

# 高温下における岩石ブロックの熱応力による 破壊挙動

木下直人<sup>1</sup>・若林成樹<sup>2</sup>・石田 穀<sup>3</sup>・中川浩二<sup>4</sup>

<sup>1</sup>正会員 工博 (株)地層科学研究所 (〒242-0024 神奈川県大和市福田2604-15-8)

<sup>2</sup>正会員 工修 清水建設(株) 技術研究所 (〒135-8530 東京都江東区越中島3-4-17)

<sup>3</sup>正会員 工博 山口大学助教授 地域共同研究開発センター

(兼 大学院理工学研究科社会建設工学専攻 〒755-8611 山口県宇部市常盤台2557)

<sup>4</sup>正会員 工博 山口大学教授 工学部社会建設工学科

高温下において、無拘束状態の稻田花崗岩と無拘束および拘束状態の三城目安山岩ブロックの熱応力による破壊実験を実施した。その結果、熱応力による破壊挙動は、岩石の種類や拘束条件によって大きく異なること、および導電ペイントを塗布する方法とAE位置標定の二つの方法を組み合わせることによって、熱応力によるき裂の発生・進展の状況を把握できることが確認された。同時に、高温下室内岩石試験によって得られた物性値を用いた熱応力解析を行い、熱破壊実験結果との対比・検討を行った。その結果、岩石の熱破壊挙動を予測するために熱応力解析を行う場合には、物性値の温度依存性、特に熱膨張特性の温度依存性を考慮することが重要であり、そうすることによって、熱応力による破壊の開始位置と時間を予測できることがわかった。

**Key Words:** rock, high temperature, laboratory heating experiment, acoustic emission, thermal stress analysis

## 1. はじめに

低温下あるいは高温下において岩盤内の地下空間を利用する場合には、掘削時における岩盤の安定性を確保するとともに、その利用時に作用する熱応力に対する安定性を確保することが重要である。

高温下における岩石・岩盤の熱応力に対する安定性を検討するためには、高温下における各種岩石・岩盤の力学特性や熱特性とともに、熱応力による破壊挙動についても明らかにする必要がある。そこで、筆者らは、岩石を加熱した際の熱破壊挙動の特徴を把握すること、熱破壊挙動の計測手法を確立することおよび熱破壊挙動の予測手法を確立することを目的として、その第一歩として、稻田花崗岩ブロックの中央にヒーターを設置し、熱応力により実際に岩石を破壊させ、そのときの挙動を計測する実験を実施した。そして、供試体の周辺を拘束していない条件下では、稻田花崗岩は、熱応力解析から予測されるように、供試体側面の中央部とヒーター孔孔壁とを結ぶ最小抵抗線の方向に、供試体側面から、引張応力によりき裂が発生・進展すること、AEと弾性波速度の測定が、岩石の破壊を監視する有用な手法であること

等を明らかにした<sup>1)</sup>。

前回筆者らが実験を行って以降、同様な、熱応力による岩石ブロックの破壊実験が、Young<sup>2)</sup>およびJansenら<sup>3)</sup>によって実施されている。これらは、いずれも熱応力による岩石ブロックの破壊挙動の計測技術に着目しており、無拘束状態の花崗岩供試体を用いて、超音波トモグラフィーおよびAE計測により、熱破壊挙動を把握する実験を行っている。そして、これらの計測技術が、熱応力により発生したき裂面の存在を調べるのに有効であることを述べている。

しかし、これらの実験結果を含めても、筆者らの当初の目的に対しては、明らかになったことはいまだごく一部にすぎない。特に、熱破壊挙動の予測に関しては、上に述べたいずれの実験においてもほとんど検討されていない。そこで、前回の実験に統いて、以下に示すような内容・特徴を有する実験と検討を今回新たに実施した。

1)前回は無拘束状態の稻田花崗岩のみを実験の対象としたが、今回は、次ページに述べる理由で、稻田花崗岩と三城目安山岩の2種類の岩石について実験を行った。また、三城目安山岩に関しては、熱破壊挙動に対する拘束圧の影響を調べるため、無拘束状態での実験だけにな

く、供試体の四つの側面に拘束圧を作用させた場合についても実験を行った。

2)前回は、熱破壊挙動を計測するため、温度、AE発生頻度、弾性波速度の変化の3つを測定したが、き裂の発生・進展については十分把握できなかった。そこで、今回は、加熱に伴うき裂の発生・進展状況を把握することを主目的として、温度、AE位置標定および導電ペイントによるき裂の進展状況測定の3つの方法を用いて計測を行った。

3)岩石を加熱した際の熱破壊挙動を予測するための解析において、入力物性値の温度依存性を考慮することの重要性を明らかにすることを主目的にして、無拘束状態の稻田花崗岩と無拘束および拘束状態での三城目安山岩岩石ブロックについて、高温下における室内岩石試験によって得られた物性値を用いた熱伝導・熱応力解析を行い、実験結果との対比・検討を行った。

この新たな実験および解析の結果いくつかの新しい知見が得られたので報告する。

## 2. 岩石ブロックの熱応力による破壊実験の概要

### (1)供試体と熱破壊の方法

実験に用いた供試体は、茨城県産の稻田花崗岩と、福島県産の三城目安山岩である。これら2種類の岩石を選んだのは、既に高温下において室内岩石試験を実施しており<sup>4),5)</sup>、その値を用いて熱伝導・熱応力解析を実施し、実験結果との対比・検討を行うことが可能だからである。稻田花崗岩の間隙率は約1%で、石英、斜長石、微斜長石、黒雲母を主成分鉱物としている。三城目安山岩の間隙率は約19%で、斜長石、单斜輝石の他にクリストバライドが含まれていることが確認されている<sup>4)</sup>。

供試体の形状および熱破壊の方法は、前回の実験<sup>1)</sup>と同じなので、詳細に述べることは避け、要点のみを記す。供試体の形状は、1辺300mmの立方体の中心にヒーターを挿入するための直径28mmの円孔を上下方向に穿ったものである。ヒーターは直径22mm、長さ300mmであり、ヒーターと孔壁との隙間に豊浦標準砂を充填した。供試体の側面は、温度ができるだけ変化しないように、ビニール製ホースを密に巻き付け、実験中ホース内に水道水を流して冷却した。また、供試体の上下方向に温度差が生じないようにすることにより、2次元として扱うことができるようになるため、供試体の上下面是断熱材で覆った。

整形後1週間以上室内に保存して自然乾燥させた供試体を用いて、ヒーター表面の昇温速度200°C/hで約2時間30分かけて500°Cまで加熱した後、30分間一定温度を保持した際の供試体の挙動を調べた。

