

岩石脆性材料の劣化による力学特性の変化

2 0 0 6

山 本 清 仁

# 目 次

<b>第 1 章 序論</b>	<b>1</b>
1.1 研究の背景.....	2
1.2 既往の研究.....	4
1.3 本論文の構成.....	5
<b>第 2 章 凍結融解の影響による岩石の力学定数の変化</b>	<b>8</b>
2.1 はじめに.....	8
2.2 供試体および室内試験.....	9
2.2.1 供試体.....	9
2.2.2 凍結融解.....	10
2.2.3 一軸圧縮試験.....	11
2.2.4 ひずみ分布.....	13
(a) 手法.....	13
(b) ひずみ計測の精度の検討.....	14
2.2.5 水分上昇の観察.....	14
2.3 結果.....	16
2.3.1 凍結融解の有無による物性の変化.....	16
(a) 結果.....	16
(b) 結果の考察.....	17
2.3.2 ひずみ分布.....	21
(a) 結果.....	21
(b) 結果の考察.....	21
2.3.3 水分上昇の観察.....	25
2.4 まとめ.....	26
<b>第 3 章 異物混入劣化の影響によるモルタルの力学特性の変化</b>	<b>28</b>
3.1 はじめに.....	28
3.2 供試体および強度試験.....	29
3.2.1 供試体.....	29
3.2.2 一軸圧縮試験および割裂引張試験.....	31
3.2.3 AE 計測.....	32
3.3 結果.....	33

3.3.1	強度試験結果.....	33
3.3.2	AE 測定結果.....	38
3.4	まとめ.....	42
<b>第4章</b>	<b>劣化の影響による損傷パラメータの変化</b>	<b>44</b>
4.1	はじめに.....	44
4.2	損傷力学.....	44
4.2.1	概要.....	44
4.2.2	累積塑性ひずみ損傷モデル.....	45
(a)	基本概念.....	45
(b)	パラメータの同定.....	47
4.2.3	損傷共役力損傷モデル.....	50
(a)	基本概念.....	50
(b)	パラメータの同定.....	52
4.2.4	膨張性損傷モデル.....	53
(a)	基本概念.....	53
(b)	パラメータの同定.....	54
(c)	本モデルの精度の検討.....	56
(d)	損傷パラメータによる変形挙動の考察.....	59
4.3	まとめ.....	60
<b>第5章</b>	<b>損傷力学モデルによる FEM 解析</b>	<b>62</b>
5.1	はじめに.....	62
5.2	FEM 解析.....	62
5.2.1	累積塑性ひずみ損傷モデル.....	62
(a)	解析条件.....	63
(b)	結果および考察.....	64
5.2.2	損傷共役力損傷モデル.....	66
(a)	解析条件.....	67
(b)	結果.....	69
(c)	考察.....	69
5.2.3	膨張性損傷モデル(解析ケース1).....	73
(a)	解析条件.....	73
(b)	結果と考察.....	74
5.2.4	膨張性損傷モデル(解析ケース2).....	77
(a)	解析条件.....	77

(b) 結果と考察.....	79
5.3 まとめ.....	79
<b>第6章 結論</b>	<b>82</b>
<b>付録A 画像処理によるひずみの算出法</b>	<b>84</b>
(a) 円柱の表面を平面にする方法.....	84
(b) 3節点三角形要素のひずみ算出.....	85
<b>付録B 塑性ひずみ損傷モデルの計算の流れ</b>	<b>87</b>
(a) 弾塑性体.....	87
(b) 降伏関数.....	88
(c) 弾塑性構成式.....	90
(d) 行列式.....	91
(e) 計算の手順.....	93
<b>付録C 損傷共役力損傷モデルの計算の流れ</b>	<b>96</b>
<b>付録D 膨張性損傷モデルの計算の流れ</b>	<b>99</b>
(a) 増分式の導出.....	99
(b) 行列式.....	100
(c) 計算の流れ.....	101

## 第1章 序論

現在、岩盤破壊を予測することは不可能である。平成6年2月10日に起きた北海道豊浜トンネルの岩塊崩落事故のように、岩盤破壊は予測困難な突然の破壊である。圧縮強度や引張強度は岩石破壊を予測する最も一般的な指標であるが、直接的に岩盤内部の応力状態を測定する技術がないので、岩盤内部が破壊強度に達しているかを調べることは不可能である。岩盤破壊によって起こるとされている地震予測ができていないのも、岩石内部の応力を計測する手段がないためであると考えられる。

岩盤破壊は、それまでに蓄えられているエネルギーを一気に放出するので、人や環境に甚大な被害を与える場合がある。豊平トンネルでは巨岩が落下したために被害が発生したが、岩盤の破壊を予測できれば、不可避と思われていた天災から逃れることができる。

実験室で扱う小さな岩石供試体の単純な条件下での破壊予測は比較的容易である。荷重とひずみを計測しながら岩石供試体を一軸圧縮する時に、横ひずみが大きく増加して荷重の増加が鈍れば、まもなく破壊であると分かる。事前に同様な供試体の破壊荷重を知っていたら、荷重計を見ているだけで破壊の時期が分かる。花崗岩や強度の大きいコンクリート供試体が圧縮破壊すると、耐え難い轟音とともに破片が舞い散り、地面を揺らす。危険なので破壊前には供試体から距離を置くようにするが、このような退避がスケールの大きな岩盤破壊でもできれば、大きな被害は少なくなると考えられる。

既往の研究の節で詳しく述べるが、主に2つの方法で、岩盤内部の応力状態を推定して、岩盤破壊を予測する研究がされている。1つは脆性破壊を考慮した力学モデルによる有限要素解析であり、もう1つはアコースティック・エミッション (AE) を計測する方法である。本論でも、これらの方法を基に岩石の破壊特性の把握を行うこととした。また、研究の背景で述べるが、本論は岩盤斜面崩壊の予知を目的としている。岩盤斜面は長期の気候変動によって大きく劣化することが予想されるので、劣化による破壊特性の変化を実験と解析の2つの手法で把握する。そして、岩

石やモルタルなどの脆性材料の破壊は、岩石内部の小さな亀裂が破壊することによって徐々に大きな亀裂に成長して、最後には全体の一体性を失い、大きな多数の亀裂となり破壊するものであるという考えに基づいて岩石の破壊特性を説明する。増加する亀裂によって脆性材料の剛性が低下して、膨らむような変形をすると考えることによって、岩石変形の把握が容易となる。

## 1.1 研究の背景

研究の背景について述べ、本論の目的や位置づけを明らかにする。

豊浜トンネルの事故や第二白糸トンネル岩盤崩壊（図 1-1）を契機に土木工学の分野で積極的に岩盤崩壊のメカニズムの研究が行われるようになった。このような事故が起こる場所は、人口密度の低い山間部や海岸部等であり、農業、林業そして水産業が営まれる地域が多い。それら地域では、通学、通勤、通院や日用品の買出し等で頻繁に道路が使用されており、鉄道の発達した都市地域よりも中山間地域での道路の必要性は高い。以上の関係から岩盤崩壊の研究を行う。

岩盤崩壊の予測については現段階でも実現できていない。大西ら<sup>1)</sup>による土木学会岩盤崩落問題研究小委員会の報告によると、岩盤斜面崩壊のメカニズムは現状では良く分かっておらず、岩盤崩落の素因・誘因をある程度類推した上で、崩壊形態の類型化を行い、対策を講じるというのが実情であるとしている。また、予知・予測は困難であるが、AE や変位の計測により、ある程度の崩壊の予兆をつかむことができるとしている。さらに、報告では、岩盤崩壊のメカニズムについて岩盤崩壊のフロー図（図 1-2）を参照しながら以下のように述べている。

「岩盤崩壊とは、岩盤に対する各種作用力が崩壊の素因を醸成し、やがて変形や崩壊を始める直前の状態に達し、同様な作用力がさらに働いて力学的バランスを保つための変位・変形量の閾値を超えたときに発生するものといえる。この閾値がどこにあるのかが、個々の現場で作用力あるいは変位・変形量の面から定量化できれば、崩壊の予知・予測の可能性が見えてくるであろう。」



図 1-1 第二白糸トンネル岩盤崩壊<sup>1)</sup>

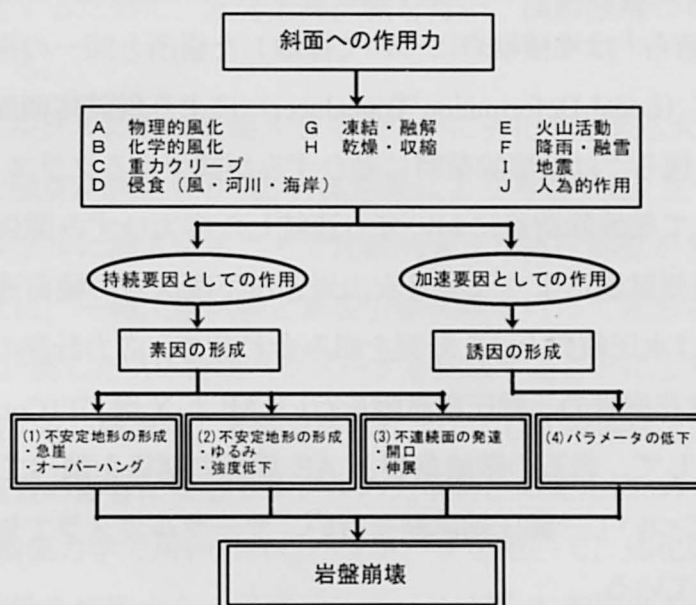


図 1-2 岩盤崩壊のフロー<sup>1)</sup>

岩盤崩壊は多数の素因・要因により起こるものと考えられるが、本論では、図 1-2 の物理的風化作用と凍結・融解の崩壊要因についての力学特性を検討する。また、対象にする材料の大きさは室内実験レベルであり、解析と実験を行うことで劣化による破壊メカニズムの変化を考察する。

## 1.2 既往の研究

岩石の破壊を予測するためには、岩石内部の応力分布とひずみ分布を正確に把握することが重要である。岩石等の脆性材料の破壊は、急激な応力の減少と局所的なひずみの増加であるので、その 2 つを把握しておかなければ破壊予測は難しい。金属の分野では、原子間距離から応力を測定する中性子回折法<sup>2)</sup>や音弾性応力測定<sup>3)</sup>等があり、岩盤では水圧破碎<sup>4)</sup>によって内部応力を測定することが可能である。一般的に普及しているのはひずみゲージにより材料表面のひずみを計測して弾性係数から応力を算出する方法である。岩石の場合、変形の増加とともに体積膨張する性質があるために、ひずみと弾性係数のみで応力を評価することは難しい。よって、岩石の変形と作用する荷重を正確に把握して、応力とひずみの関係をモデル化して、有限要素法等を用いて解析し、応力分布とひずみ分布を求める必要がある。

脆性材料の変形や破壊についての既往の研究を、計測と解析に分けて以下に述べる。計測では、越智ら<sup>5)</sup>は堆積軟岩について採取した場所と同一の拘束圧で三軸圧縮試験を行い、LDT (Local Deformation Transducer) により供試体側面の軸ひずみを求めている。また、何ら<sup>6)</sup>は破壊除荷時に軸ひずみが減少するクラス II 岩石について、载荷速度を制御して破壊除荷後においても連続した応力ひずみ関係を計測している。福井ら<sup>7)</sup>は一軸引張試験により三城目安山岩と田下凝灰岩の载荷速度依存性を調べている。石田ら<sup>8)</sup>は水圧破碎と AE 計測を組み合わせ、応力計測の精度向上を試みている。増田ら<sup>9)</sup>は花崗岩の三軸圧縮試験を行い、AE と X 線 CT (Computed Tomography) を同時に計測して、岩石の破壊亀裂と AE 震源の関係を調べている。後藤ら<sup>10)</sup>は 6 種類の岩石について一軸圧縮試験を行い、サーマルカメラで岩石破壊にともなう温度測定を行っている。

解析では、宮本ら<sup>11)</sup>はコンパクトテンション試験片の亀裂先端にボイドを想定したモデルに有限要素法を適用して解析を行っている。Okui ら<sup>12)</sup>はマイクロメカニクスに基づく連続体理論を花崗岩の時間依存性および非依存性問題に適用して解析を行っている。Dragon ら<sup>13)</sup>は異方性を考慮した損傷力学モデルを砂岩に適用して、体積ひずみの膨張を表現している。また、永井ら<sup>14)</sup>はマルチスケール法とイメージベ



ース有限要素法によりコンクリートの解析を行い，モルタルと骨材の間の界面損傷を表現している．内海ら<sup>15)</sup>は Tvergaard の降伏関数を用いて剛体ポンチの押し込み解析を行い，部材が今までに受けた損傷を推定する手法を提案している．

### 1.3 本論文の構成

本論は序論を含めて全6章からなる．

第2章では，凍結融解を受けた岩石の力学定数の変化を一軸圧縮試験により観察する．そのため，花崗岩と凝灰岩から，ひずみゲージを貼り付けた円柱供試体を作成し，応力ひずみ関係を求める．また，供試体表面のひずみ分布を画像解析により観察し，破壊に至るまでのひずみ分布変化と亀裂の発生具合を比較する．さらに，一軸圧縮試験より求められた応力ひずみ関係の変化を，岩石内部の亀裂挙動と関連付けて原因を推定するために，水分上昇試験を行い，凍結融解の有無による亀裂状況の変化を検討する．

第3章では，モルタルに異物を混入して明らかに劣化を与える大きな間隙を作り，モルタルの劣化を強度試験結果と AE 計測結果により考察する．まず，乾燥スパゲティを硬化前のモルタルに混入することで比較的大きな劣化部位があるモルタル供試体を作成する．次に，一軸圧縮試験と割裂引張試験を行って変形挙動を把握する．そして，試験中に計測した AE 特性パラメータを比較することにより劣化がある場合の AE 特性を把握する．最後に，実験で得られた応力ひずみ関係と AE 特性パラメータより，大きな亀裂の影響によるモルタルの力学特性の変化について検討する．

第4章では，損傷力学で用いられるパラメータを用いて，劣化による岩石およびモルタルの力学特性を把握する．損傷パラメータは第2章の岩石の一軸圧縮試験結果と第3章のモルタルの一軸圧縮試験結果より同定する．まず，損傷力学の概要について述べる．次に，3つの損傷力学モデルについての基本概念を説明して，パラメータの同定を行う．膨張性損傷モデルでは，岩石とモルタルについて健全と劣化の力学特性の違いを損傷パラメータの比較により検討する．

第5章では，損傷力学モデルに有限要素法を導入して，一軸圧縮試験を模擬した

解析を行う。解析に用いるパラメータは第 4 章で求めたものを使用する。解析により各モデルが表現できる変形挙動を把握して、第 2 章と第 3 章の実験結果と計算結果を比較することにより、岩石の破壊メカニズムを推定する。また、劣化の有無による計算結果の違いについて考察する。

## 参考文献

- 1) 土木学会岩盤力学委員会岩盤崩落問題研究小委員会：岩盤崩壊の考え方ー現状と将来展望ー，丸善，2004 (CD-ROM)
- 2) 鈴木裕士：中性子回折法による残留応力測定，実験力学，Vol.5, No.1, pp.57-60, 2005
- 3) 荒居善雄：音弾性，実験力学，Vol.2, No.2, pp.129-132, 2002
- 4) 尾原祐三，菅原勝彦，荒木秀朗，有賀義明：スリーブフラクチャリング法による岩盤応力測定，第 38 卷，第 426 号，pp.221-227, 1989
- 5) 越智健三，壺内達也，龍岡文夫：原位置試験・室内試験・原位置挙動による堆積軟岩の変形特性，材料，Vol.44, No.502, pp.856-861, 1995
- 6) 何冒榮，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，第 38 卷，第 426 号，pp.216-220, 1989
- 7) 福井勝則，大久保誠介，岩野圭太：一軸引張応力下での城目安山岩と田下凝灰岩の載荷速度依存性，土木学会論文集，No.729, III-62, pp.59-71, 2003
- 8) 石田毅：岩盤破壊音の科学，近未来社，pp.145-157, 1999
- 9) 増田幸治，JOUNIAX, L., 西沢修，雷興林，劉力強，馬文濤，佐藤隆司，楠瀬勤一郎：X 線 CT と AE 分布による破壊面の観察，地質調査所月報，第 48 卷，第 8 号，pp.469-473, 1997
- 10) 後藤恵之輔，西川麗，柳浩二，後藤健介：活断層のずれによる温度上昇の実験的検討ー岩石の破壊時の温度測定ー，土と基礎，47-2 (493), pp.28-30, 1999
- 11) 宮本博，菊池正紀，久保光宏，猪平剛：ポイド材の構成式を用いたき裂先端近傍の解析，材料，第 37 卷，第 419 号，pp.878-884, 1988
- 12) Okui, Y. and Horii, H. : A Micromechanics-based Continuum Theory for Microcrack-

ing Localization of Rocks under Compression, Continuum Models for Materials with Microstructure, Edited by Muhlhaus, H, John Wiley & Sons, pp.27-68, 1995

- 13) Dragon, A, Halm, D and Th.Desoyer : Anisotropic damage in quasi-brittle solid, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 183, pp.331-352, 2000
- 14) 永井学志, 山田貴博, 和田章 : コンクリート材料のモデル化, 計算工学, Vol.4, No.3, pp.18-23, 1999
- 15) 内海和仁, 中沢正利, 岩熊哲夫 : ボイド損傷理論に基づく材料劣化の二次元変形解析, 応用力学論文集, Vol.2, pp.383-390, 1998

## 第2章 凍結融解の影響による岩石の力学定数の変化

### 2.1 はじめに

岩盤斜面が凍結融解にさらされる地域は日本全国に分布している<sup>1)</sup>。このような地域では凍結融解現象が原因となる岩盤斜面の崩壊の危険性がある。北海道豊浜トンネル崩落事故<sup>2)</sup>のように、岩盤斜面の崩壊は、予兆を把握することが難しい突然の破壊が生じる。これは、岩石の脆性破壊と大きな関係を持っていることが推定される。岩石内部の微小な割れ目が進展するために脆性破壊<sup>3)</sup>は起こるので、岩石の破壊は岩石内部の微小な亀裂と密接な関係がある。また、空隙率の大きい岩石ほど凍結破壊を受けやすいこと<sup>1)</sup>から、岩石内部の亀裂（空隙）にある水が凍ることにより亀裂が成長（進展）することが想像できる。このような岩石の脆性挙動を把握することで、岩石がいつ破壊するかを予測できれば、岩盤斜面の崩壊予知も可能になるかもしれない。

岩石の凍結融解劣化指標について、石丸<sup>1)</sup>は、凍結融解現象による典型的なクラック（亀裂）の性状から判定基準をつくる必要があると指摘している。それに関連する研究成果が、菅原<sup>4)</sup>や陳ら<sup>5), 6)</sup>によって、弾性波速度測定や AE 測定を組み合わせられて出されている。そこでは、岩石が外界と接する表層部について、凍結融解の進行速度による亀裂の形のパターンが考察されている。また、田中ら<sup>7)</sup>は、岩石内部の亀裂を定量的に把握するために、岩石の空隙に高圧で水銀を注入し、空隙径を求めている。そこでは凍結融解による空隙径の変化と引張強度の関係について考察している。

本論では、凍結融解の影響を受けた岩石の表層部ではなく、岩石の内部を対象としている。3種類の岩石（栗橋花崗岩、船生凝灰岩、田下凝灰岩）から、ひずみゲージを貼り付けた円柱供試体を作成し、凍結融解を受けた岩石の力学定数の変化を一軸圧縮試験により観察する。また、供試体表面のひずみ分布を画像解析により観察し、破壊に至るまでのひずみ分布変化と亀裂の発生具合を比較し、有効な観察指標

表 2-1 健全な岩石試料の基本物性値

岩種	乾燥密度 $\rho_d$ (g/cm <sup>3</sup> )	湿潤密度 $\rho_t$ (g/cm <sup>3</sup> )	有効空隙率 $n$ (%)	吸水率 $i$ (%)	弾性波速度 $V_p$ (km/sec)
栗橋花崗岩	2.7	2.8	1.5	0.5	4.6
船生凝灰岩	1.7	2.0	32	19	2.2
田下凝灰岩	1.7	2.0	32	19	1.8

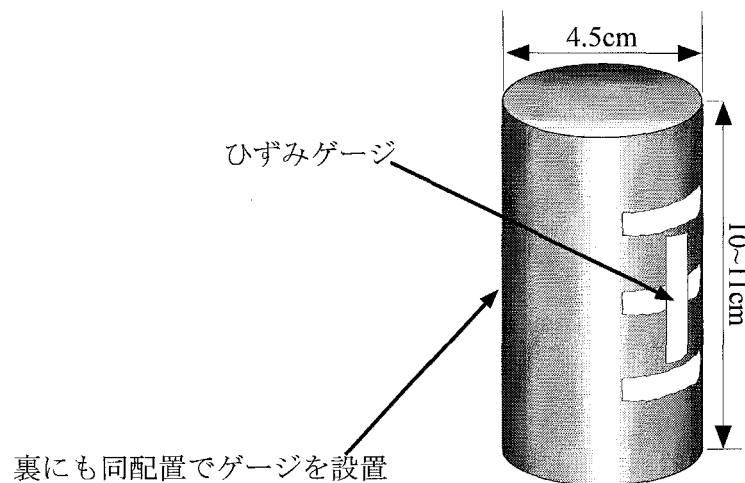


図 2-1 ゲージ設置位置と供試体寸法

について検討する。さらに、一軸圧縮試験より求められた応力ひずみ関係の変化の原因を推定するために、水分上昇試験を行い、凍結融解の有無による亀裂状況の変化を検討する。

## 2.2 供試体および室内実験

### 2.2.1 供試体

試料は岩手県釜石鉱山産の栗橋花崗岩、栃木県宇都宮市産の船生凝灰岩および田下凝灰岩の 3 種類である。栗橋花崗岩は一般の花崗岩と比べ空隙率が小さく、弾性波速度が速い<sup>8)</sup>。船生と田下凝灰岩は大谷石の一種で、加工が容易なので蔵などの建

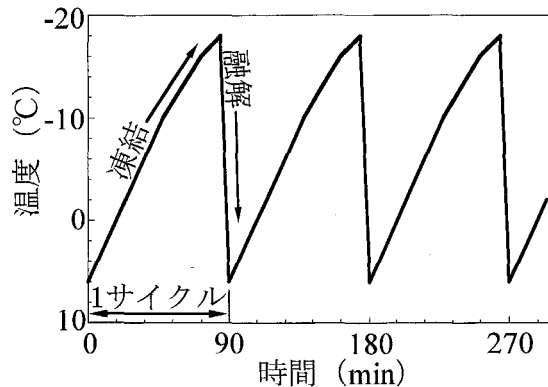


図 2-2 凍結融解にともなう温度変化

材として使われる軟岩である。試料の基本物性値を表 2-1 に示す。ここで、 $\rho_d$ ,  $\rho_b$ ,  $n$ ,  $i$  は、試料を 2 週間程度水に浸し、その飽和重量と飽和水中重量を計測し、その後炉乾燥させた試料の乾燥重量を計測して求めた。 $V_p$  は気乾状態供試体の超音波の伝播速度で求めた。2 つの凝灰岩とも堆積方向を示すような層理は観察されず、ここでは等方と仮定した。

試料塊を 2 つに分けて片方を健全な試料とし、残りを凍結融解試験機にかけた。それぞれの岩種について同一方向から試料塊をダイヤモンドビットでくりぬき、両端をコンクリート用の研磨機にかけて、直径約 4.5cm、高さ 10~11cm の円柱供試体を作成した。ひずみゲージは、図 2-1 に示すように、軸方向に 2 箇所、周方向に 6 箇所設置した。上部と中部、中部と下部の周方向ひずみ計測ゲージの間隔は、栗橋花崗岩と船生凝灰岩は 4.0cm、田下凝灰岩は 2.5~3.0cm である。ここで用いたひずみゲージは、共和電業製の KFG-30-120-C1-11 で、これを同製の接着剤 (CC-33A) を用いて、供試体に貼り付けた。一軸圧縮試験時、船生凝灰岩の供試体には石膏でキャッピングをした。また、そのときの供試体の含水比は、試験終了直後で、栗橋花崗岩で 0.1~0.2%、船生凝灰岩で 0.8~2.8%、田下凝灰岩で 2.7~3.7% である。

## 2.2.2 凍結融解

40×10×7.5cm のコンクリート製長柱を規準試料として、その中心に温度計を埋め込み、図 2-2 に示すようにその中心温度が -18°C になるまで冷却し、試料を水で満たすことで +6°C になるまで加熱する凍結融解を行った。この冷却加熱が 1 回終わるの

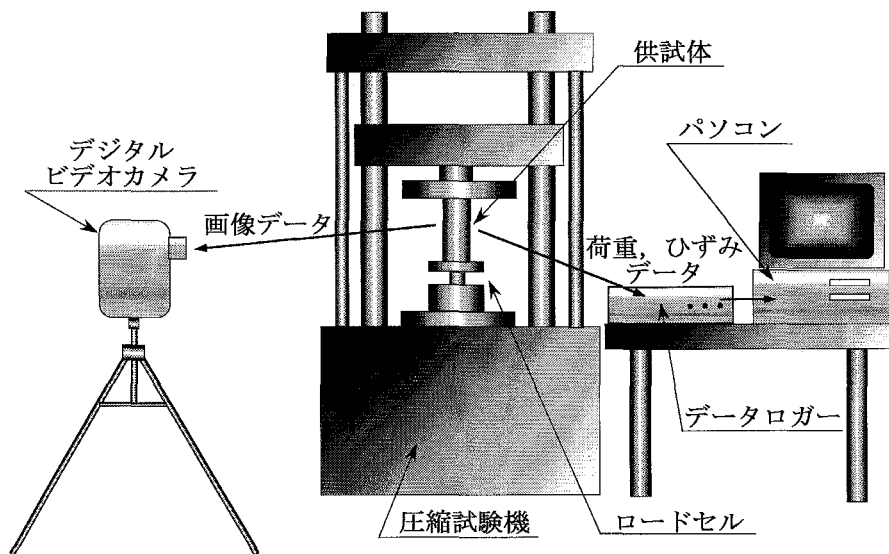


図 2-3 実験装置概要

に約 90 分を要し、これを凍結融解 1 サイクルとして、各試料に 240 サイクル凍結融解を施した。従って、岩種の熱伝導係数および水分状態によって内部の温度履歴は岩ごとに異なるが、外部から与えた条件は同一である。そして、この条件はコンクリートの凍結融解試験<sup>9)</sup>に準じており、本邦において凍結融解事象が起こる最も厳しい自然条件である。

また、サイクル数 (240) は田下凝灰岩の塊から供試体を採取できる限界で、これを超えた付近で岩塊は跡形もなく崩れる。凍結融解試料の形状は、栗橋花崗岩は直径 22cm、高さ 10cm の円柱、船生凝灰岩は 15×30×18cm の塊、田下凝灰岩は 15×30×12cm の塊である。凍結融解を施した供試体は、この試料から凍結融解の影響が大きい試料表面を除いて、円柱供試体を採取した。

### 2.2.3 一軸圧縮試験

供試体を一軸圧縮し、ひずみゲージで破壊までのひずみと荷重および時刻を、荷重が 78.4N (8kgf) 増加する毎にパソコンに記録した (図 2-3)。载荷速度はダイヤルゲージを用いた外部計測で 1~4 $\mu$ /sec である。ひずみと荷重のデータより力学定数 (一軸圧縮強度、割線縦弾性係数、割線ポアソン比、軸応力-軸ひずみ関係、体積ひずみ-軸ひずみ関係、割線ポアソン比-軸ひずみ関係、割線縦弾性係数-軸ひずみ関係、割線体積弾性係数-軸ひずみ関係) を求めた。軸応力は、各荷重の計測時刻に

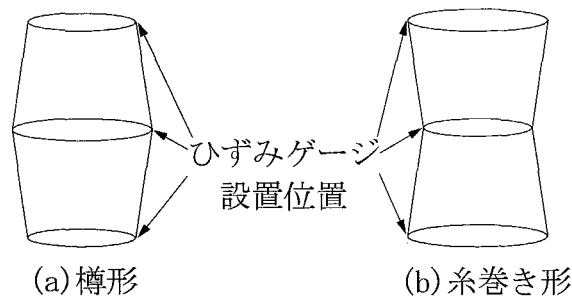


図 2-4 変形後の体積の概要

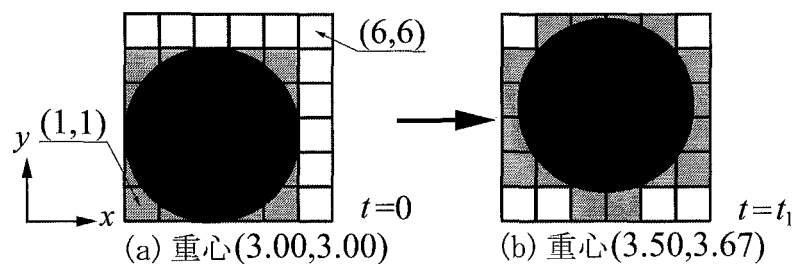


図 2-5 重心算出の概要 (座標値(1,1),(6,6)はピクセルの中心)

対応する周ひずみの全平均から補正した供試体の断面積より算出した。割線縦弾性係数（割線ヤング率）は、軸応力-軸ひずみ関係において原点と曲線上の点を結ぶ直線の勾配である。同様に割線ポアソン比は、周ひずみ-軸ひずみ曲線におけるものであり、割線体積弾性係数は、平均応力-体積ひずみ関係におけるものである。平均応力は、軸応力を3で割ったものを使用した。

周ひずみの値を用いる力学定数（体積ひずみ、割線体積弾性係数、割線ポアソン比）については、6箇所（6箇所）の周ひずみ値を用いたものと、中心部2箇所（2箇所）の周ひずみ値を用いたものの2通りでまとめた。6箇所（6箇所）の周ひずみ値を用いた場合の体積ひずみは、上中下部それぞれ2組（2組）の周ひずみの平均と、軸ひずみの平均を用い、図 2-4 のような形状の円錐断面のなす台形の寸法に変換して求めた。2箇所（2箇所）の周ひずみ値を用いた体積ひずみは、2つの周ひずみの平均と軸ひずみの値を用い、円柱の体積を出す方法で求めた。



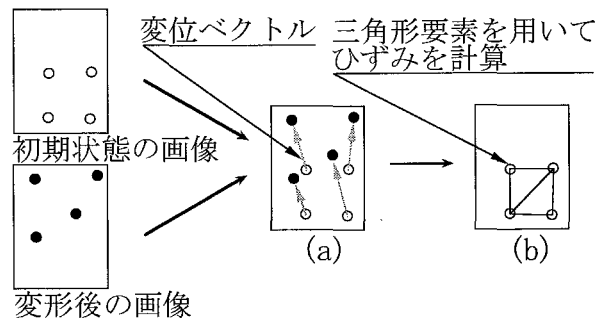


図 2-6 変位の計算方法

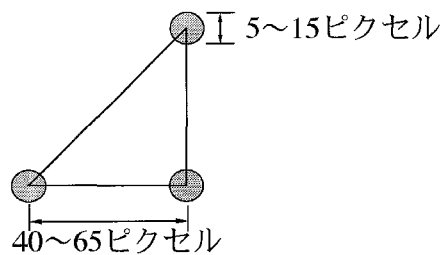


図 2-7 節点の大きさと間隔

## 2.2.4 ひずみ分布

2.2.1 で示したようにひずみゲージでマクロなひずみ計測を行うと同時に画像計測によってもひずみ計測を行う。ひずみゲージ計測では  $1\mu$  単位の精度があるが 1 次元でのひずみ計測なので、それを補完する手法として供試体表面の 2 次元のひずみ計測を試みる。

### (a) 手法

画像処理によりひずみ分布を求める過程は、まず画像処理で標点の座標を求め、次に有限要素法と同様に各要素のひずみを算出するものである。

最初に供試体表面を白または黒地に着色し、標点を設ける。これは後述の画像処理とひび割れ観察を容易にするためである。この供試体を、無荷重状態から破壊までの間、デジタルビデオカメラで撮影する (図 2-3)。撮影した映像はパソコンに画像として取り込み、256 階調の白黒画像にした後、標点の重心座標を抽出するために 2 値化を行う。そして、標点の重心を求める。図 2-5 に重心座標の求め方の概要を示す。標点の形状が直径 5 ピクセルの円である場合、2 値化画像は薄墨部のようになる。この薄墨部の図形の重心を標点の重心として求める。図 2-5 の (a) → (b) のように標

点が変位したとき、変位ベクトルは (0.50, 0.67) となる。2 値化と重心測定はアメリカ国立衛生研究所より無償配付されている画像解析ソフト NIHImage を用いた。変形前と変形後の 2 つの供試体画像から得た節点（標点の重心）座標を重ね合わせ、2 つの画像間で対応する節点間のベクトルを変位として算出する (図 2-6(a))。そして、変形前の画像の節点より三角形要素を作成し (図 2-6(b))、節点に変位を与え、各要素のひずみを算出する<sup>10)</sup>。計算に用いた節点の数は 40~66 個で、節点間の距離と節点の大きさの範囲を図 2-7 に示す。

ここでは、平面におけるひずみを算出するので、円柱供試体の曲面を平面に修正する。まず、画像の供試体半径から、画像の  $x$  座標に相当する正面からの角度を求め、その角度に半径を掛けることにより曲面を平面にする (付録 A 参照)。

#### (b) ひずみ計測の精度の検討

ひずみゲージは 1 次元ひずみを測定し、画像処理のひずみは 2 次元ひずみなので、比較は一概にはできないが、図 2-8 に画像処理とひずみゲージの測定結果の比較を示す。ここで、ひずみゲージ値は、測定値の最小と最大である。また、画像処理値は、各要素でひずみと面積を掛けた値を出し、その値を総和し、全面積で割ったものである。

ひずみ値が大きい軟岩の軸ひずみ (図 2-8(a)) では、ひずみゲージと画像処理とで良好な一致が見られる。また、ひずみ値が小さい硬岩の軸ひずみ (図 2-8(c)) と軟岩の周ひずみ (図 2-8(b)) では、2,000  $\mu$  以下では画像処理の値が小さくなり、2,000  $\mu$  を超えると両者はだいたい同様な値になっている。

また、ひずみ値がさらに小さい硬岩の周ひずみ (図 2-8(d)) では、画像処理の値は大きくなっているが、破壊ひずみ近傍では良い一致を示している。よって、最大応力から破壊寸前までの画像処理によるひずみ分布は、大概妥当であると考えられる。

### 2.2.5 水分上昇の観察

インクで着色した溶液の水面に供試体底面を図 2-9 のように接触させ、溶液の上昇を観察する。1 つの試料に対し飽和状態の凍結融解供試体と未凍結融解供試体、不飽和状態の凍結融解供試体と未凍結融解供試体を用意し、計 4 パターンの水分上昇を観察した。設置から 5 日後の供試体上面のインクの着色具合について考察した。

