

**超深地層研究所計画における
岩盤力学に関する調査研究
年度報告書 (2010 年度)**

Mizunami Underground Research Laboratory
Project -Rock Mechanical Investigations
Annual Report for Fiscal Year 2010

丹野 剛男 引間 亮一 真田 祐幸 松井 裕哉
佐藤 稔紀

Takeo TANNO, Ryoichi HIKIMA, Hiroyuki SANADA, Hiroya MATSUI
and Toshinori SATO

地層処分研究開発部門
東濃地科学研究ユニット

Tono Geoscientific Research Unit
Geological Isolation Research and Development Directorate

June 2012

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

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

© Japan Atomic Energy Agency, 2012

超深地層研究所計画における岩盤力学に関する調査研究 年度報告書（2010年度）

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
丹野 剛男※、引間 亮一※、真田 祐幸、松井 裕哉、佐藤 稔紀

（2012年3月12日受理）

超深地層研究所計画（以下、MIU計画）は、深部地質環境の調査・解析・評価技術の基盤の整備及び深地層における工学技術の基盤の整備を目標として、日本原子力研究開発機構（以下、原子力機構）が岐阜県瑞浪市で実施している結晶質岩を対象とした深地層の研究施設の建設を伴う研究プロジェクトである。本研究プロジェクトは、地表からの調査予測研究段階（第1段階）、研究坑道の掘削を伴う研究段階（第2段階）、研究坑道を利用した研究段階（第3段階）の3段階からなり、全体で20年程度を予定している。

現在実施されている第2段階の調査研究においては、「研究坑道の掘削を伴う調査・研究による地質環境モデルの構築」及び「研究坑道の掘削による深部地質環境の変化の把握」が成果目標の一つとして設定されており、調査の種類や量と個別目標や課題に対する理解度や精度との関係を実例で把握し、調査の有効性の評価、サイトスケールで作成された第1段階の地質環境モデルの妥当性評価、ブロックスケールの同モデルの構築等を行うものとしている。

本報告は、2010年度に実施した岩盤力学に関する調査研究項目の概要をまとめたものである。2010年度は前述の課題に対する調査研究の他に岩盤力学に関する海外の調査事例を整理した。

本報告書にとりまとめた調査研究項目は以下の通りである。

- ① 深度300m地点におけるボーリングコアを用いた初期応力測定
- ② 換気立坑の掘削ずりを用いた岩盤物性評価
- ③ 岩盤力学モデルの構築
- ④ クラックテンソルによる等価連続体モデルに関する検討
- ⑤ 結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための現象論的研究
- ⑥ 結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための理論的研究
- ⑦ 第3段階における原位置試験計画策定のための海外調査事例の整理
- ⑧ 掘削体積比エネルギーを用いた原位置岩盤物性評価に関する研究
- ⑨ 種々の計測結果に基づく深部岩盤中の応力場評価に関する基礎的研究

Mizunami Underground Research Laboratory Project -Rock Mechanical Investigations
Annual Report for Fiscal Year 2010

Takeo TANNO*, Ryoichi HIKIMA*, Hiroyuki SANADA, Hiroya MATSUI and
Toshinori SATO

Tono Geoscientific Research Unit
Geological Isolation Research and Development Directorate
Japan Atomic Energy Agency
Akiyo-cho, Mizunami-shi, Gifu-ken

(Received March 12, 2012)

Japan Atomic Energy Agency (JAEA) at Tono Geoscience Center (TGC) is carrying out geoscientific research in the crystalline rock environment at the Mizunami Underground Research Laboratory (MIU), in order to establish the scientific and technological basis for geological disposal of HLW. The geoscientific research at the MIU is being carried out in three overlapping phases spanning a period of 20 years; the Surface-based Investigation Phase (Phase I; FY1996 - 2004), the Construction Phase (Phase II; FY2005- in progress) and the Operation Phase (Phase III; in future).

The project is currently in Phase II. The Phase II goals are to construct models of the geological environment from all investigation results obtained during the construction. These models describe the geological environment at the locations affected by excavation of the shafts and the galleries. To achieve these goals, we are examining the relationship between scope of investigation and accuracy of data, an assessment of investigation methods, validation of the Phase I geological environment models and construction of block scale geological environment models.

This report presents the following FY2010 activities undertaken to achieve the above goals.

- 1) In Situ Stress Measurements using Core-based Methods on the - 300 m Stage
- 2) Determining the rock properties using waste rock from excavation of the ventilation shaft
- 3) Development of rock mechanical model
- 4) Study on the modeling based on equivalent continuum model
- 5) Phenomenological study on long-term behavior
- 6) Theoretical study for estimating long-term behavior
- 7) Example overseas research for planning of in-situ experiments in Phase III
- 8) Application of specific energy for evaluation of in-situ rock mass properties
- 9) Study on estimation of in-situ rock stress with results of various measurements

Keywords: MIU, Crystalline Rock, Phase II, Rock Mechanical Model, Equivalent Continuum Model, Long-term Behavior

* Collaborating Engineer

目 次

1.	はじめに.....	1
2.	2010年度の調査研究.....	5
3.	深度 300m 地点におけるボーリングコアを用いた初期応力測定.....	7
3.1	目的および実施内容.....	7
3.2	初期応力測定.....	7
3.2.1	調査位置.....	7
3.2.2	供試体.....	8
3.2.3	試験概要.....	9
3.2.4	試験結果および初期応力算出結果.....	10
3.2.5	考察.....	11
4.	室内試験による岩盤物性評価.....	12
4.1	目的および実施内容.....	12
4.2	調査結果および考察.....	12
5.	岩盤力学モデルの構築.....	16
5.1	目的.....	16
5.2	第 1 段階モデルと第 2 段階データとの比較.....	16
6.	クラックテンソルによる等価連続体モデルに関する研究.....	19
6.1	目的.....	19
6.2	評価・解析位置の概要.....	19
6.3	坑道壁面における割れ目のトレース長の算出.....	20
6.4	クラックテンソル算出に関するパラメータの岩盤等級ごとの整理.....	21
6.4.1	岩盤等級ごとの算出結果.....	21
6.4.2	岩盤等級ごとの算出結果の考察.....	23
6.5	クラックテンソルの相対誤差に基づく REV の検討.....	23
6.5.1	クラックテンソルの相対誤差の概要.....	23
6.5.2	REV の検討.....	24
7.	結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための現象論的研究.....	26
7.1	目的.....	26
7.2	堆積岩（田下凝灰岩）の長期クリープ試験.....	26
7.2.1	試料岩石と試験方法.....	26
7.2.2	試験結果.....	27
7.3	原位置試験計画策定のための予察的検討.....	27
7.3.1	構成方程式.....	28
7.3.2	時間依存性を表す n の値の検討.....	28
7.3.3	周圧下における構成方程式中の n と岩盤強度との関係.....	29
7.3.4	ピーク強度にまで達する時間とピーク強度との関係.....	30
7.3.5	時間依存性を考慮した破壊規準式の検討.....	31
7.3.6	岩盤強度のばらつき.....	34
7.3.7	解析モデル.....	36
7.3.8	計算方法と計算条件.....	38
7.3.9	数値解析結果.....	41
7.3.10	原位置試験を実施する際の留意事項.....	42

8. 結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための理論的研究	45
8.1 目的	45
8.2 研究内容	45
8.3 石英の溶解に関する実験の概要	45
8.3.1 石英の溶解実験	45
8.3.2 供試体の概要	46
8.3.3 閉鎖系（溶液滞留型）実験	46
8.3.4 開放系（溶液透過型）実験	47
8.3.5 実験手順	48
8.4 石英の溶解に関する実験結果	49
8.4.1 石英の圧力溶解における温度の影響（開放系実験）	49
8.4.2 石英の圧力溶解における載荷応力の影響（開放系実験）	49
8.4.3 石英の圧力溶解に適用可能な新しい溶解式の開発	50
8.5 亀裂性岩盤を対象とした均質化理論の検討	51
9. 第3段階における原位置試験計画策定のための海外調査事例の整理	52
9.1 目的	52
9.2 掘削影響領域での調査研究を対象としたワークショップ	52
9.2.1 NEA(1989)の概要と結晶質岩における知見および課題	52
9.2.2 CNS(1996)の概要と結晶質岩における知見および課題	52
9.2.3 NEA(2002)の概要と結晶質岩における知見および課題	53
9.3 まとめ	53
10. 掘削体積比エネルギーを用いた原位置岩盤物性評価に関する研究	54
10.1 目的	54
10.2 掘削体積比エネルギーの概要	54
10.2.1 定義	54
10.2.2 測定結果の例	54
10.3 まとめ	55
11. 種々の計測結果に基づく深部岩盤中の応力場評価に関する基礎的研究	56
11.1 目的	56
11.2 研究の進め方	56
12. まとめ	57
参考文献	58

CONTENTS

1. Introduction.....	1
2. Objectives and overview of this study in FY2010.....	5
3. Research and Investigation (In Situ Stress Measurements using Core-based Methods on the - 300 m Stage)	7
3.1 Purpose.....	7
3.2 In-situ stress measurement.....	7
3.2.1 Location.....	7
3.2.2 Specimen	8
3.2.3 Overview	9
3.2.4 Experiment and Estimation.....	10
3.2.5 Conclusion.....	11
4. Determining the rock properties based on laboratory test	12
4.1 Purpose.....	12
4.2 Result and conclusion	12
5. Development of rock mechanical model.....	16
5.1 Purpose.....	16
5.2 Compared model of Phase I with one of Phase II.....	16
6. Study on setting the modeling region based on equivalent continuum model.....	19
6.1 Purpose.....	19
6.2 Overview of MIU and research region	19
6.3 Method of estimation of trace length of crack	20
6.4 Relationship crack tensor and rock mass classification.....	21
6.4.1 Estimation of crack tensor's parameter in case of rock mass classifications.....	21
6.4.2 Consideration.....	23
6.5 Study of REV based on relative error of crack tensor	23
6.5.1 Overview	23
6.5.2 Study of REV	24
7. Phenomenological study on long-term behavior... ..	26
7.1 Purpose.....	26
7.2 Long-term creep test of Tase tuff.....	26
7.2.1 Sample and testing method.....	26
7.2.2 Result	27
7.3 Numerical analysis of long-term behavior for in situ testing methods.....	27
7.3.1 A generalized variable-compliance-type constitutive equation	28
7.3.2 Parameter, n shown time dependent behavior.....	28
7.3.3 Relationship parameter, n and rock strength in a triaxial stress state	29
7.3.4 Relationship time to brakout and rock strength.....	30
7.3.5 Failure criterions considering time dependency	31
7.3.6 Strength distribution of rock mass	34
7.3.7 Analitical model.....	36
7.3.8 Analytical model and analysis conditions	38
7.3.9 Results of numerical analysis	41

7.3.10	Considerations for in situ testing methods	42
8.	Theoretical study for estimating long-term behavior.....	45
8.1	Purpose.....	45
8.2	Research content.....	45
8.3	Overview of quartz dissolution experiments	45
8.3.1	Quartz dissolution experiments.....	45
8.3.2	Speciment.....	46
8.3.3	Closed fluid experiment.....	46
8.3.4	Flow-through experiment.....	47
8.3.5	Experimental procedure.....	48
8.4	Result of experiments	49
8.4.1	Temperature effect for dissolution	49
8.4.2	Stresseffect for dissolution	49
8.4.3	Development of new dissolution rate equation	50
8.5	Homogenization theory for fractured rock	51
9.	Example overseas research for planning of in-situ experiments in Phase III	52
9.1	Purpose.....	52
9.2	Workshop of research for excavation disturbed zone	52
9.2.1	NEA(1989)	52
9.2.2	CNS(1996).....	52
9.2.3	NEA(2002).....	53
9.3	Conclusion.....	53
10.	Application of specific energy for evaluation of in-situ rock mass properties	54
10.1	Purpose	54
10.2	Overview.....	54
10.2.1	Definition	54
10.2.2	Example of measurements	54
10.3	Conclusion	55
11.	Study on estimation of in-situ rock stress with results of various measurements	56
11.1	Purpose	56
11.2	Method of studing.....	56
12.	Conclusion	57
	References	58

図目次

図 1.1 調査位置及び東濃地区の地質分布図	1
図 1.2 掘削影響領域の概念図	3
図 1.3 空間スケール概念	4
図 2.1 研究所用地の概要	6
図 2.2 研究坑道のレイアウト	6
図 3.2.1 研究坑道及びボーリング孔のレイアウト	7
図 3.2.2 供試体写真（左列：08MI13 号孔、右列：09MI20 号孔）	8
図 3.2.3 供試体に接着したひずみゲージの配置	9
図 3.2.4 DSCA 試験の装置模式図	9
図 3.2.5 DSCA 試験中の静水圧载荷によるひずみ挙動の模式図	9
図 3.2.6 試験中の静水圧载荷によるひずみ挙動の例（供試体名：08A）	10
図 3.2.7 算出された初期応力の方向	10
図 3.2.8 算出された最大水平応力の方向	11
図 4.2.1 室内物理・力学試験の調査位置	13
図 4.2.2 室内物理・力学試験結果の深度方向の分布	14
図 4.2.3 岩盤等級ごとの室内物理・力学試験結果	15
図 5.2.1 第 2 段階における岩盤力学モデル	16
図 6.2.1 研究所の概要および調査位置	19
図 6.3.1 スキャンラインの設定	20
図 6.3.2 曲面状の壁面に現れる割れ目の投影	21
図 6.4.1 クラックテンソルのパラメータと岩盤等級との関係	22
図 6.5.1 クラックテンソルと誤差テンソルのベクトル表示	24
図 6.5.2 区間長と相対誤差との関係	25
図 7.2.1 クリープ試験の概略図	26
図 7.2.2 クリープ歪の挙動	27
図 7.3.1 破壊限接近度	28
図 7.3.2 周圧下での強度と n の関係	30
図 7.3.3 t_f と σ_f/σ_0 の関係	31
図 7.3.4 各破壊規準における最大主応力と最小主応力の関係	32
図 7.3.5 時間の経過に伴う Coulomb の破壊規準の変化	33
図 7.3.6 時間の経過に伴う Mohr の破壊規準の変化	34
図 7.3.7 ワイブル確率紙にプロットした土岐花崗岩の一軸圧縮強度	36
図 7.3.8 円形坑道の二次元計算モデル	37
図 7.3.9 計算モデルの要素分割	37
図 7.3.10 基本条件、計算条件 1-1、1-2 で計算した内空変位と内空変位速度	41
図 7.3.11 基本条件、計算条件 2-3 で計算した内空変位と内空変位速度	42
図 7.3.12 基本条件、計算条件 2-6 で計算した内空変位と内空変位速度	42
図 8.3.1 石英供試体の形状	46
図 8.3.2 閉鎖系（溶液滞留 closed fluid 型）実験装置の概要	46
図 8.3.3 閉鎖系実験装置の写真	47
図 8.3.4 開放系（溶液透過 flow through 型）実験装置の概要	47

図 8.3.5 開放系実験装置の全体写真	48
図 8.4.1 石英の溶解速度の温度依存性.....	49
図 8.4.2 石英の溶解速度の载荷応力依存性	50
図 8.4.3 FLD model の検証.....	51
図 10.2.1 削岩機による E_d と σ_c との関係	55
図 11.2.1 研究所で取得したデータの一部	56

表目次

表 3.2.1 DSCA 試験に使用したボーリング孔 (mabh: meter along borehole)	8
表 3.2.2 初期応力の算出結果.....	11
表 5.2.1 第 1 段階と第 2 段階で得られた室内物理・力学試験結果一覧	18
表 7.3.1 岩石・岩盤を対象とした破壊規準	32
表 7.3.2 数値解析での計算条件 (基本条件)	39
表 7.3.3 数値解析での計算条件 (計算条件 1)	40
表 7.3.4 数値解析での計算条件 (計算条件 2)	40

1. はじめに

超深地層研究所計画（以下、MIU 計画）は、深部地質環境の調査・解析・評価技術の基盤の整備及び深地層における工学技術の基盤の整備を目標として、日本原子力研究開発機構（以下、原子力機構）が岐阜県瑞浪市に建設中の瑞浪超深地層研究所（以下、研究所）で実施している結晶質岩を対象とした深地層の研究施設の建設を伴う研究プロジェクトである。本研究プロジェクトは、地表からの調査予測研究段階（第 1 段階）、研究坑道の掘削を伴う研究段階（第 2 段階）、研究坑道を利用した研究段階（第 3 段階）の 3 段階からなり、全体で 20 年程度を予定している¹⁾。MIU 計画は、1996 年度より岐阜県明世町の正馬様洞にある原子力機構用地（図 1.1 の正馬様用地）において開始され、瑞浪市明世町の市有地（図 1.1 の研究所用地）における第 1 段階の現場における調査研究は、2002 年 1 月から 2005 年 3 月までの約 3 年間で実施した²⁾。2003 年度 7 月には立坑の基礎部の掘削工事に着手、2004 年度には本格的な掘削を開始し、続く 2005 年度から本格的な第 2 段階の調査研究を開始した。さらに、2010 年度からは、深度 300m の水平坑道において第 3 段階の研究を開始した。

MIU 計画における岩盤力学研究では、安全評価の観点から、掘削影響領域の地質環境特性の把握を目標に設定しており、設定された目標に対して、掘削影響領域の範囲の把握、掘削影響領域の物理・力学特性分布の把握、掘削影響領域の応力状態の把握、地下空洞の力学的長期安定性の把握を課題に挙げ、調査研究を進めている。また地下空洞の設計・施工の観点から、地下空洞の力学安定性の把握を目標に設定しており、設定された目標に対して、応力場の把握、岩盤の物理・力学特性の把握、不連続構造などの有無の把握を課題に掲げ、調査研究を進めている。

研究所のある東濃地区周辺の地質分布を図 1.1 に示す。周辺の地質は基盤をなす土岐花崗岩体とそれに被覆する堆積岩層（瀬戸層群、瑞浪層群）で主に構成されている。

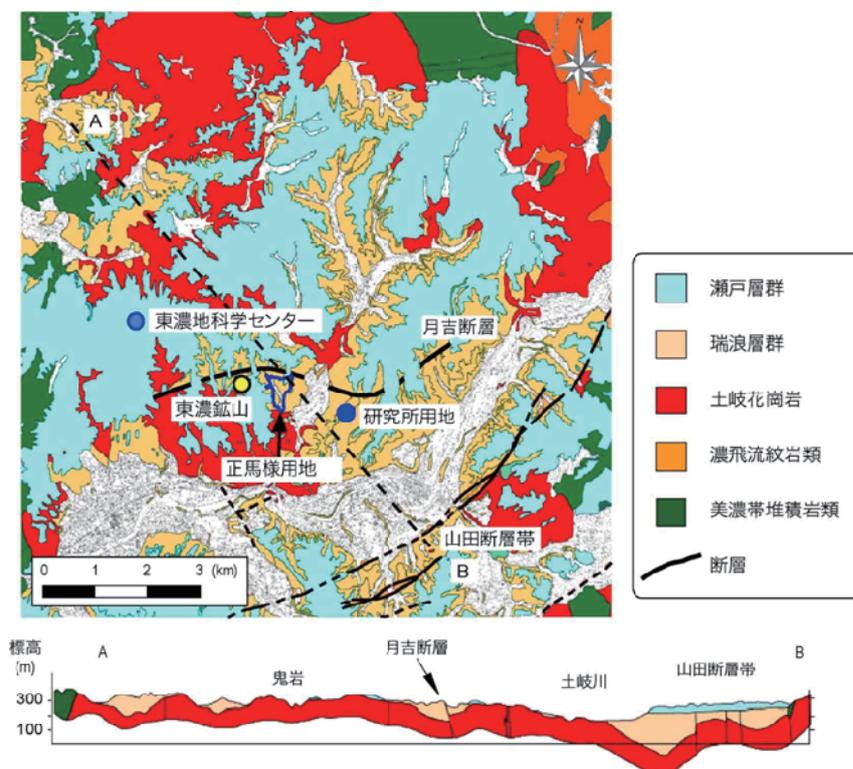


図 1.1 調査位置及び東濃地区の地質分布図
 (地質分布は糸魚川³⁾を一部修正)

地下岩盤中の空洞に構築される地下施設の設計においては、空洞の安定性評価のために、施設周辺の岩盤力学モデルを構築する必要がある。岩盤力学モデルを構成する主要な要素である岩盤の初期応力及び力学的な物性は、地下施設の設計において重要な空洞の安定性評価を検討する際に欠くことのできない要素である。初期応力は、一般的に深度依存性が認められるとともに、その地域特有の地質構造、特に断層などの不連続面や岩盤の不均質性などの存在や地形の影響によりその状態が変化する⁴⁾。また、狭い領域に対象を限っても、そこに認められる割れ目や地質的な不均質性が初期応力に影響を及ぼすと考えられる。したがって、ある対象領域の初期応力状態を評価する場合、地質構造や地形に着目し、複数の地点において初期応力測定を行い、ばらつきを含めて総合的に評価する必要がある。岩盤の力学的な物性についても、地質の変化で物性値が変化することから、対象とする領域内で物性値を取得しなければならない。したがって、このようにして取得された初期応力や力学的な物性が、岩盤力学モデルに適切に反映されるよう、モデルの構築方法を確立することが課題である。

地下岩盤中に空洞を掘削すると、空洞壁面近傍に割れ目の発生・進展、応力状態の変化、間隙水圧の変化が生じることにより、空洞周辺岩盤の破壊強度や変形特性などの力学的性質、透水係数などの水理学的性質あるいは地下水の酸化還元電位などの地球化学的性質が変化することが想定され、この変化が生じる領域を、「掘削影響領域」と呼んでいる⁵⁾。掘削影響領域は図 1.2 に示すように、掘削損傷領域、不飽和領域及び応力再配分領域の 3 つの領域の重ね合わせと考えられている⁵⁾。地層処分場を考える場合、掘削影響領域の性質と広がり把握することは地下施設の合理的な設計や施工にとって必要不可欠であるほか、掘削影響領域そのものが地層処分場閉鎖後の地下水や物質の選択的な移行経路となり得るため、その評価手法を確立することは重要な課題である⁵⁾。

また、実際に地下施設が建設される場合には、空洞の安定性及び掘削影響領域の評価について地下施設建設以前の段階から、つまり地表からの調査による予察的な評価が重要である。よって、第 1 段階での調査結果を第 2 段階での調査結果と比較検討し、第 1 段階での調査結果の有効性を評価し、また今後の課題を抽出することも重要である。

地層処分場としての地下施設は、その建設時、操業時（数十年から百年程度）はもちろん、閉鎖後（空洞の埋め戻し後）も千年程度にわたり、安定であることが要求される。岩盤にはクリープや応力緩和などの時間依存性挙動が認められることがあるため、長期にわたるその挙動を把握することは、地下施設の長期安定性を評価する上で重要な課題である⁶⁾。

岩盤力学に関する第 2 段階の調査研究では、深度 100m 毎に設置される予備ステージからの岩盤力学調査ボーリング（初期応力測定、室内物理・力学試験）を実施する。また、岩盤力学モデルの構築として、第 1 段階で構築したサイトスケール（研究所用地を中心に数百 m～数 km 四方、深度 2～3km の領域）（図 1.3 参照）^{7),8)}の岩盤力学モデルに対し、新たに取得した情報に基づく更新を適宜加えて、ブロックスケール（研究坑道を中心に数十 m～数百 m 四方、深度 1km 程度の領域）（図 1.3 参照）^{7),8)}の岩盤力学モデルを構築する。さらに、新たに取得した情報に基づき、第 1 段階で得た成果の評価として、サイトスケールの岩盤力学モデルを評価し、地表からの調査・解析・評価手法の有効性を確認する^{9),10)}。また、千年程度の長期にわたり空洞周辺岩盤の挙動を予測し、空洞の安定性を評価するために、クリープや応力緩和といった岩盤の時間依存性挙動を研究し、長期岩盤挙動に関する評価手法の確立を目的とした研究を行う^{9),10)}。

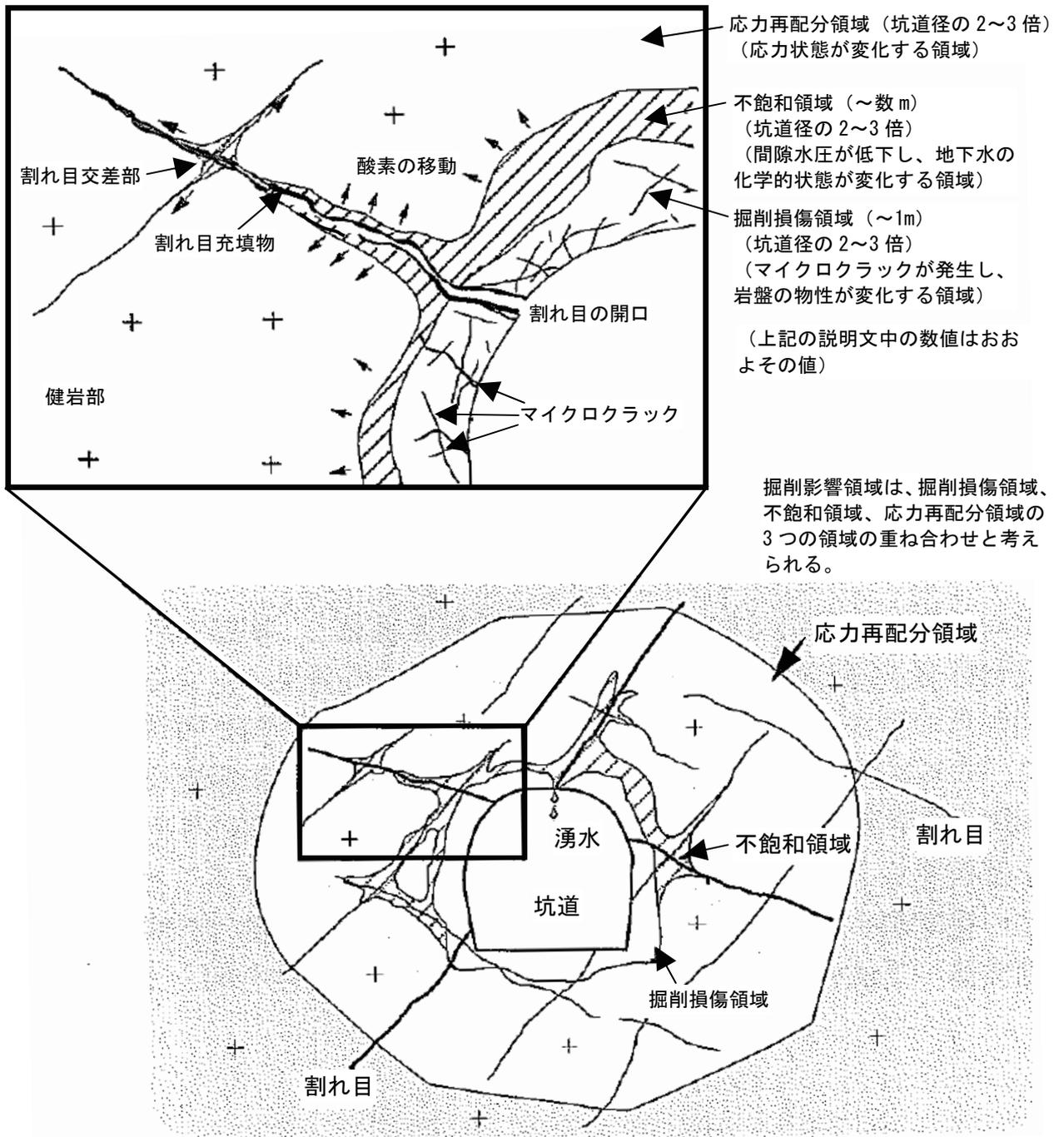


図 1.2 掘削影響領域の概念図⁵⁾

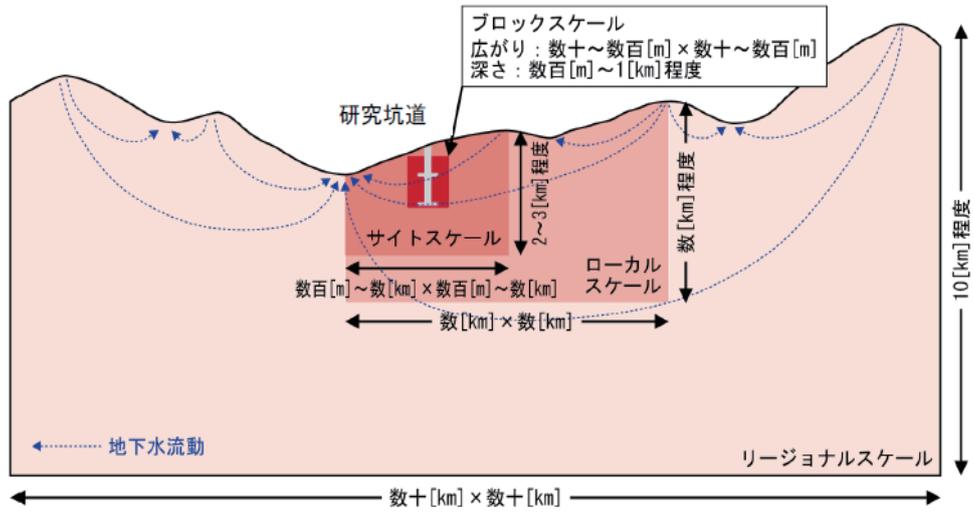


図 1.3 空間スケールの概念^{7),8)}

2. 2010 年度の調査研究

岩盤力学に関する第 2 段階の調査研究では、応力場の把握という課題に対し、2010 年度は、深度 300m におけるボーリングコアを用いた初期応力測定を実施した。