供試体の熱破壊挙動に対する拘束圧の影響を調べるた

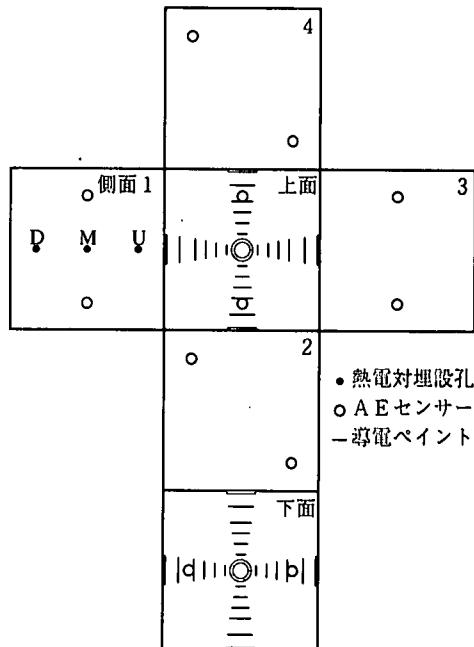


図-1 热電対、AEセンサーおよび導電ペイント測定位置

め、安山岩については、無拘束状態での実験だけでなく、供試体の四つの側面に拘束圧を14.7MPa作用させた場合についても実験を行った。拘束圧の載荷は、載荷板を介して、油圧ジャッキを用いて行った。この場合も、供試体の側面はできるだけ温度が変化しないようにするために、載荷板内に設けた中空部分に水道水を流して供試体の側面を冷却した。このような方法を用いることにより、拘束状態における実験期間中の供試体側面の温度上昇は約10°C、無拘束状態における実験では30~40°C程度に抑えられたことが、供試体側面の温度測定結果からわかった。

### (2)加熱時の供試体挙動の測定方法

加熱時の供試体の挙動を把握するための計測としては、温度、AE、および導電ペイントによるき裂進展状況測定の3つの方法を用いた。それらの測定位を図-1に示す。

加熱時の供試体の温度変化の測定方法は前回の実験時<sup>1)</sup>と全く同じであり、供試体側面1の中央Mと、その上下100mmの位置U、Dから、直径8mmの細孔を中心に向けて平行に穿孔し、各孔に10本ずつ熱電対を埋設して温度を測定した。

供試体の熱破壊挙動の測定には、AEおよび導電ペイントによるき裂進展状況測定の二つの方法を用いた。

AEは、発生頻度の計数とともに、3次元の位置標定が行えるよう多チャンネルで波形の観測を行った。AE

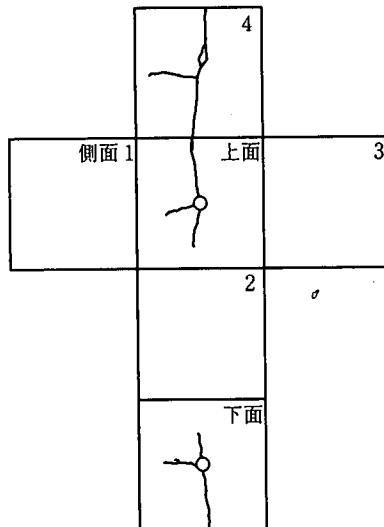


図-2 実験後の稻田花崗岩供試体表面のき裂展開図

センサーは、共振周波数150kHzで、直徑17.4mm、厚さ16.3mmの円柱型のものを用いた。AEセンサーの個数は、図-1に示すように、供試体の各面に各2個合計12個とし、超耐熱性RTVゴムを用いて供試体表面に接着した。AE波形の収録には、前回の実験と同じものを用い、センサーで受振したAE信号を80dB増幅し、これをサンプリングタイム $0.2\mu s$ でA/D変換してフロッピーディスクに収録した。AEの発生位置は、この収録波形上で各センサーへのP波初動の到達時刻を読みとり、これに非線形最小2乗法を適用して求めた。位置標定の精度は10~20mm程度である。

前回の実験結果を踏まえた予備的な検討の結果、引張応力によりき裂が発生する場合は、供試体側面とヒーター孔を結ぶ最小抵抗線上を、供試体側面の側からヒーター孔の方向へ進展すると予想された。そこで、そのようなき裂の進展状況を把握できるように、上面、下面のそれぞれに、図-1に示す位置に導電ペイントを塗布した。また、ヒーター孔壁面から圧縮応力によりき裂が発生する可能性もあるので、それに対応するため、ヒーター孔周辺にも、円形に導電ペイントを塗布した。導電ペイント線の幅は約1.5mmとし；き裂のわずかな開口でも導電ペイントが切断されるように、できるだけ薄く塗布した。過去の経験から、このような方法によって、肉眼で明瞭に開口していると判断される幅のき裂の発生、進展状況を確実に把握することができると考えられる。実験中は、これらの導電ペイント線に電流を流しておき、断線した時刻を測定することによって、き裂の進展状況を把握するようにした。

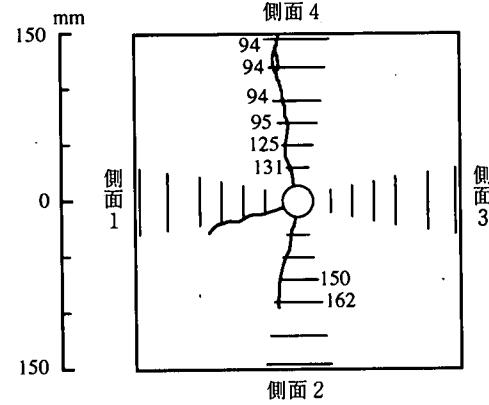


図-3 導電ペイントの切断による稻田花崗岩供試体上面のき裂の進展状況  
(数字は加熱開始からの時間：分)

### 3. 热破壊実験結果

#### (1) 稲田花崗岩（無拘束）

実験終了後に、目視により観察された稻田花崗岩供試体のき裂展開図を図-2に、また、上面において、導電ペイントが切断された時間（加熱開始からき裂がその位置に達するまでの時間）を図-3に示す。き裂は加熱開始94分後に、外側から発生している。このき裂は、前回の実験において明らかにしたように<sup>1)</sup>、引張応力により発生したと考えられる。き裂が発生したときの孔壁面の温度（U, M, Dの3点の平均値）は、今回の実験では約165°C、前回の実験では約160°Cであり、両者はほぼ似た値を示している。導電ペイントの切断状況から、側面4から発生したき裂は、その後ごく短時間（1分以内）の間に、側面から約80mm（ヒーター孔中心から約70mm）のところまで進展したと考えられる。その後のき裂の進展は比較的ゆっくりしていたと考えられ、ヒーター孔中心から50mmおよび30mmの導電ペイントが切断されたのは、それぞれ、き裂が発生してから31分後（加熱開始125分後）および37分後（加熱開始131分後）であり、30~40分かかるてヒーター孔壁面に達したと考えられる。

ヒーター孔から側面2の方向の、3番目および4番目の導電ペイントの切断状況から、実験開始約150分後の、ヒーター温度を一定に保ち始めた頃から、新たなき裂がヒーター孔から側面2の方向に向かって進展したことがわかる。このき裂は、実験終了後の目視観察により、ヒーター孔から約110mmの位置まで達していることが確認された。それ以外に、導電ペイントの塗布位置からずれているために、き裂の発生した時期は不明であるが、ヒーター孔から側面1の方向に伸びているき裂および側面4のほぼ中央部から水平方向に伸びているき裂が観察

