JAEA-Research
2008-099

深部地質環境の調査解析技術の体系化に関する研究

－平成19年度－
（委託研究）

Study on Systemizing Technology on Investigation and Analysis of Deep Underground Geological Environment, -Japanese Fiscal Year, 2007-
(Contract Research)

小島 圭二*　大西 有三*　渡辺 邦夫*　西垣 誠*
登坂 博行*　嶋田 純*　青木 謙治*　栃山 修*
吉田 英一*　尾方 伸久　西尾 和久

Keiji KOJIMA*, Yuzo OHNISHI*, Kunio WATANABE*, Makoto NISHIGAKI*
Hiroyuki TOSAKA*, Jun SHIMADA*, Kenji AOKI*, Osamu TOCHIYAMA*
Hidekazu YOSHIDA*, Nobuhisa OGATA and Kazuhisa NISHIO

地層処分研究開発部門
結晶質岩工学技術開発グループ

Crystalline Environment Engineering Group
Geological Isolation Research and Development Directorate

March 2009
Japan Atomic Energy Agency
日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ（http://www.jaea.go.jp）
より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構　研究技術情報部　研究技術情報課
〒319-1195　茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,
Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

JAEA-Research 2008-099

深部地質環境の調査解析技術の体系化に関する研究－平成 19 年度－
（委託研究）

日本原子力研究開発機構 地層処分研究開発部門 東濃地科学研究ユニット

小島　圭二[*1]，大西　有三[*2]，渡辺　邦夫[*3]，西垣　誠[*4]，登坂　博行[*5]，嶋田　純[*6]，
青木　謙治[*2]，杤山　修[*7]，吉田　英一[*8]，尾方　伸久，西尾　和久[※]

（2008 年 12 月 12 日受理）

本研究では，地表から地下深部にいたる地質環境を把握するための調査･解析技術の体系化を目標に，(1)「第 2 次取りまとめに基づく深部地質環境の調査・解析技術の実用化にむけた課題に関する研究」, (2)「調査・解析手法の高度化・体系化に関する研究」を実施して次のような成果を得た。

(1)に関しては，とくに①処分技術，②地質環境の分野の課題について，具体的な試験・計測と解析・分析を実施した。また，その成果を踏まえて，③安全評価の分野も加えた中間分野の研究課題を抽出し，ニアフィールドコンセプト(NFC)の再構築に関する具体的な項目を検討した。

(2)に関しては，日本原子力研究開発機構の調査研究計画の中から抽出された課題に基づき，調査・解析の高度化・実用化の研究開発の観点から，従来から実施している基礎的な要素技術の研究・開発の成果を取り込み，より具体的な現場の技術課題に資する研究を実施して，実用化に向けた研究・開発をより進展させた。

また，これらの調査研究の進展とあわせて，日本原子力研究開発機構が実施中の超深地層研究所計画の第 2 段階の当面の課題に関する意見交換を適時おこなった。

本報告書は、社団法人資源・素材学会が日本原子力研究開発機構との委託研究契約により実施した研究成果に関するものである。
東濃地科学センター（駐在）：〒509-6132　岐阜県瑞浪市明世町山野内 1-64
*1 地圏空間研究所　代表（東京大学名誉教授）
*2 京都大学　教授
*3 埼玉大学　教授
*4 岡山大学　教授
*5 東京大学　教授
*6 熊本大学　教授
*7 原子力安全研究協会　処分システム安全研究所　所長
*8 名古屋大学　准教授
※ 技術開発協力員

Study on Systemizing Technology on Investigation and Analysis of Deep Underground Geological Environment, - Japanese Fiscal Year, 2007 -

(Contract Research)

Keiji KOJIMA*[1], Yuzo OHNISHI*[2], Kunio WATANABE*[3], Makoto NISHIGAKI*[4], Hiroyuki TOSAKA*[5], Jun SHIMADA*[6], Kenji AOKI*[2], Osamu TOCHIYAMA*[7], Hidekazu YOSHIDA*[8], Nobuhisa OGATA and Kazuhisa NISHIO※

Tono Geoscientific Research Unit

Geological Isolation Research and Development Directorate, Japan Atomic Energy Agency

Akiyo-cho, Mizunami-shi, Gifu-ken

（Received December 12, 2008）

In this year, the following studies were carried out with the aim of systemizing the technology on the investigation and analysis to understand the deep underground geological environment in relation to the radioactive waste disposal.

(1) The study on the research and development (R&D) subjects which turned to the practical investigation and analysis of deep underground geological environment.

(2) The study on the advanced technical basis for the investigation and analysis of deep underground geological environment.

The results obtained from the studies are as follows:

Regarding (1), the specific investigations, measurements and numerical and chemical analyses were performed particularly for research subjects: ① engineering technology and ② geological environment. Based on the results on (1), ③ tasks of collaboration research on intermediate area between the research fields, including the safety assessment field, were selected. Also redefinition of the NFC (Near Field Concept) were discussed.

Regarding (2), based on the extracted tasks of JAEA (Japan Atomic Energy Agency) research project, the study was implemented considering previous R&D results and detailed research at the research field was carried out. This study contributed to the R&D development for its practical application.

Concurrently, information exchange and discussion on the 2nd phase (the Construction Phase) of the MIU (Mizunami Underground Research Laboratory) research program were often held.

Keywords: Deep Underground, Geological Environment, Geological Disposal, Near Field Concept, MIU (Mizunami Underground Research Laboratory), Safety Assessment

This work was performed by the Mining and Materials Processing Institute of Japan under contract with Japan Atomic Energy Agency.

*1 Geospace Labo, *2 Kyoto University, *3 Saitama University, *4 Okayama University, *5 The University of Tokyo,

*6 Kumamoto University, *7 Radioactive Waste Disposal Safety Research Center, *8 Nagoya University,

※Collaborating Engineer

目　次

Contents

図 目 次

第 2 章

表　目　次

This is a blank page.

はじめに

本研究は，地表から深部にいたる地質環境を効率的かつ合理的に把握するための調査・解析技術の体系化を目標に，現状の技術レベルを評価し，研究開発課題の抽出を行い，各課題の解決に向けた研究開発および調査・解析技術の体系化について以下の二つの観点から検討するものである。

(1)核燃料サイクル開発機構が国に提出した「地層処分研究開発第2次取りまとめ（別名2000年レポート）」[1)]の内容を地質環境，処分技術，安全評価の各観点で評価した結果に基づいて，またその後にまとめられた，「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（2005年）」[2)]などの報告書を参考にして抽出された深部地質環境の調査・解析技術の実用化に向けた研究発課題を対象として，研究を実施する。

(2)東濃地科学センターが実施している深地層の科学的研究の成果および研究計画を踏まえ，広域から局所的なスケールでの浅層・深層地下水の水理・水文，地下水の地球化学・物質移動を効率的かつ合理的に把握するための調査・解析手法の高度化・体系化について検討する。

2000年レポート[1)]は，動力炉・核燃料開発事業団／核燃料サイクル開発機構が，およそ20年間実施してきた，地層処分に関する研究開発成果の集大成であり，そのレポートにより国内での地層処分の実現可能性が示されている。これを受けて「特定放射性廃棄物の最終処分に関する法律」[3)]の制定，これに伴う地層処分の実施主体と資金管理センターの設立，また独立行政法人「日本原子力研究開発機構」の設立と東濃，幌延における深地層の研究施設の建設開始など，地層処分の実施への体制がより具体的に進展し，現在に至っている。

しかしながら，技術面では，これまでの研究開発は，基盤技術，要素研究に重点がおかれた，どちらかというと,サイトを特定していない段階の一般論であり,事例研究的な色彩が強かった。地層処分実現へ向けて，サイトを特定し，地層処分場を建設／操業するためには，“2000年レポート”[1)]に集大成された技術の地質環境への適用性評価や要素技術の体系化など，実用化へ向けた課題は依然として存在する。また従来，縦糸として分野を分けて実施してきた「地質環境」，「処分技術」，「安全評価」の間に横糸を通す，中間分野の課題も多い。上述した，“知識基盤の構築”[2)]で提唱されている，セーフティケースの構築や東濃と幌延で実施中の深地層の研究施設の建設と研究開発には，これらの課題の解決と，実用的な技術の高度化が期待されている。

これらの状況を踏まえて，(1)「深部地質環境の調査・解析技術の実用化に向けた課題に関する研究」を行う「課題グループ」では，昨年度に引き続き，上記の各分野間にまたがる研究開発を視野にいれて，地層処分に関する技術の適用性評価における重点課題を，分野毎に具体的，事例的に抽出して調査・解析を試みる一方，それらの成果に基づいて，分野間にまたがる重要な課題の検討を実施し，従来の分野毎の要素技術に基づいたニアフィールドのコンセプト（NFC）を，長短の時間軸や各分野間の相互作用を重視したコンセプトへ再構築する検討を重ねて，その具体的な検討項目と課題を抽出した。

一方，(2)「調査・解析手法の高度化・体系化」を行う「解析グループ」では，東濃地科学センターの調査研究計画（瑞浪超深地層研究所計画の第2段階計画など）の中から抽出される課題に基づき，瑞浪超深地層研究施設の建設データによる解析も含めて，地下水に関する試験・解析を実施して，技術の高度化へ向けたより具体的な研究開発を実施した。

東濃地科学センターの研究開発も立坑の掘削とそれに伴う試験・研究が実施されており，本調査・研究の成果を反映させて，第2段階の調査研究計画の評価も行いながら，より具体的・実用的な調査・解析技術の高度化・体系化を構築していきたい。

参考文献

1) 核燃料サイクル開発機構:｢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，JNC TN1400 99-020，1999.
・分冊1　わが国の地質環境，JNC TN1400 99-021
・分冊2　地層処分の工学技術，JNC TN1400 99-022
・分冊3　地層処分システムの安全評価，JNC TN1400 99-023
2) 核燃料サイクル開発機構:｢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機構－平成17年度とりまとめ－｣，JNC TN1400 2005-020
・分冊1　深地層の科学的研究，JNC TN1400 2005-014
・分冊2　工学技術の技術開発，JNC TN1400 2005-015
・分冊3　安全評価手法の開発，JNC TN1400 2005-016
3) 法律第百十七号：特定放射性廃棄物の最終処分に関する法律，2000.

（地圏空間研究所　小島圭二）

1. 第2次取りまとめに基づく深部地質環境の調査･解析技術の実用化に向けた課題に関する研究

1.1 処分技術の観点から抽出された深部地質環境の調査･解析技術に関する研究

1.1.1 はじめに

本研究では，地層処分の工学技術の分野において，重点的に取り組むべき研究開発課題を抽出した上で（表1.1.1），具体的な研究開発を実施してきた。

平成19年度の研究では，具体的なサイト特性を視野に入れたニアフィールドコンセプトの再構築を目的として，「深部地質環境の調査」および「安全性評価」の両分野との連携・体系化をより具体的に進めながら下記2項目の研究開発を実施した。

(1) 微小破壊音（AE）計測による掘削影響領域（EDZ）の評価技術の研究
　① 硬岩における各種AEパラメータの詳細検討
　② AEと亀裂進展，EDZ形成メカニズムに関する研究
　③ 亀裂の力学－水理学的連成挙動に着目した評価手法の構築
　　(microseismic monitoring) に関する基礎的検討
(2) 低透水性岩盤に対するフラクチャーシーリング技術の研究
　① 低透水性岩盤におけるグラウト充填機構についての理論的検討
　② 堆積軟岩中におけるフラクチャーシーリング技術の開発
　　（動的限界注入圧とその付加方法に関する検討）
　③ 多次元尺度構成法を利用した3次元水理モデル構築法のシステム化と統合
　　（fracture sealing and groundwater control）

表1.1.1 処分施設の工学技術の体系化に関する課題

処分施設の設計技術の体系化に関する重要研究課題

<u>処分施設の力学的設計体系の確立</u>
■大深度における岩盤の物性・地圧データベースの構築
■各種解析・設計手法の評価と適用方法の体系化
■掘削影響領域の特性化手法と解析・評価法の統合
■立坑の地震時安定性の評価と地下構造物の耐震設計手法の確立

<u>処分施設の水理学的設計体系の確立</u>
■広域・サイトスケール・局所における地下水の流動評価技術の体系化
■低透水性岩盤に対するフラクチャーシーリング技術の開発
■建設・操業時の地下水制御法と長期安定性を有する岩盤グラウト技術の開発

<u>調査技術と設計技術の統合と体系化</u>
■調査ボーリング（方向制御ボーリング）技術の高度化
■力学的・水理学的 MWD・LWD 技術の実用化
■微小破壊音（AE）による調査・計測，設計，モニタリングシステムの研究
■新材料・新素材を用いた計測技術の高度化

1.1.2 AE計測による掘削影響領域（EDZ）の評価技術の開発

1.1.2.1 はじめに

一般に，高地圧化における空洞掘削においては，応力再配分の過程で周辺岩盤内に分布する既存の微小亀裂の開口・進展および新規亀裂の発生によって，掘削影響領域（Excavation Disturbed Zone：EDZ）が形成される。この掘削影響領域の評価は，高レベル放射性廃棄物地層処分場の設計

および安全評価上の重要な課題の一つとなっている。さらに，合理的な処分施設の設計体系を研究する上で，応力評価に基づく空洞設計手法の開発や，空洞掘削時の亀裂の発生・進展を計測により精度良く把握する手法の開発が重要であり，掘削影響領域の評価を軸とした体系的な研究が極めて重要である。

そこで，本研究においては，第一段階として亀裂の発生・進展挙動ならびに岩盤内の応力変化に対して鋭敏な反応を示す岩盤破壊音（Acoustic Emission：AE）に着目して掘削影響領域の評価を行うことを試みた。本研究の全体的なフローを図1.1.1に示した。

本研究では，まず高地圧下に掘削された岩盤地下空洞において採取された岩石供試体に対する高剛性三軸圧縮試験（AE計測を同時に行う）の結果得られた応力－ひずみ曲線を個別剛体要素法の解析（PFC解析）によってシミュレートし，応力経路の各点で観測される岩石の破壊状況（亀裂の発生・進展状況）とAEパラメータ（発生数・周波数・振幅等）との関係を把握してきた。

この検討結果から応力・破壊現象とAEパラメータの関係を検討し，AEデータによる応力変化・破壊過程の評価技術を構築する。本研究の最終的な目標は，この研究成果を基にして現場計測と空洞掘削解析を総合的に体系化することにより，応力に着目した高地圧下における岩盤空洞の設計手法を構築することである。

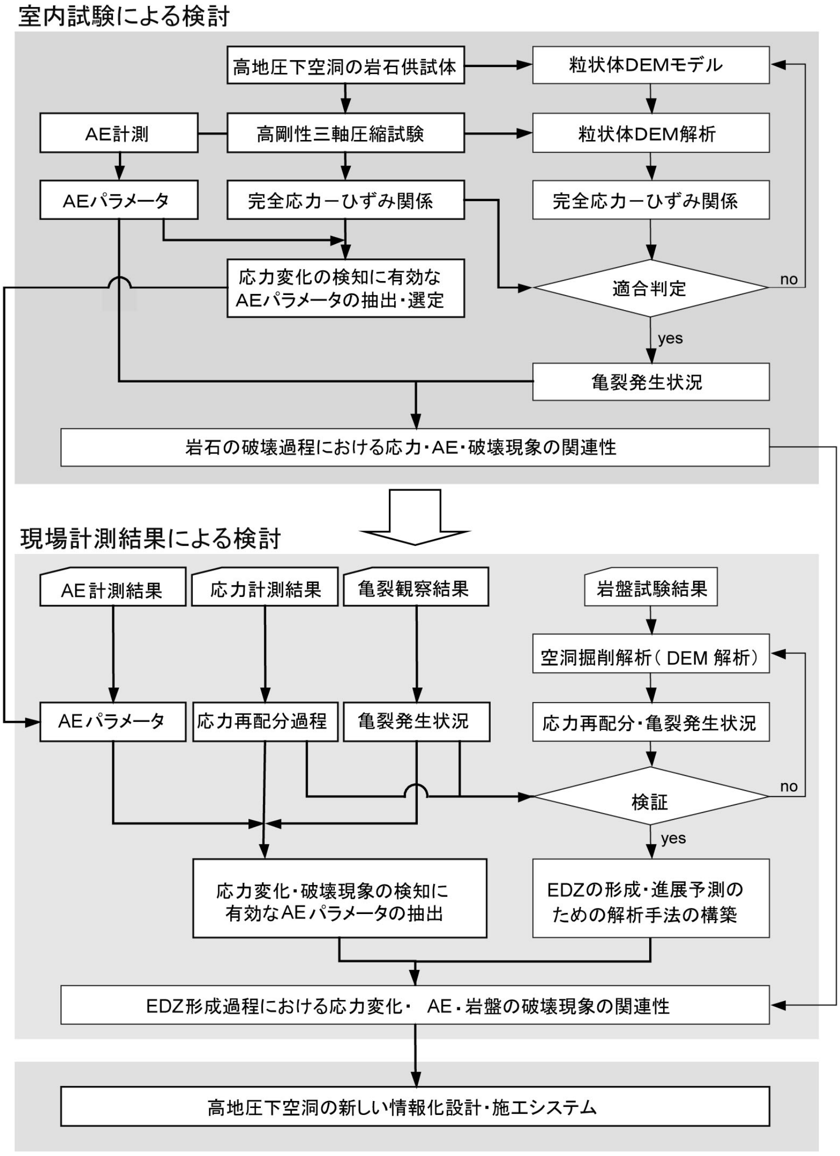


図1.1.1　AE計測による掘削影響領域（EDZ）の評価技術の開発に関するフロー図

1.1.2.2　岩盤の破壊挙動の分析

ここでは，空洞掘削時の周辺岩盤において発生する破壊現象の進展をより定量的に評価する手法を構築するため，原位置で計測されたAEパラメータの挙動と数値解析による応力変化を詳細に対比することにより，岩盤の破壊挙動の分析を行った。

AEパラメータとしてはAE発生数に着目し,FEMにより算定した空洞周辺の岩盤要素における応力径路との関連性について，AE発生およびAE進展の2つの応力レベルとKaiser[1)]らが提唱するスポーリング限界（Spalling limit）の概念を用いて，前項と同様の実際の地下空洞掘削時に計測された原位置岩盤挙動の分析を行った。

(1)　岩石の破壊過程とAE発生の関係

粒状体による個別剛体要素法（DEM）を用いた空洞の逐次掘削シミュレーションを行い，ベンチ掘削の各段階での応力状態や亀裂の発生状況を把握した。また解析結果を計測結果と比較することでその妥当性を確かめ,AEパラメータとの関連性もふまえてEDZの形成および進展の過程について考察を行った。

岩盤を構成する岩石は，微視的に見れば空隙やマイクロクラックなどの潜在的な亀裂を内在する。これらの潜在的な亀裂は，岩石がある応力状態に達した際に進展を開始し，その際にAEを発生する。

既往の多数の室内試験による研究事例[2)~9)]から，岩石の破壊過程とAEの発生の関係については，以下に示す4つの特徴が確認されている。

① 応力レベルが，概ね一軸圧縮強さの0.3～0.5倍を超えた段階でマイクロクラック（AE）が発生し始める[2),3),4),5)]。
② 供試体に発生するマイクロクラックは，主に最大主応力と平行な方向に形成される。これは，体積ひずみの膨張挙動[6)]，顕微鏡による供試体の直接観察[7)]および数値解析（例えば，DEM）結果[8)]からそれぞれ確認されている。
③ 応力レベルが，概ね一軸圧縮強さの0.7～0.8倍を超えた段階でマイクロクラックが互いに連結し始める[6),9)]。
④ 応力レベルがピーク強度に到達した後に，供試体に明確な破断面が形成される。

Martin[5)]は，これらの特徴から，岩石レベルでの応力状態（軸差応力）と亀裂の進展段階の関係を模式的に整理している。図1.1.2に，岩石一軸圧縮試験における応力－ひずみ関係とその載荷過程における亀裂進展のイメージ図を示す。

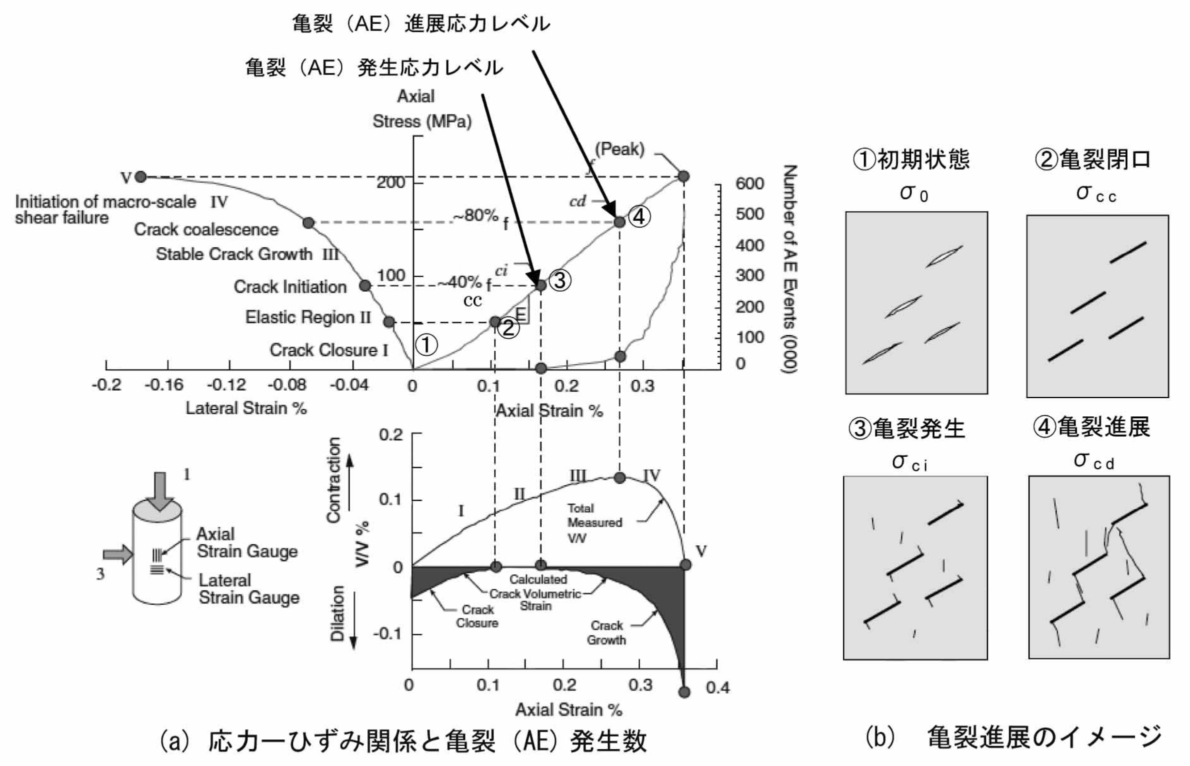


図1.1.2 岩石一軸圧縮試験における応力ーひずみ関係と亀裂進展のイメージ[5)]

ここで，σ_{cc}は既存亀裂が閉口する応力レベルを示し，σ_{ci}は岩石内に新規のマイクロクラックが発生する応力レベル（亀裂発生応力レベル）を示す。σ_{cd}は亀裂同士が連結することによりマクロな亀裂の進展が開始する応力レベル（亀裂進展応力レベル）を示し，最終的にはピーク強度σ_{c}に達して破壊に至る。この一連の載荷過程における岩石からのAEの発生は，まずσ_{ci}において開始し，σ_{cd}に到達すると急激に増加し，ピーク強度σ_{c}付近に到達した時点で最大となっており，載荷過程での亀裂の発生・進展はAEの発生状況と密接に対応している。

ここで示される3段階の応力レベル（亀裂発生応力レベル，亀裂進展応力レベル，ピーク強度）は，岩石における微視的な破壊過程の進展を評価する重要な値となる。

亀裂発生応力レベルは，DEMによる岩石試験のシミュレーション解析において確認された微小な引張亀裂が一様に発生し始める状態を示すものであり，新規の微小な亀裂の発生に伴いAEが発生し始める応力レベル（AE発生応力レベル）に相当する。また，亀裂進展応力レベルは，DEMにおいて確認された複数の亀裂の結合に伴うマクロなせん断破壊が生じ始める状態を示すものであり，マクロな亀裂の進展に伴いAEの発生が急増し始める応力レベル(AE進展応力レベル)に相当する。このAE進展応力レベルは，岩石材料においてマクロな塑性変形が開始する「降伏応力」に対応する。

(2) AE発生応力レベルとAE進展応力レベル

過去の室内岩石試験結果から，応力状態の変化に伴う岩石材料でのAEの発生モードは，その載荷過程に応じて特徴的に変化することが確認されている（図1.1.3)。これらのAE発生モードの変化に対応する規準（しきい値）を設定することができれば，岩盤内の応力状態の変化をAEによって定量的に評価することが可能となる。

Martin[5)]は，三軸応力下でのインタクトな岩石供試体における亀裂発生応力レベル（しきい値）が次式で定義できることを室内試験により確認している。

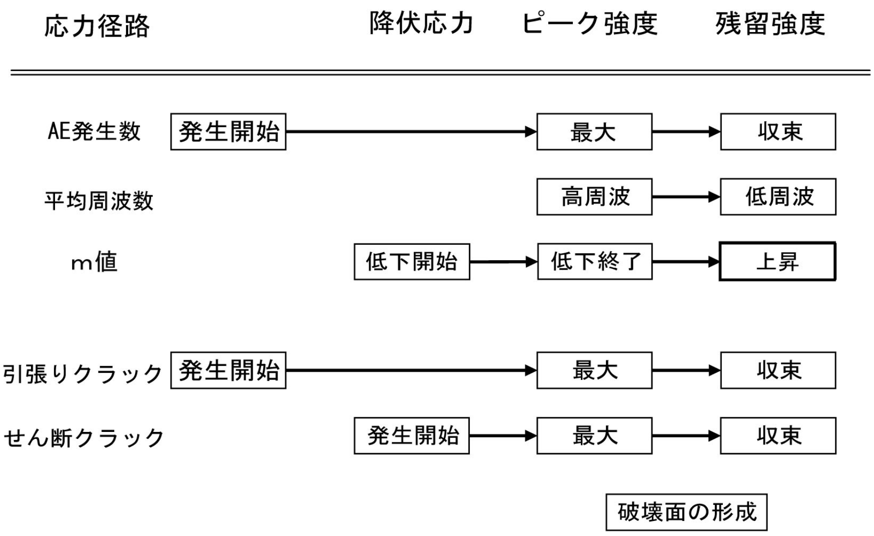


図1.1.3　岩石の載荷過程におけるAEパラメータと亀裂発生挙動

$$\sigma_1 - \sigma_3 = (0.4 \pm 0.05)\,\sigma_c \tag{1.1.1}$$

ここに，σ_cは岩石の一軸圧縮強さを示す。

式（1.1.1）においてσ_cに掛かる定数について，Caiら[10)]は，岩石の場合，粒径が大きい場合では0.4～0.5，小さい場合では0.5～0.6，節理性岩盤の場合，節理密度が低い場合では0.4～0.5，高い場合では0.5～0.6となることを示している。

この岩石における亀裂発生応力レベルの概念を原位置岩盤に適用する場合，原位置では節理や弱層などの不連続面が存在するため，岩盤としての力学特性はこれらの影響を大きく受けることになるため，原位置での力学試験や計測データに基づいて適切なしきい値を設定しなければならない。岩盤内の亀裂発生応力レベルを原位置計測データから分析する場合，取り扱う事象が微視的なマイクロクラックの挙動であることから，岩盤変位計などのひずみ量から分析することは困難であり，AE計測結果を用いることが最も的確であると考えられる。

本研究では,図1.1.2に示した岩石における亀裂の発生および進展と載荷応力との関係を原位置岩盤に拡張して適用するため，式（1.1.1）におけるインタクトな岩石の一軸圧縮強さσ_cを不連続面の影響を包含した岩盤としての一軸圧縮強さσ_{cm}に置き換え，以下の式で一般化して検討を進めることとした。

AE（亀裂）発生応力レベル（σ_{ci}）：

$$\sigma_1 - \sigma_3 = A\ \sigma_{cm} \tag{1.1.2}$$

AE（亀裂）進展応力レベル（σ_{cd}）：

$$\sigma_1 - \sigma_3 = B\ \sigma_{cm} \tag{1.1.3}$$

ここに，σ_{cm}は岩盤の一軸圧縮強さを示し，不連続面が全く存在しない場合，このσ_{cm}は岩石の一軸圧縮強さと一致することとなる。定数AおよびBは,材料特性の影響を受ける低減係数である。

AE（亀裂）発生および進展の各応力レベルが，式（1.1.2）および（1.1.3）のように$\sigma_1 - \sigma_3$空間において線形関係で表わされることについては，Kachanov[11)]，Horii and Nemat-Nasser[12)]，Ashby and Hallam[13)]らにより，マイクロメカニクス理論によって示されている。

ここでの，岩盤としての一軸圧縮強さσ_{cm}および定数A およびB は，対象となる地点毎に設定されるものであり，不均質な地質条件下であれば測点毎に決定する必要がある。そして，これら

の定数を適正かつ普遍的に決定することが，空洞掘削時の計測管理に適用する上で重要となる。
そこで，まず，地下空洞掘削時に原位置でのAE計測を実施した既往の事例を整理し，AE発生および進展の各応力レベル（式（1.1.2）および（1.1.3））における定数A およびB の範囲について分析を行った。

① カナダ原子力公社（AECL）の地下研究施設（URL）

AECLのURLにおける試験トンネルは，地下420mに位置し，長さ46m，内径3.5mの坑道であり，掘削線に沿ってラインドリリングを行い，機械掘削により施工された[14]。URL付近に分布する花崗岩は，硬質で節理等の不連続面が少なく，原位置岩盤の一軸圧縮強さσ_{cm}は150～160MPa程度と報告されており[15]，室内試験から求めた岩石の一軸圧縮強さ（σ_c = 224 MPa）の70%程度となっている。Martinら[16]は，応力径路とAE計測データの対比を行うことで，AECLのURL地点におけるAE発生および進展の各応力レベル式の定数A，Bの範囲は，A = 0.44～0.47，B = 0.9～1.0であると報告している。

② スウェーデン核廃棄物処理会社（SKB）の地下研究施設

SKBのÄspö硬岩研（HRL）での試験サイトは地下420mに位置し，TBMによる機械掘削区間と発破掘削区間の双方で掘削時のAE計測が行われた。試験サイト周辺に分布する閃緑岩（Diorite）は，インタクトな岩石の一軸圧縮強さσ_cが195MPa程度の硬岩であるが，ある程度節理が発達し，一般的な岩盤分類指標（RMR値[17]，Q値[17]，GSI値[18]）により評価した場合，ボーリングコアでの平均RMR値で72程度，平均Q値で24程度の岩盤である。GSI値については，Caiら[19]により，6カテゴリーに拡張して定量化された評価チャートを使用した場合，73と評価されている。

Emsleyら[20] によれば，ÄspöのHRLでの亀裂発生応力レベル式におけるA値は0.55と報告している。これを式（1.1.1）に示されたインタクトな岩石一軸圧縮強さを用いて整理した場合，σ_cの係数は0.13となり，カナダURLでの同係数0.33を大きく下回る結果となった。この原因は，AEの発生が開始する際のメカニズムには,AECLのURLで認められるような引張破壊によるマイクロクラックの発生機構の他に，後述する壁面近傍の低拘束圧下において発生する破壊機構（スポーリング破壊）が存在するためと解釈している。これらの解釈については，次節にて述べる。

③ カナダSNO（Sudbury Neutrino Observatory）空洞

SNO空洞は，カナダCreighton鉱山の地下深部2,070mに位置する最大高さ30.8m，内径23mの樽型地下空洞である。計測が行われたサイト周辺に分布する細粒の斑レイ岩（Norite）層は，岩石の一軸圧縮強さσ_cが225MPa，RMR値が61～81程度，GSI値が81程度の節理性岩盤である[21]。
AE計測データに基づき算定したSNO空洞におけるB 値は，0.88～1.0と評価されている[10]。なお，当該地点ではAE計測の開始時期が遅かったため，A値は評価されていない。

④ カナダCreighton鉱山

SNO空洞と隣接するニッケル採鉱のためのCreighton鉱山の深部坑道においても，AE発生および進展応力レベルについて分析を行っている[22]。Creighton鉱山の試験サイトの岩盤はSNO空洞と同様で，岩石の一軸圧縮強さσ_cが250MPa，GSI値が80～85程度の節理性岩盤である。

AE計測データに基づき算定したCreighton鉱山におけるA値は0.53程度,B値は0.8～1.0と評価されている。

以上の原位置計測結果を整理すれば，AE発生および進展の各応力レベル式と定数の範囲は，以下の式で一般化することができる。

AE発生応力レベル（σ_{ci}）：

$$\sigma_1 - \sigma_3 = A\ \sigma_{cm} \quad (A = 0.4 \sim 0.6) \qquad (1.1.4)$$

AE進展応力レベル（σ_{cd}）：

$$\sigma_1 - \sigma_3 = B\ \sigma_{cm} \quad (B = 0.8 \sim 1.0) \qquad (1.1.5)$$

(3) スポーリング限界[1)]

Kaiserら[1)]は，脆性的な破壊挙動を示す硬岩において，低拘束圧条件で圧縮を受けた場合，地質の不均質性に起因して壁面近傍において最大主応力方向に平行な亀裂が発生し，それらが結合することによる破壊現象（Spalling破壊）が生じる場合があることを報告している。このスポーリング破壊の概念は，岩石供試体の三軸圧縮試験において不均質性に起因して生じる低拘束圧条件下の割裂破壊（Split failure）[23),24)]と類似した破壊現象である。

図1.1.4に，Kaiserら[1)]が示す硬岩での破壊形態のイメージと破壊包絡線の概念を示す。

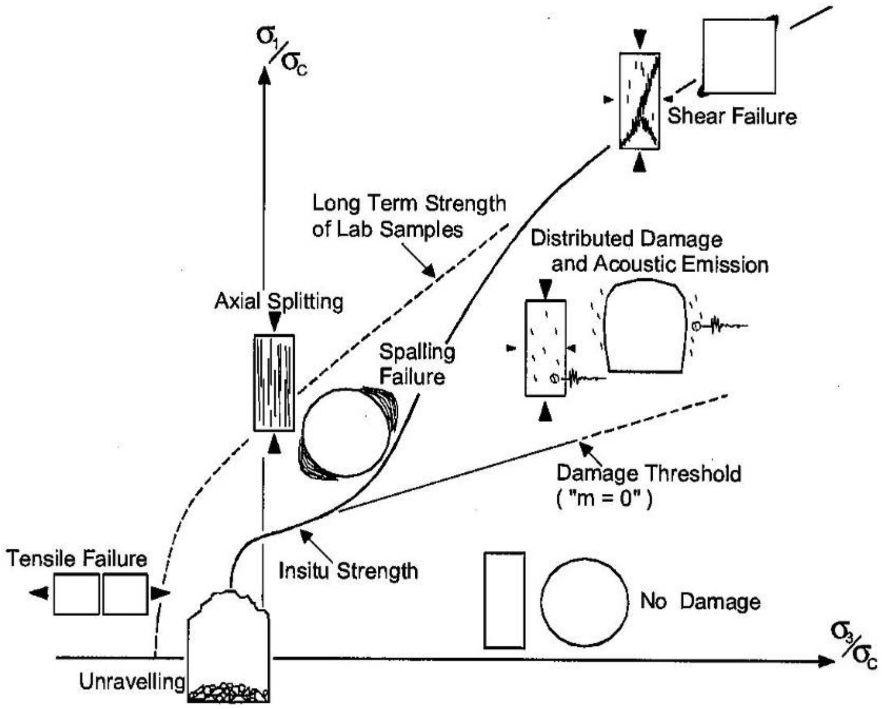


図1.1.4 硬岩での破壊形態イメージと破壊包絡線の概念[1)]

これによれば，硬岩の場合の破壊形態は，従来のせん断破壊，引張破壊とは別にスポーリング破壊を加えた3つで構成されることを示している。Kaiserら[1)]は，このスポーリング破壊時の破壊規準（スポーリング限界：Spalling limit）について，σ_1 / σ_3が一定となる以下の式で一般化できることを原位置での計測結果により確認している。

$$\sigma_1 / \sigma_3 = 10 \sim 20 \qquad (1.1.6)$$

上式におけるσ_1 / σ_3の値について，Kaiserら[1)]は，岩盤の不均質性や潜在的な亀裂の発達度によって変化し，節理が発達する岩盤において10程度，インタクトな岩盤において20程度と報告している。実際のトンネル壁面においてスポーリング破壊が発生している例を，図1.1.5に示す。

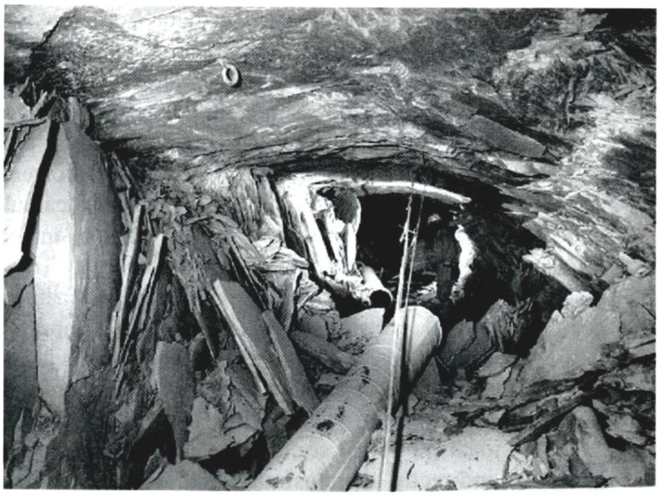


図1.1.5　高地圧下トンネルでのスポーリング破壊の例[1)]