岩盤の物理・力学特性の把握という課題に対し、2010 年度は、換気立坑の掘削ずりを用いた岩盤物性評価を実施し、第 1 段階で構築した岩盤力学概念モデルに対し、第 2 段階で新たに取得した情報に基づく更新を適宜加えて、岩盤力学モデルを構築した。さらに、第 2 段階で新たに取得した情報に基づき、第 1 段階での岩盤力学概念モデルを評価し、地表からの調査・解析・評価手法の有効性を確認した。

掘削影響領域（図 1.2 参照）の範囲、物理・力学特性分布、応力状態の把握という課題に対し、2010 年度は、クラックテンソルによる等価連続体モデル化に関する研究および長期岩盤挙動に関する評価手法の確立を目的とした研究を実施した。

以上を踏まえ本報告は、岩盤力学調査研究に関し、2010 年度に実施した次に示す項目の調査研究成果の概要を一冊にまとめたものである。

- ① 深度 300m 地点におけるボーリングコアを用いた初期応力測定（第 3 章）
- ② 換気立坑の掘削ずりを用いた岩盤物性評価（第 4 章）
- ③ 岩盤力学モデルの構築（第 5 章）
- ④ クラックテンソルによる等価連続体モデルに関する検討（第 6 章）
- ⑤ 結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための現象論的研究（第 7 章）
- ⑥ 結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための理論的研究（第 8 章）
- ⑦ 第 3 段階における原位置試験計画策定のための海外調査事例の整理（第 9 章）
- ⑧ 掘削体積比エネルギーを用いた原位置岩盤物性評価に関する研究（第 10 章）
- ⑨ 種々の計測結果に基づく深部岩盤中の応力場評価に関する基礎的研究（第 11 章）

- ①、②、③については、岩盤力学モデル構築のための調査および第 1 段階で作成した岩盤力学概念モデルの検証を実施した。
- ④については、等価連続体モデルの一つであるクラックテンソルモデルを用いて、第 3 段階において実施される原位置試験計画を策定するための検討を実施した。
- ⑤および⑥については、坑道閉鎖後千年程度にわたる岩盤の挙動を予測するために、岩盤の時間依存性挙動を評価することのできる技術の開発に関する研究を実施した。
- ⑦については、海外の調査研究事例を調査し、今後の試験計画に資する情報を整理した。
- ⑧については、掘削機による掘削データを用いて、原位置の岩盤物性を評価する技術の開発に関する研究を実施した。
- ⑨については、発破残存孔、断層の条線、GPS、地震の各データから深部岩盤中の応力場を評価する技術の開発に関する研究を実施した。

なお本報告で記載されている主立坑、換気立坑、MIZ-1 号孔の位置を図 2.1 に示す。研究坑道のレイアウトを図 2.2 に示す。

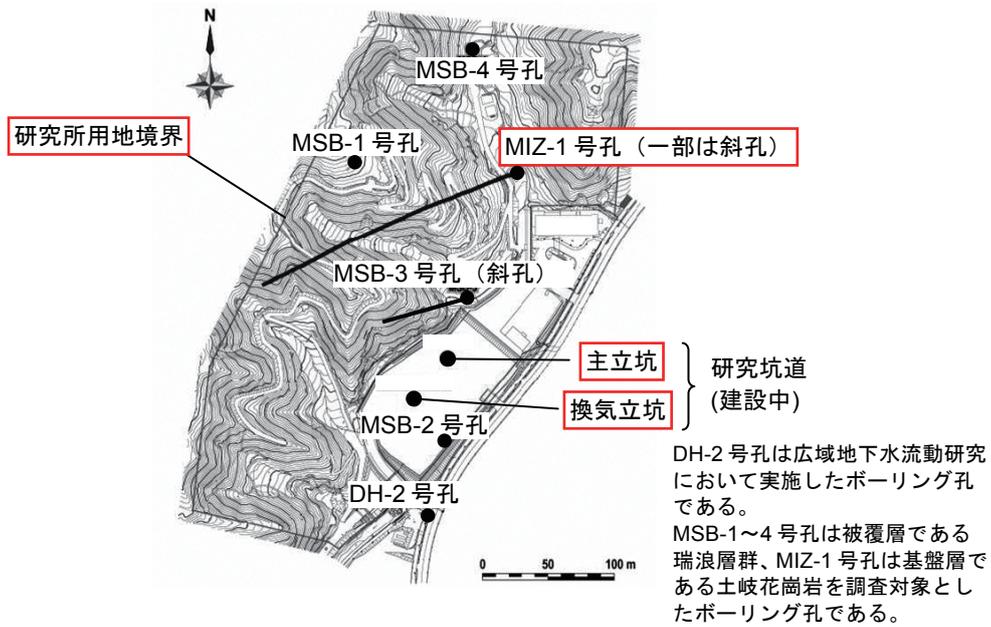


図 2.1 研究用地の概要

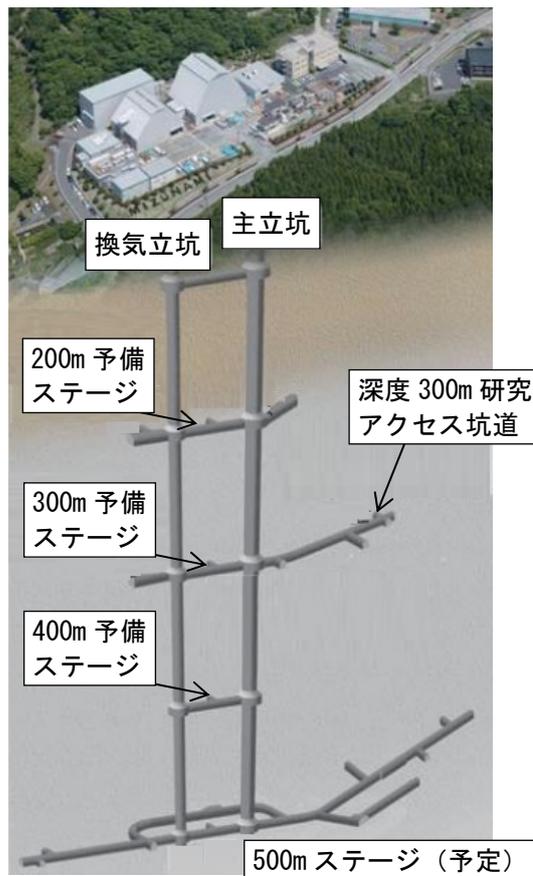


図 2.2 研究坑道のレイアウト

3. 深度 300m 地点におけるボーリングコアを用いた初期応力測定

3.1 目的および実施内容

本調査試験では、深度 300m 地点の初期応力状態を明らかにすることを目的として、研究所の深度 300m から採取したコアを対象に DSCA 法¹¹⁾による初期応力測定を行った。また第 1 段階での初期応力測定結果¹²⁾と比較し DSCA 法による初期応力測定手法の有効性を検討した。

3.2 初期応力測定

3.2.1 調査位置

深度 300 m ステージの広範な領域の応力状態を把握するために、2 本のボーリング孔、08MI13 号孔（水平ボーリング孔、掘削長：約 62 m）および 09MI20 号孔（水平ボーリング孔、掘削長：約 100 m）のそれぞれ 5 深度で採取したコアを用い DSCA 法による初期応力測定を実施した。図 3.2.1 にボーリング孔の位置を示す。

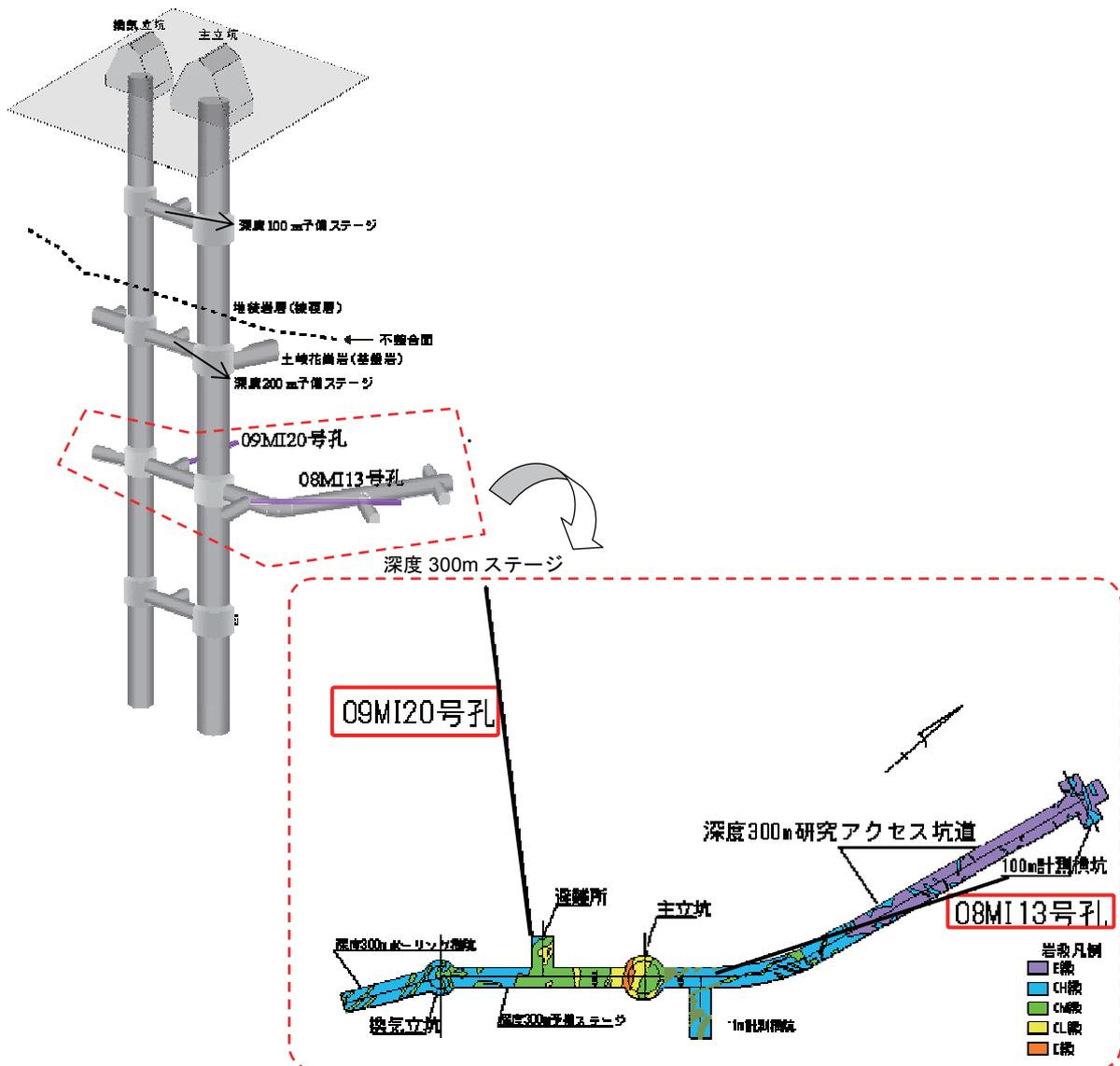


図 3.2.1 研究坑道及びボーリング孔のレイアウト

3.2.2 供試体

表 3.2.1 に供試体名、採取深度および地質概要、図 3.2.2 に供試体写真を示す。写真は供試体の XY 面、YZ 面、ZX 面から撮影したものである。X 軸と Y 軸は坑口から孔底に向かってボーリング孔軸と直交する平面内において、X 軸は水平方向（3 時の方向）を向き、Z 軸はボーリング孔軸と一致する（図 3.2.2 参照）。測定で使用した岩石試料は、中粒～粗粒の土岐花崗岩で、肉眼観察で風化変質の認められないものを選定した。

表 3.2.1 DSCA 試験に使用したボーリング孔 (mabh: meter along borehole)

ボーリング孔名	孔軸の方向/傾斜	供試体名	採取深度(mabh)	岩種	岩盤等級
08MI13 号孔	N19.6E/-1°	08A	28.70	中～粗粒黒雲母花崗岩	B
		08B	36.50	中～粗粒黒雲母花崗岩	CH
		08C	46.20	中～粗粒黒雲母花崗岩	B
		08D	54.60	中～粗粒黒雲母花崗岩	CH
		08E	58.50	中～粗粒黒雲母花崗岩	B
09MI20 号孔	N303E/-3°	09A	27.50	中粒黒雲母花崗岩	CH
		09B	57.30	中粒黒雲母花崗岩	CH
		09C	73.60	中粒黒雲母花崗岩	CH
		09D	73.64	中粒黒雲母花崗岩	CH
		09E	90.80	中粒黒雲母花崗岩	CH

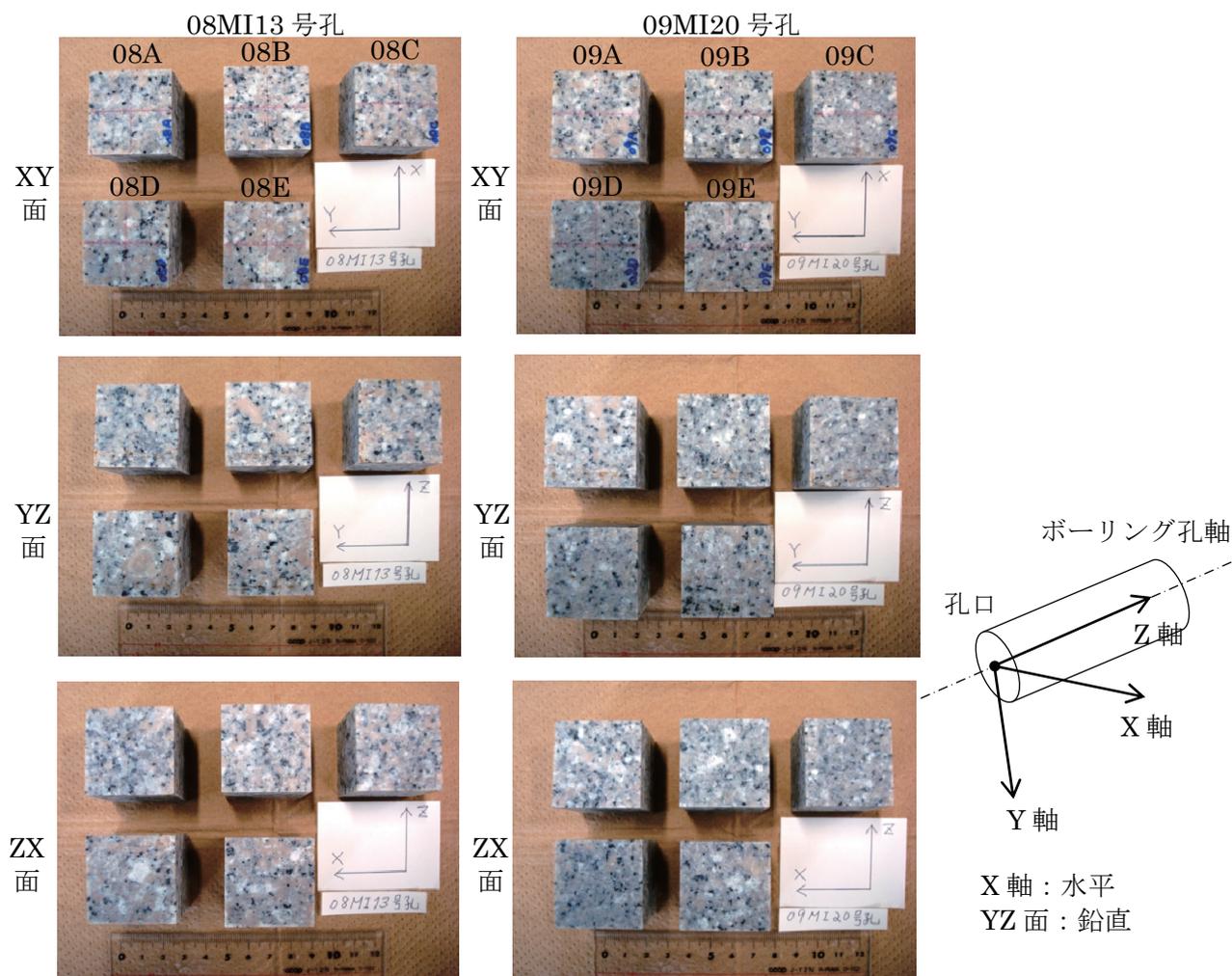


図 3.2.2 供試体写真(左列:08MI13 号孔、右列:09MI20 号孔)

3.2.3 試験概要

DSCA 法¹¹⁾は、ボーリングコアを用いた初期応力測定方法(コア法)の一つである。この方法は、ボーリング掘削により採取した岩石コアを成形し、三軸封圧セルにて静水圧载荷によるひずみの挙動を計測し、その時のひずみ挙動から、初期応力を算出する方法である。図 3.2.3 にひずみゲージの配置、図 3.2.4 に試験の模式図、図 3.2.5 に試験中の圧力-ひずみ線図の模式図を示す。図 3.2.5 のように DSCA 法では、周圧载荷に対するひずみ挙動を計測し、主応力を解析する。

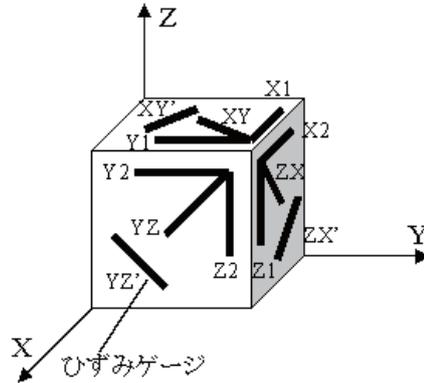


図 3.2.3 供試体に接着したひずみゲージの配置

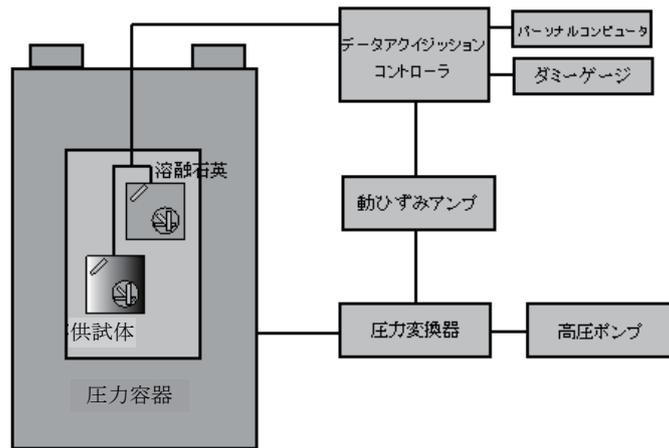


図 3.2.4 DSCA 試験の装置模式図

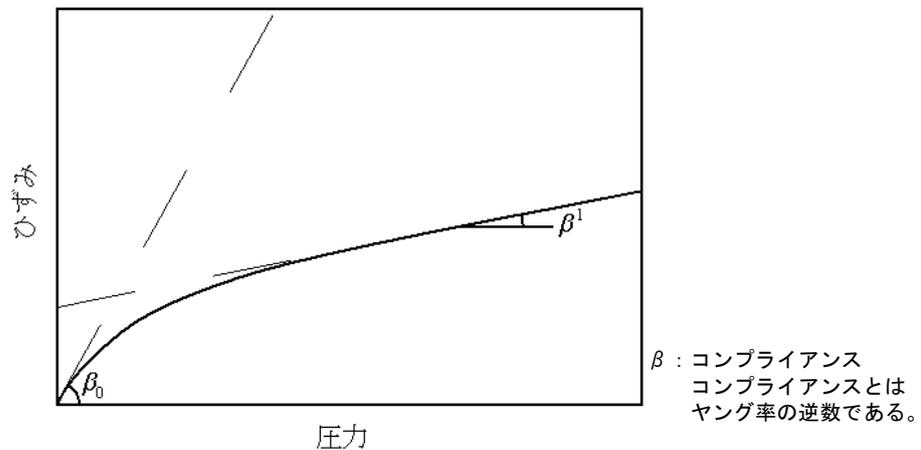


図 3.2.5 DSCA 試験中の静水圧载荷によるひずみ挙動の模式図

3.2.4 試験結果および初期応力算出結果

図 3.2.6 に DSCA 試験中の静水圧载荷による圧力-ひずみ線図の実測例を示す。図のひずみ挙動は試験中の温度変化をキャンセルするため、各供試体のひずみから熔融石英のひずみを引いている。熔融石英は内部に亀裂がほとんどないため力学物性において等方的な性質を示し、かつひずみは圧力载荷に対して直線的な挙動を示す。図 3.2.6 によるひずみ挙動から初期応力を算出した結果を図 3.2.7 および表 3.2.2 に示す。なお、DSCA 法では解析の特性のため主応力の方向と各主応力間の比の値が算出される。なお、3次元主応力における最大主応力を σ_1 、中間主応力を σ_2 、最小主応力を σ_3 とした。

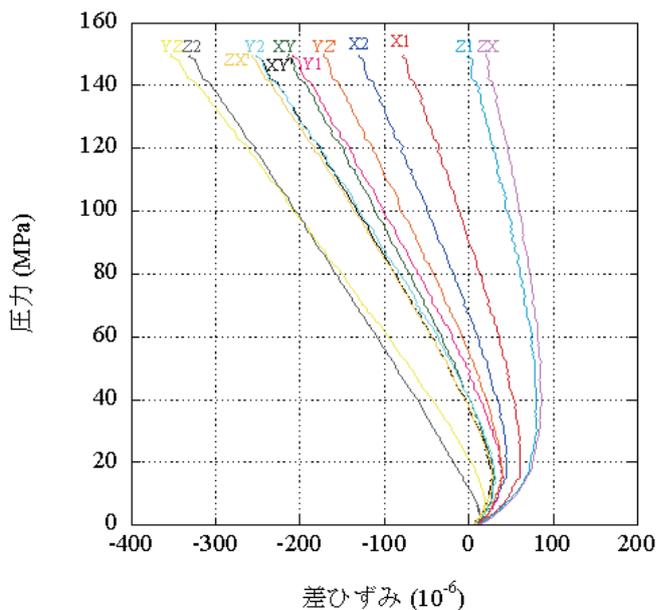


図 3.2.6 試験中の静水圧载荷によるひずみ挙動の例(供試体名:08A)

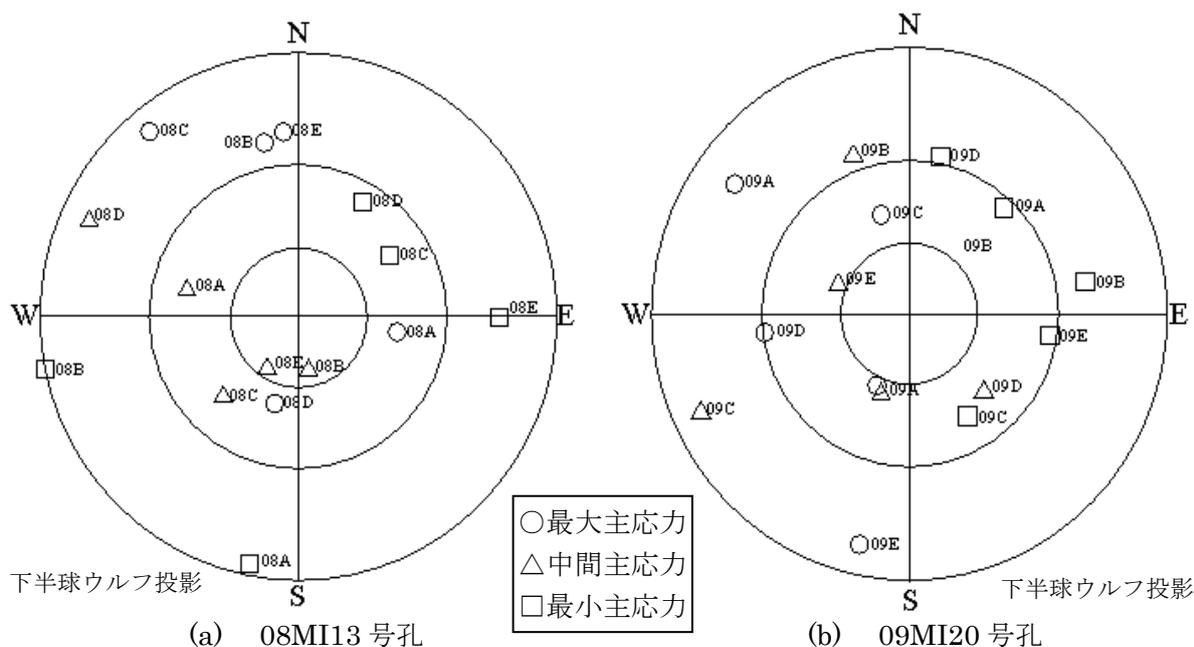


図 3.2.7 算出された初期応力の方向

表 3.2.2 初期応力の算出結果

ボーリング孔	深度 (mabh)	供試体 名	主応力の方位/傾斜			主応力比	
			σ_1	σ_2	σ_3	σ_1/σ_3	σ_2/σ_3
08MI13 号孔	28.70	08A	174°/39°	351°/51°	82°/88°	1.2	1.1
	36.50	08B	-79°/69°	102°/21°	11°/90°	2.3	1.6
	46.20	08C	-51°/86°	44°/43°	215°/47°	1.8	1.4
	54.60	08D	68°/35°	333°/87°	241°/55°	1.7	1.6
	58.50	08E	-85°/72°	56°/23°	180°/77°	2.5	1.3
09MI20 号孔	27.50	09A	-36°/80°	70°/34°	228°/58°	1.8	1.2
	57.30	09B	65°/33°	290°/65°	190°/69°	1.9	1.6
	73.60	09C	-75°/43°	24°/82°	121°/48°	2.2	1.7
	73.64	09D	5°/60°	137°/41°	259°/65°	1.6	1.2
	90.80	09E	79°/85°	341°/33°	172°/57°	1.8	1.6

方位：Eが基準でE→N回りが正 傾斜：鉛直上向きからの角度（鉛直が0°、水平が90°）

3.2.5 考察

DSCA法による初期応力測定法の深部岩盤における有効性を検討するために、第1段階の地表からの調査研究段階で実施したMIZ-1号孔における水圧破碎法による初期応力算出結果¹²⁾と本研究でのDSCA法による初期応力算出結果を比較した。水圧破碎法は面内主応力が算出されるため、面内最大主応力について比較した。一般に水圧破碎法などの原位置測定法は理論的背景がほぼ確立しているが、測定には大がかりな装置が必要である。一方、DSCA法などのコア法の理論はいくつかの仮定に基づいて構築されているが、室内で比較的簡便に実施できるという利点がある。両試験結果を比較した図を図3.2.8に示す。08MI13号孔については最大水平応力の方向は北～西に分布しており、水圧破碎法による試験結果と調和的である。09MI20号孔については北～東にも分布しており、水圧破碎による試験結果と一致しない。09MI20号孔について、このような結果となった原因については今後の検討課題であるが、08MI13号孔については水圧破碎法の試験結果と調和的であり、DSCA法による初期応力測定法が深部岩盤の初期応力測定に有効な測定方法である可能性を示すことができた。

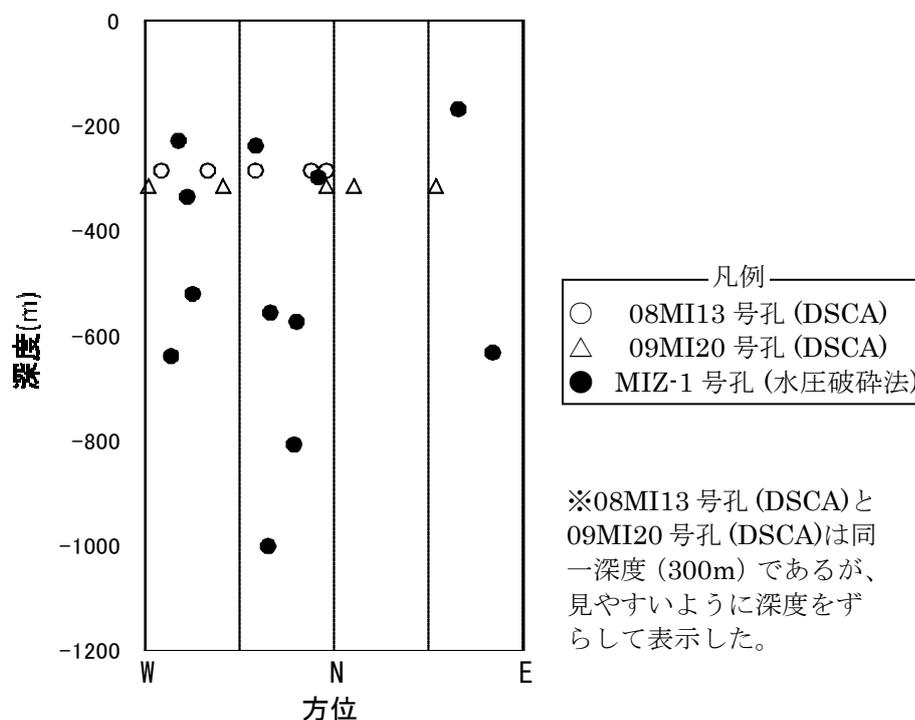


図 3.2.8 算出された最大水平応力の方向

4. 室内試験による岩盤物性評価

4.1 目的および実施内容

本調査試験は、岩盤力学モデル構築のための物理・力学特性データの取得を目的とする。また、第2段階で実施された研究坑道での調査結果に基づき、第1段階で実施された MIZ-1 号孔での調査結果¹²⁾の妥当性の確認を目的として実施した。