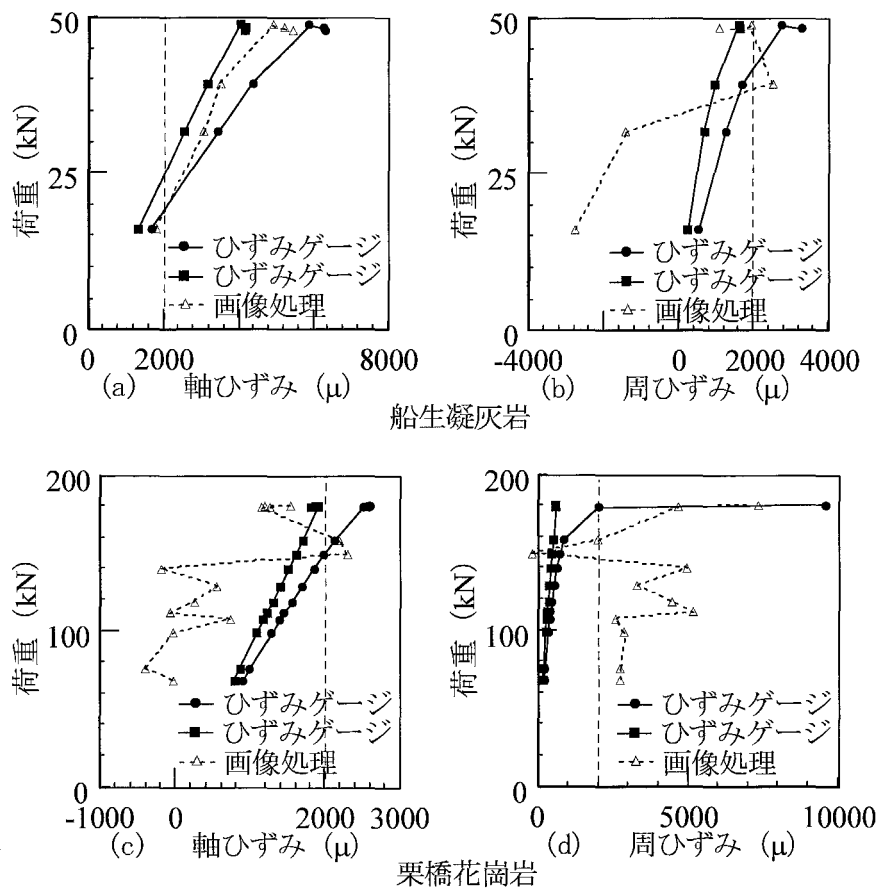


図 2-8 ひずみゲージと画像処理の比較

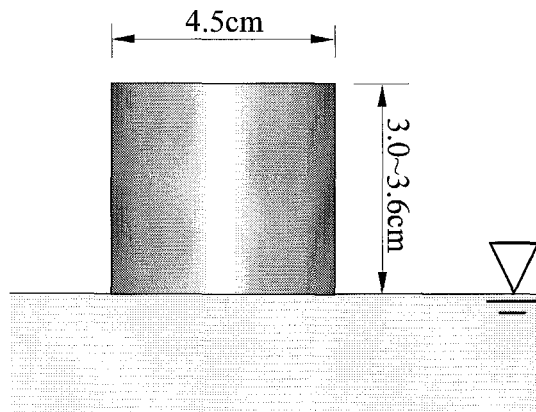


図 2-9 水分上昇の観察の概要

これは、不飽和供試体の場合は、毛管上昇による水分移動であり、飽和供試体の場合は、岩石中の間隙への拡散による移動を観察したことになる。従って、前者では間隙の幅に関する情報が得られ、後者では間隙の量に関する情報が得られることに

表 2-2 凍結融解の有無による弾性波速度の比較

岩種	個数	凍結融解無し $V_p$ (km/sec)	凍結融解有り $V_p$ (km/sec)
栗橋花崗岩	5	4.6	4.6
船生凝灰岩	5	2.2	2.5
田下凝灰岩	1	1.8	1.8

なる。

## 2.3 結果

### 2.3.1 凍結融解の有無による物性の変化

#### (a) 結果

弾性波速度の測定結果を表 2-2 に示す。ここで  $V_p$  は気乾状態供試体の超音波伝播速度より求めた。また、計測結果一覧を表 2-3(a)~(c) に示す。ここで、圧縮を正とした。供試体番号の K は栗橋花崗岩、F は船生凝灰岩、T は田下凝灰岩を表す。K、F、T の隣の数字は凍結融解を施したサイクル数を表す。供試体本数はそれぞれのケースに対して 2 本である。 $q_u$  は最大応力（一軸圧縮強度）であり、 $\epsilon_{yqu}$  は最大応力時の軸ひずみである。 $E_{50}$  および  $\nu_{50}$  は、それぞれ軸応力が  $q_u/2$  であるときの割線弾性係数と割線ポアソン比である。 $\epsilon_{yvmax}$  と  $\sigma_{vmax}$  はそれぞれ最大体積ひずみ  $\epsilon_{yvmax}$  時の軸ひずみと軸応力である。この最大体積ひずみは、この時点の前後で体積変化が収縮から膨張へと変わることを示している。 $\epsilon_{yvmax}/\epsilon_{yqu}$  は体積ひずみが収縮から膨張へと転換する時の軸ひずみ（図 2-10(c) で曲線が反転する時点）を示す。同様に  $\sigma_{vmax}/q_u$  は対応する点の軸応力を示す。

図 2-10 に上中下部 6 箇所の周ひずみ平均の力学定数と軸ひずみ関係を、図 2-11 に中部 2 箇所の周ひずみ平均を用いた関係を示す。ここで、横軸は軸ひずみを  $\epsilon_{yqu}$  で正規化したものである。

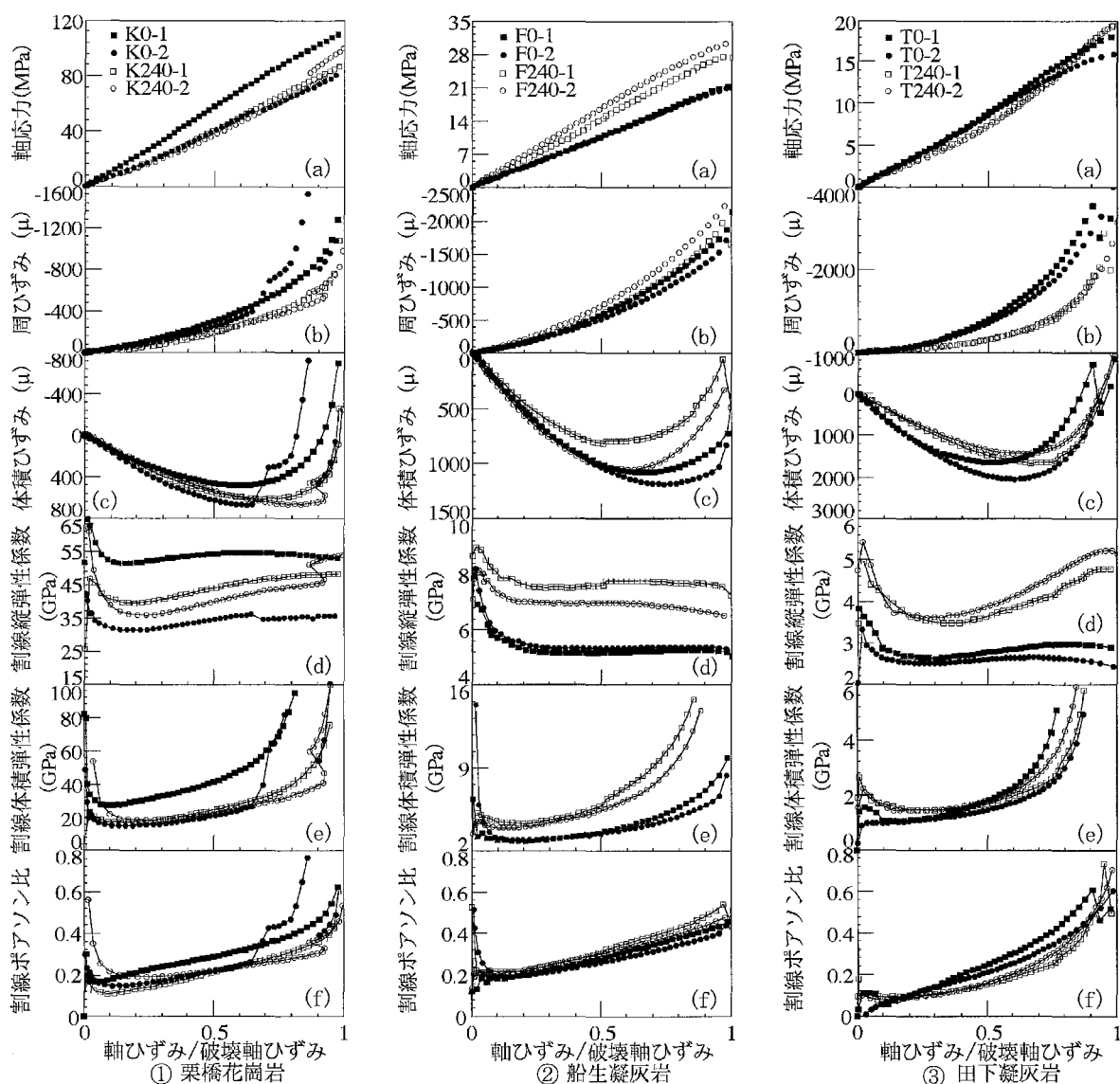


図 2-10 上中下部の周ひずみを用いて算出した各力学定数と軸ひずみの関係  
(軸ひずみは破壊軸ひずみで正規化)

### (b) 結果の考察

表 2-2 より、凍結融解を施した船生凝灰岩供試体の  $V_p$  が、施さないものと比べ、0.3km/sec 大きいですが、田下凝灰岩と栗橋花崗岩では変化がない。著しい劣化を起こしている岩石表層部を除いた岩石内部の弾性波速度はあまり変化しないことが分かる。

試料別に凍結融解の有無による力学定数の変化を検討する。栗橋花崗岩では、表 2-3 より  $\varepsilon_{yqu}$  の値は、凍結融解を施した供試体で小さくなっているが、 $q_u$  の値はあまり変わっていないことが分かる。また、図 2-10①(c)によると割線弾性係数は载荷に

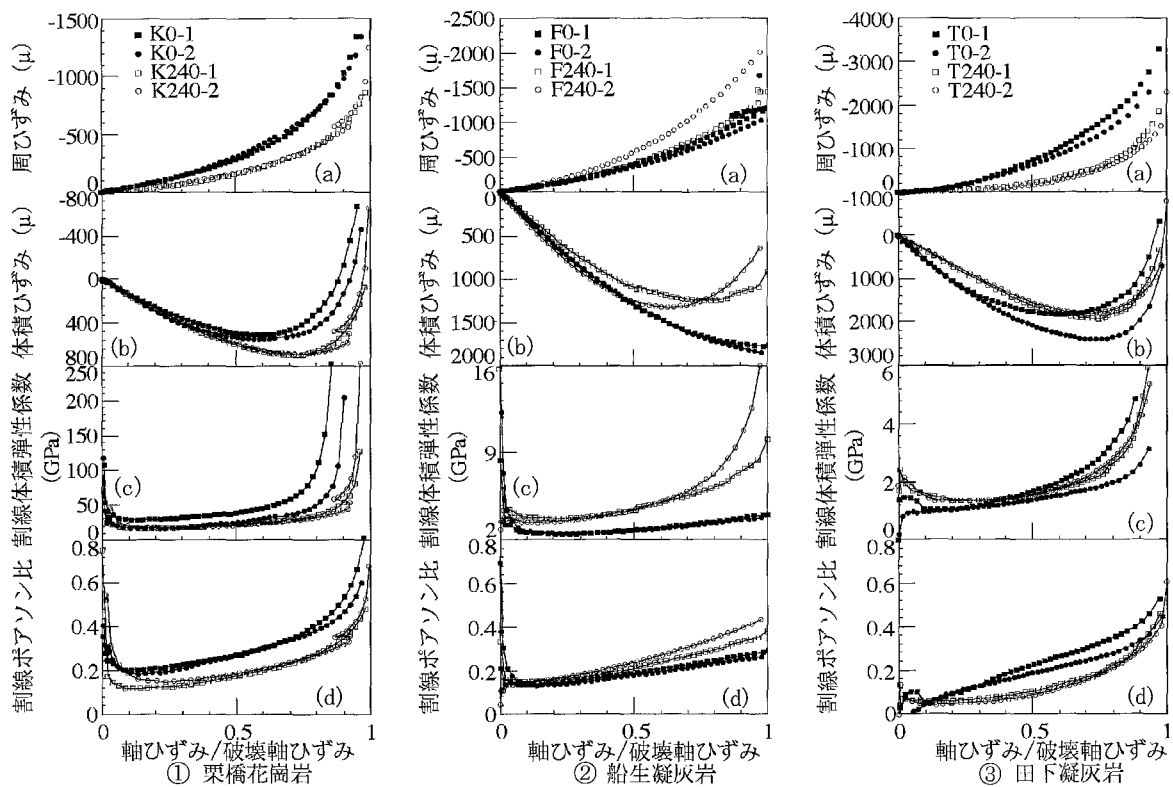


図2-11 中部の周ひずみを用いて算出した各力学定数と軸ひずみの関係  
(軸ひずみは破壊軸ひずみで正規化)

表 2-3(a) 計測結果一覧

供試体 番号	$q_u$ (MPa)	$E_{50}$ (GPa)	$\epsilon_{yq_u}$ ( $\mu$ )
K0-1	111.7	54.2	2121
K0-2	82.6	34.8	2313
K240-1	88.4	44.7	1831
K240-2	101.4	42.5	1848
F0-1	21.4	5.2	4159
F0-2	21.1	5.4	3987
F240-1	27.6	7.6	3762
F240-2	30.6	7.0	4768
T0-1	18.2	2.8	6405
T0-2	16.0	2.6	6666
T240-1	19.4	3.9	4121
T240-2	19.7	4.2	3778

ともない増加している。また、表 2-3(c)より  $\epsilon_{vmax}$  は増加し、 $\nu_{50}$  は減少している。図 2-11①(b)を見ると、凍結融解を施した供試体で収縮が大きく、体積ひずみが収縮から膨張へ変わる時期が破壊時へと近づいている。これは、 $\epsilon_{vmax}/\epsilon_{yq_u}$  の値が大きくなっ

表 2-3(b) 計測結果一覧

供試体 番号	上中下部の周ひずみで計算			
	$v_{50}$	$\epsilon_{vmax}$ ( $\mu$ )	$\epsilon_{yvmax}/\epsilon_{yqu}$	$\sigma_{vmax}/q_u$
K0-1	0.28	482	0.60	0.62
K0-2	0.22	672	0.63	0.64
K240-1	0.22	612	0.69	0.66
K240-2	0.25	662	0.60	0.64
F0-1	0.28	1077	0.68	0.70
F0-2	0.26	1183	0.74	0.75
F240-1	0.30	826	0.52	0.54
F240-2	0.29	1054	0.61	0.66
T0-1	0.26	1649	0.50	0.49
T0-2	0.20	2042	0.59	0.65
T240-1	0.19	1661	0.67	0.57
T240-2	0.22	1446	0.65	0.53

表 2-3(c) 計測結果一覧

供試体 番号	中部の周ひずみで計算			
	$v_{50}$	$\epsilon_{vmax}$ ( $\mu$ )	$\epsilon_{yvmax}/\epsilon_{yqu}$	$\sigma_{vmax}/q_u$
K0-1	0.27	510	0.61	0.63
K0-2	0.28	548	0.62	0.62
K240-1	0.18	696	0.70	0.68
K240-2	0.22	691	0.76	0.61
F0-1	0.19	1772	1.01	0.99
F0-2	0.18	1869	1.04	0.99
F240-1	0.21	1246	0.81	0.85
F240-2	0.22	1322	0.67	0.72
T0-1	0.23	1835	0.65	0.66
T0-2	0.18	2422	0.79	0.87
T240-1	0.14	1943	0.77	0.69
T240-2	0.13	1825	0.74	0.65

ていることでも分かる。図 2-11①(d)を見ると、凍結融解を施した供試体のポアソン比は、軸ひずみ段階のほとんどの領域で 0.1 程度小さな値である。以上の現象は、凍結融解により生じた内部の亀裂が徐々に閉じることにより、割線弾性係数が上昇し、横方向へのひずみが亀裂の閉差により吸収されているものと推測される。そして、全体としては、より脆性的な材料に変化している。

船生凝灰岩では、表 2-3(a)より凍結融解を施した供試体で  $q_u$  と  $E_{50}$  が増加してい

る。  $\varepsilon_{yvm}/\varepsilon_{yqu}$  と  $\varepsilon_{vmax}$  の値は減少し、  $\nu_{50}$  は増加している。 図 2-10②(c) と 図 2-11②(b) を見ると、凍結融解を施した供試体で収縮が小さく、体積ひずみが収縮から膨張へ変わる時期が早くなっている。 図 2-10②(a) (d) を見ると、凍結融解した供試体で全軸ひずみ段階を通して、割線弾性係数の値が大きいことが分かる。これは、前述した(18 ページ 1~3 行目)花崗岩と逆の現象であり、船生凝灰岩の場合、凍結融解により既存の亀裂が閉じるような現象が生じているものと推定される。すなわち、亀裂が閉じたことによって固相の接触が強くなり、変形しにくい状況になるものと推定される。

田下凝灰岩では、表 2-3(1)より  $E_{50}$  が凍結融解を施した供試体で増加し、  $\varepsilon_{yqu}$  が減少している。また、  $\varepsilon_{yvm}/\varepsilon_{yqu}$  の値は凍結融解を施した供試体で増加し、  $\varepsilon_{vmax}$  の値は減少している。 図 2-10③(c) を見ると、凍結融解を施した供試体で収縮が小さく、体積ひずみが収縮から膨張へ変わる時期は破壊へと近づいている。 図 2-10③(f) と 図 2-11③(d) を見ると、凍結融解を施した供試体のポアソン比は、軸ひずみ段階のほとんどの領域で小さな値である。 図 2-10③(d) より、凍結融解を施した岩石の割線弾性係数の上昇は、施していないものより大きい。  $\varepsilon_{vmax}$  の値は減少している。 図 2-10③(c) を見ると、凍結融解を施した供試体で収縮が小さく、体積ひずみが収縮から膨張へ変わる時期は破壊へと近づいている。 図 2-10③(f) と 図 2-11③(d) を見ると、凍結融解を施した供試体のポアソン比は、軸ひずみ段階のほとんどの領域で小さな値である。 図 2-10③(d) より、凍結融解を施した岩石の割線弾性係数の上昇は、施していないものより大きい。これは、  $E_{50}$  が上昇し、  $\varepsilon_{vmax}$  が減少する点を除いて、栗橋花崗岩と同様の傾向が見られる。従って、田下凝灰岩の場合も凍結融解により内部に亀裂が生じたものと推定される。

以上より傾向としては、田下凝灰岩と栗橋花崗岩は凍結融解により脆性的になっているが、船生凝灰岩においては逆に延性的になっているといえる。また、凝灰岩においては、凍結融解により、より堅い石になっているといえる。

次に、 図 2-10 と 図 2-11 および表 2-3 より、計測部位の違いによる計算結果の比較をする。表 2-3(b) (c) より、K0-2 を除くいずれの供試体においても中部のみで計測した  $\varepsilon_{vmax}$  の値が大きい。つまり中部の収縮が他の部位より大きいことが分かる。



図 2-10 と図 2-11 の周ひずみとポアソン比のグラフを比べると、中部(図 2-11 (a) (d))の曲線の勾配が緩やかである。これらのことは、上下部の周ひずみの値が中部のものより大きく、上下部のひずみゲージに挟まれた部分の体積が糸巻き形(図 2-4 (b))に変形しているためである。また、中部の $\varepsilon_{yvmax}/\varepsilon_{yqu}$ の値も大きく、体積の膨張は供試体中心部よりも、上下部のひずみゲージに挟まれた部分の体積の方が早いことが分かる。よって、体積の膨張は、中心よりも上下端面に近いところから始まっているといえる。

### 2.3.2 ひずみ分布

#### (a) 結果

図 2-12 にせん断ひずみ分布を図 2-13 に体積ひずみ分布を示す。ひずみ分布中の縦方向の白線は、破壊時亀裂である。図 2-12 左の荷重-軸ひずみ関係のプロットは、ひずみ分布と対応する同時刻のひずみゲージ測定値である。また、図 2-13 右は破壊時(亀裂によって供試体が分断される時)の供試体画像であり、この画像より観察される亀裂がひずみ分布中の白線と対応している。破壊時刻は、この破壊時供試体画像が撮影された時刻であるが、未凍結融解船生凝灰岩(図 2-12, 13③)では完全に分断しなかったために、記録終了時刻(図 2-12 左③の線終点 23.5kN 付近に対応)を破壊時刻とした。各供試体の各 6 枚のひずみ分布は、(a)から(f)に進行するに従い、破壊時刻に近くなる。体積ひずみ分布においては、圧縮が正であり、凡例に示すグレースケールは対数ひずみ値である。

#### (b) 結果の考察

栗橋花崗岩において、未凍結融解供試体のせん断ひずみ分布(図 2-12①)では、(d)と(e)の間で分布に違いが現れている。また、図 2-12①で(a)から(d)の間の分布では、せん断ひずみの値が正負逆となる境界を、亀裂の一部が走っているように見える。体積ひずみ分布(図 2-13①)では、(a)から(f)に進行するに従い、亀裂周辺部の引張領域が増加している。凍結融解を施した供試体のせん断ひずみ分布(図 2-12②)では、(e)と(f)の間で分布に違いが現れており、破壊直前に変化が現れていることが分かる。また、図 2-12②で(a)から(f)の破壊までの全時間にわたって、せん断ひずみの値が正負逆となる境界を亀裂の一部が走っているように見える。体積ひ

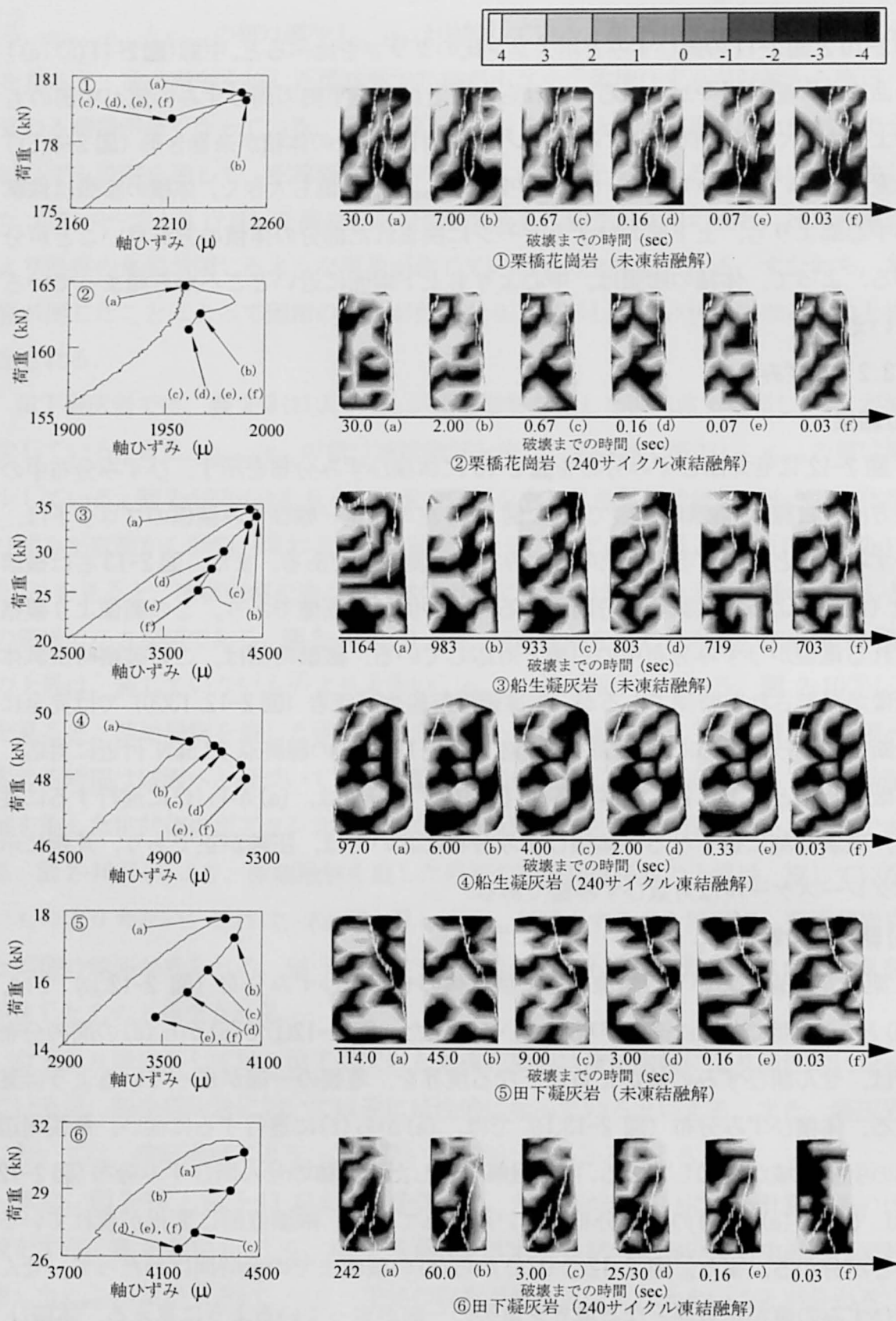


図 2-12 供試体表面のせん断ひずみ分布とそれに対応する荷重-軸ひずみ関係 (グレースケールは対数ひずみで全図同一)

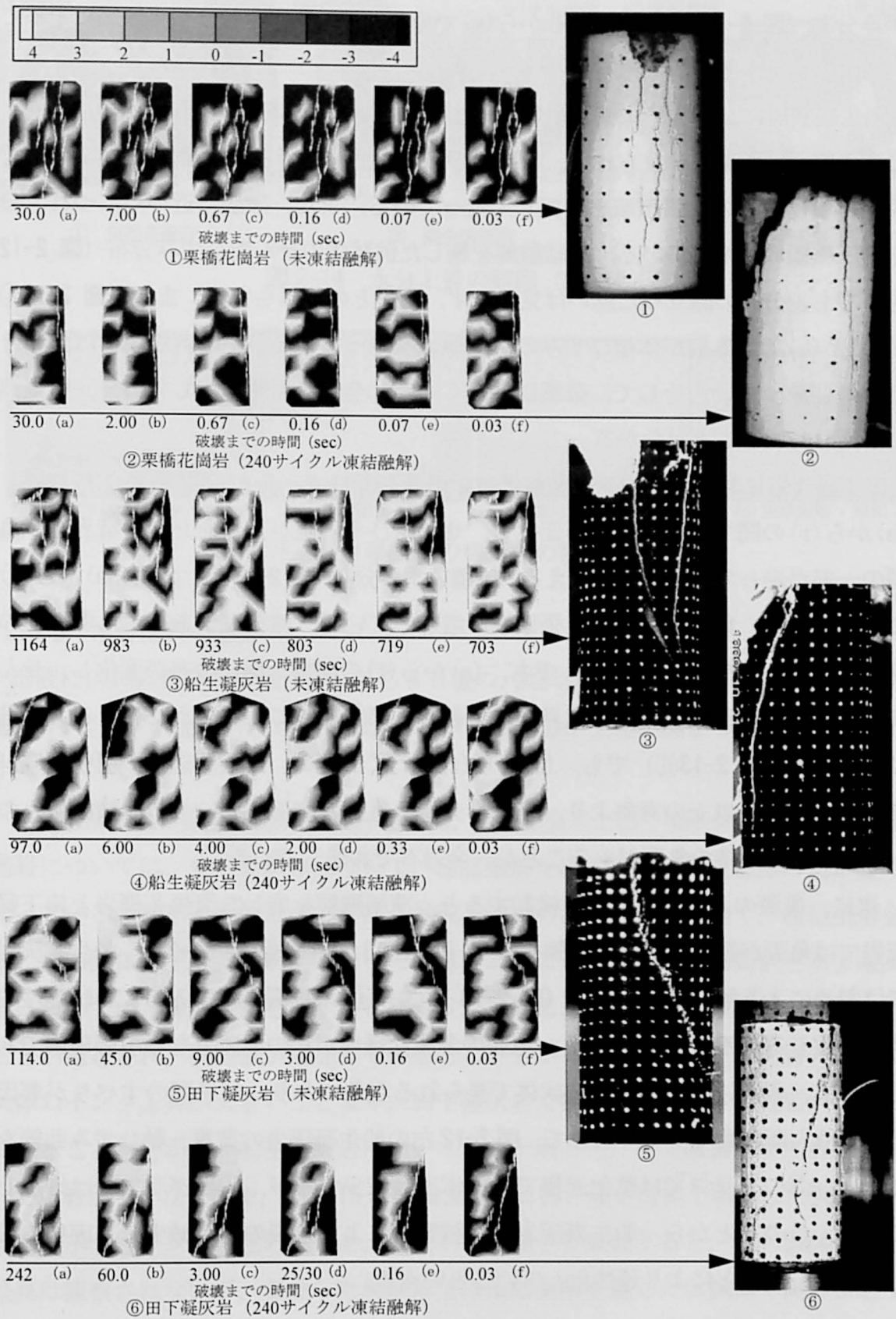


図 2-13 供試体表面の体積ひずみ分布と破壊直後の供試体画像 (グレースケールは対数ひずみで全図同一)

ずみ分布 (図 2-13②) では, (d)から(e)で分布が変わり, 亀裂は引張領域に走っていることが分かる.

船生凝灰岩において, 未凍結融解供試体のせん断ひずみ分布 (図 2-12③) では, 分布の際立った違いは見られず, 亀裂との関係も把握しづらい. 図 2-13③では, 亀裂が体積ひずみの引張領域を選択して走っている. また, 破壊に近づくにつれ, 分布の圧縮領域が増している. 凍結融解を施した供試体のせん断ひずみ分布 (図 2-12④) でも, 分布の際立った違いは見られず, 亀裂との関係もない. また, 図 2-13④の(a)と(b)で, 亀裂が体積ひずみの引張領域を走っているが, それ以後では分布と亀裂の関係はない. そして, 破壊に近づくにつれ全体に黒味が増しており, 引張領域が増していることが分かる.

田下凝灰岩において, 未凍結融解供試体のせん断ひずみ分布 (図 2-12⑤) では, (a)から(f)の間で一様に分布が変化し, せん断ひずみ値が正負逆となる境界を, 亀裂の一部が走っているように見える. 体積ひずみ分布 (図 2-13⑤) では, (a)から(f)に行くに従い, 亀裂周辺部の引張領域が増加している. 凍結融解を施した供試体のせん断ひずみ分布 (図 2-12⑥) でも, (a)から(f)の間で一様に分布が変化し, せん断ひずみの値が正負逆となる境界を, 亀裂の一部が走っているように見える. 体積ひずみ分布 (図 2-13⑥) でも, (a)から(f)に行くに従い, 亀裂周辺部の引張領域が増加している. 以上の考察より, ひずみ分布と亀裂の関係において, 体積ひずみの引張領域に破壊時の亀裂があることが, 全岩石で共通している.

次に, 亀裂の入り方について検討すると, 凍結融解を施した栗橋花崗岩と田下凝灰岩では亀裂が縦に入る傾向が強くなり (図 2-13 右①→②, ⑤→⑥), 船生凝灰岩では斜めに入る傾向が強くなる (図 2-13 右③→④). 亀裂が縦に入ることは脆性的物質に生じる破壊形式<sup>11)</sup>であり, 亀裂の急激な進展がその要因となる引張破壊である. 一方, 斜めに入る現象は粒状体で見られる現象であり, 粒子間のすべりが要因となるせん断破壊である. そして, 図 2-12 左の船生凝灰岩の荷重-軸ひずみ曲線を見ると, ③のグラフでは軟化過程で軸ひずみは減少するが, ④のグラフでは増加している. このことから, 船生凝灰岩は凍結融解により亀裂の幅が減少し, 固相の接触が増加したことにより延性化しているといえる.