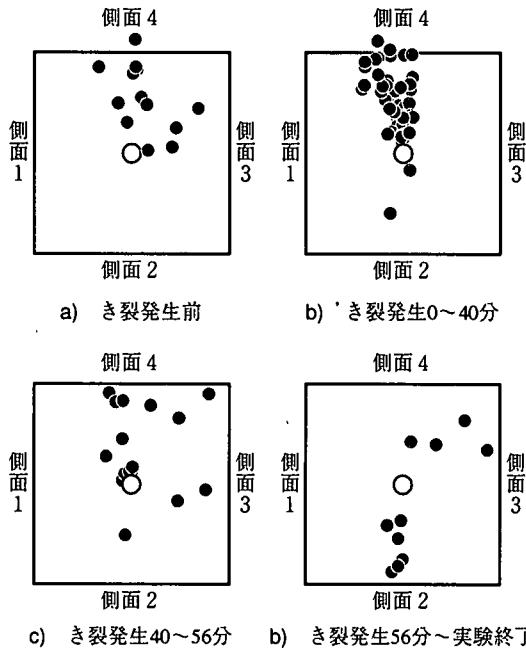


図-4 稲田花崗岩供試体のAE発生位置の経時変化

されている。

稻田花崗岩供試体について、AE発生位置の経時変化を求めた結果を図-4に示す。き裂が発生する前およびき裂が発生してから40分までの間に発生したAEの位置は、いずれも、主としてヒーター孔から側面4の方向に向かう限られた領域内に分布しており、図-2、3に示す最初にき裂が発生、進展した位置に対応している。一方、40~56分および56分~実験終了までの間に発生したAEは、必ずしもそれに限定されない位置に分布している。なお、前に述べたように、実験終了後の観察により、ヒーター孔から側面1の方向に伸びているき裂および側面4のほぼ中央部から水平方向に伸びているき裂の存在が確認されているにもかかわらず、それに対応する位置では、いずれの時期においてもAEは発生していない。これは、これらのき裂が、AE計測終了後の供試体冷却時に発生したためであると推測される。

側面からき裂が発生し始めてから、き裂が孔壁面に到達するまでの約40分間について、AE発生位置の移動と、導電ペイントの切断から推定されるき裂の進展状況とを比較してみた。き裂の周辺で発生したAEだけに限定して、この40分間におけるAEの発生位置の経時変化を求めた結果を図-5に示す。同図には、導電ペイントの切断からみたき裂の先端位置の経時変化を△印で示してある。き裂発生直後のAEは、側面から約80mm（ヒーター孔中心から約70mm）までの範囲で発生しており、それより内側では全然発生していない。その後AEの発生位置は、時間の経過とともに徐々に内側の方向

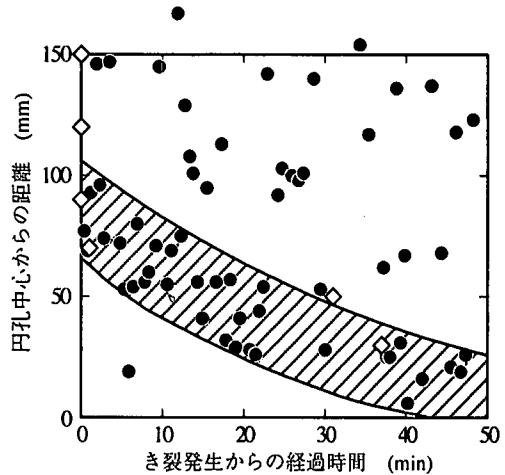


図-5 稲田花崗岩供試体のき裂発生後のAE発生位置の経時変化

に広がっている。AEは、き裂の先端またはそのやや前方に相当すると思われる位置（図の斜線部分）において発生頻度が高くなっている。このように、AEの発生位置の経時変化と導電ペイントの切断状況とを対比させることにより、AEの発生に少し遅れてき裂が徐々に進展していく状況をよく推定することができる。

AEは、図-5からわかるように、き裂の先端付近だけでなく、その後方の既にき裂が形成されている位置においても発生している。これは、熱応力によるき裂の発生、進展がみられる状態では、その後方の既存のき裂の部分でもすべりが生じ、それに伴ってAEが発生していると考えられる。

## (2)三城目安山岩（無拘束および拘束）

無拘束状態および拘束状態の三城目安山岩供試体についての目視によるき裂の展開図を図-6に示す。また、無拘束供試体の上面において、導電ペイントが切断された時間を図-7に示す。無拘束状態では、108分後に、側面3から引張応力によると考えられるき裂が発生し、ほぼ瞬時に孔壁面まで達している。なお、この時期に供試体は明瞭な破壊音を発したことが確認されている。この最初のき裂が発生したときの孔壁面の温度は約193℃であり、稻田花崗岩の場合よりも約28℃高くなっている。それ以外に、副次的に生じたと考えられる、注意深く観察しないと発見できないような、開口していないき裂が3本観察されている。これらのき裂の場合、いずれも実験中には、導電ペイントの切断は全く観測されなかった。その理由としては、ヒーター孔から側面1および側面2に向かうき裂は導電ペイントの塗布位置から離れているため、またヒーター孔から側面4に向かうき裂はおそらく実験終了後の供試体の冷却時に発生したためと考えら

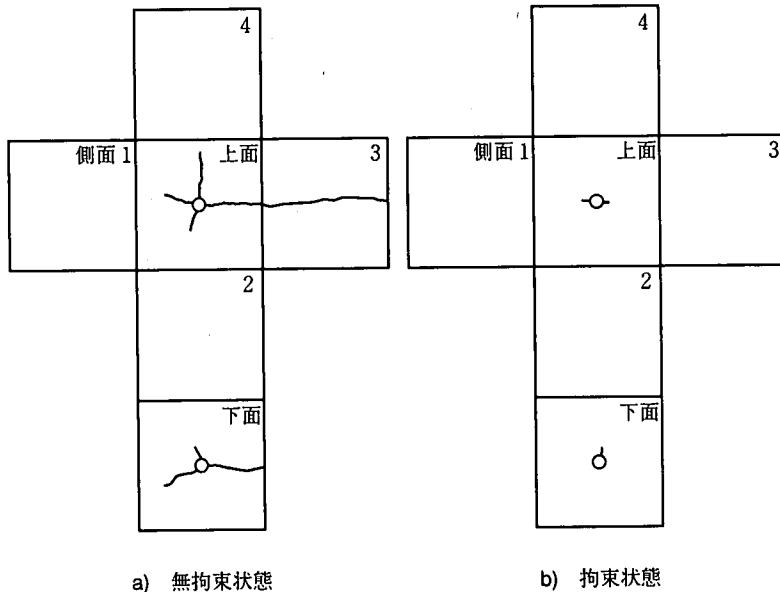


図-6 実験後の三城目安山岩供試体表面のき裂展開図

れる。

拘束圧下 (14.7 MPa) では、無拘束状態の場合とは異なり、内側(孔壁面)からき裂が発生している。ヒーター孔付近は、供試体内でもっとも温度が高く、通常加熱に伴う膨張量が最も大きくなっている。それが周辺から拘束されているので、圧縮応力が作用している。したがって、この場合には、外側からき裂が発生する場合とは異なり、圧縮応力によりき裂が発生したと考えられる。そのためき裂が開口するとは限らず、導電ペイントは明瞭には切断されなかったので、き裂の発生した時刻は不明である。そして、実験終了時までに、き裂は約20mm進展しただけである。

無拘束状態におけるAEの発生位置の経時変化を図-8に示す。稻田花崗岩とは異なり、加熱開始100分後までは、AEの発生はヒーター孔近傍に分布しており、図-7に示すき裂が発生した位置においてAEの発生がみられたのは、き裂の発生約3分前からである。き裂の発生時からその42分後までの間は、ヒーター孔から側面3に向かう線上に震源が分布しており、その位置は発生したき裂の位置と対応している。き裂発生時から40分間におけるAEの発生位置の経時変化を図-9に示す。き裂発生直後から、AEは、側面からヒーター孔壁面までの広い範囲で発生しており、き裂がごく短時間の間にヒーター孔壁面まで達していることがわかる。

図-8より、き裂発生42分後から実験終了までの間に発生したAEは、ヒーター孔から側面1に向かう線上に分布している。その方向は、ヒーター孔から側面1に向かう方向に発生したき裂のそれとほぼ一致している。

