、材質を変えた実験を行い、予備的な知見を得た。⑤については、幌延における環境条件を模擬した室内試験を実施し、腐食挙動について予備的な知見を得た。平成 16 年度までの研究項目は以下のようにまとめられる。

- ・アルカリ性環境における炭素鋼の腐食挙動：①に関連
- ・マグネタイト共存下における炭素鋼の腐食挙動：②に関連
- ・緩衝材中、低酸素濃度雰囲気における炭素鋼の腐食挙動：③、④に関連
- ・幌延の深地層の研究施設を想定した環境条件における腐食挙動：⑤に関連

なお、⑥の放射線による影響については、産業創造研究所(2004)での実験的な検討例があり、今後更にデータが拡充されると考えられる。

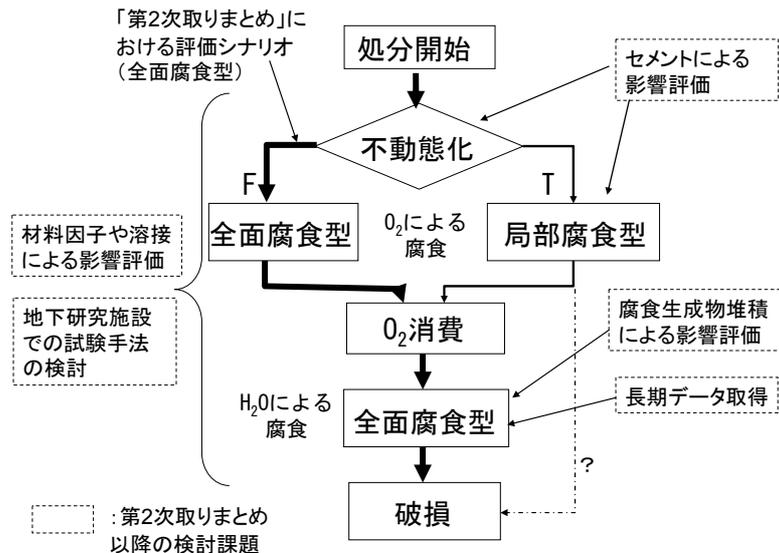


図 2.1.1-1 炭素鋼オーバーパックスの腐食シナリオと第 2 次取りまとめ以降の検討課題

(2) 研究内容

(i) アルカリ性環境における炭素鋼の腐食挙動

(a) 炭素鋼の不動態化挙動

高 pH 化した地下水がオーバーパックスに接触すると炭素鋼が不動態化し、孔食、隙間腐食などの局部腐食を生じる可能性がある (Marsh et al., 1983; 谷口ほか, 1995)。そこでセメントによる炭素鋼の腐食形態への影響を把握するため、セメントと接触させた水溶液を用いて電気化学的実験を行い、高 pH 環境における炭素鋼の不動態化条件を調べた。セメント材料として、普通ポルトランドセメント (OPC) の他、現在開発が進められている低アルカリ性セメント (Highly containing Fly ash and Silica fume Cement, HFSC, 大和田ほか, (2000)) を用い、粉碎したセメントペーストと蒸留水, NaHCO_3 水溶液 (0.1mol l^{-1}), Na_2CO_3 水溶液 (0.1mol l^{-1}) をそれぞれ液固比 100ml g^{-1} で 10 日間混合した。この上澄みを炭素鋼試験片の埋め込まれた緩衝材に浸潤させ、 80°C の条件でアノード分極測定を行った。得られたアノード分極曲線より活性溶解型か不動態型かを判定し、腐食形態を推定した。図 2.1.1-2 に第 2 次取りまとめにおいて提示された緩衝材仕様であるケイ砂混合率 30%, 乾燥密度 1.6Mg m^{-3} での炭素鋼の不動態化条件を示す。図中には第 2 次取りまとめでの評価に用いた炭酸塩溶液中およびアルカリ性水溶液中 (NaOH 水溶液, 飽和 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ に NaOH と KOH を添加した水溶液) でのデータ (谷口ほか, 1999) も示した。この図に示すように、緩衝材中で炭素鋼が不動態化しうるのは緩衝材間隙水の pH が約 10.5 以上の場合であることが示された (谷口ほか, 2002)。また、溶液を浸潤したあとの緩衝材間隙水の pH は緩衝材に浸潤前よりも低いことがわかる。これは緩衝材の主成分であるモンモリロナイト結晶端からのプロトンの脱離反応によるものと考えられる (Wieland et al., 1994)。図 2.1.1-2 より、炭素鋼の不動態化に必要な pH 条件 (10.5) がもたらされるのは緩衝材に浸潤する前の水の pH が約 13 以上の場合であり、非常に高い pH の地下水が浸潤しないかぎり緩衝材中で炭素鋼は不動態化しにくいと考えられる。炭素鋼が不動態化しうるのはセメント材料として普通ポルトランドセメントを用いた場合にほぼ限定され、低アルカリ性セメントを用いた場合には不動態化せず、局部腐食はほとんど生じないと考えられる。

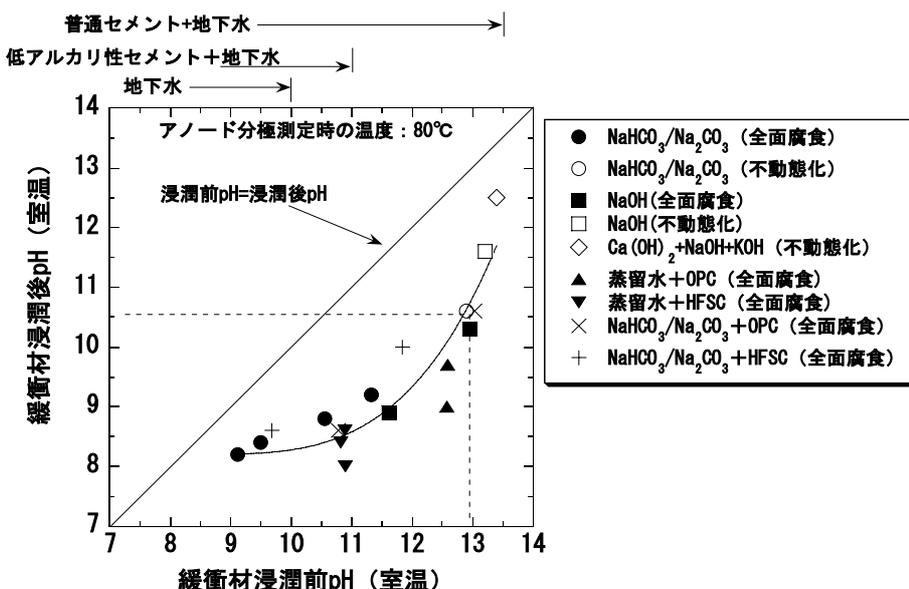


図 2.1.1-2 緩衝材中における炭素鋼の不動態化条件

(b) アルカリ性環境における炭素鋼の局部腐食進展挙動

上記 2-1-1(2)(i)(a)のとおり、第 2 次取りまとめにおける緩衝材仕様に対し、セメント材料として普通ポルトランドセメントが用いられ、緩衝材間隙水 pH が約 10.5 を超えた場合に不動態化する可能性がある。そこでセメントによる地下水の高 pH 化を想定して孔食・隙間腐食の進展挙動を実験的に検討した。セメント材料と接触した溶液および弱アルカリ性～アルカリ性の炭酸塩水溶液を用い、大気吹込み下にて浸漬試験を行った (Taniguchi et al., 2003)。セメント材料として普通ポルトランドセメントおよび低アルカリ性セメントを用い、粉碎したセメントペーストと $0.5\text{mol l}^{-1}\text{NaCl}$ 水溶液を液固比 100ml g^{-1} にて混合し、上澄み液中に炭素鋼試験片を浸漬した。炭酸塩溶液中の実験では炭酸水素ナトリウム、炭酸ナトリウムおよび水酸化ナトリウムを用いて炭酸塩濃度 0.1mol l^{-1} 以下、pH 約 8.5～13.4 の水溶液を調製し、試験片を浸漬した。温度は 80°C 、試験期間は最長 2 年間まで行った。炭素鋼試験片は直径 80mm、厚さ 2mm の円盤型 (表面積 104.6cm^2) とし、中央部には直径 20mm のポリサルフォン製隙間形成材を付与した。1 条件あたりの試験片数は 15 とし、各試験片の最大腐食深さについて Gumbel 分布関数を用いた極値統計解析を行い、オーバーパック表面積における最大腐食深さを推定するためのパラメータ (尺度パラメータ: α および位置パラメータ: λ) を求めた。

水溶液中での実験のほか、より実際の環境に近い条件として緩衝材中での実験も行った (Taniguchi et al., 2003)。緩衝材は乾燥密度 1.6Mg m^{-3} のベントナイト (30%ケイ砂混合) とし、直径 146mm の円筒形に成型加工した。実際の緩衝材中では継ぎ目やクラックなど不均一部分が存在し、この部分で不均一な腐食を生じやすいと考えられることから、緩衝材中に、継ぎ目やクラックを模擬した幅 5mm のスリットを付与した。試験溶液には、具体的な地質環境条件を想定し、幌延における地下水や海水系地下水を模擬した溶液として人工海水を用いた。また、より局部腐食を起こしやすい条件として、炭素鋼の不動態化を促進する炭酸塩 (Marsh et al., 1983) を含む水溶液 (0.1mol l^{-1} 炭酸水素ナトリウム) および、粉碎したセメントペースト (普通ポルトランドセメント、低アルカリ性セメント) を人工海水に混合した溶液も用いた。試験は大気下にて行った。

これらの実験結果の一例として平均腐食深さと孔食係数の関係を図 2.1.1-3 に示す。ここで、孔食係数は最大腐食深さを平均腐食深さ (試験片の重量減少量より算出) で除した値である。図中には全面腐食の評価に用いたデータ (石川ほか, 1992) もプロットした。また、天然水環境中の腐食データとして、土壌中の腐食試験データ (Romanoff, 1989)、熱帯環境でのデ

ータ (Southwell et al., 1976), 石油タンクの腐食データ (亀井, 1980) も示した。この図に示すように、孔食係数は平均腐食深さが大きくなるにしたがって小さくなる傾向が確認された。また、炭素鋼が不動態化して孔食や隙間腐食を起こす場合であっても、平均腐食深さ 10^{-1}mm 以上の腐食量に対する孔食係数は全面腐食での値や天然環境で観察される値とほぼ同程度になることがわかった。以上のように、セメント材料に起因する高 pH 環境によって炭素鋼が不動態化し、孔食、隙間腐食が発生しても腐食寿命に影響を及ぼすような顕著な腐食の局在化は生じにくいと考えられる。

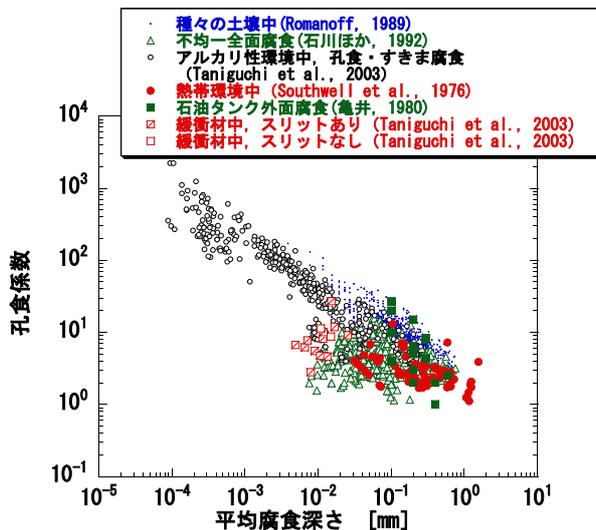


図 2.1.1-3 種々の環境における鉄鋼材料（非合金）の平均腐食深さと孔食係数の関係

緩衝材中では、いずれの条件でも試験片全面に発錆が観察されており、アルカリ性水溶液中で観察されたような典型的な不動態化と不動態皮膜の局所的破壊による局部腐食の痕跡は認められなかった。しかし、スリット近傍で孔食状の不均一な腐食が観察され、緩衝材の不均一性によって不均一な腐食が生じることが示唆された。緩衝材中におけるこのような不均一腐食について、孔食係数を求め、図 2.1.1-3 に示すように、種々の環境における値と比較した。その結果、緩衝材中における孔食係数は不均一全面腐食での値に近く、局部腐食の孔食係数の範囲を超えるデータはなかった。この結果より、実際の緩衝材中においても顕著な腐食の不均一化は生じにくいと考えられる。

次に、実験データの極値統計解析結果に基づいて実規模オーバーパックにおける最大腐食深さを平均腐食深さから推定する方法を検討した。Gumbel 分布関数による極値統計解析で得られる α , λ を用いると、指定信頼率 a (<1) における実規模オーバーパックの最大腐食深さ P_{\max} は、オーバーパック表面積 S , サンプル表面積 s を用いて以下の式で表される。

$$P_{\max} = \lambda + \alpha \ln T - \alpha \ln(-\ln a), \quad T = S/s \quad (2.1.1-1)$$

ここで、実験データの極値統計解析により、 α , λ と平均腐食深さ X_m [mm] の関係は図 2.1.1-4 のようになり、上限分布を以下の式で近似した。

$$\alpha = 0.45 X_m^{0.25}, \quad \lambda = X_m + 1.5 X_m^{0.25} \quad (2.1.1-2)$$

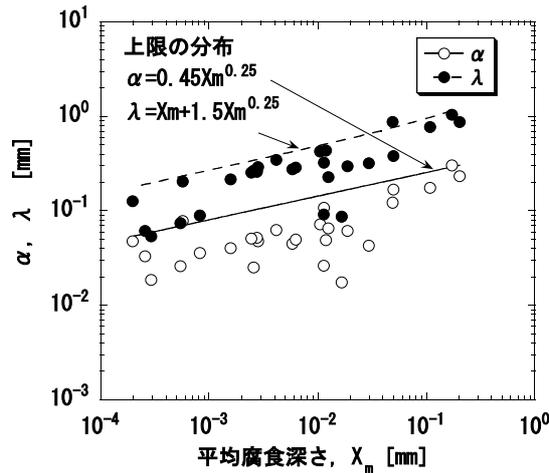


図 2.1.1-4 孔食・隙間腐食における平均腐食深さと Gumbel 分布パラメータ α , λ の関係

これと試験片の表面積 ($s=104.6\text{cm}^2$) を (2.1.1-1) 式に代入すると、最大腐食深さを推定する式は次のようになる。

$$P_{\max} = X_m + [1.5 + 0.45 \ln(S/104.6) - 0.45 \ln(-\ln a)] X_m^{0.25} \quad (2.1.1-3)$$

ここで、指定信頼率とオーバーパック表面積を設定すると、最大腐食深さと平均腐食深さの関係が求められる。例えば、指定信頼率を 0.99、オーバーパック表面積を $55,129\text{cm}^2$ と設定すると、以下の式が得られる。

$$P_{\max} = X_m + 6.4 X_m^{0.25} \quad (2.1.1-4)$$

また、石川ほか (1992) による不均一全面腐食に関する実験データ ($s=131.0\text{cm}^2$) についても同様に、以下の近似式が求められている (Taniguchi et al., 2003)。

$$\text{不均一全面腐食: } P_{\max} = X_m + [1.8 + 0.54 \ln(S/131.0) - 0.54 \ln(-\ln a)] X_m^{0.5} \quad (2.1.1-5)$$

$$\text{不均一全面腐食: } P_{\max} = X_m + 7.5 X_m^{0.5} \quad (a=0.99, S=55,129\text{cm}^2 \text{ のとき}) \quad (2.1.1-6)$$

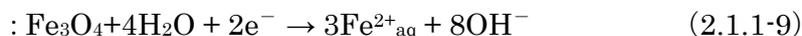
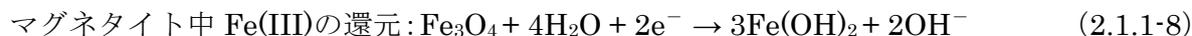
(2.1.1-6) 式は第 2 次取りまとめで用いた全面腐食の評価式に一致する。(2.1.1-4)式と (2.1.1-6) 式を比較すると、平均腐食深さ X_m が約 0.5mm 以下の場合には局部腐食の式を用いたほうが大きな値が得られるが、約 0.5mm を超えると全面腐食の式を用いたほうが大きな値が得られる。これは、局部腐食よりも全面腐食のほうが腐食の不均一化が大きいことを意味するように見えるが、実際には図 2.1.1-3 に示したとおり、約 10^{-1}mm 以上の平均腐食深さでは腐食の不均一化の程度は腐食形態に関わらずほぼ同程度になると考えられる。したがって、全面腐食、局部腐食に関わらず、これらの式による算出結果のうち、いずれか大きな値を用いれば保守的な評価となる。

(ii) マグネタイト共存下における炭素鋼の腐食挙動

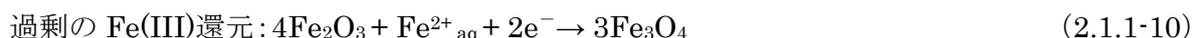
(a) マグネタイト共存下における炭素鋼の腐食機構

想定される腐食生成物のひとつとして、マグネタイトによって炭素鋼の腐食が加速される可能性を評価するうえで、マグネタイトによる腐食の加速メカニズムを把握することが重要である。マグネタイト共存下における炭素鋼の腐食におけるカソード反応として、以下に示

すように水素の発生反応と、マグネタイトまたはマグネタイト中 Fe(III)の還元反応が考えられる。



また、後述のとおり、市販の粉末試薬マグネタイトには過剰の Fe(III)を含む場合があり、例えば Fe₂O₃, FeOOH が含まれていると仮定すると、以下のような還元反応の可能性もある。



腐食機構として、(2.1.1-7) 式のような水素発生反応が主要なカソード反応である場合にはマグネタイト自体は変化せず、水素発生反応に対する触媒的な働きをしていることになるため、腐食の加速現象が生じた場合には、他の腐食抑制要因が作用しなければ長期にわたって加速現象が続く可能性がある。一方、(2.1.1-8) 式～(2.1.1-13) 式のようなマグネタイトまたはマグネタイト中 Fe(III)の還元反応が腐食加速の主な原因ならば、例え腐食加速現象が生じても Fe(III)がすべて Fe(II)に還元された後には停止すると考えられる。

このマグネタイトによる腐食の加速メカニズムについては、サイクル機構以外でも研究が行われており、現状の知見や課題が金属腐食の専門家によってレビューされている(柴田ほか, 2005)。それによると、水素発生量を測定した実験では(渡辺ほか, 1999; 春名ほか, 1999)、水素発生反応よりもマグネタイト中 Fe(III)の還元反応が支配的であると結論されている。また、水素発生反応が支配的とする結果(深谷・明石, 2001)は電気化学試験によって、水素発生反応速度に対応する電流密度の大きさを測定した実験から得られている。電気化学的手法では測定される電流値に水素発生反応以外のカソード電流が上乘せされている可能性があることも指摘されている(柴田ほか, 2005)。

サイクル機構では、水素発生量測定により腐食機構を検討した。低酸素雰囲気下での腐食に伴う水素ガス発生量を測定する方法として、溶封アンプルを用いた試験が考案され(本田ほか, 2000)、TRU 廃棄物処分における水素ガス発生量評価などに適用されている(三原ほか, 2002)。そこで、この溶封アンプルを用いて気相部酸素濃度 0.1ppm 以下の低酸素濃度条件にてマグネタイト共存下における炭素鋼の浸漬試験を行った(Taniguchi, 2002)。この実験では試験期間中に腐食によって発生した水素は全て溶封アンプル中に閉じ込められる。試験期間終了後、アンプルを気密チャンバに入れ、チャンバ内でアンプルを破壊し、アンプル内の気体をガスクロマトグラフに導入することによって水素量が測定される。このようにして求められた水素量を腐食量に換算し、試験片の重量減少量によって求められた実際の腐食量と比較することによって、腐食反応に占める水素発生反応の割合を評価した。更に、試験前後のマグネタイトの Fe(III)/Fe(II)比を分析し、Fe(III)の還元による腐食量も見積もった。マグネタイトには一般的な粉末試薬を用い、試験片 1cm²あたり 0.2g, 0.6g 添加した。試験前のマグネタイトの Fe(III)/Fe(II)比の分析結果は 2.7～3.2 であり、化学量論的に求められる値 2.0 よりも大きな値が得られた。したがって、過剰の Fe(III)が粉末試薬中に含まれている

と考えられる。実験にあたっては、試験溶液として蒸留水、 0.5mol l^{-1} NaCl 水溶液および 0.01mol l^{-1} NaHCO_3 水溶液を用い、温度 80°C にて 30 日間および 90 日間浸漬させた。

試験結果の一例として 0.5mol l^{-1} NaCl 中試験におけるマグネタイト量と腐食速度の関係を図 2.1.1-5 に示す。マグネタイトを付与しない場合に比較してマグネタイトを与えた場合のほうが明らかに腐食速度は大きく、マグネタイト量が多いほど腐食速度は大きくなった。また、時間とともに腐食速度は小さくなった。水素発生量から算出された腐食速度と重量減少量から算出された腐食速度を比較すると後者のほうが明らかに大きいことから、水素発生反応以外のカソード反応として Fe(III) の還元反応が大きく寄与していることが示唆される。そこでマグネタイト中の Fe(III) 減少量から腐食速度を求め、水素発生量による腐食速度と合わせて、重量減少から得られた値と比較した。その結果を図 2.1.1-6 に示す。水素発生量から算出された腐食速度のみでは重量減少量による腐食速度を説明できないが、Fe(III)/Fe(II) 比の変化量から算出された腐食速度と合算すると、ばらつきは認められるが、重量減少量から得られた腐食速度と概ね一致した。この図より、マグネタイト共存下における腐食において、水素発生反応とマグネタイト中 Fe(III) の還元反応の両方が生じていることがわかった。また、この実験条件では主たるカソード反応はマグネタイト中 Fe(III) の還元によるものであり、水素発生反応の寄与は 30% 程度と小さいことがわかった。

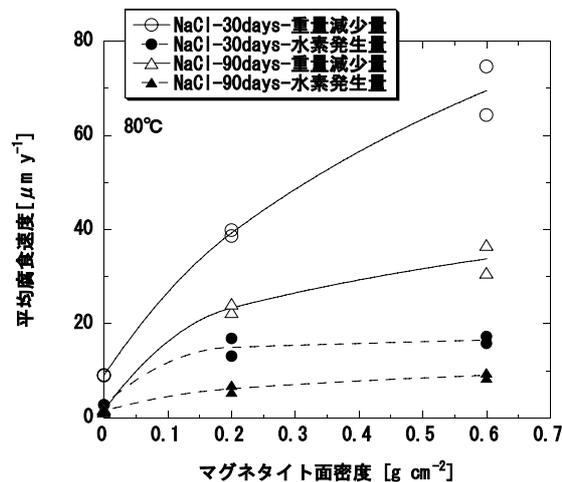


図 2.1.1-5 マグネタイト量と炭素鋼の腐食速度の関係

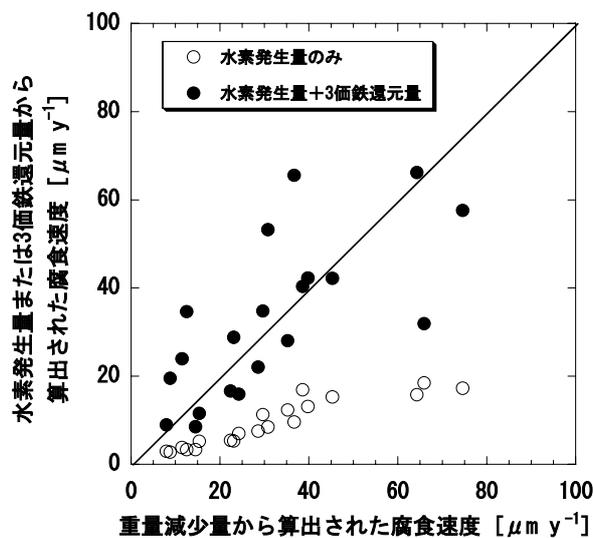


図 2.1.1-6 炭素鋼の重量減少量、水素発生量、Fe(III)還元量から得られた腐食速度の比較

(b) Fe(III)/Fe(II)比による腐食機構への影響

上記のとおり、一般試薬の粉末マグネタイト共存下における炭素鋼の腐食機構として、大部分は Fe(III)の還元反応が占めることがわかった。しかし、この試験で用いられたマグネタイトには過剰の Fe(III)が含まれており、Fe(III)の消費に伴い、腐食反応に占める Fe(II)還元反応の寄与分も変化する可能性が指摘されている（柴田ほか、2005）。そこで、模擬腐食生成物として過剰の Fe(III)を含まない高純度マグネタイト（純度 99.9%以上）を用いて溶封アンプル中の浸漬試験を行った。また、マグネタイトのほか、Fe(II)酸化物 (FeO) および Fe(III)酸化物 (γ -Fe₂O₃) をそれぞれ混合した条件での試験を行い、模擬腐食生成物中 Fe(III)/Fe(II)比による腐食機構への影響を調べた。試験前の模擬腐食生成物中の Fe(III)/Fe(II)比として、0.16~8.09（実測値）の範囲の試料を調製した。模擬腐食生成物の添加量は試験片 1cm²あたり 0.6g とした。試験溶液としては 0.5mol l⁻¹ NaCl 水溶液を用い、温度 80°C で 90 日間浸漬させた。

試験結果として、腐食速度の模擬腐食生成物中 Fe(III)/Fe(II)比の依存性および水素発生反応寄与率の同 Fe(III)/Fe(II)比の依存性を図 2.1.1-7 に示す。水素発生反応の寄与率は水素発生量から得られた腐食速度の重量減少量から得られた腐食速度に対する比として求めた値である。模擬腐食生成物の添加によって重量減少量から算出された腐食速度は増加し、Fe(III)/Fe(II)比が約 2 を超えると、腐食速度が著しく大きくなった。一方、水素発生量から算出された腐食速度は模擬腐食生成物の添加によって増加したが、Fe(III)/Fe(II)比の大きさによる依存性は認められなかった。水素発生反応の寄与率については、Fe(III)/Fe(II)比が 2 以下では 50%以上となったが、2 を超えると、急激に低下し、約 30%以下となった。以上の結果から、数十倍以上の著しい腐食速度の増加は模擬腐食生成物中、Fe(III)/Fe(II)比が約 2 以上の場合に起こり、このときの腐食機構は Fe(III)の還元反応が主であると考えられる。また、Fe(III)/Fe(II)比が約 2 以下でも数倍~10 倍程度は腐食速度が増加する可能性があり、このときの腐食機構は 50%以上が水素発生反応によるものと考えられる。

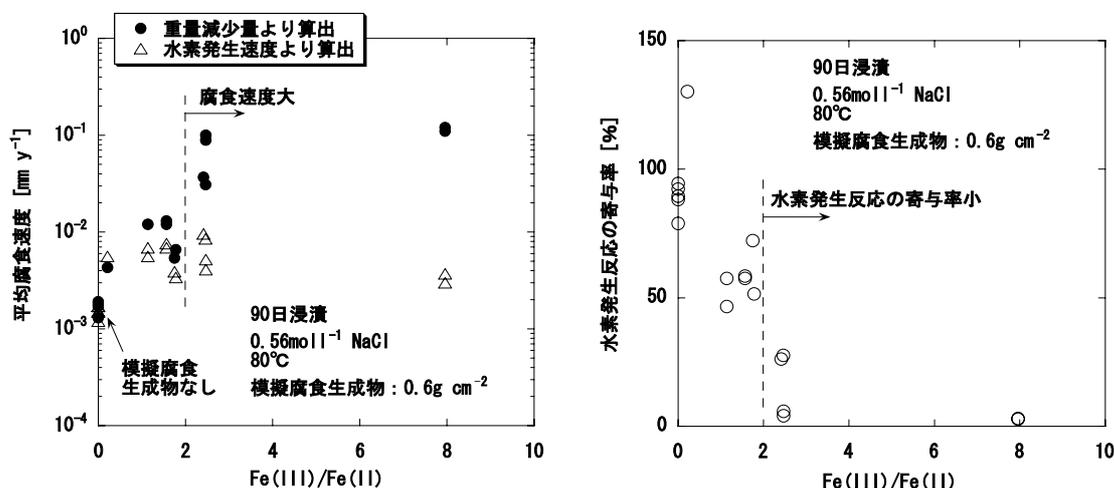


図 2.1.1-7 炭素鋼の腐食速度の模擬腐食生成物中 Fe(III)/Fe(II)比依存性および水素発生反応寄与率の同 Fe(III)/Fe(II)比依存性

(c) 水素発生反応速度の経時変化

上記 2.1.1(2)(ii)(b)のとおり、Fe(III)/Fe(II)比が約 2 以下の場合に水素発生反応の寄与が大きくなる。腐食速度の増加の程度は Fe(III)/Fe(II)比が約 2 以上の場合に比べて小さいものの、水素発生反応の増加が長期にわたって継続すると、寿命への影響が無視できなくなる。上記の溶封アンプルを用いた試験では、試験期間を通して発生したトータルの水素量は把握できるが、水素発生速度の経時変化は測定できない。そこで、ガスフロー型の試験装置（西村ほ

か、2003) を用い、マグネタイト共存下において腐食によって発生した水素発生量をモニタリングした。試験容器内に腐食によって発生した水素ガスをキャリアガス (アルゴンガス) によって大気圧イオン化質量分析装置 (API-MS) に導入し、濃度を分析することによって水素発生速度を測定した。マグネタイトとして、過剰の Fe(III) を含まない高純度マグネタイト (Fe(III)/Fe(II)比: 実測値 1.5) を用いた。

試験の結果、図 2.1.1-8 に示すように、炭素鋼とマグネタイトを接触させると、炭素鋼単独の場合に比べて水素発生速度は大きくなったが、マグネタイトのみ (炭素鋼なし) の場合にも水素が発生していた。これは高純度マグネタイト中に不純物として微量含まれる金属鉄によるものと考えられる。このマグネタイトのみの水素発生速度を差し引いた分をマグネタイト共存下での炭素鋼の腐食速度として、炭素鋼単独のみの場合と比較した。その結果を図 2.1.1-9 に示す。炭素鋼-マグネタイト共存系での水素発生速度 $H_{\text{mag+cs}}$ から、マグネタイトのみの水素発生速度 H_{mag} を引き、更に炭素鋼のみの腐食速度 H_{cs} を引くと ($H_{\text{mag+cs}} - H_{\text{mag}} - H_{\text{cs}}$)、左の縦軸に示すように、マグネタイト共存による腐食速度増加分が求められる。また、炭素鋼のみの腐食速度で割ると ($(H_{\text{mag+cs}} - H_{\text{mag}}) / H_{\text{cs}}$)、右の縦軸に示すように何倍の腐食加速が生じたのかが求められる。浸漬開始から 100~120 日までは最大約 10 倍程度の腐食速度の増加が認められたが、120 日以降、加速現象は認められなかった。マグネタイトのみの試料からの水素発生速度が大きいいため、厳密な評価は困難であるが、水素発生反応の加速が、長期間にわたって持続することはないと考えられる。腐食生成物にはカソード反応を促進する作用のほか、アノード反応を抑制する作用があり (西村・小玉, 2002)、一般に腐食速度は一定値に収束するか、経時的に低下する。本試験においても浸漬開始初期には研磨された炭素鋼表面がむき出しになっており、マグネタイトによるカソード反応の促進作用によって水素発生反応の増加が認められたものと考えられる。時間とともに皮膜が形成されることによって、腐食抑制作用のほうが卓越し、腐食加速が停止したのと考えられる。

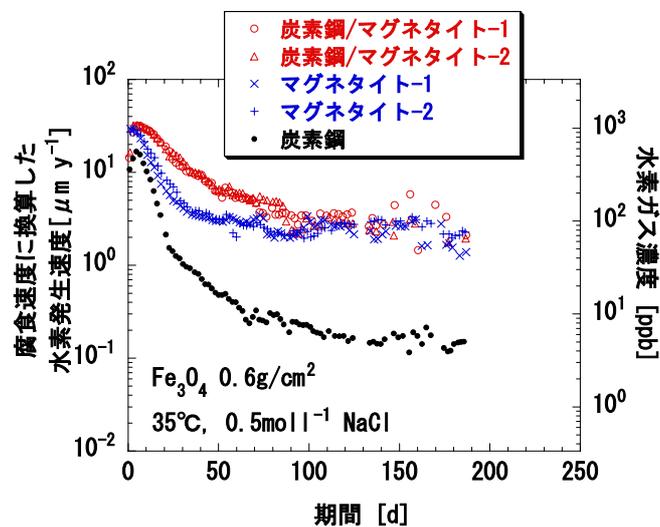


図 2.1.1-8 炭素鋼-マグネタイト共存下における水素発生速度の経時変化

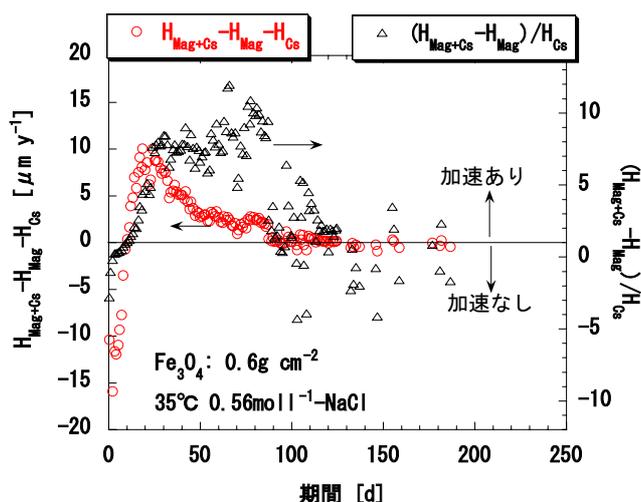


図 2.1.1-9 炭素鋼-マグネタイト共存下における水素発生反応の加速挙動

(d) 処分環境におけるマグネタイトの生成と腐食寿命への影響

緩衝材中、低酸素濃度雰囲気（気相部酸素濃度 1ppm 以下）における炭素鋼の浸漬試験では、後述のとおり X 線回折によりシデライト (FeCO_3) または $\text{Fe}_2(\text{OH})_2\text{CO}_3$ のような Fe(II) の炭酸塩化合物が腐食生成物として観察されており、これまでの実験データからはマグネタイトの生成は確認されていない (Taniguchi et al., 2004)。熱力学的な検討結果からも、ある程度の濃度の炭酸塩を含む中性～弱アルカリ性の環境において、水素発生電位付近ではマグネタイトよりこれらの炭酸塩を含む化合物が安定であることがわかっている (Taniguchi, 2002)。高 pH 環境については、pH12 の条件における緩衝材中での浸漬試験の例があり、シデライト (FeCO_3) の生成が確認されている (青山ほか, 2005)。また、對馬ほか (2003) は、マグネタイト皮膜を付与した炭素鋼試験片の浸漬試験を圧縮ベントナイト中で行い、浸漬後にマグネタイト皮膜が消失してシデライト (FeCO_3) と $\text{Fe}_2(\text{OH})_2\text{CO}_3$ が生成することを確認している。以上のことから、酸素が消費された後に緩衝材中でマグネタイトが生じることは考えにくい。シデライト皮膜は腐食の進展を抑制するといわれている (Yamakawa, 1998)。また、緩衝材中の浸漬試験においてシデライト皮膜の形成された炭素鋼の腐食は抑制されることが確認されている (Taniguchi et al., 2004)。

一方、処分後初期の酸素が存在する期間においてマグネタイトが生成する可能性がある。しかし、Fe(III)の生成量の上限は酸素量から見積もることができるため、Fe(III)から Fe(II)への還元による腐食量も見積もることができる。また、第 2 次取りまとめで行ったように酸素による腐食を全て Fe(II)としての腐食と仮定すると、Fe(III)の還元による腐食量は酸素による腐食量に含められるため、腐食量として新たに合算する必要はなく、水素発生反応による腐食加速分を見積もればよい。

腐食生成物の Fe(III)/Fe(II)比がマグネタイトの化学量論比 2 を超えるような、過剰の Fe(III)が含まれているときには、前述の実験結果から水素発生反応の寄与率を 30%とすると、Fe(III)の還元による腐食量の 3/7 程度の水素発生反応が生じる可能性がある。ここで、軟岩系岩盤縦置き方式の人工バリアシステムにおいて、オーバーパック周囲の酸素量から Fe(III)としての腐食量は 1.2mm となる (Taniguchi, 2002)。この Fe(III)の Fe(II)への還元による腐食量を求めると、すべて還元されたとして 0.59mm となる。この 3/7 の水素発生反応が更に生じると仮定すると、腐食量は 0.26mm となる。これがマグネタイトによる腐食加速分と見なされる。トータルの腐食量は 2.05mm (1.2mm + 0.59mm + 0.26mm) となり、腐食の不均一化を考慮して 2.1.1-6 式より最大腐食深さを求めると約 13mm となる。これは従来の評価結果から 1mm 増加した程度であり、腐食代に数 mm 以上の余裕代があれば寿命への影響はほとんど無視できる。なお、Fe(III)の還元による腐食は Fe(III)/Fe(II)比が 2 に達した後

は停止する可能性もあるが（青山ほか，2005），緩衝材中ではマグネタイト皮膜が消失して FeCO_3 と $\text{Fe}_2(\text{OH})_2\text{CO}_3$ が堆積するという報告もあるため（對馬ほか，2003），ここでは保守的に全ての $\text{Fe}(\text{III})$ が還元されるという仮定を置いた。

(iii) 緩衝材中，低酸素濃度雰囲気における炭素鋼の腐食挙動

第2次取りまとめでは，水溶液環境における炭素鋼の腐食挙動に及ぼす環境因子の影響を検討するとともに（本田ほか，1997），気相部酸素濃度 1ppm 以下の低酸素濃度条件下にて緩衝材中での浸漬試験を行い，炭素鋼の平均腐食速度を保守的に $10\mu\text{m y}^{-1}$ と設定して寿命評価を行った（核燃料サイクル開発機構，1999a）。その後，海水系のほか，より希薄な溶液系でのデータや，温度の異なる条件でのデータなどを取得してデータを拡充するとともに，これまでのデータのとりまとめを行った（Taniguchi et al., 2004）。試験溶液として，ASTM規格の人工海水，人工地下水1（ $2.5\text{mmol l}^{-1} \text{NaHCO}_3 + 2.5\text{mmol l}^{-1} \text{NaCl}$ 水溶液），人工地下水2（ $0.1\text{mol l}^{-1} \text{NaHCO}_3 + 0.56\text{mol l}^{-1} \text{NaCl}$ 水溶液）の3種類の水溶液を用いた。温度は 50°C および 80°C にて行った。緩衝材は第1次取りまとめ（動力炉・核燃料開発事業団，1992）での緩衝材仕様（乾燥密度 $\rho = 1.8\text{Mg m}^{-3}$ ，ケイ砂なし）と第2次取りまとめ（核燃料サイクル開発機構，1999a）での緩衝材仕様（乾燥密度 $\rho = 1.6\text{Mg m}^{-3}$ ，ケイ砂を30%混合）とした。また，これらの環境条件を変えた試験のほか，炭素鋼材質による影響を確認するため，圧延材（SM400B）と鍛鋼品（SFVC1）および，溶接部を有する試験片を用いた実験を行った。溶接試験片については板厚 50mm の鍛鋼品（SFVC1）を電子ビーム溶接（EBW）により接合した供試材から切り出した。

試験結果として，図 2.1.1-10 にこれまでに得られた低酸素濃度雰囲気における緩衝材中での炭素鋼の腐食深さの経時変化を示す。浸漬期間 1 年未満のデータは十分ではないが，図中には 1 年間までと 1 年以降に分けて腐食深さの変化の直線を最小自乗法により求め，その傾きから得られた腐食速度も示した。浸漬後 1 年までは比較的腐食速度が大きく，今回の実験条件の範囲では約 $4\sim 18\mu\text{m y}^{-1}$ の値となった。また，実験条件によって腐食速度も異なる値を示した。特に，緩衝材仕様によって腐食速度が異なり，第1次取りまとめ仕様の緩衝材に比較して第2次取りまとめ仕様の緩衝材のほうが大きな値を示した。緩衝材仕様による影響については，乾燥密度とケイ砂混合率をパラメータとした実験が行われており（谷口ほか，2004），乾燥密度 $1.0\sim 1.6\text{Mg m}^{-3}$ の範囲では腐食速度は密度による影響を受けず， 1.6Mg m^{-3} を超えると急激に低下することがわかっている。また，ケイ砂混合率については 50% までは腐食速度への影響が小さいことがわかっている。この結果から，第1次取りまとめ仕様と第2次取りまとめ仕様の緩衝材での腐食速度の違いは密度の違いによるものと考えられる。

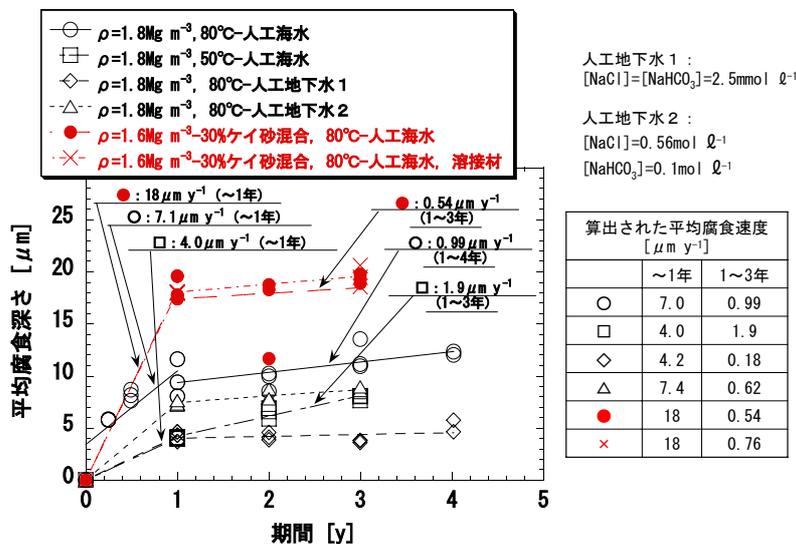


図 2.1.1-10 緩衝材中，低酸素濃度雰囲気における炭素鋼の平均腐食深さの経時変化

浸漬後 1 年以降はほとんどの条件で腐食の進展が急激に抑制され、腐食量の増加は 2～3 年間で数 μm 程度となった。この 1 年以降の腐食深さの変化の傾きより、温度 80°C の条件での腐食速度は $1\mu\text{m y}^{-1}$ 以下と見積もられた。一方、試験温度 50°C の条件では、浸漬 1 年間までは腐食速度が最も小さく約 $4\mu\text{m y}^{-1}$ の値であったが、1 年以降の腐食の進展は他の条件よりも大きく、約 $2\mu\text{m y}^{-1}$ の腐食速度が見積もられた。なお、今回の試験条件の範囲では炭素鋼材質、溶接による影響は、認められなかった。また、溶接部近傍において不均一な腐食や選択的な腐食の生じた形跡はなく、均一な全面腐食が観察された。

浸漬試験後試験片の表面を観察すると、図 2.1.1-11 に一例を示すように温度 80°C の実験では試験片表面に緻密で密着性のよい皮膜の形成が観察されたが、 50°C の条件では皮膜がうろこ状に表面に付着した様子であり、密着性が劣っているように見える。このように、表面に形成される皮膜の保護性によって長期的な腐食速度は異なるものと考えられる。本実験で用いた試験片表面について窒素雰囲気を維持した状態で皮膜の X 線回折を行った結果、いずれの条件でも FeCO_3 (シデライト) または $\text{Fe}_2(\text{OH})_2\text{CO}_3$ が同定された。これは對馬ほか (2003) の結果と一致する。温度 50°C での実験では十分な皮膜が形成されていないため、腐食生成物は同定されなかった。炭酸塩環境における炭素鋼の腐食では FeCO_3 の沈殿と溶解が大きな影響を与えるとされており、 FeCO_3 の溶解度は高温ほど小さい (Yamakawa, 1998)。したがって、 50°C の条件では 80°C の場合よりも炭素鋼表面に沈殿皮膜が形成されにくかったと推定され、長期的な腐食速度が比較的大きい値を示した可能性がある。

以上のように、種々の条件を設定して行った本実験の範囲では低酸素濃度雰囲気下の緩衝材中における炭素鋼の腐食速度は初期の $4\sim 18\mu\text{m y}^{-1}$ から約 $0.2\sim 2\mu\text{m y}^{-1}$ まで低下することが確認された。更に腐食速度が低下する可能性もあるが、ここでは $0.2\sim 2\mu\text{m y}^{-1}$ の速度が維持されるものと仮定して図 2.1.1-10 の 1 年以降の近似直線を外挿することによって腐食量を推定した。図 2.1.1-12 に示すように、1,000 年間の腐食量は 2mm 以下であり、第 2 次取りまとめにおける低酸素濃度雰囲気での平均腐食深さ評価値 (10mm/1,000 年) に達するのは約 5000 年以上経過後である。また、この推定結果は、低酸素濃度条件と推定される環境に置かれた考古学的鉄製品の腐食調査から評価された腐食量 (Honda et al., 2003) と概ね整合する。実際の処分環境においても本実験で得られたような腐食速度まで低下することが確認されれば、1,000 年間の設計寿命に対して、より長期の寿命を期待することが可能と考えられる。

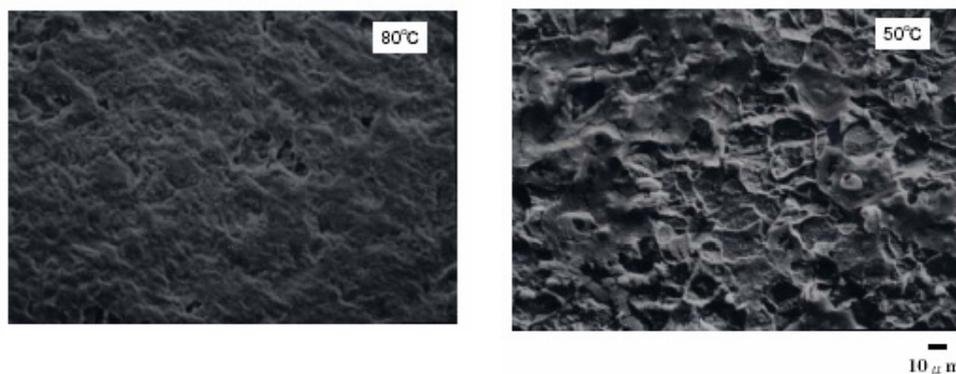


図 2.1.1-11 低酸素濃度雰囲気下、緩衝材中における炭素鋼の浸漬試験後試験片の走査電子顕微鏡 (SEM) 観察結果 (一例: 人工海水 $\rho=1.8\text{Mg m}^{-3}$, SM400B, 3 年間浸漬)

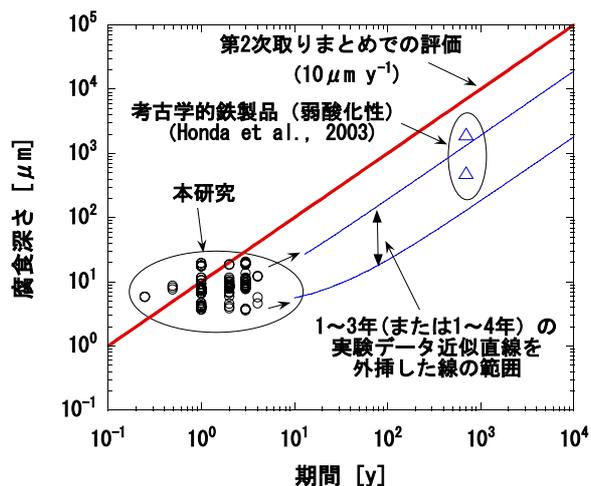


図 2.1.1-12 室内試験データに基づく長期予測とナチュラルアナログデータとの比較

(iv) 幌延の深地層の研究施設を想定した環境条件における腐食挙動

(a) 腐食形態

幌延の深地層の研究施設計画で採取された地下水の実測値から推定された地下水組成によると、pH は約 6~7 のほぼ中性条件であり、トータルの炭素が約 $0.1 \text{ mol } \ell^{-1}$ 以下と推定されている（核燃料サイクル開発機構，2004）。これには溶存したメタンも含まれており、炭素鋼の不動態化を促進する代表的な化学種である炭酸塩の濃度はこれ以下と考えてよい。これまでの実験データから（谷口ほか，2002），この地下水が浸潤した緩衝材中において，明らかに炭素鋼は不動態化せず全面腐食を受けると考えられる。また，セメントと接触した場合には，図 2.1.1-2 のとおり，pH 約 13 以上に達しない限り不動態化せず全面腐食を受けると考えられる。幌延における地下水は海水系であり，炭素鋼の不動態化を阻害する塩化物イオン濃度が約 $0.1 \sim 0.4 \text{ mol } \ell^{-1}$ と比較的高い。したがって，幌延における地下水環境では，より不動態化しにくいと考えられる。

ここで，幌延における地下水組成を模擬した水溶液および幌延の深地層の研究施設計画で採取された地下水を用いてアノード分極測定を行い，腐食形態を推定した。模擬地下水として，炭酸カルシウムを飽和させた $0.28 \text{ mol } \ell^{-1}$ NaCl 水溶液を用い，溶液には 0.05 MPa 炭酸ガスと 0.05 MPa 窒素ガスの混合ガスを吹き込んだ。試験溶液の pH（室温での値）は，模擬溶液が 6.4，実際に採取された地下水が 6.8 となった。また，セメントによる影響を確認するため，模擬地下水に普通ポルトランドセメント（OPC）および低アルカリ性セメント（HFSC）をそれぞれ液固比 $100 \text{ ml } \text{g}^{-1}$ で混合し，10 日間接触させた溶液を用いた実験も行った。セメントと接触後の模擬地下水の pH は，12.3（OPC），10.9（HFSC）となった。試験結果を図 2.1.1-13 に示す。地下水および模擬地下水中では，緩衝材の有無に関わらず活性溶解型の分極挙動を示し，不動態化に対応する電流値の減少は観察されなかった。セメントと接触させた溶液中では，緩衝材が共存しない条件では不動態化に伴う電流密度の低下と局部腐食発生に対応した電流密度の増加が認められた。しかし，緩衝材共存系では，活性溶解型の分極挙動を示し，不動態化しなかった。以上の結果より，幌延地下水環境において，緩衝材中では炭素鋼は不動態化しにくく，全面腐食を受けると考えられる。

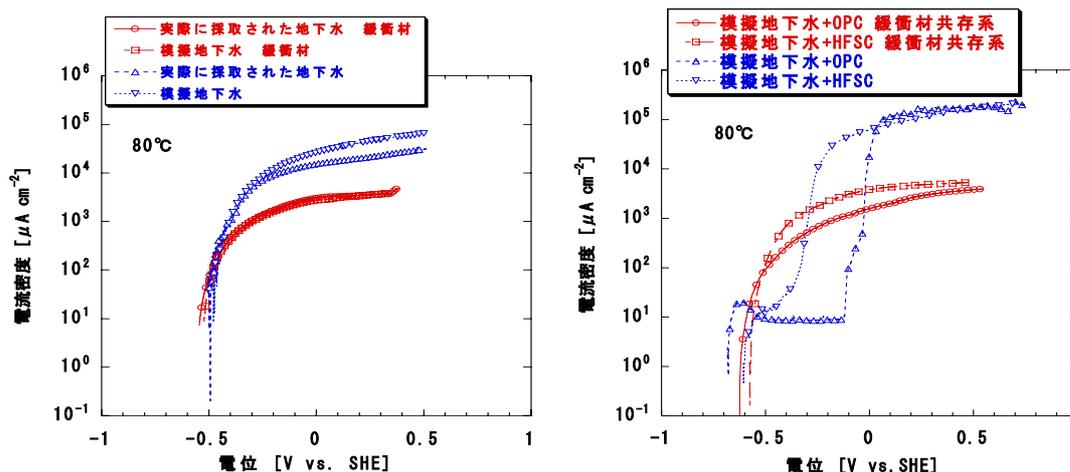


図 2.1.1-13 幌延の地下水条件における炭素鋼のアノード分極測定結果

(b) 酸化性雰囲気における腐食挙動

上記のとおり、海水系地下水における腐食形態は全面腐食と考えられ、顕著な腐食局在化は生じないと予想される。また、海水系地下水における緩衝材中での実験からも、緩衝材中に継ぎ目やクラックなど不連続部分が存在しても顕著な腐食局在化は生じにくいことが確認されている (2.1.1(2)(i)(b)参照)。したがって、緩衝材、埋め戻し材仕様から酸素量を求めて平均腐食深さを算出し、(2.1.1-3) 式～(2.1.1-6) 式など室内試験に基づく経験的モデルによって評価が可能と考えられる。今後、幌延における地下水条件での腐食データを得ることにより、実際の地質環境条件に対応した評価が可能と考えられる。

(c) 低酸素濃度雰囲気における腐食挙動

幌延の地下水環境に比較的近い人工海水系での腐食データによると、図 2.1.1-10 のとおり、期間 1 年間までは腐食速度が比較的大きい。しかし、緻密な皮膜が形成されることによって腐食速度は抑制されるものと考えられる。既往の人工海水系でのデータに基づいて腐食速度を概略的に推定すると、前述のとおり、腐食に伴って皮膜が形成され、長期的には数 $\mu\text{m y}^{-1}$ 以下にまで低下すると予想される。しかし、幌延地下水条件での長期間の腐食データが得られていないことを考慮すると、寿命評価上は第 2 次取りまとめと同様、保守的に $10\mu\text{m y}^{-1}$ 程度の腐食速度を設定することが妥当と考えられる。今後、幌延の地下水条件での腐食データを得ることにより、実際の地質環境条件に対応した評価が可能と考えられる。

(3) 結論

炭素鋼オーバーパックの腐食挙動に関する研究成果は以下のようにまとめられる。

- セメントによる地下水の高 pH 化については、低アルカリ性セメントの使用によって局部腐食を避けることが可能であることを示した。また、仮に普通ポルトランドセメントを使用して局部腐食が起こった場合でも短期破損を起こすような顕著な腐食局在化は生じにくいことが示された。このように、現状の実験データの範囲ではセメントによる寿命への影響は小さいことがわかった。
- マグネタイトによる腐食加速についてはその長期的な影響は小さく、炭素鋼のオーバーパック材料としての適用性を阻害する現象にはならないと考えられる。
- 低酸素濃度条件での長期試験データが拡充されるとともに、ナチュラルアナログ研究結果との比較が行われた。種々の実験条件を設定して取得されたデータに基づく腐食速度は約 $2\mu\text{m y}^{-1}$ 以下であり、第 2 次取りまとめにおける寿命評価での平均腐食速度の設定値 10

$\mu\text{m y}^{-1}$ が十分保守的であることが確認された。実際の処分環境においても本実験データと同等以下の腐食速度であることが確認されれば、設計寿命の1,000年間を超える寿命が期待できると考えられる。また、低酸素濃度雰囲気における溶接部の腐食挙動について予備的な検討を行い、腐食速度については母材とほぼ同等となることの見通しを得た。

- ・ 幌延の深地層の研究施設を模擬した環境での炭素鋼の腐食形態を実験的に確認した。その結果、炭素鋼は不動態化しにくく、全面腐食を受けることを示した。また、これまでの室内試験データに基づく腐食量評価が幌延の地下水環境に対しても適用できることが示唆された。

以上のように、第2次取りまとめ以降、より信頼性の高い評価が望まれていた短期破損の原因となりうる現象（セメント影響、マグネタイト影響）についてその挙動を検討した結果、長期健全性への影響は小さいことが示された。また、腐食量評価についても第2次取りまとめでの評価手法、評価結果の妥当性、保守性が確認された。

(4) 今後の課題

これまでは主に環境因子による影響に着目した検討が行われてきた。しかし、具体的なオーバーパック設計・製作に向け、溶接影響、材料中成分など材料因子による腐食挙動への影響を評価することが重要である。材料中成分による影響については低合金鋼を想定した基礎的な研究が行われており（対馬ほか, 2003）、更に基礎データを充実させることが必要である。溶接影響については実際のオーバーパック製作に適用可能な溶接技術・検査の整備が進められており（原子力環境整備促進・資金管理センター, 2005）、そのような知見を活用しつつ実規模オーバーパックを想定した溶接条件に基づく封入部の腐食挙動の調査が必要である。

セメントによる影響に関しては、高 pH 環境における応力腐食割れの可能性の評価が挙げられる。これには溶接影響、材料中不純物など材料因子による影響を考慮して評価することが重要である。

オーバーパックの長期信頼性をより向上させるためには腐食生成物堆積による影響を含め、更に長期データを取得することが望まれる。通常室内試験での期間（数年まで）とナチュラルアナログデータ（数百年以上）の中間的な期間（10年～20年）程度までの長期試験データの取得が必要であろう。

幌延の深地層の研究施設における試験に向けた課題としては、幌延の地下水条件における腐食挙動の実験的検討および、腐食モニタリング手法の具体化の検討が挙げられる。腐食モニタリング技術については、交流インピーダンス法など比較的実績の多い手法のほか、電気化学ノイズ解析による手法の開発が進められており（Haruna et al., 2003; 水流・柳沼, 2003）工学的規模での適用性など原位置試験を想定した検討が必要である。

2.1.2 代替オーバーパックスの腐食挙動

(1) はじめに

幅広い地質環境条件に対して柔軟に対応する観点から、第2次取りまとめにおいて炭素鋼以外の代替オーバーパック材料の検討が行われた。事業の実施、規制の両方の観点からも、処分地の環境条件に応じた適切なオーバーパックを設計する必要性が指摘されている（原子力発電環境整備機構，2004；原子力安全委員会，2000）。代替材料として、これまで、日本と処分概念の類似した国におけるオーバーパックまたは処分容器の候補材料を参考として、チタンおよび銅を対象として処分環境条件での腐食挙動の検討が行われてきた（核燃料サイクル開発機構，1999a）。

チタンはほとんどの天然水環境で不動態化し、局部腐食が発生しないかぎり腐食速度は極めて小さいという特徴を有する。この特徴を生かすには局部腐食の起こらない環境でチタン材料を使用することが重要である。したがって、局部腐食の生起条件の把握が優先課題として位置づけられ、実験的検討が行われた。第2次取りまとめでは、局部腐食の中で最も発生しやすい隙間腐食について、再不動態化法によりその発生条件を実験的に検討した（核燃料サイクル開発機構，1999a）。隙間腐食の発生条件については種々のチタン合金の実験データが整備されつつあり（Nakayama et al., 2002）、環境条件に応じて適切な合金を選択することによって隙間腐食を避けることが可能な見通しが得られている。隙間腐食以外にチタンオーバーパックに生じうる腐食損傷形態として、水素脆化が挙げられ、主に酸素が消費された後の低酸素濃度環境でその可能性がある。第2次取りまとめでは既往の文献データに基づいて水素脆化の可能性を検討し、1,000年間程度は水素脆化が生じるほどの水素吸収は生じないことが示された（核燃料サイクル開発機構，1999a）。しかし、水素脆化については低酸素濃度条件での水素発生・吸収挙動など腐食挙動を含めて知見が十分ではない。低酸素濃度環境では皮膜の耐食性が劣化することを示唆する報告もあり（Azumi et al., 2000）、より信頼性の高い評価が必要である。

銅は一般的に酸素のない環境で熱力学的に安定（Brookins, 1988）というオーバーパックの長期健全性にとって優れた特徴を有する。したがって、酸素による腐食挙動を評価し、適切な腐食代を設定すれば極めて長い寿命を期待できる。しかし、硫化物の存在する環境ではこの性質を失うため（Brookins, 1988）、硫化物による腐食への影響についても検討が必要である。第2次取りまとめでは、酸素による腐食と硫化物による腐食を考慮し、海外での銅オーバーパックの研究事例（Bresle et al., 1983; King and LeNeveu, 1991）を参考に主に既往の文献データを用いて概略的な腐食寿命評価を行った。その結果、1,000年間の腐食深さは40mm以下と評価された（核燃料サイクル開発機構，1999a）。しかし、日本における地下水化学条件を想定した実験データが少なく、電気化学特性、局部腐食の発生条件、腐食速度などの基礎データの取得が重要である。また、これらの実験データに基づく銅オーバーパックの寿命評価手法を検討する必要がある。

チタンおよび銅は、オーバーパックまたは処分容器の候補材料として、諸外国での研究例はあるが、材料としての使用条件や想定する環境条件などが異なり、日本におけるオーバーパック材料としての評価に適用可能な知見は限られている。チタンはカナダにおいて処分容器材料として検討されており、隙間腐食、水素脆化に関するデータが取得されている（Bailey et al., 1996; Noel et al., 1996）。しかし、隙間腐食の発生を前提としており、それによる腐食進展や水素吸収を想定しているため、隙間腐食が発生しない不動態の健全な状態での腐食や水素吸収挙動については詳細な検討がなされていない。銅はカナダ、スウェーデン、フィンランドにおいて候補材料とされており、長期腐食挙動に関する知見がまとめられている（King et al., 2001）。それによると、銅の均一腐食については緩衝材中の酸素、銅腐食生成物の輸送に基づいたモデルによる評価が行われている。局部腐食については生起条件や腐食機構について基礎的な検討は行われているが、長期的な腐食量はナチュラルアナログ研究や

土壤中データに基づいて推定されている。また、硫化物による腐食については、電気化学的挙動に及ぼす影響 (Gennero De Chialvo and Arvia, 1985; Escobar et al., 1999), pH と酸素濃度による影響 (Mor and Beccaria, 1975) などの検討例がある。しかし、酸素濃度の低い環境での腐食挙動を長期の試験によって確認した例はなく、銅オーバーパック腐食量を推定できるほど実験データが十分とはいえない。

以上のことから、チタンについては水素脆化に関する実験データの整備とそれに基づくより信頼性の高い評価が課題と考えられる。銅については酸素による腐食と硫化物による腐食について、実験データの整備と実験データに基づく評価が課題と考えられる。これらの課題に対して、平成 16 年度までに以下の事項について実験的検討を主に実施した。

- ・低酸素濃度雰囲気におけるチタンの腐食速度 (水素発生速度) と水素吸収挙動
- ・水素脆化の生起条件と水素脆化によるチタンオーバーパック破損の可能性
- ・酸化性環境での銅の腐食形態と腐食局在化
- ・銅の腐食に及ぼす硫化物濃度の影響

(2) 研究内容

(i) 低酸素濃度雰囲気におけるチタンの腐食速度 (水素発生速度) と水素吸収挙動

第 2 次取りまとめでは、Mattsson and Olefjord (1990) の行った 6 年間の浸漬試験において得られた皮膜成長速度から腐食速度を $2.8 \times 10^{-3} \mu\text{m y}^{-1}$ と見積もり、その腐食速度に対応した速度で水素が発生すると仮定して評価が行われた。水素吸収率については保守的に 100% と仮定し、チタン中の長期的な水素濃度分布は拡散による移行を仮定して評価された。しかし、この評価で用いられた Mattsson and Olefjord (1990) の実験は大気雰囲気下で行われたものであり、低酸素濃度条件での評価を行うためには、より信頼性の高い実験データの取得が必要である。また、水素吸収率についても実験による確認が必要である。長期的な水素濃度分布については、第 2 次取りまとめにおいて仮定したようなチタン内部への拡散による移行のほか、表面からチタン水素化物の層が成長するモデルが提案されており (Nakayama et al., 2002), 長期的な評価の保守性, 妥当性を確認する必要がある。

以上のように、低酸素濃度雰囲気におけるチタンの腐食速度 (水素吸収速度), 水素吸収率, 長期水素濃度分布について、より信頼性の高い評価を行うため、以下の実験を行った。

- ・低酸素濃度下における長期浸漬試験：腐食速度の評価
- ・低酸素濃度下における溶封アンブル試験：腐食速度と水素吸収率の評価
- ・定電流カソード分極試験 (加速試験)：水素吸収率と長期的な水素濃度分布の推定

(a) 低酸素濃度下における長期浸漬試験

チタン材料として純チタン (ASTM Grade 2) とチタン-パラジウム合金 (ASTM Grade 17) を用いた。試験溶液として、海水系地下水を模擬した人工海水のほか、炭酸塩溶液 ($0.1 \text{ mol } \ell^{-1} \text{ NaHCO}_3$) および炭酸塩-塩化物溶液 ($0.1 \text{ mol } \ell^{-1} \text{ NaHCO}_3 + 0.5 \text{ mol } \ell^{-1} \text{ NaCl}$) を用いた。各溶液は試験前に気相部酸素濃度約 40ppb の窒素雰囲気下グローブボックス内で 24 時間以上脱気を行った。また溶液単独系のほか、緩衝材中でも試験を行った (ケイ砂混合率 30%, 乾燥密度 1.6 Mg m^{-3})。温度は 80°C とした。浸漬試験後の試料表面層について二次イオン質量分析 (SIMS) を用いて深さ方向の酸素の元素分布測定を実施し、皮膜厚さを推定した。

SIMS による分析結果から、得られた皮膜厚さの 60% (Mattsson and Olefjord, 1990) を腐食深さと仮定して腐食深さを求め、試験期間で除した値を腐食速度として算出した。その結果を図 2.1.2-1 に示す。これより、溶液単独系のほうが緩衝材中よりも皮膜成長は大きくなる傾向があった。また、Mattsson and Olefjord (1990) の結果と比較すると緩衝材中では同程度～数倍大きな皮膜成長が観察され、溶液単独系では数十倍の皮膜成長が観察された。人工海水 (溶液単独系) の条件については皮膜の透過電子顕微鏡 (TEM) 観察により、1 年間

の浸漬試験で約 0.2 μm , 3 年間の浸漬試験で 0.8 μm の皮膜厚さが確認されており(鈴木ほか, 2003; 鈴木ほか, 2005), SIMS による皮膜厚さ推定結果とほぼ一致したことから, 妥当な腐食速度が得られていると考えられる。溶液による違いは明確には把握できなかったが, 全体的に人工海水系で皮膜成長が大きくなる傾向があった。また, Grade2 と Grade17 の材質による違いは認められなかった(鈴木ほか, 2005)。今回の試験より, 緩衝材中では 10^{-3} ~ $10^{-2}\mu\text{m y}^{-1}$, 溶液単独系では 10^{-2} ~ $10^{-1}\mu\text{m y}^{-1}$ の腐食速度になっていたことが推定される。李ほか(2004)は模擬ベントナイト接触水中のチタンの腐食速度を約 0.05~0.1 $\mu\text{m y}^{-1}$ と推定しており, 溶液単独系での結果と概ね一致する。チタンの腐食速度に及ぼす緩衝材の影響については, そのメカニズムなど今後更に検討が必要と考えられる。

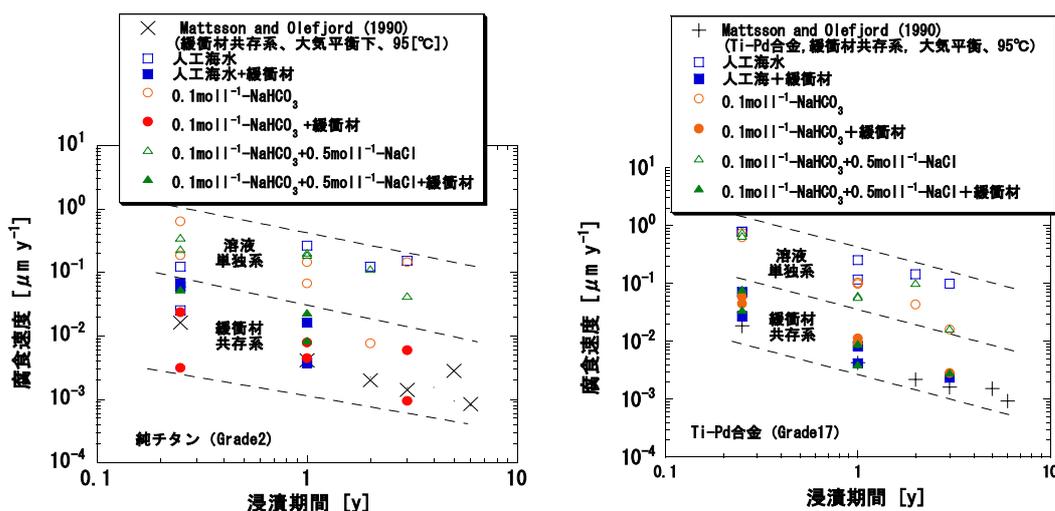


図 2.1.2-1 低酸素濃度雰囲気におけるチタンの成長皮膜厚さから推定された腐食速度

(b) 低酸素濃度下における溶封アンプル試験

チタンの腐食によって生じた水素量を評価し, 腐食速度と水素吸収率を推定するため, 2.1.1(2)(ii)で用いた試験と同様の溶封アンプル容器を用いた実験を行った。チタン材として, 純チタン (ASTM Grade2) およびチタン-パラジウム合金 (ASTM Grade17) を用いた。試験溶液として, 人工海水および 0.1mol ℓ^{-1} 炭酸水素ナトリウム水溶液を用いた。温度は 80 $^{\circ}\text{C}$ とした。また, 環境因子による影響をより詳細に確認するため, 炭酸水素イオン濃度 (0.001~1mol ℓ^{-1}), 塩化物イオン濃度 (0.005~2mol ℓ^{-1}), 硫酸イオン濃度 (0.006~0.6mol ℓ^{-1}), pH (8.4~13), 温度 (30~80 $^{\circ}\text{C}$) を変えた実験を行った。試験期間は 90 日とした。試験溶液は窒素雰囲気下グローブボックス内で 24 時間以上脱気を行った。チタン試験片をコック付きのガラス製アンプル瓶に入れ, 雰囲気制御グローブボックス内で溶液を注入してコックを閉じたのち, アンプル瓶をボックスの外に出し, ネック部分をバーナーで溶着し完全密封した。これを所定の温度の恒温槽で 90 日間静置した後, ガスクロマトグラフに接続された気密チャンバ内でアンプル瓶のネックを破壊し, アンプル内に発生した水素ガスを測定した。また, 試験後のチタンの吸収水素量を不活性ガス溶融-ガスクロマトグラフ法 (JIS H 1619-1995) により測定した。水素ガス量と吸収水素量から, それぞれ以下の反応を仮定して腐食速度を算出した。



試験結果として, 表 2.1.2-1 に人工海水中および 0.1mol ℓ^{-1} 炭酸水素ナトリウム水溶液中に

における Grade2 チタンと Grade17 チタンの水素ガス発生量，水素吸収量測定結果を示す。水素ガス発生量は Grade17 のほうがやや大きな値となったが，顕著な違いは認められなかった。人工海水と炭酸水素ナトリウム水溶液では，前者のほうがわずかに水素ガス発生量，水素吸収量ともに大きくなったが，顕著な差はなかった。また，水素ガス発生量に比較して水素吸収量は 2 桁大きく，98%以上の水素吸収率となった。人工海水中での 90 日と 120 日の結果を比較すると，水素ガス発生量から求めた腐食速度はやや増加し，水素吸収量から求めた腐食速度はやや低下した。水素吸収率もわずかに低下しているように見え，水素吸収は経時的に抑制されることを示唆している。

表 2.1.2-1 人工海水中および 0.1mol ℓ⁻¹ NaHCO₃ 水溶液中におけるチタンの水素ガス発生量と水素吸収量測定結果

材質	溶液	期間 [day]	等価腐食速度 [$\mu\text{m y}^{-1}$]		水素吸収率 [%]
			水素ガス発生量	水素吸収量	
Grade2	人工海水	90	3.8×10^{-4}	4.2×10^{-2}	99.1
			2.9×10^{-4}	4.5×10^{-2}	99.3
Grade2	人工海水	120	5.0×10^{-4}	3.4×10^{-2}	98.6
			5.7×10^{-4}	3.3×10^{-2}	98.3
Grade2	0.1mol ℓ ⁻¹ NaHCO ₃	90	2.9×10^{-4}	3.1×10^{-2}	99.1
			2.5×10^{-4}	2.5×10^{-2}	99.0
Grade17	人工海水	90	1.9×10^{-4}	4.2×10^{-2}	99.5
			1.3×10^{-4}	4.3×10^{-2}	99.7
Grade17	0.1mol ℓ ⁻¹ NaHCO ₃	90	1.6×10^{-4}	3.3×10^{-2}	99.5
			1.6×10^{-4}	3.7×10^{-2}	99.6

次に，環境因子による水素ガス発生量（等価腐食速度），水素吸収量（等価腐食速度）への影響の一例として，図 2.1.2-2 に，陰イオン濃度および pH の影響を示す。炭酸塩濃度が 1mol ℓ⁻¹ の条件と，pH が 13 の条件で水素ガス発生量，水素吸収量ともに大きな値を示した。また，塩化物イオン濃度，硫酸イオン濃度による影響は今回の試験条件の範囲では認められなかった。これらの実験で，水素ガス発生量と水素吸収量を比較すると，ほとんどの条件で後者のほうが 2 桁大きいことがわかった。したがって，腐食によって発生した水素のほとんどがチタン中に吸収されていたことがわかった。また，この実験で得られた低酸素濃度雰囲気中のチタンの腐食速度は炭酸塩濃度 1mol ℓ⁻¹ と pH13 の条件を除くと， $1.3 \times 10^{-2} \sim 3.6 \times 10^{-2} \mu\text{m y}^{-1}$ の範囲の値となった。これは，2.1.2(2)(i)(a)の皮膜成長挙動から推定された値と整合する。

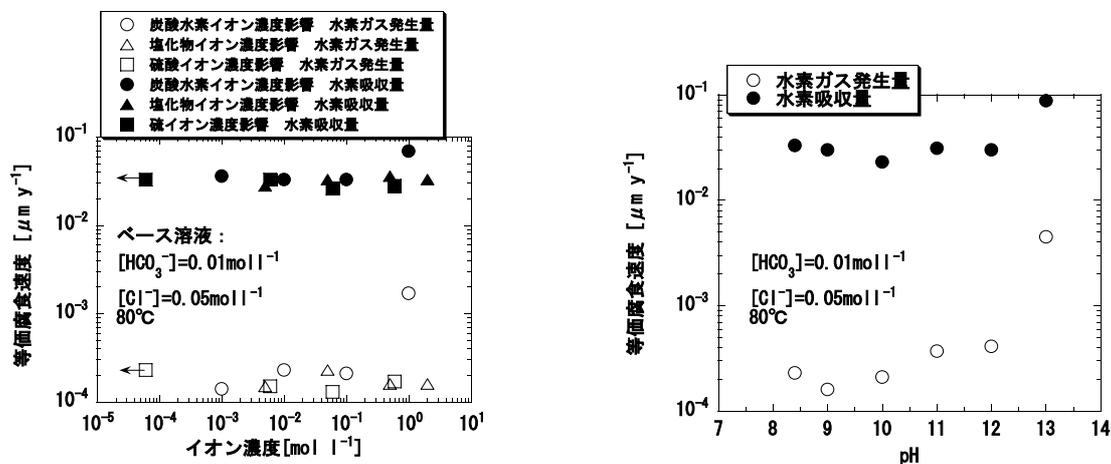


図 2.1.2-2 低酸素濃度雰囲気におけるチタンの水素ガス発生量，水素吸収量に及ぼす陰イオン濃度と pH の影響

(c) 定電流カソード分極試験（加速試験）

長期経過後の水素吸収量を実験的に評価することを目的として電気化学的な加速試験を行った（鈴木ほか，2003）。実験では，人工海水中で1,000年間分に相当するカソード電流を一定の電流密度でチタン試験片にチャージしたのち，試験片中に吸収された水素量を不活性ガス融解ガスクロマトグラフ法により測定した。チタン試験片として純チタン（ASTM Grade2）およびチタン-パラジウム合金（ASTM Grade17）を用いた。チャージする電荷量は第2次取りまとめにおけるチタンの腐食速度設定値である $2.8 \times 10^{-3} \mu\text{m y}^{-1}$ の速度での1,000年間分に相当する $1.02 \times 10^1 \text{C cm}^{-2}$ とした。また，低酸素濃度環境ではその数十倍以上大きな腐食速度を示唆するデータもあることから，100倍の電荷量 $1.02 \times 10^3 \text{C cm}^{-2}$ での実験も行った。

実験結果として，電流密度と水素吸収率の関係を図2.1.2-3に示す。図中に示す水素吸収率は試験片に吸収された水素量を，チャージ電荷量相当の水素量で除した値である。データのばらつきは大きいものの，概ね電流密度が小さいほど，すなわち加速の度合いが小さいほど水素吸収率は大きな値を示す傾向が観察された。また，チャージする電荷量の大きい条件のほうが水素吸収率は小さくなる傾向も示唆された。このデータを基に自然状態での1,000年間の水素吸収率を推定すると，図2.1.2-3に示すように， $1.02 \times 10^1 \text{C cm}^{-2}$ ($2.8 \times 10^{-3} \mu\text{m y}^{-1}$) の場合が数十%以上， $1.02 \times 10^3 \text{C cm}^{-2}$ ($2.8 \times 10^{-1} \mu\text{m y}^{-1}$) の場合が数%～数十%程度と見積もられる。

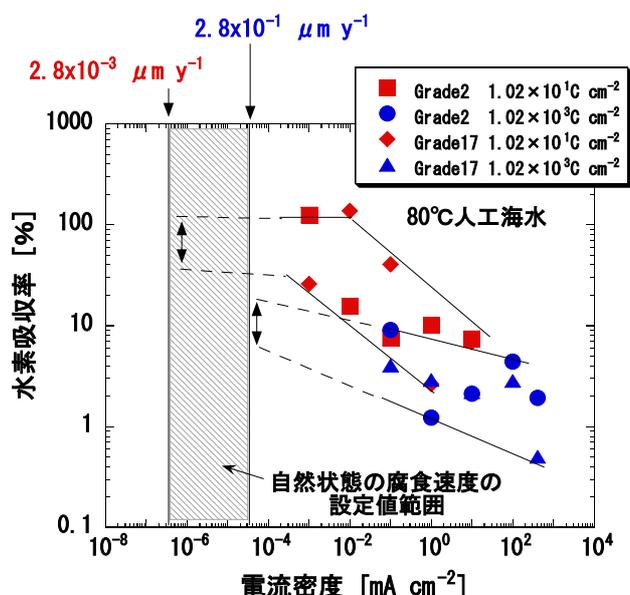


図 2.1.2-3 電流密度（加速の度合い）とチタンの水素吸収率の関係

チタン中の水素濃度分布に及ぼす電流密度の影響についても検討し，長期経過後の水素の分布状態を推定した（和田ほか，2003）。結果の一例として80℃および50℃における水素チャージ（電荷量： $1.02 \times 10^3 \text{C cm}^{-2}$ ）後の試験片の断面マイクロ組織を図2.1.2-4に示す。電流密度の大きい条件ではチタンの水素化物と考えられる針状の組織が表面のみに観察されるのに対し，電流密度の小さい条件では試験片表面から内部にわたって分布していることがわかる。図中には試験片中の全水素量を分析した結果も示した。水素量は電流密度の小さい条件のほうが大きな値を示している。以上のとおり，自然浸漬状態に近いほど多くの水素が吸収され，チタン内部まで水素の吸収が起こることがわかった。温度50℃と80℃を比較すると，50℃のほうが水素吸収量は多いものの，表面に水素化物層を形成しているように見える。この結果から，実際のオーバーパックでは，比較的温度的の高い期間にはチタン内部にまで水素が拡散し，比較的均一に分布するが，温度の低下とともに表面に水素化物層を形成しやすくなると推定される。

次に、2.1.2(2)(i)(a)，および(b)の結果より，処分環境下，低酸素濃度雰囲気におけるチタンの腐食速度を第2次取りまとめにおける設定値の10倍の $2.8 \times 10^{-2} \mu\text{m y}^{-1}$ とし，この腐食速度に対応した速度で水素が発生するものと仮定して1,000年間の水素吸収量を評価した。水素吸収率は，経時的に低下すると考えられるものの，図2.1.2-3の結果に基づいて保守的に100%とし，初期水素濃度を50ppmと仮定すると，6mm厚さのチタンオーバーパック（核燃料サイクル開発機構，1999a）における1,000年後の平均水素濃度は440ppmと求められる。

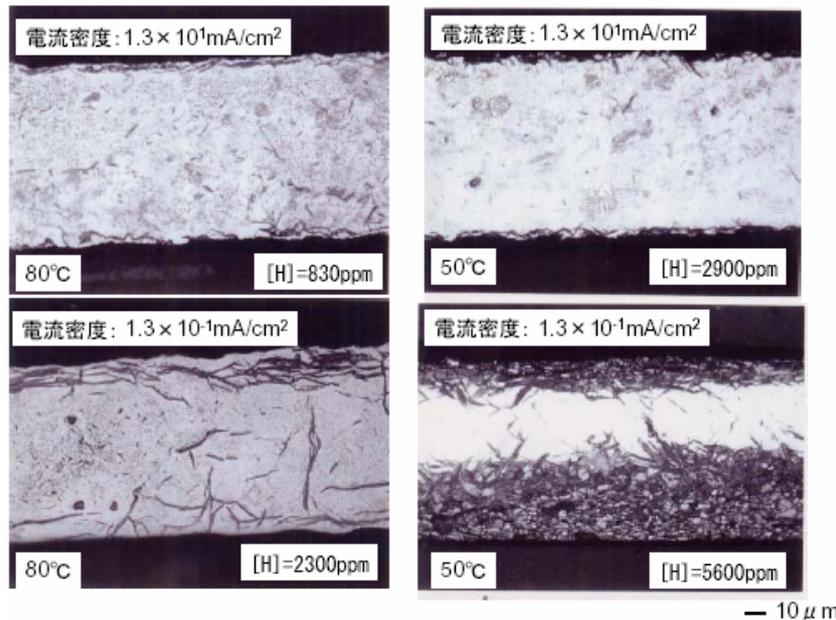


図 2.1.2-4 定電流カソード分極後のチタン試験片断面のミクロ組織

(ii) 水素脆化の生起条件と水素脆化によるチタンオーバーパック破損の可能性

上記のとおり，1,000年後の水素濃度は440ppmと見積もられ，この水素濃度に対する脆化の可能性を検討した。水素を吸収させたチタン試験片を用い，水素濃度を変えて引張り試験，シャルピー衝撃試験を行い，引張り強さ，伸び，吸収エネルギーを測定した。チタン材料として，純チタン（Grade 2）を用い，カソード分極によって水素を所定の濃度まで吸収させた。また，長期経過後の分布状態として，前述のとおり，内部まで拡散した状態から表面に水素化物を形成する状態まで想定されることから，カソード分極後の表面層のみに水素が分布している状態のほか，熱処理によって，表面から内部まで高濃度から低濃度の濃度分布をもつ状態および表面から内部まで均一濃度の状態について試験を行った。

試験の結果を図2.1.2-5と図2.1.2-6に示す。水素濃度，水素分布状態による引張り強さへの影響はほとんど認められなかったが，伸びと吸収エネルギーは水素濃度約500ppmを超えると低下する傾向があった。また，同じ水素濃度でも，水素が表面のみに分布している場合よりも均一に分布した場合のほうが伸びや吸収エネルギーの低下の程度は著しく，表面から内部まで均一に水素が分布した試料のほうが脆化の度合いは大きいことがわかった。したがって，同一の水素濃度条件であれば，表面層のみ分布している状態よりも均一に分布した状態を仮定することにより保守的な評価が可能と考えられる。

以上のデータより，約400～500ppm以上で脆化の傾向が生じると考えられる。また，チタンオーバーパックに440ppmの水素が均一に分布していると仮定すると，水素を吸収していない材料に比べてある程度の脆化は生じるものと考えられる。

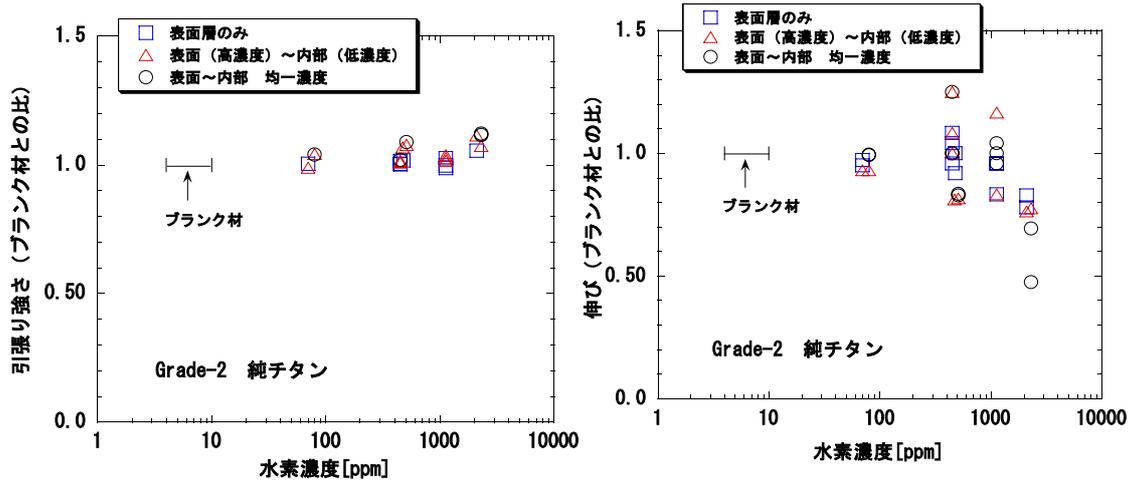


図 2.1.2-5 引張り強さと伸びに及ぼすチタン中水素濃度と水素分布状態の影響

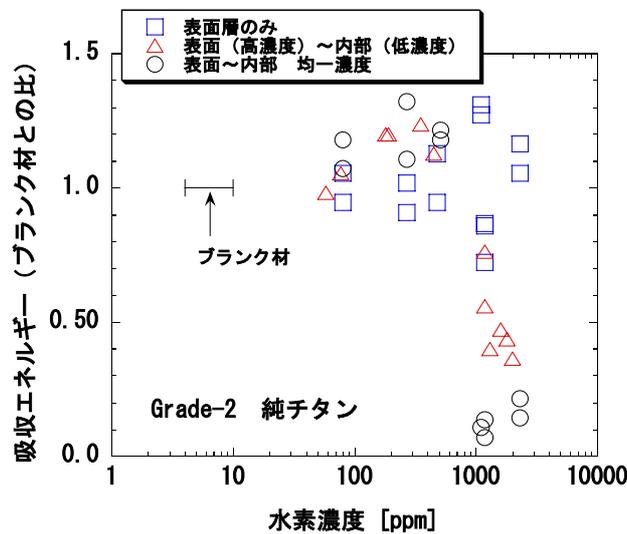


図 2.1.2-6 吸収エネルギーに及ぼすチタン中水素濃度と水素分布状態の影響

Clarke et al. (1997) は水素を均一に吸収した純チタンについて亀裂進展開始の臨界応力拡大係数を測定し、チタンが高速脆性破壊を起こしうる臨界水素濃度は 500ppm と評価している。また、Clarke et al. (1997) のデータによると、低水素濃度条件における亀裂進展開始の臨界応力拡大係数は約 $50\text{MPa m}^{1/2}$ であるが、400~500ppm の水素を吸収した純チタンの臨界応力拡大係数は約 $30\text{MPa m}^{1/2}$ に低下する。ここで、一様な引張応力 (σ_T) の作用する有限厚板中 (厚さ t) の半円形状の欠陥 (半径 b) を仮定すると、応力拡大係数 K_{IC} は以下の形状関数 ($F_c^{(T)}$) を用いて表される (日本材料学会, 1987)。

$$K_{IC} = F_c^{(T)} \times \sigma_T \times (\pi \times b)^{1/2} \quad (2.1.2-3)$$

$$F_c^{(T)} = 0.6608 - 0.0241 \lambda + 0.2195 \lambda^2 - 0.159 \lambda^3 \quad (\lambda = b/t) \quad (2.1.2-4)$$

この式を用い、応力条件としてチタンの降伏応力相当の $\sigma_T=510\text{MPa}$ を想定すると、 K_{IC} が臨界応力拡大係数 $30\text{MPa m}^{1/2}$ を超えるのは欠陥の寸法 b が約 2mm 以上の場合と算出される (和田ほか, 2003)。この程度の大きさの初期欠陥の検出は現状の非破壊検査技術で十分検出

可能であると考えられる。ただし、初期欠陥や降伏応力相当の応力の発生は主に溶接部で起こると考えられるため、今後は水素発生/吸収挙動、脆化挙動など溶接部を想定した条件で検討する必要がある。また、溶接による材質の変化や応力などによって水素化物の生成が局在化し、材料が局部的に脆化したり、破壊に至る亀裂が生じたりする可能性についても検討が必要である。

(iii) 酸化性環境での銅の腐食形態と腐食局在化

(a) 酸化性環境での銅のアノード分極挙動

酸化性環境における純銅の腐食形態に及ぼす環境因子による影響を把握することを目的として、炭酸水素イオン濃度、塩化物イオン濃度、硫酸イオン濃度 ($0\sim 0.6\text{mol l}^{-1}$) をパラメータとしたアノード分極測定を水溶液中および緩衝材中で行った。純銅試験片として、純度 99.99%無酸素銅 (JIS C1020P) を用いた。温度は 80°C とした。緩衝材中には、ケイ砂を 30% 混合したベントナイトを乾燥密度 1.6Mg m^{-3} に圧縮成型したものをを用いた。

試験結果の一例として、純銅のアノード分極挙動に及ぼす炭酸水素イオン濃度の影響を図 2.1.2-7 に示す。炭酸水素イオン濃度が高くなるにつれて、活性溶解型の分極挙動から不動態型の分極挙動に変化した。このようなアノード分極曲線から活性溶解型か不動態型かを判定し、炭酸水素イオン濃度と塩化物イオン濃度に対する不動態化条件を検討した。その結果を図 2.1.2-8 に示す。図中には中村・今井 (1995) による 30°C での結果も示した。この図より、炭酸水素イオンは不動態化を促進し、塩化物イオンは不動態化を妨げ、活性溶解型の分極挙動をもたらすことがわかった。また、 30°C での不動態領域に比較して 80°C での不動態領域は広いことから、温度の高いほうが不動態化しやすいと考えられる。硫酸イオンについては、中村・今井 (1995) は、 30°C において塩化物イオンと同様の作用を報告しているが、今回の 80°C の試験では、分極挙動への影響は認められなかった。

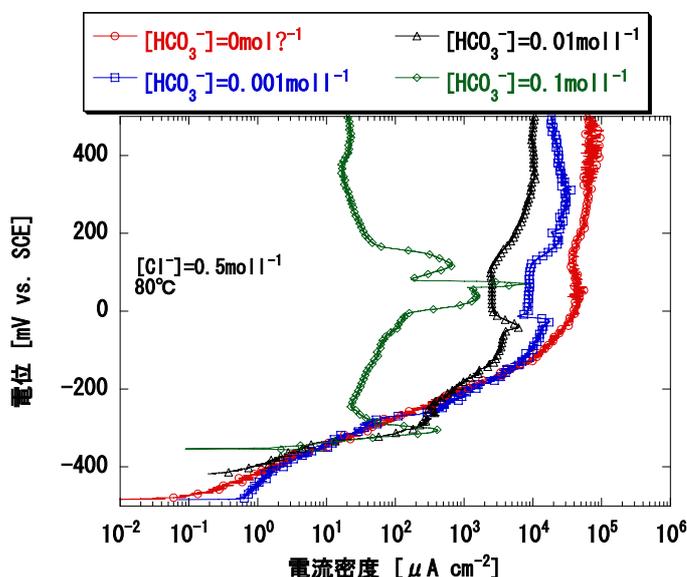


図 2.1.2-7 水溶液中における純銅のアノード分極挙動に及ぼす炭酸水素イオン濃度の影響

次に、緩衝材中におけるアノード分極挙動に及ぼす炭酸水素イオン濃度の影響を図 2.1.2-9 に示す。水溶液中では炭酸水素イオン濃度の増加によって明確に活性溶解型から不動態型へ変化する様子が確認されたことに対し、イオン濃度の違いによる分極挙動への影響は小さく、ほぼ活性溶解型の分極挙動を示すことがわかった。この結果より、緩衝材中では純銅は不動態化しにくいと考えられる。

アノード分極挙動と純銅の腐食形態の関係については更に詳細な検討が必要であるが、不

動態皮膜の局所的破壊に起因する局部腐食は活性溶解型の分極挙動を示す条件では生じにくいと考えられ、緩衝材中では全面腐食に近い腐食形態をとるものと考えられる。

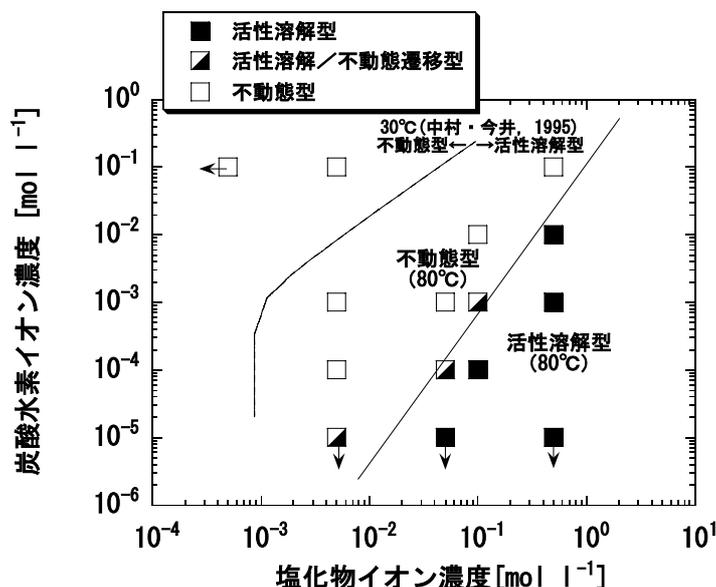


図 2.1.2-8 炭酸水素イオンと塩化物イオンの濃度に対する純銅のアノード分極挙動の分類

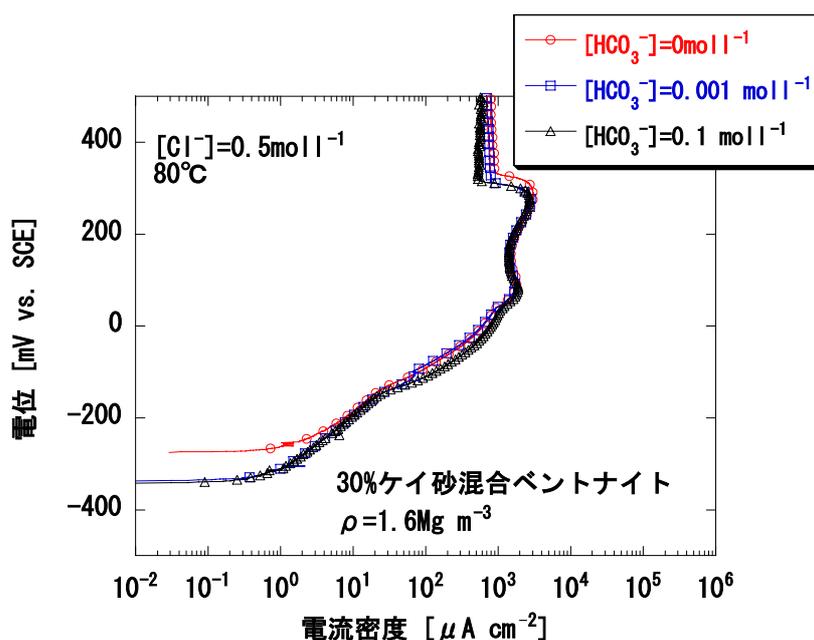


図 2.1.2-9 緩衝材中の純銅のアノード分極挙動に及ぼす炭酸水素イオン濃度の影響

(b) 酸化性環境における純銅の腐食局在化

全面腐食の場合であっても処分後初期の酸化性雰囲気では不均一な腐食が生じると考えられることから、大気吹き込み下において純銅の浸漬試験を行った。大気吹き込み下において純銅の腐食速度に及ぼす炭酸水素イオン、塩化物イオン、硫酸イオンの影響について実験的に確認した試験では、炭酸水素イオンは純銅の腐食を抑制し、塩化物イオンは腐食を促進する傾向が確認されている(川崎ほか, 2003)。硫酸イオンについては明確な影響は認められていないが、不動態領域における皮膜破壊電位を卑化させる傾向がある(川崎ほか, 2002)。そこで、腐食性の高い水溶液として、低炭酸水素イオン濃度(0.01 mol l⁻¹)・高塩化物イオン濃

度 (0.5mol l^{-1}) -高硫酸イオン濃度 (0.6mol l^{-1}) の水溶液と、腐食性の低い水溶液として高炭酸水素イオン濃度 (0.1mol l^{-1}) -低塩化物イオン濃度 (0.005mol l^{-1}) -低硫酸イオン濃度 (0.006mol l^{-1}) の 2 種類の水溶液を作成した。また、海水系地下水を模擬した溶液として人工海水を用いた試験も行った。浸漬試験は、水溶液単独系と緩衝材 (液固比 10ml g^{-1}) スラリー中で行った。温度は 80°C とした。

試験結果として、純銅の平均腐食深さと孔食係数の関係を図 2.1.2-10 に示す。図中には、天然の土壤中の試験データ (Romanoff, 1989) と、土壌埋設管の腐食データ (中安, 1990) も示した。試験条件によって孔食係数は異なる領域に分布し、純銅の腐食局在化の程度は環境条件に大きく依存することが示唆された。また、いずれの条件でも天然の土壤中における孔食係数と同等かそれ以下であり、平均腐食深さの増加とともに孔食係数は小さくなることがわかった。緩衝材共存系では孔食係数の値が小さく、溶液条件の違いによる影響は小さいことがわかった。

本実験データでの傾向からも第 2 次取りまとめにおける孔食係数の設定値を平均腐食深さ 3.6mm (核燃料サイクル開発機構, 1999a) に対して 3 としたことは、概ね保守的であると考えられる。このような実験データを充実させることによってより信頼性の高い評価が可能と考えられる。また、炭素鋼の場合と同様に、極値統計解析によって極値分布のパラメータを求め、実規模のオーバーパックにおける最大腐食深さの推定モデルを検討することが必要である。当面は、数 mm 程度の平均腐食深さに対して、暫定的に孔食係数を 3 程度と仮定すれば保守的な評価になると考えられる。

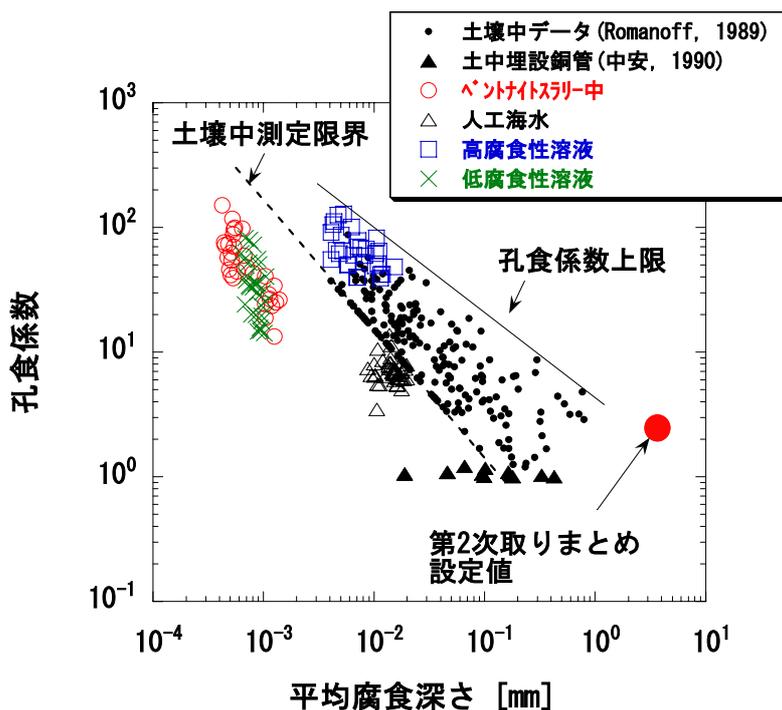


図 2.1.2-10 種々の環境における純銅の平均腐食深さと孔食係数の関係

(c) 銅の腐食に及ぼす硫化物濃度の影響 (川崎ほか, 2005)

純銅は一般に酸素のない天然水環境で熱力学的に安定であるが、硫化物が存在するとこの性質を失うため、硫化物濃度による腐食への影響を実験的に検討した。第 2 次取りまとめでは、緩衝材中に含まれる硫酸塩が全て硫化物に還元されるとともに、地下水中の硫化物が緩衝材中を拡散によって移行して銅オーバーパック表面に供給されると仮定して腐食量が算出された (核燃料サイクル開発機構, 1999a)。しかし、処分環境を想定した条件で硫化物を含

む環境での実験的な検討例は少ない。そこで、人工海水に硫化ナトリウムを添加し、その濃度をパラメータとして浸漬試験を行った。温度は 80°Cとし、浸漬期間は 1 年間までとした。試験は水溶液単独系と緩衝材中で行った。

試験結果として、図 2.1.2-11 に緩衝材中での純銅の腐食深さに及ぼす硫化ナトリウム濃度の影響を示す。硫化ナトリウム濃度の増加とともに、明らかに腐食深さは増加した。水溶液単独系でもほぼ同様の結果が得られた。図中にはこの腐食深さ変化の傾きから腐食速度を算出した結果も示した。硫化ナトリウム濃度 0.001mol ℓ⁻¹以下であれば腐食速度は非常に小さく、単純に外挿すると 1,000 年間でも 0.5mm 以下である。しかし、0.005mol ℓ⁻¹になると、有意な腐食速度となり、1,000 年間で数 mm 以上の腐食量が推定される。この程度の濃度であれば炭素鋼の腐食速度と同程度であり、腐食代の設定によって貫通を防ぐことは可能であるが、低酸素濃度雰囲気での純銅の耐食性が損なわれ始める硫化物濃度条件と見なしうる。

日本における地下水中の実際の硫化物濃度の上限は 0.0003mol ℓ⁻¹とされており (Yui et al., 1999), 第 2 次取りまとめにおける評価でもこの硫化物濃度に対する腐食量は 0.1mm 以下と算出されている (核燃料サイクル開発機構, 1999a)。スウェーデン、フィンランドなど銅を候補材料としている国の寿命評価では、この日本における濃度上限よりも 1 桁低い地下水硫化物濃度を設定し、100 万年を超える寿命をもつと評価している (King et al., 2001)。硫酸塩還元菌などによる高硫化物濃度条件が達成されないかぎり、銅オーバーパックは幅広い環境条件で低酸素濃度雰囲気において優れた耐食性を有すると考えられる。緩衝材間隙水中においても地下水中の実際の硫化物濃度と同程度の濃度条件であれば腐食速度は無視できるほど小さいと考えられる。

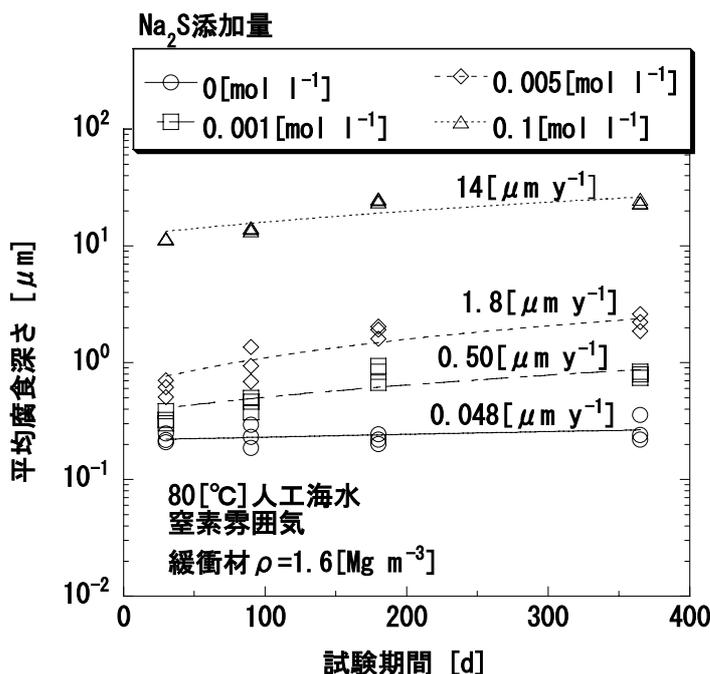


図 2.1.2-11 低酸素濃度雰囲気下、緩衝材中における純銅の腐食速度に及ぼす硫化ナトリウム濃度の影響

(3) 結論

低酸素濃度雰囲気におけるチタンの腐食速度、水素吸収挙動に関する実験データを浸漬試験、電気化学的加速試験により取得し、長期的なチタンの水素吸収挙動を推定した。また、水素を吸収したチタンの機械特性より脆化の傾向を把握するとともに、既往のデータも活用して水素脆化による破損の可能性を評価した。その結果、1,000 年間である程度の脆化が生

じる可能性は否定できないものの、破壊には至らないことが示された。

酸化性環境における純銅の腐食形態を電気化学試験結果に基づいて推定し、緩衝材中で不動態皮膜の破壊に起因する局部腐食は生じにくいことを示した。また、酸化性雰囲気での浸漬試験を行い、環境条件によって腐食局在化の程度が大きく異なること、腐食進展とともに孔食係数が低下することを確認した。また、第2次取りまとめで暫定的に設定された孔食係数(3)の妥当性、保守性が確認された。低酸素濃度環境での腐食については硫化物による影響に着目し、硫化物濃度と腐食速度の関係を評価した。その結果、日本における実際の地下水硫化物濃度の値の範囲では腐食速度は無視できるほど小さいことが確認された。

(4) 今後の課題

チタンオーバーパックについては、低酸素濃度雰囲気におけるより長期のデータを取得し、水素発生速度、吸収挙動についてより信頼性の高い評価が必要である。特に、セメントの使用を想定した高 pH 環境での長期データ取得が必要である。また、実際のオーバーパックにおける水素脆化による破損は、前述のとおり、溶接残留応力下において、溶接欠陥から発生する可能性がある。溶接部では、水素発生/吸収挙動、水素吸収による脆化傾向なども母材と異なることが考えられるため、今後は溶接による影響に着目した検討が重要である。溶接影響については実際のオーバーパック製作に適用可能な溶接技術・検査の整備が進められており(原子力環境整備促進・資金管理センター, 2005)、そのような知見を活用しつつ実規模を想定した溶接条件に基づく封入部の腐食挙動の調査が必要である。また、チタンの耐食性に及ぼす放射線による影響は、土木学会原子力土木委員会(2004)でも課題として挙げられているように十分把握されていない。したがって、放射線に起因する局部腐食の発生、皮膜の変質や水素吸収促進の可能性などについても今後知見を整備し、オーバーパック設計に反映させる必要がある。

銅オーバーパックは、環境条件によっては極めて長い寿命を達成できる可能性のある材料であるが、他の材料に比較して局部腐食挙動など不明な点も多い。現時点では、電気化学的手法によって腐食形態を推定したが、分極曲線と腐食形態との関連性、局部腐食発生条件など明確ではないため、今後腐食機構を含めて基礎的な研究や、より幅広い環境条件(高 pH 環境を含む)に対する実験データの整備が必要と考えられる。低酸素濃度雰囲気での腐食についても硫化物環境を主に、より長期のデータ取得、より幅広い環境条件に対する検討を行い、銅オーバーパックの特徴が生かされる環境を見出すことが必要である。また、炭素鋼、チタンと同様に溶接部の腐食挙動、放射線による影響についても、今後検討が必要と考えられる。

2.1.3 地質環境条件に対するオーバーパック材料の適用性

(1) 炭素鋼

炭素鋼は準耐食性金属として位置づけられており、ある程度の腐食の進展は許容して腐食代によって貫通を防ぐことを基本的な考え方としている（石川ほか，1992）。したがって、現実的な腐食しろの設定が困難なほど腐食の進展が大きくなる可能性のある環境は避ける必要がある。顕著な腐食進展の原因の代表的な現象として、局部腐食が挙げられる。前述の図 2.1.1-3 に示すように、これまでの実験的な検討により、たとえ炭素鋼が不動態化して孔食・すきま腐食などの局部腐食が生じても顕著な腐食局在化は生じにくいことが示されており、必ずしも局部腐食を生じる環境での使用が不適切と判断されるとはかぎらない。しかし、不動態化した場合には応力腐食割れを含めて不動態皮膜の局所的破壊に起因する顕著な腐食局在化の可能性が潜在的に存在するため、不動態化せず全面腐食を起こす環境での使用が望ましい。これまでの緩衝材中における炭素鋼の不動態化条件に関する実験結果から、炭素鋼は炭酸塩濃度の高い環境、または pH の高い環境で不動態化しやすいと考えられる（谷口ほか，1999，2002）。目安として、以下の環境を避けることにより、局部腐食を防ぐことが可能と考えられる。

- ・炭酸塩濃度が 0.1mol l^{-1} を越える可能性のある環境
- ・地下水の pH（緩衝材浸潤前）が約 13 を超える可能性のある環境

(2) チタン

チタンをオーバーパック材料として使用する場合に、処分環境において考慮すべき腐食形態としてすきま腐食と水素脆化が挙げられる。チタンは不動態皮膜が健全な限り腐食速度は極めて小さいという特徴を有する。この特徴を生かす観点から、すきま腐食の起こらない環境で使用する事が基本的な考え方となっている。すきま腐食は塩化物イオン濃度が高いほど発生しやすいことがわかっている。また、合金成分の添加によって耐すきま腐食性が向上する。例えば、これまで、オーバーパック材料として検討されてきた純チタン、Grade12 チタン (Ti-0.8Ni-0.3Mo 合金)、Grade17 チタン (Ti-0.06Pd 合金) について、 100°C 付近の温度条件においてすきま腐食の発生する可能性のある塩化物イオン濃度は概ね以下のとおりである（Nakayama et al., 2002）。

- ・純チタン： 0.0005mol l^{-1} 以上
- ・Grade 12： 0.02mol l^{-1} 以上
- ・Grade 17： 3mol l^{-1} 以上

水素脆化の観点からは、水素発生速度（腐食速度）が大きい環境を避ける必要がある。日本における地下水条件の範囲では地下水中成分によるチタンの腐食速度への影響は小さいと考えられるが、pH の高い条件では不動態皮膜が不安定になる可能性があり、安全側の評価として pH が約 10~11 を超える領域で脱不動態化の可能性が指摘されている（深谷ほか，2000）。また、図 2.1.2-2 に示したように、pH が約 12 を超えると、腐食速度が大きくなる。緩衝材中での pH 低下の効果を考慮すると、pH 約 13 を超える地下水が浸潤した場合に不動態が不安定になる可能性がある。

高 pH 環境のほか、2.1.2 に示したように、 0.1mol l^{-1} を超える高炭酸塩環境でも腐食速度の増加が確認されており、このような環境についても水素吸収の促進が懸念される。

水素脆化の観点からは、目安として以下の環境を避けることが望ましい。

- ・地下水の pH（緩衝材浸潤前）が約 13 を超える可能性のある環境
- ・炭酸塩濃度が 0.1mol l^{-1} を超える地下水

(3) 銅

純銅のオーバーパック材料として優れた特徴のひとつは、酸素のない環境で熱力学的な安

定性を有することが挙げられる。しかし、硫化物の存在する環境ではこの特徴を失うため (Garrels and Christ, 1990), 硫化物の存在する環境条件は避けたほうが望ましい。ただし、地下水中、緩衝材中に微量の硫化物は含まれる可能性があるため長期的な腐食量が無視できるほど硫化物濃度が小さい環境での適用が現実的と考えられる。例えば、図 2.1.2-11 に示すような実験データによると、 0.001mol l^{-1} 以下であれば腐食速度は極めて小さいと言える。また、地下水から緩衝材中の硫化物の拡散に基づく評価でも、日本における実際の地下水中濃度 (0.0003mol l^{-1} 以下) であれば 1,000 年間の腐食量は 0.1mm 以下と見積もられており (核燃料サイクル開発機構, 1999a), 長期の耐食性が期待できる。

酸素の存在する環境では全面腐食を生じる環境での使用が望ましい。これまで、炭酸水素イオン濃度と硫酸イオン濃度比に対する経験的な孔食発生条件が報告されているが (馬場ほか, 1981), 必ずしも地下水-緩衝材環境にそのまま適用できない。また、前述の図 2.1.2-9 のように、アノード分極特性を活性溶解型と不動型に分類して炭酸水素イオン濃度、塩化物イオン濃度などの化学種による影響を調べた例や、不動型の分極挙動を示す条件で電流値の急激な増加を示す電位を皮膜破壊電位として評価した例 (川崎ほか, 2002) はあるが、腐食形態との関連については明らかではなく、現時点では純銅の孔食発生条件について十分な知見がない。

銅に応力腐食割れが生じる可能性のある環境は避ける必要がある。亜硝酸塩、アンモニア・アンモニウムイオン、酢酸を含む環境で応力腐食割れを起こすことが知られている。処分環境で想定される亜硝酸塩、酢酸の濃度は応力腐食割れを生じる濃度に比較してはるかに低い。そのため割れの懸念は小さい (核燃料サイクル開発機構, 1999a)。アンモニア・アンモニウムイオンについても生起しうる濃度に比較して地下水中の濃度は約 1 桁低いが (核燃料サイクル開発機構, 1999a), 濃縮の可能性のある場合にはその程度を把握して生起条件に近い場合は避けたほうが望ましい。

以上をまとめると、純銅をオーバーパック材料として適用する際に短期破損が懸念される環境は以下のように考えられる。

- ・高濃度の硫化物を含む環境 (暫定的な目安として 0.001mol l^{-1} 以下での使用が望ましい)
- ・孔食を生じる環境 (地下水成分濃度条件などは今後の課題)
- ・比較的高い濃度のアンモニア・アンモニウムイオンを含む環境 (暫定的な目安として 0.05mol l^{-1} 以上に達する可能性のある環境は避ける)

ただし、現状は知見が限られており、これ以外にも銅の耐食性が大きく低下しうる環境が見出される可能性があるため、より広範囲の環境条件に対して実験データを取得してオーバーパックとしての適用条件を検討する必要がある。

2.2 緩衝材の基本特性

(1) はじめに

緩衝材には、止水性、自己シール性、核種収着性、熱伝導性、化学的緩衝性、オーバーパック支持性および応力緩衝性などの性能が長期にわたり維持されることが期待されている。これらの機能を比較的満足し得る候補材料として、天然に産する粘土が注目され、中でも圧縮されたベントナイト（以下、「圧縮ベントナイト」という）は、非常に低い透水性により水の動きを抑制するとともに、水の浸潤に伴い膨潤し、圧縮ベントナイト中の間隙や隣接する岩盤中の割れ目を充填する機能を有している。また、陽イオン核種を収着する陽イオン交換能を有しているなどの点で優れていることから、緩衝材として最も有力な材料として考えられる。

このようなベントナイトを対象とした試験については、MX-80（米国産）、Fo-Ca（フランス産）、Montegel（ドイツ産）、Avonseal（カナダ産）など、諸外国の実情にあった材料を対象として研究が行われている。スウェーデン核燃料・廃棄物管理会社（SKB）のテクニカルレポートでは、各国の主要なベントナイト材料に関する概略的な情報や幾つかの材料に関する基本特性データが整備されている（Pusch, 2001a, 2001b, 2002）。また、これまでの国内外における研究例から海水系地下水条件下においては、緩衝材の透水性や膨潤性などが低下するという知見も得られている。（例えば、Karland, 1998；田中・中村, 2004；直井ほか, 2005）。さらに、POSIVA（フィンランド）においては、蒸留水や海水系地下水などを模擬した溶液を対象とした透水および膨潤応力試験結果から、緩衝材の自己シール性を満足し得るひとつの判断基準として、飽和膨潤後の膨潤応力を 0.1MPa と設定している（Dixon, 2000）。

第2次取りまとめでは、圧縮ベントナイトを用い、降水系地下水条件を中心とした各種基本特性に関するデータの取得を行い関係式の一般化を図った。また、それらのデータに基づき緩衝材に求められる機能の幅を明らかにして人工バリアの設計に反映した。

第2次取りまとめ以降については、研究開発目標のひとつである「実際の地質環境への地層処分技術の適用性確認」の観点から、地下水組成や地温など、実際の地質環境条件を考慮したデータの拡充が必要であり、特に海水系地下水が緩衝材の性能に及ぼす影響を把握することが重要である。さらには、緩衝材の変質という観点から、坑道の支保工として用いられるコンクリートの影響についても考慮する必要がある（核燃料サイクル開発機構, 1999b）。これら研究を実施することにより、実際の地質環境条件における緩衝材の設計、熱的影響に関する検討および人工バリア埋設後の健全性評価に最新の知見を反映し、より信頼性の高い設計手法やデータベースの提供が可能となる。

一方、事業および安全規制の観点から、緩衝材の基本特性データを充実させつつ、様々な地質環境条件に対して、技術的な安全裕度をもって緩衝材の設計へ反映させるとともに、人工バリアの長期挙動評価や安全評価上必要となる緩衝材の基本特性に関するデータベースを整備することも必要である。さらに、緩衝材に求められる安全機能を発揮できるように厳密な品質管理を実施するための基盤情報を整備することも重要である（土木学会原子力土木委員会, 2004；原子力発電環境整備機構, 2004；原子力安全委員会, 2000）。

以上を踏まえ、緩衝材の基本特性における研究課題としては、以下の項目が挙げられる。

- ① 実際の地質環境を考慮した緩衝材基本特性データの整備
- ② 緩衝材基本特性データベースの構築
- ③ データの品質管理に係る基盤情報の整備

これらの課題に対して、平成16年度までは、①については海水系地下水条件下における緩衝材基本特性データ（飽和透水特性、膨潤特性、熱特性および力学特性）を整備し、各特性における関係式を提案した。また、②については、これまでの成果を踏まえ、緩衝材基本特性データベースの骨格を構築した。さらに、③については、膨潤応力測定および熱物性測

定手法の標準化のための基盤情報を整備した。

(2) 研究内容

(i) 実際の地質環境を考慮した緩衝材基本特性データの整備

実際の地質環境条件を考慮し、ASTM D-1141-98 基準の人工海水、幌延の深地層の研究施設設計画で採取された地下水（以下、本試験に用いた HDB-6 孔の GL-300m 以深の地下水を「幌延地下水」という）（山本ほか，2004）および NaCl 水溶液などのイオン種が異なる溶液を用いて、イオン強度をパラメータとしたデータの取得を実施した。なお、人工海水および幌延地下水のイオン強度は 0.64mol l^{-1} と 0.21mol l^{-1} （菊池ほか，2003；菊池・棚井，2005）である。また、得られた実験値を基に有効粘土密度や含水比を指標とした関係式を提案した。有効粘土密度においては、(2.2-1) 式にて得られる（核燃料サイクル開発機構，1999a）。

$$\rho_e = M_b / (V_b + V_a) = \rho_d(100 - Rs) / (100 - \rho_d Rs / \rho_s) \quad (2.2-1)$$

ここで、 ρ_e は有効粘土密度 [Mg m^{-3}]、 M_b はベントナイトの乾燥質量 [Mg]、 V_b はベントナイトの容量 [m^3]、 V_a は間隙の容積 [m^3]、 ρ_d は乾燥密度 [Mg m^{-3}]、 Rs はケイ砂混合率 [wt%]、 ρ_s はケイ砂の土粒子密度 [Mg m^{-3}] である。以下に各基本特性における成果を示す。

(a) 飽和透水特性

飽和透水特性においては、人工海水、幌延地下水および NaCl 濃度をパラメータとした透水試験を実施した。測定した透水係数は、各透過液の物性（温度、密度、粘性）の影響を考慮するため、岩石などの多孔質体の透水性を評価する際に用いられる固有透過度の概念（JACOB BEAR, 1979）を用いて整理した。試験の結果、図 2.2-1 に示す有効粘土密度と固有透過度の関係から、有効粘土密度 $1.17 \sim 1.80 \text{Mg m}^{-3}$ の範囲において、幌延地下水の場合、蒸留水に比して、固有透過度は約 5.3 倍から 3.5 倍程度大きくなり、人工海水の場合、蒸留水に比して、固有透過度は一桁程度大きくなる。また、有効粘土密度が高くなるに伴い、幌延地下水、人工海水ともに、固有透過度は、蒸留水の結果に近づく傾向が示された。さらに、上記の結果から有効粘土密度 ρ_e [Mg m^{-3}] と固有透過度 κ [m^2] の関係は、それぞれ (2.2-2) 式および (2.2-3) 式で表すことができる（菊池ほか，2003；菊池・棚井，2005）。

・海水系地下水：人工海水

$$\kappa = \exp(-47.155 + 15.138\rho_e - 7.878\rho_e^2) \quad : [1.17 \leq \rho_e \leq 1.80] \quad (2.2-2)$$

・海水系地下水：幌延地下水

$$\kappa = \exp(-41.466 + 4.316\rho_e - 4.069\rho_e^2) \quad : [1.17 \leq \rho_e \leq 1.80] \quad (2.2-3)$$

次に、塩濃度が高くなるに従い固有透過度が増加する傾向があることから、有効粘土密度 1.40Mg m^{-3} に関して、蒸留水、人工海水、幌延地下水および NaCl 濃度をパラメータとした透水試験を実施した。試験の結果、図 2.2-2 に示すイオン強度と固有透過度の関係から、イオン強度 2.0mol l^{-1} までは、イオン強度が高くなるに伴い、固有透過度は大きくなる傾向を示す。さらに、データ数に制約を有しているものの、イオン強度 2.0mol l^{-1} 以上での固有透過度は、ほぼ一定で、イオン強度の違いによる変化は認められない可能性がある。これらの理由としては、塩濃度の影響によって、ベントナイト中の陽イオン量が高くなり、凝集などの作用により間隙構造が変化したため、固有透過度も大きくなるが、ある一定の濃度を超えると、間隙構造はそれ以上変化することはできず、固有透過度も同程度の値を示したと推察される（菊池ほか，2003；菊池・棚井，2005）。

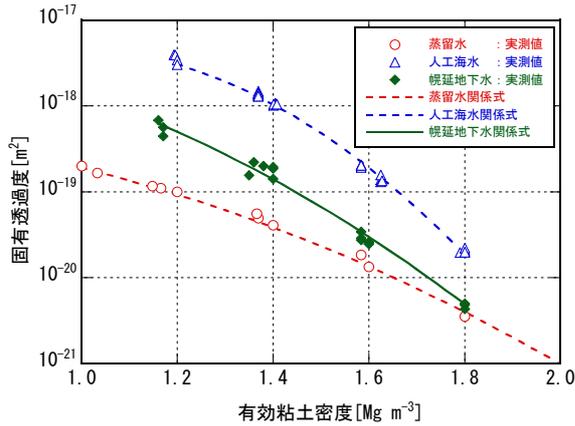


図 2.2-1 有効粘土密度と固有透過度の関係

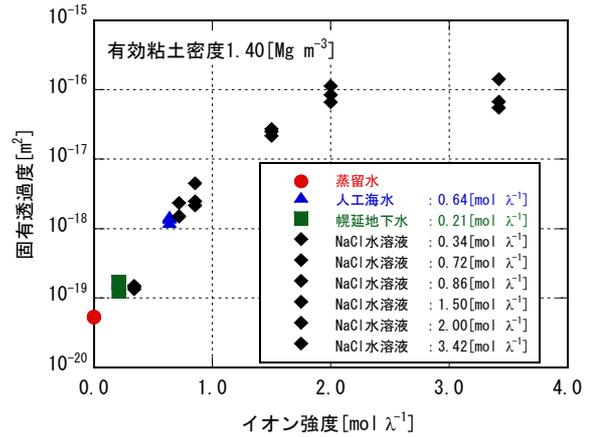


図 2.2-2 イオン強度と固有透過度の関係

(b) 膨潤特性

膨潤特性においては、蒸留水、幌延地下水および人工海水を用いた体積膨潤試験、蒸留水、幌延地下水、人工海水および NaCl 濃度をパラメータとした溶液を用いた膨潤応力測定を実施した。体積膨潤試験においては、田中らによって得られた人工海水の膨潤変形試験結果(田中・中村, 2004)と併せて、有効粘土密度と体積膨潤比の関係を図 2.2-3 に示す。図から蒸留水の場合、初期体積からの体積膨潤比は、有効粘土密度 1.20~1.80Mg m⁻³の範囲において、約 5.89~7.48 程度、人工海水の場合では、約 1.09~1.46 程度膨潤した。次に、膨潤応力測定においては、図 2.2-4、図 2.2-5 に示すイオン強度と平衡膨潤応力の関係から、有効粘土密度 1.58Mg m⁻³ (乾燥密度 1.80Mg m⁻³, ケイ砂混合率 30wt%) 以上では、各溶液ともに、平衡膨潤応力は同等の値を示すものの、有効粘土密度 1.37Mg m⁻³ (乾燥密度 1.60Mg m⁻³, ケイ砂混合率 30wt%) では蒸留水に比して、幌延地下水、人工海水および NaCl 水溶液ともに、膨潤応力が低下する傾向が示された。これらの理由としては、塩濃度の影響によって、ベントナイト中の陽イオン量が高くなり、凝集などの作用によって間隙構造が変化したため、積層体(重層体間)間の静電的な反発力が低下したことや間隙水中の水の活量が低下したため、膨潤応力が低下したと推察される(菊池・棚井, 2005)。また、図 2.2-6 に示す有効粘土密度と平衡膨潤応力の関係から、降水系地下水条件下(蒸留水)および海水系地下水条件下(幌延地下水、人工海水、NaCl 水溶液)における膨潤応力 σ [MPa] と有効粘土密度 ρ_e [Mg m⁻³] の関係は、(2.2-4) 式および (2.2-5) 式で表すことができる(菊池・棚井, 2005)。

- ・ 降水系地下水 (蒸留水)

$$\sigma = \exp(3.94\rho_e^3 - 13.71\rho_e^2 + 18.06\rho_e - 9.60) \quad : [0.50 \leq \rho_e \leq 2.00] \quad (2.2-4)$$

- ・ 海水系地下水 (幌延地下水, 人工海水, NaCl 水溶液)

$$\sigma = \exp(4.24\rho_e^3 - 20.04\rho_e^2 + 37.63\rho_e - 26.07) \quad : [1.17 \leq \rho_e \leq 1.80] \quad (2.2-5)$$