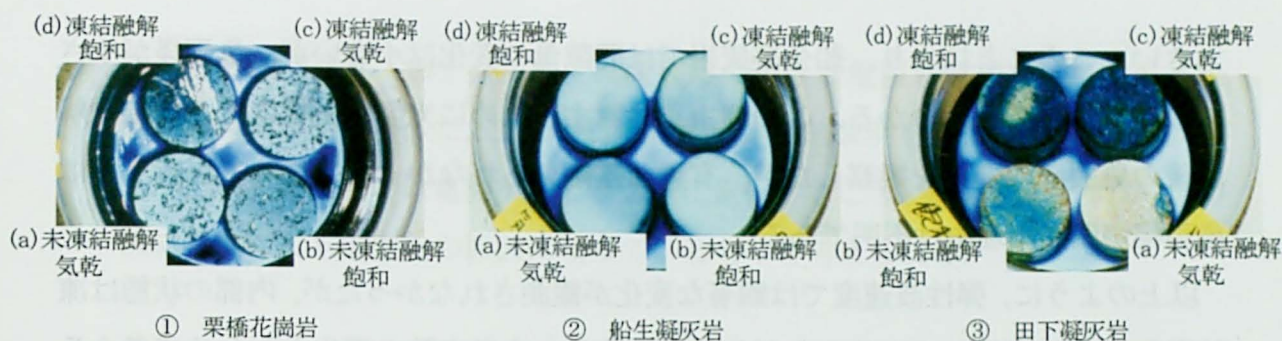


図 2-14 水分上昇の観察 (5 日後)

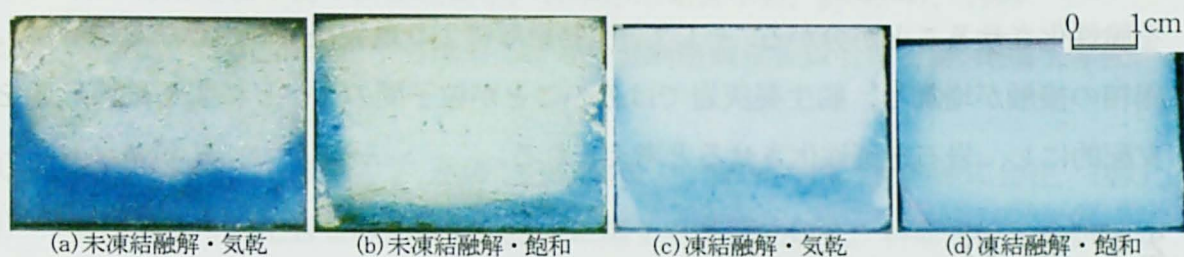


図 2-15 船生凝灰岩の切断面の観察 (7 日後)

### 2.3.3 水分上昇の観察

溶液に供試体底面を接触させてから 5 日後の、供試体上面のインクの染まり具合を図 2-14 に示す。上面の色が濃いほど、インクの成分が上面に集まっていることを示す。

凍結融解により顕著な違いが現れたのは、栗橋花崗岩と田下凝灰岩である。栗橋花崗岩については、飽和供試体について、凍結融解を施した供試体で上面の色が濃くなっている。田下凝灰岩については、気乾と飽和の両供試体について、凍結融解を施した供試体で上面の色が濃くなっている。このことより、栗橋花崗岩と田下凝灰岩においては、凍結融解を施すことにより、拡散による溶液上昇の経路が増加することが推定され、間隙量が増加していることが分かる。また、田下凝灰岩の気乾供試体のインク上昇が大きいことより、田下凝灰岩では間隙径の小さな亀裂が増加していることも分かる。船生凝灰岩については、上面の色だけで凍結融解の有無において比較ができないので、図 2-15 に試験開始 7 日後に高さ方向で切断した供試体の写真を示す。インクの色の高さを、底面からの高さで比較すると、飽和供試体では差異は観察されないが、気乾した供試体では凍結融解を施した供試体で高さが若干

大きい。このことにより、船生凝灰岩では間隙量の変化は小さいが、亀裂径が小さくなっていることが分かる。この理由を検討するために光学顕微鏡により凍結融解前後の亀裂面の変化を観察したが、有意な差は見られなかった。従って現時点では亀裂幅が閉じた理由は不明である。

以上のように、弾性波速度では顕著な変化が観測されなかったが、内部の状態は凍結融解により変化していることが分かる。また、力学定数の変化をあわせて考えると、凍結融解による亀裂量の増加は、亀裂の進展による破壊傾向を増進させ、岩石を脆性化させることが分かる。そして、凍結融解により亀裂径が小さくなる場合は、固相の接触が増加し、船生凝灰岩ではそのことが粒子間のすべりによる破壊形態を支配的にし、岩石を延性化させると考えられる。

## 2.4 まとめ

健全な岩石と凍結融解を施した岩石を用い、一軸圧縮試験を行うことにより、無応力状態から最大応力までの各力学定数の変化と、最大応力から破壊までの供試体表面のひずみ分布を、凍結融解履歴有無において比較検討した。また、水分上昇の観察を行うことにより、岩石内部の亀裂の変化を推定した。

その結果、以下の知見が得られた。

- 1) 田下凝灰岩と栗橋花崗岩の破壊軸ひずみは凍結融解により減少し、船生凝灰岩と田下凝灰岩の一軸圧縮強度と割線弾性係数は上昇する。凍結融解により体積ひずみが収縮から膨張に変わる時期は変化し、栗橋花崗岩と田下凝灰岩についてはその時期は破壊に近くなり、船生凝灰岩では逆に遠くなる。また、栗橋花崗岩と田下凝灰岩では亀裂が縦に入る傾向が強くなり、船生凝灰岩では斜めに入る傾向が強くなる。よって、栗橋花崗岩と田下凝灰岩では凍結融解により脆性的になり、船生凝灰岩では逆に延性的になる。
- 2) 岩石に入る破壊時の亀裂は、体積ひずみ分布の引張領域とほぼ一致する。このことは、斜面崩壊の予測において、斜面の体積ひずみを観察することが有用であることを示している。
- 3) 凍結融解を施した栗橋花崗岩と田下凝灰岩では、岩石内部の亀裂の量が増加し

たことが推測され、田下凝灰岩では亀裂幅の小さな亀裂も増加したことが、水分上昇試験より分かった。これは1)の現象の定性的説明を裏付けるものである。また、船生凝灰岩では亀裂が閉じるように変化することが分かり、これが1)の凍結融解による延性化の原因になっているものと考えられる。

## 参考文献

- 1) 日本応用地質学会：斜面地質学，日本応用地質学会，pp.45-47，1999
- 2) 地盤工学会：北海道古平町国道229号岩盤崩落調査委員会報告書，地盤工学会，1997
- 3) 日本材料学会：岩の力学 基礎から応用まで，pp.90-113，丸善株式会社，1993
- 4) 菅原勝彦：風化岩石の強度劣化速度に関する基礎的研究，科研費補助金試験研究報告書，研究課題番号05452320，1993-1994
- 5) 陳天城，森訓保，後藤隆司，鈴木輝之，平松雅弘：寒冷地における岩盤斜面の劣化・破壊機構に関する基礎的研究，第33回地盤工学研究発表会発表講演集，pp.1215-1216，1998
- 6) 陳天城，後藤隆司，平松雅宏，森訓保：凍結融解時における岩石供試体のAE発生及びひずみの特性，第42回地盤工学シンポジウム発表論文集，pp.77-78，1998
- 7) 田中寛史，田野久貴，渡辺英彦：凍結融解を受けた大谷石の強度低下と細孔分布について，土木学会第53回年次学術講演会講演概要集，第3部(A)，pp.696-697，1998
- 8) 動力炉・核燃料開発事業団：東濃鉱山と釜石鉱山の岩石の力学特性および初期応力状態，地層処分研究開発の現状(平成8年度)，PNC TN1410 96-071，pp.261-263，1996
- 9) 土木学会：コンクリート標準示方書(平成6年度版)規準編，1994
- 10) P.S.フヤコーン，G.F.ピンダー：地下水解析の基礎と応用・上巻基礎編，pp.44-45，現代工学社，1987
- 11) M.S.パターソン：実験岩石力学，古今書院，1986

## 第3章 異物混入劣化の影響によるモルタルの力学特性の変化

### 3.1 はじめに

コンクリートやモルタルの劣化（脆化や強度低下）は、外力や内力によって材料内部にひずみが生じることによって材料内部の亀裂や間隙に変化が生じることが原因の一つである。凍結融解作用によるコンクリートの劣化は、コンクリート内部の間隙水が凍ることによって間隙が膨張して、間隙の破壊でその形状と大きさが変化することによって生じる。また、アルカリ骨材反応による劣化<sup>1)</sup>は、骨材の膨張によって材料内部にひずみが生じて、亀裂が進展することが原因である。このように、脆性材料の力学特性は内部の亀裂挙動と密接な関係があると考えられる。脆性材料内部で進展する巨視的な亀裂は破壊直前まで材料表面に現れない。そのことが岩盤斜面崩壊のような予兆の把握が困難な突然の破壊の原因の一つであると考えられ、内部の亀裂挙動を把握することができれば、破壊予測の可能性もある。他方、一般的なコンクリート材料ではないリサイクル材を混ぜて作られるモルタルおよびコンクリートは、リサイクル材の使用が少量であっても劣化を引き起こす間隙が増加している可能性がある。最終処分場の残余容量や不法投棄、環境汚染の解決策として、廃材をコンクリートやモルタルに混ぜて再資源化することが行われている。このようなりサイクル材活用の技術は発展してきており、これから広く実用化されると思われるが、その品質管理や長期耐久性など不明な所も多い。さらにリサイクル材の適用範囲を広げて、リサイクル材を混ぜたモルタルを構造物や基礎に使うためには、強度以外の力学的性質も把握しておく必要があると考えられる。

本章では、モルタルに異物を混入して明らかに劣化を与える大きな間隙を作り、モルタルの劣化を強度試験結果と AE（アコースティック・エミッションの略で破壊により生じる弾性波）計測結果により考察する。大きな間隙は、岩盤斜面の場合は大きな劣化部分を想定している。リサイクル材の場合は廃発泡スチロール、廃タイヤ、泥土等をモルタルに混ぜたときに生じるジャンカ（豆板）に相当した部分を想



表 3-1 配合表

セメント (kg/m <sup>3</sup> )	538
水 (kg/m <sup>3</sup> )	323
細骨材(kg/m <sup>3</sup> )	1345
水セメント比 (%)	60

定している。まず、乾燥スパゲティを硬化前のモルタルに混入することで比較的大きな劣化（損傷・欠損）部位があるモルタル供試体を作成する。次に、一軸圧縮試験と割裂引張試験を行って変形挙動を把握する。そして、強度試験中に計測した AE 特性パラメータを比較することにより劣化がある場合の AE 特性を把握する。最後に、実験結果である応力ひずみ関係と AE 特性パラメータより大きな亀裂の影響によるモルタルの力学特性の変化について検討する。

## 3.2 供試体および強度試験

### 3.2.1 供試体

直径 10cm、高さ 20cm の円柱供試体と 10×10×20cm の角柱供試体を作成した。モルタルの配合を表 3-1 に示す。劣化を模擬するために、モルタル 1l 当たり 12.5g の乾燥スパゲティ（直径 1.6mm、長さ 10~30mm）を硬化前に混ぜた。角柱と円柱供試体の型枠に半分程度のモルタルを入れた後に、供試体表面に現れないようにスパゲティを入れて（図 3-1）、その上をモルタルで覆い、突き棒で突いた。スパゲティが表面に出てしまうと、センサーの設置が困難になり、水中養生の際に供試体がぼろぼろに崩れてしまうので、このようにして劣化供試体を作成した。図 3-2 のように劣化を模擬した部分はモルタルが未充填で、弱部になっている。4 日以上水中養生を行い、その後は空気中に放置した。試験時の含水比は 9.6~16.9%である。供試体の乾燥単位重量と飽和単位重量はそれぞれ 1.80~1.95g/cm<sup>3</sup> と 2.17~2.22g/cm<sup>3</sup> であり、健全供試体と劣化供試体の間で密度の違いは認められなかった。

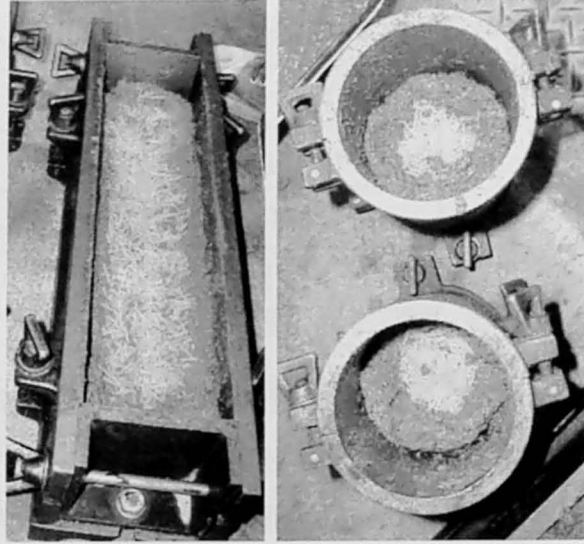


図 3-1 劣化供試体の作成

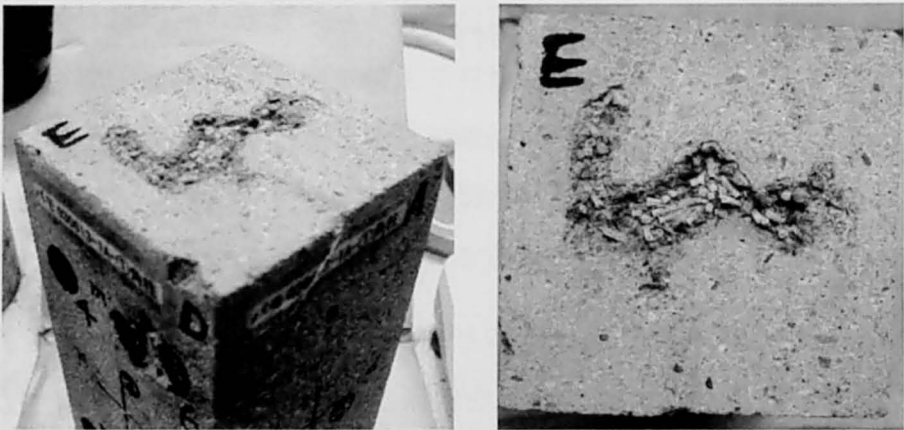


図 3-2 劣化供試体 (角柱)

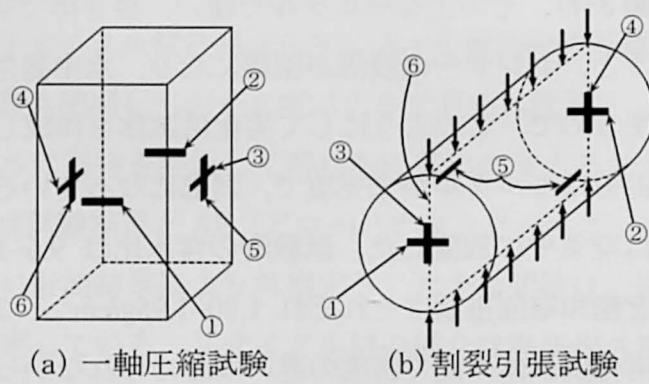


図 3-3 ひずみゲージの配置

### 3.2.2 一軸圧縮試験および割裂引張試験

一軸圧縮試験および割裂引張試験を行った。角柱の横ひずみは図 3-3(a)①～④の 4 箇所のひずみゲージの平均を用いた。また、軸ひずみは図 3-3(a)⑤⑥のひずみゲージの平均を用いた。円柱では図 3-3(b)①②で横ひずみを求め、図 3-3(b)③④で縦ひずみを求め、図 3-3(b)⑤で円柱高さ方向のひずみを求めた。また、ひずみゲージの長さは 30mm である。ロードセルで計測される荷重はひずみと同時にパソコンに記録した。一軸圧縮試験での軸ひずみ速度は 2.2~5.4 $\mu$ /sec（軸圧縮応力速度は 25~70kPa/sec）で、割裂引張試験での縦ひずみ速度は 0.92~2.6 $\mu$ /sec（引張応力速度は 4~10kPa/sec）である。強度試験を行う供試体本数は、角柱で健全なものと劣化したものをそれぞれ 4 本ずつ用意して、8 本の供試体について一軸圧縮試験を行った。円柱は健全 2 本と劣化 2 本で、4 本の供試体について割裂引張試験を行った。

一軸圧縮試験では、圧縮割線弾性係数、割線ポアソン比、圧縮強度、破壊軸ひずみ、体積ひずみを求めた。割裂引張試験では引張割線弾性係数と引張強度、各方向のひずみの和を求めた。圧縮試験では 1 つの供試体で計測される 6 箇所のひずみの総和を 2 で割ったものを体積ひずみとした。引張試験での引張弾性係数  $E_t$  は線形弾性体に線荷重が作用した場合（図 3-3(b)）の横方向のひずみゲージ（図 3-3(b)①②）に作用する横方向直応力  $\sigma_{hor}$  と縦方向直応力  $\sigma_{ver}$  および横ひずみ  $\epsilon_{hor}$  から次式によって求めた。

$$E_t = \frac{\sigma_{hor} - \nu\sigma_{ver}}{\epsilon_{hor}} \quad (3.1)$$

ここで、 $\nu$ は一軸圧縮試験での健全供試体のポアソン比 (0.23) を用いた。 $\sigma_{hor}$  と  $\sigma_{ver}$  はひずみゲージ（図 3-3 (b) ①②）に対応する応力分布<sup>2)</sup>より求め、それぞれ式(3.2)と式(3.3)より求めた。

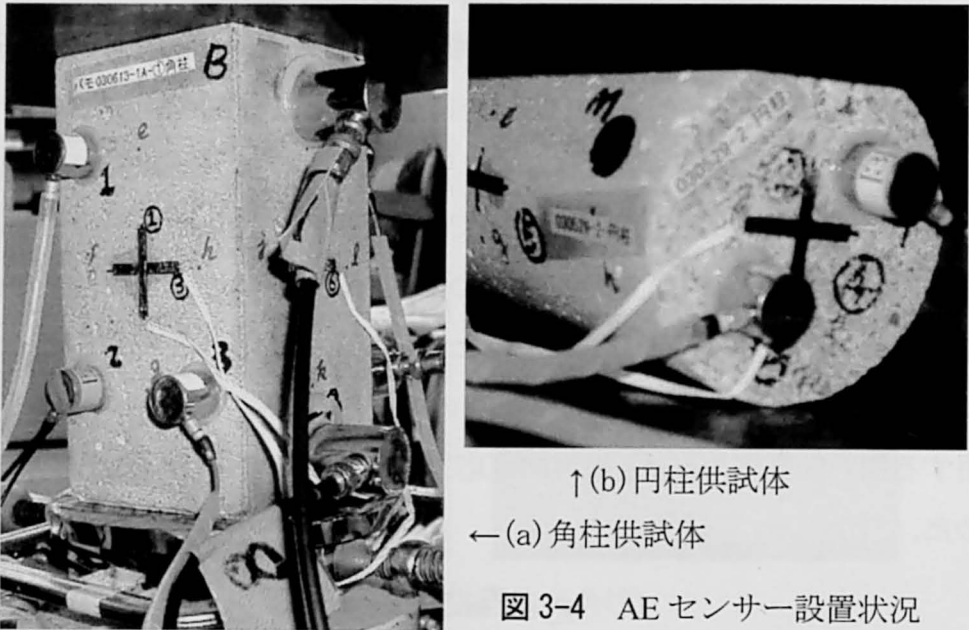
$$\sigma_{hor} \text{ (kPa)} = -28.4P \quad (3.2)$$

$$\sigma_{ver} \text{ (kPa)} = 88.4P \quad (3.3)$$

ここで、 $P$ は圧縮荷重で単位は kN、上の 2 つの式の係数は 1 平方メートル当りの値である。以上述べてきた方法と同様に縦方向のひずみゲージ（図 3-3(b)③④）に作用する応力と縦ひずみから引張試験での圧縮割線弾性係数  $E_{tc}$  を求めた。

表 3-2 AE 計測条件

	圧縮試験	引張試験
センサー	R6, R6I	R6
閾値電圧(V)	0.100(R6), 0.178(R6I)	0.0316
センサー数	4(R6), 4(R6I)	4
サンプル周波数(MHz)	2	2
ハイパスフィルター(kHz)	10	10
ローパスフィルター(kHz)	400	400



### 3.2.3 AE 計測

AE は日本フィジカルアコースティック社製 PCI-DSP と同製の R6 と R6I センサー（共振周波数 50kHz）を用いて計測した。供試体と AE センサーの接着には未硬化のシリコンゴム（信越シリコーン製 KE45）を用いた。一軸圧縮試験では健全と劣化でそれぞれ 2 本の供試体について AE を計測した。引張試験では健全と劣化でそれぞれ 1 本の供試体について AE を計測した。AE センサーで受信した AE 信号はプリアンプ（R6 は 1220A, R6I は内臓）で 100 倍（40dB）に増幅され、出力電圧と

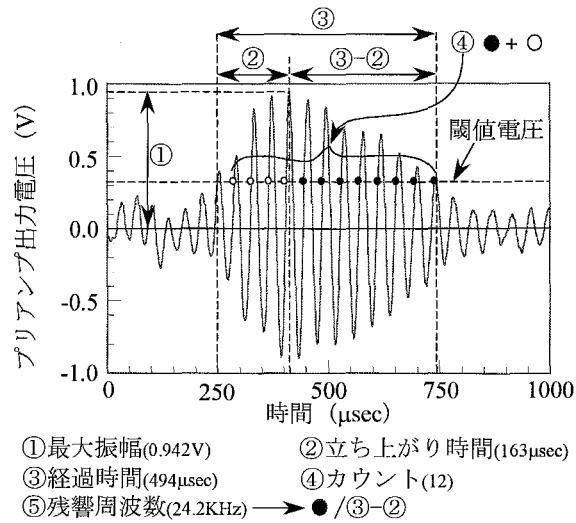


図 3-5 AE パラメータの概要

して AE 計測装置に送られ、設定された閾値電圧を超えるとその波形についての AE 特性パラメータを記録する。AE 以外の微動やノイズの記録を避けること、および記録が安定して行われることを考慮して閾値電圧を設定した。AE 計測条件を表 3-2 に示す。また、AE センサーの設置状況の写真を図 3-4 に示す。1 つの AE ヒット (1 つの波形) につき最大振幅 (図 3-5①)、立ち上がり時間 (図 3-5②)、継続時間 (図 3-5③)、カウント (図 3-5④)、残響周波数 (図 3-5⑤) の計 5 つの AE 特性パラメータが AE 計測装置に記録される。

### 3.3 結果

#### 3.3.1 強度試験結果

圧縮試験結果を表 3-3 に示す。ここで  $f_c$  は圧縮強度を示し、 $E_{c50}$  と  $\nu_{50}$  は 50% 圧縮強度時の圧縮割線弾性係数と割線ポアソン比であり、 $\epsilon_{afc}$  は圧縮強度記録時の軸ひずみ (破壊軸ひずみ) である。また、弾性波速度  $V_p$  は角柱の両端面に AE センサーを設置して、片方の端面でシャープペンシルの芯を折ることでインパルス<sup>3)</sup>を発生させ、その波の伝播時間より求めたものである。表 3-4 は割裂引張試験結果で、 $f_t$  は引張強度を示し、 $E_{t50}$  と  $E_{tc50}$  は 50% 引張強度時の引張割線弾性係数と圧縮割線弾性係

表 3-3 圧縮試験結果一覧および弾性波速度

供試体 番号	$f_c$ (MPa)	$\varepsilon_{qfc}$ ( $\mu$ )	$E_{c50}$ (GPa)	$v_{50}$	$V_p$ (km/sec)
I-C-14-1	28.7	2419	20.5	0.204	4.08
I-C-16-1	23.1	1599	20.8	0.227	4.04
I-C-30-1	34.6	2667	21.6	0.225	4.10
I-C-30-2	28.2	2017	22.4	0.227	4.13
D-C-14-1	15.2	1153	16.8	0.320	4.03
D-C-14-2	14.1	1368	11.8	0.670	3.93
D-C-30-1	13.8	910	19.2	0.243	3.98
D-C-30-2	14.3	1231	18.0	0.210	3.86

表 3-4 引張試験結果

供試体番号	$f_t$ (MPa)	$E_{t50}$ (GPa)	$E_{tc50}$ (GPa)
I-T-16-1	-1.97	12.6	11.8
I-T-29-1	-2.48	16.5	17.8
D-T-14-1	-1.10	16.2	16.1
D-T-30-1	-1.09	10.0	10.8

数である。供試体番号は左から条件 (I: 健全, D: 劣化), 試験方法 (T: 引張試験, C: 圧縮試験), 材令, そして識別番号を示す。図 3-6 に軸応力-圧縮割線弾性係数  $E_c$  と体積ひずみ関係を, 図 3-7 に引張応力-引張割線弾性係数  $E_t$  とひずみ和関係を, そして, 図 3-8 に引張応力-圧縮割線弾性係数  $E_{tc}$  を示す。図 3-7 のひずみ和は図 3-3 の①~⑥のひずみの総和を 2 で割ったものである (横ひずみ  $\varepsilon_{hor}$ +縦ひずみ  $\varepsilon_{ver}$ +奥行き方向ひずみ  $\varepsilon_{dep}$ )。図 3-8 の点線は図 3-7①で示されている関係を表している。図 3-6 ~8 の供試体番号は表 3-3, 4 の供試体番号と対応している。ここでは応力とひずみについて圧縮を正としている。圧縮応力は  $P/A_0$  ( $P$ : 圧縮荷重,  $A_0$ : 初期断面積),

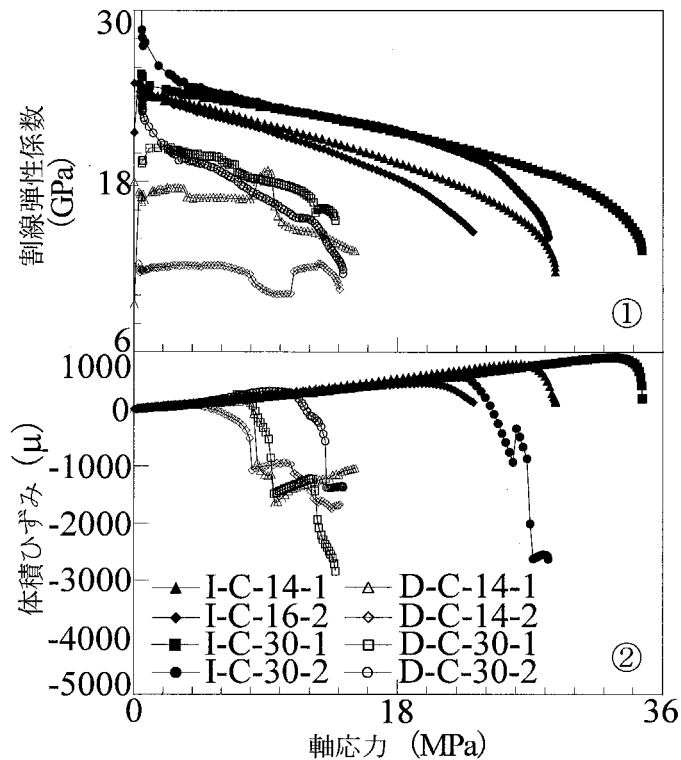


図 3-6 軸応力-圧縮割線弾性係数  $E_c$ , 体積ひずみ関係

引張応力は  $\sigma_{hor}$  であり，引張強度は載荷線を結ぶ平面（図 3-3 (b) ⑥に示す直径に近い面）に作用する最大応力で  $f_t$  (kPa)  $=31.8P$  (kN/m<sup>2</sup>) により求めた<sup>2)</sup>。よって，ここでの引張強度は破壊時の引張応力とは異なり，図 3-7, 8 において示される引張応力の最大値が破壊時の引張応力となる。強度試験後の劣化供試体の破壊状況を図 3-9 に示す。

表 3-3 より，劣化供試体の圧縮強度  $f_c$  は健全なものの半分程度になり，圧縮割線弾性係数  $E_{c50}$  と破壊軸ひずみ  $\varepsilon_{afc}$  も劣化供試体のものが小さくなっている。また，弾性波速度  $V_p$  もわずかに減少しているが，割線ポアソン比  $\nu_{50}$  は増加している。表 3-4 より，劣化供試体の引張強度  $f_t$  は健全供試体のものより大きく減少しているが，引張割線弾性係数  $E_{t50}$  と圧縮割線弾性係数  $E_{c50}$  は変化が認められない。図 3-6 ①より，劣化供試体の  $E_c$  はばらつきが多く，軸応力が 6~12MPa で急激に増減している。また劣化供試体の体積ひずみも同様な範囲で不安定な挙動を示し，一旦急激に膨張した後再び圧縮されている。これらの挙動は劣化部（大きな亀裂）の破壊の影響である

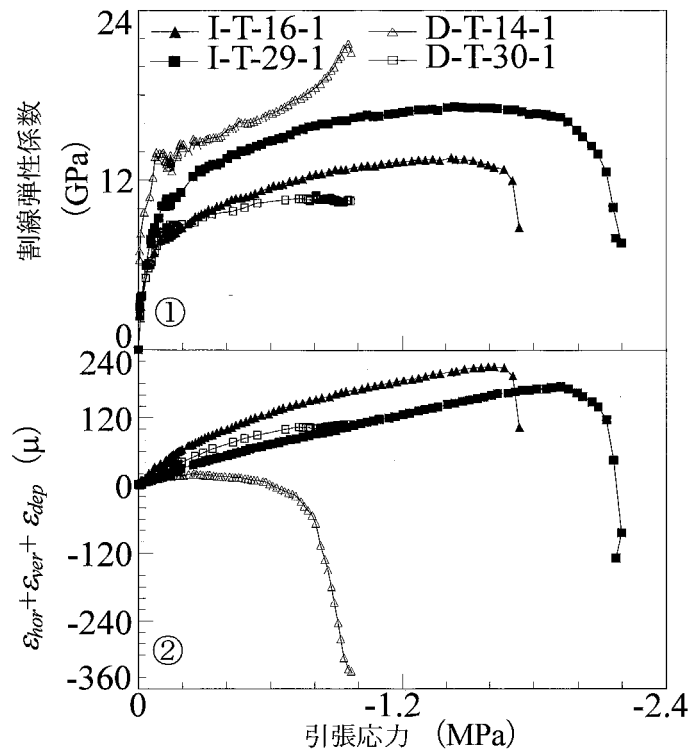


図 3-7 引張応力-引張割線弾性係数  $E_t$ 、ひずみ和関係

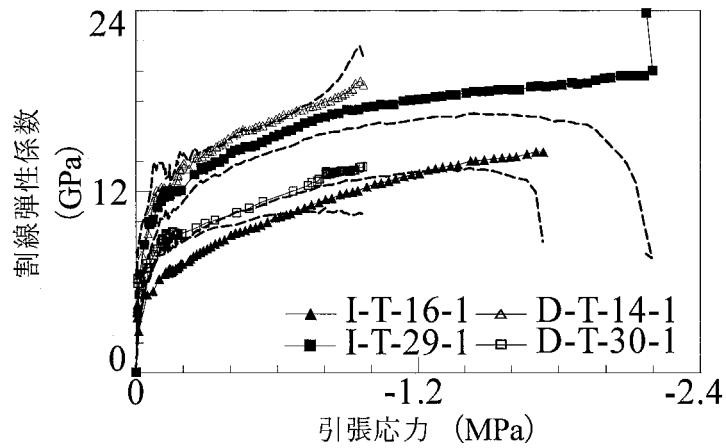


図 3-8 引張応力-圧縮割線弾性係数  $E_{tc}$  関係

と考えられる。図 3-7 を見ると、D-T-14-1 供試体のひずみ和の減少（体積膨張）が著しく、 $E_t$  の増加が著しい。以上より、劣化供試体は健全供試体と比べると強度が低く、体積圧縮が小さく、不安定な変形挙動になる。また、引張試験のひずみ和の挙動より、引張では劣化により体積膨張が著しくなる場合がある。





図 3-9 劣化供試体の破壊状況

圧縮試験を行った劣化角柱供試体の破壊状況（図 3-9(a)）は、健全角柱供試体と同様にせん断破壊を示す斜めの亀裂が観察された。一方、劣化円柱供試体の場合（図 3-9(b)）は劣化させるために入れたスパゲティの部位に沿って亀裂が生じた。角柱劣化供試体の変形挙動で軸応力が 6~12MPa で劣化部が破壊したような力学定数の変化（図 3-6）があるが、破壊状況から劣化部の破壊では全体の破壊にはならずその後変形を進めてせん断破壊に至ったと考えられ、劣化円柱供試体では劣化部の破壊の進展が直接的に供試体全体の破壊に結びついたと考えられる。

割裂引張試験より得られる  $E_t$  と  $E_{tc}$  について、表 3-4 より、 $E_{t50}$  と  $E_{tc50}$  に顕著な違いが認められないことが分かる。このことから、引張強度の 50% の引張応力のときは引張側の弾性係数と圧縮側の弾性係数に大きな違いはないといえる。図 3-8 の引張過程における引張側と圧縮側の弾性係数は荷重初期で非常に小さく、その後急激に大きくなっている。これは引張応力を図 3-3(b) のような線荷重と仮定したときの応力評価式を用いているためである。実際は荷重初期で散在的に点荷重の状態になり、特に端面にひずみが集中して、計算した応力より大きな応力が発生している。荷重を増加させると、荷重板と供試体の接触面は増加して、今度は面荷重の状態になり、端面は計算した応力より低い応力状態になる。よって、ここで用いた  $E_t$  と  $E_{tc}$

は引張過程を説明することにおいて妥当な値とはいえないが、それら 2 つの相対的な比較はできると考える。よって、2 つの弾性係数の引張応力にもなう挙動（図 3-8）を比較すると、いずれの供試体も破壊引張応力の近傍までおおよそ似た値を取り、破壊に近づくと引張側の弾性係数  $E_t$  は減少して、圧縮側の弾性係数  $E_{tc}$  は増加している。このことは、破壊に近づくと引張方向にひずみが卓越することを示している。以上より、破壊引張応力に近い応力状態でなければ、引張側の弾性係数と圧縮側の弾性係数に大きな違いがないことが分かる。

### 3.3.2 AE 測定結果

図 3-10 に一軸圧縮試験より得られた軸応力と 30 秒毎に平均をした AE 特性パラメータの関係を示す。図 3-11 に割裂引張試験より得られた引張応力-30 秒平均 AE 特性パラメータ関係を示す。図 3-10~13 の供試体番号は表 3-3, 4 の供試体番号と対応している。図 3-12 は一軸圧縮試験より得られた軸応力- $b$  値関係を示している。 $b$  値<sup>4)</sup>は最大振幅 ( $X$ ) と発生頻度数 ( $N(X)$ ) の関係を両対数グラフで示した度数分布を線形近似した直線の傾きで、その近似式は

$$\log N(X) = \alpha - b \log X \quad (3.4)$$

で示される。グラフ上に直線で示される式(3.4)と度数分布との相関を示した  $R^2$  相関係数と軸応力の関係を図 3-13 に示す。ここで度数分布は、30 秒間隔で発生した AE について、各 AE 特性パラメータの最大値から最小値までの間を均等に 10 の階級に区切り作成した。

一軸圧縮試験で計測された AE 特性パラメータについて、図 3-10②③④より劣化供試体の立ち上がり時間、継続時間そしてカウントは健全供試体のものよりも低下することが分かる。一方、図 3-10①⑤より劣化供試体の最大振幅と残響周波数は大きめになることが分かる。また、健全供試体の残響周波数（図 3-10⑤）は軸応力とともに増加しており、逆に継続時間（図 3-10③）はやや減少傾向である。図 3-10⑥より劣化供試体の AE ヒット数は軸応力が圧縮強度に到達するまで増加している。そして、破壊近傍で健全供試体のカウントは減少しており、AE ヒット数は一旦減少してそれから増加していることが確認できる。