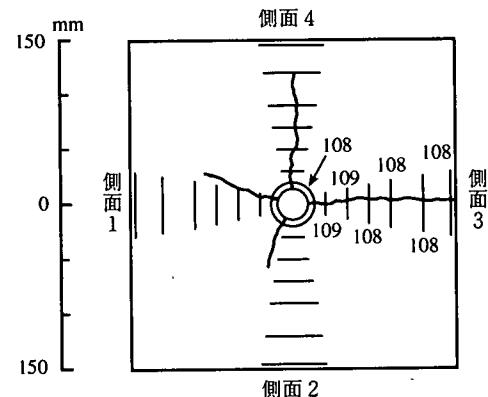


図-7 導電ペイントの切断による三城目安山岩(無拘束)供試体上面のき裂の進展状況  
(数字は加熱開始からの時間:分)

拘束圧下におけるAEの発生位置は、図-10に示すように、実験期間全体を通じてヒーター孔近傍のみに集中している。これは、発生したき裂がごくわずかしか進展せず、ヒーター孔近傍に限定されていることと対応している。ただし、AEの発生位置の経時変化から、き裂の発生時間を推定することは困難である。

以上の結果からも明らかのように、基本的には、導電ペイントを塗布する方法とAE位置標定を行う方法とを組み合わせることによって、熱応力によるき裂の発生、進展の状況を把握することができた。特に、引張応力によるき裂が側面からヒーター孔に向けて発生、進展する場合には非常に有効であった。また、圧縮応力によると

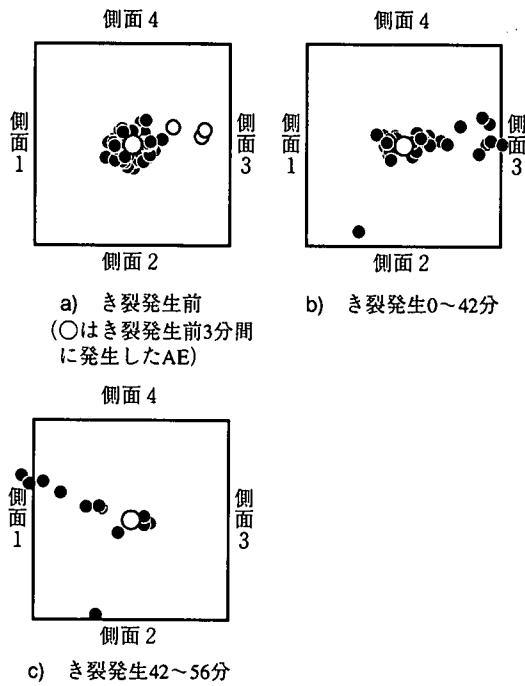


図-8 三城目安山岩（無拘束）供試体のAE発生位置の経時変化

思われるき裂がヒーター孔近傍に発生する場合も、それがごくわずかしか進展しなかったことを推定することができた。ただし、圧縮応力によりき裂が発生する場合には、き裂が開口するとは限らないため、き裂が発生しても、導電ペイントが切断されない場合があること、AEの発生位置の経時変化からき裂の発生時間を推定することも困難であること等により、今回の方法ではまだ不充分な面があることが明らかになった。

#### 4. 热伝導・热応力解析および実験結果の検討

##### (1) 解析モデルと入力物性値

岩石を加熱した際の熱破壊挙動の予測手法を確立することを最終目的として、本実験結果を対象にして、三角形1次要素を用いた2次元FEMにより、非定常熱伝導解析および弾性熱応力解析を実施した。解析は1/4モデルで行い、総要素数は291としているが、ヒーター孔付近は充分に要素分割を細かくし、解析精度の向上を図っている。また、実験結果との対比を行う場合、供試体側面における熱応力の計算値が重要であることから、供試体側面付近に関しては、要素分割が不適切なため解析精度が低下することがないよう配慮している。