ここでのスポーリング限界は，低拘束圧条件下の圧縮応力場においてスポーリング破壊が発生し始める応力レベルと対応するものであり，これを超える応力状態となった場合，破壊現象の発生に伴う顕著なAEが発生することとなる。

本研究で対象としている神流川地点における岩盤も，脆性的な破壊挙動を示す硬岩に属することから，AE計測データに基づき岩盤の応力状態を評価する上で，スポーリング限界の概念はAE発生応力レベルおよびAE進展応力レベルと共に重要となる。

本研究では，AE発生およびAE進展の各応力レベルにスポーリング限界を加え，これらに基づく空洞周辺岩盤の応力径路とAEの挙動を対比・分析することとした。

(4)　原位置AE挙動と応力径路の関連性の分析

ここでは，空洞掘削時の周辺岩盤において発生する破壊現象の進展を数値解析により定量的に評価する手法を構築するため，神流川地点の空洞掘削時に計測された原位置のAE挙動と数値解析による応力変化を，AE発生およびAE進展の各応力レベルとスポーリング限界に基づいて対比することにより，両者の関連性の分析を行った[25)]。

①　応力径路算定のための解析モデル

応力径路を推定するための数値解析モデルは，空洞掘削時の設計および計測管理において実績があるひずみ軟化モデルによる2次元非線形FEM逐次掘削解析[26),27)]を採用した。FEMによるシミュレーションに用いた解析コードは，Rocscience Inc.によって開発されたPhase^{2}を使用した。

AEセンサー設置位置での応力径路は，空洞周辺の地層区分と掘削順序および実際に施された支保工をモデル化した逐次掘削解析により算定し，掘削過程に沿ってAE発生数と共に応力径路上にプロットすることで，AE発生およびAE進展の各応力レベルとスポーリング限界の分析を行った。

解析モデルについては，空洞周辺に分布する岩盤の力学的特性の違いを考慮し，地層を8層に細区分した不均質モデルとし，さらに放水路側に存在する連続性の高い分離面（レンズ層）を薄層としてモデル化した。空洞周辺部の地層区分と解析に使用した解析メッシュを図1.1.6に示す。解析を行った断面は，AE計測を実施したH断面とした。

岩盤物性値については，室内岩石試験結果と原位置での地山区分を用いてGSI値により評価した。地山区分毎の解析用物性値を表1.1.2(a),(b)に示す。

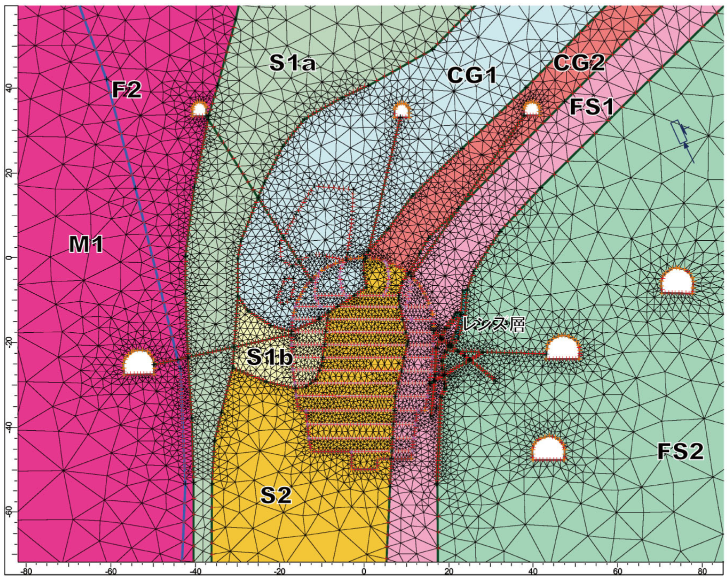


図1.1.6　空洞周辺の地層区分とFEM解析メッシュ（H断面）

表1.1.2(a)　解析用物性値一覧表（弾性係数）

地層区分	GSI値	等価弾性係数 (GPa)	弾性係数（逆解析） (GPa)	ポアソン比
S1a	—	—	30	0.25
CG1	74	40	60	0.25
S2	65	24	30	0.25
CG2	65	24	60	0.25
FS1	65	24	30	0.25

表1.1.2(b)　解析用物性値一覧表（強度）

地層区分	GSI値	ピーク強度		残留強度		一軸圧縮強さ	引張強度
		c_p (MPa)	ϕ_p (°)	c_r (MPa)	ϕ_r (°)	σ_{cm} (MPa)	σ_{tm} (MPa)
S1a	—	3.4	57	0.5	49	23	0.4
CG1	74	4.1	57.8	0.5	49	28.5	0.6
S2	65	3.7	57.5	0.5	49	25.2	0.4
CG2	65	3.7	57.5	0.5	49	25.2	0.6
FS1	65	3.1	56.4	0.5	49	20.2	0.2
FS2	65	3.4	57	0.5	49	23	0.4

GSIシステムは，節理性岩盤を対象とした岩盤評価手法として，Hoekら[17)]により提案されたものであり，不連続面により形成される地盤の構造性（Block Size）と不連続面の表面性状（Wall Condition）からGSI値（Geological Strength Index）を決定し，そのGSI値と岩石の一軸圧縮強さから原位置岩盤の強度・変形特性を算定するものである。GSI値は，極めて悪い岩盤からインタクトな岩石までを0～100の数値指標によって分類するものである。今回検討に使用したものは，オリジナルのGSI値の考え方に基づき，Caiら[19)]によりブロックサイズを6カテゴリーに拡張して定量化した評価チャートを使用した。適用した修正GSI評価チャートを図1.1.7に示す。

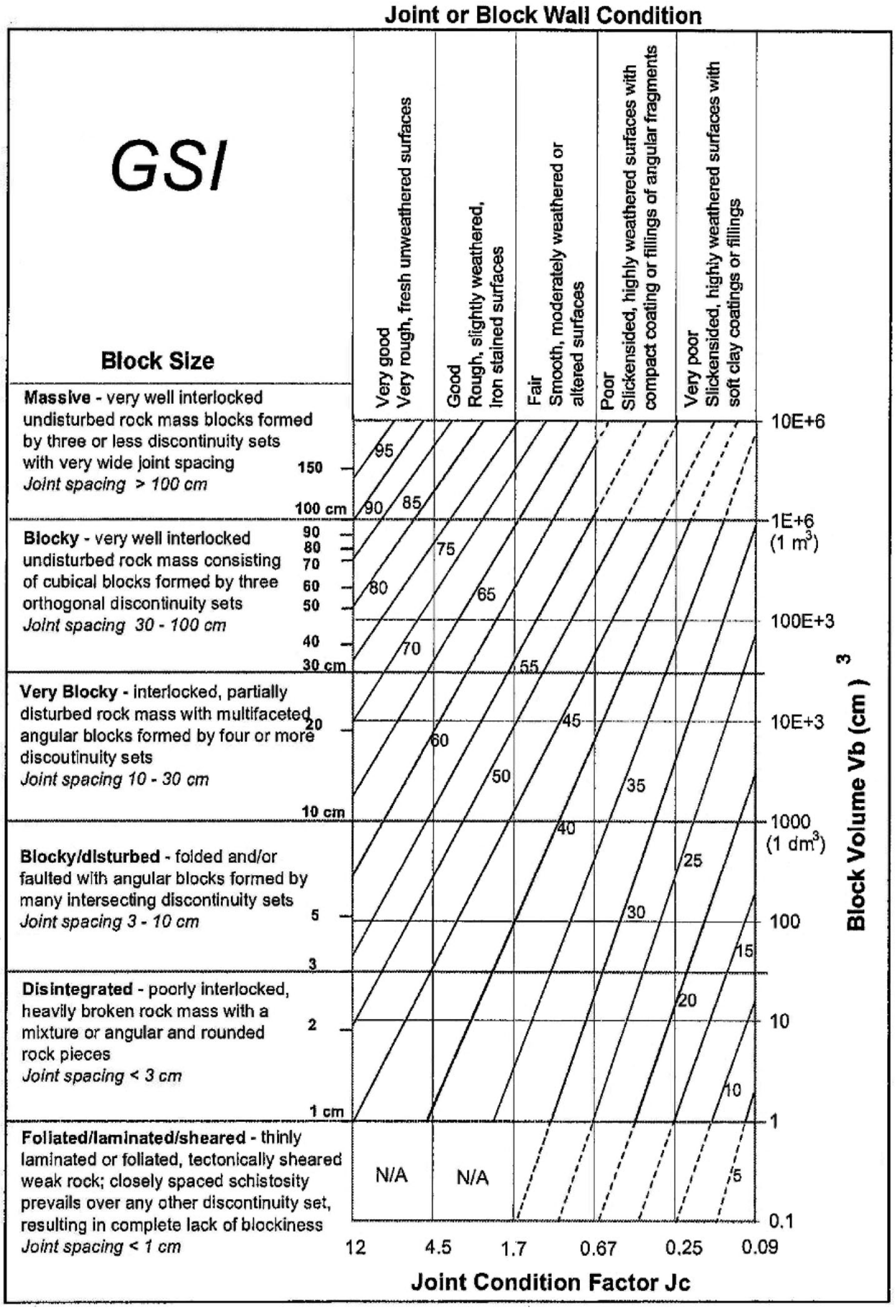


図1.1.7　定量化した修正GSI評価チャート[18)]

② 関連性の分析結果

ここでは，神流川地点の地下発電所空洞[25)]におけるH断面の放水路側肩部（H3測線），放水路側側壁部（H5測線）および鉄管側肩部（H2測線）での実測のAE発生数と解析による応力径路の関連性について分析した結果について述べる。H断面におけるAE計測線の配置と空洞の掘削ステップを図1.1.8に示す。また，天井アーチ部および側壁部のそれぞれのAEセンサー設置深度を図1.1.9に示す。空洞の掘削は，まず，天井アーチ部の頂設導坑（A1）の掘削を行い，2回のステップに分けて天井アーチ部の切り拡げを行い（A2，A3），その後，１段3m程度のベンチ掘削を12ステップに分けて実施した(1～12ベンチ)。挙動分析はこれらの掘削ステップ毎に集約した計測データを用い，数値解析もこれらの掘削ステップを考慮した逐次掘削解析とした。

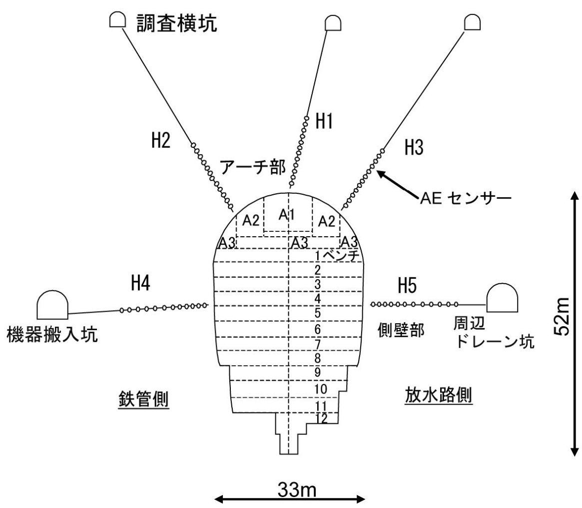


図 1.1.8 AE 計測線の配置と空洞の掘削ステップ（H 断面）

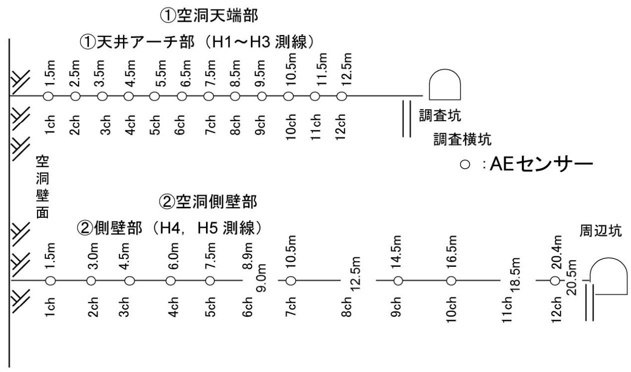


図 1.1.9 AE センサーの標準埋設深度

a) H3測線（放水路側肩部）

図1.1.10(a),(b)にH3測線におけるAEセンサー設置位置での数値解析により算定した応力径路と空洞掘削時の実測のAE発生数を示す。AE発生数については，空洞の掘削ステップ毎に集計し，各深度での応力径路上にプロットした。ここでの各プロットにおける円の面積は，AE発生数の大きさを示している。主要なポイントではAE発生数の値と該当する掘削ステップを記載した。

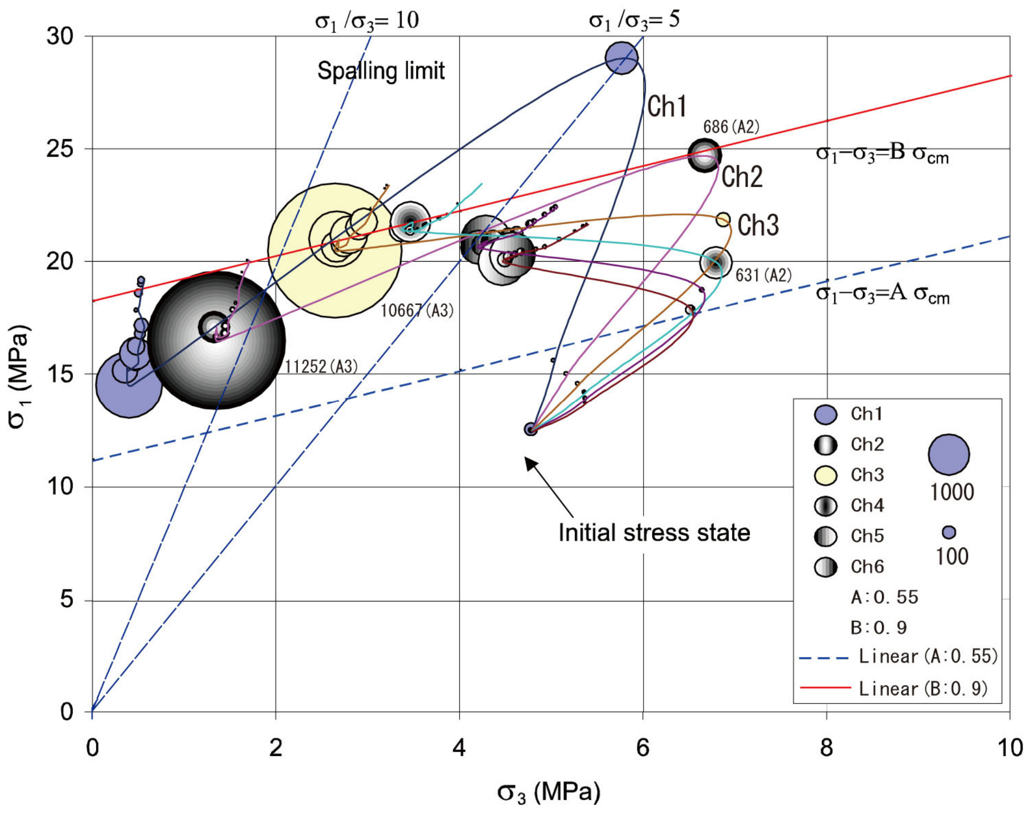


図1.1.10(a) H3測線の応力径路とAE発生数（Ch1～6：深度1.5～6.5m）

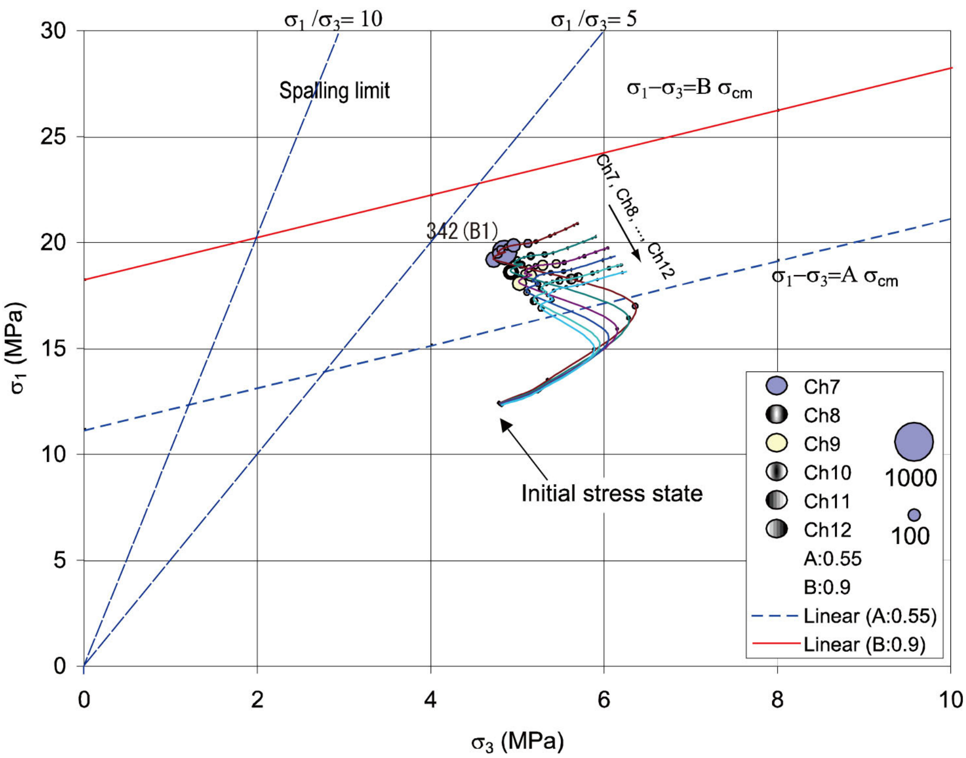


図1.1.10(b)　H3測線の応力経路とAE発生数（Ch7～12：深度7.5～12.5m）

H3測線の岩盤は，一軸圧縮強さσ_{cm}=20.2 MPa程度の連続性の高い不連続面を含む細粒砂岩層（FS1層）中に位置している。掘削の進行に伴うAE発生数の変化に着目すると，図1.1.10(a)よりCh1～Ch6（深度1.5～6.5m）センサー位置では天井アーチ部切り拡げ（A2）掘削時に，また同図(b)よりCh7（深度7.5m）以深のセンサー位置では同（A3）掘削時にそれぞれAEが発生し始めており，これらの結果から，H3測線（細粒砂岩層）でのAE発生応力レベル（式（1.1.4））は$\sigma_1-\sigma_3$＝（0.5～0.55）σ_{cm}と設定できる。なお，同図中には$\sigma_1-\sigma_3$＝0.55σ_{cm}とした場合のAE発生応力レベルのラインを青破線で記載した。

つぎに，掘削中にAE発生数が顕著に増大しているCh1～Ch7（深度1.5～7.5m）のセンサーのAE発生数および卓越周波数の経時変化を図1.1.11(a),(b)に示す。ここでの各プロットにおける円の面積は，AE発生数の大きさを示している。また，主要なポイントについては，AE発生数の数値を併記した。同図より，Ch1～Ch3（深度1.5～3.5m）のセンサーでのAE発生数および卓越周波数は，天井アーチ部切り拡げ（A3）掘削時にピークを示し，その後は低下する傾向（図中青破線）を示していることが確認できる。したがって，これらのセンサー位置での岩盤は，天井アーチ部切り拡げ（A3）掘削時に破壊に至ったものと解釈できる。

これらの挙動を図1.1.10(a)に示す応力経路と対比した場合，Ch1（1.5m）とCh2（2.5m）のセンサー位置では，天井アーチ部切り拡げ（A2）掘削時にAE進展応力レベルに達し，同（A3）掘削時にせん断破壊あるいはスポーリング破壊に至っていると推察される。また，Ch3（3.5m）センサー位置では，同（A3）掘削時にせん断破壊あるいはスポーリング破壊に至っていると推察される。

一方，Ch4～Ch7（深度4.5～7.5m）のセンサー位置での卓越周波数は，上昇あるいは一定の傾向を示していることから，当該深度における岩盤はAE進展応力レベルに達していないものと考えられ，図1.1.10(a),(b)に示した応力経路がAE発生応力レベルとAE進展応力レベルの間に留まっていると解釈できる。

以上の分析結果から，Ch3（3.5m）のセンサー位置での天井アーチ部切り拡げ（A3）掘削時の破壊をせん断破壊と仮定すれば，AE進展応力レベルは$\sigma_1-\sigma_3$＝（0.9～1.0）σ_{cm}，スポーリング破壊と仮定すれば，スポーリング限界はσ_1/σ_3＝5～10と推定される。なお，図1.1.10(a),(b)に

は，AE進展応力レベルを$\sigma_1-\sigma_3=0.9\sigma_{cm}$，スポーリング限界を$\sigma_1/\sigma_3=5$および10とした場合のラインを，それぞれ赤実線および青破線で記載した。

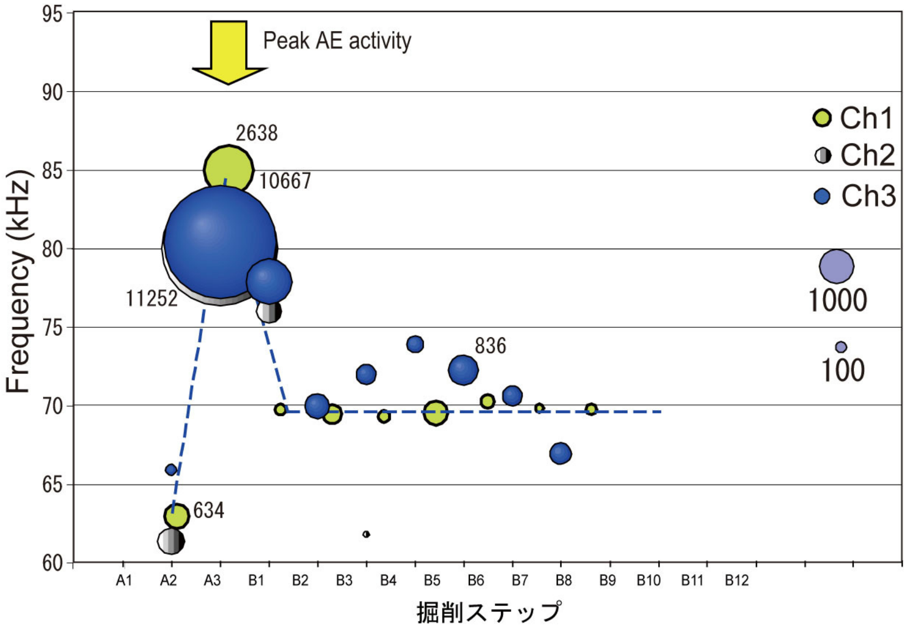


図1.1.11(a)　AE発生数および卓越周波数の経時変化（Ch1～3：深度1.5～3.5m）

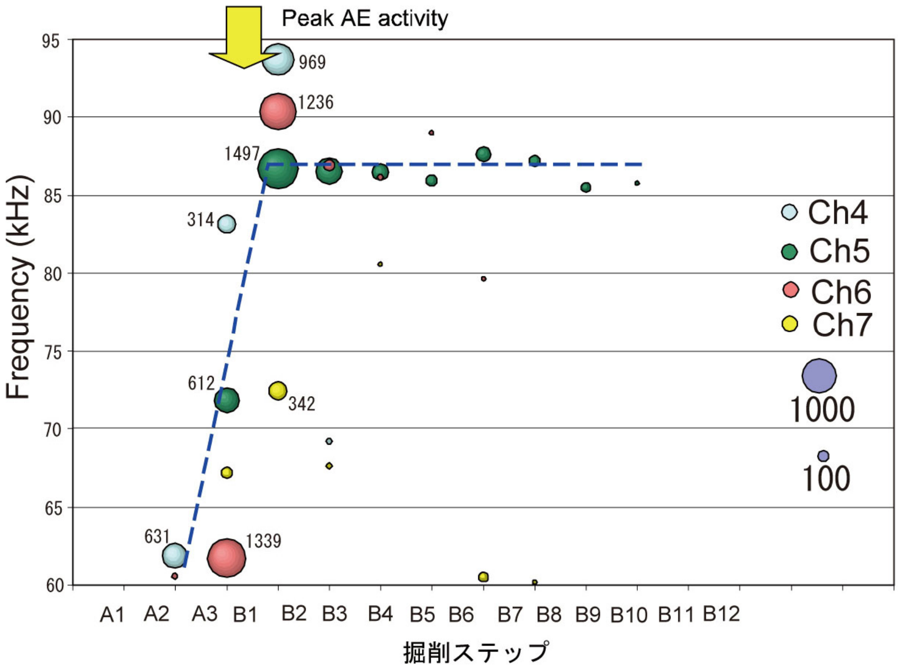


図1.1.11(b)　AE発生数および卓越周波数の経時変化（Ch4～7：深度4.5～7.5m）

つぎに，天井アーチ部切り拡げ（A3）掘削終了時の当該測線近傍での岩盤の破壊現象の進展状況について，同（A3）掘削終了時にH3測線近傍ので実施した円錐孔底ひずみ法による絶対応力測定結果を用いて検証した。絶対応力測定は，空洞壁面から深度1.65～10.6m区間の5点で実施している。図1.1.12に，数値解析により算定した最大主応力と絶対応力測定による実測の最大主応力を示す。数値解析については，ひずみ軟化モデルによる2次元非線形FEM（ひずみ軟化解析）と線形弾性FEMにより算定した深度分布を記載した。

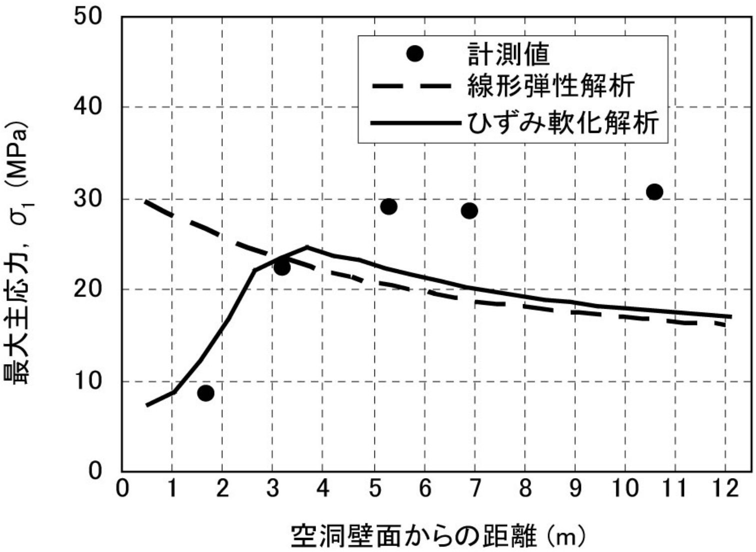


図1.1.12　天井アーチ部切り拡げ（A3）掘削終了時の壁面近傍での最大主応力分布
（H3測線：放水路側肩部）

同図より，原位置での計測応力は，空洞壁面から5m以浅で低下しており，天井アーチ部きり拡げ（A3）掘削終了時には空洞壁面から最大5mまでの範囲において岩盤の破壊が発生し応力再配分が進行していることが確認できる。この現象は，数値解析による応力分布において，破壊強度を考慮したひずみ軟化解析結果が,壁面近傍の3.5m以浅において線形弾性FEMによる解析結果を下回ることと整合するものである。

以上の分析結果から，H3測線でのAE発生状況は，その応力径路がAE発生およびAE進展の各応力レベルおよびスポーリング限界に到達することによって顕著に変化することが確認され，これらの応力レベルとスポーリング限界を設定することで応力径路上でのAE発生数の変化を的確に評価できることが明らかになった。

なお，神流川地点における細粒砂岩層（FS1層）でのAE発生およびAE進展の各応力レベルの定数*A*，*B*はそれぞれ0.5～0.55，0.9～1.0と評価できることから，式（1.1.4）～（1.1.5）に示した既往の事例による変動幅と対応することが確認できた。しかし,スポーリング限界の値については,Kaiser[1]らの提唱するσ_1/σ_3＝10～20よりも小さな値となった。この原因については，神流川地点でのH3測線での岩盤（一軸圧縮強さで23MPa程度）とKaiserら[1]が対象にした鉱山地点の岩盤（一軸圧縮強さで70～100 MPa）との間に，強度や節理の発達度といった地質条件の差があることに起因しているものと解釈できる。

b)　H5測線（放水路側側壁部）

つぎに，H5測線深部におけるCh7～Ch12（深度10.5～20.4m）のセンサー位置での数値解析により算定した応力径路と空洞掘削時の実測のAE発生数を図1.1.13に示す。

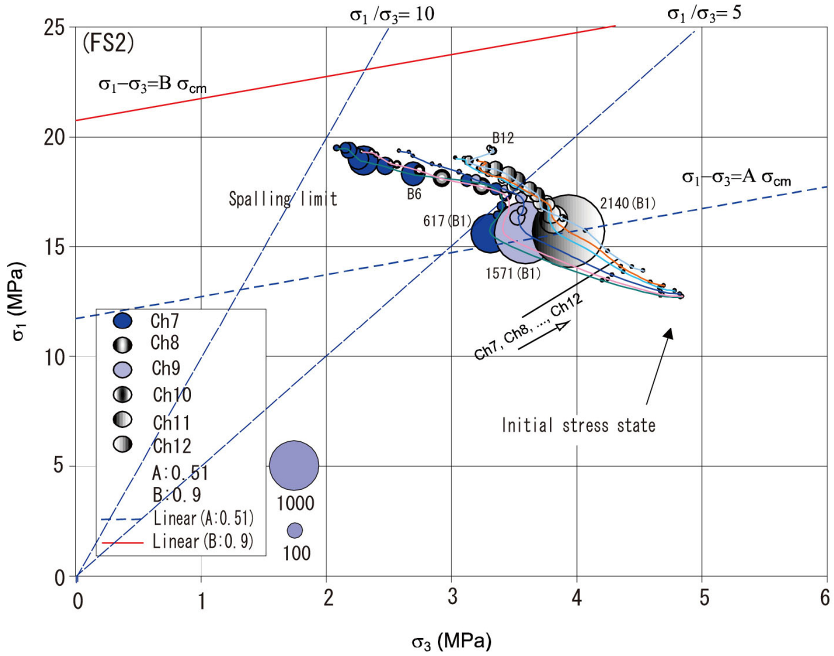


図1.1.13　H5測線深部での応力径路とAE発生数（Ch7～12：深度10.5～20.4m）

H5測線の壁面から深部の岩盤は，一軸圧縮強さ σ_{cm}＝23.0MPa程度の比較的マッシブな細粒砂岩層（FS2層）に位置する。同図から，１ベンチ（B1）掘削時に，応力径路がAE発生応力レベル $\sigma_1-\sigma_3$＝(0.5～0.55) σ_{cm}を超え，AEが発生し始めることが確認できる。なお，同図中では $\sigma_1-\sigma_3$＝0.51 σ_{cm}とした場合のAE発生応力レベルのラインを青破線で記載した。

このように，壁面から深部のセンサーにおいてAEが発生する場合についても，AE発生応力レベルを設定することで応力径路上でのAEの発生開始を的確に評価できることが明らかになった。

c)　H2測線（鉄管側肩部）

さらに,スポーリング限界について,その挙動を確認できる例として,H2測線におけるCh7～Ch12（深度7.5～12.5m）のセンサー位置での数値解析により算定した応力径路と空洞掘削時の実測のAE発生数を図1.1.14に示す。

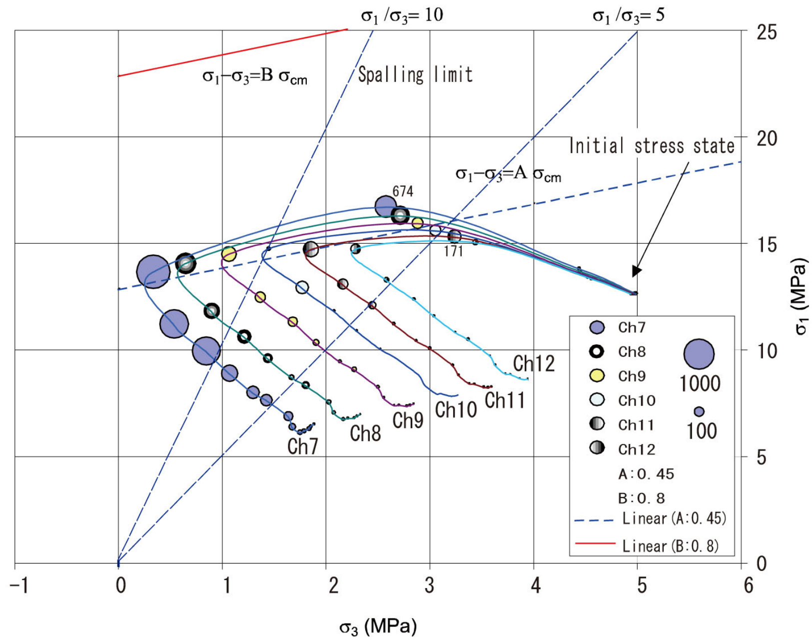


図1.1.14　H2測線深部での応力径路とAE発生数（Ch7～12：深度7.5～12.5m）

H2測線の壁面から深部の岩盤は，一軸圧縮強さσ_{cm}＝28.5 MPa程度のマッシブな礫岩および粗粒砂岩層（CG1層）に位置する。

同図中には，$\sigma_1－\sigma_3$＝0.45σ_{cm}とした場合のAE発生応力レベルのラインを青破線で記載した。また，スポーリング限界をσ_1／σ_3＝5および10のラインも併せて記載した。

同図より，Ch7～Ch9（深度7.5～9.5m）のセンサー位置では，応力径路が一旦AE発生応力レベルを超え，その後の掘削ステップの進行に伴って再びAE発生応力レベル以下に低下したにも拘らず継続的にAEが発生していることが確認できる。

この現象は，低拘束圧下での圧縮応力場でのAEの発生を示しており，AE進展応力レベルによっては説明できないが，スポーリング破壊の発生（スポーリング限界の存在）を仮定すれば応力径路上でのAE発生数の変化と整合する。すなわち，岩盤の不均質性が局所的な引張亀裂を発生させ，これらの引張亀裂の発生および進展により継続的なAEが発生したものと解釈できる。

このように，応力径路とAE発生数の変化の関連性の分析において，スポーリング限界の概念を導入することで，AE発生応力レベルのみでは評価困難であった低拘束圧下の圧縮応力場における顕著なAE発生挙動を解釈できることが確認できた。

これらの関連性の分析を神流川地点での他の測線に対しても実施した結果，空洞掘削時の周辺岩盤における応力径路は，AEの発生挙動との関連で，図1.1.15に示すような幾つかのパターンに分類できることが明らかになった。

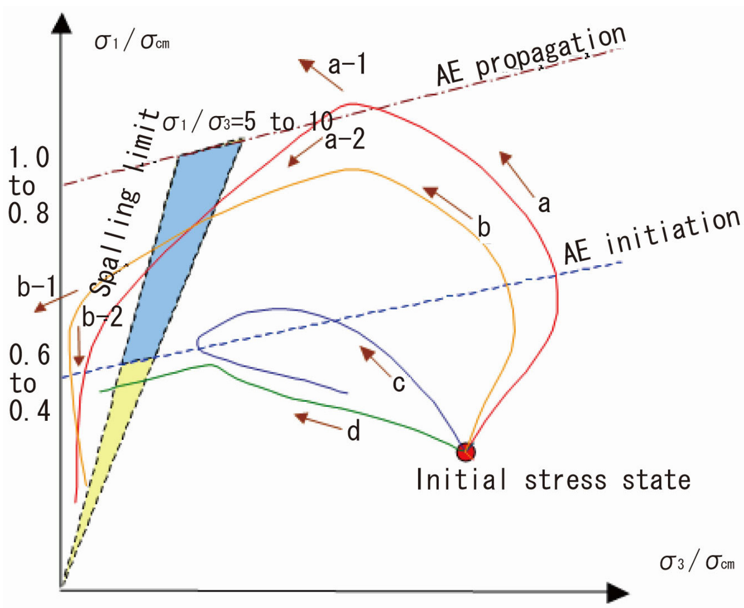


図1.1.15　空洞周辺岩盤の応力径路とAE発生パターン（概念図）

- **応力径路 a**：最初にAE発生応力レベルを超え，つぎにAE進展応力レベルに達してAE発生数が急増し，破壊に至るケース。このうち，破壊はせん断破壊に至る場合（径路a-1）とスポーリング破壊に至る場合（径路a-2）がある。
- **応力径路 b**：AE発生応力レベルを超えた後，スポーリング限界に達してAE発生数が急増し，破壊に至るケース。このとき，スポーリング破壊は岩盤の局所的不均質性に起因して発生するため，スポーリング破壊が発生せず引張破壊に至る場合（径路b-1）とスポーリング破壊に至る場合（径路b-2）がある。
- **応力径路 c**：応力径路がAE発生応力レベルを超えるときにAEの発生は見られるが，応力状態がしきい値以下に低下するとAEの発生も無くなるケース。
- **応力径路 d**：AE発生応力レベルを超えていないため，AEの発生は見られないケース。

