

博士論文

熱環境における岩石の力学・水理学特性
および岩盤空洞の挙動

木 下 尚 樹

Thermally induced mechanical and hydraulic properties of rocks and behavior of openings in rock mass

Naoki KINOSHITA

Abstract

From the viewpoint of multiple-utilization of land, environmental safeguards, energy conservation, etc., the author has proposed a temporary storage of heated water in openings excavated in rock mass. Heated water has been produced by residual heat generated from garbage-burning plants for energy-saving. Then water of 100 °C can be stored for many purposes such as district heating, heated water supply and greenhouse planting.

In the heated water temporary storage system, like radioactive waste disposal cavities and tunnels passing through the high geothermal regions, the rock mass around the openings will be influenced by complicated thermal behavior induced by high temperature. Therefore, the evaluation of the thermal behavior of openings should be one of the important issues to examine the stability of the openings.

In this study, thermally-induced mechanical and hydraulic properties of rocks were examined by laboratory experiments. Subsequently, thermal behavior of openings in rock mass when heated water was stored in openings was analyzed numerically, and the following conclusions are obtained.

In Chapter 2, for obtaining data on mechanical properties used for the analysis of thermal behavior of rock mass around openings, the physical properties on strength, deformation characteristics and thermal properties at high temperature were examined using five different types of rock (granite, andesite, sandstone, tuff, and mudstone). The influence of water content on these properties, that is, the difference in these properties between wet (the water-retaining condition) and dry conditions were also examined. The examinations were carried out in the range from 20 °C to 100 °C.

The results show that the strength of wet rocks was smaller than that of dry ones, the strength

decreased with the increase in temperature, and the degree of the strength reduction was greater under wet conditions. The elastic moduli of tuff and mudstone were smaller than those of granite, andesite, and sandstone. In particular, the amount of the modulus reduction at high temperatures was also large in wet rocks. The effect of the temperature on thermal properties was relatively small. As the difference between dry and wet rocks was significant, it seemed that the effect of pore water is large. Especially, the tendency was remarkable in tuff and mudstone with relatively large porosity.

In Chapter 3, mechanical properties of rocks effected by thermal hysteresis was investigated. When heated water is stored in openings, the rock mass around openings will receive the effects of thermal hysteresis due to high temperatures, because the quantity of heated water by its use for many purposes continually changes in daily and seasonal cycle. Therefore, the strength and deformation characteristics of rocks after undergoing thermal hysteresis are important when discussing the stability of the openings. In this chapter, strength and deformation characteristics of rocks with low and high porosity which undergo thermal hysteresis of high temperatures ranging 20 °C to 100 °C are thoroughly examined using a thermal cycle apparatus.

From the experimental results, it was found that the maximum temperature, the number of hysteresis, and the porosity etc. are important factors to influence strength and deformation characteristics. Compressive and tensile strength of rocks decreased with the increasing number of thermal hysteresis. However, the ratio of the strength reduction decreased with the hysteresis number, and the ultimate strength converged to a constant value. The values of tangential Young's modulus and Poisson's ratio of rocks after undergoing thermal hysteresis had the same tendency as those of compressive and tensile strength. From the results of measured thermal expansion, the residual strains were appeared for all the samples after undergoing thermal hysteresis. However, residual strain had the tendency to converge to a constant value as thermal hysteresis was repeated. Elastic wave propagation velocity of rocks also decreased with the increasing number of thermal cycle, but again the ratio of the reduction decreased.

In Chapter 4, change in mechanical properties of rocks with time was investigated. The rock mass around the openings will respond by coupled thermo-mechanical effects induced by heated

water in the long period. Therefore, it is necessary to obtain the change of mechanical properties with time for evaluating the thermal behavior of openings. The mechanical properties of uniaxial compressive strength and elastic modulus of granite and sandstone were obtained after a submergence test at 20 °C and 95 °C. The samples were submerged within the temperature-controlled canisters for the maximum of 180 days.

In addition, a uniaxial compression creep test at 90 °C was also carried out, and then the various constants on the creep were obtained using the Burgers model and the Norton equation.

In Chapter 5, hydraulic properties in rock fracture were examined. The fluid flow within low-permeability rock masses is often dominated in rock fractures. Therefore, the hydraulic properties of rock fracture should be examined to evaluate hydraulic behavior of rock mass. The flow-through experiments on a single fracture in granite were carried out under confining pressures of 5-10 MPa, and at temperatures of 20-90 °C. The fracture aperture and the related permeability monotonically decreased with time at room temperature, and reached a quasi-steady state. Then, after the temperature was raised to 90 °C, the aperture decreased again throughout the rest of the experiments.

Fluid samples were taken from the outlet to examine the elemental concentrations that were evaluated by inductively-coupled plasma atomic emission spectrometry. The elemental concentrations increased with the increase of temperature. After the flow-through experiments, the fracture surface was observed by scanning electron microscopy coupled with energy dispersive X-ray spectroscopy. The formation of a few kinds of precipitated minerals such as silica and calcite was revealed. The precipitation was limited to quite local and small areas.

Meanwhile, the sustained loading experiments using the granite that have a single fracture were conducted under controlled temperature and mineral dissolution conditions for the purpose of evaluating the deformation behavior of rock fractures. From the tests results, it was found that the difference in displacement of the fractured rock samples is very small for all the conditions. However, it was noticeable that displacement under the wet condition was larger than those under the other conditions. The reason for this may be due to mineral dissolution at the asperity contact areas.

In Chapter 6, the temperature and stress distribution around openings were analyzed numerically by using the experimental data on strength, deformation characteristics and thermal properties of rocks. The thermal behavior of rock mass around openings due to storage of heated water was discussed, in which the opening was assumed to be excavated in rock mass at a depth of 100 m beneath the ground surface with a diameter of 10 m and temperature of heated water was 100 °C.

Temperature distribution around the opening with time was calculated by Finite Element Method (FEM). The temperature gradient around the opening was extremely sharp at the beginning of storage, but became gentler with time. The temperature reached a semi-steady state after 1 year.

Stress changes around openings were analyzed by FEM considering thermal stress obtained from the results of temperature analysis. In the case of granite rock mass, the stresses around the opening before storage were small and were much less than the failure stress. After storage, the thermally induced stress around the opening increased with time. At 1 year, the stress in the tangential direction was about 10 times larger than that before storage, but its level was still small than the theoretical failure stress and the opening was evaluated to remain stable. On the other hand, in the case of tuff, the stress in the tangential direction was about 1.2 times larger than that before storage, and its level reached the failure stress near the side wall.

The thermal behavior of rock mass around the opening in the case of receiving thermal hysteresis was analyzed. In this case, the stress level did not reach the theoretical failure stress and the openings were evaluated to remain stable. The thermal behavior and the stability of the openings in the long period were also analyzed by using the creep properties. In the case of granite rock mass, the predicted convergence became about 2 % of the opening diameter after one thousand days.

Subsequently, the effect of the convection generated in the heated water and underground water on temperature distribution around openings was examined. The flow and convection of underground water may be neglected in the case that permeability coefficient of rock mass is 1×10^{-4} cm/s or smaller.

When heated water is stored in a practical site, the opening is required to be mechanically stable with little leakage loss. Then, the countermeasures to satisfy both the reduction of thermal stress around the opening and the prevention of water leakage from the opening are important. As a countermeasure, it was proposed to use the combined lining system of resin and insulating

materials. The numerical simulation showed that this system would be much more effective than if the opening was built without lining.

The creation of sustainable society is one of urgent problems for the humankind. The heated water storage system would be expected as one of methods for solving this problem. In this study, the valuable data on thermally induced mechanical and hydraulic properties of rocks were obtained from the laboratory experiments. Moreover, the thermal behavior of openings in rock mass due to storage of heated water was thoroughly discussed. For more rigorous assessment of the stability in heated water storage system, it is necessary to establish the evaluation method of thermal behavior of openings in rock mass with high precision through on-site experiments.

熱環境における岩石の力学・水理学特性および岩盤空洞の挙動

目 次

第1章 緒 論

1.1. 研究の背景	1
1.1.1. 熱環境における岩盤空洞の利用	1
1.1.2. 熱水貯蔵システム	1
1.2. 本研究の概要	2
参考文献	5

第2章 岩石の強度・変形特性および熱物性

2.1. 緒 言	9
2.2. 実験に用いた供試体	10
2.3. 実験方法	12
2.4. 強度・変形特性	14
2.4.1. 圧縮強さおよび引張強さ	14
2.4.2. 接線弾性係数およびポアソン比	17
2.4.3. 弾性波伝播速度	17
2.5. 熱物性	22
2.5.1. ひずみ	22
2.5.2. 熱拡散率	25
2.5.3. 比熱および熱伝導率	29
2.6. 結 言	32
参考文献	34

第3章 高温の履歴を受ける岩石の強度・変形特性

3.1. 緒 言	39
3.2. 実験方法	40
3.2.1. 実験に用いた供試体	40

3.2.2. 温度履歴の与え方	40
3.2.3. 強度試験の方法	43
3.3. 実験結果および考察	45
3.3.1. 一軸圧縮強さおよび圧裂引張強さ	45
3.3.2. 弾性係数およびポアソン比	48
3.3.3. 温度履歴に伴う岩石のひずみ	55
3.3.4. 弾性波伝播速度	64
3.4. 拘束圧の影響に関する検討	64
3.4.1. 実験方法	64
3.4.2. 実験結果および考察	71
3.5. 温度履歴回数と強度・変形特性に関する検討	71
3.6. 乾燥・湿潤の繰り返しによる強度変化	76
3.7. 構成鉱物粒子の観察	76
3.8. X線回折法による構成鉱物粒子の結晶軸の温度変化	78
3.9. 結言	80
参考文献	81

第4章 岩石の力学特性の経時変化

4.1. 緒言	85
4.2. クリープ特性	86
4.2.1. 実験方法	86
4.2.2. 実験結果および考察	89
4.2.3. クリープに関する諸定数の算定	93
4.3. 岩石の力学特性に及ぼす化学作用	102
4.3.1. 岩石浸漬試験	104
4.3.2. 実験方法	104
4.3.3. 力学試験の結果および考察	106
4.3.4. 物理試験の結果および考察	112
4.3.5. 化学分析の結果および考察	112
4.3.6. 一軸圧縮強さの経時変化の推定	122

4.4. 結 言	125
参考文献	127
第5章 岩石不連続面の透水特性	
5.1. 緒 言	129
5.2. 拘束圧・温度・pHを制御した花崗岩不連続面の透水実験	130
5.2.1. 実験に用いた岩石試料	130
5.2.2. 実験方法	132
5.2.3. 水理学的開口幅	132
5.2.4. 実験結果および考察	136
5.3. 透過流体中の物質濃度評価	143
5.4. 微視構造観察	150
5.5. 透水特性に及ぼす化学・力学連成作用	150
5.5.1. 実験方法	153
5.5.2. 実験結果および考察	155
5.6. 化学・力学連成作用の影響評価	157
5.6.1. 解析モデル	157
5.6.2. 解析結果および考察	158
5.7. 持続載荷による不連続面の開口幅変化	158
5.7.1. 実験方法	163
5.7.2. 実験結果および考察	167
5.8. 結 言	176
参考文献	178
第6章 岩盤空洞の熱挙動	
6.1. 緒 言	181
6.2. 岩盤空洞の熱的挙動	182
6.2.1. 解析方法・条件	182
6.2.2. 解析結果および考察	184
6.2.3. 岩種の差異が熱的挙動に及ぼす影響	186

6.3. 岩盤空洞の挙動経時変化	191
6.3.1. 温度履歴の影響	191
6.3.2. クリープの影響	192
6.4. 温度分布に関する考察	197
6.4.1. 温度分布の解析方法	198
6.4.2. 解析条件	200
6.4.3. 解析結果および考察	203
6.4.4. 地下水対流を考慮した温度解析に関する一考察	203
6.5. 熱応力軽減に関する考察	206
6.5.1. 要素分割法の拡張	208
6.5.2. 解析条件	210
6.5.3. 解析結果および考察	212
6.5.4. 熱水の漏出防止に関する一考察	215
6.6. 結 言	220
参考文献	222

第7章 結 論

7.1. 研究の成果	225
7.2. 研究成果の活用と今後の課題	228
付 録	231
謝 辞	243

第 1 章

緒 論

1. 1. 研究の背景

1. 1. 1. 熱環境における岩盤空洞の利用

大規模岩盤空洞は現在、地下発電所、石油備蓄、石油ガス備蓄等で利用されている。わが国では 1940 年代より地下発電所としての岩盤空洞が建設され、現在では 50 地点以上建設されている。また、石油備蓄基地としては 1990 年代前半に国内 3 地点で完成し、石油ガス備蓄基地としては 2013 年 2 地点で完成している。海外においても 1940 年代から地下発電所、石油備蓄の目的で、欧米、特に北欧で多数の岩盤地下空洞が建設されている^{1,2)}。

岩盤空洞の利用方法の一つとしての放射性廃棄物地層処分は、国際的プロジェクトとして関連の研究が進められており³⁻¹⁰⁾、国内においても研究開発が行われている¹¹⁻¹⁶⁾。この場合、廃棄体からの発熱により空洞周辺岩盤が影響を受けるため、岩盤の温度変化を考慮した空洞の安定性評価が必要となってくる。このように熱の影響を受ける岩盤施設は放射性廃棄物処分坑道の他にも幾つか提案・検討されており、常温より高温側では、高温蒸気貯蔵、圧縮空気貯蔵¹⁷⁻¹⁹⁾、TRU 処分などがある。岩盤自体の熱を利用する施設としては高温岩体発電²⁰⁾があり、これらの深度は地表付近～深度 1000 m 程度、温度は 50 °C～300 °C と想定されている²¹⁾。また、低温側では LNG 貯蔵などが検討されている²²⁻²⁵⁾。これらの岩盤空洞は温度環境が変化するだけでなく、熱に起因して周辺岩盤の応力状態や地下水環境の変化も生じる。本研究では、このような状態を熱環境と称している。

1. 1. 2. 熱水貯蔵システム²⁶⁻²⁸⁾

わが国では 2011 年度現在、ごみ焼却施設からの余熱を温水や蒸気、発電などで有効利用している施設の割合は全国で約 7 割であり、ごみ発電、温水プール、温水・熱供給、地域暖房等に利用されている。ただし、燃焼によって発生する熱量の 4 分の 1 程度しか利用されておらず、省エネルギーのためにもこれらの熱利用施設整備を推進し、地域還元することが必要とされている²⁹⁾。

このように、一般家庭への給湯、地域暖房、温水プール、ビニールハウス等多目的に利用すれば、未利用エネルギーの地域還元のみならず、地域の過疎化対策やごみ焼却場の立地等にも有効である。多目的に熱水を使用する場合、使用量が一日の時間帯や季節によっ

て変動することから、安定供給のための一時的な貯蔵を行う施設が必要となる。熱水の貯蔵方法としては、地山岩盤内に空洞を設け一時貯蔵することを想定する。この方法は、土地の立体的有効利用や地上環境への影響が小さいこと等で利点があり、地方都市近郊の地山岩盤の利用方法の一つとして考えられる。本研究ではこれを熱水貯蔵システムと呼ぶ。また、ごみ焼却により定常的に余熱が発生することや大気圧条件でより多くの熱量を貯蔵することを考え空洞内の水の想定温度は 100 °C とする。10 万人規模のごみ焼却場の未利用排熱を熱水貯蔵システムに活用すれば、1 年間に約 18.4 TJ の熱量が利用でき、合計 10 万 m² 以上の床面積の施設の空調、給湯を賄えるという試算もされている³⁰⁾。

北欧、特にスウェーデンではこれと類似の施設が実用化されている。地域暖房を目的として、太陽エネルギーの季節的熱貯蔵として利用され、岩盤空洞容量は小さいもので 1500 m³、通常 1 万 m³ 程度～10 万 m³ 程度であり、水の温度は 20 °C～70 °C が一般的で、最高で 90 °C となっている^{31, 32)}。また、貯蔵時の熱収支や空洞内および周辺岩盤の温度分布が検討されている³³⁻³⁶⁾。

熱水貯蔵システムと同様の研究事例として、発電所の夜間余剰蒸気を岩盤空洞内に熱水として貯蔵する熱水岩盤貯蔵発電システムが提案されている³⁷⁾。ここでは、岩盤空洞内の設置深度を 450 m 程度、温度および圧力を 200 °C～300 °C、2 MPa～5 MPa と想定し、技術的および経済的検討を行っている。解析および実験による検討から技術的には実現可能性が示されているが、高温状態の岩盤の力学特性・熱物性とそれに基づく岩盤空洞の安定性評価や周辺地下水の挙動を明らかにすることなどが課題であるとされている³⁷⁾。

以上のように岩盤力学的観点からは、熱水貯蔵システムのような熱環境下の岩盤空洞においては岩盤空洞が熱源となって周辺岩盤に非定常の温度分布が生じ、それに起因して熱応力が発生し周辺岩盤の応力分布が時間的に変化するため、熱環境下の岩石の力学・水理学特性の把握およびそれらを考慮した空洞の長期安定性評価が課題となる。

1.2. 本研究の概要

本研究では、熱水貯蔵システムを想定し、熱環境における岩石の力学・水理学特性および岩盤空洞の挙動に関して検討した。

第 2 章では、熱環境における岩石の強度・変形特性および熱物性について検討した。岩盤空洞の安定性評価を行なうためには、岩盤あるいは岩石の物性が必要となり、熱水貯蔵システムでは高温下の物性を把握し、温度依存性を評価しておく必要があると考えられる。

そこで、熱水貯蔵時の岩盤空洞の熱的挙動を検討するために必要となる岩石物性について、防水型の高温炉を作製し、それを用いて温度条件を制御し典型的な5種類の岩石の高温下における強度・変形特性および熱物性値を実験により求め、物理的性質や含水状態の違いがこれらに及ぼす影響を検討した。

第3章では、高温の履歴を受ける岩石の強度・変形特性について検討した。熱水を岩盤空洞に貯蔵した場合には、一日の使用量や季節により貯蔵量の変動することによって空洞周辺岩盤は高温の温度履歴を繰り返し受けることになる。このため貯蔵時の空洞の安定性や周辺岩盤の挙動を検討するためには温度履歴を受けた岩石の強度・変形特性を把握しておく必要がある。そこで、数種類の典型的な岩石について、熱サイクル試験装置を用いて高温の温度履歴を与えた後、室温下および高温下において一軸圧縮試験および圧裂引張試験を実施し、強度および弾性係数やポアソン比などの変形特性を求めた。また、温度履歴に伴う熱膨張ひずみや弾性波伝播速度の変化を求めた。さらに、拘束圧下で温度履歴を与えた場合の岩石物性も求めた。これらの結果から履歴温度幅、履歴回数、雰囲気温度等の温度条件や拘束圧、岩石の空隙率、含水状態等の岩石の物理的性質が強度・変形特性に及ぼす影響について考察した。

第4章では、熱・水・応力の影響を受ける岩石の力学特性の時間経過に伴う変化について検討した。熱環境下の岩盤空洞においては、周辺岩盤が熱・水・応力の影響を長期に渡り受けることとなる。そのため、これらの相互作用が影響を及ぼし、岩石の力学特性が経時的に変化するものと考えられる。そのため、2つの観点から熱環境下における岩石の力学特性の経時変化について室内実験を実施し検討した。まず、時間依存性挙動であるクリープ現象について、専用高温セルを作製し、湿潤高温下における一軸圧縮クリープ試験を実施してクリープ現象に及ぼす温度の影響について検討した。また、実験結果から空洞の挙動解析に必要となる Burgers model および Norton 方程式における諸定数を算定した。つぎに、岩石の鉱物溶解現象に着目し、高温下において岩石の浸漬試験を実施して、浸漬後の力学特性について検討した。また、溶解元素の定量分析を実施し、力学特性変化に及ぼす化学作用である鉱物溶解現象の影響について考察した。また、強度の長期予測評価を試みた。

第5章では、熱環境における岩石不連続面の透水特性について検討した。岩盤中には地下水が存在し、花崗岩のような低透水性の結晶質系の岩石では、岩盤の透水特性は不連続面性状により左右されるため、不連続面の透水特性を評価することが課題の一つであると

いえる。熱環境下では、岩盤に熱応力も発生するため、熱・応力の影響を考慮した不連続面の透水特性評価が必要である。ここでは熱、水および応力に起因した岩石構成鉱物の溶解現象である化学作用が、岩石不連続面の透水特性に及ぼす影響を把握するため、不連続面形状、拘束圧、温度および透過水の pH を条件として単一不連続面を有する花崗岩を用いて、透水実験を実施し、透水性の経時変化を評価した。その際、透過水中の物質濃度を評価し、化学作用である鉱物溶解が透水性の変化に及ぼす影響について検討した。さらに、微視構造観察により、鉱物の溶解・沈殿等の化学作用で生成する二次鉱物の有無を確認した。また、拘束圧が作用した状態では、不連続面内アスペリティ接触部の破壊、変形等の力学作用も透水特性に影響を及ぼすと考えられるため、不溶解性流体を用いることにより鉱物溶解条件を制御した透水実験を実施し、透水性の変化に及ぼす化学・力学作用の影響について検討した。さらに、不連続面を有する岩石供試体の持続载荷実験を実施し、直接的な不連続面の変位挙動評価を試みた。

第6章では、第2章から第4章で得られた岩石の強度・変形特性および熱物性を用いて、熱水貯蔵時の空洞周辺岩盤の温度分布および応力分布を解析により求め、空洞の安定性および熱的挙動について検討した。まず、岩種の差異が熱的挙動に及ぼす影響について検討し、つぎに、花崗岩岩盤を例に貯蔵量の変動により空洞周辺岩盤が熱の影響を繰り返し受ける場合を想定した熱的挙動について検討した。また、クリープ変形を考慮した場合の熱的挙動についても検討した。さらに、周辺岩盤が熱履歴を受けることや、岩盤には潜在的に亀裂が存在することなどを考慮し、熱応力の軽減対策、熱水の漏出防止対策についても言及した。

最後に第7章では本研究で得られた成果を総括する。

なお、本研究に関連する既往の研究に関しては、各章で述べる。

参考文献

- 1) 土木学会岩盤力学委員会：大規模地下空洞の情報化施工，pp. 5-12，土木学会，1996.
- 2) 地盤工学会：岩盤構造物の情報化設計施工，pp. 127-128，地盤工学会，2003.
- 3) L. Jing, C. -F. Tsang, O. Stephansson: DECOVALEX-An International Co-Operative Research Project on Mathematical Models of Coupled THM Processes for Safety Analysis of Radioactive Waste Repositories, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 32, No. 5. pp. 389-398, 1995.
- 4) J. A. Hudson, O. Stephansson, J. Andersson, C. -F. Tsang, L. Jing: Coupled T-H-M issues relating to radioactive waste repository design and performance, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol. 38, pp. 143-161, 2001.
- 5) C. -F. Tsang, L. Jing, O. Stephansson, F. Kautsky: The DECOVALEX III project: A summary of activities and lessons learned, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol. 42, pp. 593-610, 2005.
- 6) E. E. Alonso, J. Alcoverro, F. Coste, L. Malinsky, V. Merrien-Soukatchoff, I. Kadiri, T. Nowak, H. Shao, T. S. Nguyen, A. P. S. Selvadurai, G. Armand, S. R. Sobolik, M. Itamura, C. M. Stone, S. W. Webb, A. Rejeb, M. Tijani, Z. Maouche, A. Kobayashi, H. Kurikami, A. Ito, Y. Sugita, M. Chijimatsu, L. Börgesson, J. Hernelind, J. Rutqvist, C.-F. Tsang, P. Jussila: The FEBEX benchmark test: case definition and comparison of modelling approaches, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol. 42, pp. 611-638, 2005.
- 7) A. Millard, A. Rejeb, M. Chijimatsu, L. Jing, J. De Jonge, M. Kohlmeier, T. S. Nguyen, J. Rutqvist, M. Souley, Y. Sugita: Numerical study of the THM effects on the near-field safety of a hypothetical nuclear waste repository - BMT1 of the DECOVALEX III project. Part 2: Effects of THM coupling in continuous and homogeneous rocks, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol. 42, pp. 731-744, 2005.
- 8) J. Rutqvist, M. Chijimatsu, L. Jing, A. Millard, T. S. Nguyen, A. Rejeb, Y. Sugita, C. -F. Tsang: A numerical study of THM effects on the near-field safety of a hypothetical nuclear waste repository - BMT1 of the DECOVALEX III project. Part 3: Effects of THM coupling in sparsely fractured rocks, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol. 42, pp. 745-755, 2005.
- 9) J. Samper, L. Zheng, L. Montenegro, A. M. Fernández, P. Rivas: Coupled thermo-hydro

- chemical models of compacted bentonite after FEBEX *in situ* test, *Applied Geochemistry*, Vol. 23, pp. 1186-1201, 2005.
- 10) C. -F. Tsang, O. Stephansson, L. Jing, F. Kautsky: DECOVALEX Project: from 1992 to 2007, *Environmental Geology*, Vol. 57, pp. 1221-1237, 2009.
 - 11) 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，pp. 1-10，2007.
 - 12) T. Fujita, Y. Sugita and M. Toida: Experimental Studies on Penetration of Pulverized Clay-Based Grout, *Journal of Energy and Power Engineering*, Vol. 5, No. 5 pp. 419-427, 2011.
 - 13) H. Sasamoto, R. C. Arthur and K. Hama: Interpretation of undisturbed hydrogeochemical conditions in Neogene sediments of the Horonobe area, Hokkaido, Japan, *Applied Geochemistry*, Vol. 26, No. 8, pp. 1464-1477, 2011.
 - 14) T. Tokiwa, K. Tsusaka, E. Ishii, H. Sanada, E. Tominaga, Y. Hatsuyama and H. Funaki: Influence of a fault system on rock mass response to shaft excavation in soft sedimentary rock, Horonobe area, northern Japan, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* Vol. 48, No .5, pp. 773-781, 2011.
 - 15) T. Fujita, F. Shinkai and J. Nobuto: Fundamental study on a Grout Penetration Model for a HLW Repository, *Journal of Energy and Power Engineering*, Vol. 6, No. 8, pp. 1191-1203, 2012.
 - 16) H. Sanada, T. Nakamura and Y. Sugita: Mine-by Experiment in a deep shaft in Neogene sedimentary rocks at Horonobe, Japan, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 56, pp. 127-135, 2012.
 - 17) K. Fuenkajorn, D. Phueakphum: Effects of cyclic loading on mechanical properties of Maha Sarakham salt, *Engineering Geology*, Vol. 112, pp. 43-52, 2010.
 - 18) H. Kim, J. Rutqvist, D. Ryu, B. Choi, C. Sunwoo, W. Song: Exploring the concept of compressed air energy storage (CAES) in lined rock caverns at shallow depth: A modeling study of air tightness and energy balance, *Applied Energy*, Vol. 92, pp. 653-667, 2012.
 - 19) H. Kim, J. Rutqvist, J. Jeong, B. Choi, D. Ryu, W. Song: Characterizing Excavation Damaged Zone and Stability of Pressurized Lined Rock Caverns for Underground Compressed Air Energy Storage, *Rock Mech. Rock Eng.*, Vol. 46, pp. 1113-1124, 2013.

- 20) E. Barbier: Nature and technology geothermal energy: A review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 1, pp. 1-69, 1997.
- 21) 土木学会岩盤力学委員会：熱環境下の地下岩盤施設の開発をめざして－熱物性と解析－， pp. 148-149， 土木学会， 2006.
- 22) R. Glamheden, U. Lindblom : Thermal and mechanical behaviour of refrigerated caverns in hard rock, *Tunnelling and Underground Space Technology*, Vol. 17, pp. 341-353, 2002.
- 23) S. Heusermann, O. Rolfs, U. Schmidt: Nonlinear finite-element analysis of solution mined storage caverns in rock salt using the LUBBY2 constitutive model, *Computers and Structures*, Vol. 81, pp. 629-638, 2003.
- 24) S. -S. Cha, J. -Y. Lee, D. -H. Lee, E. Amantini, K. -K. Lee: Engineering characterization of hydraulic properties in a pilot rock cavern for underground LNG storage, *Engineering Geology*, Vol. 84, pp. 229-243, 2006.
- 25) Y. Jung, E. Park, S. Chung, H. Kim: Coupled hydro-thermal modeling of ice ring formation around a pilot LNG cavern in rock, *Engineering Geology*, Vol. 118, pp. 122-133, 2011.
- 26) 稲田善紀：岩盤工学， pp. 173-177， 森北出版， 1997.
- 27) 稲田善紀：地下の空間利用， pp. 135-157， 森北出版， 1989.
- 28) 稲田善紀：地下・地下・地下！， pp. 147-150， 森北出版， 1992.
- 29) 環境省：環境白書・循環型社会白書， 生物多様性白書， pp. 189-190， 2013.
- 30) 稲田善紀， 甲村雄一， 中崎英彦， 上田貴夫， 水野紀秀， 酒井千春：岩盤内熱水貯蔵システムの地方都市への適用， 第4回技術研究発表論文集， アーバンインフラ・テクノロジー推進会議， pp. 107-112， 1993.
- 31) 川本朧万監修：ロックエンジニアリングと地下空洞， pp. 35-37， 鹿島出版会， 1990.
- 32) D. Park, H. -M. Kim, D. -W. Ryu, B. -H. Choi, C. Sunwoo, K. -C. Han: The effect of aspect ratio on the thermal stratification and heat loss in rock caverns for underground thermal energy storage, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol. 64, pp. 201-209, 2013.
- 33) O. Brander, G. Rehbinder: A theoretical analysis of the dynamics of hot water underground stores of general shape, *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 16, pp. 2039-2060, 1983.
- 34) G. Rehbinder, L. Reichel: Heat conduction in a rock mass with an annular hot water store, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, Vol. 5, pp. 131-137, 1984.

- 35) G. Rehbinder: Thermal interactions between water and rock in an underground hot-water store, *Applied Energy*, Vol. 20 pp. 103-116, 1985.
- 36) G. Rehbinder, H. Eriksson: Thermal dynamics of a block-filled underground hot water store, *Applied Scientific Research*, Vol. 43, pp. 193-211, 1986.
- 37) 八田敏行, 熊坂博夫, 中川加明一郎, 小野純二: 熱水岩盤貯蔵発電システムの提案, 地下空間シンポジウム論文・報告集, Vol. 8, pp. 87-96, 2003.

第 2 章 岩石の強度・変形特性および熱物性

2.1. 緒 言

熱水貯蔵システムや放射性廃棄物地層処分においては、岩盤空洞が熱源となって周辺岩盤に非定常の温度分布が生じ、それに起因して熱応力が発生し周辺岩盤の応力分布が時間的に変化する。岩盤空洞の安定性評価を行なうためには、岩盤あるいは岩石の物性が必要となり、これら熱環境下の岩盤空洞施設では高温下での岩石・岩盤の物性を把握し、その物性の温度依存性を評価しておく必要がある。

工学的観点から岩盤空洞の安定性評価に必要と考えられる 600 °C 程度までの高温下における岩石の強度・変形特性は、花崗岩、安山岩、砂岩、凝灰岩といった岩種を対象に研究成果が発表されている¹⁻¹¹⁾。また、高温下の岩石物性について文献調査し、それをまとめた事例もみられる¹²⁻¹⁵⁾。一軸圧縮強さや引張強さは結晶質岩である花崗岩類では温度上昇に伴って低下するとされている。一方で安山岩、凝灰岩および砂岩では温度依存性は相対的にあまり高くなく、逆に強度増加がみられる場合もある。また、静弾性係数や弾性波伝播速度も同様の傾向がみられるが、ポアソン比については明瞭な温度依存性はみられていない。花崗岩の強度が温度上昇に伴い低下するのは、岩石の構成鉱物粒子間の熱膨張率の不一致により、ある温度以上でマイクロクラックが発生し、温度上昇とともにその量が増加するためと考えられており¹⁶⁾、マイクロクラック進展の観察も行われている^{17,18)}。また、岩石ブロックの熱破壊挙動の観察例もある^{19,20)}。一方で安山岩などの非花崗岩質岩石では、鉱物粒子間の熱膨張率の相違によるマイクロクラックが発生しにくいことが指摘されている^{21,22)}。また、高温水中における花崗岩の強度や静弾性係数は、乾燥状態の場合よりも温度上昇に伴って顕著に低下している。その理由としては、水の存在により応力腐食割れが加速されることが指摘されている²³⁾。さらに高温封圧下の強度・変形特性や破壊靱性についても報告されている事例もある²⁴⁻²⁶⁾。

岩石の熱拡散率や熱伝導率等の熱物性についても花崗岩、安山岩、凝灰岩を対象とした報告がなされている²⁷⁻³⁵⁾。測定原理や方法は種々あるが、常温から 600 °C の範囲では明確な温度依存性はみられていない。また、常温から 60 °C の範囲では乾燥状態に比較して湿潤状態の方が熱伝導率の値は大きいことが報告されている³²⁾。

岩石の熱膨張特性あるいは線膨張係数についても研究例がみられる³⁶⁻⁴²⁾。線膨張係数も

明確な温度依存性は報告されていないが、花崗岩では 573 °C 付近で石英が α 型から β 型へ転移し急激な膨張を示すことや³⁶⁾、安山岩では 200 °C-300 °C でクリストバライトの転移により Si-O-Si 結合角が増大し、膨張すること⁴⁰⁾、乾燥状態の凝灰岩や泥岩などの軟岩では 100 °C 付近で吸着水の逸散により表面張力が増大し、岩石が収縮することなどが報告されている⁴¹⁾。

また、高温下における岩石の透水性に関する報告^{43,44)}や低温下における岩石の強度・変形特性、熱物性に関する報告もなされている⁴⁵⁻⁶¹⁾。

以上のように高温下における岩石の強度・変形特性および熱物性は岩石供試体を用いた室内実験による多くの研究成果がある。岩盤空洞の安定性評価を実施するには対象とする岩石あるいは岩盤の一連の物性データが必要となってくるが、これら実験結果の多くは一部の物性に着目したり、実験条件や実験方法が異なっていたりしてそのまま利用することは困難である。また、大気圧下で 100 °C を超える温度を対象としている場合が多いため、乾燥状態での物性データが多い。本研究で対象とする岩盤空洞では 100 °C 以下で、しかも地下水の影響を受けていることから湿潤状態の物性が必要となってくる。

本章では、熱水貯蔵時の岩盤空洞の熱的挙動を検討するために必要となる岩石物性について、典型的と考えられる 5 種類の岩石（花崗岩、安山岩、砂岩、凝灰岩、泥岩）の高温下における強度・変形特性および熱物性値を実験により求め、物理的性質や含水状態の違いがこれらに及ぼす影響を考察した⁶²⁾。

2. 2. 実験に用いた岩石試料

実験に用いた岩石は、花崗岩（愛媛県今治市産）、安山岩（愛媛県久万高原町産）、砂岩（福岡県大牟田市産）、凝灰岩（栃木県宇都宮市産）および泥岩（神奈川県相模原市産）である。各岩石の物理的性質を Table 2.1 に示す。花崗岩の空隙率が 0.8 %、安山岩が 5.6 %、砂岩が約 8.1 %と比べて、凝灰岩および泥岩の空隙率はそれぞれ 37 %および 39% と大きい。

一般に岩石には節理や層理が存在しており、力学的特性を調べる際には力学的異方性を考慮する必要がある。花崗岩には一般的にほぼ直交する 3 つの潜在的亀裂面が存在し、rift plane, grain plane, hardway plane と分類されている⁶³⁾。本研究でもこの分類に従うものとし、岩石ブロックの弾性波伝播速度を測定することによりこれらの面を推定し、hardway plane に垂直となる方向にコアドリルで試料を採取した。また、堆積岩である砂岩、凝灰岩および泥岩についても、岩石ブロックの弾性波伝播速度の測定により堆積層を推定し、これに

Table 2.1 Physical properties of rocks used for the tests.

Rocks	Porosity [%]	Moisture content ratio [%]	Degree of saturation [%]	Bulk specific gravity	True specific gravity
Granite (dry)	0.80	0.09	28.5	2.65	2.67
Granite (wet)	0.80	0.24	81.3	2.65	2.67
Andesite (dry)	5.6	0.91	41.0	2.55	2.67
Andesite (wet)	5.6	1.94	88.3	2.59	2.67
Sandstone (dry)	8.1	1.46	16.8	2.40	2.62
Sandstone (wet)	8.1	3.42	96.9	2.49	2.62
Tuff (dry)	37.1	1.39	5.8	1.56	2.45
Tuff (wet)	37.1	24.01	99.6	1.91	2.45
Mudstone (dry)	39.4	1.31	5.4	1.63	2.69
Mudstone (wet)	39.4	21.90	99.6	2.02	2.69

対して平行になるようにコアドリルで採取した。Table 2.2 に各岩石ブロックの直交する 3 方向の弾性波伝播速度の測定結果を示している。これらの岩石を一軸圧縮試験用には $\phi 3 \times 6$ cm, 圧裂引張試験用には $\phi 3 \times 3$ cm に成形した。端面の平行度および平坦度には特に留意し、5/100 mm 以内とした。また、供試体は以下に示す 2 通りの方法で処理した。

- ① 室内で 1 週間以上自然乾燥後、デシケータ内でさらに一週間乾燥。
 - ② ①の状態のものを蒸留水を満たしたデシケータ内で真空ポンプにより 5 時間脱気。
- 以後、①の状態のものを“Dry”，②の状態のものを“Wet”と呼ぶこととする。

2.3. 実験方法

圧縮強度の測定装置の概念図を Fig. 2.1 に示す。防水型の高温炉を作製し Dry の供試体については空气中で、Wet の供試体については蒸留水に浸した状態で、高温炉内の温度を 15 °C, 60 °C および 100 °C の各温度で保温し、各温度における一軸圧縮試験を実施した。ここでの圧縮試験は、炉内が大気圧状態で供試体はメンブレン等で被覆されていないため、条件としては排水条件である。ただし、花崗岩等の空隙率の小さい岩石においては供試体内部の間隙水は圧縮時に排水されず間隙水圧が上昇する可能性は否定できず、厳密には排水状態になっていないものと考えられる。また Wet の実験においては蒸留水が沸騰する直前まで加熱したため、実際は 100 °C 未満の 98 °C 程度であったが、ここではこの温度を便宜上 100 °C と呼ぶことにする。また、供試体を所定の温度に加熱する場合、熱衝撃を防ぐ必要がある。別の研究から供試体の寸法がこの程度のものであれば、昇温速度が 3.3 °C/min 以内であれば熱衝撃が生じないことが報告されていることから⁶⁴⁾、ここでは 1 °C/min で昇温した。さらに供試体の表面から中心まで一定の温度にする必要があるが、供試体の寸法がこの程度であれば理論上保温時間約 20 分で中心部まで温度が及ぶことが報告されている⁴⁶⁾。ここでは設定温度と供試体表面、中心の温度差が ± 0.2 °C 以内で安定する時間を予備実験により確認し、保温時間を 60 分間とした。荷重速度は花崗岩、安山岩および砂岩については 0.7 MPa/s とし、強度が花崗岩などと比べ小さい、凝灰岩は 0.5 MPa/s, 泥岩については 0.2 MPa/s とした。2 軸ひずみゲージを供試体の上下中央部に対角上に 2 枚貼付し、圧縮試験時に軸ひずみと周ひずみを計測記録した。同時にロードセルにより荷重も計測した。なお、高温炉内にはひずみゲージを貼付したダミー供試体とダミーロードセルを設置し、試験中の値を監視した。試験回数は各条件とも最低 5 回とし、結果を平均値で示すこととした。

Table 2.2 Elastic wave propagation velocity of rocks used for experiment.

Rocks	P-wave velocity [m/s]	
Granite	3970	Rift plane
	4080	Grain plane
	4480	Hardway plane
Andesite	5560	
	5640	
	5950	
Sandstone	3780	Bedding plane
	4260	
	4340	
Tuff	1870	Bedding plane
	2060	
	2170	
Mudstone	1800	Bedding plane
	1920	

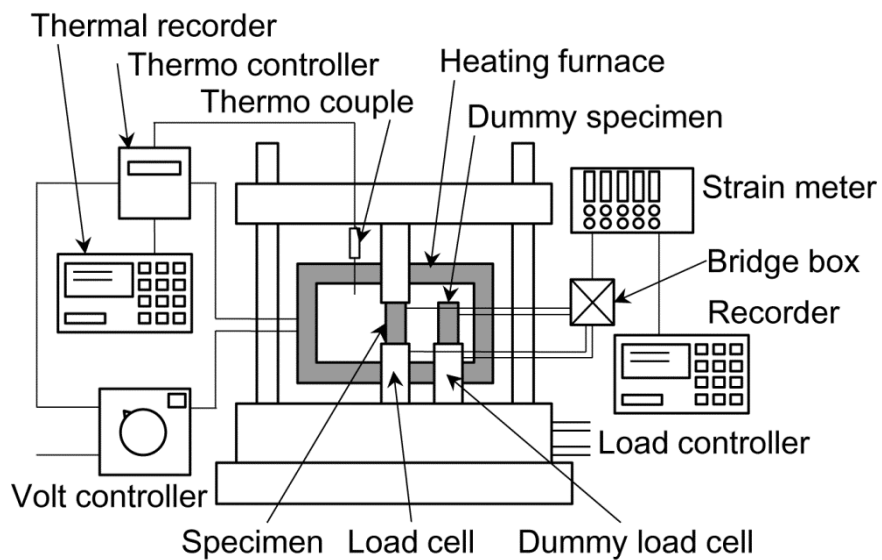


Fig. 2.1 Schematic diagram of strength test.

2.4. 強度・変形特性

2.4.1. 圧縮強さおよび引張強さ

一軸圧縮試験の結果を Fig. 2.2 に示す. なお, 各温度における強度を室温 (15 °C) の強度で除した正規化強度も示している. いずれの岩石においても温度の上昇に伴い値が低下している. これは温度上昇に伴う岩石を構成する鉱物粒子の熱膨張率の不一致によってマイクロクラックが発生し, また, 潜在的マイクロクラックが拡大されることが原因であると考えられる. いずれの岩石においても Dry よりも Wet の方が値は小さい. これは供試体表面から間隙内に水が侵入したことにより, 載荷した際, 岩石を構成する主成分の Si-O が引張応力下では原子間結合が引き延ばされ, 結合が不安定な活性化された状態になるため, 水と反応しやすくなり結合が切断される応力腐食などが原因と考えられる⁶³⁾. また, デシケータ内で乾燥させた Dry の岩石であっても, 間隙内に必ず水分が残留している. こうした水分は構成鉱物粒子の境界付近で表面張力や粒子の吸着力により保持されており, 大気圧に対してサクシオンと呼ばれる負の圧力を持ち構成鉱物粒子の結合力として作用する¹⁰⁾. このことも Dry の強度の方が大きいことの原因と考えられる. 100 °C の強度は室温に比べて概ね 10 %程度低下することがわかる. ただし, 岩石によってはさらに低い値を示すものもあることがわかる. 岩石の種類による明確な差はみられていない.

つぎに高温下における各岩石の圧裂引張強さを比較したものを正規化強度と共に Fig. 2.3 に示す. 昇温速度および保温時間は圧縮試験の場合と同様にした. また, 荷重速度については花崗岩, 安山岩および砂岩については 50 N/s とし, 軟岩である凝灰岩および泥岩はともに 20 N/s とした. いずれの岩石においても温度の上昇に伴い値が低下している. これも圧縮強さと同様に温度上昇に伴う構成鉱物粒子の熱膨張率の不一致によりマイクロクラックの発生および拡大が原因であると考えられる. またいずれの岩石においても Dry よりも Wet の方が値は小さく, これについても圧縮強さと同様に間隙水の影響, 応力腐食およびサクシオン効果などの影響が考えられる. 花崗岩および安山岩では 100 °C での強度は室温に比べて 10 %程度の減少がみられる. 凝灰岩では 20 %程度の減少である. 泥岩では 80 %以上減少しており著しい強度低下がみられた. 泥岩では供試体は堆積層に平行にコアを採取し作製しているが, この堆積層に沿って巨視的な亀裂が存在していたものと考えられ, 温度上昇によってこの亀裂が顕在化したことが伺える.

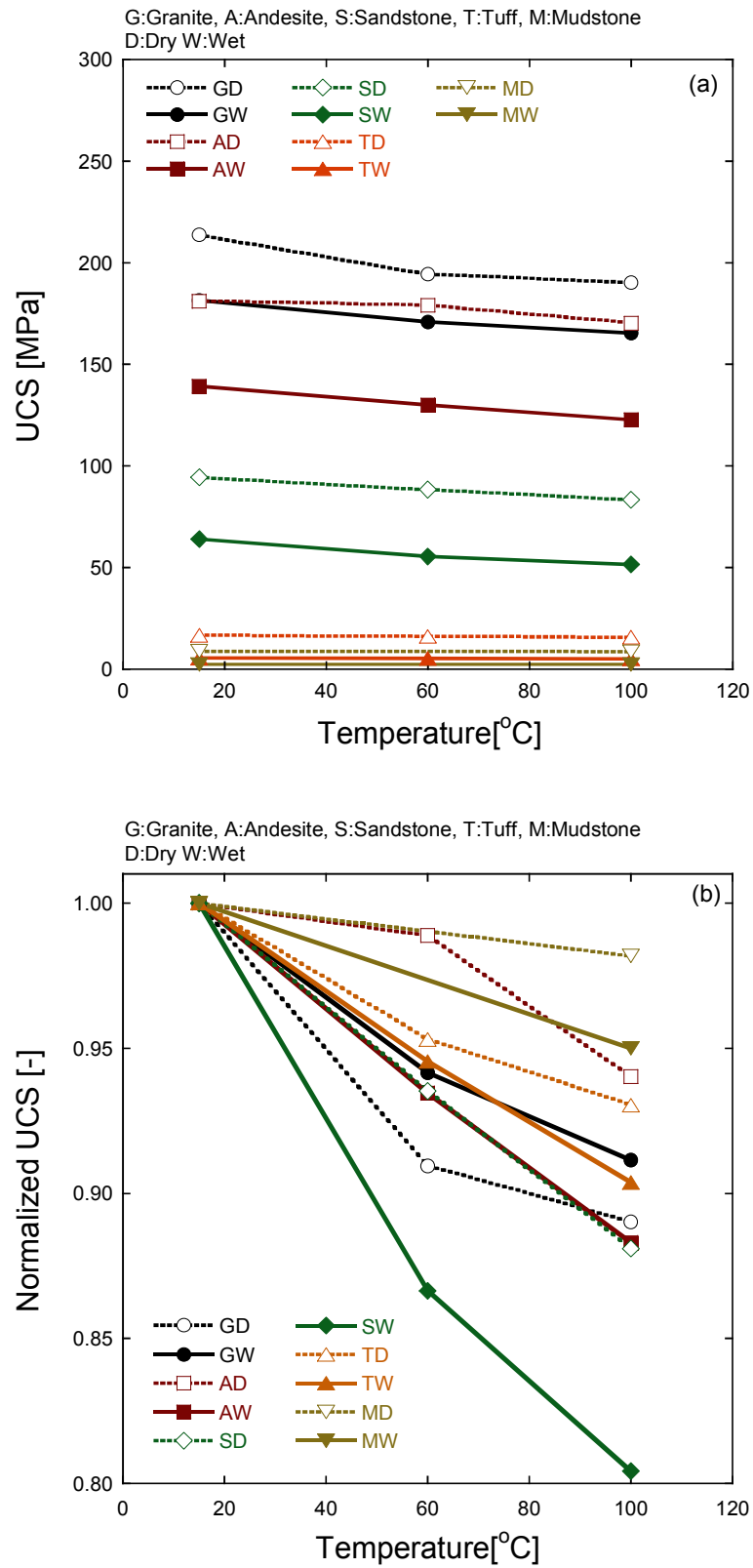


Fig. 2.2 Compressive strength of rocks: (a) experimental result, (b) normalized.

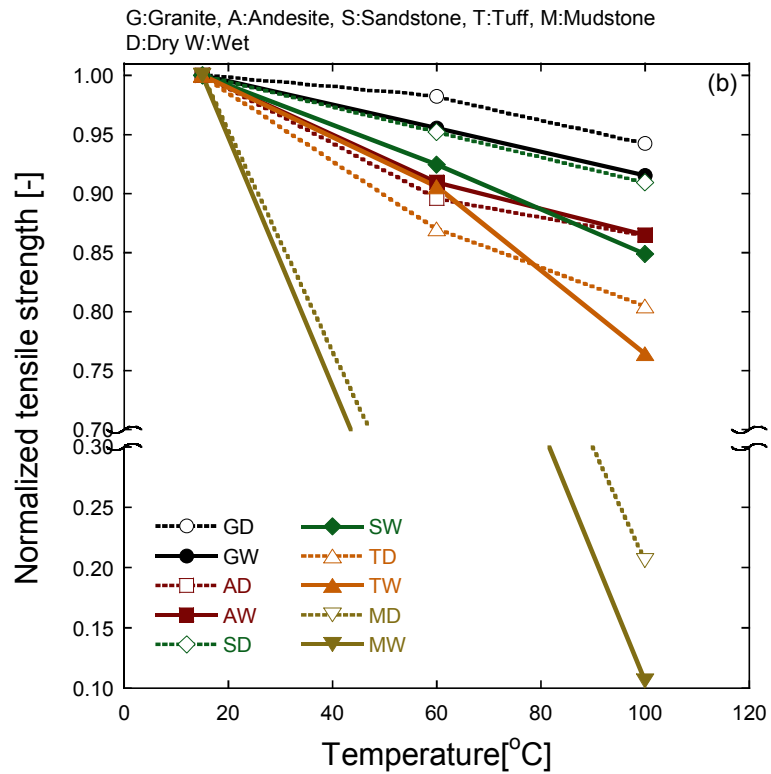
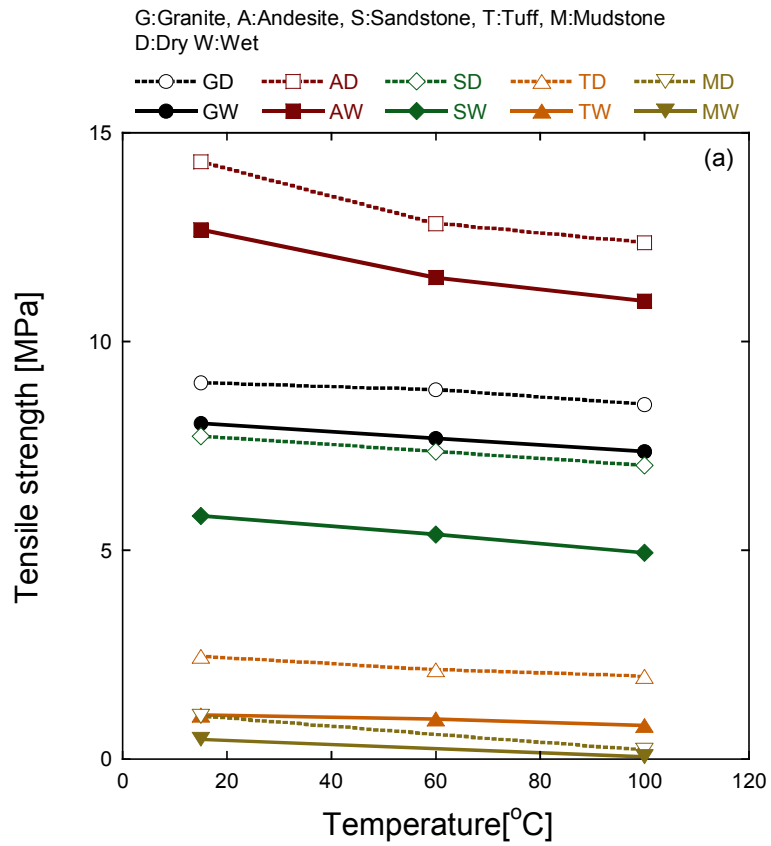


Fig. 2.3 Tensile strength of rocks: (a) experimental result, (b) normalized.

2.4.2. 接線弾性係数およびポアソン比

圧縮試験の際に供試体表面に貼り付けたひずみゲージにより得られるひずみの測定値と荷重値から応力 - ひずみ関係をまとめ、破壊応力の 30 % 付近の接線弾性係数およびポアソン比を求めた結果を Fig. 2.4 および Fig. 2.5 に示す。ここでは、各試験において応力 - ひずみ関係のばらつきが比較的小さい応力度として 30 % とした。また、強度と同様正規化値を併記して示している。接線弾性係数は温度の上昇とともに値が低下する傾向が得られたものの、花崗岩および安山岩において Wet では温度上昇に伴う変化はほとんどないか、わずかながら増加傾向を示している。また、泥岩を除く岩石では 100 °C における値は室温の 90 % 以上の値を示している。泥岩では 50 % 以下まで低下している。高温下における泥岩の圧縮試験においては、供試体が粘性的に変形していることが観察されており、温度の影響により軟化、粘性化していることが伺える。

次にポアソン比はいずれの岩石においても Dry よりも Wet の方が大きく、その差は軟岩である凝灰岩および泥岩において顕著に現れている。また一部の岩石を除き温度上昇に伴いポアソン比は低下しているが、その割合は小さく、100 °C における値は室温の 93 % 以上の値を示した。

温度上昇に伴う接線弾性係数およびポアソン比の低下は、マイクロクラックの進展が考えられる。一方で一部の岩石の Wet 供試体では空隙が水で満たされ接線弾性係数、ポアソン比が増加する方向へ作用したものと考えられる。

2.4.3. 弾性波伝播速度

Fig. 2.6 に高温下における各岩石の弾性波伝播速度の測定装置の概念図を示す。弾性波は周波数が高いほど指向性に富んでいるが、減衰も大きくなる。ここでは数種類の周波数の振動子にて予備試験を実施し、50 kHz の振動子を用いることとした。また、専用の電気高温炉を作製し供試体を加熱した。供試体寸法は $\phi 3 \times 10$ cm、端面の平行度および平坦度は 5/100 mm 以内とした。昇温速度を強度試験と同様に 1.0 °C/min とし、炉内で岩石供試体を所定の温度まで昇温させ、所定の温度に達した後、60 分保温し、測定を行った。その際、超音波振動子を熱から保護するために、振動子と高温供試体の間に石英ガラス棒を挟んだ。

高温下における岩石の弾性波伝播速度を測定した結果を正規化値と共に Fig. 2.7 に示す。温度の上昇に伴い値が低下している傾向がうかがえる。安山岩の Wet 試料ではわずかながら増加傾向がみられた。泥岩は 100 °C において室温の 90 % 程度まで低下し、それ以

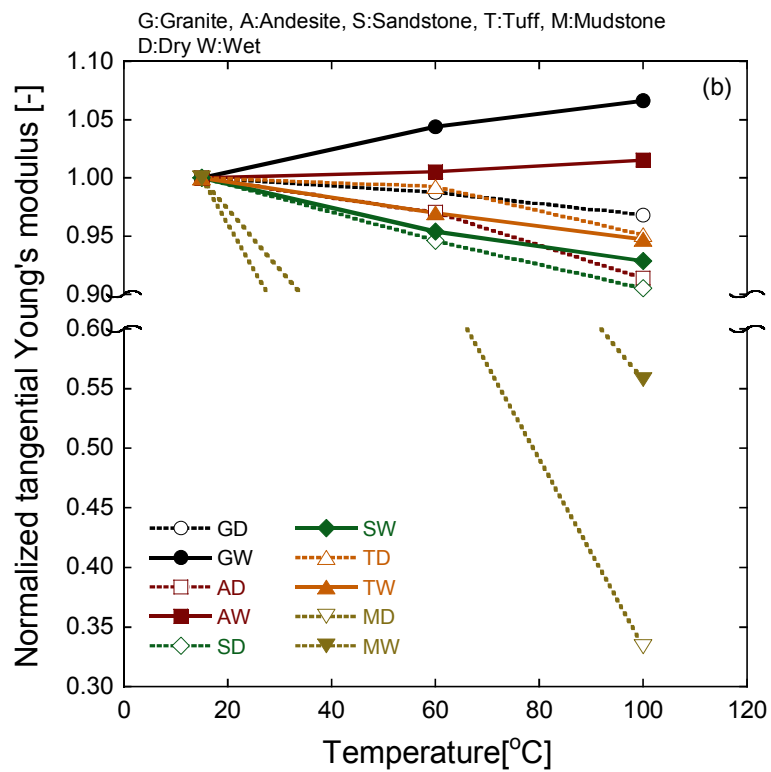
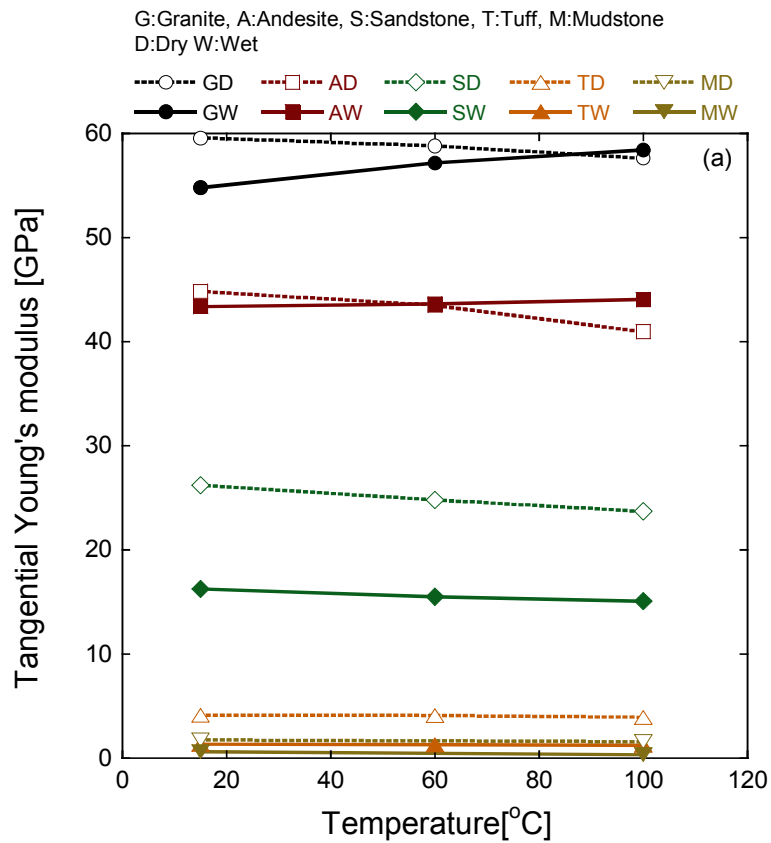


Fig. 2.4 Tangential Young's modulus of rocks: (a) experimental result, (b) normalized.

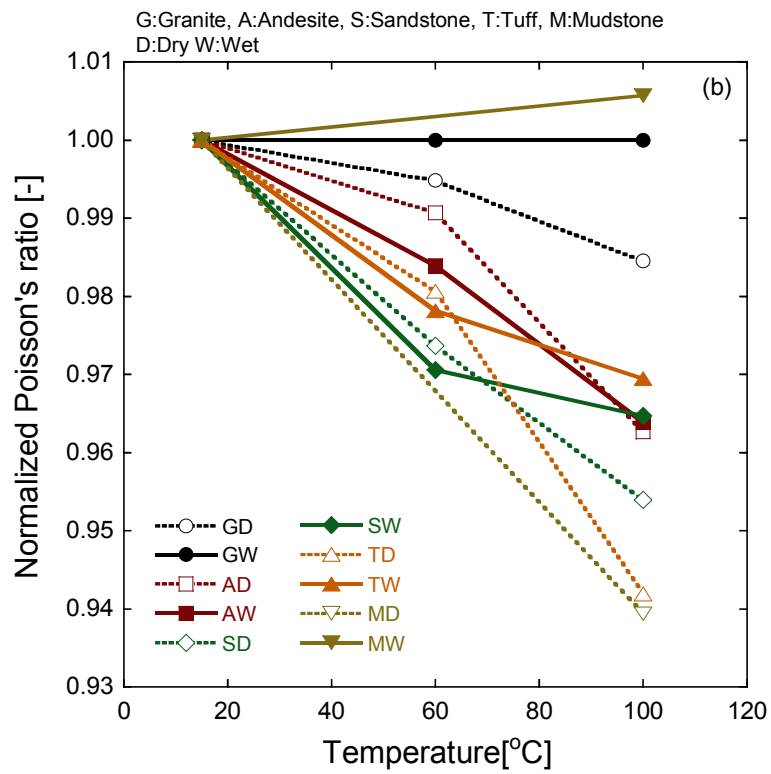
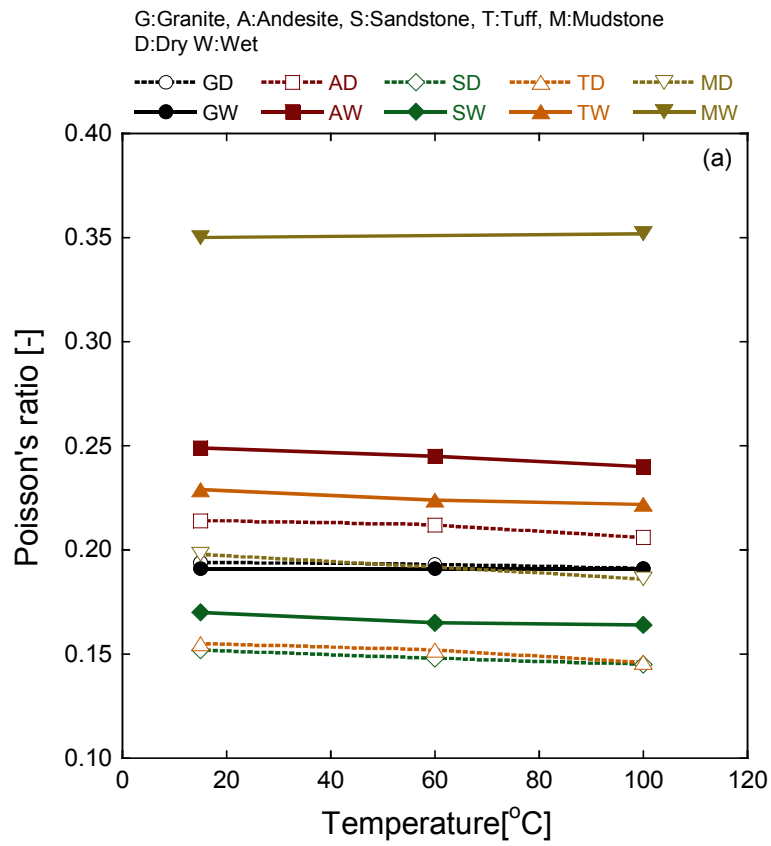


Fig. 2.5 Poisson's ratio of rocks: (a) experimental result, (b) normalized.

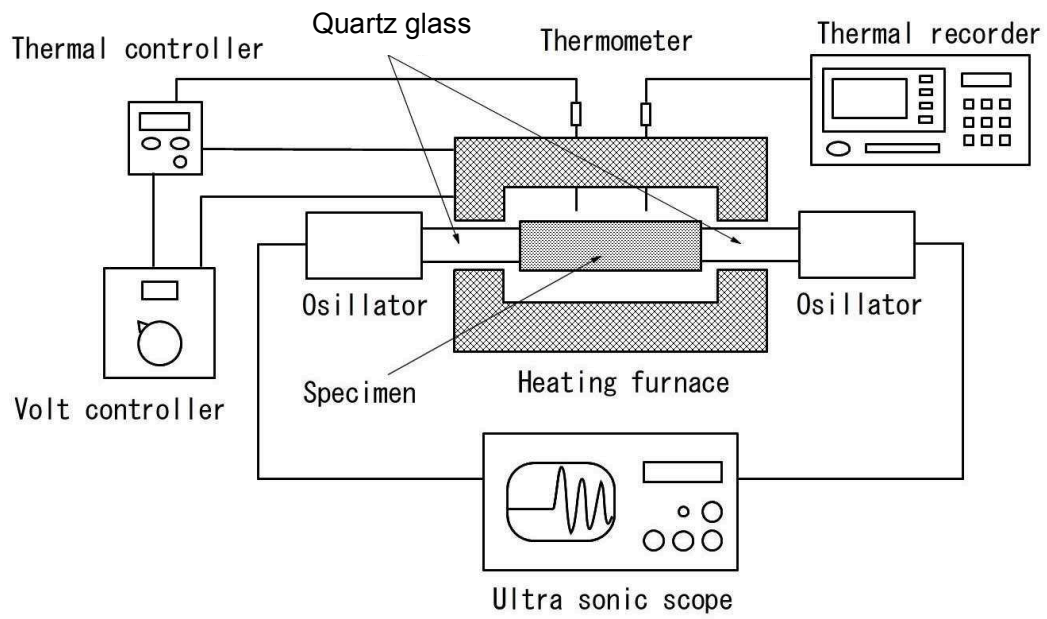


Fig. 2.6 Schematic diagram of elastic wave propagation velocity test.

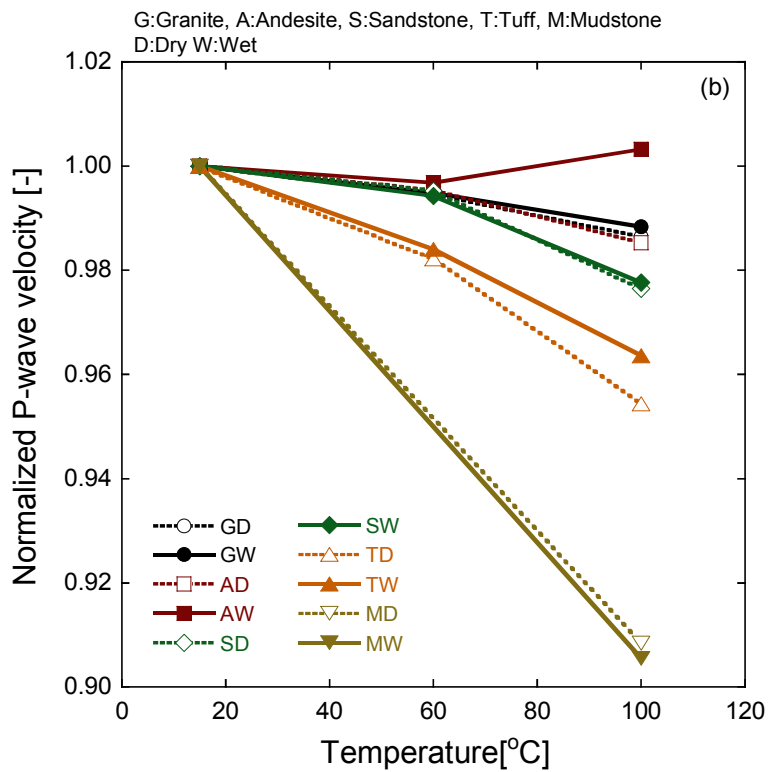
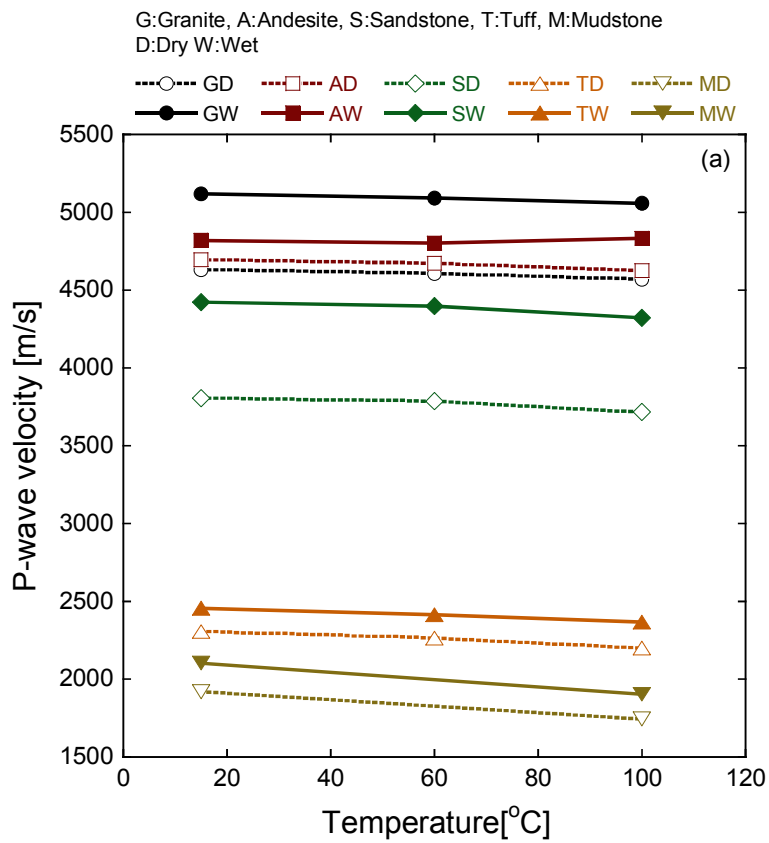


Fig. 2.7 P-wave velocity of rocks: (a) experimental result, (b) normalized.

外の岩石では 95 %以上の値を示した。温度上昇に伴い値が低下するのは、強度と同様に温度上昇により供試体の構成鉱物粒子が熱膨張し、組織が疎になることや、マイクロクラックの拡大が原因であることがうかがえる。弾性波伝播速度の変化は、引張強さ、弾性係数の変化と調和的な結果となった。

2.5. 熱物性値

2.5.1. ひずみ

Fig. 2.8 に示す実験装置を用いて、各岩石の加熱による温度上昇に伴うひずみを石英ガラス棒を用いた比較法⁶⁵⁾により測定した。供試体寸法はφ 3×10 cm, 端面の平行度および平坦度は 5/100 mm 以内とし、高温炉内に供試体および石英ガラス棒を設置し、ダイヤルゲージにて 1/1000 mm の精度で膨張量を測定した。なお、Dry の供試体の測定は空気中で、Wet の場合は水中にて行い、昇温速度は強度試験と同様に 1.0 °C/min とし、炉内で岩石供試体を所定の温度まで昇温させ、所定の温度に達した後、60 分保温し、各温度の膨張量を測定した。石英ガラス棒を用いた比較法では、供試体のひずみは式(2.1)によって求める。

$$\varepsilon = \frac{\Delta L_r}{L} = \frac{\Delta L_a - \Delta L_b}{L} + \frac{\Delta L_q}{L} \quad (2.1)$$

ただし、 ε は供試体のひずみ、 L は供試体もとの長さ、 ΔL_r は供試体の膨張量、 ΔL_a はダイヤルゲージ A で測定される膨張量、 ΔL_b はダイヤルゲージ B で測定される膨張量、 ΔL_q は供試体と同一長の石英ガラス棒の膨張量である。

ここで、用いた石英ガラス棒の線膨張係数を α [1/°C]、温度変化を ΔT [°C] とすると、

$$\frac{\Delta L_q}{L} = \alpha \Delta T \quad (2.2)$$

の関係がある。石英ガラス棒の線膨張係数は 0.54×10^{-6} 1/°C とした⁶⁶⁾。Fig. 2.9 に各温度における熱膨張ひずみを示す。いずれの岩石においても温度上昇に伴いひずみの値は増加している。これは温度の上昇に伴う各岩石の構成鉱物粒子の熱膨張によるものと、それによる隣接粒子間のマイクロクラックの拡大、新たなマイクロクラックの発生が原因であると考えられる。安山岩では Dry, Wet に関わらず他の岩石と比較して熱膨張量が小さい結果となっている。

次に得られたひずみの結果から接線線膨張係数および割線線膨張係数を求めた。Fig. 2.10 および Fig. 2.11 に結果を示す。ここで接線線膨張係数は各測定温度近傍における 2 点

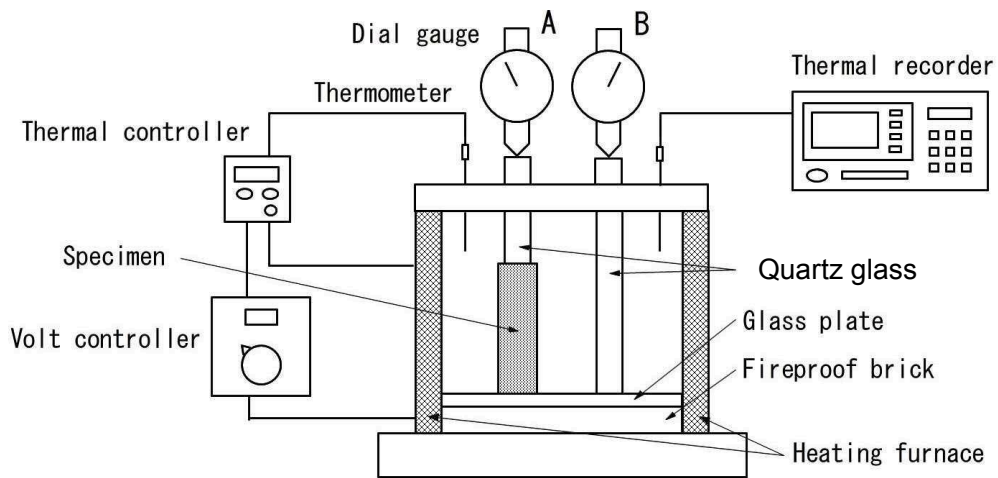


Fig. 2.8 Schematic diagram of experimental apparatus to measure the change of strain of rock with rising temperature.

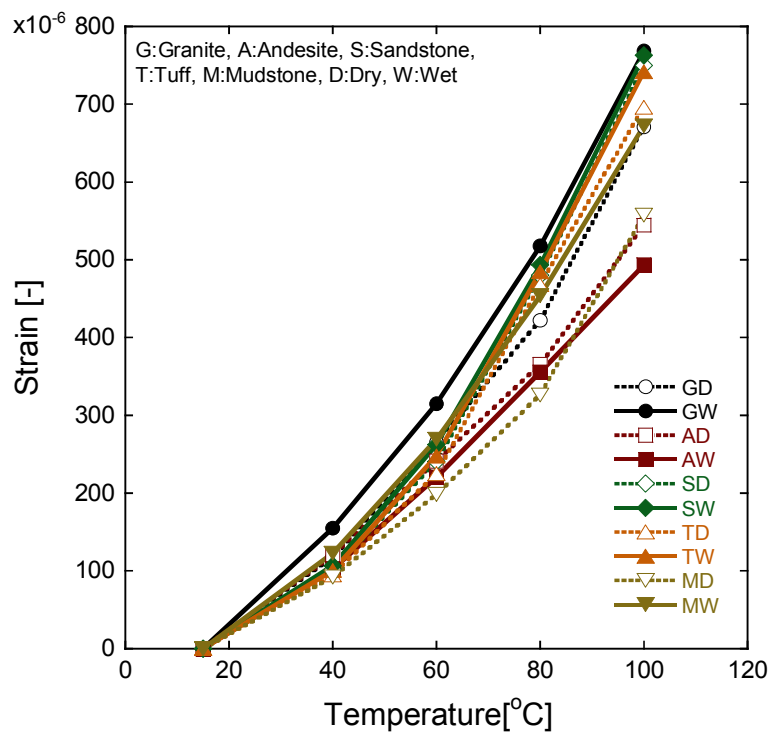


Fig. 2.9 Change of strain with rising temperature.

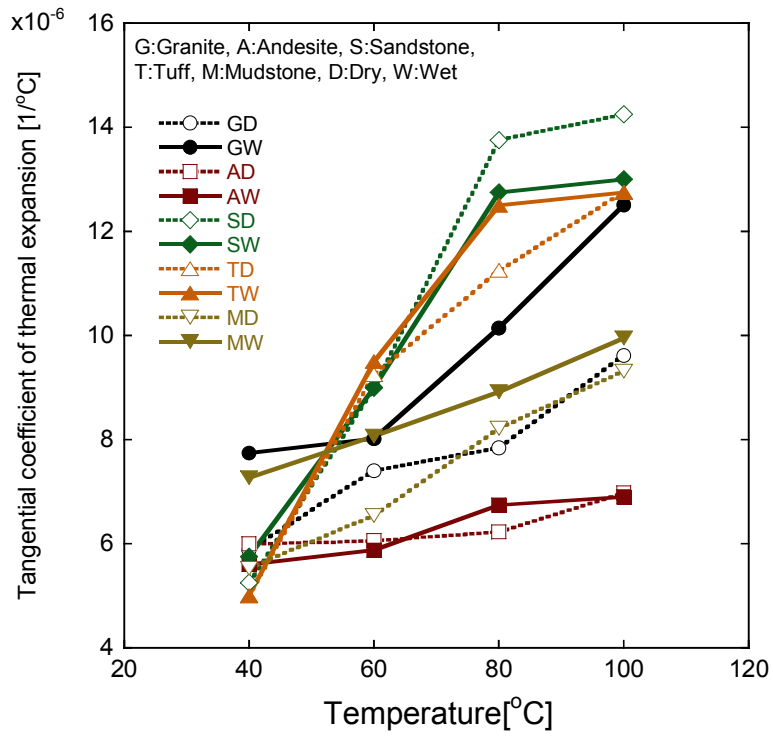


Fig. 2.10 Change of tangential coefficient of thermal expansion with rising temperature.

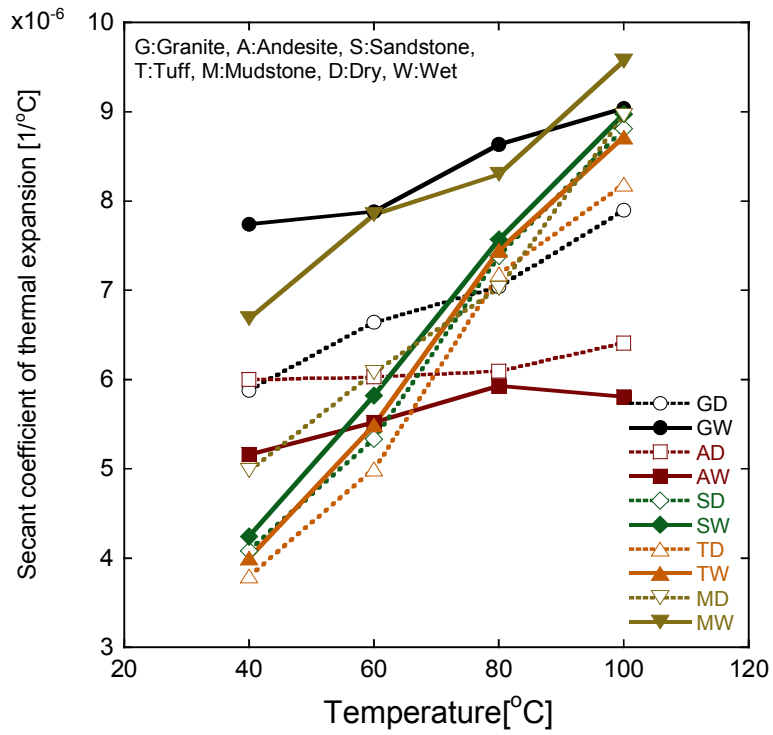


Fig. 2.11 Change of secant coefficient of thermal expansion with rising temperature.