解析には、室内岩石試験によって得られた物性値を用いたが、物性値の温度依存性を考慮することの重要性を明らかにするために、各供試体毎に、以下の4ケースに

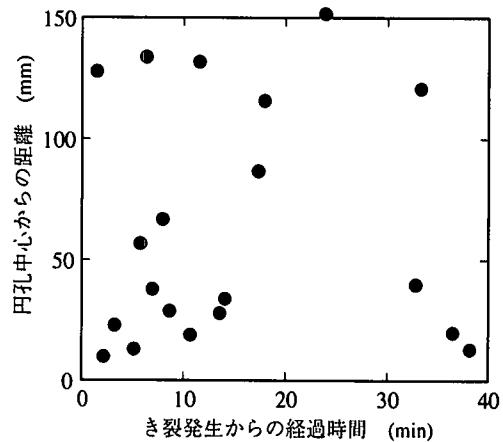


図-9 三城目安山岩（無拘束）供試体のき裂発生後のAE発生位置の経時変化

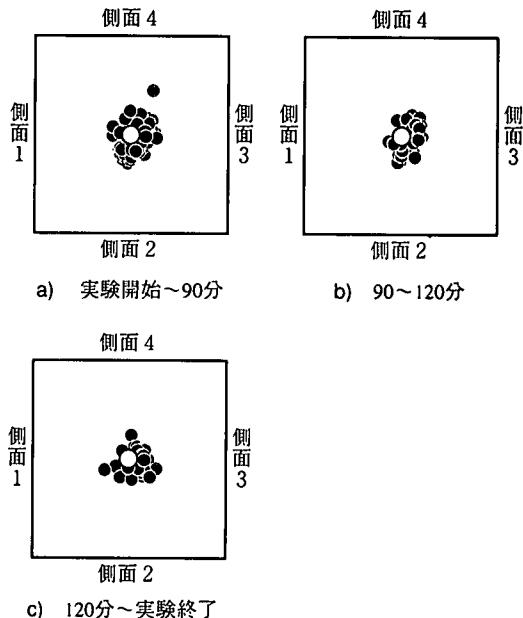


図-10 三城目安山岩（拘束）供試体のAE発生位置の経時変化

について解析を実施した。

ケース1：全ての物性値について温度依存性がないと考え、室温(20°C)における値を用いた場合。

ケース2：熱伝導率および比熱の温度依存性だけを考慮した場合。それ以外の物性値は温度に依存しないものとし、室温における値を用いた。

ケース3：熱伝導率、比熱、静弾性係数およびポアソン比の温度依存性を考慮した場合。

ケース4：ケース3に加えて更に線膨張係数の温度依存性を考慮した場合。

熱伝導解析における境界条件は、以下のようにして定

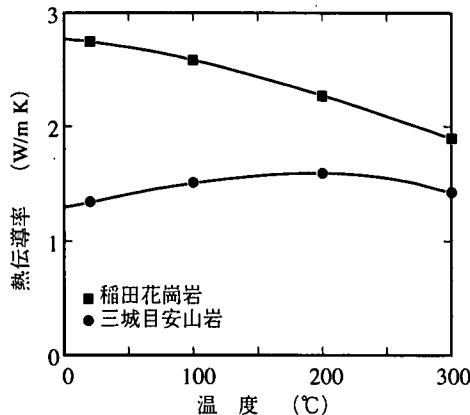


図-11 热伝導率と温度の関係

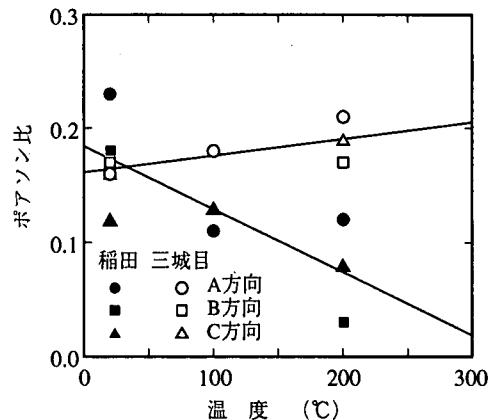


図-14 ポアソン比と温度の関係

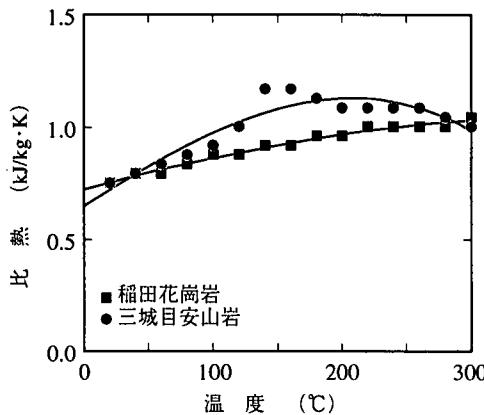


図-12 比熱と温度の関係

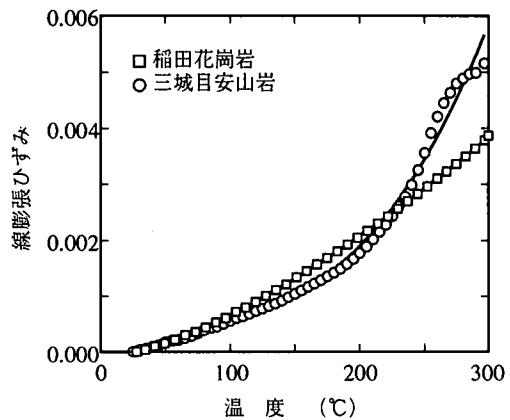


図-15 線膨張ひずみと温度の関係

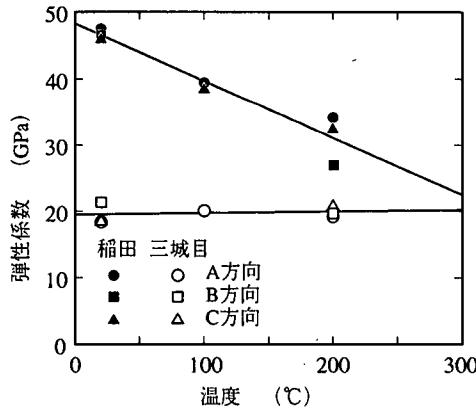


図-13 弹性係数と温度の関係

めた。ヒーター表面温度および供試体側面温度Tの、加熱開始からの時間tに対する変化を次式で表し、実験時の供試体側面およびヒーター表面温度の経時変化の実測値に基づいて、最小2乗法により、その係数 $A_1$ 、 $A_2$ および

$A_3$ を求めた。

$$T = A_1 + A_2 t + A_3 t^2 \quad (1)$$

解析に必要な岩石の物性値は、稻田花崗岩および三城目安山岩のそれについて、室温から300°Cの温度範囲で実施した室内岩石試験結果<sup>4,5)</sup>に基づいて決定した。熱伝導率、比熱、静弾性係数、ポアソン比および線膨張ひずみについての試験結果を図-11～図-15に示す。物性値の温度依存性を考慮しない解析を行う場合には、室温(20°C)における測定値を用いた。直交するA、B、Cの3方向(A、B、Cは単に直交する3方向を区別するための記号として用いている)について物性値の試験を行っている場合には、その平均値を用いた。また、物性値の温度依存性を考慮した解析を行う場合には、各物性値を温度の関数として定義し、非定常熱伝導解析の各時間ステップで求められた温度分布から各要素内の物性を逐次評価することにより解析に組み入れた。解析に用い

た各物性値と温度の関係式は以下のとおりである。基本的には温度に関する3次式で近似したが、測定データ数が多くなく、かつばらつきが大きいため、それが困難な弾性係数とポアソン比に関しては、1次式で近似した。各物性値毎に、a)式は稻田花崗岩、b)式は三城目安山岩についての関係式を表している。なお、熱膨張特性を表す物性値としては通常線膨張係数が用いられているが、三城目安山岩のように複雑な熱膨張特性を示す場合の曲線近似のしやすさから、図-15に示すように、ここでは線膨張ひずみを用いている。

### 1) 热伝導率 $k$ (W/mK)

$$k = 2.77 - 1.01 \times 10^{-3}T - 9.74 \times 10^{-6}T^2 + 1.13 \times 10^{-8}T^3 \quad (2a)$$

$$k = 1.29 + 2.41 \times 10^{-3}T - 5.99 \times 10^{-7}T^2 - 2.00 \times 10^{-8}T^3 \quad (2b)$$

### 2) 比熱 $c$ (kJ/kg K)

$$c = 0.723 + 1.57 \times 10^{-3}T - 1.38 \times 10^{-6}T^2 - 1.42 \times 10^{-9}T^3 \quad (3a)$$

$$c = 0.650 + 3.71 \times 10^{-3}T - 2.36 \times 10^{-6}T^2 - 2.09 \times 10^{-8}T^3 \quad (3b)$$

### 3) 弹性係数 $E$ (GPa)

$$E = 48.3 - 0.0861T \quad (4a)$$

$$E = 19.5 + 0.00252T \quad (4b)$$

### 4) ポアソン比 $\nu$

$$\nu = 0.184 - 0.000552T \quad (5a)$$

$$\nu = 0.161 + 0.000147T \quad (5b)$$

### 5) 線膨張ひずみ $\varepsilon$

$$\varepsilon = -1.39 \times 10^{-4} + 4.37 \times 10^{-6}T + 4.18 \times 10^{-8}T^2 - 4.05 \times 10^{-11}T^3 \quad (6a)$$

$$\varepsilon = -2.21 \times 10^{-5} + 4.92 \times 10^{-6}T - 1.12 \times 10^{-8}T^2 + 2.09 \times 10^{-10}T^3 \quad (6b)$$

### (2) 热応力解析結果と実験結果との比較

稻田花崗岩について、全ての物性値の温度依存性を考慮した場合（ケース4）の供試体内の熱応力分布の経時変化を計算した結果を図-16に示す。図にはヒーター孔中心から側面の一つへ下した垂線上の応力を示している。ここで符号は引張を正としている。接線方向応力についてみると、円孔中心から約50mmを境にして、それより内側では圧縮応力が、それより外側では引張応力が作用しており、時間の経過とともに増大している。

稻田花崗岩の熱破壊実験において、供試体側面でき裂が発生した実験開始94分後における、4つのケースのそれぞれについての熱応力分布の計算値を図-17に示す。同図には、熱破壊実験時とほぼ同一の条件下（室温、整形後約2週間室内保存、ひずみ速度約 $5.0 \times 10^{-8}/\text{s}$ ）において一軸引張試験を実施することにより求めた稻田花崗

