

## 長期岩盤挙動評価のための巨視的 観点による基礎的研究

(動力炉・核燃料開発事業団 委託研究成果報告書)

### 技術資料

開示区分	レポートNo.	受領日
T	J1602 98-004	1998年2月

この資料は技術管理室保存資料です  
閲覧には技術資料閲覧票が必要です

動力炉・核燃料開発事業団 技術協力部技術管理室

1998年3月

東京大学

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせ下さい。

〒107 東京都港区赤坂 1-9-13

動力炉・核燃料開発事業団

技術協力部 技術管理室

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to: Technical Evaluation and Patent Office. Technology Management Division. Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 9-13. 1-chome, Akasaka, Minato-ku, Tokyo 107, Japan

© 動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation) 1998

## 長期岩盤挙動評価のための巨視的観点による基礎的研究

大久保誠介\*

### 要　旨

本研究は1994年度はじめられた。1994年度には、空圧式クリープ試験機の改良を行った。1994年度の終わりに、稻田花崗岩を購入し、P波速度やシュミットハンマー試験などを行った。

1995年度には、空圧式クリープ試験機を使用して、湿潤状態の田下凝灰岩のクリープ試験を継続的に行った。また、完全応力-歪曲線を求めるために、サーボ試験機を用いて一軸圧縮試験と一軸引張試験を行った。さらに、サーボ試験機を用いて稻田花崗岩の短期クリープ試験を行った。1996年度中に開始する予定である稻田花崗岩を用いたクリープ試験に備えて、油圧式クリープ試験機の改造をおこなった。狙いは、耐久性と安定性の向上である。特に測定装置は、完全に取り替えて新しいものとした。

1996年度には、クリープ試験、圧縮試験および引張試験を行った。また、2つの様式（油圧式と空圧式）の周圧維持装置を検討した。

1997年度は、従来の結果を踏まえた上で、クリープ試験、圧縮試験および引張試験などを行った。第2章にて、従来より引き続き行っている田下凝灰岩の長期クリープ試験の結果を述べる。第3章にて、稻田花崗岩の中期クリープ試験を実施した結果を述べる。クリープ試験は、ともに湿潤状態で行った。

昨年度、2つの様式の周圧維持装置を検討した。一つは油圧式でもう一つは空圧式である。油圧式は従来より良く使用されてきた様式であるが、長期にわたって使用されることが予測されたため計測系統の安定性と耐久性には十分留意を払って改造した。この油圧式周圧維持装置を用いて3軸圧縮試験を行った結果を第4章にて述べる。

昨年度までに、一軸引張試験における完全応力-歪曲線を求めることに成功した。本年度は、試験途中で除荷-載荷を行い、さらに詳しく一軸引張応力下での岩石の挙動を検討した。その結果を第5章にて述べる。

これまで、コンプライアンス可変型構成方程式に関して検討してきた。この構成方程式は比較的簡単な形をしているが、従来の多くの構成方程式が適用できない強度破壊点以降の領域まで用いることができる。この構成方程式を組み込んだ有限要素法プログラムによる計算結果を第6章にて述べる。

第7章では、今後予定される間隙水圧を制御した試験の準備として、使用予定の機器や材料の耐久性を調査した結果を述べる。

---

本報告書は、東京大学が動力炉・核燃料開発事業団の委託により実施した研究の成果である。

契約番号：090D0151

事業団担当部課室および担当者：東濃地科学センター 地質環境研究室 坪田浩二

\*：東京大学工学部 教授

Fundamental Study on long-term Stability of Rock  
from the Macroscopic Point of View.

Seisuke Okubo\*

Abstract

In the fiscal year of 1994 when this project was started, a pneumatic creep testing machine was modified. At the end of the fiscal year of 1994, Inada granite was purchased, and the preliminary tests such as P-wave velocity measurement and Schmidt hammer testing were carried out.

Through the fiscal year of 1995, a specimen of Tage tuff under water-saturated condition had been loaded in uniaxial condition in the pneumatic creep testing machine. In the fiscal year of 1995, the uniaxial compression and tension tests, and the short-term creep test of Inada granite were also carried out in the servo-controlled testing machines to obtain the complete stress-strain curves. A hydraulic creep testing machine which was planned to use in the next year was modified for long-term creep testing. Finally, a constitutive equation of variable compliance type was examined based on the experimental results.

In fiscal year of 1996, creep, compression and tension tests were carried out. Two types of pressure maintenance equipment (hydraulic and pneumatic types) were developed and examined.

In fiscal year of 1997, creep, compression and tension tests etc. were again carried out on the basis of the results heretofore. In chapter 2, the experimental results of long-term creep testing of Tage tuff are described. In chapter 3, the experimental results of middle-term creep testing of Inada granite are described. In both creep tests, samples were submerged in water.

Two types of pressure maintenance equipment were developed and examined in fiscal year of 1996. One was hydraulic type and another was pneumatic type. The hydraulic type equipment modified for long-term creep testing especially in the measurement system to ensure durability and stability was found to be precise and reliable. In chapter 4, the results of triaxial compression test are described.

Complete stress-strain curves in uniaxial tension were successfully obtained in fiscal year of 1996. In this year, a specimen was unloaded and re-loaded several times through a uniaxial tension test to obtain behaviour more precisely. The results of the test are described in chapter 5.

A constitutive equation of variable compliance type was discussed based on the experimental results. Though the equation has relatively simple form, it can be applied beyond the strength failure point up to the post-failure region. The constitutive equation was implemented in two and three dimensional FEM programs. The calculated results was described in chapter 6.

In chapter 7, preliminary evaluation of equipment and materials for pore-pressure controlled testing was described.

---

Work performed by The University of Tokyo under contract with Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation.

PNC Liaison: Geological Environment Research Section, Tono Geoscience Center Koji Tsubota  
※:The University of Tokyo, Faculty of Engineering; Professor

## 目 次

1.はじめに	1
2.空圧式クリープ試験機による長期クリープ試験	3
3.中期クリープ試験	6
4.周圧下での圧縮試験	12
4. 1 試料岩石と試験条件	12
4. 2 試験結果	12
5.一軸引張応力下での除荷・載荷試験	22
5. 1 はじめに	22
5. 2 実験装置及び試料岩石	22
5. 3 実験方法	22
5. 4 実験結果	23
5. 4. 1 応力一歪曲線	23
5. 4. 2 応力とコンプライアンスの関係	23
5. 4. 3 非弾性歪とコンプライアンスの関係	24
5. 5 考察	24
5. 6 まとめ	25
6.構成方程式の検討	37
6. 1 2次元FEMプログラムによる計算と寸法効果	37
6. 1. 1 はじめに	37
6. 1. 2 岩石の寸法効果	37
6. 1. 3 破壊を表現できる構成方程式	38
6. 1. 4 試験片モデルと計算方法	38
6. 1. 5 強度の寸法効果	39
6. 1. 6 時間依存性挙動の寸法効果	39
6. 1. 7 まとめ	40
6. 2 3次元FEMプログラムに関する基礎的検討	40
6. 2. 1 はじめに	40
6. 2. 2 基礎仮定	41
6. 2. 3 計算結果	45
6. 2. 4 まとめ	47
7.間隙水圧を制御した試験の準備	76
7. 1 試料と試験条件	76
7. 2 試験結果（コネクターなどの腐食について）	76
8.まとめ	85
参考文献	86

## 1. はじめに

巨視的観点からの長期岩盤挙動の評価の確立を目指し、平成6年度よりこの委託研究は始まった。平成6年度は、比較的小さな荷重を簡便に加えられる、空圧式クリープ試験機に関する検討を中心に行った。また、今後検討するための岩石試料として稻田花崗岩を選定し、入手するとともに非破壊検査を実施した。

平成7年度の研究範囲は、以下に列挙するように平成6年度に比べてかなり広がった。①平成6年度に始めた空圧式クリープ試験機を使用したクリープ試験を引き続き行った。②今後検討を進める予定の稻田花崗岩の基礎物性を把握するため一軸圧縮試験と一軸引張試験を実施した。③本研究では、将来、花崗岩の長期クリープ試験を実施する予定であるが、それに先立って、既存のサーボ試験機を用いた短期間クリープ試験を行った。④大きな荷重を長期間にわたって加え続けることができる油圧式クリープ試験機の改良と試用を行った。⑤従来の実験結果をまとめ、どのような挙動を再現することが構成方程式に期待されるかを調査し、ついで非線形構成方程式基礎式の紹介とその解析解について述べた。⑥堆積岩の長期時間依存性挙動も今後検討する予定である、その準備段階として3種類の砂岩について予備的検討を加えた。

平成8年度の研究範囲を大別すると、クリープ試験、強度試験、周圧維持装置の開発、構成方程式の検討の4つになる。①平成6年度に始めた空圧式クリープ試験機を使用したクリープ試験を引き続き行った。さらにサーボ試験機を用いた短期クリープ試験と、油圧式クリープ試験機を使用した中期クリープ試験を行った。②強度試験として、一軸圧縮試験、一軸引張試験および圧裂引張試験を行った。③従来よりしばしば使用されてきた油圧式周圧維持装置についてまず検討した。ついで、より小型で安価に製作できる空圧式周圧維持装置の開発と試用を行った。④平成7年度は1次元の構成方程式評価用プログラムを報告書に添付したが、平成8年度は2次元有限要素法プログラムを添付しその使用方法について解説した。また、構成方程式に含まれるパラメータの求め方と、いくつかの岩石におけるパラメータの値について述べた。

平成9年度（本年度）は、従来の結果を踏まえた上で、クリープ試験、圧縮試験および引張試験などを行った。第2章にて、従来より引き続き行っている田下凝灰岩の長期クリープ試験の結果を述べる。第3章にて、稻田花崗岩の中圧クリープ試験を実施した結果を述べる。気乾状態でのクリープ試験結果は比較的多く報告されているが、湿潤状態での結果は比較的少ない。しかしながら、これまでの本研究結果から、湿潤状態ではクリープ変形が進みやすい事がわかつている。そこで、湿潤状態でのクリープに注目して試験を行った。

昨年度、2つの様式の周圧維持装置を検討した。一つは油圧式でもう一つは空圧式である。油圧式は従来より良く使用されてきた様式であるが、長期にわたって使用されることが予測されたため計測系統の安定性と耐久性には十分留意を払って改造した。油圧維持装置の信頼性、使い勝手を調べるとともに、周圧下における岩石の基礎データを得るために、この油圧式周圧維持装置を用いて3軸圧縮試験を行った結果を第4章にて述べる。

昨年度までに、一軸引張試験における完全応力一歪曲線を求める成功に成功した。本年度は、試験途中で除荷一載荷を行い、さらに詳しく一軸引張応力下での岩石の挙動を検討した。その結果を第5章にて述べる。ピーク強度以降の領域での除荷一載荷試験は、著者の知る限りではこれまで報告されていない。

これまで、コンプライアンス可変型構成方程式に関して検討してきた。この構成方程式は比較的簡単な形をしているが、従来の多くの構成方程式が適用できない強度破壊点以降の領域まで用いることができる。この構成方程式を組み込んだ2次元および3次元有限要素法プログラムを開発し、比較的簡単なモデルを用いた計算を行った。計算結果を第6章にて述べる。

第7章では、今後間隙水圧を制御した試験を予定している。その際、機器の劣化（さび）が懸念される。そこで、使用予定の機器や材料を水中に長期間放置し、その劣化を調査した結果を述べる。

## 2. 空圧式クリープ試験機による長期クリープ試験

昨年度の報告書（2. 1節）に示したように、約3年実施していたクリープ試験で歪みの計測結果が徐々に増え続け、破壊を表す値となつたため平成8年8月に実験を終了させた。しかし、岩石を確認したところ破壊は生じておらず、ストレイン・メータの故障（零点調整用のアンプの劣化）が原因であることがわかつた。ストレイン・メータが故障することは想定しておらず、そのためその対策について昨年度検討した。また、他の機器も3年間使用していたので、配線を含め点検を行い、再度実験を開始した。

実験条件は、前回と同様で以下の通りである。

○岩石：田下凝灰岩

○環境：常温下、湿潤状態

○試験片：直径25mm×さ50mmの円柱形

○クリープ応力：2.8MPa [一軸圧縮強度(9.1MPa)の30%]

実験は、平成9年5月23日10時27分に開始した。実験に先立ち、昨年度の報告書に示したように、ストレイン・メータの故障に備えて、キャリブレーション用のキャリブレータ（ユニパルス製、昨年度報告書10頁参照）によって、ストレインアンプの零点およびゲインを調べた。その結果、ゲインは入力 $1000\mu$  ( $5480\mu$ で変位2mm相当) に対して電圧出力801mV、零点は出力電圧で898mVであった。将来、ストレイン・アンプが故障した場合には、新しいストレイン・アンプに置き換えて、そのゲインおよび零点を上記のように設定すれば、今までと同じ出力感度で測定が可能となる。

クリープ試験を開始した時を起点とした、歪の経時変化を片対数グラフ上に示した図が図2-1である。図では、載荷1s後に $1750 \times 10^{-6}$ の歪が現れており、これはほぼ弾性歪を表している。時間の経過とともに歪は増加しており、歪は $10^4$ s（約3時間）まではほぼ経過時間の対数に比例している。 $10^4$ sを過ぎると若干下に凸の傾向が現れ、時間の対数に対する歪の増加率が増加していることも図からわかる。試験室の温度は一定になるように空調を24時間動作させているが、春から実験を開始して、夏、秋、冬と季節の変化によって、試験室の温度も若干変化するため、 $10^6$ s以降、若干の波が現れているものと考えられる。

前回の結果と比較するために、載荷1s後をクリープ歪の原点として、前回と今回の結果を合わせたものを図2-2に示した。図からわかるように、載荷直後からほぼ同じようにクリープ歪は増加している。しかし $10^3 \sim 10^6$ sまでは前回のクリープ歪の方が大きくなつており、それ以降はまたほぼ同じように変化していることがわかる。この違いについては判然としないが、結果的には今回の結果の方が対数則に近い関係を示しており、経験的には今回の結果の方が正しいように思えるが、前回の試験で何らかの事象が発生した可能性も考えられる。 $10^4 \sim 10^5$ sにかけて、急激に歪が増加し、逆に $10^5 \sim 10^6$ sにかけて歪の増加率が減少している。このような現象は、 $10^4 \sim 10^5$ sにかけて、例えば亀裂が進展したとか、試験片の端部が若干かけるなどの現象が生じた時に現れる可能性はあると考えられる。

現在は順調に試験が行われていると判断して、メンテナンスとしては1日1回試験の確認を行っている。今後もこのまま実験を行っていく予定である。

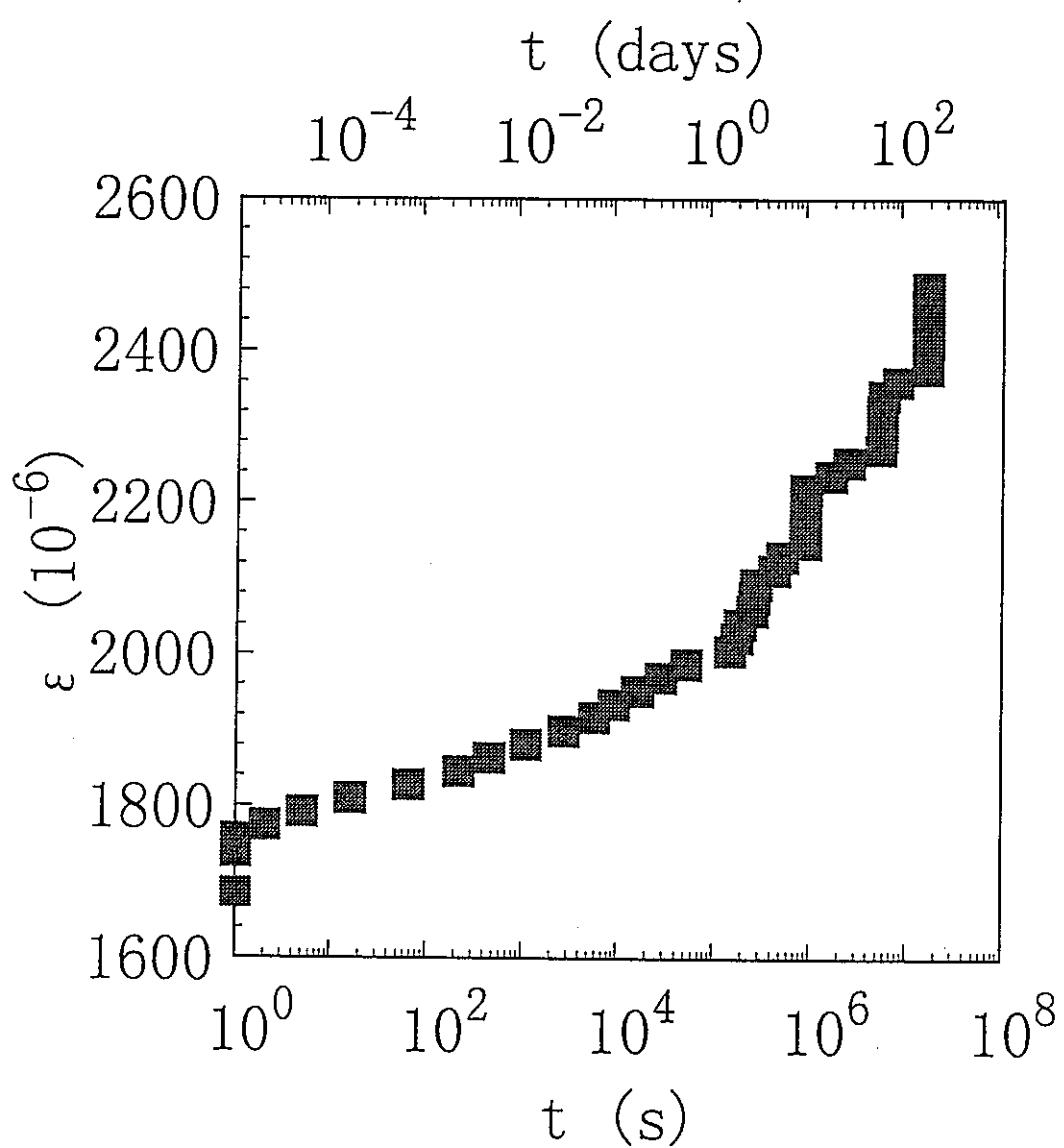


図 2-1 歪の経時変化  
田下凝灰岩, 湿潤状態  
クリープ応力レベル 30 %

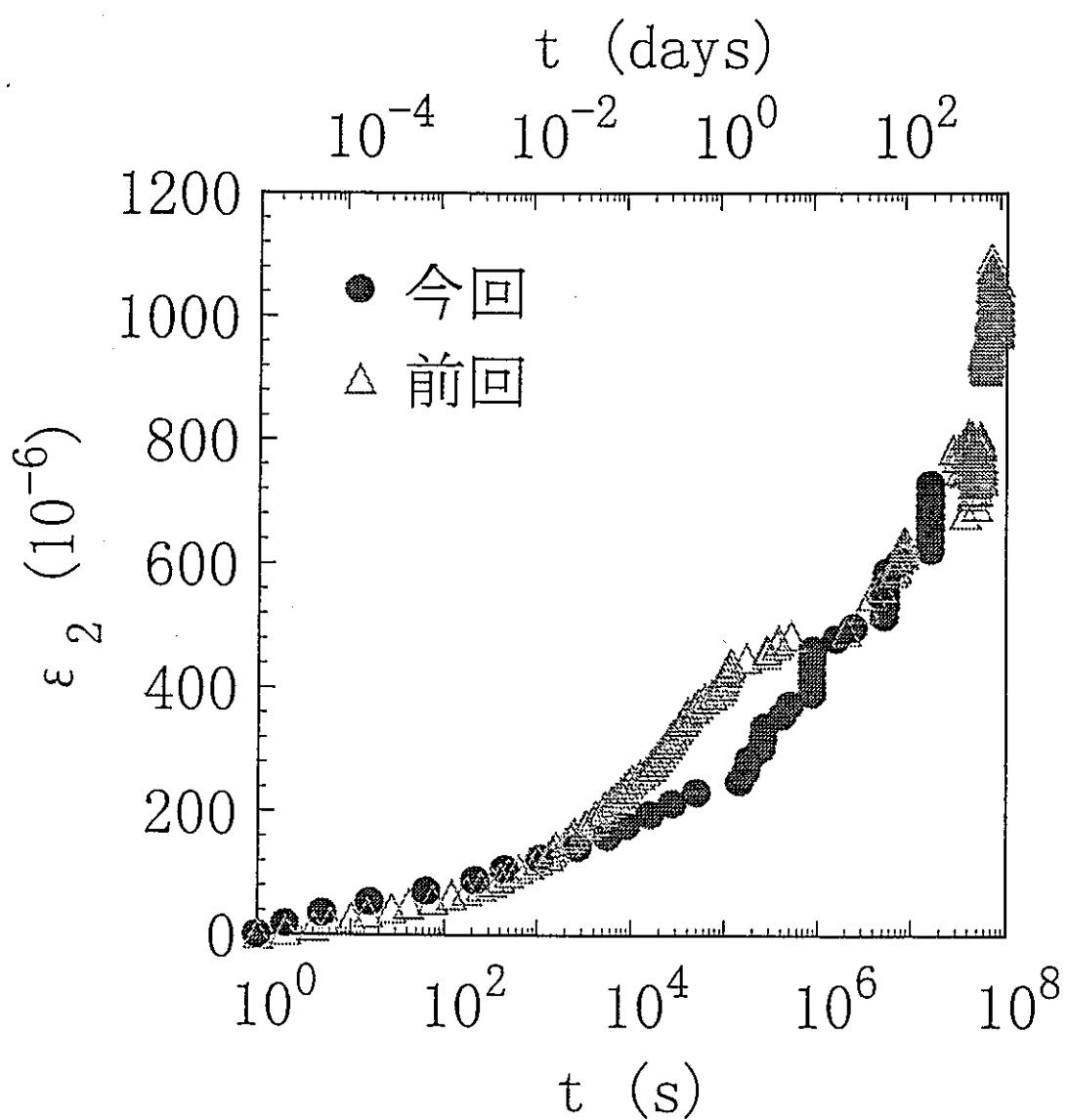


図 2-2 歪の経時変化  
 田下凝灰岩, 濡潤状態  
 クリープ応力レベル 30 %  
 ●は今回の結果, △前回の結果

### 3. 中期クリープ試験

花崗岩でクリープ変形は生じないと認識が実務者にあるが、これはあくまで作用する応力に対して花崗岩の強度が大きいため、相対的にクリープ応力の小さい事例が多いからであろう。気乾状態の花崗岩でもクリープ応力が90%に近ければ、クリープ破壊が短期間で生じる。そのため、花崗岩の低応力でのクリープ特性は重要である。

そこで昨年度は気乾状態および湿潤状態でのクリープ特性を比較することを目的として、50kNの油圧クリープ試験機により、稻田花崗岩のクリープ試験を行った。気乾状態で応力レベル50%のクリープ試験を約6ヶ月行った結果、クリープ変位は変位計の分解能以下であり、歪では $3 \times 10^{-5}$ 以下であった。他方、同じ応力レベルでの湿潤状態では、1週間程度のクリープで、 $10^{-4}$ 程度のクリープ歪が観測された。このように、湿潤状態では気乾状態に比べて、クリープ変形が比較的大きいことがわかった。

そのため本年度は湿潤状態に限定して、低応力レベルでのクリープ試験を行った。

試験条件を以下に示す。

- 岩石：稻田花崗岩
- 環境：常温下、湿潤状態
- 試験片：直径20mm×高さ40mmの円柱形
- 応力レベル：30%および50%

湿潤状態での一軸圧縮強度は190MPa（昨年度報告書3.1節参照）より、クリープ応力は57MPaおよび95MPaとした。

図3-1に応力レベル50%，図3-2に応力レベル30%のクリープ歪の経時変化を示す。ただし、クリープ歪は載荷1s後の歪を0とした。

図3-1に示した応力レベル50%では、時間の経過とともにクリープ歪が増加しており、 $10^6$ s（約12日）で $1.0 \sim 1.5 \times 10^{-4}$ のクリープ歪が生じている。図ではNo.1, 3, 4の試験片ではほぼ対数クリープ則（経過時間の対数にクリープ歪が比例）に近い関係となっている。他方、No.2, 7の試験片では載荷10sまでのクリープ歪の増加が大きく、10s以降はほぼNo.1, 3, 4と同様にクリープ歪が増加している。

図3-2に示した応力レベル30%では、 $5 \times 10^6$ s（約6日）で $5 \sim 7 \times 10^{-5}$ のクリープ歪が生じている。No.6, 8の試験片では対数クリープ則が成立している。他方、No.5では、応力レベル50%のNo.2, 7と同様に、載荷10sまでのクリープ歪の増加が大きくなっている。

このように、2つのタイプの結果が得られたので、それぞれに分けて示したのが、図3-3、図3-4である。図3-3は通常見られるクリープ則に近い関係が現れた結果である。図では応力レベルが30%に比べて、50%の方が2倍ほどクリープ歪が大きくなっている。図3-4は載荷10sまでのクリープ歪が大きくなった事例である。この場合も、応力レベルが30%に比べて、50%の方が2倍ほどクリープ歪が大きくなっている。このように、2つのタイプにわけた場合には、応力にほぼ比例したクリープ歪となっていることがわかる。

載荷10sまでクリープ歪が大きくなるものとそうでないものが現れた理由は、来年度以降の課題したいが、以下の事項が考えられる。

本節で用いた油圧式クリープ試験機によって、過去に砂岩、凝灰岩、安山岩の湿潤状態クリープ試験を行ってきたが、このような現象は現れなかった。今回の実験との相違点から考えて、花崗岩という岩種の影響がまず考えられる。湿潤状態の花崗岩では潜在亀裂に水が入り込んでいる。また、花崗岩は透水係数がかなり小さい。その花崗岩にステップ上にクリープ応力を作用させた場合、透水係数が小さいため、載荷直後では潜在亀裂中の水は試験片の外にすぐに排水されず、間隙圧が上昇することになる。この水が時間の経過によって（この場合には10 s以内に）、排水されることが想定すれば、図3-4のような結果となる。また図3-3でも10 s以内でのクリープ歪は対数則よりも若干大きくなっている。花崗岩の潜在亀裂などの空隙部は試験片ごとに異なっており、そのためクリープ歪にばらつきが生じたと考えることができる。このように考えた場合には、10 s以降のクリープ曲線も間隙水の排水の影響が現れているとも考えられる。

上記の内容は推測にすぎないので、来年度以降も引き続き検討する必要があると考えられる。

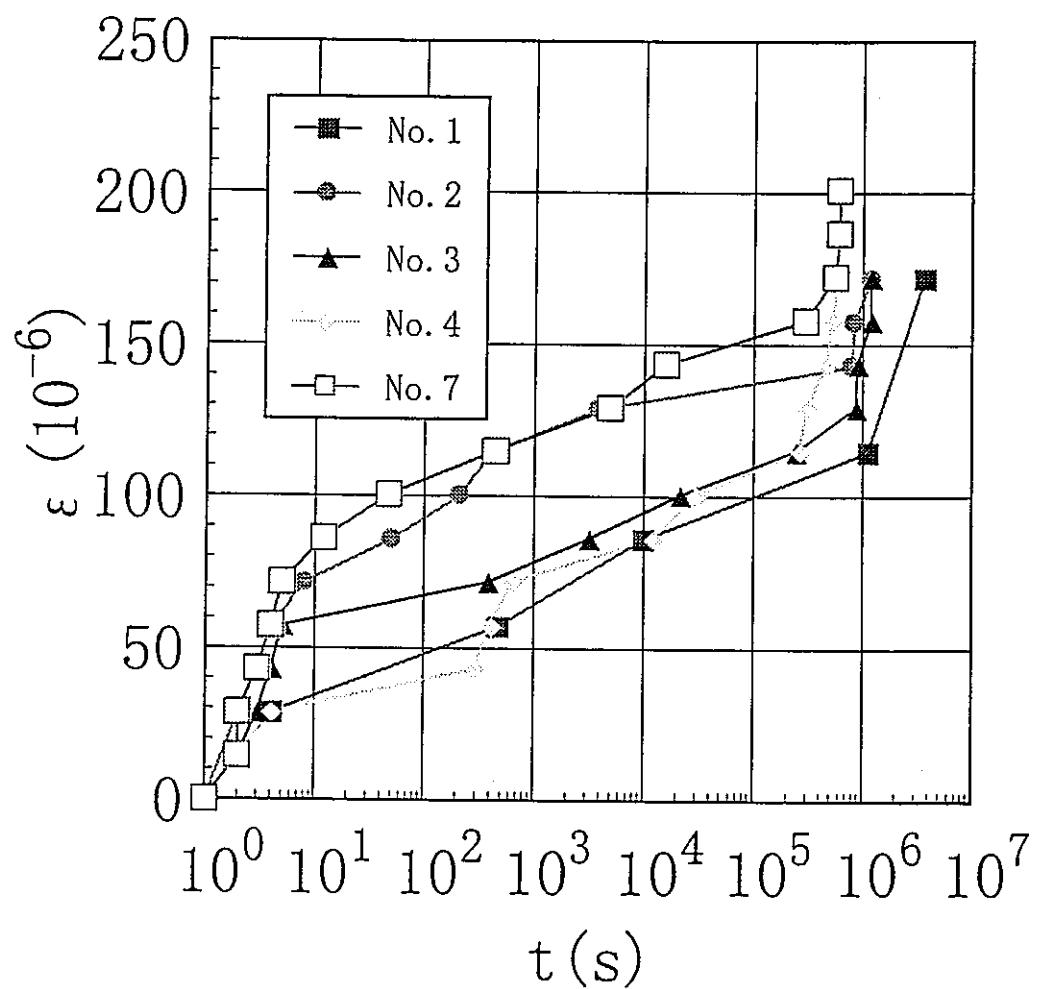


図3-1 クリープ歪の経時変化  
稲田花崗岩, 湿潤状態  
クリープ応力レベル50%  
図中の記号は, 試験片番号である.

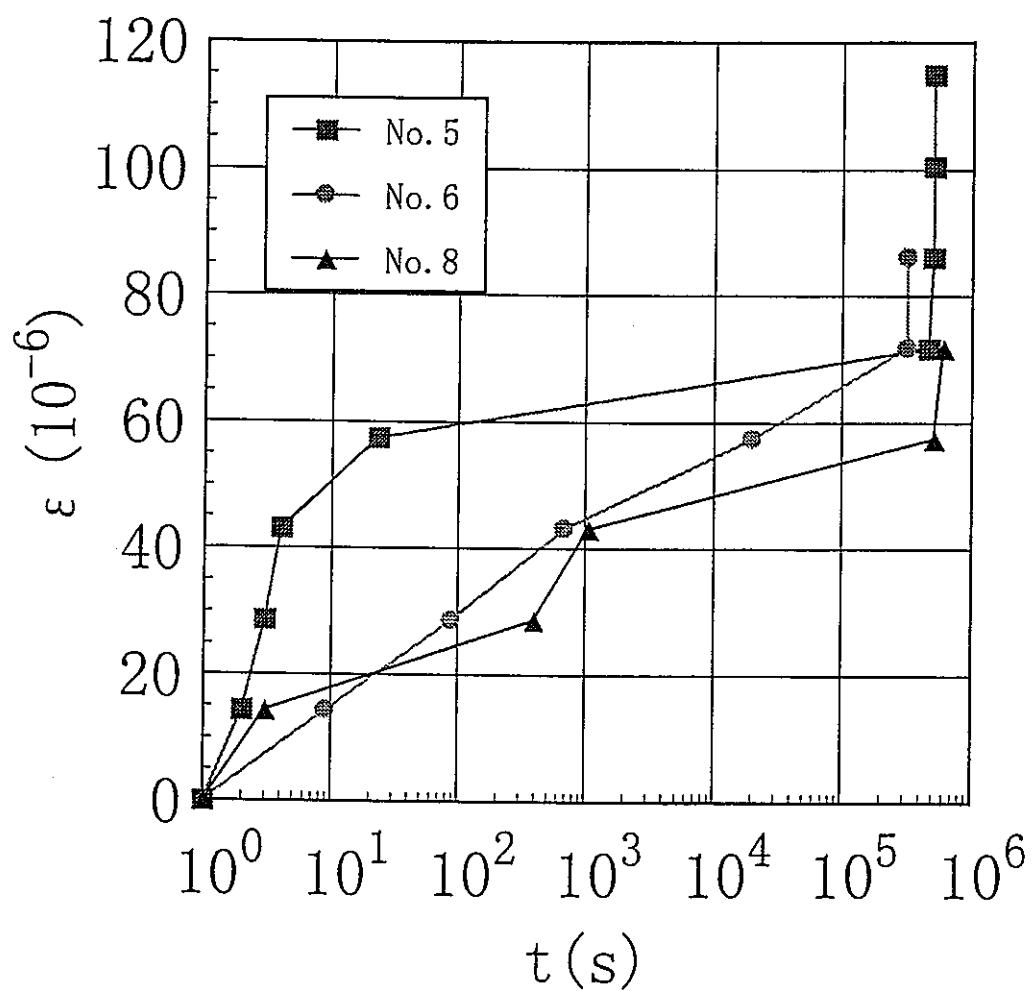


図3-2 クリープ歪の経時変化  
稻田花崗岩, 湿潤状態  
クリープ応力レベル30%  
図中の記号は, 試験片番号である.