間のひずみの勾配とした。また、割線線膨張係数は実験開始温度の 15 °C と各測定温度におけるひずみの値の差を温度差で除したものであり、室温と各測定温度との 2 点間の平均勾配である。接線線膨張係数は温度の上昇とともに増加する傾向にある。特に砂岩、凝灰岩では他の岩石と比較し温度依存性が顕著である。また、花崗岩を除く岩石では Dry と Wet で明確な差はみられず、安山岩、泥岩の接線線膨張係数は比較的小さい値となった。割線性膨張係数は安山岩では温度依存性が小さい結果となった。

2.5.2. 熱拡散率

要素分割法に実測値を適用させる方法⁴⁷⁾で高温下における熱拡散率の値を測定した。使用した供試体は 10×15×25 cm に成形し、Dry および Wet の状態のものを用いて実験を行った。Fig. 2.12 に実験装置の概念図を示す。供試体は一次元の熱伝導が得られるように 5 つの面を断熱材で覆い、10×15 cm の一面の表面にはメンブレンとしてアルミニウム箔を施し、熱源面とする。この面に接した水槽に熱水を入れ、温度を 100 °C に保つようにヒーターを設置した。また、熱源面から 5 mm 間隔で 20 mm の位置まで 2 本ずつ合計 8 本の熱電対を熱源面に対して平行に挿入し温度変化を測定する。この場合、センサーは断熱面から可能な限り離れた供試体中央部に設置し、一次元の熱伝導が得られやすくしている。このようにして各測点の時間-温度曲線を得る。

要素分割法では、平面上の熱源で一次元的に熱が伝わる場合には Fig. 2.13 に示すように伝熱方向に ΔX [m] の等間隔で要素を分割する。ここで、 m 番目の要素の時間 n [s] における温度を $U_{m,n}$ [°C] とすると式(2.3)が成り立つ。

$$\left(\frac{\Delta X^2}{\kappa \Delta \tau} - 2 \right) U_{m,n} + U_{m+1,n} + U_{m-1,n} = \frac{\Delta X^2}{\kappa \Delta \tau} U_{m,n+1} \quad (2.3)$$

ただし、 κ は要素の熱拡散率 [m²/s]、 $\Delta \tau$ は時間間隔 [s]、 $n+1$ は時間 n から $\Delta \tau$ 後の時間である。

Fig. 2.14 に示すように、実験結果から温度-時間曲線が得られれば、任意の時間 n および $\Delta \tau$ 後の時間 $n+1$ における各要素の温度 $U_{m,n}$ 、 $U_{m+1,n}$ 、 $U_{m-1,n}$ 、および $U_{m,n+1}$ を式(2.3)に代入することによって熱拡散率を求めることができる。なお、ここで求められる熱拡散率は $U_{m,n}$ と $U_{m,n+1}$ の平均温度での熱拡散率となる。

各岩石の熱拡散率を Fig. 2.15 に示す。また、15 °C での値で正規化した正規化熱拡散率も併せて示している。今回の実験の温度範囲内では温度依存性は大きくなくほぼ一定の値

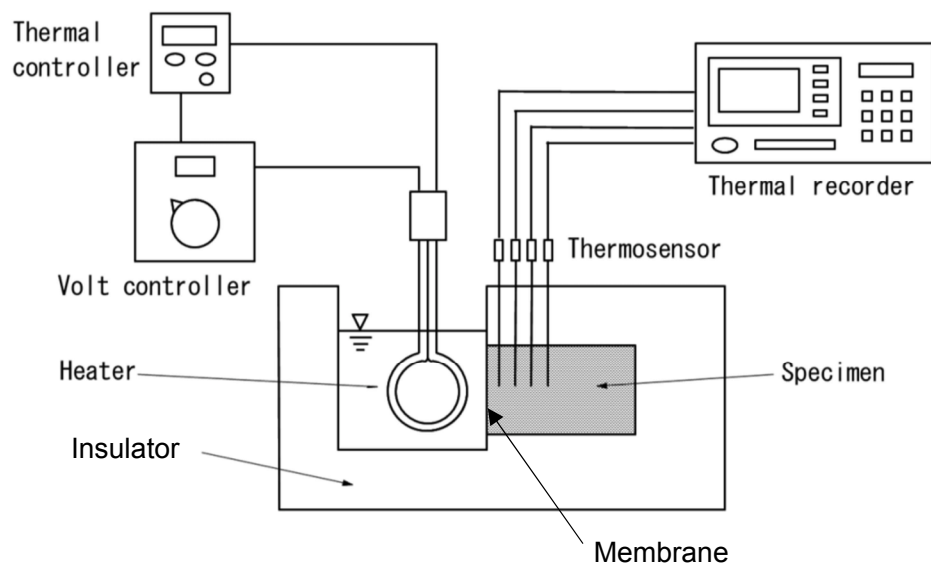


Fig. 2.12 Schematic diagram of experimental apparatus to measure thermal diffusivity of rock at high temperature.

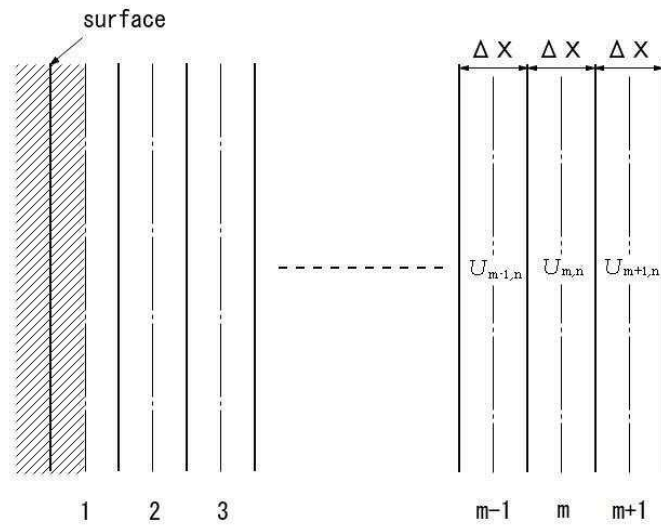


Fig. 2.13 Illustration of finite divided element method of one dimensional case.

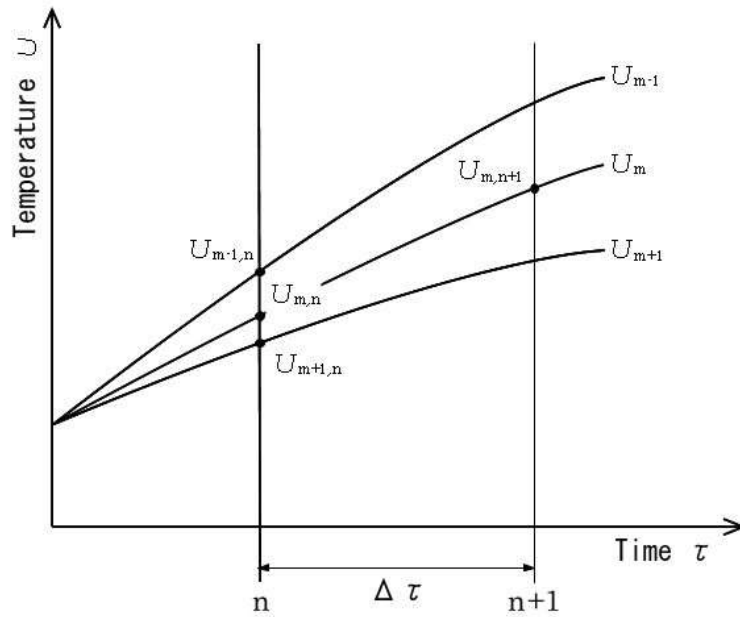


Fig. 2.14 Schematic diagram of temperature change with time.

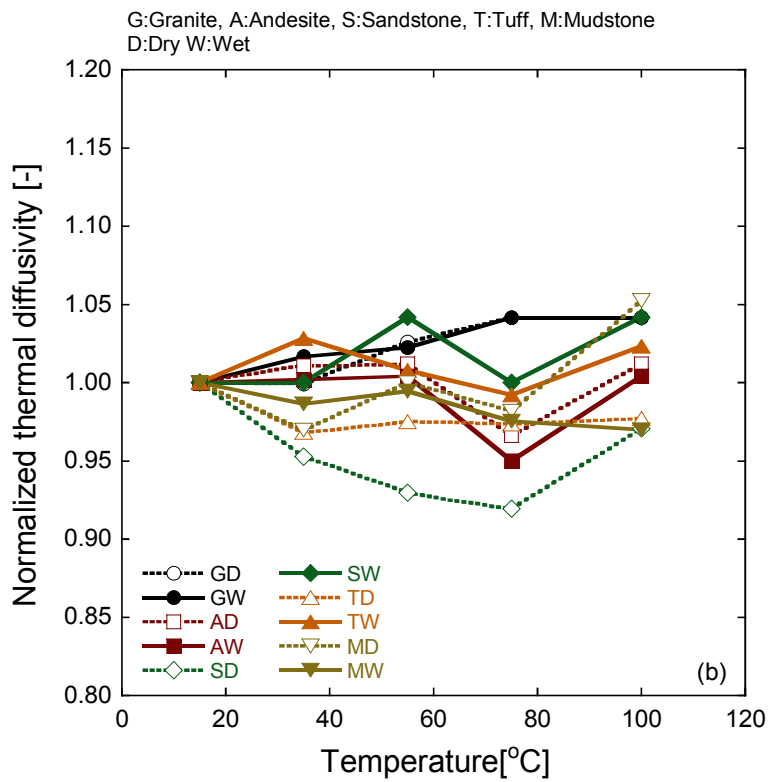
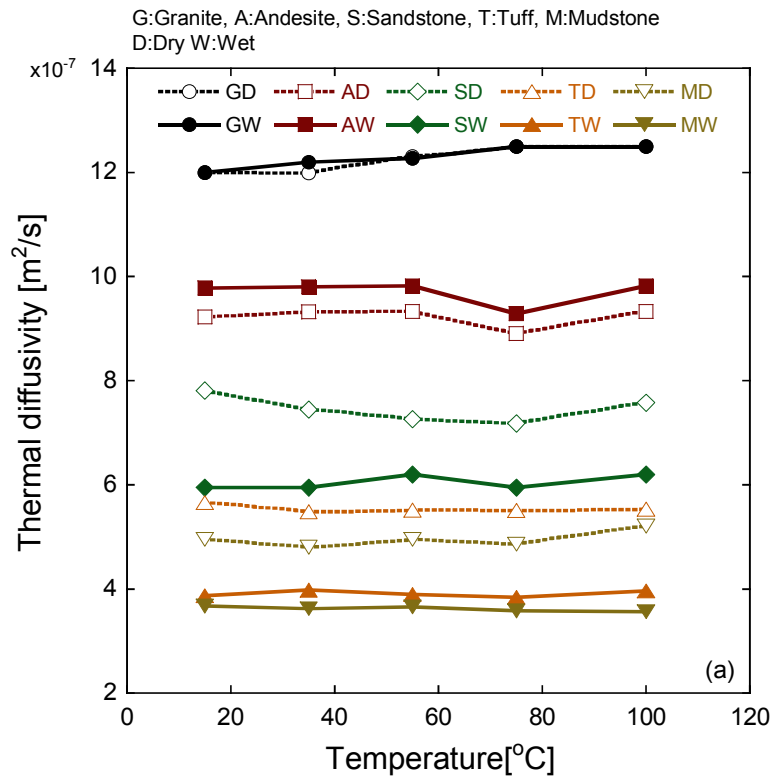


Fig. 2.15 Thermal diffusivity of rocks at high temperature: (a) experimental result, (b) normalized.

であった。また、空隙率の小さい花崗岩および安山岩においては、Dry および Wet とともに熱拡散率の値はほぼ同じであるが、空隙率が 40 % 近くある凝灰岩および泥岩においては Wet の方が Dry よりも値が小さく、間隙水の影響を受けているものと考えられる。

2.5.3. 比熱および熱伝導率

高温下における各岩石の比熱の測定を行った。Fig. 2.16 に実験装置の概念図を示す。ここでは蒸留水で満たされた断熱容器に所定温度の供試体を投入し、攪拌して測定した温度変化から比熱を算出した。供試体は、熱の授受を効率よくさせるため 4×4×0.5 cm 程度に成形したものをを用い、強度試験と同様に高温炉内で所定の温度まで加熱した。昇温速度は 1 °C/min とし、所定の温度に達してからの保温速度も 60 分以上とした。温度変化を測定した後、次式を用いて比熱を求めた。

$$c_r m_r (t_r - T) = c_w m_w (T - t_w) \quad (2.4)$$

ただし、 c は比熱 [kJ/(kgK)]、 m は質量 [kg]、 t は実験の初期温度 [K]、 T は供試体と水の平衡状態の温度 [K]、添字 r は岩石供試体、 w は蒸留水である。

実験においては $t_r > t_w$ となるようにしている。ここで求められる比熱は t_r と T の平均温度の比熱となるため、それが 5 °C 以内となるように供試体投入数と蒸留水の量、温度を調節している。

Fig. 2.17 に比熱を求めた結果を示す。温度依存性は大きくないが、温度上昇に伴い比熱が上昇する傾向が得られた。また、いずれの岩石においても Dry よりも Wet の方が値は大きい。また、空隙率の大きい凝灰岩および泥岩でこの傾向が顕著である。これは、水の比熱が岩石に比べ大きいためであると考えられる。また、Dry 試料では岩石の種類に関わらずほぼ同じ値を示していることがわかる。

常温状態の密度と前述の温度上昇に伴うひずみの変化から求めた各温度における密度 ρ [kg/m³] と熱拡散率および比熱の値を用いて式(2.5)により熱伝導率 λ [W/(mK)] を見積もった。

$$\lambda = \kappa c \rho \quad (2.5)$$

結果を Fig. 2.18 に示す。砂岩を除く岩石では Wet 試料の方が Dry 試料と比較して熱伝導率の値は大きい。また、各岩石について比較すると空隙率の小さい岩石の値が最も大きく、空隙率が大きくなると熱伝導率の値は小さくなり、温度依存性も空隙率が小さい岩石の方が顕著に現れていることがわかる。

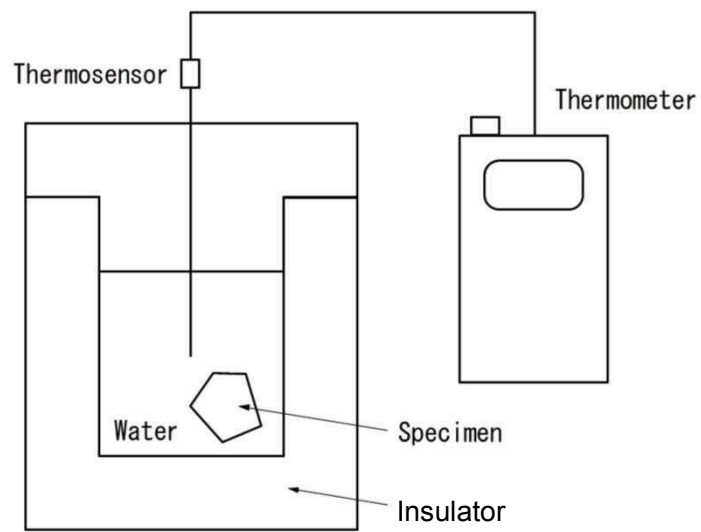


Fig. 2.16 Schematic diagram of measuring specific heat of rocks at high temperature.

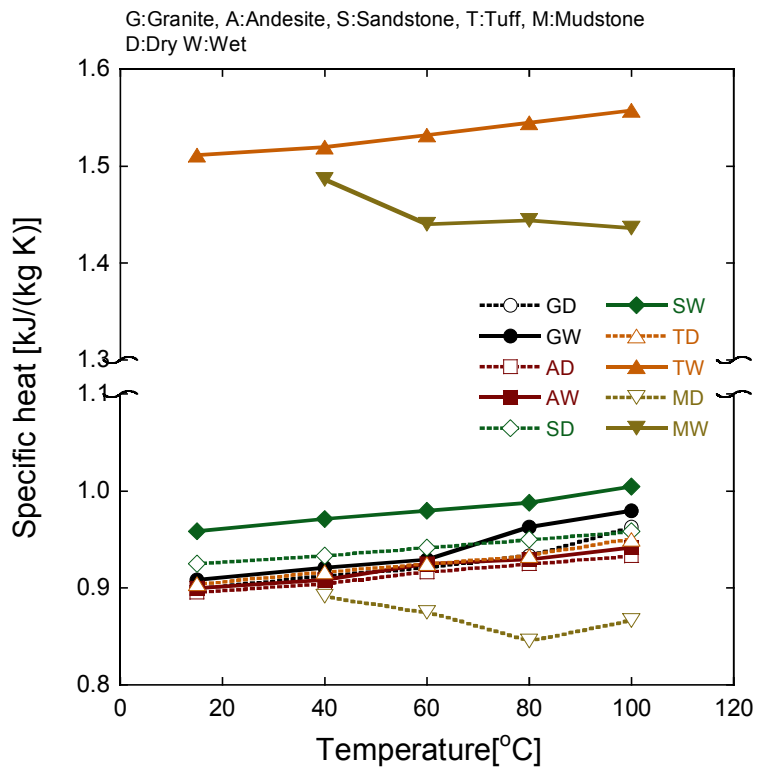


Fig. 2.17 Specific heat of rocks at high temperature.

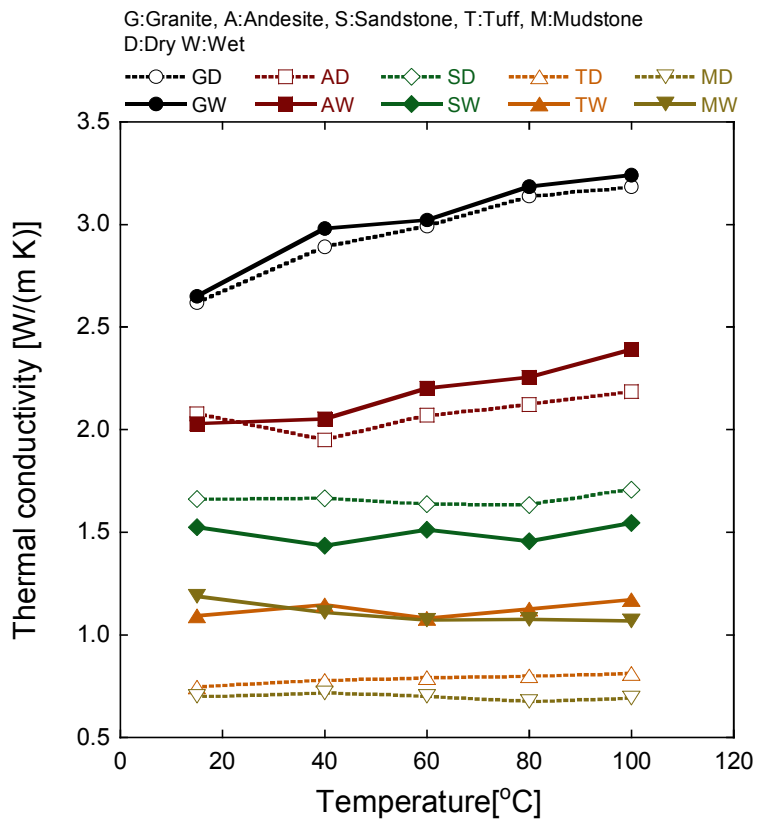


Fig. 2.18 Thermal conductivity of rocks at high temperature.

2.6. 結 言

本章では、熱水貯蔵時の岩盤空洞の熱的挙動を検討するために必要となる岩石物性について、典型的と考えられる5種類の岩石（花崗岩、安山岩、砂岩、凝灰岩、泥岩）の高温下における強度・変形特性および熱物性値を実験により求め、物理的性質や含水状態の違いがこれらに及ぼす影響を考察した。

得られた結果を要約すると以下の通りである。

- (1) 一軸圧縮強さはいずれの岩石においても温度の上昇に伴い値が低下し、100 °C の強度は室温に比べて概ね 90 %程度になっている。また、いずれの岩石においても Dry よりも Wet の方が値は小さい。これは温度上昇に伴う岩石を構成する鉱物粒子の熱膨張率の不一致によってマイクロクラックが発生し、また潜在的マイクロクラックが拡大されることが原因であると考えられる。ただし、発生するマイクロクラックの形状や寸法、量、方向などが力学特性に及ぼす影響までは把握できていない。
- (2) 圧裂引張強さはいずれの岩石においても温度の上昇に伴い値が低下している。またいずれの岩石においても Dry よりも Wet の方が値は小さく、圧縮強さと同様の傾向にある。花崗岩および安山岩では 100 °C での強度は室温に比べて 10 %程度の減少がみられる。凝灰岩では 20 %程度の減少である。泥岩では 80 %以上減少しており著しい強度低下がみられた。
- (3) 接線弾性係数は温度の上昇とともに値が低下する傾向が得られたものの、花崗岩および安山岩において Wet 試料では温度上昇に伴う変化はほとんどないか、わずかながら増加傾向を示している。また、泥岩を除く岩石では 100 °C における値は室温の 90 %以上の値を示しているが、泥岩では 30 %~60 %まで低下している。ポアソン比はいずれの岩石においても Dry よりも Wet の方が大きく、その差は軟岩である凝灰岩および泥岩において顕著に現れている。またいずれの岩石においても温度上昇に伴い低下しているが、その割合は小さく、100 °C における値は室温の 93 %以上の値を示した。
- (4) 弾性波伝播速度は温度の上昇に伴い値が低下している傾向が伺える。特に引張強さ、弾性係数の変化と調和的な結果となった。
- (5) 石英ガラス棒を用いた比較法により温度上昇に伴う岩石のひずみを測定した結果、接線線膨張係数は温度の上昇とともに増加する傾向にある。特に砂岩、凝灰岩では他の岩石と比較し温度依存性が顕著である。
- (6) 要素分割法により熱拡散率を測定した結果、温度依存性は大きくなくほぼ一定の値で

あった。また、空隙率の小さい花崗岩および安山岩においては、Dry および Wet ともに熱拡散率の値はほぼ同じであるが、空隙率が 40 % 近くある凝灰岩および泥岩においては Wet の方が Dry よりも値が小さく、間隙水の影響を受けているものと考えられる。

- (7) 比熱の温度依存性は大きくないが、温度上昇に伴い上昇する傾向にある。また、Dry よりも Wet の方が値は大きい。Dry 試料では岩石の種類に関わらずほぼ同じ値を示している
- (8) 熱伝導率は砂岩を除く岩石では Wet 試料の方が Dry 試料と比較して値が大きい。また、各岩石について比較すると空隙率の小さい岩石の値が最も大きく、空隙率が大きくなると熱伝導率の値は小さくなり、温度依存性も空隙率が小さい岩石の方が顕著に現れている。

参考文献

- 1) Tullis J., Yund R.A.; Experimental deformation of dry Westerly granite, *J. Geophys. Res.*, Vol. 82, pp. 5705-5718, 1977.
- 2) 緒方義弘, 藤本薫, 高多明: 高温岩石の力学的特性の研究, 採鉱と保安, Vol. 24, No. 1, pp. 6-12, 1978.
- 3) 三沢茂夫, 厨川道雄: 高温岩石の打撃破碎に関する研究, 採鉱と保安, Vol. 25, No. 5, pp. 225-233, 1979.
- 4) Heard H. C. and Page L.; Elastic moduli, thermal expansion, and inferred permeability of two granites to 350 °C and 55 megapascals, *J. Geophys. Res.*, Vol. 87, pp. 9340-9348, 1982.
- 5) 稲田善紀, 横田公忠, 時川忠: 熱水が岩石の強度および変形特性に及ぼす影響, 土木学会論文集, No. 370/III-5, pp. 217-223, 1986.
- 6) 酒井 昇: 一軸圧縮下における加熱岩石の力学的挙動, 応用地質, Vol. 28, No. 1, pp. 19-24, 1987.
- 7) 稲田善紀, 国土新彦: 高温および低温が岩石の圧縮破壊特性に及ぼす影響, 材料, Vol. 41, No. 463, pp. 410-416, 1992.
- 8) 稲田善紀, 山辺正: 岩石力学の新しい展開 ミクロからマクロまで 2. 各種条件下における岩石の力学挙動 硬岩, 材料, Vol. 45, No. 3, pp. 352-358, 1996.
- 9) 木下直人, 赤川敏, 伝田篤: 岩石力学の新しい展開—ミクロからマクロまで 1. 各種条件下における岩石の力学挙動—軟岩, 材料, Vol. 45, No. 2, pp. 242-248, 1996.
- 10) 木下直人, 安部 透, 若林成樹, 石田毅: 高温下岩石の力学特性に関する研究, 土木学会論文集, No. 561/III-38, pp. 151-162, 1997.
- 11) 稲田善紀, 木下尚樹, 高橋治郎, 中戸和正, 戸梶章, 新村亮: 低温・高温の影響を受ける造景岩(人造岩)の強度・変形特性および熱物性, 資源と素材, Vol. 116, No. 1, pp. 13-18, 2000.
- 12) Heuze F. E.; High-temperature mechanical, physical and thermal properties of granitic rocks-A review, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Vol. 20, pp. 3-10, 1983.
- 13) 北野晃一, 新孝一, 木下直人, 奥野哲夫: 高温下岩石の力学特性, 熱特性および透水特性に関する文献調査, 応用地質, Vol. 29, No. 3, pp. 242-253, 1988.
- 14) 土木学会編: 熱環境下の地下岩盤施設の開発をめざして - 熱物性と解析 -, pp. 16-68, 丸善, 2006.

- 15) Dwivedi R. D., Goel R. K. and Prasad V. V. R.; Thermo-mechanical properties of Indian and other granites, *Int. J. Rock. Mech. Min. Sci.*, Vol. 45, pp. 303-315, 2008.
- 16) Homand-Etienne H. and Houpert R.; Thermally induced micro-cracking in granites: characterization and analysis, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Vol. 26, pp. 125-134, 1989.
- 17) 厨川道雄, 三沢茂夫, 松永烈 : 反射型高温顕微鏡による岩石の観察, 採鉱と保安, Vol. 23, No. 7, pp. 337-344, 1977.
- 18) 林為人, 高橋学, 杉田信隆 : 稲田花崗岩の温度上昇に伴ったマイクロクラックの開口幅について, 応用地質, Vol. 36, No. 4, pp. 300-304, 1995.
- 19) 石田 毅, 北野晃一, 木下直人, 若林成樹 : AE と弾性波速度測定による花崗岩ブロックの熱破壊挙動の観測, 土木学会論文集, No. 418/III-13, pp. 153-161, 1990.
- 20) 木下直人, 若林成樹, 石田 毅, 中川浩二 : 高温下における岩石ブロックの熱応力による破壊挙動, 土木学会論文集, No. 624/III-47, pp. 101-112, 1999.
- 21) 江原昭次, 柳谷俊, 寺田孚 : 低温で熱サイクルをうける含水岩石の熱膨張について, 材料, Vol. 34, No. 382, pp. 864-870, 1985.
- 22) 江原昭次, 柳谷俊, 寺田孚 : 低温で熱サイクルをうける乾燥岩石の熱膨張について, 材料, Vol. 34, No. 382, pp. 857-863, 1985.
- 23) 小島隆, 松本正士, 松木浩二, 高橋秀明 : 熱水環境における花崗岩の圧縮破壊強度に及ぼすひずみ速度の影響, 資源と素材, Vol. 107, No. 9, pp. 593-599, 1991.
- 24) 高多明, 緒方義弘 : 岩石三軸圧縮試験について, 採鉱と保安, Vol. 24, No. 2, pp. 76-83, 1978.
- 25) 酒井昇, 大塚尚寛, 杉本文男 : 熱間における岩石の破壊靱性に関する研究, 応用地質, Vol. 28, No. 1, pp. 1-7, 1987.
- 26) 岡田洋一, 迫垣内薫, 木山保, 高橋学, 河野愛 : 和泉砂岩の高温封圧下における強度変形特性, 応用地質, Vol. 39, No. 3, pp. 282-286, 1998.
- 27) Walsh JB., Decker ER.; Effect of pressure and saturating fluids on the thermal conductivity of compact rock, *J. Geophys. Res.*, Vol. 71, pp. 3053-3061, 1966.
- 28) Kanamori H., Fuji N. and Mizutani H.; Thermal diffusivity measurement of rock-forming minerals from 300° to 1100° K, *J. Geophys. Res.*, Vol. 73, No. 2, pp. 595-605, 1968.
- 29) 稲田善紀, 寺田孚, 伊藤一郎 : フラッシュ法により測定した岩石の熱物性値, 水曜会

- 誌, Vol. 17, No. 4, pp. 147-150, 1971.
- 30) Hanley E. J., Dewitt D. P. and Roy R. F.; The thermal diffusivity of eight well-characterized rocks for the temperature range 300-1000 K, *Engineering Geology*, Vol. 12, pp. 31-47, 1978.
 - 31) 佐藤邦明, 佐々木康夫: 岩の伝熱および熱水浸透流による熱拡散係数の実験的研究, 土木学会論文集, No. 351/III-2, pp. 127-135, 1984.
 - 32) 佐藤邦明, 佐々木康夫: 岩盤の電熱パラメータの測定について, 土と基礎, Vol. 32, No. 3, pp. 47-52, 1984.
 - 33) 幾世橋広, 渡辺利幸, 京宗輔, 吉村雄三郎, 田中正三: 掘屑による原位置岩石の有効熱伝導率の推算(第2報) - 掘屑・水充填層の伝熱解析および伏目地熱井における事例研究 -, 石油技術協会誌, Vol. 54, No. 6, pp. 474-483, 1989.
 - 34) Clauser C. and E. Huenges; Thermal conductivity of rocks and minerals, in *Rock Physics & Phase Relations: A Handbook of Physical Constants, AGU Ref. Shelf*, vol. 3, pp. 105-126, 1995.
 - 35) 今井忠男, 山口伸次, 鴨志田直人, 杉本文男: 任意加熱法による岩石コアおよび岩盤の熱拡散率の測定方法, 応用地質, Vol. 45, No. 4, pp. 174-182, 2004.
 - 36) Thirumalai K. and Demou S. G.; Effect of reduced pressure on thermal expansion behavior of rocks and its significance to thermal fragmentation, *Journal of Applied Physics*, Vol. 41, Issue 13, pp. 5147-5151, 1970.
 - 37) Richter D., Simmons G.; Thermal expansion behaviour of igneous rocks, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Vol. 11, pp. 403-411, 1974.
 - 38) Cooper H. W. and Simmons G.; The effects of cracks on thermal expansion of rocks, *Earth & Planetary Sci. Letter*, Vol. 36, pp. 404-412, 1977.
 - 39) Heard H. C.; Thermal expansion and inferred permeability of climax quartz monzonite to 300 °C and 27.6 MPa, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 17, pp. 289-296, 1980.
 - 40) 木下直人, 安部 透, 奥野哲夫: 高温, 拘束圧下における火成岩の熱膨張特性, 土木学会論文集, No. 511/III-30, pp. 69-78, 1995.
 - 41) 木下直人, 安部 透: 高温下における堆積岩の熱膨張・収縮特性, 土木学会論文集, No. 517/III-31, pp. 53-62, 1995.
 - 42) 八田敏行, 熊坂博夫, 木下直人, 安部 透: 天然のき裂を含む花崗岩質岩石の熱膨張特性, 土木学会論文集, No. 750/III-65, pp. 173-191, 2003.

- 43) Summers R., Winkler K. and Byerlee J.; Permeability changes during the flow of water through westerly granite at temperatures of 100 °-400 °C, *J. Geophys. Res.*, pp. 339-344, 1978.
- 44) 稲田善紀, 木下尚樹, 中崎英彦, 上田貴夫: 熱水貯蔵時の空洞の安定性と漏水に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No. 424/III-14, pp. 227-234, 1990.
- 45) A. Timur; Velocity of compressional waves in porous media at permafrost temperatures, *Geophysics*, Vol. 33, No. 4, pp. 584-595, 1968.
- 46) 稲田善紀, 八木則男: 低温の影響を受けた岩石の力学特性, 材料, Vol. 28, No. 313, pp. 979-985, 1979.
- 47) 稲田善紀, 八木則男: 低温下における岩石の熱物性値, 材料, Vol. 29, No. 327, pp. 1228-1233, 1980.
- 48) 稲田善紀, 八木則男: 極低温下における岩石の力学特性, 材料, Vol. 29, No. 327, pp. 1221-1227, 1980.
- 49) 勝山邦久, 厨川道雄, 加藤真蔵: 低温におけるセメントモルタルの力学的性質, 日本鉱業会誌, Vol. 96, No. 1103, pp. 7-12, 1980.
- 50) 松永烈, 厨川道雄: 低温における岩石の熱伝導率に関する研究, 採鉱と保安, Vol. 26, No. 9, pp. 448-455, 1980.
- 51) 松永烈, 厨川道雄, 木下直人: 岩石の低温における機械的性質 - LNG の地下備蓄に関する基礎的研究 (第1報), 日本鉱業会誌, Vol. 97, No. 1120, pp. 431-436, 1981.
- 52) 松永烈, 厨川道雄, 木下直人: 低温における岩石の機械的性質に関する研究, 採鉱と保安, Vol. 28, No. 1, pp. 14-23, 1982.
- 53) 稲田善紀 重信純: 液化天然ガスを地下岩盤内空洞に貯蔵した場合の空洞周辺の温度分布, 日本鉱業会誌, Vol. 99, No. 1141, pp. 179-185, 1983.
- 54) 江原昭次, 柳谷俊, 平尾一之, 寺田孚: 低温下の岩石の熱膨張について, 材料, Vol. 32, No. 363, pp. 1403-1409, 1983.
- 55) 石塚与志雄, 木下直人, 奥野哲夫: L P G 岩盤内貯蔵空洞の熱応力に対する安定性の検討, 土木学会論文集, No. 370/III-5, pp. 243-250, 1986.
- 56) 稲田善紀 谷口浩二: 液化天然ガスの地下岩盤内空洞貯蔵による空洞周辺の塑性領域, 日本鉱業会誌, Vol. 103, No. 1192, pp. 365-372, 1987.
- 57) 石塚与志雄, 木下直人, 安部 透: 岩石の亀裂進展特性と破壊靱性特性に関する研究, 土木学会論文集, No. 388/III-8, pp. 103-110, 1987.

- 58) 稲田善紀, 藤原斉郁, 畑野俊一郎, 門田俊一: 低温物質の凝灰岩岩盤内空洞貯蔵に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No. 499/III-28, pp. 23-30, 1994.
- 59) 稲田善紀, 木下尚樹, 関正造, 松尾暁, 成行惇, 越智健三: 低温の影響を受けた空洞周辺岩盤の熱的挙動に関する一二の知見, 土木学会論文集, No. 547/III-36, pp. 211-220, 1996.
- 60) Yoshinori INADA, Naoki KINOSHITA, Takao UEDA and Shinji KIKUCHI; Problems Related to Low Temperature Materials Storage in Underground Openings, *Felsbau*, Vol. 14, No. 6, pp. 347-351, 1996.
- 61) 鴨志田直人, 大河原正文, 吉田恭平, 阿部正良: 凍結状態にある岩石の任意加熱法を用いた熱拡散率の測定, *Journal of MMIJ*, Vol. 129, pp. 492-498, 2013.
- 62) 木下尚樹, 稲田善紀: 高温が岩石の強度・変形特性, 熱物性, クリープ特性に及ぼす影響, 材料, Vol. 55, No. 5, pp. 489-494, 2006.
- 63) 日本材料学会編: 岩の力学, pp. 37-110, 丸善, 1993.
- 64) 山口梅太郎, 宮崎道雄: 熱による岩石の強度の変化あるいは破壊について, 日本鉱業会誌, Vol. 86, No. 986, pp. 346-351, 1970.
- 65) 稲田善紀, 寺田孚, 伊藤一郎: 岩石の線膨張係数について, 水曜会誌, Vol. 17, No. 5, pp. 200-203, 1971.
- 66) 国立天文台編: 理科年表平成 21 年 (机上版), pp. 401-402, 丸善, 2008.

第 3 章 高温の履歴を受ける岩石の強度・変形特性

3.1. 緒 言

熱水を岩盤空洞に貯蔵した場合には、一日の使用量や季節により貯蔵量の変動することによって空洞周辺岩盤は高温の温度履歴を繰り返し受けることになる。このため貯蔵時の空洞の安定性や周辺岩盤の挙動を検討するためには、温度履歴を受けた岩石の強度・変形特性を把握しておく必要がある。

高温の履歴を受けた岩石物性については、掘削法の開発として加熱により岩石に熱衝撃を与えて脆弱化させることを目的として研究されている例が多い¹⁻⁵⁾。温度履歴を受けた岩石の強度・変形特性としては花崗岩、安山岩、凝灰岩、砂岩等で報告されており、履歴温度が高いほど強度が低下する傾向にあるが、200 °C 以下では温度依存性が小さいことが報告されている⁶⁻⁸⁾。また、弾性波速度や動弾性係数も履歴温度が高いほど値が低下する傾向にある^{9, 10)}。これらは温度履歴により岩石を構成する鉱物の熱膨張の違いによって生じるマイクロクラックの進展によるものと考えられており、それらの観察も行われている^{11, 12)}。さらに透水性変化の検討も行われており、温度履歴により透水性が高くなることも指摘されている^{13, 14)}。

低温の温度履歴の影響としては主に凍結融解作用による岩石や岩盤の劣化について議論されているが¹⁵⁻²⁵⁾、液化天然ガスや液化石油ガス、岩盤冷凍倉庫等の低温物質の岩盤空洞貯蔵に関する研究例もある²⁶⁻²⁸⁾。

本章では、数種類の典型的な岩石を用いて熱サイクル試験装置にて岩石供試体に高温の温度履歴を与えた後、室温下および高温下において一軸圧縮試験および圧裂引張試験を実施し、強度および弾性係数やポアソン比などの変形特性を求めた。また、温度履歴に伴う熱膨張ひずみや弾性波伝播速度の変化を求めた。さらに、拘束圧下で温度履歴を与えた場合の岩石物性も求めた。これらの結果から履歴温度幅、履歴回数、雰囲気温度等の温度条件や拘束圧、また、岩石の空隙率、含水状態等の岩石の物理的性質が強度・変形特性に及ぼす影響について考察した。

3.2. 実験方法

3.2.1. 実験に用いた供試体

実験に用いた岩石は、2種類の花崗岩（愛媛県今治市産（大島花崗岩）および茨城県笠間市産（稲田花崗岩））、安山岩（愛媛県久万高原町産）、砂岩（徳島県鳴門市産）および凝灰岩（栃木県宇都宮市産）である。花崗岩は第2章と同様に *hardway plane* に垂直となる方向にコアドリルで試料を採取した。安山岩は明確な異方性はみられなかったが、同様な方向に試料を採取した。凝灰岩および砂岩についても弾性波伝播速度を測定することにより堆積層を推定し、この面に対して平行となる方向にコアを採取した。試料は一軸圧縮試験用には $\phi 3 \times 6$ cm、圧裂引張試験用には $\phi 3 \times 3$ cm、に成形した。各岩石は第2章と同様に、室内で1週間以上自然乾燥させた後、デシケータ内でさらに1週間乾燥させた乾燥状態のもの(Dry)と、この状態から真空ポンプを用いて真空状態にし、5時間脱気しながら試料に蒸留水を浸潤させた湿潤状態もの(Wet)の2種類用意した。各岩石の物理的性質を Table 3.1 に示した。花崗岩や安山岩では空隙率が小さいため空隙が互いにつながっておらず、供試体を Dry にしても中心までは完全には乾燥していないものと推察される。また一旦 Dry にした供試体は真空ポンプを併用して吸水させても水は浸入しにくいものと考えられる。飽和度から判断すると砂岩は比較的浸潤している。また、凝灰岩は空隙率が大きく、空隙が互いにつながっており、供試体中心まで乾燥、浸潤したものと考えられ、このことが飽和度の違いに現れている。

3.2.2. 温度履歴の与え方

岩石供試体に温度履歴を与えるのには熱サイクル試験装置を用いた。熱サイクル試験装置の概念図を Fig. 3.1 に示す。また、Fig. 3.2 に外観写真を示している。熱サイクル試験装置は -170 °C \sim $+150$ °C の温度範囲内で任意の温度幅、履歴回数、保温時間、昇温・降温速度($0\sim 5$ °C/min)で試料に温度履歴を与えることができる。実験に先立ち、制御温度と槽内温度を測定した結果、制御温度と槽内の平均温度との差は ± 2 °C 以内で槽内の温度差も ± 2 °C 以内であった。

供試体に温度履歴を与える方法は以下の通りとした。Dry の供試体については、槽内の空気中に含まれる水分が供試体の含水状態に影響を与える可能性を考慮し、ポリエチレンフィルムで覆った状態で槽内に入れ、Wet の供試体についても乾燥を防ぐためにポリエチレンフィルムで覆い、さらに湿らせた布で覆った状態で槽内に入れた。実験中の温度を測

Table 3.1 Physical properties of rocks used for the tests.

Rocks	Porosity [%]	Moisture content ratio [%]	Degree of saturation [%]	Bulk specific gravity	True specific gravity
Oshima granite (dry)	0.80	0.09	28.5	2.65	2.67
Oshima granite (wet)	0.80	0.24	81.3	2.65	2.67
Inada granite (dry)	1.5	0.03	5.5	2.63	2.67
Inada granite (wet)	1.5	0.24	88.3	2.63	2.67
Andesite (dry)	2.7	1.90	41.0	2.60	2.67
Andesite (wet)	2.7	1.91	88.3	2.60	2.67
Sandstone (dry)	3.8	1.01	20.5	2.54	2.64
Sandstone (wet)	3.8	1.39	90.3	2.54	2.64
Tuff (dry)	37.1	1.39	5.8	1.56	2.45
Tuff (wet)	37.1	24.01	99.6	1.91	2.45

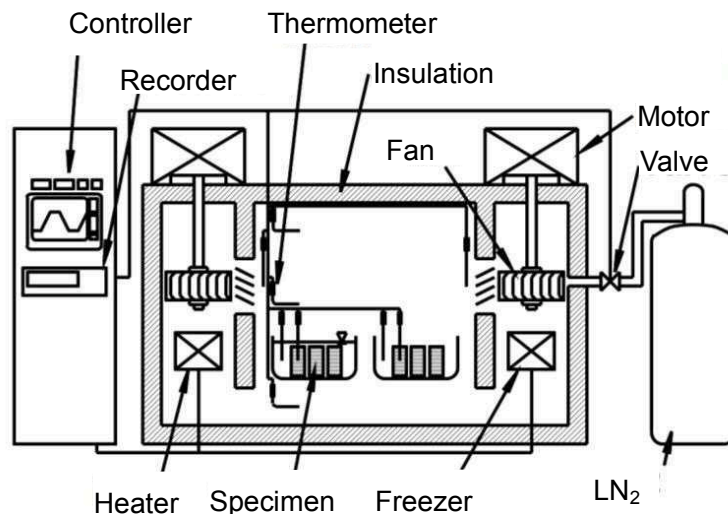


Fig. 3.1 Schematic diagram of thermal cycle apparatus.



Fig. 3.2 External view of thermal cycle apparatus.

定するために温度センサーを Dry, Wet それぞれ一つの供試体の中心に埋め込み, 供試体の表面に 3 カ所および槽内 25 カ所に設置した. この状態で 15 °C の試料を 100 °C まで加熱した. この場合, 槽内の温度を直線的に上昇, 降下させる必要があるため, 熱源はヒーターと冷凍機を併用している. 昇温速度は熱衝撃による影響を受けないとされている 1 °C/min とした. 水は 1 気圧の下では 100 °C で沸騰するため, 実際の実験では沸騰する直前の約 98 °C で実験を行ったが, 本研究ではこれを便宜上 100 °C と呼ぶ. 試料の中心の温度が 100 °C であることを確認しながら 60 分間保温した後, 1 °C /min で降温させ 15 °C の状態で 60 分間保温した. ここまでの過程を 1 サイクルとする. また, 履歴温度幅が岩石の強度・変形特性に及ぼす影響を求めめるため, 60 °C までの温度履歴を与えた供試体も用意した. 供試体には最高 10 サイクルまで温度履歴を与えた. Fig. 3.3 は温度履歴中の制御温度と Wet, Dry それぞれの供試体の中心部に設置した温度センサーで計測した温度の経時変化を示している. 制御温度に対し, Dry の供試体は約 10 分程度の遅れで 100 °C に達し, その後の遅れも約 10 分程度である. それに対し, Wet の供試体では制御温度が 100 °C に達した後, 供試体中心温度が最高温度の 98 °C になるまでに 30 分以上の時間を要している. また, 最高温度も制御温度との差が 2 °C 程度あった. ただし, Wet の供試体においても本研究の目的とする温度履歴は与えられていると判断し, 本方法で実験を実施することとした.

一般に岩盤, 岩石の風化は, 間隙中に存在する水による岩石からの鉱物の溶出, 温度変化による凍結, 融解, 蒸発作用, 日光の直射などによる岩盤内の温度差等により, 長い年月を経て進行し, 粒子の小さい土等に変化する現象である. 本研究における温度履歴は風化現象とは異なり, 温度変化による各構成鉱物粒子の熱膨張, 収縮量の違いによって発生すると考えられるマイクロクラックが強度・変形特性に及ぼす影響について着目し, 検討している.

3. 2. 3. 強度試験の方法

供試体に温度履歴を与えた後, 含水状態が変化しないように供試体は履歴を与える場合と同じ状態で保管し, 10 回の温度履歴が終了後, 引き続き一軸圧縮試験と圧裂引張試験を行った. 試験方法は第 2 章で述べた方法と同様である. Fig. 3.4 に高温下における強度試験の概念図を示した. 実験中の雰囲気温度は室温 (ここでは 15 °C) および履歴最高温度 (60 °C および 100 °C) とした. Wet の供試体については水中で, Dry の供試体については空气中で試験を実施した. 試験は荷重速度を一定として制御し, 本実験では一軸圧縮試験の場

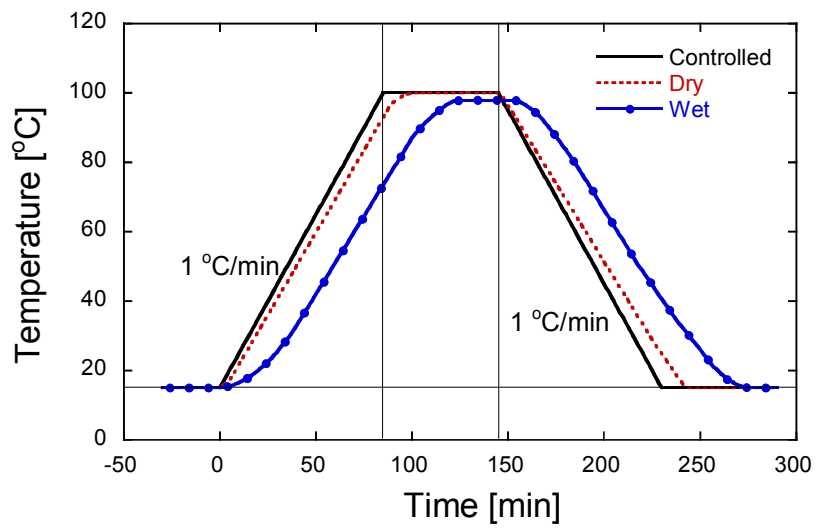


Fig. 3.3 Change of specimen's temperature with time.

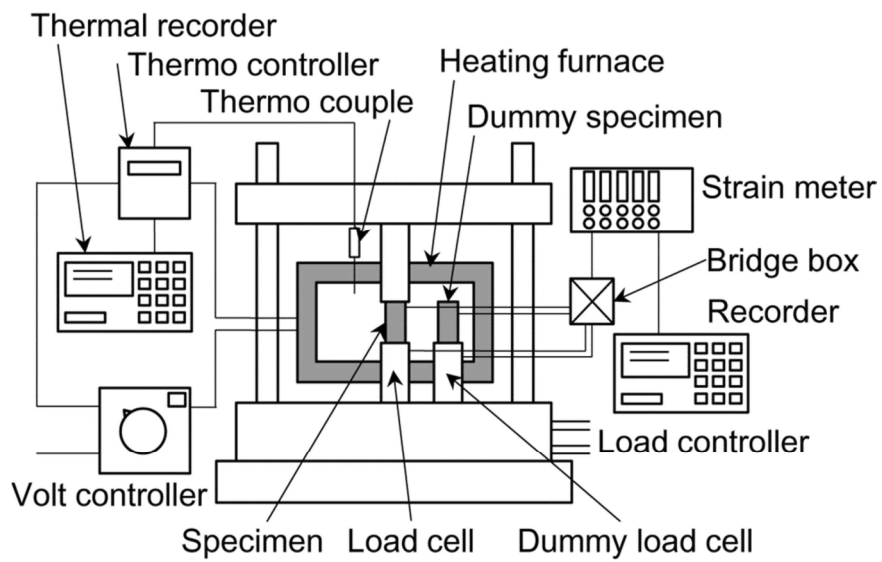


Fig. 3.4 Schematic diagram of the strength test.

合、花崗岩、安山岩および砂岩では 0.7 MPa/s、凝灰岩では 0.5 MPa/s、圧裂引張試験の場合、花崗岩、安山岩および砂岩では 50 N/s、凝灰岩では 20 N/s で行った。また、一軸圧縮試験の際には供試体に貼り付けたひずみゲージにより軸ひずみと周ひずみを同時に測定した。この際、温度変化がひずみゲージやリード線に与える影響をキャンセルするためにダミーゲージを併用した。各試験に用いる供試体は 1 つの条件につき 5 本とした。

3.3. 実験結果および考察

3.3.1. 一軸圧縮強さおよび圧裂引張強さ

Fig. 3.5 は温度履歴を与えた後、圧縮試験を行った結果をとりまとめたものである。なお図中のエラーバーは標準偏差を表している。以下に示す第 3 章の図中のエラーバーはいずれも標準偏差である。いずれの場合においても温度履歴回数が増加するのに伴い、圧縮強さが低下している。これは例えば花崗岩の場合、主な構成鉱物である石英と正長石と比較すると、20 °C から 100 °C で石英では c 軸に直角方向で 0.49 % 膨張するのに対し、正長石では b 軸方向にはほとんど膨張しないというように²⁹⁾、岩石の構成鉱物粒子が温度履歴を受けた際、それぞれの膨張、収縮量が異なり、鉱物粒子間のマイクロクラックが拡大されたためと考えられる。しかし、温度履歴回数が増加するのに伴い圧縮強度の低下の割合が減少しており、今回の温度履歴幅ではいずれはある値に収束することがうかがえる。これは履歴の温度幅が一定であるために構成鉱物粒子の膨張、収縮量が履歴の回数に関わらず一定しており、発生するマイクロクラックもある一定数以上にはならないためと考えられる。

高温の温度履歴を受けた場合、Wet と Dry で比較すると、Dry の方がいずれの場合にも圧縮強さが大きい。この原因は供試体表面付近の間隙内に水が浸入する際、マイクロクラックが拡大、増加することや応力腐食による強度の減少などが考えられる。また、Dry の供試体を Wet にした際の強度低下は空隙率の小さい花崗岩、安山岩および砂岩よりも空隙率の特に大きい凝灰岩において顕著に現れている。このことから、供試体中に侵入した水に起因して強度が変化しているものと思われる。

また、いずれの岩石においても 100 °C の強度は 15 °C の強度より小さくなっている。これは温度上昇に伴う岩石の構成鉱物粒子の熱膨張の不一致によって、潜在的マイクロクラックが拡大されることが原因であると考えられる。

Fig. 3.6 は Wet, 15 °C 条件の圧縮強さを温度履歴を与えていない場合の強度で正規化し

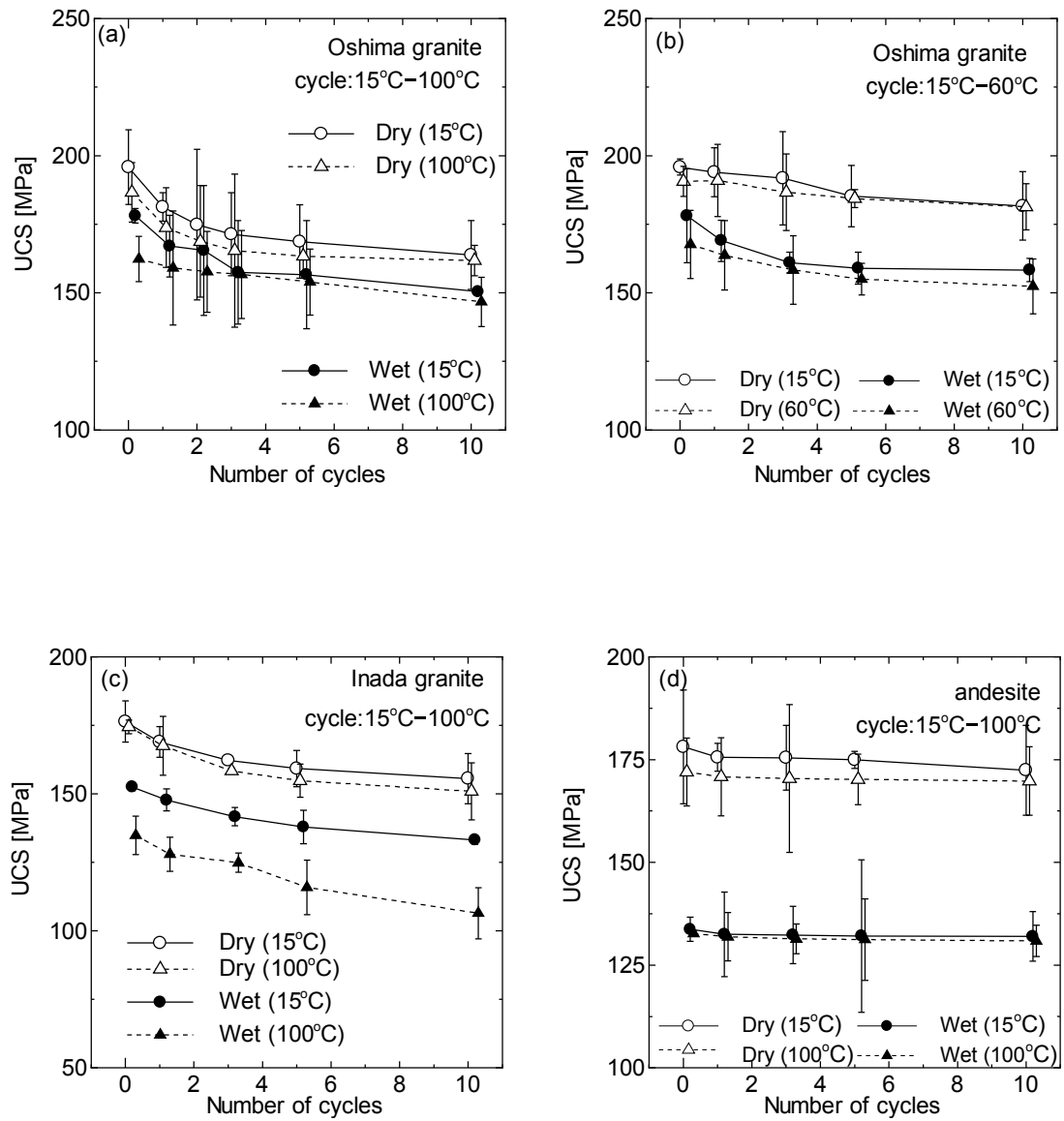


Fig. 3.5 Uniaxial compressive strength after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (a) Oshima granite, (b) Oshima granite (temperature range: 15 °C-60 °C), (c) Inada granite, (d) andesite.

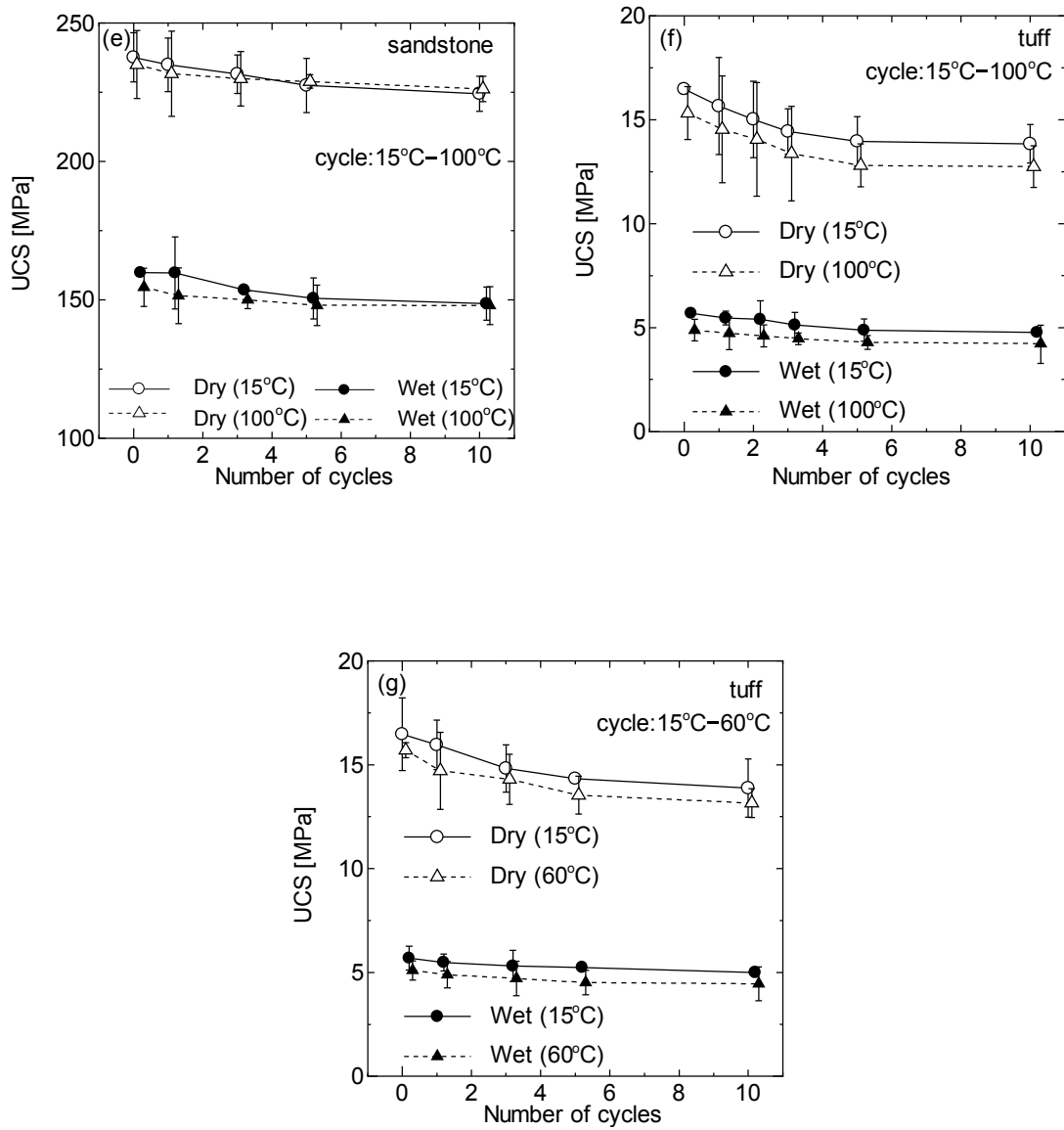


Fig. 3.5 (continued) Uniaxial compressive strength after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (e) sandstone, (f) tuff, (g) tuff (temperature range: 15 °C-60 °C).

たものである。温度履歴に伴う強度低下割合は凝灰岩が最も大きく、次いで花崗岩、砂岩、安山岩の順となっている。10回の温度履歴で安山岩では95%、砂岩で93%、花崗岩では85%~88%となっている。安山岩については、異なる鉱物の結晶よりなる等粒状組織の花崗岩に比べ、安山岩は石基の部分が比較的均質であり、構成鉱物粒子の熱膨張・収縮量の差異によるマイクロクラックが拡大・増加しにくかったものと考えられる。砂岩についても同様の粒子で組織されているためマイクロクラックが発生しにくかったものと考えられる。凝灰岩では80%以下となっているが、履歴を受ける前の圧縮強さが他の岩石と比較して1オーダー以上小さく、強度低下割合を定量的に比較して明確な原因を議論するまでには至っていない。

Fig. 3.7は正規化圧縮強さと履歴の最高温度との関係を示している。同じ大島花崗岩においても履歴幅が15°C~100°Cの場合と15°C~60°Cの場合を比較すると、履歴幅が大きい方が履歴に伴う強度低下は大きいことがわかる。これは、履歴幅が大きくなるほど各構成鉱物粒子の相対的なひずみの差が大きくなるため、マイクロクラックの増加、拡大が増えたものと考えられる。

Fig. 3.8は圧裂引張試験の結果をとりまとめたものである。また、Fig. 3.9はWet, 15°C条件の圧裂引張強さを温度履歴を受ける前の強度で正規化したものである。圧縮強さと同様にいずれの場合においても温度履歴回数が増加するのに伴い引張強度が低下し、収束する傾向を示している。温度履歴による強度低下は砂岩ではほとんどみられず、安山岩においても95%程度である。花崗岩および凝灰岩では90%近くまで低下している。Dry試料と比較してWet試料の強度は小さい。また、100°Cでの強度は15°Cの強度に対し小さい。とりわけ、稲田花崗岩では温度上昇による強度低下が著しい。

3.3.2. 接線弾性係数およびポアソン比

Dry, 15°C条件における一軸圧縮試験時に得られた応力-ひずみ曲線から代表的なものを選び、とりまとめたものをFig. 3.10に示す。温度履歴回数の増加に伴い、同一応力のひずみが軸ひずみおよび周ひずみとも増加している。また、履歴回数の増加に伴い、試験の初期の応力が小さい部分での曲線の傾きが小さくなっている。これは圧縮することにより、発生したマイクロクラックを閉塞したことによるものと推察される。しかし、岩種に関係なく履歴を受けた場合は履歴回数による差は明確ではない。また、花崗岩や凝灰岩では履歴の有無による差は大きい、砂岩や安山岩ではその差は比較的小さい。

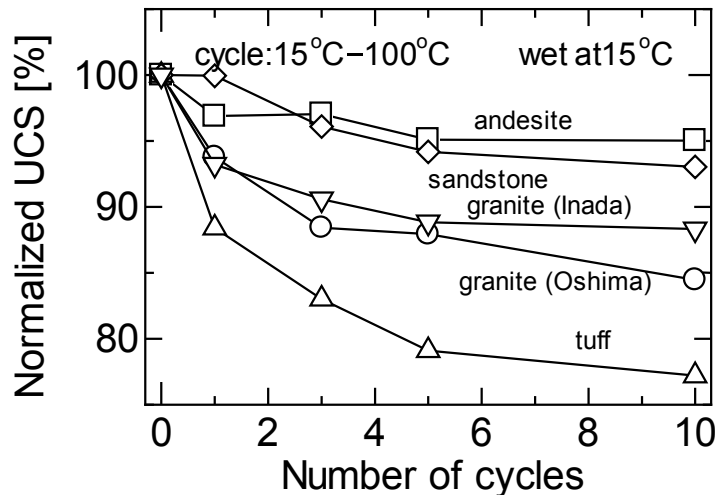


Fig. 3.6 Normalized uniaxial compressive strength after undergoing thermal hysteresis of high temperature.

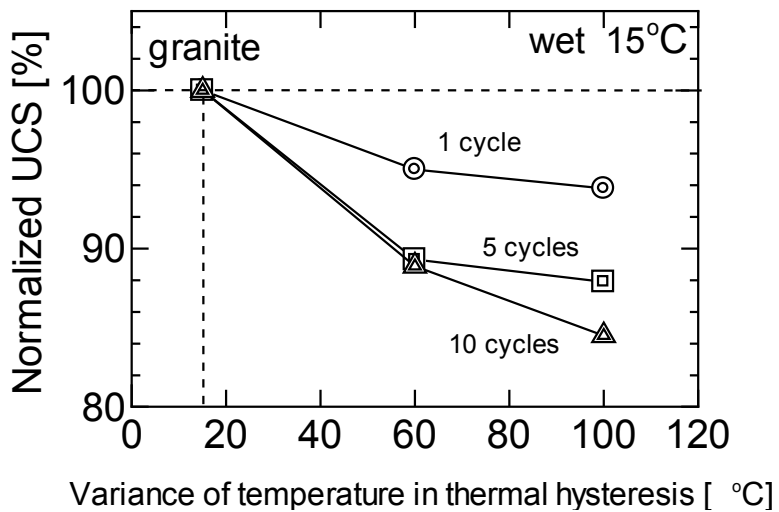


Fig. 3.7 Relationship between normalized uniaxial compressive strength after undergoing thermal hysteresis of high temperature and variance of temperature in thermal hysteresis.

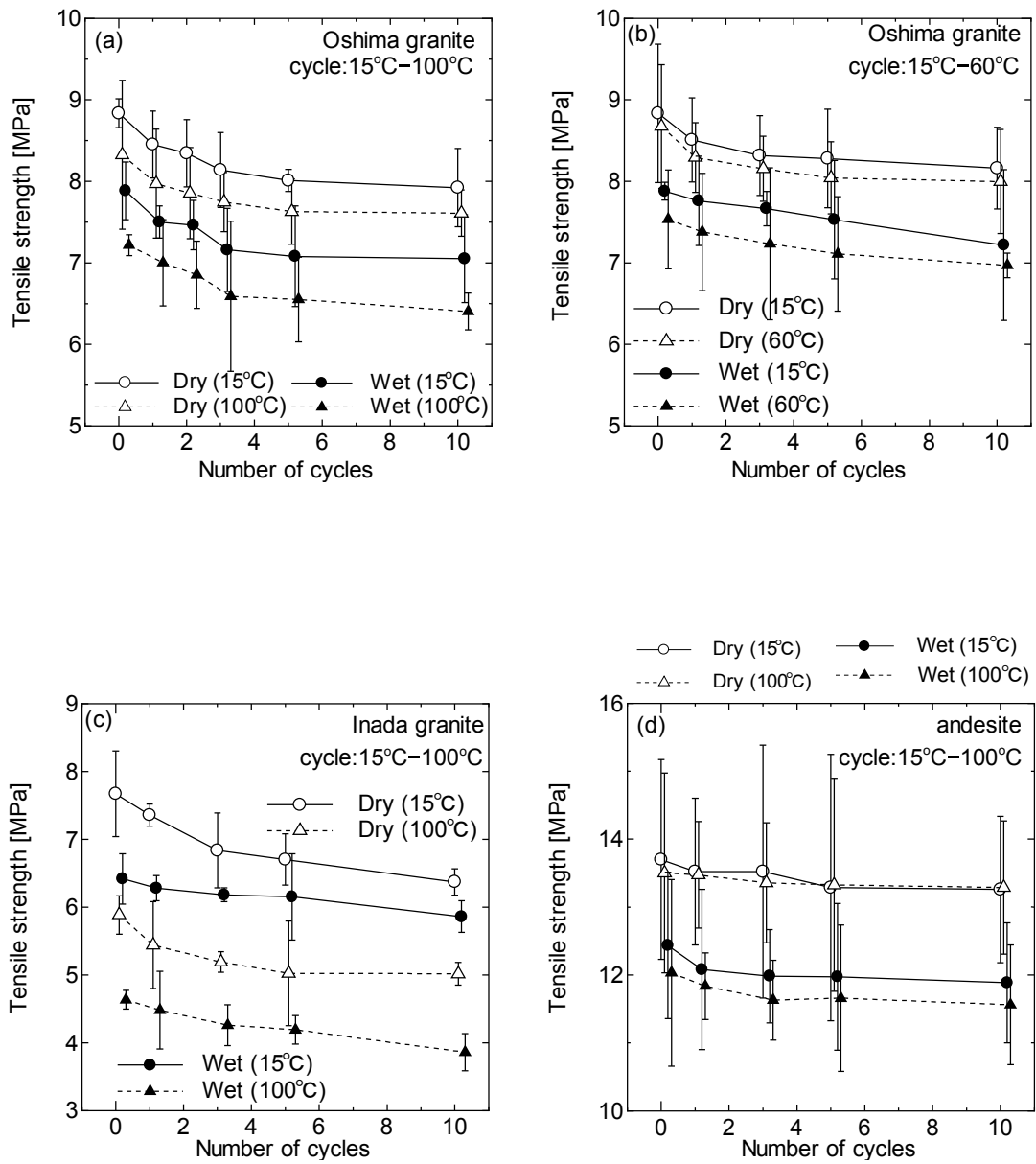


Fig. 3.8 Tensile strength after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (a) Oshima granite, (b) Oshima granite (temperature range: 15 °C-60 °C), (c) Inada granite, (d) andesite.

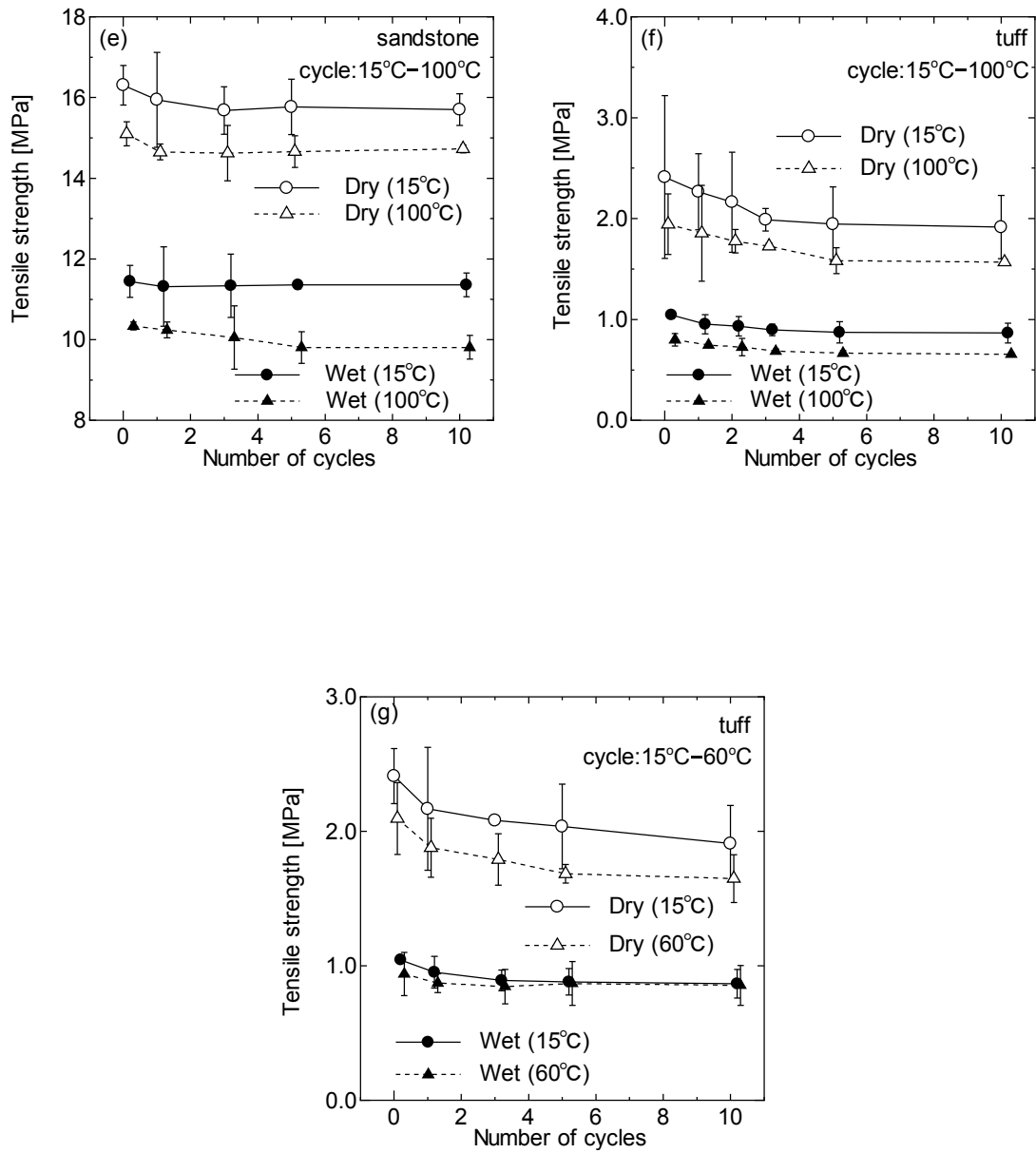


Fig. 3.8 (continued) Tensile strength after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (e) sandstone, (f) tuff, (g) tuff (temperature range: 15 °C-60 °C).

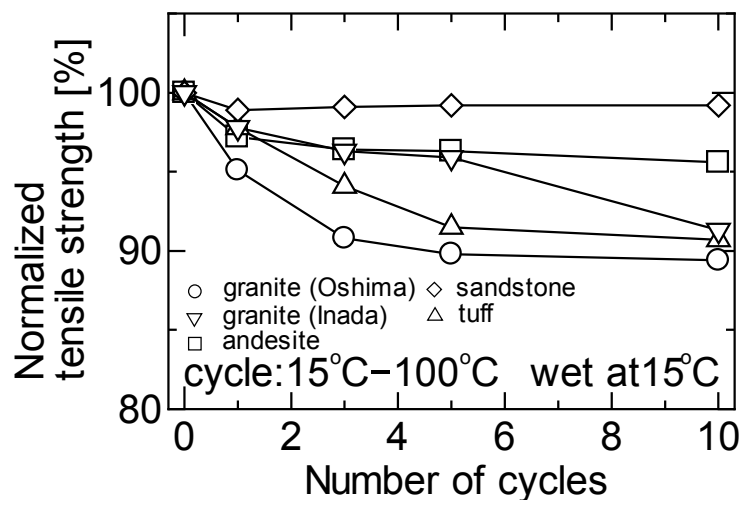


Fig. 3.9 Normalized tensile strength after undergoing thermal hysteresis of high temperature.

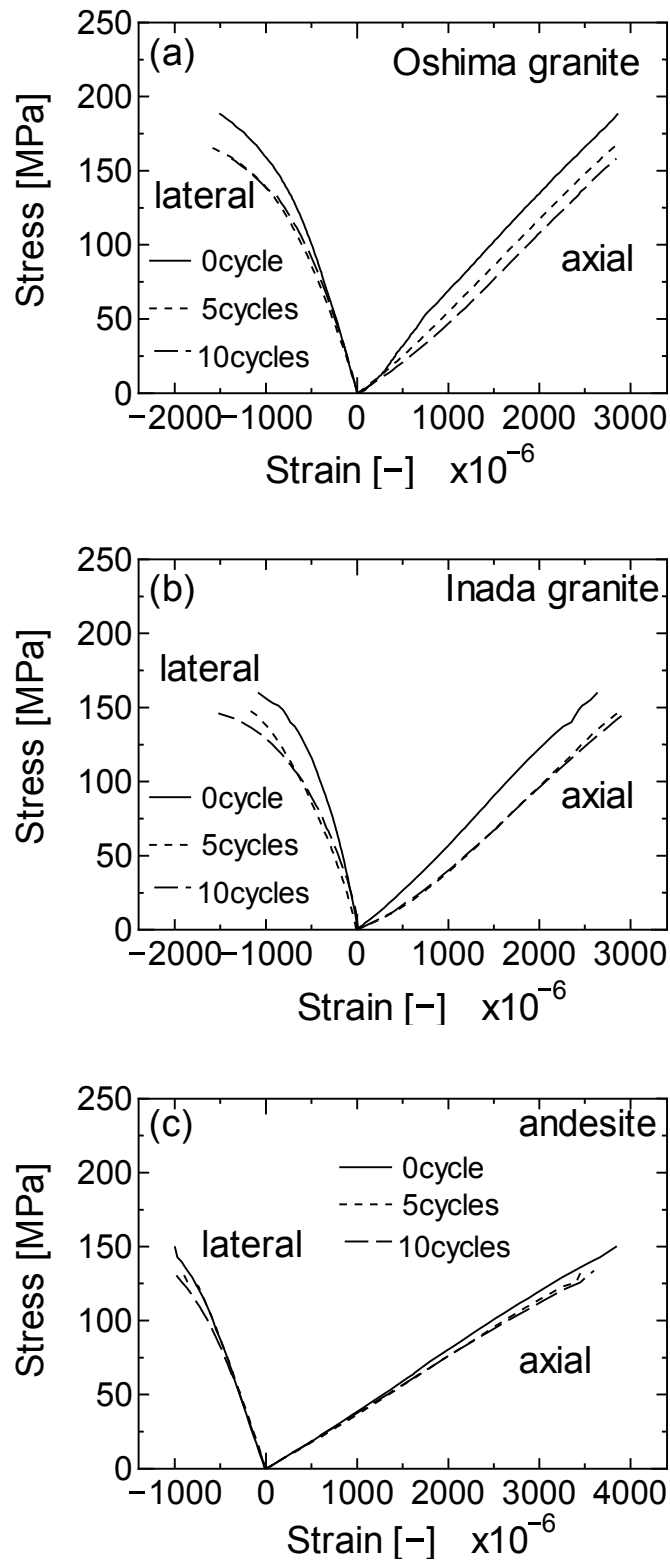


Fig. 3.10 Stress – strain relation obtained by uniaxial compression test of dry state rocks at 15 °C after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (a) Oshima granite, (b) Inada granite, (c) andesite.

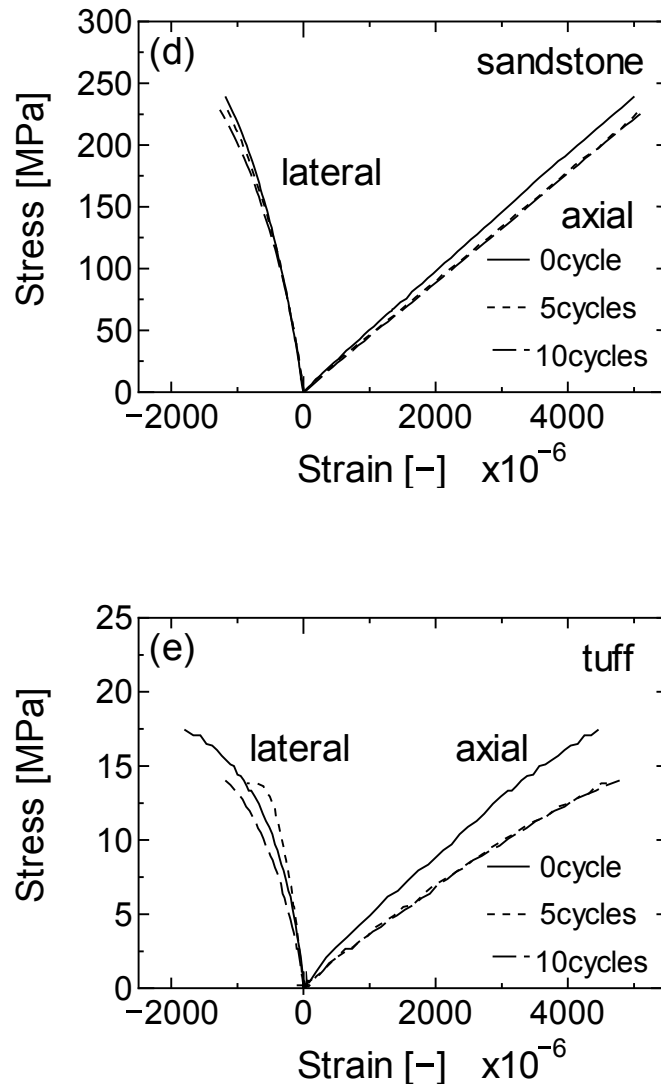


Fig. 3.10 (continued) Stress - strain relation obtained by uniaxial compression test of dry state rocks at 15 °C after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (d) sandstone, (e) tuff.