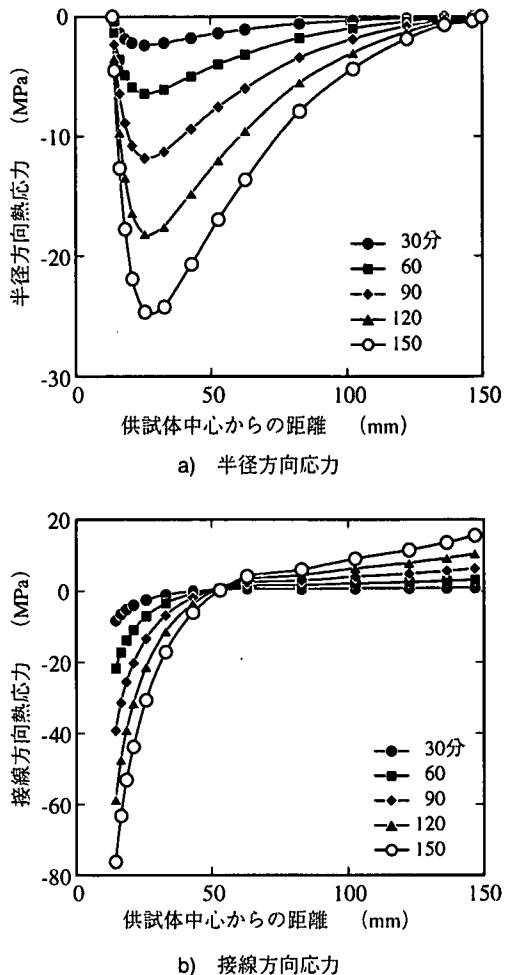
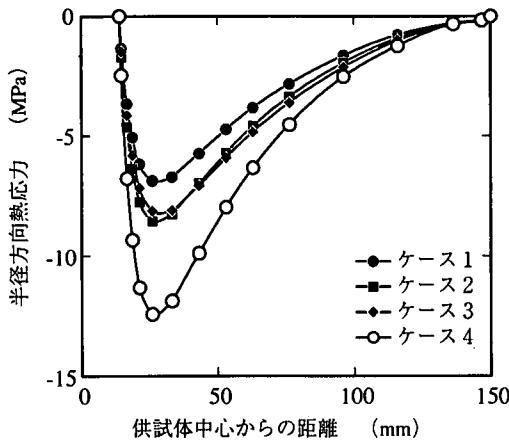
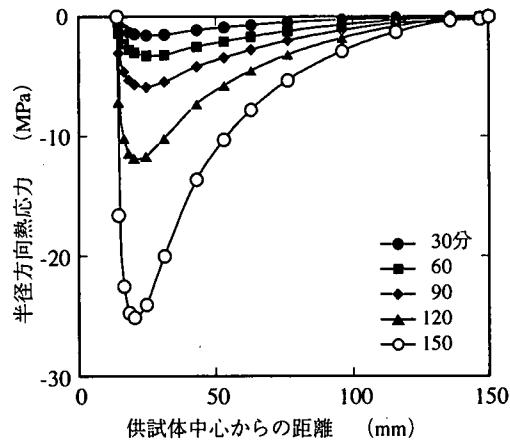


図-16 稲田花崗岩供試体の熱応力解析結果例(ケース4)

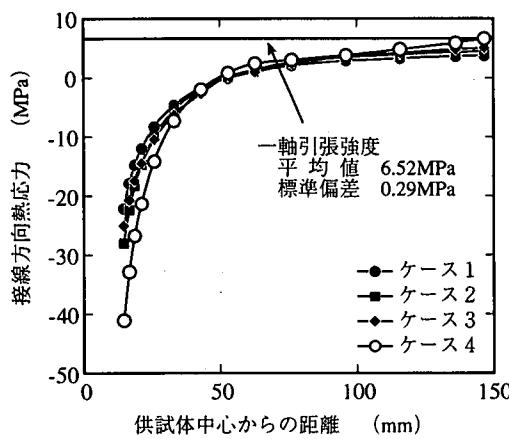
岩の一軸引張強度の値（3個の平均値および標準偏差）も示してある。供試体の寸法は直径50mm、高さ100mmであり、熱破壊実験において最初にき裂が発生したのと同じ方向に引張破壊面が生じるように採取したコアを用いている。全体的にケース1、2、3の間の応力分布の違いはあまり大きくなく、ケース4だけが他の3ケースと異なる応力分布を示している。これは、図-11～図-15からわかるように、線膨張係数（図-15の線膨張ひずみを表す曲線の勾配）の温度依存性が、比熱、熱伝導率、弾性係数といった物性値の温度依存性よりも大きいため、それを考慮したケース4だけが異なった結果になったと考えられる。なお、ポアソン比に関しては、他の物性値と比較して、熱応力解析結果への影響が小さいため、図-14に示すように、温度依存性がかなり大きいにもかかわらず、それを考慮したケース3の応力分布の計算値と、それを考慮しないケース2の計算値との違いはあまり大きくないという結果が得られている。



a) 半径方向応力



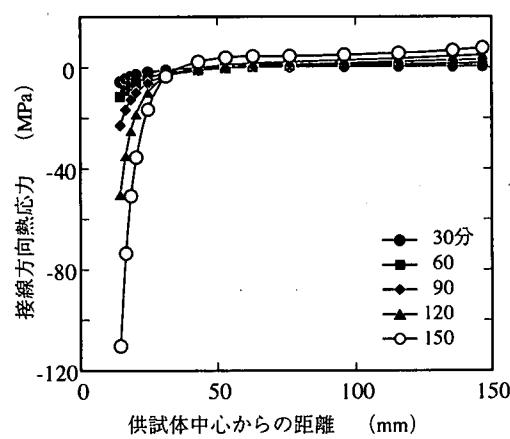
a) 半径方向応力



b) 接線方向応力

図-17 稲田花崗岩、無拘束状態の場合のケース1～4の供試体破壊時（実験開始94分後）における熱応力解析結果の比較

ケース4では、実験開始94分後における供試体側面での引張応力の計算値が約6.9MPaに達しており、熱破壊実験時とほぼ同一の条件下における稻田花崗岩供試体の一軸引張強度（約6.5MPa）とほぼ等しい値を示している。それに対して、ケース1, 2, 3では、それぞれ約3.8MPa, 4.6MPa, 5.0MPaとなっており、いずれも稻田花崗岩の一軸引張強度よりもずっと小さい。ヒーター孔壁面での接線方向圧縮応力に関しても、ケース1, 2, 3ではいずれも30MPa以下であるのに対して、ケース4の場合は、約41MPaであり、線膨張係数の温度依存性を考慮するか否かによって結果が大きく異なっていることがわかる。ただし、ケース4の場合でも、接線方向圧縮応力約41MPaという値は、供試体の一軸圧縮強度（200°Cで約150MPa）と比較するとずっと小さいので、供試体の熱応力による破壊は、ヒーター孔壁面からではなくて、側面から引張応力により発生するということを示し



b) 接線方向応力

図-18 三城目安山岩（無拘束）供試体の熱応力解析結果例（ケース4）

ており、実験結果と対応している。

無拘束状態の三城目安山岩について、ケース4の供試体内の熱応力分布の経時変化を計算した結果を図-18に示す。また、無拘束状態での熱破壊実験において供試体が引張応力により破壊した、実験開始108分後における、4つのケースのそれぞれについての接線方向応力分布の計算値を図-19に示す。稻田花崗岩の場合と同様に、同図には、熱破壊実験時とほぼ同一の条件下において一軸引張試験を実施することにより求めた三城目安山岩の一軸引張強度の値（3個の平均値および標準偏差）も示してある。

無拘束状態の場合、ケース1, 2, 3の間には、応力分布の違いはわずかしかなく、稻田花崗岩と比較しても、その違いはずっと小さい。これは、三城目安山岩の方が、熱伝導率、弾性係数およびポアソン比といった物理値の温度依存性が小さいためである。