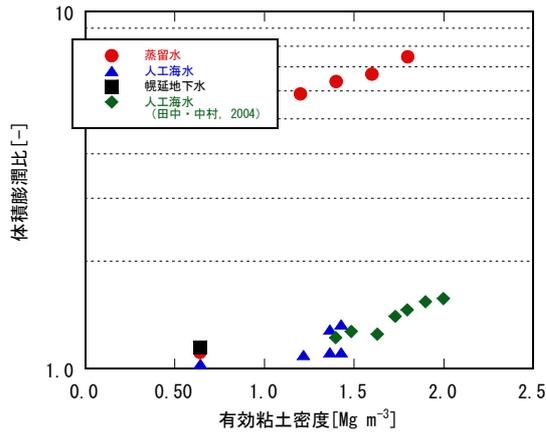


図 2.2-3 有効粘土密度と体積膨潤比の関係

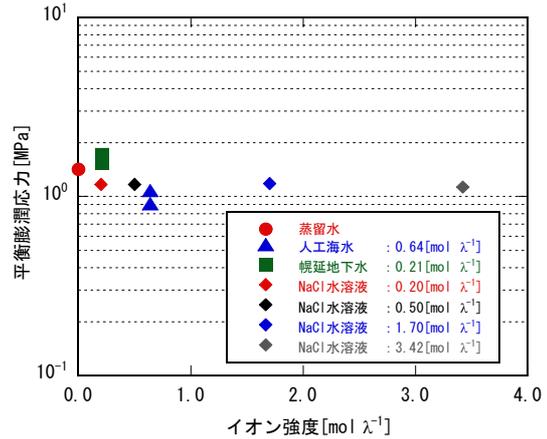


図 2.2-4 イオン強度と平衡膨潤応力の関係 (有効粘土密度 1.58Mg m⁻³における比較)

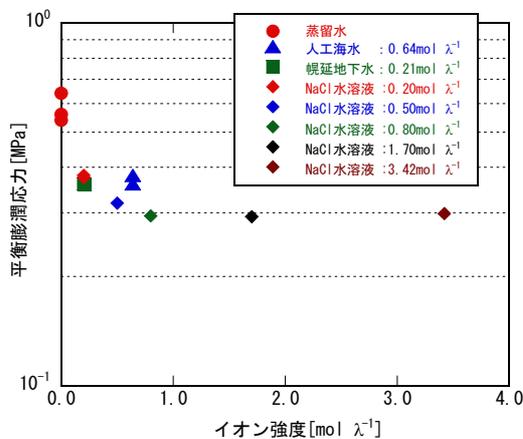


図 2.2-5 イオン強度と平衡膨潤応力の関係 (有効粘土密度 1.37Mg m⁻³における比較)

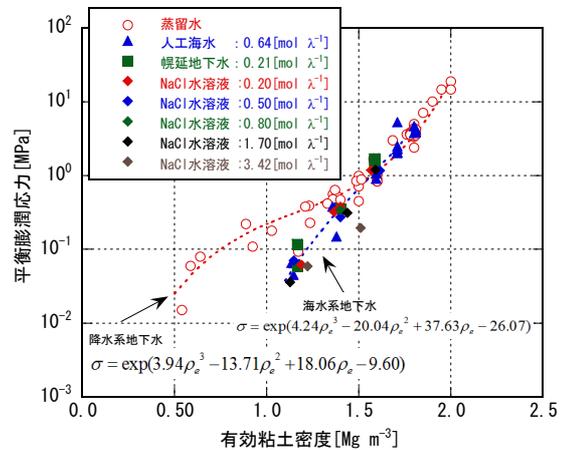


図 2.2-6 有効粘土密度と平衡膨潤応力
の関係

(c) 熱特性

熱特性においては、塩濃度によって熱伝導率および熱拡散率に与える影響を把握するため、ベントナイト単体およびケイ砂混合体（ケイ砂混合率 30wt%）を対象に、蒸留水、幌延地下水および人工海水を浸潤させ、非定常面熱源法（ホットディスク法熱物性測定装置）を用いて飽和含水後の熱物性測定を実施した（菊池・棚井，2005）。測定の結果，図 2.2-7，図 2.2-8 に示すイオン強度と熱伝導率の関係から，ベントナイト単体およびケイ砂混合体ともに，蒸留水に比して，イオン強度が高くなっても熱伝導率は変化しないことが示された。一般に，土の熱伝導率は，固相率・含水率・石英含有量・有機物含有量に依存して変化するとされている（Campbell，1987）。今回の試験においては，それぞれのケースにおいて，ベントナイト中の固相率・含水率・石英含有量・有機物含有量は変化させていないことから，熱伝導率に大きな差異は表れていない。また，図 2.2-9，図 2.2-10 に示すイオン強度と熱拡散率の関係から，熱伝導率と同様に，ベントナイト単体およびケイ砂混合体ともに，イオン強度が大きくなっても熱拡散率は変化しない。

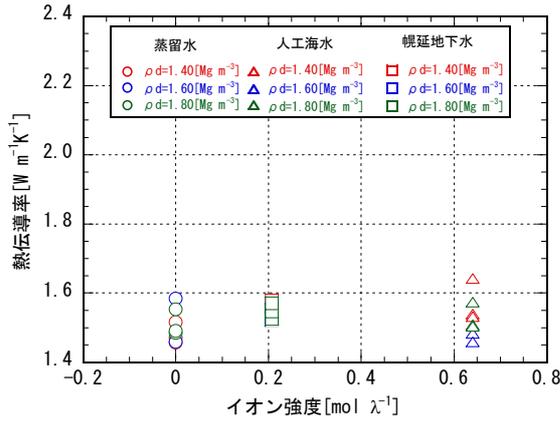


図 2.2-7 イオン強度と熱伝導率の関係 (ベントナイト単体)

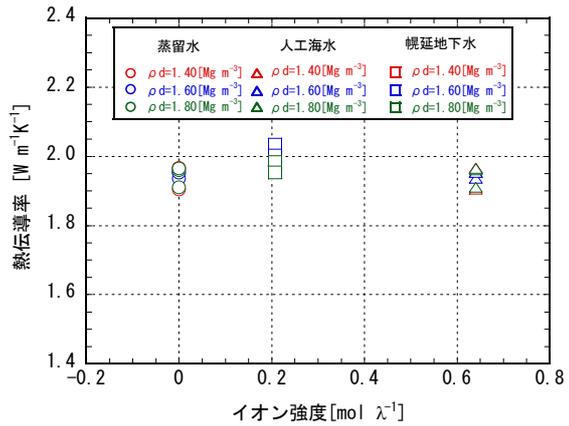


図 2.2-8 イオン強度と熱伝導率の関係 (ケイ砂混合体)

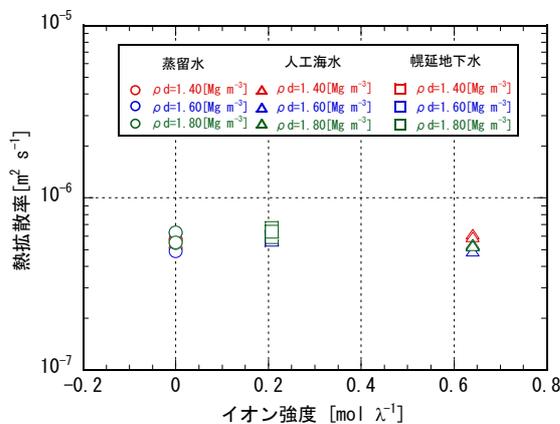


図 2.2-9 イオン強度と熱拡散率の関係 (ベントナイト単体)

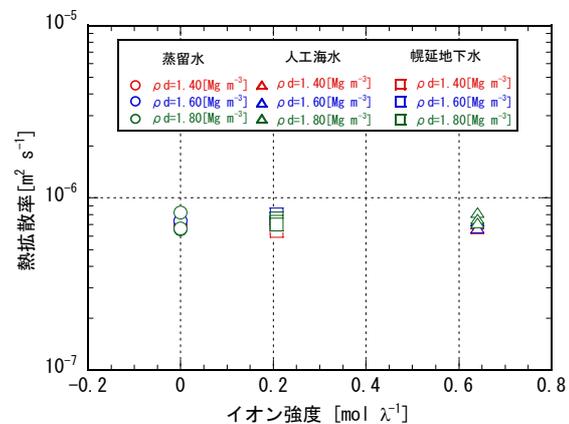


図 2.2-10 イオン強度と熱拡散率の関係 (ケイ砂混合体)

(d) 力学特性

力学特性においては、塩濃度によって強度および剛性に与える影響を把握するため、ケイ砂混合体（ケイ砂混合率 30wt%）を対象に、有効粘土密度をパラメータとして、蒸留水および幌延地下水を浸潤させ、飽和含水後の一軸圧縮試験を実施した（菊池・棚井，2005）。試験の結果、図 2.2-11 に示す有効粘土密度と一軸圧縮強度の関係から、有効粘土密度が高い場合、幌延地下水と蒸留水の結果は、ほぼ同等の値を示すものの、有効粘土密度が低くなるに従い、一軸圧縮強度は低下することが示された。また、図 2.2-12 に示す有効粘土密度と弾性係数の関係から、一軸圧縮強度と同様に、有効粘土密度が高い場合、幌延地下水と蒸留水の結果は、ほぼ同等の値を示すものの、有効粘土密度が低くなるに従い、若干ではあるが弾性係数も低下することが示された。さらに、図 2.2-11 に示す一軸圧縮強度と有効粘土密度の関係は、(2.2-6) 式および (2.2-7) 式で表すことができる。（菊池・棚井，2005）。ここで、 q_u [MPa] は一軸圧縮強度、 ρ_e [Mg m⁻³] は有効粘土密度である。

・蒸留水 : $q_u = 1.0 \times 10^{-3} \exp(4.4565\rho_e)$: [1.15 ≤ ρ_e ≤ 1.54] (2.2-6)

・幌延地下水 : $q_u = 1.4 \times 10^{-4} \exp(5.637\rho_e)$: [1.15 ≤ ρ_e ≤ 1.54] (2.2-7)

次に、有効粘土密度 1.40Mg m⁻³ に関して、NaCl 濃度をパラメータとした一軸圧縮試験を実施した。試験の結果、図 2.2-13 に示すイオン強度と一軸圧縮強度の関係から、イオン強度

が高くなるに従い、一軸圧縮強度は低くなること示された。また、図 2.2-14 に示すイオン強度と弾性係数の関係から、イオン強度 0.2mol l^{-1} の NaCl 水溶液の結果以外は全て蒸留水に比して、イオン強度が高いほど低くなること示された。さらに、同図においてイオン強度が同等である幌延地下水と 0.2mol l^{-1} NaCl 水溶液を比較した結果、幌延地下水の方が 0.2mol l^{-1} NaCl 水溶液に比して、強度、剛性とも低くなり、NaCl 以外の地下水成分が力学挙動に影響している可能性もあることが示された。

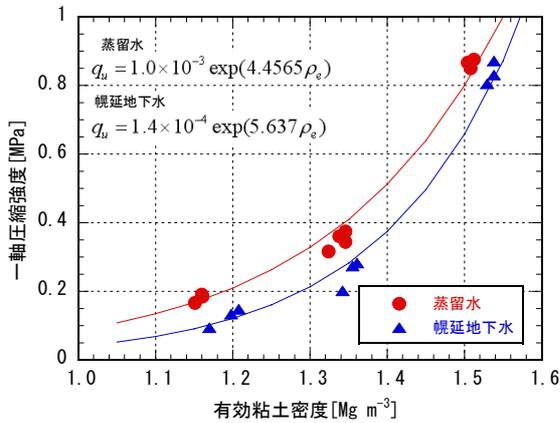


図 2.2-11 有効粘土密度と一軸圧縮強度の関係

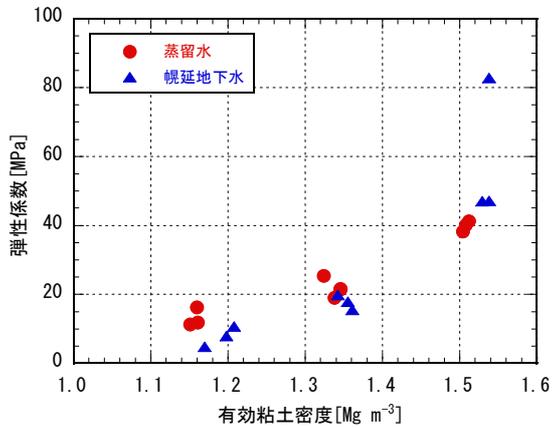


図 2.2-12 有効粘土密度と弾性係数の関係

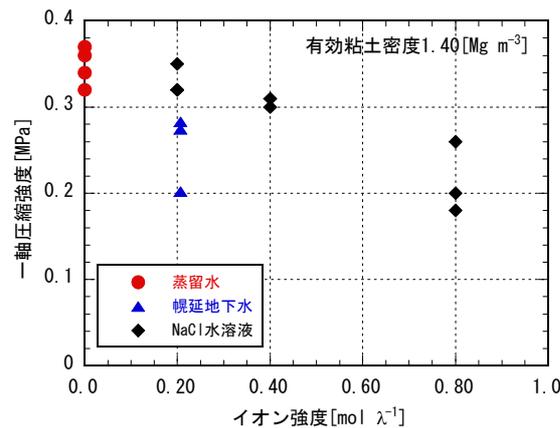


図 2.2-13 イオン強度と一軸圧縮強度の関係

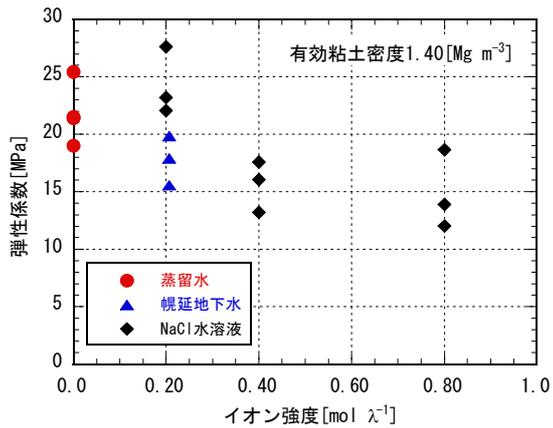


図 2.2-14 イオン強度と弾性係数の関係

(ii) 緩衝材の基本特性データベースの構築

緩衝材の基本特性データベースの整備に向けた取り組みとしては、第 2 次取りまとめまでの知見および、平成 15 年度末までに取得された海水系地下水条件に関する各特性データをデータ集として取りまとめ、技術資料として公開した。各特性データに関しては、市販されている EXCEL (Microsoft 社製) を用いて特性ごとにデータシートを作成し、乾燥密度、ケイ砂混合率、温度などのパラメータごとに整理した (菊池・棚井, 2003a)。また、データベースの構築に関しては、取りまとめられたデータ集を平成 17 年度末を目標に Web 公開するため、検索機能などを取り入れた Web データシステムを構築中である。

(iii) データの品質管理に係る基盤情報の整備

(a) 膨潤応力測定手法

膨潤応力測定手法の標準化のための基盤情報の整備においては、供試体の縦横比依存性(以下、「スケール効果」という)によって膨潤応力が変化することから (鈴木・藤田, 1999),

その影響因子のひとつとして考えられる供試体圧縮成型時の残留応力の影響を把握するため、開放型供試体を用いて、スケール効果膨潤応力測定を実施した（核燃料サイクル開発機構，2002，2003，2004）。ここで開放型供試体は，従来，試験カラム内にてベントナイトを圧縮成型し，拘束状態のまま試験に供していたもの（拘束型供試体）を供試体圧縮成型時の残留応力を除荷するために，図 2.2-15 に示すように，圧縮成型後，一旦試験カラム内から開放した供試体をいう。

膨潤特性にて図 2.2-6 に示した拘束型供試体における有効粘土密度と膨潤応力の関係と本項において得られた開放型供試体の測定結果を示した拡大図を図 2.2-16 に示す。図から拘束型供試体に比べ，縦横比 0.5 および 1.0 に関しては，約 4 割程度膨潤応力は低下するものの，縦横比 2.0 に関しては，拘束型供試体とほぼ変わらない値が得られた。さらに，図 2.2-17 に示すように，これまでと同様に，平衡膨潤応力および成型圧と供試体縦横比の関係から供試体縦横比を変えることによって平衡膨潤応力と供試体圧縮成型時に発生する成型圧が大きくなる傾向を示した。この結果から，開放型供試体は拘束型供試体と同様な傾向が示され，スケール効果による膨潤応力へ与える影響因子のひとつとして考えられた供試体圧縮成型時の残留応力の影響はないものと考えられる。なお，図 2.2-17 示す平衡膨潤応力と供試体圧縮成型時に発生する成型圧が同様の挙動を示すことから，各縦横比の平衡膨潤応力を成型圧にて割った結果，図 2.2-18 に示すように拘束型供試体，開放型供試体ともに，成型圧にて正規化できる傾向があることも示された。

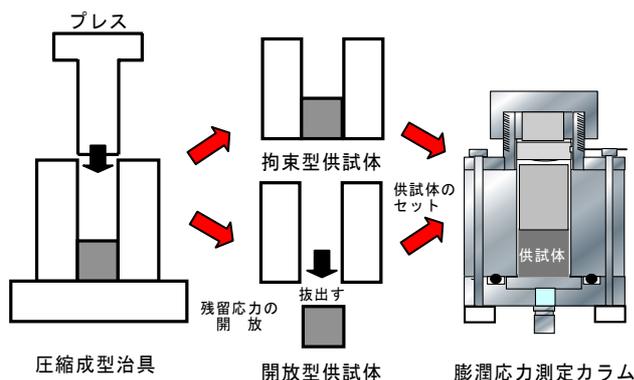


図 2.2-15 供試体作製方法

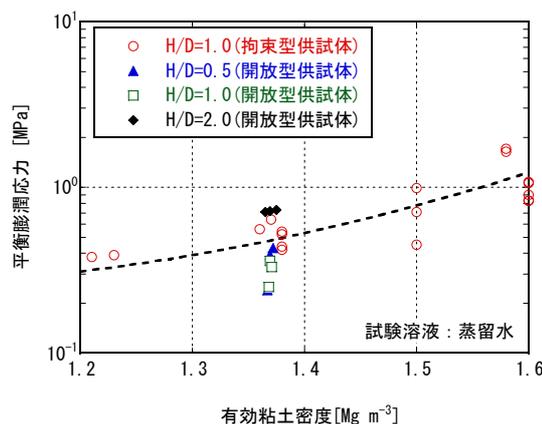


図 2.2-16 有効粘土密度と平衡膨潤応力の関係（図 2.2-6 拡大図）

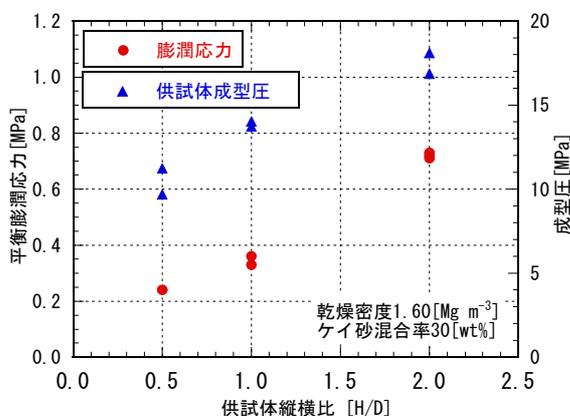


図 2.2-17 スケール効果による平衡膨潤応力および供試体成型圧

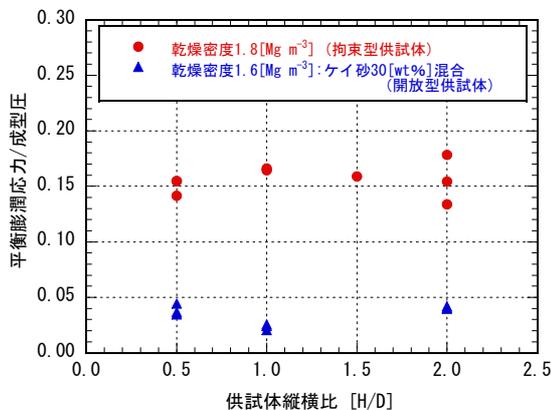


図 2.2-18 スケール効果による平衡膨潤応力および供試体成型圧（正規化）

(b) 熱物性測定手法

熱物性測定手法の標準化のための基盤情報の整備においては、供試体表面の場を平均的に測定し、熱伝導率および熱拡散率を同時に測定できる非定常面熱源測定手法（ホットディスク法熱物性装置）を用いて、これまでに用いられた熱物性測定方法との比較を実施した（菊池・棚井, 2003b）。なお、試料はベントナイト単体およびケイ砂混合体（ケイ砂混合率 30wt%）を用いた。面熱源法と線熱源法（迅速熱伝導率計、プローブ法）による測定値を比較した結果、熱伝導率に関しては、ベントナイト単体およびケイ砂混合体ともに、測定手法による違いはなく各乾燥密度の熱伝導率 λ [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$] と含水比 ω [%] の関係は、同等の値が得られた（図 2.2-19, 図 2.2-20）。また、各測定手法から得られた熱伝導率と含水比の関係は、(2.2-8) 式～(2.2-14) 式に示す実験式で表すことができる。熱拡散率に関しては、面熱源法を用いた場合、球状のヒートプローブを利用した点熱源法に比べ、ベントナイト単体およびケイ砂混合体ともに、熱拡散率と含水比の関係において若干低い値が得られた（図 2.2-21, 図 2.2-22）。これらの理由として、面熱源法で測定した場合、面による測定のため試料表面の場を平均的に測定するのに対して、点熱源法の場合、測定点周辺の温度変化のみを測定してしまうことによって生じた違いによるものと考えられる。なお、細線のヒートプローブを利用した線熱源法においては、測定値が少ないため、測定方法に関する比較は実施していない。また、熱伝導率と熱拡散率の実験値から求めた比熱の結果を図 2.2-23, 図 2.2-24 に示す。図から比熱に関しては、基質部の比熱に比べて、液相の比熱が大きいため、供試体の含水比に大きく依存することが示された。また、熱伝導解析の際のモデル化に用いられる方法を用いて含水比 ω [%] と比熱 c [$\text{kJ kg}^{-1} \text{K}^{-1}$] の関係を示すモデル式は (2.2-15) 式および (2.2-16) 式で表すことができる。

- ・熱伝導率(λ)の関係式：ベントナイト単体の場合

$$\text{乾燥密度 } 1.2\text{Mg m}^{-3}: \lambda = 0.1380 + 0.0296\omega + 0.00005\omega^2 \quad (2.2-8)$$

$$\text{乾燥密度 } 1.4\text{Mg m}^{-3}: \lambda = 0.2677 + 0.0333\omega + 0.0001\omega^2 \quad (2.2-9)$$

$$\text{乾燥密度 } 1.6\text{Mg m}^{-3}: \lambda = 0.3885 + 0.0479\omega - 0.0002\omega^2 \quad (2.2-10)$$

$$\text{乾燥密度 } 1.8\text{Mg m}^{-3}: \lambda = 0.5470 + 0.0647\omega - 0.0007\omega^2 \quad (2.2-11)$$

- ・熱伝導率(λ)の関係式：ケイ砂混合体の場合（ケイ砂混合率 30wt%）

$$\text{乾燥密度 } 1.4\text{Mg m}^{-3}: \lambda = 0.364 + 0.0178\omega + 0.003\omega^2 - 6.4 \times 10^{-5} \omega^3 \quad (2.2-12)$$

$$\text{乾燥密度 } 1.6\text{Mg m}^{-3}: \lambda = 0.481 + 0.0101\omega + 0.0064\omega^2 - 17.7 \times 10^{-5} \omega^3 \quad (2.2-13)$$

$$\text{乾燥密度 } 1.8\text{Mg m}^{-3}: \lambda = 0.728 + 0.008\omega + 0.0115\omega^2 - 0.00045\omega^3 \quad (2.2-14)$$

- ・比熱の関係式(c)：ベントナイト単体の場合

$$c = \frac{63.10 + 4.18\omega}{100 + \omega} \quad : [1.20 \leq \rho_d \leq 1.80] \quad (2.2-15)$$

- ・比熱の関係式(c)：ケイ砂混合体の場合（ケイ砂混合率 30 wt%）

$$c = \frac{67.32 + 4.18\omega}{100 + \omega} \quad : [1.20 \leq \rho_d \leq 1.80] \quad (2.2-16)$$

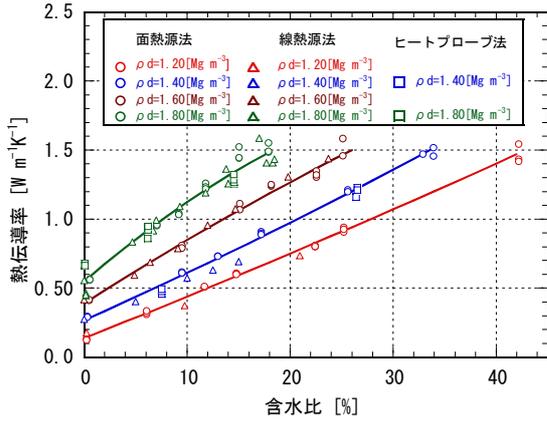


図 2.2-19 熱伝導率の測定結果
(ベントナイト単体)

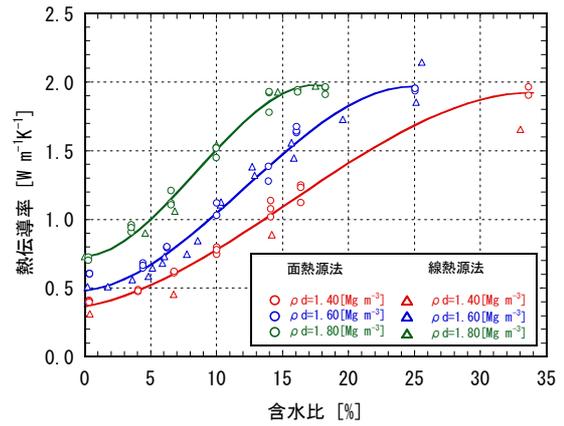


図 2.2-20 熱伝導率の測定結果
(ケイ砂混合体)

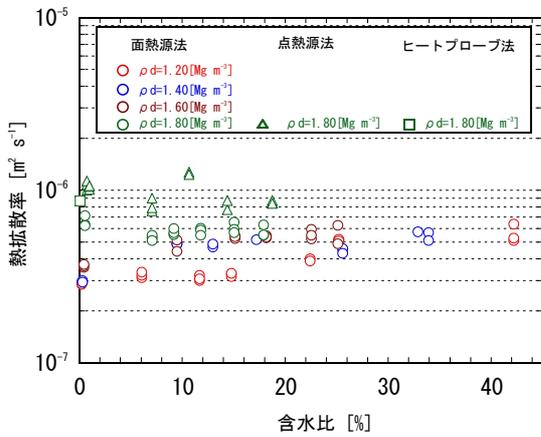


図 2.2-21 熱拡散率の測定結果
(ベントナイト単体)

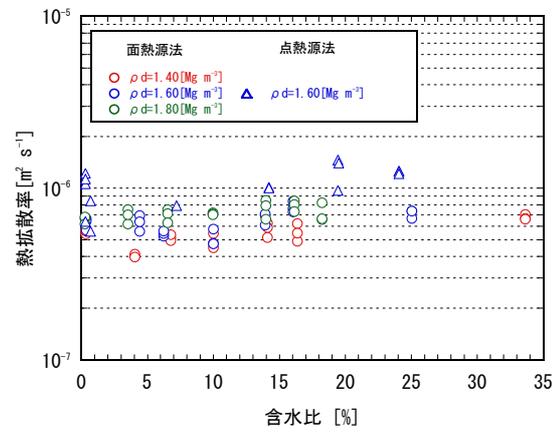


図 2.2-22 熱拡散率の測定結果
(ケイ砂混合体)

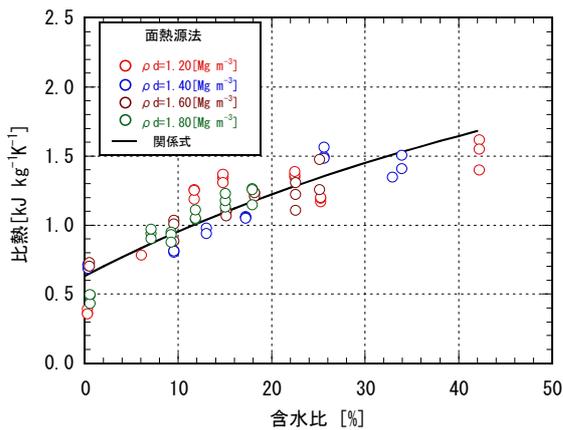


図 2.2-23 比熱の実験値と予測値の比較
(ベントナイト単体)

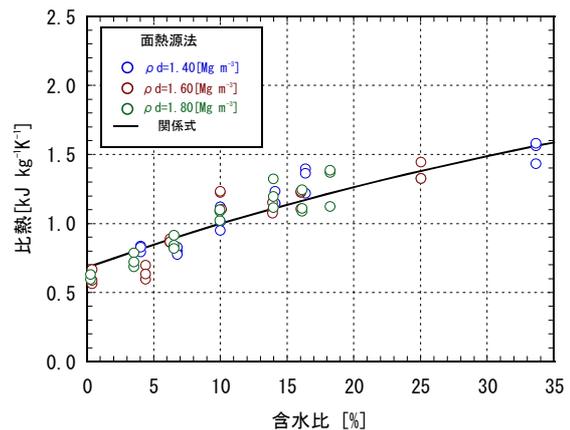


図 2.2-24 比熱の実験値と予測値の比較
(ケイ砂混合体)

(3) 結論

(i) 実際の地質環境を考慮した緩衝材基本特性データの整備

緩衝材の基本特性に関しては、第2次取りまとめ以降、実際の地質環境条件を考慮するため、人工海水、幌延地下水およびNaCl濃度をパラメータとして、海水系地下水条件下を模擬した緩衝材の飽和透水特性、膨潤特性、熱特性、力学特性データを整備した。また、塩濃度および有効粘土密度などの条件によるが、海水系地下水条件下において緩衝材に期待する諸機能が低下する知見が得られた。なお、これらの成果においては、海水系地下水条件下における緩衝材の単独設計に反映し、第2次取りまとめと同様に評価することが可能となった。さらには、飽和透水特性、膨潤特性、力学特性データから海水系地下水条件下における人工バリアの長期挙動評価および安全評価に資する関係式を提案した。

(ii) 緩衝材の基本特性データベースの構築

緩衝材の基本特性データに関しては、様々な地質環境条件に対する緩衝材の基本特性データの総合的な把握ならびに品質管理の観点から、第2次取りまとめまでの知見および、平成15年度末までに取得した海水系地下水条件に関する各特性データをデータ集として整備し、公開した。また、データベースをWeb公開するため、処分場や緩衝材の単独設計、あるいは、人工バリアの長期挙動評価や安全評価上必要となるデータを集約した情報管理システムを一部構築した。

(iii) データの品質管理に係る基盤情報の整備

(a) 膨潤応力測定手法

緩衝材の膨潤応力に関しては、供試体縦横比を変えることによって緩衝材の膨潤応力が増減するため、緩衝材の膨潤応力に係るスケール効果を考慮し、膨潤応力測定手法の標準化のための基盤情報を整備した。開放型供試体を用いて膨潤応力を測定した結果、緩衝材成型時の残留応力は膨潤応力のスケール効果の影響要因ではない可能性が示された。

(b) 熱物性測定手法

人工バリアの長期挙動評価およびニアフィールドの熱解析に必要となる緩衝材の熱物性（熱伝導率、熱拡散率および比熱）に関しては、線熱源法により熱伝導率を、点熱源法により熱拡散率をそれぞれ測定し、得られた熱伝導率および熱伝導率と熱拡散率の関係から算出した比熱が用いられた。しかしながら、これら熱物性値においては、測定手法の違いから緩衝材の熱物性値に関する品質保証が保てない可能性を有しており、緩衝材の熱物性値における品質保証ならびに、緩衝材に適した熱物性測定手法を推奨するため、熱伝導率、熱拡散率を同時に、かつ、場を平均的に測定できる面熱源法を用いて、これまでの測定手法との比較を通じた標準的な緩衝材の熱物性測定手法に係る評価を実施した。熱伝導率に関しては、各測定手法におけるデータの差はないと判断でき、各測定手法から得られた熱伝導率を用いて、各乾燥密度ごとに熱伝導率と含水比における関係式を提案した。また、比熱に関しては、比熱と含水比の関係における関係式を提案した。

(4) 今後の課題

(i) 実際の地質環境を考慮した緩衝材基本特性データの整備

浸潤させる水の塩濃度などをパラメータとした緩衝材基本特性データを拡充し、国内外産問わず幅広い仕様のベントナイトにも対応できるようにする。例えば、緩衝材の各特性における密度に関しては、ベントナイトの主要成分であるモンモリロナイト含有率を考慮し、有効モンモリロナイト密度などを指標とした関係式を提案する。また、地下水組成および支保工材料の影響評価に関しては、イオン強度、電荷密度および当量イオン濃度などを指標とし

た関係式を提案する。

(ii) 緩衝材の基本特性データベースの構築

緩衝材基本特性データベースの構築に関しては、緩衝材の設計・評価手法上必要となるデータ範囲やデータの取り扱いなどを十分に考慮した形でデータベースの体系を構築する。また、緩衝材の基本特性試験によって得られたデータの品質管理の観点から、データの測定手法やデータの加工履歴などに関する背景情報も重要であることから、これらの情報を含めた形で、Web 公開する緩衝材基本特性データベースに組み込む。さらには、最新のデータおよび知見などの更新を進める。

(iii) データの品質管理に係る基盤情報の整備

(a) 膨潤応力測定手法

膨潤応力測定手法の標準化のための基盤情報の整備としては、データの蓄積を継続し、緩衝材に適用可能な測定手法を提示する。

(b) 熱物性測定手法

熱物性測定手法の標準化のための基盤情報の整備としては、線・点・面熱源法などといった各測定手法の違いにおいて考慮すべき測定上の留意点、測定精度、ベントナイト材料などの情報に関して整理し、提示する。また、これまでに幾つかの測定手法から得られた測定値に基づき実用上十分な精度で算定できる推算式を提案する。

2.3 人工バリア等の性能保証に関する基盤情報整備

(1) はじめに

第2次取りまとめでは、わが国において想定される幅広い地質環境を考慮して人工バリアの設計要件とそれを満たすための製作・施工方法および品質管理項目を概略的に整理したにとどまっている。第2次取りまとめ以降、実施主体の進める高レベル放射性廃棄物の地層処分事業の推進や国の安全規制などの策定において必要となる地層処分の長期的安全性に関する基盤的な技術情報を、タイムリーに提供することが重要となっている。これら基盤的な技術情報は、実施主体における処分事業を進めるにあたり各段階において次の段階に進むための意思決定のために信頼性の高い判断材料を提供するものであり（原子力発電環境整備機構，2004）、また、国が行う処分場の設計・評価から、建設・施工・閉鎖などの各段階において処分の安全性を評価および確認するための評価モデルやパラメータなどである（原子力安全委員会，2000）と考えられる。また、最新の知見によりこれらの情報を更新することも重要である。

本整備では、上述したような事業の推進、国の安全規制などの策定へ資することを念頭におき、処分場の長期的安全性の観点から人工バリアなどについて保証すべき性能（性能保証項目（案））は何かを明確にするとともに、その性能をどのように保証するのか、保証するための方法はあるのかなどについて体系的な整理を試みる。ここで言う「保証」とは、閉鎖後の長期の安全性に着目して、モデルやデータベースまたは実験手法により性能がどのように確認されるのかを指している。また、人工バリアを施工した環境の時間空間的变化が予想どおりなのか、施工した人工バリアなどの性能が設計どおりに発揮されているのか、これらを確認するための計測項目や計測技術について調査および検討を行う。さらに、人工バリアの施工に係わる定置精度に関して、その精度などが処分場の長期的安全性に対してどのような影響があるかを検討し、人工バリアの定置装置が有すべき機能に関する基盤情報として整備する。これらの整備・検討においては、最新のデータやモデルなどに関する成果を取り入れつつ、処分環境条件について十分に考慮して検討することが肝要である。また、深地層の研究施設における試験計画への反映も考慮し、実際の地質環境条件への適用も視野に入れた取り組みが重要である。

以上、ここで取り組む課題を整理すると次の3項目となる。

- ① 人工バリア等の性能保証に関わる検討
- ② 人工バリア性能確認に関わる検討
- ③ 人工バリアの定置精度に関わる検討

具体的な検討は、次のように実施した。「人工バリア等の性能保証に関わる検討」としては、人工バリアの長期挙動を中心に、設計・製作・施工技術と安全評価との関連性を考慮しつつ、処分場の閉鎖前、閉鎖後（緩衝材飽和前後、オーバーパック破損前後）の各段階において人工バリア等の性能保証項目（案）を明確にするとともに、それら性能を保証するための評価項目、評価方法およびデータベースについて、最新の成果を適宜取り込みつつ基盤情報として整備する。「人工バリア性能確認に関わる検討」としては、人工バリア性能を確認するために取得すべき情報の種類、量や技術的可能性を調査・整理し、人工バリア性能を確認するための計測技術に係わる基盤情報として整備する。「人工バリアの定置精度に関わる検討」としては、処分場の長期的安全性に係わる搬送・定置装置が有すべき機能（位置把握、要求される人工バリア定置精度など）について、人工バリア周囲の隙間や緩衝材ブロック継目に着目した検討を行い、基盤情報として整理する。

(2) 研究内容

(i) 人工バリア等の性能保証に関する検討

(a) 性能保証に係わる整理

処分場の長期的安全性を確保するためには、人工バリアなどの処分場を構成する各要素に対して期待する性能が確実に発揮されることを評価などにより保証する必要がある。この保証すべき性能（性能保証項目（案））について、オーバーパック、緩衝材、埋め戻し材、プラグ、アクセス・連絡・主要・処分の各坑道および処分孔といった処分場を構成する要素ごとに抽出・整理を行った。この整理においては、①何を保証すべきか、②それをどう保証（評価）するか、③評価にあたっての今後の課題は何か、④その課題に対する取り組みの状況はどうか、⑤評価に用いるモデル、データベースや実験方法など（評価ツール）の整備状況、の手順により実施した（図 2.3-1）。また、性能保証すべき項目は、処分事業開始からの時間の経過に伴い変化することを十分に考慮することが重要であり、処分場における時間の経過を軸とした段階（操業中、埋め戻し前、埋め戻し後など）を設定し、その段階に対応した抽出を行った。

ここで、各要素について抽出・整理した性能保証項目（案）に対する保証（評価）方法は、処分場の設計、製作、建設・施工、モニタリングなどの各段階で異なることが考えられる。例えば、設計段階におけるモデルによる評価方法や評価に用いるデータベース、製作や建設・施工段階における品質管理内容、モニタリング段階における測定方法・項目などである。また、処分場の長期的安全性を確保するためには、安全評価による評価が必須である。表 2.3-1 に処分場における時間の経過を縦軸、工程・手順の流れを横軸として、具体的な保証方法に関する考え方を示す。本検討では、表 2.3-1 の太線で示した設計段階における人工バリアの性能保証方法などについて実施した（川上ほか，2003）。

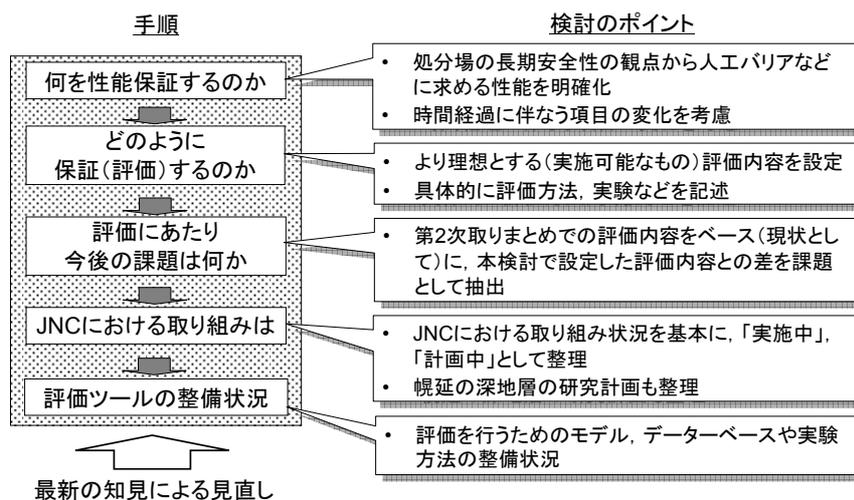


図 2.3-1 人工バリア等の性能保証に関わる検討手順

表 2.3-1 処分場の長期安全性確保のための考え方
工程, 手順の流れ

構成要素		ガラス固化体, オーバーパック, 緩衝材, 埋め戻し材, プラグ, 支保工, アクセス・連絡・主要・処分の各坑道および処分孔				
		設計	製作	建設・施工	モニタリング	安全評価
処分場における時間軸	閉鎖前 ・操業 ・埋め戻し	設計の要件 ↓ どう保証するのか	何を品質管理 するのか ↓	何を施工管理 するのか ↓	何をモニタリ ング するのか ↓	左の欄に対 して
	閉鎖後 ・緩衝材不 飽和 ・緩衝材飽 和 ・核種移行	・具体的な保証 方法, 手法 ↓ ・現状での対応 ・課題 ↓ [個別研究項目]	・品質管理対象 ・管理(計測) 項目 ・管理(計測) 方法, 検査方 法 など ↓ [個別研究項目]	・施工管理対象 ・管理(計測) 項目 ・管理(計測) 方法, 検査方 法 など ↓ [個別研究項目]	・測定対象 ・測定項目 ・測定方法など ↓ [個別研究項目]	1) 性能保証 できる項目 ↓ 条件設定
	(性能保証項目(案))					2) 性能保証で きない項目 ↓ 評価項目

上述の内容に基づき項目および記載内容を，人工バリアなどの処分場を構成する要素ごとに整理表として表 2.3-2 に示すように作成した。実際の整理表の作成においては，第 2 次取りまとめを経験した内部の専門家による議論を積み重ねて各項目を設定した。

表 2.3-2 整理表項目と記載内容の概要

処分場での時間軸	何を性能保証するか		どう保証するのか (方法, 解説)		現状(B) 第2次取りまとめでの取り扱い	今後の課題 (C=A-B)	実施の方法	評価ツールの整備状況		
	役割	基準のポイント	設計の要件	評価内容(A) (評価方法, データベース)				モデルによる評価	実験による確認	備考
	定置後, 埋め戻し, 緩衝材膨潤中~膨潤後, など	性能を達成するための具体的な項目	・理想とするもの ・具体的に設定		本検討での評価内容と第2次取りまとめとの差を課題と設定		評価で用いる具体的なモデル		評価に必要な具体的な実験項目および方法など	
	性能として何が期待されているか	設計の観点より要求されるもの			「実施中」および「計画中」に分けて整理		モデルに必要な具体的な基本数群		評価ツールに関する参考文献, など	

(b) 整理表の作成

整理表は，処分場を構成する要素であるオーバーパック，緩衝材，埋め戻し材，プラグ，アクセス・連絡・主要・処分の各坑道および処分孔のそれぞれについて作成した (川上ほか，2003，2004；杉田ほか，2003b；栗原ほか，2004b)。

一例として，緩衝材に関する性能保証に関する整理表の作成結果を表 2.3-3 に示す。

緩衝材では，処分場の時間軸として性能保証項目 (案) が変化することを念頭に，「廃棄体定置時~埋め戻し前」，「埋め戻し」(横置きなどの処分坑道定置の場合を除く)，「緩衝材膨潤中から膨潤後」の段階に分けた。これらの各段階における性能保証項目 (案) を抽出する。

「廃棄体定置時~埋め戻し前」の段階では，処分場が閉鎖されていないことから止水性などの性能はまだ期待されておらず，性能保証項目 (案) としては廃棄体を支持することがあげられる。「埋め戻し」段階では，処分坑道への埋め戻し材の施工を，処分坑道を非管理区域に行う場合に廃棄体からの放射線を遮蔽する性能を保証する必要がある。「緩衝材膨潤中~膨潤後」段階では，処分場が閉鎖されることから処分場の長期的安全性より求められる止水性や核種の移行抑制などが性能保証項目 (案) となる。これらについて，将来的に安全規制などが作成される時のポイントとして考えられるものとして，処分場の環境を考慮してどのような性能を保証する必要があるのかを具体的な項目として示した。次に抽出した性能保証項目 (案) に対して，ここでは設計段階での設計要件としての対応と，これら要件をどのように評価すれば良いのかを示した。評価については，その内容を具体化することに注意し，モデルにより評価するのか，または実験的に確認するのかなど，どんな手法により評価するかを示した。この評価内容について，第 2 次取りまとめにおける取り扱いに基づき，どのような取り組みが今後必要であるかを課題として抽出した。これら課題に対し，サイクル機構やその他研究機関においてどのような研究が実施されているのか，実施する予定なのかを整理した。最後に評価内容として示されたモデルや実験手法に関して，現状で適用されているモデルや評価に必要な実験項目について，性能保証項目 (案) ごとに整備状況を整理した。ここで，長期に関する評価としては，モデルにより評価ができないものについては実験により確認することが求められる。

以上により，処分場の長期的安全性の確保の観点から，処分場を構成する各要素について性能保証すべき項目を抽出するとともに，性能保証するための具体的な評価方法とそれら評価手法 (評価ツール) の整備状況を整理することにより，これら構成要素に対する基盤情報として体系的な整理ができた。ここでは，各要素に対して，性能保証項目 (案) に関する整理を行ったが，この作成した整理表については，図 2.3-1 に示したように，評価方法や評価ツールなどに関して最新の知見を常に取り入れることによる見直しを図ることが重要である。

表 2-3-3 緩衝材の性能保証に関する整理表 (3/3)

時期	役割	何んを確保するか (基準の内容)	どう保証するか (設計の要件)	評価内容 (評価方法、データベース) (A)	現状 (B) 第2次取りまとめでの 取り扱い	今後の課題 (C=A-B)		実施の方法	モデル	モデルによる評価		実験による検証	備考
						今後の課題 (C=A-B)	モデル			データベース			
地下水化学的変動の抑制を達成すること	地下水化学的変動の抑制を達成すること	緩衝材中の間隙水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の間隙水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること
			緩衝材中の間隙水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること
溶解した塩類が析出すること	溶解した塩類が析出すること	緩衝材中の間隙水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の間隙水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること
			緩衝材中の間隙水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること	緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること

※1: 有孔緩衝材の緩衝材中の間隙水化学的変動を抑制すること
 ※2: アルカリイオン交換樹脂を用いた緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること
 ※3: アルカリイオン交換樹脂を用いた緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること
 ※4: アルカリイオン交換樹脂を用いた緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること
 ※5: 有機物の透過阻害による緩衝材中の地下水化学的変動を抑制すること
 ※6: 緩衝材中の間隙水化学的変動を抑制すること
 ※7: 緩衝材中の間隙水化学的変動を抑制すること

(ii) 人工バリア性能確認のモニタリングに係わる検討

原子力安全委員会の報告書（原子力安全委員会，2000）では，処分場の閉鎖に際して安全評価の結果が妥当であることの確認を建設・操業段階に得られたデータを追加して行うとある。このデータを取得するひとつの方法がモニタリングであり，その中に人工バリアの性能確認モニタリングがあると考える。

しかしながら，人工バリア性能の確認に関するモニタリング技術については，何を，何のために，何時，どれだけの情報量が必要なのか，がまだ明確になっていない。そこで，本検討では，諸外国における人工バリア性能確認に関する考え方の調査を行うとともに，実際の地質環境で適用が可能な計測技術について最新の情報を収集し，計測項目および計測技術について整理を行った。計測技術の調査については，幌延などの原位置試験に向けた適用性も念頭に検討を行った。さらに，幌延への適用の観点より，計測項目の選定に資するために計測技術の調査，適用可能性に関する検討を行った。

(a) 人工バリア性能確認に関する諸外国における考え方の調査

調査対象としては，国際原子力機関（IAEA）およびOECD/NEAのほか，米国，フランス，ベルギー，スイス，ドイツ，フィンランド，スウェーデンの諸外国とした。調査においては，各々の処分概念におけるモニタリングに対する対応，基準や指針，人工バリア性能確認モニタリングの動向などに留意して調査を実施した（長谷川ほか，2002）。

調査の結果を概観すると，IAEAでは人工バリア性能のモニタリングに関して処分場の一部または処分場近傍の同じ母岩を有する実証施設にてモニタリングを実施するとの考え方を示している。OECD/NEAでは，想定した手法による廃棄物回収のための条件が満たされているかのチェック，最終的な閉鎖のための判断材料を提供するものとしている。諸外国では，人工バリアの性能確認を目的としたモニタリングが明確に位置づけられているのは米国だけであった。これは，他の国の処分概念と異なり，処分場が暫くの間埋め戻されずに残されているためと考えられる。その他の国については，人工バリアの性能確認をモニタリングの明確な目的と定義していない。しかしながら，各国とも，モニタリングと処分事業の可逆性とを関連づけて，地層処分プログラムの意思決定プロセスにモニタリングを組み込む方向で検討が進められ始めている。

(b) 計測項目，計測技術に関する調査，整備

計測技術に関する国内を中心とした既存の最新技術を調査し，原位置試験への適用の観点から，計測技術の適用可能性について検討した（千々松ほか，2004，2005）。既存の技術として，想定される計測環境（温度，圧力，酸化還元性，飽和度など）での測定可能性や保守性，伝送，小型化を整理し，現時点での優劣から原位置試験への適用性の高いと判断した計測技術について，表 2.3-4 に示す技術が抽出された。ここで，計測技術の適用性では，測定環境への影響も重要な考慮事項であり，伝送方法や小型化での優劣の判断で考慮した。また，緩衝材の間隙水化学などの地球化学に関する技術は，原位置などでの長期計測を可能とする適切なセンサーが現状存在しない。抽出した光ファイバー技術は，技術開発要素を多分に含んだものである。

表 2.3-4 原位置試験への適用性が高いと判断される技術

現象	対象項目	調査技術	
熱	温度	光ファイバ，熱電対など	TDR: Time Domain Reflectometry
	緩衝材水分量	TDR式，FDR式	
水理	間隙水圧	差動トランス式型，弦振動式，ファブリペロ型干渉計式	FDR: Frequency Domain Reflectometry
	応力・ひずみ	OSMOS, BOTDR, FBG, 弦振動式	OSMOS: Optical Strand Monitoring System
力学	変位	FBG変位計	BOTDR: Brillouin Optical Time Domain Reflectometer
熱・力学・水理	密度	TDR式	
化学	pH	光ファイバ	FBG: Fiber Bragg Grating

これらの調査結果に基づいて、緩衝材水分量測定技術、pH 測定技術、腐食速度測定技術、光ファイバシステムに関して、幌延の原位置試験への適用に向けての概略的な開発計画を策定した。一部緩衝材中の水分量の測定技術に関する検討として、誘電率測定法のひとつである FDR (Frequency Domain Reflectometry) を用いた計測方法に関する試験を開始し、データの取得を行った。

(iii) 人工バリア等の定置精度に係わる検討

ここでは、緩衝材の施工法のひとつである緩衝材ブロックを対象として、緩衝材ブロックとオーバーパック間、緩衝材ブロックと岩盤間に生じる施工に起因する隙間について、人工バリアの長期挙動への影響に着目した検討を実施した。前者については、緩衝材膨潤前のオーバーパック表面では水や空気の部分（隙間）と緩衝材に接している部分が存在し、このような不均一な表面状態の場合に、オーバーパックの腐食挙動にどのような影響があるのかを確認するために、隙間を模擬した腐食試験を行った。後者については、緩衝材の隙間への充填挙動による密度の不均一などの発生が考えられ、充填挙動に係わる試験を行ないその影響を実験的に確認するとともに、実規模での挙動評価が必要となる解析モデルに関する予備的な検討を実施した。

(a) オーバーパック腐食挙動への隙間影響確認試験

理想的な人工バリアでは、オーバーパックの全表面は緩衝材と接触しているが、ブロック方式のような緩衝材の施工方法の場合、オーバーパック表面は図 2.3-2 に示すように緩衝材と接している部分とブロック隙間部などの接していない部分が生じる。このような隙間部はいずれ地下水により膨潤した緩衝材で充填され、オーバーパック全面が緩衝材と接することとなるが、全面が接触するまでの過程において、接触している部分としていない部分が混在する不均一な状態となる。このような状態において、オーバーパックの腐食挙動にどのような影響を与えるかを確認するために、緩衝材ブロックと炭素鋼を用いた隙間模擬試験を行った（杉田ほか、2004）。試験では、図 2.3-3 に示すように緩衝材ブロックの中央に所定のスリット（隙間）を形成させ、上部より試験溶液を注入し、さらに廃棄体からの発熱を模擬した下部ヒーターより加熱して上下方向に温度勾配を発生させ、所定の期間経過後に炭素鋼の腐食量、表面観察を行った。隙間は、幅 5mm と 10mm とし、比較として隙間無しの場合でも実施した。試験水としては、人工海水、普通ポルトランドセメント（OPC）および低アルカリ性セメント（HFSC）で作成したコンクリートブロックを粉砕したものと人工海水を混合した溶液を用いた。また、炭素鋼の不動態化を促進し局部腐食を生じ易くすると考えられる炭酸塩 ($0.1\text{mol l}^{-1} \text{NaHCO}_3$) 溶液も用いた。緩衝材は、ベントナイト 70wt% に、ケイ砂 30wt% を混合した材料とし、直径 146mm、厚さ 50mm、乾燥密度 1.8Mg m^{-3} に圧縮成型したものである。

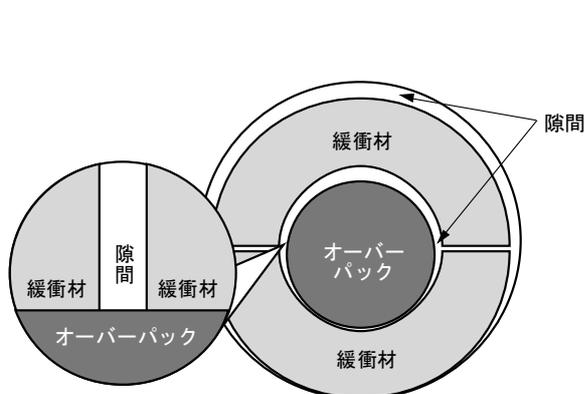


図 2.3-2 緩衝材ブロック隙間とオーバーパックの関係

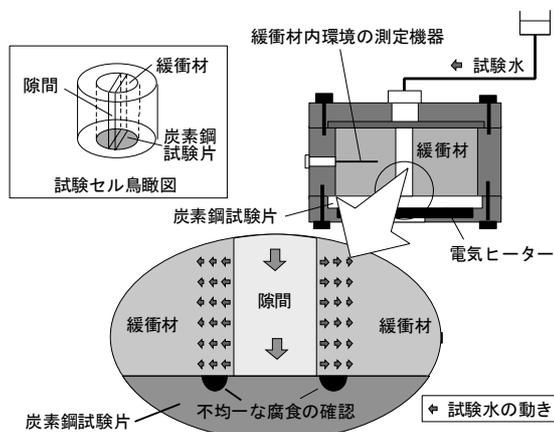


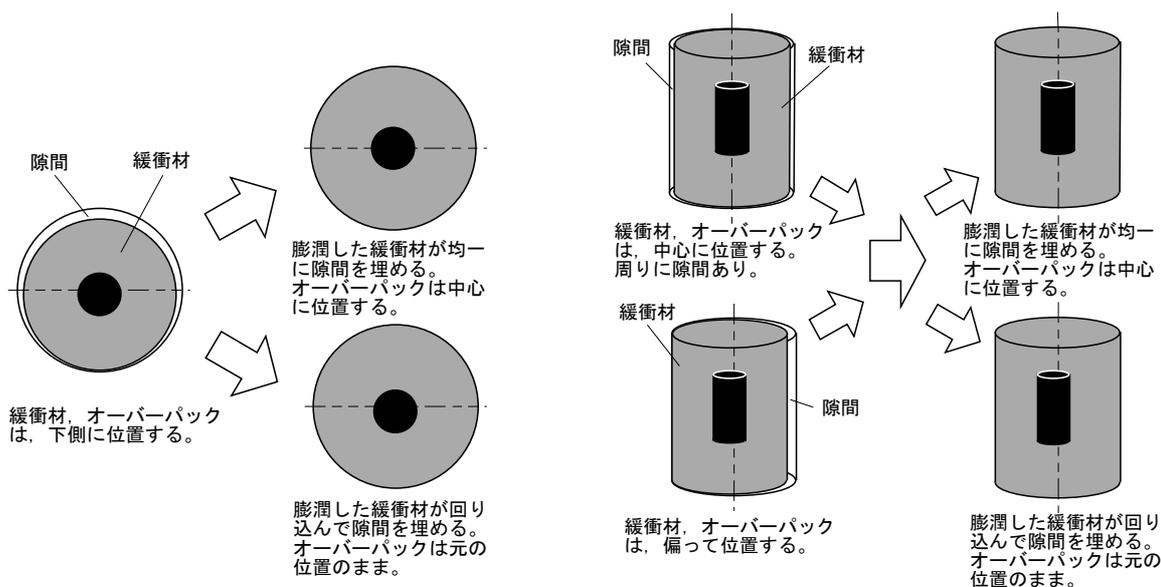
図 2.3-3 隙間模擬試験概念

試験の結果、一部の試験片の隙間近傍で孔食状の不均一な腐食が観察された。しかしながら、図 2.1.1-3 (2.1.1 項(2)(i)(b)) に示された平均腐食深さと孔食係数の関係にあるように、本試験での結果は天然の土壌中のデータや他の試験の測定結果と同等もしくはそれ以下の値であることがわかった。また、平均腐食速度は概ね 0.1mm y^{-1} であった。これらの結果から、隙間が共存する環境において、炭素鋼における顕著な腐食の局在化が発生していないことが確認され、オーバーパック腐食挙動に対して顕著な隙間の影響は無いものと考えられる。

(b) 緩衝材隙間充填挙動に関する検討

ブロック緩衝材を用いた場合に、処分環境で想定される人工バリア内における緩衝材の隙間膨潤挙動の例を図 2.3-4 に示す。処分坑道横置き方式の場合、人工バリアの定置時の緩衝材は図 2.3-4(a)の左に示すように坑道の下部に接した状態であり、膨潤を見込んで厚さを設定した緩衝材に載るオーバーパックは坑道の中心には位置しない。坑道上部にはブロック緩衝材の定置作業で必要となる緩衝材と岩盤のクリアランスとして設定した隙間が生じる。地下水が浸潤してくると緩衝材の膨潤が始まり、均一に膨潤が進行すればオーバーパックは均一な厚さの緩衝材に周囲を囲まれ人工バリアの中心に位置する。しかし、緩衝材が水の浸潤に伴い隙間へ向かって回り込むような膨潤が発生すると、廃棄体の周囲の厚さは不均一となり、オーバーパックは人工バリアの中心に位置しないこととなる (図 2.3-4 (a))。このような緩衝材の隙間膨潤に起因する緩衝材密度の不均一は、処分孔縦置き方式の場合にも起こると考えられる (図 2.3-4(b))。

ここでは、緩衝材の隙間への膨潤挙動に関する基礎的なデータを取得するために、定置時の隙間を模擬した膨潤挙動試験を実施した (杉田・菊池, 2002 ; 杉田ほか, 2003a)。試験は、定置時の隙間を模擬できる試験カラム ($\phi 50 \times 100\text{mm}$) に所定の寸法に成型した供試体 (緩衝材) を設置し、このカラムをデシケータ内の試験水 (蒸留水) 中に沈め、真空ポンプによりカラム内を脱気した。試験概念を図 2.3-5 に示す。また、供試体の中央部には、オーバーパックを模擬したステンレス棒 ($\phi 7 \times 30\text{mm}$, 重量 3.29g) を挿入した。供試体は、材料としてベントナイト単体とし、乾燥密度を 1.8Mg m^{-3} , 寸法を $\phi 36 \times 100\text{mm}$ ($\phi 36 \times 35\text{mm} : 2$ 体, $\phi 36$ (内径 $\phi 7$) $\times 30\text{mm} : 1$ 体) に成型した。試験期間は、横置き方式で 30, 60, 180, 270, 400, 650 日, 縦置き方式で 650 日とした。



(a) 処分坑道横置き方式の例 (b) 処分孔縦置き方式の例
 図 2.3-4 定置方式ごとの緩衝材の隙間膨潤挙動の例

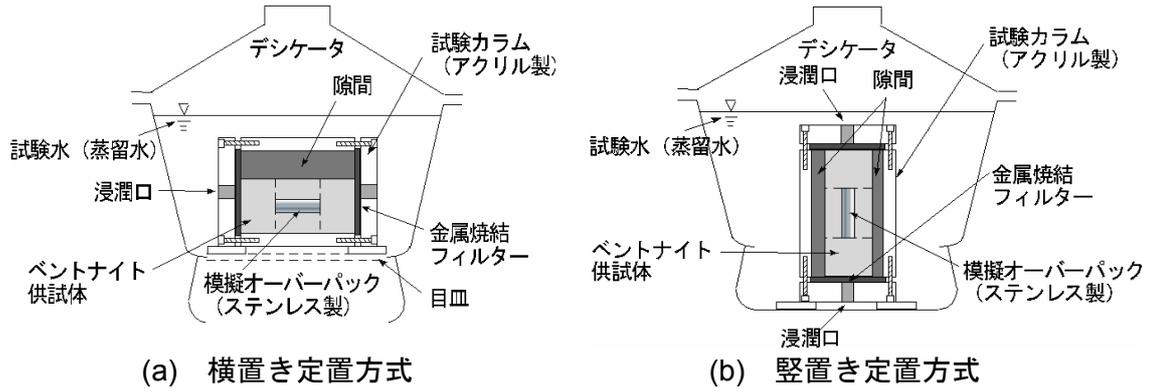


図 2.3-5 緩衝材隙間膨潤試験の概念

横置き方式の試験では、図 2.3-6 に示す位置より測定用試験片を切り出し、乾燥密度測定により供試体の密度分布を測定した。測定した結果を図 2.3-7 に示す。試験初期においては密度のバラツキは大きいですが、時間の経過とともにバラツキの幅が小さくなり、供試体の密度が均一になる方向に向かっている。また、模擬廃棄体の位置の経時変化を測定した結果を図 2.3-8 に示す。模擬廃棄体の位置は時間の経過とともに上昇する傾向にあるが、試験カラムの中心 (25mm) の手前 (24mm) でその上昇は止まりつつある。供試体が上部・側部・下部ともに均等に膨潤すれば、模擬廃棄体の位置はカラム中心まで移動するはずである。しかし、膨潤初期は隙間に面する供試体表面部分から膨潤が進行し、次に下部外側から内部方向に膨潤することとなり、膨潤の進行のズレが発生する。このために、密度差をなくす体積膨張の動きが径方向だけではなく、周方向にも発生したために、供試体の膨潤による模擬廃棄体中心位置の移動がカラム中心まで到達しなかったものと考えられる。

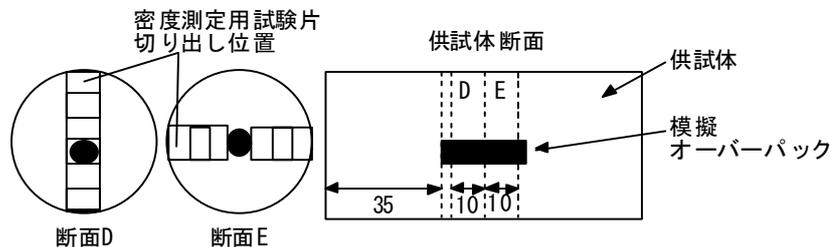


図 2.3-6 横置き方式の膨潤試験での密度測定用試験片切り出し位置 (試験姿勢に対して、断面 D は垂直方向、断面 E は水平方向)

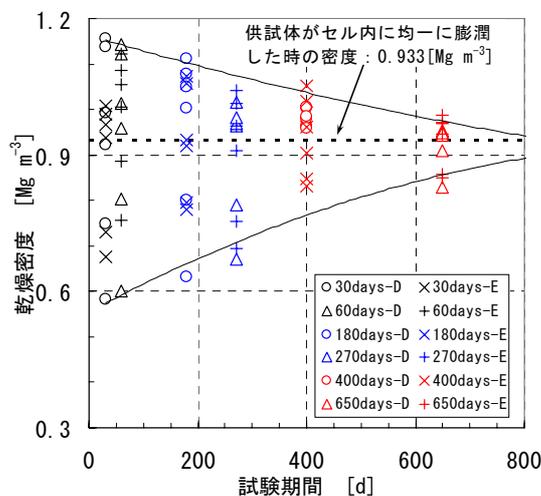


図 2.3-7 横置き方式の膨潤試験での供試体断面 D, E における密度分布の経時変化

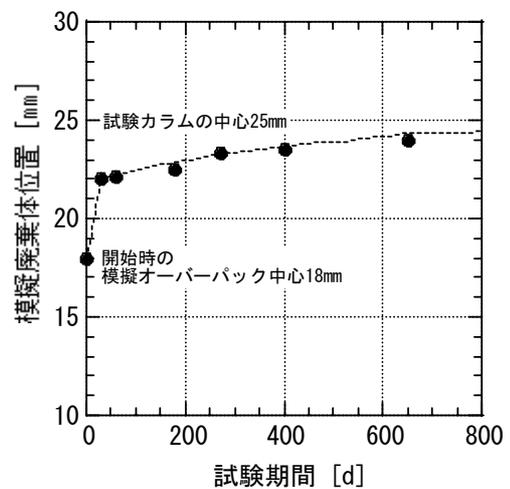


図 2.3-8 横置き方式の膨潤試験での模擬オーバーパック中心位置の経時変化

縦置き方式の試験では、横置き方式と同じく供試体の密度分布を測定した。測定結果では、横置き方式の結果と比較して中央部に高密度の領域が残り、逆に外側の領域で低密度となっていた。この原因は、縦置き方式の場合には隙間が供試体の周囲に均一に存在し、水の浸潤が全面にかつ均一に生じたために膨潤による隙間の閉塞が短時間で行われ、その後の密度の均一化の挙動が緩慢になったものと推測されるが明確ではない。

実際に緩衝材ブロックの施工において生ずる緩衝材周囲の隙間が、設計時の予想どおりに緩衝材の膨潤により埋められるかどうかを実規模の工学試験により確認することは困難である。そこで、膨潤挙動に関する解析評価手法の検討を開始し、簡易的に本隙間膨潤試験の膨潤過程を模擬して、水の浸潤による供試体の体積変化や密度分布の変化に関する解析を汎用の有限要素法解析コードである ABAQUS (Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., 1997) を用いて行った (核燃料サイクル開発機構, 2003)。解析では、膨潤前の供試体が試験カラムの隙間を埋める膨潤挙動を再現できたが、隙間膨潤試験で確認された緩衝材の回りこみまでは十分表現できていないことや、膨潤に伴う幾何学的非線形性などに起因する解析メッシュの不均質かつ大きな変形により、解析自体が不安定となる問題が生じた。今後、試験の状況をより表現可能とするためのモデルの改良が必要である。

緩衝材ブロック、オーバーパックの施工における隙間が、どの程度制御することが可能かは現在検討が行われているところであり、定量的な値はまだ不明である。核燃料サイクル開発機構が過去に実施した緩衝材大型試験設備 (BIG BEN) における緩衝材ブロックの設置隙間は、緩衝材ブロック間および緩衝材ブロック/オーバーパック間で 20mm、模擬岩盤/緩衝材ブロック間で 30mm であった (佐藤ほか, 1990)。緩衝材ブロック/オーバーパック間以外の隙間については粉末を充填している。第2次取りまとめでは、それぞれ 20mm と 40mm を試設計上の設定として与えている。これらの値は今回の試験条件より隙間寸法の径に対する比率は小さく、隙間には粉末などを充填することが考えられることから、今回の試験条件は実規模に対して極端な条件であると考えられる。しかしながら、原位置の試験における実規模レベル試験での確認が必要である。

(c) 隙間に係わる人工バリアの長期挙動への影響のまとめ

上述した試験条件の範囲では、人工バリアの性能を著しく低下させるような影響は確認されなかった。また、実際の施工では、隙間をベントナイト粉末などで充填することも検討されており (高尾ほか, 2000 ; Johannesson, 2002)、緩衝材の密度低下や熱的影響などを緩和するものと期待できる。したがって、定置初期において隙間が存在したとしても緩衝材ブロックにはそのバリア性能を十分期待することができると考えられる。ただし、処分事業の進展による地質環境条件の具体化が進んだ段階に応じて、地下水組成の影響などを含めた腐食挙動や隙間充填挙動に関する確認が必要となる。

(3) 結論

- ① 処分場の構成要素ごとに対する性能保証項目 (案) の抽出・整理、課題、評価方法、評価ツールの整理ができた。これにより、第2次取りまとめでは実施されていない、国による安全規制などの策定および実施主体が進める処分事業へ資するための基盤情報 (個別研究成果の反映先) として、ひとつの体系的な整理へのアプローチを提示できた。
- ② 人工バリア性能確認モニタリングの考え方、計測項目、計測技術に関する情報を整理した。これにより、既存の計測項目、計測技術に関する情報を第2次取りまとめ段階における知見よりも充実させることができ、これらは幌延などの深地層の研究施設計画における人工バリア試験計画などへ反映することができる。
- ③ 人工バリア性能への隙間影響の確認およびデータの取得を行った。これにより、本検討での試験条件の範囲に限定されるが、施工時の隙間の人工バリアへの影響が無いことを確認した。これらは遠隔により施工された結果ではないが、人工バリア搬送定置設備の定置精

度などの要求性能を策定するための情報として活用できる。

(4) 今後の課題

- ①人工バリアの性能保証に係わるものとしては、これまでに整備されたものについて、研究の進捗による新しい成果や整備に含まれていなかった研究成果などについて最新の情報として適宜見直しを行うことが重要である。
- ②人工バリア性能確認に係わるものとしては、特に地球化学に係わる計測技術について技術の開発や実際の地質環境を念頭においた適用性の確認が必要である。また、幌延の深地層の研究施設計画において原位置試験が行われる予定であり、それに向けた計測技術の適用性・長期耐久性などの実験的検討が必要である。
- ③人工バリアの定置精度に係わるものとしては、初期の隙間充填挙動に着目した試験データ取得により、隙間充填や連成挙動に関する精緻なモデル化のためのデータ拡充が必要である。

参考文献

青山絵里, 立川博一, 清水亮彦 (2005): "人工バリアの長期安定性, 長期耐食性に関する調査研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2004-034.

Azumi, K., Yasui, N. and Seo, M. (2000): "Changes in the properties of anodic oxide films formed on titanium during long-term immersion in deaerated neutral solutions", Corrosion Science, Vol.42, p.885.

馬場晴雄, 小玉俊明, 藤井哲雄, 久松敬弘, 石川百合子 (1981): "温水中における銅管の孔食電位の測定", 防食技術, Vol.30, pp.113-118.

Bailey, M. G., Ikeda, B. M., Quinn, M. J. and Shoesmith, D. W. (1996): "Crevice Corrosion Behaviour of Grade-2 and -12 in Hot Aqueous Chloride Solution- The Effect of Chloride Concentration", Atomic Energy of Canada Ltd., AECL-10971, COG-95-279.

Blackwood, D. J., Hoch, A. R., Naish, C. C., Rance, A. and Sharland, S. M.(1994): "Research on corrosion aspects of the advanced cold process canister", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Company, SKB TR 94-12.

Bresle, A., Saers, J. and Arrhenius, B. (1983): "Studies in pitting corrosion on archaeological Bronzes", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Company, SKB TR83-05.

Brookins, D. G. (1988): "Eh-pH Diagrams for Geochemistry", Springer-Verlag.

Campbell, G. S. 著, 中野政詩, 東山勇 監訳 (1987): パソコンで学ぶ土の物理学, 鹿島出版会.

千々松正和, 今井久, 佐々木肇, 茂呂吉司 (2004): "人工バリア性能確認に関する基盤情報取得方法の調査研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2003-090.

千々松正和, 福留和人, 浦野和彦, 今井久, 佐々木肇, 雨宮清 (2005): "人工バリア性能確認に関する基盤情報取得方法の調査研究(II)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2004-027.

Clarke, C. F., Hardie, D. and Ikeda, M. (1997): "Hydrogen-Induced Cracking of Commercial Purity Titanium", Corrosion Science, Vol.39, No.9, pp.1545-1559.

Crusset, D., Plas, F. and Santarini, G.(2002): "Containers and Overpacks for High-Level Radioactive Waste in Deep Geological Disposal Conditions, French Corrosion Programme", EFC No.36, Proceedings of International Workshop on "Prediction of Long Term Corrosion Behaviour in Nuclear Waste Systems", pp.18-34.

Dixon, D.A. (2000): "Porewater salinity and the development of swelling pressure in bentonite-based buffer and backfill materials", POSIVA 2000-04.

土木学会原子力土木委員会 (2004): "高レベル放射性廃棄物地層処分技術の現状とさらなる信頼性向上にむけて—土木工学に係わる技術を中心として—".

動力炉・核燃料開発事業団 (1992): "高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告書—平成3年度—", 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN1410 92-081.

Escobar, I. S., Silva, E., Silva, C. and Ubal, A. (1999): "Study of the Effect of Sulfide ions on the Corrosion Resistance of Copper for use in Containers for High-Level Waste", Proc. of Copper99-Cobre99 International Conference, Volume I, pp.371-386.

Foct, F. and Gras, J. M. (2002): "Semi-Empirical Model for Carbon Steel Corrosion in Long Term Geological Nuclear Waste Disposal", EFC No.36, Proceedings of International Workshop on "Prediction of Long Term Corrosion Behaviour in Nuclear Waste Systems",

pp.91-102.

深谷祐一, 明石正恒 (2001): "マグネタイト堆積による炭素鋼の腐食速度加速機構の検討", 第 48 回材料と環境討論会講演集, pp.329-332.

深谷祐一, 木下弘, 明石正恒 (2000): "高アルカリ環境における Ti 合金の脱不動態化挙動", 腐食防食協会, 第 47 回材料と環境討論会講演集, p.173.

腐食防食協会 (1993): 環境材料学入門, 丸善.

Garrels, R. and Christ, C. (1990): "Solutions, Minerals and Equilibria", Jones and Bartlett Publishers, Inc..

原子力安全委員会 (2000): "高レベル放射性廃棄物の処分に係る安全規制の基本的考え方について(第 1 次報告)", 平成 12 年 11 月 6 日.

原子力発電環境整備機構 (2004): "高レベル放射性廃棄物地層処分の技術と安全性 - 「処分場の概要」の説明資料-", 原子力発電環境整備機構, NUMO-TR-04-01.

原子力環境整備促進・資金管理センター (2005): "平成 16 年度地層処分技術調査等遠隔操作技術高度化調査", 原子力環境整備促進・資金管理センター.

Gennero De Chialvo, M. R. and Arvia, A. J. (1985): "The electrochemical behaviour of copper in alkaline solutions containing sodium sulphide", Journal of Applied Electrochemistry, Vol.15, pp.685-696.

春名匠, 村上真, 柴田俊夫 (1999): "重炭酸塩水溶液中における炭素鋼の腐食に伴う水素発生", 第 46 回材料と環境討論会講演集, p.271.

Haruna, T., Morikawa, Y., Fujimoto, S. and Shibata, T. (2003): "ESTIMATION OF CORROSION RATE OF CARBON STEEL IN BICARBONATE AQUEOUS SOLUTIONS BY USING ELECTROCHEMICAL NOISE", Proceedings of 13th Asian-Pacific Corrosion Control Conference, Paper No.S-02.

長谷川宏, 納多勝, 本田ゆう子 (2002): "人工バリア性能確認モニタリングに関する研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2002-048.

Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. (1997): ABAQUS / Standard User's Manual version 5.7.

Honda, T., Yamaguchi, S., Yoshikawa, H., Ueno, K. and Yui, M. (2003): "X-RAY CT ANALYSIS OF IRON-BASED ARCHAEOLOGICAL REMAINS BURIED IN SOIL", Proceedings of 13th Asian-Pacific Corrosion Control Conference, Paper No.H-05.

本田明, 西村務, 和田隆太郎, 田辺誠 (2000): "長期試験システム, 試験容器および測定用容器", 公開特許公報, 特開 2000-009898.

本田明, 谷口直樹, 石川博久 (1997): "低溶存酸素条件下における炭素鋼の腐食挙動の実験的検討", 動燃技報, No.104, p.125.

對馬卓, 原信義, 杉本克久 (2003): "オーバーパック容器用低合金鋼の含水ベントナイト中での耐食性, 材料と環境, 52, pp.545-553.

石原只雄 (1993): 金属の腐食事例と各種防食対策, テクノシステム.

石川博久, 本田明, 鶴留浩二, 井上邦博, 小畑政道, 佐々木憲明 (1992): "オーバーパックの候補材料選定と炭素鋼オーバーパックの寿命評価", 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN8410 92-139.

JACOB BEAR (1979): Hydraulics of Groundwater, McGraw-hill publishing company.

Johannesson, L-E. (2002): "Manufacturing of bentonite buffer for the Prototype Repository", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. Äspö Hard Rock Laboratory (SKB AEHRL), IPR-02-19.

核燃料サイクル開発機構 (1999a): "わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性 -地層処分研究開発第2次取りまとめ- 分冊2 地層処分の工学技術", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-022.

核燃料サイクル開発機構 (1999b): "わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性 -地層処分研究開発第2次取りまとめ- 総論レポート", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-020.

核燃料サイクル開発機構 (2002): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発 -平成13年度報告-", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2002-003.

核燃料サイクル開発機構 (2003): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発 -平成14年度報告-", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2003-004.

核燃料サイクル開発機構 (2004): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発 -平成15年度報告-", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2004-007.

亀井浅道 (1980): "石油タンクの腐食の傾向と問題点", ケミカル・エンジニアリング, 25-3, pp.193-201.

Karnland, O. (1998): "Bentonite swelling pressure in strong NaCl solutions - Correlation of model calculations to experimentally determined data-", POSIVA 98-01.

川上進, 杉田裕, 栗原雄二, 神徳敬, 油井三和, 谷口直樹, 棚井憲治, 柴田雅博, 本間信之 (2003): "高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリア等の性能保証に関わる研究の進め方と反映先", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN 8400 2002-026.

川上進, 油井三和, 栗原雄二, 神徳敬, 杉田裕 (2004): "人工バリア等の性能保証に関わる研究のサイクル機構における取り組み", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-037.

川崎学, 谷口直樹, 川上進 (2002): "炭酸塩水溶液中およびケイ砂混合ベントナイト中における純銅のアノード分極挙動", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2002-016

川崎学, 谷口直樹, 川上進 (2003): "大気吹き込み下での模擬地下水における純銅の腐食速度と腐食局在化", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-041.

川崎学, 谷口直樹, 川上進 (2005): "硫化物を含む人工海水中における純銅の腐食挙動評価", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2004-027.

菊池広人, 棚井憲治 (2003a): "緩衝材の基本特性データベース", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8450 2003-010.

菊池広人, 棚井憲治 (2003b): "緩衝材の熱物性測定試験(III)-面熱源法による緩衝材熱物性の取得-", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 2003-009.

菊池広人, 棚井憲治 (2005): "幌延地下水を用いた緩衝材・埋め戻し材の基本特性試験", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 2004-005.

菊池広人, 棚井憲治, 松本一浩, 佐藤治夫, 上野健一, 鐵剛志 (2003b): "緩衝材の飽和透水特性-II -海水性地下水が緩衝材の透水性に及ぼす影響-", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 2003-002.

King, F. and LeNeveu, D. (1991): "Prediction of the lifetime of copper nuclear waste containers", Proc. of FOCUS '91, pp.253-261.

King, F., Ahonen, L., Taxen, C. Vuorinen, U. and Werme, L. (2001): "Copper corrosion

under expected conditions in a deep geologic repository", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR-01-23.

兒島洋一, 藪内透, 辻川茂男 (1998): "圧縮ベントナイト環境中炭素鋼腐食速度の堆積腐食生成物層による加速", 材料と環境 98 講演集, p.233.

兒島洋一・辻川茂男 (1997): "圧縮ベントナイト環境中炭素鋼腐食速度の堆積腐食生成物層による加速", 第 44 回材料と環境討論会講演集, pp.421-424.

Kojima, Y., Hioki, T. and Tsujikawa, S. (1995): "Simulation of the state of carbon steel n years after disposal with n years of corrosion product on its surface in a bentonite environment", Mat. Res. Soc. Symp. Proc., Vol. 353, pp.711-718.

栗原雄二, 藤田朝雄, 川上進, 神徳敬, 油井三和, 杉田裕 (2004b): "人工バリア等の性能保証に関わる研究のサイクル機構における取り組み(その2)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-053.

栗原雄二, 油井三和, 棚井憲治, 川上進, 杉田裕, 谷口直樹, 平井卓, 小川豊和, 三原守弘, 松井裕哉, 藤島敦, 盛口洋, 宮野前俊一, 本間信之 (2004a): "幌延深地層研究計画における処分技術に係わる原位置試験概念の検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2004-002.

Kursten, B. and Van Iseghem, P. (1998): "Geological Disposal of Conditioned High-Level and Long Lived Radioactive Waste, In situ Corrosion Experiments", 98/C062051/BK/P-43.

Marsh, G. P., Bland, I. W., Desport, J. A. and Naish, C. (1983): "Westcott, C. and Taylor, K.J.: Corrosion assessment of metal overpacks for radioactive waste disposal, European Appl". Res. Rept-Nucl.Sci.Technol., Vol.5, No.2, pp.223-252.

Mattsson, H. and Olefjord, I. (1990): "Analysis of oxide formed on Ti during exposure in bentonite clay. I. The oxide growth", Werkstoffe und Korrosion, 41, pp.383-390.

三原守弘, 西村務, 和田隆太郎, 本田明 (2002): "低酸素かつアルカリ条件における炭素鋼, ステンレス鋼及びジルカロイからのガス発生率及び腐食速度の評価", サイクル機構技報, No.15, pp.91-101.

Mor, E. D. and Beccaria, A. M. (1975): "Behaviour of Copper in Artificial Sea Water Containing Sulphides", Br. Corros. J., Vol.10, No.1, pp.33-38.

Nagra (1984): "An assessment of corrosion resistance of high-level waste containers proposed by Nagra", Nagra Technischer Bericht 84-32.

Nagra (2002): "Project Opalinus Clay; Safety Report, Demonstration of Disposal Feasibility for Spent Fuel, Vitriified High-level Waste and Long-lived Intermediate-level Waste", Nagra Technical Report 02-05.

中村法弘, 今井八郎 (1995): "銅の弱アルカリ水溶液中における分極挙動に及ぼすアニオンの影響", 第 42 回腐食防食討論会講演集, p.343.

Nakayama, G., Nakamura, N., Fukaya, Y., Akashi, M. and Ueda, H. (2002): "Assessment of Crevice Corrosion and Hydrogen-Induced Stress-Corrosion Cracks in Titanium-Carbon Steel Composite Overpack for Geological Disposal of High-Level Radioactive Waste", EFC No.36, Proceedings of International Workshop on "Prediction of Long Term Corrosion Behaviour in Nuclear Waste Systems", pp.373-394.

中安静雄 (1990): "水道用として長期間土壌埋設使用した銅管の調査結果", 伸銅協会誌, Vol.29, p.87.

直井優, 小峯秀雄, 安原一哉, 村上哲, 百瀬和夫, 坂上武晴 (2005): "各種ベントナイト系緩衝材の膨潤特性に及ぼす人工海水の影響", 土木学会論文集, No.785/III-70, pp.39-49.

日本材料学会 (1987): Stress Intensity Factors Handbook Vol.2, p.698-711.

西村俊弥, 小玉俊明 (2002): "塩化物を含む大気腐食環境における低合金鋼の耐食性劣化因子", 材料と環境 2002 講演集, pp.259-262.

西村務, 和田隆太郎, 藤原和雄 (2003): "地層処分場における金属腐食に伴う水素ガス発生量評価", 神戸製鋼技報, Vol.53, No.3, pp.78-83.

Noel, J. J., Bailey, M. G., Crosthwaite, J. P., Ikeda, B. M. Ryan, S. R. and Shoesmith, D. W. (1996): "Hydrogen Absorption by Grade-2 Titanium", Atomic Energy of Canada Ltd., AECL-11608, COG-96-249.

大和田仁, 三原守弘, 入矢桂史郎, 松井淳 (2000): "フライアッシュ高含シリカフェームセメントの実用性の検討", サイクル機構技報 No.6, pp.43-52.

Papillon, F., Jullien, M. and Bataillon, C. (2002): "Carbon Steel Behaviour in Compacted Clay, Two Long Term Tests for Corrosion Prediction", EFC No.36, Proceedings of International Workshop on "Prediction of Long Term Corrosion Behavior in Nuclear Waste Systems", pp.439-454.

Pusch, R. (2001a): "Experimental study of the effect of high porewater salinity on the physical properties of a natural smectitic clay", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR-01-07.

Pusch, R. (2001b): "The Buffer and Backfill Handbook, Part2:Materials and techniques", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR-02-12.

Pusch, R. (2002): "The Buffer and Backfill Handbook, Part1:Definitions, basic relationships, and laboratory methods", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR-02-20.

李武成, 井上博之, 前田泰昭 (2004): "純チタンの腐食速度に及ぼす過酸化水素の影響", 材料と環境 2004 講演集, B-103.

Romanoff (1989): "Underground Corrosion", originally issued by NBS in 1957, reprinted by NACE.

産業創造研究所 (2004): "平成 15 年度地層処分技術調査等(塩水環境下処分技術調査)成果報告書", 産業創造研究所.

佐藤信二, 雨宮清, 山形順二, 広瀬郁郎, 原啓二, 石川博久, 湯佐泰久, 佐々木憲明 (1990): "緩衝材の熱-水-応力連成試験", 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN8410 90-060.

柴田俊夫, 瀬尾眞浩, 杉本克久, 水流徹, 藤本慎司, 井上博之 (2005): "マグネタイト共存下における炭素鋼の腐食挙動に関する研究の現状と課題", 材料と環境, Vol.54, pp.2-8.

Simpson, J. P. (1984): "Experiments on container materials for Swiss high-level waste disposal projects Part II", Nagra Technischer Bericht 84-01.

Smart, N. R., Blackwood, D. J. and Werme, L. (2001): "The Anaerobic Corrosion of Carbon Steel and Cast Iron in Artificial Groundwaters", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR-01-22.

Southwell, C. R., Bultman, J. D. and Alexander, A. L. (1976): "Corrosion of Metals in Tropical Environments, Final Report of 16-Year Exposures", Materials Performance, pp.9-26.

杉田裕, 菊池広人 (2002): "人工バリアにおける緩衝材の隙間膨潤挙動に関する基礎研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 2002-003.

杉田裕, 菊池広人, 棚井憲治 (2003a): "人工バリアにおける緩衝材の隙間膨潤挙動に関する

基礎研究(II)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 2003-007.

杉田裕, 栗原雄二, 川上進, 神徳敬, 油井三和 (2003b): "高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリア性能等の性能保証に関わる研究の進め方と反映先(その2)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-015.

杉田裕, 川上進, 谷口直樹, 油井三和 (2004): "要素試験に基づく隙間共存下におけるブロック緩衝材のバリア性能の評価", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-038.

鈴木英明, 藤田朝雄 (1999): "緩衝材の膨潤特性", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 99-038.

鈴木宏幸, 谷口直樹, 川上進 (2003): "還元性環境下におけるチタンの腐食速度と水素吸収挙動", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-003.

鈴木宏幸, 谷口直樹, 川上進 (2005): "還元性環境下におけるチタンの腐食速度と水素吸収挙動-III", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2005-003.

高尾肇, 竹ヶ原竜大, 佐藤由子, 和田秀孝, 荒岡邦明, 中嶋幸房, 植田浩義, 木元宗宏 (2000): "すきま充填材としてのベントナイト特性に関する研究(その1)ーすきま充填材の充填特性評価ー", 土木学会第55回年次学術講演会, CS-189.

田中幸久, 中村邦彦 (2004): "海水の濃度と高温履歴がベントナイトの膨潤特性に及ぼす影響", 電力中央研究所報告, N04007.

谷口直樹, 森本昌孝, 本田明 (1999): "ベントナイト中における炭素鋼の不動態化条件の検討", サイクル機構技報, No.4, pp.87-91.

谷口直樹, 川崎学, 川上進, 久保田満 (2004): "還元性雰囲気における緩衝材中での炭素鋼の腐食挙動", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-040

谷口直樹, 川上進, 森田光男 (2002): "ベントナイト/ケイ砂混合体における炭素鋼の不動態化条件", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2001-025.

谷口直樹, 本田明, 石川博久(1995): "オーバーパック候補材料の局部腐食発生臨界条件の検討", 動燃技報 No.93, pp.109-113.

Taniguchi, N. (2003): "Effect of Magnetite as a Corrosion Product on the Corrosion of Carbon Steel Overpack", European Federation of Corrosion Publications No.36 - Prediction of Long Term Corrosion Behaviour in Nuclear Waste Systems (Edited by D.Feron and D.D.Macdonald), p.424-438.

Taniguchi, N., Kawasaki, M., Kawakami, S. and Kubota, M. (2004): "Corrosion Behavior of Carbon Steel in Contact with Bentonite under Anaerobic Condition", Proc. of EUROCORR 2004, 04-083.

Taniguchi, N., Kawasaki, M., Kawakami, S. and Suzuki, H. (2003): "Propagation behavior of localized corrosion of carbon steel in alkaline environment", Proc. of 13th APCCC, H-06.

水流徹, 柳沼基 (2003): "連続型電気化学ノイズの解析による腐食速度の推定", 材料と環境, Vol.52, pp.488-495.

和田隆太郎, 西村務, 中西智明, 中山武典, 阪下真司, 藤原和雄, 井上隆夫, 建石剛, 舛形剛 (2003): "チタンオーバーパックの水素吸収に関する研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2003-092.

渡辺宏和, 西方篤, 水流徹 (1999): "マグネタイトによる炭素鋼の腐食加速とその反応機構", 第46回材料と環境討論会講演集, pp.261-264.

Wieland, E., Wanner, H., Albinsson, Y., Wersin, P. and Kaeland, O. (1994): "A surface chemical model of the bentonite-water interface and its implications for modeling the near field chemistry in a repository for spent fuel", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB) TR 94-26.

Yamakawa, K. (1998): "Corrosion and Corrosion Resistant Materials in the Oil and Gas Industry", Japan National Oil Corporation, p.7.

山本卓也, 下茂道人, 藤原靖, 服部弘通, 名合牧人, 田所照夫, 中垣真一 (2004): "幌延深地層研究計画における試錐調査(HDB-6,7,8孔)のうち HDB-6 孔", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5400 2005-004.

Yui, M., Sasamoto, H. and Arther, R. C. (1999): "Groundwater evolution modeling for the second progress performance assessment (PA) report", Japan Nuclear Cycle Development Institute, JNC TN8400 99-030.

3. 人工バリア等の長期複合挙動に関する研究

本章では、1.4 節に示した課題と進め方を踏まえて実施した「人工バリア等の長期複合挙動に関する研究」について、以下の項目ごとにこれまでの成果をまとめる。

- ・人工バリア等の変形・変質等の長期挙動に関する研究（3.1 節）
 - －緩衝材の力学的変形挙動
 - －岩盤の力学変形挙動
 - －緩衝材の流出・侵入挙動
 - －人工バリアの変質・劣化挙動
- ・熱－水－応力－化学連成挙動（3.2 節）
- ・人工バリア性能の維持限界条件（3.3 節）
 - －緩衝材のガス透気回復挙動
 - －人工バリアのせん断応答挙動
- ・ナチュラルアナログ研究（3.4 節）

3.1 人工バリア等の変形・変質等の長期挙動に関する研究

3.1.1 緩衝材の力学的変形挙動

(1) はじめに

地層処分における緩衝材の力学的な役割は、オーバーパックを安定に支持すると同時に、オーバーパックの腐食膨張や周辺岩盤のクリープ変形によって生じる応力を緩和することである。人工バリアの定置後、緩衝材は、オーバーパックや埋め戻し材の荷重を受けて圧密変形するが、オーバーパックが過度に沈下する場合には、オーバーパックから岩盤までの距離が短縮されたり、緩衝材密度が低下したりするため、核種移行に影響を及ぼすと考えられる。また、緩衝材の応力緩和性能を超えて、オーバーパックや岩盤に過度の応力が負荷された場合、それらが変形し、破壊に至る可能性がある。以上より、緩衝材の力学的変形挙動の評価手法を構築して、人工バリア性能への影響を把握することは、人工バリア設計や安全評価において重要となる。処分場設計においては、これらの研究を実施することにより、人工バリア埋設後の長期健全性評価に最新の知見を反映することが可能となり、人工バリア設計の信頼性向上に寄与する。

第 2 次取りまとめでは、緩衝材上に定置したオーバーパックが、自重により沈下する挙動を評価する解析（以下、「自重沈下解析」という）と、オーバーパックの腐食膨張による変形や、岩盤クリープ変形が生じるときの、緩衝材の応力状態を評価する解析（以下、「腐食膨張解析」という）を行った。自重沈下解析の結果、縦置き方式における 1 万年後のオーバーパック沈下量は 5.1mm となり、安全評価上、問題とならないことが示された。また、腐食膨張解析の結果、緩衝材の応力状態は、部分的に限界状態に近くなるものの、全体的には安定した状態であることを確認した。これらの検討において、自重沈下解析では、関口・太田モデル（Sekiguchi and Ohta, 1977）、腐食膨張解析では修正 Cam-clay モデル（Schofield and Wroth, 1968 ; Roscoe and Burland, 1968）を緩衝材の構成モデルとして使用している。これらの構成モデルは、一般の粘土材料の挙動評価に用いられる構成モデルである。しかし、緩衝材の長期挙動評価を行う上では、ベントナイトの材料特性や地層処分環境を考慮して構成モデルを選定し、実験結果の再現性確認などによって、その適用性を十分に検討することが重要であり、この点が課題として挙げられた。

地層処分の安全規制側の観点からは、オーバーパックの沈下や腐食膨張の影響といった、埋設後の人工バリアの長期健全性評価は重要であるとしている（原子力発電環境整備機構, 2004a; 総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会, 2003）。また、評価におけるパラメータについては、評価結果が過度に保守的にならないように検討し、緩衝材の力学に影響

を及ぼす地下水組成やコンクリート支保工など，処分地が持つ条件を適切に考慮して評価することとしている（原子力発電環境整備機構，2004a；原子力安全委員会，2000，2002）。

以上のことより，緩衝材の力学的変形挙動の研究課題として，次に示す項目が挙げられた。

- ① 緩衝材構成モデルおよびパラメータの選定とその適用性確認
- ② 緩衝材の力学的変形挙動における限界状態および安全裕度の把握
- ③ 環境条件（地下水条件，高温環境，支保工によるセメント影響など）を考慮した緩衝材の力学的変形挙動の評価
- ④ 周辺岩盤との力学的影響を考慮した連成評価モデルの構築
- ⑤ 構成モデルのパラメータ設定に必要なデータについてのデータベース構築

第2次取りまとめ以降，現在まで，①，②および④の課題について取組んでおり，③については，海水系地下水条件について，評価手法の検討を行っている。また，⑤に関しては，現在，試験データの取得を継続しており，パラメータ設定に関する検討の進捗に伴い，データベースの構築を目指す。

(2) 研究内容

(i) 緩衝材構成モデルおよびパラメータの設定とその適用性確認

地盤材料を対象とした既存の構成モデルを基に，緩衝材の挙動評価手法を確立するため，図 3.1.1-1 に示す手順によって構成モデルの選定およびパラメータの設定について検討を行った（平井ほか，2004a）。

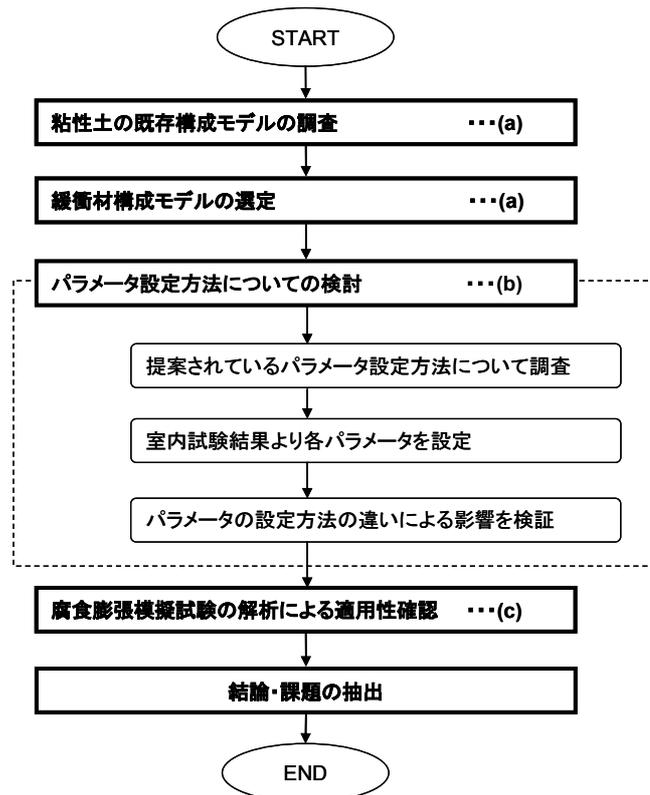


図 3.1.1-1 評価手法についての検討

(a) 既存構成モデルの調査および選定

緩衝材の力学的変形挙動を評価する際に考慮すべき特性としては，弾塑性，時間依存性，異方性，温度依存性，過圧密特性が挙げられる。これらの特性のうち，オーバーパックの自重沈下挙動や，腐食膨張に伴う応力状態変化を評価する上では，弾塑性と時間依存性のふた

つの特性が特に重要となる。現在、地盤材料の構成モデルは数多く提案されており、これらの構成モデルは、基本的に応力-ひずみ関係が線形の「弾性モデル」と、非線形表現を含む「弾塑性モデル」に分類することができる。また、各理論の枠組みの中で、時間依存性や温度依存性を考慮した構成モデルが開発されている。

表 3.1.1-1 に示すように、弾塑性と時間依存性を考慮した時間依存性弾塑性（弾粘塑性）モデルには、非弾性ひずみ速度が「粘塑性ひずみ成分」で定義されている構成モデルと、「粘性成分と塑性成分」に分けて定義されている構成モデルがある。さらに、前者は応力点と降伏面の関係について「流動曲面型」と「超過応力型」に分けられる（北川，1979）。図 3.1.1-2 に、構成モデルの系列図（平井ほか，2004a）を示す。

各構成モデルにはそれぞれ長所と短所があり、理論的に最適な構成モデルを決定することは困難である。そのため、本研究では、緩衝材の構成モデルの候補として、時間依存性弾塑性モデルのうち、流動曲面型モデルと超過応力型モデルの代表的な構成モデルである、「関口-太田モデル（Sekiguchi and Ohta, 1977）」と「足立-岡モデル（Adachi and Oka, 1982）」をそれぞれ選定した。表 3.1.1-2 にそれぞれの構成モデルの概要を示す。

表 3.1.1-1 時間依存性弾塑性モデルの基本概念と問題点

ひずみ速度 定義	タイプ (応力-降伏面)	基本概念	問題点および 適用の際の留意点
弾性成分 + 粘塑性成分	流動曲面型	動的降伏関数と超過応力関数を定義することにより、粘塑性ひずみの方向と大きさを規定する	計算開始時間の取り方によって解が異なるため、時間とともに応力が変化する場合、挙動評価における時間の取扱いに注意を要する
	超過応力型	降伏関数を応力、硬化パラメータ、時間の関数で定義する	「応力-ひずみ関係はひずみ速度により決定される」というisotaches特性と矛盾するため、応力変化の速い室内試験で得られた結果を基に、応力変化の遅い長期挙動を評価する際には注意を要する
弾性成分 + 塑性成分 + 粘性成分		塑性ひずみ速度は塑性モデルにより定義し、粘性ひずみ速度はクリープ試験や圧密試験により定義する	要素試験結果において、塑性ひずみ成分と粘性ひずみ成分を分離する必要がある

表 3.1.1-2 関口-太田モデルおよび足立-岡モデルの概要

	関口-太田モデル	足立-岡モデル
概要	弾塑性モデルのCam-clayモデルに流動曲面モデルの概念を適用。	Perzynaの超過応力モデルの弾粘塑性理論(Perzyna, 1963)に基づき、弾塑性モデルのCam-clayモデルを弾粘塑性モデルに拡張。
特長	粘性土の排水による体積変化(圧密)とせん断による体積変化(ダイレイタンス)に加え、土粒子の骨格構造自体のクリープ変形が表現でき、また初期に異方圧密された異方的力学挙動も表現可能である。パラメータを事前の試験から比較的容易に得ることができる。	クリープ、ひずみ速度効果、二次圧密のような時間依存性挙動について表現可能である。圧密やせん断による体積変化(ダイレイタンス)、土粒子の骨格構造自体のクリープ変形が表現でき、また初期に異方圧密された異方的力学挙動も表現可能である。パラメータを事前の試験から比較的容易に得ることができる。
構成式	<p>全体のひずみ ε_{ij} を弾性成分 ε_{ij}^E と粘塑性成分 ε_{ij}^{VP} に分けられると仮定する。</p> $\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^E + \dot{\varepsilon}_{ij}^{VP}$ <p>ただし $\dot{\cdot}$ は速度型を表わす 弾性ひずみ成分及び粘塑性ひずみ成分は次式にて表わされる。</p> $\dot{\varepsilon}_{ij}^E = \frac{\kappa}{3(1+e_0)} \frac{\dot{p}}{p} \delta_{ij} + \frac{1}{2G} \dot{S}_{ij}$ $\dot{\varepsilon}_{ij}^{VP} = \Lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{ij}}$ <p>Λ : 比例定数 F: 粘塑性ポテンシャル関数(次式)</p> $F = \alpha \cdot \ln \left\{ 1 + \frac{\dot{v}_0 \cdot t}{\alpha} \exp(f/\alpha) \right\} = \varepsilon_v^{VP}$ <p>t: 載荷後の経過時間 f: 塑性ポテンシャル関数(次式)</p> $f = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln(p/p_0) + D \cdot (q/p - q_0/p_0)$ <p>最終的にひずみの関係式は次のように表わされる。</p> $\dot{\varepsilon}_{ij}^{VP} = \frac{\partial f / \partial \sigma'_{ij}}{\partial f / \partial p} \left[\dot{v}_0 \cdot \exp((f - \varepsilon_v^{VP})/\alpha) + \beta \cdot \dot{f} \right]$ $\beta = 1 - \exp(-\varepsilon_v^{VP}/\alpha)$ <p>α: 二次圧密係数 \dot{v}_0: 初期体積ひずみ速度 D: ダイレイタンス係数</p>	<p>動的挙動と静的挙動の差は材料のひずみ速度依存性によると考え、その性質を粘塑性と定義する。流れ則を次式で仮定する。</p> $\dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \gamma \langle \Phi(F) \rangle \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}}$ $\langle \Phi(F) \rangle = \begin{cases} 0, & F \leq 0 \\ \Phi(F), & F > 0 \end{cases}$ <p>$\Phi(F)$: ひずみ速度効果を表わす汎関数で実験により決定 f: 動的降伏関数</p> $\gamma \Phi(F) = M^* \sigma'_m C \exp \left\{ m' \left[\frac{\sqrt{2} J_2}{M^* \sigma'_m} + \ln \left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{mc}} \right) - \frac{1 + e_0}{\lambda - \kappa} v^{vp} \right] \right\}$ $C = C_0 \exp \left[-m' \ln \left(\frac{\sigma'_{my}}{\sigma'_{mc}} \right) \right]$ <p>m', C: 粘塑性パラメータ k_d: 動的ひずみ硬化パラメータ σ'_{mc}: 初期有効応力</p> $f = \frac{\sqrt{2} J_2^{(d)}}{M^* \sigma'_m} + \ln \left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{mo}} \right) = k_d = \ln \left(\frac{\sigma'_{my}}{\sigma'_{mo}} \right)$ $M^* = \sqrt{\frac{2}{3}} M$ <p>σ'_m: 平均有効応力 σ'_{mo}: 単位平均有効応力</p>
	共通標記 λ : 圧縮指数 κ : 膨潤指数 e_0 : 初期間隙比	

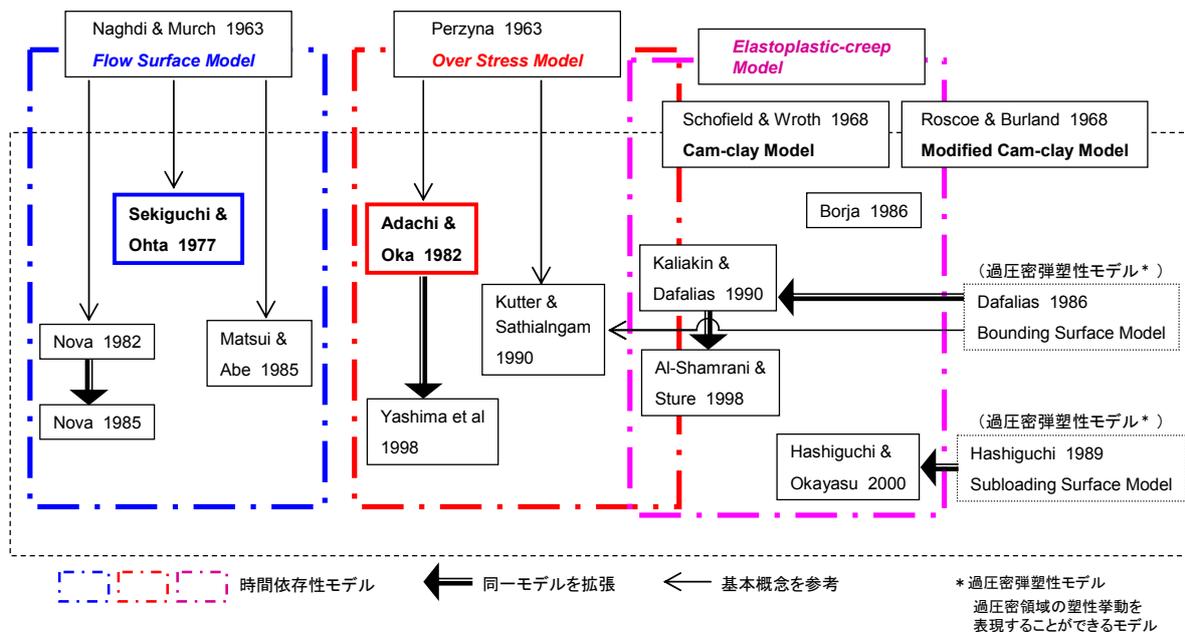


図 3.1.1-2 構成モデルの系列図 (平井ほか, 2004a に加筆)

(b) パラメータ設定方法

構成モデルのパラメータは、弾塑性パラメータと粘性パラメータに大別される。弾塑性パラメータは、関口-太田モデルおよび足立-岡モデルの両モデルに共通で用いられ、表 3.1.1-3 に示す方法により設定する。一方、粘性パラメータは、ふたつの構成モデルで異なるパラメータを用いる。関口-太田モデルでは、二次圧密係数 α と初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 を設定し、足立-岡モデルでは、粘塑性パラメータ C, m' を設定する。表 3.1.1-4 にふたつの構成モデルで提案されている粘性パラメータの設定方法（飯塚，1988；岡，2000）を示す。

パラメータの設定方法についての検討は、弾塑性パラメータのうちの膨潤指数 κ と粘性パラメータについて行った（平井ほか，2004a）。次項において、それぞれのパラメータ設定方法について述べる。

表 3.1.1-3 弾塑性パラメータの設定方法

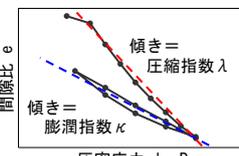
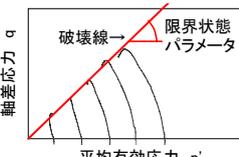
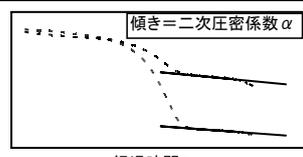
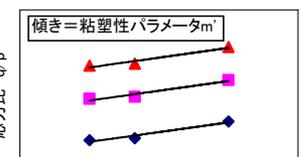
パラメータ	設定に用いる試験	設定方法	
圧縮指数 λ	一次元圧密試験 (地盤工学会, 2000)	 傾き = 圧縮指数 λ	圧縮指数 λ : 载荷過程の傾き
膨潤指数 κ			膨潤指数 κ : 除荷時・再载荷時の傾き
限界状態パラメータ M	圧密非排水三軸圧縮試験 (CU 試験) (地盤工学会, 2000)	 破壊線 → 限界状態パラメータ M 平均有効応力 p'	CU 試験の応力履歴における破壊線の勾配
ポアソン比 ν	瞬時弾性変形挙動が試験結果に合うように設定	$G_0 = \frac{3(1+e_0)(1-2\nu)}{2\kappa(1+\nu)} \sigma_m'$	初期せん断剛性 G_0 が一定になるように設定

表 3.1.1-4 粘性パラメータの設定方法

モデル	パラメータ	設定に用いる試験・式	設定方法
関口-太田モデル	二次圧密係数 α	長期圧密試験 $\dot{v}_0 = \frac{\alpha}{t_c}$ t_c は一次圧密終了時間	 傾き = 二次圧密係数 α 経過時間 \log
	初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0		
足立-岡モデル	粘塑性パラメータ C, m'	ひずみ速度の異なるCU試験 $C = \frac{\varepsilon_{11}}{\sqrt{2/3} \exp \left\{ m' \left[\frac{q}{Mp'} + \frac{\lambda}{\lambda - \kappa} \ln \left(\frac{p'}{p_0} \right) \right] \right\}}$ ε_{11} : 軸ひずみ q : 軸差応力, p' : 平均有効応力 p_0' : 初期平均有効応力, M : 限界状態パラメータ λ : 圧縮指数, κ : 膨潤指数	 傾き = 粘塑性パラメータ m' ひずみ速度
		関口-太田モデルと足立-岡モデル間の粘性パラメータの換算式 $m' = \frac{\lambda - \kappa}{\alpha(1 + e_0)}$	e_0 : 初期間隙比

i) 膨潤指数 κ の設定方法

膨潤指数 κ は、表 3.1.1-3 に示すように、一次元圧密試験の除荷と再載荷の過程における、対数圧密応力に対する間隙比の傾きで設定する。除荷時と再載荷時における傾きは、一般の土質材料では、図 3.1.1-3 の点線で示すようにほぼ等しくなる。一方、緩衝材の圧密試験結果（高治・鈴木，1999）では、除荷時と再載荷時では、傾きが異なるため、膨潤指数 κ を一意的に決定することが困難である。

そこで、膨潤指数 κ を、再載荷時の傾き、再載荷時の傾きと除荷時の傾きの平均値（以下、「平均の傾き」という）、除荷時の傾き、の 3 通りの方法で設定し、緩衝材の要素試験（平井ほか，2004a）についてシミュレーション解析を行った。表 3.1.1-5 に、解析に用いた弾塑性パラメータの値を示す。要素試験に用いた緩衝材は、第 2 次取りまとめにおけるレファレンス仕様（ベントナイト 70wt % とケイ砂 30wt % 混合、乾燥密度 1.6Mg m^{-3} ）を蒸留水で飽和させたものである。

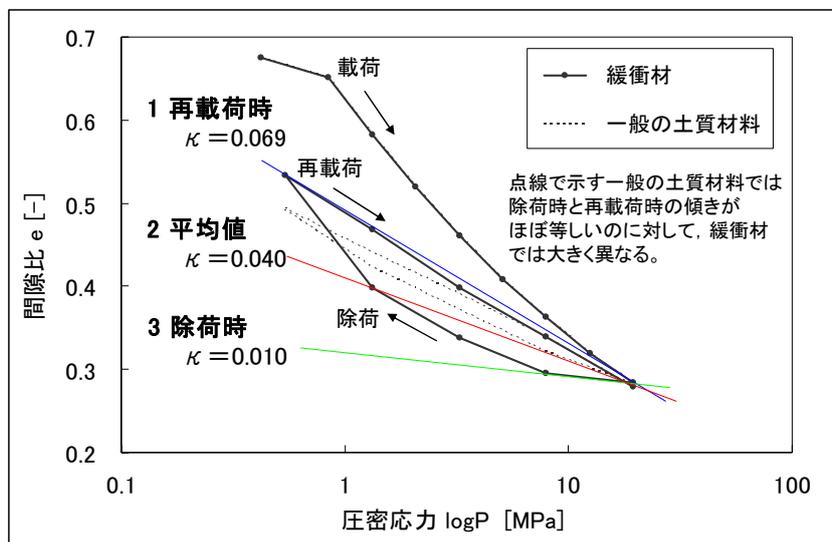


図 3.1.1-3 一次元圧密試験における圧密応力と間隙比の関係

表 3.1.1-5 弾塑性パラメータ一覧

パラメータ セット	膨潤指数の設定方法	膨潤指数 κ	圧縮指数 λ	ポアソン比 ν	限界状態 パラメータ M
1	再載荷時の傾き	0.069	0.117	0.001	0.63
2	平均の傾き	0.040		0.166	
3	除荷時の傾き	0.010		0.400	

図 3.1.1-4 に \overline{CU} 試験（有効拘束圧 = 2.41 MPa）における応力-ひずみ関係と応力経路を一例として示す。膨潤指数 κ の 3 通りの設定方法のうち、除荷時の傾きで設定したときの解析結果が、実験結果から最も乖離し、再現性の低いことが明らかとなった。従って、膨潤指数 κ は、一次元圧密試験の対数圧密応力と間隙比の関係における再載荷時の傾きと平均の傾きによって設定することとした。

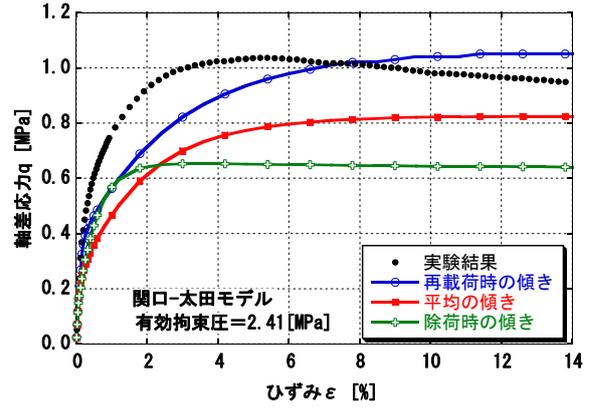
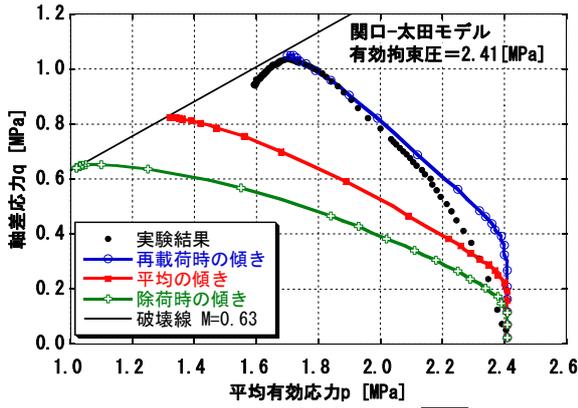


図 3.1.1-4 CU 試験における膨潤指数 κ 設定方法の影響
(粘性パラメータは $\alpha=1.2 \times 10^{-3}$, $\dot{\nu}_0=1.9 \times 10^{-6} \text{ h}^{-1}$ を使用)

a) 粘性パラメータの設定方法

関口-太田モデルにおける粘性パラメータは、表 3.1.1-4 に示すように、側方拘束条件下で一定の荷重を载荷する試験（以下、「長期圧密試験」という）における、二次圧密挙動から設定する方法が提案されている（飯塚，1988）。図 3.1.1-5 に緩衝材の長期圧密試験の結果（平井ほか，2004a）を示す。二次圧密挙動については、対数時間-変位の関係において線形を示す測定結果が多く（河野ほか，1990），その傾きである二次圧密係数 α をパラメータとして設定する。しかし、図 3.1.1-5 に示す長期圧密試験結果において、およそ 2,000 時間後までは二次圧密係数は一定であるが、2,000 時間を越えた後は、変位が時間の対数に対して非線形的に推移し、二次圧密係数が増大するような挙動が見られた。図 3.1.1-6 は二次圧密係数の経時変化を表したもので、二次圧密係数がある時点から増大していることが明らかである。

そこで、二次圧密係数を、長期圧密試験で得られた二次圧密係数の最大値（パラメータ A）と、二次圧密係数が 2,000 時間後から対数時間に対して比例して増大すると仮定し、1 万年後まで外挿した値を用いる、保守的な設定（パラメータ Aa）の 2 通りで設定した。

一方、足立-岡モデルでは、ひずみ速度の異なる圧密非排水三軸圧縮試験（以下、「ひずみ速度の異なる CU 試験」という）から粘性パラメータ C, m' を設定する（岡，2000）。この方法に基づき設定したパラメータを B とした。

緩衝材を用いた CU 試験，クリープ試験，ひずみ速度の異なる CU 試験，長期圧密試験の結果（平井ほか，2004a）について解析を行い、上述の 3 通りで設定した粘性パラメータについて比較した。表 3.1.1-6 に設定したパラメータセットを示す。粘性パラメータ A, Aa, B の 3 通りのそれぞれに対して、先に選定した膨潤指数を 2 通りの方法（1. $\kappa=0.069$, 2. $\kappa=0.040$ ）で設定している。表中の SO は関口-太田モデルのパラメータ，AO は足立-岡モデルのパラメータであることを意味する。

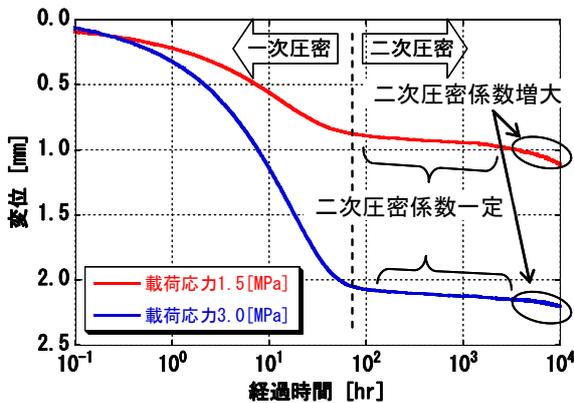


図 3.1.1-5 長期圧密試験結果

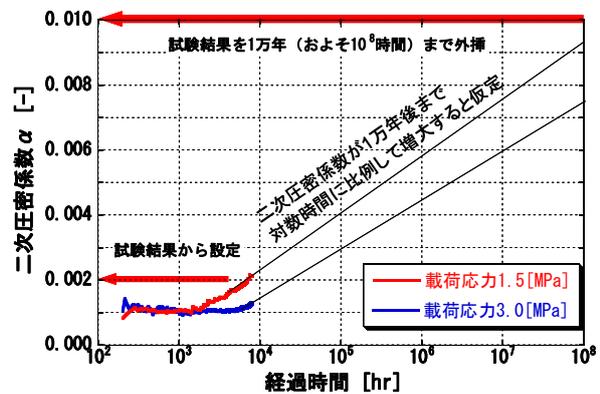


図 3.1.1-6 二次圧密係数の経時変化

表 3.1.1-6 パラメータ設定

	関口-太田モデル	足立-岡モデル
A	長期圧密試験より二次圧密係数 α を設定 $\dot{v}_0 = \alpha/t_c$ により初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 を設定	
	【SO-A-1】 $\alpha = 2.00E-03$ $\dot{v}_0 = \alpha/t_c \quad (h^{-1})$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-A-2】 $\alpha = 2.00E-03$ $\dot{v}_0 = \alpha/t_c \quad (h^{-1})$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
Aa	長期圧密試験の二次圧密係数 α を 1 万年後まで外挿して設定 $\dot{v}_0 = \alpha/t_c$ により初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 を設定	
	【SO-Aa-1】 $\alpha = 1.00E-02$ $\dot{v}_0 = \alpha/t_c \quad (h^{-1})$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-Aa-2】 $\alpha = 1.00E-02$ $\dot{v}_0 = \alpha/t_c \quad (h^{-1})$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
B	足立-岡モデルのパラメータを換算して設定	
	【SO-B-1】 $\alpha = \frac{\lambda - \kappa}{m'(1 + e_0)}$ $\dot{v}_0 = MC$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-B-2】 $\alpha = \frac{\lambda - \kappa}{m'(1 + e_0)}$ $\dot{v}_0 = MC$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
	ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験結果より設定	
	【AO-B-1】 $m' = 98.0$ $C = 2.40E-12 \quad (h^{-1})$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【AO-B-2】 $m' = 98.0$ $C = 1.20E-18 \quad (h^{-1})$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
全ての解析ケースにおいて共通で用いる弾塑性パラメータ <ul style="list-style-type: none"> ・ 圧縮指数 $\lambda = 0.117$ ・ 限界状態パラメータ $M = 0.63$ 		

結果の一例として、図 3.1.1-7 に \overline{CU} 試験、図 3.1.1-8 にクリープ試験、図 3.1.1-9 に長期圧密試験の解析結果を示す。実験結果と解析結果との比較より、以下のことが明らかとなった。

粘性パラメータ B は、 \overline{CU} 試験 やクリープ試験のように、緩衝材をせん断させる試験において、概ね挙動を評価できている。一方、図 3.1.1-9 の長期圧密試験のように、緩衝材を圧密変形させる試験においては、弾塑性的な挙動を示し、実験で見られる二次圧密挙動を表現していない。粘性パラメータ A は、図 3.1.1-8 のクリープ試験結果で、粘性変形を過度に見積る結果となり、緩衝材のせん断変形挙動の再現性が低い。一方、長期圧密試験については、本試験結果から二次圧密係数を設定しているため、二次圧密挙動を適切に評価することができる。粘性パラメータ Aa については、圧密試験結果に対し、1 万年後の変形量を想定した外挿値を設定しているため、実験のように短期間の範囲内では、試験結果から乖離する結果となった。

以上、要素試験の解析結果をまとめると表 3.1.1-7 に示すようなものとなる。変形挙動を評価する圧密系試験の解析には粘性パラメータ A が適しており、応力状態を評価するせん断系試験の解析には粘性パラメータ B が適していることが明らかとなった。

なお、ナチュラルアナログ的な観点から二次圧密係数 α の値の範囲を求めたところ、 $\alpha = 6.72 \times 10^{-4}$ から 1.10×10^{-3} と推定された (高治ほか, 2005)。このことより、粘性パラメータ Aa は、過度に保守的なパラメータである可能性は高いが、緩衝材の力学的変形挙動において、

現実的な評価とは別の位置づけとして、限界状態把握を目的とした解析に用いるものとした。なお、粘性パラメータ Aa については、今後、長期圧密試験結果の信頼性向上や、二次圧密が加速することの現象理解に向けた検討（たとえば、Ichikawa, 2004）なども考慮して、設定方法を見直すことが課題として挙げられる。

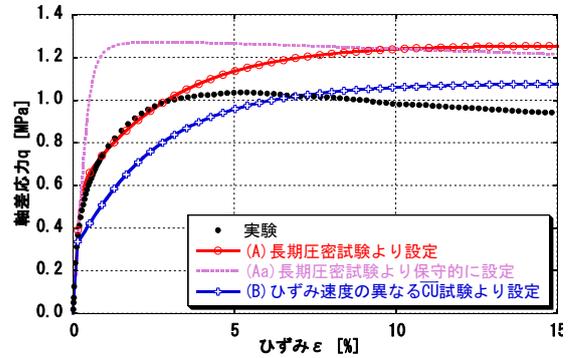
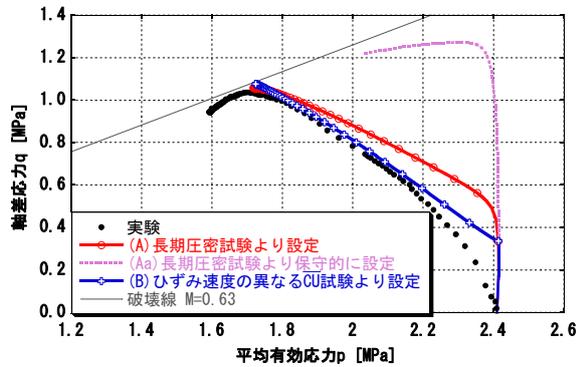


図 3.1.1-7 CU 試験（有効拘束圧 2.41MPa）の解析結果
（関口-太田モデル, $\kappa=0.069$ ）

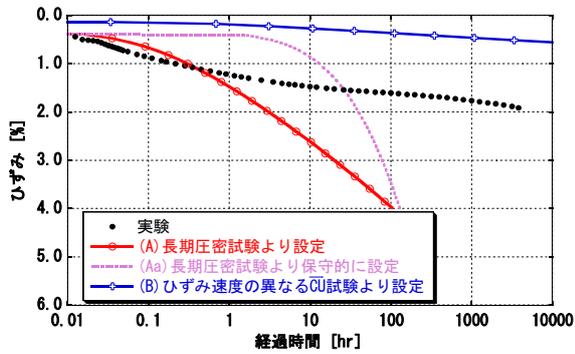


図 3.1.1-8 クリープ試験の解析結果
破壊応力の 70% 載荷
（関口-太田モデル, $\kappa=0.069$ ）

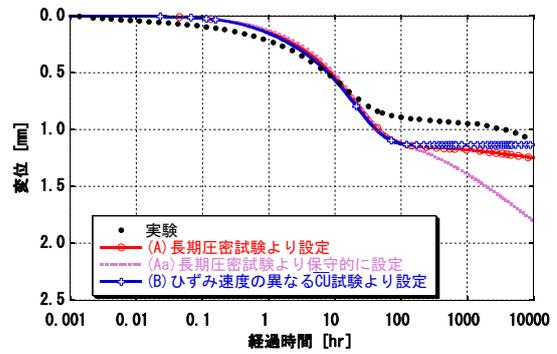


図 3.1.1-9 長期圧密試験の解析結果
載荷応力 1.5MPa
（関口-太田モデル, $\kappa=0.069$ ）

表 3.1.1-7 粘性パラメータの設定方法の違いによる影響

粘性パラメータの設定方法	各要素試験についての解析結果			
	CU試験	クリープ試験	ひずみ速度の異なるCU試験	長期圧密試験
(A)長期圧密試験より設定	△ 比較的良好一致	△ 実験結果と比べてクリープひずみを大きく見積もる	△ 実験結果に比べて強い時間依存性挙動が認められ、限られた載荷速度についてのみ一致する	○ 試験結果と一致 (本試験よりパラメータを設定しているため、自明)
(Aa)長期圧密試験より保守的に設定	× 大きく乖離	× 実験結果と比べてクリープひずみを著しく大きく見積もる	× 大きく乖離	× 大きく乖離
(B)ひずみ速度の異なるCU試験より設定	○ 最も良好一致	○ 載荷直後の瞬間的な弾性変形は異なるが、相対的なひずみの推移は実験結果と一致	○ 試験結果と一致 (本試験よりパラメータを設定しているため、自明)	△ 弾性的な挙動を示し、二次圧密挙動を表現できていない。

(c) 腐食膨張模擬試験の解析

選定した関口・太田モデル，足立・岡モデル，および設定したパラメータによって緩衝材の力学的変形挙動を評価可能か否かについて確認するために，緩衝材中でのオーバーパックの腐食膨張を模擬した試験（以下，「腐食膨張模擬試験」という）（平井ほか，2004b）を行った。