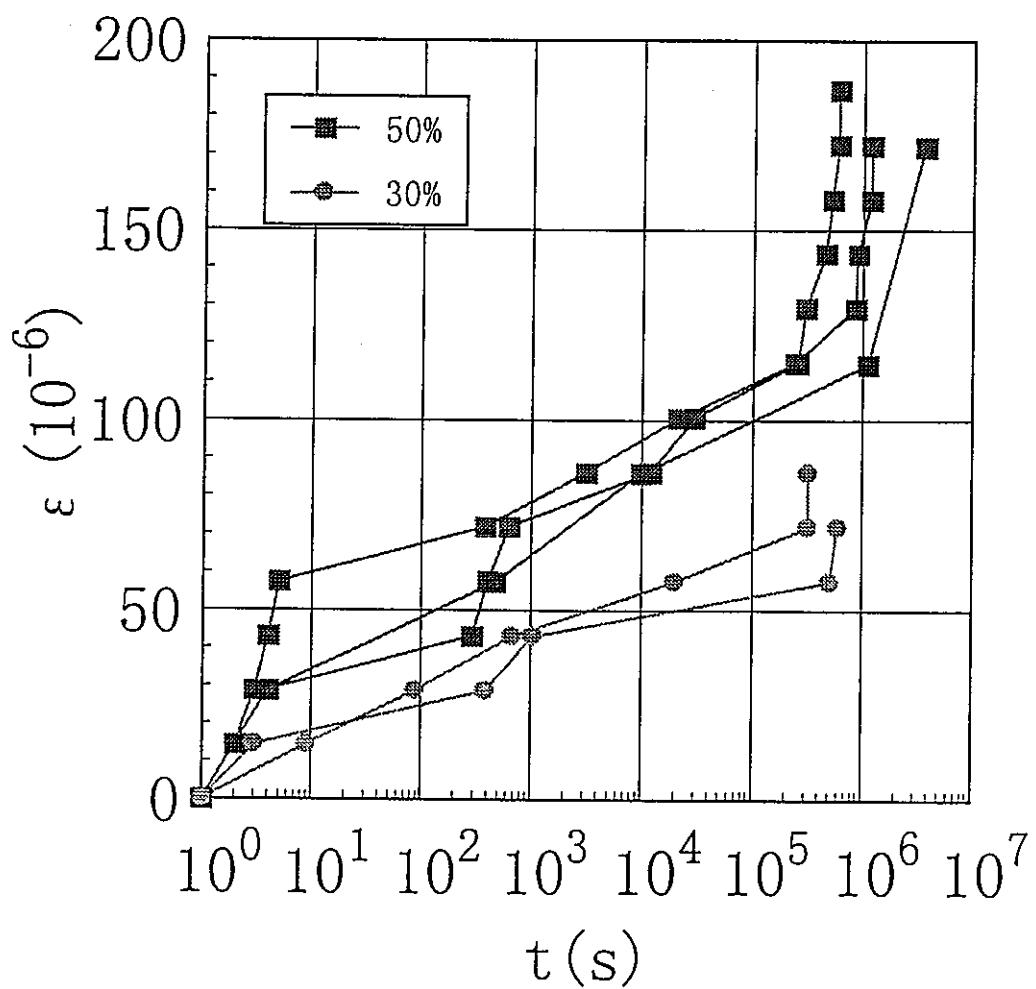


図 3-3 クリープ歪の経時変化  
稻田花崗岩, 湿潤状態  
クリープ応力レベル 30 % および 50 %

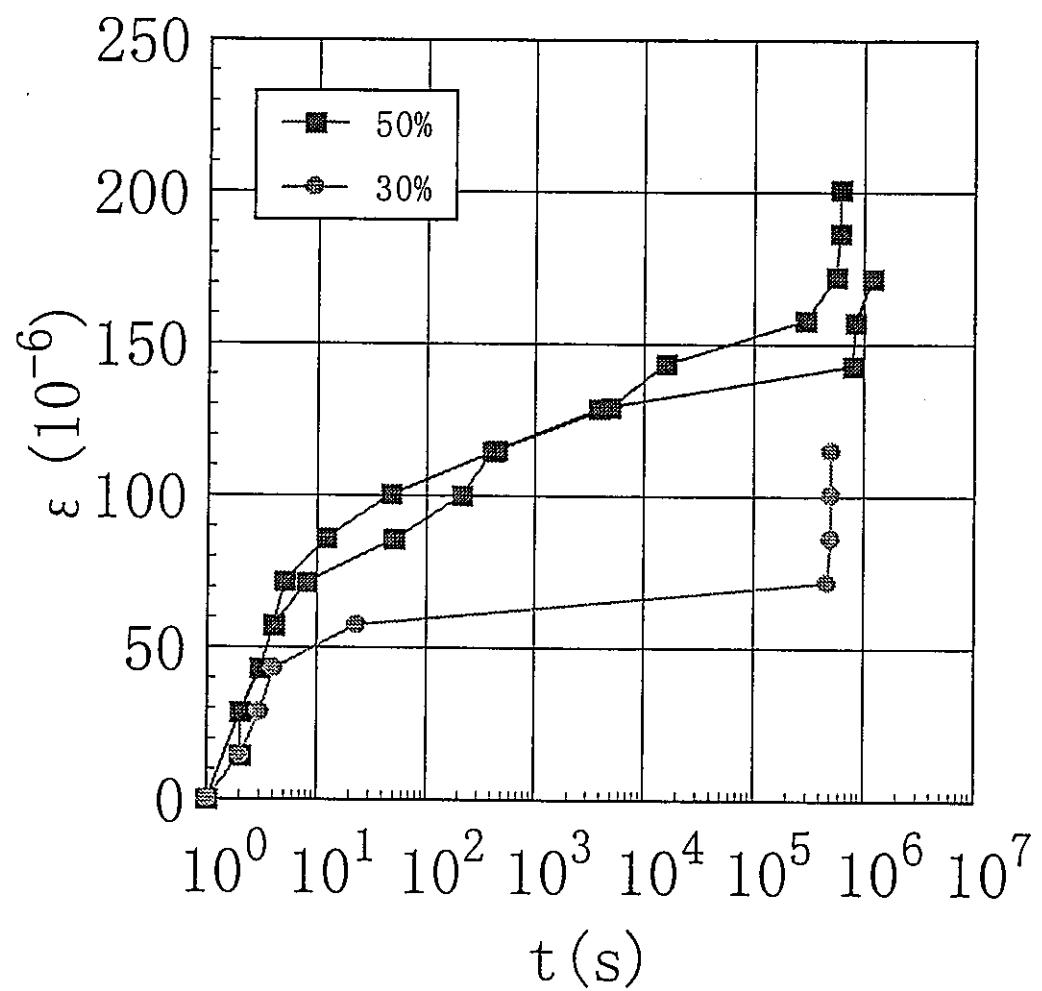


図 3-4 クリープ歪の経時変化  
稲田花崗岩, 湿潤状態  
クリープ応力レベル 30 % および 50 %

## 4. 周圧下での圧縮試験

### 4. 1 試料岩石と試験条件

昨年度は油圧式と空圧式の2種類の周圧維持装置（昨年度の報告書の4章参照）に関して検討した。その結果、油圧式の周圧維持装置に関しては、精度1%以内で問題なく油圧が保持できることがわかった。

本年度は、この油圧式の周圧維持装置を用いて、岩石の三軸圧縮試験を行った。  
実験条件を以下に示す。

○岩石：白浜砂岩、諫早石、平島石（平成7年の報告書8章参照）

○試験片：直径25mm×高さ50mmの円柱試験片

コアはすべて天地方向に抜いた。端面は平面研削盤により2/100mm以内に仕上げた。

○気乾状態

空調をした実験室で2週間以上自然乾燥した後実験に供した。なお、実験室の温度は20±5°Cで、湿度は65±15%に保たれている。

○コーティング

三軸圧縮試験では、周圧を油圧で載荷するので、岩石に油がしみ込まないように岩石をコーティングする必要がある。コーティングの方法としていくつかあるが、熱可縮性チューブ（三菱樹脂㈱ ヒシチューブ VW41×0.1 透明）を用いた。方法としては、岩石の両端にプラテンを置き、熱可縮性チューブで覆い、その後ドライヤーであることにによって、熱可縮性チューブが縮み、コーティングが完了する。

○試験数：同一条件で3本

○試験機：容量1.5MNのMTS試験機

○載荷方式：定歪速度制御（歪速度 $10^{-5} \text{ s}^{-1}$ ）

○周圧：11MPa

### 4. 2 試験結果

試験終了後の試験片の写真を図4-1に、軸差応力 $\sigma_d$ -軸差歪 $\varepsilon_d$ 曲線を図4-2に、物性値を表4-1に示す。図4-1は、前方および後方より撮影したものである。（a）に示した白浜砂岩は、歪で約2.5%載荷したものである。写真ではわずかではあるが中央部が膨らんでいる様子が見て取れる。また、左端の番号1の試験片の左側面のやや上部から、右側面のやや下部にかけてわずかに白く見える。これは亀裂であり、45度の角度に近い方向である。中央の番号2の試験片の後方より撮影したものでは、試験片上端面のやや右から約60度の角度で、左下に向かって亀裂が進展しているのがわかる。右の番号3の試験片は、右側面中央部が膨れているだけで、亀裂が観察できない。

図4-2（a）の応力-歪曲線を見ると、3本とも、軸差歪が2%となるまではほぼ同じ挙動を示している。すなわち、軸差歪が1%，応力にして80MPaまではほぼ応力と歪は直線的な関係が見られ、その後、徐々に傾きが低下していき、歪み1.3%で強度破壊点（95MPa）に達し、そ

の後ほぼ直線的に応力が低下している。番号3の試験片は強度破壊点以降ではほぼ直線的であるが、番号1、2はそれぞれ2.4%（図中のA）、1.9%（図中のB）でその直線から急にずれて傾きを増してせい性的な傾向が現れている。図4-1の破壊後の写真で番号1、2で試験片には亀裂が観察されており、番号3では亀裂は観察されていない。番号3の場合には、巨視的な亀裂が発生していないので、三軸圧縮試験での破壊は数多くの微視的な亀裂の進展によるものであり、塑性流動を一部伴なうような現象（中央部が膨らんでいる現象）が破壊過程で生じていると考えられ、このような過程はエネルギーを多く消費するため、延性的になりやすい。他方、亀裂の進展が生じた場合には、さほどエネルギーを消費しないため、せい性的になりやすいと考えられる。そのように考えると、応力-歪曲線で番号1の試験片は図4-2（a）のAで、番号2の試験片はBで、それぞれ亀裂の進展が現れたと考えることができる。

図4-1（b）の諫早石は歪で約2.0%載荷したものである。左の番号2の試験片の後方からの写真で上端面中央から、左下方向に亀裂が見える。中央の番号3の後方からの写真で下部に水平方向に亀裂によるずれが生じているのが確認できる。右の番号4に前方からの写真では、4の数字を跨ぐように亀裂が見え、後方からの写真では上端面右から、下端面の左にかけて亀裂が見える。図4-2（b）の軸差応力-歪曲線では、白浜砂岩に比べ、ばらつきが大きくなっている傾向はあるものの、強度破壊点までは、ほぼ似た挙動を示している。強度破壊点以降、番号2、3、4で歪がそれぞれ2.1%、2.0%、1.6%の時点で制御不能（応力軸と平行となっている区間）となり、急激な応力の低下が現れている。この時点で急激に破壊が進行し、巨視的な亀裂が発生したものと考えられる。その後、応力が60～90 MPaの間でほぼ応力が一定となっている残留強度領域が現れていることがわかる。この領域では、亀裂面に沿ったすべり現象が現れているものと考えられる。

図4-1（c）の平島石は歪で約2.0%載荷したものである。左の番号2の試験片の前方からの写真で上端面中央から、左下方向に明瞭な亀裂が見える。中央の番号3の前方からの写真で右側の下部に一部亀裂が確認できる。右の番号4に後方からの写真で、中央の上部に亀裂が見える。

図4-2（c）の軸差応力-歪曲線では、他の岩石同様に強度破壊点までは、3本ともほぼ似た挙動を示している。強度破壊点以降、番号2の試験片で歪がそれぞれ1.7%の時点で制御不能（応力軸と平行となっている区間）となって急激な応力の低下が現れているが、番号3、4の試験片では急激な破壊現象は現れていない。番号2に関しては、歪が1.7%の時に亀裂が急激に進展し、その後、応力が60 MPaの時点でほぼ一定となっており、亀裂の進展は収束したものと考えられる。番号3で歪1.9%の時点で若干応力の急激な低下現象が観察される。この区間も亀裂の急激な進展が現れているものと考えられるが、その後、歪の増加に従い、応力は110 MPaから85 MPaまで徐々に低下している。この区間では亀裂がまだ徐々に進展していることを表している。応力が80 MPaになってようやく応力はほぼ一定となり、残留強度領域に達している。この時点でようやく亀裂の進展が停止したものと考える。他方、番号4の試験片では強度破壊点以降、徐々に応力は低下しており、この区間では亀裂は徐々に進展している。応力が80 MPaでようやく応力の低下が停止しているので、この時点で亀裂が試験片全体を横切ったものと考えられる。

表4-1に各岩石の強度と、強度の50%時での接線ヤング率を示す。比較のために一軸圧

縮試験での強度および強度の 50% 時での接線ヤング率および、一軸圧縮試験での両物性値の、周圧 11 MPa を作用させた場合の増加率も示した。表から、白浜砂岩は周圧の増加によって、強度は 2 倍程度、ヤング率は 30% 増加しており、3 つの砂岩の中で最も増加率が大きくなっている。これは白浜砂岩の強度は他の岩石に比べて小さいために、周圧によって、増加率は大きくなったものと考えられる。強度の増加（絶対値）だけで見ると、3 岩石ともほぼ 50 MPa 程度増加しており、ほぼ同じである。ヤング率に関しては、白浜砂岩および平島砂岩ではほぼ 2.5 GPa 程度増加しているが、諫早石では 1 GPa しか増加していないことがわかる。

表4-1 三軸圧縮試験結果

	三軸圧縮試験		一軸圧縮試験		両試験の比較	
	強度 (MPa)	ヤング率 (GPa)	強度 (MPa)	ヤング率 (GPa)	強度の増加率 (%)	ヤング率の 増加率(%)
白浜砂岩	98.2	10.1	50.4	7.82	94.8	29.2
諫早石	157	14.4	108	13.3	45.4	8.3
平島石	156	13.9	93.8	11.5	66.3	20.9

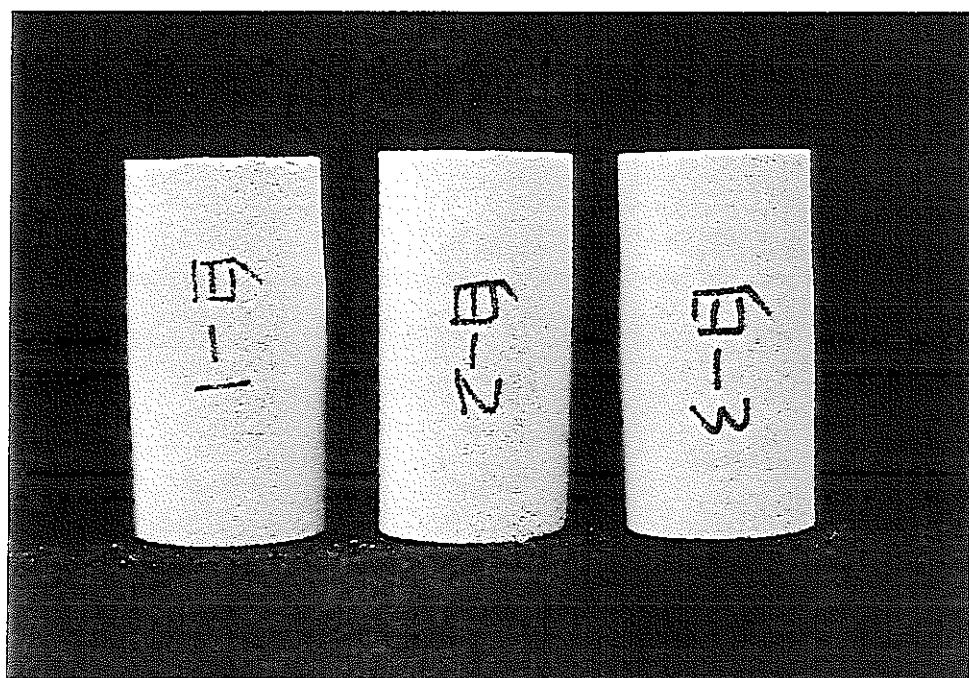


図4-1 (a) 三軸圧縮試験後の白浜砂岩  
(歪で約2.5%載荷した後)

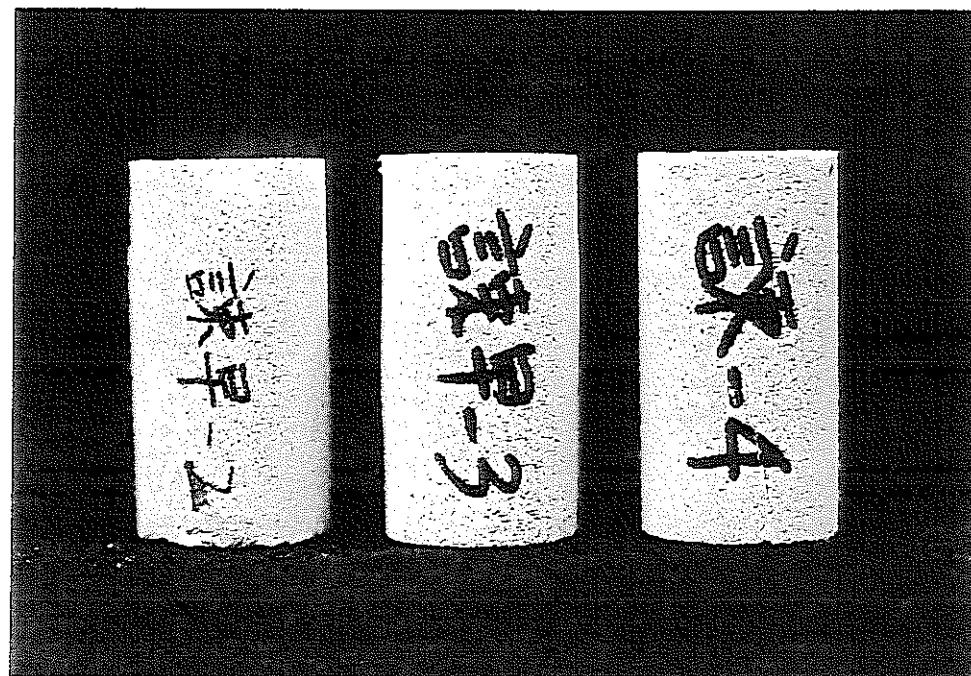


図4-1 (b) 三軸圧縮試験後の諫早石  
(歪で約2.0%載荷した後)

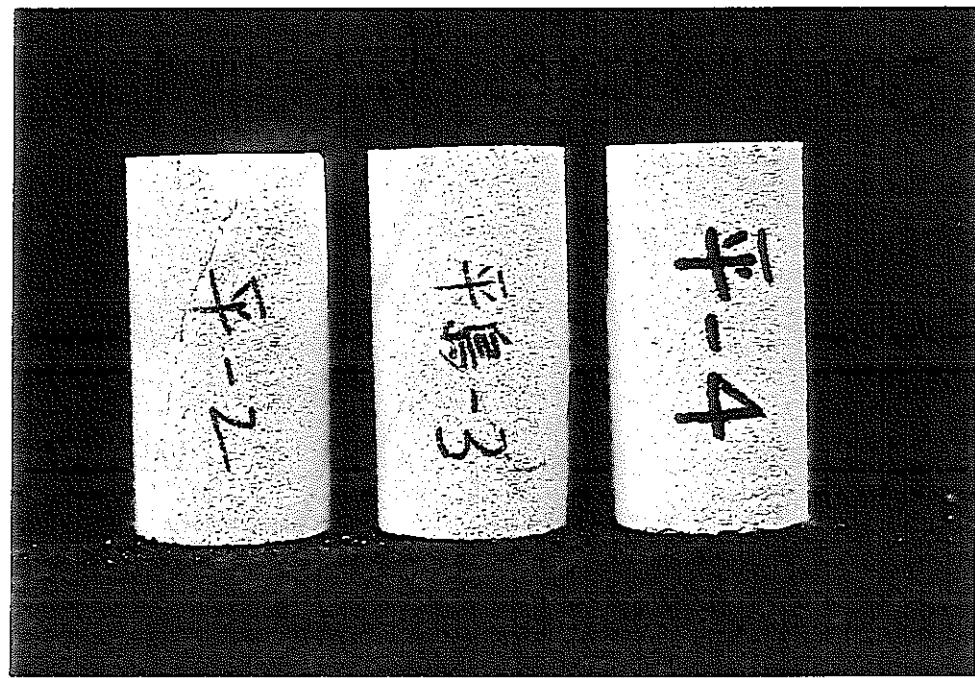


図4-1 (c) 三軸圧縮試験後の平島石  
(歪で約2.0%載荷した後)

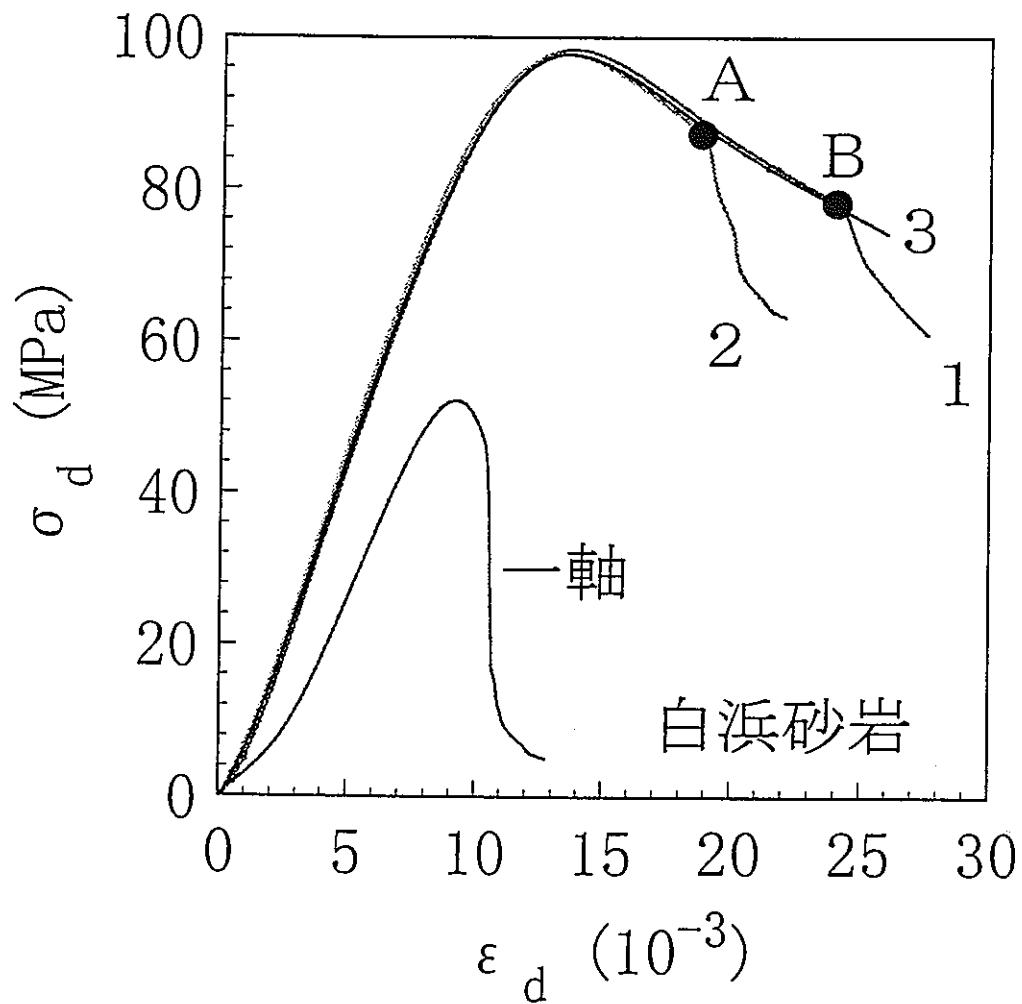


図4-2 (a) 三軸圧縮試験の軸差応力  $\sigma_d$ -軸差歪曲線  $\varepsilon_d$  (白浜砂岩)  
 図中の数字は、試験片番号で図4-1参照。  
 周圧 11 MPa

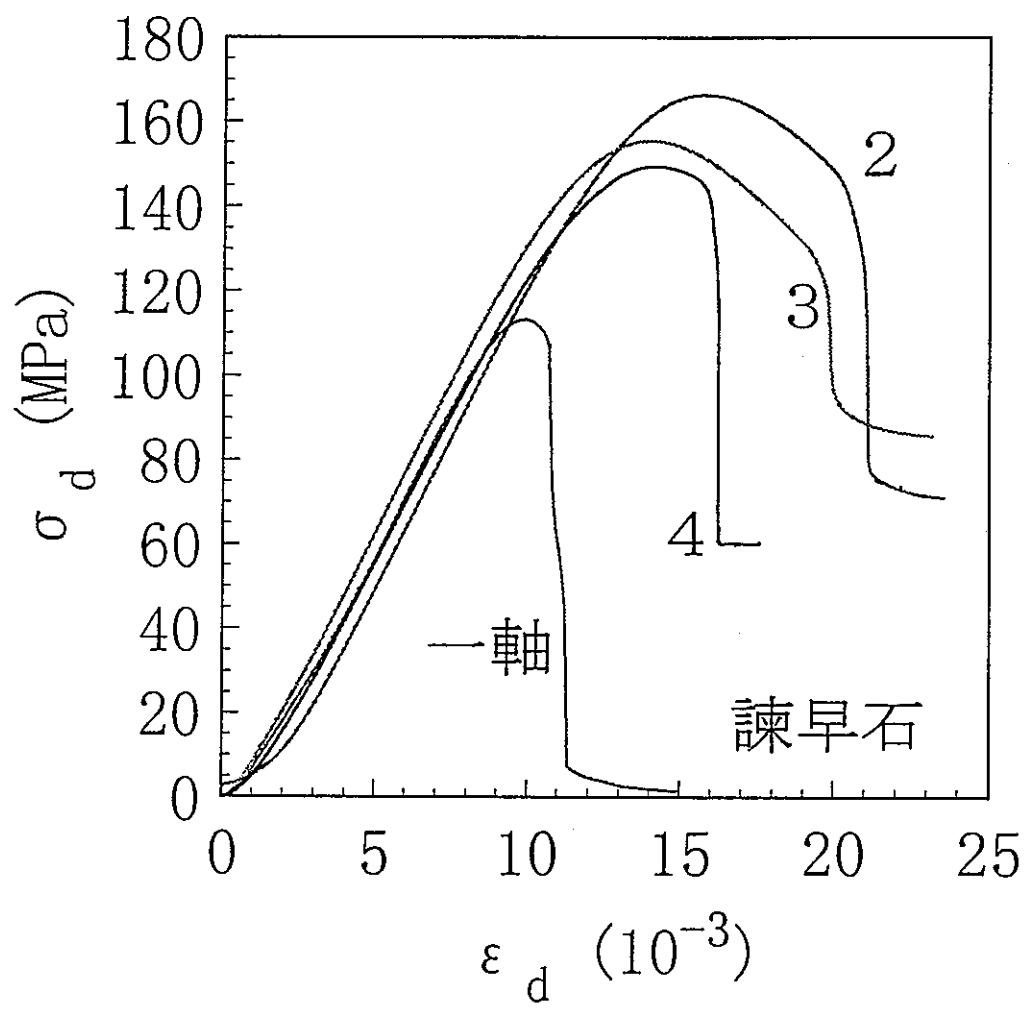


図 4-2 (b) 三軸圧縮試験の軸差応力  $\sigma_d$  - 軸差歪曲線  $\varepsilon_d$  (讃早石)  
 図中の数字は、試験片番号で図 4-1 参照。  
 周圧 11 MPa

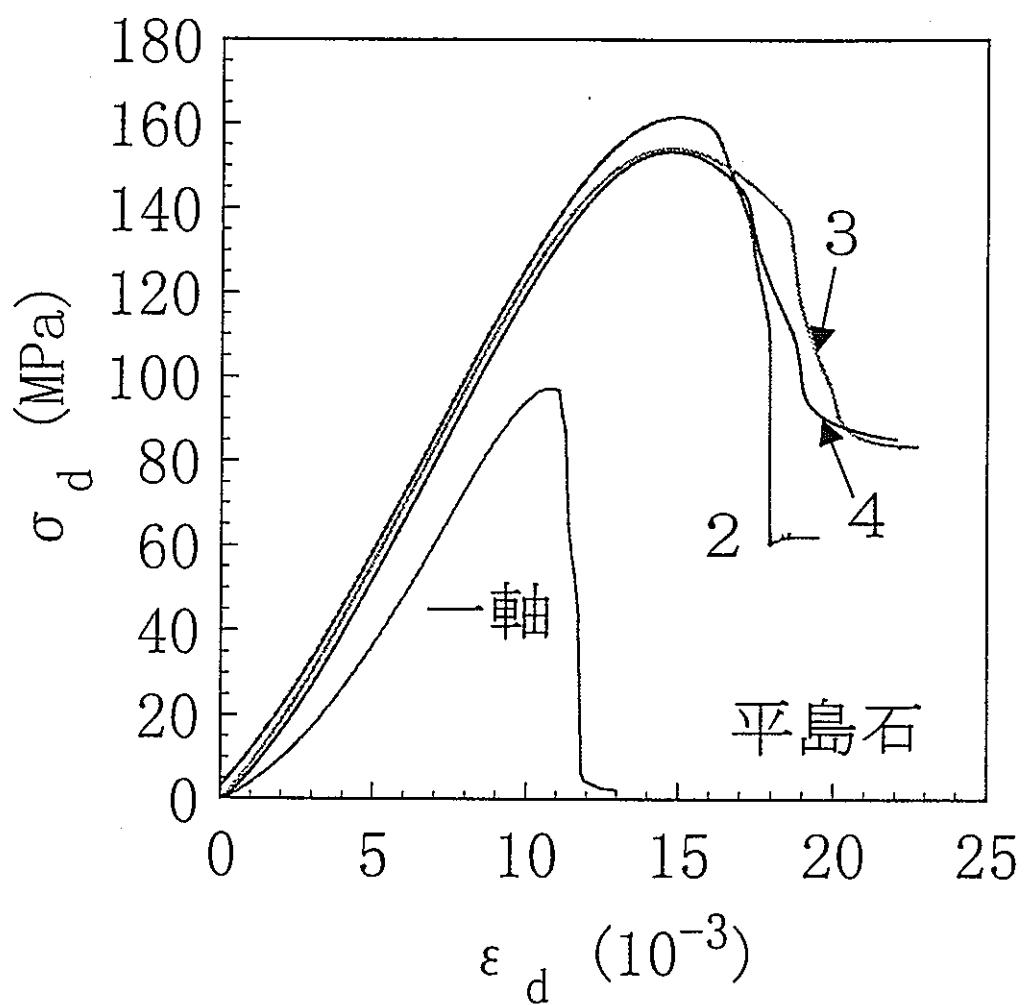


図 4-2 (c) 三軸圧縮試験の軸差応力  $\sigma_d$  - 軸差歪曲線  $\varepsilon_d$  (平島石)  
 図中の数字は、試験片番号で図 4-1 参照。  
 周圧 11 MPa

