



**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 (2009 年度)**

Mizunami Underground Research Laboratory Project -Rock Mechanical
Investigations Annual Report for Fiscal Year 2009

丹野 剛男 平野 享 松井 裕哉

Takeo TANNO, Toru HIRANO and Hiroya MATSUI

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 2011

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, 2011

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（2009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^{*}、平野 享^{*1}、松井 裕哉

（2011年4月7日受理）

超深地層研究所計画は、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が岐阜県瑞浪市で実施している結晶質岩（土岐花崗岩）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。1996年度から第1段階の調査研究を開始し、2004年度に第1段階の調査研究を終了した。2005年度からは第2段階の調査研究を実施している。

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、以上に述べた調査研究の一環として、2009年度に実施した岩盤力学に関する次に示す項目の調査研究成果をとりまとめたものである。

- ① 掘削ずりを用いた室内物理・力学試験結果の妥当性の確認
- ② 第1段階で作成した岩盤力学モデルの妥当性の確認
- ③ 研究坑道周辺岩盤の予察的変形解析
- ④ 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
- ⑤ 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
- ⑥ 掘削影響領域の評価に関する基礎的研究

①、②については、新たに試験を実施し妥当性を確認することができた。

③については、調査対象の大きさにより変形解析の結果が異なることが確認された。

④については、コンプライアンス可変型構成方程式が一軸圧縮試験での岩石の挙動を表すのに有効であることを確認した。また原位置によるコンプライアンス可変型構成方程式の実証試験案を示した。

⑤については、熱一水一応力の連成現象の一因として石英の圧力溶解について実験を行い、実験結果から石英の溶解に関する式を示すことができた。

⑥については、コア法による応力測定及び弾性波を利用したSWD（Seismic While Drilling）法により掘削影響領域の推定方法を提案することができた。

Mizunami Underground Research Laboratory Project -Rock Mechanical Investigations
Annual Report for Fiscal Year 2009

Takeo TANNO*, Toru HIRANO*¹ and Hiroya MATSUI

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

(Received April 7, 2011)

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 FY2009 activities undertaken to achieve the above goals.

- 1) Suitability of Laboratory Tests of Physical and Mechanical Properties on Waste Rock from Excavation of the Shaft
- 2) Suitability of the Phase I Rock Mechanical Environment Model
- 3) Preliminary Deformation Analysis of Rock Mass around the Underground Facilities
- 4) Phenomenological Study on Crystalline Rock for Evaluating Long-term Behavior
- 5) Theoretical Study on Crystalline Rock for Evaluating of Long-term Behavior
- 6) Fundamental Study on Evaluation Methods of Excavation Distributed Zones

As the result of above 6 activities, suitability of laboratory test and Phase I Rock mechanical Environment Model are confirmed and also methods for EDZ estimation were specified by estimation of in situ stress with core and SWD (Seismic While Drilling).

Keywords: MIU, Rock Mechanical Environment Model, Crystalline Rock, Phase II

* Collaborating Engineer

*¹ NISIMATSU CONSTRUCTION CO., LTD. (Former Collaborating Engineer)

目 次

1. はじめに.....	1
2. 2009年度の実施調査研究の目的と概要.....	3
2.1 調査研究の目的.....	3
2.2 調査研究の概要.....	4
3. 調査試験（室内物理・力学試験結果の妥当性の確認）.....	5
3.1 室内物理・力学試験.....	5
3.1.1 目的.....	5
3.1.2 調査内容.....	5
3.1.3 調査結果及び考察.....	6
4. モデル化・解析（岩盤力学モデルの構築）.....	7
4.1 第1段階の予測の妥当性検討.....	7
4.1.1 目的.....	7
4.1.2 第1段階モデルと第2段階データとの比較.....	7
4.1.3 妥当性の検討及び考察.....	9
5. モデル化・解析（等価連続体モデルによる掘削影響予測の妥当性の評価）.....	10
5.1 目的.....	10
5.2 クラックテンソルの概要.....	10
5.3 解析内容.....	10
5.4 深度350mにおけるクラックテンソルの比較及び考察.....	11
5.5 クラックテンソルの比較（深度500m）及び考察.....	13
6. 調査技術開発（長期岩盤挙動評価のための現象論的研究）.....	16
6.1 目的.....	16
6.2 堆積岩（田下凝灰岩）の長期クリープ試験.....	16
6.2.1 試料岩石と試験方法.....	16
6.2.2 試験結果.....	16
6.3 岩石を対象にした構成方程式とパラメータの取得方法に関するとりまとめ.....	17
6.3.1 岩石の構成方程式の特徴.....	17
6.3.2 一次元応力下での構成方程式.....	18
6.3.3 三次元応力下での構成方程式.....	19
6.3.4 構成方程式中のパラメータの求め方.....	20
6.3.5 構成方程式と数値シミュレーションにおける今後の課題.....	23
6.4 試験方法に関するとりまとめ.....	24
6.4.1 圧縮強度試験.....	24
6.4.2 クリープ試験.....	24
6.5 結晶質岩（土岐花崗岩）の時間依存性挙動に関するとりまとめ.....	24
6.6 稲田花崗岩の中間温度領域における時間依存性挙動.....	27
6.7 土岐花崗岩の長期挙動に関する予察的検討.....	28
6.7.1 坑道の変形解析方法と解析条件.....	28
6.7.2 坑道の変形解析結果.....	29
6.8 原位置試験の提案.....	29
7. 調査技術開発（長期岩盤挙動評価のための理論的研究）.....	31
7.1 目的.....	31

7.2	研究内容	31
7.3	花崗岩の破壊機構に関する基礎理論	31
7.3.1	岩石の亜臨界亀裂進展とそのメカニズム	31
7.3.2	亜臨界亀裂進展の実験データ	32
7.3.3	花崗岩の亜臨界亀裂進展に関する考察とまとめ	33
7.4	石英の溶解に関する実験	34
7.4.1	石英の溶解実験	34
7.4.2	供試体及び実験の概要	34
7.4.3	閉鎖系（溶液滞留型）実験	34
7.4.4	開放系（溶液透過型）実験	35
7.4.5	実験手順	36
7.4.6	石英の圧力溶解における pH の影響（閉鎖系実験）	37
7.4.7	石英の圧力溶解における温度の影響（開放系実験）	37
7.4.8	石英の圧力溶解における載荷応力の影響	38
7.5	まとめ	40
8.	大学・他研究機関との研究協力（掘削影響領域の評価に関する基礎的研究）	41
8.1	岩芯試料を用いた坑道周辺岩盤の応力測定	41
8.1.1	目的	41
8.1.2	内容	41
8.1.3	試験の概要	41
8.1.4	一軸載荷試験結果	43
8.1.5	三次元応力状態の解析結果	44
8.2	岩芯採取時振動を用いた不連続構造評価	46
8.2.1	目的	46
8.2.2	SWD 法の基本概念	47
8.2.3	瑞浪超深地層研究所の深度 200m ボーリング横坑内における適用結果	48
8.2.4	まとめ	52
9.	まとめ	55
	参考文献	56

CONTENTS

1.	Introduction.....	1
2.	Objectives and overview of this study in FY2009.....	3
2.1	Purpose.....	3
2.2	Overview	4
3.	Research and Investigation.....	5
3.1	Rock physical and mechanical properties.....	5
3.1.1	Purpose.....	5
3.1.2	Investigation	5
3.1.3	Result and discussion	6
4.	Conceptual rock mechanical model developed.....	7
4.1	Validation of conceptual rock mechanical model developed during phase I	7
4.1.1	Purpose.....	7
4.1.2	Compare model of phase I and phase II	7
4.1.3	Validation and discussion.....	9
5.	Evaluation of preliminary excavation disturbed zone	10
5.1	Purpose.....	10
5.2	Overview of crack tensor	10
5.3	Analysis.....	10
5.4	Comparison and discussion of crack tensor for Ventilation Shaft at GL-350m	11
5.5	Comparison and discussion of crack tensor for Ventilation Shaft at GL-500m	13
6.	Phenomenological study on long-term behavior.....	16
6.1	Purpose.....	16
6.2	Long-term creep test of Toge tuff.....	16
6.2.1	Sample and testing method.....	16
6.2.2	Result	16
6.3	Constitutive equation for rock and establishment of parameters	17
6.3.1	Characteristics of the constitutive equation for rock.....	17
6.3.2	Constitutive equation in uniaxial stress state	18
6.3.3	Constitutive equation in triaxial stress state.....	19
6.3.4	Establishment of parameters for constitutive equation for rock.....	20
6.3.5	Future numerical analysis with constitutive equation.....	23
6.4	Testing method.....	24
6.4.1	Equipment for uniaxial compression test.....	24
6.4.2	Equipment for creep test.....	24
6.5	Time dependent behavior of Crystalline Rock (Toki Granite)	24
6.6	Time dependent behavior of Inada Granite at mid-range temperature.....	27
6.7	Numerical analysis of the long-term behavior of Toki Granite	28
6.7.1	Analytical model and analysis conditions	28
6.7.2	Results of numerical analysis	29
6.8	Proposal for in situ testing methods	29
7.	Theoretical study for estimating long-term behavior.....	31
7.1	Purpose.....	31

7.2	Study	31
7.3	Theory of fracture mechanism for granite	31
7.3.1	Subcritical crack growth and mechanism	31
7.3.2	Experiment data on subcritical crack growth	32
7.3.3	Discussion and conclusions on subcritical crack growth of granite.....	33
7.4	Quartz dissolution experiment.....	34
7.4.1	Previous study	34
7.4.2	Specimen and summary of experiment	34
7.4.3	Closed fluid experiment.....	34
7.4.4	Flow through experiment.....	35
7.4.5	Experimental procedure.....	36
7.4.6	pH effect on dissolution	37
7.4.7	Temperature effect on dissolution.....	37
7.4.8	Stress effect on dissolution.....	38
7.5	Conclusion	40
8.	Fundamental study on evaluation of excavation disturbed zone	41
8.1	Measurement of stress using rock cores from around research gallery	41
8.1.1	Purpose.....	41
8.1.2	Content.....	41
8.1.3	Outline	41
8.1.4	Results of experiment.....	43
8.1.5	Estimation of three dimensional stress state.....	44
8.2	Evaluation of geological structure using vibrations induced by drilling.....	46
8.2.1	Purpose.....	46
8.2.2	Concept.....	47
8.2.3	Results of application in research gallery	48
8.2.4	Conclusion.....	52
9.	Conclusion	55
	References	56

図目次

図 1.1 東濃地区の地質分布及び調査位置図.....	1
図 2.1.1 研究所用地.....	3
図 2.1.2 空間スケール概念.....	3
図 2.1.3 掘削影響領域概念図.....	4
図 3.1.1 研究坑道及びボーリング孔のレイアウト.....	5
図 3.1.2 本試験（06MI03 号孔・換気立坑）と既往試験結果の比較.....	6
図 4.1.1 第 1 段階の調査に基づき構築された岩盤力学モデル.....	7
図 4.1.2 第 1 段階と第 2 段階での初期応力測定結果の比較.....	9
図 5.2.1 クラックテンソルモデル概念.....	10
図 5.4.1 MIZ-1 号孔の深度 300m～600m の割れ目の方向分布.....	12
図 5.4.2 06MI03 号孔の深度 350m（335m～365m）の割れ目の方向分布.....	12
図 5.4.3 換気立坑の深度 350m（333.8m～365.0m）の壁面観察により得られた割れ目の方向分布.....	12
図 5.5.1 深度 500m における予察的変形解析結果（換気立坑、水平坑道）（2009 年度）.....	13
図 5.5.2 深度 500m における予察的変形解析結果（換気立坑、水平坑道）（2004 年度）.....	14
図 6.2.1 空圧式クリープ試験機の概略図.....	16
図 6.2.2 クリープ歪及び圧力の変化.....	17
図 6.2.3 補正したクリープ歪.....	17
図 6.3.1 残存寿命の予測の例.....	17
図 6.3.2 田下凝灰岩のクリープ歪曲線.....	17
図 6.3.3 m の大きさにより場合分けした、クリープ曲線、応力歪曲線、応力緩和曲線.....	19
図 6.3.4 歪速度を交互に切り換える試験の模式図.....	21
図 6.3.5 ピーク強度以降の応力歪曲線の傾きの代表値 α の求め方.....	22
図 6.3.6 α と m/n との関係.....	22
図 6.3.7 水分（湿度）、温度、周圧の影響を表す概念図.....	22
図 6.6.1 クリープ歪と温度の関係.....	27
図 6.6.2 室温時に対するクリープ歪の増加割合.....	27
図 6.6.3 絶対温度に対するクリープ歪の増加割合.....	28
図 6.7.1 円形坑道の二次元計算モデル.....	28
図 6.7.2 円形坑道の二次元計算モデル.....	28
図 6.7.3 基本条件で計算した内空変位と内空変位速度の経時変化.....	29
図 7.3.1 応力腐食割れによる亀裂進展速度と応力拡大係数の関係.....	32
図 7.3.2 様々な花崗岩の亜臨界亀裂進展.....	32
図 7.3.3 花崗岩の亜臨界亀裂進展に対する温度と蒸気圧の影響.....	32
図 7.4.1 石英供試体.....	34
図 7.4.2 閉鎖系（溶液滞留 closed fluid 型）実験装置の概要.....	35
図 7.4.3 閉鎖系実験装置の全体写真.....	35
図 7.4.4 閉鎖系実験装置の载荷装置.....	35
図 7.4.5 開放系（溶液透過 flow through 型）実験装置の概要.....	36
図 7.4.6 開放系実験装置の全体写真.....	36
図 7.4.7 石英の溶解速度における pH 依存性.....	37

図 7.4.8 各種条件下における Si 濃度時間変化	38
図 7.4.9 石英の溶解速度の温度依存性	38
図 7.4.10 载荷応力による Si 濃度の時間変化.....	39
図 7.4.11 载荷応力による溶解速度の変化	39
図 7.4.12 各種载荷応力下における Arrhenius プロット	40
図 8.1.1 岩芯採取地点	42
図 8.1.2 試験片の切り出し方向（応力計測方向）	42
図 8.1.3 センサ設置位置の模式図.....	43
図 8.1.4 試験状況.....	43
図 8.1.5 载荷試験時の载荷パターン	43
図 8.1.6 一軸载荷試験結果の例	43
図 8.1.7 主応力方向とその大きさ	45
図 8.2.1 掘削振動を用いる不連続構造評価方法の概念図	48
図 8.2.2 観測孔・掘削孔のレイアウト及び測定の様式図	49
図 8.2.3 掘削振動を用いて推定した岩盤の弾性波伝搬速度変化	50
図 8.2.4 掘削振動による 3次元反射イメージング結果の例	51
図 8.2.5 反射率分布及び亀裂分布	53
図 8.2.6 08MI14 孔口上下 1m の水平面内における掘削振動で推定された反射率分布	54
図 8.2.7 08MI14 孔口上下 1m の水平面内における掘削振動で推定された反射率分布	54
図 8.2.8 掘削振動で推定された反射率分布と 3孔から推定される亀裂分布の比較	54

表目次

表 4.1.1 室内物理・力学試験の結果一覧	8
表 4.1.2 初期応力測定結果（深度 100m）	8
表 4.1.3 初期応力測定結果（深度 200m）	8
表 5.4.1 換気立坑の深度 350m におけるクラックテンソル	11
表 5.5.1 換気立坑の結果の比較	15
表 5.5.2 水平坑道の結果の比較	15
表 6.3.1 コンプライアンス可変型構成方程式の解析解	18
表 6.5.1 土岐花崗岩の一軸圧縮試験結果	26
表 6.5.2 従来の研究で求められた n	26
表 6.6.1 室温時に対するクリープ歪増加割合	27
表 6.7.1 数値解析条件	28
表 6.8.1 コンプライアンス可変型構成方程式のパラメータを求めるための三段階の説明	29
表 6.8.2 時間依存性と内部摩擦角 ϕ を考えた岩盤分類の一案	30
表 7.4.1 各時間における溶解速度と平均溶解速度	38
表 7.4.2 载荷応力の影響による溶解速度の時間変化	39
表 7.4.3 各種载荷応力下における活性化エネルギー E_a とエンタルピー変化 ΔH	40
表 8.1.1 応力測定対象の岩芯を採取したボーリング孔と採取地点	42
表 8.1.2 各地点における計測結果の概要	46

This is a blank page.

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）が岐阜県瑞浪市で実施している結晶質岩（土岐花崗岩）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。MIU 計画は、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（以下、「正馬様用地」という。位置は図 1.1 参照）において開始し、瑞浪市明世町の市有地（以下、「研究所用地」という。位置は図 1.1 参照）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。2005 年度中には研究坑道の掘削が被覆層である瑞浪層群を通過して基盤の土岐花崗岩に到達し、現在まで引続き第 2 段階の調査研究を実施している。

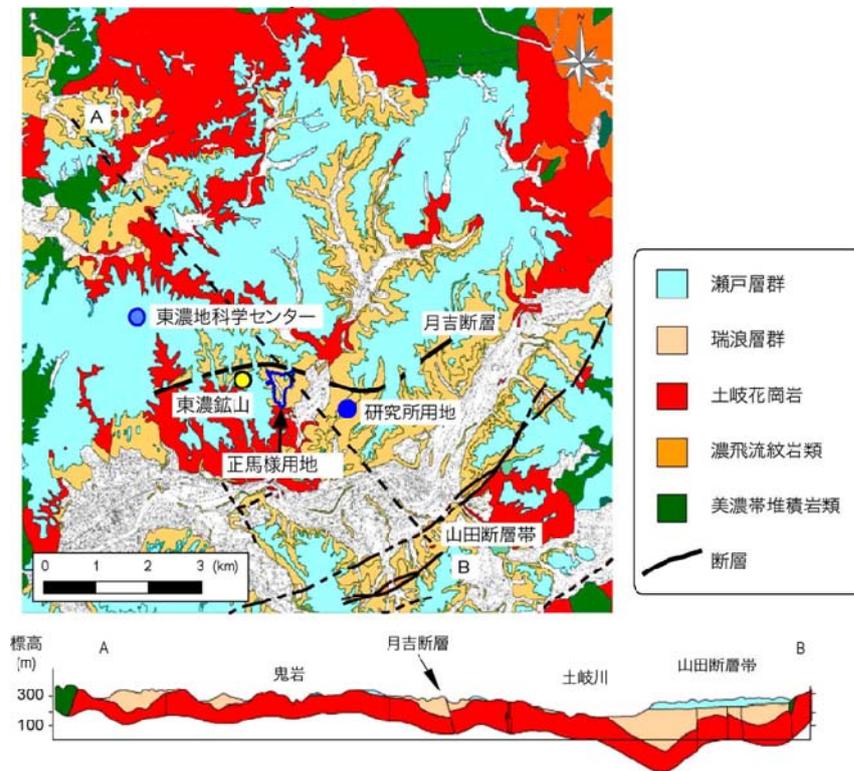


図 1.1 東濃地区の地質分布及び調査位置図
 (地質分布は糸魚川³⁾を一部修正)

地層処分場など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に際して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一性などの存

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一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、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⁶⁾（後述、図 2.1.3 参照）。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）も数千年程度にわたり、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。

以上、これらの観点から、岩盤力学分野における重要な調査研究課題として、以下の 3 項目が挙げられる。

- (1) 初期応力等の測定と岩盤力学モデル構築手法に関する研究（力学調査研究）
- (2) 坑道（空洞）周辺岩盤の掘削影響に関する調査研究（掘削影響研究）
- (3) 岩盤の力学的長期挙動に関する研究（長期挙動研究）

以上を踏まえ、岩盤力学に関する第 2 段階の調査研究では、深度 100m 間隔で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（ただし 400m 予備ステージは除く）。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）における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）における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、サイトスケールにおける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^{6),7)}。また、数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^{6),7)}。

2. 2009年度の実施調査研究の目的と概要

2.1 調査研究の目的

第2段階の調査研究においては、研究坑道（図2.1.1）の掘削を伴う研究段階とし、「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いる。そこで本研究では、第1段階で実施された調査の有効性の評価、第1段階で作成されたサイトスケール（図2.1.2参照）の地質環境モデルの妥当性評価とブロックスケール（図2.1.2参照）の同モデルの構築、掘削影響領域（図2.1.3参照）の評価方法の構築及び時間依存性挙動に関する長期岩盤挙動の把握を目的とする。

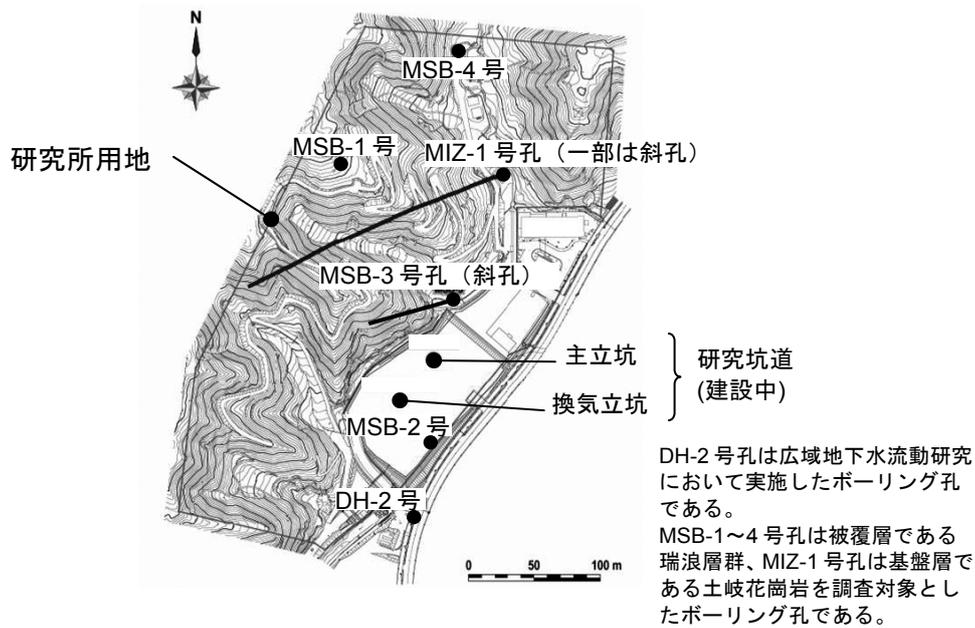


図 2.1.1 研究所用地

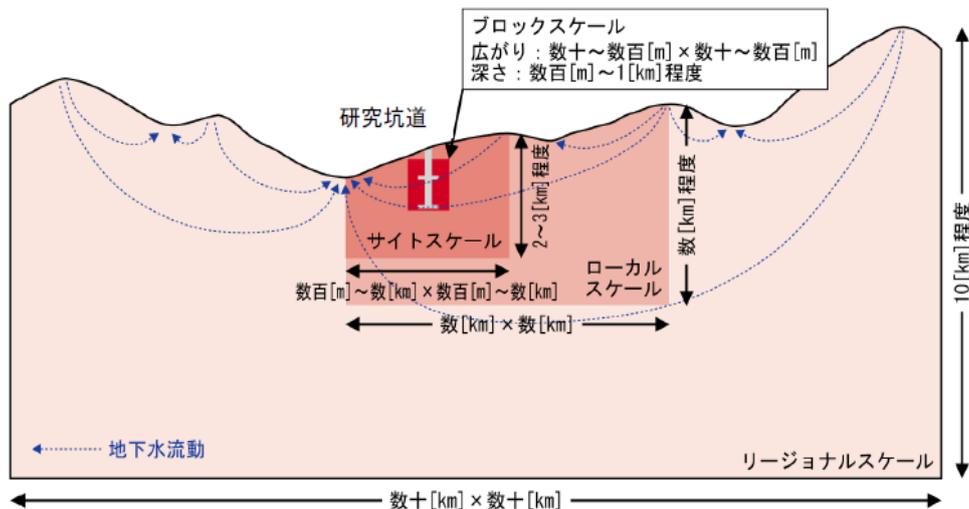
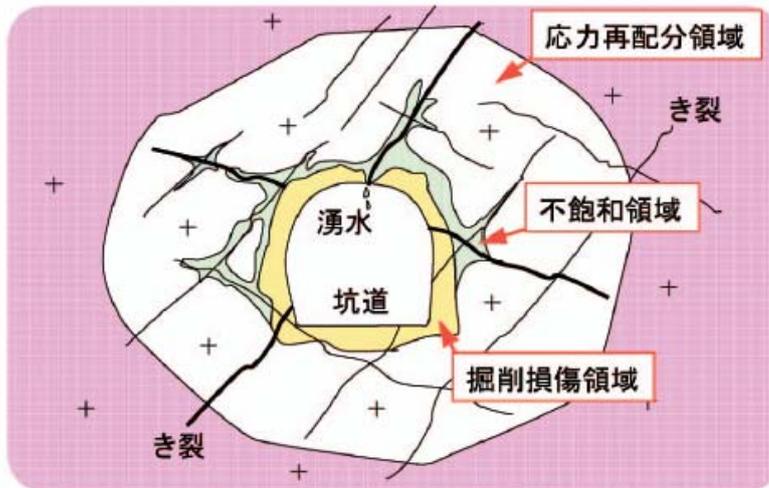


図 2.1.2 空間スケールの概念²⁾



掘削影響領域は、左図のように、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る。

図 2.1.3 掘削影響領域の概念図⁶⁾

2.2 調査研究の概要

本報告は、前述の調査研究の目的の実現の一環として、2009年度に実施した次に示す項目の調査研究成果をとりまとめたものである。

- ① 掘削ずり及びボーリングコアを用いた室内物理・力学試験結果の妥当性の確認（第3章 調査試験）
- ② 第1段階で作成した岩盤力学モデルの妥当性の確認（第4章 モデル化・解析）
- ③ 研究坑道周辺岩盤の予察的変形解析（第5章 モデル化・解析）
- ④ 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6章 調査技術開発）
- ⑤ 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7章 調査技術開発）
- ⑥ 掘削影響領域の評価に関する基礎的研究（第8章 大学・他研究機関との研究協力）

①については、立坑掘削の進捗に伴って行っている既存の試験結果と比較できるように新たに試験を実施し、両者の試験結果を比較しクロスチェックすることにより、立坑掘削の進捗に伴って行っている試験の手法の妥当性を確認するものである。

②については、第2段階で得られた物理・力学特性、初期地圧に基づき、第1段階で作成した岩盤力学モデルの妥当性を確認するものである。

③については、未掘削部の研究坑道について既存のデータから予察的に空洞掘削時の岩盤の変形解析を行うものである。

④及び⑤については、坑道閉鎖後数千年程度にわたる岩盤の挙動を把握するための技術を開発するものである。

⑥については、空洞周辺の力学的な掘削影響領域を評価するための測定手法を開発するものである。

3. 調査試験（室内物理・力学試験結果の妥当性の確認）

3.1 室内物理・力学試験

3.1.1 目的

第2段階では、瑞浪超深地層研究所における岩盤の物理・力学特性を把握するために、立坑の掘削ずりを用いた室内物理・力学試験を継続して行っている。2009年度では、立坑掘削の進捗に伴って行っている掘削ずりによる試験の妥当性を確認するための新たな室内試験を実施し、掘削ずりによる既存の試験結果と新たな試験結果とをクロスチェックすることで、掘削ずりによる試験方法及び試験結果の妥当性を確認することを目的とする。

3.1.2 調査内容

図3.1.1に示されている、06MI03号孔の深度210m～230mで採取されたボーリングコアと、換気立坑の深度430mで採取された掘削ずりを用いて、既存の試験結果のクロスチェックを目的とした室内物理・力学試験を実施した。06MI03号孔の深度210m～230m、及び換気立坑の深度430mは、土岐花崗岩であり、今回の試験で使用した岩石試料は、中粒～粗粒の黒雲母花崗岩で、灰白色を呈するものであった。また試験に用いた岩石試料は、風化変質の認められないものを選定した。