これらの応力-ひずみ関係より、破壊応力の 30 % 付近の接線弾性係数を求め、とりまとめたものが Fig. 3.11 である。いずれの場合においても温度履歴回数が増加するのに伴い接線弾性係数の値が低下しており、温度履歴によるマイクロクラックの拡大、増加がこの結果からもうかがえる。Wet, Dry 条件、温度条件による違いは明確ではない。また、履歴幅が大きい方が値の変化が大きいことも強度と同様である。Fig. 3.12 は Wet, 15 °C 条件の接線弾性係数を温度履歴を受ける前の値で正規化したものである。10 回の履歴後の値は、花崗岩で 90 % と最も小さく、砂岩、凝灰岩で 95 %、安山岩では 97 % 程度となった。

破壊応力の 30 % 付近のポアソン比を求めた結果をとりまとめたものが Fig. 3.13 である。高温の温度履歴を与えた場合においては温度履歴回数が増加するのに伴いわずかながらポアソン比が低下しているが、大きな変化ではない。また、室温と 100 °C でのポアソン比の差も大きくはない。全体の傾向としては Wet のポアソン比が Dry と比較して大きく、砂岩や凝灰岩でその傾向は顕著である。Fig. 3.14 は正規化したポアソン比の変化を示している。履歴による変化は小さく、10 回の履歴により 94 % ~ 97 % 程度である。

3.3.3. 温度履歴に伴う岩石のひずみ

前述の強度・変形特性は温度履歴に伴う試料の膨張、収縮の繰り返しによって発生するマイクロクラックの影響を大きく受けているものと考えられる。このことは供試体の温度履歴に伴うひずみにも影響を与えるものと考えられる。そこで、第 2 章で述べた石英ガラス棒による比較法により高温の温度履歴に伴う試料のひずみを測定した。供試体は $\phi 3 \times 10$ cm に成形し、高温の温度履歴を与える条件は前述と同様にした。代表例として Wet の花崗岩に高温の温度履歴を与えた場合の結果を Fig. 3.15 に示す。雰囲気温度が上昇するのに伴い、ひずみが増大し、降下すると小さくなるが、温度履歴を受け室温に戻した場合には元のひずみの値にはならず、いわゆる残留ひずみがみられる。この場合の残留ひずみと繰り返し毎の履歴最高温度である 100 °C におけるひずみを示したのが Fig. 3.16 である。温度履歴回数が増加するのに伴い残留ひずみは無限に増大するのではなく一定値に収束することがうかがえる。残留ひずみが発生するのは、岩石が熱膨張する際に構成鉱物粒子の膨張量がそれぞれ異なるため構成鉱物粒子間のマイクロクラックが拡大され、温度を室温に戻しても拡大されたマイクロクラックは完全には元に戻らないことに起因しているものと考えられ、前述の強度・変形特性の変化の裏付けとなるものと考えられる。いずれの岩石も残留ひずみおよび高温下でのひずみの値は Wet の方が Dry よりも大きい値を示している。

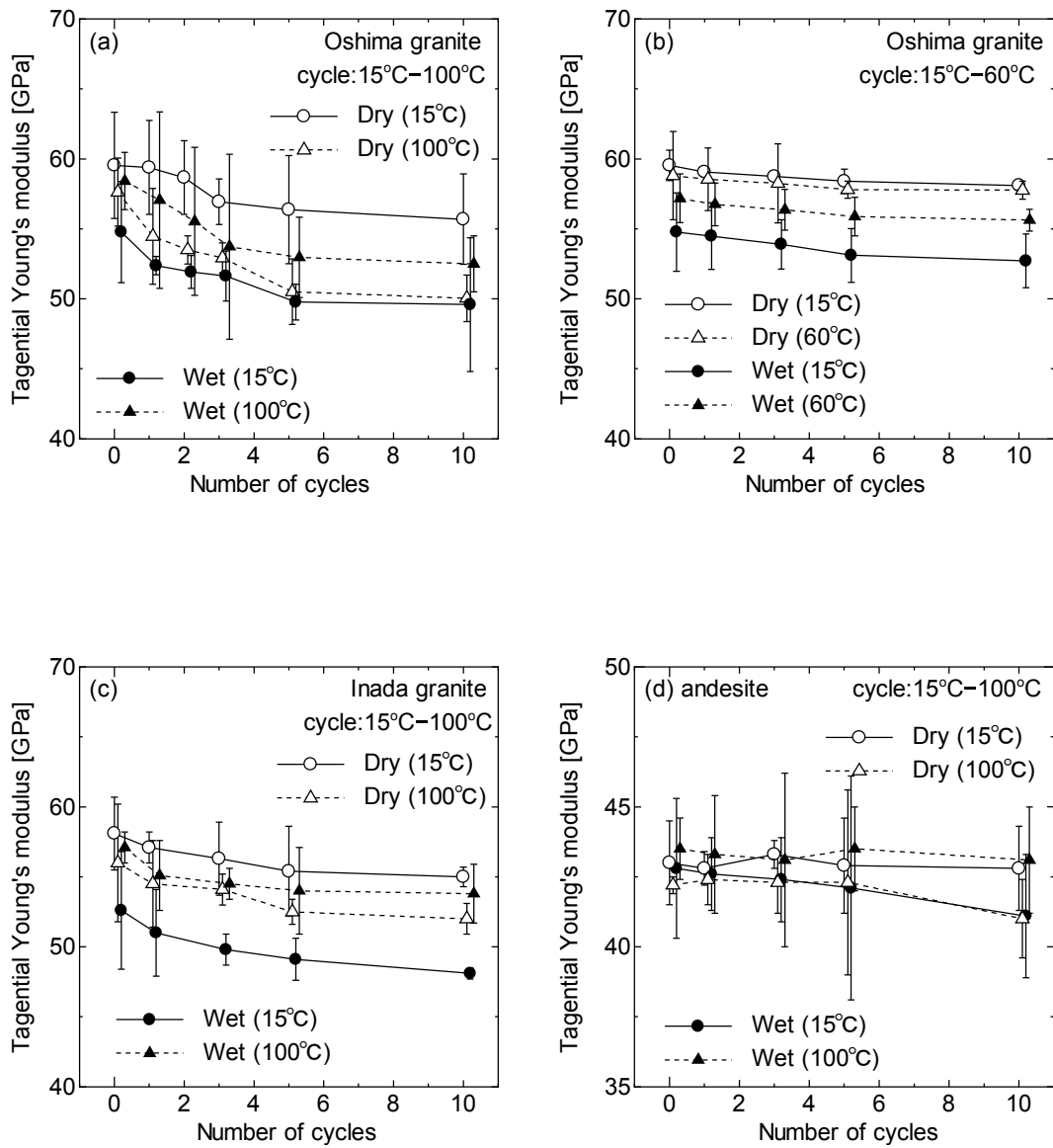


Fig. 3.11 Tangential Young's modulus after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (a) Oshima granite, (b) Oshima granite (temperature range: 15 °C-60 °C), (c) Inada granite, (d) andesite.

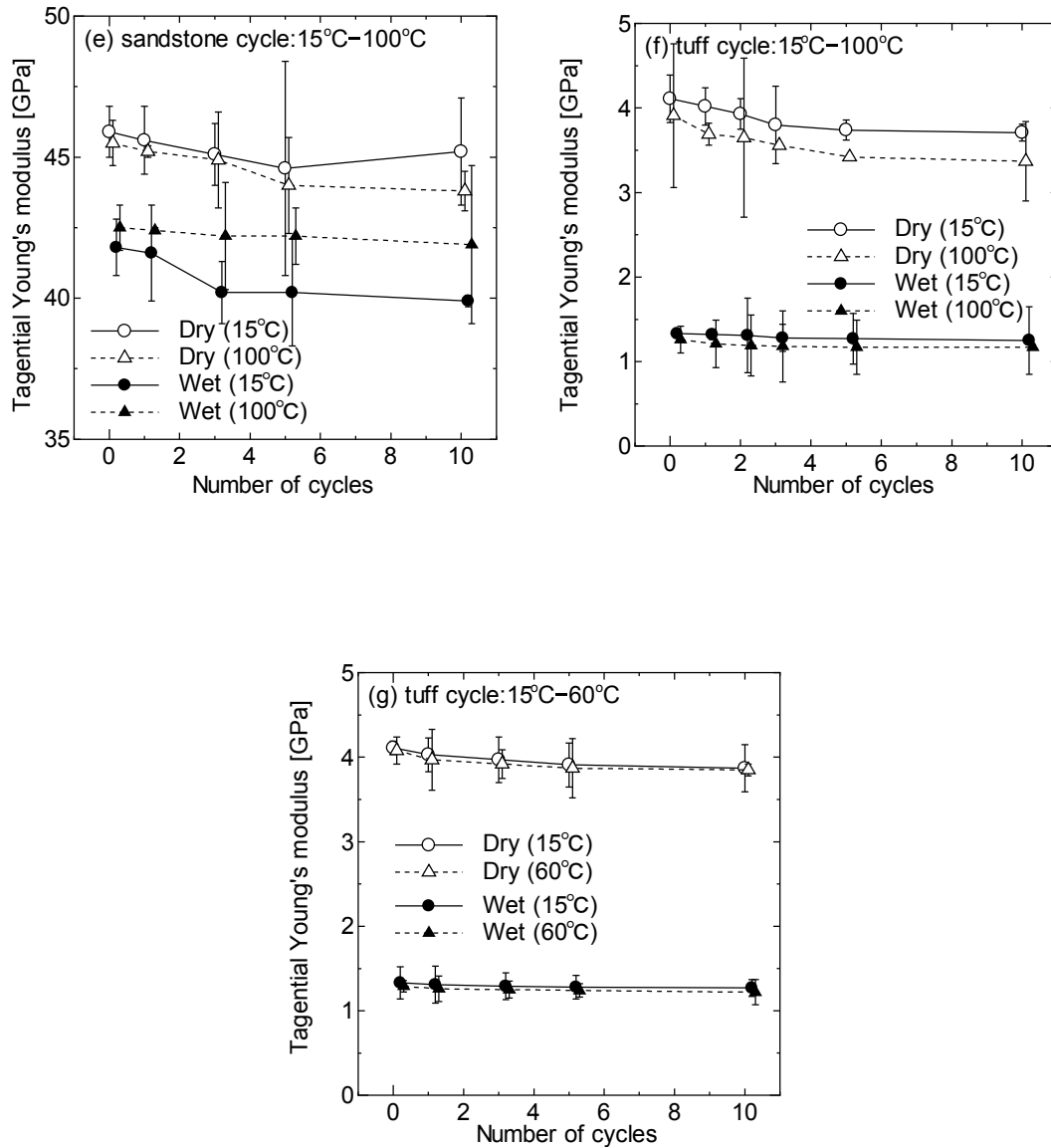


Fig. 3.11 (continued) Tangential Young's modulus after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (e) sandstone, (f) tuff, (g) tuff (temperature range: 15 °C–60 °C).

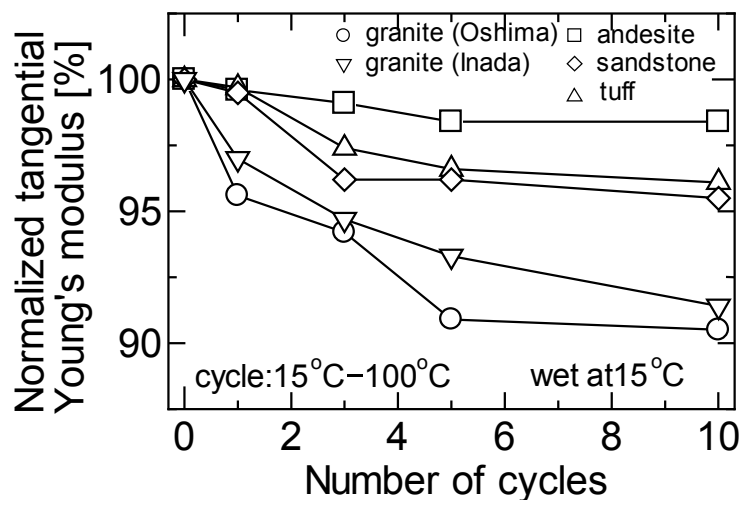


Fig. 3.12 Normalized tangential Young's modulus after undergoing thermal hysteresis of high temperature.

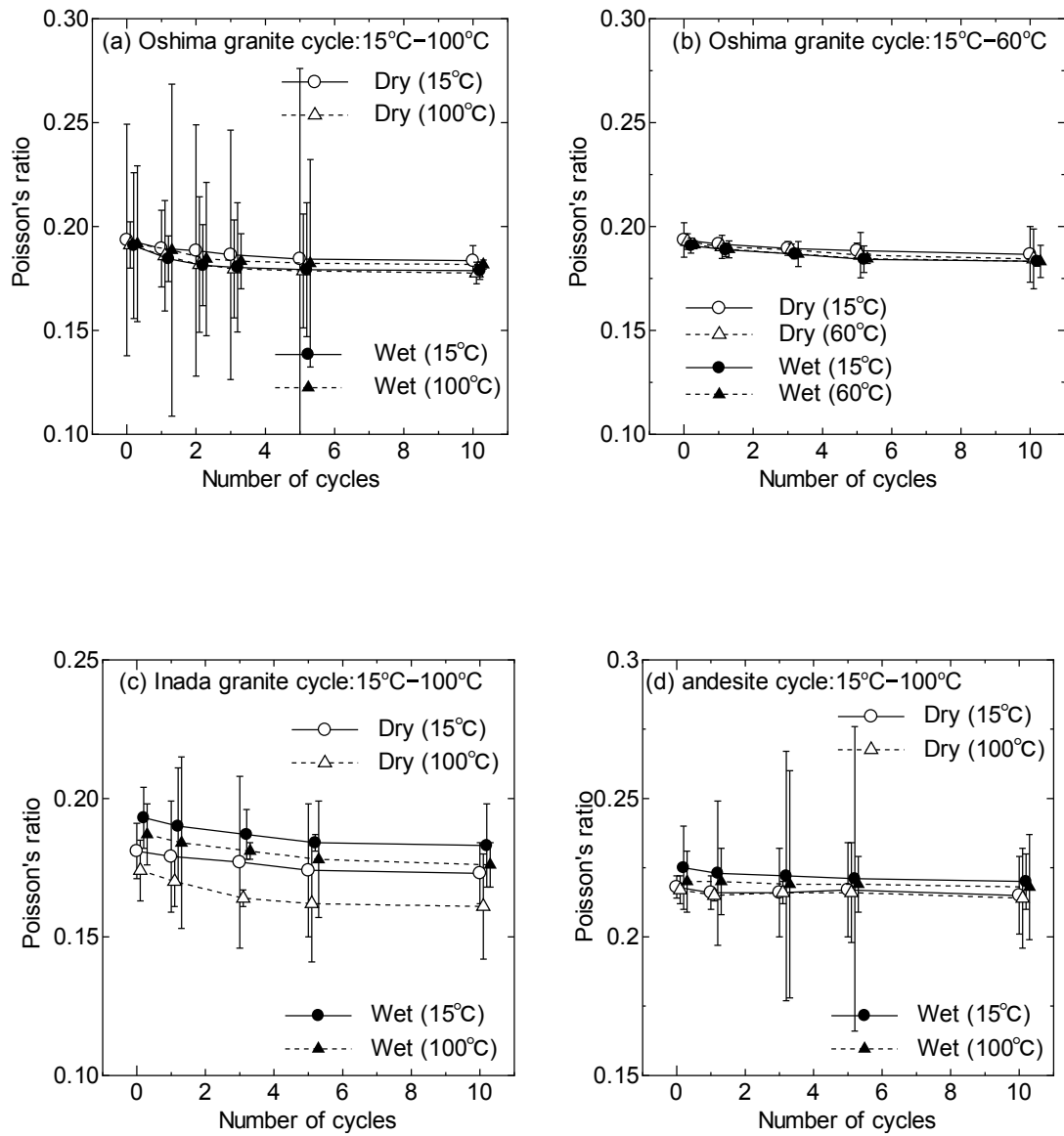


Fig. 3.13 Poisson's ratio after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (a) Oshima granite, (b) Oshima granite (temperature range: 15 °C-60 °C), (c) Inada granite, (d) andesite.

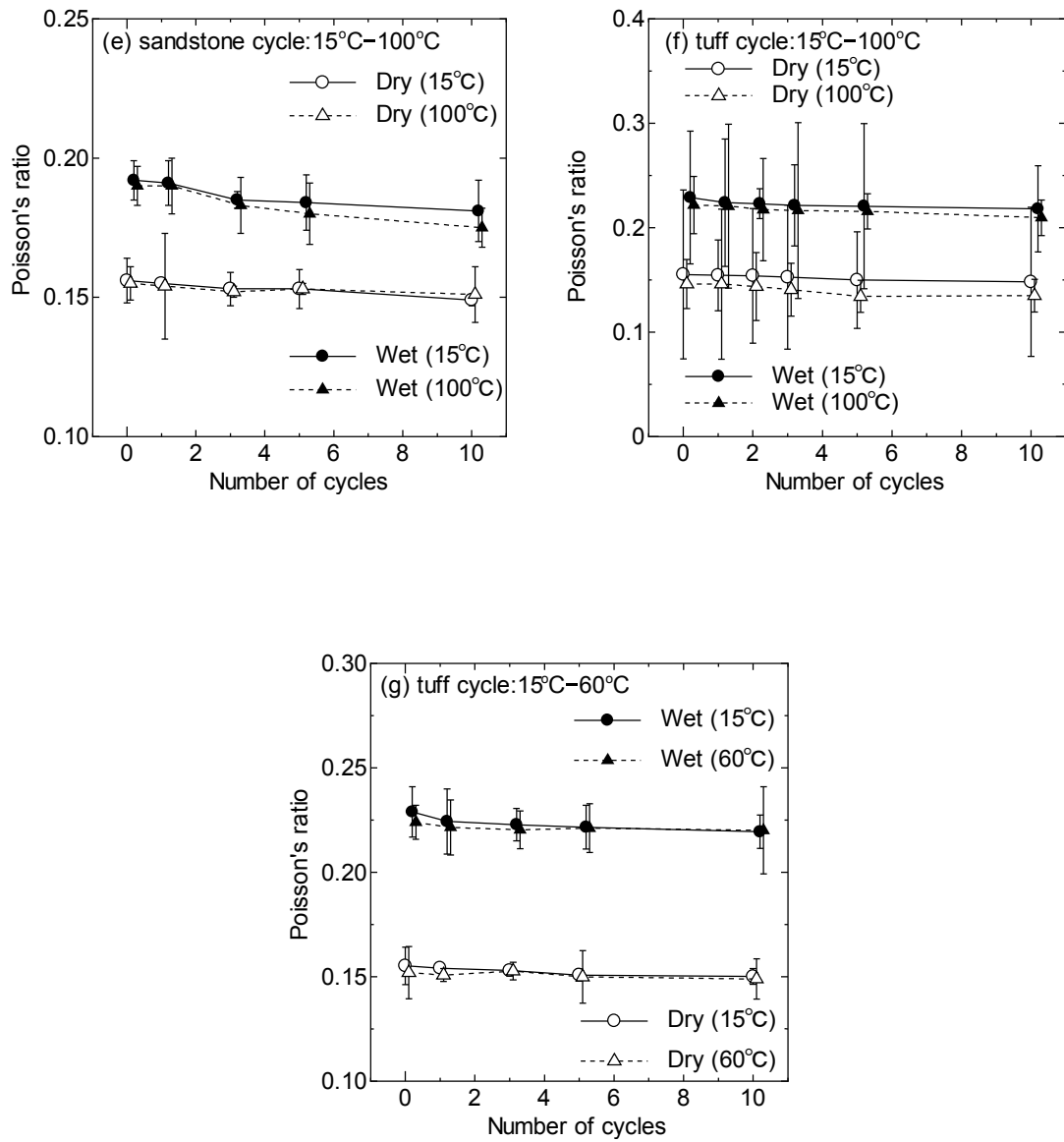


Fig. 3.13 (continued) Poisson's ratio after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (e) sandstone, (f) tuff, (g) tuff (temperature range: 15 °C-60 °C).

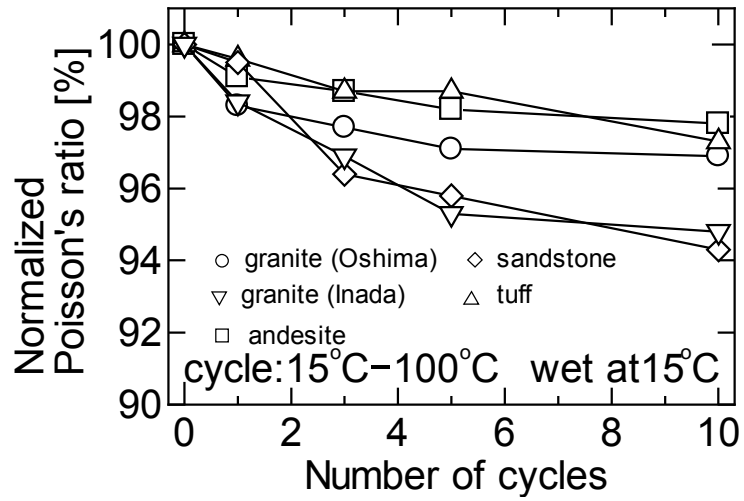


Fig. 3.14 Normalized Poisson's ratio after undergoing thermal hysteresis of high temperature.

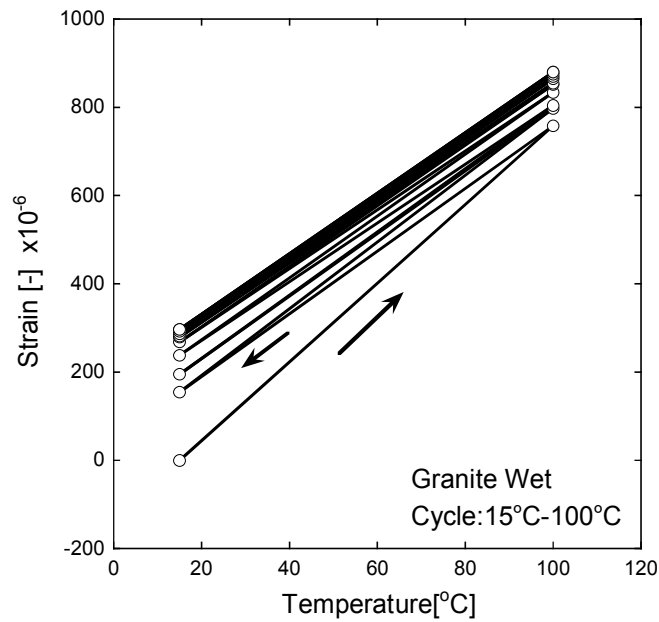


Fig. 3.15 Changes of strain of wet state granite after undergoing thermal hysteresis of high temperature.

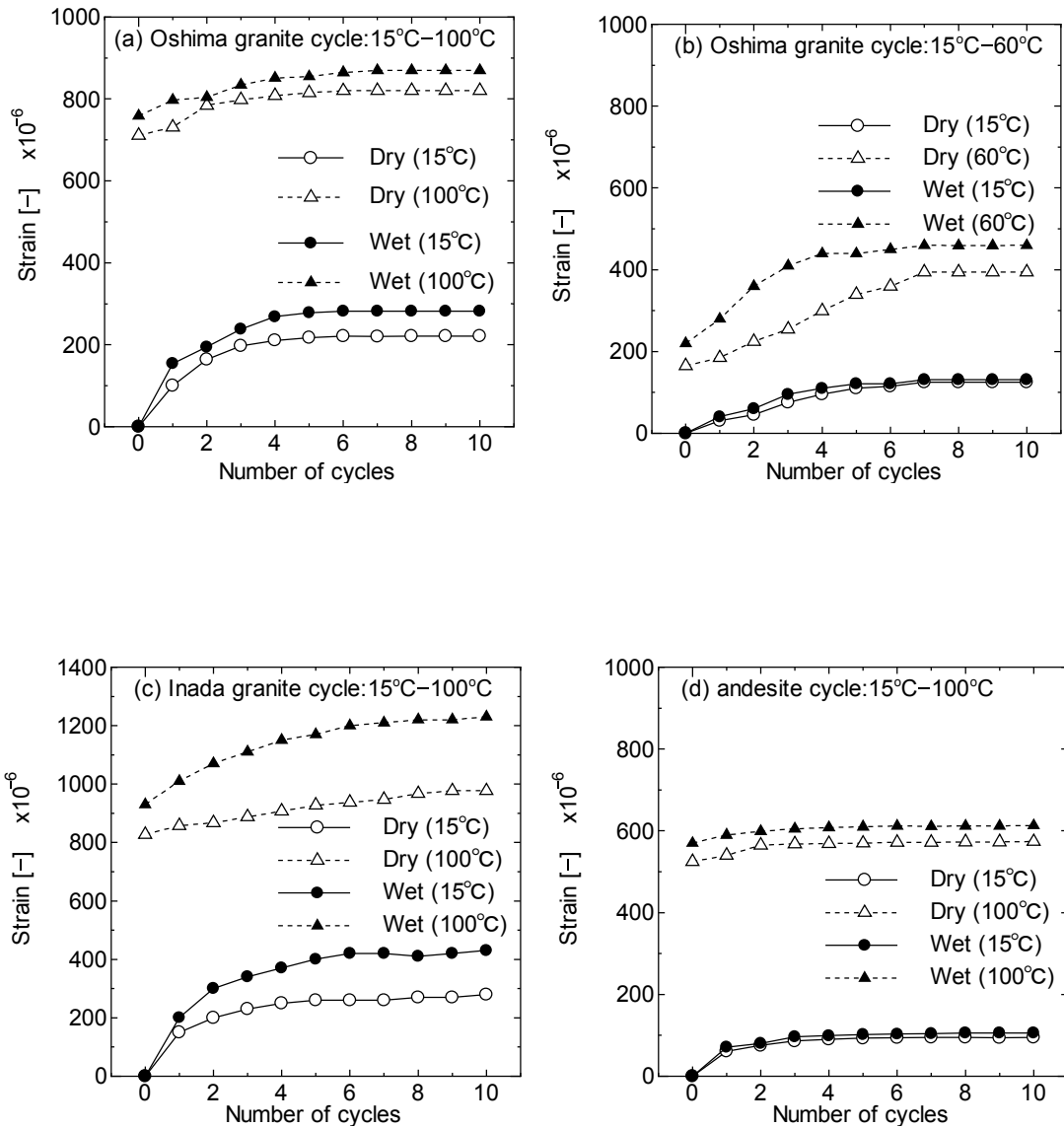


Fig. 3.16 Residual strain after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (a) Oshima granite, (b) Oshima granite (temperature range: 15 °C-60 °C), (c) Inada granite, (d) andesite.

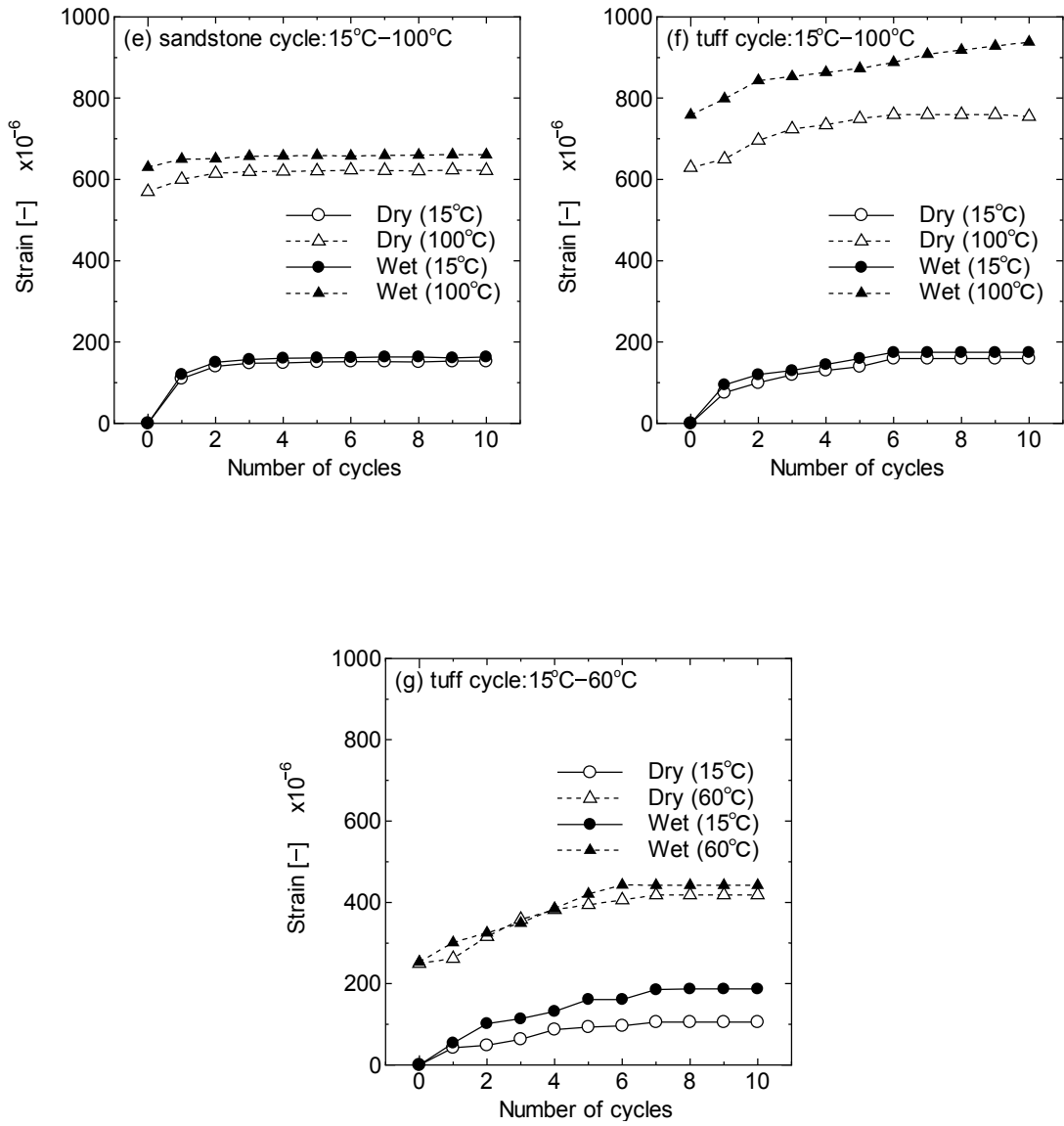


Fig. 3.16 (continued) Residual strain after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (e) sandstone, (f) tuff, (g) tuff (temperature range: 15 °C–60 °C).

また、花崗岩では残留ひずみの値が他の岩石と比較して大きく、履歴幅が大きい方が残留ひずみも大きくなっている。

Fig. 3.17 は大島花崗岩の各温度履歴回数での室温下と高温下におけるひずみの差を履歴温度幅で除した、いわゆる割線線膨張係数である。割線線膨張係数も温度履歴回数の増加に伴い低下し、収束する傾向にある。また、Wet と Dry の値の差は小さい。

3.3.4. 弾性波伝播速度

温度履歴を受けた供試体の弾性波伝播速度を測定した。高温下で測定する場合は供試体をサイクル試験装置で温度履歴を与えた後、専用の高温炉にて加熱した。昇温速度を強度試験と同様に 1.0 °C/min とし、炉内で岩石供試体を所定の温度まで昇温させ、所定の温度に達した後、60 分保温し測定を行った。Fig. 3.18 および Fig. 3.19 はそれぞれ P 波速度、S 波速度の測定結果を示したものである。いずれの場合にも温度履歴を受けると弾性波伝播速度は低下しているが温度履歴回数が増加するのに伴い弾性波伝播速度の低下の割合は減少し、ある一定値に収束する傾向がみられる。これらの結果からも温度履歴を受けると岩石のマイクロクラックは拡大されるが、今回の温度幅では無限に拡大される訳ではなく、ある一定値に収束するものと考えられる。Fig. 3.20 は正規化した P 波速度を示している。10 回の温度履歴で凝灰岩は 90%程度まで低下している。花崗岩は 95 %程度である。それに対し、安山岩、砂岩ではほとんど変化がなく 98 %程度の値を示した。

3.4. 拘束圧の影響に関する検討

3.4.1. 実験方法

ここでは、拘束圧下で温度履歴を受けた岩石の強度・変形特性について検討する。Fig. 3.21 は拘束圧下で供試体に温度履歴を与えるために用いた、高温高压三軸セルおよび試験装置全体の概念図である。供試体の上下を金属製のポラス板で挟んで上下ペダスタルに設置後、周囲をゴムスリーブで被覆してセル内に装着した。セル内にシリコンオイルを注入し、周圧を油圧で作用させた。軸圧・周圧は、独立した油圧で制御を行うことができ、精度はそれぞれ所定の値の 1 %以内である。また、軸圧の最大荷重は 500 kN まで、周圧は最大 40 MPa まで作用させることができる。雰囲気温度は二重構造となっている外側のセルに設けられたヒーターによって供試体周囲のシリコンオイルを加熱することによって得られるようになっている。測定の結果、供試体中央部の温度は所要温度の ± 1 °C 以内、中

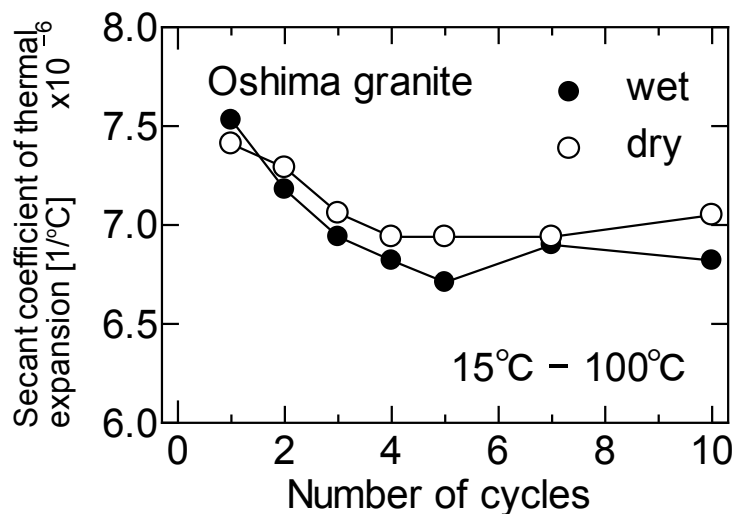


Fig. 3.17 Secant coefficient of thermal expansion of Oshima granite after undergoing thermal hysteresis of high temperature.

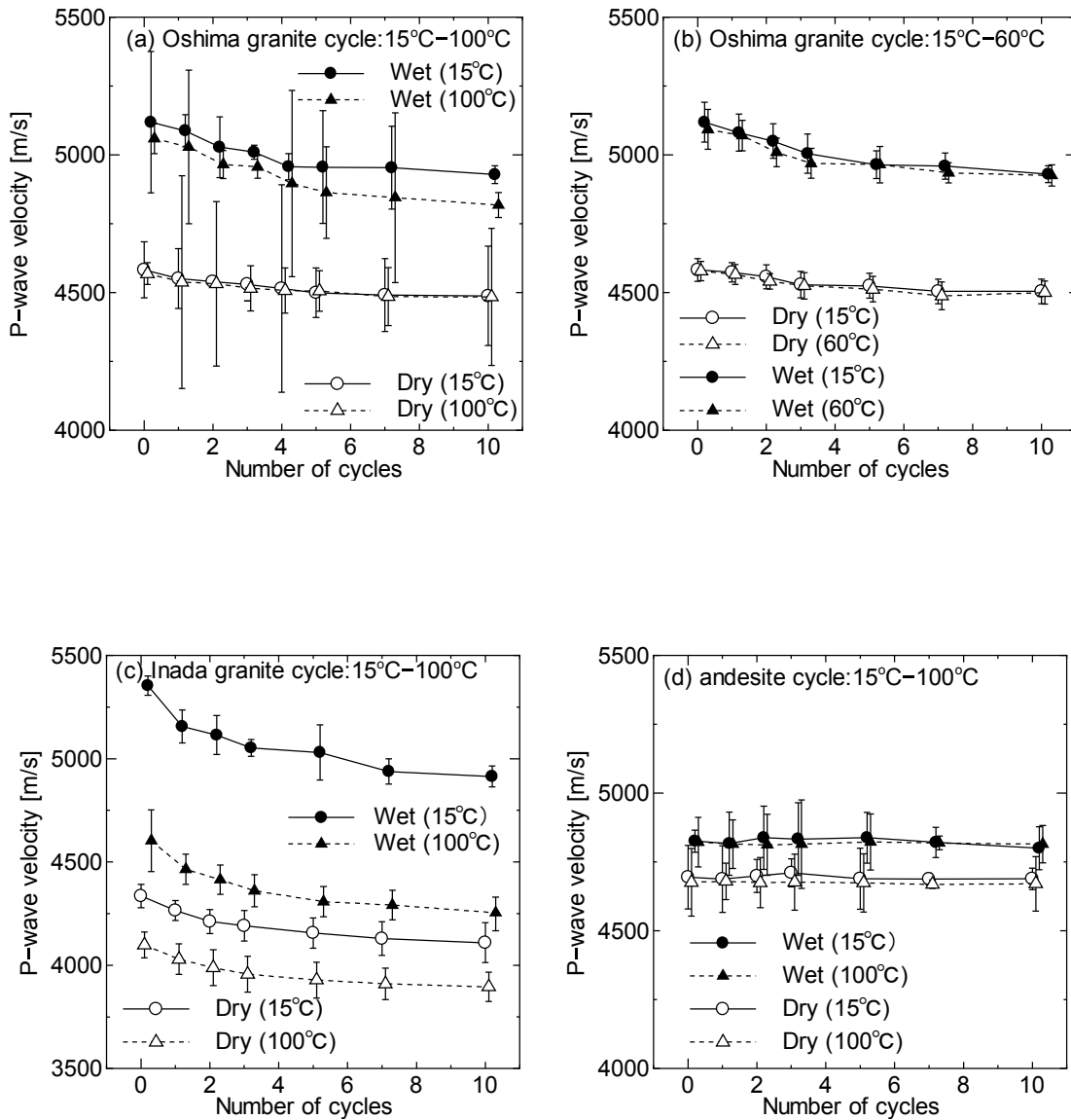


Fig. 3.18 P-wave velocity after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (a) Oshima granite, (b) Oshima granite (temperature range: 15 °C-60 °C), (c) Inada granite, (d) andesite.

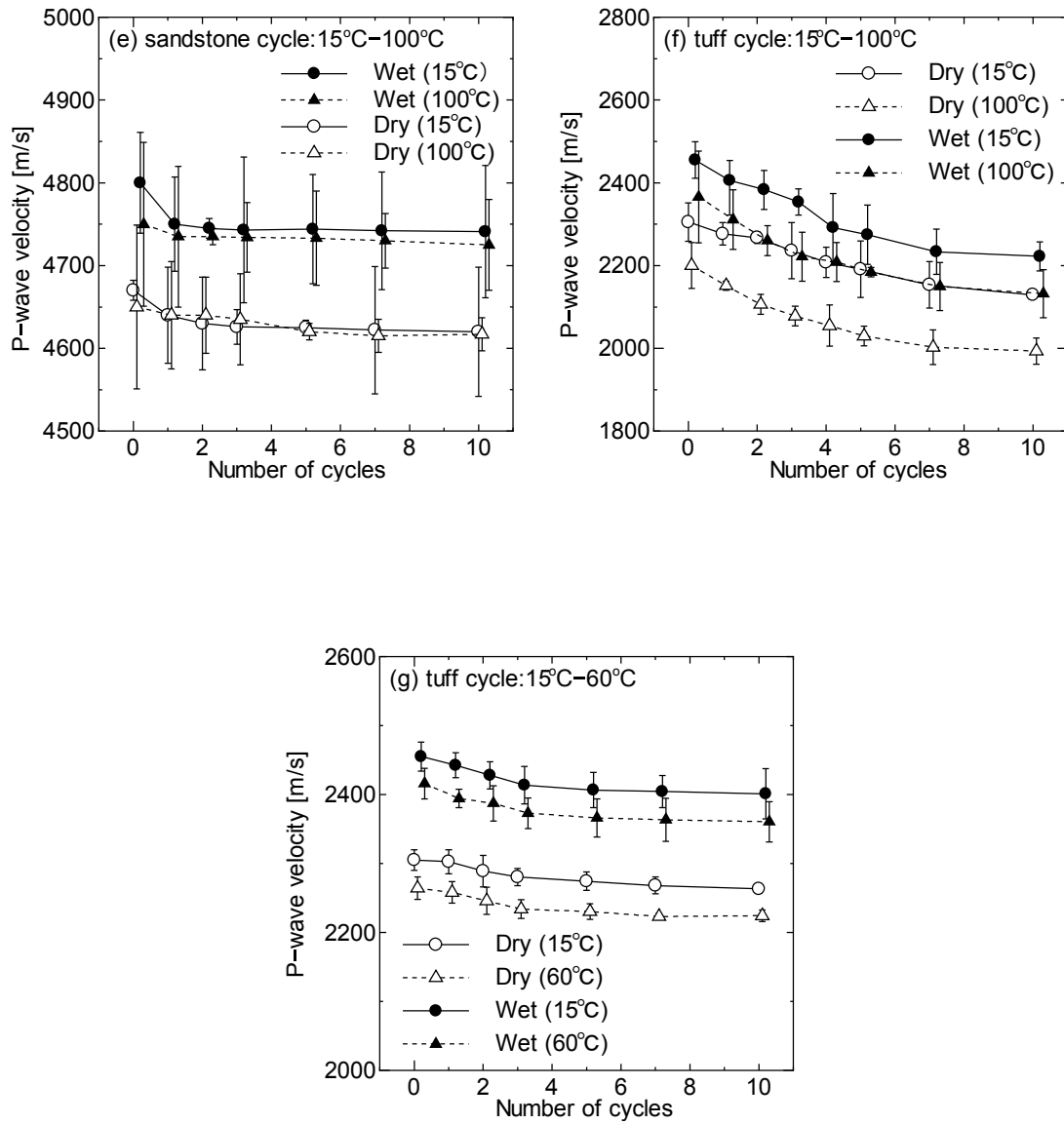


Fig. 3.18 (continued) P-wave velocity after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (e) sandstone, (f) tuff, (g) tuff (temperature range: 15 °C-60 °C).

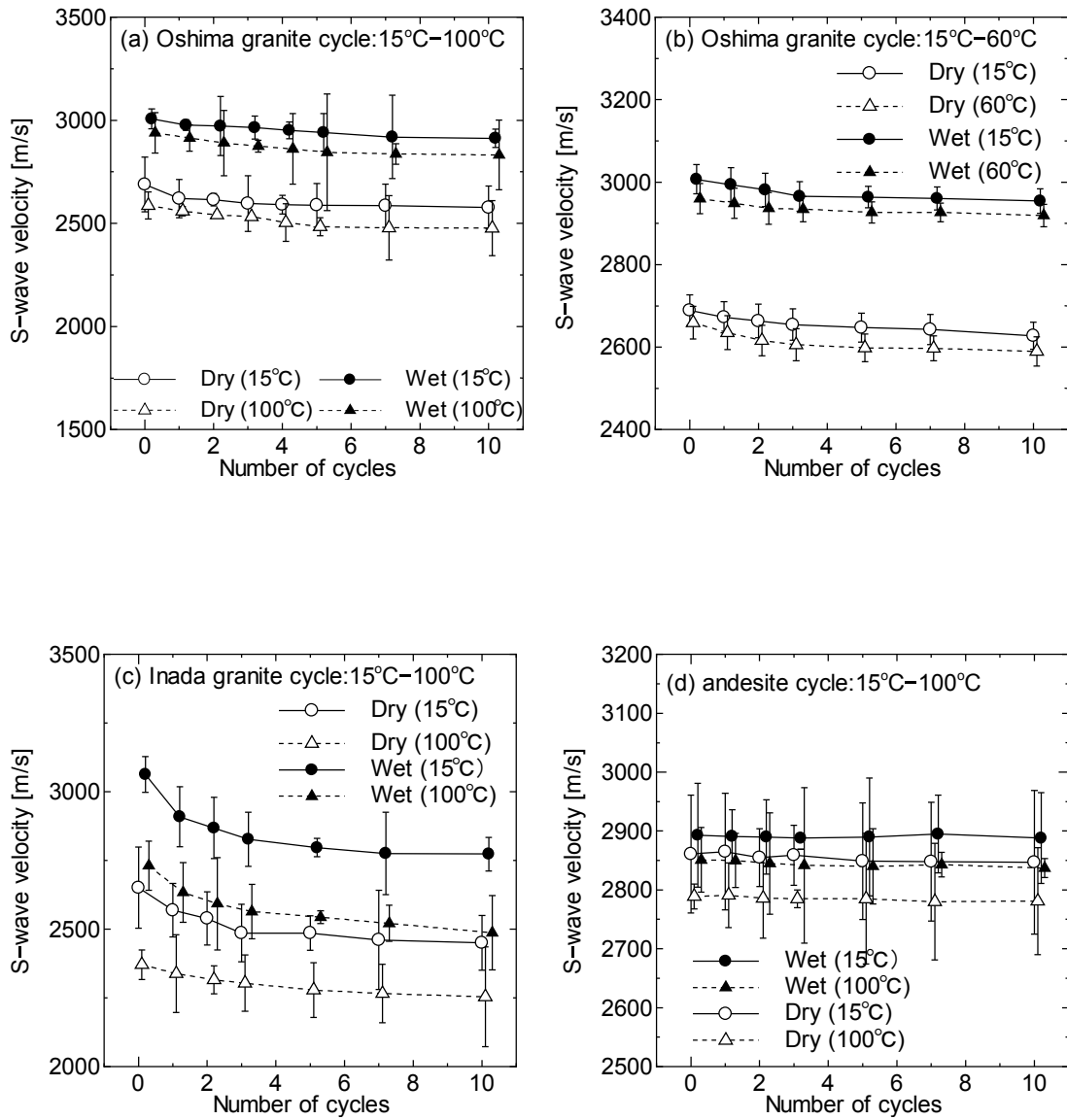


Fig. 3.19 S-wave velocity after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (a) Oshima granite, (b) Oshima granite (temperature range: 15 °C-60 °C), (c) Inada granite, (d) andesite.

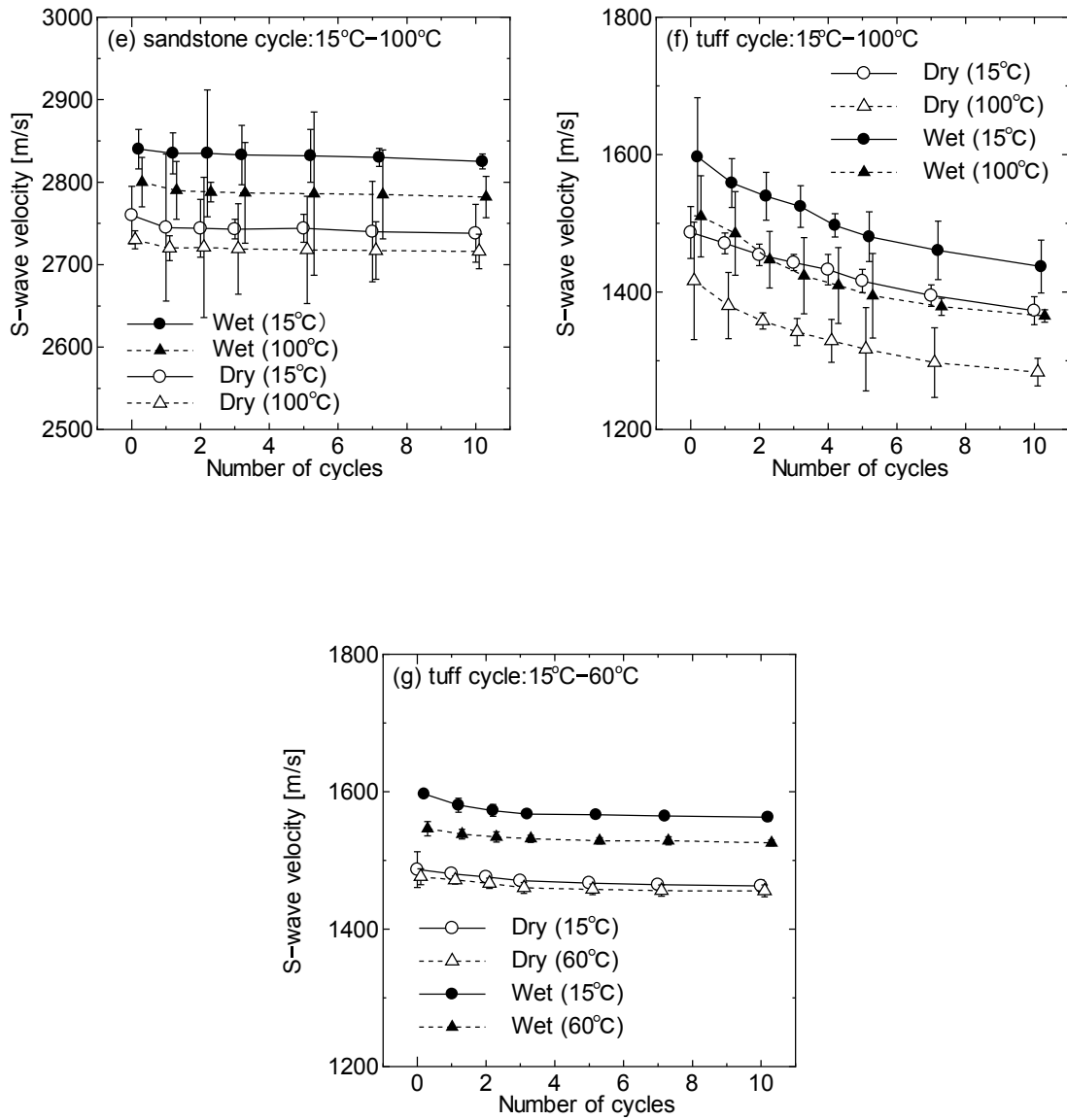


Fig. 3.19 (continued) S-wave velocity after undergoing thermal hysteresis of high temperature: (e) sandstone, (f) tuff, (g) tuff (temperature range: 15 °C-60 °C).

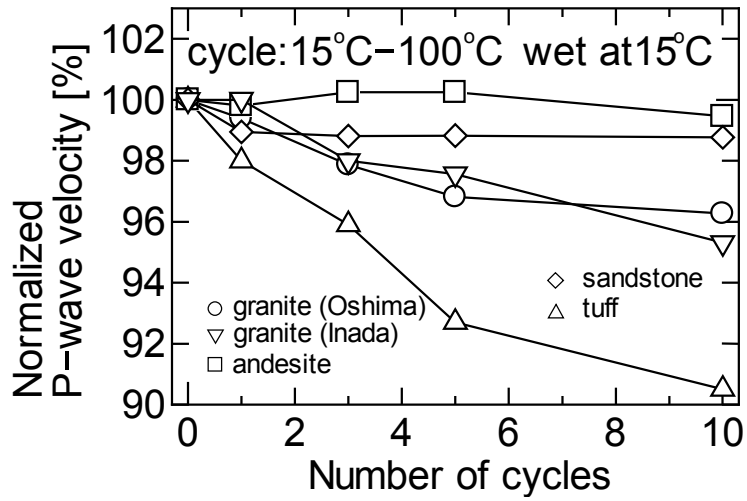


Fig. 3.20 Normalized P-wave velocity undergoing thermal hysteresis of high temperature.

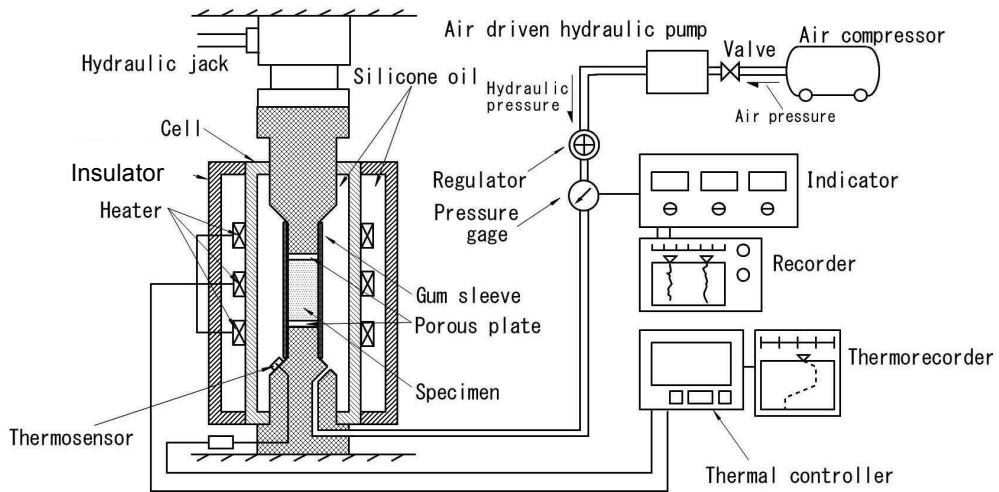


Fig. 3.21 Schematic diagram of thermal cycle apparatus under controlled pressure condition.

中央と上下部との温度差も ± 1 °C 以内であった。温度履歴の与え方は熱サイクル試験装置を用いて温度履歴を与える場合と同様に、昇温・降温速度は、熱衝撃を避けるために 1.0 °C/min とした。また、所定の温度に達した後の保温時間は 60 分間とした。試料は大島花崗岩の Wet の供試体を用い、拘束圧の条件は 20 MPa および 40 MPa とし 10 回の温度履歴を与えた。

温度履歴を与えた後、三軸セルから供試体を取り出し 15 °C および 100 °C の条件にて一軸圧縮試験、圧裂引張試験、弾性波伝播速度測定を実施した。各試験、各条件とも供試体数は 3 個とした。

3.4.2. 実験結果および考察

Fig. 3.22 に温度履歴を受けていない 15 °C の条件で行った実験値で正規化した値と温度履歴時の拘束圧との関係を示す。圧縮強さは拘束圧の増加に伴い増加している。これは、拘束圧により温度上昇によるマイクロクラックの助長・拡大が抑えられたためであると考えられる。拘束圧がない状態では 15 °C での一軸圧縮強さは温度履歴により 85 %程度まで低下しているが、40 MPa の拘束圧下で温度履歴を受けた場合は 90 %程度であり、強度低下が抑制されている。圧裂引張強さも同様の傾向が得られ、40 MPa の拘束圧では 90 %以上の値を示した。接線弾性係数およびポアソン比も同様の傾向を示している。両者は拘束圧を作用させない場合でも 90 %以上の値を示しているが、40 MPa の拘束圧が作用した場合には 5 %以内の低下に留まっている。弾性波伝播速度もこれらの結果と同様の傾向を示し、一軸圧縮試験、圧裂引張試験の結果を裏付けているものと考えられる。

3.5. 温度履歴回数と強度・変形特性に関する検討

高温の温度履歴を受ける岩石の強度・変形特性について、10 回の履歴までの範囲で検討を実施し、強度・変形特性は温度履歴回数の増加に伴い値が低下し、収束する傾向が得られた。また、履歴に伴う熱膨張ひずみの残留値や弾性波伝播速度においても同様に収束する傾向がうかがえる。ここでは、温度履歴回数を最高 50 回まで範囲を拡大し、岩石供試体に温度履歴を与え、その後 15 °C の条件にて一軸圧縮試験、弾性波伝播速度測定を実施し、強度・変形特性の変化を検討した。岩石は大島花崗岩を Dry 状態で使用し、各試験、各条件とも供試体数は 3 個とした。

Fig. 3.23 に温度履歴を受けていない 15 °C の条件で行った実験値で正規化した値と温度

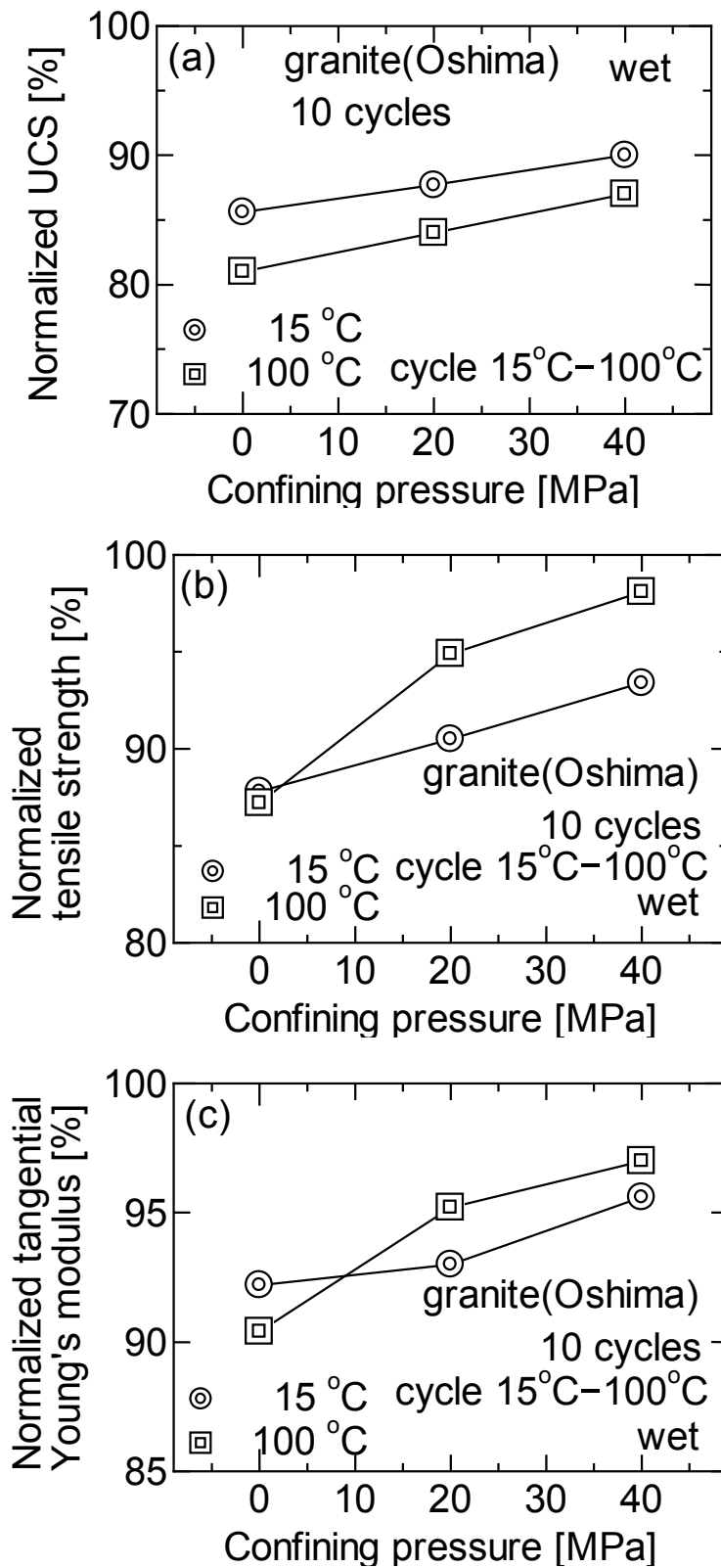


Fig. 3.22 Normalized physical properties after undergoing thermal hysteresis under controlled confining pressure conditions: (a) UCS, (b) tensile strength, (c) tangential Young's modulus.

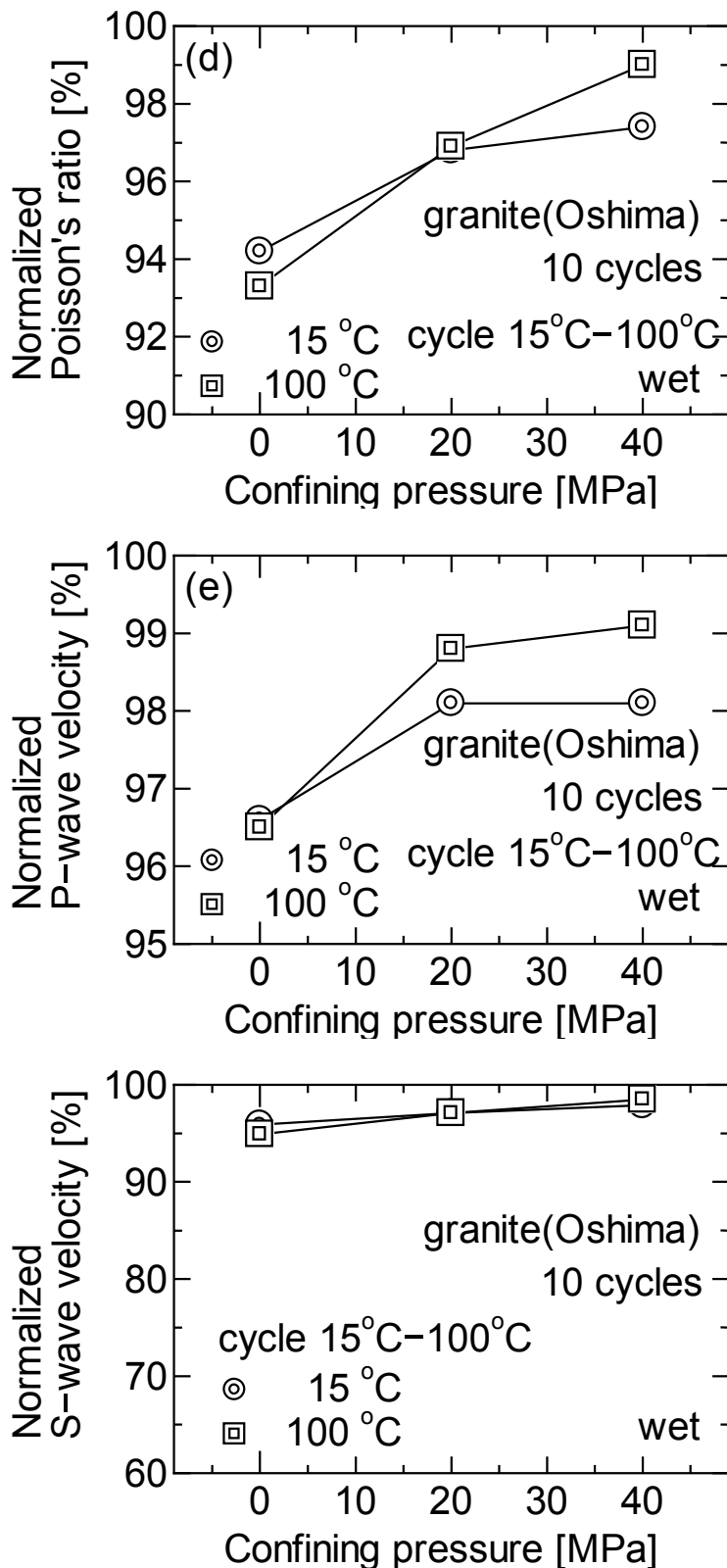


Fig. 3.22 (continued) Normalized physical properties after undergoing thermal hysteresis under controlled confining pressure conditions: (d) Poisson's ratio, (e) P-wave velocity, (f) S-wave velocity.

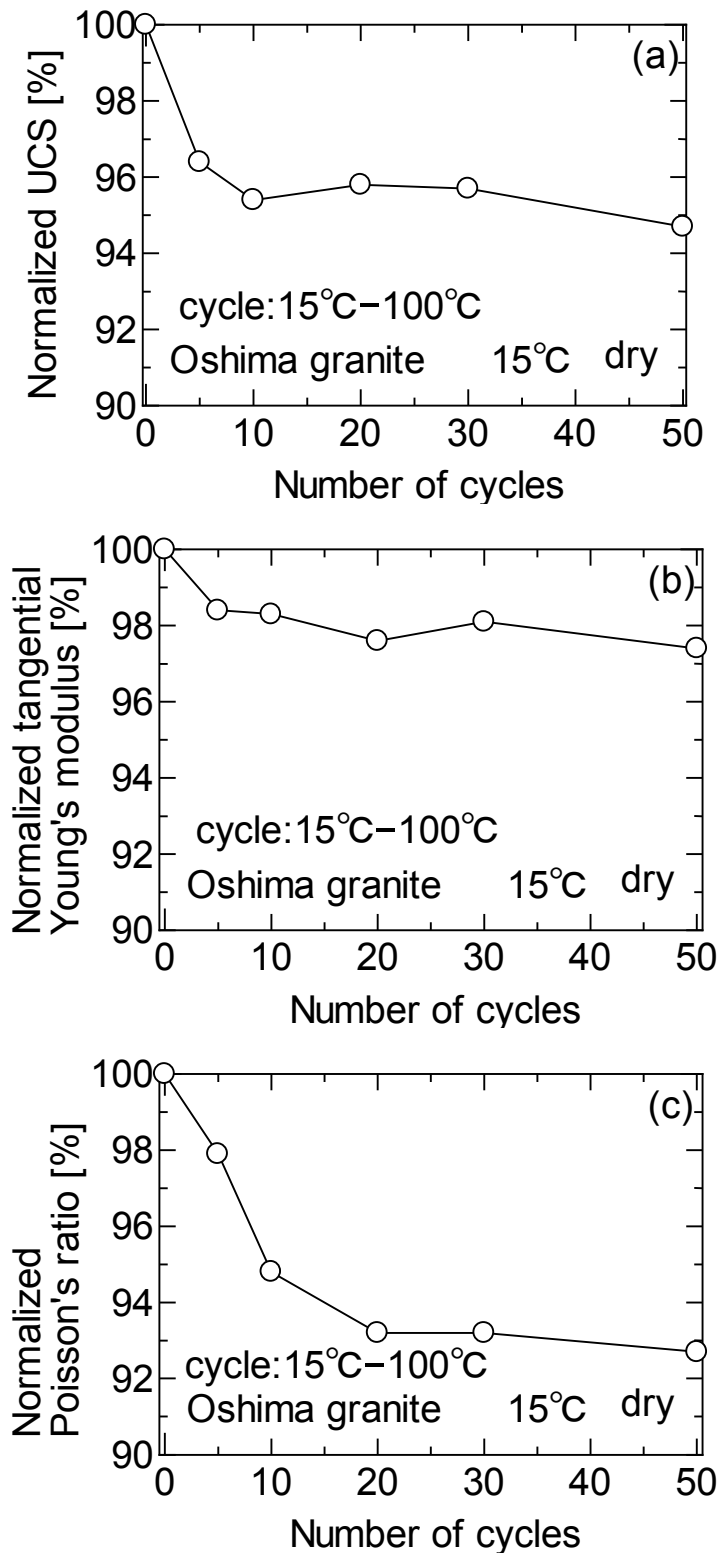


Fig. 3.23 Normalized physical properties after undergoing thermal hysteresis: (a) UCS, (b) tangential Young's modulus, (c) Poisson's ratio.

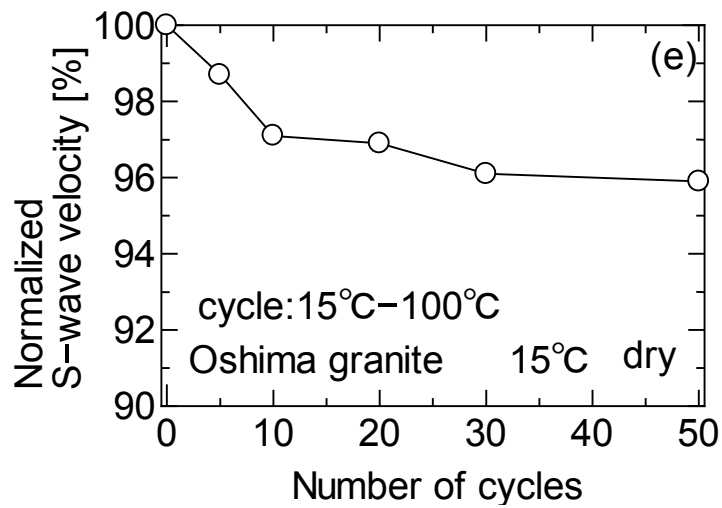
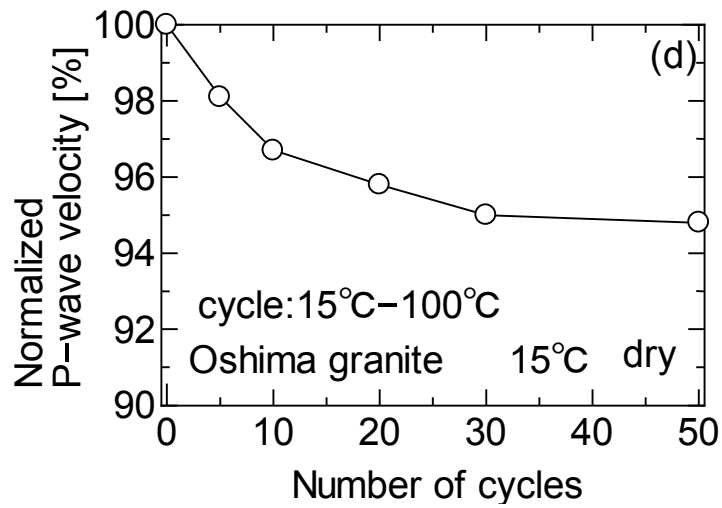


Fig. 3.23 (continued) Normalized physical properties after undergoing thermal hysteresis: (d) P-wave velocity, (e) S-wave velocity.

履歴回数との関係を示す。一軸圧縮強さは10回の履歴で96%、50回では95%であり、一定値に収束していることがわかる。接線弾性係数の値も同様の傾向を示している。ポアソン比は20回程度まで低下の傾向がみられる。弾性波伝播速度は10回までの低下割合は大きく、その後の低下は緩やかとなっている。以上の結果から今回の温度履歴を与える条件では、10回~20回程度の温度履歴で強度・変形特性は収束値を示すことがうかがえる。

3.6. 乾燥・湿潤の繰り返しによる強度変化

今回の温度履歴実験は、供試体の水分量は変化しない条件にて実施している。これは水分が岩石内の空隙を出入りする際に、マイクロクラックの発生および拡大により岩石の強度が低下することが予想されるためである。この影響を調べるために、一度Dryに処理した大島花崗岩および稲田花崗岩をWetに処理し、さらにもう一度Dryに処理（ここではDry'と呼ぶことにする）した供試体を用意して室温下における一軸圧縮強度試験を行った。

Fig. 3.24に結果を示す。両岩石ともにDry'の値はDryの値よりもわずかながら低下している。乾燥・湿潤を繰り返すことにより大島花崗岩においては約1.6%、稲田花崗岩においては約0.9%強度が低下し、水分の出入りによりマイクロクラックが増加および拡大していることがうかがえた。

3.7. 構成鉱物粒子の観察

これまでの実験により高温の温度履歴を受けた岩石は履歴回数の増加に伴って強度が低下することが示された。岩石には無数の潜在的クラックが存在しており、その一つ一つは、その形、大きさ、方向等が異なるものと考えられる。岩石に力が加わるとクラックには応力集中が生じ、その多数存在するクラックのうち、最も大きな応力集中を受けたものから破壊を始めると考えられる。従って、履歴回数の増加によって強度が低下するということは、このような応力集中を受けやすいクラックが増加しているということと考えられる。このようなクラックが熱履歴によって生じていることを明らかにするため、表面拡大装置を用いて岩石の組織の観察を行った。供試体は $\phi 30 \times 0.5 \sim 3$ mm程度のものを用意し、温度履歴は前述の実験と同じように与えた。

Fig. 3.25に履歴を受ける前後の花崗岩の表面拡大写真を示す。温度履歴後ではクラックの拡大や新たなクラックが生じていることが確認できる。鉱物粒子の大きさ、配置および

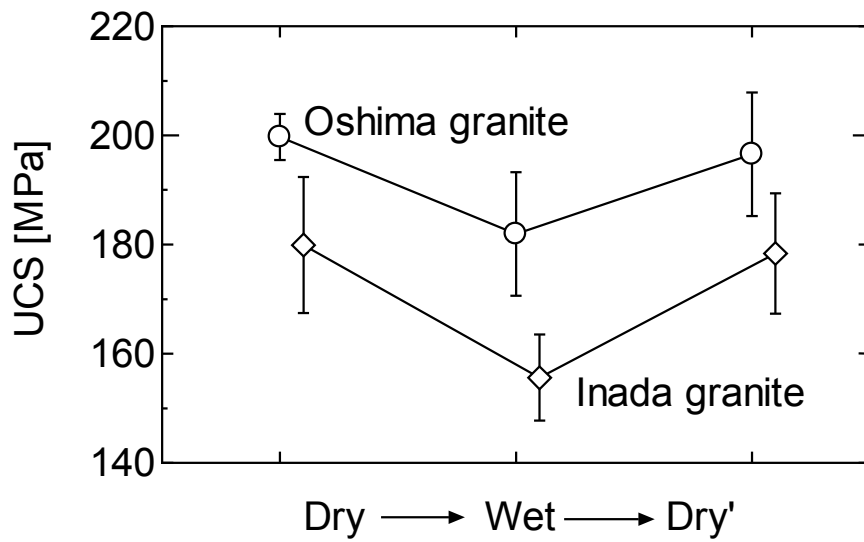


Fig. 3.24 Effect of drying on uniaxial compressive strength of granite.

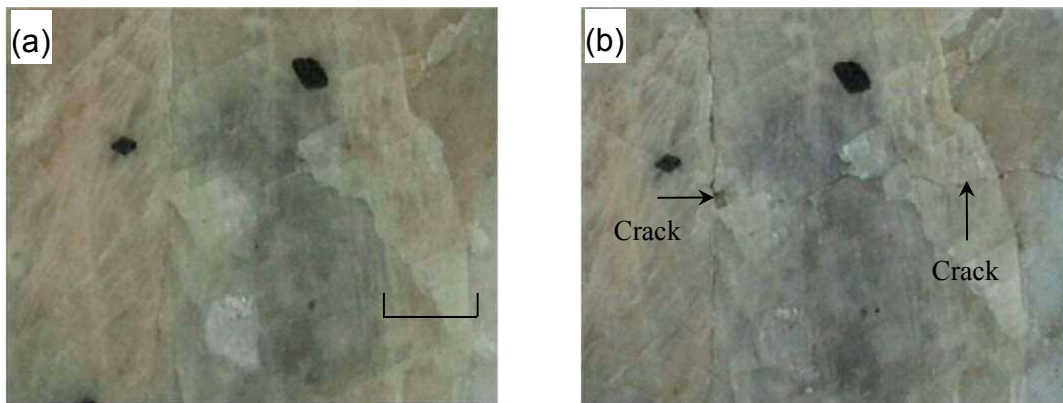


Fig. 3.25 Enlarged view of granite specimen's surface: (a) before undergoing thermal hysteresis, (b) after undergoing thermal hysteresis.

初期のクラックの状態により、どのようにクラックが生じるかは異なるものと考えられ、ここに示したものは現象の一例として示したものである。

3.8. X線回折法による構成鉱物粒子の結晶軸の温度変化

温度変化に伴う構成鉱物粒子の結晶軸の長さの変化を調べるために、X線回折法を用いた。X線回折法により、鉱物を形成している原子や分子の格子定数を精密に測定でき、温度変化による鉱物の結晶軸の膨張や収縮を求めることができる。

ここでは、大島花崗岩を用いて花崗岩の主鉱物である石英、長石および雲母の各鉱物に着目し、昇温時における結晶軸の長さの変化を求めた。つぎに熱履歴を受けた際の各鉱物の結晶軸の長さの変化を求めた。昇温速度は前述の実験と同じように1°C/minとした。測定温度は20°C、40°C、60°C、80°Cおよび100°Cとした。

昇温時における各鉱物の結晶軸の長さの変化を Fig. 3.26 に示す。得られた結果から、各鉱物とも温度が上昇するとともに結晶軸も膨張していることがわかる。膨張率が大きいのは石英の a 軸および c 軸であり、ついで雲母の b 軸である。同一鉱物であっても結晶軸により膨張率も異なるという結果も得られた。雲母においては温度上昇に伴う熱膨張率は b 軸が最も大きく、ついで c 軸であり、a 軸は最も小さくなっている。以上の結果により、大島花崗岩を昇温させた場合、石英と雲母、特に石英の a, c 軸と雲母の b 軸とが接触している境界面にマイクロクラックが生じやすいと推察される。前節の構成粒子の観察では温度履歴に伴うマイクロクラックの発生が観察されたが、このように膨張率の違いが大きい軸間でクラックが発生しやすくなっていることまでは確認できておらず、今後の課題である。

100°Cの温度履歴を受けて20°Cに戻った際の各鉱物の結晶軸の長さの変化を Fig. 3.27 に示す。履歴は前述の実験で与えたものと同様にした。履歴を与えて室温にまで冷却した場合、各鉱物の結晶軸の長さは、履歴の前後ではほぼ変化がないことがうかがえる。この結果より、今回の温度幅では結晶単位での履歴に伴う残留ひずみは非常に小さいことが推察される。このことから、履歴に伴って発生する岩石中のマイクロクラックは鉱物の結晶単位で発生するのではなく、粒子間または強度の弱い粒子において発生していることが推測される。ただし、今回の実験では、粉末試料を用いてX線回折を行ったため、結晶軸は拘束を受けずにある程度自由に膨張・収縮しており、拘束条件下の観察も必要であると考えられる。

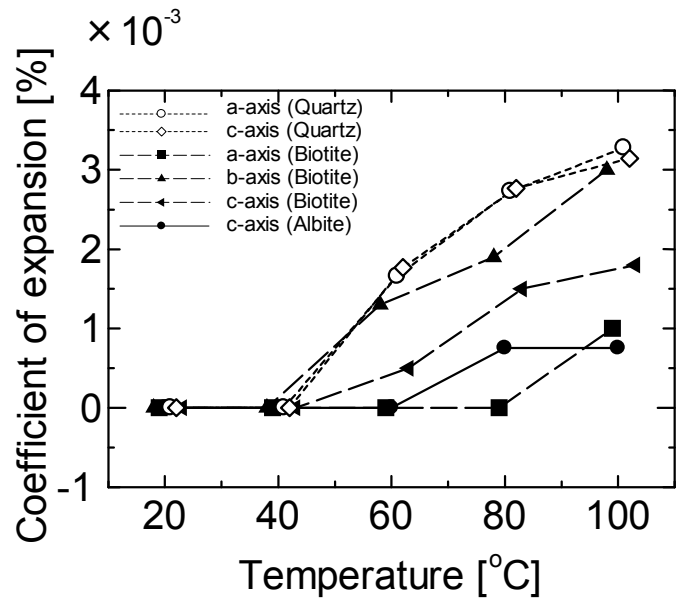


Fig. 3.26 Coefficient of expansion of minerals at high temperature.

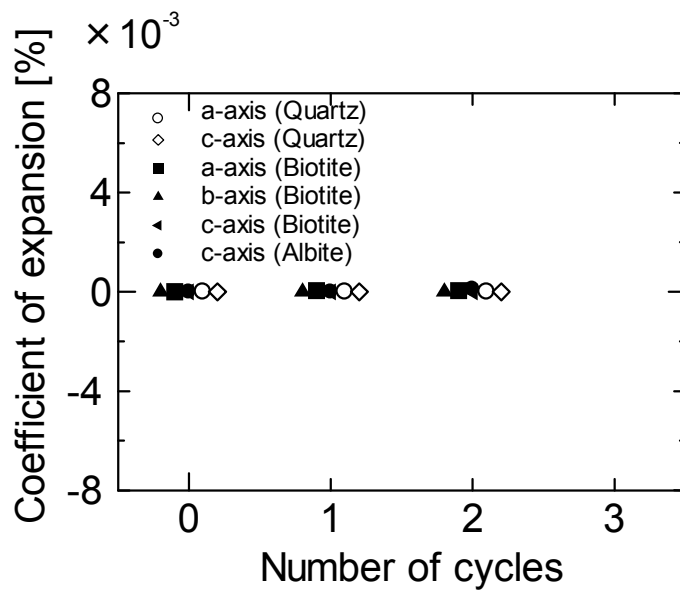


Fig. 3.27 Relationship between coefficient of expansion of minerals and number of cycles.