これにより，空洞周辺岩盤において掘削ステップの進行に伴うAE発生数の変化は，AE発生およびAE進展の両応力レベルとスポーリング限界を設定することで，その応力径路上の破壊挙動と関連付けて，定量的かつ明確に解釈できることが明らかになった。

以上の分析結果から，大規模岩盤空洞掘削時のAE挙動の計測により，岩盤の応力状態を定量的に把握することができる見通しが得られた。これらのAE挙動と対応する各種応力レベルの概念と岩盤の応力径路の関係は，空洞周辺の破壊現象の進展の予知に対して非常に有用な情報となる。

(5) 岩盤の破壊挙動の分析結果のまとめ

本項では，空洞掘削時の周辺岩盤において発生する破壊現象の進展を数値解析により定量的に評価する手法を構築するため，原位置で計測されたAEパラメータの挙動と数値解析による応力変化を対比することにより，岩盤挙動の詳細な分析を行った。

まず，岩盤の破壊メカニズムに着目し，AE挙動と岩盤応力の対応を分析した既往の研究事例を整理し，空洞掘削時の岩盤の破壊現象の進展過程におけるAEの挙動について検討を行った。そして，数値解析による空洞周辺の岩盤要素における応力径路と実測のAE発生数の変化との関連性を解明するために，AE発生およびAE進展の2つの応力レベルとスポーリング限界の概念を用いて，神流川地点での空洞掘削時の岩盤挙動の分析を行った。

その結果，空洞掘削時の実測のAE発生状況は，その応力径路がAE発生およびAE進展の各応力レベルおよびスポーリング限界に到達することによって顕著に変化することを確認した。とくに，AE発生応力レベルのみでは評価困難であった低拘束圧下の圧縮応力場における顕著なAE発生挙動について，スポーリング限界により解釈できることが明らかになった。

空洞掘削時の周辺岩盤における応力径路は，AEの発生との関連で以下に示す幾つかの典型的なパターンに分類できることを確認した。

具体的に要約すると，

a) AE発生応力レベルを超え，つぎにAE進展応力レベルに達してAE発生数が急増し破壊に至るケース

b) AE発生応力レベルを超えた後，スポーリング限界に達してAE発生数が急増し，破壊に至るケース

c) 応力径路がAE発生応力レベルを超えるときにAEの発生は見られるが，応力状態がしきい値以下に低下するとAEの発生も無くなるケース

d) AE発生応力レベルを超えていないため，AEの発生は見られないケース

の4ケースに大別される。

これにより，空洞周辺岩盤において掘削ステップの進行に伴うAE発生数の変化は，AE発生およびAE進展の両応力レベルとスポーリング限界を設定することで，その応力径路上の破壊挙動と関連付けて，定量的かつ明確に解釈できることが明らかになった。これらのAE挙動と対応する各種応力レベルの概念と岩盤の応力径路の関係は，空洞周辺の破壊現象の進展の予知に対して非常に有用な情報となる。

なお，神流川地点でのAE発生応力レベル（式（1.1.4））における定数Aは，細粒砂岩層（FS1層およびFS2層）において0.5～0.55程度，AE進展応力レベル（式（1.1.5））における定数Bは，細粒砂岩層（FS1層およびFS2層）において0.9～1.0程度，スポーリング限界（式（1.1.6））については，σ_1/σ_3が5～10の範囲にあることが，空洞掘削時の挙動分析結果より明らかになった。

1.1.2.3　岩盤の力学－水理学的連成挙動に着目した評価手法の構築

地層中に注水を行うと,注水による岩盤変位および地下水の間隙圧変化によって微小地震波(第二種Ｐ波であるBiot波）が発生する現象が知られているが，地熱分野においては，この現象を利用して貯留層の位置を推定する試みがなされている（図1.1.16)。すなわち，この微小地震波の発生位置を経時的に観測することで，岩盤における卓越した透水経路の位置・形状およびその透水性を推定するものである。

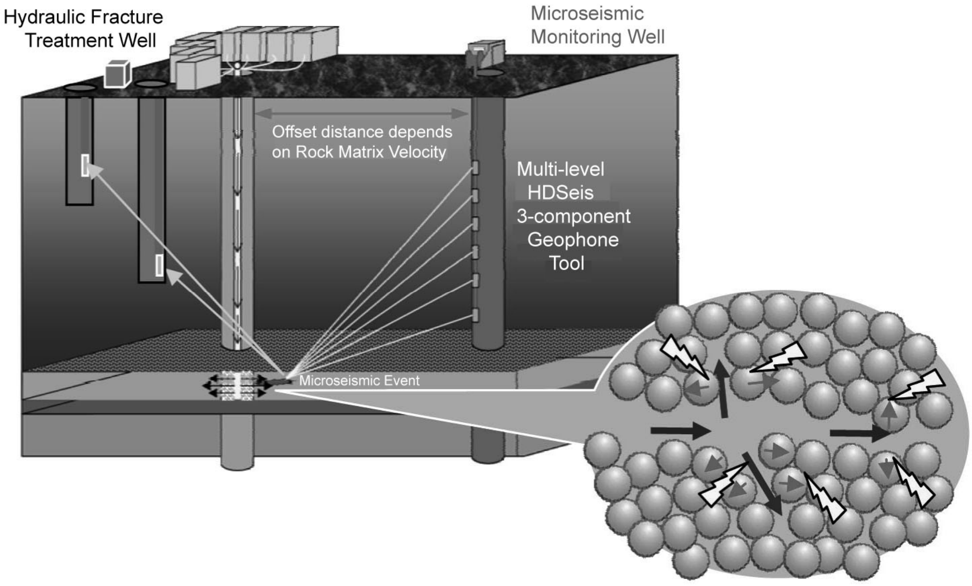


図1.1.16　注水試験時における微小地震波の発生

本研究では，この観測技術によって得られるデータに対して，1.1.3.5で述べるMDSイメージング手法を適用することによって，従来行われてきた卓越透水経路の水理物性の推定のみならず，サイトスケールにわたる岩盤の水理地質構造モデルを構築する手法を開発することを目的とする。

(1)　注水による媒体の変位と間隙圧拡散速度

Biot理論は，多孔質媒体を構成するフレーム部分（骨格：Skeletonとよばれる）と，その間の空隙をそれぞれ別の波が伝わると仮定して，それらの波の伝播挙動を説明しようとするものである。すなわち，飽和した岩盤中に伝達する弾性波は，弾性波の周波数に応じて岩石構成粒子と間隙水の挙動が異なり，速度と減衰率が変化する[28),29)]。この理論に基づき，Silinら[30)]は，岩盤における注水試験時に弾性波が発生するメカニズムを詳細に述べている。

骨格部分の変位をuとすると，Newtonの運動法則によって次式が得られる。

$$\rho_b \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \rho_f \frac{\partial W}{\partial t} = \frac{1}{\beta}\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} - \frac{\partial p}{\partial x} \tag{1.1.7}$$

ρ_b：飽和した媒体の全体密度，ρ_f：流体の密度，p：流体圧力，β：弾性係数

一方，Darcy 速度をW，浸透率をκ，流体の粘度をηとすると，非定常状態の場合に次式が成り立つ。

$$W+\tau\frac{\partial W}{\partial t}=-\frac{\kappa}{\eta}\frac{\partial p}{\partial x}-\rho_f\frac{\kappa}{\eta}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \tag{1.1.8}$$

このとき，質量保存則から流体と骨格の質量変化を次式で表すことができる。

$$\frac{\partial\rho_f\phi}{\partial t}=-\frac{\partial\left(\rho_f W+\phi\rho_f\frac{\partial u}{\partial t}\right)}{\partial x} \tag{1.1.9}$$

$$\frac{\partial\rho}{\partial t}=-\frac{\partial}{\partial x}\left(\rho\frac{\partial u}{\partial t}\right) \tag{1.1.10}$$

ϕ ：間隙率，ρ ：骨格の密度，ρ_f: 流体の密度

式（1.1.9）における流体の圧縮率を流体の弾性係数β_fを用いて表すとともに，微小項を省略すると，次式を得る。

$$\frac{\partial\phi}{\partial t}+\phi\beta_f\frac{\partial p}{\partial t}=-\frac{\partial W}{\partial x}-\phi\frac{\partial^2 u}{\partial x\partial t} \tag{1.1.11}$$

一方，骨格の密度と粒子の密度の関係$\rho=(1-\phi)\rho_g$を式（1.1.10）に代入して，微小項を省略すると，次式を得る。

$$-\frac{\partial\phi}{\partial t}+(1-\phi)\frac{1}{\rho_g}\frac{\partial\rho_g}{\partial t}=-(1-\phi)\frac{\partial^2 u}{\partial x\partial t} \tag{1.1.12}$$

ここで，粒子の圧縮率は，応力および流体圧力の変化量により次式で表され，

$$\frac{1}{\rho_g}d\rho_g=\beta_{gs}d\sigma_x+\beta_{gf}dp \tag{1.1.13}$$

β_{gs}: 粒子の圧縮率，β_{gf}: 流体の圧縮率

これを式（1.1.12）に代入すると，

$$\frac{\partial\phi}{\partial t}=(1-\phi)\beta_{gf}\frac{\partial p}{\partial t}+(1-\phi)\left(1+\frac{\beta_{gs}}{\beta}\right)\frac{\partial^2 u}{\partial x\partial t} \tag{1.1.14}$$

となり，式（1.1.11）に代入すると，次式を得る。

$$\left(1+(1-\phi)\frac{\beta_{gs}}{\beta}\right)\frac{\partial^2 u}{\partial x\partial t}+(\phi\beta_f+(1-\phi)\beta_{gf})\frac{\partial p}{\partial t}=-\frac{\partial W}{\partial x} \tag{1.1.15}$$

さらに，流体および骨格の圧縮率と比較すると，粒子の圧縮率と流体の圧縮率は極めて小さいので，式（1.1.15）は次式のように表すことができる。

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x\partial t}+\phi\beta_f\frac{\partial p}{\partial t}=-\frac{\partial W}{\partial x} \tag{1.1.16}$$

また，小規模の骨格および流体振動を考慮する場合には，流体のDarcy速度と骨格の表面変形（Superficial Displacement）の間に

$$W = \frac{\partial w}{\partial t} \tag{1.1.17}$$

の関係があるので，この式を式（1.1.16）に代入してt に対して積分すると次式が得られる。

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -\frac{1}{\phi\beta_f}\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} - \frac{1}{\phi\beta_f}\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \tag{1.1.18}$$

式（1.1.17）と式（1.1.18）を式（1.1.7）と式（1.1.8）に代入すると，最終的に次式が得られる。

$$\rho_b\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \rho_f\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = \left(\frac{1}{\beta} + \frac{1}{\phi\beta_f}\right)\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{1}{\phi\beta_f}\frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} \tag{1.1.19}$$

$$\rho_f\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \tau\frac{\eta}{\kappa}\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = \frac{1}{\phi\beta_f}\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{1}{\phi\beta_f}\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{\eta}{\kappa}\frac{\partial \omega}{\partial \mathrm{t}} \tag{1.1.20}$$

これらの式（1.1.19）と式（1.1.20）はBiot方程式と等しい[28),29),31)]。

ここで，媒体の寸法に対して骨格の変位は微小であるため，式（1.1.7）と式（1.1.8）における変位に対する時間の2階微分およびDarcy速度の時間微分については省略することができる。

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{1}{\beta}\frac{\partial^2 u}{\partial x} \tag{1.1.21}$$

$$W = -\frac{\kappa}{\eta}\frac{\partial p}{\partial x} \tag{1.1.22}$$

また，式（1.1.21）をxで積分し，tで微分すると次式を得る。

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t \partial x} = \beta\frac{\partial p}{\partial t} \tag{1.1.23}$$

式（1.1.22）と式（1.1.23）を式（1.1.15）に代入すると，次式を得る。

$$\phi\left(\frac{\beta}{\phi} + \beta_f\right)\frac{\partial p}{\partial t} = \frac{\kappa}{\eta}\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} \tag{1.1.24}$$

この方程式は水理試験の解析によく用いられる圧力拡散方程式である[32),33)]。したがって，Biot波理論[28),29)] によれば，注水における岩盤の微小変位と共に発生した振動は，間隙圧の拡散速度と関連性があり，この岩盤の振動に伴って発生する微小地震波の発生時間および発生位置によって，岩盤における卓越した透水経路を推定することが可能であると考えられる。

(2)　Triggering frontと水頭拡散率

注水試験によって，岩盤の各所で微小地震波が発生するが，この発生領域は時間とともに拡大していく。この領域の外周面はTriggering Frontと呼ばれ，微小地震波の時空間分布を表す。ここでは，このTriggering Frontの時間的な変化と水頭拡散率との関連性について述べる。

Biot方程式[28),29),31)] によって，均質媒体における間隙水圧pの変化は式（1.1.25）によって示される。

$$\frac{\partial p}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i}\left[D_{ij}\frac{\partial}{\partial x}p\right] \tag{1.1.25}$$

D_{ij}：水頭拡散率のテンソル成分，x_i：注水点－微小地震波観測点間の距離ベクトル

低周波数の波の場合，この方程式は第二種Biot波（緩いP波）に対応し，間隙水圧の減衰を記述する。均質等方性媒体の場合には，次式のようになる。

$$\frac{\partial p}{\partial t} = D\Delta p \tag{1.1.26}$$

式（1.1.26）は，水頭拡散率が注水圧力に依存することを示している。Shapiro[65),66),67)]は，Triggering Frontを半径aの球として仮定することにより式（1.1.26）を解き，次式を得た。

$$p(r,t) = p_0 e^{-\omega t}\frac{a}{r}\exp\left[(i-1)(r-a)\sqrt{\frac{\omega}{2D}}\right] \tag{1.1.27}$$

r：注水点から微小地震波観測位置との距離，ω：角速度

Shapiro[65),66),67)]は，定圧注水条件のもとで式（1.1.27）を簡略化し，注水から微小地震波発生までの時空間距離と水頭拡散率との関連性を導いた。

$$r = \sqrt{4\pi Dt} \tag{1.1.28}$$

(3) 既往の微小地震波観測例

自然界においては，降雨や洪水により微小地震波が発生することが知られており，例えば，ダムの貯水水位の上昇に伴う微小地震波の発生により，断層や破砕帯などを把握した例などがある[34)～45)]。

Simpsonら[46)]はこの微小地震波の発生原因を，岩盤の瞬間的な弾性変化によるものと地下水水頭拡散の遅延現象によるものの二種類に大別したが，Macgarrら[47)]は，これらの微小地震の発生原因は，水圧変化とともに水頭拡散によるものであると述べている。

注水試験による微小地震波の観測技術は，1966年にEvans[48)]が10MPaの注水圧力によって小規模地震が発生したことを報告して以来，海外で実証されてきた。Fletcherら[49)]は，岩盤において，1～5MPa程度の間隙水圧の上昇により微小地震波を誘発できると報告した。

また，微小地震波観測は水圧破砕試験に応用されている[50)～55)]。微小地震波観測の利点は，一回の注水試験によって広域範囲にわたる水理地質構造を把握できる点にある。

Philipら[56)]は，アメリカのケンタッキー州の地層中で注水試験を実施した。石油の生産井分布を図1.1.17に，油井におけるセンサーの配置を図1.1.18に示す。1kmの範囲にわたって3,200回の微小地震を観測し（図1.1.19），岩盤における卓越した透水経路の存在を確認した（図1.1.20）。Evansら[57)]は，深度3kmの箇所で行われた水圧破砕試験時に，長さ1km，幅500mの範囲にわたる12,000回の微小地震を観測し，7つの卓越透水経路の走向・傾斜を推定した。

一方，Snokeら[58)]は微小地震波の水平方向S波（SH）とP波のPolarity，および各弾性波との間の震幅比率に基づき，水圧破壊によって発生した亀裂の走向と傾斜を計算した。

ReasenbergとOppenheimer[59)]は発生した地震波S波（SH）とP波のPolarityに基づき，亀裂の走向と傾斜を計算する解析コードを作成した。このコードを用いて，RutledgeとPhilip[60)]は，地下2.7kmのガス田における岩盤割れ目の走向・傾斜分布を把握した。近年では，新たな微小地震波観

測システムを用いてP波やS波の初動の向きを解析することにより，せん断方向やせん断面の方向を推定することができる。この解析方法は「断層面解析」（Fault plane solution）と呼ばれ，地殻内の応力状態の推定に広く利用されている[61]。これらの研究では，ボーリング孔間の水理学連続性を把握できるが，水理特性を評価することができない。

それに対して，Bob Parney[62]，Zoback[63),64]は水圧破砕と共に発生した微小地震波の周方向速度に基づき，不連続性割れ目モデルを作成し，岩盤の透水係数分布を算出する試みを行っている。

Shapiroら[65] は，SBRC（Seismicity Based Reservoir Characterization）というBiot理論[28),29),31]に基づく貯水層の水理特性の評価手法を開発した。SBRCでは，岩盤における注水による誘発した微小地震波のTriggering Frontの伝達は，飽和状態の不均質・異方性媒体における水頭拡散（間隙水圧の釈放）過程と一致するという仮説を用いる[66]。この仮説のもとで，ある位置における微小地震波のTriggering Front 到達時間を標準カーブにより分析し，広域範囲にわたる水頭拡散率分布を評価するものである。Shapiroら[67] は，この方法を用いてドイツのKTB地熱貯留サイト地下3kmにおいて，幅1kmの範囲の水頭拡散率を測定した。

Audiganeら[68] は雄勝の地熱貯留層における3次元浸透率を測定した。その結果，最大を示す方向の浸透率が1.23×10^{-15}m^{2}となり，現場透水試験による測定した結果である1.00×10^{-15}m^{2}とよい対応を示した。この方法に基づき，Shapiro[69),70] らは，不均質および異方性を考慮した格子ベースの水理地質モデルの逆解析手法を構築した。Rother[71),72] は，2・3次元の不均質岩盤に対して浸透流解析を行い，岩盤における微小破壊の過程をシミュレーションすることで，この逆解析手法の検証を試みている。

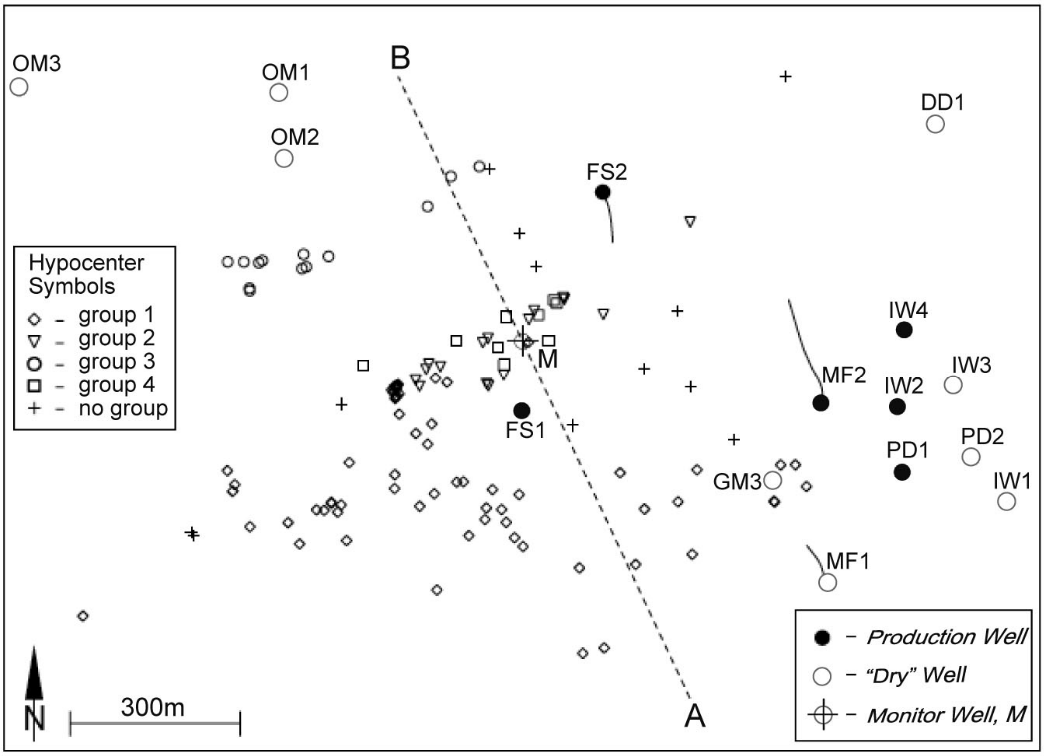


図1.1.17　米国ケンタッキー州油田サイトにおける石油生産井の分布[56]

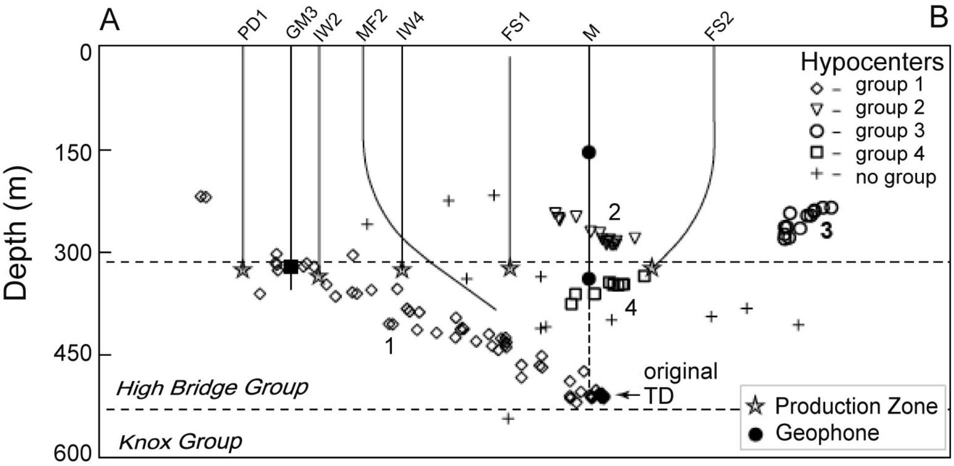


図1.1.18　センサーの配置（黒い点）および微小地震波観測結果の分類[56)]

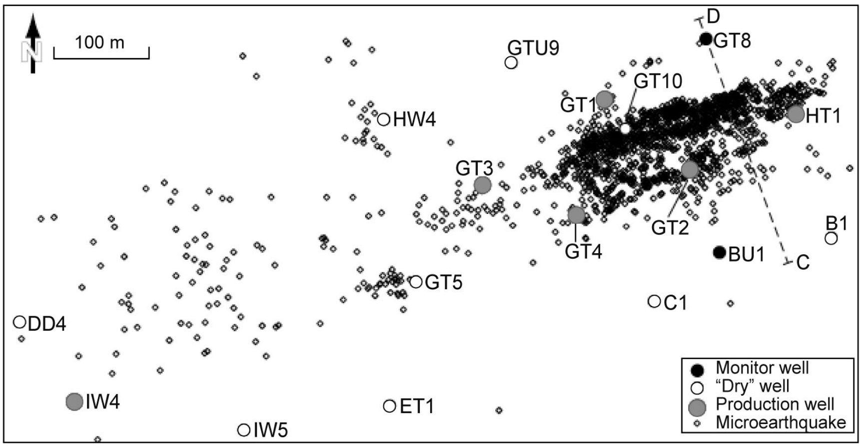


図1.1.19　微小地震波観測結果（鳥瞰図）[56)]

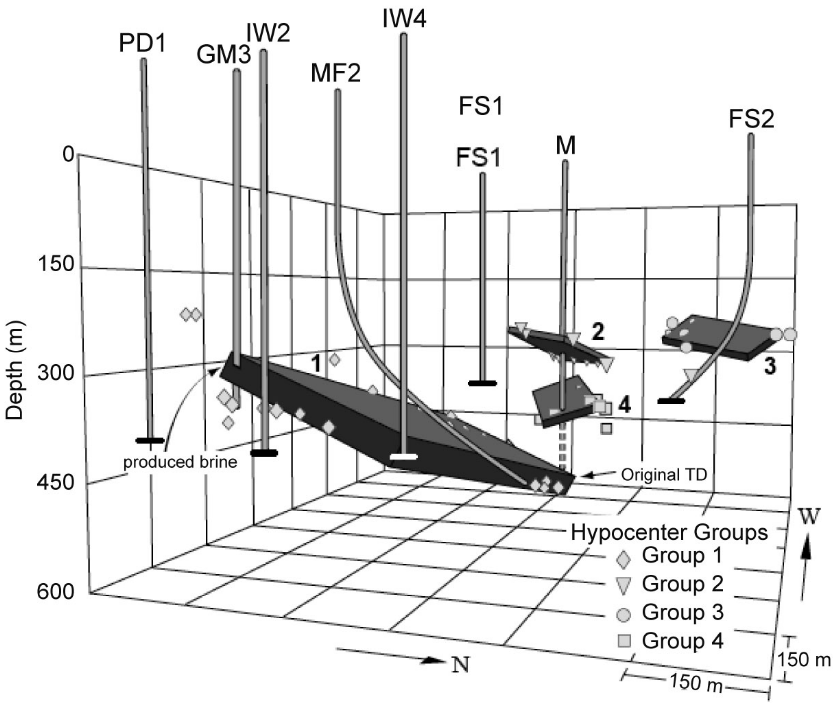


図1.1.20　微小地震波観測結果による水理学的連続性の判断結果[56)]

(4)　注水・観測設備

先にも述べたように，微小地震波を誘発するためには，岩盤における注水は10MPaの定常注水圧力が必要である。注水試験の設備は3つの部分に大別され，それらは注水制御システム（Injection Control System)，水圧増幅システム（Hydraulic Pressure Amplifier）とパイプおよびパッカー（Pipe and Packer）である（図1.1.21)。

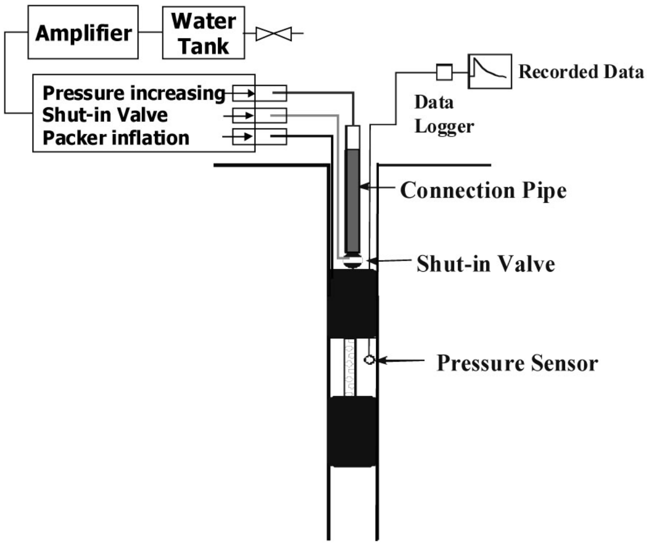
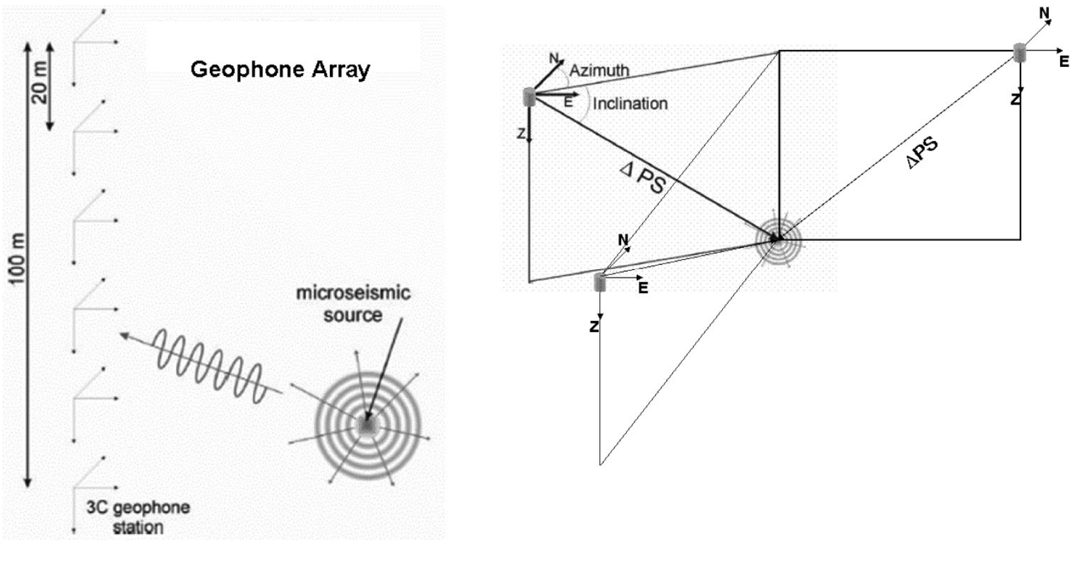


図1.1.21　注水試験設備の概略図

一方，微小地震波観測設備は，①サイスミック・モニタリング・システム，②サイスミック収録システム，③ジオフォンの三つの部分に大別される。

ジオフォンのシステムには，観測周波数領域を選択的に抽出することが可能である並列式配置のシステムと観測周波数領域がより広い直列式配置のシステムがある。また，微小地震波観測用ジオフォンは，従来，一方向成分のみしか探知できなかったが，近年では，微小地震波が発生した時に発生点からの方向，傾斜および距離の三成分を測ることが可能なシステムが開発されている[73]（図1.1.22)。



(a) 直列式三成分ジオフォン　　　　(b) 並列式三成分ジオフォン

図1.1.22　微小地震波の観測システム[73]

1.1.2.4 岩盤の力学－水理学的連成挙動の解析手法の構築

岩盤の力学－水理学的連成挙動の評価にあたっては,岩盤－地下水－気体の相互挙動を考慮し,空洞の力学的・水理学的安定性を検討する必要がある。これまでに，岩盤の力学－水理学的連成挙動の評価には，空洞の力学的安定解析と地下水浸透流解析とをそれぞれ別個に行う方法が用いられてきた。しかしながら，このような方法では，岩盤の亀裂の力学的挙動とそれに伴う間隙水圧・間隙ガス圧変化との関係を十分に考慮することはできない。そこで，本研究では，岩盤－地下水－気体の相互作用を考慮した応力－浸透流連成解析手法の構築を試みた[74)]。

(1) 応力－浸透流連成解析手法

気密試験を含め，貯蔵空洞の気密性を評価するにあたっては，流体の間隙圧による岩盤の変形と地下水・気体の浸透による3次元の応力－浸透流連成挙動を考慮する必要がある。特に，間隙水圧の伝播に伴う選択的な透水経路の発生や進展の現象を適正に評価することが重要である。

そこで，本研究では，岩盤の力学的挙動については，3次元の粒状体個別要素法（DEM）[75)]を適用し，気体・地下水の浸透流のモデル化に際しては，粒状体個別要素法との連成を目的として考案されている3次元のChannel-DomainによるNetwork解析手法[76)] を適用した[77),78),79)]。

粒状体個別要素法は，岩盤を粒子の集合体でモデル化し，岩盤の巨視的な挙動を粒子の挙動によって表す方法である。隣接した粒子間の弾性変位が線形ばね理論に，亀裂発生・岩盤破壊が粒子結合の引張・せん断強度に，破壊後挙動が粒子間の摩擦力に従うことにより亀裂の発生・進展と岩盤の変形を取り扱う。一方,Network解析は,流量を計算するChannelと圧力を計算するDomainによって亀裂内を流れる地下水・気体の流れを表す方法である。

ここで，DomainとChannelは次の仮定条件のもと幾何学的に変化するものとする。

① 粒子や接点応力の変化によってChannel幅とそれに伴うChannelの水理学的性質が変化する。
② Domainの幾何学的体積変化により，Domainの圧力が変化する。
③ Domainの圧力変化によりDomainを囲む粒子は押し動かされ，新たなChannel-Domain構造を構築する。

(2) 応力－浸透流連成解析手法の適用性

ここでは，提案した解析手法の妥当性を検証するため，ノルウェーのKvilldal水力発電所のAir Cushion Surge Chamber（ACSC）において生じた漏気現象[80)]の数値解析を行い，実測結果と比較した。ACSCとはサージシャフトにかわる経済的な水力発電所の調圧設備であり，圧縮空気による高い内圧が作用することから高圧ガス貯蔵岩盤タンクと類似した要求機能を持つ。Kvilldal地点のACSCは，空洞内空気の漏洩（漏気現象）とウォーターカーテンの設置による漏気現象の抑制が行われた世界的にも数少ない事例であり,提案した解析手法の検証対象として適当であると考えた。

KvilldalのACSCの概要は図1.1.23に示すとおりで,空洞幅16m,空洞高さ17～24m,空洞長さ386m,断面積260～370m^2，ウォーターベッド表面積5,200m^2，空洞体積110,000m^3，空気容量80,000m^{3}である。本地点の構成岩は先カンブリア時代の灰色～黒灰色の石英および長石を含む硬質な角閃石片麻岩（ミグマタイト状片麻岩）であり，一軸圧縮強度160MPa，引張強度15MPa，ヤング率35GPa，ポアソン比0.11という値が得られている。また水圧破砕試験による応力測定結果から，水平方向の最小岩盤主応力として，5.2MPaが得られている。岩盤の透水係数は，平均で2×10^{-16}m^{2}である。

設計当初においてはKvilldal地点では，岩盤性状が良質で透過係数が低い値を示したことから空洞周辺には高い間隙水圧が作用するものと期待されていた。しかしながら実際には許容範囲を超える240Nm^3/hrという漏気量が観測されたため，空気注入作業を中断せざるを得なかった。その後,ウォーターカーテンの設置により,空洞周辺岩盤内の流量および間隙水圧が大きく改善され,物理的漏気量がほぼゼロとなった。

Kvilldal地点におけるACSCは概ね矩形形状を呈しているので，領域を4分割した3次元モデルを

作成した（図1.1.24)。解析領域の寸法は，一般的に力学的安定解析において解析領域条件とされている空洞の大きさの3倍以上を保つことと，浸透流解析の解の妥当性も考慮し，幅：16m，高さ：24mの空洞に対し，幅120m×奥行き150m×高さ120mとした。

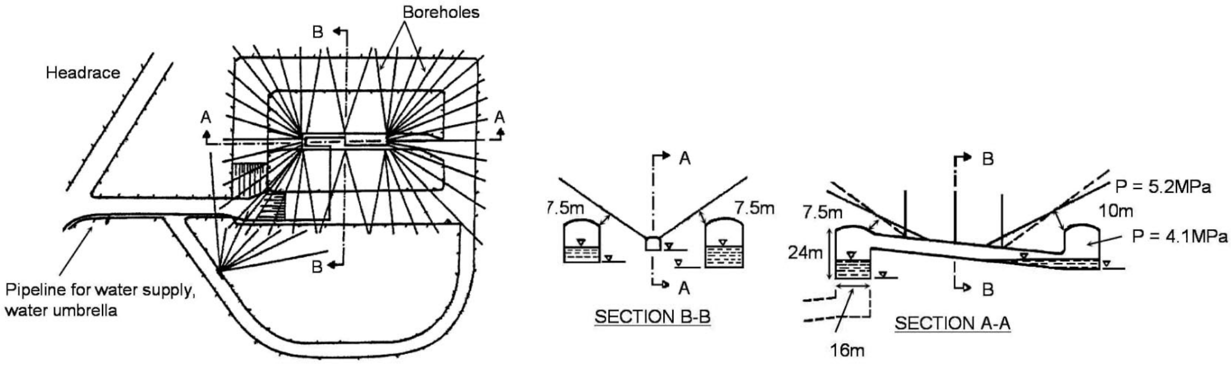


図1.1.23　Kvilldal地点ACSEの概要図[80)]

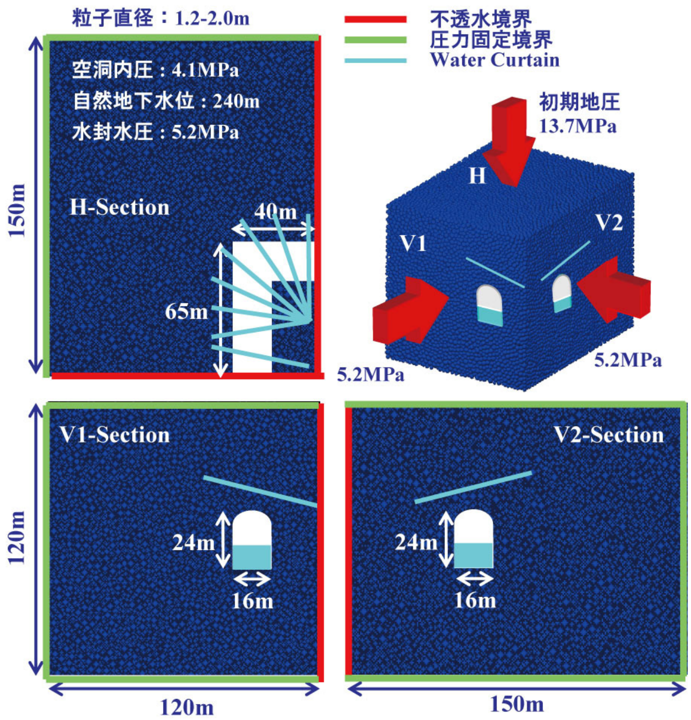


図1.1.24　解析モデル

解析領域にはミグマタイト状片麻岩が分布しており，亀裂密度も非常に低いことから，粒状体モデルの力学的な粒子パラメータについては，柱状コアによる一軸圧縮試験および圧裂引張り試験から得られた物性値から同定した。また，水理学的な粒子パラメータについては，原位置透水試験結果から同定した。