2010年度は、換気立坑の掘削ずりを用いた土岐花崗岩の室内物理・力学試験を引続き実施し、深部方向および岩盤等級ごとによる物性分布の整理を行い、MIZ-1号孔での調査結果と比較した。主立坑については地表から地下深部まで断層が出現している（深度約500mまで確認済み、それ以深は未確認）ため、掘削ずりを用いた室内試験は実施しなかった。

4.2 調査結果および考察

室内物理・力学試験の試験位置を図4.2.1に示す。試験結果の深度方向の分布を図4.2.2に示す。MIZ-1号孔での調査結果（図4.2.2中の●）と研究坑道での調査結果（図4.2.2中の◇○△△）を比較したところ、各物性値は概ね一致した。

次に室内物理・力学試験結果を岩盤分類ごとに整理した結果を図4.2.3に示す。ボーリングコア、立坑壁面観察時の岩盤分類は、電中研式岩盤分類を用いた。なお、換気立坑掘削ずりは、壁面観察による岩盤分類がB～CM級と判定された深度から採取されているとともに、掘削ずりの位置を特定して岩盤等級に対応させることが困難であるため、ここではその中間区分であるCH級として分類した。図から有効間隙率を除く物性値は、D～CM級まで岩盤等級に応じて増加（有効間隙率は減少）する傾向がうかがえる。また、CM～A級の物性値はほぼ同等であった。この要因として、CM～A級は亀裂を含まないインタクトな岩石の物性値を評価しているのに対し、D級およびCL級では亀裂を含んだ区間や変質を受けた区間の物性値を評価しているためと考えられる。実際にD級およびCL級では、コアが礫状や岩片状になって試験片の作成ができない区間が大部分であったが、今回データが取得できたD級区間は石英以外の鉱物が強変質により粘土化して割れ目がほとんど認められない区間、CL級区間は亀裂を含んだ供試体を用いたものであった。MIZ-1号孔での調査結果（図4.2.3中の●）と研究坑道での調査結果（図4.2.3中の◇○△△）を比較すると、岩盤等級に対する各物性値の傾向は概ね一致した。

以上より、MIZ-1号孔と研究坑道は約150m程度離れている（図4.2.1参照）が、地表からの調査により、研究坑道での物理・力学特性を把握できることが分かった。

また、掘削ずりによる室内試験の結果（図4.2.2、および図4.2.3中の○）と研究坑道でのボーリングコアによる室内試験の結果（図4.2.2、および図4.2.3中の◇△△）は概ね一致していることが分かった。よって、掘削ずりを用いた室内試験は、P波速度が若干異なることにより掘削時の損傷が試験結果に含まれる可能性はあるが、試験体の採取が容易で深度方向に対し密に採取することができるため、調査位置の深度方向の物性分布を詳細に調査するのに適しているという利点を確認することができた。

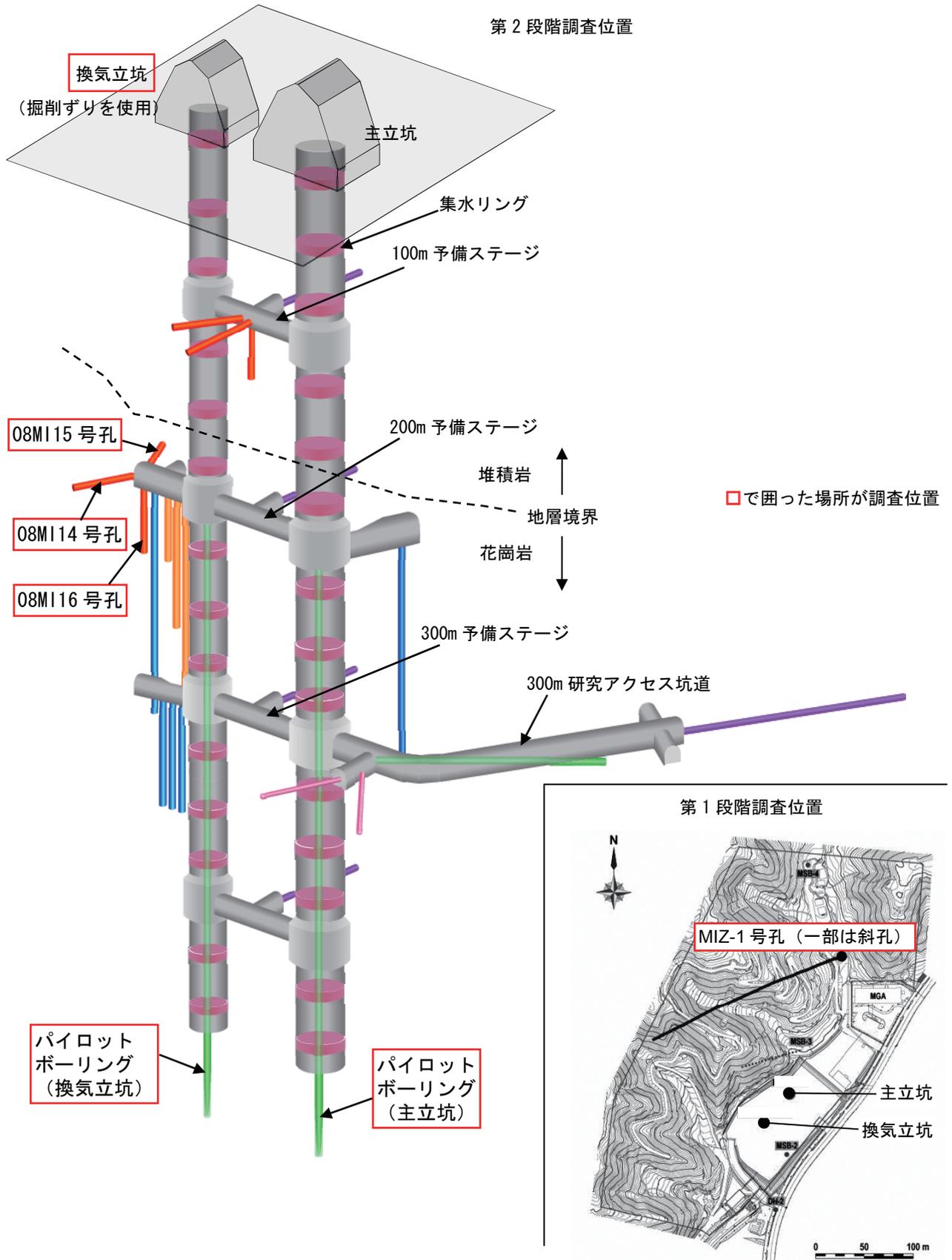


図 4.2.1 室内物理・力学試験の調査位置

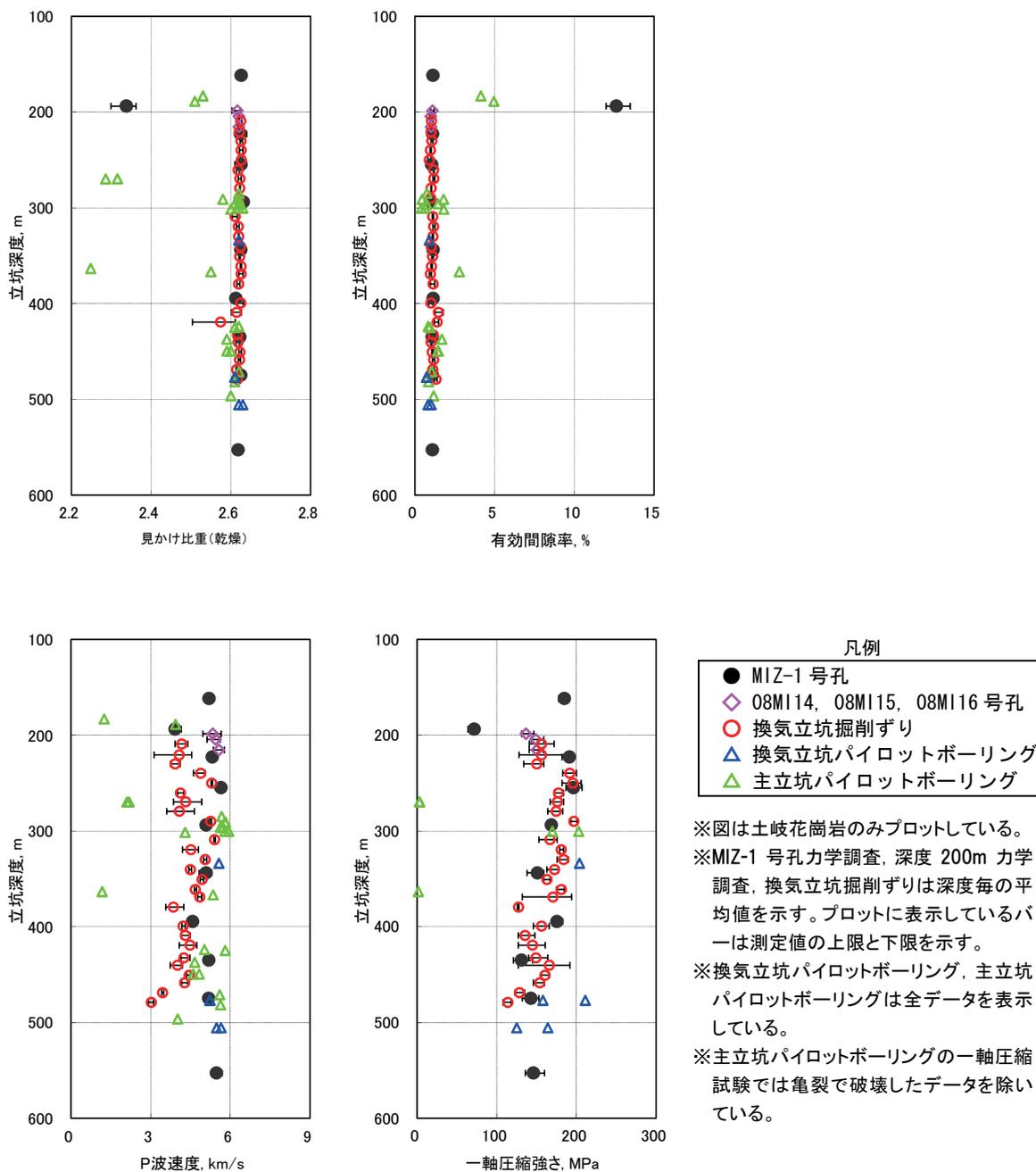
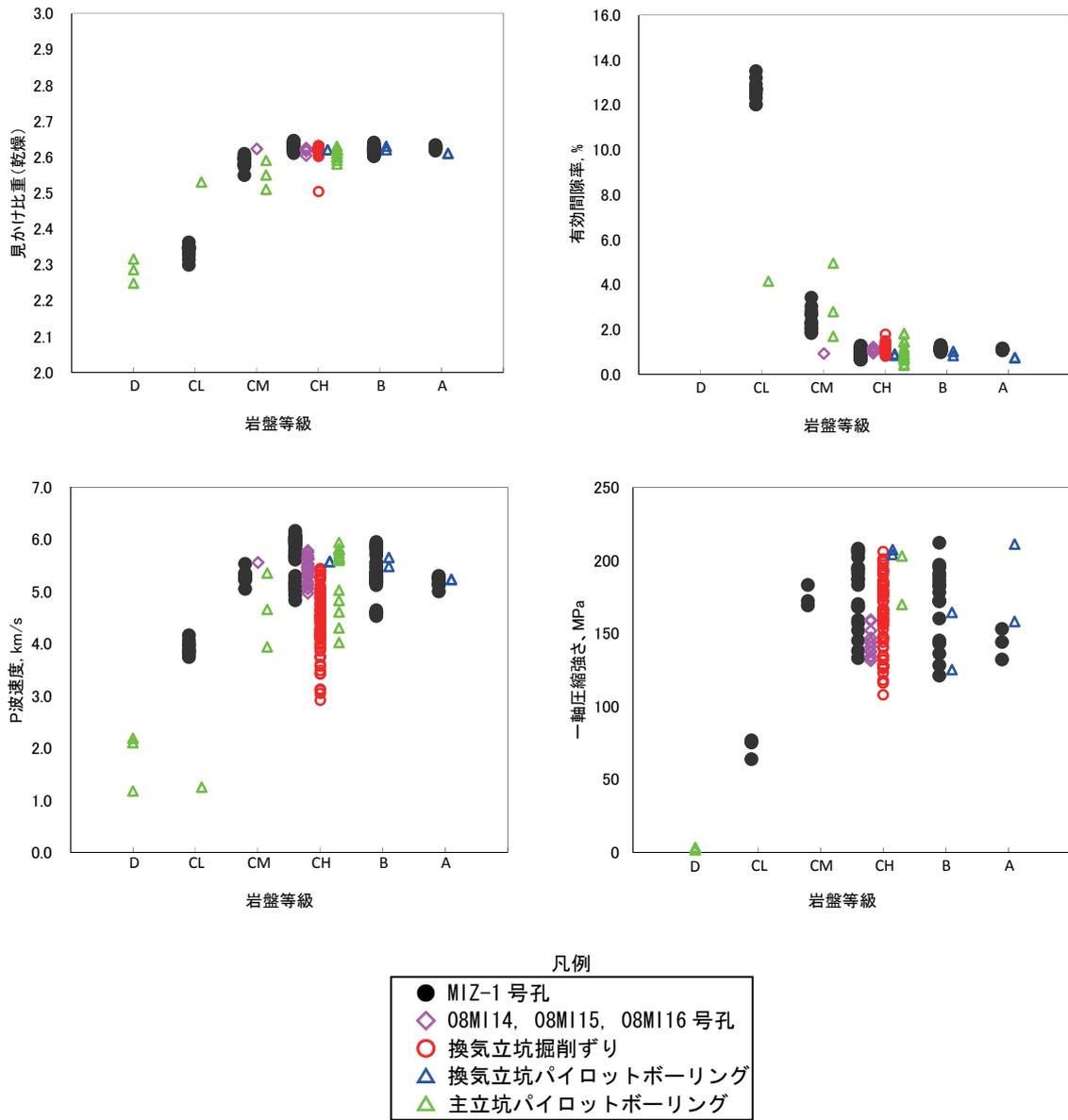


図 4.2.2 室内物理・力学試験結果の深度方向の分布



※図は土岐花崗岩のみプロットしている。
 ※D級の試料は有効空隙率試験による浸水で崩壊するため、有効空隙率は未取得である。
 ※主立坑パイロットボーリングの一軸圧縮試験では亀裂から破壊したデータを除いている。

図 4.2.3 岩盤等級ごとの室内物理・力学試験結果

5. 岩盤力学モデルの構築

5.1 目的

岩盤力学モデルの構築では、第2段階での調査研究結果に基づいて、第1段階で作成した岩盤力学モデル¹²⁾の妥当性を評価するとともに、地表からの調査研究結果に基づいて施設建設予定位置周辺の岩盤力学モデルを予想的に構築する技術を確認することを目的としている。2010年度は、新たに得られたデータを加え、第1段階での岩盤力学概念モデル¹²⁾の物理・力学特性を、第2段階の物理・力学試験結果と比較検討し、妥当性の評価を行うとともに、第2段階で取得された情報を用いた岩盤力学モデルを新たに構築した。

5.2 第1段階モデルと第2段階データとの比較

2010年度までの岩盤力学調査結果から、深度500m程度までの土岐花崗岩の物理・力学特性が明らかとなった。第2段階で取得された情報を用いて構築した岩盤力学モデルを図5.2.1に示す。

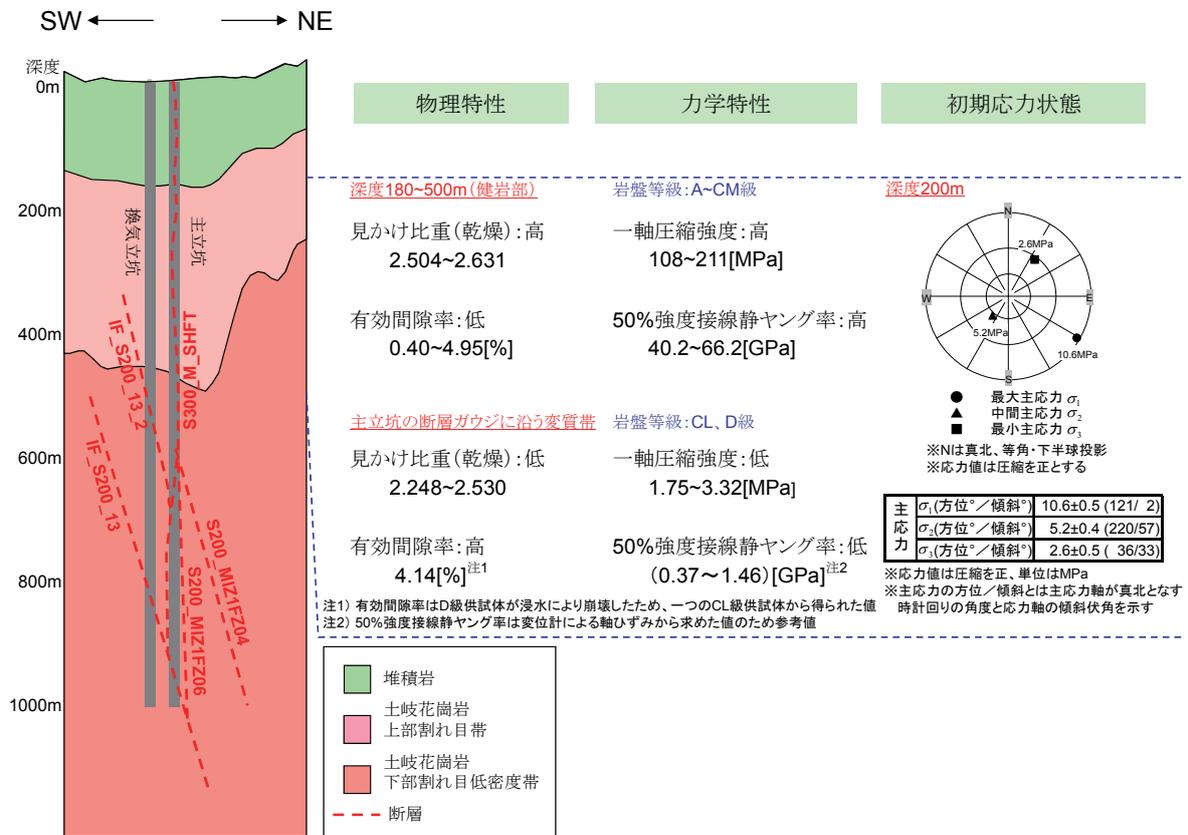


図 5.2.1 第2段階における岩盤力学モデル

このモデルに示した断層や地層・岩相区分は、Substage200 地質構造モデル¹³⁾に第2段階の深度300mステージの調査・試験結果を追加して更新した Stage300 地質構造モデル¹³⁾を用いた。第1段階で用いた地質構造モデルとの大きな違いは、主立坑断層(図中の S300_M_SHAFT)が追加されたことである。

物理特性・力学特性に関しては、第2段階で実施した深度200mにおける岩盤力学ボーリング調査¹⁴⁾、換気立坑掘削にともなって実施した掘削ずり試験、主立坑・換気立坑のパイロットボーリングで実施した調査の結果を用いた。これらの結果を第1段階の地表からの調査で実施した MIZ-1 号孔における調査結果¹²⁾とともに表 5.2.1 に示す。MIZ-1 号孔の軟質部と主立坑パイロットボーリングの断層ガウジに沿う

変質帯(以下、変質帯)の結果を除く健岩部に関して、第2段階の力学調査結果は第1段階の地表からの調査で取得された平均値と概ね同様な結果が得られている。すなわち、健岩部に関しては調査位置が水平距離で200m程度離れているが、平均的な物性値はそれほど変化せず、深度500mまでの第1段階の物理・力学特性調査結果は妥当であったと推定される。また、MIZ-1号孔の軟質部と主立坑パイロットボーリングの変質帯の結果を比較すると、主立坑パイロットボーリングの変質帯はより軟弱であったが、第2段階の調査によりその物性値が取得されている。岩相区分については、健岩部であれば上部割れ目帯(UHFD と略称)と下部割れ目低密度帯(LSFD と略称)の物理・力学的特性の差は少ないことが確認された。そこで、岩盤力学モデルでは、第1段階と同様に健岩部のUHFDとLSFDを区別せずに一様とした。以上の区分に基づく岩盤力学モデルの代表的な特性値を図5.2.1に示す。

初期応力状態に関しては、深度200mにおける岩盤力学ボーリング調査¹⁴⁾で行われた応力解放法による初期応力測定結果(図5.2.1)を参照した。これによりモデルの応力状態が3次元に拡張された。この結果を用いて計算された水平面内最大主応力 S_H の値および方位は、第1段階調査で実施したMIZ-1号孔における水圧破碎法から求めた S_H と調和的であり、深度200mにおける逆断層型の初期応力状態もMIZ-1号孔の結果と調和的であった。

表 5.2.1 第 1 段階と第 2 段階で得られた室内物理・力学試験結果一覧

調査段階	第 1 段階調査		第 2 段階調査			
	地表からの調査予測研究段階	深度 200m 調査 (平均値±1σ)	掘削すり試験 (平均値±1σ)	換気立坑パイロットボアリング (平均値±1σ)	土岐花崗岩	主立坑パイロットボアリング (平均値±1σ)
調査地点	MIZ-1 号孔 (平均値±1σ)	199~219m	210~480m	191~526m	土岐花崗岩	180~528m
調査深度 (GL-m)	167~1004m	199~219m	210~480m	191~526m	土岐花崗岩	180~528m
地質	土岐花崗岩	土岐花崗岩	土岐花崗岩	土岐花崗岩	土岐花崗岩	土岐花崗岩
岩盤分類	A~CM 級	CL 級	B~CM 級	A~CH 級	CH~CM 級	CL、D 級
乾燥状態の見かけ比重 (乾燥相対密度)	2.62±0.01	2.34±0.02	2.62±0.01	2.62±0.01	2.60±0.03	2.34±0.13
含水比 (%)	0.41±0.15	5.31±0.23	0.24±0.00	0.14±0.05	0.14±0.07	0.91±0.22
有効空隙率 (%)	1.12±0.40	12.65±0.44	1.05±0.09	0.84±0.11	1.36±1.05	4.14 ^{注1}
P 波弾性波速度 (km/s)	5.45±0.41	3.92±0.13	5.42±0.20	5.46±0.18	5.26±0.66	1.68±0.54
S 波弾性波速度 (km/s)	2.91±0.32	1.69±0.08	3.44±0.19	2.76±0.21	2.80±0.43	1.07±0.27
一軸圧縮強さ (MPa)	173±25	71.8±7.1	143.2±9.4	162.8±24	186±23.5 ^{注2}	2.68±0.83 ^{注2}
50%接線ヤング率 (GPa)	53.9±5.8	20.9±0.51	51.9±4.3	55.5±6.6	(35.7±3.9) ^{注3}	(0.93±0.5) ^{注3}
静ポアソン比	0.265±0.04	0.243±0.02	0.34±0.07	0.27±0.03	—	—
圧裂引張強さ (MPa)	6.48±1.86	2.55±0.38	6.32±0.71	6.96±1.47	—	—
粘着力 c (MPa)	39.1±2.2	25.2 ^{注1}	16.3±0.9	40.7 ^{注1}	—	—
内部摩擦角 Φ (°)	52.2±1.3	30.1 ^{注1}	63.5±0.6	47.0 ^{注1}	—	—

注 1) 測定値が一つのため σ の計算なし
 注 2) 潜在亀裂からせん断破壊したデータは除いた
 注 3) 変位計による軸ひずみから求めた値のため参考値とする (他はひずみゲージによる軸ひずみより算出)

6. クラックテンソルによる等価連続体モデルに関する研究

6.1 目的

今後第3段階において実施される調査研究計画策定のための情報を取得することを目的とする。2010年度は、等価連続体モデルの一つであるクラックテンソルモデル^{15),16)}に基づき、地下空洞の設計時に電中研式岩盤分類による岩盤等級ごとに設定した岩盤物性分布の妥当性を検討した。さらに、クラックテンソルモデル^{15),16)}に基づき、REV¹⁷⁾ (Representative Elementary Volume : 代表要素体積、寸法効果を定量的に表現する指標であり、不連続体を等価な連続体とみなして解析・解釈する際の最小体積の意味) を検討した。両者の検討は第3段階において実施される調査研究に関しての調査位置・範囲・数量を決定する際の情報となり得ると考えられる。

またクラックテンソルの算出に関し、割れ目のトレース長を算出する必要があるが、本研究以前では、坑道などの曲面状の壁面に現れる割れ目のトレース長の算出方法はなかった。よって本研究において曲面状の壁面に現れる割れ目のトレース長の算出方法の検討を行った。

6.2 評価・解析位置の概要

図 6.2.1 に研究所の概要および評価・解析位置を示す。対象は花崗岩部とし、深度 200m 以深について評価・解析することとした。具体的には、換気立坑の深度 200.2m~498.6m、200m 予備ステージ、300m 予備ステージ、400m 予備ステージ、深度 300m 研究アクセス坑道とした。なお、主立坑については地表から地下深部（深度約 500m まで確認）まで断層が続いているので対象外とした。

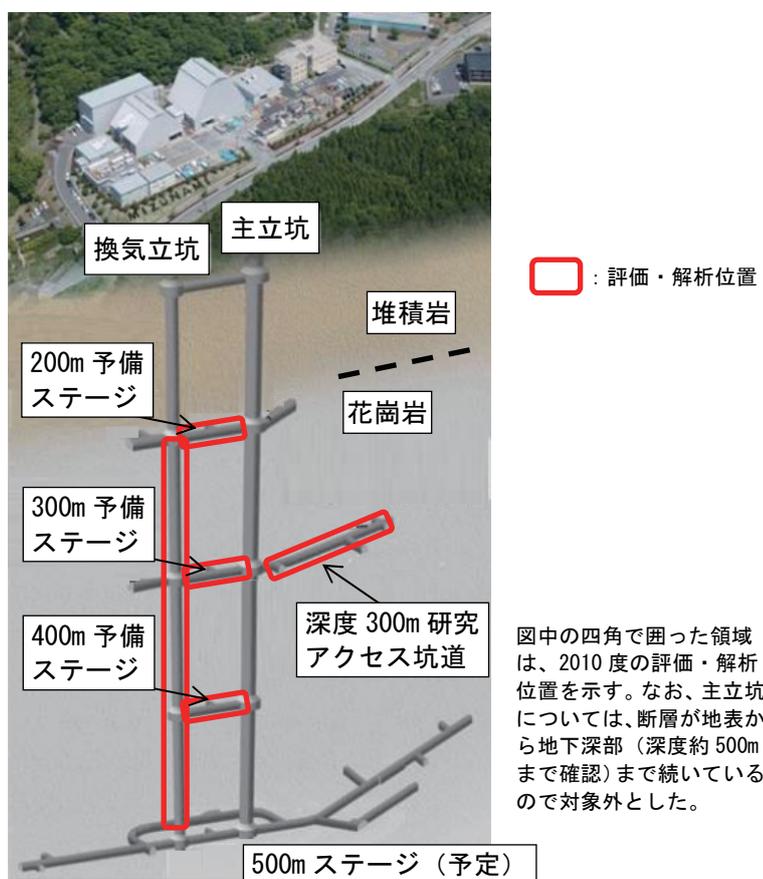


図 6.2.1 研究所の概要および調査位置

6.3 坑道壁面における割れ目のトレース長の算出

本研究では図 6.3.1 のように坑道壁面にスキャンライン^{15),16)}を設定し、スキャンラインに交差する割れ目の本数、方向、トレース長を算出した。なお、クラックテンソルは割れ目のトレース長、密度、方向に基づいて算出される^{15),16)}。

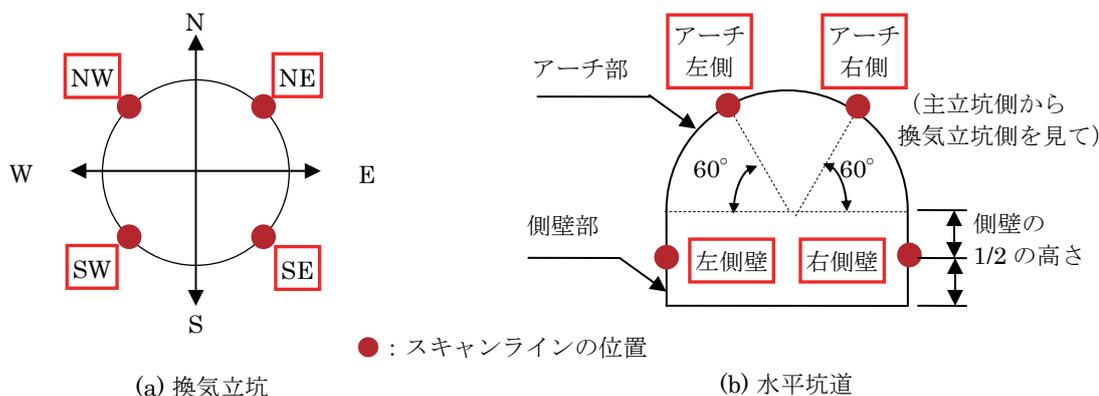


図 6.3.1 スキャンラインの設定

ここでトレース長について、クラックテンソルの算出^{15),16)}では、平面状の壁面に現れる割れ目を対象とし、割れ目のトレース長を算出している。研究所の坑道壁面は曲面状であるので、坑道壁面に現れた割れ目のトレース長を直接トレースしても、それは従来の研究で設定している割れ目のトレース長とは異なるものである。よって、坑道壁面に現れる割れ目を平面状の壁面に投影し、割れ目のトレース長を算出する必要があるが、本研究以前では、算出方法がないため割れ目のトレース長に関して研究所の地質観察結果を用いず、我が国の他の様々な地点での割れ目の分布特性結果^{18),19)}に基づいて割れ目のトレース長を算出していた。そこで本研究では、曲面状の壁面に現れる割れ目のトレース長の算出方法の検討を行った。