3.9. 結 言

本章では、5種類の岩石を用いて熱サイクル試験装置にて岩石供試体に高温の温度履歴を与えた後、室温下および高温下において一軸圧縮試験および圧裂引張試験を実施し、強度および弾性係数やポアソン比などの変形特性を求めた。また、温度履歴に伴う熱膨張ひずみや弾性波伝播速度の変化を求めた、さらに拘束圧下で温度履歴を与えた場合の岩石物性も求めた。これらの結果から履歴温度幅、履歴回数、雰囲気温度等の温度条件や拘束圧、また、岩石の空隙率、含水状態等の岩石の物理的性質が強度・変形特性に及ぼす影響について考察した。さらに、構成鉱物粒子の観察、X線回折法による構成鉱物粒子の結晶軸の温度変化を求め、岩石の強度・変形特性に与える温度履歴の影響について検討した。

本章で得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 岩石の圧縮および引張強度は温度履歴回数が増加するのに伴い小さくなる。しかし、強度の減少の割合は温度履歴回数が増加するのに伴い小さくなり、ある値へ収束する傾向がうかがえる。また、温度履歴幅が大きい方が強度低下も大きい。
- (2) 接線弾性係数も温度履歴回数が増加するのに伴い減少の傾向があり、ポアソン比は大きな変化はみられなかったが、同様の傾向にある。
- (3) 温度履歴に伴う試料のひずみを測定した結果、温度履歴を受け室温に戻した場合には元のひずみの値にはならず、残留ひずみがみられた。しかし、温度履歴回数が増加するのに伴い残留ひずみは無限に増大するのではなく一定値に収束することがうかがえる。
- (4) 温度履歴を受けると岩石の弾性波伝播速度は低下するが、温度履歴回数が増加するのに伴い弾性波伝播速度の低下の割合は減少し、ある一定値に収束する傾向がみられた。
- (5) 拘束圧下では温度履歴の影響が小さく、強度・変形特性の低下の割合も減少する。
- (6) 顕微鏡観察およびX線回折の結果、岩石が温度履歴を受けると構成鉱物粒子の膨張率の違いによりクラックが拡大・増加するものと推察される。

参考文献

- 1) 外尾善次郎, 高島啓行: 高温における岩石の強度に関する研究 (第1報), 日本鉱業会誌, Vol. 84, pp. 1071-1076, 1968.
- 2) 外尾善次郎, 大村昭士: 岩石の高温特性, 日本鉱業会誌, Vol. 85, pp. 771-776, 1969.
- 3) 厨川道雄, 三沢茂夫, 速水博秀, 金子直樹: くさび形ビットおよびローラカッタによる高温岩石の破壊について 機械掘削における岩石の破壊機構について 第4報, 日本鉱業会誌, Vol. 94, No. 1080, pp. 69-76, 1978.
- 4) 幾世橋広, 京宗輔, 石浜渉: 模擬岩石の熱破碎に及ぼす岩石温度の影響 高速水噴流による高温岩体の破碎に関する研究, 日本鉱業会誌, Vol. 94, No. 1086, pp. 515-521, 1978.
- 5) 江原昭次, 柳谷俊, 寺田孚: 加熱・冷却にともなう大島花崗岩の AE と熱膨張, 材料, Vol. 35, No. 392, pp. 490-495, 1986.
- 6) 速水博秀, 小林秀男, 松永烈: 冷却法による高温岩石の熱応力破壊に関する研究, 日本鉱業会誌, Vol. 93, No. 1077, pp. 863-868, 1977.
- 7) 速水博秀, 小林秀男, 松永烈: 熱応力による高温岩石の破壊に関する研究, 採鉱と保安, Vol. 24, No. 1, pp. 13-22, 1978.
- 8) 松永烈, 小林秀男, 速水博秀: 熱履歴を与えた岩石の水圧破碎, 採鉱と保安, Vol. 25, No. 6, pp. 293-302, 1979.
- 9) 江原昭次, 柳谷俊, 寺田孚: 岩石の P 波速度に及ぼす温度の影響, 材料, Vol. 35, No. 398, pp. 1291-1297, 1986.
- 10) 喜多治之, 佐藤稔紀, 辻上博司, 陳友晴, 西山孝, 金子勝比古: 温度履歴に伴う砂岩の間隙構造の変化, 資源と素材, Vol. 116, No. 8, pp. 656-661, 2000.
- 11) 林為人, 中村敏明, 高橋学: 稲田花崗岩の熱特性, 超音波速度, 強度および変形特性の異方性, 応用地質, Vol. 44, No. 3, pp. 175-187, 2003.
- 12) 陳友晴, 前西遼: 温度履歴試験に供した花崗岩中のマイクロクラック分布の変化, Journal of MMIJ, Vol. 129, pp. 499-505, 2013.
- 13) 林為人, 高橋学: 高温履歴を有する稲田花崗岩の透水係数と等価管路モデルに基づく評価, 応用地質, Vol. 40, No. 1, pp. 25-35, 1999.

- 14) S. Chaki, M. Takarli, W. P. Agbodjan; Influence of thermal damage on physical properties of a granite rock: Porosity, permeability and ultrasonic wave evolutions, *Construction and Building Materials*, Vol. 22, pp. 1456-1461, 2008.
- 15) 江原昭次, 柳谷俊, 寺田孚 : 低温で熱サイクルを受ける岩石の弾性定数について, 材料, Vol. 35, No. 398, pp. 1298-1303, 1986.
- 16) 京谷孝史, 白 鏞, 恩田千早 : 多孔質軟岩 (大谷石) の凍結融解による力学特性劣化の定量的把握について, 土木学会論文集, No. 652/III-51, pp. 103-114, 2000.
- 17) 山本清仁, 小林晃, 藤居宏一 : 凍結融解の影響による岩石の力学定数の変化, 土木学会論文集, No. 666/III-53, pp. 35-44, 2000.
- 18) 陳天城, 森訓保, 後藤隆司, 鈴木輝之, 平松雅宏 : 凍結融解による含水状態の溶結凝灰岩のクラック発生過程に関する研究, 資源と素材, Vol. 116, No. 1, pp. 7-12, 2000.
- 19) 平野勇, 菊地宏吉, 水戸義忠, 貞弘丈佳, 小池淳子, 馬場正弘 : 白亜紀北九州花崗岩の凍結融解試験による風化予測式, 材料, Vol. 49, No. 9, pp. 1050-1057, 2000.
- 20) 根岸正充 : 凍結融解作用による微小き裂を用いて岩盤のせん断強度を推定する試法, 応用地質, Vol. 21, No. 4, pp. 181-194, 1980.
- 21) 中村康夫 : 凍結融解による岩石の破壊過程—破壊サイクルの分布特性—, 応用地質, Vol. 22, No. 4, pp. 317-327, 1981.
- 22) 北川修三, 川上義輝 : 地山凍結によるトンネルの変状, 応用地質, Vol. 25, No. 2, pp. 59-65, 1984.
- 23) 中村康夫, 石塚克己 : 岩石の耐久性試験の比較, 応用地質, Vol. 25, No. 4, pp. 171-181, 1984.
- 24) 北川修三, 川上義輝 : 凍上試験による地山の凍上性の判定, 応用地質, Vol. 27, No. 2, pp. 61-70, 1986.
- 25) 石山宏二, 渡辺邦夫, 山辺正, 野本寿 : 低温熱環境下における岩盤の温度分布特性—釜石鉱山における岩盤凍結融解試験—, 応用地質, Vol. 37, No. 2, pp. 84-92, 1996.
- 26) Yoshinori INADA, Naoki KINOSHITA, Akira EBISAWA & Shinji GOMI; Strength and deformation characteristics of rocks after undergoing thermal hysteresis of high and low temperatures, *Int. J. Rock Mech. & Min. Sci.*, Vol. 34, pp. 585-594, 1997.
- 27) 稲田善紀, 木下尚樹 : 高温・低温の温度履歴を受けた花崗岩および凝灰岩の強度・変形特性について, 材料, Vol. 48, No. 4, pp. 334-340, 1999.

- 28) 稲田善紀, 木下尚樹 : 高温・低温の温度履歴を受ける岩盤空洞の熱的挙動, 材料, Vol. 51, No. 3, pp. 333-337, 2002.
- 29) Sydney P. Clark JR. Editor; Handbook of Physical Constants, p. 78, Geological Society of America, 1966.

第 4 章

岩石の力学特性の経時変化

4.1. 緒 言

熱環境下の岩盤空洞においては、周辺岩盤が熱・水・応力の影響を長期に渡り受ける。そのため、これらの相互作用が影響を及ぼし、岩石の力学特性が経時的に変化するものと考えられる。これまで第 2 章では岩石の力学特性に及ぼす熱の影響について、また、第 3 章では熱の繰り返しの影響について述べたが、本章では熱・水・応力の影響を受ける岩石の力学特性の時間経過に伴う変化について検討する。

岩石の時間依存性挙動を把握する実験として、一般的にはクリープ試験がよく実施されている。しかし、温度依存性を考慮したクリープ現象の検討例は多くない¹⁻⁷⁾。地球科学分野では、温度 1000 °C、拘束圧 600 MPa 程度までの高温・高圧環境下における岩石のクリープ特性について検討がなされている¹⁻⁴⁾。また、そこまでの高温条件でない場合でも、150 °C までの環境での岩石からの脱水によるクリープ特性変化についての報告⁵⁾や他の岩石物性を論じる中でクリープについて極一部が述べられている場合⁶⁾、高温乾燥状態のクリープ特性の報告⁷⁾などがあるが、岩石のクリープ特性の温度依存性が十分に把握されているとは言い難い。これまで述べてきたように本研究では 100 °C 以下の湿潤状態の岩石物性に着目している。そこで、専用高温セルを作製し、湿潤高温下における一軸圧縮クリープ試験を実施し、クリープ現象に及ぼす温度の影響について検討した。また、実験結果からクリープ現象を表す Burgers model および Norton 方程式⁸⁾における諸定数を算定し、これらの値からも温度の影響について検討した。

一方で、熱環境下の岩盤空洞においては周辺岩盤が常に地下水に曝されているため、熱・水の相互作用を長期に渡り受けることとなる。塩水中に結晶質岩石を 90 日間浸漬させた場合、弾性係数は 10 % 程度、圧縮強さは 20 % 程度減少するという報告もあり⁹⁾、地下水中に岩石中の鉱物が溶解する等の化学作用が生じ、これにさらに熱の影響が加わることにより、岩盤や岩石の力学特性が時間と共に変化することが予想される。そこで、高温下において岩石の浸漬試験を実施して、浸漬による力学特性の変化について検討した。また、浸漬水中に溶解した元素の定量分析を実施し、力学特性変化に及ぼす化学作用である鉱物溶解現象の影響について考察した。さらに、実験結果から強度の長期予測評価を試みた¹⁰⁾。

4.2. クリープ特性

熱水の岩盤空洞貯蔵において施設の数十年単位の運用を想定した場合、空洞の安定性を検討するためには、短期的な安定性に加えて岩石の時間依存性挙動であるクリープ変形を考慮した安定性評価が必要であると考えられる。本節では、高温下における岩石の一軸圧縮クリープ試験を実施し、温度によるクリープ挙動への影響について検討した。

4.2.1. 実験方法

(1) 実験に使用した岩石試料

本実験に用いた岩石は、花崗岩（愛媛県今治市産）および砂岩（島根県松江市産）である。Table 4.1 に各岩石の物理的性質を示す。砂岩の空隙率は20%，湿潤状態での飽和度は99%で水が浸入しやすい程度の空隙径が多いことが予想される。一般に岩石は不均質な物質であり節理や層理が存在しているため、岩石ブロックの弾性波伝播速度を測定することによりこれらの面を推定し、花崗岩では rift plane に垂直となる方向にコアドリルで試料を採取した。また、堆積岩である砂岩についても堆積層に対して平行となる方向にコアドリルで試料を採取した。これらの岩石試料を $\phi 2.5 \times 5.0$ cm に整形したものを実験に使用した。供試体端面の平行度および平坦度は5/100 mm 以内とした。

供試体は室内で約1週間自然乾燥させた後デシケータ内でさらに1週間以上乾燥させた。以下、この状態の供試体を Dry と呼ぶ。さらに、Dry の試料を真空状態にしたまま蒸留水で湿潤状態にし、さらに水中の気泡が岩石表面に付着して水が試料内に浸入するのを妨げないように真空を併用して5時間脱気した。以下、この状態の供試体を Wet と呼ぶ。

(2) 高温下における一軸圧縮クリープ試験

実験に用いた試験装置は定格荷重100 kNの油圧サーボ式試験装置である。Fig. 4.1 に高温下における一軸圧縮クリープ試験の概念図を示す。熱水を地山岩盤内に貯蔵した場合、周辺岩盤はその熱水により湿潤状態にあり、加えて地下水の影響を考慮する必要があることから、Wet の状態でクリープ試験を行うことが望ましいと考えられる。そこで、サーボ式試験装置に取り付けられる専用の鋼製セルを作製し、それを用いてセル内に蒸留水を循環させ、常に供試体が水中にある状態で実験を行った。

さらに、断熱セル内の水温を一定に制御する必要があることから、実験用ヒーターを使用し水の温度を一定にし、ポンプでセル内に水を送り、熱源とセル内の水を常に循環させ

Table 4.1 Physical properties of rocks used for the tests.

Rocks	Porosity [%]	Moisture content ratio [%]	Degree of saturation [%]	Bulk specific gravity	True specific gravity
Granite (dry)	0.80	0.09	28.54	2.65	2.67
Granite (wet)	0.80	0.24	81.32	2.65	2.67
Sandstone (dry)	20.03	4.88	11.06	2.19	2.55
Sandstone (wet)	20.03	10.75	98.82	2.21	2.55

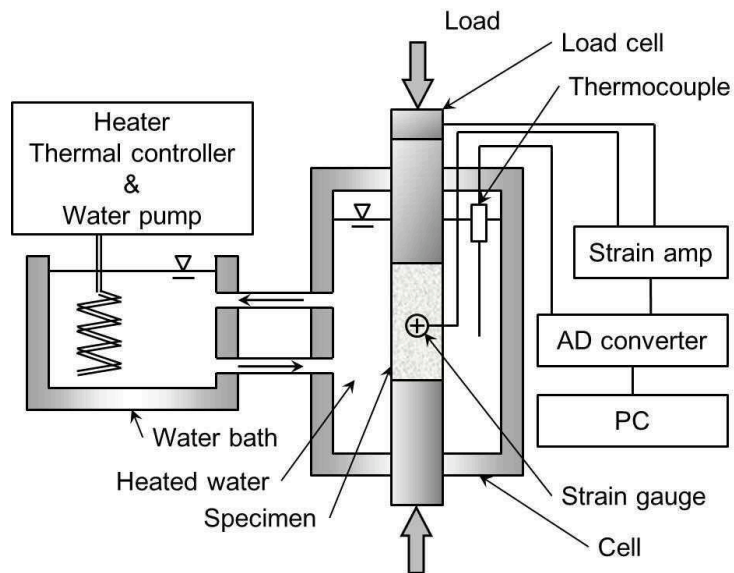


Fig. 4.1 Schematic diagram of uniaxial creep experiment at high temperatures.

ることで、一定の水温を保つようにした。実験中の制御温度とセル内温度の差は ± 1 °C であった。実験は室温(20 °C)と高温(90 °C)の2種類の温度の下で行った。

クリープ試験を実施するにあたり、応力レベルの目安となる岩石の一軸圧縮強さを推定するために、油圧式サーボ試験装置を用いて一軸圧縮試験を行った。一軸圧縮試験に用いた供試体は、花崗岩、砂岩ともに寸法、弾性波伝播速度にばらつきのない3本をそれぞれ選定した。荷重速度については応力速度で0.44 MPa/sとした。また、加熱速度は第2章および第3章と同様に熱衝撃の影響を受けない1 °C/minとした。さらに設定温度と供試体表面、中心の温度差が ± 0.2 °C以内で安定していると確認できる時間として、60分間の保温を行った後実験を開始し、実験中も所定の温度で保温した。

一軸圧縮クリープ試験においても、1 °C/minで加熱し、保温した。クリープ荷重は室温下および高温下それぞれの温度における一軸圧縮強さの90%とした。クリープ試験では瞬時に載荷することになっているが、使用する実験装置の機構上、厳密な瞬時の載荷は困難であったため、一軸圧縮試験と同様の0.44 MPa/sで載荷し、所定のクリープ荷重を保持した。後述する瞬間ひずみはこの条件で測定されたものである。

一軸圧縮試験、クリープ試験共に応力は供試体の上部に設置したロードセルにより供試体に作用している荷重を測定し、これを供試体の初期断面積で除すことにより求めた。ここで、クリープ試験で最も重要となるのは供試体の軸ひずみの測定である。通常一軸圧縮試験などではサーボ試験機に搭載された軸変位計により供試体変位を測定することも可能である。しかし、この軸変位計はサーボシリンダー変位を計測しているため、試験機を設置している室内温度の影響を受ける。室内は空調により温度を管理しているが、一日の温度変化が平均でも2 °C程度生じ、試験機自体が熱膨張・収縮するため軸変位計に影響を及ぼす。そのため、長期間に渡り供試体のわずかな変位を計測するのは困難であった。そのため、セル内で温度管理されている供試体のひずみを直接計測することとした。20 °Cでの実験においてもセル内で実験を実施したのもこの理由からである。試験中の軸ひずみは供試体の中央部に対角状に貼り付けられた2枚のひずみゲージにより測定し、それぞれの平均値をとることとした。なお、ひずみゲージをセル内の水分から保護するために、供試体にひずみゲージを貼り付けた上に、シリコンを塗布した。さらに、砂岩に関しては、ひずみゲージを供試体に直接貼り付けると、圧縮試験中に岩石自体から出る水分によりひずみゲージに影響を及ぼす場合が見受けられたため、ゲージ貼付前に下地を塗り、その上にゲージを貼ることで防水処理した。ただし、ひずみゲージによる測定では、ゲージ貼付部分

の局所的なひずみの測定となる。特に3次クリープでは局所的にひずみが集中するとの報告もあり^{11,12)}、本方法では3次クリープにおける正確なひずみ測定ができない可能性は含んでいる。セル内温度センサー、ロードセル、ひずみゲージおよびサーボ式試験本体の変位計の出力はAD変換器を通してデータロガー(PC)に記録した。

4.2.2. 実験結果および考察

Table 4.2 に使用した Wet 試料の一軸圧縮試験結果を示す。高温下では室温下に比べて、両岩石共に一軸圧縮強度と弾性係数が低下する傾向がみられた。花崗岩の20℃および90℃における一軸圧縮強さはそれぞれ164 MPa, 145 MPa, 最大荷重の30%付近における接線弾性係数はそれぞれ60 GPa, 58 GPa, 砂岩のそれらはそれぞれ20 MPa, 17 MPa, 10 GPa, 7 GPa で両者の力学定数には大きな違いがある。

実験より得られた花崗岩および砂岩の典型的な縦ひずみと時間の関係を Fig. 4.2 に示す。今回の実験では、花崗岩は3次クリープに至り破壊したものと、破壊まで至らなかったものが存在するが、図中には破壊に至った実験結果のみを示している。両方の温度において破壊した砂岩では、破壊するまでの時間は同温度の条件においてもばらつきが大きかったが、温度が高くなると破壊までの時間が短くなる傾向がみられた。また、3次クリープは正確に計測できていない試験も存在した。

Fig. 4.3 は代表的な結果を選び、花崗岩および砂岩のひずみ速度と時間の関係を両対数で表したものである。初期の時間には直線的にひずみ速度が減少し、次第にひずみ速度が一定となり、その後急激に増加している。ひずみ速度が減少していく1次クリープ領域においてはひずみ速度とクリープ時間の両対数関係はほぼ直線になる傾向がみられた。最小二乗法により求めた1次クリープにおける勾配は花崗岩では20℃で-0.88, 90℃では-0.86, 砂岩ではそれぞれ, -0.95, -0.97 である。また、最小ひずみ速度は花崗岩では20℃で $1.07 \times 10^{-10} \text{ s}^{-1}$, 20℃では $1.06 \times 10^{-9} \text{ s}^{-1}$, 砂岩ではそれぞれ, $4.01 \times 10^{-10} \text{ s}^{-1}$, $1.23 \times 10^{-9} \text{ s}^{-1}$ である。1次クリープ領域では花崗岩, 砂岩共にそれぞれ温度による差異はほとんどみられず、温度の影響は小さい。最小ひずみ速度は、両岩石共に90℃では20℃と比較して約10倍程度である。

20℃, 90℃ともに破壊に至った砂岩の時間とひずみ速度の両対数関係では、3次クリープ領域においてひずみ速度が急激に増加し、勾配が垂直に近くなる。そこで、破壊が起こるまでの時間(寿命) t_F と任意の時刻(経過時間) t との差を、残存寿命 T と定義して¹³⁾,

Table 4.2 Mechanical properties of rocks used for the tests.

Rocks	Temperature [°C]	UCS [MPa]	Tangential Young's modulus [GPa]
Granite (wet)	20	164	60
Granite (wet)	90	145	58
Sandstone (wet)	20	20	10
Sandstone (wet)	90	17	7

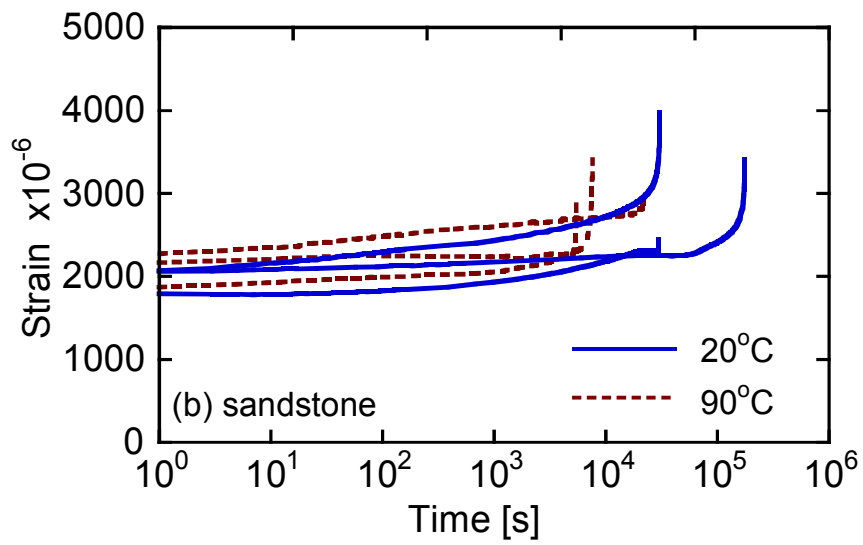
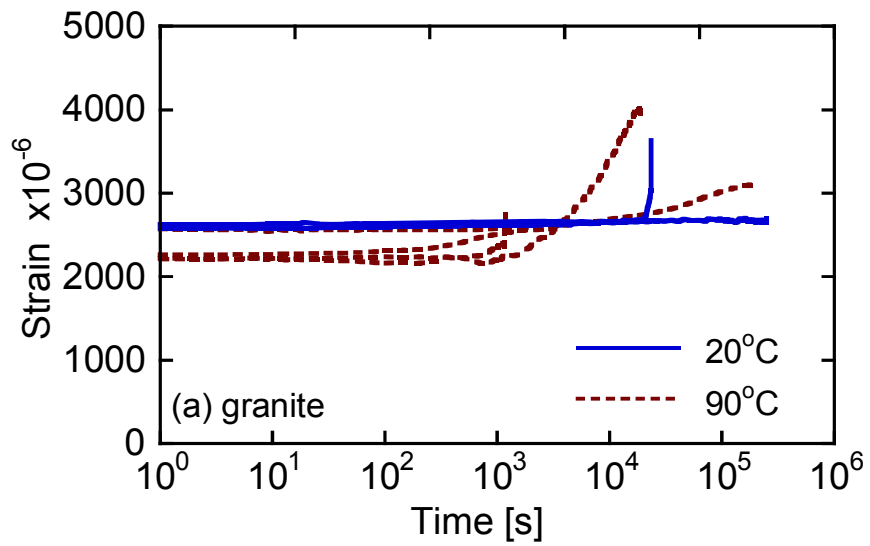


Fig. 4.2 Relationship between time and strain: (a) granite, (b) sandstone.

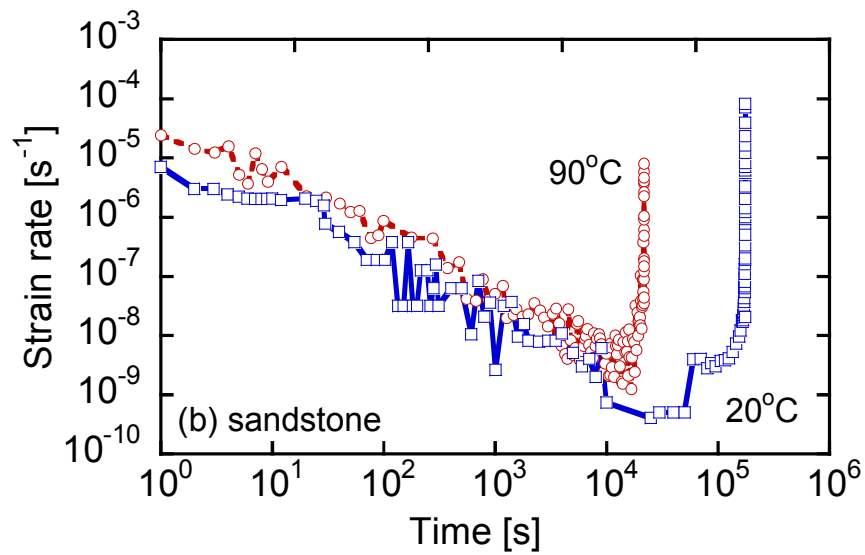
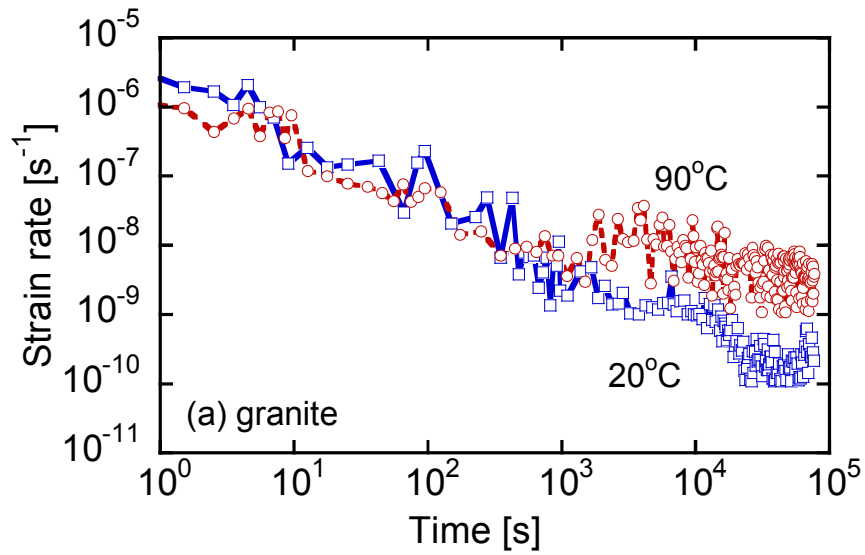


Fig. 4.3 Relationship between time and strain rate: (a) granite, (b) sandstone.

残存寿命 T とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の両対数関係を示したものが Fig. 4.4 である。残存寿命が小さくなるに従い、すなわち破壊に近付くと、ひずみ速度が次第に増加していることがわかる。花崗岩ではひずみ速度が乱れており明確な関係は得られていない。一方で砂岩では、残存寿命とひずみ速度の間には、両対数上でほぼ直線関係がみられる。この場合も温度による変化はほとんどみられなかった。

以上の結果より、岩石の一軸圧縮クリープ特性は1次クリープ領域および3次クリープ領域においては20℃から90℃の範囲では温度の影響はほとんどみられなかった。一方で2次クリープ領域においては温度の影響を受けるものと考えられる。

ここでは、現有のサーボ試験機を使用し、専用の高温セルを作製して実験を実施したが、得られた結果にはばらつきがある。実験装置や方法に精度の向上面での課題が残っている。

4.2.3. クリープに関する諸定数の算定

これまでの実験から岩石の一軸圧縮クリープ特性は20℃から90℃の範囲でも温度の影響を受けることを明らかにした。ここでは、実験で得られたクリープ曲線から岩石のクリープを表す力学的模型の一つである Burgers model の諸定数の算定し、クリープ特性に及ぼす温度の影響を検討した。また、定常クリープの構成式である Norton 方程式でも定数の算定を試みた。これらの定数は後述する第6章で検討する岩盤空洞の挙動解析において用いる。

(1) Burgers model の諸定数

岩石のクリープ挙動を表すためによく用いられる力学的模型の一つとして、Burgers model がある。Burgers model は少ないパラメータ数で実際のクリープ挙動を比較的精度良く表現することができ、パラメータの値はクリープ試験のみで決定できる特性がある^{13,14)}。Burgers model は Fig. 4.5 に示すように弾性を表す力学模型であるバネと粘性を表すダッシュポットを直列につないだ複合物体である Maxwell model と、バネとダッシュポットを並列につないだ複合物体である Voigt model とを直列につないだ形で表される。

Maxwell model では、バネの部分において、応力を σ_1 、ひずみを ϵ_1 、弾性係数を E_1 とすると、次式が成り立つ。

$$\sigma_1 = E_1 \epsilon_1 \quad (4.1)$$

これを時間(t)で微分すると次式のようなになる。

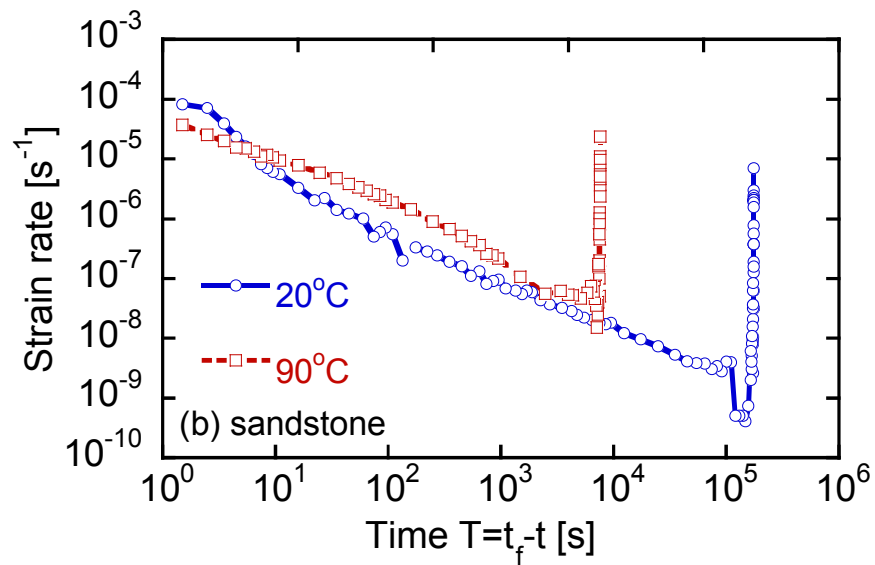
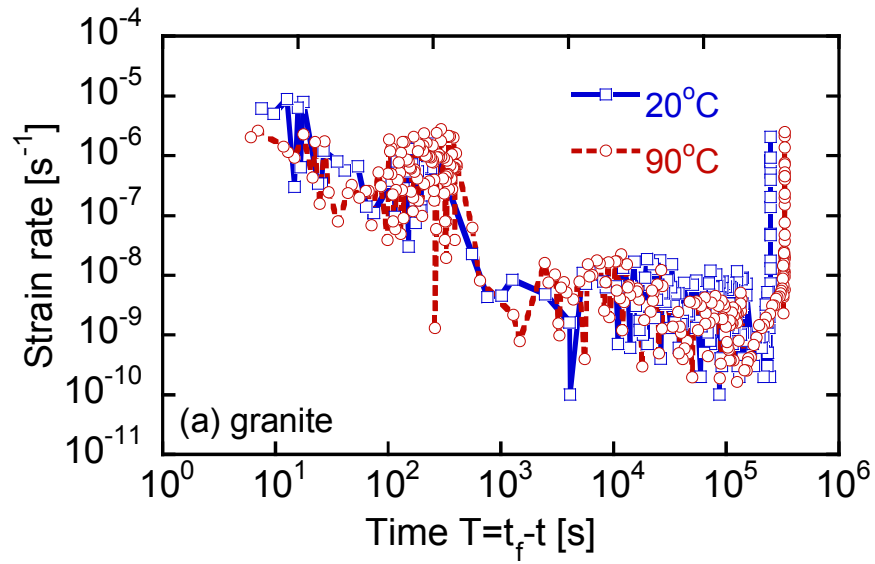


Fig. 4.4 Relationship between time T and strain rate: (a) granite, (b) sandstone.

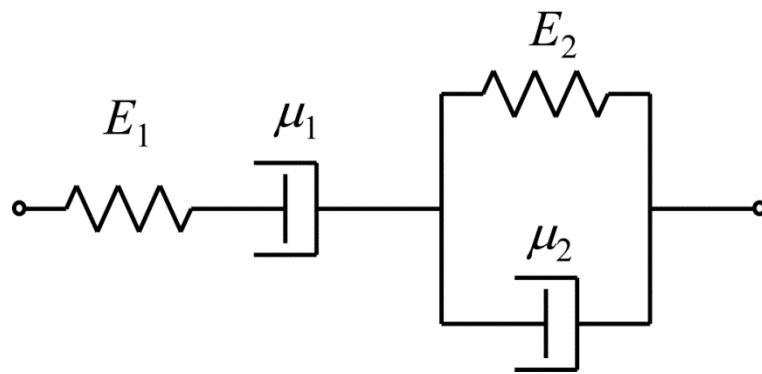


Fig. 4.5 Schematic of Burgers model.

$$\frac{d\sigma_1}{dt} = E_1 \frac{d\varepsilon_1}{dt} \quad (4.2)$$

つぎに、ダッシュポットの部分において、応力を σ_2 、ひずみを ε_2 、粘性率を μ_1 とすると、次式が成り立つ。

$$\sigma_2 = \mu_1 \frac{d\varepsilon_2}{dt} \quad (4.3)$$

これらは直列であるから、式(4.4)および式(4.5)の関係がある。

$$\sigma = \sigma_1 = \sigma_2 \quad (4.4)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 \quad (4.5)$$

式(4.2)～式(4.5)から式(4.6)の関係が成り立つ。

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{1}{E_1} \frac{d\sigma}{dt} + \frac{1}{\mu_1} \sigma \quad (4.6)$$

応力 σ を σ_0 一定に保った場合、 σ_0 を加えた瞬間に生じるばねによるひずみ ε は、式(4.1)より次式で表される。

$$\varepsilon = \varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E_1} \quad (4.7)$$

応力一定であるから、式(4.6)および式(4.7)から次式が得られる。

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0}{E_1} + \frac{\sigma_0}{\mu_1} t \quad (4.8)$$

Voigt model では、バネとダッシュポットが並列になっているから、バネの部分のひずみ ε_1 とダッシュポットの部分のひずみ ε_2 は等しく式(4.9)が成り立つ。

$$\varepsilon = \varepsilon_1 = \varepsilon_2 \quad (4.9)$$

また、それぞれの応力を加えた合計が全体の応力 σ となる。

$$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2 \quad (4.10)$$

式(4.10)は式(4.1)および式(4.3)の関係から次式のように表される。

$$\sigma = E_1 \varepsilon_1 + \mu_2 \frac{d\varepsilon_2}{dt} \quad (4.11)$$

これに式(4.9)を代入すると、式(4.12)を得る。

$$\sigma = E_1 \varepsilon + \mu_2 \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (4.12)$$

式(4.12)において、応力 σ を σ_0 一定に保った場合、 $\sigma = \sigma_0$ であるから、次式のように表される。

$$\frac{d\varepsilon}{dt} + \frac{E_2}{\mu_2} \varepsilon = \frac{\sigma_0}{\mu_2} \quad (4.13)$$

式(4.13)の解は次式の通りである。

$$\varepsilon = \exp\left(-\frac{E_2}{\mu_2} t\right) \left\{ \frac{\sigma_0}{\mu_2} \int \exp\left(\frac{E_2}{\mu_2} t\right) dt + C \right\} \quad (4.14)$$

ただし、 C は積分定数である。ここで、一般に次式の関係がある。

$$\int \exp(ax) dx = \frac{1}{a} \exp(ax) \quad (4.15)$$

すなわち、以下の通りとなる。

$$\int \exp\left(\frac{E_2}{\mu_2} t\right) dt = \frac{\mu_2}{E_2} \exp\left(\frac{E_2}{\mu_2} t\right) \quad (4.16)$$

式(4.16)の関係から、式(4.14)は次式のように表される。

$$\varepsilon = \exp\left(-\frac{E_2}{\mu_2} t\right) \left\{ \frac{\sigma_0}{E_2} \exp\left(\frac{E_2}{\mu_2} t\right) + C \right\} \quad (4.17)$$

ただし、 C は積分定数である。ここで、 $t=0$ で $\varepsilon=0$ であるから積分定数 C が求まる。

$$C = -\frac{\sigma_0}{E_2} \quad (4.18)$$

これより式(4.17)は次式の通りとなる。

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0}{E_2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\mu_2} t\right) \right\} \quad (4.19)$$

Burgers model に瞬間的に荷重を加え、以後その荷重を一定に保った場合のひずみと時間の関係式、すなわちクリープ曲線の式は、式(4.8)および式(4.19)を組み合わせて次式のように表される。

$$\varepsilon = \sigma_0 \left[\frac{1}{E_1} + \frac{1}{\mu_1} t + \frac{1}{E_2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\mu_2} t\right) \right\} \right] \quad (4.20)$$

この式で右辺大カッコ内の第1項、第2項および第3項はそれぞれ、瞬間ひずみ、2次クリープおよび1次クリープに対応している。

一軸圧縮クリープ試験の結果から各項の定数を算定する方法について説明する¹⁵⁾。諸定数を求めるにあたり、Fig. 4.6 に示すようにクリープ荷重を加えた瞬間に発生するひずみ、すなわち瞬間ひずみを ε_0 、2次クリープ開始時間を t_1 、終了時間を t_2 、2次クリープ開始時のひずみを ε_1 、終了時のひずみを ε_2 とし、さらに2次クリープ区間を直線とみなした時にひずみ軸と交わる点を ε_B と定義する。

式(4.20)より

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0}{E_1} + \frac{\sigma_0}{\mu_1} t + \frac{\sigma_0}{E_2} - \frac{\sigma_0}{E_2} \exp\left(-\frac{E_2}{\mu_2} t\right) \quad (4.21)$$

$t=0$ のとき、 $\varepsilon = \varepsilon_0$ より

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E_1} \quad (4.22)$$

よって、

$$E_1 = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \quad (4.23)$$

となる。これにより E_1 が求められる。

つぎに、 t が充分大きい場合、

$$\exp\left(-\frac{E_2}{\mu_2} t\right) = 0 \quad (4.24)$$

であるから、式(4.21)は次式のようになる。

$$\varepsilon = \frac{\sigma_0}{E_1} + \frac{\sigma_0}{\mu_1} t + \frac{\sigma_0}{E_2} \quad (4.25)$$

この直線の傾きは次式で表される。

$$\frac{\sigma_0}{\mu_1} = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_1}{t_2 - t_1} \quad (4.26)$$

よって

$$\mu_1 = \frac{t_2 - t_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \sigma_0 \quad (4.27)$$

となり、 μ_1 が得られる。

また、交点 ε_B は式(4.25)で表される直線の切片であるから次式で表される。

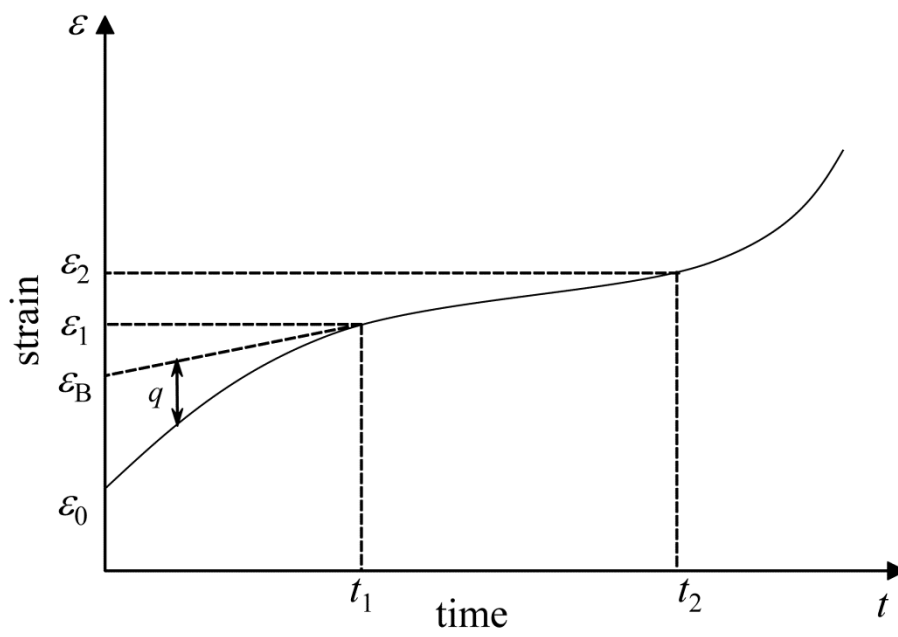


Fig. 4.6 Schematic of strain-time curve obtained by creep test.

$$\varepsilon_B = \frac{\sigma_0}{E_1} + \frac{\sigma_0}{E_2} \quad (4.28)$$

これより,

$$E_2 = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_B - \frac{\sigma_0}{E_1}} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_B - \varepsilon_0} \quad (4.29)$$

となり, E_2 が得られる.

さらに, 距離 q は式(4.21)と式(4.25)の差であるから, 次式で表される.

$$q = \frac{\sigma_0}{E_2} \exp\left(-\frac{E_2}{\mu_2} t\right) \quad (4.30)$$

両辺の対数をとれば

$$\begin{aligned} \log q &= \log \frac{\sigma_0}{E_2} \exp\left(-\frac{E_2}{\mu_2} t\right) \\ &= \log \frac{\sigma_0}{E_2} - \frac{E_2}{\mu_2} t \log e \\ &= \log(\varepsilon_B - \varepsilon_0) - \frac{E_2}{2.303\mu_2} t \end{aligned} \quad (4.31)$$

μ_2 はこの式に, 実験から得られたひずみ - 時間曲線から求めた各時間 t に対応する q を代入することにより算定できる.

以上のようにして求めた諸定数を Table 4.3 に示す. 花崗岩, 砂岩共に E_1 は温度上昇に伴い小さくなっており, 第 2 章で述べた高温下における岩石物性と調和的である. 1 次クリープの特性を示す E_2 および μ_2 では花崗岩, 砂岩共に 20 °C から 90 °C の温度上昇に伴い小さくなる傾向がみられ, E_2 は花崗岩, 砂岩とも 50 %程度となる. μ_2 は花崗岩では変化はみられないが, 砂岩では 1 オーダー程度に減少する. 2 次クリープの特性を示す μ_1 は花崗岩, 砂岩とも 20%となる傾向がみられた. Fig. 4.7 に求めた花崗岩の定数にてプロットしたひずみ-時間関係を実験値と比較して示している. Burgers model による予測値は実験値と比較して破壊に至る時間は短く示されているが, 全体的な傾向として概ね実験値を再現できているものと考えられる. また, 高温下では室温下と比較し破壊までの時間が短くなることが表現できているものと判断できる. 平松ら¹⁶⁾は岩石のクリープ実験により Burgers model の諸定数を求めている. Table 4.3 には一軸圧縮強さ 87 MPa の湿潤状態の砂岩に対して 60 %の応力度でクリープ実験を実施して求めた値を比較のため示している. 試験条件

Table 4.3 Constants of Burgers model estimated from results of experiment.

Rock type	Temperature [°C]	E_1 [GPa]	μ_1 [GPa·s]	E_2 [GPa]	μ_2 [GPa·s]
Granite	20	60.0	1.7×10^6	290	1.9×10^5
	90	58.0	3.4×10^5	150	1.9×10^5
Sandstone	20	5.6	9.0×10^4	55.1	2.2×10^4
	90	3.5	2.1×10^4	27.5	2.7×10^3
Sandstone ¹⁶⁾	RT*	10	7.7×10^7	38	7.1×10^5

* Room temperature

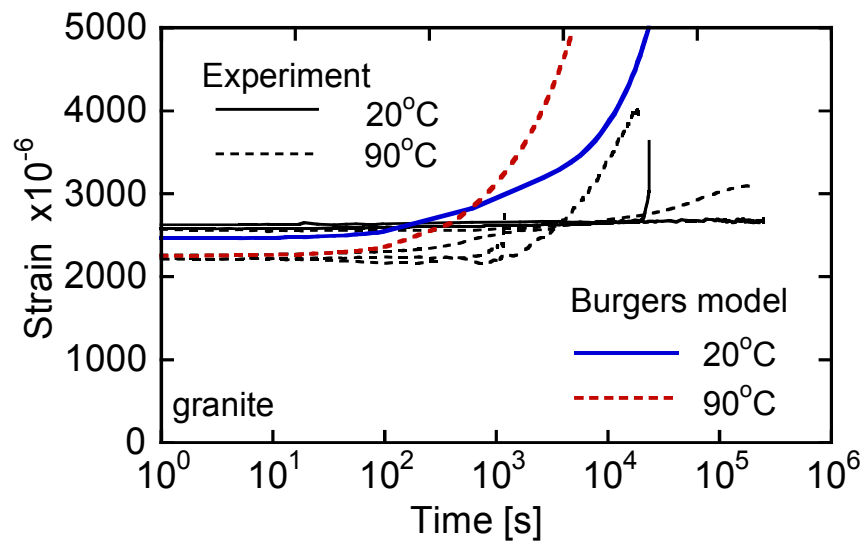


Fig. 4.7 Relationship between time and strain predicted by Burgers model.

および岩石が異なることから単純な比較はできないが、 E_1 および E_2 は同程度の値を示しているが、 μ_1 および μ_2 は今回得られた値の方が小さい値となっている。

(2) Norton 型方程式の諸定数

クリープ変形の数値計算では、しばしば1次クリープ部分は取り扱わないで2次クリープのみを取り扱うことがあり、2次クリープ部分のひずみ速度の構成式として一般に広くNorton型方程式が採用されている¹⁷⁾。この式ではクリープひずみ速度 $\bar{\epsilon}$ を次式で与える。

$$\bar{\epsilon} = A\sigma^n \exp\left(-\frac{a}{T}\right) \quad (4.32)$$

ここで、 σ は軸応力[N]、 T は温度[K]、 A はクリープ係数、 n および a は、それぞれ応力および温度に関するパラメータである。ここでは、 A 、 n および a を実験結果より近似し、Table 4.4に示すように、花崗岩の定数を A を 1.55×10^{-8} 、 n を0.50、 a を 1.22×10^2 に設定した。Carterら¹⁸⁾は50 °Cから200 °Cの範囲で岩塩のNorton方程式の定数を求めており、Table 4.4に比較として示している。試験条件が異なることから単純な比較はできないが、応力依存性および温度依存性に関する定数は本研究で求めた値と比較して大きい結果となっている。

Fig. 4.8に求めた定数にてプロットした最小ひずみ速度（2次クリープのひずみ速度）と温度の関係を示している。比較として示した実験値はひずみ速度-時間関係を両対数で示したものである（Fig. 4.3(a)参照）。温度の上昇に伴い最小ひずみ速度が増加することが表現されている。ただし、精度的には実験値との差は1オーダー程度ある。

4.3. 岩石の力学特性に及ぼす化学作用

実際に地山岩盤内に熱水を貯蔵した場合、周辺岩盤は貯蔵される熱水および、熱水の熱により温められた地下水の影響下に長期間さらされることが予想される。そのため、熱水の影響を受けた岩石の強度・変形特性を明らかにし、それらを把握しておくことは重要であると考えられる。ここでは、岩石供試体を高温および室温の脱イオン水に浸漬し、一定期間経過した後取り出し、弾性波伝播速度を測定した後、岩石の一軸圧縮試験を実施し、強度・変形特性を求めた。また、水銀ポロシメータを用い力学試験を行った後の岩石片の有効空隙の測定を行った。次いで、各岩石粉末試料に対してX線回折の測定を行い岩石の構成鉱物の同定を行った。さらに、岩石を浸漬した脱イオン水を定期的に採取し、pH測定

Table 4.4 Constants of Norton-type equation estimated from results of experiment.

Rock type	A	n	a
Granite	1.55×10^{-8}	0.50	1.22×10^2
Rocksalt ¹⁸⁾	8.1×10^{-5}	2.4	5.16×10^4

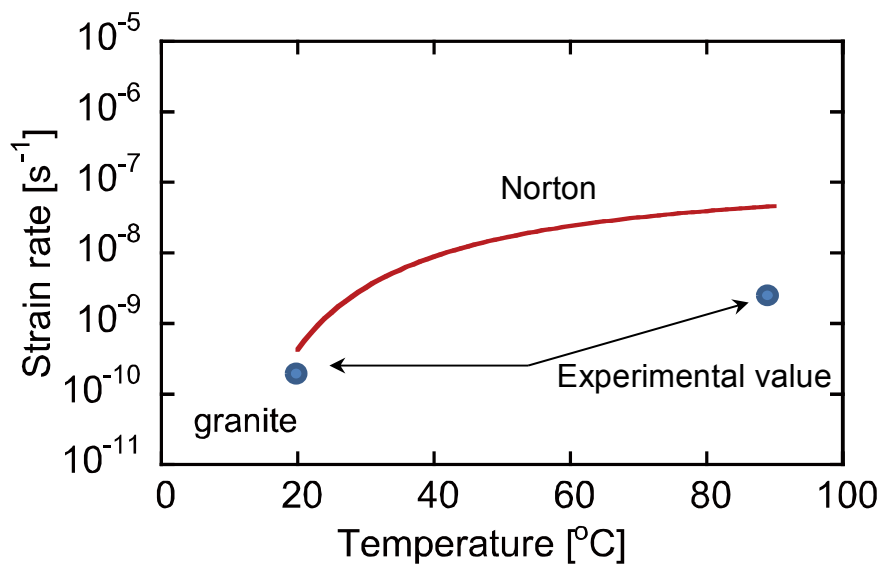


Fig. 4.8 Relationship between temperature and strain rate obtained by Norton-type equation.

と ICP 発光分光分析により岩石供試体から溶出した元素の同定を行った。これらの結果を踏まえ、高温環境における岩石の力学特性に及ぼす化学作用について考察を行った。

4.3.1. 岩石浸漬試験

本実験に用いた岩石供試体は、4.2.1 で述べた通りである。岩石浸漬試験の様子を Fig. 4.9 に示す。密閉ステンレス容器に各岩石供試体を入れ脱イオン水で満たした。供試体本数は 1 つの容器に対して各岩石 10 本ずつとし、脱イオン水の量は水と 10 本の供試体の体積比が 10:1 になる量に設定した。

各岩石を継続的に高温湿潤下におくために、ステンレス製の水槽にシリコンオイルを満たし、その中に供試体が入った密閉ステンレス容器を水没させ、水槽内のシリコンオイルをヒーターにより加熱することで間接的に容器内の水温を上昇させた。設定温度は 95 °C とした。また、室温下の 20 °C に保たれた保存庫内でも同様の浸漬試験を実施し、高温下での実験結果と比較することで温度の影響について検討した。浸漬期間は最長 180 日である。

4.3.2. 実験方法

(1) 一軸圧縮試験

以下に示す各設定温度の脱イオン水に一定期間浸漬した岩石供試体について一軸圧縮試験を行い、一軸圧縮強さを求めた。

浸漬期間は 0, 30, 60, 90, 180 日間とし、浸漬の温度条件は前述の通り、20 °C および 95 °C である。なお、湿潤供試体を浸漬せずに試験を実施したものを浸漬期間 0 日としている。一軸圧縮試験に用いた実験装置は第 2 章で述べた通りである。また、荷重速度は 0.44 MPa/s とし、試験回数は各岩石および各経過期間につき最低 3 回行うものとした。また、一軸圧縮試験の際には供試体の中央部に対角状に貼り付けられた 2 枚の 2 軸ひずみゲージにより試験中の軸ひずみおよび横ひずみを測定し、それぞれの平均値を用いた。また、一定期間浸漬後、取り出された供試体は一軸圧縮試験前に弾性波伝播速度を測定した。

(2) 空隙率測定

一軸圧縮試験を行った後の破砕した岩石片を用いて適宜整形し、水銀ポロシメータを用いて岩石の有効空隙率の測定を行った。試料は 180 日間 95 °C で浸漬したものをを用いた。



Fig. 4.9 External view of the canisters kept thermally-steady at 95 °C.

また、空隙率の変化を把握するため新鮮な状態の岩石ブロックから切り出して整形を行った供試体についても測定した。

(3) 化学分析

密閉ステンレス容器中の各岩石を浸漬している脱イオン水の pH の変化を測定した。各種岩石試料に対し、20 °C および 95 °C の条件とも、浸漬開始から 1 週間毎に 12 週 (84 日) までと 180 日経過した時点で、約 10 ml の水溶液を採取し、測定試料とした。測定では、毎回 pH 4.01 と pH 6.86 の標準溶液を用いてキャリブレーションを行なった pH 計を用いた。

また、ICP 発光分光分析により、岩石供試体から浸漬水に溶出した元素の定量分析を行った。定量分析を行なうにあたり、採取した水溶液に対しシリカのバックテストを行ない希釈倍率を設定し、2 %硝酸銀溶液で希釈して濃度調整を行なった。

4.3.3. 力学試験の結果および考察

Fig. 4.10 および Fig. 4.11 に一軸圧縮試験時に得られた応力 - ひずみ関係を示す。また、Fig. 4.12 に一軸圧縮強さと浸漬期間の関係を示す。Fig. 4.13 は破壊応力の 30 %付近の接線弾性係数と浸漬期間の関係である。さらに、Fig. 4.14 は弾性波伝播速度と浸漬期間の関係を示している。なお、これらの図中に示す直線は実験結果を最小二乗法により直線近似したものである。

応力-ひずみ曲線は花崗岩では 20 °C の軸ひずみが浸漬によって勾配が緩やかになる傾向がみられるが、その他では変化はみられていない。砂岩においては 20 °C では浸漬の影響はばらつきの範囲内で明確な傾向はみられていない。95 °C では浸漬により軸ひずみ、横ひずみとも勾配が緩やかになる傾向が明確にみられる。

岩石の一軸圧縮強さの変化は、花崗岩、砂岩とも 20 °C では変化がほとんどなく、浸漬の影響はみられない、95 °C では花崗岩の場合、20 °C との値の違いはわずかであるが、浸漬期間が長くなると低下する傾向がある。砂岩では 95 °C では 20 °C と比較して強度は低下し、浸漬期間の増加とともに低下傾向にある。浸漬期間 180 日において 20 °C と比較して 95 °C は花崗岩で 3 %、砂岩で 45 %低下している。また、95 °C での強度の低下速度は花崗岩で $1.51 \times 10^{-3} \text{ %/day}$ 、砂岩で $1.44 \times 10^{-1} \text{ %/day}$ であり両者の違いは 100 倍程度で、砂岩の低下速度が大きい。

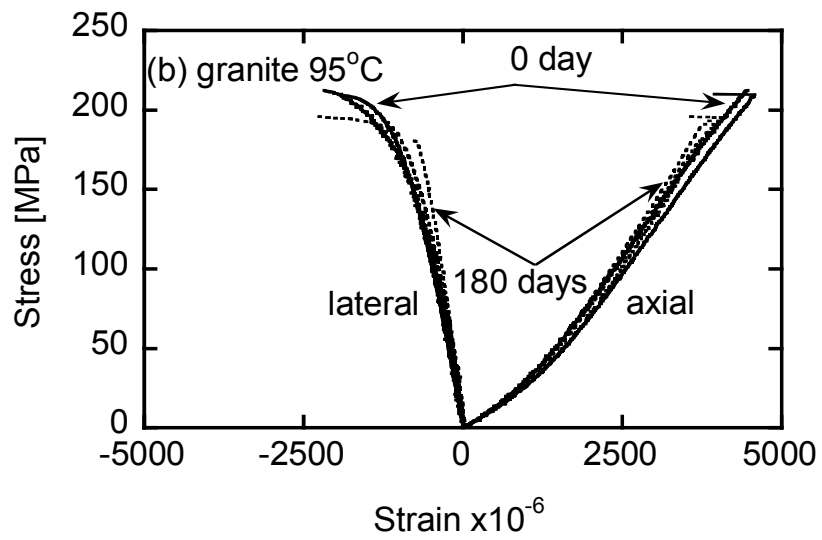
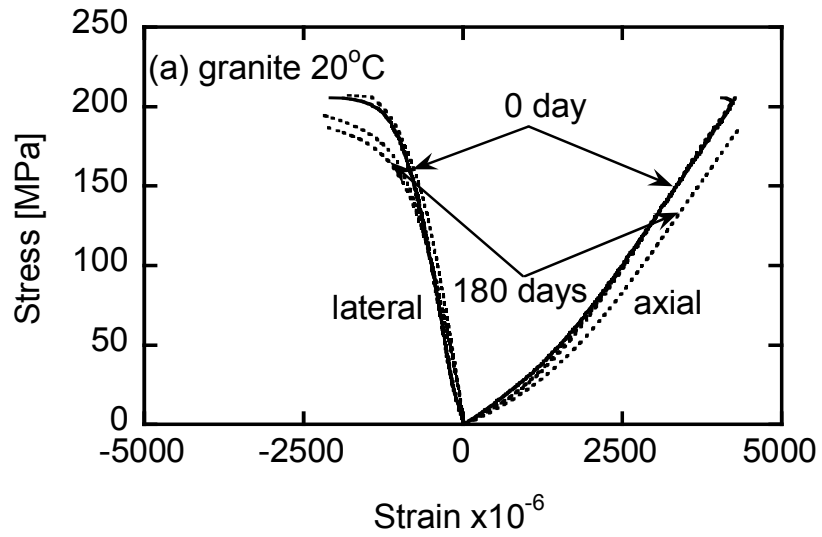


Fig. 4.10 Stress-strain curve of granite in uniaxial compression: (a) 20 °C, (b) 95 °C.

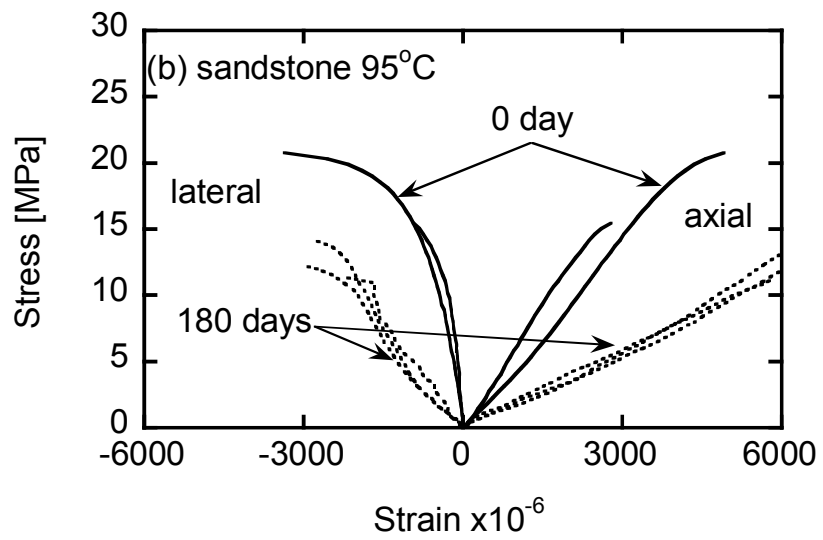
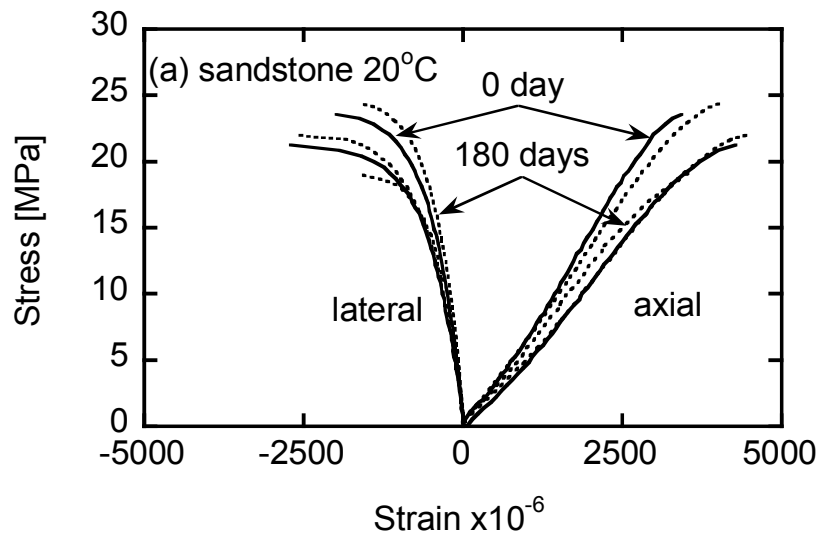


Fig. 4.11 Stress-strain curve of sandstone in uniaxial compression: (a) 20 °C, (b) 95 °C.

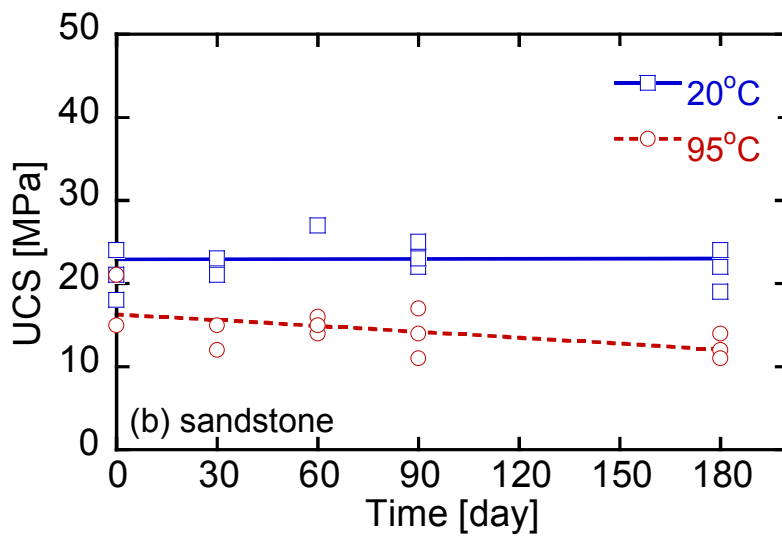
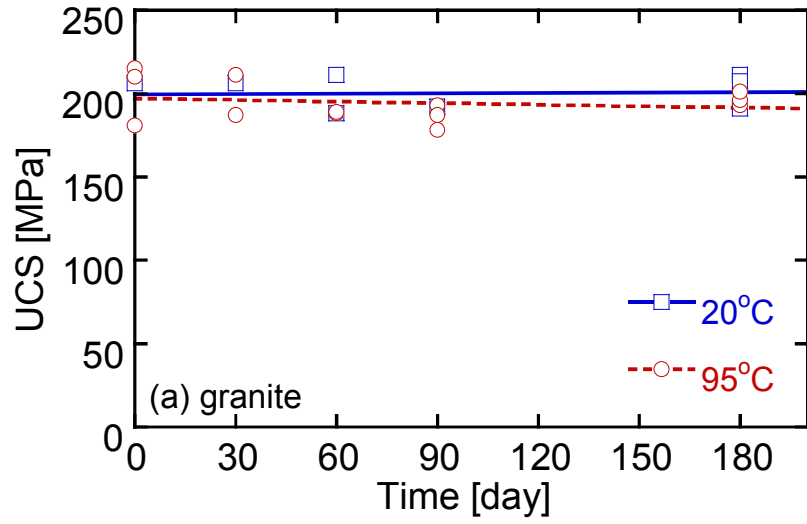


Fig. 4.12 Changes in uniaxial compressive strength with time: (a) granite, (b) sandstone.

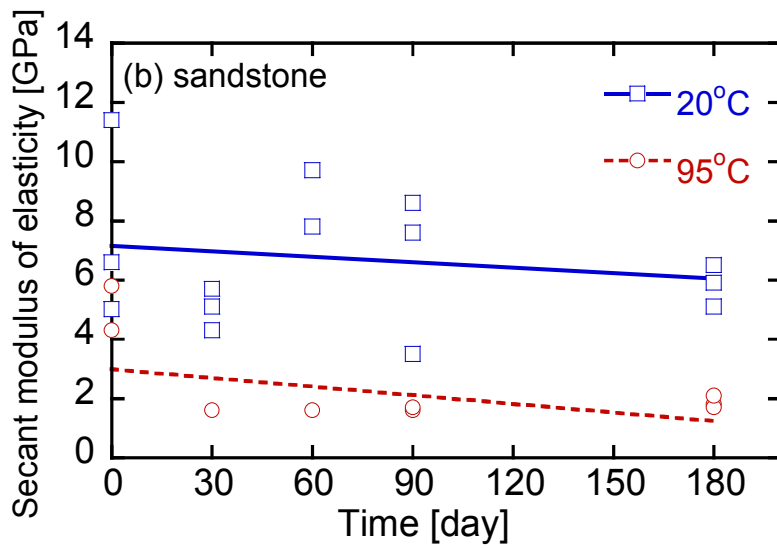
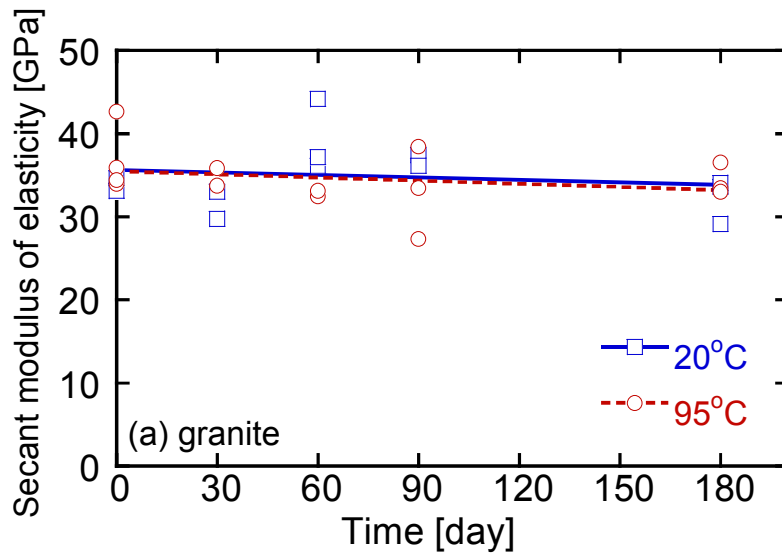


Fig. 4.13 Changes in secant modulus of elasticity with time: (a) granite, (b) sandstone.

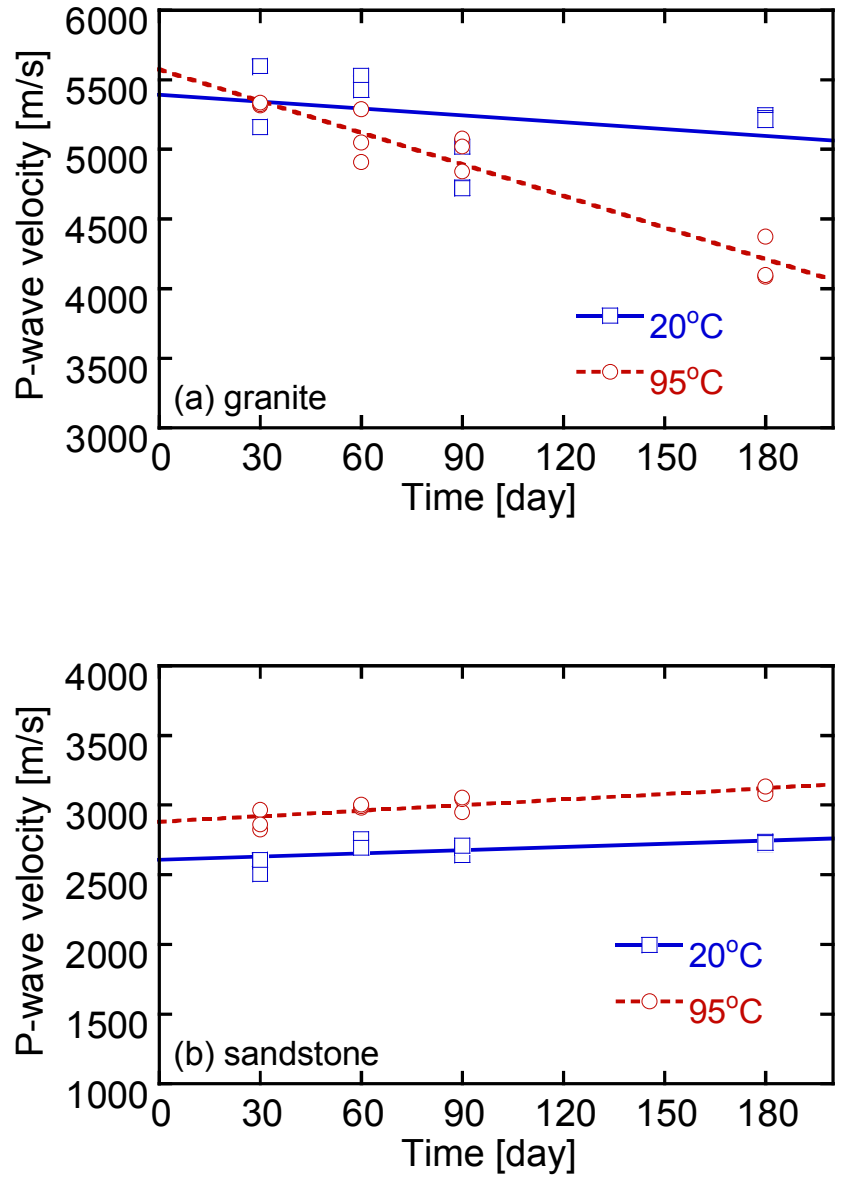


Fig. 4.14 Changes in P-wave velocity with time: (a) granite, (b) sandstone.

弾性係数はいずれの条件においても浸漬期間が増加すると低下する傾向を示している。花崗岩の弾性係数は一軸圧縮強さと同様に温度の違いによる傾向の差異は認められない。砂岩では温度の違いによる弾性係数の低下の傾向が顕著である。20℃および95℃での弾性係数の低下速度は花崗岩ではそれぞれ、 2.81×10^{-2} %/day, 3.52×10^{-2} %/day, 砂岩では 8.51×10^{-2} %/day, 3.25×10^{-1} %/day であり、高温下条件の砂岩の低下速度は他の条件と比較して大きい。

弾性波伝播速度の変化は、花崗岩では20℃でも低下傾向がうかがえるが、95℃の浸漬による低下の傾向が著しい。また、砂岩においては浸漬によりわずかながら増加傾向がみられ、一軸圧縮強さや弾性係数の変化とは異なる傾向を示した。

4.3.4. 物理試験の結果および考察

空隙率測定の結果から、浸漬による空隙率の変化を Fig. 4.15 に示す。いずれの岩石においても空隙率は上昇傾向にある。また、変化速度は花崗岩が 9.58×10^{-4} %/day, 砂岩が 1.00×10^{-2} %/day となっている。砂岩と比較して花崗岩の低下速度は1オーダー程度小さい。この傾向は高温下での岩石の一軸圧縮強さの減少傾向とも調和的で、岩石の空隙率の増加は一軸圧縮強さの低下のひとつの要因として考えられる。

4.3.5. 化学分析の結果および考察

(1) 構成鉱物分析

Table 4.5 に本実験で用いた花崗岩および砂岩の主要構成鉱物を示す。また、Fig. 4.16 に構成鉱物の同定に用いた X 線回折分析(XRD)の測定結果を示す。それぞれの岩石の主要構成鉱物は、大まかに分類すると、シリカ、長石、粘土鉱物である。その内、最も含有量の多い鉱物は、シリカであると考えられる。シリカである石英、Opal-CT、非晶質のアモルファスシリカの化学組成は同じ SiO_2 であるが、構造骨格は大きく異なり、非晶質のアモルファスシリカを含んでいる場合にはピークの周辺が緩やかな凸形状を示す。また、水に対する溶解性も異なり、溶解速度、溶解度は、石英、Opal-CT、アモルファスシリカの順に高くなることが知られており¹⁹⁾、それぞれのシリカの含有率の違いにより、岩石の力学特性に及ぼす影響は異なってくる。ここでの XRD 測定結果では、シリカのピークは鋭い凸形状ではあるが、今回の XRD 測定結果だけからの判断は難しい。

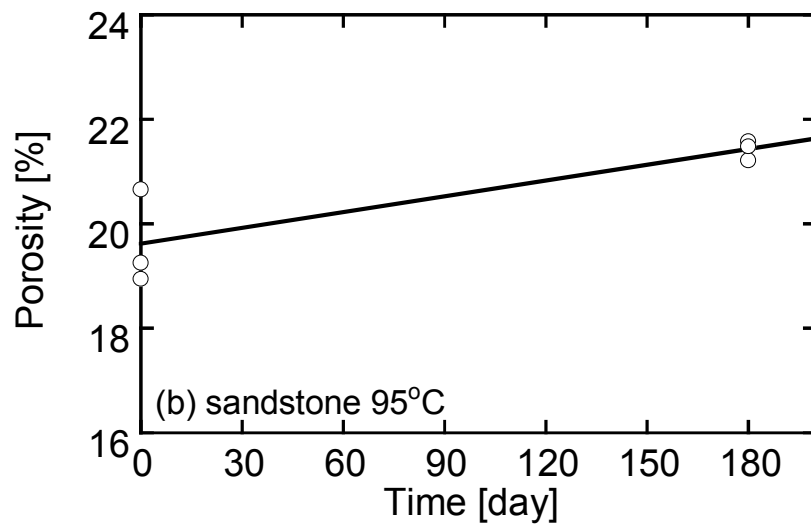
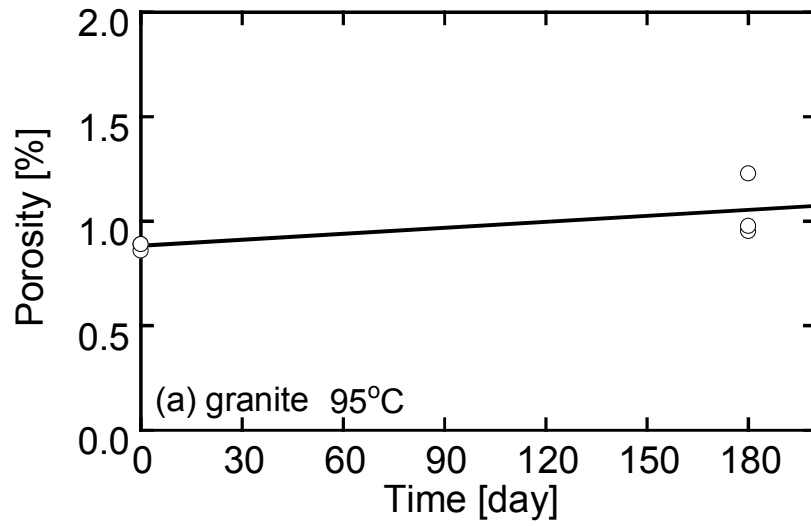


Fig. 4.15 Changes in Porosity with time (submerged at 95 °C): (a) granite, (b) sandstone.

Table 4.5 Rock forming mineral and chemical formula.

Rock type	Mineral	Chemical formula
Granite	Quartz	SiO_2
	Albite	$\text{NaAlSi}_3\text{O}_8$
	Anorthite	$\text{CaAl}_2\text{Si}_2\text{O}_8$
	Biotite	$\text{K}(\text{Mg, Fe})_3(\text{Si}_3\text{Al})\text{O}_{10}(\text{OH})_2$
Sandstone	Quartz	SiO_2
	Albite	$\text{NaAlSi}_3\text{O}_8$
	Heulandite	$(\text{Ca, Na}_2)\text{Al}_2\text{Si}_7\text{O}_{18}\cdot 6\text{H}_2\text{O}$
	Sepiolite	$\text{Mg}_8\text{Si}_{12}\text{O}_{30}(\text{OH})_{46-8}\cdot 8\text{H}_2\text{O}$
	Muscovite	$\text{KAl}_2(\text{Si}_3\text{Al})\text{O}_{10}(\text{OH})_2$

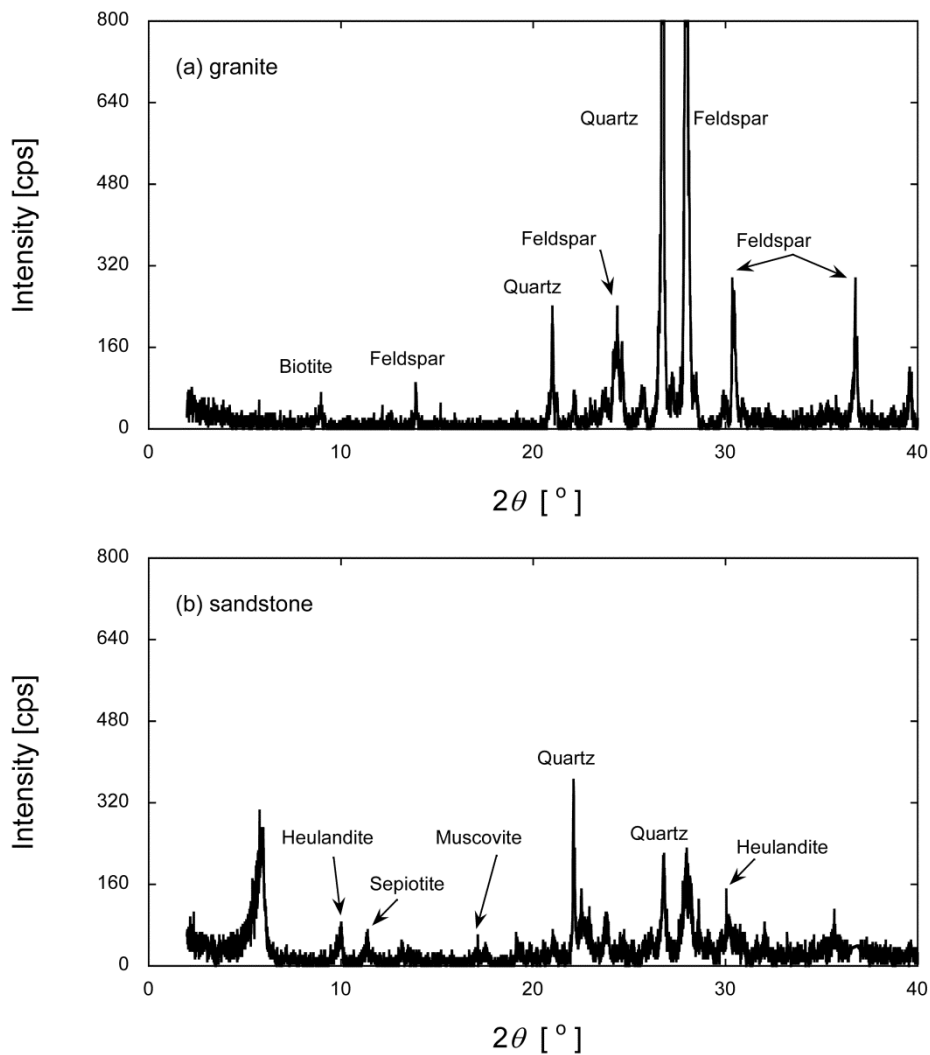


Fig. 4.16 Result of XRD analysis: (a) granite, (b) sandstone.