## 5. 一軸引張応力下での除荷・載荷試験

### 5. 1 はじめに

昨年度の報告書の3. 2節で一軸引張応力下での完全応力一歪曲線を求めた結果について述べた。昨年度の報告書や文献（福井他：1994, 福井他 1995）では、引張応力下の応力一歪曲線は、圧縮応力下のものに非常に類似しており、残留強度領域が存在することがわかった。引張破壊過程では微小亀裂が進展していく方向と巨視的な破断面がほぼ一致しており、圧縮破壊に比べて、その機構は比較的簡単であると考えられている。

さて、圧縮応力下においては強度破壊点以降ではコンプライアンスが応力の低下に密接に関連していることが示され（大久保他：1987, 何：1988, 大久保：1992），破壊過程解明の糸口となっている。よって本年度は、引張応力下における岩石の破壊機構を解明していくために、一軸引張試験において、同等の手法によって検討することにした。具体的には、一軸引張試験の途中で除荷・載荷を数回繰り返すことによって、試験片のコンプライアンスと非弾性歪の変化を調べた結果について述べる。

### 5. 2 実験装置及び試料岩石

実験には50トンサーボ試験機を用いた（昨年度の報告書〔図3-7〕と同様の装置）。変位及び荷重の測定には、差動変圧器式変位計（新光電気製 6114型）及びロードセル（NTS 製 LXR-20T）を用いた。それらの出力は増幅器を経てA/D変換器に送られる。A/D変換器（デイタル製 DPC-113-16A）は16bitの分解能で1チャンネルあたりの変換時間は48μsである。D/A変換器（CONTEC 製 DA16-2D(98)）は16bitの分解能で変換時間は6μsである。A/D変換器とD/A変換器はパソコン（PC-9801VX）に組み込んである。

試料岩石としては三城目安山岩、稻田花崗岩、田下凝灰岩を、直径約25mm、高さ約50mmの円柱形の試験片に整形してから実験に用いた。試験片の両端面は、平面研削盤により平行度±0.01mm以内に仕上げた。整形後、温度22±2°C、湿度60±15%に保たれた実験室内にて2週間以上放置し乾燥させてから試験に使用した。

### 5. 3 実験方法

引張試験では、強度破壊点以降も安定に破壊させるために、次式で表される応力帰還制御によって試験を行った。

$$\varepsilon - \alpha \cdot \sigma / E = C \cdot t$$

$\varepsilon$ ,  $\sigma$ ,  $E$ ,  $C$ ,  $t$ はそれぞれ歪、応力、初期ヤング率、載荷速度、時間である。 $\alpha$ は応力帰還量を決める定数であり、稻田花崗岩では0.4、三城目安山岩では0.3、田下凝灰岩では0.1とした。載荷速度Cは $10^{-6} \text{ s}^{-1}$ とした。

実験はまず一軸引張試験中の完全応力ー歪曲線を求める途中で、応力が 0.5~1.0 MPa 程度変化するごとに 0.5 MPa 程度の除荷を行い、再び載荷する。強度破壊点以降で応力の変化が目立たなくなってきた場合には、歪がある程度増加するごとに随時除荷・載荷を繰り返す。以上の動作を応力がほとんど 0 になるまで、すなわち試験片が完全に破断するまで続ける。次に一軸圧縮試験を行い、初期の変形特性を調べる。一軸圧縮試験は一軸引張試験の終了後そのままの状態から開始する。

実験により得られた応力ー歪曲線から除荷・載荷を行った点における応力  $\sigma$ 、歪  $\epsilon$ 、コンプライアンス  $\lambda$  (=歪の変化量／応力の変化量)、弾性歪  $\epsilon_1$ 、非弾性歪  $\epsilon_2$ を求める。その概略を図 5-1 に示す。まず、除荷・載荷を行った点の応力  $\sigma$  と歪  $\epsilon$  を応力ー歪曲線から直接読み取る。そして、応力ー歪曲線の除荷・載荷による部分の傾きからコンプライアンスの逆数  $1/\lambda$  を求める。また弾性歪  $\epsilon_1$  と非弾性歪  $\epsilon_2$  については、 $\epsilon_1 = \lambda \cdot \sigma$ 、 $\epsilon_2 = \epsilon - \epsilon_1$  としても求めることができるが、誤差が大きくなる可能性があるので、応力ー歪曲線上で除荷・載荷部分をそのままの傾きで延長して横軸と交わった点における歪を非弾性歪  $\epsilon_2$  とし、弾性歪  $\epsilon_1$  は  $\epsilon_1 = \epsilon - \epsilon_2$  として求めることにした。なお、除荷時とその後荷重が増加していく時とで応力ー歪曲線が異なる時は、ヒステリシスループの中心軸の傾きからコンプライアンスを求めた。

## 5. 4 実験結果

実験は三城目安山岩、田下凝灰岩については 5 回行ったが、稻田花崗岩については再現性が良かったため 2 回しか行わなかった。

### 5. 4. 1 応力ー歪曲線

それぞれの岩石について代表的なものを選び、それらの応力ー歪曲線を図 5-2 (a)～(c) に示す。三城目安山岩の場合、応力が一軸引張応力下の強度の 70% 程度までは歪は応力にほぼ比例しており、その後応力ー歪曲線は曲がり始める。そして強度破壊点を迎える、歪がほとんど変化しないまま応力は強度の 25% 程度まで低下する。そこからは下に凸の曲線を描くため応力はすぐには 0 にはならず、残留強度領域の存在が認められる。

稻田花崗岩の場合も強度破壊点までは三城目安山岩と同様な結果となった。強度破壊点後は応力は強度の 20% 程度まで急激に低下し、その間歪は減少する。そして残留強度領域となる。

田下凝灰岩の場合は応力が強度の約 50% になる頃から応力ー歪曲線は曲がり始める。そして強度破壊点以降も歪は増加し続け、応力の低下は他の岩石と比べ緩やかである。応力が強度の 70% 程度になると曲線は下に凸になる。

圧縮試験の初期部分も含めた応力ー歪曲線を図 5-3 (a)～(c) に示す。圧縮試験の曲線は、稻田花崗岩については引張試験の初期の直線部分のほぼ延長線上にくるが、三城目安山岩、田下凝灰岩の場合は引張試験の初期の傾きほど大きくはならなかった。

### 5. 4. 2 応力とコンプライアンスの関係

3種類の岩石についての応力とコンプライアンスの逆数の関係を図5-4に示す。ただし応力は一軸引張強度 $\sigma_c$ で、コンプライアンスの逆数は初期のコンプライアンスを $\lambda_0$ として $1/\lambda_0$ にて規格化してある。

この結果から、強度破壊点までは応力の増加とコンプライアンスの逆数の減少はほぼ線形の関係があり、強度破壊点以降はどの岩石についても上に凸の曲線となることが分かる。ただし、強度破壊点以降の曲線は田下凝灰岩よりも三城目安山岩、三城目安山岩よりも稻田花崗岩の膨らみの方が大きくなっている。またどの岩石についても、強度破壊点におけるコンプライアンスの逆数は初期のコンプライアンスの逆数の約80%であった。

#### 5. 4. 3 非弾性歪とコンプライアンスの関係

図5-5に3種類の岩石についての非弾性歪とコンプライアンスの逆数の関係を示す。ただし、非弾性歪は強度破壊点における歪 $\epsilon_c$ で、コンプライアンスの逆数は初期のコンプライアンスを $\lambda_0$ として $1/\lambda_0$ で規格化してある。

試験開始からどの岩石についても、非弾性歪の増加とコンプライアンスの逆数の減少は大局的には線形の関係があり、この関係は強度破壊点を過ぎても続く。その後、応力-歪曲線において曲線が下に凸になる頃から非弾性歪とコンプライアンスの逆数の曲線は下に凸になる。

#### 5. 5 考察

CLASS II 岩石である三城目安山岩、稻田花崗岩の場合、強度破壊点直後応力は比較的急激に低下するが歪は減少、あるいはほとんど変化しなかった。しかし CLASS I 岩石の田下凝灰岩は強度破壊後も歪は増加し続け、応力の低下は緩やかであった。そしてどの岩石においても強度破壊後もなかなか応力は0にはならず、残留強度領域の存在が見られた。また、田下凝灰岩の応力-歪曲線が比較的延性的となるのは不均質なためであり、三城目安山岩や稻田花崗岩の曲線が脆性的となるのは比較的均質な岩石であるためであると考える。

三城目安山岩と田下凝灰岩の試験において一軸圧縮試験の曲線の傾きが引張試験の初期の傾きほど大きくならなかったのは、引張試験の過程で主に破断面付近で塑性変形が生じ剛性が低下したためと考えられる。

応力とコンプライアンスの逆数の関係については、強度破壊点までは応力の増加とコンプライアンスの逆数が線形の関係にあること、強度破壊点以降は上に凸の曲線を描くことが分かった。曲線の膨らみは稻田花崗岩、三城目安山岩、田下凝灰岩の順に大きく、一軸引張応力下での強度もその順に大きい。

過去に大久保ら(1988)が圧縮応力下の応力とコンプライアンスの関係を表す次式を考案した。

$$\lambda_0/\lambda = (\sigma/\sigma_c)^Q$$

ただし $\lambda_0$ は強度破壊点のコンプライアンス、 $\sigma_c$ 、Qは岩石に特有な定数である。三城目安山岩

と稻田花崗岩については  $Q$  が求められているため、それらの岩石に対しこの式を用いて得た応力とコンプライアンスの逆数の関係を図 5-6 (a), (b) に示す。三城目安山岩についてはほぼ一致しているが、稻田花崗岩については一致しておらず、引張応力下と圧縮応力下とでは異なる挙動を示すことが分かった。

非弾性歪とコンプライアンスの逆数の関係については、コンプライアンスの逆数の減少と非弾性歪の増加が密接に関係しており、どの岩石についても強度破壊点の前後で、非弾性歪の増加に対するコンプライアンスの逆数の減少の度合いはほとんど変化しないことが分かった。

コンプライアンスの逆数の減少は、岩石の引張破壊過程における亀裂の進展と密接に関係している。

一方亀裂が進展する場合、亀裂周辺部では応力集中によって微小な亀裂が発生し、巨視的には塑性に近い特性を示す（趙他：1995）ことが知られている。亀裂周辺部では、塑性に近い特性を示すので試験片全体としては非弾性歪を生じさせる。これによって生じた非弾性歪と、亀裂長さに主に支配されるコンプライアンスの逆数の間に、載荷直後から残留強度領域に至るまで、比例関係が生じていることになる。この点は、非常に重要な現象であり、過去の報告にない事項である。現状では、これ以上の議論をすることは無理であるが、引張破壊過程を解明していく上で非常に重要な鍵となるのではないかと考える。

## 5. 6 まとめ

本章では一軸引張応力下で除荷・載荷を繰り返して、歪を弾性歪と非弾性歪に分離することによって、引張破壊過程における岩石の挙動を調べた。

その結果、引張応力下においては応力とコンプライアンスの間には密接な関係があることが分かった。過去に大久保らが考案した、圧縮応力下における応力とコンプライアンスの逆数の関係を表す式を今回の実験結果にも適用してみたところ、三城目安山岩ではほぼ一致し、稻田花崗岩ではかなり異なっていた。

また、非弾性歪とコンプライアンスの逆数の間に単純な関係が存在し、非弾性歪と亀裂長には密接な関係があることが分かった。このことは破壊過程の解明に非常に重要なことであると思われる。

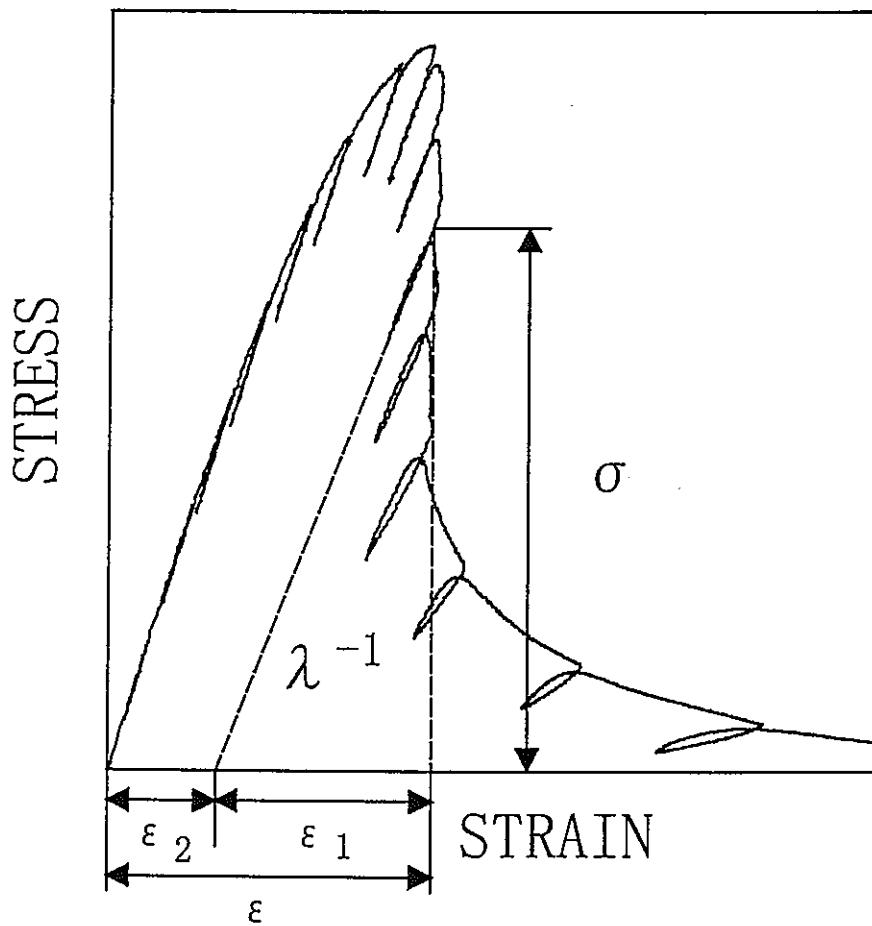


図 5-1 応力  $\sigma$ , コンプライアンス  $\lambda$ , 歪  $\epsilon$ , 弾性歪  $\epsilon_1$ , 非弾性歪  $\epsilon_2$  の求め方  
 図中の曲線は応力-歪曲線で、コンプライアンス  $\lambda$  の逆数は太い破線の傾きである。