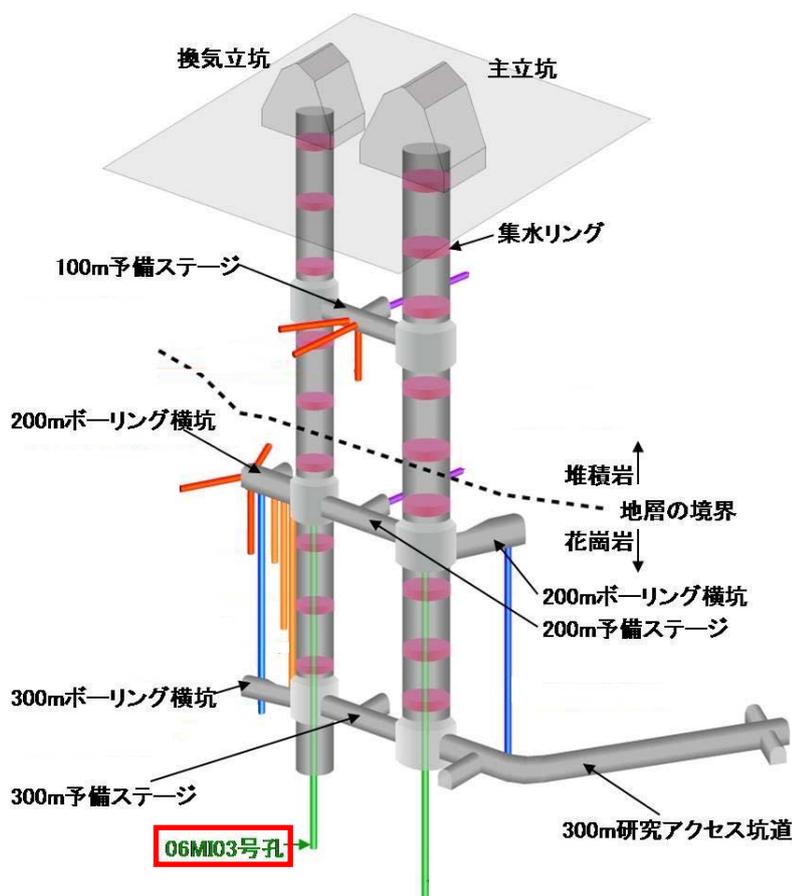


図 3.1.1 研究坑道及びボーリング孔のレイアウト

3.1.3 調査結果及び考察

室内物理・力学試験の結果を図 3.1.2 に示す。各物性値とも、試料の採取地点による相違は認められないことから、岩石の物性は深度方向に概ね一様であり、立坑に分布する土岐花崗岩体が力学的には概ね一様であることを示している。また、深度 210m～230m の P 波速度及び一軸圧縮強さにおいて今回実施した試験の方が、2009 年度までに行った掘削ずりを用いた試験データよりも若干高い数値結果となっているが、その他では 06MI03 号孔の深度 210m～230m、及び換気立坑の深度 430m の位置ともに、2009 年度までに実施した掘削ずりを用いた試験、及び深度 200m 力学調査の試験のデータに概ね一致しており、これまでに行った室内物理・力学試験結果は信頼度の高いものであることが確認された。

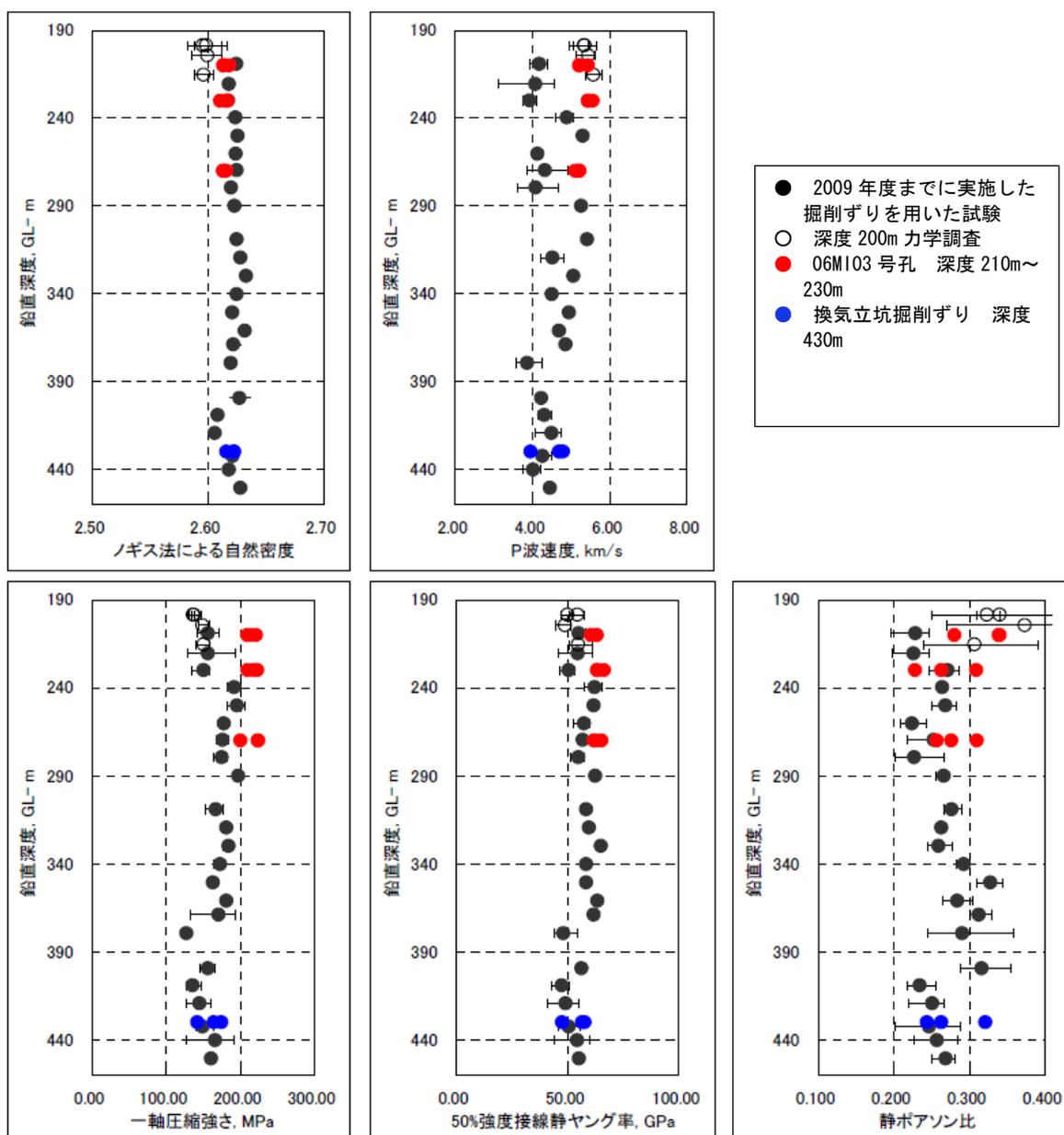


図 3.1.2 本試験(06MI03 号孔・換気立坑)と既往試験結果の比較

4. モデル化・解析（岩盤力学モデルの構築）

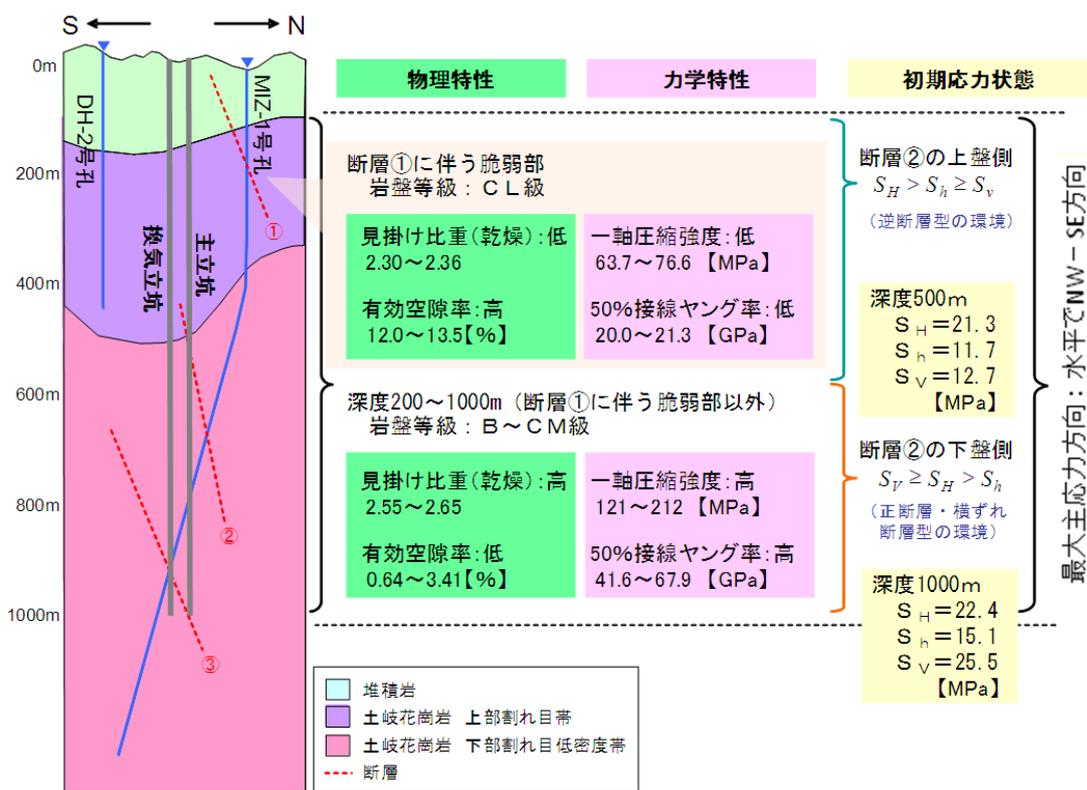
4.1 第1段階の予測の妥当性検討

4.1.1 目的

地下岩盤中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。このモデルの構築は施設建設の候補地を選定する際にも重要な情報の一つとなることから、地表からの調査研究段階（第1段階）で、地下深部岩盤の物理特性、力学特性及び初期応力状態を正確に反映した力学モデルを作成することが重要である。そこで、現在行っている第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の妥当性を評価し、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作成する技術を確立することを目的とする。

4.1.2 第1段階モデルと第2段階データとの比較

2009年度は、超深地層研究所計画の第1段階で構築した岩盤力学モデル⁸⁾を、第2段階の力学調査結果⁹⁾と比較検討し、妥当性の評価を行った。第1段階の地表からの調査(MIZ-1号孔での調査結果)で行われた初期地圧測定及び室内物理・力学試験より得られた結果を既得情報とし、構築された岩盤力学モデル⁸⁾を図4.1.1に示す。



※上図は概念図であり、実際の坑道はN-S断面上で本図のようには並ばない

図 4.1.1 第1段階の調査に基づき構築された岩盤力学モデル¹⁰⁾

次に、2009年度までに第2段階で実施した岩盤力学調査の概要を示す。初期応力測定は、立坑深度100m(06MI04~06号孔)と200m(08MI14~16号孔)で実施した。また、立坑深度100m(土岐夾炭累層)及び200m(土岐花崗岩)において、室内物理・力学試験を実施した。表4.1.1に、第1段階で実施したMIZ-1号孔における室内物理・力学試験結果¹⁰⁾、深度100m、深度200mにおける室内物理・

力学試験結果の比較¹⁰⁾、表 4.1.2 及び表 4.1.3 に深度 100m、深度 200m における初期応力測定の結果¹⁰⁾、図 4.1.2 に第 1 段階と第 2 段階の初期応力測定結果の比較¹⁰⁾を示す。

表 4.1.1 室内物理・力学試験の結果一覧

調査地点	MIZ-1 (平均値)	立坑深度 200(m) (平均値±σ)	MIZ-1 (平均値)	立坑深度 100(m) (平均値±σ)
岩相	土岐花崗岩		土岐夾炭累層	
乾燥状態のみかけ比重 (乾燥相対密度)	2.62	2.62±0.01	1.47	1.51±0.11
含水比(%)	0.41	0.24±0.00	30.5	29.7±4.5
有効空隙率(%)	1.12	1.05±0.09	44.3	44.6±3.6
P 波弾性波速度(km/s)	5.45	5.42±0.20	2.39	2.57±0.29
S 波弾性波速度(km/s)	2.91	3.44±0.19	1.09	1.22±0.12
一軸圧縮強さ(MPa)	173	143.2±9.4	12.3	10.7±2.0
50%接線ヤング率(GPa)	53.9	51.9±4.3	4.5	4.97±1.16
ポアソン比	0.265	0.34±0.07	0.290	0.42±0.05
圧裂引張強さ(MPa)	6.48	6.32±0.71	1.00	0.782±0.184
粘着力(MPa)	39.1 側圧 0-30MPa 時	16.3±0.9 側圧 0-20MPa 時	3.30 側圧 0-30MPa 時	3.99±0.68 側圧 0-4MPa 時
内部摩擦角(°)	52.2 側圧 0-30MPa 時	64±1 側圧 0-20MPa 時	24.3 側圧 0-30MPa 時	15.4±4.2 側圧 0-4MPa 時

表 4.1.2 初期応力測定結果 (深度 100m)

06MI-06 号孔の円錐孔底ひずみ法で評価された初期応力

測定地点 (mabh)	解析可能な成分数	ステレオネット図番	最大主応力 σ_1	中間主応力 σ_2	最小主応力 σ_3	備考
5.0	10	(a)	3.35±0.38 (9° / 18°)	2.67±0.13 (144° / 179°)	1.49±0.11 (278° / 18°)	
6.0	12	(b)	3.28±0.07 (149° / 144°)	2.03±0.09 (9° / 38°)	1.59±0.05 (262° / 21°)	鉛直に近い成分無し
7.0	16	(c)	2.79±0.02 (136° / 17°)	2.03±0.02 (44° / 13°)	1.84±0.01 (255° / 175°)	確率誤差が最小
8.0	2		評価不能			値なし
8.5	9	(d)	2.46±0.48 (110° / 120°)	1.38±1.04 (212° / 130°)	-0.88±0.99 (352° / 52°)	解析精度が不足
9.0	9	(e)	3.74±0.34 (312° / 15°)	2.06±0.35 (43° / 19°)	0.41±0.28 (193° / 80°)	

※初期応力は圧縮を正として大小関係(最大・最小)を示した、±値は確率誤差、括弧内は初期応力の軸の方向(真北からの時計回り角度 / 傾斜伏角)を示す

表 4.1.3 初期応力測定結果 (深度 200m)

08MI-14 号孔の円錐孔底ひずみ法で評価された初期応力

測定地点 (mabh)	解析可能な成分数	ステレオネット図番	最大主応力 σ_1	中間主応力 σ_2	最小主応力 σ_3	備考
12.8	16	(a)	8.2±0.3 (298° / 26°)	4.0±0.4 (190° / 133°)	0.7±0.3 (58° / 46°)	コアディスクキング発生
13.0	16	(b)	7.7±0.6 (310° / 17°)	4.5±0.5 (213° / 143°)	-1.4±0.5 (48° / 46°)	コアディスクキング発生
13.4	15	(c)	11.9±0.5 (314° / 15°)	2.9±0.4 (219° / 146°)	1.0±0.4 (49° / 44°)	機器故障で途中欠測
17.9	16	(d)	12.4±0.4 (300° / 15°)	5.5±0.4 (203° / 151°)	3.1±0.4 (34° / 38°)	
18.4	11	(e)	10.4±0.3 (118° / 19°)	6.6±0.2 (220° / 155°)	3.0±0.3 (22° / 34°)	
19.2	16	(f)	9.5±0.6 (137° / 21°)	5.2±0.4 (253° / 149°)	2.8±0.6 (32° / 33°)	

※初期応力は圧縮を正として大小関係(最大・最小)を示した、±値は確率誤差、括弧内は初期応力の軸の方向(真北からの時計回り角度 / 傾斜伏角)を示す

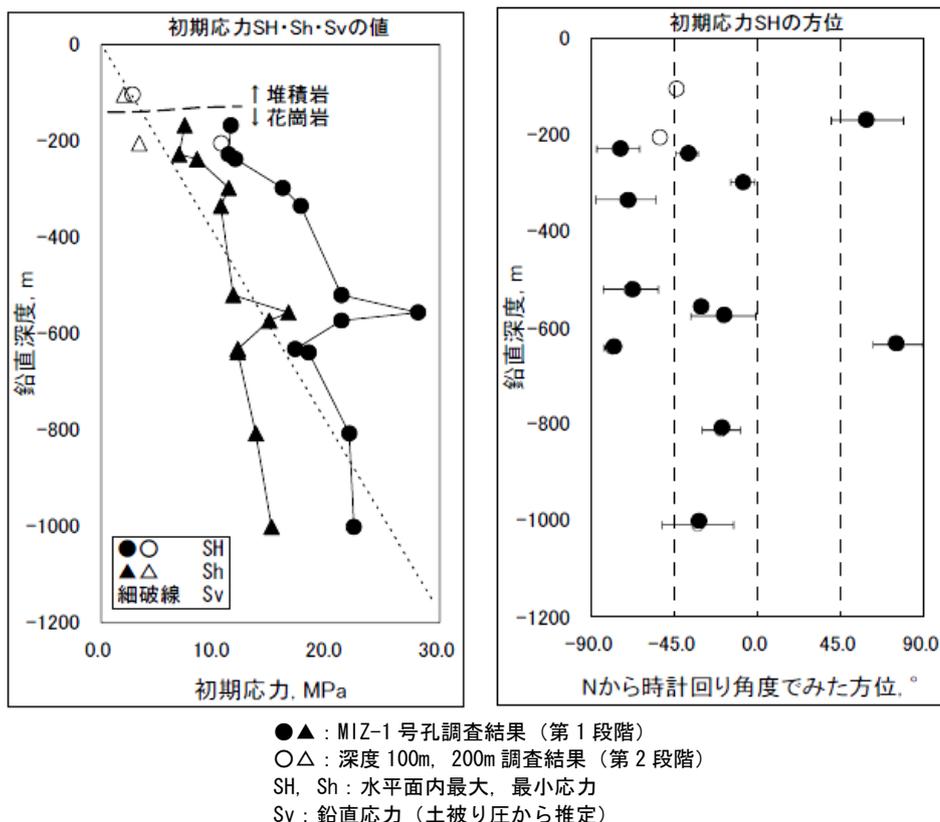


図 4.1.2 第1段階と第2段階での初期応力測定結果の比較

4.1.3 妥当性の検討及び考察

表 4.1.1 から、土岐花崗岩部の粘着力以外の物性値についてはほぼ同等の値を示している。また、図 4.1.2 においては、表 4.1.2、表 4.1.3 の結果を図中に示し、第1段階での MIZ-1 号孔における初期応力測定結果（図中凡例；●▲）と、深度 100m 及び深度 200m での初期応力測定結果（図中凡例；○△）を比較している。図 4.1.2 より、深度 200m の土岐花崗岩部では、MIZ-1 号孔の結果と比較した結果、水平面内の最大主応力は、絶対値及び方位とも調和的である。また、深度 100m では比較すべき測定結果はないが、左図において、堆積岩の応力値は土岐花崗岩部の応力値を外挿したものより小さく等方的であると推定できる。右図においては、水平面内の最大主応力の方位は堆積岩部も土岐花崗岩部も概ね一致している。

このように、第1段階で実施した MIZ-1 号孔での調査結果と、深度 100m 及び深度 200m での調査結果は概ね整合しており、このことから第1段階で構築した岩盤力学モデルは妥当であると言え、岩盤の長期挙動予測や掘削影響領域の把握のための基礎的なデータとなりうることを示すことができた。また地表からの調査研究結果に基づき空洞建設予定地周辺の岩盤の力学モデルを予想的にモデリングすることが可能であることを示すことができた。ただし初期応力状態について、深度 600m の断層帯付近を境に応力状態が変化していることが認められることから¹⁾、岩盤としての力学特性を考える上では、内在する不連続構造が応力状態に与える影響の検討が課題としてあげられる。

5. モデル化・解析（等価連続体モデルによる掘削影響予測の妥当性の評価）

5.1 目的

岩盤は割れ目を含む不連続構造体であり、この割れ目は微細なものから、比較的大きいものまで存在し、領域の岩盤の応力分布や変形挙動に影響を及ぼす。よって、空洞掘削に伴う岩盤の挙動に関しては、岩盤の応力分布のみならず、岩盤の割れ目も考慮したものでなければならない。そこで本研究では、岩盤内の割れ目を考慮した解析モデルを作成し、掘削時の研究坑道周辺岩盤の変形解析を行うことにより、岩盤の予察的な変形挙動を把握することを目的とする。

5.2 クラックテンソルの概要

本研究では、クラックテンソルモデルを用いて変形解析を行った。クラックテンソルとは Oda^{12),13)}によって提案されているテンソル量で、統計的に均質な岩盤領域における割れ目の密度、大きさ、方向などの幾何学特性を表現するものであり、クラックテンソルを導入することによって、割れ目を含む岩盤を等価な連続体として取り扱うことができる。

岩盤に作用する応力 σ と、そのとき発生するひずみとの関係は、図 5.2.1 に示されるように、割れ目をスプリングで連結させた平行平板でモデル化し、割れ目群の幾何学特性を表すクラックテンソルを導入することによって求められる。

巨視的なひずみ ε が基質部の弾性ひずみと割れ目による弾性ひずみの二つの成分の和であるので、 σ と ε との関係は、次式のように表される。

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ij} &= (M_{ijkl} + C_{ijkl})\sigma_{kl} \\ &= \left[\frac{1}{E} \{ (1+\nu)\delta_{ik}\delta_{jl} - \nu\delta_{ij}\delta_{kl} \} + \left(\frac{1}{h} - \frac{1}{g} \right) F_{ijkl} + \frac{1}{4g} (\delta_{ik}F_{jl} + \delta_{jk}F_{il} + \delta_{il}F_{jk} + \delta_{jl}F_{ik}) \right] \sigma_{kl} \end{aligned} \quad (5.1)$$

M_{ijkl} は基質部のコンプライアンステンソル、 C_{ijkl} は割れ目のコンプライアンステンソル、 E と ν は岩盤の基質部のヤング係数とポアソン比、 F_{ij} と F_{ijkl} は 2 階と 4 階のクラックテンソル、 h と g は割れ目の垂直剛性とせん断剛性に関するパラメータ、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタを表す。

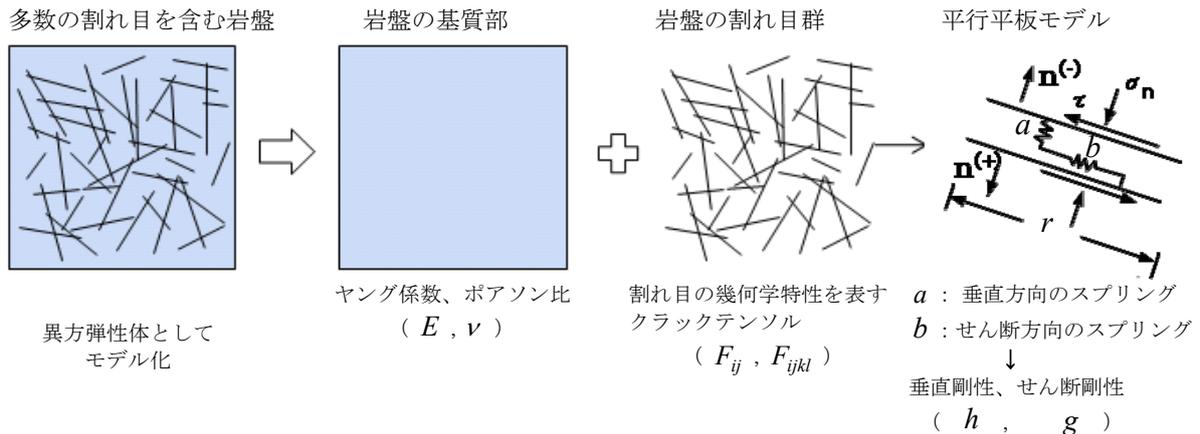


図 5.2.1 クラックテンソルモデルの概念

5.3 解析内容

地質調査結果に基づいて、割れ目の情報から換気立坑の深度 350m 及び深度 500m におけるクラックテンソルを予察的に算出し、2004 年度（地表からの調査結果に基づく解析）と 2009 年度（原位置の調査結果に基づく解析）のクラックテンソルとを比較した。また、2009 年度に算出し

たクラックテンソルを用いて、換気立坑の深度 500m 及び深度 500m における水平坑道の予察的変形解析を行った。なお、2004 年度は MIZ-1 号孔の割れ目の方向分布を深度別に評価した結果、深度 300m~600m を一つのゾーンとして取り扱っている。

5.4 深度 350m におけるクラックテンソルの比較及び考察

換気立坑の深度 350m を対象として、2004 年度の予察的解析¹⁴⁾で算出したクラックテンソルと 2009 年度で算出した原位置の調査結果（パイロットボーリング調査結果、坑道壁面観察結果）とを比較した。クラックテンソルは以下の 1)、2)、3)に基づいて算出した。

- 1) 地表からのボーリング調査結果（2004 年度）
- 2) 換気立坑パイロットボーリング調査結果（2009 年度）
- 3) 換気立坑壁面観察結果（2009 年度）

クラックテンソルの一覧表を、表 5.4.1 に示す。

表 5.4.1 換気立坑の深度 350m におけるクラックテンソル

調査 (解析年度)	解析に使用した データ	クラックテンソルの トレース F_0	クラックテンソル F_{ij}
地表からの調査 (2004 年度)	1) 地表からのボーリング 調査結果 (MIZ-1 号孔)	0.980	$\begin{pmatrix} 0.434 & 0.076 \\ sym. & 0.546 \end{pmatrix}$
原位置での調査 (2009 年度)	2) 換気立坑パイロット ボーリング調査結果 (06MI03 号孔)	2.863	$\begin{pmatrix} 1.463 & -0.565 \\ sym. & 1.400 \end{pmatrix}$
	3) 換気立坑 壁面観察結果	8.484	$\begin{pmatrix} 4.083 & -3.430 \\ sym. & 4.401 \end{pmatrix}$

上記の 3 つの異なるデータセットから算出したクラックテンソルのトレース(ヤング率の逆数、つまりコンプライアンスに相当する)の大きさは 3) > 2) > 1) となったが、3) が最も大きくなったのは、NE 走向の高傾斜で連続性のよい割れ目を評価した結果である。

上記 1)、2)、3) で観察された割れ目の方向分布を図 5.4.1~図 5.4.3 に示す。クラックテンソルの大小関係に最も大きい影響を及ぼしているのは、換気立坑の壁面観察で観察された NE 系の高傾斜で連続性の良い割れ目の存在である。地上からの調査研究段階でのボーリング調査 (MIZ-1 号孔) では、水平方向や NNW~NW 走向の割れ目については、ある程度捉えられているが、NE 走向の高傾斜の割れ目はほとんど捉えられていない。一方、パイロットボーリング調査では NE 走向の割れ目の情報がある程度捉えられている。これは、研究所用地 (200m×200m 程度) というスケールの中でも岩体内の割れ目の幾何学的特性が変化している可能性があること、そのような変化があることも想定した場合はパイロットボーリング調査のように立坑掘削地点での調査を行うことが重要であることを示唆する結果であると考えられる。

また、換気立坑のように広範囲の掘削 ($\phi=5.3m$) の場合、原位置の割れ目を割れ目の方向に関係なくある程度一様に捉えられることができるが、ボーリング孔掘削のように狭い範囲の掘削 ($\phi=0.1m$ 程度) であると、例えばボーリング孔軸に直交する割れ目は捉えることができるが、ボーリング孔軸に平行な割れ目は捉えることが容易ではない。よって、ボーリング孔による調査

結果から割れ目の方向分布を一様に把握するには、ボーリングを3次元的な方向から実施し、割れ目の方向分布に偏りが出ないようにするなどの対策が必要であることが考えられる。