(2) 浸漬水の pH

X線回折結果より、花崗岩および砂岩にはシリカ、曹長石、灰長石などの鉱物が含まれていることがわかっている。これらの溶解反応は温度、圧力、pH 条件等により進行速度や平衡状態は異なる²⁰⁻²³⁾。

シリカの溶解反応は次式のように表される。



今回の実験条件のように、大気圧 100 °C 以下の条件では曹長石、灰長石は式(4.34)および式(4.35)に示すように粘土鉱物であるカオリナイトに変質することが知られており、浸漬水中の水素イオンと構成鉱物の反応により、浸漬水の pH は時間の経過に伴い上昇するものと考えられる。

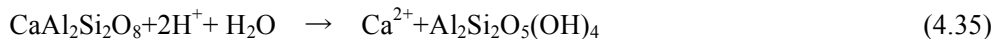
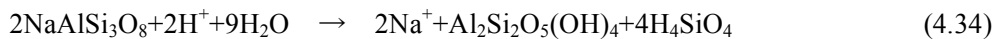


Fig. 4.17 に浸漬水の pH の経時変化を示す。20 °C 条件においては花崗岩、砂岩ともにわずかながら pH は上昇傾向にあるが、ほとんど変化はみられていない。これより、pH が変化するほどの鉱物の反応は生じていないものと判断できる。一方で、95 °C 条件では、すべての岩石において時間の経過と共に pH が増加する傾向が観察された。特に、砂岩における pH 変化は特徴的で、30 日付近で 9.5 まで上昇し、その後はほぼ一定の値を示している。花崗岩においては、オシレーションしながらも徐々に上昇していることがわかる。これらは鉱物と水素イオンの反応に起因したものと考えられる。

(3) 浸漬水の溶解元素

Fig. 4.18～Fig. 4.22 に浸漬水に溶出した元素の定量分析結果を示す。ここでは実験で用いた花崗岩および砂岩の主要構成元素である Si, Mg, Fe, Ca および Al について分析している。実験に用いた花崗岩、砂岩に最も多く含有していると考えられる Si の濃度に注目すると、全体的には高温条件の方が室温条件と比較して濃度が高く、また時間の経過に伴い増加していることがわかる。95 °C 条件の花崗岩ではオシレーションしながらも最終的に 190 ppm 以上の Si が溶出している。砂岩でも 150 ppm 程度の濃度が測定された。20 °C 条件では Si 濃度は岩種に関わらず、ほぼ 10～50 ppm の範囲に計測結果が分布しており、岩石の溶出はそれほど進行していないことが推測される。Mg, Fe, Al 濃度は 0.5～3.0 ppm, Ca

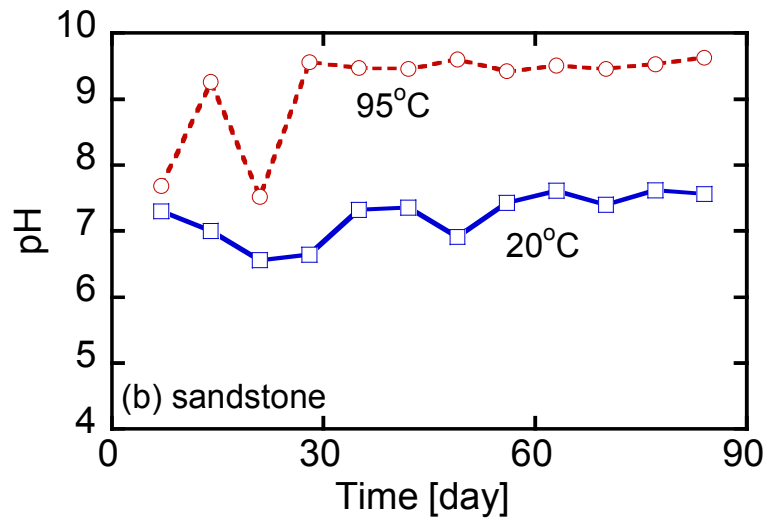
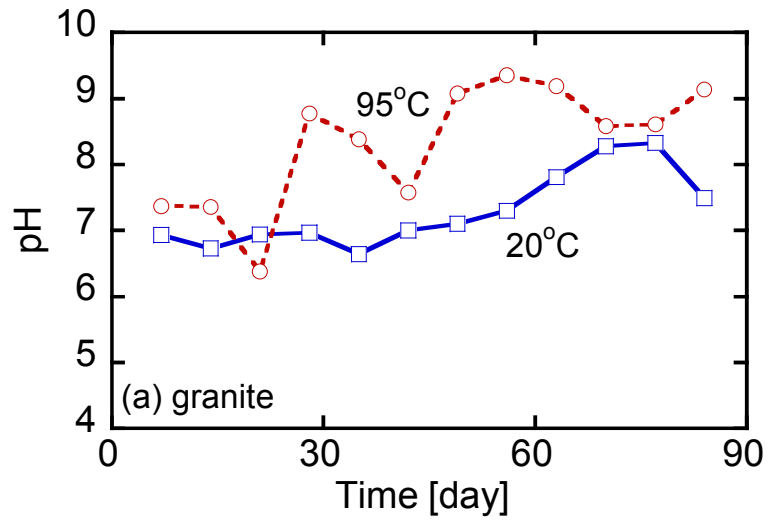


Fig. 4.17 Changes in pH with time: (a) granite, (b) sandstone.

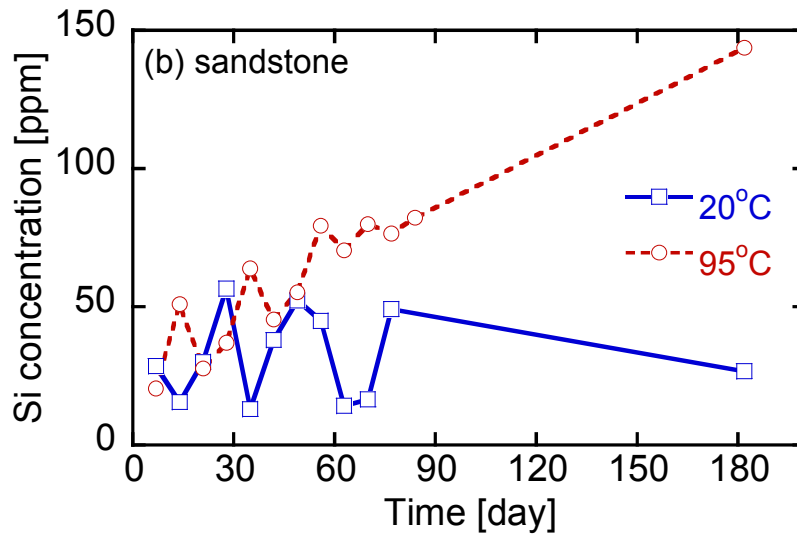
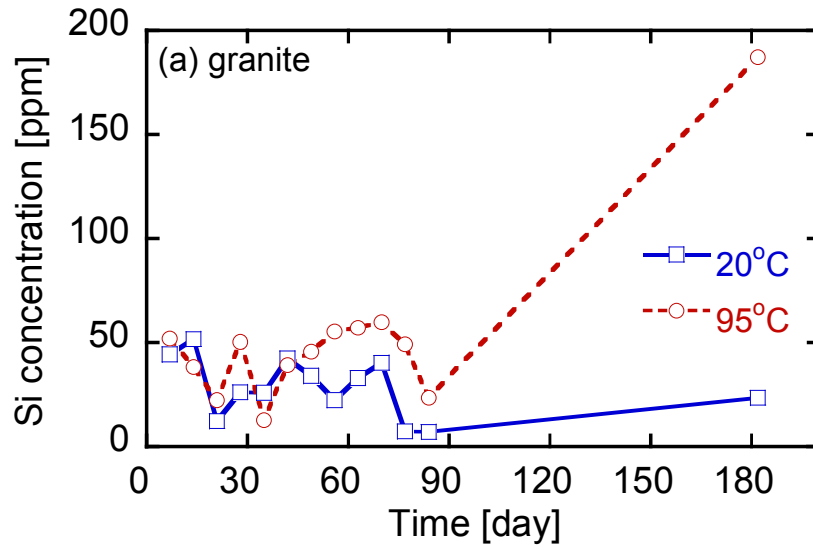


Fig. 4.18 Changes in Si concentration with time: (a) granite, (b) sandstone.

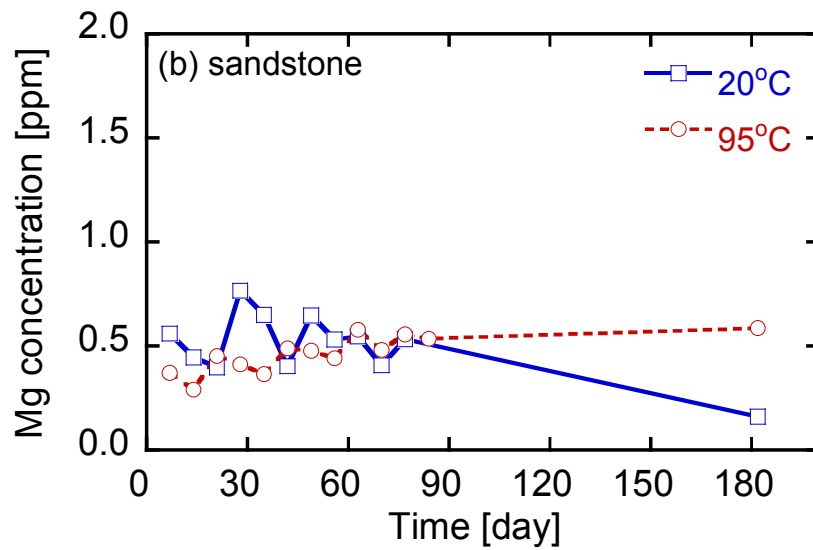
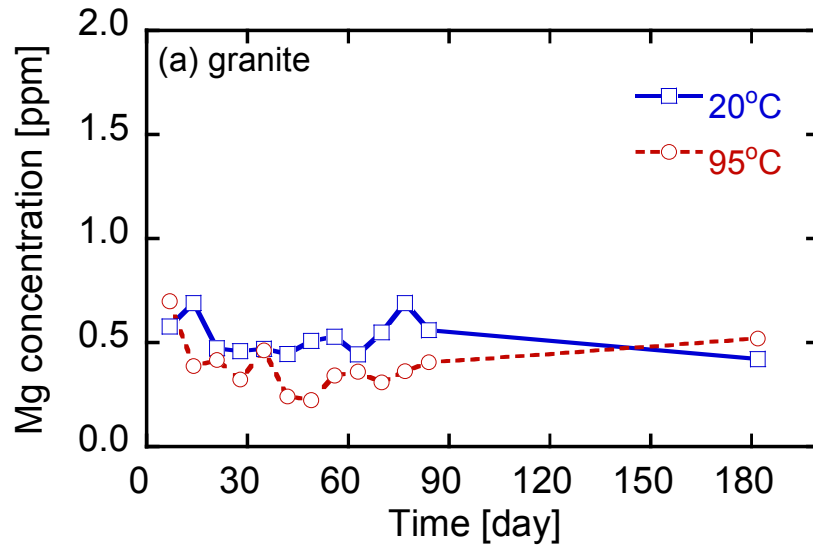


Fig. 4.19 Changes in Mg concentration with time: (a) granite, (b) sandstone.

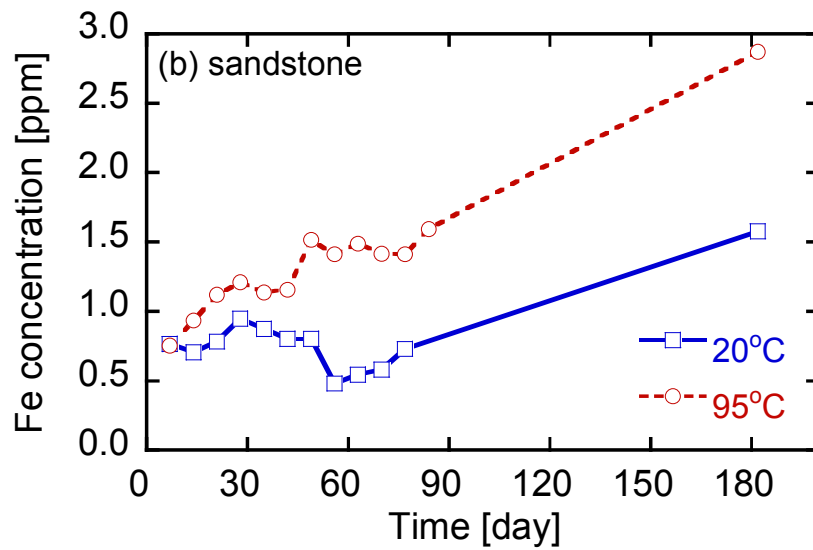
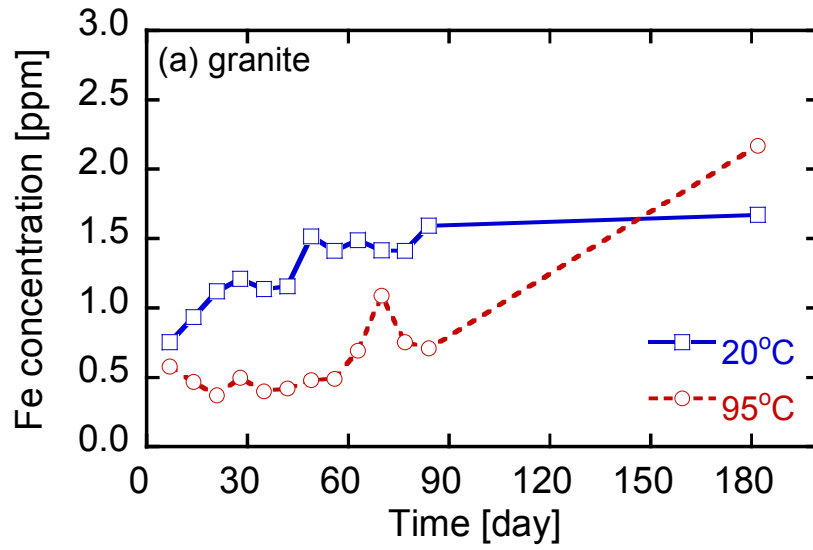


Fig. 4.20 Changes in Fe concentration with time: (a) granite, (b) sandstone.

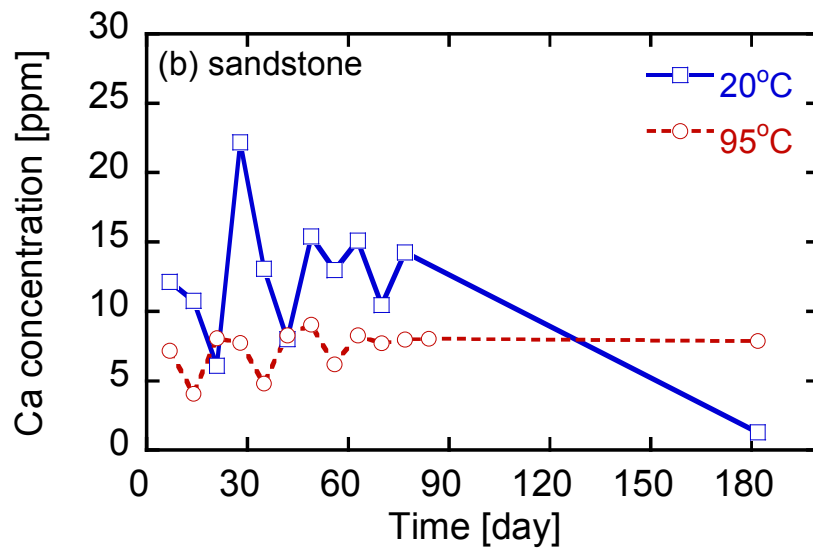
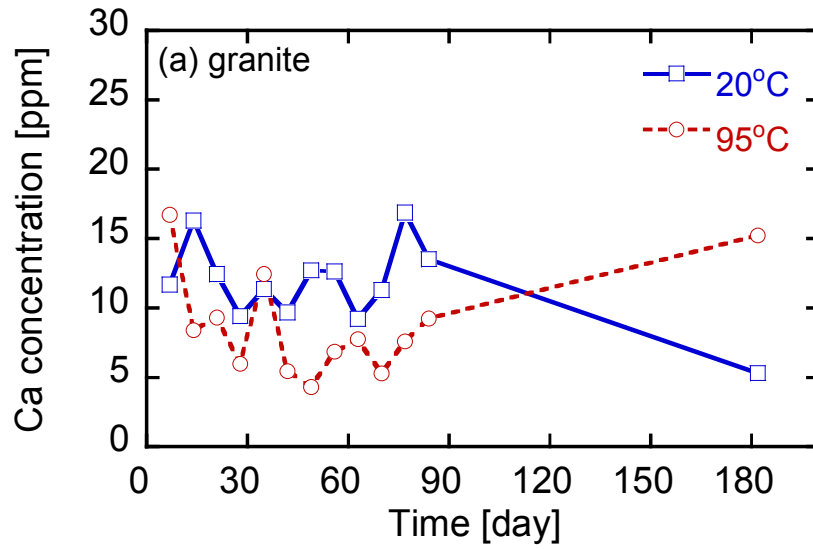


Fig. 4.21 Changes in Ca concentration with time: (a) granite, (b) sandstone.

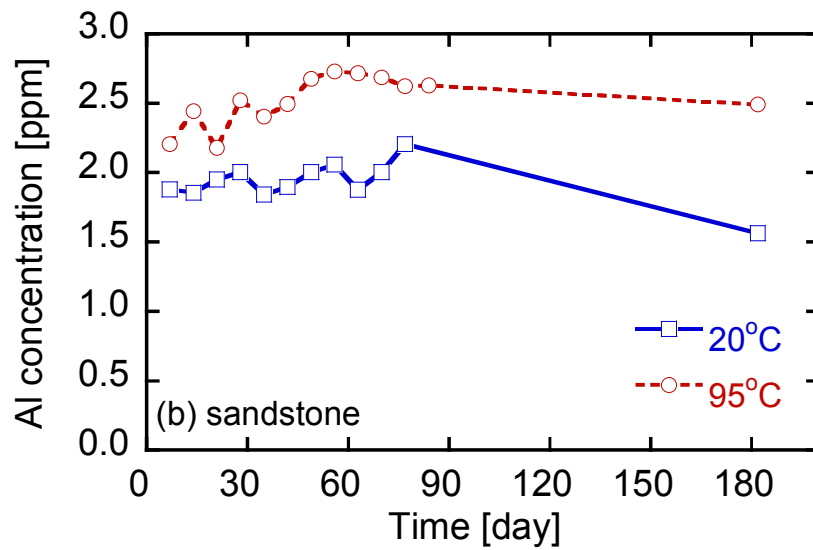
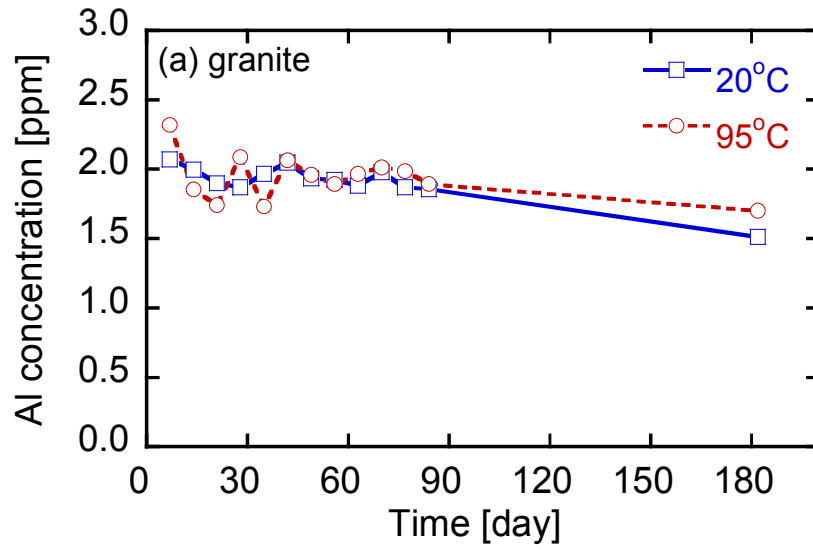


Fig. 4.22 Changes in Al concentration with time: (a) granite, (b) sandstone.

濃度は 1.0~20 ppm の範囲に分布しており、Si 濃度と比較して溶出濃度は低い。また、温度の影響も明確にみられない。

検討した元素中、Si 濃度が最も高く、また、95 °C 条件では濃度増加がみられた。今回用いた花崗岩、砂岩ともシリカの含有量が他の元素に比べて最も多く、そのため Si 濃度が他の元素と比較して高くなったものと考えられる。石英の溶解速度は 20 °C から 95 °C で 1000 倍増加するが²³⁾、このことも高温下で濃度が高かった理由の一つと考えられる。

4.3.6. 一軸圧縮強さの経時変化の推定

空洞の長期安定性を考える上で、作用温度による周辺岩盤の力学特性の経時変化を長期間にわたり評価することは非常に重要である。そこで、一軸圧縮試験により得られた結果を基に一軸圧縮強さの経時変化の長期予測評価を行なった。

今回の浸漬実験のように浸漬水が閉鎖系にある場合には、岩石鉱物の溶解反応は浸漬水の元素濃度の上昇に伴い次第に緩慢となり、飽和状態に達すれば溶解反応が進行しない状態になるものと考えられる。すなわち、化学作用が岩石の力学的特性に影響しているとすれば、時間の経過に伴い力学特性も一定値に近づくと考えられる。そこでここでは、95 °C における岩石の一軸圧縮強さの長期経時変化を式(4.36)で定義し、評価を行なった。時間 t [day]における一軸圧縮強さ $\sigma_c(t)$ [MPa]は次式で表される。

$$\sigma_c(t) = \sigma_c(0)(1 - \alpha \exp(-\beta t)) \quad (4.36)$$

ここで、 α 、 β は正の定数である。ただし、この予測は実験期間に比べて長期間の外挿予測をすることになる。

式(4.36)を用いて一軸圧縮試験結果を回帰分析して得られた解析結果を Table 4.6 および Fig. 4.23 に示す。なお、表中の $t = 6/\beta$ は、定常状態に対して 99.7% 漸近する時間を表している。また、Fig. 4.23(b)は実験期間部分を拡大表示したものである。

一軸圧縮強さの長期経時変化予測結果から、定常状態の 99.7% に達するまでに要する時間は、花崗岩で 140 日、砂岩で 43 日となった。初期の一軸圧縮強さに対する定常状態での強度は、花崗岩が約 90%、砂岩で約 78% であると予測された。

ここでは、岩石を異なる温度条件下で脱イオン水に浸漬し、化学作用である鉱物溶解現象に着目して一軸圧縮強さの長期予測評価を試みた。ただし、浸漬期間が最大で 180 日までの実験結果を用いて外挿しているため、妥当性を判断することは難しい。より精度の高

い評価を行うためには、溶解元素濃度の経時変化も考慮して濃度変化がある程度定常値になる期間まで実験を行う必要がある。

Table 4.6 Constants of Voigt model estimated from results of experiment.

Rock type	Temperature [°C]	σ_c [MPa]	α	β	R ²	$t=6/\beta$ [day]
Granite	95	212	0.102	4.48×10^{-2}	0.940	140
Sandstone	95	18	0.222	1.94×10^{-1}	0.865	43.2

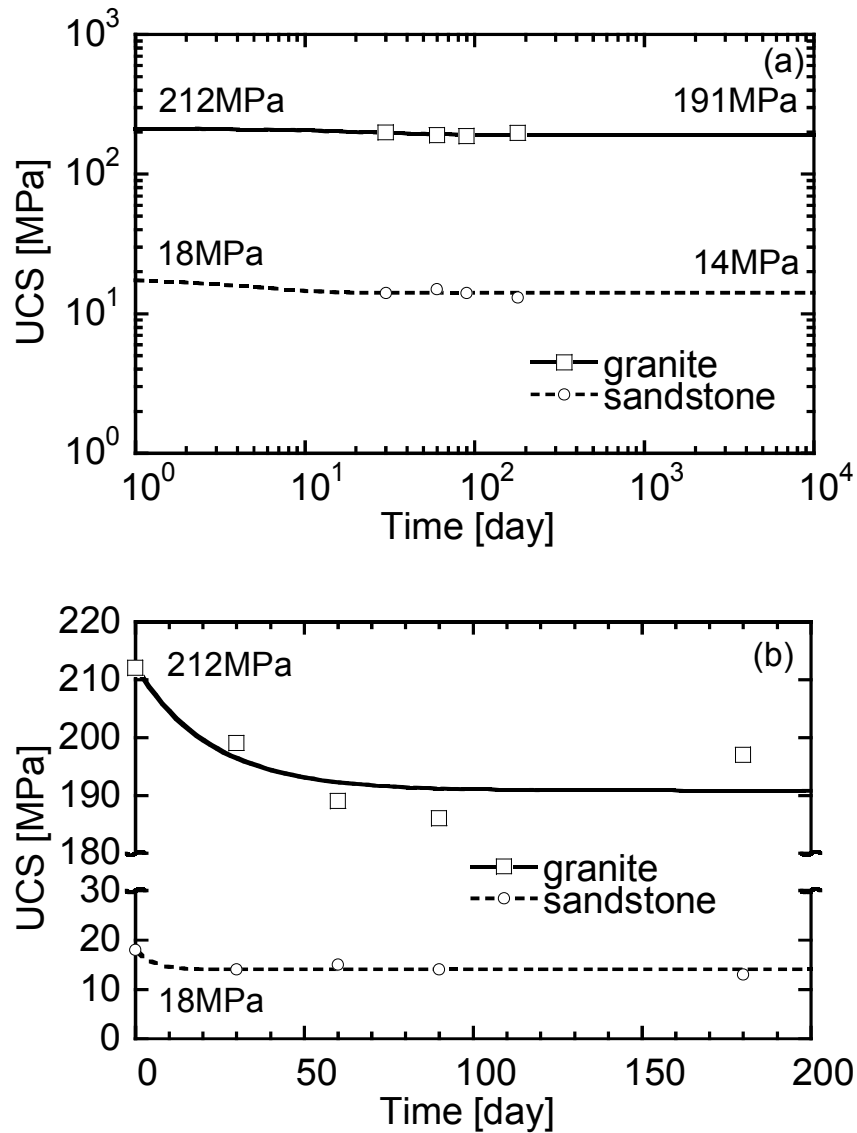


Fig. 4.23 Estimated uniaxial compressive strength vs. time at 95 °C: (a) whole, (b) enlarged.

4.4. 結 言

本章では、熱環境下における岩石の力学特性の経時変化を2つの観点から室内実験を実施し検討した。まず、時間依存性挙動であるクリープ現象について、専用高温セルを作製し、湿潤高温下における一軸圧縮クリープ試験を実施し、クリープ現象に及ぼす温度の影響について検討した。また、実験結果から Burgers model および Norton 方程式における諸定数を算定した。つぎに、岩石の鉱物溶解現象に着目し、高温下において岩石の浸漬試験を実施して、浸漬後の力学特性について検討した。また、溶解元素の定量分析を実施し、力学特性変化に及ぼす化学作用である鉱物溶解現象の影響について考察した。また、強度の長期予測評価を試みた。

本章で得られた結果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 岩石の一軸圧縮クリープにおいて、1次クリープに及ぼす温度依存性はほとんどみられないが、最小ひずみ速度は20℃から90℃の変化で、1オーダー増加する。また、破壊に至る時間は温度の上昇により短くなる。3次クリープ特性の温度依存性については明確な傾向が得られていない。
- (2) 一軸クリープ試験結果から Burgers model の諸定数を求めた結果、砂岩共に E_1 は温度上昇に伴い小さくなっており、第2章で述べた高温下における岩石物性と調和的である。1次クリープの特性を示す E_2 および μ_2 では花崗岩、砂岩共に20℃から90℃の温度上昇に伴い小さくなる傾向がみられ、 E_2 は花崗岩、砂岩とも50%程度となる。 μ_2 は花崗岩では変化はみられないが、砂岩では1オーダー程度に減少する。2次クリープの特性を示す μ_1 は花崗岩、砂岩とも20%となる傾向がみられた。
- (3) 浸漬期間の増加に伴い、岩石の一軸圧縮強さ、弾性係数とも低下する傾向にあり、特に高温下において顕著な傾向が得られた。
- (4) 空隙率、浸漬水のpH、溶解元素濃度は浸漬期間の増加に伴い増加しており、温度依存性もみられた。pH測定、溶解元素濃度分析により、化学作用である鉱物溶解現象が時間の経過に伴い進行していることが伺える。また、浸漬期間の増加に伴い力学特性が変化していることから、化学作用の力学特性への影響が伺える。
- (5) 一軸圧縮試験の結果を用いた岩石の長期強度予測評価では、定常状態の99.7%に達するまでに要する時間は、花崗岩で140日、砂岩で43日となった。また、初期の一軸圧縮強さに対する定常状態での強度は、花崗岩が約90%、砂岩で約78%であると予測された。

なお、本研究では現有のサーボ試験機を使用し、専用の高温セルを作製して実験を実施したが、得られた結果にはばらつきがある。実験装置や方法の高精度化が今後の課題である。化学作用である鉍物溶解現象に着目した力学特性の経時変化の検討では、化学作用と力学特性の関係を定量的に評価するまでには至っていない。また、実験結果を外挿することによる長期予測評価は妥当性の検証が今後の課題といえる。

参考文献

- 1) Goetze, C. and Brace, W. F.; Laboratory observations of high-temperature rheology of rocks, *Tectonophysics*, Vol. 13, pp. 583-600, 1972.
- 2) Goetze, C.; Bounds on the subsolidus attenuation for four rock types at simultaneous high temperature and pressure, *Tectonophysics*, Vol. 42, pp. T1-T5, 1977.
- 3) Tan Tjong Kie, Shi Ze Quan, Yu Zhi Hai and Wu Xiang Yang; Dilatancy, creep and relaxation of brittle rocks measured with 8000 kN multipurpose triaxial apparatus, *Physics of the Earth and Planetary Interiors*, Vol. 55, pp. 335-352, 1989.
- 4) Rutter, E. H., Brodie, K. H. and Irving D. H.; Flow of synthetic, wet, partially molten “granite” under undrained conditions: An experimental study, *Journal of Geophysical Research B: Solid Earth*, Vol. 111, B06407, 2006.
- 5) Wu, F. T. and Thomsen, L.; Microfracturing and deformation of westerly granite under creep condition, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, Vol. 12, pp. 167-173, 1975.
- 6) Dwivedi, R. D., Goel, R. K., Prasad V. V. R. and Sinha, A.; Thermo-mechanical properties of Indian and other granites. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, Vol. 45, pp. 303-315, 2008.
- 7) Mackwell, S. J., Zimmerman, M. E. and Kohlstedt, D. L.; High-temperature deformation of dry diabase with application to tectonics on Venus, *Journal of Geophysical Research B: Solid Earth*, Vol. 103, pp. 975-984, 1998.
- 8) Carter, L. N., and Hansen, D. F.; Creep of rock salt, *Tectonophysics*, Vol. 92, pp. 275-333, 1983.
- 9) Bäckström, A., Lanaro, F. and Christinsson, R.; Coupled chemical-mechanical behaviour: The influence of salinity on the uniaxial compressive strength of the Smälands granite, Sweden, *Proceeding of 2nd International Conference on Coupled T-H-M-C Processes in Geo-Systems: Fundamentals, Modeling, Experiments and Applications*, Geo-Proc 2006 (CD-ROM), 2006.
- 10) Naoki Kinoshita and Hide Yasuhara; Thermally Induced Behavior of the Openings in Rock Mass Affected by High Temperatures, *International J. Geomechanics*, Vol. 11, No. 2, pp. 124-130, 2011.
- 11) 柳谷俊, 江原 昭次, 寺田孚, 西沢修, 楠瀬勤一郎 : 岩石のクリープ時に発生する AE

- の震源決定について, 材料, Vol. 33, pp. 272-278, 1984.
- 12) 柳谷俊, 江原 昭次, 寺田孚, 西沢修, 楠瀬勤一郎: 表面ひずみマッピングによる岩石のクリープ研究, 材料, Vol. 33, pp. 279-285, 1984.
 - 13) 山口梅太郎, 西松裕一: 岩石力学入門第3版, pp. 193-200, 東京大学出版会, 1991.
 - 14) 稲田善紀: 岩盤工学, pp. 59-72, 森北出版, 1997.
 - 15) R. E. グッドマン: わかりやすい岩盤力学, pp. 138-149, 鹿島出版会, 1984.
 - 16) 平松良雄, 西原正夫: 二, 三の堆積岩のクリープについて, 日本鉱業会誌, Vol. 73, pp. 493-497, 1957.
 - 17) 矢川元基, 宮崎則幸: 有限要素法による熱応力・クリープ・熱伝導解析, pp. 59-65, サイエンス社, 1991.
 - 18) N. L. Carter, S. T. Horseman, J. E. Russell and J. Handin; Rheology of rocksalt, *Journal of Structural Geology*, Vol. 15, pp. 1257-1271, 1993.
 - 19) Rimstidt, J. D. and H. L. Barnes; The kinetics of silica-water reactions, *Geochimica et Cosmochimica Acta*, vol. 44, pp. 1683-1699, 1980.
 - 20) Stefán A., Sven S., Hördur S.; The chemistry of geothermal waters in Iceland. I. Calculation of aqueous speciation from 0 ° to 370 °C, *Geochimica et Cosmochimica Acta*, Vol. 46, pp. 1513-1532, 1982.
 - 21) Holland T. J. B. and Powell R.; An internally-consistent thermodynamic dataset for phases of petrological interest, *Journal of Metamorphic Geology*, Vol. 16, pp. 309-344, 1998.
 - 22) Stefánsson A.; Dissolution of primary minerals of basalt in natural waters: I. Calculation of mineral solubilities from 0 °C to 350 °C, *Chemical Geology*, Vol. 172, pp. 225-250, 2001.
 - 23) Tester J. W., Worley W. G., Robinson B. A., Grigsby C. O., and Feerer J. L.; Correlating quartz dissolution kinetics in pure water from 25 to 625 °C, *Geochim. Cosmochim. Acta.*, 58, pp. 2407-2420, 1994.

第 5 章

岩石不連続面の透水特性

5.1. 緒 言

ここまで、第 2 章から第 4 章までは熱環境下における岩石の力学特性について述べてきた。実際の岩盤には地下水が存在し、これまで述べてきた花崗岩のような低透水性の結晶質系の岩石では、岩盤内の不連続面性状が水理学的性質を左右するため、不連続面の透水特性を評価することが課題の一つであるといえる。熱水貯蔵システムを想定した場合、空洞を熱源として周辺岩盤に非定常の温度分布が生じ、熱応力も発生するため、熱・応力の影響を考慮した不連続面の透水特性評価が必要である。

既往の研究においても、空洞周辺岩盤に及ぼす温度の影響や岩盤内の地下水挙動に及ぼす熱、拘束圧の影響¹⁻³⁾、岩石不連続面の透水特性に関する研究がなされている⁴⁻⁶⁾。また、化学作用である鉱物の溶解現象に着目した単一不連続面を有する珪質砂岩での透水実験では、温度を上昇させると透水性が大きく変化し、透過後の水溶液に含まれる Si 濃度が上昇するとの報告がなされている^{7,8)}。鉱物の溶解・沈殿に着目した熱・水・応力・化学の相互作用を想定した岩石不連続面の熱・水・応力・化学(THMC)連成挙動モデルについても幾つか提案されている⁹⁻¹¹⁾。しかし、結果が定性的な場合や、限られた条件の下での実験結果を利用している場合が多く、特に不連続面での透水が支配的になると考えられる結晶質の硬岩系岩石での不連続面透水実験データは充分とは考えられず、種々の境界条件において実験を実施し、より詳細かつ精巧なデータを蓄積する必要がある。

このような背景から、本章では熱、水および応力に起因した岩石構成鉱物の溶解現象である化学作用が、岩石不連続面の透水特性に及ぼす影響を把握するため、不連続面形状、拘束圧、温度および透過水の pH を条件として、単一不連続面を有する花崗岩を用いて透水実験を実施し、透水性の経時変化を評価した。その際、透過水中の物質濃度を評価し、化学作用である鉱物溶解が透水性の変化に及ぼす影響について検討した。さらに、微視構造を観察することにより、鉱物の溶解・沈殿等の化学作用で生成する二次鉱物の有無を確認した¹²⁾。

また、地下岩盤中の拘束圧下では、不連続面内アスペリティ接触部の破壊、変形等の力学作用も透水特性に影響を及ぼすと考えられるため、透水特性に及ぼす力学作用についても検証した。ここで透過流体は脱イオン水に加え、透水性変化に及ぼす力学作用について

の評価を行なうため、不溶解性流体を用いることにより鉱物溶解条件を制御した透水実験を実施した。つぎに透水実験結果を回帰分析し、透水性の変化に及ぼす化学・力学作用の影響について検討した。さらに、不連続面を有する岩石供試体の持続載荷実験を実施し、直接的な不連続面の変位挙動評価を試みた¹³⁾。

なお、ここでは水以外の流体を用いた透過実験や透過特性についても、便宜上、透水実験、透水特性と称することを断っておく。

5.2. 拘束圧・温度・pH を制御した花崗岩不連続面の透水実験

約 200 m~400 m の深度を想定し、拘束圧 5 MPa~10 MPa とし、室温である 25 °C と、熱水貯蔵を想定した 90 °C の温度条件で透水実験を実施し、透水特性に与える影響を評価した。また、岩盤空洞の支保材料として使用されるセメント系材料の溶出に起因する地下水の高アルカリ化を想定し、アルカリ環境(pH~11)でも透水実験を実施し、pH 条件の影響を検討した。

5.2.1. 実験に用いた岩石試料

実験に用いた岩石は岐阜県瑞浪市産の深度 330~350 m の岩盤中より採取した花崗岩である。使用した岩石の力学・物理特性を Table 5.1 に示す。この岩石の有効空隙率は 1.0 % であり、岩石実部内にはほとんど透水せず、水の流れは不連続面内で支配的になるものと考えられる。この岩石を用いて Fig. 5.1 に示すような圧裂および Saw-cut 面を有する供試体を作製した。 $\phi 85\text{mm}$ で採取された円柱状コアの半径方向で最も P 波伝播速度が速い方向に圧裂引張により割裂して人工的に不連続面を形成したものと、ダイヤモンドカッターにより切断したものを、それぞれの不連続面が直径付近になるように $\phi 30\text{ mm}$ でコアリングし 2 種類の円柱供試体を作製した。円柱供試体は研磨機により 60 mm の長さに最終整形した。透水実験では高い拘束圧下において実験を行うため、供試体の端面とポラス板との間に隙間があるとメンブレンが拘束圧によって隙間に入り込み、供試体を囲むメンブレンが破損し、拘束圧を制御できない。そのため、研磨機である程度端面整形を行った円柱試料をカーボランダムにてガラス板の上で磨き、上面と下面の平行精度を $\pm 5/100\text{ mm}$ 以内に収まるように整形した。

また、作製された供試体の空隙は、水で飽和されていないため、実際に透水実験で透過させる脱イオン水と同じものを入れたデシケータ内で、真空ポンプを用いて約 6 時間脱気

Table 5.1 Physical properties of granite used in this study.

Rock type		granite
Density	[kg/m ³]	2.58×10 ³
Uniaxial compressive strength	[MPa]	171
Elastic modulus E_{t50}	[GPa]	50.7
Poisson's ratio	[-]	0.28
Porosity	[%]	1.0

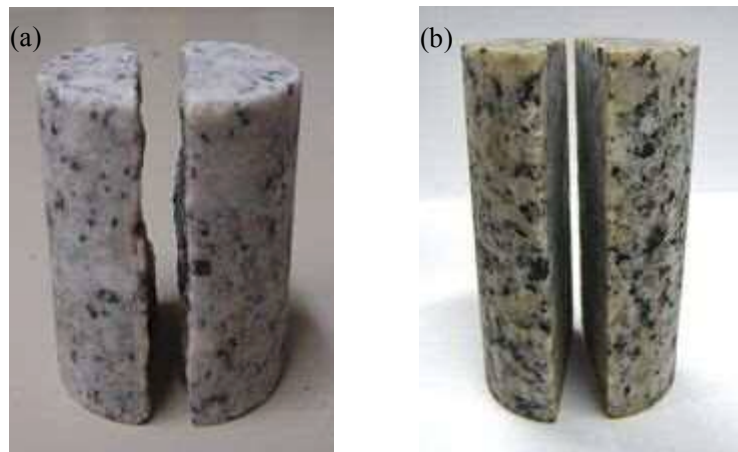


Fig. 5.1 External view of rock specimens ($\phi 30$ mm \times h 60 mm): (a) tensional crack, (b) saw cut plane.

を行い、供試体を湿潤状態にした。

5.2.2. 実験方法

前述の単一不連続面を有する花崗岩供試体に対して拘束圧、温度、pH 条件を変化させ、透水性の経時変化を評価することを目的とし、Fig. 5.2 に示す高温高圧三軸透水試験装置を用いて透水実験を実施した。この実験装置は拘束圧を最大 40 MPa、セル内温度を 120 °C まで制御できる。供試体の設置方法としては、試行錯誤を繰り返し、供試体の周囲を熱収縮チューブ、ゴムスリーブ、熱収縮チューブの三重のメンブレン構造とすることで、供試体側面の不連続面部分の隙間にゴムスリーブおよび熱収縮チューブが入り込んでピンホール等が生じることを防いだ。供試体設置後の状態を Fig. 5.3 に示す。セル内の温度については供試体の上部と下部の位置に設置した 2 本の熱電対により管理した。また、透水実験開始時点から終了時点まで拘束圧、温度、透水压、流量のデータを計測した。さらに、透過流体の化学分析を実施するため、透過後の溶液を流出口より採取した。

各透水実験の実験条件を Table 5.2 に示す。ここでは不連続面形状を圧裂不連続面、Saw-cut 不連続面の 2 種類とし、拘束圧は 5 MPa および 10 MPa とした。また、透過流体の pH は 7 および 11 とした。pH7 の流体は脱イオン水であり、ADVANTEC 社製蒸留水製造装置 RED240NA で製造したものをを用いた。電気伝導率は 0.07 mS/m 程度である。通常地下水には鉱物が溶解し、イオンの状態で存在しており、本研究のように脱イオン水を用いた場合には実際よりも鉱物溶解が促進される条件であると考えられる。pH11 の流体は NaOH 水溶液で濃度は 10^{-3} mol/L である。室温の 20 °C または 25 °C の雰囲気温度で実験を開始し、室温状態で透水性がほぼ定常となった時点で、拘束圧は保持したまま 90 °C まで加熱した。加熱後は 90 °C に保温した状態で透水を継続した。

透水压を実験途中に変化させているが、これは透過水の採取の際に、安定した透過水量を採取する必要があるためである。実験では開始時から最低 5 ml/day の流量を確保できる透水压に設定し、流量が 5 ml/day より極端に低下した場合に透水压を上昇させている。

5.2.3. 水理学的開口幅

ここで用いている花崗岩のような結晶質性岩石においては、透水は岩石実部よりも不連続面で支配的となる。そのため、不連続面の透水特性を評価する必要がある。本研究では透水特性の評価として水理学的開口幅を用いている。前述のように THMC 連成挙動を数値

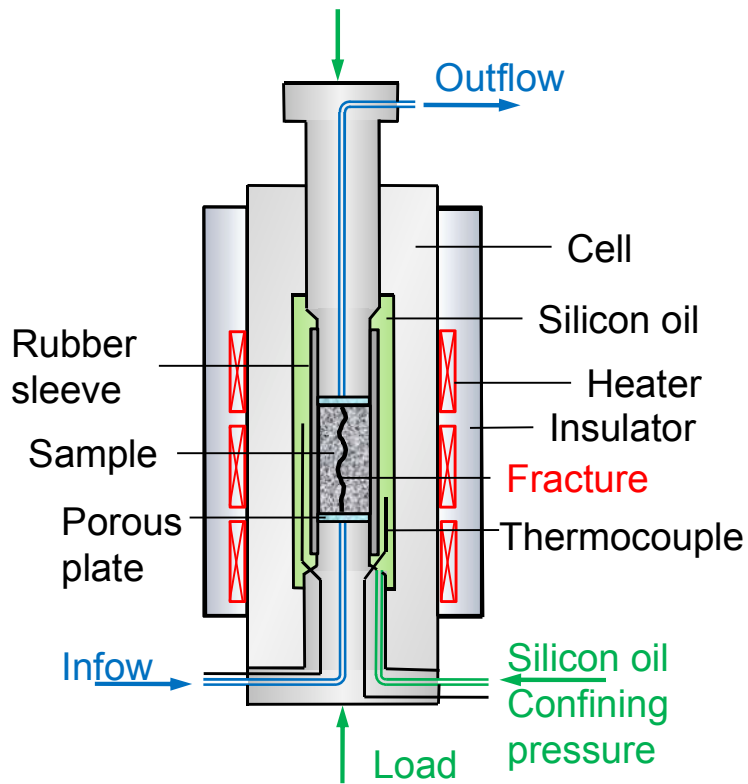


Fig. 5.2 Schematic diagram of pressure cell used in this study.

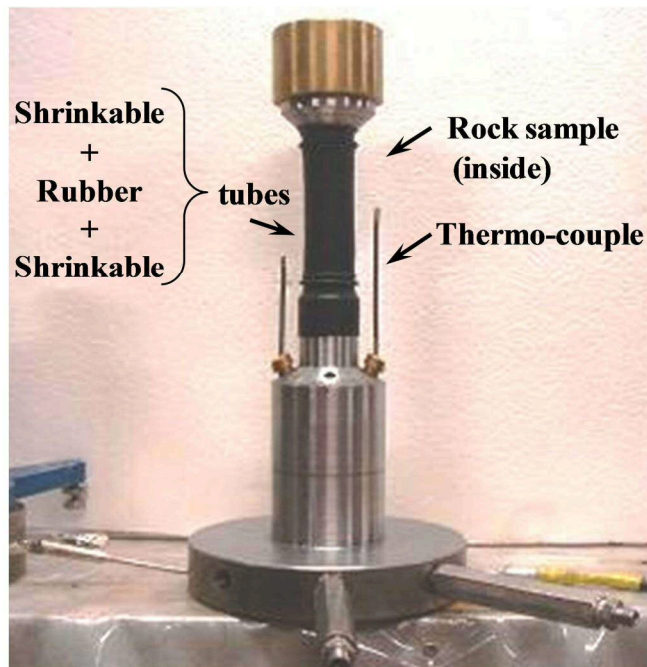


Fig. 5.3 External view of pedestal and rock specimen.

Table 5.2 Conditions of flow-through experiments.

Sample	Fracture type	Confining pressure [MPa]	Temperature [°C]	pH of permeant	Differential pressure [MPa]
E1	tension	10.0	20-90	7	0.5
E2	tension	5.0	25-90	7	0.04-0.10
E3	tension	5.0	25-90	7	0.04-0.10
E4	saw cut	5.0	25-90	7	0.10-0.13
E5	saw cut	10.0	25-90	7	0.05
E6	tension	5.0	25-90	11	0.015-0.02
E7	saw cut	5.0	25-90	11	0.015-0.03

解析で求める場合、透水性を開口幅で表すことにより連成挙動を都合よく表現できる利点がある。

Darcy 則は式(5.1)で表される。

$$Q = kA \frac{\Delta h}{l} = kA \frac{1}{l} \left(\frac{P_0}{\rho_w g} - l \right) \quad (5.1)$$

ここで、 Q は流量[m³/s]、 k は透水係数[m/s]、 A は断面積[m²]、 Δh は水頭差[m]、 l は移行経路長[m]、 P_0 は透水差圧[Pa]、 ρ_w は流体密度[kg/m³]、 g は重力加速度[m/s²]である。なお、ここでは供試体の下面から鉛直上向きに透過させていることから、水頭差を算出する際に位置水頭分 l を差し引いている。

静止している 2 枚の平行平板で挟まれた流体が一定の圧力勾配で流れている平面ポアズイユ流では、流速分布は低圧方向へ凸の放物線分布となる。この流れの平均流速から不連続面の流量を求めると式(5.2)となる。

$$q = \frac{1}{12\mu} \frac{(P_0 - \rho_w g l)}{l} b^3 \quad (5.2)$$

ここで、 q は単位幅（奥行）当たりの流量[m²/s]、 μ は流体粘性係数[Pa・s]、 b は不連続面開口幅[m]である。よって、 w [m]の幅（奥行）を持つ不連続面の流量 Q は式(5.3)で表される。

$$Q = \frac{1}{12\mu} \frac{(P_0 - \rho_w g l)}{l} b^3 w = \frac{b^2}{12} \frac{\rho_w g}{\mu} b w \frac{1}{l} \left(\frac{P_0}{\rho_w g} - l \right) \quad (5.3)$$

ここで、

$$A = bw \quad (5.4)$$

であるから、Darcy 則との比較から、次式の関係が導かれる。

$$k = \frac{b^2}{12} \frac{\rho_w g}{\mu} = K \frac{\rho_w g}{\mu} \quad (5.5)$$

ここで、 K は透過率[m²]である^{14,15}。また、不連続面開口幅 b は水理学的開口幅^{14,15}と呼ばれる。流量 Q は水理学的開口幅の三乗に比例しており、一般に三乗則と呼ばれている。

式(5.3)より、 b は次式で評価される。

$$b = \left\{ \frac{12\mu Q l}{w(P_0 - \rho_w g l)} \right\}^{\frac{1}{3}} \quad (5.6)$$

なお、不連続面幅は円柱供試体の直径と同寸法となるのが理想ではあるが、実際には供

試体作製後に数か所を測定して平均値をとっている。

式(5.6)に含まれる流体の密度，粘性係数は温度に依存する物性であるため，水においては以下の式を用いて評価を行った¹⁶⁾。

$$\rho_w = 999.88 + 0.056415T - 0.007849T^2 + 0.000012295T^3 \quad (5.7)$$

$$\mu = 2.415 \times 10^{-5} \times 10^{(247.8/(T+133.15))} \quad (5.8)$$

ここで， T は温度[°C]である。

5.2.4. 実験結果および考察

各透水実験で得られた水理学的開口幅（以下，開口幅と呼ぶ）の経時変化を Table 5.3 および Fig. 5.4 に示す。図に示す実線は，24 時間の移動平均を表し，点は 2 時間の平均をプロットしている。Fig. 5.4(a) に示す E1 は圧裂不連続面供試体を用い，拘束圧は 10 MPa である。開口幅は開始時 2.5 μm であるが，210 時間では約 1.5 μm まで縮小している。その後，セル内の温度を連続的に 90 °C に上昇させると，更に低下し最終的に 550 時間で 1.2 μm になっている。

Fig. 5.4(b)および(c)に示す E2 および E3 は圧裂不連続面供試体を用い，拘束圧は 5 MPa である。実験開始時 E2 は 4.9 μm ，E3 は約 7.9 μm と開口幅に違いはあるが，E2 および E3 ともに 380 時間では 3.8 μm まで縮小している。その後温度の上昇に伴い，2.0 μm まで低下している。E2 と E3 については同条件下で実験を行い，室温状態での最終的な値および高温状態(90 °C)での値が同じことから，本透水実験の再現性も確認することができた。

Fig. 5.4(d)に示す E4 は Saw-cut 不連続面供試体を用い，拘束圧は 5 MPa である。室温条件下で 7.9 μm から 3.2 μm まで低下し，高温条件下でさらに 1.3 μm まで減少している。また，Fig. 5.4(e)に示す E5 は Saw-cut 不連続面供試体を用い，拘束圧は 10 MPa である。405 時間までの室温下での開口幅の変化傾向は他の実験と類似しているが，セル内の温度を上昇させると，開口幅は増大し，1.8 μm 拡大した。

つぎにアルカリ環境下で行った透水実験について述べる。Fig. 5.4(f)に示す E6 では圧裂不連続面供試体を用い，拘束圧は 5 MPa である。pH の制御性を確認するために，pH 測定を実施した結果，pH 平均値(±標準偏差)は pH=10.97±0.47 であった。実験開始時点における開口幅は 33.1 μm であったが，520 時間後に 7.6 μm まで減少している。その後，温度を 90 °C まで上昇させると，室温状況下でほぼ定常となっていた開口幅はさらに低下し，およそ 950 時間後には 3.2 μm まで縮小している。また，E6 では，950 時間以降に高温状態から

Table 5.3 Hydraulic aperture obtained by flow-through experiments.

Sample	Fracture type	Confining pressure [MPa]	pH	Hydraulic aperture [μm]		
				Start	End of RT*	End
E1	tension	10.0	7	2.5	1.5	1.2
E2	tension	5.0	7	4.9	3.8	2.0
E3	tension	5.0	7	7.9	3.8	2.0
E4	saw cut	5.0	7	7.9	3.2	1.3
E5	saw cut	10.0	7	15.0	3.0	4.8
E6	tension	5.0	11	33.1	7.6	3.2
E7	saw cut	5.0	11	15.0	6.0	3.0

* RT: Room temperature condition

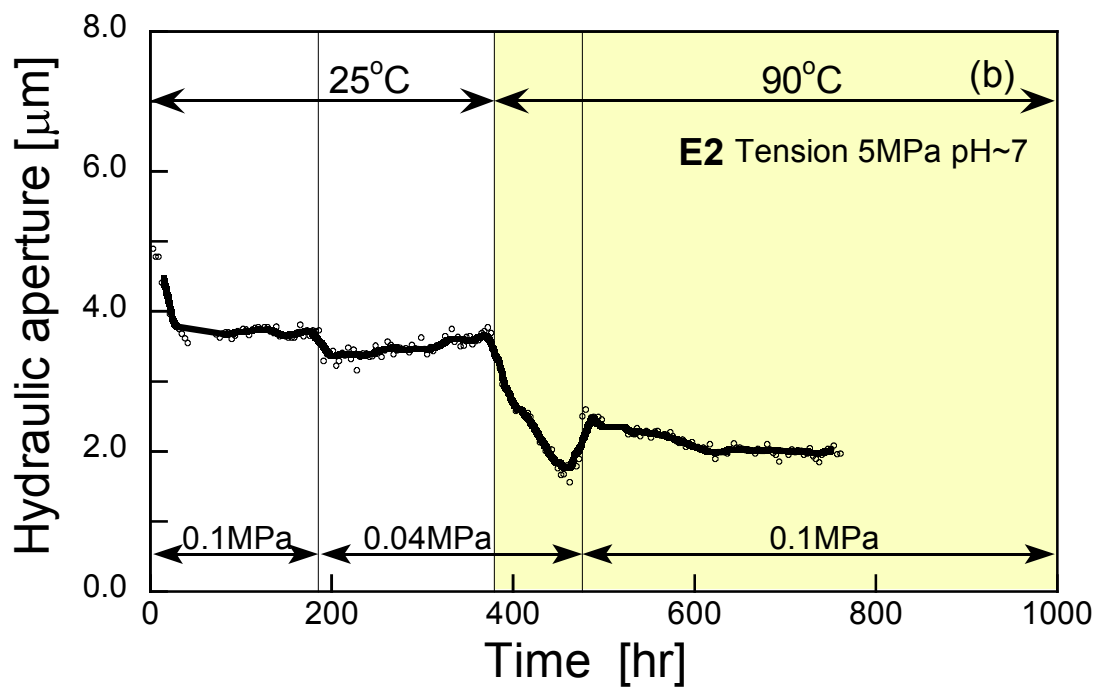
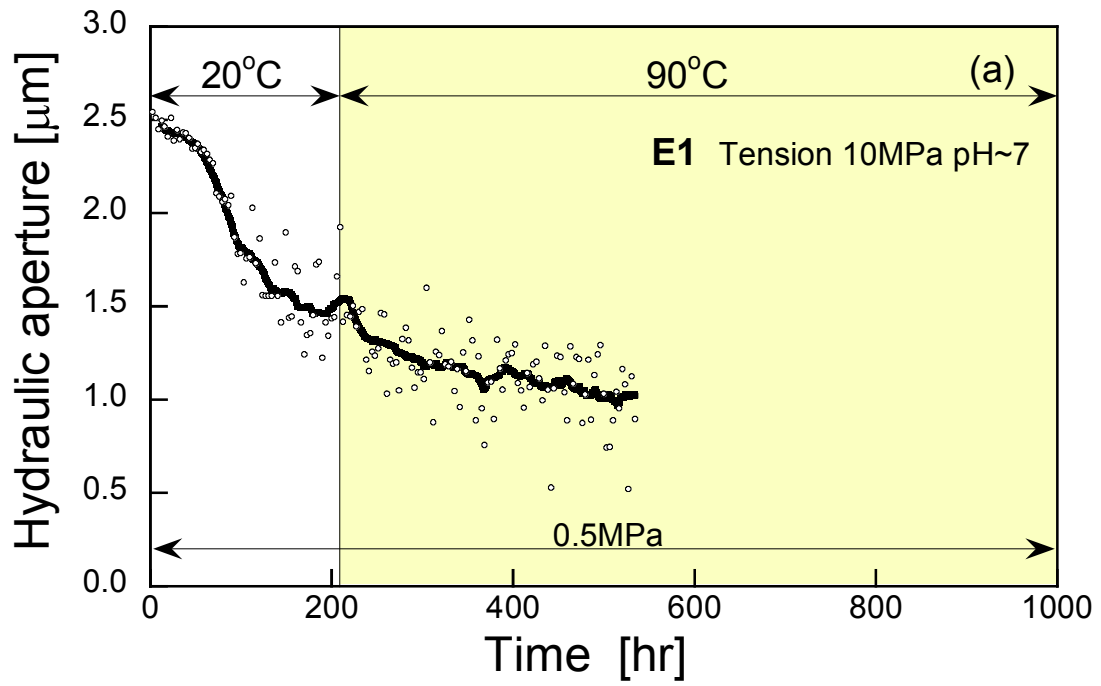


Fig. 5.4 Change of hydraulic aperture obtained by result of flow-through experiments: (a) E1, (b) E2.

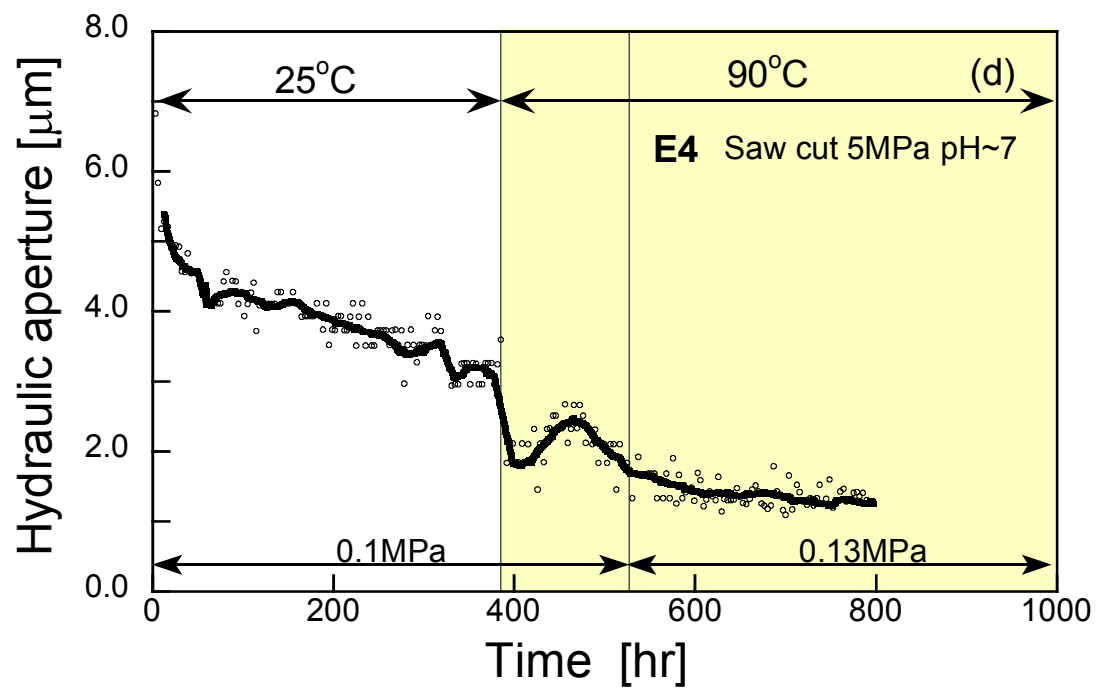
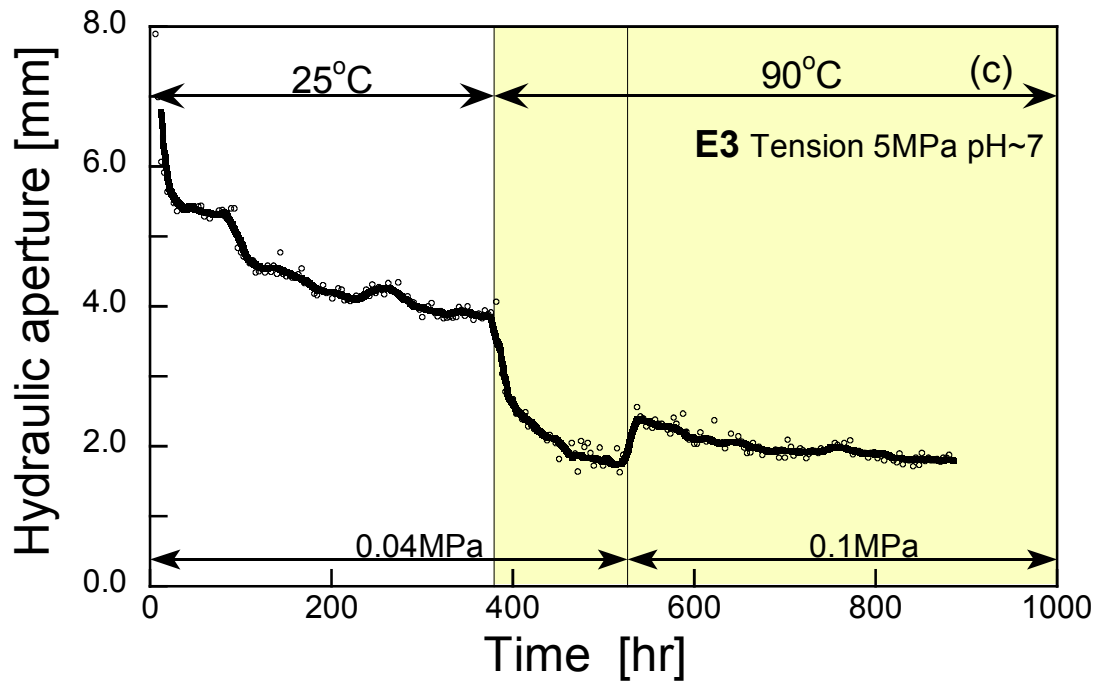


Fig. 5.4 (continued) Change of hydraulic aperture obtained by result of flow-through experiments:
(c) E3, (d) E4.

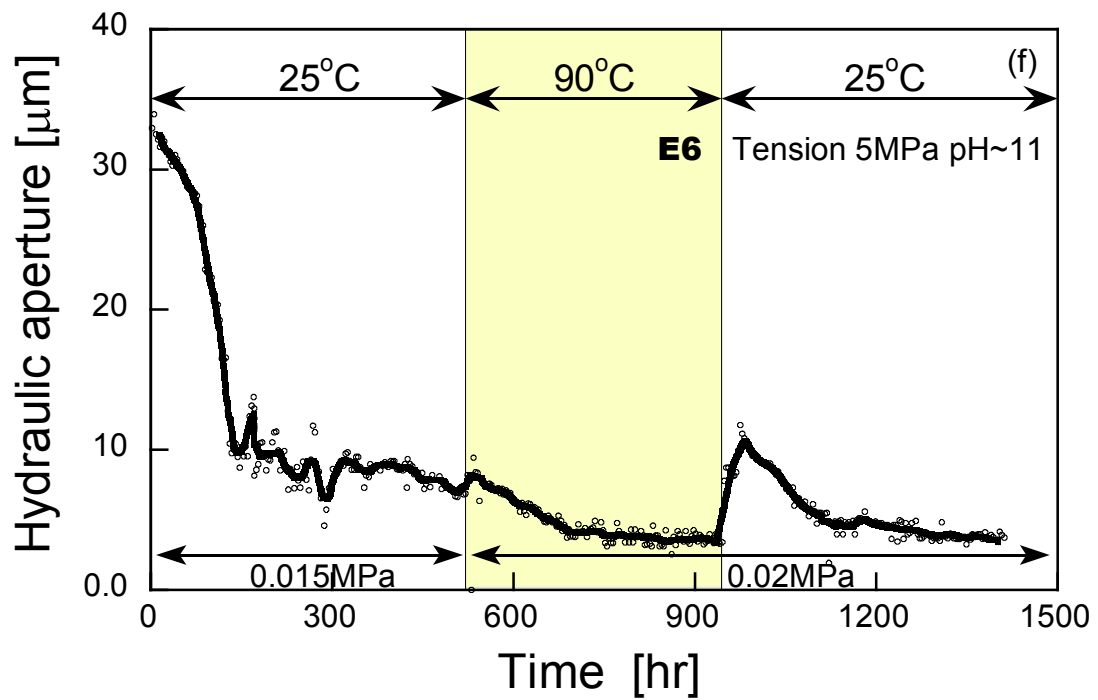
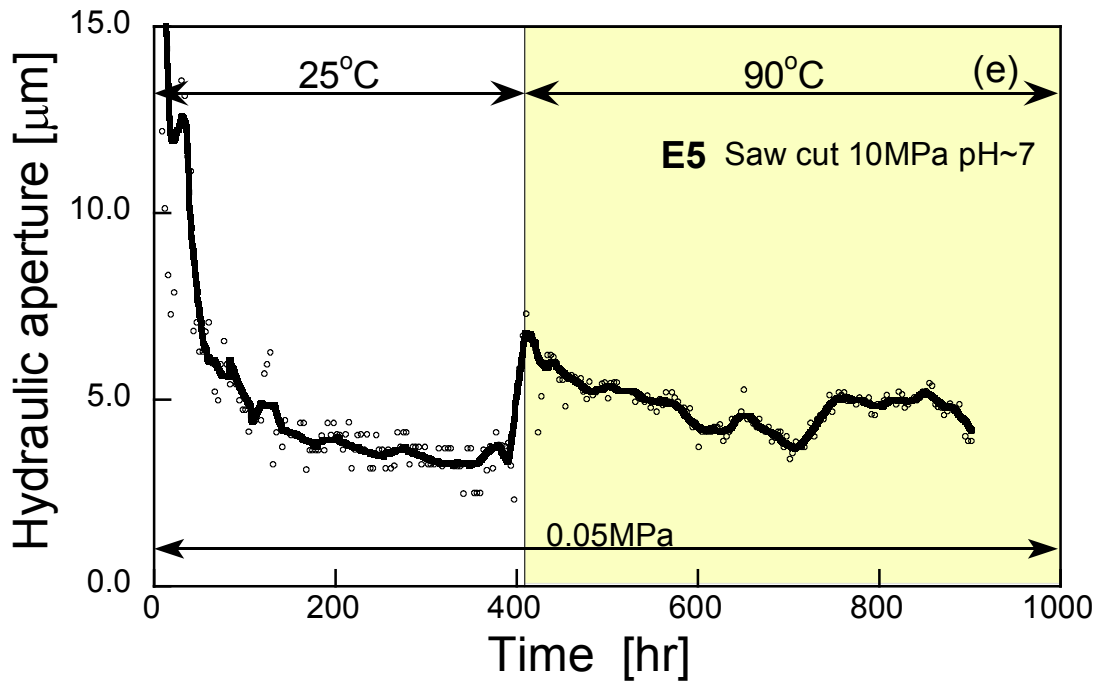


Fig. 5.4 (continued) Change of hydraulic aperture obtained by result of flow-through experiments:

(e) E5, (f) E6.

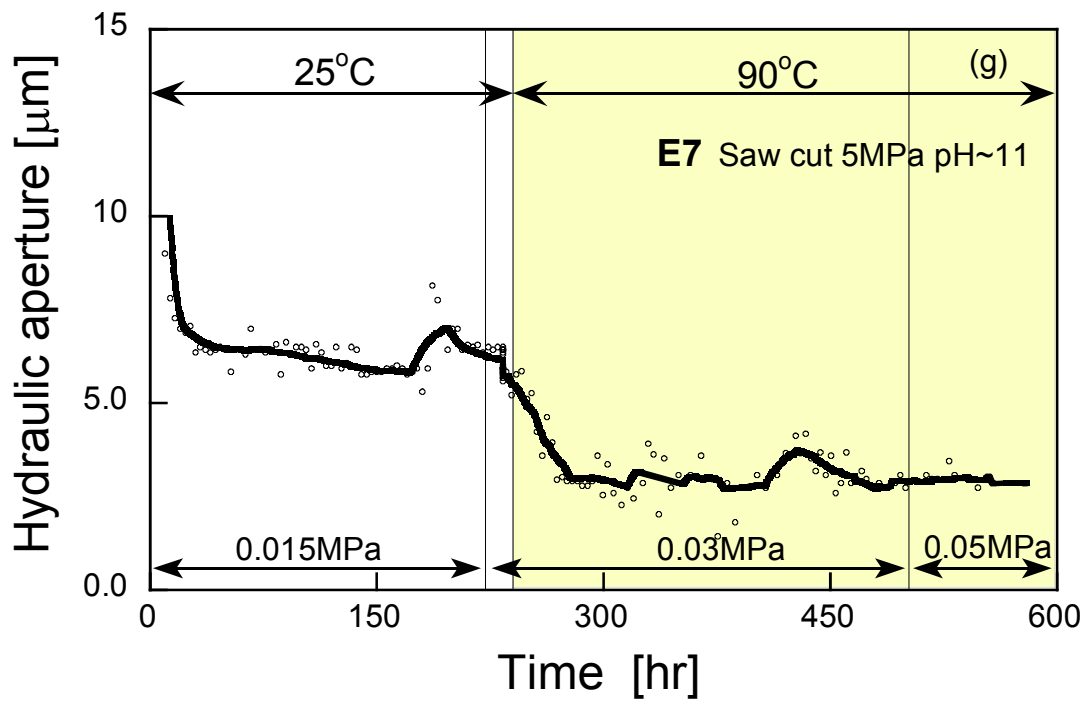


Fig. 5.4 (continued) Change of hydraulic aperture obtained by result of flow-through experiments:

(g) E7.

室温状態に戻した時の開口幅の挙動確認を行ったが、1410 時間後には $4.0\ \mu\text{m}$ と拡大した。

Fig. 5.4(g)に示す E7 は、Saw-cut 不連続面供試体を用い、拘束圧は $5\ \text{MPa}$ である。pH 平均値(±標準偏差)は $\text{pH}=10.75\pm 0.27$ である。初期開口幅は $15.0\ \mu\text{m}$ であったが、180 時間後には $6.0\ \mu\text{m}$ まで低下しており、温度上昇後の 400 時間では $3.0\ \mu\text{m}$ まで減少していることがわかる。

実験で得られた結果より、不連続面形状、拘束圧および透過水の pH が透水性に与える影響について考察する。まず、不連続面形状に着目すると、圧裂不連続面である E2, E3 と Saw-cut 不連続面である E4 では実験開始から実験終了までの開口幅の変化量はそれぞれ $2.9\ \mu\text{m}$, $5.9\ \mu\text{m}$, $6.6\ \mu\text{m}$ であり、Saw-cut 不連続面の方が変化量は大きい。E6 と E7 を比較するとそれらは $29.9\ \mu\text{m}$, $12.0\ \mu\text{m}$ であり逆の結果となっているが、各々の初期開口幅が異なるため単純には比較できないものと考えられる。E3 と E4 は初期開口幅が同じであり、これで比較すると Saw-cut 不連続面の方が変化量は大きい。一方で室温での最終開口幅と加熱後の最終開口幅は E2, E3 と E4 ではそれぞれ $0.6\ \mu\text{m}$, $0.7\ \mu\text{m}$, E6 と E7 では $0.4\ \mu\text{m}$, $0.2\ \mu\text{m}$, Saw-cut 不連続面の方が開口幅は小さい。以上の結果から開口幅変化量は初期の開口幅に影響されるが、最終開口幅は不連続面形状に影響され、不連続面が平坦なほど最終開口幅が小さくなる結果となった。ただし、E1 と E5 では逆の傾向が示されている。E5 は温度上昇に伴い開口幅が増加しており、温度上昇時の不連続面のずれや不連続面内での水みちの発生など他の原因が考えられる。

つぎに、拘束圧に着目すると E1 と E2, E3 では室温下で $2.3\ \mu\text{m}$, 高温下で $0.8\ \mu\text{m}$, また、E4 と E5 では室温下で $0.2\ \mu\text{m}$, 拘束圧 $10\ \text{MPa}$ とした方が $5\ \text{MPa}$ とした場合に比べ開口幅が小さい。E1 と E2, E3 で変化量を比較すると実験開始から実験終了までの開口幅の変化量はそれぞれ $1.3\ \mu\text{m}$, $2.9\ \mu\text{m}$, $5.9\ \mu\text{m}$ であり、拘束圧が大きいと初期開口幅が小さく、そのため透水による変化が小さくなることが伺える。拘束圧を 2 倍とした場合でも変化量への影響はそれ以上となることが実験結果より確認できる。

さらに、pH の違いに着目すると、E6 および E7 は初期開口幅が比較的大きいため明確な関係は見出せないが、E2, E3 と E6 および E4 と E7 の比較から、 $\text{pH}\sim 7$ から $\text{pH}\sim 11$ の増加により、開口幅は圧裂不連続面で室温下では $3.8\ \mu\text{m}$, 高温状況では $1.2\ \mu\text{m}$ 大きくなっている。また、Saw-cut 不連続面では室温下では $2.8\ \mu\text{m}$, 高温状況では $1.7\ \mu\text{m}$ 大きくなっている。開口幅変化量に着目すると E2, E3 と E6, E4 と E7 の比較では E6, E7 は変化量は大きくなっている。

以上のことから、水理的開口幅は、不連続面形状、拘束圧、pH に起因して差を生じていることがわかった。さらに、全ての透水試験において、温度上昇に伴って透水性が変化しており、透水性と温度の関連性について確認した。ただし、本実験は初期条件として開口幅を一致させて実施することは困難であり、それぞれのパラメータを比較した定量評価を行うにはさらに数多くの実験データが必要であり、今後の課題であることを記しておく。なお、拘束圧、pH の透水性変化に及ぼす影響や経時変化については後述の 5.6. においても考察する。

5.3. 透過流体中の物質濃度評価

透水試験で得られた透過水中に含まれる元素について定量分析を実施するにあたり、実験で使用した花崗岩供試体を構成する鉱物を特定するため、X線回折分析および蛍光X線分析を実施した。X線回折分析の結果、構成鉱物は、石英、長石、黒雲母であることを確認した。また、蛍光X線分析結果をTable 5.4に示す。X線分析で得られた構成鉱物中の元素であるSi, Al, K, Fe, Ca, Na, Mgを含有しており、この7種のイオンをICP-AES発光分光分析の対象とした。

使用した ICP 発光分光分析装置は、サーモフィッシャーサイエンティフィック社製 iCAP6300 である。透水実験期間中におよそ 1 日に 1 度の頻度でサンプリングした透過後の水溶液をろ過後 PET 容器に採取し、密閉保存した。ろ過には、溶液中に混入する固体の鉱物粒子を取り除くため粒子保持能 8 μm のろ紙を用いたが、ろ紙に残る鉱物粒子は観察されていない。また、ICP 発光分光分析を行う際、より精度よく分析するため、全ての元素濃度が標準溶液の濃度範囲内である 10 mg/L 以内にする必要があったため、透過水の原液に対し簡易パックテストを実施し、おおよその濃度が 10 mg/L 以下になるように希釈した水溶液を使用した。一般的に溶液中の金属元素が容器壁面に付着したり、析出したりするのを防ぐため、硝酸を用いて希釈する。本研究でも 2 %濃度の硝酸を用いて希釈を行なった。

岩石構成鉱物の溶解反応は、岩石不連続面内を流れる透過水の滞留時間に依存する。すなわち滞留時間が長い程、物質濃度が増加するものと考えられる。そこで、各実験において測定された物質濃度を滞留時間で除することにより、単位時間あたりに溶出する物質濃度（基準物質濃度）を比較した。ここで、滞留時間および基準物質濃度は、以下の式で定義される。

Table 5.4 Composition of oxides in Mizunami granite.