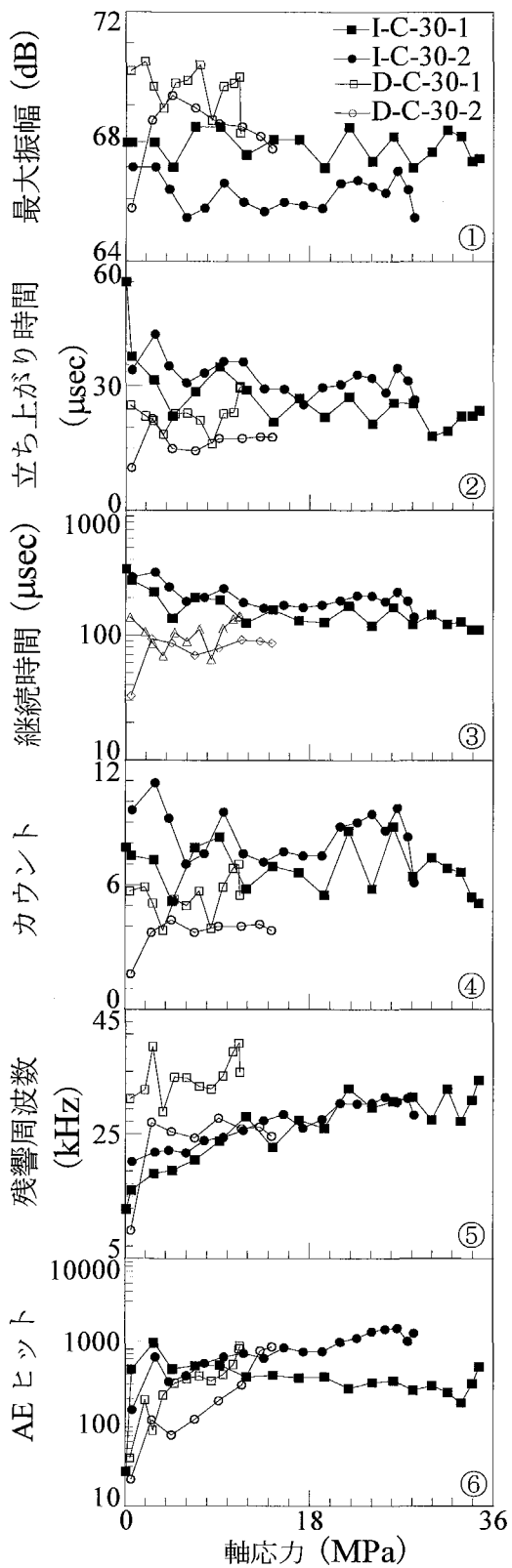


図 3-10 圧縮軸応力-30 秒平均 AE パラメータ関係

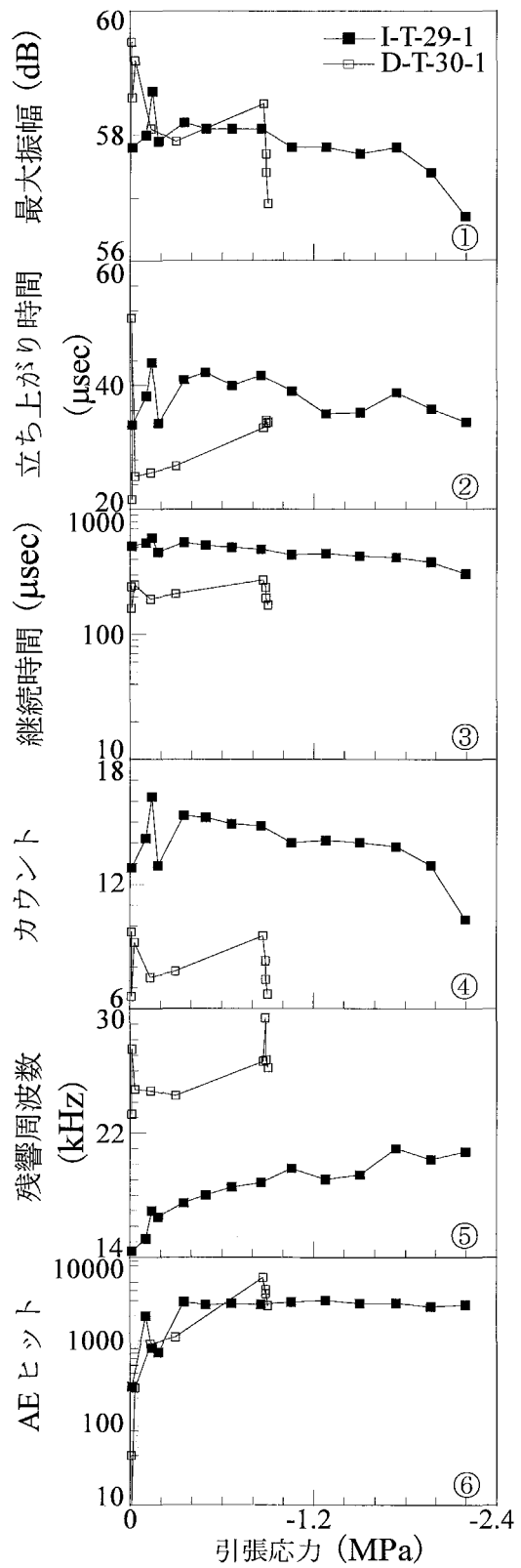


図 3-11 引張応力-30 秒平均 AE パラメータ関係

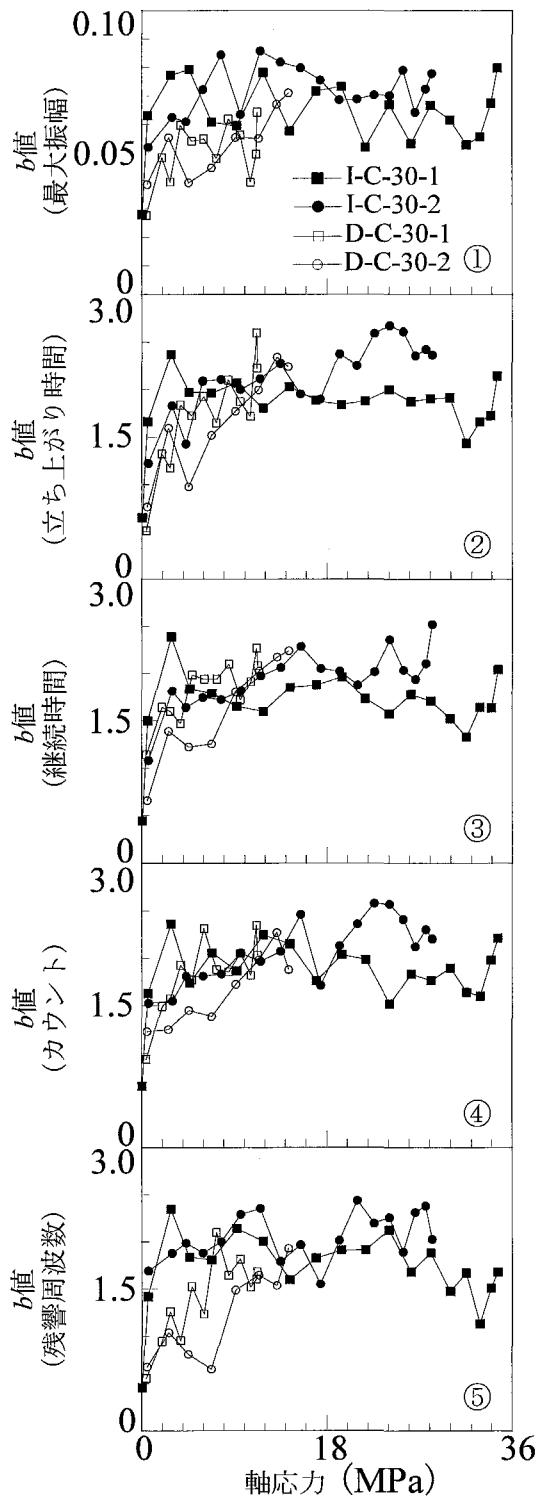


図 3-12 軸応力- $b$  値関係

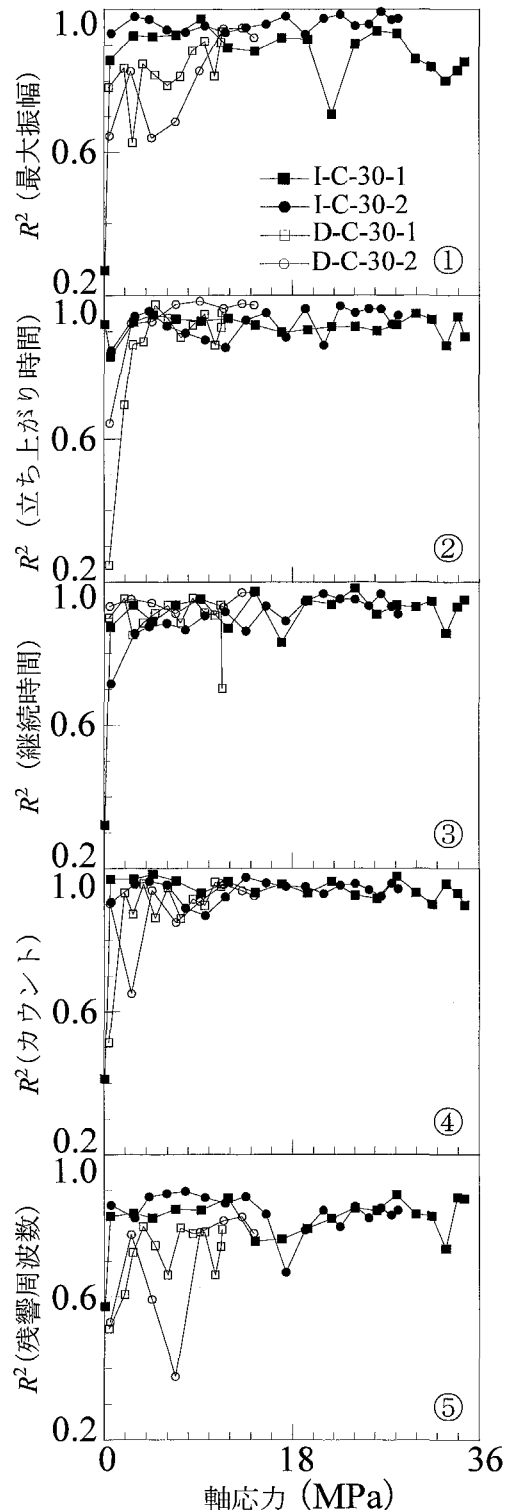


図 3-13 軸応力- $R^2$  相関係数関係

割裂引張試験で計測された AE 特性パラメータについては供試体本数が少ないので一概に比較できないが、健全供試体の残響周波数（図 3-11⑤）は引張応力が引張強度に近づくとつれて増加していることが分かる。図 3-11⑥より健全供試体のヒット数は引張応力-0.4MPa 付近を超えるとほぼ一定しているが、劣化供試体のヒット数は急激に増加した後に減少して破壊に至っている。健全供試体の最大振幅、立ち上がり時間、継続時間そしてカウントは引張応力が引張強度に近づくとつれて減少している（図 3-11①②③④）が、劣化供試体の場合は最大振幅、継続時間、カウントが破壊直前で急激に減少している（図 3-11①③④）。

圧縮と引張の両者の AE 特性パラメータの挙動で共通性を考えると、図 3-10, 11②③④より、劣化供試体の立ち上がり時間と継続時間、カウントは健全供試体のものより小さくなることが分かる。また、図 3-10, 11⑤より、劣化供試体の残響周波数は健全なものより大きくなる傾向があり、応力の増加により健全供試体の残響周波数が単調増加することが圧縮と引張の両方で認められる。そして、劣化供試体の AE ヒット数は健全なものとは比べて安定した値をとらずに大きく上昇していることが圧縮と引張で共通している。

圧縮過程の  $b$  値について、図 3-12①⑤より劣化供試体の最大振幅と残響周波数の  $b$  値は健全なものとは比べて小さくなっていることが分かる。劣化供試体の  $b$  値は全ての AE 特性パラメータで破壊引張応力に近づくとつれて増加する傾向がある。圧縮過程の  $R^2$  相関係数について、劣化供試体の最大振幅とカウント、残響周波数についての  $R^2$  は健全なものとは比べて小さくなることが分かる（図 3-13①④⑤）。

以上より、健全供試体の継続時間とカウントは破壊に近づくとつれて減少しており（図 3-10, 11③④）、健全供試体の破壊時のカウントが劣化供試体の載荷過程全域の値と同程度であるので、継続時間とカウントの減少が亀裂進展による突発的な事象を示す突発形 AE<sup>5)</sup> の発生を反映しているとすれば劣化供試体は載荷初期より亀裂破壊の進展が起こっていると推定される。また、健全供試体の残響周波数は応力の増加と関係していると考えられ、健全な材料に対して残響周波数は相対的な応力評価の指標になる可能性がある。そして、応力の増加とともに AE ヒットが増加すること、圧縮過程において最大振幅と残響周波数の  $R^2$  相関係数が低い値となることは

大きな亀裂を持つ劣化供試体の特徴である。

### 3.4 まとめ

健全モルタル供試体とモルタルの未充填部分および低強度材料が混入した部分を模擬した異物（スパゲティ）を入れた劣化モルタル供試体を用いて一軸圧縮試験と割裂引張試験を行い、力学定数の比較で変形挙動の把握を行った。また、各試験中にAE計測を行い、AE特性パラメータより変形にともなうAE特性の把握を行った。その結果、以下の知見が得られた。

- 1) 劣化モルタル供試体の圧縮強度と引張強度は健全なもの比べて低下して、体積圧縮の発生量は減少する。また、劣化モルタルの圧縮では局所的な亀裂の破壊が生じて軸応力はしばらく増加してせん断破壊に至るが、引張では亀裂破壊の進展が直接的に全体の破壊と結びつくと考えられる。
- 2) 健全なモルタルでは、一軸圧縮過程で破壊付近になると体積ひずみが膨張するが、劣化モルタルでは、一旦膨張した後に再び収縮する。これは、劣化部分である大きな亀裂が破壊したためであると考えられる。また、一軸圧縮試験で得られた圧縮弾性係数は劣化により低下し、ポアソン比は増加する。そして、引張過程では体積膨張が増大する場合がある。
- 3) 健全と劣化材料ともに割裂引張試験結果より算出した引張弾性係数と圧縮弾性係数は破壊近傍では大きく異なるが、引張強度より十分に小さい場合は大きな違いはない。
- 4) AE特性パラメータより、劣化供試体は引張あるいは圧縮のいずれにおいても、载荷初期より亀裂破壊の進展が始まっていると推定される。また、劣化により応力の増加とともにAEヒットが増加することが確認され、圧縮過程における最大振幅と残響周波数の両対数度数分布は線形性に乏しくばらつきが多い。
- 5) 健全なモルタルの残響周波数は圧縮と引張のどちらでも応力の増加とともに増加する。このことは、健全な材料に対して残響周波数は相対的な応力評価の指標になる可能性があることを示している。

- 6) 以上より, AE 特性パラメータを比較することでモルタルの品質や応力状態の評価ができる可能性がある.

#### 参考文献

- 1) 小林一輔：最新コンクリート工学，森北出版，pp.96-100，2002
- 2) 中原一郎：応用弾性学，実教出版，pp.60，1977
- 3) 非破壊検査協会：アコースティック・エミッション1990，pp.23，1990
- 4) 大津政康：アコースティック・エミッションの特性と理論，森北出版，pp.36-41，1988
- 5) 日本機械学会：岩石破壊力学とその応用，コロナ社，pp.102，1989

## 第4章 劣化の影響による損傷パラメータの変化

### 4.1 はじめに

損傷力学<sup>1)</sup>で用いられるパラメータを用いて、劣化による岩石およびモルタルの力学特性を把握する。損傷パラメータは第2章の岩石の一軸圧縮試験結果と第3章のモルタルの一軸圧縮試験結果より同定する。

材料内部の亀裂が応力伝達に有効な断面積を減少させて、見かけの弾性係数が低下すると考えるのが損傷力学の概念である。材料の種類によって損傷の増加の仕方や変形挙動が異なり、それぞれの材質にあったモデルが提案されている。

ここでは、(1)塑性ひずみ損傷モデル、(2)損傷共役力損傷モデルと(3)膨張性損傷モデルの3つのモデルでパラメータの同定を行う。(1)は累積塑性ひずみの増加と損傷が関係あると考えるモデルであり、(2)はひずみエネルギーと等価な相当損傷共役力と損傷との関係より損傷発展式を導いているモデルであり、(1)と(2)は主に金属分野で使用されている。(1)と(2)のモデルでも脆性材料に使用できるとされているが、パラメータ同定の難しさや体積膨張の表現が困難であることから、ここでは、(2)のモデルに膨張ひずみの概念を導入して(3)のモデルを提案した。

まず、損傷力学の概要について述べる。次に、それぞれのモデルについての基本概念を説明して、パラメータの同定を行う。最後に、膨張性損傷モデルの節では、岩石とモルタルについて健全と劣化の力学特性の違いを損傷パラメータの比較により検討する。

### 4.2 損傷力学

#### 4.2.1 概要

Lemaitre<sup>1)</sup>は、「損傷を受けた材料の変形挙動は、その材料の損傷を受けていない状態での実質応力により引き起こされる変形挙動に等しい」というひずみ等価の仮説



(Hypothesis of strain equivalence) に基づいて、有効断面欠損率をスカラー変数で表して有効応力を定義している。

$$D = \frac{A_D}{A} \quad (4.1)$$

ここで、 $A_D$  は損傷領域の面積、 $A$  は断面積で、 $D$  は損傷変数である。式からも分かるように損傷領域の面積が断面積を超えることは無いので、損傷発生時の  $D$  の範囲は  $0 < D < 1$  であり、健全な材料は  $D = 0$  である。これに基づいて損傷力学でいう有効応力を  $\tilde{\sigma}$  で表すと

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D} \quad (4.2)$$

となり、これを弾性則における応力ひずみ関係に導入すると

$$\varepsilon^e = \frac{\sigma}{E(1-D)} \quad (4.3)$$

となる。式から分かるように  $D$  が増加すると見かけの弾性係数 ( $E(1-D)$ ) は減少する。

以上が損傷変数の基本的な説明であるが、 $D$  の増加を規定する損傷発展式は解析対象の材料や解析方法により異なり、多くの損傷力学モデルが提案されている。本項では、Lemaitre<sup>1)</sup> の損傷発展式 (累積塑性ひずみ損傷モデル)、Murakami<sup>2)</sup> の損傷発展式 (損傷共役力損傷モデル)、そして、膨張ひずみを考慮した損傷発展式 (膨張性損傷モデル) について説明する。ここで説明する Lemaitre の損傷発展式は主に金属材料を対象としたものであるため、岩石の変形に対応するように修正を加えている。また、Murakami の損傷発展式については同定するパラメータが多いので、少なくするように変更している。2つの損傷力学モデルを通して、岩石の変形挙動に対応する膨張性損傷モデルを作成する。

#### 4.2.2 累積塑性ひずみ損傷モデル

##### (a) 基本概念

延性破壊での損傷過程は塑性ひずみによって引き起こされると考え、von Mises 型の降伏関数を弾塑性構成式に導入する。累積塑性ひずみ損傷モデルは Lemaitre が考

案したモデル<sup>1)</sup>であり、延性材料と準脆性材料に適用できるとされている。

弾性ひずみ $\varepsilon_{ij}^e$ と塑性ひずみ $\varepsilon_{ij}^p$ の和が全ひずみ $\varepsilon_{ij}$ であると仮定する。

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p \quad (4.4)$$

全応力 $\sigma_{ij}$ と全ひずみの関係は次式によって示される。

$$\sigma_{ij} = (1-D) \left\{ \lambda \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} \right\} - 2\mu \varepsilon_{ij}^p \quad (4.5)$$

ここで、 $\lambda$ 、 $\mu$ はラーメ定数である。累積塑性ひずみ $p$ と等方硬化応力 $R$ の関係は下式で表す。

$$R = R_\infty [1 - \exp(-bp)] \quad (4.6)$$

ここで $R_\infty$ と $b$ は等方硬化材料定数である。塑性ひずみは von Mises の相当応力 $\tilde{\sigma}_{eq}$ が初期降伏応力 $\sigma_Y$ より大きくなったときに発生する。この von Mises 規準の降伏関数は等方硬化応力 $R$ とともに次式によって示される。

$$f = \tilde{\sigma}_{eq} - (R + \sigma_Y) = 0 \quad (4.7)$$

ここで、 $\tilde{\sigma}_{eq}$ は次式によって示される。

$$\tilde{\sigma}_{eq} = \left[ \frac{3}{2} \left( \frac{\sigma'_{ij}}{1-D} \right) \left( \frac{\sigma'_{ij}}{1-D} \right) \right]^{1/2} = \sqrt{\frac{3}{2} \tilde{\sigma}'_{ij} \tilde{\sigma}'_{ij}} \quad (4.8)$$

ここで、偏差応力 $\sigma'_{ij}$ は下式の様に示される。

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{kk} \quad (4.9)$$

損傷変数の増加は増分式で次式のように与えられる。

$$\dot{D} = \frac{\tilde{\sigma}_{eq}^2 R_\nu}{2ES} \dot{p} \quad \text{for } p \geq p_D \quad (4.10)$$

ここで、 $p_D$ は損傷過程の始まりにおける累積塑性ひずみの閾値であり、 $E$ は弾性係数で、 $S$ は損傷強度材料定数である。 $S$ が大きくなった場合、 $\dot{D}$ は小さくなり、損傷の進展は遅くなる。このモデルで $S$ は損傷の進展を規定する重要なパラメータであると考えられる。 $R_\nu$ は三軸応力関数で次式により与えられる。

$$R_\nu = \frac{2}{3} (1+\nu) + 3(1-\nu) \left( \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \quad (4.11)$$

ここで、 $\nu$ はポアソン比であり、 $\sigma_H$ は次式で示される静水圧力である。

$$\sigma_H = \frac{1}{3} \sigma_{kk} \quad (4.12)$$

脆性材料では応力もしくはひずみの増加により体積が膨張する。これを損傷による体積ひずみと考え、損傷変数をひずみとして用いて膨張体積ひずみを表現する。初期の断面積  $A$  より損傷面積を除いた損傷のない断面積を  $A_0$  とする。2次元において損傷部分が直接体積ひずみになる場合、損傷体積ひずみ  $\varepsilon_D$  は下式で示される（膨張が正）。

$$\varepsilon_D = \frac{A - A_0}{A_0} = \frac{A - A(1-D)}{A(1-D)} = \frac{D}{1-D} \quad (4.13)$$

よって、損傷を考慮した体積ひずみ  $\varepsilon_{VD}$  は次式で算出できる。

$$\varepsilon_{VD} = \varepsilon_{kk} + \frac{D}{1-D} \quad (4.14)$$

#### (b) パラメータの同定

第2章の一軸圧縮試験の実験結果よりパラメータを決定する。

塑性ひずみが発生する初期降伏点は軸応力—軸ひずみ曲線が線形関係から離脱した点であるが、ここでは塑性ひずみの発生が始まる初期降伏点は体積ひずみの線形性が失われた時とする。よって、まず、初期降伏点における軸ひずみ値と応力値  $\sigma_Y$  を図4-1①③のように求める。初期降伏点までの軸応力—軸ひずみ曲線の勾配を縦弾性係数  $E$  とする。同様に弾性領域内のポアソン比を求める。

次に、塑性ひずみは軸ひずみと周ひずみの関係より求める。図4-1②に示すように弾性周ひずみと塑性周ひずみに分けることができるので、軸ひずみに対応する塑性周ひずみ値を求める。一軸圧縮の場合、塑性ひずみの体積変化がないことを考慮すると塑性周ひずみの2倍の値が塑性軸ひずみの値となる。これで、軸ひずみに対応する塑性軸ひずみ値が決まる。

そして、累積塑性ひずみ  $p$  を求める必要があるが、一軸圧縮の場合、塑性軸ひずみ  $\varepsilon_a^p$  と塑性周ひずみ  $\varepsilon_l^p$  の関係は

$$\frac{1}{2} \varepsilon_a^p = \varepsilon_l^p \quad (4.15)$$

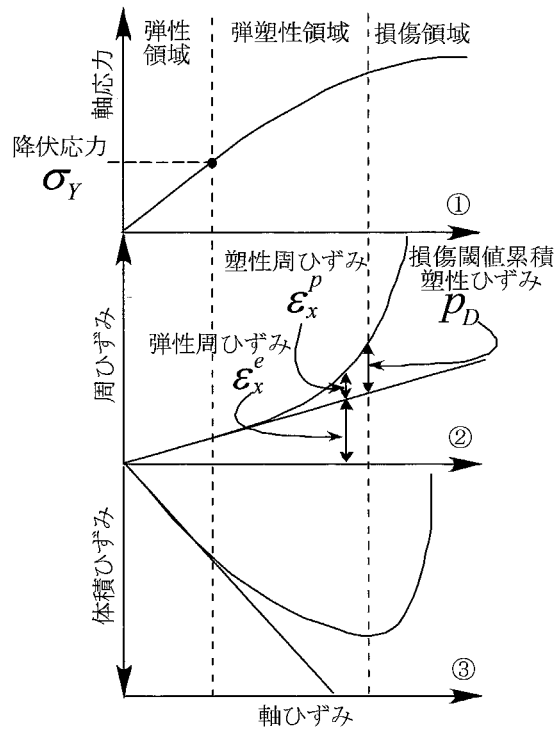


図 4-1 パラメータの同定の概要

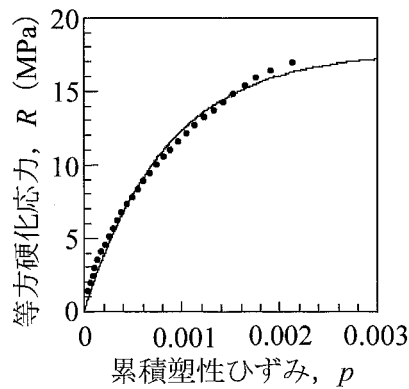


図 4-2 等方硬化材料定数の決定

であるから、

$$p = \left( \frac{2}{3} \left( \frac{1}{2} \varepsilon_a^p \cdot \frac{1}{2} \varepsilon_a^p + \frac{1}{2} \varepsilon_a^p \cdot \frac{1}{2} \varepsilon_a^p + \varepsilon_a^p \cdot \varepsilon_a^p \right) \right)^{1/2} = \varepsilon_a^p \quad (4.16)$$

となり、累積塑性ひずみ  $p$  と塑性軸ひずみ値は等しい。

横軸を累積塑性ひずみ  $p$  とし、縦軸を等方硬化応力変数  $R$  (軸応力から初期降伏

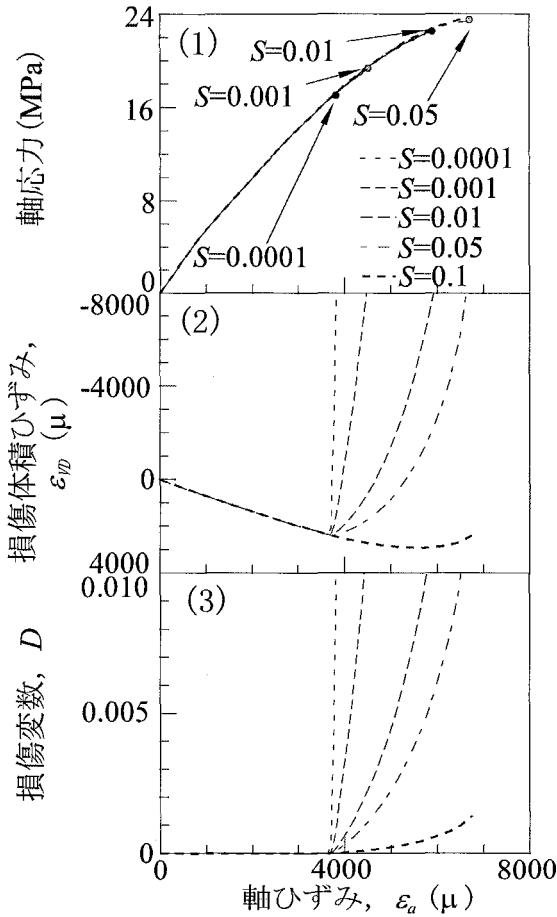


図 4-3 軸ひずみと各パラメータの関係 (F0 供試体の計算結果)

応力を引いたもの) とした曲線を式(4.6)指数型関数でフィッティングすることで、等方硬化材料定数  $R_{\infty}$ ,  $b$  を求める。実験結果をフィッティングした例を図 4-2 に示す。体積ひずみが膨張から収縮に変わるときの塑性軸ひずみの値を損傷の発生する塑性ひずみの値  $p_D$  とする。(図 4-1②)。

最後に、式(4.10)の  $S$  値を決定するが、ここでは  $D$  と  $p$  の関係から  $S$  を求めることは行わずに、 $S$  値を変えて式(4.5)を計算して、応力ひずみ関係を算出し、実験の割線弾性係数の変化に近い計算結果から  $S$  を決定する。 $S$  値(損傷変数の進展を規定するもの)を 0.1MPa, 0.05MPa, 0.01MPa, 0.001MPa, 0.0001MPa のように変えて、式(4.5)を用いて 5 パターンの計算をした結果を図 4-3 に示す。 $D=0.01$  の時に式(4.13)は  $\varepsilon_D=10,101\mu$  となり、体積ひずみが  $10,000\mu$  を超えることは実験結果から考え

表 4-1 累積塑性ひずみモデルの材料定数 (岩石)

供試体番号	$E$ (GPa)	$\nu$	$\sigma_y$ (MPa)	$R_\infty$ (MPa)	$b$	$\varepsilon_{pD}$ ( $\mu$ )	$S$ (kPa)
K0	50.5	0.180	16.4	91.5	2530	350	700
K240	38.8	0.129	14.4	72.9	2770	340	20
F0	5.42	0.196	4.3	17.7	1190	840	90
F240	7.35	0.206	4.3	24.9	1480	770	600
T0	2.75	0.0620	2.95	15.2	411	1230	300
T240	3.80	0.0916	2.97	15.0	1150	770	3

にくいので、 $D=0.01$  で計算を終了している。ここで、図 4-3(1)の黒丸は 5 パターンの  $S$  における  $D=0.01$  の時と対応している。健全な船生凝灰岩の応力 (図 2-10(a)) と体積ひずみ (図 2-11(b)) の挙動を図 4-3 のものと比べると  $S=0.1$  (MPa) の場合が最も近い。さらに  $S$  の範囲を絞って行くと  $S=0.09$  (MPa) となった。以上のように、第 3 章の岩石の実験結果より求めた力学定数を表 4-1 に示す。

図 4-3(3)から  $S$  の値が減少するほど体積ひずみが急激に収縮から膨張へ変化し、既に破壊していると考えられる図 4-3(1)の黒丸の示す軸ひずみ値は体積ひずみが収縮から膨張へ変化する時に近くなる。このように、 $S$  値が脆性挙動の度合いを示し、 $S$  値が小さい場合は脆性的な挙動になると判断することができる。

#### 4.2.3 損傷共役力損傷モデル

##### (a) 基本概念

2 階の損傷テンソルを用いて損傷の異方性を表現し、体積ひずみの膨張やポアソン比の変化を表現することが可能であることは村上ら<sup>2)</sup>によって報告されている。しかし、ここでは簡単に損傷は弾性係数を減少させるだけの変数として用いることにする。損傷変数を等方 (スカラー) にしたことを除けば、村上らの報告にある損傷弾性モデルを参考にして定式化を行う。

損傷を受けた材料のひずみエネルギー  $\rho\psi^e(\varepsilon_{ij}^e, D)$  は

$$\rho\psi^e(\varepsilon_{ij}^e, D) = \frac{1}{2} \lambda \varepsilon_{\alpha\alpha}^e \varepsilon_{\alpha\alpha}^e + \mu \varepsilon_{ij}^e \varepsilon_{ij}^e - D \left( \frac{1}{2} \lambda \varepsilon_{\alpha\alpha}^e \varepsilon_{\alpha\alpha}^e + \mu \varepsilon_{ij}^e \varepsilon_{ij}^e \right) \quad (4.17)$$

で示される。ここで、 $D$ は損傷変数、 $\lambda$ 、 $\mu$ はラーメ定数、 $\rho$ は密度、 $\varepsilon$ はひずみテンソルである。また、損傷状態を示すための自由エネルギー $\rho\psi^d(\beta)$ は、

$$\rho\psi^d(\beta) = \frac{1}{2}K_d\beta^2 \quad (4.18)$$

と示される。 $K_d$ は損傷定数、 $\beta$ は全体の損傷で、ここでは $D$ と等価である。 $\rho\psi^e(\varepsilon_{ij}^e, D)$ と $\rho\psi^d(\beta)$ の和を自由エネルギーと仮定する。この自由エネルギー $\rho\psi(\varepsilon_{ij}^e, D, \beta)$ をひずみで微分すると、次式のように応力テンソル $\sigma_{ij}$ が求められる。

$$\sigma_{ij} = -\frac{\partial(\rho\psi)}{\partial\varepsilon_{ij}} = -\frac{\partial(\rho\psi^e)}{\partial\varepsilon_{ij}} = \lambda\varepsilon_{\alpha\alpha}^e\delta_{ij} + 2\mu\varepsilon_{ij}^e - D(\lambda\varepsilon_{\alpha\alpha}^e\delta_{ij} + 2\mu\varepsilon_{ij}^e) \quad (4.19)$$

また、自由エネルギーを損傷変数で微分すると、損傷共役力 $\mathbf{Y}$ が得られる。

$$Y_{ij} = -\frac{\partial(\rho\psi)}{\partial D} = -\frac{\partial(\rho\psi^e)}{\partial D} = -\frac{1}{2}(\lambda\varepsilon_{\alpha\alpha}^e\delta_{ij} + 2\mu\varepsilon_{ij}^e)\varepsilon_{ij}^e \quad (4.20)$$

そして、自由エネルギーを全体の損傷 $\beta$ で微分すると、損傷ポテンシャルの大きさを規定する $\beta$ の関数である $B$ が得られる。

$$B = \frac{\partial(\rho\psi)}{\partial\beta} = \frac{\partial(\rho\psi^d)}{\partial\beta} = K_d\beta \quad (4.21)$$

損傷規準は以下の式で表すこととする。

$$F(Y_{ij}, B) = Y_{eq} - (B_0 + B) = 0 \quad (4.22)$$

ここで、 $Y_{eq}$ は次式によって示される。

$$Y_{eq} = \sqrt{Y_{ij}Y_{ij}} = \sqrt{Y_{11}^2 + Y_{22}^2 + Y_{33}^2 + 2(Y_{12}^2 + Y_{23}^2 + Y_{31}^2)} \quad (4.23)$$

損傷変数増分と全体の損傷の関係は次式によって示される。

$$\dot{D} = \frac{1}{K_d}\dot{B} \quad (4.24)$$

このモデルは弾性モデルなので全応力 $\sigma_{ij}$ と全ひずみの関係は次式によって示される。

$$\sigma_{ij} = (1-D)(\lambda\varepsilon_{kk}\delta_{ij} + 2\mu\varepsilon_{ij}) \quad (4.25)$$

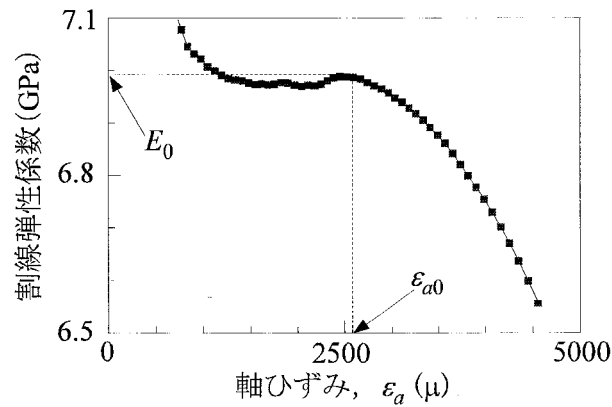


図 4-4 F240-2 供試体の割線弾性係数—軸ひずみ関係

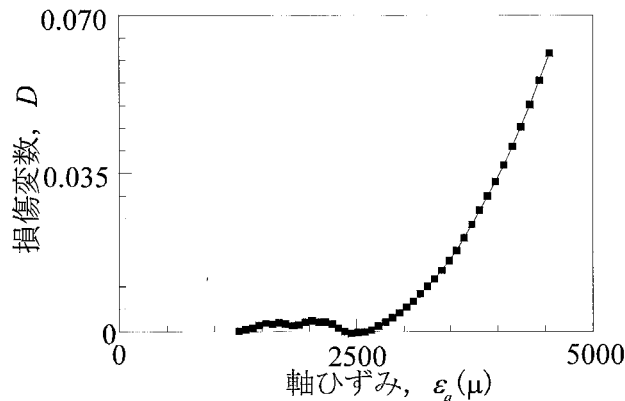


図 4-5 F240-2 供試体の損傷変数—軸ひずみ関係

### (b) パラメータの同定

第 3 章の船生凝灰岩の一軸圧縮試験結果よりパラメータの同定を行う。弾性計算ではヤング率とポアソン比の 2 つのパラメータが必要であり、損傷計算では損傷進展度合いを示す材料定数  $K_d$  と損傷開始を表す材料定数  $B_0$  の 2 つが必要である。まず、図 4-4 のように割線ヤング率が減少し始める点付近のヤング率を  $E_0$  として求める。次に、 $D=1-E/E_0$  より図 4-5 の損傷変数が求められる。そして、図 4-4 の  $\varepsilon_{a0}$  と周ひずみより  $\nu_0$  を求める。一軸圧縮の場合、 $\mathbf{Y}$  の軸方向成分は式 (4.20) と軸ひずみ  $\varepsilon_a$  より  $-0.5\{\lambda(1-2\nu_0)+2\mu\}\varepsilon_a^2$  で求められて、その他の成分は 0 になる。ここで、 $\lambda$ 、 $\mu$  は  $E_0$  と  $\nu_0$  より得られる。 $\mathbf{Y}$  を式 (4.23) に代入することによって  $Y_{eq}$  が求められる。その  $Y_{eq}$  と  $D$  の関係を図 4-6 に示す。さらに、 $B_0$  は損傷発生時の  $Y_{eq}$  と等しいので、 $\varepsilon_{a0}$  より



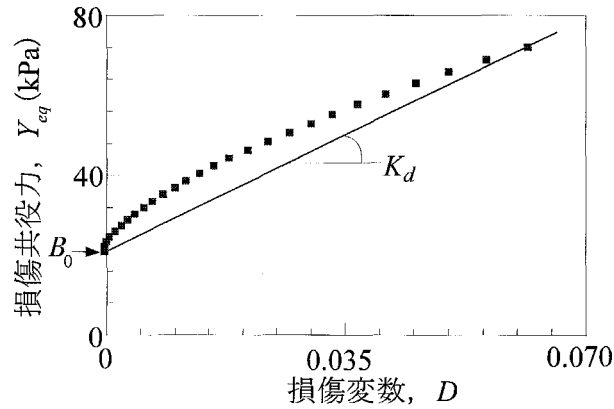


図 4-6 F240-2 供試体の損傷共役力－損傷変数関係

表 4-2 損傷共役力モデルの材料定数 (岩石)

供試体番号	$E_0$ (GPa)	$\nu_0$	$K_d$ (kPa)	$B_0$ (kPa)
F0-2	5.39	0.23	631	25.7
F240-2	6.98	0.25	783	23.4

求めた  $Y_{eq}$  を  $B_0$  として求める. 最後に, 図 4-6 の  $Y_{eq}$  と  $D$  の関係において, 損傷開始と最大応力付近を結ぶ直線勾配より  $K_d$  を求める. 以上より求めた材料定数を表 4-2 に示す.