曲面状の壁面に現れる割れ目の投影方法および算出方法を図 6.3.2 に示す。割れ目の単位法線ベクトルを \mathbf{n} 、接平面の単位法線ベクトルを \mathbf{m} とすると、割れ目を含む平面と接平面との交線 C の単位ベクトル \mathbf{l} は、以下のように求められる。

$$\mathbf{l} = \frac{\mathbf{n} \times \mathbf{m}}{|\mathbf{n} \times \mathbf{m}|} \quad (6.1)$$

3次元空間中の割れ目のベクトルを \mathbf{p} とすると、ベクトル \mathbf{p} と単位ベクトル \mathbf{l} との内積が交線上に投影された割れ目の長さとなるので、トレース長 t は、以下のように求められる。このとき、割れ目のベクトル \mathbf{p} は、その投影された長さが最長になるように設定する。

$$t = |\mathbf{p} \cdot \mathbf{l}| \quad (6.2)$$

2010年度の調査研究では、曲面状の壁面に現れる割れ目のトレース長の算出方法を新たに提案することができた。これによりクラックテンソルの算出について、研究所の調査結果をより忠実に反映することができた。

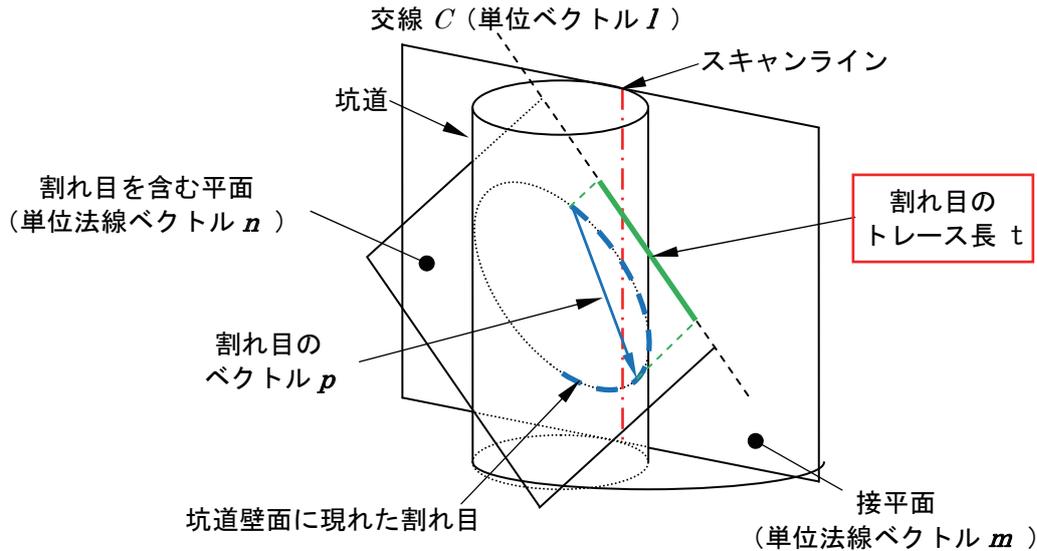


図 6.3.2 曲面状の壁面に現れる割れ目の投影

6.4 クラックテンソル算出に関するパラメータの岩盤等級ごとの整理

6.4.1 岩盤等級ごとの算出結果

換気立坑、および水平坑道（200m 予備ステージ、300m 予備ステージ、400m 予備ステージ、深度 300m 研究アクセス坑道）の岩盤等級ごとの割れ目の密度、トレース長の平均値、クラックテンソルのトレースの算出結果を図 6.4.1 に示す。クラックテンソルのトレースは割れ目の密度および大きさに関わる値であり、岩盤の剛性と負の相関がある。

算出した割れ目の密度、トレース長の平均、クラックテンソルのトレースと岩盤等級との関係を明らかにするために、岩盤等級を点数化し、グラフに表記した。具体的には、図中の横軸の岩盤等級は、B 級=5 点、CH 級=3.5 点、CM 級=3 点、CL 級=2.5 点、D 級=1 点と点数を割り当て、岩盤等級を点数化した。例えば、ある観測区間において、岩盤等級が B-CH-CM 級と判断された場合、B 級、CH 級、CM 級が均等に分布していると仮定して、 $5 \times 1/3 + 3.5 \times 1/3 + 3 \times 1/3 = 3.8$ (点)とした。

(1) 割れ目の密度

換気立坑について、岩盤等級ごとに集計した結果は 0.385～3.371(本/m)となった。岩盤等級が低くなると 2(本/m)を越えるような値が認められ、岩盤等級が高くなると 2(本/m)以下の値が大きな割合を示している。

水平坑道について、岩盤等級ごとに集計した結果は 0.909～10(本/m)となった。岩盤等級が高くなるに伴い割れ目の密度が低下する傾向が認められ、右下がりのグラフとなった。

(2) トレース長の平均値

換気立坑について岩盤等級ごとに集計した結果は、0.889～4.171(m)となった。岩盤等級による差異はほとんど認められず、ほとんどの値が 2 ± 1 (m)程度の値の範囲に収まっている。

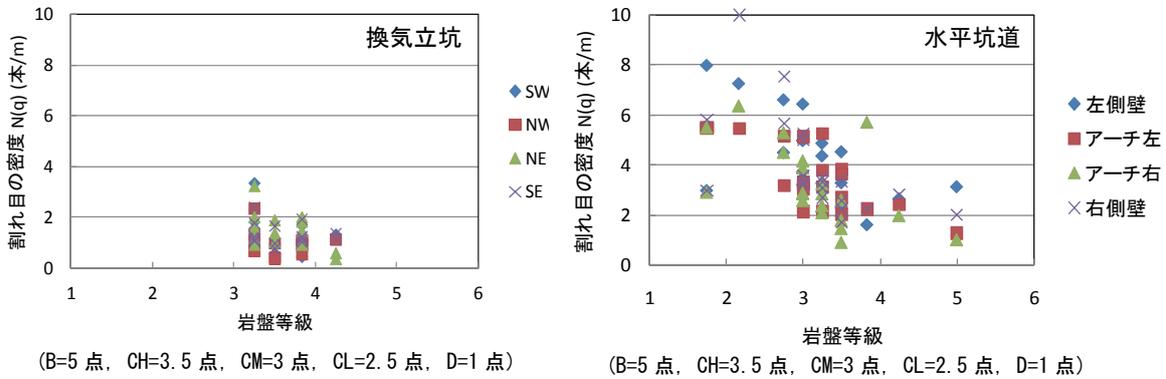
水平坑道について岩盤等級ごとに集計した結果は、1.057～6.980(m)となった。岩盤等級による差異はほとんど認められず、ほとんどの値が 2 ± 1 (m)程度の値の範囲に収まっており、換気立坑と同様の傾向が認められた。

(3) クラックテンソルのトレース

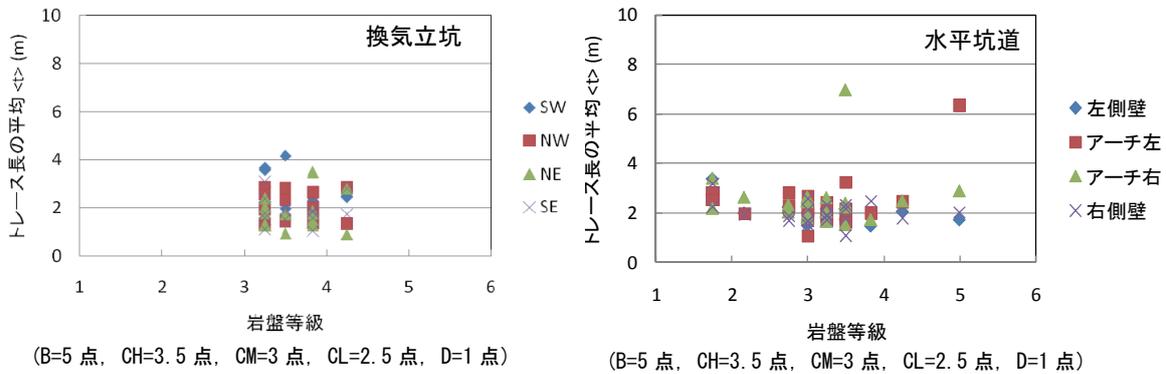
換気立坑について岩盤等級ごとに集計した結果は、 $F_0=0.457 \sim 42.81$ となった。岩盤等級が低下するに伴い、わずかに増加する傾向が認められるが、等級間の差異はほとんど認められ

ない。

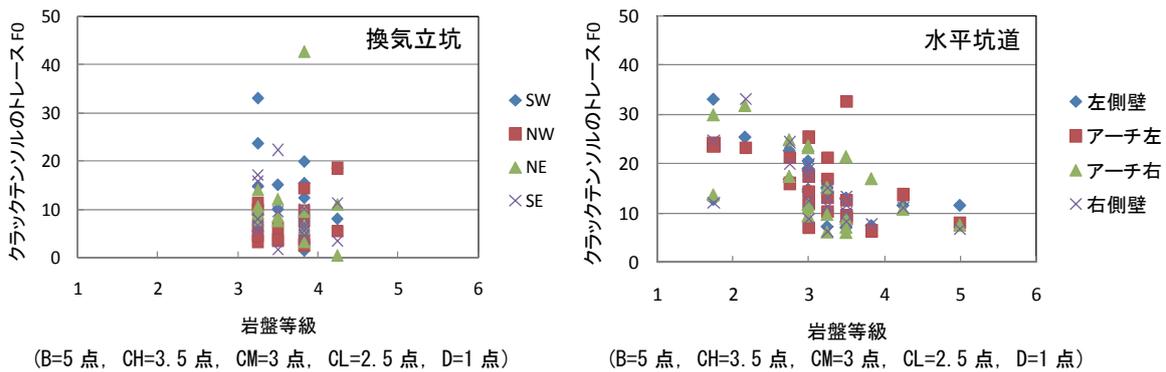
水平坑道について岩盤等級ごとに集計した結果は、 $F_0=6.22\sim 33.124$ となった。岩盤等級が低下するに伴い、増大する傾向が認められ、右下がりのグラフとなった。



(1) 割れ目の密度



(2) トレース長の平均



(3) クラックテンソルのトレース

図 6.4.1 クラックテンソルのパラメータと岩盤等級との関係

6.4.2 岩盤等級ごとの算出結果の考察

クラックテンソルのトレース F_0 について、換気立坑では岩盤等級の低下に伴う増加は認められなかったが、水平坑道では岩盤等級の低下に伴い増加し、負の相関が認められた。換気立坑については、図 6.4.1 に示すように岩盤等級の幅が狭いために明確な傾向が見られなかった可能性があり、引続き検討が必要である。

クラックテンソルのトレースと岩盤の等価剛性との間には負の相関があり、クラックテンソルのトレースが大きくなると、岩盤の等価剛性は小さくなる。今回の研究所の水平坑道での検討では、岩盤等級とクラックテンソルのトレースに負の相関が認められ、岩盤等級に基づき、割れ目を考慮した物性分布が評価できる可能性を示すことができた。

6.5 クラックテンソルの相対誤差に基づく REV の検討

6.5.1 クラックテンソルの相対誤差の概要

Oda¹⁶⁾は誤差テンソルをもとに REV の検討を行っている。Oda¹⁶⁾を基にすると相対誤差は以下のように説明される。

直交座標系において、基準となるクラックテンソルを F_{ij} 、基準との差を求めたいクラックテンソルを F'_{ij} とする。クラックテンソル F_{ij} 、 F'_{ij} の成分をベクトルで表すと、図 6.5.1 の \overrightarrow{OA} 、 \overrightarrow{OB} のようになり、誤差テンソル δF_{ij} は \overrightarrow{AB} と表される（図 6.5.1 は、二次元のクラックテンソルの場合を表す）。このとき、クラックテンソルの誤差テンソル δF_{ij} は、以下のように定義される。

$$\delta F_{ij} = F_{ij} - F'_{ij} \quad (6.3)$$

誤差テンソル δF_{ij} の大きさは以下のようにして求められる。

$$|\overrightarrow{AB}| = (\delta F_{ij} \delta F_{ij})^{\frac{1}{2}} \quad (6.4)$$

同様にして、基準となるクラックテンソル F_{ij} の大きさは、以下のようになる。

$$|\overrightarrow{OA}| = (F_{ij} F_{ij})^{\frac{1}{2}} \quad (6.5)$$

相対誤差 RE は、以下のように定義される。

$$RE = \frac{|\overrightarrow{AB}|}{|\overrightarrow{OA}|} = \frac{(\delta F_{ij} \delta F_{ij})^{\frac{1}{2}}}{(F_{kl} F_{kl})^{\frac{1}{2}}} \quad (6.6)$$

$RE=0$ の場合は、2 つのクラックテンソルはまったく同じ値であることを示している。相対誤差が小さいほど、2 つのクラックテンソルは近い成分を有していることを示している。よって、適当な RE を設定すれば、設定された RE の条件の下に、観測点のベクトル \overrightarrow{OB} が基準点のベクトル \overrightarrow{OA} と近似しているかどうかの判定をすることができる。

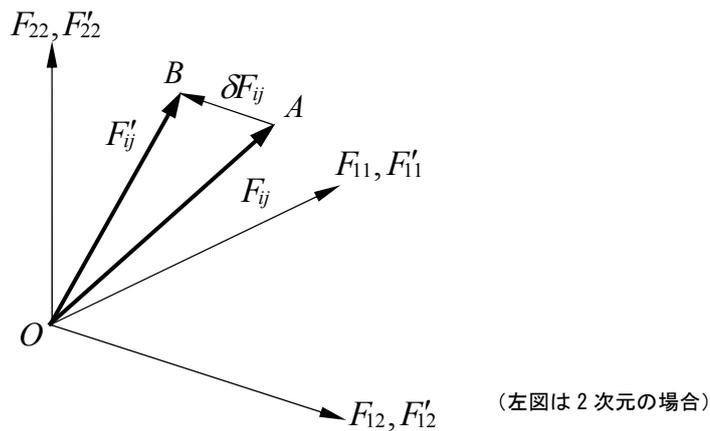


図 6.5.1 クラックテンソルと誤差テンソルのベクトル表示

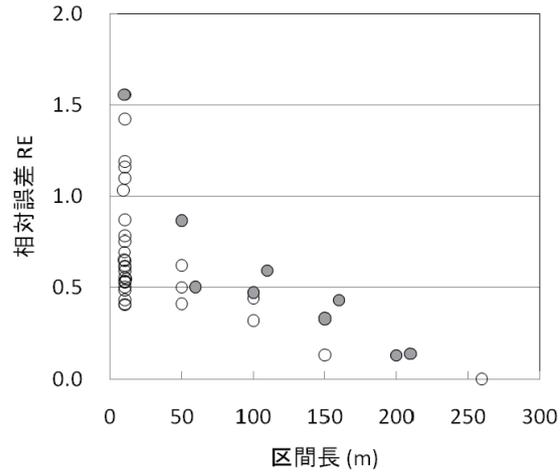
6.5.2 REV の検討

換気立坑および深度 300m 研究アクセス坑道の相対誤差の算出結果について、図 6.5.2(1)、(2) に示す。相対誤差は、換気立坑および深度 300m 研究アクセス坑道について基準区間長を最大区間長に設定し（換気立坑：259.6m、深度 300m 研究アクセス坑道：96.15m）、さらに観測区間長を設定し、各々の区間について相対誤差を算出した。なお図 6.5.2 において、観測区間長が基準区間長に近づくにつれて、相対誤差が基準区間長の相対誤差=0 に収束する様子を調べるために、各観測区間長における相対誤差の最大値を塗りつぶして表示してある。図 6.5.2(1)、(2)より、換気立坑、水平坑道とも区間長が長くなるに伴い相対誤差が 0 に近づく様子が認められた。

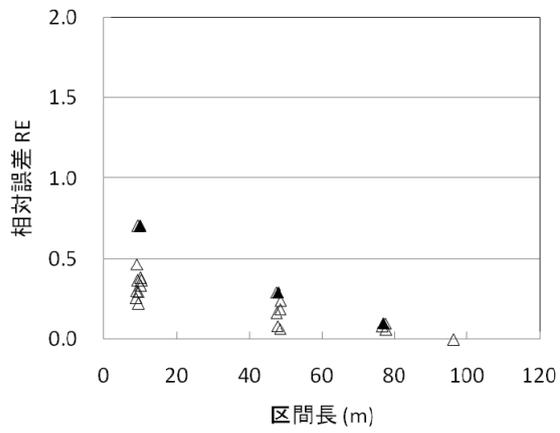
換気立坑と深度 300m 研究アクセス坑道の収束状況を比較するために、それぞれの観測区間長を基準区間長で正規化し、両者を同一のグラフで表現した。データは、図 6.5.2(1)、(2)の塗りつぶしの点（各観測区間長の最大値）を用い、最小自乗法によりフィッティングを行った。これらの図を、図 6.5.2(3)に示す。フィッティングした関数形は対数関数（ $y = a \ln x + b$ ）とし、相対誤差の性質および横軸を正規化していることにより、必ず(1、0)を通るので、フィッティングする対数関数も(1、0)を通ること（ $b=0$ ）を考慮してある。

図より、深度 300m 研究アクセス坑道の方が換気立坑よりも基準区間長の値への収束が速いことが分かる。例えば、相対誤差 0.5 では、相対区間長は、換気立坑については 0.36（ $259.6\text{m} \times 0.36 = 93.5\text{m}$ ）、深度 300m 研究アクセス坑道については 0.21（ $96.15\text{m} \times 0.21 = 20.2\text{m}$ ）となり、また相対誤差 0.2 では、相対区間長は、換気立坑については 0.66（ $259.6\text{m} \times 0.66 = 171.3\text{m}$ ）、深度 300m 研究アクセス坑道については 0.54（ $96.15\text{m} \times 0.54 = 51.9\text{m}$ ）となる。小田らの数値実験¹⁷⁾によれば、相対誤差の 0 への収束は、割れ目の密度に大きく依存し、割れ目の密度が大きいほど収束が速いと結論付けている。前述の図 6.4.1 (1)より、割れ目の密度について深度 300m 研究アクセス坑道の方が換気立坑よりも大きい値を示している。図 6.5.2(3)の結果は、以上のような小田らの数値実験結果¹⁷⁾を支持していると考えられる。

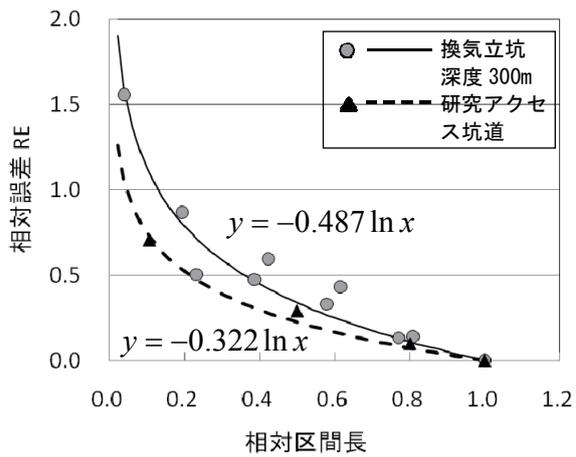
また、基準領域が大きいとそれに伴い REV も大きくなることが想定される。例えば、同じように相対区間長が 0.2 のときに収束したと判断されると、基準領域が 1m の場合は REV は 0.2m となり、基準領域が 100m の場合は REV は 20m となる。つまり REV を適用する目的によって、基準領域の大きさを考慮する必要があることが分かった。例えば、数 km～数十 km オーダーの領域をモデル化する際の分割する要素の大きさ（数百 m～数 km 程度）を決定することを目的とするのであれば、基準領域も数百 m～数 km 程度に設定し、原位置試験の影響範囲（数 cm～数 m 程度）を把握することを目的としているのであれば基準領域は数 m 程度に設定する必要があると考えられる。



(1) 換気立坑



(2) 深度 300m 研究アクセス坑道



(3) 換気立坑と深度 300m 研究アクセス坑道の収束状況

図 6.5.2 区間長と相対誤差との関係

7. 結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための現象論的研究

7.1 目的

高レベル放射性廃棄物の地層処分では、建設から操業を経て坑道埋め戻しまでの期間が長く、かつ、人工バリアが長期の機能を発揮するためには千年程度の力学的な坑道の安定性が求められると考えられる^{20),21)}。一般に岩盤はクリープや応力緩和で知られる時間依存性の力学的挙動（粘弾性挙動）を示すので、長期的な安定性や挙動の評価を行うには、その時間依存性挙動の把握が必要であり、時間依存性挙動を踏まえた評価手法（長期岩盤挙動評価手法）の開発が重要な課題と考えられる。

そこで、対象とする土岐花崗岩のクリープや応力緩和の性質を、現象論的手法（精密な試験や観察結果から現象を直接的に理解する手法）を用いて解明し、長期岩盤挙動評価に必要と考えられる試験や観察手法をとりまとめ、またその結果の検証方法を示すことを目的とする。

7.2 堆積岩（田下凝灰岩）の長期クリープ試験

7.2.1 試料岩石と試験方法

クリープ現象理解のために、田下凝灰岩による長期クリープ試験を実施中である。試料岩石及び試験方法を以下に示す。なお岩石の選定については、過去の研究においてある程度物性を把握していること、また剛性の大きい岩石では装置が非常に大がかりなものとなることから田下凝灰岩を選択した。空圧式クリープ試験の概略図を図 7.2.1 に示す。

供 試 体：田下凝灰岩^{脚注)}

載 荷 方 式：空圧式

環 境：常温下、湿潤状態

試験片サイズ：直径 25mm×高さ 50mm の円柱形

クリープ応力：2.8MPa [一軸圧縮強度 (9.1MPa) の 30%]

実験開始日時：1997年5月23日10時27分

経 過 時 間：実験開始後 428,457,600sec (≒約 13.5 年) (2010年12月20日現在)

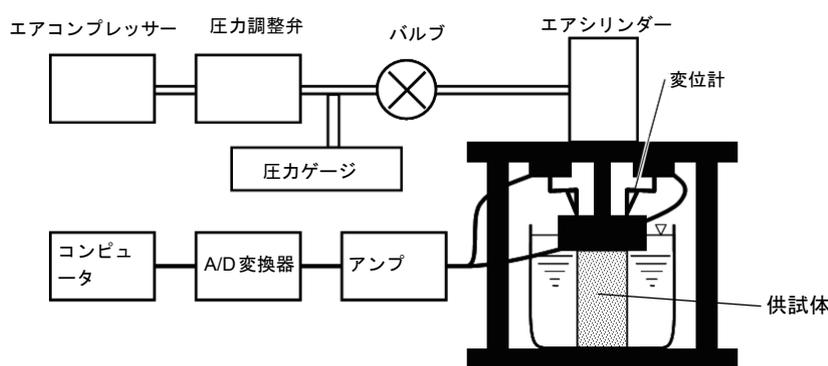


図 7.2.1 クリープ試験の概略図

脚注) 田下凝灰岩は大谷石の一種で、軟岩で加工しやすく建材として販売されている。新生代第三紀の火山灰・砂礫が海底で凝固したものと考えられており、比較的均質な岩石が得られる（大谷石材共同組合ホームページ、平塚市博物館の石材図鑑など）。クリープ現象の研究対象としてもよく用いられる。

7.2.2 試験結果

図 7.2.2 に 2010 年度までの計測結果を示す。試験開始（1997 年）から 2004 年までは、細かい変動は見られるもののクリープ歪が徐々に増加し、2005 年にはクリープ歪が一時的に減少している。この時は空圧が変動したにもかかわらずクリープ歪が変動しなかったため、ひずみゲージ式圧力計で測定した圧力が正しくクリープ荷重を測定していない可能性が考えられた。そこで、設定圧力以下で圧力を上下させバルブからエアシリンダにかけて空気とシリンダの移動を数回行った結果、クリープ歪の挙動は改善した。2006 年から 2007 年の前半にかけてもクリープ歪は若干増加している。その後の 2007 年後半から 2009 年にかけては、空圧はほぼ一定であったが、クリープ歪が減少した。このため 2010 年 3 月に、試験の維持・管理として適宜行っている減圧弁のブリード孔や一部の配管の清掃を行った。しかしその後も改善が見られなかったため、2010 年 10 月に 2005 年と同様に配管とシリンダ内の空気の移動を生じさせた。この結果、2010 年 12 月にはクリープ歪は 2007 年後半の値にほぼ戻っているように見える。ただし、現状では計測装置の問題が解決されたかどうか不明であるため、今後の経過を慎重に観察していく必要がある。また、図の計測結果には、 $\pm 50 \times 10^{-6}$ 程度の変動が見られる。この原因のとして、日々の温度変化による岩石試験片と試験装置枠の膨張収縮が考えられる。また、温度変化や湿度変化が、変位計や歪増幅器に影響を及ぼしている可能性も考えられる。そこで 2010 年度は 1 年間にわたり室温、水温、湿度の計測を実施したが、クリープひずみに及ぼす影響を確認するには至らなかった。今後はクリープ歪の経過を慎重に観察するとともに、温度測定を継続して行い、試験結果および試験装置に及ぼす影響について検討する予定である。

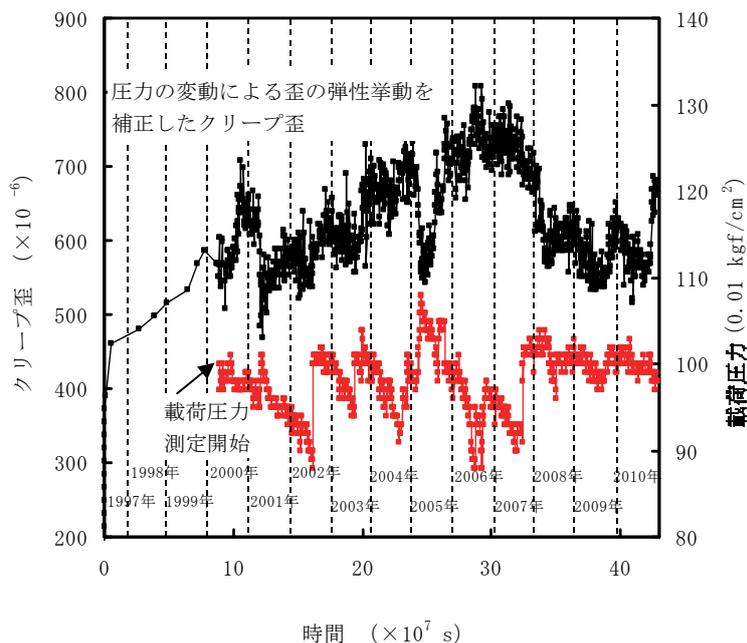


図 7.2.2 クリープ歪の挙動

7.3 原位置試験計画策定のための予察的検討

2010 年度は、様々な解析条件を検討し、コンプライアンス可変型構成方程式²²⁾を用いた有限要素法により土岐花崗岩中に掘削した円形坑道の長期挙動に関する予察的検討を行った。モデルは 2009 年度の研究²³⁾に引続いて二次元とした。また、周圧下での構成方程式中の n の値²²⁾の変化および岩盤強度のばらつきを考慮した数値計算を行い、数値解析結果に基づいて原位置試験計画を検討した。

7.3.1 構成方程式

$$\frac{d\lambda^*}{dt} = a_1 (\sigma^*)^{n_1} (\lambda^* - 1)^{-m_1} + a_3 (\sigma^*)^n (\lambda^*)^m \quad (7.1)$$

t は時間、 λ^* は初期値 λ_0 ($=1/\text{ヤング率 } E$) で正規化したコンプライアンス ($=\lambda/\lambda_0$)、 σ^* は破壊限接近度²⁴⁾ (後述) である。 n_1 と n は、それぞれ強度破壊点以前と以降での応力依存性を表す定数であるが、2009年度の計算²³⁾と同様に $n_1=n$ とし、次式に基づいて解析を実施した。

$$\frac{d\lambda^*}{dt} = (\sigma^*)^n \left\{ a_1 (\lambda^* - 1)^{-m_1} + a_3 (\lambda^*)^m \right\} \quad (7.2)$$

ここで、破壊限接近度²⁴⁾を以下の図 7.3.1 のように定義する。図のような主応力座標系で任意の応力状態を点 $A(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ 、破壊規準を面 C と表し、点 A の応力状態は直線 OA に沿って変化し、破壊規準面 C に点 $B(\sigma_1', \sigma_2', \sigma_3')$ で交わるとする。そのときの破壊限接近度を以下の式のように定義する。

$$\sigma^* = \frac{\sigma_1}{\sigma_1'} = \frac{\sigma_2}{\sigma_2'} = \frac{\sigma_3}{\sigma_3'} \quad (7.3)$$