腐食膨張模擬試験は，「高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告書—平成3年度—」（動力炉・核燃料開発事業団，1992a）において設定された人工バリア仕様の1/20縮尺で，オーバーパックが腐食膨張などで変形する挙動を，ピストンを緩衝材の円筒軸方向に貫入することにより模擬した実験である。試験体の形状と試験装置の外観を図3.1.1-10および図3.1.1-11に示す。試験は表3.1.1-8に示すように載荷速度の異なる2ケースについて行った。載荷速度は，過剰間隙水圧が発生しない範囲の遅い速度と，過剰間隙水圧が発生するような速い速度を設定した。緩衝材は，第2次取りまとめにおけるレファレンス仕様（ベントナイト70wt%とケイ砂30wt%混合，乾燥密度1.6Mg m⁻³）を蒸留水で飽和させて用いた。

腐食膨張模擬試験の解析モデルを図3.1.1-12に示す。解析コードはMuDIAN（竹中工務店，1993）を使用した。構成モデルの粘性パラメータ設定は，表3.1.1-6のうち，長期圧密試験より設定したパラメータAとひずみ速度の異なるCU試験より設定したパラメータBを使用した。ここでの解析では，長期圧密試験結果を1万年後まで外挿して設定したパラメータAaは，腐食膨張模擬試験における載荷時間が短いことを考慮して除外した。

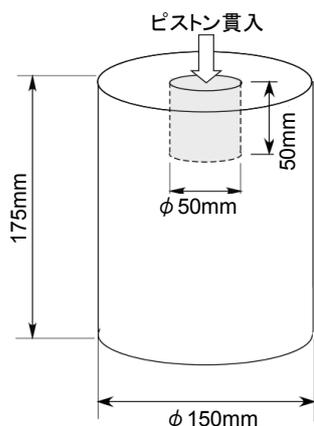


図 3.1.1-10 試験体形状

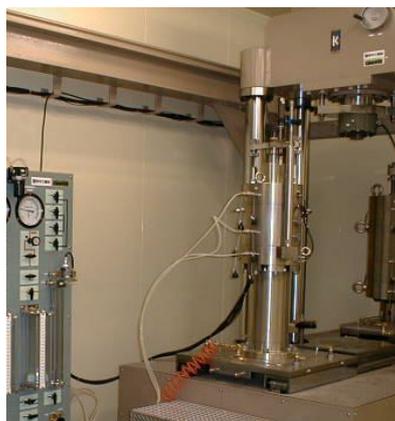


図 3.1.1-11 試験装置外観

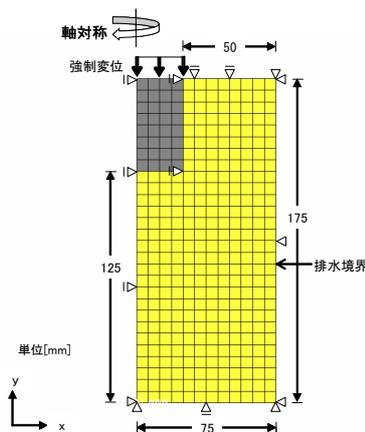


図 3.1.1-12 腐食膨張模擬試験の解析モデル

表 3.1.1-8 腐食膨張模擬試験ケース

試験名	载荷速度 [mm d ⁻¹]	最大ピストン変位 [mm]	貫入時間 [d]	備考
ケース1	0.15	18.0	122	
ケース2	1.50	21.6	14	貫入終了後, 14日間継続して計測

結果の一例として、図 3.1.1-13 および図 3.1.1-14 に、実験結果と解析結果の比較を示す。実験結果は、土圧計 1 で測定された土圧の増分である。長期圧密試験から設定した粘性パラメータ A を用いた解析では、粘性挙動が過大に評価されて応力が緩和されるため、土圧増分が低い結果となった。一方、ひずみ速度の異なる CU 試験から設定した粘性パラメータ B を用いた解析では、土圧増分が大きくなる傾向がある。

ケース 1 においては、解析結果と実験結果が乖離しているものの、他の土圧計についての解析結果（高治ほか，2004b）を総合的に考慮すると、粘性パラメータ A および B の解析結果の幅の範囲で、実験結果を概ね評価できることが示された。構成モデル間の比較では、足立-岡モデルの方が、若干実験値に近い結果を示すが、構成モデル間の差は有為ではないと考えられる。

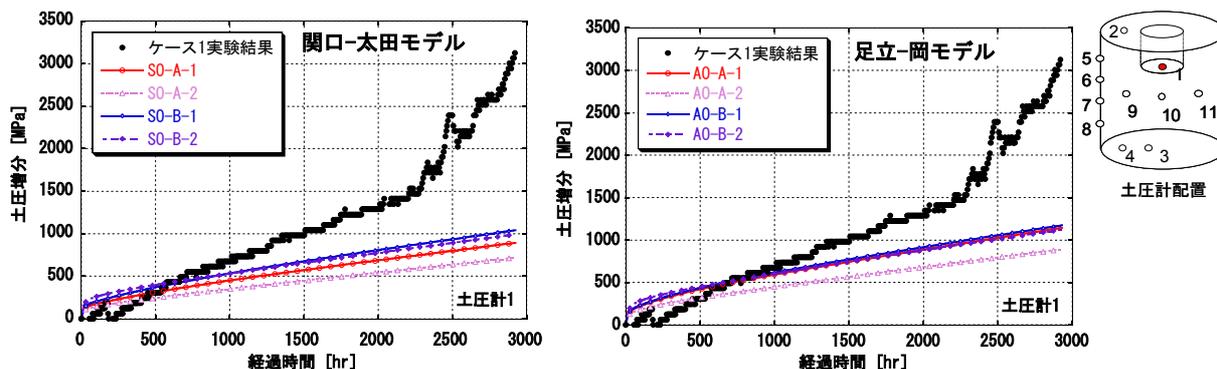


図 3.1.1-13 試験結果と解析結果（ケース 1 土圧計 1）

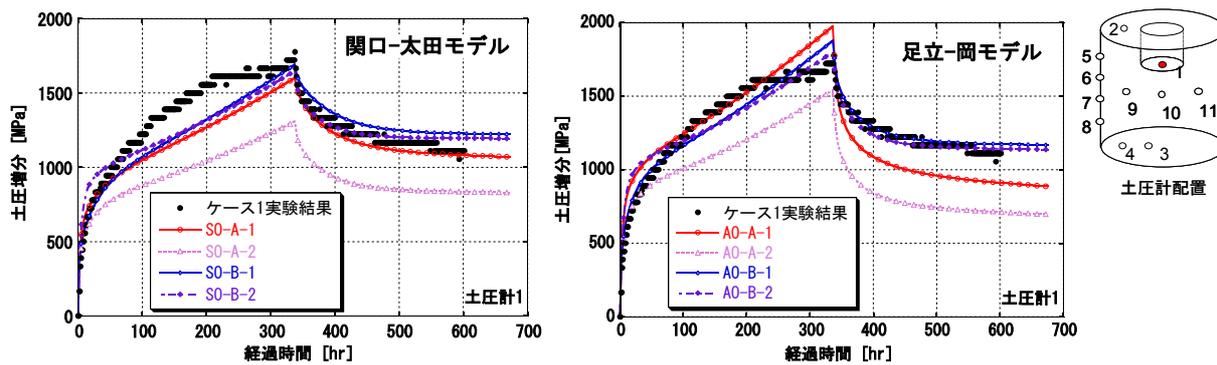


図 3.1.1-14 試験結果と解析結果（ケース 2 土圧計 1）

(ii) 緩衝材の力学的変形挙動における限界状態および安全裕度の把握

緩衝材に求められる力学的な設計要件である「オーバーパックを安定に支持できる支持性能」と「オーバーパックの腐食膨張と岩盤のクリープ変形を力学的に緩和する応力緩衝性能」を評価するため、関口-太田モデルおよび足立-岡モデルを用いてオーバーパックの自重沈下解析と腐食膨張解析を行った（高治ほか，2004b，2005）。

解析コードは MuDIAN（竹中工務店，1993）を使用した。本解析では、多孔質体について

て、土骨格の変位 u と間隙水圧 p を未知数とする u - p 定式化という方法により運動方程式を解いている。解析に用いたオーバーパックおよび緩衝材の物性を表 3.1.1-9 に示す。パラメータは、表 3.1.1-6 に示す方法により設定した。解析モデルは図 3.1.1-15 に示す。本解析の第 2 次取りまとめにおける解析との相違点は、次の 4 点である。

- ・ パラメータ設定の見直しを実施
- ・ 緩衝材密度変化に対応して透水係数を変化させて計算
- ・ 緩衝材上部における埋め戻し材 1m 分を追加
- ・ 緩衝材の自重を考慮

上部埋め戻し材を追加し、緩衝材の自重も考慮したことにより、第 2 次取りまとめにおける解析条件よりも上載荷重は増加している。また、緩衝材上端部の拘束条件については、第 2 次取りまとめにおいては、 y 軸方向変位を拘束していたが、拘束により自重沈下挙動が妨げられることが考えられる。そこで、自重沈下解析においては自由端とすることで自重沈下挙動を妨げない評価を行い、腐食膨張解析では、腐食膨張によって緩衝材に発生する応力が低減しないよう、固定端として解析した。

表 3.1.1-9 長期力学挙動評価の各解析ケースで共通の物性値

対 象		項 目		単 位	定 数
オーバーパック		E	弾性係数	MPa	2.1×10^5
		ρ	密度	Mg m^{-3}	6.63
緩衝材	土粒子骨格	ρ_d	乾燥密度	Mg m^{-3}	1.60
		K_0	先行圧密時の静止土圧係数	-	1.00
		K_0	初期静止土圧係数	-	1.00
	間隙水	ρ_w	密度	Mg m^{-3}	1.00
		h	初期全水頭	m	0.00

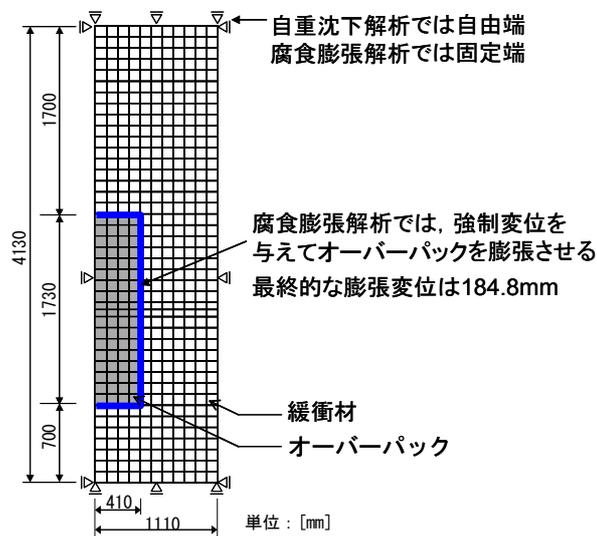


図 3.1.1-15 自重沈下および腐食膨張解析モデル

(a) オーバーパックの自重沈下解析

図 3.1.1-16 に自重沈下解析の結果を示す。また 1 万年後および 10 万年後における沈下量と、第 2 次取りまとめでの解析による沈下量を表 3.1.1-10 に示す。ひずみ速度の異なる CU 試験より設定したパラメータ B-1, B-2 による解析では、1 万年後の沈下量は 5mm から 13mm 程度で、第 2 次取りまとめにおける沈下量とほぼ等しい結果となった。長期圧密試験から設定したパラメータ A-1, A-2 については、1 万年後の沈下量は 30mm から 35mm とな

り、第2次取りまとめにおける沈下量の7倍程度となった。10万年後の沈下量は40mm程度である。

また、長期圧密試験より外挿して設定したパラメータ Aa-1, Aa-2 を用いて、極端なケースとして、オーバーパックの沈下量の想定し得る最大値を求めると、1万年後で100mm、10万年後で130mmから140mm程度となった。

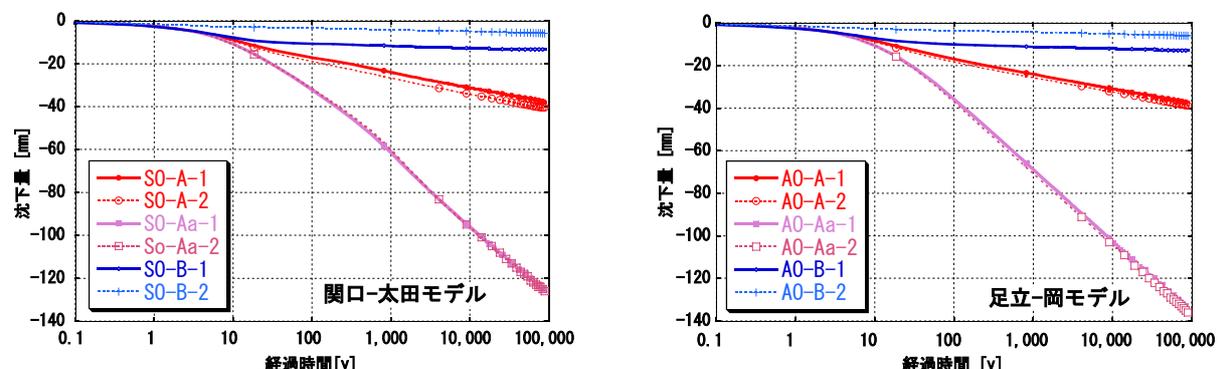


図 3.1.1-16 自重沈下解析結果

表 3.1.1-10 自重沈下解析におけるオーバーパック沈下量

パラメータセット	パラメータ設定方法		10,000年後沈下量 [mm]		100,000年後沈下量 [mm]	
	粘性パラメータ	弾塑性パラメータ	関口-太田モデル (SO)	足立-岡モデル (AO)	関口-太田モデル (SO)	足立-岡モデル (AO)
A -1	(A) 長期圧密試験より設定	再載荷時の傾き	31.2	30.9	37.9	37.7
A -2		平均の傾き	34.2	32.4	40.5	39.2
Aa -1	(Aa) 長期圧密試験外挿して設定	再載荷時の傾き	95.9	102.5	127.1	135.9
Aa -2		平均の傾き	96.3	104.2	127.4	137.5
B -1	(B) ひずみ速度の異なるCU試験より設定	再載荷時の傾き	12.8	12.1	13.3	13.1
B -2		平均の傾き	4.9	5.1	5.8	6.0
第2次取りまとめ 関口-太田モデル	クリープ試験より設定	再載荷時の傾き	5.1			

(b) オーバーパックの腐食膨張解析

オーバーパックが腐食膨張するときの挙動について解析し、緩衝材の応力状態と、周辺岩盤やオーバーパックが受ける応力を評価した。

本解析は、図 3.1.1-17 に示すように、まず初めに、腐食膨張のみを考慮した解析を行って緩衝材の節点反力を計算し、その反力を次に行う自重沈下解析で節点に作用させることによって、腐食膨張と沈下挙動を同時に考慮した解析を行った。

第2次取りまとめと同じく、オーバーパックは、 0.04mm y^{-1} の速さで全面腐食が進行するものとし、腐食膨張後の形状はそのまま保たれるものと仮定した。従って、厚さ 190mm のオーバーパックは、4,750 年で全てが腐食する。また、腐食生成物は元の体積の3倍に膨張し、中空円筒の半径方向および高さ方向に等しく厚さが増加すると仮定した場合、オーバーパックの腐食による肉厚は、腐食が完了する4,750年後までに184.8mm増加する。

図 3.1.1-18 に、緩衝材の応力状態の解析結果の一例として、パラメータ B (ひずみ速度の異なるCU試験より粘性パラメータを設定) を用いた解析結果の、腐食膨張完了直後(4,750年後)の緩衝材の破壊接近度を示す。破壊接近度とは、応力比(偏差応力/平均有効応力)を限界状態パラメータ $M (=0.63)$ で除した値で、0 から 1 の値をとり、1 に近いほど破壊状態に近いことを意味する。図 3.1.1-18 の結果より、オーバーパック周辺とオーバーパック隅角部で応力がほぼ限界状態にあるものの、緩衝材厚さ全部には及んでおらず、全体的な破

壊には至っていないと考えられる。限界状態に至った箇所の緩衝材については、今後、破壊モードについて検討し、引張破壊が進展している場合には、亀裂の発生と自己シール性による亀裂修復の可能性について調べることが課題とされる。

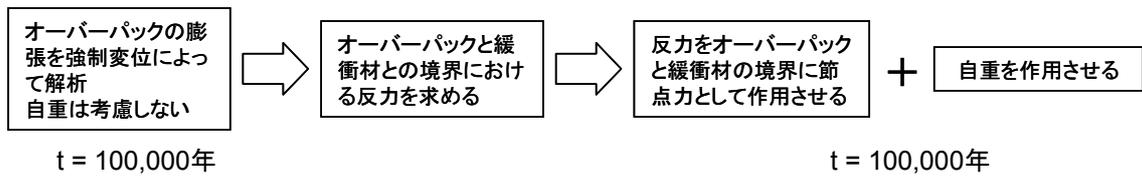


図 3.1.1-17 オーバーパックの腐食膨張解析フロー

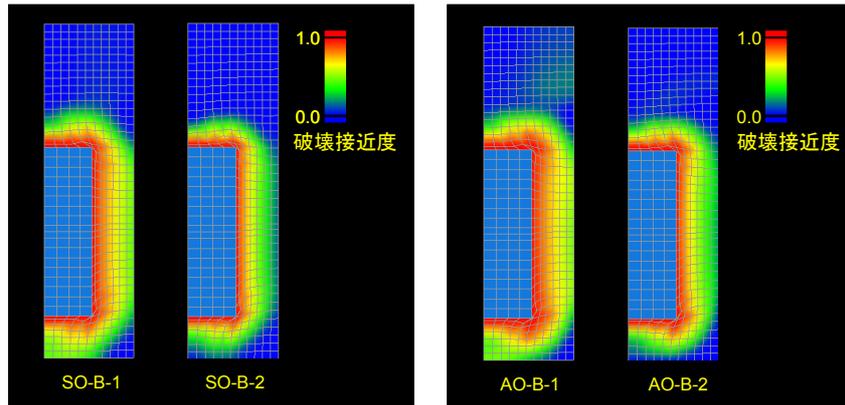


図 3.1.1-18 腐食膨張解析による破壊接近度コンター（4,750 年後）
（左：関口-太田モデル，右：足立-岡モデル）

図 3.1.1-19, 図 3.1.1-20 に、腐食膨張によって周辺岩盤およびオーバーパックが受ける応力を示す。図 3.1.1-19 より、周辺岩盤に作用する有効応力の最大値は、2.0MPa 程度である。岩盤の応力状態の変化については、岩盤と緩衝材との力学連成モデルを用いた解析において、今後検討することが必要である。図 3.1.1-20 より、オーバーパックに作用する有効応力は、腐食膨張が完了する 4,750 年後で 3.3MPa、オーバーパックの寿命期間である 1,000 年経過した時点では 1.0MPa 程度である。1,000 年後の時点で、オーバーパックは 40mm まで腐食が進行し、残りの厚さ 150mm は健全部として残っているとし、厚さ 150mm の炭素鋼の許容耐圧は、23MPa 程度で（杉野ほか，1999）、静水圧を 10MPa と仮定しても、オーバーパックの耐圧には十分な裕度がある。

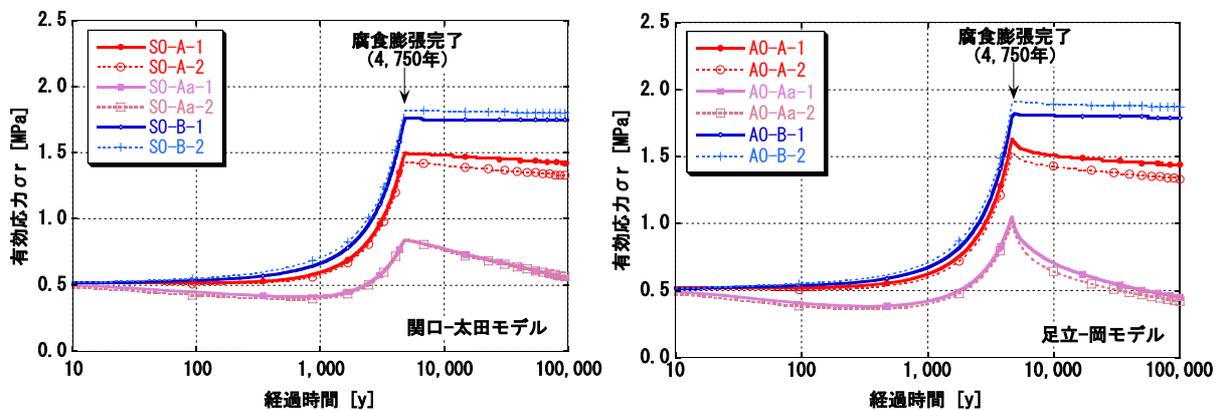


図 3.1.1-19 腐食膨張解析結果（岩盤が受ける応力）

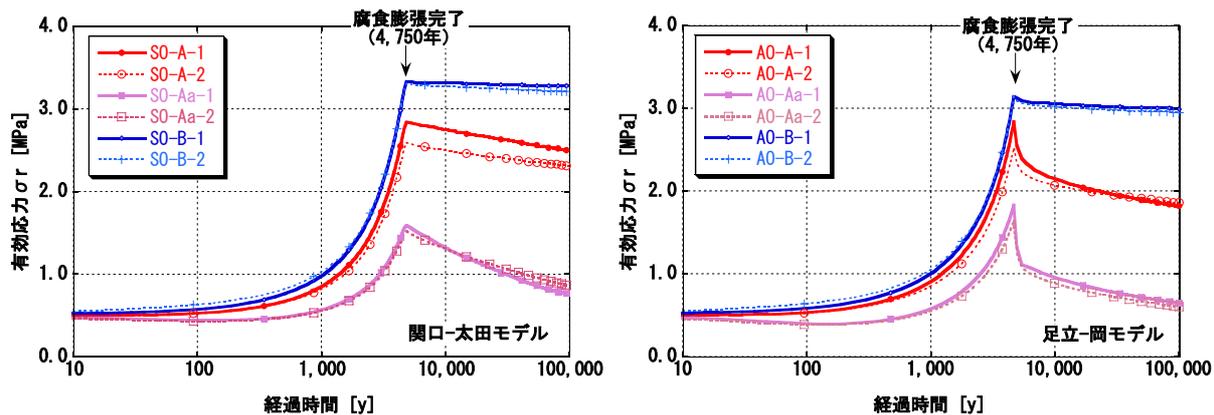


図 3.1.1-20 腐食膨張解析結果（オーバーパックが受ける応力）

(iii) 海水系地下水条件における緩衝材の力学的変形挙動の評価

海水系地下水条件における緩衝材の力学挙動評価を目的として、幌延の深地層の研究施設計画におけるボーリング調査（HDB-6 孔）で採取された地下水（山本ほか，2004）と 0.2mol l^{-1} および 0.8mol l^{-1} の NaCl 水溶液を用いた要素試験（高治ほか，2004a），および人工海水を用いた要素試験（高治ほか，2005）を行い，データの取得を進めている。今後，長期圧密試験やひずみ速度の異なる CU 試験によるデータを取得して，降水系地下水条件と同様の方法でパラメータを設定した上で，海水系地下水条件においても，関口-太田モデルおよび足立-岡モデルによって緩衝材挙動を適切に評価し得るか否か，確認していく。

(iv) 周辺岩盤と緩衝材との力学連成モデルの構築

人工バリアは周辺岩盤からの力学的影響を受けるため，周辺岩盤と緩衝材の力学的相互作用を考慮して挙動を評価することが重要となる。そこで，緩衝材を関口-太田モデル，岩盤をコンプライアンス可変型構成方程式（大久保ほか，1987）で表現する連成解析手法の開発に取り組んでいる（高治ほか，2005）。まずは本手法を用いて，幌延の深地層の研究施設において計画されている原位置試験のシミュレーションを行い，原位置試験に関する詳細な計画を立案する。また原位置試験を実施する段階においては，実験と解析の比較によって，解析の妥当性や精度を検証する予定である。

(3) 結論

- 1) 緩衝材の構成モデルに関して，緩衝材の特性を考慮して，既存の粘性土の構成モデルを体系的に整理して，関口-太田モデルおよび足立-岡モデルのふたつのモデルを選定し，これらの構成モデルによる緩衝材の力学的変形挙動評価の妥当性を確認した。
- 2) パラメータ設定方法では，弾塑性パラメータの膨潤指数 κ については，一次元圧密試験の対数圧密応力と間隙比の関係で，再載荷過程の傾きまたは再載荷と除荷時の傾きの平均によって設定する方法が適切であることを示した。
- 3) 粘性パラメータについては，緩衝材の変形や応力状態の全てについて，ひとつの粘性パラメータによって適切に表現することは困難である。しかし，応力状態を評価する際には，ひずみ速度の異なる CU 試験より設定したパラメータを用い，また，変形状態を評価する際には，長期圧密試験から設定したパラメータを用いることにより，緩衝材挙動を概ね評価できることを示した。
- 4) オーバーパックの自重沈下解析を実施した結果，1 万年後の沈下量は 34mm となり，第 2 次取りまとめで示した沈下量 5.1mm の 7 倍程度の結果となった。この理由としては，粘性パラメータの値が第 2 次取りまとめに比べて大きくなっていることが考えられる。また，沈下量を最も大きく見積もるパラメータによって解析した結果，沈下量は 1 万年後で

100mm, 10 万年後で 120mm 程度となった。

- 5) オーバーパックの腐食膨張解析を実施した結果, 腐食膨張によって緩衝材は全体的な破壊には至らなかった。また, オーバーパックの寿命期間である 1,000 年間では, オーバーパックの耐圧は十分な裕度を有している。

(4) 今後の課題

- ・ 構成モデルのパラメータのうち, 膨潤指数 κ について, 緩衝材の吸水膨潤ひずみを考慮した関係式の導入に取り組んでいる (平井・棚井, 2003 ; 平井ほか, 2003a)。今後, この構成モデルの改良について, 実験結果との比較を行って適用性を確認し, 緩衝材の長期挙動評価の精度向上に反映することが求められる。
- ・ 粘性パラメータのうち, 保守的な設定方法に基づくパラメータ (パラメータ Aa) については, 二次圧密の加速現象の試験データを拡充して信頼性向上を目指すとともに, 現象理解に向けた研究成果も考慮して, 設定方法の検討を行うことが求められる。
- ・ 腐食膨張解析結果などについて, 引張応力による緩衝材中の亀裂発生の可能性を検討し, 自己シール性による修復も考慮して, 安全評価を行うことが求められる。
- ・ 海水系地下水条件における緩衝材構成モデルのパラメータ設定に向けて, 要素試験データ取得を継続するとともに, 構成モデルが異なる地下水条件においても適用できることを確認する必要がある。
- ・ 岩盤と緩衝材の連成解析手法の開発において, オーバーパックの自重沈下と, 岩盤部の透水性および岩盤クリープ変形についての検討を行い, より信頼性の高い連成モデルを構築する必要がある。
- ・ 緩衝材の基本特性データベースと並行して, 構成モデルのパラメータ設定に必要な要素試験データについてもデータベース化を目指す。
- ・ 坑道の支保に用いられるセメントが緩衝材の力学挙動に与える影響を考慮し, 緩衝材の長期健全性を評価する必要がある。
- ・ 幌延の深地層の研究施設において計画されている原位置試験により, 緩衝材の処分環境における力学挙動をより正確に把握する。

3.1.2 岩盤の力学変形挙動

(1) はじめに

高レベル放射性廃棄物に対する地層処分では、処分場として地下深部に多くの坑道を掘削し、ガラス固化体・人工バリアを設置後、埋め戻しにより処分場は閉鎖される。地下深部において坑道を掘削すると、地圧の作用により、必然的にその空洞を縮める方向に力が作用する。その際に、岩盤や支保によって地圧を支えきれないと、時間とともに坑道周辺岩盤の剛性が低下し、坑道の壁面は内空を縮めるように変形する。岩盤の力学的変形挙動は、地層処分システムの安全確保において、以下の3つの懸念を与える可能性がある。

- ①建設・操業中の人的安全性への影響
- ②長期的な人工バリア性能への影響
- ③坑道周辺岩盤の天然バリアとしての性能の低下

「建設・操業中の人的安全性への影響」は、一般的なトンネルや地下施設の工事と同様の懸念で、切羽や坑道の崩壊といった入坑者の安全に関わるものである。「長期的な人工バリア性能への影響」は、岩盤の長期的な変形挙動（クリープ）による、緩衝材の厚さの減少や緩衝材のせん断破壊といった人工バリアとしての性能低下に関わるものである。「坑道周辺岩盤の天然バリアとしての性能の低下」は、掘削および長期変形挙動による、坑道周辺岩盤の剛性の低下、透水性の増大およびその領域の拡大に伴う卓越した核種移行経路の生成に関わるものである。処分事業では、上記3つの懸念事項の全てに対して、安全性が担保できる地質環境をサイトとして選択する必要がある。よって、このような背景に基づき、サイクル機構では、岩盤の力学変形挙動評価の信頼性向上に向けて、研究開発を進めている。本研究は、処分場の設計において人工バリア埋設後の長期健全性評価に最新の知見を提供し、岩盤の力学変形挙動に関わる設計や評価手法の更新を通じて、処分場設計全体の信頼性向上に反映されるものである。なお、原子力発電環境整備機構（2004a）においても、「岩盤の力学変形挙動評価の信頼性向上は、人工バリア設計の妥当性確認や設計の最適化、また、建設・操業による閉鎖後の長期安全評価の初期条件への影響の検討に反映されることが期待できる。」としている。

第2次取りまとめでは、人工バリアの境界条件であるニアフィールド岩盤の長期力学挙動について、代表的な硬岩（HR）、軟岩（SR-C）の地質条件を対象とした、コンプライアンス可変型構成方程式（大久保ほか、1987）による解析的評価を行い、次のような知見を得た。

- ・硬岩系岩盤については、空洞掘削後も長期にわたって周囲の岩盤状態は安定である。
- ・軟岩系岩盤については、クリープ変形は年を経るごとに増加し、影響領域が広がる。

一方で、具体的な地質条件（岩盤特性や温度環境）を考慮した、モデル化についての詳細検討、モデルの信頼性向上、岩盤の長期データ等の取得、実現象に則した複合的な解析、検討手法の整備を行うことを課題として挙げた。

海外では、スイスの Mont Terri Project において、特に荷重や温度の影響に着目し、室内試験にて Opalinus Clay のクリープ特性を調査しているとともに、原位置試験では掘削影響領域（Excavation Damaged Zone 以下、「EDZ」という）の自己回復特性（self-healing）のメカニズムとしてクリープ現象を挙げ、データを取得している（Federal Office for Water and Geology Geotechnical Institute Ltd, 2004）。

わが国における検討（原子力発電環境整備機構、2004a；原子力安全委員会、2000、2002）の中の、岩盤の力学的変形挙動への言及を整理すると以下ようになる。

- ・地層処分システムの長期性能を評価するための関連情報やモデル・手法の整備によって、評価の基盤を整える。さらに、処分地が持つ条件を適切に考慮し、できる限り実測によって得られる現実的なデータに基づき、評価モデルおよびパラメータを設定し評価する。また、処分事業の進展に応じて、サイトに特化されかつ詳細化されるサイト環境情報へ適切に反映する。

- ・「結晶質岩，堆積岩のそれぞれに対して，幾何形状および他の特性に着目した候補岩体としての要件の明確化」，「岩盤の力学特性および深度の関数として，人工構造物に関する温度／力学制約条件の評価（レイアウト／建設／操業に関する制約条件，支保工の設置に関する条件）」が求められる。
- ・長期間にわたる評価では，モデルやパラメータの不確実性に配慮した指標についての検討が必要である。
- ・第四紀未固結堆積岩を除く岩盤の熱や力学に関する特性および岩盤の不均質性などについては，概要調査地区選定段階以降で考慮すべき環境要件の検討の際に，設計・施工での対応や処分システム全体の安全性能との関連も踏まえ，その取り扱いを審議する。

土木学会原子力土木委員会（2004）では，岩盤の力学変形挙動に関する課題として，以下を挙げている。

- ・ニアフィールドにおける力学的相互作用を評価することは，長期にわたる処分場の健全性を確認する上で重要であり，力学的相互作用として，岩盤クリープ・緩衝材の膨潤・オーバーパックの腐食膨張・支保工の劣化による影響を評価する必要がある。今後，長期挙動予測の信頼性を向上させるためには，まずは，個別の各長期挙動モデルについて，閉鎖以降の時間軸に沿って想定される処分環境条件を明らかにしていくとともに，それらを考慮した室内試験データ等の充実，挙動予測モデルの改良を図って行く必要がある。
- ・岩盤・支保工・緩衝材の力学的相互作用に関しては，現状では保守的な評価を行っており，劣化した支保工を含む力学的相互作用の検討は実施されていない。まずは，室内試験などにより岩盤や緩衝材へのセメント影響評価など変質に伴う力学特性の把握，さらに劣化した支保工の長期クリープを含む力学挙動モデルを構築していくことが必要と考えられる。

これらの議論の状況を踏まえて，岩盤の力学変形挙動に関する検討として，サイクル機構では，処分場設計全体の信頼性向上に向けて，以下のふたつの課題に分けて取り組むこととした。

- ①地質環境に応じた地層処分場の具体的かつ詳細な設計・施工方法の検討
- ②岩盤の長期力学的変形挙動評価に関する信頼性向上（地質環境特性の理解，モデルの検証，長期への外挿）

①は，処分場設計における設計手法の適用性確認に関する課題であり，「5章設計手法の適用性確認」で記述している。②は，人工バリア埋設後の健全性評価に関する課題であり，現段階では実用化へ向けた個別の基盤技術の整備を目的としている。以下，②を課題として取り上げる。ここでは，数万年程度のニアフィールド岩盤の掘削に伴う長期的なクリープ現象に着目し，幌延の深地層の研究施設計画を通じた検証を予定していることから，幌延の研究所用地の地質環境（堆積岩）を対象としている。

岩盤の長期力学的変形挙動に関する評価の信頼性を向上するためには，第2次取りまとめで用いている岩盤の長期力学的変形挙動の評価手法をベースとして，数万年という時間スケールに対する評価の不確実性の低減に向けた「(a) 長期への外挿」，実際の地質環境を対象とした「(b) 地質環境特性の理解」や，「(c)モデル・手法の適用性確認」が必要である。さらには，これまで第2次取りまとめ等で実施していない，岩盤の長期力学挙動に影響を及ぼす可能性のある新たなシナリオに対する検討も含めた，「(d)地質環境条件を踏まえた処分場の設計や長期健全性評価に影響を及ぼしうる要因の抽出」を行う必要がある。よって，以下の検討を実施した。

(2)(i)項では，検証が難しい数万年といった長期に対する外挿方法（上記(a)）として，地圧現象に着目したナチュラルアナログ的手法を用いた岩盤の長期挙動に関する評価を試みた。(2)(ii)項では，稚内層硬質頁岩を一つの事例とし，岩盤の長期変形挙動を評価，予測するのに必要な試験や各パラメータの取得方法や取得例（上記(b)）を示した。また，5章「設計手法

の適用性確認」と同様に、幌延の深地層の研究施設の深度 450m の地質環境条件（以下、「幌延 450m 条件」という）を対象とし、第 2 次取りまとめと同様のコンプライアンス可変型構成方程式を用いた処分孔堅置き方式のクリープ解析を実施し、設計手法の妥当性を確認するとともに、(2)(i)項で示したナチュラルアナログ的観点から、解析結果を考察した（上記(c), (d)）。なお、このクリープ解析結果は、変位量として 5 章で示す人工バリアの設計・長期健全性評価に反映される。また、堆積岩における空洞安定性確保において不可欠である支保工や緩衝材の剛性、緩衝材の膨潤やオーバーパックの腐食膨張といった内圧効果が、岩盤の長期力学的変形挙動に与える影響について、室内試験、数値解析により確認するとともに、設計上の留意点を抽出した（上記(d)）。

第 2 次取りまとめでは実施していない新たな試み（上記(d)）として、(2)(iii)項では、自己回復特性（self-healing）について、堆積岩を中心に室内試験より現象理解を試みた。自己回復特性とは、性状把握が困難で、長期的に卓越した核種移行経路となりうる EDZ が、長期的に力学的・化学的な作用を受け、その強度や透水特性が回復していくというもので、EDZ の長期的な安全性能を確認する上で重要な研究開発課題と考える。また、(2)(iv)項では、稚内層硬質頁岩を対象として、乾湿繰り返しという環境変化に対する岩石の性状把握を行った。この情報は、岩盤のクリープ挙動というよりも、具体的な処分場の設計・施工方法の検討に対して重要な情報となる。(2)(v)項では、ガラス固化体からの熱の影響が岩盤の長期力学的変形挙動に与える影響について、稚内層硬質頁岩を対象に検討を行った。

(2) 研究内容

(i) ナチュラルアナログ的手法を用いた岩盤の長期挙動評価

(a) 短期から長期にわたる岩盤の長期挙動と構成方程式の検証方法の提案

地層処分においては、従来の土木技術などで対象としないはるかに長い年月にわたる岩盤の安定性を検討する必要がある。近年、計算速度が飛躍的に向上して、数千年から数万年に及ぶ地下構造物の安定性を、計算機シミュレーションによって検討することが可能になってきている。しかしながら、計算プログラムに組み込む構成方程式の検証は必ずしも充分ではない。図 3.1.2-1 に短期から長期にわたる岩盤の長期挙動と構成方程式の検証方法の概念の一例を示す。これは、数十年を超える長期を対象とした場合には、室内試験だけでなく、人工物の調査あるいはナチュラルアナログ的アプローチを用いて、岩盤の長期挙動を評価するとともに構成方程式の検証を実施していく必要があるということを示している（大久保，2004）。

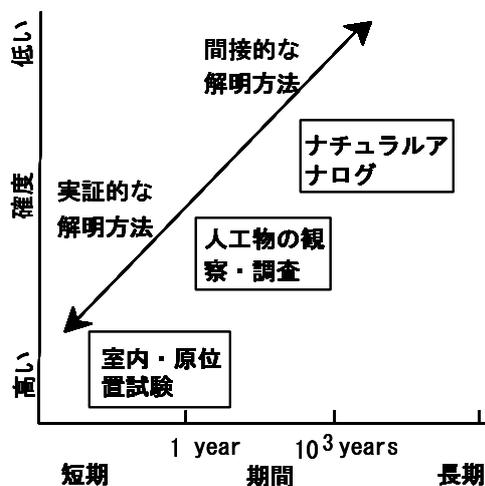


図 3.1.2-1 短期から長期にわたる岩盤の長期挙動と構成方程式の検証方法

(b) 地圧現象を用いた岩盤の長期挙動評価

これまで困難とされてきた千年以上の時間領域に着目し、ナチュラルアナログ的アプローチとして、地圧現象を利用した岩盤の長期挙動評価方法について文献調査をもとに検討した。地圧現象が有望であると考えた理由は、「地圧はどこでも発生しているものであり、既に多数の測定例があるし、今後も容易にデータの追加や検証が可能である」ためである。

地層処分においては、処分サイト選定の際に地殻変動により応力緩和を受けている地点や受ける可能性のある地点、断層や隆起、侵食などの影響を受ける地点は避けることとなっている（原子力安全委員会，2000；原子力発電環境整備機構，2004b）。つまり、長期にわたり

応力状態が一定で地盤として安定が見込める岩盤が選択される。以下に、そのような岩盤を対象とした地圧現象の検証例について示す。図 3.1.2-2 に、世界の数カ所での地圧測定例を示す。図 3.1.2-2 より、地圧の最大主応力 (σ_1) と最小主応力 (σ_3) の比は (3.1.2-1) 式の範囲にプロットできる。

$$0 < \sigma_3 < \sigma_1 < 4\sigma_3 \tag{3.1.2-1}$$

地質学的観点からすると、数万年程度の期間は比較的短期間であり、安定領域にある地圧の変化は些細な場合が多いと考えられる。大久保ほか (1999) では、岩盤の現在の地圧条件は、かなりの期間を経て到達した安定な状態であり、工学的には、その地圧条件が岩盤の長期の安定性を考慮した強度とみなして良い可能性があるとしている。また、 $\sigma_3 - \sigma_1$ 座標にプロットした地圧は応力が存在しうる (=破壊しない) ことを意味するので、その限界は長期強度を与える。したがって、図 3.1.2-2 に示す地圧情報からは、岩盤が長期に安定する条件は $\sigma_1 < 4\sigma_3$ と評価される。

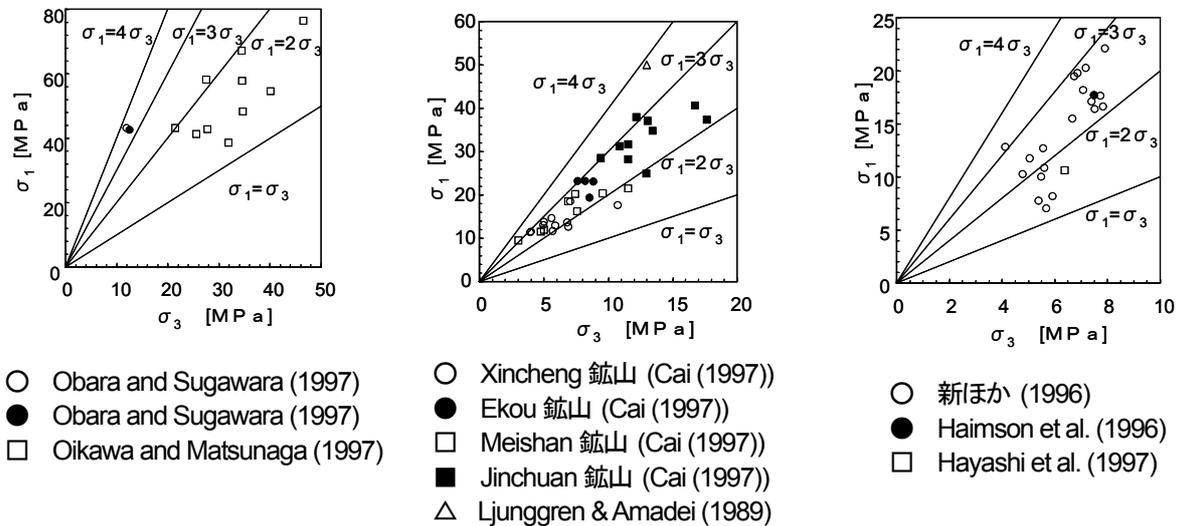


図 3.1.2-2 地圧の測定データ

次に、実際の地質環境を対象として、石島・木山 (2004) に基づき検討する。まず、堆積岩を代表して、幌延の深地層の研究所用地を対象として検討する (図 3.1.2-3)。後述の表 5.4.1-4 に示すように、幌延の深地層の研究所用地周辺の地圧比 (σ_1 / σ_3) は、深度に依らずおよそ 1.44 という測定データが得られている。つまり、前述の理論を当てはめると、「 $1 \leq \sigma_1 / \sigma_3 \leq 1.44$ 」が幌延の岩盤における長期安定条件といえる。図 3.1.2-3 中の長期強度は、測定された地圧データを近似した直線であり、斜線で囲まれた部分が、長期において岩盤が安定するための応力条件といえる。後述の図 3.1.2-10(a)より、深度 450m に処分孔を掘削したときの孔壁面の応力状態 (無支保) は、およそ 18MPa (図 3.1.2-3 中の#1) である。3.1.2(2)(ii)(b)項で示すように稚内層硬質頁岩は、5~20MPa と一軸圧縮強度がばらつくため、処分孔では、場所によっては短期的に無支保で安定する場合もあるかもしれないが、少なくとも長期的な安定性を考えたときには、剛性低下領域 (時間経過を考慮した EDZ) が拡がり、空洞は無支保では自立できないことが推測される。これは、後述する解析結果 (図 3.1.2-10(a), 図 3.1.2-13) から考察できる。つまり、長期的な安定性を確保するには、空洞壁面周辺岩盤に内圧を与えるなどの何らかの工学的対策や空洞を閉塞することを前提とした設計・長期評価が必要となる。

結晶質岩に関しては、割れ目が少なく硬く均質なカナダ盾状地の花崗岩に対する検討（石島・木山，2004）を参照する。この中では、「水平方向の地圧成分が鉛直成分より大きいので、楕円形の空洞断面形状を採用するのが有利である。弾性を仮定して評価した空洞壁面の応力は図 3.1.2-4 に示すように、破壊条件から大幅に安全側にあることがわかる。よって、素掘空洞は半永久的に自立した状態を保つと推測される」と述べている。これらナチュラルアナログ的アプローチを用いた岩盤の長期挙動評価については、データの信頼性確保のため、今後とも研究・開発が必要である。

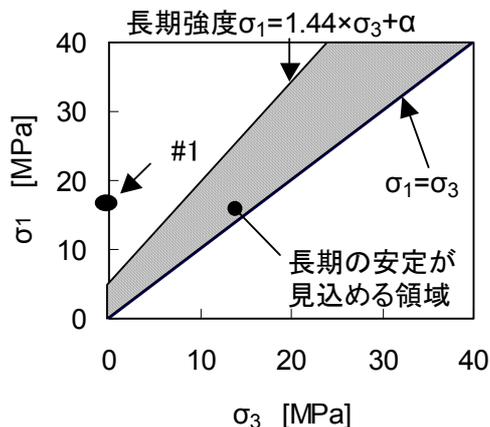


図 3.1.2-3 幌延（堆積岩）の例

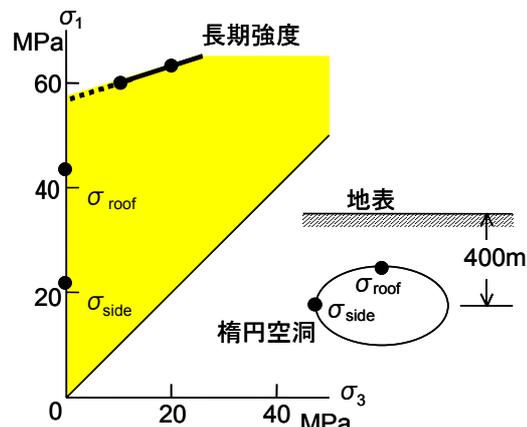


図 3.1.2-4 カナダ（結晶質岩）の例

(ii) 幌延の研究所用地における地質環境の理解・モデルの適用性および内圧効果に関する検討

幌延の研究所用地に分布する稚内層硬質頁岩を対象として、岩盤の長期力学挙動予測に必要な物性値、定数を取得し、力学的、粘弾性的特徴を調査した。また、幌延の地質環境の特徴のひとつである異方圧下を考慮し解析手法を見直すとともに、5章に示す人工バリアの試設計に反映する目的で、幌延 450m 条件を対象に岩盤のクリープ挙動に対する試解析を実施した。また、前述のように、幌延のような堆積岩において空洞を長期間安定させるためには、何らかの工学的対策や空洞の閉塞を前提とした設計が必要となる。そこで、支保工、緩衝材の膨潤、オーバーパックの腐食膨張といった内圧効果に着目し、内圧効果がニアフィールド岩盤の長期力学挙動に与える影響について、稚内層硬質頁岩を一例として、室内試験、数値解析により検証した。

(a) コンプライアンス可変型構成方程式

第 2 次取りまとめでは、岩盤の長期力学挙動予測モデルとして、「コンプライアンス可変型構成方程式」を採用している。この他にも、関口・太田モデル（Sekiguchi ほか，1977）、足立・岡モデル（Adachi and Oka，1982）、Burger モデル（大久保，1989）など多くのモデルが存在するものの、どのモデルも地層処分における超長期の時間スケールが課題となる。モデルの選定においては、様々なモデルに対する検証を踏まえた上で、現実的なモデルを地質環境や用途に応じて選択することとなる。ここでは、幌延の地下研究施設周辺に分布する堆積岩を対象とした、多くのデータの取得・蓄積を考慮して、「非線形的な粘弾性挙動と破壊現象を表現可能であること」、「定数の取得などが容易であること」という観点から、「コンプライアンス可変型構成方程式」を第 2 次取りまとめと同様に検討の対象とした。3次元に拡張したコンプライアンス可変型構成方程式（大久保ほか，1997）を（3.1.2-2）式に示す。

$$\frac{d\lambda^*}{dt^*} = a(\lambda^*)^m (\Delta\sigma^*)^n \quad (3.1.2-2)$$

- λ^* : 初期値 λ_0 で正規化したコンプライアンス
- t^* : 正規化した時間
- a : 強度を決める定数
- m : 応力-ひずみ曲線の形を決める定数 (m が大きいと脆性的破壊)
- n : 粘性の非線形性を示す定数 ($n=1$ ならニュートン流体)
- $\Delta\sigma^*$: 一軸圧縮強度 σ_c で正規化した軸差応力

n は周圧下では次式に従って増加する。

$$n = \frac{\Delta\sigma_c}{\sigma_c} \times n_0 \quad (3.1.2-3)$$

- n_0 : 一軸圧縮応力下 (周圧 0) での n の値
- $\Delta\sigma_c$: 周圧下でのピーク強度 (差圧分)

(b) 稚内層硬質頁岩を対象とした室内試験

地下深部は三軸圧縮応力下にあり、閉鎖後の処分孔や処分坑道は、支保工、人工バリア、埋め戻し材からの反力による内圧効果を受け、基本的には三軸圧縮応力下にある。よって、実現象に忠実な評価を行うためには、三軸圧縮応力下での岩石特性の評価が必要となる。以下に、容量 500kN のサーボ式試験機を用いて実施した三軸圧縮試験および三軸クリープ試験の結果 (大久保, 2005, 2004) を示す。幌延の深地層の研究施設計画で掘削したボーリング孔 (HDB-1,3,6) の深度 400~500m から採取された稚内層硬質頁岩の岩石コアより直径 25mm, 高さ 50mm の供試体を作製し試験に用いた。これらの試験では、内圧効果について考察するとともに、強度特性, n , m , ポアソン比の変化といった岩盤の長期力学挙動予測に必要な物性値および定数を、大久保 (2005) で示されている手法を用いて取得した。

常温、排水条件下で、拘束圧は、地下深部の地圧条件 (高压) とオーバーパックの腐食膨張圧 (低压) を考慮して、0MPa (一軸), 4MPa (低压), 10MPa (高压) の 3 ケースとした。また、三軸圧縮試験は、 n , m を取得するため、および、载荷速度依存性を確認するため、1 本の供試体に対し、試験途中に、一軸圧縮応力下ではひずみが 4×10^{-4} 増加するごと、周圧下ではひずみが 8×10^{-4} 増加するごとに、载荷速度を $3 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ と $3 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ で交互に切換て実施した。三軸圧縮試験結果の一例を図 3.1.2-5 に示す。稚内層硬質頁岩の特徴として、三軸圧縮試験よりわかることを以下に示す。また、ここでは地下深部の環境を想定して飽和湿潤状態を主対象とし、「乾燥」と表記の試験結果については、供試体作製時にボーリングコア表面が乾燥していたもので飽和度は未知であるが、定性的

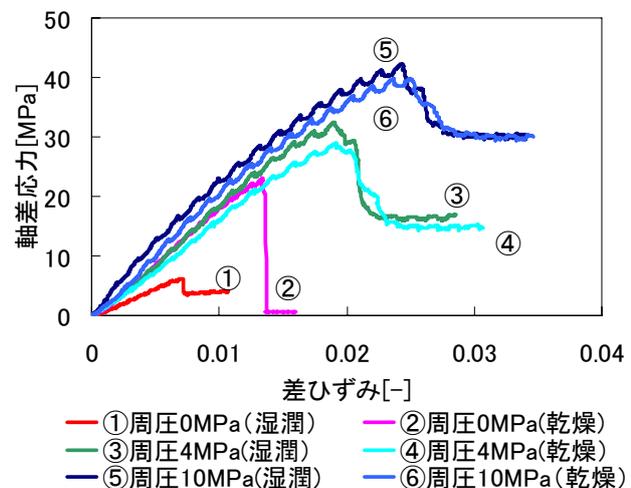


図 3.1.2-5 稚内層硬質頁岩の三軸圧縮試験結果 (一例)

に比較するために参考として掲載した。なお、稚内層硬質頁岩は間隙率が約 40%という特徴を持つ（図 5.4.1-5）。

- ・軸差強度（グラフのピーク）は、拘束圧が大きいほどが大きくなる。一軸圧縮強度は変動幅（供試体による固有差）が 5～20MPa 程度と大きい。三軸圧縮応力下では変動幅が小さく、拘束圧 4MPa では 28MPa、拘束圧 10MPa では 38MPa 程度の軸差強度が得られた。
- ・一軸圧縮応力下では含有水分が強度特性に与える影響が大きく、乾燥すると、岩石の一軸圧縮強度は大きくなる。一方で、拘束圧下では含有水分の影響は顕著でなかった。また、湿潤状態の岩石の中でも、微細な潜在的な割れ目（ヘアークラック）の影響を受けている試験片と受けていない試験片では一軸圧縮強度が大きく異なった。ここで報告する三軸圧縮試験に用いた供試体は、声問層と稚内層の境界からさほど離れていない深度から採取しており、全般的に、図 3.1.2-5 の①のように、一軸圧縮強度は小さかった。一方で、場所や深度によっては、20MPa 程度の一軸圧縮強度も得られている（分冊 1「深地層の科学研究」4 章を参照）。
- ・湿ったコアの内部摩擦角 ϕ 、粘着力 C は、およそ 30 個の試験データの平均で $\phi=39.3^\circ$ 、 $C=0.6\text{MPa}$ となる。一般的な堆積岩の ϕ は 20～30° 程度でそれより大きく、拘束圧増加に伴う強度の増加が顕著で、内圧効果が大きい期待できることがわかる。これは、試験に用いた供試体の一軸圧縮強度が、稚内層硬質頁岩の中でも比較的小さいことによるものであり、場所や深度に応じて異なる可能性はある。なお、乾燥していた供試体について、大久保（2005）による試験データをもとに ϕ 、 c を算出すると、およそ $\phi=15\sim 20^\circ$ 、 $C=2.0\sim 2.5\text{MPa}$ のデータが得られる。
- ・拘束圧が大きいほど破壊が延性的になる（ピーク強度後の傾きが緩やかになる）。
- ・載荷速度依存性（応力-ひずみ曲線が小刻みに振動していること）が、低応力レベルにおいても見られ、小さい応力下でも粘弾性的性質を持つことがわかる。載荷速度依存性は、花崗岩などでは見られず、粘性を持つか持たないかのひとつの目安となる。

三軸クリープ試験は、応力速度約 0.06MPa s^{-1} であらかじめ定めたクリープ応力まで載荷し、クリープ応力を約 3 時間載荷後、一旦除荷し、同じ試験片を用いて強度試験を行った。つまり、1 本の試験片でクリープ特性を調べた後、強度を求めた。乾燥状態にある供試体の三軸クリープ試験結果を一例として図 3.1.2-6 に示す。三軸クリープ試験からわかる稚内層硬質頁岩の特徴は、以下のとおりである。

- ・拘束圧が大きいほど、破壊に至るまでの変形量が多い。
- ・クリープ開始からある程度の時間が経過した後のクリープひずみの増加傾向は、他の多くの岩石（福井ほか、1989）と似ており、軟質な堆積岩として特異な性質を持つわけではなく、ごく平均的な粘弾性的性質を持つ。
- ・限られたデータからではあるが、クリープひずみ速度は時間の経過とともに減少し、一軸圧縮応力下では経過時間の -0.9 乗に比例する一方で、三軸圧縮応力下では経過時間の -1 乗に比例しており、三軸圧縮応力下の方がクリープひずみ速度の低下がやや早い。

以上より、稚内層硬質頁岩は、軟質な堆積岩として粘弾性的に特異な性質を持っていない一方で、一般的な堆積岩と比較して拘束圧の増加に伴う強度の増加が顕著であり、拘束圧が大きいほど長期においても破壊しにくい性質を持つことが確認された。一般のトンネル工事では、岩盤に内圧効果を与え三軸圧縮応力状態に保ち地山の強度の低下や損傷を防ぐことを目的のひとつとして、吹付コンクリートやロックボルトを施工する。すなわち、地層処分の処分坑道や処分孔においても、施工方法などを工夫し早期に大きな内圧効果を岩盤に作用させることで、ニアフィールド岩盤の長期的な変形や緩み領域の拡大を抑制することができる。特に稚内層硬質頁岩では、その性質が顕著であるということがわかった。

三軸圧縮試験より採取した n 、 m のデータを、表 3.1.2-2 に示す。湿ったコアの n は、拘束圧が大きいほど大きくなり、 $n=2\sigma_p+40$ で近似できる（ σ_p 周圧）。ただし、(3.1.2-3) 式との比較は今後の課題である。湿ったコアの m は、拘束圧によらずほぼ一定である。原位置

岩盤における n , m は、今後、原位置における計測データなどにおける検証が必要であるが、ここでは、岩盤の不連続性を考慮し、岩石コアによる試験データと比較し、 n と m/n を若干低減した。また、デジタルカメラ撮影および画像処理により取得したポアソン比 ν の試験結果を図 3.1.2-7 に示す。図中に示す 3 本の折れ線は、周圧 4MPa 下における試験結果であり、試験数が少ないものの稚内層硬質頁岩においては、図中で黒の直線で示す大久保ほか (1997) による近似式 (3.1.2-4) 式に近い結果が得られた。図 3.1.2-7 において、 $1/\lambda^*$ が 1 を超える領域は、三軸圧縮試験時の弾性係数が 50% 接線弾性係数 (E_{50}) よりも大きい試験開始直後のデータであり、ポアソン比が 0.5 を超える領域は、せん断破壊面生成後の計測データである。ポアソン比は、数値解析により岩盤の長期挙動を予測評価する際に必要なパラメータのひとつであり、その設定については、今後も多くのデータを蓄積しさらなる検証が必要であるが、現段階では、次式の (3.1.2-4) 式が適用できるものとする。なお、地質環境を理解し、強度・変形特性や n , m , ポアソン比といった解析用物性値の適切な設定手法を構築し、処分事業に反映させるためにも、今後も幌延の深地層の研究施設計画における各研究段階を通してデータの蓄積、設定手法を検討していく必要がある。

$$\nu = 0.5 - \frac{0.5 - \nu_0}{\lambda^*} \tag{3.1.2-4}$$

ν_0 : 初期ポアソン比 (稚内層硬質頁岩 : 0.2)

λ^* : 初期値 λ_0 (E_{50} の逆数) で正規化したコンプライアンス

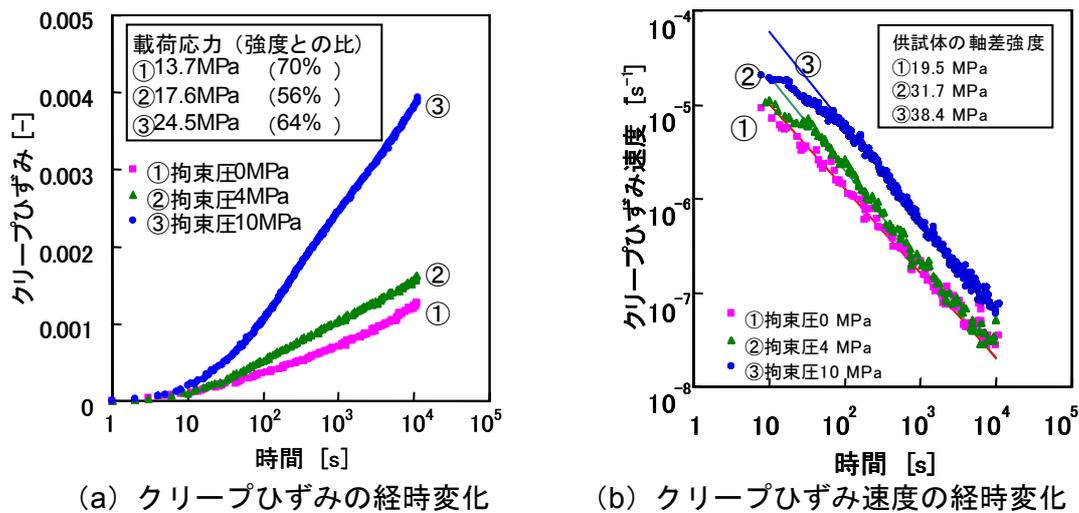


図 3.1.2-6 稚内層硬質頁岩における三軸クリープ試験結果

表 3.1.2-2 稚内層硬質頁岩における n , m

	n	m
乾燥状態コア	40-60	40-60
湿润状態コア	30-50	30-50
原位置岩盤 (推定)	20-30	10-20

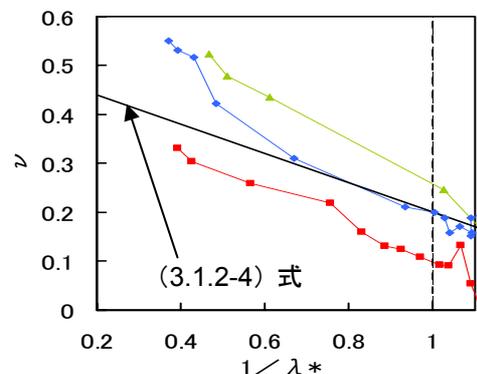


図 3.1.2-7 稚内層硬質頁岩におけるポアソン比の取得データ

(c) 幌延の地質データを用いた数値解析による検討

i) 解析条件

幌延の地質データを用いて、処分孔縦置き方式におけるニアフィールド岩盤の長期力学挙動に関する解析的検討を実施した(吉野ほか, 2005)。解析ケースは2ケースとし(表 3.1.2-2)、ケース1は5章「設計手法の適用性確認」の人工バリア設計・長期健全性評価に反映することを目的とし、ケース2は、内圧効果の岩盤の長期力学挙動に対する影響を調べることを目的とした。対象とした岩盤の力学特性は、第2次取りまとめのSR-Cの深度500mと、幌延450m条件の2ケースとし、幌延の研究所用地のボーリング孔HDB-3, 6の岩石コアにおける力学データ(山本ほか, 2003, 2004)をもとに設定した力学物性値(5.3.1(1)(ii)項参照)を表 3.1.2-4に、初期応力を表 3.1.2-5に示す。また、 n , m は幌延の条件では、原位置岩盤であることを考慮して表 3.1.2-2より30, 20とし、SR-Cでは、第2次取りまとめを引用し20, 5とし、ポアソン比の変化式は、ともに(3.1.2-4)式を用いた。また、緩衝材(線形弾性体と仮定)は、幌延の深地層の研究施設計画で採取された地下水を用いた室内試験結果(菊池・棚井, 2005)より、ヤング率18.31MPa, ポアソン比0.4, オーバーパック(線形弾性体)は、第2次取りまとめより、ヤング率210,000MPa, ポアソン比0.2とした。なお、第2次取りまとめでは、処分孔縦置き方式の長期力学挙動解析は実施していない。

処分孔縦置き方式は、坑道の掘削の影響を受け、かつ幌延の研究所用地の岩盤は偏圧が作用しているため、処分孔周辺の応力状態は複雑になると考えた。そのため、「クリープ解析」の前に、「掘削時の3次元弾塑性解析」を実施し、その坑道掘削時の応力状態を初期応力状態として「単一孔における2次元クリープ解析」を実施した(吉野ほか, 2005)。参考までに、幌延450m条件のオーバーパック中心位置における、坑道掘削後(処分孔掘削前)の水平面内の初期応力状態(3次元弾塑性解析の結果)を図 3.1.2-8に示す。また、緩衝材の膨潤、オーバーパックの腐食膨張、オーバーパックの沈下は考慮しなかった。

表 3.1.2-3 解析ケース

ケース1	掘削後すぐ人工バリアを定置した場合の、1万年後までの岩盤力学挙動の試算(処分孔は無支保)
ケース2	掘削後10年間空洞を放置した場合と支保工を設置した場合の岩盤力学挙動の試算と内圧効果の確認

表 3.1.2-4 解析に用いた力学物性値

想定条件	幌延 450m	SR-C 500m
初期ヤング率: E [MPa]	2,500	3,500
初期ポアソン比: ν	0.186	0.300
粘着力: C [MPa]	5.2	3.0
内部摩擦角: ϕ [°]	25.0	28.0

表 3.1.2-5 解析に用いた初期応力

想定条件	幌延 450m	SR-C 500m
鉛直方向応力: σ_v [MPa]	7.21	11.00
初期応力比(鉛直: 水平最大: 水平最小)	1.00:1.30:0.90	1.00:1.07:1.07
地山強度比: G_n	2.26	0.91

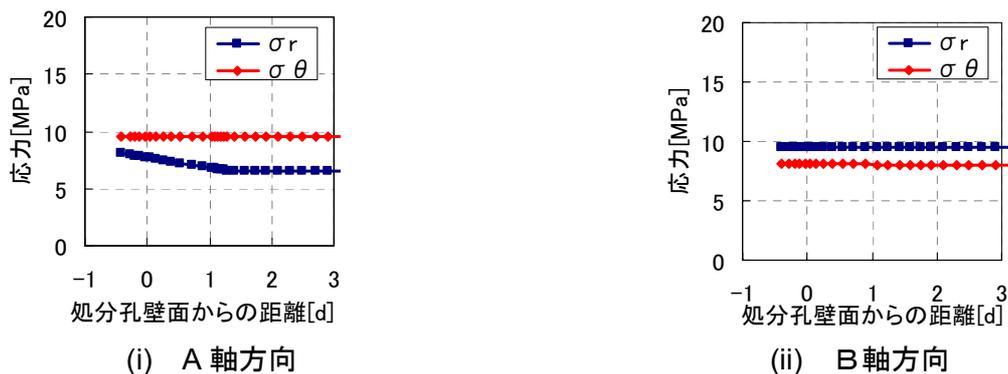


図 3.1.2-8 幌延 450m 条件における処分孔周辺の初期応力状態

2次元クリープ解析では、コンプライアンス可変型構成方程式（(3.1.2-2)式、(3.1.2-3)式、(3.1.2-4)式）と、Mohr-Coulombの破壊規準（(3.1.2-5)式）を用いて検討した。

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_{cf} = \sigma_c + \frac{2\sigma_3 \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad \sigma_c = \frac{2C \cos \phi}{1 - \sin \phi} \quad (3.1.2-5)$$

- σ_1 : 圧縮応力を正とした場合の最大主応力[MPa]
- σ_3 : 圧縮応力を正とした場合の最小主応力[MPa]
- $(\sigma_1 - \sigma_3)_{cf}$: 破壊強度[MPa]

図 3.1.2-9 に示すように、解析モデルは平面ひずみ条件とし、処分孔の形状は第 2 次取りまとめと同様として、内径 2.2m、オーバーパック外径を 0.8m の円形断面を想定した。また、隣接する処分孔は考慮せず、単一のものとし、処分坑道軸方向は主応力方向として取り扱った。検討断面は、オーバーパック中心を通る平断面とした。解析には、野本ほか（2003）に基づき、コンプライアンス可変型構成方程式に従う増分型の応力-ひずみ関係を組み込んだ有限要素コードを使用した。

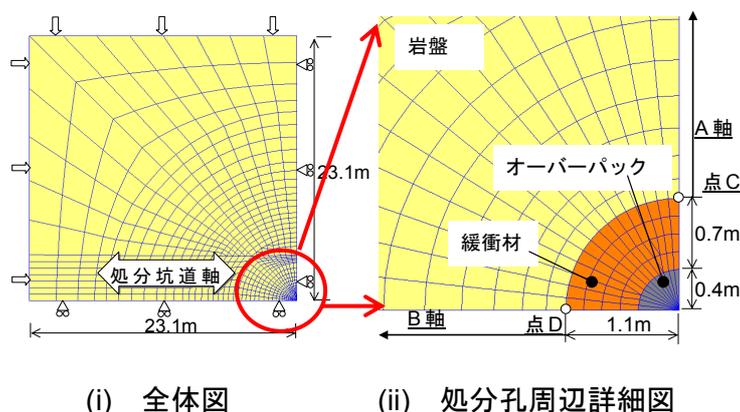


図 3.1.2-9 解析モデル詳細図

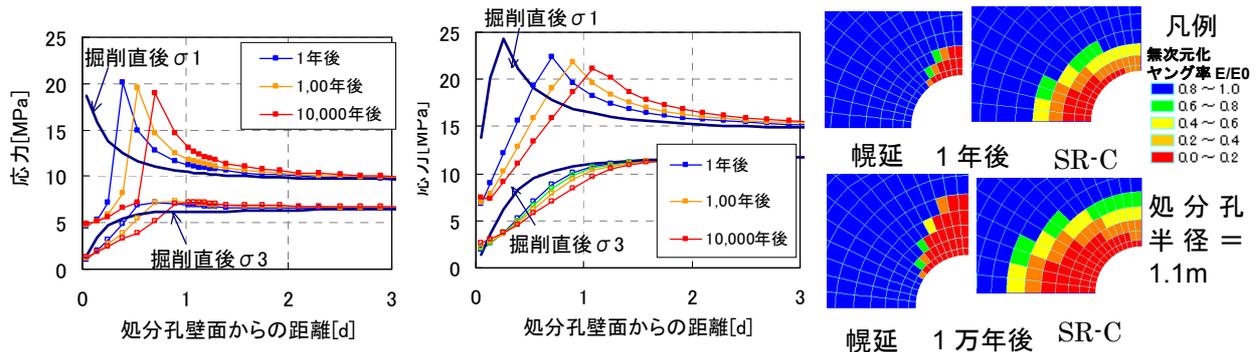
ii) 1 万年後までの岩盤の力学挙動の試解析結果（ケース 1）

ケース 1 の解析結果について、表 3.1.2-6 に各経過年における処分孔の壁面変位量を、図 3.1.2-10 に応力状態の厳しい軸方向における処分孔周辺岩盤の応力状態を、図 3.1.2-11 に代

表して幌延 450m 条件の緩衝材の応力状態を示す。ここでいう壁面変位は処分孔半径 1.1m に対する変形量である。図 3.1.2-10(a), (b)の横軸は処分孔壁面からの距離を、掘削直径 $d (=2.2\text{m})$ で無次元化した値である。なお、図 3.1.2-10(c)の軸方向は図 3.1.2-9 と同様である。

表 3.1.2-6 各経過年における処分孔壁面変位量

経過時間[年]	幌延 450m 条件			SR-C500m 条件		
	1	100	10,000	1	100	10,000
A 軸方向, 点 C[mm]	8.6	12.7	17.0	6.6	8.9	11.7
B 軸方向, 点 D[mm]	2.9	4.1	5.8	13.5	18.9	25.3



(a) 幌延 450m : A 軸方向 (b) SR-C 500m : B 軸方向 (c) 剛性低下領域 (着色部) 分布

図 3.1.2-10 処分孔周辺岩盤の応力状態

偏圧の影響に着目し幌延 450m 条件をみると、主応力方向と直交する A 軸方向に破壊や壁面変位が集中しており、B 軸方向では剛性低下領域（時間経過を考慮した EDZ）が発生していない。つまり、応力が集中し局所的に破壊が進んでいることがわかる。なお、等方等圧の SR-C 条件で、B 軸方向のほうが壁面変位や破壊の進行が大きいのは坑道掘削の影響によるものと考えられる。地山強度比に着目し、幌延 450m 条件と SR-C の結果を比較すると、偏圧の影響はあるものの、地山強度比の大きい幌延 450m 条件の方が、剛性低下領域の拡がりや壁面変位の絶対量が小さいことがわかる。また、両地質条件とも、掘削・定置から 1 年後までの応力状態が厳しく壁面変位や破壊の進行が顕著で、その後急激に安定に向かっていることがわかる。図 3.1.2-10 のグラフ上では、 σ_1 の変曲点が剛性低下領域と弾性領域のほぼ境界を示しており、幌延 450m 条件では、掘削直後には剛性低下領域が生じていないことがわかる。なお、最大主応力 σ_1 は円周方向、最小主応力方向は半径方向で、この向きは、坑道壁面全周を通して 1 万年間変化しない。以上より、「特に強度の小さい堆積岩における処分孔周辺の応力状態は坑道掘削時の影響を受ける」、「岩盤のクリープ挙動は定置後初期が顕著であり、その後は急激に安定に向かう」、「偏圧が作用している場合は局所的に破壊が進行していく」ことがわかった。よって、偏圧が作用している地質環境を対象とした場合には、局所的な破壊の進行に対して検討を加える必要があるといえる。

緩衝材の応力状態（図 3.1.2-11）は、1 万年 後まで両条件とも破壊接近度 $\sigma^*=1$ の直線以下にあり、力学的には安定しているといえる。緩衝材の破壊接近度 $=1$ の直線は、既往の圧密非排水三軸試験結果（高治・鈴木，1999）を参考に C を 0.13MPa 、 ϕ を 10.78° とし、Mohr-Coulomb の破壊基準（(3.1.2-5) 式）にしたがい求めた。しかし、実際にはオーバーパックの腐食による膨張圧、オーバーパックの沈下、緩衝材の膨潤圧などにより、ニアフィールドの力学的相互作用は複雑であると想定される。よって、より精度の高い長期力学挙動

予測を実施するために、今後、それらを考慮した予測手法の構築が望まれる。

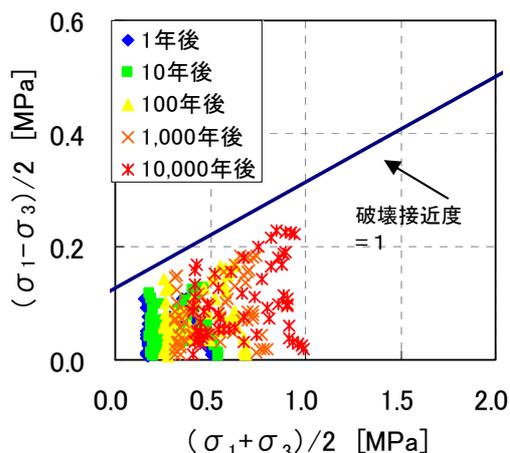


図 3.1.2-11 幌延 450m 条件における緩衝材の応力状態

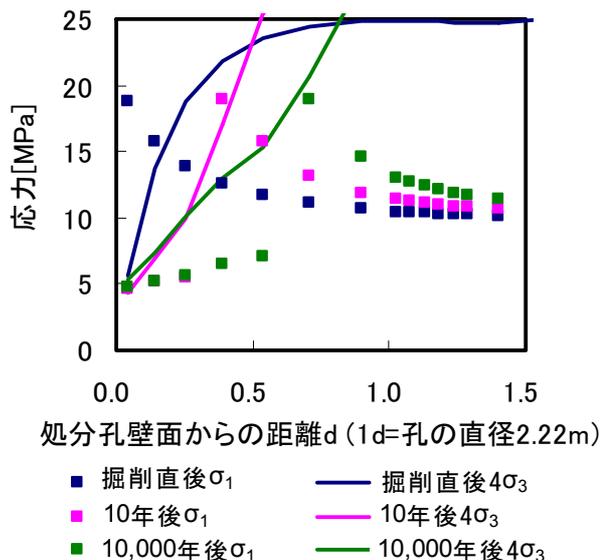


図 3.1.2-12 幌延 450m 条件における処分孔周辺岩盤の応力比

また、オーバーパックの腐食膨張圧は、岩盤に対して内圧を与える。一般的に岩盤の引張強度は圧縮強度の 1/10~1/20 程度とされていることから、偏圧が極端に大きいような特殊な地質環境における定置直前の無支保の処分孔や、坑道掘削時に発生する EDZ が処分孔上部に大きく分布する場合には、岩盤の引張強度に関する照査も必要となる。

次に、幌延 450m 条件における解析結果について、ナチュラルアナログ的観点から考察する。先に示したように、本解析結果から「岩盤のクリープ挙動は定置後初期が顕著であり、その後は急激に安定に向かう」ことがわかった。そこで、そのときのニアフィールド岩盤の応力状態 (σ_1 と $4\sigma_3$) の関係に着目した。図 3.1.2-12 を見ると、掘削直後においては $\sigma_1 > 4\sigma_3$ である領域が壁面近傍に存在するが、定置後 10 年経過後には周辺岩盤がおおむね $\sigma_1 > 4\sigma_3$ になり、その後、1 万年後まで、 $\sigma_1 > 4\sigma_3$ の応力状態に保たれていることがわかる。つまり、(2)(i)項で示したように、幌延の場合、「 $\sigma_1/\sigma_3 \leq 1.44$ 」でなければ長期的に安定とは言えないが、空洞周辺岩盤のクリープ挙動が急激に安定に向かう際の条件は、「応力比が $\sigma_1 > 4\sigma_3$ の領域に入っていること」と解釈できる。

iii) 支保工からの内圧効果と処分孔に関する支保検討の必要性 (ケース 2)

検討に用いる支保工は、低アルカリ性の吹付コンクリート (HFSC424) とし、等価弾性係数は 3,400MPa、設計基準強度は 30.5MPa と設定する (松井ほか, 2005)。処分孔の支保設計は行わず、内圧効果の影響評価だけを目的とするため、支保工厚さは 10cm と仮設定した。検討に用いた地質条件は幌延 450m 条件とした。

解析結果として、図 3.1.2-13 に掘削・定置から 10 年後の処分孔周辺岩盤の剛性低下領域分布を、図 3.1.2-14 に掘削・定置後 10 年間の壁面変位量を示す。これらより、10 年間空洞を放置した場合より、支保工を設置し内圧を作用させた方が処分孔壁面の变形および剛性低下領域の広がりが小さくなることがわかる。すなわち、掘削から定置までに空洞を放置する期間がある場合でも、内圧を作用させるような工学的対策を実施することで岩盤の長期力学的変形挙動を抑えることが可能である。言い換えれば、堆積岩で処分孔を掘削から定置までのある期間空洞のまま放置し、処分孔の形状を維持する必要がある場合は、岩盤のクリープ挙動を考慮した何らかの工学的対策について検討する必要があるといえる。なお、現段階で

は、第2次取りまとめと同様、支保工材料の化学的な影響を考慮して、「処分孔は無支保」を原則として考えている。支保工の適用性やその他の工学的対策に関しては今後、検討すべき課題として挙げられる。

図3.1.2-3に示すナチュラルアナログ的手法を含めて、以上の内圧効果に対する検討についてまとめる。堆積岩では、無支保で長期的な空洞の自立は望みにくい。よって、空洞の安定性、長期的な隔離性能を考慮すると、支保工やそれに替わる工学的対策により、掘削後初期の段階で内圧を与え、剛性低下領域の発生を抑制するとともに、支保工の長期的な劣化を考慮し、埋戻材・緩衝材の膨潤、オーバパックの腐食膨張などによる反力（空洞の閉塞）を前提とした設計が必要となる。なお、(2)(iii)で後述するように、地質条件によっては、発生した剛性低下領域の強度・透水性の回復（自己回復）が期待できることが示唆されている。

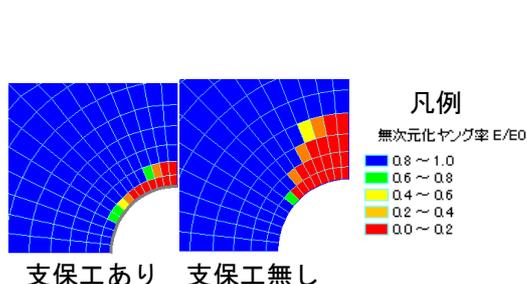


図3.1.2-13 支保工の有無による10年後の剛性低下領域の比較

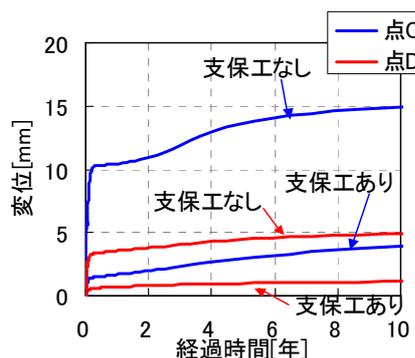


図3.1.2-14 支保工の有無による10年間の処分孔壁面変位結果の比較

(iii) 岩盤の長期挙動に影響を及ぼしうる新たなシナリオに関する検討

(a) 岩盤の自己回復特性に関する検討

トンネルなどの地下構造物を設けたとき、その周辺の岩盤は何らかの損傷を受ける。これまでの認識では、時間の経過に伴い、僅かずつではあるが、この損傷を受けた領域（剛性が低下した領域）が拡大し、空洞の安定性は低下して地下水の流動も活発になると考えられてきた。図3.1.2-10、図3.1.2-13を見ると、強度の小さい堆積岩では、たとえ掘削直後に人工バリアや支保工を設置したとしても、剛性低下領域の発生を抑えることはできるが、完全に防ぐことは難しいといえる。一方で、実際のトンネルや鉱山の坑道では、一旦剛性が低下し緩んだ空洞周辺の岩盤に、閉鎖後、外側から地圧が内側（支保工や埋戻材・人工バリア）から内圧が作用すると、剛性低下領域の強度や透水性の回復（自己回復）が進行し、図3.1.2-15に示すように、空洞周辺の安定性が増していく可能性がある。自己回復が見込める地質環境は、長期の隔離性能において有利な地質環境であることから、自己回復特性は、処分事業において、定性的にでも調査する価値がある特性といえる。

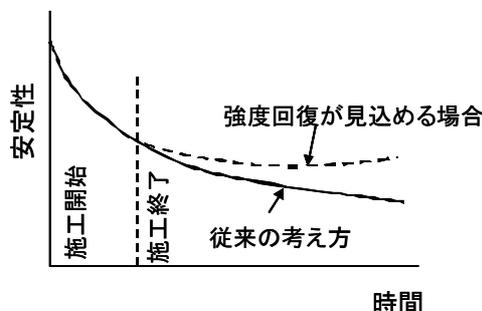


図3.1.2-15 安定性の経時変化

そこで、幌延の深地層の研究施設計画におけるボーリング調査（HDB-6, 400m 付近）で採取した稚内層硬質頁岩を用いて、大久保ほか（2001）と同じ方法で強度回復試験を実施した。そして、標準的な泥岩、砂岩、凝灰岩、安山岩である、土丹、来待砂岩、田下凝灰岩、三城目安山岩の強度回復試験結果（大久保ほか、2001）と比較することで、稚内層硬質頁岩の強度回復特性について定性的に評価した（大久保、2005）。強度回復試験結果の一例として、

そこで、幌延の深地層の研究施設計画におけるボーリング調査（HDB-6, 400m 付近）で採取した稚内層硬質頁岩を用いて、大久保ほか（2001）と同じ方法で強度回復試験を実施した。そして、標準的な泥岩、砂岩、凝灰岩、安山岩である、土丹、来待砂岩、田下凝灰岩、三城目安山岩の強度回復試験結果（大久保ほか、2001）と比較することで、稚内層硬質頁岩の強度回復特性について定性的に評価した（大久保、2005）。強度回復試験結果の一例として、

破砕後の岩石供試体の周囲を拘束しておき、さらに所定の最大荷重となるまで载荷した供試体の一軸圧縮試験結果を図 3.1.2-16 に示す。

図 3.1.2-16 より、三城目安山岩（結晶質岩）を除き、破砕後に与えた最大荷重が大きいほど、試験後の一軸圧縮強度が大きく線形的で、稚内層硬質頁岩は来待砂岩や田下凝灰岩に近い強度回復が期待できることがわかる。また、大久保（2005）では、一度破壊し強度回復試験実施後の岩石の一軸圧縮強度は、試験時の押し込み最大荷重を加えたときの軸ひずみに依存し岩石の種類の影響はさほど現れないという試験結果も報告されている。そのため、結晶質岩などの一軸圧縮強度が比較的高い岩石では、相対的に破壊後の強度回復が小さく、堆積岩などのように破壊前の一軸圧縮強度が比較的小さい岩石では、相対的に破壊後の強度回復が大きいといえる。つまり、強度回復の対象となる岩盤は堆積岩が中心であるといえる。

地質学という続成作用の中には、a) 粒子の再配置、b) 粒子の塑性変形、c) 細粒の粘土などが流動して隙間を埋める圧密作用（地質学では compaction）、d) 炭酸塩鉱物などで膠結される膠結作用、e) 再結晶作用、f) 交代作用、g) 差別的溶解作用、h) 圧力溶解作用（応力腐食）、i) 自生作用などが含まれる（たとえば、水谷ほか、1999；勘米良ほか、1991）。a)～c) は本試験でも生じていた可能性が高いと考える。一方、d) 以下は、かなり長期間にわたる場合には大きな意味を持つと考えられ、地層処分場のように長期間使用される施設では支配的な役割を果たす可能性もある。また、大久保ほか（2001）では、実際よりも高い応力下かつ短期間における本試験方法では、粗調査の段階で強度回復の大小を推し量ることは可能であるが、実際の現象と異なる可能性は否定できないとしている。よって、実際の地圧程度の低荷重における長期的な室内試験や掘削影響試験（原位置）、現地調査による検証、微視的な観点からの検討や物理化学的な検討などを通じたメカニズムの追求、それらを踏まえた実現象に忠実な評価方法を構築していくことが必要である。

(b) 堆積岩の乾湿繰り返し時の特性に関する検討

地層処分の対象となる深度 300m 以下の岩盤は、地下水位以下で湿潤状態にある。そこに空洞を掘削した場合、切羽などでは換気などにより表面が乾燥するとともに、湧水や工事用水などにより再冠水することが想定される。土質工学会（1991）では、「粘土鉱物のモンモリロナイト（スメクタイト）が含まれている場合、スレーキング現象が顕著となり、一般的に、スレーキングを起こす岩石は、第三紀から第四紀の堆積岩で、泥岩、凝灰岩に多い。」としている。なお、スレーキングとは、塊状の物質（土塊や軟岩）が乾燥、吸水を繰り返すことにより細かくばらばらに崩壊する現象をいう。よって、詳細な施工方法を検討するにあたり、岩石の乾湿繰り返し時の特性（スレーキング）は調査しておくべき特性といえる。

山本ほか（2002）では、幌延のボーリング調査（HDB-1 孔）で採取された稚内層硬質頁岩は、粘土鉱物のスメクタイトを含んでいるが、ISRM の指針に準拠したスレーキング試験を実施したところ、耐スレーキング性指数はおおむね 95%以上となり、高耐久性を有すると報告している。ところが、稚内層硬質頁岩の岩石片に対して、乾燥・再冠水の環境を与え強度特性や変形特性を調査しようとしたところ、乾燥後の再冠水時に無応力下であるにもかかわらず岩石片は破壊してしまった。そこで、乾燥時間すなわち乾燥時の含水比の変化をパラメータとし、岩石が再冠水時に破壊するか否かについて整理した（井上ほか、2004）。乾燥方法は恒温室（温度 $20 \pm 2^\circ\text{C}$ 、湿度 $60 \pm 5\%$ ）における気中乾燥と真空乾燥の 2 種類とした。図 3.1.2-17 に飽和時を 100%としたときの、乾燥後の含水率と乾燥時間の関係を示す。結果として、乾

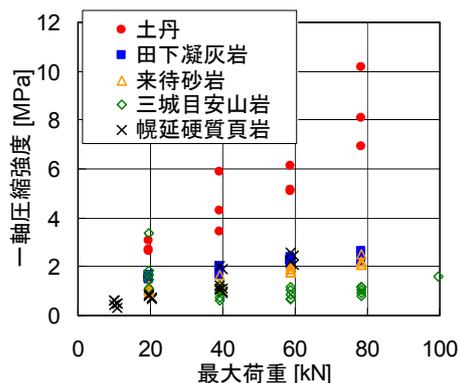


図 3.1.2-16 破壊後に加えた最大荷重と強度回復試験後の一軸圧縮強度の関係

燥後の含水率が飽和時の約 80%以下になると、再冠水時に、水に付けただけで岩石に亀裂が発生し破壊する結果が得られた。以上より、耐スレーキング指数は高いが、稚内層硬質頁岩の岩石片は、乾燥・再冠水に敏感な性質を持つといえる。ただし、この結果はボーリングで採取された岩石片に関するものであり、原位置環境で建設・操業中に、同様な現象が生じるか、岩盤の長期力学的挙動にどのような影響を及ぼすかについては、地下施設の建設段階・原位置試験段階を通じて、原位置環境における調査・検証を継続していく必要があると考える。また、乾湿繰り返し特性は、岩盤の種類によって異なるため、サイト毎に調査するとともに、その破壊メカニズムについても追求していく必要がある。

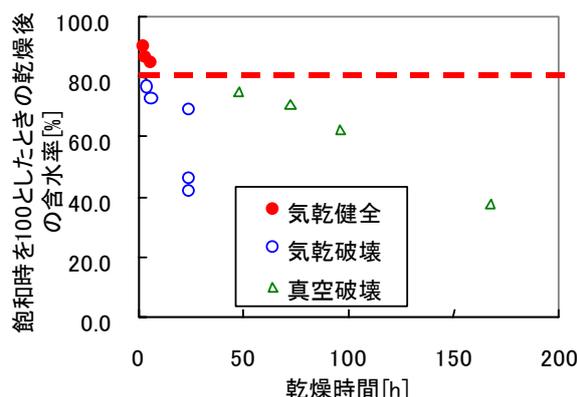


図 3.1.2-17 稚内層硬質頁岩における含水率の変化とコアの状態

(c) ガラス固化体からの熱がニアフィールド岩盤のクリープ特性に与える影響

第2次取りまとめでは、軟岩系岩盤の堅置き方式（坑道離間距離 2.6D，ガラス固化体ピッチ 3.0d）で岩盤の最高温度は 50℃程度，横置き方式（坑道離間距離 4.5D，ガラス固化体ピッチ 3.13m）で 80℃程度となり，最高温度の維持期間はおよそ 10 年間でその後徐々に低下していくという知見が得られている。熱が岩盤の長期力学挙動に与える影響の程度は，岩石によって異なり，そのメカニズムについても解明されておらず，国内外の機関で現在も研究が行われている。田下凝灰岩（山辺ほか，2003）や珪藻泥岩（城ほか，2004）の岩石片では，90℃程度まででは常温と比較し，昇温の影響で，クリープひずみ速度が増加し破壊に至るまでの時間が短くなり，クリープ挙動を促進させる傾向にあるとしている。よって，80℃程度までの熱が岩盤の力学特性やクリープ特性に与える影響や地層処分に対する影響程度については，処分事業においても，実際の地質環境条件に応じて調査する必要がある。

以下に，HDB-6 の深度 400m 付近の稚内層硬質頁岩を対象に，80℃までの熱環境が岩盤の長期力学挙動に与える影響について検討する。サーボ式試験機を用いて，80℃における一軸圧縮試験，一軸クリープ試験を実施し，熱の影響を定性的に調べた（吉野ほか，2005）。実際のニアフィールド岩盤は飽和状態にあると考え，20℃条件は 20℃の水に，80℃条件は 80℃に暖めた湯の中に試験体を 24 時間放置してから，温度を一定に保ち試験を開始した。

一軸圧縮試験の結果の一例を表 3.1.2-7 に示す。一軸圧縮強度，弾性係数を見ると，供試体の持つ特性にバラツキが大きく，熱の影響は明確に現れていない。また，粘弾性的性質を示す定数 n ，延性塑性を示す m の値についても大きな違いは見られなかった。クリープ試験については，長期間におけるクリープ試験で力学挙動を検証することが望ましいが，長期間一定の熱環境に保ち試験を継続することは非常に困難である。よって，試験方法は，短時間で多くのデータを取得することを目的とした多段階クリープ試験とし，応力载荷ステップは，同じ岩石試料断面から作製した供試体の一軸圧縮強度を 100%とし，25，50，60，70，80，90，100…（破壊まで）%の順に载荷し，各段階の载荷時間は 1 時間とした。試験結果として，破壊時の応力载荷ステップにおける経過時間とひずみ速度の関係を図 3.1.2-18 に示す。図より，破壊間際のひずみ速度について，熱条件による明瞭な違いは定性的に現れていない。なお，多段階試験のため，各供試体が受けた応力履歴は異なり，この結果から破壊時の経過時間やひずみ速度の大きさを定量的に比較することはできない。

以上より，今回実施した稚内層硬質頁岩を対象とした室内試験からは，供試体固有の微細な潜在的な割れ目（ヘアークラック）などによる力学特性のバラツキ以上に，80℃の熱の影響

響による強度特性，クリープ特性の明瞭な違いは見られなかった。つまり，本試験の結果だけを見ると，稚内層硬質頁岩における80°Cまでの熱環境では，ニアフィールドの安定性に顕著な影響を与えることは考えにくく，岩盤の強度特性のバラツキを考慮したニアフィールド岩盤の長期挙動評価を実施すれば，熱の影響について考慮の必要性はないと現段階では考える。また，地質学的に稚内層硬質頁岩の熱影響について考察すると，組成鉱物のひとつであるシリカ鉱物は，続成変質作用を受け現在のオパールCTに至っている。その過程においては，60°C程度の熱環境下を長期間経験しているはずで，それ以下の熱環境においては，岩盤の特性に顕著な変化が生じない可能性が高いと予測できる。一方，オパールCTは，高温下に長期間さらされると，将来的に石英に変質していくことが予測されるが，数十年程度の短い時間スケールでは化学的な変質は起こりにくいと考えられる。今後は，稚内層硬質頁岩に対して，より実環境に近い原位置試験などで力学データを蓄積の上再評価を行い，熱の影響に関する調査方法や評価基準を整理していく必要がある。また，熱特性は，岩盤の種類によって異なるため，処分サイト毎に調査するとともに，そのメカニズムについても追求していく必要があると考える。

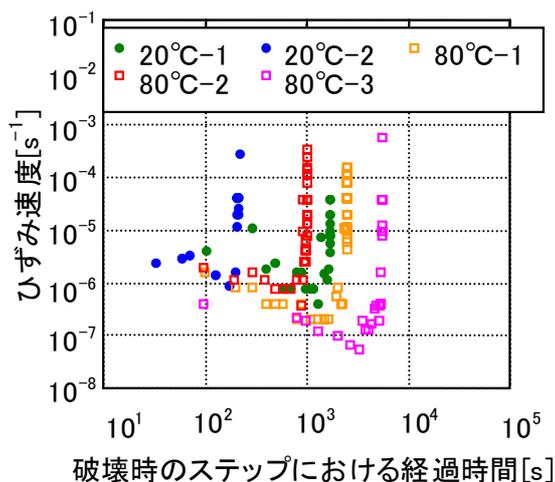


図 3.1.2-18 破壊時ステップにおけるひずみ速度の経時変化

表 3.1.2-7 温度条件における一軸圧縮試験結果の一例

温度条件 [°C]	一軸圧縮強度 [MPa]	弾性係数 [MPa]	n	m
20	7.2	802	38	38
20	20.4	1394	36	36
80	14.1	1150	35	35
80	15.7	1473	33	33

(3) 結論

第2次取りまとめでは，幅広い地質環境を対象とした岩盤の長期力学挙動に関する検討として，SR-C（力学物性），等方等圧，降水系人工バリア特性の条件下で，コンプライアンス可変型構成方程式を用いた岩盤の長期挙動予測を，横置き式処分坑道を対象に実施した。第2次取りまとめ以降は，岩盤の長期力学的変形挙動評価に関する信頼性向上を目的として，第2次取りまとめにおける手法をベースとした，長期への不確実性の低減（長期への外挿），幌延の研究所用地を対象とした実際の地質環境における適用性確認（地質環境の理解，モデルの検証），さらには，第2次取りまとめでは検討していない新しい課題として，岩盤の自己回復特性，岩盤の乾湿繰り返し特性，岩盤の熱特性について現象理解に取り組み，それらを通じて，地質環境条件を踏まえた処分場の設計や長期健全性評価に影響を及ぼしうる要因の抽出を行った。以下にまとめる結論は，全て第2次取りまとめ以降に得られた新しい知見である。

(i) 長期への外挿

- ・長期を対象とした構成方程式の検証概念の一例を示した。
- ・千年，万年といった長期における岩盤の力学挙動および予測モデルを検証する手法は，現

状では確立されていないものの、処分事業においては何らかの検証が必要と考える。そこで、データの収集・整理が比較的容易な地圧現象が、千年を超える時間領域を担保するナチュラルアナログとしてもっとも有望であるということ、本検討を通じて提言した。

- ・今後のデータの拡充は必要であるも、国内外の幾つかの地圧測定例を用いて整理したところ、長期強度は一般的には $\sigma_1 \leq 4\sigma_3$ として与えられることが多いと整理された。
- ・幌延の研究所用地に分布する岩盤では、応力比が $\sigma_1 / \sigma_3 \leq 1.44$ で長期的に安定といえる。堆積岩を対象とした地下深部における空洞の安定性を考えると、地山強度比が小さいことから、仮に短期的に裸孔で自立したとしても、長期的には破壊領域が拡がり、処分孔は無支保では自立は望みにくいことが想定された。つまり、軟質な堆積岩においては、長期的な空洞安定性を確保するには何らかの工学的対策が必要となる。割れ目が少なく硬く均質な結晶質岩では、空洞壁面に生じる応力よりも長期強度が大きいいため、地質学的な安定が見込める岩盤では、空洞は半永久的に裸孔で自立した状態を保つと推定される。

(ii) 稚内層硬質頁岩を対象とした岩盤力学挙動に係わる地質環境特性の理解

- ・幌延の深地層の研究施設計画における地上からの調査段階を対象として、岩盤の長期力学挙動予測に必要なデータ（強度特性、変形特性、コンプライアンス可変型構成方程式の定数）を取得・蓄積し、力学的、粘弾性的特徴の把握を試みた。ここで用いた物性取得方法は、岩盤の種類によらず適用できるものである。
- ・幌延の研究所用地に分布する稚内層硬質頁岩は、岩石片個々（飽和状態）においても、また含水条件が異なっても一軸圧縮強度の変動幅が大きかった。一方で、三軸圧縮応力下では含水条件の違いや岩石片個々の違いによる変動幅は小さかった。つまり、一軸圧縮強度が小さい岩石片でも、三軸圧縮強度は健全な岩石片とあまり変わりがなく、内圧効果が期待できるといえる。
- ・稚内層硬質頁岩は、三軸クリープ試験のひずみ速度より、堆積岩として特異な性質は持っていないことがわかった。
- ・稚内層硬質頁岩は、定性的にはあるが、大久保ほか（2001）が標準的な試料として調査した来待砂岩や田下凝灰岩と同程度の強度回復特性を持つことが、室内試験よりわかった。
- ・稚内層硬質頁岩は、実環境・実岩盤での検証が必要であるが、岩石片レベルでは、耐スレーキング指数は高い一方で、乾燥・再冠水に敏感な性質を持つということがわかった。
- ・稚内層硬質頁岩に対するガラス固化体からの熱の影響については、限られた室内試験からではあるが、処分場設計に対して考慮の必要が無いことを示唆する結果が得られた。

(iii) 評価モデルや評価手法の高度化

- ・幌延 450m 条件を一例とし、第 2 次取りまとめから、新たに偏圧下、処分孔縦置き方式、幌延の地下水における緩衝材（弾塑性体）の力学特性を考慮した、岩盤の長期力学挙動評価を実施した。偏圧下における処分孔周辺岩盤は応力状態が複雑であるため、3次元モデルなどで坑道掘削時の応力履歴を考慮した解析を実施した。また、ナチュラルアナログ的観点から解析結果を考察すると、処分孔周辺岩盤の応力状態は、1 万年経過後も、 $\sigma_1 / \sigma_3 \leq 1.44$ の範囲を超えているため、微小ながらもクリープ挙動は継続しており、長期的に安定な条件とはいえない。一方で、応力状態がもっとも厳しいのは、定置直前であり、その後応力状態が $\sigma_1 / \sigma_3 \leq 4$ の範囲に入ると、クリープ挙動が急激に収束に向かうということが確認された。
- ・偏圧下では、岩盤を連続体として見なした検討だけでなく、局所的な破壊が生じる可能性があるため、それらを考慮した評価が必要となる。
- ・緩衝材の長期健全性を評価するにあたっては、岩盤、緩衝材のクリープ、オーバーパックの腐食膨張・沈下、緩衝材の膨潤圧などを考慮した連成評価手法を構築することが望まれる。一方で、ニアフィールド岩盤の長期力学挙動を評価する際には、人工バリアが健全で

あることが前提となる。よって、オーバーパックの腐食膨張，緩衝材の膨潤圧といった内圧効果を考慮せず弾性体として扱った本解析手法は，岩盤の長期力学挙動を評価する上では安全側といえる。

(iv) 処分場の設計や長期健全性評価に影響を及ぼしうる要因の抽出

- ・堆積岩においては，支保工，緩衝材・埋戻し材の膨潤，オーバーパックの腐食膨張といった内圧が，ニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動を抑制する効果があるということが，稚内層硬質頁岩の岩石コアによる室内試験，数値解析よりわかった。ナチュラルアナログ的な検討で得られた知見も考慮すると，空洞の安定性，隔離性能を維持するためには，支保工やそれに替わる工学的対策により，掘削後初期の段階で内圧を与え，剛性低下領域の発生を抑制するとともに，支保工の長期的な劣化を考慮し，埋戻材・緩衝材の膨潤，オーバーパックの腐食膨張などによる反力（空洞の閉塞）を前提とした設計が必要となる。
- ・堆積岩の場合，裸孔で長期的な空洞の自立は望めない可能性が高い。よって，堆積岩中に，処分孔を裸孔で一定期間放置する必要がある場合には，掘削から定置までの岩盤クリープ挙動を考慮した詳細な設計・施工を実施する必要があるといえる。
- ・岩盤の自己回復特性は，堆積岩に見られる特性で，空洞周辺の剛性が低下した領域の力学特性，透水特性が長期的に回復する可能性を示唆しており，剛性低下領域の安全性能を保証する必要のある処分事業においても，調査すべき重要な特性といえる。
- ・乾湿繰り返し特性は，ニアフィールド岩盤の長期変形挙動に大きな影響を与える可能性は小さいと思われるも，岩盤の種類によって異なるため，特に堆積岩においては，施工時の切羽の安定性など考慮して詳細な処分施設の設計・施工方法を検討する際に，調査しておく必要があるといえる。
- ・ガラス固化体からの熱が岩盤のクリープ挙動に与える影響については，岩盤の種類によっても異なり，今後，原位置環境を利用したデータの蓄積，メカニズムの解明を通じた評価手法や評価基準の構築が必要といえる。

(4) 今後の課題

岩盤の力学変形挙動に関しては，今後も引き続き，以下の2点を大きな課題として継続して検討を進める必要がある。

- ①地質環境に応じた処分場の具体的かつ詳細な設計・施工方法の検討
- ②岩盤の長期力学的変形挙動評価に関する信頼性向上（長期への外挿，幌延を対象とした地質環境特性の理解・モデルの検証）

②の詳細を表 3.1.2-8 に示す。①については，5章を参照のこと。

表 3.1.2-8 岩盤の力学変形挙動に関する今後の課題

項目	課題
1. 長期への外挿に関する課題	<ul style="list-style-type: none"> ・ナチュラルアナログ的手法を用いた長期挙動の検証として、日本の地盤を中心とした地圧データや地圧変遷データの収集。それらを踏まえた構成方程式の検証
2. 地質環境特性の理解に関する課題	<ul style="list-style-type: none"> ・幌延の深地層の研究施設の建設段階および原位置試験段階で得られる岩や原位置岩盤を用いた試験データの拡充（解析に必要な定数、力学物性値設定の精度向上を目的とする）
3. 評価モデルや評価手法の高度化に関する課題	<ul style="list-style-type: none"> ・幌延の地下研究施設建設段階や原位置試験段階における計測データや掘削影響試験データ、および既存の地下構造物のデータを用いた評価モデルの検証 ・ニアフィールドの実現象に忠実な評価を実施するための、応力緩和とクリープの中間的な挙動に関する試験、およびそれら岩石データの蓄積と評価モデルの検証 ・偏圧下において局所的な破壊進展が想定される際の評価手法の構築 ・オーバーパックの腐食膨張、緩衝材の膨潤圧、コンクリート支保のクリープ・劣化現象を考慮したニアフィールド岩盤の長期力学挙動評価手法の構築（連成モデルの構築） ・処分坑道や処分孔の接続といった処分施設全体を考慮したニアフィールド岩盤のクリープ評価（3次元モデル）
4. 第2次取りまとめ以降の新たなシナリオに対する課題	<ul style="list-style-type: none"> ①岩盤の自己回復（強度回復、透水性回復）特性 下記に示す検討などを用いたさらなる現象理解が必要 <ul style="list-style-type: none"> ・原位置における事例の調査 ・原位置挙動に近い低応力下での長期にわたる室内試験 ・模型試験による検討 ・原位置における掘削影響試験データによる検証 ・化学的作用やメカニズムに関する研究 ②岩盤の乾湿繰り返し特性 <ul style="list-style-type: none"> ・試験坑道や試験孔など原位置環境における試験 ・破壊メカニズムに関する研究 ・岩盤の種類毎の整理 ③ガラス固化体からの熱が岩盤の力学特性に与える影響 <ul style="list-style-type: none"> ・試験坑道や試験孔など原位置環境における試験 ・メカニズムに関する研究 ・岩盤の種類毎の整理
5. その他の課題	<ul style="list-style-type: none"> ・施工方法や測定機器などを含めた原位置試験詳細計画作成

3.1.3 緩衝材の流出・侵入挙動

(1) はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分研究では、人工バリア埋設後において、緩衝材の物理的安定性に影響を及ぼす事象のひとつとして、緩衝材の流出・侵入挙動が考えられている。緩衝材の候補材料であるベントナイトは、吸水により膨潤する性質を有し、この膨潤性によって緩衝材と周辺岩盤との隙間や周辺岩盤の割れ目などを充填する自己シール性が期待されている。一方で、人工バリア周辺の岩盤の割れ目の開口幅が大きい場合、また高い割れ目頻度を有する場合には、この膨潤性によってベントナイトの割れ目への侵入が止まらずに緩衝材の密度が低下し、緩衝材自体の諸機能ならびに人工バリアの構造力学安定性に影響を及ぼすことが懸念される。また、割れ目へ侵入したベントナイトゲルが地下水の流れによって浸食され、これにより発生したコロイドが放射性核種を収着する場合には、核種の移行を促進してしまうことも考えられる。緩衝材の流出・侵入挙動は、これら岩盤の割れ目への侵入と、割れ目へ侵入したベントナイトゲルの浸食によるふたつの現象によるものと考えられ、人工バリア埋設後における緩衝材の物理的安定性や核種移行評価を行ううえで、これらの現象を定量的に把握する必要がある。また、緩衝材の流出・侵入挙動は、定置後より発生する事象であり、長期にわたり継続することが考えられる。したがって、本挙動評価においては、時間スケールに関する評価が必要であり、地層処分システムの安全評価を行ううえで、現象に即したモデルを構築することが必要である。本研究は、人工バリアの設計において、人工バリア埋設後の長期的な健全性評価に最新の知見を提供し、緩衝材仕様の妥当性の確認に反映されるものである。

当該事象のような長期挙動評価においては、データの信頼性向上や、サイトの環境条件を考慮し、評価モデルの不確実性やパラメータの変動幅等を考慮するなど、安全確保上支障がないことを確認するとともに、設計・施工での対応や処分システム全体の安全性能との関連を踏まえた検討が望まれる（原子力発電環境整備機構，2004a；原子力安全委員会，2000；原子力安全委員会，2004；総合資源エネルギー調査会 原子力安全・保安部会 廃棄物安全小委員会，2003）。これらを踏まえ、岩盤の割れ目への緩衝材の侵入現象に関しては、海水系地下水条件下におけるデータの拡充や実際の岩盤を用いた試験を通じ、侵入現象モデルの開発・改良を進めていくことが望まれる。また、浸食現象に関しては、原位置における地下水の水理的・地球化学的特性に基づく検討や、ベントナイト中の随伴鉱物、有機物およびセメント系材料から浸出するアルカリ性成分による変質鉱物を対象としたコロイド生成に関する検討が望まれる（土木学会原子力土木委員会，2004）。

これまでに、国内外の研究者によりベントナイトの割れ目への流出挙動に関する実験的研究やモデル化研究に関しては、Ahn et al.(1998), Boisson (1989), Börgesson (1990), Kanno and Wakamatsu (1991), Kanno et al. (1999, 2001), Pusch (1981, 1983, 1985, 1999), Verbeke et al. (1997) がある。

本研究では、第2次取りまとめまでに、割れ目への侵入と浸食のふたつの現象に対応した模擬試験を行い、緩衝材の岩盤の割れ目への流出挙動に関して、供試体仕様（乾燥密度、ケイ砂混合率）や割れ目開口幅をパラメータとし、降水系地下水（蒸留水）を対象としたデータの取得を行った。これらは、限られた条件によって得られたデータであり、今後、地下水化学や岩盤の割れ目の物理的・化学的影響に関して現象理解を進め、より現実的なデータを整備していくことが課題である。また、岩盤の割れ目への侵入現象のモデル化研究においては、緩衝材の膨潤圧と粘性抵抗を用い、侵入現象の拡散モデルによる評価を試み、時間変化にともなう緩衝材の埋設後の密度低下を評価した。これらは、限られた条件におけるデータに対してモデル化しているものであり、本来複雑である緩衝材の岩盤の割れ目への侵入挙動を単純化して得られた結果である。したがって、侵入現象のモデル化においては、試験データの取得を通じてモデルの適用性を確認しつつ信頼性向上を図り、実際の地質環境条件に応

じた評価手法を構築することが課題である。

第2次取りまとめ以降の検討では、緩衝材仕様や地下水化学を考慮したデータの拡充を行い、環境条件による挙動への影響評価を行うとともに、可視化技術を適用したメカニズムの理解を図った。また、これらの知見を適宜更新し、モデルに反映するとともに、モデルやパラメータに関する妥当性を検討するなど、長期予測評価手法の信頼性向上を行った。

(2) 研究内容

(i) 侵入現象

緩衝材の岩盤の割れ目への侵入挙動を把握するために、第2次取りまとめ以降、ベントナイトの材料仕様および割れ目開口幅、また、地質環境条件のひとつである地下水化学（水質）による挙動への影響把握を実施し、模擬した割れ目へのベントナイトの侵入速度に関するデータの拡充を図った（松本・棚井，2003，2004a，2005）。試験条件を、表3.1.3-1に示す。

表 3.1.3-1 侵入現象試験条件

試験水	蒸留水		人工海水 (ASTM 規格)		幌延地下水 (HDB-6 孔)	
	0	30	0	30	0	30
ケイ砂混合率 [%]	0	30	0	30	0	30
乾燥密度 [Mg m ⁻³]	1.8	1.6, 1.8	1.8	1.6, 1.8	1.8	1.6
割れ目開口幅 [mm]	1.0		1.5		1.5	
試料 (ベントナイト)	クニゲル V1					
供試体寸法 [mm]	φ50×H50					
初期含水比 [%]	7~10					
試験温度 [°C]	約 20					

試験は、岩盤の割れ目を単一の平行平板の割れ目として模擬し、アクリル製の試験容器を用いて、経過時間とベントナイトの割れ目への侵入距離の関係を測定した。ベントナイトの割れ目への侵入は、時間の平方根に比例し、割れ目開口幅が大きい程、またベントナイト含有量が多い程大きくなる傾向を示し（Kanno and Wakamatsu, 1991；菅野・松本, 1997），(3.1.3-1) 式で表わされる。

$$y = A(d, Bc)\sqrt{t} \tag{3.1.3-1}$$

ここで、 y は侵入距離[mm]、 t は時間[h]、 $A(d, Bc)$ は割れ目開口幅 d [mm]とベントナイト含有比 Bc [-]に依存する比例係数[mm h^{-1/2}]である。

降水系地下水条件を想定し、蒸留水を用いて実施した試験結果を図3.1.3-1に示す。これらの結果より、割れ目開口幅ならびにベントナイト含有量の増加にともない比例係数が大きくなることが分かった。この結果より、侵入現象は膨潤力に大きく起因するものと考えられる。したがって、膨潤性を有するベントナイトのみの乾燥密度、すなわち有効粘土密度 ρ_e [Mg m⁻³]を用いて比例係数を整理し、図3.1.3-2に示す。

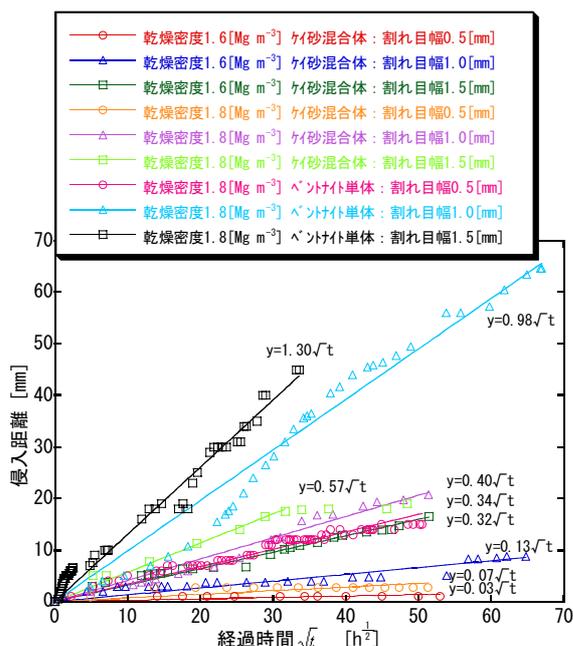


図 3.1.3-1 経過時間と侵入距離の関係 (蒸留水)

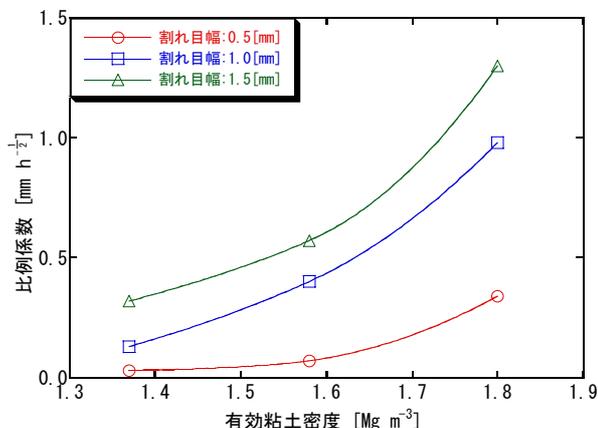


図 3.1.3-2 有効粘土密度と比例係数の関係

有効粘土密度 ρ_e で比例係数 A を整理した場合、割れ目開口幅ごとの比例係数は、(3.1.3-2) ~ (3.1.3-4) 式のように表わすことができる。(1.37 ≤ ρ_e ≤ 1.80)

$$\text{割れ目開口幅 } 0.5\text{mm} : A = 1.1495 \times 10^{-5} \cdot \exp(5.6581\rho_e) \quad (3.1.3-2)$$

$$\text{割れ目開口幅 } 1.0\text{mm} : A = 2.1988 \times 10^{-4} \cdot \exp(4.6928\rho_e) \quad (3.1.3-3)$$

$$\text{割れ目開口幅 } 1.5\text{mm} : A = 3.5263 \times 10^{-3} \cdot \exp(3.2639\rho_e) \quad (3.1.3-4)$$

また、(3.1.3-2) ~ (3.1.3-4) 式を整理すると、有効粘土密度 ρ_e と比例係数 A の関係は、(3.1.3-5) 式で表すことができる。

$$A = 6.7587 \times 10^{-7} \cdot \exp(5.7261d) \cdot \exp((6.1598 + (-0.5398d) + (-0.9272d^2)) \cdot \rho_e) \quad (3.1.3-5)$$

本実験式は、緩衝材への浸潤水が蒸留水、緩衝材の有効粘土密度が 1.37~1.8Mg m⁻³、割れ目開口幅が 0.5~1.5mm の範囲で適用でき、これにより得られた比例係数より、(3.1.3-1) 式にて、経過時間にもなう緩衝材の侵入距離を見積もることができる。しかし、ここで求めた有効粘土密度と比例係数の関係は、限られたデータの中で整理した関係式であることに留意しておく必要がある。今後、材料の種類や材料仕様（乾燥密度やケイ砂混合率）を変えた条件におけるデータを取得するなどして、これらの関係をより一般化していく必要がある。特に、ケイ砂混合の材料仕様に関しては、ケイ砂の粒子径と割れ目開口幅との大小関係によって侵入を抑制することも考えられるため、単に有効粘土密度での整理では関係を得ることが難しいことも考えられ、ケイ砂が侵入挙動に及ぼす影響に関して検討することも課題のひとつに挙げられる。

次に、海水系地下水条件を想定し、人工海水ならびに、幌延の深地層の研究施設計画で採取された地下水（HDB-6 孔）（以下、「幌延地下水」という）（山本ほか，2004）を用いた試験を行い、蒸留水で得られた結果と比較し、図 3.1.3-3 および図 3.1.3-4 に示す。図より、人工海水ならびに幌延地下水においては、蒸留水の結果と比較し、比例係数が著しく小さくな

ることがわかる。両者を比例係数で比較した場合、第2次取りまとめ仕様においては、人工海水で蒸留水の1/10程度、幌延地下水で蒸留水の1/4程度に小さくなることが分かった。次に、蒸留水、人工海水、幌延地下水の試験結果を、有効粘土密度と比例係数の関係で整理し、水質の違いによる比例係数の比較を行った(図3.1.3-5)。図は、本試験で最も大きい割れ目開口幅1.5mmの試験結果をまとめたものである。図より、各水質で、有効粘土密度が大きくなるほど比例係数が大きくなることがわかる。また、蒸留水、幌延地下水、人工海水の順に比例係数が小さくなっていることがわかる。ここで、人工海水の割れ目開口幅1.5mmにおける有効粘土密度と比例係数との関係式は、(3.1.3-6)式のようになる。

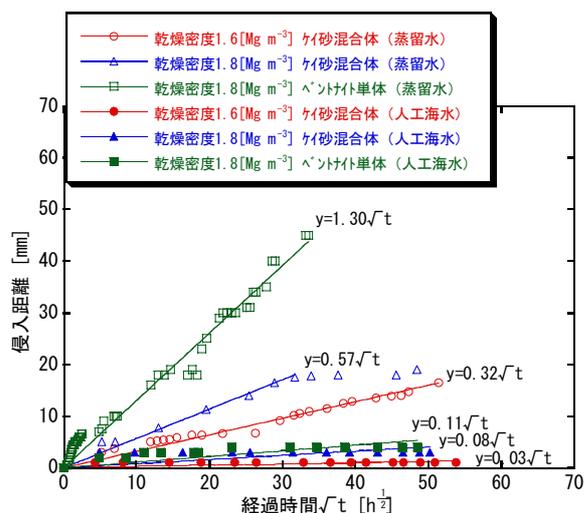


図 3.1.3-3 経過時間と侵入距離の関係 (蒸留水と人工海水との比較)

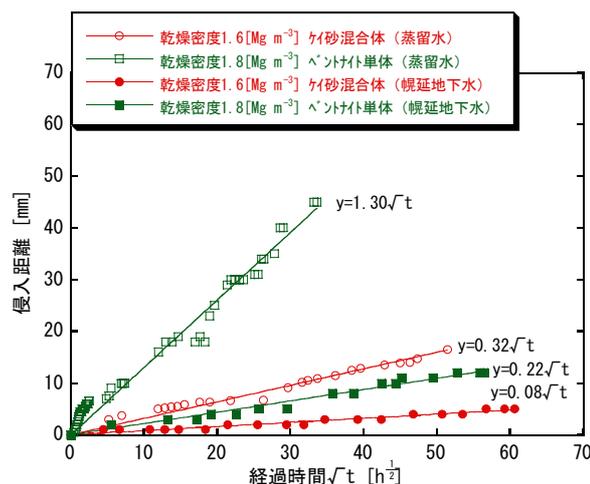


図 3.1.3-4 経過時間と侵入距離の関係 (蒸留水と幌延地下水との比較)

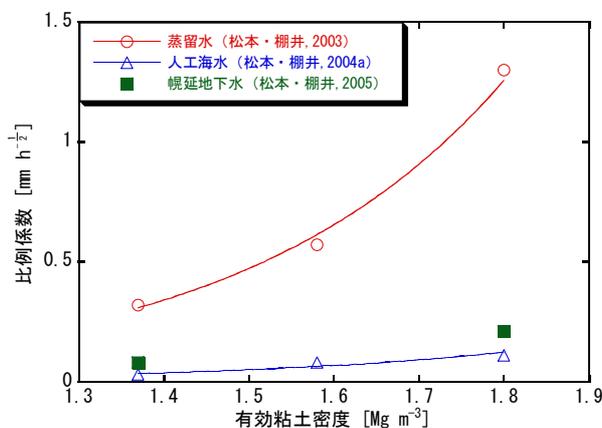


図 3.1.3-5 有効粘土密度と比例係数の関係 (割れ目開口幅 1.5mm)

$$\text{割れ目開口幅 } 1.5\text{mm} : A = 5.4707 \times 10^{-4} \cdot \exp(3.0091\rho_e) \quad (3.1.3-6)$$

これら水質の違いによって変化する侵入挙動を、イオン強度 $I[\text{mol } \ell^{-1}]$ という指標を用いて整理し、イオン強度と比例係数の関係として図3.1.3-6に示す。ここで、イオン強度 $0\text{mol } \ell^{-1}$ が蒸留水、 $0.2\text{mol } \ell^{-1}$ が幌延地下水、 $0.64\text{mol } \ell^{-1}$ が人工海水を表している。図より、イオン強度が0から $0.2\text{mol } \ell^{-1}$ になることで、比例係数が顕著に小さくなるのに対し、イオン強度が0.2から $0.64\text{mol } \ell^{-1}$ に至る間には、大きい変化がないことがわかる。これらの傾向から、ベントナイトの侵入挙動は、イオン強度が小さいほど侵入し、逆にイオン強度が大きくなるほど、侵入が抑制されることが分かった。表3.1.3-2に、得られた比例係数をまとめる。

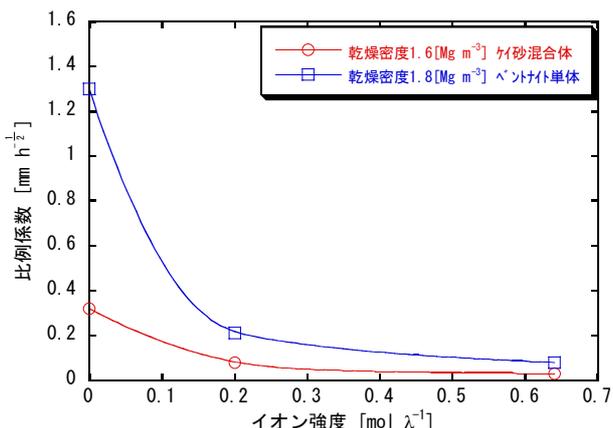


図 3.1.3-6 イオン強度と比例係数の関係（割れ目開口幅 1.5mm）

表 3.1.3-2 比例係数

試験水	供試体	乾燥密度 [Mg m ⁻³]	有効粘土密度 [Mg m ⁻³]	割れ目開口幅 [mm]	比例係数 [mm h ^{-1/2}]
蒸留水	ベントナイト:70%, ケイ砂:30%	1.6	1.37	0.5	0.03
	ベントナイト:70%, ケイ砂:30%	1.6	1.37	1.0	0.13
	ベントナイト:70%, ケイ砂:30%	1.6	1.37	1.5	0.32
	ベントナイト:70%, ケイ砂:30%	1.8	1.58	0.5	0.07
	ベントナイト:70%, ケイ砂:30%	1.8	1.58	1.0	0.40
	ベントナイト:70%, ケイ砂:30%	1.8	1.58	1.5	0.57
	ベントナイト:100%	1.8	1.80	0.5	0.34
	ベントナイト:100%	1.8	1.80	1.0	0.98
	ベントナイト:100%	1.8	1.80	1.5	1.30
人工海水 (ASTM 規格)	ベントナイト:70%, ケイ砂:30%	1.6	1.37	1.5	0.03
	ベントナイト:70%, ケイ砂:30%	1.8	1.58	1.5	0.08
	ベントナイト:100%	1.8	1.80	1.5	0.11
幌延地下水 (HDB-6 孔)	ベントナイト:70%, ケイ砂:30%	1.6	1.37	1.5	0.08
	ベントナイト:100%	1.8	1.80	1.5	0.22

以上、これらの知見により、ベントナイトの割れ目への侵入特性に関しては、本試験で実施した蒸留水条件のものを降水系地下水、幌延地下水および人工海水条件のものを海水系地下水に大別した場合に、両者の水質における侵入挙動の結果から、実際の地質環境条件のうち地下水化学の観点で、次のことが言える。

海水系地下水では、降水系地下水よりも侵入速度が遅い（侵入質量が少ない）ことから、侵入現象による緩衝材自体の密度低下を考えるうえでは、降水系地下水よりも海水系地下水条件が有利な地質環境条件と言える。しかし、その一方で、海水系地下水の場合には、緩衝材に期待される自己シール機能が十分に発揮されず、周辺岩盤の割れ目や施工時に生じる隙間などをシールできないことも懸念される。したがって、実際の地質環境に対応した緩衝材の膨潤性（自己シール性）が担保できるよう、緩衝材の材料仕様を考慮する必要がある。

なお、これら降水系地下水・海水系地下水による比較は、実際の地質環境条件に依存し、岩盤の割れ目開口幅や割れ目頻度が同程度である場合に限るものであり、緩衝材の仕様や実際の地質環境の両者の兼合いにも影響されることに留意しておく必要がある。

(ii) 侵入現象のモデル化

緩衝材の侵入現象のモデル化研究では、侵入現象のメカニズムを緩衝材の膨潤にともなうベントナイト粒子の移動と考え、Kanno et al. (1999) が提案している、固相拡散理論 (中野ほか, 1982) と粘性流体モデルを組み合わせ、拡散モデルを適用したモデル化を実施している (杉野・菅野, 1999; 核燃料サイクル開発機構, 1999a)。第2次取りまとめでは、モデル化における固相拡散係数の導出において、緩衝材の物性データとして用いられる粘度のデータが取得されていないために推定値を用いていることや、緩衝材の低密度領域の膨潤圧や透水係数のデータを外挿による仮定を基に評価した。これら、推定や外挿などの物性データに関して、実測データの取得や現象理解を進め、妥当性を検討するなどして、モデルの信頼性向上を図った。

(a) 非破壊検査技術の適用による侵入密度分布の把握

侵入現象試験において主に取得されているデータは、割れ目内部への経過時間と侵入距離の関係であり、割れ目内におけるベントナイトゲルの密度分布などに関しては、データが整備されていない。侵入挙動の現象理解ならびに侵入現象のモデル化研究における評価手法の妥当性や適用性を確認するためには、割れ目内における密度分布等に関するデータの取得が必要であった。ここでは、割れ目内のベントナイト密度に関する測定手法を検討し、データの取得を行った。

既存の試験装置は、2枚の亚克力平板厚板を用いて、単一平行平板の模擬した割れ目を設けており、割れ目内のサンプリングは装置の構造上不可能であった。そのため、隙間へのベントナイトの侵入にともなって形成される密度分布の概略的な傾向を把握するために、貫入型の模型試験を実施した。その結果、侵入部におけるベントナイトの乾燥密度は、隙間開口部から侵入した先端部にかけて $0.8 \sim 0.2 \text{ Mg m}^{-3}$ 程度の密度勾配を示し、侵入部における平均的な乾燥密度は 0.4 Mg m^{-3} 以下であるなどの傾向を把握した (松本・棚井, 2003)。また、X線CTによる非破壊検査技術を適用して、割れ目内における密度分布の測定を試み、一部のデータを取得した。図3.1.3-7は、X線CTによる試験中の断面画像の一例を示している。試験容器の中央にあるベントナイト供試体に対し、単一平行平板の模擬した割れ目を設け、侵入挙動を経時的に測定した。図3.1.3-8は、ベントナイトの割れ目内の乾燥密度分布の時間変化を表したものである。図より、割れ目内におけるベントナイトの乾燥密度は、割れ目開口部より侵入先端部にかけて非線形的な分布を示すことが分かった。

