JAEA-Research
2018-006
DOI:10.11484/jaea-research-2018-006

結晶質岩を対象とした長期岩盤挙動評価手法に関する研究（２）（共同研究）

Study on Crystalline Rock Aiming at Evaluation Method of Long-term Behavior of Rock Mass(2) (Joint Research)

福井 勝則　羽柴 公博　松井 裕哉
Katsunori FUKUI, Kimihiro HASHIBA and Hiroya MATSUI

核燃料・バックエンド研究開発部門
東濃地科学センター
地層科学研究部

Geoscientific Research Department
Tono Geoscience Center
Sector of Nuclear Fuel, Decommissioning and Waste Management Technology Development

October 2018
Japan Atomic Energy Agency
日本原子力研究開発機構

JAEA-Research

本レポートは国立研究開発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。

国立研究開発法人日本原子力研究開発機構 研究連携成果展開部 研究成果管理課
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村大字白方 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
Institutional Repository Section,
Intellectual Resources Management and R&D Collaboration Department,
Japan Atomic Energy Agency.
2-4 Shirakata, 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, 2018

JAEA-Research 2018-006

結晶質岩を対象とした長期岩盤挙動評価手法に関する研究（２）
（共同研究）

日本原子力研究開発機構　核燃料・バックエンド研究開発部門
東濃地科学センター 地層科学研究部
福井　勝則*、羽柴　公博*、松井　裕哉

（2018 年 7 月 2 日　受理）

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、処分坑道周辺岩盤の力学的安定性は、建設・操業時はもとより、埋め戻し部分の状態変化を可能な限り小さくするために、閉鎖後も維持されることが重要である。

一方、坑道周辺の岩盤は、長期的にはクリープや応力緩和などの力学的な時間依存性挙動を示すことが知られており、その挙動を把握・評価できる技術の構築が地層処分の技術的信頼性向上のための課題の一つとなっている。

上記を踏まえ、岩盤の長期挙動を把握・評価できる技術の確立に資するため、年単位を越えるような岩石の長期クリープ試験や、高レベル放射性廃棄物の地層処分において想定される常温から 100℃程度の高温条件下での岩石の長期挙動を把握するための技術の開発等を実施し、想定される様々な条件下での岩石の長期挙動現象の特徴やその程度に関する実験的評価を行うことを目的とした研究を、共同研究として 2016 年度から開始した。

2017 年度は、1997 年から開始した田下凝灰岩のクリープ試験を引き続きおこない、試験期間は 20 年を越えた。本試験のこれまでの経緯をまとめるとともに、長期と短期のクリープ試験結果を比較し、凝灰岩のクリープの現象論や機構について考察した。また、種々の含水状態のもとでの一軸圧縮試験結果を用いて、載荷速度と水飽和度が岩石の強度に与える影響について検討した。さらに、圧縮応力下での岩石の変形・破壊および時間依存性挙動を再現できるコンプライアンス可変型モデルを、一軸引張応力下へ適用するために改良した。

本報告書は、東京大学と日本原子力研究開発機構との共同研究に基づき実施した研究成果に関するものである。

東濃地科学センター：〒509-6132 岐阜県瑞浪市明世町山野内 1-64
＊ 東京大学大学院工学系研究科

JAEA-Research 2018-006

Study on Crystalline Rock Aiming at Evaluation Method of Long-term Behavior of Rock Mass(2)
(Joint Research)

Katsunori FUKUI*, Kimihiro HASHIBA* and Hiroya MATSUI

Geoscientific Research Department, Tono Geoscience Center
Sector of Nuclear Fuel, Decommissioning and Waste Management Technology Development
Japan Atomic Energy Agency
Akiyo-cho, Mizunami-shi, Gifu-ken

(Received July, 2, 2018)

It is important to evaluate the stability of a repository for high-level radioactive waste not only during the design, construction and operation phases, but also during the post-closure period, for time frames likely exceeding several millennia or longer. It is known that the rock mass around the tunnels to be deformed through time in response to time dependent behavior such as creep and stress relaxation. Therefore, it is necessary to develop the methodology to evaluate the past long-term behavior of rock mass. Based on the above, this study has been started as a collaboration study with the University of Tokyo since Fiscal Year 2016.

In the fiscal year of 2017, creep test started from the fiscal year of 1997 on Tage tuff was continuously conducted and the total testing time exceeded 20 years. With summarizing the past progress of the test, phenomenological aspects and the mechanisms of the creep of tuff were described by comparing the results from long- and short-term creep tests. Also effects of loading rate and water content on rock strength were examined on the basis of the results of uniaxial compression tests under various water conditions. As for the variable-compliance-type constitutive model, which can reproduce the deformation, failure, and time-dependent behavior of rock under compression, was modified to reproduce under uniaxial tension.

Keywords: Crystalline Rock, Long-term Behavior, Water Contents, Variable-compliance-type Constitutive Model

---

This work has been performed in Japan Atomic Energy Agency as a joint research with the University of Tokyo.

＊Graduate School of Engineering , the University of Tokyo

目　次

1. 緒言 1

2. 堆積岩（田下凝灰岩）の長期クリープ試験 2
2.1　はじめに 2
2.2　長期クリープ試験の概要 3
2.2.1　試験方法 3
2.2.2　試験装置の維持管理 4
2.2.3　試験装置の移動 5
2.3　試験結果 5
2.3.1　長期クリープ試験 5
2.3.2　長期と短期のクリープ試験 7
2.3.3　クリープ試験と強度試験 10
2.4　考察 10
2.5　まとめ 12

3.　岩石の一軸圧縮強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性 20
3.1　はじめに 20
3.2　試験方法 20
3.3　試験結果 21
3.4　強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性 22
3.5　強度の分布特性 24
3.6　花崗岩を含む 4 種類の岩石での検討 26
3.7　まとめ 27

4.　一軸引張応力下での岩石の力学モデルに関する検討 40
4.1　はじめに 40
4.2　引張応力下でのコンプライアンス可変型モデル 40
4.2.1　圧縮応力下でのコンプライアンス可変型モデル 40
4.2.2　引張応力下での亀裂進展抵抗を表すモデル 41
4.2.3　引張応力下でのコンプライアンス可変型モデルと亀裂進展抵抗との関係 42
4.3　改良したコンプライアンス可変型モデルによる計算結果と試験結果の比較 45
4.4　考察 46
4.5　まとめ 46

5.　結言 53

参考文献 54

Contents

1. Introduction ····· 1

2. Long-term creep testing on sedimentary rock (Tage tuff) ····· 2
2.1 Overview ····· 2
2.2 Creep testing ····· 3
2.2.1 Core samples and test method ····· 3
2.2.2 Operation and maintenance ····· 4
2.2.3 Moving of test equipment due to building construction ····· 5
2.3 Results ····· 5
2.3.1 Long-term creep behavior ····· 5
2.3.2 Comparison with short-term creep behavior ····· 7
2.3.3 Comparison between the creep behavior and rock strength ····· 10
2.4 Discussion ····· 10
2.5 Summary ····· 12

3. Effects of water contents and loading rate on rock strength ····· 20
3.1 Overview ····· 20
3.2 Test method ····· 20
3.3 Results ····· 21
3.4 Examination of the effects of water contents and loading rate on rock strength ····· 22
3.5 Probability function on strength distribution of rock ····· 24
3.6 Testing results of the different kinds of rock ····· 26
3.7 Summary ····· 27

4. Variable-compliance-type constitutive model under uniaxial tensile stress on rock ····· 40
4.1 Overview ····· 40
4.2 Variable-compliance-type constitutive model under uniaxial tensile stress ····· 40
4.2.1 Variable-compliance-type constitutive model under uniaxial compressive stress ····· 40
4.2.2 A model on crack extension under uniaxial tensile stress ····· 41
4.2.3 Relationship between a crack extension model and the constitutive model ····· 42
4.3 The results of the simulations based on improved constitutive model and testing results ····· 45
4.4 Consideration ····· 46
4.5 Summary ····· 46

5. Concluding remarks ····· 53

References ····· 54

図表リスト

図 2.1　空圧式クリープ試験装置 13
図 2.2　試験片 No. 2 のクリープ歪 14
図 2.3　試験片 No. 2 での試験中の温度と湿度 15
図 2.4　試験片 No. 1 と No. 2 のクリープ歪 16
図 2.5　長期と短期のクリープ試験で得られたクリープ歪とクリープ歪速度..... 17
図 2.6　長期と短期のクリープ試験での正規化クリープ歪速度と正規化時間の関係..... 18
図 2.7　長期と短期のクリープ試験でのクリープ歪速度とクリープ応力の関係..... 18
図 2.8　短期のクリープ試験でのクリープ寿命とクリープ応力レベルの関係..... 19
図 2.9　クリープ試験結果と強度試験結果の関係 19
図 3.1　6 種類の水飽和度条件での試験方法..... 30
図 3.2　様々な水飽和度での載荷速度切換試験で得られた三城目安山岩の応力―歪曲線.... 35
図 3.3　載荷速度の変化による強度の増加量と水飽和度の関係 35
図 3.4　強度と水飽和度の関係 36
図 3.5　a_w/a と水飽和度の関係 36
図 3.6　変換した強度 $\sigma^*_{f,w}$ と $\sigma^*_{f1,w}$ のグンベルプロット..... 37
図 3.7　様々な水飽和度での応力―歪曲線 38
図 4.1　式(4-5)で計算された亀裂進展抵抗曲線 48
図 4.2　亀裂を含む二次元平板のモデル 49
図 4.3　一軸引張試験の計算結果と試験結果 50
図 4.4　気乾状態における三城目安山岩の一軸引張試験での載荷速度依存性..... 51
図 4.5　気乾状態における三城目安山岩の一軸引張クリープ試験の計算結果..... 52

表 2.1　田下凝灰岩の力学物性値..... 13
表 3.1　三城目安山岩の試験結果..... 28
表 3.2　式(3-3)中の定数..... 28
表 3.3　3 種類の岩石の試験結果（水分の影響） 29
表 4.1　一軸引張応力下でのコンプライアンス可変型モデルの定数..... 48

This is a blank page.

1. 緒言

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、処分坑道の力学的安定性は、建設・操業時はもとより閉鎖後も千年程度にわたって要求される。一方、処分坑道をとりまく岩石や岩盤は、クリープや応力緩和などの力学的な時間依存性挙動を示すことが知られており、その挙動を把握することは処分坑道の安定性評価における課題となっている。この課題を受け、2009 年度（平成 21 年度）までに実施してきた「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」では、結晶質岩を対象とした地上からの調査段階における長期岩盤挙動の評価手法の構築を目指した研究開発をすすめ、2009 年度（平成 21 年度）にその成果のとりまとめを実施した。2010 年度（平成 22 年度）は、その成果をふまえ、地上からの調査段階における長期岩盤挙動評価手法の妥当性確認を主目的とした研究開発を実施した。2011 年度（平成 23 年度）は、2010 年度（平成 22 年度）の研究に基づいて、次年度以降の研究の進め方を日本原子力研究開発機構内部で検討した。2012 年度（平成 24 年度）と 2013 年度（平成 25 年度）は、超深地層研究所計画の研究坑道を利用した研究段階(第 3 段階)における妥当性検証のための原位置試験手法について検討した。2014 年度（平成 26 年度）は、高レベル放射性廃棄物の地層処分において問題となる、常温～100℃程度までの花崗岩の時間依存性挙動に関する検討を開始した。2015 年度は、これまでの試験結果と数値解析結果の比較をもとにして、種々の時間依存性挙動の関係性について定量的に検討した。2016 年度は、岩石の変形・破壊や時間依存性挙動におよぼす水の影響について、理論と実験の両面から検討した。本年度は、田下凝灰岩のクリープ試験を引き続きおこない、試験期間は 20 年を越えた。また、種々の含水状態のもとでの一軸圧縮試験結果を用いて、載荷速度と水飽和度が岩石の強度に与える影響について検討した。さらに、圧縮応力下での岩石の変形・破壊および時間依存性挙動を再現できるコンプライアンス可変型モデルを、一軸引張応力下へ適用するために改良した。

第 2 章では、継続してきた長期クリープ試験結果について報告する。本研究では、できる限り長期間の試験に耐える装置と、長期間にわたり精度の良い測定が行えるシステムについて検討した後、1997 年に凝灰岩の一軸圧縮クリープ試験を開始し、試験は本年度で開始から 20 年経過した。第 2 章では、試験方法、試験装置の維持管理、試験装置の移動について説明した。次いで、20 年間のクリープ歪の測定結果を示し、過去に実施した短期のクリープ試験結果との比較や、強度試験における応力－歪曲線との比較の結果について述べ、それらをもとに、凝灰岩のクリープの現象論や機構について考察した。第 3 章では、2016 年度に実施した種々の水飽和度のもとでの一軸圧縮試験結果を用いて、載荷速度と水飽和度が岩石強度に与える影響について検討した。具体的には、速度過程論や確率過程論をもとにして、強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性を統一的に説明する理論や強度の分布特性について検討した。第 4 章では，圧縮応力下の岩石の変形・破壊および時間依存性挙動を再現できるコンプライアンス可変型モデルの一軸引張応力下への適用性について検討した。まず、この現象論モデルと微視的な破壊機構である亀裂進展との関係を、線形破壊力学や損傷力学をもとに検討し、その結果をもとに一軸引張応力下での完全応力－歪曲線を再現できるようにモデルを改良した。次いで、完全応力－歪曲線、載荷速度依存性、クリープ変形について、計算結果と試験結果を比較し、改良したモデルの妥当性を検証した。

2. 堆積岩（田下凝灰岩）の長期クリープ試験

2.1 はじめに

岩石の時間依存性挙動としては、一定の応力のもとで歪が増加するクリープや、一定の歪のもとで応力が減少する応力緩和が良く知られている。なお、実際の岩盤では応力と歪のいずれもが時間経過とともに変化するので、クリープと応力緩和の中間的な条件での挙動を把握することが必要との指摘もある。また、多くの岩石で載荷速度が増加するとともに強度が増加することが知られており、載荷速度依存性がクリープや応力緩和と密接な関係があることも指摘されている。

このなかで、岩石の長期的な挙動を調べるのに有効なのはクリープ試験であり、種々の岩石を対象として、これまでに多くの研究がなされてきた。これまでに報告されたクリープ試験結果は膨大な量になるが、それらをまとめた資料としてCristescu and Hunsche[1], Brantut et al.[2], Aydan[3]などがある。本研究で対象とする凝灰岩のクリープに関しては、Okubo et al.[4]が河津凝灰岩を用いて一軸圧縮クリープ試験を行い、完全クリープ歪曲線を取得した。Blacic[5]はアメリカ合衆国ネバダ州ユッカマウンテンで採取したゼオライトを含む凝灰岩を用いて一軸圧縮クリープ試験を行い、クリープ変形とともに吸水膨張も生じることを確認した。Ma and Daemen[6]はアメリカ合衆国ネバダ州ユッカマウンテンの溶結凝灰岩を用いて、クリープ応力を段階的に増加させていく多段階クリープ試験を一軸圧縮応力下で行った。Okubo et al.[7]は田下凝灰岩を用いて、透明な圧力容器の中で三軸圧縮クリープ試験を行って変形・破壊過程を観察した。Mufundirwa et al.[8]は支笏溶結凝灰岩を用いて一軸圧縮クリープ試験を行い、三次クリープでの変形挙動からクリープ寿命を予測する方法について検討した。Aydan and Ulusay[9]やUlsay et al.[10]はトルコのカッパドキア地方に分布する凝灰岩を用いて、一軸圧縮応力下、圧裂引張応力下、三点曲げ応力下で多段階クリープ試験を行った。Ye et al.[11]は大谷凝灰岩を用いて、三軸圧縮クリープにおよぼす温度の影響について調べた。

これまでに、凝灰岩をはじめとして種々の岩石のクリープ試験が行われてきたが、そのほとんどが長くても数日から数週間の試験であり、長期にわたる試験は数えるほどである。例えば、試験期間が数百日にわたるものとしては、Tan and Kang[12]のねじり応力下での砂岩の多段階クリープ試験、Berest et al.[13]の一軸圧縮応力下での岩塩の多段階クリープ試験、Fabre and Pellet[14]の一軸圧縮応力下での泥質岩のクリープ試験などがある。試験期間が1000日を超えるものとしては、Berest et al.[15]が実施した一軸圧縮応力下での岩塩の3.5年間のクリープ試験結果が報告されている。京都大学の研究グループは、長年にわたって曲げ応力下での花崗岩や斑レイ岩のクリープ試験を行っており、その中で最長のものは28年継続されたとの報告がある[16-19]。このように、数年にわたって継続されたクリープ試験はわずかであり、しかも、岩石に比べ変形の大きい岩塩の試験や、応力状態が複雑な曲げ応力下での試験であった。

以上の背景のもと、本研究では、できる限り長期間の試験に耐えうる装置と、長期間にわたって精度の良い測定が行えるシステムについて検討した後、1997 年に凝灰岩の一軸圧縮クリープ試験を開始した。試験は開始から20年が経過したが、その間には、試験室がある建物の工事のため、試験装置を2回移動した。以下では、まず、クリープ試験の概要として、試験方法、試験装置の維持管理、試験装置の移動について述べる。次いで、20 年間のクリープ歪の測定結果を示し、過去に実施した短期のクリープ試験結果との比較や、強度試験における応力－歪曲線との比較の結果について述べ

る。それらをもとに、凝灰岩のクリープの現象論や機構について考察する。

2.2　長期クリープ試験の概要

2.2.1　試験方法

長期にわたる試験のために開発した、空圧式の一軸圧縮クリープ試験装置の模式図と写真を図 2.1 に示した。コンプレッサ（最大圧力 1 MPa）の上限圧力と下限圧力をあらかじめ設定しておくと、タンク内の圧力が下限まで下がるとモータが運転を始め、設定した上限に達するとモータが止まる。減圧弁ではコンプレッサから送られた空気を減圧し、一定の出口圧力で空圧シリンダに送っている。減圧弁の最大供給圧力は 1.03 MPa、出口圧力の設定範囲は 0.014～0.83 MPa、フルスケール精度は 0.1%である。減圧弁のブリード孔からは空気が絶えず漏れるようになっているが、その漏れは少なく、コンプレッサのモータは約 1 時間に 1 回、約 1 分間だけ運転する。空圧シリンダはダイヤフラム型であり、空気の漏れ止め用のシールが使われていないので、圧力×有効受圧面積で荷重が計算できる。シリンダ内の圧力は、空圧シリンダに設置したブルドン管式圧力計（定格圧力 10 kgf/cm^2、フルスケール精度 0.5%）で表示している。

変位の測定には、2 個の歪ゲージ式シングルカンチレバー型変位計（測定範囲±2 mm）を用いている。変位計の出力は直流式の歪増幅器を経てディジタルボルトメータに表示される。試験開始後の変位の増加が大きいうちは、この出力を GPIB で計算機に取り込んだ。変位の変動が小さくなってからは、毎週月曜日と金曜日にディジタルボルトメータの表示値を読み取って記録している。変位測定における分解能は約 1μm である。なお、変位が急激に増加する三次クリープ状態になった場合は、再び計算機で記録するようにしてある。

試験には田下凝灰岩を用いた。表 2.1 に田下凝灰岩の力学物性値を示したが、強度とヤング率は気乾状態に比べて湿潤状態ではかなり小さくなることがわかる。なお、同表に示した強度とヤング率は歪速度 10^{-4} /s での値である。試験は、常時空調した試験室内において、試験片全体を水没させた含水飽和状態で行った。試験片は直径 25 mm、高さ 50 mm の円柱形に整形した後、いったん試験室で自然乾燥させた。それをデシケータに入れ、真空ポンプで減圧しながら、飽和状態となるまで水を強制浸透させた。その後、1 ヵ月以上水中に放置してから試験を開始した。試験では一貫してイオン交換水を用いているが、試験室に放置することで空気中の二酸化炭素が溶け込み、pH が約 5.7 となったものを使用している。試験では、減圧弁の出口圧力を 1 kg/cm^2（0.098 MPa）に設定することで、試験片にクリープ応力 2.8MPa を加えた。これは、湿潤状態での田下凝灰岩の一軸圧縮強度 9.1MPa の約 30%に相当する。

試験方法や試験装置、試験条件に関する準備を入念に行った後、1994 年 11 月 22 日に 1 本目（試験片 No. 1）のクリープ試験を開始した。試験は順調に行われたが、1996 年 8 月に変位の測定値が不自然な動きを示すようになったため試験を中止した。その後の調査により、歪増幅器の出力用のオペアンプが故障していたこと（零点の異常）が判明し、長期にわたる試験中には、歪増幅器だけではなく他の測定装置の故障の可能性もあることから、試験中に測定値が異常を示した場合でも、試験を中止することなく装置の検査ができるよう対応策を検討した。この対応策については 2.2.2 で述べる。その後、2 本目（試験片 No. 2）の試験を 1997 年 5 月 23 日に開始した。試験は順調に行われていたが、試験室がある建物の工事のため、試験装置をいったん別の場所に移動させ、工事終了後に元の建

物に移動させることになった。装置の移動の詳細については2.2.3で述べる。試験装置の移動の際も試験を中断することはなく、2017年で試験期間は20年を超えた。

2.2.2　試験装置の維持管理

使用している長期クリープ試験装置の日常点検項目としては、シリンダ内の圧力が設定値に保持されていることの確認、試験片が水没した状態になっていることの確認と水の補充、前回の点検時に比べて変位の出力値の大きな変化がないかどうかの確認、がある。また、コンプレッサのタンク内には空気の圧縮により水がたまるので、適宜、水抜きを実施している。

試験片No.　1では測定装置の故障により試験が中断した。それを教訓として、試験片No.　2では測定値が異常を示した場合でも、中断せずに済むよう対策を考えたうえで試験を行っている。具体的には、変位の測定値が異常を示した場合、まず、歪増幅器やディジタルボルトメータの設定値を確認することにした。それらに問題がない場合は、クリープ試験は継続したままで、変位計の接点にブロックゲージを入れることで点検を行うことにした。ただし、ブロックゲージを取り出すと接点がずれてしまう可能性があるので、この点検は変位計の出力値が異常と判断した場合に限定することにした。なお、2014年9月からは1ヵ月に1回、任意の歪量を出力できる較正用装置により、歪増幅器の零点およびゲインの確認を行っている。歪増幅器は直流式のため、ゲインの変化はほとんどないが、零点が変化する場合があるので、その場合は試験開始時の値になるよう調整している。