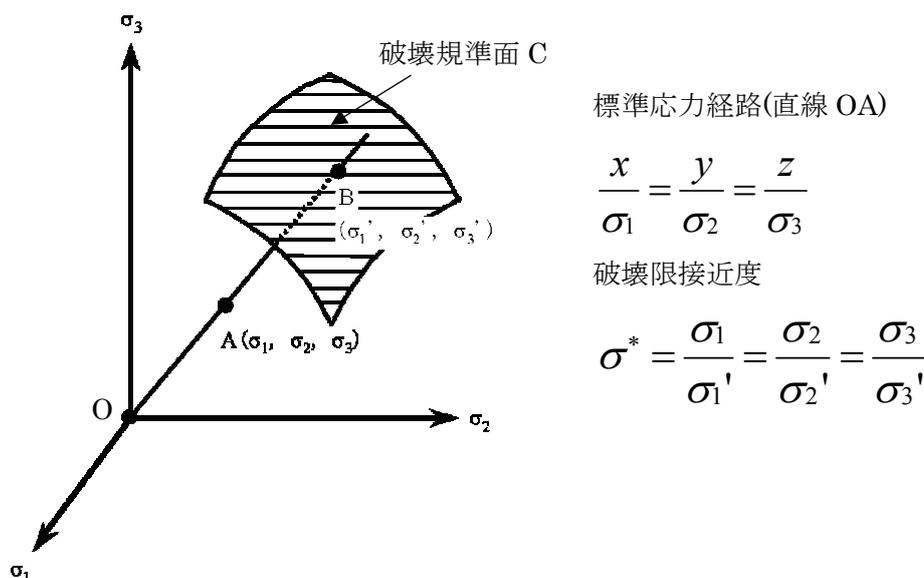


図 7.3.1 破壊限接近度

7.3.2 時間依存性を表す n の値の検討

破壊の進行する速度がコンプライアンス可変型構成方程式中の応力 σ の関数 $g(\sigma)=\sigma^n$ に比例するとし、応力 σ の関数 $g(\sigma)$ の積分値が T に達すると破壊が生じるとすると、载荷開始からの経過時間を t 、応力速度 $C(=\sigma/t)$ で载荷したときのピーク強度までの時間を t_f とすると強度試験でのピーク強度では次式が成り立つ。

$$\int_0^{t_f} \sigma^n dt = \int_0^{t_f} (Ct)^n dt = C^n \frac{1}{n+1} t_f^{n+1} = T \quad (7.4)$$

よって、応力速度 C の強度試験では(7.4)式において t_f を消去すると、次式が成り立つ。

$$\sigma_f = \{T(n+1)C\}^{\frac{1}{n+1}} \quad (7.5)$$

ここで、 σ_f は一軸応力下での強度もしくは三軸応力下での強度（差応力）である。応力速度 C_1 、 C_2 のときのピーク強度をそれぞれ σ_{f1} 、 σ_{f2} とすると、(7.5)式より次式が成り立つ。

$$\frac{\sigma_{f1}}{\sigma_{f2}} = \left(\frac{C_1}{C_2} \right)^{\frac{1}{n+1}} \quad (7.6)$$

これまでの研究結果より、(7.6)式に基づいて n を検討すると、一軸圧縮応力下ではほとんどの岩石の n が 10 から 100 の間に入ることがわかった。

7.3.3 周圧下における構成方程式中の n と岩盤強度との関係

これまでの研究結果^{25),26),27),28),29)}を用いて周圧下における構成方程式中の n と岩盤強度との関係を検討する。図 7.3.2 に、横軸を \log （周圧下での強度／一軸圧縮強度）、縦軸を \log （周圧下での n ／一軸圧縮応力下での n ）として両者の関係を示す。多少のばらつきはあるものの、稲田花崗岩と三城目安山岩の結果は似た傾向を示しており、傾き 1 の直線付近に分布していることが分かる。一方、田下凝灰岩の結果はばらつきが大きいものの、傾き 0.4 の直線付近に概ね分布していることがわかる。すなわち、周圧下での強度 σ_f と n の関係は次式で近似できる。

$$n = \left(\frac{\sigma_f}{\sigma_c} \right)^{\alpha} n_0 \quad (7.7)$$

ここで、 σ_f は周圧下での強度（差応力）、 σ_c は一軸圧縮強度、 n_0 は一軸応力下での n の値である。2009 年度の計算では $\alpha=1$ としたが、2010 年度は α の値を変化させて計算を行った。

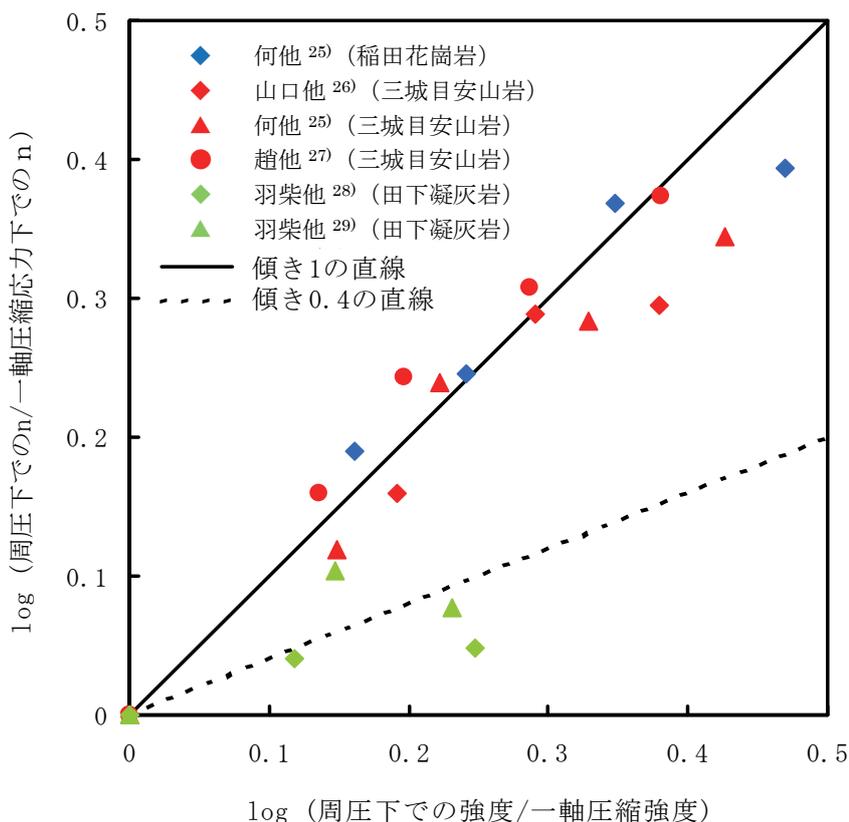


図 7.3.2 周圧下での強度と n の関係

7.3.4 ピーク強度にまで達する時間とピーク強度との関係

(7.4)式において C を消去すると、次式が成り立つ。

$$\sigma_f = \left\{ \frac{T(n+1)}{t_f} \right\}^{\frac{1}{n}} \quad (7.8)$$

また以下の検討では、実験開始からピーク強度までの所要時間 t_f が 100s のときを基準とする。そのときの強度を σ_0 とし、その比をとると(7.8)式より次式のようなになる。

$$\frac{\sigma_f}{\sigma_0} = \left(\frac{100}{t_f} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (7.9)$$

7.3.2 項で n の値は 10 から 100 程度となることが分かったので、(7.9)式を用いて、 n を変化させたときの t_f と σ_f / σ_0 の関係を図 7.3.3 に示す。実験開始からピーク強度までの所要時間が 100s のときの強度を σ_0 にしているの、 $t_f = 100s$ では n によらず σ_f / σ_0 は 1 となる。 t_f が増加するほど強度が低下していき、 $n = 10$ の場合、 $t_f = 10^{12}s$ (約 3 万年) での強度 σ_f は σ_0 の 1/10 程度になった。 n が大きいほど t_f の増加にともなう強度の低下は緩やかになり、例えば $t_f = 10^{12}s$ での σ_f / σ_0 は、 $n = 40$ で 0.56、 $n = 100$ で 0.79 であった。

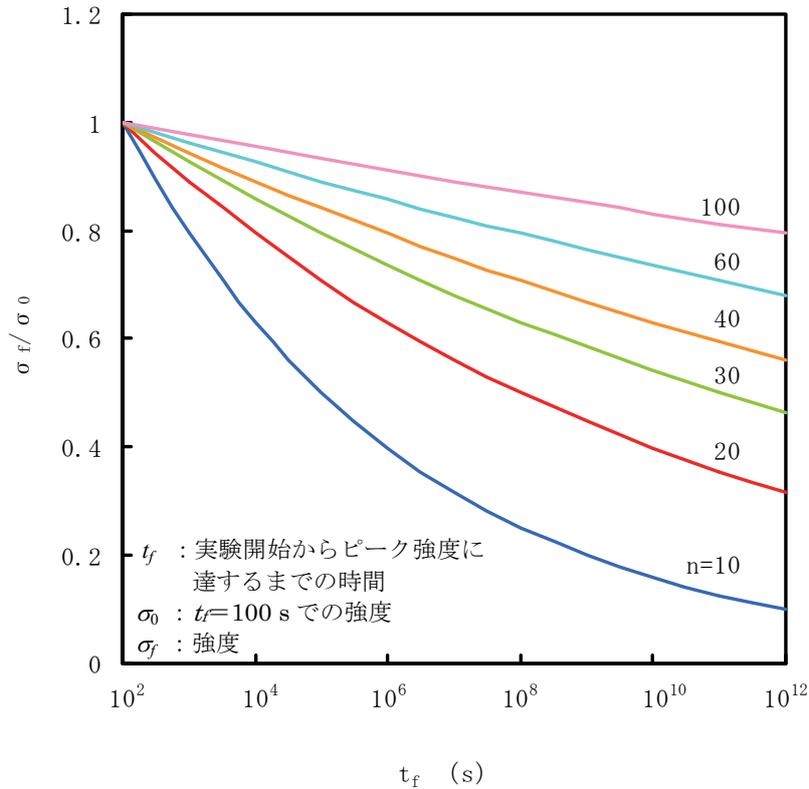


図 7.3.3 t_f と σ_f / σ_0 の関係

7.3.5 時間依存性を考慮した破壊規準式の検討

岩石・岩盤の破壊規準を表 7.3.1 に示す³⁰⁾。これらの破壊規準を比較するため、それぞれの破壊規準で一軸圧縮強度 σ_c と一軸引張強度 σ_t との比である脆性度 $Br (= \sigma_c / \sigma_t)$ が 10 となるように定数を決めて、 σ_{\max} / σ_c と σ_{\min} / σ_c の関係を図 7.3.4 に示した。 σ_{\max} と σ_{\min} はそれぞれ最大主応力と最小主応力であり、圧縮を正とした。Bieniawski の破壊規準は脆性度だけからでは定数の値が決まらないため、過去の研究例³¹⁾を参考にして設定した。Coulomb の破壊規準は直線、その他の破壊規準は上に凸の曲線であり、同じ σ_{\min} / σ_c での σ_{\max} / σ_c は、小さい方から Mohr、Janach、Hoek and Brown、Bieniawski、Coulomb の順になっていることがわかる。このように破壊規準は各式で異なり、長期挙動予測解析ではいずれの破壊規準を採用するかが課題となる。

表 7.3.1 岩石・岩盤を対象とした破壊規準

破壊規準	最大主応力と最小主応力の関係	備考
Coulomb $\tau = c + \mu\sigma_n$	$\sigma_{\max} = \sigma_c + \sigma_{\min} \tan^2\left(\frac{\phi}{2} + \frac{\pi}{4}\right)$	$\sigma_c = 2c\left(\sqrt{1+\mu^2} + \mu\right)$ $\sigma_t = 2c\left(\sqrt{1+\mu^2} - \mu\right)$ $\mu = \tan\phi$
Mohr $\tau^2 = m\sigma_t(\sigma_n + \sigma_t)$	$\sigma_{\max} = (m\sigma_t + \sigma_{\min}) + 2\sqrt{m\sigma_t^2 + m\sigma_t\sigma_{\min}}$	$m = Br + 2 - 2\sqrt{Br + 1}$
Hoek and Brown	$\sigma_{\max} = \sigma_{\min} + \sqrt{\sigma_c^2 + l\sigma_c\sigma_{\min}}$	$\sigma_t = \frac{\sqrt{l^2 + 4} - l}{2}\sigma_c$
Bieniawski	$\sigma_{\max} = \sigma_c + B\sigma_c^{1-\beta}\sigma_{\min}^\beta$	$B, \beta : \text{constants}^*$
Janach	$\sigma_{\max} = \sigma_c \sqrt{1 + \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_t}}$	

σ_{\max} : 最大主応力 σ_{\min} : 最小主応力 σ_c : 一軸圧縮強度 σ_t : 一軸引張強度

τ : せん断応力 σ_n : 垂直応力 $Br = \sigma_c / \sigma_t$

※ 本研究では、過去の研究例³¹⁾を参考に $B=4$ 、 $\beta=0.75$ と設定した。

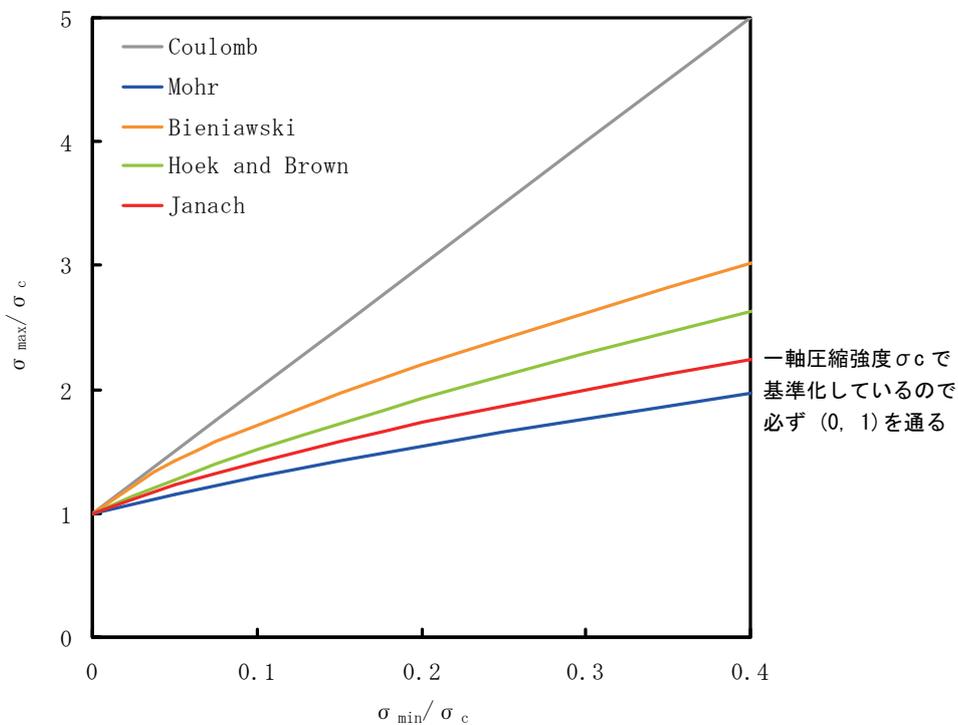
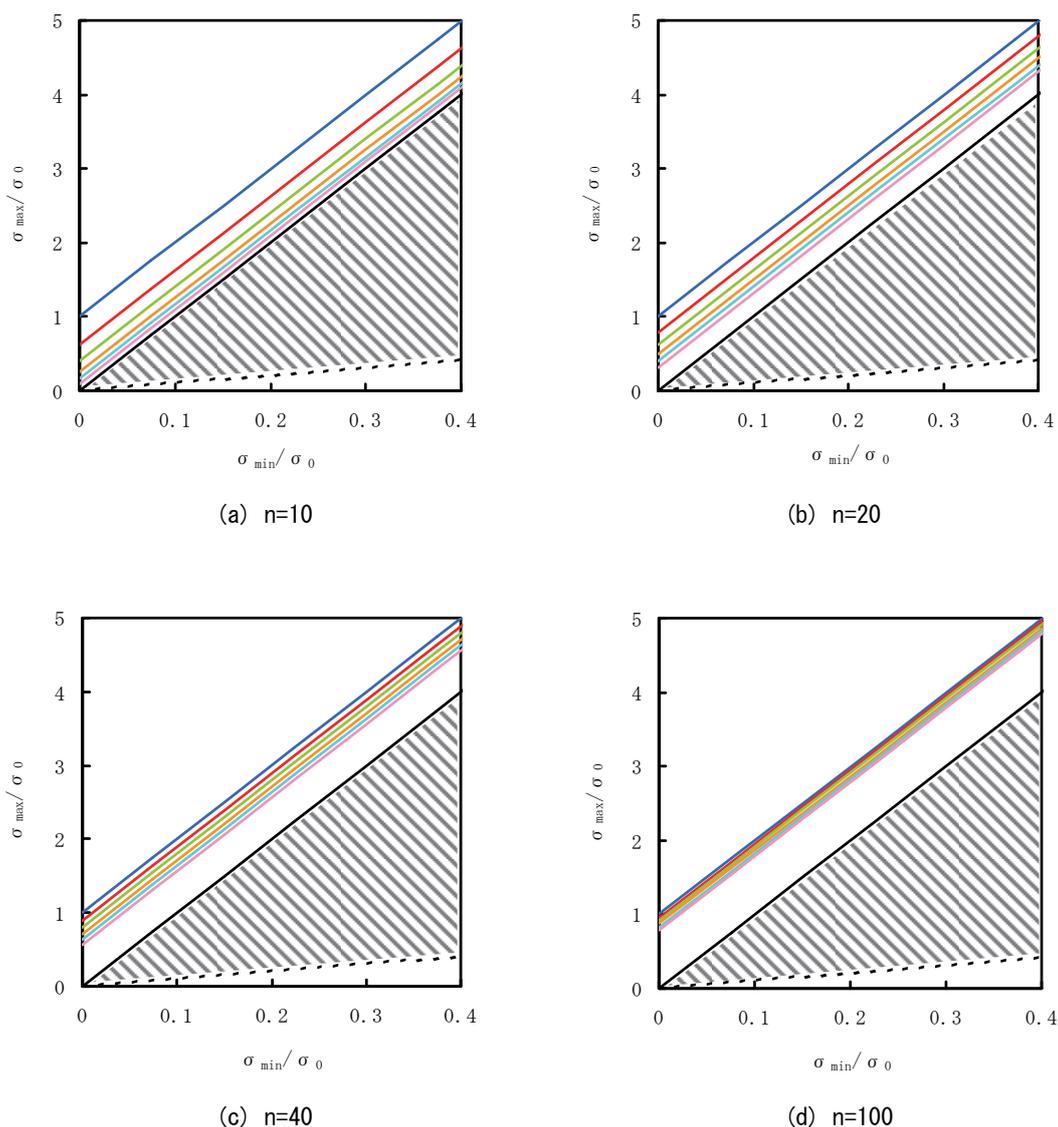


図 7.3.4 各破壊規準における最大主応力と最小主応力の関係

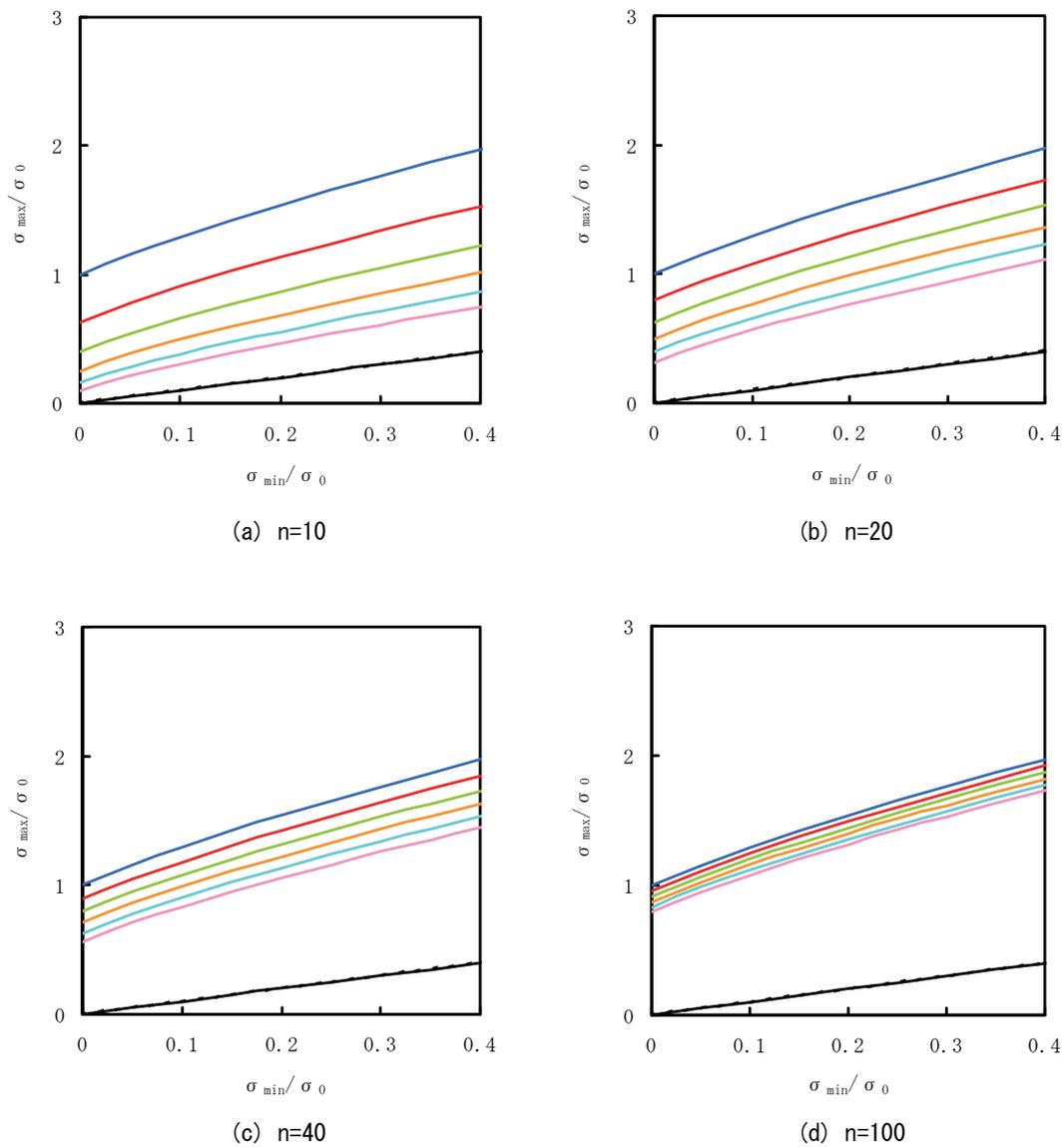
次に、時間の経過に伴う破壊規準の変化を計算した。図 7.3.5 および図 7.3.6 に、例として Coulomb、Mohr の破壊規準を示す。なお 7.3.2 項での検討より、 n の値は 10 から 100 の間であることが分かっている。図より、いずれの破壊規準もピーク強度までの所要時間 t_f が大きくなるほど破壊規準式は下方へ移動し、 $t_f = \infty$ のときの破壊規準（長期強度、図中の黒実線）に近づく。つまり破壊規準は $t_f = \infty$ のときの破壊規準より下方へ移動することはないから、Coulomb の破壊規準では $t_f = \infty$ のときの破壊規準と静水圧状態を表す線（図中の黒破線）で囲まれた応力状態では永久に破壊しないということになる。一方、Mohr の破壊規準では、 $t_f = \infty$ のときの破壊規準は静水圧状態を表す線と一致するので永久に破壊しない領域は存在せず、いつかは必ず破壊に至ることとなる。



実線（黒以外）：上から $t_f=10^2, 10^4, 10^5, 10^8, 10^{10}, 10^{12}$
 実線（黒）： $t_f=\infty$ 、（長期強度）
 破線：静水圧状態
 斜線部：永久に破壊には至らない領域

100s のときの一軸圧縮状態を基準としている

図 7.3.5 時間の経過に伴う Coulomb の破壊規準の変化



実線 (黒以外) : 上から $tf=10^2, 10^4, 10^5, 10^8, 10^{10}, 10^{12}$
 実線 (黒) : $tf=\infty$, (長期強度)
 破線 : 静水圧状態 (実線と破線が重なっている)
 (永久に破壊には至らない領域は存在しない。いつか必ず破壊に至る。)

100s のときの一軸圧縮状態を基準としている

図 7.3.6 時間の経過に伴う Mohr の破壊規準の変化

7.3.6 岩盤強度のばらつき

実際の岩盤では岩盤物性の分布は一様ではなく、あるばらつきを持っている。材料強度のばらつきを表す確率分布としてワイブル分布が広く用いられている³²⁾。ワイブル分布の累積分布関数 $F(x)$ は、 A を尺度母数、 B を形状母数とすると(7.10)式で表される。また、平均値、標準偏差、変動係数はそれぞれ(7.11)式、(7.12)式、(7.13)式のように計算される。

$$F(x) = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x}{A}\right)^B\right\} \quad (7.10)$$

$$\text{平均値} : A\Gamma\left(1 + \frac{1}{B}\right) \quad (7.11)$$

$$\text{標準偏差} : A\sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{B}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{B}\right)} \quad (7.12)$$

$$\text{変動係数} : \frac{\sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{B}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{B}\right)}}{\Gamma\left(1 + \frac{1}{B}\right)} \quad (7.13)$$

ここで、 Γ はガンマ関数である。変動係数は形状母数 B だけによって決まり、 B が大きいほど変動係数が小さく（ばらつきが小さく）なる。(7.10)式を変形すると次式のようになる。

$$\ln \ln \frac{1}{1-F(x)} = B(\ln x - \ln A) \quad (7.14)$$

これより、試験結果 x （本研究では土岐花崗岩の一軸圧縮強度）がワイブル分布に従うかを調べるには、横軸を $\ln x$ 、縦軸を $\ln \ln 1/\{1-F(x)\}$ とした図（ワイブル確率紙）で、試験結果が直線になるかどうかを調べればよい。図 7.3.7 に、2006 年度、2007 年度、2008 年度に求められた土岐花崗岩の一軸圧縮強度をワイブル確率紙にプロットした結果を示す。なお一軸圧縮強度は、載荷速度 $10^5/s$ での強度に換算した値である。図のように、試験結果は概ね直線で近似できることから、土岐花崗岩の一軸圧縮強度はワイブル分布にほぼ従っていることがわかる。この結果、形状母数は 31 となった。

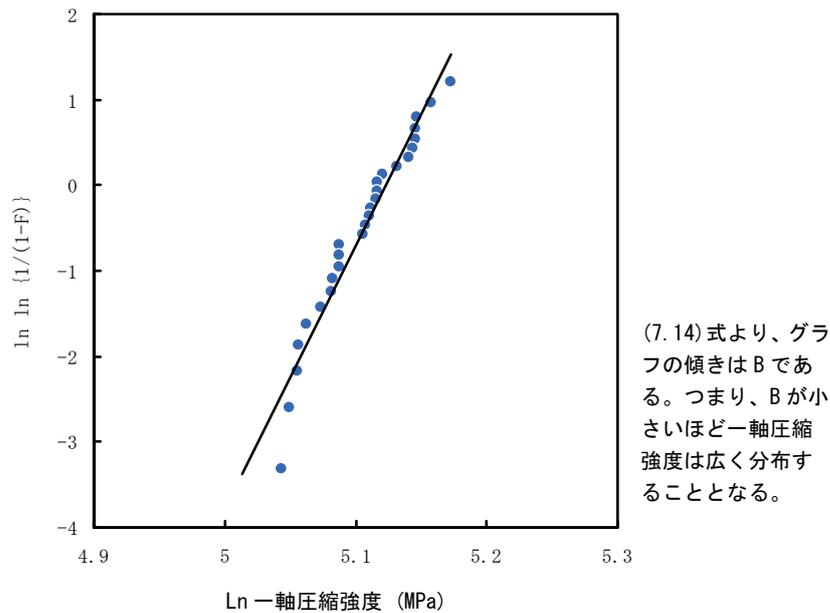


図 7.3.7 ワイブル確率紙にプロットした土岐花崗岩の一軸圧縮強度

以上のように土岐花崗岩の一軸圧縮強度はワイブル分布に従うことが確認できたので、実際にワイブル分布に従うばらつきを持つ一軸圧縮強度 σ_{ci} ($i=1\sim 360$ (解析モデルの要素数)) の算出式を検討する。今回用いた OS (FreeBSD 7.1) およびコンパイラ (gcc 4.2.1) で使用されている関数 `rand()` は次式で表される乗算型線形合同法により擬似乱数を発生させている。

$$X_{i+1} = 16807 X_i \bmod 2^{31} - 1 \quad (7.15)$$

ここで、`mod` は剰余を表す。(7.15)式で表される擬似乱数をワイブル分布関数 ((7.9)式) の逆関数に代入し (逆関数法)、次式に基づき一軸圧縮強度 σ_{ci} を各要素に割り振った。

$$\sigma_{ci} = F^{-1}(X_i) = A \left\{ -\ln \left(1 - \frac{X_i}{2^{31} - 1} \right) \right\}^{\frac{1}{B}} \quad (7.16)$$