まず，ウォーターカーテン設置以前における漏気発生時の解析結果について述べる。図1.1.25に解析の初期状態，22日経過後，66日経過後，110日経過後の空洞周辺岩盤の間隙水圧分布および飽和度分布を示す。ここで，間隙水圧分布は圧力水頭の換算値とし，飽和度はドメイン内の水の体積の割合として示す。時間の経過に従って，空洞内圧が周辺岩盤に伝わって周辺岩盤の間隙圧が高まり，貯蔵ガスが岩盤へ侵入していく状況および程度がわかる。図1.1.26は，ACSC内のPVの逓減曲線の計測値と解析値とを比較したものであり，両者がよく一致しているのがわかる。また，

ACSCからの漏気率を求めると，実測値の240Nm³/hrに対して，解析値は245Nm³/hrとなり，漏気率に関してもよく一致していることがわかる。
図1.1.27に間隙水圧安定時（7ヶ月経過後）の空洞周辺岩盤の間隙水圧分布および飽和度分布を示す。ウォーターカーテンによる水封機能により，空洞周辺に貯蔵圧よりも高い間隙水圧が作用し，ACSCの気密性が確保されていることがわかる。図1.1.28はACSC内のPVの挙動であり，両者がよく一致していることがわかる。

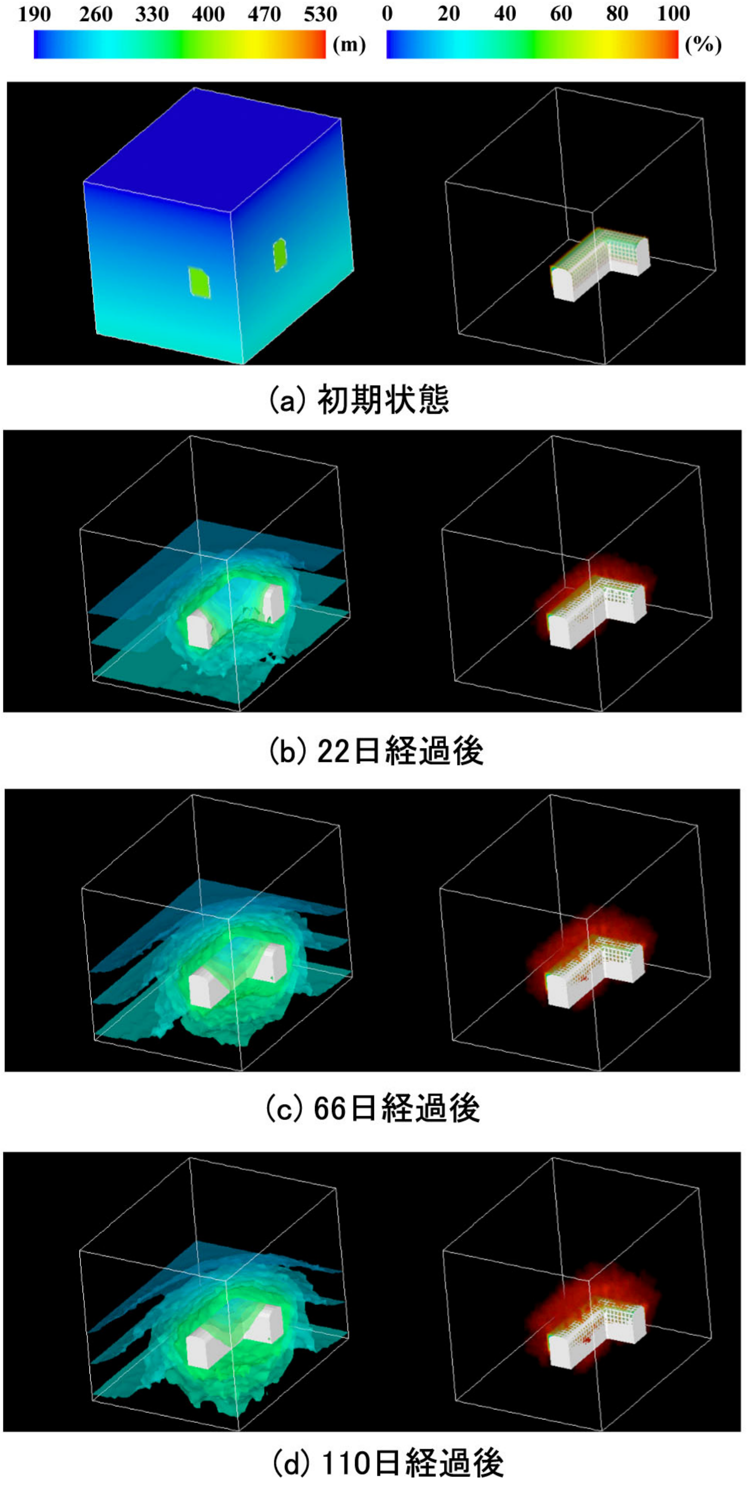


図1.1.25　漏気発生時の解析結果（左：間隙水圧，右：飽和度）

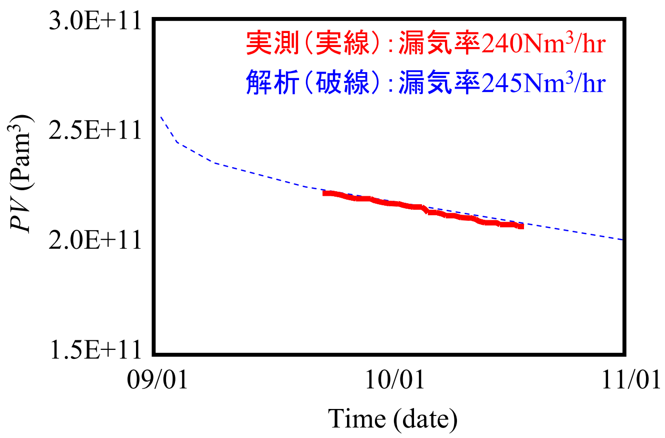
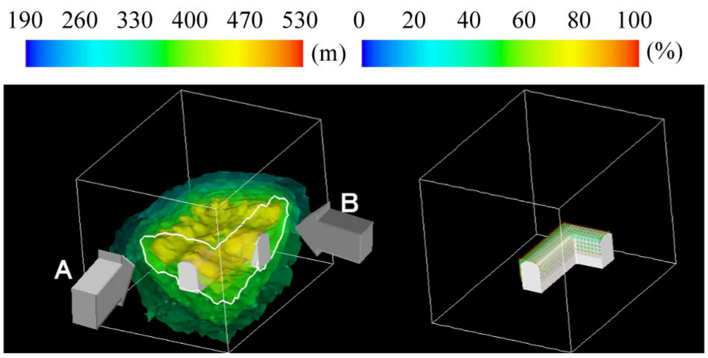
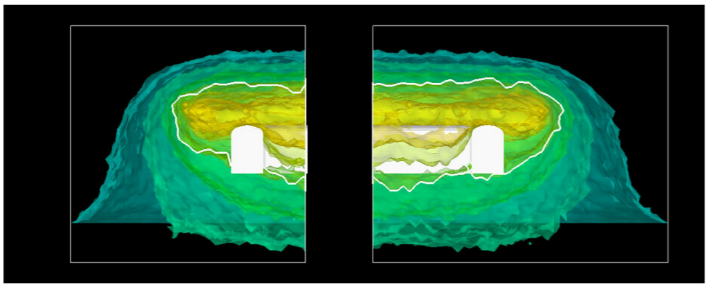


図1. 1. 26　空洞内空気のPV変化（漏気発生時）



（左：間隙水圧，右：飽和度）



（左：Ａ方向からの鳥瞰図，右：Ｂ方向からの鳥瞰図）

図1. 1. 27　漏気抑制時の解析結果

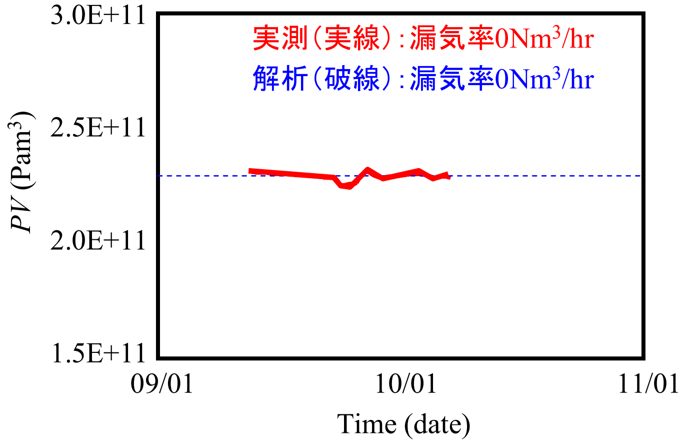


図1. 1. 28　空洞内空気のPV変化（漏気抑制時）

1.1.2.5 まとめ

ニアフィールドにおけるEDZの力学的・水理学的な評価は，処分技術の工学分野のみならず，安全評価上も極めて重要な項目の一つである。筆者らは従来から，地下発電所空洞など大規模岩盤地下空洞における掘削影響領域の評価について様々な計測方法によって多角的な検討を実施して来た。ここ数年来，これらをシステムとして構成することを試みて来たが，大深度，高地圧下の岩盤空洞に対して,応力再配分現象を直接把握するための「岩盤応力測定」,「岩盤応力変化測定」,応力変化や破壊に至る過程を間接的に把握するための「AE計測」，応力再配分過程で発生する岩盤変位挙動を把握するための「岩盤変位測定」，応力解放や破壊による亀裂開口現象に注目した「BTV測定」，応力履歴を受けた岩盤材料の物理的性状を把握するための「マイクロサイスミック弾性波速度測定」，「透水・透気試験」などを統合した，計測・評価システムをほぼ確立した[81)~86)]。

本研究において対象とした「AE計測」に着目すると，これまでにいくつかの地下発電所の建設において，微小な緩みから比較的大規模な緩みまでの広い範囲の緩みを高精度で検知することが可能であること，その計測結果を応力変化と関連付けることにより，掘削の各段階での掘削影響領域の発生・進展挙動を高い精度で評価できることを明らかにして来た[86)]。

高レベル放射性廃棄物地層処分場として大深度かつ亀裂の少ない岩盤を対象とした場合，高地圧下における応力再配分の過程で生じる亀裂の発生･進展のメカニズム,ならびに形成される掘削影響領域を正確に評価し，設計および性能評価に取り込む体系的な研究が今後一層重要であると考えられる｡さらに，堆積軟岩を対象とした場合には力学的･水理学的挙動の適切な評価のためのAEを指標とする破壊現象および流体の移動現象の解明は極めて重要と考えられる。また，深地層の研究施設での原位置研究を視野に入れた岩盤の力学－水理学的連成挙動の評価・解析手法に関する研究成果の一端を報告した。

参考文献

1) Kaiser, P.K., Diederichs, M.S., Martin, C.D., Sharp, J. and Steiner, W.：Underground Works in Hard Rock Tunnelling and Mining, Keynote lecture at GeoEng2000, Melbourne, Australia. 1, pp.841-926, 2000.
2) Brace, W.F., Paulding, B. and Scholz, C.：Dilatancy in the fracture of crystalline crocks. J. Geophys. Res., 71(16): pp.3939-3953, 1966.
3) Bieniawski, Z.T.：Mechanism of brittle fracture of rock, Parts I, II and III, Int. J. Rock Mech. Min. Sci.& Geomech. Abstr., 4(4): pp.395-430, 1967.
4) Holcomb, D. J. and Costin, L. S.：Damage in brittle materials: experimental methods, Proc. 10th U.S. National Congress of Applied Mechanics, Lamb, J. P. (editors), University of Texas at Austin, 1987.
5) Martin, C.D. ：The strength of massive Lac du Bonnet granite around underground opening, Ph.D. thesis, University of Manitoba, p.278, 1993.
6) Martin, C.D. and Chandler, N.A.：The progressive fracture of Lac du Bonnet granite, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 31: pp.643-659, 1994.
7) Wong, T.F. ：Micromechanics of faulting in Westerly granite, Int. J. Rock Mech. Min. Sci Geomech Abstr., pp.273-289, 1985.
8) Diederichs, M.S. ：Stress induced damage accumulation and implications for hard rock engeneering, NARMS2002, Vol.1, Univ. of Tronto, pp.3-12, 2002.
9) Lockner, D.A., Byerlee, J.D., Kuksenko, V., Ponomarev, A. and Sidorin, A.：Observation of quasi-static fault growth from acoustic emissions, Fault mechanics and transport properties of rocks, B. Evans & T.-f. Wong (editors), pp.3-31, 1992.

10) Cai, M., Kaiser, P.K., Tasaka, Y., Maejima, T., Morioka, H. and Minami, M. : Generalized crack initiationn and crack damage stress thresholds of brittle rock masses near underground excavations, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 41(5): pp.833-847, 2004.
11) Kachanov, M.L. : A microcrack model of rock inelasticity PartⅡ: propagation of microcracks, Mech Mater, pp.29-41, 1982.
12) Horii, H. and Nemat-Nasser, S. : Compression-induced microcrack growth in brittle solids: axial spritting and shear failure, J Geophys Res, 90(B4):pp.3105-3125, 1985.
13) Ashby, M. F. and Hallam, S.D. : The failure of brittle solids containing small cracks under compressive stress states, Acta Metall, 34(3):pp.497-510, 1986.
14) Read, R.S. and Martin, C.D. : Technical Summary of AECL's Mine-by Experiment, Phase 1: Excavation Response. AECL . AECL-11311, COG-95-171, p.169, 1996.
15) Read, R.S., Chandler, N.A. and Dzik, E.J. : In situ strength criteria for tunnel disign in highly stressed rock mass, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 35(3): pp.261-278, 1998.
16) Martin, C.D.: Seventeenth Canadian Geotechnical Colloquium: The effect of cohesion loss and stress path on brittle rock strength, Canadian Geotechnical Journal, 34(5): pp.698-725, 1997.
17) E.フック, E. T. ブラウン(小野寺他訳):岩盤地下空洞の設計と施工,土木工学社, pp.14-24, 1985.
18) Hoek, E., Kaiser, P.K. and Bawden, W.F. : Support of underground excavations in hardrock, AA. Balkema, pp.84-98, 1995.
19) Cai, M., Kaiser, P.K., Uno, H., Tasaka, Y., and Minami, M. : Estimation of rock mass strength and deformation modurus of jointed hard rock masses using GSI system, Int. J Rock Mech. Min. Sci., 41(1): pp.3-19, 2004.
20) Emsley, S., Olsson, O., Stenberg, L., Alheid, H.J. and Falls, S. : ZEDEX A study od damage and disturbance from tunnel excavation by blasting and tunnel boring, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co.(SKB), 1997.
21) Castro, L., McCreath, D.R. and Oliver, P. : Rockmass damage initiation around the Sudbury Neutrino Observatory Cavern, Proc. 2nd North American Rock Mech. Symposium, 2, pp.1589-1595, 1996.
22) Diederichs, M.S. : Instability of Hard Rock Masses: The role of tensile damage and relaxation, Ph.D. thesis, University of Waterloo, p.566, 1999.
23) Ortlepp, W.D. : Rock Fracture and Rockbursts -An Illustrative Study, Monograph Series M9, South African Institute of Mining and Metallurgy, Johannesburg, 1997.
24) Jongpradist, P., Takeuchi, K., Shimura, T., Furuya, Y. and Horii, H. : Analysis of underground cavern considering the failure behavior of soft rock under low confining stress, 第11回岩の力学国内シンポジウム講演概要集,岩の力学連合会,CD-Rom:F01, 2002.
25) 森岡宏之, 南 将行, 前島俊雄, 田坂嘉章, Ming CAI, 青木謙治:AE計測による大規模地下空洞掘削時の岩盤挙動評価手法に関する基礎的研究,土木学会論文集,No.791/VI-67, pp.81-96, 2005.6
26) 前島俊雄, 森岡宏之:大規模岩盤空洞へのゆるみ領域に着目した情報化設計システムの適用, 土木学会論文集, No.742/VI-60, pp.133-148, 2003.9
27) 工藤奎吾, 小山俊博, 鈴木康正:大規模地下空洞支保設計への数値解析の適用について, 土木学会論文集, No.588/VI-38, pp.37-49, 1998.3
28) Biot, M. A., : Theory of propagation of elastic waves in a fluid saturated porous solid. I: Low-frequency range. J. Acoust. Soc. Am. 28, pp.168-178. 1956.

29) Biot M. A., : Theory of propagation of elastic waves in a fluid saturated porous solid. II: Higher frequency range. J. Acoust. Soc. Am. 28, pp.179-191. 1956.
30) Silin D. B., V. A. Korneev, G. M. Goloshubin, AND T. W., Patzek : A hydrologic view on biot's theory of poroelasticity, Paper LBNL-54459, eScholarship Repository, University of California. 2004.
31) Biot, M. A., : Mechanics of deformation and acoustic propagation in porous media, Journal of Applied Physics, 33, pp.1482-1498. 1962.
32) Matthews, C. S. and D. G. Russell, : Pressure buildup and flow tests in wells, Monograph Series, Society of Petroleum Engineers, New York.. 1967.
33) Barenblatt, G. I., V. M. Entov, and V. M. Ryzhik, : Theory of fluid flows through natural rocks, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht. 1990.
34) Biot, M. A, : Mechanics of deformation and acoustic propagation in porous media, Journal of Applied Physics 33, no. 4, pp.1482-1498. 1962.
35) Hiroshi, O., et. Al., Microseismicity induced by Heavy rainfall around Flooded vertical ore vein, Pure appl. Geophysics, no.159, 2002, pp.91-109.
36) Laurence A., J.P. Avouac, M. Flouzat and J. L. Plantet : Fluid-driven seismicity in a stable tectonic context: The Remiremont fault zone, Vosges, France, Geophysical Research letters, Vol. 29. No.0. 2002.
37) Wetmiller, R., J., C. A. Galley and M., Plouffe : Post-closure seismicity at a hard rock mine. In Rockbursts and Seismicity in Mines 93, Balkema Rotterdam, pp.445-448. 1993.
38) Talwani, P., : On the Nature of Reservoir-induced Seismicity, Pure appl. geophys. 150, pp.473-492. 1997.
39) Schwartz D.P., W.B. Joyner, R.S. Stein, R.D. Brown, A.F. McGarr, S.H. Hickman, and W.H. Bakun, : Review of seismic-hazard issues associated with the Auburn Dam project, Sierra Nevada foothills, California, U.S. Geological Survey Report, 1996.
40) Assumpção, M.; Marza, V.; Barros, L.; Chimpliganond, C.; Soares, J. E.; Carvalho, J.; Caixeta, D.; Amorim, A.; Cabral, E., : Reservoir-induced Seismicity in Brazil, Pure and Applied Geophysics, 159, Issue 1-3, pp.597-617. 2002.
41) Chen L. and P. Talwani, : Reservoir-induced Seismicity in China, Pure appl. geophys. 153, pp.133-149. 1998.
42) Patil, D. N., Bhosale, V. N.; Guha, S. K.; Powar, K. B., : Reservoir induced seismicity in the vicinity of Lake Bhatsa, Maharashtra, India, Physics of the Earth and Planetary Interiors, 44, pp.73-81. 1986.
43) Federico, T., Inmaculada Serrano, Jens Havskov, Jose Luis Utrillas and Jose Valero : Induced Seismicity around the Tous New Dam, Geophys. J. Int, No. 160, pp.144-160. 2005.
44) Teanby, N., J-M., Kendall, R. H. Jones and O. Barkved, : Stress-induced temporal variations in the seismic anisotropy observed in microseismic data, Geophys. J. Int., Vol. 156, pp.459-466. 2004.
45) Crampin S., T. Volti, S. Chastin, A.Gudmundsson and R. Stef´ansson, : Indication of high pore-fluid pressures in a seismically-active fault zone, Geophys. J. Int., Vol. 151, F1-F5. 2002.
46) Simpson, D. W., W. S., Leith, and C. H., Scholz, : Two Types of Reservoir-induced Seismicity, Bull Seismol. Soc. Am. 78, pp.2025-2040. 1988.
47) Mcgarr, A and Simpson, D., A broad look at induced and triggered seismicity. : In

Rockburst and Seismicity in Mines (eds Gibowicz, S. J. and Lasocki, S.), Balkema, Rotterdam, pp.385-396. 1997.
48) Evans, D. M. : Man-made Earthquakes in Denver, Geotimes 10, pp.11-17. 1966.
49) Fletcher J. B., and Sykes J. R. : Earthquake Related to Hydraulic Mining and Natual Seismic Activity in Western New York State, J. : Geophys. Res. 82, pp.3767-3780. 1977.
50) Batchelor, A.S., Baris, R., Hearn, K., : Monitoring the effects of hydraulic stimulation by microseismic event location: A case study. 58th Annual Technical Conference, SPE, 12109. 1983.
51) Parker, R.H. (Ed.), : Hot Dry Rock Geothermal Energy. Phase 2B final report of the Cambon School of Mines Project. Pergamon Press, London. 1989.
52) House, L., Keppler, H., Kaieda, H., : Seismic studies of a massive hydraulic fracturing experiment. Trans. Geothermal Resour. Counc. 9, pp.105-110. 1985.
53) Fehler, M., House, L., Kaieda, H., : Determining planes along which earthquakes occur: Method and application to earthquakes accompanying hydraulic fracturing. J. Geophys. Res. 92, pp.9407-9414. 1987.
54) Cornet, F.H., Julien, Ph., : Stress determination from hydraulic test data and focal mechanisms of induced seismicity. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr. 26, pp.235-248. 1989.
55) Beauce, A., Jones, R.H., Fabriol, H., Hulot, C., : Seismic studies on the HDR site of Soultz-sous-Foreˆts during Phase IIa. Rapport BRGM R 36411. 1992.
56) Phillips W. S., J. T. Rutledge and L.. S. House, M. C. Fehler, : Induced Microearthquake Pattern in Hydrocarbon and Geothermal Reservoirs: Six Case Studies, Pure and Applied Geophysics, Vol 159, pp.345-369. 2002.
57) Evan K., F. H, Moriya, H., Nituma, R., H., Jones, W., S., Philip, A., Genter, J., Sausse, R., Jung and R. Baria, : Microseismicity and permeability enhancement of hydrogeologic structures during massive fluid injections into granite at 3km depth at Soultz HDR site, Geophys., J., Int., no. 160, pp.388-412. 2005.
58) Snoke, J. A., Munsey, J. W., Eague, A. G., and Bollinger, G. A., : A program for focal mechanism determination by combined use of polarity and SV-P amplitude ratio data: Earthquake Notes, 55, p.15. 1984.
59) Reasenberg, P., and Oppenheimer, D., : FPFIT, FPPLOT and FPPAGE: Fortran computer programs for calculating and displaying earthquake fault-plane solutions:U.S. Geol. Surv. Open-File Report pp.85-0739. 1985.
60) Rutledge, J. T., and W. S. Phillips, : Hydraulic stimulation of natural fractures as revealed by induced microearthquakes, Carthage Cotton Valley gas field, east Texas, GEOPHYSICS, Vol. 68, No. 2, pp.441-452. 2003.
61) 応用地質会社株式会社 : サイスミックモニタリングシステム (Engineering Seismic Group Canada製品) 紹介, 1999.
62) Bob Parney, : Interpreting seismic fracture indicators under geologic and engineering models, 2004 CESG National Coveｎtion, 2004.
63) Zoback, M. and Harjes, H.-P., : Injection induced earthquakes and the crustal stress at 9km depth at the KTB deep drilling site, Journal of Geophysical Research, 102:18, pp.477-492,. 1997a.
64) Zoback, M. D. and Harjes, H.-P., : Injection-induced earthquakes and crustal stress at 9 km depth at the ktb deep drilling site, germany, Journal of Geophysical Research,

102, pp.18477-18491. 1997.

65) Shapiro, S. A., Huenges, E., and Borm, G., : Estimating the crust permeability from fluid-injection-induced seismic emission at the KTB site: Geophys. J. Internat., 131, F15-F18. 1997.

66) Shapiro, S. A., Royer, J.-J., and Audigane, P., : Estimating the permeability from fluid-injection induced seismic emission in Thimus, (J.-F., Abousleiman, Y., Cheng, A.H.-D., Coussy, O., and Detournay, E., Eds.), Poromechanics: Balkema, pp.301-305. 1998.

67) Shapiro, S. A., Audigane, P., and Royer, J. J., : Large scale in situ permeability tensor of rocks from induced microseismicity: Geophys. J. Int., 137, pp.207-213. 1999.

68) Audigane, P., Jean-Jacques Royerz, and Hideshi Kaieda : Permeability characterization of the Soultz and Ogachi large-scale reservoir using induced microseismicity, Geophysics, Vol. 67, No. 1, pp.204-211. 2002.

69) Shapiro, S. A., andM¨ uller, T., : Seismic signatures of permeability in heterogeneous porous media: Geophysics, 64, pp.99-103. 1999.

70) Serge A. Shapiro, Elmar Rothert, Volker Rathz, and Jan Rindschwentner, : Characterization of fluid transport properties of reservoirs using induced microseismicity, Geophysics, Vol. 67, NO. 1; pp.212-220. 2002.

71) Rothert, E. and S. A. Shapiro, : Microseismic monitoring of borehole fluid injections: Data modeling and inversion for hydraulic properties of rocks, Geophysics, Vol. 68, No. 2 m, pp.685-689. 2003.

72) Rother, E.., : Data modeling and inversion for hydraulic properties of rocks, PHD thesis, Freien Universit¨at Berlin. 2004.

73) Royer, J-J. and Jean-Charles Voillemont : Estimating Heterogeneous Reservoir Permeability from Induced Microseismicity, Symposium FMF6-Mechanisms of Fluid Flow in Metamorphic and Igneous Environments, EUGXI Programme, 9th April, 2001.

74) Aoki, K., Mito, Y., Chang, C. S., Tasaka, Y. and Maejima T. : Hydromechanical coupled discrete modelling for the assessment of airtightness of unlined large rock cavern, 11th International Congress on Rock Mechanics, Lisbon, Portugal, 2007.

75) Cundall P.A.: A Computer Model for Simulating Progressive Large Scale Movements in Blocky Rock Systems, in Proceedings of the Symposium of the International Society of Rock Mechanics, Vol.1, Paper No. II-8, 1971

76) Potyondy D.O. and P.A. Cundall: Modeling of Notch Formation in the URL Mine-By Tunnel: Phase IV - Enhancements to the PFC Model of Rock, Itasca Consulting Group, Inc., Report to Atomic Energy of Canada Limited, Ontario Hydro Nuclear Waste Management Division Report No. 06819-REP-01200-10002-R00, 1999

77) K. Aoki, Y. Mito, T. Mori, H. Morioka, T. Majima: Evaluation of behavior of EDZ around rock cavern by AE measurements and DEM simulation using bonded particle model, ARMS2004, 2004.

78) 青木謙治，水戸義忠，松岡哲也，近藤大介：高圧ガス貯蔵岩盤タンク設計のための新しい岩盤の変形・浸透流解析手法の提案，第34回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.447-452，2005.

79) 青木謙治，水戸義忠，田尾拓也，張傳聖，田坂嘉章，前島俊雄：岩盤タンクの気密性評価における応力ー浸透流連成解析手法の適用性，第36回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.35-38，2007.

80) Pleym, A. S. & Stokkebo, O.: Operational experience with the air cushion surge chamber at Kvilldal power station, Norwegian hydropower tunneling, Norewegian Soil and Rock Engineering Association, No.3., 1985.
81) Mori, T., Aoki, K., Morioka, H., Iwano, K., Tanaka, M., Kanagawa, T.:Application of Borehole Seismic and AE monitoring technique to the rock cavern excavation, 10th ISRM Congress, 2003.
82) Takayuki MORI, Kenji AOKI:Estimation of joint behavior by monitoring AE and numerical analysis around the rock cavern, 10th ISRM Congress, 2003.
83) T. Majima, H. Morioka, T. Mori, and K. Aoki:Evaluation of the loosened zone on excavation of the large underground rock cavern, Proceeding of the International Symposium on Modern Tunneling Science and Technology (IS-KYOTO 2001), 2001.
84) Maejima, T., Morioka, H., Mori, T., and Aoki, K:Application of the observational construction technique for large underground cavern excavation, Proceeding of the ISRM Regional Symposium Eurock 2001 Espoo, 2001.
85) 前島敏雄，森岡宏之，森　孝之，青木謙治：神流川地下発電所空洞掘削時のAE測定による岩盤挙動の評価，第31回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，2001.
86) Aoki, K., Mito, Y., Matsuoka, T., Kondoh, D:Design of gas storage rock cavern by the hydro-mechnical coupled discrete model, Numerical modelling in Micromechanics via particle Method, pp.289-300, 2004.

1.1.3　低透水性岩盤に対するフラクチャーシーリング技術の開発

1.1.3.1　はじめに

高レベル放射性廃棄物の処分施設においては，“第2次取りまとめ”[1)]では，岩盤の湧水を伴う割れ目を埋め戻し時に粘土グラウト等により処理することにしている。しかしながら，建設中，操業時に，湧水を伴う割れ目に適切な止水処理を行わないと，サイト全体の地下水流動が著しい影響を受けるため，深部地下水環境を維持するためのフラクチャーシーリング技術の開発は極めて重要な課題であると考えられる。具体的には，従来のダム建設やトンネル建設などでは透水性改良の対象とされていなかった低透水性の岩盤の微小亀裂についてもシーリングを行い，透水性を改良することが必要となる。しかしながら，従来のグラウチング工法ではこのような低透水性岩盤の微小亀裂を十分に改良することは困難であり，新たなグラウチング工法の開発が必要である。

このような背景のもと，低透水性岩盤の微小亀裂に対するグラウチング工法として，古くはSTRIPAプロジェクト[2)]でも若干の検討が行われた動的注入工法が有用と考えられる。この工法は一定の注入圧力（定常圧）に振動圧を付加してグラウトを注入する工法である。筆者らの研究グループでは，長時間にわたってグラウト注入が可能である実用的な動的注入装置の開発，静的注入工法に対する動的注入工法の優位性の確認，動的注入工法によるグラウト注入メカニズムの解明，対象岩盤に応じた効果的な注入仕様の決定方法の確立，などの課題に取り組んできた[3)~9)]。本研究では，動的注入メカニズムの解明および最適注入条件の検討のため，主として理論面からの検討を行った。研究のフローを図1.1.29に示す。

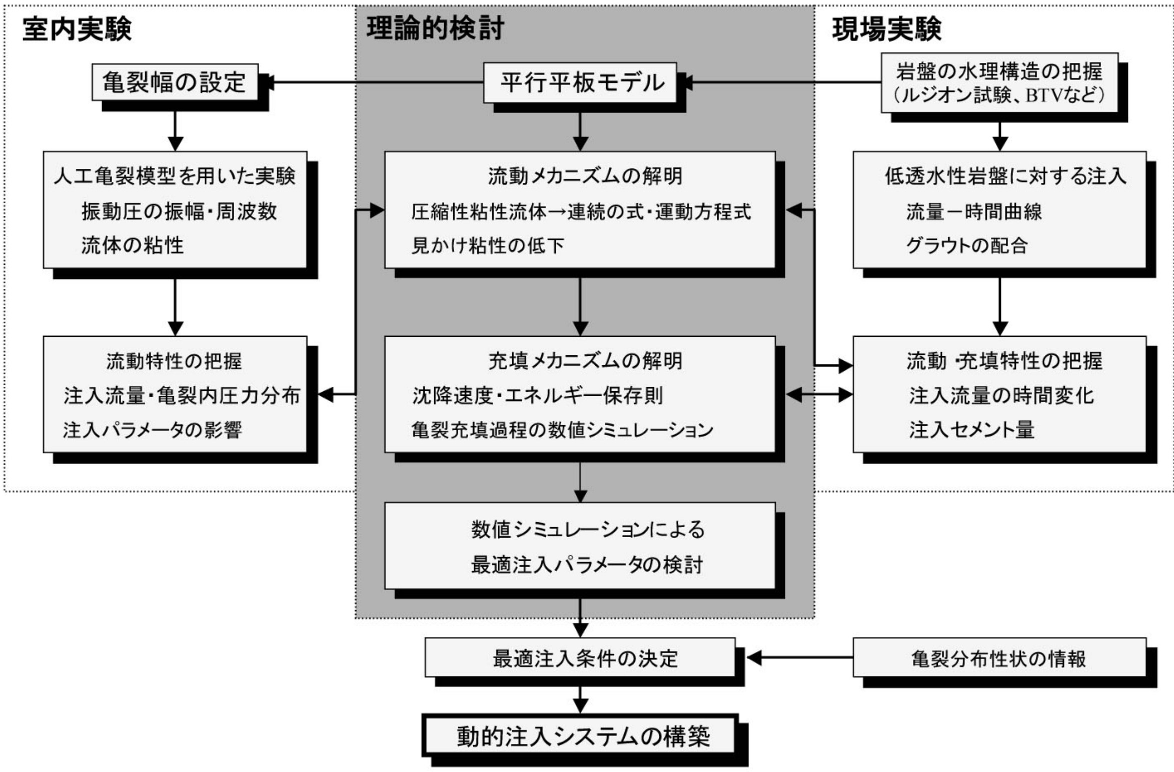


図1.1.29　低透水性岩盤に対するフラクチャーシーリング技術の開発に関するフロー図

1.1.3.2　3次元水理地質構造のモデル化システム

筆者は,地下水制御を主目的とする情報化設計施工システムの一環として3次元水理地質構造の新しいモデル化システムを構築した[3),4)]。このモデル化システムでは，透水係数の統計的な関連性（空間的な相関関係）に加えて，地下水位の挙動（間隙水圧変化）に対しても高い適合性を有するように，地球統計学シミュレーションと浸透流解析手法をベースとしている。

(1)　水理地質モデル構築法の概要

本研究では,地球統計学手法を用いることによって岩盤の透水性を3次元的に評価することができる水理地質モデルを作成する。モデル作成にあたっては，地球統計学シミュレーションの一方法であるSequential Indicator Simulation（SIS）を用いる。このSISにより得られた複数のRealizationをそれぞれ3次元浸透流解析モデルに適用させ浸透流解析を行い,3次元有限体積法により，トンネルの掘削に伴う間隙水圧の変化をシミュレートする。そしてシミュレーション結果を間隙水圧の実測値と比較することで，複数のモデルの中から，実際の間隙水圧変化を最適にシミュレートしたモデルを施工時期までにおけるモデルとして一つ同定することで，岩盤の水理特性を合理的に評価した水理地質モデルを構築する。

(2)　SISによる岩盤水理特性の推定

地球統計学手法の中で最も一般的に用いられているOrdinary Krigingは，推定値の空間分布を平滑化させることになり，Ordinary Krigingは大局的な岩盤の透水性を定量的に評価するにあたっては至便であるが，局所的な水理特性を精度良く推定するにはやや不向きであるといえる。そこで本研究では，地球統計学的シミュレーションSISにより，水理地質構造の局所性を合理的に評価することを試みた。SISの大きな特徴として，乱数列によって推定位置を決定する点と，既に求

めた推定値をつぎの推定に用いる点が挙げられる。よって，異なる乱数列を用いてSISを行うことで，多様な様相を呈するRealizationが複数得られることがわかる。このRealizationは，推定値どうしの関係性も考慮に入れて空間構造をモデル化しているため，平滑化効果の影響を最小限に抑えることができ,データ間の空間的ばらつきを合理的に評価できるといった特徴を持っている。

(3) 3次元浸透流解析による水理地質モデルの同定

ここでは,SISにより構築した複数のRealizationを用いて3次元浸透流解析を行うことで，トンネルの掘削に伴う間隙水圧変化のシミュレーションを行う。

① 3次元浸透流解析の方法

本研究で行う3次元浸透流解析には，有限体積法を用いる。計算の手順はつぎの通りである。解析条件として,Realizationの透水係数値を立方体の中心のグリッドに配置し，透水係数の推定値結果に見られる不均質な透水特性を反映させた解析モデルを作成する。また，解析モデルの側面と上下面には，固定圧力境界条件として自然水圧を与える。以上の条件のもと，まず定常状態の間隙水圧の分布を求めた後，トンネル掘削期間において3次元浸透流解析を行う。解析手順を以下に示す。

a) 場において計測されているトンネル掘削に伴う湧水量をもとに,流量境界条件を設定する。
b) 解析期間を固定し，非定常浸透流解析を行う。
c) 解析結果を次の解析のための初期条件とし，さらに現場の湧水量を参照に，a)の手法により流量境界条件を更新する。
d) b)，c)の作業を繰り返す。

② シミュレーションと水理地質モデルの同定

SISにより作成した複数のRealizationを透水係数値に設定した浸透流解析モデルを作成する。そしてそれぞれのモデルに対して，トンネル掘削期間における間隙水圧変化のシミュレーションを行う。つぎに，複数のモデルから求めたシミュレーション結果を間隙水圧の計測（図1.1.30）によって得られた実測値と比較することで，実際の間隙水圧の挙動を最も高い精度でシミュレートしている最適なモデルを決定する。間隙水圧の実測値と5つのSISモデルの間隙水圧のシミュレーション結果を比較した例を図1.1.31に示す。本図を見ると，いずれのSISモデルにおいても間隙水圧は同様の傾向を示しているものの，モデルによってその値にばらつきが生じていることがわかる。これらのシミュレーション結果と実測値との標準誤差を計算し，実際の間隙水圧の変化を最も高い精度でシミュレートしているモデルを当該個所における水理地質モデルと同定した。このモデルの透水係数分布を3次元的に等数値面で表した図を，図1.1.32に示す。ここで，無色の部分は透水係数が10^{-6}cm/s未満となる部分である。