空圧シリンダ内の圧力の測定値が異常を示した場合は、図 2.1 の開閉弁を閉めることで数時間は圧力を一定にしたままクリープ試験を継続できるので、その間に減圧弁と開閉弁の間に別の圧力計を設置するなどして点検をすることにした。試験中は、減圧弁によりコンプレッサから送られた空気を減圧して、一定の圧力で空圧シリンダに送っているが、長期的には空圧シリンダ内の圧力が徐々に減少する傾向が見られた。その変化量は1年間で設定圧力の5%程度と小さかったが、その間は減圧弁の設定は変えておらず、圧力計の異常も見られなかった。そこで、定期的に減圧弁のブリード孔やコンプレッサから開閉弁までの配管内の掃除を行い、空圧シリンダ内の圧力を設定値に戻している。また、試験期間中の2008年から2010年にかけては、圧力の測定値がほぼ一定であり、圧力計や変位計にも異常が見られなかったにも関わらず、クリープ歪はそれ以前よりも小さい値を示した。この原因として、何らかの影響でシリンダが動きにくくなっている可能性が考えられた。そこで、2010年10月29日に空圧シリンダ内の圧力を設定値の50%まで下げてから、設定値の50%と40%の間で圧力を10回上下に変化させた。その後、圧力を設定値に戻した。このように、空圧シリンダ内の圧力のモニタリングが重要なことから、2017年5月30日には、空圧シリンダに設置したブルドン管式圧力計とは別のブルドン管式圧力計（圧力レンジ0.2 MPa、フルスケール精度0.5%）を、図2.1の減圧弁と開閉弁の間に設置して、圧力計の万が一の故障に備えることにした。

測定結果におよぼす温度と湿度の影響を把握するため、2010年1月8日からは水温、室温、湿度を記録している。図 2.1 のように、水温は、試験に用いているものと同じ容器を試験装置の横に置き、田下凝灰岩の別の試験片とイオン交換水を入れた状態で測定している。試験室内の湿度の測定には、アスマン式通風乾湿計を用いている。水温、室温、湿度は、変位と同様に毎週月曜日と金曜日に記録している。

さらに万が一の故障に備えて、コンプレッサ、歪増幅器、計算機、CRTディスプレイ、フロッピー

ディスクドライブなどは同機種もしくは類似機種を複数台保管してあり、故障の際にはすぐに入れ替えができる状態になっている。これまでに、コンプレッサが故障したため新品に交換したが、その他の機器に異常は生じていない。

2.2.3　試験装置の移動

クリープ試験装置は東京大学本郷キャンパス内の工学部 4 号館の試験室に設置してあったが、建物の耐震工事のため、2014 年と 2015 年に試験装置の移動を行った。

まず、工学部 4 号館の工事が始まる前の 2014 年 5 月 22 日に、試験装置を工学部 3 号館へ移動した。試験装置が設置してあった部屋（工学部 4 号館 1 階）から移動先の部屋（工学部 3 号館 4 階）までは約 200 m の距離があり、途中には坂やエレベータによる移動も必要であった。そのため、載荷を中断して除荷した状態での移動も検討したが、予想された移動時間は 1 時間程度と短く、開閉弁を閉じておけばその間の荷重の低下はほとんどないこと、載荷した状態でも移動が可能なこと、長期にわたって試験を行ってきたので、できるだけ載荷を継続することが重要であること、などの理由により、載荷を中断せずに移動することにした。

移動の準備として、測定装置の電源を切り、ケーブルをテープで固定し、試験片が入っている容器の上面をビニールテープで覆った。開閉弁を閉じ、コンプレッサの電源を切ってから、コンプレッサと減圧弁の間の配管を取り外した。次いで、載荷部から減圧弁までと計測装置が離れないように台車に載せた。その際、コンプレッサも同じ台車に載せ梱包した後、工学部 4 号館から工学部 3 号館へ、台車により装置を慎重に移動させた。移動先の部屋に着いた後、梱包を外し、測定装置の電源を入れた。その後、コンプレッサと減圧弁の間の配管をつないでから、コンプレッサの電源を入れた。コンプレッサ内部の圧力が所定の値になったことを確認してから開閉弁を開け、移動前の状態に戻した。移動に要した時間は、準備も含めて約 1 時間であった。試験装置の移動直後からクリープ歪が急激に減少を始めたので、較正用装置により歪増幅器の設定値の確認を行った。その結果、零点とゲインの設定値が変化していたことがわかったので、移動前の値になるように調整した。

工学部 4 号館の工事が終了した後、2015 年 6 月 1 日に試験装置を工学部 3 号館から工学部 4 号館へ再び移動した。なお、工事前後で、工学部 4 号館での試験室の場所が 1 階から 2 階へと変わり、空調設備も新しいものへと変更された。2015 年の移動は 2014 年とほぼ同様の手順で行った。ただし、工学部 3 号館から工学部 4 号館へは上り坂になっているため、その間は試験装置をトラックで運搬した。試験装置の移動直後にクリープ歪が少し増加したが、その後すぐに元の値に戻った。2015 年の移動では、歪増幅器の設定値には変化は見られなかった。

2.3　試験結果

2.3.1　長期クリープ試験

試験片 No.　2 の 1997 年 5 月 23 日から 2017 年 10 月 30 日までの 20 年 5 ヵ月間（7465 日間）のクリープ歪の経時変化を図 2.2 に黒の実線で示した。試験では開閉弁を開けてから 0.3 秒程度で目標とするクリープ応力に達するが、若干の振動があることなどから、図では載荷開始から 1 秒経過したときの歪をクリープ歪の起点とした。試験開始から 1999 年までの約 1000 日間は、クリープ歪がある値を取った最後の時刻を計算機により記録したため、クリープ歪が単調に増加している。2000 年

3 月 27 日（図中(a)）以降は、2.2.1 で述べたように、毎週月曜日と金曜日にディジタルボルトメータの表示値を読み取って記録した。クリープ歪は、試験開始から 10 日後には約 400×10^{-6}、500 日後には約 500×10^{-6}、1300 日後には約 600×10^{-6} になった。

2000 年後半から 2002 年前半にかけて、クリープ歪が徐々に減少した。これは、2.2.2 で述べたように、減圧弁の設定は変えておらず、圧力計の異常も見られなかったにもかかわらず、空圧シリンダ内の圧力が徐々に減少したためであった。そこで、2002 年 7 月 12 日（図中(b)）に、開閉弁を閉めた状態で減圧弁のブリード孔やコンプレッサから開閉弁までの配管内の掃除を行った。空圧シリンダ内の圧力を設定値に戻した後、開閉弁を開けて試験を再開した。その結果、クリープ歪は 2000 年後半とほぼ同じ値に戻った。その後は定期的に減圧弁の掃除と調整をしているので、(b)ほどのクリープ歪の急変はない。2.2.2 で述べたように、2008 年から 2010 年にかけて（図中(c)）、圧力の測定値がほぼ一定であったにもかかわらず、図のようにクリープ歪はそれ以前よりも小さい値を示した。圧力計、歪増幅器、ディジタルボルトメータなどの測定装置に異常は見られなかったので、低い圧力のもとでシリンダを往復運動させた後に圧力を設定値に戻した。その結果、クリープ歪は 2007 年とほぼ同じ値に戻った。図中(d)と(e)は、2.2.3 で述べたように試験装置を移動した日であるが、移動によるクリープ歪の変化はほとんど見られなかった。

図 2.3(a)には、2010 年から 2016 年までの室温と水温の変化を示した。2010 年の室温は冬に低く、夏に高かったが、2011 年には季節間の差が小さくなった。これは、2010 年 6 月に試験室の腐食した木製の扉を鋼製の扉に交換した結果、試験室の密閉性が高まったためである。2014 年後半から 2015 年前半は室温の変動が大きかったが、これは試験装置を工学部 3 号館に移動させていた期間に相当するので、それ以前に試験装置を設置していた工学部 4 号館との空調設備の違いによるものである。2015 年 6 月 1 日以降は工事完了後の工学部 4 号館に試験装置を設置しており、工事により以前よりも試験室の密閉性が高まったので、室温の変動もより小さくなった。水温は室温に比べて季節変化が大きかったが、これは図 2.3(b)に示したように、試験室の湿度制御をしておらず、湿度の季節変化が大きかったためである。すなわち、室温がほぼ一定であっても、湿度の低い冬の水温は室温よりも低くなり、湿度の高い夏の水温は室温と同程度となった。2010 年から 2016 年まで、湿度の季節変化の傾向はほとんど変化しなかった。なお、冬に湿度のデータがところどころ取れていないのは、アスマン式通風乾湿計で測定できる湿度の下限を下回ったためである。図 2.2 に示したクリープ歪の変化には、水温や湿度に見られたような明瞭な季節変化は見られなかったが、日変化は生じていた。この原因として、日々の温度変化による岩石試験片と試験装置の膨張収縮の影響や、温度変化や湿度変化が、変位計や歪増幅器などの計測装置に影響をおよぼしている可能性が考えられる。

試験片 No. 2 の長期にわたるクリープ歪の変化には、空圧シリンダ内の圧力、温度、湿度などのわずかな変化の影響も含まれているため、2000 年から 2017 年の各年の 1 年間のクリープ歪の平均値を算出し、図 2.2 に赤四角で示した．なお、1997 年から 1999 年の測定値も同じ赤四角で表した。これらの赤四角を片対数グラフ上に示したのが、図 2.4 である。図からわかるように 2000 年以降、すなわち、10^8 s 以降の結果にはばらつきが見られたが、概ねそれ以前の結果の延長線上に位置した。試験片 No. 1 では、試験片 No. 2 と同じ条件のもとで、クリープ歪がある値を取った最後の時刻を計算機により記録した。その結果と時間の対数との関係を、図 2.4 に青四角で示した。No. 1 と No. 2 の結果は、試験開始から 10^3 s 後まではほぼ重なっているが、その後は No. 1 のクリープ歪の方が少

し大きくなっている。2 本の結果を、従来からよく使われている次の実験式[1)]で近似した。

$$\varepsilon_c = f(\sigma_c) \cdot t^{\frac{1}{\mu}} \tag{2-1}$$

ここで、ε_cはクリープ歪、f はクリープ応力σ_cの関数、t は時間、μは定数である。図には、$f(\sigma_c)=240\times10^{-6}$、$\mu=13$ として計算した No. 1 の近似結果を青の太い実線で、$f(\sigma_c)=180\times10^{-6}$、$\mu=13$ として計算した No. 2 の近似結果を赤の太い実線で示したが、いずれの試験片の結果とも、式(2-1)を用いて同じμの値で近似できることがわかった。なお、図 2.2 にも No. 2 の近似結果を示すが、この図からも、空圧シリンダ内の圧力、温度、湿度などの変化の影響が含まれているものの、長期にわたるクリープ歪の大まかな変化を式(2-1)で再現できることがわかる。

これらの試験を仮に 1 日（86400 s）で打ち切った場合のことを考えてみる。No. 1 では試験開始から 1 日間は下に凸の曲線を描いており、その結果は、式(2-1)で$f(\sigma_c)=26\times10^{-6}$、$\mu=4$ として近似できた。No. 2 では試験開始から 1 日間は直線で近似できた（対数クリープ則）。それらを延長したのが、図 2.4 に示した青と赤の細い破線である。図からわかるように、1 日間の結果を延長するだけでは、長期にわたる変形量をかなり過大評価したり過小評価したりする可能性がある。それに比べると、試験片は 2 本と少ないが、No. 1 と No. 2 の結果は比較的揃っている。この点からも、低応力レベルでのクリープ試験は、数年を越えて継続することが重要といえる。

2.3.2 長期と短期のクリープ試験

秋[20)]は田下凝灰岩を用いて、高応力レベルでの短期のクリープ試験を行った。試験装置と測定装置は、本研究の長期クリープ試験と同じものを使用し、試験は試験片を水没させた状態で行った。クリープ応力は、表 2.1 に示した湿潤状態での歪速度 10^{-4} /s における強度の 63、68、73、78、82、87、92%の 7 通りであり、試験片数は、それぞれ、8、7、8、11、8、8、4 である。

図 2.5 には、本研究で得られた 2 本の長期クリープ試験結果と、応力レベル 63%から 82%でのクリープ試験結果を示した。(a)はクリープ歪と時間の対数の関係であり、長期クリープ試験の結果は図 2.4 の青と赤の太い実線と同じである。(b)は両対数グラフ上でのクリープ歪速度と時間の関係であり、長期クリープ試験での歪速度 $d\varepsilon_c/dt$ は、式(2-1)と同じ定数の値を用いて次式により計算した。

$$\frac{d\varepsilon_c}{dt} = \frac{1}{\mu} f(\sigma_c) \cdot t^{-\frac{\mu-1}{\mu}} \tag{2-2}$$

図 2.5(a)からわかるように、長期と短期のいずれの試験でも、クリープ歪は下に凸の曲線を描きながら増加した。試験片ごとのばらつきが大きかったが、高い応力レベルほど同じ経過時間でのクリープ歪が大きく、破壊までの時間が短い傾向が見られた。短期の試験では、破壊直前に急激にクリープ歪が増加したが、長期の試験では未だ破壊には至っていない。図 2.5(a)では短期と長期のクリープの共通性はわかりにくいが、図 2.5(b)ではわかりやすい。すなわち、長期と短期のいずれの試験でも、試験開始からクリープ歪速度は両対数グラフ上で直線的に減少した（一次クリープまたは減速ク

リープ)。長期の試験での減速クリープにおける直線の傾きは式(2-2)より-12/13≒-0.92 となったが、短期の試験での減速クリープにおける直線の傾きも同程度であった。短期の試験では、クリープ歪速度が最小値となった後に急激に増加し（三次クリープまたは加速クリープ)、破壊に至った。試験片ごとのばらつきが大きかったが、グラフの形状は応力レベルによらず似ており、減速クリープにおいては高い応力レベルほど同じ経過時間におけるクリープ歪速度は大きかった。

式(2-1)と式(2-2)より次式が導かれる。

$$\frac{d\varepsilon_c}{dt} = F(\sigma_c)\cdot G(\varepsilon_c) \tag{2-3}$$

ここで、$F(\sigma_c)=\{f(\sigma c)\}^{\mu}$、$G(\varepsilon_c)=\varepsilon_c^{-\mu+1}/\mu$ である。図 2.5(b)に示したように、クリープ歪速度－時間曲線は応力レベルによらず似た形状なので、式(2-3)の G の関数形を変えることで減速クリープから加速クリープまでを再現できる。例えば、Okubo et al.[4]では $G(\varepsilon_c)=C_1\varepsilon_c^{-m}+C_2+C_3\varepsilon_c^{1}$ としたが、第一項が減速クリープ、第二項が定常クリープ（または 2 次クリープ)、第三項が加速クリープを表している。このように、$G(\varepsilon_c)$を減速クリープから加速クリープまで再現できる関数とすると、式(2-3)よりクリープ寿命 t_c が次式のように得られる。

$$t_c = \frac{1}{F(\sigma_c)}\int_0^{\infty}\frac{d\varepsilon_c}{G(\varepsilon_c)} = \frac{E}{F(\sigma_c)} \tag{2-4}$$

ここで、式中の積分は定数なので E とした。時間 t を t_c で割って t^*とすると、次式となる。

$$t^* = \frac{t}{t_c} = \frac{1}{E}\int_0^{\varepsilon_c}\frac{d\varepsilon_c}{G(\varepsilon_c)} = h(\varepsilon_c) \tag{2-5}$$

ここで、式中の積分は ε_c の関数なので E も含めて関数 h とした。クリープ歪速度 $d\varepsilon_c/dt$ に t_c を掛けて $d\varepsilon_c^*/dt$ とすると、式(2-3)と式(2-4)から次式が導かれる。

$$\frac{d\varepsilon_c{}^*}{dt} = \frac{d\varepsilon_c}{dt}\cdot t_c = E\cdot G(\varepsilon_c) \tag{2-6}$$

式(2-5)と式(2-6)から次式が導かれる。

$$\frac{d\varepsilon_c{}^*}{dt} = E\cdot G\left\{h^{-1}(t^*)\right\} = H(t^*) \tag{2-7}$$

ここで、h^{-1} は h の逆関数であり、H は t^*の関数である。式(2-7)より、$d\varepsilon_c^*/dt$ と t^*の関係は応力レベルによらないマスターカーブになることが予想される。これは、式(2-3)のように、クリープ歪速

度が応力の関数とクリープ歪の関数の積で表されると考えた場合に導かれた結果である。

この整理方法の妥当性を、まずは短期のクリープ試験結果で確かめてみる。図 2.5(b)に示した応力レベル 63%から 82%での結果から $d\varepsilon_c^*/dt-t^*$曲線を求め、図 2.6 に同じ色で示した。計算式から予想されたように、このように正規化することで、短期クリープ試験での異なる応力レベルでの結果はほぼ重なった。

この整理方法を長期クリープ試験結果に適用するためには、式(2-3)の F の関数形、すなわち、式(2-1)の f の関数形を決める必要がある。ここでは、従来からよく使用されてきた次式を採用する[2)]。

$$f(\sigma_c)=\alpha\exp(\beta\sigma_c) \tag{2-8}$$

式(2-2)と式(2-8)から、クリープ開始から時間 t_1 だけ経過した後のクリープ歪速度の応力依存性は次式で表される。

$$\left.\frac{d\varepsilon_c}{dt}\right|_{t=t_1}\propto\exp(\beta\sigma_c) \tag{2-9}$$

クリープ開始から 10 s 後の $d\varepsilon_c/dt$ とクリープ応力 σ_c の関係を、図 2.7 のように片対数グラフ上に示した。図に白抜き記号で示したように、クリープ応力 7.5 MPa（応力レベル 82%）では、開始から 10 s 後には減速クリープから加速クリープへと移行しつつある試験片もあったので、それよりも小さい応力レベルでの結果を直線近似した。式(2-9)より、この直線の傾き 0.12 は $\beta\log e$ に相当するので、β=0.28 が得られた。

式(2-4)と式(2-8)から、クリープ寿命の応力依存性は次式で表される。

$$t_c\propto\frac{1}{\exp(\beta\mu\sigma_c)} \tag{2-10}$$

図 2.8 には、応力レベル 63%から 92%でのクリープ寿命を片対数グラフ上に示した。式(2-10)より、近似直線の傾き-1.6 は$-\beta\mu\log e$ に相当するので、$\beta\mu$=3.7 が得られた。なお、図 2.4 から得られたμ=13 と図 2.7 から得られたβ=0.28 との積は$\beta\mu$=3.6 となり、図 2.8 から得られた値とほぼ一致した。すなわち、f の関数形として式(2-8)を採用したことは妥当といえる。図 2.8 より、20 年実施してきている長期クリープ試験（クリープ応力 2.8 MPa、クリープ応力レベル 30%）でのクリープ寿命は約 10^{10} s と推定される。図 2.5(b)に示した長期クリープ試験の結果から、$t_c=10^{10}$ s として計算した $d\varepsilon_c^*/dt-t^*$曲線を図 2.6 に青と赤の直線で示した。図からわかるように、応力レベル 30%の直線の一部が高応力レベルでの短期クリープの曲線と重なり、すべての結果が 1 本のマスターカーブで表せた。すなわち、式(2-3)から導かれた式(2-7)により、短期から長期のクリープ試験結果が統一的に説明できた。

2.3.3　クリープ試験と強度試験

片岡ら[21]は、試験片を水没させた状態で歪速度 10^{-5} /s 田下凝灰岩の強度試験を行った。図 2.9 には 5 本の試験片での歪速度 10^{-4} /s における応力－歪曲線を示した。応力－歪曲線は試験片ごとにばらついたが、試験開始直後は下に凸で、その後直線的になった。ピーク強度を過ぎてからは応力が低下したが、応力が 4 MPa よりも小さくなると曲線の傾きが緩やかになった。

応力レベル 63%から 82%でのクリープ試験において、クリープ歪速度が最小となった時とクリープ破壊時の応力と歪の位置を、同図に○と△で示した。図からわかるように、クリープ歪速度が最小となった時のデータ点は、応力レベルが大きいほど右上に位置した。破線で示したように、それらを右上へ延長すると応力－歪曲線のピーク強度に近いところを通過した。クリープ破壊時のデータ点については、ピーク強度以降の応力－歪曲線の近傍に位置した。データ点のばらつきの範囲は、応力－歪曲線のばらつきの範囲と同程度であった。

さらに同図中に、20 年間実施している試験片 No.　2 の現時点での応力と歪の位置を赤の◇で示した。今後、クリープ歪速度が最小になるまでの時間は不明であるが、図 2.6 から、クリープ歪速度が最小になるまでの時間はクリープ寿命 t_c と近いことがわかる。そこで、2.3.2 で採用した $t_c=10^{10}$　s を式(2-1)の t に代入して、クリープ歪速度が最小になるまでに生じたクリープ歪を推定した。その結果を図 2.9 に赤の○で示した。短期のクリープ試験での○を近似した破線と赤の○を結ぶと、ピーク強度以前の応力－歪曲線とほぼ平行な曲線となった。短期のクリープ試験で、クリープ破壊が生じた位置がピーク強度以降の応力－歪曲線の近傍にあることから推定すると、試験片 No.　2 で破壊までに生じる歪は 8×10^{-3}～11×10^{-3} となる可能性がある。

2.4　考察

クリープ試験装置の開発にあたっては、空圧式、油圧式、重錘式を比較した結果、空圧式を採用した。重錘式は防振用の基礎が必要なため、まず候補から外した。油圧式ではなく空圧式を採用した理由として、部品調達がより容易と考えたからであったが、現在ではその点に関して両者の差は小さいであろう。しかしながら、長期にわたる試験においては、油圧式の場合、油の漏れが生じたり、油の交換が必要になったりするので、結果的に今回選択した空圧式の方が維持管理が容易であったと考えられる。直流増幅器は試験片 No. 1 では故障したが、試験片 No. 2 では故障せず使用できており、圧力や変位に関するその他の測定装置もこれまでに異常は見られていない。万が一故障した場合でも、試験を中断せずに検査や交換が行えるため、今後も長期にわたり試験が継続できる。

過去の研究では、温度と湿度を維持するため地下坑道でクリープ試験が行われた例がある[13),15),16),17),18)]。しかし、長期にわたって使用できる地下坑道をみつけることは容易ではなく、本試験は大学の建物内の一般的な試験室で実施した。試験は水中で行ったが、これは、長期にわたる湿度制御に多大な費用がかかることと、日本は地下水位が高く岩石も含水飽和状態のデータが重要であるためであった。日本の東京の夏は蒸し暑く、冬は寒く乾燥しており、図 2.3 に示したように湿度の季節変化はかなり大きかったが、試験室の温度制御により温度の季節変化は小さくすることができた。しかしながら、温度の変化を完全に抑えることは難しく、試験片や試験装置に温度変化による変形を生じさせていることは否めない。また、湿度の変化は測定装置に何らかの影響をおよぼしている可能性もある。さらに、空圧シリンダ内の圧力を長期にわたって完全に一定に保つことも困難であった。

測定されたクリープ歪には、このような種々の影響が含まれているが、1年ごとの平均値を整理すると、図2.4のように式(2-1)による近似曲線で表すことができた。さらに図2.5や図2.6に示したように、試験片No. 2の20年間の試験結果は、試験片No. 1の結果や短期のクリープ試験結果と矛盾なく整理できた。これらの結果より、20 年にわたって取得されたデータは概ね妥当であったと言えよう。