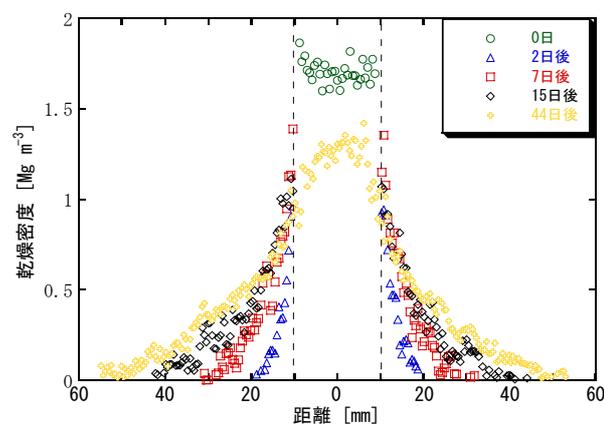
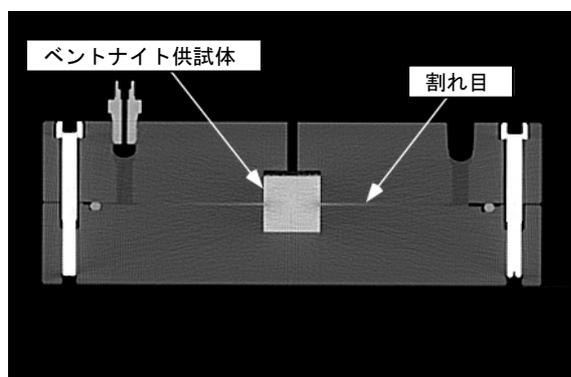


図 3.1.3-7 X線CT測定による測定断面画像 図 3.1.3-8 侵入距離と乾燥密度分布の関係

これらの測定結果より、ベントナイトの割れ目内における平均的な乾燥密度は、ベントナイト単体の供試体で保守的に見積もって 0.5Mg m^{-3} 程度であること（松本・棚井，2004a），また，ケイ砂混合体の供試体の場合には， 0.3Mg m^{-3} 以下の非常に低密度の状態となっていることを概略的に把握した（松本・棚井，2005）。これにより，(i)より得られている比例係数と，割れ目内における平均的な乾燥密度データを用い，簡略的ではあるが，割れ目開口幅と割れ目頻度をパラメータとするなどして，侵入現象における緩衝材の密度低下に関する影響を試算することが可能となった。ただし，これらの侵入密度に関する結果は，単一平行平板の模擬した割れ目を対象としており，実際の岩盤の割れ目を考慮しているものではないことに留意しておく必要がある。

(b) モデル化における入力物性データの信頼性向上

第2次取りまとめの時点で，推定や外挿によって求めた固相拡散係数を規定する緩衝材の粘度，膨潤圧，透水係数などの物性データに関して，データ取得など最新の知見による見直しを行い，データの信頼性向上を図った。

i) ベントナイトの粘度測定

緩衝材の侵入現象のモデル化では，圧縮成型体からゲルまでの広い範囲のベントナイトの粘度を評価する必要がある。一般に，圧縮成型体では固体（弾性体）的性質が，ゲルでは粘性流体的性質が卓越していると考えられるが，厳密には侵入現象で扱うベントナイトは，粘性と弾性の両方の性質を併せ持つ粘弾性体と考えられる。

これまでに，ベントナイトの粘度測定に関しては，本研究で対象としているような広範囲における報告例はない。そのため，ベントナイトの流動特性を概略的に把握するための試みとして，ベントナイトの低含水比域から高含水比域における測定結果を同一の範囲で比較できる動的粘弾性法による測定を行った。測定は動的粘弾性測定装置（レオストレ ス RS300）を用い，ベントナイトの含水比 10～1200%の範囲で行った。測定条件を表 3.1.3-3 に，測定結果を図 3.1.3-9 に示す。比較的液状である含水比 1200%のベントナイト試料では，せん断速度によらず，ほぼ一定の粘度であり，ニュートン流動の傾向を示した。しかし，これ以下の含水比の粘度は，せん断速度に依存し，非ニュートン流動としての傾向がみられた。これにより，ベントナイトの粘度に関する基礎的な流動特性を把握した（菅野・岩田，2003；核燃料サイクル開発機構，2003）。非ニュートン流動は，擬塑性流動とダイラタント流動とに分けられる。前者はせん断速度が増加すると粘度が減少する流動，後者はせん断速度が増加すると粘度も増大する流動である。本測定結果におけるベントナイトの流動は，せん断速度の増加によって粘度が減少する傾向であることから，擬塑性流動を示すものと考えられる。しかしながら，流体の挙動をひとつの流動パターンで記述できることはまれとされており，ひとつの流体でも種々の流動パターンが現れることがあることに留意し，今後の検討を行っていく必要がある。

表 3.1.3-3 ベントナイトの粘度測定条件

測定装置	レオメータ レオストレ ス RS300（ドイツ・ハーケ社製）												
ベントナイト試料	クニゲル V1												
飽和溶液	蒸留水												
含水比 [%]	10	50	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1200
ストレ ス [Pa]	200	200	200	50	5	5	0.5	0.5	0.1	0.1	0.1	0.1	0.1
センサー	パ ラレルプレート PP08			パ ラレルプレート PP35						ダ ブルコ ンプレート DC60/4			
測定温度 [°C]	25												

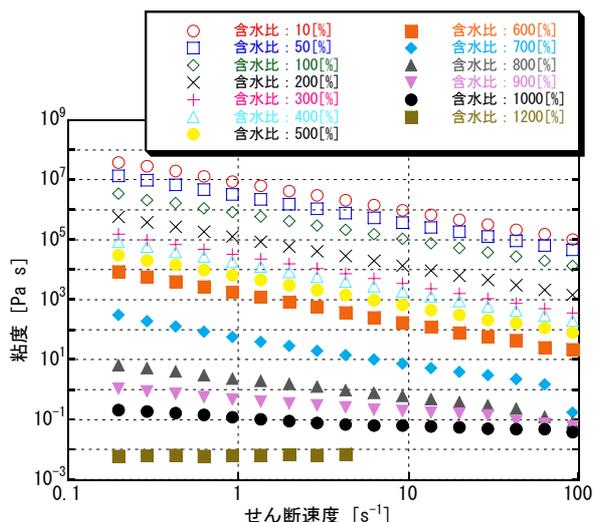


図 3.1.3-9 ベントナイトの粘度測定結果 (25°C)

緩衝材の侵入現象試験において、最も侵入速度が大きい試験結果を用いてベントナイトの割れ目内への移動速度をせん断速度に置き換えた場合、 $1.9 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ 程度と推定できる(菅野・岩田, 2003)。したがって、ここで得られたせん断速度 $0.1 \sim 100 \text{ s}^{-1}$ の範囲における粘度データ(図 3.1.3-9)は、実現象よりも4桁大きいせん断速度で得られた結果であり、実際の侵入現象に対応していない。このことから、実現象におけるベントナイトの粘度は、本測定結果よりもさらに大きくなるのが推察された。一般に、コロイドなどにおいては、せん断速度と粘度の関係が広い領域においてべき乗則により近似できることから(日本レオロジー学会, 2001)、図 3.1.3-9 をべき乗則により外挿し、侵入現象評価上の対象となるせん断速度 $1.9 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ における粘度を推定した(図 3.1.3-10)。これより、せん断速度 $1.99 \times 10^{-1} \text{ s}^{-1}$ における実測の粘度と、外挿した粘度の推定値をそれぞれ含水比との関係で整理し、推定される粘度範囲を見積もった(図 3.1.3-11)。また、推定結果を表 3.1.3-4 に示す。ここで、せん断速度 $1.9 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ における推定値をベントナイトの粘度として仮定し、乾燥密度の関数として粘度を評価した結果(図 3.1.3-12)、第2次取りまとめ時の評価と比較し、低密度域で粘度が低く、高密度で粘度が高い値となった。

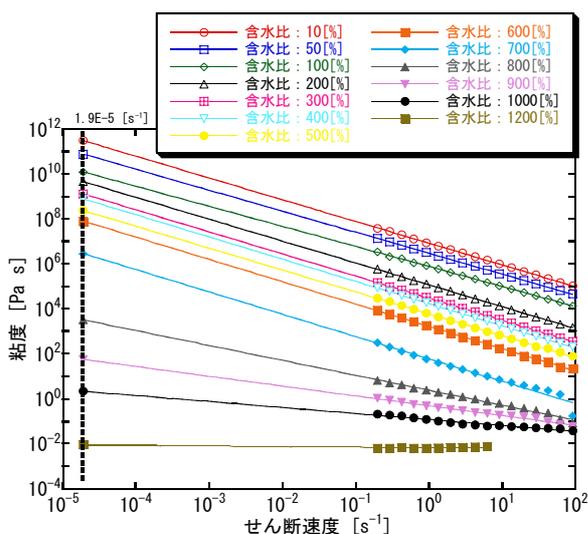


図 3.1.3-10 粘度測定結果の外挿

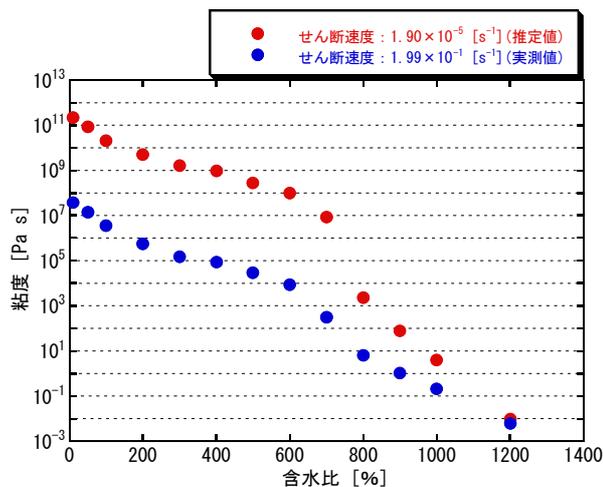


図 3.1.3-11 含水比と粘度の推定範囲

表 3.1.3-4 ベントナイト粘度の推定結果

含水比 [%]	ベントナイト単体の粘度 [Pa s] (せん断速度: $1.99 \times 10^{-1} [s^{-1}]$)	ベントナイト単体の粘度 [Pa s] (せん断速度: $1.9 \times 10^{-5} [s^{-1}]$)
10	3.82×10^7	2.24×10^{11}
50	1.39×10^7	8.93×10^{10}
100	3.51×10^6	2.06×10^{10}
200	5.74×10^5	5.13×10^9
300	1.51×10^5	1.64×10^9
400	8.69×10^4	9.65×10^8
500	3.00×10^4	2.78×10^8
600	8.65×10^3	1.02×10^8
700	3.14×10^2	8.66×10^6
800	6.53×10^0	2.32×10^3
900	1.07×10^0	7.91×10^1
1000	2.10×10^{-1}	3.88×10^0
1200	6.13×10^{-3}	9.55×10^{-3}

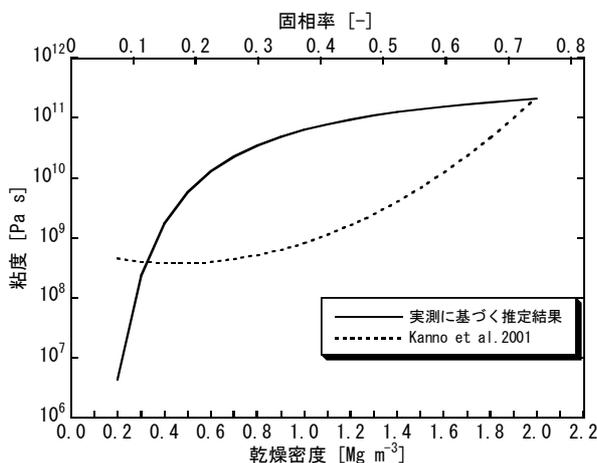


図 3.1.3-12 ベントナイトゲルの粘度の設定値

上記までのベントナイトの粘度に係わる基礎データを踏まえ、データの妥当性や信頼性を向上させること、また、緩衝材侵入現象の対象域である低せん断速度域における粘度を把握するためにデータの測定を継続した。測定は、粘度測定において一般的に用いられる回転粘度測定およびクリープ測定のふたつの方法により実施した（松本ほか，2005）。クリープ測定は、侵入現象の対象域となるせん断速度域を包含するために用いた測定法であり、回転粘度測定よりもさらに低いせん断速度域を対象に測定を行った。回転粘度測定とクリープ測定の結果（図 3.1.3-13，図 3.1.3-14）より、回転粘度測定では、ベントナイト単体とケイ砂混合体の両者が低せん断速度域で頭打ちとなる傾向であるのに対し、さらに低せん断速度域のクリープ測定では、回転粘度測定で頭打ちとなっている粘度よりもさらに大きい粘度を示した。侵入現象の対象範囲となるせん断速度 $1.9 \times 10^{-5} s^{-1}$ においては、回転粘度測定とクリープ測定結果の間に位置していることから、ここでは、回転粘度測定データとクリープ測定データとを直線近似し、せん断速度 $1.9 \times 10^{-5} s^{-1}$ の交点から、侵入現象対象域の粘度を推定した（図 3.1.3-13，図 3.1.3-14）。推定結果を表 3.1.3-5 に示す。

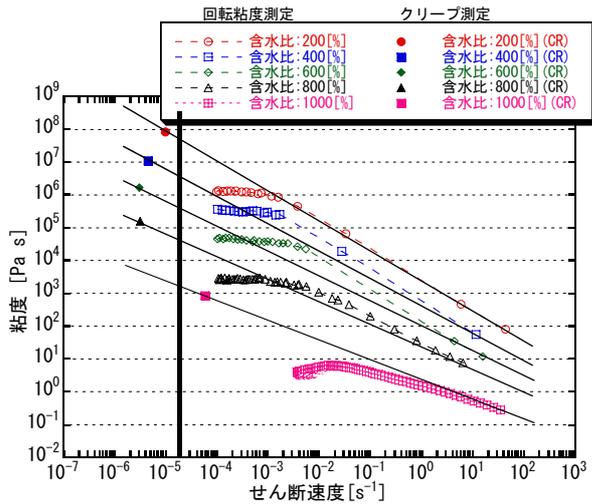


図 3.1.3-13 ベントナイト単体の粘度の推定

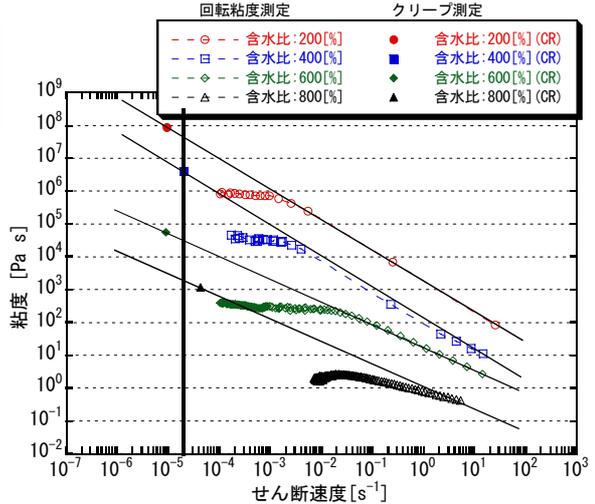


図 3.1.3-14 ケイ砂混合体の粘度の推定

表 3.1.3-5 ベントナイト粘度の推定結果 (せん断速度: $1.9 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$)

含水比 [%]	ベントナイト単体の粘度 [Pa s]	ケイ砂混合体の粘度 [Pa s]
200	4×10^7	4×10^7
400	3×10^6	4×10^6
600	3×10^5	3×10^4
800	5×10^4	2×10^3
1000	2×10^3	—

これらベントナイトの粘度測定結果より得られた含水比と粘度推定結果を図 3.1.3-15 にまとめる。図は、動的粘弾性法の測定結果より推定したベントナイト粘度を合わせて示している。回転粘度測定とクリープ測定によって推定評価された粘度は、含水比 200~600%の範囲で動的粘弾性測定の結果のほぼ中央に位置し、含水比 800~1000%の範囲においては、動的粘弾性測定の結果より大きくなった。また、含水比 200~400%では、ベントナイト単体とケイ砂混合体の粘度が一致しており、含水比 600~800%でケイ砂混合体の粘度がベントナイト単体よりも小さくなる傾向がみられた。回転粘度測定とクリープ測定によって推定した粘度は、低せん断速度域まで実測による測定を実施しており、侵入現象の対象域を包含していることから、データの信頼性が向上されたものと考えられる。

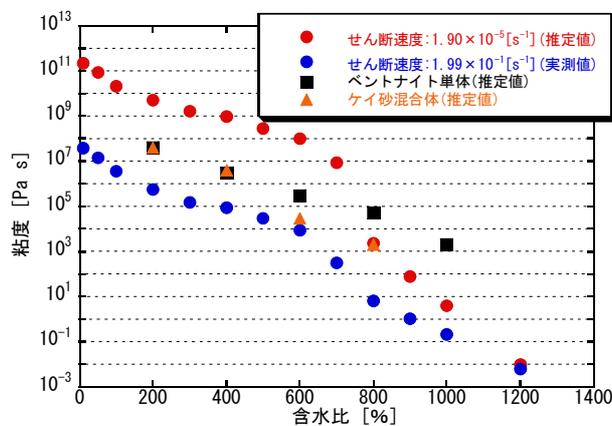


図 3.1.3-15 ベントナイト粘度の推定結果

本評価では、ベントナイト粘度の実測データを取得し、第2次取りまとめにおけるベントナイトの粘度設定の見直しを実施した。これらは、実測に基づいた粘度評価であることから、第2次取りまとめ時に比べ物性データの信頼性が向上されたものと考えられる。しかしながら、これらは概略的な傾向を把握した基礎データに過ぎず、今後、測定手法やデータの妥当性を含め、より詳細に検討していくとともに、データの精度向上を図る必要がある。

ii) 入力物性データの検討

固相拡散係数を用いた既存のモデル化 (Kanno et al., 1999) では、緩衝材の膨潤圧や透水係数に関して、低密度域について実測データが得られていなかったため、高密度域から外挿した値を入力データとして用いている。一方、緩衝材と埋め戻し材の膨潤圧について、小峯・緒方 (1999) によって拡散二重層理論に基づいた評価式が提案されている。また、小峯・緒方 (2001) は透水係数についても広範な密度域で実測を行っており、実験結果を「モンモリロナイトの膨潤体積ひずみ」の関数として実験式を提案している。本研究では、これらの式に基づいて緩衝材の膨潤圧および透水係数の物性データを見直した (菅野・岩田, 2003)。膨潤圧の評価結果を図 3.1.3-16 に、透水係数の評価結果を図 3.1.3-17 に示す。図は、第2次取りまとめにおける設定データを併せて示している。第2次取りまとめ時の設定データと本評価結果を比較すると、膨潤圧においては低密度域で高く、高密度域で低い値となり、透水係数では低密度域と高密度域で高い結果となった。

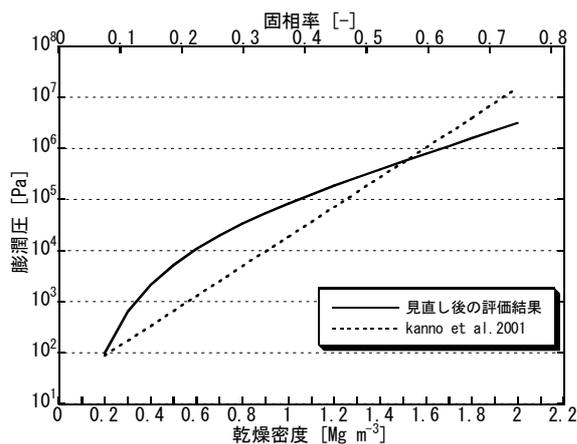


図 3.1.3-16 緩衝材の膨潤圧評価結果

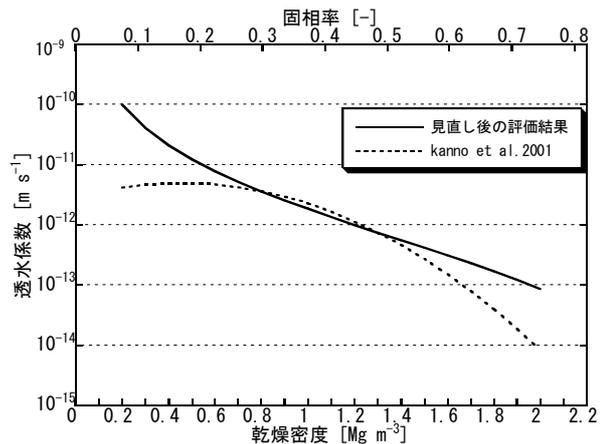


図 3.1.3-17 緩衝材の透水係数評価結果

(c) 拡散モデルの適用性評価

第2次取りまとめにおける拡散モデルの適用性評価は、主として緩衝材の侵入距離における時間変化のみで行われており、モデルの適用性をさらに検討、評価する必要があった。第2次取りまとめ以降、推定や外挿などで求めた物性データの妥当性の検討を含め、モデルの適用性評価を実施してきた (菅野・岩田, 2003, 2004; 核燃料サイクル開発機構, 2004)。これらの検討の結果、時間と侵入距離に関する実験結果と数値解析との比較では、第2次取りまとめの結果よりも良く一致し、解析の精度が向上しつつある。緩衝材の侵入現象モデル化で数値解析に必要な固相拡散係数は、緩衝材のコア部および割れ目部の部位ごとに設定している。それぞれの固相拡散係数 D_s は、(3.1.3-7) 式、(3.1.3-8) 式より導出される。

$$\text{コア部} : D_s = \frac{\sigma k}{\rho_w g} \frac{dPs}{d\sigma} \tag{3.1.3-7}$$

$$\text{割れ目部} : D_s = \frac{\sigma d^2}{12\mu_s} \frac{dPs}{d\sigma} \tag{3.1.3-8}$$

ここで、 k は透水係数[m s⁻¹], P_s は膨潤圧[Pa], ρ_w は水の密度[Mg m⁻³], g は重力加速度[m s⁻²], d は割れ目開口幅[m], μ_s はベントナイトゲルの粘度[Pa s], σ は固相率[-]である。

固相拡散係数の設定にあたり、緩衝材の膨潤圧や透水係数に関しては、ii)に示した検討を行った。ベントナイトの粘度に関しては、実測データに基づいた評価(図 3.1.3-15)や、X線 CT の密度分布測定結果(図 3.1.3-8)より固相拡散係数を求め、(3.1.3-8)式によって逆算するなどして評価を行った(松本ほか, 2005)。ベントナイトの粘度の評価結果を図 3.1.3-18 に示す。図より、実測結果に基づく粘度の推定結果(図中のプロット■)と、固相拡散係数から逆算して求めた粘度(図中のプロット×)は、低含水比側から 800%までおおよそ一致する傾向を示した。これらの結果に基づき、本評価においては、固相拡散係数より逆算した粘度を推定値として用いた。なお、ここでは、ベントナイト単体とケイ砂混合体との粘度が同じものと仮定し、ベントナイトの粘度を設定した。固相率の関数としたベントナイトの粘度を図 3.1.3-19 に、粘度の近似式を(3.1.3-9)式に示す。

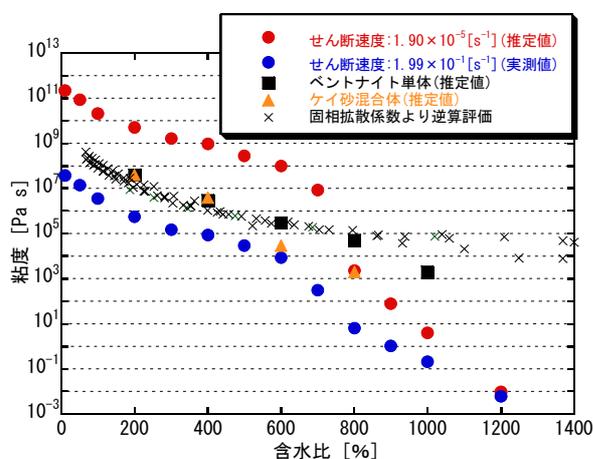


図 3.1.3-18 ベントナイト粘度の評価

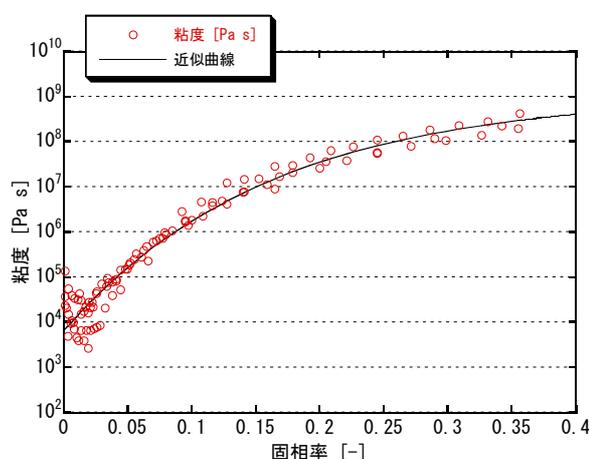


図 3.1.3-19 ベントナイト粘度の推定結果

$$\log \mu_s = 9.033 - 5.235 \times 0.0019^\sigma \tag{3.1.3-9}$$

上述した物性データ(膨潤圧, 透水係数, 粘度)の見直しに基づき、(3.1.3-7)式, (3.1.3-8)式に対して物性データを代入し、解析における入力パラメータとして固相拡散係数を設定した。コア部における固相拡散係数の評価結果を図 3.1.3-20 に、割れ目部における固相拡散係数の評価結果を図 3.1.3-21, 図 3.1.3-22 に示す。

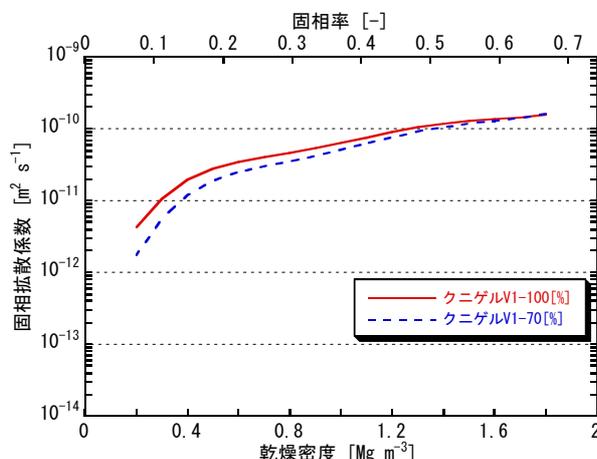


図 3.1.3-20 コア部固相拡散係数の評価

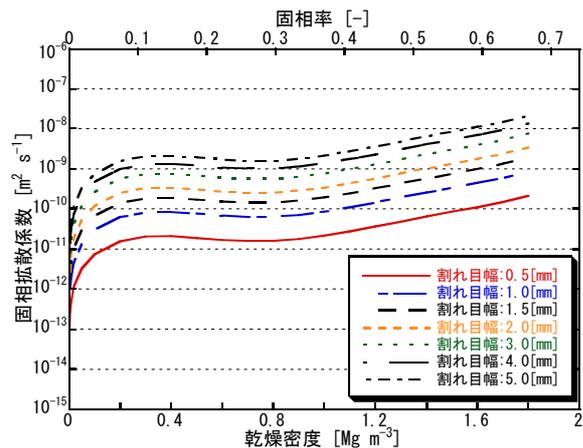


図 3.1.3-21 割れ目部固相拡散係数の評価 (クニゲル V1-100%)

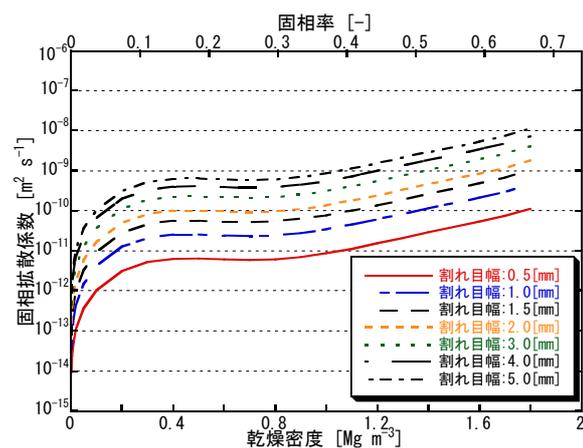


図 3.1.3-22 割れ目部固相拡散係数の評価 (クニゲル V1-70%)

第2次取りまとめ以降、X線CTを用いた非破壊検査技術によって模擬した割れ目内におけるベントナイトの侵入密度分布データの知見(図3.1.3-8)が得られてきており、これらを用いるなどして、モデルの適用性評価を行っている(松本ほか, 2005)。その結果からは、上記で設定した固相拡散係数を用いた割れ目部における密度分布の実験結果を、拡散モデルを用いた解析によって良く再現できている(図3.1.3-23)。一方、コア部と割れ目部の両者を対象にした解析では、試験結果よりも解析結果での侵入速度が速く評価された(図3.1.3-24)。しかし、割れ目部の密度分布の時間変化の傾向は実験結果を再現していると考えられる。実際の試験では、ベントナイトは初期に不飽和であるのに対して、解析ではコア部全域を飽和と仮定していることから、侵入速度が解析結果で大きくなっていることが推察される。

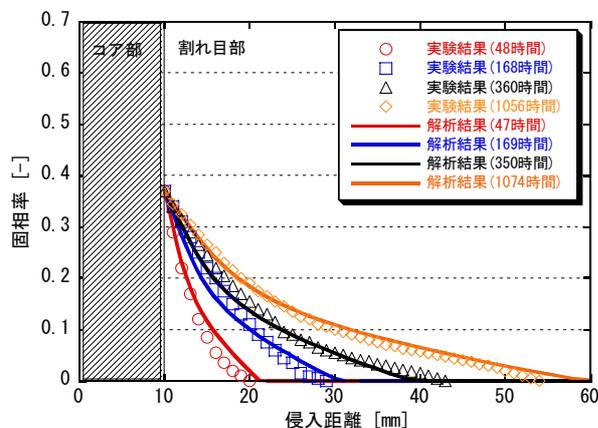


図 3.1.3-23 拡散モデルによる実験結果のシミュレーション解析(割れ目部)

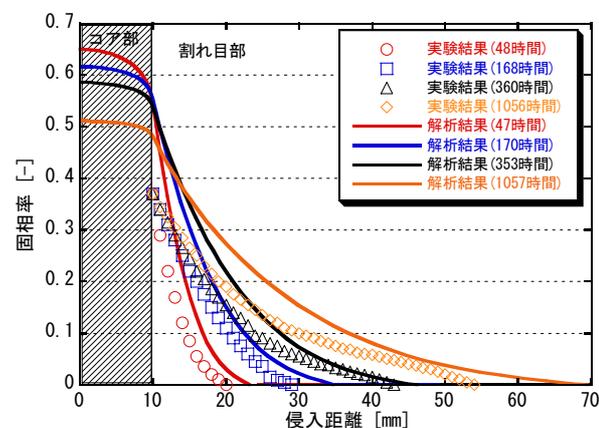


図 3.1.3-24 拡散モデルによる実験結果のシミュレーション解析(コア部, 割れ目部)

本検討では、侵入現象のモデル化に用いている緩衝材の物性データについて、データの取得ならびに見直しを実施し、拡散モデルの適用性確認を実験データとの比較によって行った。その結果、モデルの有効性が示され、モデルに用いられる緩衝材の物性データの信頼性を向上させることにより、モデルによる評価結果の精度が向上できる見通しが得られた。今後、実際の岩盤の割れ目への適用性を踏まえ、実験的、理論的検討を進め、実際の地質環境条件に対応したモデルの高度化を行う必要がある。

(iii) 浸食現象

第2次取りまとめにおいて、地下水による緩衝材を起源としたベントナイトコロイドの生成挙動に関しては、割れ目内の模擬地下水の流れによるベントナイトの侵入形状の変形を浸食現象として取扱い、浸食が発生する臨界流速値を概略的に $2 \times 10^{-5} \text{ m s}^{-1}$ 程度と見積もった（以下、「試験ケース-1」という）。しかしながら、コロイドのような微小粒子は、ベントナイトの侵入形状が変形する前の段階から生成されていることが予想される。そのため、第2次取りまとめ以降、より定量的にコロイドが生成する臨界流速を把握するため、割れ目内の流速をパラメータに浸食試験を行い、排水液中に含まれる元素濃度分析によって、ベントナイトの浸食により生成するコロイド（以下、「浸食コロイド」という）の定量的な把握を行った。試験条件を表 3.1.3-6 に示す。

表 3.1.3-6 浸食現象試験条件

試験水	降水系地下水模擬		海水系地下水模擬	
	蒸留水		NaCl (0.2mol ℓ ⁻¹)	NaCl (0.64mol ℓ ⁻¹)
試験名称	試験ケース-2	試験ケース-3	試験ケース-4	
ケイ砂混合率[%]	0	0	0	0
乾燥密度[Mg m ⁻³]	1.8	1.6	1.6	1.6
割れ目開口幅[mm]	0.5	1.0	1.0	1.0
流量[mℓ min ⁻¹]	0.028 ~ 0.369	0.01	0.009 → 0.074	0.010 → 0.078
割れ目内の平均流速[m s ⁻¹]	$1 \times 10^{-5} \sim 1.7 \times 10^{-4}$	2×10^{-6}	$1 \times 10^{-6} \rightarrow 8 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-6} \rightarrow 8 \times 10^{-6}$
試料（ベントナイト）	クニゲル V1			
供試体寸法[mm]	φ10×H10			
初期含水比[%]	10			
試験温度[°C]	約 20			

試験は、岩盤の割れ目を単一の平行平板の割れ目として模擬し、模擬した割れ目内に侵入したベントナイトに対して、一方より流量ポンプによって送水し、一方より排水させることで流水場を与えた。これにより排水された水をバッチ的に採取し、排水液中に含まれる元素の濃度分析結果を用いて、浸食影響によって生成されたと考えられるコロイド濃度の推定を行った。コロイド濃度は、ベントナイトの主要構成元素（Si, Al, Mg）濃度を限外ろ過前後で測定し、ろ別されたコロイド成分の定量を行うことにより推定した。限外ろ過（MWCO:10,000）を行うことによりコロイドは除去される。したがって、限外ろ過前後における両者の差がコロイド状態として液中に存在していた各元素濃度となる。

割れ目内の流速を段階的に増加させ、流速の増加に伴う浸食コロイド濃度ならびに、コロイド粒子径およびゼータ電位の把握を行った試験ケース-2の結果からは、侵入ベントナイトの形状変形が認められない段階において、排水液は白濁した状態を示した。また、元素分析によるコロイド濃度の推定結果からも、排水液中にコロイドが含まれていることを把握した。図 3.1.3-25 に流速とコロイド濃度の関係を示す。本試験では、流速を段階的に増加させたが、排水液の採取量は一定としている。したがって、コロイドが生成されると考えられる侵入ベントナイトの先端部である界面においては、流速の増加によって流水との接触時間が短くなっている。試験結果からは、流速の増加にともなって、全体的にコロイド濃度が減少する傾向にあるが、流速の増加の過程で、コロイド濃度が一時的に増加する傾向、また、コロイドの粒子径が増加する傾向が得られた（図 3.1.3-26）。分散された粒子の分散安定性の指標として用いられるゼータ電位は、微粒子の場合、ゼータ電位の絶対値が増加すれば、粒子間の反発力が強くなり粒子の分散安定性は高くなる。一方、ゼータ電位がゼロに近くなると、粒子は凝集しやすくなる。本試験結果では、ゼータ電位がおおよそ-30mVであり、コロイドが水

溶液中に安定（分散状態）に存在しているものと推察された。これらの試験結果より，侵入ベントナイトの形状変形が発生する前の段階で，コロイドが生成されていることが確認された。そのため，浸食コロイドが生成される臨界流速は，第2次取りまとめにおける評価値（ $2 \times 10^{-5} \text{ m s}^{-1}$ ）よりも小さい流れ場である可能性が示唆された。また，流速の増加にともない，浸食コロイドの粒径が若干大きくなる傾向も確認されたことから，流速（掃流力）が大きくなることで，大きい粒子も剥離されることが推察された。

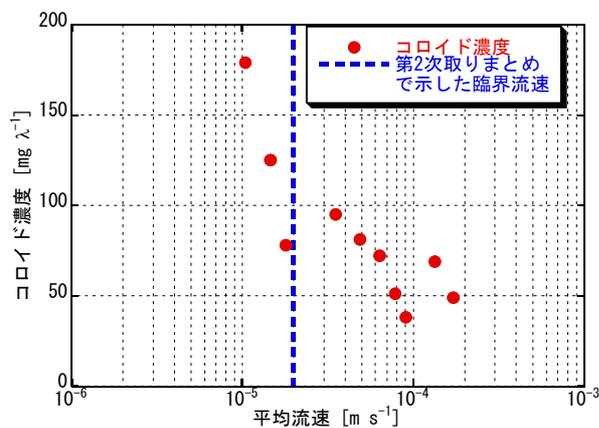


図 3.1.3-25 流速と浸食コロイド濃度の関係

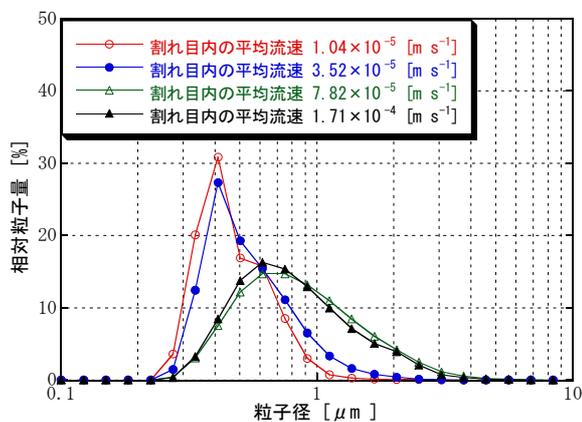


図 3.1.3-26 流速の増加に伴う浸食コロイドの粒径分布

以上の結果を踏まえ，割れ目内の流速を試験ケース-2 よりも 1 桁程度小さい条件とし，一定流れ場で浸食コロイド濃度の経時変化を追い，コロイド生成の時間的な依存性の確認を行った（試験ケース-3）。浸食コロイド濃度とコロイドの平均粒子径の経時変化を図 3.1.3-27 に示す。図より，浸食コロイド濃度は，時間の経過とともに低下する傾向を示し，おおよそ $3 \text{ mg } \ell^{-1}$ 程度で定常となった。また，動的光散乱法により測定したコロイドの平均粒子径は， 300 nm 程度から 400 nm 程度に増加する傾向を示した。

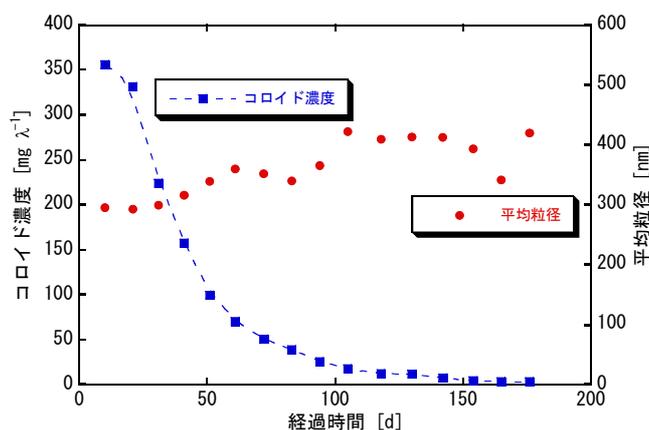


図 3.1.3-27 経過時間と浸食コロイド濃度／コロイド粒子径の関係

本結果より，コロイド濃度の経時的な低下に関する時間的な依存性については，流水にともなうゲルフロント界面における物理的変化の影響や，層間陽イオン交換などによるベントナイトと水反応による化学的変化などの影響が考えられた。このうち，本検討ではベントナイトに含まれる方解石の溶解による化学的変化（イオン交換反応）に着目し，試験前後の試料を用い，X線回折装置（XRD）によって底面間隔の変化を測定した。試験後試料の採取位置の概略図を図 3.1.3-28 に示す。測定の結果，図 3.1.3-29 に示すように，試験後のベントナイトの底面間隔は，層間陽イオンが II 価の Ca 型ベントナイトの底面間隔の変化と一致して

おり、試験に用いた Na 型ベントナイトは、試験過程において、I 価から II 価の陽イオンに置換していることが分かった（松本・棚井，2004b）。ベントナイトと水との反応時間と交換性陽イオンの経時変化を測定した佐々木ほか（1994）の知見からも、イオンの溶解反応によって Na 型ベントナイトが減少し、Ca 型ベントナイトが増加するなどの傾向が得られており、このようなイオン交換反応は十分に考えられる。本測定結果より、時間経過にともなうコロイドの濃度や粒子径の変化については、イオン交換反応による影響も考えられ、これら化学的な変化が及ぼすコロイドの生成メカニズムへの影響に関して今後検討していく必要がある。

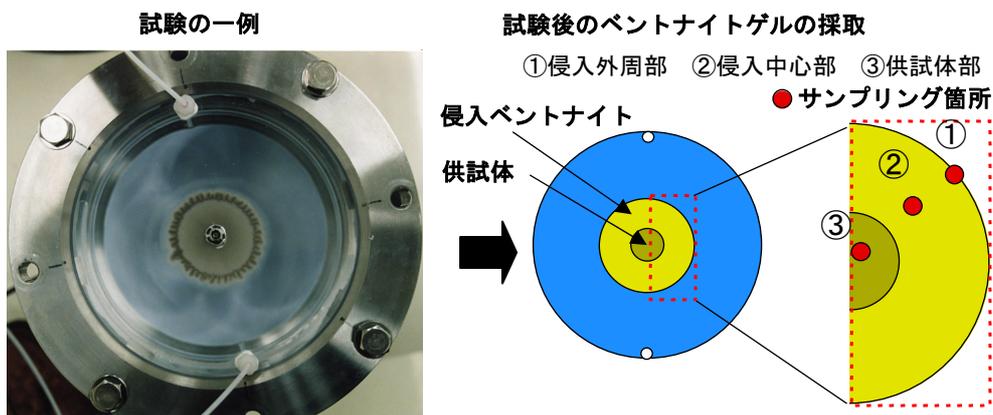


図 3.1.3-28 XRD 測定試料の採取位置図（試験後）

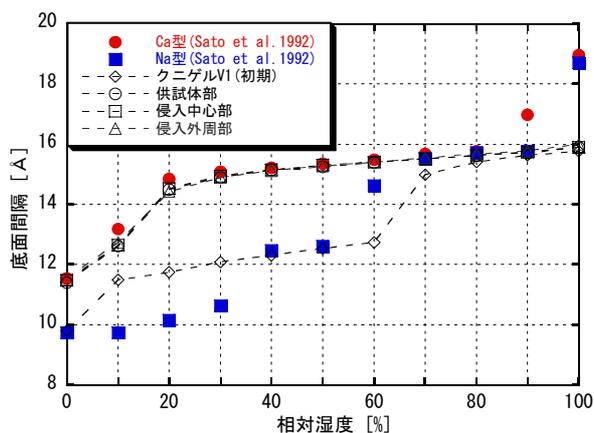


図 3.1.3-29 相対湿度と底面間隔の変化

次に、実際の地質環境条件のひとつである地下水組成が及ぼす浸食挙動への影響を把握するために、海水系地下水条件を想定した挙動把握のひとつの手法として、人工海水相当 ($I=0.64\text{mol l}^{-1}$) ならびに幌延地下水相当 ($I=0.2\text{mol l}^{-1}$) にイオン強度を調整した NaCl 溶液を用いた試験を実施した（試験ケース-4）。その結果、 $1\times 10^{-6}\text{ m s}^{-1}$ の流速条件下では、ベントナイトの主要元素濃度に限外ろ過前後で顕著な差が認められていないことから、コロイドは生成されていないものと推察された。その後、流速を $8\times 10^{-6}\text{ m s}^{-1}$ に増加させ、同様に元素濃度分析を行ったが、コロイドの生成は確認されなかった。したがって、本条件下においては、コロイドは生成しないことを概略的に把握した。また、イオン強度が違う両者の試験を観察した結果、侵入距離は、イオン強度の違いによる両者の顕著な差は認められないものの、ベントナイトの侵入状態に関しては、両者で明らかに違いが生じた。ベントナイトの侵入状態を比較した試験中の画像を図 3.1.3-30 に示す。

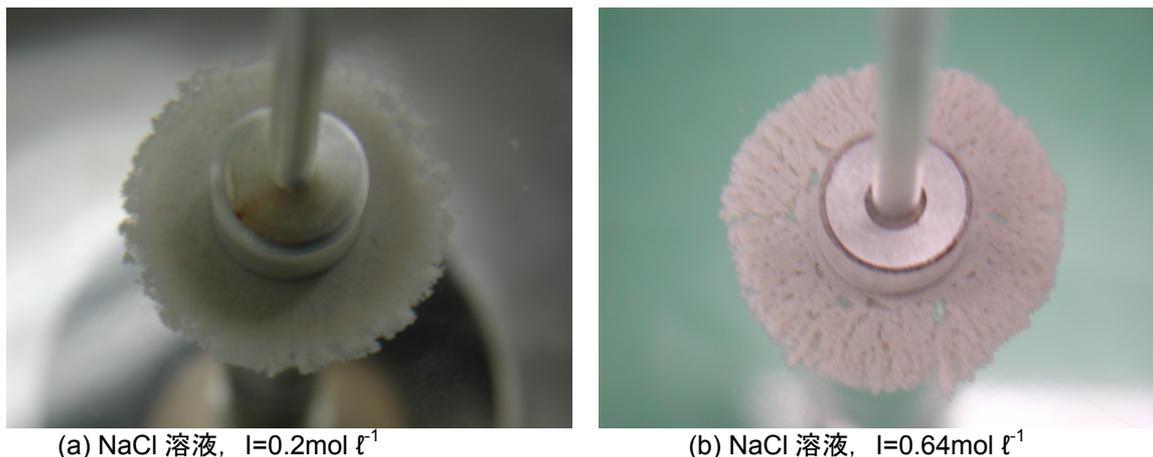


図 3.1.3-30 試験中の侵入画像

図 3.1.3-30 より、人工海水相当の (b) NaCl 溶液では、模擬した割れ目内の侵入ベントナイト域において空隙のような状態が形成された。電荷をもつコロイド粒子を含む水溶液の塩濃度が高くなると粒子が凝集し始める（足立・岩田，2003）ことを考慮すれば、NaCl 濃度の高い図 3.1.3-30 (b) に示す侵入ベントナイトの状態は、凝集していることが推察された。なお、両者のゼータ電位は、 -5mV 前後であることから、凝集している可能性があることが推察され、NaCl 溶液による本試験では、凝集によってコロイド生成が抑制されたことも考えられた。一般に、コロイド懸濁液においては、水溶液中に分散している場合を安定な状態、逆に凝集している場合を不安定な状態という。この分散と凝集の状態を支配する力は、コロイド粒子間に作用する静電的な反発力とファンデルワールス力であり、両者の兼合いによって挙動が決まるものとされている。本研究における緩衝材起源のコロイド生成・移行という観点から、コロイドが凝集する条件では、浸食コロイドが生成されにくくなるとともに、移行の遅延効果がより大きくなるものと考えられる。

以上、第 2 次取りまとめ以降に得られた降水系地下水条件および海水系地下水条件において実施した浸食現象に関する実験的知見を整理する。試験手法の概略と結果を整理し、表 3.1.3-7 に示す。また、これらの結果を図 3.1.3-31 にまとめる。図は、横軸に流速、縦軸を浸食コロイド量として、各試験ケースの結果をまとめたものである。ここで浸食コロイド量は、浸食現象が発生する場を、流れ場と侵入ベントナイト先端部の界面であるものとし、ベントナイトの侵入距離と割れ目開口幅から表面積を概算し、単位時間、単位面積あたりに浸食されるコロイド質量であるとして整理を行った（松本・棚井，2005）。

表 3.1.3-7 試験手法と結果

試験	試験水	試験概略	結果
試験ケース-1	蒸留水	割れ目内の侵入ベントナイトの形状変形より、臨界流速を概略的に推定	臨界流速： $2 \times 10^{-5} \text{ m s}^{-1}$ と評価
試験ケース-2	蒸留水	割れ目内の流速を多段階で増加させ、液中の元素濃度分析より、浸食コロイド濃度を推定	試験ケース-1 で評価した臨界流速よりも小さい流れ場での浸食コロイドの生成可能性を示唆
試験ケース-3	蒸留水	割れ目内の流速を一定とし、液中の元素濃度分析より、浸食コロイド濃度を推定	コロイド生成には、時間的な依存性があるとともに、 $2 \times 10^{-6} \text{ m s}^{-1}$ の流れ場における浸食コロイド量を把握
試験ケース-4	NaCl	割れ目内の流速を一定とし、液中の元素濃度分析より、浸食コロイド濃度を推定	$8 \times 10^{-6} \text{ m s}^{-1}$ の流れ場においても、浸食コロイドが生成しないことを把握

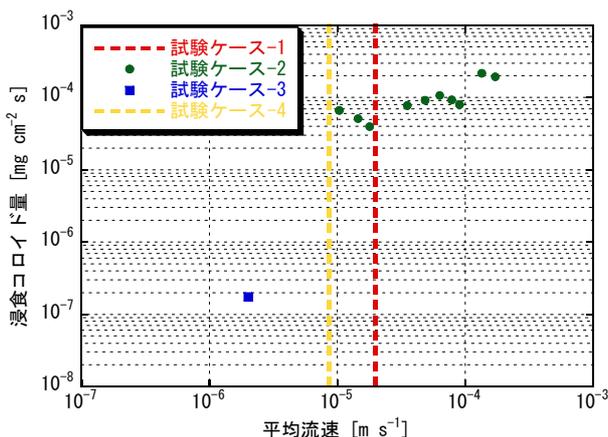


図 3.1.3-31 平均流速と浸食コロイド量の関係

図中の試験ケース-1は、第2次取りまとめで評価した臨界流速値を示している。試験ケース-3では、一定流速条件の試験において、時間変化にともなって浸食コロイド濃度が減少していく傾向がみられ、浸食現象に時間的な依存性があることが確認された。したがって、試験ケース-3では、コロイド濃度が安定した領域のデータをプロットした。試験ケース-2は、試験ケース-3で得られたコロイド生成の時間的な依存性を考慮しておらず、割れ目内の流速を段階的に増加させた試験であるため、各流速条件下でのコロイド濃度は、プロットしている値よりも小さくなることが考えられる。試験ケース-4では、 10^{-6} m s^{-1} オーダーの流速条件下でコロイドの生成が認められなかった。以上より、降水系地下水条件では、平均流速 $2 \times 10^{-6} \text{ m s}^{-1}$ (試験ケース-3)の条件下において、コロイドの生成が認められ、これにより、第2次取りまとめにおける臨界流速値 $2 \times 10^{-5} \text{ m s}^{-1}$ (試験ケース-1)よりも1桁小さい流れ場において緩衝材を起源とするコロイドが生成することが確認された。したがって、降水系地下水条件では、浸食が発生する臨界流速は、 $2 \times 10^{-6} \text{ m s}^{-1}$ よりも小さい流れ場にあるものと推察される。また、 0.2 mol l^{-1} および 0.64 mol l^{-1} の両者のNaCl溶液を用いた試験結果(試験ケース-4)より、 10^{-6} m s^{-1} オーダーの流速条件下でコロイドの生成が認められなかった。したがって、本試験における海水系地下水条件では、浸食が発生する臨界流速は $8 \times 10^{-6} \text{ m s}^{-1}$ よりも大きい流れ場にあるものと推察される。

以上、降水系地下水・海水系地下水を模擬して実施した浸食現象試験の結果より、降水系地下水ではコロイドが安定(分散状態)し、海水系地下水ではコロイドが不安定(凝集状態)であることが考えられ、これらがコロイドの生成や移行に影響を及ぼすことが示唆された。これにより、コロイドが凝集する海水系地下水では浸食現象が顕著ではなく、コロイドが分散する降水系地下水条件において留意すべき事象であることを概略的に把握した。

(3) 結論

第2次取りまとめ以降、人工バリアの長期健全性を評価するために、緩衝材の流出・侵入挙動に関して、試験データの拡充ならびにモデルの信頼性向上を図った。得られた知見は、以下のとおりである。

(i) 侵入現象

降水系地下水(蒸留水)および海水系地下水(人工海水、幌延地下水)における割れ目への侵入速さの指標である比例係数データを取得し、両者の挙動を比較評価した。その結果、海水系地下水では、ベントナイトの割れ目への侵入が降水系地下水と比較し、顕著に小さくなることを把握した。また、試験に用いた水質をイオン強度で整理し、各水質における比例係数を比較した結果、ベントナイトの侵入挙動は、イオン強度が小さい水質ほど侵入し、逆

にイオン強度が大きくなるほど、侵入が抑制されることが分かった。これらの実験的な知見より、海水系地下水においては岩盤の割れ目への侵入による緩衝材の物理的安定性への影響が顕著でないと判断でき、安全評価において降水系地下水条件で留意すべき事象であることが示唆された。

一方、侵入現象のモデル化においては、第2次取りまとめに用いた外挿、推定に基づいて設定したベントナイトの物性データについて、実測データの取得や見直しを行うなどして信頼性向上を図り、モデルに適用した。また、現象理解ならびにモデルの適用性確認を行うためにX線CTを用いた非破壊検査技術によって割れ目内の侵入密度分布の測定を行った。これら、見直しを行ったベントナイトの物性データより求めた固相拡散係数を用い、侵入密度の測定結果とモデルに基づくシミュレーション解析との比較を行い、モデルの適用性を評価した。その結果、モデルに基づくシミュレーション解析結果は、侵入密度分布の測定結果を良く再現できており、モデルによる評価精度の向上と適用性が確認された。ただし本評価は、本来複雑である岩盤の割れ目を平滑化して得られた結果であるため、実際の岩盤の割れ目を考慮した適用性の確認を行う必要がある。侵入現象データの整備と現象理解による新しい知見を適宜モデルへ反映、検証していくことで、今後よりモデルの信頼性向上、高度化が図られるものと考えられる。

(ii) 浸食現象

現象をより詳細に捉えるための手法の検討やデータの信頼性向上、ならびに、コロイドによる核種移行への影響評価という観点で、降水系地下水（蒸留水）および海水系地下水（NaCl溶液）を用いたデータの取得を行った。その結果、降水系地下水では、本実験系の平均流速 $2 \times 10^{-6} \text{m s}^{-1}$ において、浸食コロイドの生成が確認された。したがって、降水系地下水条件において浸食現象が発生する臨界流速値は、これよりも小さい流れ場である可能性が示唆された。一方、海水系地下水では、本実験系の平均流速 $8 \times 10^{-6} \text{m s}^{-1}$ において、浸食コロイドの生成が認められないことから、浸食現象が発生する臨界流速値は、これよりも大きい流れ場であることを概略的に把握した。これら両者の知見より、浸食現象は、海水系地下水よりも降水系地下水条件において留意すべき事象であることを概略的に把握した。

現状では、データは十分ではなく、安全評価に反映するまでには至っていないが、今後データが充足されることで、水質や流速などの実際の地質環境に対応したコロイド発生臨界流速などの知見が得られるものと考えられる。

(4) 今後の課題

(i) 侵入現象

侵入現象においては、実際の地質環境条件を考慮し、地下水組成のほか、実際の割れ目の特徴（割れ目の表面粗度など）、温度、静水圧などのデータの拡充を行う。

侵入現象のモデル化においては固相拡散係数を規定するベントナイトの物性データ、特にベントナイトの粘度に関するデータを整備し、これら得られた知見を適宜モデルへ反映する。また、X線CTを用いた非破壊検査技術による現象理解を進め、モデルと実験との比較評価を行い、モデルがどのような不確実性を有するのかを明らかにしつつ信頼性を向上させ、技術、知見の進捗に合わせて実際の地質環境を考慮した、より現実的なモデル開発を進める。

(ii) 浸食現象

浸食現象においては、臨界流速値の把握や流速とコロイド生成データの整備を行い、安全評価におけるコロイドの影響評価モデルの開発へ反映させる。特に、コロイド生成に関する化学的な影響について、今後メカニズムを把握していくとともに、実際の地質環境条件を考慮した検討を進める。

3.1.4 人工バリアの変質・劣化挙動

(1) はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分において緩衝材は、数万年以上にわたり、その性能が変化しないことが期待されている。しかしながら、このような長期においては、緩衝材が変質・劣化し、緩衝材に期待されている性能に影響が生じることが懸念される。第2次取りまとめでは、緩衝材の変質・劣化に関わる既存文献の調査などを基に、処分環境下で考えられる変質現象を整理し、イオン型の変化は起る可能性があるが、イライト化変質やシリカセメンテーションについては、緩衝材内部の温度が100℃を超えないように設計で対応することにより、その発生を避けることができ、また軟岩系岩盤で支保工材料としてセメントが用いられる場合、低アルカリ性セメントを利用し、高アルカリ環境を回避することで、緩衝材性能は確保されると推定している。一方、オーバーパック腐食生成物との相互作用については、長期を推定するためのデータ取得が必要であること、普通セメントが利用された場合の高アルカリ環境下での緩衝材変質に関するデータを充実させる必要があることが課題として示されている（核燃料サイクル開発機構 研究開発課題評価委員会、2000；土木学会原子力土木委員会、2004）。

人工バリアの変質・劣化挙動に関する研究は、人工バリアの設計において、人工バリア埋設後の長期的な健全性評価に最新の知見を提供し、緩衝材を含めた人工バリア設計の信頼性向上や堆積軟岩におけるコンクリートの仕様に関わる妥当性の確認に反映されるものである。

緩衝材の変質・劣化挙動に関して、事業の実施主体側では、時間スケールに応じた緩衝材に関する合理的な最大許容温度、緩衝材特性に対するコンクリートの化学的影響、人工バリア構成材料に関する地球化学的制約条件の評価などを技術開発課題として抽出するとともに、最新の科学的知見を安全評価に適切に反映することを求めている（原子力発電環境整備機構、2004a）。一方、事業の安全規制の観点からは、処分地が持つ条件を適切に考慮した設計、シナリオに基づき、人工バリアに対するパラメータ設定を行えるようにすることが求められており（総合資源エネルギー調査会 原子力安全・保安部会 廃棄物安全小委員会、2003）、処分環境下での緩衝材の変質シナリオやそれに基づく緩衝材の長期安定性評価が重要になると考えられる。

緩衝材の変質・劣化挙動に関する国内外の研究動向としては、処分環境下で普通セメントが用いられた場合の高アルカリ環境下におけるスメクタイト（緩衝材の主要構成鉱物）の溶解挙動の解明や処分システムへの影響を評価するための研究が精力的に行われている（たとえば、NUMO、2004）。セメント影響については、TRU 廃棄物処分の研究開発とも共通した課題である。

サイクル機構では、第2次取りまとめ以降の重点課題として、緩衝材の設計に係わる地球化学的制約条件を明確にする基礎データ整備のため、鉄腐食生成物共存下での緩衝材の長期的変質挙動に関するデータ取得、高アルカリ条件下におけるスメクタイトの溶解挙動に関わるデータ取得を課題として抽出した。また、人工バリアに対するパラメータ設定を行ううえで重要になると考えられる処分環境下での緩衝材変質シナリオの作成、それに基づく緩衝材の長期安定性に関する概略的評価を行うことも課題として抽出した。

(2) 研究内容

(i) 鉄腐食生成物共存下での緩衝材の長期的変質挙動に関するデータ取得

鉄共存系での緩衝材の長期的変質挙動を実験的に把握するため、低酸素濃度・海水条件・常温下での圧縮ベントナイト（クニゲル V1）と炭素鋼試験片との接触試験（4年間）（藤島ほか、2000）、低酸素濃度・蒸留水系・常温下での鉄粉と粉末ベントナイト（クニピア F）との反応試験（6年間）（笹本ほか、2003）を行った。両試験において、湿度制御下での試験後

スメクタイトの X 線回折装置 (XRD) による分析の結果, 湿度変化に伴う底面間隔の変化は, 初期の Na 型の場合とは異なり, Ca 型と類似した傾向を示すことを確認した。また, 試験後スメクタイトの層間陽イオンを抽出したところ, Fe イオンが主になっていることを確認した。このようなスメクタイトの鉄型化は, 鋼製支保と 5 年半にわたり接触していたベントナイト鉱床の研究結果 (Kamei et al., 1999) を支持するものである。したがって, 室内試験および天然事例の結果に基づけば, 処分環境下での鉄腐食生成物との相互作用による変質現象として, スメクタイトの鉄型化が生じる可能性は高いと考えられる。一方, 加速試験としてクニピア F と磁鉄鉱を蒸留水系で混合し, 高温 (250 °C~400 °C) で 8 ヶ月程度試験を行ったところ, 250 °C から, わずかな緑泥石/スメクタイト混合層の生成が認められ, また天然におけるスメクタイトの緑泥石化に関する調査を行なったところ, 対象とした堆積岩中での緑泥石/スメクタイト混合層の生成は, スメクタイトの溶解再結晶によるものと推測された (大場, 2003)。緑泥石化は, 比較的高温の条件で生じる変質現象と考えられ, 処分環境で想定される温度条件での変質メカニズムとは異なる可能性がある。したがって, 鉄共存系での緩衝材の長期的変質挙動としては, 鉄腐食生成物との相互作用によるスメクタイトの鉄型化の可能性が最も高いと考えられる。そこで, 処分環境下におけるスメクタイトの鉄型化の進展過程を解析的に推測するため, 地球化学物質移行連成解析コード (TRACE) を用いた予察解析による検討を行った (柴田・陶山, 2003)。その結果, オーバーパックの腐食に伴い緩衝材間隙水中に拡散した鉄は, 一時期, 緩衝材全領域にわたり拡散する可能性があり, 拡散した鉄が黄鉄鉱として沈殿することを想定しない場合, スメクタイトの鉄型化が進展し (図 3.1.4-1), 一方, 黄鉄鉱として沈殿することを想定した場合, スメクタイトの鉄型化が遅延されることが示唆された。

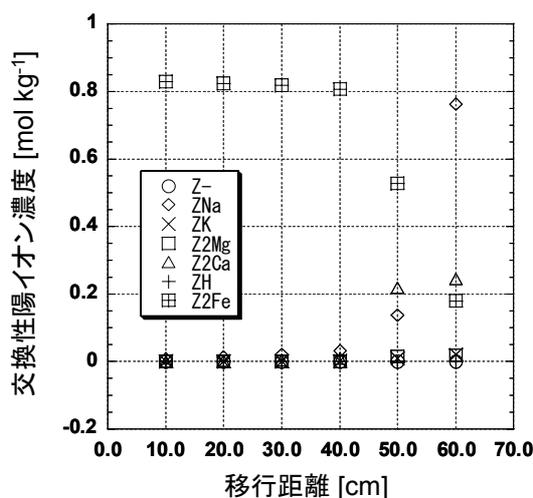


図 3.1.4-1 オーバーパックからの鉄の拡散に伴う緩衝材の鉄型化に関する予察解析結果の一例 (3 万日後のスメクタイト層間中の交換性陽イオン濃度, 図中の Z- はイオン交換サイトを意味する)

また, 緩衝材の鉄型化が生じた場合の緩衝材性能への影響を把握するため, 炭素鋼接触部分の微小ブロック試料に対し人工亀裂を作り, 環境制御型走査電子顕微鏡 (ESEM) による加水を行い, 緩衝材の亀裂修復機能の確認を行った (藤島ほか, 2000)。その結果,

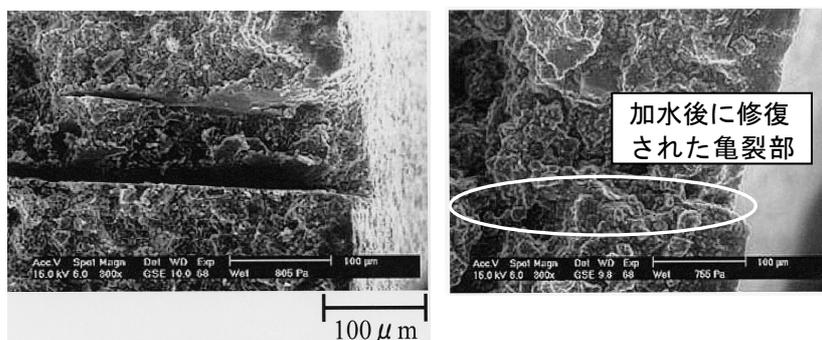


図 3.1.4-2 ESEM による観察結果 (左: 加水前, 右: 加水後)

炭素鋼近傍の鉄型化が認められる部分においても十分な膨張性能が確認され、亀裂を修復する自己シール性を有していることが明らかになった（図 3.1.4-2）。

(ii) 高アルカリ条件におけるスメクタイトの溶解挙動に関するデータ取得

処分坑道で普通ポルトランドセメントが用いられた場合、pH 13 以上の高アルカリ溶液が生じるため、TRU 廃棄物処分研究を中心に高アルカリ溶液条件におけるスメクタイトの溶解挙動を把握するための多数の実験が行われている。溶解速度は、ベントナイトを粉砕し、バッチ式またはフローズルー式の実験方法で求めている場合（たとえば、Ohmoto et al., 2004 ; Sato et al., 2004）と、圧縮ベントナイトをそのまま溶解させて求めている場合がある（Nakayama et al., 2004）。前者のうち、バッチ式の方法によりクニピア F をさらに精製した試料を用い、バッチ式溶解速度試験を実施した。その結果、閉鎖系におけるスメクタイトの溶解プロセスは、初期、遷移期、長期安定期の 3 段階に区分でき、各々の時期における溶解速度が求められた（Ohmoto et al., 2004）。一方、フローズルー式の溶解試験でも、溶解初期の平衡から離れた系での速度式（Sato et al., 2004）と、溶解遷移・安定期に相当する平衡に接近した系での飽和度に依存した速度式（Cama et al., 2000）が求められている。処分環境は液固比の小さい圧縮系であるため、スメクタイトの溶解速度の飽和度依存性による評価が重要である。このため、TRU 廃棄物処分研究開発の第 2 次取りまとめ（電気事業連合会・核燃料サイクル開発機構, 2005）では、高アルカリ溶液によるベントナイトの変質評価にあたり、Sato et al. (2004) による溶解速度式と Cama et al. (2000) による飽和度依存性を考慮した非線形モデルに基づく経験式を組み合わせたスメクタイトの溶解速度式が用いられている。圧縮ベントナイト中では、反応表面積の減少や物質移行の抑制などにより反応が飽和に達しやすくなり、粉砕した試料を用いた試験の場合に比べ、スメクタイトの溶解速度が遅くなることが考えられる。今後、圧縮ベントナイトへの適用を考慮した溶解速度式の導出方法も検討していく必要がある。

(iii) 緩衝材の長期安定性に関する概略的評価

緩衝材の長期安定性評価にあたり、緩衝材の変質・劣化に関して第 2 次取りまとめ以降に報告された緩衝材の変質に関する最新の研究事例等も踏まえ、処分環境下で発生する可能性のある変質シナリオを列挙し、緩衝材の長期安定性評価と安全評価上の取扱いに関するフローを作成した（図 3.1.4-3）。評価にあたっては、この評価フローを基に、安全評価上の重要

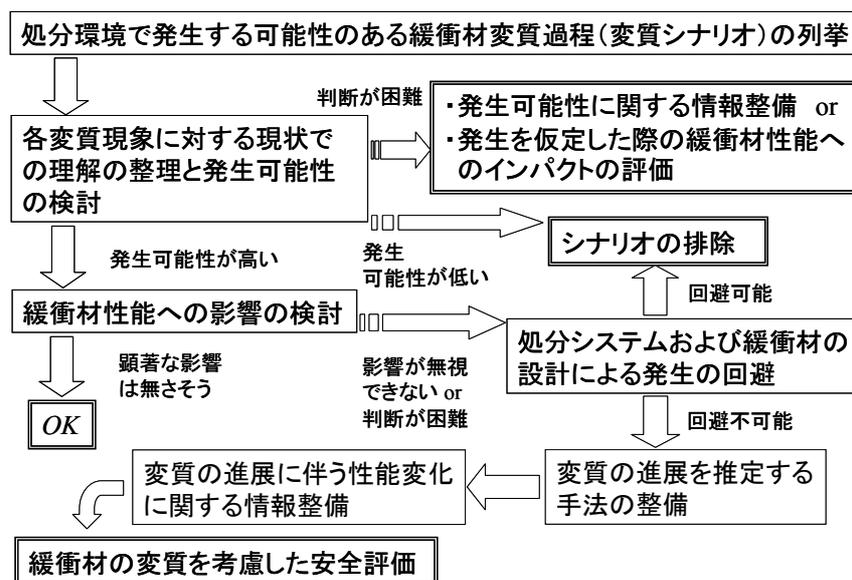


図 3.1.4-3 緩衝材の長期安定性評価と安全評価上の取扱いに関するフロー

性を考慮し、温度による影響、人工バリア材であるオーバーパックとの相互作用による影響および堆積軟岩の支保工材料であるセメントとの相互作用による影響の3つに着目した。また、緩衝材の長期安定性について、緩衝材が曝される温度条件やニアフィールド構成要素であるセメント・オーバーパックとの相互作用について、地質環境である岩盤の種類と組み合わせ、以下の4つのケースを想定し、評価を試みた(柴田ほか, 2004)。温度条件としては、第2次取りまとめと同様に100℃を越えない条件を基本とするが、緩衝材変質抑制の観点で100℃制限は過度に保守的であり、処分場デザインの検討において非経済的という見解もある。諸外国の安全評価報告書では、処分後数十年程度は緩衝材内部の最高温度が100℃を超える条件で評価が行われている例もある(Nagra, 2002)ことや、緩衝材内部が比較的高温になるのは局部的で処分の時間スケールに比べて極めて短い期間であると考えられる(核燃料サイクル開発機構, 1999b)ことから、本検討では100℃以上の場合も想定した。なお100℃を超える場合の最高温度としては、実験データが報告されている200℃程度を想定した。地下水条件は、降水系および海水系地下水を想定した。評価結果の概要を以下に示す。

(a) ケース1：硬岩系岩盤・緩衝材内部最高温度100℃以下

本ケースでは、緩衝材内部温度が100℃を超えず、支保工材料としてセメントも用いられないことから、緩衝材の長期安定性に影響を与えるような顕著な変質・劣化は起らないと考えられた。ただし、炭素鋼の腐食に伴い鉄に富む環境がもたらされた場合、スメクタイトがバーチェリンのような非膨潤性の粘土鉱物に変る可能性もあり(Lantenois et al., 2002)、今後、このような非膨潤性粘土に変化する環境条件(鉄濃度や温度条件)を明らかにしていくことも必要である。

(b) ケース2：硬岩系岩盤・緩衝材内部最高温度100℃以上

本ケースでは、ケース1における評価に加え、イライト化(規則型混合層への変換)やシリカセメンテーションによる緩衝材の長期安定性への影響も検討した。これまでに報告されているスメクタイト→イライト変換に伴うイライト化率の計算結果などに基づけば、本ケースでのイライト化(規則型混合層)の発生可能性は低いと推定された。一方、シリカセメンテーションについては、ストリパ鉱山(スウェーデン)における原位置での緩衝材加熱試験での評価例(Pusch et al., 1992)などに基づく、発生可能性は高いと考えられ、発生した場合、緩衝材の硬化や膨潤性の低下が生じ、緩衝材の長期安定性に影響をおよぼすことが予想された。

(c) ケース3：軟岩系岩盤・緩衝材内部最高温度100℃以下

本ケースでは、ケース1における評価に加え、支保工として用いられるセメント(普通セメントおよび低アルカリ性セメント)から浸出する高pH溶液による緩衝材の長期安定性への影響も検討した。その結果、第2次取りまとめで想定された処分坑道・人工バリア設計仕様では、鉱物との反応による水酸化物イオンの消費に関する単純なマスバランス計算に基づけば、緩衝材中のスメクタイトの溶解・消失が起ったとしても、緩衝材の一部分に限定され、緩衝材領域全体としての緩衝材性能への顕著な影響は回避できると考えられた。また高pH溶液による変質の進展を推測する手法は整備されてきているものの、今後、解析に用いるデータ(スメクタイトの溶解速度など)の見直しや解析手法の改良を行い、より現実的な解析評価を行なうことも必要である。

(d) ケース4：軟岩系岩盤・緩衝材内部最高温度100℃以上

本ケースでは、支保工として低アルカリ性セメントの利用を想定した。本ケースでは、ケース2と同様に緩衝材内部の最高温度が100℃を超えるため、イライト化やシリカセメンテーションによる緩衝材の長期安定性への影響も検討した。ケース1における評価に加え、イ

ライト化に関しては、セメント溶液からの K^+ の供給量によっては、定性的ではあるがケース 2 に比べ、イライト化が生じる可能性が増すと推定された。今後、セメント起源の K^+ がイライト化におよぼす影響についても評価する必要がある。またシリカセメンテーションについても、ケース 2 に比べ、発生の可能性は高く、発生した場合の緩衝材性能への影響（膨潤性の低下など）も増すと予想される。

以上のような検討を通じ、想定される処分環境下で緩衝材の変質・劣化が生じた場合の長期的影響に関する情報が必ずしも十分に整備されていない変質・劣化現象が明らかになった。また、緩衝材内部最高温度が $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ を超える場合や普通ポルトランドセメントが用いられる場合については、緩衝材性能への長期的影響に関する知見が乏しく、定量的な予測は困難であるため、現状では、第 2 次取りまとめと同様に処分システムおよび緩衝材の設計（坑道離間距離、緩衝材厚さ、低アルカリ性セメントの採用など）により、イライト化やスメクタイトの顕著な溶解の発生を回避することが望ましいと考えられた。

(3) 結論

鉄腐食生成物共存下および高アルカリ条件下での緩衝材の変質プロセスや変質速度などに関する基礎データが整備された。鉄型化による緩衝材性能への影響は顕著ではないと考えられるが、セメント影響については緩衝材の主要鉱物であるスメクタイトが溶解するため、緩衝材性能への影響を定量的に把握することが重要である。

緩衝材の長期安定性に関する概略評価にあたり、緩衝材の長期的な変質・劣化現象による緩衝材性能への影響を考慮すべきシナリオが抽出された。緩衝材の長期安定性の観点からみると、 $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ を超えず地下水中の K^+ 濃度が低い環境であればイライト化が抑制されること、さらに、硬岩系岩盤で、コンクリート支保工の必要が無い環境であればスメクタイトの溶解が抑制されることから、このような条件を満たす環境が望ましいと言える。一方、 $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ を超える温度条件で、かつコンクリート支保工が必要となるような軟岩系岩盤では、現時点では緩衝材の変質挙動に関する知見が乏しく、緩衝材の長期安定性を評価することが困難である。セメントに関しては、スメクタイトの顕著な溶解を抑制するため、低アルカリ性セメントを用いる方が、現段階では適当であると考えられる。

(4) 今後の課題

鉄腐食生成物共存下での緩衝材の変質挙動に関しては、緩衝材が鉄型化した後の長期的な変質挙動については不明であり、また変質条件（鉄濃度や温度条件）によっては、比較的低温においてもバーチェリンのような非膨潤性の粘土鉱物に変質する可能性も示唆されている。非膨潤性の粘土鉱物に変質した場合、緩衝材に期待されている性能が低下する恐れがある。したがって、今後も処分環境で想定されるような変質環境での鉄腐食生成物共存下における緩衝材の変質挙動に関わるデータ取得を継続し、長期的な変質挙動を明らかにすることが必要である。また、高アルカリ条件下におけるスメクタイトの溶解挙動については、緩衝材の施工方法の違いなども考慮し、圧縮ベントナイトへの適用を考慮した溶解速度の導出方法を検討していく必要がある。

緩衝材の長期安定性に関する評価に関しては、従来のような緩衝材の変質を無視できる環境条件だけを考慮するのではなく、たとえば、温度条件として $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 制限を外した場合についても定量的な評価が行なえるようにすることも必要である。そのためには、緩衝材の長期的な変質・劣化による緩衝材性能への影響を定量的に把握する手法の開発や変質・劣化の程度を考慮した安全評価への反映方法についても検討を進める必要がある。これにより、緩衝材の長期的な変質・劣化の程度を考慮し、緩衝材の合理的な設計や処分コストの低減に関わる提言を行うことができると考えられる。

3.2 熱-水-応力-化学連成挙動

(1) はじめに

処分場閉鎖後に、ニアフィールドで起きる諸現象の長期的挙動を解析することは、処分場のみならず、人工バリアの設計の妥当性の確認や最適化、建設・操業における長期的な安全性への初期条件の影響を評価する上で必要不可欠である。また、長期的挙動の解析においてはオーバーパックの腐食や核種移行の場となる熱 (Thermo, T)、水理 (Hydro, H)、応力 (Mechanical, M)、化学 (Chemical, C) についての現実的な設定が重要である。そのためには熱-水-応力-化学連成挙動を解析するための数値実験システムの構築が不可欠である。ニアフィールドにおける諸現象の長期的挙動の解析については、国際的に重要な研究開発と位置付けられており、1991年に熱-水-応力連成挙動解析を目的とした共同研究プロジェクト DECOVALEX (DEvelopment of COupled THM models and their VALidation against Experiment) (Tsang et al., 2003) が組織され、現在は熱-水-応力-化学連成挙動解析を目的とした第4フェーズ DECOVALEX-THMC が実施されている。

サイクル機構では第2次取りまとめまでに、ニアフィールドにおける熱-水-応力連成挙動について処分孔縦置き方式モデルを用いて解析を行い、次の結果を得ている。

- ・ 岩盤の透水性が緩衝材の再冠水時間に与える影響は小さい。
- ・ 岩盤内の初期圧力水頭が 1,000m 程度の場合、再冠水時間は 5～15 年程度である。また、岩盤の固有透過度が 10^{-15}m^2 程度であれば、圧力水頭が 0m 程度であっても再冠水時間は 50 年程度である。
- ・ オーバーパックの周囲の緩衝材の再冠水挙動は、ほとんど一様である。
- ・ 緩衝材および埋め戻し材の熱物性を、初期含水比の時の値として熱解析を実施し、連成挙動解析と比較した結果、緩衝材の内側の点も外側の点も連成挙動解析の結果は、熱解析の結果に比べて温度が低くなった。すなわち、熱解析の際に、緩衝材および埋め戻し材の熱物性として初期含水比状態の値を用いることは保守的であると考えられる。

また、ニアフィールドにおける地球化学解析においては、地下水の組成や、地下水が緩衝材に浸潤した後の間隙水組成等についての知見を得ている (核燃料サイクル開発機構, 1999b)。

しかしながら、より現実的にニアフィールドの長期的な挙動を解析するためには、最新の技術情報を取り入れた上で、地層処分システムの空間的、時間的変遷を定量化する必要がある。そのためにはこれまでの熱-水-応力連成挙動解析コードに、さらに地球化学的な現象の解析を加えた熱-水-応力-化学連成挙動解析コードを開発する必要がある。これは特に、初期の不飽和状態にある緩衝材の化学的変化がオーバーパックや周辺岩盤に与える影響や、長期的な溶解・沈殿による間隙率の変化などが熱-水-応力の各物性に与える影響を評価する上で不可欠である。開発した解析コードを具体的な地質環境条件を用いて解析することにより、処分場の設計や処分システム全体の性能評価への適用が可能になり、さらには処分事業の今後の展開に応じて処分場の詳細設計や地層処分システムの安全評価に資することが期待される (核燃料サイクル開発機構, 1999c)。

実際に処分事業を進める、あるいは適切な規制を行うにあたっては、上述のようなニアフィールドにおける熱-水-応力-化学連成の長期的な挙動を適切に解析するためのツールを整備し提供する必要がある、そのためには以下の要求を満たす必要があると考えられる。

- ・ 処分地が持つ条件を適切に考慮し、評価モデルおよびパラメータを設定し評価すること (原子力発電環境整備機構, 2004a ; 原子力安全委員会, 2000)。
- ・ 評価手法が過度に保守的とならないようにすること (総合資源エネルギー調査会 原子力安全・保安院 廃棄物安全小委員会, 2003)。
- ・ データやモデル等について最新の成果を取り込んで更新していくこと (原子力発電環境整備機構, 2004a)。

- ・ 人工バリアの設計における妥当性確認や最適化，建設・操業による長期安全性評価の初期条件への影響の検討に反映することが期待できること（原子力発電環境整備機構，2004a）。

解析ツールによって長期的な熱-水-応力-化学連成挙動を解析するには，数値実験による予測技術，および設計の妥当性や核種移行の場の変遷を記述するための技術基盤を構築する必要がある。そのため，短期的には工学試験によるデータ蓄積とモデル構築，深地層の研究施設での原位置試験によって信頼性を確認していく必要がある。また，長期的には人工バリア等における諸現象の相互作用や，変質に関するナチュラルアナログ研究と連携し，長期健全性評価の妥当性に関わる情報を蓄積することが重要である。

第2次取りまとめまでに行ったニアフィールドの連成現象に関する解析の実施状況から，特に以下の項目の実施が必要と考えられる。

- ・ 解析モデルの現実性向上のために，化学変化（特に不飽和時および超長期の）が，熱・水・応力の各現象に与える影響を整理し，連成挙動解析モデルを構築すること。
- ・ 作成した解析モデルについて実験等を通じて検証し，ニアフィールドの地質環境の解析手法として提供すること。

熱-水-応力-化学連成挙動解析で得られた結果は，現象理解に基づく熱-水-応力-化学連成に関するデータベース，モデル，手法の整備にフィードバックし，具体的な地質環境を考慮した基本的な数値実験結果の提示，原位置で検証すべき現象やモデルの明確化に反映させることが可能であると考えられる。

第2次取りまとめ以降，ニアフィールドにおける熱-水-応力-化学の連成挙動を解析するために，以下の項目を実施した（伊藤ほか，2002，2003a，2003b，2004a，2004b；千々松ほか，2002；石原ほか，2003，2004，2005）。

- ・ 深地層の研究施設や室内連成試験，文献調査等を通して，熱-水-応力-化学連成挙動において重要な物性や現象を整理し，実際の地質環境を想定した解析モデルを構築する。
- ・ 構築した解析モデルについて，データの整備状況やコード作成上の問題等を整理し，重要度が高いものから連成挙動解析コードに実装する。
- ・ 国際的な熱-水-応力-化学連成挙動に関する研究を通じて，解析モデルの検証を行う。
- ・ 作成した熱-水-応力-化学連成コードを使って，現実的な地質環境条件で事例解析を行う。

(2) 研究内容

(i) 熱-水-応力-化学連成挙動解析モデル・コードの構築

連成試験や人工バリア等に関する試験の結果，文献等を整理し，熱-水-応力-化学連成マトリックスを作成した（表 3.2-1）（伊藤ほか，2002，2003a，2003b，2004a，2004b；千々松ほか，2002；石原ほか，2003，2004，2005）。連成マトリックス内の個々の連成挙動の重要性を整理し，文献等により理論的および経験的解析モデルを調査し適用性を評価すると共に，モデルのないものについては新たに作成した（千々松ほか，2002；石原ほか，2003，2004，2005）。化学現象の連成では，特に重要と考えられる鉱物の溶解／沈殿，ガスの溶解／脱ガス，およびイオン交換・表面錯体反応を導入し，移流・分散解析に濃縮／希釈モデルを導入した。

作成した解析モデルに基づいてプロトタイプの熱-水-応力-化学連成挙動解析コードを構築した（Ito et al., 2003；千々松ほか，2002；石原ほか，2003，2004，2005）。連成挙動解析コードは，3つの基本プログラムから構成されている。考慮している時空間において，まず熱-水-応力連成解析コード THAMES（Chijimatsu et al., 2000）により熱-水-応力が連成して形成される場を解析し，次に地球化学解析コード PHREEQC（Parkhurst and Appelo, 1999）によりその環境下でのガスの溶存／脱ガスや鉱物の溶解／沈殿等地球化学反応を解析する。最後に移流・分散解析コード Dtransu・3D・EL（Nishigaki et al., 2001）によりガスや溶液の移流・分散を解析する。これらの基本プログラムでは導入が困難な連成現象，例えばセメントの劣化等については，外部モジュールを作成して解析モデルを実装した。さらに

全体を制御するコード COUPLYS を作成し、これらのプログラムやモジュール間の変数の授受、メモリの管理や計算プロセスの管理を行っている (Ito et al., 2003; Neyama et al., 2003)。

作成したプロトタイプの解析コードを用いて、室内連成試験設備 (COUPLE) による連成試験の結果の解析や、深地層の研究施設における地質環境条件を用いた数値実験を行い、結果を解析モデルの高度化や連成現象の整理等に反映することとした (千々松ほか, 2002; 石原ほか, 2003, 2004, 2005; Ito et al., 2003; Neyama et al., 2003)。

表 3.2-1 熱-水-応力-化学連成の相関マトリックス

熱 エネルギー保存則 フーリエ則	<熱→水> 水分勾配水分拡散係数 温度勾配水分拡散係数 固有透過度 液相粘性 液相密度	<熱→応力> 膨潤応力 (熱線膨張係数) ヤング率 (ポアソン比)	<熱→化学> 平衡定数 拡散係数 分圧
<水→熱> 熱伝導率 比熱	水 連続の式 ダルシー則	<水→応力> 膨潤応力 弾性係数 (多孔弾性係数)	<水→化学> 反応サイト数 液相組成・濃度 拡散係数 分圧
<応力→熱> 熱伝導率 比熱	<応力→水> 水分勾配水分拡散係数 温度勾配水分拡散係数 固有透過度	応力 釣合いの式 フックの法則	<応力→化学> (拡散係数) (屈曲率)
<化学→熱> (熱伝導率) (比熱)	<化学→水> (水分勾配水分拡散係数) (温度勾配水分拡散係数) 固有透過度 (液相粘性) (液相密度)	<化学→応力> 膨潤応力 (熱線膨張係数) (ヤング率) (ポアソン比)	化学 熱力学 反応速度論

括弧は、熱-水-応力-化学連成挙動解析モデル・コードにおける今後の導入予定項目を示す。
 なお、本表では「化学」に物質移行を含めて表している。

(ii) 室内連成試験

より現実的な解析モデルを構築するために、室内連成試験設備 (COUPLE) (図 3.2-1) を整備し、熱-水-応力-化学連成試験を実施した (鈴木ほか, 2003, 2004; 小田ほか, 2005)。

試験は、模擬岩体 (モルタル) の中心に模擬処分孔を削孔し、廃棄体を模擬したヒーターおよびベントナイトブロックで製作した緩衝材試験体を設置した。模擬岩体および緩衝材試験体中には、熱、水理、応力、化学場の変化を計測するための熱電対や pH 計等のセンサーを配置した。廃棄体を模擬したヒーターの温度を 100℃、模擬岩体の周囲の温度を 70℃に設定し、緩衝材試験体中に温度勾配を形成させた (図 3.2-1)。緩衝材試験体にはモルタルとの反応により高い pH を示す溶液が浸潤するようにし、上部の循環水が直接浸潤しないようにした。試験は、廃棄体を模擬したヒーターおよび模擬岩体の周囲に設置した載荷板ヒーターの加熱を開始してから、停止するまでの 6 ヶ月間実施した。この間、熱電対等による計測や緩衝材試験体上部の循環水の成分分析を定期的に行なったが、水分分布および応力については、センサーの精度や適用条件等の問題により、良好な計測値を得ることができなかった。試験終了後に、緩衝材試験体からサンプリングを行ない、含水比や pH を直接測定し、緩衝材サンプリング試料の陽イオン交換容量や X 線回折等の固相分析等を実施した。

また、熱-水-応力-化学連成挙動について予備解析を行い、試験体中の温度分布 (図 3.2-2(a)) や緩衝材におけるモルタル反応水の浸潤過程 (図 3.2-2(b))、緩衝材間隙水の pH 分布 (図 3.2-2(c)) を概ね再現可能であることを確認した。

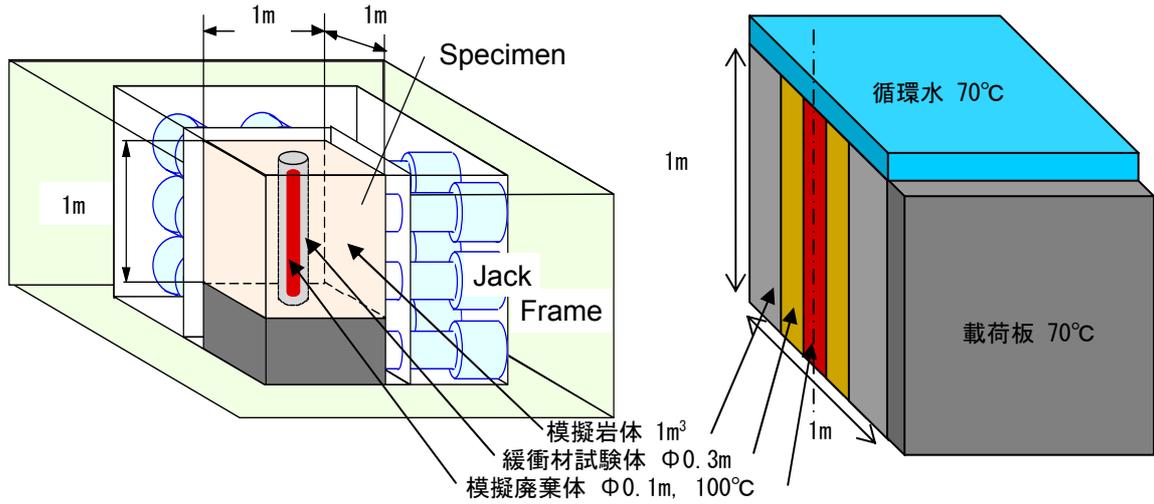
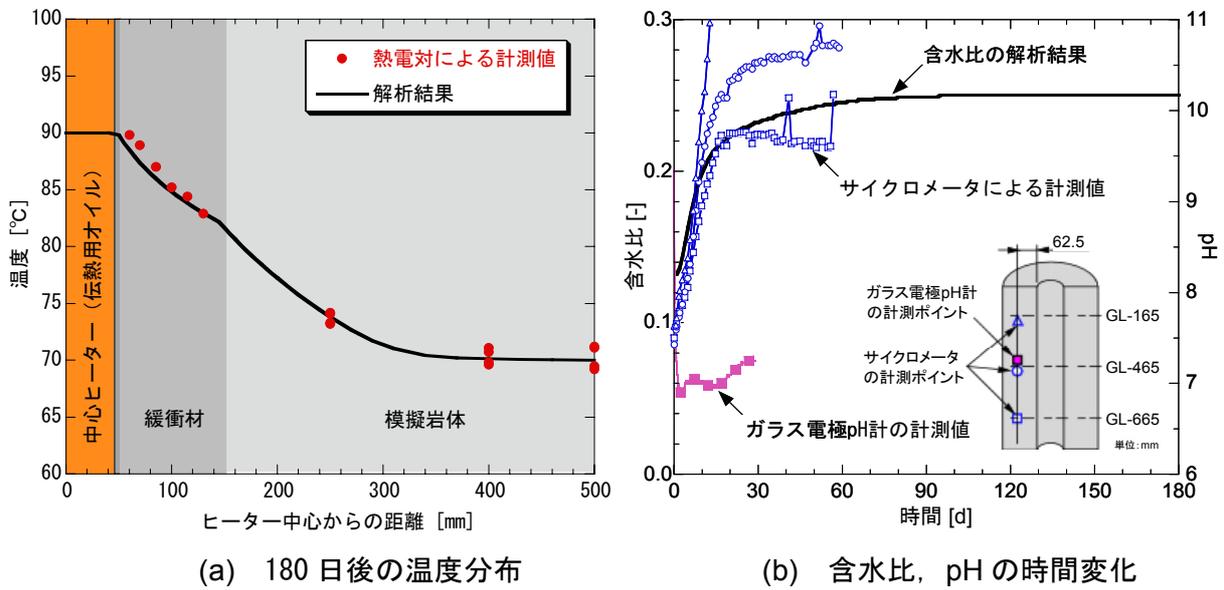
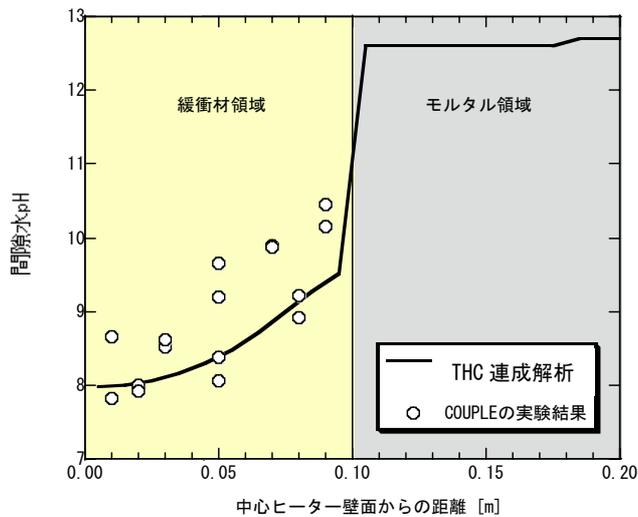


図 3.2-1 室内連成試験設備 COUPLE 試験設備, および試験条件 (断面) 概要



(a) 180 日後の温度分布

(b) 含水比, pH の時間変化



(c) 180 日後の pH 分布

図 3.2-2 室内連成試験結果と予備解析結果の比較

この試験では、試験後の緩衝材について、膨潤性等の化学特性の変化や C-S-H (Ca-Si-Hydrate) ゲル等の二次鉱物の生成は見られなかった。なお、本試験は大気下 (CO₂ 存在下) で実施したため、大気と接触する循環水中で方解石が沈殿し、モルタル反応溶液の pH および Ca 濃度を低下させ、アルカリによる緩衝材の化学的変遷が生じにくい環境となったと推察された。今後は、軟岩系岩盤におけるコンクリート支保工を想定し、可能な限り CO₂ を排除した系で試験を実施し、人工バリア定置後に想定されるニアフィールドの熱-水-応力-化学連成挙動の定量的な把握に取り組む計画である。

(iii) 熱-水-応力-化学連成挙動解析モデル・コードの検証

熱-水-応力-化学連成挙動解析モデル・コードの開発と検証のため国際共同研究プロジェクト DECOVALEX (Tsang et al., 2003) に参加し、参加各機関と解析条件を揃えて解析を行い、その結果を相互に比較・検討することにより、それぞれの解析モデルやコードの検証や高度化を図っている。さらに連成現象に関する知識の共有化のため、サイクル機構から室内連成試験設備 COUPLE による連成試験や釜石原位置試験 (Chijimatsu et al., 2003) の結果等を提供し、また FEBEX (Full-scale Engineered Barriers Experiment in Crystalline Host Rocks) Project (ENRESA, 1998; Sugita et al., 2003; Sobolik et al., 2003) や Yucca Mountain Project (以下、「YMP」という) (USNRC, 1998) 等に関する情報交換を行っている。本プロジェクトはこれまでに 3 つのフェーズを実施し (Ito et al., 2003; Neyama et al., 2003; Sobolik et al., 2003; USNRC, 1998; Chijimatsu et al., 2003; Millard et al., 2003; Rutqvist et al., 2003; Nguyen et al., 2003; Kobayashi et al., 2003; Kurikami et al., 2003), 現在, 8 カ国 10 機関により地球化学現象の連成を目的に第 4 フェーズ DECOVALEX-THMC を開始し, 次の 5 つの Task を設定して熱-水-応力-化学連成挙動解析について相互比較の準備を進めている。

- Task A : 放射性廃棄物処分場におけるニアフィールドの熱-水-応力連成現象の影響評価
- Task B : 結晶質岩における掘削影響領域の水-応力-化学連成プロセス
- Task C : 泥質 Tounemire サイト (フランス) における掘削影響領域に関する研究
- Task D : 火山岩および深成岩-ベントナイト系における掘削影響領域, およびその周辺での熱-水-応力及び熱-水-化学連成現象による長期的水理特性・間隙率変化
- Task E : 長期気候変動に伴う熱-水-応力連成プロセス (氷河作用)

熱-水-応力-化学連成挙動解析モデル・コードの検証のひとつとして, YMP の深度約 250m の地下坑道で実施されている坑道規模加熱試験 (Drift Scale Test, DST) (USNRC, 1998) について, 熱-水-応力-化学連成挙動解析プロトタイプ・コードを用いて, 予測解析を実施した (Sonnenthal et al., 2005)。解析領域は直径 5 m の坑道と直角に交わる鉛直対称 2 次元断面 (図 3.2-3) とし, 坑道及びボーリング孔に設置されたヒーターの発熱量を与え, 解析期間は 4 年間とした。

解析領域の初期温度は 25°C で, 試験開始 4 年後で 200°C 程度 (図 3.2-4(a)) となっており, 実測値とも良好な一致を示す結果が得られている (図 3.2-5)。坑道周辺の初期飽和度は 0.92 であり, 試験開始後は加熱による水分蒸発により乾燥領域が拡大している (図 3.2-4(b))。飽和度の実測値は与えられていないため原位置試験との比較はできないものの, 他の参加機関の解析結果の傾向と概ね一致する結果が得られている。なお, 本解析は地球化学反応について, アモルファス・シリカ, 方解石および石膏の溶解/沈殿を, SPRON データベース (吉田・笹本, 2004) により考慮している。ヒーターの周囲では pH が 1.5 程度減少する傾向が見られた (図 3.2-4(c))。なお, 試験開始 4 年後の時点では, 鉱物の溶解/沈殿による間隙率の変化 (増減) は初期の値の 1% 以下と非常に小さいことが示された。

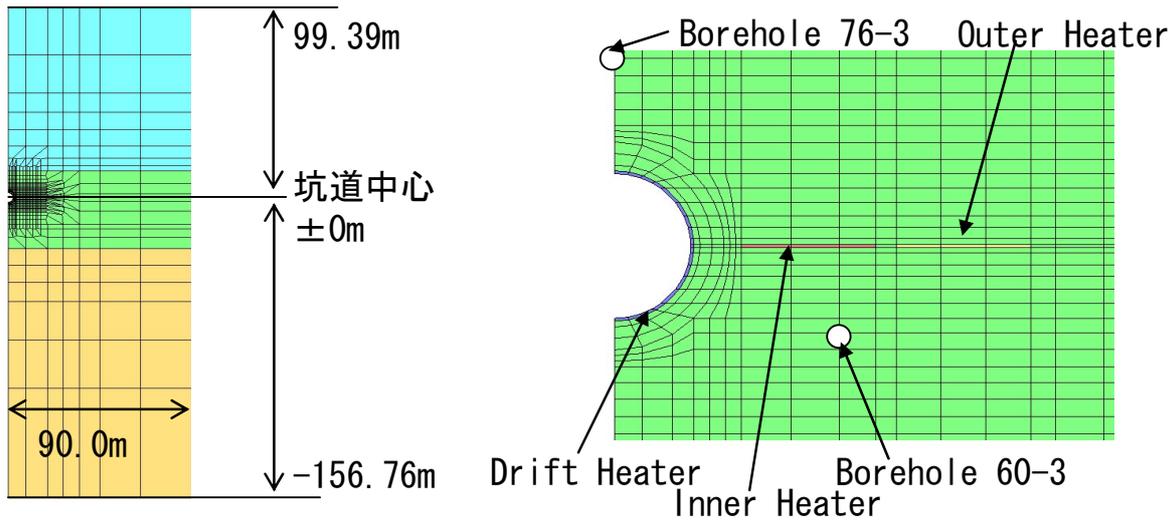


図 3.2-3 YMP-DST における解析領域

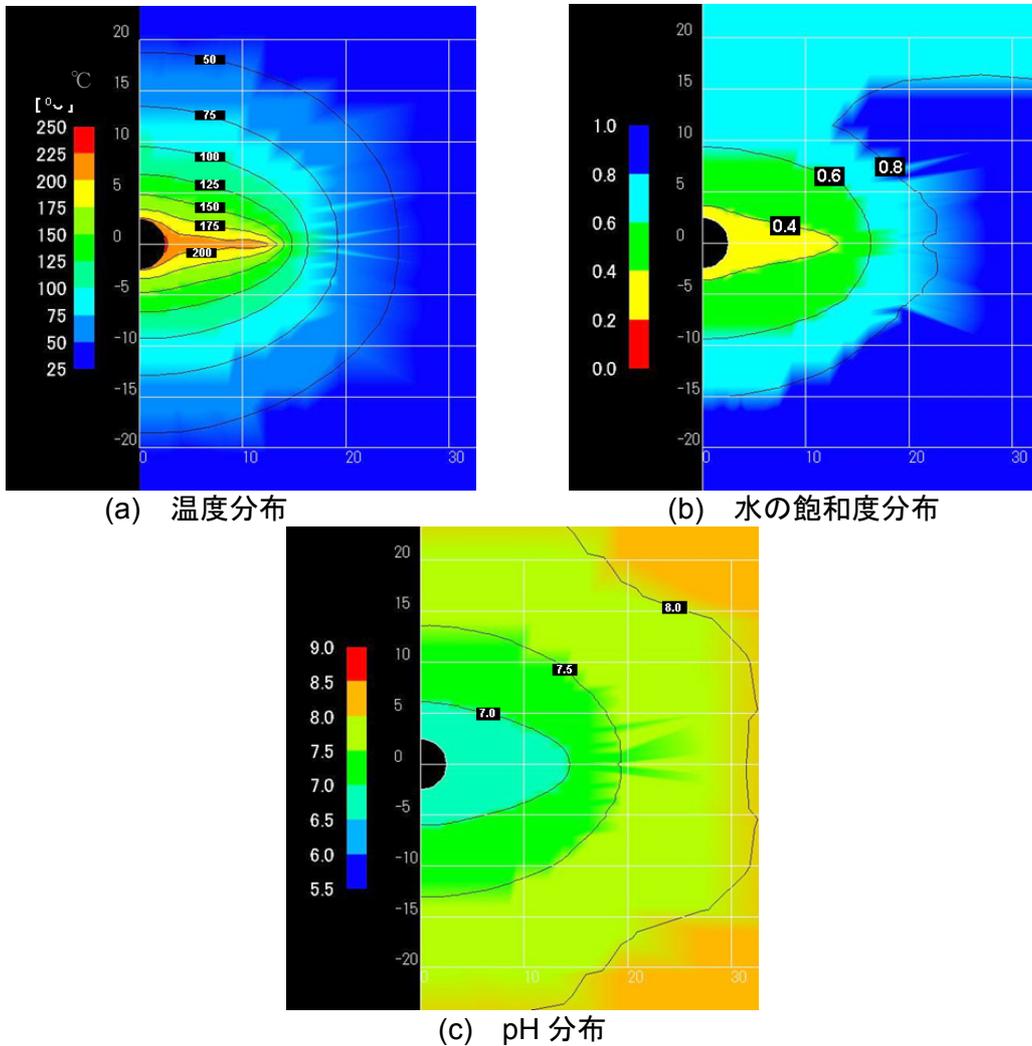


図 3.2-4 YMP-DST における熱-水-化学連成挙動解析結果 (試験開始 4 年後)

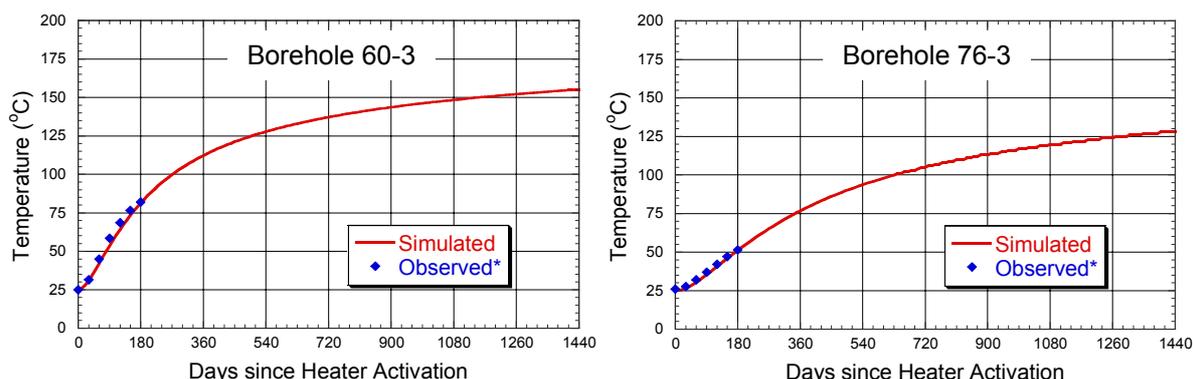


図 3.2-5 YMP-DST における熱-水-化学連成挙動解析結果（温度分布実測値との比較）

(iv) 熱-水-応力-化学連成挙動解析結果

(a) 塩の蓄積を対象とした熱-水-応力-化学連成挙動解析

オーバーパックの腐食で問題になっている塩の蓄積について、プロトタイプの実験体を用いて熱-水-応力-化学連成挙動解析コードを用いて解析評価を行った (Ito et al., 2003)。解析に用いた体系・条件は、ベントナイト-ケイ砂混合体、乾燥密度 $1,600 \text{ kg m}^{-3}$ 、高さ 0.1 m 、単位断面積の角柱とし、上面 80°C 、下面 100°C として 20°C の温度差を与え、低温側である上面から塩 (NaCl $0.07 \text{ wt}\%$) を浸潤させた場合の 1 次元カラム試験を想定した温度勾配下における緩衝材浸潤時の塩の蓄積に関する数値解析を行った (図 3.2-6)。

重力 (図の z 軸) 方向の塩の濃度分布を図 3.2-7 に、ベントナイト-ケイ砂混合体中の水分の実流速分布を図 3.2-8 に、ベントナイト-ケイ砂混合体の体積含水率分布を図 3.2-9 に、温度分布を図 3.2-10 に示す。ベントナイト-ケイ砂混合体の上面からの浸潤により、体積含水率は徐々に上面から下面に向けて上昇している。 NaCl 濃度も体積含水率と同様に下面に向かって時間とともに上昇しており、 z 軸に対して凹な濃度分布が得られた。これは、緩衝材浸潤時の物質移行において、移流的な挙動よりも拡散的な挙動が卓越しているためと考えられる。また、下面からの熱により、下面から上面へ向けて水分移動 (水蒸気による移動) が発生し下部の体積含水率が減少している。これに伴って下部の NaCl 濃度は、初期値よりも僅かに上昇 (濃縮) する結果が得られているが、浸潤水濃度に比べればその絶対値は小さいものであった。また、浸潤水濃度を越えるような局所的な濃度上昇などは認められず、本解析の結果では塩の蓄積は顕著ではないことが示された。

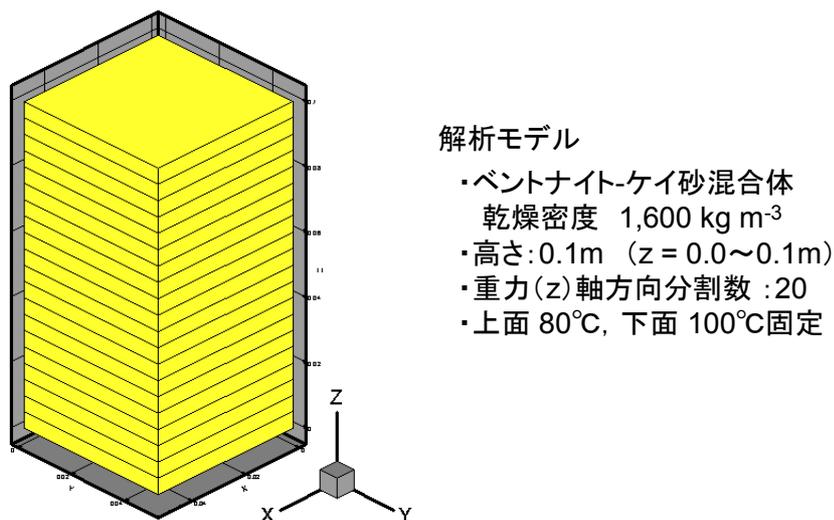


図 3.2-6 塩の蓄積を対象とした熱-水-応力-化学連成挙動解析

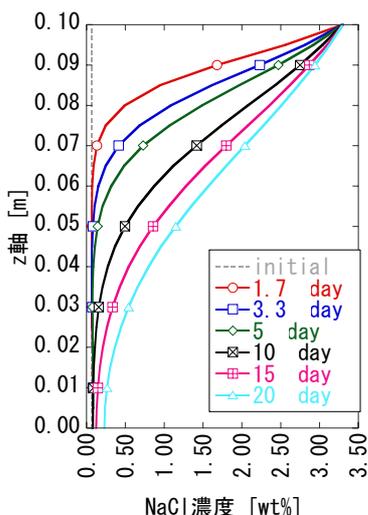


図 3.2-7 NaCl 濃度分布 (右：拡大図)

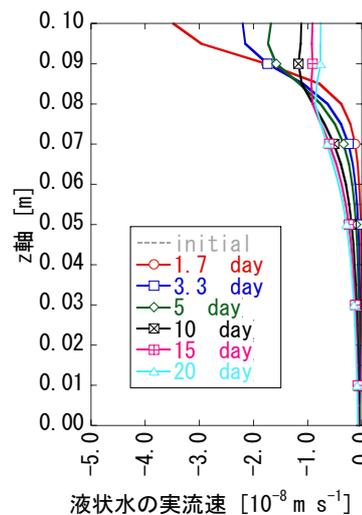
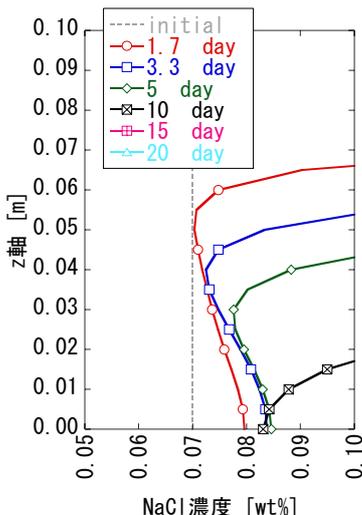


図 3.2-8 実流速分布

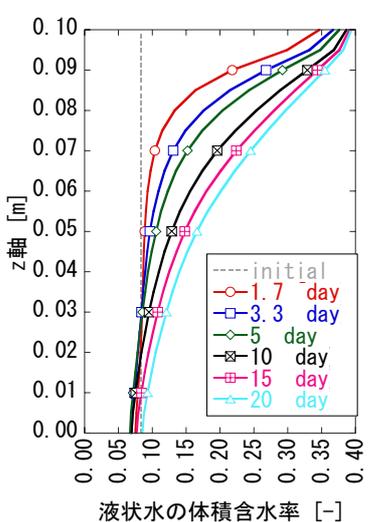


図 3.2-9 体積含水率分布 (右：拡大図)

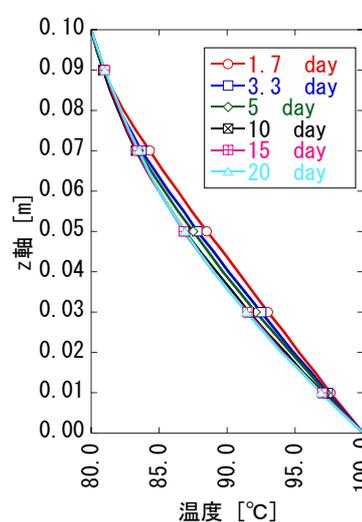
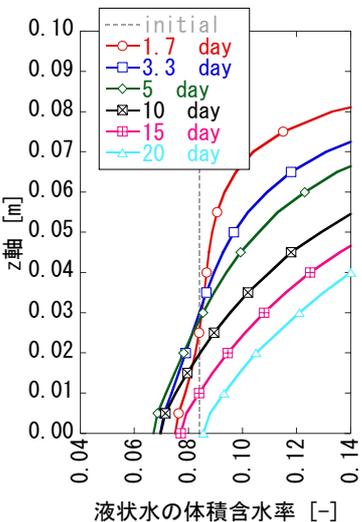


図 3.2-10 温度分布

(b) 第 2 次取りまとめ仕様における熱-水-化学連成挙動

現実的な地質環境への適用のため、第 2 次取りまとめで検討した処分孔竖置き方式 (図 3.2-11) における熱-水-化学連成挙動を解析した (図 3.2-12) (石原ほか, 2003 ; 伊藤ほか, 2004c)。ガラス固化体の発熱量は時間の経過と共に減少するため、ニアフィールドの温度は、人工バリア定置後 1,000 年の時点でほぼ定常に至る結果が得られた。また、pH の解析結果は、人工バリア定置後 1,000 年の間、廃棄体の発熱量変化に対応した挙動を示した。これは、温度変化に伴う鉱物の溶解度の変化、および間隙水中の可溶性塩の濃度・組成の変化に起因する挙動と推察される。オーバーパックと緩衝材の境界 (解析結果出力点) における温度と pH については、人工バリア定置後 10~20 年の時点で温度が 90℃のピークに達し、人工バリア定置後 1,000 年の間、pH は約 0.8 の幅で変動し、ニアフィールドの温度がほぼ定常となる人工バリア定置後 1,000 年の時点で、pH も同様にほぼ定常となり、約 8.9 を示す結果となった。本事例解析結果と、第 2 次取りまとめで行なった緩衝材中の最高温度、緩衝材の再冠水時間、人工バリア定置後 1,000 年の緩衝材間隙水の pH について比較した (表 3.2-2)。その結果、それぞれ概ね整合していることを確認した。

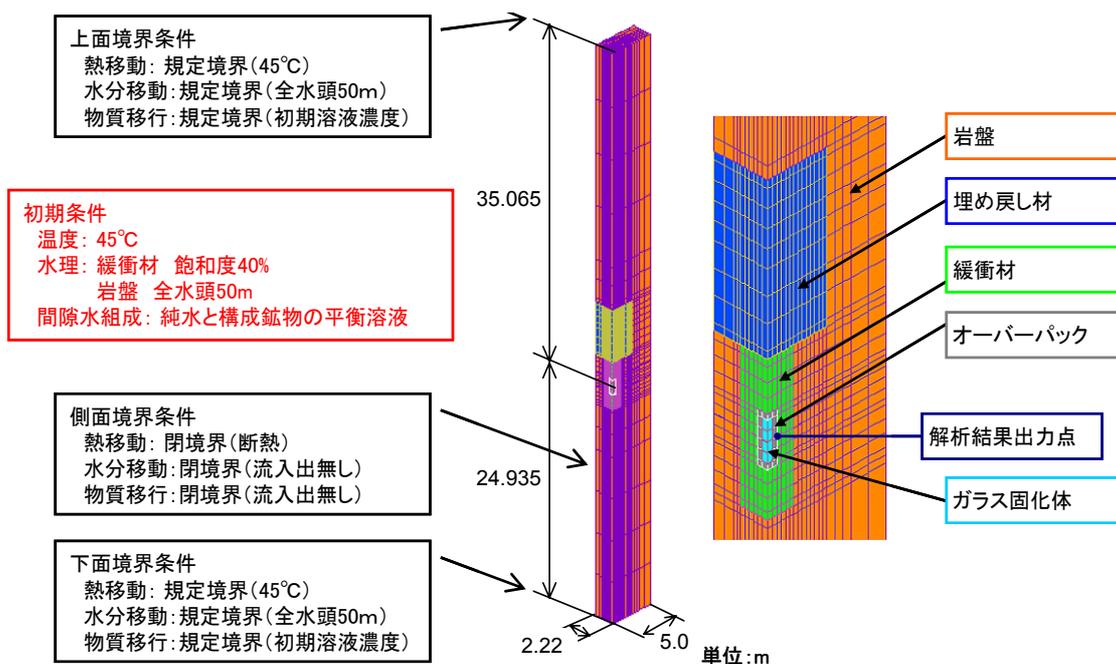


図 3.2-11 処分孔縦置き方式における熱-水-化学連成挙動解析条件

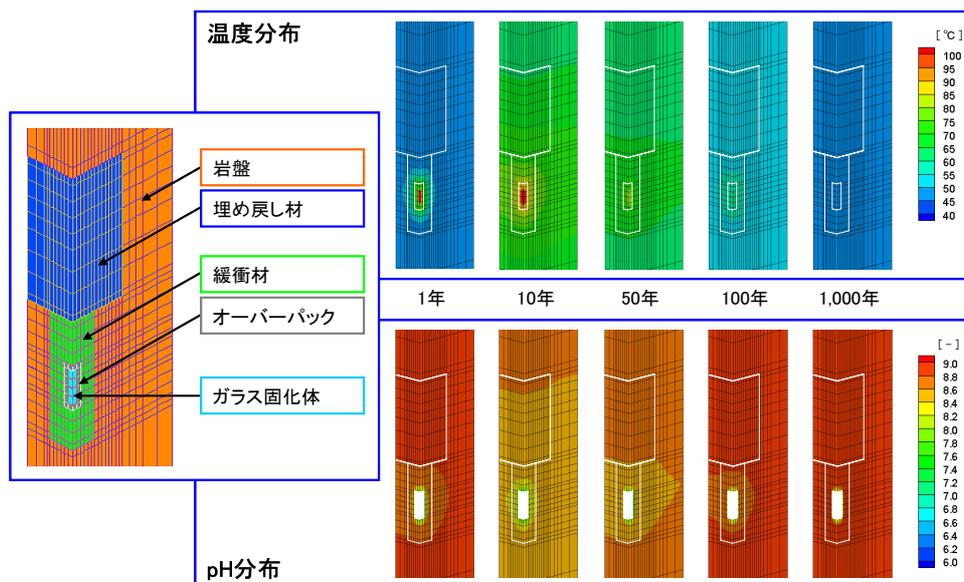


図 3.2-12 処分孔縦置き方式における熱-水-化学連成挙動解析結果

表 3.2-2 第 2 次取りまとめと熱-水-化学連成挙動の事例解析結果の比較

	第 2 次取りまとめ	事例解析結果*1
緩衝材の最高温度	82°C (THM)*2 98°C (T)*3	90°C (THC)
緩衝材の再冠水時間	50 年以下 (THM)*2	20 年 (THC)
人工バリア定置後 1,000 年の緩衝材間隙水の pH	8.4 (C)*4	8.9 (THC)

T: 温度, H: 水理, M: 力学, C: 地球化学, を連成させた解析

*1: プロトタイプ熱-水-応力-化学連成挙動解析コード (本研究で開発),

*2: THAMES, *3: FINAS (動力炉・核燃料開発事業団, 1992b), *4: PHREEQE (Parkhurst et al., 1980)

(3) 結論

第2次取りまとめでは取り扱っていない、化学現象と熱-水-応力との連成挙動を組み込んだ解析モデルを作成し、プロトタイプ・コードの構築と検証解析を行った。その結果、熱-水-応力から化学への基礎的な連成についてはほぼ考慮することができたことを確認したが、化学から熱-水-応力への連成については、さらなるデータの収集・整理を行った上でより実際の連成挙動解析モデルの構築が必要と考えられる。

室内連成試験設備 COUPLE（模擬岩体としてモルタルを使用）を用いて、熱-水-応力と化学が連成する実験を実施した。熱-水-応力-化学連成挙動解析コードによる解析の結果によって、熱分布については、経時変化・空間分布共に実験結果を良好に再現できた。水分分布および応力については、計測に用いたセンサーの精度や適用条件等の問題により、実験結果と解析結果で差異が生じた。化学現象については、pHの解析結果は実験結果と概ね傾向が一致した。鉱物の溶解・沈殿で、C-S-Hゲルの生成については、今回の実験では確認されず、また解析でもほとんど生成しないという結果が得られた。今後、鉱物の溶解・沈殿の影響を評価するためには、試験条件や分析方法等を検討することが必要と考えられる。また、熱-水-応力についてもより確実に体積含水率等のデータを取得するためのセンサーの開発が必要と考えられる。

熱-水-応力-化学連成挙動解析について、国際共同研究プロジェクト DECOVALEX を通じて、各機関の解析モデル・コードとの比較・検証を進めている。また、プロジェクトを通じて連成現象に関する情報の交換を行い、モデルのさらなる高度化を図っている。これまでの開発により、鉱物の沈殿/溶解等化学的現象による間隙率変化等の解析が可能になった。このプロトタイプ・コードを用いて YMP-DST について解析した結果、他の機関の結果と良好な一致が得られた。オーバーパックスの腐食において問題となる塩の蓄積については、化学現象に熱-水-応力を連成させた解析を実施することにより、より詳細に解析することができた。その結果、塩の濃度はわずかに上昇する程度であり、塩の蓄積がオーバーパックスの腐食において問題となる可能性が小さいことが示された。第2次取りまとめで行った処分孔縦置き方式における熱-水-応力連成挙動解析と、プロトタイプ・コードによる熱-水-応力-化学連成挙動解析の比較では、緩衝材の最高温度や再冠水までの時間、間隙水の pH について大きな差異がないことが明らかになり、第2次取りまとめの結果が化学現象を考慮した場合でも妥当であることが示された。

(4) 今後の課題

よりリアルな数値実験システムの構築するためには、化学現象から熱-水-応力現象への連成について、さらにモデル化を進め、過渡期および長期的挙動解析の信頼性を向上させる。特に化学現象から他の現象への連成については、さらなるデータの収集・整理を行った上で、より実際の連成挙動解析モデルの構築が必要と考えられる。また、熱-水-応力-化学連成試験については、想定されるニアフィールドの環境に対応した熱・水・応力・化学の諸物性を測定するセンサーを開発した上で、特に化学的な経時変化を把握することが重要と考えられる。

オーバーパックスや緩衝材にとって、より化学的に厳しい地質環境条件と考えられる海水系および軟岩系（コンクリート支保工の影響による）の熱-水-応力-化学連成挙動解析のためのモデルの構築、およびパラメータの設定を行う。さらに、実際の地質環境における熱-水-応力-化学連成挙動解析の実施と、パラメータの整備、および適用事例の拡充を図る必要がある。

3.3 人工バリア性能の維持限界条件に関する研究

ここでは、人工バリアの長期的性能の維持に影響を与えるひとつの要因として、力学的な作用に着目し、

- ・ オーバーパックの腐食で発生する水素ガスの挙動
- ・ 地層処分の安全性に関する想定事象として、断層による人工バリアのせん断応答挙動に関する研究課題を設定した。なお、水素ガスの挙動に関しては、ガス発生速度に対応した人工バリア性能を、断層の影響に関しては実験などから人工バリアの頑健性をそれぞれ明らかにする。

3.3.1 緩衝材ガス透気回復挙動

(1) はじめに

炭素鋼オーバーパックの腐食により発生する水素ガスは、緩衝材が低透気性であるため、緩衝材とオーバーパックの界面に蓄積される。また、水素ガスが緩衝材中を移行する際、緩衝材中の間隙水を押し出すことが考えられる。OECD/NEA の国際ワークショップ (OECD/NEA, 2001) では、ガスの発生・移行に関する安全評価上の問題として、①緩衝材あるいは母岩へのバリア性能に対して恒久的なダメージを与える可能性と、②ガスの移行にともなう核種に汚染された間隙水の排水のふたつをあげている。特に、前者は、ガス蓄積圧による緩衝材・岩盤への力学的影響や水に比べて熱伝導率が小さいガス相の形成による温度変化などを意味している。これらについては、緩衝材の長期力学的安定性や核種移行に影響をおよぼすことが考えられることから、処分場の設計において設定される人工バリアシステムの長期健全性を示すためにも、その影響を定量的に評価することが重要となる。これらの研究を実施することにより、人工バリアの埋設後の健全性評価に最新の知見を反映することが可能となり、人工バリア設計の信頼性向上に寄与する。

第2次取りまとめでは、溶存水素の拡散移行とガスによる移動を個別に評価し、溶存水素の拡散に関しては、腐食速度 $5 \mu\text{m y}^{-1}$ を基本ケースとして考えた場合、ガス発生量の 81%～86%が蓄積されることが示された。また、ガス移行に関しては、腐食速度を $10 \mu\text{m y}^{-1}$ とした二相流解析コード (TOUGH2) による解析の結果、ガス発生による人工バリアへの力学的影響、さらには間隙水の排水にともなう核種移行の促進に対する影響についてはほとんど問題ないことが示された。しかしながら、解析で用いられた TOUGH2 コードに関しては、間隙構造の変化、すなわち応力による透過性の変化を考慮していないなどの問題も有していた。このことは緩衝材中のガス移行が応力状態によって影響し得るとする諸外国の研究成果 (Horseman and Harrington, 1997 ; Rodwell et al., 1999 ; Harrington and Horseman, 2003) などからも課題としてあげられる。したがって、ガス発生の影響をより詳細に評価するためには、これらの問題を考慮したモデルの開発に取り組んでいくことが重要である。また、これまでのガス移行試験の方法は、容器等にセンサーを設置するなどして、緩衝材中のガス移行メカニズムを間接的に推定してきたが、このような実験方法では現象の理解という観点から限界がある。したがって、ガス移行メカニズムをより詳細に理解したうえでモデルを開発するためには、このような問題点を補完する新たな実験手法の検討が必要である。

これまで進めてきた緩衝材中におけるガス移行モデルの開発に関わる国際共同研究 (以下、「GAMBIT Club」という) および前述した OECD/NEA の国際ワークショップにおいては、ガス移行メカニズムに関する種々の議論がなされてきたが、室内試験におけるデータの更なる充実ならびに、それらの成果を踏まえた原位置試験における確認などの重要性があげられている。このような課題と第2次取りまとめ以降の目標である実際の地質環境条件への適用、さらには今後の処分事業の展開を踏まえ、

- ・ 実際の地質環境条件を踏まえた合理的な人工バリアの実現に向けたパラメータの設定およびモデルの構築 (原子力安全委員会, 2000, 2004 ; 総合資源エネルギー調査会 原子力安

全・保安部会 廃棄物安全小委員会，2003；土木学会原子力土木委員会，2004)

・概要調査地区選定段階以降の段階で考慮すべき環境要件の検討に必要となる設計・施工での対応や処分システム全体の安全性能との関連も踏まえた整理（原子力安全委員会，2002）といった点を考慮しつつ，環境条件をパラメータとしたデータの拡充や岩石などを対象とした透気特性データの取得，さらには可視化試験，国際共同研究および地下研究施設での原位試験によるモデルの検証等を通じて，ガス移行挙動メカニズムの理解に基づくモデルの信頼性向上および評価手法の確立を図るとともに，ガス発生速度に対応して人工バリア性能を明らかにしていくことが課題となる。以上より以下の4項目を課題とした研究を進めることとした。

- ・海水系地下水条件を考慮した緩衝材の基本的な透気特性データの拡充
- ・ガス移行試験や可視化試験に基づく現象のより詳細な理解，緩衝材中ガス移行モデルの開発およびそのモデルの妥当性検討
- ・国内外の研究動向を踏まえたニアフィールド評価に適用可能なガス移行評価モデルの整理
- ・オーバーパック腐食挙動研究の最新の知見を踏まえ，ガス発生速度に対応した人工バリア性能の検討