#### 4.2.4 膨張性損傷モデル

##### (a) 基本概念

ここで取り扱う膨張ひずみは, 材料の変形にともなって増加する亀裂や間隙の量が等方に膨張する体積ひずみとして現れると仮定したひずみである.

弾性ひずみ  $\varepsilon_{ij}^e$  と材料内部の亀裂が原因となる等方な膨張ひずみ  $\varepsilon_{ij}^v$  の和が全ひずみ  $\varepsilon_{ij}$  であると仮定する. ここで, 膨張ひずみは負値で, 圧縮は正とする.

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^v \quad (4.26)$$

等方な損傷進展について, 全応力  $\sigma_{ij}$  と全ひずみの関係は次式によって示される.

$$\sigma_{ij} = (1-D) \left\{ (\lambda \varepsilon_{kk} \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij}) - \frac{1}{3} \varepsilon_{kk}^v (3\lambda + 2\mu) \delta_{ij} \right\} \quad (4.27)$$

ここで,  $D$  は損傷変数,  $\lambda$  と  $\mu$  はラーメ定数で, また, 等方膨張による体積ひずみ  $\varepsilon_{kk}^v$

(膨張は負値) は  $\varepsilon_{kk}^v = 3\varepsilon_{11}^v$  の関係がある. 相当損傷共役力  $Y_{eq}$  と  $\varepsilon_{kk}^v$  および  $Y_{eq}$  と  $D$  の関係を, それぞれ次式で表す.

$$Y_{eq} = K_v \left( -\frac{1}{3} \varepsilon_{kk}^v \right)^{n_v} + B_0^v \quad (4.28)$$

$$Y_{eq} = K_d D^{n_d} + B_0 \quad (4.29)$$

ここで,  $n_v$  と  $K_v$  は膨張ひずみの進展を規定する損傷パラメータであり,  $n_d$  と  $K_d$  は損傷変数の進展を規定する損傷パラメータである.

損傷変数  $D$  は  $Y_{eq}$  が初期損傷ポテンシャル  $B_0$  より大きくなったときに発生する. この損傷規準はポテンシャルの増加量  $B$  とともに次式により示される.

$$F(Y_{ij}, B) = Y_{eq} - (B_0 + B) = 0 \quad (4.30)$$

また, 膨張ひずみ  $\varepsilon_{kk}^v$  は,  $Y_{eq}$  が初期膨張ポテンシャル  $B_0^v$  より大きくなったときに発生する. この膨張規準は, 次式で表す.

$$F^v(Y_{ij}, B) = Y_{eq} - (B_0^v + B) = 0 \quad (4.31)$$

ただし, 第2章の図 2-11(d)を見ると分かるように, 岩石の割線ポアソン比は载荷初期から増加しており, 载荷とほぼ同時に非弾性の膨張ひずみが発生していると考えられる. このことから, 初期膨張ポテンシャルは 0 ( $B_0^v = 0$ ) であるとして膨張ひずみは载荷と同時に発生するとした. 相当損傷共役力  $Y_{eq}$  と損傷共役力  $Y_{ij}$  は, 次式のように表される.

$$Y_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} Y_{ij} Y_{ij}} \quad (4.32)$$

$$Y_{ij} = -\frac{1}{2} (\lambda \varepsilon_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij}^e) \varepsilon_{ij}^e \quad (i=1,2,3, j=1,2,3, \text{ no sum.}) \quad (4.33)$$

$\tilde{\sigma} = \lambda \varepsilon_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij}^e$  であるので, 式(4.33)を見て分かるように,  $Y_{ij}$  の各成分は各方向のひずみエネルギーに-1を掛けた値となっている.

#### (b) パラメータの同定

一軸圧縮試験結果を式(4.28)と式(4.29)にフィッティングすることにより, 損傷パラメータを実験記録より同定した. フィッティングに用いる膨張ひずみ  $\varepsilon_{kk}^v$  は次式で計算する.

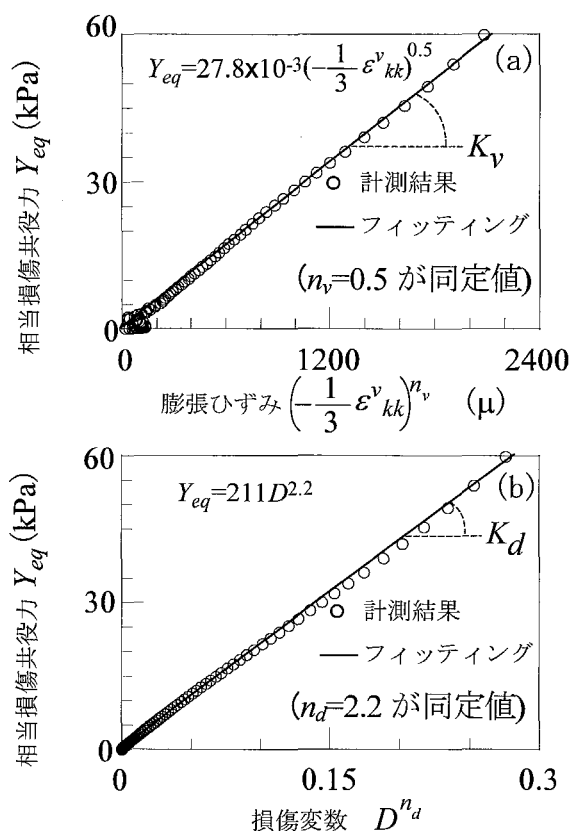


図 4-7  $Y_{eq}$  と  $\epsilon_{kk}^v$  関係および  $Y_{eq}$  と  $D$  関係 (I-C-14-1 供試体)

$$\frac{1}{3} \epsilon_{kk}^v = \frac{\epsilon_{22} + \nu_0 \epsilon_{11}}{1 + \nu_0} \quad (4.34)$$

ここで、 $\nu_0$  は载荷初期の割線ポアソン比最小値、 $\epsilon_{11}$  は軸ひずみ、 $\epsilon_{22}$  は横ひずみである。そして、損傷変数  $D$  は次式で評価する。

$$D = 1 - \frac{\sigma_{11}}{E_0 \epsilon_{11}^e} \quad (4.35)$$

ここで、 $\epsilon_{11}^e$  は弾性軸ひずみ、 $\sigma_{11}$  は軸応力、 $E_0$  は割線弾性係数で岩石については载荷過程で最大の弾性係数、モルタルについては载荷初期の弾性係数とする。相当損傷共役力  $Y_{eq}$  は一軸圧縮においては以下の式で計算できる。

$$Y_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} \left( \frac{1}{2} E_0 \epsilon_{11}^e \epsilon_{11}^e \right)^2} \quad (4.36)$$

式(4.28)と式(4.29)のフィッティングの概要をそれぞれ図 4-7(a), (b)に示す。

表 4-3 膨張性損傷モデルの材料定数 (岩石)

	$E_0$ (GPa)	$\nu_0$	$K_v$ (MPa)	$n_v$	$K_d$ (kPa)	$n_d$	$B_0$ (kPa)
K0-1	51.7	0.199	25.0	0.72	413	0.9	17.8
K240-2	42.5	0.115	12.3	0.67	231	0.7	25.9
F0-2	5.32	0.132	24.2	0.85	549	1.2	0.0
F240-2	6.88	0.136	45.7	0.94	430	1.2	0.0
T0-2	2.37	0.042	46.2	1.10	139	0.5	13.4
T240-2	4.16	0.043	3.82	0.70	56.8	0.5	22.3

膨張ひずみの進展を規定する損傷パラメータの同定は、図 4-7(a)に示すグラフでプロットが線形になるように  $n_v$  を決め、原点を通る線形近似の式より  $K_v$  を決定する。損傷変数に関する損傷パラメータもほぼ同様に決定する。

$n_v$  や  $n_d$  の値が 1 より小さくなることは相当損傷共役力  $Y_{eq}$  の増加とともに膨張ひずみや損傷変数の増加率が大きくなることを示している。また、 $K_v$  や  $K_d$  が小さいほど膨張ひずみや損傷変数の増加が大きい。そして、相当損傷共役力  $Y_{eq}$  は各方向の応力とひずみの積を総和したものなので、ひずみエネルギーとほぼ等価である。よって、損傷パラメータ ( $n_v$ ,  $n_d$ ,  $K_v$ ,  $K_d$ ) の値が大きいとひずみエネルギーの増加に伴う膨張ひずみや損傷変数の増加が小さく、非線形弾性挙動が少ないと判断することができる。

以上が損傷パラメータ同定方法で、第 2 章で扱った岩石 (2.3.1(a) 参照) の損傷パラメータと弾性パラメータを表 4-3 に示す。また、第 3 章で扱ったモルタル (3.3.1 参照) の損傷パラメータと弾性パラメータを表 4-4 に示す。

### (c) 本モデルの精度の検討

前項 (b) では膨張性損傷モデルのパラメータを求めたが、ここでは求めたパラメータを再び式 (4.27) に代入して応力ひずみ関係を計算し、割線弾性係数とポアソン比の挙動を求めた。その計算結果と実験結果を比較してモデルの精度について確認する。ここでは岩石の挙動について検討するが、式 (4.27) の  $\lambda$  と  $\mu$  は表 4-3 の  $E_0$  と  $\nu_0$  よ

表 4-4 膨張性損傷モデルの材料定数 (モルタル)

	$E_0$ (GPa)	$\nu_0$	$K_v$ (MPa)	$n_v$	$K_d$ (kPa)	$n_d$	$B_0$ (kPa)
I-C-14-1	24.4	0.20	27.8	0.5	211	2.2	0.0
I-C-16-1	23.8	0.22	36.2	0.6	109	1.9	0.0
I-C-30-1	24.0	0.22	37.5	0.5	224	1.7	0.0
I-C-30-2	25.0	0.23	161	0.8	232	2.4	0.0
D-C-14-1	17.0	0.28	95.9	0.9	27.7	1.2	0.0
D-C-14-2	12.2	0.27	65063	1.8	88.1	2.4	0.0
D-C-30-1	18.3	0.50	1522	1.3	180	5.3	0.0
D-C-30-2	21.5	0.20	350	1.0	111	3.3	0.0

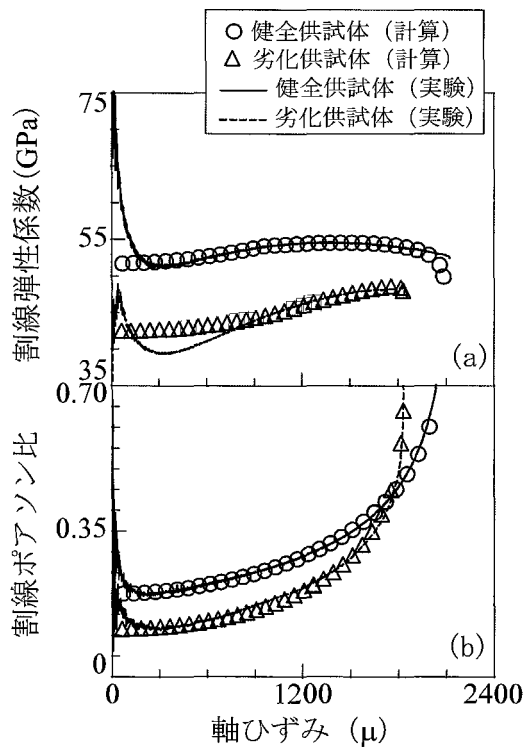


図 4-8① 力学定数と軸ひずみの関係 (栗橋花崗岩供試体)

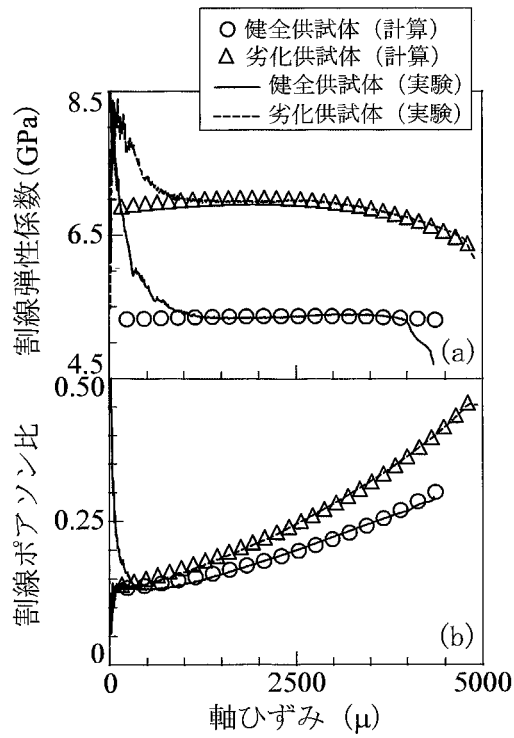


図 4-8② 力学定数と軸ひずみの関係 (船生凝灰岩供試体)

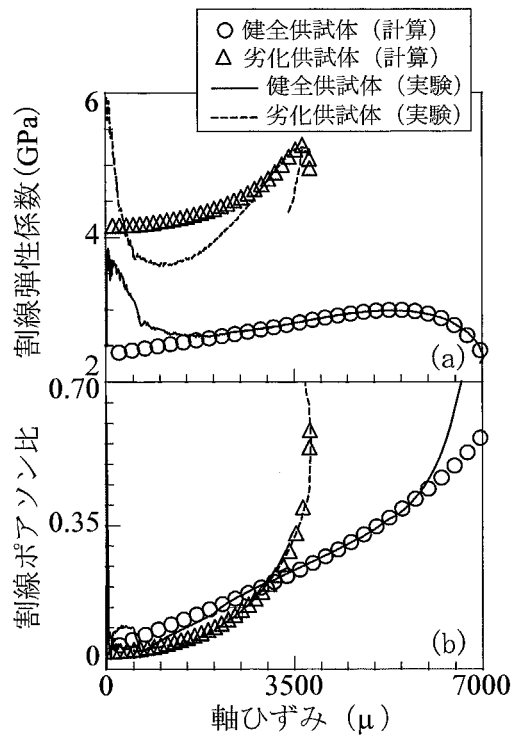


図 4-8③ 力学定数と軸ひずみの関係 (田下凝灰岩供試体)

り求めた。図 4-8 のプロットは計算結果を示し、曲線は実験実測値を示す。図 4-8 より実験結果と計算結果を比較すると、比較的一致していることが分かる。特に、計算結果は実験結果のポアソン比の挙動を良好に再現しているが、これは本モデルに導入した膨張ひずみの効果である。以上より、損傷パラメータは岩石の変形挙動を概ね的確に表しており、劣化による力学的特性を損傷パラメータにより検討することは概ね妥当であると考えられる。

#### (d) 損傷パラメータによる変形挙動の考察

膨張性損傷モデルによる損傷パラメータ（表 4-3、表 4-4）を用いて第 2 章と第 3 章の一軸圧縮試験で得られた変形挙動を把握する。

岩石供試体について、表 4-3 より、どの供試体においても凍結融解により  $K_d$  が減少しているため、岩石は凍結融解によって損傷が進展しやすくなるといえる。特に栗橋花崗岩の  $n_d$  は凍結融解によって減少しているため、他の岩石より栗橋花崗岩は凍結融解によって損傷の進展が著しいことが分かる。栗橋花崗岩と田下凝灰岩の  $K_v$  と  $n_v$  は減少しているが、船生凝灰岩は逆に増加している。よって、船生凝灰岩の膨張ひずみの増加は凍結融解によって抑制されている。 $K_v$  と  $n_v$  の増加は膨張ひずみの発生が穏やかになることを意味しており、凍結融解により船生凝灰岩の破壊直前の体積膨張は穏やかに発生するといえ、逆に栗橋花崗岩と田下凝灰岩のそれは急激に発生するといえる。実験結果では船生凝灰岩の内部の微小亀裂は凍結融解により閉じていると推定され、これが延性化の原因と考えられることから、ひずみエネルギーと体積膨張の関係を示す  $K_v$  と  $n_v$  は岩石内部の微小亀裂による劣化を示す良い指標になると考える。さらに言及すれば、岩石内部の微小亀裂による損傷過程は岩種により大きく異なり、岩盤内部の亀裂増加が原因となる斜面崩壊の予測において、岩盤斜面の体積膨張計測が有効であると、本モデルからも考えられる。

モルタルについて、表 4-4 より、劣化供試体の初期弾性係数  $E_0$  は健全なものより小さくなり、初期ポアソン比  $\nu_0$  は大きくなっている。 $n_v$  と  $K_v$  および  $n_d$  は劣化すると増加するが、 $K_d$  は減少している。 $n_v$  と  $K_v$  の増加は劣化部破壊後の体積ひずみ再圧縮挙動を大きく反映しているためである。 $n_d$  が増加して  $K_d$  が減少することは、破壊近くでの弾性係数の低下は穏やかで、圧縮過程全体では弾性係数の減少が大きくなる

ことを示している。以上のパラメータ比較より、異物による大きな亀裂を有するモルタルは  $E_0$  と  $\nu_0$  に大きな変化が現れ、 $E_0$  と  $\nu_0$  が大きな亀裂の有無を判断する指標となることが分かる。また、異物混入劣化により膨張ひずみ発生と破壊直前の弾性係数の急激低下は抑制されるが、損傷発生量は大きくなるのが損傷パラメータより分かる。つまり、大きな亀裂により損傷は増えるが、破壊形態は延性的になっていると考えられる。脆性材料において体積変化が少なく変形量が大きい場合は亀裂による破壊が起きる可能性が大きいと考えられる。

岩石凍結融解劣化とモルタル異物混入劣化を比べると、岩石の  $\nu_0$  と  $n_d$  が全体的に小さいことが分かる。このことから、モルタルと比べて岩石は体積変化を起こしやすく破壊付近の弾性係数の減少が激しいと推定される。また、全てのモルタルと船生凝灰岩では  $B_0$  の値が 0 である。 $B_0$  は損傷発生時のひずみエネルギーの大きさであり、その値が材料の履歴で経験した最大ひずみエネルギーであると仮定した場合、実験室で作成したモルタルが  $B_0=0$  であることは妥当であると考えられる。また、栗橋花崗岩と田下凝灰岩の場合、凍結融解によって更にひずみエネルギーが加えられたと推定される。

### 4.3 まとめ

3 つの損傷力学モデルを用いて岩石やモルタルの損傷パラメータを同定して、各モデルの特徴について説明した。また、膨張性損傷モデルでは劣化有無による損傷パラメータの違いについて考察した。その結果、以下の知見が得られた。

- 1) 塑性ひずみ損傷モデルでは、損傷変数の増加を規定する損傷強度材料定数  $S$  値が脆性挙動の度合いを示し、 $S$  値が小さい場合は脆性的な挙動になると判断することができる。また、損傷共役力損傷モデルでは、損傷進展度合いを示す材料定数  $K_d$  が材料の脆性度を判断するパラメータである。
- 2) 膨張性損傷モデルの損傷パラメータより、岩石凍結融解劣化では膨張ひずみの増加を規定する損傷パラメータ ( $K_v$ ,  $n_v$ ) の変化が劣化指標に有効であることが分かった。また、異物混入劣化については、初期弾性係数  $E_0$  と初期ポアソン



比 $v_0$ の変化が著しいことが分かった.

- 3) 損傷発生時のひずみエネルギーの大きさ  $B_0$  は劣化した岩石で増加する傾向が認められ, モルタルでは  $B_0$  の値がすべて 0 となった. このことから,  $B_0$  は材料が履歴で経験した最大ひずみエネルギーと関係があると推定された.

### 参考文献

- 1) Lemaitre, J : A course on damage mechanics, Springer, pp.11-14, 1996
- 2) Murakami, S and Kamiya, K : Constitutive and Damage Evolution Equations of Elastic-Brittle Materials Based on Irreversible Thermodynamics, Int. J. Mech. Sci., Vol.39, No.4, pp.473-486, 1997

## 第5章 損傷力学モデルによる FEM 解析

### 5.1 はじめに

損傷力学モデルに有限要素法を導入して、一軸圧縮試験を模擬した解析を行う。解析に用いるパラメータは第4章で求めたものを使用する。解析により各モデルが表現できる変形挙動を把握して、第2章の実験結果と計算結果を比較することにより、岩石の破壊メカニズムを推定する。また、劣化の有無による計算結果の違いについて考察する。

ここでは、各モデルについての有限要素解析を行うが、すべて微小変形での解析である。第2章と第3章の実験結果を見れば分かるように、岩石やコンクリートの破壊軸ひずみは1% (=10,000 $\mu$ ) を超えることはないので、微小変形理論で取り扱うことは妥当であると考えられる。また、実験で観察される表面ひずみ分布や破壊亀裂を見ると、材料内部で均一な応力状態であるとは考えにくい。よって、ここでは有限要素メッシュの形状を変えることや、要素に与えるパラメータを部分的に変更することによって、不均一な応力やひずみの分布をシミュレートする。

まず、モデルについての解析の概要を述べ、次に解析条件について述べる。最後に解析結果を評価して考察を行う。

### 5.2 FEM 解析

#### 5.2.1 累積塑性ひずみ損傷モデル

健全な船生凝灰岩の実験結果をもとに決定したパラメータにより、損傷変数を導入した von Mises の降伏規準を用いた2次元弾塑性有限要素法を行う(付録B参照)。ここでは、局所的な変形を強調させるために、有限要素メッシュに初期不整を与える。実験で観察した破壊時の亀裂と計算で得られた体積ひずみ分布を比較することで、岩石の変形特性を考察する。

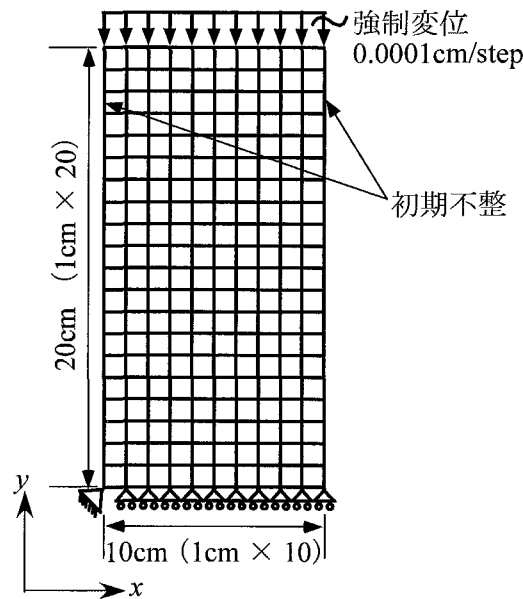


図 5-1 有限要素メッシュおよび境界条件

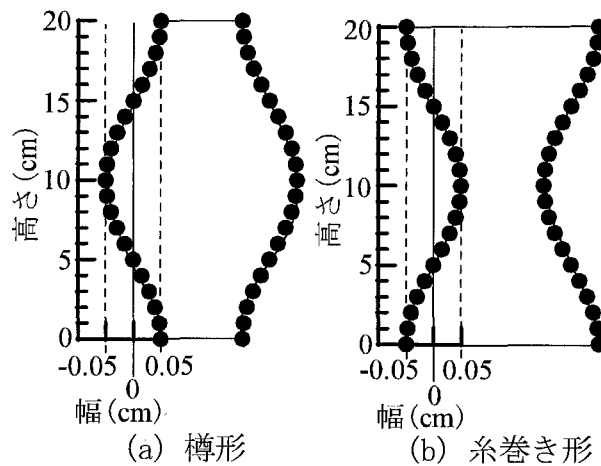


図 5-2 初期不整の概要

(a) 解析条件

解析に用いた有限要素メッシュを図 5-1 に示す。解析は 1 ステップ 0.0001cm の強制変位を上端に与え円柱供試体を模擬する平面ひずみ条件で行った（平面ひずみ条件なので適切な再現は行うことはできないが、当該モデルの性質を調べるために簡単な条件で解析を行った）。局所的な変形を強調するために図 5-2 のように右側面と左側面に初期不整を与えた。図 5-2(a) のような初期不整の形状を樽形、図 5-2(b) の

表 5-1 塑性ひずみ損傷モデルの材料定数 (F0 供試体)

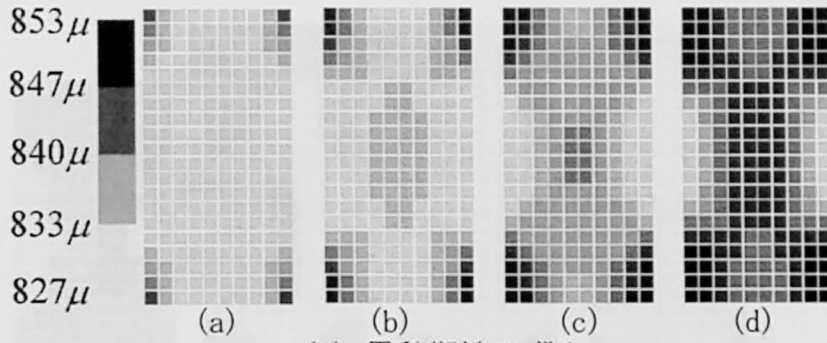
弾性係数	$E$ (MPa)	5420
ポアソン比	$\nu$	0.196
降伏応力	$\sigma_Y$ (MPa)	4.30
等方硬化材料定数	$R_\infty$ (MPa)	17.7
	$b$	1190
損傷累積塑性ひずみ閾値	$p_D$ ( $\mu$ )	840
損傷強度材料定数	$S$ (MPa)	100

ようなものを糸巻き形と呼ぶこととする。解析に用いたパラメータは表 4-1 に示した F0 供試体の材料定数であるが、これを表 5-1 に再び示す。

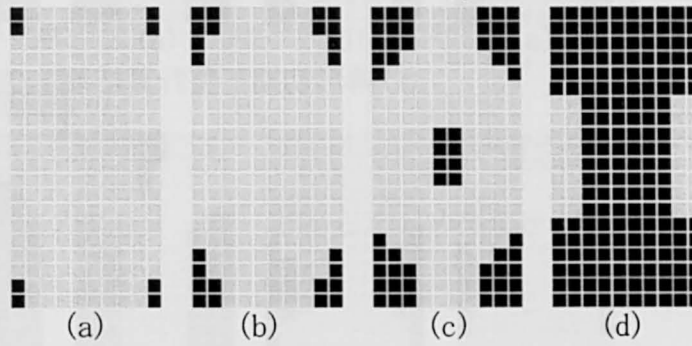
#### (b) 結果および考察

計算結果の累積塑性ひずみ ( $p$ ) 分布と損傷領域を図 5-3 に示す。ここで、図 5-3(2)(4)の損傷領域 ( $D > 0$ ) は黒色で、非損傷領域 ( $D = 0$ ) は灰色で示してある。図 5-4 では、損傷体積ひずみ  $\varepsilon_{VD}$  が膨張した状態にある要素を黒色で示している。図 5-3, 4 の各図において、(a) から (d) へと強制変位を増加させている。本節 (5.2.1) では圧縮が正である。

図 5-3, 4 を見ると分かるように、累積塑性ひずみが大きな場所に損傷が発生しており、損傷領域に膨張状態の損傷体積ひずみが見られる。初期不整が樽形の供試体では中心付近に体積膨張が見られる (図 5-4(1)(c)) が、糸巻き形 (図 5-4(2)(c)) の場合は上下端面の中央に膨張が発生している。破壊時の亀裂は膨張領域に発生すると考えて、図 5-4(d) について見比べると糸巻き形の場合で縦方向に亀裂が発生していると考えられ、これは室内実験での岩石供試体の破壊亀裂 (図 2-13③) と似た傾向である。

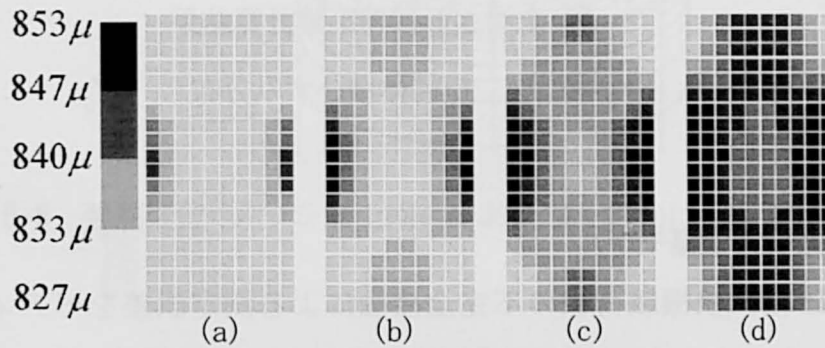


(1) 累積塑性ひずみ,  $p$

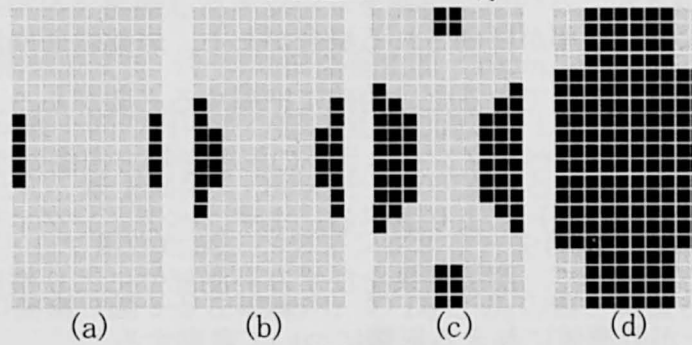


(2) 損傷領域

樽形初期不整計算結果



(3) 累積塑性ひずみ,  $p$



(4) 損傷領域

糸巻き形初期不整計算結果

図 5-3 累積塑性ひずみ  $p$  分布および損傷領域

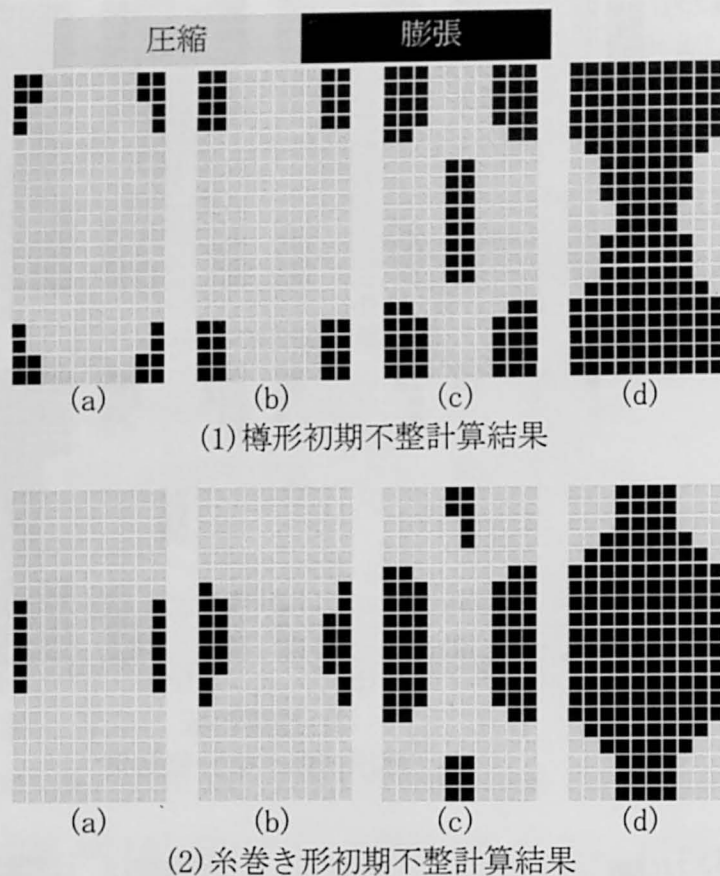


図 5-4 損傷体積ひずみ分布

### 5.2.2 損傷共役力損傷モデル

供試体と圧縮試験機載荷板の不完全接触による測定誤差をベディングエラー (bedding error)<sup>1)</sup> という。このベディングエラーによって過大な軸ひずみが計測されて、過小なヤング率が評価される場合がある。岩盤斜面崩壊の予測と防止のためには、岩石変形挙動をできるだけ的確に把握する必要がある。そのために、岩石の一軸圧縮試験におけるベディングエラーの影響を等方損傷弾性モデルの 3 次元有限要素解析 (付録 C 参照) により調べる。まず、ベディングエラーを考慮した解析条件を決定する。そして、解析結果をひずみ計測部位により整理して、最後に、ベディングエラーが計測値に与える影響について考察する。

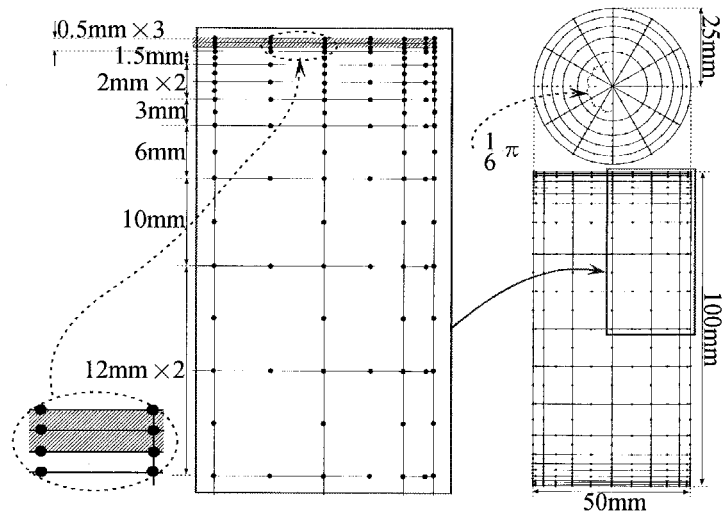


図 5-5 有限要素メッシュ (右) とあらかじめ損傷を与えた要素 (左)

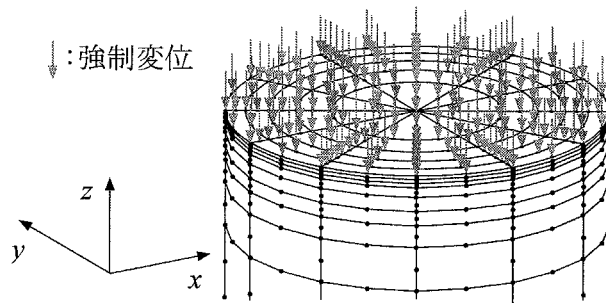


図 5-6 強制変位 (メッシュ上端の  $x$  および  $y$  方向は全て自由)

#### (a) 解析条件

図 5-5 に示す円柱供試体を模擬したメッシュを解析に用いる。境界条件は、メッシュ最上部の節点に圧縮強制変位 (各時刻損傷発生前:  $10\mu\text{m}$ , 発生後:  $1\mu\text{m}$ ) を与えて (図 5-6), メッシュ最下部の円の中心部は全方向固定にして,  $x$  軸上の節点で側面のものを  $y$  方向固定とし, 最下部全ての節点を  $z$  方向固定とした (図 5-7)。表 5-2 の値を解析パラメータとして用いたが, ベディングエラーを再現するために, メッシュ上下部端面  $1\text{mm}$  の要素 (図 5-5 左破線内) の  $D_0$  と  $B_0$  の値を真値と変更する。変更する損傷変数  $D_0$  を次の 5 ケース (0, 0.1, 0.3, 0.5, 0.7) とする。ここで, 劣化船生凝灰岩の材料定数を示す表 5-2 の  $B_0$  (表 4-2 参照) は図 4-6 を見て分かるよう

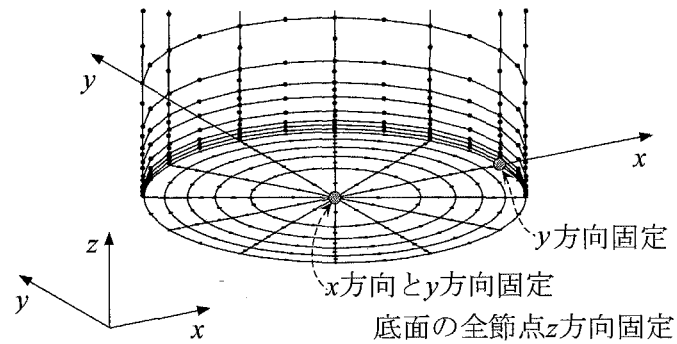


図 5-7 固定条件 (メッシュ下端の z 方向は全て固定)

表 5-2 損傷共役力損傷モデルの材料定数 (F240-2 供試体)

弾性係数, $E_0$ (GPa)	6.98
ポアソン比, $\nu_0$	0.25
損傷の進展度合い, $K_d$ (kPa)	783
損傷進展開始時の損傷共役力, $B_0$ (kPa)	23.4

表 5-3 初期損傷パラメータ (F240-2 供試体)

初期損傷パラメータ, $D_0$	初期損傷ポテンシャル $B_0$ (kPa)
0.0	23.4
0.1	102
0.3	258
0.5	415
0.7	571

に,  $D=0$  の損傷開始を示している.  $D_0$  を  $B_0=D_0 \times K_d + 23.4$  (図 4-6 の関係式) に代入することによって  $B_0$  が求められ, その組み合わせを表 5-3 に示す.