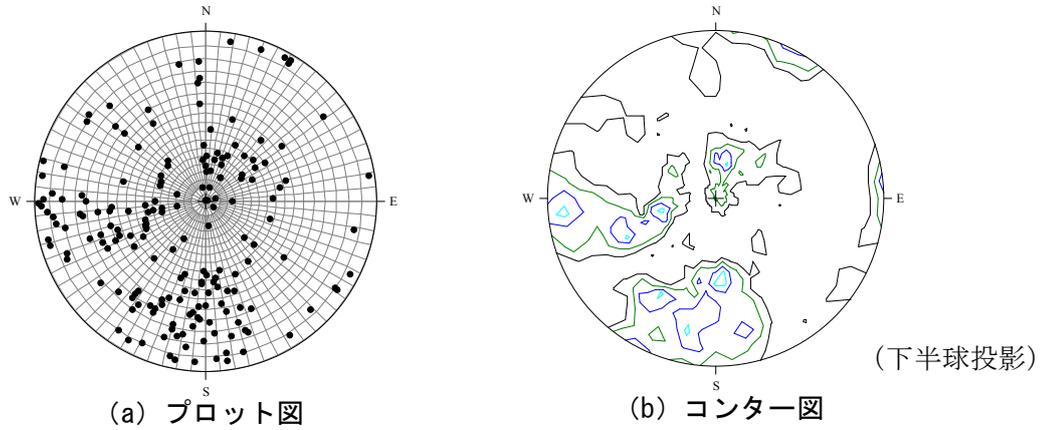


図 5.4.1 MIZ-1 号孔の深度 300m~600m の割れ目の方向分布

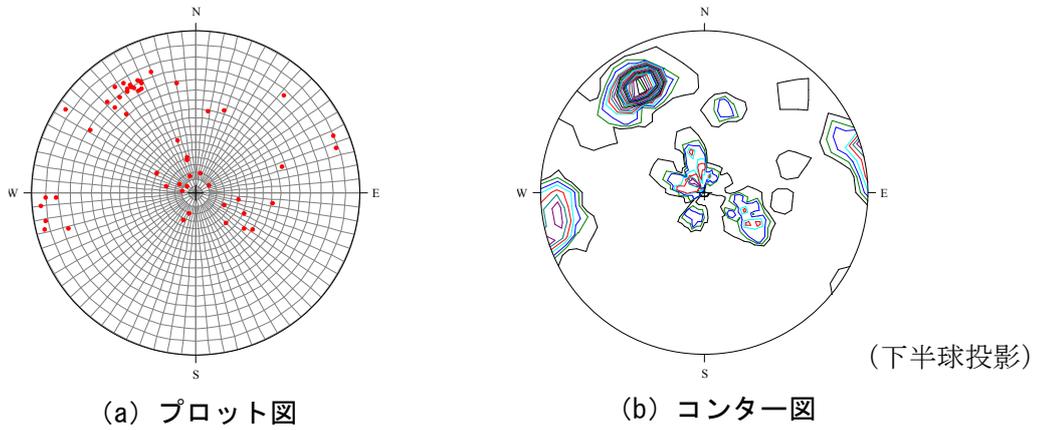


図 5.4.2 06MI03 号孔の深度 350m (335m~365m) の割れ目の方向分布

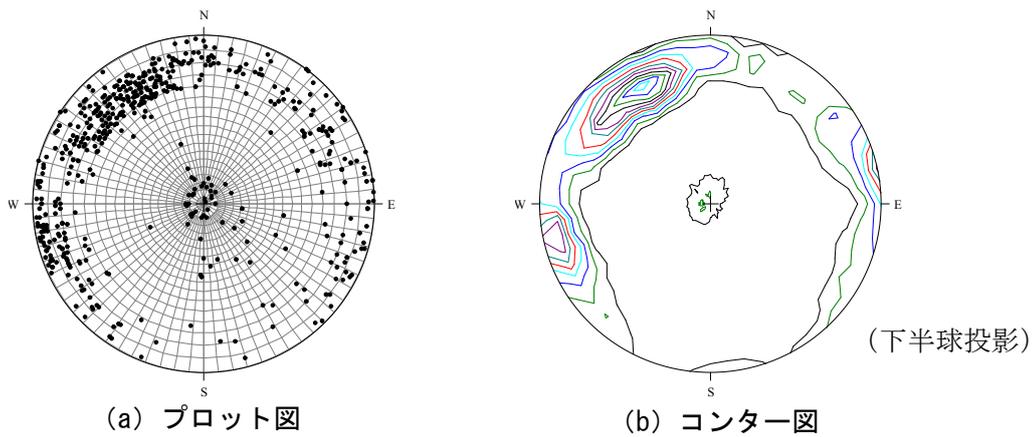


図 5.4.3 換気立坑の深度 350m (333.8m~365.0m) の壁面観察により得られた割れ目の方向分布

5.5 クラックテンソルの比較（深度 500m）及び考察

2009 年度は、換気立坑の深度 350m の壁面観察結果を用いて、パイロットボーリングデータより深度 500m の割れ目の分布・頻度を推定し、推定された割れ目データに基づいて、クラックテンソルを算出し、予察的変形解析を行った。

2009 年度及び 2004 年度の深度 500m における予察的変形解析結果をそれぞれ図 5.5.1、図 5.5.2 に示す。なお、2004 年度は MIZ-1 号孔の割れ目の方向分布を深度別に評価した結果、深度 300m～600m を一つのゾーンとして取り扱い、クラックテンソルを算出した¹⁴⁾。

表 5.5.1 に換気立坑の解析結果、表 5.5.2 に水平坑道の解析結果の比較を示す。

表 5.5.1 及び表 5.5.2 より、2009 年度の解析では、クラックテンソルのトレース F_0 が増加したことから、岩盤の等価剛性が 2004 年度の解析に比べてほぼ半分となり、その結果、変形率や支保工に作用する応力が 2 倍程度増加する結果となった。これは前述のように地表からの調査結果による割れ目の情報と原位置での調査結果による割れ目の情報との差異によるものであり、割れ目の方向分布に偏りが出ないようにするなどの対策が必要であると考えられる。

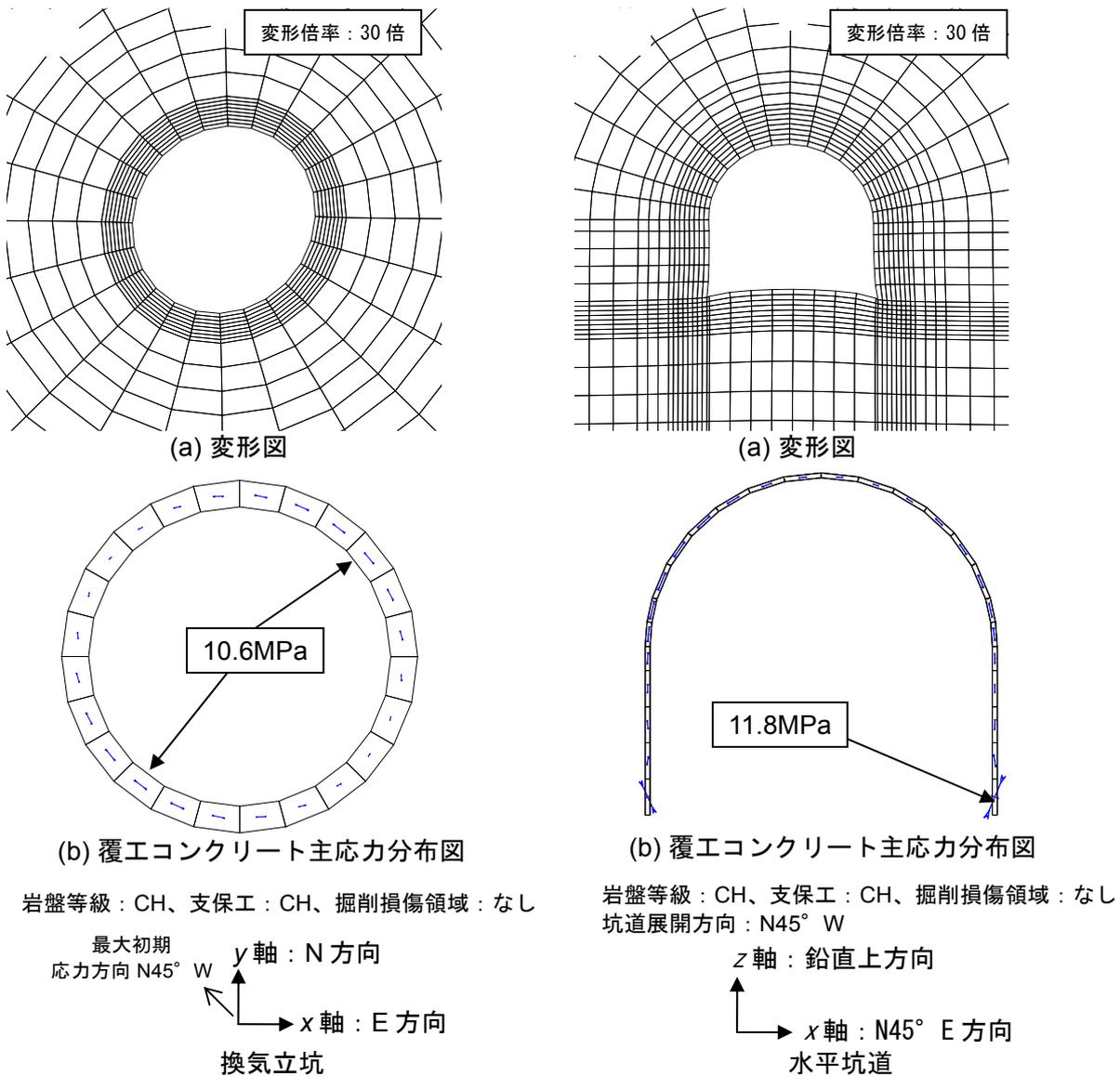


図 5.5.1 深度 500m における予察的変形解析結果（換気立坑、水平坑道）（2009 年度）

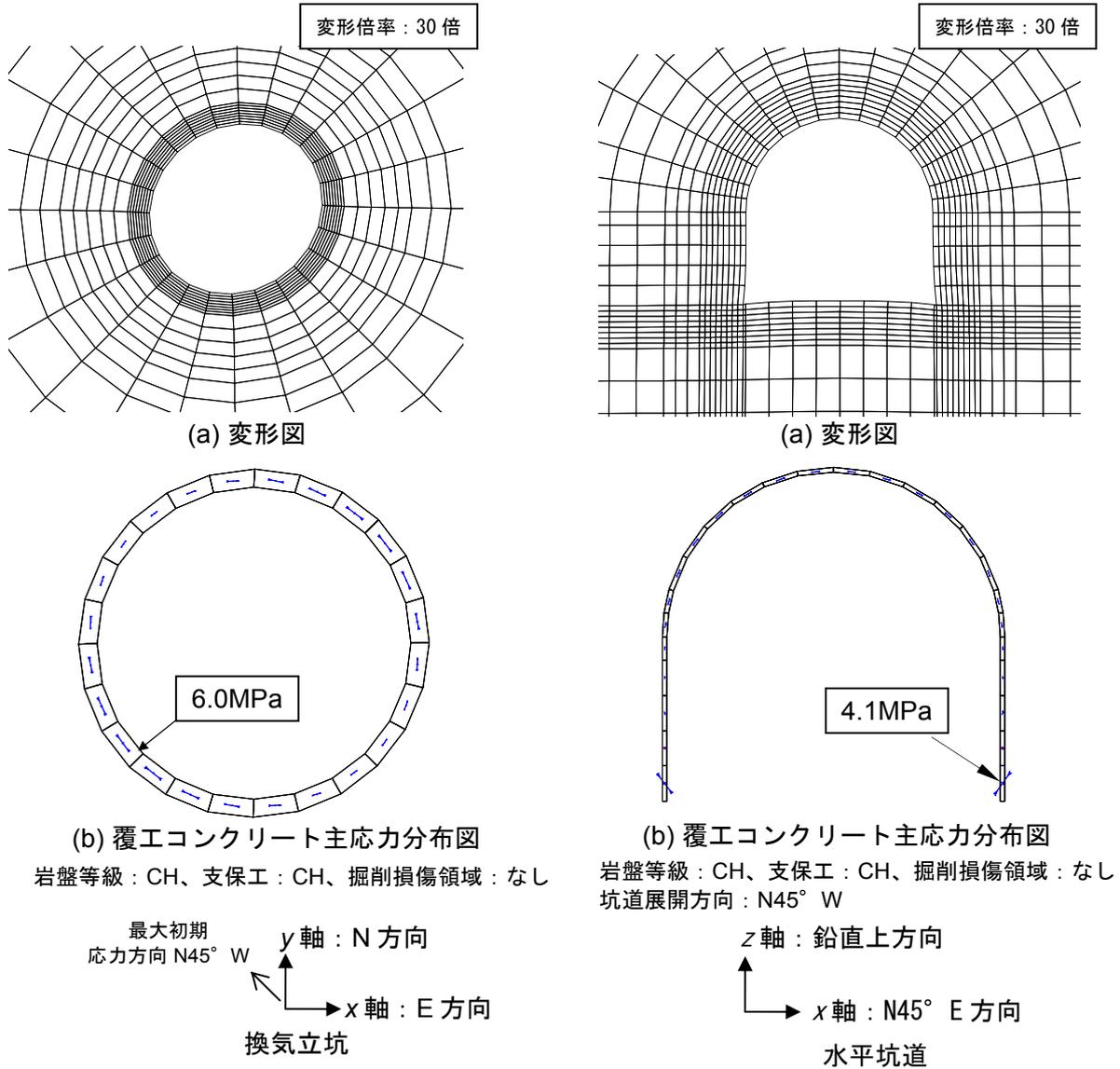


図 5.5.2 深度 500m における予察的変形解析結果（換気立坑、水平坑道）（2004 年度）

表 5.5.1 換気立坑の結果の比較

	2009 年度の解析結果	2004 年度の解析結果
解析に用いた クラックテンソル	$F_0 = 1.930$ $F_{ij} = \begin{bmatrix} 1.484 & -0.316 \\ sym. & 0.446 \end{bmatrix}$	$F_0 = 0.980$ $F_{ij} = \begin{bmatrix} 0.434 & 0.076 \\ sym. & 0.546 \end{bmatrix}$
岩盤の平均的な ヤング係数	14.0GPa	23.8GPa
内空変位による 変形率	0.287%	0.124%
覆工の最大応力	10.6MPa	6.0MPa

表 5.5.2 水平坑道の結果の比較

	2009 年度の解析結果	2004 年度の解析結果
解析に用いた クラックテンソル	$F_0 = 3.956$ $F_{ij} = \begin{bmatrix} 0.649 & 0.733 \\ sym. & 3.307 \end{bmatrix}$	$F_0 = 0.980$ $F_{ij} = \begin{bmatrix} 0.562 & 0.131 \\ sym. & 0.418 \end{bmatrix}$
岩盤の平均的な ヤング係数	9.1GPa	19.8GPa
内空変位による 変形率	0.139%	0.093%
吹付けコンクリートの 最大応力	11.8MPa	4.1MPa

6. 調査技術開発（長期岩盤挙動評価のための現象論的研究）

6.1 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、数千年程度の力学的な坑道の安定性評価が求められると考えられる。程度の差はあるが、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（非線形粘弾性挙動）を示すので、長期的な安定性や挙動の評価を行うには、その時間依存特性の把握が必要であり、これ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。

6.2 堆積岩（田下凝灰岩）の長期クリープ試験

2008年度の研究成果報告書¹⁵⁾において2007年度までの約10年間のクリープ試験結果を報告しているため、本報告書では、2008年度と2009年度の結果をまとめて報告する。

6.2.1 試料岩石と試験方法

試料岩石及び試験方法¹⁶⁾について以下に示す。

岩 石：田下凝灰岩^{a脚注)}

試 験 機：空圧式クリープ試験機（図 6.2.1）

環 境：常温下、湿潤状態

試 験 片：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 397,008,000sec (2009年12月21日現在)

計測方法：試験開始後から現在にいたるまでの計算機による取り込みと、2001年後半から毎週月曜日と金曜日午前10時時点の測定（定常時の計測）

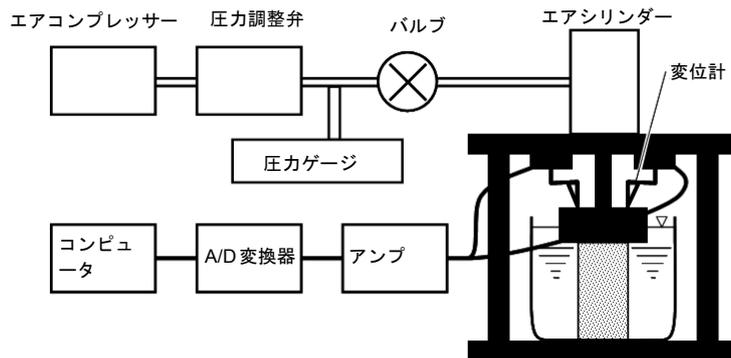


図 6.2.1 空圧式クリープ試験機の概略図

6.2.2 試験結果

2009年度もこれまでと同様に、空圧の低下による歪の変化を近似的に弾性変形と見なし、低下したクリープ応力をヤング率 2.6GPa で除して、クリープ歪を補正することとした。図 6.2.2 の

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¹⁷⁾。

クリープ歪を補正した結果を図 6.2.3 に示す。図 6.2.2 や図 6.2.3 を見ると、2008 年から 2009 年の試験では、以前よりも空圧の変動が小さく、クリープ歪が減少している。これまでにない挙動を示しており、歪ゲージ式圧力計で測定した圧力が、クリープ荷重を正しく測定していない可能性が考えられる。今後は、その原因究明と対策を早急に行う予定である。

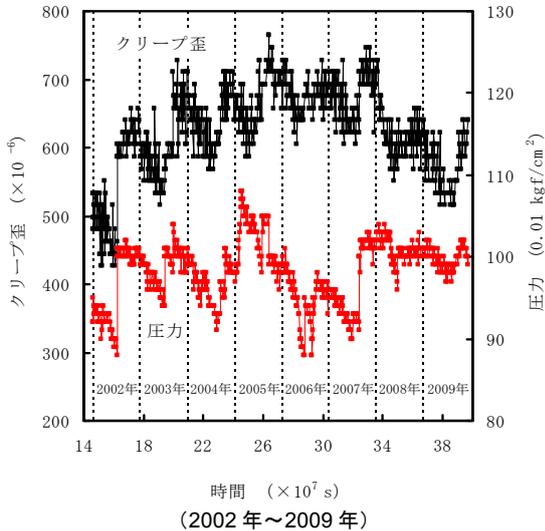


図 6.2.2 クリープ歪及び圧力の変化

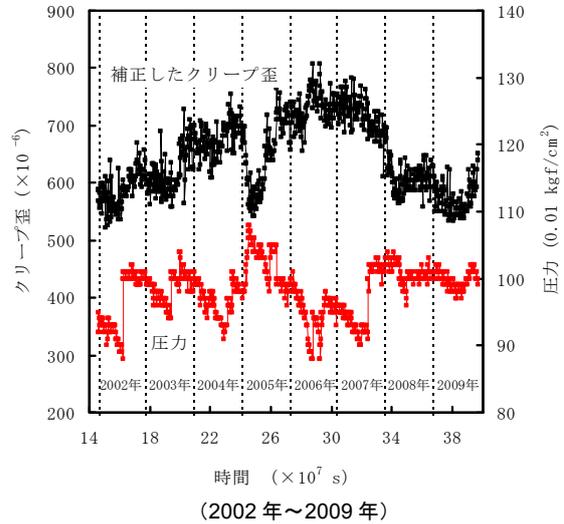


図 6.2.3 補正したクリープ歪

6.3 岩石を対象にした構成方程式とパラメータの取得方法に関するとりまとめ

6.3.1 岩石の構成方程式の特徴

トンネルや坑道の安定性を評価するには、ゆるみ領域の特性を示すピーク強度以降の特性を調べる必要がある。また、岩盤構造物の破壊の予測を行う上で、実際に破壊した時にはどのような特性になるかを知る必要がある。例えば、クリープ試験における三次クリープ特性を調べた結果、図 6.3.1 に示すように破壊時刻の予測が可能となった¹⁸⁾。この三次クリープとピーク強度以降の特性は密接な関係が存在することも明らかとなっており¹⁹⁾、岩盤の破壊予測を行う上でもピーク強度以降の特性を調べることは重要である。

強度破壊点以前の粘弾性について、図 6.3.2 に示すように湿潤状態の田下凝灰岩のクリープ歪計測を続けている。図より、10 年を越えてもクリープ歪は増加し続けている^{20),21)}。

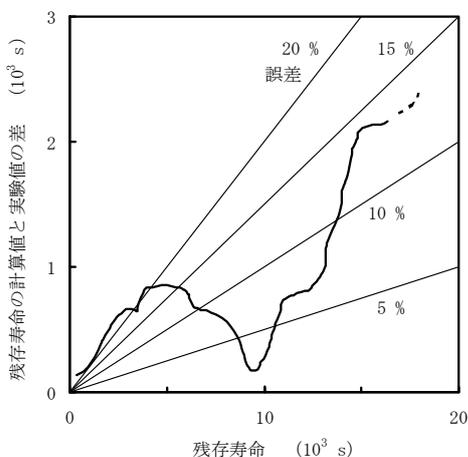
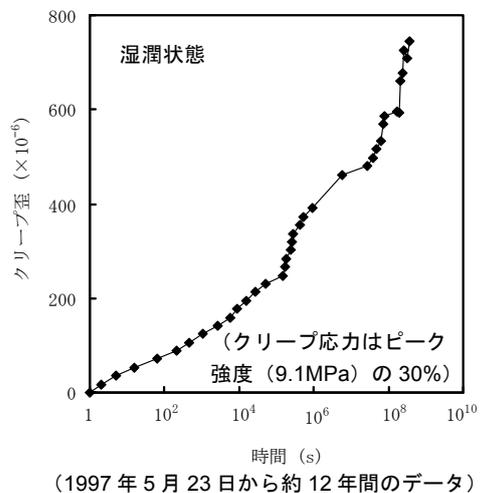


図 6.3.1 残存寿命の予測の例



(1997 年 5 月 23 日から約 12 年間のデータ)
図 6.3.2 田下凝灰岩のクリープ歪曲線

6.3.2 一次元応力下での構成方程式

構成方程式を歪と応力の関係式という意味で使用する。この考え方では、一次元応力下での歪 ε と応力 σ をコンプライアンス λ で結びつけたフックの式は、最も基本的な構成方程式と言える。

$$\varepsilon = \lambda \sigma \tag{6.1}$$

(6.1)式に粘弾性（時間依存性）をいれる方法は2つある。一つは、時間とともに非弾性歪が増えていくことに重きを置いたものである²²⁾。もう一つは、コンプライアンス λ が時間とともに増加するとしたものである。現実には、これらが同時におこっている。両者を分離した試みもあるが、かなりの労力を必要とする²³⁾が、どちらか一方に重きを置いて、大きな差が生じるのは、応力が繰り返し変化する時で、岩盤内構造物を対象とした場合には極めて稀である。コンプライアンス可変型構成方程式では、 λ の増加速度はその時の応力に依存すると考える ($d\lambda/dt = g(\sigma)$)。これを勘案して (6.1)式を t で微分すると次のようになる。

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = g(\sigma)\sigma + \lambda \frac{d\sigma}{dt} \tag{6.2}$$

対象は岩石の破壊現象であり、過去の履歴を引きずるので、(6.2)式に少し改良を加える必要がある。有力なものの一つに $d\lambda/dt = f(\lambda)g(\sigma)$ がある。この関数形で最も簡単なのが次式である²⁴⁾。

$$\frac{d\lambda}{dt} = a\lambda^m \sigma^n \tag{6.3}$$

簡単な式であり、

表 6.3.1 に示すような解析解がある²⁵⁾。

表 6.3.1 コンプライアンス可変型構成方程式の解析解

Constitutive Equation	$\frac{d\lambda}{dt} = a\lambda^m \sigma^n$	$\lambda = \varepsilon / \sigma$	$a > 0, +\infty > m > -\infty, n \geq 1$	
Test (Condition) Initial Condition	Creep ($\sigma = \sigma_1$) $\varepsilon = \varepsilon_1 = \lambda_1 \sigma_1$	Constant Stress Rate ($\dot{\sigma} = C$) $\lambda = \lambda_1, \sigma = 0$	Constant Strain Rate ($\dot{\varepsilon} = C$) $\lambda = \lambda_1, \varepsilon = 0$	Relaxation ($\varepsilon = \varepsilon_1$) $\sigma = \sigma_1 = \varepsilon_1 / \lambda_1$
Symbol	$\varepsilon^* = \varepsilon / \varepsilon_1$ $t^* = a \lambda_1^{m-1} \sigma_1^n t$ $\beta = 1 - m$	$\varepsilon^* = \varepsilon / (\lambda_1 \sigma)$ $t^* = \frac{a C^n t^{n+1}}{(n+1)\lambda_1^{1-m}}$ $\beta = 1 - m$	$\sigma^* = \sigma / (\varepsilon / \lambda_1)$ $t^* = -\frac{a C^n t^{n+1}}{(n+1)\lambda_1^{n-m+1}}$ $\beta = m - n - 1$	$\sigma^* = \sigma / \sigma_1$ $t^* = -a \lambda_1^{m-1} \sigma_1^n t$ $\beta = m - n - 1$
Solution	$\beta \neq 0$ $\varepsilon^* = (1 + \beta t^*)^{\frac{1}{\beta}}$ $\beta = 0$ $\varepsilon^* = \exp(t^*)$	$\frac{d\varepsilon^*}{dt^*} = (1 + \beta t^*)^{\frac{1}{\beta}-1}$ $\frac{d\varepsilon^*}{dt^*} = \exp(t^*)$	$\beta \neq 0$ $\sigma^* = (1 + \beta t^*)^{\frac{1}{\beta}}$ $\beta = 0$ $\sigma^* = \exp(t^*)$	$\frac{d\sigma^*}{dt^*} = (1 + \beta t^*)^{\frac{1}{\beta}-1}$ $\frac{d\sigma^*}{dt^*} = \exp(t^*)$
Life t_c Strength σ_c	$m > 1$ $t_c = \frac{1}{m-1} \times \frac{1}{a \lambda_1^{m-1} \sigma_1^n}$	$m > 1$ $\sigma_c = \left(\frac{n+1}{m-1}\right)^{\frac{1}{n+1}} \lambda_1^{\frac{1-m}{n+1}} \left(\frac{C}{a}\right)^{\frac{1}{n+1}}$	$m > 0, m \neq n+1$ ※ $\sigma_c = \left(\frac{m}{(n+1)^{\frac{m}{(n+1)(n-m+1)}}}\right)^{\frac{1}{n+1}} \lambda_1^{\frac{m}{n+1}} \times \left(\frac{C}{a}\right)^{\frac{1}{n+1}}$	$m > n+1$ $t_c = \frac{1}{m-n-1} \times \frac{1}{a \lambda_1^{m-1} \sigma_1^n}$

※ At $m = n+1, \sigma_c = \exp\left(-\frac{1}{n+1}\right) \cdot \lambda_1^{-1} \cdot \left(\frac{C}{a}\right)^{\frac{1}{n+1}}$

(6.3)式の構成方程式によって破壊が表現でき、図 6.3.3 に示すように、クリープ曲線、応力-歪曲線、応力緩和曲線を描いてみると、さまざまな実験結果を再現できる。

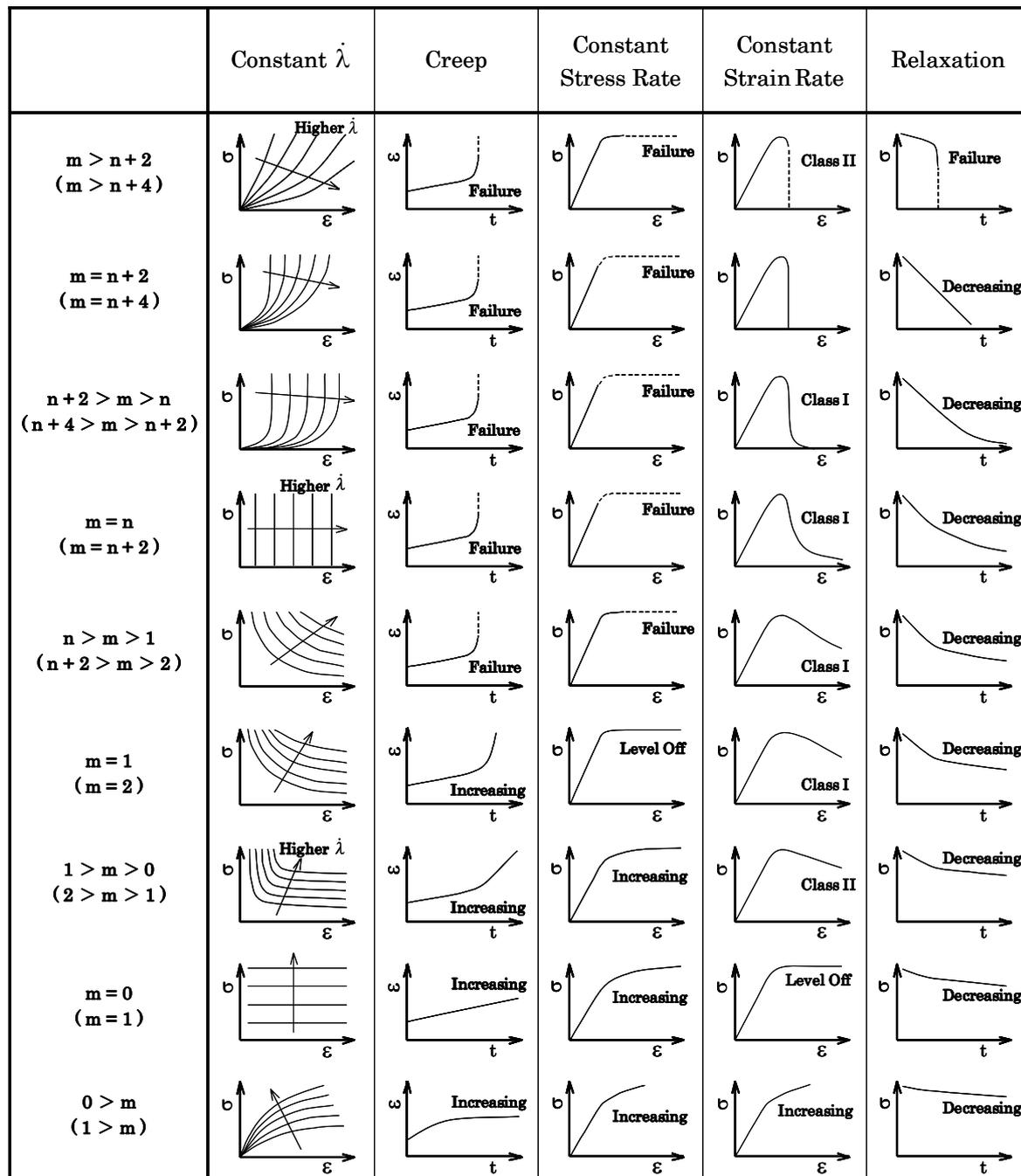


図 6.3.3 m の大きさにより場合分けした、クリープ曲線、応力-歪曲線、応力緩和曲線

6.3.3 三次元応力下での構成方程式

(6.3)式より、コンプライアンス λ の変化率は応力 σ の n 乗に比例することが示されている。三次元応力下の場合、これを、コンプライアンス λ の変化率は破壊限接近度 σ^* の n 乗に比例すると考える。破壊限接近度とは、応力状態をモール円で描き、円の中心と任意の破壊基準線までの距離 R に対するモール円の半径 r の割合 r/R である。構成方程式の大きな変更点はこれだけであるが、三次元応力による変形を考えると、ポアソン比が必要になる。ポアソン比に関して