(2) 研究内容

(i) 海水系地下水条件下におけるデータの拡充

これまでに行ってきた降水系地下水条件下での試験結果を踏まえ，実際の地質環境条件下での緩衝材の透気特性データを充足するという観点から，海水系地下水条件下におけるデータの拡充を実施した。試験に際しては，一例として図 3.3.1-1 に示すような装置を用い有効粘土密度をパラメータ

(1.37Mg m^{-3} ， 1.60Mg m^{-3} および 1.80Mg m^{-3})とした実験を行った（Tanai and Yamamoto, 2003）。なお，一部の試験では，背圧（約 5.0MPa）を負荷した条件で実験を行った。海水系地下水としては，人工海水（ASTM D-1141-98 基準）および幌延の深地層の研究施設計画で採取された地下水（HDB-6 孔）（以下，「幌延地下水」という）（山本ほか，2004）を用いた。試験手順としては，試料を人工海水や幌延地下水にて飽和させたのち，一定流量にてガスの供給を行い，破過圧力や透気流量などの基本的な透気特性データを取得した。海水系地下水条件での試験結果を降水系地下水条件の結果と合わせて図 3.3.1-2 に示す。なお，同図には緩衝材の基本特性試験（分冊 2 2.2 節参照）によって得られた降水系地下水および海水系地下水条件での緩衝材の膨潤応力の結果も併記した。図よりガス移行試験データは，1 オーダー程度の幅でばらつきを有しているが，全体的な傾向としては，降水系地下水条件下で得られた膨潤応力を上回る圧力で破過する結果となっている。なお，こ

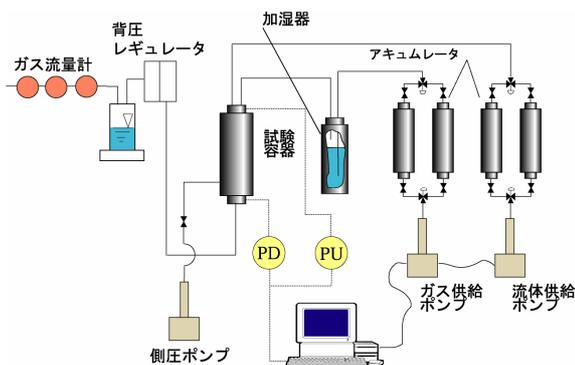


図 3.3.1-1 ガス移行試験装置の概要

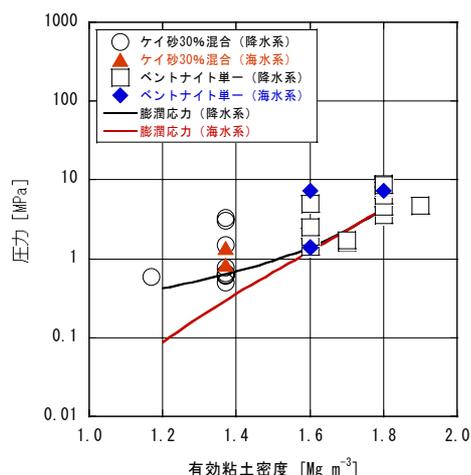


図 3.3.1-2 有効粘土密度と破過圧力の関係（降水系地下水および海水系地下水条件下）

のようなデータのばらつきは、後述する飽和膨潤時の CT 値の分布 (図 3.3.1-6(b)) が一定していないことから判断して、試料の不均一性に起因しているものと推測される。今回の試験結果から、海水系地下水条件での試験データ数が少ないという制約はあるものの、降水系地下水条件のデータと比較して顕著な違いは見られなかった。したがって、以上の結果から緩衝材中のガス移行挙動に対する塩濃度の影響はそれほど顕著ではないものと推測されるが、今後、海水系地下水条件での試験によるデータの拡充を継続することによって、この結果の妥当性を確認する必要がある。

(ii) X 線 CT 法の適用性検討

これまでに行われてきている国内外でのガス移行試験の方法は、容器内に粘土試料を充填し、容器上下端等にセンサーを設置して、破過圧力、間隙水圧、透気流量などを測定し、数少ない情報量から緩衝材中のガス移行メカニズムを推定してきた。ガス移行メカニズムをより詳細に理解するためには、粘土試料内部にも数多くのセンサーを設置し、より多くの情報を得ることが必要であるが、これらのセンサー自体がガスの移行経路となってしまふ恐れもある。したがって、諸外国ともガス移行モデルの開発を進めている現状で、実験データ自体が少ないという問題のほかに、このような実験的手法の限界も有している。そこで、本課題も踏まえた新たな実験手法のひとつとして X 線 CT 法 (図 3.3.1-3) の適用性について検討を行った (棚井ほか, 2003 ; 棚井, 2003)。なお、X 線 CT スキャナにより得られるデータは、CT 値と呼ばれる数値であり物体の X 線吸収係数が変換されたものである。X 線吸収係数は物体の密度に比例することから、自ずと CT 値も密度に比例する。したがって、X 線 CT により得られる画像は物体の密度空間分布を表したものとなる。

試験は、図 3.3.1-1 の装置を用いるとともに、CT 撮影が可能ないようにアルミ合金製の試験容器を使用した。ガス移行試験の方法は、前述したガス移行試験における手順と同様であるが、ガスの供給に際しては、ヘリウムガスを試料の片側から一定流量 (0.005cc min^{-1}) にて行った。試料の CT 撮影については、ガス供給前の飽和膨潤状態における試料の撮影から始まり、透気終了までの期間、任意の時間で適宜 CT 撮影を実施した。なお、緩衝材中のガスの移行過程を把握するためには、同一断面での CT 値の時間的な変化として捉える必要があることから、常に同じ位置 (図 3.3.1-4) を撮影できるように容器を固定するとともに、装置自体が有しているノイズを軽減するためスタッキング処理を行った。CT 撮影条件は、管電圧 135kV、撮影速度 0.75sec、スライス厚 1.0mm である。なお、X 線 CT 撮影の空間分解能は、0.35mm である。

ガス供給前の水で飽和された状態における CT 値とガス供給 42 日、77 日、84 日、90 日および 96 日経過後のそれぞれの CT 値との差分をとった差画像を図 3.3.1-5 に示す。この図からガスの供給過程にともない徐々に試料全体に斑点が増え、かつリング状の領域が発生していることがわかる。なお、ガス供給 101.6 日後にガスが緩衝材中を透過していることから、



図 3.3.1-3 X 線 CT スキャナの概観

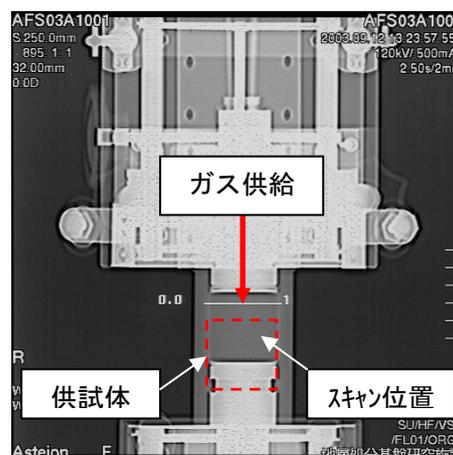


図 3.3.1-4 スキャン位置

図 3.3.1-5 の結果はガス破過の兆候を現しているものと考えられる。また、図 3.3.1-6 (b)は図 3.3.1-6(a)に示した試料断面における (A→B) ライン上のガス供給前の CT 値とガス供給 96 日後の CT 値の変化を示したものであり、この結果より局部的に 1400 程度あった CT 値が 1250 程度まで低下していることが分かる (グラフ中赤丸の領域)。

以上の結果から X 線 CT によって得られたデータは、緩衝材中におけるガスの移行過程を観察可能であることが分かった。また、リング状に現れた局所的な変化領域が観察できたことから、緩衝材中のガスの移行挙動は試料全体を一様に移行するのではなく、選択的な移行経路の形成による挙動であると推測できる。

今回の試験は、試料の 1 断面のみを撮影した結果であることから、今後、複数断面の撮影を行い、3 次元的な連続性などに関する検討を行っていくことで、緩衝材中のガス移行メカニズムの解明に寄与できるものと考えられる。

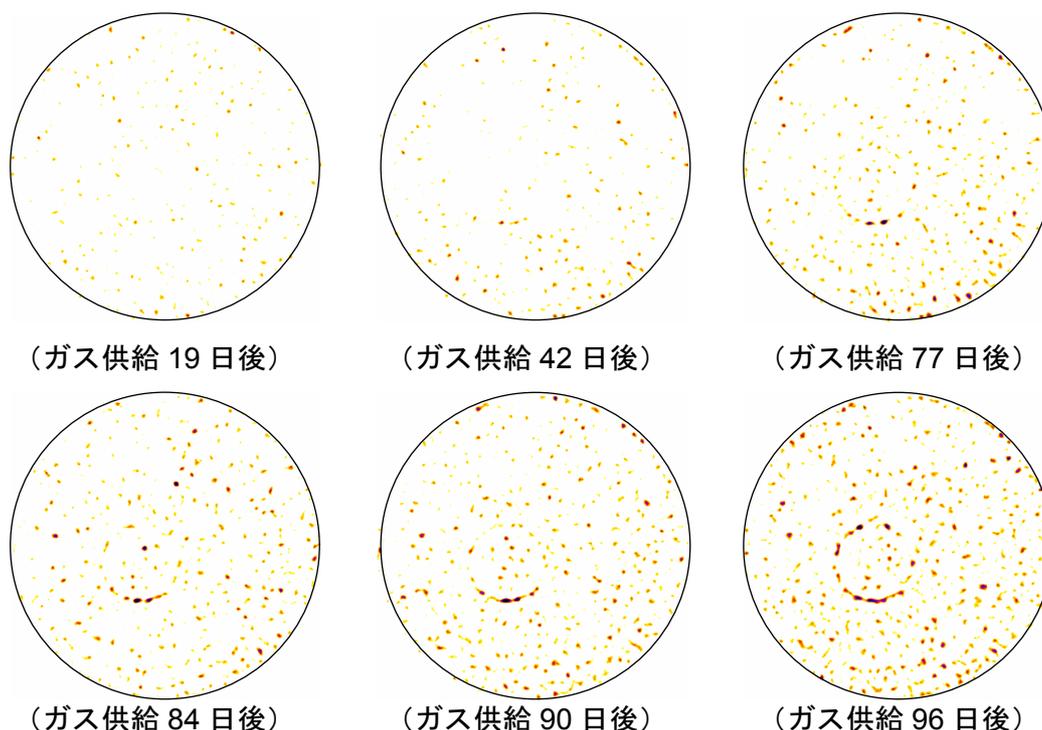
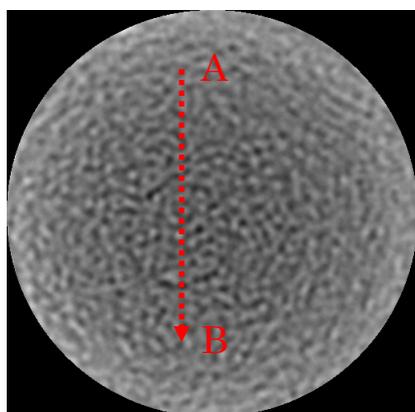
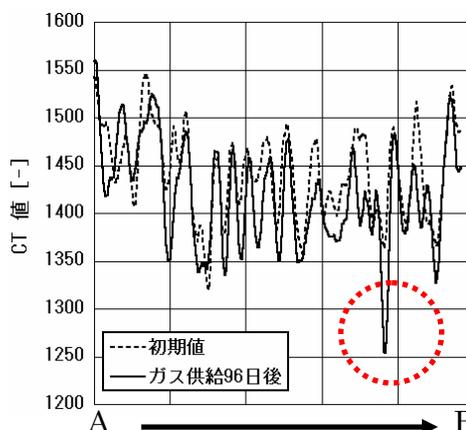


図 3.3.1-5 初期状態とガス供給後の CT 値の差画像



(a) スキャン画像



(b) A→B ライン上の CT 値分布

図 3.3.1-6 A→B ライン上での初期状態とガス供給 96 日後の CT 値の変化

(iii) ニアフィールド評価に適用し得るガス移行挙動モデルの検討

水素ガス発生による影響に関しては、高レベル放射性廃棄物および TRU 廃棄物処分両方に共通した問題である。また、評価対象としては、緩衝材や埋め戻し材としての適用が考えられているベントナイト系材料、支保工や TRU 廃棄物処分概念における構造躯体の候補材として検討されているセメント系材料、および天然バリアである岩盤がある。これらをすべて考慮したガス移行モデルは現時点においては確立されておらず、特に、ベントナイト系材料を対象としたモデルは、国内外を含めてその開発に向けた検討が行われているところである。これらを背景として、評価対象ごとに検討されている解析モデルとその開発状況に関して調査を実施し、モデルの取り扱うガス移行機構や基本数学モデル、モデルの特徴および問題点等を整理した(棚井・山本, 2003)。さらに、これらを基に現時点においてニアフィールドの性能評価に適用し得ると考えられるモデルについて概略的な検討を行い、今後の方向性について概観した(棚井・山本, 2003)。その概要を以下に示す。

①セメント系材料

OECD/NEA における議論を踏まえた EU の検討 (Rodwell and Norris, 2003) では、一般的に従来の連続媒体二相流モデルの適用が可能であり、二相流パラメータも適切に設定し得ると考えられている。しかしながら、実際の地質環境を模擬した条件下で作製された各種配合でのインタクト亀裂、打ち継ぎ目を含んだ試料に対してガス移行試験を実施し、排水条件下における二相流パラメータを取得し評価することが必要である。なお、亀裂網モデル (McCarthy and Rodwell, 1998) などは計算負荷上の問題が残されている。

②岩盤

亀裂性岩盤に関しては、セメント系材料同様、従来の連続媒体二相流モデルの適用が可能であると考えられているが、二相流パラメータをどのように設定するかについては、パラメータ近似関数の設定、不均質性の反映等の観点から問題があるとされている (Rodwell and Norris, 2003)。また、亀裂ネットワークの複雑さに起因する問題も存在する。石油および地熱分野においては、二重間隙モデル等の適用が行われており、実験室規模の試験結果に基づけば、従来の連続媒体モデルによって気液の挙動を表現できるとしていることから、室内試験の実施と二重間隙モデル等の適用を含めた連続媒体二相流モデルの適用性を確認することも必要である。多孔質とみなせる岩盤に関しては、OECD/NEA のガス移行評価に関するワークショップ (OECD/NEA, 2001) では、従来の連続媒体二相流モデルの適用については確実な根拠を有していると述べられている。

③ベントナイト系材料

ベントナイト系材料に対して、密度、鉱物組成等によって固有のガス侵入圧力が存在し、ガスの透過による間隙水の排出がごく少ないという特徴がある。このため、従来の連続媒体二相流モデルでは正しく表現できないと考えられている (Rodwell and Norris, 2003)。これまでに微小亀裂の形成を考慮したモデル等の開発 (例えば, Griffith, 1924) が行われているが、確証されたモデルは無く、実験とモデル開発が進められている。サイクル機構においても、GAMBIT Club プロジェクトにおけるモデル開発、また圧力による透過係数の変化を考慮した Kozeny-Carman モデル (以下、「改良型 TOUGH2」という) に関する適用性の検討をそれぞれ進めてきた。GAMBIT Club でのモデル開発としては、応力場との連成を考慮してガス移行モデルの有限要素法応力解析プログラムへの組み込みについて検討を行い、GAMBIT-GWS モデルを構築した (Hoch et al., 2004)。連成については、多孔質媒体の力学的変形と媒体中の物質移行の組み合わせに対して、Biot の圧密理論 (Biot, 1941) を適用することにより定式化が行われている。また、定式化された応力/ひずみモデルと気液移行モデルとの連成モデルは、力の平衡方程式、間隙流体を伴う等方弾性体について Hooke 則を一般化した巨視的応力/ひずみ関係式および Darcy 則に基づく液相および気相に対する間隙流体の連続方程式によって構成されている (棚井・山本, 2003)。この GAMBIT-GWS モデル (Hoch et al., 2004) に関しては、イギリス地質調査所 (BGS) における MX-80 ベントナ

イトを対象としたガス移行試験結果との比較検討により，試験結果の再現性が確認されつつある（図 3.3.1-7）。改良型 TOUGH2 コードは，ベントナイト系材料中のガス移行への適用を目的として，不飽和の系における浸透率，毛管圧力，間隙率および飽和度の関係に Kozeny-Carman モデルを適用したものである（Tanai and Yamamoto, 2003）。なお，改良型 TOUGH2 コードの妥当性検討については，後述する。その他の研究としては，原子力環境整備促進・資金管理センターが TRU 廃棄物処分の観点から，スイス・グリムゼル岩盤試験場において，岩盤内に高さ 4.5m，直径約 4m のサイロ型ピットを掘削し，コンクリートサイロおよびベントナイト混合土（ベントナイト 20%+ケイ砂 80%）からなる人工バリアシステムを含む模擬施設を建設し，ガス移行の観点からみたシステム全体の機能評価やガス移行モデルの適用性評価などを目的としたガス移行原位置試験を行ってきている。ここでは，二相流解析コードの適用性を検討するため，統合型水循環シミュレータ GETFLOWS（積分型有限差分法に基づく 3 次元多成分・多相流体解析プログラム）による解析が行われている（原子力環境整備促進・資金管理センター，2004）。

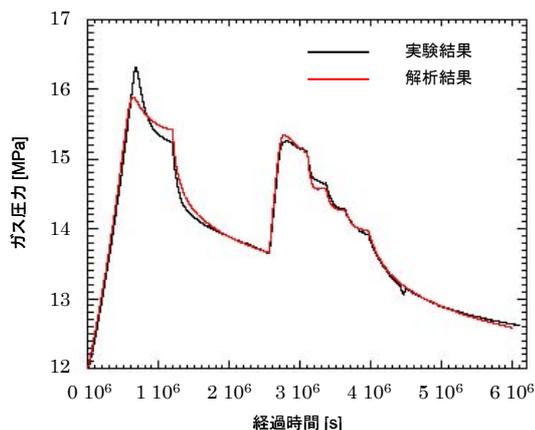


図 3.3.1-7 MX-80 を用いたガス移行試験結果に対する GAMBIT-GWS モデルの適用例

このような国内外におけるモデルの開発状況を踏まえ，ニアフィールドにおけるガス移行挙動を評価するために現時点において適用可能性を有すると考えられるモデルを以下のように抽出した。

- ① 硬質泥岩を除く岩盤やセメント系材料については，連続媒体二相流モデルの適用を第一に考えデータの充実を図っていくことが必要である。
- ② 緩衝材などの粘土系材料や硬質泥岩に対しては，連続媒体二相流と応力場の連成を考慮した GAMBIT-GWS モデル，圧力による透過係数の変化を考慮した Kozeny-Carman モデルについて，実験結果の再現性を確認しつつ，選択すべきである。なお，原子力環境整備促進・資金管理センターにおいて検討を進めている GETFLOWS についても，その研究の進展を見守りつつその適用の可能性を判断する。

(iv) 改良型 TOUGH2 コードの妥当性検討

ガス移行試験結果と改良型 TOUGH2 コードによる解析結果との比較によりモデルの妥当性に関する検討を行った。ガス移行試験については，図 3.3.1-1 に示した装置により，クニゲル V1 100%，乾燥密度 1.6Mg m^{-3} の圧縮ベントナイトを用い，人工海水にて試料を飽和させた後，ヘリウムガスを供給して行ったものである。なお，背圧として約 5MPa を負荷するとともに，ガスの供給に際しては， 0.005cc min^{-1} の一定流量にて実施した。図 3.3.1-8 に試験開始から 101.4 日以降のガス圧力とガス透気流量の経時変化を示す。図よりガス圧力が約 7.2MPa で透気していることが分かる。また，試験により得られたガス浸透率は， $4.7 \times 10^{-19} \text{m}^2$ である。

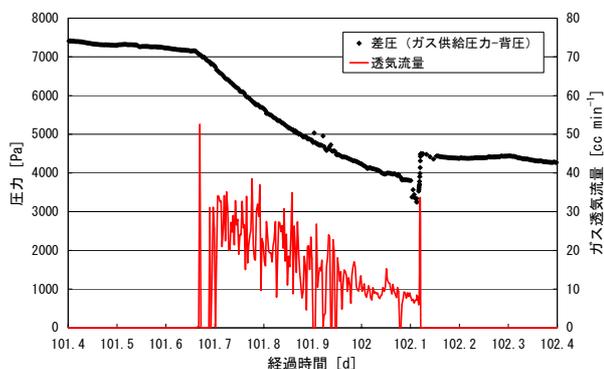


図 3.3.1-8 ガス圧力とガス透気流量の経時変化

この試験結果をもとに改良型 TOUGH2 コードによるシミュレーション解析で用いたパラメータの設定値を表 3.3.1-1 に示す。

図 3.3.1-9 にガス圧力に関するシミュレーション結果を示す。図よりガス注入圧力については、試験結果を高い精度で再現しているようであるが、一部、試験開始後約 90 日以降における圧力上昇速度の減少が反映されていない。一方、図 3.3.1-10 にガス透気流量に関するシミュレーション結果を示す。同図には実験データの変動を滑らかにするために 20 区間ごとに移動平均した近似曲線も示した。図より破過時点の透気流量を比較すると、ガス移行試験測定値の近時曲線により示された最大値 27cc min^{-1} と解析結果で得られた 32cc min^{-1} とは比較的一致しているものの、試験結果よりも解析結果の方が、ガス透気流量の立ち上がりが早い。また、破過以降、試験結果ではガスの供給を停止する 102.1 日時点まで緩やかに流量が減少するのに対して、解析結果では破過後のピークの後、さらに緩やかな流量の増加が継続している。これは、ベントナイトへのガスの侵入、破過時のガス透気流量の変化が極めて急速かつ大きいため、このような非線形性の高い現象に対しては数値解法上の問題が生じることから、現在のパラメータ設定では十分に再現されていないことを示している。したがって、非線形性の高い変動が生じる期間に対するパラメータの有効な適用等について、さらに検討する必要がある。具体的には、時定数、形状因子およびスケールファクターそれぞれのパラメータについて、これらの組み合わせを踏まえた値の見直しや変化の激しい期間とそうでない期間とにパラメータを使い分けることなどの検討が必要である。以上の検討結果から、課題は残されているものの、改良型 TOUGH2 コードにより試験で観察された現象を比較的再現できることがわかった。

表 3.3.1-1 改良型 TOUGH2 に用いたパラメータ

パラメータ	設定値	備考
注入ガス圧力	5.102 MPa	
間隙水圧	4.980 MPa	
間隙ガス圧	2336.6 MPa	20°Cでの飽和水蒸気圧
絶対浸透率	$1.12 \times 10^{-20} \text{ m}^2$	試験結果
破過時のガス相対浸透率係数	2.83×10^2	試験結果に基づき設定
破過時の過剰間隙ガス圧	$1.81 \times 10^6 \text{ Pa}$	試験結果に基づき設定
移行経路閉塞時過剰間隙ガス圧	$1.15 \times 10^6 \text{ Pa}$	試験結果に基づき設定
弾性に係る定数	$3.10 \times 10^6 \text{ Pa}$	フィッティングパラメータ
時定数	5.0×10^{-4}	フィッティングパラメータ
形状因子	2.0×10^{-4}	フィッティングパラメータ
ガスの相対浸透率の増加に係るスケールファクター	6.9×10^2	フィッティングパラメータ

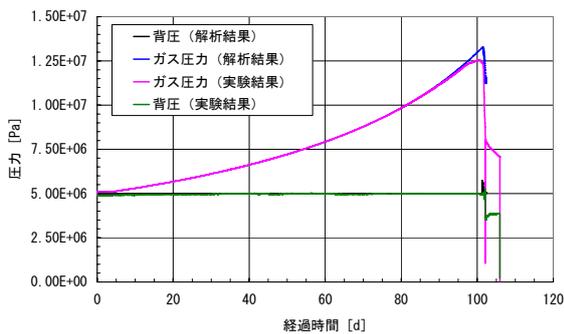


図 3.3.1-9 ガス圧力のシミュレーション結果

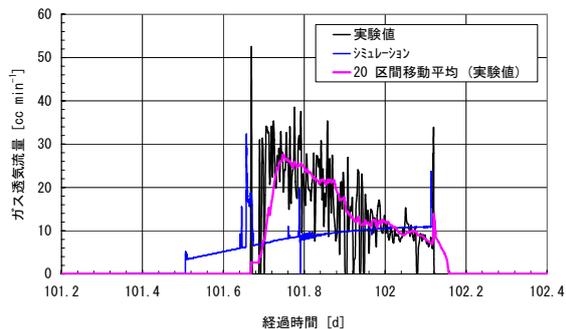


図 3.3.1-10 ガス透気流量のシミュレーション結果

(v) ガス発生速度に対応した人工バリア性能の検討 (松井ほか, 2005)

第 2 次取りまとめ以降の評価手法の信頼性向上ならびにオーバーパック腐食挙動研究の成果を踏まえつつ、改良型 TOUGH2 コードを用いた解析を実施し、炭素鋼オーバーパックの

腐食で発生するガスが処分システムにおよぼす影響について検討した。解析対象としては、硬岩系岩盤，処分孔縦置き方式，処分深度は 1,000m とした。解析における初期条件は，第 2 次取りまとめと同じく解析対象範囲はすべて間隙水で飽和されているものとし，ガスは処分場閉鎖直後より発生するものとした。ガス発生速度に関しては，炭素鋼オーバーパックに関する腐食挙動研究の最新の知見によれば，種々の実験条件に対して，還元性雰囲気下の緩衝材中における炭素鋼の腐食速度が $0.2\sim 2.0\mu\text{m y}^{-1}$ と得られている (2.1.1 項) ことから，この成果を踏まえ腐食速度を $0.1\mu\text{m y}^{-1}$ ， $1.0\mu\text{m y}^{-1}$ および第 2 次取りまとめにおけるガス移行評価上の設定値であった $10\mu\text{m y}^{-1}$ の 3 ケースに設定し，腐食速度による影響を検討した。解析物性値に関しては，ガラス固化体および炭素鋼オーバーパックは，第 2 次取りまとめと同じとし，緩衝材については，ガス移行試験結果をもとに改良型 TOUGH2 コードを用いてフィッティングを行うことにより得られた移行特性パラメータを用いた。また，埋め戻し材については，ベントナイト 50%+ケイ砂 50%混合試料の試験結果から推定した。さらに，岩盤に関しては，釜石花崗岩に対する水の絶対浸透率の実測値をもとに推定した。図 3.3.1-11 に解析モデルを示すとともに，以下に，解析結果の概要を述べる。

0.1, 1.0 および $10\mu\text{m y}^{-1}$ 全てのケースでの間隙圧力およびガス飽和度の結果を図 3.3.1-12 および図 3.3.1-13 に示す。間隙圧力については，図 3.3.1-12 に示す全てのケースについて，ガラス固化体の発熱にともなう間隙水の膨張により約 0.02 年に 13MPa 程度の間隙圧力の上昇が生じる。この結果は，第 2 次取りまとめと同様の傾向である。ガス発生域での気相の生成時期は，図 3.3.1-13 から $10\mu\text{m y}^{-1}$ で約 2 年であるのに対し， $1\mu\text{m y}^{-1}$ で約 20 年， $0.1\mu\text{m y}^{-1}$ で約 200 年となる。また，これにともなってそれぞれの時期において，再度，間隙圧力の上昇が生じ，この時点の間隙圧力は全てのケースで約 11MPa となる (図 3.3.1-12)。図 3.3.1-12 から緩衝材にガスが侵入を開始した直後にガス発生域には間隙圧力の低下により地下水が流入し，ガスの飽和度は急速に低下するが，その後もガスの発生が継続しているため，再度間隙圧力は上昇してガスの放出を継続し， $10\mu\text{m y}^{-1}$ のケースでは約 900 年時点でガス発生領域の間隙圧力は 10.7MPa で定常に達する。一方，0.1, $1.0\mu\text{m y}^{-1}$ のケースでは 1 万年時点で定常には達しない。

腐食速度 1.0 および $10.0\mu\text{m y}^{-1}$ における岩盤へのガス放出速度の経時変化の結果を図 3.3.1-14 に示す。オーバーパック表面で発生したガスは， $10\mu\text{m y}^{-1}$ のケースで 300 年以降に緩衝材を透過して処分孔側面から岩盤内に侵入を開始するため，ごく短期間に 0.52kg y^{-1} に達するが，その後は約 0.02kg y^{-1} の一定値で放出が継続している。この値は，ガス発生量

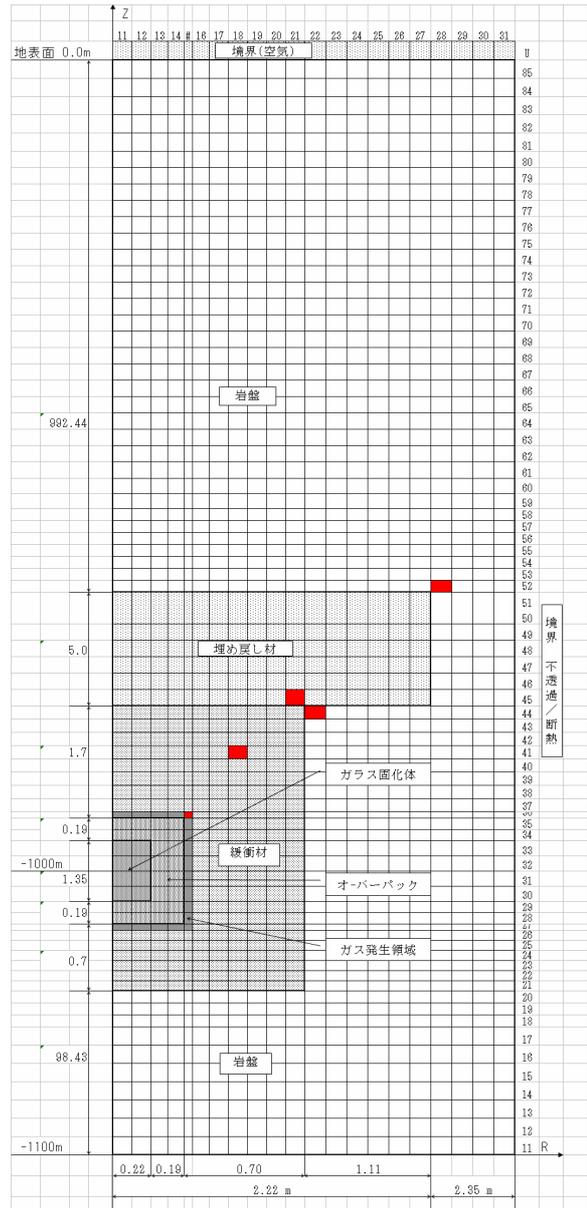
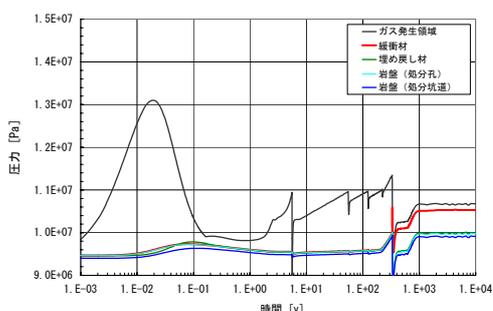


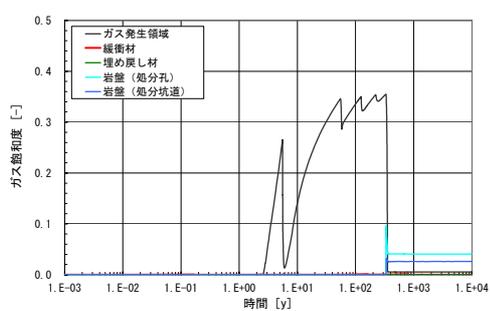
図 3.3.1-11 ガス移行解析モデル
(■ : 解析評価点)

0.23STPm³ y⁻¹にほぼ等しい値であり、処分場内のガスの移行現象が定常状態に達していることを示している。1.0μm y⁻¹のケースでは、4,000年以降に20kg y⁻¹に達するが、その後は10μm y⁻¹のケースと同様に放出は一旦停止した後、緩やかに上昇し、1万年時点では約0.002kg y⁻¹に達しつつある。一方、0.1μm y⁻¹のケースでは1万年以内に岩盤側へのガスの放出が開始されない結果となった。このように0.1および1.0μm y⁻¹のケースでは、解析対象期間を1万年で区切ってしまったために、定常状態まで把握することはできなかったが、腐食速度10μm y⁻¹の1/100、1/10と小さくしたことによる時間遅れの傾向が見られるのみで間隙圧力の大きな変化はないものと予想される。

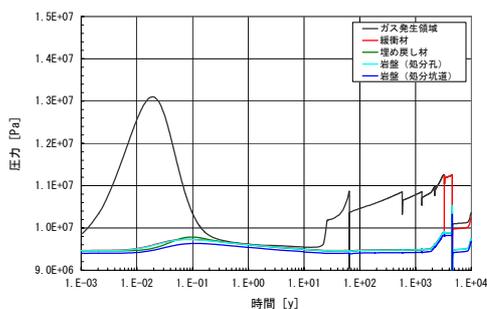
以上の解析結果から、廃棄体の発熱にともなう間隙圧力の上昇を除外すれば、ガス透過による間隙圧力の上昇は初期地下水圧の20~26%程度（最大2.0MPa程度）と考えられ、岩盤に放出されるガスの速度は、ガスが侵入を開始した直後のごく短期間のピーク以降は、各ケースの発生速度にほぼ等しい速度で定常的に岩盤に放出される。また、累積排水量が最大となる時点での緩衝材中の間隙水の12~18%程度がガスによって放出される。以上のことより、間隙排水量および間隙圧力の上昇は、第2次取りまとめでの値に比べ若干大きいものの、腐食速度が10μm y⁻¹以下であれば、ガス発生による影響は、ほとんど問題ないものと考えられる。なお、腐食速度が0.1μm y⁻¹オーダーになると岩盤にガスが透過するまでの期間が10⁴年以上のオーダーとなることから、長期の現象として評価する必要がある。



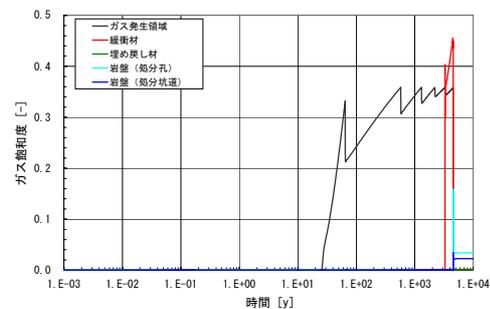
(a) 10 μm y⁻¹



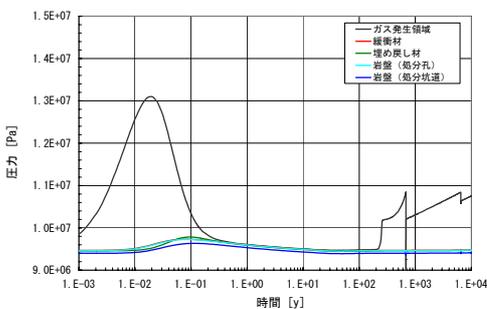
(a) 10 μm y⁻¹



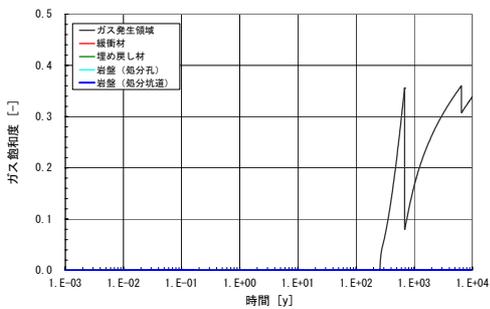
(b) 1.0 μm y⁻¹



(b) 1.0 μm y⁻¹



(c) 0.1 μm y⁻¹



(c) 0.1 μm y⁻¹

図 3.3.1-12 間隙圧力の経時変化

図 3.3.1-13 ガス飽和度の経時変化

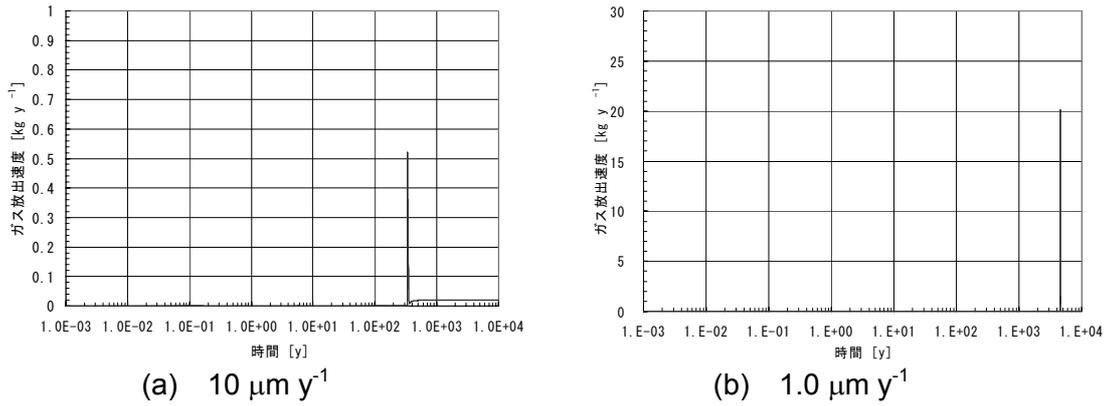


図 3.3.1-14 岩盤内へのガス放出速度の経時変化

(3) 結論

- ・ 海水系地下水および降水系地下水条件での試験結果には大きな違いが見られなかったことから、海水系地下水がガス移行に与える影響はそれほど顕著でないことが推測できた。これにより第2次取りまとめでは、主に降水系地下水での評価であったのに対し、海水系地下水をも含めた概略的な評価が可能となった。
- ・ より詳細な現象の理解に基づくモデル開発という観点から、従来の実験手法の欠点を解決できる手法として X 線 CT 法を提案し、その適用性を確認した。また、この試験結果から、選択的移行経路の形成によるガス移行挙動を示すことを確認した。これにより、今後のモデル開発に有益となるひとつの実験手法を提示することができた。
- ・ 諸外国におけるガス移行モデルの開発状況の整理などに基づき、ニアフィールドにおけるガス移行挙動を評価するための基本モデルを整理し、評価対象ごとに現状適用可能なモデルを選定した。
- ・ ガス移行試験と改良型 TOUGH2 による解析との比較検討により、モデルの妥当性を示すことができた。これにより緩衝材中のガス移行挙動を評価するためのひとつの手法が提示できた。
- ・ 炭素鋼オーバーパックの腐食速度をパラメータとした改良型 TOUGH2 コードによる解析によって、腐食速度が $10\mu\text{m y}^{-1}$ 以下であれば、ガス発生による影響は、ほとんど問題ないことを確認した。

(4) 今後の課題

- ・ 海水系地下水条件での評価の妥当性を確かなものとするために緩衝材を対象としたデータの拡充を進める。また、解析パラメータを設定するための基礎データを取得するとともに、これらをデータベースとして整備する。
- ・ GAMBIT-GWS モデルの解析環境の整備を行うとともに、ガス移行試験ならびに可視化試験結果を用いた改良型 TOUGH2 および GAMBIT-GWS モデルによる解析を通じて、モデルの適用性を確認する。
- ・ オーバーパックの腐食挙動研究と連携しつつ、ガス発生による安全評価上に与える影響の幅を提示する。
- ・ 諸外国の研究の状況を適宜収集・整理し、試験の方向性やモデル開発、ならびにパラメータの設定に反映する。
- ・ ガス移行研究を通じて構築された評価手法を用い、ガス移行原位置試験による評価手法の検証を実施する。

3.3.2 人工バリアせん断応答挙動

(1) はじめに

「特定放射性廃棄物の最終処分に関する法律」によると、処分場のサイト選定については、「将来にわたって、地震等の自然現象による地層の著しい変動が生ずるおそれが少ないと見込まれる地区を選定する」としている。これにより、我が国の地層処分においては、地震・活断層の影響等、地層処分システムに著しい影響を及ぼす可能性のある天然現象については、サイト選定によってその影響を避けることを基本としている。

一方、原子力安全委員会では、「安全評価にあたっては、極めて多様な物理的、化学的、あるいは地球科学的な自然現象や人為的事象等が、緩慢に、あるいは突発的に関与する可能性に関し検討する必要がある」（原子力安全委員会、2004）としている。そのひとつの可能性として、万が一断層によるずれ変位が生じる場合を想定して、人工バリア性能の限界状態を把握しておくことも重要であると考えられる。なお、このような研究は、高レベル放射性廃棄物の地層処分に対する国民の合意形成を得ることに寄与する。

第2次取りまとめでの断層の影響に関する検討は、スウェーデンの人工バリア概念に対する解析結果（Börgesson, 1992）を用いて行っている。その結果、第2次取りまとめで示したレファレンスケースについては、緩衝材厚さ0.7mの人工バリアに、0.2m程度のせん断変位が生じた場合でも、オーバーパックの変形は小さく、破断に至る可能性は低いとしている。

これらを背景に、第2次取りまとめ以降の課題としては、断層活動が我が国の地層処分概念に基づいた人工バリア性能に与える影響を把握することが挙げられる。これには、将来の断層活動を評価し、それが処分システムに与える影響の程度と範囲を把握しつつ、具体的に人工バリア性能の限界状態を評価することが重要となる。このうち、将来の断層活動によってもたらされる影響については、深地層の科学研究において地質環境の長期安定性の観点から検討が進められている。

本研究では、処分場において断層によるずれが生じる場合を想定し、人工バリアの挙動を把握することを課題として、模型試験による実測データの取得、及び解析による評価手法の確立を目指した評価モデルについて検討を行った。

(2) 研究内容

(i) 断層活動の影響を受けた人工バリアの挙動評価

(a) 模型実験

処分孔に断層によるずれが発生した場合の、人工バリア挙動の傾向を明らかにするために、模型実験（平井ほか、2003b）を行った。

i) 試験概要

模型実験は図3.3.2-1に示すように、「高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告書—平成3年度—」（動力炉・核燃料開発事業団、1992）で設定された、処分坑道横置き方式における人工バリアの中央に、鉛直方向に断層ずれが発生した場合を想定して実施した。模型実験の縮尺は1/20である。図3.3.2-2に試験装置外観を、図3.3.2-3に試験装置の概略図を示す。中央で分割されている円筒形の鋼製容器（以下、「せん断容器」という）に、緩衝材と鋼製の模擬オーバーパックを設置し、蒸留水を0.2MPaで加圧注水して緩衝材を飽和させ、有効応力が安定した段階で飽和完了とした。その後、せん断容器の左半分を鉛直方向に載荷して、所定の速度で設定した変位まで下降させた。

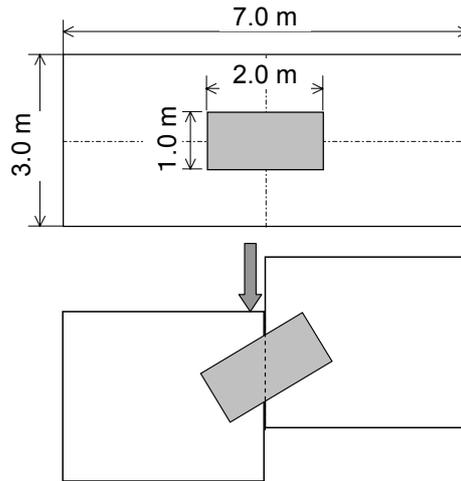


図 3.3.2-1 断層挙動の概念



図 3.3.2-2 試験装置外観

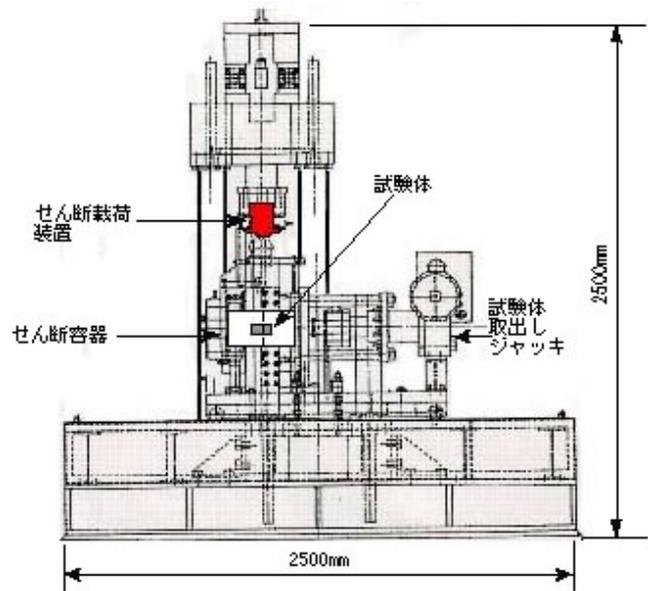


図 3.3.2-3 試験装置概略図

ii) 試験条件と計測機器

図 3.3.2-4 に緩衝材と模擬オーバーパックの寸法及び配置を示す。緩衝材は円筒軸方向に 9 分割したブロックを用いた。緩衝材の材料仕様は、第 2 次取りまとめにおけるレファレンスケース（ベントナイト 70wt%とケイ砂 30wt%混合，乾燥密度 1.6Mg m^{-3} ）と同じとした。

表 3.3.2-1 に試験条件を示す。せん断の载荷条件は、せん断変位量を 40mm，変位速度を 100mm s^{-1} とした。せん断変位量は模型試験における緩衝材厚さ 50mm の 80%に相当し，実規模においては 800mm のせん断変位量となる。

2 回の試験におけるせん断変位及びせん断速度の条件は等しいが，試験 2 では試験 1 の計測項目に加えて，オーバーパックに作用する土圧を計測している。試験 1 では土圧計 11 点，間隙水圧計を 7 点設置し，試験 2 ではそれらに加えて，模擬オーバーパックに土圧計を 3 点設置した。図 3.3.2-5 および図 3.3.2-6 に計測点の位置を示す。

鋼製の模擬オーバーパックは，試験 1 では中実のものを使用し，試験 2 では図 3.3.2-6 に示すように，ガラス固化体に相当する部分を中空とし，胴部の厚さ 15mm，蓋部の厚さ 10mm のものを使用した。

排水条件は、人工バリアの処分環境を想定し、せん断容器は非排水状態とした。

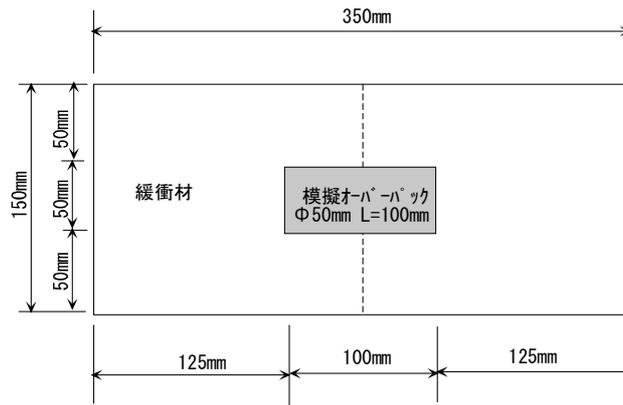


図 3.3.2-4 緩衝材及び模擬オーバーパックの寸法及び配置

表 3.3.2-1 試験条件

試験名	せん断変位	せん断速度	計測項目	模擬オーバーパック
試験1	40 mm	100 mm s ⁻¹	せん断荷重, せん断変位 容器土圧, 容器間隙水圧	中実
試験2	40 mm	100 mm s ⁻¹	せん断荷重, せん断変位 容器土圧, 容器間隙水圧, オーバーパック土圧	中空

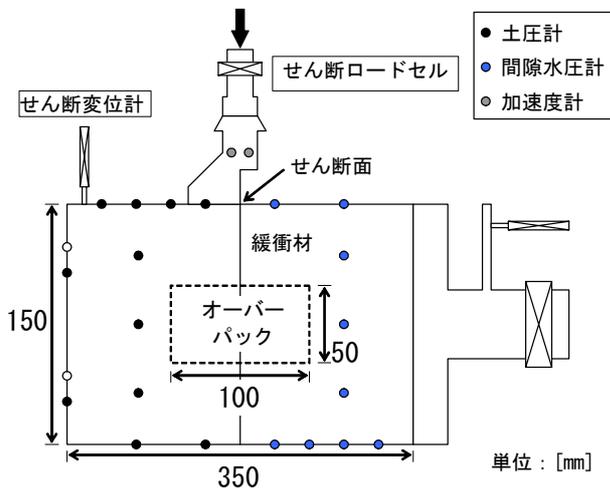


図 3.3.2-5 せん断容器の計測機器の配置

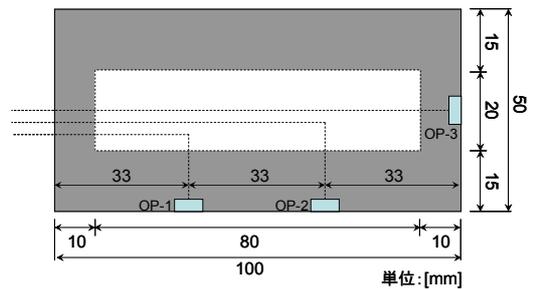


図 3.3.2-6 試験2で用いた模擬オーバーパックと土圧計の位置

iii) 実験結果

図 3.3.2-7 に試験 1 のせん断試験後の緩衝材および模擬オーバーパックの様子を示す。いずれの試験においても、模擬オーバーパックは緩衝材中で回転しており、残留変位や損傷は見られなかった。オーバーパックがせん断によって、その中心を支点にして回転した場合の回

回転角は(3.3.2-1)式にて表わすことができ、本試験におけるせん断変位 40mm の場合、回転角は 24° と求められる。試験 1 および試験 2 におけるオーバーパックの回転角の実測値はそれぞれ 25° , 27° であり、計算値とほぼ同じ値を示した。

$$\theta = \sin^{-1}\left(\frac{\delta}{L}\right) \tag{3.3.2-1}$$

ここで、 δ はせん断変位 mm, L は模擬オーバーパック長さ mm である。



図 3.3.2-7 緩衝材中の模擬オーバーパックの回転状況（試験 1）

図 3.3.2-8 及び図 3.3.2-9 にせん断容器に作用する土圧の経時変化を、図 3.3.2-10 に、試験 2 で計測したオーバーパックに作用する土圧の経時変化を示す。図 3.3.2-8 より、試験 1 においてせん断容器に作用する土圧の最大値は、2.0MPa 程度となった。また、図 3.3.2-9 及び図 3.3.2-10 より、試験 2 において、せん断容器に作用する土圧の最大値は約 2.3MPa, また、オーバーパックに作用する土圧の最大値は 2.5MPa 程度となった。緩衝材の膨潤応力は、蒸留水では 0.5MPa 程度であり、模型試験のせん断によって発生した応力は、膨潤応力の 5 倍程度となった。

また、载荷側の上部に位置する土圧計 8 では、せん断変位の増加に伴って、土圧が単調に増加しているが、载荷側の下部に位置する土圧計 9 では、せん断開始から 0.1 s までの間は、土圧が減少する傾向が確認された。これは、载荷側の上部については、せん断が開始されると、せん断容器上面が模擬オーバーパックに接近するため、緩衝材が圧縮されて土圧が上昇すると考えられる。一方、载荷点側の下部については、模擬オーバーパックが下方に回転変位を生じるまでの間は、相対的に、せん断容器の下面が模擬オーバーパックから離れるように移動するため、下側の体積が増大して土圧が低下することが考えられる。

図 3.3.2-11 に試験 1 における間隙水圧の経時変化を示す。全体的に間隙水圧は上昇しており、その増分はほとんどの間隙水圧計では 0.3MPa から 0.6MPa を示し、最大では 1.6MPa 程度となっている。試験 1 でせん断容器に作用する土圧の増分は、全体的には 0.5MPa 程度、最大で 1.3MPa 程度となっている。このことより、人工バリアのせん断応答挙動における土圧の増分は、間隙水圧の上昇が大きく影響していることが明らかとなった。

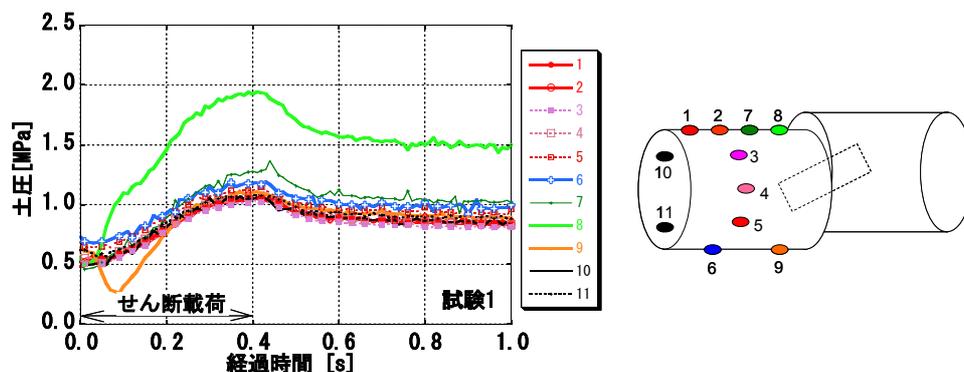


図 3.3.2-8 せん断容器に作用する土圧（試験 1）

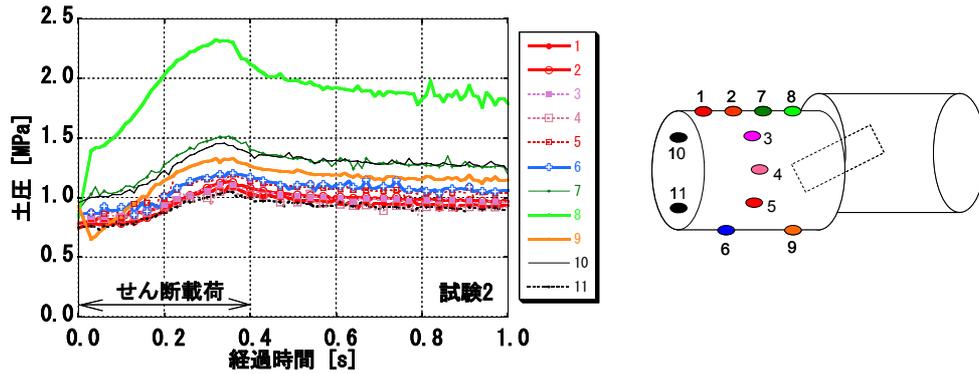


図 3.3.2-9 せん断容器に作用する土圧 (試験 2)

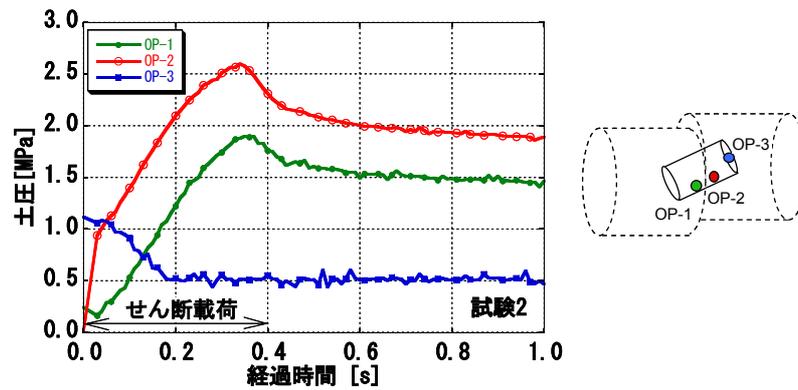


図 3.3.2-10 オーバーパックに作用する土圧 (試験 2)

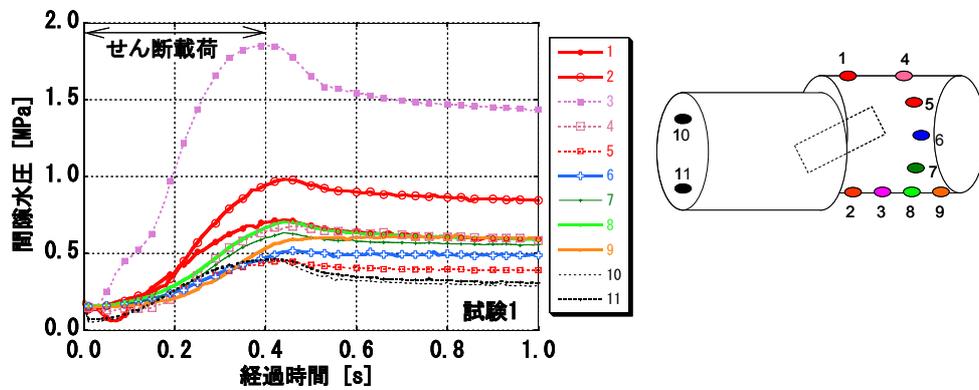


図 3.3.2-11 間隙水圧分布 (試験 1)

(b) シミュレーション解析

非線形 3 次元 FEM 解析により、模型実験のシミュレーション解析を行った (平井ほか, 2003b)。図 3.3.2-12 に解析モデルを示す。解析モデルは、試験の対称性を考慮して半断面モデルとした。解析コードは汎用コード ABAQUS (Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., 1997) を用いた。

解析モデルにおいて、せん断容器の固定側に相当する右半分については、緩衝材の外周面を完全固定とした。また、可動側に相当する左半分の外周面には、鉛直方向 40mm まで 100mm s⁻¹ の一定速度で変位するように境界条件を与えた。

材料特性は、緩衝材は弾塑性材料とし、模擬オーバーパックは弾性材料とした。解析は、試験 1 と同じく、中実の模擬オーバーパックとし、ガラス固化体に相当する部分もオーバー

パックと同じ材料でモデル化している。

解析における緩衝材の構成モデルは、修正 Cam-clay モデル (Schofield A.N and Wroth C.P, 1968 : Roscoe,K.H. and Burland J.B, 1968) を用いた。

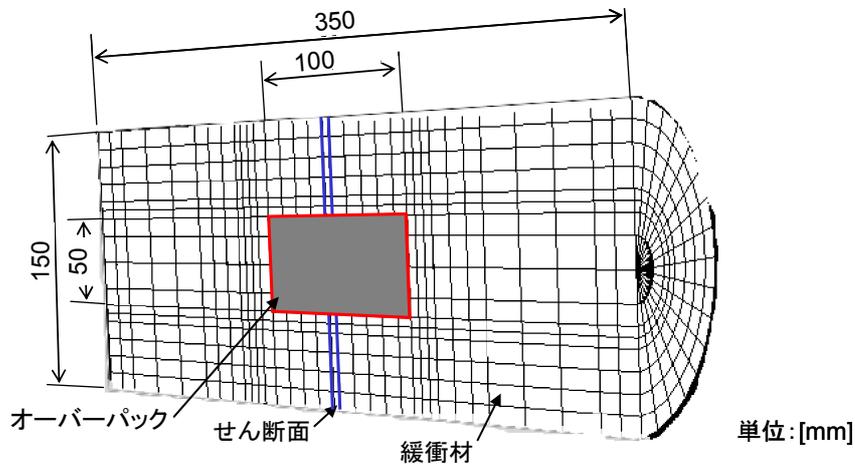


図 3.3.2-12 模型実験のシミュレーション解析に用いたモデル

図 3.3.2-13 に、せん断容器に作用する土圧について解析した結果を、実験結果と併せて示す。実験結果は試験 1 及び試験 2 において土圧計 8 で計測された土圧であり、解析は土圧計 8 に近い要素に発生した応力を示している。せん断変位が 20mm を越えた後半部分においては、解析結果と実験結果に差が生じるものの、前半部分における応力の増大挙動について傾向性は一致しており、修正 Cam-clay モデルを用いて、人工バリアのせん断応答挙動を概略評価できることが示された。

図 3.3.2-14 に、せん断変位が最大の 40mm に達した時の、緩衝材中の間隙水圧分布を示す。オーバーパック周辺の広い範囲にわたって、間隙水圧が上昇していることが示され、実験における間隙水圧の上昇が、解析においても表現されていることを確認した。

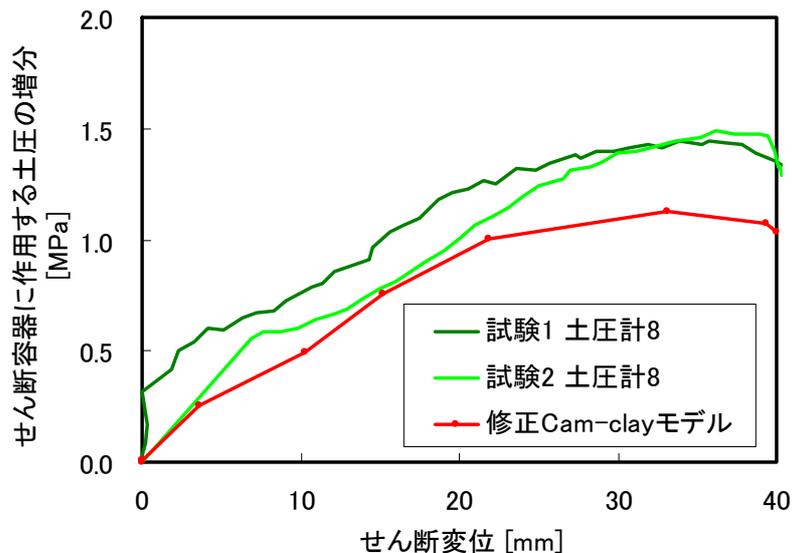


図 3.3.2-13 実験及び解析におけるせん断容器に作用する土圧

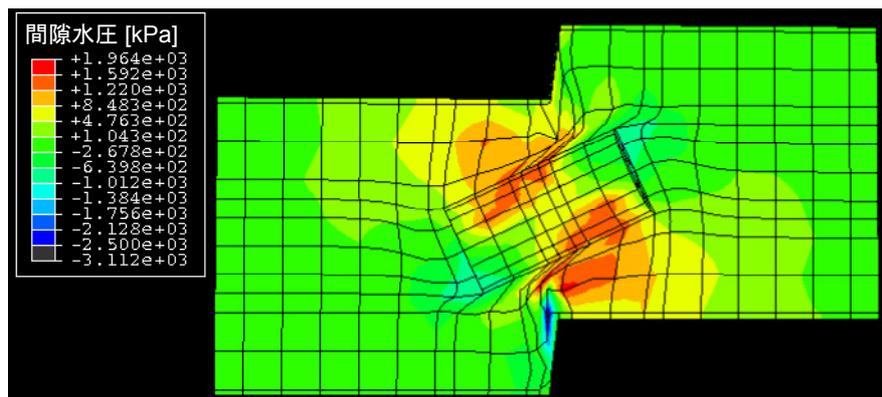


図 3.3.2-14 解析における間隙水圧分布

(3) 結論

- ・ 模型実験による実測データ取得の結果、せん断挙動を受けるときの緩衝材の土圧及び間隙水圧の上昇現象が確認された。緩衝材厚さの 80% の大きさに相当する 40mm の変位量と変位速度 100mm s^{-1} のせん断を与えた実験では、オーバーパックに作用する土圧は、緩衝材の膨潤応力の 5 倍程度となり、オーバーパックは緩衝材中で回転しており、損傷を受けていないことが確認された。
- ・ 解析による評価を行った結果、修正 Cam-clay モデルによって模型実験結果を概略的に評価できることが明らかとなった。

(4) 今後の課題

- ・ 断層のせん断変位量やせん断変位速度をパラメータとした模型実験を行ってデータの拡充を図るとともに、実験のシミュレーション解析を通じて、人工バリアせん断応答挙動の解析的評価手法を確立する。
- ・ 実規模の人工バリアを対象とした断層ずれによる影響を解析によって検討し、人工バリア性能の限界状態を明らかにする。

3.4 ナチュラルアナログ研究

(1) はじめに

人工バリア材料の長期耐久性評価のために、天然における類似現象を研究対象としたナチュラルアナログ研究を実施している。第2次取りまとめ以降、火山ガラス、変質したベントナイト、遺跡から出土した鉄遺物を対象としたナチュラルアナログ研究を実施してきた (Kamei et al., 2000, 2005 ; 本田ほか, 2002)。これらナチュラルアナログ研究の成果は、人工バリアの長期健全性や岩盤中核種移行などに関して、地層処分システムの設計や安全評価の信頼性を傍証する知見として活用されている。処分事業の具体化に向けた動きの中でも、ナチュラルアナログ研究の重要性が認識されている (原子力発電環境整備機構, 2004a)。現在、「地下深部の環境におけるガラス変質評価」と「炭素鋼の長期腐食挙動評価」について課題として設定している。前者については、分冊 3 3.3.1 項「ガラスの長期溶解挙動に関する研究」で述べた。ここでは、炭素鋼の長期腐食挙動評価について記す。

第2次取りまとめ以降、腐食生成物の一種であるマグネタイト共存下における炭素鋼の腐食機構、特に腐食寿命への影響などの検討がされているが、約 1,000 年間にわたる腐食挙動について研究者間で必ずしも見解が一致していない (児島ほか, 1998 ; Taniguchi, 2003 ; 柴田ほか, 2005)。そこで、オーバーパックの長期腐食挙動に関するナチュラルアナログとして、地中に長期間埋まっていた鉄製品の腐食調査を実施する。数十年の土壌埋設鉄管を用いた腐食調査や、遺跡から出土した埋設期間約 1,000 年規模にいたる鉄遺物を用い、長期の腐食データ取得を行う。これらのデータは既存の室内試験データに基づく評価の傍証となり、長期の腐食評価手法の信頼性向上に寄与する。

(2) 研究内容

鉄遺物を用いた腐食量評価の手法として、X線CTを用いた非破壊分析で鉄器の鉄質の母材、鍍層および表面付着土層の区別ができ、鍍層の厚さから腐食量を算出できることを明らかにした (本田ほか, 2002)。ここでは埋設期間が約 1,000 年規模にいたる鉄遺物の評価例を紹介する。

約 750 年前の遺跡と考えられている島根県大社町の出雲大社境内遺跡から出土した鉄斧の 2 試料は、粘土で覆われた状態で出土した、地層処分システムのナチュラルアナログとして貴重な試料であった。図 3.4-1 に出土斧と X線CT 画像の一例を示す。CT 画像の白色部が鉄、わずかではあるが周囲の灰色部が鍍層である。鍍層の厚さは最大でも 2mm (母材の腐食量で 0.67mm) 程度であった。周囲の地質が堆積層であり、粘土質の場所から出土したことから、接触した地下水が弱酸化性から還元性の水質であったことが低腐食量の原因である (吉川ほか, 2002 ; Honda et al., 2003 ; Yoshikawa et al., 2003)。

約 1,500 年前の遺跡である宮崎県国富町の六野原台地に位置する地下式横穴墓 (5世紀) から出土した短甲片の試料の外観と X線CT 撮像結果を図 3.4-2 に示す。この地下式横穴墓は、深さ約 1.5m の堅坑から水平方向に掘られた羨道と玄室から構成されている。堅坑と羨道の間は河原石で閉塞され、堅坑は土で埋め戻されていた。埋め戻し初期の埋蔵環境は大気雰囲気だが、その後は長く低酸素・高湿度雰囲気であったと考えられる。試料は、最大横幅 130mm × 最大縦幅 50mm で厚さは約 2mm である。表面は黒褐色をなしている。図の下部、白黒写真が X線CT 画像であり、画像中に白色部で示された母材の鉄 (白色部) が多く残っていることがわかる。ところどころに孔食によると思われるピットも認められた。表面の付着層は分析の結果、マグネタイト (Fe_3O_4) が主であった。このことから、本試料が長期にわたり弱酸化雰囲気埋蔵されていたと推測できる。腐食量 (孔食深さ) は、1,500 年間で最大 2mm であった。平成 16 年度に実施した他の腐食例とともに表 3.4-1 に示す。



図 3.4-1 出雲大社境内遺跡出土斧の写真と X 線 CT 画像

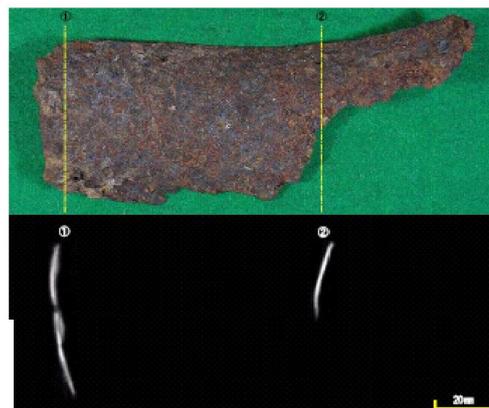


図 3.4-2 六野原地下式横穴墓から出土した短甲片の X 線 CT 撮影例

表3.4-1 古墳（宮崎県内）から出土した鉄器の主な腐食例

No.	資料名	出土場所	埋蔵環境	埋蔵期間 [y]	鑄鍛造	孔食最大深さ [mm]	全面腐食量 [mm]	状態
1	鉄鏃	新田場地下式横穴墓	弱酸化性 雰囲気	1,500	鍛鋼品	2	1.5	M
2	短甲片	六野原地下式横穴墓	弱酸化性 雰囲気	1,500	鍛鋼品	2	0.3	M
3	鉄鏃	築池地下式横穴墓	弱酸化性 雰囲気	1,500	鍛鋼品	1	1	M
4	小札	西都原古墳	酸化性 雰囲気	1,300 ~1,700	鍛鋼品	ND	2	C
5	刀子	西都原古墳	酸化性 雰囲気	1,300 ~1,700	鍛鋼品	ND	2	C

【腐食量】 ND: 検出されず
 【状態】 M: メタル残存, C: 完全錆化

これまで得られたデータを図3.4-3に示す。横軸の期間は想定される埋没年数で、縦軸は錆の厚さを母材の鉄の厚さに換算した腐食量である。孔食は初期の酸化雰囲気での腐食痕跡と考えられるので図は全面腐食量でプロットした。■は第2次取りまとめの評価値（炭素鋼、オーバーパックで想定された1,000年後の腐食量）を示しており、鉄遺物のデータに比べ1桁以上保守的であることがわかる。なお、ナチュラルアナログデータの一部と室内試験の比較を2.1.1項「炭素鋼オーバーパックの腐食挙動」に示した。

図3.4-3の例は、これまでに40点にも及ぶ鉄遺物の腐食量調査を実施してきた中の一部である。これまでに得られた試料より、弱酸化雰囲気と評価される環境に埋蔵されていた鉄器は、出雲大社の試料2点、宮崎の古墳の試料3点の計5点があった。これらの腐食量から約1,000年間で2mmを超えないことが分かった。

ただし例外として、弱酸化性雰囲気の試料であっても横浜市の鑄鉄管は130年間で最大7mmの黒鉛化腐食を呈していた。腐食の影響因子のひとつと考えられる塩化物イオン濃度が、出雲大社境内遺跡の粘土抽出液中で120 mg dm⁻³に対して、横浜の土壌からの抽出液中で5,720mg dm⁻³であった。この腐食挙動の違いは、このような埋没環境因子の濃度の違いが腐食に影響していると考えられる。

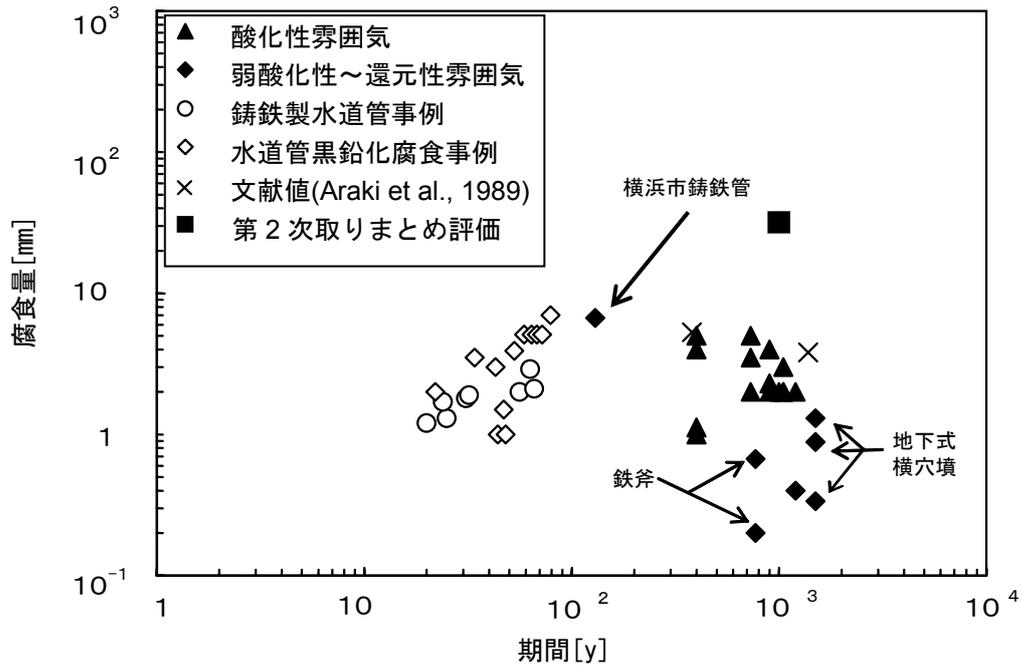


図 3.4-3 鉄遺物の腐食量

(3) 結論

ナチュラルアナログ研究から人工バリア材料，特に炭素鋼の長期健全性に関して，埋設期間のわかる鉄遺物を用いた腐食量評価から以下のような成果が得られた。

- ・ 1,000 年規模の弱酸化性から還元性環境での鉄の考古学的試料等の分析を行い，第 2 次取りまとめで想定された 1,000 年後の腐食量が，10 倍以上保守的に評価されていることが分かった。
- ・ 埋め戻し後の処分場環境を考慮すると，不飽和期間の初期には酸化性雰囲気の影響を受けるが，還元過程を経て，最終的には還元環境になることにより，腐食量が少なくなる傍証データが得られた。

(4) 今後の課題

埋設期間，埋設環境の分かった鉄遺物の調査を進め，鉄の長期腐食挙動評価に関する検証データを取得し，評価手法の信頼性を向上させる。また，鉄以外のオーバーパック候補材料の長期腐食挙動についてのナチュラルアナログデータ取得を行う。

参考文献

足立泰久, 岩田進午 (2003): 土のコロイド現象 土・水環境の物理化学と工学的基礎, 学会出版センター, ISBN:4762230103.

Adachi, T. and Oka, F. (1982): "Constitutive equations for normally consolidated clay based on elasto-viscoplasticity", *Soil and Foundation*, Vol.22, No.4, pp.55-70.

Ahn, J., Chambre, P., Crandall, E. and Verbeke, J. (1998): "Long-Term Behavior of Bentonite Buffer in a Geologic Repository for High-Level Wastes", UCB-NE-4222.

Al-Shamrani, M. A. and Sture, S. (1998): "A time-dependent bounding surface model for anisotropic cohesive soils", *Soil and Foundation*, Vol.38, No.1, pp.61-76.

Araki, K., Motegi, M., Emoto, Y., Kaji, Y., Ikari, S., Nada, T. and Watanabe, T. (1989): "Natural analogue study on engineered barriers for underground disposal of radioactive waste", *Proceedings of the 1989 Joint International Waste Management Conference*.

大場孝信 (2003): "スメクタイトの緑泥石化に関する研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2003-004.

Biot, M. A. (1941): "General theory of three-dimensional consolidation", *J. Appl. Phys.*, 12, pp.155-164.

Boisson, J. Y. (1989): "Study on the possibilities by flowing ground waters on bentonite plugs expanded from borehole into fractures.", *Proc. NEA/CEC Workshop - Sealing of Radioactive Waste Repositories*.

Borgesson, L. (1990): "Interim report on the laboratory and theoretical work in modeling the drained and undrained behavior of buffer materials.", *Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR 90-45*.

Borgesson, L. (1992): "Interaction between rock, bentonite buffer and canister", *Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR 92-30*.

Borja, R. I. (1992): "Generalized creep and stress relaxation model for clays", *J. Geotech. Eng. ASCE*, Vol.118, No.11, pp.1765-1786.

Cai, M., Qiao, L., Li, C. and Wang, S. (1997): "Improvement on hollow inclusion technique and its application to in situ stress measurement in four Chinese metal mines", *Proc. Int. Symp., Rock Stress (Kumamoto)*, pp.89-93.

Cama, J., Ganor, J., Ayora, C. and Lasaga, C. A. (2000): "Smectite Dissolution Kinetics at 80°C and pH8.8", *Geochimica et Cosmochimica Acta*, Vol.64, No.15, pp.2701-2717.

Chijimatsu, M., Fujita, T., Kobayashi, A. and Nakano, M. (2000): "Experiment and Validation of Numerical Simulation of Coupled Thermal, Hydraulic and Mechanical Behaviour in the Engineered Buffer Materials", *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol. 24, pp.403-424.

Chijimatsu, M., Jing, L., Millard, A., Nguyen, T. S., Rejeb, A., Rutqvist, J., Souley, M. and Sugita, Y. (2003): "Building Confidence in the Mathematical Models by Calibration with a T-H-M Field Experiment", *GeoProc2003*, part 1, pp.181-186.

千々松正和, 根山敦史, 石原義尚, 雨宮清, 塩崎功, 岩田浩, 佐川寛, 中川浩一 (2002): "熱-水-応力-化学連成挙動に関する研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2002-003.

Dafalias, Y. F. (1986): "Bounding surface plasticity. 1: Mathematical foundation and hypoplasticity", *J. Engrg. Mech. ASCE*, Vol.112, No.9, pp.966-987.

電気事業連合会・核燃料サイクル開発機構 (2005): "TRU 廃棄物処分技術検討書一第 2 次

- TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめ", 核燃料サイクル開発機構, JNC TY1400 2005-002.
- 土木学会原子力土木委員会 (2004): "高レベル放射性廃棄物地層処分技術の現状とさらなる信頼性向上にむけて—土木工学に係わる技術を中心として—".
- 土質工学会 (1991): 技術手帳—実務に役立つ土質工学用語の解説(2), 土質工学会.
- 動力炉・核燃料開発事業団 (1992a): "高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告書—平成3年度—", 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN 1410 92-081.
- 動力炉・核燃料開発事業団 (1992b): "汎用非線形構造解析システム FINAS, V.12 使用説明書", 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN520 92-006.
- ENRESA (1998): "FEBEX full-scale engineered barriers experiment in crystalline host rock, pre-operational stage, summary report".
- Federal Office for Water Geology Geotechnical Institute Ltd Switzerland (2004): "Mont Terri Project - Programme Overview and Work Programme of Phase 10 (July 2004 - June 2005)", Federal Office for Water and Geology Geotechnical Institute Ltd Switzerland.
- 藤島敦, 久保田満, 金善永, 根本一昭, 柴田雅博, 佐藤努 (2000): "低酸素条件下で鉄と接触していたベントナイトの特性評価", 第44回粘土科学討論会講演要旨, pp.68-69.
- 福井勝則, 大久保誠介, 西松裕一 (1989): "一軸圧縮荷重下での岩石のクリープ特性", 資源と素材, Vol.105, No.7, pp.521-526.
- 原子力安全委員会 (2000): "高レベル放射性廃棄物の処分に係る安全規制の基本的考え方について(第1次報告)", 平成12年11月6日.
- 原子力安全委員会 (2002): "高レベル放射性廃棄物の概要調査地区選定段階において考慮すべき環境要件について", 平成14年9月30日.
- 原子力安全委員会 (2004): "放射性廃棄物の安全規制における共通的な重要事項について", 平成16年6月10日.
- 原子力発電環境整備機構 (2004a): "高レベル放射性廃棄物地層処分の技術と安全性 —「処分場の概要」の説明資料—", 原子力発電環境整備機構, NUMO-TR-04-01.
- 原子力発電環境整備機構 (2004b): "概要調査地区選定上の考慮事項の背景と技術的根拠—「概要調査地区選定上の考慮事項」の説明資料—", 原子力発電環境整備機構, NUMO-TR-04-02.
- 原子力環境整備促進・資金管理センター (2004): "地層処分技術調査等 TRU 廃棄物関連処分技術調査 人工バリア・天然バリアガス移行挙動評価", 原子力環境整備促進・資金管理センター.
- Griffith, A. A. (1924): "Theory of rupture, Proc. First international conference in applied mechanics", Delft, Holland, 55-63.
- Haimson, B. C., Lee, M. Y., Feknous, N. and Courval, P. (1996): "Stress Measurements at the Site of the SM3 Hydroelectric Scheme Near Sept Iles", Quebec, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.33, pp.487-497.
- Harrington, J. F. and Horseman, S. T. (2003): "Gas Migration in KBS-3 Buffer Bentonite, Sensitivity of Test Parameters to Experimental Boundary Conditions", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR 03-02.
- Hashiguchi, K. (1989): "Subloading surface model in Unconventional plasticity", Int. J. Solids and Structures, Vol.25, No.8, pp.917-945.
- Hashiguchi, K. and Okayasu, T. (2000): "Time-dependent elastoplastic constitutive

equation based on the subloading surface model and its application to soils", Soil and Foundation, Vol.40, No.4, pp.19-36.

Hayashi, K., Sato, A. and Ito, T. (1997): "In situ Stress Measurements by Hydraulic Fracturing for a Rock Mass with Many Planes of Weakness", Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.34, pp.45-58.

Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. (1997): ABAQUS / Standard User's Manual version 5.7.

平井卓, 棚井憲治 (2003): "緩衝材の弾塑性挙動評価モデルに関する検討", 日本原子力学会 2003 年春の年会要旨集第 III 分冊, pp.929.

平井卓, 棚井憲治, 菊池広人, 高治一彦, 大沼敏 (2004b): "緩衝材のオーバーパック支持力性能に関する検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2004-031.

平井卓, 棚井憲治, 菊池広人, 重野喜政, 並河務, 高治一彦, 大沼敏 (2004a): "緩衝材長期力学挙動評価モデルの検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-034.

平井卓, 棚井憲治, 菊池広人, 鈴木英明, 高治一彦, 大沼敏 (2003b): "断層ずれに伴う人工バリアの力学的挙動評価", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2004-009.

平井卓, 棚井憲治, 高治一彦, 大沼敏 (2003a): "圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の弾塑性挙動評価モデルに関する研究", 地盤工学会, 第 48 回地盤工学シンポジウム, pp.389-396.

Hoch, A. R., Cliffe, K. A., Swift, B. T. and Rodwell, W. R. (2004): "Modelling gas migration in compacted bentonite", GAMBIT Club phase 3 final report, POSIVA 2004-02.

本田卓, 山口新吾, 上野建一, 吉川英樹, 亀井玄人 (2002): "遺跡で出土した鉄器の X 線 CT による腐食評価", 腐食防食協会, 第 49 回材料と環境討論会講演集, pp.201-204.

Honda, T., Yamaguchi, S., Yoshikawa, H., Ueno, K. and Yui, M. (2003): "X-RAY CT ANALYSIS OF IRON-BASED ARCHAEOLOGICAL REMAINS BURIED IN SOIL", Proceedings of 13th Asian-Pacific Corrosion Control Conference, Paper No.H-05.

Horseman, S. T. and Harrington, J. F. (1997): "Study of gas migration in MX-80 buffer bentonite", British Geological Survey Natural Environment Research Council, NERC BGS Internal report WE/97/7 to SKB.

Ichikawa, Y., Kawamura, K., Theramast, N. and Kitayama, K. (2004): "Secondary and tertial consolidation of bentonite clay: consolidation test, molecular dynamics simulation and multiscale homogenization analysis", Mechanics of Materials, Vol. 36, pp.487-513.

飯塚敦 (1988): "軟弱地盤の変形・安定解析に関する基礎的研究", 京都大学研究論文.

井上博之, 吉野尚人, 宮野前俊一, 水谷和彦, 野田兼司 (2004): "軟岩の長期力学的変形挙動研究(II)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2004-005.

石原義尚, 千々松正和, 雨宮清, 塩崎功, 伊藤隆哉 (2004): "熱-水-応力-化学連成挙動に関する研究(III)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2004-004.

石原義尚, 千々松正和, 雨宮清, 佐川寛, 松岡不識 (2005): "熱-水-応力-化学連成挙動に関する研究(IV)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2004-015.

石原義尚, 千々松正和, 根山敦史, 田中由美子, 雨宮清, 塩崎功, 伊藤隆哉 (2003): "熱-水-応力-化学連成挙動に関する研究(II)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2003-032.

石島洋二, 木山保 (2004): "地層の長期安定性と幌延地圏環境研究所の取り組み", 日本原子力学会北海道支部第 22 回研究発表会講演要旨集, p.22.

伊藤彰, 藤田朝雄, 小田好博, 川上進, 油井三和, 石原義尚, 千々松正和, 根山敦史, 菱谷智幸

(2004b): "高レベル放射性廃棄物地層処分におけるニアフィールドの熱-水-応力-化学連成挙動に関する数値解析の取り組み(第2報)", 土木学会第59回年次学術講演会, CS1-025, pp.49-50.

伊藤彰, 藤田朝雄, 小田好博, 川上進, 油井三和, 石原義尚, 千々松正和, 根山敦史, 菱谷智幸 (2004c): "高レベル放射性廃棄物地層処分におけるニアフィールドの熱-水-応力-化学連成挙動に関する数値解析の取り組み(第2報)", 土木学会第59回年次学術講演会, CS1-024, pp.49-50.

伊藤彰, 川上進, 油井三和 (2002): "熱-水-応力-化学連成挙動研究の現状と今後の計画", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2001-028.

伊藤彰, 川上進, 油井三和 (2003a): "熱-水-応力-化学連成挙動に関する数値解析コードの開発", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2002-022.

伊藤彰, 川上進, 油井三和 (2004a): "高レベル放射性廃棄物地層処分におけるニアフィールドの熱-水-応力-化学連成モデル/解析コードの開発", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-032.

伊藤彰, 杉田裕, 川上進, 油井三和, 石原義尚, 千々松正和, 根山敦史, 菱谷智幸 (2003b): "高レベル放射性廃棄物地層処分におけるニアフィールドの熱-水-応力-化学連成挙動に関する数値解析の取り組み", 土木学会第58回年次学術講演会, CS7-041, pp.359-360.

Ito, A., Yui, M., Sugita, Y. and Kawakami, S. (2003): "A Research Program for Numerical Experiments on the Coupled Thermo-Hydro-Mechanical and Chemical Processes in the Near-Field of a High-Level Radioactive Waste Repository", Geoproc2003, part 1, pp.346-351.

地盤工学会 (2000): 土質試験の方法と解説, 地盤工学会, ISBN-4-88644-058-4.

城まゆみ, 青木智幸, 山辺正 (2004): "昇温下における珪藻泥岩のクリープ特性変化", 土木学会第59回年次学術講演概要集, CS1-006.

核燃料サイクル開発機構 (1999a): "わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—分冊2 地層処分の工学技術", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-022.

核燃料サイクル開発機構 (1999b): "わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—分冊3 地層処分システムの安全評価", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-023.

核燃料サイクル開発機構 (1999c): "わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—総論レポート", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-020.

核燃料サイクル開発機構 (2003): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発—平成14年度報告—", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2003-004.

核燃料サイクル開発機構 (2004): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発—平成15年度報告—", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2004-007.

核燃料サイクル開発機構 研究開発課題評価委員会 (廃棄物処理処分課題評価委員会) (2000): "平成12年度研究開発課題評価(中間評価)報告書, 評価課題「高レベル放射性廃棄物地層処分研究の全体計画案」平成12年11月, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1440 2000-009.

Kamei, G., Mitsui, S., Futakuchi, K., Hashimoto, S. and Sakuramoto, Y. (2005): "Kinetics of long-term illitization of montmorillonite - a natural analogue of thermal alteration of bentonite in the radioactive waste disposal system", J. Physics and Chem. of Solid, 66,

p.612.

Kamei, G., Oda, C., Mitsui, S., Shibata, M. and Shinozaki, T. (1999): "Fe(II)-Na Ion Exchange at Interlayers of Smectite: Adsorption-Desorption Experiments and a Natural Analogue", *Engineering Geology*, 54, pp.15-20.

Kamei, G., Yusa, Y. and Arai, T. (2000): "A natural analogue of radioactive waste glass in a compacted bentonite", *Applied geochemistry*, 15, pp.141-155.

勘米良亀齡, 水谷伸治郎, 鎮西清高 (1991): 地球表層の物質と環境, 岩波書店, pp.35-49.

菅野毅, 岩田裕美子 (2003): "緩衝材侵入現象モデルの検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2003-026.

菅野毅, 岩田裕美子 (2004): "緩衝材侵入現象モデルの検討(II)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2003-083.

菅野毅, 松本一浩 (1997): "ベントナイト緩衝材の流出特性の評価(I)", 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN8410 97-313.

Kanno, T. and Wakamatsu, H. (1991): "Experimental study on bentonite gel migration from a deposition hole", *Proc. 3rd Int. Conf. Nuclear Fuel Reprocessing and Waste Management (RECOD '91)*. Sendai.

Kanno, T., Iwata, Y. and Sugino, H. (2001): "Modelling of bentonite swelling as solid particle diffusion.", *Clay Science for Engineering*, Adachi & Fukui(eds), Balkema, Rotterdam, ISBN 90 5809 1579.

Kanno, T., Matsumoto, K. and Sugino, H. (1999): "Evaluation of extrusion and erosion of bentonite buffer.", *Proc. 7th Int. Conf. on Radioactive Waste Management and Environmental Remediation (ICEM'99)*, Nagoya.

Kaliakin, V. N. and Dafalias, Y. F. (1990): "Theoretical aspects of the elastoplastic-viscoplastic bounding surface model for cohesive soils", *Soil and Foundation*, Vol.30, No.3, pp.11-24.

菊池広人, 棚井憲治 (2005): "幌延地下水を用いた緩衝材・埋め戻し材の基本特性(試験報告)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN 8430 2004-005.

北川浩 (1979): 塑性力学の基礎, 日刊工業新聞社.

Kobayashi, A., Sugita, Y., and Chijimatsu, M. (2003): "Effect of the Fracture Geometry on the Coupled Phenomena in Large Scale", *Geoproc2003*, part 1, pp.245-250.

兒島洋一, 藪内透, 辻川茂男 (1998): "圧縮ベントナイト環境中炭素鋼腐食速度の堆積腐食生成物層による加速", *材料と環境 98 講演集*, p.233.

小峯秀雄, 緒方信英 (1999): "高レベル放射性廃棄物処分のための緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式の提案 -砂とベントナイトの配合割合およびベントナイト中の陽イオンの種類・組成の影響-", 電力中央研究所, 電力中央研究所報告・研究報告, U99013.

小峯秀雄, 緒方信英 (2001): "高レベル放射性廃棄物処分のための緩衝材・埋戻し材の透水特性", 電力中央研究所, 電力中央研究所報告・研究報告, U00041.

河野伊一郎, 八木則男, 吉国洋 (1990): 土の力学, 技報堂出版, pp.95-116.

Kurikami, H., Kobayashi, Chijimatsu, M., A., Sugita, Y. and Ohnishi, Y. (2003): "Effect of the Coupling Behavior of the Near Field on Groundwater Flow of the Far Field for Geological Disposal of High-Level Radioactive Waste", *Geoproc2003*, part 1, pp.403-408.

Kutter, B. L. (1992): "Sathialingam N. Elastic-viscoplastic modeling of the rate-dependent behavior", *Geotechnique*, Vol.42, No.3, pp.427-441.

Lantenois, S., Plancon, A., Lanson, B., Jullien, M., Muller, F. and Bauer, A. (2002): "Iron-clay Interactions in Aqueous Solutions", Abstracts for International Meeting on Clays in Natural and Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement, pp.149-150.

Ljunggren, C. and Amadei, B. (1989): "Estimation of Virgin Rock Stresses from Horizontal Hydrofractures", Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.26, pp.69-78.

Matsui, T. and Abe, N. (1985): "Elasto-viscoplastic constitutive equation of normally consolidated clays based on flow surface theory", Proc. 5th Int. Conf. Numer. Meth. Geotech., Nagoya, Vol.1, pp.407-413.

松井裕哉, 棚井憲治, 佐藤稔紀, 川上進, 西村繭果, 青柳茂男, 藤田朝雄, 谷口直樹, 菊池広人, 松本一浩, 油井三和 (2005a): "設計技術 (地下施設設計、人工バリア設計、閉鎖設計) の実際の地質環境条件への適用性評価", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN5400 2005-004.

松本一浩, 棚井憲治 (2003): "ベントナイト緩衝材の流出特性の評価(II)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-006.

松本一浩, 棚井憲治 (2004a): "緩衝材の流出/侵入特性", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-035.

松本一浩, 棚井憲治 (2004b): "緩衝材の流出/侵入挙動 -緩衝材を起源とするコロイド生成に関する研究-", 日本原子力学会 第20回バックエンド夏期セミナー資料集, pp.10-1.

松本一浩, 棚井憲治 (2005): "緩衝材の流出/侵入特性(II)-幌延地下水(HDB-6号孔)を用いた緩衝材の侵入特性評価-", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2004-026.

松本一浩, 棚井憲治, 菅野毅, 岩田裕美子 (2005): "拡散モデルを用いた侵入現象による緩衝材密度変化の事例解析", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2005-009.

McCarthy, R. F. and Rodwell, W. R. (1998): "Simulation of gas migration in single rough fracture and comparison of results with data from positron emission tomography experiments", Pegasus Project, Proceedings of a progress meeting held in Mol, Belgium, EUR 18167 EN, pp.77-104.

Millard, A., Rejeb, A., Chijimatsu, M., Jing, L., de Jonge, J., Kohlmeier, M., Nguyen, T.S., Rutqvist, J., Souley, M., and Sugita, Y. (2003): "Evaluation of THM coupling on the safety assessment of a nuclear fuel waste repository in a homogeneous hard rock", GeoProc2003, part 1, pp.199-204.

水谷伸治郎, 斎藤靖二, 勘米良亀齡 (1999): 日本の堆積岩, 岩波書店.

Naghdi, P. M. and Murch, S. A. (1963): "On the mechanical behavior of viscoelastic/plastic solids", J. Appl. Mech., Vol.30, pp.321-328.

Nagra (2002): "Project Opalinus Clay; Safety Report, Demonstration of Disposal Feasibility for Spent Fuel, Vitrified High-level Waste and Long-lived Intermediate-level Waste", Nagra Technical Report 02-05.

中野政詩, 雨宮悠, 藤井克己, 石田朋靖, 石井明俊 (1982): "不飽和粘土の浸潤と膨潤", 農業土木学会, 農業土木学会論文集, No.100, pp.8-16.

Nakayama, S., Sakamoto, Y., Yamaguchi, T., Akai, M., Tanaka, T., Sato, T. and Iida, Y. (2004): "Dissolution of Montmorillonite in Compacted Bentonite by Highly-alkaline Aqueous Solutions and Diffusivity of Hydroxide Ions", Appl. Clay Sci, 27, pp. 53-65, pp. A3-38-A3-41.

Neyama, A., Ito, A., Chijimatsu, M., Ishihara, Y., Hishiya, T., Yui, M., Sugita, Y., and

Kawakami, S. (2003): "Prototype Code Development for Numerical Experiments on the Coupled Thermo -Hydro -Mechanical and Chemical Processes in the Near-Field of a High-Level Radioactive Waste Repository", Geoproc2003, part 1, pp.358-363.

Nguyen, T. S., Chijimatsu, M., de Jonge, J., Jing, L., Kohlmeier, M., Millard, A., Rejeb, A., Rutqvist, J., Souley, M. and Sugita, Y. (2003): "Implications of coupled thermo-hydro-mechanical processes on the safety of a hypothetical nuclear fuel waste repository", GeoProc2003, part 1, pp.212-217.

日本レオロジー学会 (2001): 講座・レオロジー, 高分子刊行会, 1版.

Nishigaki, M., Hishiya, T., and Hashimoto, N. (2001): "Density dependent groundwater flow with mass transport in saturated - unsaturated porous media", Proceedings of the First Asian-Pacific Congress on Computational Mechanics, pp.1375-1380.

野本康介, 宮野前俊一, 松井幹雄, 梨本裕, 大久保誠介 (2003): "コンプライアンス可変型構成方程式を用いた増分法 FEM 解析手法の開発", 土木学会第 58 回年次学術講演概要集, III-523.

Nova, R. (1982): "A viscoplastic constitutive model for normally consolidated clay", Proc. IUTAM Symp., On Deformation and Failure of Granular Materials, pp.287-295.

Nova, R. (1985): "Mathematical modeling of anisotropic clays", Proc. 11th ICSMFE, San Francisco, Vol.1, pp.607-611.

NUMO (2004): "Proceedings of the International Workshop on Bentonite-Cement Interaction in Repository Environments", Nuclear Waste Management Organization of Japan, 14-16, April, 2004, Tokyo, Japan, NUMO-TR-04-05.

Obara, Y. and Sugawara, K. (1997): "Improvement in accuracy of the conical-ended borehole technique", Proc. Int. Symp. Rock Stress (Kumamoto), pp.77-82.

小田好博, 鈴木英明, 川上進, 油井三和 (2005): "熱-水-応力-化学連成試験設備(COUPLE)における熱-水-応力-化学連成試験(II)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2004-024.

OECD/NEA (2001): "Gas generation and Migration in radioactive waste disposal safety-relevant issues", Organization for Economic Cooperation and Development / Nuclear Energy Agency, workshop proceedings, ISBN 92-64-18672-7.

Ohmoto, H., Spangler, K. R., Watanabe, Y. and Kamei, G. (2004): "Smectite Dissolution Kinetics in High-alkaline Conditions in Oversby", V.M & Werme, L.O. eds. Scientific Basis for Nuclear Waste Management XXVII., Materials Research Society Symposium Proceedings, Vol. 807, 723-728.

Oikawa Y. and Matsunaga I (1997): "Differential strain curve analysis to estimate stress state around Soultz EPS-1 well", Proc. Int. Symp. Rock Stress (Kumamoto), pp.177-180.

岡二三生 (2000): 地盤の粘弾塑性構成式, 森北出版, pp.44-62.

大久保誠介 (1989): "岩石のクリープ", 資源と素材, Vol.107, No.5, pp.245-252.

大久保誠介 (2004): "ニアフィールド岩盤の長期安定性評価手法の検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2003-081.

大久保誠介 (2005): "ニアフィールド岩盤の長期安定性評価手法に関する研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2004-018.

大久保誠介, 福井勝則, 新孝一 (1999): "岩盤の破壊条件と長期挙動に関する一考察", 資源と素材, Vol.115, No.4, pp.213-218.

大久保誠介, 福井勝則, 杉田隆博 (2001): "緩み領域の強度回復に関する基礎研究", 資源と素

材, Vol.117, No.8, pp.631-638.

大久保誠介, 福井勝則, 張建東 (1997): "岩石の時間依存性を考慮した 3 次元 FEM 解析", 資源と素材, Vol.114, No.2, pp.79-85.

大久保誠介, 何昌榮, 西松裕一 (1987): "一軸圧縮応力下における時間依存性挙動", 日本鉱業会, Vol.103, pp.177-181.

Parkhurst, D. L., and Appelo, C. A. J. (1999): "User's Guide to PHREEQC (Version 2) - A Computer Program for Speciation, Batch-Reaction, One-Dimensional Transport, and Inverse Geochemical Calculations", U.S. Geological Survey. Water-Resources Investigations Report 99-4259.

Parkhurst, D. L., Thorstensen, D. C., and Plummer, L. H. (1980): "PHREEQE - A Computer Program for Geochemical Calculations. U.S. Geological Survey", Water-Resources Investigations Report 80-96.

Perzyna, P. (1963): "The constitutive equations for rate sensitive plastic materials", Quart. Appl. Math., Vol.20, pp.321-332.

Pusch, R. (1981): "Borehole sealing with highly compacted Na bentonite.", SKBF/KBS TR 81-09.

Pusch, R. (1983): "Stability of bentonite gels in crystalline rock - Physical Aspects.", SKBF/SKB TR 83-04.

Pusch, R. (1985): "Final report on the Buffer Mass Test - Volume III", Chemical and physical stability of the buffer materials, Stripa Project TR 85-14.

Pusch, R. (1999): "Clay colloid formation and release from MX-80 buffer", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR 99-31.

Pusch, R., Karnland, O., Lajudie, A., Lechelle, J. and Bouchet, A. (1992): "Hydrothermal Field Test with French Candidate Clay Embedding Steel Heater in the Stripa Maine", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), TR 93-02.

Rodwell, W. R. and Noris, S. (2003), "A Thematic Network on Gas Issues in Safety Assessment of Deep Repositories for Radioactive Waste (GASNET)", Nuclear Science and Technology, European Commission Report, EUR 20620EN.

Rodwell, W. R., Harris, A. W., Horseman, S. T., Lalieux, P., Muller, W., Ortiz, Amaya L and Pruess, K. (1999): Gas Migration and Two-Phase Flow through Engineered and Geological Barriers for a Deep Repository for Radioactive Waste, A Joint EC/NEA Status Report Published by the EC, European Commission Report EUR 19122EN.

Roscoe, K. H. and Burland, J. B. (1968): "On the Generalized Stress-Strain behavior of 'Wet' Clay, Engineering Plasticity", Cambridge University Press, pp.535-609.

Rutqvist, J., Chijimatsu, M., Jing, L., Millard, A., Nguyen, T. S., Rejeb, A., Sugita, Y. and Tsang, C. F. (2003): "Evaluation of the impact of thermal-hydrological- mechanical couplings in bentonite and near-field rock barriers of a nuclear waste repository in sparsely fractured hard rock", GeoProc2003, part 1, pp.205-211.

佐々木康雄, 柴田雅博, 油井三和, 石川博久 (1994): "ベントナイトー地下水反応に関する研究", 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN8410 94-407.

笹本広, 陶山忠宏, 柴田雅博 (2003): "鉄粉ーベントナイト反応に関わる室内試験", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-047.

Sato, T., Kuroda, M., Yokoyama, S., Tsuchi, M., Fukushi, K., Tanaka, T. and Nakayama, S. (2004): "Dissolution Mechanism and Kinetics of Smectite under Alkaline Conditions", in

Proceedings of the International Workshop on Bentonite-cement Interaction in Repository Environments (R.Metcalf and C.Walker, eds), Nuclear Waste Management Organization of Japan, NUMO-TR-04-05, pp.A3-38-41.

Sato, T., Watanabe, T. and Otsuka, R. (1992): "EFFECTS OF LAYER CHARGE, CHARGE LOCATION, AND ENERGY CHANGE ON EXPANSION PROPERTIES OF DIOCTAHEDRAL SMECTITES.", Clays and Clay Minerals, Vol.40, No.1, pp.103-113.

Schofield, A. N. and Wroth, C. P. (1968): Critical state soil mechanics, McGraw-Hill, London.

Sekiguchi, H. and Ohta, H. (1977): "Induced anisotropy and time dependency in clays", Proc.9th ICSMFE, special session9, pp.229-237.

柴田雅博, 笹本広, 神徳敬, 油井三和 (2004): "緩衝材の長期安定性評価技術の現状", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2004-010.

柴田雅博, 陶山忠宏 (2003): "緩衝材の鉄型化に関する予察解析", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-007.

柴田俊夫, 瀬尾眞浩, 杉本克久, 水流徹, 藤本慎司, 井上博之 (2005): "マグネタイト共存下における炭素鋼の腐食挙動に関する研究の現状と課題", 材料と環境, 54(1), p.2.

新孝一, 李方全, 大久保誠介 (1996): "水圧破砕による中国房山地点の岩盤応力測定—不連続面の少ない中国の花崗岩地域での水圧破砕実験(第2報)—", 資源と素材, Vol.112, No.13, pp.921-928.

Sobolik, S.R., Webb, S.W., Kobayashi, A., and Chijimatsu, M. (2003): "Hydromechanical response of joined host granitic rock during excavation of FEBEX tunnel", GeoProc2003, part 1, pp.108-113.

Sonnenthal, E., Ito, A., Spycher, N., Yui, M., Apps, J., Sugita, Y., Conrad, M. and Kawakami, S. (2005): "Approaches to Modeling Coupled Thermal, Hydrological, and Chemical Processes in The Drift Scale Heater Test at Yucca Mountain", International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, Vol.42, Issues 5-6, pp.698-719.

総合資源エネルギー調査会 原子力安全・保安部会 廃棄物安全小委員会 (2003): "高レベル放射性廃棄物処分の安全規制に係る基盤確保に向けて", 総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会 廃棄物安全小委員会報告書, 平成15年7月8日.

総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会 (2003): "廃棄物安全小委員会報告書—高レベル放射性廃棄物の安全規制に係る基盤確保に向けて—", 総合資源エネルギー調査会原子力安全・保安部会.

杉野弘幸, 菅野毅 (1999): "拡散モデルを用いた緩衝材の流出挙動の解析的予測", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 1999-040.

杉野弘幸, 藤田朝雄, 谷口航, 長谷川宏, 岩佐健吾 (1999): "緩衝材設計の考え方", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 99-096.

Sugita, Y., Chijimatsu, M., Ito, A., Kurikami, H., Kobayashi, A. and Ohnishi, Y. (2003): "THM Simulation of the Full-Scale In-situ Engineered Barrier System Experiment in GRIMSEL Test Site in Switzerland", GeoProc2003, part 1, pp.102-107.

鈴木英明, 伊藤彰, 吉田泰, 陶山忠宏, 川上進, 笹本広, 油井三和 (2003): "熱-水-応力-化学連成試験設備(COUPLE)における熱-水-応力-化学連成試験(I)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-033.

鈴木英明, 伊藤彰, 藤田朝雄, 吉田泰, 川上進, 油井三和 (2004): "高レベル放射性廃棄物地層処分におけるニアフィールドの熱-水-応力-化学連成挙動に関する室内試験(COUPLE)", 土木

学会第 59 回年次学術講演会, CS1-024, pp.47-48.

高治一彦, 重野喜政, 下河内隆文 (2004a): "幌延の地下水環境下におけるベントナイト混合材料の力学特性に関する研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5400 2003-007.

高治一彦, 重野喜政, 下河内隆文, 白武寿和, 田村博邦 (2004b): "緩衝材長期力学挙動構成モデルの検討(III)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8440 2003-007.

高治一彦, 重野喜政, 下河内隆文, 平井卓, 白武寿和 (2005): "緩衝材長期力学挙動の信頼性向上", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8440 2004-011.

高治一彦, 鈴木英明 (1999): "緩衝材の静的力学特性", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 99-041.

竹中工務店 (1993): MuDIAN 概要書 Version2.0, pp.13-74.

棚井憲治 (2003): "医療用 X 線 CT スキャナを用いたガス移行可視化研究の試み", 土木学会, 土木学会第 59 回年次学術講演会, JNC TW8435 2003-003.

棚井憲治, 山本幹彦 (2003): "ガス移行挙動評価モデルに関する検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-051.

棚井憲治, 松本一浩, 菊池広人 (2003): "X 線 CT 法の適用性に関する検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 2003-001.

Tanai, K. and Yamamoto, M. (2003): "Experimental and Modeling Studies on Gas Migration in Kunigel V1 Bentonite", Japan Nuclear Cycle Development Institute, JNC TN8400 2003-024.

Taniguchi, N. (2003): "Effect of Magnetite as a Corrosion Product on the Corrosion of Carbon Steel Overpack", European Federation of Corrosion Publications No.36 - Prediction of Long Term Corrosion Behaviour in Nuclear Waste Systems (Edited by D.Feron and D.D.Macdonald), p.424-438.

Tsang, C.-F., Stephansson, O., Kautsky, F. and Jing, L. (2003): "An Overview of the DECOVALEX Project on coupled THM process in fractured rock-bentonite systems", Geoproc2003, part 1, pp.3-13.

USNRC (1998): "Proposed Rule 10 CFR Part 63 Disposal of High-Level Radioactive Waste in Geologic Repository at Yucca Mountain, NEVADA".

Verbeke, J., Ahn, J., and Chambre, P. (1997): "Long-term behaviour of buffer materials in geologic repositories for high-level wastes.", UCB-NE-4220.

山辺正, 宮本綾子, 山本寛子, 伊藤文雄, 小川豊和 (2003): "温度場を考慮した軟岩の時間依存性挙動とその変形予測に関する実験的研究", 土木学会第 56 回年次学術講演概要集, CS1-031.

山本卓也, 下茂道人, 藤原靖, 服部弘通, 田所照夫, 岩間彦衛, 名合牧人, 熊本創 (2002): "幌延深地層研究センターにおけるボーリング調査(HDB-1 孔)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ1400 2002-010.

山本卓也, 下茂道人, 藤原靖, 服部弘通, 名合牧人, 田所照夫, 久慈雅栄 (2003): "幌延深地層研究計画における試錐調査(HDB-3 孔)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5420 2004-003.

山本卓也, 下茂道人, 藤原靖, 服部弘通, 名合牧人, 田所照夫, 中垣真一 (2004): "幌延深地層研究計画における試錐調査(HDB-6, 7, 8 孔)のうち HDB-6 孔", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5400 2005-004.

Yashima, A., Leroueil, S., Oka, F. and Guntoro, I. (1998): "Guntoro I. Modeling

temperature and strain rate dependent behavior of clays: one dimensional consolidation", *Soil and Foundation*, Vol.38, No.2, pp.63-73.

吉田泰, 笹本広 (2004): "OECD/NEA で整備された熱力学データベース利用環境の整備 その1 -Np および Pu の熱力学データ-", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-027.

吉川英樹, 上野健一, 本田卓, 山口新吾, 亀井玄人 (2002): "考古学的試料を用いた放射性廃棄物研究(金属ナチュラルアナログ)", 日本アイソトープ協会第39回理工学における同位体元素・放射線研究発表会要旨集, p.125.

Yoshikawa, H., Ueno, K., Honda, T., Yamaguchi, S. and Yui, M. (2003): "Analysis of the Excavated Archaeological Iron Using Xray-CT", The 9th International Conference on Radioactive Waste Management and Environmental Remediation.

吉野尚人, 宮野前俊一, 井上博之, 梨本裕 (2005): "軟岩の長期安定性に関する検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2005-004.