7.3.7 解析モデル

有限要素解析に用いた坑道モデルは 2009 年度に用いたものと同じものである。坑道モデルを図 7.3.8 に示す。モデルは二次元平面歪状態にあると仮定した。坑道の断面は直径 $D=4\text{m}$ の円形とし、その 4 分の 1 をモデル化した。外部の境界条件が計算結果に影響を及ぼさないように、モデルの縦と横の長さはいずれも 300m と十分大きくした。モデルの下端の y 方向変位と左端の x 方向変位を固定した。計算モデルの要素分割の様子を図 7.3.9 に示す。節点数は 208、要素数は 360 とした。

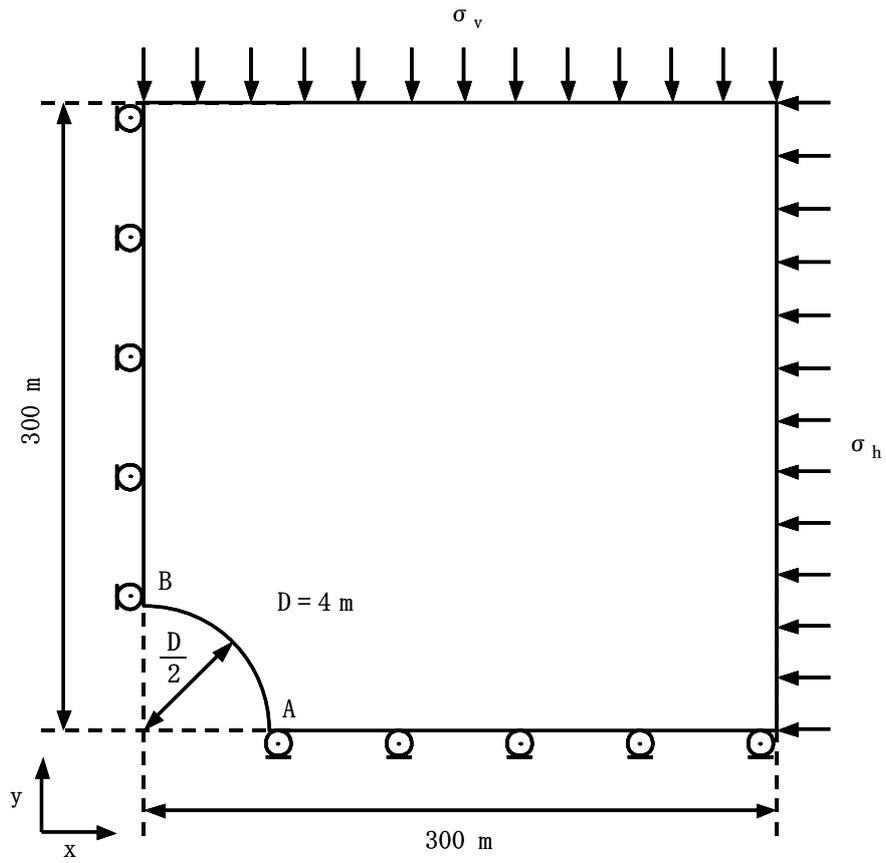


図 7.3.8 円形坑道の二次元計算モデル

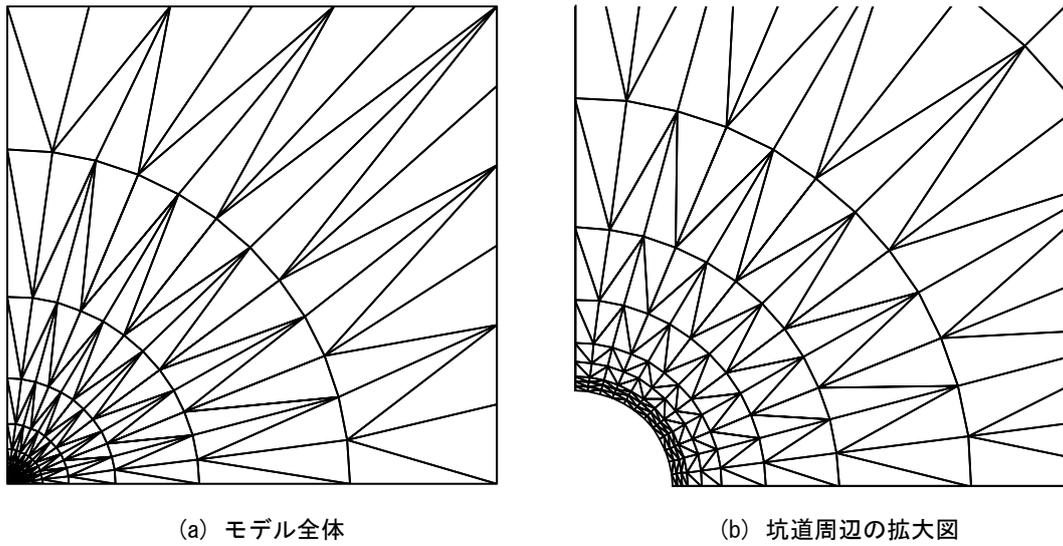


図 7.3.9 計算モデルの要素分割

7.3.8 計算方法と計算条件

あらかじめ円形坑道を設けた解析モデルの外部境界に、時刻 $t=0$ において、図 7.3.8 のように瞬時に水平方向地圧 σ_h と鉛直方向地圧 σ_v が加わったとし、その後の経時変化を陽解法を用いて計算した。

ポアソン比 ν は、次式に従って変化すると仮定した。

$$\nu = 0.5 - \frac{0.5 - \nu_0}{\lambda^*} \quad (7.17)$$

ν_0 はポアソン比の初期値である。この仮定は体積弾性率を一定にしたことと同じである。

破壊条件は、2009 年度の計算と同様に Janach³³⁾ の提案した次式を採用した。Janach の破壊規準は差応力を考慮すると以下の式のようになる。

$$\sigma_{\max} = \sigma_c \sqrt{1 + \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_t}} - \sigma_{\min} \quad (7.18)$$

圧縮応力を正として、 σ_{\max} と σ_{\min} は最大と最小主応力、 σ_t は一軸引張強度である。

(7.18)式に基づく破壊限接近度 σ^* は次式となる³⁴⁾。なお、 $\max(x, y)$ とは x と y の大きい方の値である。

$$1 + \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_t} \leq 0 \text{ では、} \sigma^* = -\frac{\sigma_{\min}}{\sigma_t} \quad (7.19)$$

$$1 + \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_t} > 0 \text{ では、} \sigma^* = \max \left(\frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{\sigma_c \sqrt{1 + \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_t}} - \sigma_{\min}}, -\frac{\sigma_{\min}}{\sigma_t} \right) \quad (7.20)$$

計算手順を以下の 1)~5) に示す。

- 1) 各要素の歪と応力を計算する。
- 2) (7.19)式もしくは(7.20)式により、各要素の破壊限接近度 σ^* を計算する。
- 3) (7.2)式により、 Δt 間に生じる各要素のコンプライアンス λ^* の変化を求め、新しい λ^* を各要素に与える。
- 4) (7.7)式により各要素の n を計算し、新しい n を各要素に与える。
- 5) (7.17)式により各要素のポアソン比 ν を計算し、新しい ν を各要素に与える。

以上の 1) ~5) の手順を任意の回数（経過時間）だけ繰り返した。1 回あたりの時間刻み Δt は 1s よりはじめ、以降 10% ずつ増加させた。最初の時間刻みを Δt_0 とすると、 k 回目の時間刻み Δt_k は次式となる。

$$\Delta t_k = 1.1^k \Delta t_0 \quad (7.21)$$

数値解析では、土岐花崗岩の試験結果を参考にして、2009年度と同様に表 7.3.2 に示す基本条件を設定した。一軸圧縮強度は試験結果に近い値の 150MPa とした。ヤング率と初期ポアソン比も試験結果に近い値として、それぞれ 50GPa と 0.3 とした。構成方程式のパラメータは、得られている 2 本の値がほぼ同じであったので、2009 年度と同様に試験片 No.17 の値を用いることにした。基本条件では、水平地圧、鉛直地圧ともに 25MPa とした。これは、岩盤の単位体積重量を 25kN/m³ とした場合の、深度 1000m での土被り圧に相当する。2010 年度は新たに(7.7)式中の α の値を変化させた計算も実施した。基本条件では $\alpha=1$ とした。また、基本条件では要素の強度は一定とした。

2010 年度は、この基本条件の各値のうち、 n の周圧依存性を決める(7.7)式中の α と一軸圧縮強度のばらつきの程度を決める(7.16)式中の B を変化させて感度解析を行った。感度解析での計算条件を表 7.3.3 と表 7.3.4 に示す。表中の—は基本条件と同じ値を用いたことを表す。

計算条件 1-1 と 1-2 では α のみを変化させた。計算条件 1-1 は n の周圧依存性が小さい場合、計算条件 1-2 は周圧によらず n が一定である場合である。

計算条件 2-1 から 2-6 では一軸圧縮強度の形状母数 B を変化させた。計算条件 2-1 は土岐花崗岩の一軸圧縮強度のばらつき ($B=31$ 7.3.6 項参照) よりもばらつきが小さい条件、計算条件 2-2 は土岐花崗岩の一軸圧縮強度のばらつきとほぼ同程度の条件である。計算条件 2-3 から 2-6 へとばらつきが徐々に大きくなる。なお、いずれの条件でも一軸圧縮強度の平均値は基本条件と同じ 150MPa となるように尺度母数 A を決めた。また、各要素の脆性度は一定値 20 としたので、一軸引張強度も形状母数 B のワイブル分布に従ってばらつくが、平均値は基本条件と同じ 7.5MPa となる。

表 7.3.2 数値解析での計算条件（基本条件）

計算条件	基本
一軸圧縮強度の平均値 σ_c (MPa)	150
一軸引張強度の平均値 σ_t (MPa)	7.5
(各要素の脆性度 σ_c / σ_t)	(20)
ヤング率 E (GPa)	50
初期ポアソン比 ν_0	0.3
n	52
a_1	7.0×10^{-8}
m_1	4
a_3	3.0×10^{-4}
m	60
水平地圧 σ_h (MPa)	25
鉛直地圧 σ_v (MPa)	25
n の周圧依存性を決める定数 α	1
強度の形状母数 B	設定なし

表 7.3.3 数値解析での計算条件（計算条件 1）
 （n の周圧依存性を決める定数 α を変化）

計算条件	1-1	1-2
一軸圧縮強度の平均値 σ_c (MPa)	-	-
一軸引張強度の平均値 σ_t (MPa)	-	-
（各要素の脆性度 σ_c / σ_t ）	-	-
ヤング率 E (GPa)	-	-
初期ポアソン比 ν_0	-	-
n	-	-
a_1	-	-
m_1	-	-
a_3	-	-
m	-	-
水平地圧 σ_h (MPa)	-	-
鉛直地圧 σ_v (MPa)	-	-
nの周圧依存性を決める定数 α	0.5	0
強度の形状母数B	設定なし	設定なし

表 7.3.4 数値解析での計算条件（計算条件 2）
 （強度の形状母数 B を変化）

計算条件	2-1	2-2	2-3	2-4	2-5	2-6
一軸圧縮強度の平均値 σ_c (MPa)	-	-	-	-	-	-
一軸引張強度の平均値 σ_t (MPa)	-	-	-	-	-	-
（各要素の脆性度 σ_c / σ_t ）	-	-	-	-	-	-
ヤング率 E (GPa)	-	-	-	-	-	-
初期ポアソン比 ν_0	-	-	-	-	-	-
n	-	-	-	-	-	-
a_1	-	-	-	-	-	-
m_1	-	-	-	-	-	-
a_3	-	-	-	-	-	-
m	-	-	-	-	-	-
水平地圧 σ_h (MPa)	-	-	-	-	-	-
鉛直地圧 σ_v (MPa)	-	-	-	-	-	-
nの周圧依存性を決める定数 α	-	-	-	-	-	-
強度の形状母数B	40	30	20	15	10	5

7.3.9 数値解析結果

計算条件 1 で n の周圧依存性を決める α の値のみを変化させた場合の計算結果を図 7.3.10 に示す。図中の u は弾性変形分を差し引いた内空変位、 D は坑道径である。また図中の時間軸に表記されている 10^{12} 秒は約 3 万 2 千年に相当する。なお図中には比較のため基本条件での計算結果も示してある。基本条件 ($\alpha=1$)、計算条件 1-1 ($\alpha=0.5$)、計算条件 1-2 ($\alpha=0$) の差異はほとんど見られず、ほぼ重なって見える。いずれの計算条件でも、 u/D は時間の対数に対して下に凸の曲線を描きながら増加し、 $du/dt/D$ は両対数グラフ上で時間に対して直線的に減少した。 n の周圧依存性を決める α の値が計算結果に及ぼす影響は小さいことがわかった。

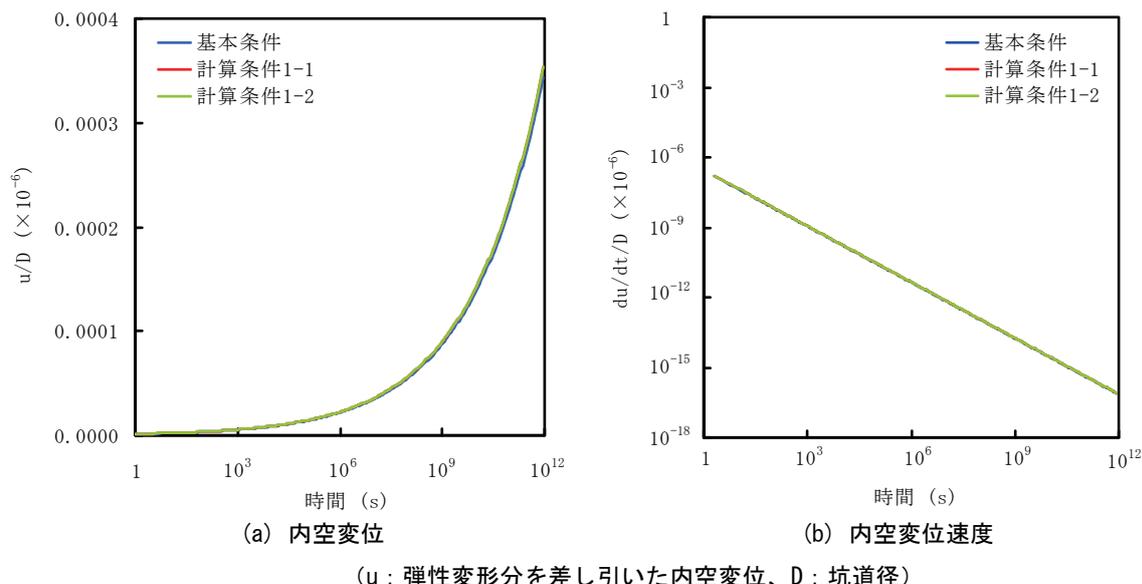
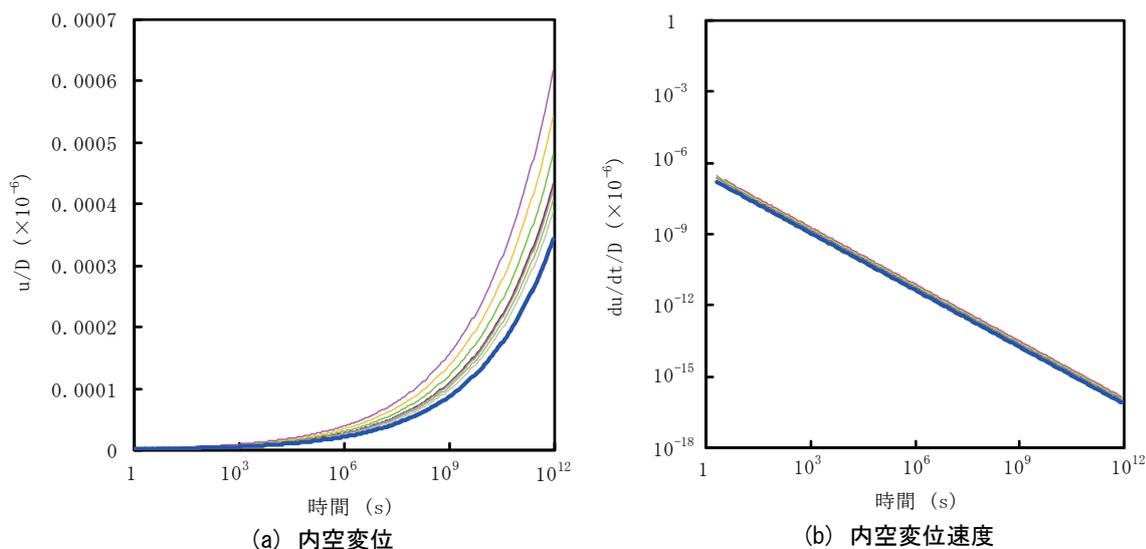


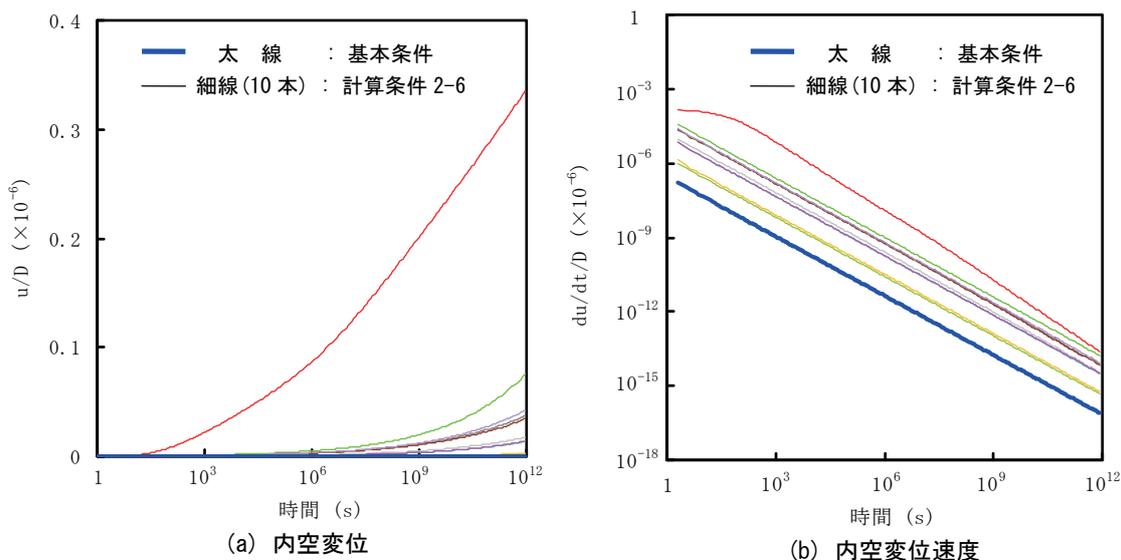
図 7.3.10 基本条件、計算条件 1-1、1-2 で計算した内空変位と内空変位速度

計算条件 2 では強度の形状母数 B を変化させて計算を行った。なお、1 条件につき 10 個の異なる擬似乱数列を用いて計算を行った。例として、計算条件 2-3 ($B=30$)、2-6 ($B=5$) の計算結果を図 7.3.11 および図 7.3.12 に示す。図中には 10 個の異なる擬似乱数列で計算した岩盤のばらつきを考慮しているため、10 通りの計算結果 (10 本の曲線) が示してある。なお比較のため、図には基本条件 (一軸圧縮強度のばらつきを考慮しない= 均質) での結果を太線で示した。いずれの計算結果も u/D は時間の対数に対して下に凸の曲線を描きながら増加していることがわかる。計算条件 2-3 と計算条件 2-6 を比較すると、計算条件 2-6 の結果の方が変位が大きいたことが分かる。要素に割り振った一軸圧縮強度のばらつきが大きくなるほど (形状母数 B の値が小さくなるほど)、計算結果のばらつきが大きくなるとともに、生じる内空変位も大きくなっていることがわかる。また、 $du/dt/D$ は時間の経過に伴って減少することが分かった。



(u : 弾性変形分を差し引いた内空変位、D : 坑道径)
 (青色太線は基本条件、細線の色の違いは一軸圧縮強度の計算に用いた擬似乱数列の違いを示す)

図 7.3.11 基本条件、計算条件 2-3 で計算した内空変位と内空変位速度



(u : 弾性変形分を差し引いた内空変位、D : 坑道径)
 (青色太線は基本条件、細線の色の違いは一軸圧縮強度の計算に用いた擬似乱数列の違いを示す)

図 7.3.12 基本条件、計算条件 2-6 で計算した内空変位と内空変位速度

7.3.10 原位置試験を実施する際の留意事項

2009年度²³⁾では、原位置試験を実施する際の留意事項として以下の点を指摘した。

1) 地山強度比

地山強度比は、1.5~2.5程度の値が良いと考えられる。厳しい条件であるが、もっとも重要な条件である。地山強度比が大きいと変形が進まず、成果を得るのに大変長い時間がかかることが予想される。

2) 支保

これまでの知見から、剛性の高い支保では岩盤自身の挙動の把握は困難な場合が多い。よって、可能であれば無支保が望ましいが、無支保が無理な場合は可能な限り軽い支保であることが望ましい。ただし、安全性の観点から慎重な検討が必要である。

3) 空洞の形状と外乱（雑音）

試験空洞の形状は、単純な円形もしくは四角形が良いと思われる。これまでの経験で、様々な外乱（雑音）が計測途中で入る。外乱（雑音）としては、新たな掘削、通気の変化、車両の通過などが比較的大きな影響を及ぼすと考えられる。これらに対する対策が必要である。

4) 空洞の寸法

岩石/岩盤には寸法効果が認められることが多い。特に石炭では、寸法によって強度が1桁程度変化してしまうことが知られている。しかしながら、結晶質岩ではこの寸法効果は比較的軽度である。よって、実物大での原位置試験が望ましいが、予算等の観点から数分の1のスケールで原位置試験を行っても、データの解釈の段階で充分考慮することによって、成果が得られると考える。

5) 計測

計測項目は、コンバージェンス、岩盤内変位などを考えている。計測の精度や計測器の耐久性については、これまでの研究でこれらの性能が向上していることを確認している。原位置の計測で重要な課題は、掘削直後の地山の動きをできるだけ早い段階から計測することである。これまでに行った計算結果によれば、一本の試験片の変形にしる、地下構造物の変形にしる、変形はほぼ対数則で近似できる。これは、変形速度は、経過時間に反比例して遅くなっていくことを意味している。すなわち、変形の計測において、経過時間が短い部分の情報量が多いといえる。可能な限り計測の開始を早めることが重要である。

6) 計測期間

できるだけ長い方が良いと考えられるが、後述の事情を考慮し3年間を提案する。3年間程度であればこれまでの研究において、計測器等の使用機器の耐久性に問題はなく、市販の機器をそのまま使えるので、安価に実施できるのではないかと考えている。

2010年度は、岩盤強度のばらつきを考慮して数値計算を行った。その結果、ばらつきが大きくなると内空変位も大きくなる場合があることが分かった。原位置での岩盤強度のばらつきについては測定手法が確立されておらず不明な点が多いが、例えば福井・大久保³⁵⁾は、TBM（全断面トンネル掘進機）の掘削抵抗から推定した岩盤強度の形状母数が2~5程度であることを指摘している。そこで、原位置試験を実施する際の留意事項として以下を追加する。

7) 岩盤強度のばらつきの把握と試験場所の選定

室内試験で得られる岩石試験片の強度に比べて、原位置の岩盤強度はかなりばらつくことが知られている。TBM やさく岩機などの掘削機械の掘削抵抗や、シュミットハンマーによる原位置計測などから、岩盤強度のばらつきの程度をある程度把握しておくことが必要である。岩盤強度のばらつきができるだけ小さい場所で原位置試験を行った方が、数値解析結果との比較は行いやすいと考えられる。

原位置試験で検討することが望ましい事項として、2009年度は以下の項目を挙げた。ただし、これらの事項は、予算や期間等を総合的に考えて判断すべきであるといえる。

① 掘削影響領域

掘削にともなって周辺岩盤にどの位の影響が及ぶかを見極めることは重要である。殊更に、在来工法（発破工法）と機械掘削との比較は早期に結論を得たいと考えている。

② 不連続面の影響

地表近くの岩盤では不連続面が大きく影響を及ぼすことがある。本研究で対象としているのは相当に深度の深いところなので、不連続面の影響は、地表近くと比較すれば軽度であると予測できる。しかしながら、不明な点が多いので原位置試験を通じて理解を深めることが望ましいと考えられる。

③ 岩盤分類

2008年度の報告書³⁶⁾で、時間依存性を考慮した岩盤分類を提案した。長期間にわたるプロジェクトでは、プロジェクトに関わる人数を考慮し理解の容易さと使いやすさを考えて、提案したような岩盤分類の確立が是非とも必要であると考えている。実際のプロジェクトの施工開始までに、原位置試験の成果を取り入れ、時間依存性を考慮した岩盤分類の信頼性あるものとして完成させる予定である。

④ 原位置試験の整理とパラメータの値の決定

試験結果を整理して、それをよく表す構成方程式とパラメータを決定する手法は、線形モデルでは確立されている。しかしながら、ここで対象としている構成方程式は非線形性が高く容易にそのパラメータを求めることができない。これまでは、パラメータを少しずつ変えながら計算結果と計測結果を見比べて、最適なパラメータを求めてきた。このような試行錯誤による手法には限界があり、迅速かつ合理的な定数の決定方法を今後検討する必要がある。

岩盤強度のばらつきを考慮した2010年度の結果は、“② 不連続面の影響”を検討する際にも役立つと考える。ただし2010年度の計算では、強度のみが要素の位置に無関係に分布すると仮定した。実際の岩盤では強度だけではなく、ヤング率やポアソン比、構成方程式の定数などもばらつくことが予想される。また、それらは位置に無関係に分布するわけではなく、周辺部分とある程度の相関を持ちながら分布することが予想されるし、断層など物性値が急激に変化する部分の存在も予想される。これらを考慮した数値解析手法の開発は今後の重要な検討課題である。

8. 結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための理論的研究

8.1 目的

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、処分坑道周辺岩盤の時間依存性の力学的挙動の研究の必要性は、第7章で述べたとおりである。第7章では時間依存性挙動（粘弾性挙動）の研究について、主に一軸載荷試験で得られる応力-ひずみ挙動を対象として時間依存性挙動を直接的に検討したのに対して、本研究では時間依存性挙動の要因である微視亀裂の挙動を対象とし、より微視的な視点から時間依存性挙動を検討する。

岩盤は、様々なスケールの不連続面群と不均質物質を内包した複合物質と見ることができる。岩盤について巨視的な不連続面群を除いた基質部の岩石で考えると、個々の結晶粒子と粒界及び粒子内における微視亀裂の集合体と言える。このような集合体において、応力緩和やクリープ等に代表される時間依存性の力学的挙動が現われる原因は、主に微視亀裂の挙動によるもので、微視亀裂の挙動の要因には力学-化学連成メカニズムに基づくものが認められている³⁷⁾。よって岩盤の時間依存性挙動を評価するには力学-化学連成メカニズムに基づく微視亀裂の挙動を理解することが重要である。本研究では、結晶質岩の主要な構成鉱物である珪酸塩鉱物を対象とし、微視亀裂の挙動の一因である応力下での珪酸塩鉱物の溶解現象を力学-化学連成現象の観点から定量的に理解し、微視亀裂の挙動をモデル化し、微視亀裂、結晶粒子や粒界の微視的要素の挙動を踏まえた集合体としての巨視的挙動として岩盤の時間依存性挙動の解析理論の構築を目的とする。

8.2 研究内容

2010年度の試験では、以下の3つの項目について研究を行った。

①石英の溶解に関する実験的研究

2009年度の研究³⁸⁾に引き続き、石英の圧力溶解の実験を実施した。2010年度は、石英供試体を恒温庫の中に入れて常載荷重によって載荷し、一定のpHの溶液を流下しながら石英の溶解濃度を測定するという開放系（flow through）実験を実施した。

②石英の溶解に関する理論的研究

圧力溶解の理論をレビューするとともに、得られた実験結果を基に、温度・溶液（pH）・固体圧力と溶液の間隙水圧を変数とした石英の溶解速度式を提案し、新たに提案した式の妥当性を検討した。ここでは様々な条件における石英の溶解速度を明らかにする。

③亀裂性岩盤に対する均質化理論の適用

均質化理論を基に周期的な微視構造を内包する線形弾性体問題について定式化を検討した。将来的には②と③を組み合わせ、石英の圧力溶解による時間依存性挙動を明らかにする。

8.3 石英の溶解に関する実験の概要

8.3.1 石英の溶解実験

石英は圧力溶解の研究によく用いられており、様々なpH、温度、応力条件下における石英の溶解実験が実施されて、溶解機構が研究されてきた。Berger et al³⁹⁾、Brady and Walther⁴⁰⁾、Brady and Walther⁴¹⁾、Broekmans⁴²⁾、Knauss and Wolery⁴³⁾は石英の圧力溶解におけるpHと温度の影響を調べている。Renard、Ortoleva and Gratier⁴⁴⁾、He、Hajash and Sparks⁴⁵⁾は載荷圧力の影響を調べた。Schwartzentruber、Fürst and Renon⁴⁶⁾は高温（90℃）の条件下におけるpH依存の溶解速度式を導いている。