は、種々の異なる仮定の下で計算した結果を踏まえて、体積弾性率一定の仮定から求めるのが妥当と考えられるが²⁶⁾、この仮定では、破壊が進行してコンプライアンスが増加するほど、ポアソン比も増加して 0.5 に漸近し、これは必ずしも現実を表したものとは言えない。したがって、この仮定は、暫定であって今後見直す必要があると考えられる。

破壊限接近度について説明する。まず、破壊限接近度を計算する時に必要となる破壊基準のうちで、最も式が簡単な Coulomb の破壊基準は次式で示される。

$$\tau = c + \sigma \tan \phi \quad (6.4)$$

破壊限接近度は、応力状態が破壊基準と一致している時に 1 となり、これより応力が低いと小さくなる。やや正確さにかけるが、破壊限接近度とは（局所）安全率の逆数と考えてもよい。なお、詳細については西松らの論文²⁷⁾を参照されたい。破壊基準と破壊限接近度は、今後も検討しなければならない重要な課題である。なお、Okubo らの論文²⁸⁾にいくつかの破壊基準と破壊限接近度をまとめている。

6.3.4 構成方程式中のパラメータの求め方

(1) n の求め方

サーボ試験機を用いて、定歪速度一軸圧縮試験より求める。その際、次に示す a)、b)、c) の 3 つの選択肢がある。

a) 試験片を 20 本程度使用し、精度よく求めたい場合²⁹⁾

- 1) 10^{-6} 、 10^{-5} 、 10^{-4} 、 10^{-3} s^{-1} の各歪速度で、4~5 本の一軸圧縮試験を行い、ピーク強度を求める。
- 2) ピーク強度を縦軸、歪速度を横軸として両対数グラフにプロットし、最小二乗法によりその傾き ϕ を求めると $n = (1/\phi) - 1$ となる。

b) 試験片数本で、多少精度は落ちても簡便に求めたい場合³⁰⁾

- 1) 歪速度 10^{-6} s^{-1} でピーク強度近くまで载荷して、応力-歪曲線の傾きが 50%接線ヤング率の 30~50%となる点 σ_1 で、歪速度を 10^{-5} s^{-1} に変更する。
- 2) その後、応力-歪曲線の傾きは一旦大きくなった後、徐々に低下する。その過程で、点 σ_1 での傾きと同じ傾きとなる点 σ_2 を求める。応力比 $\sigma_2/\sigma_1 = 10^{1/(n+1)}$ が成り立つので、この式を利用して n を計算する。

c) 試験片数本で、簡便に求めたい場合³¹⁾

- 1) 図 6.3.4 に模式的に示すように、歪が切り換え間隔 $\Delta \varepsilon$ だけ増加するごとに、歪速度を遅い速度 C_1 と速い速度 C_2 の間で交互に切り換える。
- 2) 速い速度の時のデータ点を滑らかに結んで、この時の応力-歪曲線を推定する（図の上側の破線）。同様に、遅い速度の時のデータ点を滑らかに結んで、この時の応力-歪曲線を推定する（図の下側の破線）。
- 3) ピーク強度の増加率を r (%) として、次式を利用して n を求める。

$$1 + r/100 = (C_2 / C_1)^{1/(n+1)}$$

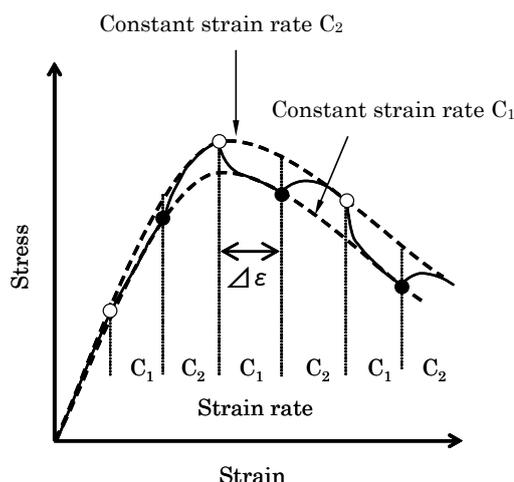


図 6.3.4 歪速度を交互に切り換える試験の模式図

クリープ試験からも次のような方法で n を求めることができるが、一軸圧縮試験と比べて多くの時間が必要である。

- 1) 異なった応力レベルで各 4～5 本のクリープ試験を行い、平均幾何寿命を求める。
- 2) $n = \log(\text{平均寿命の比}) / \log(\text{応力比})$ で求める。

参考までに、 n の取り得る範囲について概略を述べておくことにする。

- ① $n < 1$: 濡れた粒状体 (片栗粉、砂など) で観察される。この現象は、多くの場合、体積膨張を伴うので Dilatancy と呼ばれることがある。
- ② $n = 1$: ゆっくりと流れる水などではこうなる。ニュートン流体の構成方程式における n と考えてよい。
- ③ $10 < n < 100$: 岩石ではこの範囲である。
- ④ $n = \infty$: ある応力に達すると急激に変形が増す場合である。理想的な塑性体の場合の n といえる。

(2) m の求め方

m は、一軸圧縮試験のピーク強度以降における応力-歪曲線の傾きから求める。図 6.3.5 に示す手順で、ピーク強度以降の応力-歪曲線の傾きを示す角度 α を求める³²⁾。次に図 6.3.6 を用いて比 m/n を求め、これに既知の n をかけて m を得る。

実験的に全て実証されているわけではないが、水分 (湿度)、温度、周圧の影響を図 6.3.7 に示す。縦軸は時間依存性で、 n が大きいほど時間依存性は弱くなる。横軸は延性・脆性で、角度 α が大きいほど脆性的となる。この図から次のような傾向がみられる。

- ① 周圧の増加とともに、時間依存性は減り、延性的になる。
- ② 水分があると、時間依存性が増す。
- ③ 温度が高いと、時間依存性が増し、延性的になる。
- ④ 弱い岩石ほど、時間依存性が大きく、延性的な性質を示す。

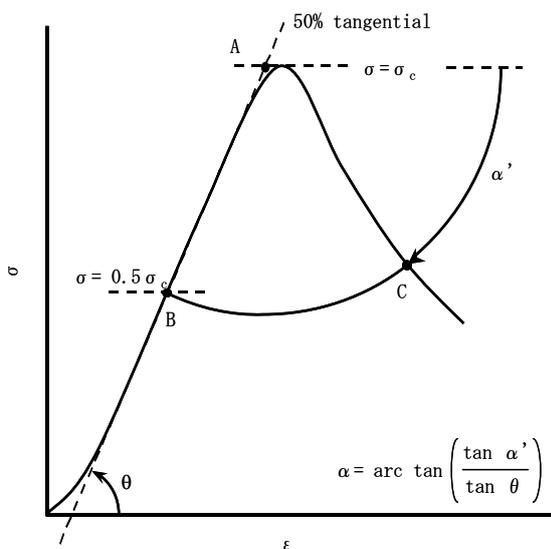


図 6.3.5 ピーク強度以降の応力-歪曲線の傾きの代表値 α の求め方

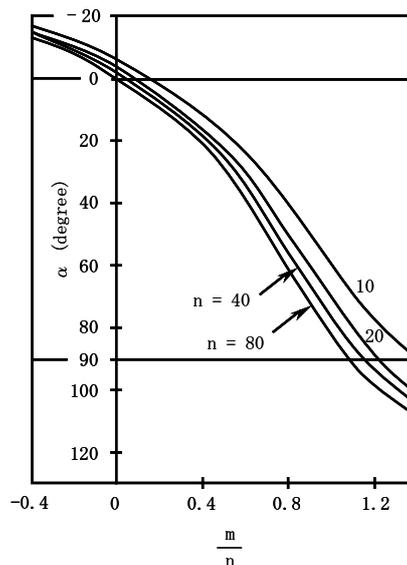


図 6.3.6 α と m/n との関係

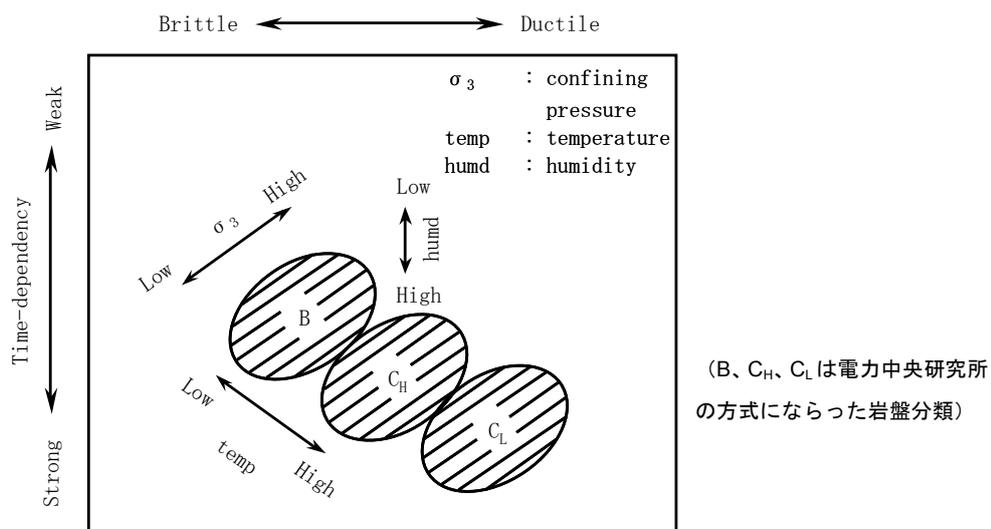


図 6.3.7 水分（湿度）、温度、周圧の影響を表す概念図

(3) a の求め方

a は、定歪速度試験（歪速度 C ）を行って得たピーク強度 σ_c と次式を用いて計算する。

$$a = \left(\frac{m}{n+1} \right)^{\frac{m}{n-m+1}} \lambda_0^{-m} \sigma_c^{-(n+1)} C \tag{6.5}$$

ただし、 λ_0 は初期コンプライアンス（=1/ヤング率）である。

6.3.5 構成方程式と数値シミュレーションにおける今後の課題

数値シミュレーションを行う上で、未解決の課題を下記に挙げる。

- ① ポアソン比：計算結果に影響を及ぼすが、応力レベルにより変化するため、その動向を正確に把握することは困難である。
- ② 引張応力下での挙動：引張応力下での挙動は計測が困難であり、使用できるデータが少ない。時間をかけてデータを蓄積することが必要である。
- ③ 長期間にわたる挙動：長期間にわたる挙動を実際に検証したデータが少ない。

最後に挙げた長期間にわたる挙動を検証するには、以下のような手段を使って徐々に検証せざるを得ないと考えている。

- ① 実験室における実験で数年までの挙動を把握する。
- ② ピラミッド、石窟、坑道、ずい道等の古い人工物の調査によって 1000 年程度までの現象を把握する。
- ③ それ以上の長期間の現象は、地圧測定による検証等による自然物の調査による。
- ④ 分子動力学などのマイクロな観点から原理・原則をおさえる。

以上のように長期間にわたる挙動を検証するのは困難であることが予想されるが、岩石に認められる時間依存性挙動には、寸法効果が比較的小さい利点がある^{33),34)}。ただし、この利点についても今後検討する余地がある。また、温度の影響も今後、検討する必要がある。

また、現在のコンプライアンス可変型構成方程式の主な課題は以下の 2 点である。

- ① 歪が大きくなったり小さくなったりした時の扱い
- ② 大きな歪が生じた場合の扱い

①について、この構成方程式では歪が小さくなる時には、応力と歪を表す点は、応力-歪曲線上の原点（応力と歪がともにゼロの点）に向かって移動する。しかしながら、これまでの多くの試験結果では、歪が小さくなる時には、上記よりも傾きの大きい線上を移動する。このように、この構成方程式では、歪が単調に増加していく時はかなり正確に応力-歪曲線を再現できるが、歪が低下していく時の応力-歪関係は正確には表せないことが多い。

②について、軟岩では歪が数%に達することがある。提案した構成方程式は、歪が微小であることを前提に組み立てられており、歪が通常より大きい場合には何らかの補正をしないと誤差が大きくなってしまう。

以上、①、②について今後検討する必要がある。

6.4 試験方法に関するとりまとめ

6.4.1 圧縮強度試験

岩石では、ピーク強度以降のいわゆる強度破壊点以降の領域でもデータを取得する必要があることが多くある。ピーク強度以降の領域における制御を容易にする制御方法として、応力帰還制御³⁵⁾がある。この応力帰還制御を用いれば、強度破壊点以降も安定に制御できることが多い。応力帰還制御の基礎式は次のように書ける。

$$\varepsilon - \alpha \frac{\sigma}{E} = Ct \quad (6.6)$$

ここで、 α は応力帰還量を表す定数、 E はヤング率、 C は載荷速度である。この制御方法は、花崗岩のように強度破壊点以前はほぼ弾性体であり、強度破壊点を過ぎると急激に破壊するものに対して特に有効である。 α の設定が不明な場合があるが、現在までの経験から、0.5 に設定すると試験の制御が成功するが多い。なお、 α の設定方法に関しては稲田が文献36でいくつかの提案をしている。

応力帰還制御は引張試験でも適用することができる。これまでのところでは、応力-歪曲線の形状は圧縮の場合とほとんど変わっていない³⁷⁾。

三軸圧縮試験では、試験片が変形し、その側面に生じる亀裂などが観察しにくいことなどの課題がある。そこで、周圧ベッセルをエンジニアリング・プラスチック（アクリル系、商品名はアクリライト）で作成した³⁸⁾。周圧 10MPa までは試験済みでもう少し上の圧力まで問題なく使用できると考える。これは今後も開発を進めていきたいと考えている。

岩石は複雑な物性を持ち、挙動も複雑で不明な点が多い。中でも、低応力レベルでのヤング率とは何かは、最も基本的な事項でありながらわかっているとはいえないので、ここで特に注意を喚起しておくことにする。低い応力レベルでもクリープは生じる。したがって、通常は弾性歪と考えられている歪の中に非弾性歪が含まれている確率が高く、低い応力から応力-歪曲線が上に凸となるはずだが、比較的直線性がよいことが多い。これは、今後の研究課題である。

6.4.2 クリープ試験

クリープ試験は、本来ならば、温度や湿度が一定に保たれた環境下で行うのがよい。しかしながら、長期間にわたるクリープ試験では、高価な空調装置がバックアップ用にもう 1 台必要であるし、非常用の電源を含めたシステム全体の長期保守・管理は困難な場合が多いので、完全に水に浸した条件を中心に検討をするのがよいと考えている。日本の場合には、地下水レベルが高く、地下構造物は湿潤状態に近いことが多いことから考えても、このような条件で行うことが妥当であるといえる³⁹⁾。

6.5 結晶質岩（土岐花崗岩）の時間依存性挙動に関するとりまとめ

2006 年度は、瑞浪超深地層研究所用地におけるボーリング（MIZ-1 号孔）によって採取した土岐花崗岩（採取深度 476m～478m）を用いて、一軸圧縮試験、圧裂引張試験、P 波弾性波速度試験、ショア硬度試験を実施した。2007 年度は、MIZ-1 号孔より採取した土岐花崗岩（採取深度 474m～476m）を用いて、一軸圧縮試験と一般化応力緩和試験を行った。2008 年度は、MIZ-1 号孔より採取した土岐花崗岩（採取深度 474m～476m）を用いて、一般化応力緩和試験を行った。

一軸圧縮試験で得られた結果を表 6.5.1 にまとめた。いずれの試験とも、(6.6) 式で表される応力帰還制御により実施した。2006 年度は定載荷速度試験（ $C = 10^{-5}/s$ ）と 2 種類の載荷速度を

交互に切り換える試験（ $C = 10^{-4}/s$ と $10^{-5}/s$ で切り換え）を行った。2007年度も定載荷速度試験（ $C = 10^{-5}/s$ ）を行った。また、一般化応力緩和試験終了後に定載荷速度試験（ $C = 10^{-4}/s$ ）を行ったので、その結果も示した。2008年度も一般化応力緩和試験終了後に定載荷速度試験（ $C = 10^{-4}/s$ ）を行った。

2006年度の載荷速度を交互に切り換える試験の結果から、次式を用いて、載荷速度依存性の程度を表すパラメータである n を求めた。

$$1+r/100 = (C_2 / C_1)^{1/(n+1)} \quad (6.7)$$

ここで、 C_1 と C_2 はそれぞれ 2 種類の載荷速度のうちで遅い速度（ $10^{-5}/s$ ）と速い速度（ $10^{-4}/s$ ）である。試験結果からそれぞれの載荷速度に対応するピーク強度を推定し、ピーク強度の増加率 r （%）を計算した。表 6.5.1 からわかるように、土岐花崗岩の n は 44 から 63 の間でばらつきがみられた。載荷速度を 10 倍にした際の一軸圧縮強度の増加率として、これは 5.4% から 3.6% に相当する。 n の平均値は 52 となり、載荷速度を 10 倍にした際の一軸圧縮強度の増加率は 4.5% となった。福井⁴⁰⁾が求めた稲田花崗岩（一軸圧縮強度 169MPa）の n は 51 と報告されており、土岐花崗岩の n はこれとほぼ同様の値であった。表 6.5.2 には、過去の研究^{29),30),40),41)}で求められた n の事例をまとめて示した。示した事例の中では秋吉大理石が $n = 64$ であることを除けば、 n の値はすべて土岐花崗岩より小さい。土岐花崗岩の時間依存性は他の岩種に比べ小さい方に分類されることがわかる。

6.3.1 項で示したコンプライアンス可変型構成方程式では、 $d\lambda^* / dt$ に比例するクリープ歪速度 $d\varepsilon / dt$ は時間経過に伴い単調増加することになる。すなわち、コンプライアンス可変型構成方程式は一次から三次までのクリープの内、三次クリープ相当分を主たる対象としたものといえる。一次クリープのように、時間の経過（コンプライアンスの増加）に伴ってクリープ歪速度が減少していくことを構成方程式に取り入れるために、大久保ら^{42),43)}は次式のような拡張したコンプライアンス可変型構成方程式を提案した。

$$\frac{d\lambda^*}{dt} = a_1 (\sigma^*)^{n_1} (\lambda^* - 1)^{-m_1} + a_3 (\sigma^*)^n (\lambda^*)^m \quad (6.8)$$

ここで、 a_1 と m_1 は正值のパラメータである。 n_1 は強度破壊点以前における応力依存性を表すパラメータであるが、低応力レベルでの信頼すべきデータが少ないので確たることはわかっていない。大久保ら^{40),44)}は、 $n_1 = n$ として三城目安山岩のクリープ試験結果や強度試験結果をうまく再現できるとしている。そこで、土岐花崗岩でも $n_1 = n = 52$ として、2007年度の試験結果から得られた構成方程式のパラメータの値を表 6.5.1 に示した。2本の試験片の結果からパラメータをそれぞれ求めたが、 a_1 を除いてパラメータの値はよく一致した。 a_1 についても 2つの値の差は数倍程度であり、それほど大きな違いではなかった。2008年度は一般化応力緩和試験結果を追加し、パラメータの値の妥当性を検証した。今回得られたパラメータの値は、広範囲の条件下で得られた試験結果で検証されたものであり、信頼性が高いと考えている。

表 6.5.1 土岐花崗岩の一軸圧縮試験結果

年度	試験方法	試験片 番号	採取深度 (m)	強度 (MPa)	ヤング率 (GPa)		ポアソン比	構成方程式のパラメータ					
					LVDT	歪ゲージ		n	a ₁	m ₁	a ₃	m	
2006	定載荷速度	2	476~477	157	35	60	0.29						
		3		155	34	53	0.31						
		13		156	34	51	0.29						
		24		166	35	55	0.39						
		25		162	34	55	0.30						
		26		162	35	57	0.35						
		43		165	35	54	0.35						
		44		161	35	58	0.24						
	載荷速度切換	5		162	34			53					
		14		154	33			44					
		15		158	33			48					
		16		157	34			62					
		27		156	34			63					
		28		165	36			47					
2006年度 平均				159	34	55	0.32	52					
2007	定載荷速度	1	475~476	176	35	57	0.28						
		15		172	34	56	0.21						
		26		167	33	56	0.36						
		35		169	34	59	0.30						
		49		171	35	57	0.33						
	定載荷速度 一般化応力緩和 試験終了後	2		165									
		3		175									
		17		164				52	7×10^{-8}	4	3×10^{-4}	60	
		19		169									
		27		173									
		36		174									
		50		167									
		63		182				52	3×10^{-7}	4	1×10^{-4}	60	
		2007年度平均				171	34	57	0.30				
2008	定載荷速度	7	475~476	179									
		20		180									
		28		173									
	一般化応力緩和 試験終了後	37		168									
		51		178									
		64		174									
2008年度平均				175									
平均				168	34	56	0.31	52					

表 6.5.2 従来の研究で求められた n

論文	岩石名	n
本研究	土岐花崗岩	52
福井 ⁴⁰⁾	稲田花崗岩	51
大久保他 ⁴¹⁾	三城目安山岩	35
大久保他 ⁴¹⁾	秋吉大理石	64
秋 ²⁹⁾	田下凝灰岩	42
羽柴他 ³¹⁾	稚内層頁岩	28
羽柴他 ³¹⁾	来待砂岩	42
大久保他 ⁴¹⁾	土丹	30

6.6 稲田花崗岩の中間温度領域における時間依存性挙動

温度が上昇すると、クリープ歪速度が上昇することが知られている。そこで温度による岩石の時間依存性を調べるために、稲田花崗岩を用いてクリープ試験を実施した。温度条件として 20、40、60、80℃の 4 通りで多段階クリープ試験を行った。図 6.6.1 及び図 6.6.2 にクリープ試験結果を示す。クリープ歪には、クリープ応力が小さい場合に温度の影響がより大きく現れ、クリープ応力の増加に従い、温度の影響は小さくなる傾向のあることがわかった。クリープ応力レベル 30～60%の平均的な結果から、室温に対するクリープ歪の増加割合を表す実験式を求めた。表 6.6.1 に試験結果を数値としてまとめたものを示す。図 6.6.3 は表 6.6.1 を図化したものである。試験結果より温度とクリープ歪の増加割合との関係について (6.9) 式が得られた。

$$Y = 0.025 \exp(0.0125 X) \tag{6.9}$$

ただし、 X は絶対温度、 Y は室温時に対するクリープ歪の増加割合である。なお、上式より 100℃ではクリープ歪は室温時の 2.67 倍となるとの結果が得られた。

これまでの中間温度領域におけるクリープ試験結果を概観すると、温度が高いほどクリープ変形がやや進行しやすいようであるが、常温と 80℃とで大きな変化は生じなかった。

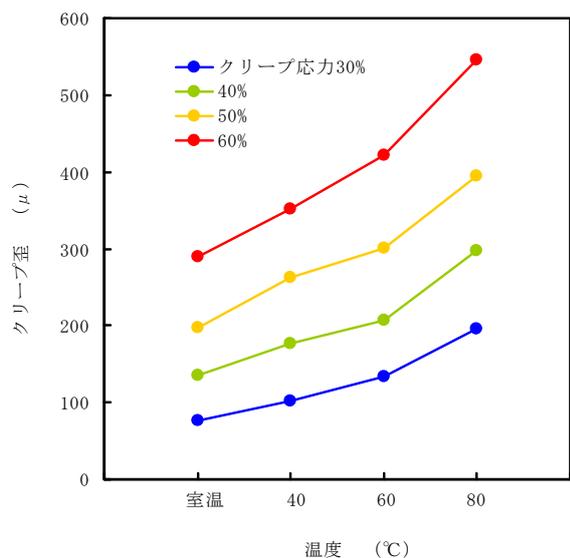


図 6.6.1 クリープ歪と温度の関係

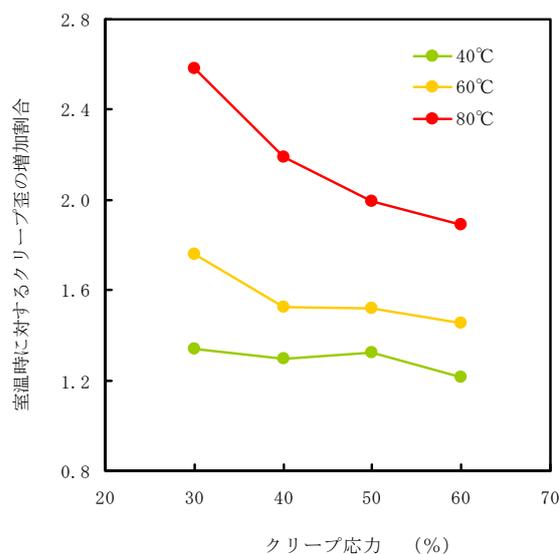


図 6.6.2 室温時に対するクリープ歪の増加割合

表 6.6.1 室温時に対するクリープ歪増加割合

温度	クリープ応力				平均
	30 %	40 %	50 %	60 %	
20 °C (室温)	1	1	1	1	1
40 °C	1.34	1.30	1.32	1.22	1.29
60 °C	1.76	1.53	1.52	1.46	1.56
80 °C	2.58	2.19	1.99	1.89	2.16

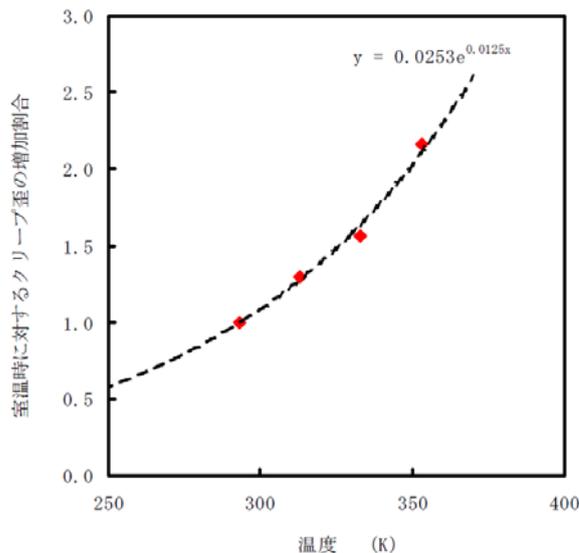


図 6.6.3 絶対温度に対するクリープ歪の増加割合

6.7 土岐花崗岩の長期挙動に関する予察的検討

本章では、拡張したコンプライアンス可変型構成方程式を用いた有限要素解析により、土岐花崗岩の長期挙動に関する予察的検討を行う。

6.7.1 坑道の変形解析方法と解析条件

有限要素解析に用いた坑道モデルを図 6.7.1 に示す。モデルは二次元平面歪状態と仮定した。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。外部の境界条件が試験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 6.7.2 に示す。節点数は 208、要素数は 360 である。表 6.7.1 に数値解析条件を示す。

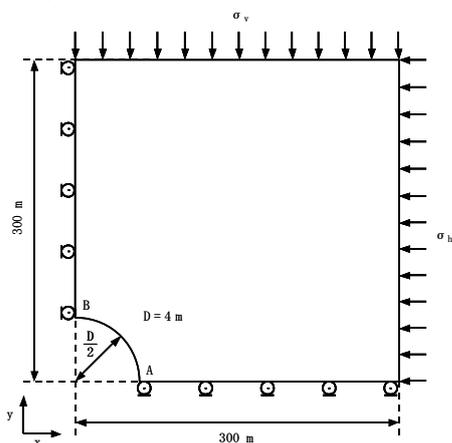
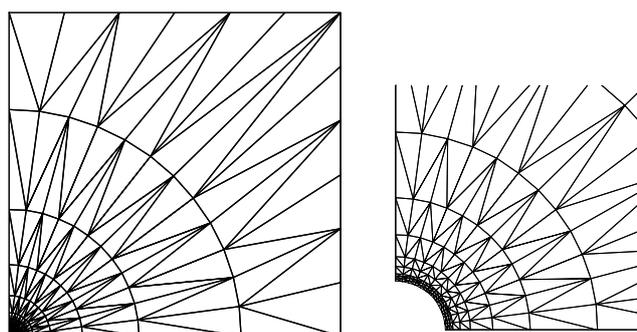