Oxide	Result [wt.%]
SiO ₂	65.47
Al ₂ O ₃	11.56
K ₂ O	7.39
Fe ₂ O ₃	6.24
CaO	3.75
Na ₂ O	3.40
TiO ₂	0.55
MgO	0.54
MnO	0.24
Cr ₂ O ₃	0.13
Others	0.66

$$t_r = \frac{wb}{Q} \quad (5.9)$$

$$c_r = \frac{c_i}{t_r} \quad (5.10)$$

ここで、 t_r は滞留時間[s]、 c_r は基準物質濃度[(mol/L)/s]、 c_i は各物質濃度[mol/L]である。また、ここで用いる水理的開口幅 b は溶液を採取した時刻の値を用いている。

定量分析結果を Fig. 5.5 に示す。Fig. 5.5(a)に示した E1 の結果から Si、Ca および Na の濃度が他の元素に比較して大きな値を示していることがわかる。また、温度を 90 °C に上昇させた後にそれらの元素濃度も上昇していることが確認できる。特に Si に着目すると、1 オーダー上昇している。これは、温度の上昇により石英や長石の成分が溶解したものと考えられる。Fig. 5.5(b)-(e)に示す E2~E5 においても同様の傾向を示している。E2~E5 では全元素において温度上昇に伴う元素濃度の上昇が顕著であり、温度依存性を確認することができた。また、全実験を通して、Mg、Fe 濃度は他の元素濃度に比べ、およそ 1 オーダー程小さい濃度を示している。Mg や Fe は黒雲母に含有する元素であり、黒雲母からなる鉱物元素の溶解量は全溶解量に比べると少ないことが考えられる。

pH~11 条件では NaOH 水溶液を透水させているため、Na の濃度が高くなっている。Fig. 5.5(f)に示す E6 の結果から、室温では Mg を除く全ての物質の溶出濃度が中性条件よりも高くなるという結果が得られた。次に高温下における溶出濃度を比較すると Si、Al、K、Ca 濃度が高 pH 条件で高い結果を示しており、特に Si については 1 オーダー以上の濃度差がみられることが確認できる。一方で、黒雲母を構成する元素の Mg、Fe については pH の変化による濃度差ははっきり確認することはできなかった。この結果から、石英と長石成分を構成する元素については、その溶解量が pH の影響を受けて全体的に高くなっていると考えることができる。しかし、Fig. 5.5(g)に示す E7 の結果では、物質濃度は中性条件と比較しても同程度が小さい値となっており、pH の影響はみられていない結果となった。また、アルカリ条件では中性条件ほど温度依存性は高くない結果となった。

ここで、鉱物溶解作用と不連続面の開口幅（透水性）変化について考察する。不連続面内に透水中にアスペリティ接触部で溶解が発生すると開口幅は減少し、逆にアスペリティが互いに接触していない自由表面での溶解では開口幅が増加するものと考えられる。Fig. 5.6 は接触部溶解（圧力溶解）および間隙部の自由表面溶解現象による開口幅変化を予測するモデルである。接触部および自由表面溶解に起因する質量変化率をそれぞれ \dot{M}_c およ

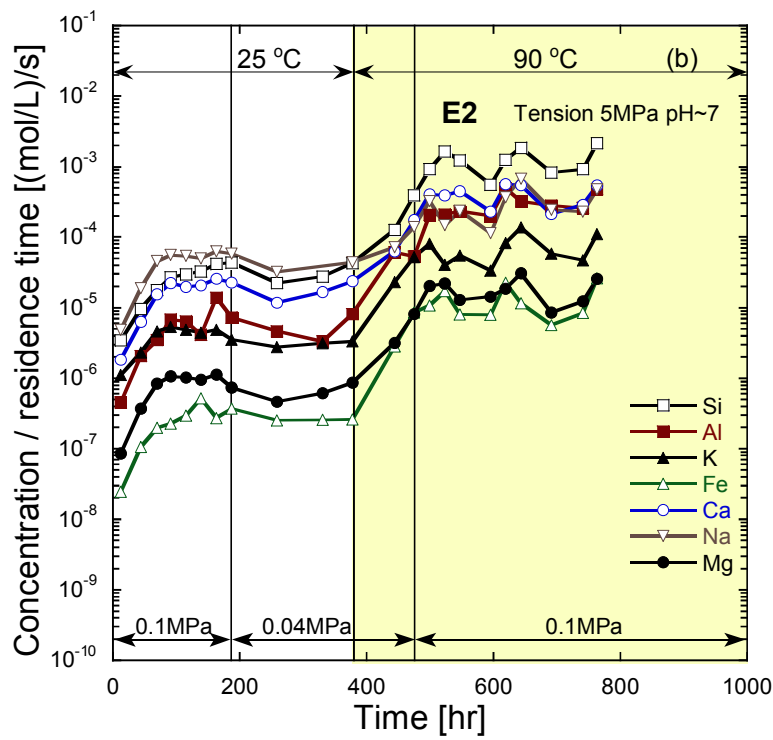
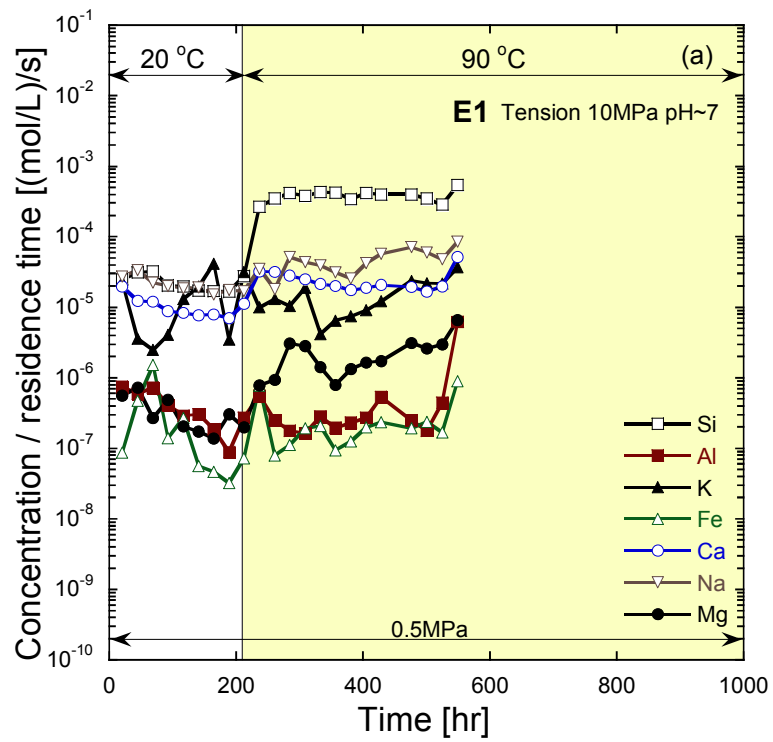


Fig. 5.5 Change of effluent element concentrations: (a) E1, (b) E2.

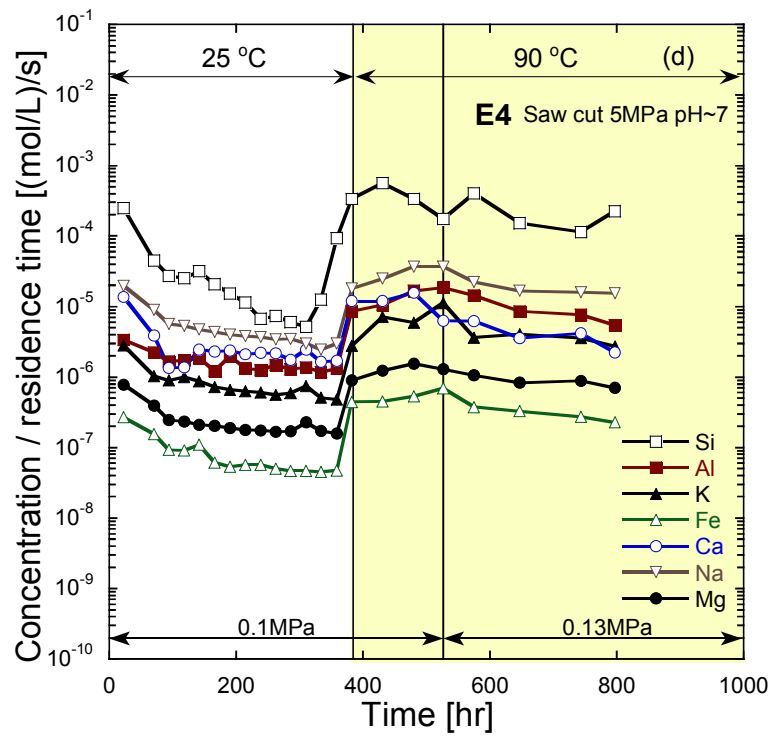
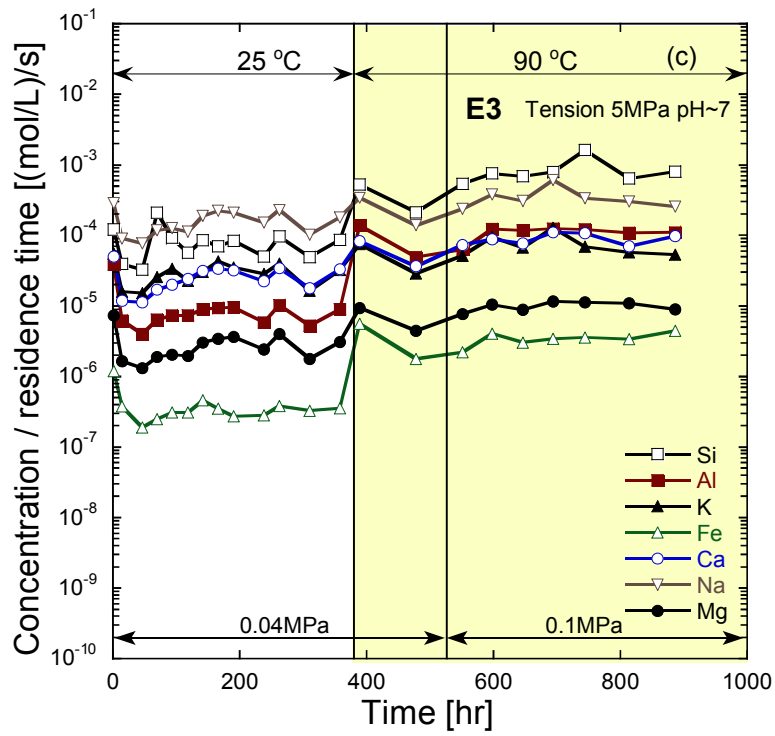


Fig. 5.5 (continued) Change of effluent element concentrations: (c) E3, (d) E4.

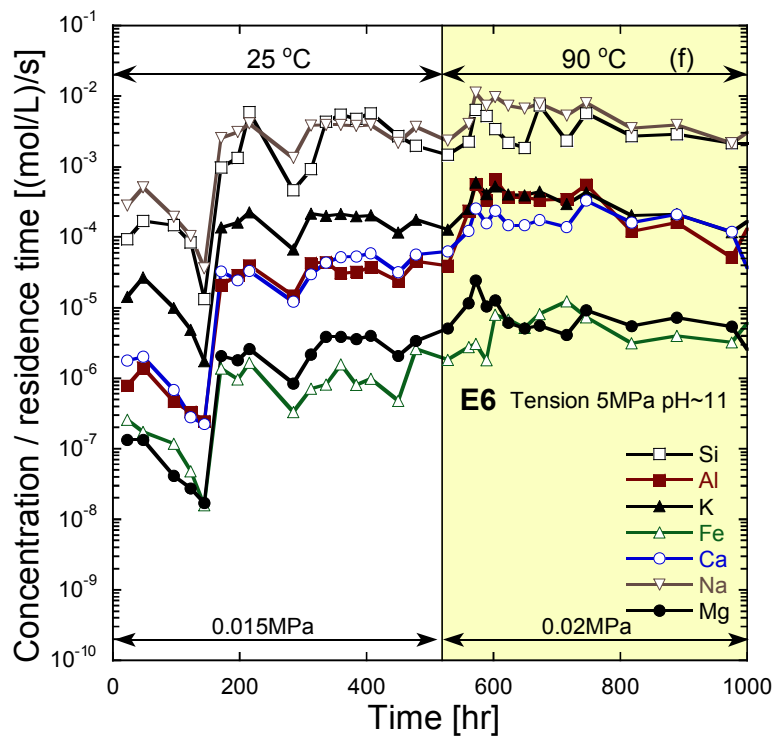
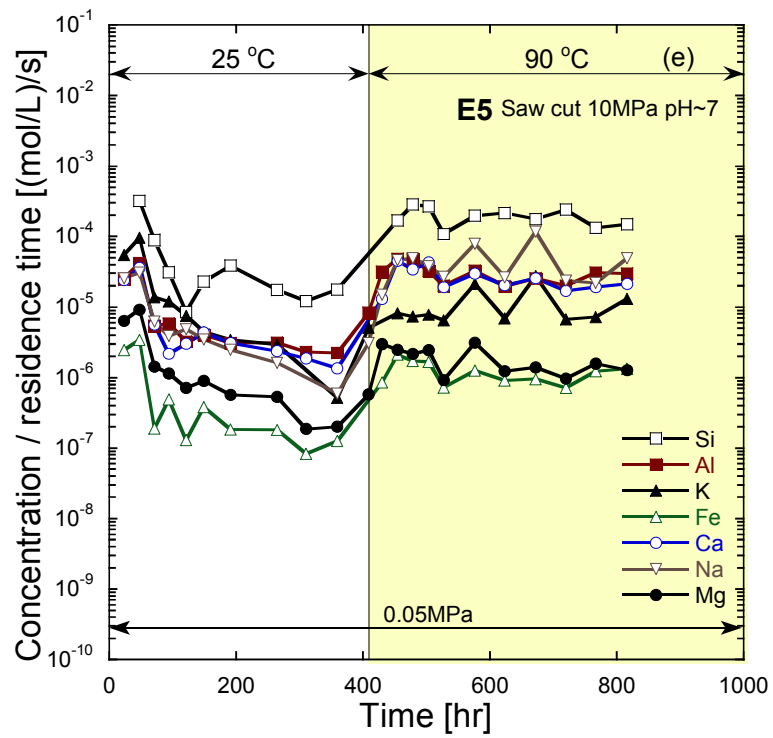


Fig. 5.5 (continued) Change of effluent element concentrations: (e) E5, (f) E6.

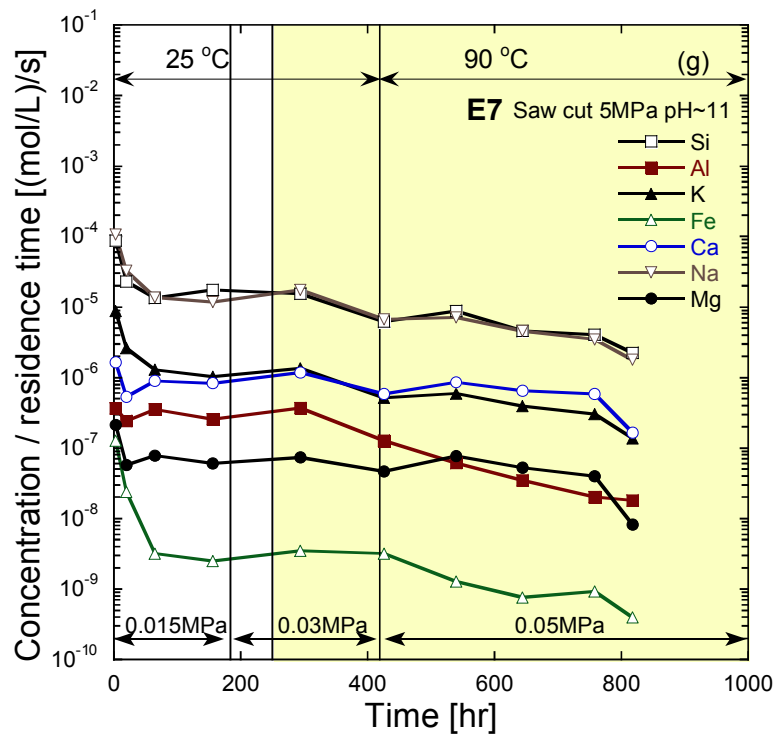


Fig. 5.5 (continued) Change of effluent element concentrations: (g) E7.

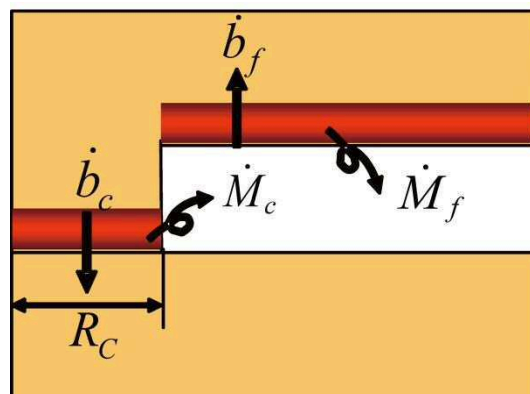


Fig. 5.6 Schematic of mineral dissolution model.

び \dot{M}_f とし、不連続面の接触率を R_c とすると、接触部および自由表面溶解に起因する開口幅変化率 \dot{b}_c および \dot{b}_f は、それぞれの質量変化率と接触率から求まり、それら開口幅変化率の和から、不連続面全体の開口幅変化率が求まる^{10, 11, 17}。今回の実験では不連続面の接触率は求めておらず詳細な検討は行っていないが、鉱物溶解が確認され、開口幅が経時的に減少したことから、アスペリティ接触部での溶解が卓越していることが伺える。

5. 4. 微視構造観察

岩石不連続面の透水試験および ICP 発光分光分析結果より、岩石構成鉱物の溶解現象が透水性の変化に大きく影響を及ぼしていることが確認された。透水性の変化の誘因として、溶解した鉱物の再沈殿による二次鉱物の生成も想定される。そこで、電界放射型走査型電子顕微鏡(FE-SEM)を用いて、透水試験前後の花崗岩供試体の不連続面表面を微視的に観察すると同時に、エネルギー分散型 X 線分光法(EDX)にて、沈殿している物質の元素を同定し、二次鉱物を推定した。使用した電界放射型走査型電子顕微鏡は、JEOL 社製 JSM-7000F であり、分解能は 1.2 nm-3.0 nm (1KV)、加速電圧は 0.5~30 kV、倍率は $10 \sim 5 \times 10^5$ である。

Fig. 5.7 に脱イオン水を用い中性条件で透水実験を行った不連続面の観察結果を示している。EDX 分析の結果から沈殿鉱物は主に炭酸塩およびシリカ鉱物と同定した。また、炭酸カルシウムと同定できた沈殿鉱物もあった。炭酸塩は透過水中の炭酸イオンと反応し二次鉱物として析出したとみられる。透過水中に存在する炭酸イオンは、空気中の二酸化炭素が透過水中に溶解したことに起因すると考えられる。Fig. 5.8 に E2~E4 の実験で採取された透過水の pH の経時変化を示す。pH は概ね 6~8 であり空気中の二酸化炭素が透過水中に溶解したことによる pH の変化は大きくないといえる。沈殿物質の形状に着目すると、球状の物体が最も多く観察された。炭酸カルシウムについては、球状の物が比較的多く観察されたが、不定形のものも一部確認できた。シリカ鉱物については針状の物体が観察された。沈殿鉱物の寸法は、1 μm 以下の物から数 10 μm 規模のものまでであるが、透水実験にて得られた水理学的開口幅を考慮すると、これら沈殿物質が不連続面の透水性に影響を及ぼす可能性も否定できない。Fig. 5.9 にアルカリ条件での観察結果を示す。EDX 分析の結果、二次鉱物はシリカと同定した。また斜長石表面の溶解が進行した様子も観察された。

5. 5. 透水特性に及ぼす化学・力学連成作用

地下岩盤中の拘束圧下では、化学作用である鉱物溶解現象に加え、不連続面内アスペリ

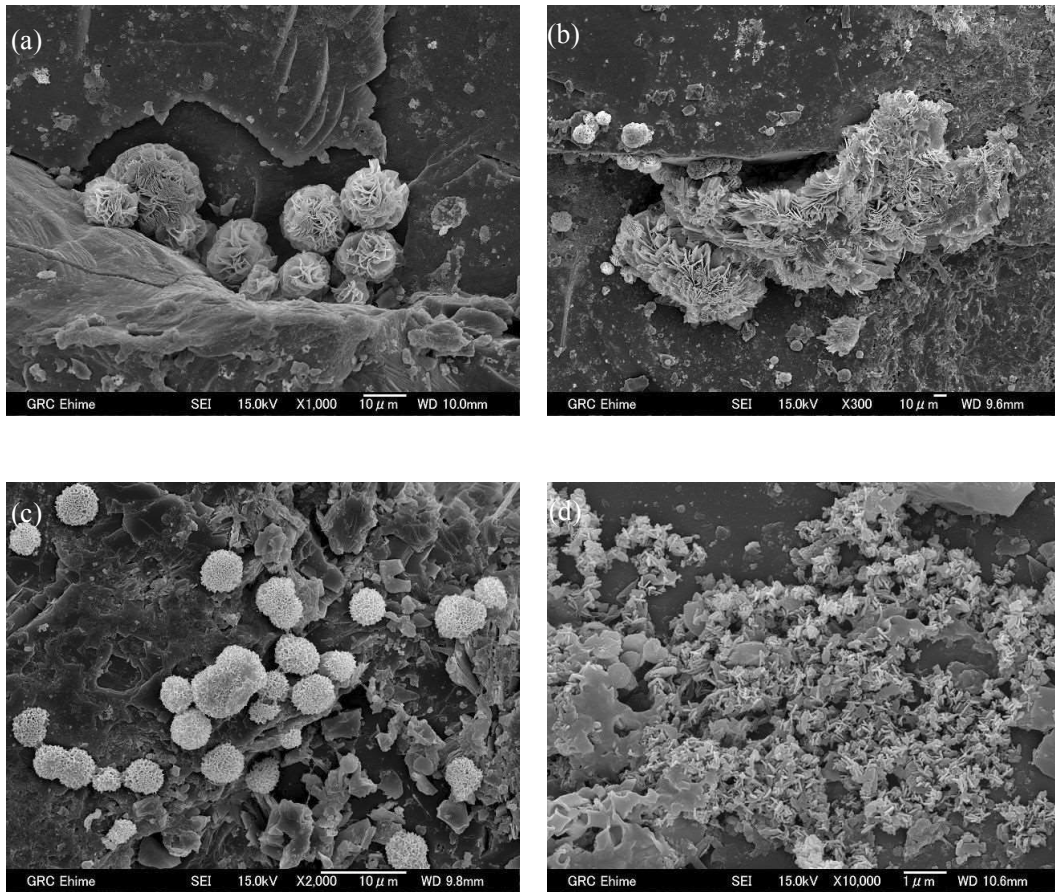


Fig. 5.7 SEM micrographs of minerals precipitated on surface of fracture: (a) carbonate, (b) massive calcite, (c) spherical calcite, (d) amorphous silica.

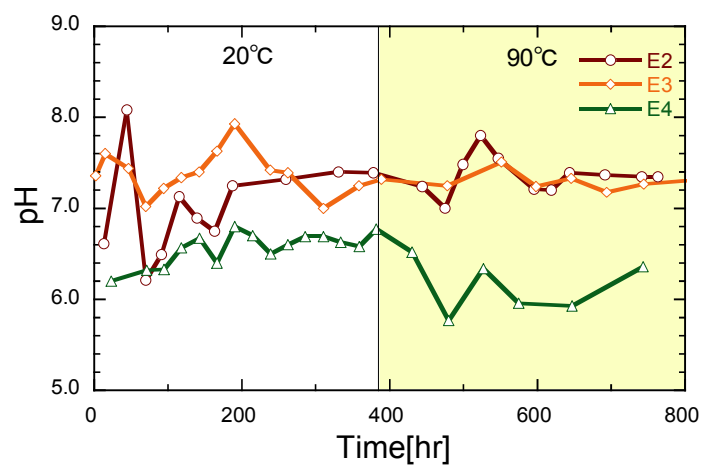


Fig. 5.8 Change of pH of water obtained from flow-through experiments.

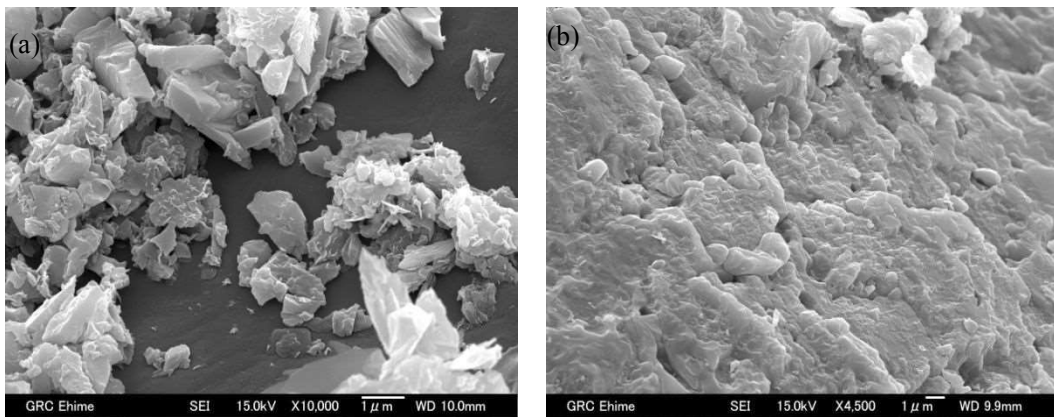


Fig. 5.9 SEM micrographs of fracture surface at basic condition's test: (a) amorphous silica, (b) surface of plagioclase.

ティ接触部の破壊，変形等の力学作用も生じていることから，これら化学・力学連成作用が透水特性に影響を及ぼしていると考えられる．前述の脱イオン水を用いた透水実験は化学・力学の連成作用が透水性に影響しているものと考えられる．そこで，ここでは透水性変化に及ぼす力学作用についての評価を行なうため，不溶解性流体を用いて鉱物溶解条件を制御し，透水実験を実施した．

5.5.1. 実験方法

各透水実験の実験条件を Table 5.5 に示す．なお，比較として前述の透水実験 E4，E5 および E7 についても示している．ここで実施した実験の拘束圧は 5 MPa とし，透過流体はシリコンオイルとした．シリコンオイルはジメチルポリシロキサン構造をもつ松村石油社製 M-2 である．密度は 25 °C において 872 kg/m³，動粘度は 25 °C，100 °C でそれぞれ 2.00 mm²/s，0.92 mm²/s である．シリコンオイルを透過流体とした場合には鉱物溶解は生じず不溶解条件となり，力学的作用のみで透水性が変化するものと考えられる．供試体は花崗岩 Saw-cut 供試体と同形状のステンレス鋼製(SUS303)供試体である．ステンレス鋼は剛性および強度が花崗岩と比較して大きく，すなわち，力学的な影響が花崗岩と比較して小さくなるものと考えられるが，溶解現象が生じない供試体として採用した．ここで，花崗岩とステンレス鋼の両供試体の不連続面性状について比較する．後述する透水実験結果から初期透過率は花崗岩が，4 μm²(×10⁻¹²m²)~96 μm²，ステンレス鋼は 5 μm²~7μm² であり，透過率の差は 1 オーダー程度である．また，Hertz の弾性接触理論から推定した不連続面の初期接触面積割合は花崗岩が 0.358 %，ステンレス鋼が 0.146 %と 2.5 倍程度の違いはあるが割合は小さいことから，透水性を検討する上では両者の違いは小さいものと判断した．

実験は前述の実験と同様に 25 °C で開始し，室温状態で透水性がほぼ定常となった時点で，拘束圧は保持したまま 90 °C まで加熱した．加熱後は 90 °C に保温した状態で実験を継続した．また，透水圧は安定した透過量を採取する必要から最低 5 ml/day の流量を確保できる透水圧に設定し，流量が 5 ml/day より極端に低下した場合に透水圧を増加させている．透水圧の範囲は 50~200 kPa である．

なお，ここでの不連続面の透水性の評価としては透過率 K (5.2.3. 水理学的開口幅参照) を用いる．

Table 5.5 Experimental conditions.

Sample No.	Sample type	Fluid	Confining pressure [MPa]	Temperature [°C]	pH
E4	Granite	Water	5.0	25-90	7
E5	Granite	Water	10.0	25-90	7
E7	Granite	NaOH Solution	5.0	25-90	11
E8	Granite	Oil	5.0	25-90	-
S1	Steel	Oil	5.0	25	-
S2	Steel	Oil	5.0	90	-

Fracture type: saw-cut

5.5.2. 実験結果および考察

各透水実験で得られた透過率の経時変化を Fig. 5.10 に示す。ここでは後述する化学・力学連成作用の影響評価を行なうため、図の横軸である時間の単位を秒で示している。Fig. 5.10(a)に示す結果は、中性脱イオン水または NaOH 水溶液を透過した溶解条件での結果である。E4 は花崗岩供試体の実験結果であり、拘束圧は 5 MPa である。透過率は開始時 $3.53 \mu\text{m}^2$ であるが開始直後に急激な透過率の低下がみられ、 1.37×10^6 秒では約 $0.75 \mu\text{m}^2$ まで減少している。その後、セル内の温度を連続的に $90 \text{ }^\circ\text{C}$ に上昇させると、更に低下し最終的に 2.84×10^6 秒で $0.15 \mu\text{m}^2$ になっている。E5 は拘束圧が 10 MPa の条件である。実験開始時は $95.5 \mu\text{m}^2$ であるが、温度を上昇させる直前の 1.44×10^6 秒では $1.1 \mu\text{m}^2$ 付近まで減少している。その後温度の上昇時に、透過率は一旦 $4.0 \mu\text{m}^2$ 程度まで増加した後減少傾向を示した。E7 は透過流体を pH 11 としたアルカリ条件での実験結果である。透過率は開始時に $26.1 \mu\text{m}^2$ 、 9.36×10^5 秒で $2.0 \mu\text{m}^2$ 程度である。温度上昇によりさらに $0.7 \mu\text{m}^2$ 程度まで減少している。

Fig. 5.10(b)に示す E8 は透過流体をシリコンオイルとした不溶解条件である。透過率は実験開始時に $13.4 \mu\text{m}^2$ 程度であるが、時間の経過に伴い減少し、 2.34×10^6 秒後には $4.0 \mu\text{m}^2$ 程度となっている。また、温度上昇によりさらに $0.9 \mu\text{m}^2$ 程度まで減少している。ただし、溶解条件の実験結果にみられた開始直後の急激な透過率の低下はみられていない。また、低下率も溶解条件での実験結果と比較して小さい。さらに、Fig. 5.10(c)に示すステンレス鋼とシリコンオイルを用いた実験結果では、 $25 \text{ }^\circ\text{C}$ 条件において $6.6 \mu\text{m}^2$ から $6.0 \mu\text{m}^2$ へ低下し、 $90 \text{ }^\circ\text{C}$ 条件においては $4.5 \mu\text{m}^2$ から $3.5 \mu\text{m}^2$ へ低下している。ここでも実験開始直後の急激な透過率の低下はみられておらず、透過率の低下割合も花崗岩と比較して小さい。

透水実験中、温度上昇時には構成鉱物粒子の膨張率の違いにより不連続面接触部が不均質に膨張する。実験結果から、温度の上昇により透過率が増加しているのは E5 のみとなっており、透過率に影響を及ぼすほど接触状態が変化したのはこの供試体だけであったと考えられる。拘束圧が高ければ熱膨張による影響はむしろ小さくなるものと考えられ、透過率増加の原因は拘束圧が高いためであるとは考え難い。また、温度上昇中は三軸セルも同時に膨張しているため、供試体との相互作用により E5 のみ“ずれ”が生じ接触状態が変化したものと考えられ、例外的な現象と判断される。

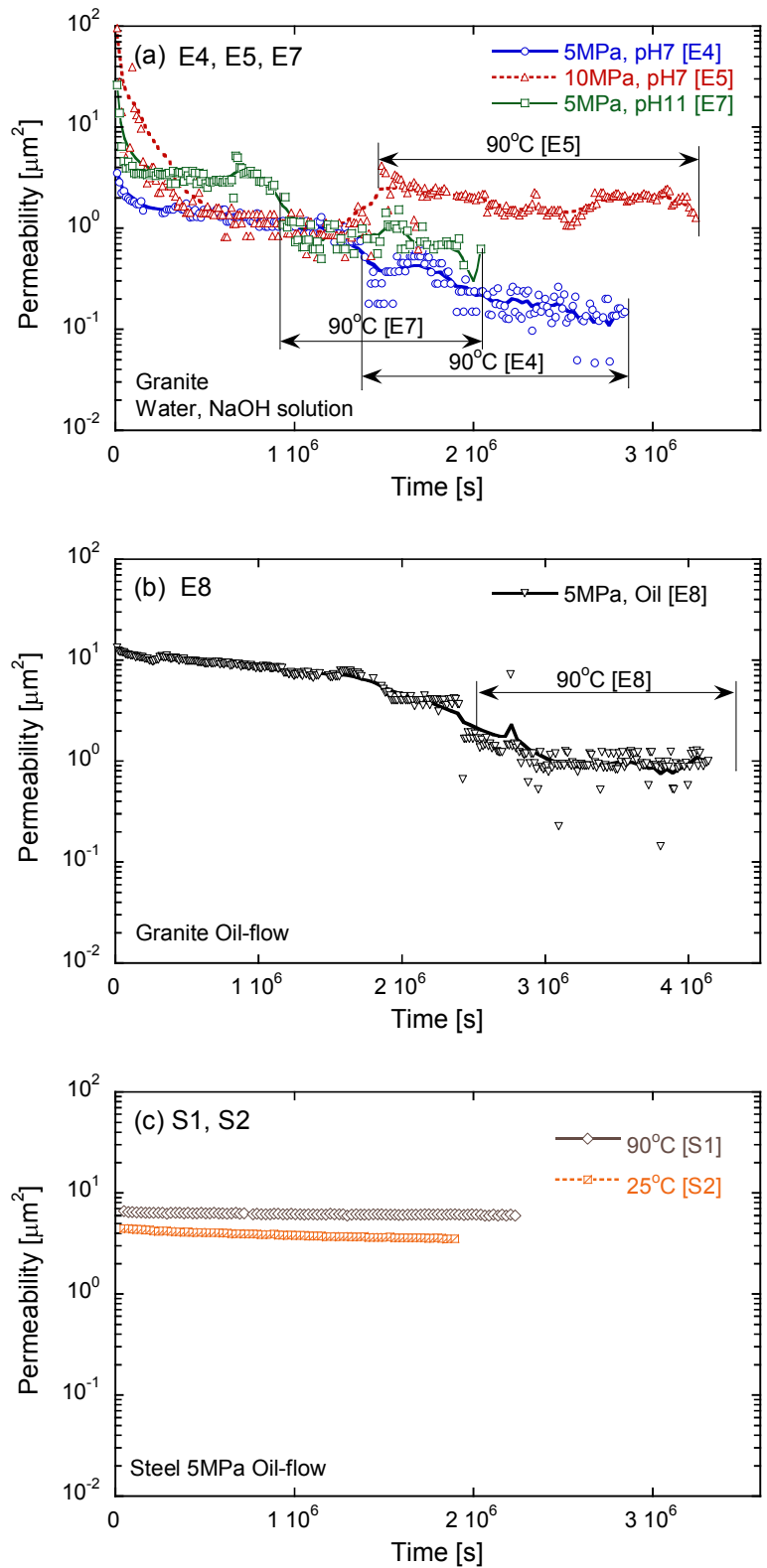


Fig. 5.10 Variation in permeability obtained by result of flow-through experiments: (a) granite, water-flow, (b) granite, oil-flow, (c) steel, oil-flow.

5.6. 化学・力学連成作用の影響評価

前述の通り岩石不連続面の化学作用（鉱物溶解作用）では、不連続面接触部での鉱物溶解によって開口幅が減少し、透水性は低下する。逆にアスペリティが接触していない自由表面での溶解では透水性は上昇する。本実験では、鉱物溶解条件において元素濃度分析により鉱物溶解が確認され、透過率が低下していることから接触部溶解が卓越していることがうかがえる。一方で、不溶解条件の実験結果から力学作用のみでも花崗岩やそれより弾性係数の高いステンレス鋼においても透過率が低下することが確認された。これらのことから溶解条件では鉱物溶解現象である化学作用が生じるのに加えて、拘束圧によるアスペリティ接触部の破壊、変形等の力学作用が生じていると考えられる。また、自由表面やアスペリティ接触部の応力状態の変化によっても鉱物溶解に変化が生じるものと考えられる。本研究ではこれらの現象を化学・力学連成作用と呼んでいる。すなわち、前述の鉱物溶解条件下での透水実験では化学・力学連成作用により透過率が変化したものと考えている。

ここでは、実験結果を回帰分析することにより、化学・力学連成作用の透水特性への影響を評価することを試みる。

5.6.1. 解析モデル

評価にあたり、前述の透水実験では各実験で初期透過率が異なることから、これらを比較・評価するために時間 t における正規化透過率 $K_n(t)$ を式(5.11)に定義する。

$$K_n(t) = \frac{K(t)}{K(0)} \quad (5.11)$$

ここで、 $K(t)$ は時間 t における透過率、 $K(0)$ は初期透過率である。

透水実験結果から透過率は時間経過に伴い低下するが、低下現象は次第に緩慢となり、ある一定値に近づく傾向がみられたことから、十分な時間経過後に一定値に到達するものと仮定し、正規化透過率の時間変化の予測式として式(5.12)を提案し、評価することとした。

$$K_n(t) = K_n(\infty) + (1 - K_n(\infty)) \exp(-ct) \quad (5.12)$$

ここで、 $K_n(\infty)$ は正規化透過率の収束値、 c は正の定数である。また、正規化透過率の収束値に 99.9% 漸近する時間 t_s は式(5.12)から次式の通り算定することができる。

$$\exp(-ct_s) = 1 - 0.999$$

$$t_s = \frac{3 \ln 10}{c} \quad (5.13)$$

以上の式を用いて、E4～E8 および S1, S2 の実験結果を回帰し、正規化透過率の収束値 $K_n(\infty)$ および c を求め、さらに、 t_s を算定した。

5.6.2. 解析結果および考察

正規化透過率の収束値 $K_n(\infty)$ とそれに 99.9 % 漸近する時間 t_s を算出した。Table 5.6 にそれら算出した値と決定係数 R^2 を示す。また、Fig. 5.11 に実験値と回帰分析によって得られた値を比較して示す。実験値はプロットで、分析値は実線で示している。なお、花崗岩では、常温と高温では条件が異なること、また、高温状態の透過率の初期値を定めるのが困難であったことなどから、常温条件のみの分析結果を示している。Fig. 5.11 と決定係数から判断すると、概ね実験値を再現できている。ただし、花崗岩を使用した E5, E7 については初期の実験値にばらつきが大きく急激な透過率の低下を再現できておらず、決定係数の値も低い。

つぎに収束時間について評価を行なう。Fig. 5.12(a) に花崗岩における t_s と溶解条件の関係を示す。溶解条件（中性）E4 に比べ、不溶解条件 E8 では収束時間が増加し、1.5 倍程度となる。しかし、アルカリ条件 E7 では透過率の収束時間が E4 と比較して 1 オーダー程度短縮されている。拘束圧を増加させた E5 においては収束時間が 1/4 に短縮されており、力学作用の影響も確認できる。Fig. 5.12(b) にステンレス鋼の収束時間と温度の関係を示す。温度の上昇により、1.5 倍程度収束時間が長くなることが確認できた。

Fig. 5.13 に正規化透過率の収束値を示す。花崗岩の結果から溶解条件では中性、アルカリ性に関わらずほぼ同程度まで透過率は低下し、不溶解条件では低下率が小さいことがわかる。また、拘束圧は透過率低下への影響が大きく他の条件に比べて 1 オーダーの差があることがわかる。ステンレス鋼の結果からは温度の影響が確認でき、花崗岩との比較から剛性の高い材料では低減率は比較的低いことが確認できた。

以上のように、鉱物溶解条件、拘束圧、温度および試料の材質の違いにより透水特性が異なり、化学・力学作用の影響を確認できた。

5.7. 持続载荷による不連続面の開口幅変化

前述の通り、花崗岩の単一不連続面を用いた透水実験および透過流体の溶解鉱物濃度分析より、鉱物溶解による透水性の変化が示唆された。また、不溶解性のシリコンオイルを用いた実験により、透水性に及ぼす力学作用の影響についても検討した。これまで不連続

Table 5.6 Results of regression analysis.

Sample No.	Sample type	$K_n(\infty)$	c [s ⁻¹]	t_s [s]	R ²
E4	Granite	0.343	2.38×10^{-6}	2.90×10^6	0.742
E5	Granite	0.039	1.07×10^{-5}	6.46×10^5	0.359
E7	Granite	0.335	2.87×10^{-5}	2.41×10^5	0.198
E8	Granite	0.643	1.58×10^{-6}	4.37×10^6	0.877
S1	Steel	0.923	1.40×10^{-6}	4.93×10^6	0.880
S2	Steel	0.757	9.43×10^{-7}	7.33×10^6	0.995

Fracture type: Saw-cut

$K_n(\infty)$: Convergence value of normalized permeability

c : Constant value: Refer to Eq. (5.12)

t_s : Time when $K_n = K_n(t_s)$, $K_n(t_s) = K_n(\infty) + \{1 - K_n(\infty)\} \times 0.001$

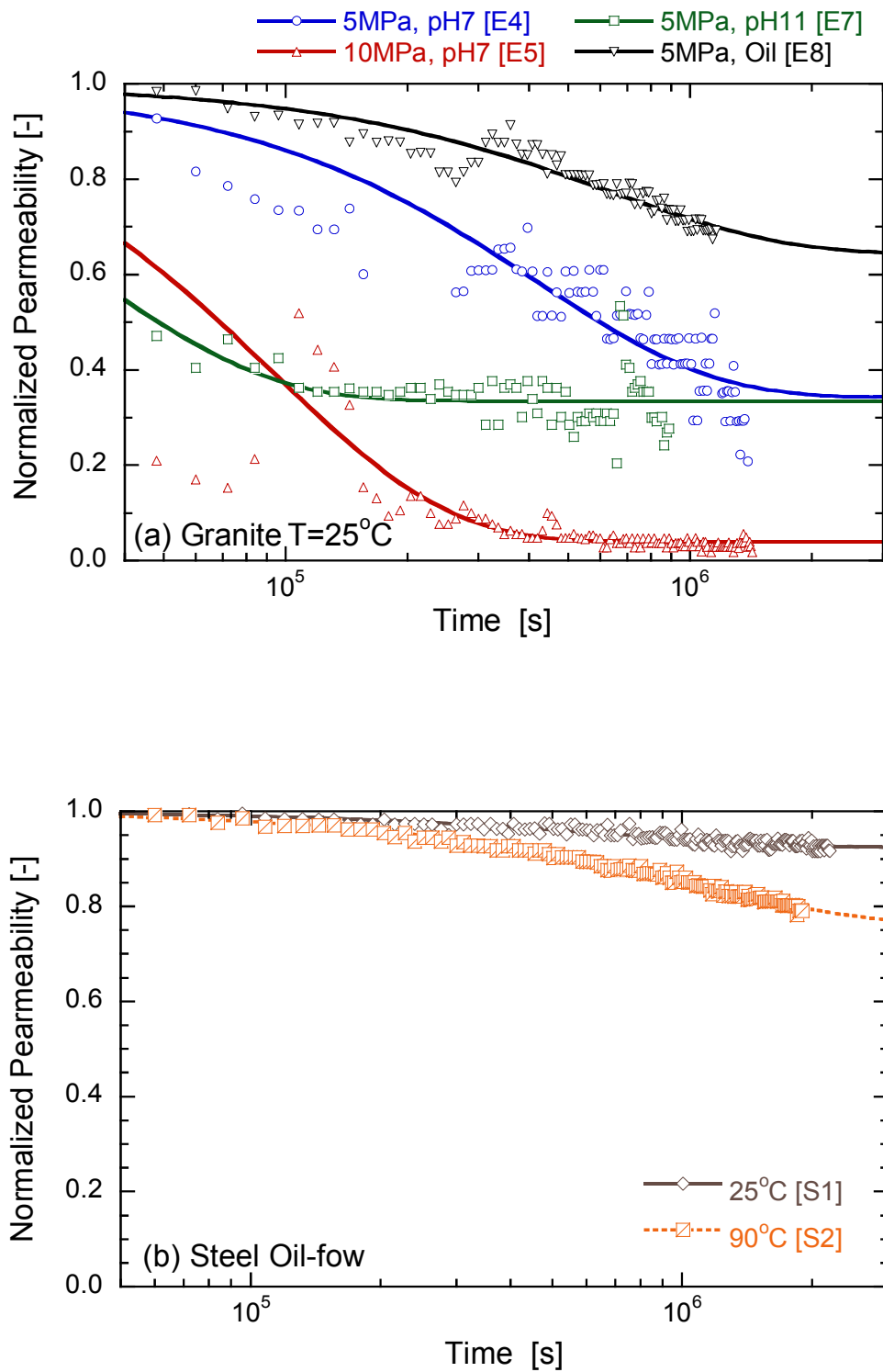


Fig. 5.11 Comparison results of normalized permeability: (a) granite, (b) steel.

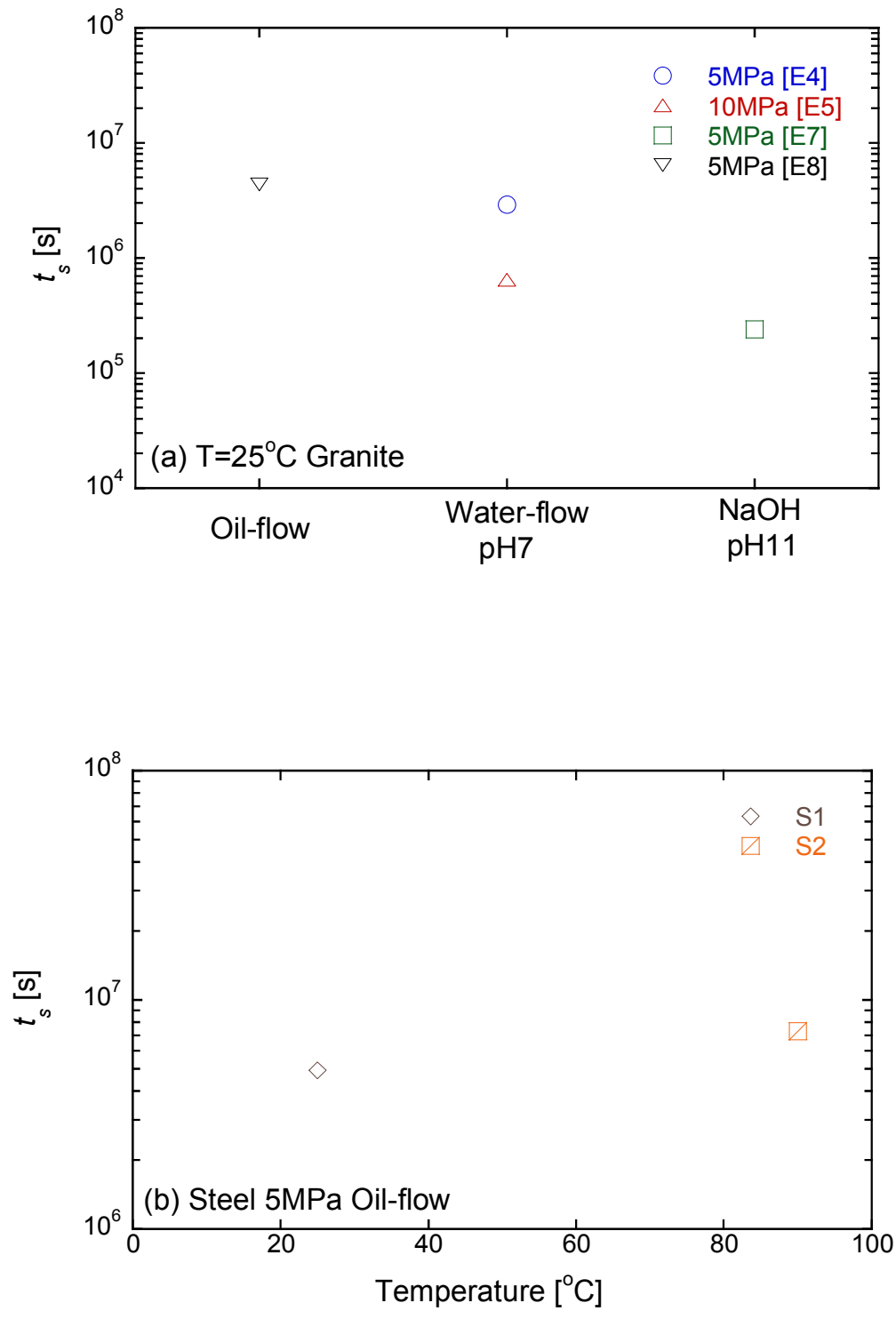


Fig. 5.12 Comparison results of convergence time: (a) granite, (b): steel.

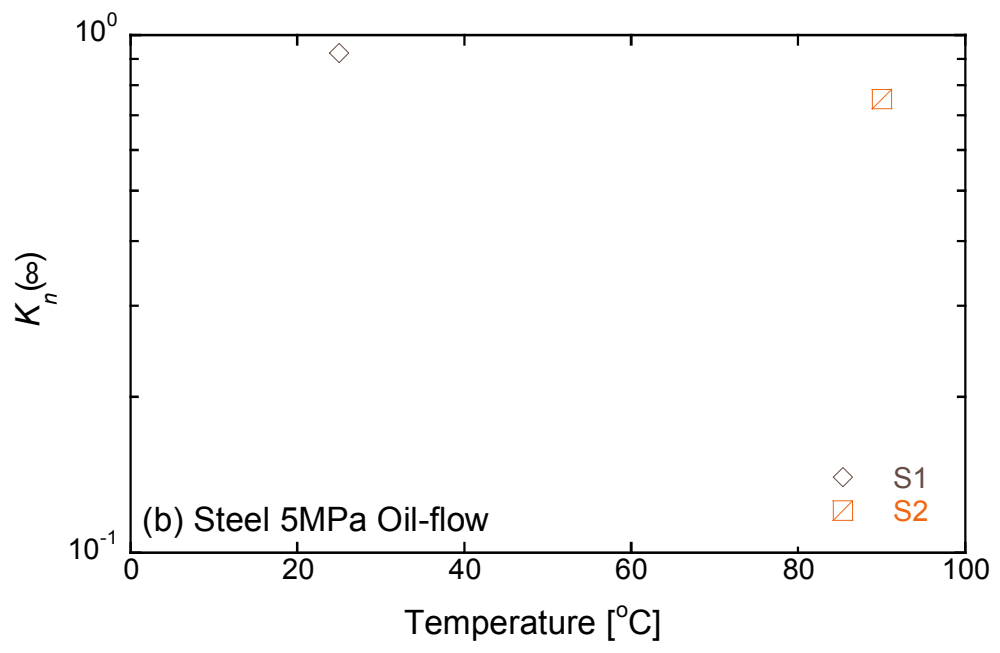
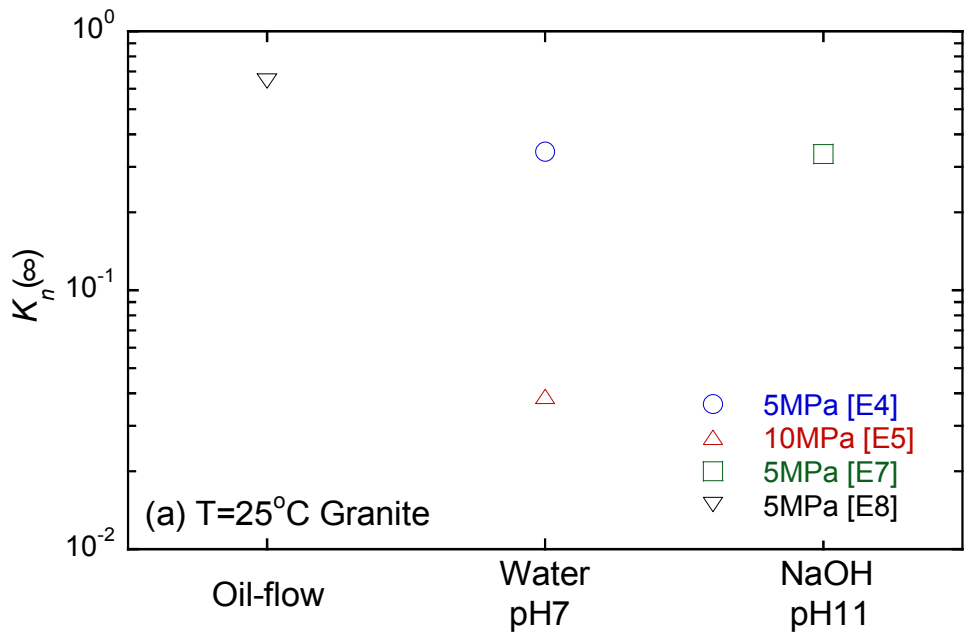


Fig. 5.13 Comparison results of normalized permeability: (a) granite, (b): steel.

面の開口幅変化を透水実験を通して透水性の変化として評価してきたが、ここでは、直接的な不連続面の変位挙動評価を試みた。具体的には不連続面形状の異なる花崗岩供試体を用いて、三軸セル内において不連続面に垂直荷重を持続的に载荷する不連続面持続载荷実験を実施して変位挙動を測定し、温度および鉱物溶解条件が及ぼす影響について検討した。

5.7.1. 実験方法

(1) 供試体および実験装置

実験に用いた岩石は花崗岩とし、Fig. 5.14 に示すように円柱コアの中央付近に軸方向に対し垂直に Saw-cut 不連続面、圧裂不連続面、せん断不連続面を設けた。圧裂不連続面は圧裂引張試験により、せん断不連続面は Protodjakonov 型一面せん断試験機を用いてせん断することにより設けた。また、基準とする岩石実部の圧縮変位を測定するためにインタクトな供試体も作製した。供試体寸法は直径 30 mm、高さ 60 mm とし、上下端面は平行度を 5/100mm 以内とした。

Fig. 5.15 に持続载荷実験の実験装置を示す。供試体を実験用セル内にセットし、セル内は脱イオン水またはシリコンオイルで満たし、循環恒温槽を用いて温度を一定に保つ。この際、脱イオン水およびシリコンオイルでセル内を満たした状態を、それぞれ Wet 状態および Non-wet 状態と呼ぶ。供試体をセルに固定している熱収縮チューブには、スリットを設けており、セル内を満たす流体が不連続面内に浸入する状態にしている。すなわち、Wet 状態では脱イオン水によって鉱物溶解が生じ、Non-wet 状態ではシリコンオイルは不連続面内には浸入するが鉱物溶解は生じない不溶解条件である。さらに比較のため熱収縮チューブにスリットを設けず周辺流体と隔離し、乾燥状態の供試体を用いたものを Dry 状態とした。

(2) 垂直変位の測定方法

持続载荷実験では、まず常温状態（セル内温度 25 °C）で载荷を開始した後、圧縮変位の経時変化を測定した。その後温度を上昇させ、高温状態（セル内温度 80 °C）でも同様に圧縮変位を測定した。载荷応力は地下 200 m 程度の深度を想定した 5 MPa とした。垂直変位は上部ペダスタルに取り付けた治具の変位を接触式変位計で計測することにより得た。変位計測系の分解能は 0.1 μm である。なお、正確性を確保するため治具の変位はレーザー変位計でも同時に測定し、値を確認している。以降で述べる実験結果は接触式変位計の計測

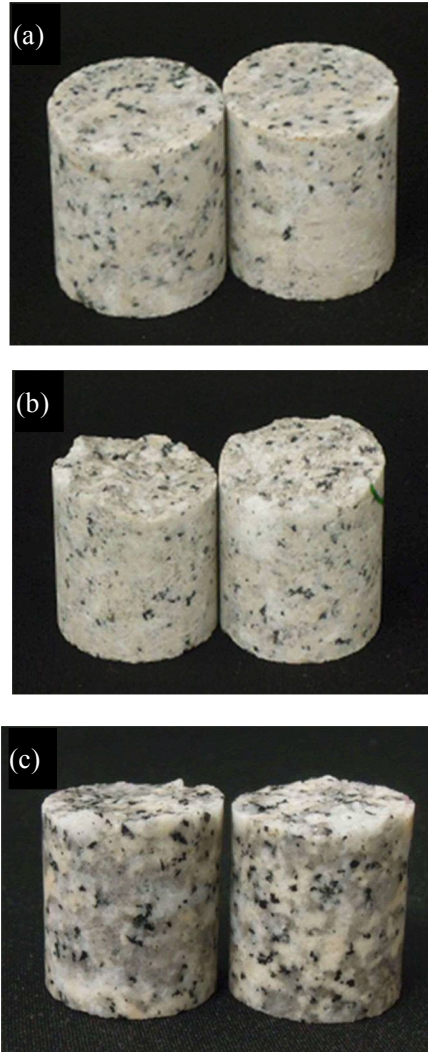


Fig. 5.14 External view of rock specimens used for sustained loading test ($\phi 30 \text{ mm} \times h 60 \text{ mm}$): (a) saw-cut, (b) tension, (c) share.

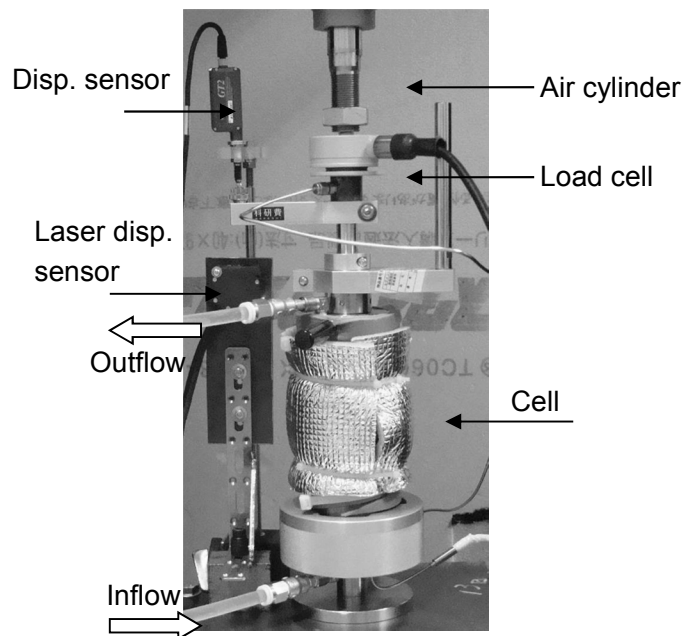
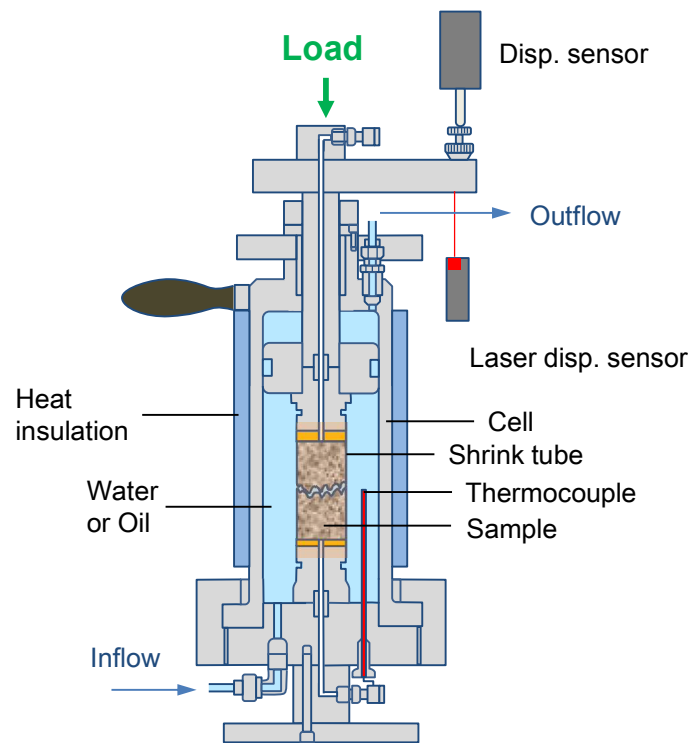


Fig. 5.15 External view of apparatus for sustained loading experiments.

結果である。Wet 状態においては、循環水中に鉱物が溶解するため、循環水を採取して ICP-AES 発光分光分析で溶解元素の濃度測定を行なった。Non-wet 状態では鉱物溶解は生じないため、濃度測定は行なっていない。なお、湿潤状態および Non-wet 状態で用いる供試体はそれぞれ脱イオン水およびシリコンオイルで飽和させた。実験期間は不連続面供試体では 6 日間、不連続面を有しない供試体においては 2 日間を標準とした。

(3) 垂直変位の評価方法

セル内温度を 25 °C から 80 °C に上昇した場合、温度変化により供試体および試験機が熱膨張するため、変位補正を行なう必要がある。不連続面を有しない供試体を用いて行なった実験結果から温度変化による圧縮変位の変化率（以下膨張係数と呼ぶ）を求め、式(5.14)を用いて圧縮変位を補正した。

$$\Delta L_a = \Delta L_b - \alpha(T - T_0) \quad (5.14)$$

ここで、 ΔL_a は温度補正した変位[mm]、 ΔL_b は計測変位[mm]、 α は温度変化による計測変位の変化率（膨張係数）[mm/°C]、 T は計測温度[°C]、 T_0 は実験開始時の温度[°C]である。

この際、温度上昇に要する時間は全試験時間と比較して非常に短いため、温度上昇時に岩石実部にはクリープ変形は発生していないものと仮定する。また、岩石の熱膨張特性に対する亀裂の影響は小さいと報告されていることから¹⁸⁾、これらの影響は無視できるものとする。さらに載荷応力度は 3 %程度であるため試験中に岩石実部にクリープ変形は生じないものとする。

湿潤状態で不連続面のない供試体を用いた実験結果から求めた膨張係数は 5.41×10^{-3} mm/°C となった。以後の実験結果の温度補正はこの値を用いた。

このようにして求めた変位は以下の方法にて定量的に評価した。実験結果から圧縮変位は初期の時間に大きく、次第に変化が緩慢となり、一定値に収束することが伺える。そのため、変位の経時変化を次式で表すこととした。

$$\delta(t) = \delta_0 + (\delta_\infty - \delta_0)\{1 - \exp(-ct)\} \quad (5.15)$$

ここで、 $\delta(t)$ は時間 t における変位、 δ_0 は初期変位、 δ_∞ は $t = \infty$ における変位（収束値）、 c は定数、 t は時間である。

この場合、変位は初期値からの変動量であるため、 $\delta_0 = 0$ となり、変位の経時変化は式(5.16)のように表すことができる。

$$\delta(t) = \delta_\infty \{1 - \exp(-ct)\} \quad (5.16)$$

本研究では実験結果を回帰し、収束値 δ_{∞} とそれに99.9%漸近する時間（収束時間） t_s を算定し評価する。

5.7.2. 実験結果および考察

Table 5.7 に実験結果から算出した収束値，収束時間，決定係数を示す．変位は膨張を正，収縮を負で表している．決定係数より，回帰した値と実験値の相関性が低い実験結果もあり，妥当性が確認できない場合も見受けられる．また，収束値として正，すなわち膨張を示している結果もあり，これらは計測値として圧縮変位が小さいか，ほとんど得られていないことを示している．全体的にせん断不連続面については決定係数が高いのに対して，Saw-cut および圧裂不連続面は決定係数が低い結果となっている．Saw-cut および圧裂不連続面ではせん断不連続面に対して接触面積が大きいため，持続载荷による垂直変位がせん断不連続面と比較しても，また，計測系の精度と比較しても相対的に小さく，計測変位にばらつきが生じ，決定係数が低くなった原因と考えられる．

(1) 鉍物溶解条件および温度の影響

Fig. 5.16～Fig. 5.18 はせん断不連続面供試体の Dry, Wet, Non-wet 状態の実験結果を温度別に示したものである．また，Fig. 5.19 は Saw-cut 不連続面供試体の Wet 条件の結果である．図中のプロットは実験結果を示し，実線は式(5.16)により求めた値を示している．また，実験は常温状態と高温状態を連続的に実施しているが，温度の影響を検討するため常温と高温を別々に整理している．

Dry 状態ではセル内温度 25 °C での収束値は -1.68×10^{-1} mm，収束時間は開始から 2.19×10^8 秒となり，セル内温度 80 °C での収束値は -7.12×10^{-3} mm，収束時間は開始から 4.62×10^5 秒となった．温度上昇に伴い，収束時間は3オーダー程度短縮される結果を得た．Fig. 5.16 から実験の測定範囲では温度の上昇により初期の時間において変位速度が大きく，変位量も大きいことが見て取れる．

Wet 状態(No. 6-1)において 25 °C での収束値は -8.07×10^{-3} mm，収束時間は開始から 2.44×10^5 秒となり，80 °C での収束値は -7.79×10^{-3} mm，収束時間は開始から 3.88×10^5 秒となった．Wet 条件下では収束値，収束時間ともに，温度が上昇しても，変化は小さい．このことから温度の影響に対し鉍物溶解条件の影響が大きいことが伺える．

Non-Wet 条件下では 25 °C での収束値は -3.26×10^{-3} mm，収束時間は開始から 4.14×10^5 秒，

Table 5.7 Results of regression analysis of sustained loading test.

Sample No.	Fracture type	Condition	Temperature [°C]	δ_{∞} [mm]	t_s [s]	R ²
1	Saw-cut	Dry	25	1.45×10^{-5}	1.64×10^9	0.3023
			80	3.40×10^{-4}	6.59×10^4	0.0272
2	Saw-cut	Non-wet	25	7.78×10^{-1}	1.11×10^9	0.1139
			80	-7.54×10^{-3}	1.04×10^6	0.2705
3-1	Saw-cut	Wet	25	-6.70×10^{-4}	3.73×10^5	0.1299
			80	-7.40×10^{-4}	2.05×10^4	0.0106
3-2	Saw-cut	Wet	25	-2.81×10^{-3}	1.01×10^4	0.0781
			80	-1.46×10^0	7.88×10^8	0.3032
3-3	Saw-cut	Wet	25	-8.10×10^{-4}	8.12×10^4	0.0611
			80	8.89×10^{-2}	5.07×10^8	0.0026
3-4	Saw-cut	Wet	25	2.03×10^{-1}	2.42×10^8	0.5764
			80	-3.01×10^{-3}	1.35×10^5	0.3813
4	Share	Dry	25	-1.68×10^{-1}	2.19×10^8	0.3584
			80	-7.12×10^{-3}	4.62×10^5	0.7567
5	Share	Non-wet	25	-3.26×10^{-3}	4.14×10^5	0.5186
			80	4.16×10^{-6}	8.92×10^7	0.7782
6-1	Share	Wet	25	-8.07×10^{-3}	2.44×10^5	0.8847
			80	-7.79×10^{-3}	3.88×10^5	0.4916
6-2	Share	Wet	25	-1.06×10^{-1}	5.53×10^7	0.4075
			80	-5.41×10^{-3}	8.37×10^5	0.3051
7	Tension	Wet	25	1.08×10^{-3}	4.10×10^3	0.0094
			80	1.10×10^{-3}	4.56×10^4	0.0167

δ_{∞} : Convergence value of displacement

t_s : Time when $\delta = \delta(t_s) = \delta_{\infty} \times 0.999$

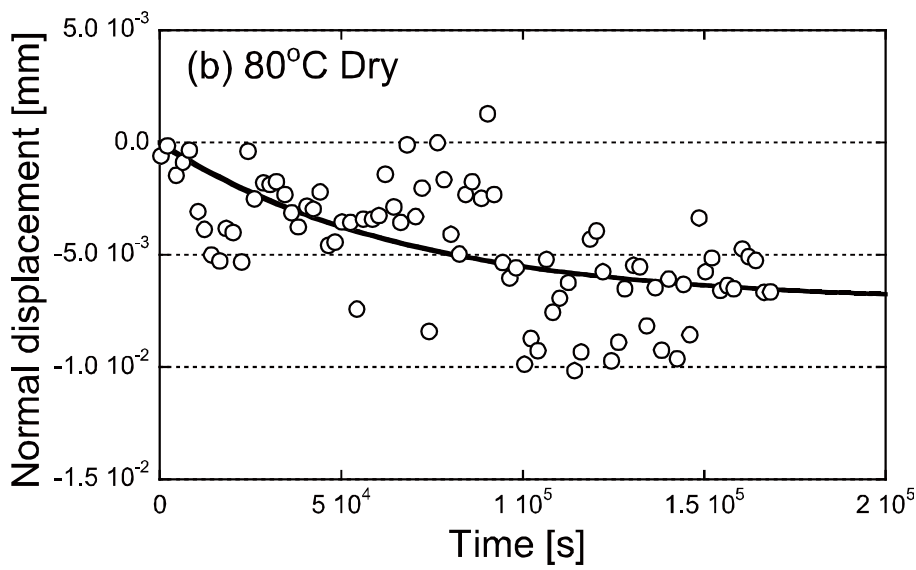
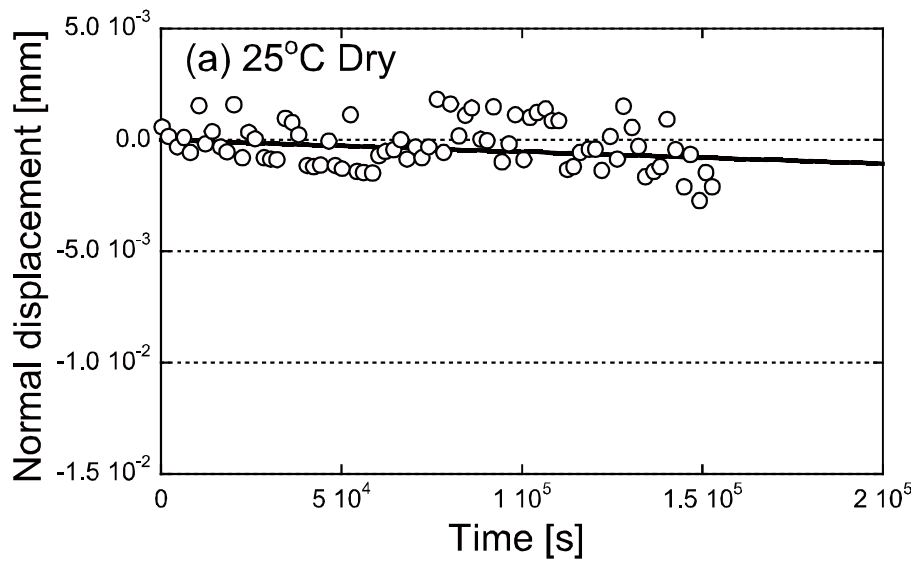


Fig. 5.16 Result of sustained loading test of dry state share sample: (a) 25 °C, (b) 80 °C.

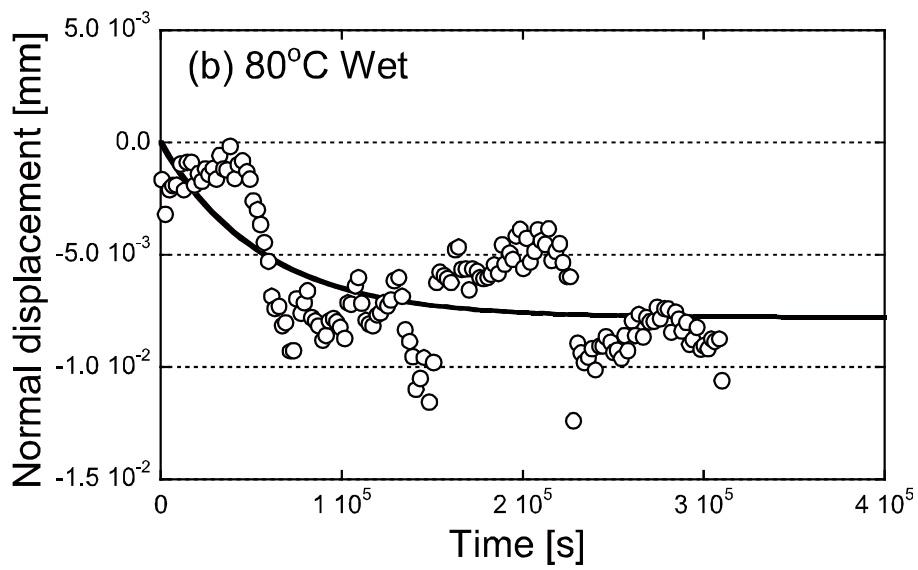
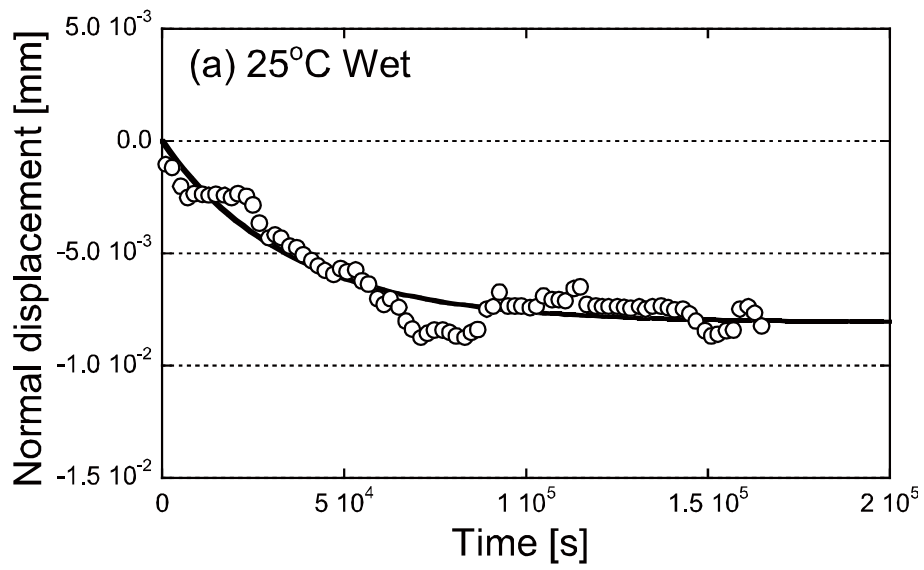


Fig. 5.17 Result of sustained loading test of wet state share sample: (a) 25 °C, (b) 80 °C.

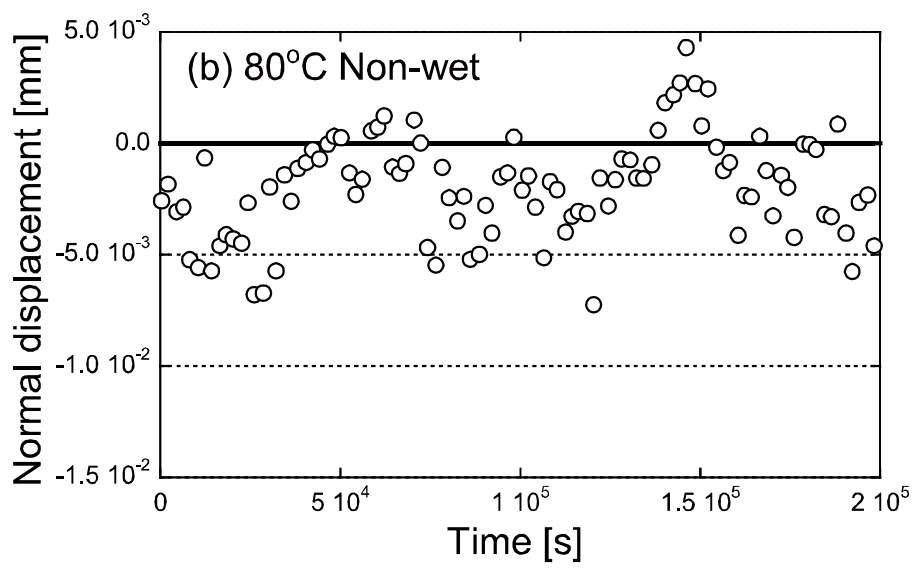
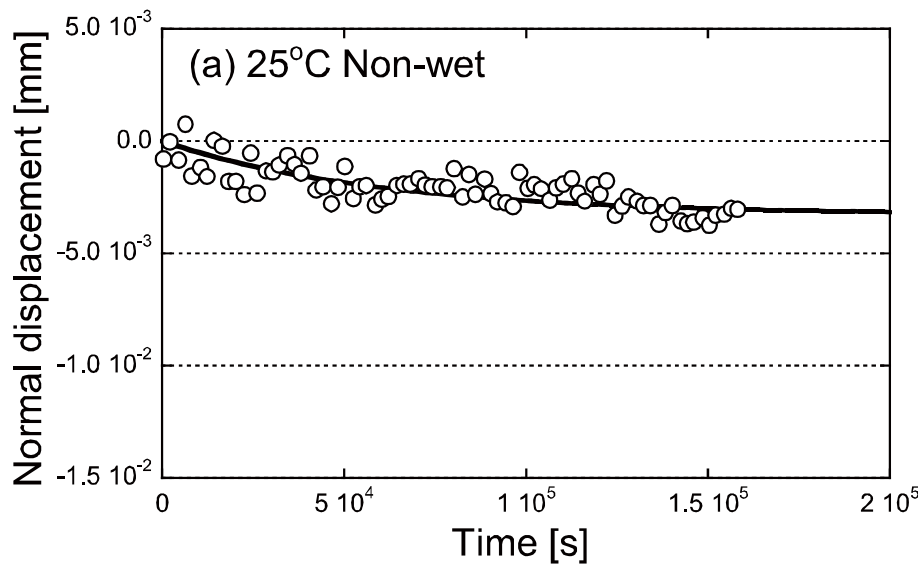


Fig. 5.18 Result of sustained loading test of non-wet state share sample: (a) 25 °C, (b) 80 °C.

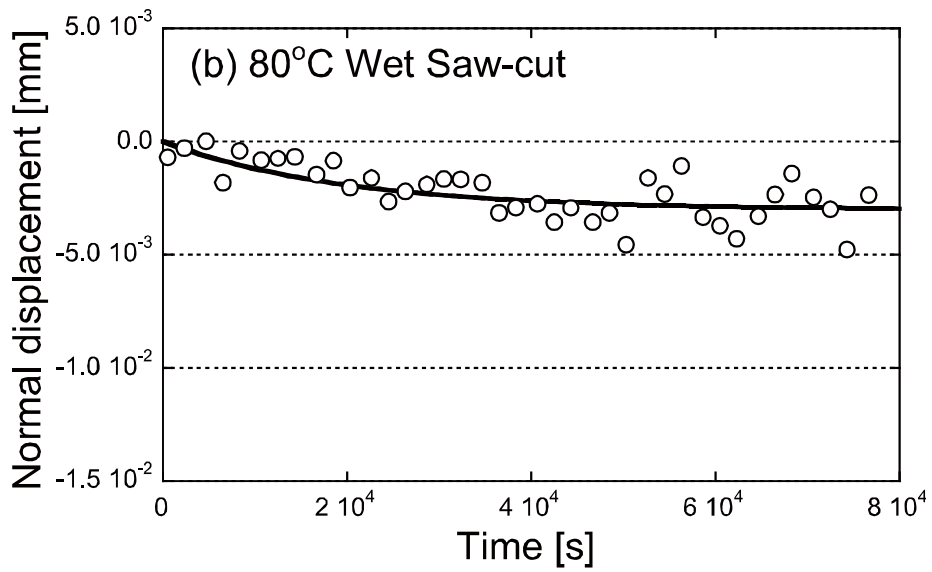
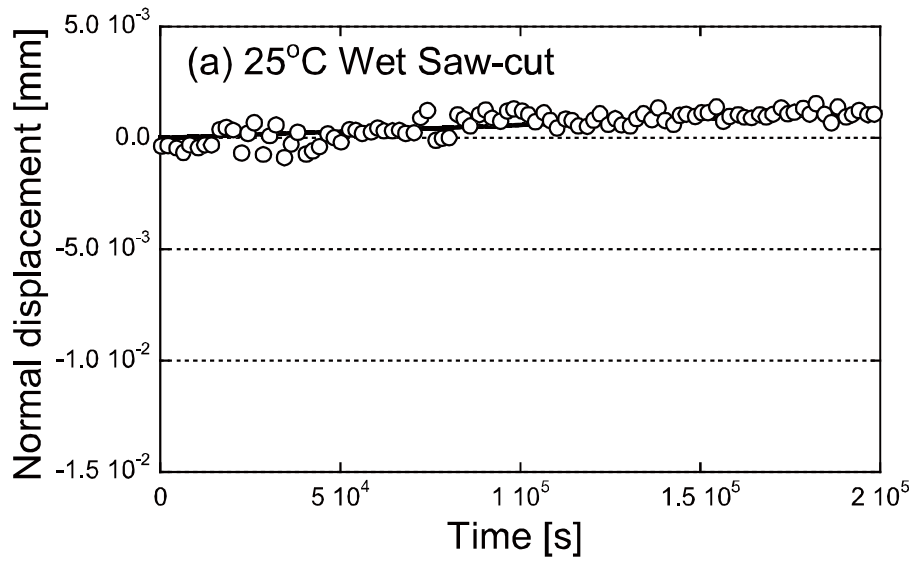


Fig. 5.19 Result of sustained loading test of wet state saw-cut sample: (a) 25 °C, (b) 80 °C.