本研究では、以下の条件1)、2)における石英の溶解現象について実験を行い検討した。

- 1) 高圧下（約200MPa~250MPa）と様々な温度条件におけるpHの影響
- 2) 高pH下（pH11.7）における温度と載荷圧の影響

これらの実験結果を基にして、様々な条件下における石英の溶解速度を求めることができる。

8.3.2 供試体の概要

人工石英の単結晶のブロックから切り出して供試体に成形した。供試体の形状は、閉鎖系（溶液滞留型 closed fluid 型）と開放系（溶液透過 flow through 型）の実験システムの違いにより異なる。試験で使用した供試体の形状を図 8.3.1 に示す。

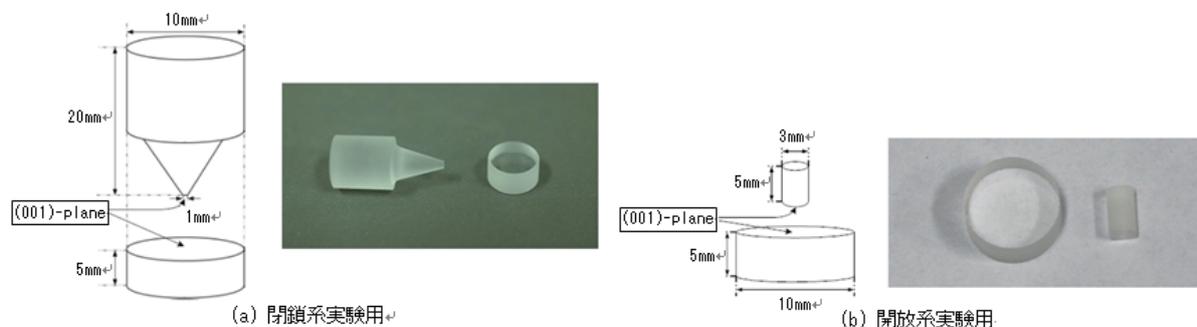


図 8.3.1 石英供試体の形状

8.3.3 閉鎖系（溶液滞留型）実験

閉鎖系（溶液滞留 closed fluid 型）実験装置の模式図と写真を図 8.3.2 および図 8.3.3 に示す。実験装置は、(a) 荷重装置（Loading system）、(b) 測定装置（Data acquisition system: ひずみゲージ（東京測器 CE-2）、ロードセル（東京測器 CLS-10KNB）、デジタルひずみ測定器（NEC DC3100）、コンピュータ（Sony Vaio Type F）、(c) 観察装置（Observation system）の 3 つに分かれている。供試体に所定の圧力を荷重し、その状態で約 2 週間放置する。その後、容器から供試体を取り出し、下部の円柱供試体の接触部分を走査型共焦点レーザー顕微鏡にて観察する。また、溶液の Si 濃度を高周波誘導結合プラズマ原子発光分析法（ICP-AES）で測定する。

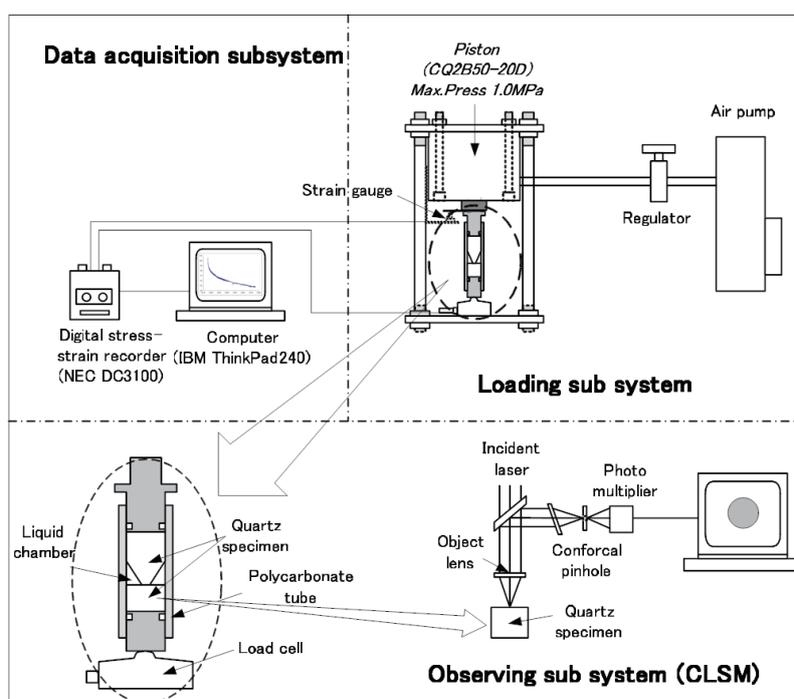


図 8.3.2 閉鎖系（溶液滞留 closed fluid 型）実験装置の概要

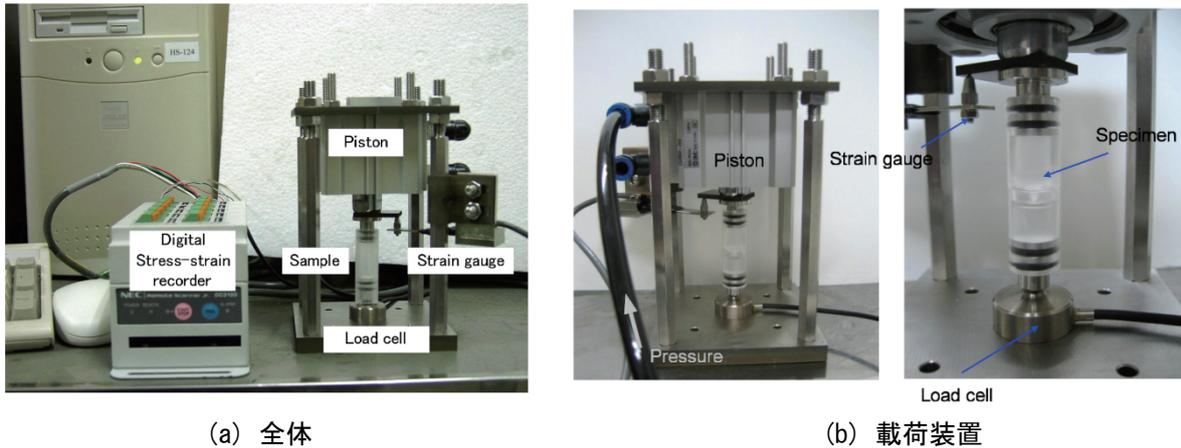


図 8.3.3 閉鎖系実験装置の写真

8.3.4 開放系（溶液透過型）実験

開放系（溶液透過 flow through 型）実験装置の模式図と写真を図 8.3.4 および図 8.3.5 に示す。開放系実験の目的は、実験中に溶液の pH を一定に保つためである。荷重は供試体の接触部に一定応力が持続的に载荷されるように、鉄の重りにより一定荷重を図中で示したピストン上部に加えた。なお、一定の温度を維持するために、加圧装置（loading system）を恒温槽に入れてある。ただし、溶液の流入タンク（inlet tank）は重力を利用した滴下をするために、恒温槽の外部に設置した。溶液は、主として加圧面で溶解反応に関与し、流出タンク（outlet tank）に貯まる。これを、3、4 日毎に採取し、ICP-AES で Si 濃度を測定した。载荷面の溶解状況については、試験終了後に供試体を取り出して、走査型共焦点レーザー顕微鏡（CLSM）で表面の形態を観察した。この開放系実験の結果により、経過時間毎の溶解 Si 量が計測でき、溶解速度が算定される。

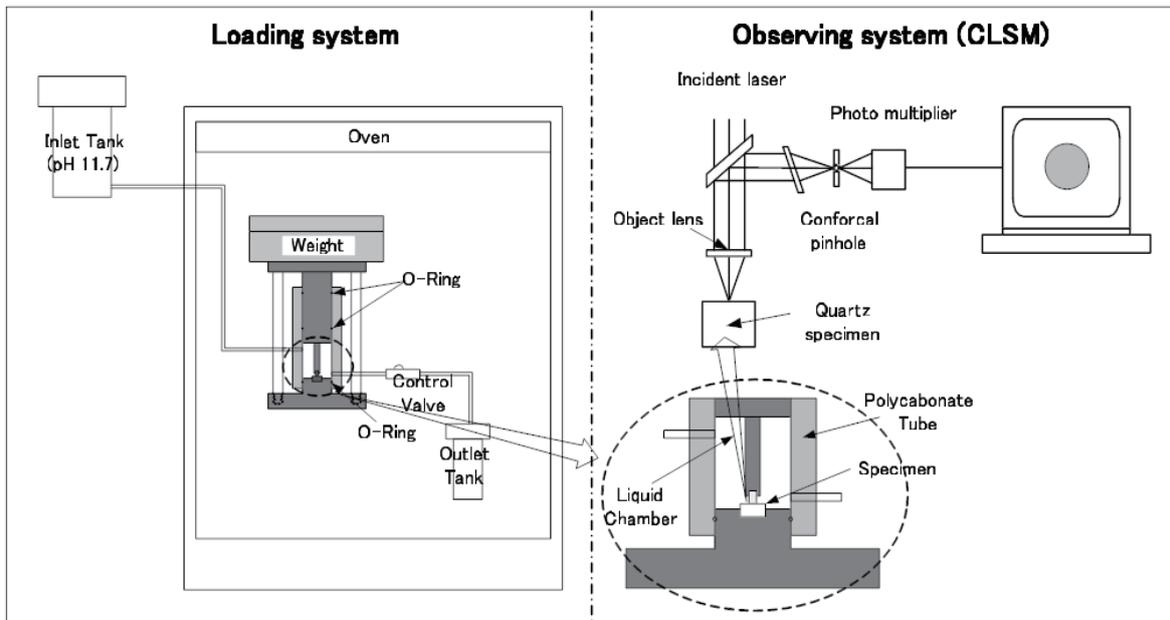


図 8.3.4 開放系（溶液透過 flow through 型）実験装置の概要

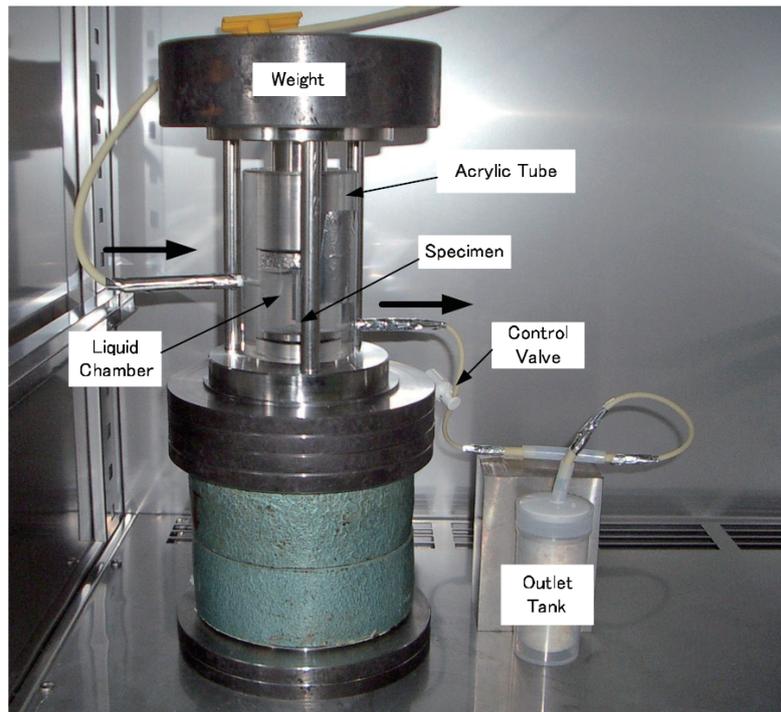


図 8.3.5 開放系実験装置の全体写真

8.3.5 実験手順

閉鎖系と開放系における石英の圧力溶解実験の実験手順を以下に示す。

○閉鎖系（溶液滞留 closed fluid 型）実験

- 1) NaOH 水溶液と試料を載荷装置の円筒型容器に設置する。
- 2) 試料が入っている円筒型の溶液上上部に圧力測定ゲージを、下部にひずみ測定ゲージを設置し測定装置の圧力・ひずみ計入力部に接続する。
- 3) エアポンプにて装置に載荷する。載荷圧力は、先端部 (0.785mm^2) の圧力に換算して 90 ~ 250MPa である。円錐台試料の上部に所定の圧力が載荷され、その状態で約 2 週間放置する。この期間は、測定装置で継続的に圧力とひずみが測定されている。
- 4) 載荷実験終了後、容器から試料を取り出し、下部の石英円柱試料の接触部分を走査型共焦点レーザー顕微鏡にて観察する。また、溶液の Si 濃度を ICP-AES で測定する。

○開放系（溶液透過 flow through 型）実験

- 1) 載荷装置に資料をセットする。
- 2) pH11.7 に調整した水酸化ナトリウム水溶液を流入タンクに入れる。
- 3) 水溶液が一定量流れるようにバルブを調整し、載荷装置内に水溶液を流す。
- 4) 載荷装置上部にウェイトを置き、16 日～20 日間載荷する。
- 5) 流出タンクに溜まった溶液を 48 時間に 1 度回収する。
- 6) 回収した溶液を ICP-AES で分析し、Si 濃度を求める。
- 7) 試料表面を走査型共焦点レーザー顕微鏡 (CLSM) で観察する。

なお、温度・pH の条件は変えず、ウェイトの重さを変えて 2 度実験を行った。試料に加圧された圧力は 1 回目は 9.86MPa、2 回目は 13.72MPa とした。

8.4 石英の溶解に関する実験結果

2010年度は9ケースの開放系の実験を実施し、8ケースについて実験データを取得することに成功した。なお実験には準備を含め約1カ月程度の期間を要する。

8.4.1 石英の圧力溶解における温度の影響（開放系実験）

石英の圧力溶解における温度の影響を調べるために、開放系実験を、温度35、50、70°Cで実施した。荷重した応力は7.32 MPaと25.27 MPaである。溶液を採取して、ICP-AESで濃度を測定し、溶解速度を決定した。石英の溶解速度の温度依存結果を図8.4.1に示す。これらの実験結果によると、各荷重応力条件下で溶解速度 v [mol/cm²s] の対数は温度 T [°C] に比例し、次の(8.1)式及び(8.2)式と書ける。高い温度では溶解速度は大きくなることが分かった。

$$\log v = 1.62 \times 10^{-12} T - 4.87 \times 10^{-11} \quad \text{荷重応力 } 7.32 \text{ MPa} \quad (8.1)$$

$$\log v = 3.38 \times 10^{-12} T - 1.08 \times 10^{-10} \quad \text{荷重応力 } 25.27 \text{ MPa} \quad (8.2)$$

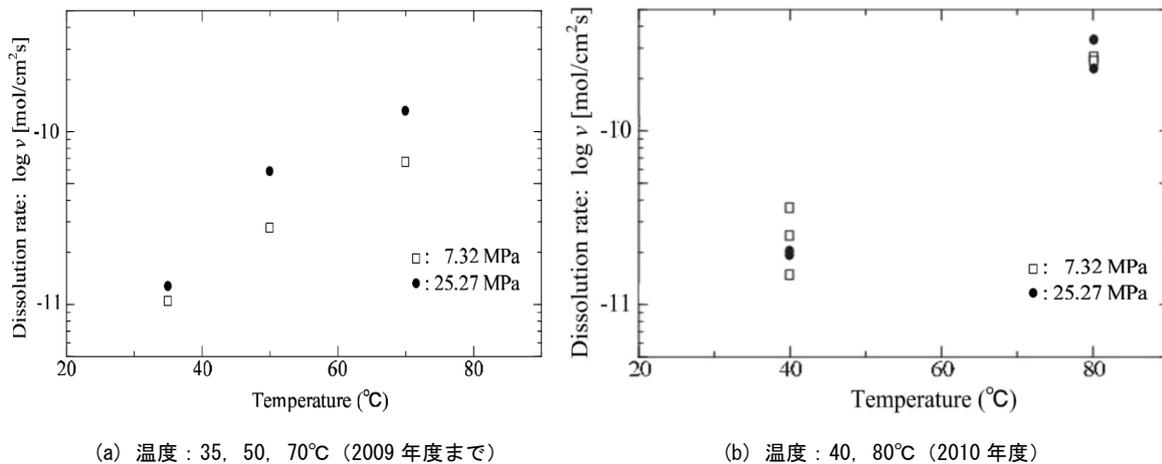


図 8.4.1 石英の溶解速度の温度依存性

8.4.2 石英の圧力溶解における荷重応力の影響（開放系実験）

石英の圧力溶解における荷重応力の影響を調べるために図8.4.1の結果について、荷重応力依存が分かるように整理した。結果を図8.4.2に示す。荷重応力 σ [MPa] が大きくなるにつれて溶解速度 v [mol/cm²s] は増加する傾向にあることが分かった。実験結果から、35°C、pH 11.7における溶解速度の荷重応力依存式は以下ようになった。

$$v = 9.52 \times 10^{-13} \sigma - 4.29 \times 10^{-12} \quad (8.3)$$

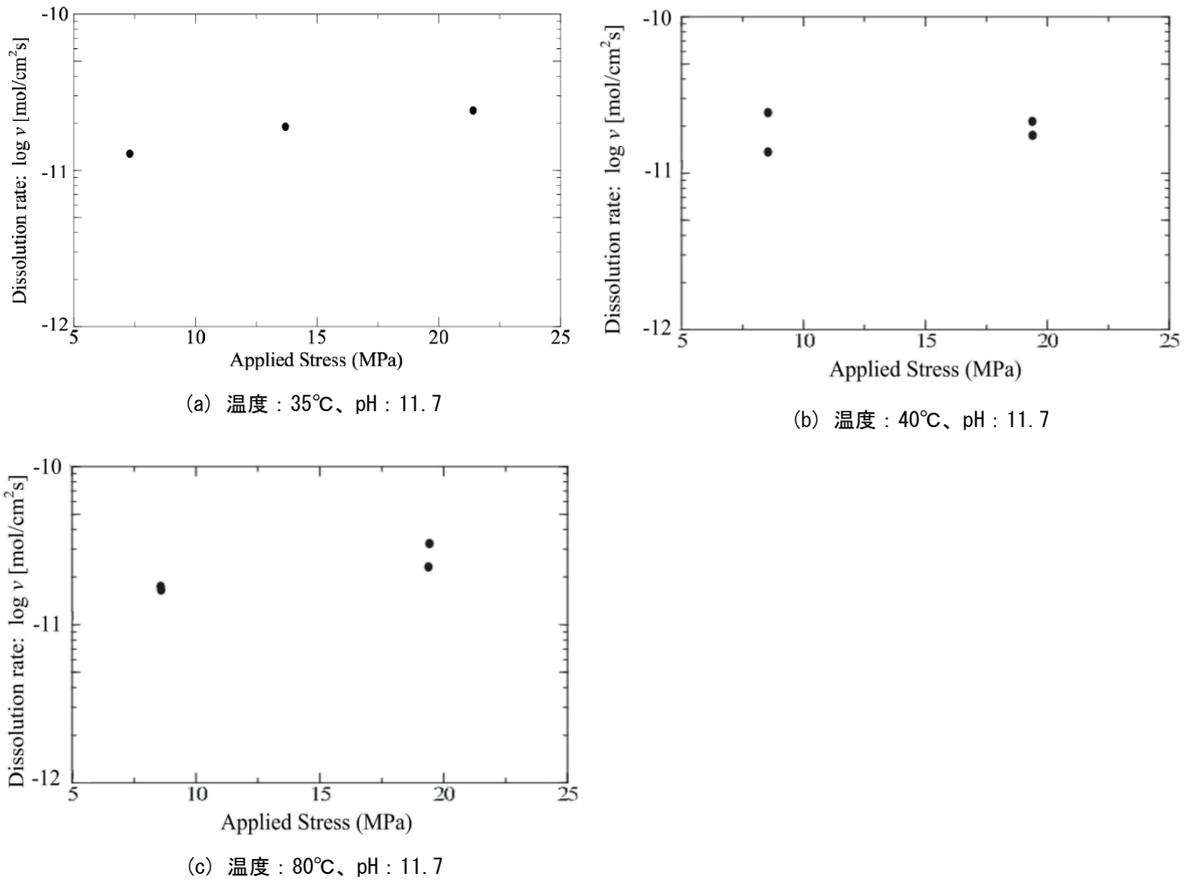


図 8.4.2 石英の溶解速度の载荷応力依存性

8.4.3 石英の圧力溶解に適用可能な新しい溶解式の開発

Freundlich および Langmuir の吸着等温式を基に様々な検討を加え、石英の圧力溶解を評価する式を開発し、その式を Freundlich-Langmuir 圧力溶解式(FLDmodel)と名付けた。本研究で開発した FLDmodel を(8.4)式に示す。

$$v = \rho_r \cdot F \cdot A^* e^{-E_a^*/RT} e^{E_\sigma/RT} e^{E_v/RT} \frac{b_\alpha (a_{H^+})^{1/m}}{1 + b_\alpha (a_{H^+})^{1/m}} \quad (8.4)$$

ここで、 b_α は以下の式のとおりである。

$$b_\alpha = e^{(\Delta S^\ddagger_0/R)} e^{-(\Delta H^\ddagger_0/RT)} \quad (8.5)$$

式中的変数は以下のとおりである。

- v : 石英の溶解速度(mol/cm²s)
- ρ_r : 鉱物表面における反応基の密度(mol/cm²)
- F : 石英表面における最大吸着率(無次元)
- A^* : 頻度因子(mol/cm²s)
- E_a^* : 活性化エネルギー(KJ/mol)
- R : 気体定数(J/Kmol)

- T : 絶対温度(K)
- E_{σ} : 力学的エネルギー(J)
- E_v : 間隙水圧によって生じる石英粒の体積変化(無次元)
- b_a 吸着係数(無次元)
- a_{H^+} : プロトンの活量(mol/dm³)
- m : 実験から算出される定数(1/K)
- ΔS^{\ddagger_0} : 反応エントロピー(J/mol/K)
- ΔH^{\ddagger_0} : エンタルピー変化(KJ/mol)

上記のように、本研究で開発した FLDmodel を、様々な温度と pH 条件で実験した Brady and Walther⁴¹⁾のデータを使って、FLDmodel を検証した。その結果を図 8.4.3 に示す。図より FLD model は実験データと概ね一致することが確認された。

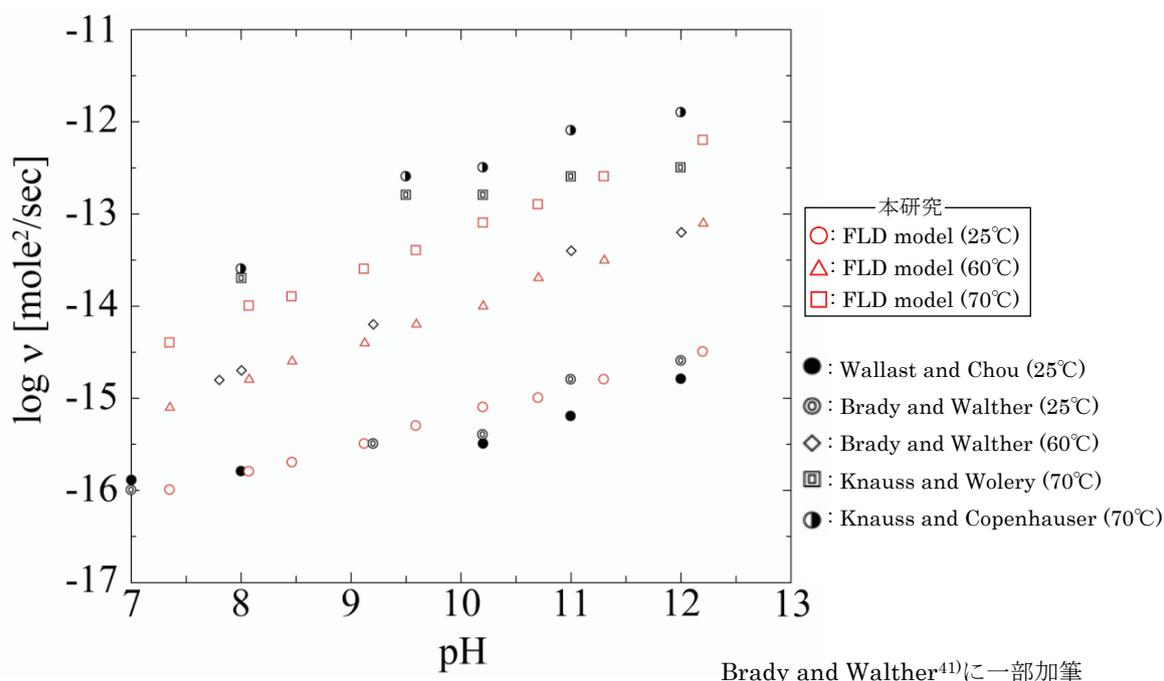


図 8.4.3 FLD model の検証

8.5 亀裂性岩盤を対象とした均質化理論の検討

周期的な微視構造を有する物体に均質化法を適用すると、微視構造を反映した巨視的な挙動を表現することができ^{47,48)}、よって亀裂が微視的に見れば周期的に現れる硬岩のような物体に対して均質化解析法を適用することができる (Sanchez-Palencia⁴⁷⁾ Chapter 6、Section 5-8、pp.106-120 参照)。しかし、その定式化に際しては亀裂の開口と閉合の条件を区別する必要があり、そのために微分方程式系は変分不等式になる (弾性接触問題: 変分不等式の詳細については、Lions⁴⁹⁾を参照)。以上を考慮し、周期的な微視構造を内包する線形弾性体問題の定式化について検討した (詳細については、原子力機構開発報告書 “結晶質岩を対象とした連成現象が長期挙動におよぼす影響に関する研究 (2010 年度)” (JAEA-Research 2012-003) を参照のこと)。今後は、一軸圧縮試験などを表現することについて検討する予定である。

9. 第3段階における原位置試験計画策定のための海外調査事例の整理

9.1 目的

第3段階における坑道周辺岩盤の地質環境特性の原位置試験計画策定のための情報取得を目的として、掘削影響領域を中心とした関連事例を収集した。

今までに、掘削影響領域に関する調査研究は、国内外を含めた多数の地下研究施設において実施されてきている。2010年度は、NEA(1989)⁵⁰⁾、CNS(1996)⁵¹⁾、NEA(2002)⁵²⁾、EC(2004)⁵³⁾によって実施された掘削影響領域での調査研究を対象としたワークショップ結果を整理することとした。EC(2004)においては、NEA(1989)、CNS(1996)、NEA(2002)で行われたワークショップの結果がレビューされている。

9.2 掘削影響領域での調査研究を対象としたワークショップ

9.2.1 NEA(1989)の概要と結晶質岩における知見および課題

本会議は、経済協力開発機構/原子力機関（OECD/NEA）によって主催され、1988年にカナダにて実施された。本会議の目的は、今までに実施された地下研究施設での原位置試験結果の知識の共有や掘削影響領域が処分場設計や性能評価に及ぼす影響検討などである。下記に、結晶質岩を対象とした掘削影響領域に関連する知見・課題を記述する。

- ・掘削直後に発生する掘削影響領域の短期挙動評価については、理解が進んできたが、長期挙動評価は、理解が十分ではない。（短期：数時間～数日、長期：数年～）
- ・掘削影響領域の修復方法（グラウト、埋め戻し、プラグ等）については、今後も原位置試験を含めた継続的な検討が必要である。
- ・長期耐久性や低透水岩盤の透水性を評価可能な測定機器の開発が課題である。
- ・掘削影響領域の制御方法（制御発破や機械掘削等）に関する検討が必要である。

9.2.2 CNS(1996)の概要と結晶質岩における知見および課題

本会議は、カナダ原子力学会（CNS）によって主催され、1996年にカナダにて実施された。本会議では、カナダ・日本・スイス・スウェーデン・フィンランド等、前回のワークショップ以来、増加してきた掘削影響に関する知見が議論された。下記に、結晶質岩を対象とした掘削影響領域に関連する知見・課題を記述する。

- ・掘削影響領域の評価方法、制御発破や機械掘削等による掘削影響領域の制御方法、掘削影響領域の修復方法（プラグなど）に関連する原位置でのデモンストレーション試験を通じ、効果確認などの大きな進展が確認された。
- ・掘削影響領域の評価方法について、カナダやスウェーデンの地下研究施設において、アコースティックエミッションや微小地震波（AE/MS）などが有効な測定手法であることが確認された。
- ・掘削影響領域における物質移動に関する拡散特性や吸着特性などの知見は少なく、今後の課題として残された。

9.2.3 NEA(2002)の概要と結晶質岩における知見および課題

本会議は、経済協力開発機構/原子力機関（OECD/NEA）によって主催され、1998年にフランスにおいて実施された。本会議では、今までに実施されてきた地下研究施設での知見を結晶質岩・岩塩・硬質粘土・塑性粘土の岩種毎に、評価手法や理解度について整理された。下記に、結晶質岩を対象とした掘削影響領域に関連する知見・課題を記述する。

- ・多数の地下研究施設で適切な評価が実施されてきており、理解度は高まってきている。一方で、水理特性・物質移動特性の評価は難しい。水理特性については、坑道軸方法と直交方向の透水係数との関係など明らかになっていない事項がまだ存在する。また、物質移動特性については、関連する原位置試験が少なく、今後の検討課題である。
- ・性能評価において掘削影響領域の水理特性は過度に保守側にモデル化されている。このような実現象との差は、例えば埋戻し材中の拡散率の過大評価等につながっており、より現実に近いモデル化が課題である。
- ・処分場に設置される支保やグラウトや埋め戻し材などと掘削影響領域との相互干渉に関する現象理解は重要な検討事項である。
- ・性能評価では、掘削影響領域の長期挙動や回復については、原位置での知見が十分ではなく、現状では未考慮の状態である。