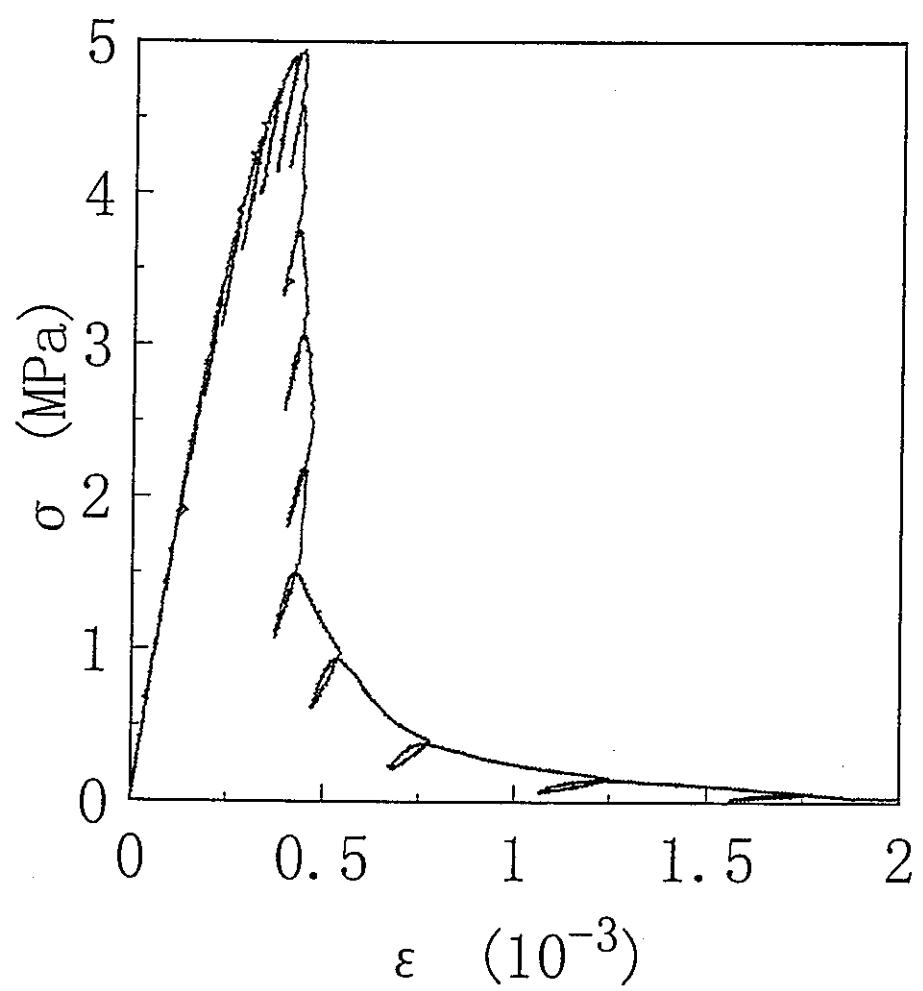


図 5-2 一軸引張試験による応力-歪曲線  
(a) 三城目安山岩

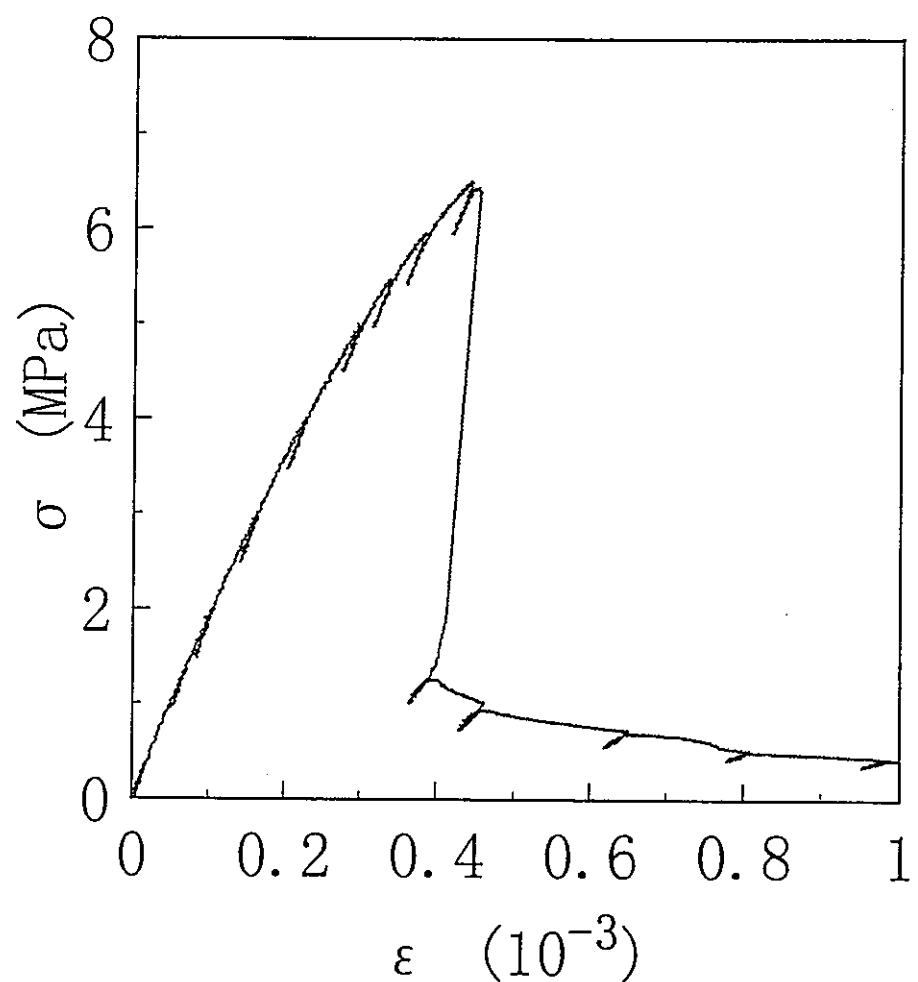


図 5-2 一軸引張試験による応力-歪曲線  
(b) 稲田花崗岩

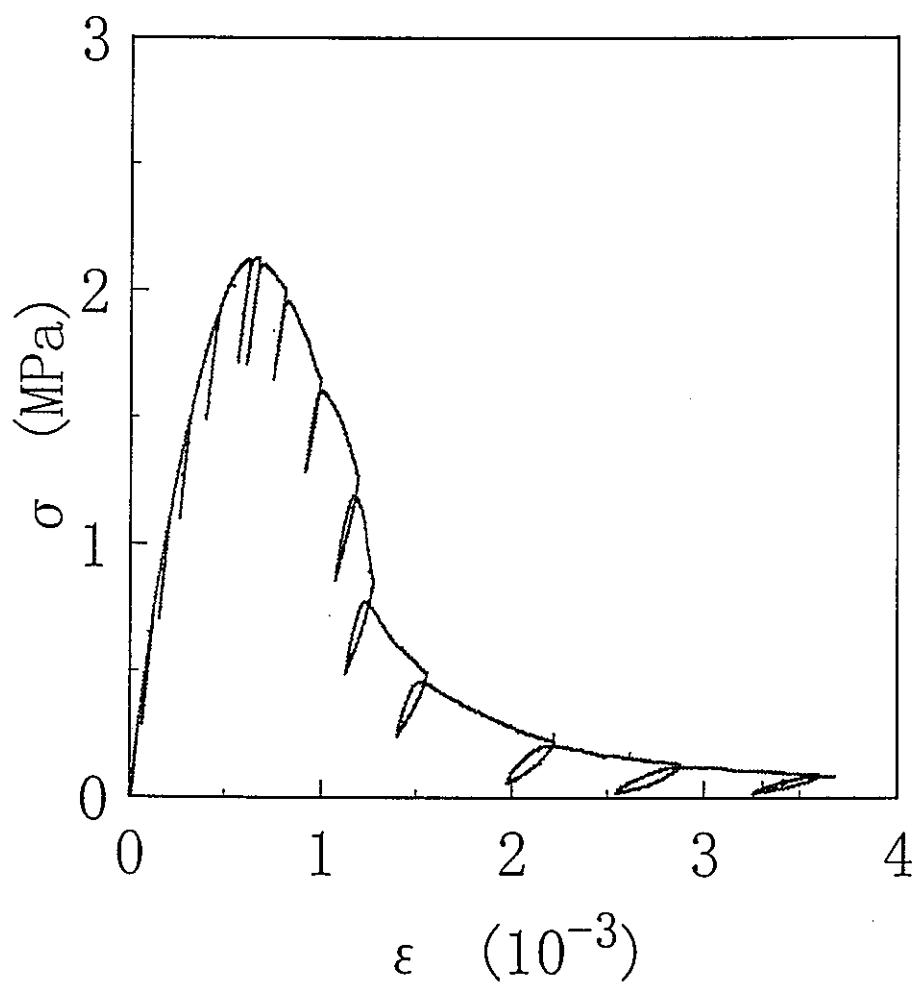


図 5-2 一軸引張試験による応力-歪曲線  
(c) 田下凝灰岩

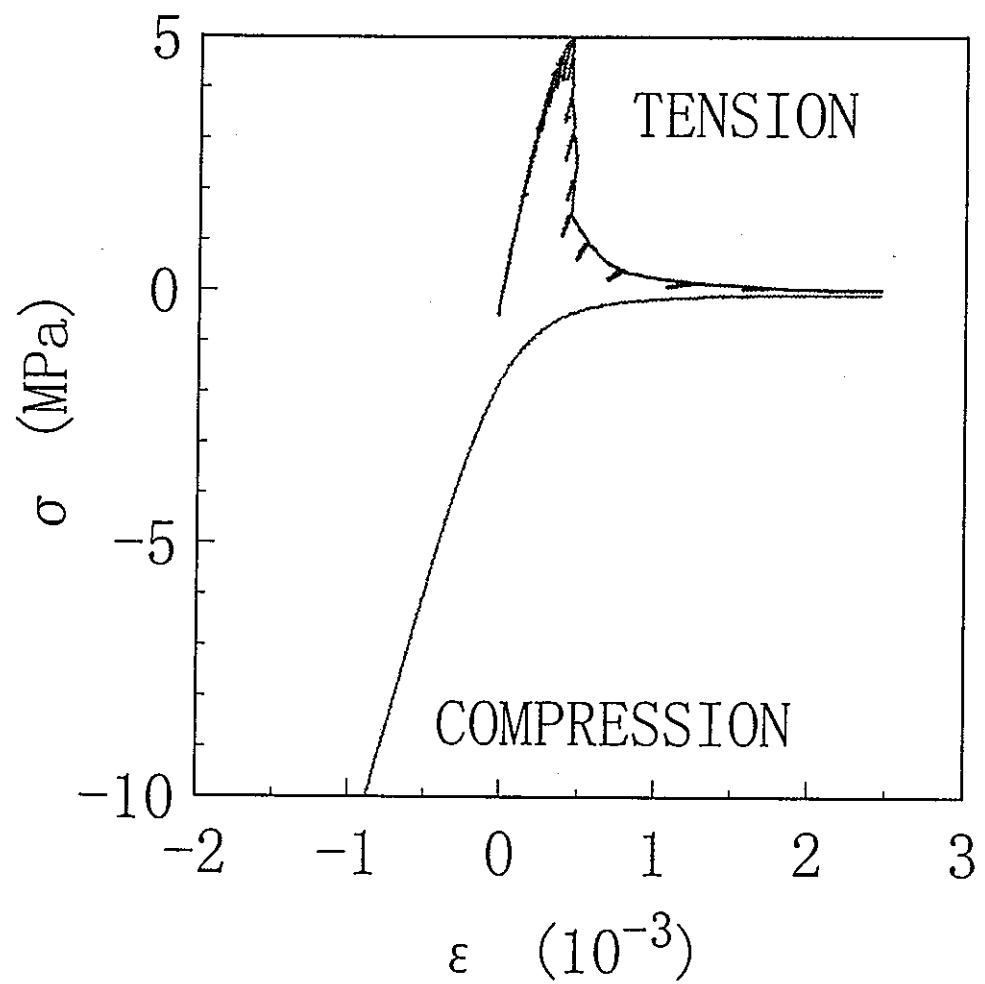


図 5-3 応力-歪曲線

一軸引張試験終了後、一軸圧縮試験を行った。

(a) 三城目安山岩

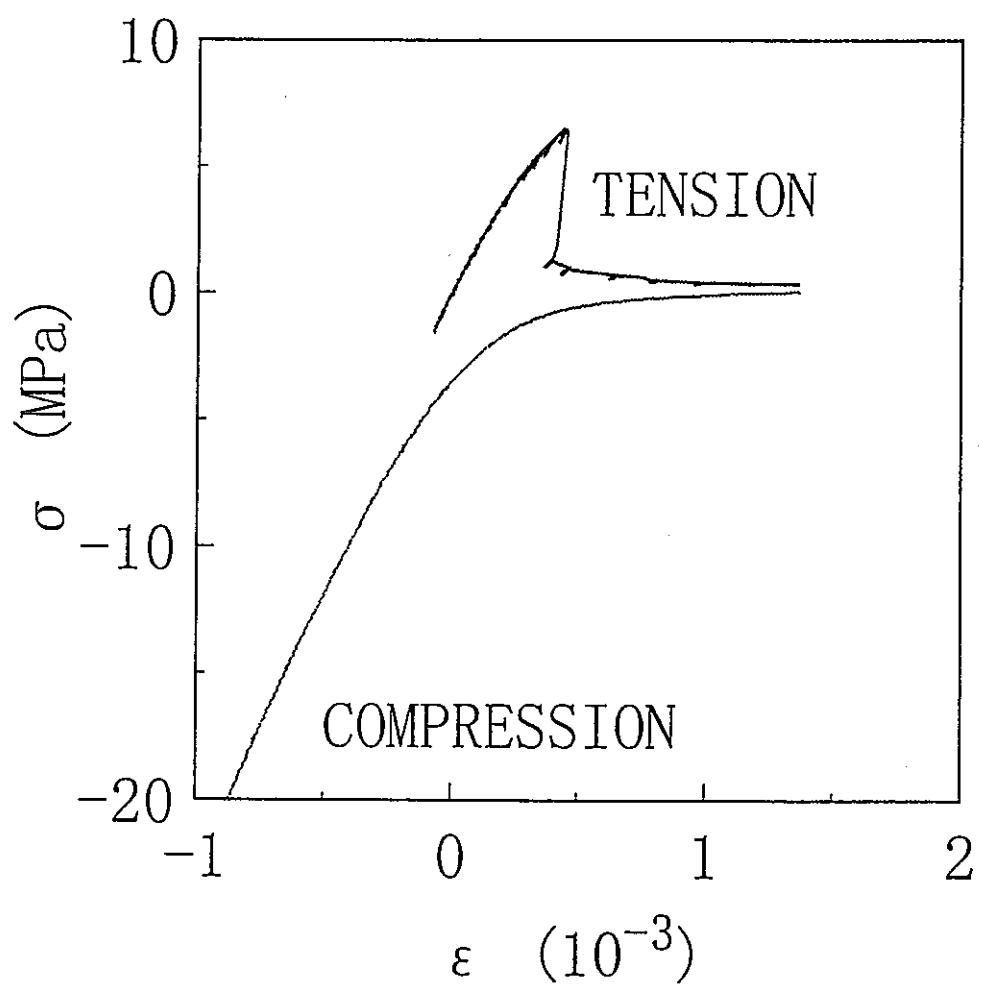


図 5-3 応力-歪曲線

一軸引張試験終了後、一軸圧縮試験を行った。

(b) 稲田花崗岩

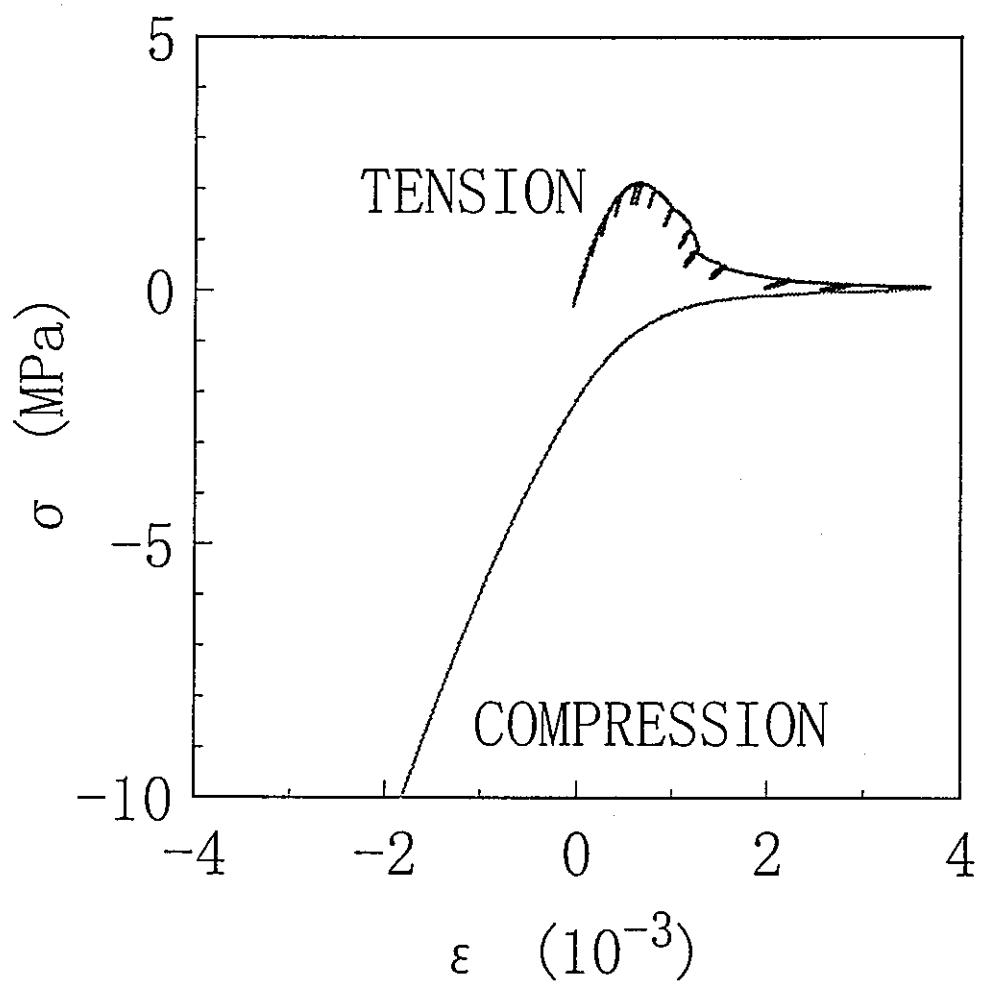


図 5-3 応力-歪曲線

一軸引張試験終了後、一軸圧縮試験を行った。

(c) 田下凝灰岩

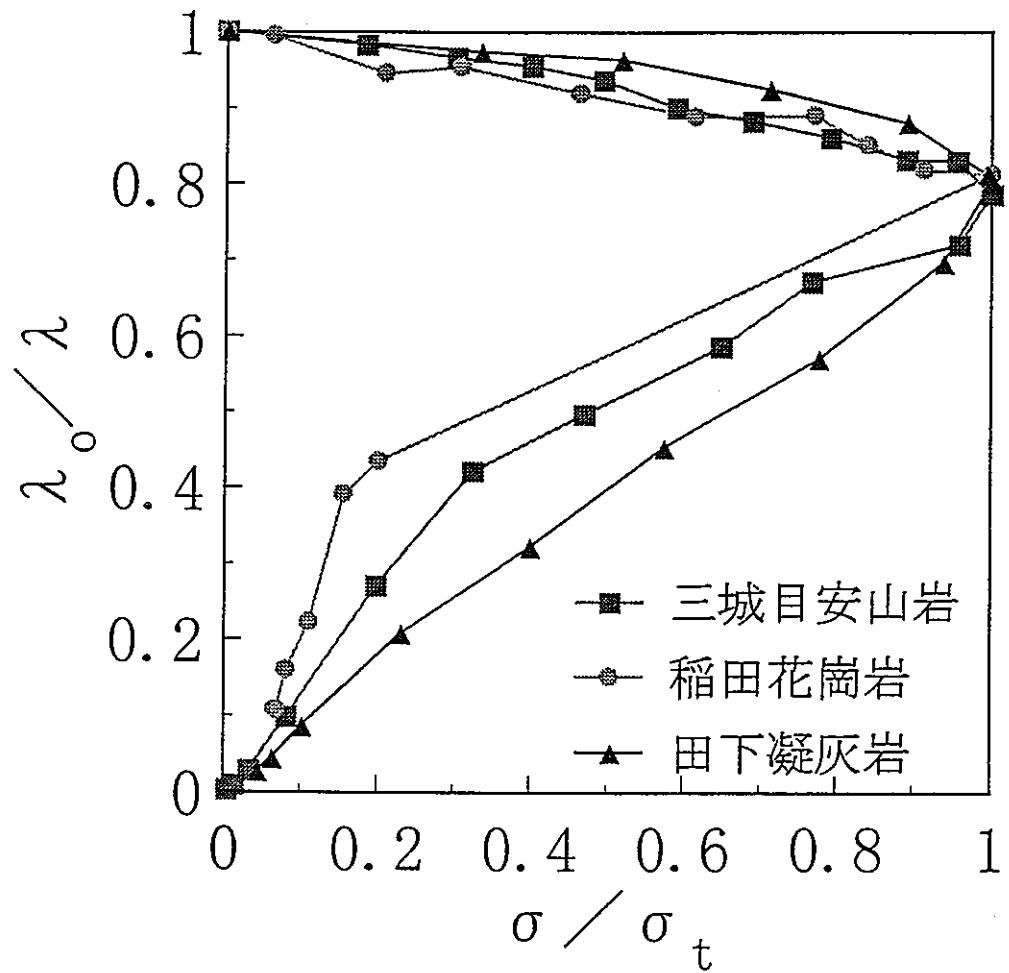


図5-4 応力とコンプライアンスの逆数の関係

応力は一軸引張応力下の強度  $\sigma_t$  で、コンプライアンスの逆数は初期のコンプライアンスを  $\lambda_0$  として  $1/\lambda_0$  でそれぞれ規格化してある。

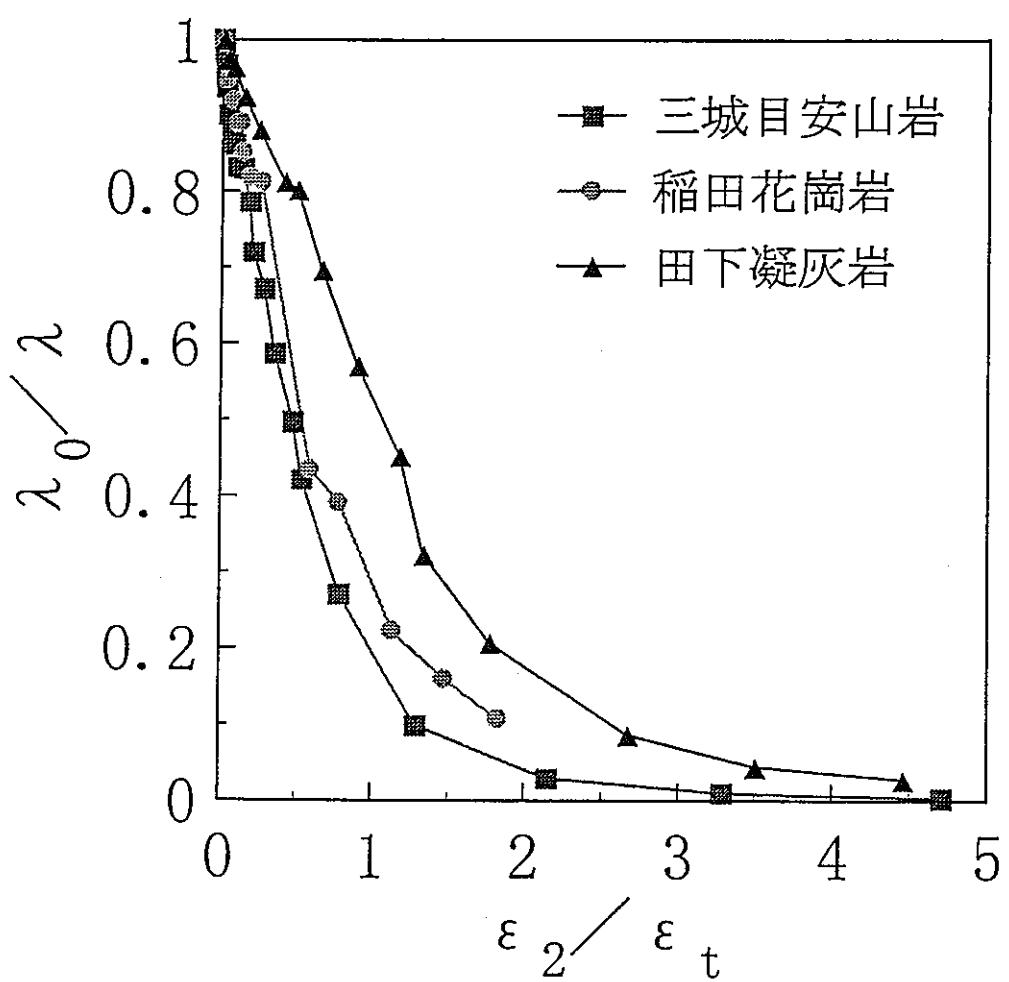


図 5-5 非弾性歪とコンプライアンスの逆数の関係

非弾性歪は強度破壊点の歪  $\varepsilon_t$  で、コンプライアンスの逆数は初期のコンプライアンスを  $\lambda_0$  として  $1/\lambda_0$  でそれぞれ規格化してある。

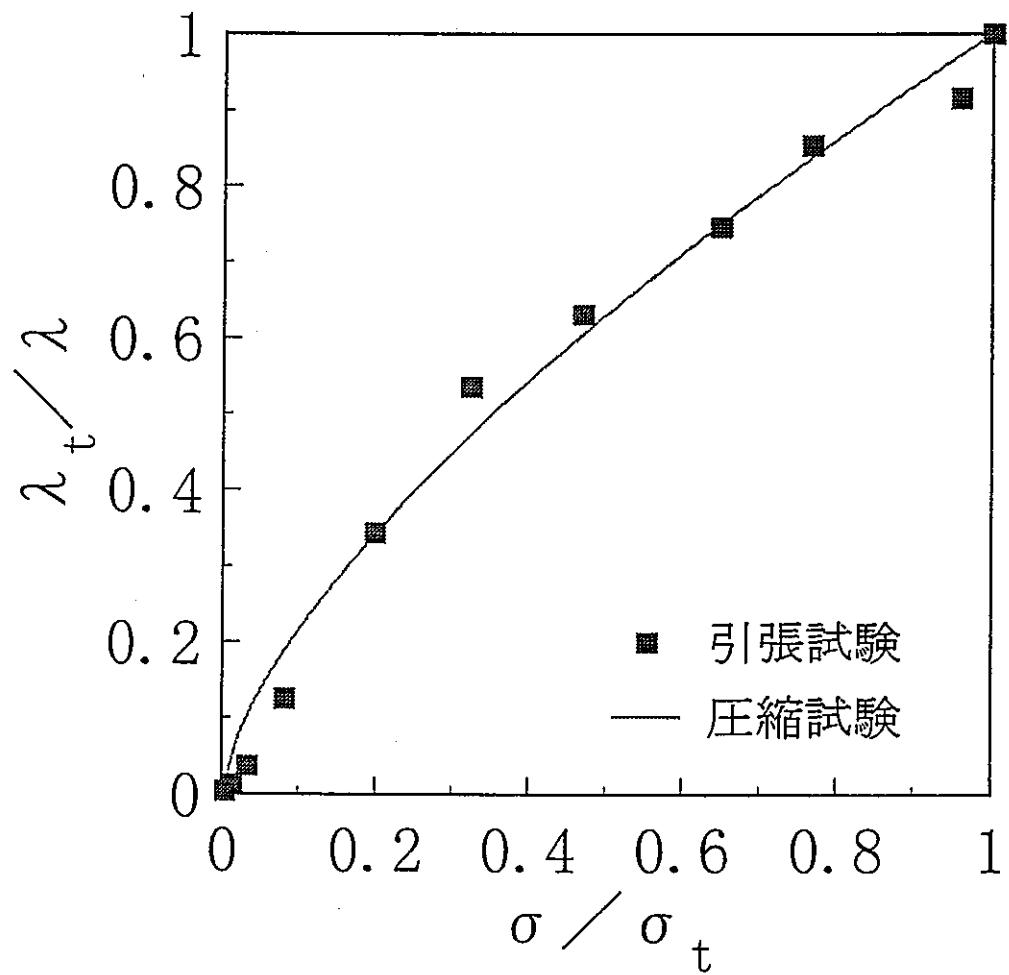


図 5-6 強度破壊点以降の応力とコンプライアンスの逆数の関係

応力は一軸引張応力下の強度  $\sigma_t$  で、コンプライアンスの逆数は強度破壊点のコンプライアンスを  $\lambda_t$  として  $1/\lambda_t$  でそれぞれ規格化してある。

(a) 三城目安山岩

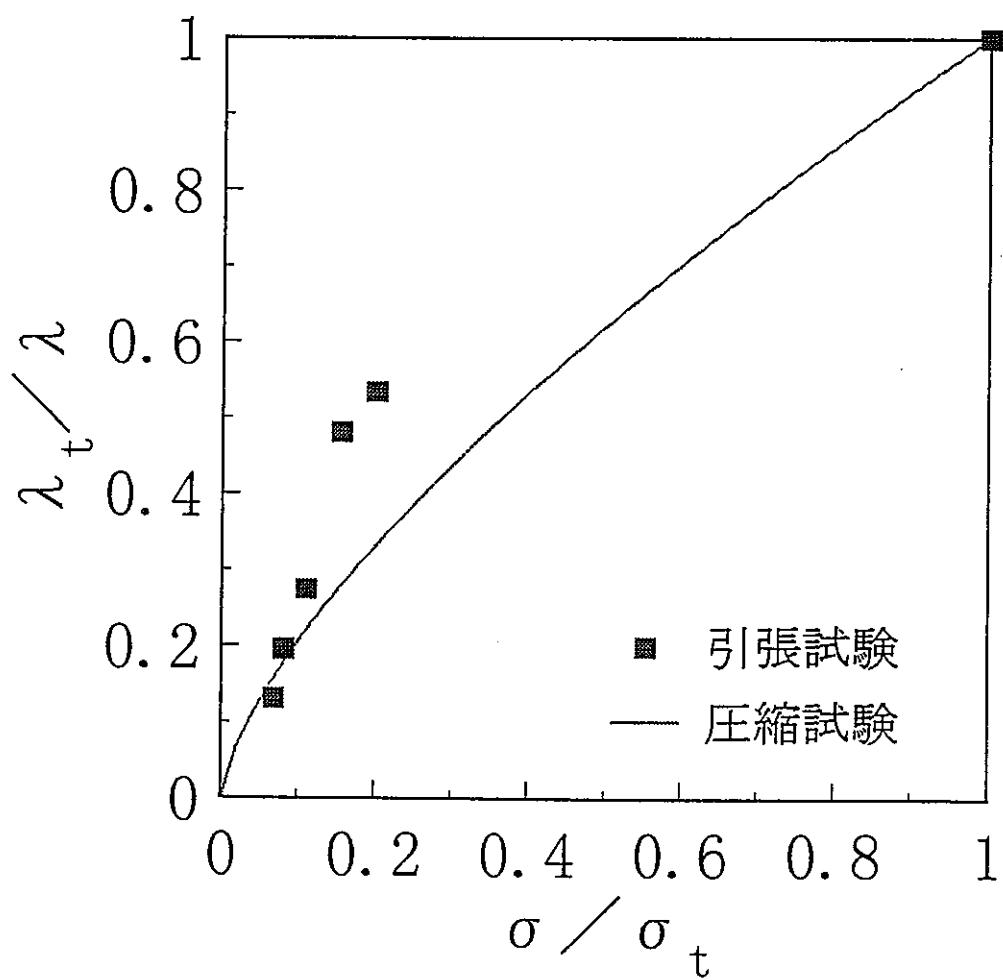


図 5-6 強度破壊点以降の応力とコンプライアンスの逆数の関係

応力は一軸引張応力下の強度  $\sigma_t$  で、コンプライアンスの逆数は強度破壊点のコンプライアンスを  $\lambda_t$  として  $1/\lambda_t$  でそれぞれ規格化してある。

(b) 稲田花崗岩

## 6. 構成方程式の検討

### 6. 1 2次元FEMプログラムによる計算と寸法効果

#### 6. 1. 1 はじめに

大規模な地下開発が今後進むと思われる。その際、考えなければいけない事の一つに寸法効果(size effect)がある。寸法効果とは、対象とする物質の大きさ(寸法)により、強度を初めとする種々の物性が変化することで、ほとんどの物質においてみられる現象である。通常の室内試験で求める物性は、比較的小さな試験片に関するものである。したがって、大きな岩盤内構造物の設計の際は、寸法による物性の変化を考慮し室内試験で求めた物性値を勘案・調整する必要がある。この点は重要で多くの研究者が寸法効果の解明に取り組んだが、未だ不明な点が多い。その第一の原因は実規模の実験を行うことが極めて困難なためである。

本章では、まず簡単に岩石の寸法効果について概観する。ついで、圧縮応力を受ける岩石の寸法効果を、時間依存性挙動を考慮した計算機シミュレーションによって検討した結果について紹介する(大久保、趙、1994)。今回の研究で念頭においていた寸法は数cmからせいぜい数10m程度までである。どの位の寸法まで同様な議論が成り立つかは今のところ判然としない。計算機シミュレーションは、昨年度の報告書の第5章で説明した、粘性歪速度が応力に比例しない(非線形な関係にある)とする非線形粘弾性理論にもとづいて開発した構成方程式を、有限要素法プログラムに組み入れておこなった。

#### 6. 1. 2 岩石の寸法効果

寸法の増大により変化する物性の内、最も重要なのが強度である。図6-1-1に圧縮強度の測定例を示す。この結果から伺えるように、室内実験で使われる小さな試験片の強度と、一辺数mの柱では強度が一桁程度異なることがある。

強度の寸法効果は、次のように説明されることが多い。簡単な例として図6-1-2に示されるn個のリンクをもった鎖を考えてみよう。この鎖を引っ張った時の強度は、n個のリンクの内、最も弱いリンクの強度と一致することは明らかである。リンクの数の多い程、より弱い強度を持つリンクが含まれる可能性が高くなり、全体(鎖)の強度は低下する。岩石には多くのクラック(亀裂)が含まれるが、寸法が大きくなるにしたがって長くて弱いクラックが含まれることになり、この場合も寸法が大きくなるにしたがって全体の強度が下がる(山口、西松、1991)。

上に述べた最弱リンク説では、寸法の増加にともなう強度の減少の程度は一定であり、寸法が大きくなると強度は際限なく低下する。他方、Bieniawskiら(1975)の実験結果によれば、寸法が比較的小さい間の強度低下は著しいが、ある程度寸法が大きくなると強度低下の程度は小さくなる。寸法が大きくなると寸法効果はあまり顕著でなくなり、事実上強度はある一定値に収束すると考えてよいかどうかが最大の論点といえる。そう考えてよければ、これまで経験したことのないような大規模岩盤内構造物の設計もずっと楽になる。逆に寸法の増大にしたがつ

て、強度が一定の割合で低下し続けるとしたら、大規模な岩盤内構造物の建設には困難が伴うと考えられる。

大規模な実験は極めて困難であるので、最近発展の著しい計算機実験により寸法効果を検討するのが有力と考えられる。しかしながら、このような視点からおこなわれた計算機実験は少ない（趙、大久保、福井、1995；趙、福井、大久保、1995）。その原因として、破壊現象は本質的に不安定な現象であり、これを扱う計算は未だ発展途上であるからと思われる。次節ではこの破壊現象を再現する数値実験に欠くことのできない構成方程式についてごく簡単に説明する。詳細は、昨年度の報告書を参照されたい。

### 6. 1. 3 破壊を表現できる構成方程式

岩石の応力-歪曲線の実験例を図 6-1-3 に示す。この例からわかるように、歪の増加に伴って応力が増大してゆくが、やがてピーク強度に達した後、応力は次第に低下する。この例では、ピーク強度を過ぎた後、岩石が完全に破壊するまでの様子が描かれているので、図 6-1-3 に示した曲線を完全応力-歪曲線 (complete stress-strain curve) という。次に、歪を増加する速度を変えて実験をした例を図 6-1-4 に示す。これよりわかるように、速やかに載荷する程強度が増加する。これは、ほとんどの岩石で見受けられることである。

以上でみたような岩石の破壊現象をあらわすため、非線形粘弾性論に基づく構成方程式（歪と応力の関係をあらわす微分方程式）を提案した。詳細は、昨年度報告書と既報（大久保、1992；大久保、趙、1994）にゆずりここではその特徴についてのみ簡単に説明しておくことにする。  
○破壊を表現できる。図 6-1-5 に計算によって求めた応力-歪曲線の例を示す。なお、これよりわかるように、構成方程式中のパラメータを変えることによって、ピーク強度以降急激に破壊する場合も、また緩やかに破壊する場合も表現できる。

○載荷速度による強度の変化を再現できる。ほとんどの岩石において粘弾性現象（時間依存性挙動）がみられ、この現象をできるだけ正確に再現できる構成方程式が是非必要である。ピーク強度を過ぎて、歪（変形）が大きくなるにしたがって、応力（力）の下がる部分を正確に議論するには、粘性を考慮しなければならない。

### 6. 1. 4 試験片モデルと計算方法

平面応力状態と仮定し、有限要素法プログラムを用いて、定歪速度一軸圧縮試験の計算機ミュレーションをおこなった（大久保、趙、1994）。試験片モデルは四角形で、要素数 4 から 3920 までの 12 通りの場合を検討した。

計算手順としては、まず必要な事項を入力し、各要素に初期値を与える。一般的には、各要素の強度、弾性係数の間には相関があるが、今回は簡単のため要素ごとに強度のみ変わるとした。すなわち、平均値が 1 で変動係数（標準偏差割る平均値）が  $C_v$  の正規乱数を要素数と同じ数だけ用意し、各要素の強度（正規化した強度）として順に割り当てた。

以上の準備を終えた後、有限要素法により各要素の応力と歪を計算する。計算結果にもとづいて、時間刻み  $\Delta t$  の間に生ずる各要素における損傷の程度を求め、その程度に応じて弾性係

数を更新する。しかる後、試験片モデルに加える変位を一定値だけ増加する。以上の手順を完全応力一歪曲線が得られるまで続けた。

### 6. 1. 5 強度の寸法効果

前述のように同一分割数、同一条件下で、要素ごとの強度の割り当て具合を変えて10回の計算をおこなった。得られた応力一歪曲線の例を図6-1-6に示す。これより、変動係数が同じでも、強度を割り当てるための乱数系列が異なると、計算結果はある程度異なることがわかる。縦軸と横軸は規格化しており、均質な試験片モデルでは強度が1となるはずである。図に示したのは変動係数0.2の場合であり、強度は0.75から0.85の間に分布している。

変動係数0で均質な場合は、試験片モデルの強度は1であるが、変動係数が大きくなると強度の平均値は1より小さくなる。その様子を図6-1-7に示すが、これよりわかるように、要素数の増大とともに平均強度が低下し、その度合は変動係数の大きいほど顕著である。変動係数0.4の場合、要素数100付近では、均質な試験片モデルの60%程度の強度となる。ただし、興味深いことにこれ以上要素数を増やしても強度の低下はあまりみられない。この傾向は原位置での従来の知見と一致している。

### 6. 1. 6 時間依存性挙動の寸法効果

これまで見てきたように、要素数（寸法）が大きくなると強度が次第に小さくなる。これは、実験的にもよく知られており、大きな岩盤内構造物を設計する場合には重要な問題である。寸法が大きくなると、強度以外の他の物性も変化するはずであるが、現在までのところ強度以外の物性の寸法効果について検討された例は極めて少ない（趙、福井、大久保、1995）。以下では、強度に関する寸法効果をある程度説明できた計算手法を応用して、試験片の強度の載荷速度依存性が寸法によりどのように変化するかを調べてみる。

図6-1-8は、一軸圧縮強度 $\sigma_c$ で規格化した周圧 $\sigma_3/\sigma_c$ が0.0と0.5のときの5つの載荷速度Cにおける応力一歪曲線である。図より周圧にかかわらず、載荷速度が大きくなると強度が増加すること、応力一歪曲線の形状は載荷速度によりさして変わらないことがわかる。また、周圧の増加とともに強度は増加し、ピーク強度以降での傾きが緩やかとなる。この2つの事項は、従来の実験結果と一致している。

一軸圧縮応力下における、試験片モデルの強度と要素数の関係を図6-1-9に示す。これは、変動係数 $C_v=0.2$ の場合について、要素数を13通り、載荷速度を5通りに変えて計算した結果である。ここで、縦軸の強度は10回の計算結果の単純平均値である。図よりわかるように、載荷速度によらず、強度は寸法の増大につれて低下し、要素数が100を越えると強度の低下がさほどみられない。載荷速度を10倍にしたときの強度の増分は、すべての要素数の場合に対して10~11%である。

この他、クリープの計算機シミュレーション（趙、福井、大久保、1995）や引張応力下での計算機シミュレーション（趙、大久保、福井、1995）もおこない、時間依存性に関する寸法効果を検討した。その結果、仮定した条件下では、要素数が大きくなると時間依存性が若干小さ

くなることがわかった。また、要素ごとの強度のばらつきが大きくなると、時間依存性の寸法効果が顕著になることがわかった。さらに、時間依存性の寸法効果は、周圧の小さいとき大きく、周圧が大きくなると小さくなることもわかった。

### 6. 1. 7 まとめ

寸法効果は永遠のテーマの一つといわれている。重要でありながら実規模での実験が極めて困難なため、現象の解明がなかなかはかどらない。本稿では、計算機シミュレーションを通じて、圧縮および引張応力下での寸法効果について検討した結果を紹介した。しかしながら、数値シミュレーションによる検討はごく最近始まったばかりである。これまで、数値ないし計算機シミュレーションによる寸法効果の検討がおこなわれてこなかった最大の原因是、破壊現象を正確に再現できる扱いやすい構成方程式がなかったためと考える。

ここで紹介した数値シミュレーションによる研究成果の内、最も注目すべき点は、寸法（要素数）がある程度大きくなると強度の低下がみられなくなることである。しかしながら、ここで示したのは2次元有限要素法によるものであるため、寸法効果に対して定性的な説明を与えたのみであり、計算結果を定量的に原位置計測結果や室内試験結果と比較・検討するには至っていない。

ここで用いた構成方程式は容易に3次元まで拡張できる。3次元計算機シミュレーションをおこない、実際の現象と比べながら議論することが今後の必要である。その際の重要な課題は、実際の岩石や岩盤における不均一性を定量的に把握する手法の開発である。

## 6. 2 3次元FEMプログラムに関する基礎的検討

### 6. 2. 1 はじめに

最近の計算機の発展は目覚しく、3次元の構造解析が広くおこなわれるようになってきており、3次元の有限要素法プログラムも書籍の中で公表されている。例えば、Smithら(1988)はBiotの圧密理論も扱える3次元の弾塑性プログラムを発表し、田中ら(1996)は地盤を主たる対象とした3次元弾塑性プログラムを発表している。しかしながら、次の2つの条件を満たすものは著者の知る限りではない。①岩石・岩盤の示す非線型な時間依存性挙動を扱える。②ピーク強度以降の挙動（破壊現象）を再現できる。

大久保らは実験結果に基づいたコンプライアンス可変型構成方程式を提案し（大久保ら, 1987a），それを2次元有限要素法プログラムに組み込んで計算をおこなってきた（大久保ら, 1987b；大久保ら, 1993）。3次元のプログラムについてもかなり早期より開発を開始したが、流れ則(flow rule)と関連の深いポアソン比に関する仮定の設定などにかなりの検討を要した。

ここではまず、ポアソン比と関連の深い歪増分に関する解析的検討をおこない、採用したコンプライアンス可変型構成方程式の3次元応力下での歪増分と応力の関係を明らかにするとともに、従来の塑性論との接点を探る。その後、開発した有限要素法プログラムによって、四角柱の一軸応力下での定歪速度試験をシミュレートした結果を述べる。計算の対象をこのように

設定したのは、従来の2次元での経験から推して、一軸応力下で自由面の大きい対象ほど、仮定やプログラムの善し悪しが明瞭に判別できると考えたからである。計算で検討した事項は、要素の種類、要素の数、破壊規準、端面の拘束条件、要素ごとの強度のばらつき方、載荷速度である。これらの事項を変えた計算結果に基づいて、従来おこなってきた2次元解析結果との繋がりを検討した。

## 6. 2. 2 基礎仮定

### (1) 構成方程式

今回採用したのはコンプライアンス可変型構成方程式（大久保ら, 1987a）である。なお、この構成方程式を使用した2次元有限要素法による計算結果（大久保ら, 1987b；大久保ら, 1993），解析的な検討（大久保, 1992）はすでに報告し、前節でも簡単に説明した。以下では記号の説明を兼ねて必要最小限のことのみ箇条書きにして述べることにする。

（仮定1）等方性：等方性は常に保たれる。

（仮定2）コンプライアンスの増大：応力を受け続けるとコンプライアンスが次式にしたがって徐々に増大する。

$$\frac{d\lambda^*}{dt^*} = (\lambda^*)^m \cdot (\sigma^*)^n \quad \dots \dots \dots \quad (1)$$

ここで、 $m$ は延性の程度を決めるパラメータ、 $n$ は時間依存性の程度を決めるパラメータである。 $\lambda^* = \lambda / \lambda_0$ は初期コンプライアンス $\lambda_0$ で正規化したコンプライアンスである。 $\sigma^*$ は破壊限接近度である。 $t^*$ は正規化した時間で次式であらわされる。

$$t^* = \frac{\{m / (n+1)\}^{m/(n-m+1)}}{t_0} t \quad \dots \dots \dots \quad (2)$$

$t_0$ は定歪速度試験を行ったとき歪が図6-2-1の $\varepsilon_A$ に達するまでの所要時間で、載荷速度 $C = 1/t_0$ に反比例する。

（仮定3）ポアソン比の増大：コンプライアンスの増大に連れて、ポアソン比も次式にしたがって増大する。

$$\nu = 0.5 - \frac{0.5 - \nu_0}{\lambda^*} \quad \dots \dots \dots \quad (3)$$

$\nu_0$ はポアソン比の初期値（弾性領域での値）である。この仮定は体積弾性率を一定としたことと同じである。

（仮定4） $n$ は、周圧の増加に伴って強度が増すと、次式にしたがって増加する。

$$n = \frac{\Delta \sigma_c}{\sigma_c} n_0 \quad \dots \dots \dots \quad (4)$$

$n_0$ は $n$ の一軸応力下での値である。 $\sigma_c$ は一軸圧縮強度、 $\Delta \sigma_c$ は周圧下でのピーク強度（差圧分）である。

### (2) 三軸応力下での挙動に関する解析的検討

大久保は(1992), コンプライアンス可変型構成方程式の一軸応力下での解析的検討はすでに報告しているので, 本研究では, 3次元有限要素法による計算に先立って, 関連の深い三軸応力下での歪増分に関する解析的検討をおこなった. 当然ながら歪増分には, 仮定1と仮定3が深く関与する.