4. 人工バリア等の工学技術の検証

本章では、1.4 節に示した課題と進め方を踏まえて実施した「人工バリア等の工学技術の検証」に関する研究について、以下の項目ごとにこれまでの成果をまとめる。

- ・閉鎖技術（4.1 節）
- ・低アルカリ性コンクリートの開発（4.2 節）

4.1 閉鎖技術

(1) はじめに

処分場建設のために掘削された坑道を放置しておく、地圧の作用などにより坑道の力学的安定性が損なわれたり、坑道が地下水の卓越した水みちとなったりするなど、処分場全体のバリア性能に有意な影響を及ぼすことが想定される。また、地下施設と地上とを直結する坑道が残置されていると、処分場と生活圏を結ぶ経路となることや処分場に人間が不用意に接近することも考えられる。したがって、地層処分システムの全体性能に有意な影響を与えないように、掘削された坑道などの空洞は、埋め戻しによって適切に充填しておくなどの対策が必要となる。

本研究は、このような処分場の閉鎖に関して、設計、施工や閉鎖性能について最新の知見を提供するとともに、処分場全体の安全性向上に寄与するものである。

第 2 次取りまとめで示した閉鎖要素は、埋め戻し材、プラグ、グラウトである。埋め戻し材は坑道そのものを埋め戻すものであり、プラグは処分坑道の両端部に設置するコンクリートからなる強度プラグと連絡坑道が破碎帯と交差するなどの場合に設置する粘土系の止水プラグである。また、閉鎖要素として取り扱うグラウトは粘土グラウトである。第 2 次取りまとめでは、人工バリアの定置後に実施する主要坑道（処分孔豎置方式の場合には処分坑道も含む）の埋め戻しの施工技術および品質管理については、類似の建設工事で適用されている現状技術により十分に行うことができることが示されている。第 2 次取りまとめ段階での課題としては、閉鎖技術を深地層の研究施設での研究開発計画や諸外国の地下研究施設計画により確認することや地層処分において特徴的な設計、性能評価手法を中心に実際の地質環境に対する適用性を概略的に検討し、設計の観点から地質環境の調査における留意点などを整理することなどが示されている。

事業推進の観点からは、第 2 次取りまとめで示された閉鎖概念に基づき、今後さらに、安全評価の結果の妥当性を確認するための収集すべき具体的なデータ項目や収集方法、またその確認の方法や判断基準の策定、1,000m 相当の長孔に対する止水性確保の充填工法の技術開発の必要性が示されている（原子力発電環境整備機構，2004）。また、安全規制の観点からは、処分場の閉鎖の際には、保安のために必要な措置が技術上の基準に適合しているかが確認され、安全評価の結果が妥当であることの確認が行われることが示されている（原子力安全委員会，2000）。

諸外国における閉鎖技術に関わる知見に関しては、閉鎖技術は処分概念に大きく依存し、処分概念が異なれば閉鎖の考え方も異なるという議論が多くなされている（Bennett et al., 2002）。つまり、処分概念に応じて理想的な物理化学特性の材料が選択され、処分される地層が一般的な岩石、粘土材料に富んだ泥岩、岩塩といったように異なれば、それに応じて閉鎖の考え方は根本的に異なることとなる。また、このような閉鎖技術の検討に関しては、埋め戻し材の物性値の評価、シナリオ、施工などに対して十分な検討がなされた安全評価は行われていない。一方で、処分環境に適合したさまざまな施工方法から適切な工法を組み合わせることにより、要求される性能が確保できるという議論も行われている（Bennett et al., 2002; Sellin, 2002）。

以上を踏まえ、第 2 次取りまとめ以降の課題としては、結晶質岩に対するプラグ（ベント

ナイト、低アルカリ性セメント)の閉鎖性能の確認,低アルカリ性セメントの性能に関わる室内試験,埋め戻し材性能室内試験,結晶質岩地下研究施設における重要データ(たとえば,掘削影響領域(以下,「EDZ」という)特性,セメント影響,埋め戻し材性能)に基づく閉鎖性能の確認,人工海水を用いた試験,塩濃度をパラメータにした試験による埋め戻し材料の基本特性データの取得,堆積岩地下研究施設での操業・閉鎖の原位置試験計画の立案,結晶質岩におけるプラグ設置技術,埋め戻し材施工技術の例示が挙げられる。このうち本検討では,粘土プラグの原位置実規模の試験を実施し,止水性能に関するデータを取得し,止水性能を評価する解析手法を確立するとともに,海水系地下水の影響を考慮した埋め戻し材に関する基盤情報のデータベースを構築する。また,具体的な閉鎖要素の性能を考慮した閉鎖性能のシナリオを構築し,閉鎖要素の要件の検討に資する。

(2) 研究内容

(i) 粘土プラグの原位置実規模の試験

閉鎖技術の構成要素のうち,コンクリートプラグおよび粘土プラグの閉鎖性能を検証するため,カナダ原子力公社(AECL)との共同研究「トンネルシーリング性能試験」(以下,「TSX試験」という)を実施した(Martino et al., 2003 ; 杉田ほか, 2003a)。

TSX試験は,AECLの地下研究施設の深度420mの試験坑道(長軸4.375m,短軸3.5mの楕円断面)で実施しており,コンクリートプラグはAECLが開発した低発熱高流動コンクリート(低アルカリ性コンクリート)を,また,粘土プラグはケイ砂と国産Na型ベントナイト(クニゲルV1)を重量比3:7の割合で混合したものを材料としている(杉田・升元,2002)。両プラグ設置後,注水試験(注水圧0.8MPa,2.0MPa,4.0MPa),トレーサ試験,加熱試験を実施し,両プラグおよびその周辺岩盤の力学,水理,熱的挙動を連続計測した。

TSX試験の加熱は2002年9月24日から2003年11月17日まで継続し,その時点でヒータを切って冷却段階に入った。図4.1-1に,2002年12月から2004年1月までの温度の経時変化を示す。また,図4.1-2は,2003年1月1日,2003年3月1日,2003年6月1日,2003年11月17日および2004年1月5日の垂直長手方向断面の温度コンター図である。最大温度は,コンクリートプラグおよび粘土プラグの制御地点でそれぞれ63.0℃と56.1℃であった。2003年11月17日でのコンクリートプラグ制御地点の温度は61.7℃,粘土プラグの制御地点の温度は55.7℃であった。2004年1月5日,注水圧を2MPaまで減圧した日は,コンクリートプラグ制御地点の温度は42.1℃で粘土プラグ制御地点の温度は41.9℃であった。また,温度コンター図から,加熱水が主としてTSX試験トンネルの中央部を循環していることがわかる。

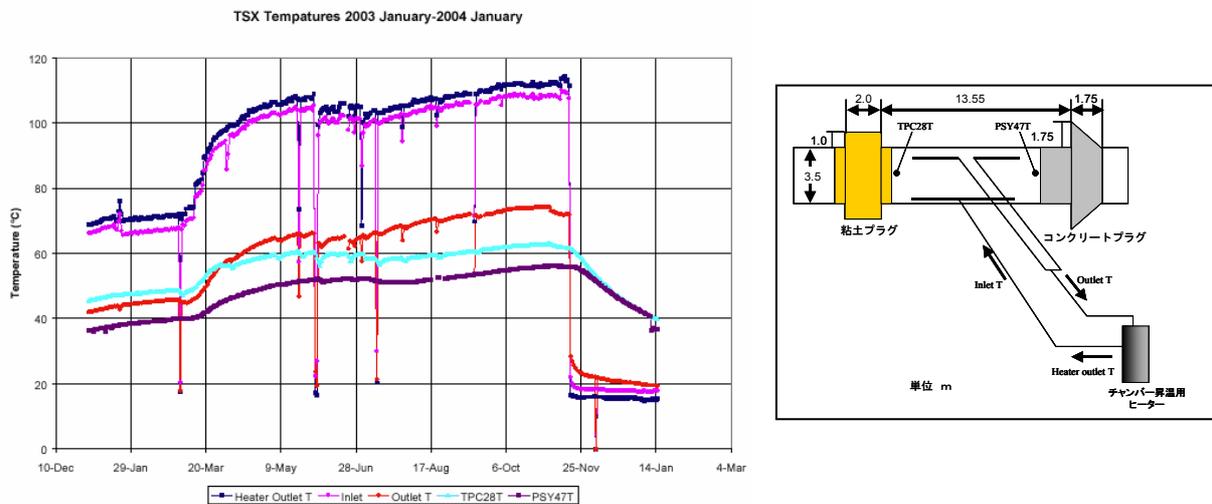


図 4.1-1 ヒータおよび坑道内の温度

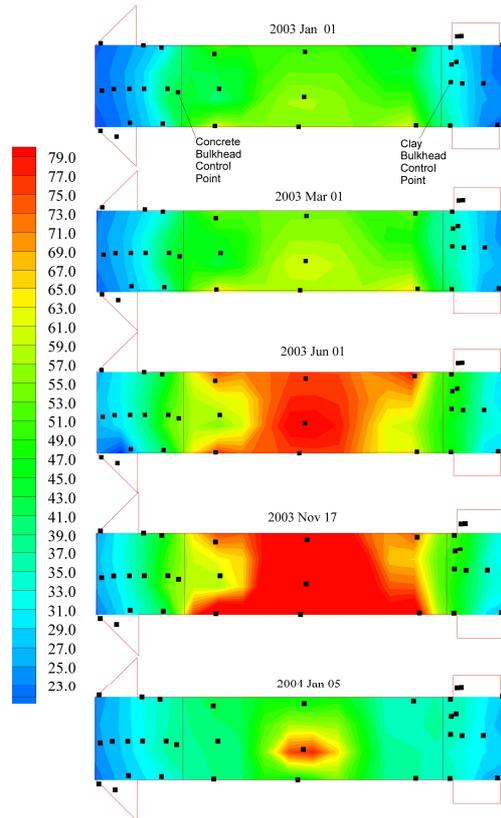


図 4.1-2 坑道内の温度分布 (単位[°C])

TSX 試験の解体・サンプリングのため、2004 年 1 月 5 日に TSX 試験坑道内の圧力を 2MPa まで減圧した。減圧は、トンネルから水を排水することによって行った。圧力を一週間 2MPa に維持し、2004 年 1 月 12 日にさらに減圧を行った。

図 4.1-3 にコンクリートプラグで発生した湧水量を、また図 4.1-4 には同じ期間内に粘土プラグで発生した湧水量を示す。コンクリートプラグの湧水量は 4MPa では約 $180\text{mm}^3 \text{ s}^{-1}$ で一定になりつつあったが、加熱とともに減少している。この湧水量の減少は、コンクリートの熱膨張による岩盤-コンクリート接合部の変化に関連しているものと考えられる。湧水量は、冷却しても大きくは変化しなかったが、圧力が下がると減少している。粘土プラグの湧水量は全体的に少なく、約 $10\text{mm}^3 \text{ s}^{-1}$ 程度で推移しており、温度の上昇に伴い乱れが生じた。

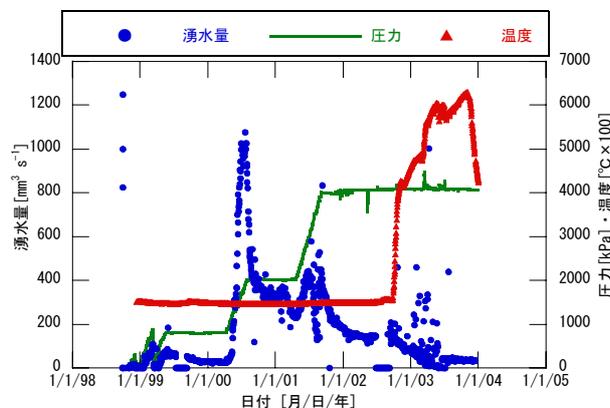


図 4.1-3 コンクリートプラグを通過する湧水

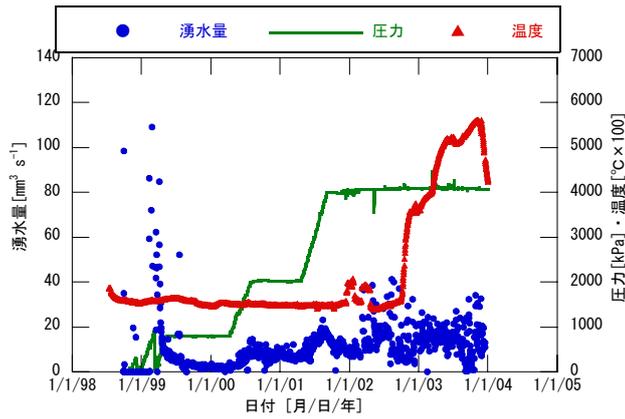


図 4.1-4 粘土プラグを通過する湧水

これまでに、粘土プラグ外側に木製の壁で囲った試験室を設け、試験室全体の蒸発散量を測定することにより、注水圧および温度の変化に伴う岩盤からの湧水量を把握している。その結果、岩盤からの湧水量は、水圧や温度の影響はなくほぼ一定の値であり、 $100\sim 300\text{mm}^3\text{s}^{-1}$ であった

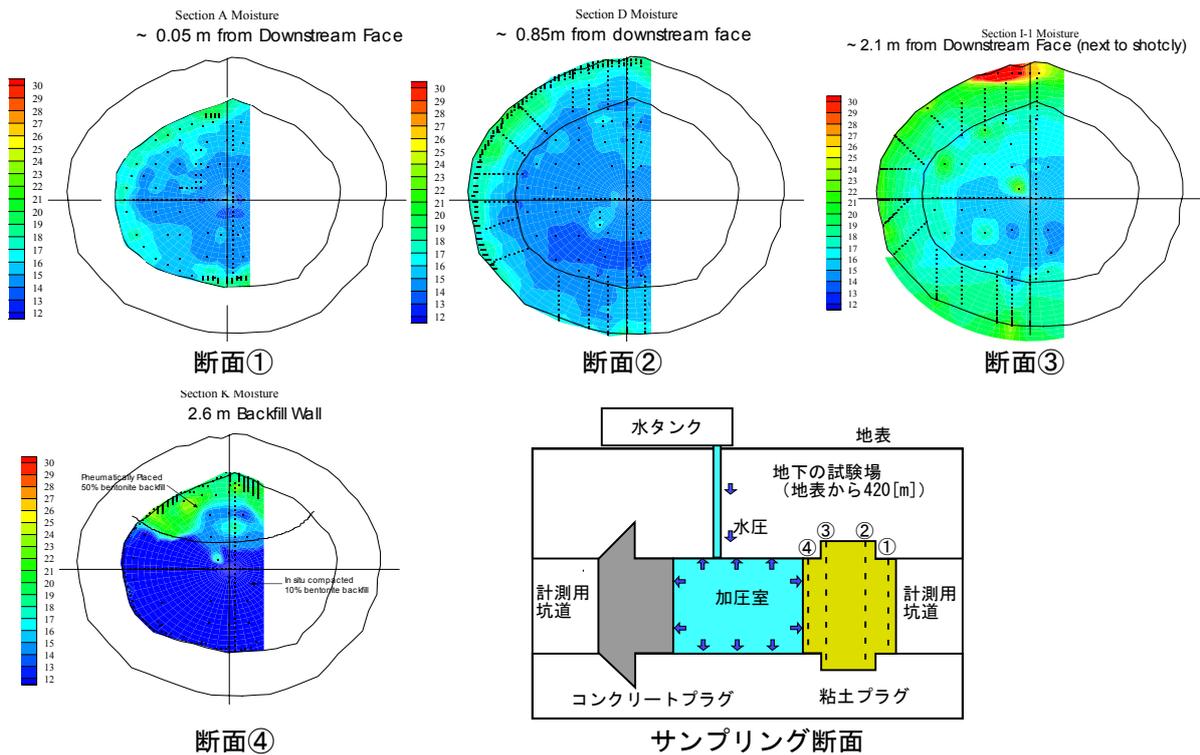


図 4.1-5 粘土プラグの含水比分布

TSX 試験の解体・サンプリングによって得られた粘土プラグの上下流方向各断面における含水比分布を図 4.1-5 に示す。粘土プラグ断面の含水比分布から、いずれの断面においても、同一断面内では高含水比領域は粘土プラグ外周面の吹き付けベントナイト部分との境界部に分布し、この領域の密度低下が見られた。このことにより、中央領域に比べ粘土プラグ外周面の吹き付けベントナイト部分の透水性が高いことが考えられる。

粘土プラグの止水性を把握するために、これまでに 4 回のトレーサ試験を実施してきてい

る。試験結果を表 4.1-1 に、また、各試験におけるトレーサ破過曲線を図 4.1-6 に示す。これらの実測値は全て粘土プラグを通過してきた最下流点における濃度変化を表す。また、トレーサ試験 3 および 4 は同じ水圧、温度下における試験であるが、トレーサ試験 3 は解体時の視認性を考慮して吸着性のローダミンを用いたのが特徴である。トレーサ試験 3 の結果は、解体時のサンプリングでトレーサ移行経路の検出に利用した。

表 4.1-1 トレーサ試験結果

	トレーサ試験 1 (TT1)	トレーサ試験 2 (TT2)	トレーサ試験 3 (TT3)	トレーサ試験 4 (TT4)
トレーサ	ヨウ化ナトリウム	臭化ナトリウム	ローダミン	ヨウ化ナトリウム
温度 [°C]	15	15~35	55	55
圧力 [MPa]	0.8~2	4	4	4
初期濃度 [g l ⁻¹]	1.0	1.0	3.7	0.8
粘土プラグにおける破過時間 [h]	500	816	810~870	1,000

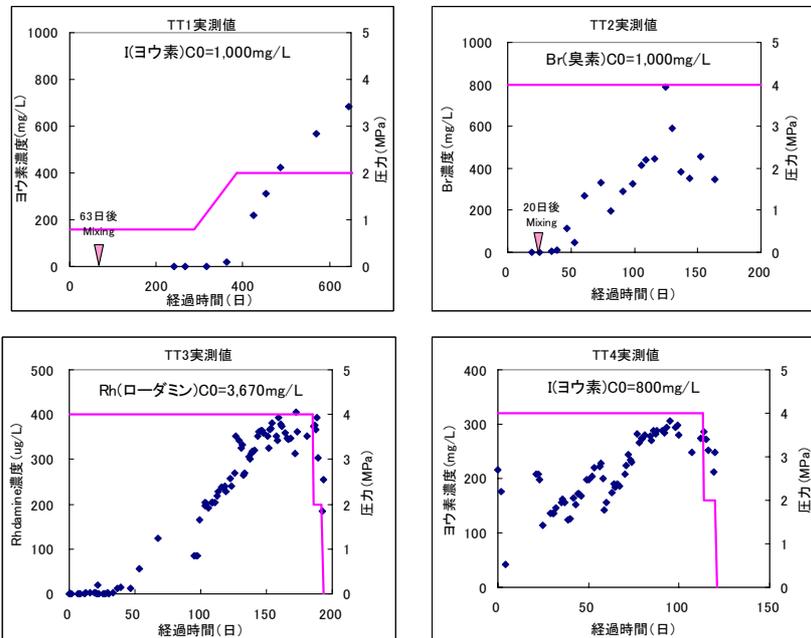


図 4.1-6 トレーサ試験結果 (図中◆は最下流点におけるトレーサ濃度を、-は圧力を表す。)

以上のトレーサ試験結果について解析評価を実施した。まず、温度上昇前の試験であるトレーサ試験 2 に対し、プラグ周辺の EDZ の透水係数をパラメータとして適切な値に設定し(ステップ 1)、設定された透水係数の温度影響をモデル化し、トレーサ試験 3、4 の実測結果と比較することにより温度のトレーサ試験に与える影響を評価した(ステップ 2)。解析は、軸対称 2 次元モデルで実施し、流出側に EDZ1 相当の物性をもつ要素を設けた。トレーサ解析モデル、トレーサ測定位置および入力データを図 4.1-7 に示す。

ステップ 1 の解析結果評価をトレーサ試験 2 の実測破過曲線と比較した。その結果、トレーサ濃度をパルスとして与え、プラグ周辺の EDZ の透水係数を $5.0 \times 10^{-11} \text{m s}^{-1}$ としたときに、実測値と解析値が比較的良く一致することが分かった(図 4.1-8)。これをステップ 2 に用いることとした。

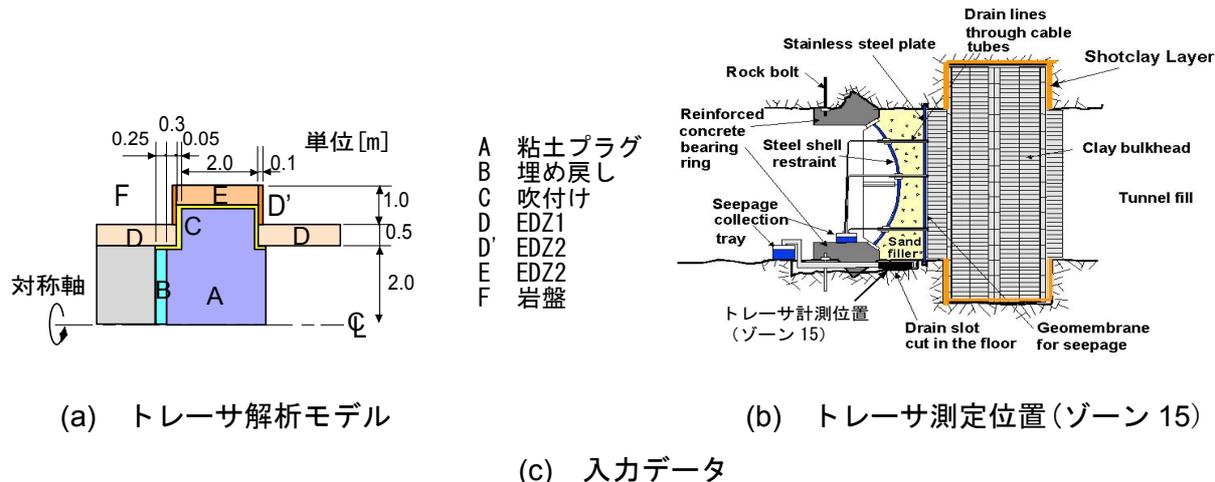


図 4.1-7 トレーサ解析モデル， トレーサ測定位置および入力データ

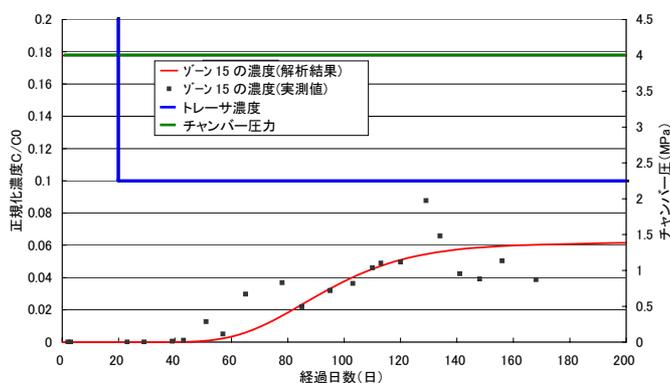
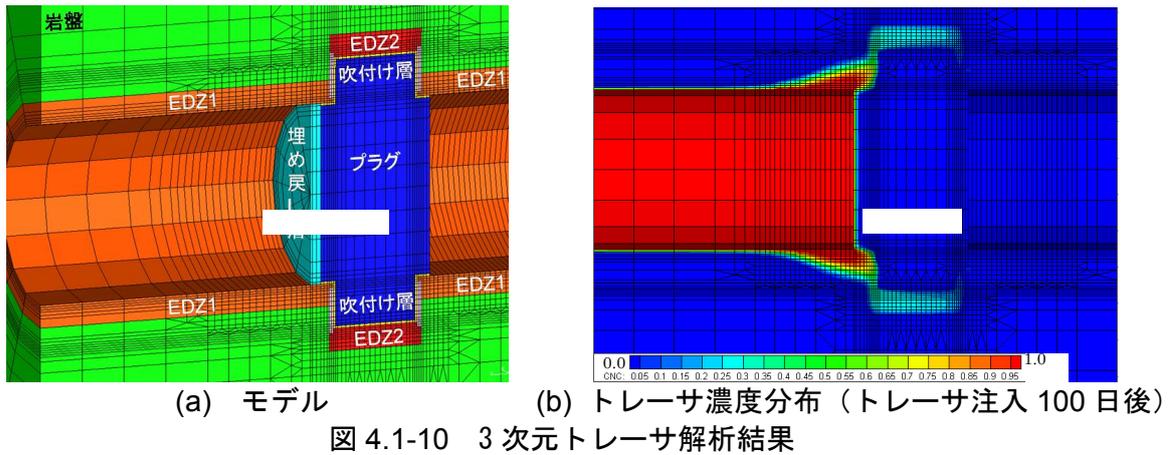
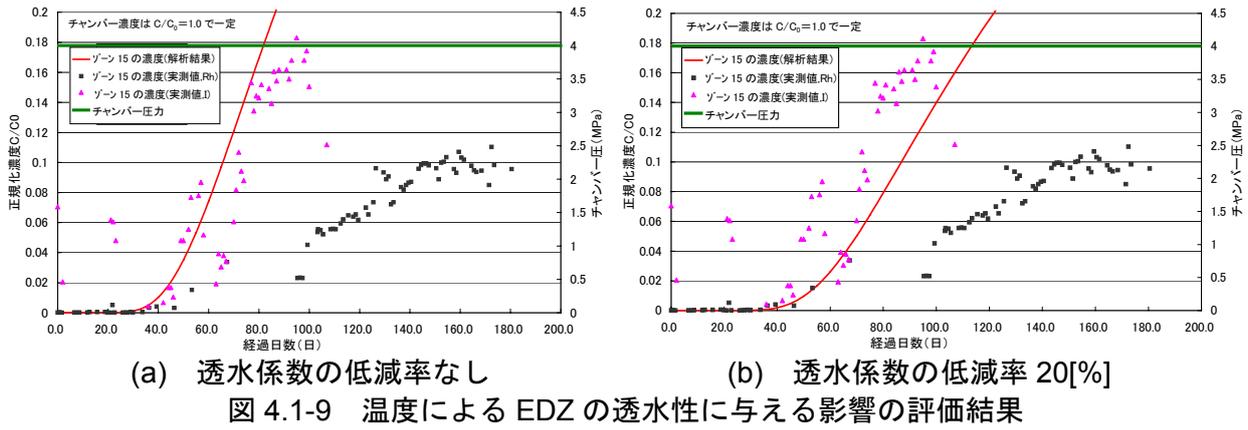


図 4.1-8 ステップ1 解析結果 (プラグ下流側における比濃度検出解析結果と実測値)

図 4.1-9 に温度による EDZ の透水性に与える影響の評価結果を示す。トレーサ試験 3 ではロードミンが 40 日経過後から破過していることから、トレーサ試験 4 開始直後から 30 日までの値をバックグラウンド値として考慮し、その平均値からの増加分を比濃度 C/C_0 と設定し、トレーサ試験 4 の実測値の破過との比較を行った。この結果から、温度上昇による透水係数の低減率は 0~20% の範囲にあり、温度による透水性への影響は小さいことがわかる。さらに 3 次元解析を行った結果を図 4.1-10 に示す。本モデルにおいては、トレーサは EDZ を選択的に移行していることが示されている。



(ii) 閉鎖要素の要件の検討

坑道に設置されたコンクリート製支保工は、例えば、地下水の浸潤後、長期的な変質によりセメントペースト分の溶解によりその体積が減少すると考えられる。仮に、時間の経過とともに、坑道内においてコンクリート製支保工の変質による体積減少→隙間の発生→埋め戻し材の膨潤による隙間の充填のようなプロセスを考える。このとき、埋め戻し材には、隙間充填性能と同時に、低透水性、膨潤性・剛性などの性能が要求される。このような性能を把握するために、埋め戻し材の隙間充填性能に着目した基礎試験を実施した(菊池ほか, 2003a)。

試験セルには埋め戻し材を模擬した供試体を設置し、その上部には、坑道に発生する隙間を模擬した隙間を設けた。試験セルを組み上げた後、デシケーター内に試験水を充填し、試験セルを沈め、試験セル内に残された空気を除去した後、自然給水によって試験を開始した。供試体の材料には、3号ケイ砂と国産 Na 型ベントナイト (クニゲル V1) を用いた。

供試体作製時の有効粘土密度と初期体積に対する膨潤後の体積比 (以下、「体積膨潤比」という) の関係を図 4.1-11 に示す。図中にはこれまでに得られた成果および参考文献データを併せて示す (菊池ほか, 2003b ; 田中ほか, 2002)。また、図 4.1-12 に有効粘土密度と平衡膨潤応力の関係を示す。両図から有効粘土密度の増大に伴い体積膨潤比および膨潤応力も大きくなるのがわかる。また、人工海水における体積膨潤比および膨潤応力は、蒸留水、幌延の深地層の研究施設計画で採取された地下水 (以下、「幌延地下水」という) のときの値よりも小さいことが示されている。これは、人工海水のイオン強度が $0.64 \text{ mol } \ell^{-1}$ に対し幌延地下水が $0.21 \text{ mol } \ell^{-1}$ 、蒸留水が $0.00 \text{ mol } \ell^{-1}$ であることが影響しているものと考えられる。つまり、海水系地下水条件下においても有効粘土密度を上昇させることにより体積膨潤比および膨潤応力を上昇させることが可能であると言える。したがって、海水系地下水条件下でも降水系地下水条件下と同様、第 2 次取りまとめで示された埋め戻し材の概念である (岩盤

の破片)を基本とする材料にベントナイトを混合することにより、膨潤性が期待できる。

フィンランドでは、埋め戻し材の膨潤特性には隙間充填性に加え、坑道内のキープロックの崩落を抑える役割を期待しており、その場合でも数 kPa の膨潤応力があれば十分に安定性を保てること示されている (Autio et al., 2002)。本検討においても、上述のようなずりを基本とする材料にベントナイトを混合することによって、フィンランドで期待されているような坑道内の安定性に対して耐えうる膨潤応力を期待できる。

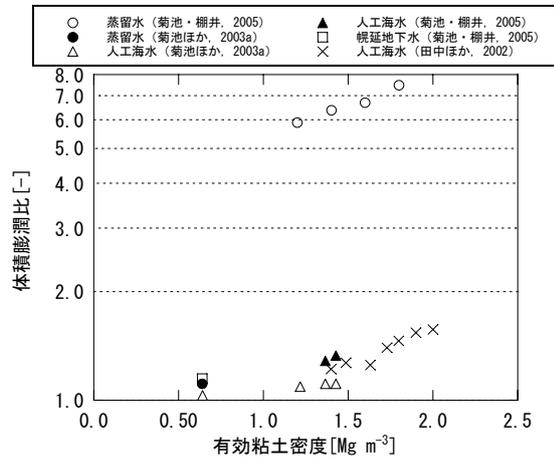


図 4.1-11 有効粘土密度と体積膨潤比の関係

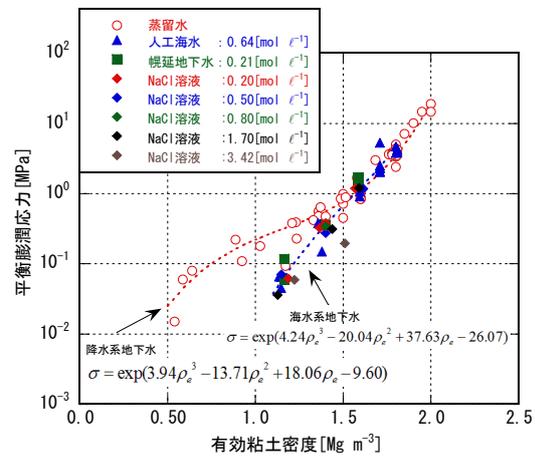


図 4.1-12 有効粘土密度と平衡膨潤応力の関係

供試体の有効粘土密度 ρ_e [Mg m³]と固有透過度 κ [m²]の関係を図 4.1-13 に示す。図から有効粘土密度の増大に伴い、固有透過度が小さくなるのがわかる。固有透過度は、各有効粘土密度に対して、人工海水、幌延地下水、蒸留水の順で小さくなるのがわかる。また、これらの差は有効粘土密度が大きくなると小さくなるが示されている。以上の検討から、海水系地下水条件下でも降水系地下水条件下と同様、ずりを基本とする埋め戻し材料にベントナイトを混合することにより、降水系地下水条件下と同等の低透水性が期待できると考えられる。第 2 次取りまとめで示されているわが国の幅広い地質環境を考えた場合の岩盤の固有透過度は $10^{-20} \sim 10^{-15}$ m² であり、本検討の結果は降水系および海水系地下水条件の場合でも、岩盤と同等の透水性が期待できることを示唆する。埋め戻し材は、安全性を担保した人工バリアを含めた処分システムや処分パネルおよび坑道配置などのレイアウトを考慮し、坑道の開放期間などの操作性、材料調達などの経済性との関連で決められるものである。今後、サイトが決まった段階で最適化されるものとする。

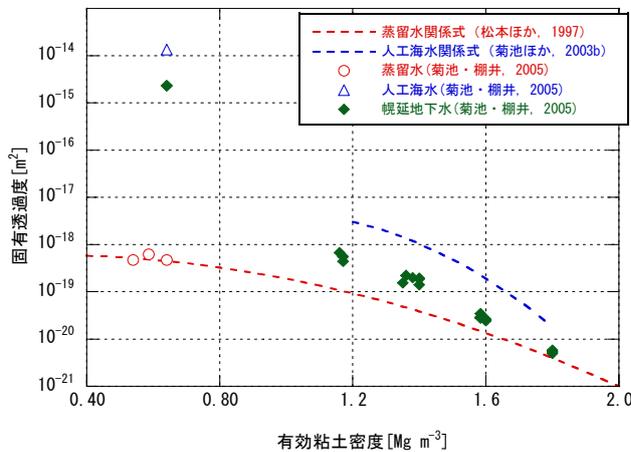


図 4.1-13 有効粘土密度 ρ_e と固有透過度 κ との関係(菊池・棚井, 2005)

蒸留水関係式 :

$$\kappa = \exp(-42.1 + 1.1447\rho_e - 2.1232\rho_e^2)$$

人工海水関係式 :

$$\kappa = \exp(-47.155 + 15.138\rho_e - 7.878\rho_e^2)$$

(iii) 閉鎖シナリオの検討

第2次取りまとめにおいて対象とした処分パネル-破碎帯間の移行経路の評価に対して、処分坑道沿いのEDZ内における移行ならびに連絡坑道沿いのEDZ内における移行を考慮して、閉鎖シナリオの検討を行った(杉田ほか, 2003b)。

(a) 水理解析

閉鎖シナリオの検討を目的に、図4.1-14に示すような処分場最下流部の処分坑道から下流側の母岩および処分坑道沿いのEDZ内における移行(移行経路C)ならびに連絡坑道沿いのEDZ内における移行(移行経路A)を対象とした水理解析を実施した。

解析は簡便のため、処分坑道を含む水平2次元断面、処分坑道ならびに連絡坑道は幅3m×長さ100m(連絡坑道は99m)とした(図4.1-15)。母岩の透水量係数を $10^{-10} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ とし、各坑道の透水量係数を 10^{-9} , 10^{-8} , 10^{-7} , 10^{-6} , $10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ の5ケースとした。また、処分坑道と連絡坑道の連結部に母岩と同じ透水量係数のプラグ(幅3m×長さ1m)を設定して、その有無の影響について検討した。

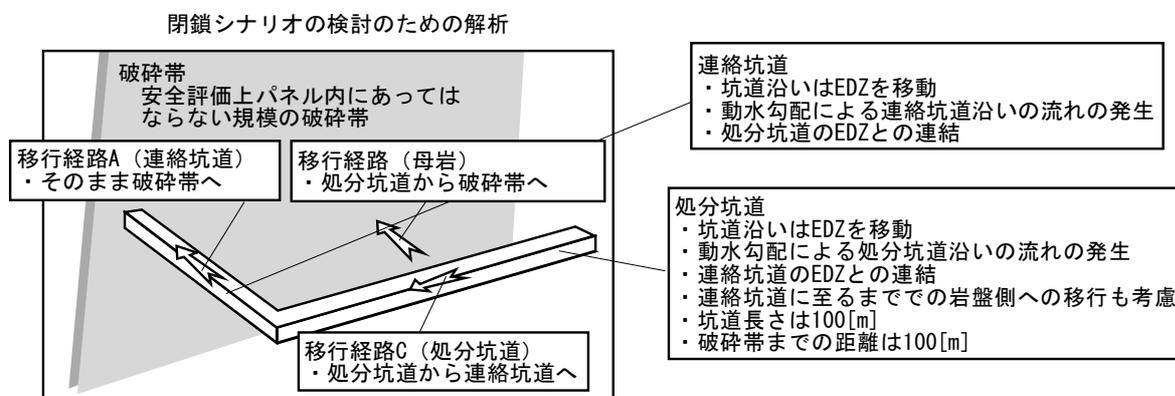


図 4.1-14 処分パネル-破碎帯間の移行経路

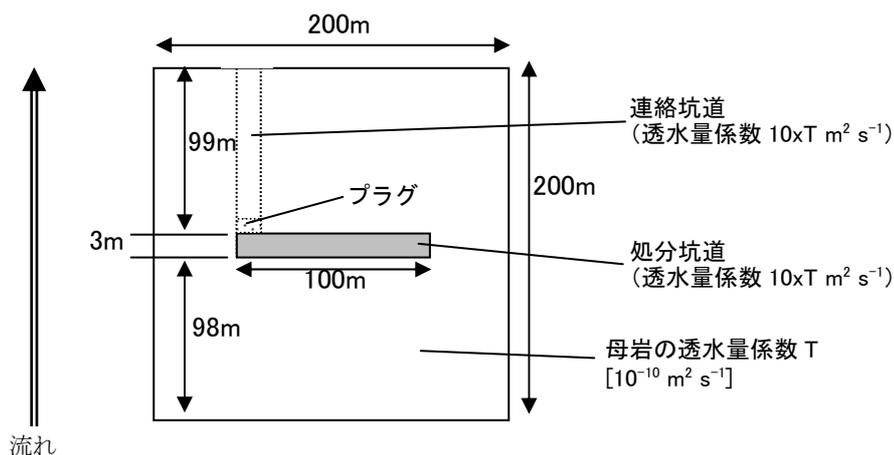


図 4.1-15 均質2次元平面モデル

解析より得られた坑道を通過する地下水流量を図4.1-16に示す。図から、坑道の透水量係数が大きくなるにしたがい、処分坑道および連絡坑道を通過する地下水流量は増加するが、母岩に対して3桁以上大きくなるとそれぞれの坑道の通過流量の増加の程度が鈍化することがわかる。坑道間での通過流量の比較では、母岩の透水量係数と坑道の透水量係数の差が1桁であるケース1では処分坑道の通過流量が連絡坑道の通過流量より多いが、ケース2では

ほぼ同じ通過流量となり、透水量係数に関して母岩とのコントラストがより顕著になるケース 3 以降は、逆に連絡坑道の通過流量が多くなる。この傾向はプラグの有無に関係なく同じである。

図 4.1-17 は、図 4.1-16 を各坑道の通過流量に対するプラグの有無の影響で表したものである。図から、処分坑道の流量はいずれのケースでもプラグありの場合の通過流量がプラグなしの場合より少なく、プラグの設置の効果が現れている。とくに、母岩の透水量係数との差が 3 桁以上となるケース 3 以降では流量の差が顕著である。一方、連絡坑道の流量に関しては、ケース 1 ではプラグがあることにより流量は逆に若干多くなっているが、それ以外のケースではいずれもプラグの効果と見られる流量の低下が見られる。連絡坑道の場合も、母岩の透水量係数との差が 3 桁以上となるケース 3 からは流量の差が顕著である。

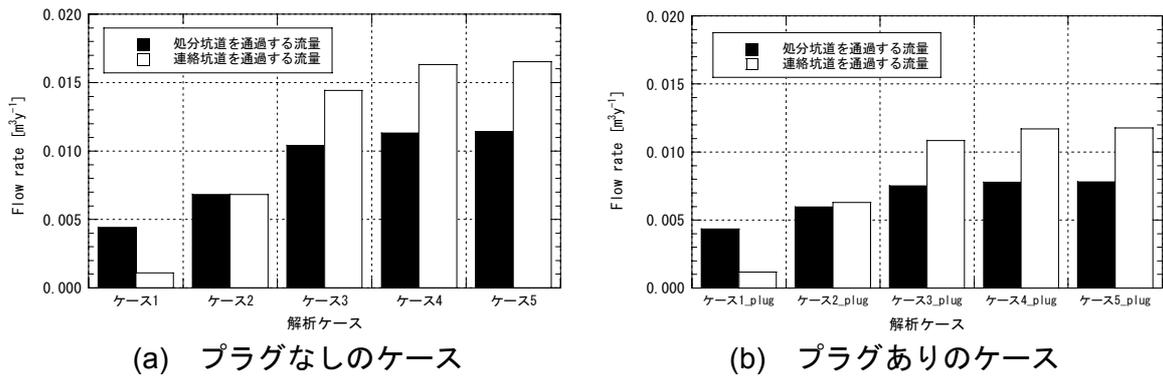


図 4.1-16 均質 2 次元平面モデルの処分坑道および連絡坑道を通過する流量
母岩の透水量係数： $10^{-10}\text{m}^2\text{s}^{-1}$ ，坑道の透水量係数：ケース 1= $10^{-9}\text{m}^2\text{s}^{-1}$ ，ケース 2= $10^{-8}\text{m}^2\text{s}^{-1}$ ，ケース 3= $10^{-7}\text{m}^2\text{s}^{-1}$ ，ケース 4= $10^{-6}\text{m}^2\text{s}^{-1}$ ，ケース 5= $10^{-5}\text{m}^2\text{s}^{-1}$

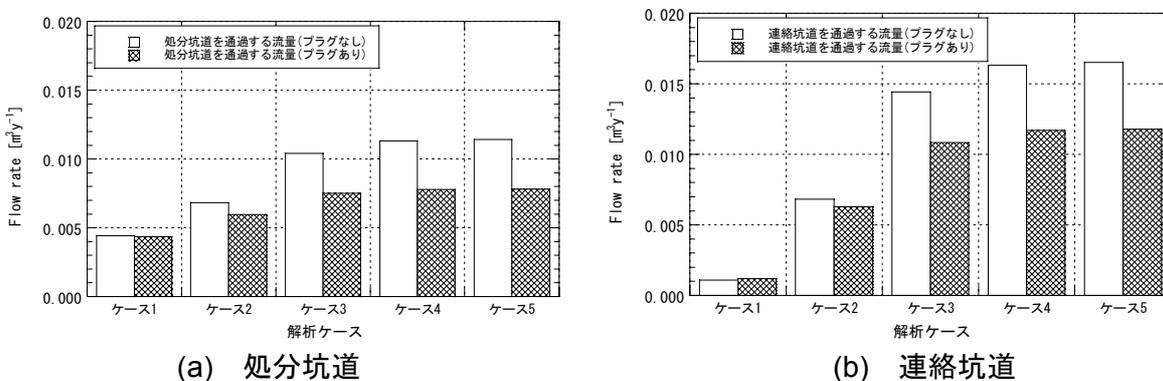


図 4.1-17 各坑道を通過する流量の比較

(b) 閉鎖性能に関する安全評価シナリオ

(a)の解析結果を基に、Fault ツリーを用いた分析を行い、閉鎖性能を論じるためのシナリオの検討を行った。

図 4.1-18 は、「閉鎖性能に関連して地表への卓越的な移行が発生する」という事象について、そのシナリオ構築のための予備的な検討として、Fault ツリーを展開したものである。Fault ツリーの作成においては、「地表への卓越的な移行が発生する」ための条件を右方向に展開している。ここでは、特に「連絡坑道を横切る破砕帯を経由する移行の発生」につながる条件を右方向に「OR 条件」あるいは「AND 条件」として展開した。

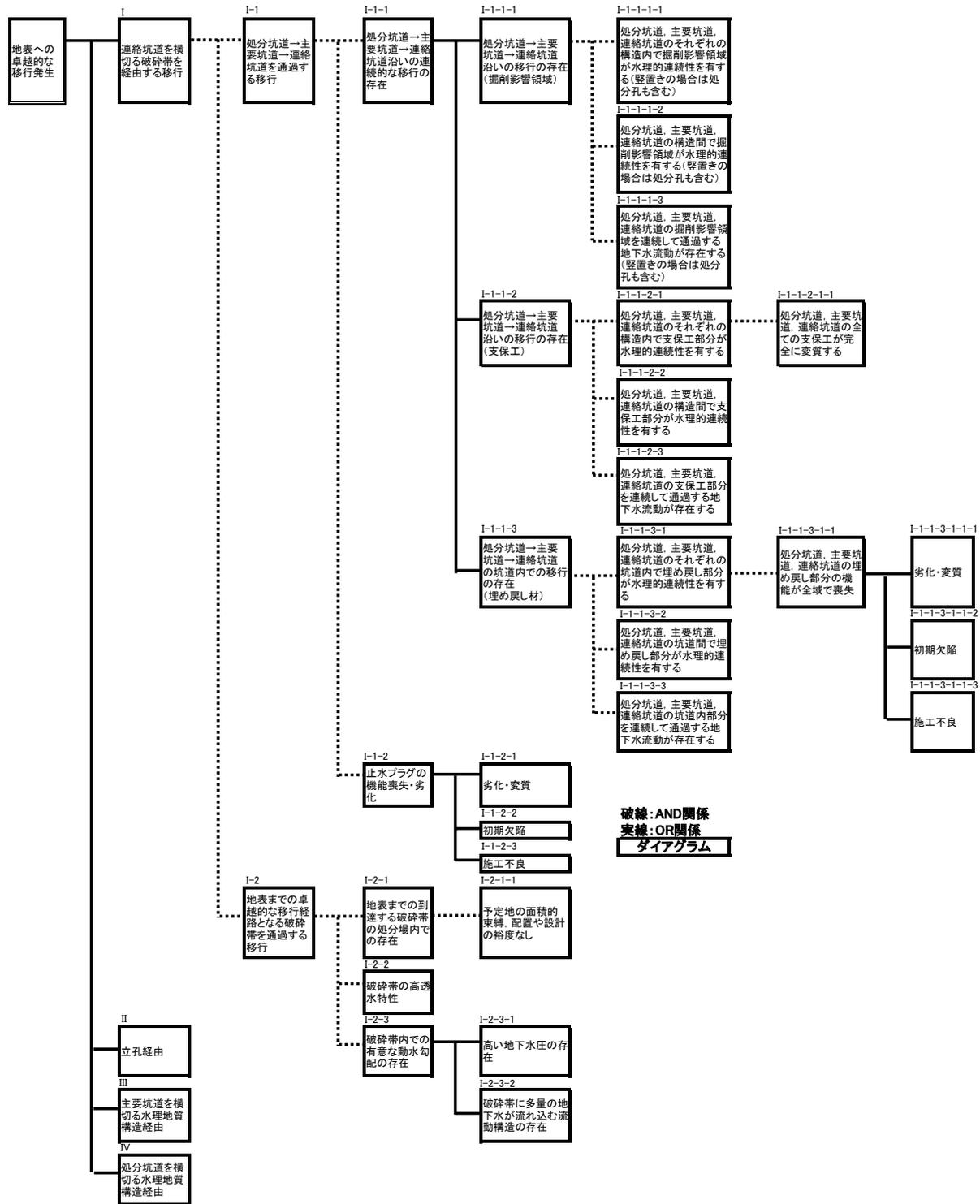


図 4.1-18 閉鎖性能に関わる Fault ツリー

図 4.1-18 の Fault ツリーでは、「処分坑道→主要坑道→連絡坑道を通過する移行の発生」となる条件として、「処分坑道→主要坑道→連絡坑道沿いの連続的な移行の発生」および「止水プラグの機能喪失・劣化」をあげた。両者は、同時に起こる場合の結果として「処分坑道→主要坑道→連絡坑道を通過する移行の発生」となることから「AND 条件」となる。「処分坑道→主要坑道→連絡坑道沿いの連続的な移行の発生」は、さらに 3 つのダイアグラム「EDZ」「支保工」「埋め戻し材」における「処分坑道→主要坑道→連絡坑道を通過する移行の発生」に枝分かれし、このダイアグラムはいずれかが存在しても連続的な移行の発生になると考え

られることから「OR条件」となる。さらに、この個々のダイアグラムの発生は、「構造内での連続性」「構造間での連続性」「そこでの地下水流動の存在」が同時に発生する場合に起こるものとして「AND条件」のダイアグラムが並ぶ。支保工についての構造間の連続性に関しては、さらに「全てが劣化する」というダイアグラムがつく。また、埋め戻し材についての構造間の連続性に関しては、埋め戻し材の機能喪失があげられ、これは、「劣化・変質」「初期欠陥」「施工不良」のいずれかが起こることによるものとして、「OR条件」でダイアグラムが並ぶ。

一方、「止水プラグの機能喪失・劣化」の条件は「劣化・変質」「初期欠陥」「施工不良」のいずれかが起こることによるものとして「OR条件」でダイアグラムが並ぶ。

「連絡坑道を横切る破砕帯を経由する移行が発生する」の発生条件のもうひとつである「地表までの卓越的な移行経路となる破砕帯を通過する移行の発生」は、「処分場内での破砕帯の存在」「高透水特性」「破砕帯内の動水勾配」が同時に発生する場合起こるとして「AND条件」のダイアグラムが並ぶ。ここで、「処分場内での破砕帯の存在」は「予定地の面積的束縛、配置や設計の裕度のない」ことが条件となる。さらに、「破砕帯内の動水勾配」の発生は「高地下水圧の存在」「流動構造の存在」のいずれかが起こることによるものとして、「OR条件」でダイアグラムが並ぶ。

表 4.1-2 に、各閉鎖要素の研究開発の現状や懸案事項を対比させることにより、Fault ツリーで列挙した全てのダイアグラムについて現段階で評価から除外できるダイアグラムと除外できないダイアグラムを整理した結果を示す。

評価の区分けは、データに基づいて検討対象から除外できないと判断されたもの(■)、データがないため、現段階では検討対象から除外できないと判断されたもの(○)、品質保証・施工で回避できると判断されたもの(×)の3項目である。×と判断したものは、埋め戻し材に関わるダイアグラムおよび止水プラグに関わるダイアグラムである。そのほかのダイアグラムに関しては、検討対象から除外できない結果となった。

図 4.1-18 の Fault ツリーと表 4.1-2 の評価結果に基づき、整理した結果を図 4.1-19 に示す。ダイアグラムの内、表 4.1-2 において評価判断が×となったところは、移行経路としての可能性について検討対象から除外できるものとして、そのダイアグラムを着色した。

「埋め戻し材」における坑道内での移行の発生は検討対象から除外できるが、ほかの「EDZ」および「支保工」における移行の発生は検討対象として除外できない。また、この系列は「OR条件」での関係のため、上位の「坑道沿いの連続的な移行の存在」の発生は除外することはできない。その上位の移行の発生に関しては、「AND条件」である「止水プラグ」に関するダイアグラムが検討対象から除外できることから、「処分坑道→主要坑道→連絡坑道を通過する移行の発生」は起こらないこととなる。一方、その上位の条件のもうひとつである「地表までの卓越的な移行経路となる破砕帯を通過する移行の発生」は検討対象として除外することができない。

以上の検討結果から、止水プラグが機能することで、今回の検討ケースでの移行経路は発生しないことが示された。

しかしながら、今回検討対象から除外できなかったほかのダイアグラムに関しても除外する十分なデータがないことに起因するものも多く、移行経路となるためには破砕帯内における移行の存在および坑道沿いの連続的な移行の存在など、いくつもの条件が同時に発生することが必要であり、実際にはその発生の可能性は低いものと考えられる。また、品質保証・施工で回避できると判断され除外した項目についても、検証データの蓄積を図り定量的な評価を行っていくことが重要である。

以上のことから、支保工の劣化の影響が定量的に評価できるとすると、埋め戻し材、止水プラグがその設計要件を満足して施工されることにより、安全評価上も連絡坑道を移行経路

としないというシナリオが現在の知見では最も現実的であると結論付けることができる。

表 4.1-2 Fault ツリーダイアグラムの評価結果

ダイアグラム番号	現状	評価判断*
I-1-1-1-1	連続性がないことを保証できるデータはない。	○
I-1-1-1-2	連続性がないことを保証できるデータはない。	○
I-1-1-1-3	地下水流動がないことを保証できるデータはない。	○
I-1-1-1	EDZ は移行経路になると判断する。	○
I-1-1-2-1-1	すべての支保が変質するとすることが妥当。	○
I-1-1-2-1	変質により連続するとすることが妥当。	■
I-1-1-2-2	変質により連続するとすることが妥当。	■
I-1-1-2-3	地下水流動があるとすることが妥当。	○
I-1-1-2	支保は移行経路になると判断する。	○
I-1-1-3-1-1-1	支保の影響を考慮したベントナイト量を考慮する。 低アルカリ性コンクリートを採用する。	×
I-1-1-3-1-1-2	品質管理でカバーできる。	×
I-1-1-3-1-1-3	品質管理でカバーできる。	×
I-1-1-3-1-1	全域での機能の喪失はない。	×
I-1-1-3-1	水理的連続性はない。	×
I-1-1-3-2	低透水性は確保される。	×
I-1-1-3-3	連続した地下水流動は存在しない。	×
I-1-1-3	埋め戻し材は移行経路にならない。	×
I-1-1	EDZ, 支保の存在により考慮する。	○
I-1-2-1	劣化を考慮したベントナイト量を考慮する。 低アルカリ性コンクリートを採用する。	×
I-1-2-2	品質管理でカバーできる。	×
I-1-2-3	品質管理でカバーできる。	×
I-1-2	止水プラグは移行経路にならない。	×
I-1	止水プラグが機能すれば移行経路にならない。	×
I-2-1-1	候補地により裕度がない場合もある。	○
I-2-1	大規模断層が存在する可能性はある。	○
I-2-2	断層に伴う割れ目帯が高透水性であるというデータもある。	○
I-2-3	動水勾配に関する研究事例はない。	○
I-2	大規模断層は移行経路になると判断する。	○

* : ■データに基づいて検討対象から除外できないと判断されたもの

○データがないため、現段階では検討対象から除外できないと判断されたもの。

×品質保証・施工で回避できると判断されたもの。

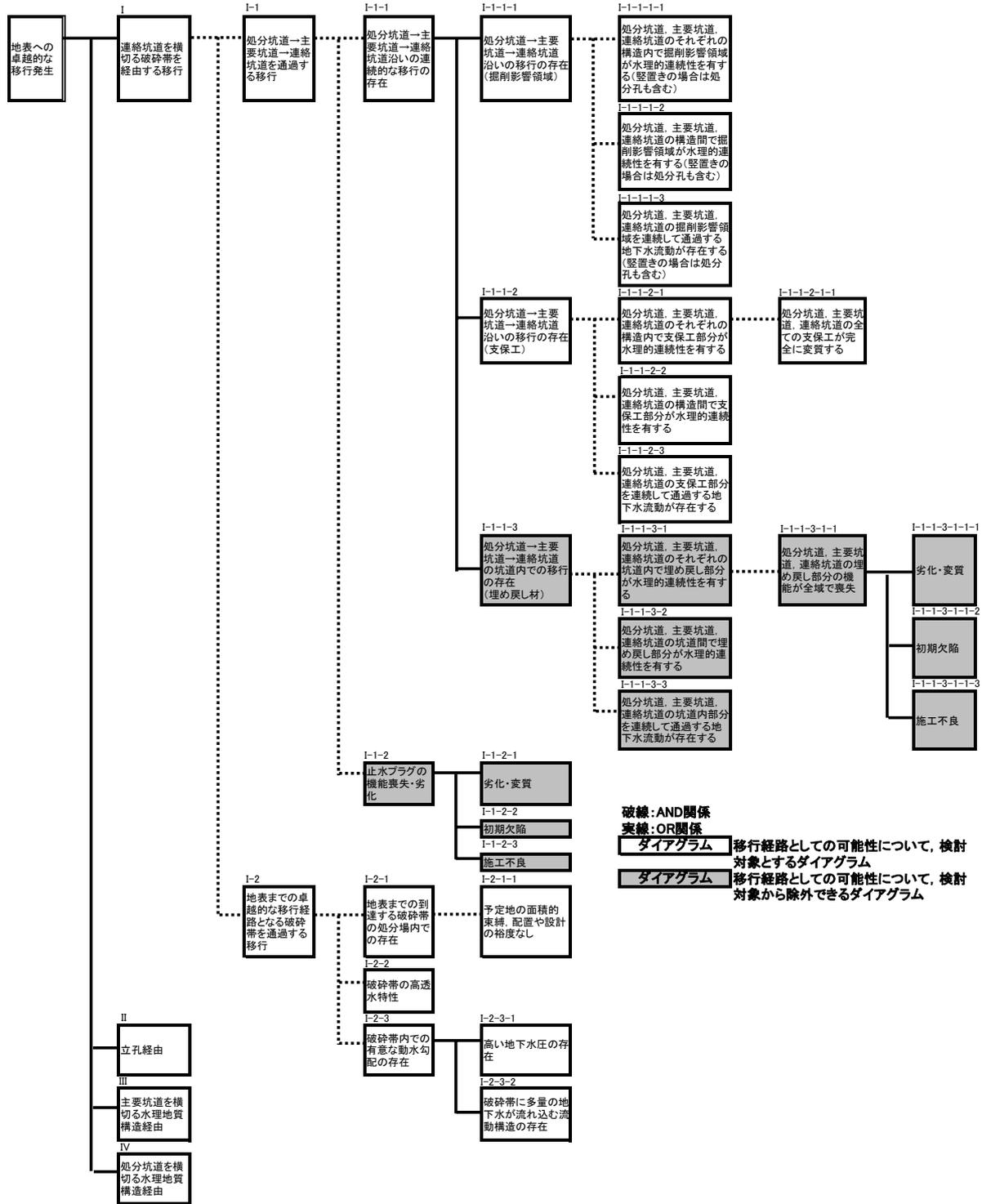


図 4.1-19 閉鎖シナリオ構築のための Fault ツリーの分析結果

(3) 結論

第 2 次取りまとめでは、要素としての粘土プラグの実規模原位置試験により、結晶質岩系岩盤において施工できることを提示した。第 2 次取りまとめ以降、施工されたプラグの閉鎖性能に関する検証データを取得し低透水性を確認するとともに、解析によって EDZ を含めたプラグ設置部の物質移行挙動を表現することができた。これにより、EDZ が選択的物質移行経路になることが示された。本試験設備は解体され、サンプリング分析中であり、今後、ト

レーサの移行経路などの情報が得られれば、それをモデルに反映していく予定である。本検討結果は、プラグの設計における要件に反映できるとともに、安全評価上の入力データに反映できる。

第2次取りまとめでは、ベントナイト含有率をパラメータとした膨潤と透水性に関するデータなどから埋め戻し材の仕様を想定しその施工性などを示した。第2次取りまとめ以降、坑道内の隙間が生じた場合にも、隙間を充填すると同時に、低透水性、膨潤圧・剛性などの性能を保持する必要があることから、埋め戻し材の隙間充填性能に着目した基礎試験を実施した。その結果、膨潤特性は、降水系地下水条件下よりも海水系地下水条件下のときに小さいことが示され、これは試験水のイオン強度の影響であることが示された。しかしながら、海水系地下水条件下でも降水系地下水条件下と同様、第2次取りまとめで示された埋め戻し材の概念であるずりを基本とする材料にベントナイトを含有することにより、膨潤性が期待できることが分かった。本検討結果は、埋め戻し材の設計における要件およびデータベースに反映できるとともに、安全評価上の入力データに反映できる。

第2次取りまとめでは埋め戻し材に期待される役割と設計上考慮すべき項目を設定した上で仕様の検討を実施した。第2次取りまとめ以降、閉鎖要素の止水性能、EDZや支保工の物理特性などの閉鎖性能に影響を与える因子について現在の知見を整理し、母岩以外の核種の支配的な移行の可能性として「連絡坑道を横切る破砕帯を経由する移行の発生」に着目してFault ツリーを用いた分析を行い、閉鎖性能を論じるためのシナリオの検討を行った。検討の結果、閉鎖要素においてその機能が発揮されること、その核種移行の存在のためにはいくつもの条件を同時に満たすことが必要であることから、閉鎖システムの観点からも第2次取りまとめの「母岩を経由して大規模な破砕帯を伴う断層に至る」とするシナリオが妥当であることを示すことができた。本検討結果は、閉鎖システム全体の設計における要件に反映できるとともに、安全評価上のシナリオに反映できる。

(4) 今後の課題

ここでは、埋め戻し材と止水プラグ単体の性能について述べてきたが、処分場における閉鎖要素の役割や設計上考慮する事項としては、上述した単体の機能を処分場のレイアウトに適用し閉鎖シナリオを充実させ、処分システム全体としての評価が必要である。特に、堆積岩における粘土プラグおよび埋め戻しも含めた閉鎖システムとしての性能に関するデータが少ないため、考え方も含め国内外の地下研究施設における知見を蓄積していくとともに、支保工が劣化して水みちとなった場合についての評価も必要である。また、さまざまな処分概念に対応できるよう、埋め戻し材のベントナイト含有率をパラメータとしたデータベースをさらに充実させる必要がある。さらに、1,000m相当の長孔に対する止水性確保を満足する充填工法の開発も重要である。

4.2 低アルカリ性コンクリートの開発

(1) はじめに

地下数百 m の岩盤内に地下空洞を建設する際には、周辺岩盤の力学的な安定を図るため、支保工が設置されることが多い。ところが、支保工材料として広く使用されてきた普通ポルトランドセメント (Ordinary Portland Cement : 以下、「OPC」という) を用いたコンクリートに地下水が接すると、pH が 12.5 から 13 程度の高アルカリ水になることが想定される。高アルカリ性の地下水は、高レベル放射性廃棄物 (以下、「HLW」という) の処分施設の緩衝材や周辺岩盤を変質させ、人工バリアや天然バリアの性能に影響を及ぼすことが懸念されており、その影響評価について国際的な研究が進められている (NUMO, 2004)。今後の研究により、地下水の高アルカリ化により安全評価上重大な影響が予想される場合には、その影響を抑制する代替材料の検討が求められる。

OPC による高アルカリ水の影響は、コンクリートから溶出する高アルカリ性溶液の濃度および総量に対して、浸透するベントナイトや周辺岩盤の変質の程度、範囲および期間により評価される。したがって、これを抑制するには、セメントの低アルカリ化、コンクリートの低溶脱化、ベントナイトの低浸透化などが考えられている (土木学会原子力土木委員会, 2004)。地層処分における化学的環境は超長期の反応により形成されることから、ここでは、反応が最も進行しても低アルカリ条件を担保できるセメントの低アルカリ化に関して、検討することにした。

これまで土木構造物に使用されてきたコンクリートのうち、シリカフュームやフライアッシュ (以下、総称して「ポゾラン材料」という) を混入したコンクリートは、長期強度の増進、水和熱の減少、練混ぜ水の分離減少、耐久性の増進などの長所がある反面、初期強度および pH が低下し易いことが知られている。そこでサイクル機構では、OPC による地下水の高アルカリ化を抑制するために、OPC にポゾラン材料を多量に添加したセメント (Highly Fly-ash contained Silica-fume Cement : 以下、「HFSC」という) を考案した (三原・入矢, 1999)。このセメントを使用したコンクリートは、OPC のみを使用したコンクリートと比較して浸出液の pH が低下すると考えられ、以下、このようなセメントを「低アルカリ性セメント」、このセメントを用いたコンクリートを「低アルカリ性コンクリート」という。

サイクル機構では第 2 次取りまとめにおいて、HFSC を坑道の支保工コンクリートに使用するセメントとして提案し、開発目標を以下に挙げた。

- ①セメント系材料の浸出液の pH を 11 程度以下にすること。

pH が 11, 12.5, 13 のセメント模擬浸出液に対する花崗岩の変質試験によると、12.5 以上では花崗岩の溶解などの処分環境に変化を生じる可能性があるのに対して、11.0 以下では処分環境への影響の大きさや影響を及ぼす範囲は小さいと考えられる (大和田ほか, 2000)。また、pH が 10.5, 11.5, 12.5, 13 のセメント模擬浸出液に対するベントナイトの変質試験によると、11.5 以上ではベントナイトの溶解が増加するのに対して、10.5 以下では顕著な変質は避けられることが示唆されている (久保ほか, 1998)。そこで、第 2 次取りまとめでは、上記の周辺岩盤やベントナイト系材料への影響およびオーバーパックの腐食形態への影響評価には、長期データの蓄積や検討が必要であるものの、セメント系材料の浸出液の pH を最大でも 11 程度に抑えることができれば、顕著な変質は避けられるとした。

一方、セメント系材料の pH は、技術的実現性の観点より 10 から 11 程度と考えられる。これらを考え合わせて、HFSC の開発目標は pH を 11 以下とした。

- ②支保工コンクリートとしては、吹付け方式、場所打ち方式およびセグメント方式などに柔軟に対応できるようにすること。

HLW 処分施設の周辺で使われる可能性のあるセメント系材料は、図 4.2-1 に示すように支保工として吹付け・場所打ち・セグメントコンクリート、強度プラグとして場所打ちコンクリート、亀裂・ロックボルト孔への充填材としてグラウトなどが想定されている。

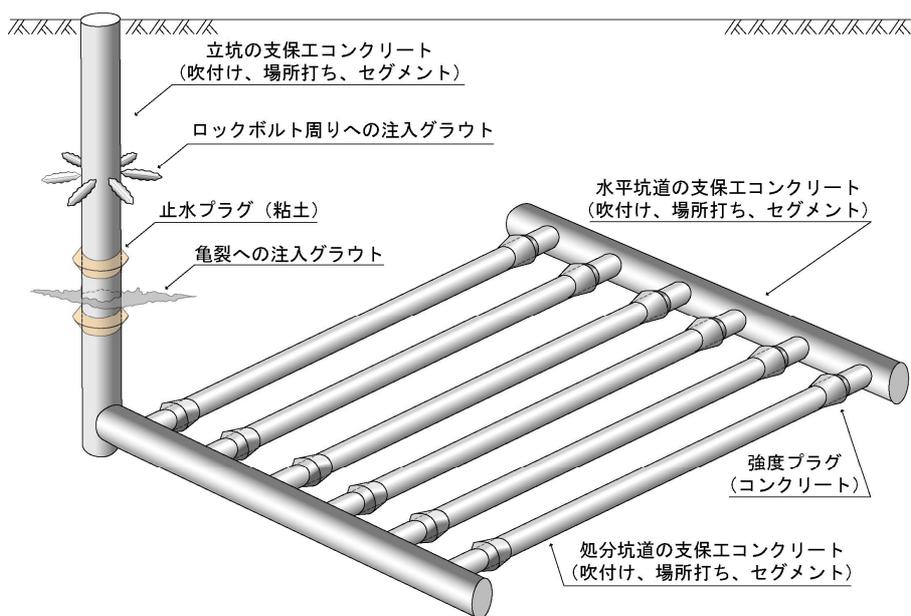


図 4.2-1 HLW 処分施設においてセメント系材料を使用する可能性のある人工物の概念

次に、第 2 次取りまとめ以降に示されたセメント系材料に対するニーズや課題について述べる。事業側が求めるニーズを以下に挙げる（原子力発電環境整備機構，2004）。

①セメント系材料は、必要な施工性、力学的特性を有すること。

支保工は、空洞の安定性を保つため力学的強度が必要であるとともに、施工において打込み、吹付けあるいは充填できる流動性能を有していなければならない。

②セメント系材料は、必要な低アルカリ性を有すること。

各国で開発されている低アルカリ性セメントを表 4.2-1 に示す。この他にも、ポゾラン材料による Low-pH cement などの開発が進められている(SKB, 2003)。

表 4.2-1 各種の低アルカリ性セメント

	HFSC サイクル機構 (日本)	LHHPCC (Gray and Shenton, 1998) AECL (カナダ)	LAC-S (藤田ほか, 1998) 電力中央研究所 (日本)
pH の低下機構	ポゾラン材料	ポゾラン材料	クリンカ設計
基本セメント	OPC: 40%	OPC: 25%	LAC-C: 80%
シリカフェーム	20%	25%	20%
フライアッシュ	40%	0%	0%
シリカフラワー	0%	50%	0%
pH の測定結果	11 以下を目標	10. 6	10. 2
材齢 28 日 圧縮強度結果	40MPa 以上	70MPa 以上を目標	40MPa 以上

注) OPC : 普通ポルトランドセメント

LAC-C : アーウィン (3CaO·3Al₂O₃·CaSO₄) を主成分とした低アルカリ性セメント

HFSC は、OPC を減量しシリカ質であるポゾラン材料を増量することにより、高 pH の原因となる水酸化カルシウムをポゾラン反応により消費・低減して、セメント硬化体の浸出液の pH が低下することを目的としたセメントである。ポゾラン材料のうち微細粒子のシリカフェームにより OPC の 70%以上を置換すると、加水後の粘性が増加し流動性が低下する。そこで、シリカフェームの混合率は 20%に抑えて、フライアッシュで 30%以上代替することにした (入矢・三原, 2003)。ところが、フライアッシュは品質が変動し易く、コンクリートの品質がばらつくことが懸念された。また、OPC を減量するため、OPC のみを使用したコンクリートと比較して初期強度は低下する。さらに、ポゾラン反応により pH が低下するた

め、内部鋼材は腐食し易くなると考えられる。

以上のように、HFSC は OPC に替えてポゾラン材料を多量に添加するために、材料特性上確認すべき課題が多く残されている。また、先に記述したように低アルカリ性コンクリートを HLW 処分施設に利用する場合には、多くのニーズが挙げられている。そこで、以上の課題やニーズを解明するために、本研究では、ポゾラン材料の混合割合を変えた HFSC を用いた材料試験などを実施して、その材料特性を把握・確認することにした。

以下で検討する HFSC の基本混合率を、表 4.2-2 に示す。

表 4.2-2 HFSC の基本混合率

	普通ポルトランドセメント	ポゾラン材料	
		シリカフューム	フライアッシュ
OPC	100%	0%	0%
HFSC424	40%	20%	40%
HFSC325	30%	20%	50%
HFSC226	20%	20%	60%

(2) 研究内容

(i) 施工性の確認

HFSC を用いたコンクリートの流動特性は OPC と異なるが、土木構造物としての施工実績は少ない。また、地下数百 m の地下坑道への運搬距離も長く、実際の環境での施工が不可欠である。そこで、平成 19 年度以降に予定されている幌延の深地層の研究施設の地下坑道を利用した施工性確認試験を目指して、事前に地上において場所打ちや吹付けコンクリートの試験施工を行った。

(a) 場所打ちコンクリートによるセグメントの製作試験

i) 試験概要

HFSC には、微細粒子のシリカフュームを用いており、水と混練りすると粘性が増し施工が困難になる。このため、コンクリートを高流動化させる高性能 AE 減水剤を使用する必要が生じる。そこで、高流動コンクリートの施工性を把握するためにセグメントを製作し、載荷試験を行う。

ii) 試験条件

セグメントを製作できる試験体数が限られているために、セメントの配合は最もポゾラン材料の多い HFSC226、場所打ちコンクリートのために水セメント比は 27.3% を選定した。水セメント比は、水とシリカフューム、フライアッシュを含むセメントの重量百分率で示し、一般的にこれが小さいと、水が少なく流動性が悪くなるものの緻密になり強度が大きくなる。HFSC を用いたコンクリートの高流動化には、一般的なポリカルボン酸系の高性能 AE 減水剤を使用する（入矢・三原，2003）。高性能 AE 減水剤は、界面活性剤のひとつで放射性核種と錯体を形成する可能性があり、放射性核種の溶解度を上昇させることが実験的に確認されている（Greenfield et al., 1998）。しかしながら高性能 AE 減水剤は、セメント固相に強く収着すること、硬化後にセメントペーストから溶出する高性能 AE 減水剤は添加前の分子量と大きく異なることなどの理由から、放射性核種の移行挙動に大きな影響を及ぼすものではないと考えられている（電気事業連合会・核燃料サイクル開発機構，2005）。試験体の形状は外径 5,600mm × 厚さ 250mm × 幅 1,200mm の円弧形とし、セグメントの製作工場において HFSC226 を用いたコンクリートを鋼製型枠内に打込み後脱枠し製作した。セグメントは 1 年間気中および水中養生後に、2 点集中荷重載荷による曲げ破壊試験を実施した。

iii) 試験結果

HFSC226 を用いて実規模セグメントを製作し、高流動の場所打ちコンクリートが基本的な施工性を有することを確認した。セグメントは1年間気中および水中で養生後に、それぞれの曲げ破壊試験を行ない、ともに設計上必要なひび割れ発生強度および破壊強度を有し、破壊性状も一般的なものとほとんど変わらないことを確認した（中山ほか、2004）。

(b) 吹付けコンクリートによる模擬施工試験

i) 試験概要

HFSC は、OPC と同様に吹付けコンクリートに必要な初期の付着強度が発現しにくいいため、急結剤を添加する必要がある。そこで、HFSC を用いたコンクリートに急結剤を添加したものを地上に設置した模擬トンネルの壁面に吹付けて、施工性を確認する。

ii) 試験条件

セメントの配合は HFSC424, 325, 226 を用い、吹付けコンクリートのため水セメント比は 50% を選定した。急結剤はカルシウムサルフォアルミネート系の無機材料のうち、OPC では pH12 から 13 用を使用するのに対し、HFSC では 10 から 11 用を適用した（入矢ほか、2001）。

iii) 試験結果

図 4.2-2 に示すように HFSC コンクリートの吹付け試験では、付着をはじめ圧送・リバウンド・粉塵の各性状が OPC と同等であり、施工可能なことを確認した（入矢ほか、2004a）。



図 4.2-2 吹付けコンクリートの模擬施工状況

(ii) 品質変動の把握

HFSC に混入するフライアッシュは、石炭火力発電所から発生する工業副産物であり、原料である石炭種などによって品質がばらつく可能性がある。そこで、同一の火力発電所において1ヶ月毎にフライアッシュを採取し、コンクリートの品質変動を試験により調査する。調査するコンクリートの品質は、硬化前のスランプフローおよび硬化後の圧縮強度とした。

(a) スランプフロー試験

i) 試験概要

HFSC を用いたコンクリートの流動性は、スランプフローにより確認する。スランプフローとは、コンクリートのやわらかさの指標であり、平板上に置いた底のない容器内にコンクリートを詰め、容器を引き上げた後に広がるコンクリートの直径を cm で示す。

ii) 試験条件

フライアッシュは、同じ火力発電所から1ヶ月毎にJIS I種およびII種相当品を採取した。セメントの配合は強度が比較的大きくなるHFSC424を用い、水セメント比は場所打ちコンクリートのため27.3%を選定し、高性能AE減水剤により高流動化した。

iii) 試験結果

HFSC424を用いた場所打ちコンクリートのスランプフローを、図4.2-3に示す。

スランプフローは、前半の測定時には $\pm 10\text{cm}$ 程度変動したものの、JIS II種相当品のみを対象にした後半の測定時には、高流動コンクリートの推奨値である $65\pm 5\text{cm}$ 程度に収まった。このことからHFSCのスランプフローは、フライアッシュを同一の火力発電所から入手して高性能AE減水剤で調整することにより、品質管理可能と考えられる。

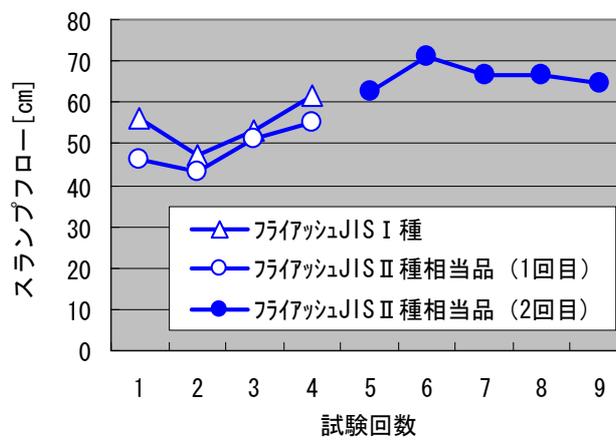


図 4.2-3 HFSC424 を用いた場所打ちコンクリートのスランプフローの変動

(b) 圧縮強度試験

i) 試験概要

HFSCはOPCの混合量を少なくするため、OPCのみと比較して初期強度は小さくなることが予想される。そこで、OPCの混合率を変えてコンクリートの圧縮強度試験を実施する。圧縮強度の目標は、幌延の深地層の研究施設の基本計画時に設定した設計基準強度であり、材齢28日で場所打ち用は40MPa、吹付け用は30MPaとした(窪田ほか, 2003)。

ii) 試験条件

フライアッシュは、同じ火力発電所から1ヶ月毎にJIS I種およびII種相当品を採取した。水セメント比は、用途別に必要な流動性から場所打ちコンクリートでは27.3%、吹付けコンクリートでは50%を選定した。

iii) 試験結果

フライアッシュの品質変動による圧縮強度のばらつきは、吹付けより場所打ちコンクリートの方が大きかったが、通常の品質管理の範囲内であった(中山ほか, 2004)。図4.2-4に示すように、材齢28日の圧縮強度は、場所打ちコンクリートではHFSC325でも平均47.2MPaであり、設計基準強度をばらつきを考慮して割増した配合強度を満足した。一方、吹付けコンクリートではHFSC424でも平均31MPaしかなく、配合強度に若干満たなかった。なお、HFSC226の材齢28日の圧縮強度は、HFSC424の約1/3しか発現しなかった。今後、吹付けコンクリートの設計基準強度を満足するには、水セメント比を小さくする、ポズラン反応

による長期強度増加を見込み強度発現材齢を延長する，などの対応が考えられる。

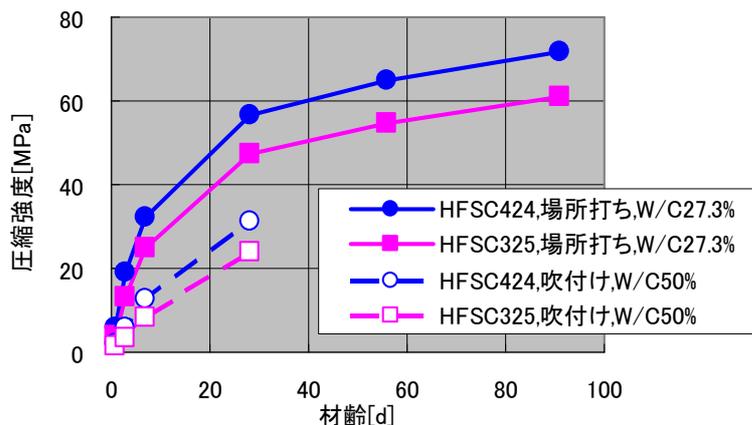


図 4.2-4 HFSC コンクリートの圧縮強度と材齢の関係

(iii) 耐久性の評価

(a) 海水暴露試験

i) 試験概要

HLW 処分施設には，セメント系材料とともにコンクリート支保工内の鉄筋，鋼製支保工，ロックボルトなどの補強鋼材が設置される場合が考えられる。一般的な鉄筋コンクリート構造物では，OPC の高アルカリ性を利用して鉄筋の腐食を抑制しているが，低アルカリ性セメントを使用すると，鉄筋の腐食が懸念される。そこで，HFSC を用いたコンクリートを海水環境下に暴露する試験を行い，内部鋼材の腐食挙動を確認する。

ii) 試験条件

セメントの配合は試験体数を限定するため OPC，HFSC226 を用い，水セメント比は場所打ちコンクリートのため 30%を選定した。コンクリート供試体の形状寸法は，直径 100mm×高さ 200mm とした。コンクリートに埋込む鉄筋は直径 13mm の丸鋼とし，かぶり 20mm の位置に 1 供試体あたり 2 本を配置した。供試体は材齢 91 日まで標準水中養生後，図 4.2-5 に示すように，清水港内の海中および海上飛沫帯に暴露した。鉄筋の腐食状況は，海水暴露 0.5 年，1 年，3 年目に観察した。



図 4.2-5 鉄筋を埋設したコンクリート供試体の海上飛沫帯での暴露状況

iii) 試験結果

海上飛沫帯に 3 年間暴露した HFSC226 を用いたコンクリート中の塩化物イオン量分布を図 4.2-6 に、埋設した鉄筋の腐食状況を図 4.2-7 に示す。

比較のために同様に暴露した OPC には鉄筋腐食が認められなかったのに対して、HFSC226 には鉄筋表面積の約 6%に腐食が認められた。また、HFSC コンクリート内のかぶり 20mm に配置された鉄筋は、塩化物イオンが十分に浸透していなくても、OPC と異なり腐食することがわかった。したがって、HFSC は OPC に比べて、鉄筋の発錆を促す傾向のあることが示された。ただし、HFSC226 の海水暴露試験において暴露 3 年目の腐食面積は 1 年目と変わらず、進行が遅い結果も得られた。鉄筋の発錆は酸素が存在したことにより発生したが、腐食の進行とともに酸素が消費され、1 年目と 3 年目で腐食量に差が見られないのであれば、処分環境で想定される低酸素雰囲気において、HFSC においても有意な鉄筋腐食が生じない可能性も考えられる。今後、他の材料を含めて処分環境で長期の腐食データを取得し評価することができれば、鉄筋、ステンレス被覆などを含めた補強鋼材や繊維補強なども対応策のひとつと考えられる。

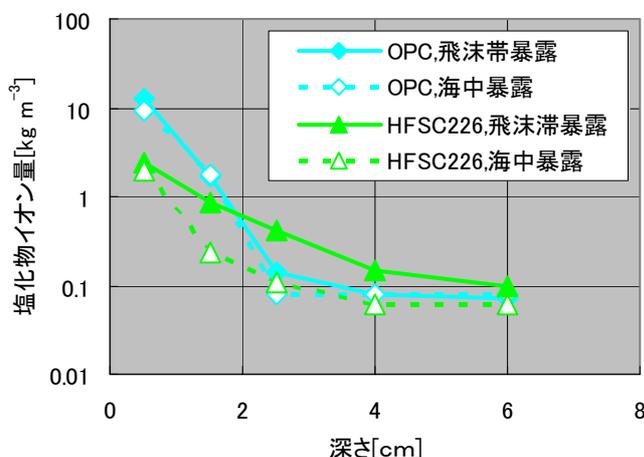


図 4.2-6 暴露 3 年目のコンクリート内の塩化物イオン量分布



図 4.2-7 HFSC226 コンクリートの飛沫帯暴露 3 年目の鉄筋腐食状況

(iv) 目標品質の達成

HFSC の pH 低下挙動を試験および解析により把握して、HFSC の開発目標である pH を 11 以下にする目途を得る。

(a) 浸漬試験

i) 試験概要

HFSC を用いたペースト粉体の浸漬試験を実施して、浸漬水の pH の低下挙動を確認する。また、浸漬水の温度を高くして pH 低下への影響を把握する試験も実施する。

ii) 試験条件

HFSC を用いたペーストを円柱形に成型し硬化後に粉体にし、浸漬液の pH を測定した。浸漬液の pH は、空気中の炭酸ガスに触れても低下する可能性があることから、浸漬容器内に窒素ガスを封入し保管したが、pH 測定時には空気に触れることから、炭酸ガスの影響の有無を調査した。pH 測定後に試料の X 線回折分析および示差熱分析を行った結果、浸漬水の pH 低下は空気中の炭酸ガスの影響を受けていないことが確認された (入矢ほか, 2003)。

浸漬試験は常温および高温条件にて行い、それぞれの試験条件を以下に示す。

a) 常温浸漬

セメントの配合は OPC, HFSC424, 325, 226 を用い、水セメント比は吹付けコンクリートを想定し 27.3%のペーストを選定した。供試体寸法は直径 50mm × 高さ 100mm とし、28 日間水中養生後に 0.5mm 以下に粉砕した。粉体試料の浸漬条件は、20°Cの蒸留水中に攪拌性を考慮して固液比 0.5g ml⁻¹とした。

b) 高温浸漬

セメントの配合は HFSC424, 226 を用い、水セメント比は場所打ちコンクリートを想定し 40%のペーストを選定した。供試体寸法は直径 50mm × 高さ 100mm とし、3 日間密封養生、1 日間真空乾燥後に 0.5mm 以下に粉砕した。粉体試料の浸漬条件は、20 または 65°Cのイオン交換水中に、攪拌性を考慮して固液比 0.5g ml⁻¹とした。なお、65°Cで浸漬したものは 20°Cに冷まして pH を測定した。

iii) 試験結果

a) 常温浸漬

HFSC の粉体試料を固液比 0.5g ml⁻¹で浸漬した蒸留水の pH の経時変化を、図 4.2-8 に示す。

水セメント比 27.3%のペーストを粉体にして水中に浸漬したもののうち、セメントが OPC のみの pH は 12.8 程度で、浸漬期間が経過してもほとんど変化は見られない。これに対して、OPC の混合率が最も少ない HFSC226 の pH は浸漬期間の経過とともに低下したが、91 日間浸漬しても pH は 11 以下まで低下しなかった（入矢ほか、2004）。両配合の間の HFSC424 および 325 では、OPC の混合率が少ない HFSC325 の浸漬水の pH 低下が若干早かったが、pH の低下速度に差はほとんど見られなかった。両配合の pH は浸漬期間が 182 日でほぼ 11.5 程度まで低下後、pH の低下速度が緩やかになり、浸漬期間が 476 日を経過しても pH は 11 まで低下しなかった（中山ほか、2004）。HFSC424 粉体の浸漬水の pH が 11 まで低下する浸漬期間は、182 日以降の低下速度およそ 7×10^{-4} /日が続くと仮定しても、10 年程度を要する。また、実際のコンクリート構造物は粉体ではなく、pH 低下にはさらに時間を要すると考えられる。

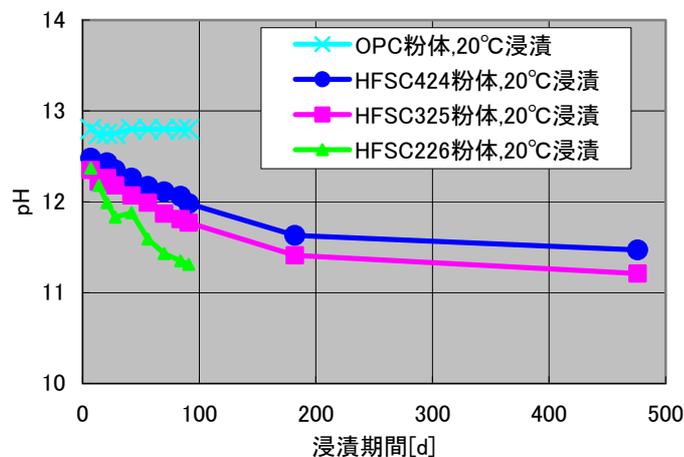


図 4.2-8 ペースト粉体の常温浸漬における pH の経時変化

b) 高温浸漬

HFSC の粉体試料を固液比 0.5g mL^{-1} で高温浸漬したイオン交換水の pH の経時変化を、図 4.2-9 に示す。

粉体試料を 65°C で浸漬すると、浸漬後 3 日までに pH は著しく低下し、HFSC226 では pH が 11 以下になった。一方、浸漬後 3 日以降の pH は、 20°C で浸漬したものと同様に緩やかに低下することがわかった。このことから、あらかじめ地上で製作したセグメントの pH を短期間に 11 以下に低下するには、材齢初期に高温蒸気養生することなどが有効になる可能性があると考えられる。

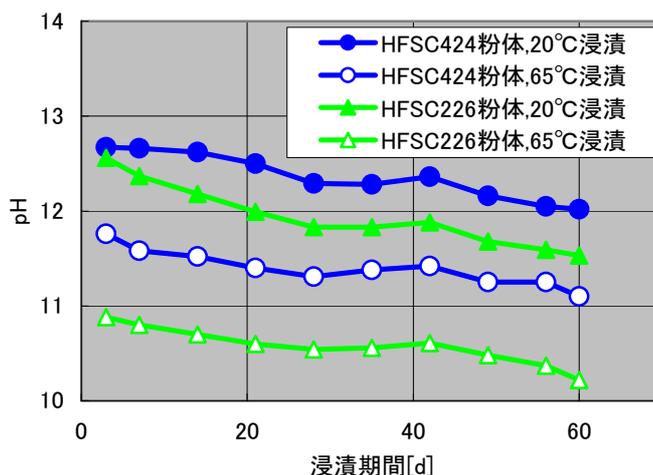


図 4.2-9 HFSC を用いたペースト粉体の高温浸漬における pH の経時変化

(b) pH 低下解析

i) 解析概要

HFSC を用いたコンクリートの pH が、常温において 11 以下に低下することを実験的に確認することは困難なことから、pH 低下挙動を解析的に評価することにした。ここでは、前項の常温の粉体浸漬試験の pH 低下結果を解析によりシミュレーションした。

ii) 解析条件

HFSC の pH の低下挙動は、OPC の主成分より生成される水和反応物による pH の上昇反応と、シリカフェームに含まれる SiO_2 固相の溶解速度反応による pH の緩衝作用を基本に考慮したモデルにより解析する。

iii) 解析結果

計算モデルにおいて、高アルカリ化を緩衝するシリカフェームの溶解速度式を導出するため、シリカフェームの溶出試験を行い（入矢ほか，2004b），その結果より溶解速度式を導出した（吉田・三原，2005）。シリカフェームの pH11 と 12.5 における実験値と溶解速度式による導出結果を、図 4.2-10 に示す。

以上のシリカフェームの溶解速度式を用い、セメントの水和反応生成物の溶解/沈殿反応を考慮して、図 4.2-8 に示す HFSC の粉体浸漬試験における pH の時間変化の計算を行った。計算では、シリカフェームの溶解反応速度に加え、セメント水和反応生成物の平衡反応を考慮して、CSH ゲルについては、固溶体の平衡反応により計算を行った（吉田・三原，2005）。計算結果を、図 4.2-11 に示す。図中には実験値のプロットに対して、セメント水和反応生成物の平衡反応とシリカフェームの溶解速度反応を考慮した計算モデルにおいて、CSH ゲルが

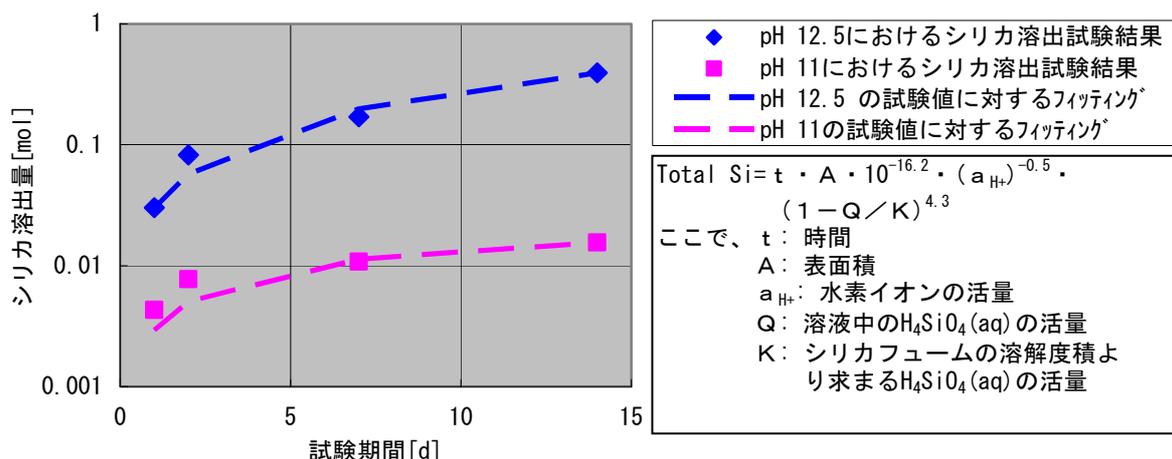


図 4.2-10 シリカフェームの浸出試験結果と溶解速度式

生成するとした結果を実線で、CSH ゲルが生成しないとした結果を破線で、それぞれ示す。

CSH ゲルが生成するとした計算では、pH が 200 日程度で急激に低下し最終的には 10.3 程度となるが、これは、シリカフェームの溶解により Si が供給され Ca を消費する CSH ゲルが生成されて、ポルトランダイト ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) などの高 pH 化に寄与する固相が急激に枯渇したためである。一方、CSH ゲルが生成しないとした計算では、pH は約 100 日で 11.9 程度となった後、緩やかな低下傾向を示す。これは、CSH ゲルが生成するとした計算とは逆に、高 pH 化に寄与する水和反応生成物の反応が支配的なためである。CSH ゲルが生成するとした計算では、実験で得られているような pH の低下挙動を再現することはできず、CSH ゲルの生成が高アルカリ化の緩衝作用の主要因であることが示される。

CSH ゲルを考慮した計算値は、反応初期における実験値の pH 低下挙動を再現することはできるが、pH 11.5 以下の領域で見られるなだらかな pH 低下を再現することはできない。計算において、pH 11.5 付近は CSH ゲルの Ca/Si 比が減少し、pH の急激な低下が生じる。一方、実験ではこのような急激な pH 低下が見られないことから、低 Ca/Si 比の領域において、CSH ゲルの生成反応速度などを考慮する必要が考えられる。現在、時間変化に伴う CSH ゲルの生成速度について知見は得られておらず、今後検討が必要である。しかし、一般的に CSH ゲルは、セメント水和反応生成物が存在する系において生成が確認されており、時間の経過とともに反応溶液の pH は CSH ゲルが生成するとした結果に近づくと考えられる。

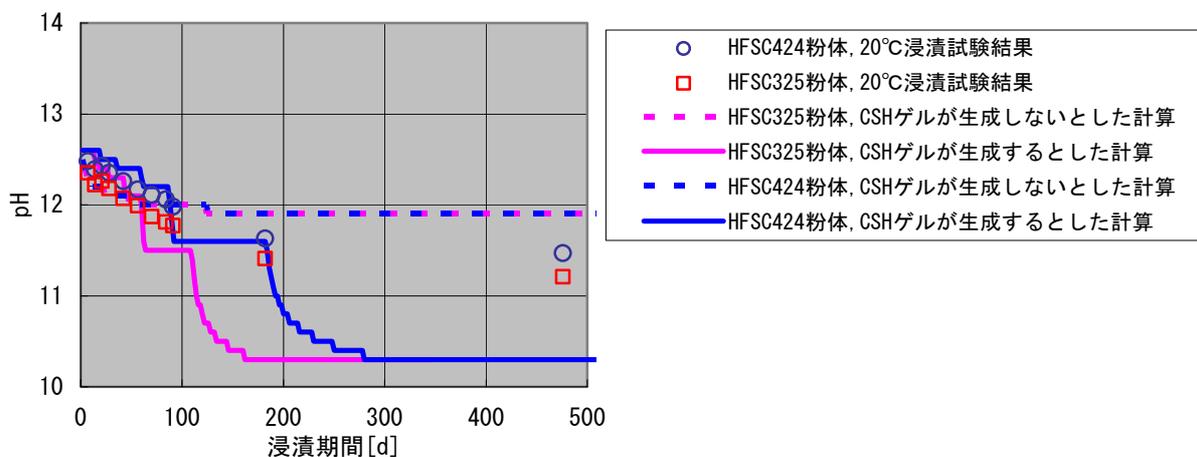


図 4.2-11 HFSC-水反応解析結果と実験値の比較

これまでに実施した HFSC の各種性能試験の概要を、表 4.2-3 に整理する。

表 4.2-3 HFSC を用いたコンクリートの各種性能試験の概要 (○は実施した項目)

	試験項目	OPC	HFSC			概要
			424	325	226	
施工性の確認	高流動コンクリートセグメント製作試験				○	HFSC226 の場所打ち高流動コンクリートでセグメントを製作し打込み性能を確認
	吹付けコンクリート模擬施工試験	○	○		○	HFSC424 の吹付けコンクリートで模擬施工を行い、OPC と同等の吹付け性能を確認
品質変動の把握	スラップフロー試験(流動性)		○	○		フライアッシュを同一火力発電所で1ヶ月毎に採取し品質変動を確認した結果、管理可能なことを確認
	圧縮強度試験		○	○		HFSC424 の吹付けコンクリートは、幌延研究施設の基本計画時に設定した設計基準強度をほぼ満足
耐久性の評価	鉄筋を埋設したコンクリートの海水暴露試験	○			○	pH が最も低下し腐食の進行が早いと考えられる HFSC226 は、場所打ちコンクリートを飛沫帯に暴露すると、OPC と異なり埋込鉄筋に腐食を確認
目標品質の達成	粉体浸漬試験	○	○	○	○	HFSC424 を常温で 456 日浸漬しても pH は 11 以下に低下しないが、HFSC226 を 65°C で 60 日浸漬すると pH は 11 以下に低下することを確認
	粉体浸漬試験の pH 低下解析		○	○		シリカフェームの浸出試験から導出した溶解速度式を用いた計算により、CSH ゲルの生成を仮定すると、pH は 10.3 まで低下することを確認

(3) 結論

低アルカリ性コンクリートの開発の現状を、以下にまとめる。

- ①場所打ち高流動コンクリートは、工場でセグメントを製作して打込み性能を確認した。
- ②吹付けコンクリートは、地上で模擬施工を行って OPC と同等の吹付け性能を確認した。
- ③石炭種などによるフライアッシュの品質変動は、同一の火力発電所から材料を入手することにより、コンクリート混練時の高性能 AE 減水剤の調整で対応可能と考えられる。
- ④HFSC424 を用いた吹付けコンクリートは、幌延の深地層の研究施設の基本計画時において設定した設計基準強度をほぼ満足した。
- ⑤pH が最も低下し腐食の進行が早いと考えられる HFSC226 は、場所打ちコンクリートを海上飛沫帯に暴露すると、OPC と異なり埋込鉄筋に腐食が確認された。
- ⑥HFSC424 を用いたペーストの粉体を常温で 456 日浸漬しても pH は 11 以下に低下しないが、HFSC226 を 65°C で 60 日浸漬すると pH は 11 以下に低下することを確認した。
- ⑦シリカフェームの浸出試験から溶解速度式を導出し、CSH ゲルが生成し Ca の消費が進む条件で粉体の常温浸漬試験を解析すると、pH は 10.3 程度まで低下する結果となり、試験結果を再現することはできず、CSH ゲル溶解/沈殿反応についてより精緻なモデル化が必要であることが分かった。

以上のように、低アルカリ性セメントとして HFSC の有用性は完全に確認されていない。しかし、セメントに起因した高アルカリ性地下水の緩衝材や周辺岩盤への化学的影響が十分に解明されていない現状においては、影響抑制対策のひとつである低アルカリ性セメントのうち開発を進めている HFSC について、今後も引き続き試験・検討を行っていく必要がある。

(4) 今後の課題

低アルカリ性コンクリートの開発において残された課題と今後の方針を、以下に示す。

- ①HFSC コンクリートの流動性や強度などの品質は、ポゾラン材料・配合・環境条件・経過時間などにより変動することから、最終的には、幌延の深地層の研究施設の研究坑道を利用した実証的な施工実験を行なって、施工性や品質変動を確認する。
- ②反応初期における pH 低下挙動を予測するには、反応速度に関するパラメータの拡充が必要であり、特に CSH ゲル生成の反応機構およびその生成速度パラメータについて、既往の研究報告をもとに検討し、実際のコンクリート構造物を透過する水の pH の低下挙動について、より精度の高い解析を行う。

参考文献

Autio, J., Riekkora, R. and Salo, J-P. (2002): "Alternative backfilling concepts for a spent fuel repository at Olkiluoto", Backfill Requirements in KBS-type repository -A POSIVA/SKB Workshop, Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), IPR-02-05, pp.39-48.

Bennett, D. G., Duerden, S. L., Galson, D. A., Yearsley, R. A. and Papenguth, H. W. (2002): "Use of backfill in radioactive waste repositories: Reference methodology for backfill selection and optimization", 6th International Workshop on Design and Construction of Final Repositories, Brussels, March 2002.

電気事業連合会, 核燃料サイクル開発機構 (2005): "TRU 廃棄物処分技術検討書ー第 2 次 TRU 廃棄物処分研究開発取りまとめー", 核燃料サイクル開発機構, JNC TY1400 2005-002.

土木学会原子力土木委員会 (2004): "高レベル放射性廃棄物地層処分技術の現状とさらなる信頼性向上にむけてー土木工学に係わる技術を中心としてー".

藤田英樹, 野口聡, 廣永道彦 (1998): "アーウィン系低アルカリ性セメントの開発ーpH 挙動に及ぼすシリカフェーム添加の影響ー", 日本原子力学会, 1998 年秋の大会要旨集, pp.823.

原子力安全委員会 (2000): "高レベル放射性廃棄物の処分に係る安全規制の基本的考え方について(第 1 次報告)", 平成 12 年 11 月 6 日.

原子力発電環境整備機構 (2004): "高レベル放射性廃棄物地層処分の技術と安全性ー「処分場の概要」の説明資料", 原子力発電環境整備機構, NUMO-TR-04-01.

Gray, M. and Shenton, B. (1998): "Design and Development of Low-Heat, High-Performance, Reactive Powder Concrete", High-Performance and Reactive Powder Concrete, Sherbrooke, PQ, Canada, 1998 August 16-20.

Greenfield, B. F., Ilett, D. J., Ito, M., McCrohon, R., Hearth, T. G., Tweed, C. J., Williams, S. J., and Yui, M. (1998): "The Effect of Cement Additives on Radionuclide Solubilities", Radiochim, Acta 82, pp.27-32.

入矢桂史郎, 栗原雄二, 藤島敦 (2004a): "ポゾランを高含有した低アルカリ性吹付けコンクリートの性状", 土木学会, 第 59 回年次学術講演会, CS1-29, pp.57-58.

入矢桂史郎, 栗原雄二, 納多勝 (2004b): "幌延深地層研究センターにおけるコンクリート材料の施工性に関する研究(V)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5400 2004-008.

入矢桂史郎, 三原守弘 (2003): "ポゾランを高含有した低アルカリ性コンクリートの開発", コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.1, pp.185-190.

入矢桂史郎, 三上哲司, 保岡哲治, 上垣義明 (2001): "幌延深地層研究センターにおけるコンクリート材料の施工性に関する研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ1400 2001-004.

入矢桂史郎, 田島孝敏, 納多勝 (2003): "幌延深地層研究センターにおけるコンクリート材料の施工性に関する研究(IV)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5400 2003-008.

菊池広人, 棚井憲治 (2005): "幌延地下水を用いた緩衝材・埋め戻し材の基本特性(試験報告)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN 8430 2004-005.

菊池広人, 棚井憲治, 松本一浩, 佐藤治夫, 上野健一, 鐵剛志 (2003b): "緩衝材の飽和透水特性-II ー海水性地下水が緩衝材の透水性に及ぼす影響ー", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 2003-002.

菊池広人, 棚井憲治, 杉田裕 (2003a): "海水系地下水条件下における埋め戻し材特性に関する基礎試験", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 2003-008.

久保博, 黒木泰貴, 三原守弘 (1998): "ベントナイト系緩衝材のコンクリート間隙水による長期変質の基礎研究", 土と基礎, 46-10, pp.31-34.

窪田茂, 納多勝, 戸井田克, 岩佐健吾 (2003): "幌延深地層研究計画 地下施設建設に関する基本計画の検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ1400 2002-003.

Martino, J., Chandler, N., Dixon, D., Sugita, Y., Vignal, B. and Hansen, F. (2003): "THE TUNNEL SEALING EXPERIMENT AND APPLICATION TO REPOSITORY SEAL DESIGN", IHLRWM 2003, Las Vegas, NV, March 30-April 2, pp.602-609.

松本一浩, 菅野毅, 藤田朝雄, 鈴木英明 (1997): "緩衝材の飽和透水特性", 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN8410 97-296.

三原守弘, 入矢桂史郎 (1999): 放射性廃棄物処分場用セメント系材料, 特許公報, 第 2941269 号.

中山雅, 藤島敦, 入矢桂史郎, 栗原雄二 (2004): "ポゾラン反応を利用した低アルカリ性セメントの開発", 原子力学会北海道支部第 22 回研究発表会講演要旨集, pp.18-19.

NUMO (2004): "Proceedings of the International Workshop on Bentonite-Cement Interaction in Repository Environments", Nuclear Waste Management Organization of Japan, 14-16, April, 2004, Tokyo, Japan, NUMO-TR-04-05.

大和田仁, 三原守弘, 黒木泰貴, 有本邦重 (2000): "アルカリ溶液中での花崗岩の変質挙動", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2000-027.

Sellin, P. (2002): "What are the requirements of the backfill from the point of long-term safety?", Backfill Requirements in KBS-type repository -A POSIVA/SKB Workshop, Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), IPR-02-05, pp.31-37.

SKB (2003): "Äspö Hard Rock Laboratory Planning Report for 2003", Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), IPR-03-24, pp.37-39.

杉田裕, 川上進, 戸井田克 (2003a): "トンネルシーリング性能試験における試験環境条件および計測項目", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-045.

杉田裕, 川上進, 油井三和, 牧野仁史, 澤田淳, 栗原雄二, 三原守弘 (2003b): "高レベル放射性廃棄物地層処分における閉鎖性能に関する検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-010.

杉田裕, 升元一彦 (2002): "トンネルシーリング性能試験におけるプラグの設計・施工技術", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2002-005.

田中幸久, 中村邦彦, 小峯秀雄, 川西光弘 (2002): "ベントナイトの膨潤性に及ぼす人工海水濃度の影響", 土木学会, 土木学会第 57 回年次学術講演会 CS10-037, pp.455-456.

吉田泰, 三原守弘 (2005): "低アルカリ性セメント(HFSC)硬化体浸出液の pH 低下挙動に関する研究—HFSC のポゾラン反応を考慮したモデル化— 低アルカリ性セメント-水反応モデル構築に関する検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN 8400 2005-013 .

5. 設計手法の適用性確認

5.1 はじめに

第2次取りまとめでは、具体的な地質環境を特定することなく、わが国における地層処分技術の信頼性を科学的根拠に基づき示した。今後最終処分の実施に向けては、地層処分のための技術、すなわち「地質環境を把握するための技術」、「地質環境に応じて人工バリアや処分施設を設計・施工するための技術」、「それらを踏まえて地層処分の長期的な安全性を評価するための技術」について、深地層の研究施設などを活用して実際の地質環境への適用性を確認することが重要である。特に、実測データの着実な蓄積などにより、地層処分システムに関連する現象の理解を深め、第2次取りまとめでは、簡略、保守的な扱いとしていた設計や安全評価に係るモデル・手法を、より現実に即した精緻なモデル・手法へと改良・高度化することにより、さらに信頼性を向上させていくことが必要である。サイクル機構は、上記の地層処分技術の信頼性向上を目指して、国から与えられた役割を着実に遂行するために、平成13年度に策定した全体計画に基づき、研究開発の目標として「実際の地質環境への地層処分技術の適用性確認」と「地層処分システムの長期挙動の理解」を設定した。このうち、「実際の地質環境への地層処分技術の適用性確認」に対しては、第2次取りまとめにおけるわが国の幅広い地質環境を対象とした地質環境調査技術、設計や安全評価手法を、瑞浪、幌延の深地層の研究施設計画での調査や、そこで得られる情報を活用して実際の地質環境に適用することにより、以下に示すような体系的な技術として整備することとしている。

- ・地上からの調査によって、地上から地下深部までの主要な地質構造や地下水および岩盤の物理的・化学的な特性を予測的に把握することにより、第2次取りまとめの調査技術について実際の地質環境への適用性を確認するとともに、体系的な調査・評価技術として整備する。
- ・実際の地質環境に対して第2次取りまとめで示した設計や安全評価手法の適用性を確認するとともに、調査の進展に応じて、地質環境の予測、設計、安全評価を有機的に繰り返すことにより、地層処分にとって重要な地質環境を体系的、効率的に把握するための方法論や留意点を整備する。

これらの成果は、事業と安全規制の重要課題にかかわる基盤的な技術や情報として、わが国の地層処分計画の円滑な推進を図るために必要であり、国や事業の実施主体からも求められているものである。以上のような背景から、地上からの調査段階における調査データに基づき人工バリアおよび処分場の設計を、第2次取りまとめにおいて示された考え方や手法に基づき試行し、地上からの調査段階における設計上の留意点などを整理する。

具体的には、第2次取りまとめで示された処分場の設計手順を、第2次取りまとめ以降の最新の知見を基に更新するとともに、設計における地質環境条件の留意点などを整理する。また、「平成17年度取りまとめ分冊1 深地層の科学的研究」(以下、「分冊1」という)で取りまとめた幌延および瑞浪における地上からの調査により得られた地質環境情報をもとに、設計条件の設定、空洞の安定性評価や坑道離間距離などの検討、さらには人工バリアの試設計を行い、それらの結果から第2次取りまとめの手法の妥当性や保守性を検討する。さらに、これらの検討結果を踏まえ、第2次取りまとめからの進展や主な相違点などを整理し、今後の課題を明らかにする。

5.2 設計手法の適用性の検討範囲

概要調査地区選定、精密調査地区選定および最終処分施設建設地選定の各段階に応じて行われる調査により、質的、量的に進展するサイト環境の情報を反映して処分場の設計や安全評価を体系的かつ柔軟に行いつつ、各段階で定める選定上の考慮事項に基づいて、適切な最終処分施設建設地の選定が行われる(原子力発電環境整備機構, 2004)。このような段階的サイト選定プロセスにおいて構築される処分概念は、①地上および地下施設・人工バリアの設

計とレイアウト，②建設・操業・閉鎖・モニタリング，③操業時および閉鎖後長期間の安全性，④環境および社会経済的影響といった点が考慮され，長期的な安全性だけでなく，経済性や効率性といった実際に処分場を建設する場合において重要となる側面も含め，様々な観点で検討される（原子力発電環境整備機構，2004）。

サイト選定から処分場の設計・施工ならびに安全評価を通じて，最終処分施設建設地が選定されるまでの概略の流れは図 5.2-1 に示すようなものが考えられる。なお，図 5.2-1 は上述した点を全て記載したのではなく，概略的な流れを示したうえで，ここでの検討の範囲を表わしたものである。今回，幌延や瑞浪といった実際の地質環境条件をひとつの事例として行う設計手法の適用性確認に関する検討は，図 5.2-1 中の赤字および赤点線枠で示した範囲を対象としている。

処分場レイアウトの検討に関しては，処分場位置，処分パネルの形状・規模および配置，アクセス・主要／連絡坑道の配置などがあり，第 2 次取りまとめではレイアウト設計上考慮すべきいくつかの設計要件が示されている。そのうち，「核種移行遅延性能に有意な影響を与えないように配慮がなされていること」については，処分場，処分パネルおよび坑道の配置・方向・数を検討する際の要件となり，その検討に際しては，安全評価も念頭に置いた，地下水流動や物質移行の観点からの検討，さらには岩盤の規模の把握も必要である。しかしながら，地下研究施設においては，研究開発が主眼であり実際の処分事業の経路を全て実証的に示すことを目的としているわけではなく，また，種々の制約条件もあり，これらを全て考慮した検討を行うだけのデータが充足されていない。さらには，安全評価の観点を除外して，ある特定のレイアウトに基づき適性のある岩盤の規模に関する検討などを行うことは，現時点において適切ではないと考えられる。以上のことから，本報ではレイアウトに関する検討を除外した。また，建設・操業・閉鎖技術の検討のうち，操業および閉鎖技術に関しては，ここで検討対象としている坑道断面が第 2 次取りまとめにおける仕様を基本としていること，前述したように処分場レイアウトの検討を除外していることなどから，ここでの検討からは除外した。建設技術については，地下研究施設の建設という観点から，分冊 1 5 章においてその検討の概要が示されていることから，ここでは幌延および瑞浪の地質環境上特徴的な事柄，例えば，幌延で特徴的なメタンガスの問題などについての対策についてのみ，その概要を示すに留めた。

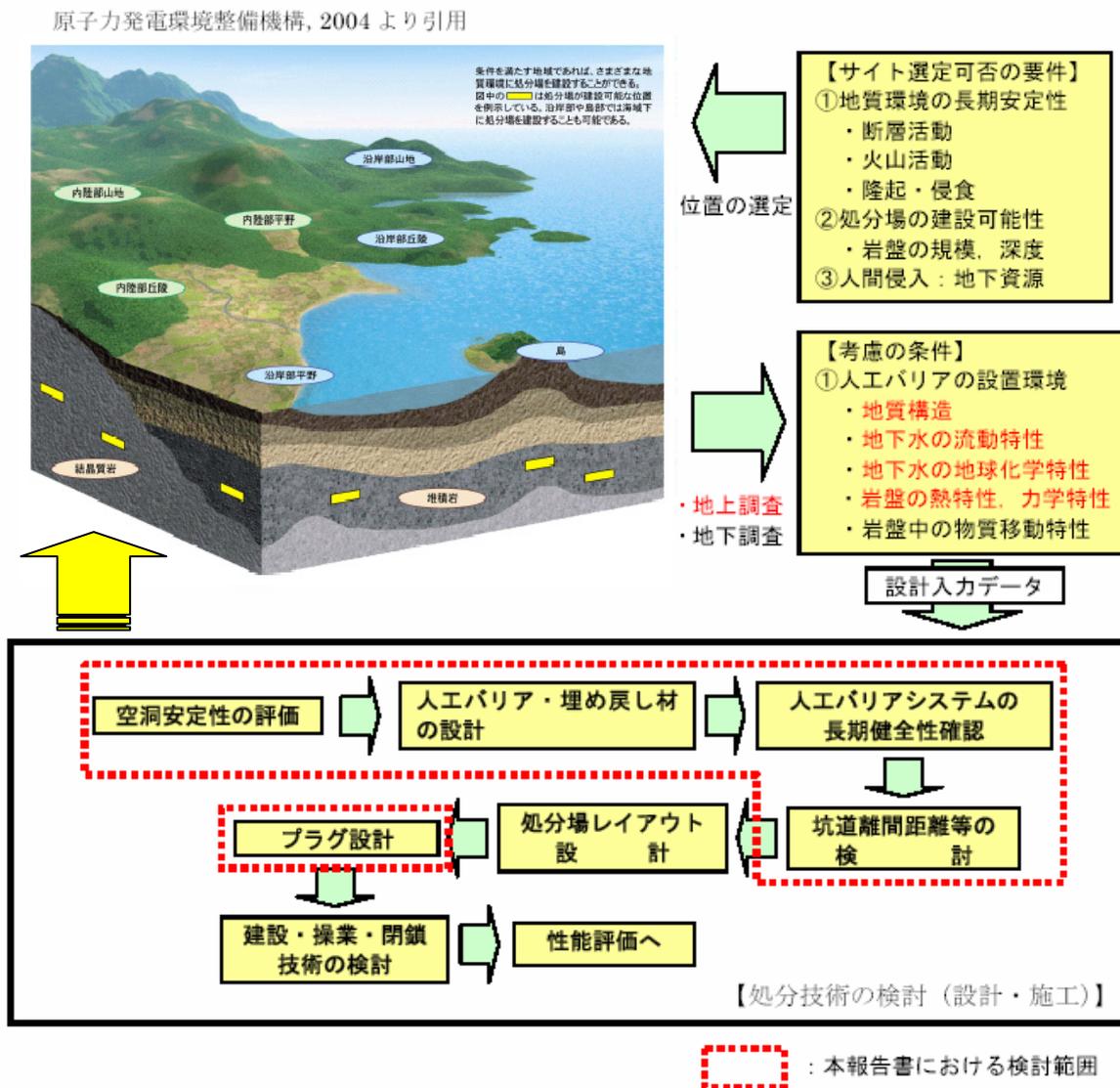


図 5.2-1 サイト選定から処分場建設地選定までの概略的な流れと本検討において対象とした範囲

5.3 最新の知見に基づく第 2 次取りまとめ設計フローの更新

第 2 次取りまとめで示した基本的な設計の流れは、処分場の深度などの前提条件を明らかにしたうえで、人工バリア、地上施設および地下施設それぞれの設計要件を設定する。そして、それに基づいて個々の構成要素に対する設計手順を明確にしたうえで設計解析を実施し仕様を設定するというものである（核燃料サイクル開発機構，1999）。また、設計要件はシステムとしての長期健全性を最優先したうえで、人工バリア・地上施設および地下施設それぞれに求められる機能と現状の技術や近い将来達成可能な技術を考慮し、作業性や経済性も勘案して過度に保守的とならないように設定する必要がある。その際、岩石の種類や地下水の水質など実際のサイトが持つ環境条件を考慮することが必要となる。ここでは、前述したように第 2 次取りまとめにおいて示された考え方や手法を基本として、実際の地質環境条件に対する体系的な方法論を明示するため、これまでの最新の知見を踏まえつつ、第 2 次取りまとめでの設計フローの見直しを考慮に入れた処分場全体の設計手順の検討を行った。なお、検討は、処分孔竖置き方式を一例とし、かつ第 2 次取りまとめにおける処分坑道および処分孔の断面形状を仮設定仕様として行うものとした。

(1) 処分場全体設計フローの更新

第2次取りまとめで示された処分場の全体設計フローは、一部力学的相互作用は示されているもののほぼ直列的なフロー（核燃料サイクル開発機構，1999）となっている。しかし、実際には施設設計，人工バリア設計および閉鎖設計それぞれの設計項目が互いに関連し複雑な体系になるものと考えられる（松井ほか，2005a）。したがって、本報では複雑な相互関係を整理したうえで、一般化した設計フローの構築を目指し、処分場の全体設計フローの見直しを行った。具体的には、設計相互の関連項目と影響を及ぼす因子などについて整理を行うとともに（表 5.3-1），オーバーパックの腐食代の設定の観点から、緩衝材および埋め戻し材の仕様変更がどの程度のインパクトを与え得るかに関する検討を行い、それらの結果から、第2次取りまとめの基本フローをもとに処分場全体の設計手順の見直しを行った（松井ほか，2005a）。

図 5.3-1 に更新した処分場全体設計フローを示す。ここで、更新した処分場設計フローと第2次取りまとめで示されたフローとの主な違いは以下の通りである。

- ・埋め戻し材，緩衝材の仕様設定上重要となる処分坑道のコンクリート支保厚さ，処分孔への支保工の要否を考慮した空洞安定性評価を人工バリア設計の上位に配置した。
- ・オーバーパックの腐食代設定への影響が大きい埋め戻し材の設計をオーバーパックの設計の上位に配置した。
- ・緩衝材とオーバーパックの力学的相互作用を考慮した設計の手順を明確化した。
- ・設計相互の関連を考慮し，かつ第三者が設計を試みても同じような結果が得られるようにより平易な手順となるように配慮した。

表 5.3-1 処分孔竖置き方式における設計項目相互の関連と影響を及ぼす因子

対象	設計要件	設計項目	評価項目	要因		影響を及ぼす他の設計項目
オーバーパック	耐食性	腐食代	腐食深さ	酸素量	・緩衝材および埋め戻し材の間に含まれる酸素 ・ベントナイトに吸着している酸素	・緩衝材密度，ケイ砂混合率，厚さ ・埋め戻し材密度，ケイ砂混合率 ・坑道断面，廃棄体ピッチ
	耐圧性	厚さ，形状，材料	作用応力	緩衝材に発生する応力	緩衝材膨潤圧，圧密反力	緩衝材の密度，ケイ砂混合率，厚さ
	放射線遮蔽性	厚さ	局部腐食	水の放射線分解によるカソード電流	放射線場，酸化性化学種の移行	緩衝材密度，厚さ，ケイ砂混合率
緩衝材	応力緩衝性	厚さ，材料仕様	作用応力	緩衝材に発生する応力	オーバーパック腐食膨張量	オーバーパックの材料，厚さ，形状
	廃棄体支持	材料仕様	緩衝材強度	下部緩衝材にかかる荷重	オーバーパック重量	オーバーパックの材料，寸法
				埋め戻し材荷重	埋め戻し材密度，坑道断面	
埋め戻し材	緩衝材の膨出対策	材料仕様	緩衝材の膨出量	緩衝材の膨潤，圧密挙動	緩衝材膨潤特性	緩衝材材料仕様
	坑道内の透水性を要求レベル以下に抑えること	材料仕様	自己シール性，透水性	埋め戻し材の膨潤，透水性	埋め戻し材の膨潤および透水特性	支保工の厚さおよび劣化の程度
処分施設	ニアフィールドの制限温度	廃棄体ピッチ	緩衝材の温度上昇	熱拡散	ニアフィールドの熱物性	緩衝材仕様，埋め戻し材仕様，坑道断面

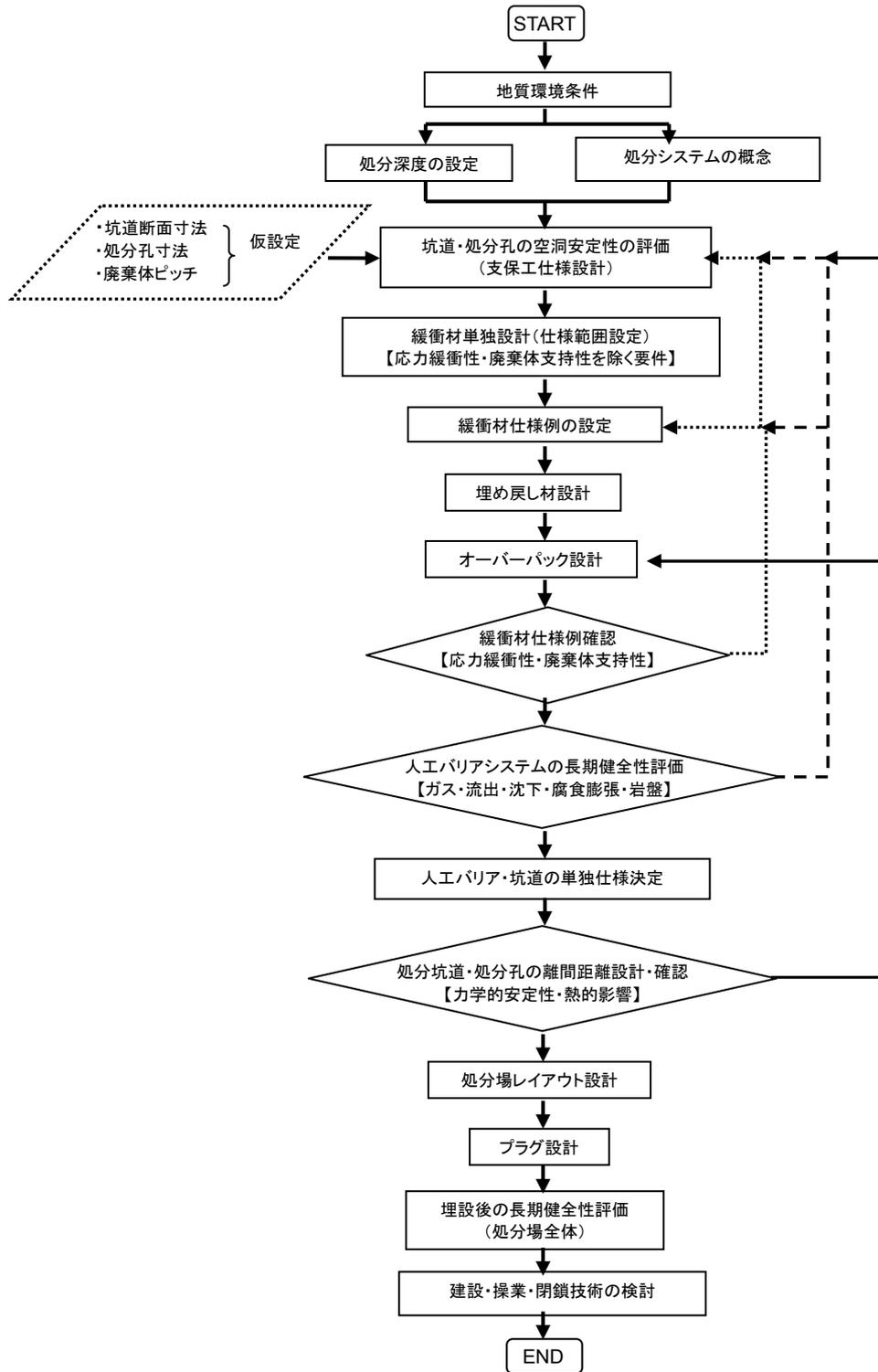


図 5.3-1 本検討にて更新した処分場の全体設計フロー（松井ほか，2005a）

(2) 設計における地質環境条件の留意点

第 2 次取りまとめで示された設計要件そのものは、地質環境条件によって変わりうるものではない。しかしながら、地下水組成や pH，地下水の酸化還元状態，さらには温度などの種々の特定の場所の地質環境条件や支保工材料，ガラス固化体の発熱などの地質環境以外の因子が，設計要件に挙げられている各性能に影響を与えることは考えられる。したがって，設計

要件とそれに影響を及ぼす地質環境条件，ならびにその影響の内容を抽出し，地質環境条件などの変化への対応策を整理しておくことが特定の場所が選定された際に設計を実施するうえでも重要となる。このため、人工バリア設計（オーバーパック，緩衝材）および閉鎖設計（埋め戻し，プラグ）に影響を及ぼす地質環境条件と設計での対応との一般的な関係を，表 5.3-2～表 5.3-5 に整理した（栗原ほか，2004；杉田ほか，2003）。なお，これらの表で示した「影響を及ぼす地質環境条件」を設計入力データとして設定する必要がある，その具体的な内容を表 5.3-6 に整理した（栗原ほか，2004）。

表 5.3-2 オーバーパックに関する地質環境条件と設計の関係（栗原ほか，2004 を一部改訂）

設計要件	影響を及ぼす地質環境条件	地質環境条件以外の影響因子	影響内容	設計での対応
閉じ込め性，耐食性	地下水組成，地下水の酸化還元状態，温度	支保工材料の影響，緩衝材の化学的緩衝性，ガラス固化体からの発熱	腐食挙動，腐食速度	・材質 ・腐食深さ
	微生物の存在，温度	緩衝材中での増殖と活動，ガラス固化体からの熱	腐食挙動，腐食速度	・材質
	地下水圧，地圧，岩盤の力学特性	緩衝材の有効応力（岩盤のクリープ挙動，オーバーパックの腐食膨張）	オーバーパックに作用する外力	・材質 ・耐圧厚さ
放射線遮蔽性	地下水の酸化還元状態	ガラス固化体からの放射線	腐食挙動，腐食速度（水の放射線分解による酸化性化学種の影響）	・放射線遮蔽厚さ

表 5.3-3 緩衝材に関する地質環境条件と設計の関係（栗原ほか，2004 を一部改訂）

設計要件	影響を及ぼす地質環境条件	地質環境条件以外の影響因子	影響内容	設計での対応
低透水性	地下水組成（塩濃度），動水勾配，温度	ガラス固化体からの発熱 オーバーパックからのガス発生	拡散場の確保 核種移行（緩衝材中のガス移行挙動による影響）	材料，仕様 システムとしての評価 ※1)
	割れ目の存在，地下水流速，温度		緩衝材密度（岩盤の割れ目内へのベントナイトの侵入による影響）	
コロイドろ過性，自己シール性	地下水組成（塩濃度），温度	ガラス固化体からの発熱	コロイドろ過性能，膨潤性能	材料，仕様
	割れ目の存在，地下水流速，温度		緩衝材密度（岩盤の割れ目内へのベントナイトの侵入による影響）	システムとしての評価 ※1)
力学的安定性	地下水組成（塩濃度）	廃棄体形状，重量	オーバーパックの支持性能	材料，仕様
	地圧，岩盤の力学特性	岩盤のクリープ挙動評価，オーバーパックの腐食膨張量評価，ガス移行挙動評価	せん断破壊に対する安全性，オーバーパックの支持性能	システムとしての評価 ※1)
応力緩衝性	地圧，岩盤の力学特性	岩盤のクリープ挙動 オーバーパックの腐食膨張量	オーバーパックに作用する外力	厚さ
熱伝導性	温度，岩盤の熱特性	ガラス固化体からの発熱，オーバーパック，支保工，埋め戻し材の埋設間隔	熱的な変質	材料，仕様 （施設設計における埋設間隔）
長期健全性	地下水組成（pH など），温度	支保工材料の影響	高 pH などによる変質	システムとしての評価 ※1)

※1)：評価結果により必要に応じて緩衝材，オーバーパックの材質と厚さ，または設計要件へフィードバックされる。

表 5.3-4 埋め戻し材に関する地質環境条件と設計の関係（杉田ほか，2003 を一部改訂）

設計要件	影響を及ぼす地質環境条件	地質環境条件以外の影響因子	影響内容	設計での対応
支保工の設置が想定される場合も考慮して、埋め戻し材に十分な膨潤性能をもたせること	地下水組成（イオン強度）、温度	支保工材料による変質	自己シール性能	材料、仕様
充填された密度を長期にわたり維持し、地下水の流れで流出しないこと	地下水組成（イオン強度）、割れ目の存在、地下水の流速		密度（岩盤の割れ目内へのベントナイトの侵入による影響）	材料、仕様
坑道内の透水性を要求レベル以下に抑えること	地下水組成（イオン強度）、温度	支保工材料による変質	透水係数	材料、仕様
緩衝材の膨潤圧に対して著しく変形せず、膨出を抑えること	地下水組成（イオン強度、pH）、地圧、静水圧、岩盤の力学特性	岩盤クリープ変位量、緩衝材の膨出	埋め戻し材の剛性	材料、仕様
緩衝材を劣化させる要因とならないこと		支保工材料による変質	高 pH による変質	材料、仕様

表 5.3-5 止水プラグ材に関する地質環境条件と設計の関係（杉田ほか，2003 を一部改訂）

設計要件	影響を及ぼす地質環境条件	地質環境条件以外の影響因子	影響内容	設計での対応
プラグ部分の透水性を低くすること	地下水組成（イオン強度）、温度	支保工材料による変質	透水係数	材料、仕様
支保工、掘削影響領域を含めたプラグ周囲の低透水性を確保すること、また、連続性を遮断すること	地下水組成（イオン強度）、岩盤強度、割れ目頻度、掘削影響領域の広がり		低透水性やプラグ周囲の水理場	材料、仕様、切欠き部の設置

表 5.3-6 地質環境に関する人工バリア設計入力データ項目（栗原ほか，2004）

分類	設計入力データ項目
地球化学	1) 溶存酸素濃度、Eh, pH 2) 地下水組成 ①優先：HCO ₃ ⁻ /CO ₃ ²⁻ /H ₂ CO ₃ , SO ₄ ²⁻ , HS ⁻ /H ₂ S, Cl ⁻ , イオン強度 (Na, Ca, K, Mg, 陰イオン) ②その他：P, NO ₃ ⁻ , NH ₃ (aq), NH ₄ ⁺ , B
力学	地圧、時間依存性パラメータ、変形係数、ポアソン比、一軸圧縮強度、引張強度
水理	動水勾配、地下静水圧、流速
熱	温度、熱伝導率、比熱、地温勾配
その他	微生物（硫酸塩還元菌、メタン生成菌、鉄細菌）、岩盤の割れ目の状態

5.4 設計手法の適用事例

本章で示す設計手法の適用事例は、技術資料（松井ほか，2005a），分冊 1 よりその概要を引用したものである。

5.4.1 堆積岩系岩盤における適用事例

堆積岩系岩盤を対象として、幌延の深地層の研究施設における地上からの調査段階で得られた地質環境情報を用いた設計手法の適用事例を以下に示す。

(1) 深度の検討および地質環境条件の設定

幌延の研究所設置地区のボーリング調査および深地層の研究施設の設計（以下、「幌延施設設計」という）からの情報を用いて、「深度設定の考え方」および「設計用物性値の設定」について述べる。幌延の深地層の研究施設設計の第 2 段階以降の調査は、深地層の研究施設にて行われる。よって、本検討では、ボーリング調査を行った HDB-3 孔と HDB-6 孔との間に

ある立坑位置を中心とした地下施設展開領域程度の範囲（数百 m 程度）を対象として検討を進める（図 5.4.1-1）。

(i) 深度設定の考え方

第 2 次取りまとめでは、地層処分の長期安全性、地質環境の特性（地下水の地球化学特性や地下水流動特性）、現状における建設技術や調査技術の適用範囲、設計で把握される処分深度の範囲（空洞の力学的安定性や人工バリアへの熱的影響）の 4 つの観点から概略検討を行い、想定深度は硬岩系岩盤で 1,000m、軟岩系岩盤で 500m としている。また、深度設定の主たる影響因子は、硬岩系岩盤では人工バリアの熱的影響（処分深度の廃棄体専有面積と緩衝材温度の関係）であり、軟岩系岩盤は空洞安定性（現実的な支保工厚で建設できる限界深度）としている。一方、最終処分法では処分深度は深度 300m 以深にすることが明示されている。これらを踏まえ、深度設定の検討範囲は、軟岩系（幌延）では深度 300～500m とした。人工バリアは経済性を無視すれば任意の仕様で製作・設置ができ、地質環境に依存せず必要な耐用年数を満たすシステムを構築することが可能と思われる。このため、深度設定では、人工バリア近傍の地質環境に擾乱が生じるか否かが問題となり、擾乱のひとつとしてニアフィールド岩盤の破壊現象が想定される。この現象は、処分坑道周辺部の掘削影響領域（以下、「EDZ」という）における物質移行経路の形成、時間経過に伴う破壊領域拡大や異方的な変形による緩衝材厚さの局所的変化を生じさせ、結果としてニアフィールドの力学的安定性を損なう可能性がある。したがって、人工バリアシステムのみならず安全評価に与える影響も大きいと考えられるため、深度設定に当たっての要件として、処分孔の力学的安定性が確保されること、設置環境として鉛直方向に均質で大きな岩体が存在すること、というふたつを設定した。後者の条件は、地下施設スケール（平面的には数百 m 四方）での地質的・物性的な不均質性は小さいと思われることによる。また、空洞の力学的安定性は、岩盤の力学物性と初期応力のバランスによって決まるものであるが、水平方向の処分坑道は、初期応力の方向が把握されれば、EDZ の発生を最小化する方向を選択可能である。したがって、上記条件を満たしうる深度の検討は、岩盤物性の鉛直分布に基づき行うこととした。図 5.4.1-2 に幌延の地下施設設計において評価された地下施設建設地点の岩盤等級区分を示し、表 5.4.1-1 に岩盤等級ごとの変形・強度特性を示す。これらより、深度 450m 付近の岩盤（具体的には深度 434～474m 間の 40m 区間で岩盤等級は CM-H 級）が、ある程度の厚さを有しかつ処分孔の力学的安定性を満たし得る領域（詳細は、5.4.1 項(3)に記述）と評価されたため、以降の検討は深度 450m を目安として実施した。表 5.4.1-1 に示す物性値の設定方法については、5.4.1 項(2)(ii)にて後述する。

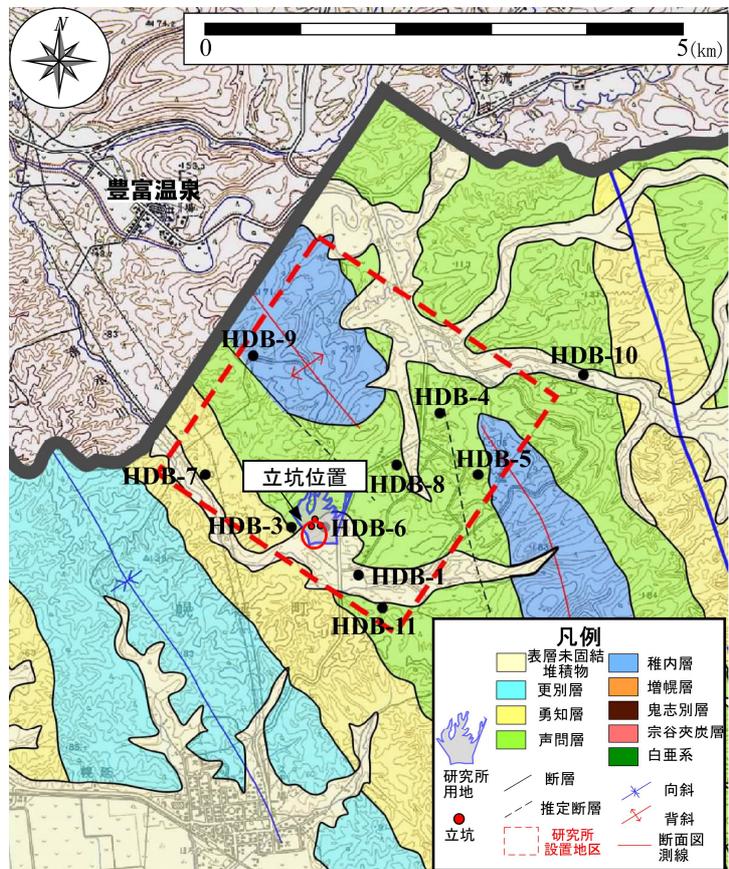


図 5.4.1-1 幌延深地層研究計画における地下施設建設予定地点

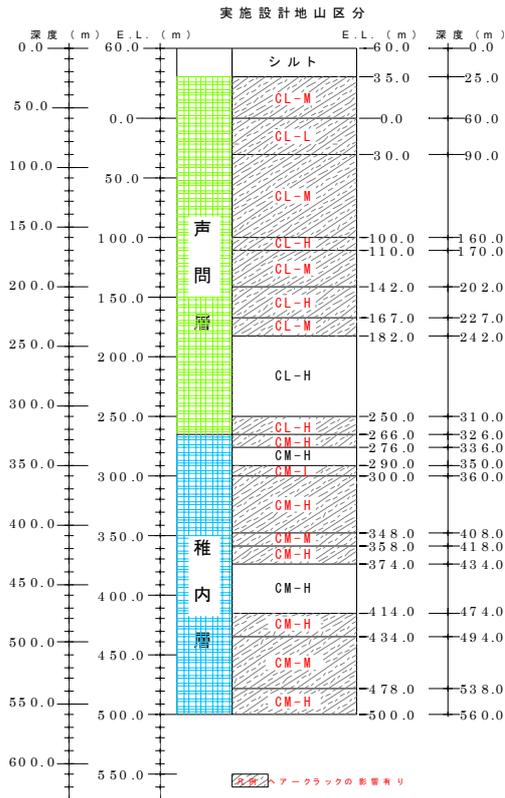


図 5.4.1-2 幌延地下施設設計に適用した岩盤等級区分

表 5.4.1-1 岩盤等級区分ごとの変形・強度特性

岩級区分	変形特性		強度特性	
	弾性係数 E [MPa]	粘着力 C [MPa]	内部摩擦角 ϕ [°]	一軸圧縮強度 σ_c [MPa]
CM-H	2,500	5.2	25.0	16.3
(Hr あり)	2,000	1.6	25.0	5.0
CM-M	1,500	3.1	25.0	9.7
(Hr あり)	1,350	1.9	25.0	6.0
CM-L	500	1.0	25.0	3.1
(Hr あり)	500	1.0	25.0	3.1
CL-H	1,300	2.2	15.0	5.7
(Hr あり)	1,040	1.5	15.0	3.9
CL-M	500	0.8	15.0	2.1
(Hr あり)	450	0.6	15.0	1.6
CL-L	300	0.5	15.0	1.3
(Hr あり)	300	0.5	15.0	1.3

※ (Hr あり) とは、岩級区分毎に、ヘアークラックの影響を考慮し、物性を低減した区分をいう。(詳細は、図 5.4.1-7 を参照)

(ii) 検討深度での地質環境条件の設定

幌延の研究用地を対象とした地上からの地質調査結果(例えば、分冊 1 4 章)から、大曲断層西側領域の地質環境条件は以下のように概説される。

- 地質学的・物性的な観点からは、深度 700m 程度までの範囲で鉛直方向に概ね 3 つのゾーン構成で説明でき、それぞれのゾーンは連続的な変化をしている(図 5.4.1-3; 分冊 1 4 章を参照)。
- 岩盤中に存在する割れ目は 2 種類(層理面に高角に交わるものと層理面に平行なもの)に大別でき、岩盤の透水性に少なからず影響を及ぼしている可能性があるが、力学的物性への影響度合いは小さい。硬質頁岩中では深度の増加とともに透水性が減少する傾向が見られる。
- 水圧分布は、特に高い被圧層は検知されておらず、鉛直方向には概ね静水圧分布していると考えられる。初期応力は、水平面内最大主応力方向は概ね東西方向であり、水平面内最大・最小主応力比は最大 1.5 程度である。
- 地下水は深度が深くなるにつれ溶存成分濃度が高くなる傾向を示す。

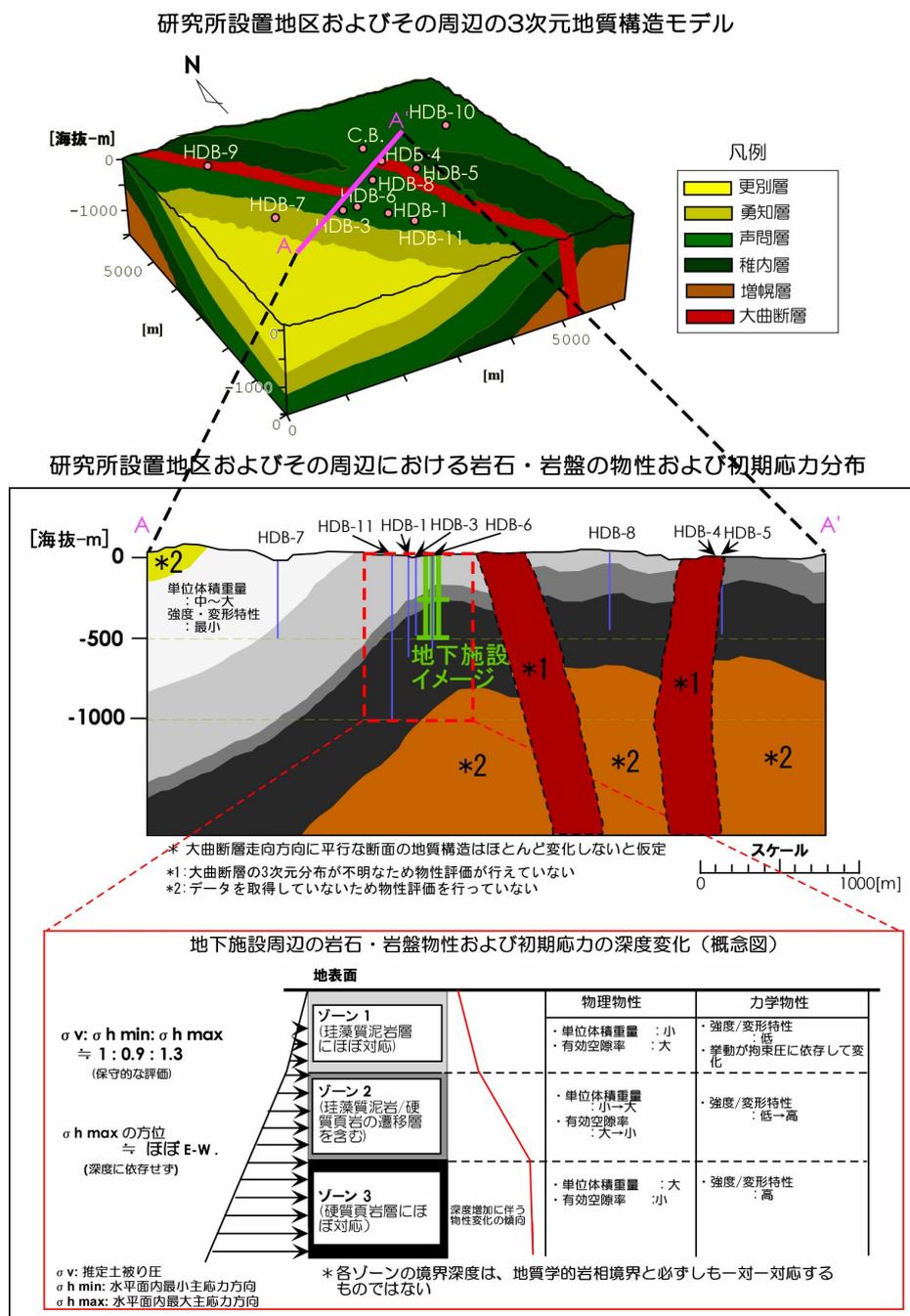


図 5.4.1-3 研究所設置地区およびその周辺における力学概念モデル

表 5.3-6 に示される設計入力データについては、ボーリング調査やボーリング孔から採取した試料を用いた室内試験のデータから、ゾーン区分ごとの相関性に着目し、検討対象深度（深度 450m を目安）の物性を決定することとした。力学物性については、設定方法が異なるものの、幌延施設設計と整合をとるため、幌延施設設計用に設定された岩級区分による物性値を採用した。