式(2-1)の f の関数形として式(2-8)のように指数関数を用いた。岩石の強度は試験片ごとにばらつくため、同じクリープ応力下でのクリープ試験結果もばらつきが生じる。そのため、高応力レベルでのクリープ試験結果だけでは、クリープ歪速度の応力依存性を表すβの値を精度よく求めることが難しかったが、本研究で得られた低応力レベルでの結果を用いることで、定数の値を精度よく求めることができた。さらに、応力レベル30%の今回の結果と、応力レベルが60%より大きい従来の結果が、式(2-7)をもとにして図2.6のように統一的に整理できた。これは、低応力レベルと高応力レベルのクリープの発生メカニズムが類似していることを示唆している。田下凝灰岩は、湿潤状態での強度が気乾状態に比べてかなり小さいことから、クリープの発生メカニズムとしては応力腐食や圧力溶解が支配的と考えられ、これが高応力レベルと低応力レベルとで共通している可能性がある。発生メカニズムが同じであれば、30%という低応力下でも、今後、クリープ歪速度が最小値を取った後に加速クリープとなり、最終的に破壊にいたる可能性はある。

過去の研究においては、式(2-1)のｆの関数形としてべき乗関数も用いられてきた。

$$f(\sigma_c) = \alpha' \sigma_c^{\beta'} \qquad (2\text{-}11)$$

本研究でも式(2-11)による整理を行ったところ、図 2.7 のクリープ歪速度とクリープ応力の関係から求めたβ’が1.3となり、過去に岩石や岩塩の定常クリープ歪速度から求められている値2～5[1)]に比べてかなり小さくなった。さらに、この値を用い式(2-4)によりクリープ寿命を推定すると、図2.8に示した短期クリープ試験での結果の下限あたりを通る曲線となった。すなわち、指数関数と違って、べき乗関数では短期と長期のクリープ試験結果を統一的に説明することができなかった。応力レベルの範囲の狭い短期のクリープ試験結果の整理では、指数関数とべき乗関数の差異は小さいが、長期のクリープ試験結果も合わせて整理する際には、指数関数の方が適しているといえる。

図2.9に示したように、クリープ歪速度が最小となるときの応力と歪の位置は、ピーク強度を通って応力－歪曲線と平行な曲線上に並んだ。なお、過去の研究[22)]によると、花崗岩の一軸圧縮クリープでも今回の結果と同様に、クリープ歪速度が最小となるときの応力と歪の位置は、ピーク強度を通って応力－歪曲線と平行な曲線上に並んだ。一方、三軸圧縮応力下では、クリープ試験においてクリープ歪速度が最小となるときの歪と、応力－歪曲線のピーク強度での歪がほぼ等しくなったとの報告があり、田下凝灰岩の実験でも確認されている[23)]。三軸圧縮応力下では、周圧により亀裂の進展が抑制されるため、最小クリープ歪速度に至るまでに生じた歪が大きくなった可能性がある。いずれにしても、クリープ歪速度が最小となるときの応力と歪の位置は、一本の曲線上に並んだ。また、最終的に破壊にいたる場合は、図 2.8 と図 2.9 の結果を見ると、応力レベル 30%でのクリープ寿命は 10^{10} s 程度で、それまでに生じる歪は 8×10^{-3}～11×10^{-3} と予想される。図2.9からもわかるように、

現状では応力レベル 30%と 60%の間のデータがないため、今後、60%より低い応力レベルでのクリープ試験結果を徐々に蓄積しながら、検討を続ける必要があろう。

2.5　まとめ

本章では、湿潤状態における凝灰岩の長期にわたるクリープ試験について報告した。試験は 1997 年に開始し、本年度で 20 年が経過した。これほどの長期にわたる岩石のクリープ試験結果は極めて少なく、特に一軸圧縮応力下での結果は国内外通じて初めてと思われる。

20 年間にわたって測定されたクリープ歪には、空圧シリンダ内の圧力、温度、湿度などのわずかな変化の影響が見られたので、1 年ごとの平均値を整理した。その結果、1 本目の試験片の結果や、過去に行った短期のクリープ試験結果と矛盾なく整理できた。特に、今回の応力レベル 30%の結果から 60%より高い応力レベルでの結果までが、簡単な実験式で統一的に整理できたのは重要な成果と言える。これは、凝灰岩のクリープにおいて、低応力レベルから高応力レベルまでのクリープ発生メカニズムが類似していること、短期の結果から長期の結果を外挿できる可能性があることを示唆している。また、今回のように低応力レベルでの結果を得たことで、クリープ歪速度の応力依存性や、応力－歪曲線とクリープ挙動との関係を、より深く考察することができた。ただし、低応力レベルでの長期クリープ試験結果は不足しているため、時間がかかるが、今後データを蓄積していく必要がある。これまで実施している 20 年が経過したクリープ試験は、今後もできるだけ長く継続する予定である。

表 2.1　田下凝灰岩の力学物性値

	気乾状態	湿潤状態
一軸圧縮強度（MPa）	16	9.1
圧裂引張強度（MPa）	1.9	0.9
ヤング率（GPa）	3.6	2.6
比重	1.81	2.05
空隙率（%）	25	

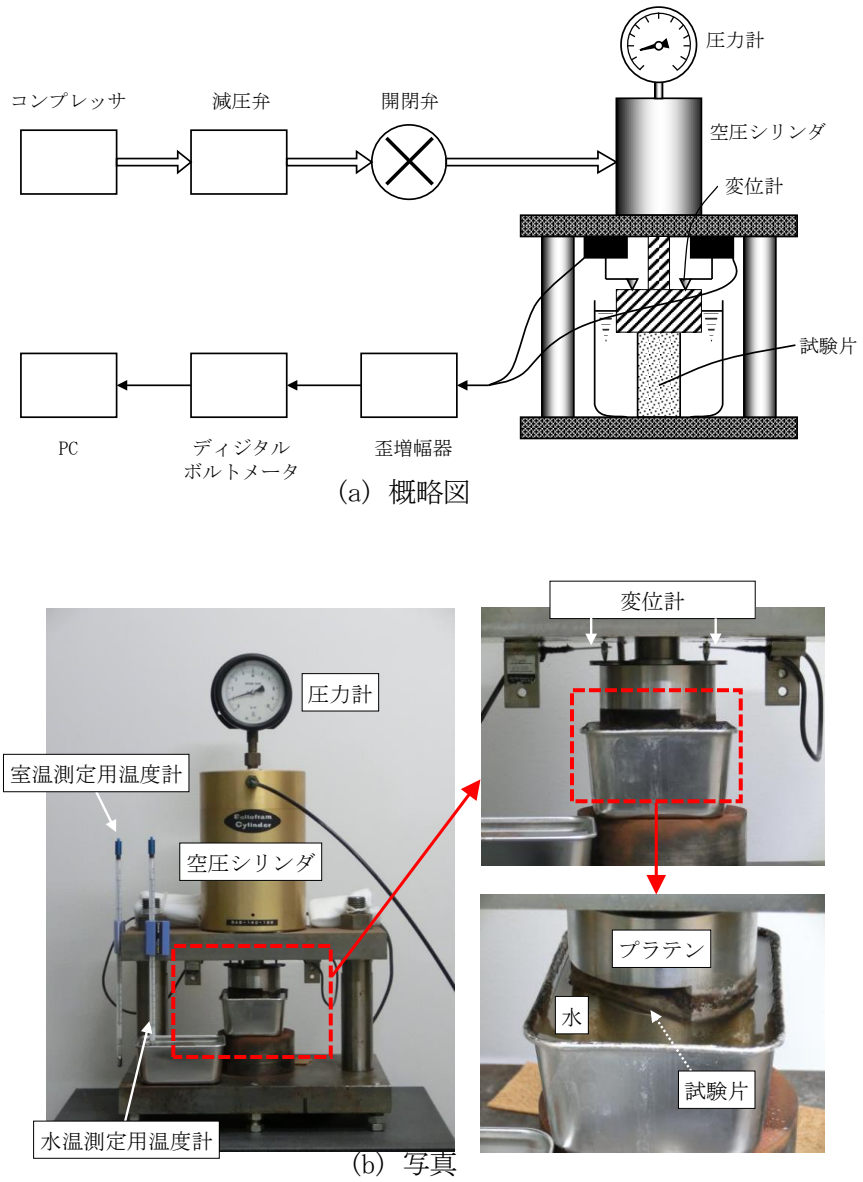
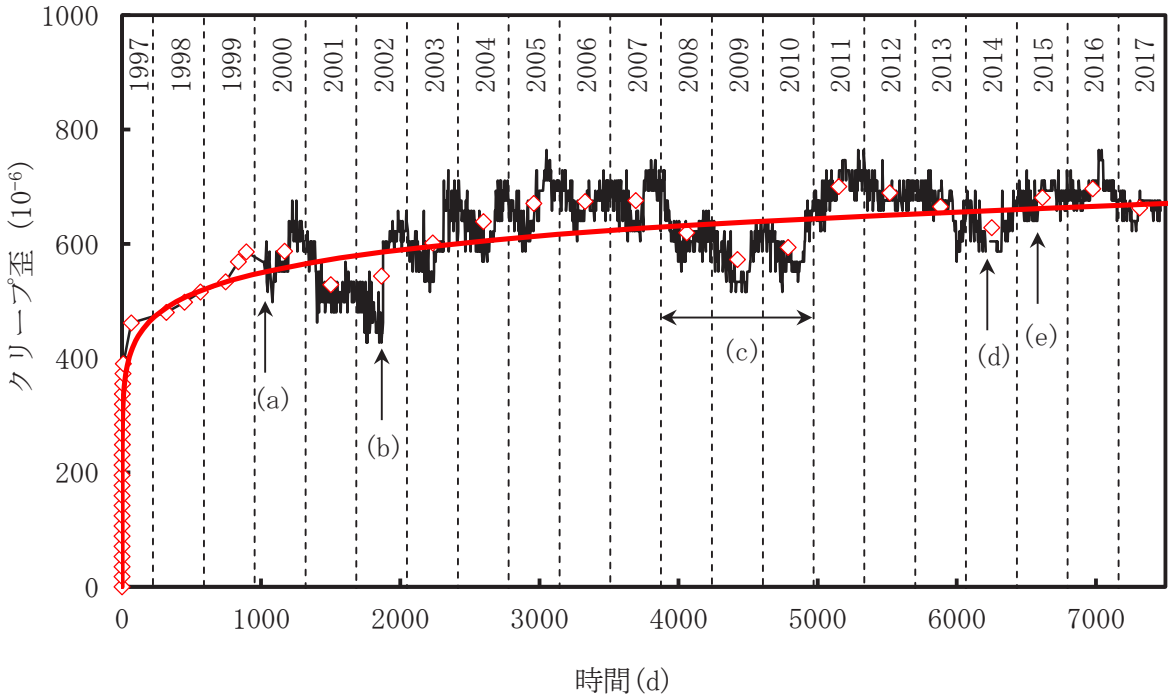


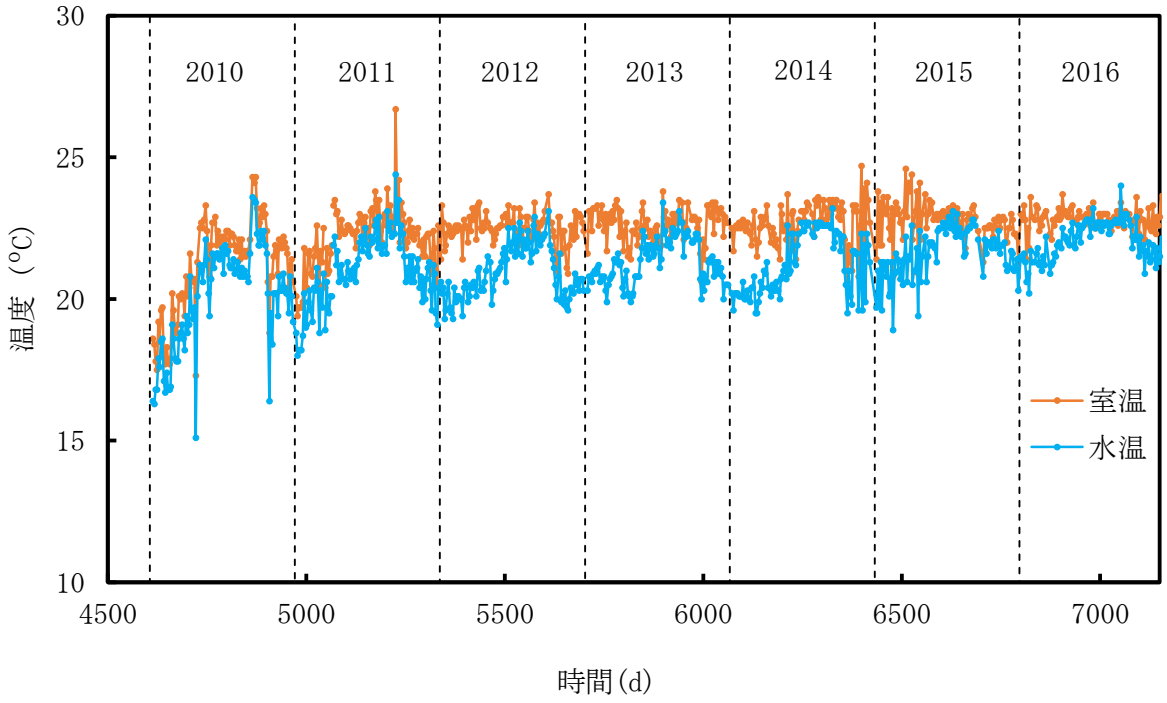
図 2.1 空圧式クリープ試験装置



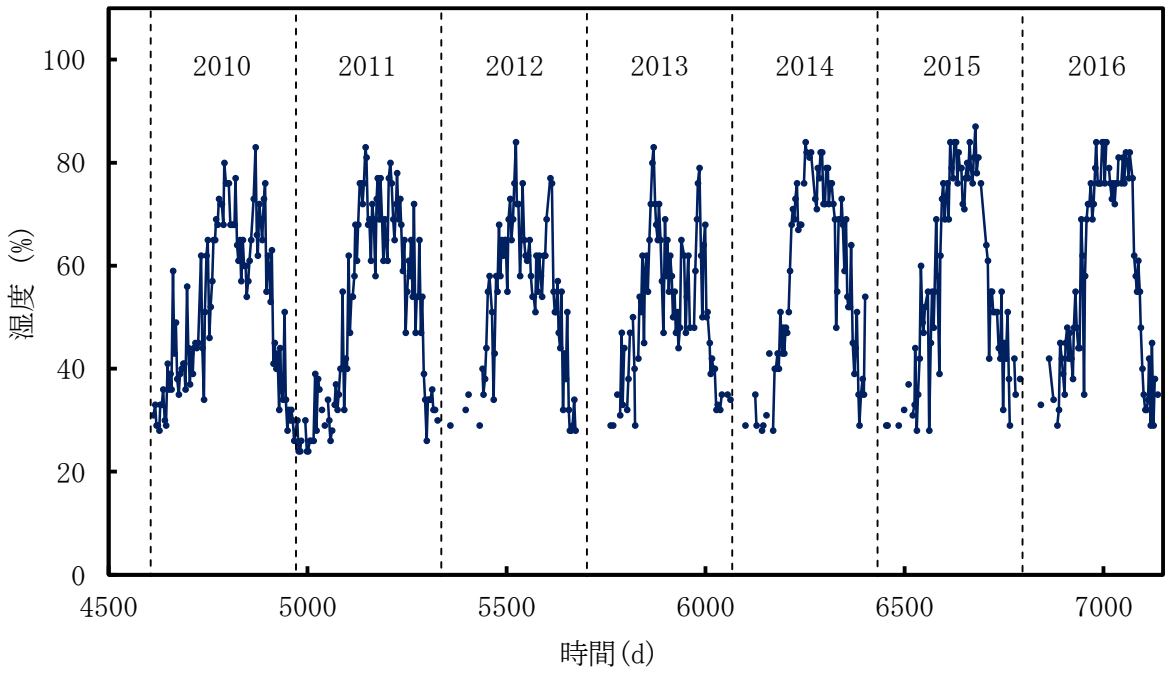
(a) この時点から表示値を読み取って記録
(b) 減圧弁を調整
(c) 圧力一定のもとでクリープ歪が減少
(d) 試験装置を工学部 4 号館から 3 号館へ移動
(e) 試験装置を工学部 3 号館から 4 号館へ移動

図 2.2　試験片 No. 2 のクリープ歪

（黒線:測定結果で 2000 年以降の赤の◇は各年の平均値。赤線:式(2-1)で $f(\sigma_c)=180\times10^{-6}$、$\mu=13$ とした場合の計算結果）



(a) 温度



(b) 湿度

図 2.3　試験片 No. 2 での試験中の温度と湿度

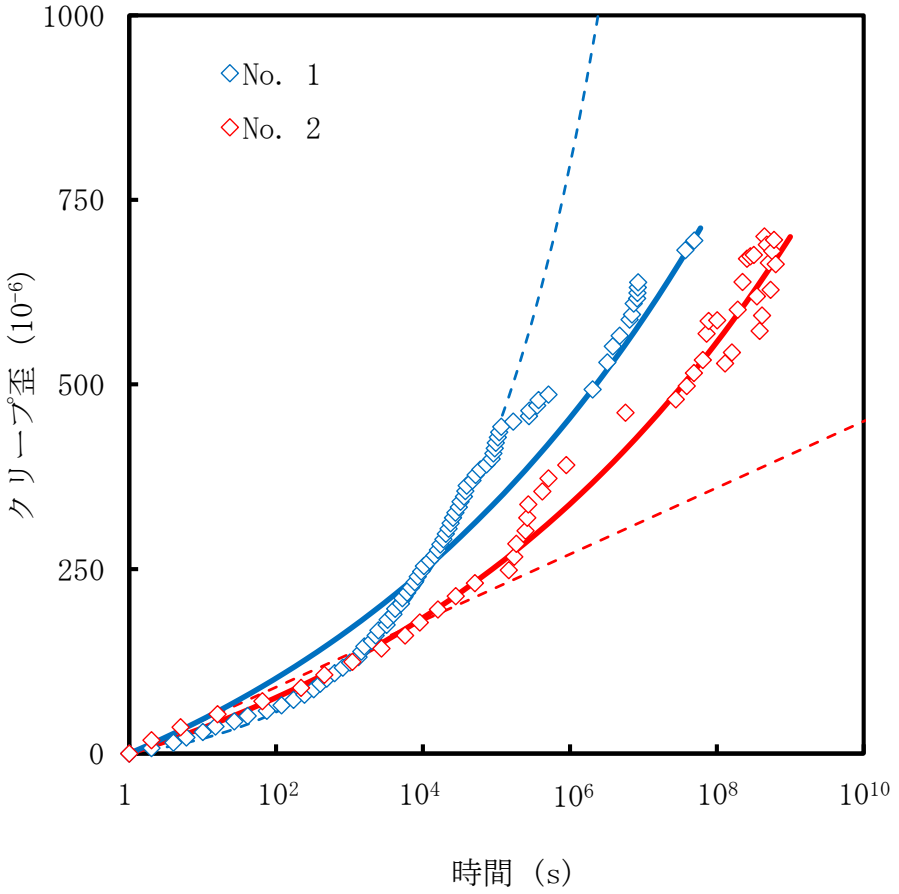
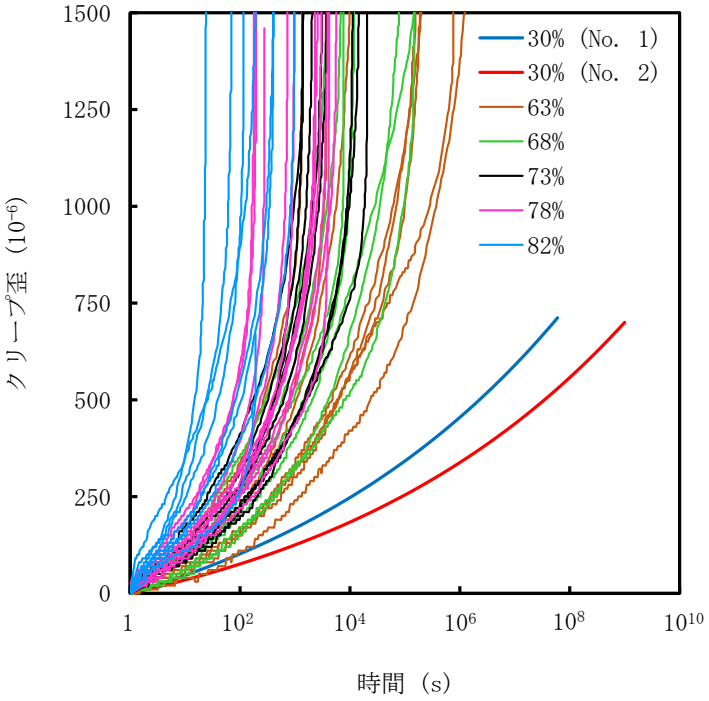
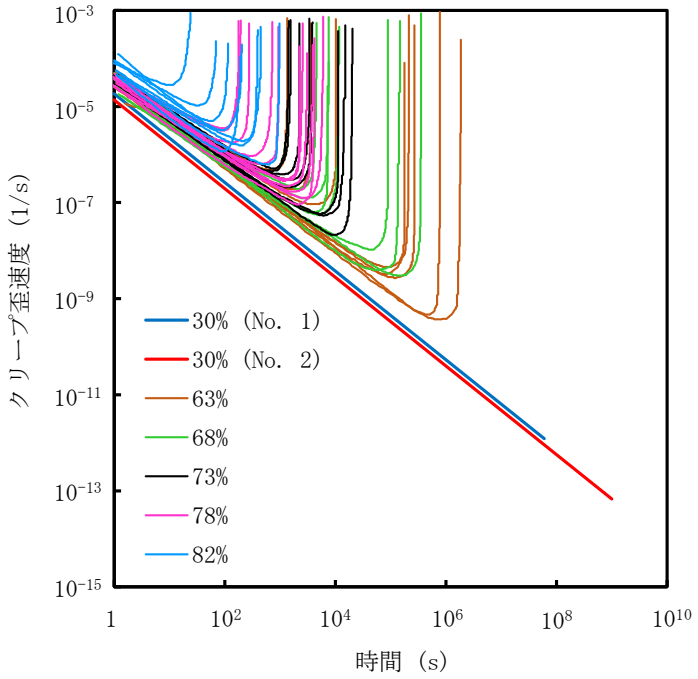


図 2.4　試験片 No. 1 と No. 2 のクリープ歪

（太い実線は式(2-1)での計算結果で、No. 1 では f(σ$_c$)=240×10^{-6}、μ=13、No. 2 では f(σ$_c$)=180×10^{-6}、μ=13 とした。細い破線は 1 日間の測定結果からその後のクリープ歪を推定した結果）



(a) クリープ歪
（青と赤の太線は図 2.4 と同じ）



(b) クリープ歪速度
（青と赤の太線は式(2-2)の計算結果で、No. 1 では $f(\sigma_c)=240\times10^{-6}$、$\mu=13$、No. 2 では $f(\sigma_c)=180\times10^{-6}$、$\mu=13$ とした。）