図 6.7.1 円形坑道の二次元計算モデル



(a) モデル全体

(b) 坑道周辺の拡大図

図 6.7.2 円形坑道の二次元計算モデル

表 6.7.1 数値解析条件

一軸圧縮強度 σ_c (MPa)	150	n	52	水平地圧 σ_h (MPa)	25
一軸引張強度 σ_t (MPa)	7.5	a1	7.0×10^{-8}	鉛直地圧 σ_v (MPa)	25
(脆性度 σ_c/σ_t)	(20)	m1	4		
ヤング率 E (MPa)	50	a3	3.0×10^{-4}		
初期ポアソン比 ν_0	0.3	m3	60		

6.7.2 坑道の変形解析結果

表 6.7.1 の数値解析条件のもとで計算した坑道の変形解析結果を図 6.7.3 に示す。同図の(a)は内空変位 u/D 、(b)は内空変位速度 $du/dt/D$ の経時変化である。図より、 u/D は時間の対数に対して下に凸の曲線を描くように増加し、 10^{12} s (約 3 万年) 後の u/D は 3.4×10^{-10} となった。これは、坑道直径 D を 10m とすると 3.4×10^{-6} mm に相当し、ごく小さな変形量となった。

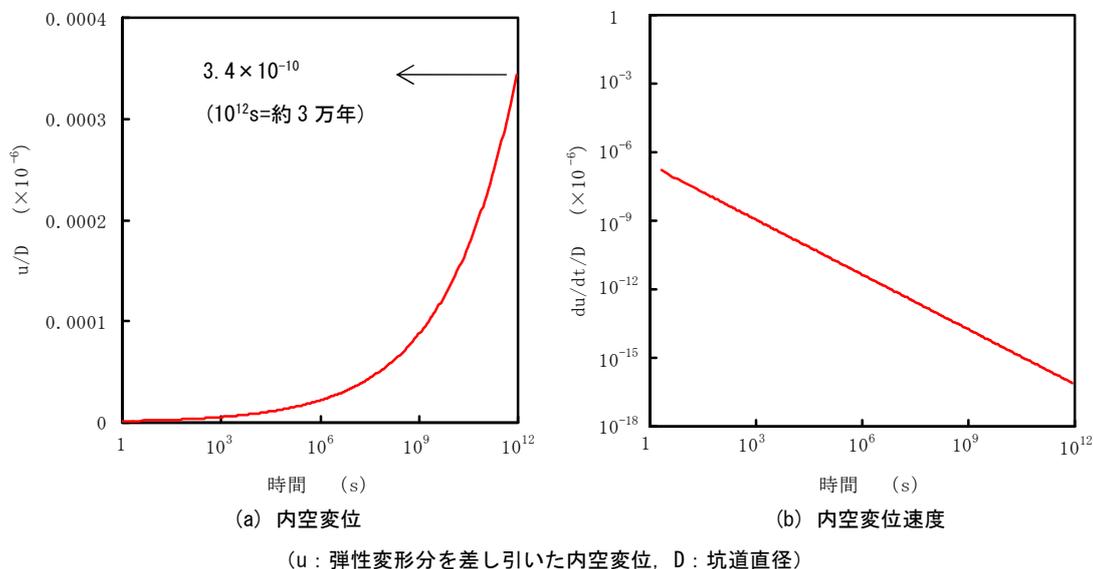


図 6.7.3 基本条件で計算した内空変位と内空変位速度の経時変化

6.8 原位置試験の提案

一軸圧縮応力下における構成方程式中のパラメータの求め方は、表 6.8.1 中の第一段階 1-1 に相当する。三軸圧縮応力下における構成方程式中のパラメータの求め方は、表 6.8.1 中の第一段階 1-2 に相当する。岩盤内構造物の長期安定性を評価するには、その信頼性をできるだけ高める必要があり、表 6.8.1 の第三段階 3-3 に示したように、本格的な数値計算に移行する直前には、未解明な部分への補足として、原位置試験を行って最終確認をすべきであると提案した。

表 6.8.1 コンプライアンス可変型構成方程式のパラメータを求めるための三段階の説明

	目的	試験および原位置調査	構成方程式および計算	検討項目	所要試験片	所要日数	備考
第一段階	1-1 一軸応力下での基礎データ	歪速度を切替えた一軸圧縮強度試験	構成方程式のパラメータ		5	1日	到達度合:80%
	(所要期間は試験片整形を含めて1ヶ月)	1-2 三軸応力下での基礎データ	歪速度を切替えた三軸圧縮強度試験	構成方程式のパラメータ, 破壊条件	20	1週間	到達度合60%
第二段階	2-1 試計算		コンプライアンス可変型構成方程式による試計算	一軸, 三軸応力下での応力-歪曲線, 一般化応力緩和挙動		1週間	特に問題点はない
	(所要期間は3ヶ月)	2-2 計算結果と試験結果(中期)を比較・検討	一般化応力緩和試験(中期)	試計算結果の妥当性の確認	20(5条件×3本+予備)	1ヶ月	到達度合:60%
	2-3 構成方程式の精密化と試計算(必要に応じておこなう)		コンプライアンス可変型構成方程式の精密化と試計算	一軸, 三軸応力下での応力-歪曲線, 一般化応力緩和挙動		1ヶ月	到達度合:80%
第三段階	3-1 計算結果と試験結果(長期)を比較・検討	一般化応力緩和試験(長期)		再確認, 必要に応じて構成方程式を補正	20(5条件×3本+予備)	1年	到達度合:40%
	(所要期間は数年)	3-2 実際の構造物の検討(計算)	岩盤内構造物を対象とした計算	々		1年	到達度合:60%
	3-3 実際の構造物等の検討(調査)	原位置調査		調査結果と計算結果との比較・検討		数年	到達度合:20%

以下では、この原位置試験の仕様について提案する。

① 望ましい地山強度比

地山強度比が、1.5～2.5 程度である。これよりも地山強度比が大きいと変形がなかなか進まず、成果を得るのに長い時間がかかってしまう。

② 支保

剛性の高い支保がある場合には、岩盤の本来の挙動が把握し難くなる。ただし、安全性からいって、慎重に検討する必要がある。

③ 空洞の形状と外乱（雑音）

空洞の形状は、単純な円形や四角形が良い。

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。よって、実物大での原位置試験が望ましが、数分の1のスケールで行わざるを得なくても意味のある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、岩盤内変位などのごく一般的なものでも良い。原位置試験の計測では、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が必要である。

⑥ 計測期間

できるだけ長い方が良いが、まず3年間（約10⁸s）を提案する。3年間にわたって精密な計測を実施した例は比較的少なく、データとしての意義は充分にあると考える。

また、予算・期間等を総合的に考えて、掘削影響領域、不連続面の影響、時間依存性を考慮した岩盤分類、原位置試験の整理とパラメータの値の決定、以上4つの項目を検討することも望ましい。特に、時間依存性を考慮した岩盤分類について表 6.8.2 に示すように時間依存性を考慮した岩盤分類を提案する。

表 6.8.2 時間依存性と内部摩擦角 ϕ を考えた岩盤分類の一案

	時間依存性			
	小	中	大	
	n > 40	40 > n > 20	n < 20	
A: 施工中、埋め戻し後ともに経時変化（変形）は少ない。	$\phi > 40^\circ$			健全な花崗岩
B: 施工中にはある程度の経時変化が見られるが、埋め戻し後の問題は少ない。	$40^\circ > \phi > 20^\circ$	$\phi > 40^\circ$		比較的強化な安山岩
C: 強度回復を考慮した設計・施工が望ましい。	$20^\circ > \phi > 10^\circ$	$40^\circ > \phi > 20^\circ$	$\phi > 40^\circ$	あまり強固でない堆積岩
D: 強度回復を考慮した設計・施工が望ましい。施工には十分な注意を払う必要がある。	$10^\circ > \phi$	$20^\circ > \phi > 10^\circ$	$40^\circ > \phi > 20^\circ$	湿った凝灰岩未固結堆積岩

* n は一軸圧縮応力下での値

7. 調査技術開発（長期岩盤挙動評価のための理論的研究）

7.1 目的

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、処分坑道周辺の岩盤に認められる時間依存性の力学的挙動の研究の必要性は第6章で既に述べたとおりである。なお本研究では、東濃地域には土岐花崗岩が広く分布しているため、結晶質岩に共通に認められる現象の検討を行うものとした。

結晶質岩から成る岩盤は、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。その岩盤から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、主に微視亀裂の伝播によるもので、その亀裂伝播の要因には力学-化学連成メカニズムに基づくものが認められている⁴⁵⁾。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、応力下での溶解現象を力学-化学連成現象の面から定量的に理解し、それを踏まえた微視亀裂の伝播をモデル化し、また、微視亀裂、結晶粒子や粒界等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の解析理論の構築を目的とする研究（強不連続解析、均質化解析）を実施している。

7.2 研究内容

2009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花崗岩の破壊機構に関する基礎理論の研究

亜臨界亀裂進展（subcritical crack growth）⁴⁶⁾を取り上げて、その実験結果から花崗岩の長期挙動に関する若干の考察を行った。

②石英の溶解に関する実験的研究

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。また、過去に行った閉鎖系の実験と合わせて石英の溶解速度に関する式を算出した。

③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に対する溶解速度式を提案した。なお、この項目については、記述が若干複雑であるため本報告書からは割愛し、全容は原子力機構研究開発報告書（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）⁴⁷⁾）を参照されたい。

7.3 花崗岩の破壊機構に関する基礎理論

7.3.1 岩石の亜臨界亀裂進展とそのメカニズム

高温時や化学反応を伴う場合には破壊靱性値 K_c や G^L よりも著しく小さい値で亀裂が進展することが知られている。この現象は、亜臨界亀裂進展と呼称される⁴⁶⁾。亜臨界亀裂進展現象は広範囲にわたり、予測することが非常に困難である。

Atkinson and Meredith⁴⁸⁾によるガラスを対象とした研究によると、応力拡大係数が K_0 以上となるように載荷した場合、亀裂進展速度は図7.3.1に示すように3段階の状態を経ることが分かっている（亜臨界亀裂進展）。図中の段階1では亀裂進展速度は、亀裂先端部における応力腐食の反応速度に依存して決められる。段階2の定常的な亀裂進展状態では、亀裂進展速度は亀裂先端部に移送される反応物質の量によって決められる。段階3の加速度的な亀裂進展状態では、亀裂進展速度は脆性的破断進展速度によって決められる。

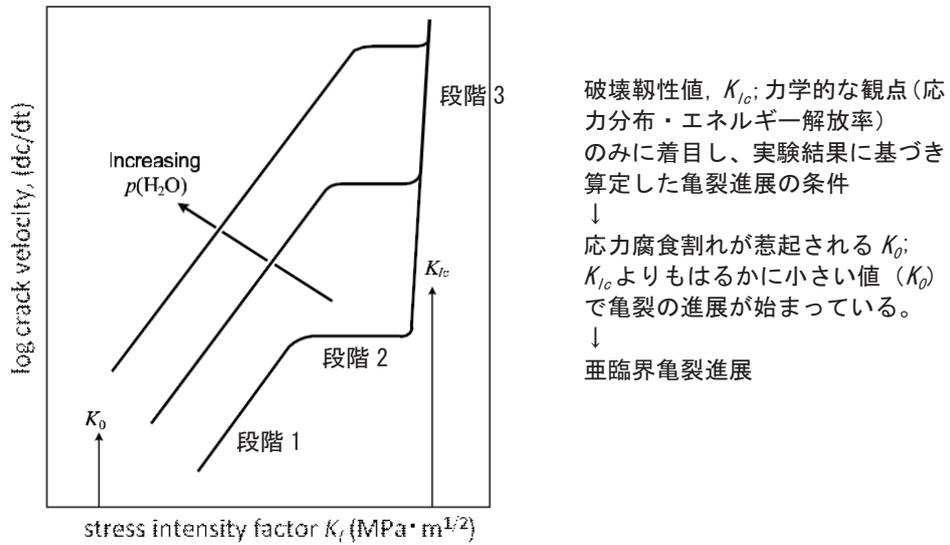


図 7.3.1 応力腐食割れによる亀裂進展速度と応力拡大係数の関係

(Atkinson and Meredith⁴⁸)に一部加筆

7.3.2 亜臨界亀裂進展の実験データ

モード I⁴⁹下における様々な花崗岩の亜臨界亀裂進展の実験データ⁵⁰を図 7.3.2 に示す。亜臨界亀裂進展試験は微細な亀裂の進展を見ているため、精度の高い計測と厳密な試験条件設定が要求される。Westerly 花崗岩の亜臨界亀裂進展に対する温度と蒸気圧の影響⁴⁸を図 7.3.3 に示す。図の結果から、温度が高く、蒸気圧が大きいほど亀裂進展速度が速いことが分かる。ただし、20℃～100℃の間ではほとんど温度に影響がない可能性が推定される。

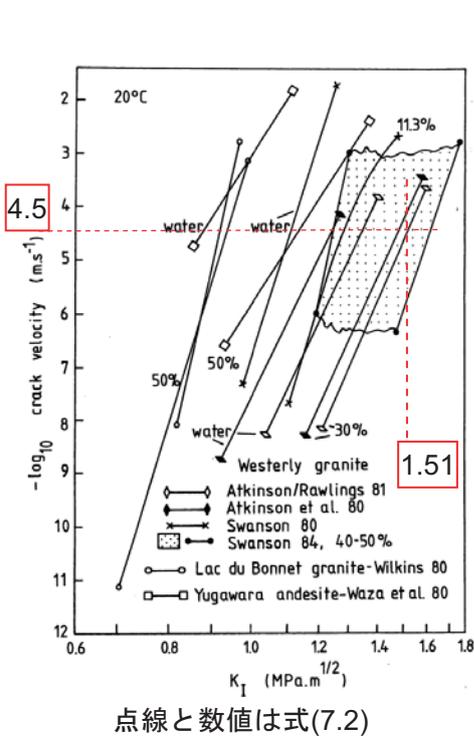


図 7.3.2 様々な花崗岩の亜臨界亀裂進展

(Atkinson⁵⁰)に一部加筆

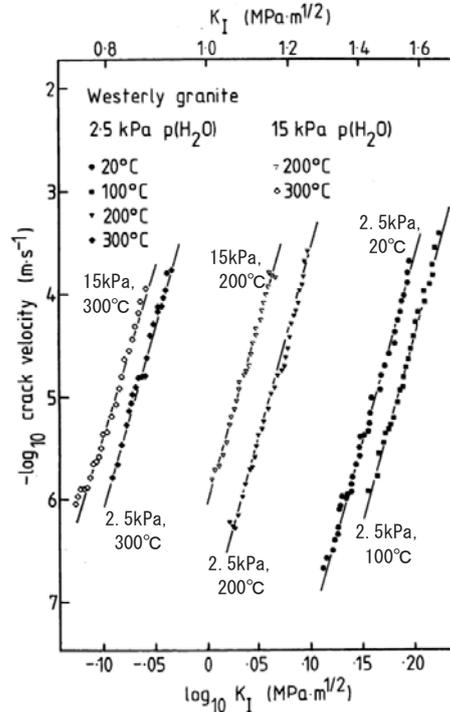


図 7.3.3 花崗岩の亜臨界亀裂進展に対する温度と蒸気圧の影響

(Atkinson and Meredith⁴⁸)に一部加筆

7.3.3 花崗岩の亜臨界亀裂進展に関する考察とまとめ

図 7.3.1 に示したように、例えば長期にわたって荷重を載荷する場合、材料は破壊靱性値 K_c よりも小さな応力状態で破壊に至ることがある（亜臨界亀裂進展：subcritical crack growth）。この亜臨界亀裂進展を完全に防ぐには、下限値 K_0 以下の状態で材料を使用すればよい。

以上を念頭に、図 7.3.2 を参照しながら、地下 1,000m の花崗岩中に地下空洞が建設された場合について、検討を加えることとする。

単一亀裂について、無限境界上で直応力 σ または、せん断応力 τ が作用する無限板中の亀裂の応力拡大係数は次式で表される。

$$\begin{Bmatrix} K_I \\ K_{II} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sigma \\ \tau \end{Bmatrix} \sqrt{\pi a} \quad (7.1)$$

花崗岩中に分布する微視亀裂の大きさは、石英や長石、雲母といった鉱物の寸法と概略同じである。これら鉱物の寸法は、花崗岩の成因によって異なるが、1~5mm 程度であると推測されるので、いま、仮に $a=2.5\text{mm}$ であるとする。一方、花崗岩の密度は $2.7 \times 10^3 \text{kg/m}^3$ 程度である。水圧分を差し引くと、地下 1,000m の花崗岩の岩盤に作用する固体圧は 17MPa である。この条件で (7.1) 式により K_I を計算すると、

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} = 17 \times \sqrt{\pi \times 2.5 \times 10^{-3}} = 1.51 \text{ [MPa} \cdot \text{m}^{1/2}] \quad (7.2)$$

となる。ここで、図 7.3.2 を見るとデータのばらつきが、いずれのデータに対しても (7.2) 式で求めた $K_I = 1.51 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ は下限値 K_{I0} ($0.7 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) よりも大きく、亜臨界亀裂進展が起ころうることを示している。この K_I の値に対して図 7.3.2 から、亀裂進展速度 v を推定すると、図中の亀裂進展速度が最も小さい値の結果でさえも

$$-\log_{10} v = 4.5 \Rightarrow v = 3.163 \times 10^{-5} \text{ [m/s]} \quad (7.3)$$

となり亀裂進展速度は大きい。

また、複数亀裂の影響について列状に並んだ亀裂を考える。列状に並んだ亀裂に対して無限境界上で直応力 σ またはせん断応力 τ が作用する場合、応力拡大係数は以下のように表される⁵¹⁾。

$$\begin{Bmatrix} K_I \\ K_{II} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sigma \\ \tau \end{Bmatrix} \sqrt{2b \tan \frac{\pi a}{2b}} \quad (7.4)$$

いま、亀裂長が $2a=5\text{mm}$ 、亀裂間隔が $2b=7.5\text{mm}$ であるとする、式(7.4)から、

$$K_I = \sigma \sqrt{2b \tan \frac{\pi a}{2b}} = 17 \times \sqrt{7.5 \times \tan \frac{2.5\pi}{7.5} \times 10^{-3}} = 1.94 \text{ [MPa} \cdot \text{m}^{1/2}] \quad (7.5)$$

となる。式(7.2)と比較すると、亀裂が列状に並んだこのケースでは、 K_I は 30%程度増加しており、それに伴って亀裂進展速度も大きくなる。

7.4 石英の溶解に関する実験

7.4.1 石英の溶解実験

圧力溶解は多くの研究者が様々な力学・化学条件下で研究を実施してきた。殊に、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 al⁵²⁾、Brady and Walther⁵³⁾、Brady and Walther⁵⁴⁾、Broekmans⁵⁵⁾、Knauss and Wolery⁵⁶⁾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 Gratier⁵⁷⁾ and He, Hajash and Sparks⁵⁸⁾は載荷圧の影響を調べた。Schwartzentruber, Fürst and Renon⁵⁹⁾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、高レベル放射性廃棄物の地層処分を考慮した各種 pH、温度、応力条件下における石英の溶解実験を実施している。特に、2009 年度の研究では溶解速度に対する、

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

を調べている。これらの実験結果を基にして、様々な力学 (載荷圧)・化学 (pH)・温度条件下における石英の溶解速度が求められる。

7.4.2 供試体及び実験の概要

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。実験は、閉鎖系 (溶液滞留型 closed fluid 型) と開放系 (溶液透過 flow through 型) の 2 種類を実施した。試験で使用した供試体の形状を図 7.4.1 に示す。

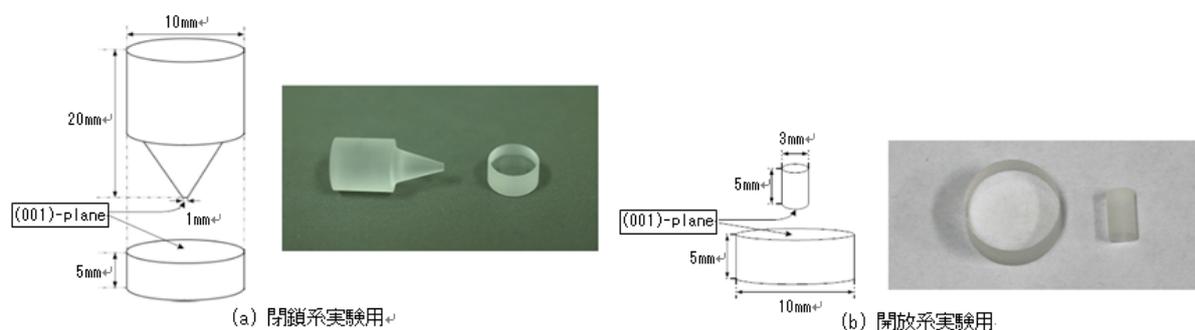


図 7.4.1 石英供試体

7.4.3 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 7.4.2~図 7.4.4 に示す。実験装置は、(a) 載荷装置 (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。

閉鎖系実験は、pH の影響を調べるために、室温 (25℃ で一定)、載荷圧 250MPa の下で pH を変えて (pH 7, 9, 11, 13) 実施した。

つぎに、載荷圧の影響を調べる。装置に初期載荷をし (約 0.1 MPa)、ピストンと供試体を密着させる。載荷圧力は、先端部 (0.785mm²) の圧力に換算して 90~250 MPa である。供試体の上部に所定の圧力が載荷され、その状態で約 2 週間 (300~310 時間) 放置する。2 週間後、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。

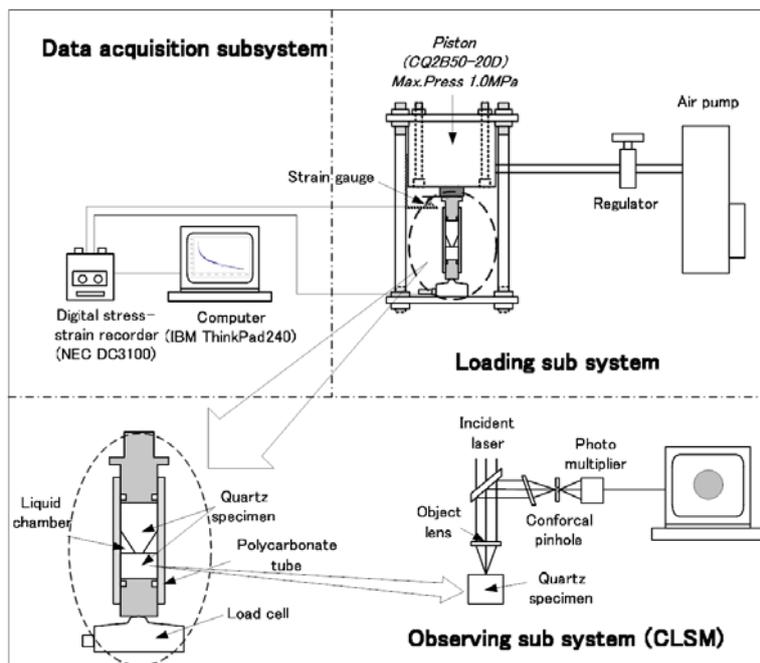


図 7.4.2 閉鎖系（溶液滞留 closed fluid 型）実験装置の概要

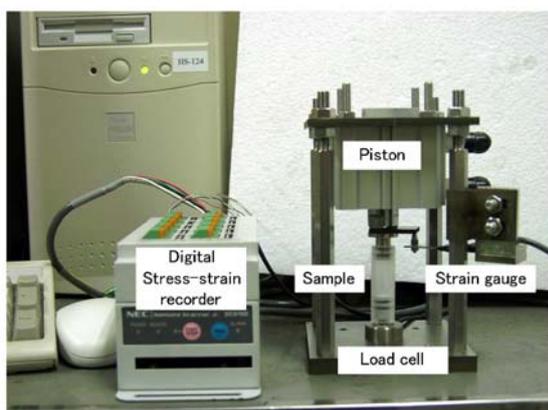


図 7.4.3 閉鎖系実験装置の全体写真

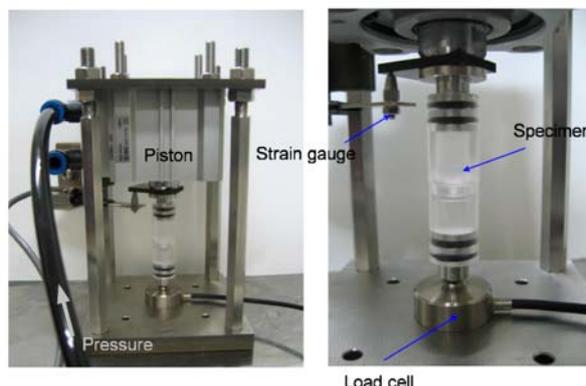


図 7.4.4 閉鎖系実験装置の荷重装置

7.4.4 開放系（溶液透過型）実験

開放系（溶液透過 flow through 型）実験装置を図 7.4.5 に示す。図 7.4.6 は実験の全体写真である。高 pH (=11.7) 下で様々な応力 (7.32~25.27 MPa) と温度 (35~70°C) を変えて石英の圧力溶解実験を実施した。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荷重されるように、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。滴下流量は 0.15 ± 0.05 ml/h となるように調整した。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。荷重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。

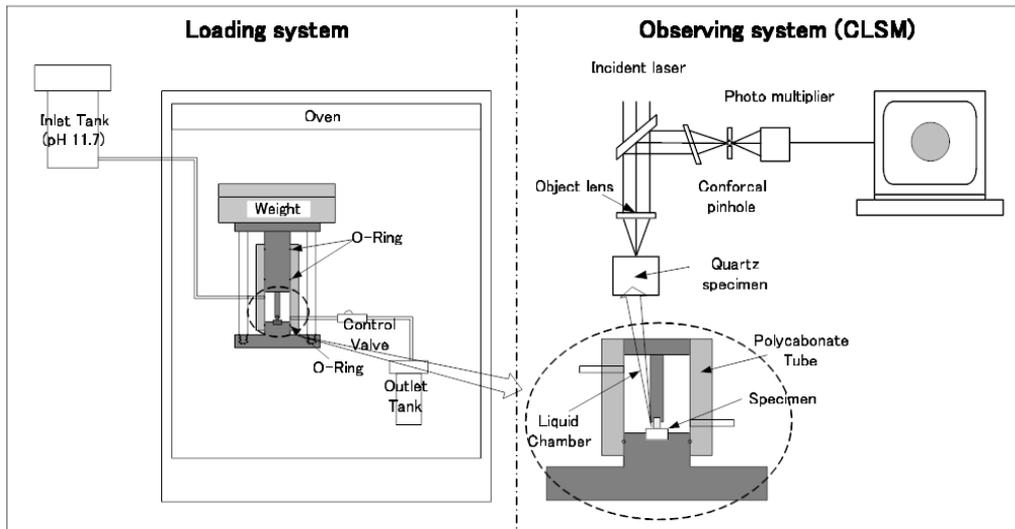


図 7.4.5 開放系（溶液透過 flow through 型）実験装置の概要

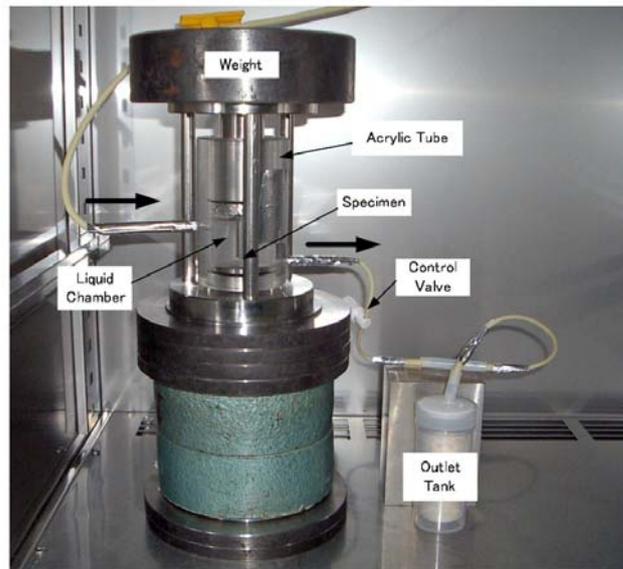


図 7.4.6 開放系実験装置の全体写真

7.4.5 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 (300 ~ 310 時間) 放置する。この 1 週間の期間は、測定装置で継続的に圧力とひずみが測定されている。
- 4) 1 週間後、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、圧力をかける。
- 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。