大曲断層西側領域における地質的な声間・稚内層境界深度と力学的概念モデルに基づくゾーン区分（ゾーン1，ゾーン2，およびゾーン3）については、以下のとおりである。ゾーン1は珪藻質泥岩層（声間層），ゾーン2は声間層と稚内層の遷移層で地質境界の上下 50m 程度の範囲（層厚約 100m）に相当しており，ゾーン3は硬質頁岩層（稚内層）に該当する。幌延施設設計では，建設予定地点の声間層・稚内層の境界は深度 325m 付近と予測されている。

るため、同地点のゾーン1 下端境界深度（ゾーン1 とゾーン2 の境界深度）は深度 275m 程度、ゾーン2 の下端境界深度（ゾーン2 とゾーン3 の境界深度）は深度 375m 程度となる。各ゾーン境界深度は物理検層結果に基づき決定することが可能であるため、ボーリング孔ごとの各ゾーンの境界深度を設定し、各ゾーン内での物性値の深度変化を検討した（分冊1 4章）。その結果、バラツキはあるが透水性や地下水の化学組成などを除く各ゾーン内での物性分布は概ね線形的に変化していることがわかってきたため、各ゾーン内の物性分布を表す線形補間式を作成し、検討深度の物性値を決定することとした（分冊1 4章）。

堆積岩における地上からの調査段階を対象とした一例として、幌延の深地層の研究施設設置位置の深度 450m（ゾーン3）（以下、「幌延 450m」という）における地質環境条件の設定例を以下に示す（分冊1 4章）。地上からの調査段階の限られたボーリング調査から、地下深部の幅広い地質状況を詳細に予測することは限界がある。よって、地上からの調査では、サイトとして成立する地層が地下 300m 以深に幅広く分布しているか否かという点と、建設段階の初めのステップとなるアクセス坑道（立坑）の詳細設計を主な対象とするべきと考える。つまり、人工バリアの設計に必要な地下深部の幅広い地質環境情報については、建設・原位置試験段階における施工実績や調査を通じてより理解を深めていくとともに、解析用物性値の設定も見直していく必要がある。

以下に検討対象深度における物理特性、力学特性、初期応力、熱特性、地下水化学特性および水理特性に関する設定の考え方および設定値を示す。なお、本報における検討項目とそれに用いた物性値との関連を表 5.4.1-2 に示す。

表 5.4.1-2 設計入力データと検討項目との関連

幌延における設計入力データ	データを用いて検討を行った項目
物理特性（密度、有効間隙率）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 熱的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討 ・ ガス移行挙動評価
力学特性（弾性係数、一軸圧縮強度、ポアソン比、粘着力、内部摩擦角など）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 単一坑道・単一処分孔の試設計 ・ 力学的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討 ・ 岩盤の長期力学挙動評価
初期応力	<ul style="list-style-type: none"> ・ 単一坑道・単一処分孔の試設計 ・ 力学的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討 ・ 岩盤の長期力学挙動評価
熱特性（地温勾配、熱伝導率、比熱など）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 熱的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討 ・ ガス移行挙動評価
地下水化学特性（pH, Eh, イオン強度など）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 緩衝材の設計 ・ オーバーパッキングの設計 ・ 緩衝材の長期力学挙動評価 ・ 緩衝材流出・侵入挙動評価 ・ 埋め戻し材の設計 ・ プラグの設計
水理特性	<ul style="list-style-type: none"> ・ 緩衝材の設計

(a) 物理特性（密度・有効間隙率）の設定

図 5.4.1-4 に密度、図 5.4.1-5 に有効間隙率の設定図を示す。幌延のボーリング調査で得られたデータより、図に示す相関式を求め、幌延 450m の解析用物性値を、湿潤密度 1.89Mg m^{-3} 、有効間隙率 39.7%と設定した。幌延 450m のゾーン3 上端境界からの深さは 75m となる。有効間隙率は、設計に必要なパラメータではないが、力学特性や熱特性と相関があるため、参考までに設定する。

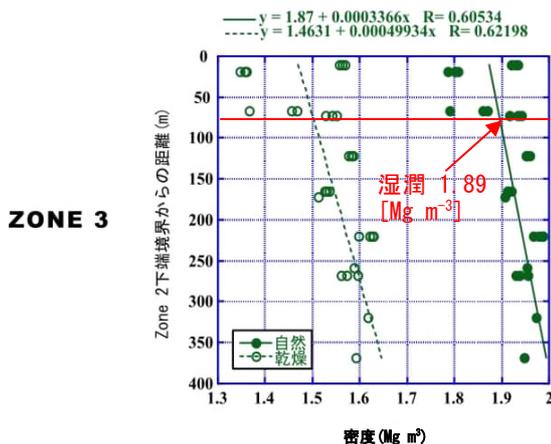


図 5.4.1-4 密度の設定

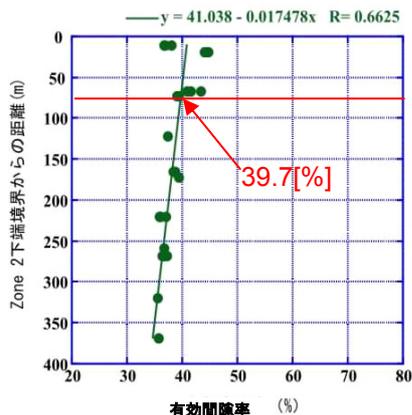


図 5.4.1-5 有効間隙率の設定

(b) 力学特性の設定

力学特性として、岩盤強度（粘着力 C ，内部摩擦角 ϕ ），弾性係数 E ，ポアソン比 ν ，引張強度 T について、幌延施設設計における設定例（分冊 1 5 章）を以下に示す。図 5.4.1-6 のフローチャートに示すような手順で物性を設定した。設定には、幌延地下研究所に最も近い HDB-3 孔（山本ほか，2003），HDB-6 孔（山本ほか，2004a）のふたつのボーリング調査で得られたデータを用いた。なお、堆積岩では、一般に変形特性や強度特性の異方性が懸念される。幌延の珪藻質泥岩，硬質頁岩では，室内試験の結果より鉛直方向が力学的に最小値を示す方向であったため，鉛直方向の試験結果に基づき力学物性を決定した（松井ほか，2005a）。

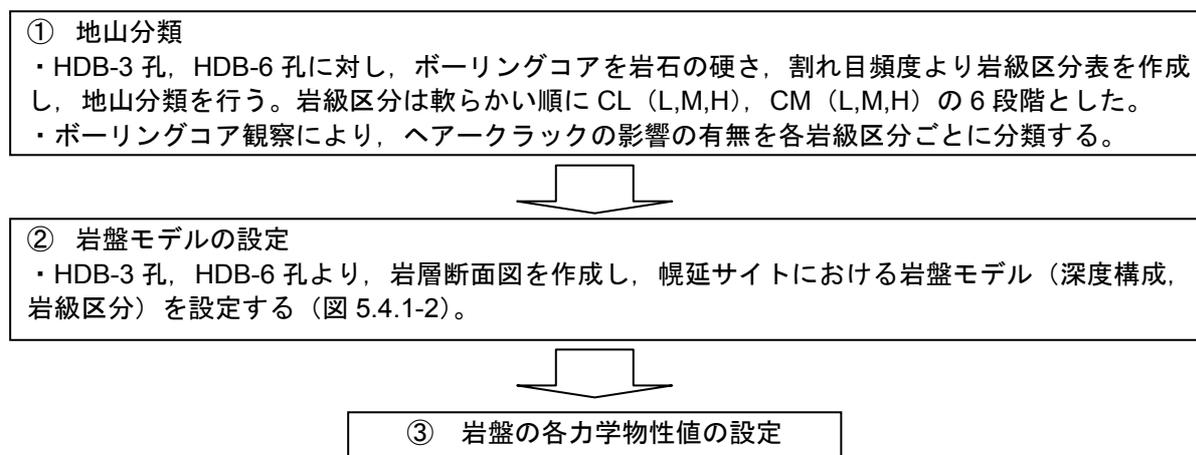


図 5.4.1-6 幌延施設設計における岩盤物性値の設定手法の概要

図 5.4.1-6 に示した方法は，HDB-3 孔，HDB-6 孔のデータより岩盤モデルを作成し，位置的にその間にある立坑位置（図 5.4.1-1）の地質環境を想定していることになる。処分事業では，処分坑道を展開する地下深部の地質環境を想定するうえでは同様の手段を採るものと考えられるが，アクセス坑道の詳細設計に適用するという観点からは，地下研究所と異なり対象とするエリアが広がるため，アクセス坑道を配置する地点のごく近傍でボーリング調査を行い，そのデータに基づき設計することで，最も情報の少ない 1 本目のアクセス坑道における設計の不確実性や施工中の危険性を低減することができる。

図 5.4.1-6 の③にあたる岩盤の各力学物性の設定について述べる。ポアソン比 ν は，一軸圧縮試験結果より，静ポアソン比を算定し，ゾーンごとに平均した値で設定した。一軸引張強度は，表 5.4.1-1 に示す各粘着力 C ，内部摩擦角 ϕ より，Mohr-coulomb の破壊基準（5.4.1-1）

式を用いて算出した換算一軸圧縮強度 σ_c の 1/10 として算出した（分冊 1 4 章を参照）。

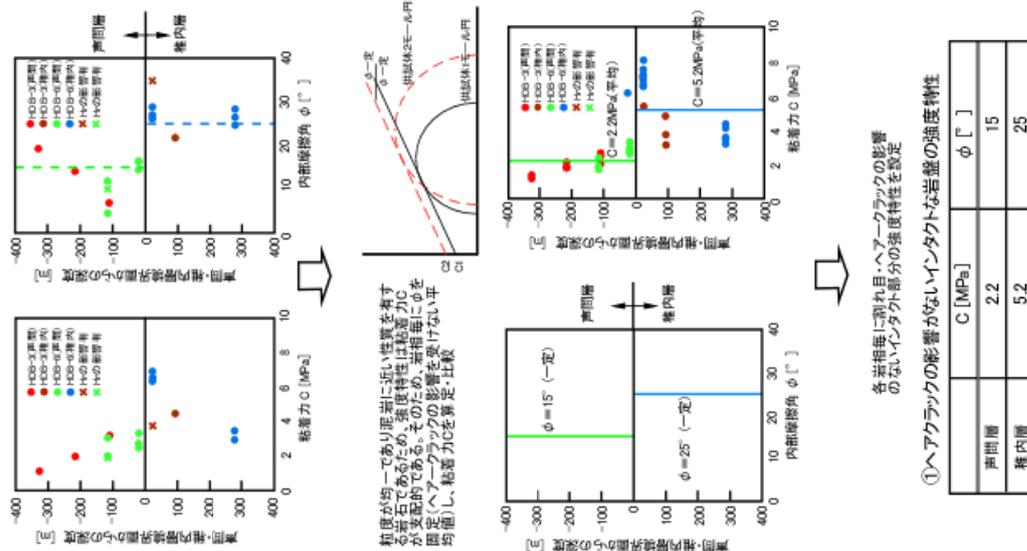
$$\sigma_c = \frac{2 \cdot C \cdot \cos \phi}{1 - \sin \phi} \quad (5.4.1-1)$$

粘着力 C ，内部摩擦角 ϕ ，弾性係数 E の設定方法は，図 5.4.1-7 に示す。その方法を用いて設定された岩級区分ごとの解析用物性値が表 5.4.1-1 となる。以上のように設定した幌延 450m の設計用力学物性値を表 5.4.1-3 に示す。なお残留強度の物性値もピーク強度と同様の方法で，三軸圧縮試験（CD）の結果から設定した。時間依存性パラメータについては，3.1.2 項にて，稚内層硬質頁岩を対象として，コンプライアンス可変型構成方程式の定数 n ， m の設定を実施している。

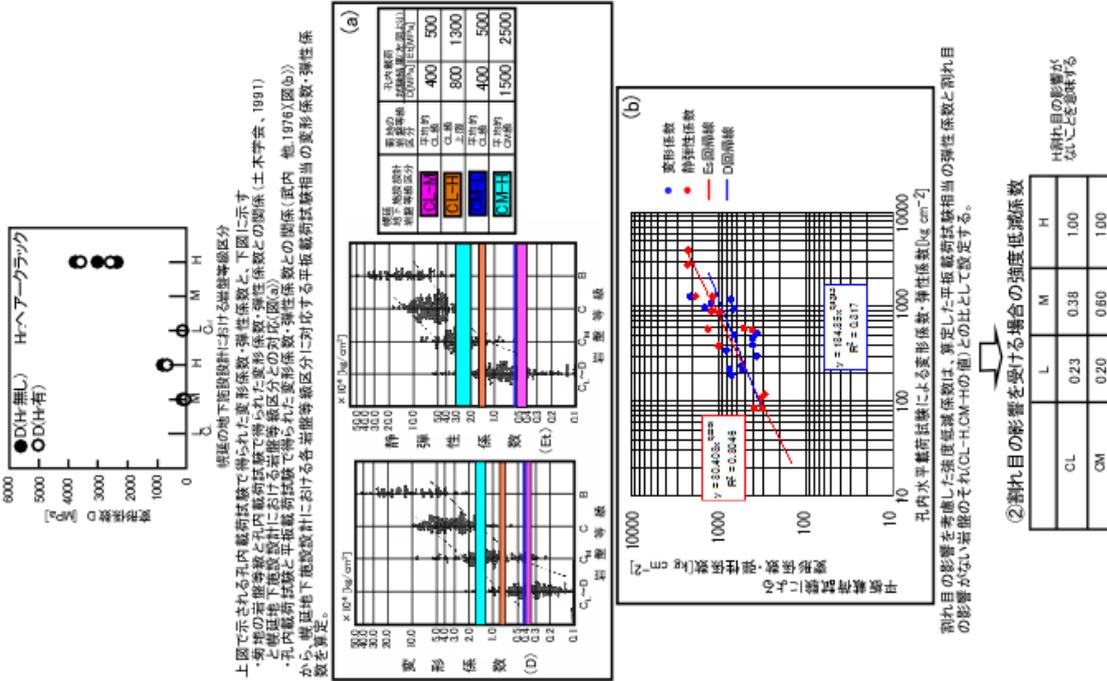
表 5.4.1-3 幌延 450m における設計用力学物性値

深度 [m]	岩盤等級	弾性係数 E [MPa]	一軸圧縮 強度 σ_c [MPa]	ポアソン 比 ν [-]	ピーク強度		残留強度		引張 強度 [MPa]
					粘着力 c [MPa]	内部摩 擦角 ϕ [°]	粘着力 c [MPa]	内部摩 擦角 ϕ [°]	
450	CM-H, Hr 無	2,500	16.3	0.186	5.2	25.0	1.27	29.8	1.63

OHDB-3.6孔の室内試験結果に基づく強度特性の設定
(三軸圧縮試験結果(CD試験))



割れ目の影響による強度低減係数の算定
(孔内載荷試験結果)



ヘアークラックの影響による強度低減係数の算定
(一軸圧縮試験結果)

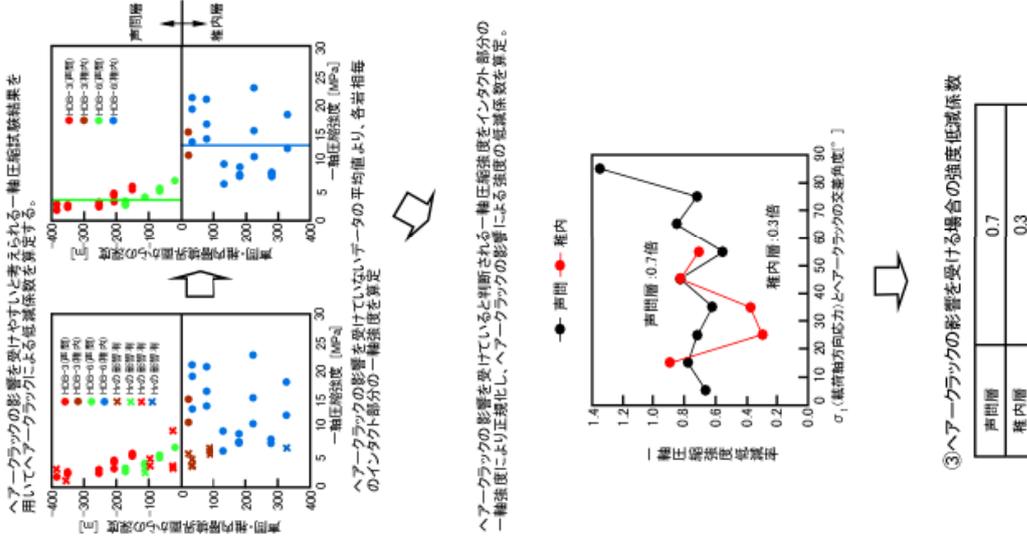


図5.4.1-7 堆積岩における岩盤物性値（粘着力、内部摩擦角、弾性係数）の具体的な設定方法（松井ほか（2005a）を参照）

(c) 初期応力の設定

初期応力は、HDB-3 孔、HDB-6 孔のふたつのボーリング孔において実施した水圧破砕法による初期応力測定の結果から、表 5.4.1-4 に示すようにそれらの平均値を設定値とした。鉛直方向応力 S_v は、初期応力の測定結果と単位体積重量から求まる土被り圧とがほぼ一致していることから、土被り圧を用いることとした。なお、水平面内最大主応力 (S_{max}) 方向は概ね東西方向であり、鉛直方向土圧 S_v は土被り圧として、初期応力比は深度に依らず一定として考えることができる (松井ほか, 2005b)。

表 5.4.1-4 初期応力測定結果と設定値

	ボーリング 深度 [m]	S_{max} / S_v	S_{min} / S_v		ボーリング 深度 [m]	S_{max} / S_v	S_{min} / S_v
HDB-6 孔	223.0	1.21	0.91	HDB-6 孔	529.5	1.59	1.08
	256.0	1.10	0.87		539.5	1.01	0.76
	338.1	1.56	1.06		576.0	1.47	1.00
	351.0	1.71	1.13	HDB-3 孔	263.5	1.02	0.80
	416.0	0.85	0.72		392.5	1.20	0.90
設定値 (上記測定 値の平均)	$S_v : S_{max} : S_{min} = 1 : 1.3 : 0.9$, 水平面内応力比 : 1.4, $S_v = \text{土被り圧}$, よって, $S_v (450) = 7.21\text{MPa}$						

(d) 熱特性の設定

地温勾配に関しては HDB-1 孔 (山本ほか, 2002), HDB-3 孔, HDB-6 孔のボーリング孔で実施した温度検層と長期モニタリング装置を用いた温度測定によるデータが得られている (松井ほか, 2005a)。このうち温度検層については、ケーシングプログラムなどによりある深度までボーリング孔が到達した段階でかつ掘削停止直後に実施されていることから、測定結果自体は正確な岩盤内の地温を測定しているものではなく、あくまで相対的な値として取り扱う必要がある。このような観点から、長期モニタリング装置 (以下、「MP システム」という) によって得られた結果の方が相対的に信頼性は高いものと考えられる。MP システムによって得られた結果を図 5.4.1-8 に示す。図より HDB-1 孔と HDB-3 孔の結果には差があるが、これらの相関式から求めた地表付近の温度の比較の結果、HDB-1 孔の結果を用いた場合は、過大評価する可能性が高い。したがって、HDB-3 孔の相関式を用いることとした (松井ほか, 2005a)。

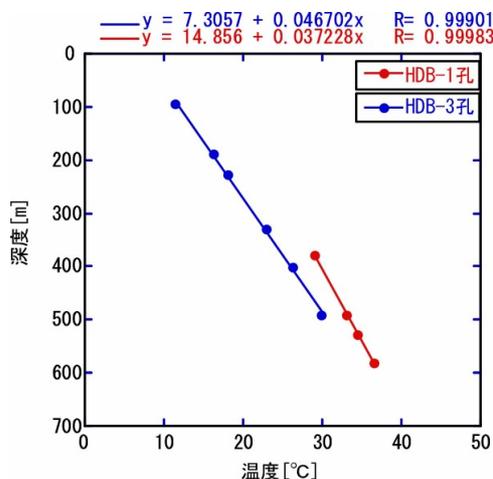


図 5.4.1-8 MP システムで測定した地温勾配

熱伝導率，比熱および線膨張係数に関しては，岩相の違いからゾーン 1 とそれ以外（ゾーン 2 およびゾーン 3）という区分で評価している。また，50～60℃程度の温度を境に熱特性が変わる結果が得られている（山本ほか，2004b）ため，60℃を目安としてそれより低い場合と高い場合に区分した。さらに，飽和，自然および乾燥状態に分け深度方向の変化も合わせてデータを整理し相関式を導出している（松井ほか，2005a）。これらの整理を踏まえ，かつ上述した地温勾配により求められた検討対象深度における地温を考慮し，60℃以下での飽和状態における相関式（図 5.4.1-9 および図 5.4.1-10）のうち，検討対象深度の地温（28.3℃）に最も近い相関式を用いた。すなわち，熱伝導率については 25℃，比熱については 30℃，さらに線膨張係数に関しては 40℃での相関式により算出した（松井ほか，2005a）。

熱特性に関する設定値を表 5.4.1-5 にまとめて示す。

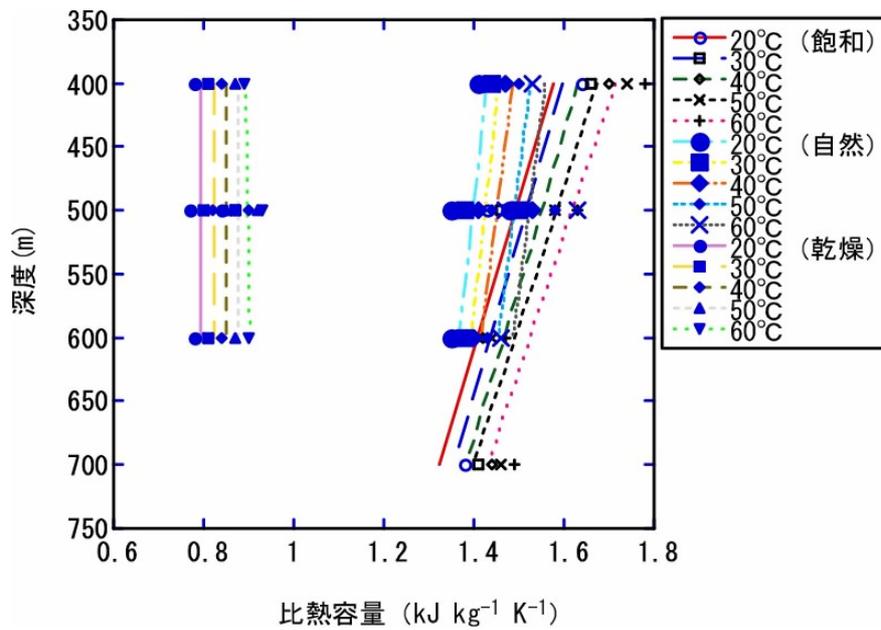


図 5.4.1-9 温度 60℃以下，ゾーン 2，ゾーン 3 における比熱の分布

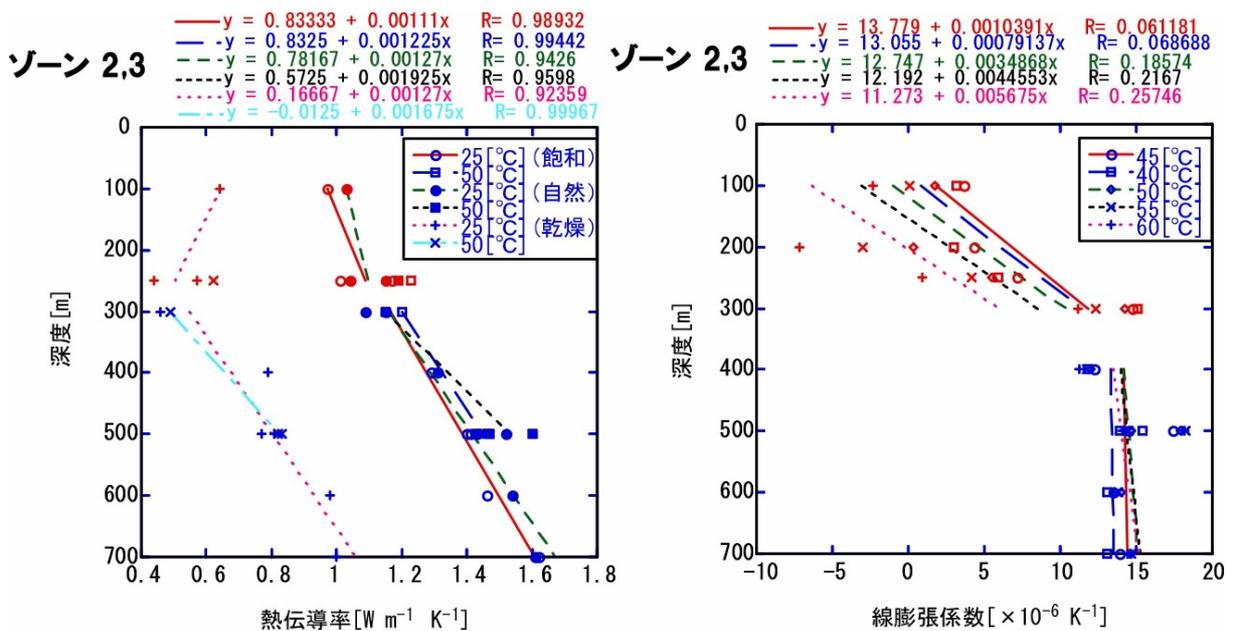


図 5.4.1-10 温度 60℃以下，ゾーン 2，ゾーン 3 における熱伝導率，線膨張係数の分布

表 5.4.1-5 検討対象深度（幌延 450m）における熱特性の設定値

地温勾配	・地温勾配：4.7°C/100m ・地温：28.3°C（450m）
熱伝導率	1.33 W m ⁻¹ K ⁻¹ （25°Cでの相関式により算定）
比熱	1.56 kJ kg ⁻¹ K ⁻¹ （30°Cでの相関式により算定）
線膨張係数	13.41 × 10 ⁻⁶ K ⁻¹ （40°Cでの相関式により算定）

(e) 地下水化学特性の設定

幌延の研究所用地を対象とした人工バリアなどの設計入力データとして地下水の水質を設定するにあたって、幌延の深地層の研究施設設置予定地に最も近いボーリング孔であるHDB-6孔（孔長約600m）の地下水分析結果を基本とした。幌延地域でこれまでに取得された地下水データには、地層中の地下水を地表にくみ上げて分析された「地層水」と岩石コアから抽出された「コア抽出水」が含まれる。HDB-6孔では異なる深度において、地層水2点、コア抽出水9点の計11点のデータが得られている。コア抽出水は、岩石コアを一軸圧縮式の抽出装置を用い最大70MPaの圧力で圧縮・抽出された水である。よって、抽出過程における大気との接触やコア中の鉱物の溶解・沈殿などにより、本来の地層水とは異なる可能性があるため（例えば、Pearson et al., 2003）、データの利用にあたっては値の信頼性について留意する必要がある。設定にあたってはHDB-6孔の地下水データに基づき、深度方向での地下水水質の深度依存性に関する知見、地下水水質の熱力学的解析結果、幌延地域の地層中に認められる鉱物に関する情報を総合的に考慮し、研究所設置予定深度である深度450mの地下水の水質を推定し、これを幌延450mでの地下水化学特性の設定値（表5.4.1-6）と仮定した（松井ほか, 2005a）。この推定値は、地球化学コードPHREEQC（Parkhurst, 1995）および熱力学データベース（Yui et al., 1999）を用いて25°Cで計算した値である。

表 5.4.1-6 HDB-6孔における深度450mでの水質推定値

熱力学データベース	JNC-TDB 011213c2.tdb	溶存化学種	[mol kg ⁻¹]	[mg kg ⁻¹]	
温度 [°C]	25	HCO ₃ ⁻	2.989E-02	1823.29	
pH	6.752	CO ₃ ⁻	2.037E-05	1.22	
pe	-2.804	SO ₄ ²⁻	4.375E-06	0.42	
Eh [mV]	-166	N ₂ ²⁾	-	-	
イオン強度	2.579E-01	NH ₄ ⁺	7.761E-03	139.70	
電荷バランス [eq] ¹⁾	6.762E-15	Fe ²⁺	1.523E-05	0.85	
元素名	[mol kg ⁻¹]	[mg kg ⁻¹]	H ₄ SiO ₄ (aq)	1.139E-03	109.34
Na	2.279E-01	5239.42	HPO ₄ ²⁻	5.060E-07	0.04
K	2.077E-03	81.21	PO ₄ ³⁻	7.623E-12	0.00
Mg	5.784E-03	140.61			
Cl	2.202E-01	7806.09	飽和指数		
Br	5.632E-04	45.00	方解石		0.00
Ca	2.093E-03	83.93	非晶質シリカ		-0.20
C	4.098E-02	491.76	菱鉄鉱		0.00
S	6.250E-06	0.20	黄鉄鉱		0.00
F	1.053E-05	0.20			
Fe	1.524E-05	0.85			
Si	1.141E-03	32.05			
N	7.777E-03	108.88			
P	1.266E-06	0.04			
Sr	2.967E-05	2.60			
Mn	3.640E-07	0.02			
Al	3.706E-07	0.01			

- 1) 電荷バランスはClで調整した
2) Nに関しては幌延実測地下水中の主要成分はNH₄⁺であるため、計算にあたり溶存化学種としてN₂は考慮していない。

(f) 水理特性の設定

サイクル機構が実施している地下水流動解析結果で得られた要素ごとの動水勾配は、深度 450m 地点付近 (E.L.-500m 付近) を含む部分において概ね 0.02 より小さい動水勾配を示す結果が得られている (操上ほか, 2005)。また, 同解析では, 深部に向うほど南 - 南西方向への流れを示す結果が得られているため, 地下施設建設予定位置に近い北東 - 南西方向において HDB-3 および HDB-6 孔を中心とした 400m 間の平均動水勾配を算定した結果, 検討対象深度 (G.L.-450m 程度) を包含する上下 100m 程度の区間の平均動水勾配は, 0.007~0.01 程度と小さい。さらに, 地下施設中心位置 (3 本の立坑中心位置) における動水勾配の深度分布 (図 5.4.1-11) を見ると, 先の E.L.-500m 付近 0.01 程度の値を示しているため, 本検討における動水勾配の値としては, 0.01 を採用するものとした。一方, 透水係数については, 地下水流動解析において, 稚内層の透水係数分布を最もよく説明できる評価式として, 稚内層で見られる透水係数の深度依存性および割れ目の幾何学特性により生じる透水異方性を考慮したものを用いている。しかしながら, 検討対象深度の岩盤は, 微細な割れ目の影響もほとんどないと評価されている部分であり, 原位置透水試験結果から, 割れ目の多少によらず, 岩盤としての透水性は深度の増加とともに低下する, いわゆる深度依存性を有することが確認されている (操上ほか, 2005) ことから, 稚内層全体の透水性を深度依存性も含め表現できる (5.4.1-2) 式 (操上ほか, 2005) で算出することとした。

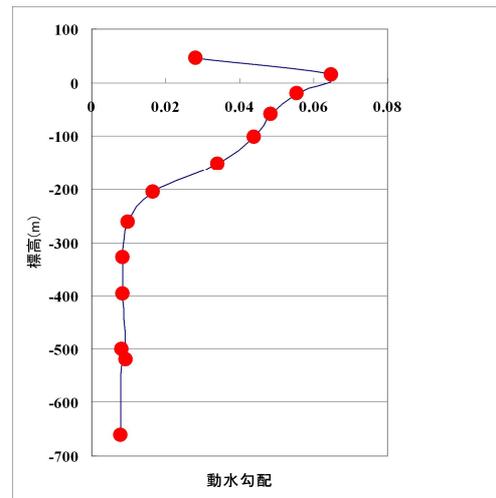


図 5.4.1-11 地下施設中心位置 (立坑 3 本の中心位置) での要素ごと動水勾配の深度分布

$$\log(k) = -0.0105z - 3.9118 \quad (5.4.1-2)$$

ここで, z は地表面からの深度であり, 検討対象深度 (G.L.-450m 程度) では, 透水係数 k は $2 \times 10^{-9} \text{m s}^{-1}$ となる。

(2) 幌延における地質環境条件を考慮した留意点

前項において述べられた幌延における地質環境条件の特徴をひとつの事例とした設計手法適用上の留意点を表 5.4.1-7 に示す (松井ほか, 2005a)。幌延における地質環境条件で特に留意すべき特徴としては, ①堆積軟岩であること, ②海水系地下水であること, および③メタンガスの存在であることから, ③の施設設計以降においては, これらの特徴をひとつの事例として, 空洞の安定性の検討 (支保設計), 力学的および熱的観点からの坑道離間距離と廃棄体ピッチの検討, さらに海水系地下水の影響を踏まえた人工バリアおよび埋め戻し材の試設計などの結果について示す。

表 5.4.1-7 幌延における地質環境条件をひとつの事例とした設計手法適用上の留意点

項目	幌延の特徴	設計手法適用上の留意点
地質構造	<ul style="list-style-type: none"> ・ 検討対象深度 450m (434~474m) ・ 対象岩盤の広がり：鉛直方向は 40m 程度の厚さ、水平方向は地下施設スケールで地質構造にそって連続的に広がっていると推定 ・ 硬質頁岩および珪藻質泥岩から硬質頁岩へ遷移的に変化する岩盤部（稚内層）が存在 ・ 断層の存在（直接確認はされていない） 	検討対象外
岩盤力学（強度と応力）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 岩盤等級：CM-H 級（軟岩～中硬岩） ・ 水平面最大主応力方向：東西方向 ・ 異方的な応力状態（鉛直 1.0, 水平最小主応力 0.9, 水平最大主応力 1.3 程度） ・ 多孔質であるため、一定応力下での継続的な岩盤の変形（クリープ）や掘削直後の水 - 応力連成現象が無視できない可能性あり。 ・ 強度特性、変形特性および一部の物理特性に異方性をもつ。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 処分孔への支保工の設置の要否 ・ 空洞安定性評価 ⇒ 支保工材料の検討（低アルカリ性コンクリート支保工の適用性） ・ 力学的観点による坑道離間距離、廃棄体ピッチの評価 ・ 耐震安定性の評価 ・ 岩盤の長期力学変形挙動の評価（緩衝材・オーバーパック設計へ反映） ・ 水 - 応力連成現象の評価（設計された支保工や空洞周辺岩盤の安定性の確認） ・ 異方性を考慮した物性値の設定
熱特性	<ul style="list-style-type: none"> ・ 地温勾配：4.7°C/100m ・ 検討対象深度における温度：約 28°C ・ 岩盤の熱物性（熱伝導率 1.33 W m⁻¹ K⁻¹, 比熱 1.56 kJ kg⁻¹ K⁻¹） ・ 異方性をもつ。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 熱的観点による坑道離間距離および廃棄体ピッチの評価（人工バリア仕様の確認）
水理特性	<ul style="list-style-type: none"> ・ 原位置透水試験結果から、10⁻¹¹~10⁻⁵ m s⁻¹ の範囲であるが、室内試験結果なども踏まえ、保守的に 2×10⁻⁹ m s⁻¹ と設定 ・ 地下研究施設中心位置における動水勾配の値は、0.01 程度であり、第 2 次取りまとめで示された最も頻度の高い値とほぼ一致 ・ ほぼ静水圧分布 ・ 地下水流動は、深くなるにつれて南若しくは南西方向への流れが卓越（推定） ・ 大きな被圧帯は確認されていない 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 緩衝材の設計（拡散場の保持の有無）
地下水化学特性	<ul style="list-style-type: none"> ・ 塩化物イオン濃度が 0.1~0.4M と比較的高い海水系地下水 ・ pH は約 6~7 のほぼ中性 ・ トータルの炭素が約 0.1M 以下と推定 ・ 炭酸塩濃度は、0.1mol l⁻¹ 以下 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 緩衝材、埋め戻し材および止水プラグの性能に与える影響を考慮した設計 ・ オーバーパック材料の耐食性に与える影響（設計）
その他	<ul style="list-style-type: none"> ・ メタンガスの存在 	<ul style="list-style-type: none"> ・ ガス湧出量の評価（事故の発生・拡大の防止、換気・避難にかかわる避難経路の確保ができるような地下施設の設計（規模、数、配置）へ反映）

(3) 施設設計

図 5.3-1 に示す設計フローのうち、処分場の施設設計に係わる、「空洞の力学安定性の検討」、「坑道の離間距離および廃棄体ピッチの検討」について、幌延の地上からの調査段階を対象として検討された設計手法、および表 5.4.1-3~表 5.4.1-5 に示す幌延 450m の地質環境における試設計結果を以下に示す（松井ほか、2005a）。

(i) 地上からの調査段階を踏まえた設計手法の検討

実際の地質環境（堆積岩）を対象とした処分場の設計手法（空洞の力学的安定性）の検討例として、幌延の深地層の研究施設で採用されている設計手法（分冊 1 5 章；松井ほか、2005a）の中から、処分場の施設設計手法として適用できる項目について、第 2 次取りまと

めの手法と比較し整理するとともに、堆積岩における設計上の留意点や今後の課題を抽出した。

(a) 検討手順

第2次取りまとめにおける空洞安定性評価および支保工設定は、以下の3つのステップを踏んで行われている。

- ステップ 1：各坑道に対して理論解析で支保工仕様を算定する。
- ステップ 2：数値解析によりアクセス坑道を単一空洞、その他の坑道を連設空洞として、理論解析で求めた支保工仕様の妥当性を確認するとともに、坑道離間距離、廃棄体ピッチを設定する。
- ステップ 3：ステップ 2 までで設定された支保工仕様で数値解析により坑道の耐震性を照査し、坑道交差部の補強工必要範囲を設定する。

幌延施設設計における設計手順について、ステップ 1 は、以下を考慮し、既知である岩盤物性などの情報に基づきロックボルトの打設パターンも組み込まれている標準支保パターンを経験的手法により作成し、空洞安定性評価を行うことを基本とした。

- ・深地層の研究施設の建設地点が決定しておりかつ当該地点の力学特性（岩石・岩盤物性、初期応力状態）の情報が存在していること
- ・第2次取りまとめのように建設可能性を探るジェネリックな観点での評価ではないこと
- ・通常の地下構造物の施工ではロックボルトはひとつの重要な支保工である反面それをモデル化する手法が確立されていないこと

ステップ 2 以降は、第2次取りまとめと同様地下 500m という大深度の構造物建設の事例が少ないため経験的手法のみで空洞安定性を保証できないことと、可能な限り合理的な設計手法を確立するという考え方から、数値解析的な手法（2次元弾完全塑性解析）により作成した暫定支保パターンに対する検討を行っている。坑道交差部は第2次取りまとめと同様3次元的な坑道形状・配置を考慮した弾性解析により影響範囲を把握した後、再配分された3次元的な応力を再度既設の支保工に作用させて健全性を照査している。なお、第2次取りまとめのステップ 2 では、各坑道を単一空洞と接続空洞に分けて検討を実施している。しかし、ここでは、立坑や研究坑道の建設段階、原位置試験段階により得られた情報を、地上からの調査段階における設計にフィードバックし更新していく必要があるため、図 5.3-1 に示すように、「単一空洞、単一処分孔の設計→坑道離間距離、廃棄体ピッチの設計」という設計フローとした。

(b) 空洞の安定性評価指標

次に、空洞の安定性評価の指標について、第2次取りまとめと幌延の深地層の研究施設の違いを表 5.4.1-8 に記し、以下にその理由を述べる。

表 5.4.1-8 空洞安定性評価指標の比較

指 標	第2次取りまとめ	幌延の深地層の研究施設
①支保工の応力	許容応力度以内	許容応力度以内
②応力状態	局所安全率 1.5 を下回る領域が対策工により改良可能な範囲であること	塑性領域が対策工により改良可能な範囲であること
③変形（岩盤の直ひずみおよび最大せん断ひずみ）	図 5.4.1-13 の式②（中央値）を上回る領域が対策工により改良可能な範囲であること	情報化施工のための指標

第2次取りまとめにおける空洞安定性評価の指標は、①支保工応力度、②岩盤の局所安全率（図 5.4.1-12）、③岩盤の直ひずみおよび最大せん断ひずみ（図 5.4.1-13）の3つを用いている。③については、第2次取りまとめ当時と比較し、解析技術の進歩により簡易に複雑か

つ詳細な支保設計が可能となり、現在は主として施工時に測定される変位量から再度空洞安定性評価を行い、それを当初設計仕様の見直しにフィードバックする、いわゆる情報化施工のための重要な指標として使われることが多くなっている。②は定量的ではなく定性的な判断基準（どのような対策工がどの程度の範囲必要か）に留まっており、最終的な空洞安定性の評価は①に基づいて行われている。さらに、実施工を考えると支保工設置前の空洞安定性（ゆるみ岩塊の抜け落ちなど）も安全上の観点から非常に重要となる。したがって、以上を踏まえた幌延施設設計にならば、実際の地質環境を対象とした処分場の単一坑道の設計においては、①許容応力度設計法による支保工の健全性照査、②弾塑性解析で得られる塑性領域の幅に対する許容値の設定（通常のロックボルトによる施工で塑性領域となった岩盤の補強が可能な範囲）、のふたつの基準を設け単一坑道・単一処分孔の支保工の設計を行うこととする。一方で、1パネル50本といった大規模な連接空洞の設計は、地層処分特有の課題であり、一般的な地下構造物での設計・施工例がこれまでになく、その設計の妥当性が確認されていないため、安全に裕度を持たせた評価・設計が必要となる。現段階では、第2次取りまとめと同様の評価指標（表5.4.1-9）を用いることを推奨するが、今後は、岩盤のクリープ挙動、地下深部の静水圧の影響、構造的な破壊モードなども考慮して、設計手法や評価指標の妥当性を検証していくことが必要である。

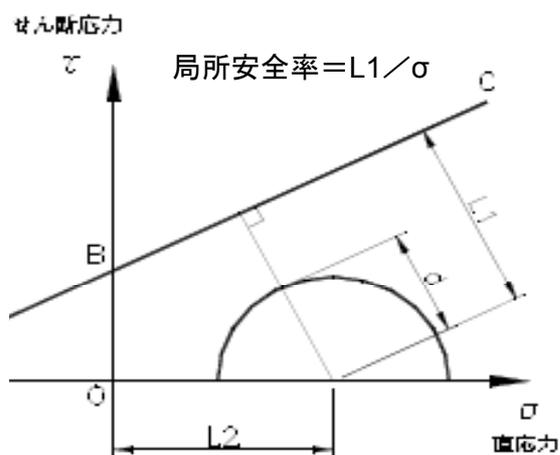


図 5.4.1-12 局所安全率の定義

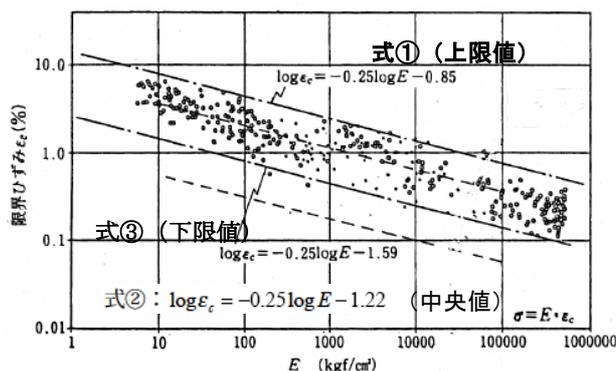


図 5.4.1-13 限界ひずみと弾性係数の関係 (桜井・足立, 1988)

表 5.4.1-9 坑道離間距離、廃棄体ピッチの空洞安定性評価指標

1	隣接坑道間に局所安全率 1.5 以上の領域が十分確保されていること
2	坑道離間距離は最低でも掘削幅の 2 倍以上であること
3	支保工応力は、支保材料の設計基準強度に対し、所要の安全度を確保する応力以下であること
4	坑道離間距離を縮めることにより坑道周辺の最大せん断ひずみ分布が大きく変わらないこと

(c) 地質環境を考慮した設計項目

5.4.1 項(1)(ii)に示すように、幌延の研究所用地に分布する岩盤は、「工学的には軟岩から中硬岩に分類される堆積岩」、「異方的な応力状態」、「多孔質」、「岩石物性の異方性」という力学的特徴を持っている。よって、第2次取りまとめでは検討されていないものの、処分場の設計の際に、新たに検討が必要と思われる項目について、幌延施設設計を通じて、表5.4.1-10のように整理する。

表 5.4.1-10 堆積岩の施設設計において新たに検討が必要と思われる項目

1	地盤が異方的な応力状態にある場合の安定性に関する検討
2	建設、操業期間を対象とした岩盤の長期変形挙動に関する検討
3	多孔質な岩盤である場合に考慮すべき掘削直後の水-応力連成現象に関する検討
4	岩石物性の異方性を考慮した解析用物性値の設定方法に関する検討

松井ほか(2005a)では、表 5.4.1-10 の 1~3 の 3 点について、幌延の深地層の研究施設を対象とした検討例を示しており、第 2 次取りまとめと同様の弾完全塑性解析の結果に基づき設計された支保工および施工計画に対して、問題が生じる可能性は低いことを確認している。4 については、異方性があつたとしても、最小値の方向と値が把握されていれば、保守側の設計として対応することが可能である。本検討でも、そのようなデータがボーリング調査より採取されている力学物性については、異方性を考慮した設定を実施している。また、処分坑道、処分孔の解析においては、異方圧下かつ複雑な応力状態になることが想定されるため、掘削過程を再現した 3 次元解析を実施することが望ましいと考える。これらの結果の妥当性は地下施設建設時・操業時に取得される各種データに基づき検証していく予定である。

次に、幌延施設設計で新たに採用した、設計・施工の考え方を示す。堆積岩を対象とすると、処分坑道を展開する地下 300m 以深においては、岩盤の強度が小さく高応力下にあるため剛な支保が必要となる可能性が高い。また、第 2 次取りまとめによると、処分坑道は約 300 本 (=50 本/1 パネル×6 パネル) 建設する必要があり、経済性を考慮するとできるだけコンクリート支保工厚を減少させることが望ましい。そこで、例えば、押出し性地山として有名な飯山トンネル(北川ほか, 2003) や、幌延の深地層の研究施設の実施設設計でも採用されている「二重支保」の考え方を採り入れることで、空洞安定性を確保しつつ覆工厚を最小限とする設計が可能となる。「二重支保」とは、一次支保を施工してからある程度岩盤を変形させた後に二次支保を施工することをいい、最終的な構造物として支保全体に作用する応力を低減させる効果がある(松井ほか, 2005a)。なお、後述するように、処分場設計に「二重支保の考え方」を採用する場合は、安全性能を考慮した十分な検討が必要である。

(d) コンクリート支保工の解析用物性値の設定

先に述べたように、支保工の化学的安定性を担保するための材料のひとつとして、低アルカリ性コンクリートの開発を進めている。ここでは、4.2 節に示す低アルカリ性セメント(HFSC424)を用いたコンクリートを対象として、これまでに得られている室内試験結果をもとに、吹付コンクリートにおける暫定的な解析用物性値(ポアソン比, 設計基準強度, 等価弾性係数)を設定するとともに、HFSC424 の特性を整理し設計における制約条件を明確化した(松井ほか, 2005a)。ただし、これらは開発途上であり、今後の研究成果を踏まえ更新されるべきものである。

ポアソン比については、試験データがないため、第 2 次取りまとめと同様、普通ポルトランドセメント(以下、「OPC」という)を用いたコンクリートのポアソン比を踏襲し、0.2 と設定した。土木学会(2002)では、現場におけるコンクリートの圧縮強度の変動幅を考慮して、室内試験におけるコンクリートの圧縮強度の照査は、「圧縮強度の予測値÷割り増し係数 \geq 設計基準強度」を原則としている。以下、土木学会(2002)の方法に従い、入矢ほか(2003)の試験データを用いて設定した、HFSC424 の吹付コンクリートの設計基準強度を表 5.4.1-11 に示す。表 5.4.1-11 のコアとは、模擬トンネルで吹き付け試験を実施したコンクリートから採取したコアをいい、ベースとは、現場に運搬する前の練り混ぜ後のコンクリートを試験室で型枠に打設したものをいう。ここでは、データ数が少ないため、両データを比較し安全側の設定となるベースの 30MPa を暫定の設定値とする。実際には、使用する環境で養生されたベースおよびコアの試験データを用いて設計基準強度を設定すべきであり、今後は、幌延の深地層の研究施設設計画において同様のデータを採取し、設定を更新していく必要がある。吹付コンクリートの設計用弾性係数は、「弾性体としてのひずみ」の他に、「クリープによる

ひずみ」と「乾燥収縮によるひずみ」を考慮した等価弾性係数を採用している場合が多く、第2次取りまとめでも等価弾性係数を用いている。等価弾性係数は室内試験などから決定されるが、設定するために必要な低アルカリ性コンクリートのデータが現状不足しているため、入矢・三原（2003）をもとに、材令3日目の弾性係数、乾燥収縮ひずみ、クリープひずみに関してHFSC424を用いた低アルカリ性コンクリートとOPCを用いた普通コンクリートを定性的に比較した結果、前者においては後者と同じ強度と等価弾性係数の関係を用いるのが現段階では適切と判断し、表5.4.1-11に示すように3,400MPaと設定した（松井ほか、2005a）。

第2次取りまとめでは、コンクリート支保工の許容応力度を設計基準強度より設定する際に、土木学会（2002）を引用し、鉄筋コンクリートの安全率3を用いている。一方で、トンネルなどの地下構造物で用いる吹付コンクリートに対しては、土木学会（1996）では、安全率は示されておらず、日本鉄道建設公団（1996）では、許容値の例として安全率2を提示している。ただし、これは二次覆工を巻くことを前提とした安全率と考えることもできる。よって、例えば、幌延の地下研究施設のように、地下深部で二次覆工を省略する設計を実施する場合には、安全率に裕度を持たせたほうが好ましいと考え、ここでは、土木学会（2002）の無筋コンクリートの安全率4を用いるものとする。

表 5.4.1-11 低アルカリ性コンクリート（HFSC424）の解析用物性値の設定

	ポアソン比	等価弾性係数	分類	試験本数	28日強度平均	標準偏差	変動係数	割増係数	設計基準強度
HFSC424	0.2	3,400MPa	ベース	6	32.7MPa	1.18	3.6%	1.07	30.5MPa
			コア	6	39.8MPa	1.75	4.4%	1.09	36.5MPa

(ii) 幌延 450m の地質環境における処分施設の試設計

幌延 450m の地質環境（力学物性値（表 5.4.1-3）、初期応力（表 5.4.1-4）、熱物性（表 5.4.1-5））を対象とし、支保部材は低アルカリ性コンクリート（表 5.4.1-11、安全率 4）を用いて、縦置き式の単一坑道、単一処分孔の試設計を実施した後、連接坑道の離間距離、廃棄体ピッチを検討した（松井ほか、2005a）。本試設計では、第2次取りまとめと同様の断面形状、断面寸法を採用した。

(a) 単一坑道、単一処分孔の試設計

単一坑道、単一処分孔の試設計は、5.4.1 項(3)(i)(a)で記述した設計手順と空洞の安定性評価指標（表 5.4.1-8）を反映するも、表 5.4.1-10 に示す堆積岩において新たに検討が必要と思われる項目については検討せず、第2次取りまとめと同様の Mohr-Coulomb の破壊基準に従う完全弾塑性解析を用いた概略設計（支保工厚検討）とした（松井ほか、2005a）。また、本来は3次元モデルによる検討が望ましいが、ここでは簡略化のため、初めに処分坑道の支保設計を2次元 FEM 弾塑性解析で実施した後、処分孔の空洞安定性評価のみ3次元 FEM 弾塑性解析で実施した（松井ほか、2005a；吉野ほか、2005）。坑道軸は、一例として空洞の安定性が見込める主応力方向（東西方向）とし、全断面掘削とした。2次元弾塑性解析では、掘削解放率を65%とし、3次元弾塑性解析では、一掘削長を1mと設定し、処分坑道掘削完了後処分孔を掘削するものとした。なお、この試設計は、幌延の深地層の研究施設の設計として実施されたものではない。

処分坑道は、はじめに「低アルカリ性コンクリートで巻厚20cm、鋼製支保工無し」という条件で検討し、この条件が不適切な場合は、巻厚を大きくするとともに鋼製支保工の使用を検討するものとした。処分孔は、無支保で空洞が安定するか否かについて検討した。

その結果、幌延の深度450mの地質環境では、処分坑道は、「巻厚20cm、鋼製支保工無し」となり、処分孔は、掘削後すぐに定置する場合（岩盤クリープを考慮しない場合）に限り、

無支保で自立するという結果が得られた。ただし、実際の地質環境は、不均一である場合も多く、今後詳細設計の際には、物性の設定値に幅を持たせた解析評価が必要と考える。

(b) 坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討

前節で実施した単一坑道、単一处分孔の仕様にに基づき、第2次取りまとめにおける設計手法、評価指標（表 5.4.1-9）、設計の考え方を踏襲し、坑道離間距離、廃棄体ピッチについて力学的・熱的観点から検討した（松井ほか、2005a）。第2次取りまとめでは、堆積岩のデータセットとして SR-C を対象として解析評価を行い、豎置き方式における処分坑道の離間距離は $2.6D$ (D : 坑道直径)、廃棄体ピッチは $3.0d$ (d : 処分孔直径) という結果が得られているため、両ケースを基本ケースとした。

i) 力学的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討

複数の空洞を掘削することを除き、解析手順、解析手法、解析条件などは、単一坑道、単一处分孔と同様とした。なお、処分坑道に対する2次元解析では、2本の坑道を順に掘削しその影響を評価することとし、処分孔に対する3次元解析では、坑道掘削後、3本の処分孔を順に掘削し中央の処分孔を評価することとした。その結果、単一坑道、単一处分孔と同じ支保工仕様で、処分坑道の離間距離は、第2次取りまとめの $2.6D$ で安定するとともに、最大で $2.0D$ まで、離間距離を短縮できるという結果が得られた。廃棄体ピッチについては、第2次取りまとめの $3.0d$ で安定するということが確認された。なお、5.4.1 項(3)(i)(b)で示したように、1パネル50本といった大規模な接続空洞の設計は、地層処分特有の課題であり、一般的な地下構造物での設計・施工例はこれまでになく、設計の妥当性が確認されていないため、安全側に裕度を持たせた評価・設計が必要となる。そのため、今後は、岩盤のクリープ挙動、地下深部の静水圧の影響、構造的な破壊モードも考慮して、接続空洞に関する設計手法や評価指標の妥当性を検証していくことが必要となる。

ii) 熱的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討

ガラス固化体の発熱による人工バリアおよび周辺岩盤の温度の時間的変化を解析し、緩衝材の最高上昇温度が人工バリアの性能を損なわないとする緩衝材の制限温度を下回るような処分坑道離間距離と廃棄体ピッチを求めた（松井ほか、2005a）。解析には、第2次取りまとめと同じ有限要素法汎用解析コード FINAS（動力炉・核燃料開発事業団、1992）を用いた。なお、埋め戻し材については、幌延における地質環境条件が海水系地下水であることから、5.4.1 項(5)において配合の見直し（ベントナイト 40%+掘削ずり 60%）が行われており、それらの熱物性に関しては、熱物性試験結果から導出された関係式を用い設定した（松井ほか、2005a）。これらの解析の結果から、第2次取りまとめの坑道離間距離 $2.6D$ 、廃棄体ピッチ $3.0d$ でニアフィールドの制限温度を十分満足するとともに、坑道離間距離などを短縮可能であるという結果が得られた（松井ほか、2005a）。

(iii) 処分施設設計上の留意点の抽出

地上からの調査段階の限られたボーリング調査から、処分坑道を展開する地下深部の幅広い地質環境条件を詳細に理解することには限界があり、段階を追って理解を深めていくことが重要である。よって、地上からの調査段階では、サイトとして成立する地層が地下 300m 以深に幅広く分布しているか否かという点と、建設段階の初めのステップとなるアクセス坑道（立坑）の詳細設計を主な対象とするべきであると考え。つまり、前者に対しては、地下深部の不確実性を考慮して、ボーリング調査で得られたデータをもとに地質環境情報に幅を持たせた評価を実施しておく必要があり、後者に関しては、一般的な地下構造物と同様、施工中の情報化施工により随時設計を更新し、施工しながら適切な支保や補助工法を選択していく必要があると考える。なお、設計の際には、建設・操業で取得されるデータ（例えば、

内空変位) と直接的に対比できるパラメータ (例えば, 限界ひずみ) などを中心に評価しておく必要がある。

第2次取りまとめでは, 支保工の厚さを決めるための概略設計を行っている。それに対し, 幌延の地下研究施設は, 具体的な施工を考慮した詳細設計を行っている。しかし, 堆積岩における処分場としての詳細設計を実施する場合に, 幌延の地下研究施設の設計手法を全て適用することはできない。すなわち, 幌延の地下研究施設の設計では対象外としている安全性能の観点から考慮した各坑道や離間距離の評価を実施し, サイト・深度選定や設計・施工に反映していく必要がある。表 5.4.1-12 に具体的な課題を示す。なお, これらに関しては, これまで検討を行っていないため, 今後検討すべき課題といえる。

表 5.4.1-12 安全性能を考慮した処分場の詳細設計に向けて検討すべき課題

1	安全評価の観点を考慮した EDZ に対する設計の考え方の構築
2	コンクリート支保工の化学影響と支保工材料の選定 (処分孔の支保検討も含める)
3	地下深部の静水圧を考慮した設計・施工方法の検討

3.1.2 項で示したように, 強度の小さい堆積岩では, 空洞の掘削および長期的な岩盤クリープ挙動により, 空洞周辺岩盤の剛性が低下し (EDZ の発生), その部分の透水特性が悪化する可能性がある。つまり, 長期的な閉じ込め性能が求められる処分場では, それらを考慮した設計を行うとともに, サイトや深度を選定する必要がある。しかし, 地下深部における EDZ の発生状況や透水特性の変化を, 地上からの調査段階で明確に把握することには限界があり, 設計や施工方法の工夫で EDZ の発生を抑制するとともに, 岩盤の自己回復特性 (3.1.2 項参照) や止水プラグなどを利用して隔離性能を担保する必要がある。具体的な課題のひとつとして, 支保の考え方 (設計方法の工夫) について考える。支保の考え方は, 以下のふたつに分けられる。

- ① なるべく岩盤を緩ませないように, 掘削直後に剛な支保を設置し支保工で応力を支持する考え方
- ② 例えば, 二重支保のように, ある程度変形 (緩み) を許容し, 岩盤に大きな応力を分担させ, 支保工はそのサポートとして使用するという考え方

隔離性能だけを考えれば, ①の方が望ましいが, 地質環境によっては非現実的な支保工厚さになり, 建設できない場合もある。逆に, 設計の観点から②を採用すると, 地質環境によっては EDZ が大きくなり隔離性が期待できない場合もある。よって, 具体的なサイト・深度の選定に向けて, 安全性能・設計の両方の観点と対策工についてより詳細な検討を進めていき, EDZ に対する設計上の考え方を整理していく必要があると考える。なお, 幌延施設設計では, ②の方法を採用している。

原子力発電環境整備機構 (2004) では, 支保工に対して要件を示している (表 5.4.1-13)。

表 5.4.1-13 支保工に対する要件 (原子力発電環境整備機構, 2004 を一部修正)

設計要件	概要
力学的安定性 (本来的に必要な機能)	・ 建設～閉鎖までの期間において周辺岩盤を完全に保持
化学的安定性 (人工バリアを保護する機能)	・ コンクリートと緩衝材, 埋め戻し材, 岩盤との接触により, 緩衝材や岩盤が許容限度を超えて劣化することを回避 ・ コンクリートの劣化により, 支保工部分が許容限度を超えた高透水性ゾーンとなることを回避
施工性 (付随して期待する機能)	・ 地山の安定のための早期架設が可能で初期強度の発現が早い支保工を選択

処分施設の支保工としては, 表 5.4.1-13 に示す化学的安定性 (コンクリートと緩衝材, 埋め戻し材, 岩盤との接触により, 緩衝材や岩盤が許容限度を超えて劣化することを回避) を

担保できる支保工材料を選定しなければならない。また、第2次取りまとめや原子力発電環境整備機構（2004）では、これまで、支保工の化学的安定性の観点から、処分孔は無支保を原則としている。しかしながら、3.1.2項（図3.1.2-3、図3.1.2-10、図3.1.2-13）で示したように、幌延の研究所用地に分布する堆積岩（一軸圧縮強度5～20MPa）の中では比較的大きな一軸圧縮強度16.3MPaを設定している深度450m条件（表5.4.1-3）でも、短期的には自立する可能性があっても、数年間空洞を裸孔で放置した場合には、空洞周辺に剛性低下領域が発生し自立しないという知見が得られている。よって、堆積岩において掘削から定置までの期間、空洞を自立させるためには、支保工やそれに替わる工学的対策が必要になると考える。つまり、堆積岩においては「処分孔は無支保」を原則としている限り、処分場として成立するためには、支保工に替わる工学的対策を用いるか、無支保で空洞が自立する地質環境が幅広く分布しているサイトを選ぶことが必要となる。

3.1.4項では、高アルカリ溶液下においては緩衝材の主要鉱物であるス멕タイトが溶解するため、緩衝材性能への影響は無視できないとしているが、処分施設への適用性には大きな課題が指摘されている。一方で、pHを抑えた低アルカリ性セメントの研究開発が実施されているが、4.2節に示すように、低アルカリ性セメントのひとつであるHFSC226の海水暴露試験では、普通ポルトランドセメントと比較して鉄筋腐食が早期に認められたことから、現在のHFSCの開発状況では、通常の鉄筋と共用することは避けた方が望ましいとしている。以上より、処分施設として使用できる支保工材料の選定が重要であり、その特性次第では処分サイトとしての地質環境が限定されてしまう可能性がある。よって、普通ポルトランドセメントを用いたコンクリートや低アルカリ性コンクリートの処分施設への適用性や制約条件について、今後も研究開発を進め整理していく必要がある。

地下深部ではかなり大きな静水圧が地下構造物に作用する。設計・施工上の考え方には、幌延、瑞浪の深地層の研究施設のように導水することで支保工に作用する水圧を低減する考え方、グラウトや凍結工法などの地盤改良で水圧を低減する考え方、セグメントなど剛な支保工を使用し水圧を支持する考え方などがある（福島，1994）。処分事業では、設計と隔離性能の両方の観点から設計する必要があるため、操業中排水しながら、最終的には導水路を残さないように閉鎖するのが最も適切な方法であると考え、今後より詳細な検討が必要である。

以上のように、今後は、より詳細な設計や具体的な施工方法を見据えた課題を抽出し、それらに対する検討を進めていく必要がある。

(iv) その他の検討

幌延施設設計で実施しているその他の検討について、堆積岩における処分場の設計手法として適用可能な項目について以下に示す。

(a) 耐震検討

一般にトンネルなどの地下構造物は、地震による影響をほとんど受けないことが経験的に知られており、既往の研究などでも地下における地震動は地表部の数分の一になることがわかっている。しかしながら、地層処分場は国内に類を見ない深度300m以深に立坑（アクセス坑道）と水平坑道を展開する施設であり、かつ安全評価上は地震により周辺地質環境および空洞安定性に変化が生じないことが求められる。よって、地震による空洞の安定性検討は、処分場の設計においても地質環境ごとに確認しておく必要があるといえ、幌延の深地層の研究施設では、立坑、水平坑道、各坑道接続部を対象に耐震検討を実施している。その結果、地上から数十mに堆積する軟弱層（勇知層）において、一部立坑の支保工の見直し（設計基準強度が大きいコンクリートを用いる）があったものの、その他においては、耐震の影響による支保工などの見直しは必要ないという結果が得られた（松井ほか，2005a）。幌延施設設計で実施した耐震検討は、基本的には第2次取りまとめと同様な考え方で実施しているが、

実際の地質環境条件が与えられているため、第2次取りまとめのように仮想の入力地震波ではなく、施設周辺地域の過去の地震波や活断層調査、さらにその他の調査資料をもとに入力地震波を設定し検討に用いている。幌延施設設計における耐震検討手法の詳細については、分冊1 5章；松井ほか（2005a）に示されている。

(b) メタンガスの湧出量に関する検討

幌延の地質環境の特徴として、メタンガスを含有していることが挙げられる。メタンガスを含む地質環境では、坑内にメタンガスが充満し重大災害を引き起こす可能性があるため、メタンガス湧出量を適切に予測し、通気制御などの対策のうえ、規定のメタンガス濃度以下になるよう管理する必要がある。幌延の深地層の研究施設では、ガス湧出量予測解析によりガスの湧出予測量を算出し、規定のメタンガス濃度以下になるよう換気設備の設計に反映している（松井ほか，2005a）。処分場の設計においても、メタンガスを含む地質環境を対象とした場合には、分冊1 5章；松井ほか（2005a）で示している検討手法などを用いて、メタンガスに対する対策を設計に組み込む必要がある。

(c) 計測結果の設計・施工計画へのフィードバック技術（情報化施工）の検討

情報化施工は、地下空洞建設段階で様々な原位置での計測データを収集・解析し、事前設計の妥当性の検討や、必要に応じ設計仕様の見直しや補助工法の適用を図りつつ、実施工を進める手法である。幌延の深地層研究施設計画における地下施設建設では、国内に例がない新第三紀堆積岩を対象とした大深度地下空洞建設時の情報化施工の方法論を事例的に示す観点から、その設計段階（松井ほか，2005a）において情報化施工の計画を検討している。

図 5.4.1-14 に建設時の情報化施工の流れを示す。基礎となる計測は、日常管理計測とステップ管理計測のふたつから構成される。前者は、基本的に1掘削毎の計測であり、地質観察などの計測結果を、短時間で次ステップにおける支保工仕様の検討や補助工法の適用の判断などにフィードバックすることを主目的として実施する。後者は、空洞周辺岩盤の状態や挙動を多種多様な計測から把握し、事前設計の解析モデルなどの妥当性検討や見直しを通じ、次段階の坑道掘削の支保工仕様や安全管理基準の見直しなどを含んだ検討を目的として実施する。

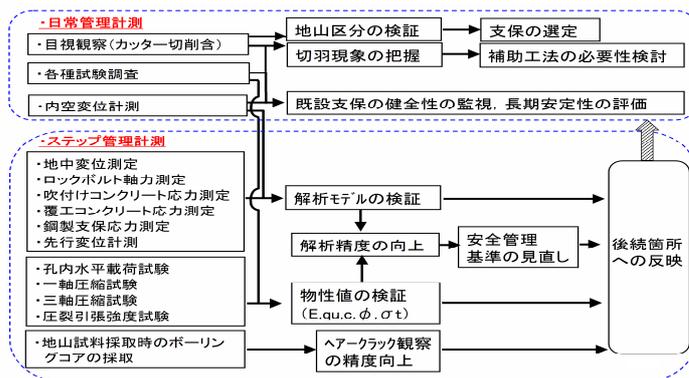


図 5.4.1-14 幌延の深地層の研究施設の建設時における情報化施工の流れ

(4) 人工バリア設計

ここでは、5.3 節において整理された緩衝材、オーバーパックおよび埋め戻し材設計相互の関連およびそれらの整理をもとに更新された処分場全体設計フローを踏まえ、緩衝材およびオーバーパックに関する個々の設計手順を検討し、個別設計フローの構築を行った。以下にその概要を示す。

(i) 設計手順の考え方

(a) 緩衝材設計手順の考え方

第2次取りまとめにおける人工バリアの設計は図5.4.1-15に示すようなフローとなっているが、緩衝材の設計要件の中には、オーバーパックの仕様情報を用いずに、単独で緩衝材仕様の範囲を設定できる項目もある。したがって、緩衝材の設計要件をオーバーパックなどの仕様情報を必要としないものと必要とするものに分け、前者の要件を用いて緩衝材単独の仕様範囲を設定して仮仕様を決め、後者の要件については、オーバーパックの仕様が決まった段階で仮仕様の確認をすることとした（松井ほか，2005a）。

本検討にて適用した設計手順は図5.4.1-15に示すように、
 ①緩衝材の設計要件のうち、「止水性」「自己シール性」「コロイドろ過性」および「製作・施工性」を満たす仕様範囲の設定
 ②緩衝材の仮仕様を①の仕様範囲の中から設定
 ③オーバーパックと埋め戻し材仕様が決定された後、②の仮仕様について「応力緩衝性」「廃棄体支持性」および「自己シール性」の観点から確認を行うというものである（松井ほか，2005a）。ここで、緩衝材の仕様範囲の設定については、「止水性」「自己シール性」「コロイドろ過性」および「製作・施工性」を満たす緩衝材の仕様範囲の設定を行うために、有効粘土密度の範囲を求める。ただし、自己シール性に関しては、緩衝材周辺の隙間体積を基に下限密度が設定されることになるが、隙間体積は緩衝材やオーバーパックの寸法を用いて算出するため、その段階で再度確認の計算を行う必要がある。したがって、仕様範囲の絞り込み時点においては、隙間体積に関係なく緩衝材が飽和膨潤することにより隙間を充填し得ると考えられる膨潤応力を0.1MPa（Dixon，2000）と定め、それを担保し得る下限密度を示すこととし、設定された仮仕様が操業上設定される隙間幅を充填可能か否かに関しては、③の段階で再度確認を行うこととする。

緩衝材仕様範囲の設定手順の例を図5.4.1-16に示す。ここでは、「止水性」「自己シール性」「コロイドろ過性」および「製作・施工性」の4つの項目全てを満たす仕様範囲を求めることになるので、各項目が並列となる設計手順になる。

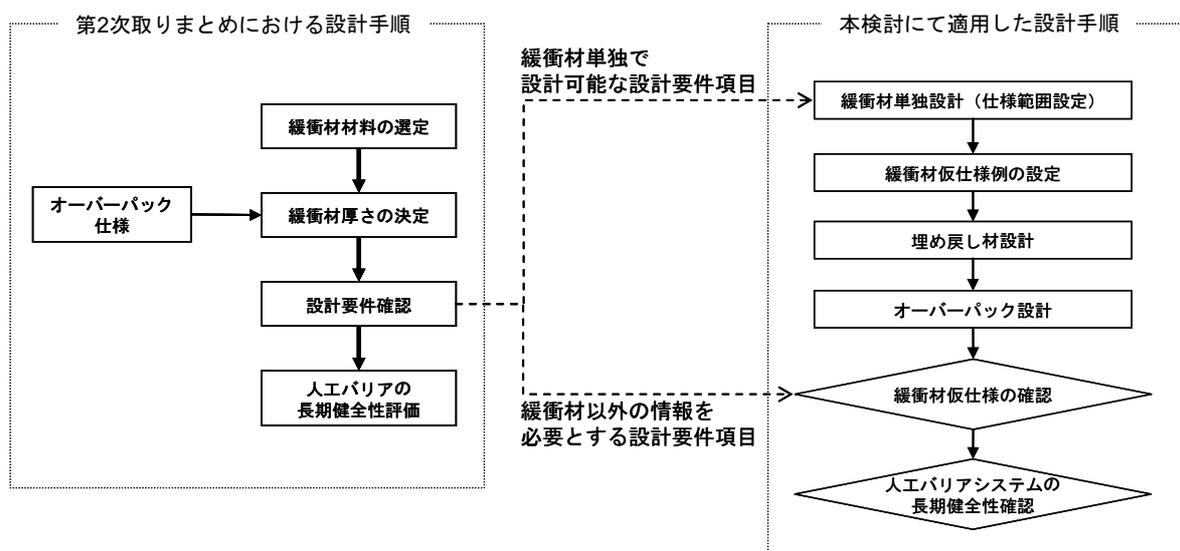


図 5.4.1-15 第2次取りまとめにおける設計手順との比較

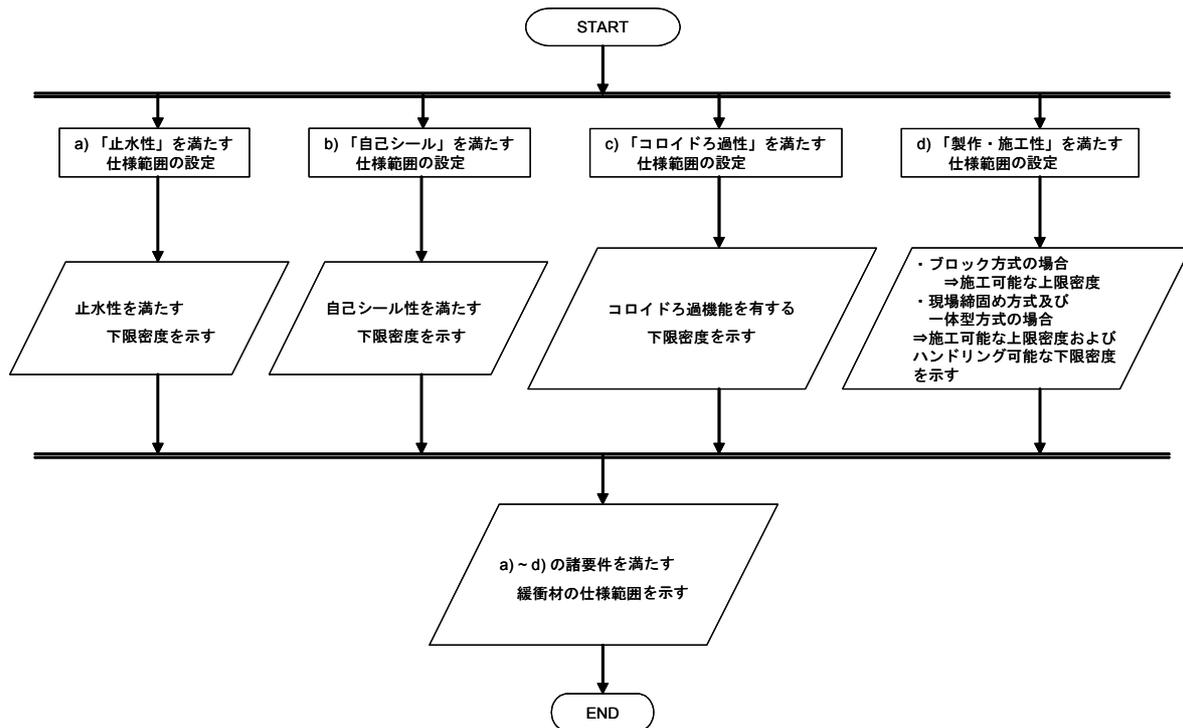


図 5.4.1-16 緩衝材仕様範囲の設定手順

(b) オーバーバック設計手順の考え方

幌延の地質環境に対するオーバーバックの設計においては、主として地下水の水質（海水系地下水）や岩盤挙動による耐食性や耐圧性への影響に着目した検討が必要である。これらの設計要件は、オーバーバックの厚さの設定において重要な項目である。図 5.4.1-17 に、炭素鋼、チタンおよび銅の各候補材料に対して、地質環境からの情報を考慮した設計フローを示す（栗原ほか，2004 を一部改訂）。本設計フローでは、フィードバックのルートは省略されている。ここでは、この設計フローに基づき、オーバーバックの厚さの設定を中心に設計検討を行った。検討項目は、図 5.4.1-17 の赤枠の項目になる。以下に各項目における設計の考え方を述べる。

- ・腐食寿命評価；幌延の深地層の研究施設計画で採取した地下水（以下、「幌延地下水」という）の水質に対応した緩衝材間隙水に対して、第 2 次取りまとめで設定された候補材料（炭素鋼，チタン，銅）について、腐食挙動の評価，腐食代設定の考え方を示す。幌延地下水条件は、第 2 次取りまとめの条件と比べ候補材料の腐食挙動に影響を及ぼす可能性があるかどうかの評価が重要となる。
- ・腐食代の設定；酸素による腐食量は第 2 次取りまとめで行った方法により腐食量を評価し、水の還元による腐食については、還元環境における腐食速度と耐用年数 1,000 年より腐食量を評価する。
- ・耐圧代の設定；第 2 次取りまとめと同様の手法により耐圧上必要な厚さを検討する。幌延の地下水圧および岩盤挙動と地下水組成により変化する緩衝材圧密反力の設定が重要となる。
- ・放射線遮蔽から求められる厚さ；第 2 次取りまとめの時の評価内容と変わらない。
- ・製作・施工性；検討により設定されたオーバーバック厚さについて、製作・施工性の観点からオーバーバックの成立性を確認する。ここでは、本検討により設定したオーバーバック仕様と第 2 次取りまとめ仕様との対比により、その成立性について確認を行う。

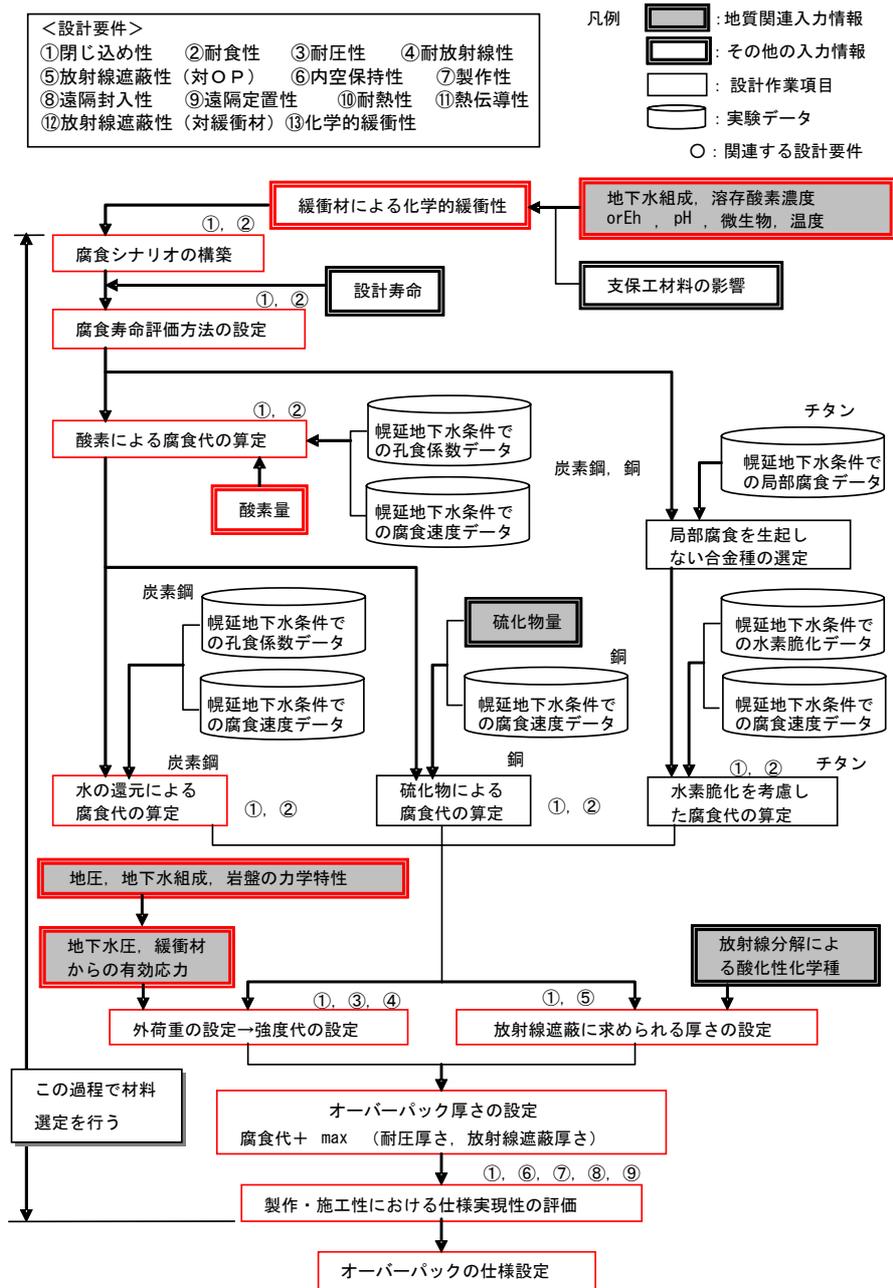


図 5.4.1-17 オーバーパック設計フロー (栗原ほか, 2004 を一部改訂)

(c) 人工バリアの長期健全性評価

本項目においては、前述までの設計フローに基づく緩衝材およびオーバーパックの設計において設定された人工バリアの単独仕様について、長期にわたる挙動解析を行ってその健全性を評価する。図 5.4.1-18 に人工バリアシステムの長期健全性評価のフロー図を示す (松井ほか, 2005a)。ここでは岩盤の力学的変形挙動、緩衝材の力学的変形挙動、緩衝材中のガス移行挙動、緩衝材の流出・侵入挙動の 4 項目について個々に評価することになることから、フローは全ての項目が並列となる。これらの各項目に関する解析結果より、長期にわたる人工バリアシステムの成立性の可否について検討し、4 項目のうちひとつでも否と判断された場合には図 5.3-1 の処分場の全体設計フローに基づいて再度オーバーパックと緩衝材の設計の見直しを行うこととなる。

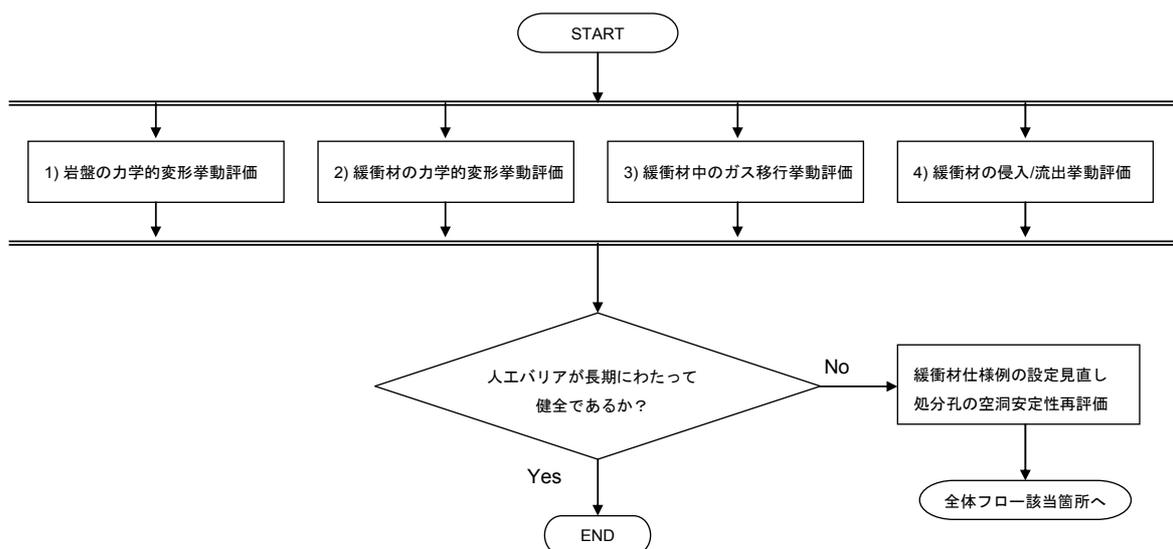


図 5.4.1-18 長期健全性フロー図

(ii) 緩衝材の設計

ここでは、前述した設計手順の考え方を踏まえ、2.2 節でも記述したように、海水系地下水条件下での透水性や膨潤応力は、降水系地下水に比して性能が低下する傾向にある（菊池ほか、2004）ことから、これらの影響も考慮し幌延 450m の地質環境条件を対象とした緩衝材の試設計を実施した（松井ほか、2005a）。以下にその概要を示す。

(a) 緩衝材仕様範囲の設定および仮仕様の設定

止水性に関しては、ペクレ数 Pe を用いて、実際の地質環境条件に基づき、緩衝材が拡散場を保持している下限密度を設定した。コロイドろ過性に関しては、海水系地下水条件下の実験的な知見は得られていないが、降水系地下水と同様に、有効粘土密度 0.8Mg m^{-3} 以上を下限密度と設定した。緩衝材の自己シール性に関しては、POSIVA（フィンランド）において、緩衝材の自己シール性における判断基準のひとつとして検討されている膨潤応力 0.1MPa 以上を本設定においても適用し、下限密度を設定した（Dixon, 2000）。緩衝材の製作・施工性に関しては、現状の知見を踏まえ、現場締め固め方式およびブロック方式を対象として、緩衝材を技術的に製作・施工可能な上限密度を設定した。これらの設定結果を基に、図 5.4.1-19 にブロック方式を一例とした緩衝材仕様範囲の設定結果を示す。なお、同図には、第 2 次取りまとめにおいて示された緩衝材仕様（乾燥密度 1.60Mg m^{-3} 、ケイ砂混合率 30wt%、有効粘土密度 1.37Mg m^{-3} ）をあわせて示す。図から、幌延 450m の地質環境条件においても第 2 次取りまとめにおいて示された緩衝材仕様で特に問題ないことから、第 2 次取りまとめにおける緩衝材仕様を仮仕様として設定した。

(b) 緩衝材仮仕様の確認

自己シール性に関する確認においては、ガラス固化体の定置時にオーバーパックや周辺岩盤との間に生じる隙間体積を緩衝材の仮仕様が充填できる性能を有していることを確認した。なお、定置に係わる隙間幅の情報に関しては、現時点において不明であることから、これらの値については、第 2 次取りまとめで用いた緩衝材ブロック定置方式および現場締め固め方式を用いた場合における隙間幅を仮仕様として用いることとした。オーバーパック支持性については、簡略的にオーバーパック下部に定置された緩衝材の一軸圧縮強度が上載荷重以上あれば、オーバーパックを十分に支持できるといった考え方を基に、緩衝材の仮仕様におけるオーバーパックの支持性を確認した。応力緩衝性に関する確認においては、第 2 次取りまとめと同様の方法を用いて、緩衝材の仮仕様の応力緩衝性を確認した（杉野ほか、1999）。その

他の事項として、炭素鋼の不動態化への影響について、谷口ら（谷口ほか，2002）が緩衝材の乾燥密度とケイ砂混合率の関係を実験的に求めていることから、これらの成果をもとに緩衝材の仮仕様がオーバーパック材料である炭素鋼に対して不動態化しない領域にあることを確認した。これまでに緩衝材単独としての設計要件を踏まえた個々の項目に関する範囲を設定するとともに、緩衝材の仮仕様について確認を実施した結果を図 5.4.1-20 に示す。これらの結果から、幌延 450m の環境条件下において、本試設計にて示した緩衝材の仮仕様で十分に緩衝材に要求される性能を満足できると考えられる。

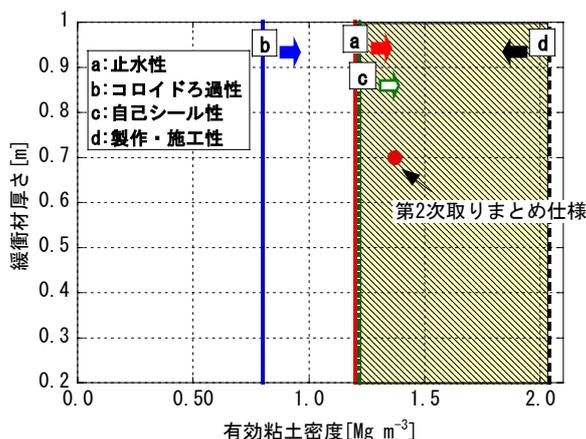


図 5.4.1-19 ブロック方式を一例とした緩衝材仮仕様の設定

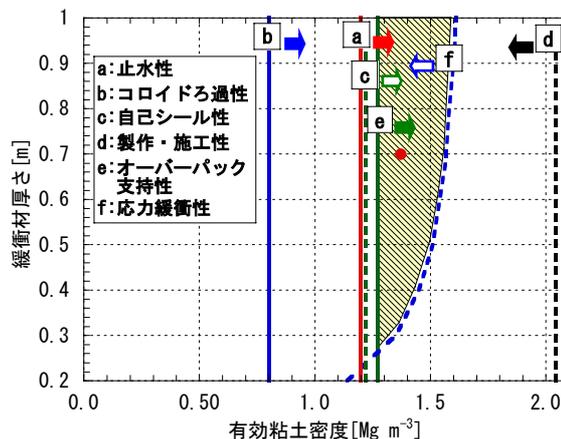


図 5.4.1-20 ブロック方式を一例とした緩衝材仮仕様の確認

(iii) オーバーパックの設計

オーバーパックの仕様設定は、前述したように地質環境からの情報を考慮した設計フローに基づいて実施した。本設定では、これらの設計手順などの検討に基づき、また別途行われている緩衝材、埋め戻し材などに対する仕様の設定結果を用いて、オーバーパックの設計要件を満たす仕様を設定する。

(a) オーバーパック単独としての仕様の設定

仕様の設定として、前述したように、幌延地下水の水質を考慮した耐食性の検討および緩衝材、埋め戻し材仕様、緩衝材圧密反力、地下静水圧を考慮した厚さの設定が必要である。耐食性の検討においては、幌延地下水に対する炭素鋼、銅、チタン材の腐食評価を行い、オーバーパック材として否定される要因は見当たらなかった。厚さの設定においては、第 2 次取りまとめと同様の手法により検討し、第 2 次取りまとめと同じ厚さ (150mm) を設定した。

(iv) 人工バリアの長期健全性評価

ここでは、設定された人工バリア仕様をもとに、幌延 450m の地質環境条件における単一の処分孔に関する、岩盤および緩衝材の長期力学挙動、緩衝材の流出・侵入挙動ならびにガス移行挙動の観点から人工バリアシステムとしての長期健全性を評価し、その成立性を示す。以下にこれらの評価結果を述べる。

(a) 岩盤の長期力学挙動評価

表 5.4.1-3, 表 5.4.1-4 に示す岩盤の設計入力データと幌延のボーリング孔で採取した地下水における緩衝材の力学物性値 (3.1.2 項(2)(ii)(c)) をもとに, 1 万年後の岩盤の長期力学挙動予測を, コンプライアンス可変型構成方程式, Mohr-Coulomb の破壊基準を用いて実施した (3.1.2 項(2)(ii)(c))。その結果, 偏圧の影響で, 局所的に岩盤の破壊が進行し, 岩盤の主応力方向と直交する方向にて岩盤の変形 (17mm), 緩み領域幅の増大 (0.5d (d=処分孔の内径) 程度) が顕著になる結果が得られた (図 3.1.2-10, 表 3.1.2-6)。なお, 岩盤主応力方向の変形量は 5.8mm で緩み領域は 1 万年後まで発生せず, 隣接処分孔への緩衝は生じなかった。また, 緩衝材の応力状態を見ると, 1 万年後まで破壊接近度 $\sigma^*=1$ の直線以下にあり, 幌延 450m 条件では, 岩盤の長期変形挙動を考慮しても, 緩衝材および人工バリアは長期にわたり健全性が保たれているという結果が得られた (図 3.1.2-11)。ただし, 以下に示す緩衝材の長期挙動および緩衝材の膨潤, オーバーパックの腐食膨張は考慮していない。今後は, それらを予測評価に取り込むとともに, 岩盤の不均一性を評価するため, 室内試験で得られた地質環境情報の幅をパラメータとした感度解析を実施する必要がある。

(b) 緩衝材の長期力学挙動評価

幌延の深地層の研究施設計画で採取された地下水を用いた要素試験よりパラメータを設定し, 関口-太田モデルおよび足立-岡モデルを用いてオーバーパック自重沈下解析と腐食膨張解析を実施した。解析方法, 解析モデルおよび物性値は 3.1.1 項(2)(ii)に示すとおりである。表 5.4.1-14 に設定したパラメータ (高治ほか, 2005) を示す。なお, 緩衝材の透水係数は, 人工海水を用いた実験結果 (菊池ほか, 2004) より設定した。

表 5.4.1-14 パラメーター一覧

		項目	記号	単位	設定値
弾塑性 パラメータ		圧縮指数	λ	[-]	0.117
		膨潤指数	κ	[-]	0.043
		ポアソン比	ν	[-]	0.144
		限界状態パラメータ	M	[-]	0.630
粘性 パラメータ	関口-太田 モデル	二次圧密係数	α	[-]	1.00×10^{-3}
		初期体積ひずみ速度	$\dot{\nu}_0$	[h ⁻¹]	1.02×10^{-8}
	足立-岡 モデル	粘性パラメータ	m'	[-]	42.5
			C	[h ⁻¹]	1.98×10^{-8}

図 5.4.1-21 に自重沈下解析による沈下量の推移を示す。本解析では, 降水系地下水条件の解析結果 (図 3.1.1-16) と比較して, 载荷初期の変位が大きい結果となっている。これは, 本解析における緩衝材の膨潤応力が 0.36MPa で, 蒸留水の 0.50MPa と比較して小さく, 初期間隙比が大きいことが原因と考えられる。

オーバーパックの沈下量は 1 万年後で 31mm, 10 万年後で 33mm 程度 (関口-太田モデル) となった。この結果を用いて, 長期において緩衝材に求められるコロイドのフィルター効果と自己シール性の機能が保持されているかを確認する。10 万年後におけるオーバーパック上部の緩衝材の有効粘土密度は, 1.27Mg m^{-3} となる。これは, フィルター効果機能の有効粘土密度の限界である 0.80Mg m^{-3} を上回っており, 10 万年後においてもフィルター効果の機能を有しているといえる。また, オーバーパックの沈下によって上部にできる空間を自己シールするには, 緩衝材は 1.04 倍まで膨潤する必要がある。図 2.2-3 に示す緩衝材の体積膨潤比の結果より, 初期有効粘土密度 1.22Mg m^{-3} の緩衝材は, 人工海水中で 1.09 倍まで膨潤することから, 1.04 倍を上回っており, 10 万年後においても, オーバーパックの沈下によっ

て生じる上部空間を膨潤によって自己シールすることが可能と考えられる。

腐食膨張解析結果について、腐食膨張完了直後の緩衝材の破壊接近度を図 5.4.1-22 に示す。この結果より、オーバーパック周辺および隅角部で応力がほぼ限界状態にあるものの、緩衝材全体としては破壊には至っておらず、緩衝材は力学的に安定な状態にあるといえる。

以上、オーバーパックの自重沈下解析と腐食膨張解析により、緩衝材の長期力学的変形挙動を予測した結果、緩衝材の長期健全性が損なわれるような現象は確認されなかった。

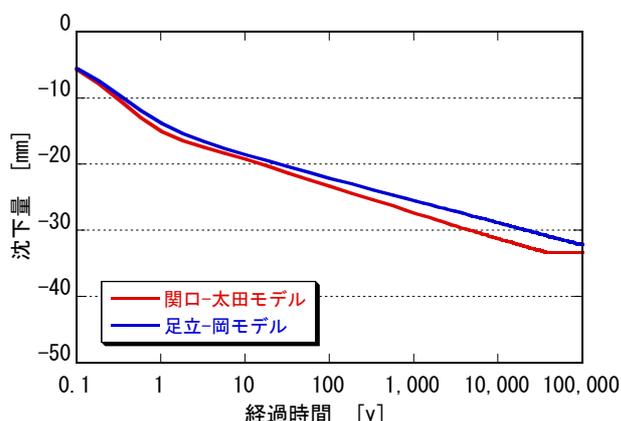


図 5.4.1-21 沈下量経時変化

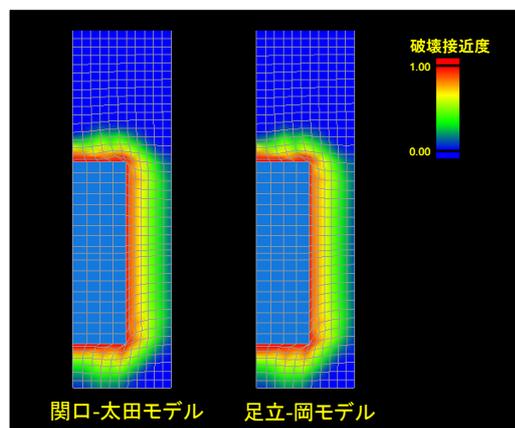


図 5.4.1-22 破壊接近度コンター図

(c) 緩衝材の流出・侵入挙動評価

岩盤の割れ目内への緩衝材の侵入現象に関しては、3.1.3 項に示されているように、海水系地下水条件(幌延地下水および人工海水)を想定して実施した試験結果(松本・棚井, 2005)より、上記で設定された緩衝材仕様(5.1.4 項(4)(ii))において、模擬した割れ目内への侵入速度が降水系地下水条件(蒸留水)よりも、1/4 程度から 1/10 程度小さくなることが示されている。この結果より、時間スケールにおける緩衝材の密度低下量が、降水系地下水条件よりも海水系地下水条件下で少ないことが確認された。したがって、幌延における地下水条件においては、本事象がさほど問題とならないと考えられる。

(d) ガス移行挙動評価

5.4.1(1)項において示す検討対象深度における岩盤の間隙率、密度および熱物性をもとに、炭素鋼オーバーパックの腐食で発生する水素ガスの影響を評価するために、3.3.1 項において示した改良型 TOUGH2 コードを用いて、間隙圧力の上昇や岩盤内へのガスの放出速度などについて解析を行った(松井ほか, 2005a)。なお、絶対浸透率や相対浸透率などのガス移行パラメータについては実測値がないため、凝灰岩を用いて行ったガス移行試験の結果をもとに設定した(松井ほか, 2005a)。また、腐食速度に関しては、第 2 次取りまとめと同じ $10\mu\text{m y}^{-1}$ とした(核燃料サイクル開発機構, 1999)。その結果、間隙圧力に関しては、第 2 次取りまとめと同様、廃棄体の発熱による温度上昇に伴って、間隙水の膨張により約 0.02 年で 7.6MPa (モデル上のガス発生域) の圧力上昇が見られるものの、その後は気相の生成により再度間隙圧力が約 5.7MPa をピークに緩衝材へのガスの侵入が開始される。図 5.4.1-23 に緩衝材中にガスが侵入を開始した時点のガスの飽和度分布を示す。岩盤へのガスの移動は約 100 年で開始し、約 130 年時点でガス発生域の間隙圧力は 4.9MPa でほぼ定常状態に達する。128 年経過時点でのガスの飽和度分布を図 5.4.1-24 に示すが、この結果から、処分孔側面から岩盤内に侵入し、処分坑道を迂回する形で岩盤中を移動しており、この傾向は第 2 次取りまとめと同様の結果である。岩盤側へのガスの放出速度は、処分孔側面から岩盤内にガスが侵入を開始する時点で、短期的に 0.08kg y^{-1} に達するものの、それ以降は約 0.02kg y^{-1} の一定値で放出が継続する。この量は、ガス発生速度にほぼ等しい値でありガスの移行現象

が定常に達していることを示している。以上のことから、ガス発生による影響については、ほとんど問題ない結果であると考えられる。

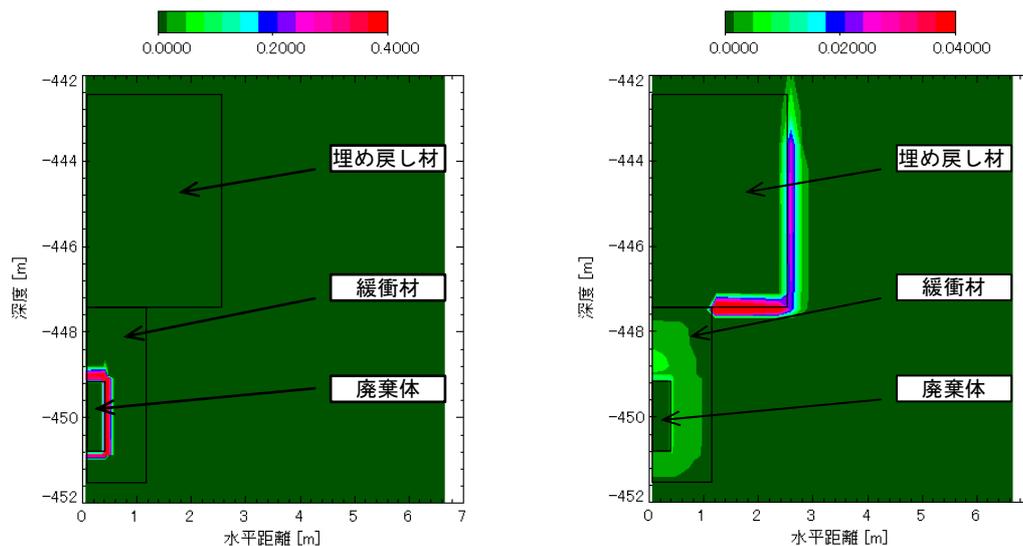


図 5.4.1-23 3年経過時でのガス飽和度分布 図 5.4.1-24 128年経過時でのガス飽和度分布

(5) 閉鎖設計

処分場建設のために掘削された坑道を放置しておく、地圧の作用により坑道の力学的安定性が損なわれたり、坑道が地下水の卓越した水みちとなるなど、処分場全体のバリア性能に有意な影響を及ぼすことが想定される。また、地下施設と地上とを直結する坑道が残置されていると、処分場と生活圏を結ぶ経路となることや処分場に人間が不用意に接近することも考えられる。したがって、掘削された坑道などの空洞は、地層処分システムの全体性能に有意な影響を与えないように、埋め戻し材やプラグなどによって適切に処置しておく必要がある（核燃料サイクル開発機構，1999）。閉鎖設計においては、閉鎖要素自体はバリアではない上に、人工バリア設置後に施工されるという時間的なギャップがあることに留意する必要がある。したがって、地質環境条件を考慮したうえで、埋め戻し材やプラグなどを組み合わせた閉鎖システムとしての処分場の安全確保の考え方や要件を考慮して、それぞれの仕様が決められるものである。図 5.4.1-25 に実際の地質環境を考慮した埋め戻し材および止水プラグについての設計フローの例を示す。以下に、幌延の研究所用地の地質環境における埋め戻し材および止水プラグの設計例を示す。

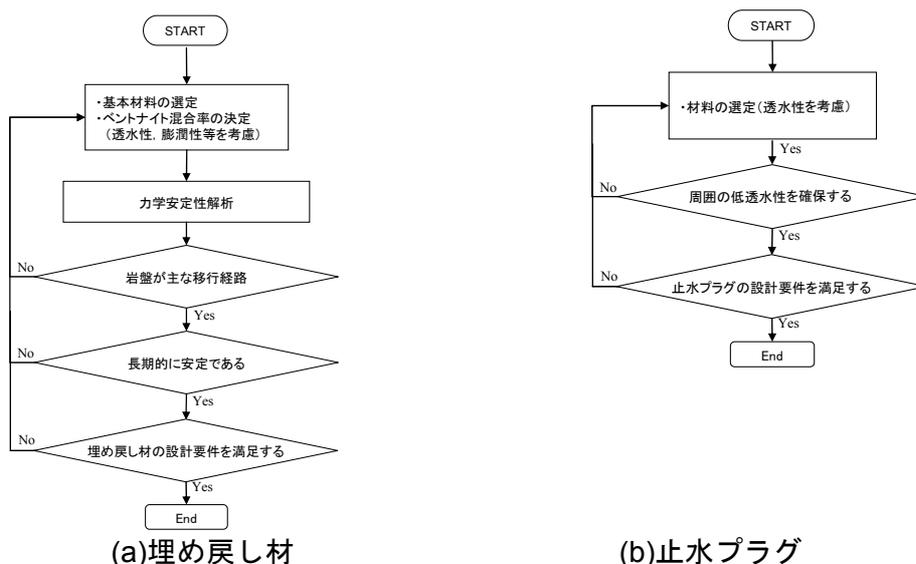


図 5.4.1-25 実際の地質環境を考慮した埋め戻し材および止水プラグの設計フローの例

(i) 埋め戻し材の設計

地下施設における坑道群の総延長は 100km 以上にもおよび、坑道などの掘削にともなって大量のずりが発生する。したがって、第 2 次取りまとめにおいては、元の岩盤から発生した材料であることに加えて、材料の調達の上やすさや経済性の観点から、埋め戻し材料としてずりの利用を基本としている（核燃料サイクル開発機構，1999）。粒度調整したずりにベントナイトを混合することにより、低透水性が実現できるとともに、ベントナイトの膨潤性により、坑道壁面との境界部の隙間を閉塞する自己シール機能も期待できる。したがって、幌延の地質環境を対象とした埋め戻し材に対してもずりを基本とする材料に粘土を含有する材料とする。

幌延の地下水を対象とした透水試験結果（図4.1-13）より、有効粘土密度で 1.2Mg m^{-3} 程度あれば、蒸留水で有効粘土密度 0.6Mg m^{-3} といった低密度における固有透過度と同等となる。また、幌延の地下水の場合、有効粘土密度で 1.2Mg m^{-3} 程度あれば、蒸留水で有効粘土密度 0.8Mg m^{-3} といった低密度における平衡膨潤応力と同等となる（図4.1-12）。フィンランドでは、埋め戻し材の膨潤特性には隙間充填性に加え、坑道内のキープロックの崩落を抑える役割を期待しており、その場合でも数kPaの膨潤応力があれば十分に安定性を保てること示されている（Autio et al., 2002）。本検討においても、上述のようなずりを基本とする材料にベントナイトを含有することによって、フィンランドで期待されているような坑道内の安定性に対して耐える膨潤応力を期待できる。第2次取りまとめにおける埋め戻し材は、ベントナイト混合率15wt%，乾燥密度 1.8Mg m^{-3} であり、有効粘土密度 0.6Mg m^{-3} 程度に相当する。したがって、幌延の地下水の場合でも有効粘土密度で 1.2Mg m^{-3} 程度以上とすれば、第2次取りまとめにおける埋め戻し材と同等の透水性と自己シール性を期待することができる。処分孔縦置き方式における緩衝材の定置では、埋め戻し材の設置乾燥密度が小さい場合、緩衝材の膨出が発生すると考えられ、第2次取りまとめにおいては、3次元弾性解析結果を参考に、膨出量やそれともなう緩衝材の影響は小さくなること示されている。幌延地下水条件を考えた場合、図4.1-13から分かるように緩衝材の平衡膨潤応力は、蒸留水の場合と比べ小さくなること予測されるため、第2次取りまとめと同等の密度および膨潤性があれば緩衝材の膨出を抑えられると考えられる。さらに、埋め戻し材には長期にわたり維持し流出しないことが求められており、流出試験結果より、海水系地下水の場合、降水系地下水よりも流出現象が顕著でないこと示されている（3.1.3項）。以上より、幌延の地質環境に対して、ベントナイト混合率40wt%，乾燥密度 1.8Mg m^{-3} のベントナイト混合材料を埋め戻し材の基本とすることとする。

(ii) プラグの設計

第2次取りまとめにおいては、止水プラグは長期の止水性能が求められることから、緩衝材と同等のベントナイト含有率が高い材料が考えられている。堆積岩系岩盤におけるプラグの概念として、フランスにおけるカテゴリーB（中レベル放射性廃棄物）の例がある（図5.4.1-26（ANDRA, 2005））。これは、止水プラグ自身の低透水性および可塑性を確保するために材料に膨潤性粘土を用いるとともに、EDZを遮断するよう坑道に拡幅部を設ける概念である。

上述の例と同様に、幌延におけるプラグに関しても、止水プラグそのものの低透水性を確保し化学的に安定である緩衝材と同等のベントナイト含有率が高い材料とする。また、坑道沿いに連続する水理的経路を分断するため、拡幅部を設けることとする。AECL（カナダ）との共同研究として実施したトンネルシーリング性能試験（Martino et al., 2003）で用いられた粘土プラグの有効粘土密度は 1.6Mg m^{-3} に相当し、幌延の地下水を考えた場合にも、蒸留水と比べて1オーダー以内の変化となる（図4.1-12）。したがって、幌延の地質環境に対して、止水プラグは粘土ブロックと吹付け層で構成し、ケイ砂混合率30wt%で、ブロックの乾燥密度を 1.9Mg m^{-3} 、吹付け層を 1.3Mg m^{-3} とするベントナイト混合材料を基本とすることとする（図5.4.1-27）。3.1.2項に示すように、幌延の研究所用地に分布する岩盤は他の堆積岩と同様クリープ変形と坑道内からの反力により、一度緩んだ領域が回復することが期待できる（大久保, 2005）。したがって、EDZの透水性の改善も期待できることから、さらなるプラグの合理化が期待できる。

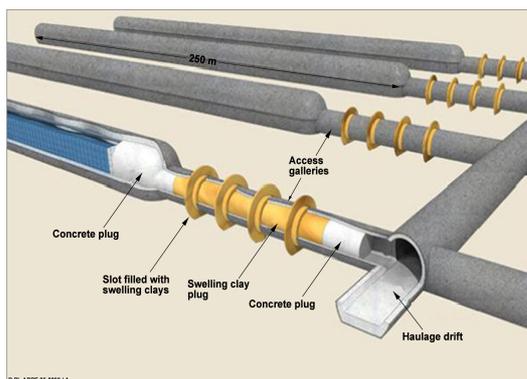


図 5.4.1-26 フランスの堆積岩系岩盤におけるプラグの概念

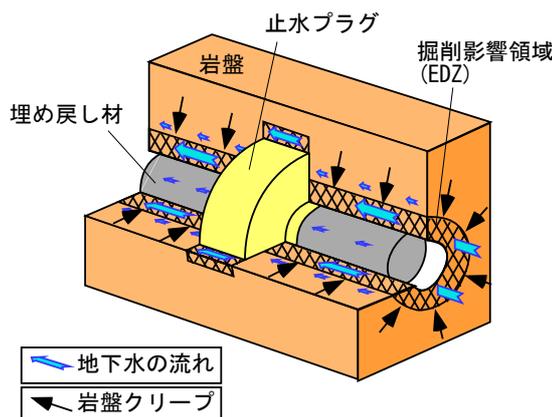


図 5.4.1-27 幌延の止水プラグ概念

ここでは、5.3 節において示された閉鎖に関わる設計要件および幌延の研究所用地の地質環境を対象とした場合の留意点を考慮して、閉鎖設計手法の適用事例を示した。その結果、幌延の研究所用地の地質環境の特徴に、より適した閉鎖材料の仕様例を概略的に示すことができた。

SR97 の処分概念では、埋め戻し材が処分概念の弱点のひとつになることを指摘しており、特に長期の問題が今後の課題になっている（Sellin, 2002）。たとえば、イオン交換の影響はベントナイト量が少ない埋め戻し材では無視できない問題であり、高塩濃度の地下水の場合、埋め戻し材の膨潤機能が低下する可能性がある。流出に関しては、緩衝材の流出試験結果から大きな問題にはならないと考えられるが（松本・棚井, 2005）、さらなる膨潤機能低下に伴う隙間が発生することになれば水みちが形成される可能性がある。これらの対策として、ベントナイト量を多くすることで膨潤、水理特性の向上を図ることが可能となる。しかし、これは同時に材料のコスト高や剛性の低下の原因となる。コストや性能の面では天然粘

土材を使用することも考えられるが、そのためには、材料の特性を十分に調査する必要がある。仮に、内陸の処分地となればイオン強度の低い地下水となる可能性が増し、これらの影響を抑えることができる。人工バリアとの関係では、埋め戻しという概念そのものを制限できる横置き方式を採用するという考え方もある。

また、上述した単体の機能を処分場のレイアウトに適用し、処分システム全体としての評価の中に位置付けていくことによって、処分場における閉鎖要素の役割が明確化され、より信頼性が高く合理的な閉鎖概念の検討が可能となると考える。これらに関しては、現在、原子力発電環境整備機構と協力して検討を進めており、その一環として埋め戻し材およびプラグの組み合わせ方や材料特性をパラメータとした解析評価を開始している (Sugita et al., 2005)。

5.4.2 結晶質岩系岩盤における適用事例

結晶質岩系岩盤を対象として、瑞浪の深地層の研究施設計画における地上からの調査段階で得られた地質環境情報を用いた設計手法の適用事例を以下に示す。

(1) 深度の検討および地質環境条件の設定

瑞浪の深地層の研究施設計画の地上からの調査段階で得られた地質環境情報を用いた「深度設定の考え方」および「設計用物性値の設定」について述べる。

図 5.4.2-1 に東濃地域の地質図を示す。また、図 5.4.2-2 に正馬様用地と瑞浪の深地層に研究所用地におけるボーリング孔の位置を示す。瑞浪の研究所用地および正馬様用地を含む東濃地域では、基盤をなす後期白亜紀の土岐花崗岩を新第三紀中新世の堆積岩（瑞浪層群）が不整合で覆い、さらにそれを固結度の低い新第三紀鮮新世の砂礫層（瀬戸層群）が不整合で覆っている。瑞浪層群は、正馬様用地で数十 m、瑞浪の研究所用地で百数十 m の層厚を有する。

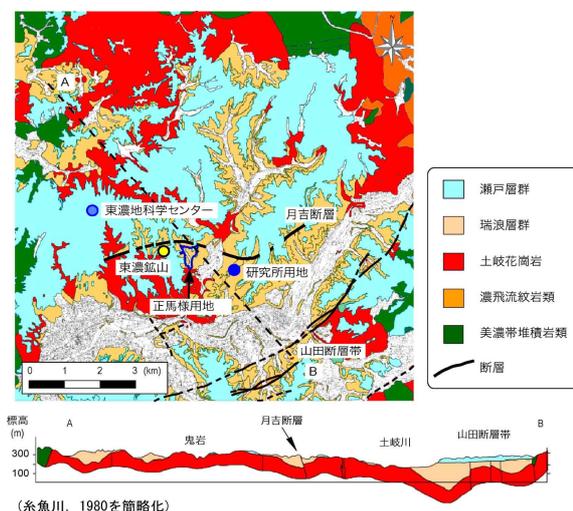


図 5.4.2-1 東濃地域の地質

(i) 深度設定の考え方

5.4.1(1)(i)項の堆積岩を対象とした検討で示したとおり、最終処分法における処分深度は 300m 以深であり、第 2 次取りまとめ（核燃料サイクル開発機構，1999）では、「地層処分の長期安全性」、「地質環境の特性」、「現状における建設技術や調査技術の適用範囲」、「設計で把握される処分深度の範囲」の 4 つの観点から概略検討を行い、想定深度を硬岩系岩盤で 1,000m と設定していることから、結晶質岩を対象とした深度設定の範囲は 300～1,000m の範囲とする。堆積岩と同様、以下のふたつの条件を考慮し深度を設定した。

- ・ 縦置き方式の処分孔の力学的安定性が確保されること
- ・ 設置環境として鉛直方向に均質で大きな岩体が存在すること

表 5.4.2-1 に示す深度ごとの岩盤等級区分、岩盤等級区分ごとの力学物性値（表 5.4.2-4）より、CH 級以上の岩盤が 50m 以上の広がりを持つ区間のうち、最大深度である 1,000m を、以降で実施する検討の対象深度とした。

(ii) 検討深度での地質環境条件の設定

図 5.4.2-1 に示したように、糸魚川（1980）などの文献や、広域地下水流動研究において実施したボーリング調査により、正馬様用地および瑞浪の研究用地を含むおおよそ 10km 四方の領域における地質構造が把握されている（核燃料サイクル開発機構，2001）。基盤は土岐花崗岩が広く分布し、不整合で瑞浪層群が覆っている。土岐花崗岩の健岩部から採取したコアの一軸圧縮強度は 180MPa を示し、瑞浪層群は 7MPa 程度である。土岐花崗岩の有効間隙率や単位体積重量などの物理特性や一軸圧縮強度などの力学特性は特に深度依存性は認められず、岩層あるいは変質の影響を受けて変化する傾向が認められる。図 5.4.2-2 に示したように、正馬様用地と瑞浪の研究用地は 1.5km 程度しか離れておらず、地質構造や物性値に大きな違いは認められない。この地域に存在する断層としては、山田断層帯や月吉断層があり、月吉断層は正馬様用地に掘削されたボーリング孔と交差している。断層の変位は 30m 程度であり、土岐花崗岩では数十 m の破碎帯を伴っている。

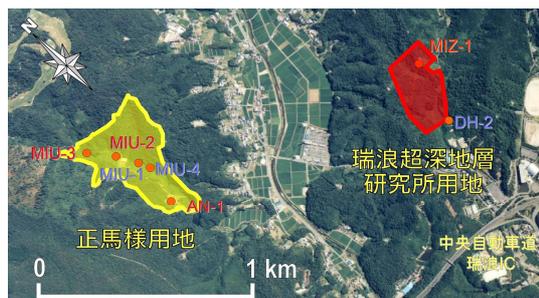


図 5.4.2-2 ボーリング孔の位置図

表 5.4.2-1 瑞浪の深地層の研究施設の設計に適用した岩盤等級

立坑深度 [m]	参考情報	岩種	岩盤等級
0	造成工事		
9.0 - 63.2	DH-2	瑞浪層群	CL
63.2 - 124.2	"	"	D
124.2 - 175.2	"	"	CL
175.2 - 234.2	"	土岐花崗岩	B
234.2 - 247.2	"	"	CH
247.2 - 262.2	"	"	CM
262.2 - 309.2	"	"	CH
309.2 - 359.2	"	"	CM
359.2 - 435.2	"	"	CH
435.2 - 466.2	"	"	E
466.2 - 482.2	"	"	CM
482.2 - 500.0	"	"	B
500.0 - 576.2	MIU-1	"	B
576.2 - 598.5	"	"	CH
598.5 - 826.2	"	"	B
826.2 - 972.5	"	"	CH
972.5 - 1025.0	"	"	CH

瑞浪の深地層の研究施設の深度 1,000m (CH 級)における地質環境条件(以下、「瑞浪 1,000m 条件」という)の設定例を以下に示す(松井ほか, 2005a)。なお、人工バリアの設計に必要な地下深部の幅広い地質環境情報については、建設・原位置試験段階における調査を通じてより理解を深めていくとともに、解析用物性値の設定も見直していく必要がある。

以下に検討対象深度における物理特性、力学特性、初期応力、熱特性、地下水化学特性および水理特性に関する設定の考え方および設定値を示す。なお、本報における検討項目とそれに用いた物性値との関係を表 5.4.2-2 に示す。

表 5.4.2-2 設計入力データと検討項目との関係

瑞浪における設計入力データ	データを用いて検討を行った項目
物理特性 (密度, 有効間隙率)	・ 熱的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討
力学特性 (弾性係数, 一軸圧縮強度, ポアソン比, 粘着力, 内部摩擦角など)	・ 単一坑道・単一処分孔の試設計 ・ 力学的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討 ・ 岩盤の長期力学挙動評価
初期応力	・ 単一坑道・単一処分孔の試設計 ・ 力学的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討 ・ 岩盤の長期力学挙動評価
熱特性 (地温勾配, 熱伝導率, 比熱など)	・ 熱的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討 ・ ガス移行挙動評価
地下水化学特性 (pH, Eh, イオン強度など)	・ 緩衝材の設計 (蒸留水として考慮) ・ オーバーパックの設計 ・ 埋め戻し材の設計 ・ プラグの設計
水理特性	・ 緩衝材の設計

(a) 物理特性の設定

深度 1,000m までの地質環境情報が整理されている正馬様用地のボーリング孔 MIU-1 孔のデータ（核燃料サイクル開発機構，2001）に基づき，密度を設定した（松井ほか，2005a）。土岐花崗岩は深度依存性がないため，得られたデータの平均値をとり， 2.60Mg m^{-3} を設計用物性値とした。有効間隙率が 1%程度であるため，乾燥状態，自然状態，湿潤状態における差は少ない（表 5.4.2-3）。

表 5.4.2-3 MIU-1 孔のコアを用いた土岐花崗岩の見掛比重測定の結果

MIU-1 孔	試料数	乾燥状態	自然状態	湿潤状態
平均値	180	2.61	2.62	2.62

(b) 力学特性の設定

力学特性については，図 5.4.2-3 のフローチャートに示すような手順で設定した。なお，基本的には，堆積岩における物性値の設定方法（図 5.4.1-6）と同様の方法である。

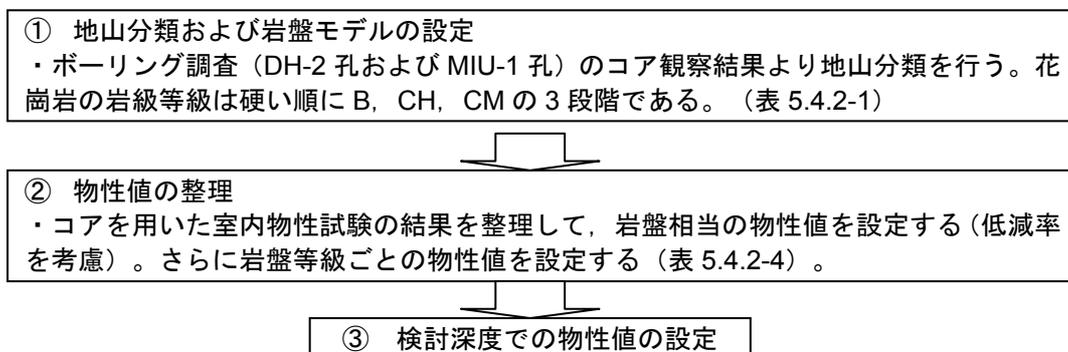


図 5.4.2-3 瑞浪の深地層の地下施設設計における設計用力学物性値の設定手順

図 5.4.2-3 の②および③にあたる岩盤の力学特性の整理と対象深度における力学物性値の設定について述べる。深度 1,000m までの地質環境情報が整理されている MIU-1 孔（正馬様用地）のデータ（核燃料サイクル開発機構，2001）に基づき設定した（松井ほか，2005a）。物理特性（密度）で述べたように，土岐花崗岩の力学物性値についても，深度依存性がないことが分かっている。ポアソン比 ν は，一軸圧縮試験結果より静ポアソン比を算定し，全データを平均した値で設定した。内部摩擦角 ϕ は，三軸圧縮試験より全データの平均値を採用した。一軸圧縮強度と弾性係数（50%接線ヤング率）については，平均値をもとに割れ目による低減を考慮して設定した。引張強度は，試験データをもとに，堆積岩は上記で得られた一軸圧縮強度の 1/10，結晶質岩は 1/20 とした。粘着力 C は，一軸圧縮強度と内部摩擦角より，（5.4.1-1）式を用いて算出した。以上の方法で設定した瑞浪の深地層の研究施設における坑道設計用の力学特性データセットを表 5.4.2-4 に示す。表 5.4.2-1 に示したとおり，深度 1,000m の位置における岩盤等級は CH 級であるため，本検討の対象深度における解析用物性値は，表 5.4.2-4 の花崗岩のうち CH 級のデータを用いた。なお，結晶質岩は岩盤のもつ強度が堆積岩と比較し極めて大きいため，残留強度の設定は実施していない。表 5.4.2-4 に示す限界ひずみ，限界せん断ひずみは，5.4.1 項と同様に，第 2 次取りまとめと同じ方法で算出した。

表 5.4.2-4 瑞浪超深地層研究所研究坑道の設計用の力学特性データセット

岩盤種類 岩盤等級		弾性係数 [kN m ⁻²]	ポアソン比	一軸圧縮 強度 [MPa]	引張 強度 [MPa]	粘着力 [MPa]	内部 摩擦角 [°]	限界ひずみ [%]	限界せん断 ひずみ [%]
花崗岩	B	3.56 × 10 ⁻⁷	0.35	116.4	5.5	18.9	53.9	0.33	0.44
	CH	3.01 × 10 ⁻⁷	0.35	89.7	4.2	14.6	53.9	0.30	0.40
	CM	2.45 × 10 ⁻⁷	0.35	63.1	3.0	10.3	53.9	0.26	0.35
堆積岩	CL	2.15 × 10 ⁻⁶	0.31	6.4	0.6	2.10	23.5	0.30	0.39
	D	6.28 × 10 ⁻⁵	0.38	1.4	0.1	0.449	21.5	0.22	0.30
	E	-	-	-	-	-	-	-	-

(c) 初期応力の設定

空洞の力学的安定性に最も影響を及ぼすパラメータのひとつである岩盤の初期応力については、正馬様用地のボーリング孔において実施した水圧破砕法による初期応力測定の結果が得られている（中間・佐藤，2004）。図 5.4.2-4 に水圧破砕法による初期応力測定結果を示す。鉛直に対して水平面内の最小主応力は、深度あるいは月吉断層の影響を受けて大小関係が変わるものの、ほぼ等しいと判断でき、水平面内の最大主応力は最小主応力の 2 倍程度、主応力方向は北西- 南東方向である。また、鉛直応力 Sv は、土被り圧(単位体積重量 26.0kN m⁻³ × 深度[m])として設定することができる。以上より、瑞浪の研究所用地の初期応力は、表 5.4.2-5 に示すように設定した。

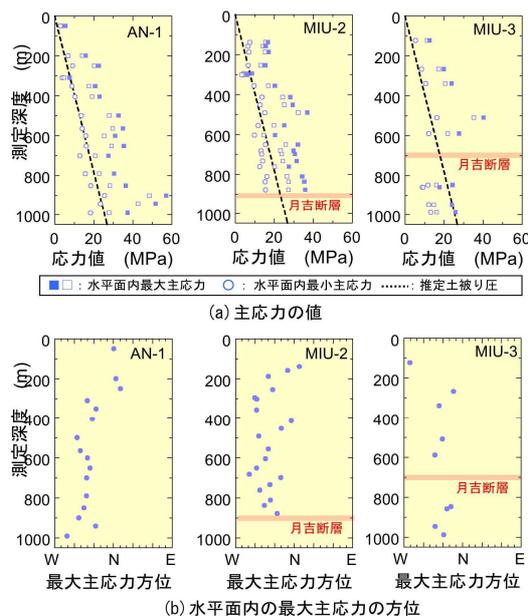


図 5.4.2-4 水圧破砕法による初期応力測定結果

表 5.4.2-5 瑞浪 1,000m における設計用の初期応力値

深度 [m]	単位体積重量 [kN m ⁻³]	鉛直応力 [MPa]	主応力比 (Sv : Smax : Smin)
1,000	26.0	26.0	1.4 : 1.0 : 0.7

(d) 熱特性の設定

正馬様用地とその近傍におけるボーリング孔の検層結果から算出された地温勾配を表 5.4.2-6 に示す（核燃料サイクル開発機構，2000；2001）。第 2 次取りまとめで示した文献調査の結果では、火山地域を除く日本全国の平均的な地温勾配は 5°C/100m 以下で、2~3°C/100m にピークがあるが、瑞浪の研究所用地や正馬様用地においてもこれらの結果と整合的である。本検討における深度 1,000m 付近の岩盤温度は正馬様用地の結果を参照して 36°C と

した（松井ほか，2005a）。正馬様用地におけるボーリングコアを用いた熱伝導率，比熱容量および線膨張係数の測定結果を表 5.4.2-7 に示す（核燃料サイクル開発機構，2000；2001）。熱伝導率および比熱などに関しては，上記のボーリング孔で取得されたコアを用いた室内試験結果の平均値を採用した。その結果，熱伝導率は $2.80 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ ，比熱は $0.85 \text{ kJ kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$ ，線膨張係数は $6.50 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ となる（松井ほか，2005a）。

表 5.4.2-6 温度検層結果と地温勾配（太字：解析用設定値）

温度検層より求まる地温特性	正馬様用地内	
	平均値	標準偏差
温度勾配 [$^{\circ}\text{C}$]/100m	2.0	0.1
地表温度 [$^{\circ}\text{C}$]	16.0	0.84
温度勾配より想定される 1,000m における地温 [$^{\circ}\text{C}$]	36.0 ± 1.8	