図 2.5　長期と短期のクリープ試験で得られたクリープ歪とクリープ歪速度

（短期のクリープ試験結果は秋[20]の結果。パーセンテージは強度に対するクリープ応力の割合を表す。）

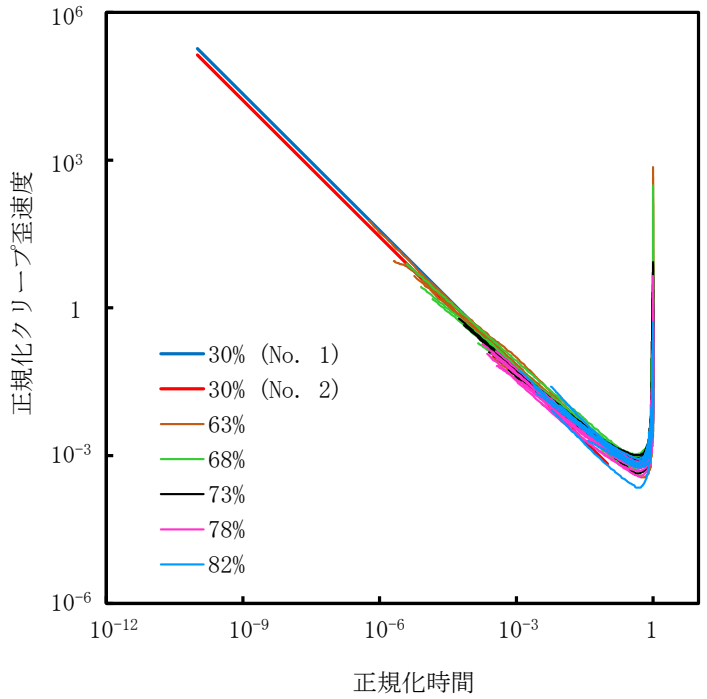


図 2.6　長期と短期のクリープ試験での正規化クリープ歪速度と正規化時間の関係

（正規化クリープ歪速度はクリープ歪速度×クリープ寿命、正規化時間は時間／クリープ寿命。短期のクリープ試験結果は秋[20]の結果。曲線の色は図 2.5 の曲線の色に対応。）

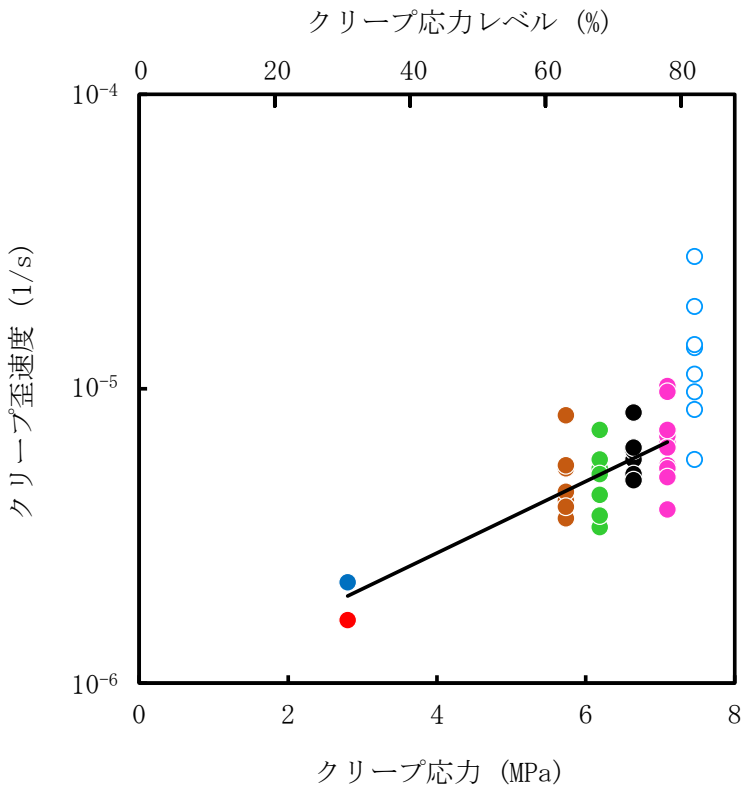


図 2.7　長期と短期のクリープ試験でのクリープ歪速度とクリープ応力の関係

（クリープ歪速度はクリープ開始から 10 秒後の値。記号の色は図 2.5 の曲線の色に対応。短期のクリープ試験結果は秋[20]の結果。）

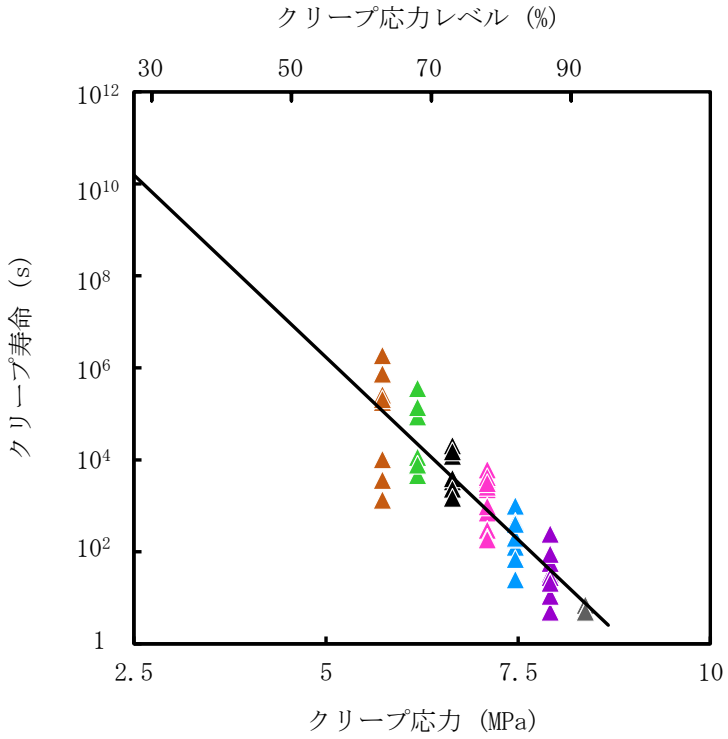


図 2.8　短期のクリープ試験でのクリープ寿命とクリープ応力レベルの関係

（試験結果は秋[20]の結果。クリープ応力レベルは強度に対するクリープ応力の割合を表す。記号の色は図 2.5 の曲線の色に対応。）

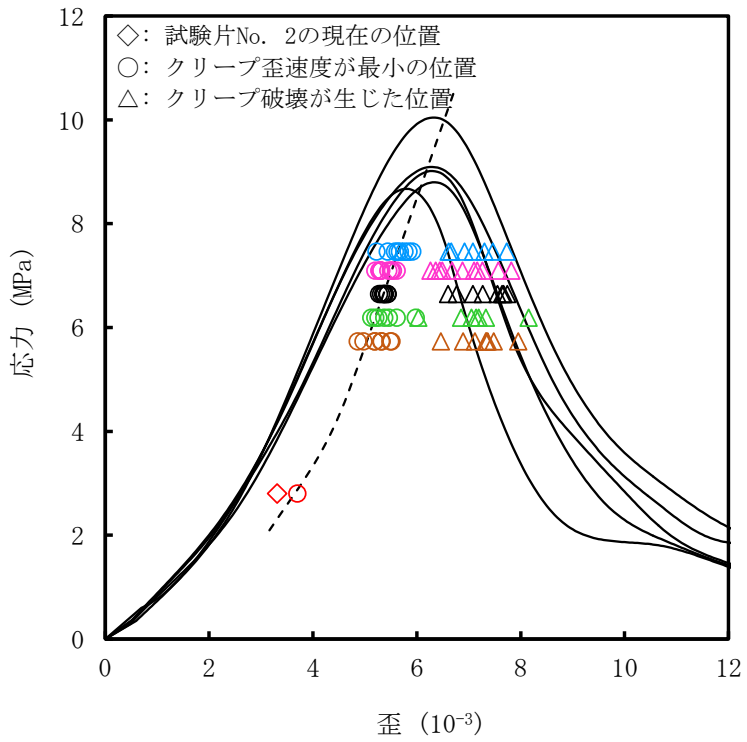


図 2.9　クリープ試験結果と強度試験結果の関係

（赤の◇は試験片 No. 2 の現在の位置を表す。赤の○は試験片 No. 2 でクリープ歪速度が最小になる位置を表し、式(2-1)で $t=10^{10}$ とした場合の計算結果。最小クリープ歪速度の位置とピーク強度の近傍を通るように破線を引いた。短期のクリープ試験結果の記号の色は図 2.5 の曲線の色に対応。）

3. 岩石の一軸圧縮強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性

3.1 はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分施設の長期的な安定性を評価するためには、岩盤や岩石の時間依存性の把握が重要であるが、岩石強度は、水の存在により大きく変化することもよく知られている[24)]。地下空洞周辺の岩盤の水飽和度は空洞壁面からの排水と乾燥により変化すると考えられるため、水飽和度が岩石の力学的挙動に与える影響を把握することは重要である。岩石強度の水飽和度依存性は、応力腐食[25)]などで説明されているが、応力腐食は岩石の時間依存性の発生メカニズムの一つとしても考えられている。岩石の時間依存性挙動の一つとして、載荷速度が増加すると強度が増加することが知られており[26,27)]、これまで岩石強度の載荷速度依存性と水飽和度依存性は関連付けて検討されてきた[28-33)]。しかし、これまでの岩石の時間依存挙動におよぼす水飽和度の影響の検討は、湿潤条件と気乾条件の 2 種類の環境下でなされたものが多く、実岩盤で現れるような様々な水飽和度での時間依存性は十分調べられていなかった。また、岩石の水飽和度と時間依存挙動との関係も定量的には解明されていなかった。

2016 年度は、花崗岩を含む 5 種類の岩石を用いた強度試験を 6 種類の異なる水飽和度で実施し、載荷速度が 10^{-5} /s での結果に着目して水飽和度が強度および応力―歪曲線に与える影響について検討した。本年度は、載荷速度が早い 10^{-4} /s での結果も含め、載荷速度と水飽和度が強度に与える影響について検討した。5 種類の岩石の結果で検討したところ、三城目安山岩については、強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性を統一的に説明することができた。そこで本章では、三城目安山岩を事例に、載荷速度と水飽和度との関係性について理論的に検討した結果を述べるとともに、花崗岩を含むその他の 4 種類の岩石について、現状の問題点と今後の課題について述べる。

3.2 試験方法

水飽和度を変化させた試験方法や試験条件は以下の通りである。試験片は直径 25 ㎜、高さ 50 ㎜の円柱形とした。21 本の試験片を用意し、図 3.1(a)に示す方法で試験片を 6 種類の異なる水飽和度に調整した。全ての試験片は 2 週間以上の試験室での気乾後に、105℃に設定した恒温器(図 3.1(b))内で 6 日間以上乾燥させ、重量 m_d を測定した。恒温器での乾燥後は、1 日間常温に戻し、デシケータ（図 3.1(c)）で 1 日間真空乾燥させた後にイオン交換水で真空湿潤させ、重量 m_w を測定した。三城目安山岩については、m_w および m_d から算出した有効空隙率は、平均 19.7%であった。

重量 m_w および m_d の測定後、5 本の試験片は飽和湿潤させた状態のまま水中で試験を実施した（飽和湿潤：図 3.1(d)）。残りの試験片は、試験室内にて気乾させたが、1 本は気乾 1 日後に試験を実施した（1 日気乾：図 3.1(e)）。残りの試験片は 2 週間以上そのまま気乾させ、その中の 5 本を試験に使用した（気乾：図 3.1(f)）。残りの試験片のうち 2 本は、大気圧下でイオン交換水に 30 秒程度浸水させた後、大気中で試験を実施した（気乾浸水：図 3.1(g)）。残りの試験片は、105℃に設定した恒温器内で 6 日間以上乾燥させた。その後、3 本の試験片は恒温器から取り出してすぐラップを巻き、試験を実施した（炉乾燥：図 3.1(h)）。残りの 5 本は、1 日間常温に戻した後、1 日間真空乾燥を行ない、デシケータから取り出してすぐにラップを巻き試験に供した（真空乾燥：図 3.1(i)）。試験直前には試験片の重量 m_i を測定し、水飽和度 w を次式で算出した。

$$w = \frac{m_{\mathrm{i}} - m_{\mathrm{d}}}{m_{\mathrm{w}} - m_{\mathrm{d}}} \tag{3-1}$$

様々な水飽和度での強度の載荷速度依存性を調べるため、載荷速度切換試験[34]を実施した。通常の強度試験の場合は、数種類の載荷速度のもとで実施する試験を、種々の水飽和度において繰り返さなければならないため、ある程度特性の揃った試験片が多数必要であり、かなりの手間と時間を要する。一方、載荷速度切換試験では、載荷の開始から終了まで2種類の載荷速度を交互に切り換えることで、1本の試験片から2種類の載荷速度に対応する応力―歪曲線を推定することができる。

試験では、容量500 kNのディジタル制御式サーボ試験機を用いた。荷重は歪ゲージ式ロードセルで、変位はサーボ試験機に設置された差動変圧器式変位計で、それぞれ測定した。また、次式で表される応力帰還制御[35]を採用した。

$$\varepsilon - \alpha \frac{\sigma}{E} = Ct \qquad (\alpha \neq \pm\infty) \tag{3-2}$$

$\alpha = \pm\infty$は定応力速度試験に相当し、$\sigma = ECt$となる。ただし，ε、σ、E、C、tはそれぞれ歪、応力、ヤング率、載荷速度、時間である。αは応力帰還量を決める定数で、0.3に設定した。試験では、式(3-2)の左辺が一定量$\Delta\varepsilon$だけ増加するごとに、載荷速度CをC_1とC_2で交互に切り換えた。本研究で用いたC_1、C_2および$\Delta\varepsilon$は、気乾条件での検討結果[34]より、どの水飽和度においても$C_1 = 10^{-5}$ /s、$C_2 = 10^{-4}$ /s、$\Delta\varepsilon = 5 \times 10^{-4}$とした。

3.3 試験結果

三城目安山岩の代表的な応力―歪曲線を図 3.2 に示す。応力―歪曲線は水飽和度条件ごとに色分けして示している。どの水飽和度においても、載荷初期では載荷速度の切換の影響はほとんど見られないが、応力がピーク強度の40%程度に達すると載荷速度の切換による応力の増減が徐々に見られるようになり、ピーク強度付近で顕著になった。ピーク強度以降で、応力は急激に低下し、ピーク強度の20%程度に達すると応力―歪曲線の傾きは緩やかになったが、この間も載荷速度の切換による応力の増減が観察された。

図3.2に細線で示したように、応力―歪曲線上で載荷速度をC_1からC_2に切り換える直前の点と、C_2からC_1に切り換える直前の点をそれぞれ滑らかにつなぎ、2 種類の載荷速度に対応する応力―歪曲線を推定した。それぞれの載荷速度での応力―歪曲線は水飽和度により大きく変化し、水飽和度が小さいときの曲線が大きいときのそれを内包する傾向が見られた。水飽和度が応力―歪曲線に与える影響の詳細については、2016年度の報告書[36] を参照されたい。

推定された応力―歪曲線から得られた載荷速度C_1での強度σ_fおよび載荷速度がC_1からC_2に増加したときの強度の増加量$\Delta\sigma_{f,C}$の、水飽和度条件ごとの平均値を表3.1に示す。また、$\Delta\sigma_{f,C}$と水飽和度wの関係を図3.3に示す。図3.3のプロットは、図3.2と同様に水飽和度条件ごとに色分けして示している。$\Delta\sigma_{f,C}$は水飽和度によらずほぼ一定で、平均4.9 MPaとなった。三城目安山岩の

$\Delta\sigma_{f,C}$は湿潤条件と気乾条件とでほぼ一致する[31]ことが確かめられているが、本研究により、様々な水飽和度においても変化しないことがわかった。

2 種類の載荷速度での強度 σ_fと水飽和度 w の関係を図 3.4 に示す。σ_fと w は水飽和度条件ごとの平均値をプロットし、図 3.2 と同様に色分けして示している。どの載荷速度においても、w が飽和湿潤条件である w = 1 から減少するにつれて、片対数グラフ上で σ_fは直線的に増加する傾向が見られた。そこで、強度 σ_fと水飽和度 w の関係を、Yilmaz[37]や 2016 年度の報告書[36]と同様に次式で近似した。

$$\sigma_{\mathrm{f}} = \sigma_{\mathrm{f,w}} + k\ln\left(\frac{1}{w}\right) \qquad (0 < \mathrm{w} \leqq 1) \tag{3-3}$$

ここで、$\sigma_{f,w}$は飽和湿潤条件での強度の平均値である。k は近似直線の傾きであり、強度の水飽和度依存性の程度を表す定数である。$\sigma_{f,w}$および最小二乗法により求めた k とその決定係数を表 3.2 に示し、図 3.4 にはこの近似直線を引いた。2 種類の載荷速度で k の値がほぼ同じことから、2 種類の載荷速度については、強度の水飽和度依存性がほぼ同程度であるといえる。

式(3-3)の右辺第二項は、飽和湿潤条件からの水飽和度の減少にともなう強度の増加量 $\Delta\sigma_{f,w}$に対応するため、次式のように表される。

$$\Delta\sigma_{\mathrm{f,w}} = k\ln\left(\frac{1}{w}\right) \tag{3-4}$$

表 3.1 には、載荷速度 C_1における強度と飽和湿潤条件での強度の平均値の差 $\Delta\sigma_{f,w}$をまとめた。なお、表には示していないが、載荷速度 C_2での $\Delta\sigma_{f,w}$は C_1でのそれとほぼ等しくなった。

3.4　強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性

岩石強度の載荷速度依存性は、これまでの研究で速度過程論や確率過程論[38]にならって説明されている[39-41]。3.3 より、三城目安山岩の $\Delta\sigma_{f,C}$は水飽和度によらずほぼ一定であったため、大久保他[31,42]の検討と同様に、破壊が進行する速度 dλ/dt が応力 σ の指数関数に比例するとした。dλ/dt は、具体的には亀裂の進展速度、剛性の低下速度、非弾性歪の増加速度などを意味する[43]。

$$\frac{\mathrm{d}\lambda}{\mathrm{d}t} = a\exp(b\sigma) \tag{3-5}$$

ここで、a と b は定数である。dλ/dt の時間積分が、ある値 Λ になると破壊すると仮定した[39-42]。

$$\Lambda = \int_0^t \frac{\mathrm{d}\lambda}{\mathrm{d}t}\mathrm{d}t \tag{3-6}$$

定応力速度での強度試験の場合は、式(3-2)で $\alpha = \pm\infty$に相当するので $\sigma = ECt$ として、$t = t_f$ のときにピーク強度 σ_f に達する。その結果、強度と載荷速度の関係が次式のように表される。

$$\sigma_{\mathrm{f}} = \frac{1}{b}\ln\left(\frac{\Lambda bEC}{a}\right) \tag{3-7}$$

ただし、$\exp(b\sigma_f) \gg 1$ とした。式(3-7)は、強度 σ_f と載荷速度の対数 ln (C)が比例関係にあることを表している。1/b は、縦軸を強度，横軸を載荷速度の対数として表示したデータ点を直線近似したときの傾きであり，強度の載荷速度依存性の程度を表す定数となる[29-32]。

載荷速度が C_1 から C_2 に増加したときの強度の増加量 $\Delta\sigma_{f,C}$ は、式(3-7)で載荷速度が変化しても a、b、Λ、E は変化しないとすると、次式のように表せる。

$$\Delta\sigma_{\mathrm{f,C}} = \frac{1}{b}\ln\left(\frac{C_2}{C_1}\right) \tag{3-8}$$

3.2 では式(3-2)での応力帰還制御による載荷速度切換試験を実施したが、ピーク強度までは定応力速度試験との差は小さいとして、$\Delta\sigma_{f,C}$ を用いて式(3-8)より b を求めた。この水飽和度条件ごとの平均値を表 3.1 に示す。どの水飽和度条件でも $\Delta\sigma_{f,C}$ が同程度であることからも明らかだが、b の値は水飽和度によらず一定で、平均 0.48 /MPa となった。参考までに、図 3.3 に示した $\Delta\sigma_{f,C}$ と水飽和度の関係には、1/b の軸も示した。

式(3-5)の b は強度の載荷速度依存性の程度を表す定数であるが、もう一つの定数 a についても検討した。同じ載荷速度における、飽和湿潤条件からの水飽和度の減少にともなう強度の増加量 $\Delta\sigma_{f,w}$ は、式(3-7)から次式のように表せる。ただし、水飽和度が変化しても、b、Λ、E、C は変化しないとした。

$$\Delta\sigma_{\mathrm{f,w}} = \frac{1}{b}\ln\left(\frac{a_{\mathrm{w}}}{a}\right) \tag{3-9}$$

ここで、a_w は飽和湿潤条件での a である。3.3 で求めた水飽和度条件ごとの $\Delta\sigma_{f,w}$ と本節で求めた b = 0.48 /MPa から式(3-9)より計算した、載荷速度 C_1 での a_w/a を表 3.1 にまとめた。水飽和度の減少にともない a_w/a の値は増加した。なお、表には示していないが、載荷速度 C_2 での a_w/a の値は C_1 でのそれと同程度となった。

水飽和度の増加にともなう a の増加は、式(3-5)からわかるように破壊の進行速度が水飽和度により変化することを示しており、例えば、同じ応力のもとでの破壊の進行速度が、飽和湿潤条件では気乾条件の 510 倍であるといえる（表 3.1)。また、式(3-5)は次式のように書き換えられる。

$$\frac{1}{a}\frac{\mathrm{d}\lambda}{\mathrm{d}t}=\exp(b\sigma) \tag{3-10}$$

式(3-10)からは、破壊進行のメカニズムは応力の関数 exp(bσ)としてあまり変化せず、a により時間軸である dt が伸縮されることで破壊の進行速度が変化すること、つまり、水が豊富であることにより破壊の進行が加速することが示される。なお、式(3-5)の右辺を $m\sigma^n$ とし、式(3-6)の破壊条件を仮定すると、強度が載荷速度の 1/(n+1)乗に比例する関係が得られる[39]。しかしながら、m と n の両方が湿潤状態と気乾状態とで変化するため、式(3-10)のように水と時間の影響をわかりやすく説明することはできなかった。

a は水飽和度 w により変化したため、これらの関係を調べてみた。式(3-9)および試験結果の近似式である式(3-4)より、次式が導かれる。

$$\frac{a_{\mathrm{w}}}{a}=w^{-bk} \tag{3-11}$$

図 3.5 に、表 3.1 にまとめた a_w/a と w の関係および式(3-11)より計算した直線を示す。式(3-11)の直線は、本節で求めた b = 0.48 /MPa および 3.3 で求めた 2 種類の載荷速度での平均値である k = 3.6 MPa から計算した。図より、a_w/a と w の関係は式(3-11)とほぼ一致していることから、a は、強度の載荷速度依存性の程度を表す b および水飽和度依存性の程度を表す k を用いて表され、水飽和度の関数であることがわかった。

なお，反応速度論に基づく応力腐食による亀裂進展速度を表す式において、式(3-5)の a に対応する定数は亀裂先端での水の活量となり[44]、相対湿度や水蒸気圧[28,32,33,45,46]などが用いられてきた。本研究の検討からは、式(3-11)に示す水飽和度の関数が使用できることが示された。