まず, 応力は一定に保たれているとし, 微小時間内にコンプライアンスが $\delta\lambda$ だけ変化し, それに伴って歪が変化したときを考える. 3次元でのHookeの法則は次式となる.

$$\varepsilon_1 = \{\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)\}\lambda \quad \dots \dots \dots \quad (5)$$

$\delta\lambda$ にともなう $\varepsilon_1$ の変化は次のように書ける.

$$\delta\varepsilon_1 = \{\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)\}\delta\lambda - (\sigma_2 + \sigma_3)\lambda \cdot \delta\nu \quad \dots \dots \dots \quad (6)$$

また, (3)式を利用して次式を得る.

$$\lambda \cdot \delta\nu = (0.5 - \nu)\delta\lambda \quad \dots \dots \dots \quad (7)$$

(7)式を(6)式に代入すると次式を得る.

$$\delta\varepsilon_1 = \{(\sigma_1 - \sigma_2) + (\sigma_1 - \sigma_3)\} \frac{\delta\lambda}{2} \quad \dots \dots \dots \quad (8)$$

あるいは一般に次式が成立つ.

$$\delta\varepsilon_i = \{(\sigma_i - \sigma_j) + (\sigma_i - \sigma_k)\} \frac{\delta\lambda}{2} = \frac{3}{2}\sigma'_i \cdot \delta\lambda \quad \dots \dots \dots \quad (9)$$

$\sigma'_i$ は偏差応力 $\{\sigma_i - (\sigma_j + \sigma_k)/3\}$ である.

(9)式は,  $d\lambda$ を比例係数(a scalar factor of proportionality)とした塑性論のLevy-Misesの式 $d\varepsilon_{ij} = \sigma_{ij}'d\lambda$  (Hill, 1950; Johnsonら, 1965), および $\mu$ を粘性係数としたニュートン流体の支配方程式 $d\varepsilon_{ij}/dt = \sigma_{ij}'/\mu$ と類似した形をしている. 粘弾性論の立場から導かれた式と塑性論の立場から導かれた式の類似性について, Hill(1950)は, "見かけ上のもので注意しなければならない(should guard against a facial analogy)"として否定的な立場をとり, 一方, Lodge(1975)は, "塑性論は広く研究されているが, (中略)応力の大きいときには粘性流体の挙動を示すとするものである"として, 粘弾性論は塑性論を包含するものとしている. (9)式は簡単な形をしており数学的な意味は明瞭であるが, ミクロな構造に立ち入った解釈は, Levy-Misesの式やニュートン流体の支配方程式と同様に難しく, 今後の課題とする.

(9)式より体積変化 $\delta\nu = \delta\varepsilon_1 + \delta\varepsilon_2 + \delta\varepsilon_3 = 0$ が導かれる. また, 外部より単位体積に加えられるエネルギー $\delta E_{out}$ は次式となる.

$$\begin{aligned} \delta E_{out} &= \sigma_1 \delta\varepsilon_1 + \sigma_2 \delta\varepsilon_2 + \sigma_3 \delta\varepsilon_3 \\ &= \{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\} \frac{\delta\lambda}{2} \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \quad (10)$$

また, 弹性歪エネルギーの増分 $\delta E_{in}$ と熱に変わったエネルギー損失 $\delta E_{loss}$ は次のようになる.

$$\delta E_{in} = \delta E_{loss} = \frac{\delta E_{out}}{2} \quad \dots \dots \dots \quad (11)$$

このように $\delta E_{in}$ と $\delta E_{loss}$ とが常に同じ値になるのは, 構成方程式のパラメータの数をできる限り少なくしたためである. 両者の比 $\delta E_{in}/\delta E_{loss}$ を他の値としたいときは, 結果的に設定すべきパラメータの数が増えるが, 並列にばね要素や粘性要素を配置したモデルとすればよい. したがって, (11)式であらわされる性質は, この方程式の特徴であって長所でも短所でもない.

次に応力が変化する場合を考える。計算手順は省くがこの場合には(9)式右辺に応力の変化による項を加えた次式が成り立つ(Hill, 1950 ; Johnson ら, 1965)。

$$\delta\varepsilon_t = \frac{3}{2}\sigma'_t \cdot \delta\lambda + \left\{ \delta\sigma_t - \nu(\delta\sigma_j + \delta\sigma_k) \right\} \lambda \quad \dots \dots \dots \quad (12)$$

(12)式は、 $\varepsilon_t$ や $\sigma_t$ を主歪、主応力と解釈しても成り立つし、 $\varepsilon_x$ や $\sigma_x$ 等と解釈しても成り立つ。なお、せん断歪については若干の計算の後、剛性率を $G$ として次式を得る。

$$\delta\gamma_{xy} = 3\tau_{xy} \cdot \delta\lambda + \frac{\delta\tau_{xy}}{G} \quad \dots \dots \dots \quad (13)$$

式中の $\delta\lambda$ を、塑性論の比例序数 $d\lambda$ に置き換えれば、(12)式と(13)式はPrantl-Reussの式と一致する(Hill, 1950 ; Johnson ら, 1965)。

### (3) 破壊条件式と破壊限接近度

岩石を対象としていくつかの破壊条件式が提案されているが、本研究ではその内Janach, Coulomb, Mohrの3つの破壊条件式を取り上げて検討した。

従来よりコンプライアンス可変型構成方程式と組み合わせて使用してきたJanachの破壊条件式(Janach, 1977)は次式となる。

$$\sigma_1^2 = \sigma_c^2 \left( 1 + \frac{\sigma_3}{\sigma_t} \right) \quad \dots \dots \dots \quad (14)$$

圧縮応力を正として、 $\sigma_1$ と $\sigma_3$ は最大と最小主応力である。 $\sigma_c$ と $\sigma_t$ は、定歪速度試験で歪 $\varepsilon_A$ (図6-2-1参照)までの所用時間が $t_0$ のときの一軸圧縮強度と一軸引張強度である。また、この破壊条件式での破壊限接近度は次式となる。なお、 $\max(x, y)$ とは、 $x$ と $y$ の大きい方の値である。

$$1 + \frac{\sigma_3}{\sigma_t} \leq 0 \text{ では,}$$

$$\sigma^* = -\left( \frac{\sigma_3}{\sigma_t} \right) \quad \dots \dots \dots \quad (15)$$

$$1 + \frac{\sigma_3}{\sigma_t} > 0 \text{ では,}$$

$$\sigma^* = \max \left( \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_c \sqrt{1 + \frac{\sigma_3}{\sigma_t} - \sigma_3}}, -\frac{\sigma_3}{\sigma_t} \right) \quad \dots \dots \dots \quad (16)$$

Coulombの破壊規準は、せん断応力を $\tau$ 、せん断面に垂直な応力を $\sigma$ として次式となる。

$$\tau = c + \sigma \cdot \tan \varphi \quad \dots \dots \dots \quad (17)$$

ただし、 $c$ は粘着力、 $\varphi$ は内部摩擦角である。この規準における西松ら(1994)の提案した方法に従って求めた破壊限接近度は次式となる。

$$\sigma^* = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_c - \sigma_t} \quad \dots \dots \dots \quad (18)$$

Mohr の破壊規準は、 $\mu = \sigma_c/\sigma_i + 2 - 2\sqrt{1 + \sigma_c/\sigma_i}$  として 2 つの場合にわけられる。  
 $(\mu - 1)\sigma_3 + \sigma_1 \leq 0$  では、

この場合の破壊限接近度は、西松ら（1994）の方法に従って求めると次式となる。

$(\mu - 1)\sigma_3 + \sigma_1 > 0$  では

この場合の破壊限接近度は、次式となる。

$$\sigma^* = \frac{(\sigma_1 + \sigma_3) - 2\sqrt{\sigma_1\sigma_3 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \frac{1}{\mu}}{\sigma_t(\mu - 4)} \quad \dots \quad (22)$$

一軸応力下では3つの破壊規準に基づく破壊限接近度は一致するが、周圧下では一致しない。図6-2-2に破壊限接近度 $\sigma^*=1$ の曲線を示す。 $\sigma_3/\sigma_t$ が負(引張)のとき、 $\sigma_1/\sigma_c$ はMohr, Janach, Coulombの順であるのに対して、 $\sigma_3/\sigma_t$ が正(圧縮)では順番が逆になっている。ここで注目すべきはJanachが常に3者の内中央にあることであり、それゆえ2次元の有限要素法計算(大久保ら、1987b)ではJanachの破壊規準を採用した。

### 6. 2. 3 計算結果

#### (1) 計算手順と標準条件

本研究では、コンプライアンス可変型構成方程式と3種類の破壊規準を組み込んだ3次元有限要素法プログラムを開発した。このプログラムでは、2次元の有限要素法プログラム（大久保ら、1987b）と同様に単純な陽解法を採用し、四角柱試験片の定歪速度試験をシミュレートした。計算手順としては、まず、必要なデータを入力し、初期条件を設定する。ついで①有限要素法により各要素の歪と応力を計算する。②計算結果に基づいて、時間刻み $\Delta t$ の間に生ずるコンプライアンス $\lambda$ とポアソン比 $\nu$ の変化を求める。③各要素に補正後の $\lambda$ と $\nu$ を与える。試験片端面に加える変位を順次増して、①から③の手順を200～300回繰り返した。

表6-2-1に計算条件を示す。以下の計算結果で特に断りのない条件は、表6-2-1中の肩に\*を付けた標準値を採用してある。プログラムは、3次元要素として、4面体要素、5面体要素（三角柱）、6面体要素（直方体）を使用できるが、2次元の計算結果と比較がし易いように5面体要素を標準とした。図6-2-3に要素分割の例を示す。要素の強度は、変動係数 $C\nu$ の正規分布にしたがって要素ごとにばらつくとした。具体的には正規乱数を発生させ、各乱数を要素の強度とし、一軸圧縮強度と一軸引張強度の比であるせい性度は全要素を通じて一定値とした。したがって、強度については各要素に1つの乱数を与えるのみでよい。乱数系列が異なると図6-2-4に示すように結果は少しずつ異なる。そこで、同一条件で10個の乱数系列に基づく計算をおこない、強度などは10回の計算の単純平均値を示し、応力-歪曲線などは代表的と思われるものを示すこととした。

#### (2) 要素の種類、破壊規準および端面拘束の影響

まず、最も基礎的と思われる、要素の種類、破壊規準および端面拘束の影響について検討した。

検討した要素は、4節点4面体要素、6節点5面体要素、8節点6面体要素の3種類であり、いずれも節点を要素の隅にとった1次要素である。表6-2-1の標準条件を仮定したときの応力-歪曲線を図6-2-5に示す。各々の要素に対して、強度の割り当て方を変えて10回の計算をおこない、標準的と思われるものを1例ずつ示したが、4、5、6面体要素の間の相違は実用上問題にならない程度であった。なお、要素の強度のばらつきのない場合を念のためおこなったが、4、5、6面体のいずれの要素を使用した場合も計算結果は良い精度で1次元構成方程式の解析解と一致した。

次に破壊規準の影響について検討した。得られた応力-歪曲線の代表例を図6-2-6に示す。ピーク強度までは差がほとんど認められない。ピーク強度を過ぎるとCoulombがやや先に耐荷能力を失う。これは図6-2-2よりわかるようにCoulombの破壊条件では $\sigma_3$ が引張側での条件が厳しく、ピーク強度以降要素の破壊が急激に進むためである。一方、正規化した歪が1.5を越える領域での残留応力はCoulombが他の2つよりやや大きい。この領域では、引張による要素の破壊が一段落しており、今度は $\sigma_3$ が圧縮の部分でCoulombの破壊規準が甘いこと

が効いてくるためである。Janach と Mohr の差は小さいが興味深いことに Janach の応力一歪曲線は常に 3 者の中間となった。この結果は図 6-2-2において Janach の規準が常に 3 者の中間であったことに起因すると思われる。以上の計算結果をまとめると、Coulomb の破壊規準だけやや異なるが、3 つの破壊規準を仮定した応力一歪曲線の計算結果の差は比較的小さいといえる。参考までに、図 6-2-7 に試験片全体のコンプライアンスが初期の 1.2 倍となったときの破壊要素（要素のコンプライアンスが初期値の 1.2 倍以上）の分布の例を示す。同図で Coulomb の場合やや斜めの帯域に破壊要素が並びがちであったが、初期の強度の割り当て方の影響が大きく、各破壊規準ごとに明瞭な差は認められなかった。

実験における端面の拘束条件は複雑であり、端面はプラテンに対してやや横方向に滑ることが多く、このような実験の状況をシミュレートすることは現状では無理であるが、端面が完全に固定された場合と、横方向に自由に滑ることが可能な場合を計算してみた。得られた応力一歪曲線の例を図 6-2-8 に、試験片全体のコンプライアンスが初期の 1.2 倍となったときの破壊要素の分布を図 6-2-9 に示す。横方向の端面の変位を固定すると、端面近傍の要素の破壊は妨げられ残留強度が大きくなり、この計算結果は定性的には過去の実験結果と一致している (Vutukuri ら, 1974)。

### (3) 強度のばらつきと要素数

大久保ら (1994) は、コンプライアンス可変型構成方程式を用いた 2 次元有限要素法による計算をおこない、要素ごとの強度の変動係数  $C_V$  と試験片モデルの要素分割数について検討した。本研究では、対比のため 3 次元にて  $C_V$  と要素分割数を変えて計算をおこない、2 次元で得られた結果と比較・検討することにした。

図 6-2-10 に 5 面体要素を用いた 3 次元での計算結果を、図 6-2-11 に 3 角形要素を用いた 2 次元での計算結果を示す。図 6-2-3 (a) に示したように 3 次元試験片モデルを要素分割したので、3 次元モデルの  $z-x$  断面は 2 次元モデルと一致する。変動係数  $C_V$  は 0.1 より 0.4 まで変えた。図 6-2-10 からわかるように、強度のばらつきが大きくなると、ピーク強度は次第に低下するが、残留強度は変化しない。この傾向は 2 次元でもみられており、図 6-2-10 と図 6-2-11 を見比べてわかるように、応力一歪曲線も 2 次元と 3 次元でほとんど変わらない。わずかに異なるのは、ばらつきが小さいときのピーク強度を過ぎた直後の応力の低下で、2 次元の方が若干急速である。この理由は、試験片モデル中に 1 個の破壊要素が生じた場合、まわりの要素の受けける影響が 2 次元の方が大きいからである。これは、薄い板中の円孔まわりの応力集中係数の方が、3 次元弾性体中の球状空洞のまわりの応力集中係数より大きいことからも予見できる。なお、3 次元モデルの  $z-x$  断面と 2 次元モデルとが一致するので、破壊要素の進展を比較・検討してみたが、この場合も初期に各要素に与える強度の分布の方が支配的であり、2 次元と 3 次元の差は明瞭でなかった。

図 6-2-12 に要素数を変えたときの応力一歪曲線の 3 次元での計算例を示す。2 次元の場合 (大久保ら, 1994) と同様に、要素数が大きくなると次第に強度が低下することがわかる。図 6-2-13 には、2 次元と比較しつつ、要素数によるピーク強度の変化を示す。これよりわかるように、要素数が 16 あたりまでは 2 次元も 3 次元も強度の低下が明瞭であり、要素数

1ないし強度のばらつきを考えない均質モデルの強度と比べて12%ほどの低下となる。3次元では要素数がそれ以上増えてもピーク強度の変化はほとんど観察されなかった。他方2次元では若干ではあるがさらに強度が低下し要素数1008での低下率は15%となった。この2次元と3次元の差はわずかであり、原因を特定することはできなかった。

#### (4) 載荷速度依存性

今回使用した構成方程式の特徴の一つは、粘弾性現象あるいは時間依存性現象の一つであるピーク強度の載荷速度依存性を説明できることである。趙ら(1995)はこの利点を生かし、2次元有限要素法を用いて定歪速度試験のシミュレーションをおこなった。本研究では、3次元における計算をおこない、2次元の結果と比較しつつ、載荷速度依存性について検討することにした。

図6-2-14に載荷速度 $C = 1/t_0$ を変えたときの応力-歪曲線を示す。これからわかるように載荷速度が大きくなると次第にピーク強度が上昇する。載荷速度が速いときの曲線は、遅いときの曲線を内包する傾向がみられた。以上の結果は、2次元の場合と一致する(趙ら、1995)。

載荷速度依存性には、採用した破壊規準が影響する懸念があったので、計算をおこない検討してみた。図6-2-15に3種の破壊規準を採用した場合の応力-歪曲線を示す。各破壊規準ごとの応力-歪曲線の形状の差は図6-2-6で説明したようにわずかながら見受けられるが、載荷速度が大きくなるとピーク強度が上昇する点、載荷速度の大きい曲線が遅いものを内包する点では、破壊規準による差はない。殊にピーク強度の載荷速度依存性に関しては、図6-2-17に示すように、採用した破壊規準による差はほとんど見受けられなかった。

念のため端面の拘束条件と要素ごとの強度のばらつきが載荷速度依存性におよぼす影響も検討した。端面が無拘束の場合と完全に拘束している場合について、 $t_0$ を1.2sより12000sまで10倍ずつ変えて計算をおこなったが、載荷速度依存性は無拘束と完全拘束とでほとんど変わらなかった。

次に、強度の変動係数 $C_V$ が0.1, 0.2, 0.3, 0.4の場合につき、それぞれ $t_0$ を1.2sから12000sまで10倍ずつ変えて計算をおこなった。横軸に載荷速度 $C = 1/t_0$ をとり、ピーク強度の変化を図6-2-17に示す。これからわかるように、わずかではあるが $C_V$ が大きくなると傾きが小さくなり、載荷速度依存性が小さくなることがわかる。同様のことは2次元での計算結果に基づいて趙ら(1995)も指摘している。この原因は趙らが指摘したように、変動係数の大きな場合には、試験片全体では一軸応力下でも計算モデルの中の強度の弱い要素から徐々に破壊が進行し、計算モデルの内部は三軸応力状態におかれるので、試験片全体の $\eta$ が大きくなつたものと思われる。

#### 6. 2. 4 まとめ

今回得られた結果を箇条書きにすると次のようになる。

- 要素の種類：4面体、5面体(三角柱)、6面体を使用した計算結果に大きな差異は認め

られなかった。

2. 破壊規準：Janach, Coulomb, Mohr の破壊規準を使用した計算結果に大きな差異は認められなかった。

3. 端面拘束：端面の横方向の拘束がない場合と、完全に拘束した場合の計算結果に大きな差異は認められなかった。

4. 要素の強度のばらつき：要素ごとに強度がばらつくとピーク強度は低下するが、残留強度は低下しない。

5. 載荷速度依存性：載荷速度が増加するとピーク強度が上昇するとの結果を得た。このピーク強度の載荷速度依存性は、破壊規準や端面拘束には影響されないが、要素の強度のばらつきの程度にはわずかではあるが影響を受け、ばらつきが大きいと載荷速度依存性がわずかに小さくなる。

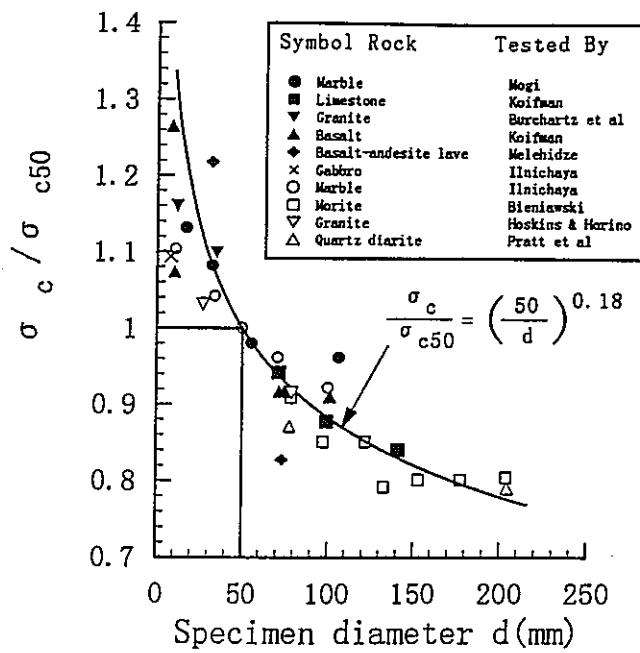
6. 2次元との比較：要素の強度のばらつきのおよぼす影響と、載荷速度依存性は、2次元での計算結果と良く一致する。

本研究で取り上げた解析対象に関する限り、3次元における計算結果は2次元とさほど変わらないことがわかった。今回使用したプログラムの開発にはかなりの検討を要した。最も多くの試行錯誤を繰り返した点は、ポアソン比に関する仮定であり、最終的に(3)式を採用した。よく知られているように、岩石はある程度の応力以上で体積膨張（ダイラタンシー）を示す。この現象を再現しようとして、種々の試行を繰り返したが、安定した結果を得るプログラムの開発に成功しなかった。ここで安定した結果というのは、計算条件を徐々に変えたとき、計算結果も連続的に徐々に変わっていくような状況を指す。

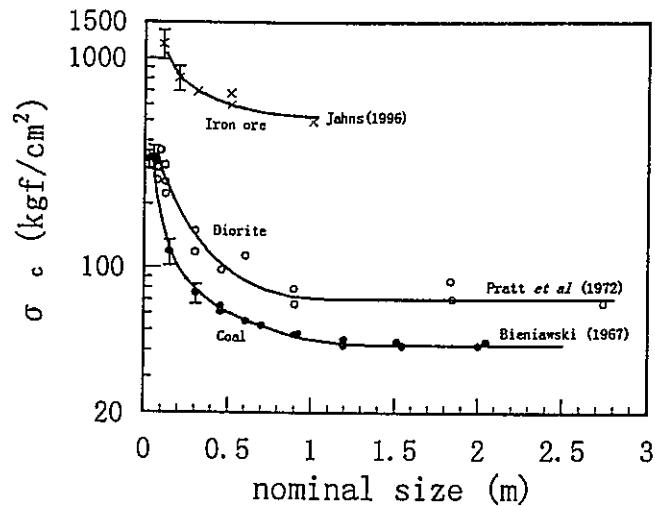
3次元有限要素法による計算を従来通りの方法で行うのは、要素数の増大に伴う計算時間の増大が著しいので、限りがあると考える。特に長期にわたる岩盤内構造物の安定性の検討、地質現象の予測を目的とする場合、適当な時間刻みでくり返し計算をおこなう必要があるので、必要な情報を得るのに十分な規模（要素数）の計算モデルで計算を実施することが困難である。今回採用したコンプライアンス可変型構成方程式は簡単な形をしており扱いが簡単で、結果の検証が容易である。この利点を生かして、最近検討が進められている領域分割法（矢川ら、1991）を取り入れたプログラムの開発を今後の課題の第1にあげておく。

表 6-2-1 計算条件. 肩に\*を付けたのが標準値である.

要素数	2, 16, 54, 96, 128, 250, 432, 1008*
使用した要素	5面体要素*, 6面体要素, 4面体要素
変動係数 Cv	0.1, 0.2*, 0.3, 0.4
$n_0$	20*
$m/n_0$	1/2*
せいい性度	10*
端面拘束	横拘束無し*, 拘束有り
破壊基準	Janach*, Coulomb, Mohr
$t_0$ (s)	1.2, 12, 120*, 1200, 12000



( a )



( b )

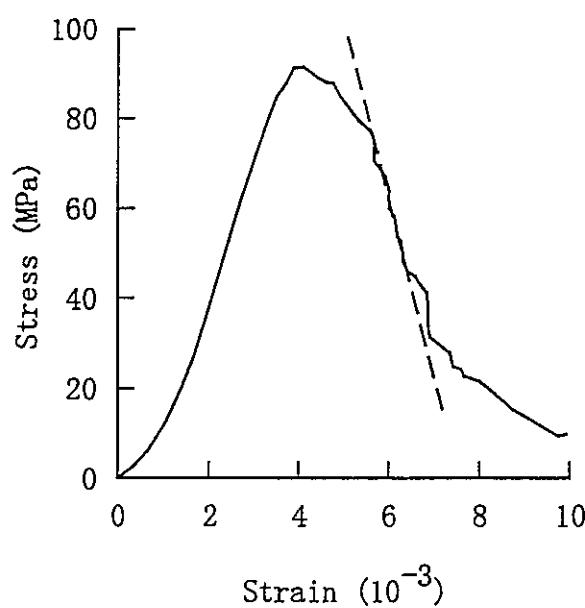
図 6-1-1 一軸圧縮強度  $\sigma_c$  の測定例.

(a) 直径 20 cmまでの場合(Hoek and Brown, 1980).  $\sigma_{c50}$ は直径 50 mm のときの強度.

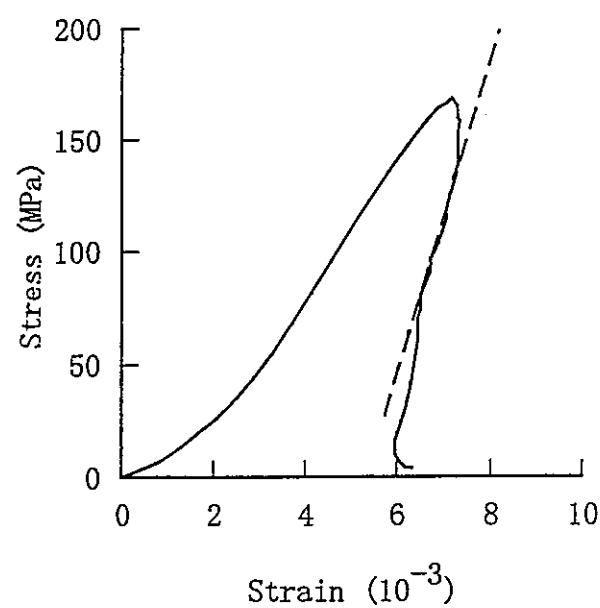
(b) 大きな試験片で原位置試験を含む場合(Bieniawski, 1975).



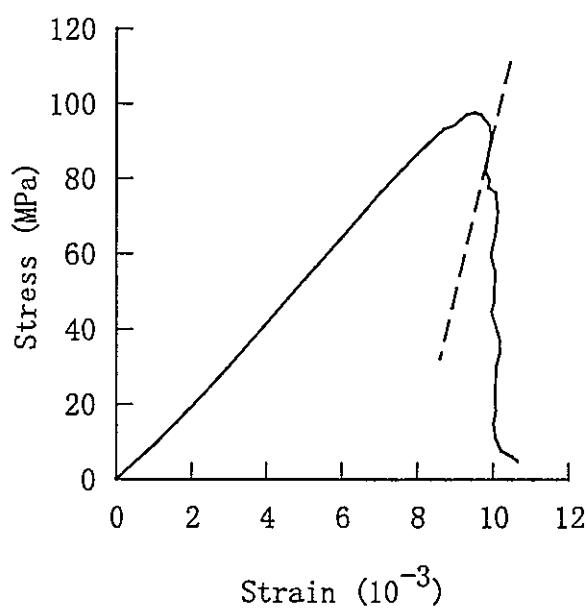
図 6－1－2 最弱リンク説の説明図。



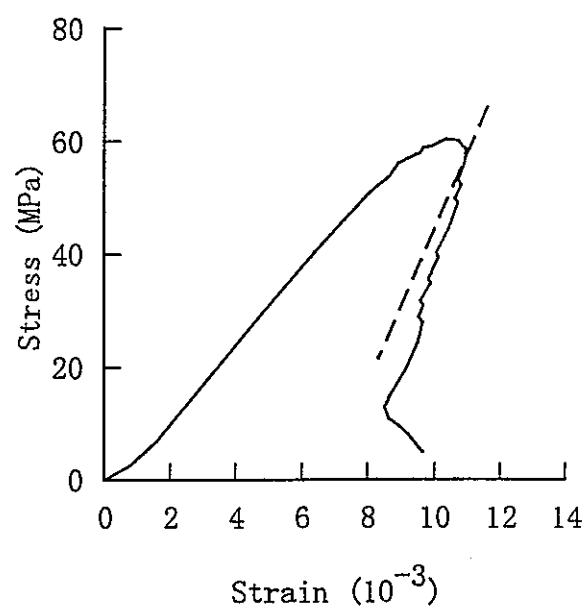
(a)



(b)



(c)



(d)

図 6-1-3 完全応力-歪曲線の実験例. 一軸圧縮応力下での実験結果.