7.4.6 石英の圧力溶解における pH の影響（閉鎖系実験）

石英の圧力溶解は、基本的には水和反応であり、石英の Si-O 結合を水分子が切ることによって引き起こされる⁶⁰⁾。この溶解反応は 4 段階の素反応から成り、この反応速度は pH に依存している。pH 5~7 の間では溶解速度は大きな影響を受けないのに対して、pH 8~13 の間では溶解速度は大きな影響を受けることが知られている⁵³⁾。これらの予察結果を基に、閉鎖系実験を実施し、pH の影響を調べた。

溶液中における Si 濃度を測定し、溶解速度を算定した。算定された溶解速度の結果図 7.4.7 に示した。なお、図 7.4.7 中には Brady and Walther⁵³⁾及び Wollast and Chou⁶¹⁾の結果も示してある。ただし、これらの報告は接触面で応力を載荷していない実験の結果であり、我々が実施した応力載荷下での実験結果と数桁の相違がある。本実験結果から、溶解速度に載荷応力が大きな影響を与えることが判った。ただし、図 7.4.7 から判るように、pH に対する依存の程度、すなわち、データの近似直線の傾きは、載荷応力の有無にそれ程大きな影響を受けていない。

本実験で得られた溶解速度 v の pH 依存度は、近似的に、次式のように与えられる。

$$\log v = 0.25\text{pH} - 12.75 \quad (7.6)$$

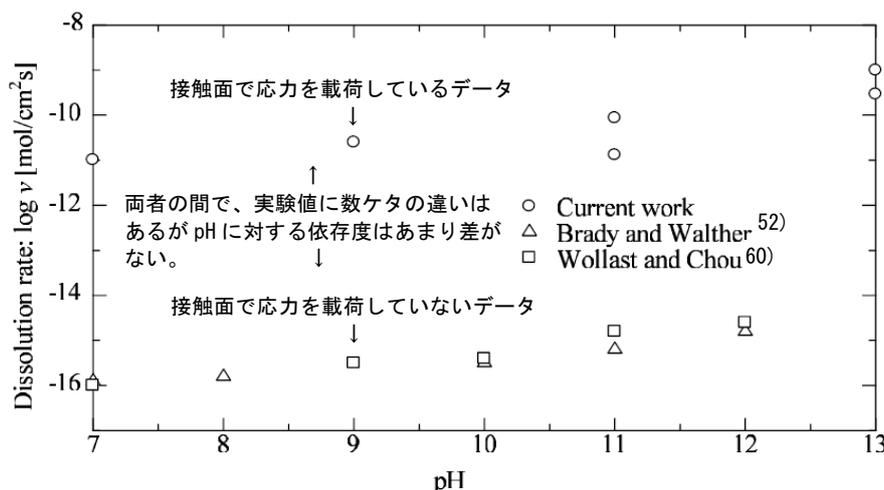


図 7.4.7 石英の溶解速度における pH 依存性

7.4.7 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。載荷した応力は 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。結果を表 7.4.1 と図 7.4.8 に、またこれらの結果から温度依存性が分かるように整理した図を図 7.4.9 に示す。これらの実験結果によると、各载荷応力条件下で溶解反応の反応定数 k は温度 T [°C] に比例し、つぎの (7.7) 式及び (7.8) 式と書ける。

$$\log v = 1.62 \times 10^{-12} T - 4.87 \times 10^{-11} \quad \text{载荷応力 } 7.32\text{MPa} \quad (7.7)$$

$$\log v = 3.38 \times 10^{-12} T - 1.08 \times 10^{-10} \quad \text{载荷応力 } 25.27\text{MPa} \quad (7.8)$$

これらから、高い温度では溶解速度は大きくなることがわかる。

表 7.4.1 各時間における溶解速度と平均溶解速度

経過日数 [日]	载荷応力 7.32 MPa			载荷応力 25.27 MPa		
	35°C	50°C	70°C	35°C	50°C	70°C
2		5.64E-11				
3	8.95E-12			2.95E-10	3.49E-11	
4			3.28E-11			1.15E-10
5		3.44E-11				
6	9.98E-12			1.40E-11		
7					5.53E-11	
8		2.47E-11	6.65E-11			1.67E-10
9	1.02E-11					
10				4.61E-11		
11		2.22E-11			6.82E-11	
12	1.06E-11		7.99E-11			1.27E-10
13				1.25E-11		
14		2.33E-11				
15	1.23E-11				7.46E-11	
16			8.59E-11	1.15E-11		1.13E-10
17						
18		1.74E-11				
20					5.50E-11	
v	1.04E-11	2.76E-11	6.63E-11	1.27E-11	5.86E-11	1.31E-10

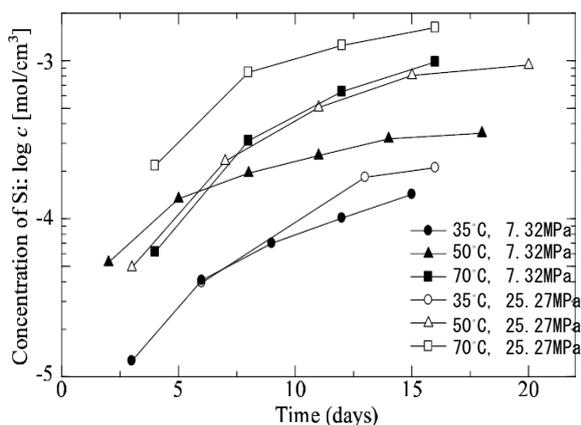


図 7.4.8 各種条件下における Si 濃度時間変化

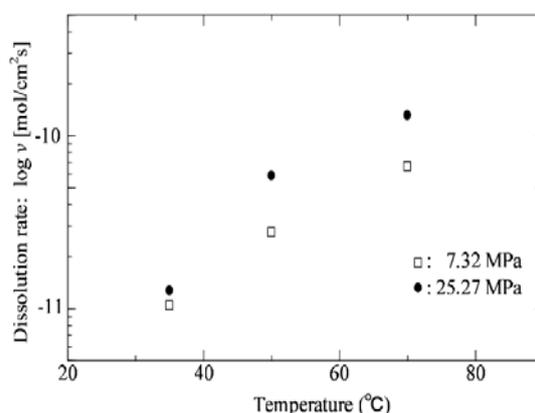


図 7.4.9 石英の溶解速度の温度依存性

7.4.8 石英の圧力溶解における载荷応力の影響

石英の圧力溶解における载荷応力の影響を調べるために、pH と温度を一定にし (pH11.7, 35°C)、

載荷応力を変えて実験を実施した。Si 濃度の時間変化を表 7.4.2 及び図 7.4.10 に示す。載荷応力の増加に伴って Si 濃度が増加している様子が明らかに見て取れる。また、載荷応力に依存した溶解速度を図 7.4.11 に示す。載荷応力が大きくなるにつれて溶解速度は増加する傾向にある。

実験結果から、35°C、pH 11.7 の下における載荷応力 σ [MPa] の溶解速度に対する影響は

$$\log v = 9.52 \times 10^{-19} T - 4.29 \times 10^{-12} \tag{7.9}$$

となる。反応速度に対する温度の影響は、通常、Arrhenius プロットによって評価される。いま、反応定数 k が次式のように与えられる。

$$k = Ae^{-E_a / RT} \tag{7.10}$$

表 7.4.2 載荷応力の影響による溶解速度の時間変化

経過日数	7.32 [MPa]	13.71 [MPa]	21.42 [MPa]
3	8.95E-12	2.91E-11	
4			1.84E-11
6	9.98E-12		
7		2.05E-11	
8			2.16E-11
9	1.02E-11		
10		2.28E-11	
12	1.06E-11		2.59E-11
13		1.86E-11	
15	1.23E-11		
16			3.00E-11
17		1.47E-11	
v	1.04E-11	1.89E-11	2.40E-11

(単位 ; [mol/cm²s] (温度 35°C))

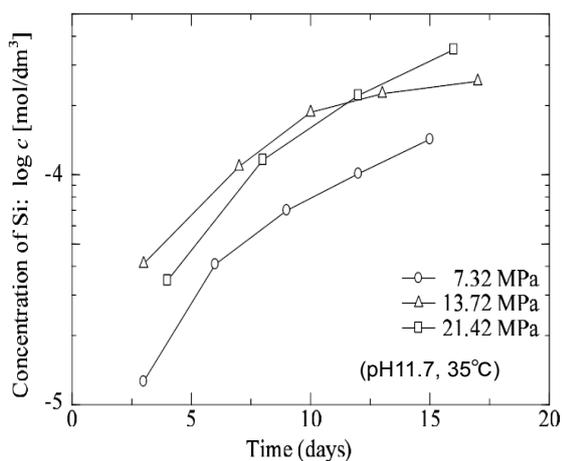


図 7.4.10 載荷応力による Si 濃度の時間変化

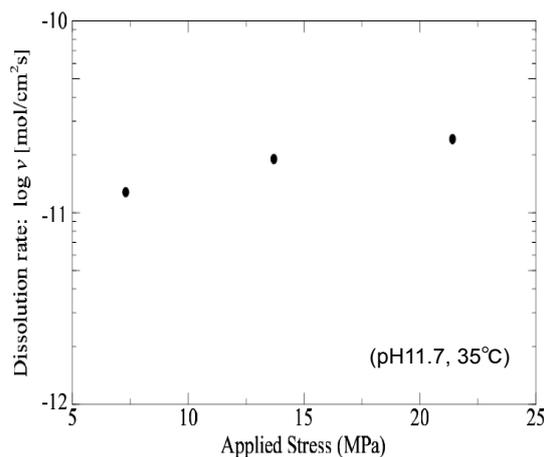


図 7.4.11 載荷応力による溶解速度の変化

よって、横軸に温度の逆数 $1/T$ 、縦軸に $\ln k$ を描くと、その傾きとして活性化エネルギー E_a (正確には E_a/R)、切片として頻度因子 A が得られる (Arrhenius プロット)。なお、活性化エネルギー E_a はエンタルピー変化 ΔH と次式のような関係がある。

$$E_a = \Delta H + RT \tag{7.11}$$

よって、エンタルピー変化 ΔH も求められる。活性化エネルギー E_a を荷重応力 7.32 MPa と 25.27 MPa に対して計算すると表 7.4.3 のようになる。したがって、(7.12) 式が導かれる。また、その時の頻度因子 A をプロットすると図 7.4.12 のようになる。

$$E_a = -0.12\sigma + 5.24 \tag{7.12}$$

表 7.4.3 各種荷重応力下における活性化エネルギー E_a とエンタルピー変化 ΔH

荷重応力 [MPa]	E_a [KJ/mol]	ΔH (温度 50°C) [KJ/mol]	$\ln k$ [mol/cm ² s]
7.32	4.32	1.63	-13.04
25.27	2.05	-0.63	-14.13

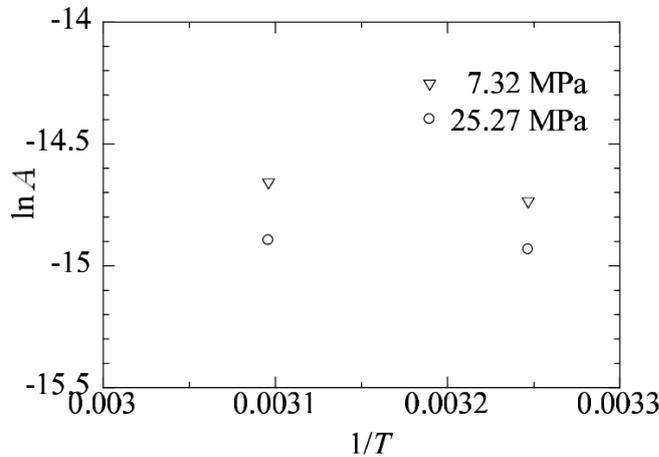


図 7.4.12 各種荷重応力下における Arrhenius プロット

7.5 まとめ

花崗岩の破壊機構に関する基礎理論の研究では、鉱物や岩石の亜臨界亀裂進展 (subcritical crack growth) ⁴⁶⁾ を取り上げ、過去の研究を紹介した。さらに、研究の結果に基づいて、花崗岩の長期挙動における亜臨界亀裂進展現象について、地下 1,000m の花崗岩中に地下空洞が建設された場合を想定して、若干の検討を加え、亀裂進展速度を計算した。

石英の溶解に関する実験的研究では、開放系の実験を実施し、前年度までの研究実績である閉鎖系の実験とともに結果をまとめた。2009 年度の実験によって初めて、様々な温度条件、化学条件 (pH) の下における石英の溶解速度を得ることができた。

8. 大学・他研究機関との研究協力（掘削影響領域の評価に関する基礎的研究）

8.1 岩芯試料を用いた坑道周辺岩盤の応力測定

8.1.1 目的

掘削影響領域（1、2章参照）の範囲や性質の変化は、処分場の性能評価や地下施設の設計に大きな影響を与えると考えられるため、その調査や評価が必要となっている。掘削影響領域を簡便かつ安価に調査するための手法の開発を目的として、ボーリング掘削のみで得られる情報（本研究では、ボーリングによって採取した岩芯及びボーリング時の振動）を最大限に活用する手法の開発に必要な基礎的研究を行った。なお、本研究は原子力機構と独立行政法人産業技術総合研究所とが2ヶ年（2008年度～2009年度）の計画で実施した共同研究である。

8.1.2 内容

本研究では、岩盤内に空洞を開削した際の掘削影響領域を局所的な応力分布の把握により検討するという観点から、複数の岩芯試料に対して、Acoustic Emission / Deformation Rate Analysis法（以下、AE/DRA法）による3次元応力計測を行い、本手法の精度向上を目指した。また、掘削影響領域を含めた地下空洞周辺の地質構造評価を目的として、ボーリング掘削時にその掘削振動計測を実施し、地下空洞周辺の地質構造評価を実施した。

8.1.3 試験の概要

AE法⁶²とDRA法⁶³は、独立した応力測定方法で測定現象（AE法ではAE発生状況、DRA法ではひずみ挙動）も異なるが、どちらも一軸載荷試験によりその載荷方向の応力を明らかにする測定方法であることからAE/DRA法として併用され、同じ試験片に適用される場合が多い。

AE法の基本的な概念は、岩石中のマイクロクラックの挙動を利用することで、岩石が岩盤中で受けていた応力を推定するというものである。岩石に応力を載荷し徐々に応力値を増加させていくと、その岩石が原位置で受けていた応力（原位置の地下応力）まではAEがあまり発生しないのに対して、原位置で受けていた応力以上の応力レベルになると新たな破壊が生じAEが多数発生するという現象（カイザー効果と呼ばれる）から、AE発生状況の急増点によって先行応力を推定することができる⁶⁴。

DRA法は、AE法と同じく岩石中のマイクロクラックの挙動を利用しており、多数の微小破壊が蓄積した結果生じる全体の変形率の変化、つまり差ひずみの屈曲点から原位置で受けていた応力を推定する方法である⁶⁴。

応力測定に用いた岩芯は図8.1.1に示す3本のボーリング孔で採取されたものを使用した。1孔あたり3カ所から岩芯を採取し、原位置で岩芯を観察してなるべくインタクトなところを選定した。表8.1.1に各孔の岩芯採取地点を示す。なお、08MI15孔奥側では連続した岩芯が採取できず、表8.1.1に示すように1m程離れた上下2区間の岩芯を合わせて1地点と考えた。AE/DRA法では、1つの試験片から、載荷軸方向の直応力が評価でき、3次元応力状態を評価する場合、応力テンソルの未知数は6個であるから、岩芯からそれぞれ独立な少なくとも6方向以上の載荷軸方向の試験片を切り出す必要がある。ここでは方向に偏りがないように、図8.1.2に示すような独立な6方向を含む計9方向の載荷軸の試験片を準備した。図8.1.3にセンサの設置の模式図、図8.1.4に試験状況を示す。

AE/DRA法では、試験片を巨視的に破壊しない程度に荷重を加え、その載荷範囲内で初期応力を推定する。試験での載荷パターンを図8.1.5に示す。

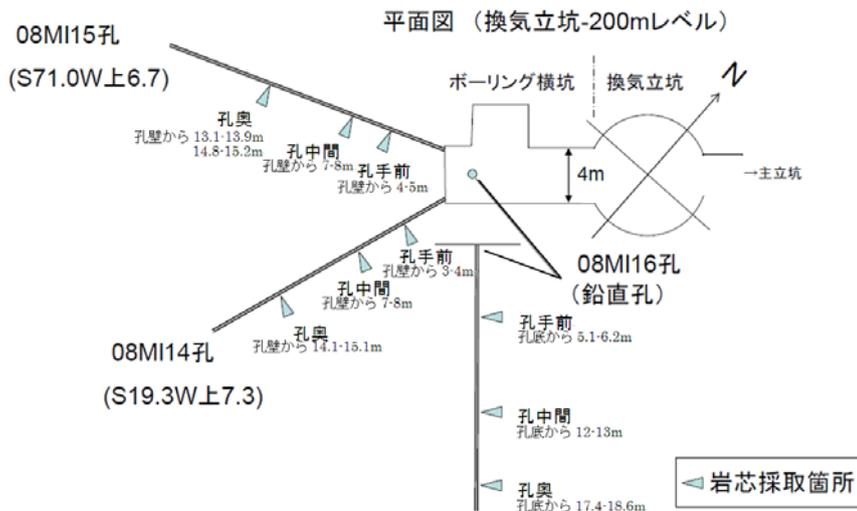


図 8.1.1 岩芯採取地点

表 8.1.1 応力測定対象の岩芯を採取したボーリング孔と採取地点

孔井名	掘削方位	掘削傾斜	掘削長	地点名	岩芯試料採取場所の掘削深度 (坑壁又は坑底面からの距離)	実験実施 時期	最大載荷 応力
08MI14	S19.3W	上向き7.3°	20.0m	08MI14孔手前	3.0-4.0m	第2期	30MPa
				08MI14孔中間	7.0-8.0m	第2期	30MPa
				08MI14孔奥	14.1-15.1m	第1期	21MPa
08MI15	S71.0W	上向き6.7°	22.3m	08MI15孔手前	4.0-5.0m	第2期	30MPa
				08MI15孔中間	7.0-8.0m	第2期	30MPa
				08MI15孔奥	13.1-13.9m及び14.8-15.2m	第1期	21MPa
08MI16	鉛直孔	鉛直孔	19.5m	08MI16孔手前	5.1-6.2m	第2期	30MPa
				08MI16孔中間	12.0-13.0m	第1期	21MPa
				08MI16孔奥	17.4-18.6m	第1期	21MPa

*第1期: 岩芯ボーリングから2週間以内, 第2期: 岩芯ボーリングから半年後

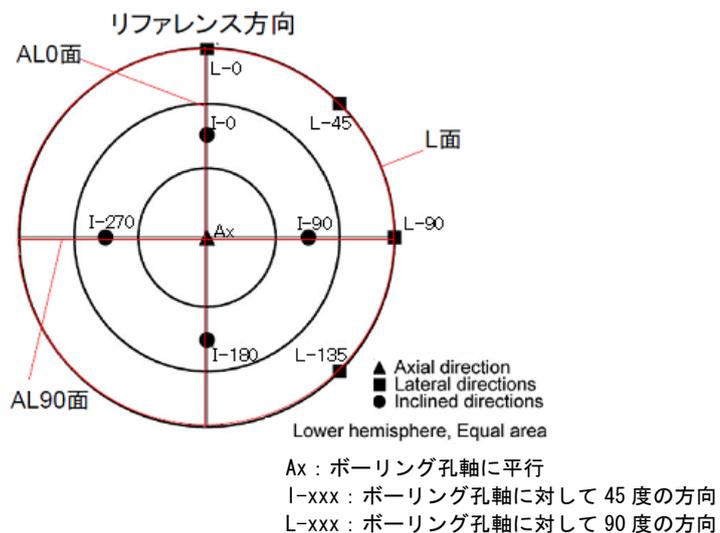


図 8.1.2 試験片の切り出し方向 (応力計測方向)

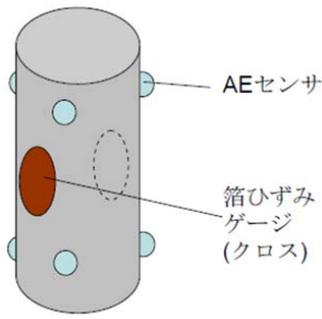


図 8.1.3 センサ設置位置の
模式図



図 8.1.4 試験状況

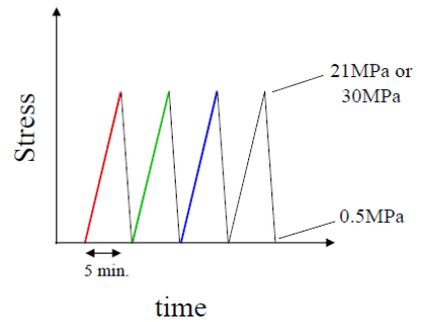
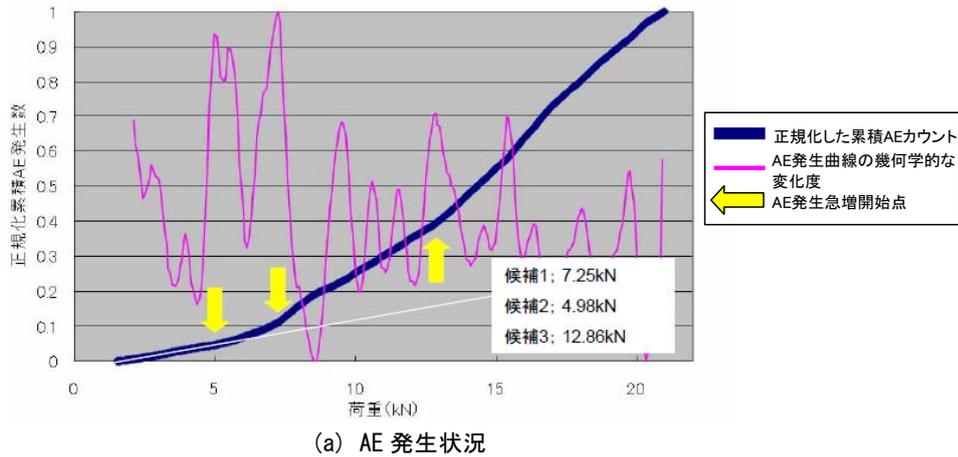


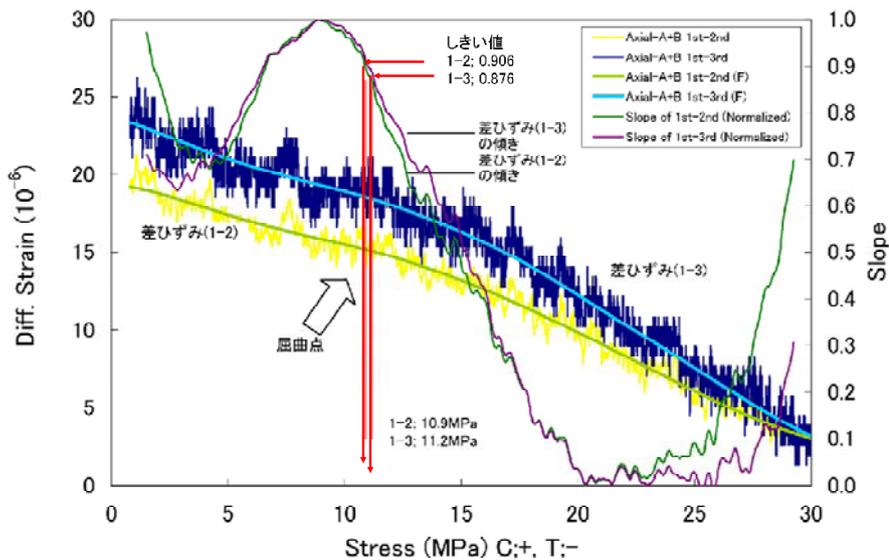
図 8.1.5 載荷試験時の載荷
パターン

8.1.4 一軸載荷試験結果

一軸載荷試験結果の例を図 8.1.6 に示す。累積 AE 発生数 (図(a)) 及び差ひずみ (図(b)) の変化点が明瞭である。



(a) AE 発生状況



(b) 差ひずみ挙動状況

図 8.1.6 一軸載荷試験結果の例

8.1.5 三次元応力状態の解析結果

各孔の各地点ごとの解析結果を、ステレオネット下半球投影の各主応力表示で図 8.1.7(a)~(i) に示す。図中の数値は応力値 (MPa) に対応する。なお、データセットの違いにより、各地点につき方法 1、方法 2、方法 3 の解析を実施した。方法 1 は各計測方向の残差を求め、大きいものから除外し、平均残差が 2MPa になるまで繰り返す。方法 2 は残差の大きいものを除くが、得られた応力値データ群から 1 個だけ大きく外れるようなデータのみを除外していく。方法 3 は全体の残差が最小もしくは 2MPa となるまでデータセットを絞り込む。

(1) 主応力方向

孔別に見ると 08MI14 孔ではいずれの地点においても下半球の北西面に σ_1 方向があり、その意味で全体的な傾向としては北西-南東方向の応力が大きい応力場と考えられるが、08MI14 孔中間では 9 地点中唯一 σ_1 方向が鉛直に近く評価されるなど各地点間のばらつきは大きい。

08MI15 孔では奥から手前にかけて σ_1 方向が南北低角から北西-南東低角を經由して東西低角へと回転するような傾向が見られる。換気立坑から比較的距離がある 08MI14 孔と 08MI15 孔の全体の傾向から見ると、初期応力場は σ_1 方向が北西-南東で低角を示すと考えられる。

08MI16 孔では奥と中間において σ_1 方向は東西方向で低角~中角、 σ_3 方向は南北方向低角を示すが、手前では σ_1 方向は北西-南東で低角、 σ_3 方向は北東-南西方向低角へと東回りに 45 度ほど変化しており、孔口に近い地点の応力場が孔口から遠い 2 地点での応力場と異なるという特徴がある。

(2) 主応力の大きさ

表 8.1.2 に各地点における計測結果の概要を示す。なお表中の主応力方向については最も使用データ数が多く基になるデータセット全体の傾向に近いと考えられる絞り込み方法 2 を基準に、絞り込み方法 1 と 3 については各主応力方向が絞り込み方法 2 に近いデータセットのみを表示している。

主応力の大きさについては、絞り込み方法 2 で比較すると、

- ・08MI14 孔では σ_2 が 10.5MPa 前後、 σ_3 が 7.7MPa 前後とほぼ変わらないのに対して σ_1 は奥から手前にかけて値が大きくなる傾向が見られる。
- ・08MI15 孔では σ_1 が奥から手前にかけて値が大きくなる傾向は 08MI14 孔と同様であるが、各地点間の応力差が 5MPa 以上と応力変化の程度が大きい。08MI15 孔では σ_2 も奥から手前にかけて値が増加し、 σ_3 は逆に奥から手前にかけて若干値が減少する。
- ・08MI16 孔では σ_1 が奥と中間で 11.5MPa 前後とほぼ変わらないのに対して手前では 17.9MPa と急増する。 σ_2 に関しても奥と中間では 10MPa 前後の値が手前では 12.2MPa と若干大きくなる。 σ_3 は奥と中間で値にやや差があるが、やはり手前の値が若干大きくなる。

以上、各孔で孔口に近い方の地点で応力値が大きくなっている傾向は坑道の影響の可能性が示唆される。水圧破碎法による応力計測のデータ⁸⁾と比較すると、水平面内最大主応力方向 (σ_H) は 12MPa 前後、水平面内最小主応力 (σ_h) は 7MPa 前後と考えられることから、08MI14 孔奥や 08MI16 孔奥の値はそのデータと整合的である。