3.5 強度の分布特性

3.4 の結果を踏まえ、式(3-5)に示す破壊の進行速度 dλ/dt を水飽和度の関数 f(w)と応力の関数 g(σ)を用いて書き換えることにした。

$$\frac{\mathrm{d}\lambda}{\mathrm{d}t}=f(w)\cdot g(\sigma) \tag{3-5'}$$

$$f(w)=a_{\mathrm{w}}w^{bk},\quad g(\sigma)=\exp(b\sigma)$$

ここで、a_w、b および k は定数である。3.4 と同様に破壊条件として式(3-6)を仮定すると、強度 σ_f の載荷速度依存性および水飽和度依存性は次式のように表せる。ただし、$\exp(b\sigma_f)>>1$ を利用した。

$$\sigma_{\mathrm{f}} = \frac{1}{b}\ln\left(\frac{\Lambda bEC}{a_{\mathrm{w}} w^{bk}}\right) \tag{3-7'}$$

強度の載荷速度依存性と水飽和度依存性を表している式(3-7')を用いて、ある載荷速度と水飽和度での強度から、他の載荷速度と水飽和度での強度を推定できる。そこで、全ての試験データを用いて式(3-7')の妥当性を検討した。まず、式(3-7')をもとに飽和湿潤条件以外での強度 σ_{f} を、飽和湿潤条件での強度 $\sigma^*_{\mathrm{f,w}}$ へと変換した。

$$\sigma^*_{\mathrm{f,w}} = \sigma_{\mathrm{f}} - k\ln\left(\frac{1}{w}\right) \tag{3-12}$$

式(3-12)の右辺第二項は、式(3-4)のある水飽和度と飽和湿潤条件での強度の差 $\Delta\sigma_{\mathrm{f,w}}$ である。次いで、載荷速度 C_2 での強度 $\sigma_{\mathrm{f2,w}}$ を載荷速度 C_1 での強度 $\sigma^*_{\mathrm{f1,w}}$ へと変換した。

$$\sigma^*_{\mathrm{f1,w}} = \sigma^*_{\mathrm{f2,w}} - \frac{1}{b}\ln\left(\frac{C_2}{C_1}\right) \tag{3-13}$$

式(3-13)の右辺第二項は、式(3-8)の載荷速度 C_1 と C_2 での強度の差 $\Delta\sigma_{\mathrm{f,C}}$ である。$\sigma^*_{\mathrm{f1,w}}$ は理論的には載荷速度 C_1、飽和湿潤条件での強度となり、載荷速度や水飽和度によらない試験片ごとの強度の分布特性についての議論に利用できる。

$\sigma^*_{\mathrm{f,w}}$ および $\sigma^*_{\mathrm{f1,w}}$ の分布特性を検討するため、式(3-6)の Λ がワイブル分布[47]に従うと仮定した。

$$1 - F(\Lambda) = \exp\left\{-\left(\frac{\Lambda}{\mathrm{A}}\right)^{\mathrm{B}}\right\} \tag{3-14}$$

ここで、$F(\Lambda)$ は Λ の累積分布関数、A は尺度母数、B は形状母数である。式(3-7')を式(3-14)に代入し、式(3-12)を用いて整理すると、次式が得られる。

$$1 - F\left(\sigma^*_{\mathrm{f,w}}\right) = \exp\left\{-\exp\left(\frac{\sigma^*_{\mathrm{f,w}} - \mathrm{A}^*_{\mathrm{w}}}{\mathrm{B}^*_{\mathrm{w}}}\right)\right\} \tag{3-15}$$

$$\mathrm{A}^*_{\mathrm{w}} = \frac{1}{b}\ln\left(\frac{\mathrm{A}bEC}{a_{\mathrm{w}} w^{bk}}\right), \quad \mathrm{B}^*_{\mathrm{w}} = \frac{1}{\mathrm{B}b}$$

さらに式(3-13)を用いて整理すると、次式が得られる。

$$1-F\left(\sigma^{*}{}_{\mathrm{f1,w}}\right)=\exp\left\{-\exp\left(\frac{\sigma^{*}{}_{\mathrm{f1,w}}-\mathrm{A}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}}{\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}}\right)\right\} \tag{3-16}$$

$$\mathrm{A}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}=\frac{1}{b}\ln\left(\frac{\mathrm{A}bEC_{1}}{a_{\mathrm{w}}}\right),\quad \mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}=\frac{1}{\mathrm{B}b}$$

すなわち $\sigma^{*}{}_{\mathrm{f,w}}$ および $\sigma^{*}{}_{\mathrm{f1,w}}$ はグンベル分布[47]に従い、$\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{w}}$ および $\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}$ は載荷速度と水飽和度に依存しない。なお、過去の研究[39-41]では、式(3-5)の応力の関数を σ^{n} として式(3-14)と同様の仮定により、強度がワイブル分布に従うとした。材料強度の分布関数としてはワイブル分布が広く利用されてきたが、グンベル分布も利用されることがあり[48]、一定の環境下での岩石強度の整理においては両者の差は小さい[49]。しかしながら、応力の関数中の n は湿潤条件と気乾条件とで異なるため、これまでは湿潤条件と気乾条件のそれぞれでの強度の分布特性を検討するにとどまっていた。

まず、式(3-15)の妥当性を検討するため、3.3 の試験結果より得られた k の値を用いて式(3-12)により変換した飽和湿潤条件での強度 $\sigma^{*}{}_{\mathrm{f,w}}$ のグンベルプロットを図 3.6(a)に示す。プロットはこれまでの図と同様に、水飽和度条件ごとに色分けして示している。どちらの載荷速度においても $\sigma^{*}{}_{\mathrm{f,w}}$ は直線状に並んでおり、グンベル分布に従うことがわかる。また、最小二乗法により式(3-15)の $\mathrm{A}^{*}{}_{\mathrm{w}}$ および $\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{w}}$ を求め、図 3.6(a)にはこの直線を引いた。$\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{w}}$ はどちらの載荷速度においても 3.2 となった。次いで、式(3-16)の妥当性を検討するため、3.4 で求めた b の値を用いて式(3-13)により変換した載荷速度 C_1、飽和湿潤条件での強度 $\sigma^{*}{}_{\mathrm{f1,w}}$ のグンベルプロットを図 3.6(b)に示す。$\sigma^{*}{}_{\mathrm{f1,w}}$ は直線状に並んでおり、グンベル分布に従うことがわかる。最小二乗法により式(3-16)の $\mathrm{A}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}$ および $\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}$ を求め、図 3.6(b)にはこの直線を引いた。$\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}$ は 3.0 となり、$\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{w}}$ とほぼ等しくなった。

試験結果として現れる強度 σ_{f} には、試験片の強度の分布特性と、載荷速度や水飽和度などの試験条件の影響が含まれていると考えられる。本研究では、式(3-12)で強度に与える水飽和度の影響を補正することで、それぞれの載荷速度ごとに変換した強度 $\sigma^{*}{}_{\mathrm{f,w}}$ が一つの分布に従い、それらの形状母数 $\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{w}}$ はほぼ等しくなった。さらに、式(3-13)で強度に与える載荷速度の影響も補正することで、異なる載荷速度と水飽和度での試験結果から変換した強度 $\sigma^{*}{}_{\mathrm{f1,w}}$ が一つの分布に従い、形状母数 $\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}$ は $\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{w}}$ とほぼ等しくなった。これらの結果は、強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性を統一的に説明する式(3-7')や、試験片の強度の分布特性を示す式(3-15)および式(3-16)の妥当性を示しているといえる。なお、$\mathrm{A}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}$ および $\mathrm{B}^{*}{}_{\mathrm{1,w}}$ から求めた変動係数は 0.055 となった。この値は過去の研究[40,41]で得られた結果（三城目安山岩の強度のワイブル分布の形状母数から換算した 0.036～0.069）と同程度となり、妥当な結果であると考えられる。

3.6　花崗岩を含む 4 種類の岩石での検討

2016 年度は、稲田花崗岩、秋芳大理石、田下凝灰岩、来待砂岩でも強度試験を行った。このうち、ピーク強度以降で応力－歪曲線の傾きが正となりクラス II 岩石に分類される稲田花崗岩で

は、一定の載荷速度での試験を行った。試験で得られた応力－歪曲線を図3.7(a)に示す。なお定載荷速度試験を行ったのは、載荷速度切換試験を実施しても載荷速度依存性の程度を精度良く求めることが難しかったためである。花崗岩のように脆性的な岩石では、載荷速度切換試験を改良するなどして、1本の試験片から載荷速度依存性の程度を精度良く求める試験法について検討する必要があろう。

その他の3種類の岩石は、ピーク強度以降で応力－歪曲線の傾きが負となるクラスⅠ岩石に分類され、三城目安山岩と同様に載荷速度切換試験を実施した。試験で得られた応力－歪曲線を図3.7(b)～(d)に示す。このうちの秋芳大理石では、水飽和度の違いによる強度の変化は小さかった。表3.3にbの値を示したが、三城目安山岩と同様に水飽和度によるbの変化も小さかった。すなわち、秋芳大理石には本章で用いた理論が適用できそうではあるが、強度の水飽和度依存性が小さいので、水飽和度の影響はあまり考慮しなくても良いともいえる。田下凝灰岩と来待砂岩では、三城目安山岩と同様に、水飽和度の減少とともに強度が増加し、水飽和度の小さい場合の応力－歪曲線が水飽和度の大きい場合の曲線を内包した。表3.3にbの値を示したが、三城目安山岩と異なり、水飽和度によってbの値が変化した。そのため、前節までで用いた理論が適用できず、理論やその中で用いる関数形を再検討する必要がある。

3.7 まとめ

様々な水飽和度で実施された三城目安山岩の一軸圧縮試験より、載荷速度および水飽和度が強度に与える影響について調べ、強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性を説明する理論や強度の分布特性について検討した。本研究では、破壊の進行速度 $d\lambda/dt$ を式(3-5')のように水飽和度の関数 $f(w)$ と応力の関数 $g(\sigma)$ で表すことで、三城目安山岩の強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性を統一的に説明する式(3-7')を導いた。式(3-7')の載荷速度依存性の程度を表す定数 b および水飽和度依存性の程度を表す定数 k は，飽和湿潤条件や気乾条件などの 2 種類以上の異なる水飽和度での載荷速度切換試験により求めることができる。花崗岩を含むその他の 4 種類の岩石については、現状の問題点と今後の課題について述べた。

本研究では、一軸圧縮強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性を対象としたが、クリープといったその他の時間依存性挙動との関係についての検討や、封圧下や引張応力下での検討が、今後の課題に挙げられる。また、強度特性だけでなく、変形特性やその時間依存性に与える水の影響[36,50]についても検討することで、岩石の時間依存性および水飽和度依存性を統一的に説明する理論や構成方程式を構築することも、今後の課題である。

表 3.1　三城目安山岩の試験結果

条件	w	σ_f (MPa)	$\Delta\sigma_{f,C}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{f,w}$ (MPa)	b (/MPa)	a_w/a
炉乾燥	1.0×10^{-3}	89.8	5.1	23.4	0.45	7.7×10^{4}
真空乾燥	1.4×10^{-2}	83.1	4.5	16.8	0.51	3.1×10^{3}
気乾	3.2×10^{-2}	79.3	5.0	13.0	0.46	5.1×10^{2}
1日気乾	0.20	68.9	4.6	2.5	0.51	3.3
気乾浸水	0.29	69.9	4.9	3.6	0.47	5.5
飽和湿潤	1.0	66.3	5.1	0.0	0.46	1.0
全て			4.9		0.48	

w：水飽和度、σ_f：載荷速度 10^{-5} /s での一軸圧縮強度、$\Delta\sigma_{f,C}$：載荷速度が 10^{-5} /s から 10^{-4} /s へ変化したときの強度の増加量、$\Delta\sigma_{f,w}$：載荷速度 10^{-5} /s で水飽和度が飽和湿潤条件から変化したときの強度の増加量、b および a：式(3-5)中の定数で、a_wは飽和湿潤条件での値

表 3.2　式(3-3)中の定数

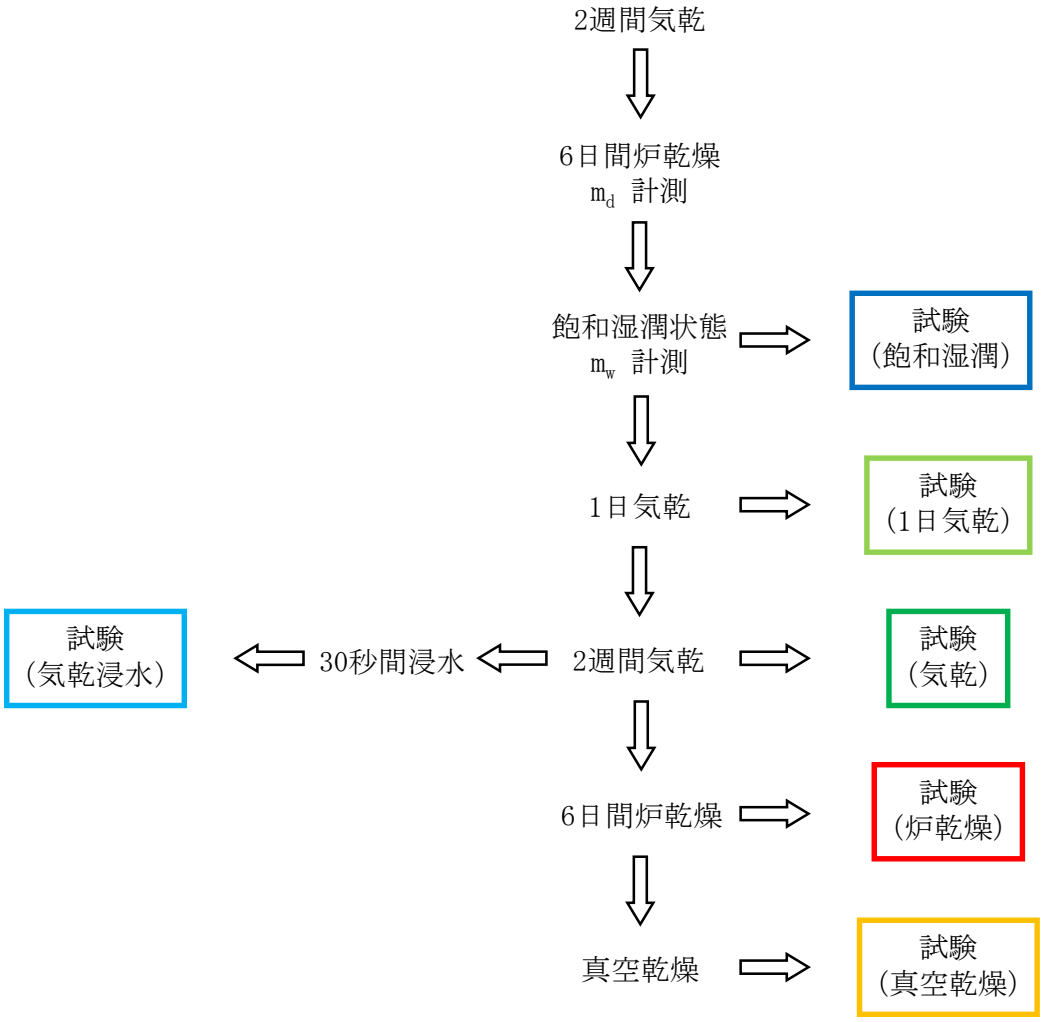
C (/s)	$\sigma_{f,w}$ (MPa)	k (MPa)	R^2
10^{-5}	66.3	3.6	0.86
10^{-4}	71.4	3.5	0.85

C：載荷速度、$\sigma_{f,w}$：飽和湿潤条件での一軸圧縮強度、k：強度の水飽和度依存性の程度を表す定数、R^2：決定係数

表 3.3　3 種類の岩石の試験結果（水分の影響）

岩石	条件	w	σ_f (MPa)	$\Delta\sigma_{f,C}$ (MPa)	b (/MPa)
秋芳大理石	炉乾燥	3.1×10^{-2}	98.1	3.6	0.64
	気乾	2.0×10^{-2}	94.8	3.6	0.66
	1日気乾	8.3×10^{-2}	97.2	4.2	0.57
	気乾浸水	0.15	99.6	4.1	0.57
	飽和湿潤	1.0	89.4	4.1	0.57
田下凝灰岩	炉乾燥	1.1×10^{-3}	33.9	1.3	1.8
	真空乾燥	5.0×10^{-2}	29.4	1.3	1.7
	気乾	9.3×10^{-2}	23.5	1.0	2.3
	1日気乾	0.22	16.2	0.9	2.6
	気乾浸水	0.33	12.4	0.8	3.0
	飽和湿潤	1.0	8.4	0.7	3.3
来待砂岩	炉乾燥	7.6×10^{-3}	54.5	2.2	1.1
	真空乾燥	0.17	39.7	2.3	1.0
	気乾	0.26	36.4	2.1	1.1
	1日気乾	0.41	29.6	1.9	1.2
	気乾浸水	0.47	24.9	1.6	1.5
	飽和湿潤	1.0	17.5	1.5	1.5

w：水飽和度、σ_f：載荷速度 10^{-5} /s での一軸圧縮強度、$\Delta\sigma_{f,C}$：載荷速度が 10^{-5} /s から 10^{-4} /s へ変化したときの強度の増加量、b：式(3-5)中の定数



(a) 試験方法の概要

図 3.1　6 種類の水飽和度条件での試験方法 (1/5)

(b) 恒温器

(c) デシケータ

図 3.1　6 種類の水飽和度条件での試験方法 (2/5)

(d) 飽和湿潤条件での試験の様子

(e) 1 日気乾条件での試験の様子

図 3.1　6 種類の水飽和度条件での試験方法 (3/5)

（f）気乾条件での試験の様子

（g）気乾浸水条件での試験の様子

図 3.1　6 種類の水飽和度条件での試験方法（4/5）

(h) 炉乾燥条件での試験の様子

(i) 真空乾燥条件での試験の様子

図 3.1　6 種類の水飽和度条件での試験方法 (5/5)