(a) 秋吉大理石 (b) 稲田花崗岩

(c) 三城目安山岩 (d) 萩野凝灰岩

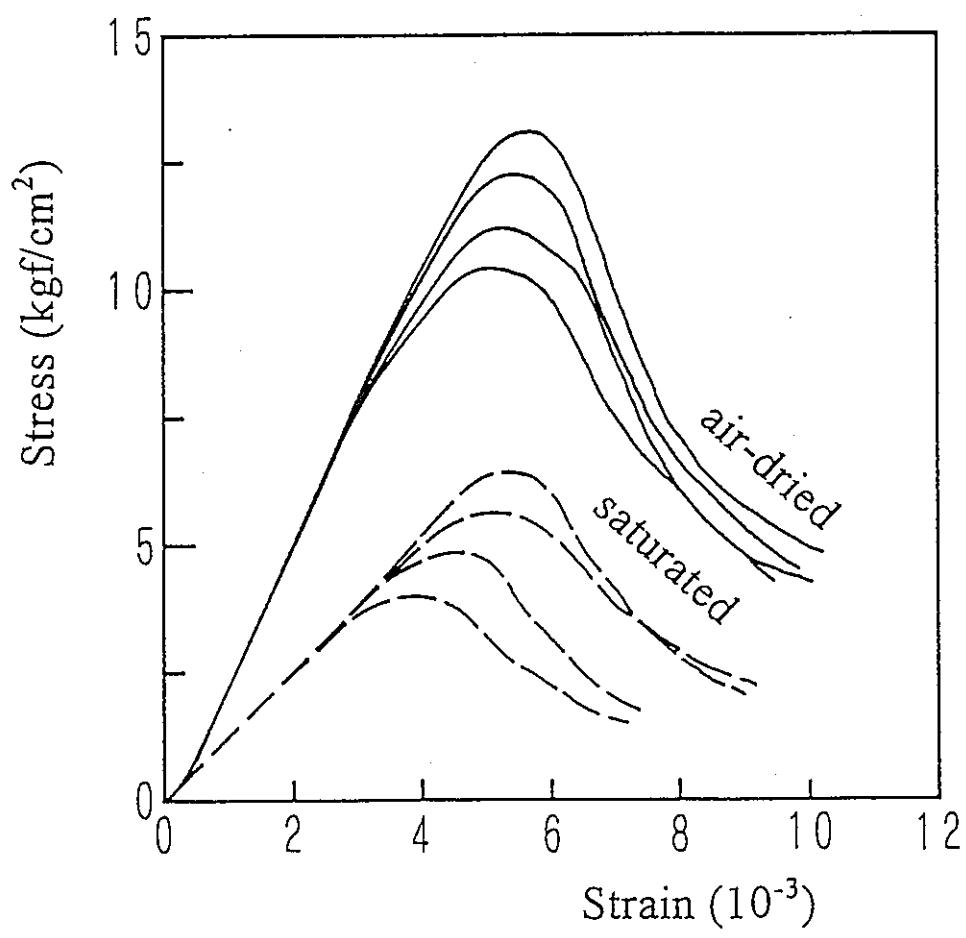


図 6-1-4 歪速度（載荷速度）を変えて実験した時の応力－歪曲線。歪速度は上から 1000, 100, 10, 1  $\mu$ /s. 岩石は大谷凝灰岩で気乾と湿潤状態での結果を表示。

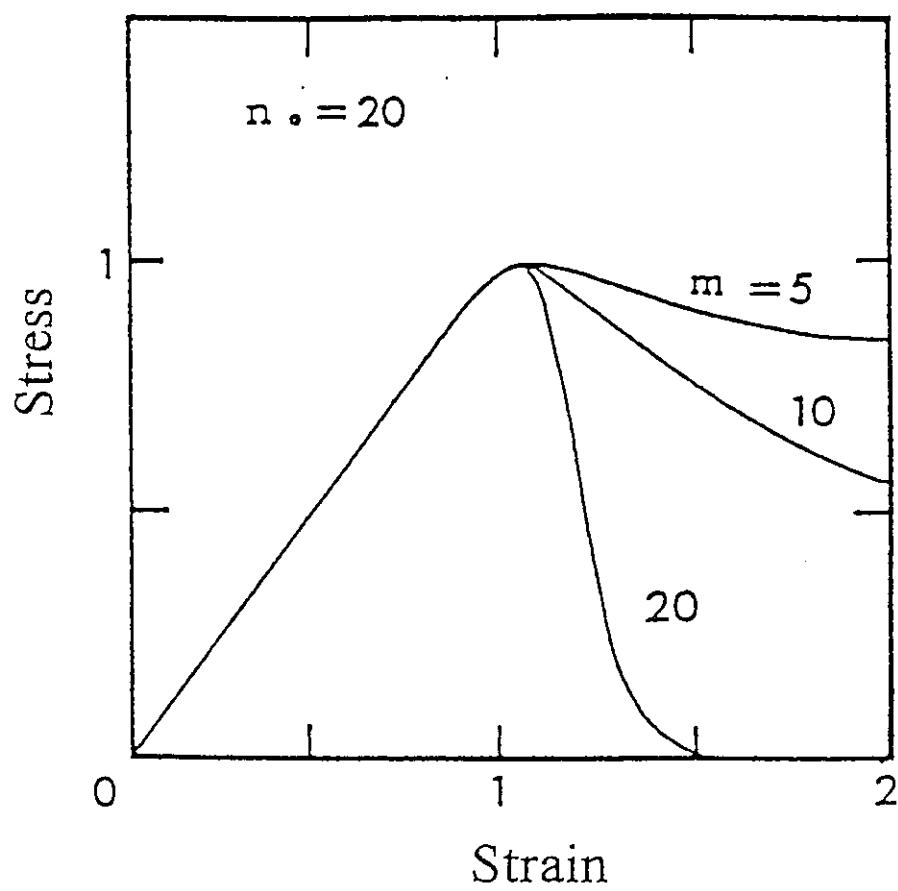


図 6-1-5 計算によって求めた応力-歪曲線。縦軸、横軸はピーク強度のときのそれぞれの値で規格化。 $n_0$ と $m$ は構成方程式中のパラメータ。

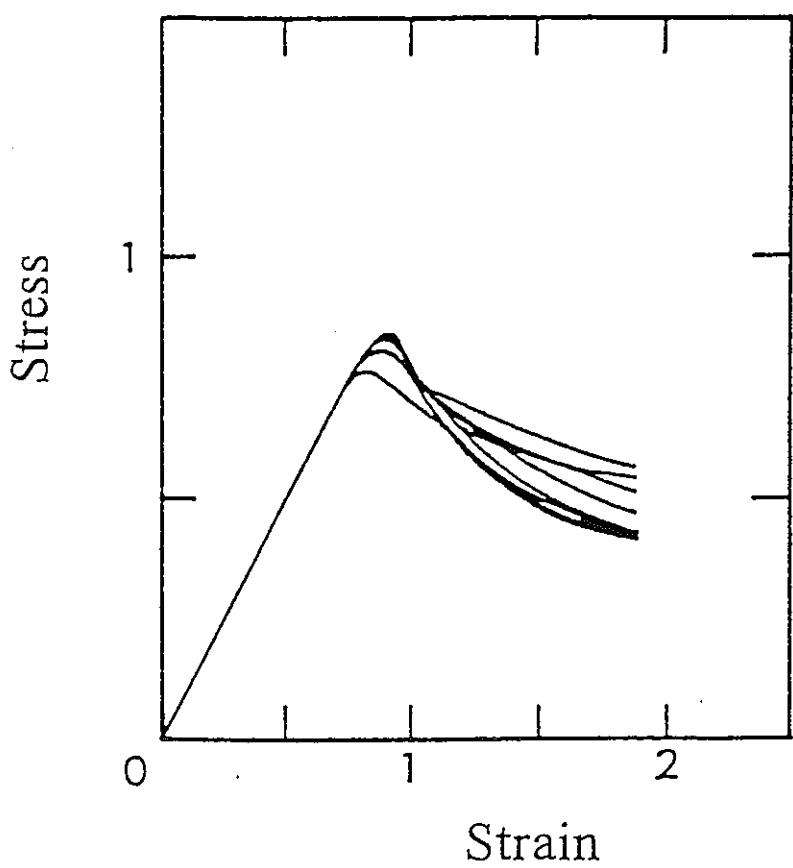


図 6－1－6 各要素の強度分布を変えて計算して得た応力－歪曲線。

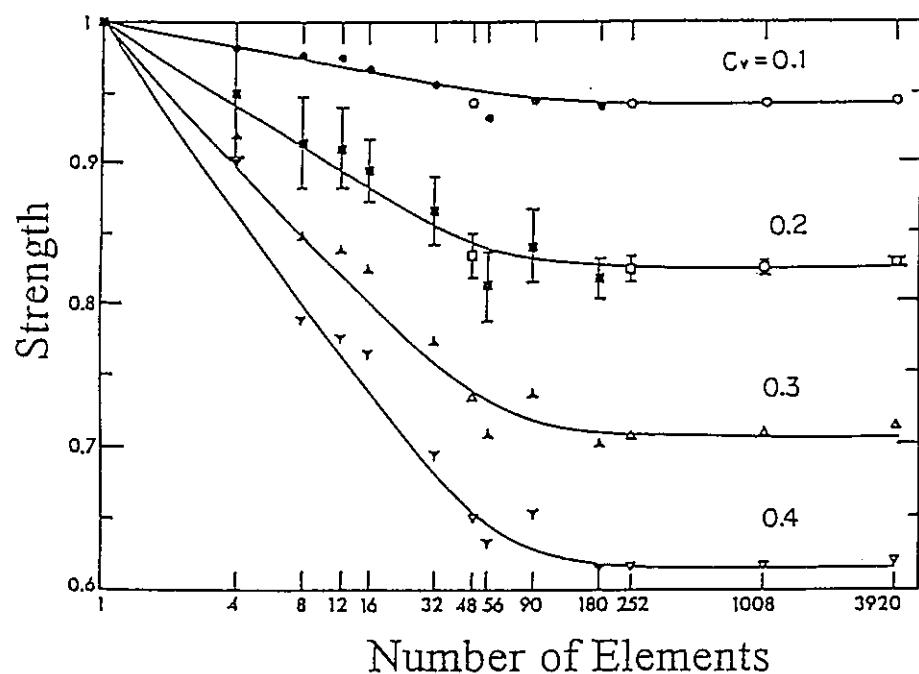


図 6-1-7 一軸圧縮強度と要素数の関係。縦軸は要素数 1 の時の強度で割って規格化している。

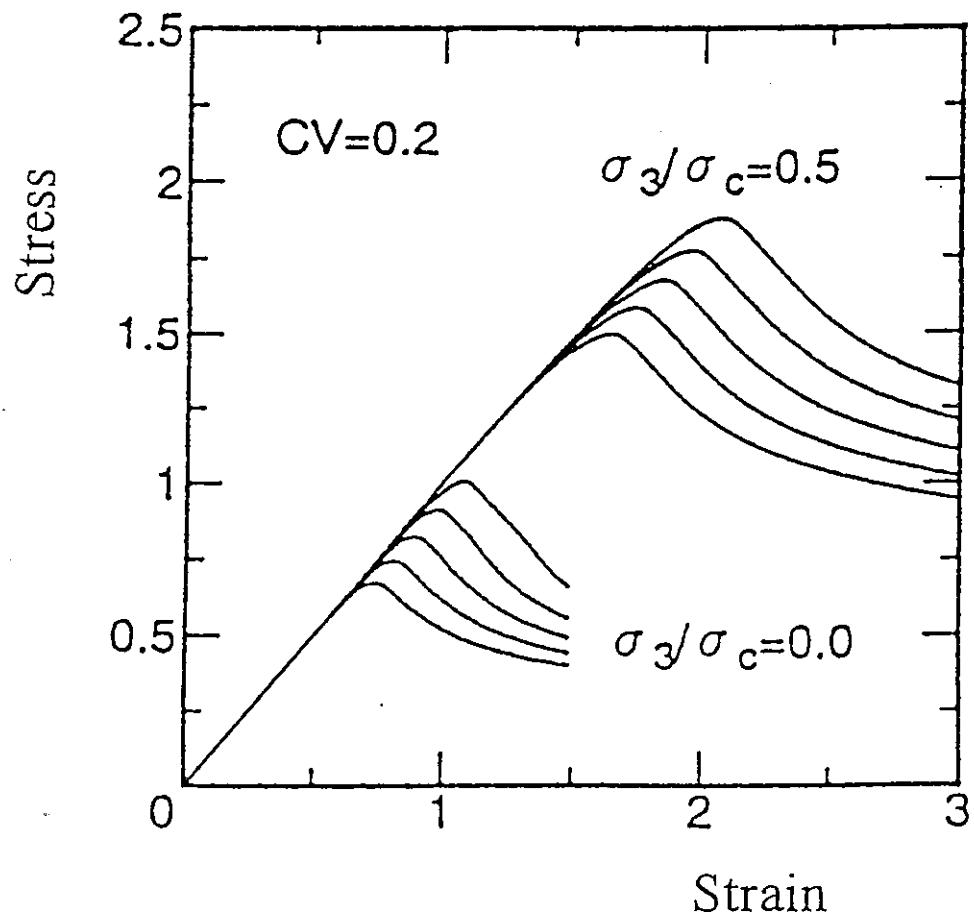


図 6-1-8 5つの歪速度で計算して得た応力-歪曲線。歪速度は上から毎秒  $1/1.2, 1/12, 1/120, 1/1200, 1/12000$  である。 $\sigma_3/\sigma_c$  は周圧と強度の比。

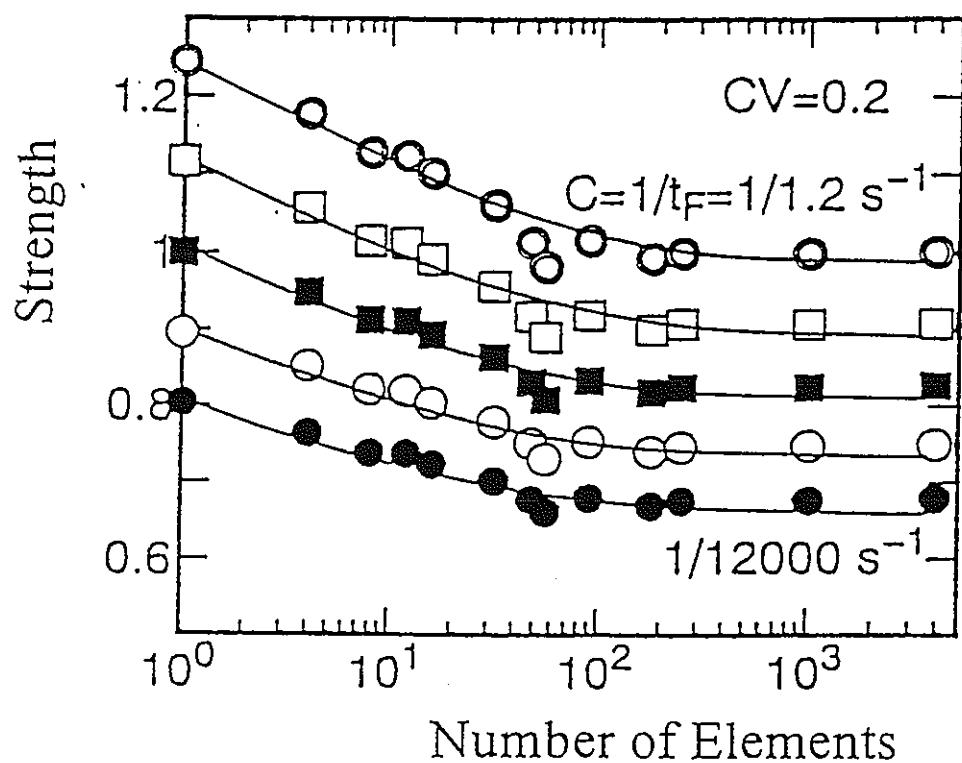


図 6-1-9 異速度を毎秒  $1/1.2$  から  $1/12000$  まで、10倍ずつ5段階に変えた時の強度と要素数の関係。

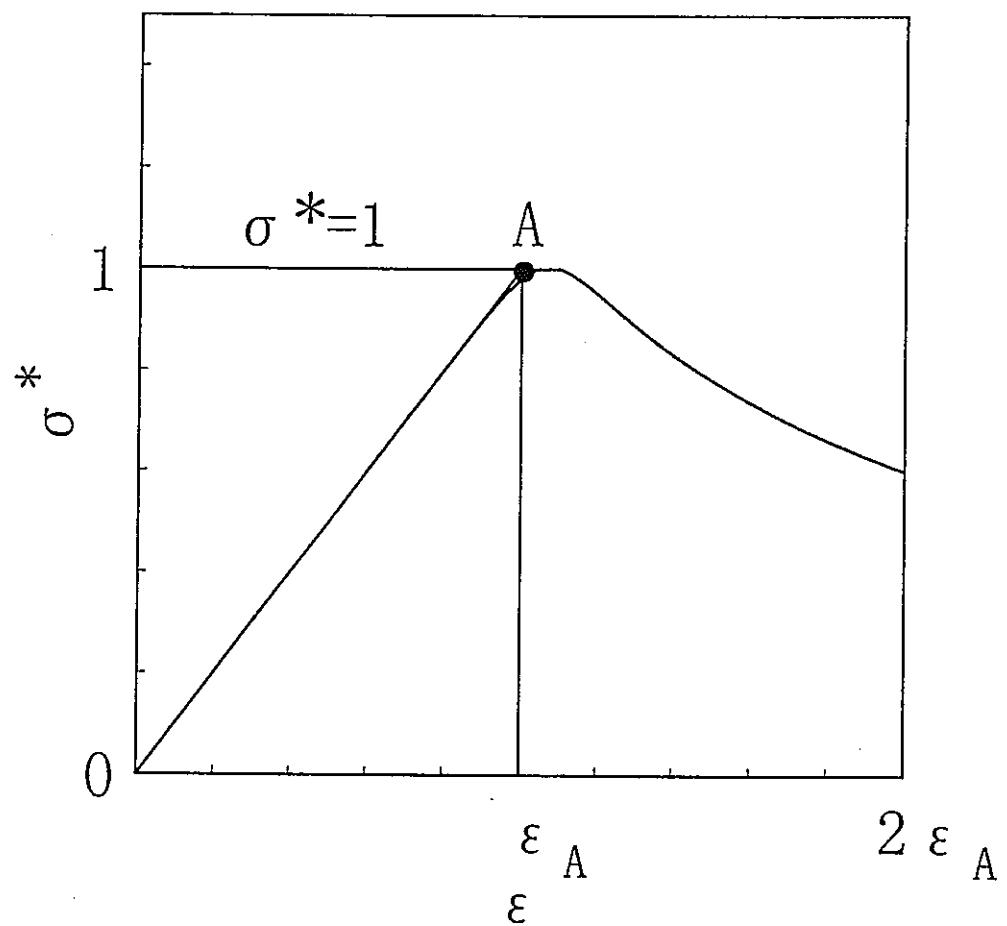


図 6-2-1 正規化に際して用いた記号の説明.

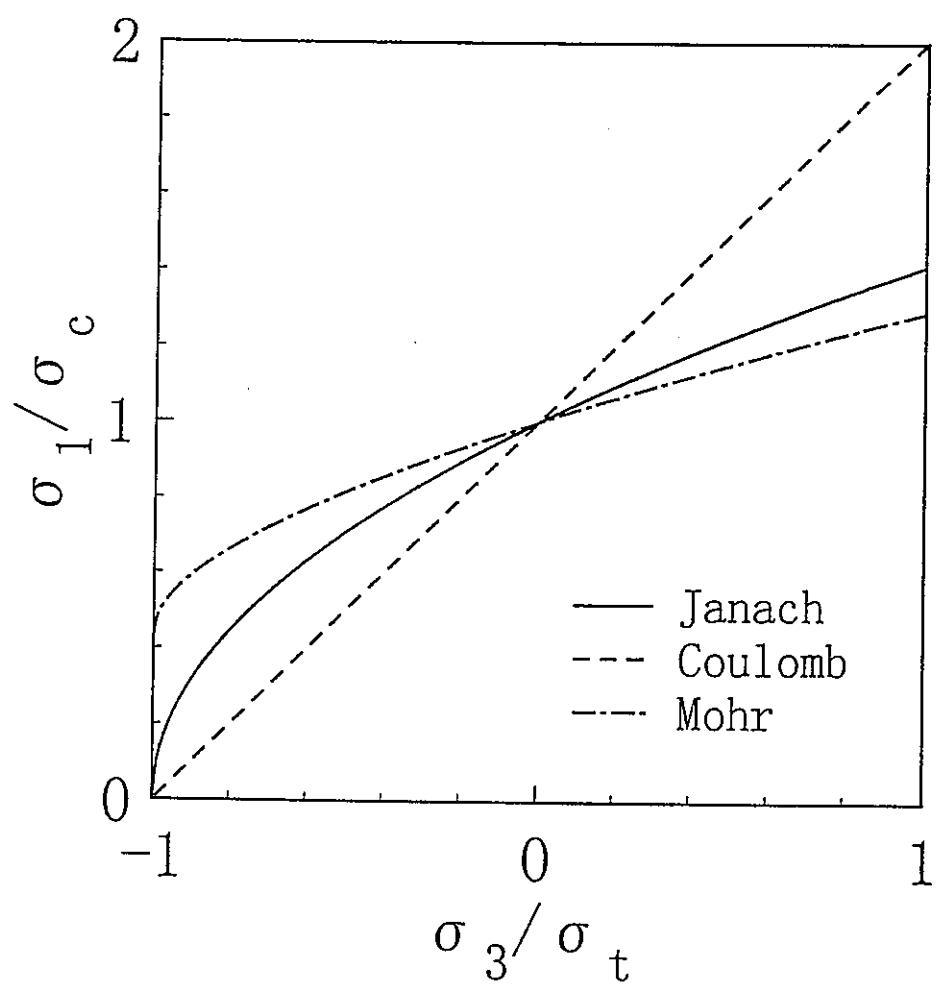


図 6-2-2 主応力線図上に描いた破壊限接近度 1 の曲線.  $\sigma_c$  と  $\sigma_t$  は、一軸圧縮強度と一軸引張強度.

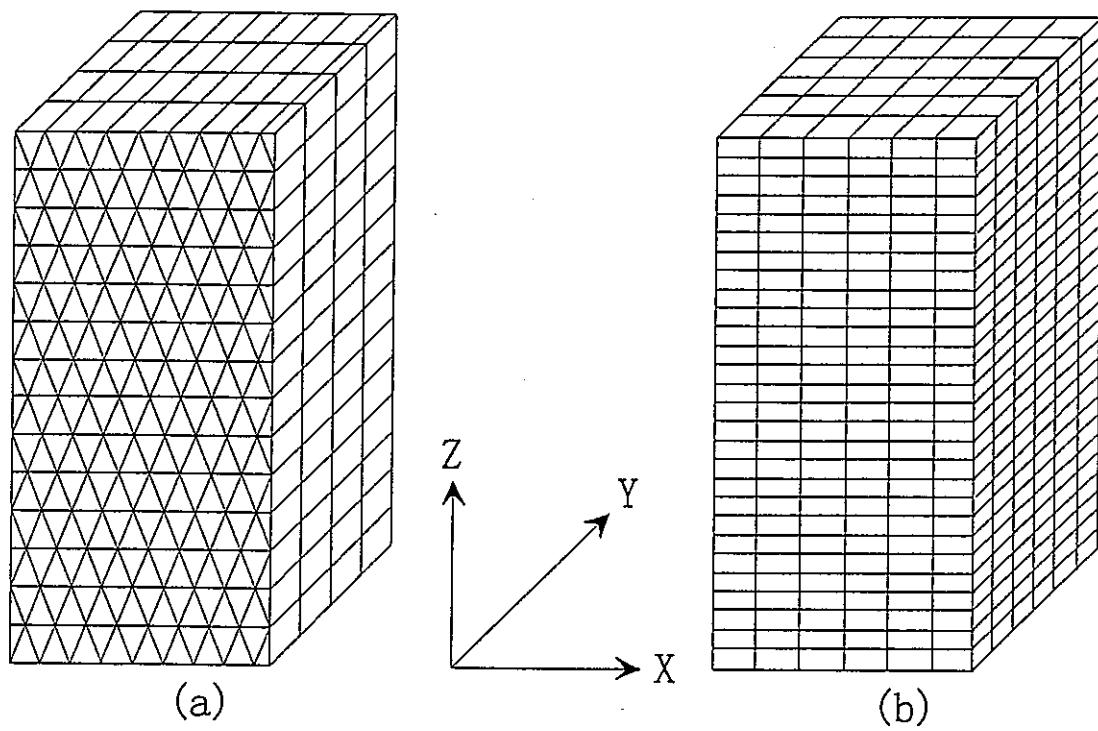


図 6-2-3 要素分割の例. (a) 5面体要素で要素数 1008. (b) 6面体要素で要素数 1008.

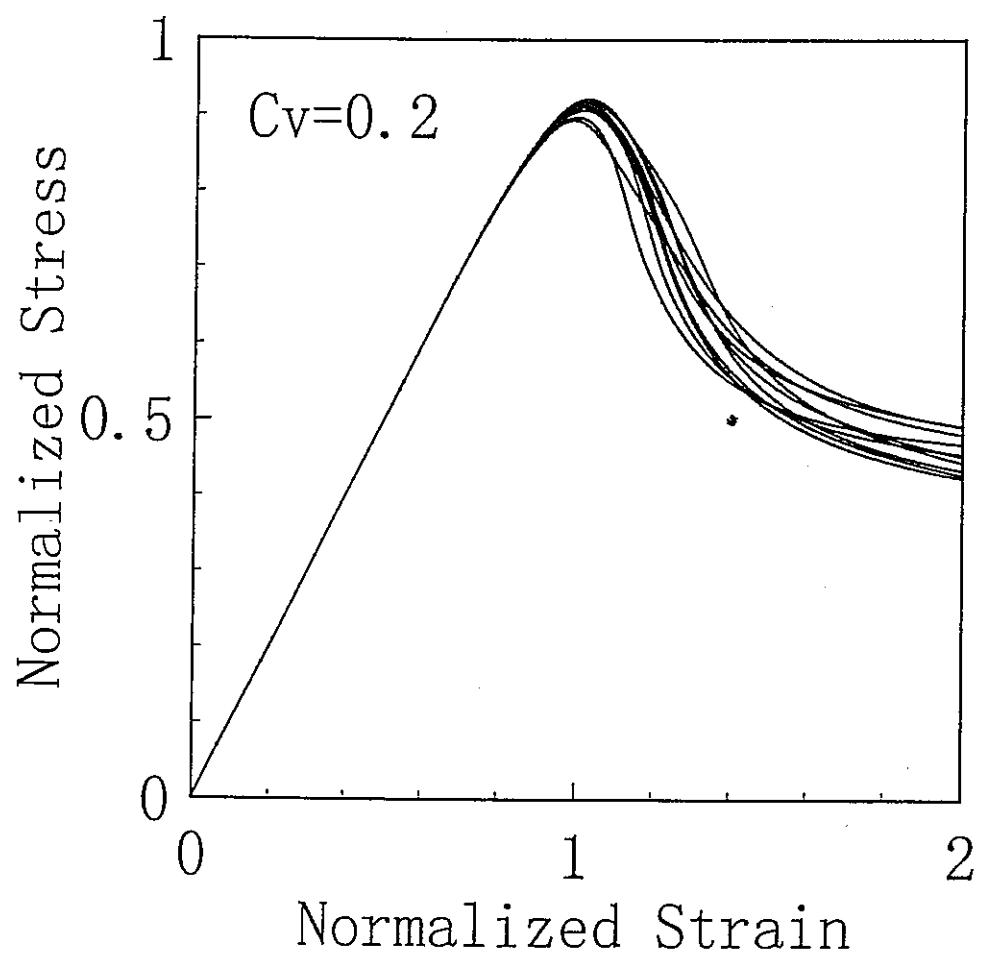


図 6-2-4 強度の割り当て方 (乱数系列) を変えた時の応力一歪曲線. 3次元4面体要素  
で要素数 1008.

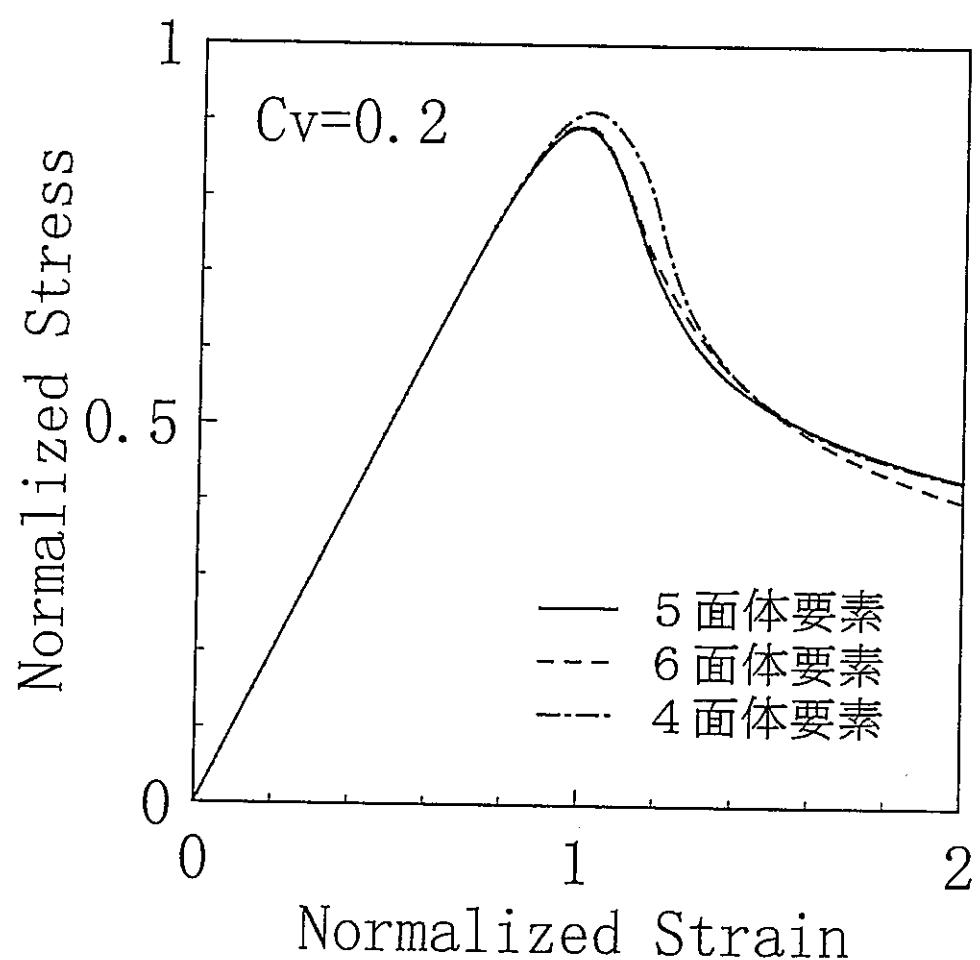


図 6-2-5 要素の種類を変えた時の応力-歪曲線. 要素の種類以外は標準値とした.