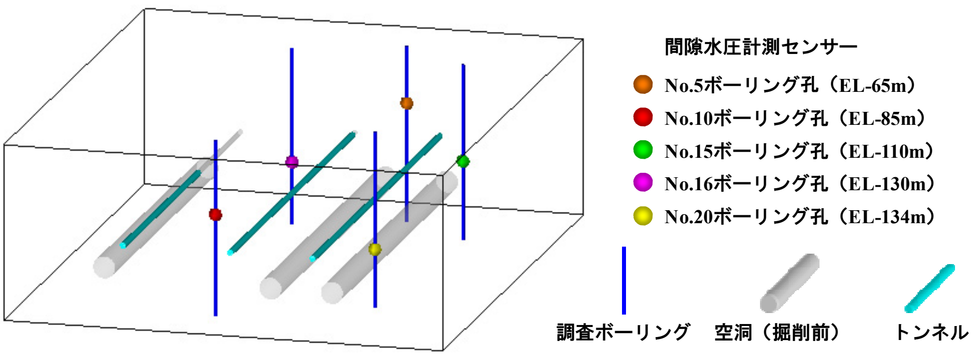


図1.1.30　間隙水圧の計測位置

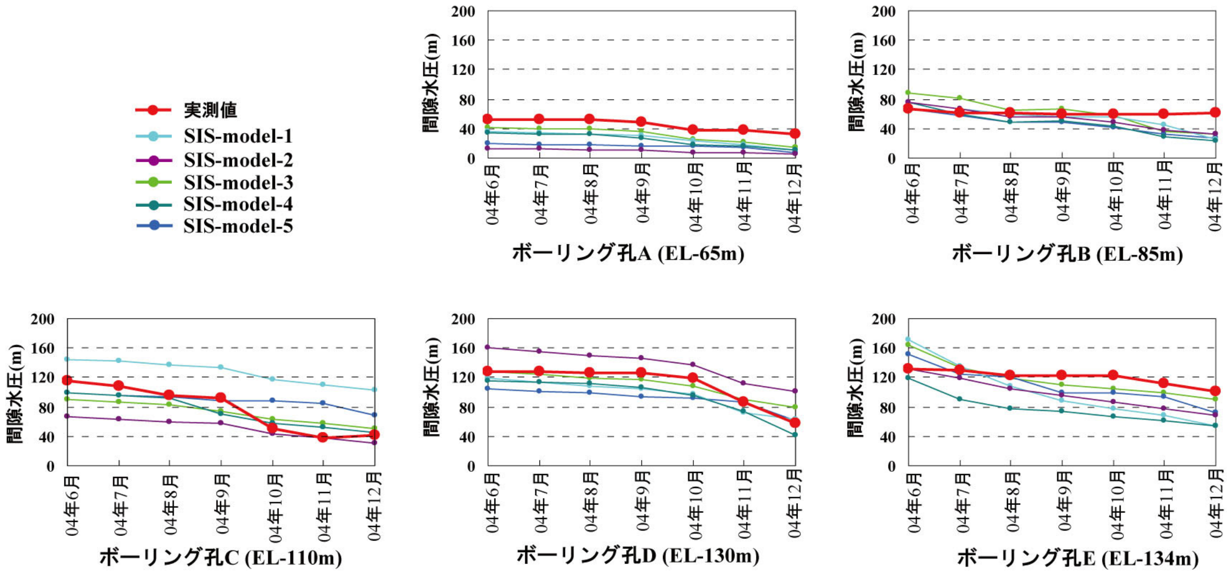


図1.1.31　間隙水圧の実測値と解析値の比較

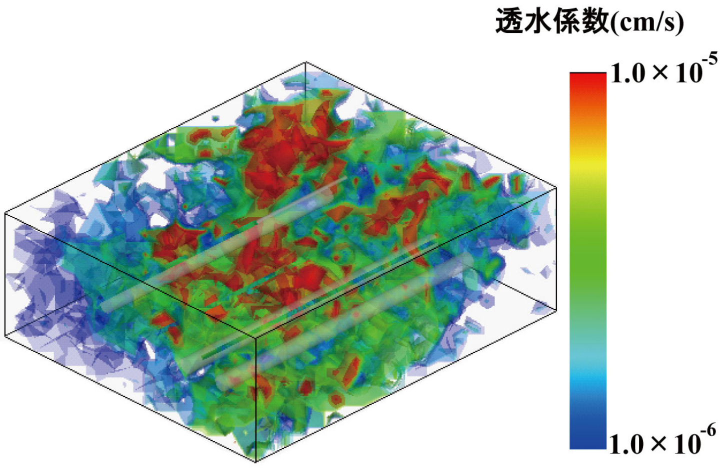


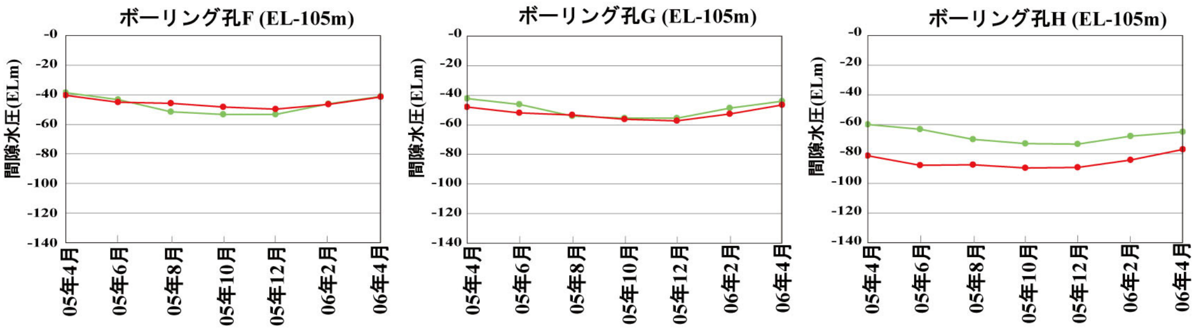
図1.1.32　水理地質モデル

(4)　水理地質モデルの有効性の検討

ここでは，上記の(3)の方法によって構築した水理地質モデルの有効性を検討するために，トンネル掘削段階で構築したモデルを用いて，トンネルの下方に位置する空洞掘削に伴う間隙水圧変化をシミュレートし，空洞掘削により新たに得られた間隙水圧の実測値と比較を行う。

トンネル掘削段階における水理地質モデルに対して，空洞掘削期間（2005年4月～2006年3月末）における間隙水圧変化のシミュレーションを行い，シミュレーション結果と実測値と比較したものを図1.1.33に示す。

全体的に実測値と解析値が一致した結果が得られたことにより，モデルの有効性を示すことができた。ただし，センサーの位置がトンネルの深度より下方に存在する一部のボーリング孔において，実測値と解析値は水圧変動の傾向が合っているものの，値はやや乖離している結果が得られた。この原因として，このモデルを作成するにあたり用いたデータにトンネルより下の深度のデータがほとんど含んでいないため，精度がやや低くなったものと考えられる。



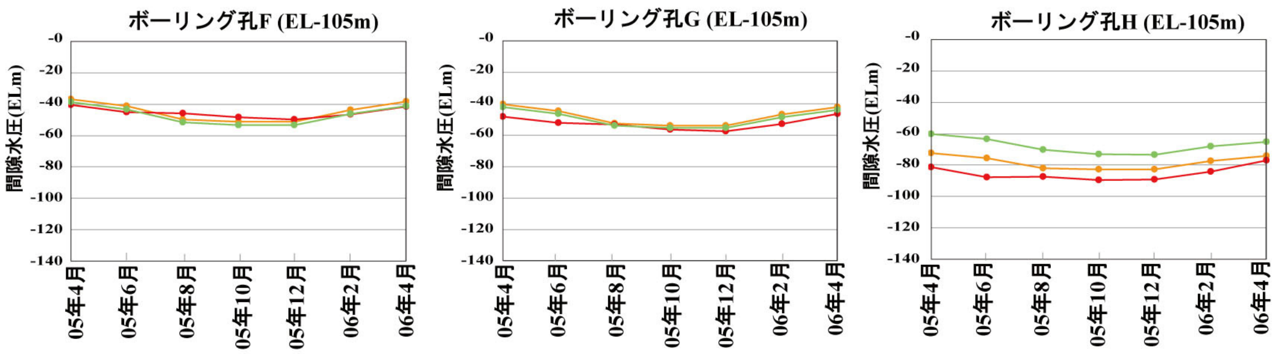
（—●—：実測値、—●—：トンネル掘削段階での予測値）

図1.1.33　間隙水圧の実測値と解析値の比較

(5)　モデルの高精度化

ここでは，空洞掘削に伴い新たに得られた現場データを用いてモデルの高精度化を行う。

まず，空洞掘削に伴い新たに得られた透水係数データを加えて，SISを用いることでモデルの更新を行う。このモデルをもとに浸透流解析を行うことで，空洞掘削期間における間隙水圧変化をシミュレートする。そして，複数のモデルから求めたシミュレーション結果を間隙水圧の実測値と比較することで，実際の間隙水圧の挙動を最も高い精度でシミュレートしている最適なモデルを同定する。**図1.1.34**に，同定したモデルから求めた解析値と実測値を，先ほどと同じ３つのボーリング孔において表示した前項において同定したトンネル掘削段階におけるモデルを用いた場合の解析結果も同時に示してある。空洞周辺の透水係数データを加えてモデルを更新した空洞掘削段階におけるモデルの方が，誤差平均が小さくなった。特に125m以深のセンサーにおける乖離が小さくなり，空洞周辺の透水試験データを拡充したことにより，モデルが更新され，実際の岩盤の水理地質構造をより高精度に反映できたと推察される。



（—●—：実測値、—●—：空洞掘削段階での予測値　—●—：トンネル掘削段階での予測値）

図1.1.34　間隙水圧の実測値と解析値の比較

1.1.3.3 グラウト材の注入メカニズムに関する理論的検討[5)~10)]

(1) 亀裂内におけるグラウト材の流動メカニズム

ここでは，注入材料が平行平板内を流れる圧縮性粘性流体であると仮定して，亀裂内部での圧力の振幅の変化，ならびに見掛け粘性の変化について理論的に検討する。

開口幅b，断面積Aの平行平板内を圧縮性流体が通過する場合，連続の式と運動方程式は式（1.1.29）（1.1.30）で与えられる。

$$C\frac{\partial p}{\partial t}+\frac{\partial q}{\partial t}=0 \tag{1.1.29}$$

$$L\frac{\partial q}{\partial t}+\frac{\partial p}{\partial x}+Rq=0 \tag{1.1.30}$$

ただし，

$$C=\frac{gA}{a^2} \tag{1.1.31}$$

$$L=\frac{4}{3gA} \tag{1.1.32}$$

$$R=\frac{32\nu}{gAb^2} \tag{1.1.33}$$

ここで，p：注入圧力の振幅，q：流量，t：時間，ν：動粘性係数，α：音速である。これより，注入口からの距離χにおける振動圧力と流量の振幅はそれぞれ次式によって与えられる。

$$|p(x)|=|p(0)|\sqrt{\frac{\cosh(2f(D-x))-\cosh(2k(D-x))}{\cosh(2fD)-\cosh(2kD)}} \tag{1.1.34}$$

$$|q(x)|=\frac{|p(0)|}{g\rho_{\nu}}\sqrt{\frac{\cosh(2f(D-x))-\cosh(2k(D-x))}{\cosh(2fD)-\cosh(2kD)}} \tag{1.1.35}$$

ただし，

$$f=\frac{CR\omega}{2k} \tag{1.1.36}$$

$$k=\sqrt{\frac{CL\omega^2}{2}+\sqrt{\frac{C^2L^2\omega^4}{4}+\frac{C^2R^2\omega^4}{4}}} \tag{1.1.37}$$

ここで，ω：振動圧の角速度，D：亀裂の長さである。

式（1.1.34）から算出した振動圧の振幅分布を注入パラメータごとに整理して，図1.1.35，図1.1.36，図1.1.37に示す。これらの結果は，室内実験結果と整合的な傾向にある。

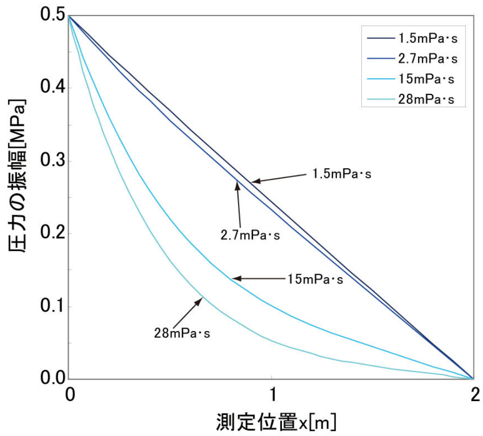


図1.1.35　亀裂内部の振動圧の振幅
（注入材料の粘性の影響）

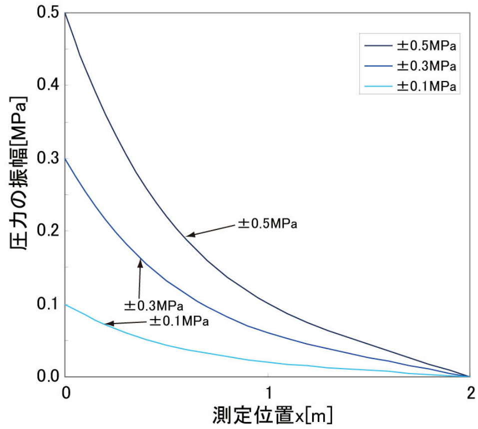


図1.1.36　亀裂内部の振動圧の振幅
（注入圧力の振幅の影響）

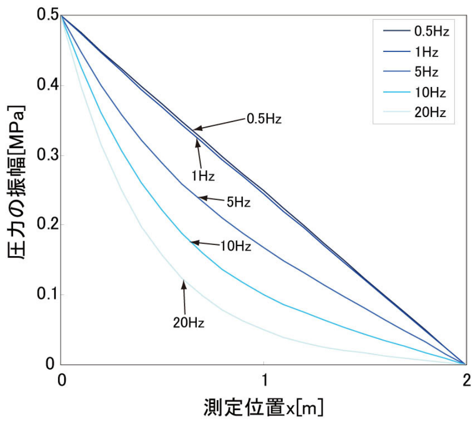


図1.1.37　亀裂内部の振動圧の振幅
（注入圧力の周波数の影響）

また，式（1.1.35）によって求められる流量の振幅分布を用いて，せん断ひずみ振幅と呼ばれる量が次式のように定義される。

$$\gamma_A = \frac{|q(x)|}{A\omega}\frac{2}{b} \tag{1.1.38}$$

せん断ひずみ振幅は流体のみかけの粘性μ'との間には，注入圧力の周波数ごとに次式のような関係をもつことがBörgesson[11)]による実験から明らかになっている。

$$\mu' = \alpha\gamma_A^{\ \beta} \tag{1.1.39}$$

ただし，α，β：流体と注入圧力の周波数に依存する値である（α>0，β<0）。式(1.1.35)(1.1.38)(1.1.39)を用いれば，流体の粘性が高く，注入圧力の振幅が大きいほど，動的注入による流量の増加比が大きくなるという結果が得られる。

ここで，流体の振動成分の運動方程式

$$\frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + \nu\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \tag{1.1.40}$$

に振動成分の境界条件

$$-\frac{\partial p}{\partial x}=|p(0)|\exp(i\omega t) \tag{1.1.41}$$

を代入して解くと，亀裂の中心における流速の振動成分は次式で与えられる。

$$u_{y=0}=real\left[\frac{|p(0)|\nu}{i\omega^2\mu}\left\{1-\frac{1}{\cos\left(\sqrt{-\frac{i\omega^2}{\nu}}\frac{b}{2}\right)}\right\}\exp(i\omega t)\right] \tag{1.1.42}$$

ただし，ρ ：流体の密度，μ ：流体の粘性である。せん断ひずみ振幅は式（1.1.42）で求められる流速の最大値であり，tを変化させてこの値を数値的に求めると，実験において設定した周波数の範囲ではせん断ひずみ振幅の大きさがほとんど変化しないことをよく説明することができる。

(2) 亀裂内におけるグラウト材の充填メカニズム（１次元流れ）

グラウト粒子の沈降力およびグラウト材の抵抗力は，それぞれ次式で与えられる。

$$F_s=\frac{\pi}{6}d_p{}^3\left(\frac{\delta_p}{\delta}-1\right)\gamma \tag{1.1.43}$$

$$F_r=C_D\frac{\pi}{4}d_p{}^2\frac{v^2}{2g}\gamma \tag{1.1.44}$$

ここで，d_p：グラウト粒子の直径，δ_p：グラウト粒子の比重，δ：グラウト材の比重，γ ：グラウト材の単位体積重量，C_D：抗力係数，D：亀裂の長さである。両者が釣り合うときの速度が沈降速度であるので次式が得られる。

$$v=\sqrt{\frac{4}{3}\frac{1}{C_D}gd_p\frac{\delta_p-\delta}{\delta}} \tag{1.1.45}$$

また，そのときの抗力係数（層流）は次式で与えられる。

$$C_D=\frac{24}{\mathrm{Re}} \tag{1.1.46}$$

ただし，Reはレイノルズ数であり，μをグラウト材の粘性係数とすると次式を得る。

$$v=0.545d_p{}^2\frac{1}{\mu}(\delta_p-\delta) \tag{1.1.47}$$

この式は，単位時間あたりのグラウトの堆積量（沈降速度に比例する）は，グラウトの粘性と比重，すなわちグラウトの配合に依存することを示している。

いま，平行平板状の単一亀裂内におけるセメント粒子の堆積を考える。流れ方向の微小長さ区間における単位時間の沈降量は，亀裂内の抗力F が粒子を拘束すると考えることによりエネルギ

一保存則から次式のように表せる。

$$F=\frac{1}{2}(s'(t)\Delta d m)u(t)^2 \tag{1.1.48}$$

ここで，$s'(t)$：固有沈降速度，Δd：流れ方向の微小長さ，m：セメント粒子の質量，$u(t)$：平板と平行な方向の粒子の速度（グラウト材の速度）である。抗力F は，時間によらず一定値をとることから，

$$F=\frac{1}{2}(s'(0)\Delta d\, m)u(0)^2 \tag{1.1.49}$$

となり，また，単位時間あたりの堆積量$s'(t)\Delta d$は沈降量に比例し，その時刻までに通過したグラウト材の総流量に反比例すると仮定すると，比例定数cを用いて次式を得る。

$$s(t)=c\frac{s(t)'}{\sum_{t=0}^{t}q(t)} \tag{1.1.50}$$

ただし，$s(t)$は，単位時間あたりの堆積幅であり，固有堆積速度と呼ぶ。

時刻における亀裂内の流量$q(t)$と流速$u(t)$は三乗則からそれぞれ次式で与えられる。

$$q(t)=\frac{gb(t)^3}{12\nu}i \tag{1.1.51}$$

$$u(t)=\frac{q(t)}{b(t)} \tag{1.1.52}$$

ここで，$b(t)$：時刻t における亀裂の開口幅，g：重力加速度，ν：グラウト材の動粘性係数，i ：動水勾配である。式（1.3.20）（1.3.21）（1.3.22）より，最終的に次式を得る。

$$s(t)=\frac{q(0)u(0)^2}{\sum_{\tau=0}^{t}q(\tau)u(t)^2}s(0) \tag{1.1.53}$$

この式を

$$b(t+1)=b(t)-s(t) \tag{1.1.54}$$

に代入したものをさらに式（1.1.51）（1.1.52）（1.1.53）に代入すると$u(t+1)$，$s(t+1)$が順々に求められる。この手順を$b(t)=0$となるまで繰り返すことで流量の経時変化を求めることが可能となる。

岩盤内に注入されるグラウト材の流量 $q_{\mathrm{RM}}(t)$ は，次式のように各亀裂に注入される流量を合計することで求められる。

$$q_{\mathrm{RM}}(t)=N\sum\left(f_B(b)q(t|b(0)=b)\right) \tag{1.1.55}$$

ここで，N：注入孔と交差する亀裂数，$f_B(b)$：注入孔と交差する亀裂の開口幅分布の確率密度関数である。したがって，岩盤内における各亀裂の$b(0)$を決定するためには，注入孔と交差する亀裂の開口幅分布が必要となる。概算のため，全ての亀裂幅が同一であると仮定すると，平均開口幅b_Mを用いた次式によって注入流量を算出することができる。

$$q_{RM}(t) = NQ(t|b(0) = b_M)b(t) \tag{1.1.56}$$

(3)　亀裂内におけるグラウト材の充填メカニズム（放射状流れ）

(2)で構築した1次元流れの式を，放射状流れに拡張する。まず図1.1.38のように，円筒座標系X-R-θ軸を設定する。

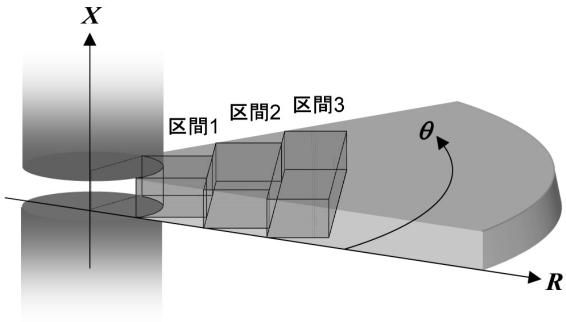


図1.1.38　放射状流れのモデル

放射状流れを考える上で，はじめに図1.1.38のように，$\Delta\theta$の範囲において，浸透距離に応じて亀裂奥行きを変化させるモデルを考え,それを360度積分することで放射状流れをモデル化する。(2)で構築したモデルは,R方向の単一微小区間を考えたものであるので,この微小区間モデルを,単位時間の浸透距離毎に設定し，各区間のグラウト充填過程を把握し，それぞれをθ方向に360度積分することで，グラウトの空間的な充填挙動を得る。各区間を，区間ξ（ξ＝1，2，3，・・・）とする。

①　単位時間t＝1における挙動

以後，（ ）内の値を時刻とし，添え字で区間を表す。図1.1.39は図1.1.38を上から見た図である。図中にある，区間1におけるθ方向の奥行きL_1は,

$$L_1 = \sqrt{2R^2(1-\cos\Delta\theta)} \tag{1.1.57}$$

として求まる。ここで,R:ボーリング孔半径である。単位時刻t＝1における流量$q_1(1)$,流速$u_1(1)$,セメント粒子の堆積速度$s_1(1)$は，各々

$$q_1(1) = \frac{gb_0^{\ 3}}{12\nu}\frac{\partial P}{\partial x_1}L_1 \tag{1.1.58}$$

$$u_1(1) = \frac{q_1(1)}{b_0 L_1} \tag{1.1.59}$$

$$s_1(1) = \frac{q_1(1)u_1(1)^2}{\sum_{\tau=1}^{1} q_1(\tau)u_1(\tau)^2}s' \tag{1.1.60}$$

となる。ここで，b_0：亀裂幅である。

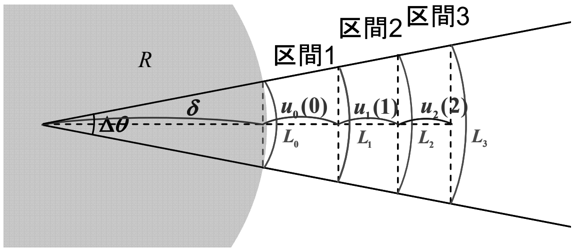


図1.1.39　放射状流れのモデル（流れの垂直方向からの視点）

②　単位時間t＝2における挙動

時刻t＝2における浸透距離ξ_2は，

$$x_2 = x_1 + u_1(1) \tag{1.1.61}$$

として得られる。時刻t＝-2における区間1の開口幅は，式（1.1.54）より

$$b_1(2) = b_0 - s_1(1)\Delta t \tag{1.1.62}$$

と得られることから，単位時刻t＝2における流量$q_1(2)$は，

$$q_1(2) = \frac{g b_1(2)^3}{12\nu}\frac{\partial P}{\partial x_2}L_1 \tag{1.1.63}$$

流速$u_1(2)$，セメント粒子の堆積速度$s_1(2)$は，各々

$$u_1(2) = \frac{q_1(2)}{b_1(2)L_1} \tag{1.1.64}$$

$$s_1(2) = \frac{q_1(1)u_1(1)^2}{\sum_{\tau=1}^{2} q_1(\tau)u_1(\tau)^2}s' \tag{1.1.65}$$

と決定される。つぎに，区間2における奥行きL_2については図1.1.39より

$$L_2 = \frac{L_1(\delta + u_1(1))}{\delta} \tag{1.1.66}$$

ここで，単位時刻t＝2において，区間1の流量は，区間2の流量と一致することから，

$$q_2(2) = q_1(2) \tag{1.1.67}$$

時刻t＝2における区間2の流量 $q_2(2)$ と流速$u_2(2)$の関係より，

$$u_2(\xi) = \frac{q_2(2)}{b_0 L_2} \tag{1.1.68}$$

を得て，式（1.1.66）（1.1.67）（1.1.68）より，時刻t＝2における区間2の流速$u_2(2)$を決定する。また，式（1.1.67）（1.1.68）より，時刻t＝2における区間2のセメント堆積速度$s_2(2)$を求める。

$$s_2(2) = \frac{q_2(2)u_2(2)^2}{\sum_{\tau=2}^{2} q_2(\tau)u_2(\tau)^2}s' \tag{1.1.69}$$

③　単位時間t＝tにおける挙動

以上，同様の計算を繰り返すことにより，単位時刻$t=t$ における区間1の流量$q_1(t)$，流速$u_1(t)$，セメント堆積速度$s_1(t)$，開口幅$b_1(t)$は，

$$q_1(t)=\frac{gb_1(t)^3}{12\nu}\frac{\partial P}{\partial x_1}L_1 \tag{1.1.70}$$

$$u_1(t)=\frac{q_1(t)}{b_1(t)L_1} \tag{1.1.71}$$

$$s_1(t)=\frac{q_1(1)u_1(1)^2}{\sum_{\tau=1}^{t}q_1(\tau)u_1(\tau)^2}s' \tag{1.1.72}$$

$$b_1(t)=b_1(t-1)-s_1(t-1)\Delta t \tag{1.1.73}$$

区間ξ(ξ>2)の奥行き，単位時刻$t=\xi$における流量$q_\xi(\xi)$，流速$u_\xi(\xi)$，セメント堆積速度$s_\xi(\xi)$は，各々，

$$L_\xi=\frac{L_1(\delta+\sum_{k=1}^{\xi}u_k(k))}{\delta} \tag{1.1.74}$$

$$q_\xi(\xi)=q_1(\xi) \tag{1.1.75}$$

$$u_\xi(\xi)=\frac{q_\xi(\xi)}{b_0L_\xi} \tag{1.1.76}$$

$$s_\xi(\xi)=\frac{q_\xi(\xi)u_\xi(\xi)^2}{\sum_{\tau=\xi}^{\xi}q_\xi(\tau)u_\xi(\tau)^2}s' \tag{1.1.77}$$

単位時刻$t>\xi+1$における流量$q_\xi(t)$，流速$u_\xi(t)$，セメント堆積速度$s_\xi(t)$は，

$$q_\xi(t)=\frac{gb_\xi(t)^3}{12\nu}\frac{\partial P}{\partial x_t}L_\xi \tag{1.1.78}$$

$$u_\xi(t)=\frac{q_\xi(t)}{b_\xi(t)L_\xi} \tag{1.1.79}$$

$$s_\xi(t)=\frac{q_\xi(\xi)u_\xi(\xi)^2}{\sum_{\tau=\xi}^{\xi}q_\xi(\tau)u_\xi(\tau)^2}s' \tag{1.1.80}$$

$$b_\xi(t)=b_\xi(t-1)-s_\xi(t-1)\Delta t \tag{1.1.81}$$

として決定される。

式（1.1.70）（1.1.78）をθ方向に360度積分することにより，各区間ξにおける放射状流れの

流量$Q_\xi(t)$を求める。（ξ＝1，2，3，...）

$$Q_\xi(t) = \sum_{\theta=0}^{360} q_\xi \tag{1.1.82}$$

また，式（1.1.73）（1.1.81）より，$b_1(t)$＝0をとる単位時刻t＝tにおける各区間の亀裂の開口幅$b_\xi(t)$を用いて，最終的な透水性改良範囲分布を得ることが可能である。

(4) 岩盤への適用

岩盤内においては，亀裂が複数存在するため，現場実験において注入されるグラウト材の流量$Q_{RM}(t)$は，次式のように各亀裂に注入される流量を合計することで求められる。

$$Q_{RM}(t) = N\sum(f_B(b)Q_1(t\,|\,b_0 = b)) \tag{1.1.83}$$

ここで，N：注入孔と交差する亀裂数，$f_B(b)$：注入孔と交差する亀裂の開口幅分布の確率密度関数である。したがって，岩盤内における各亀裂b_0を決定するためには，注入孔と交差する亀裂の開口幅分布が必要となる。概算のため，全ての亀裂幅が同一であると仮定すると，平均亀裂幅b_Mを用いた次式によって注入流量を算出することができる。

$$Q_{RM}(t) = N\sum(f_B(b)Q_1(t\,|\,b_0 = b_M)) \tag{1.1.84}$$

式（1.1.63）を用いるにあたり，亀裂本数Nと平均亀裂幅b_Mが必要となる。以下に亀裂本数・平均亀裂幅を現場試験によって得られるルジオン値から算出する手順について提案する。

今回対象とするサイト[5)]では，過去に数多くの透水試験が行われている。報告によれば，岩盤の透水係数は亀裂の本数に支配的に影響されるものと考えられ，透水係数Kと亀裂本数Nの関係が次のように求められている[5)]。

$$N = 35.0 + 4.33\log(K) \tag{1.1.85}$$

また，ルジオン試験においてダルシーの法則が成立すると仮定すると，ルジオン値Luと透水係数Kの関係は，式（1.1.65）の関係で求めることが可能である。

$$K = \frac{Lu}{120000\pi HL}\ln\frac{L}{r} \tag{1.1.86}$$

以上，式（1.1.85）（1.1.86）より，ルジオン値から亀裂本数を決定する。

一方，亀裂幅については，一般に亀裂の透水係数と相関があり，また平行平板を仮定した亀裂の透水係数は3乗則に従うことが知られている。そこで，得られた透水係数を式（1.1.85）（1.1.86）から決定した亀裂本数で除することにより，単一亀裂の平均透水係数を算出し，さらに流量の3乗則から逆算して平均的な亀裂幅を求める。図1.1.40はルジオン値と平均的な亀裂幅の関係を表したものである。式（1.1.84）（1.1.85）（1.1.86）より，注入量$Q_{RM}(t)$を求め，この各単位時刻の値を用いて，現場の状況を評価する上で重要な注入量の経時変化を表した理論曲線を得る。

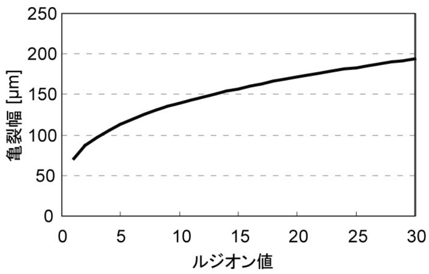


図1.1.40　ルジオン値と亀裂幅の関係

1.1.3.4 動的注入工法に関する現場実験

提案した数値解析手法の妥当性を検討するために，原位置で実施した試験結果[2)]に対して，本解析モデルの適用を行った。原位置試験では，中生代白亜紀の新鮮な花崗岩より構成されている岩盤を対象として静的注入および動的注入を実施した。試験における注入仕様を表1.1.3に示す。また，グラウト材については，超微粒子セメントを使用し，水セメント比はw/c＝4，8で注入を行った。

図1.1.41，図1.1.42は，それぞれw/c＝4，8において，静的および動的注入したケースの原位置試験と数値解析結果を比較したものである。図より，数値解析結果は実測値と非常によく対応しており，本モデルの適応性が示されたものと考えられる。

表1.1.3　現場実験条件

水セメント配合比		実施回数	注入圧力 [MPa]	振動圧周波数 [Hz]
4	動的注入	2	0.5±0.3	5
	静的注入	4	0.5	0
8	動的注入	6	0.5±0.3	5
	静的注入	7	0.5	0

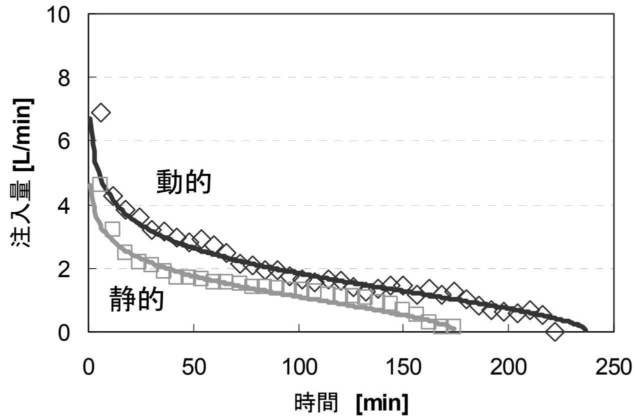


図1.1.41　現場実験結果（点）と解析結果（曲線）の比較 w/c＝4

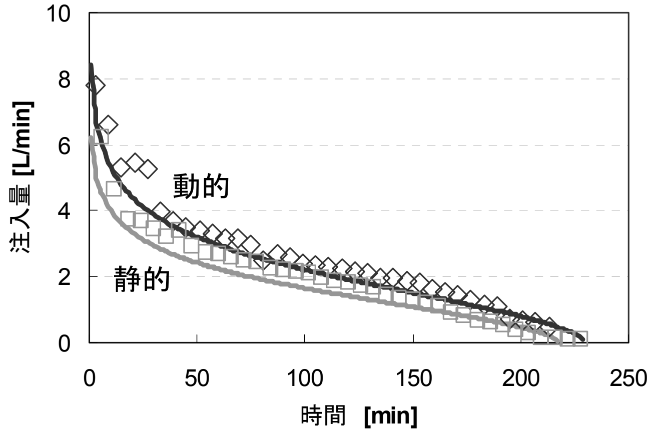


図1.1.42　現場実験結果（点）と解析結果（曲線）の比較 w/c＝8

1.1.3.5 数値シミュレーションによる最適注入仕様の決定

現場実験を通した検討により，本研究で提案したグラウトの充填過程モデルの妥当性を検証することができた。ここでは，このモデルを用いて，対象岩盤に応じた最適注入仕様を決定する方法を示す。手順は以下の通りである。

① 対象岩盤のルジオン値より，亀裂本数・平均亀裂幅を推定する。
② 注入パラメータより，グラウト充填挙動を支配するパラメータである見かけ粘性および固有堆積速度を決定する。
③ 得られたパラメータを提案したグラウト充填過程モデルに代入してシミュレーションを行うことで，流量および開口幅の経時変化を得る。これより注入仕様の性能の評価指標として次の3つの値を求める。
【セメント総注入量】
亀裂に注入されたセメントの総量
【注入効率】
単位時間あたりの平均セメント注入量
【透水性改良範囲】
亀裂幅が規定値まで改良された範囲

今回，シミュレーションの一例として，注入圧を固定した上で，最適な水セメント配合比を検討したケースを示す。表1.1.4に，設定した注入圧のパラメータを示す。セメント配合比をパラメータとして，各亀裂幅の総セメント注入量を求めたものを図1.1.43に，注入効率を求めたものを図1.1.44，透水性改良範囲を求めたものを図1.1.45に示す。これらの図には，参考までに静的注入の場合の予測値も示してある。これらの図より，今回のシミュレーションケースにおいては，水セメント配合比w/c＝2，4が最適であるという結果を得ることができる。