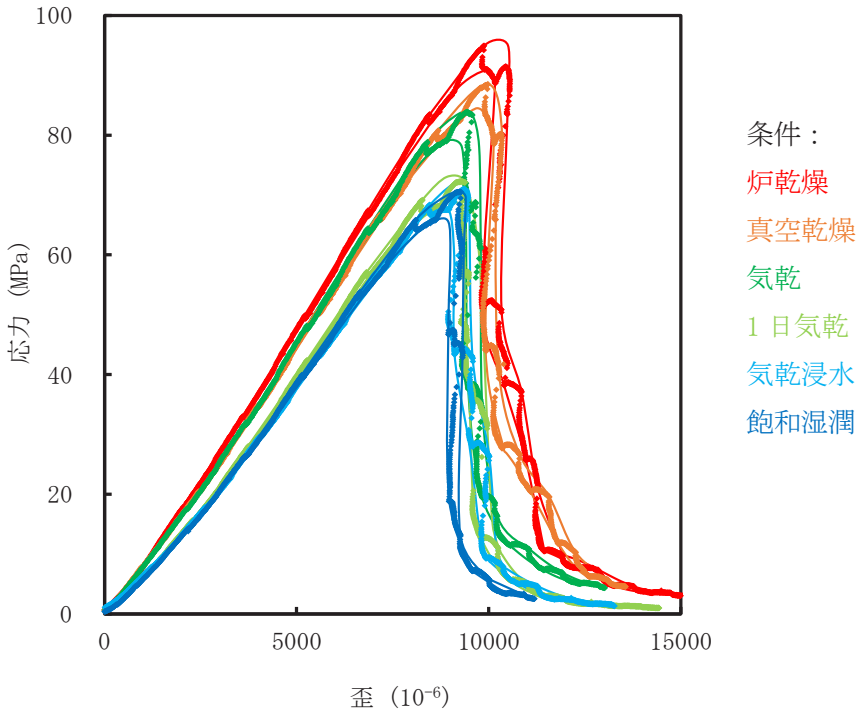


図 3.2　様々な水飽和度での載荷速度切換試験で得られた三城目安山岩の応力—歪曲線

（太線が試験データ。細線が載荷速度 10^{-5} /s と 10^{-4} /s に対応する推定された曲線）

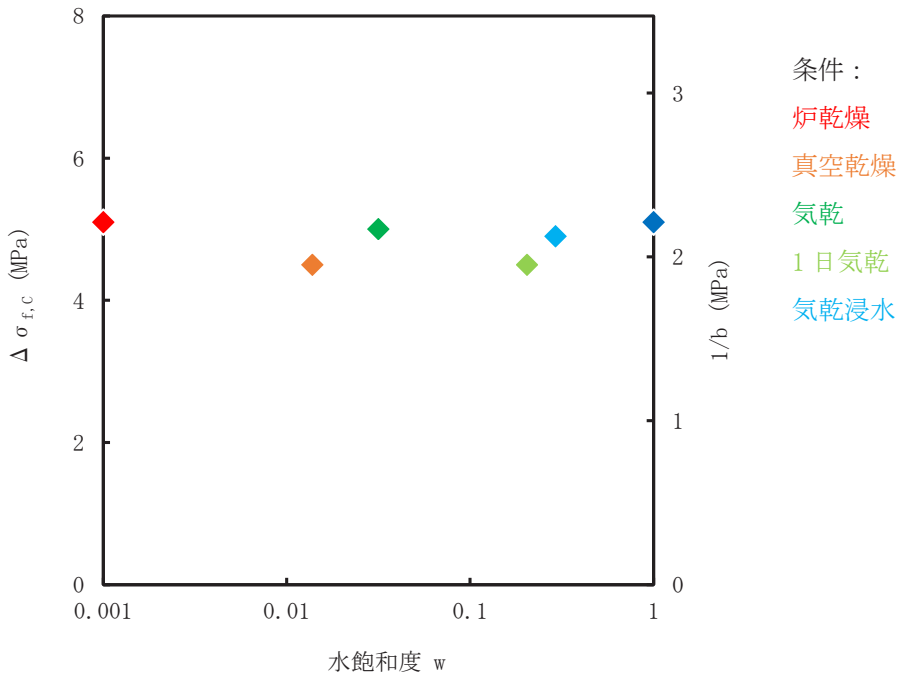


図 3.3　載荷速度の変化による強度の増加量と水飽和度の関係

（第二縦軸の目盛りは式(3-8)で計算）

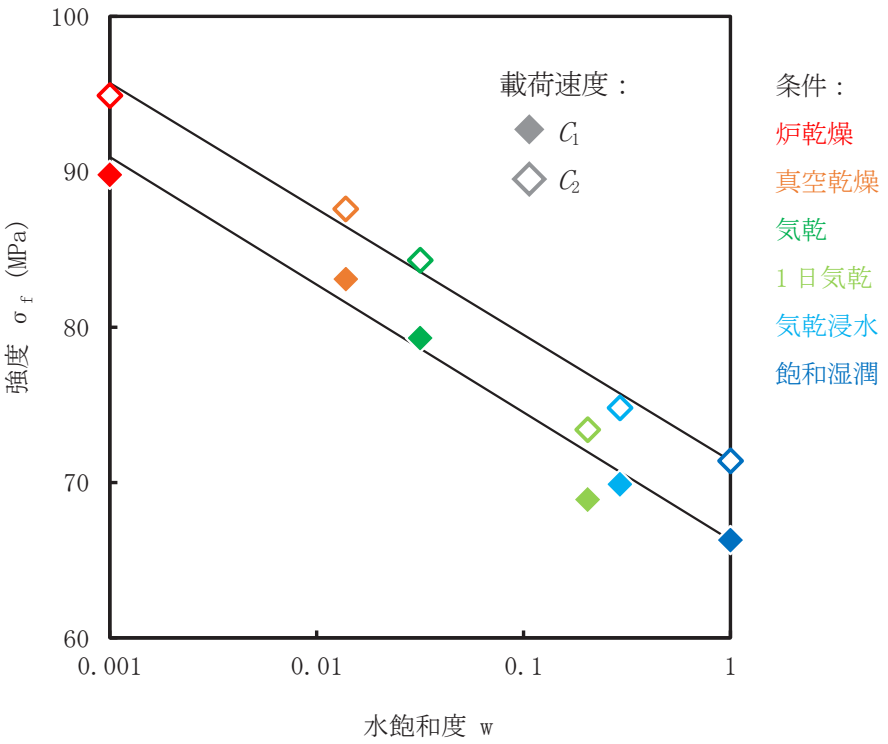


図 3.4　強度と水飽和度の関係

（直線は式(3-3)で計算）

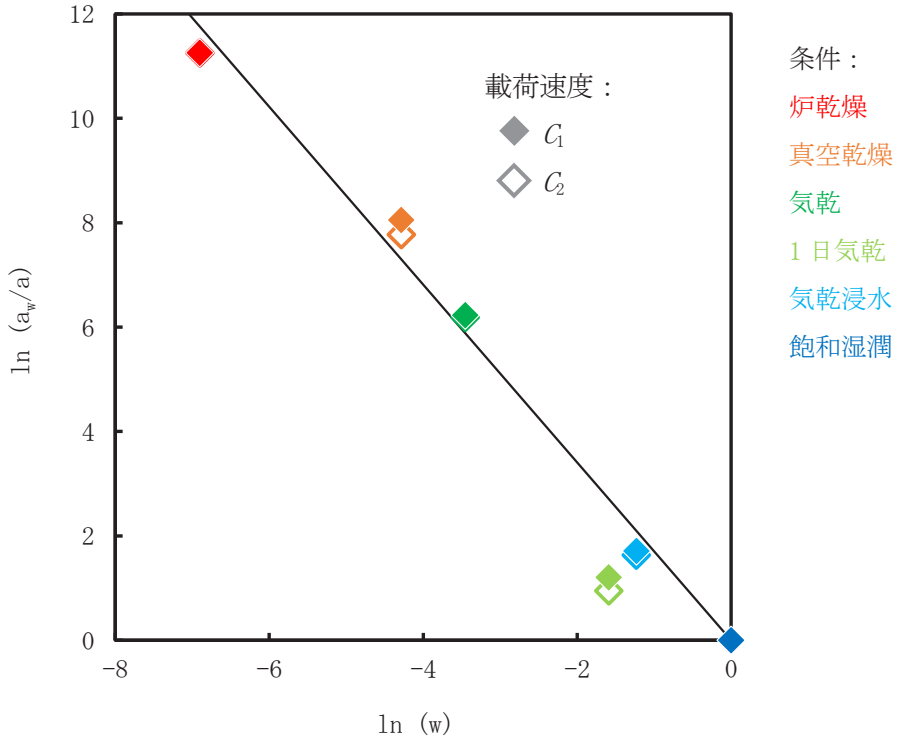
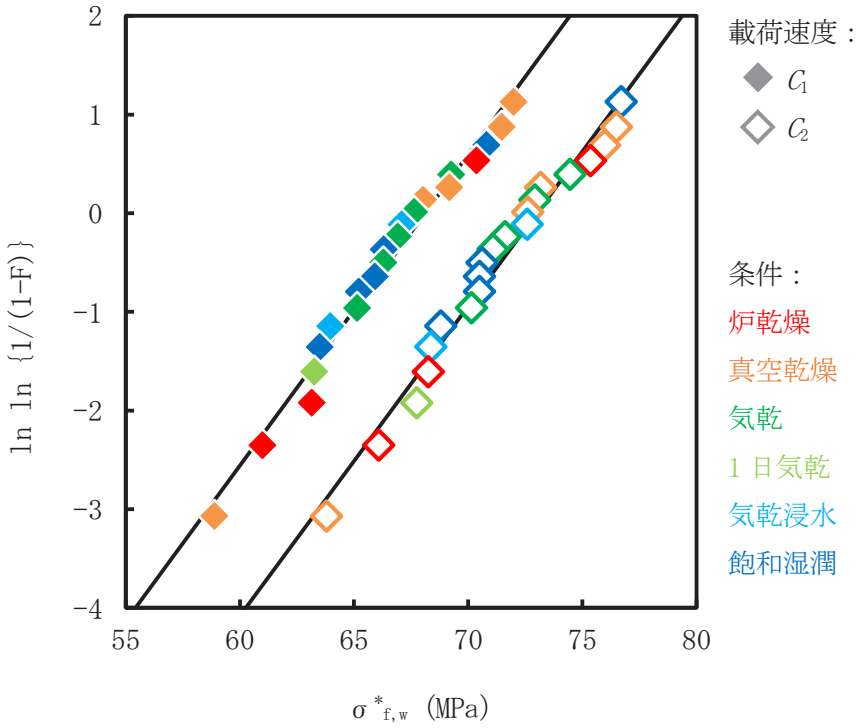
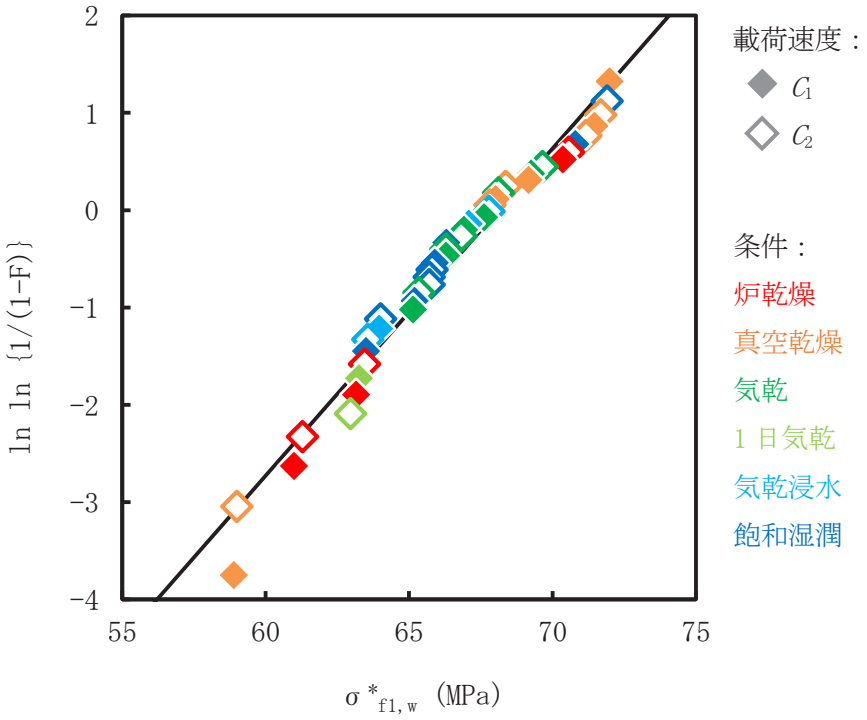


図 3.5　a_w/a と水飽和度の関係

（a_w/a は、$\Delta\sigma_{f,w}$ と b を用いて式(3-9)で計算。直線は、b = 0.48 /MPa と k = 3.6 MPa を用いて式(3-11)で計算。）

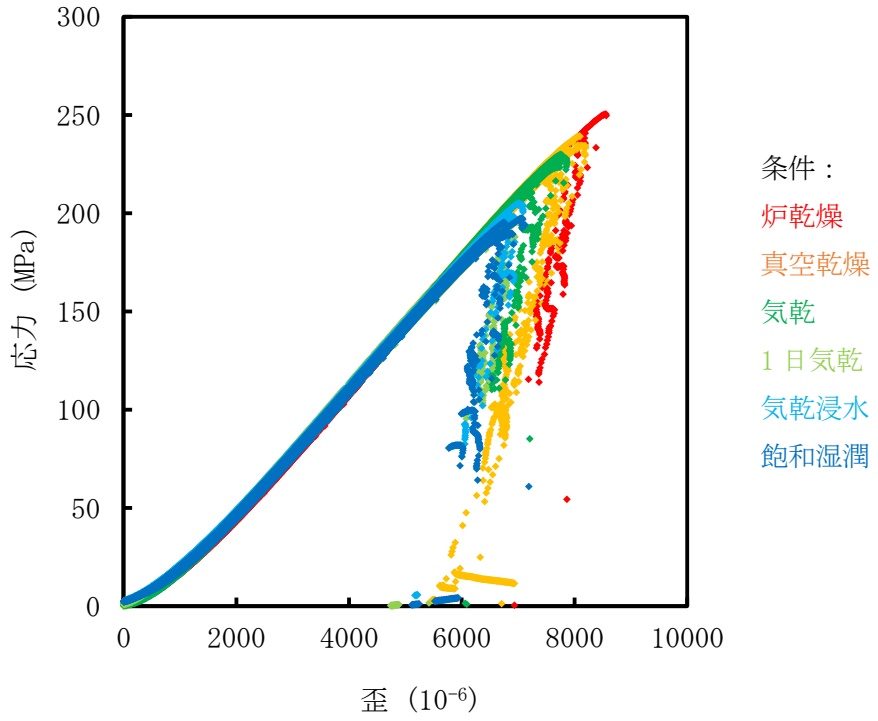


(a) k = 3.6 MPa を用いて式(3-12)で変換した $\sigma^*_{f,w}$
(直線は式(3-15)で計算)

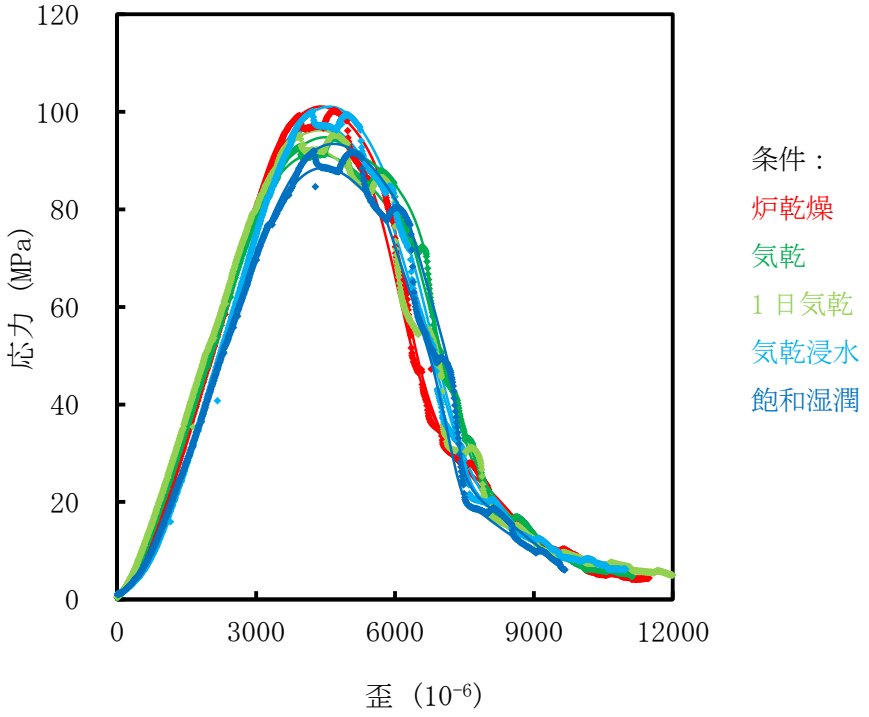


(b) b = 0.48 /MPa を用いて式(3-13)で変換した $\sigma^*_{f1,w}$
(直線は式(3-16)で計算)

図 3.6　変換した強度 $\sigma^*_{f,w}$ と $\sigma^*_{f1,w}$ のグンベルプロット



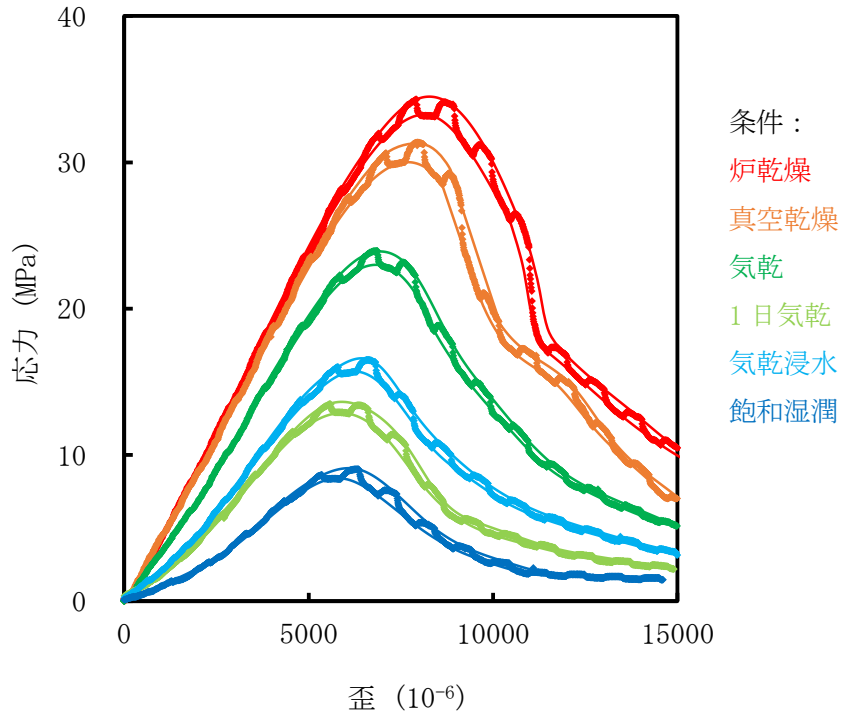
(a) 稲田花崗岩



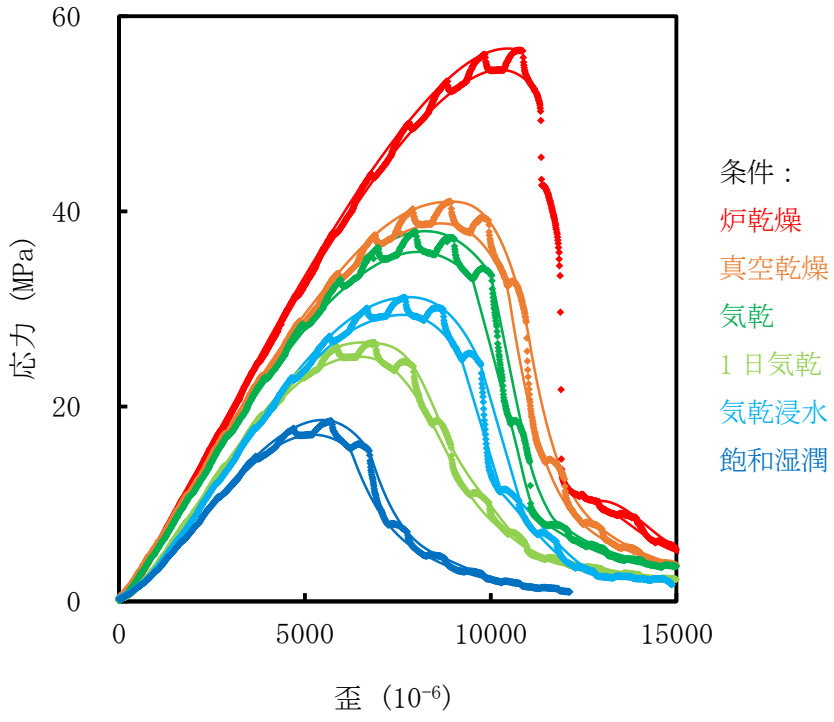
(b) 秋芳大理石

図 3.7　様々な水飽和度での応力―歪曲線（1/2）

（(a)は載荷速度 10^{-5} /s での定載荷速度試験の結果。(b)～(d)は載荷速度切換試験の結果で、太線が試験データ、細線が載荷速度 10^{-5} /s と 10^{-4} /s に対応する推定された曲線。）



（c）田下凝灰岩



（d）来待砂岩

図 3.7　様々な水飽和度での応力―歪曲線（2/2）

（(a)は載荷速度 10^{-5} /s での定載荷速度試験の結果。(b)～(d)は載荷速度切換試験の結果で、太線が試験データ、細線が載荷速度 10^{-5} /s と 10^{-4} /s に対応する推定された曲線。）

4. 一軸引張応力下での岩石の力学モデルに関する検討

4.1 はじめに

地下に大規模な空洞や複雑な形状の空洞が設けられた場合には、周辺岩盤に引張応力が生じる可能性がある。引張応力下での岩石の変形・破壊挙動を調べることは重要であるにも関わらず、一軸引張試験の実施例は圧縮試験に比べて少ないのが現状である。そのため、一軸引張応力下での力学モデルは、ある強度を持った線形バネなどの単純なものしか検討されてこなかった。しかしながら、いくつかの精密な一軸引張試験結果により、ピーク強度以前の応力－歪曲線が非線形であること、気乾状態よりも湿潤状態の方がその非線形性が顕著なこと、ピーク強度以降で残留強度領域が見られること、などがわかってきた[51,52]。さらに、載荷速度依存性やクリープなどの時間依存性を示すことも報告されている[53-55]。原位置岩盤の変形・破壊挙動を数値シミュレーションにより検討するためには、引張応力下でのこのような複雑な現象を再現できる力学モデルが必要である。

東京大学の研究では、岩石の変形・破壊および時間依存性挙動を再現できる現象論モデルであるコンプライアンス可変型モデルを提案している[56]。このモデルでは、歪と応力の比であるコンプライアンスの増加によって岩石の破壊進展を表し、応力－歪曲線、クリープ、応力緩和など異なる荷重条件に適用できる。はじめはピーク強度以降の現象の再現に重きが置かれ、その後、ピーク強度以前の現象も再現できるように改良された[22]。また、このモデルは、FEM (Finite Element Method, 有限要素法) プログラムに組み込まれ、坑道変形の再現や高レベル放射性廃棄物の処分坑道の長期安定性評価に使用されてきたが、このモデルを圧縮応力下の岩石に適用する場合、微視的な破壊機構である亀裂進展との関係が不明瞭であり、亀裂の開口やそれに伴って生じるダイラタンシーが再現できなかった。また、このモデルの引張応力下への適用性については未だ検討例は少ない。

上記を踏まえ、本章では、コンプライアンス可変型モデルの一軸引張応力下への適用性についてまず検討した。具体的には、この現象論モデルと微視的な破壊機構である亀裂進展との関係を、線形破壊力学や損傷力学をもとに検討し、その結果に基づき一軸引張応力下での完全応力－歪曲線を再現できるようにモデルを改良した。次いで、完全応力－歪曲線、載荷速度依存性、クリープ変形について、計算結果と試験結果を比較することで、改良した力学モデルの妥当性を検証した。さらに、改良したモデルの数値シミュレーションプログラムへの適用性や今後の課題について考察した。

4.2 引張応力下でのコンプライアンス可変型モデル

4.2.1 圧縮応力下でのコンプライアンス可変型モデル

ここでは、まず、東京大学の研究で過去に提案した、圧縮応力下でのコンプライアンス可変型モデル[56]について概説する。コンプライアンス可変型モデルを簡単に言うと、時間とともに徐々に剛性が低下するバネモデルである。すなわち、応力と歪の比であり変形係数の逆数に相当するコンプライアンスΛが、次式のように時間とともに増加する。

$$\frac{d\Lambda^*}{dt} = f\left(\Lambda^*\right)\cdot g\left(\sigma^*\right) \tag{4-1}$$

ここで、t は時間である。コンプライアンスΛは初期値Λ’=1/E（E はヤング率）で正規化してΛ*とした。応力σは強度σ_fで正規化してσ*とした。歪εをσ_f/E で正規化してε*とすると、Λ*=ε*/σ*となる。すなわち、バネ定数の逆数に相当するΛが、破壊の進行とともに徐々に増加するモデルとなっている。g の関数形として、確率過程論や速度過程論、過去の実験結果などをもとにべき関数を用いてきた。

$$g(\sigma^*) = (\sigma^*)^n \tag{4-2}$$

n は応力依存性の程度を表す定数である。f の関数形として次式を用いてきた。

$$f(\Lambda^*) = \frac{P}{(\Lambda^* - 1)^{m_1}} + Q(\Lambda^*)^{m_2} \tag{4-3}$$

m_1 と m_2 は応力－歪曲線の形状を決める定数であり、P と Q は第一項と第二項の影響度合いを決める定数である。式(4-1)に式(4-2)と式(4-3)を代入すると次式となる。

$$\frac{d\Lambda^*}{dt} = P\frac{(\sigma^*)^n}{(\Lambda^* - 1)^{m_1}} + Q(\Lambda^*)^{m_2}(\sigma^*)^n \tag{4-4}$$

最初はピーク強度以降の変形挙動の再現のため右辺第二項のみであったが、ピーク強度以前から以降までの再現のため右辺第一項を追加した[22)]。

このモデルは試験片レベルの巨視的観点による現象論モデルであり、微視的な破壊機構である亀裂進展との関係は不明瞭であった。また、このモデルは一次元であり、二次元や三次元の FEM プログラムに組み込むためにはポアソン比の変化を考慮する必要があった。例えば、破壊の進展すなわちコンプライアンスの増加とともに、ポアソン比が 0.5 に近づく体積弾性率一定の仮定などを用いてきた。しかしながら、このような計算では、最大圧縮応力と同方向に伸びる亀裂の開口や、それに伴って生じるダイラタンシーが再現できなかった。

4.2.2　引張応力下での亀裂進展抵抗を表すモデル

岩石中の亀裂は、伸び始めは伸びやすいが、徐々に伸びにくくなる（亀裂進展抵抗）。これは、亀裂先端に生じるプロセスゾーンによるものであり、鋼材やセラミックスなどでも観察される。大久保他[57)]は亀裂進展抵抗を表す次式を提案した。

$$\frac{d(a-a')}{dt}=\frac{d(\Delta a)}{dt}=\frac{\alpha_2}{\alpha_1}\frac{1+\left(\frac{\Delta a}{\alpha_2}\right)^{m_1}}{\left(\frac{\Delta a}{\alpha_2}\right)^{m_1}}K^n \tag{4-5}$$

ここで、亀裂長さをa、初期長さをa'、応力拡大係数をKとした。図4.1には、気乾状態での三城目安山岩で推定された定数の値[52]を用いて計算した亀裂進展抵抗曲線を示した。式(4-5)により、Δaの増加とともにKが増加し、それが速度依存性を持つことが計算される。α_1は進展抵抗の大きさを表し、α_1が大きいほど亀裂進展速度は小さくなる。α_1は時定数と同じ意味を持ち、α_1が変化しても機構は変わらず、速度が変化するだけである。α_2はΔaを正規化するための定数であり、長さの単位を持つ。Δaがα_2に比べて十分大きくなると、K^nの係数はα_2/α_1に近づく。m_1は、その近づく速度の程度を表す定数、nは応力拡大係数への依存度を表す定数である。式(4-4)と式(4-5)とで共通の定数m_1とnを使った理由については次節で説明する。