また, 実験でのひずみ測定 (30mm ひずみゲージを中央付近に貼付) と解析結果を比較するために, 中央部の 12, 36, 68, 100mm 区間 (図 5-5 のメッシュ節点配置) の変位より, ひずみ測定に相当する軸ひずみを解析結果より算出した. 図 5-8 はそ



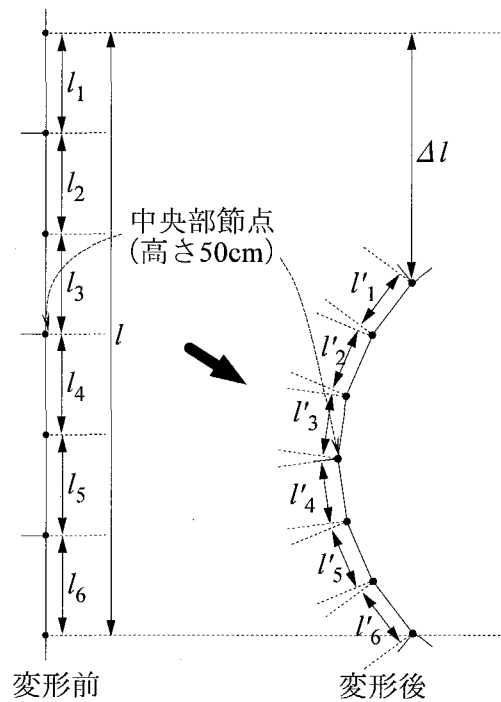


図 5-8 軸ひずみ算出の概要 ( $n=6$  の例)

の概要で、変形前の要素長さ  $l$  (4 種類) と、変位から求められる変形後の  $l'_1 \sim l'_n$  について、 $1 - \sum^n l'_n / l$  ( $n=2 \sim 38$ ) をひずみゲージ測定に相当する区間の軸ひずみとした。また、外部計測 (ダイヤルゲージ等で上下端 2 点の鉛直変位を計測) による軸ひずみは  $\Delta l / l$  とした。

(b) 結果

測定値と比較した計算結果の軸応力-軸ひずみ関係と割線ヤング率-軸ひずみ関係を図 5-9 に示す。また、 $D_0$  を変化させた軸応力-軸ひずみ関係 (シミュレーション) を図 5-10 に示す。図 5-9 と図 5-10 の凡例は供試体端面にあらかじめ与える損傷変数  $D_0$  についての計算ケースを示し、 $q_u$  と  $\epsilon_{aqu}$  は計算結果による最大応力と破壊軸ひずみを示す。図 5-11 は  $D_0=0.5$  の計算ケースの結果で、軸ひずみの計測区間と計測方法の違いにより計算結果を整理している。図 5-12 と図 5-13 はそれぞれ実験の破壊軸ひずみ ( $4768\mu$ ) 付近についての損傷変数分布と体積ひずみ分布の計算結果である。

(c) 考察

ベディングエラーがない場合 ( $D_0=0$ ) およびベディングエラー ( $D_0=0.7$ ) がある

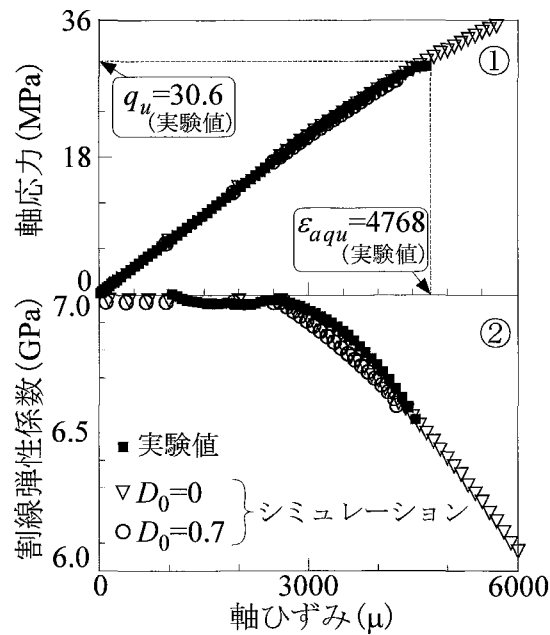


図 5-9 力学定数と軸ひずみの関係 (F240-2 供試体)  
(36mm ひずみゲージに相当する軸ひずみで計算)

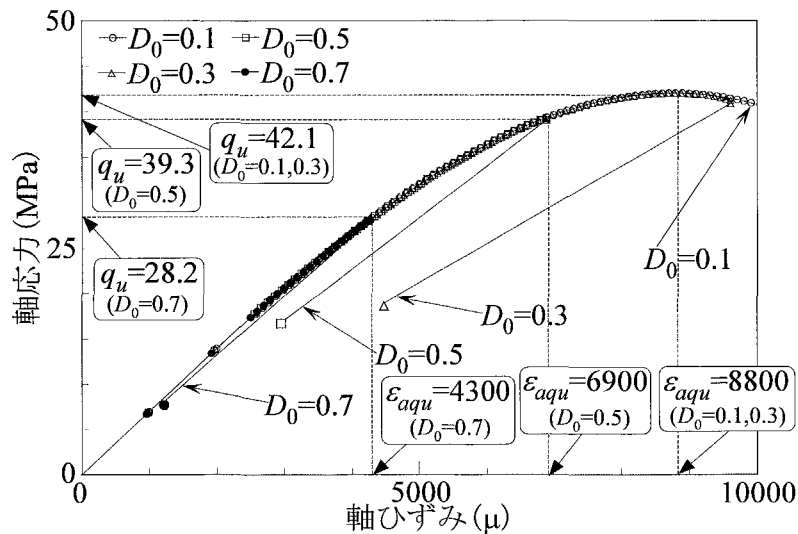


図 5-10 力学定数と軸ひずみの関係 (F240-2 供試体シミュレーション)  
(36mm ひずみゲージに相当する軸ひずみで計算)

場合の解析結果は、弾性係数の変化において実測値と良く一致することが図 5-9 より分かる。

図 5-10 を見ると、端面要素に与える  $D_0$  の値が大きいほど、最大応力と破壊軸ひずみが小さくなることが分かる。これは、端面の  $D_0$  の値が大きいほど、端面のひず

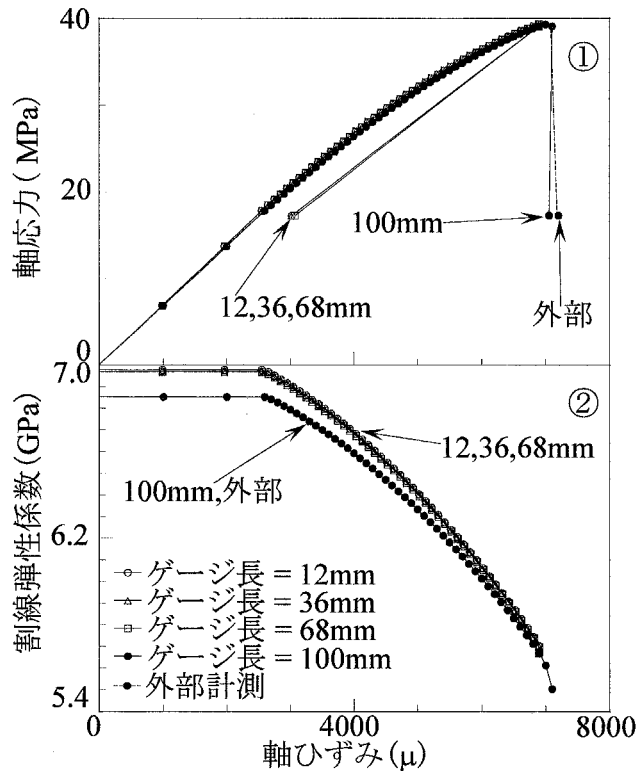


図5-11 力学定数と軸ひずみの関係 (F240-2 供試体シミュレーション)

み量が大きくなり、端面の損傷が急激に増加するためである。図5-11①のひずみゲージ長 12mm~68mm の軸ひずみは、軸応力の減少とともに大きく減少しているが、ゲージ長 100mm と外部変位計測の軸ひずみは軸応力が減少してもほとんど変化がない。このことから、ベディングエラーの部分を含まずに軸ひずみを計測した場合（つまり供試体中央部のみのひずみを計測する）は除荷のような挙動を示し、ベディングエラーを含む計測（つまり载荷点の変位を含む計測）では含まない計測と比べてひずみ軟化に近い挙動を示すことが分かる。また、図5-11②を見ると、ベディングエラーを含んで計測した場合、ヤング率が小さく見積もられることが分かる。

損傷変数分布（図5-12）について、 $D=0.1$  のケース（図5-12①②）では損傷分布は全体的に赤いが、 $D=0.5$ （図5-12⑤⑥）では青い損傷分布となっている。このことより、端面が劣化するほど端面部分が損傷増加を担い、供試体全体の損傷変数は減少することが分かる。また、 $D=0.3, 0.5$  の中央切断面分布（図5-12③⑤）では、両端面に損傷が大きい領域が認められる。そして、図5-12⑤では損傷分布の四隅に、

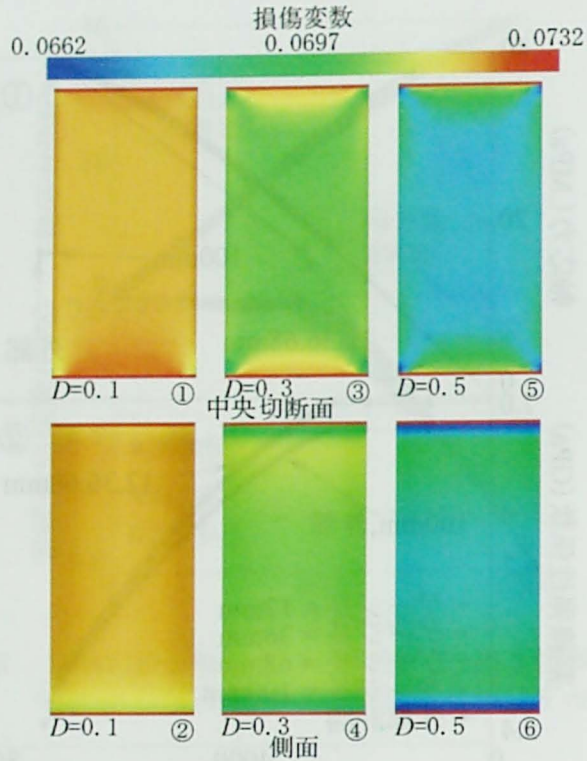


図 5-12 実験で求められた破壊軸ひずみ付近における計算結果の損傷変数分布 (F240-2 供試体シミュレーション)

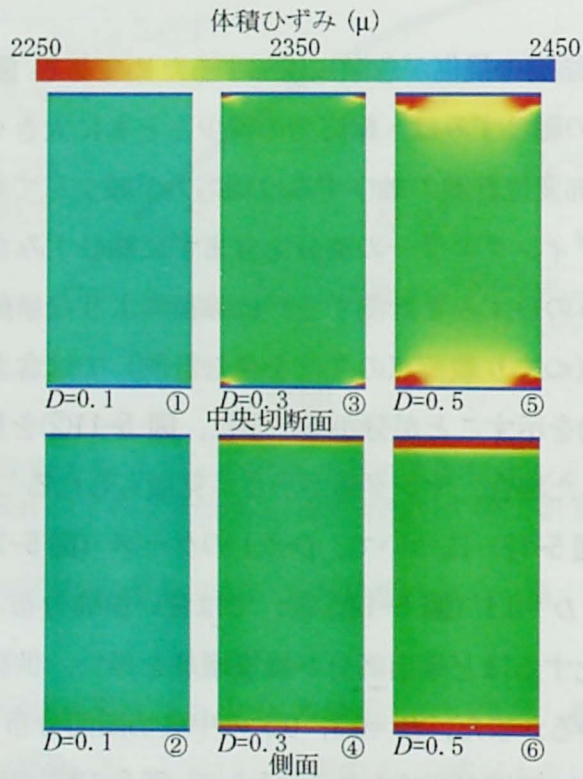


図 5-13 実験で求められた破壊軸ひずみ付近における計算結果の体積ひずみ分布 (F240-2 供試体シミュレーション)

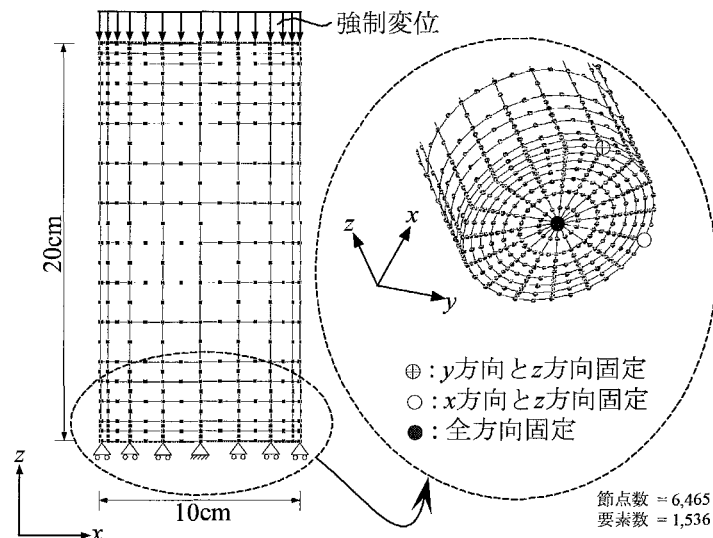


図 5-14 有限要素メッシュ (左) と固定境界条件 (右)

損傷が特に小さい領域があることが分かる。体積ひずみ分布 (図 5-13) では、 $D=0.1$  ケースの体積ひずみは供試体全体でほぼ一様であるが、 $D=0.3$  から  $D=0.5$  になるにつれて体積ひずみの値が低くなり、体積ひずみの値の分布に幅が出てくることが分かる。また、図 5-13⑤を見ると中央切断面の四隅の体積ひずみが小さいことが分かる。そして、側面の体積分布 (図 5-13②④⑥) より、端面付近での体積ひずみの小さい領域が徐々に増加していることが分かる。損傷分布と体積ひずみ分布について全体的に見ると、破壊 (軸応力の減少) に一番近い  $D=0.5$  のケースの値の大小差が大きいため、岩石が破壊に近い場合は供試体内部の応力やひずみ分布の不均一性が増し、力学的に不安定になっていると推定される。

### 5.2.3 膨張性損傷モデル (解析ケース 1)

膨張性損傷モデルの損傷パラメータを用いて、健全と劣化の船生凝灰岩について 3次元有限要素解析を行う。5.2.1の解析と同様に有限要素メッシュの側面形状を変化させて解析を行う。本モデルの特徴を、メッシュ切断面の体積ひずみ分布と、側面の面積ひずみ分布より考察する。実験で測定したひずみ分布と解析結果のひずみ分布を比較し、岩石の変形挙動を再現できるか検討をする。

#### (a) 解析条件

図 5-14 に有限要素メッシュと境界条件を示す。この解析では船生凝灰岩の一軸圧

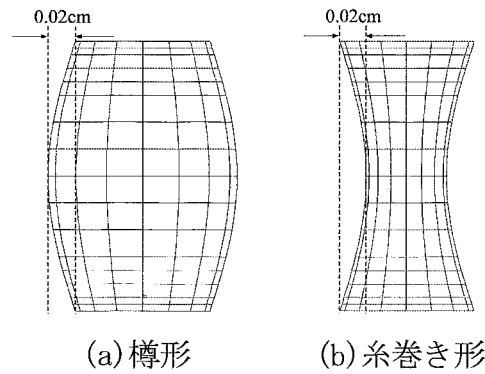


図 5-15 初期不整の概要

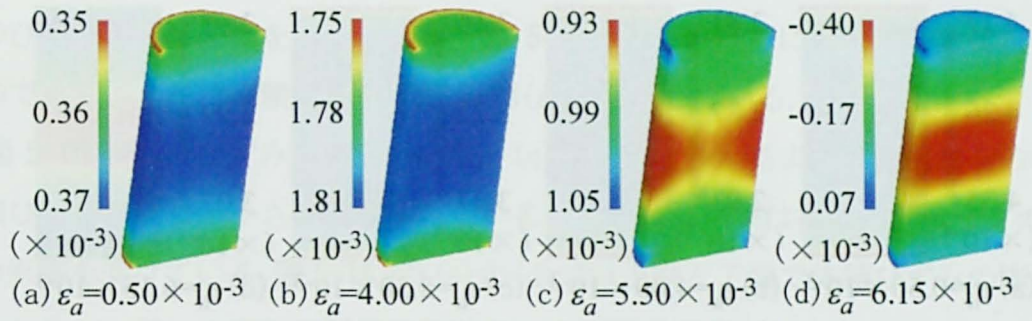
表 5-4 損傷共役力損傷モデルの材料定数 (船生凝灰岩供試体)

	F0-2	F240-2
弾性係数, $E_0$ (GPa)	5.32	6.88
ポアソン比, $\nu_0$	0.132	0.136
膨張の進展度合い, $K_v$ (MPa)	24.2	45.7
$n_v$	0.85	0.94
損傷の進展度合い, $K_d$ (kPa)	549	430
$n_d$	1.2	1.2
損傷進展開始時の損傷共役力, $B_0$ (kPa)	0.0	0.0

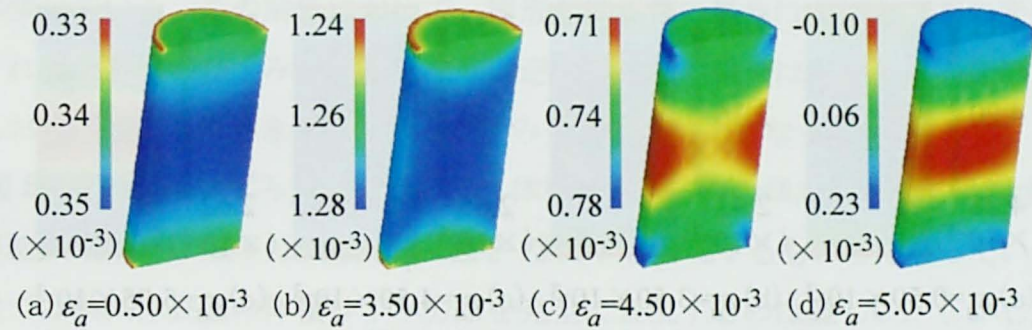
縮試験を模擬した解析を行う。メッシュ上端に 1 ステップ 2.5 $\mu\text{m}$  の強制変位を与え解析を行った。図 5-15 のように局所的な変形を強調するために 5.2.1 と同様に樽形と糸巻き形の初期不整を有限要素メッシュに与えた。表 4-3 の実験結果より求めたパラメータにより解析を行った。それらを表 5-4 に再掲する。

#### (b) 結果と考察

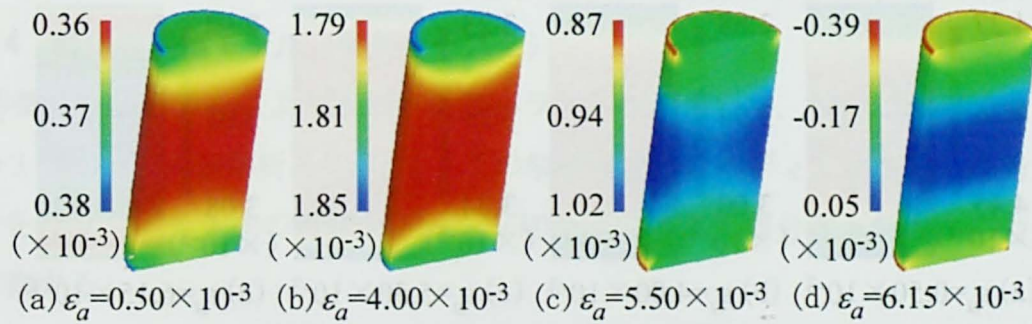
図 5-16 に計算結果のメッシュ切断面における体積ひずみ分布を示す。図 5-17 にメッシュ側面における面積ひずみ分布を示す。ここで、面積ひずみとは、1 つの要素についてメッシュ側面の变形前面積  $A_0$  と变形后面積  $A$  より計算されるもの  $((A_0 - A)/A_0)$  である。この面積ひずみと図 2-13 の体積ひずみを比較し、実験結果と解析結果の比較を行う。図 5-16, 17 の  $\varepsilon_a$  は、分布を計算した時の軸ひずみの値を示し、



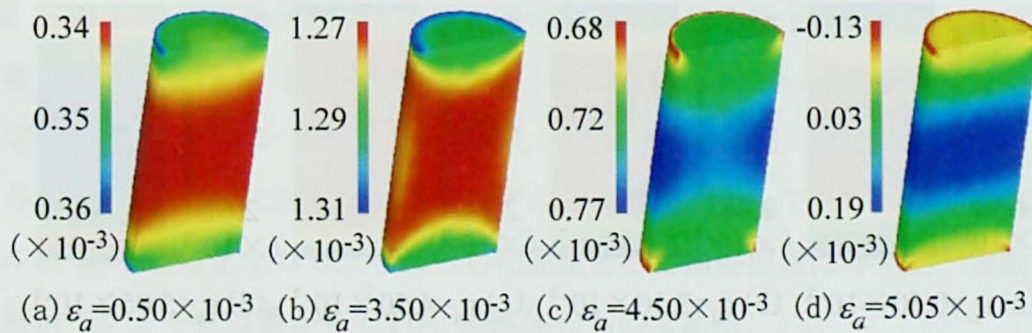
(1) 健全船生凝灰岩 (糸巻き形初期不整)



(2) 劣化船生凝灰岩 (糸巻き形初期不整)

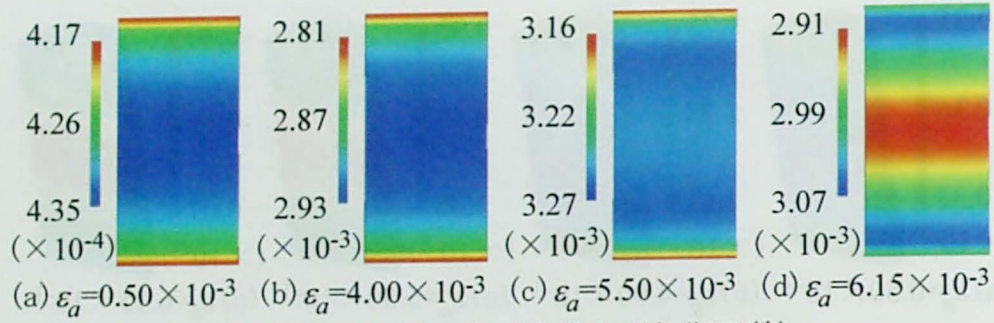


(3) 健全船生凝灰岩 (樽形初期不整)

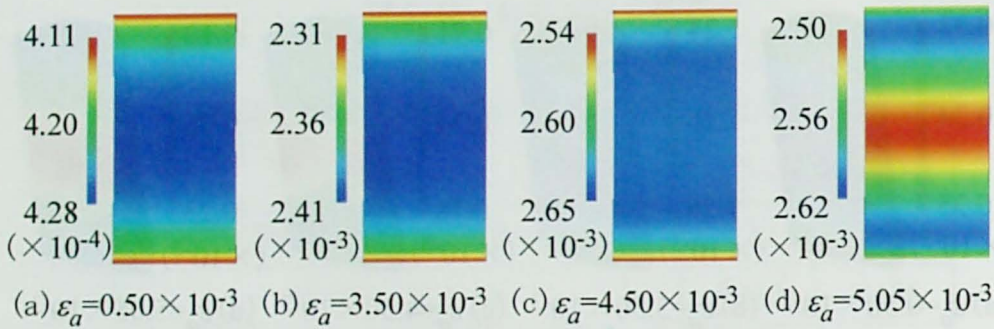


(4) 劣化船生凝灰岩 (樽形初期不整)

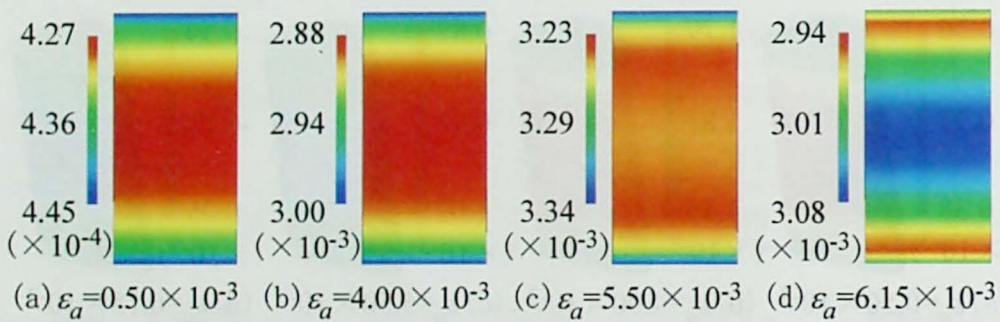
図 5-16 計算結果のメッシュ切断面における体積ひずみ分布



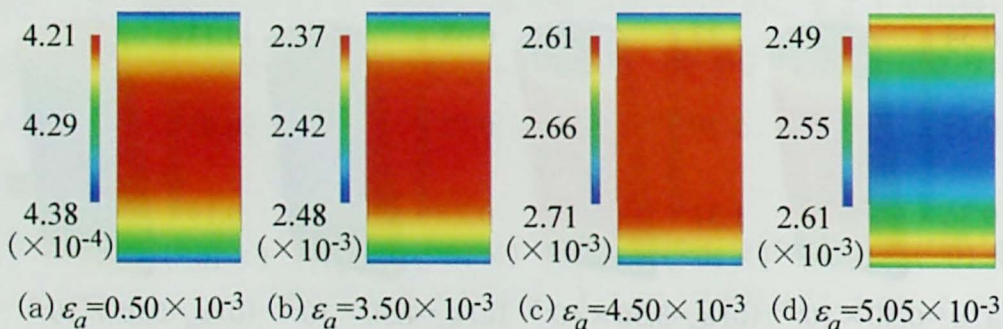
(1) 健全船生凝灰岩 (糸巻き形初期不整)



(2) 劣化船生凝灰岩 (糸巻き形初期不整)



(3) 健全船生凝灰岩 (樽形初期不整)



(4) 劣化船生凝灰岩 (樽形初期不整)

図 5-17 計算結果のメッシュ側面における面積ひずみ分布



正のひずみの値は圧縮を示す。また、**図 5-16, 17(d)**は計算において最大荷重の時のものであり、これは実験において**図 2-13(a)**と対応している。

**図 5-16**の体積ひずみ分布について、(d)を見ると分かるように劣化岩石の場合は体積ひずみの膨張が小さく計算されている。この計算結果は損傷パラメータの  $K_v$ ,  $n_v$ の影響を受けている。**図 5-16 (3) (4)の(d)**では上端と下端で体積ひずみの膨張が認められるが、逆に糸巻き形初期不整のケース (**図 5-16 (1) (2)の(d)**)では中心部分が膨張している。この解析において、樽形初期不整の場合は上端と下端の変形が強調され、上下端のひずみが大きくなり、逆に糸巻きの場合は中心部分の変形が強調されおり、樽形と糸巻きを比べるとひずみ分布が対称的となっている。

**図 5-17**の面積ひずみ分布について、体積ひずみ分布の傾向について検討すると、計算結果 (**図 5-17(d)**)は実験結果 (**図 2-13(a)**)を再現するものとはなっていない。現状では供試体表面の体積ひずみ分布を完全に表現するのは難しい。しかし、このモデルによって劣化による体積ひずみ膨張の挙動は表現できると考えられる。

#### 5.2.4 膨張性損傷モデル (解析ケース 2)

膨張性損傷モデルにより求めた損傷パラメータを用いて、健全船生凝灰岩についての3次元有限要素解析を行う。5.2.2の解析のようにベディングエラーを考慮して解析を行う。本モデルの特徴をメッシュ切断面の損傷変数分布と軸方向応力分布より考察する。

##### (a) 解析条件

**図 5-18**に有限要素メッシュと境界条件を示す。健全船生凝灰岩の一軸圧縮試験を模擬した解析を行う。**図 5-18**に示すように1ステップ  $2.5\mu\text{m}$ の強制変位をメッシュ上端に与え、ベディングエラーを考慮してメッシュ上端と下端に  $D=0.01$ の損傷変数を与える。 $D=0.01$ に対応する膨張ひずみは  $1/3\varepsilon_{kk}^v=17.5\mu$ であり、初期損傷ポテンシャルは  $B_0=2.19\text{kPa}$ なので、それらも初期値として損傷要素に与えた。実験より求めた解析パラメータは**表 5-4**のF0-2供試体のものである。

ここでは、応力増分とひずみ増分の関係式を用いてFEM解析を行う(付録D (b) (c)参照)。式(4.27)の増分式は次式によって示される(次式の導出は付録D (a)を参照)。

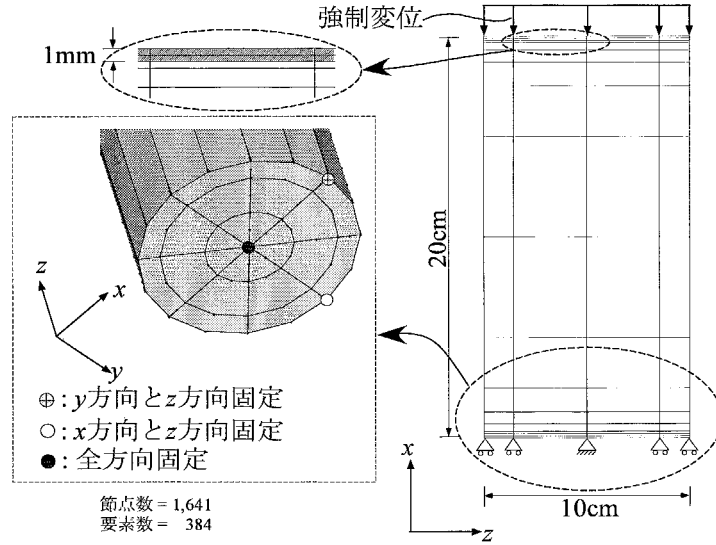


図5-18 有限要素メッシュ (左) と固定境界条件 (右)

$$\dot{\sigma}_{ij} = (1-D) \left\{ \lambda \dot{\varepsilon}_{kk} \delta_{ij} + 2\mu \dot{\varepsilon}_{ij} - \left( (3\lambda + 2\mu) \frac{A_{mn} \delta_{ij}}{(A_{kk} + G)} \dot{\varepsilon}_{mn} + \frac{\tilde{\sigma}_{ij} A_{pq}}{H} \dot{\varepsilon}_{pq} - \frac{\tilde{\sigma}_{ij} A_{pq} A_{mn} \delta_{pq}}{H(A_{kk} + G)} \dot{\varepsilon}_{mn} \right) \right\} \quad (5.1)$$