セル内温度 80 °C での収束値は 4.16×10^{-6} mm, 収束時間は開始から 8.92×10^7 秒となった。高温では実験値のばらつきが大きく明確な傾向は得られていないが, ほとんど収縮しておらず, 収束時間は長くなる結果を得た。

鉱物溶解条件で比較すると, Wet 条件の収束時間が小さく鉱物溶解の影響がうかがえる。また, 実験の測定範囲では変位量も大きくなっているが, 回帰分析での収束値は明確な傾向は得られていない。

Fig. 5.20 は ICP-AES にて測定した Wet 条件における循環水に溶出した元素濃度と時間の関係である。Ca, Na および Si の濃度が高いことがわかる。Ca および Na は比較的溶解度の高い灰長石および曹長石に起因しているものと考えられる。また, Si は供試体とした花崗岩の構成元素で最も含有率が高い元素である。各元素とも時間の経過に伴い濃度が増加しており, また, 温度の上昇に伴い濃度増加が加速している元素もみられ, 収束値および収束時間に影響することが伺える。

(2) 不連続面形状の影響

Fig. 5.19 に Wet 状態の Saw-cut 供試体(No. 3-4)の結果を示す。常温では圧縮変位はほとんどみられていない。一方で高温状態では時間の経過に伴い圧縮変位が増加している。Fig. 5.17 に示したせん断不連続面供試体の結果と比較すると変位量は小さい結果となった。

(3) 収束値・収束時間と鉱物溶解条件の関係

25 °C における収束値, 収束時間と鉱物溶解条件の関係について, それぞれ Fig. 5.21 および Fig. 5.22 に示す。収束値は, 解析値が圧縮側の値として得られたものについて絶対値で示している。収束値は Wet 条件のみしか比較ができないが, せん断不連続面の変位が Saw-cut と比較して大きいことが見て取れる。収束時間については Dry 条件, Non-wet 条件と比較して Wet 条件において収束時間が小さくなっている傾向が伺え, 透水実験の結果と調和的であるといえる。

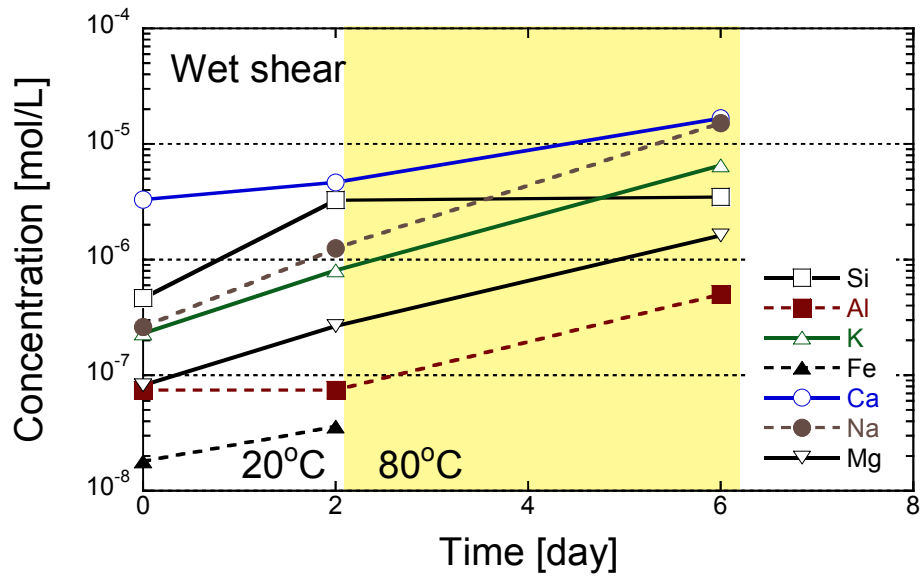


Fig. 5.20 Evolution of effluent element concentrations.

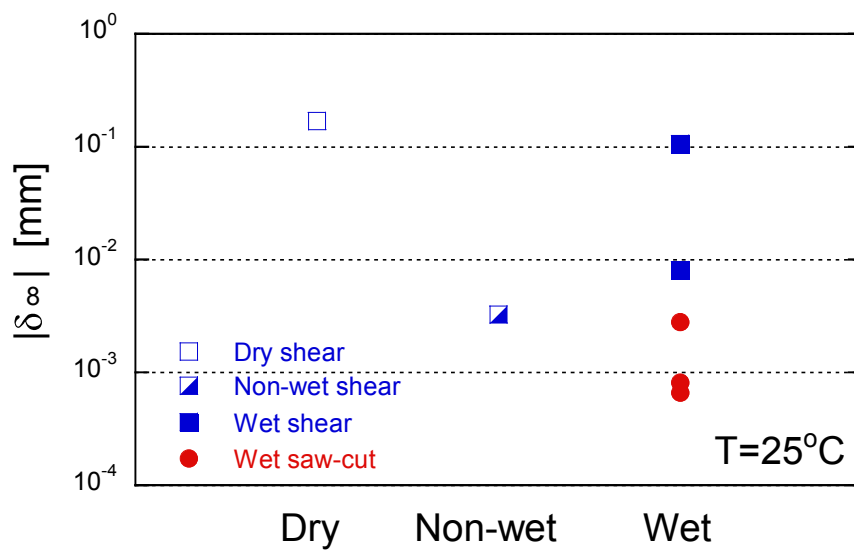


Fig. 5.21 Relationship between displacement and mineral dissolution conditions.

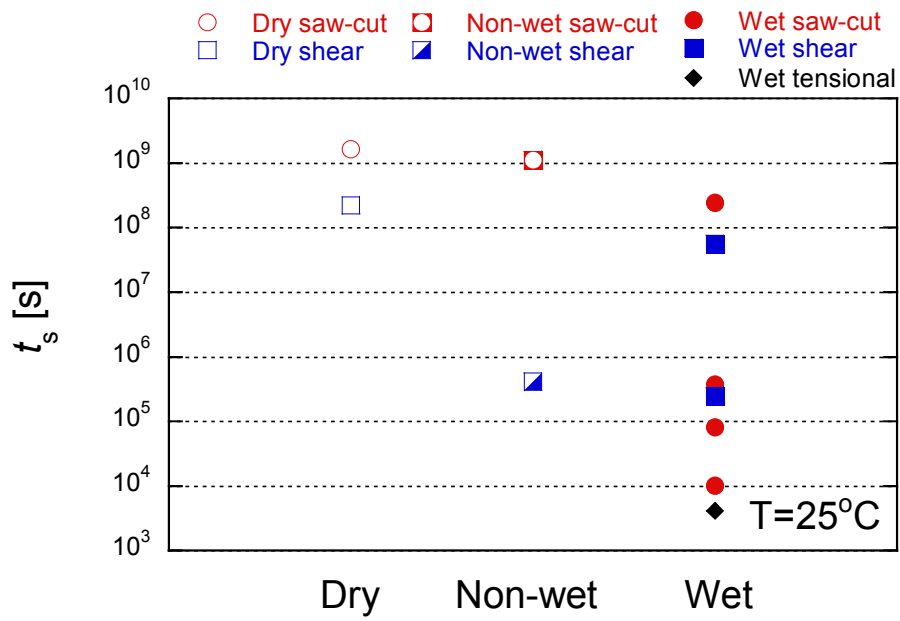


Fig. 5.22 Relationship between convergence time and mineral dissolution conditions.

5.8. 結 言

本章では、単一の不連続面を有する花崗岩円柱供試体を用いて透水実験を実施し、不連続面開口幅の経時変化を定量的に評価し、不連続面形状、拘束圧、温度および透過水のpHが透水性に与える影響を検討した。また、透水試験中には透過水をサンプリングし、物質濃度を定量的に評価し、透水性変化に起因する鉱物溶解現象を検討した、さらに、実験後の供試体不連続面に対して走査型電子顕微鏡を用いた微視構造観察を実施し、鉱物の溶解・沈殿等の化学作用で生成する二次鉱物の有無を確認した。

また、化学・力学連成作用が岩石不連続面に及ぼす影響を評価することを目的とし、透水実験結果を回帰分析し、透水性の変化に及ぼす化学・力学作用について検討した。さらに、持続載荷実験を実施し、温度および鉱物溶解条件が不連続面の変位挙動に及ぼす影響について検討した。

本研究で得られた知見を以下に述べる。

- (1) 脱イオン水を用いた中性条件の鉱物溶解を伴う透水試験では、不連続面の水理学的開口幅は実験開始直後から徐々に低下し、数百時間程度でほぼ定常に至った。その後、温度を90℃に上昇させると、さらなる開口幅の低下を示し、最終的な開口幅は初期開口幅の15~50%程度まで減少した。不連続面開口幅の変化は作用温度に大きく依存することが確認された。
- (2) pH条件の違いが透水性の変化に及ぼす影響に着目して検討した結果、アルカリ条件では初期の時間の不連続面開口幅の変化量が中性条件と比較して大きくなることが観察された。アルカリ条件では鉱物の溶解現象が卓越し、開口幅変化に影響を及ぼすことが伺える。
- (3) 透水実験中の透過水をサンプリングし、溶存する物質濃度をICP発光分光分析により定量的に評価した結果、Si濃度が他の元素よりも高いことが判明した。また、温度およびpHを上昇させた場合、全ての物質濃度が増加した。透水性の変化は鉱物の溶解現象にも起因しているものと考えられることから、温度、pHによる透水性の変化と鉱物溶解現象との関連が推察される。
- (4) 微視構造観察による二次鉱物の確認を行った結果、溶出したSiの再沈殿により生成されるシリカ鉱物を確認することができた。また、中性条件では炭酸塩等も確認できた。開口幅の大きさからこれらの二次鉱物が透水性に影響を及ぼしていることが推察される。

- (5) 透水試験の結果から、不溶解条件の実験でも透水性が変化し、力学作用の影響が確認された。また、透水実験結果の回帰分析により、鉱物溶解条件、拘束圧、温度および試料の材質の影響による透水特性変化を評価した。その結果、溶解条件下では、溶解を促進しても最終透過率の低減割合に変化はない結果となった。また、拘束圧や材料剛性の力学作用、温度は最終透過率の低減割合に影響するなどの結果を得た。
- (6) 不連続面に対する持続载荷試験を実施し、圧縮変位は鉱物溶解条件および不連続面形状の影響を大きく受けることがわかった。また、鉱物溶解条件で比較するとDry条件と比較してWet条件で収束時間が減少する傾向が得られた。

参考文献

- 1) 奈良禎太, 金子勝比古: 温度・湿度変形に伴う花崗岩内の P 波伝播特性, *材料*, Vol. 56, pp. 803-808, 2007.
- 2) S. Chaki, M. Takarli and W. P. Agbodjan: Influence of thermal damage on physical properties of a granite rock: Porosity, permeability and ultrasonic wave evolutions, *Construction and Building Materials*, Vol. 22, pp. 1456-1461, 2008.
- 3) K. Suzuki, M. Oda, T. Kuwahara and K. Hiramata: Material property changes in granitic rock during longterm immersion in hot water, *Engineering Geology*, Vol. 40, pp. 29-39, 1995.
- 4) O. Singurindy and B. Berkowitz: The role of fractures on coupled dissolution and precipitation patterns in carbonate rocks, *Advances in Water Resources*, Vol. 28, pp. 507-521, 2005.
- 5) P. F. Dobson, T. J. Kneafsey, E. L. Sonnenthal, N. Spycher and J. A. Apps: Experimental and numerical simulation of dissolution and precipitation: implications for fracture sealing at Yucca Mountain, Nevada, *J. Contaminant Hydrology*, Vol. 62, pp. 459-476, 2003.
- 6) A. Baghbanan and L. Jing: Stress effects on permeability in a fractured rock mass with correlated fracture length and aperture, *Int. J. Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 45, pp. 1320-1334, 2008.
- 7) H. Yasuhara, A. Polak, Y. Mitani, A. S. Grader, P. M. Halleck and D. Elsworth: Evolution of fracture permeability through fluid-rock reaction under hydrothermal conditions, *Earth and Planetary Science Letters*, Vol. 244, pp. 186-200, 2006.
- 8) A. Polak, D. Elsworth, H. Yasuhara, A. S. Grader, and P. M. Halleck: Permeability reduction of a natural fracture under net dissolution by hydrothermal fluids, *Geophysical Research Letters*, Vol. 30, No. 20, 2003.
- 9) K. Min, J. Rutqvist and D. Elsworth: Chemically and mechanically mediated influences on the transport and mechanical characteristics of rock fractures, *Int. J. Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 46, pp. 80-89, 2009.
- 10) 安原英明, 木下尚樹, Dae Sung LEE, 中島伸一郎, 岸田 潔: 力学 - 化学連成概念モデルによる花崗岩不連続面の透水・物質輸送経時解析, *土木学会論文集 C*, Vol. 65, pp. 41-52, 2009.
- 11) 安原英明, 木下尚樹, 繰上広志, 中島伸一郎, 岸田 潔: 温度・応力に依存する化学溶

- 解・沈殿現象を考慮した珪質砂岩の透水性経時評価, 土木学会論文集 C, Vol. 63, pp. 1091-1100, 2007.
- 12) 木下尚樹, 安原英明: 熱・拘束圧環境下における不連続面を有する花崗岩の透水性評価, *Journal of MMIJ*, Vol. 128, pp. 72-78, 2012.
 - 13) 木下尚樹, 安原英明, 橋本克樹: 熱環境下における岩石不連続面の透水特性に及ぼす化学・力学連成作用, *Journal of MMIJ*, Vol. 129, pp. 485-491, 2013.
 - 14) P. A. Witherspoon, J. S. Y. Wang, K. Iwai and J. E. Gale: Validity of cubic law for fluid flow in a deformable rock fracture, *Water Resources Research*, Vol. 16, pp. 1016-1024, 1980.
 - 15) A. F. Gangi: Variation of whole and fractured porous rock permeability with confining pressure, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Vol. 15, pp. 249-257, 1978.
 - 16) 国立天文台: 理科年表, 丸善, pp. 371-379, 2008.
 - 17) 安原英明, 橋本克樹, 木下尚樹: 温度・pH を制御したフロースルー溶解試験による花崗岩溶解速度定数式の提案とその妥当性の検討, *Journal of MMIJ*, Vol. 128, pp. 79-85, 2012.
 - 18) 八田敏行, 熊坂博行, 木下直人, 阿部 透: 天然のき裂を含む花崗岩質岩石の熱膨張特性, 土木学会論文集, No. 750/III-65, pp. 173-191, 2003.

第 6 章 岩盤空洞の熱挙動

6.1. 緒 言

岩盤空洞に熱水を貯蔵した場合、空洞の安定性や挙動評価を行なうには熱と応力の連成を考慮する必要がある。土木の分野では古くから浸透流と力学の連成挙動である圧密問題があり、流体の熱輸送の観点から、熱と浸透流の連成についても議論されてきた。また、石油や天然ガスの生産においては熱・浸透・力学の連成も検討されてきた¹⁾。近年では放射性廃棄物地層処分に関わる熱・水・応力連成問題として研究が進められている^{2,3)}。さらに、化学現象も加えた4現象の連成についても議論されている⁴⁾。

その一方で、熱水貯蔵と同様な岩盤中の熱環境を考慮した地下構造物の解析的検討では、解析領域の決定、要素分割の程度、境界条件の設定、非定常解析における初期条件設定、時間ステップなどで解析手法が一般化しているとは言い難く、個々の解析で異なっている場合が多い⁵⁻⁷⁾。高温蒸気の熱水状態での岩盤貯蔵施設の検討事例では岩盤中での水・蒸気の二相流を想定し、多相流-熱流動連成解析コードを用いて岩盤貯槽周辺の熱・地下水流動に関する予測解析を実施している⁵⁾。岩盤内圧縮空気貯蔵施設の検討では非定常熱伝導解析を実施し、稼働時の空洞内の温度変化の影響による覆工コンクリートの熱応力、周辺岩盤と空洞内の温度の相互作用について検討している⁶⁾。また、高温岩体発電では、水圧破碎された高温岩体の人工貯留層を多孔質媒体と考え、基礎方程式を三次元有限体積法により離散化して数値解析を行っている⁷⁾。以上のように個々のケースによって解析手法は異なっている。

本章では、これまで第2章から第4章において述べた高温下における岩石の強度・変形特性および熱物性を用いて、熱水貯蔵時の空洞周辺岩盤の温度分布および応力分布を解析により求め、空洞の安定性および熱的挙動について検討することを目的とした。

ここでの検討は、まず、温度分布解析を実施し、その結果に基づいてその温度における物性値を入力パラメータとして応力解析を実施するフローで計算しており、応力から熱への作用は計算では考慮していない。その意味で熱から応力への一方向作用のみであり、厳密には連成問題となっていない。

また、室内要素実験による岩石の力学特性および熱物性を用いて解析を行っており、岩盤での物性は用いていない。したがって、温度分布や挙動の傾向はある程度評価できるが、

応力値や変位量は実際の岩盤空洞の挙動とは差異があることを予め断っておく。

本章ではまず、岩種の差異が熱的挙動に及ぼす影響について検討し、つぎに花崗岩岩盤を例に貯蔵量の変動により、空洞周辺岩盤が熱の影響を繰り返し受ける場合を想定した熱的挙動について検討した。また、クリープ変形を考慮した場合の熱的挙動についても検討した。

さらに、周辺岩盤が熱履歴を受けることや、岩盤には潜在的に亀裂が存在することなどを考慮し、熱応力の軽減対策、熱水の漏出防止対策についても言及した⁸⁾。

6.2. 岩盤空洞の熱的挙動

6.2.1. 解析方法・条件

水平および鉛直方向に十分な広がりをもつ、地山を想定する。土被り 100 m の位置に、仕上がりの内径 10 m の円形空洞を設け、熱水を貯蔵した場合の空洞周辺岩盤に生じる非定常の温度分布および応力分布の経時変化を有限要素解析にて求めた。ここで、熱源となる空洞内の熱水温度を設定する。ごみ焼却による廃熱は定常的に発生しており、それにより熱水も一定量定常的に得られるものとする。すなわち、100 °C の熱水が一定量定常的に空洞内に供給され、一方で空洞内の熱水は一定量定常的に利用されており、空洞内は 100 °C 一定となっているものとする。空洞の安定性を検討する上では熱応力が最も発生する温度を設定することで、より安全側な判断ができるものと考えられる。空洞内の熱水の温度低下や貯蔵量の日変化、季節変化による周辺岩盤への温度履歴の影響については、6.3. および 6.4. で検討する。

Fig. 6.1 に境界条件を示す。境界は地表、空洞表面から左右 100 m、下方 100 m の位置とし、境界の温度は 15 °C 一定とした。また、初期温度は岩盤部分で 15 °C、空洞内部は 100 °C とした。地表および左右の境界は自由端とし、下方の境界は上下方向固定とした。空洞表面は自由端とした。なお、空洞中心を通る鉛直線上では左右方向固定とした。

空洞周辺に生じる非定常の温度分布は次式で求める。

$$\lambda \nabla^2 T - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (6.1)$$

ここで、 λ は熱伝導率、 ρ は密度、 c は比熱、 T は温度である。

得られた温度分布を用いて、空洞周辺岩盤の応力分布を 2 次元平面ひずみ問題として求めた。本解析では便宜上、亀裂のない新鮮な岩盤を想定し、破壊判定は Mohr の応力円包

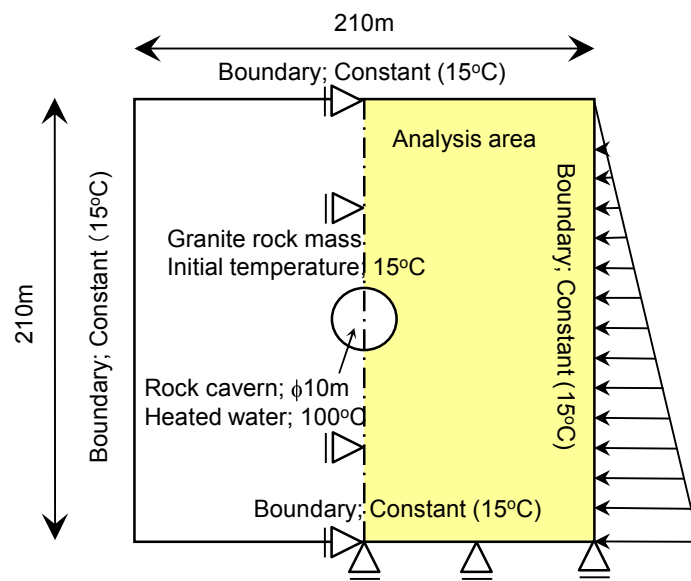


Fig. 6.1 Schematic diagram of analysis conditions.

絡線説に従うものとした。空洞掘削時の発破によるゆるみ領域はここではないものとした。解析に必要となる湿潤状態の物性値については第2章で述べた値を用いた。

ここでは岩盤を弾性体として計算し、初期応力としては式(6.2)および式(6.3)に示すように岩盤の自重と自重の1/2の側圧が作用しているものとして、熱水を貯蔵することにより、式(6.4)で表される熱応力が重畳されるものとした。

鉛直方向の応力は次式で表される。

$$\sigma_v = \gamma \cdot H \quad (6.2)$$

ここに、 σ_v は鉛直方向応力、 γ は岩盤の単位体積重量、 H は土被りである。

また、鉛直応力と側圧の関係は次式で示される。

$$\lambda_0 = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} \quad (6.3)$$

ここに、 σ_h は側圧、 λ_0 は側圧係数である。

熱応力は次式で求められる。

$$\sigma_t = E_T \alpha_T (T - T_0) \quad (6.4)$$

ただし、 σ_t は熱応力、 E_T は温度 T における弾性係数、 α_T は温度 T における割線線膨張係数、 T は温度、 T_0 は地山の初期温度(15°C)である。

6.2.2. 解析結果および考察

花崗岩地山を想定した場合の温度分布について述べる。

Fig. 6.2に温度分布の解析結果を示す。貯蔵初期の時間には空洞の表面付近で急激な温度勾配を示しているが、時間の経過とともに緩慢になり、空洞周辺に影響が及ぶことがうかがえる。貯蔵1年後には温度変化が小さくなり、この状態を本研究では準定常状態と呼ぶこととする。

Fig. 6.3に応力解析の結果を示す。ここでは、空洞の水平方向に沿い、空洞の接線方向と垂直方向の応力で示している。岩盤の熱膨張により空洞の接線方向に大きな圧縮応力が発生し、時間の経過とともに増大している。空洞の軸方向の応力も岩盤の熱膨張に伴い増大しているが、地山の破壊判定を行った結果、貯蔵1年後まででは破壊に至るような応力は発生しておらず、空洞は安定している。

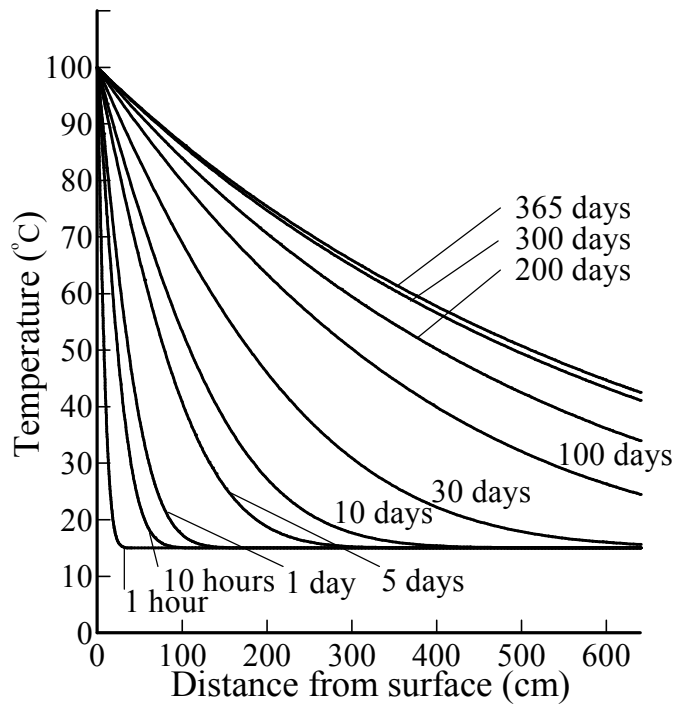


Fig. 6.2 Temperature distribution around granite rock mass.

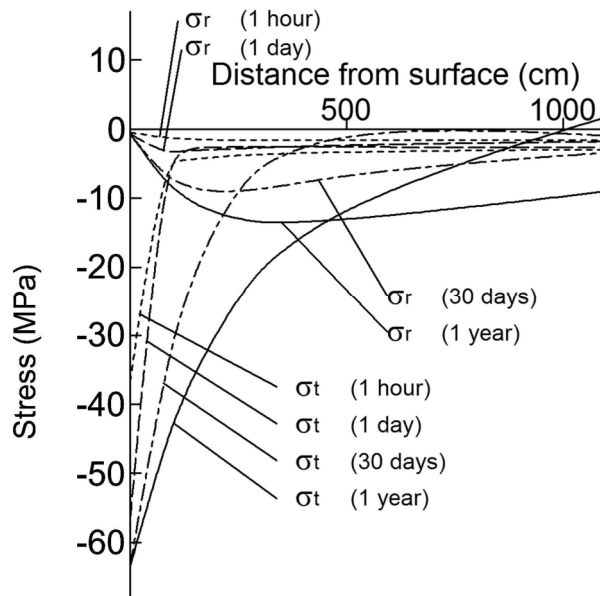


Fig. 6.3 Stress distribution around granite rock mass.

6.2.3. 岩種の差異が熱的挙動に及ぼす影響

ここでは、5種類の岩石、すなわち花崗岩、安山岩、砂岩、凝灰岩および泥岩について、岩盤の差異が空洞の安定性および周辺岩盤の熱的挙動に及ぼす影響について検討した。

まず温度分布について、5種類の岩石中最も熱拡散率の値が大きい花崗岩($\kappa=12.3 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$)と最も値の小さい泥岩($\kappa=3.7 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$)の岩盤内に熱水を貯蔵した場合の貯蔵1年後までの温度分布の変化を Fig. 6.4 に示す。初期の時間には急激な勾配を示しており、空洞周辺にはまだ温度が伝播していないことがわかる。しかし、時間の経過とともにその勾配は緩やかになり、空洞周辺に温度が伝わっていくことがうかがえる。また、空洞表面から同一距離における温度変化は、時間の経過とともに緩慢となり、貯蔵1年後においては温度変化が実用上無視できる準定常状態となる。また、花崗岩と泥岩を比較すると泥岩の方が初期の時間において熱伝導に遅れがみられる。しかし、貯蔵後30日経過したあたりから、その差は時間の経過とともに小さくなり、泥岩の熱拡散率は花崗岩の30%程度の値であるが、温度変化に大きくは影響を与えないことがわかる。

次に応力解析結果について述べる。解析結果として、空洞の中心から水平軸上に作用する空洞の半径、接線方向の応力の経時変化を Fig. 6.5 に、貯蔵1年後における最大最小主応力分布を Fig. 6.6 に、空洞の変形を Fig. 6.7 に示す。花崗岩においては、空洞周辺に生じた熱膨張により岩盤は自由面である空洞内部に張り出し、できるだけ円に近い状態になろうとし、空洞を縮めることになり、その結果、円周方向に大きな圧縮応力が生じたものと推察される。また、貯蔵1年後において空洞表面付近では熱応力は自重の約8~10倍作用している。

安山岩および砂岩においては、花崗岩と同様の傾向を示している。しかし、作用する空洞の半径方向および接線方向の応力は、花崗岩と比べて安山岩および砂岩の方が線膨張係数は小さく、接線弾性係数も小さいことからその値は花崗岩に比べて小さい。また、空洞の変位量が安山岩および砂岩は花崗岩と比較して小さい。これは空洞周辺に温度が伝わっていくと安山岩および砂岩は花崗岩に比べて接線弾性係数が小さいことから同一応力では変位は大きくなるものの、発生する熱応力は安山岩および砂岩は花崗岩よりも小さいため結果として空洞の変位量も小さくなったものと考えられる。

凝灰岩および泥岩においては、花崗岩、安山岩および砂岩に比べて、空洞は自由面である空洞内部に張り出し、見かけ上空洞が収縮している。これは凝灰岩および泥岩においては高温下において接線弾性係数が低下することから、空洞周辺に温度が伝わっていくと自

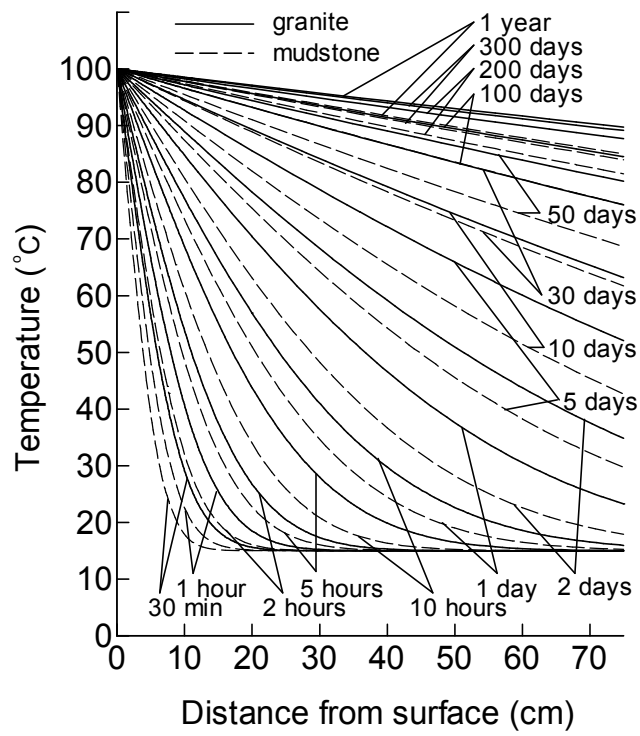


Fig. 6.4 Temperature distribution compared with granite and mudstone rock mass.

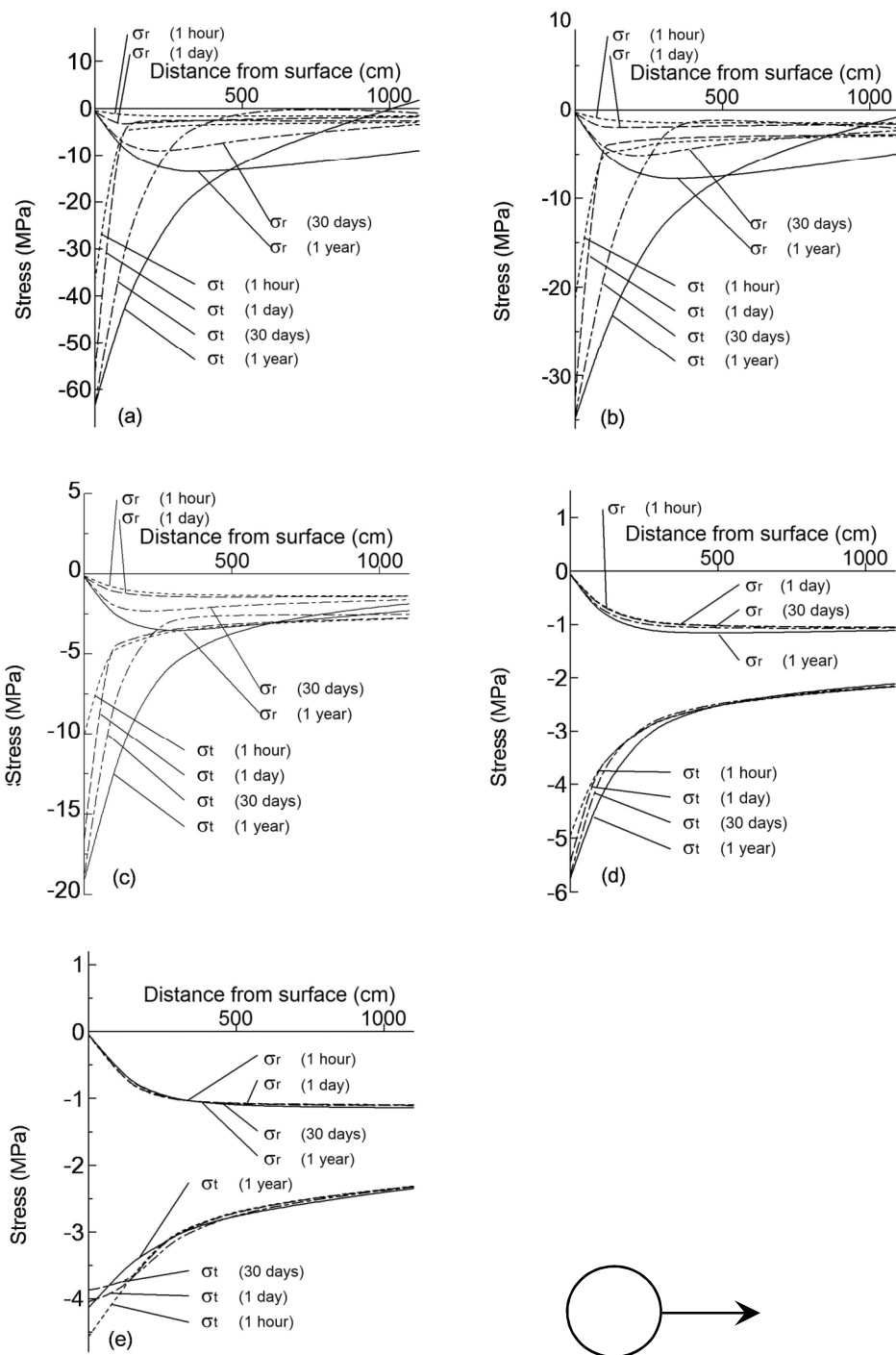


Fig. 6.5 Change of stress distribution around rock mass: (a) granite, (b) andesite, (c) sandstone, (d) tuff, (e) mudstone.

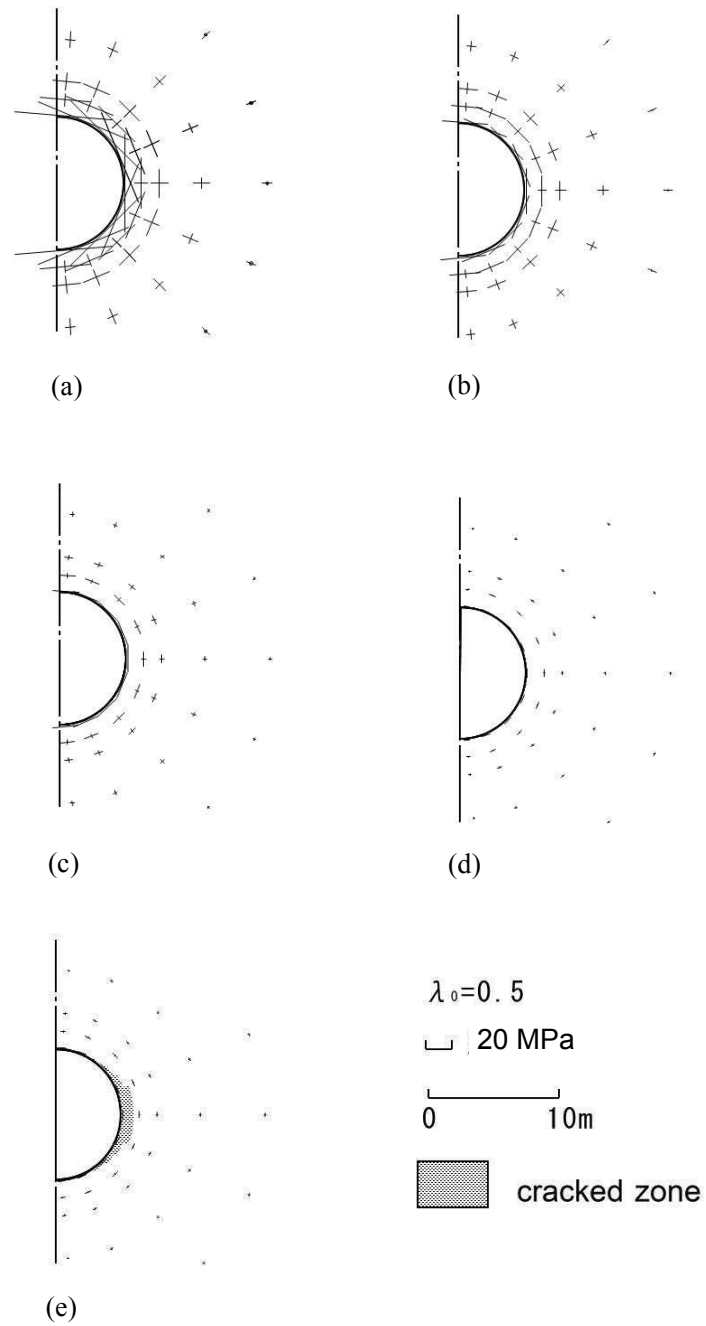


Fig. 6.6 Principal stress direction around rock mass after 1 year: (a) granite, (b) andesite, (c) sandstone, (d) tuff, (e) mudstone.

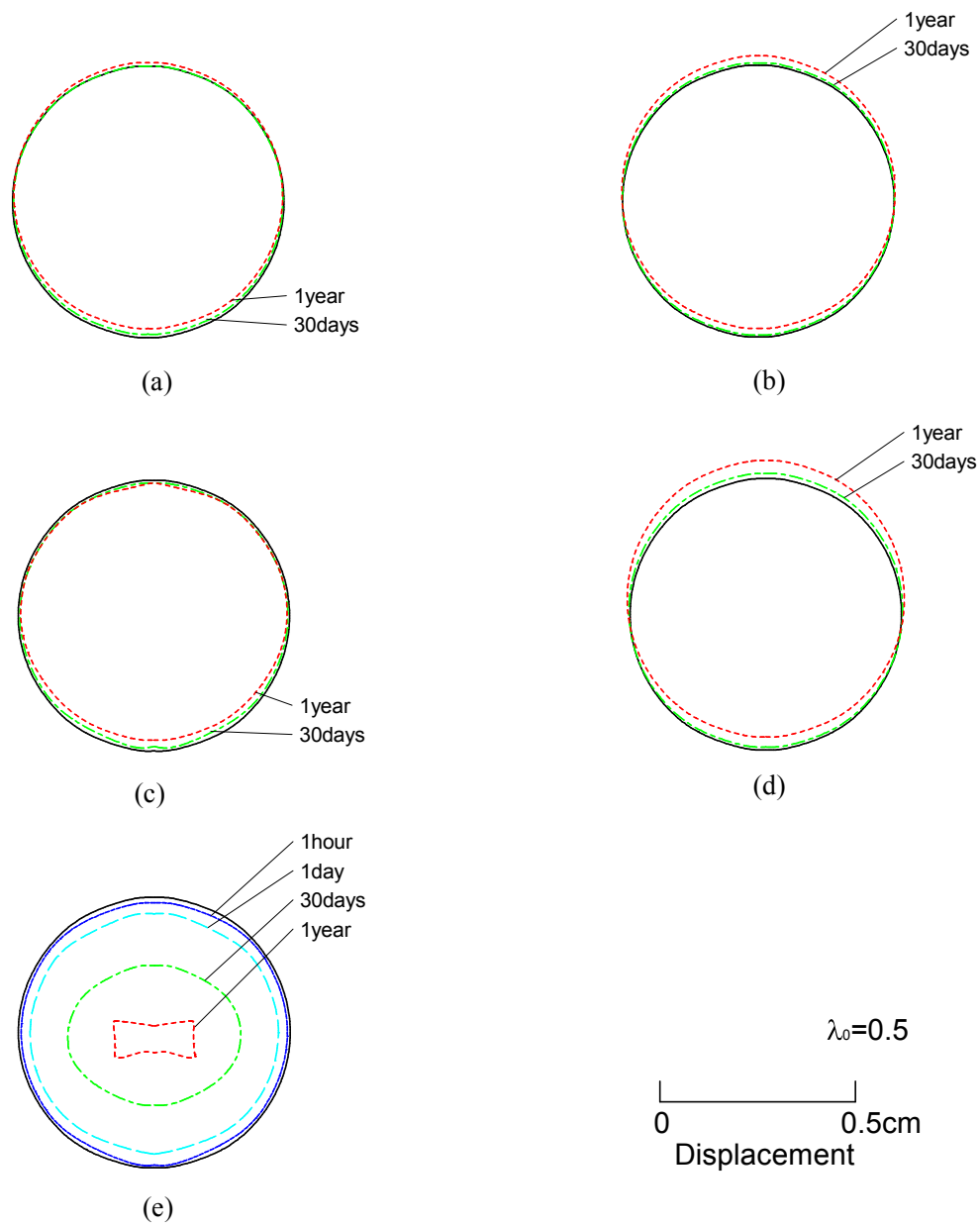


Fig. 6.7 Change of opening's shape: (a) granite, (b) andesite, (c) sandstone, (d) tuff, (e) mudstone.

重による変位が大きくなり空洞は収縮するもの考えられる。この場合、凝灰岩および泥岩においては接線弾性係数が小さく発生する熱応力も自重に比べ小さく、変形はほとんど自重によるものであると考えられる。泥岩においては凝灰岩より空洞の変形が顕著に現れ、空洞は大きく空洞内部に収縮している。これは泥岩の接線弾性係数が凝灰岩よりもさらに小さく変位し易いためであると考えられる。凝灰岩においては、貯蔵1日後において空洞の水平軸付近がせん断破壊することがわかった。泥岩においても貯蔵1時間後においてすでに空洞の水平軸付近がせん断破壊することがわかった。これは、高温下における凝灰岩および泥岩の強度が、他の岩石と比較してかなり小さいためであると考えられる。

以上のことから、岩質の違いにより熱水貯蔵時の各岩石の挙動および応力分布は異なっており、花崗岩、安山岩および砂岩の挙動および応力分布は互いによく似通っていることがわかった。一方、凝灰岩および泥岩の挙動および応力分布は互いによく似通っていることがわかった。これは接線弾性係数の値の違いに起因し、発生する熱応力の違いによって生じたものと考えられる。花崗岩、安山岩および砂岩の岩盤において空洞は安定しており、熱水の貯蔵は可能であると考えられる。しかし、空隙率の極めて大きい凝灰岩および泥岩の岩盤においては水平軸付近がせん断破壊することから熱水を貯蔵する際には、発生する熱応力を軽減するための熱応力軽減対策や亀裂などからの熱水の漏水防止対策を行うことが必要であると考えられる。これらについての検討は後述する。

以上の結果より、岩盤空洞に熱水を貯蔵した場合には周辺岩盤は温度が上昇するとともに熱応力の発生により圧縮応力が増大した環境に長期間置かれることとなるため、岩盤物性の経時変化を考慮した空洞の安定性評価も必要となってくるものと考えられる。

6.3. 岩盤空洞の挙動経時変化

6.3.1. 温度履歴の影響

ここでは温度履歴の影響が岩盤空洞の挙動に及ぼす影響を検討するため、以下に示す3通りの場合を想定した解析を実施した。

Step 1: 地山の初期温度が15℃の状態に熱水を貯蔵し、時間の経過に伴う温度変化を実用上無視できるいわゆる準定常状態になるまで求める。ただし、熱水の温度は常に100℃とする。

Step 2: 地山の温度が準定常状態で熱水の貯蔵をメンテナンス等の理由により1ヶ月間停止する。この場合、空洞内の温度は15℃とする。

Step 3 : Step 2 の状態から熱水を貯蔵し、再び準定常状態となるまで求める。

なお、ここでの検討は花崗岩の地山岩盤を想定し、挙動を検討することとした。解析に必要な花崗岩の熱物性値については第2章で述べた実験により求めた値を用いた。

Fig. 6.8 に温度分布の解析結果を示す。Step 1 の場合、これまで述べてきた通り、初期の時間には急激な温度勾配を示しているが、時間の経過とともに緩慢になり、空洞周辺に影響が及ぶことがうかがえる。貯蔵1年後には温度変化が極めて小さい、準定常状態となる。

Step 2 の場合、貯蔵を停止した直後から空洞表面付近の温度が低下し、急激な温度勾配を示している。Step 3 の場合、再び貯蔵を開始した直後から急激な温度勾配を示し、約1年で Step 1 よりは温度の及ぶ範囲が広がる。

つぎに温度分布の解析結果をもとに熱応力を考慮した有限要素法を用いて応力解析を行った。この場合、解析に必要な強度・変形特性は第3章で述べた実験結果を用いた。Step 1 および Step 2 の場合には温度履歴を受けていない場合の結果を、Step 3 の場合には温度履歴を受けた場合の結果を用いている。

Fig. 6.9 および Fig. 6.10 に解析結果を示す。まず、Step 1 の場合、岩盤の熱膨張により空洞の接線方向に大きな圧縮応力が発生し、時間の経過とともに増大している。次に Step 2 の場合、空洞表面の温度が低下するため熱応力が減少し、空洞から約3 m 付近で接線方向の圧縮応力が最も大きくなっている。Step 3 の場合、再び空洞の表面付近の熱応力が増大し、空洞の接線方向の圧縮応力が増大している。いずれの場合にも空洞は安定しており、空洞周辺岩盤が温度履歴を受けても空洞は安定しているものと考えられる。このことは、以下の理由によるものと考えられる。すなわち、前述の実験結果から花崗岩は温度の履歴を受けると100℃の下では圧縮強度は約94%になる。しかし、接線弾性係数は約87%、線膨張係数は約77%となるため、解析によって得られた空洞表面付近で発生する熱応力は約25%減少している。このことから空洞は安定している結果となったものと考えられる。

6.3.2. クリープの影響

第4章で述べた一軸圧縮クリープ試験の結果を用いて、熱水を貯蔵した岩盤空洞の挙動について解析により検討した。

本解析では問題を単純化するために1次クリープ部分は取り扱わないで、2次クリープ部分のみに着目しており、2次クリープのひずみ速度の構成式としてよく知られているNorton型方程式を採用し、これを多軸応力状態に拡張した式を用いた。

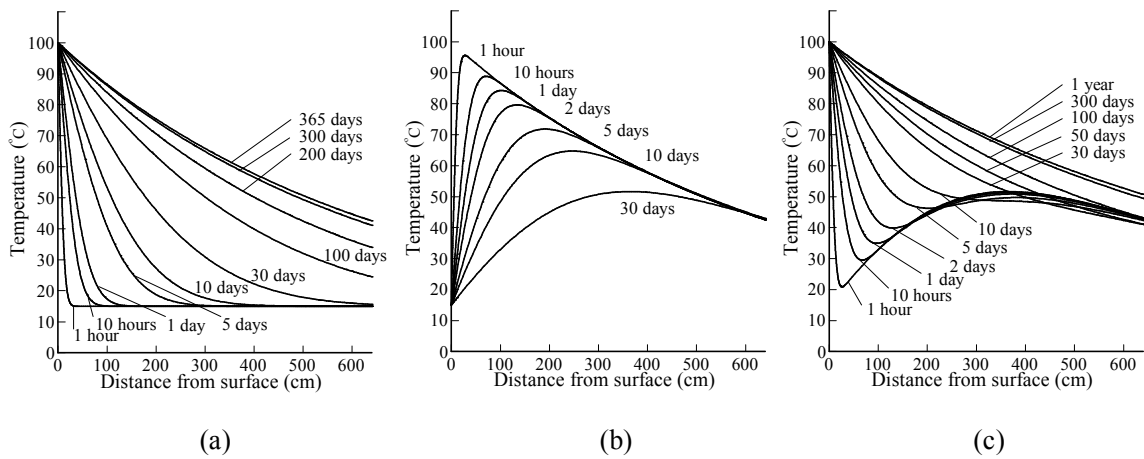


Fig. 6.8 Change of temperature distribution induced thermal hysteresis: (a) Step 1, (b) Step 2, (c) Step 3.

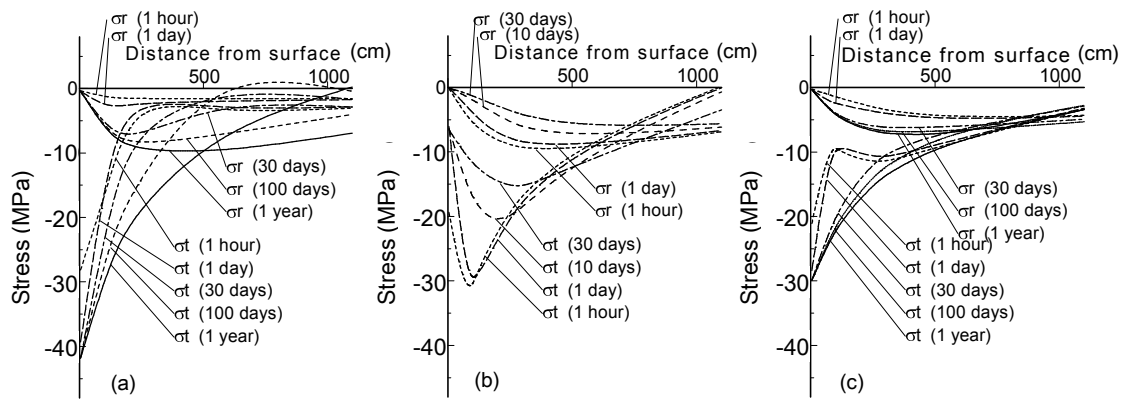


Fig. 6.9 Change of stress distribution induced thermal hysteresis: (a) Step 1, (b) Step 2, (c) Step 3.

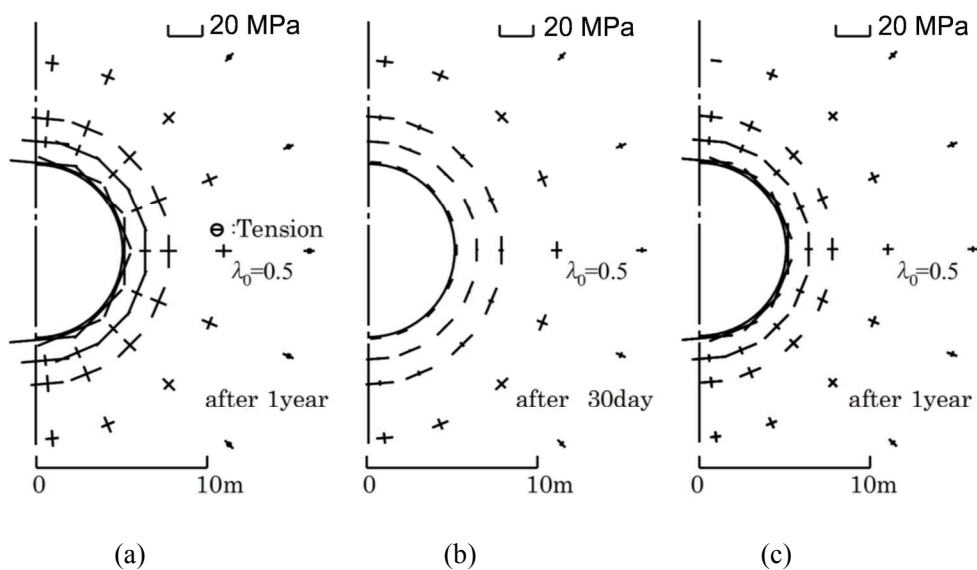


Fig. 6.10 Principal stress direction around opening after 1 year: (a) Step 1, (b) Step 2, (c) Step 3.

第4章で述べたように、ひずみ速度は次式で表される。

$$\dot{\varepsilon} = A\sigma^n \exp\left(-\frac{a}{T}\right) \quad (6.5)$$

ここで、 A はクリープ定数、 σ は軸応力、 n は応力に関する定数、 a は温度に関する定数、 T は絶対温度である。

解析に必要な定数は前述のクリープ試験結果から推定した。解析に使用した定数は第4章の Table 4.4 に示した通りである。全ひずみ増分は弾性ひずみ、クリープひずみ、熱ひずみのそれぞれの増分の和とした。前述の解析と同様に2次元平面ひずみ問題とし、土被り100 m の位置に直径10 m の円形空洞を想定している。熱水を貯蔵した岩盤空洞表面には常に100 °Cの熱水が接しているとして、熱ひずみおよびクリープひずみの温度項に温度分布解析結果を用いた場合と、クリープを考慮しないと仮定した場合を行い比較した。Table 6.1 に解析に用いる物性値を示す。密度を2650 kg/m³、ポアソン比を0.25、弾性係数を35 GPa、定圧比熱を0.997 kJ/(kgK)、熱伝導率を3.25 W/(mK)、線膨張係数を7.7×10⁻⁶ 1/Kとした。空洞表面から水平、鉛直下にそれぞれ100 mに境界をとり、地表は自由端とし、左右の境界は1辺を水平方向固定、他方は自由端で外力が作用しているものとし、下方の境界は上下方向固定とした。空洞周辺岩盤の側圧係数は0.5とした。

まず、空洞に熱水を貯蔵した場合の空洞表面からの水平軸上の温度の経時変化を Fig. 6.11 に示す。初期においては急激な温度勾配を示しているが、時間の経過とともに緩慢になる様子がうかがえる。また、熱は時間の経過とともにほぼ同心円状に周辺岩盤へ伝わっていた。

Fig. 6.12 に貯蔵前と貯蔵1000日後の空洞周辺岩盤に生じている最大および最小主応力の方向と大きさを示す。貯蔵前に生じているのは地山の自重と側圧で、その値は小さく破壊には至らない。貯蔵1000日後には空洞周辺に熱応力が発生している。破壊判定の結果、岩盤は破壊しておらず空洞は安定状態にある。

つぎに空洞の変形について検討する。Fig. 6.13 に空洞中心からの水平軸上の側壁中央部の半径方向の変位（空洞中心方向の変位を正）および天端部の沈下変位を示す。また、Fig. 6.14 に空洞の変形状態を示す。熱水を貯蔵した場合、熱水を熱源として空洞周辺岩盤に非定常の温度分布が生じ、熱膨張により空洞周辺岩盤が自由面である空洞内部に張り出すため、時間の経過に伴い空洞の水平軸上の水平変位が空洞に向かう方向に大きくなり、また、天端沈下量も増大し空洞が収縮している様子がうかがえる。これから内空変位量を計算す

Table 6.1 Physical properties of rocks used for analysis.

Rock type	Density	Poisson's ratio	Elastic modulus	Specific heat	Thermal conductivity	Coefficient of thermal expansion
	[kg/m ³]		[GPa]	[kJ/(kgK)]	[W/(mK)]	[1/K]
Granite	2650	0.25	35	0.997	3.25	7.7×10^{-6}

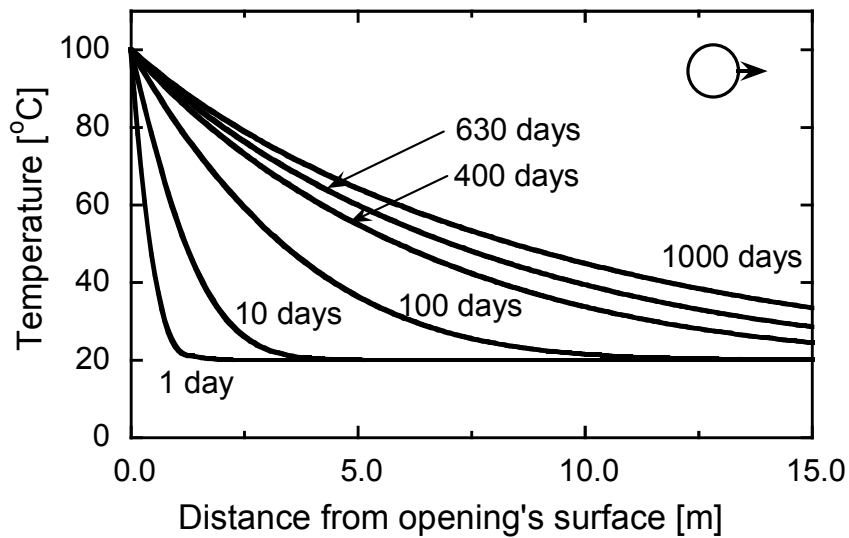


Fig. 6.11 Temperature distribution around openings.

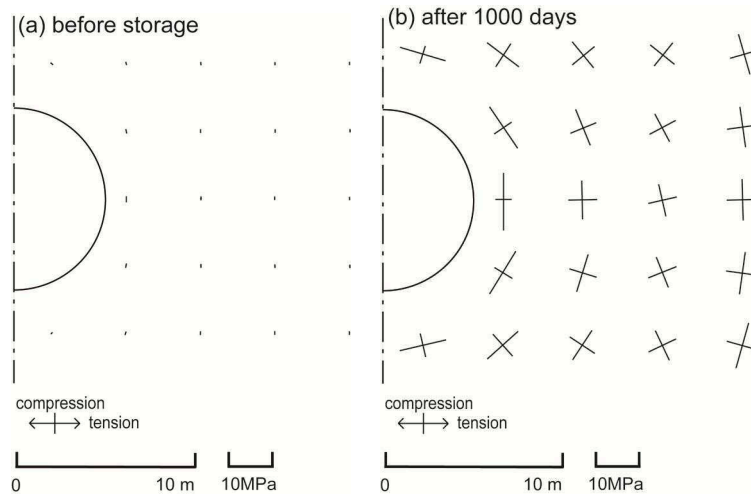


Fig. 6.12 Principal stress directions around the opening: (a) before storage, (b) after 1000 days.

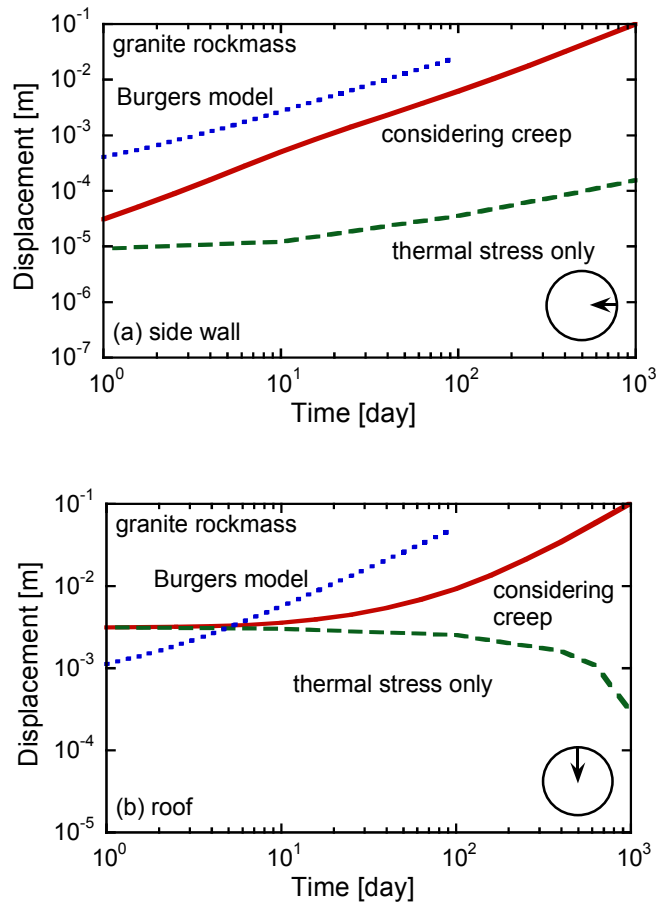


Fig. 6.13 Change in radial displacement of openings with time: (a) at side wall, (b) at roof.

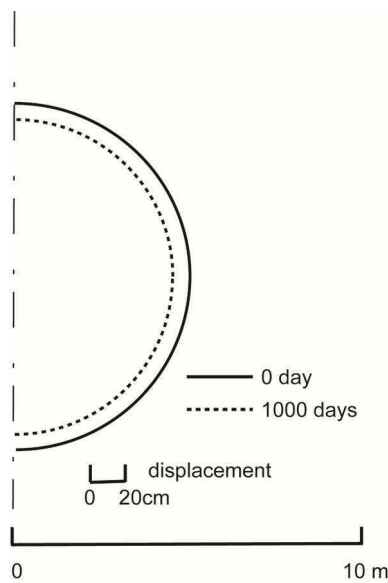


Fig. 6.14 Change in the opening's shape due to thermal expansion.

ると、貯蔵 1000 日後には水平方向では空洞内径の 1.97% となる。また、鉛直方向では 2.04% となる。既往の実験的研究によると内空変位量がトンネル直径の 2% を超えると、それ以後の変形は急激に大きくなることがわかっている⁹⁾。また、既設トンネルの調査研究によると内空変位量（計測変位量）がトンネル直径の 2% を超えるとトンネルが不安定状態になることが多いとの結果が出ている¹⁰⁾。クリープ変形を含めた場合の熱水貯蔵時の岩盤空洞の変位は大きく、変位を抑える対策が必要であるものと考えられる。

比較のため、Burgers' model での変位計算式とクリープを考慮しない場合の解析も実施し、Fig. 6.13 に示している。Burgers' model によるひずみも第 4 章で述べた通り次式で表される。

$$\varepsilon = \sigma_0 \left[\frac{1}{E_1} + \frac{1}{\mu_1} t + \frac{1}{E_2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{E_2}{\mu_2} t\right) \right\} \right] \quad (6.6)$$

ここで、 ε はひずみ、 σ_0 は作用応力、 E_n は弾性定数、 μ_n は粘性定数、 t は時間である。解析に用いた定数は Table 4.3 に示した前述のクリープ試験結果から推定した値である。

Burgers model での解析結果も天端部および側壁部とも空洞中心方向へ変位しており、Norton 方程式の場合と同様の傾向を示している。側壁部は変位量は Norton 方程式よりも大きい、変位-時間の両対数関係ではほぼ直線となり、Norton 方程式の場合と同様である。天端沈下は Burgers model では変位-時間の両対数関係でほぼ直線となっているが、Norton 方程式では変位速度が増加していることが伺える。クリープ変形を考慮しない熱応力のみでの解析結果では変位量は小さく、この解析値との差がクリープの影響によるものと考えれば、クリープの影響は大きいことが推察される。

6.4. 温度分布に関する考察

空洞周辺岩盤には空洞内の熱水を熱源として非定常の温度分布が生じ、これに伴い熱応力が発生し、空洞の安定性に影響を及ぼすことがわかっている。このことから、空洞周辺岩盤の温度分布を把握することは空洞の安定性を検討する上で、重要になってくると考えられる。熱水を岩盤空洞に貯蔵した場合には、空洞内の熱水は熱源として周辺岩盤に温度を伝達し、熱水自体は対流し、空洞内では一様な温度ではなく温度分布を生じていると考えられる。本研究では、これまで検討されていない空洞内の熱水の対流現象も考慮して周辺岩盤の温度分布を解析により検討した。

6.4.1. 温度分布の解析方法

本研究で想定しているような岩盤空洞内へ熱水を貯蔵した場合の熱的現象は、Fig. 6.15に示したような空洞内の熱水の対流現象、熱水から空洞表面岩盤への熱伝達、周辺岩盤の熱伝導現象、岩盤内地下水の対流、流動現象などが考えられる。これらの現象を考慮し、温度分布を解析によって求めるには、エネルギー方程式、運動方程式、質量保存式の3つの保存方程式を考慮する必要がある。これらの保存方程式について説明する¹¹⁾。

定常低速流で粘性の消散がないものとした場合、エネルギー方程式は以下のように表される。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + \text{div}(\rho \mathbf{u} h) = \text{div}\left(\frac{\lambda}{C_p} \text{grad} h\right) + S_h \quad (6.7)$$

ここで、 ρ は密度、 \mathbf{u} は速度場、 λ は熱伝導率、 C_p は定圧比熱、 S_h は熱発生率、 h は比エンタルピーである。

x 方向の速度成分 u に関する運動方程式は以下のように表される。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u) + \text{div}(\rho \mathbf{u} u) = \text{div}(\mu \text{grad} u) - \frac{\partial p}{\partial x} + B_x + V_x \quad (6.8)$$

ここで、 μ は粘性係数、 p は圧力、 B_x は x 方向の体積力、 V_x は粘性項である。

さらに、質量保存式は、

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (6.9)$$

で表される。

上記の3つの式は式(6.10)に示すように変数を ϕ とした一般形保存方程式に書き換えることができる。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \phi) + \text{div}(\rho \mathbf{u} \phi) = \text{div}(\Gamma \text{grad} \phi) + S \quad (6.10)$$

ただし、 Γ は拡散係数、 S は生成項。

この一般形保存方程式の左辺の第1項および第2項は非定常項 T 、対流項 C 、右辺の第1項は拡散項 D と呼ばれている。コントロール・ボリュームに基づいた方法により離散化すると各項はそれぞれ以下のようなになる¹²⁾。

$$T = \iiint_V \frac{\partial \phi}{\partial t} dV = \frac{V(\phi^{n+1} - \phi^n)}{\Delta t} \quad (6.11)$$

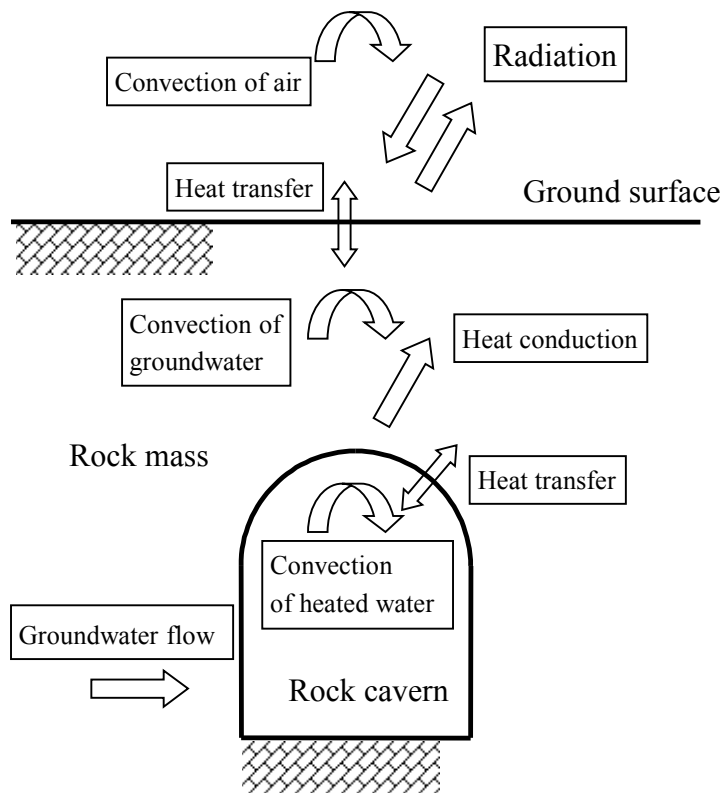


Fig. 6.15 Phenomena accompanying the heat change in the case of heated water storage in rock cavern.

$$C = \iiint_V \nabla \cdot (\rho \vec{v} \phi) dV = \iint_A \rho \vec{v} \phi dA = \sum_{\text{allface}} \rho \vec{v} \phi A \quad (6.12)$$

$$D = \iiint_V \nabla \cdot (\Gamma \nabla \phi) dV = \iint_A \Gamma \nabla \phi dA = \sum_{\text{allface}} \Gamma \nabla \phi A \quad (6.13)$$

$$S = \iiint_V S_\phi dV = VC_\phi (\phi_0 - \phi) \quad (6.14)$$

ただし、 ϕ^n は時刻 n における物理量、 V は体積、 \vec{v} は速度ベクトル、 A は面積、 C は係数、 ϕ_0 は定数である。

6.4.2. 解析条件

空洞内に貯蔵された熱水は温度が変化することにより密度の変化が生じる。これは熱水に生じる重力（体積力）の差になり、それによって空洞内には対流運動が発生する。この現象を考慮するため、本解析においては体積力をブシネスク力で表すこととした。ブシネスク力 F_B は式(6.15)で表される。

$$F_B = g \rho_{ref} \beta (T - T_{ref}) \quad (6.15)$$

ただし、 g は重力加速度、 ρ_{ref} は参照（初期）密度、 T は温度、 T_{ref} は参照（初期）温度である。なお、 β は式(6.16)で表される等圧熱膨張係数である。

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right) \quad (6.16)$$

つぎに、空洞表面においては熱水と岩盤の間で、すなわち、液体－固体間で熱伝達が生じる。熱水－岩盤間の熱伝達における表面熱抵抗は“等価厚さ”で0～数 cm であり、実際規模の空洞モデルで解析する場合は無視できることがわかっている¹³⁾。本解析ではエネルギー保存則より、以下の式が成り立つと仮定した。

$$k_f \frac{\partial T_f}{\partial n} \Big|_i = k_s \frac{\partial T_s}{\partial n} \Big|_i \quad (6.17)$$

および

$$T_f \Big|_i = T_s \Big|_i \quad (6.18)$$

ここで、 k は熱伝導率、添え字の f , s はそれぞれ液体、固体を表す。また、添え字 i は接触面を表す。

これらの式は熱流速と温度が液体－固体間で連続であることを示している。

解析モデルは Fig. 6.16 に示すように花崗岩岩盤内の直径 10 m の円形空洞に熱水を貯蔵する場合を想定し、空洞表面から上下および横方向に 100 m の位置を境界とした。また、左右の対称性を考え、空洞中心を通る鉛直線を対称軸とし、片方を解析対象とした。初期値は空洞内の熱水を 100 °C、岩盤を 15 °C とし、境界は 15 °C 一定とした。Fig. 6.17 に要素分割の一部を示す。白色の部分が空洞で、灰色部が岩盤部分である。なお、境界の位置、要素分割を決定するに当たって、試行錯誤的に数種類のモデルにて解析を行い、結果にはばらつきがなく、かつ、計算時間が短くなるように境界の位置、要素分割を決定した。

解析に必要となる花崗岩岩盤の熱物性値は、Table 6.2 に示すように密度を 2650 kg/m³、定圧比熱を 0.997 kJ/(kg·K)、熱伝導率を 3.25 W/(m·K) とした。また、熱水の物性値は温度によって値を変化させたが、例えば 100 °C においては、密度を 958.4 kg/m³、定圧比熱を 4.216 kJ/(kg·K)、粘性係数を 0.284×10⁻³ Pa·s、熱伝導率を 0.682 W/(m·K)、体積膨張係数を 0.78×10⁻³ 1/K とした。

前述のように岩盤内地下水は流動しており、また、温度変化することによって地下水の対流も考えられるが、岩盤の透水係数が小さければ、これらの現象は岩盤の熱伝導に対してほとんど無視できるものと考えられる。筆者らのこれまでの研究により、高温下における亀裂のない花崗岩岩盤の透過率は 10⁻⁶~10⁻⁸ darcy (透水係数は約 10⁻⁹~10⁻¹¹ cm/s) のオーダーであり¹⁴⁾、後述の 6.4.4 にあるように今回の解析では岩盤内地下水の対流については無視できるものと考え、解析を行った。

実際には熱水の需給量が季節や時間帯によって変化し、空洞の大きさによっても温度分布はそれぞれ違ったものになると考えられる。ここでは一例として、以下の場合について解析を行った。

Case I: 初期から常に 100 °C の熱水が供給されている状態(空洞内の熱水は 100 °C で一定)で周辺岩盤の温度分布が準定常状態になるまで保った後、熱水の供給を止めた場合。この場合について、

- ①空洞内の熱水の対流を考慮して解析した場合
- ②熱水-岩盤の熱の授受から熱水の平均温度を算出し(空洞内は一様な温度)、解析した場合。

Case II: 初期に一旦熱水を満水に貯蔵し、その後熱水の供給がない場合。

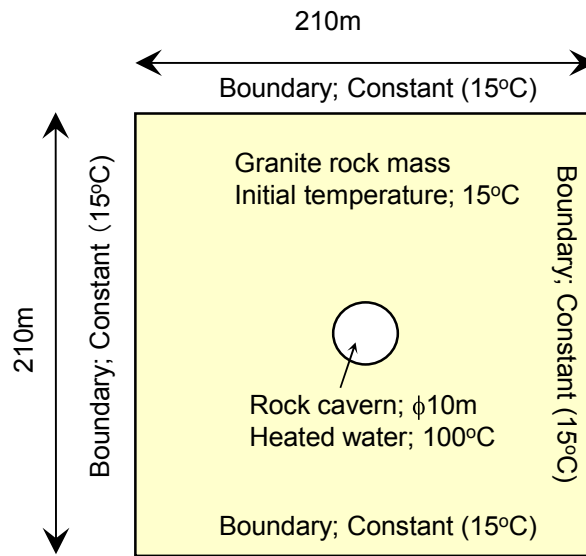


Fig. 6.16 Schematic diagram of analysis conditions.

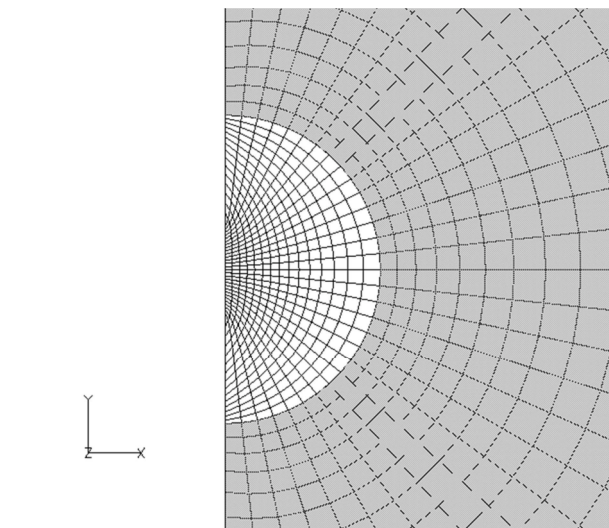


Fig. 6.17 Part of divided elements for analysis.

Table 6.2 Thermal properties of granite and heated water used in analysis.

		Granite	Water (100 °C)
Density	[kg/m ³]	2650	958.4
Specific heat	[kJ/(kg·K)]	0.997	4.216
Dynamic viscosity	[Pa·s]		0.284×10^{-3}
Thermal conductivity	[W/(m·K)]	3.25	0.682
Thermal expansion	[1/K]	0.78×10^{-3}	

6.4.3. 解析結果および考察

まず、Case I の初期温度から常に 100 °C の熱水が供給されている状態での温度分布の経時変化を求めた。空洞内の熱水は 100 °C で一定であるので、空洞表面が見かけ上熱源となり、周辺岩盤の熱伝導のみ解析すればよいことになる。前述の通り、貯蔵 1 年度には時間的な温度変化は非常に緩慢となり、準定常状態となる。

次に準定常状態から熱水の供給を止めた場合、すなわち、空洞内の熱が周辺岩盤に伝導し熱水の温度が低下していく様子を、①の熱水の対流を考慮して解析した場合の結果を Fig. 6.18 および Fig. 6.19 に示す。熱水の供給を停止してから 3 ヶ月後には熱水の温度は約 85 °C、6 ヶ月後には約 70 °C まで低下している。熱水は対流しており、空洞内の熱水の温度差はあまり大きくない。また、周辺岩盤の温度分布はいずれの時間においてもほぼ同心円状であり、時間の経過に伴い岩盤表面から 5 m の範囲では温度は低下し、温度勾配も緩くなる傾向にあるが、その周辺では温度変化はほとんどみられない。

Case I において①と②の解析結果を比較すると、熱水の温度および周辺岩盤の温度ともほとんど同様な結果となった。これは①の結果において、空洞内の温度差が小さいためと考えられ、空洞内が一様な温度と仮定して解析しても結果はほぼ同様になることを示している。

Case I-①と Case II の解析結果から熱水温度の経時変化を示したものが Fig. 6.20 である。Case I-①においては空洞内の熱水に温度差があるが、前述のようにその差は小さいため空洞中心付近を熱水の温度を代表値としている。Case I と Case II では熱水の温度に差がみられ、6 ヶ月後、1 年後とも 20 °C 以上の差がある。この結果は周辺岩盤が常温の場合は岩盤に熱量が奪われ、熱水の温度が低下するが、一旦岩盤の温度分布が準定常状態になれば、岩盤の保温効果が期待でき、熱水の温度は低下しにくくなることを示していると考えられる。Case I と Case II は極端な条件において解析を行っているが、実際の貯蔵は季節変化を考慮して長くても 6 ヶ月程度であり、熱水の温度は両者を上限下限とする範囲内になると考えられる。

6.4.4. 地下水の対流を考慮した温度解析に関する一考察

実際の岩盤は地下水で満たされている場合が多く、岩盤の透水係数が大きければ熱水貯蔵時の温度分布に及ぼす影響も考慮する必要があると考えられる。ここでは岩盤がどの程度の透水係数であれば、温度分布に影響を及ぼすか把握するため、解析により検討するこ

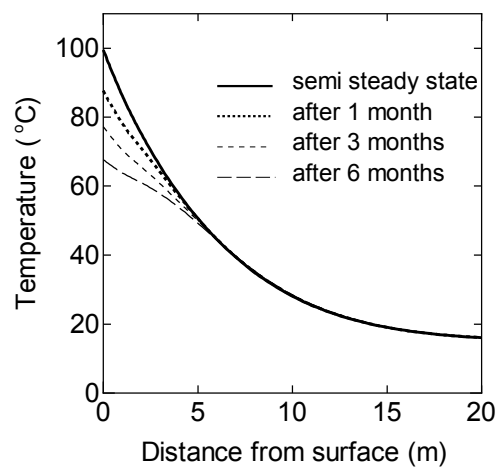


Fig. 6.18 Change of temperature distribution around openings with time.

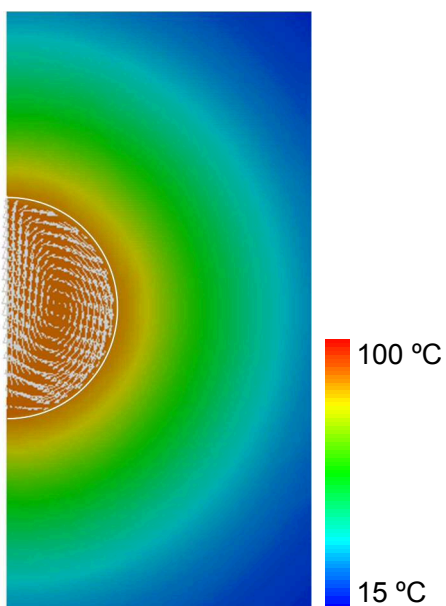


Fig. 6.19 Temperature distribution at one month after the supply of heated water was stopped.

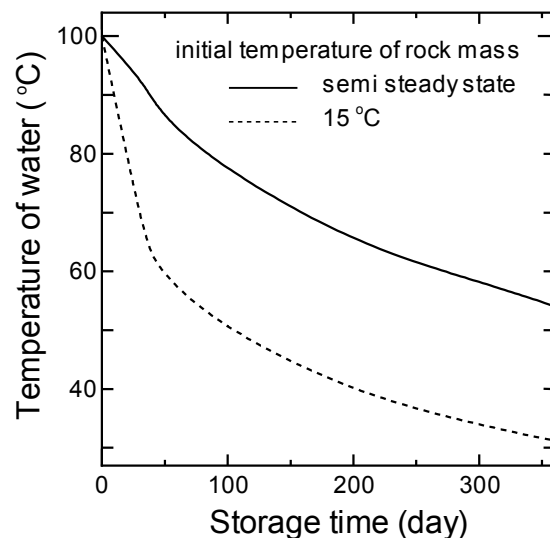


Fig. 6.20 Change of temperature of heated water with time.