式(4-5)は一つの亀裂の進展抵抗とその時間依存性を表すモデルであったが、Hashiba and Fukui[52]は複数の亀裂の進展抵抗による計算で、一軸引張応力下でのピーク強度以前の応力－歪曲線を再現した。しかしながら、このモデルとピーク強度以降での変形挙動との関係は検討していない。

4.2.3 引張応力下でのコンプライアンス可変型モデルと亀裂進展抵抗との関係

(a) ピーク強度以前

ピーク強度以前では、複数の微小亀裂の進展によって、試験片のコンプライアンスが変化すると考える。$\Delta a \ll \alpha_2$とすると式(4-5)は次式となる。

$$\frac{d(\Delta a)}{dt}=\frac{\alpha_2}{\alpha_1}\left(\frac{\alpha_2}{\Delta a}\right)^{m_1}K^n \tag{4-6}$$

Hashiba and Fukui[52]と同様に、図4.2のように、亀裂を含む二次元平板を考える。ピーク強度以前で$a \ll W$、$\Delta a \ll a'$の場合は、Kは次式で近似できる[58]。

$$K=\sigma\sqrt{\pi a'} \tag{4-7}$$

亀裂があることによるコンプライアンスの増加量は、亀裂長さの2乗に比例する[58]ので、$\Delta a \ll a'$を利用すると次式が得られる。

$$\lambda-\lambda' \propto a^2-a'^2 \propto \Delta a \tag{4-8}$$

ここで、λとλ'は長さaとa'の亀裂があることによるコンプライアンスの増加量である。式(4-6)、(4-7)、(4-8)より、次式が導かれる。

$$\frac{d\lambda}{dt} \propto \frac{d(\Delta a)}{dt} \propto \frac{\sigma^n}{(\Delta a)^{m_1}} \propto \frac{\sigma^n}{(\lambda - \lambda')^{m_1}} \tag{4-9}$$

複数の亀裂を考える場合は、各亀裂に対応する添え字を i、式(4-9)の比例定数を p_i とすると、次式が得られる。なお、亀裂の相互関係はないと仮定した。

$$\lambda_i - \lambda_i' = \left\{ p_i (m_1 + 1) \int_0^t \sigma^n dt \right\}^{\frac{1}{m_1+1}} = \left(\frac{p_i}{p_1} \right)^{\frac{1}{m_1+1}} (\lambda_1 - \lambda_1') \tag{4-10}$$

試験片のコンプライアンス Λ、その初期値 Λ’、その速度 dΛ/dt は次式となる。

$$\Lambda - \Lambda' = \sum (\lambda_i - \lambda_i') = \left\{ \sum \left(\frac{p_i}{p_1} \right)^{\frac{1}{m_1+1}} \right\} (\lambda_1 - \lambda_1') \tag{4-11}$$

$$\frac{d\Lambda}{dt} = \sum \frac{d\lambda_i}{dt} = \left\{ \sum \frac{p_i}{(\lambda_i - \lambda_i')^{m_1}} \right\} \sigma^n = \left[\sum \frac{p_i \left\{ \sum \left(\frac{p_i}{p_1} \right)^{\frac{1}{m_1+1}} \right\}^{m_1}}{\left(\frac{p_i}{p_1} \right)^{\frac{m_1}{m_1+1}}} \right] \frac{\sigma^n}{(\Lambda - \Lambda')^{m_1}} \tag{4-12}$$

式(4-12)を正規化した形にすると、式(4-4)の右辺第一項になる。すなわち、式(4-4)の右辺第一項は、複数の微小亀裂が伸びることで試験片のコンプライアンスが増加することを表している。n は強度の載荷速度依存性、P と m_1 はピーク強度以前の応力－歪曲線の形状から求められる。

(b) 残留強度領域

残留強度領域では、主要な亀裂（破断面）の進展によって、試験片のコンプライアンスが変化すると考える。図 4.2 の亀裂が十分伸びた場合を考えると、$\Delta a \gg \alpha_2$ では式(4-5)は次式となる。

$$\frac{da}{dt} = \frac{\alpha_2}{\alpha_1} K^n \tag{4-13}$$

また、$\xi = 2a/W$ として、$\xi \to 1$ での K は次式となる[58]。

$$K = 0.826\sigma \sqrt{\frac{\pi W}{2(1-\xi)}} \tag{4-14}$$

損傷力学では、コンプライアンス Λ は次式で表される[59]。

$$\Lambda \propto \frac{1}{1-\xi} \tag{4-15}$$

式(4-13)、(4-14)、(4-15)より、次式が導かれる。

$$\frac{d\Lambda}{dt} \propto \frac{1}{(1-\xi)^2}\frac{d\xi}{dt} \propto \frac{1}{(1-\xi)^2}\frac{da}{dt} \propto \frac{\sigma^n}{(1-\xi)^{\frac{n}{2}+2}} \propto \Lambda^{\frac{n}{2}+2}\sigma^n \tag{4-16}$$

式(4-16)を正規化した形にすると、式(4-4)の右辺第二項になり、m_3=n/2＋2 である。すなわち、式(4-4)の右辺第二項は、主要な亀裂の進展によって試験片のコンプライアンスが増加することを表している。

（c）一軸引張応力下でのコンプライアンス可変型モデルの改良

一軸引張応力下でのコンプライアンス可変型モデルは、ピーク強度以前は複数の微視的亀裂の進展、ピーク強度以降での残留強度領域では主要な亀裂の進展を表していることがわかった。しかしながら、ピーク強度以降で応力が急激に減少し、残留強度に達するまでの領域については、複数の亀裂の進展とそれらの連結が生じて複雑なため、コンプライアンス可変型モデルとの関係を導くことはできなかった。そこで、この領域については、これまでと同様に式(4-4)の右辺第二項で表すことにする。残留強度領域が始まる際の Λ^*を Λ_c^*とし、そこでの連続性を考えると、一軸引張応力下でのコンプライアンス可変型モデルは次式のように表される。

$$\frac{d\Lambda^*}{dt} = P\frac{(\sigma^*)^n}{(\Lambda^*-1)^{m_1}} + Q(\Lambda^*)^{m_2}(\sigma^*)^n \qquad (1<\Lambda^* \le \Lambda_c^*) \tag{4-17a}$$

$$\frac{d\Lambda^*}{dt} = P\frac{(\sigma^*)^n}{(\Lambda^*-1)^{m_1}} + Q(\Lambda_c^*)^{m_2-\frac{n}{2}-2}(\Lambda^*)^{\frac{n}{2}+2}(\sigma^*)^n \qquad (\Lambda^* > \Lambda_c^*) \tag{4-17b}$$

2 つの式の第一項は、複数の微視的亀裂の進展によるピーク強度以前の変形挙動を表す。n は強度の載荷速度依存性、P と m_1 はピーク強度以前の応力－歪曲線の形状から求められる。式(4-17a)の第二項は、複数の亀裂の進展とそれらの連結によるピーク強度以降の変形挙動を表す。圧縮応力下と同様に、Q と m_2 はピーク強度直後の応力－歪曲線の形状から求められる。Λ^*が Λ_c^*よりも大きくなると、応力－歪曲線の傾きが緩やかになる残留強度領域になる。式(4-17b)の第二項は、主要な亀裂の進展による残留強度領域での変形挙動を表す。定数はすべて式(4-17a)から求まり、新しく決める必要があるのは残留強度領域の始まりを決める Λ_c^*だけである。

4.3　改良したコンプライアンス可変型モデルによる計算結果と試験結果の比較

力学モデルの定数の取得と妥当性の検証に、Hashiba and Fukui[52]の一軸引張試験結果を用いた。試験は定歪速度 10^{-6} /s のもと、気乾状態と湿潤状態で行われた。モデルの定数のうち、時間依存性の程度を表す n がわかっている三城目安山岩、稲田花崗岩、河津凝灰岩の結果と計算結果とを比較した。表 4.1 にはモデルの定数をまとめた。n は Hashiba and Fukui[39]で報告されている各岩石の平均的な値とした。P と m_1 はピーク強度以前、m_2 と Λ_c^*はピーク強度以降の応力－歪曲線の形状から求め、最後に正規化強度が 1 になるように Q/P を定めた。

図 4.3 には、3 種類の岩石の気乾状態と湿潤状態での応力－歪曲線について、計算結果を実線、試験結果を破線で示した。計算では、ε を入力して σ を求め（$\sigma=\varepsilon/\Lambda$）、式(4-17a)および式(4-17b)から Λ の増加量を計算して Λ を更新した。この計算を一定の歪速度 10^{-6} /s のもとで繰り返した。図よりわかるように、いずれの岩石でも、湿潤状態では計算結果と試験結果がほぼ重なった。気乾状態では、ピーク強度以降で残留強度領域に変化する部分で両者に若干の違いが見られたが、再現性は良好であった。三城目安山岩に関しては、本研究では、試験片の変形から力学モデルの定数 m_1 (=11) を求めたが、多数の亀裂進展を考慮して求めた Hashiba and Fukui[52]の m_1 (=10) とほぼ等しい値が得られた。また、いずれの岩石でも、残留強度領域が始まる点での正規化コンプライアンス Λ_c^*が、気乾状態と湿潤状態とでほぼ等しいことが確認された。

載荷速度依存性の再現性を確認するため、図 4.4 に三城目安山岩での計算結果と福井他[60]の試験結果を示した。試験は気乾状態のもと、次式で表される応力帰還制御[35]を用いて 4 種類の載荷速度 C (1/s) で行った。

$$\varepsilon-\alpha\frac{\sigma}{E}=Ct \tag{4-18}$$

ここで、α は 0.3 とした。計算では、ε を入力して σ を求め（$\sigma=\varepsilon/\Lambda$）、式(4-17a)および式(4-17b)から Λ の増加量を計算して Λ を更新した。この計算を、式(4-18)のもとで繰り返した。計算結果と試験結果を比較すると、ピーク強度以降で傾きが急な部分で、計算結果の方が応力－歪曲線の間隔が広くなっているが、それ以外の部分についての再現性は良好であった。すなわち、載荷速度の増加とともに強度が増加し、応力－歪曲線が大きくなること、残留強度も載荷速度依存性を示すこと、などが再現できた。

クリープ試験については、定量的に比較ができる高精度の試験結果がなかったので、計算結果のみを図 4.5 に示した。計算では、一定の σ で式(4-17a)および式(4-17b)から Λ の増加量を計算し、Λ を更新しながら ε (=$\Lambda\sigma$) の経時変化を求めた。図では、クリープ開始後 1 秒の時点を原点とした。一軸引張応力下でのクリープにおいても、一軸圧縮応力下でのクリープと同様に、クリープ歪については、開始直後は対数クリープ則が見られること、その後急激に増加して破壊に至ること、クリープ歪速度については、初めは低下していき（減速クリープ）、その後増加に転じること（加速クリープ）、クリープ応力が大きいほど、初期の変形が大きく寿命が短くなること、などが報告されている[53,54]。図 4.5 の計算結果では、それらすべてが再現されており、今回提案したモデルはクリープにも適用できることがわかった。

4.4　考察

一軸引張応力下では、コンプライアンス可変型モデルは亀裂進展抵抗を表すモデルと密接な関係があり、ピーク強度以前は複数の微視的亀裂の進展、ピーク強度以降での残留強度領域では主要な亀裂の進展を表していることがわかった。ピーク強度以降で応力が急激に減少し、残留強度に達するまでの領域については、微視的な破壊機構との関係性を探ることは難しいが、従来のコンプライアンス可変型モデルを踏襲した改良したコンプライアンス可変型モデルにより、載荷開始から残留強度領域にいたるまでの一軸引張応力下での完全応力－歪曲線の再現に成功した。また、載荷速度依存性やクリープ変形も再現することができた。

圧縮応力下での岩石は、最大圧縮応力の方向（軸方向）だけでなく、それと直交する方向（周方向）の変形挙動を把握することも重要である。クリープ試験においては、軸方向よりも周方向のクリープ歪の方が大きく、トンネル壁面の張り出しも周方向の変形に相当する。これまで、コンプライアンス可変型モデルは圧縮応力下での軸方向の変形挙動に適用してきたが、周方向の変形挙動、特にダイラタンシーの再現にはいたらなかった。一方、圧縮応力下での変形・破壊を微視的にみると、それは引張応力とせん断応力の下での亀裂進展によるものであり、ダイラタンシーは亀裂の開口によるものである。すなわち、引張応力下とせん断応力下のモデルにより圧縮応力下の挙動を再現できることになり、DEM（Discrete Element Method, 個別要素法）や本研究はこの考えに拠っている。

今回提案したモデルを DEM の接触モデルや FEM のジョイント要素に使用するにあたって、要素が試験片サイズで、岩盤がそれらの集合体とみなせる場合の変形挙動を計算する際には、提案したモデルがそのまま要素間のバネモデルとして適用できると考える。一方、要素が構成鉱物のサイズで、それらの集合体である試験片の変形挙動を計算する際には、提案したモデルが構成鉱物の引張破壊挙動に適用できるか否かを検討する必要がある。また、4.2 節で述べたように、式(4-17b)は境界条件の影響を表しているため、境界条件の影響が少ない岩盤挙動の計算では式(4-17a)だけでよいかもしれない。また、今後の研究により、せん断応力下での精密なモデルの構築も必要である。

本研究では、コンプライアンス可変型モデルと二次元における亀裂進展抵抗との関係性について検討した。三次元での亀裂進展抵抗との関係や、亀裂間の相互作用との関係については、今後の課題として残されている。

4.5　まとめ

コンプライアンス可変型モデルは、長年にわたって、主に圧縮応力下での検討が続けられてきたが、引張応力下での検討例は少なかった。また、岩盤を連続体とみなした FEM シミュレーションへの適用例は多かったが、DEM をはじめとする不連続体シミュレーションへの適用はなされていなかった。そこで本研究では、コンプライアンス可変型モデルの一軸引張応力下への適用性について検討し、不連続体モデルへの適用性について考察した。

まず、この現象論モデルと微視的な破壊機構である亀裂進展との関係を、線形破壊力学や損傷力学をもとに検討した。その結果をもとに、一軸引張応力下での変形・破壊挙動を再現できるようにモデルを改良した。このモデルにより、異なる種類の岩石の一軸引張応力下での完全応力－歪曲線を再現できただけでなく、気乾状態と湿潤状態の両方の結果を再現できた。さらに、定数の値を変えることなく、載荷条件を変えるだけで載荷速度依存性やクリープを再現することにも成功した。

本研究は、コンプライアンス可変型モデルの不連続体シミュレーションへの組み込みのための第一歩でもある。まずは、一軸引張応力下での変形・破壊挙動、および、時間依存性挙動のモデル化に成功した。次に、せん断応力下での精密なモデルの構築が必要となるが、せん断応力下での実験データの蓄積は、一軸引張応力下よりも乏しい。引き続き、実験データを蓄積しながら、モデル化の検討を行う予定である。

表 4.1　一軸引張応力下でのコンプライアンス可変型モデルの定数

	三城目安山岩		稲田花崗岩		河津凝灰岩	
	気乾状態	湿潤状態	気乾状態	湿潤状態	気乾状態	湿潤状態
P	1.9×10^{-11}	9.5×10^{-4}	1.5×10^{-16}	7.9×10^{-11}	2.2×10^{-17}	5.9×10^{-9}
Q/P	10^{5}	10^{-6}	10^{8}	10^{2}	10^{8}	10^{-1}
m_1	11	9	23	16	22	16
m_2	36	22	46	39	62	38
n	38	30	47	42	60	42
Λ_c^*	6.5		9.0		8.5	

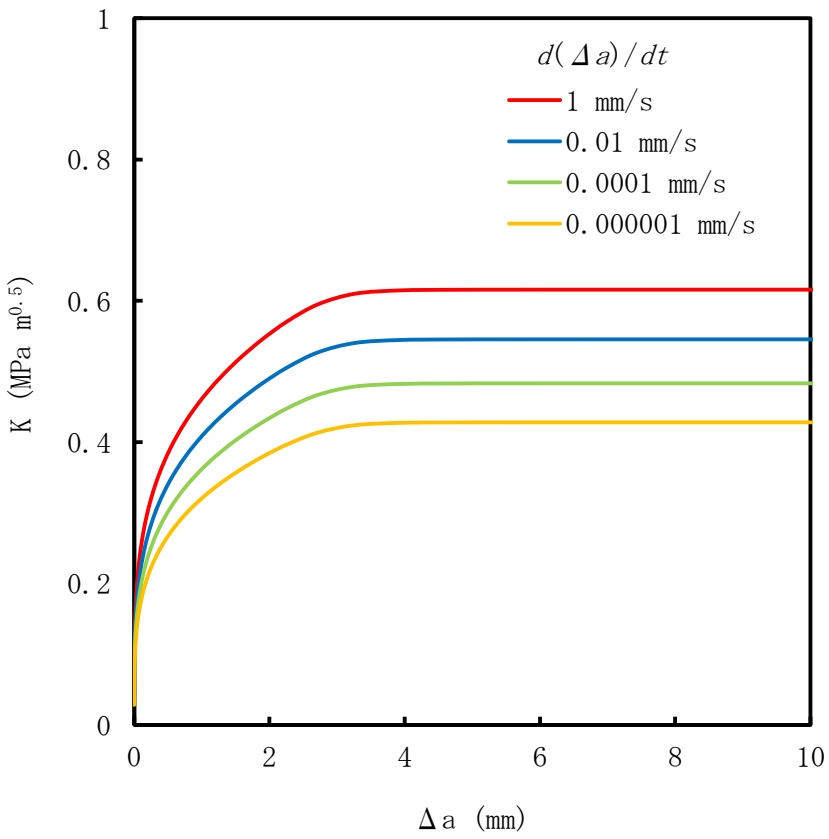


図 4.1　式(4-5)で計算された亀裂進展抵抗曲線

(式(4-5)中の定数は気乾状態での三城目安山岩で推定された値[52]であり、$\alpha_1=3\times10^{-8}$、$\alpha_2=3$、$m_1=10$、$n=38$ を用いた。)

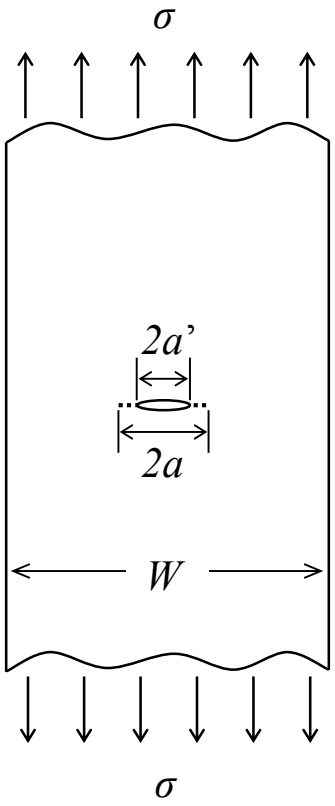
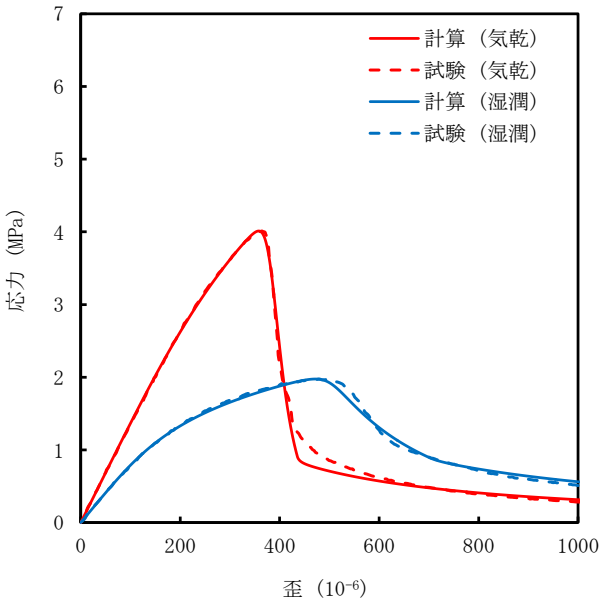
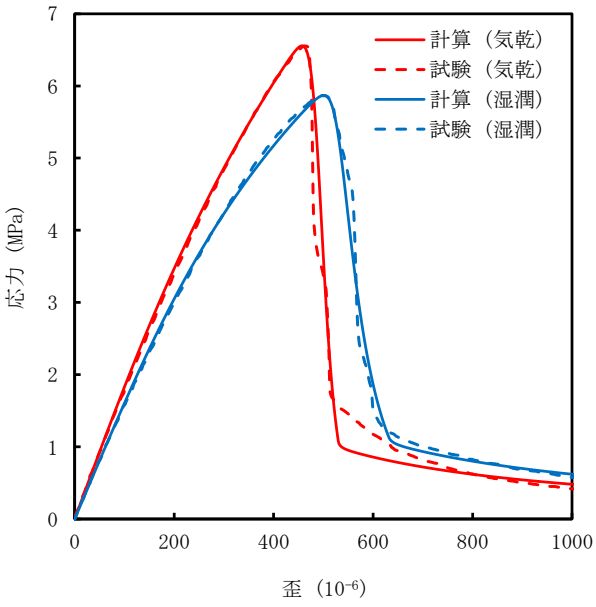