ここで,  $G$ ,  $H$ ,  $\dot{Y}_{eq}$ ,  $\tilde{\sigma}_{ij}$  については下式のようなになる.

$$G = n_v k_v \left( \frac{1}{3} \varepsilon_{kk}^v \right)^{n_v - 1} \quad (5.2)$$

$$H = (1-D) n_d k_d D^{n_d - 1} \quad (5.3)$$

$$\dot{Y}_{eq} = \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ \lambda (\varepsilon^e)_{ij}^2 \tilde{\sigma}_{ij} \dot{\varepsilon}_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu (\varepsilon^e)_{ij}^2 \tilde{\sigma}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e + (\tilde{\sigma})_{ij}^2 \varepsilon_{ij}^e \dot{\varepsilon}_{ij}^e \right\} = A_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (5.4)$$

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \lambda \varepsilon_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij}^e \quad (5.5)$$

船生凝灰岩の場合, 損傷と膨張のポテンシャルが一致している ( $B_0^v = B_0$ ) ので, 下式を満たすときに損傷変数と膨張ひずみが増加する.

$$\begin{aligned} \dot{D} &= 0, & \frac{1}{3} \dot{\varepsilon}_{kk}^v &= 0, & \text{if } F < 0 \text{ or } \dot{Y}_{eq} \leq 0 \\ \dot{D} &= \frac{(1-D)}{H} \dot{Y}_{eq}, & \frac{1}{3} \dot{\varepsilon}_{kk}^v &= \frac{1}{G} \dot{Y}_{eq}, & \text{if } F = 0 \text{ and } \dot{Y}_{eq} > 0 \end{aligned} \quad (5.6)$$

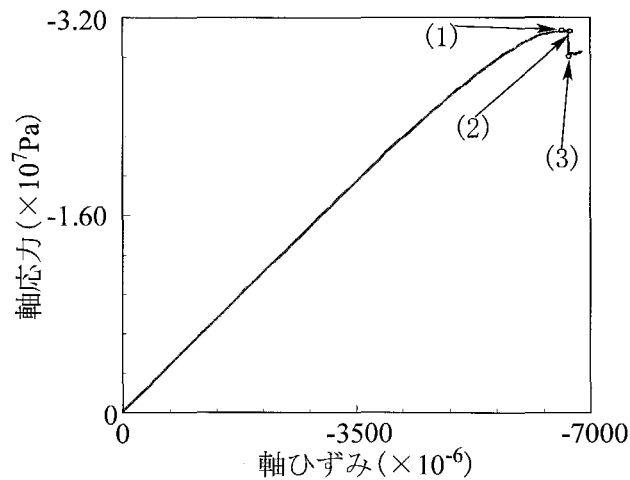


図 5-19 軸応力と軸ひずみの関係

### (b) 結果と考察

図 5-19 に計算結果の軸応力と軸ひずみの関係を、図 5-20 に有限要素メッシュ中央切断面の損傷変数分布と軸方向応力分布を示す。図 5-20(1), (2), (3) はそれぞれ図 5-19(1), (2), (3) の軸ひずみおよび軸応力が計算された時点に対応している。ここでは圧縮が負である。

図 5-20 (a) の(1)と(2)を比較すると、軸ひずみの増加とともに損傷変数の大きい領域が増加していることが分かる。そして、図 5-20(a) (3) では損傷変数の大きい領域がメッシュ中央部分に集中していることが分かる。図 5-20(b) の(1)と(2)を比べると、軸方向応力分布に大きな違いは認められない。図 5-20(b) (3) ではグレースケールの明暗がなくなりほぼ一様な分布になっているように見える。図 5-19 の(2)から(3)の間で除荷が起こっており、これに対応する軸応力分布(図 5-20(b) (2) (3))について、図 5-20(b) (2) では上端と下端の部分に軸応力の小さな領域があるが、図 5-20(b) (3) では一転してその領域が軸応力の大きい領域となっている。以上のことから、破壊除荷が起こると材料内部では急激な応力変化が起きると推定される。

## 5.4 まとめ

実験より得られたパラメータを用い、3つの損傷力学モデルに有限要素法を導入

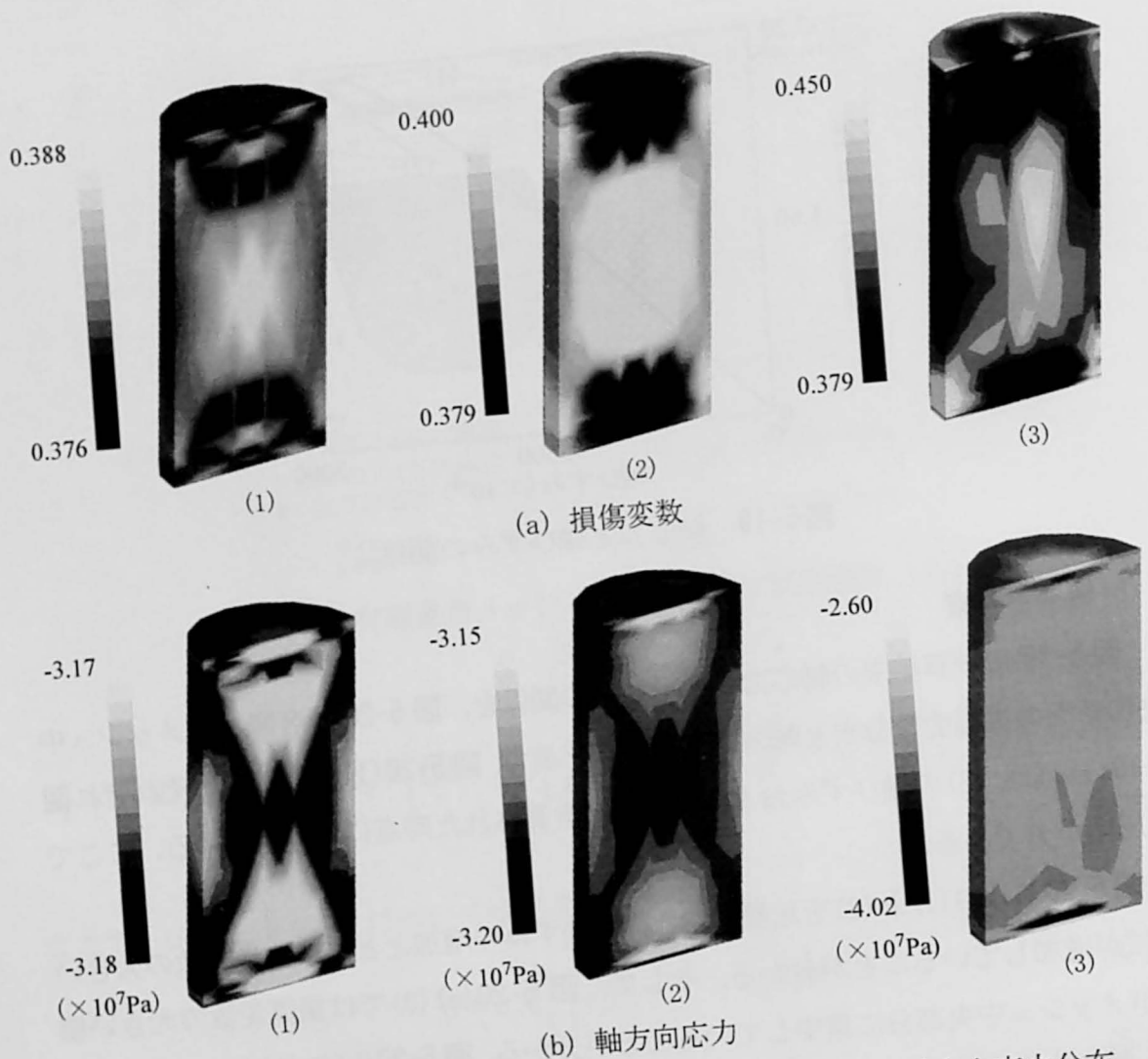


図5-20 有限要素メッシュ切断面における損傷変数分布と軸方向応力分布

して、一軸圧縮試験を模擬した解析を行った。解析結果であるひずみ分布、応力分布、損傷変数分布および軸ひずみ-軸応力関係より各モデルが表現できる変形挙動を把握して、実験結果と比較することにより、岩石破壊メカニズムを推定した。その結果、以下の知見が得られた。

- 1) 有限要素メッシュの側面に与える初期不整により、実験で観察される破壊亀裂を表現できる可能性がある。
- 2) 荷重を担う有限要素メッシュの上下端の要素に初期損傷を与えると、実験で観察されるような破壊除荷時の軸ひずみ減少が表現できる。

- 3) 膨張性損傷モデルによる有限要素解析を行うと，局所的な体積膨張や破壊時の急激な応力変化を再現できる．

#### 参考文献

- 1) 龍岡文夫，木幡行宏：ベディングエラー，土と基礎，42-9（440），pp.231-233，1994

## 第6章 結論

劣化による岩盤斜面の崩壊の予測を目的にして，岩石およびモルタルの劣化による力学特性の変化を究明した。

第2章では，凍結融解劣化による岩石の力学定数の変化を解明した。調査した岩石は花崗岩と凝灰岩である。一軸圧縮試験では円柱供試体にひずみゲージを貼り付けてひずみを計測し，荷重はロードセルで計測した。試験中に供試体をビデオカメラで撮影して，画像処理より表面のひずみ分布を計測した。また，岩石内部の亀裂の量と幅を推定するために水分上昇試験を行った。その結果，栗橋花崗岩と田下凝灰岩では凍結融解により脆性的になり，船生凝灰岩では逆に延性的になることが分かった。ひずみ分布より，岩石に入る破壊時の亀裂は，体積ひずみ分布の膨張領域とほぼ一致することが分かった。凍結融解による脆性化の原因は岩石内部の亀裂量が増加したためであり，延性化の原因は亀裂幅が小さくなったためであると推定された。

第3章では，異物混入劣化によるモルタルの力学特性の変化を調査した。乾燥スパゲティをモルタルに混ぜて角柱と円柱の劣化供試体を作成した。角柱供試体では一軸圧縮試験を行い，円柱供試体では割裂引張試験を行った。岩石試験と同様に，ひずみと荷重を計測した。試験中に破壊で生じる超音波弾性波を受信するAEセンサーを供試体表面に貼り付けて，AEパラメータを計測した。その結果，劣化モルタル供試体の圧縮強度と引張強度は健全なものに比べて低下し，体積圧縮は減ずることが分かった。圧縮と引張の両方で健全モルタルの残響周波数は応力とともに増加するので，AEの残響周波数により応力評価ができる可能性がある。

第4章では，損傷パラメータを検討することで劣化による力学的性質変化を把握した。材料内部の亀裂が応力伝達に有効な断面積を減少させて，見かけの弾性係数

が低下すると考えるのが損傷力学の基本概念である。膨張ひずみの概念を損傷モデルに適用することで、岩石の体積膨張を表現した。膨張性損傷モデルを用いて、劣化による損傷パラメータの変化を把握した。その結果、岩石の凍結融解劣化では膨張ひずみの増加を規定する損傷パラメータの変化が劣化指標として有効であることが分かった。また、異物混入劣化については、初期弾性係数と初期ポアソン比の変化が著しいことが分かった。そして、損傷発生時のひずみエネルギーの大きさは材料が履歴で経験した最大ひずみエネルギーと関係があると推定された。

第5章では、損傷力学モデルを有限要素法に適用して、一軸圧縮試験を模擬した解析を行った。有限要素メッシュの側面に初期不整を与えた場合およびメッシュの上端と下端に初期損傷を与えた場合について解析を行った。その結果、脆性材料で見られる破壊徐荷時に軸ひずみが減少する現象や破壊時に入る縦亀裂が表現できる可能性があることが分かった。また、膨張性損傷モデルを用いて有限要素解析を行うと、局所的な体積膨張や破壊時の急激な応力変化を再現できると考えられる。

以上のような知見が得られたが、いずれも室内実験レベルでの議論であり、岩盤斜面崩壊予測のためには、原位置で材料物性を評価して、岩盤斜面と同じスケールのモデルで解析を行う必要がある。そのためには、第3章で取り上げたAEを含め、電気探査、電磁探査、地形測量等の非破壊検査を、効率よく詳細に広範囲に行うことが可能な技術開発が今後の課題といえる。また、有限要素法をはじめとする何らかの変形解析手法（流体解析で用いられているCIP（Constrained Interpolation Profile）法や粒子法、波動解析で用いられている境界要素法等）で、脆性材料の破壊亀裂を正確に表現することが次のステップであると考えている。

## 付録A 画像処理によるひずみの算出法

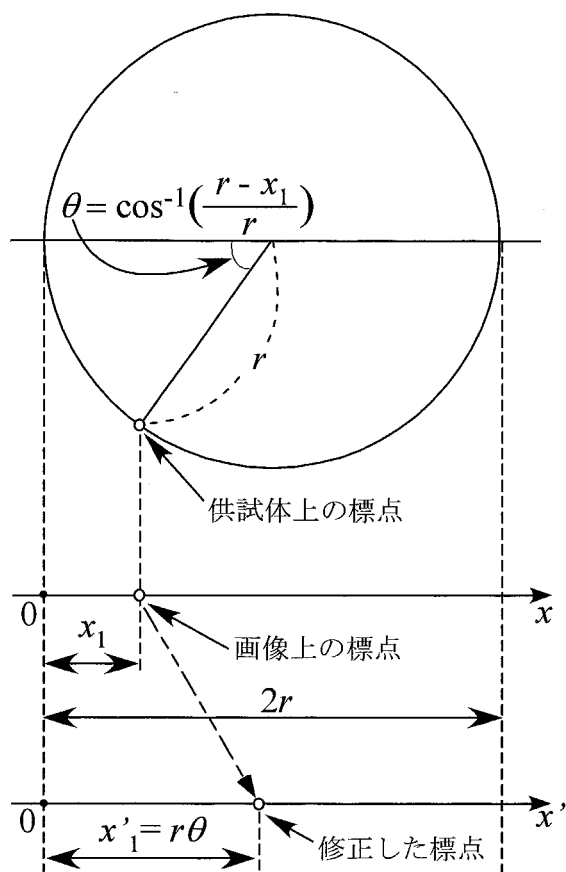


図 A-1 円の曲面を平面にする方法の概要

### (a) 円柱の表面を平面にする方法

図 A-1 において、仮に供試体上の標点が A 点から B 点に変位した場合、画像上の変位より実際の変位のほうが大きい。そこで、画像処理では実際の変位に近づけるために補正を行った。各標点座標は画像処理ソフトで得られるが、その後に供試体周方向（図 A-1 の  $x$  方向）の座標を修正する。必要な情報は画像上の  $x$  座標値  $x_1$  と画像より求められる供試体の直径  $2r$  である。図 A-1 上の式で  $\theta$  を求めて、 $\theta$  に半径  $r$  を掛けたものが修正後の  $x'$  座標値  $x'_1$  となる。



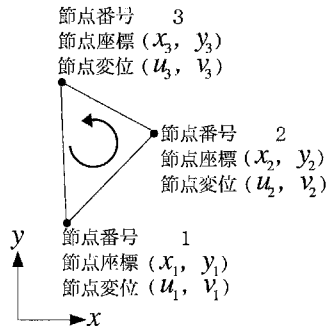


図 A-2 三角形要素の概要

(b) 3 節点三角形要素のひずみ算出<sup>1)</sup>

節点変位と節点座標より線形の変位関数（要素内の変位場を表すもの）を求め、その関数の勾配を出すことにより三角形要素のひずみを出す。三角形要素内の  $x$  方向変位関数  $u$  を線形多項式によって近似すると次のようになる。

$$u(x, y) = a_1 + a_2x + a_3y \quad (\text{A. 1})$$

ここで  $x, y$  は要素内の任意座標で、 $a_1, a_2, a_3$  は未知定数である。 $a_1, a_2, a_3$  を求めるために、三角形要素の節点座標  $(x_1, y_1), (x_2, y_2), (x_3, y_3)$  と  $x$  方向節点変位  $u_1, u_2, u_3$  を用いる。 $u(x_1, y_1) = u_1$  のように、節点座標と節点変位を式(A. 1)に代入する。

$$\begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{Bmatrix} \quad (\text{A. 2})$$

式(A. 2)を  $a_1, a_2, a_3$  について解き、式(A. 1)に代入する。

$$u(x, y) = \frac{1}{2A} [(\alpha_1 u_1 + \alpha_2 u_2 + \alpha_3 u_3) + (\beta_1 u_1 + \beta_2 u_2 + \beta_3 u_3)x + (\gamma_1 u_1 + \gamma_2 u_2 + \gamma_3 u_3)y] \quad (\text{A. 3})$$

ここで、 $A$  は三角形要素の面積で、 $\alpha, \beta, \gamma$  および  $A$  は、

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= x_2 y_3 - x_3 y_2, & \beta_1 &= y_2 - y_3, & \gamma_1 &= x_3 - x_2 \\ \alpha_2 &= x_3 y_1 - x_1 y_3, & \beta_2 &= y_3 - y_1, & \gamma_2 &= x_1 - x_3 \\ \alpha_3 &= x_1 y_2 - x_2 y_1, & \beta_3 &= y_1 - y_2, & \gamma_3 &= x_2 - x_1 \end{aligned} \quad (\text{A. 3. 1})$$

および

$$A = \frac{1}{2} \begin{vmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{vmatrix} = \frac{1}{2}(\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3) \quad (\text{A. 3. 2})$$

である。同様に  $y$  方向変位関数  $v$  について、 $y$  方向節点変位  $v_1, v_2, v_3$  を用いると、

$$v(x, y) = \frac{1}{2A} [(\alpha_1 v_1 + \alpha_2 v_2 + \alpha_3 v_3) + (\beta_1 v_1 + \beta_2 v_2 + \beta_3 v_3)x + (\gamma_1 v_1 + \gamma_2 v_2 + \gamma_3 v_3)y] \quad (\text{A. 4})$$

となる。ここで、 $\alpha, \beta, \gamma$  および  $A$  は、式(A. 3. 1)および式(A. 3. 2)と同じである。

さて、微小ひずみにおいて要素内ひずみと要素内変位関数の関係は、

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (\text{A. 5})$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y} \quad (\text{A. 6})$$

$$\gamma_{xy} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \quad (\text{A. 7})$$

と表すことができる。ここで  $\varepsilon_{xx}$  は  $x$  方向ひずみ、 $\varepsilon_{yy}$  は  $y$  方向ひずみ、 $\gamma_{xy}$  はせん断ひずみである。式(A. 3), (A. 4)の変位関数に式(A. 5), (A. 6), (A. 7)の右辺の操作をしてまとめると、

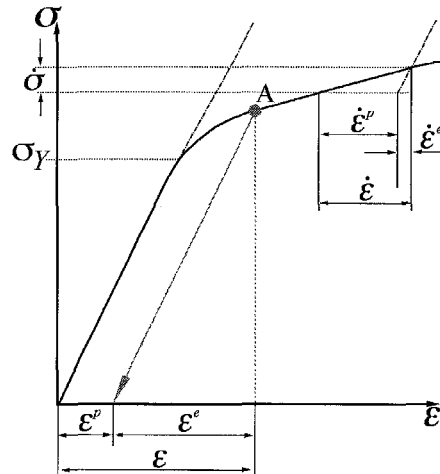
$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{2A} \begin{bmatrix} \beta_1 & 0 & \beta_2 & 0 & \beta_3 & 0 \\ 0 & \gamma_1 & 0 & \gamma_2 & 0 & \gamma_3 \\ \frac{1}{2}\gamma_1 & \frac{1}{2}\beta_1 & \frac{1}{2}\gamma_2 & \frac{1}{2}\beta_2 & \frac{1}{2}\gamma_3 & \frac{1}{2}\beta_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ u_3 \\ v_3 \end{Bmatrix} \quad (\text{A. 8})$$

となる。ここで、 $\beta, \gamma$  および  $A$  は、式(A. 3. 1)および式(A. 3. 2)のそれらと同じである。また、体積ひずみは  $\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy}$  より求められる。

## 参考文献

- 1) P. S. ファコーン, G. F. ピンダー: 地下水解析の基礎と応用・上巻基礎編, 現代工学社, pp.44-45, 1987

## 付録B 塑性ひずみ損傷モデルの計算の流れ



図B-1 応力-ひずみ関係における塑性ひずみ成分

5.2.1 で行った累積塑性ひずみ損傷モデルの計算の流れを説明する。弾塑性体についての定義を述べてから、計算に必要な式の説明をして、計算の流れを説明する。

### (a) 弾塑性体

弾性体の応力ひずみ関係は線形であるが、弾塑性体の応力ひずみ曲線は降伏応力を越えると非線形になる。図B-1において降伏応力 $\sigma_Y$ を超えたA点から除荷すると、応力ひずみ曲線は矢印の方向に直線的な経路をたどる。弾性状態では荷重時の応力ひずみ曲線の経路と除荷時の応力ひずみ関係の経路は一致するが、弾塑性状態では一致しない。そのために図B-1に示すように応力がない状態でもひずみが無くならない。このひずみが塑性ひずみであり、除荷により戻ったひずみが弾性ひずみである。弾塑性では全ひずみが弾性ひずみ成分と塑性ひずみ成分の和で、次式のように表す。

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (\text{B. 1})$$

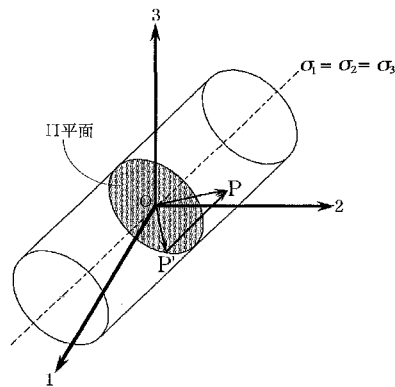


図 B-2 von Mises 規準<sup>1)</sup>

(b) 降伏関数

降伏応力を超えると塑性ひずみが発生する。この応力を規定する規準が必要となる。5.2.1では von Mises の降伏規準を用い、降伏関数を決定する。この規準では偏差応力が一定の値になると塑性ひずみが発生する。図 B-2 は von Mises 降伏規準の概念図で、応力が円筒の側面上にあるとき塑性ひずみが発生する。原点を通るように円筒を静水軸に垂直に切った面（II平面： $\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0$ ）に応力点を投影し、その投影された点が円周上にあるかどうかで、応力が円筒側面上にあるかどうかを判定する。投影された点の位置を示すものが偏差応力で下式によって示される。

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{kk} \quad (\text{B. 2})$$

図 B-2 より、応力ベクトルから静水応力ベクトルを引いたものが偏差応力ベクトルとなる。また、円上に偏差応力があるかどうかを判定するために、原点から偏差応力の距離が必要となる。この距離が相当応力で下式によって表される。

$$\sigma_{eq} = \left( \frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} \right)^{1/2} \quad (\text{B. 3})$$

この相当応力が降伏応力と等しいときに塑性ひずみが発生する。

円筒の半径が変化せず、弾性ひずみが塑性ひずみと比べると無視できるほどに小さくなると、見かけでは応力の増加が全くないにもかかわらずひずみだけが増加することになる（図 B-3）。このような挙動を示す材料を完全塑性材料という。一方、塑性ひずみの増分に依存して応力が増加する現象は硬化と呼ばれる。図 B-4 に等方硬

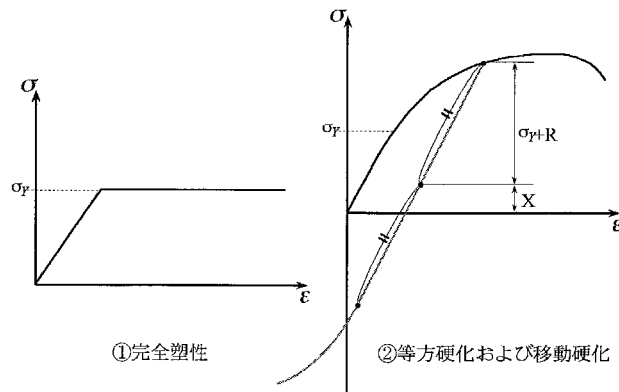


図 B-3 硬化の有無による応力ひずみ関係

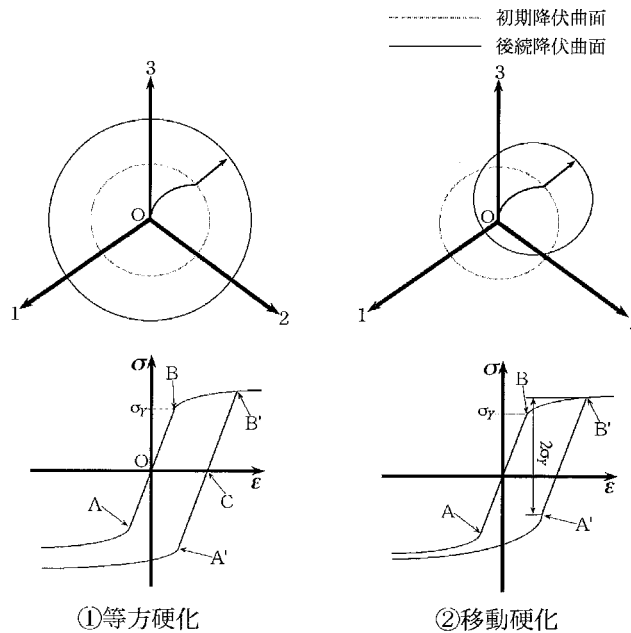


図 B-4 等方硬化と移動硬化の違い<sup>1)</sup>

化と移動硬化の概要を示す。等方硬化は円筒の直径が大きくなることにより、円筒側面上にあった応力が円筒内に位置することになり、再び応力は円筒側面上に達するまで増加する。移動硬化は静水応力軸が傾くことにより、等方硬化と同様に応力が増加する。等方硬化と移動硬化の違いは圧縮と引張をサイクリックに行ったときに現れる。等方硬化の場合は図 B-4 下に示すように、 $A'C=CB'$ の関係は保たれるが、 $AB$  と  $A'B'$ は等しくならない。逆に移動硬化の場合、 $AB$  と  $A'B'$ は等しいが、 $A'B'$ の midpoint が応力のない状態とはならない。等方硬化と移動硬化を組み合わせた応力—

ひずみ関係は図 B-3②のようになる。ここで、 $R$  は等方硬化応力で  $X$  は移動硬化応力である。

以上述べてきたように、降伏曲面（円筒側面）は等方硬化や移動硬化によって変化する。本論では等方硬化のみ扱うので、初期降伏応力  $\sigma_Y$ 、等方硬化応力変数  $R$  により降伏曲面を規定する。降伏関数  $f$  を書き表すと以下のようなになる。

$$f = \sigma'_{eq} - R - \sigma_Y = 0 \quad (\text{B. 4})$$

(c) 弾塑性構成式<sup>2)</sup>

降伏規準は塑性ひずみが発生する応力を決定する。 $s$  を降伏規準の関数、 $k$  を実験によって決められる材料定数の関数とすると

$$s(\boldsymbol{\sigma}) = k(\boldsymbol{\kappa}) \quad (\text{B. 5})$$

ここで、 $\boldsymbol{\kappa}$  は降伏曲面の膨張を支配する硬化パラメータである。さらに上式を整理し、

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\kappa}) = s(\boldsymbol{\sigma}) - k(\boldsymbol{\kappa}) = 0 \quad (\text{B. 6})$$

を得る。これより降伏関数の増分を書き表すと

$$\dot{f} = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\kappa}} \dot{\boldsymbol{\kappa}} = 0 \quad (\text{B. 7})$$

もしくは

$$\mathbf{a}^T \dot{\boldsymbol{\sigma}} - A \dot{\lambda} = 0 \quad (\text{B. 8})$$

ここで  $\mathbf{a}^T$  および  $A$  は次式で示される。

$$\mathbf{a}^T = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (\text{B. 9})$$

$$A = -\frac{1}{\dot{\lambda}} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\kappa}} \dot{\boldsymbol{\kappa}} \quad (\text{B. 10})$$

そして Prandtl-Reuss の式から導かれた弾塑性構成式より

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = [\mathbf{c}]^{-1} \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (\text{B. 11})$$

が得られる。ここで  $\mathbf{c}$  は弾性の応力ひずみマトリックスである。上式に  $\mathbf{a}^T \mathbf{c}$  を掛けて

$$\dot{\lambda} = \frac{\mathbf{a}^T}{A + \mathbf{a}^T \mathbf{c} \mathbf{a}} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \frac{\mathbf{a}^T}{A + \mathbf{a}^T \mathbf{c} \mathbf{a}} \dot{\boldsymbol{\sigma}} \quad (\text{B. 12})$$

よって弾塑性構成式は

$$\mathbf{c}_{ep} = \mathbf{c} - \frac{\mathbf{c}\mathbf{a}\mathbf{a}^T\mathbf{c}}{A + \mathbf{a}^T\mathbf{c}\mathbf{a}} \quad (\text{B. 13})$$

となる。\$A\$ は次に示すひずみ硬化率 \$H'\$ に置き換える。

$$H' = \frac{dR}{dp} \quad (\text{B. 14})$$

ここで \$p\$ は累積塑性ひずみであり、\$p\$ を書き表すと

$$\dot{p} = \left( \frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}^p \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}^p \right)^{1/2} \quad (\text{B. 15})$$

となる。また、塑性ひずみ増分は次式で書き表せる。

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (\text{B. 16})$$

繰り返し計算において \$\boldsymbol{\varepsilon}^p\$ は \$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p\$ を足し合わせて行くことで求める。

#### (d) 行列式<sup>2)</sup>

式(B. 12)より、等方硬化のみを考慮した、平面ひずみを考慮した弾塑性構成式を書き下す。弾塑性構成式を次式のように弾性マトリックスと塑性マトリックスの差として示す。

$$\mathbf{C}_{ep} = \mathbf{C} - \mathbf{C}_p \quad (\text{B. 17})$$

\$\mathbf{C}\$ と \$\mathbf{C}\_p\$ および式(B. 15)の \$\dot{\lambda}\$ は下式のようなになる。

$$\mathbf{C} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & 0 & \nu \\ \nu & (1-\nu) & 0 & \nu \\ 0 & 0 & (1-2\nu) & 0 \\ \nu & \nu & 0 & (1-\nu) \end{bmatrix} \quad (\text{B. 18})$$

$$\mathbf{C}_p = \frac{1}{H' + (d_1 a_1 + d_2 a_2 + d_3 a_3 + d_4 a_4)} \begin{bmatrix} d_1 d_1 & d_1 d_2 & d_1 d_3 & d_1 d_4 \\ d_2 d_1 & d_2 d_2 & d_2 d_3 & d_2 d_4 \\ d_3 d_1 & d_3 d_2 & d_3 d_3 & d_3 d_4 \\ d_4 d_1 & d_4 d_2 & d_4 d_3 & d_4 d_4 \end{bmatrix} \quad (\text{B. 19})$$

$$\dot{\lambda} = \frac{a_1 \dot{\sigma}_x + a_2 \dot{\sigma}_y + a_3 \dot{\sigma}_{xy} + a_4 \dot{\sigma}_z}{H' + (d_1 a_1 + d_2 a_2 + d_3 a_3 + d_4 a_4)} \quad (\text{B. 20})$$

上式の導出には  $\mathbf{d}$  と  $\mathbf{d}^T$  を用いており、それぞれ次式の関係がある。

$$\mathbf{d} = \mathbf{C}\mathbf{a} \quad (\text{B. 21})$$

$$\mathbf{d}^T = \mathbf{a}^T \mathbf{C} \quad (\text{B. 22})$$

$\mathbf{d}$  の成分は書き下すと以下のようになる。

$$d_1 = \frac{E}{1+\nu} \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2}} \left( \sigma_x' + \frac{\nu}{1-2\nu} (\sigma_x' + \sigma_y' + \sigma_z') \right) \quad (\text{B. 23})$$

$$d_2 = \frac{E}{1+\nu} \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2}} \left( \sigma_y' + \frac{\nu}{1-2\nu} (\sigma_x' + \sigma_y' + \sigma_z') \right) \quad (\text{B. 24})$$

$$d_3 = \frac{E}{1+\nu} \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2}} \tau_{xy}' \quad (\text{B. 25})$$

$$d_4 = \frac{E}{1+\nu} \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2}} \left( \sigma_z' + \frac{\nu}{1-2\nu} (\sigma_x' + \sigma_y' + \sigma_z') \right) \quad (\text{B. 26})$$

$$a_1 = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2}} \sigma_x' \quad (\text{B. 27})$$

$$a_2 = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2}} \sigma_y' \quad (\text{B. 28})$$

$$a_3 = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2}} 2\tau_{xy} \quad (\text{B. 29})$$



$$a_4 = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2}} \sigma_z' \quad (\text{B. 30})$$

また式(B. 19)，式(B. 20)の  $H'$  は，塑性ひずみに対する等方硬化応力の変化率なので式(B. 14)と式(4. 6)の関係より次式のように示される。

$$H' = b(R_\infty - R) \quad (\text{B. 31})$$

式(B. 17)～(B. 31)の上式と式(B. 4)の降伏条件を用いて表計算ソフトで検算を行ってから，有限要素法<sup>3)</sup>プログラムに組み込んだ。検算は，平面ひずみで $\varepsilon_x$ のみにひずみを与えた場合の応力ひずみ関係を計算し， $\varepsilon_z=0$  および $\sigma_y=0$  となることを確認した。表計算で検算した結果を，有限要素法の1要素計算と比較して，有限要素法プログラムで適切に弾塑性の計算がされているか確認した。5.2.1では，参考文献4)の2次元弾性問題解析のプログラムを弾塑性計算ができるように改造をして計算を行った。

#### (e) 計算の手順

塑性増分を計算する繰り返し計算は，単純に変位を増加させる方法である。最初の変位増分 $\dot{U}$ における計算では，応力が0なので降伏関数の計算ができない。そのため最初の荷重増分における計算は弾性計算のみとする。2回目以降の荷重ステップの計算は，図B-5に示されるような計算を行う。まず，降伏関数を用いて $C$ と $C_{ep}$ のどちらを使用するか判定をする。次に，得られた増分応力を全応力に足すことで，現ステップにおける全応力を算出する。現ステップにおける全応力より，再び降伏関数を計算し，塑性ひずみ発生判定を行う。そして，塑性ひずみの値をもとに損傷発生判定をする。最後に有効応力の更新を行い，損傷が破壊規準を超えたときと計算ステップが規定のステップに達したときに計算は終わり，そうでなければ次の荷重増分の計算をする。以上の流れから分かるように，損傷変数は応力ひずみ関係を解くときには関係が無く，普通の弾塑性計算が行われる。弾塑性計算で得られた応力を有効応力として，有効応力が求められた後に損傷変数を求めて実質応力 $\sigma$ を求めているので損傷変数と弾塑性計算は連成させてはいない。