9.3 まとめ

超深地層研究所計画では、深度 500 m ステージにおいて研究坑道の掘削に伴う坑道周辺の岩盤中に形成される力学特性、水理特性、地下水地球化学特性の変化領域及び人工材料の影響範囲を含めた坑道周辺岩盤に関する統合的な地質環境モデルの構築を目的として、複数の原位置試験を計画している⁵⁴⁾。具体的には、人工材料が地質環境に与える短期・長期的な影響を把握・評価する技術の構築のための施工対策影響評価試験、研究坑道周辺における花崗岩体中の不均質な透水性分布の把握のための坑道規模水理試験、研究坑道周辺の岩盤中に形成される力学・水理ならびに地下水の地球化学に関する複合現象を評価するための調査などを予定している。今回の事例調査によって、海外においても、処分場に設置される支保やグラウトや埋め戻し材などの相互干渉、坑道規模での水理特性の把握、掘削影響領域の長期挙動など、超深地層研究所計画と同様の課題に着目していることが分かった。これらの課題については、今回の事例調査の結果を深度 500 m ステージでの原位置試験の計画策定に反映し、深度 500 m ステージでの調査研究にて検証していきたい。

10. 掘削体積比エネルギーを用いた原位置岩盤物性評価に関する研究

西松建設株式会社との共同研究により、掘削体積比エネルギーを用いた原位置岩盤物性評価に関する研究を実施する。共同研究の期間は平成 22 年度～平成 24 年度である。

10.1 目的

坑道の力学的安定性評価を行う際には岩盤の力学特性を把握することが重要である。しかし、坑道掘削前の岩芯など限られた情報からでは、割れ目を含む原位置岩盤の力学特性を正確に評価することは困難であり、また広範囲にわたる地下空洞では、すべての位置を網羅した調査を実施することは現実的でない。岩盤の力学特性の変化は削岩機や TBM の掘削データから推定できることが以前から知られており、掘削体積比エネルギーが岩盤の力学特性を現す一つの指標として提案されている⁵⁵⁾。削岩機や TBM の掘削では、坑道に沿った連続的な掘削データが取得でき、広範囲にわたる原位置での岩盤物性を評価することができる可能性が高い。そこで、割れ目を含む広範な原位置岩盤の力学特性を連続的に評価できるよう、削岩機などの掘削機械から得られる情報から求められる掘削体積比エネルギーを用いて、原位置岩盤の力学特性を評価する手法を検討する。

10.2 掘削体積比エネルギーの概要

10.2.1 定義

掘削体積比エネルギーは掘削に要したエネルギーを掘削体積で除した値であり、主に掘削機械の能率を評価する指標⁵⁶⁾として提案されたものである。掘削体積比エネルギーは掘削する岩盤の強度特性によっても変化する⁵⁵⁾ため、掘削機械の能力を一定とすれば岩盤の強度特性評価の指標として用いることができる。

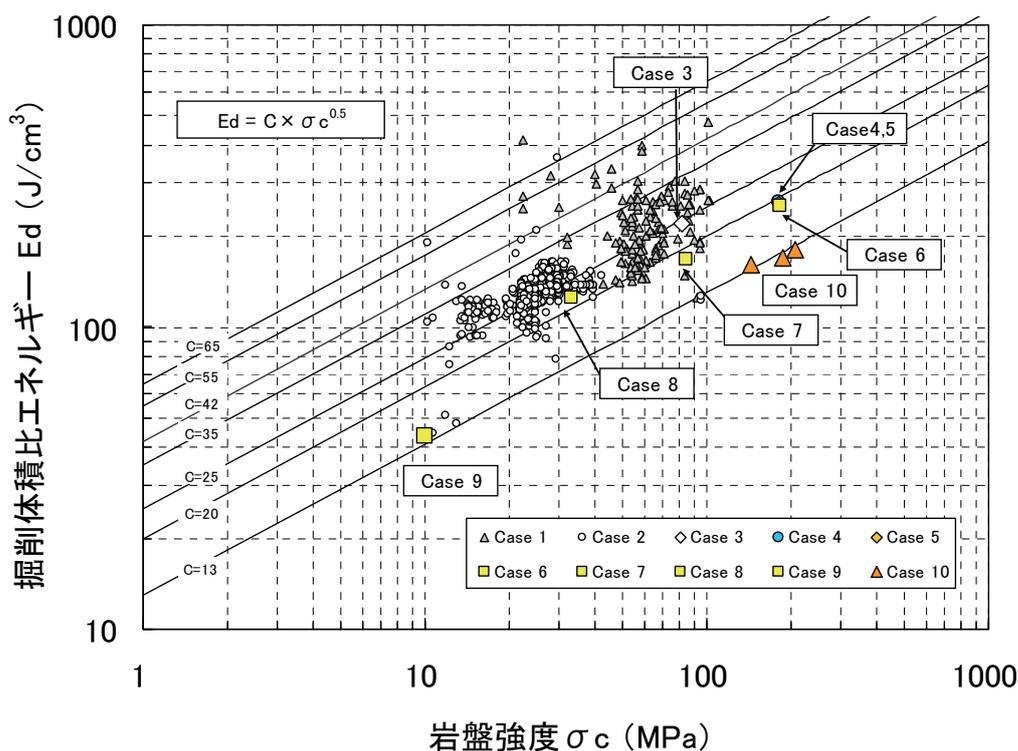
掘削機械の 1 つである削岩機の掘削体積比エネルギーは次式で定義することができる。

$$Ed = (Ei \times T_{rod} \times bpm) / (P_R \times A_H) \quad (10.1)$$

ここで、 Ed は掘削体積比エネルギー、 Ei はピストンの打撃によってロッド中に発生した弾性波エネルギー、 bpm は打撃数、 T_{rod} は弾性波エネルギーのロッド中における伝達係数、 P_R は削孔速度、 A_H は孔断面積である。

10.2.2 測定結果の例

掘削体積比エネルギーを用いた岩盤評価は、削岩機や自由断面掘削機で試みられている。例えば、山下ら⁵⁷⁾は削岩機を用いたトンネル切羽前方探査や岩石供試体に対する削孔実験結果から掘削体積比エネルギーと岩盤強度の関係について検討した。山下らによる測定結果を図 10.2.1 に示す。この図によると、ばらつきはあるものの掘削体積比エネルギー Ed は岩盤強度 σ_c のべき乗に比例する関係が認められる。



Case1～3：原位置試験による長尺データ（約 50m）
 Case4～10：室内試験による短尺データ（約 1m）

図 10.2.1 削岩機による Ed と σc との関係⁵⁷⁾

10.3 まとめ

本年度は、掘削体積比エネルギーの概要について調査を行い、掘削体積比エネルギーと岩盤強度の関係を調査した事例を示した。その結果、削岩機における掘削体積比エネルギーの測定結果から、掘削体積比エネルギーと岩盤強度との間に一定の関係が認められることが確認された。掘削体積比エネルギーは、施工時の掘削機械のデータから算出できるため、坑道に沿った連続したデータとして取得でき、広範囲にわたる原位置での岩盤物性を評価することができる可能性が高いと期待される。

今後、研究所の研究坑道等を利用して、掘削体積比エネルギーを用いた原位置岩盤物性の評価法を試行し、その実用性を検討していく予定である。

11. 種々の計測結果に基づく深部岩盤中の応力場評価に関する基礎的研究

学校法人東海大学との共同研究により、種々の初期応力計測結果を用いて、深部岩盤中の初期応力評価に関する基礎的な研究を行う。共同研究の期間は平成 22 年度～平成 25 年度である。

11.1 目的

初期応力は原位置あるいはボーリング掘削によって得られるコアにより測定する手法が研究されてきており、地下空洞の設計施工および掘削影響領域の評価等に適用されている。しかし、これらの手法は相対的に高コストであり測定数量に限られ、また測定スケールは数 cm～数 m 程度である。初期応力の分布や広域応力場は、岩盤中に内在する割れ目や断層等の大小様々な不連続構造により影響を受けることが知られている。数十 m～数 km オーダーのスケールを対象とした場合、測定数量や測定スケールの問題、および内在する不連続面構造の影響により原位置やボーリングコアによる初期応力測定法では初期応力の分布や広域応力場を評価するのは困難である。

このような背景をふまえ、本研究では、原位置やボーリングコアによる初期応力測定結果を東海大学が提案する以下の種々の方法で補完しつつ、安価にかつ多点にわたって取得可能な初期応力評価手法の検討を行う。

- ①発破掘削時に見られる残存装薬孔周辺の損傷状況に基づく初期応力評価方法
- ②断層および断層の条線データに基づく初期応力評価方法⁵⁸⁾
- ③GPS 計測結果に基づく初期応力評価方法⁵⁹⁾
- ④地震発生機構の解析に基づく初期応力評価方法⁶⁰⁾

11.2 研究の進め方

原子力機構が研究所における断層データおよび発破残存孔の写真を取得し、東海大学が初期応力の評価を行う。取得したデータの一例を図 11.2.1 に示す。写真は立坑掘削後の立坑壁面部に見られる発破残存孔の写真である。立坑の切羽面は掘削ズリで覆われており観察することはできない。発破残存孔から初期応力を評価するには孔周りの塑性域を評価する必要がある。発破残存孔が正円に見えるように撮影する必要がある。しかし、立坑壁面部では発破孔は孔軸に対し大きく斜めに切られるような状態で残存しており正円に見えるように撮影するのは困難であることが分かった。水平坑道では切羽面の観察が可能で撮影も比較的容易であると想定されるため、今後、水平坑道におけるデータ取得を検討する。



図 11.2.1 研究所で取得したデータの一例

12. まとめ

2010年度においては、以下に示す項目の調査研究を実施した。

- ① 深度 300m 地点におけるボーリングコアを用いた初期応力測定
- ② 換気立坑の掘削ずりを用いた岩盤物性評価
- ③ 岩盤力学モデルの構築
- ④ クラックテンソルによる等価連続体モデルに関する検討
- ⑤ 結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための現象論的研究
- ⑥ 結晶質岩における長期岩盤挙動評価のための理論的研究
- ⑦ 第3段階における原位置試験計画策定のための海外調査事例の整理
- ⑧ 掘削体積比エネルギーを用いた原位置岩盤物性評価に関する研究
- ⑨ 種々の計測結果に基づく深部岩盤中の応力場評価に関する基礎的研究

①については、深度 300m 地点におけるボーリングコアを用いた DSCA 法による初期応力測定結果は、MIZ-1 号孔での水圧破碎測定結果と調和的であることが分かった。

②については、MIZ-1 号孔と研究坑道は約 150m 程度離れているが、MIZ-1 号孔での調査により、研究坑道での物理・力学特性を把握できることが分かった。

③については、新たに取得された岩盤物性および初期応力測定結果を用い、岩盤力学モデルの更新を行った。岩盤物性および初期応力とも、MIZ-1 号孔の調査結果は研究坑道での調査結果と調和的であることが分かった。

④については、曲面状の壁面に現れる割れ目のトレース長の算出方法を新たに提案し、クラックテンソルの算出に用いた。研究所の深度 300m 研究アクセス坑道においては、算出されたクラックテンソルのトレース（岩盤の剛性と負の相関がある）と岩盤等級は負の相関があることが分かった。岩盤等級に基づき、割れ目を考慮した物性分布が評価できる可能性を示すことができた。また、クラックテンソルモデルに基づき REV の検討を行った。その結果、深度 300m 研究アクセス坑道の方が換気立坑よりも基準領域の値への収束が速いことが分かった。

⑤については、土岐花崗岩を対象とし、ワイブル分布に基づき岩盤物性のばらつきを考慮し、本研究で提案したコンプライアンス可変型構成方程式を用いて約 3 万年間の坑道周辺岩盤の挙動を解析した。また原位置試験計画策定のための検討を行い、いくつかの研究計画を提言した。

⑥については、結晶質岩を対象とし、岩盤の時間依存性挙動に深く関わる微視亀裂の進展の要因の一つである石英の圧力溶解現象を室内試験により観察し、温度、応力、pH をパラメータとした圧力溶解式を新たに提案し、Freundlich-Langmuir 圧力溶解式(FLDmodel)と名付けた。また、提案した式による計算結果と既存の研究結果とを比較し、提案した式による計算結果が既存の研究結果を概ね表すことができることが分かった。また、亀裂性岩盤に対する均質化理論の適用について理論式を展開し、定式化を行った。

⑦については、海外の地下研究施設で実施された岩盤力学と掘削影響領域に関する調査研究において得られた知見を整理した。整理した知見は、今後実施される深度 500m ステージでの原位置試験の計画策定に反映する。

⑧については、既存の研究結果を調査し、掘削機械のデータから算出される掘削体積比エネルギーによって原位置での岩盤強度の推定が可能であることが分かった。

⑨については、換気立坑において発破残存孔の観察を行った。しかし、立坑壁面部では発破孔は孔軸に対し大きく斜めに切られるような状態で残存しており正円に見えるように撮影するのは困難であることが分かった。今後、水平坑道におけるデータ取得を検討する。

参考文献

- 1) 核燃料サイクル開発機構: “超深地層研究所 地層科学研究基本計画”, JNC TN7410 2001-018 (2002)
- 2) 日本原子力研究開発機構: “超深地層研究所計画における地表からの調査予測研究段階(第1段階)研究成果報告書”, JAEA-Research 2007-043(2007)
- 3) 糸魚川淳二: “瑞浪地域の地質”, 瑞浪市化石博物館専報, No.1, pp.1-50 (1980)
- 4) 核燃料サイクル開発機構: “3次元応力場の同定手法に関する研究”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TJ7400 2001-012 (2002)
- 5) 核燃料サイクル開発機構: “釜石原位置試験総括報告書”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN7410 99-001 (1999)
- 6) 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”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-020 (1999)
- 7) 核燃料サイクル開発機構: “東濃地域における地質環境特性に関する調査研究—地表からの調査研究の考え方と進め方—”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN7410 2002-008 (2002)
- 8) 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研究開発—平成14年度報告—”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2003-004 (2003)
- 9) 中間茂雄, 山田淳夫, 青木俊朗, 佐藤稔紀: “超深地層研究所計画(第1段階)における岩盤力学調査 No.26(2005.3)”, サイクル機構技報(2005) JNC TN1340 2004-005
- 10) 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構築—平成17年取りまとめ— 一分冊1 深地層の科学的研究—”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2005-014 (2005)
- 11) 松木浩二, 志水俊仁, 奥村清彦: “DSCAによる岩石内部微小き裂の評価”, 資源と素材, Vol.111, pp.607-615 (1995)
- 12) 平野享, 中間茂雄, 山田淳夫, 瀬野康弘, 佐藤稔紀: “超深地層研究所計画(岩盤力学に関する調査研究) MIZ-1号孔における岩盤力学調査”, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Research 2009-031 (2009)
- 13) 國丸貴紀, 見掛信一郎, 西尾和久, 鶴田忠彦, 松岡稔幸, 早野明, 竹内竜史, 三枝博光, 大山卓也, 水野 崇, 丹野剛男, 平野享, 竹内真司, 尾方伸久, 濱克 宏, 池田幸喜, 山本 勝, 弥富洋介, 島田 顕臣, 松井裕哉, 伊藤洋昭, 杉原弘造: “超深地層研究所計画 年度報告書(2009年度)” JAEA-Review 2011-007(2011)
- 14) 平野 享, 瀬野康弘, 松井裕哉: “超深地層研究所計画(岩盤力学に関する調査研究)深度200mにおける岩盤力学ボーリング調査” JAEA-Research 2010-013(2010)
- 15) M. Oda: “An experimental study of the elasticity of mylonite rock with random cracks”, International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts, Vol.25, No.2, pp.59-69 (1988)
- 16) M. Oda: “A method for evaluating the representative elementary volume based on joint survey of rock masses”, Canadian Geotechnical Journal, Vol.25, pp.440-447 (1988)
- 17) 小田匡寛, 亀村勝美, 羽出山吉裕: “不連続性岩盤の Representative Elementary Volume(REV)について”, 埼玉大学工学部建設系研究報告, 第17巻 (1987)
- 18) 森孝之, 森川誠司, 田部井和人, 岩野圭太: “研究坑道掘削に伴う坑道周辺岩盤への力学的影響評価解析”, サイクル機構技術資料(契約業務報告書 鹿島建設株式会社), JNC-TJ7400 2002-007 (2002)

- 19) 大津宏康, 西山哲, 土山富広, 中井亮太郎, 澤田淳, 山田直之, 坂本和彦, 内田雅大: “我が国の岩盤における亀裂特性とそのモデル化に関する研究 – 亀裂モデルの信頼性評価手法の開発 – (先行基礎工学分野における共同研究 最終報告書)”, サイクル機構技術資料 (京都大学大学院 核燃料サイクル開発機構共同研究), JNC-TY8400 2001-004 (2001)
- 20) 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 – 分冊2 地層処分の工学技術”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-022 (1999)
- 21) 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構築 – 平成17年取りまとめ – 分冊2 工学技術の開発 –”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 2005-015 (2005)
- 22) 大久保誠介, 福井勝則: “田下凝灰岩の長期クリープ試験と構成方程式”, 資源と素材 Vol.118 pp.36-42 (2002)
- 23) 大久保誠介, 引間亮一, 平野享, 松井裕哉: “結晶質岩を対象とした長期岩盤挙動評価のための現象論的研究(委託研究)”, JAEA-Research 2010-031 (2010)
- 24) 西松裕一, 大久保誠介, 福井勝則: “破壊限接近度と局所安全率に関する考察と拡張”, 資源と素材 Vol.110 pp.343-346 (1994)
- 25) 何昌榮, 大久保誠介, 西松裕一: “クラスII岩石の周圧下の挙動の載荷速度依存性”, 材料, 38, pp.216-220 (1989)
- 26) 山口勉, 大久保誠介, 西松裕一, 小泉昇三 (1983): “三城目安山岩の三軸圧縮強度に及ぼすひずみ速度の影響 – 岩石の破壊および変形における時間依存性の研究(第1報) –”, 日本鉱業会誌, 99, pp.87-92
- 27) 趙頭, 大久保誠介, 福井勝則: “周圧下での三城目安山岩のクリープ”, 資源・素材学会誌, 111, pp.543-548 (1995)
- 28) 羽柴公博, 大久保誠介, 福井勝則: “岩石のピーク強度および残留強度の載荷速度依存性”, 資源・素材学会誌, 121, pp.11-18 (2005)
- 29) 羽柴公博, 高秀君, 大久保誠介, 福井勝則: “小型岩石試験片用の三軸圧縮試験法の開発”, 材料, 56, pp.790-795 (2007)
- 30) Okubo S., Fukui K. and Nishimatsu Y.: “Local safety factor applicable to wide range of failure criteria”, Rock Mech. Rock Engng., 30, pp.223-227 (1997)
- 31) Bieniawski, Z. T.: “Estimating the strength of rock materials”, Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy, 74, pp.312-320 (1974)
- 32) 日科技連: “信頼性データの解析”, 日科技連(1967)
- 33) Janach, W.: “Failure of granite under compression”, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 14, pp.209-215 (1977)
- 34) 大久保誠介, 福井勝則, 張建東: “岩石の時間依存性を考慮した三次元 FEM 解析”, 資源・素材学会誌, 114, pp.79-85 (1998)
- 35) 福井勝則, 大久保誠介: “掘削抵抗から得られた岩盤強度の分布特性”, 資源・素材 2005 (室蘭)講演資料, pp.87-90 (2005)
- 36) 大久保誠介, 平野享, 松井裕哉: “結晶質岩を対象とした長期岩盤挙動評価のための現象論的研究(委託研究)”, JAEA-Research 2009-020 (2009)
- 37) Cristescu, N.: “Rock Rheology”, Kluwer Academic Pub. (1989)
- 38) 市川康明, 崔定海, 丹野剛男, 平野享, 松井裕哉: “結晶質岩を対象とした長期岩盤挙動評価のための理論的研究(2009年度)(委託研究)”, JAEA-Research 2011-007 (2011)
- 39) Berger, G., Cadore, E., Schott, J., Dove, P.M.: “Dissolution rate of quartz in lead and

- sodium electrolyte solutions between 25 and 300 °C : Effect of the nature of surface complexes and reaction affinity” , *Geochim. et Cosmochim. Acta*, 58(2), pp.541-551 (1994)
- 40) Brady, P. V., Walther, J. V. : “Control on silicate dissolution rates in neutral and basic pH solutions at 25 °C” , *Geochim. et Cosmochim. Acta*, 53, pp.2823-2830 (1989)
- 41) Brady, P. V., Walther, J. V. : “Kinetics of quartz dissolution at low temperatures” , *Chem. Geol.*, 82, pp.253-264 (1990)
- 42) Broekmans, M. A. T. M., : “Structure properties of quartz and their potential role for ASR” , *Materials Characterization*, 53, pp.129-140 (2004)
- 43) Knauss, K. G., Wolery, T. J., : “The dissolution kinetics of quartz as a function of pH and time at 70°C” , *Geochim. et Cosmochim. Acta*, 52, pp.43-53 (1998)
- 44) Renard, F., Ortoleva, P., Gratier, J. P., : “Pressure solution in sandstones : influence of clays and dependence on temperature and stress” , *Tectonophys.*, 280, pp.257-266 (1997)
- 45) He, W., Hajash, A., Sparks, D.: “Evolution of fluid chemistry in quartz compaction systems : Experimental investigations and numerical modeling” , *Geochim. et Cosmochim. Acta*, 71, pp.4846-4855 (2007)
- 46) Schwartzentruber, J., Fürst, W., Renon, H.: “Dissolution of quartz into dilute alkaline solutions at 90 °C : A kinetic study” , *Geochim. et Cosmochim. Acta*, 51, pp.1867-1874 (1987)
- 47) Sanchez-Palencia, E : “*Non-homogeneous Media and Vibration Theory*” , *Lec. Note in Phys.* 127, Springer-Verlag. (1980)
- 48) Bakhvalov, N and Panasenko, G. : “*Homogenisation: Averaging Processes in Periodic Medias*” , Kluwer AcademicPub. (1984)
- 49) Lions, J, L. : “*Perturbations Singulières dan Problèmes aux Limites et en Contrôl Optimal*” , *Lec. Note in Math.* 323, Springer-Verlag. (1973)
- 50) NEA (1989): “Excavation response in geological repositories for radioactive waste” , In *Proc. of an NEA Workshop.* (1989)
- 51) CNS (1996): “Designing the Excavation Disturbed Zone for a nuclear repository in hard rock” , *Proceedings of the EDZ Workshop, International Conference on Deep Geological Disposal of Radioactive Waste* (1996)
- 52) NEA (2002), “Characterization and representation of the Excavation Disturbed or Damaged Zone (EDZ) ” . *Lessons learnt from a SEDE Topical Session* (2002)
- 53) EC (2004): “Impact of the Excavation Disturbed or Damaged Zone (EDZ) on the performance of radioactive waste geological repositories” , *European Commission.* (2004)
- 54) 三枝博光、松井裕哉、濱克宏、佐藤稔紀、鶴田忠彦、竹内竜史、國丸貴紀、松岡稔幸、水野崇 : “超深地層研究所計画における調査研究の考え方と進め方—深度 500m までの調査研究計画—”、*JAEA-Review 2011-022* (2011)
- 55) 西松裕一 : “掘削方法とその評価方法について”、*日本鉱業会秋季大会分科会資料[L]*, pp.1-4 (1972)
- 56) Teale, R : “The concept of specific energy in rock drilling” , *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol.2, pp.57-73 (1965)
- 57) 山下雅之、石山宏二、木村哲、福井勝則、大久保誠介 : “長尺さく孔データと岩盤強度の関係に関する検討”、*第 61 回土木学会年次学術講演会講演概要集*, 3-333, pp.661-662 (2006)

- 58) Omer AYDAN : “A stress Inference Method from Fault Striations for The Stress State of Earth’s Crust”, 第 21 回西日本岩盤工学シンポジウム論文集, pp.105-112 (2000)
- 59) Omer AYDAN : “A stress Inference Method based on GPS Measurements for the Directions and Rate of Stresses in the Earth Crust and Their Variation with Time”, Yerbilimleri, 22, pp.21-32 (2000)
- 60) Omer AYDAN, Halil KUMSAR, Resat ULUSAY, : “A How to Infer the Possible Mechanism and Characteristics of Earthquakes from the Striations and Ground Surface Traces of Existing Fault”, Seismic Fault-induced Failures, pp.161-170 (2001)

This is a blank page.

国際単位系 (SI)

表1. SI基本単位

基本量	SI基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質	モル	mol
光	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	毎メートル	m ⁻¹
密度, 質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m ²
比体積	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度 ^(a) , 濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
質量濃度	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率 ^(b)	(数字の) 1	1
比透磁率 ^(b)	(数字の) 1	1

(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) ともよばれる。
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン ^(b)	rad	1 ^(b)	m/m
立体角	ステラジアン ^(b)	sr ^(c)	1 ^(b)	m ² /m ²
周波数	ヘルツ ^(d)	Hz	1	s ⁻¹
力	ニュートン	N		m kg s ⁻²
圧力, 応力	パスカル	Pa	N/m ²	m ⁻¹ kg s ⁻²
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N m	m ² kg s ⁻²
仕事率, 工率, 放射	ワット	W	J/s	m ² kg s ⁻³
電荷, 電気量	クーロン	C		s A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻¹
静電容量	ファラド	F	C/V	m ⁻² kg ⁻¹ s ⁴ A ²
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m ² kg s ⁻³ A ⁻²
コンダクタンス	ジーメンズ	S	A/V	m ⁻² kg ⁻¹ s ³ A ²
磁束密度	ウェーバ	Wb	Vs	m ² kg s ⁻² A ⁻¹
磁束	テスラ	T	Wb/m ²	kg s ⁻² A ⁻¹
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m ² kg s ⁻² A ⁻²
セルシウス温度	セルシウス度 ^(e)	°C		K
光照射度	ルーメン	lm		cd sr ^(c)
放射線核種の放射能 ^(f)	ベクレル ^(d)	Bq		s ⁻¹
吸収線量, 比エネルギー分与, カーマ	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²
線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト ^(g)	Sv	J/kg	m ² s ⁻²
酸素活性	カタール	kat		s ⁻¹ mol

(a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。
 (b) ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。
 (c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。
 (d) ヘルツは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみに使用される。
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。
 (f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。
 (g) 単位シーベルト (PV,2002,70,205) についてはCIPM勧告2 (CF-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI組立単位		
	名称	記号	SI基本単位による表し方
粘り	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
力のモーメント	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²
表面張力	ニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
角速度	ラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ =s ⁻¹
角加速度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s ²	m m ⁻¹ s ⁻² =s ⁻²
熱流密度, 放射照度	ワット毎平方メートル	W/m ²	kg s ⁻³
熱容量, エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	m ² kg s ⁻² K ⁻¹
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	m ² s ⁻² K ⁻¹
比エントロピー	ジュール毎キログラム	J/kg	m ² s ⁻²
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s ⁻³ K ⁻¹
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³	m ⁻¹ kg s ⁻²
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m kg s ⁻³ A ⁻¹
電荷密度	クーロン毎立方メートル	C/m ³	m ⁻³ s A
電表面積	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² s A
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	m ⁻² s A
誘電率	ファラド毎メートル	F/m	m ⁻² kg ⁻¹ s ⁴ A ²
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s ⁻² A ⁻²
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	m ² kg s ⁻² mol ⁻¹
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	m ² kg s ⁻² K ⁻¹ mol ⁻¹
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg ⁻¹ s A
吸収線量	グレイ毎秒	Gy/s	m ² s ⁻³
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ³ m ⁻² kg s ⁻³ =m ² kg s ⁻³
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m ² sr)	m ² m ⁻² kg s ⁻³ =kg s ⁻³
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m ³	m ⁻³ s ⁻¹ mol

表5. SI接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ²¹	ゼプト	z
10 ¹	デカ	da	10 ²⁴	ヨクト	y

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1 h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1ha=1hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1L=11=1dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1t=10 ³ kg

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI単位で表される数値
電子ボルト	eV	1eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1u=1 Da
天文単位	ua	1ua=1.495 978 706 91(6)×10 ¹¹ m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1mmHg=133.322Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852m
バイン	b	1 b=100fm ² =(10 ⁻¹² cm) ² =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的な関係は、対数量の定義に依存。
ベベル	B	
デジベル	dB	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI単位で表される数値
エル	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイン	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm ⁻² =0.1Pa s
ストークス	St	1 St=1cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
ストルブ	sb	1 sb=1cd cm ⁻² =10 ⁻⁴ cd m ⁻²
フォト	ph	1 ph=1cd sr cm ⁻² 10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1G cm ² =10 ⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1Mx cm ⁻² =10 ⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe ≡ (10 ³ /4π)A m ⁻¹

(c) 3元系のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「≡」は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻⁴ C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	f	1 f=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット		1メートル系カラット=200 mg=2×10 ⁻⁴ kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1cal=4.1858J (「15°C」カロリ), 4.1868J (「IT」カロリ), 4.184J (「熱化学」カロリ)
マイクロン	μ	1 μ=1μm=10 ⁻⁶ m