表1.1.4 シミュレーションにおいて設定した注入圧

亀裂幅 [μm]	注入方法	注入圧力 [MPa]	振動圧周波数 [Hz]
80	動的注入	0.5±0.3	5
	静的注入	0.5	0

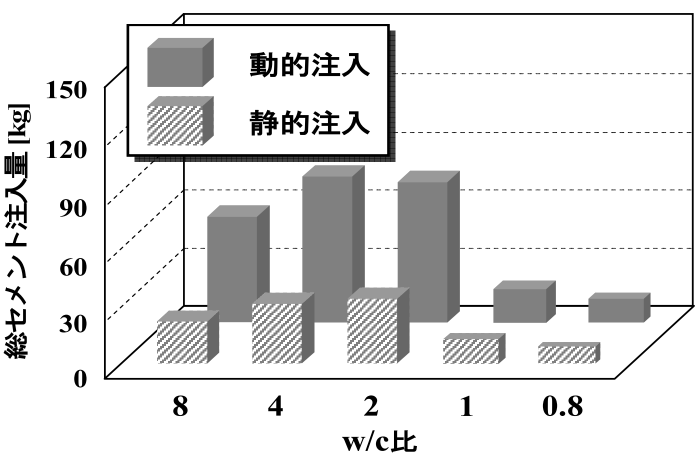


図1.1.43 w/cと総セメント注入量の関係

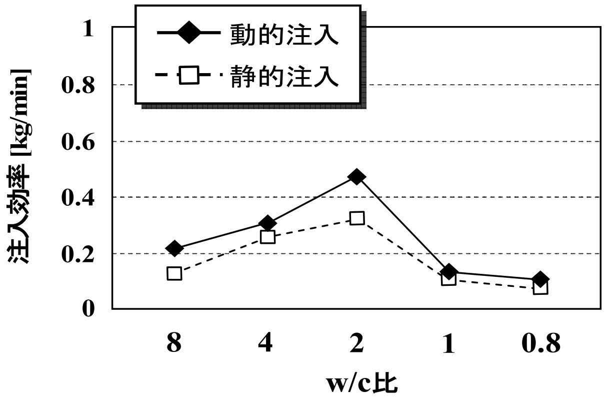


図1.1.44 w/cと注入効率の関係

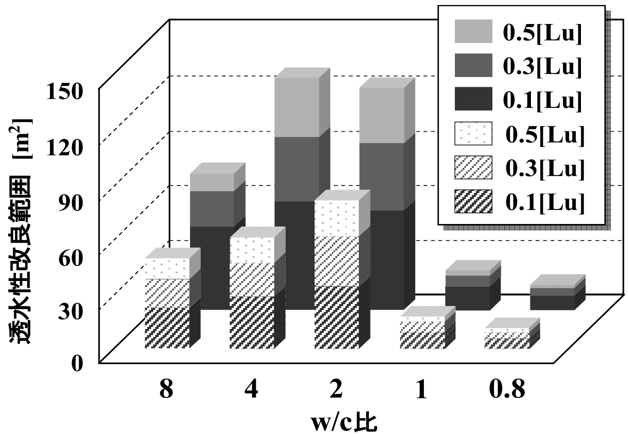


図1.1.45 w/cと透水性改良範囲の関係

1.1.3.6 粒状体個別要素法を用いた動的注入におけるグラウト充填機構の検討

1.1.3.4においては，充填特性に関するメカニズム（以下，グラウト充填機構）についてマクロな視点からセメント粒子の充填過程をモデル化することで検討を進めてきたが，微小亀裂に対するグラウトの充填状況を詳細に評価するには，よりミクロな視点からの充填過程を検討することが必要であると考えられる。ここでは個々のグラウト粒子の流動を直接的にモデル化することができる粒状体個別要素法を用いたシミュレーションを行うことによって，動的注入におけるグラウト充填過程の検討を行った。

(1) 粒状体個別要素法を用いたセメント粒子の充填過程のモデル化

岩盤内においては，亀裂が複数存在するため，現場実験において注入されるグラウト材の流量$Q_{RM}(t)$は，次式のように各亀裂に注入される流量を合計することで求められる。亀裂内の注入流量の経時変化は，セメント粒子の沈降・堆積による亀裂の開口幅変化によって生じると考えられる。そこで，1.1.3.2の検討結果を考慮した上で，注入パラメータによって規定される速度分布および体積力を個々のセメント粒子に与えることで，平行平板状亀裂の微小区間内における粒子の流動を粒状体個別要素法によりモデル化した。

図1.1.46は作成したセメント粒子の流動モデルである。本研究で対象とするような微小な開口幅を有する亀裂内ではポアズイユ流れが生じているとみなすことができるので，個々のセメント粒子に対して水平方向の速度分布uを次式で与えた。

$$u = u_c + u_o \qquad (1.1.87)$$

ただし，u_c：流速の定常成分，u_o；流速の振動成分は，

$$u_c = \frac{\alpha}{2\mu(h^2 - y^2)} \tag{1.1.88}$$

$$u_1 = \frac{\alpha'}{2\mu(h^2 - y^2)\sin(2\pi f)t} \tag{1.1.89}$$

である。ここに，α：圧力勾配の定常成分，α'：圧力勾配の振動成分，f：周波数，μ：粘性係数である。また，鉛直方向には，粒子の沈降力F_sおよび流体の抵抗力F_rを体積力として与える。このような条件の下で，セメント粒子を亀裂の一端のランダムな位置から逐次発生させた。なお，単位時間当たりのセメントの発生数は，グラウト材の平均流速と配合から決定する。

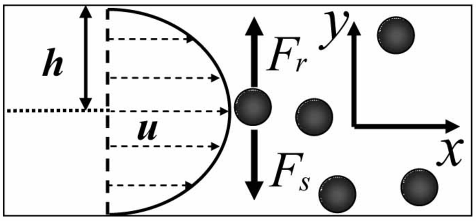


図1.1.46　セメント粒子の流動モデル

(2)　室内実験およびシミュレーション

平行平板状の亀裂モデルに対して静的注入ならびに動的注入を行う室内実験を行うとともに，室内実験のシミュレーションを行うことで，(1)で作成したセメント粒子の充填過程モデルを用いたシミュレーションの妥当性を確認する。

室内実験装置は，1.1.3.2で用いた試験装置である。今回，亀裂幅は80μm，流路長は2m，流路幅0.16mと設置した。実験条件として，注入材料には超微粒子セメントを用いた水セメント配合比w/c＝0.8のグラウト材を使用した。注入圧は静的注入の場合0.3MPaとし，動的注入の場合0.3MPaに振幅±0.03MPa，周波数5Hzの振動圧を加えた。

図1.1.47は，室内実験によって得られたセメント注入量の経時曲線である。静的注入と比較して動的注入による注入量の増加および注入時間の延長が認められる。一方，図1.1.48は，シミュレーションによって得られたセメント注入量の経時曲線であり，動的注入による注入量の増加および注入時間の延長の割合が室内実験結果とよく一致している。すなわち，シミュレーションによって得られたミクロな領域での粒子の充填挙動が室内実験で得られたマクロな領域での粒子の充填挙動とよく一致しており，充填過程の検討にあたっての本モデルの適用性が示された。

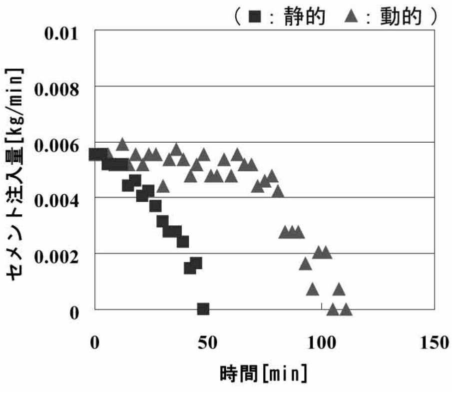


図1.1.47　室内実験結果

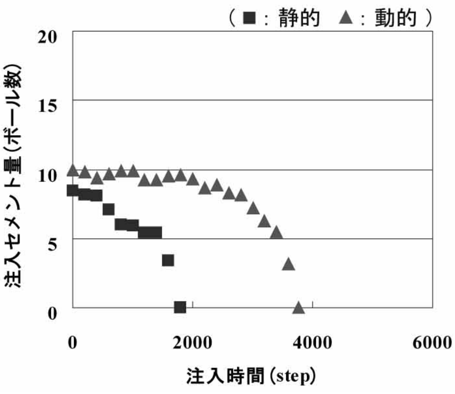


図1.1.48　シミュレーション結果

(3) シミュレーションによるグラウト充填機構の検討

提案したセメント粒子の充填過程モデルを用いてシミュレーションを行うことで，注入パラメータ（振動圧の振幅・周波数および水セメント配合比）がグラウト充填過程に与える影響を平行平板状の亀裂において検討した。

まず，水セメント配合比w/c＝2において，静的注入・動的注入のシミュレーションを行い，セメント粒子の挙動を比較することで，グラウト充填過程について検討した。注入圧は静的注入の場合0.3MPaとし，動的注入の場合0.3MPaに振幅±0.03MPa，周波数５Hzの振動圧を加えた。

図1.1.49は,静的注入ならびに動的注入の粒子の流動状況を,500step毎に記録したものである。上段が静的注入，下段が動的注入のシミュレーションの状況を表している。静的注入の場合，T＝1000step前後で目詰まりが生じ，そのまま充填が進行し，T＝3500stepで充填が完了する。それに対して，動的注入の場合，T＝1000step前後で一旦目詰まりが発生するが，その後目詰まりが解消されていることが確認できる。その後,再びT＝5500step前後で目詰まりが生じ,充填が進行し，T＝9500stepで充填が完了している。ここで，静的注入の場合と比較して，動的注入では，目詰まりが発生してから充填が完了するまでの時間が延長されていることが確認できる。これは，振動圧を付加することによって，目詰まりが抑制されるためと考えられる。

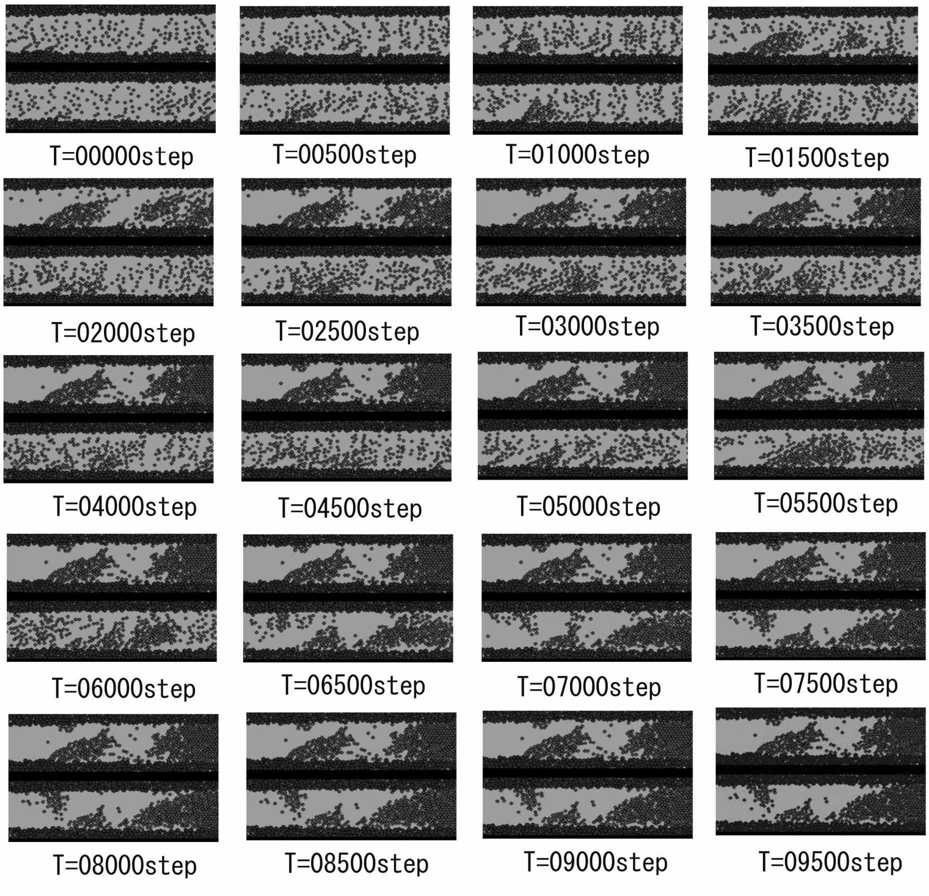


図1.1.49　シミュレーションにおけるセメント粒子の充填過程

ここで，動的注入において目詰まりの抑制および解消が生じる要因を，個々の粒子に着目して考察する。粒子の充填は，粒子が平衡状態（粒子に作用する物体力と抵抗力が釣り合い静止する状態）に達することによって進行すると考えられる。動的注入では，振動圧を付加することによって，粒子に作用する物体力が周期的に変化するため，静的注入と比較して平衡状態に達するまでに時間を要し，目詰まりが抑制されると考えられる。また，動的注入では，振動圧を付加する

ことによって，粒子に作用する物体力の最大値が静的注入時に比べて大きいため，目詰まりの解消も生じると考えられる。

(4) グラウトの充填に対する注入パラメータの影響

提案したセメント粒子の充填過程モデルを用いてシミュレーションを行うことで，注入パラメータ（振動圧の振幅・周波数および水セメント配合比）がグラウト充填過程に与える影響を平行平板状の亀裂において検討した。

本研究では，注入パラメータを変化させた多数のシミュレーションを行うことにより，グラウトの注入パラメータが充填に与える影響を検討した。以下，その結果を示す。

図1.1.50に振幅と注入時間の関係を,図1.1.51に振幅と総注入セメント量の関係を示す。まず,図1.1.50から,振動圧の振幅が大きくなるに従って注入時間が延長していることがわかる。また,図1.1.51から，振動圧の振幅が大きくなるに従って総注入セメント量が増加していることがわかる。これは，振幅が大きくなるに従って動的効果（目詰まりの抑制および解消）が大きくなっているためと考えられる。

つぎに，図1.1.52に周波数と注入時間の関係を，図1.1.53に周波数と総注入セメント量の関係を示す。図1.1.52および図1.1.53を見ると，周波数と注入時間・総注入セメント量との間には明白な関連性を認めることはできないことがわかる。さらに，図1.1.54に動的注入による注入時間の増加度（動的注入における注入時間／静的注入における注入時間）を振幅に対してプロットしたものを，図1.1.55に動的注入によるセメント注入量の増加度（動的注入における注入時間／静的注入における注入時間）を振幅に対してプロットしたものを示す。

図1.1.54および図1.1.55から各振幅において，水セメント配合比の値が小さいほど注入時間および総セメント注入量の増加度が大きくなっていることがわかる。これより，水セメント配合比の値が小さいほど,すなわちグラウト材の粘性が高いほど,動的効果が顕著になると考えられる。

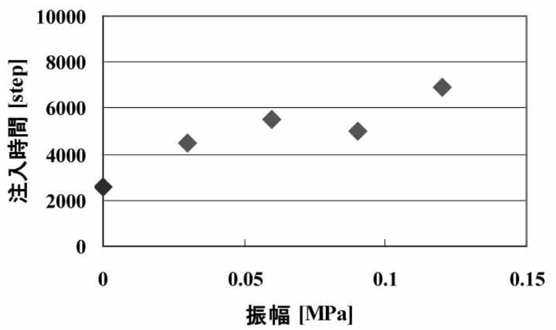


図1.1.50 振動圧振幅と注入時間の関係

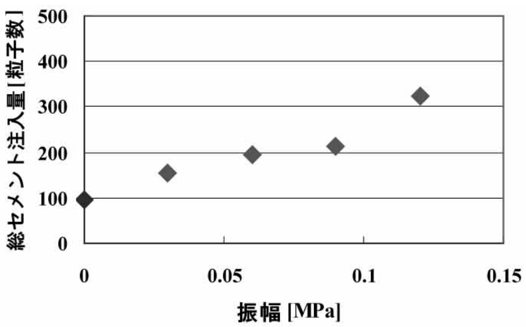


図1.1.51 振動圧振幅と総セメント注入量の関係

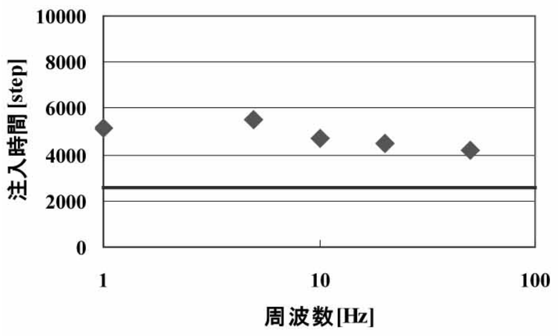


図1.1.52 振動圧周波数と注入時間の関係

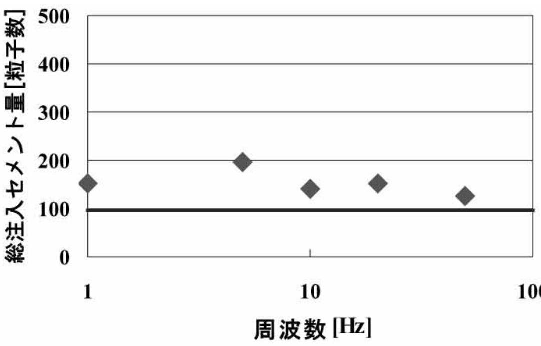


図1.1.53 振動圧周波数と総セメント注入量の関係

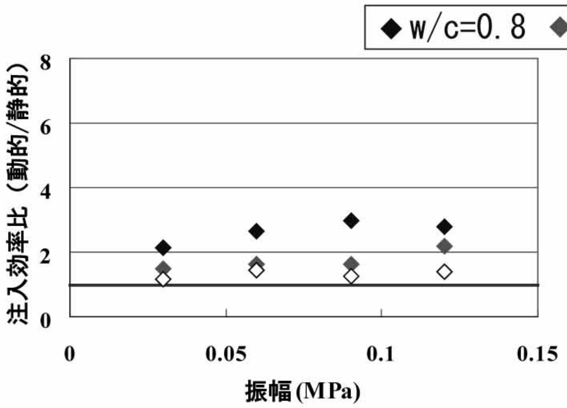


図1.1.54 振動圧振幅と注入時間の増加度（動的／静的）の関係

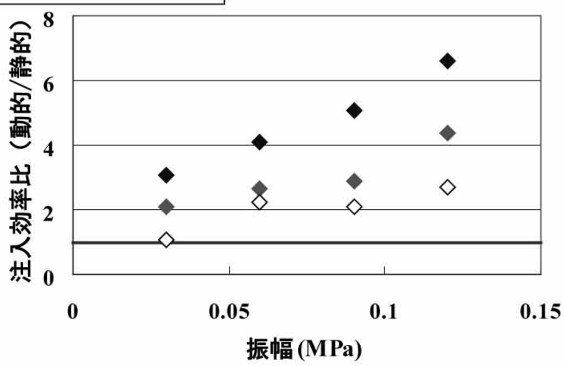


図1.1.55 振動圧振幅と総セメント注入量の増加度（動的／静的）の関係

(5) 亀裂幅とグラウト充填機構の関連性

亀裂幅がグラウト充填過程に与える影響を検討するため，実際の低透水性岩盤の亀裂形状（図1.1.56）を模して作成した，粗度の高い亀裂（図1.1.57）を対象として，亀裂幅を50μm，80μm，100μmと変化させて（図1.1.58）シミュレーションを行った。ここで，水セメント配合比w/c＝1とした。

図1.1.59に動的注入による注入時間の増加度（動的注入における注入時間／静的注入における注入時間）を亀裂幅に対してプロットしたものを，図1.1.60に動的注入よるセメント注入量の増加度（動的注入における注入時間／静的注入における注入時間）を亀裂幅に対してプロットしたものを示す。図1.1.59，図1.1.60から，亀裂幅が小さいほど注入効率比が大きくなっていることがわかる。これより，亀裂幅が小さいほど，動的効果が顕著になると考えられる。また，このことは，低透水性岩盤の改良に対する動的注入の優位性を同時に示すものである。

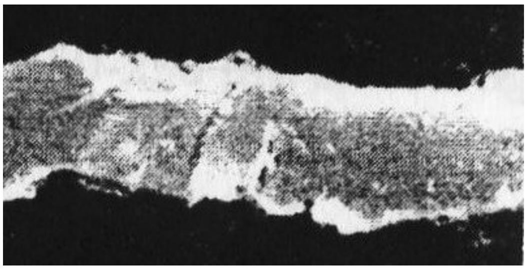


図1.1.56 実際の低透水性岩盤の亀裂の顕微鏡写真[12)]

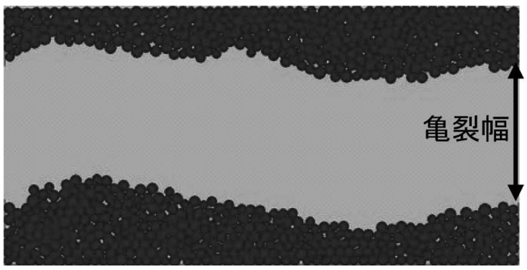


図1.1.57 シミュレーションで用いた亀裂モデル

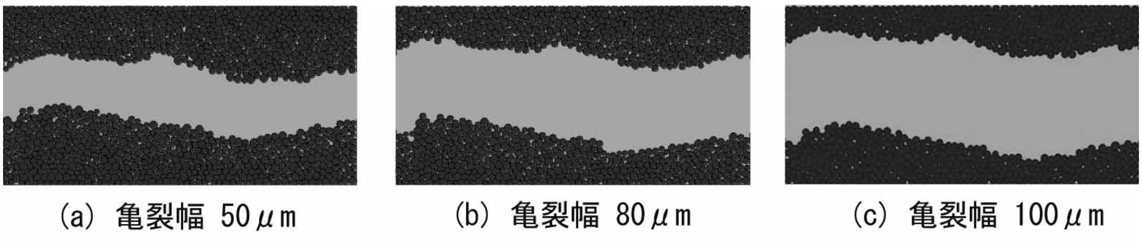


図1.1.58 開口幅を変化させたときの亀裂モデル

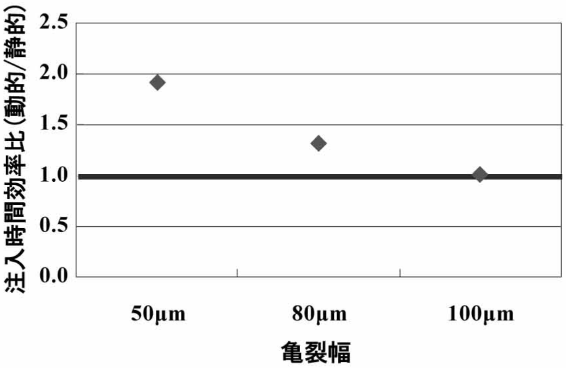


図1.1.59 亀裂幅と注入時間効率比（動的／静的）の関係

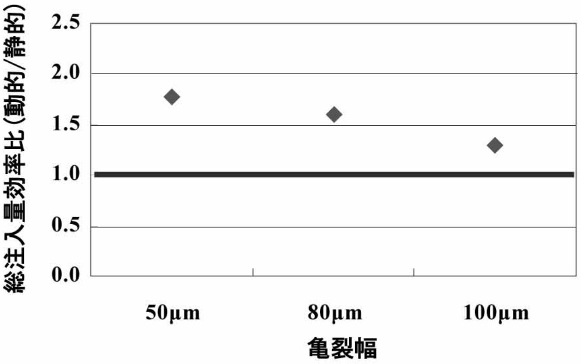


図1.1.60 亀裂幅と総注入量効率比（動的／静的）の関係

(6) まとめ

本研究では，低透水性岩盤の微小亀裂を対象とするフラクチャーシーリングに有効と考えられる動的注入工法におけるグラウト充填機構のミクロな視点からの解明を目的として，粒状体個別要素法を用いたシミュレーションを行い，検討を行った。

以下に動的注入におけるグラウト充填機構について得られた知見を述べる。

① 動的注入における注入時間の延長は，主として局所的な目詰まりの発生の抑制および解消に起因する。

② 振幅が大きいほど目詰まりの発生の抑制および解消効果が生じるため，注入時間の延長度合および注入量の増加度合が大きくなる。

③ 水セメント配合比の値が小さいほど,目詰まりの発生の抑制および解消効果が顕著になる。

④ 亀裂幅が小さいほど，目詰まりの発生の抑制および解消効果が顕著になる。

以上のことから，動的注入を行うことで，より低い透水性を示す岩盤に対しても，より安定した高濃度のグラウト材を注入できることが示された。

1.1.3.7 グラウト充填モデルに基づくグラウト注入の合理化

ここでは，これまでに構築してきたグラウト充填モデルを用いてグラウト充填状況の評価を行うことで，グラウト注入をより合理的に行う方法について検討を行う。

(1) 平行平板状放射流モデルに基づくグラウト注入の合理化

図1.1.61は,平行平板状放射流によるグラウト充填モデルが適用可能である岩盤に対する1次孔間隔決定方法のフローである。まず試験注入より得られる時間－流量曲線より，対象とする岩盤の平均的な亀裂開口幅および亀裂個数を算出する。これらの値から数値解析モデルを用いてグラウト到達距離を算出し，これに基づきその岩盤における合理的な1次孔間隔を決定する。

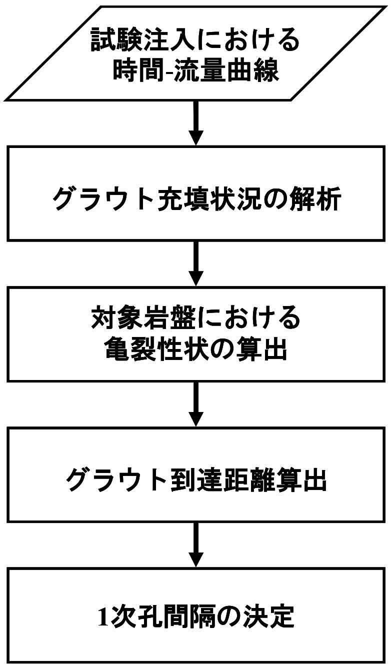


図1.1.61　1次孔間隔決定方法のフロー

(2)　平行平板状放射流モデルによる1次孔間隔決定方法の適用例

上記(1)の1次孔間隔決定方法を，実際のトンネル切羽で行われたグラウチングの実データに対して適用する。事前の検討により，平行平板状放射流によるグラウト充填モデルが適用可能であることが確認されている2つの領域（領域1，領域2）において検討を行った。

ここで，各岩盤区分において算出されたグラウト到達距離のうち，その最小値に着目した。同様の水理地質構造を持つ岩盤に対して，算出されたグラウト到達距離の最小値よりも１次孔間隔を小さく設定すれば，1次孔におけるグラウト到達距離は，多くのケースで隣接孔間隔よりも大きくなることが予想される。すなわち1次孔に対するグラウト注入によって多くのケースで隣接孔までグラウトを到達させることができ，上述の追加孔要否の判定条件に基づくと，結果として追加孔の削孔を相当数縮減できることが期待できる。そこでこのような考え方のもとで，1次孔間隔の検討を行った。

検討対象とした領域1および領域2について，推定されたグラウト到達距離の最小値は各々5.32m，5.76mであった。そこで孔間隔を5mとして，前述の切羽についてシミュレーションを行った結果を図1.1.62に示す。また各領域の切羽における追加孔削孔本数は表1.1.5に示したとおりである。

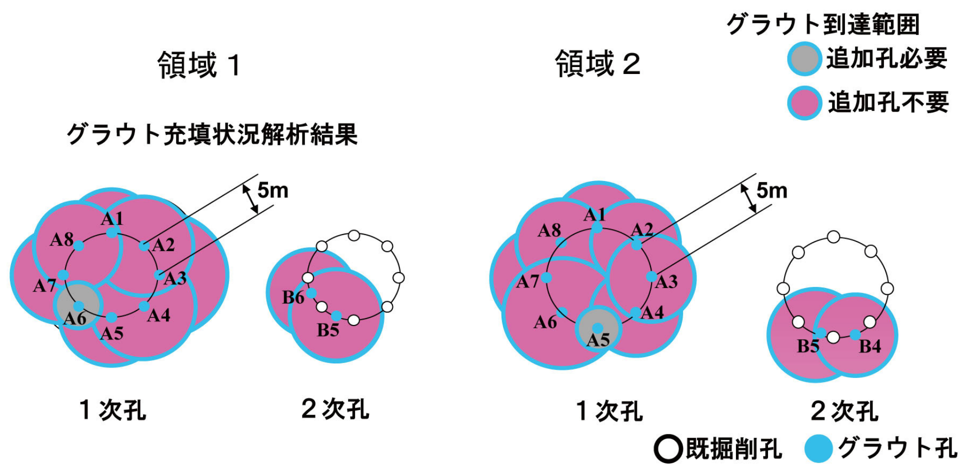


図1.1.62　提案した１次孔間隔決定方法を適用した場合のグラウト注入パターン

表1.1.5　提案方法を適用した場合のグラウト施工本数と注入実績との比較

領域１

	1次孔	2次孔	3次孔	4次孔	合計
検討結果	8	2	0	0	10
注入実績	4	4	6	4	18

領域２

	1次孔	2次孔	3次孔	4次孔	合計
検討結果	8	2	0	0	10
注入実績	4	4	8	2	18

このシミュレーション結果によれば，図1.1.61の手順に従って1次孔間隔を決定した場合，いずれの領域においても,注入実績の60%程度のグラウト施工本数で注入を完了できる可能性があるといえる。このことから，平行平板状放射流によるグラウト充填モデルが適用可能な岩盤においては，このモデルを用いてグラウト到達距離を評価し，合理的な1次孔間隔を設定することで，グラウトを効率的に実施できる可能性が示された。

(3)　結合粒状体ネットワークモデルに基づくグラウト注入の合理化

図1.1.63は，網目状放射流によるグラウト充填モデルが適用可能である岩盤に対する追加工削孔手順のフローである。

まず，従来の中央内挿法により規定孔（この例では4次孔）として，追加孔の削孔を行う。ここで4次孔注入後に各グラウト孔における時間－流量曲線から，網目状亀裂分布領域を抽出し，該当領域については，結合粒状体ネットワークモデルより，4次孔までのグラウト充填状況を解析し，算出されるグラウト到達距離から最適な５次孔間隔を決定する。この孔間隔に従い，4次孔間に順次5次孔を削孔することで，最終的に切羽における総施工本数の低減を試みるものである。

図1.1.63　追加孔削孔手順のフロー

まず試験注入より得られる時間－流量曲線より，対象とする岩盤の平均的な亀裂開口幅および亀裂個数を算出する。これらの値から数値解析モデルを用いてグラウト到達距離を算出し，これに基づきその岩盤における合理的な1次孔間隔を決定する。

(4)　結合粒状体ネットワークモデルに基づく追加孔削孔手順の適用例

上記(3)の追加孔削孔手順を,実際のトンネル切羽で行われたグラウチングの実データに対して

適用する。事前の検討により，網目状放射流によるグラウト充填モデルが適用可能であることが確認されている領域において検討を行った。

図1.1.64に示す検討対象領域における従来の施工本数は，５次孔以降14本となっているが，４次孔までの時間－流量曲線から求めたグラウト充填距離の最小値を満たす，孔間隔により５次孔を削孔した場合，５次孔で注入完了するためには，７本必要となる。これを切羽全体に適用すると，追加孔削孔本数は表1.1.6に示したとおりである。これらの結果より，(3)に示した手順に従い追加孔を削孔した場合，例えば施工本数については，グラウト注入時の注入実績による追加孔削孔本数と比較すると，約25%の低減が可能となった。

このことから，結合粒状体ネットワークモデルを用いて，提案する追加工削孔手順に従うと，現在非常に多くのグラウト注入を要する網目状亀裂分布領域においても，グラウトを効率的に実施できる可能性が示された。

このことから，網目状放射流によるグラウト充填モデルが適用可能な岩盤においては，このモデルを用いてグラウト到達距離を評価し，合理的な追加孔の削孔を行うことで，グラウトを効率的に実施できる可能性が示された。

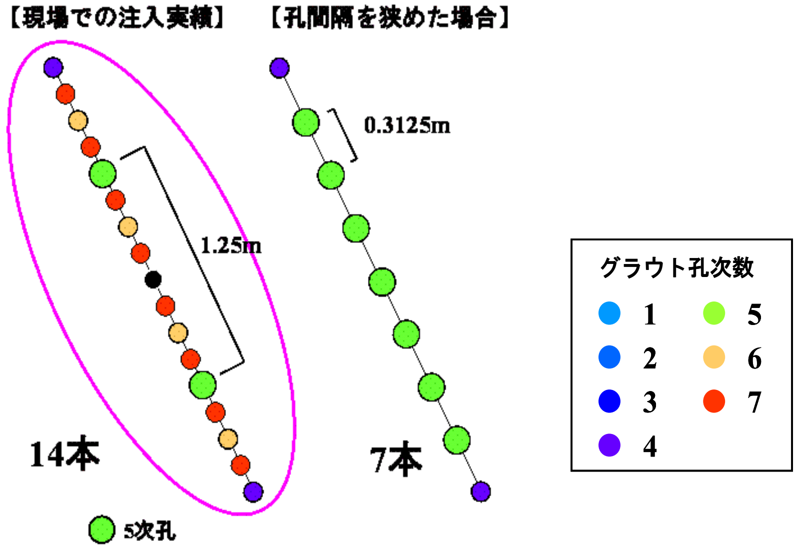


図1.1.64　提案する追加孔削孔手順を適用した場合の追加孔削孔状況

表1.1.6　提案手法を適用した場合のグラウト施工本数と注入実績との比較

	1次孔	2次孔	3次孔	4次孔	5次孔	6次孔	7次孔	合計
注入実績	4	4	5	10	12	22	21	78
提案手法	4	4	5	10	34	0	0	57

1.1.3.8　まとめ

本研究では，動的注入メカニズムの解明および最適注入条件の検討を行うとともに，この方法を確実かつ効果的適用するための水理地質構造の新しい評価手法を構築した。

まず，地下水制御を主目的とする情報化設計施工システムの一環として，3次元水理地質構造の新しいモデル化システムを構築した。このモデル化システムでは，透水係数の統計的な関連性（空間的な相関関係）に加えて，地下水位の挙動（間隙水圧変化）に対しても高い適合性を有するように，地球統計学シミュレーションと浸透流解析手法をベースとするものである。

つぎに，動的注入においては，振動圧の付加によってグラウト材の見掛けの粘性が低下し，流

動性が向上することを示した。また，注入材料の粘性が小さいほど，注入圧力の振幅が大きいほど，そして注入圧力の周波数が小さいほど，亀裂内部における振動圧の振幅が大きい，すなわち振動圧の影響範囲が大きいことを明らかにした。さらに，注入材料の粘性が大きいほど，注入圧力の振幅が大きいほど，動的注入の静的注入に対する注入流量の増加比が大きくなることについても明らかにした。

また，このような亀裂内におけるグラウトの充填メカニズムを説明するために，エネルギー保存則に基づくグラウト堆積厚の計算と3乗則に基づいた流量･流速の計算とを交互に行うことによって亀裂幅を逐次減少させていく数値解析手法および個別要素法を用いた陽的な数値解析手法を構築した。これらの数値解析手法を用いて，現場実験のシミュレーションを行ったところ，実測値とよい対応を示したことから，解析手法の妥当性が示されると同時にグラウトの充填メカニズムが明らかになった。なお，現場実験の結果は，静的注入と比較して動的注入では初期注入流量が増加し，また総注入時間も増加することを示しており，これは動的注入によって流動性が向上したため初期注入流量が増加し，さらに目詰まりの発生が抑制された結果であると考えられる。

さらに，これまでに構築してきたグラウト充填モデルを用いてグラウト充填状況の評価を行うことで，グラウト注入をより合理的に行う方法を構築した。また，この方法を実際の岩盤に適用したところ，グラウトを効率的に実施できる可能性が示された。

参考文献

1) 核燃料サイクル開発機構 ：「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，JNC TN1400 99-020, 1999.
2) R. Pusch, L. Börgesson, A. Fredrikson, I. Markström, M. Erlström, G. Ramqvist,. M.Gray, B. Coons: Rock Sealing - Interim Report on the Rock Sealing Project. Stripa Project, Technical Report 88-11. SKB, Stockholm, 1988.
3) T. Maejima, H. Uno, Y. Mito, C.S. Chang, K. Aoki: Three-dimensional hydrogeological modelling around the large rock cavern for the LPG storage project, 11th ISRM Congress, Lisbon, Portugal, 2007.
4) 青木 謙治，水戸 義忠，張 傳聖，林 達也，宇野 晴彦，前島 俊雄：地球統計学的シミュレーションを用いた大規模LPG岩盤タンクの3次元水理地質モデルの構築，第37回岩盤力学に関するシンポジウム，2008.
5) 脇田伸吾，伊達健介，山本拓治，中村百合子，水戸義忠，青木謙治：動的注入工法に関する室内・現場実験とグラウト充填過程モデルを用いた結果の解析，第33回岩盤力学に関するシンポジウム，2004.
6) 青木謙治，水戸義忠，山本真哉：クロスホール透水試験による岩盤の水理地質構造の新しい評価方法の提案，第33回岩盤力学に関するシンポジウム，2004.
7) K. Aoki, Y. Mito, T. Yamamoto, Kensuke Date, Shingo Wakita: An Evaluation of the grout effect by dynamic injection method, 10th ISRM Congress, 2003.
8) K. Date, S. Wakita, T. Yamamoto, Y. Nakashima, Y. Hoshino, Y. Mito, K. Aoki: Development of dynamic grouting system, ITA World Tunnelling Congress 2003, 2003.
9) K. Aoki, Y. Mito, Y. Kurokawa, T. Yamamoto, K. Date, S. Wakita: Development of dynamic grouting technique for the improvement of low-permeable rock masses, THE 1st UE KYOTO 2003, 2003.
10) 脇田伸吾，伊達健介，山本拓治，黒川義民，水戸義忠，青木謙治：動的注入工法における最適注入方法に関する基礎的検討，第32回岩盤力学に関するシンポジウム，2003.
11) Borgesson, L. : Rheological properties of cement and bentonite grouts with special

reference to the use of dy-namic injection, International Symposium on Grouting in rock and concrete, Salzburg, Austria, 1993.
12) Eva Hakami and Erik Larsson : Aperture measurements and flow experiments on a single natural fracture International journal of rock mechanics and mining sciences & geomechanics abstracts 33:44, pp.395-404, Pergamon, 1996.