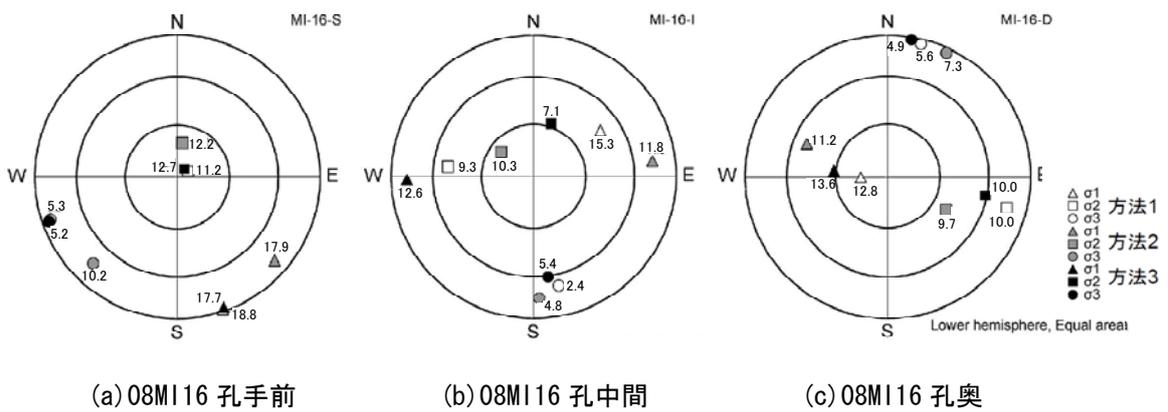
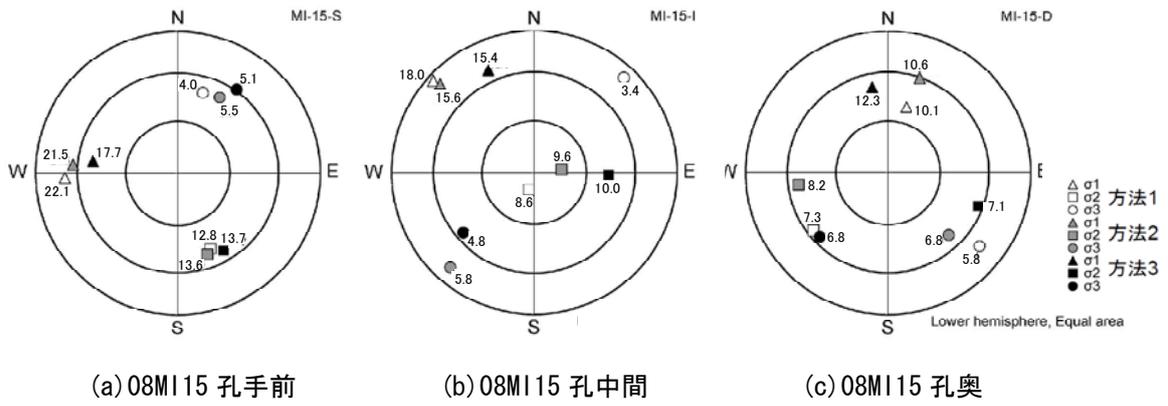
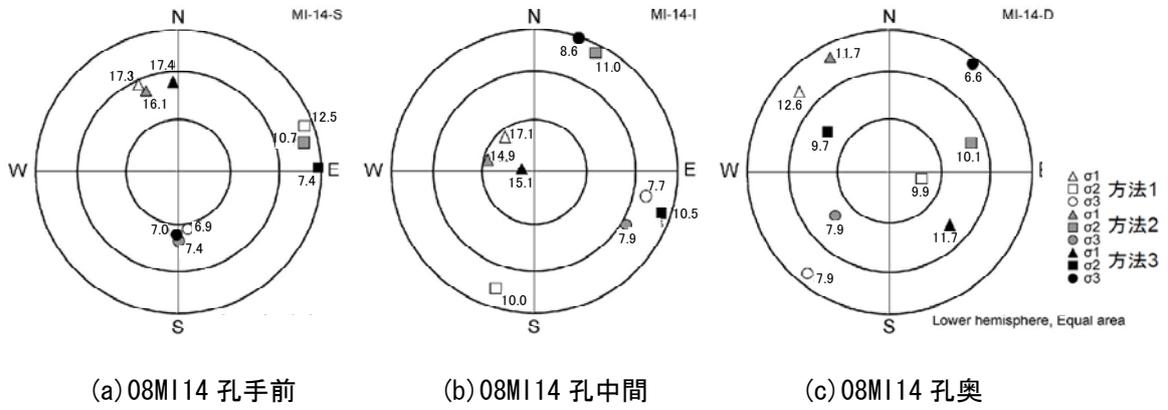


図 8.1.7 主応力方向とその大きさ

表 8.1.2 各地点における計測結果の概要

地点名	試料採取深度	データの絞り込み	主応力値 (MPa)			主応力方向 (方位/傾斜)		
			σ_1	σ_2	σ_3	σ_1	σ_2	σ_3
08MI14 孔 手前	3.0-4.0m	方法 1	17.3	12.5	6.9	N24W/33D	N70E/7D	N171E/56D
		方法 2	16.1	10.7	7.4	N22W/38D	N77E/11D	N180E/50D
		方法 3	17.4	7.4	7.0			
08MI14 孔 中間	7.0-8.0m	方法 1	17.1	10.0	7.7	N40W/74D	N162W/14D	N103E/21D
		方法 2	14.9	11.0	7.9	N76W/62D	N27E/7D	N120E/27D
		方法 3	15.1	10.5	8.6			
08MI14 孔 奥	14.1-15.1m	方法 1	12.6	9.9	7.7	N49W/26D	N78E/71D	N141W/9D
		方法 2	11.7	10.1	7.9	N27W/10D	N71E/39D	N129W/49D
		方法 3	11.7	9.7	6.6			
08MI15 孔 手前	4.0-5.0m	方法 1	22.1	12.8	4.0	N87W/22D	N157E/42D	N17E/41D
		方法 2	21.5	13.6	5.5	N86W/27D	N160E/39D	N28E/39D
		方法 3	17.7	13.7	5.1			
08MI15 孔 中間	7.0-8.0m	方法 1	18.0	8.6	3.4	N47W/4D	N163E/80D	N43E/9D
		方法 2	15.6	9.6	5.8	N46W/10D	N82E/74D	N139W/12D
		方法 3	15.4	10.0	4.8			
08MI15 孔 奥	13.1-13.9m	方法 1	10.1	7.3	5.8	N15E/50D	N128W/34D	N129E/19D
	14.8-15.2m	方法 2	10.6	8.2	6.8	N18E/30D	N97W/37D	N136E/39D
		方法 3	12.3	6.8	7.1			
08MI16 孔 手前	5.1-6.2m	方法 1	18.8	11.2	5.3	N161E/11D	N62E/83D	N109W/7D
		方法 2	17.9	12.2	10.2	N131E/11D	N8E/70D	N136W/16D
		方法 3	17.7	12.7	5.2			
08MI16 孔 中間	12.0-13.0m	方法 1	15.3	9.3	2.4			
		方法 2	11.8	10.3	4.8	N83E/17D	N53W/67D	N177E/15D
		方法 3	12.6	7.1	5.4	N91W/12D	N18E/58D	N172E/29D
08MI16 孔 奥	17.4-18.6m	方法 1	12.8	10.0	5.6			
		方法 2	11.2	9.7	7.3	N68W/39D	N120E/51D	N25E/4D
		方法 3	13.6	10.0	4.9	N84W/59D	N101E/31D	N10E/2D

(3) まとめ

坑道周りの応力場計測を坑道からの距離や位置関係を変えて 3 孔 9 地点分について AE/DRA 法を適用し実施した。 σ_1 方向については 08MI14 孔中間を除いて東西～（北西－南東）～南北の範囲に評価され、ばらつきも含めて概ね水圧破砕法のデータ⁸⁾と整合的な結果が得られた。08MI14 孔では奥から手前にかけて σ_1 方向で東回りに 45 度、08MI15 孔では奥から手前にかけて σ_1 方向で東回りに 90 度の方向変化が見られた。これについては、ほぼ同一深度の水圧破砕法のデータもばらついていることから、いわゆる掘削影響領域に関わるものであるかどうかは判然としないが、少なくとも孔口近くの地点の応力場が中間地点・奥地点とは異なるという結果は得られた。08MI16 孔においては孔口近くの地点と中間地点・奥地点の主応力方向の傾向が異なり坑道の影響であると推定される。主応力の大きさについては、08MI14 孔奥や 08MI16 孔奥のように水圧破砕法と比較して妥当な値が得られているものもあるが、各孔とも孔口近くの地点が主応力間のコントラストが強くなる傾向が見られた。こちらも坑道掘削の影響であると推定される。以上のように掘削影響領域に関わる応力変化の傾向を捉えている可能性があるデータを得た。

8.2 岩芯採取時振動を用いた不連続構造評価

8.2.1 目的

本節では、掘削影響領域を簡便かつ安価に調査するための手法の開発を目的として、SWD

(Seismic While Drilling) 法による地下空洞安定性評価に資する地下情報抽出の可否を検討し、瑞浪超深地層研究所の深度 200m レベルに掘削したボーリング横坑内で行われたコアボーリングにおいて掘削振動を取得し、空洞周辺の不連続構造を評価することを目的とする。

8.2.2 SWD 法の基本概念

SWD 法とは、トリコーン・ビットと呼ばれる全断面掘削ビットを用いることを前提に、ボーリング掘削時の振動を利用して地下構造を把握する方法である^{65),66)}。本手法の一番の特徴は、一般の弾性波を用いる物理探査手法とは異なり、計測評価対象地域周囲において何らかの作業活動で発生する振動や自然に発生する振動を受動的に取得し、それを弾性波震源として活用することにある。このことは、

- (i)人工震源及び受信点の広大な展開が困難な小規模な地下空洞内部での実施可能性
- (ii)他目的の作業活動の波及的利用による低コスト性
- (iii)長期間連続観測や送受信点配置に応じた広い範囲の評価が比較的容易に行える

などの観点で大深度かつ広範囲に小規模な地下空洞を展開した施設での有用性が高いと考えられる。本研究では、発生位置をある程度特定することが可能でエネルギーも比較的大きく、実際の施設建設時には多くの地点で実施されると考えられるボーリング掘削時の振動に注目した。前述のように、従来の SWD 法では規模の大きなトリコーン・ビットによる全断面掘削方式のみが利用されてきたが、本研究では、それと比較して極めて規模の小さい力学調査用岩芯採取のためのコアボーリングを対象としている。これについては、発生エネルギーが小さいこと、主たる振動発生位置が不明瞭であることなど、従来よりも震源としての利用が容易ではないことが明らかになっており⁶⁷⁾、その対策は研究課題の一つである。

掘削振動の観測については、観測用ボーリング孔に 3 成分弾性波検出器を設置する孔内多成分観測の形態を採用する。これは、地表面にジオフォンを多数設置する一般的な地震探査の観測方法に比べると、

- (i)少ない観測点数（理論的には 1 点以上）で 3 次元的な地下イメージングが可能である、
- (ii)観測点数が相対的に少ないため、観測自体は簡便で低コストである、
- (iii)力学試験や水理調査など他の目的で掘削されたボーリング孔を利用することができる、
- (iv)空洞表面から離れた岩盤内部に観測器を設置するため、空洞内の作業騒音等の影響を受けにくく、高 S/N 比の振動取得が期待できる、
- (v)狭い空洞内部を占有する面積が少なく他の作業との両立が容易であり、長期間の連続観測も実現し易い、

などの長所を有している。

掘削振動を弾性波震源として利用する場合、震源の違い以外は基本的には通常物理探査手法に近い観測システムの適用が可能である。ここでは、地下空洞の安定性評価に資することを目的に、岩盤の弾性波伝搬速度の推定と空洞周辺の反射イメージングによる掘削影響領域を含む不連続構造評価を試みる。弾性波伝搬速度は、岩盤の劣化の程度などを簡便に把握する方法として広く用いられており、地下空洞周辺の掘削影響領域もこのパラメータで評価できることが知られている。掘削振動の蓄積により、地下空洞周辺の弾性波伝搬速度の空間的な分布を知ることができれば、岩盤の力学物性分布の把握という観点で有用性は高い。さらに、反射イメージングは、空洞周辺の亀裂や地層境界等の不連続構造の抽出に適しており、空間的に広がりのある空洞安定性評価モデル等の構築に資することができる。図 8.2.1 には、地下空洞において掘削振動を用いる不連続構造評価方法の概念図を示す。

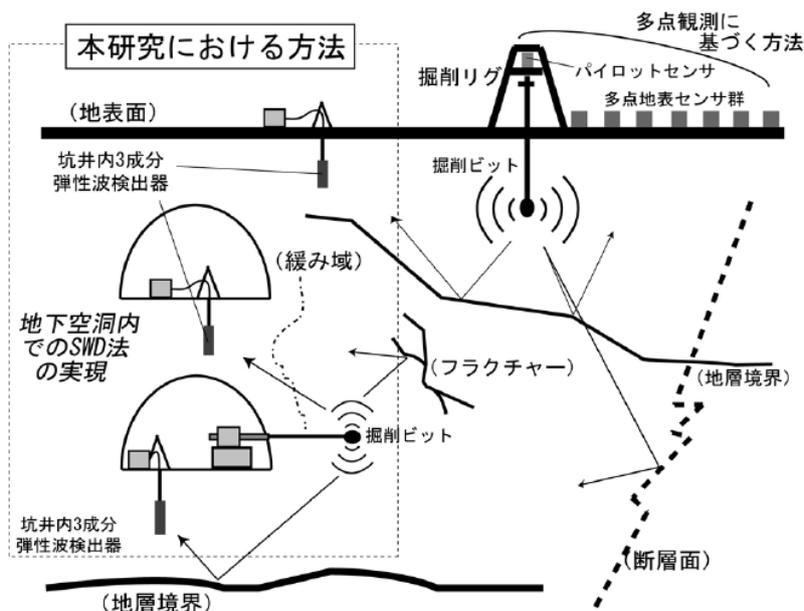


図 8.2.1 掘削振動を用いる不連続構造評価方法の概念図

8.2.3 瑞浪超深地層研究所の深度 200m ボーリング横坑内における適用結果

(1) 掘削振動観測の概要

ボーリングコア採取時の掘削振動の観測は、瑞浪超深地層研究所の深度 200m ボーリング横坑内において 2008 年 11 月～12 月に実施した。坑道内からのボーリングは力学調査研究を目的に掘削されたものであり、岩芯試料は前節の AE/DRA 法応力測定に利用されている。ボーリング孔は、2 つのほぼ水平孔と鉛直孔の計 3 本が掘削されたが、初めの水平孔 (08MI14 孔) が掘削された時点でそれを観測孔として利用し、残り 2 孔 (08MI15 孔、08MI16 孔) の掘削時の振動データを取得した。図 8.2.2 に観測孔・掘削孔のレイアウト及び測定の様式図を示す。3 成分弾性波検出器は、壁面から深度 18.7m までロッドで押し込み設置し、2 か所 4 本の電動固定アームで孔壁に強固に固定した。本検出器は、圧電素子による 3 軸加速度センサを内蔵し、十分な感度 (3.0V/g) と低感度差、低クロス感度を有しており、人工震源を用いたキャリブレーション試験によって周波数 900Hz 付近までの広帯域で正確な 3 次元粒子運動軌跡の検出が可能であることが確認されている⁶⁸⁾。当初 3 番目の掘削の際にはもう一つの弾性波検出器を用いた孔内 2 点観測の実施も計画していたが、08MI15 孔からの湧水量が当初想定を上回り準備した止水器具では孔内設置が困難であったため断念した。なお、岩盤の弾性波伝搬速度の推定のために掘削ビット自体の振動を把握する目的で、ボーリングマシンの掘削ロッド地上側端部 (スイベル) 付近と掘削装置の側面に 3 軸加速度計も設置した。

掘削振動データは、観測用ボーリング孔の 3 成分弾性波検出器から高張力信号ケーブルを介して同じ空洞内の観測地点まで伝送し、コントロールユニットで 60dB の増幅と 1kHz のローパスフィルター処理を行ってデータレコーダーに入力した。ボーリングマシン上の加速度計からは、掘削地点付近にプリアンプを設置して増幅とフィルタ処理を加えた。3 成分弾性波検出器や加速度計のプリアンプ、データレコーダー等は、可能なものについては 12V バッテリー駆動とし、それ以外には再整流タイプの無停電電源を挿入するなどして、ボーリングマシンと同一空間で電源を取ることによる起因するノイズ影響を最小限にする対策を行い、約 60 時間以上の掘削振動データを得ることができた。

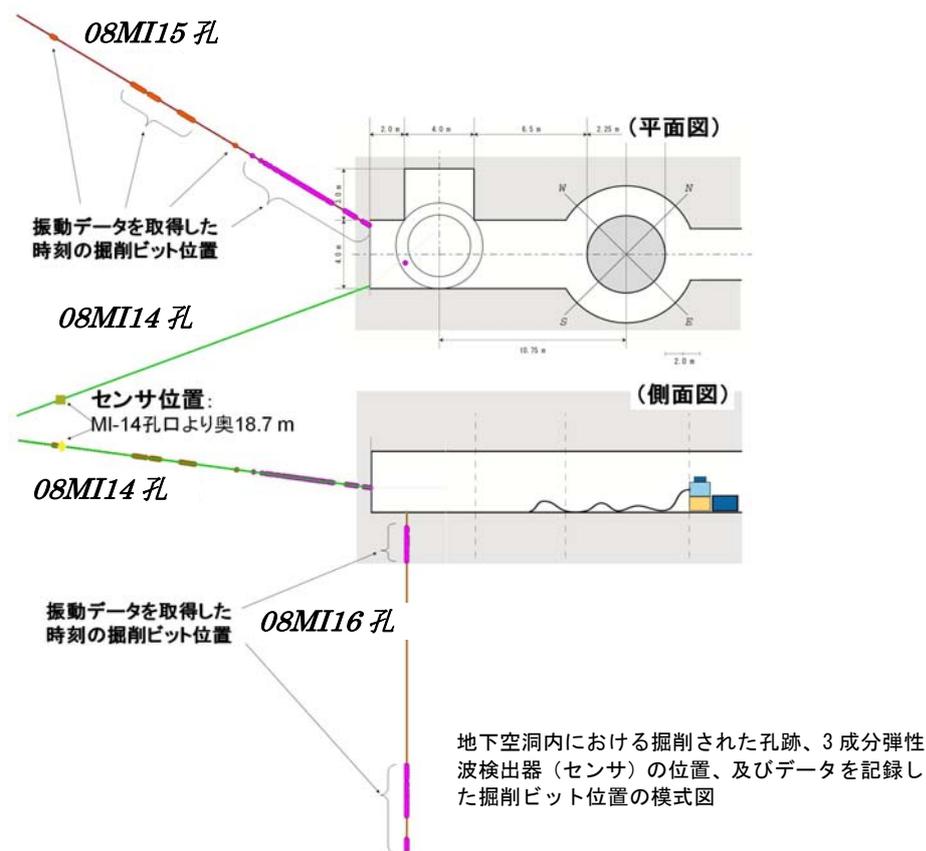


図 8.2.2 観測孔・掘削孔のレイアウト及び測定の様式図

(2) 弾性波伝搬速度分布推定

弾性波伝搬速度は、08MI15 孔の掘削振動を震源と考えて、ボーリングマシン上センサと 08MI14 孔の 3 成分弾性波検出器の観測波形の相互相関により推定した。対象とした掘進長は掘削開始直後の約 1m から約 21m までであり、観測点は固定されているものの、図 8.2.2 から類推できるように 08MI14 孔と 08MI15 孔で囲まれる領域の大半がカバーできる。

通常、掘削装置上に取り付けたセンサには、掘削ロッドの回転に伴い周期成分が強く記録される。また、掘削ロッド先端部のビット付近が主震源になる場合にも、掘削ロッド中を往復する共振モードの波が発生することが知られている⁶⁶⁾。このようなことから、相互相関の計算の前に、掘削装置に取り付けたセンサの記録波形については適応フィルタを施し、周期成分を除去することにした。また、周波数特性の影響を低減する SCOT (Smoothed Coherence Transform) 法とよばれる一般化相互相関計算手法⁶⁹⁾を行い、2 信号の類似性の高い送受信点間を伝搬した可能性の高い周波数成分の影響を強調して相互相関の計算を行うことにした。

図 8.2.3 に示す弾性波伝搬速度分布の推定結果は、全体に推定結果のばらつきが大きく、掘削長さ 20m 全体では速度分布に何らかの物理的意味を見つけることは困難である。前半の掘進長 7m 以下のデータ範囲においては、SV 波の伝搬速度が空洞壁面近く (2m 以下) で遅くなっている傾向が見られており、これが掘削影響領域を反映している可能性がある。一方、孔奥に行くにつれて速度が安定的に速くなるような傾向は見られず、10~15m 区間では P 波の速度が土岐花崗岩の一般的な速度に比べて遥かに遅くなる傾向がある。全体に分散が非常に大きいこと、掘削の影響が少ないと考えられる孔奥の方についても弾性波速度が収束する傾向にないことなどから、現状では、孔全体を通しては、本結果によって弾性波伝搬速度分布に関する解釈を行うことは困

難であると考えている。この原因は明らかではないが、一つの可能性としては、対象岩盤が亀裂に富んでおり、観測点位置の関係から伝搬経路上の亀裂の影響が避けられず、大局的な地下応力変化の反映である掘削影響領域の効果は現れ難かったのではないかと考えられる。

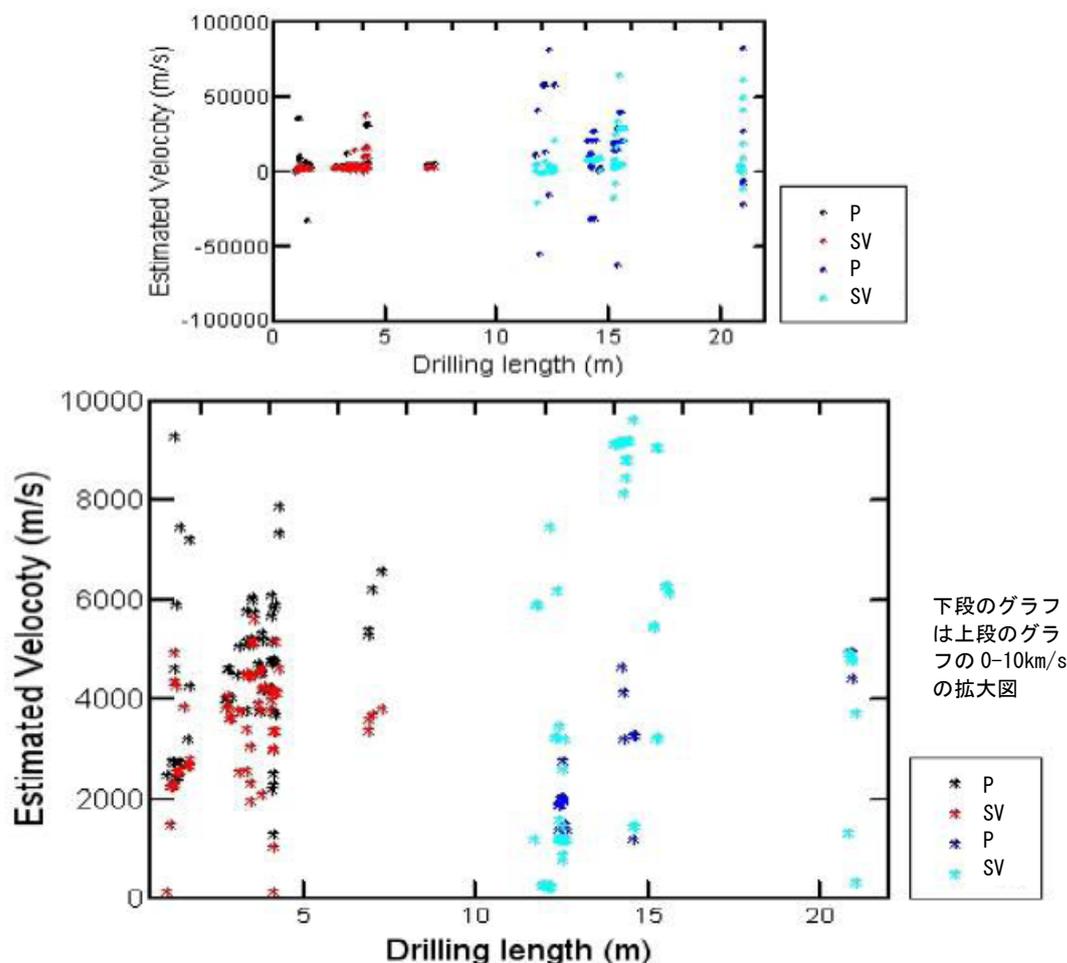
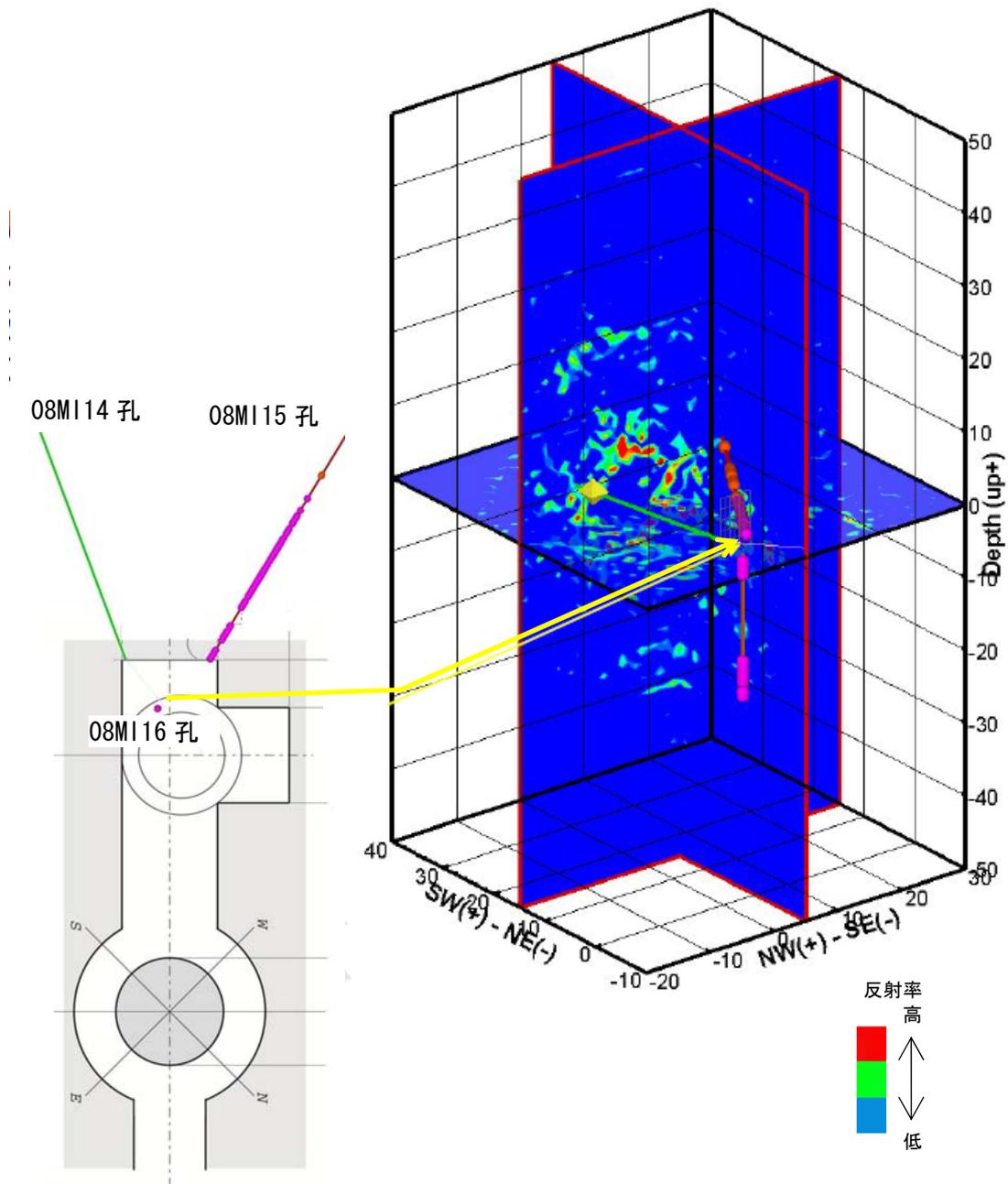


図 8.2.3 掘削振動を用いて推定した岩盤の弾性波伝搬速度変化

(3) 空洞周辺の反射イメージング

掘削振動を用いる反射イメージングは、08MI15 孔と 08MI16 孔の両方の約 4 時間分の掘削振動データを用いて、等方均質速度モデルを仮定して実施した。また、掘削振動波形のモードについては、全てのモードが含まれる可能性があることから、これまでの実績ならびに亀裂構造への感度の良さが期待できることから、今回は SV 波の反射を仮定して取り扱うこととした。S 波伝搬速度は、前述のように掘削振動解析自体からは安定した結果が得られなかったため、一般的な文献値を参考に、今回は暫定的に $V_s=3000\text{m/s}$ と仮定している。3 軸 VSP 法の計算で想定される分解能は、計算グリッドサイズ 1m、角度ステップ 1 度、波形データのサンプリングレート 0.04msec、相互相関関数計算の周波数帯域 80~2000Hz などから、理想的には空間分解能 1.5m 程度以下と考えることができる。3 軸 VSP 法の計算は個々の掘削振動波形データ毎に行い、それぞれから生成される推定反射率分布の 3 次元ボリュームデータを解析に使用した全波形データに渡って積算することで、最終的な 3 次元イメージング結果を求めた。図 8.2.4 に反射イメージング結果の 3 次元表示の例を示す。このような反射率分布の 3 次元の推定結果から、任意の地点の反射率や任意の孔跡、任意の断面の反射イメージを得ることができる。



3次元ボリュームデータとして得られる反射率分布について、3つの断面でスライスした表示である。コンターマップの赤系色が高い反射率を表し、橙色及び桃色点が解析に使用した掘削振動データの掘削ビット位置の投影、黄色点が3成分弾性波検出器位置の投影を意味する。本図、右側が北方向である。