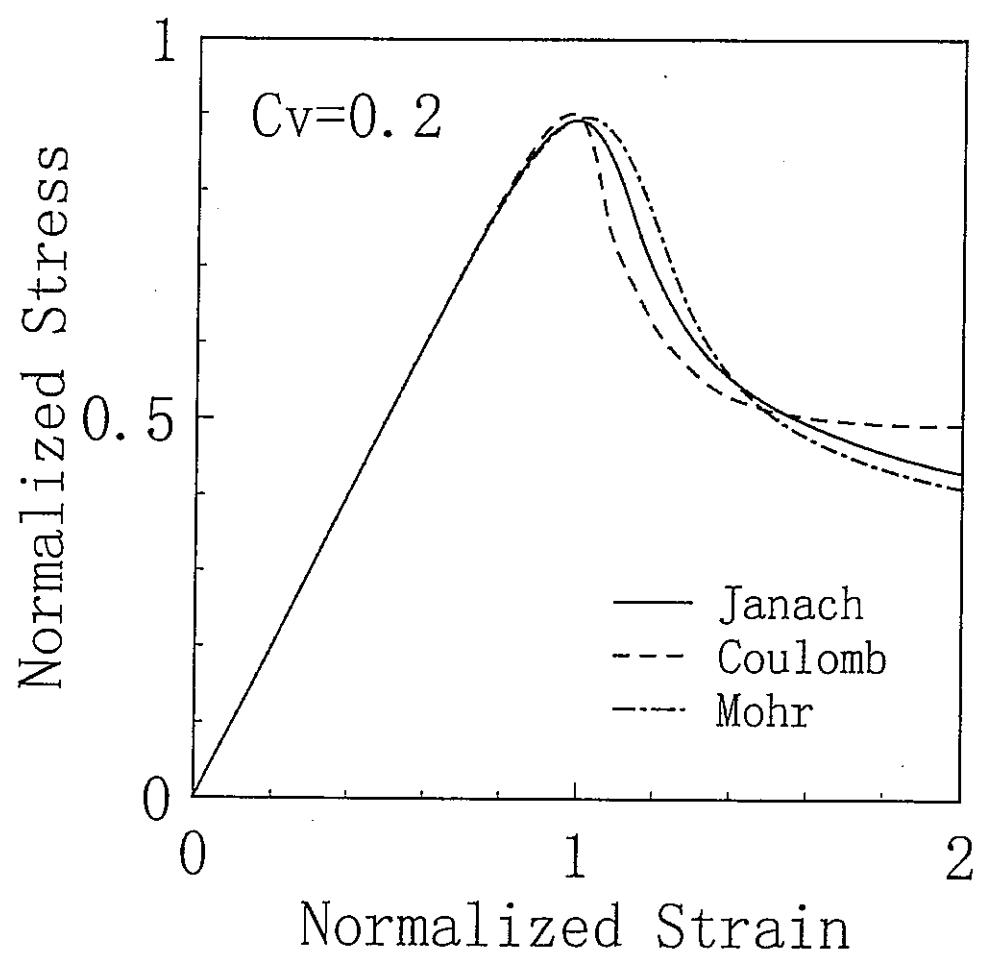


図 6-2-6 破壊規準を変えた時の応力-歪曲線。

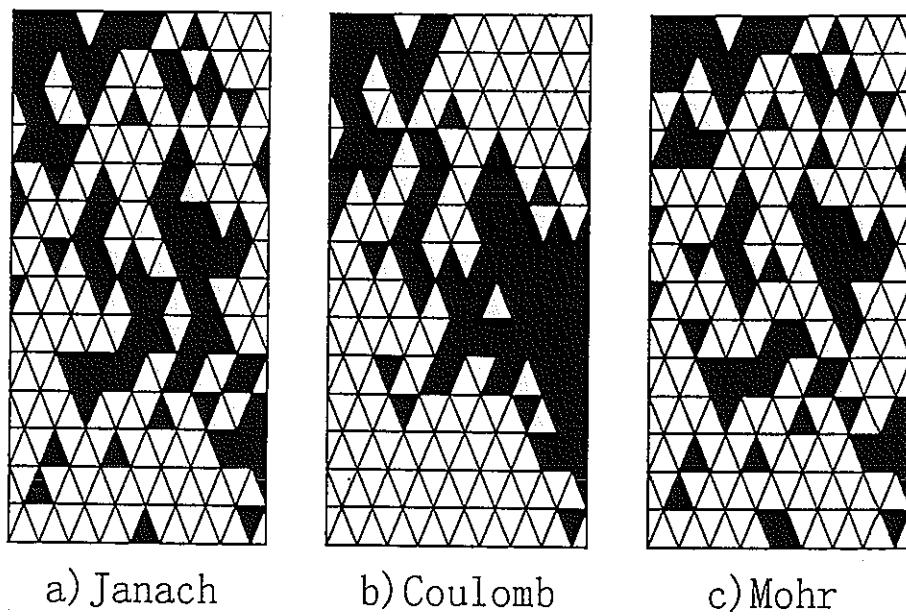


図 6-2-7 各破壊規準で、試験片全体のコンプライアンスが初期値の 1.2 倍となったときの破壊要素（黒塗りの要素）の分布状況。ここでいう破壊要素とは、要素のコンプライアンスが初期値の 1.2 倍以上となった要素である。

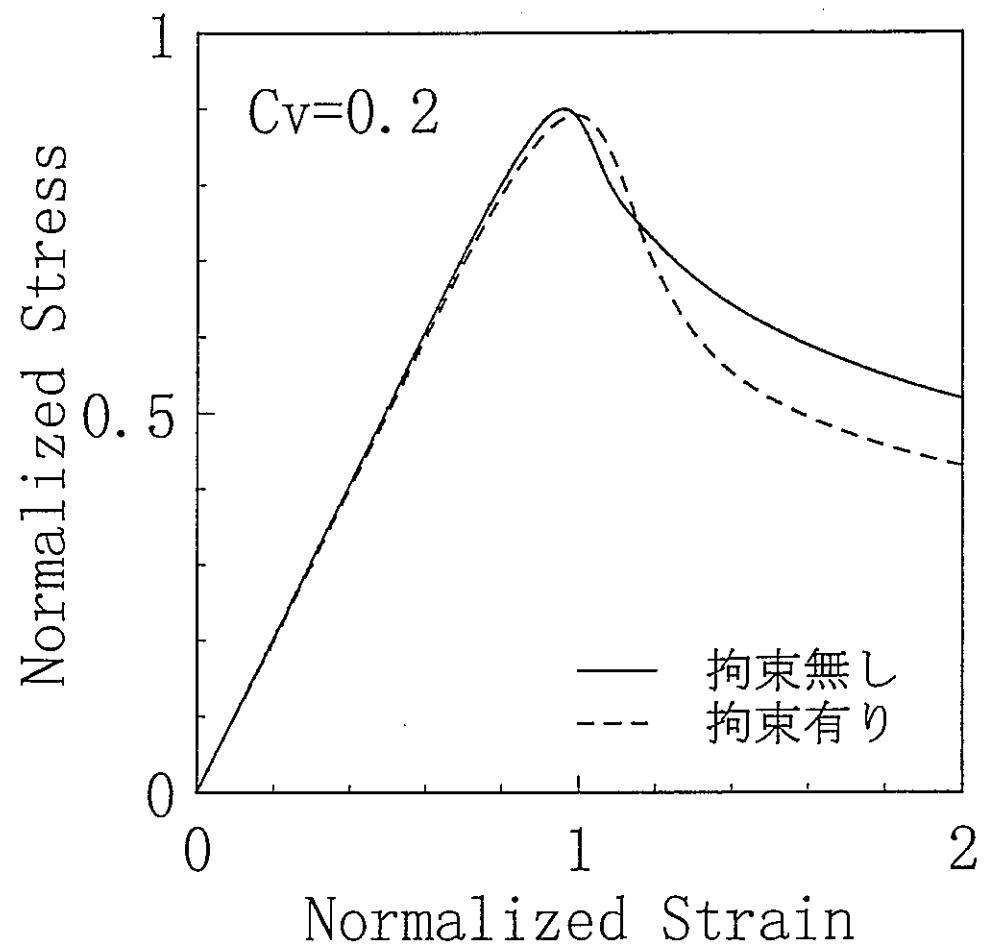


図 6-2-8 端面拘束を変えた時の応力-歪曲線。

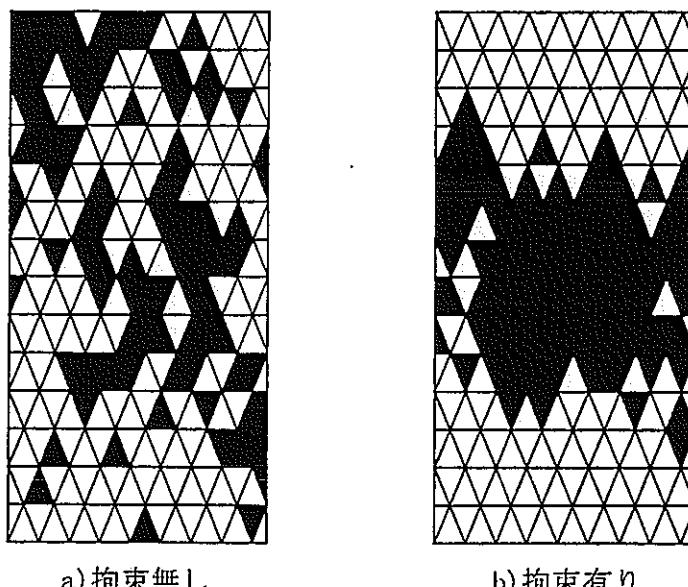


図 6-2-9 端面拘束無しと有りとで、試験片全体のコンプライアンスが初期値の 1. 2 倍となったときの破壊要素（黒塗りの要素）の分布状況。ここでいう破壊要素とは、要素のコンプライアンスが初期値の 1. 2 倍以上となった要素である。

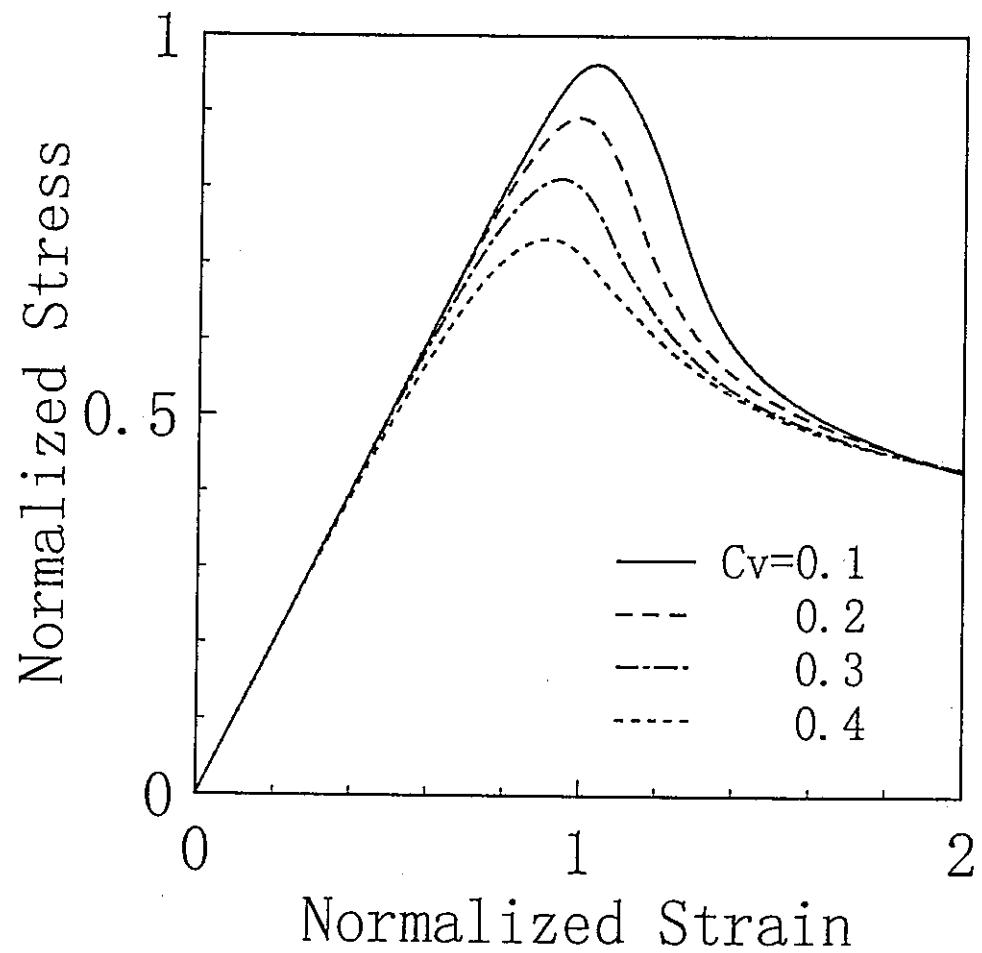


図6-2-10 強度のばらつき方 ( $C_v$ ) を変えた時の応力-歪曲線 (3次元) .

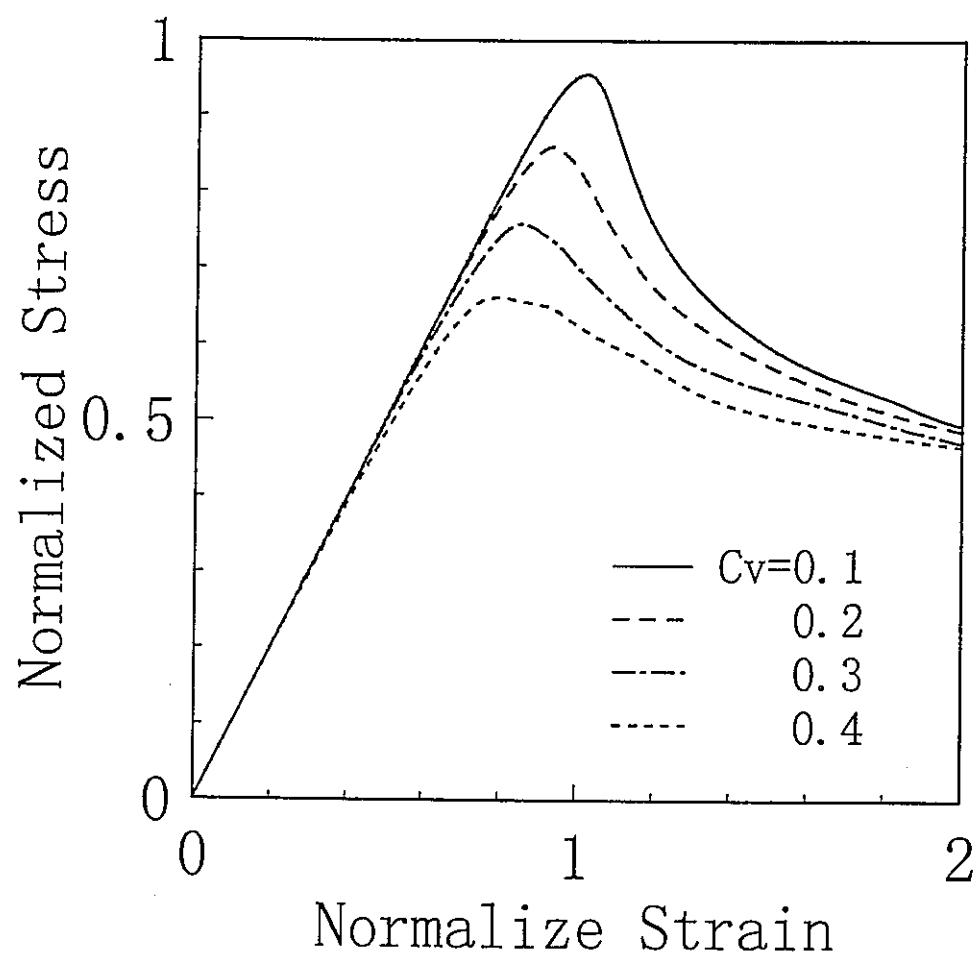


図 6-2-111 強度のばらつき方 ( $C_v$ ) を変えた時の応力-歪曲線 (2次元) .

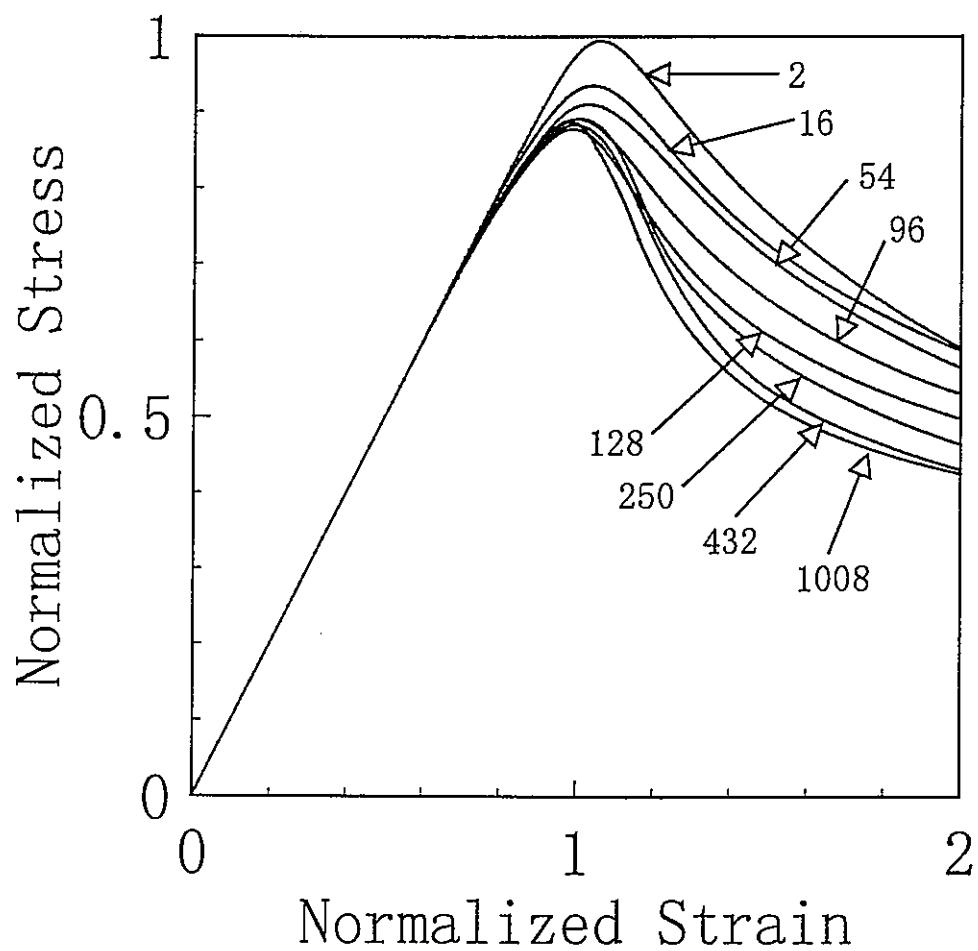


図 6-2-12 要素数を変えた時の応力-歪曲線. 図中の数字は要素数.

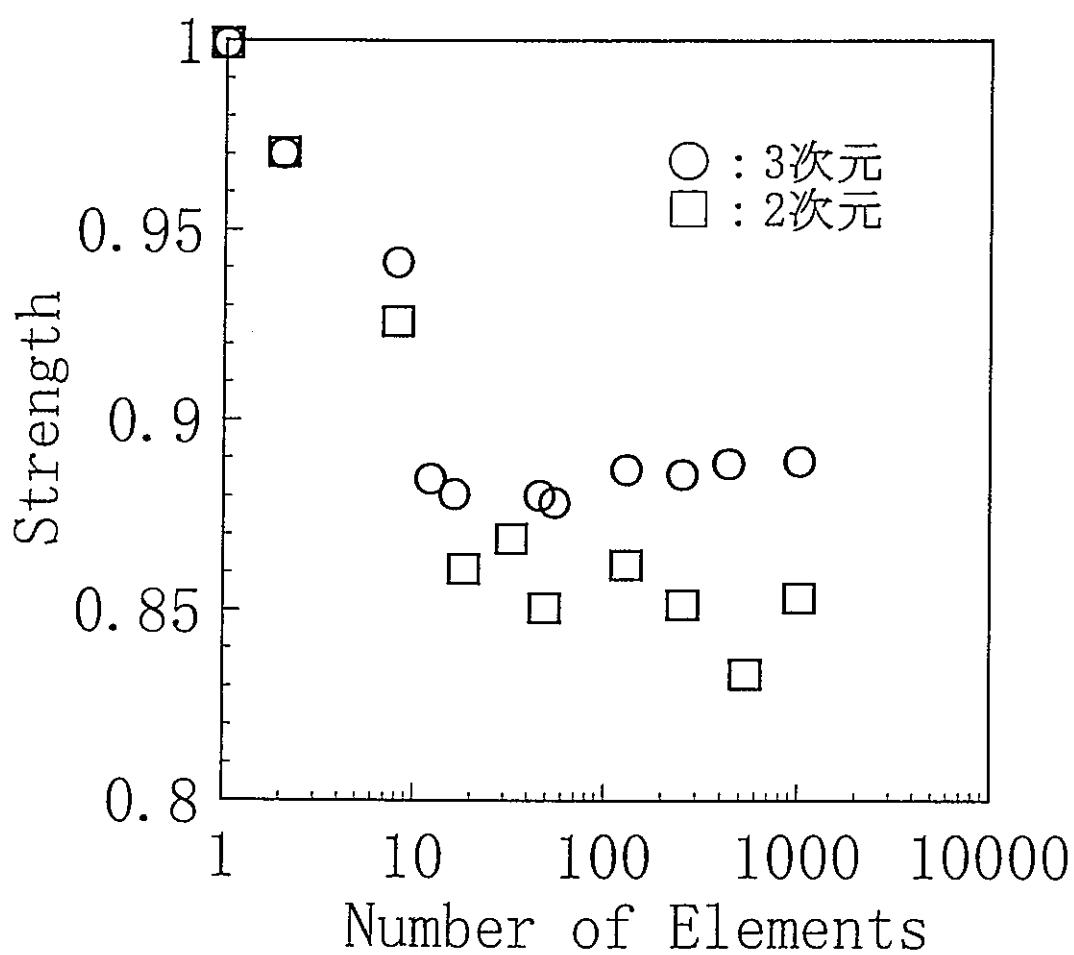


図 6-2-13 要素数の増加に伴う一軸圧縮強度の低下.

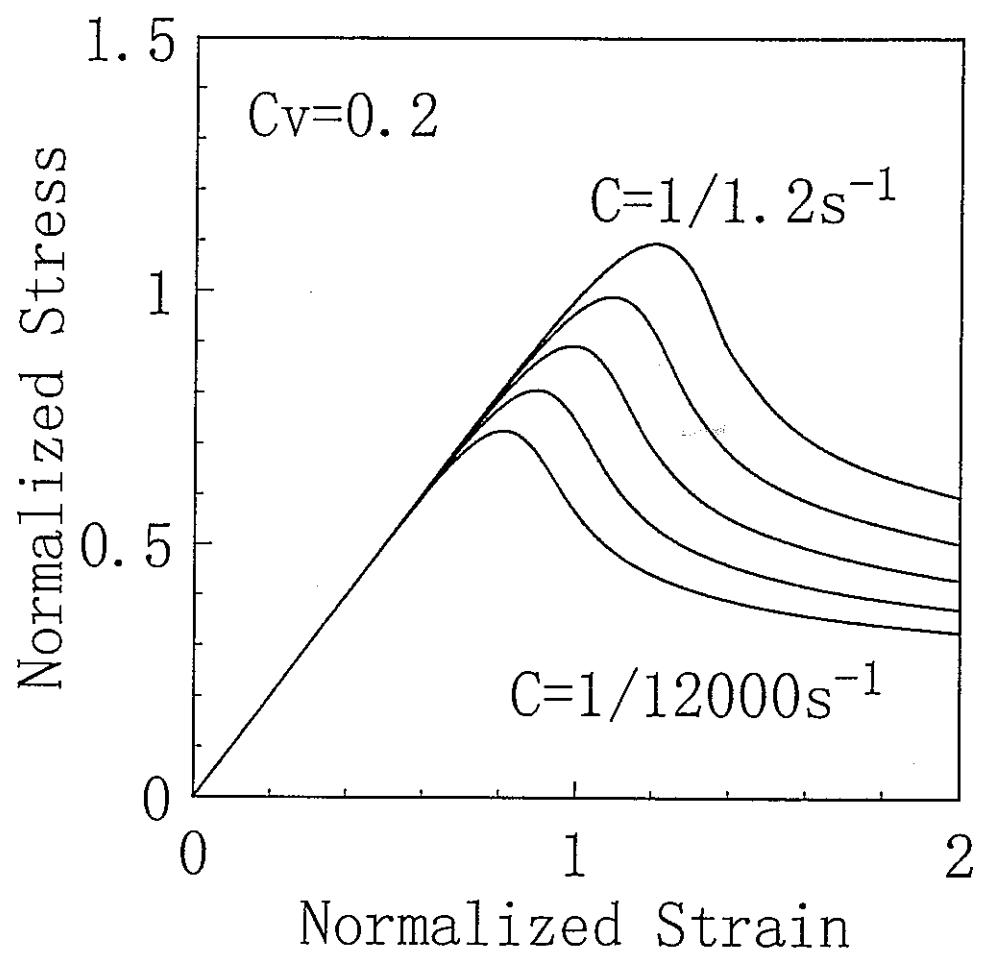


図 6-2-14 載荷速度  $C = 1/t_0$  をえた時の応力-歪曲線.

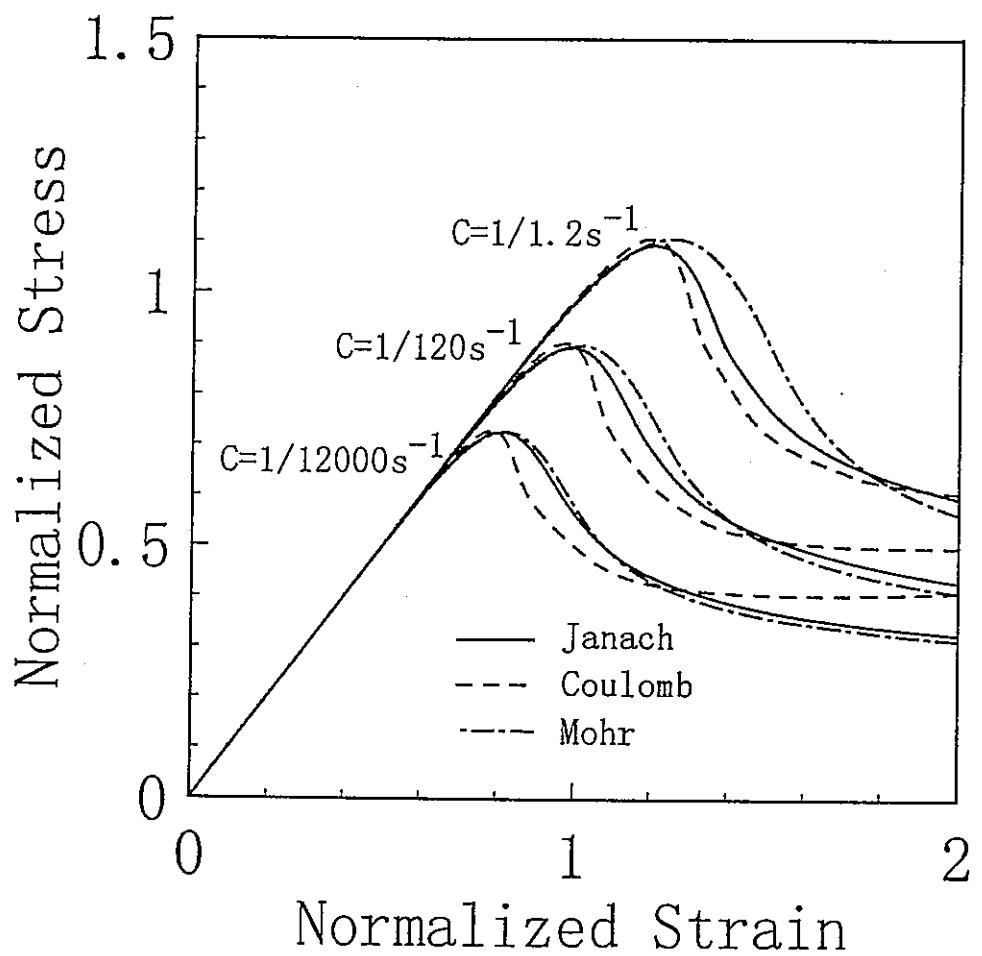


図 6-2-15 各破壊規準での応力-歪曲線の載荷速度依存性.  $C = 1/t_0$ .

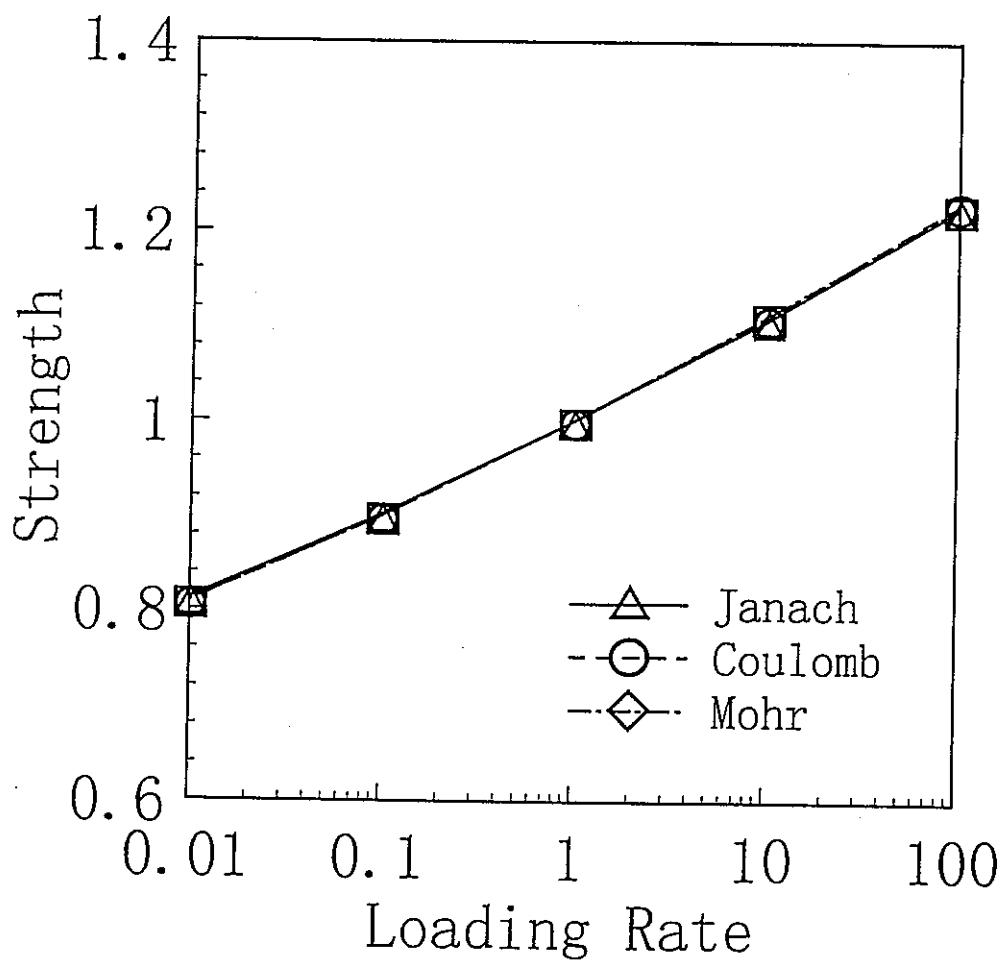


図 6-2-16 各破壊規準での強度の載荷速度依存性。横軸は正規化した載荷速度で、 $C=1/120\text{ s}^{-1}$  ( $t_0=120\text{ s}$ )を1とした。縦軸は  $C=1/120\text{ s}^{-1}$  の時の強度で正規化した。

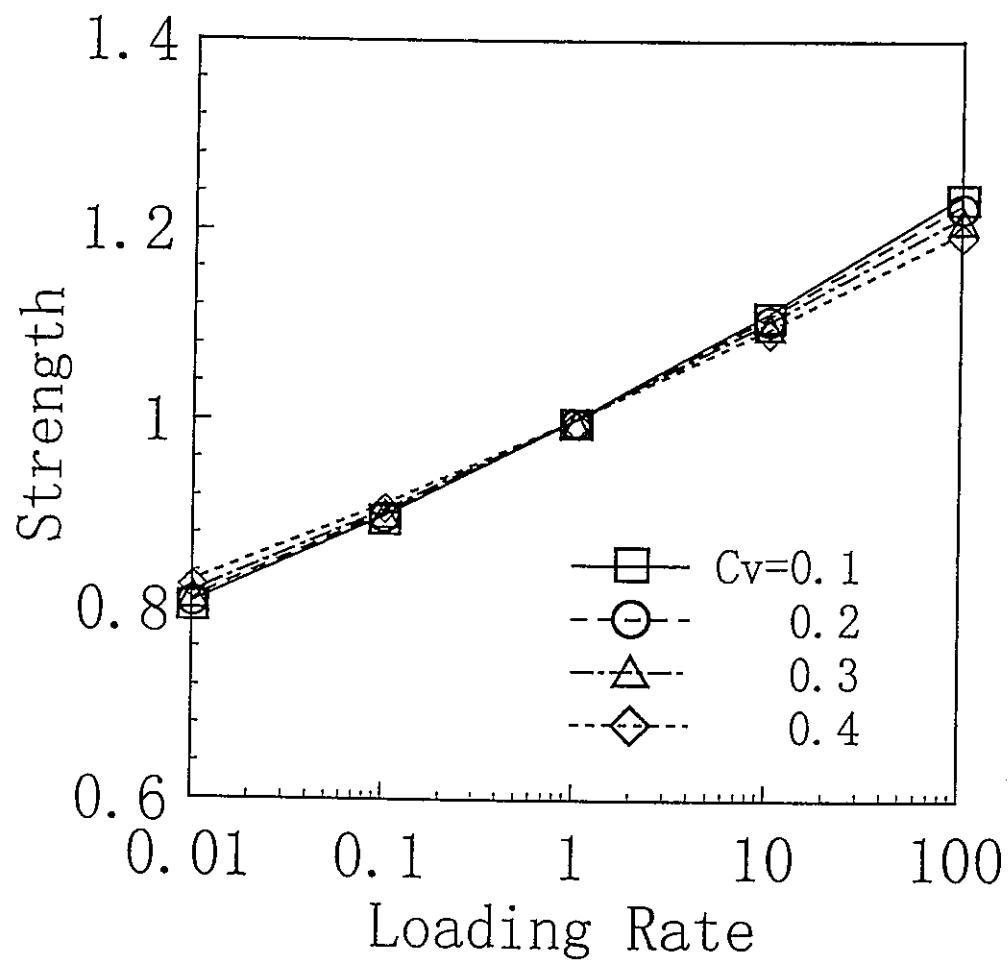


図 6-2-17 強度のばらつき方を変えた時の強度の載荷速度依存性。横軸は正規化した載荷速度で、 $C=1/120 \text{ s}^{-1}$  ( $t_0=120\text{s}$ ) を 1 とした。縦軸は  $C=1/120 \text{ s}^{-1}$  の時の強度で正規化した。

## 7. 間隙水圧を制御した試験の準備

### 7. 1 試料と試験条件

昨年度は、間隙水圧を制御した試験の準備の第一段階として、市販されている機器類の諸元などを調査した。本年度は、調査した機器類の内のいくつかの性能評価試験を試みた。

表7-1に、今回使用した物品をまとめておいた。番号1と2はチューブであり、もっとも一般的なSUS316製と銅製のものを使用した。番号3～7は、配管用コネクターである。コネクターは仕上げによっても劣化の状況が変わると考えられたので、2社のものを使用して性能評価を試みた。また、素材自体の特性を知るために、番号8～11で4種類のステンレス丸棒の性能評価試験をおこなった。なお、チューブと丸棒は金鋸で適当な長さに切断したあと、旋盤で端面を削った。