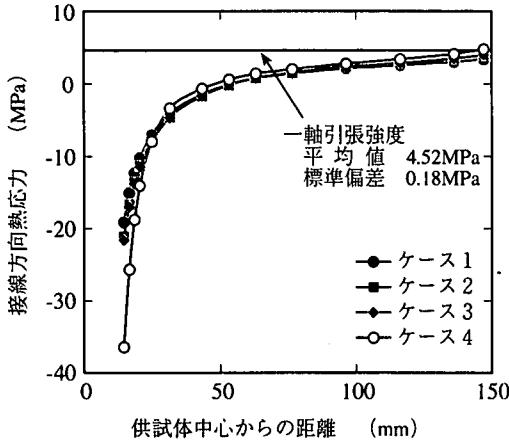


図-19 三城目安山岩、無拘束状態の場合のケース1～4の供試体破壊時（実験開始108分後）における接線方向熱応力解析結果の比較

ケース1, 2, 3では、円孔中心から約60mmを境にして、それより内側では圧縮応力が、それより外側では引張応力が接線方向応力として作用している。そして、引張応力が作用している領域では、供試体の側面から中心に向かって、ほぼ直線的に応力値が減少している。ケース4の場合は、引張応力が作用する領域が、円孔中心から約50mmのところまでとやや広くなっている。

ヒーター孔壁面での圧縮応力に関しては、ケース1～3とケース4との間には顕著な違いがみられる。前者はいずれも20MPa前後の値を示しているのに対して、後者は約37MPaと前者に比べて非常に大きな値を示している。これは、図-15から明らかなように、三城目安山岩の熱膨張特性の温度依存性は高温になるにしたがって顕著になっているので、供試体が高温になるヒーター孔壁面近傍では、それを考慮した場合の影響が特に顕著に現れるためであると考えられる。これらの結果から、稻田花崗岩の場合も、三城目安山岩の場合も、高温下における熱破壊挙動の予測を行う場合には、線膨張係数の温度依存性を考慮した解析を行うことが重要であるということがわかる。なお、筆者らの実験結果によれば<sup>2)</sup>、三城目安山岩の一軸圧縮強度は、100℃で約97MPa、200℃で約118MPa、300℃で約104MPaとなっている。したがって、ケース4の場合でも、108分後の孔壁面における接線方向応力は36MPa程度、120分後でようやく50MPa程度であり、岩石のその温度における一軸圧縮強度よりもずっと小さく、孔壁面から圧縮応力によって破壊する可能性は全くないという結果が得られ、実験結果と対応している。

実験開始108分後の供試体側面での引張応力の計算値は、ケース1, 2, 3の場合はそれぞれ3.3MPa, 3.8MPaおよび3.9MPaであるのに対して、ケース4の場

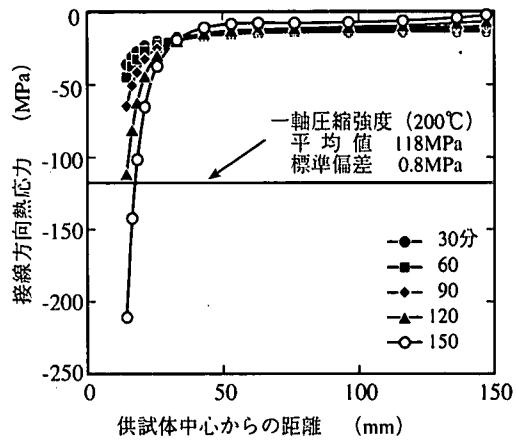


図-20 三城目安山岩、拘束状態の場合の接線方向熱応力解析結果例（ケース4）

合は約4.7MPaとやや大きな値を示している。一方、熱破壊実験とほぼ同一の条件下において求めた三城目安山岩の引張強度は約4.5MPaであり、ケース4の計算値とほぼ等しい。したがって、無拘束状態の三城目安山岩の場合も、熱応力によるき裂の発生に関して、全ての物性値の温度依存性を考慮したケース4だけが実験結果と一致している。

拘束圧を14.7MPa作用させた三城目安山岩についての、ケース4における接線方向応力分布の経時変化の計算結果を図-20に示す。拘束状態では、供試体全体にわたって圧縮応力が作用しており、供試体側面から引張応力によって供試体が破壊する可能性は全くないことがわかる。一方、孔壁面近傍では、拘束圧の作用によって無拘束状態の場合よりも圧縮応力が増大し、破壊しやすくなっている。図からわかるように、120分後の孔壁面における接線方向応力は約110MPaであり、このときの孔壁面の温度は約210℃である。前に述べたように、200℃における三城目安山岩の一軸圧縮強度は約118MPaなので、ケース4の解析結果からは、120分後またはそれよりも少し遅い時間に、孔壁面から圧縮応力により破壊することが予測される。それに対して、ケース1～3の場合は、図には示していないが、実験開始150分後でも、孔壁面における接線方向応力の計算値はいずれも70MPa前後であり、三城目安山岩の一軸圧縮強度よりもずっと小さいので、孔壁面から圧縮応力によって破壊する可能性はないという結果になっている。実際の加熱実験では、実験終了時よりもかなり前にヒーター孔壁面においてき裂が発生し、その後20mm程度き裂が進展していることから、明らかにケース1～3は実験結果と一致しておらず、ケース4の場合だけが実験結果と対応していると考えられる。

以上のような検討の結果、全ての物性値の温度依存性を考慮したケース4の場合だけが、熱応力による破壊の開始位置と時間に関して、実験結果とほぼ対応するという結果が得られた。これらの結果から、熱破壊挙動を予測するためには、物性値の温度依存性が大きい場合にはそれを考慮した解析を行う必要があり、今回実験と解析を行った稻田花崗岩と三城目安山岩の場合には、線膨張係数の温度依存性をも考慮した解析を行うことが重要であるということが明らかになった。

## 5. 热破壊挙動に対する岩種および拘束圧の影響

無拘束状態における稻田花崗岩供試体と三城目安山岩とを比較すると、前に述べたように、前者では、実験開始94分後にヒーター孔の壁面が約165°Cになったときに、外側からき裂が発生しているのに対して、後者では、それよりもやや遅く、108分後にヒーター孔の壁面が約193°Cになったときにき裂が発生している。このように、三城目安山岩の方が圧縮強度や引張強度が小さいのにもかかわらず、より高温になるまで破壊しないという実験結果が得られている。また、非定常熱伝導・熱応力解析でも、同様な結果が得られている。このような実験と解析結果を踏まえて、熱破壊挙動に対する岩種の影響について、より一般的な検討を行ってみた。

円孔周辺に作用する熱応力による破壊について大まかな検討を行う場合には、中空円筒と考えて解析を行うことが多く、定常状態における半径方向の応力 $\sigma_r$ および接線方向の応力 $\sigma_\theta$ は次式のように表される<sup>7)</sup>。

$$\sigma_r = \frac{\alpha ET_i}{2(1-\nu)\log(b/a)} \times \left[ -\log\frac{b}{r} - \frac{a^2}{(b^2-a^2)} \left( 1 - \frac{b^2}{r^2} \right) \log\frac{b}{a} \right] \quad (7)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\alpha ET_i}{2(1-\nu)\log(b/a)} \times \left[ 1 - \log\frac{b}{r} - \frac{a^2}{(b^2-a^2)} \left( 1 + \frac{b^2}{r^2} \right) \log\frac{b}{a} \right] \quad (8)$$