1.1.4 まとめ

深部地質環境の調査・解析技術の体系化に関する研究のうち，処分技術の観点から実用化に向けた重要な研究課題のうち，平成19年度は，次の2課題についての研究を実施した。

(1) 微小破壊音（AE）計測による掘削影響領域（EDZ）の評価技術の研究

従来から地下発電所および原油岩盤タンクなどの大規模岩盤地下空洞における掘削影響領域の評価にあたっては，様々な計測方法によって多面的な検討がなされてきた。筆者らの研究グループでは大深度，高地圧下の地下発電所空洞に対して，応力再配分現象を直接把握するための「岩盤応力測定」，「岩盤応力変化測定」，応力変化や破壊に至る過程を把握するための「AE計測」，応力再配分過程で発生する岩盤変位挙動を把握するための「岩盤変位測定」，応力解放や破壊による亀裂開口現象に注目した「BTV測定」，応力履歴を受けた岩盤材料の物理的性状を把握するための「微小地震波測定」，「透水・透気試験」などを統合した計測・評価システムの確立に取り組んできた。

とくに，本研究において対象とした「AE計測」に着目すると，これまでにいくつかの地下発電所の建設において，微小な緩みから比較的大規模な緩みまでの広い範囲の緩みを高精度で検知することが可能であること，その計測結果を応力変化と関連付けることにより掘削の各段階での掘削影響領域の発生・進展挙動を高い精度で評価できることが実証されつつある。このような技術的ストックを活用し，高レベル放射性廃棄物地層処分場が対象とする大深度かつ亀裂の少ない岩盤に対して，高地圧下における応力再配分の過程で生じる亀裂の発生・進展によって形成される掘削影響領域の評価技術研究の一環として，AEと岩石の破壊機構についての試験および解析を行った。なかでも各種AEパラメータの特性を詳細に検討することによって，岩石・岩盤の微小破壊現象の検知が可能となることを明らかにし，処分施設の調査から設計，安全評価のためのモデル構築に至るプロセスを通して地質環境評価のための重要な指標とすることができることを示した。とくに空洞周辺岩盤において掘削ステップの進行に伴うAE発生数の変化は，AE発生およびAE進展の両応力レベルとスポーリング限界を設定することで,その応力径路上の破壊挙動と関連付けて,定量的かつ明確に解釈できることが明らかになった。これらのAE挙動と対応する各種応力レベルの概念と岩盤の応力径路の関係は，空洞周辺の破壊現象の進展の予知に対して非常に有用な情報となる。さらに，堆積軟岩を対象とした場合には力学的・水理学的挙動の適切な評価のためのAEを指標とする破壊現象および流体の移動現象の解明は極めて重要と考えられる。今年度はとくに,深地層の研究施設での原位置研究を視野に入れ，ニアフィールドコンセプトの再構築のための岩盤の力学－水理学的連成挙動の評価・解析手法に関する研究成果の一部を報告した。

(2) 低透水性岩盤に対するフラクチャーシーリング技術の開発

処分施設の調査・設計から建設・操業段階を通して，サイトの地下水環境を可能な限り安定させる地下水制御技術としての低透水性岩盤に対するフラクチャーシーリング技術は重要な工学上の課題である。本研究では，動的注入メカニズムの解明および最適注入条件の検討を行うとともに，この方法を確実かつ効果的適用するための水理地質構造の新しい評価手法を構築した。

本研究では，動的注入メカニズムの解明および最適注入条件の検討を行うとともに，この方法を確実かつ効果的適用するための水理地質構造の新しい評価手法を構築した。

まず，地下水制御を主目的とする情報化設計施工システムの一環として，3次元水理地質構造の新しいモデル化システムを構築した。このモデル化システムでは，透水係数の統計的な関連性（空間的な相関関係）に加えて，地下水位の挙動（間隙水圧変化）に対しても高い適合性を有するように，地球統計学シミュレーションと浸透流解析手法をベースとするものである。

つぎに，動的注入においては，振動圧の付加によってグラウト材の見掛けの粘性が低下し，流動性が向上することを示した。また，注入材料の粘性が小さいほど，注入圧力の振幅が大きいほど，そして注入圧力の周波数が小さいほど，亀裂内部における振動圧の振幅が大きい，すなわち振動圧の影響範囲が大きいことを明らかにした。さらに，注入材料の粘性が大きいほど，注入圧力の振幅が大きいほど，動的注入の静的注入に対する注入流量の増加比が大きくなることについても明らかにした。

また，このような亀裂内におけるグラウトの充填メカニズムを説明するために，エネルギー保存則に基づくグラウト堆積厚の計算と3乗則に基づいた流量･流速の計算とを交互に行うことによって亀裂幅を逐次減少させていく数値解析手法および個別要素法を用いた陽的な数値解析手法を構築した。これらの数値解析手法を用いて，現場実験のシミュレーションを行ったところ，実測値とよい対応を示したことから，解析手法の妥当性が示されると同時にグラウトの充填メカニズムが明らかになった。なお，現場実験の結果は，静的注入と比較して動的注入では初期注入流量が増加し，また総注入時間も増加することを示しており，これは動的注入によって流動性が向上したため初期注入流量が増加し，さらに目詰まりの発生が抑制された結果であると考えられる。

さらに，これまでに構築してきたグラウト充填モデルを用いてグラウト充填状況の評価を行うことで，グラウト注入をより合理的に行う方法を構築した。また，この方法を実際の岩盤に適用したところ，グラウトを効率的に実施できる可能性が示された。

(3) 深部地質環境の調査・解析技術の体系化

以上の研究成果は，処分施設の工学技術に関して重要な項目であるが，今後，深部地質環境の調査ならびに性能評価の両分野との連携，体系化を図るためには，現実的なニアフィールドコンセプトの再構築を行う必要がある。具体的な進め方としては，例えば超深地層研究所計画の第2段階や幌延深地層研究センターでの立坑を用いた研究計画について個別テーマを体系的に，サイトレイアウトから処分施設の設計，安全評価に至る一連の流れの中に再構築するための検討を次年度以降の重要課題として取り組みたい。

（京都大学　青木謙治）

1.2.　地質環境の観点で抽出された深部地質環境の調査・解析技術に関する研究

1.2.1　はじめに

本研究委員会では，これまで瑞浪超深地層研究所で実施すべき研究のみならず，地層処分の実施（サイト選定，概要地区の選定，精査段階それぞれの段階）において必要と考えられる深部地質環境の調査・解析技術に関する研究開発課題を提示し，かつ具体的に調査研究および手法等の開発・高度化を行うことを目的として進めてきた。とくに本研究では，これまでの当委員会での議論，検討を踏まえ，以下に示した研究課題を設定し調査研究を行ってきている。

一方，日本原子力研究開発機構においては，これまでの研究成果をふまえ，瑞浪，幌延の深地層の研究施設での地下環境・坑道周辺の地質環境を用いた，将来の処分場を想定した上での現実的評価コンセプト，原位置での評価手法（技術）を準備すべき段階に至りつつある。

このような背景にもとづき本研究においては，これまでのサイト選定や，概要・精密段階で必要と考えられる断層・割れ目に関する研究と併せて，ニアフィールド（NF）のSafety Caseの構築に必要と思われる研究課題の抽出検討を昨年度に引き続き行った。今年度の報告書は，上記に述べたこれらの調査研究項目に関して,主に2006年度に実施した内容についてまとめたものである。なお今年度の報告に関しては，従来，当研究課題3に対応していたNFコンセプトに関する検討結果については独立させて，本課題グループ全体の検討結果報告として別途記載，報告した。

研究課題の設定

研究課題1:断層活動に伴う断層周辺岩盤中の割れ目形成に関する情報収集と現場での調査手法開発に関する研究

研究課題2：割れ目シーリング（充填鉱物）のナチュラルアナログに関する研究

1.2.2　研究課題1～2に関する調査・解析技術の開発の必要性

我が国の地下深部地質環境では，サイト選定段階のみならず，地下坑道や処分場建設の各段階において，断層や割れ目帯といった地層処分場の設計や安全性に影響を及ぼすと考えられる地質構造との遭遇を避けることはできない。これらに関しては，これまでも様々な地質学的および地球化学的な研究成果が報告されているものの，地層処分におけるサイト選定や安全評価などに直接的に活用できる地質学的に十分な情報が必ずしも得られている状況にはない。

とくに将来的な処分場の設計や建設・操業などの段階に対して求められる情報の1つは，断層周辺の断裂構造,断層運動に伴う新たな割れ目形成の有無や,割れ目が形成された場合の範囲と量，そしてそれらの割れ目の長期的な挙動（成長やシーリング）などに関するものである。また新たな割れ目形成における地下施設や設計等への影響がどの程度あると考えられるのか，などといった疑問に対する解答を準備しておくことも処分を実施するにあたって必要と考えられる。

そのためには実際の断層周辺での緻密な地質調査を実施し，岩盤中に認められる割れ目の形態と分布などから空間的な割れ目発生に関する情報を得ることが有効と考えられる。とくにニアフィールドからファーフィールドに至る地質環境を意識した調査研究においては，将来の処分場の状態を具体的にイメージしつつ，本体系化グループ報告の当初にも述べたような，多重バリアシステムの健全性を念頭においたニアフィールドコンセプトをより現実的なものにするための研究が必要とされる。したがって，本研究ではこのような背景のもと，要素研究の１つとして，現地における割れ目形態の詳細調査を実施し，併せて断層活動に伴う新たな割れ目の発生をどのように調査するのか，また新たに発生した割れ目をどのように定義するのか，といったフィールドでの調査に基づいて具体的な検討を進めている。

今年度は，昨年度までの知見に基づき，阿寺断層近傍の濃飛流紋岩に確認された断層露頭での詳細な調査を実施し，断層およびその近傍での断層運動に伴う地質構造特性の発達や割れ目の状

態変化に関する検討を行った。

また2つ目の研究課題として,これらの形成された割れ目が天然の環境下でシールドされる可能性があるのか。またシールドされる場合，どのようにシールドされるのかについて，その可能性と現象に関して，ナチュラルアナログ的観点からの割れ目充填鉱物に関する調査研究を実施中である。これに関しても,調査事例は阿寺断層近傍の割れ目充填鉱物に注目した調査を行っている。したがって，本報告では課題1と2については併せてその実施内容を記載する。

（なお従来3つ目の研究課題として設定していた,坑道周辺の地質環境およびバリア機能に関するコンセプトの再検討については，当課題グループ全体の成果報告として独立して記載，報告した）。

本年度は，これらの研究課題についてこれまでの研究成果（途中経過も含め)，実施した調査研究結果を以下に述べる。

1.2.3　研究課題1，2：断層活動に伴う割れ目形成および割れ目シーリングに関する研究

1.2.3.1　研究目的

研究課題1，2における調査研究の目的は以下の通りである。

① 断層周辺の割れ目の特徴的形態を明らかにし，新たな割れ目形成の可能性とその形態的特徴を把握すること。

② 割れ目充填鉱物の形成プロセスおよびシーリングプロセスを理解すること。

最終的にはこれらの調査結果を用いて，地下処分場の設計施工方法，割れ目シーリングなどとの連携やニアフィールド環境における物質移動との複合現象評価手法の構築を目指す。

図1.2.1　調査位置図[5)]

1.2.3.2　今年度の主な実施内容および成果

阿寺断層は岐阜県の中津川市から高山市にかけて分布する活断層であり(図1.2.1),過去より，様々な研究が行われてきた。例えば，山田[1),2)]は阿寺断層系の分布を明らかにし，Sugimura and Matsuda[3)]や遠田ほか[4)]は，露頭調査の結果から，第四紀後半に再活動したことを指摘し，最新活動時期は1586年天正地震であることを明らかにした。また，総合的なトレンチ調査なども実施され，佃ほか[5)]によって阿寺断層系のストリップマップが形成された。

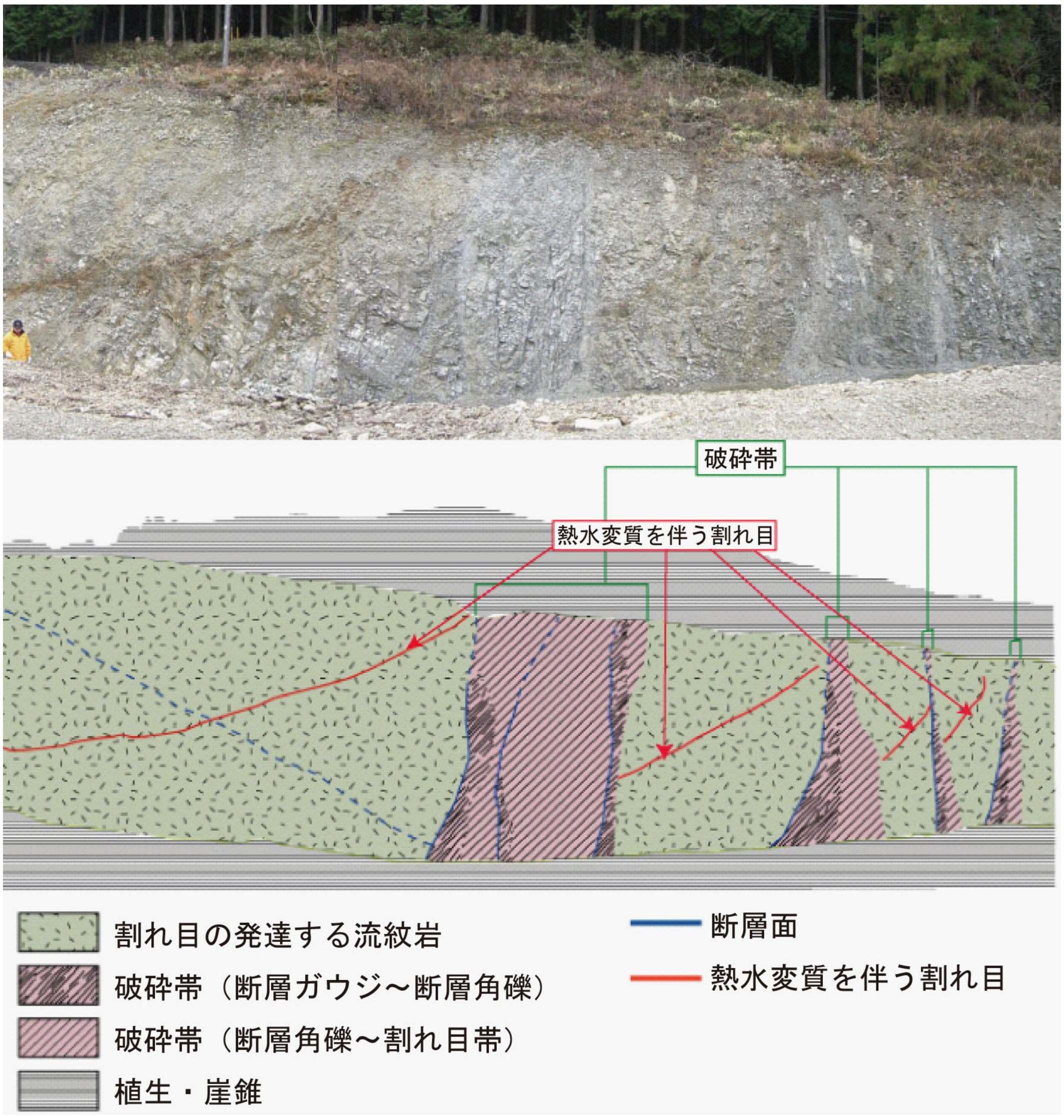


図1.2.2　断層周辺露頭写真およびスケッチ図

一方，地下環境の安定性評価などの応用地質学的な観点（例：LPGの地下備蓄，CO_2地下処分，高レベル放射性廃棄物の地層処分など）から，断層の形成により周辺の岩体におよぶ影響を解明することが重要視されているなかで，断層近傍の割れ目形成プロセスや周辺地質環境への影響に関する具体的な研究事例は未だ少ない。そこで本研究では，阿寺断層を事例に，断層活動によって周辺の岩石が受ける化学的変質を明らかにすることで断層の形成プロセスを解明することを目的として,岐阜県東部に分布する断層帯(断層の影響を受けて割れ目や小断層の分布する部分で，断層の主軸の両側に，ある程度の幅を持って発達する）内部の構造について詳細な調査・解析を行った。なお本年度の主な実施内容は，小断層の観察，XRFによる断層岩の全岩化学組成分析，XRDによる断層岩の鉱物同定，割れ目充填鉱物の観察である。

(1)　露頭観察

断層帯の調査は，岐阜県中津川市付知町にある露頭を主体に行った（図1.2.2）。露頭周辺には濃飛流紋岩が分布しており，阿寺断層を挟んで調査地域の北東側に苗木-上松花崗岩が分布し,南西部には上野玄武岩が分布する(図1.2.3)。この露頭は阿寺断層から約50mの距離に位置し，断層ガウジや断層角礫を伴う幅数十cm～数m程度の断層が複数本存在する。各断層は，その構造や断層岩の特徴より3つのタイプに分類可能である。まず，タイプⅠの断層は,2つの断層面とカタクレーサイトからなる，幅10cm程度の小断層である。タイプⅡの断層は，断層ガウジと断層角礫からなり，断層ガウジはやや白っぽい。断層ガウジと断層角礫を合わせた幅は，20cm程度である。タイプⅢの断層は，タイプⅡと同様に断層角礫と断層粘土からなり，断層粘土は灰色であり，断層ガウジと断層角礫を合わせた幅は，50cm程度である。

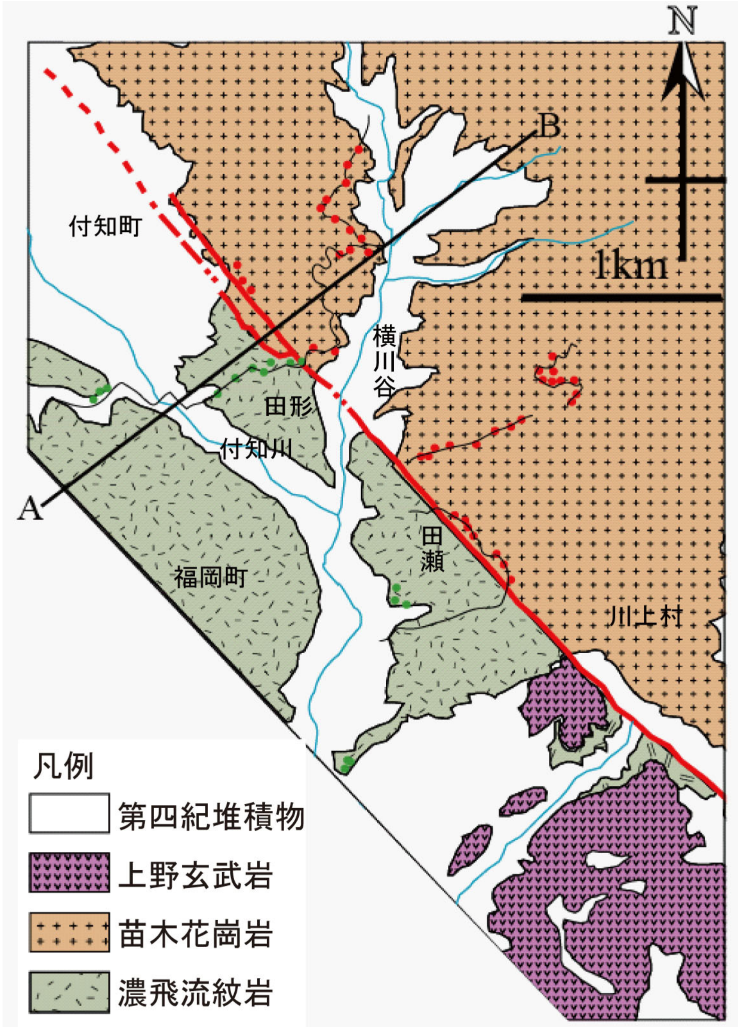


図1.2.3　調査露頭周辺地質図

(2)　調査および分析結果

以上のように構造的に異なる3タイプの断層から得られた断層岩（各破砕帯の断層ガウジ（タイプⅠについてはカタクレーサイト）と断層角礫（タイプⅠには未発達））について，XRFを用いて全岩化学組成分析（主要元素について）を行い，得られたデータと母岩（Host rock＝未破砕の流紋岩）のデータとを比較することで元素の移動について検討した。まず，タイプⅠにおいては母岩と比較してその組成にはほとんど変化が見られなかった。タイプⅡは断層角礫において，Fe_2O_3，MnOの付加，CaO，Na_2Oの溶脱がみられた。断層粘土については，Fe_2O_3，MnO，CaO，MgO，Al_2O_3の付加，Na_2O溶脱がみられた。タイプⅢの断層粘土・断層角礫においては，Fe_2O_3，MnOの付加，CaO，Na_2Oの溶脱がみられた（図1.2.4)。

次に，各タイプの断層から得られた断層岩のXRDによる鉱物同定を行った。測定は粉末試料を用いた不定方位法（母岩，断層角礫，断層ガウジ）と水ひ法により回収した2μm以下の粘土粒子を用いた定方位法（断層ガウジ）の2つの手法によって行った。母岩の分析では，石英，斜長石のピークが認められたほか，スメクタイトやイライト，緑泥石，カリ長石の弱いピークもみられた。断層角礫の分析では，斜長石のピークの消失がみられたが，それに対してスメクタイトや緑泥石の強いピークがみられた。断層ガウジの分析では，断層角礫と同様，斜長石のピークの消失がみられ，イライトや緑泥石のより強いピークがみられた。割れ目充填鉱物については,鏡下で，石英（Quartz），葡萄石（Prehnite），アクチノ閃石（Actinolite），方解石（Calcite），ゲーサイト

（Goethite）が観察された。これらの充填鉱物は，熱水循環に伴う物質移動および周辺岩石との反応によって形成されたものである。

(3)　考察

これらの調査・分析結果から，まず断層岩におよぶ化学的変質について考察する（図1.2.4）。まず，タイプⅠについては，全岩化学組成測定，鉱物同定の結果がともに母岩とほとんど変わらず，変質を受けていない。これは，カタクレーサイトが形成されたのち早い段階で固結し，低い透水率を持つためと考えられる。つぎに，タイプⅡの断層ガウジについては，Fe，Ca，Mn，Mg，Alの付加，Naの溶脱がみられる。これは，断層を水みちとしてこれらの元素に富んだ熱水が流入したことで，イライトなどの雲母粘土鉱物が形成されたためだと考えられる。この熱水の組成が上記のような元素に富んでいたことは，周辺の割れ目に充填する葡萄石やアクチノ閃石の化学組成（葡萄石：$Ca_2(Mg, Fe^{2+})_5Si_8O_{22}(OH)_2$，アクチノ閃石：$Ca_2Al_2Si_3O_{10}(OH)_2$）から分かる。また，Naの溶脱の原因は，Naがイオンとして溶け出したためであると考えられる。

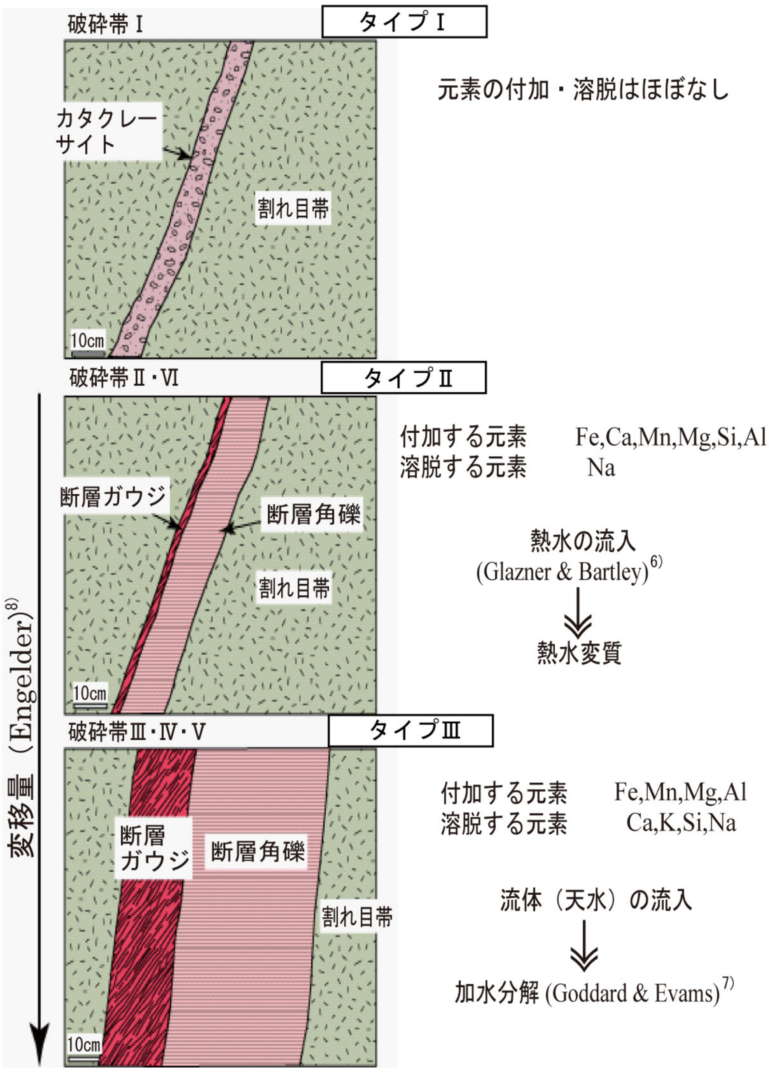


図1.2.4　断層の発達に伴う化学的変化

タイプⅢの断層ガウジでは，Mn，Alについて付加が，Ca，Naについて溶脱がみられた。これらの反応は，地表付近の酸化的な状況下で元素に不飽和な地下水が流入したことで，斜長石が加水分解され，Ca，Naがイオンとして溶出したのもであると考えられる。各断層に発達する断層角礫における元素の変動は，Fe，Mnの付加，Ca，Naの溶脱がみられる。Fe，Mnの付加については，地下の還元的な状況下において，Fe^{2+}やMn^{2+}といったイオンが断層角礫中に流入し，それらが地表付近の酸化的な状況下で酸素に富む地下水により酸化され，沈積したものであると考えられる。CaやNaの溶脱については，タイプⅢの断層ガウジと同様に，斜長石が加水分解されたためであると考えられる。

以上を踏まえて，各断層の形成史を論じる（図1.2.5）。まずタイプⅠは，カタクレーサイトであること，内部割れ目に充填鉱物がほぼ確認されないこと，化学的な変質がほとんどみられないことから，阿寺断層形成初期（約50Ma）[9]に地下深部（約5km以深）[10]で形成され，その後ほとんど再活動することなく地表に露出したと考えられる。タイプⅡは，幅10cm前後とあまり発達していない小規模の断層である。このタイプⅡの断層ガウジについては，Fe，Ca，Mn，Mg，Alの付加，Naの溶脱がみられ，高温で形成されうるような粘土鉱物が形成されている。これらは周辺に高温性の割れ目充填鉱物（石英・プレーナイト・アクチノ閃石）が開口割れ目に確認されることから，

苗木－上松花崗岩起源の熱水（50Ma～20Ma）[11]によって形成され，その後あまり再活動することがなく，流体の流入がほとんどなかった可能性が高い。タイプⅢは，幅50cm前後と，この露頭においては発達した断層である。このタイプⅢの断層ガウジ，断層角礫中には方解石脈が含まれる岩片が取り込まれていることから，再活動を繰り返したことが分かる。タイプⅢの断層ガウジは，Fe，Mnについて付加が，Ca，Siについて溶脱がみられ，また緑泥石のような熱水で形成される鉱物も形成されていることから，タイプⅡと同様に，地下深くの熱水の流入を伴うような場で発達し，その後，再活動を繰り返し上昇することで，地表付近の酸化的な状況下におかれ，酸素に富むような地下水が流入し，Fe，Mnの沈積や，斜長石の加水分解によるNa，Caの溶脱が起こったものと考えられる。各タイプの断層の断層角礫については，各タイプの断層ガウジほどではないが，元素の移動，とくにFe，Mnの付加，Ca，Naの溶脱がみられ，また緑泥石の弱いピークも認められる。以上より，断層角礫も，熱水の流入を伴うような場で形成され，その後も高い透水率を維持したまま地表付近に上昇し，酸化的な状況下で，地下水（天水）の流入を受け続けているものと考えられる。

割れ目充填鉱物の形成・シーリングも基本的には上記のような断層の形成履歴の中で形成される。これらの形成条件については，さらに正確な温度や圧力による条件を現在検討中であり，さらに検討を進めていく予定である。

1.2.3.3　今年度の調査結果・課題について

① 断層露頭において，断層および周辺割れ目の形態や分布，状態について調査し，断層構造の詳細が確認された。

② 断層および断層周辺割れ目は，阿寺断層の動き（運動）と密接に関わっており，左横ずれの断層運動に伴う階層構造的割れ目配置／構造が確認された。

③ 阿寺断層の形成プロセスを示した。形成史については，まだ確認すべき情報が必要であるが，おおよその形成史についてはそのアウトラインが示せたと考える。

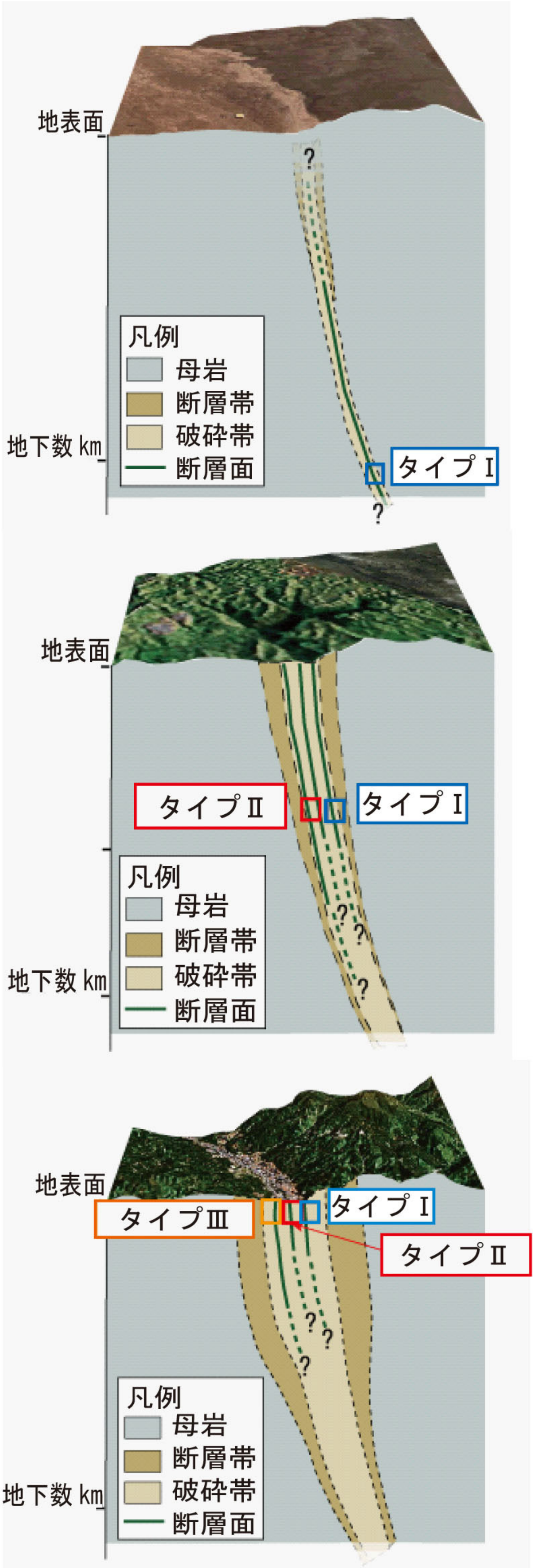


図1.2.5　阿寺断層形成プロセス

④ 割れ目充填鉱物による当時の地下環境の推定が可能であり，充填鉱物のシーリングプロセスに関しても今後さらに情報を充実させる予定である。

参考文献

1) 山田直利：阿寺断層を追って（その1）恵那山トンネルから付知まで，地質ニュース，283号，pp.37-49，1978a.

2) 山田直利：阿寺断層を追って（その2）付知から飛騨川まで，地質ニュース，284号，pp.30-36，1978b.

3) Sugimura,A. and Matsuda,T.,：Atera fault and its displacement vectors. Geol. Soc. Am. Bull.，76，pp.509-522，1965.

4) 遠田晋次，井上大栄，高瀬信一，久保内明彦，冨岡伸芳：阿寺断層の最新活動時期－1986年天正地震の可能性－，地震，第47巻，pp.73-77，1994.

5) 佃　栄吉，栗田泰夫，山崎晴雄，杉山雄一，下川浩一，水野清秀：「阿寺断層ストリップマップ」および説明書，地質調査所，p39，1993.

6) Glazner，A. F. and Bartley，J. M.：Volume loss，fluid flow and state of strain in extensional mylonites from the central Mojave Desert，California. Jour. Struct. Geol.，13，pp.587-594，1991.

7) Goddard，J. V. and Evans，J，P.：Chemical changes and fluid- rock interaction in faults of crystalline thrust sheets，northwestern Wyoming，U. S. A.. Jour. Struct. Geol.，17，pp.533-547，1995.

8) Engelder，J. T.：Cataclasis and the generation of fault gouge，Geol. Soc. Am. Bull.，85，pp.1515-1522，1974.

9) 山田直利，小井土由光，棚瀬充史，原山　智，鹿野勘次：濃飛流紋岩－中部日本における白亜紀大規模火砕流の研究－，地団研専報53号，2005.

10) Sibson,H.R.：Brecciation process in fault zones - inferences from earthquake rupturing-，PAGEOPH，Vol.124，Nos. 1/2，1986.

11) 山田直利，柴田　賢，佃　栄吉，内海　茂，松本哲一，高木秀雄，赤羽久忠：阿寺断層周辺地域の火成岩類の放射年代と断層活動の時期，地質調査所月報，43-12，pp.759-779，1992.