性能試験の方法は、ごく簡単で、図7-1に示すようにパイレックス製ビーカ（胴径Φ46×高さ60mm）に入れた純水中に資料を入れ、適宜観測した。使用した純水はイオン交換水であり、1週間程度空気中に放置してから使用した。ビーカは、順次中性洗剤で洗浄、水道水で洗浄、純水で洗浄した後いったん乾燥させてから試験に供した。試験が長期にわたったため、蒸発してビーカの水位が低下したときには、純水を追加した。その頻度は、月に一度程度で、追加する量は半量程度であった。なお、ビーカを放置しておく際には、ゴミなどが混入しないように、中性紙（ゼロックス用紙）を2～3枚かぶせておいた。試験室の温度は23±3℃、湿度は65±15%であった。

### 7. 2 試験結果（コネクターなどの腐食について）

図7-1に写真を、表7-2に所見を示す。

コネクターなどを水中に放置した腐食試験を行った結果、ステンレス丸棒SUS430F、ステンレスコネクターSUS316（SWAGELOK製）、ステンレスコネクター（フジキン製）および、炭素鋼コネクターに明瞭な錆が現れた。図7-1の水中での腐食状況（その3）にその状況を示す。丸棒に関しては、SUS430FとSUS303（切口のみ）が錆びており、他のステンレスSUS304と316には錆が発生していない。SUS430Fはオーステナイト系で、他はフェライト系である。このステンレス丸棒の腐食としては、自由表面（水と接している表面）に孔食といわれる孔状の腐食の進行が考えられる。SUS430Fの場合には、他と異なりオーステナイト系でありニッケルが混入していないため、不動態皮膜の形成が悪く、水中で腐食反応が進行したものと考えられる。この場合、丸棒の一部に腐食が進行すると、加速的にその部分の腐食が進行するため、孔状に腐食が形成されることになる。他のステンレス丸棒では、不導態皮膜に守られて、ほぼ安定していたと考えられる。コネクターに関しては、SUS316でさえ腐食が生じた。これはすきま腐食と呼ばれているもので、コネクターではネジ部などのように凹凸が多いものに現れやすい。このすきまにおいて、SUSが水と反応し、その水が外界の水と遮断されやすい場合にすきま腐食が生じる。すきま腐食では、C<sup>2-</sup>の影響が多いことが指摘されている（腐食防食協会、材料環境学入門、p. 29, 1993）。今回使用した水は、イオン交換水であるが、C<sup>2-</sup>は完全に除去されておら

ず、わずかに含まれていると考えられるため、この場合も  $C\ 1^-$  が腐食に対して重要な役割をしていたのではないかと考えられる。SUS316は今回使用したステンレスの中で腐食に最も強いと考えられるが、コネクターのように凹凸構造を有した部材では、水環境下で腐食することがわかつた。その対処方法としては、使用する水の  $C\ 1^-$  および溶存酸素の濃度をなるべく小さくすることが考えられる。

銅製のチューブ、真ちゅう製のコネクターともかなりの劣化が認められた。

ごく限られた範囲の実験しか行っていないが、強度が高く信頼性の高いステンレス製の配管部品でも、錆の発生する恐れのあることがわかつた。間隙水圧を制御した長期試験を行う前には慎重に使用部品を選ぶ必要があらためて重要であることがわかつた。長期試験の試験条件や要求される精度があきらかになった時点でさらに調査、検討をする予定である。

表 7-1 実験材料

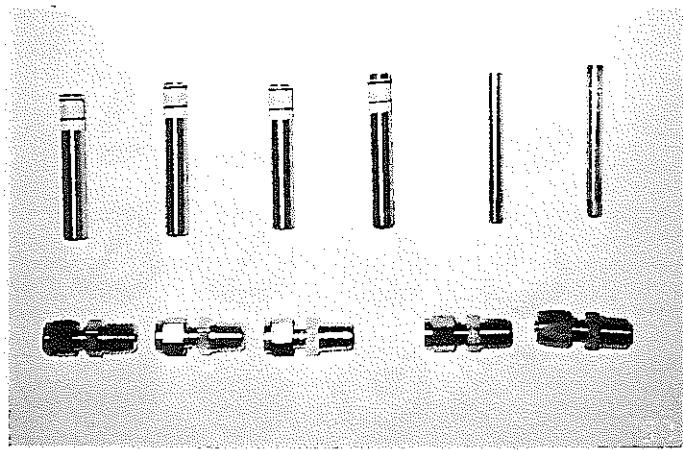
番号	品名	メーカー	寸法	材質	備考
1	ステンレスチューブ	住友金属	外径 1/4インチ 肉厚 0.89mm	SUS316	
2	銅チューブ	秦野パイプ センター	外径 1/4インチ 肉厚 1.0mm	銅	
3	おすコネクター	Swagelok	全長 37.8mm 二面幅 9/16インチ 接続チューブ外径 1/4インチ 管用おねじNPT 1/4インチ	SUS316	
4	おすコネクター	Swagelok	全長 37.8mm 二面幅 9/16インチ 接続チューブ外径 1/4インチ 管用おねじNPT 1/4インチ	真ちゅう	
5	おすコネクター	Swagelok	全長 37.8mm 二面幅 9/16インチ 接続チューブ外径 1/4インチ 管用おねじNPT 1/4インチ	炭素鋼	
6	おすコネクター	フジキン	全長 36mm 二面幅 14mm 接続チューブ外径 1/4インチ 管用おねじNPT 1/4インチ	SUS316	
7	おすコネクター	フジキン	全長 38.5mm 二面幅 14mm 接続チューブ外径 1/4インチ 管用おねじNPT 1/4インチ	真ちゅう	
8	ステンレス丸棒	大平洋金属	外径 10mm	SUS303	市販品
9	ステンレス丸棒	大平洋金属	外径 10mm	SUS304	市販品
10	ステンレス丸棒	大平洋金属	外径 10mm	SUS316	市販品
11	ステンレス丸棒	山陽特殊製鋼	外径 10mm	SUS430F	市販品

## ステンレス鋼の化学成分 %

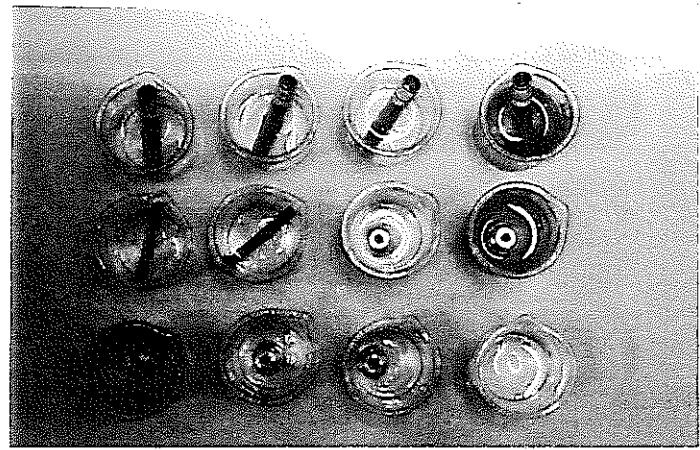
種類の記号 J I S	旧記号	C	S i	Mn	N i	C r	M o	C u	その他
SUS303	SUS60B	≤0.15	≤1.00	≤2.00	8.00～ 10.00	17.00～ 19.00	—	—	—
SUS304	SUS27B	≤0.08	≤1.00	≤2.00	8.00～ 10.50	18.00～ 20.00	—	—	—
SUS316	SUS32B	≤0.08	≤1.00	≤2.00	10.00～ 14.00	16.00～ 18.00	2.00～ 3.00	—	—
SUS430F	—	≤0.12	≤1.00	≤1.25	—	16.00～ 18.00	—	—	—

表 7-2 実験材料の所見

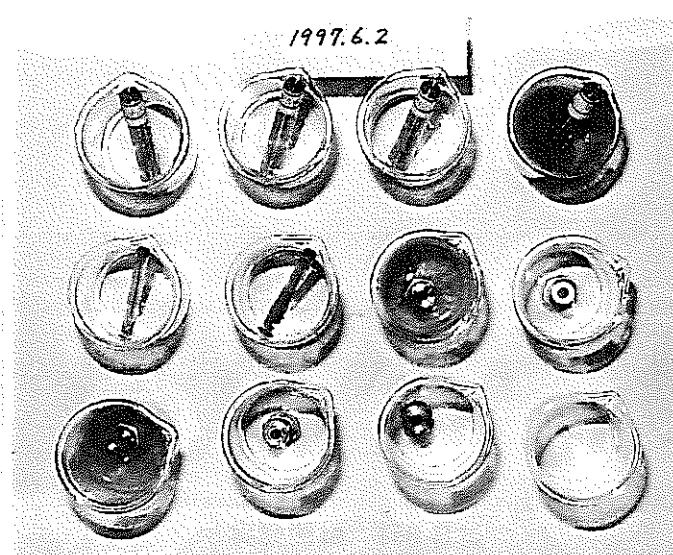
番号	品名	材質	所見
8	ステンレス丸棒	SUS303	切口の部分が少し茶色になっており、その部分が少しづつ拡がっている。水は薄茶色である。
11	ステンレス丸棒	SUS430F	水につかっていた部分全体が茶色になり、ビーカの底に茶色の粉が積もっている。水の色は茶色でビーカの内側にも茶色の粉が付着している。
2	銅チューブ	銅	ビーカの一部に空色の物質が付着してきている。チューブに付着した空色の物質がゆっくりと拡がっている。
3	おすコネクター (Swagelok製)	SUS316	水はほとんど透明であるが、ビーカの底に茶色の粉がほぼ一面にうっすらと積もっている。ネジ部は薄茶色になっている。
4	おすコネクター (Swagelok製)	真ちゅう	ビーカの底に小さな粒子が半分以上ある。ネジ部に空色と黒色部分がある。
5	おすコネクター (Swagelok製)	炭素鋼	水の色は茶色になり、ビーカの底にも茶色の粉が積もり、ビーカの内側にも茶色の粉が付着している。ネジ部は茶色になっている。
6	おすコネクター (フジキン製)	SUS316	水の色は薄茶色（ほとんど透明に近い）でネジ部に茶色の部分がある。ビーカの底に茶色の粉が一面にうっすらと積もっている。
7	おすコネクター (フジキン製)	真ちゅう	コネクター全体が黒っぽくなっているが、水の色は透明よりは少しにごっている。ビーカの底には白い物質が積もっている。
11	ステンレス丸棒 (8月12日追実験)	SUS430F	水は薄茶色で底には何もない。ヤスリで削った部分が2個所茶色になっており、茶色の部分が拡がっている。
	その他の材料		水の色、材料に変化は見当たらない。



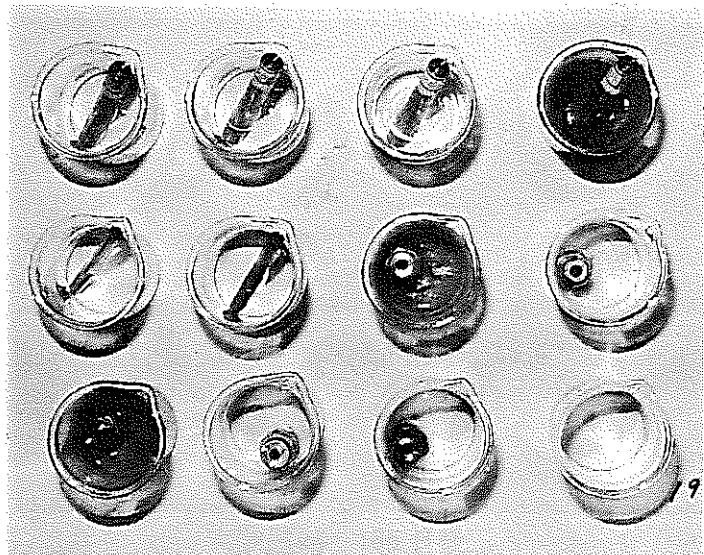
実験材料



実験開始 4 日後



実験開始 31 日後

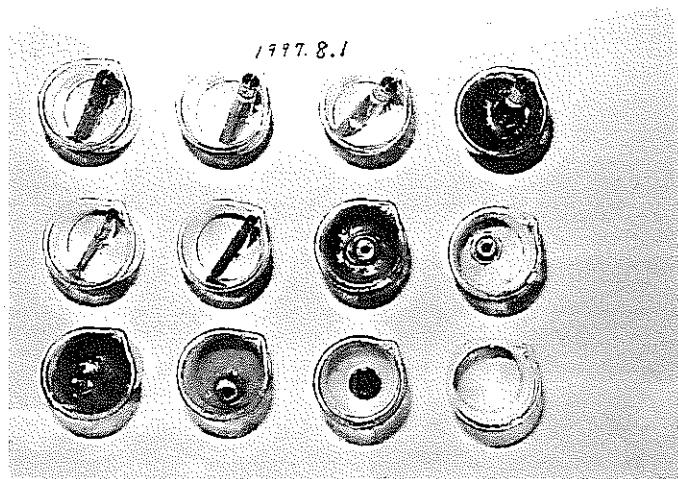


実験開始 62 日後

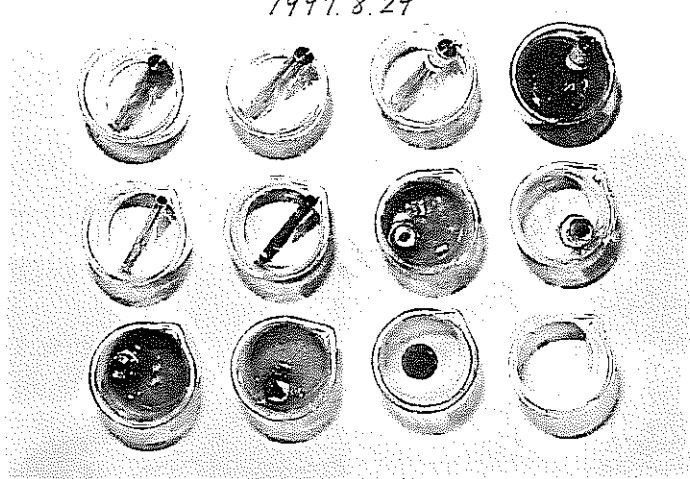
#### ビーカに入れた試験材料

上段 左から	ステンレス丸棒	SUS303	
	ステンレス丸棒	SUS304	
	ステンレス丸棒	SUS316	
	ステンレス丸棒	SUS430F	
中段 左から	ステンレスチューブ	SUS316	
	銅チューブ	銅	
	おすコネクター	SUS316	Swagelok 製
	おすコネクター	真ちゅう	Swagelok 製
下段 左から	おすコネクター	SUS316	フジキン製
	おすコネクター	炭素鋼	Swagelok 製
	おすコネクター	真ちゅう	フジキン製

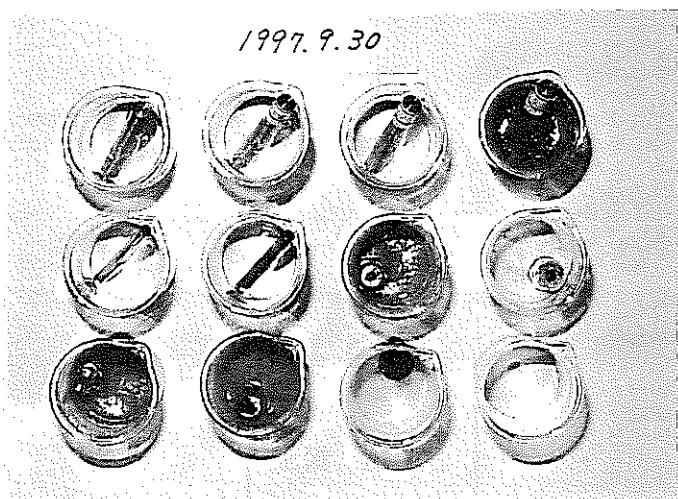
図 7-1 水中での腐食の状況（その1）



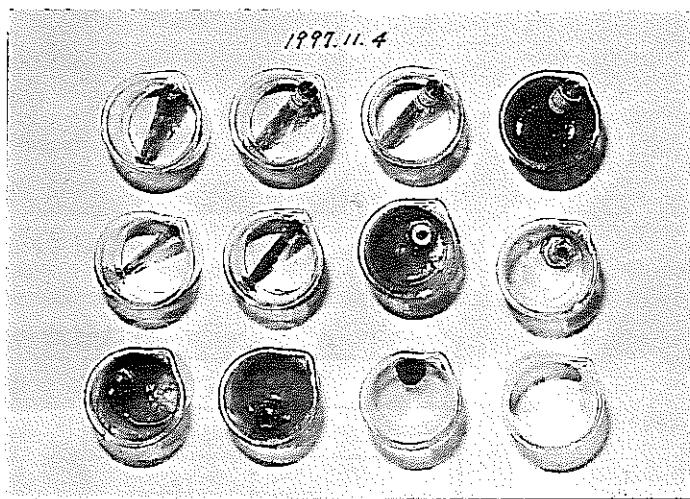
実験開始 91 日後



実験開始 119 日後



実験開始 150 日後

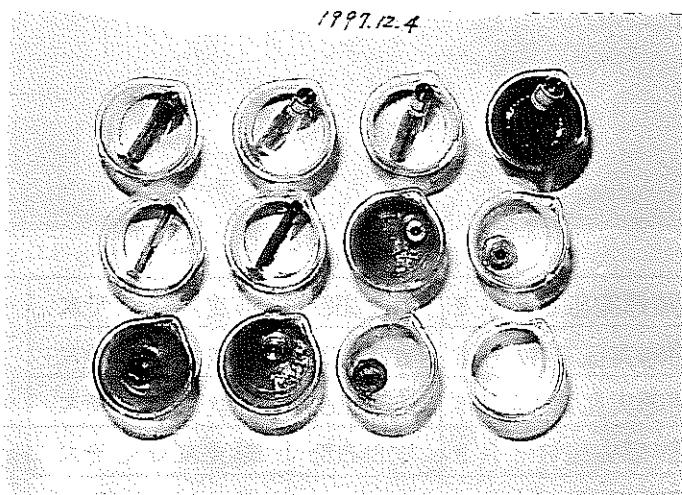


実験開始 185 日後

#### ピーカに入れた試験材料

上段 左から	ステンレス丸棒	SUS303	
	ステンレス丸棒	SUS304	
	ステンレス丸棒	SUS316	
	ステンレス丸棒	SUS430F	
中段 左から	ステンレスチューブ	SUS316	
	銅チューブ	銅	
	おすコネクター	SUS316	Swagelok 製
	おすコネクター	真ちゅう	Swagelok 製
下段 左から	おすコネクター	SUS316	フジキン製
	おすコネクター	炭素鋼	Swagelok 製
	おすコネクター	真ちゅう	フジキン製

図 7-1 水中の腐食の状況（その 2）



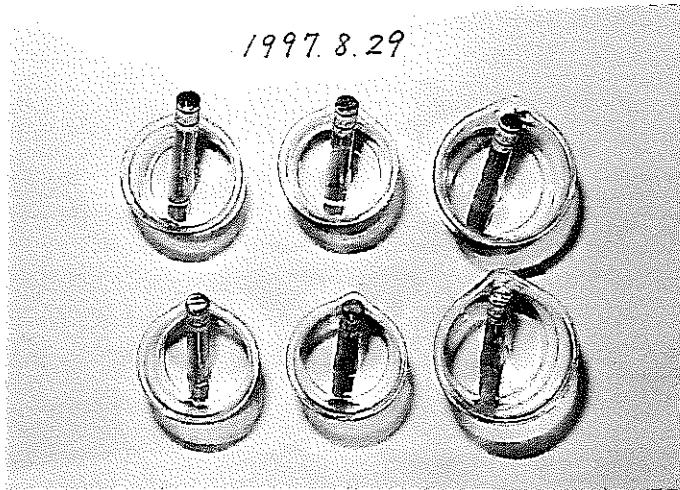
実験開始 215 日後

ビーカに入れた試験材料

上段 左から	ステンレス丸棒	SUS303	
	ステンレス丸棒	SUS304	
	ステンレス丸棒	SUS316	
	ステンレス丸棒	SUS430F	
中段 左から	ステンレスチューブ	SUS316	
	銅チューブ	銅	
	おすコネクター	SUS316	Swagelok 製
	おすコネクター	真ちゅう	Swagelok 製
下段 左から	おすコネクター	炭素鋼	Swagelok 製
	おすコネクター	SUS316	フジキン製
	おすコネクター	真ちゅう	フジキン製

図7-1 水中の腐食の状況（その3）

1997.8.29



ビーカに入れた試験材料

上段 左から	ステンレス丸棒	SUS316	8月5日追実験開始 24日後
	ステンレス丸棒	SUS316	8月12日追実験開始 17日後
	ステンレス丸棒	SUS303	8月13日追実験開始 16日後
下段 左から	ステンレス丸棒	SUS430F	8月5日追実験開始 24日後
	ステンレス丸棒	SUS430F	8月12日追実験開始 17日後
	ステンレス丸棒	SUS304	8月13日追実験開始 16日後

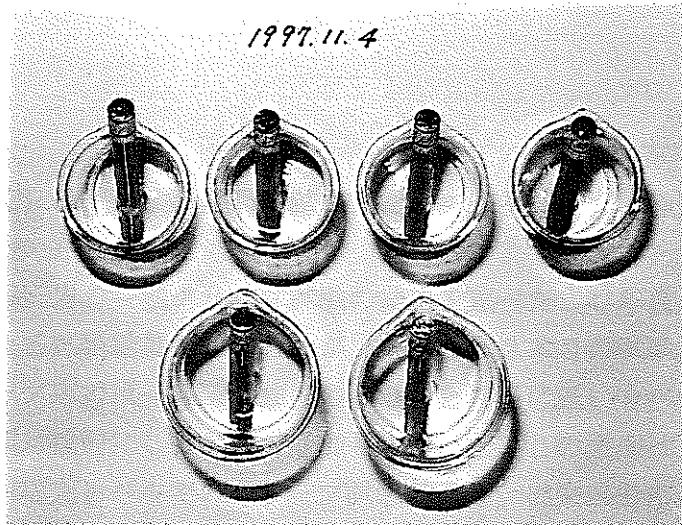
1997.9.30



ビーカに入れた試験材料

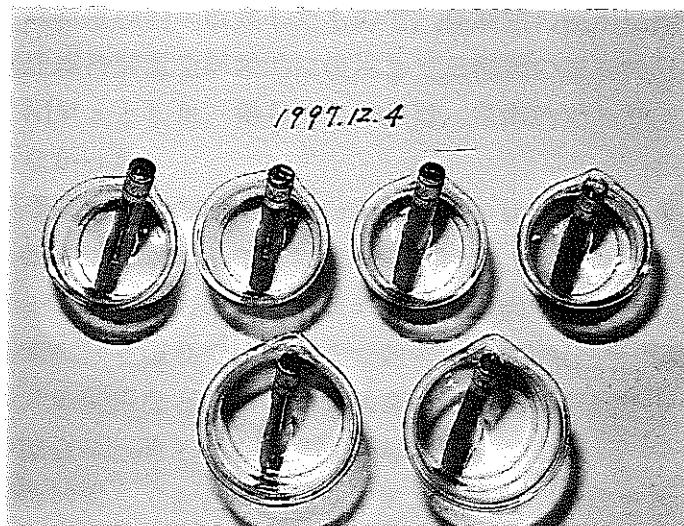
上段 左から	ステンレス丸棒	SUS316	8月5日追実験開始 56日後
	ステンレス丸棒	SUS430F	8月5日追実験開始 56日後
	ステンレス丸棒	SUS316	8月12日追実験開始 49日後
	ステンレス丸棒	SUS430F	8月12日追実験開始 49日後
下段 左から	ステンレス丸棒	SUS303	8月13日追実験開始 48日後
	ステンレス丸棒	SUS304	8月13日追実験開始 48日後

図7-2 水中での腐食状況：追実験（その1）



ビーカに入れた試験材料

上段 左から	ステンレス丸棒	SUS316	8月5日追実験開始	91日後
	ステンレス丸棒	SUS430F	8月5日追実験開始	91日後
	ステンレス丸棒	SUS316	8月12日追実験開始	84日後
	ステンレス丸棒	SUS430F	8月12日追実験開始	84日後
下段 左から	ステンレス丸棒	SUS303	8月13日追実験開始	83日後
	ステンレス丸棒	SUS304	8月13日追実験開始	83日後



ビーカに入れた試験材料

上段 左から	ステンレス丸棒	SUS316	8月5日追実験開始	121日後
	ステンレス丸棒	SUS430F	8月5日追実験開始	121日後
	ステンレス丸棒	SUS316	8月12日追実験開始	114日後
	ステンレス丸棒	SUS430F	8月12日追実験開始	114日後
下段 左から	ステンレス丸棒	SUS303	8月13日追実験開始	113日後
	ステンレス丸棒	SUS304	8月13日追実験開始	113日後

図7-2 水中の腐食状況：追実験（その2）

## 8. まとめ

平成9年度（本年度）は、従来の結果を踏まえた上で、クリープ試験、圧縮試験および引張試験などを行った。

第2章にて、田下凝灰岩の長期クリープ試験の結果を述べた。昨年度の報告書で、1本目の試験片の3年間にわたる試験結果を報告したが、本年度は2本目の試験片を用いて試験を開始した。設定したクリープ応力は一軸圧縮強度の30%と相当に低いレベルであるにもかかわらず、クリープ歪はほぼ対数則にしたがって増加しつづけた。この傾向は、1本目とほぼ同じである。このような低い応力レベルでのクリープ試験結果は、従来ほとんど報告されておらず、貴重と思われる所以今後も試験を継続する予定である。

第3章にて、稻田花崗岩の中期クリープ試験を実施した結果を述べた。気乾状態でのクリープ試験結果は比較的多く報告されているが、湿潤状態での結果は比較的少ない。しかしながら、これまでの本研究結果から、湿潤状態ではクリープ変形が進みやすい事がわかつっていたので、湿潤状態でのクリープに注目して試験を行った。設定した応力レベルは、一軸圧縮強度の30%と50%であった。試験期間は10日前後とした。試験結果をみると、このような低い応力レベルでも、湿潤状態ではクリープ歪が次第に増していくことが確認された。

第4章にて、油圧式周圧維持装置を用いておこなった三軸圧縮試験結果について述べた。油圧式周圧維持装置は、昨年度検討・改良したもので、長期間の使用に耐えるように設計している。本年度は、この周圧維持装置を試験的に使用して三種類の岩石の三軸圧縮試験をおこなった。なお、周圧は11 MPaとした。得られた結果は、常識的であり、周圧維持装置に関する問題点は特にみつからなかった。

第5章にて、一軸引張応力下での除荷・載荷試験結果を述べた。昨年度までに、一軸引張試験における完全応力一歪曲線を求めるに成功したので、本年度は、試験途中で除荷一載荷を行い、さらに詳しく一軸引張応力下での岩石の挙動を検討した。ピーク強度以降の領域での除荷一載荷試験は、著者の知る限りではこれまで報告されていない。試験結果によれば、応力と除荷コンプライアンスの関係などにおいて興味深い知見が得られたといえよう。成果は、亀裂進展の構成方程式の確立の一助となる可能性が高い。

第6章では、これまで検討してきたコンプライアンス可変型構成方程式を有限要素法プログラムに組み込んで計算した結果について述べた。使用した構成方程式は比較的簡単な形をしているが、従来の多くの構成方程式が適用できない強度破壊点以降の領域まで用いることができる。この構成方程式を組み込んだ2次元および3次元有限要素法プログラムを開発し、比較的簡単なモデルを用いた計算を行った。2次元では、要素分割数を種々変えた計算をおこない、強度の寸法効果などについて検討した。3次元では、四角柱試験片を例題として、室内試験での岩石の挙動をどこまで計算で再現できるかを検討した。まだまだ、開発半ばであり改良すべき点は多くみられるが、時間依存性挙動に関する限りこれまでの知見を比較的よく再現できるプログラムが開発できたと考えている。

第7章では、間隙水圧を制御した試験で使用予定の、機器や材料の劣化（さび）について検討した結果を述べた。その結果をみると、ステンレスなどでもかなりの劣化（さび）が観察され、間隙水圧を制御した試験では慎重に機器や材料を選定せねばならぬことがわかった。

## 参考文献

- Hill, R., The mathematical theory of plasticity : Clarendon press (Oxford), pp. 38-41 (1950)
- Johnson, W. & Mellor, P. B. (共訳：清田堅吉，山田嘉昭，葉山益次郎)，塑性加工学1（基礎の理論）：培風館，東京，pp. 57-59 (1965)
- Vutukuri, V. S., Lama, R. D. & Saluja, S. S., Handbook on mechanical properties of rocks : Trans Tech Publications (Clausthal), pp. 29-32 (1974)
- Lodge, A. S. (共訳：倉田道夫，尾崎邦宏)，弾性液体：吉岡書店，京都，p. 209 (1975)
- Bieniawski, Z. T. & Van Heerden, W. L., The significance of in-situ tests on large rock specimens : Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 12, pp. 101-114 (1975)
- Janach, W. : Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 14, pp. 209-215 (1977)
- Hoek, E. & Brown, E. T., Underground excavations in rock : Inst. Mining and Metallurgy., p. 156 (1980)
- 大久保誠介, 何昌栄, 西松裕一, 一軸圧縮応力下における時間依存性挙動－岩石のPost-failure Regionでの挙動（第1報）－：日本鉱業会誌, Vol. 103, No. 1189, pp. 177-181 (1987a)
- 大久保誠介, 西松裕一, 緒方義弘, 非線形粘弾性モデルによる坑道変形のシミュレーション：日本鉱業会誌, Vol. 103, No. 1191, pp. 293-296 (1987b)
- 何昌栄, 大久保誠介, 西松裕一, 岩石のpost-failure領域における力学特性－周圧下の時間依存性挙動－：第7回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, pp. 13-18 (1987)
- Smith, I. M. & Griffiths, D. V., Programming the finite element method (2nd ed.) : John Wiley & Sons (New York) (1988)
- 福井勝則, 大久保誠介, 西松裕一, 一軸圧縮荷重下での岩石のクリープ特性：資源と素材, Vol. 105, No. 7, pp. 521-526 (1989)
- 何昌栄, 石の圧縮荷重下での変形・破壊の時間依存性：東京大学博士論文 (1989a)
- 何昌栄, 大久保誠介, 西松裕一, クラスII岩石の周圧下の挙動の載荷速度依存性：材料, Vol. 38, No. 426, pp. 216-220 (1989b)
- Okubo, S., Nishimatsu, Y. & He, C. : Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 27, No. 6, pp. 559-562 (1990)
- 矢川元基, 曽根田直樹, パラレルコンピューティング：培風館, 東京 (1991)
- 山口梅太郎, 西松裕一, 岩石力学入門：3版, 東京大学出版会, 東京, pp. 111-115 (1991)
- 大久保誠介, コンプライアンス可変型構成方程式の解析的検討：資源と素材, Vol. 108, No. 8, pp. 601-606 (1992)
- 大久保誠介, 西松裕一; 何昌栄, 秋哲淵, 濡潤状態での岩石の一軸圧縮強度の載荷速度依存性：材料, Vol. 41, No. 463, pp. 403-409 (1992b)
- 大久保誠介, 金豊年, 非線形粘弾性モデルによる円形坑道周辺岩盤挙動のシミュレーション：資源と素材, Vol. 109, No. 3, pp. 209-214 (1993)
- 大久保誠介, 趙頤, 計算機シミュレーションによる岩石の寸法効果の検討：資源と素材, Vol. 110, No. 2, pp. 109-114 (1994)
- 西松裕一, 大久保誠介, 福井勝則, 破壊限接近度と局所安全率に関する考察と拡張：資源と素