表 5.4.2-7 ボーリングコアを用いた熱特性試験のまとめ（太字：解析用設定値）

熱特性	正馬様用地内(MIU孔シリーズ, AN-1孔のコア)		
	平均値	標準偏差	試験数
熱伝導率 [$\text{W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$]	2.80	0.55	79
比熱 [$\text{kJ kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$]	0.85	0.09	79
線膨張係数 (40 $^{\circ}\text{C}$) [10^{-6} K^{-1}]	6.50	1.05	79
線膨張係数 (90 $^{\circ}\text{C}$) [10^{-6} K^{-1}]	7.60	0.90	79

(e) 地下水化学特性の設定

地下水に関しては，瑞浪の研究所用地の深度 1,000m における実測地下水データが得られていないため，近傍に掘削されたボーリング孔（DH-2 孔：孔長約 500m）のデータを基に深度 1,000m の地下水水質を推定した。瑞浪地域におけるサイトスケールの地下水では深度とともに塩分濃度が増加する（分冊 1 4.2.4 項）。DH-2 孔における深度 500m 程度までの地下水についても同様な傾向が認められる。そこで深度依存性のある成分（Na, Cl, Br など）については，最小二乗法により深度 1,000m の水質を推定した。一方，深度との相関性がやや低い成分（Ca, IC：Inorganic Carbon, F, Si）については，水質の熱力学的解析結果から水質を支配している可能性がある鉱物の飽和度をもとに深度 1,000m の水質を推定した。人工バリアなどの設計入力データとして地下水水質を設定するにあたっては，このような DH-2 孔における深度 500m までの実測データに基づいた深度依存性に関わる知見および地下水水質の熱力学的解析結果に加え，瑞浪地域の花崗岩中の地下水水質を支配していると考えられる地球化学反応に関する知見，瑞浪地域花崗岩中地下水の一般的な分析結果とを組み合わせ，DH-2 孔における深度 1,000m の地下水水質を推定し，これを研究所設置予定地付近における深度 1,000m での水質と仮定した。表 5.4.2-8 に DH-2 孔における深度 1,000m の地下水水質推定値を示す。この推定値は，地球化学コード PHREEQC（Parkhurst, 1995）および熱力学データベース（Yui et al., 1999）を用いて 25 $^{\circ}\text{C}$ で計算した値である。

表 5.4.2-8 DH-2 孔における深度 1,000m での水質推定値

熱力学データベース	JNC-TDB 011213c2.tdb	溶存化学種	[mol kg ⁻¹]	[mg kg ⁻¹]
温度 [°C]	25	HCO ₃ ⁻	3.042E-05	1.86
pH	9.259	CO ₃ ⁻	3.887E-06	0.23
pe	-6.238	SO ₄ ²⁻	2.775E-07	0.03
Eh [mV]	-369	N ₂	2.336E-06	0.07
イオン強度	2.057E-02	NH ₄ ⁺	3.376E-06	0.06
電荷バランス[eq]*	-6.062E-12	Fe ²⁺	4.661E-12	0.00
		H ₄ SiO ₄ (aq)	2.030E-04	19.49
元素名	[mol kg ⁻¹]	[mg kg ⁻¹]	HPO ₄ ²⁻	2.863E-07
Na	1.309E-02	300.94	PO ₄ ³⁻	4.709E-10
K	2.558E-05	1.00		
Mg	7.817E-06	0.19	飽和指数	
Cl	1.769E-02	627.11	方解石	0.00
Br	1.252E-05	1.00	玉髄	-0.20
Ca	2.483E-03	99.57	螢石	0.80
C	4.117E-05	0.49	黄鉄鉱	0.00
S	6.836E-07	0.02	*: 電荷バランスは Cl で調整した	
F	2.560E-04	4.86		
Fe	6.509E-12	0.00		
Si	2.703E-04	7.59		
N	1.109E-05	0.16		
P	1.053E-06	0.03		
Sr	1.141E-06	0.10		
Mn	1.820E-07	0.01		
Al	3.706E-06	0.10		

(f) 水理特性の設定

本設計に必要な岩盤の水理特性については、正馬様用地で実施されたボーリング調査の結果を整理して設定した（表 5.4.2-9）。以下に各特性についての設定方法を示す。

表 5.4.2-9 瑞浪超深地層研究所深度 1,000m における解析用水理物性値

項目	設定値
割れ目頻度	4.2 本/m
透水係数	$1.1 \times 10^{-8} \text{ m s}^{-1}$
動水勾配	0.008 (平均的な値)

割れ目頻度については、ボアホールテレビによる孔壁観察の結果から設定した。AN-1 孔、MIU-1 孔、MIU-2 孔および MIU-3 孔の観察結果では、花崗岩の上部割れ目帯と月吉断層を含む破碎帯においては 4~8 本/m の頻度であり、健岩部では 2 本/m 以下である（核燃料サイクル開発機構，2001）。本検討における割れ目頻度としては、月吉断層とその破碎帯の部分を除く深度 700m 以深のデータ（MIU-1 孔：700-1,000m，MIU-2 孔：700-800m，MIU-3 孔：800-1,000m）の平均値を採用して 4.2 本/m と設定した（松井ほか，2005a）。

岩盤の透水係数については、原位置透水試験の結果から設定した。正馬様用地を対象として作成した岩盤力学概念モデル（核燃料サイクル開発機構，2001，2002，2003）において上部割れ目帯以深の健岩部に区分された区間で実施された原位置透水試験の結果から平均値を算出して設定した。この区間は、上記の割れ目頻度の設定で採用した区間と同じである。月吉断層の上盤側では、10 点の試験が実施され、最大値が $2.19 \times 10^{-6} \text{ m s}^{-1}$ 、最小値が $1.98 \times 10^{-10} \text{ m s}^{-1}$ 、平均値が $1.11 \times 10^{-8} \text{ m s}^{-1}$ である。月吉断層の下盤側では、3 点の試験が実施され、最大値、最小値および平均値はそれぞれ、 7.40×10^{-8} 、 9.96×10^{-10} 、 $1.11 \times 10^{-8} \text{ m s}^{-1}$ である。

ある（森ほか，2002）。これらの区間における平均的な透水係数として $1.1 \times 10^{-8} \text{ m s}^{-1}$ と設定した。

地下深部の動水勾配については，瑞浪の研究所用地を対象としたサイトスケールの地下水流動解析結果から設定した。検討対象深度 1,000m における動水勾配の平均値は 0.008 となる（松井ほか，2005a）。

(2) 瑞浪における地質環境条件を考慮した留意点

前項において述べられた瑞浪における地質環境条件の特徴を事例とした設計上の留意点を表 5.4.2-10 に示す（松井ほか，2005a）。瑞浪における地質環境条件で特に留意すべき特徴としては，①硬岩であること，②不連続面を有すること，③突発湧水の可能性があること，および④降水系起源の地下水であることから，5.4.2(3)項の施設設計以降においては，これらの特徴を踏まえ，空洞の安定性の検討（支保設計），力学のおよび熱的観点からの坑道離間距離と廃棄体ピッチの検討，さらには人工バリアおよび埋め戻し材の試設計などの結果について示す。

表 5.4.2-10 瑞浪における地質環境条件をひとつの事例とした設計手法適用上の留意点

項目	瑞浪の特徴	設計手法適用上の留意点
地質構造	<ul style="list-style-type: none"> ・ 処分深度 1,000m ・ 花崗岩（土岐花崗岩） ・ 断層の存在（月吉断層，リニアメント調査・地表地質調査により抽出された断層） 	検討対象外
岩盤力学（強度と応力）	<ul style="list-style-type: none"> ・ 岩盤等級：CH 級（硬岩） ・ 水平面最大主応力方向は北西 - 南東方向 ・ 異方的な応力状態（鉛直 1.0，水平最小主応力 0.7，水平最大主応力 1.4 程度） 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 空洞安定性評価（地下施設設計へ反映） ・ 力学的観点による坑道離間距離，処分孔間隔の評価 ・ 耐震安定性の評価
熱特性	<ul style="list-style-type: none"> ・ 地温勾配：2.0°C/100m ・ 検討対象深度における温度：約 36°C ・ 岩盤の熱特性（熱伝導率 $2.80 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$，比熱 $0.85 \text{ kJ kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$） 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 熱的観点による坑道離間距離および処分孔間隔の評価
水理特性	<ul style="list-style-type: none"> ・ 原位置透水試験結果から，$10^{-11} \sim 10^{-5} \text{ m s}^{-1}$ の範囲であり，全体的な平均としては 10^{-8} m s^{-1} オーダー ・ 地下研究施設中心位置における動水勾配の値は，0.008 程度であり，第 2 次取りまとめで示された最も頻度の高い値とほぼ一致 ・ ほぼ静水圧分布 ・ 地下水流動は，深くなるにつれて南もしくは南西方向への流れが卓越（推定） ・ 大きな被圧帯は確認されていない 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 緩衝材の設計（拡散場の保持の有無）
地下水の地球化学特性	<ul style="list-style-type: none"> ・ 降水系地下水 ・ pH は約 9~10 の弱アルカリ性 ・ 炭酸塩濃度は，10^{-5} m オーダー（緩衝材間隙水中の濃度は約 0.01m 程度） ・ 塩化物イオンも約 0.02m 含有 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 緩衝材，埋め戻し材および止水プラグの設計上は特に影響なし ・ オーバーパック材料の耐食性に与える影響（設計）
その他	<ul style="list-style-type: none"> ・ 突発事象対策 ・ 地質環境の不確実性を考慮した設計 	

(3) 施設設計

結晶質岩は，岩石の持つ強度が大きく，瑞浪地域に分布する土岐花崗岩では表 5.4.2-4 に示すように，100MPa 以上の一軸圧縮強度が期待でき，堆積岩と比較すると建設・操業・およびその後の長期間にわたって力学的には安定が見込める。一方，岩盤として評価する場合には，割れ目による影響を考慮し，岩石の強度を低減するのが一般的である。表 5.4.2-4 をみると，深度 1,000m に分布する岩盤等級 CH の一軸圧縮強度は，89.7MPa に低減されるもの

の、幌延地区に分布する堆積岩(約 20MPa 以下)に比較すると、大きい強度が期待できる。第 2 次取りまとめ(HR:硬岩系岩盤データセット)では、深度 1,000m、等方等圧下、一軸圧縮強度 115MPa の条件で、支保設計をしており、処分坑道、処分孔においても力学的に支保工は不要という結果が得られている。瑞浪 1,000m 条件は、HR と比較し強度が小さいこと、表 5.4.2-5 に示すように、異方圧下にあることから、第 2 次取りまとめと比較し力学的に厳しい地質条件といえる。ここでは、結晶質岩の特徴を踏まえた設計手法について検討するとともに、図 5.3-1 に示すフローに沿い、第 2 次取りまとめと同様の堅置き式の単一坑道、単一処分孔の断面形状を対象として、瑞浪 1,000m 条件の地質環境情報(表 5.4.2-4～表 5.4.2-7)を用いて、空洞安定性の検討を実施した後、坑道の離間距離の検討、廃棄体ピッチの検討を実施した(松井ほか, 2005a)。

(i) 地上からの調査段階を踏まえた設計手法の検討

(a) 設計手順の考え方

瑞浪の研究所用地に対する実際の地質環境データが取られていることから、結晶質岩においても、単一坑道、単一処分孔の設計手順および空洞安定性評価基準は、堆積岩と同様(表 5.4.1-8)とした。

(b) 地質環境を考慮した設計項目

異方圧下ではあったとしても、結晶質岩は岩盤の強度が大きいこと、間隙率が小さいことから、表 5.4.1-10 に抽出した幌延の研究所用地に分布する堆積岩特有の設計項目については、検討の必要がないといえる。また、安全性能を考慮した処分場の詳細設計に向けて検討すべき課題(表 5.4.1-12)については、堆積岩と同様に検討しなければならない項目ではあるが、結晶質岩では、EDZ が発生せず、力学的に支保工を必要としない場合が多いので、堆積岩ほど注意する必要はないと考える。よって、結晶質岩においては、第 2 次とりまとめと同様の弾塑性解析を用いた設計がそのまま適用できるといえる。一方で、結晶質岩では、力学的に、不連続面の影響が支配的になる場合があるため、地下深部の不連続面の分布に関する調査を行い、それらを反映した設計を行うことができれば望ましい。松井ほかは、瑞浪の深地層の研究施設を対象に、不連続面を考慮した空洞安定性解析を実施し、弾塑性解析の結果との比較を行っている(松井ほか, 2005a)。そこでは、岩盤の不連続面の影響を考慮できる解析手法として、MBC モデル(Micro-mechanics Based Continuum Model)、岩盤中の割れ目の進展を表現可能な BEMF(Boundary Element Method for Rock Fractures)、クラックテンソル理論に基づく岩盤の透水性変化を表現可能な仮想割れ目モデルを用いている。

(ii) 瑞浪の深度 1,000m の地質環境における処分施設の試設計

本試設計では、第 2 次取りまとめと同様の断面形状、断面寸法を採用した。なお、支保工が必要となる場合には、低アルカリ性コンクリート(5.4.1 項(3)(i)(d))を用いることとする。

(a) 単一坑道、単一処分孔の試設計

単一坑道、単一処分孔の試設計は、第 2 次取りまとめと同様の Mohr-Coulomb の破壊基準に従う完全弾塑性解析を用いた概略設計(支保工厚検討)とした(松井ほか, 2005a)。また、本来は 3 次元モデルによる検討が望ましいがここでは簡略化のため、2 次元 FEM 弾塑性解析を実施した(松井ほか, 2005a)。坑道軸は、一例として空洞の安定性が見込める主応力方向とし全断面掘削とした。なお、この試設計は、瑞浪の深地層の研究施設の設計として実施されたものではない。

処分坑道は、はじめに無支保という条件で検討し、この条件が不適切な場合は、巻厚を大きくするとともに鋼製支保工の使用を検討するものとした。処分孔は、無支保で空洞が安定

するか否かについて検討した。その結果、瑞浪 1,000m の地質環境では、処分坑道、処分孔とも、無支保で自立するという結果が得られた。なお、実施工にあたっては、第 2 次取りまとめでも記されているように、坑道においては、力学的に無支保で安定するとしても、たおてば 5cm 程度の吹付コンクリートなど、肌落ちによる人身災害を防止する対策は施工上必要となる。

(b) 坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討

前節で実施した単一坑道、単一処分孔の仕様に基づき、第 2 次取りまとめにおける設計手法、評価指標（表 5.4.1-9）、設計の考え方を踏襲し、坑道離間距離、廃棄体ピッチについて力学的・熱的観点から検討した（松井ほか、2005a）。第 2 次取りまとめでは、結晶質岩のデータセットとして HR を対象として解析評価を行い、堅置き式処分坑道の離間距離は $2.0D$ （ D ：坑道直径）、廃棄体ピッチは $2.0d$ （ d ：処分孔直径）という結果が得られているため、両ケースを基本ケースとした。

i) 力学的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討

複数の空洞を掘削することを除き、解析手順、解析手法、解析条件などは、単一坑道、単一処分孔と同様とした。なお、2 本の坑道、処分孔を順に掘削しその影響を評価することとした。その結果、処分坑道の離間距離、廃棄体ピッチは、無支保で、第 2 次取りまとめの $2.0D$ （最小離間距離）で安定するという結果が得られた。

ii) 熱的観点からの坑道離間距離および廃棄体ピッチの検討

堆積岩系岩盤における検討（5.4.1 項(3)(ii)(b)）と同様、第 2 次取りまとめの手法を用い、瑞浪で得られた岩盤の熱物性をひとつの事例として検討を行った。その結果、第 2 次取りまとめで示された坑道離間距離および廃棄体ピッチでニアフィールドの制限温度を十分満足するとともに、坑道離間距離などを短縮可能であるという結果が得られた。（松井ほか、2005a）

(iii) その他の検討項目

(a) 耐震検討

堆積岩（5.4.1 項(3)(iii)(a)）と同様の理由で、瑞浪の深地層の研究施設の設計（以下、「瑞浪の施設設計」という）でも立坑の耐震検討を実施した。その結果、特に支保工の仕様変更の必要性を示す結果は得られなかった（佐藤ほか、2003a）。地下深部の構造物においては、一般的に地震の影響は受けにくいと言われており、本結果もそれを裏付けるものであるが、大深度の地下構造物に対する耐震の設計指針や基準は存在しないことと、地震の影響は地質構造にもよるため、処分場の設計においては、地質環境ごとに確認しておく必要がある。なお、瑞浪の施設設計で実施した耐震検討は、基本的には第 2 次取りまとめと同様な考え方で実施しているが、具体的な地質環境条件が与えられているため、第 2 次取りまとめのように仮想の入力地震波ではなく、研究施設周辺地域の過去の地震や活断層調査、さらにはその他の調査資料をもとに入力地震波を設定し検討に用いている。

(b) 防災コンセプトの検討

処分場を設計する場合、建設・操業中の安全性を確保するため、起こりうる様々な災害を抽出し、それらを考慮したレイアウト設定や安全対策を実施する必要がある。瑞浪の施設設計では、最も起こりうる災害のひとつとして火災を採り上げ、鉱山において適用実績の多い通気網解析を用いて火災を想定した解析を実施し、施設設計に反映するとともに、状況に応じた避難方法を検討している（佐藤ほか、2003b）。

(c) 突発現象の対策

立坑掘削中に想定される事象のひとつに突発湧水がある。これに関連して立坑掘削中に遭遇する地質状況としては未固結層、断層破碎部および透水性割れ目が想定される。これらの部分から突発的な大量湧水（これを突発湧水という）が発生する可能性があり、突発湧水が発生した場合には、掘削の中断、掘削機械のトラブルなどをもたらす、工程に多大な影響を与える。そこで、処分場の設計にあたり、突発湧水対策を施工前に立案しておく必要がある。瑞浪の地下研究施設では、「突発湧水の事例調査」、「研究坑道における突発湧水の対策工の立案」、「対策工が地質環境に及ぼす影響に対する評価方法の検討」について、調査検討を行った結果、普通ポルトランドセメントに土質安定用急硬剤を添加した材料を用いた止水工法をひとつの候補に挙げている（佐藤ほか、2003b）。処分場のニアフィールド岩盤では、化学的影響から普通ポルトランドセメントの使用に対して制限がかかる可能性があるため、今後、たおてば低アルカリ性セメントなどの適用性に関しても検討を継続していく必要がある。

(d) 計測結果の設計・施工計画へのフィードバック技術（情報化施工）の検討

地下施設の施工中に得られるデータを用い、設計における地山評価、支保仕様、対策工選定へフィードバックすることは、より適切な設計・施工方法を確立するために不可欠である。地上からの調査段階の設計の妥当性を確認しつつ、状況に応じてフィードバックして設計・施工計画を修正し、これを適用していくことにより、関連する技術の高度化を図ることができる。将来の地層処分場の特徴としては、一般的な土木構造物と比較して深度が大きくかつ展開する坑道の面積も大きいため、地上からの調査では十分に深部地質環境を把握することができず、不確実性が大きい状態で地下施設の施工が開始されることになる。フィードバック技術は、このような大きな不確実性を低減させる手段としても重要と考えられる。

以下に瑞浪の施設設計における情報化施工計画（分冊1 5章、松井ほか（2005a））を示す。

施工中に生じる予想外の事象としては、当初予測し得なかった地質構造、坑道掘削に伴う変形挙動および地下水挙動などを挙げることができる。瑞浪の施設設計段階においては、この3項目について、フィードバックの具体的な項目や手順を検討した。

地山評価のフローにおいては、坑道壁面地質観察や岩盤変位などの計測結果、坑道掘削時に実施される調査項目を含めて、各調査項目のフィードバック解析における位置づけを検討し、フィードバックフローを作成した。今後、堆積岩部に適用していくとともに、花崗岩部に対応した見直しを実施していく。

地山変形挙動のフィードバック技術については、既存の東濃鉱山第2立坑掘削時に計測された内空変位計測結果を用いて、逆解析により地山の弾性係数と主応力比を求め、その結果を用いて改めて順解析を実施して、実測値との比較を行った。その結果、概ね一致した結果を得ることができた。また、順解析結果の応力分布を用い、せん断応力と内部摩擦角を設定することにより局所安全係数（破壊接近度）の分布を求めることができ、塑性領域の分布状況などを評価することが可能であることを確認した。今後、立坑の施工に適用していく。

地下水挙動における立坑湧水量のフィードバック技術については、ある区間における湧水量の予測値と実測値との比較により、予測時の透水係数の見直しを行い、この透水係数を用いて以深の掘削区間における湧水量を算定し直すことにより実施する。地下施設の当初設計においては、正馬様用地において実施された原位置透水試験結果の平均的な値として透水係数 10^{-8}m s^{-1} を用いて井戸理論により湧水量を算定し、排水設備を検討した。地下施設掘削において切羽湧水と裏面排水材を通じて集水リングに導水された湧水は、高揚程ポンプにより地上に排水されるが、このうち集水リングの湧水は電磁流量計により、総排水量は排水処理設備において計測される。したがって、フィードバックを繰り返すことにより、適切な排水

設備の準備につなげていくこととする。

地質観察については、複数の岩盤分類法を適用して立坑壁面の地質状況を評価するうえで最適な方法を検討している。

(4) 人工バリア設計

人工バリア設計の手順と考え方については、5.4.1 項において示した考え方および手順と同様である。したがって、ここでは瑞浪における地質環境条件を考慮した場合の緩衝材およびオーバーパックの試設計結果について以下に述べる。

(i) 緩衝材の設計

(a) 緩衝材仕様範囲の設定および仮仕様の設定

止水性、コロイドろ過性、自己シール性、製作・施工性に関しては、幌延と同様な設定方法に基づき、降水系地下水条件下における緩衝材の上下限密度を設定した。各設定結果を基に、図 5.4.2-5 にブロック方式を一例とした緩衝材仕様範囲の設定結果を示す。なお、同図には、第 2 次取りまとめにおいて示された緩衝材仕様を併せて示す。図から、瑞浪の地質環境条件においても第 2 次取りまとめで示された緩衝材仕様で特に問題ないことから、本仕様を緩衝材の仮仕様として設定した。

(b) 緩衝材仮仕様の確認

自己シール性、オーバーパック支持性、応力緩衝性に関する確認においても幌延と同様な確認方法に基づき、降水系地下水条件下における確認を実施した。これまでに緩衝材単独としての設計要件を踏まえた個々の項目に関する範囲を設定するとともに、緩衝材の仮仕様について確認を実施した結果を図 5.4.2-6 に示す。これらの結果から、瑞浪の地質環境条件下において、本試設計にて示した緩衝材の仮仕様で十分に緩衝材に要求される性能を満足できると考えられる。

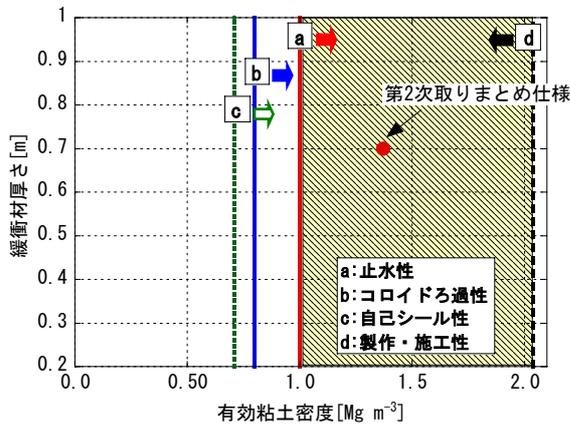


図 5.4.2-5 ブロック方式を一例とした緩衝材仮仕様の設定

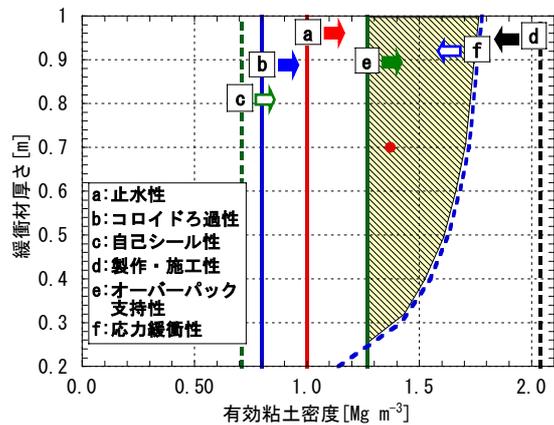


図 5.4.2-6 ブロック方式を一例とした緩衝材仮仕様の確認

(ii) オーバーパックの設計

ここでは、堆積岩系岩盤に対する検討と同様に、瑞浪の地質環境を与条件として、これまでに検討されているオーバーパックの設計手順を参考に仕様の設定を試みる。

(a) オーバーパック単独としての仕様の設定

仕様の設定として、瑞浪の地下水条件（表 5.4.2-8）を考慮した耐食性の検討および緩衝材、埋め戻し材仕様、緩衝材圧密反力、地下静水圧を考慮した厚さの設定が必要である。耐食性の検討においては、瑞浪における地下水条件（表 5.4.2-8）に対する炭素鋼、銅、チタン材の腐食評価を行い、オーバーパック材として否定される要因は見当たらなかった。厚さの設定においては、第 2 次取りまとめと同様の手法により検討し、第 2 次取りまとめと同じ厚さ（150mm）を設定した。

(iii) 人工バリアの長期健全性評価

ここでは、前述において設定された人工バリア仕様をもとに、瑞浪 1,000m 条件における処分孔縦置き方式に関する、岩盤および緩衝材の長期力学挙動、緩衝材の流出/侵入挙動ならびにガス移行挙動の観点から人工バリアシステムとしての長期健全性を評価し、その成立性を示す。以下にこれらの評価結果を示す。

(a) 岩盤の長期力学挙動評価

表 5.4.2-4、表 5.4.2-5 に示す岩盤の設計入力データと、安全側を見た幌延のボーリング孔で採取した地下水条件における緩衝材の力学物性値（3.1.2 項(2)(ii)(c)）をもとに、1 万年後の岩盤の長期力学挙動予測を、コンプライアンス可変型構成方程式、Mohr-Coulomb の破壊基準を用いて、3.1.2(2)(ii)(c)で示す幌延条件と同様の方法で実施した。なお、不連続面の影響は考慮していない。その結果、第 2 次取りまとめと同様、1 万年後の岩盤の変形量はほぼ 0mm、塑性領域の発生は無しという結果が得られた。つまり、瑞浪 1,000m 条件に代表する結晶質岩においては、岩盤の長期力学挙動の観点から人工バリアの長期健全性に与える影響はないと言える。今後は、割れ目など不連続面の影響を考慮した評価方法を検討していく必要がある（松井ほか、2005a）。

(b) 緩衝材の長期力学挙動評価

オーバーパックの自重沈下解析および腐食膨張解析のパラメータは、蒸留水を用いた緩衝材の要素試験データから設定した。解析条件、パラメータおよび物性値は 3.1.1 項(2)(ii)に示すとおりである。また、解析の詳細結果については、図 3.1.1-16 および図 3.1.1-18 に示すとおりである。

この結果を用いて、長期において緩衝材に求められるコロイドのフィルター効果と自己シール性の機能が保持されているかを確認する。10 万年後におけるオーバーパック上部の緩衝材の有効粘土密度は 1.12Mg m^{-3} となった。これは、フィルター効果の限界有効粘土密度である 0.80Mg m^{-3} を上回っており、10 万年後においてもフィルター効果を有しているといえる。また、また、オーバーパックの沈下によって上部にできる空間を自己シールするには、緩衝材は 1.23 倍まで膨潤する必要がある。初期有効粘土密度 1.20Mg m^{-3} の緩衝材は、蒸留水中で 5.80 倍まで膨潤することより、10 万年後の緩衝材は自己シール性を十分に有していることが示される。

腐食膨張解析について、腐食膨張直後の緩衝材の破壊接近度を図 3.1.1-18 に示す。これより、オーバーパック周辺と隅角部で応力がほぼ限界状態にあるものの、緩衝材全体としては破壊には至っていないといえる。

以上、オーバーパックの自重沈下解析と腐食膨張解析により、緩衝材の長期力学的変形挙動を予測した結果、緩衝材の長期健全性が損なわれるような現象は確認されなかった。

(c) 緩衝材の流出・侵入挙動評価

岩盤の割れ目内への緩衝材の侵入現象は、3.1.3 項で示されたように海水系地下水よりも降水系地下水条件下で特に留意すべき事象である。したがって、ここでは降水系地下水条件

における緩衝材の侵入現象による密度低下の時間変化について、第2次取りまとめと同様に、拡散モデルによる事例解析を実施した。本解析の入力パラメータである固相拡散係数は、3.1.3項の結果を用いた。図5.4.2-7に割れ目開口幅をパラメータとした緩衝材密度低下の時間変化を示す。本解析評価では、第2次取りまとめ時の結果に比べ、緩衝材の密度低下は大きく評価された（松本ほか、2005）。これは、3.1.3項に示されているように、固相拡散係数を規定する緩衝材の膨潤圧、透水係数、粘度の物性データが第2次取りまとめ以降の検討によって見直され、これにより固相拡散係数が第2次取りまとめの時点よりも大きく評価されたことに起因する。

本評価は、本来複雑である実際の岩盤の割れ目の構造を平滑な平行平板の割れ目として模擬していることから、実現象よりも保守的な要素が含まれる評価である。したがって、現状の評価手法において本事象の影響を過大に評価していることが考えられ、今後、現実に即した評価手法の構築を図る必要がある。

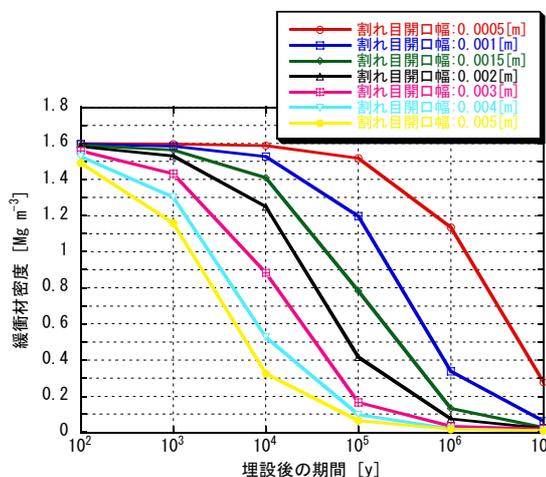


図 5.4.2-7 割れ目開口幅の変化にともなう緩衝材密度の時間的变化

(d) ガス移行挙動評価

結晶質岩を対象としたガス移行解析の結果は、3.3.1項(v)に示すとおりである。この結果から、ガス透過による間隙圧力の上昇は初期地下水圧の20~26%程度（最大2.0MPa程度）であり、岩盤に放出されるガスの速度は、ガスが侵入を開始した直後のごく短期間のピーク以降は、各ケースの発生速度にほぼ等しい速度で定常的に岩盤に放出されることが示された。このことから、ガス発生による影響については、ほとんど問題ないことが分かった（松井ほか、2005a）。

(5) 閉鎖設計

処分場の閉鎖技術に関する幌延への適用事例については5.4.1項(5)に示した。ここでは、瑞浪の環境条件（結晶質岩）の閉鎖設計手法の適用性について示す。処分場閉鎖の目的は、地層処分システムの全体性能に有意な影響を与えないように、掘削された坑道などの空洞を埋め戻し材やプラグなどによって適切に処置しておくことであり、地質環境条件によって変わるものではない。また、埋め戻し材および止水プラグの役割も地質環境に依るものではない。ただし、連絡坑道の周辺岩盤に分布するEDZ中に連続する水理的経路への対策に関しては、堆積岩系岩盤では周辺のクリープ変形によるEDZの改善が期待できるが、結晶質岩系岩盤では期待できないため、EDZを分断するように設置するための拡幅部の大きさやその施工方法に十分注意する必要がある。ここでは、瑞浪の地質環境における埋め戻し材および止水プラグの設計例を示す。

(i) 埋め戻し材の設計

瑞浪の地質環境（結晶質岩）における埋め戻し材においても、元の岩盤から発生した材料であることに加えて、材料の調達のしやすさや経済性の観点から有意であるずりを基本とする材料に粘土を含有する材料とする。

瑞浪と同様に結晶質岩系岩盤における埋め戻し材の仕様例としては、SKB (Sellin, 2002), POSIVA (Autio et al., 2002) において検討されており、ベントナイト混合率は数10wt%程

度、乾燥密度 $1.5\sim 1.8\text{Mg m}^{-3}$ 程度となっている。特に、結晶質岩系岩盤の力学的挙動は、断層、節理や層理などの不連続面に影響され、このような不連続面により形成されるキーブロック (Goodman and Shi, 1985) の崩落が問題となる。フィンランドでは、埋め戻し材の膨潤特性には隙間充填性に加え、このようなキーブロックの崩落を抑える役割を期待しており、その場合でも数kPaの膨潤応力があれば安定性を保てることが示されている (Autio et al., 2002)。本検討においても、上述のようなずりを基本とする材料にベントナイトを含有することによって、フィンランドで期待されているような坑道内の安定性に対して耐えうる膨潤応力を期待できる。瑞浪は降水系地下水であり、第2次取りまとめで示した埋め戻し材をそのまま適用することが可能である。したがって、瑞浪の地質環境に対して、ベントナイト混合率15wt%、乾燥密度 1.8Mg m^{-3} のベントナイト混合材料を埋め戻し材の基本とすることとする。

(ii) プラグの設計

第2次取りまとめにおいては、止水プラグは長期の止水性能が求められることから、緩衝材と同等のベントナイト含有率が高い材料が考えられている。結晶質岩系岩盤におけるプラグの施工、性能試験の例として、AECL との共同研究として実施したトンネルシーリング性能試験 (Martino et al., 2003) がある。試験で用いられた止水プラグは、粘土ブロックと吹付け層で構成されており、材料はケイ砂混合率30wt%で、ブロックの乾燥密度は 1.9Mg m^{-3} 、吹付け層は 1.3Mg m^{-3} である。飽和後の平均乾燥密度は 1.8Mg m^{-3} と推定される。また、粘土プラグ全体 (プラグ周辺のEDZも含む) の透水係数は 10^{-11}m s^{-1} オーダーであり、粘土プラグそのものは止水性能を発揮していると考えられる。瑞浪の地質環境はカナダの地質環境と同様に結晶質岩系岩盤であり、試験には淡水系の水を用いているため、これらと同等の性能が期待できる。したがって、瑞浪の地質環境に対して、止水プラグは粘土ブロックと吹付け層で構成し、ケイ砂混合率30wt%で、ブロックの乾燥密度を 1.9Mg m^{-3} 、吹付け層を 1.3Mg m^{-3} とするベントナイト混合材料を基本とすることとする。

ここでは結晶質岩系岩盤に対する閉鎖要素単体の検討例を示したが、堆積岩系岩盤の場合 (5.4.1 項(5)) と同様に、これら単体の機能を処分場のレイアウトに適用し、処分システム全体としての評価の中に位置づけていくことによって、処分場における閉鎖要素の役割が明確化され、より信頼性が高く合理的な閉鎖概念の検討が可能となると考える。

5.5 地上からの調査段階における第2次取りまとめの手法の適用性と留意点

5.5.1 第2次取りまとめの手法の適用性

第2次取りまとめでは、わが国の幅広い地質環境を対象に文献調査などによって設計に必要となる岩盤特性データをその傾向や物性相互の相関関係などから推定し、地質環境を想定した。さらに、現状の建設技術や長期安全性などを考慮し処分深度の設定を行い、人工バリアや処分場の設計検討を実施した。今回行った設計手法の適用性確認においては、幌延や瑞浪という実際の地質情報を一例として、人工バリアや処分場の設計について、第2次取りまとめの考え方や手法に基づき試行し、その適用性について検討を行った。以下に適用性で議論になった点や推奨すべき手法の概要を示す。

(1) 処分場の全体設計フロー

処分場の全体設計フローに関しては、オーバーパック、緩衝材および閉鎖設計に関する個別の設計フローの検討を通じて明らかとなった問題点として、施設設計を含めた相互関係の整理が挙げられた。これによって第2次取りまとめで示された処分場全体設計フローの更新を行い、より現実的なフローを構築した。

(2) 空洞の力学的安定性評価など

①施設設計のうち、「単一坑道・単一処分孔の空洞安定性の検討」に関しては、地上からの調査段階による実際の地質環境情報の理解を踏まえて、

- ・設計手順として、理論解析による支保工の算定をもとにするのではなく、経験的手法に基づき作成した標準支保パターンをもとにした空洞安定性の評価の実施
- ・第2次取りまとめにおける空洞安定性評価手法に対して、情報化施工を考慮した評価指標として表5.4.1-8のような指標の利用

を踏まえた見直しを提案する。

②幌延の研究所用地に分布する稚内層硬質頁岩は、強度の小さい堆積岩であり、第2次取りまとめでは考慮していない地質環境の特徴として、「異方圧下」、「多孔質」という特徴を持つ。したがって、同じような特徴を持つ堆積岩では、第2次取りまとめと同様の弾完全塑性解析による空洞安定性評価・支保設計に加えて、

- ・岩盤が異方的な応力状態にある場合の長期安定性
- ・建設、操業期間を対象とした岩盤の長期変形挙動
- ・多孔質な岩盤である場合に考慮すべき掘削直後の水-応力連成現象
- ・岩石物性の異方性を考慮した解析用物性値の設定方法

といった事項についても検討し、必要に応じて設計に反映することを提案する。

③地山強度比の小さい堆積岩の地下深部における処分孔では、短期的には無支保で自立するとしても、定置までの岩盤クリープ挙動を考慮したときには、安定性が保てない可能性が高い。よって、処分孔（無支保）の安定性を評価する際には、弾完全塑性解析に加え、建設・操業中の岩盤のクリープ挙動を考慮した評価を実施しておく必要がある。

④瑞浪の深地層の研究施設に分布する土岐花崗岩は、「異方圧」を受けているものの、強度が大きく力学的安定性が見込める結晶質岩であることから、上記①～③の検討は不要であり、第2次取りまとめと同様の弾完全塑性解析による設計が可能である。一方で、結晶質岩は、力学的に不連続面の影響が支配的になる場合があるため、潜在する割れ目の状況を調査で把握し、不連続面を考慮した評価・設計を実施し、設計の妥当性について確認することを提案する。

⑤「接続坑道の離間距離、廃棄体ピッチ」の設計は、一般的な地下構造物では例のない地層処分特有の検討事項である。よって、単一坑道の設計のように、情報化施工に頼る設計・評価ではなく、設計段階にある程度の安全裕度を持った設計・評価を実施しておく必要がある。つまり、第2次取りまとめで実施している弾完全塑性解析による評価に対し、ひずみ軟化挙動や岩盤クリープ挙動、静水圧、構造的な破壊メカニズムを考慮した評価などを比較し適切な評価手法を構築していく必要がある。なお、「坑道交差部の補強」に関する検討については、幌延の施設設計において、第2次取りまとめと同様3次元的な坑道形状・配置を考慮した弾性解析により影響範囲を把握した後、再配分された3次元的な応力を再度既設の支保工に作用させてその健全性を照査している。

以上、幌延、瑞浪の深地層の地下研究施設の設計方法をもとに、設計の観点から新たな設計項目や評価指標を提案した。これらについて、処分場の施設設計に反映させるためには、5.5.2項で後述するように、安全性能の観点についても考慮したうえで、適切な設計を実施していく必要がある。

(3) 人工バリア設計

人工バリアの設計については、第2次取りまとめにおいて示された考え方が適用可能である。特に、緩衝材仕様の設定においては、サイト環境条件に応じて要件を満足する幅を設定することで柔軟な設計が可能である。また、第2次取りまとめでは具体的な設計フローが示されていなかったが、今回の検討によって、それらの設計フローを明示することができた。

さらに、試設計を通じて、今後充足すべきデータが明らかとなった。また、人工バリアの長期健全性評価に関しては、第2次取りまとめ以降のモデルの改良や入力パラメータの充足により手法そのものの信頼性の向上が図られ、今回の検討によってその手法が適用可能であることが分かった。

(4) 閉鎖設計

閉鎖設計に関しては、設計フローを明示し、それに基づいて適用事例示すことができた。上記以外の評価手法については、第2次取りまとめの手法が基本的に適用可能であることが分かった。

5.5.2 地上からの調査段階における留意点

5.3節および5.4節における検討を踏まえ、地質環境調査手法、設計手法、材料選定、データ設定、さらには安全機能上の制約条件などの観点から留意すべき事項を「(1)地質環境調査」、「(2)施設設計」、「(3)人工バリア設計」、「(4)閉鎖設計」および「(5)その他」に区分し、以下にその概要を整理する。

(1) 地質環境調査

- ・処分孔にコンクリート支保工を使用できない場合には、処分孔が無支保で力学的に安定する地質環境が分布するか否かについて調査する必要がある。
- ・コンクリート支保工の化学的安定性から、処分施設に使用できる支保工材料が限られる場合には、その支保工材料で空洞の安定が確保できる地質環境が分布するか否かについて調査する必要がある。
- ・結晶質岩を対象とした場合、処分坑道を展開する深度として、割れ目など不連続面の影響が比較的少ない健全な岩盤が分布するか否かを調査する必要がある。
- ・地下水化学に関するデータに関しては、大気との接触などが避けられない場合が多い。その場合、深度方向での地下水水質の深度依存性に関する知見や地下水水質の熱力学的解析結果および地層中に認められる鉱物に関する情報を総合的に考慮することが重要である。

(2) 施設設計（空洞安定性、支保設計、坑道離間距離）

- ・ニアフィールドへの化学的影響を考慮した支保工・グラウト材料について研究開発を進め、その適用性や制約条件を整理する必要がある。そして、適切な支保工材料を選定し、その特性を考慮した設計・施工を実施する必要がある。
- ・処分施設では、一般的な地下構造物と異なり、閉じ込め性能を考慮した設計が必要となる。よって、設計と安全評価の両方の観点と、それらに対する対策工について検討を進めて、設計上の考え方や制約条件を整理するとともに、それらに基づく設計を実施する必要がある。たおてば、EDZなどが該当する。
- ・地上からの調査段階だけでは、廃棄体を定置する地下深部の幅広い地質環境を詳細に理解することは難しく、段階を追った地質環境の理解を行っていく必要がある。つまり、地上からの調査段階で実施する設計は、施工中の情報化施工により随時更新され、施工しながら適切な支保や補助工法を選択していく必要がある。よって、設計の段階では、建設・操業で取得されるデータと直接比較できるパラメータ（たおてば、内空変位など）を重視して評価する必要がある。また、設計にあたっては、解析用物性値に幅を持たせた評価を実施しておくことが望ましい。
- ・施設設計を行ううえでは、人工バリアの寸法形状などの仕様が情報として必要であり、人工バリアの設計や埋め戻し材の仕様を決める際には、廃棄体ピッチや支保工の厚さといった施設の仕様が必要となる。よって、第2次取りまとめのように、施設設計、人工バリア設計、閉鎖設計を個別に検討していくのではなく、その相関性を整理した図 5.2-1 に示す

フローのように、お互いに連携しながら設計を進めていく必要がある。

- ・地下深部においても、二重支保を採用することで支保工厚を低減することは可能であるが、二重支保は岩盤をある程度緩ませる考え方であるため、処分場への適用性については、安全性能の観点も考慮した検討が必要がある。
- ・アクセス坑道を配置する地点のごく近傍でボーリング調査を行うことにより、アクセス坑道における設計の不確実性や施工中の危険性を低減することができる。
- ・地下深部の構造物においては、一般的に地震の影響は受けにくいということが経験的に知られているが、大深度の地下構造物に対する耐震の設計指針や基準は存在しないことと、地震の影響は地質構造にもよるため、処分場の設計においては、地質環境ごとに確認しておく必要がある。
- ・5.5.1 項(2)で示した各項目についても、地上からの調査段階の地質情報で施設設計を実施する際には留意する必要がある。

(3) 人工バリア設計（人工バリアの長期健全性評価を含む）

- ・緩衝材の試設計においては、設計要件のひとつである自己シール性を満足する範囲を設定するために、POSIVA がひとつの考え方として検討されている飽和膨潤後における膨潤応力（0.1MPa）を判断基準（Dixon, 2000）として採用したが、特に海水系地下水条件下において、より現実的な隙間や地下水の浸潤などを考慮した実験的検討において、その妥当性を確認しておく必要がある。
- ・人工バリアの長期健全性評価については、岩盤・緩衝材の長期力学挙動、緩衝材の流出・侵入挙動およびガス移行挙動に関する評価手法の適用性を確認した。特に、緩衝材の流出・侵入現象に関しては、海水系地下水条件下での割れ目内への侵入速度が降水系地下水条件下に比べ 1/4 程度から 1/10 程度小さくなるという実験結果が得られていることから、本現象に関しては、降水系地下水条件下での考慮が重要となる。
- ・人工バリア設計のうち、緩衝材の仕様を決定する際には、炭素鋼が不動態化しない領域に緩衝材の仕様が入っていることを確認する必要がある。また、オーバーパックや緩衝材および埋め戻し材の設計に際しては、相互に関連している項目の影響度合いを十分考慮し、影響が大きい設計因子を重点的に検討することにより合理的な設計が可能となる。

(4) 閉鎖設計

- ・地下水のイオン強度によっては、埋め戻し材の性能に影響を及ぼすことが考えられる。また、支保工としてコンクリートが用いられた場合に、コンクリートが劣化し、卓越した水みちになり、処分場全体のバリア性能に有意な影響を及ぼすことも懸念される。したがって、閉鎖システムとしてその影響を補完する場合には、止水プラグおよび埋め戻し材を含めた閉鎖設計全体の基本的な考え方および各閉鎖要素の役割を明確化しておくことが必要である。また、ベントナイト配合率が低い埋め戻し材の海水系地下水条件下での自己シール性に係わるデータの拡充が必要である。

(5) その他

- ・第 2 次取りまとめでは、たおてば「切羽の崩壊や膨張など切羽の不安定現象」、「湧水および湧水に起因する地山の崩壊などの現象」、「ガスの発生」、「山はね現象」といった突発的な現象を抽出し、それらに対する一般的な対策工について整理している。実際の地質環境を対象とした設計を実施する際には、第 2 次取りまとめで記されている突発現象に追加して、その地質環境に応じて起こりうる突発現象や、火災などの災害についても、漏れなく抽出し、それらに対する具体的かつ詳細な対策を準備しておく必要がある。
- ・メタンガスが発生する場合は、ガス湧出量予測解析などで、通気制御などにより建設・操業に影響を及ぼさない程度に対策が可能な湧出量であるかについて調査し、適切な対策を

計画しておく必要がある。

- ・突発的な湧水が生じた場合の対策としては、地下深部の地質環境保全の観点から、水抜き工法よりも止水工法を推奨する。瑞浪の深地層の研究施設においては普通ポルトランドセメントに土質安定用急硬剤を添加した材料を用いた止水工法をひとつの対策工として検討している。ただし、処分施設に適用する場合には、支保工材料と同様に止水プラグ材料の選定についても十分な検討が必要となる。
- ・施工、操業中に最も起こりうる可能性の高い坑内火災については、通気網解析などを用いて様々な火災発生状況を想定し、入坑者が安全に地上まで避難可能なレイアウトとなるよう設計に反映するとともに、状況に応じた通気制御、避難方法を準備しておく必要がある。

5.6 結論

処分場全体設計フローについては、処分孔竖置き方式を一例として、施設設計、人工バリア設計および埋め戻し材設計相互の複雑な関係を考慮し、影響因子と影響度合いについて検討を行った。それらの検討結果をもとに、より簡易的な設計が可能となるように第2次取りまとめで示した処分場全体設計フローの見直しを行った。第2次取りまとめで示されたフローとの主な違いとしては、①埋め戻し材および緩衝材の仕様設定上重要となる処分坑道のコンクリート支保厚さ、処分孔への支保工の要否を考慮した空洞安定性評価を人工バリア設計の上位に配置、②オーバーパックの腐食代設定への影響が大きい埋め戻し材の設計をオーバーパック設計の上位に配置するなどである。

堆積岩系岩盤の一例として、稚内層硬質頁岩が分布する幌延の研究所用地を、結晶質岩系岩盤の一例として土岐花崗岩が分布する瑞浪の研究所用地を対象として、上記で構築した処分場設計フローをもとに処分孔竖置き方式に関する設計手法の適用性について検討した。深度に関しては、「力学的に処分孔の空洞安定性が確保されること」、「設置環境の岩盤の厚さが十分であること（第2次取りまとめの解析モデルの領域で処分坑道径の5倍程度の領域程度存在すること）」から、幌延では450m、瑞浪では、1,000mと設定した。

設計用入力データは、幌延・瑞浪の研究所用地に対するボーリング調査からの情報をもとに、次のような方法で設定した。幌延のような多孔質の堆積岩には、間隙率の深度依存性が見られるため、密度や熱に関する入力データは、層境を原点として、深さとボーリングデータの相関式より入力データを求めた。それに対し、瑞浪のような結晶質岩においては、間隙率が小さく深度依存性はほとんど見られないことから、同じ層のデータを平均して算出した。力学に関する入力データは、岩盤等級に関する岩盤モデルを作成し、ボーリング調査で得られた岩石のデータを岩級ごとに低減し物性値として割り当てた。初期応力比は、深度によらずほぼ一定という調査結果が得られていることから、それらの平均値として設定した。水理に関する入力データは、検討深度近傍の透水試験の結果から透水係数を設定し、地下水流動解析より動水勾配を設定した。地下水の化学特性に関する物性については、ボーリング孔から採取した地下水の化学特性に関するデータに基づき、深度方向での水質の深度依存性に関する知見、水質の熱力学的解析結果および研究所用地の地層中に認められる鉱物に関する情報を総合的に考慮し推定した。

施設設計では、幌延450m条件と瑞浪1,000m条件を対象に、見直した設計フローに沿って、処分孔、処分坑道の空洞安定性評価と、離間距離の検討に関する第2次取りまとめと同程度の概略設計を行うとともに、実際の地質環境情報を踏まえた新たな設計検討項目を抽出した。また、低アルカリ性コンクリートの設計用物性値を暫定的に設定するとともに、両地下研で検討している「耐震検討」、「メタンガスの湧出量に関する検討」、「防災コンセプトの検討」、「突発現象の対策」、「情報化施工」などについて、処分場の設計においても不可欠なものと考え、その検討例を提示した。さらに、これらの検討を通して、第2次取りまとめにおける設計手法の適用性や改良点を示すとともに設計上の留意点を整理した。

人工バリア設計に関しては、緩衝材およびオーバーパックに関する設計手順の考え方を整理するとともに、個別の設計フローの構築を行った。また、その手順に基づき幌延および瑞浪における地質環境条件を考慮し、緩衝材およびオーバーパックの試設計を行った結果、第2次取りまとめ仕様で十分対応可能であることが分かった。さらに、これらの結果を踏まえて、岩盤および緩衝材の長期力学挙動、緩衝材の流出／侵入挙動、さらにはガス移行挙動の観点から、人工バリアシステムの長期健全性に関する評価を実施した。その結果、第2次取りまとめの仕様の人工バリアは、システムとして長期にわたり健全であることを確認した。なお、これらの検討を通じて今後の課題を抽出した。

閉鎖設計に関しては、埋め戻し材および止水プラグに係わる設計要件と地質環境条件の留意点などを整理するとともに、それぞれの概略的な設計フローの構築を行った。また、埋め戻し材基本特性試験や海外での研究結果などを参考に構築したフローに基づき、幌延および瑞浪の地質環境の特徴により適した具体的な閉鎖材料の仕様例を示した。さらに、これらの検討を通じて、今後の課題の抽出を行った。

5.7 今後の課題

幌延および瑞浪の地質環境条件を一例とした一連の処分技術の適用性確認に関する検討を通じて得られた課題を以下に示す。

(1) 処分場全体設計フロー

処分場の全体設計フローの更新に関しては、処分孔縦置き方式を一例として行ったが、縦置き方式と横置き方式とでは、各設計項目相互の影響因子が異なる。したがって、今後、横置き方式を考慮した処分場全体設計フローの構築が望まれる。また、幌延の深地層の研究施設設計面の建設段階以降に予定されている原位置試験に係わる仕様設定に際して、本検討で用いた方法論に基づき再度実施し、その妥当性について検証することによって、より現実的な設計フローとしていくことが望まれる。

(2) 設計データの設定

地上からの調査を踏まえ、第2次取りまとめから見直した処分場の施設設計手法、地質環境条件の設定方法、設計上の留意点について、今後、地下研究施設の建設段階、原位置試験段階で得られる情報をもとに妥当性を検証するとともに、新たに得られた知見を取り込み、より合理的かつ安全な設計手法に更新していく必要がある。

(3) 施設設計（空洞安定性、支保設計、坑道離間距離）

特に堆積岩を対象とした場合の処分孔の空洞安定性を検討する際には、掘削から定置までの岩盤クリープを考慮した評価が必要となる。それと同時にこれまで無支保を原則としてきた処分孔に対する低アルカリ性コンクリートの適用性を含め、具体的な施工方法を考慮した詳細な設計方法について検討する必要がある。

第2次取りまとめでは、坑道の離間距離の算定にあたり、本検討で実施したように弾塑性解析と評価指標を用いて離間距離を決定している。地下深部に1パネル50本もの坑道を並列に配置することは、一般的な地下構造物では例の少ない地層処分特有の課題であり、不適切な設計を実施した場合、坑道群全体が崩壊するといった大事故に繋がる可能性も否定できない。よって、これらの評価手法の妥当性、安全性に関して、今後検証していく必要がある。たおてば、従来の弾塑性解析に加え、ひずみ軟化や岩盤クリープを考慮した検討を実施し、それらについて相互比較するとともに、原位置試験による検証を踏まえ、安全を考慮した適切な評価手法を選択することが必要であると考えられる。

施設設計においても、空洞の力学安定性確保の観点からだけでなく、人工バリアやニア

フィールド岩盤の安全性能の観点から制約される様々な条件がある。地層処分ではそのような課題を漏れなく抽出し、設計・施工に反映し、安全性を保証していく必要がある。たとえば、坑道周辺岩盤やコンクリート支保工が長期的に劣化し、その部分の透水性が増すことが想定される。これらの現象について明確に理解することは困難であるため、安全性を考慮した評価と十分な対策を施すことが重要と考える。つまり、岩盤の自己回復特性、埋戻し材の膨潤や止水プラグ、止水グラウトなどの対策工に関して、その特性や適用性に関して検討を進め、閉じ込め性能を考慮した EDZ の評価の考え方や制約条件を明確化し設計に反映していく必要がある。また、ニアフィールドへの化学的影響を考慮すると、処分施設に使用できる支保工材料が限られてくる可能性がある。よって、たとえば、普通ポルトランドセメントを使用したコンクリートや低アルカリ性コンクリートといった支保工・グラウト材料に関する研究開発を進め、その適用性や制約条件を整理するとともに、適切な支保工材料を選定し、その特性を考慮した設計・施工を実施する必要がある。地下深部ではかなり大きな静水圧が地下構造物に作用する。設計・施工上の考え方には、幌延、瑞浪の地下研究施設のように導水することで支保工に作用する水圧を低減する考え方、グラウトや凍結工法などの地盤改良で水圧を低減する考え方、セグメントなど剛な支保工を使用し水圧を支持する考え方などがある（福島，1994）。処分事業では、安全性能の観点を考慮して設計する必要があるため、操業中排水しながら、最終的には導水路を残さないように閉鎖するのが最も適切な方法であると考えるが、今後はそういった安全性能を考慮した設計方法についてより詳細な検討が必要である。

(4) 人工バリア設計（人工バリアの長期健全性評価を含む）

緩衝材の設計要件のひとつである自己シール性については、POSIVA において検討されている飽和膨潤後の応力（0.1MPa）による判断基準（Dixon, 2000）の妥当性に関し、特に海水系地下水条件を対象として、隙間幅を考慮したデータの整備が必要である。また、幌延のような堆積岩系岩盤における緩衝材の現場締固め施工について、岩盤への影響も考慮した施工の可否に関する検討も望まれる。

オーバーパックの厚さは、外部荷重を考慮した厚さが放射線遮蔽性として必要な厚さを上回らない限り、腐食代と放射線遮蔽厚さにより設定される。ガラス固化体からの放射線は時間とともに減衰することから、腐食代と放射線遮蔽厚さ相互の補完も踏まえた合理的な設計に対する考え方の検討が望まれる。さらに、実地下水条件（支保工材料の影響も含む）に対する腐食挙動の実験的検討や板厚設定に大きく影響する放射線影響について、代替材料を対象とした知見の整備を進めていくことが必要である。

(5) 閉鎖設計

地下水のイオン強度によっては、埋め戻し材の性能に影響を及ぼすことが考えられる。したがって、閉鎖システムとしてその影響を補完する場合には、止水プラグおよび埋め戻し材を含めた閉鎖設計全体の基本的な考え方および各閉鎖要素の役割を明確化しておくことが必要である。また、ベントナイト配合率が低い埋め戻し材の海水系地下水条件での自己シール性にかかわるデータの拡充が望まれる。支保工を施工した際に、支保工が劣化して水みちとなる場合についての閉鎖要素の評価も必要である。さらに、地下研究施設の建設段階を通じて、EDZ に関するデータの取得を行い、閉鎖設計に反映していくことが望まれる。

参考文献

ANDRA (2005): "Dossier 2005 argile".

Autio, J., Riekkora, R. and Salo, J-P. (2002): "Alternative backfilling concepts for a spent fuel repository at Olkiluoto", Backfill Requirements in KBS-type repository -A POSIVA/SKB Workshop, Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), IPR-02-05, pp.39-48.

Dixon, D.A. (2000): "Porewater salinity and the development of swelling pressure in bentonite-based buffer and backfill materials", POSIVA 2000-04.

土木学会 (1991): 軟岩の調査・試験の指針(案)～1991年版.

土木学会 (1996): トンネル標準示方書[山岳工法編], 同解説.

土木学会 (2002): コンクリート標準示方書 [構造性能照査編].

動力炉・核燃料開発事業団 (1992): "高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告書—平成3年度—", 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN 1410 92-081.

福島啓一 (1994): わかりやすいトンネルの力学, 土木工学社.

原子力発電環境整備機構 (2004): "高レベル放射性廃棄物地層処分の技術と安全性", 原子力発電環境整備機構, NUMO-TR-04-01.

Goodman, R. E. and Shi, G. H. (1985): "Block theory and its application to rock engineering", Prentice-Hall, London.

入矢桂史郎, 三原守弘 (2003): "ポゾランを高含有した低アルカリ性コンクリートの開発", コンクリート工学年次論文集, Vol.25, No.1, pp.185-190.

入矢桂史郎, 三上哲司, 武田宣典, 秋好賢治 (2003): "幌延深地層研究センターにおけるコンクリート材料の施工性に関する研究(III)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5400 2003-002.

糸魚川淳二 (1980): "瑞浪地域の地質", 瑞浪市化石博物館専報, 1, pp.1-50.

核燃料サイクル開発機構 (1999): "わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性 —地層処分研究開発第2次取りまとめ— 分冊2 地層処分の工学技術", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-022.

核燃料サイクル開発機構 (2000): "広域地下水流動研究の現状 —平成8年度～平成11年度—", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN7400 2000-014.

核燃料サイクル開発機構 (2001): "超深地層研究所計画の現状 —平成8年度～平成11年度—", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN7400 2001-001.

核燃料サイクル開発機構 (2002): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発—平成13年度報告—", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2002-003.

核燃料サイクル開発機構 (2003): "高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発—平成14年度報告—", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2003-004.

菊池広人, 棚井憲治, 松本一浩, 佐藤治夫, 上野健一, 鐵剛志 (2004): "緩衝材の飽和透水特性 II —海水性地下水が緩衝材の透水性に及ぼす影響—", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8430 2003-002.

北川修一, 梶原雄三, 鈴木恒男, 川原一則 (2003): "二重支保工法で膨張性地山を克服 北陸新幹線 飯山トンネル富倉工区", トンネルと地下, 第31巻, 11号, pp.7-16.

操上広志, 竹内竜史, 瀬尾昭治 (2005): “幌延深地層研究計画における地下水流動解析”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN5400 2005-003.

栗原雄二, 油井三和, 棚井憲治, 川上進, 杉田裕, 谷口直樹, 平井卓, 小川豊和, 青柳茂男, 松井裕哉, 中山雅, 藤島敦 (2004): "人工バリア等の設計検討および幌延の地質環境条件とした原位置試験環境の検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2004-006.

Martino, J., Chandler, N., Dixon, D., Sugita, Y., Vignal, B. and Hansen, F. (2003): "THE TUNNEL SEALING EXPERIMENT AND APPLICATION TO REPOSITORY SEAL DESIGN", IHLRWM 2003, Las Vegas, NV, March 30-April 2, pp.602-609.

松井裕哉, 棚井憲治, 佐藤稔紀, 川上進, 西村繭果, 青柳茂男, 藤田朝雄, 谷口直樹, 菊池広人, 松本一浩, 油井三和 (2005a): “設計技術（地下施設設計、人工バリア設計、閉鎖設計）の実際の地質環境条件への適用性評価”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN5400 2005-004.

松井裕哉, 山本卓也, 杉山和稔, 山本俊也, 向井昭弘, 佐久間済文 (2005b): "新第三紀堆積岩を対象とした大深度における初期応力測定", 第40回地盤工学会講演要旨集, pp.971-972.

松本一浩, 棚井憲治 (2005): "緩衝材の流出/侵入特性(II) -幌延地下水(HDB-6号孔)を用いた緩衝材の侵入特性評価-", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2004-026.

松本一浩, 棚井憲治, 菅野毅, 岩田裕美子 (2005): "拡散モデルを用いた侵入現象による緩衝材密度変化の事例解析", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2005-009.

森孝之, 森川誠司, 田部井和人, 岩野圭太 (2002): "研究坑道掘削に伴う坑道周辺岩盤への力学的影響評価解析", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN7400 2002-007.

中間茂雄・佐藤稔紀 (2004): "超深地層研究所計画における施設建設計画・岩盤力学調査", 岩の力学ニュース, 岩の力学連合会, No.73, pp.1-4.

日本鉄道建設公団 (1996): "NATM 設計施工指針", 日本鉄道建設公団.

大久保誠介 (2005): "ニアフィールド岩盤の長期安定性評価手法に関する研究", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2004-018.

Parkhurst, D. L. (1995): "User's Guide to PHREEQC - A Computer Program for Speciation, Reaction-Path, Advective-Transport, and Inverse Geochemical Calculations, U.S.Geological Survey, Water-Resources Investigation Report 95-4227.

Pearson, F. J., Arcos, D., Bath, A., Boisson, J-Y., Fernandez, A. M., Gabler, H. E., Gaucher, E., Gautschi, A., Griffault, L., Hernan, P. and Waber, H. N. (2003): "Mont Terri Project - Geochemistry of Water in the Opalinus Clay Formation at the Mont Terri Rock Laboratory", Reports of the FOWG, Geology Series, No.5.

桜井春輔, 足立紀尚 (1988): 都市トンネルにおける NATM, 鹿島出版会.

佐藤稔紀, 見掛信一郎, 玉井猛, 今津雅紀, 坂巻昌工 (2003b): "地下 1,000m に向けて・瑞浪超深地層研究所の建設計画", サイクル機構技報, No.20, pp.31-43.

佐藤稔紀, 見掛信一郎, 今津雅紀, 延藤遵, 西川洋二 (2003a): "瑞浪超深地層研究所主立坑の地震時健全性について", 第58回土木学会年次学術講演会, CS7-060, pp.397-398.

Sellin, P. (2002): "What are the requirements of the backfill from the point of long-term safety?", Backfill Requirements in KBS-type repository -A POSIVA/SKB Workshop, Swedish Nuclear Fuel and Wastes Management Co. (SKB), IPR-02-05, pp.31-37.

杉野弘幸, 藤田朝雄, 谷口航, 長谷川宏, 岩佐健吾 (1999): "緩衝材設計の考え方", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 99-096.

杉田裕, 栗原雄二, 川上進, 神徳敬, 油井三和 (2003): "高レベル放射性廃棄物の地層処分に

おける人工バリア等の性能保証に関わる研究の進め方と反映先(その 2)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2003-015.

Sugita, Y., Fujita, T., Takahashi, Y., Kawakami, S., Umeki, H., Yui, M., Uragami, M. and Kitayama, K. (2005): "The Japanese Approach to Developing Clay-based Repository Concepts", Clays in Natural & Enin preparation.

高治一彦, 重野喜政, 下河内隆文 (2005): "幌延の地下水環境下におけるベントナイト混合材料の力学特性に関する研究(II)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5400 2004-002.

武内俊昭, 鈴木盾夫, 田中荘一 (1976): "孔内載荷試験と岩盤の変形に関する特性の研究", 土と基礎, Vol.24, No.1, pp.35-41.

谷口直樹, 川上進, 森田光男 (2002): "ベントナイト/ケイ砂混合体における炭素鋼の不動態化条件", 核燃料サイクル開発機構, JNC TN8400 2001-025.

山本卓也, 松井裕哉, 堀内康光, 富永英治 (2004b): "幌延深地層研究計画における堆積軟岩の熱特性について", 第 34 回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.153-158.

山本卓也, 下茂道人, 藤原靖, 服部弘通, 名合牧人, 田所照夫, 久慈雅栄 (2003): "幌延深地層研究計画における試錐調査(HDB-3 孔)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5420 2004-003.

山本卓也, 下茂道人, 藤原靖, 服部弘通, 名合牧人, 田所照夫, 中垣真一 (2004a): "幌延深地層研究計画における試錐調査(HDB-6, 7, 8 孔)のうち HDB-6 孔", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ5400 2005-004.

山本卓也, 下茂道人, 藤原靖, 服部弘通, 田所照夫, 岩間彦衛, 名合牧人, 熊本創 (2002): "幌延深地層研究センターにおけるボーリング調査(HDB-1 孔)", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ1400 2002-010.

吉野尚人, 宮野前俊一, 井上博之, 梨本裕 (2005): "軟岩の長期安定性に関する検討", 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ8400 2005-004.

Yui, M., Azuma, J. and Shibata, M. (1999): "JNC Thermodynamic Database for Performance Assessment of High-level Radioactive Waste Disposal System", Japan Nuclear Cycle Development Institute, JNC TN 8400 99-070.

6. おわりに

6.1 成果のまとめと反映内容

第2章から第5章までの成果および事業／規制への反映内容をまとめると以下の通りである。

6.1.1 人工バリアの基本特性データベース

(1) オーバーパッキの基本特性

①成果のまとめ

- ・腐食生成物堆積，セメント，溶接の影響などに関する実験データを取得し，これまでの炭素鋼に対する腐食評価の信頼性が向上した。
- ・還元性環境におけるチタンの腐食挙動や酸化性環境での銅の腐食挙動などの処分場を想定した条件での実験データが取得され，信頼性の高い代替オーバーパッキの設計に寄与できる知見を得た。

②反映内容

- ・オーバーパッキの腐食研究では，炭素鋼オーバーパッキに関する基本的評価手法が提示できた。また，地質環境条件に応じて炭素鋼，チタン，銅といった材料の選定方法に関する基礎情報を整理した。

(2) 緩衝材の基本特性

①成果のまとめ

- ・海水系地下水条件下を模擬した飽和水理特性，膨潤特性，力学特性データの取得，関係式による一般化や，これらデータなどを集約したデータベース管理システムの一部を構築した。
- ・熱物性や力学物性測定手法について検討し，手法の違いによる影響を確認するとともに，標準化に関わる基盤情報に寄与する知見が得られた。

②反映内容

- ・緩衝材の基本特性データ取得では，データ集を公開するとともに，熱や膨潤特性といった基本特性データの取得手法の標準化に係わる基礎情報を整理した。

(3) 人工バリア等の性能保証に関する基盤情報整備

①成果のまとめ

- ・処分場を構成する各要素に対して性能保証項目（案）を抽出し，評価方法などの現状を提示した。
- ・人工バリア性能確認のためのモニタリング技術に関する最新情報や人工バリアの定置精度に関わる実験データに基づく知見が得られた。

②反映内容

- ・人工バリア等の性能保証に関する検討では，設計段階における保証項目（案）（何を保証するのか），評価方法（どのように保証するのか），評価ツール（モデル，データベース，実験方法）の開発状況を整理した。

6.1.2 人工バリア等の長期複合挙動研究

(1) 緩衝材の力学的変形挙動

①成果のまとめ

- ・緩衝材の力学的変形挙動に関して，既存のクリープ・モデルの比較を行い，評価モデルやパラメータに関する最新の手法を提示するとともに，人工バリア設計や安全評価に提

供し得る知見を得た。

②反映内容

- ・緩衝材の力学変形挙動に関する研究では、最新のクリープ解析手法を提示した。

(2) 岩盤の力学的変形挙動

①成果のまとめ

- ・岩盤の力学的変形挙動に関して、長期的な検証方法の検討を行うとともに、幌延の研究所用地に分布する堆積岩を中心として長期安定性評価に係わる現実的なモデルやデータ、環境要因や強度回復特性に関わる最新の手法や知見を提示することができた。

②反映内容

- ・岩盤の力学変形挙動に関する研究では、幌延の研究所用地に分布する堆積岩を対象として基本データを取得し、内圧効果により力学的な安定性が期待できることを示すとともに、長期的な検証手法としてナチュラルアナログ的手法を提案した。

(3) 緩衝材の流出・侵入挙動

①成果のまとめ

- ・流出・侵入挙動に関して、海水条件などを考慮したデータを整備するとともに、海水条件での影響は顕著ではないことが示された。また、モデルの信頼性向上に資するためにX線CT法を適用したデータ取得を行い、現象理解の向上とモデルの適用性確認を実施した。

②反映内容

- ・緩衝材の流出・侵入挙動に関する研究では、降水系地下水に比べ海水系地下水では顕著でないことを示すとともに、X線CTを用いた割れ目中の密度分布測定がモデルの検証に有効であることを示した。また、ベントナイトコロイドの発生が海水系地下水では顕著でないことを示した。

(4) 人工バリアの変質・劣化挙動

①成果のまとめ

- ・変質・劣化挙動に関して、緩衝材の長期安定性評価フローを作成し、概略的評価を行うとともに、長期的影響に関する情報が現状では十分に整備されていない現象を抽出した。

②反映内容

- ・人工バリアの変質・劣化挙動に関する研究では、セメント影響などに関する評価フローを提示するとともに、現段階では支保工材料として低アルカリ性セメントを推奨した。

(5) 熱-水-応力-化学連成挙動

①成果のまとめ

- ・化学現象を取り込んだ熱-水-応力-化学連成解析コードのプロトタイプを開発し、第2次取りまとめでの条件に対する解析を実施し、第2次取りまとめの妥当性を確認した。また、処分環境で懸念される塩の蓄積に関する解析を実施して、顕著な影響はないことを確認した。
- ・国際共同研究や熱-水-応力-化学連成に関する工学試験を通じて、熱-水-応力-化学連成モデルの検証を進めた。

②反映内容

- ・熱-水-応力-化学連成挙動に関する研究では、数値実験のためのプロトタイプ・コードを作成した。今後、接近シナリオの定量的評価にも寄与できる可能性もある。

(6) 緩衝材のガス透気回復挙動

①成果のまとめ

- ・ガス透気回復挙動について、海水系地下水がガス移行に与える影響は、降水系地下水のそれと比べて顕著な違いはないことを確認した。これにより降水系地下水での評価と海水系地下水での概略的な評価が可能となった。従来の実験手法を補完するための手法としてX線CT法の適用性を確認し、選択的移行経路の形成によるガス移行挙動を確認した。可視化試験と改良型TOUGH2による解析との比較検討により、モデルの妥当性を示すことができた。

②反映内容

- ・緩衝材中のガス透気回復挙動に関する研究では、改良型解析モデルを提案するとともに、X線CTを用いた密度分布測定がガス移行モデルの検証に有効であることを示した。

(7) 人工バリアせん断応答挙動

①成果のまとめ

- ・せん断応答について、人工バリアの1/20の縮小モデルに対する断層影響模型実験により、オーバーパックが健全な場合、オーバーパックは緩衝材で回転し、損傷を受けないことを確認した。また、実験より現在の構成モデルによる現象把握の可能性を見出した。

②反映内容

- ・人工バリアせん断応答挙動に関する研究では、断層による緩衝材の力学的挙動の傾向性を表現できる構成モデルがあることを確認した。

(8) ナチュラルアナログ研究

①成果のまとめ

- ・考古学的試料の調査が進み、1,000年規模のデータが取得された。また、弱酸化性から還元性環境での1,000年程度の腐食速度事例結果より第2次取りまとめで想定された1,000年後の腐食量が、10倍以上保守的であることが示された。

②反映内容

- ・ナチュラルアナログ研究では、1,000年規模の考古学的鉄製品の研究によりオーバーパック腐食評価の保守性が示され、考古学的研究の有効性が示された。

6.1.3 人工バリア等の工学技術の検証

(1) 閉鎖技術

①成果のまとめ

- ・施工されたプラグの閉鎖性能に関する検証データを取得し、低透水性を確認するとともに、解析によって、閉鎖性能を評価するモデルを開発することができた。本検討結果は、プラグの設計における要件に反映できるとともに、安全評価のインプットデータに反映できる。
- ・閉鎖システムを対象とした推理解析やFault ツリー分析により閉鎖シナリオを検討した結果、第2次取りまとめの「母岩を経由して大規模な破碎帯を伴う断層に至る」とするシナリオが妥当であることを示すことができた。
- ・海水系地下水条件での埋め戻し材の隙間充填性能に着目した基礎試験を実施した。その結果、海水環境下でも降水環境下と同様、ズリを基本とする埋め戻し材料に粘土を含有することにより、十分にシーリング性能が確保できることが分かった。

②反映内容

- ・処分場の閉鎖技術では、閉鎖シナリオ評価手法を提示するとともに、粘土プラグのシ

ーリング性能が明確になった。花崗岩など岩盤性能が良好な場合、掘削影響領域が支配的な核種移行経路になることが示された。

(2) 人工材料の開発

①成果のまとめ

- ・低アルカリ性セメント（HFSC424）を用いたコンクリートは、施工に必要な流動性や支保強度を確保でき、その適用性を確認した。
- ・低アルカリ性セメント（HFSC424）を用いたモルタルは、粉体を水中浸漬することによりポズラン反応が促進され、pHの低下は高温では速いが常温では遅く、目標とするpH11以下になるには長時間を要することがわかったが、モデル解析によるpH低下挙動の評価に見通しを得た。

②反映内容

- ・低アルカリ性セメントの開発では、施工可能な強度を有するセメント材料が提示され、pH低下挙動についてもモデル評価が可能である見通しが得られた。

6.1.4 設計手法の適用性確認

①成果のまとめ

- ・幌延および瑞浪の地質環境条件を対象とした一連の設計の全体フローの検討、地上からの調査段階における地質環境条件の設定および人工バリアなどの試設計を行った。これにより第2次取りまとめにおける設計手法の適用性、改良点や課題が抽出された。さらに、閉鎖技術などに関して海外の地下研究施設における研究開発により結晶質岩系における閉鎖技術の適用性を確認した。

②反映内容

- ・地表から調査段階における設計上の留意点、問題点および課題が提示された。また、結晶質岩系における閉鎖技術や閉鎖性能の評価手法が提示された。

なお、6.1.4を除く第2次取りまとめ以降の進捗を付録表(1-1)～(13)に示す。

6.2 今後の課題

地層処分基盤研究施設（ENTRY）の計算機システムを拡充し、地層処分のセーフティケースの作成に必要な地質環境や処分場の設計に関するデータや情報、専門家の判断根拠などを知識としてわが国共通の資源とするための統合化の方法論の開発およびそれに基づく「知識ベース」の構築を行う。このため、これまでに開発を進め、部分的に公開したデータ集なども含めた知識ベース管理システムを開発するとともに公開し、事業の進展に応じて動的に知識基盤を提供できるようにする。また、関係機関の研究成果もこの知識ベースに統合し、中核機関としての役割を果たす。知識の技術的品質を確保するため、国内外の専門家による恒常的レビュー体制を確立する。

このような知識ベースの内容については、以下の研究開発を進めることによって拡充を図る。

- ・地層処分基盤研究施設（ENTRY）において、深地層の研究施設計画を中心とする深地層の科学的研究から得られる地質環境データや長期安定性に係わる知見も考慮し、特に海水系地下水環境や軟岩系岩盤における処分場の設計の信頼性を向上できるよう、人工バリア等の長期挙動等に関わる基礎的データの拡充、データベース開発を進める。さらに、評価に必要なデータ取得手法の標準的方法を提案し、関連機関の成果の統一化に資する。
- ・また、以上の成果と深地層の研究施設計画における研究成果を総合的に用いて、深地層の研究施設で得られた地質環境データに基づく設計手法の適用性確認を行う。

付録表

第2次取りまとめ以降の進捗

- | | | |
|-------|------------------------------|-------------------------|
| (1-1) | -オーバーパック基本特性- | 炭素鋼オーバーパックの腐食挙動 (2.1.1) |
| (1-2) | 〃 | 代替オーバーパックの腐食挙動 (2.1.2) |
| (2) | -緩衝材の基本特性- (2.2) | |
| (3) | -人工バリアの性能保証に関する基盤情報整備- (2.3) | |
| (4) | -変形・変質等の長期挙動- | 緩衝材の力学的変形挙動 (3.1.1) |
| (5-1) | 〃 | 岩盤の力学的変形挙動 (3.1.2) |
| (5-2) | 〃 | 岩盤の力学的変形挙動 (3.1.2) |
| (6) | 〃 | 緩衝材の流出・侵入挙動 (3.1.3) |
| (7) | 〃 | 人工バリアの変質・劣化挙動 (3.1.4) |
| (8) | -熱-水-応力-化学連成挙動- (3.2) | |
| (9) | -人工バリア性能の維持限界条件- | 緩衝材ガス透気回復挙動 (3.3.1) |
| (10) | 〃 | 人工バリアせん断応答挙動 (3.3.2) |
| (11) | -ナチュラルアナログ研究- (3.4) | |
| (12) | -閉鎖技術- (4.1) | |
| (13) | -低アルカリ性コンクリートの開発- (4.2) | |

(1-1) -オーパーパック基本特性- 炭素鋼オーパーパックの腐食挙動

課題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
(a) セメントによる影響評価	<ul style="list-style-type: none"> 空隙水 pH 約 9.5 以下であれば全面腐食と評価した。 低アルカリ性セメント環境では全面腐食になることを確認した。 孔食、すきま腐食の場合にも全面腐食での評価値を超えないことを予察的に確認した (pH 約 11 以下の範囲)。 	<ul style="list-style-type: none"> 第2次取りまとめでは水溶液の pH が約 11 を超える条件での実験データが少なかつたが、セメント共存系で想定されるアルカリ性環境での不動態化条件を詳細に検討し、空隙水 pH 約 10.5 以上 (地下水 pH 約 13 以上) で不動態化する可能性のあることを確認した。このデータの拡充により、炭素鋼の不動態化条件がより明確となった。 第2次取りまとめで不足していたアルカリ性環境での孔食、すきま腐食進展挙動に関するデータを拡充するとともに (pH13 以上) で実験データ取得、全面腐食・局部腐食を含む汎用的な腐食量の評価モデルを提案した。
(b) 腐食生成物堆積による影響評価	<ul style="list-style-type: none"> 腐食機構はマグネタイト中 3 価鉄の還元の可能性が高く、腐食加速の可能性は低いと評価した。 	<ul style="list-style-type: none"> 専門家により意見が分かれていたマグネタイト共存下での腐食加速機構について、水素発生量を測定した実験によって顕著な腐食加速の原因はマグネタイト III 価鉄の還元によるものであることを示した。また、腐食加速を考慮した腐食量評価によりオーパーパック寿命への影響は無視できることを確認した。したがって、マグネタイトによる腐食加速に起因するオーパーパックの短期破壊の懸念は小さいことが確認された。
(c) 長期データ取得	<ul style="list-style-type: none"> 海水系を主に最長 4 年までの平均腐食速度に基づいて還元性雰囲気での腐食速度を評価した ($5\mu\text{m y}^{-1}$ 以下)。寿命評価上は $10\mu\text{m y}^{-1}$ と設定した。 埋設水道管 (埋設期間 100 年以下) の腐食調査から得られた経験式で寿命評価の保守性を検証した。 	<ul style="list-style-type: none"> 希薄な溶液系を含めて 3~4 年までの浸漬試験データから種々の環境において腐食速度は $2\mu\text{m y}^{-1}$ 以下まで低下すると推定され、寿命評価上設定された腐食速度 $10\mu\text{m y}^{-1}$ が実際の腐食速度に比較して十分保守的であることが確認された。 低酸素濃度条件に埋設されていたと推定される考古学的鉄製品の腐食調査により、第2次取りまとめにおいてほとんど取得されていなかった数百年以上の腐食量のデータと実内試験データの比較が可能となり、より信頼性の高い検証が行われた。
(d) 材料因子や溶接による腐食への影響評価		<ul style="list-style-type: none"> 第2次取りまとめでは取得されていなかった溶接材を用いた低酸素濃度雰囲気での 3 年間までの腐食データを取得し、母材と同程度の腐食速度を確認した。
(e) 地下研究施設での原位置試験手法の検討		<ul style="list-style-type: none"> 海水系地下水条件での不飽和緩衝材中の腐食データを取得し、顕著な腐食局在化は生じないことを確認した。 幌延地下水条件での電気化学試験により、腐食形態は全面腐食の可能性が高いことを確認した。

(1-2) -オーバーパック基本特性- 代替オーバーパックの腐食挙動

課題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
<p>(a) 還元性雰囲気でのチタンの水素脆化</p>	<p>・腐食速度（水素発生速度）：大気雰囲気での文献データより $2.8 \times 10^{-3} \mu\text{m} \cdot \text{y}^{-1}$ の値に設定した。</p> <p>・水素吸収率：保守的に100%とした。</p> <p>・水素濃度分布：拡散による内部への移行を仮定した。</p> <p>・水素脆化条件：文献データより500ppmの水素濃度で脆化と仮定した。</p>	<p>第2次取りまとめでは暫定的な仮定や文献データに基づいた概略的な評価であったが、以下のような実験データの取得によって、長期の水素吸収・脆化挙動の傾向が把握され、水素脆化寿命の評価手法を提案した。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・腐食速度（水素発生速度）：低酸素濃度雰囲気での実験により、第2次取りまとめでの設定よりも1桁大きい値が得られた。 ・水素吸収率：短期実験では99%以上になることを確認した。 ・水素濃度分布：加速実験により、チタン内部まで浸入することが示唆された。 ・水素脆化条件：水素濃度とチタンの機械特性について実験データを取得し、500ppm以上で脆化の傾向を確認した。分布状態の影響についても確認し、均一濃度分布を想定することによって最も保守側の評価となることを確認した。
<p>(b) 銅の実験データ取得と腐食量評価</p>	<p>・腐食形態：孔食の可能性は否定しない。</p> <p>・酸素による腐食：酸素量から平均腐食量を評価し、孔食係数を文献データから3と設定した。</p> <p>・硫化物による腐食：物質収支、拡散による供給量から平均腐食量を評価し、孔食係数を文献データから3と設定した。</p>	<p>第2次取りまとめでは文献データに基づいた概略的な評価であったが、以下のような実験データの取得によって、処分環境での銅の腐食挙動の傾向が把握された。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・腐食形態：緩衝材中でのアノード分極特性より不動態型にはなりにくいことを確認した。 ・酸素による腐食：代表的な地下水条件での実験データを取得し、孔食係数を概略的に把握し、第2次取りまとめでの設定が実験データと比較して保守的であることを確認した。 ・硫化物による腐食：硫化物共存下での実験データを取得し、濃度による腐食速度への影響を把握した。

(2) -緩衝材の基本特性-

課 題	第 2 次取りまとめ	第 2 次取りまとめ以降
<p>(a) 実際の地質環境を考慮した緩衝材基本特性データの整備</p>	<p>・第 2 次取りまとめにおいては、降水系地下水条件を中心とした各種基本特性に関するデータを整備したとともに、各基本特性に関する関係式を提案した。 ・上記データに基づき緩衝材に求められる機能の幅を明らかにし、人工バリアシステムの妥当性確認に反映した。</p>	<p>・第 2 次取りまとめにおける緩衝材の基本特性においては、実際の地質環境条件下を考慮したデータが整備されておらず、人工海水、幌延地下水および NaCl 濃度をパラメータとした各溶液環境における基本特性データを整備することにより、イオン濃度が高くなることよって緩衝材に求められる諸機能が低下することが示され、海水系地下水条件下における緩衝材特性の傾向性を把握した。さらに、得られた実験値を用いて、各基本特性に関する関係式を提案した。 ・上記データに基づき、幌延や瑞浪の地質環境条件をひとつの事例とした人工バリア試験設計に反映した。</p>
<p>(b) 緩衝材基本特性データベースの構築</p>	<p>（このセルは空白です）</p>	<p>・第 2 次取りまとめまでに得られた知見および、平成 15 年度末までに取得された海水系地下水条件に関する各特性データをデータ集として取りまとめ、技術資料として公開した。 ・取りまとめられたデータ集を平成 17 年度末を目標に Web 公開するため、Web データシステムを一部構築した。</p>
<p>(c) データの品質管理に係る基盤情報の整備</p>	<p>・第 2 次取りまとめにおいては、膨潤応力測定手法においては、膨潤応力測定手法において、膨潤応力測定手法に変えることにより、膨潤応力測定手法が変化することによって、供試体縦横比（スケール効果）を変え、膨潤応力測定手法の標準化のための基盤情報として、スケール効果による膨潤応力へ与える影響因子のひとつとして考えられた供試体圧縮成型時の残留応力を除荷した供試体を用いたデータの拡充を行うことよって、供試体圧縮成型時の残留応力の影響はないことを確認した。 ・第 2 次取りまとめにおける緩衝材の比熱については、熱伝導率、熱拡散率をそれぞれ、線・点熱源法により測定し、両者の関係から求めてきた。しかしながら、それぞれの測定手法の違いから同一供試体にて測定できないという問題を有しており、データのばらつきなどの要因になることも考えられた。したがって、熱物性測定手法の標準化のための基盤情報として、熱伝導率および熱拡散率を同時に、かつ、場を平均的に測定できる面熱源法を用いて、これまでに用いられた測定手法との比較を通じた標準的な緩衝材の熱物性測定手法に係る評価を実施し、熱伝導率に関して、各測定手法におけるデータの違いはないことを確認した。また、各測定手法から得られた熱伝導率を用いて含水比との関係式を提案した。さらに、緩衝材の比熱と含水比の関係式を提案した。</p>	<p>・第 2 次取りまとめにおける膨潤応力測定手法については、供試体縦横比（スケール効果）を変えることよって、膨潤応力が変化することを確認した。この結果を踏まえ、膨潤応力測定手法の標準化のための基盤情報として、スケール効果による膨潤応力へ与える影響因子のひとつとして考えられた供試体圧縮成型時の残留応力を除荷した供試体を用いたデータの拡充を行うことよって、供試体圧縮成型時の残留応力の影響はないことを確認した。 ・第 2 次取りまとめにおける緩衝材の比熱については、熱伝導率、熱拡散率をそれぞれ、線・点熱源法により測定し、両者の関係から求めてきた。しかしながら、それぞれの測定手法の違いから同一供試体にて測定できないという問題を有しており、データのばらつきなどの要因になることも考えられた。したがって、熱物性測定手法の標準化のための基盤情報として、熱伝導率および熱拡散率を同時に、かつ、場を平均的に測定できる面熱源法を用いて、これまでに用いられた測定手法との比較を通じた標準的な緩衝材の熱物性測定手法に係る評価を実施し、熱伝導率に関して、各測定手法におけるデータの違いはないことを確認した。また、各測定手法から得られた熱伝導率を用いて含水比との関係式を提案した。さらに、緩衝材の比熱と含水比の関係式を提案した。</p>

(3) -人工バリアの性能保証に関する基盤情報整備-

課題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
(a) 人工バリア等の性能保証に関わる基盤情報の整備	<ul style="list-style-type: none"> わが国において想定される幅広い地質環境を考慮して人工バリアの設計要件とそれを満たすための製作・施工方法および品質管理項目を概略的に整理した。 	<ul style="list-style-type: none"> オーバーバック、緩衝材、埋め戻し材、プラグ、坑道・処分孔に関する性能保証項目（案）を抽出して整理した。これら保証項目（案）に対する評価内容を検討し、さらに具体的な評価方法、データベース、実験方法などについて整備状況を整理した。 処分場の構成要素ごとに性能保証項目の抽出・整理、課題、評価方法、評価ツール等の整理ができた。これにより、第2次取りまとめでは実施されていない、国による安全規制などの策定および実施主体が進める処分事業へ資するための基盤情報（個別研究の成果の反映先）として、ひとつの体系的な整理へのアプローチを提示できた。
(b) 人工バリア性能確認に関わる基盤情報の整備	<ul style="list-style-type: none"> 処分場の管理の観点からの整理が行われており、各段階における取得すべき情報の内容と計測項目の概要が示されている。人工バリア性能確認に関する計測項目、計測技術に関する具体的な検討はない。 	<ul style="list-style-type: none"> 人工バリア性能確認モニタリングの考え方、計測項目、計測技術に関する情報を整理し、既存の計測項目、計測技術に関する情報を第2次取りまとめ段階における知見よりも充実させた。
(c) 人工バリアの定置精度に関わる検討・基盤情報の整理	<ul style="list-style-type: none"> 緩衝材ブロックの継目に関する水理的、力学的性質について調査を行い、特に問題は無いとしている。熱的影響に関する解析評価が行われているが、人工バリアの長期挙動への影響評価は検討されておらず、緩衝材は均一に膨潤し隙間は埋められているものと仮定している。 	<ul style="list-style-type: none"> 第2次取りまとめでは実施していない人工バリア性能への隙間影響の確認およびデータの取得を行い、本研究での試験条件の範囲に限定されるが、施工時のすきまの人工バリアへの影響が無いことを確認した。これらは遠隔により施工された結果ではないが、人工バリア搬送定置設備の定置精度などの要求性能を策定するための情報として、活用が可能である。

(4) -変形・変質等の長期挙動- 緩衝材の力学的変形挙動

課題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
(a) 緩衝材力学モデル及びパラメータの選定とその適用性確認	<ul style="list-style-type: none"> ・関口-太田モデルによるオーバーパットの自重沈下解析を実施したが、構成モデルの適用性は確認していない。 	<ul style="list-style-type: none"> ・既存の粘性土構成モデルを体系的に整理し、関口-太田モデルと足立-岡モデルを選定した。解析の評価対象によって適切なパラメータ設定方法があることを確認した。また、腐食膨張模擬試験により2つのモデルが緩衝材構成モデルとして適用性を有していることを確認した。
(b) 緩衝材の力学的挙動における限界状態及び安全裕度の把握	<ul style="list-style-type: none"> ・関口-太田モデルによるオーバーパットの自重沈下解析の結果、10,000年後の沈下量は設置方式で5.1mmであった。 ・緩衝材を弾塑性体とみなしてオーバーパット腐食膨張解析を行ったところ、応力状態は全体的に安定した状態であることを確認した。 	<ul style="list-style-type: none"> ・関口-太田モデルおよび足立-岡モデルを用いてオーバーパットの自重沈下解析を行ったところ、1万年後の沈下量はおよそ34mmとなり、第2次取りまとめの結果の7倍程度となった。また沈下量を最も大きく見積もる解析を行った結果、1万年後で100mm、10万年後で120mm程度になることが明らかとなった。 ・腐食膨張解析について、関口-太田モデルおよび足立-岡モデルを用いて解析した結果、第2次取りまとめと同様、緩衝材の応力状態から全体的な破壊には至らないことが明らかとなった。
(c) 処分地の環境条件を考慮した緩衝材の力学的変形挙動の評価		<ul style="list-style-type: none"> ・人工海水、幌延の深地層の研究施設計画で採取された地下水、NaCl溶液(0.2, 0.4および0.8mol/l)を用いた緩衝材要素試験を実施し、モデルのパラメータ設定に必要なデータを取得中である。
(d) 周辺岩盤との力学影響を考慮した連成評価モデルの構築		<ul style="list-style-type: none"> ・緩衝材を関口-太田モデル、岩盤をコンプライアンス可変型構成方程式で表現する岩盤/緩衝材連成解析手法の構築に取り組んでいる。
(e) モデルのパラメータ設定に必要なデータについてのデータベース構築		<ul style="list-style-type: none"> ・緩衝材の構成モデルのパラメータ設定に用いる取得済みの試験データは、緩衝材の基本特性データベースにおいて公開のための準備を行った。

(5-1) -変形・変質等の長期挙動- 岩盤の力学的変形挙動

課題	第2次取りまとめ	第2次とりまとめ以降
(a) 長期への外挿	<ul style="list-style-type: none"> 長期への外挿方法の検証については、第2次取りまとめでは検討していない。 	<ul style="list-style-type: none"> 長期を対象とした構成方程式の検証概念の一例を示し、地圧現象が、岩盤の長期挙動に対するナチュララアログ的手法として有望であり、処分事業における千年・万年といった長期の不確実性を補完する方法の1つになりうることを示した。 健全な結晶質岩（事例：カナダ盾状地）では、空洞は裸孔で長期に自立する可能性が高い。堆積岩（事例：幌延）では、裸孔で長期的な健全性は望めない場合が多く、工学的対策や空洞の閉塞を前提とした設計が必要である。
(b) 地質環境特性の理解	<ul style="list-style-type: none"> 文献調査より、日本における一般的な堆積岩（SR-A～E）、結晶質岩（HR）における物性を区分した。 具体的地質環境を対象とした一連の手法は、第2次取りまとめでは検討されていない。岩盤の種類によらず適用できるものである。 	<ul style="list-style-type: none"> 幌延の深地層の研究施設計画の地上からの調査段階を対象として、岩盤の長期力学挙動予測に必要な実データ（強度特性、変形特性、コンプライアンス可変型構成方程式の定数 n, m）を取得・蓄積し、力学的・粘弾性的特徴の把握を試みた。 幌延の研究所周りに分布する稚内層硬質頁岩は、場所や深度によって特性が異なり、一概にSR-A～SR-Eに区分することは困難であるが、全体としてはその範疇に入っている。つまり、実際の地質環境を対象とした場合は、その場所毎に岩盤の特徴を捉え適切な岩盤モデルを構築する必要があり、そのための十分な調査が必要であることを確認した。
(c) 評価モデルや評価手法の高度化	<ul style="list-style-type: none"> SR-C（力学物性）、深度500m、等方等圧（初期応力）、降水系・弾性体（緩衝材）の条件下で、コンプライアンス可変型構成方程式を用いた岩盤の長期挙動予測を、横置き式処分坑道を対象に実施した。 	<ul style="list-style-type: none"> 幌延の深地層の研究施設の深度450mを一例とし、第2次取りまとめより、新たに偏圧下、縦置き式処分孔、幌延の地下水における緩衝材（弾塑性体）の力学特性を考慮した、岩盤の長期力学挙動評価を実施した。 処分孔を対象とした長期予測解析の実施する場合は、応力状態が複雑であるため、3次元モデルなどで坑道掘削時の応力履歴を考慮する必要がある。 偏圧下では、岩盤を連続体として見なした検討だけでなく、局所的な破壊が生じ可塑性があるため、それらを考慮した設計が必要となる。 緩衝材の長期健全性を評価するにあたっては、岩盤、緩衝材のクリープ、オーバーパックの腐食膨張・沈下、緩衝材の膨潤圧などを考慮した連成評価手法の構築は望ましい。人工バリアの健全性を前提とする場合、オーバーパックの腐食膨張、緩衝材の膨潤圧といった内圧効果を考慮しない本解析手法は、岩盤の長期力学挙動の評価をずる上では安全側と言える。

(5-2) -変形・変質等の長期挙動- 岩盤の力学的変形挙動

課 題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
<p>(d) 処分場の設計や長期健全性評価に影響を及ぼす要因の抽出</p>		<ul style="list-style-type: none"> ・以下、第2次取りまとめでは検討していない、処分場の設計や長期健全性評価に影響を及ぼす要因を、幌延の研究所用地に分布する稚内層硬質頁岩に対する検討を通して抽出した。 ・堆積岩においては、内圧効果によりニアフィールド岩盤の長期力学的変形挙動を抑制する。つまり、掘削後早期に工学的対策で内圧を与え、長期の力学的安定性を改善可能であることがわかった。 ・処分孔（無支保）については、掘削から定置までの岩盤クリープ挙動を考慮した詳細な設計・施工方法を検討する必要がある。 ・堆積岩において、空洞の安定性、隔離性能を維持するためには、支保工やそれに替わる工学的対策により、掘削後初期の段階で内圧を与え、剛性低下領域の発生を抑制するとともに、支保工の長期的な劣化を考慮し、埋戻材・緩衝材の膨潤、オーバークックの腐食膨張などによる反力（空洞の閉塞）を前提とした設計が必要となる。 ・自己回復特性は、堆積岩に見られる特性で、空洞周辺の剛性が低下した領域の力学・透水特性が長期的に回復する可能性を示唆しており、剛性低下領域の安全性の保証を示唆するもので、処分事業において調査すべき特性といえる。 ・乾湿繰返し特性は、岩盤の種類によって異なり、特に稚内層硬質頁岩のような堆積岩においては敏感であり、施工時の切羽の安定性など考慮して詳細な処分施設の設計・施工方法を検討する際に、調査しておく必要がある。 ・廃棄体からの熱の影響については、稚内層硬質頁岩においては限られた室内試験からではあるが、考慮の必要が無いことを示唆する結果が得られたが、岩盤の種類によっても異なることから、処分事業においては、調査すべき課題であると言える。

(6) -変形・変質等の長期挙動- 緩衝材の流出・侵入挙動

課題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
(a-1) 侵入現象データ取得	<p>・本来複雑である実際の岩盤の割れ目を平行平板として模擬し、時間と割れ目内への緩衝材の侵入距離との関係について、降水系地下水条件における一部データを取得した。これにより、割れ目内への緩衝材の侵入距離は、時間の平方根に比例し、割れ目開口幅が大きいほど、また、ペントナイト含有量が多いほど大きくなる傾向を把握した。</p>	<p>・第2次取りまとめでは、時間と割れ目内への緩衝材の侵入距離との関係データしか得られていなかったが、降水系地下水条件のデータの充足に加え、新たに海水系地下水条件のデータを拡充したことにより、両者の挙動を比較することが可能となった。これらの結果により、海水系地下水条件においては緩衝材の割れ目内への侵入が顕著でないこと、また、イオン強度が大きいほど割れ目内への緩衝材の侵入が抑制される傾向を把握した。これにより、侵入現象で留意しなければならぬ環境条件は、降水系地下水条件であることが示唆された。</p>
(a-2) 侵入現象モデル化	<p>・緩衝材の侵入現象を拡散現象として取扱ひ、膨潤性粘土の移動論に基づき、緩衝材の膨潤圧と粘性抵抗を用いて、固相拡散係数を設定することにより、モデル化を行った。</p> <p>・(a-1)より得られた割れ目内への緩衝材の時間と侵入距離の実験結果と、モデルに基づく数値解析との比較を行い、解析によって侵入現象の割れ目開口幅依存性を表現できることを確認した。</p>	<p>・第2次取りまとめでは、侵入現象のモデルに用いられる緩衝材の物性データに関して、低密度域のデータが取得されていなかったことから、高密度域からの外挿値や推定値によって低密度域の物性データを評価していたが、物性データの拡充や見直しにより、モデルの評価精度の向上が図られた。</p> <p>・第2次取りまとめでは得られていなかったX線CTなどによる緩衝材の割れ目内の侵入密度のデータを取得したことにより、現象理解が進み、これらのデータとモデルに基づく数値解析との比較によってモデルの適用性が確認でき、モデルの信頼性が向上された。</p>
(b) 浸食現象データ取得	<p>＜降水系地下水条件＞</p> <p>・割れ目内の侵入ベントナイトに対して流水場を与え、侵入ベントナイト形状の変形の有無を観察することにより、定性的に浸食が発生する臨界流速を評価した。</p>	<p>＜降水系地下水条件＞</p> <p>・第2次取りまとめでは、観察によって定性的に浸食コロロイドが発生する臨界流速を評価したが、元素分析による評価手法の採用により、定量的に評価が行え、評価の信頼性が向上した。また、データの拡充によって、生成するコロロイドの粒子径に関する知見が得られたとともに、コロロイドが生成する臨界流速が第2次取りまとめの評価よりも小さい流速場である可能性が示唆された。</p> <p>＜海水系地下水条件＞</p> <p>・第2次取りまとめでは整備されていなかった海水系地下水条件のデータを取得したことから、海水系地下水条件では降水系地下水条件よりも浸食現象が抑制される傾向にあることを把握した。</p>

(7) -変形・変質等の長期挙動- 人工バリアの変質・劣化挙動

課題		第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
(a) 鉄腐食生成物共存下での緩衝材の変質挙動に関わるデータの充足	(c) 緩衝材の長期安定性に関する評価	<p>既存文献やデータをもとに、基本的に緩衝材の長期的な変質・劣化は顕著ではないと判断し、緩衝材性能が長期的にも維持され得ると評価した。セメント影響についても、低アルカリセメントの使用により影響を回避できるとした。</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・鉄粉共存下、常温における比較的長期（6年間）の室内試験を実施し、緩衝材のFe型化に関するデータを取得した。また物質移行-化学反応を連成させた解析コードを用い、緩衝材のFe型化に関する長期評価を行ない、Fe型化に要する期間を解析的に推測した。室内試験、解析、ナチュラリアナログの知見を総合すると、鉄腐食生成物共存下での緩衝材の変質として、Fe型化の発生が最も高い。 ・海水条件下で炭素鋼と4年間接しているも、緩衝材の自己シール性は維持されていることを確認。 ・高アルカリ条件下でのスメクタイトの溶解挙動が明らかになり、溶解速度式および速度定数を導出。 ・緩衝材の長期安定性評価と性能評価上の取扱いに関するフローを作成した。このフローをもとに、性能評価上の重要性を考慮し、温度、人工バリア材（炭素鋼）との相互作用、セメントとの相互作用の3つに着目した。この3つの影響について、地質環境である岩盤の種類と組み合わせた4ケースを想定し、既往の緩衝材変質に関する知見に基づき長期安定性を概略的に評価した。その結果、定性的ではあるが、緩衝材の長期安定性にとって重要な環境（100℃以下、低K⁺濃度、硬岩、但し軟岩の場合は支保工として低アルカリセメントを使用）を抽出できた。 ・これらにより処分場の設計において人工バリアシステムの長期挙動健全性を確認する上で必要となる長期的な緩衝材の変質・劣化に関わる現象理解が進み、長期予測のための基本データが整備された。
(b) 高アルカリ条件下での緩衝材の変質挙動に関わるデータの充足			

(8) -熱-水-応力-化学連成挙動-

課 題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
<p>(a) 物性の整理と、実際の地質環境を想定した解析モデルの構築</p>	<ul style="list-style-type: none"> 熱-水-応力連成挙動における重要な物性を整理し、解析モデル・コード (THAMES) を作成した。 	<ul style="list-style-type: none"> 熱-水-応力-化学連成挙動における現象の相関関係を整理し、連成モデルの作成を行った。 作成した連成モデルに基づき、熱-水-応力連成解析コード (THAMES)、移流分散解析コード (Dtransu3D-EL)、および地球化学解析コード (PHREEQC) の連携により、プロトタイプ・コードを開発した。
<p>(b) 開発したコードに基づく解析・評価</p>	<ul style="list-style-type: none"> 熱-水-応力連成挙動解析に必要な物性値について、実験などを通じて取得し、またベントナイトの諸物性について計算のためのパラメータを設定した。 釜石原位置試験による検証解析や第2次取りまとめで提案した処分場レイアウトにおいて解析を実施した。 地球化学については、PHREEQEで解析を行った。 	<ul style="list-style-type: none"> 室内連成試験を実施し、連成現象に関わる物性値の取得を行うとともに、熱-水-応力-化学連成モデルの一部検証を行った。 軟岩系および海水系の地質環境情報を整理し、プロトタイプ・コードで解析するために必要な計算パラメータの設定を行った。 プロトタイプ・コードを用いて、塩の蓄積 (緩衝材における海水浸潤) に関する解析やユッカマウンテンにおける坑道規模加熱試験 (DECOVALEX) に対する検証解析、第2次取りまとめで提案した処分場レイアウトを用いた熱-水-化学解析を実施し、第2次取りまとめにおける緩衝材最高温度、再冠水時間や緩衝材の pH の解析結果の妥当性を示した。

(9) -人工バリア性能の維持限界条件に関する研究- 緩衝材ガス透気回復挙動

課 題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
(a) 海水系地下水条件下におけるデータの拡充	<ul style="list-style-type: none"> 降水系地下水条件下における透気特性データの取得により、有効粘土密度とガス有効浸透率、破過圧力との関係や膨潤応力と破過圧力との関係を整理した。 	<ul style="list-style-type: none"> 第2次取りまとめでは、降水系地下水条件下での透気特性データに限られていたが、実際の地質環境条件を考慮したデータを拡充するという観点から、人工海水および幌延地下水を用いた試験による一部データの取得を行った。これにより降水系地下水でのデータと顕著な違いが見られないことを確認した。
(b) X線CT法の適用性検討		<ul style="list-style-type: none"> ペントナイト中のガス移行挙動メカニズムを把握するための補完的な手法として、X線CTの適用可能性を確認するとともに、選択的移行経路の形成によるガスの移行挙動を推定した。
(c) ニアフィールド評価に適用し得るガス移行挙動モデルの検討	<ul style="list-style-type: none"> 特性の異なるバリアの組み合わせ全体に対してガス／水の移行解析が可能なツールとして実績などもあった二相流解析コード（TOUGH2）を選定した。 	<ul style="list-style-type: none"> 国内外におけるモデル開発状況ならびに国際共同研究（GAMBIT Club）の成果を整理するとともに、現時点で利用可能であり、かつペントナイト中のガス移行挙動を表現可能と考えられるモデルとして、改良型 TOUGH2 および GAMBIT-GWS モデルを抽出した。
(d) 改良型 TOUGH2コードの妥当性検討		<ul style="list-style-type: none"> 第2次取りまとめで用いられた二相流解析コード（TOUGH2）は、応力による透過性的変化を考慮していないなどの問題を有していたことから、これらを踏まえて改良を行ったモデル（改良型 TOUGH2）の妥当性に関する検討を行った。その結果、改良型 TOUGH2 コードによる解析結果は、課題はあるもののガス移行試験結果を再現可能なことを確認した。
(e) ガス発生速度に対応した人工バリア性能の検討	<ul style="list-style-type: none"> Darcy 二相流モデルを基礎とした二相流解析コード（TOUGH2）により、腐食速度を $10\mu\text{m y}^{-1}$ とした場合の影響を概略的に評価し、ガス発生による人工バリアへの構造力学的影響や間隙水の排水に伴う核種移行の促進に対する影響はほとんどないことを確認した。 	<ul style="list-style-type: none"> 改良型 TOUGH2 の妥当性検討ならびにオーバーパック腐食挙動研究の成果を踏まえ、腐食速度をパラメータ（0.1, 1.0 および $10\mu\text{m y}^{-1}$）として、ガス発生速度に対応した人工バリア性能の検討を実施した。その結果、腐食速度が $10\mu\text{m y}^{-1}$ 以下であれば、ガス発生による人工バリア性能への影響はほとんど問題ないことを確認した。

(10) -人工バリア性能の維持限界条件- 人工バリアせん断応答挙動

課 題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
(a) 模型試験による実測データの取得	・スウェーデンにおける研究結果から緩衝材厚さに対する岩盤のせん断変位量を換算すると、緩衝材厚さ0.7mの場合、0.2m程度の岩盤のせん断変形に対してはオーバerpакクの破壊の可能性は低いと考えられる。	・人工バリアの1/20縮小モデルに、緩衝材厚さの80%にあたる40mmの断層変位と変位速度100mm/secのせん断を加える実験を行って、土圧や間隙水圧の実測データを取得した。実施した模型実験においては、オーバerpакクは緩衝材中で回転し、損傷を受けていないことが確認された。
(b) 解析による評価手法の確立		・模擬試験に対する数値解析を行ったところ、修正 Cam-clay モデルを用いた計算により、緩衝材の力学的挙動の傾向性を表現できることがわかった。

(11) -ナチュラルアナログ研究-

課 題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
炭素鋼の長期腐食挙動評価	・人工バリア材料の長期健全性を示す事例の蓄積を提示	<ul style="list-style-type: none"> ・鉄の長期腐食挙動について、これまでデータがほとんど存在しなかった1,000年規模の考古学的試料の分析から、弱酸化性から還元性環境での腐食速度事例結果が示され、第2次取りまとめで想定された1,000年後の腐食量が、10倍以上保守的に評価されていることが分かった。 ・埋め戻し後の処分場環境を考慮すると、不飽和期間の初期には酸化性雰囲気の影響を受け、最終的には還元環境になることにより腐食量が少なくなる傍証データが得られた。 ・弱酸化雰囲気でも腐食環境因子の濃度によっては、孔食が発生する可能性がある。

(12) -閉鎖技術-

課 題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
(a) 粘土プラグの原位置実規模試験の評価および止水性能評価手法の確立	<ul style="list-style-type: none"> 要素としての粘土プラグの実規模原位置試験 (TSX 試験) により、結晶質岩系岩盤においてプラグを施工できることを提示した。 	<ul style="list-style-type: none"> 施工されたプラグの閉鎖性能に関する検証データを取得し、低透水性を確認するとともに、解析によって EDZ を含めたプラグ設置部の物質移行挙動を表現することができた。原位置試験を行ったカナダの花崗岩の場合、EDZ が選択的物質移行経路になることが示された。
(b) 塩水環境の影響を考慮した埋め戻し材の基礎情報整備	<ul style="list-style-type: none"> ベントナイト含有率をパラメータとした膨潤と透水性に関するデータなどから埋め戻し材の仕様を想定しその施工性などを示した。 	<ul style="list-style-type: none"> 坑道内の隙間が生じた場合にも、隙間を充填すると同時に、低透水性、膨潤圧・剛性などの性能を保持する必要性があることから、埋め戻し材の隙間充填性能に着目した基礎試験を実施した。その結果、膨潤特性は、降水系地下水条件下よりも海水系地下水条件下のときに小さいことが示され、これは試験水のイオン強度の影響であることが示された。しかしながら、海水系地下水条件下でも降水系地下水条件下と同様、第2次取りまとめで示された埋め戻し材の概念であるズリを基本とする材料にベントナイトを含有することにより、膨潤性が期待できるとことが分かった。
(c) 具体的な閉鎖性能のシナリオの構築、閉鎖要素の要件検討	<ul style="list-style-type: none"> 埋め戻し材に期待される役割と設計上考慮すべき項目を設定した上で仕様の検討を実施した。 	<ul style="list-style-type: none"> 閉鎖シナリオを対象とした水理解析や Fault ツリー分析を行い、閉鎖シナリオを検討した結果、第2次取りまとめの「母岩を經由して大規模な破砕帯を伴う断層に至る」とするシナリオが妥当であることを示すことができた。
(d) 長孔に対する止水性確保の充填工法の確立		

(13) 低アルカリ性コンクリートの開発

課題	第2次取りまとめ	第2次取りまとめ以降
(a) 低アルカリ性コンクリートの施工性の確認	<ul style="list-style-type: none"> ・支保工材料には鋼製も考えられるが、一般的にはコンクリート製が多い。 ・支保工コンクリートは、吹付けを主体とした現場施工方式とセグメント方式に対応可能とする。 	<ul style="list-style-type: none"> ・場所打ち高流動コンクリートは、工場でセグメントを製作して打込み性能を確認した。 ・吹付けコンクリートは、地上で模擬施工を行って OPC と同等の吹付け性能を確認した。
(b) 低アルカリ性コンクリートの品質変動の把握		<ul style="list-style-type: none"> ・石炭種などによるフライアッシュの品質変動は、同一の火力発電所から入手することにより、コンクリート混練時の高性能 AE 減水剤の調整で対応可能と考えられる。 ・ HFSC424 を用いた吹付けコンクリートは、幌延の深地層の研究施設の基本計画時において設定した設計基準強度をほぼ満足した。
(c) 低アルカリ性コンクリートの耐久性の評価		<ul style="list-style-type: none"> ・ pH が最も低下し腐食の進行が早いと考えられる HFSC226 は、場所打ちコンクリートを海上飛沫帯に暴露すると、OPC と異なり埋込鉄筋には腐食が確認された。
(c) 低アルカリ性コンクリートの目標品質の達成	<ul style="list-style-type: none"> ・ 地下処分施設にコンクリートを残置すると、地下水の pH が上昇し、緩衝材や周辺地盤に影響を及ぼす可能性がある。 ・ そこで、pH11 以下を目標とする低アルカリ性セメントの研究が開始されている。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ HFSC226 を 65℃ で 60 日浸漬すると pH は 11 以下に低下することを確認した。 ・ HFSC424 による pH の低下は 65℃ では速いが、常温では遅く、目標とする pH11 以下になるには長時間を要することが分かった。一方、モデル解析による pH 低下挙動の評価に見通しを得た。

用語の説明

安全機能

地層処分の長期的な安全性を確保するために多重バリアシステムが有する機能。第2次取りまとめでは、ガラス固化体に期待する安全機能、緩衝材に期待する安全機能および母岩に期待する安全機能を整理している。

安全評価

地層処分システムが安全上受け入れられるものか否かを判断するため、システムの将来挙動の予測を踏まえた人間とその生活環境への影響に関する解析結果を放射線の影響を表す適切な線量などの指標を用いて示し、安全基準と比較する。なお、安全評価において実施する一連の解析を安全評価解析という。

H17 取りまとめにおいては、安全評価および性能評価に係る研究全般を総称して安全評価という表現を用いている。

なお、性能評価とは、地層処分システム全体、あるいはその要素である個別システムが有する機能について解析した結果を適切な基準と比較し、その性能について定量的に評価することをいう。解析の対象が地層処分システム全体で、比較の基準が安全性に関するものである場合には、性能評価は安全評価と同義である。(専門部会報告書に一部加筆)

移行

岩石媒質あるいは、その他の固体物質を通過して物質が移動すること。たとえば放射性核種の岩盤中の移行。(国際原子力機関放射性廃棄物管理用語集から引用)

オーバーパック

ガラス固化体を包み込み、ガラス固化体に地下水が接触することを防止し、地圧などの外力からガラス固化体を保護する容器。人工バリアの構成要素の一つ。候補材料は炭素鋼などの金属である。(専門部会報告書から引用)

概要調査地区

応募区域及びその周辺地域についての文献調査結果に基づき原環機構が選定する地区をいう。概要調査地区では、ボーリング調査、地表踏査、物理探査等の地表からの調査(概要調査)が行われる。(原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用)

化学的緩衝性

緩衝材の特性の一つで、地下水と緩衝材中の鉱物との化学反応により、元の地下水のpHや酸化還元性などの化学的性質を地層処分にとってより好ましい条件に緩衝する特性をいう。

(原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用)

緩衝材

オーバーパックと岩盤の間に充填し、地下水の浸入や放射性物質の溶出・移行を制御するもの。さらに岩盤の変位を物理的に緩衝するクッションの働きや、地下水の水質を化学的に緩衝して変化を抑える働きをもつ。人工バリアの構成要素の一つ。候補材料はベントナイトなどの粘土である。(第2次取りまとめから引用)

掘削影響領域

岩盤が、掘削の影響を受け、初期の性質から変化している領域をいう。一般に、破壊特性や変形特性などの力学特性、透水係数などの水理特性、あるいは空気の侵入により地下水の酸化還元電位などの地球化学特性が変化することが想定される。(原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用)

結晶質岩

マグマが冷えて固まってできた火成岩（例：花崗岩）および既存の岩石が熱や圧力によって変化してできた変成岩（例：結晶片岩，片麻岩）をいう。

原位置

地下であるがままの状態を意味し，地層処分場を建設する場と本質的に同等な地質環境のこと。（廃棄物処分・環境安全用語辞典（1999）から引用）

建設・操業・閉鎖

建設は，廃棄物定置のための地下施設（地下坑道群）と地上施設を構築することを指す。操業はガラス固化体の受け入れ，廃棄体や緩衝材の搬送・定置，さらにその後に行われる処分坑道，主要坑道の埋め戻し作業を指す。閉鎖は，連絡坑道，アクセス坑道およびボーリング孔を埋め戻し，さらに地上施設の解体・撤去を指す。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

坑道離間距離

隣接して掘削される連絡坑道や処分孔坑道の中心間距離をいう。空洞の力学的安定性や廃棄体からの放熱による緩衝材の熱変質防止などの観点から，適切な坑道離間距離が設定される。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

コロイド

溶存状態（分子）よりも大きく懸濁状態よりも小さな粒子サイズを有する物質の状態。コロイド粒子は 10^{-6} ～ 10^{-3} mm（1nm～1 μ m）の大きさを持ち，水などの液体中に浮遊し，容易には沈まない。（IAEA：Radioactive Waste Management Glossary: 2003 Edition から引用）

コロイドろ過（フィルター効果）

飽和圧縮したベントナイトが有する微細な間隙構造により，コロイド粒子がトラップされ，コロイドの透過が防止されること。（第2次取りまとめから引用）

最終処分施設

高レベル放射性廃棄物の地層処分（最終処分）を行うために必要な，ガラス固化体の搬送用の設備，埋設用の坑道，人工バリア（ガラス固化体，オーバーパック，緩衝材の総称）を含む一群の施設をいう。（原子力発電環境整備機構 処分場の概要から引用）

最終処分施設建設地

精密調査により地層の物理的及び化学的性質が最終処分施設の設置に適していることが明らかになった精密調査地区内において，最終処分施設を建設しようとする地点をいう。（原子力発電環境整備機構 処分場の概要から引用）

酸化還元性

物質を酸化あるいは還元する性質をいう。一般に地下深部は，金属が腐食しにくい等の還元性の環境にあるとされている。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

自己シール性

緩衝材の特性の一つで，地下水の浸入に伴う膨潤によって，周辺岩盤との隙間や緩衝材内に生じた隙間を充填する特性をいう。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

支保工

支保工は、坑道の掘削に伴って力学的に不安定となる坑道周辺の岩盤を施工中から完成後にわたって安定に保ち、掘削作業の安全と完成後の坑道の安全な供用を確保するために設置される構造物をいう。支保部材としては、吹付けコンクリート、覆工コンクリート、コンクリートセグメント、ロックボルト、鋼製支保工等が一般的であり、単独あるいは組み合わせて用いられる。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

収着

固体表面と原子、分子あるいは粒子との反応。一般に、収着には、吸収（固体中の空隙内で広く生じる収着）および吸着（空隙の無い固体表面でおこる収着）が含まれる。収着現象は大きく、化合物の生成を引き起こすと同程度の力（化学結合）による化学吸着とファンデルワールス力などの弱い分子間力による物理吸着に分けられる。（IAEA : Radioactive Waste Management Glossary: 2003 Edition および岩波理化学辞典第5版に一部加筆）

処分パネル

ガラス固化体を埋設する処分坑道群とそれを取り囲む坑道からなる一つの区画をいう。（原子力発電環境整備機構 処分場の概要から引用）

シーリング性能

地層処分システムの全体性能に有意な影響を与えないように、掘削された坑道などを埋め戻し材、プラグおよびグラウトなどによって適切に充填することをシーリングと称し、シーリング性能とはその性質と能力をいう。

人工バリア

ガラス固化体、オーバーパック及び緩衝材の総称。多重バリアシステムの構成要素の一つ。（第2次取りまとめから引用）

精密調査地区

概要調査地区での概要調査の結果に基づき原環機構が選定する地区をいう。精密調査地区では、最終処分施設建設地の選定に向けて、地表からのさらに詳細な調査及び地下の特性などを調べるために地下に調査施設を建設しての調査（精密調査）が行われる。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

操業

処分場へのガラス固化体の受け入れに始まり、オーバーパックへのガラス固化体の封入、廃棄体や緩衝材の地下への搬送・ positioning、その後に行う処分坑道の埋め戻しまでの一連の作業をいう。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

堆積岩

海底や河床などに運ばれた泥や砂などの堆積物や、火山噴出物などが固まってできた岩石（例：砂岩、泥岩）をいう。

断層

岩石の破壊によって生ずる割れ目のうち、面に平行な方向への相対的変位のあるものをいう。断層における変位の大半が集中する領域は、断層主要部（fault core）といわれる。断層主要部には、単一のすべり面のほか、粘土鉱物に富む未固結な断層ガウジ帯、角礫化した変質帯、あるいは著しく硬化したカタクレーサイト帯などが含まれる。また、断層主要部に沿って副次的に形成された地質構造（小断層、脈、割れ目、へき開、褶曲など）がネットワーク

ク化した領域を断層に伴うダメージゾーン (fault damage zone) という。

本報においては、過去数十万年前以降繰り返し活動したことがある断層で、将来も活動する可能性のある断層を活断層といい、活断層より古い時期に活動した断層で、現在や将来にわたって活動する可能性の少ない断層を地質断層という。

(地学事典, 原子力発電環境整備開発機構: 概要調査地区選定上の考慮事項の背景と技術的根拠および Caine, J.S., Evans, J.P. and Forster, C.B. (1996): “Fault zone architecture and permeability structure”, Geology, Vol. 24, No. 11, pp.1025-1028 から部分的に引用)。

地球化学特性

地質環境の化学的な性質をいう。地下水の化学組成, pH, 酸化還元電位などの化学特性や、岩石の化学組成などが該当する。(原子力発電環境整備機構 処分場の概要から引用)

地質環境条件

地層処分の観点からみた地質環境の条件。岩盤や地下水の性質(地質環境の特性)とそれらの長期にわたる安定性(地質環境の長期安定性)にわけてとらえることができる。地質環境の特性としては、人工バリアの設置環境および天然バリアとしての機能の観点から、地下水の流動特性、地下水の地球化学特性、岩盤の熱特性・力学特性および岩盤中での物質移行特性が重要である。

また、地質環境の長期安定性としては、これらの岩盤や地下水の性質に大きな変化を及ぼす可能性のある天然現象(地震・断層活動、火山・火成活動、隆起・沈降・侵食、気候・海水準変動)の発生の可能性やそれらによる影響が重要である。

地層処分システム

適切な地質環境の下に多重バリアシステムを構築することによって、処分された高レベル放射性廃棄物による影響が将来にわたって人間とその生活圏に及ばないようにするための仕組み。(専門部会報告書から引用)

定置

廃棄体や緩衝材を処分坑道内の所定の位置に据えることをいう。(原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用)

天然バリア

放射性物質を閉じ込める機能を期待し、安定で地層処分に好ましい条件をもつ地下深部の岩盤をいう。処分場(多重バリアシステム)の構成要素の一つ。(原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用)

ナチュラルアナログ

廃棄物埋設後の放射性核種の挙動や人工バリアの腐食・変質など、地層処分システムにおいて想定される現象と類似した、自然界で過去に起こった長期的変化に関する現象をさす。

火山から噴出した火山ガラス、古代の遺跡などから発掘される銅鐸、地下に埋設された古い铸铁管などは、人工バリアの候補材であるガラスや金属に類似しているため、これらの地下での長期的な変化を調べることにより、人工バリア中で生じ得る現象の確認および、評価方法の妥当性をチェックすることができる。また、天然の放射性核種を含むウラン鉱床などは、地層処分システム全体のナチュラルアナログの研究の場として利用できる。(専門部会報告書から引用)

ニアフィールド

人工バリアとその設置などにより影響を受けると考えられる人工バリア近傍の岩盤とを合わせた領域。(専門部会報告書から引用)

熱－水－応力－化学連成挙動

廃棄体定置後のニアフィールドにおいて、熱、水理、応力、化学のプロセスが相互に作用して起こる挙動をいう。ニアフィールドでは、ガラス固化体からの発熱に伴う温度変化、周辺岩盤から緩衝材への地下水の浸入、緩衝材の膨潤に伴う応力、地下水と緩衝材の構成鉱物等との化学反応が相互に作用することが想定され、これを同時に取り扱うために熱－水－応力－化学連成挙動のモデル化が行われる。

粘度

液体などのねばりの度合のことであり、物体に加わるせん断応力とせん断ひずみ速度の比で表される。粘度が低いと流動性がよく、粘度が高いと流動性が悪い。

廃棄体

ガラス固化体をオーバーパックに封入したものをいう。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

廃棄体専有面積

空洞の安定性解析や熱解析から求まる坑道離間距離と廃棄体ピッチとの積で表される面積を指し、廃棄体1本が専有する面積とみなす。廃棄体専有面積と処分する廃棄体の総本数の積により、地下施設の概略の規模を見積もることができる。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

廃棄体ピッチ

隣接する廃棄体中心間の距離をいう。廃棄体ピッチと処分する廃棄体の総本数の積により、処分坑道の総延長を見積もることができる。処分孔竖置き方式の場合には「処分孔間隔」ともいう。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

ベントナイト

モンモリロナイトを主成分とする粘土の一種。水を吸収して膨潤する性質およびイオン交換性を持つ。高レベル放射性廃棄物の地層処分では、緩衝材や処分坑の埋め戻し材の原料として用いられる。ベントナイトの膨潤により緩衝材の透水性が低下し、ガラス固化体に地下水が接触するのを防ぐ。また、ガラス固化体に地下水が接触したとしても、緩衝材の透水性が低いために放射性核種の移行が遅延し、イオン交換性により放射性核種が緩衝材に吸着される。（第2次取りまとめから引用）

保守性

地層処分システムの性能評価あるいは安全評価を行う際、安全性に対する判断をより厳しく行うように、解析の前提条件や使用するデータをより安全側に見積もること、モデルの前提や使用するデータをより安全側に見積もることにより、安全性に関する判断を厳しく行えるような性格に保つことをいう。（第2次取りまとめから引用）

モニタリング

周辺環境や、施設からの排気や排水中の放射能のレベルなどを測定することをいう。例えば、地下水位の測定、排気筒から放出される放射性物質濃度の測定などがある。（原子力発電環境整備機構「処分場の概要」の説明資料から引用）

略語の説明

AECL	Atomic Energy of Canada Limited (カナダ原子力公社)
ASTM	American Society for Testing and Materials (米国材料試験協会)
EDZ	Excavation Disturbed Zone (掘削影響領域)
ENTRY	Engineering-scale Test and Research Facility (地層処分基盤研究施設)
HFSC	Highly Fly-ash contained Silica-fume Cement (高フライアッシュ含有シリカフェームセメント；低アルカリ性セメント)
IAEA	International Atomic Energy Agency (国際原子力機関)
ISRM	International Society for Rock Mechanics (岩の力学連合会)
NATM	New Austrian Tunneling Method (NATM 工法)
OECD/NEAO	Organisation for Economic Co-operation and Development / Nuclear Energy Agency (経済協力開発機構／原子力機関)
OPC	Ordinary Portland Cement (普通ポルトランドセメント)
QUALITY	QUantitative Assessment Radionuclide Migration Experiment Facility (地層処分放射化学研究施設)
SKB	Svensk Kärnbränslehantering AB (Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co) (スウェーデン核燃料・廃棄物管理会社)