図B-5の損傷発生を規定する $p \geq p_D$ は，塑性ひずみが発生する初期降伏の後，決

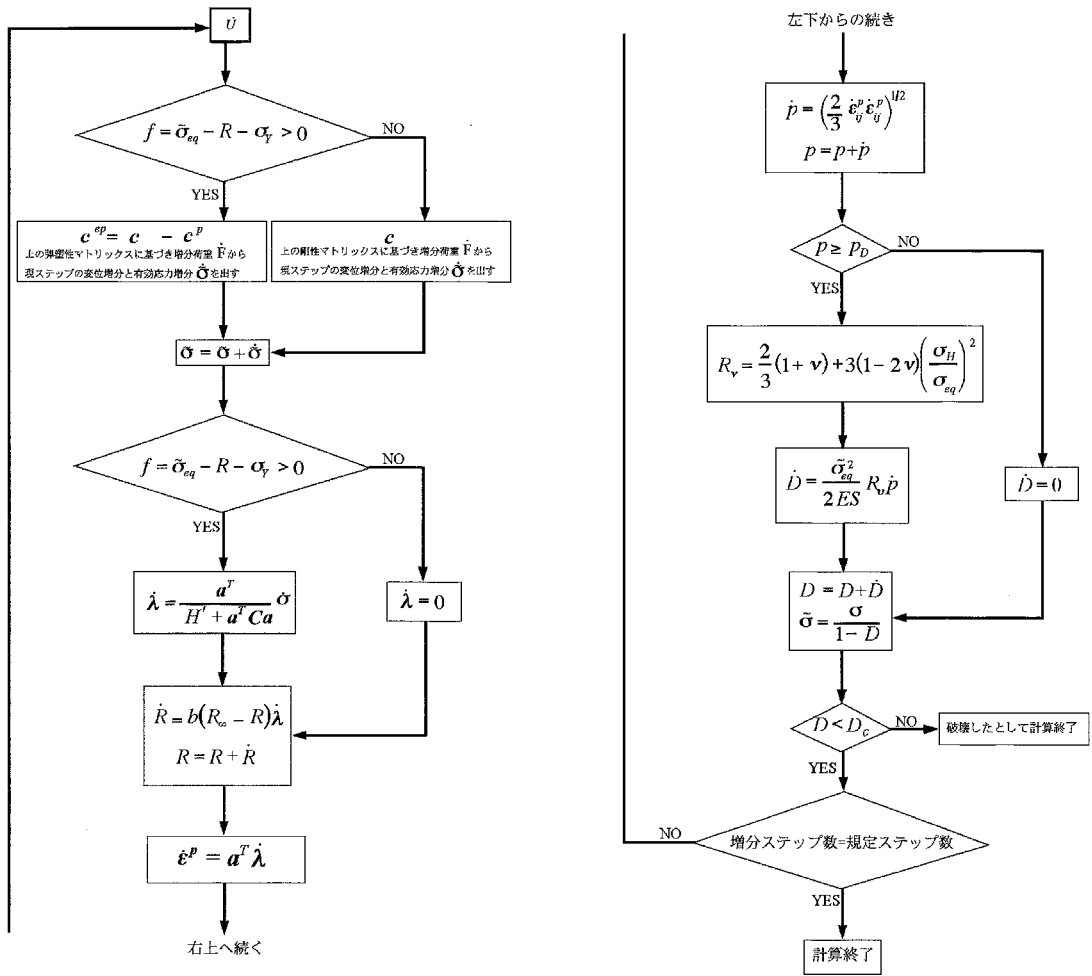


図 B-5 塑性ひずみ損傷モデルの計算の流れ

められた塑性ひずみ値になるまで損傷が発生しないことを意味する。つまり、損傷の発生する塑性ひずみ値になるまでは、損傷のない健全な材料として取り扱うことになる。よって、ここでいう損傷とは、岩石がはじめから有する亀裂や間隙ではなく、载荷過程で生じる亀裂や間隙のことである。凍結融解によって増減する亀裂の量を考慮に入れるのではなく、载荷にともなう亀裂の増加を考慮するものである。

### 参考文献

- 1) 富田佳宏：弾塑性力学の基礎と応用，森北出版株式会社，1995
- 2) Owen, D and Hinton, E : FINITE ELEMENT IN PLASTICITY, Pineridge Press, 1980

- 3) 三好俊郎：有限要素法入門，培風館，1994
- 4) 三木本茂雄，吉村信敏：有限要素法による構造解析プログラム，培風館，pp. 195-239，1970

## 付録C 損傷共役力損傷モデルの計算の流れ

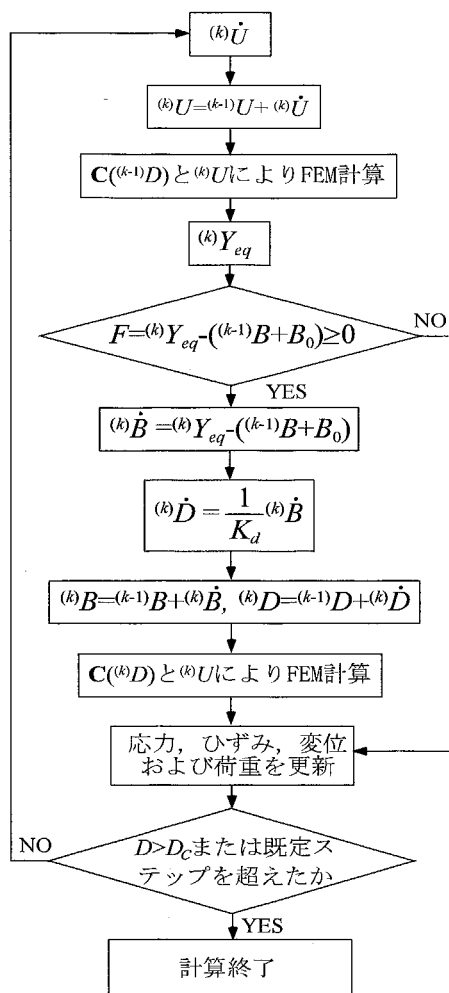
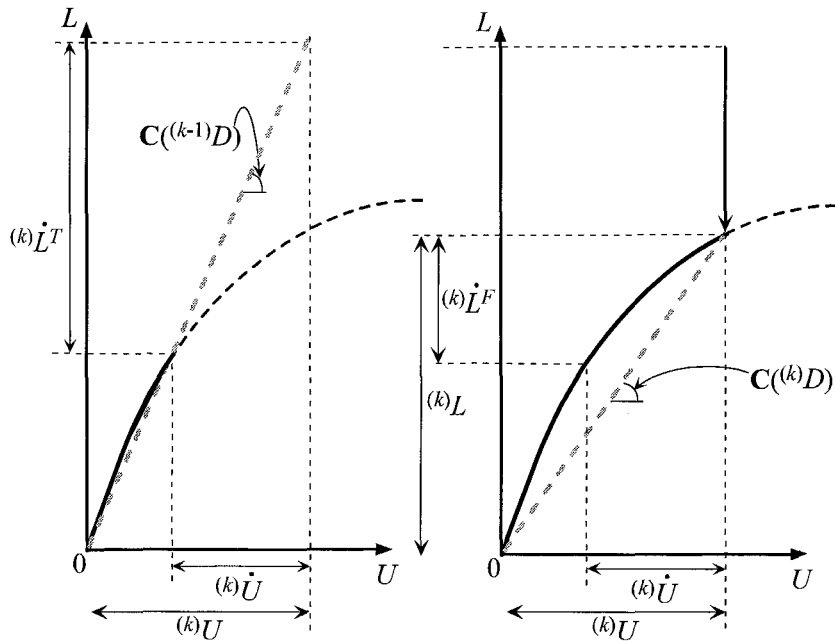


図 C-1 損傷共役力損傷モデルの計算の流れ

ここでは、5.2.2 の損傷共役力損傷モデルを有限要素法で計算する流れを説明する。計算の流れを図示したものを図 C-1 に示す。ただし、記号左肩の  $k$  は変位増分  $\dot{U}$  に対応した時刻を示している。

まず、増分変位  ${}^{(k)}\dot{U}$  を与えて、現時刻の変位  ${}^{(k)}U$  を計算する。次に前ステップの損傷変数  ${}^{(k-1)}D$  による剛性マトリックス  $\mathbf{C}({}^{(k-1)}D)$  で FEM 計算を行う。ここで、剛性マトリックスは式 (4.25) の応力ひずみ関係から導かれるものである。次に、求めた



(1) 前ステップのDより増分を計算 (2) 現ステップのDより全量を計算

図 C-2 現ステップの割線剛性マトリックスの概要

ひずみと式(4.20), 式(4.23)より相当損傷共役力  $Y_{eq}$  を求め, 式(4.22)により損傷が発生するかを判定する. そして, 損傷が発生する場合は損傷ポテンシャル増分  ${}^{(k)}\dot{B}$  を計算して, 損傷変数増分  ${}^{(k)}\dot{D}$  を計算する. 初期損傷ポテンシャル  $B_0$  からの損傷ポテンシャルの増加量  $B$  と損傷変数  $D$  を更新した後に, 現時刻の損傷変数による剛性マトリックス  $\mathbf{C}^{(k)D}$  で再び FEM 計算を行う. 最後に応力, ひずみ, 変位そして荷重を更新して, 計算終了の条件を満たしていない場合は次の変位ステップへ移り, 変位増分に対応する時間を更新する. 割線剛性マトリックスで FEM 計算を行うので, このような計算の流れとなる.

損傷が発生すると1つの変位ステップで2回の FEM 計算を行うことになるが, 荷重  $L$  と変位  $U$  の関係から割線剛性マトリックスの変化を図示したものが図 C-2 である. 図を見ると分かるように, 全変位と全荷重で計算を行っている. 前ステップの損傷変数で計算した試行荷重増分  ${}^{(k)}\dot{L}^T$  と現ステップで計算した最終荷重増分  ${}^{(k)}\dot{L}^F$  を比べると,  ${}^{(k)}\dot{L}^T$  は大きな荷重を評価することが分かる. 現時刻のひずみと損傷変数の関係を適切にするためにこのような手法で計算を行った.

文献 1)～5)を参考に作成した 3 次元弾性解析プログラムの構成式に変更を加えて上のような計算を行った。5.2.2～5.2.5 で行った計算はすべてそのプログラムが元となっているが、円柱モデルの円中心要素は 15 節点の三角柱要素<sup>1), 2)</sup>(積分点数 21)で、それ以外は 20 節点 6 面体要素(積分点数 27)としている。また、全体剛性マトリックスの計算では LU 分解<sup>1), 3)</sup>を用いているが、マトリックスの記憶および計算の省略はしていない。

#### 参考文献

- 1) G. ダット, G. トゥゾー: 最新有限要素法全解, パーソナルメディア, 1990
- 2) C.Greenough: The Finite Element Library (Release 4.0) Level0 User Documentation, <http://www.mathsoft.cse.clrc.ac.uk/felib/overview/documentation.html>, 2000
- 3) L. V. アトキンソン, P. J. ハーリ, J. D. ハドソン: 数値計算とその応用 -FORTRAN77-, サイエンス社, 1993
- 4) 田中忠次, 鵜飼恵三, 河邑真, 阪上最一, 大津宏康: 地盤の三次元弾塑性有限要素解析, 丸善, 1996
- 5) 久田俊明, 野口裕久: 非線形有限要素法の基礎と応用, 丸善, 1995

## 付録D 膨張性損傷モデルの計算の流れ

膨張性損傷モデルの計算の流れについて説明する。5.2.3 の解析ケース 1 での計算方法は、応力ひずみ関係式を式(4.27)に変更したことを除けば付録C とほぼ同じであるので、ここでは増分形式で計算した 5.2.4 の解析ケース 2 についての説明を行う。まず、全応力と全ひずみ関係式から増分式を導出した過程を説明して、次に、有限要素法で用いた膨張性損傷モデルの行列式を書き下す。最後に計算の流れについて述べる。

### (a) 増分式の導出

まず、相当損傷共役力 (式(4.32)) を式(D.1)のように全微分すると式(D.2)のようになる。

$$\dot{Y}_{eq} = \frac{\partial Y_{eq}}{\partial (Y_{eq})^2} \frac{\partial (Y_{eq})^2}{\partial Y_{ij}} \frac{\partial Y_{ij}}{\partial \tilde{\sigma}_{ij}} \dot{\tilde{\sigma}}_{ij} + \frac{\partial Y_{eq}}{\partial (Y_{eq})^2} \frac{\partial (Y_{eq})^2}{\partial Y_{ij}} \frac{\partial Y_{ij}}{\partial \varepsilon_{ij}^e} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (D.1)$$

$$\dot{Y}_{eq} = \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ (\varepsilon_{ij}^e)^2 \tilde{\sigma}_{ij} \dot{\tilde{\sigma}}_{ij} + (\tilde{\sigma}_{ij})^2 \varepsilon_{ij}^e \dot{\varepsilon}_{ij}^e \right\} \quad (D.2)$$

さらに、上式に  $\dot{\tilde{\sigma}}_{ij} = \lambda \dot{\varepsilon}_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu \dot{\varepsilon}_{ij}^e$  を代入すると式(5.4)となり、下に再掲する。

$$\dot{Y}_{eq} = \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ \lambda (\varepsilon_{ij}^e)^2 \tilde{\sigma}_{ij} \dot{\varepsilon}_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu (\varepsilon_{ij}^e)^2 \tilde{\sigma}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e + (\tilde{\sigma}_{ij})^2 \varepsilon_{ij}^e \dot{\varepsilon}_{ij}^e \right\} = A_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (D.3)$$

相当損傷共役力の増分が求められると、損傷変数増分と膨張ひずみ増分が以下のよう求められる。

$$\dot{D} = \frac{1}{n_d K_d D^{n_d-1}} \dot{Y}_{eq} = \frac{1}{n_d K_d D^{n_d-1}} A_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (D.4)$$

$$\frac{1}{3} \dot{\varepsilon}_{kk}^v = \frac{1}{n_v K_v \left( \frac{1}{3} \varepsilon_{kk}^v \right)^{n_v-1}} \dot{Y}_{eq} = \frac{1}{n_v K_v \left( \frac{1}{3} \varepsilon_{kk}^v \right)^{n_v-1}} A_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (D.5)$$

ここで、膨張ひずみは正である。膨張ひずみについては  $\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{\varepsilon}_{kk}^v \delta_{ij}$  の関係より、次式で表すことができる。

文献 1)～5)を参考に作成した 3 次元弾性解析プログラムの構成式に変更を加えて上のような計算を行った. 5.2.2～5.2.5 で行った計算はすべてそのプログラムが元となっているが, 円柱モデルの円中心要素は 15 節点の三角柱要素<sup>1), 2)</sup> (積分点数 21) で, それ以外は 20 節点 6 面体要素 (積分点数 27) としている. また, 全体剛性マトリックスの計算では LU 分解<sup>1), 3)</sup> を用いているが, マトリックスの記憶および計算の省略はしていない.

#### 参考文献

- 1) G. ダット, G. トゥゾー: 最新有限要素法全解, パーソナルメディア, 1990
- 2) C.Greenough: The Finite Element Library (Release 4.0) Level0 User Documentation, <http://www.mathsoft.cse.clrc.ac.uk/felib/overview/documentation.html>, 2000
- 3) L. V. アトキンソン, P. J. ハーリ, J. D. ハドソン: 数値計算とその応用 -FORTRAN77-, サイエンス社, 1993
- 4) 田中忠次, 鵜飼恵三, 河邑真, 阪上最一, 大津宏康: 地盤の三次元弾塑性有限要素解析, 丸善, 1996
- 5) 久田俊明, 野口裕久: 非線形有限要素法の基礎と応用, 丸善, 1995



## 付録D 膨張性損傷モデルの計算の流れ

膨張性損傷モデルの計算の流れについて説明する。5.2.3の解析ケース1での計算方法は、応力ひずみ関係式を式(4.27)に変更したことを除けば付録Cとほぼ同じであるので、ここでは増分形式で計算した5.2.4の解析ケース2についての説明を行う。まず、全応力と全ひずみ関係式から増分式を導出した過程を説明して、次に、有限要素法で用いた膨張性損傷モデルの行列式を書き下す。最後に計算の流れについて述べる。

### (a) 増分式の導出

まず、相当損傷共役力(式(4.32))を式(D.1)のように全微分すると式(D.2)のようになる。

$$\dot{Y}_{eq} = \frac{\partial Y_{eq}}{\partial (Y_{eq})^2} \frac{\partial (Y_{eq})^2}{\partial Y_{ij}} \frac{\partial Y_{ij}}{\partial \tilde{\sigma}_{ij}} \dot{\tilde{\sigma}}_{ij} + \frac{\partial Y_{eq}}{\partial (Y_{eq})^2} \frac{\partial (Y_{eq})^2}{\partial Y_{ij}} \frac{\partial Y_{ij}}{\partial \varepsilon_{ij}^e} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (D.1)$$

$$\dot{Y}_{eq} = \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ (\varepsilon_{ij}^e)^2 \tilde{\sigma}_{ij} \dot{\tilde{\sigma}}_{ij} + (\tilde{\sigma}_{ij})^2 \varepsilon_{ij}^e \dot{\varepsilon}_{ij}^e \right\} \quad (D.2)$$

さらに、上式に $\dot{\tilde{\sigma}}_{ij} = \lambda \dot{\varepsilon}_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu \dot{\varepsilon}_{ij}^e$ を代入すると式(5.4)となり、下に再掲する。

$$\dot{Y}_{eq} = \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ \lambda (\varepsilon_{ij}^e)^2 \tilde{\sigma}_{ij} \dot{\varepsilon}_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu (\varepsilon_{ij}^e)^2 \tilde{\sigma}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e + (\tilde{\sigma}_{ij})^2 \varepsilon_{ij}^e \dot{\varepsilon}_{ij}^e \right\} = A_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (D.3)$$

相当損傷共役力の増分が求められると、損傷変数増分と膨張ひずみ増分が以下のよう求められる。

$$\dot{D} = \frac{1}{n_d K_d D^{n_d-1}} \dot{Y}_{eq} = \frac{1}{n_d K_d D^{n_d-1}} A_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (D.4)$$

$$\frac{1}{3} \dot{\varepsilon}_{kk}^v = \frac{1}{n_v K_v \left( \frac{1}{3} \varepsilon_{kk}^v \right)^{n_v-1}} \dot{Y}_{eq} = \frac{1}{n_v K_v \left( \frac{1}{3} \varepsilon_{kk}^v \right)^{n_v-1}} A_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^e \quad (D.5)$$

ここで、膨張ひずみは正である。膨張ひずみについては $\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{\varepsilon}_{kk}^v \delta_{ij}$ の関係より、次式で表すことができる。

$$\frac{1}{3}\dot{\varepsilon}_{kk}^v = \frac{1}{A_{kk} + G} A_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (\text{D. 6})$$

ここで、 $G$ は式(5.2)で示される。式(4.27)の全応力と全ひずみ関係を弾性ひずみで示したものを全微分すると、

$$\dot{\sigma}_{ij} = (1-D) \left\{ \left( \lambda \dot{\varepsilon}_{kk}^e \delta_{ij} + 2\mu \dot{\varepsilon}_{ij}^e \right) - \frac{\tilde{\sigma}_{ij}}{1-D} \dot{D} \right\} \quad (\text{D. 7})$$

となり、上式に $\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{\varepsilon}_{kk}^v \delta_{ij}$ と式(D.4)を代入して、その後に式(D.6)を代入すると、式(5.1)が求められる。

### (b) 行列式

式(5.1)の膨張性損傷弾性構成式を書き下す。構成式を次式のように弾性マトリックス $\mathbf{C}$ と膨張性損傷マトリックス $\mathbf{C}_d$ の差として示す。

$$\mathbf{C}_{ed} = (1-D)(\mathbf{C} - \mathbf{C}_d) \quad (\text{D. 8})$$

$\mathbf{C}$ と $\mathbf{C}_d$ は下式のようになる。

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda + 2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda + 2\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{bmatrix} \quad (\text{D. 9})$$

$$\mathbf{C}_d = \frac{3\lambda + 2\mu}{A_{kk} + G} \begin{bmatrix} A_{11} & A_{22} & A_{33} & A_{12} & A_{23} & A_{31} \\ A_{11} & A_{22} & A_{33} & A_{12} & A_{23} & A_{31} \\ A_{11} & A_{22} & A_{33} & A_{12} & A_{23} & A_{31} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + \frac{1}{H} \begin{bmatrix} \tilde{\sigma}_{11} A_{11} & \tilde{\sigma}_{11} A_{22} & \tilde{\sigma}_{11} A_{33} & \tilde{\sigma}_{11} A_{12} & \tilde{\sigma}_{11} A_{23} & \tilde{\sigma}_{11} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{22} A_{11} & \tilde{\sigma}_{22} A_{22} & \tilde{\sigma}_{22} A_{33} & \tilde{\sigma}_{22} A_{12} & \tilde{\sigma}_{22} A_{23} & \tilde{\sigma}_{22} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{33} A_{11} & \tilde{\sigma}_{33} A_{22} & \tilde{\sigma}_{33} A_{33} & \tilde{\sigma}_{33} A_{12} & \tilde{\sigma}_{33} A_{23} & \tilde{\sigma}_{33} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{12} A_{11} & \tilde{\sigma}_{12} A_{22} & \tilde{\sigma}_{12} A_{33} & \tilde{\sigma}_{12} A_{12} & \tilde{\sigma}_{12} A_{23} & \tilde{\sigma}_{12} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{23} A_{11} & \tilde{\sigma}_{23} A_{22} & \tilde{\sigma}_{23} A_{33} & \tilde{\sigma}_{23} A_{12} & \tilde{\sigma}_{23} A_{23} & \tilde{\sigma}_{23} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{31} A_{11} & \tilde{\sigma}_{31} A_{22} & \tilde{\sigma}_{31} A_{33} & \tilde{\sigma}_{31} A_{12} & \tilde{\sigma}_{31} A_{23} & \tilde{\sigma}_{31} A_{31} \end{bmatrix} - \frac{1}{(A_{kk} + G)H} \begin{bmatrix} \tilde{\sigma}_{11} A_{11} & \tilde{\sigma}_{11} A_{22} & \tilde{\sigma}_{11} A_{33} & \tilde{\sigma}_{11} A_{12} & \tilde{\sigma}_{11} A_{23} & \tilde{\sigma}_{11} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{22} A_{11} & \tilde{\sigma}_{22} A_{22} & \tilde{\sigma}_{22} A_{33} & \tilde{\sigma}_{22} A_{12} & \tilde{\sigma}_{22} A_{23} & \tilde{\sigma}_{22} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{33} A_{11} & \tilde{\sigma}_{33} A_{22} & \tilde{\sigma}_{33} A_{33} & \tilde{\sigma}_{33} A_{12} & \tilde{\sigma}_{33} A_{23} & \tilde{\sigma}_{33} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{12} A_{11} & \tilde{\sigma}_{12} A_{22} & \tilde{\sigma}_{12} A_{33} & \tilde{\sigma}_{12} A_{12} & \tilde{\sigma}_{12} A_{23} & \tilde{\sigma}_{12} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{23} A_{11} & \tilde{\sigma}_{23} A_{22} & \tilde{\sigma}_{23} A_{33} & \tilde{\sigma}_{23} A_{12} & \tilde{\sigma}_{23} A_{23} & \tilde{\sigma}_{23} A_{31} \\ \tilde{\sigma}_{31} A_{11} & \tilde{\sigma}_{31} A_{22} & \tilde{\sigma}_{31} A_{33} & \tilde{\sigma}_{31} A_{12} & \tilde{\sigma}_{31} A_{23} & \tilde{\sigma}_{31} A_{31} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_{11} & A_{22} & A_{33} & A_{12} & A_{23} & A_{31} \\ A_{11} & A_{22} & A_{33} & A_{12} & A_{23} & A_{31} \\ A_{11} & A_{22} & A_{33} & A_{12} & A_{23} & A_{31} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{D. 10})$$

ここで、 $\lambda$ と $\mu$ はラーメ定数で、 $G$ と $H$ はそれぞれ式(5.2)と式(5.3)である。式(D.8)についてのせん断ひずみと関係する箇所は工学ひずみと対応しているのので、取り扱いに注意が必要である。また、 $A_{kk} = A_{11} + A_{22} + A_{33}$ であり、 $A_{ij}$ をベクトル表示すると以下のようなになる。

$$A_{ij} = \begin{Bmatrix} A_{11} \\ A_{22} \\ A_{33} \\ A_{12} \\ A_{23} \\ A_{31} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ \lambda \left[ (\varepsilon_{11}^e)^2 \tilde{\sigma}_{11} + (\varepsilon_{22}^e)^2 \tilde{\sigma}_{22} + (\varepsilon_{33}^e)^2 \tilde{\sigma}_{33} \right] + 2\mu (\varepsilon_{11}^e)^2 \tilde{\sigma}_{11} + (\tilde{\sigma}_{11})^2 \varepsilon_{11}^e \right\} \\ \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ \lambda \left[ (\varepsilon_{11}^e)^2 \tilde{\sigma}_{11} + (\varepsilon_{22}^e)^2 \tilde{\sigma}_{22} + (\varepsilon_{33}^e)^2 \tilde{\sigma}_{33} \right] + 2\mu (\varepsilon_{22}^e)^2 \tilde{\sigma}_{22} + (\tilde{\sigma}_{22})^2 \varepsilon_{22}^e \right\} \\ \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ \lambda \left[ (\varepsilon_{11}^e)^2 \tilde{\sigma}_{11} + (\varepsilon_{22}^e)^2 \tilde{\sigma}_{22} + (\varepsilon_{33}^e)^2 \tilde{\sigma}_{33} \right] + 2\mu (\varepsilon_{33}^e)^2 \tilde{\sigma}_{33} + (\tilde{\sigma}_{33})^2 \varepsilon_{33}^e \right\} \\ \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ 2\mu (\varepsilon_{12}^e)^2 \tilde{\sigma}_{12} + (\tilde{\sigma}_{12})^2 \varepsilon_{12}^e \right\} \\ \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ 2\mu (\varepsilon_{23}^e)^2 \tilde{\sigma}_{23} + (\tilde{\sigma}_{23})^2 \varepsilon_{23}^e \right\} \\ \frac{1}{8Y_{eq}} \left\{ 2\mu (\varepsilon_{31}^e)^2 \tilde{\sigma}_{31} + (\tilde{\sigma}_{31})^2 \varepsilon_{31}^e \right\} \end{Bmatrix} \quad (D.11)$$

式(D.10)についても工学ひずみと対応しているのので注意が必要である。

以上の構成式を式(5.6)の損傷および膨張進展条件を考慮して表計算ソフトで検算を行った。一軸圧縮状態を仮定(軸応力 $\sigma_{11}$ 以外はすべて0,  $\sigma_{22} = \sigma_{33} = 0$ )して、式(D.8)～式(D.10)を縮約して、軸ひずみ増分 $\varepsilon_{11}$ を与えて増分計算を行った。計算結果と式(4.27)の全応力と全ひずみの関係式から出した結果を比較して、軸ひずみの増分量を検討し、一軸状態が保たれているか( $\sigma_{22} = \sigma_{33} = 0$ )確認を行った。その後、表計算の結果とFEMによる一軸圧縮条件の1要素計算結果とを照らし合わせて、FEMプログラムの確認を行った。

### (c) 計算の流れ

図D-1に膨張性損傷モデルの損傷計算の流れを示す。ただし、記号左肩の $k$ は変位増分 $\dot{U}$ に対応した時刻を示している。

まず、変位 ${}^{(k)}\dot{U}$ を与えて、損傷が発生していない場合は前ステップの損傷変数 ${}^{(k-1)}D$ による弾性マトリックス $\mathbf{C}({}^{(k-1)}D)$ でFEM計算を行い、発生している場合は膨張性損傷弾性マトリックス $\mathbf{C}_d({}^{(k-1)}D)$ で計算を行う。損傷が発生していない場合(図

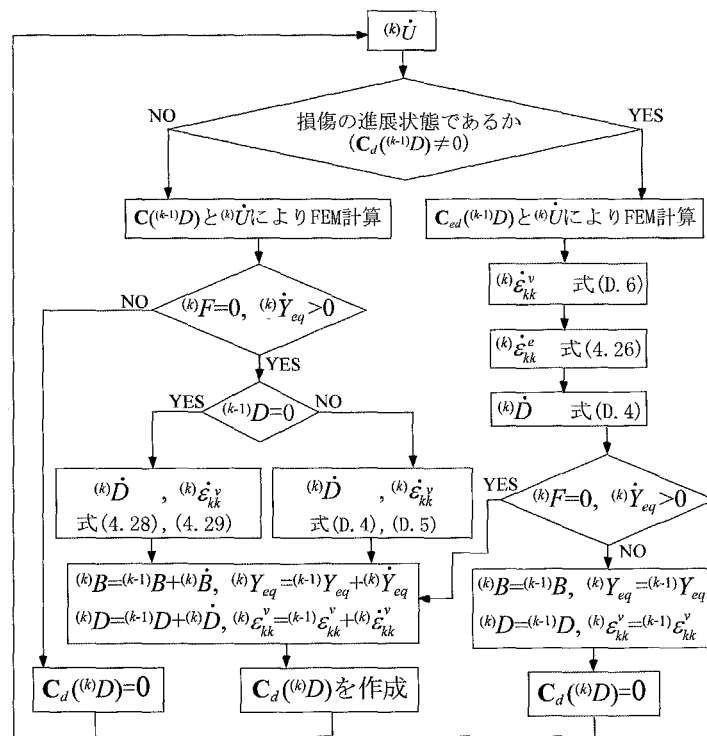


図 D-1 膨張性損傷モデルの損傷

D-1 左) は、その後、損傷進展するか判定 (式(5.6)) を行い、進展しない場合は次のステップも弾性計算 ( $C^{(k)D}$ ) となる。損傷進展する場合は損傷変数  $^{(k)}\dot{D}$  と膨張ひずみ  $^{(k)}\dot{\epsilon}_{kk}^v$  を計算するが、前ステップで損傷変数が 0 のときは式(4.28)および式(4.29)により計算を行い、損傷変数がある場合は式(D.4)と式(D.5)により  $^{(k)}\dot{D}$  と  $^{(k)}\dot{\epsilon}_{kk}^v$  を計算する。損傷変数が 0 の場合は式(D.4)が解けないので、式(4.28)で計算を行うこととした。損傷進展する場合は損傷変数  $^{(k)}D$ 、膨張ひずみ  $^{(k)}\epsilon_{kk}^v$ 、損傷ポテンシャル  $^{(k)}B$  および相当損傷共役力  $^{(k)}Y_{eq}$  を更新して、 $C_d(^{(k)}D)$  を計算することにより次のステップは損傷計算となる。

また、損傷進展状態である場合 (図 D-1 右) は、全ひずみ  $^{(k)}\dot{\epsilon}_{ij}$  に膨張ひずみ  $^{(k)}\dot{\epsilon}_{kk}^v$  が含まれるために、まず膨張ひずみを計算し、全ひずみから  $^{(k)}\dot{\epsilon}_{kk}^v$  を引くことで弾性ひずみ  $^{(k)}\dot{\epsilon}_{ij}^e$  を算出して相当損傷共役力  $^{(k)}\dot{Y}_{eq}$  を求める。次に、損傷進展するかを判定して、進展する場合は損傷変数等 ( $^{(k)}D$ ,  $^{(k)}Y_{eq}$ ,  $^{(k)}B$ ,  $^{(k)}\epsilon_{kk}^v$ ) の更新を行い、 $C_d(^{(k)}D)$  により次のステップは損傷計算を行う。損傷進展状態で FEM 計算を行い、その結果、損傷進展はしないと判定された場合、求めた相当損傷共役力  $^{(k)}\dot{Y}_{eq}$  は負になり、マイ

ナスの損傷変数が発生するので、損傷変数の更新は行わず、前のステップの損傷変数を現ステップの損傷変数とする。同様に  ${}^{(k)} Y_{eq}$ ,  ${}^{(k)} B$  そして  ${}^{(k)} \varepsilon_{kk}^v$  も前のステップの値にする。この場合、次の計算は弾性計算 ( $\mathbf{C}({}^{(k)} D)$ ) となる。

## 謝 辞

本論文は、岩手大学大学院修士課程、京都大学研究生、京都大学大学院博士後期課程および助手として採用されてから今日に至るまでの研究成果をまとめたものです。

本論文をまとめるにあたって終始ご指導、ご鞭撻を賜りました京都大学青山咸康教授、笈田昭教授、河地利彦教授に深く感謝申し上げます。

青山先生には、京都大学研究生で施設機能工学分野に来て以来ご指導を賜りました。私のような人間を研究室において下さり、申し訳なく感じております。図々しい自分を恥じるばかりです。その上、研究者として育てようと、このような環境に置いていただき、心から感謝いたします。本論文の作成に当たっては、文章の体を成していなかったものを、丁寧に校正していただきました。重ねて感謝申し上げます。

河地先生、笈田先生は、ご多忙の中、本論文をととても丁寧に校正して下さいました。研究についての貴重なご意見・ご指導に深く感謝申し上げます。

貴重な時間を割いて学識確認をしていただいた京都大学三野徹教授、梅田幹雄教授に深く感謝申し上げます。

京都大学小林晃助教授には、岩手大学の研究室配属の時より今までの間、真剣に、丁寧に、繰り返し、研究の基本を教えていただきました。岩手大学の頃は手取り足取り実験や解析について易しいところから教えていただきました。京都大学に来てからも、研究の方向性や目標を設定していただき、それに導かれて本論文は作成されました。本論文に褒められるところがあるとすれば、それは小林先生のおかげです。とても償えるものではありませんが、本当にありがとうございました。また、いかなる状況でも最善を尽くそうとする気持ちを育てていただきありがとうございました。

京都大学木山正一助手には、実験の時に何かとお世話になりました。急ぎで実験資材が必要な時、とても無理なお願いをしたことが多々ありました。この場をお借りしてお詫び申し上げます。また、助手に採用されて今まで、どうすれば良いのか

何かと不安でしたが、色々と教えていただき、とても助かりました。ありがとうございました。

岩手大学に所属していた時は、株式会社地層科学研究所の細野賢一さん、社団法人地盤工学会の日向弘恵さんに大変お世話になりました。京都大学に所属してからは、京都大学外国人特別研究委員（学術振興会）の Shemsu Kemal Andeta さん、神戸大学の井上一哉先生、株式会社ラティスの塚田泰博さんに大変お世話になりました。また、施設機能工学分野の皆さんの笑顔に大変助けられました。ありがとうございました。

本当に多くの方々にお世話になり、ご迷惑をお掛けしてきました。本論文を完成させたのは、皆さんのおかげであると痛感しております。

最後に、博士後期課程進学という自分のわがままを許してくれた両親に深く感謝します。