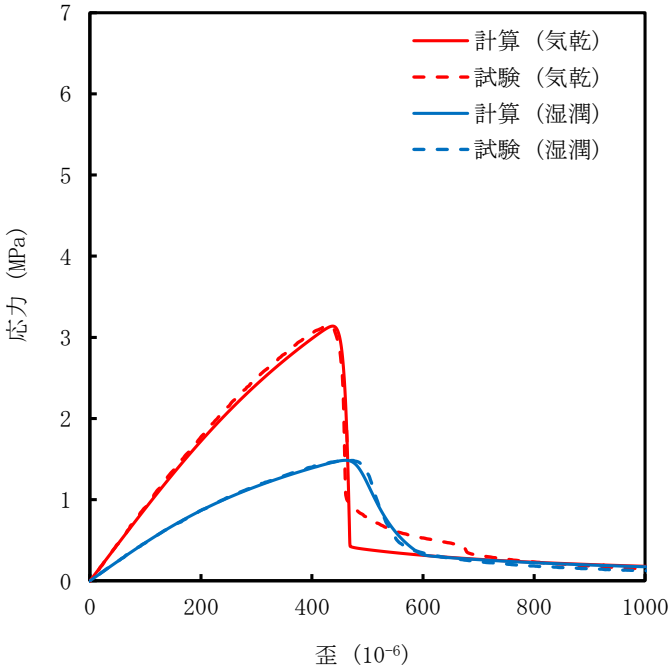
図 4.2　亀裂を含む二次元平板のモデル



(a) 三城目安山岩

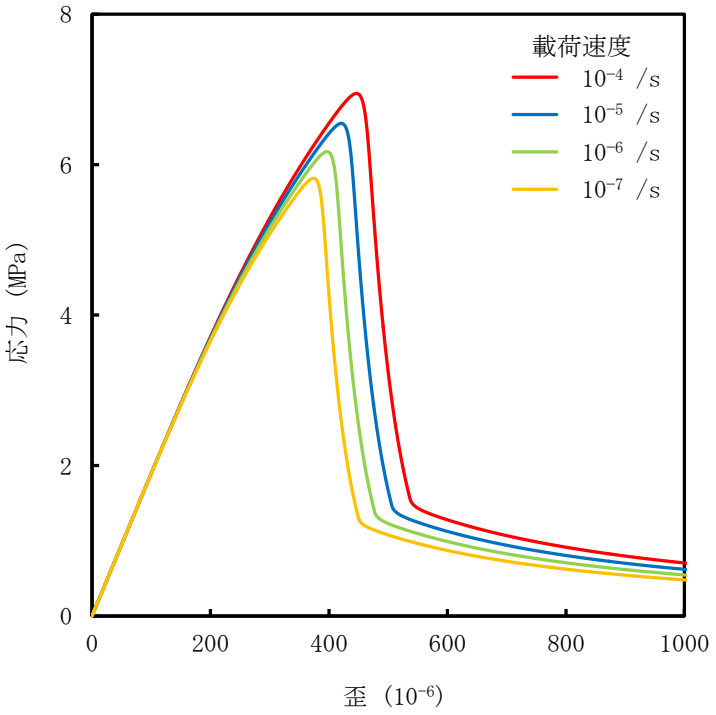


(b) 稲田花崗岩

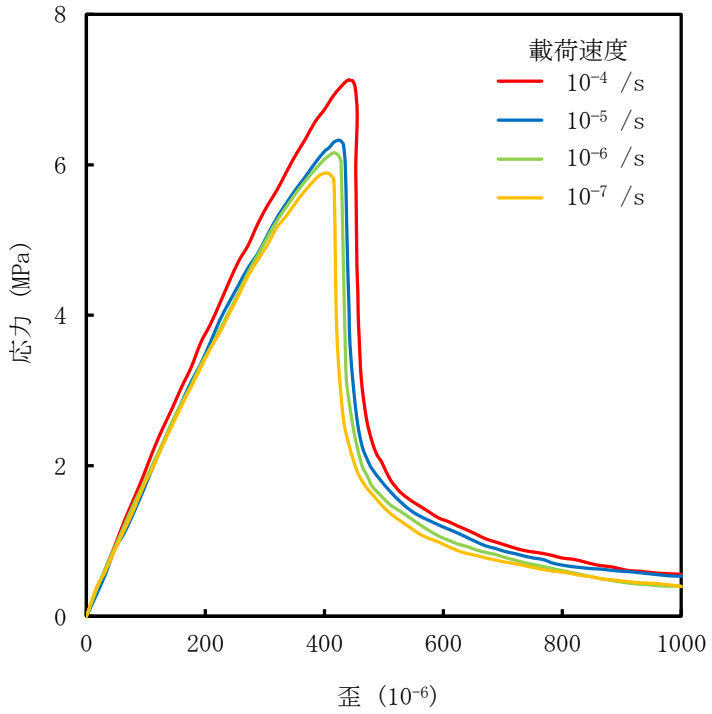


(c) 河津凝灰岩

図 4.3　一軸引張試験の計算結果と試験結果

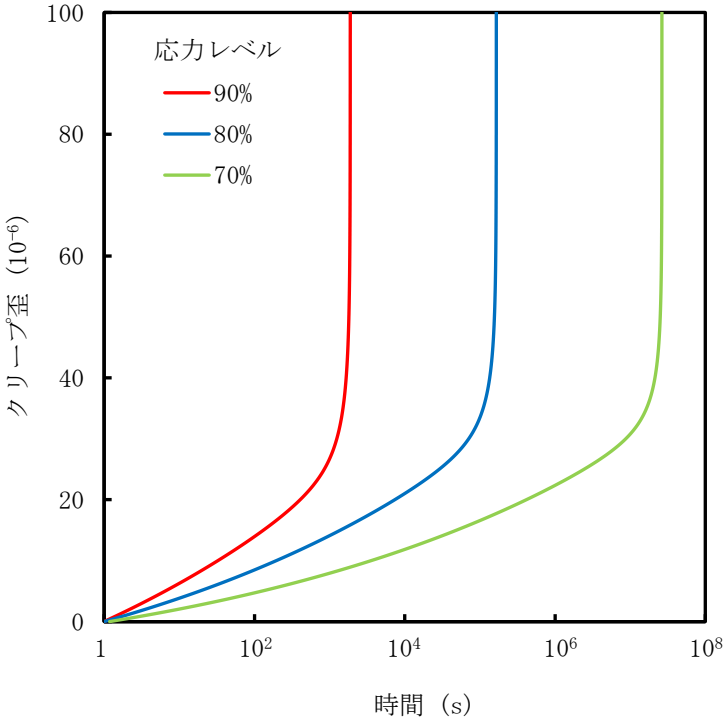


(a) 計算結果

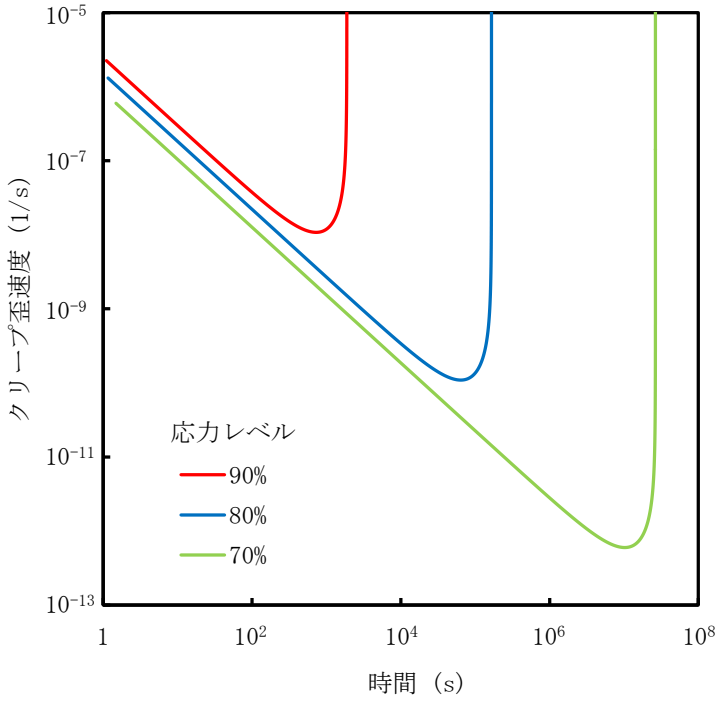


(b) 試験結果

図 4.4　気乾状態における三城目安山岩の一軸引張試験での載荷速度依存性



(a) クリープ歪



(b) クリープ歪速度

図 4.5　気乾状態における三城目安山岩の一軸引張クリープ試験の計算結果

5. 結言

第 2 章では、湿潤状態における田下凝灰岩の長期クリープ試験について報告した。試験は、1997 年に開始し、本年度で 20 年が経過した。これほどの長期にわたる岩石のクリープ試験結果は国内外でも極めて少なく、特に一軸圧縮応力下での結果は初めてと思われる。20 年間にわたって測定されたクリープ歪には、空圧シリンダ内の圧力、温度、湿度などのわずかな変化の影響が見られたので、1 年ごとの平均値を整理した。その結果、1 本目の試験片の結果や、過去に行った短期のクリープ試験結果と矛盾なく整理できた。これは、凝灰岩のクリープにおいて、低応力レベルから高応力レベルまでの機構が類似していることを示唆しており、短期の結果から長期の結果を外挿できる可能性がある。また、応力－歪曲線とクリープ挙動との関係についても検討した。クリープ試験は今後もできるだけ長期にわたって継続する予定である。

第 3 章では、種々の水飽和度で実施された一軸圧縮試験結果を用いて、載荷速度および水飽和度が岩石強度に与える影響について調べた。5 種類の岩石の結果で検討したところ、三城目安山岩の結果について、強度の載荷速度依存性および水飽和度依存性を、速度過程論や確率過程論をもとにした理論で統一的に説明することができた。稲田花崗岩を含むその他の 4 種類の岩石については、この理論を適用するにあたっての現状の問題点と今後の課題について述べた。

第 4 章では、コンプライアンス可変型モデルの一軸引張応力下への適用性について検討した。コンプライアンス可変型モデルは長年にわたって、主に圧縮応力下での検討を続けてきたが、引張応力下での検討例は少なかった。そこで、まず、この現象論モデルと微視的な破壊機構である亀裂進展との関係を、線形破壊力学や損傷力学をもとに検討した。その結果をもとに、一軸引張応力下での変形・破壊挙動を再現できるようにモデルを改良した。この改良したモデルにより、異なる種類の岩石の一軸引張応力下での完全応力－歪曲線を再現できただけでなく、気乾状態と湿潤状態の両方の結果を再現できた。さらに、岩石固有の物性値となる定数の値を変えることなく、載荷条件を変えるだけで載荷速度依存性やクリープを再現することにも成功した。

本年度の検討では、岩石の時間依存性挙動の応力依存性を表す関数として、第 2 章と第 3 章では指数関数、第 4 章ではべき乗関数を用いた。べき乗関数は解析的な検討が比較的容易であり、狭い条件での利用に適しているといえる。一方、第 2 章のように短期と長期の結果を統一的に説明したり、第 3 章のように乾燥と湿潤の結果を統一的に説明したりするには、指数関数を用いる必要があった。今後は、これらの結果をもとに、より一般的な地質環境条件に適用できる力学モデルについて検討する必要があろう。

参考文献

1) N. D. Cristescu, U. Hunsche: Time Effects in Rock Mechanics, John Wiley & Sons, Chichester, 1998, 342p.

2) N. Brantut, M. J. Heap, P. G. Meredith, P. Baud: Time-dependent cracking and brittle creep in crustal rocks: A review, Journal of Structural Geology, 52, 1, 2013, pp.17-43.

3) O. Aydan: Time-dependency in rock mechanics and rock engineering, CRC Press, Boca Raton, 2017, 248p.

4) S. Okubo, Y. Nishimatsu, K. Fukui: Complete Creep Curves under Uniaxial Compression, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 28, 1, 1991, pp.77-82.

5) J. D. Blacic: Hydration Swelling Effects on Time-Dependent Deformation of Zeolitized Tuff, J. Geophys. Res., 98, B8, 1993, pp.15909-15917.

6) L. Ma, J. J. K. Daemen: An experimental study on creep of welded tuff, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 43, 2, 2006, pp.282-291.

7) S. Okubo, K. Fukui, K. Hashiba: Development of a Transparent Triaxial Cell and Observation of Rock Deformation in Compression and Creep Tests, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 45, 3, 2008, pp.351-361.

8) A. Mufundirwa, Y. Fujii, J. Kodama: A New Practical Method for Prediction of Geomechanical Failure-Time, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 47, 7, 2010, pp.1079-1090.

9) O. Aydan, R. Ulusay: Geomechanical Evaluation of Derinkuyu Antique Underground City and Its Implications in Geoengineering, Rock Mech. Rock Eng., 46, 4, 2013, pp.731-754.

10) R. Ulusay, O. Aydan, M. Genis, H. Tano: Stability Assessment of Avanos Underground Congress Centre (Cappadocia, Turkey) in Soft Tuffs through an Integrated Scheme of Rock Engineering Methods, Rock Mech. Rock Eng., 46, 6, 2013, pp.1303-1321.

11) G. Ye, T. Nishimura, F. Zhang: Experimental Study on Shear and Creep Behaviour of Green Tuff at High Temperatures, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 79, 2015, pp.19-28.

12) T. Tan, W. Kang: Locked in stresses, creep and dilatancy of rocks, and constitutive equations, Rock Mechanics, 13, 1, 1980, pp.5-22.

13) P. Bérest, P. A. Blum, J. P. Charpentier, H. Gharbi, F. Valès: Very Slow Creep Tests on Rock Samples, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 42, 4, 2005, pp.569-576.

14) G. Fabre, F. Pellet: Creep and Time-Dependent Damage in Argillaceous Rocks, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 43, 6, 2006, pp.950-960.

15) P. Bérest, J. F. Béraud, H. Gharbi, B. Brouard, K. DeVries: A Very Slow Creep Test on an Avery Island Salt Sample, Rock Mech. Rock Eng., 48, 6, 2015, pp.2591-2602.

16) H. Ito: Rheology of the crust based on long-term creep tests of rocks, Tectonophysics, 52, 1-4, 1979, pp.629-641.

17) H. Ito, S. Sasajima: Long-term creep experiment on some rocks observed over three years, Tectonophysics, 62, 3-4, 1980, pp.219-232.

18) H. Ito, S. Sasajima: A Ten Year Creep Experiment on Small Rock Specimens, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 24, 2, 1987, pp.113-121.
19) H. Ito, N. Kumagai: A Creep Experiment on a Large Granite Beam Started in 1980, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 31, 4, 1994, pp.359-367.
20) 秋皙淵：岩石の湿潤状態における時間依存性，東京大学博士論文，1995.
21) 片岡みなみ，包添書，羽柴公博，福井勝則：水飽和度が岩石の一軸圧縮下での応力―歪曲線に与える影響，資源と素材，133，6，2017，pp.107-115.
22) K. Hashiba, K. Fukui: Time-Dependent Behaviors of Granite: Loading Rate Dependence, Creep, and Relaxation, Rock Mech. Rock Eng., 49, 7, 2016, pp.2569-2580.
23) 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，120，4-5，2004，pp.190-196.
24) A. B. Hawkins, B. J. McConnell: Sensitivity of sandstone strength and deformability to changes in moisture content, Quarterly J. Eng. Geology, 25, 2, 1992, pp.115-130.
25) B. K. Atkinson, P. G. Meredith: The theory of subcritical crack growth with applications to minerals and rocks, In: B. K. Atkinson (ed.), Fracture mechanics of rock, Academic Press, London, 1987, pp.111-166.
26) W. F. Brace, R. J. Martin, III: A Test of the Law of Effective Stress for Crystalline Rocks of Low Porosity, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 5, 5, 1968, pp.415-426.
27) S. S. Peng: Time-Dependent Aspects of Rock Behavior as Measured by a Servocontrolled Hydraulic Testing Machine, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 10, 3, 1973, pp.235-246.
28) O. Sano, I. Ito, M. Terada: Influence of strain rate on dilatancy and strength of Oshima granite under uniaxial compression, J. Geophys. Res., 86, B10, 1981, pp.9299-9311.
29) K. Masuda, H. Mizutani, I. Yamada: Experimental study of strain-rate dependence and pressure dependence of failure properties of granite, J. Phys. Earth, 35, 1, 1987, pp.37-66.
30) K. Masuda, H. Mizutani, I. Yamada, Y. Imanishi: Effect of water on time-dependent behavior of granite, J. Phys. Earth, 36, 6, 1988, pp.291-313.
31) 大久保誠介，西松裕一，何昌栄，秋皙淵：湿潤状態での岩石の一軸圧縮強度の載荷速度依存性，材料，41，463，1992，pp.403-409.
32) 小玉齊明，藤井義明，藤田泰之，石島洋二：水中における稲田花崗岩と白浜砂岩の変形・破壊挙動に対する温度の影響，資源と素材，119，8，2003，pp.461-468.
33) H. Jeong, S. Kang, Y. Obara: Influence of Surrounding Environments and Strain Rates on the Strength of Rocks subjected to Uniaxial Compression, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 44, 3, 2007, pp.321-331.
34) K. Hashiba, S. Okubo, K. Fukui: A New Testing Method for Investigating the Loading Rate Dependency of Peak and Residual Rock Strength, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 43, 6, 2006, pp.894-904.

35) S. Okubo, Y. Nishimatsu: Uniaxial Compression Testing using a Linear Combination of Stress and Strain as the Control Variable, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 22, 5, 1985, pp.323-330.
36) 福井勝則，羽柴公博，松井裕哉：結晶質岩を対象とした長期岩盤挙動評価手法に関する研究（共同研究），JAEA-Research 2017-010，2017，61p.
37) I. Yilmaz: Influence of Water Content on the Strength and Deformability of Gypsum, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 47, 2, 2010, pp.342-347.
38) 横堀武夫：材料強度学第２版，岩波書店，東京，1974.
39) K. Hashiba, K. Fukui: Index of Loading-Rate Dependency of Rock Strength, Rock Mech. Rock Eng., 48, 2, 2015, pp.859-865.
40) 大久保誠介，秋皙淵：気乾状態と湿潤状態での一軸圧縮強度とクリープ寿命の分布特性，資源と素材，110，7，1994，pp.533-538.
41) K. Shin, S. Okubo, K. Fukui, K. Hashiba: Variation in Strength and Creep Life of Six Japanese Rocks, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 42, 2, 2005, pp.251-260.
42) 大久保誠介，秋皙淵：気乾状態と湿潤状態とでの三城目安山岩のクリープ，資源と素材，109，11，1993，pp.917-922.
43) 羽柴公博，福井勝則：岩石の時間依存性を表す指標とその利用に関する一考察，資源と素材，129，8-9，2013，pp.553-558.
44) S. W. Freiman: Effects of Chemical Environments on Slow Crack Growth in Glasses and Ceramics, J. Geophys. Res., 89, 1984, B6, pp.4072-4076.
45) Y. Nara, K. Kaneko: Study of Subcritical Crack Growth in Andesite using the Double Torsion Test, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 42, 4, 2005, pp.521-530.
46) Y. Nara, K. Kaneko: Sub-Critical Crack Growth in Anisotropic Rock, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 43, 3, 2006, pp.437-453.
47) 宮村鐵夫：新製品・技術の開発と信頼性工学，日科技連出版社，東京，2011.
48) H. Rinne: The Weibull distribution: A handbook, CRC Press, Boca Raton, 2009.
49) V. T. Glushko, G. T. Rubets: Discussion of B. Kostak and H. U. Bielenstein's paper: Strength distribution in hard rock, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 10, 6, 1973, pp.763-766.
50) 大久保誠介，高秀君，福井勝則：気乾と湿潤状態における多孔質岩石の変形特性と力学模型，資源と素材，121，12，2005，pp.583-589.
51) S. Okubo, K. Fukui: Complete Stress-Strain Curves for Various Rock Types in Uniaxial Tension, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 33, 6, 1996, pp.549-556.
52) K. Hashiba, K. Fukui: Effect of Water on the Deformation and Failure of Rock in Uniaxial Tension, Rock Mech. Rock Eng., 48, 5, 2015, pp.1751-1761.
53) Y. P. Chugh: Viscoelastic behavior of geologic materials under tensile stress, Trans. Soc. Min. Eng. AIME, 256, 3, 1974, pp.259-264.
54) B. Zhao, D. Liu, Q. Dong: Experimental research on creep behaviors of sandstone under

uniaxial compressive and tensile stresses, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 3, 1, 2011, pp.438-444.

55) H. Li, J. Li, B. Liu, J. Li, S. Li, X. Xia: Direct Tension Test for Rock Material under Different Strain Rates at Quasi-Static Loads, Rock Mech. Rock Eng., 46, 5, 2013, pp.1247-1254.

56) S. Okubo, K. Fukui: An Analytical Investigation of a Variable-Compliance-Type Constitutive Equation, Rock Mech. Rock Eng., 39, 3, 2006, pp.233-253.

57) 大久保誠介，新孝一，西松裕一：時間効果を考慮したき裂進展モデルー三城目安山岩の場合ー，材料，33，370，1984，pp.882-887.

58) 岡村弘之：線形破壊力学入門，培風館，東京，1976.

59) 村上澄男：連続体損傷力学，森北出版，東京，2008.

60) 福井勝則，大久保誠介，岩野圭太：一軸引張応力下での三城目安山岩と田下凝灰岩の載荷速度依存性，土木学会論文集，729，2003，pp.59-71.

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

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

表３．固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン[b]	rad	1 [b]	m/m
立体角	ステラジアン[b]	sr[c]	1 [b]	m^2/m^2
周波数	ヘルツ[d]	Hz		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	ジーメンス	S	A/V	$m^{-2}\ kg^{-1}\ s^3\ A^2$
磁束	ウエーバ	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]	℃		K
光束	ルーメン	lm	cd sr[c]	cd
照度	ルクス	lx	lm/m^2	$m^{-2}\ cd$
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	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
粘度	パスカル秒	Pa s	$m^{-1}\ kg\ s^{-1}$
力のモーメント	ニュートンメートル	N m	$m^2\ kg\ s^{-2}$
表面張力	ニュートン毎メートル	N/m	$kg\ s^{-2}$
角速度	ラジアン毎秒	rad/s	$m\ m^{-1}\ s^{-1}=s^{-1}$
角加速度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s^2	$m\ m^{-1}\ s^{-2}=s^{-2}$
熱流密度，放射照度	ワット毎平方メートル	W/m^2	$kg\ s^{-3}$
熱容量，エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	$m^2\ kg\ s^{-2}\ K^{-1}$
比熱容量，比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	$m^2\ s^{-2}\ K^{-1}$
比エネルギー	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	$m^{-3}\ s\ A$
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	名称	記号	乗数	名称	記号
10^{24}	ヨタ	Y	10^{-1}	デシ	d
10^{21}	ゼタ	Z	10^{-2}	センチ	c
10^{18}	エクサ	E	10^{-3}	ミリ	m
10^{15}	ペタ	P	10^{-6}	マイクロ	μ
10^{12}	テラ	T	10^{-9}	ナノ	n
10^{9}	ギガ	G	10^{-12}	ピコ	p
10^{6}	メガ	M	10^{-15}	フェムト	f
10^{3}	キロ	k	10^{-18}	アト	a
10^{2}	ヘクト	h	10^{-21}	ゼプト	z
10^{1}	デカ	da	10^{-24}	ヨクト	y

表６．SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60 s
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/10 800) rad
秒	”	1”=(1/60)’=(π/648 000) rad
ヘクタール	ha	1 ha=1 $hm^2=10^4m^2$
リットル	L，l	1 L=1 l=1 $dm^3=10^3cm^3=10^{-3}m^3$
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=0.1MPa=100 kPa=10^5Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1 mmHg≈133.322Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10^{-10}m
海里	M	1 M=1852m
バーン	b	1 b=100fm^2=$(10^{-12}cm)^2$=$10^{-28}m^2$
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的な関係は、対数量の定義に依存。
ベル	B	
デシベル	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}=0.1Pa s
ストークス	St	1 St =$1cm^2\ s^{-1}$=$10^{-4}m^2\ s^{-1}$
スチルブ	sb	1 sb =1cd cm^{-2}=10^4cd m^{-2}
フォト	ph	1 ph=1cd sr cm^{-2} =10^4lx
ガル	Gal	1 Gal =1cm s^{-2}=$10^{-2}ms^{-2}$
マクスウエル	Mx	1 Mx = 1G cm^2=10^{-8}Wb
ガウス	G	1 G =1Mx cm^{-2} =10^{-4}T
エルステッド[a]	Oe	1 Oe ≙ $(10^3/4\pi)$A m^{-1}

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

表10．SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10^{10}Bq
レントゲン	R	1 R = 2.58×10^{-4}C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10^{-2}Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10^{-2}Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10^{-9}T
フェルミ		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= 0.2 g = 2×10^{-4}kg
トル	Torr	1 Torr = (101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm = 101 325 Pa
カロリー	cal	1 cal=4.1858J（「15℃」カロリー），4.1868J（「IT」カロリー），4.184J（「熱化学」カロリー）
ミクロン	μ	1 μ =1μm=10^{-6}m

（第8版，2006年）