とした。

前述のように、熱水貯蔵時には空洞周辺岩盤には非定常の温度分布を生じ、それに伴う熱応力が発生し、かつ、時間と共に変化する。これまでの検討の結果、岩盤の透水係数は応力および温度により変化することがわかっており¹⁴⁾、従って、岩盤の透水係数は一様ではないと考えられる。また、岩盤に亀裂などの不連続面が存在すれば、その部分の透水性は異なる。しかし、ここでは岩盤がどのオーダーの透水係数であれば、温度分布に影響を及ぼすか概略把握することとし、岩盤の透水係数は一様であると仮定した。また、岩盤内の水の流れは等方性で Darcy 則に従うものとし、初期状態では水の流れはないものと仮定し、熱水の温度が常に 100 °C 一定で貯蔵した場合について解析を行う。

解析結果から貯蔵 1 年後の温度分布を Fig. 6.21 に示す。(a)は透水係数が 1×10^{-2} cm/s (透過率は約 1×10 darcy) の結果である。原位置試験において最も多孔質な岩盤の透水係数がこの程度である。この場合、空洞表面付近で温度が上昇した地下水が対流し上方に移動するため、空洞の上側で温度上昇する範囲が広がっている。逆に空洞の下側では温度上昇する範囲が狭い。(b)は透水係数が 1×10^{-4} cm/s (透過率は約 1×10^{-1} darcy) の結果である。花崗岩岩盤において原位置試験で最も透水係数が大きい場合がこの程度である。この場合、温度分布はほぼ同心円状で熱伝導のみの解析結果とほとんど同じ温度分布となった。これらの結果より、透水係数が 1×10^{-4} cm/s 以下の岩盤では特に大きな亀裂や地下水の流れがない場合には、地下水の対流現象は無視できるものと考えられる。

6.5. 熱応力軽減に関する考察

熱応力の軽減対策の一つの方法として、空洞表面に断熱材を施すことを想定した。まず、要素分割法¹⁵⁾を複合材料にも適用できるように発展させ、これを用いて空洞周辺岩盤の温度分布の経時変化を解析した。さらに温度分布を用いて応力解析を行い、断熱材による熱応力軽減の効果について考察した⁸⁾。

熱水の漏出防止対策としては、空洞表面に高分子系材料をライニングすることを想定した。また、熱応力軽減と漏出防止を同時に行う方法についても考察した。

なお、ここで用いる断熱材および高分子系材料の物性値については実験により求めた値を用いている⁸⁾。

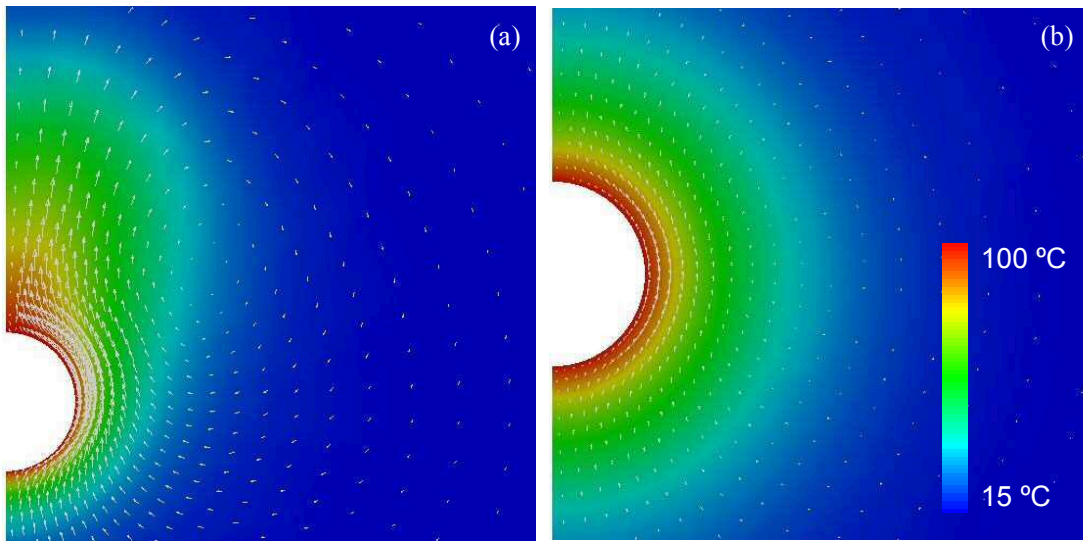


Fig. 6.21 Temperature distribution in the case of considering convection of underground water: (a) coefficient of permeability = 1×10^{-2} cm/s, (b) 1×10^{-4} cm/s.

6.5.1. 要素分割法の拡張

熱水(100 °C 一定)を貯蔵した場合の空洞周辺岩盤に生じる非定常の温度分布の経時変化を要素分割法にて求めた。断熱材を岩盤に施した場合には、要素で熱物性値の異なる複合材料問題となる。そこで、要素分割法を複合材料問題に対応できるように拡張を行なった。

要素分割法にて複合材料問題を解く場合、Fig. 6.22 に示すように要素を矩形に分割した場合は、時間 $\Delta\tau$ に要素 $m-1$ から要素 m に移動する熱量 $Q_{m-1,m}$ は式(6.19)で与えられる。

$$Q_{m-1,m} = -\lambda_{m-1} \frac{U_{m-1,n}^{(B)} - U_{m-1,n}}{\Delta X/2} l_{m-1} \frac{1}{2} \Delta\tau - \lambda_m \frac{U_{m,n} - U_{m,n}^{(B)}}{\Delta X/2} l_m \frac{1}{2} \Delta\tau \quad (6.19)$$

ただし、 ΔX は要素間隔、 λ_m は m 番目の要素の熱伝導率、 $U_{m,n}$ は時間 n における m 番目の要素の温度、 $U_{m,n}^{(B)}$ は時間 n における $m-1$ 番目の要素と m 番目の要素との境界の温度、 l_m は m 番目の要素の長さ、 $(l_m = 2\{a \sin(\theta/2) + (m-1)\Delta X \tan(\theta/2)\})$ a : 円の半径、 θ : 中心角である。

また、 $U_{m-1,n}^{(B)}$ と $U_{m,n}^{(B)}$ との間には式(6.20)の関係がある。

$$U_{m-1,n}^{(B)} = U_{m,n}^{(B)} = \frac{\lambda_{m-1} l_{m-1} U_{m-1,n} + \lambda_m l_m U_{m,n}}{\lambda_{m-1} l_{m-1} + \lambda_m l_m} \quad (6.20)$$

時間 $\Delta\tau$ 間に要素 m 内に貯えられる熱量は要素 m の温度上昇に費やされるから、 $\Delta\tau$ 間に要素 m から要素 $m+1$ に移動する熱量 $Q_{m,m+1}$ とすると、式(6.21)の関係がある。

$$Q_{m-1,m} - Q_{m,m+1} = c_m \rho_m \Delta X l_m (U_{m,n+1} - U_{m,n}) \quad (6.21)$$

ただし、 c_m は要素 m の比熱、 ρ_m は要素 m の密度、 $U_{m,n+1}$ は m 番目の要素の時間 n から $\Delta\tau$ 後における温度である。

式(6.19)～式(6.21)より、式(6.22)を得る。

$$\begin{aligned} & \left\{ \frac{\Delta X^2}{\kappa_m \Delta\tau} l_m - \frac{\lambda_{m-1}}{\lambda_{m-1} + \lambda_m} (l_{m-1} + l_m) - \frac{\lambda_{m+1}}{\lambda_m + \lambda_{m+1}} (l_m + l_{m+1}) \right\} U_{m,n} \\ & + \frac{\lambda_{m+1}}{\lambda_m + \lambda_{m+1}} (l_m + l_{m+1}) U_{m+1,n} + \frac{\lambda_{m-1}}{\lambda_{m-1} + \lambda_m} (l_{m-1} + l_m) U_{m-1,n} \\ & = \frac{\Delta X^2}{\kappa_m \Delta\tau} l_m U_{m,n+1} \end{aligned} \quad (6.22)$$

ただし、 κ_m は m 番目の要素の熱拡散率 ($\kappa = \lambda / c\rho$) である。

この場合、計算精度を上げるため $\theta, \Delta X, \Delta\tau$ の値を検討しておく必要がある¹⁵⁾。

さらに、空洞の形状や境界条件が複雑な場合には、要素を三角形に分割し、温度分布を

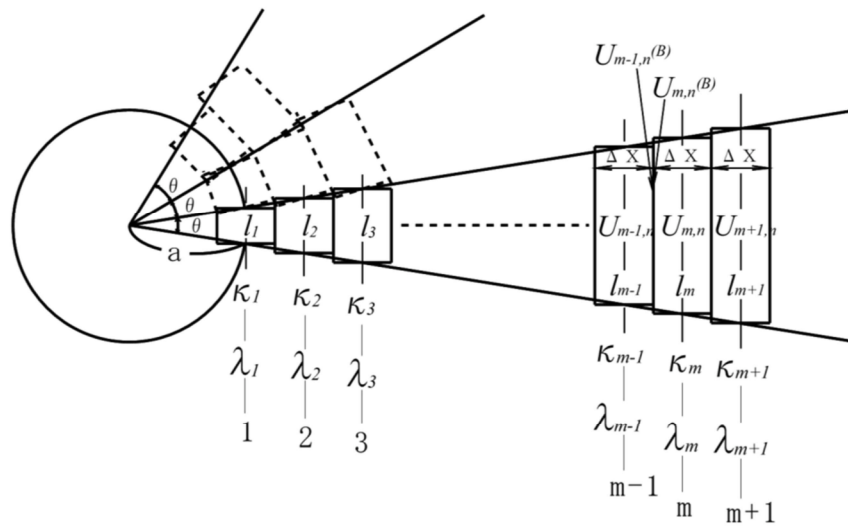


Fig. 6.22 Rectangular element used to analyze temperature distribution by FDEM in the case of composite problem.

計算できる。この場合、次のような仮定をおく。

- a) 熱は互いに隣接する要素の辺を通じて出入りする。
- b) 各要素内部の温度は各々均一で、熱の授受は隣接する要素の重心間で行われる。

Fig. 6.23 に示すように要素 m と要素 n が隣接する場合、時間 $\Delta\tau$ 間に要素 m に要素 n から入る熱量 $Q_{m,n}$ は式(6.23)で与えられる。

$$Q_{m,n} = -\lambda_n \frac{U_{n,m,t} - U_{n,t}}{l_{n,m}^{(B)}} d_{m,n} \frac{l_{n,m}^{(B)}}{l_{n,m}} \Delta\tau - \lambda_m \frac{U_{m,t} - U_{m,n,t}}{l_{m,n}^{(B)}} d_{n,m} \frac{l_{m,n}^{(B)}}{l_{m,n}} \Delta\tau \quad (6.23)$$

ただし、 $U_{m,t}$ は時間 t における m 番目の要素の温度、 $U_{m,n,t}^{(B)}$ は時間 t における要素 m の要素 n との境界の温度、 $l_{m,n}$ は要素 m と要素 n との重心間距離、 $l_{m,n}^{(B)}$ は $l_{m,n}$ のうち要素 m の重心から要素 n との境界までの距離、 $d_{m,n}$ は要素 m と要素 n の境界の長さである。

また、 $U_{m,n,t}^{(B)}$ と $U_{n,m,t}^{(B)}$ との間には式(6.24)の関係がある。

$$U_{m,n,t}^{(B)} = U_{n,m,t}^{(B)} = \frac{\frac{\lambda_m}{l_{m,n}^{(B)}} U_{m,t} + \frac{\lambda_n}{l_{n,m}^{(B)}} U_{n,t}}{\frac{\lambda_m}{l_{m,n}^{(B)}} + \frac{\lambda_n}{l_{n,m}^{(B)}}} \quad (6.24)$$

式(6.23)に式(6.24)を代入すると次式を得る。

$$Q_{m,n} = \frac{\lambda_m \lambda_n}{\lambda_m l_{n,m}^{(B)} + \lambda_n l_{m,n}^{(B)}} (U_{m,t} - U_{n,t}) d_{m,n} \Delta\tau \quad (6.25)$$

隣接要素は 3 個あるため、 $\Delta\tau$ 時間内に要素 m 内に貯えられる熱量は要素 m の温度上昇に費やされるから式(6.26)の関係がある。

$$\sum_{n=1}^3 Q_{m,n} = c_m \rho_m S_m (U_{m,t+\Delta\tau} - U_{m,t}) \quad (6.26)$$

ただし、 S_m は要素 m の面積、 $U_{m,t+\Delta\tau}$ は m 番目の要素の時間 t から $\Delta\tau$ 後における温度である。

すなわち、時間 $t + \Delta\tau$ における要素 m の温度は式(6.27)で与えられる。

$$U_{m,t+\Delta\tau} = \frac{\sum_{n=1}^3 Q_{m,n}}{c_m \rho_m S_m} + U_{m,t} \quad (6.27)$$

6.5.2. 解析条件

これまでと同様に水平および鉛直方向に十分な広がりをもつ、花崗岩の地山を想定する。土被り 100 m の位置に、表面に断熱材を施した仕上りの内径 10 m の円形空洞を設け、

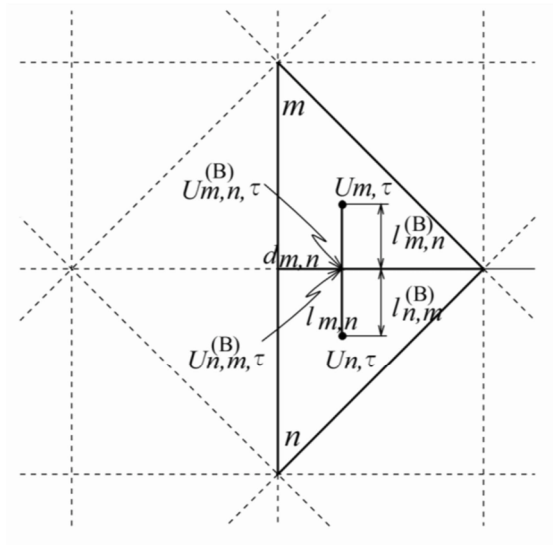


Fig. 6.23 Triangular element used to analyze temperature distribution by FDEM in the case of composite problem.

熱水を貯蔵した場合の空洞周辺岩盤に生じる非定常の温度分布の経時変化を要素分割法（三角形要素）にて求めた。境界は地表，空洞表面から左右 100 m，下方 100 m の位置とし，境界の温度は 15 °C 一定とした。また，初期温度は岩盤部分，熱応力軽減対策として施す断熱材部分は 15 °C，空洞内部は 100 °C とした。

また，温度分布の解析結果を基に応力解析を行なった。境界は地表，空洞表面から左右 100 m，下方 100 m の位置とし，地表および左右の境界は自由端とし，下方の境界は上下方向固定とした。空洞表面は自由端とした。なお，空洞中心を通る鉛直線上では左右方向固定とした。初期応力としては岩盤の自重と自重の 1/2 の側圧がかかっているものとし，熱水を貯蔵することにより，そこに熱応力が重畳されるものとした。

6.5.3. 解析結果および考察

ここで，用いた断熱材は押出発泡ポリスチレン（以下材料 1 と呼ぶ）および硬質ウレタンフォーム（以下材料 2 と呼ぶ）である。解析に用いる断熱材，後述の高分子系材料および花崗岩の熱拡散率および熱伝導率を Table 6.3 に示す⁸⁾。空洞の表面に 10 cm の厚さで材料 2 の断熱材を施した場合の空洞周辺の温度分布を貯蔵 1 年後までとりまとめた結果が Fig. 6.24 である。比較のため断熱材を施さない岩盤のみの場合も示している。断熱材を施すことにより，空洞からの熱伝導に遅れを生じている。また，断熱材部分と岩盤部分における温度勾配に大きく差がみられ，断熱材部分の勾配が急なのに対し，岩盤部分ではほとんど勾配がない。これは断熱材の熱伝導率が花崗岩に比べ，2 オーダー小さな値であることに起因しているものと考えられる。

岩盤のみの場合，材料 1，材料 2 をそれぞれについて 10 cm および 20 cm の厚さで施した場合について，貯蔵 1 年後における空洞周辺の温度分布をとりまとめたものが Fig. 6.25 である。いずれの断熱材を施した場合も断熱材の厚みを増すと，空洞周辺岩盤への熱伝導により遅れが生じている。また，この場合材料 1 よりも材料 2 の方が熱伝導により遅れが生じている。これらのことから，断熱材を施す場合には目的にあった熱物性をもつ断熱材を選定し，適切な厚みで施工することが必要であると考えられる。

つぎに応力解析結果について述べる。断熱材として材料 2 の方が熱拡散率および熱伝導率の値がいずれも材料 1 の 1/2 程度と小さく，岩盤に遅く熱を伝えていることから材料 2 を用いる場合を想定した。

まず，熱水貯蔵時の空洞で中心からの水平軸上に作用する接線方向および半径方向の応

Table 6.3 Thermal properties of insulating materials, resin and granite used in analysis.

	Thermal diffusivity [m ² /s] × 10 ⁻⁷	Thermal conductivity [W/(m·K)]
Insulating material 1	12.60	0.0379
Insulating material 2	5.19	0.0195
Urethane resin	0.46	0.0334
Granite	12.30	3.25

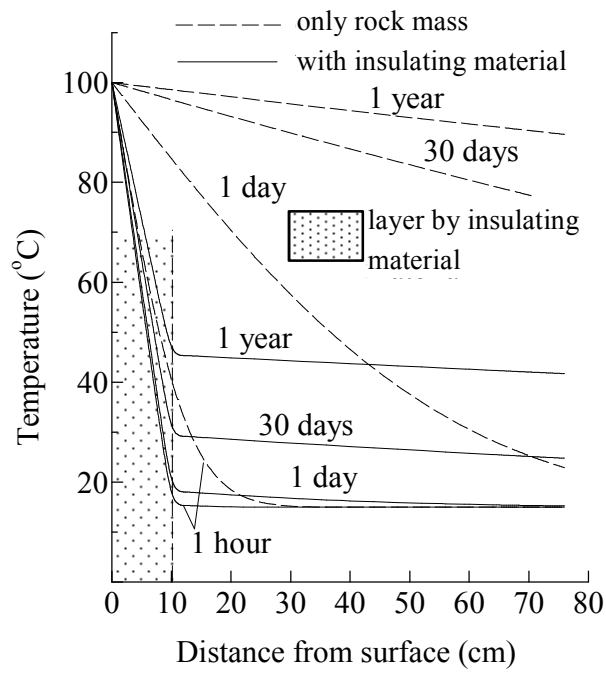


Fig. 6.24 Temperature distribution around opening in case of using insulating material 1.

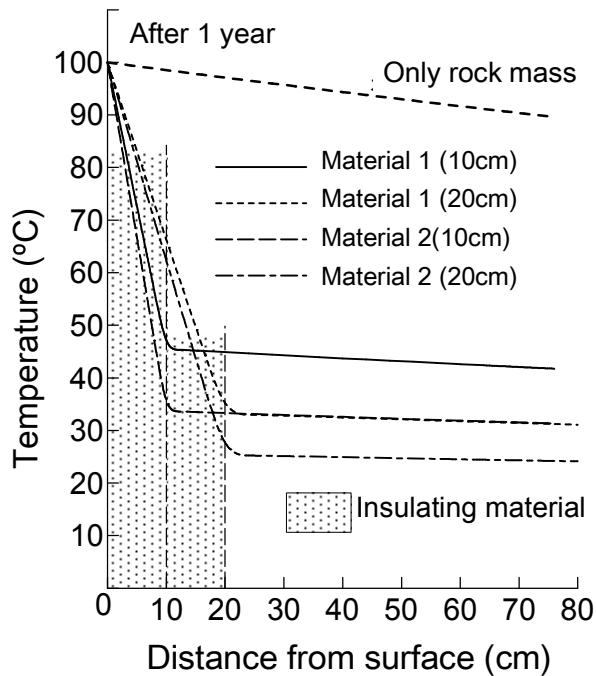


Fig. 6.25 Temperature distribution around opening after 1 year in case of using insulating material.

力の経時変化を、岩盤のみの場合と材料2を10 cm施した場合とを比較したものが Fig. 6.26 である。また、貯蔵1年後の応力状態をそれぞれ比較したものが Fig. 6.27 である。これらより、断熱材を施した場合も岩盤のみの場合もいずれの場合にも、貯蔵開始直後から空洞表面付近に大きな圧縮応力が空洞の接線方向に発生していることがわかる。また、時間の経過とともに圧縮応力は増大しており、地山内部へも影響している。しかし、断熱材を施した場合には、岩盤のみの場合に比べ、空洞付近の接線方向の圧縮応力は貯蔵1年後で1/4程度、地山内部に発生する圧縮応力も1/2程度であり、断熱材が熱応力の軽減に有効な手段となり得ることがわかる。

次に、岩盤のみの場合、材料1および材料2をそれぞれ10 cmおよび20 cm施した場合について、貯蔵1年後における空洞からの水平軸上に作用する接線方向および半径方向の応力を示したものを Fig. 6.28 に示す。これより断熱材の厚みを増加させた方が、より熱応力の軽減効果は大きく、材料1より材料2を施した方が、より効果が得られていることがわかる。また、材料1を20 cm施した場合と材料2を10 cm施した場合とを比較すると、熱応力軽減の効果はほぼ同程度であった。

以上の結果、断熱材を空洞表面に施すことにより熱応力を軽減できるものと考えられるが、断熱材の熱膨張量は岩盤と比較して大きいため、施工の際には岩盤との境界に防水シートを設ける等の処置や断熱材自体の繋ぎ目に適当な処置を施す必要があるものと考えられる。また、熱水の影響を長時間受けることから、断熱材の耐久性についても検討する必要がある。

6.5.4. 熱水の漏出防止に関する一考察

ここでは熱水を空洞内に貯蔵する際の熱水の漏出防止対策として、高分子系材料を空洞表面にライニングした場合について解析を行った。ここで、ライニングについては荷重を分担させるものではなく、熱水の漏出防止対策としてのライニングであるので、厚さは数mm~1cm程度で充分であると考えられるが、ここでは熱水の影響を受けることや、解析にて高分子系材料の挙動を確認し得る厚さを考慮し、3 cmのライニングの層を設け、仕上がり直径が10 mとなる場合を想定した。また、前述の熱応力軽減と漏出防止対策を併用した場合として、空洞表面に断熱材の層を設け、さらに高分子系材料の層を断熱材の表面に設けた場合についても検討を行った。この場合、高分子系材料、断熱材および岩盤はそれぞれ防水シート等で互いに分離し、それぞれ自由に伸縮できる場合を想定している。断

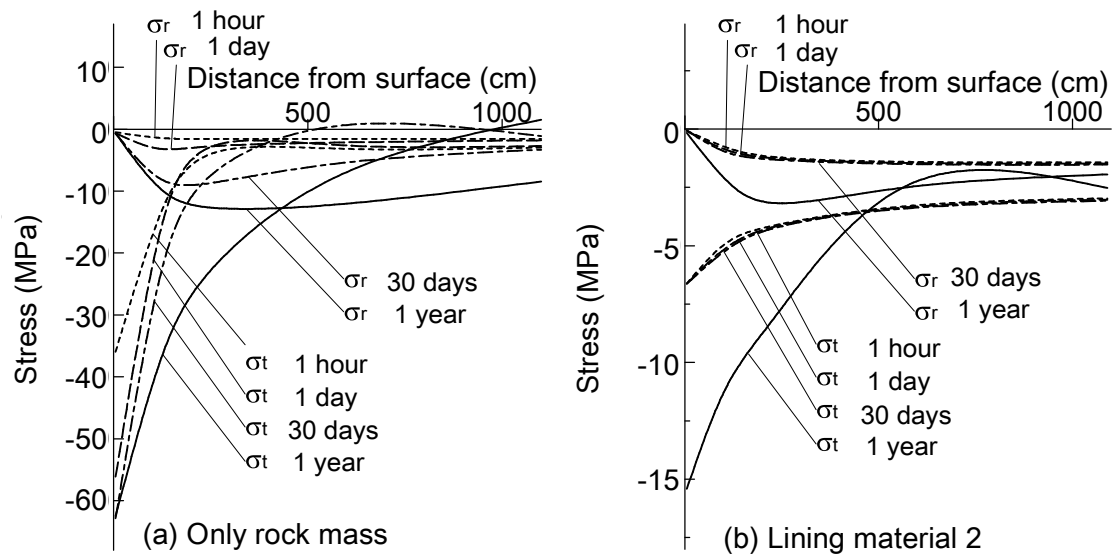


Fig. 6.26 Change of stress distribution along horizontal line adjacent opening: (a) only rock mass, (b) lining material 2.

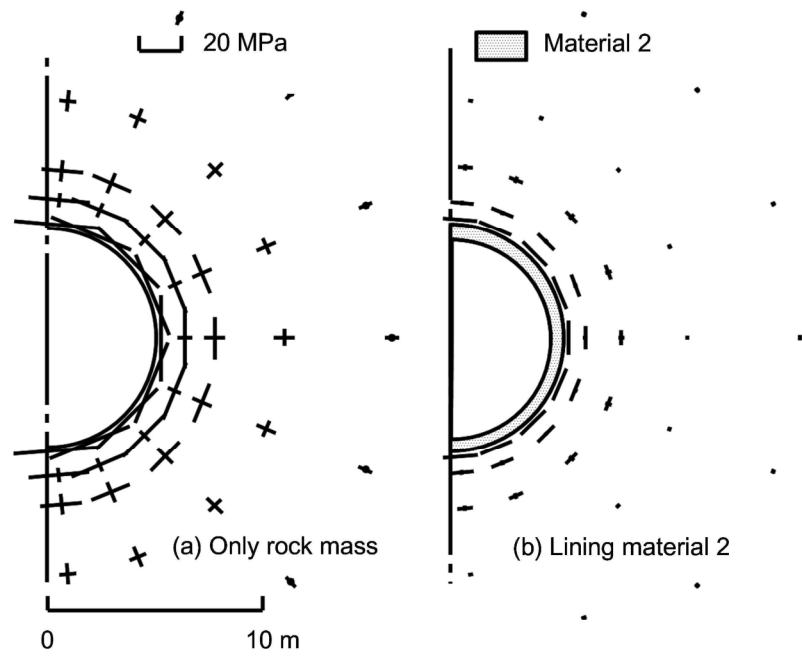


Fig. 6.27 Principal stress directions around opening after 1 year: (a) only rock mass, (b) lining material 2.

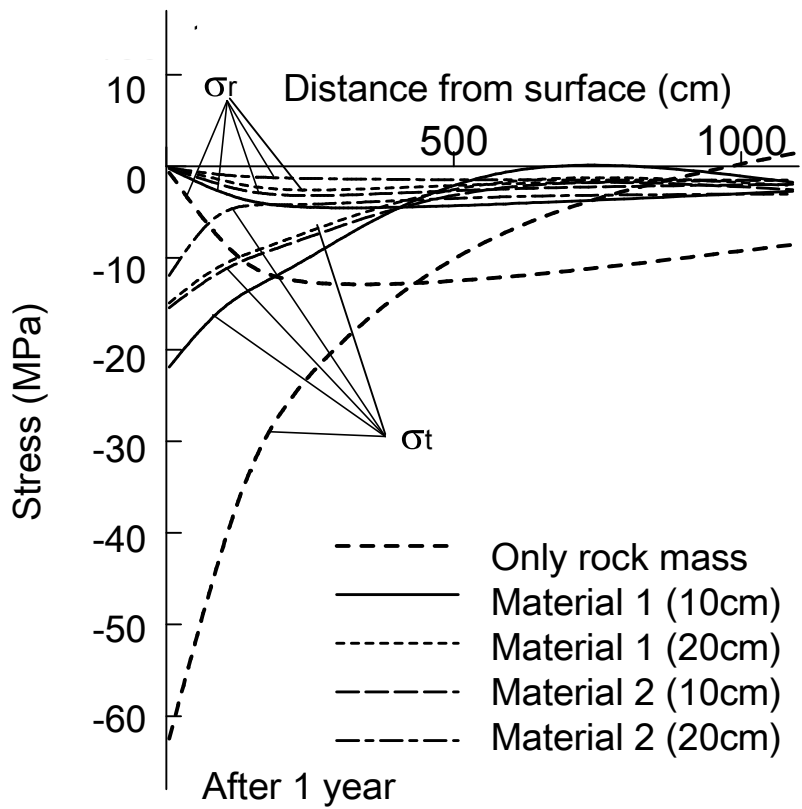


Fig. 6.28 Change of stress distribution along horizontal line adjacent opening after 1 year in case of using insulating material.

熱材および高分子系材料の熱物性値については実験により求めた値を用い⁸⁾。また、解析における境界条件、初期条件は前述の解析と同様にした。

熱水貯蔵時の空洞周辺岩盤の温度分布の経時変化を要素分割法にて求めた。モデルとして、高分子系材料にはウレタン樹脂のライニングを空洞表面に 3 cm 設けた場合、断熱材(材料 2) を空洞表面に厚さ 10 cm で施し、さらに、樹脂を厚さ 3 cm で断熱材の表面にライニングした場合の結果を Fig. 6.29 に示す。なお、比較のため岩盤のみの温度分布も示している。いずれも初期の時間には急激な勾配を示しており、空洞周辺にはまだ温度が及んでいないことがわかる。しかし、時間の経過とともにその勾配は緩やかになり、空洞周辺に温度が及んでいることがうかがえる。また、空洞表面から同一距離における温度変化は、時間の経過とともに緩慢となり、貯蔵 1 年後には温度変化が極めて緩慢となる、いわゆる準定常状態となることがわかる。また、樹脂ライニングを設けた場合には、岩盤のみの場合に比べ熱伝導に遅れがみられる。これは樹脂の熱拡散率および熱伝導率が花崗岩に比べそれぞれ 1/30, 1/100 程度と小さいことから岩盤部分に遅く熱を伝えていることがわかる。また、断熱材および高分子系材料を併用した場合には、高分子系材料部分、断熱材部分、岩盤部分においてそれぞれ温度勾配が異なっており、断熱材部分では急激な温度勾配を生じていることがわかる。

前述の温度分布をもとに応力分布の経時変化を求めた。熱水貯蔵時の空洞で中心からの水平軸上に作用する接線方向および半径方向の応力の経時変化を、岩盤のみの場合、樹脂ライニングした場合および断熱材および樹脂ライニングを併用した場合とで比較したものを Fig. 6.30 に示す。また、貯蔵 1 年後の応力状態をそれぞれ比較したものを Fig. 6.31 に示す。これらより、樹脂をライニングした場合も、岩盤のみの場合も、いずれの場合にも貯蔵開始直後から空洞表面付近に、圧縮応力が空洞の接線方向に発生し、時間の経過とともに圧縮応力は増大しているが、樹脂をライニングした場合には、1 年後においても空洞表面付近の岩盤は 70 °C 程度であり、岩盤のみの場合と比較して熱応力は小さい。また、断熱材と樹脂ライニングを併用した場合は、断熱材の効果により、断熱材の場合と同様に空洞表面付近の接線方向の圧縮応力は 1/4 程度、地山内部に発生する圧縮応力も 1/2 程度で、熱応力が軽減されていることがわかる。また、いずれの場合においても樹脂は熱膨張するため、前述の断熱材の場合と同様に施工の際には岩盤との境界や樹脂自体の繋ぎ目に適当な処置を施す必要があるものと考えられる。以上の結果から樹脂をライニングすることは、熱水の漏出防止対策として有効な手段となり得るものと考えられる。

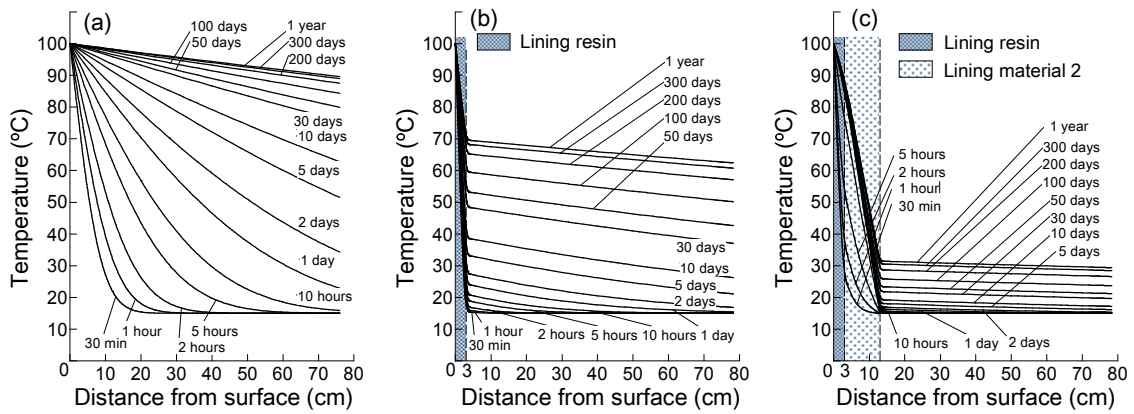


Fig. 6.29 Temperature distribution around opening: (a) only rock mass, (b) lining resin, (c) lining resin and material 2.

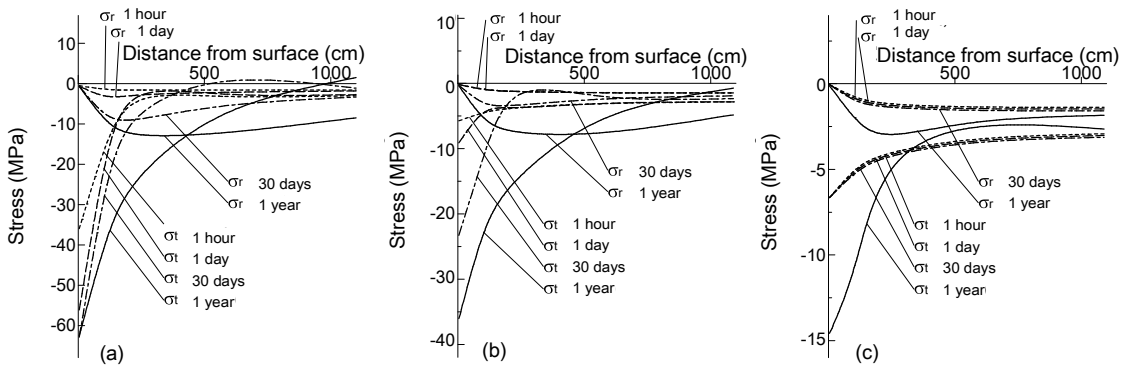


Fig. 6.30 Change of stress distribution along horizontal line adjacent opening: (a) only rock mass, (b) lining resin, (c) lining resin and material 2.

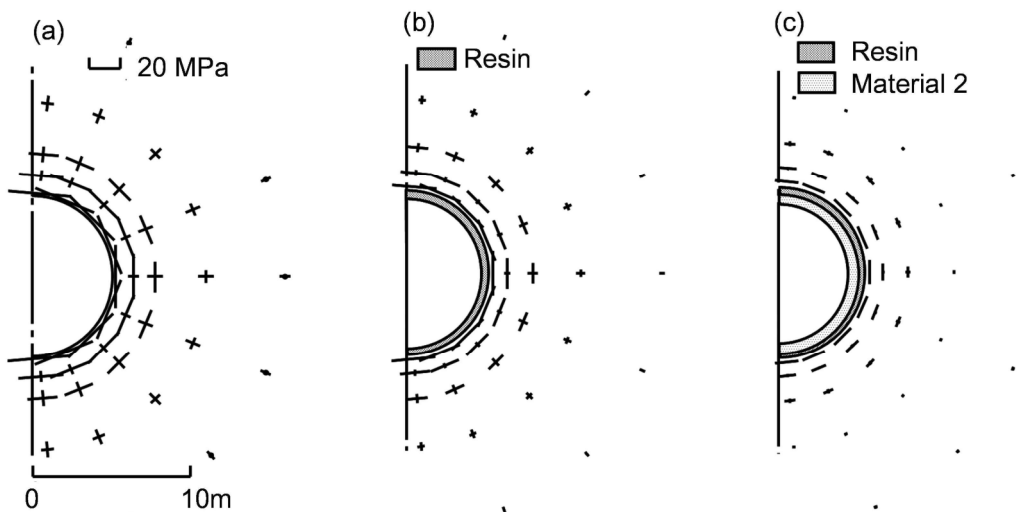


Fig. 6.31 Principal stress directions around opening after 1 year: (a) only rock mass, (b) lining resin, (c) lining resin and material 2.

6.6. 結 言

本章では、まず、第2章で求めた高温下における岩石強度・変形特性および熱物性値を用いて5種類の岩石、すなわち花崗岩、安山岩、砂岩、凝灰岩および泥岩の岩盤中の設けた空洞に熱水を貯蔵した場合を想定し、岩盤の差異が空洞の安定性および周辺岩盤の熱的挙動に及ぼす影響について、有限要素法を用いた解析により検討した。

つぎに、貯蔵量の変動により空洞周辺岩盤が熱の影響を繰り返し受ける場合の熱的挙動について、第3章で求めた高温の履歴を受ける岩石の強度・変形特性を用いて温度分布および応力解析を実施し検討した。また、第4章で求めた高温下における岩石のクリープ特性を用いてクリープ変形を考慮した場合の熱的挙動についても検討した。

さらに、空洞内の熱水の対流現象や地下水の対流現象を考慮した温度分布変化についても検討した。

最後に、周辺岩盤が熱履歴を受けることや、岩盤には潜在的に亀裂が存在することなどを考慮し、熱応力の軽減対策、熱水の漏出防止対策について検討した。

本章で得られた結果を要約すると、以下のとおりである。

- (1) 単一円形空洞に熱水を貯蔵することを想定した場合、貯蔵初期の時間には空洞の表面付近で急激な温度勾配を示しているが、時間の経過とともに緩慢になり、空洞周辺に影響が及ぶ。
- (2) 熱水を貯蔵した場合、空洞周辺岩盤の熱膨張により空洞の接線方向に大きな圧縮応力が発生し、時間の経過とともに増大する。この場合、岩質の違いにより熱水貯蔵時の各岩石の挙動および応力分布は異なっており、これは接線弾性係数の値の違いに起因し、発生する熱応力の違いによって生じたものと考えられる。また、岩質によっては発生する熱応力を軽減するための熱応力軽減対策や亀裂などからの熱水の漏水防止対策を行うことが必要である。
- (3) 空洞周辺岩盤が温度履歴を受けた場合、弾性係数、線膨張係数が減少するため、発生する熱応力は減少するものと考えられる。ただし、岩盤強度も減少すると考えられるため、安定性評価は総合的に判断する必要がある。
- (4) クリープ変形を考慮した解析結果から、貯蔵1000日で空洞の内空変位量が2%程度となることが予想される。
- (5) 空洞周辺岩盤の地下水の対流を考慮した解析結果から、透水係数が 1×10^{-2} cm/sの場合、空洞表面付近で温度が上昇した地下水が対流し上方に移動するため、空洞の上側で温

度上昇する範囲が広がる。透水係数が 1×10^{-4} cm/s の場合、温度分布はほぼ同心円状で熱伝導のみの解析結果とほとんど同じ温度分布となった。これらの結果より、透水係数が 1×10^{-4} cm/s 以下の岩盤では特に大きな亀裂や地下水の流れがない場合には、地下水の対流現象は無視できるものと考えられる。

- (6) 空洞周辺岩盤に発生する熱応力軽減対策として、空洞表面に施す断熱材が有効な手段と成り得ることを示し、空洞からの漏水防止対策として高分子系材料のライニングを提案した。

参考文献

- 1) R.W. Lewis & B.A. Schrefler; *The Finite Element Method in the Deformation and Consolidation of Porous Media*, John Wiley & Sons, 1987.
- 2) 核燃料サイクル開発機構：わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性－地層処分研究開発第2次取りまとめ－総論レポート，IV91-109，1999.
- 3) 千々松正和，谷口航，鈴木英明，西垣誠：熱－水－応力連成モデルを用いた高レベル放射性廃棄物の地層処分におけるニアフィールド評価，土木学会論文集，No. 687，III-56，pp. 9-25，2001.
- 4) J. L. Yow & J. R. Hunt; Review Article, Coupled process in rock mass performance with emphasis on nuclear waste isolation, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 39, pp. 143-150, 2002.
- 5) 米山一樹，八田敏行：熱水岩盤貯蔵発電システムの貯槽・保温性能に関する解析的検討，第14回岩盤力学シンポジウム論文集，pp. 159-164，2005.
- 6) 電力中央研究所：深部軟岩地盤を利用した圧縮空気貯蔵（CAES）空洞の成立可能性調査，電力中央研究所報告・調査報告，U88055，1988.
- 7) Charles R. Faust and James W. Mercer; Geothermal reservoir simulation: 1. Mathematical models for liquid- and vapor-dominated hydrothermal systems, *Water Resources Research*, Vol. 15, pp. 23-30, 1979.
- 8) 稲田善紀，木下尚樹，松嶋信行：熱水の地山岩盤内貯蔵における一二の問題点と対策，土木学会論文集，No. 610/III-45，pp. 57-67，1998.
- 9) 土屋 敬，安田憲彰，田沢雄二郎，須藤英明：大型トンネル模型実験によるロックボルトの補強効果の検討，第15回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp. 31-34，1983.
- 10) 岡林信行，永井隆吉，塩釜幸弘：NATM 支保設計の考察，鹿島建設技術研究所年報，Vol. 32，pp. 43-52，1984.
- 11) 水谷幸夫，香月正司：コンピュータによる熱移動と流れの数値解析，pp. 11-17，森北出版，1985.
- 12) Patankar S. V.; *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, p. 197, Taylor and Francis, 1980.
- 13) Y. Inada and R. L. Sterling; Storage of heated water in underground openings, *Journal of Geotechnical Engineering*, ACSE, Vol. 115, pp. 597-614, 1989.
- 14) 稲田善紀，木下尚樹，中崎英彦，上田貴夫：熱水貯蔵時の空洞の安定性と漏水に関する

る基礎的研究, 土木学会論文集, 第 424 号/III-14, pp. 227-234, 1990.

- 15) 稲田善紀, 重信純: 液化天然ガスを地下岩盤内空洞に貯蔵した場合の空洞周辺の温度分布, 日本鉱業会誌, Vol. 99, pp. 179-185, 1983.

第 7 章 結 論

7.1. 研究の成果

本研究では、ごみ焼却施設の廃熱を熱水として岩盤空洞内に一時貯蔵し、それを多目的に利用する熱水貯蔵システムを想定し、熱環境における岩石の力学・水理学特性および岩盤空洞の挙動の検討を行ってきた。熱水貯蔵システムや放射性廃棄物地層処分においては、岩盤空洞が熱源となって周辺岩盤に非定常の温度分布が生じ、それに起因して熱応力が発生し周辺岩盤の応力分布が時間的に変化するため、それらを考慮した安定性評価が必要である。

岩盤空洞の安定性評価を行なうためには、岩盤あるいは岩石の物性が必要となるため、熱環境下の物性を把握し、温度依存性を評価しておく必要がある。また、一日の使用量や季節により熱水貯蔵量の変動することによって空洞周辺岩盤は高温の温度履歴を繰り返し受けることになる。このため貯蔵時の空洞の安定性や周辺岩盤の挙動を検討するためには温度履歴を受けた岩石の強度・変形特性を把握しておく必要がある。

第2章では熱水貯蔵時の岩盤空洞の熱的挙動を検討するために必要となる岩石物性について、防水型高温炉を作製し、典型的と考えられる5種類の岩石の高温下における強度・変形特性および熱物性値を実験により求め、物理的性質や含水状態の違いがこれらに及ぼす影響を考察した。その結果、温度の上昇に伴い、強度および弾性係数は低下する温度依存性がみられた。また弾性波伝播速度も同様な傾向が得られ、力学特性の結果を裏付けているものと考えられる。熱拡散率および熱伝導率の熱物性では温度依存性は大きくなくほぼ一定の値であった。これらの結果は温度上昇に伴う岩石を構成する鉱物粒子の熱膨張率の不一致によってマイクロクラックが発生し、また潜在的マイクロクラックが拡大されることが原因であると考えられる。

第3章では、熱サイクル試験装置にて岩石供試体に高温の温度履歴を与えた後、強度試験を実施し、強度・変形特性を求めた。また、温度履歴に伴う熱膨張ひずみや弾性波伝播速度の変化を求めた。さらに、拘束圧下で温度履歴を与えた場合の岩石物性も求めた。これらの結果から履歴温度幅、履歴回数、雰囲気温度等の温度条件や拘束圧、また、岩石の空隙率、含水状態等の岩石の物理的性質が強度・変形特性に及ぼす影響について考察した。実験結果から岩石の強度や弾性係数は温度履歴回数が増加するのに伴い小さくなるが、減

少割合も温度履歴回数が増加するのに伴い小さくなり、ある値へ収束する傾向が伺えた。拘束圧下では温度履歴の影響が小さく、強度・変形特性の低下の割合も減少した。また、温度履歴幅が大きい方が強度低下も大きいことなどが見出された。温度履歴に伴う岩石のひずみを測定した結果、温度履歴を受け室温に戻した場合には元のひずみの値にはならず、残留ひずみがみられた。しかし、温度履歴回数が増加するのに伴い残留ひずみは無限に増大するのではなく一定値に収束することが伺えた。顕微鏡観察およびX線回折の結果、岩石が温度履歴を受けると構成鉱物粒子の膨張率の違いにより潜在的クラックが拡大・増加するものと推察され、これらが原因であると考えられる。

熱環境下の岩盤空洞においては、周辺岩盤が熱・水・応力の影響を長期に渡り受ける。そのため、これらの相互作用が影響を及ぼし、岩石の力学特性が経時的に変化するものと考えられる。第4章では熱環境下における岩石の力学特性の経時変化を2つの観点から室内実験を実施し検討した。まず、時間依存性挙動であるクリープ現象について、専用高温セルを作製し、湿潤高温下における一軸圧縮クリープ試験を実施し、クリープ現象に及ぼす温度の影響について検討した。また、実験結果から空洞の挙動を検討するために必要な Burgers model および Norton 方程式における諸定数を算定した。つぎに、岩石の鉱物溶解現象に着目し、高温下において岩石の浸漬試験を実施して、浸漬後の力学特性について検討した。また、溶解元素の定量分析を実施し、力学特性変化に及ぼす化学作用である鉱物溶解現象の影響について考察した。さらに、実験結果から強度の長期予測評価を試みた。

岩石の一軸圧縮クリープにおいて、1次クリープに及ぼす温度依存性はほとんどみられないが、最小ひずみ速度は20℃から90℃の変化で、1オーダー増加した。また、破壊に至る時間は温度の上昇により短くなることが確認された。実験結果から Burgers model の諸定数を求めた結果、花崗岩、砂岩共に諸定数は温度上昇に伴い小さくなっており、第2章で述べた高温下における岩石物性と調和的であった。また、2次クリープの特性においても温度依存性がみられた。

浸漬により岩石の一軸圧縮強さ、弾性係数とも低下する傾向にあり、特に高温下において顕著な傾向が得られた。また、pH測定、溶解元素濃度分析により、化学作用である鉱物溶解現象と力学特性の関連性が伺えた。

岩盤には地下水が存在し、花崗岩のような低透水性の結晶質系の岩石では、岩盤内の不連続面性状が水理学的性質を左右するため、不連続面の透水特性を評価することも課題の一つであるといえる。熱水貯蔵システムを想定した場合、空洞を熱源として周辺岩盤に非

定常の温度分布が生じ、熱応力も発生するため、熱・応力の影響を考慮した不連続面の透水特性評価が必要である。

第5章では、単一の不連続面を有する花崗岩供試体を用いて透水実験を実施し、不連続面開口幅の経時変化を定量的に評価し、不連続面形状、拘束圧、温度および透過水のpHが透水性に与える影響を検討した。また、透水試験中には透過水をサンプリングし、物質濃度を定量的に評価し、透水性変化に起因する鉱物溶解現象を検討した、さらに、実験後の供試体不連続面に対して走査型電子顕微鏡を用いた微視構造観察を実施し、鉱物の溶解・沈殿等の化学作用で生成する二次鉱物の有無を確認した。

また、化学・力学連成作用が岩石不連続面に及ぼす影響を評価することを目的とし、透水実験結果を回帰分析し、透水性の変化に及ぼす化学・力学作用について検討した。さらに、持続载荷実験を実施し、温度および鉱物溶解条件が不連続面の変位挙動に及ぼす影響について検討した。

透水試験では、不連続面の水理学的開口幅は実験開始直後から徐々に低下し、数100時間程度でほぼ定常に至った。その後、温度を上昇させると、さらなる開口幅の低下を示し、不連続面開口幅の変化は作用温度に大きく依存することが確認された。アルカリ条件の不連続面開口幅は初期の時間に変化が大きいが、最終的な不連続面開口幅の定常値は中性条件と同様となる結果を得た。また、透過水中の物質濃度は、温度およびpHを上昇させた場合、物質濃度が増加した。透水性の変化は鉱物の溶解現象にも起因しているものと考えられることから、温度、pHによる透水性の変化と鉱物溶解現象との関連が推察される。

不溶解条件の透水実験でも透水性が変化し、力学作用の影響が確認された。回帰分析の結果、溶解条件下では、溶解を促進しても最終透過率の低減割合に変化はない。また、拘束圧や材料剛性の力学作用、温度は最終透過率の低減割合に影響するなどの結果を得た。

第6章では、第2章から第4章において述べた熱環境下における岩石の強度・変形特性および熱物性を用いて、熱水貯蔵時の空洞周辺岩盤の温度分布および応力分布を解析により求め、空洞の安定性および熱的挙動について検討した。まず、岩盤の差異が空洞の安定性および周辺岩盤の熱的挙動に及ぼす影響について、有限要素法を用いた解析により検討した。つぎに、貯蔵量の変動により空洞周辺岩盤が熱の影響を繰り返し受ける場合の熱的挙動について検討した。また、クリープ変形を考慮した場合の熱的挙動についても検討した。さらに、空洞内の熱水の対流現象や地下水の対流現象を考慮した温度分布変化についても検討した。最後に、周辺岩盤が熱履歴を受けることや、岩盤には潜在的に亀裂が存在する

ことなどを考慮し、熱応力の軽減対策、熱水の漏出防止対策について検討した。

解析の結果、単一円形空洞に熱水を貯蔵することを想定した場合、貯蔵初期の時間には空洞の表面付近で急激な温度勾配を示しているが、時間の経過とともに緩慢になり、空洞周辺に影響が及ぶことが伺える。また、空洞周辺岩盤の熱膨張により空洞の接線方向に大きな圧縮応力が発生し、時間の経過とともに増大する。この場合、岩質の違いにより熱水貯蔵時の各岩石の挙動および応力分布は異なっており、これは接線弾性係数の値の違いに起因し、発生する熱応力の違いによって生じたものと考えられる。空洞周辺岩盤が温度履歴を受けた場合、弾性係数、線膨張係数が減少するため、発生する熱応力は減少するものと考えられる。ただし、岩盤強度も減少すると考えられるため、安定性評価は総合的に判断する必要がある。クリープ変形を考慮した場合、貯蔵 1000 日で空洞の内空変位量が 2 % 程度となることが予想される。また、空洞周辺岩盤の地下水の対流を考慮した解析結果から、透水係数が 1×10^{-2} cm/s の場合、空洞表面付近で温度が上昇した地下水が対流し上方に移動するため、空洞の上側で温度上昇する範囲が広がる。透水係数が 1×10^{-4} cm/s の場合、温度分布はほぼ同心円状で熱伝導のみの解析結果とほとんど同じ温度分布となった。これらの結果より、透水係数が 1×10^{-4} cm/s 以下の岩盤では特に大きな亀裂や地下水の流れがない場合には、地下水の対流現象は無視できるものと考えられる。空洞周辺岩盤に発生する熱応力軽減対策として、空洞表面に施す断熱材が有効な手段と成り得ることを示し、空洞からの漏水防止対策として高分子系材料のライニングを提案した。

7.2. 研究成果の活用と今後の課題

わが国の国土は平野部が約 30 % で多くが山地である。その狭い平野部に大部分の社会インフラが集中しており、大都市では平野部の地下部分を利用しているが、地方都市では平野部の立体的有効利用は進んでいるとは言い難い。地方都市では、地形的に都市近郊に山地が迫っていることが多く、土地の立体的利用として地山岩盤を利用した空洞が有効な手段の一つとして考えられる。実際に下水処理場や美術館などの施設が建設・利用されている。

本研究は、省エネルギーおよび地方都市における岩盤を利用した土地の立体的有効利用に着目し、熱水貯蔵システムを想定して種々の課題に取り組んできた。その間、わが国はもとより、国際社会でも温室効果ガスによる地球温暖化の問題が注目され、化石燃料資源の使用を削減して低炭素社会を構築する動きが出てきた。また、廃棄物の排出量抑制や再

利用の促進, 資源・エネルギーの消費抑制などによる循環型社会の形成も推進されてきた。再生可能エネルギーについても 2011 年の東日本大震災による原発事故を契機により低コスト化や普及が急がれている。以上のように持続可能な社会を構築することが, わが国や国際社会にとって重要な課題の一つとなっている。このような現在の社会情勢から, 未利用エネルギーであるごみ焼却等の排熱を利用する熱水貯蔵システムは, 持続可能な社会を実現するための有効な方策の一つとして活用されるものと期待している。また, 立地・建設する地方都市ではエネルギーの多目的利用の地域還元ができ, 地域の過疎化対策やごみ焼却場の立地にも有効であり, 地域の活性化につながるものと考えられる。

本研究では, 熱水の岩盤空洞貯蔵を事例に検討を進め, 種々の条件の下で室内要素実験を行い, 熱環境下における岩石の力学特性, 熱物性および不連続面透水特性を明らかにしてきた。また, それらの結果を基に熱水貯蔵時の岩盤空洞の挙動や温度分布について検討した。今後, 熱水貯蔵システムを実用化するためには幾つかの課題が残されている。

岩石不連続面の透水特性は室内要素実験により評価を行なった段階であり, 透水特性の経時変化予測手法を確立し, その上で空洞周辺岩盤の透水特性変化の評価を実施する必要がある。その際には温度, 応力および化学との連成挙動を考慮する必要があるものと考えられる。つぎの段階では, 室内規模の模型実験, フィールド実験, パイロットプラントによる実証実験を通じて熱挙動および透水挙動を評価・検討し, より高い精度の挙動予測手法を確立していくことになるであろう。これらを通じて供用期間の安定性を立証することが必要であると考えられる。

付 録

Table A.1 Uniaxial compressive strength of rocks at high temperatures.

Uniaxial compressive strength [MPa]			
Rocks	Temperature [°C]		
	15	60	100
Granite (dry)	214	194	192
Granite (wet)	182	171	166
Andesite (dry)	181	179	170
Andesite (wet)	139	130	123
Sandstone (dry)	94	88	83
Sandstone (wet)	64	56	51
Tuff (dry)	17	16	16
Tuff (wet)	5.5	5.2	5.0
Mudstone (dry)	8.8	-	8.6
Mudstone (wet)	2.4	-	2.3

Table A.2 Tensile strength of rocks at high temperatures.

Tensile strength [MPa]			
Rocks	Temperature [°C]		
	15	60	100
Granite (dry)	9.0	8.6	8.5
Granite (wet)	8.0	7.7	7.4
Andesite (dry)	14.3	12.8	12.4
Andesite (wet)	12.7	11.5	11.0
Sandstone (dry)	7.7	7.4	7.0
Sandstone (wet)	5.8	5.4	4.9
Tuff (dry)	2.5	2.1	2.0
Tuff (wet)	1.1	1.0	0.8
Mudstone (dry)	1.0	-	0.2
Mudstone (wet)	0.5	-	0.04

Table A.3 Tangential Young's modulus of rocks at high temperatures.

Tangential Young's modulus [GPa]			
Rocks	Temperature [°C]		
	15	60	100
Granite (dry)	59.5	58.8	57.6
Granite (wet)	54.8	57.2	58.4
Andesite (dry)	44.8	43.5	41.0
Andesite (wet)	43.4	43.6	44.1
Sandstone (dry)	26.2	24.8	23.7
Sandstone (wet)	16.3	15.5	15.1
Tuff (dry)	4.1	4.1	3.9
Tuff (wet)	1.3	1.3	1.3
Mudstone (dry)	1.8	-	0.6
Mudstone (wet)	0.6	-	0.3

Table A.4 Poisson's ratio of rocks at high temperatures.

Poisson's ratio [-]			
Rocks	Temperature [°C]		
	15	60	100
Granite (dry)	0.194	0.193	0.191
Granite (wet)	0.191	0.191	0.191
Andesite (dry)	0.214	0.212	0.206
Andesite (wet)	0.249	0.245	0.240
Sandstone (dry)	0.152	0.148	0.145
Sandstone (wet)	0.170	0.165	0.164
Tuff (dry)	0.155	0.152	0.146
Tuff (wet)	0.229	0.224	0.222
Mudstone (dry)	0.198	-	0.186
Mudstone (wet)	0.350	-	0.352

Table A.5 P-wave velocity of rocks at high temperatures.

Rocks	P-wave velocity [m/s]		
	Temperature [°C]		
	15	60	100
Granite (dry)	4632	4607	4569
Granite (wet)	5119	5093	5060
Andesite (dry)	4695	4673	4626
Andesite (wet)	4818	1803	4834
Sandstone (dry)	3806	3787	3716
Sandstone (wet)	4423	4398	4324
Tuff (dry)	2305	2264	2200
Tuff (wet)	2455	2416	2366
Mudstone (dry)	1920	-	1744
Mudstone (wet)	2103	-	1904

Table A.6 S-wave velocity of rocks at high temperatures.

Rocks	S-wave velocity [m/s]		
	Temperature [°C]		
	15	60	100
Granite (dry)	2689	2659	2587
Granite (wet)	3007	2960	2940
Andesite (dry)	2861	2788	2728
Andesite (wet)	2893	2878	2811
Sandstone (dry)	2435	2425	2401
Sandstone (wet)	2526	2506	2444
Tuff (dry)	1487	1476	1416
Tuff (wet)	1597	1546	1510
Mudstone (dry)	1133	-	1102
Mudstone (wet)	626	-	560

Table A.7 Normal strain of rocks with rising temperature.

Rocks	Normal strain [-] $\times 10^{-6}$			
	Temperature [°C]			
	40	60	80	100
Granite (dry)	118	266	422	671
Granite (wet)	155	315	518	768
Andesite (dry)	120	241	366	545
Andesite (wet)	103	221	356	494
Sandstone (dry)	103	241	480	750
Sandstone (wet)	107	262	493	763
Tuff (dry)	95	225	468	696
Tuff (wet)	101	248	485	742
Mudstone (dry)	93	199	326	558
Mudstone (wet)	123	169	454	672

Table A.8 Tangential coefficient of thermal expansion of rocks at high temperature.

Rocks	Tangential coefficient of thermal expansion [1/°C] $\times 10^{-6}$			
	Temperature [°C]			
	40	60	80	100
Granite (dry)	5.88	7.40	7.84	9.62
Granite (wet)	7.74	8.02	10.14	12.51
Andesite (dry)	6.00	6.06	6.23	6.96
Andesite (wet)	5.60	5.88	6.74	6.90
Sandstone (dry)	5.25	9.00	13.75	14.25
Sandstone (wet)	5.75	9.00	12.75	13.00
Tuff (dry)	5.00	9.25	11.25	12.75
Tuff (wet)	5.00	9.50	12.50	12.75
Mudstone (dry)	5.53	6.54	8.22	9.32
Mudstone (wet)	7.27	8.07	8.92	9.95

Table A.9 Thermal diffusivity of rocks at high temperature.

Rocks	Thermal diffusivity [m^2/s] $\times 10^{-7}$				
	Temperature [$^{\circ}\text{C}$]				
	15	40	60	80	100
Granite (dry)	12.00	11.99	12.31	12.50	12.50
Granite (wet)	12.00	12.20	12.27	12.50	12.50
Andesite (dry)	9.22	9.32	9.33	8.91	9.33
Andesite (wet)	9.78	9.80	9.82	9.29	9.82
Sandstone (dry)	7.81	7.44	7.26	7.18	5.58
Sandstone (wet)	5.95	5.95	6.20	5.95	6.20
Tuff (dry)	5.66	5.48	5.52	5.51	5.53
Tuff (wet)	3.87	3.98	3.90	3.84	3.96
Mudstone (dry)	4.95	4.80	4.95	4.86	5.21
Mudstone (wet)	3.67	3.62	3.65	3.58	3.56

Table A.10 Specific heat of rocks at high temperature.

Rocks	Thermal diffusivity [$\text{kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$]				
	Temperature [$^{\circ}\text{C}$]				
	15	40	60	80	100
Granite (dry)	0.900	0.913	0.921	0.933	0.963
Granite (wet)	0.908	0.921	0.929	0.963	0.980
Andesite (dry)	0.896	0.904	0.917	0.925	0.933
Andesite (wet)	0.900	0.908	0.925	0.929	0.942
Sandstone (dry)	0.925	0.933	0.942	0.950	0.959
Sandstone (wet)	0.959	0.971	0.980	0.988	1.005
Tuff (dry)	0.904	0.971	0.925	0.933	0.950
Tuff (wet)	1.511	1.520	1.532	1.545	1.577
Mudstone (dry)	-	0.892	0.875	0.846	0.867
Mudstone (wet)	-	1.486	1.440	1.444	1.436

Table A.11 Uniaxial compressive strength after undergoing thermal hysteresis.

Uniaxial compressive strength [MPa]							
Rocks Range of hysteresis	Temperature [°C]	Number of cycles					
		0	1	2	3	5	10
Oshima granite (dry)	15	200	185	178	175	172	167
15 °C-100 °C	100	190	177	172	169	167	165
Oshima granite (wet)	15	182	170	167	161	160	153
15 °C-100 °C	100	166	162	161	160	157	150
Oshima granite (dry)	15	200	198	-	196	189	185
15 °C-60 °C	60	194	195	-	190	188	185
Oshima granite (wet)	15	182	172	-	164	162	162
15 °C-60 °C	60	171	170	-	162	158	155
Inada granite (dry)	15	180	172	-	165	162	159
15 °C-100 °C	100	180	171	-	161	158	154
Inada granite (wet)	15	156	151	-	144	141	136
15 °C-100 °C	100	138	131	-	127	118	109
Andesite (dry)	15	182	179	-	180	178	176
15 °C-100 °C	100	175	174	-	174	174	173
Andesite (wet)	15	136	135	-	135	135	135
15 °C-100 °C	100	135	135	-	134	134	134
Sandstone (dry)	15	242	240	-	236	232	229
15 °C-100 °C	100	240	240	-	234	233	231
Sandstone (wet)	15	163	163	-	157	154	152
15 °C-100 °C	100	158	155	-	153	151	151
Tuff (dry)	15	16.8	16.0	15.3	14.7	14.2	14.1
15 °C-100 °C	100	15.6	14.8	14.3	13.6	13.1	13.0
Tuff (wet)	15	5.8	5.6	5.5	5.2	5.0	4.9
15 °C-100 °C	100	5.0	4.8	4.7	4.6	4.4	4.3
Tuff (dry)	15	16.8	16.3	-	15.1	14.6	14.2
15 °C-60 °C	60	16.0	15.0	-	14.6	13.8	13.4
Tuff (wet)	15	5.8	5.6	-	5.4	5.3	5.1
15 °C-60 °C	60	5.2	5.0	-	4.8	4.6	4.5

Table A.12 Tensile strength after undergoing thermal hysteresis.

		Tensile strength [MPa]					
Rocks Range of hysteresis	Temperature [°C]	Number of cycles					
		0	1	2	3	5	10
Oshima granite (dry)	15	9.01	8.62	8.51	8.30	8.17	8.08
15 °C-100 °C	100	8.49	8.13	8.01	7.90	7.78	7.76
Oshima granite (wet)	15	8.04	7.65	7.61	7.30	7.22	7.19
15 °C-100 °C	100	7.36	7.14	6.99	6.72	6.68	6.53
Oshima granite (dry)	15	9.01	8.68	-	8.48	8.44	8.32
15 °C-60 °C	60	8.85	8.46	-	8.32	8.20	8.16
Oshima granite (wet)	15	8.04	7.91	-	7.82	7.68	7.36
15 °C-60 °C	60	7.68	7.53	-	7.38	7.25	7.11
Inada granite (dry)	15	7.82	7.50	-	6.90	6.80	6.50
15 °C-100 °C	100	6.00	5.55	-	5.29	5.12	5.11
Inada granite (wet)	15	6.55	6.40	-	6.31	6.27	5.97
15 °C-100 °C	100	4.73	4.57	-	4.34	4.27	3.94
Andesite (dry)	15	13.97	13.79	-	13.79	13.55	13.52
15 °C-100 °C	100	13.77	13.74	-	13.62	13.59	13.55
Andesite (wet)	15	12.68	12.32	-	12.22	12.21	12.12
15 °C-100 °C	100	12.27	12.07	-	11.86	11.89	11.79
Sandstone (dry)	15	16.63	16.28	-	15.59	16.08	16.01
15 °C-100 °C	100	12.40	14.94	-	14.95	14.91	14.98
Sandstone (wet)	15	11.67	11.54	-	11.56	11.58	11.58
15 °C-100 °C	100	10.54	10.44	-	10.25	10.00	10.00
Tuff (dry)	15	2.46	2.31	2.21	2.03	1.99	1.95
15 °C-100 °C	100	1.98	1.89	1.81	1.76	1.61	1.60
Tuff (wet)	15	1.07	0.97	0.95	0.92	0.89	0.88
15 °C-100 °C	100	0.82	0.76	0.74	0.70	0.68	0.67
Tuff (dry)	15	2.46	2.21	-	2.12	2.08	1.95
15 °C-60 °C	60	2.14	1.92	-	1.83	1.72	1.68
Tuff (wet)	15	1.07	0.97	-	0.91	0.90	0.88
15 °C-60 °C	60	0.96	0.89	-	0.86	0.89	0.87

Table A.13 Tangential Young's modulus after undergoing thermal hysteresis.

Tangential Young's modulus [GPa]							
Rocks Range of hysteresis	Temperature [°C]	Number of cycles					
		0	1	2	3	5	10
Oshima granite (dry)	15	59.5	59.4	58.7	56.9	56.4	55.7
15 °C-100 °C	100	57.6	54.5	53.5	52.9	50.5	50.0
Oshima granite (wet)	15	54.8	52.4	51.9	51.6	49.8	49.6
15 °C-100 °C	100	58.4	57.1	55.5	53.7	54.0	52.5
Oshima granite (dry)	15	59.5	59.1	-	58.7	58.4	58.1
15 °C-60 °C	60	58.8	58.5	-	58.3	57.8	57.8
Oshima granite (wet)	15	54.8	54.5	-	53.9	53.1	52.7
15 °C-60 °C	60	57.2	56.8	-	56.4	55.9	55.6
Inada granite (dry)	15	58.1	57.1	-	56.3	55.4	55.0
15 °C-100 °C	100	56.0	54.5	-	54.1	52.5	52.0
Inada granite (wet)	15	52.6	51.0	-	49.8	49.1	48.1
15 °C-100 °C	100	57.1	55.1	-	54.5	54.0	53.8
Andesite (dry)	15	43.0	52.8	-	43.3	42.9	42.8
15 °C-100 °C	100	42.2	42.4	-	42.3	42.3	41.0
Andesite (wet)	15	42.8	42.6	-	42.4	42.1	41.1
15 °C-100 °C	100	43.5	43.3	-	43.1	43.5	43.1
Sandstone (dry)	15	45.9	45.6	-	45.1	44.6	45.2
15 °C-100 °C	100	45.5	45.2	-	44.9	44.0	43.8
Sandstone (wet)	15	41.8	41.6	-	4.02	4.02	3.99
15 °C-100 °C	100	42.5	42.4	-	42.2	42.2	41.9
Tuff (dry)	15	4.11	4.02	3.93	3.80	3.74	3.71
15 °C-100 °C	100	3.91	3.69	3.65	3.56	3.42	3.37
Tuff (wet)	15	1.33	1.32	1.31	1.26	1.27	1.25
15 °C-100 °C	100	1.26	1.21	1.19	1.18	1.17	1.17
Tuff (dry)	15	4.11	4.03	-	3.97	3.91	3.87
15 °C-60 °C	60	4.08	3.97	-	3.92	3.87	3.85
Tuff (wet)	15	1.33	1.31	-	1.29	1.28	1.27
15 °C-60 °C	60	1.29	1.26	-	1.25	1.24	1.22

Table A.14 Poisson's ratio after undergoing thermal hysteresis.

Rocks Range of hysteresis	Temperature [°C]	Poisson's ratio [-]					
		Number of cycles					
		0	1	2	3	5	10
Oshima granite (dry)	15	0.194	0.189	0.188	0.186	0.184	0.184
15 °C-100 °C	100	0.191	0.186	0.182	0.180	0.179	0.178
Oshima granite (wet)	15	0.191	0.185	0.181	0.180	0.179	0.179
15 °C-100 °C	100	0.192	0.189	0.184	0.183	0.182	0.182
Oshima granite (dry)	15	0.194	0.192	-	0.189	0.188	0.187
15 °C-60 °C	60	0.193	0.190	-	0.189	0.186	0.184
Oshima granite (wet)	15	0.191	0.189	-	0.187	0.184	0.183
15 °C-60 °C	60	0.191	0.189	-	0.187	0.185	0.183
Inada granite (dry)	15	0.181	0.179	-	0.177	0.174	0.173
15 °C-100 °C	100	0.174	0.170	-	0.164	0.162	0.161
Inada granite (wet)	15	0.193	0.190	-	0.187	0.184	0.183
15 °C-100 °C	100	0.187	0.184	-	0.181	0.178	0.176
Andesite (dry)	15	0.218	0.216	-	0.216	0.217	0.215
15 °C-100 °C	100	0.217	0.215	-	0.216	0.216	0.214
Andesite (wet)	15	0.225	0.223	-	0.222	0.221	0.220
15 °C-100 °C	100	0.220	0.220	-	0.219	0.219	0.218
Sandstone (dry)	15	0.156	0.155	-	0.153	0.153	0.149
15 °C-100 °C	100	0.155	0.154	-	0.152	0.153	0.151
Sandstone (wet)	15	0.192	0.191	-	0.185	0.184	0.181
15 °C-100 °C	100	0.190	0.190	-	0.183	0.180	0.175
Tuff (dry)	15	0.155	0.154	0.154	0.153	0.150	0.148
15 °C-100 °C	100	0.146	0.146	0.144	0.141	0.134	0.135
Tuff (wet)	15	0.229	0.224	0.223	0.221	0.221	0.218
15 °C-100 °C	100	0.222	0.221	0.217	0.216	0.216	0.210
Tuff (dry)	15	0.155	0.154	-	0.153	0.151	0.150
15 °C-60 °C	60	0.152	0.151	-	0.153	0.150	0.149
Tuff (wet)	15	0.229	0.224	-	0.223	0.222	0.219
15 °C-60 °C	60	0.224	0.222	-	0.220	0.221	0.220

Table A.15 P-wave velocity after undergoing thermal hysteresis.

Rocks Range of hysteresis	Temperature [°C]	P-wave velocity [m/s]							
		Number of cycles							
		0	1	2	3	4	5	7	10
Oshima granite (dry)	15	4583	4551	4540	4530	4515	4499	4492	4488
15 °C-100 °C	100	4569	4538	4532	4515	4508	4506	4485	4484
Oshima granite (wet)	15	5119	5088	5028	5010	4958	4956	4954	4928
15 °C-100 °C	100	5060	5029	4965	4957	4896	4864	4845	4818
Oshima granite (dry)	15	4583	4574	4558	4529	-	4525	4502	4504
15 °C-60 °C	60	4578	4566	4541	4525	-	4512	4488	4500
Oshima granite (wet)	15	5119	5081	5050	5005	-	4965	4960	4930
15 °C-60 °C	60	5029	5071	5010	4970	-	4965	4935	4925
Inada granite (dry)	15	4336	4265	4211	4191	-	4156	4129	4109
15 °C-100 °C	100	4098	4029	3987	3956	-	3928	3910	3894
Inada granite (wet)	15	5354	5156	5114	5052	-	5030	4938	4914
15 °C-100 °C	100	4603	4465	4414	4360	-	4308	4291	4254
Andesite (dry)	15	4695	4688	4699	4711	-	4689	4688	4689
15 °C-100 °C	100	4676	4680	4675	4677	-	4674	4669	4671
Andesite (wet)	15	4826	4817	4838	4833	-	4838	4821	4800
15 °C-100 °C	100	4822	4815	4812	4815	-	4823	4819	4815
Sandstone (dry)	15	4670	4640	4630	4626	-	4625	4622	4620
15 °C-100 °C	100	4650	4640	4640	4635	-	4620	4615	4617
Sandstone (wet)	15	4800	4750	4745	4743	-	4744	4742	4741
15 °C-100 °C	100	4750	4735	4735	4734	-	4733	4730	4725
Tuff (dry)	15	2305	2277	2267	2236	2208	2191	2153	2129
15 °C-100 °C	100	2200	2151	2106	2078	2055	2030	2003	1993
Tuff (wet)	15	2455	2406	2384	2354	2292	2275	2233	2222
15 °C-100 °C	100	2366	2311	2260	2221	2209	2184	2149	2132
Tuff (dry)	15	2305	2303	2289	2280	-	2274	2268	2263
15 °C-60 °C	60	2264	2258	2246	2234	-	2230	2223	2222
Tuff (wet)	15	2455	2443	2428	2414	-	2407	2404	2401
15 °C-60 °C	60	2416	2394	2387	2373	-	2366	2363	2360

Table A.16 S-wave velocity after undergoing thermal hysteresis.

Rocks Range of hysteresis	Temperature [°C]	S-wave velocity [m/s]							
		Number of cycles							
		0	1	2	3	4	5	7	10
Oshima granite (dry)	15	2689	2621	2615	2597	2591	2588	2586	2577
15 °C-100 °C	100	2587	2559	2541	2533	2504	2484	2479	2477
Oshima granite (wet)	15	3007	2977	2972	2965	2951	2941	2919	2913
15 °C-100 °C	100	2940	2914	2989	2875	2862	2845	2837	2832
Oshima granite (dry)	15	2689	2673	2663	2654	-	2647	2646	2627
15 °C-60 °C	60	2659	2635	2616	2606	-	2598	2597	2589
Oshima granite (wet)	15	3007	2994	2981	2965	-	2964	2961	2954
15 °C-60 °C	60	2960	2949	2936	2935	-	2927	2927	2919
Inada granite (dry)	15	2760	2745	2744	2743	-	2744	2740	2738
15 °C-100 °C	100	2730	2720	2721	2719	-	2718	2717	2716
Inada granite (wet)	15	2840	2835	2835	2833	-	2832	2830	2825
15 °C-100 °C	100	2800	2790	2788	2787	-	2786	2785	2782
Andesite (dry)	15	2861	2865	2855	2859	-	2849	2848	2847
15 °C-100 °C	100	2789	2791	2786	2785	-	2785	2780	2781
Andesite (wet)	15	2893	2891	2890	2888	-	2890	2895	2888
15 °C-100 °C	100	2851	2850	2845	2842	-	2840	2843	2837
Sandstone (dry)	15	2760	2745	2744	2743	-	2744	2740	2738
15 °C-100 °C	100	2730	2720	2721	2719	-	2718	2717	2716
Sandstone (wet)	15	2840	2835	2835	2833	-	2832	2830	2825
15 °C-100 °C	100	2800	2790	2788	2787	-	2786	2785	2782
Tuff (dry)	15	1487	1471	1454	1443	1433	1416	1395	1373
15 °C-100 °C	100	1416	1380	1358	1342	1329	1317	1397	1287
Tuff (wet)	15	1597	1559	1540	1525	1497	1481	1461	1437
15 °C-100 °C	100	1510	1485	1447	1424	1410	1395	1379	1365
Tuff (dry)	15	1487	1481	1476	1470	-	1467	1465	1463
15 °C-60 °C	60	1476	1472	1467	1460	-	1458	1456	1456
Tuff (wet)	15	1597	1581	1573	1568	-	1567	1565	1563
15 °C-60 °C	60	1546	1538	1534	1532	-	1529	1529	1526

Table A.17 Normal strain with thermal hysteresis.

Rocks	Temperature [°C]	Normal strain [-]×10 ⁻⁶										
		Number of cycles										
Range of hysteresis		0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Oshima granite (dry)	15	0	100	164	198	211	217	221	226	231	241	251
15 °C-100 °C	100	711	731	785	798	808	815	820	822	828	833	838
Oshima granite (wet)	15	0	154	195	238	268	278	282	287	292	297	296
15 °C-100 °C	100	759	797	804	834	851	855	865	870	875	880	880
Oshima granite (dry)	15	0	30	45	75	95	110	115	125	125	135	135
15 °C-60 °C	60	165	185	225	225	299	319	329	334	394	399	409
Oshima granite (wet)	15	0	40	60	95	110	120	125	130	135	140	140
15 °C-60 °C	60	220	280	360	410	440	440	450	450	460	460	470
Inada granite (dry)	15	0	150	199	229	249	259	259	259	269	269	279
15 °C-100 °C	100	827	857	867	887	907	927	937	947	967	977	977
Inada granite (wet)	15	0	200	300	340	370	400	420	420	410	420	430
15 °C-100 °C	100	930	1010	1070	1110	1150	1170	1200	1210	1220	1220	1230
Andesite (dry)	15	0	61	75	86	90	93	94	95	95	94	95
15 °C-100 °C	100	525	540	565	568	569	570	572	572	573	573	574
Andesite (wet)	15	0	71	80	96	99	102	103	104	106	106	106
15 °C-100 °C	100	570	590	599	605	608	810	612	611	612	612	613
Sandstone (dry)	15	0	110	140	148	149	151	152	152	151	153	153
15 °C-100 °C	100	570	600	615	619	620	621	623	622	621	623	622
Sandstone (wet)	15	0	120	150	157	160	161	162	163	163	161	163
15 °C-100 °C	100	630	650	651	657	658	659	658	659	660	661	661
Tuff (dry)	15	0	75	100	120	130	140	159	169	179	189	199
15 °C-100 °C	100	629	650	696	724	734	750	760	760	770	780	795
Tuff (wet)	15	0	95	120	130	145	160	175	185	190	195	200
15 °C-100 °C	100	759	799	843	853	863	873	888	908	918	928	938
Tuff (dry)	15	0	42	48	63	87	93	96	105	108	114	114
15 °C-60 °C	60	250	262	316	358	382	394	406	418	418	430	430
Tuff (wet)	15	0	54	102	114	131	161	161	185	197	197	203
15 °C-60 °C	60	253	301	325	349	385	420	443	442	442	454	466

謝 辞

本論文は筆者が 1994 年から 2013 年に愛媛大学工学部および大学院理工学研究科に在籍・勤務する間実施した研究の成果をとりまとめたものである。

本研究を取りまとめるにあたっては、東京大学大学院工学系研究科システム創成学専攻の福井勝則教授から適切にご指導・ご教示を賜った。ここに深く感謝し、厚く御礼申し上げる次第である。また、同専攻山富二郎教授、同大学大学院新領域創成科学研究科環境システム学専攻徳永朋祥教授、同大学大学院工学系研究科エネルギー・資源フロンティアセンター増田昌敬准教授、京都大学大学院工学研究科社会基盤工学専攻村田澄彦准教授から貴重なご意見、ご指導を賜った。ここに感謝し、厚く御礼申し上げる。

愛媛大学大学院理工学研究科の稲田善紀教授（現愛媛大学名誉教授）には筆者が研究を実施するにあたり充足した研究環境および適切にご意見を賜った。ここに厚く御礼申し上げる。同研究科の安原英明准教授には岩石不連続面の透水特性および化学分析に関してご意見を賜った。ここに感謝する次第である。実験装置の作製にあたっては、同大学工学部系技術部の川口隆技術専門職員にお手伝い頂いた。また、筆者が在籍する研究室の学生諸氏には実験計測でお手伝い頂いた。本研究の遂行に際し、先人の数多くの関連する研究成果を参考にさせて頂いた。これらは各章末尾に参考文献として掲載した。その他、本研究の遂行に際してお世話になった全ての方々に感謝し、お礼申し上げる次第である。

2014 年

筆 者