ここで $\alpha$ 、 $E$ 、 $\nu$ はそれぞれ岩石の線膨張係数、弾性係数、ポアソン比、 $T_i$ は円筒内面と外面の温度差、 $a$ 、 $b$ はそれぞれ円筒の内側半径と外側半径である。

この式からわかるように、定常状態における熱応力は、線膨張係数、弾性係数および温度差に比例する。今回実験を行った稻田花崗岩と三城目安山岩とを比較すると、図-13からわかるように、後者の方が弾性係数がずっと小さい。また、図-15からわかるように、温度があまり高くなっている場合には、後者の方が線膨張係数が小さい。したがって、これらの影響により、温度があまり高

くない場合には、図-16と図-18との比較からも明らかなように、後者の方が熱応力がずっと小さい。そのため、後者の方が強度が小さいにもかかわらず、より高温になるまで、熱応力による破壊が生じなかつたと考えられる。

一般に、強度の小さい岩石は弾性係数も小さいことが多い。例えば軟岩と硬岩とを比較した場合、強度の小さい軟岩は、弾性係数も小さいので、発生する熱応力も小さい。したがって、熱応力に対する安定性に関しては、一般に強度の小さい岩石の方が不利であるとは限らない。筆者らは、高温下における火成岩および堆積岩の熱膨張特性に関する実験的研究を実施しており<sup>4),8)</sup>、その結果によれば、高温下岩石の熱膨張特性は、岩石の種類により大きく異なっている。また、力学特性と比較すると、熱膨張特性の方が一般に温度依存性が大きい。例えば、100°Cや200°Cといった高温では、今回実験に用いた稻田花崗岩や三城目安山岩のように、室温での線膨張係数よりもずっと大きな値を示す場合もあれば、堆積軟岩のように、吸着水等の脱水により線膨張係数が負の値を示す場合もある。もしも線膨張係数が負の値であれば、今回の実験とは異なり、ヒーター孔周辺では引張応力が作用することになり、今回の実験とは全く異なる結果になると予想される。したがって、熱破壊挙動が岩石によって異なるということに対しては、力学特性が岩石によって異なるということの影響ももちろんあるが、それ以上に、熱膨張特性およびその温度依存性が岩石によって大きく異なるということの影響の方が大きいと考えられる。

次に、岩石の熱破壊挙動に対する拘束圧の影響について検討を行ってみた。前に述べたように、三城目安山岩供試体についての熱応力解析結果によれば、無拘束状態では、供試体の外側から引張応力により破壊することが予測され、また、拘束圧が14.7MPa作用する状態では孔壁面から圧縮応力により破壊することが予測されており、実験結果と対応している。これは、拘束圧が作用することによって、供試体の外側では引張応力が減少し、破壊しにくくなっていくのに対して、孔壁面近傍では、拘束圧の作用によって圧縮応力が増大し、破壊しやすくなっていくためである。

この結果は、実際の岩盤構造物の熱応力に対する安定性は、構造物の設置深度（初期応力状態）の影響を大きく受けるということを示している。石塚ら<sup>9)</sup>は、岩盤の一部が冷却される場合の熱応力解析結果に基づいて、空洞の設置深度が浅くなり初期応力が小さくなると、空洞周辺岩盤は、引張応力により破壊する危険性が増大すること、したがって、空洞の建設においては、設置深度の影響を検討することが重要であることを指摘している。岩盤の一部が加熱される場合は、線膨張係数が正の値であ

れば、それとは逆に、設置深度が深くなると、構造物周辺岩盤は、圧縮応力により破壊する危険性が増大することになる。今回の実験と解析の結果は、岩盤の一部が加熱される場合も、やはり、熱応力に対する安定性について検討を行う場合には、岩盤の一部が冷却される場合と同様に、構造物の設置深度（初期応力）の影響について検討することが重要であるということを示している。

## 6. おわりに

岩石を加熱した際の熱破壊挙動の特徴を把握することおよび加熱に伴うき裂の発生・進展状況の計測手法を確立することを目的として、高温下において、無拘束状態の稻田花崗岩と無拘束および拘束状態での三城目安山岩ブロックの熱応力による破壊実験を実施した。同時に、岩石を加熱した際の熱破壊挙動を予測するための解析において、入力物性値の温度依存性を考慮することの重要性を明らかにするため、上記の3種類の熱破壊実験を対象にして、高温下における室内岩石試験によって得られた物性値を用いた熱伝導・熱応力解析を行い、実験結果との対比・検討を行った。その結果以下のことが明らかになった。

(1)導電ペイントを塗布する方法およびAE位置標定の二つの方法を組み合わせることによって、熱応力によるき裂の発生・進展の状況を把握することができた。特に、引張応力により供試体が破壊する場合には、非常に有効であることがわかった。ただし、圧縮応力によりき裂が発生する場合には、今回の方法ではまだ不充分なところがあり、今後の検討が必要である。

(2)熱応力による破壊挙動は、岩石の種類や拘束条件によって大きく異なることが実験により確認された。その場合、稻田花崗岩と三城目安山岩との比較から、熱応力に対する安定性に関しては、強度の小さい岩石の方が不

利であるとは限らないことがわかった。

(3)岩石の熱破壊挙動を予測するために熱伝導・熱応力解析を行う場合には、物性値の温度依存性、特に熱膨張特性の温度依存性を考慮した解析を実施することが重要であり、そうすることによって、熱応力による破壊の開始位置と時間を予測できることがわかった。

## 参考文献

- 1) 石田 毅、北野晃一、木下直人、若林成樹：A E 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、第418号/Ⅲ-13, pp.153~161, 1990.
- 2) Young, R. P. : Seismic methods applied to rock mechanics, *ISRM News Journal*, Vol. 1, No.3, pp. 1-18, 1993.
- 3) Jansen, D. P., Carlson, S. R., Young, R. P. and Hutchins, D. A. : Ultrasonic imaging and acoustic emission monitoring of thermally induced microcracks in Lac du Bonnet granite, *J. Geophys. Res.*, Vol.98, No.B12, pp.22,231-22,243, 1993.
- 4) 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、第511号/Ⅲ-30, pp.69-78, 1995.
- 5) 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、第561号/Ⅲ-38, pp.151-162, 1997.
- 6) 大久保誠介、金 豊年、秋山政雄：一軸引張強度と圧裂引張強度の載荷速度依存性、資源と素材、Vol.109, pp.865-869, 1993.
- 7) S. P. ティモシェンコ, J. N. グーディア共著、金多 潔監訳：弾性論、コロナ社, 1973.
- 8) 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、第517号/Ⅲ-31, pp.53-62, 1995.
- 9) 石塚与志雄、木下直人、奥野哲夫：LPG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、第370号/Ⅲ-5, pp.243-250, 1986.

(1998.4.10受付)

## THERMAL FAILURE BEHAVIOR OF ROCK AT HIGH TEMPERATURES

Naoto KINOSHITA, Naruki WAKABAYASHI, Tuyoshi ISHIDA and Koji NAKAGAWA

Laboratory heating experiments were conducted to investigate the behavior of rocks under thermal stress. The experimental results indicated that the thermal failure behavior of rock greatly depended on rock types and confining conditions. Thermal stress analysis by the finite element method was carried out using the rock properties obtained from laboratory tests at high temperatures. The comparison between the results of this analysis and those of the experiments elucidated that it was essential in the analysis to consider the temperature dependence of rock properties, the thermal expansions in particular. This consideration allows the prediction of the location and time of fracture initiation caused by thermal stress.