図 8.2.4 掘削振動による3次元反射イメージング結果の例

高反射率と亀裂の対応があり得るのか、孔内亀裂観察の結果⁷⁰⁾と孔沿いの掘削振動による反射率分布とを比較して検討した。図 8.2.5 に示すように、08MI15 孔沿いの掘削振動による反射率分布と孔内観察に基づく亀裂分布とを比較すると、亀裂の数については掘進長 5m 付近、15m 付近は比較的調和的に見えるが、掘進長 10m 付近の亀裂数の多い地点は反射率分布では僅かな変化に留まっている。これは掘進長 10m 付近の亀裂が、頻度が多くても開口幅を持たないヘアークラックを主体とした亀裂であり、弾性波の伝達に影響が少なかったためと考えられる。湧水のあつ

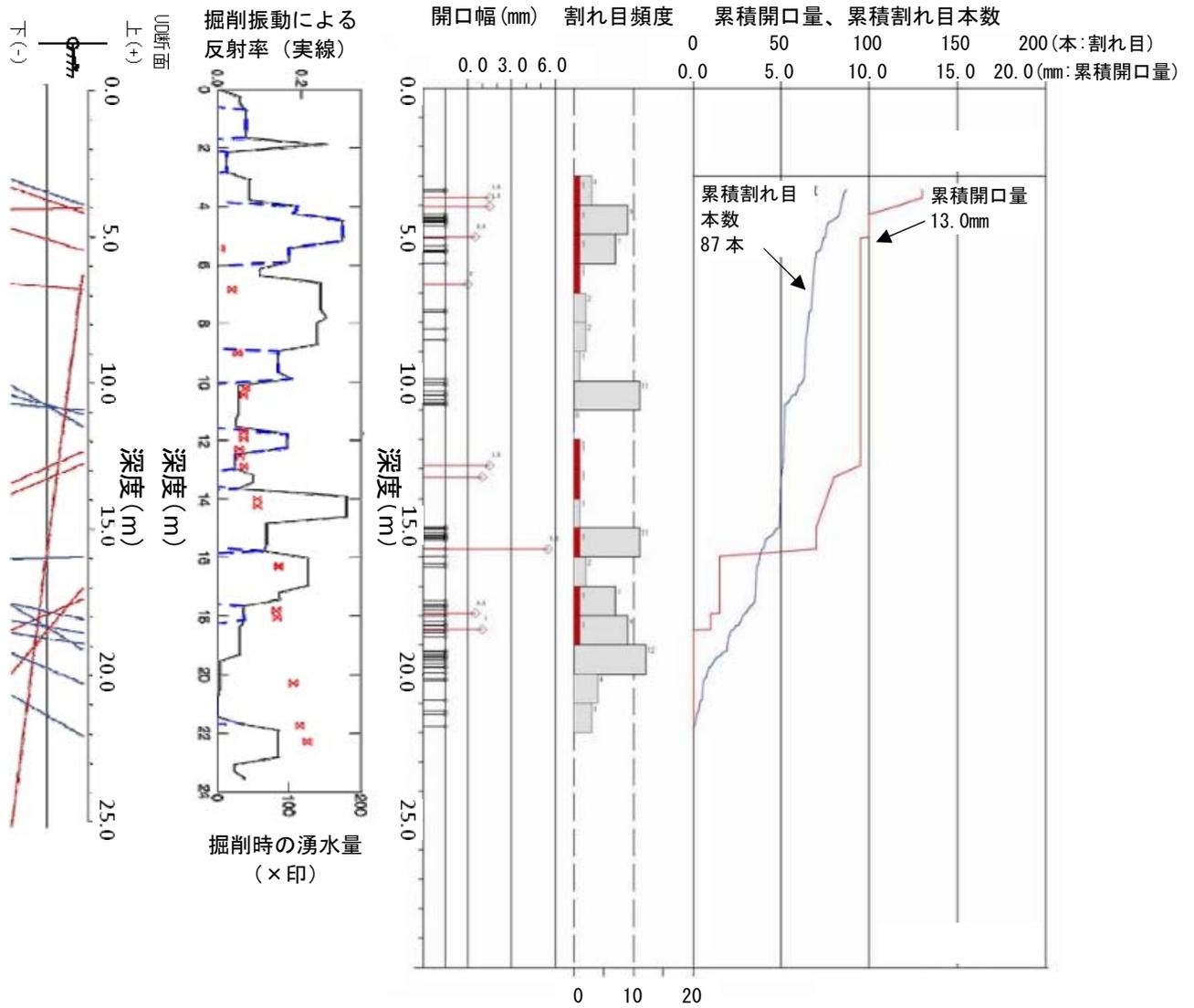
た亀裂数（図中右の棒グラフ内の赤い範囲）との対応で見ると、掘削振動による反射率分布は比較的良く対応している。高い反射率が亀裂の存在に関係することは妥当であると考えて反射イメージングの解釈を行うこととした。

図 8.2.6 は、08MI14 孔口を基準としその上下 1m を通る水平面内において反射率分布を表示した結果である。震源とした 2 孔の位置関係が適当であったことや、十分に多くの量の掘削音データが利用できたこと、SCOT 法などを用いた信号処理が効果的に機能した結果、円弧状トレンドのような虚像の少ない直線的な像が得られた。高反射率の連続性に注意して見ればある程度の構造解釈が可能である。図 8.2.7 は、掘削振動による反射イメージング結果の解釈の一例である。得られた反射体を亀裂構造と考えると、北-南方向の構造、北東-南西方向、北西-南東方向などの亀裂構造の存在が比較的明確に推定できる。一方、図 8.2.8 は、3 孔で報告されている明瞭及び開口亀裂について、その位置と走向傾斜のデータを用いて外挿して作成した面構造の投影を反射イメージング結果に重ねて表示したものである。全体的な傾向としては、いくつか高反射率と亀裂の対応がみられる箇所が存在している。さらに、図 8.2.8 と図 8.2.7 を比較すると、反射イメージングの解釈で導き出された線構造は、大局的な構造は類似していると考えられる。これは、反射イメージングが対象地域の亀裂構造の状態を比較的良く反映したのになっていることを意味している。以上より、大深度かつ広範囲な地下施設を対象とした掘削振動を用いる不連続構造評価方法の適用性は有望なものであると結論付けることができる。

8.2.4 まとめ

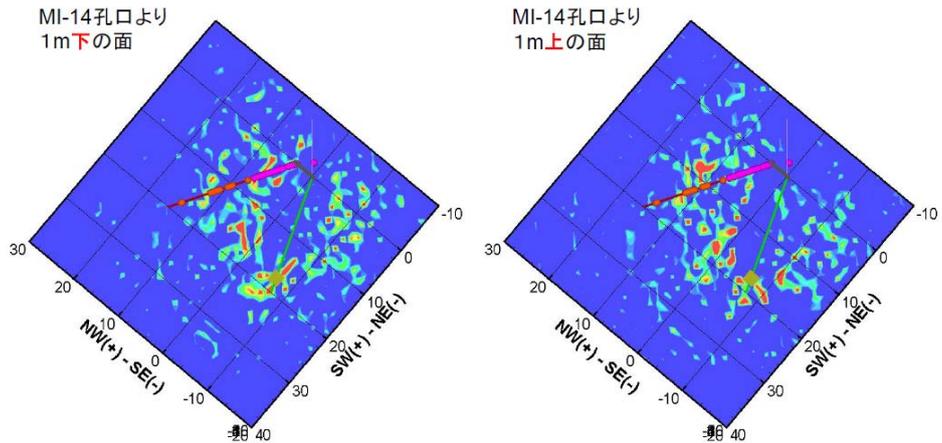
本研究においては、岩芯採取時などのボーリング掘削振動を用いる不連続構造評価方法（SWD 法）に着目し、長期空洞安定性評価などに資する地下情報抽出手段として有効に活用できるようにすることを目的に、大深度かつ広範囲な地下施設である瑞浪超深地層研究所の深度 200m ボーリング横坑を実験サイトにして、掘削振動データの取得と地下空洞周りの構造評価のための諸検討を行った。その結果、岩芯採取の施工に干渉せずに掘削振動データを取得でき、振動エネルギーの受信に成功し、弾性波伝搬速度推定法と反射イメージング法を適用することができた。弾性波伝搬速度については壁面から 2m 以下に掘削影響領域との関連もあり得るような SV 波速度の低下が検出できたものの、岩盤状況などの影響から全体分布には有意な傾向を見出すことができなかった。一方、反射イメージングについては、空洞周りの亀裂構造を反映していると考えられる構造を抽出することができた。以上より、大深度かつ広範囲な地下施設を対象とした場合の、掘削振動を用いる不連続構造評価方法の有効性を示すことができた。

今後は、反射イメージングの改善に努めるとともに弾性波速度と掘削影響領域との関連についても再検討し、地下応力測定からの知見などと総合して、地下空洞の長期安定性評価に SWD 法からの情報を反映させる方法論を検討する予定である。



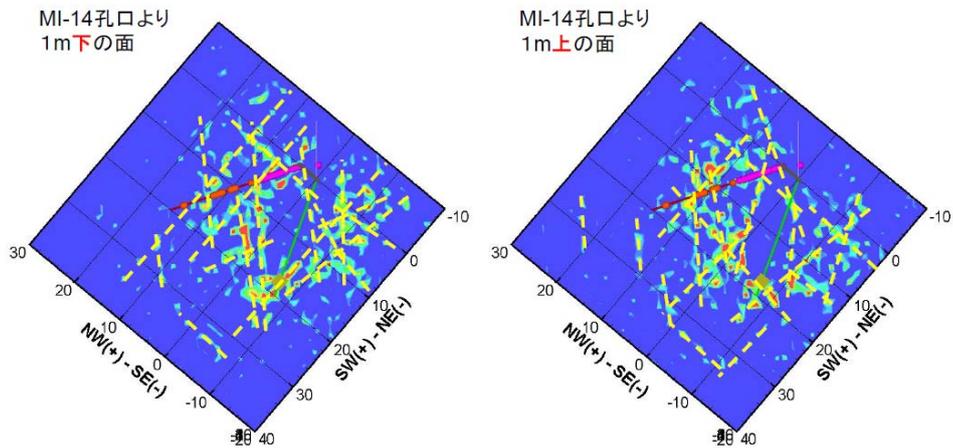
左図：割れ目の見掛け傾斜図
 中図：掘削振動解析による反射率
 右図：岩盤状態図
 (全て 08M115 号孔)

図 8.2.5 反射率分布及び亀裂分布



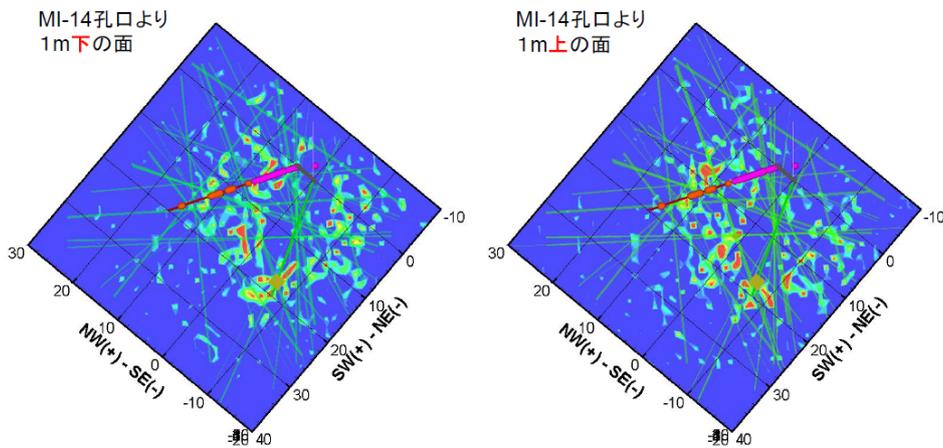
コンターマップの赤系色が高い反射率を表し、橙色及び桃色点が解析に使用した掘削振動データの掘削ビット位置の投影、黄色点が3成分弾性波検出器位置の投影を意味する。本図、上方が北方向である。

図 8.2.6 08MI14 孔口上下 1m の水平面内における掘削振動で推定された反射率分布



黄点線は、高反射率の連続性などを考えてイメージ上で引いた解釈線である。本図、上方が北方向である。

図 8.2.7 08MI14 孔口上下 1m の水平面内における掘削振動で推定された反射率分布



緑線は、3孔で観察された明瞭及び開口亀裂の位置、走向、傾斜を基に、外挿して作成した平面を投影したものである。本図、上方が北方向である。

図 8.2.8 掘削振動で推定された反射率分布と3孔から推定される亀裂分布の比較

9. まとめ

2009年度においては、以下に示す項目の岩盤力学に関する調査研究を実施した。

- ① 掘削ずりを用いた室内物理・力学試験結果の妥当性の確認
- ② 第1段階で作成した岩盤力学モデルの妥当性の確認
- ③ 研究坑道周辺岩盤の予察的変形解析
- ④ 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
- ⑤ 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
- ⑥ 掘削影響領域の評価に関する基礎的研究

①では、各物性値とも、試料の採取地点による相違は認められないことから、岩石の物性は深度方向に概ね一様であり、立坑に分布する土岐花崗岩体が力学的には概ね一様であるとの結論を得た。また、深度 210m～230m の P 波速度及び一軸圧縮強さにおいて今回実施した試験の方が既往の試験結果よりも若干高い数値結果となっているが、その他の測点では、今回実施した試験は、既存の掘削ずりを用いた試験結果に概ね整合しており、今までに行った試験の結果は信頼度の高いものであるといえる。

②では、第1段階で実施した MIZ-1 号孔での調査結果と、第2段階で実施した深度 100m 及び深度 200m での調査結果は概ね整合しており、このことから、第1段階で構築した岩盤力学概念モデルは現時点では妥当であると言え、地表からの調査研究結果に基づいて空洞建設予定地周辺の岩盤の力学モデルを予察的に構築することができた。ただし初期応力状態について、深度 600m の断層帯付近を境に応力状態が変化していることが認められることから、力学特性を考える上では、不連続構造の影響に関する予測の妥当性の検討が課題としてあげられる。

③では、地表からのボーリング調査結果では、立坑壁面の調査結果では捉えられた連続性の高い高角度の NE 走向の割れ目が捉えられなかった。この主な原因は、掘削位置及び掘削断面の大きさの違いによるものと推定される。数百 m 四方の領域内でも割れ目の特性が異なることや、掘削断面が小さいほど孔軸に平行な方向の割れ目を捉えるのは困難であることを示している。クラックテンソルモデルでは割れ目の情報の違いは剛性の違いに影響を及ぼすので、地表からの調査ではこの点に注意しながら研究計画を策定することが重要であることがわかった。

④では、本研究で提案されている構成方程式について、圧縮試験により構成方程式のパラメータを取得し、解析値と実験値が概ね一致することが確認された。実験室レベルでの岩石の挙動には提案された構成方程式が有効であることを示すことができた。また、坑道の予察的な変形解析を行った。今後は原位置の岩盤の挙動を構成方程式で表現できるか原位置試験を実施して確認することが重要であり、そのための原位置試験の計画を提案した。

⑤では、花崗岩の長期挙動における亜臨界亀裂進展現象について、地下 1,000m の花崗岩中に地下空洞が建設された場合を想定して、若干の検討を加え、亀裂進展速度を計算した。石英の溶解に関する実験的研究では、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実験を実施した。2009年度の実験によって、様々な温度条件、化学条件(pH)の下における石英の溶解速度を得ることができた。

⑥では、コア法 (AE/DRA 法) により坑道壁面からの応力状態の変化を捉えることができた。空洞掘削による応力の影響を明らかにすることができた。また、SWD 法により岩盤の弾性波測定を実施し、反射イメージングの解釈で導き出された線構造は、孔内亀裂を外挿して推定できる亀裂構造と、厳密な位置や方向は一致しないものの、大局的な構造は一致した。これは、反射イメージングが対象地域の亀裂構造の状態を比較的良く反映したものになっていることを意味し、SWD 法により岩盤の亀裂の状態を把握することができることを示した。

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 TN7400 2001-012 (2002)
- 5) 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1 わが国の地質環境”, 核燃料サイクル開発機構, JNC TN1400 99-021 (1999)
- 6) 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
- 7) 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)
- 8) 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” JAEA-Research 2009-031 (2009)
- 9) 瀬野康弘, 中間茂雄, 山田淳夫, 平野享, 佐藤稔紀: “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(2006年度)” 日本原子力研究開発機構, JAEA-Research 2008-084 (2008)
- 10) 松井裕哉, 平野享: “超深地層研究所計画 第2段階の力学調査結果に基づく岩盤力学概念モデルの妥当性評価” 第39回岩盤力学に関するシンポジウム 講演集 (社)土木学会 講演番号10
- 11) 山田淳夫, 佐藤稔紀, 中間茂雄, 加藤春實: “瑞浪超深地層研究所を中心とした東濃における深地層の科学的研究—水圧破碎法による初期応力測定結果と地質構造—” 地球惑星科学関連学会2005年合同大会要旨集, G018-P003(CD-ROM) (2005)
- 12) 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)
- 13) 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)
- 14) 郷家光男, 堀田政國, 若林成樹, 中谷篤史: “クラックテンソル・仮想割れ目モデルによる瑞浪超深地層研究所研究坑道の掘削影響解析”, サイクル機構技術資料, JNC TJ7400 2005-058 (2004)
- 15) 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)
- 16) 大久保誠介, 瀬野康弘, 平野享, 中間茂雄, 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 2008-065 (2008)
- 17) 羽柴公博, 大久保誠介, 福井勝則: “可視化ベッセルによる田下凝灰岩の三軸圧縮クリープの観察”, 資源と素材, Vol.120, pp.190-196 (2004)
- 18) 大久保誠介, 西松裕一: “三城目安山岩と河津凝灰岩のクリープ特性と構成方程式”, 日本鉱業会誌, Vol. 102, pp. 395-400 (1986)
- 19) 福井勝則, 大久保誠介, 西松裕一: “一軸圧縮荷重下での岩石のクリープ特性”, 資源・素材学会誌, Vol. 105, pp. 521-526 (1989)
- 20) 大久保誠介: “長期岩盤挙動評価のための巨視的観点による基礎的研究”, 核燃料サイクル開

- 発機構委託研究成果報告書 JNC TJ7400 2000-002, 第 2 章(2000)
- 21) 羽柴公博, 大久保誠介, 福井勝則: “田下凝灰岩の 10 年クリープ”, 資源・素材学会誌, Vol. 124, pp. 741-747 (2008)
 - 22) 山口勉, 大久保誠介, 西松裕一: “三城目安山岩の非線形レオロジーモデル—岩石の破壊および変形における時間依存性の研究 (第 3 報)—”, 日本鉱業会誌, Vol. 100, pp. 631-635 (1984)
 - 23) He, C., Okubo, S. and Nishimatsu, Y.: “Study on the Class II Behaviour of Rock”, Rock Mech. Rock Engng., Vol. 23, pp. 261-273 (1990)
 - 24) 大久保誠介: “長期岩盤挙動評価のための巨視的観点による基礎的研究”, JNC TJ7400 2004-002 (2004)
 - 25) 大久保誠介: “コンプライアンス可変型構成方程式の解析的検討”, 資源・素材学会誌, Vol. 108, pp. 601-606 (1992)
 - 26) 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, Vol. 114, pp. 79-85 (1998)
 - 27) 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・素材学会誌, Vol. 110, pp. 343-346 (1994)
 - 28) Okubo, S., Fukui, K. and Nishimatsu, Y.: “Local Safety Factor Applicable to Wide Range of Failure Criteria”, Rock Mech. Rock Engng., Vol. 30, pp. 223-227 (1997)
 - 29) 秋哲淵: “岩石の湿潤状態における時間依存性”, 東京大学博士論文, p. 45 (1995)
 - 30) Okubo, S., Nishimatsu, Y. and He, C.: “Loading Rate Dependence of Class II Rock Behaviour in Uniaxial and Triaxial Compression”, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 27, pp. 559-562 (1990)
 - 31) 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载荷速度依存性”, 資源・素材学会誌, Vol. 121, pp. 11-18 (2005)
 - 32) 大久保誠介, 福井勝則: “コンプライアンス可変型構成方程式の定数について”, 資源・素材学会誌, Vol. 113, pp. 561-564 (1997)
 - 33) 趙頭, 大久保誠介, 福井勝則: “強度のばらつきを考慮した一軸引張試験の計算機シミュレーション”, 資源・素材学会誌, Vol. 111, pp. 907-912 (1995)
 - 34) 大久保誠介, 趙頭: “計算機シミュレーションによる岩石の寸法効果の検討”, 資源・素材学会誌, Vol. 110, pp. 109-114 (1994)
 - 35) Okubo, S. and Nishimatsu, Y.: “Uniaxial Compression Testing Using a Linear Combination of Stress and Strain as the Control Variable”, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 22, pp. 323-330 (1985)
 - 36) 稲田善紀: “岩盤工学”, pp. 75-78, 森北出版 (東京) (1997)
 - 37) Okubo, S. and Fukui, K.: “Complete Stress-Strain Curves for Various Rock Types in Uniaxial Tension”, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 33, pp. 549-556 (1996)
 - 38) Okubo, S., Fukui, K. and Hashiba, K.: “Development of a Transparent Triaxial Cell and Observation of Rock Deformation in Compression and Creep Tests”, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., Vol. 45, pp. 351-361 (2008)
 - 39) 大久保誠介, 秋哲淵: “気乾状態と湿潤状態での田下凝灰岩ならびに大谷凝灰岩の一軸圧縮クリープ”, 材料, Vol. 43, pp. 819-825 (1994)
 - 40) 福井勝則: “複数の荷重条件下における岩石のクリープ及び遅れ破壊”, 東京大学博士論文, 第 3 章(1990)
 - 41) 大久保誠介, 何昌榮, 西松裕一: “一軸圧縮応力下における時間依存性挙動—岩石の Post-failure Region での挙動 (第 1 報)—”, 日本鉱業会誌, Vol. 103, pp. 177-181(1987)
 - 42) 大久保誠介, 福井勝則, 羽柴公博: “コンプライアンス可変型構成方程式の拡張とクリープ試験結果による検討”, 資源・素材学会誌, Vol.118, pp.737-744 (2002)
 - 43) 大久保誠介, 福井勝則, 羽柴公博: “コンプライアンス可変型構成方程式の拡張と三城目安山岩の一軸圧縮・引張強度試験による検討”, 資源・素材学会誌, Vol. 119, pp. 541-546 (2003)
 - 44) 大久保誠介, 福井勝則, 羽柴公博: “コンプライアンス可変型構成方程式の拡張とクリープ試

- 験結果による検討”, 資源・素材学会誌, Vol.118, pp.737-744 (2002)
- 45) Cristescu, N.: “Rock Rheology”, Kluwer Academic Pub. (1989)
- 46) Atkinson, B. K.: “Subcritical crack propagation in rock: theory, experimental results and applications”, *J. Struct. Geol.*, 4(1), pp41-56(1982)
- 47) 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)”, (印刷中)
- 48) Atkinson, B. K., Meredith, P.G.: “The theory of subcritical crack growth with applications to minerals and rocks”, in *Fracture Mechanics of Rock*, Academic Pr., pp.111-166(1987)
- 49) Anzalone, A., Boles, J., Greene, G., Young, K., Israelachvili, J., Alcantar, N.: “Confined fluids and their role in pressure solution”, *Chem. Geol.*, 230, pp.220-231 (2006)
- 50) Atkinson, B. K.: “Subcritical crack growth in geological materials”, *J. Geophys. Res.*, 89(B6), pp.4077-4114 (1984)
- 51) Gross, D., Seeling, T. “Fracture Mechanism with an Introduction to Micromechanics”, Springer. (2006)
- 52) 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)
- 53) 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)
- 54) Brady, P. V., Walther, J. V. : “Kinetics of quartz dissolution at low temperatures”, *Chem. Geol.*, 82, pp.253-264 (1990)
- 55) Broekmans, M. A. T. M., : “Structure properties of quartz and their potential role for ASR”, *Materials Characterization*, 53, pp.129-140 (2004)
- 56) 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)
- 57) 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)
- 58) 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)
- 59) 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)
- 60) Dove, P.M. : “The dissolution kinetics of quartz in sodium chloride solutions at 25°C to 300°C”, *American J. Sci.*, 294, pp.665-712 (1994)
- 61) Wollast, R., Chou, L. : “Process , rate and proton consumption by silicate weathering” , *Trance 13th Congr. Int. Soc. Soil Sci. Hamburg*, pp.127-136 (1986)
- 62) 金川忠, 林正夫, 仲左博裕: “岩石における地圧成分の Acoustic Emission による推定の試み”, 土木学会論文報告集, vol.258, pp.63-75(1977)
- 63) Yamamoto, K.: “The rock property of in-situ stress memory: Discussions on its mechanism”, *Proc. of Int. Workshop on Rock Stress Measurement at Great Depth*, pp.46-51 (1995)
- 64) 相馬宣和, 瀬戸政宏, 松井裕哉, 前田信行: “封圧環境下における AE 法による原位置初期地

- 圧測定法の開発”, 資源と素材, vol.118, pp.546-552(2002)
- 65) Asanuma, H., Niitsuma, H. and Chubachi, N. : “An Analysis of Three Dimensional AE Lissajou Pattern during Well-drilling and Estimation of Source Direction”, Progress in Acoustic Emission-5, pp. 436-443(1990)
- 66) Rector III, J. W. and Marion, B. P. : “The use of Drill-Bit Energy as a Downhole Seismic Source”, Geophysics, Vol. 56, pp. 628-634(1991)
- 67) 相馬宣和, 大野哲二, 中島貴弘, 中間茂雄, 浅沼宏 : “コア採取ボーリング削孔時の掘削振動の多成分信号処理法と地下構造推定法の検討”, 土木学会論文集 C, 63-4, pp.1020-1034(2007)
- 68) 相馬宣和, 歌川学, 瀬戸政宏, 長秋雄, 浅沼宏 : “小型軽量坑井内3成分弾性波検出器による坑井掘削音の観測と地下構造推定法の検討”, 土木学会論文集, 757-III-66, pp.177-187(2004)
- 69) 金井浩, 日本音響学会編 : “音・振動のスペクトル解析”, コロナ社(1990)
- 70) 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”, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Resarch 2010-013, (2010)

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
物質の量	モル	mol
光度	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	立法メートル	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
比透磁率 ^(b)	(数字の)	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		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, 放射束	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	S	A/V	m ² kg ⁻¹ s ³ A ²
磁束	ウェーバ	Wb	Vs	m ² kg s ⁻² A ⁻¹
磁束密度	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)	cd
放射線量	グレイ	Gy	J/kg	m ² s ⁻²
放射性核種の放射能 ^(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
酸素活性化	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 (CI-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
粘力のモーメント	パスカル秒	Pa s	m ⁻¹ kg s ⁻¹
表面張力	ニュートンメートル	N m	m ² kg s ⁻²
角速度	ニュートン毎メートル	N/m	kg s ⁻²
角加速度	ラジアン毎秒	rad/s	m m ⁻¹ s ⁻¹ = s ⁻¹
角加減	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
比エネルギー	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
電表面電荷	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 ³ 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
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s	m ² s ⁻³
放射線強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m ⁴ 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	ヘクタ	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	1 ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
リットル	L, l	1 L=1 dm ³ =10 ³ cm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1 t=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	1 eV=1.602 176 53(14)×10 ⁻¹⁹ J
ダルトン	Da	1 Da=1.660 538 86(28)×10 ⁻²⁷ kg
統一原子質量単位	u	1 u=1 Da
天文単位	ua	1 ua=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=0.1 MPa=100 kPa=10 ⁵ Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1 mmHg=133.322 Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1 nm=100 pm=10 ⁻¹⁰ m
海里	M	1 M=1852 m
バイン	b	1 b=100 fm ² =(10 ¹² cm) ² =10 ⁻²⁸ m ²
ノット	kn	1 kn=(1852/3600) m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的関係は、 対数量の定義に依存。
ベレル	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
エルグ	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 =0.1 Pa s
ストークス	St	1 St=1 cm ² s ⁻¹ =10 ⁻⁴ m ² s ⁻¹
スチルブ	sb	1 sb=1 cd cm ⁻² =10 ⁴ cd m ⁻²
フオト	ph	1 ph=1 cd sr cm ⁻² =10 ⁴ lx
ガリ	Gal	1 Gal=1 cm s ⁻² =10 ⁻² ms ⁻²
マクスウェル	Mx	1 Mx=1 G cm ² =10 ⁻⁸ Wb
ガウス	G	1 G=1 Mx cm ⁻² =10 ⁻⁴ T
エルステッド ^(c)	Oe	1 Oe _e =(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=1 cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
フェルミ	f	1 フェルミ=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	1 cal=4.1858 J (「15°C」カロリ), 4.1868 J (「IT」カロリ), 4.184 J (「熱化学」カロリ)
マイクロン	μ	1 μ=1 μm=10 ⁻⁶ m