（名古屋大学　吉田英一）

1.3　我が国の広域地質環境下における処分システムNFコンセプトに関する研究課題の抽出とその体系化

1.3.1　背景と目的

昨年度より，将来の地下研究施設での坑道周辺におけるEDZ（掘削影響領域），割れ目形成あるいはそれらの環境下での物質移動をも考慮した複合的環境における原位置試験方法，意義，考え方についての検討を開始した。これは，従来のNF環境の概念モデルや核種移行解析シナリオの非現実性などが挙げられるとともに，瑞浪超深地層研究所や幌延深地層研究所での第三段階における原位置試験研究をより効果的に実施することを目的に行うものである。

坑道周辺の地質環境は，グラウト材やコンクリート支保材など，人工材料とのインターフェースであり，また操業に伴う微生物活動をも伴う酸化還元反応といった物理的・化学的変化を伴う環境（場）である。これまでの性能評価においては，これらの複合状態（より現実的な状態）の概念が明確ではなく，信頼性の高い安全評価体系を整備するためにも早急に準備されることが必要と考えられる。とくにニアフィールド（NF）におけるSafety Caseを抽出／構築する上では多重バリア性能の健全性を明確かつ具体的にするためにも重要かつ不可欠である。また，瑞浪超深地層研究所や幌延深地層研究センターでの地下環境状態も明らかになってきたことから，近い将来に地下研究所で実施すべき検討テーマとしてもここで事前解析的な位置づけとして検討を行った結果（内容）について述べる。

なお本検討については，今年度の検討結果をもとに平成20年度には，瑞浪超深地層研究所や幌延深地層研究センターにおける結晶質岩および堆積岩としての，具体的地質環境を事例に検討を実施し，最終年度の平成21年度には，これら「広域地質環境を意識したNFコンセプトの有り様と将来における研究開発項目」についての検討結果を総括するという計画で実施していく予定である。

1.3.2　NFコンセプト再検討の意義

放射性廃棄物の地層処分システムにおいては，処分された放射性廃棄物は，天然の地質環境だけではなく，地質環境の条件を考慮に入れて適切に設計された工学的な対策を組み合わせることによって人間環境から隔離される。このような何重ものバリアにより廃棄物を隔離するためのシステムが，多重バリアシステムである。このうち工学的に施された対策が人工バリアであり，人工バリアには，安定な形態を持つ廃棄体（ガラス固化体あるいは使用済燃料），廃棄体を格納する容器（オーバーパック），地下に埋設する際にオーバーパックと地層との間に充填される物質（緩衝材）が含まれる。地質環境が有する放射性核種の隔離，保持・移行遅延機能は，天然バリア機能あるいは地質バリア機能と呼ばれる。

地層処分における多重バリアシステムは，バリアの多重性という点からいえば，原子炉安全における深層防護の考え方と同様である。しかし，地層処分の安全性は，設けられた多層の防護系それぞれが完全に独立して機能することを求めている深層防護の考え方が，そのまま適用されたものではなく，個々のバリアが放射性核種の閉じ込めや移行の抑制に関連する種々の安全機能を重複してもつことにより，あるバリアが仮に，将来において期待どおり機能しないようなことがあっても，他のバリアによって補償され，システム全体として安全性が確保されるように意図されたものである。この点で，地層処分の安全性を評価する際には，各バリア要素そのものの性能を独立に評価するのではなく，それらの性能の変化がシステム全体にどのような影響を及ぼしうるかを評価するという，システム論的な見方が必要である（多重バリアの深層防護性）。

ニアフィールド（NF）は，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を合わせた領域である。ここでは，坑道掘削に伴う地下地質環境の変化や，グラウト材やコンクリートの敷設にともなう環境変化が起こる。また，処分ピットでは，さらに廃棄

体がベントナイトとオーバーパックとともに埋設される。すなわちNFは，処分後において，様々なバリア要素が互いに干渉しあう複合環境（バリアシステム）であり，バリア要素が互いに影響を及ぼしあったとしても，核種移行における地下水シナリオの中で，バリア要素がお互いに補完し合って全体として長期的なバリア性能を健全に発揮することが期待される。

平成12年度レポート[1)]以降，NFにおける地質環境状態や掘削に伴う環境変化，人工バリアとの相互反応などに関する知見が蓄積されてきた。これにあわせて，NFにおける多重バリア機能の補完状態（深層防護性）をさらに現実に近い形で評価確認し，得られている知見，さらに必要な知見を整理することは，システムの合理性を追求するだけでなく，将来の地下研における地下坑道を用いた原位置試験の具体化には不可欠な作業である。また実施主体に対する技術移転の観点からも，実施しておくべき検討内容と言える。

また従来のNFバリア機能とそのコンセプトの健全性は，上記に示したような坑道周辺までを主たる対象として考えてきた背景がある。しかし，これらNF地質環境の形成は，それらを取り巻くサイトスケール，さらにはサイトスケールを包括する広域的な水理や地球化学的，構造地質学的な地質環境に強く依存する。このことは，処分システムにおけるNFコンセプトを我が国の地質環境に対して最適化を行うにあたっては，NF環境を包含する広域的な地質環境との相関を常に意識した体系化を実施することが必須であることを示している（図1.3.1）。このような体系化を実地的に訓練し，調査技術として整備するために瑞浪超深地層研究所および幌延深地層研究センターにおける原位置試験研究が実施されることが望ましいであろう。

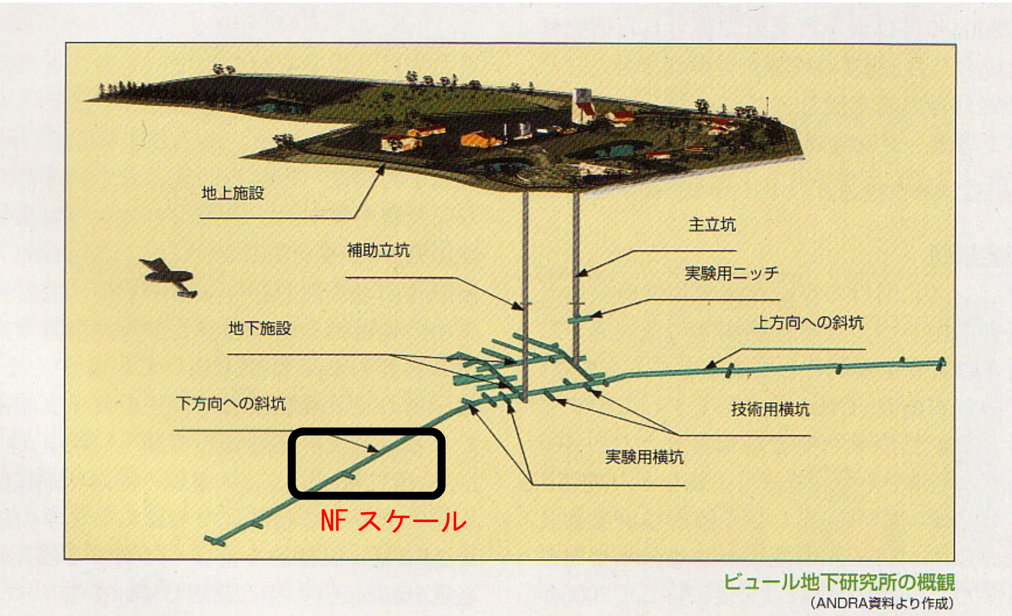


図1.3.1　サイトスケールとNFスケールの相関事例[2)]

以上のような観点から，本報告では，我が国の処分システムにおけるNFコンセプトについて，多重バリア機能に関して地下水シナリオの観点から，それぞれのバリアに対してどのような機能を期待するのか，また長期的な時間スケールでのそれぞれのバリア機能に期待される安全機能がどのような条件であれば損なわれると考えられるのか等について，将来的な調査研究の必要性も含めての検討を行った結果について述べる。なお，ここでの検討は，今後も継続的に実施することとし，今後の当委員会での議論の成果も反映しつつ修正を行う予定である。

1.3.2.1　検討対象とする時空間枠の設定

廃棄体を含む人工バリアおよび周辺岩盤で代表される天然バリアの健全性は，地下水シナリオにおいて期待される基本的な役割／機能の観点から記述される。

図1.3.2はガラス固化体4万本に含まれている放射能を，どれだけの水で希釈すれば安全(1mSv/y)になるかという放射線学的毒性指数（放射能毒性）を時間の関数として示したものであり[3)]，地下水シナリオは，この毒性に対して，放射性物質が地質環境中の地下水を介して移行する際，多重バリアがどの程度の安全性能を有するかを評価するシナリオである。この毒性は数千年で1%のウランを含む鉱石が，地下数平方キロにあるのと同程度になり，数万年で0.1%のウランを含む鉱石が同様の広さにあるのと同程度になる。すなわち，ガラス固化体は，初めの千年ほどは希釈して捨てることのできないほどの放射能を含んでおり，その後数万年までは，十分希釈されれば問題のない程度の放射能を含んでいる。したがって，多重バリアは，最初の概ね千年程度は，完全な物理的閉じ込めを保証し，それ以降は，廃棄体からの放射性物質の浸出抑制，移行遅延と，天然バリアでの希釈とあわせて，十分な放射能濃度となるような性能が期待される。

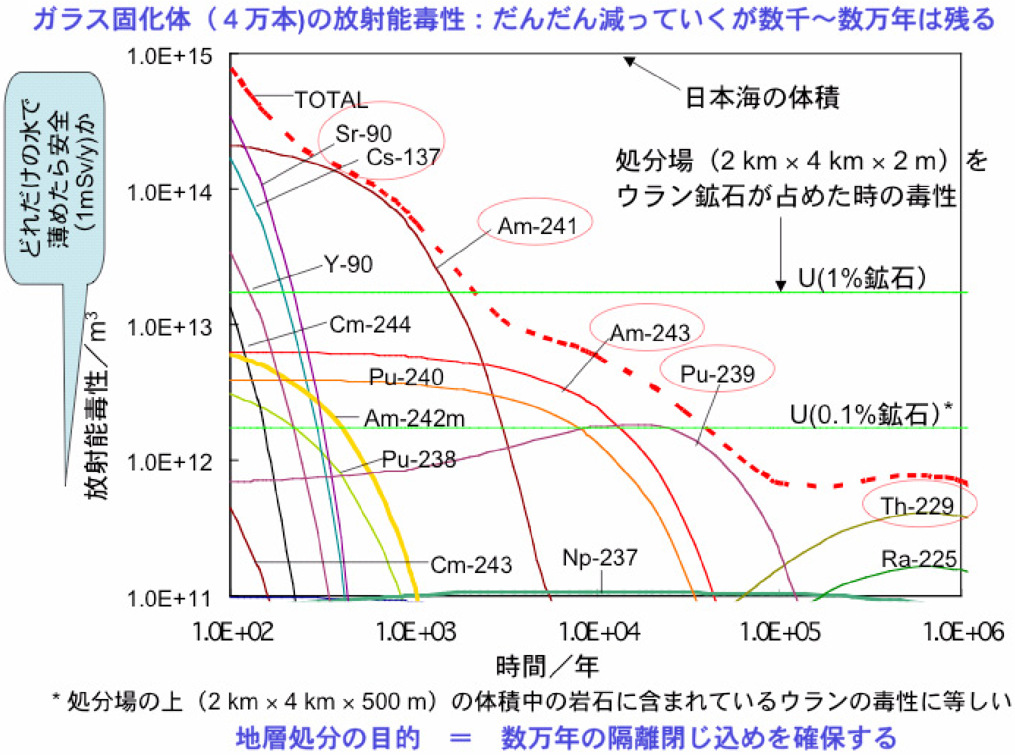


図1.3.2　安全評価上想定される時間スケールと放射線量[3)]

これらの核種移行プロセスと地下水シナリオによる核種遅延機能の概要を図1.3.3に示す。とくに地下水シナリオにおいては，多重バリアとしての基本的機能は，溶解／沈殿，収着，拡散，移流，希釈といった現象に集約される。

またこれまでの地層処分安全研究においても，地下水シナリオにおけるバリア機能に関して，果たして予測通りに物事が進むのか，といった観点から，

① バリアの長期安全性
② バリアにおけるシナリオの妥当性
③ シナリオ評価に用いるモデルの妥当性
④ シナリオ評価に用いるデータの妥当性

に関する検討が実施されてきている（図1.3.4）。

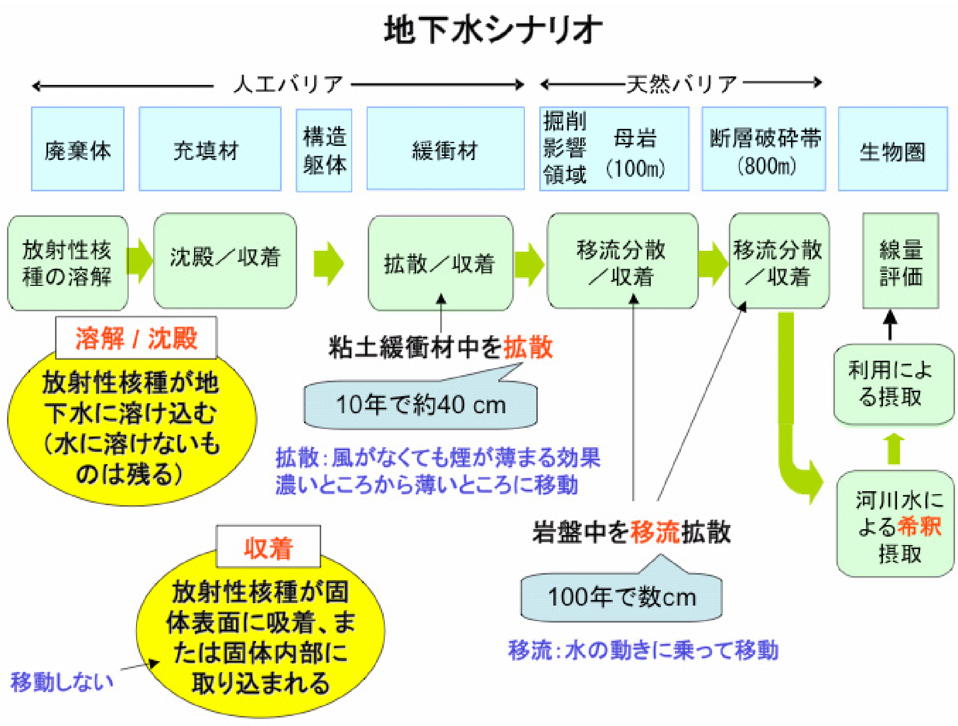


図1.3.3　地下水シナリオにおける期待されるバリア機能

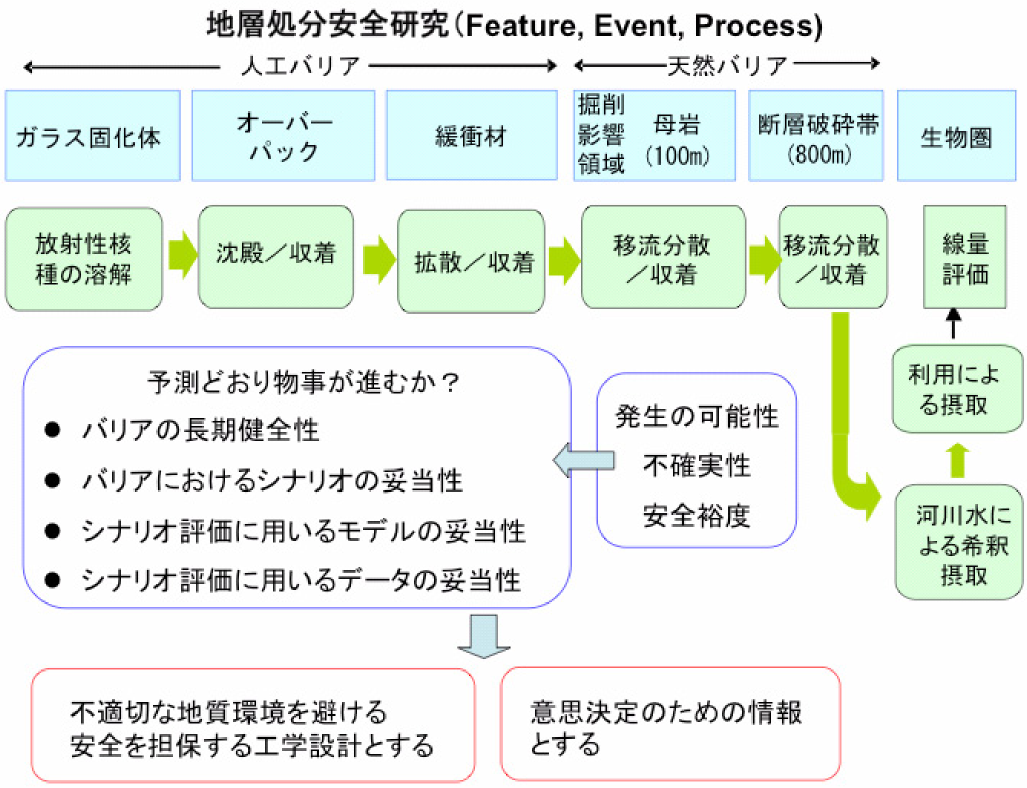


図1.3.4　安全評価研究における検討項目

これらの人工バリアならびに天然バリアの多重バリアにおいて，NFに関わる部分として，オーバーパック～緩衝材～掘削影響領域（母岩）～断層破砕帯までの領域において，時間枠としても，処分場閉鎖後（10^3年）から天然バリアと人工バリア材との複合反応を主体とした時間スケールで

ある，おおよそ10^4年オーダーでの現象を対象に各種現象と，NFプロセスの検討を行った。とくに検討を行うにあたっては，処分場操業以降の時間ステージにおける，各種バリア機能に対する期待される役割と時間枠との相関を意識しつつ，NF環境での各種プロセスに関する知見の過不足や将来に向け検討すべき項目についての抽出を行った。このような試みは，SAFIR2[4)]においても実施されており，参考として図1.3.5にSAFIR2[4)]での基本的な考え方を提示する。

ここで重要なのは，各種バリアの基本的安全機能として期待される；

① 物理的封じ込め
② 浸出抑制
③ 収着遅延
④ 希釈拡散
⑤ 接近抑制

といった役割とその時間枠であり，当NF環境における検討としては，とくに前半の３つの項目（物理的封じ込め／浸出抑制／収着遅延）に注目して検討を行った（後半の，希釈拡散および接近抑制については，サイトスケールでの地質環境状態や長期安定性に関する項目であり，現時点ではその検討対象から除外した。なお，今後の議論の過程でこれらもNFコンセプトの再検討において関わりが明確になれば，その検討範疇に含めることは吝かではない）。

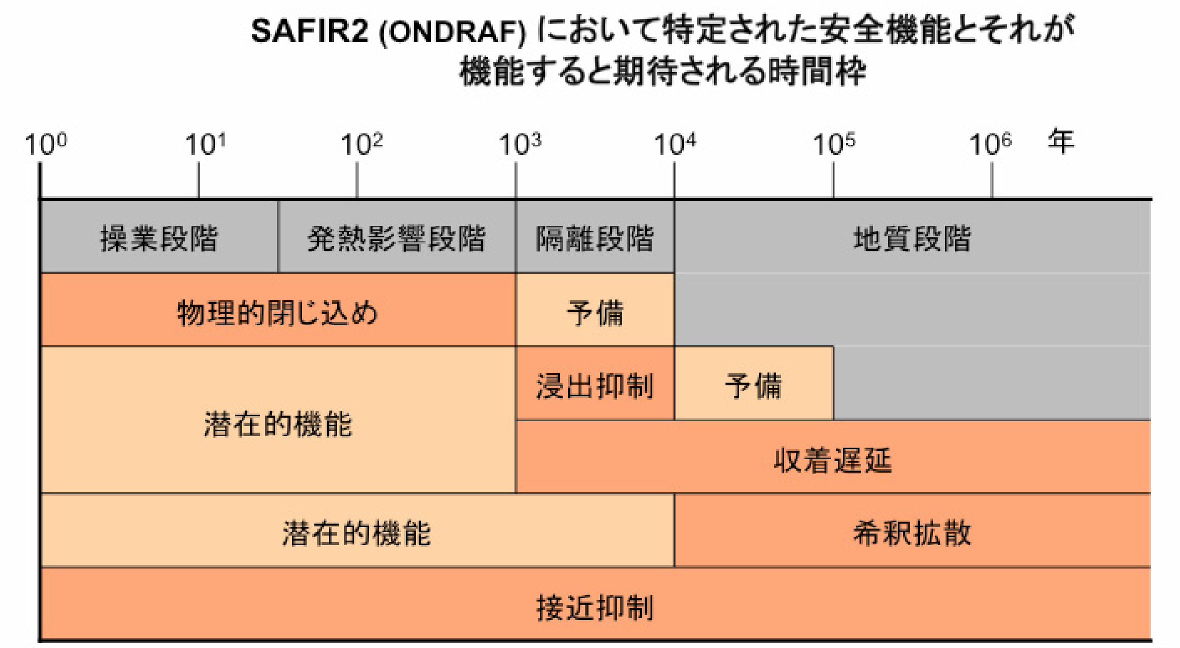


図1.3.5 多重バリアシステムの安全機能と時間枠[4)]

これらの安全機能において，先に示した地下水シナリオでの人工バリアおよび天然バリアの各種材料，要素を重ね合わせ，また検討時間枠を提示したものが図1.3.6である。図1.3.6に示した各種検討要素，境界条件は以下の通りである。

① 時間スケール：10^0年～10^5年
② 物理的封じ込めに関する要素／バリア機能：オーバーパック，ガラス固化体，ベントナイト，セメント
③ 浸出抑制に関する要素／バリア機能：ガラス固化体，ベントナイト，セメント，バックフィル

④ 収着遅延に関する要素／バリア機能：ベントナイト，セメント，バックフィル，周辺母岩

一方，これらのバリア材，要素に対して，日本の地質環境およびサイトが決定していない状況にあって，例えば地下水の水質が淡水環境であるのか，塩水環境にあるのかによって，それぞれの要素に対する安全機能が大きく変化することも十分に考えられる。そのような不確実的な要素もあるものの，本検討においてはできるだけ現時点で想定されうる幅広な地質環境下での汎用性の高いプロセスに注目しつつ，NFコンセプトの検討内容として記述した。なお，不確実性に伴う安全機能に対してリスクを伴う可能性のある現象や継続的検討事項・課題に関しては，備考として後述してまとめた。

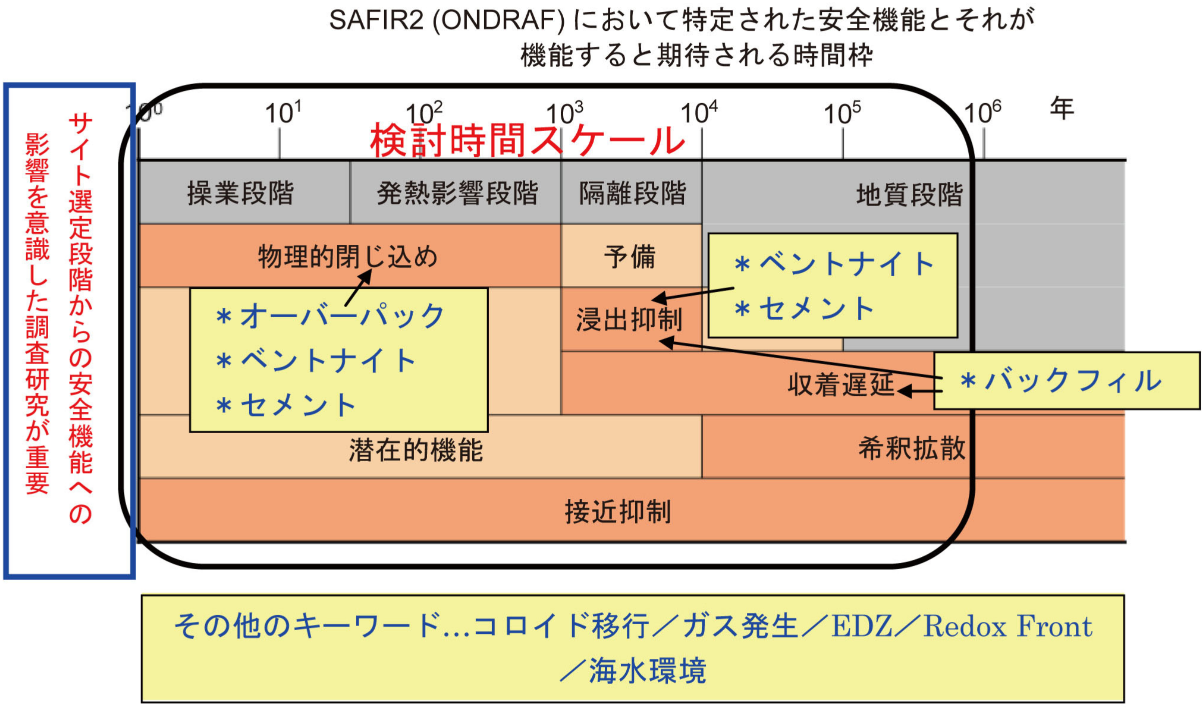


図1.3.6　体系化グループでの検討時間スケールおよび対象範囲
（参考文献[4]を基に作成）

1.3.2.2　バリア要素毎のNFコンセプトにおける安全機能と研究課題の再検討

各種バリア機能における安全機能に関して，上記観点からそれぞれのバリア要素について，NFコンセプトにおける安全機能について，さらに検討が必要と思われる点について以下に示す。

(1)　ガラス固化体

ガラス固化体については，オーバーパックの閉じ込め健全性が失われた後から数千年から数万年までの，溶解度の大きい放射性核種に対する重要な浸出抑制バリアであるにも関らず，その溶解の速度および機構や固化体の比表面積の変化，固化されたガラスの不均質性の影響などについて十分な検討がなされていない。これまでのガラス溶解に対する評価が十分妥当であるかどうかを含め，さらに次のような項目を検討するべきである。

① 拡散支配の環境におけるガラス浸出の速度と機構
② オーバーパック内で熱，圧力の影響下にあるガラス固化体の力学的破壊挙動と比表面積の変化

③ ガラス固化体製造時の固化体のガラスとしての均質性，不均質部分（結晶粒，イエローフェーズ等）の特定とガラス溶解に対する影響
④ ガラスからの溶解物質による地下水条件の変化（シリカその他の物質によるコロイド形成の有無とその影響）

(2) オーバーパック

これまでの知見と併せて，さらに検討すべき項目は以下の通りである。

① 操業期間中の酸素の浸透に伴う腐食程度と速度
② 微生物影響に伴う腐食程度と速度
③ 放射線影響に伴う腐食の加速度化
④ 溶接部分の腐食速度の定量的見積もりの確からしさの確認
⑤ 地圧による破壊の可能性

オーバーパックに期待されているバリア機能は，廃棄体の放射能レベルが非常に高い初期の概ね千年程度の時間における物理的封じ込め機能である。したがってこの機能に対して上記の影響が，概ね千年程度の時間にどの程度進むかを検討するとともに，このような反応が顕著に進行したときに，隣接するバリアであるガラス固化体と緩衝材にどのような影響を与えるかを検討する必要がある。これまでの検討により，オーバーパック母材に対しては，腐食形態は全面腐食であり，腐食速度は十分に遅いことが，室内実験により確認されており，ナチュラルアナログにより支持されているので，とくに溶接部等の腐食の形態と進行や，土圧下，微生物存在下の腐食の形態と進行など，部位や条件が通常と異なる場合について検討することが必要と考えられる。

(3) ベントナイト－セメント相互作用

ベントナイトについては，物理的閉じ込め期間（概ね千年程度）におけるオーバーパックに対する力学的緩衝性，それ以降の期間における浸出抑制（溶解／沈殿に対する拡散場の確保）バリア，収着遅延バリアとしての機能が期待されている。浸出抑制および収着遅延機能に対しては，性能評価がなされるほぼ全期間（数十から数百万年）に対してそのバリア健全性が期待され，評価において仮定されている。物理的閉じ込め期間におけるオーバーパックに対する力学的緩衝性については，これまでの検討により十分機能が維持されると考えられるが，浸出抑制および収着遅延機能に対しては，セメントとの相互反応が注目されているように，安全機能が損なわれるかどうかも含めて,相互作用の観点から検討されることが必要と思われる。とくに性能については，依然，工学的というよりは化学的影響に関しての知見が不十分と思われる。とくに以下の観点に関しての議論，知見の整備が安全機能を担保する上で重要と考えられる。また一方では，セメント支保による工学的安全機能の面も避けることのできない観点と思われる。

① 高pHによるベントナイト変質現象
② 高pHによる周辺岩盤鉱物の変質現象
③ 高pH形成に伴うシリカ溶解およびシリカコロイドの形成と核種移行への影響
④ オーバーパック腐食に伴う鉄コロイドのベントナイト中拡散ならびに周辺岩盤中への拡散と核種移行への影響
（セメント影響に関しては，TRUの場合，セメントも収着機能を有するバリア機能の1つとして考慮している。一方HLWの場合は，現時点では考慮していない。将来の地下環境において，空洞の長期安全性を担保する上でセメントの使用が不可避な場合，セメント自体をバリア機能の1つとしてカウントすることもNFコンセ

プトの再検討としてはあり得ると思われる）
⑤ 長期的な地下空洞安全性を担保する上で（とくに地震活動に伴う震動対策など）現在の評価手法や支保が適切かどうかの検討も必要と考えられる。

(4) バックフィル

これまでのNF環境設定において，バックフィルの存在，影響についてはあまり議論されてきていないのが実情と言える。しかし，バックフィルは，処分ピット以外の坑道空間の多くを埋設材として占める可能があり，その成分や地下水との反応による空隙水の状態など，NF環境に影響を及ぼす要因の１つとして具体的に考慮／検討される時期にあると思われる。これまでの議論／検討によって示されている検討事項を以下に列挙する。

① 閉鎖方法の検討
② バックフィルの素材／準備方法（ズリの活用方法）／保管方法の検討
③ 核種吸着（バリア）材としての検討
④ 水みちとしての検討
⑤ Redox領域（酸化還元反応領域としての緩衝作用）の検討

(5) ガス発生

廃棄体周辺での，放射線分解に伴うガス発生（水素ガスなど）の影響として，ベントナイト中への浸透による優先的経路の形成が考えられている。とくに微小経路の形成としても拡散支配の環境が破壊される可能性のあることから，ベントナイト中への高圧ガス浸透プロセスの確認は必要と思われる。

(6) EDZ

現在のEDZは，NF坑道周辺に均一にある幅を有して分布する形状を想定している。また，水理的にも優先的経路になる可能性を有しているものとしてNF概念モデルの検討がなされているが，果たして同様の均一モデルをサイト全体に広げることが現実的なのかどうか。また水理的にも，優先的経路がEDZ全体に均一に広がるという想定がどの程度現実的なのかを具体的に評価することが必要である。

(7) コロイド形成と移行

コロイド形成に関しては，真性コロイド，ベントナイトコロイド，Feコロイド，シリカコロイド，無機－有機混合コロイド等，ガラスの溶解やコンクリートの変質の過程でのコロイド形成が想定されるが，コロイドの形成条件や経時的変化（または安定性）等については，未だ定性的な知見の領域を出ていないのが実状と思われる。これまでの評価では，有機物等の地質環境に存在する地下水コロイドは，ベントナイトのろ過効果により，沈殿/溶解場にまで侵入しないとされているが，この論拠についても検討しておく必要がある。またベントナイトを通過した核種は，NF環境で，コンクリートが変質しつつあるアルカリ環境を通過することになるが，このような条件の下で生成する可能性のあるコロイドについては，その安定性について検討する必要がある。これまでの例では，ネバダの原爆実験の直後に生成したと考えられるプルトニウム－シリカコロイドが予想よりも遠くにまで移行しているとの報告[5)]や，ロシアのMayakプルトニウム生産工場（原子炉，再処理工場等の複合体）における中レベル廃液貯留池からのプルトニウムの移行[6)]など，無機コロイドあるいは混合コロイドと思われる擬似コロイドがかなりの期間安定で，核種の移行遅延を阻害する例が見られている。このように，NF環境は，これらの混在生成を生じさせる可能性を有しており，原位置での確認調査が重要になる。

(8) 酸化還元

酸化還元フロントに関しては，酸化還元反応に伴う環境変化のみならず，微生物活動や副産物としての酸化物による収着，酸化物の長期保持と移動（Migration）に伴う岩盤中の鉱物の溶解や環境変化などといった現象が想定される。これらに対してどのような安全機能の変化（の有無も含めて）が生じるのかを定性・定量的に把握することが必要である。酸化還元は，錯生成などに比べて，反応速度が注目する反応に応じて極めて大きく変化するため，実験室研究の結果の外挿や熱力学的考察だけでは十分な予測は不可能である。このため，より長期の時間軸に対しては，システム論的なアプローチとして，反応機構の解明と地球科学的な現象の観察（ナチュラルアナログ）を併用し，説得力のある論拠とともに，長期の性能を評価する必要がある。

(9) 塩水の影響

地下環境における地下水の性質として「塩水」が一義的に存在する場合，オーバーパックの腐食やベントナイトの防潤性の低下に関する知見を整備するだけでなく，坑道の工学的長期安定性（例えばコンクリートの物理的性質の変化など）を阻害する可能性のある現象やその対策についての知見を整備することが必要である。

以上，今年度においては，NF環境とそこでの人工バリアおよび天然バリアの機能の健全性という観点において，どのような現象に対して知見が不足しているのか，またそれらが多重バリアの深層防護性に対してどのような影響を及ぼすと想定されるのか，といった視点からの検討を行った。これらの議論の成果を基に，次年度では瑞浪超深地層研究所においてどのような研究を将来行っていくべきか，その具体的な検討を行っていく予定である。

1.3.3 考察

下記事項は,今年度の委員会でのNFコンセプトの検討事項として提示したものである(図1.3.7)。検討内容としては現象に関しての時系列や安全機能などに関して系統的には示していないものの，検討項目の具体性に関しては網羅性がある。

1.3.3.1 坑道掘削から操業段階におけるNF環境構築に関連する事項

①坑道掘削･空洞維持にあたって,どの程度地下水の地球化学的性質を考慮する必要があるか。

→pH,Eh（中性～弱アルカリ，弱還元状態が主体）の状態によって坑道掘削方法やグラウト材，コンクリート（成分，固液比など）等の調整が必要か。とくに海水成分の場合，特殊な調整が必要か。またそれらの長期的挙動（例えば操業期間に相当する約100年以上）についての性能はどの程度把握できているか。

②グラウト材注入領域，酸化還元反応領域，不飽和領域はEDZとしてカウントするのか。

→現状の認識では，グラウト注入領域，注入に伴う化学的変化領域（アルカリ化の状態やその範囲)，掘削に伴う力学的ゆるみ領域などについて，必ずしも現状では共通の認識が持たれていないように思われる。これらの領域の状態の共通認識をどう構築するのか。

③ベントナイト敷設に伴う周辺環境の変化，その範囲，ベントナイトグラウトの有無（ベントナイト流出防止）などの共通認識を構築する必要はないか。

④コンクリート使用による坑道周辺のアルカリ化の影響とその範囲をどう考えるか。

⑤無機的および有機的（微生物活動）反応ならびに地下水の酸化に伴う沈殿物／スケール（炭酸塩，Fe,Mn酸化物）の形成。

→坑道周辺の二次的目詰り（水理場変化）に対する積極的対策をとるのか。

→再冠水後に環境の回復（スケールの溶解など）が期待できるのか。

⑥上記現象の複合反応による水みちの閉塞あるいは新たな水みちの形成。
　→これらの現象がどの時点，時間で平衡に達すると考えられるか（処分場閉鎖後の初期条件をどの時点とするのか。）
⑦ベントナイト敷設に伴うベントナイトコロイドの形成と割れ目内への拡散（流出させない程度の水理場の条件設定／流出させないための対策）。
　→ベントナイトコロイドの広がりをどう設定するのか。
　→ベントナイトコロイドの拡散範囲とEDZとの相関。
　→ベントナイトグラウトを行う場合，その注入範囲の考え方。
⑧オーバーパックの腐食に伴う酸化物の拡散。
　→酸化物のベントナイト中への拡散に伴うベントナイトの機能の変質を考慮すべきか。
　→酸化物の周辺母岩内への拡散に伴うバリア機能への影響をどう考慮すべきか（微生物活動の影響も含めて）。

1.3.3.2　閉鎖後におけるNF環境構築に関連する事項

①埋め戻し材（バックフィル）による坑道内環境の変化，酸化状態の維持，長期挙動などの認識について共通認識が存在するのか。無い場合，いつまでに，どのような対応，手法を準備すべきか。(掘削ズリの再利用も含めてどの段階までに，どのように手法／考え方を構築しておくべきか)。
②もし部分的にでも再冠水しない場合，その影響の有無も含めてどう考慮すべきか。
③ガス発生の有無，量，現象も含めて，その影響をどう位置づけるか。
④微生物作用による二次生成物(酸化物)の残留による影響の有無も含めてどう考慮すべきか。

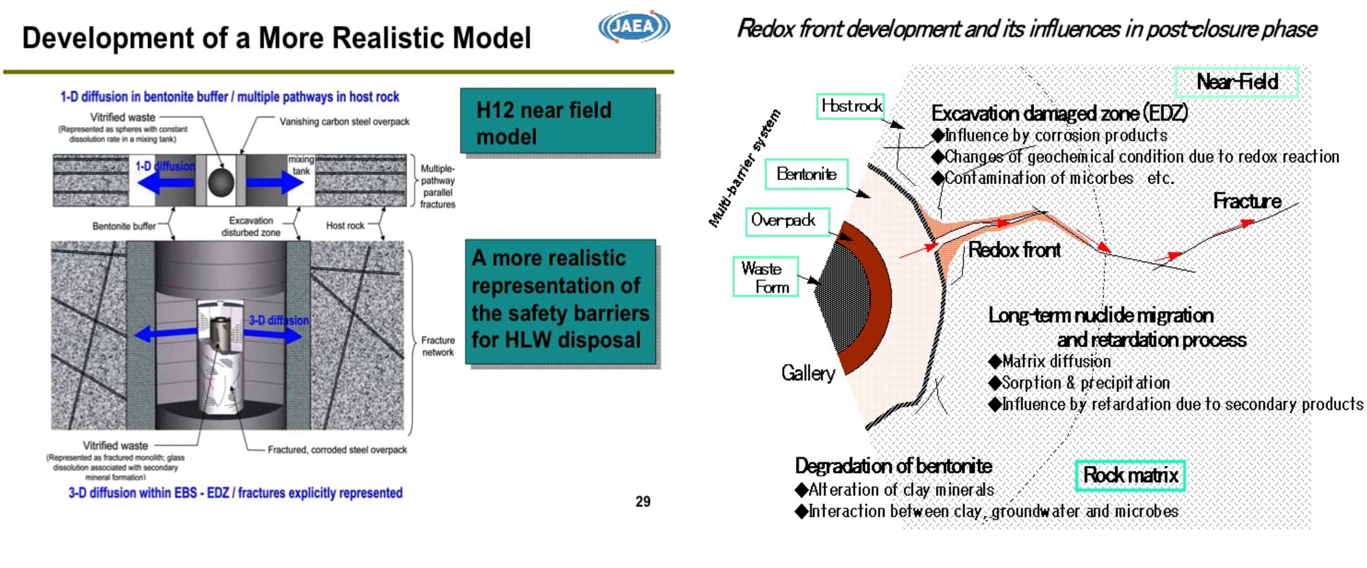


図1.3.7　NFモデルの構築にむけてJAEAの安全評価モデルとNFで想定される現象例

参考文献

1) 核燃料サイクル開発機構：我が国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性－地層処分研究開発第2次取りまとめ－，JNC TN1400 99-020～JNC TN1400 99-024,1999.
2) 経済産業省資源エネルギー庁：諸外国における高レベル放射性廃棄物の処分について，2007.
3) Umeki, H. and Smith, P. A. ：The Handling of Timescales in Acessing Post-closure Safety of Deep Geological Disposal, Workshop Proceedings, Paris, France, pp.16-18, 2002.

4) De Preter,P. and P. Lalieux, Fulfilment of the Long-term Safety Functions by the Different Barriers during the Main Time Frames after Repository Closure, , in The Handling of Timescales in Assessing *Post-closure Safety of Deep Geological Repositories.* Workshop Proceedings, Paris, France, pp.16-18, 2002.
5) Kersting,A,B., D. W. Efurd, D. L. Finnegan, D. J. Rokop, D. K. Smith, J. L. Thompson, Migration of plutonium in ground water at Nevada Test Site, Nature, 397, p.56, 1999.
6) Novikov,A.P., S. N. Kalmykov, S. Ustunomiya, R. C. Ewing, F. Horreard, A. Merkulov, S. B. Klark, V. V. Tkachev, B. F. Myasoedov, Colloid Transport of Plutonium in the Far-Field of the Mayak Production Association, Russia, Science, 314, p.638, 2006.

（名古屋大学　吉田英一，京都大学　青木謙治，原子力安全研究協会　杤山　修）