

博士論文（要約）

気液二相流体存在下における砂岩の多孔質弾性挙動

後藤 宏樹

## 要旨

化石燃料資源開発，地熱資源開発，地下水利用，二酸化炭素地中貯留，放射性廃棄物地層処分などの地圏の開発・利用は，人類の持続可能な発展の観点から今後もその重要性を増していくと予想される。地圏の開発・利用においては，事業の実施に伴い地下岩盤が変形する。岩盤変形は地表面変動や地下流体の漏洩などを引き起こしうるが，それらは制御・予防することが求められ，そのためには岩盤変形を予測・把握することが必要となる。岩盤変形の予測・把握にあたっては，二相流動・変形連成過程に基づく検討が有効となる場合があると考えられる。ところが，自然界で発生する岩盤変形は岩盤の不均質性等に起因して複雑なものとなるため，それを理解することは必ずしも容易ではない。このような場合，室内実験を用いて対象となる現象の特徴を見出し，それに基づき岩盤変形の解釈を試みることは有効なアプローチの一つになると考えられる。以上を踏まえて，本研究では特に二酸化炭素地中貯留や放射性廃棄物地層処分において発生すると想定される水で飽和した岩盤に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩盤変形の理解を目指し，室内実験による岩石変形・間隙流体流動の観察，二相流動・変形連成シミュレーションによる実験結果の説明，今後の検討事項の抽出およびその検討方法の提案を行った。

まず，室内実験により上述のプロセスにおける岩石変形・間隙流体流動を観察した。実験では，岩石試料として層理面に垂直な方向にコア抜きした円柱形Berea砂岩試料を用い，実験装置として通水ラインを備え付けた三軸圧縮試験装置を用いた。ここでは，二酸化炭素地中貯留において帽岩に二酸化炭素が浸入した場合の帽岩の変形を検討することを想定し，静水圧応力条件下において水で飽和した岩石試料に対して下端から圧縮空気を浸入させる実験を実施した。実験実施時には試料中央部分における軸ひずみと周ひずみおよび試料上端からの排水量を計測した。圧縮空気の浸入開始後，試料中央部分は軸方向と周方向ともに大きく伸びた後単調に伸びた。また，軸ひずみのみ空気のブレイクスルーが発生する前に急激に増加した。単位時間あたりの排水量は空気の浸入開始後大きく増加した後単調に増加した。なお，空気のブレイクスルーが発生した後は，試料上部に設置したエンドキャップ内配管において毛細管現象が発生し，適切な実験条件下において実験を実施できていなかったと考えられた。そのため，本研究においては空気のブレイクスルーが発生する前の実験結果のみを検討の対象とした。

次に，実験結果を再現することを目的として数値シミュレーションを実施した。ここでは，まずパラメータフィッティングにより実験結果を再現するパラメータセットの取得を試みた。試料に対して等方性材料モデルを適用した場合は，すべての実験結果を再現する単一のパラメータセットを得ることができなかった。このことは試料の多孔質弾性係数の異方性に起因すると考えられたため，次に試料に対して面内等方性材料モデルを適用し，再度パラメータセットの取得を試みた。その結果，すべての実験結果を再現するパラメータセットが得られた。ここで得られたパラメータ値は本研究で得られた実測値もしくは既

往研究で得られた結果と整合しており、このことは既往の二相流動・変形連成理論は室内実験で観察された二相流動・変形連成現象を説明するというを示している。また、本研究で実施したような室内実験とその数値シミュレーションを組み合わせた検討を行うことにより、一部のパラメータを推定できる可能性があると言える。ここでは最後に、実験結果を再現する数値シミュレーションから得られた計算結果に基づき、ひずみと排水量の実験結果の特徴を説明した。空気の浸入開始後に試料中央部分が軸方向と周方向ともに大きく伸びた後単調に伸びたことと単位時間あたりの排水量が大きく増加した後単調に増加したことは、試料内部における水と空気の圧力分布の時間変化から説明された。また、圧力分布の時間変化は試料内部への空気の浸入の早さと試料上端からの排水の早さの相対的な関係から決定されると考えられた。さらに、空気のブレイクスルー発生前に軸ひずみが急激に増加したのは、試料中央部分に空気が浸入した後に、ひずみの適合条件に基づき試料中央部分が軸方向に伸びたためであると説明された。

最後に、今後検討が必要となる事項の抽出とその検討方法の提案を行った。ここでは、今後の検討事項としてBishopの有効応力係数の水飽和度依存性が岩盤変形に与える影響と二相流体存在下における泥岩の変形挙動の検討が挙げられ、それらを検討するための実験方法としてそれぞれ圧縮空気の浸入開始後定常状態に至るまでの実験と泥岩試料を用いた実験が考えられた。これらの実験に対しては、数値シミュレーションによりその実施の必要性を検討した。まず、空気の浸入開始後定常状態に至るまでの実験の数値シミュレーションからは、Bishopの有効応力係数の水飽和度依存性が試料の変形に与える影響は空気のブレイクスルー発生後時間の経過とともにより顕著になることが示された。この結果は、仮に空気のブレイクスルー発生前の試料の変形を説明することができたとしても、Bishopの有効応力係数の水飽和度依存性の設定に誤りがある場合はその後定常状態に至るまでの変形の予測において誤りが引き起こされる可能性があることを示唆している。従って、今後空気の浸入開始後定常状態に至るまでの実験を実施し、Bishopの有効応力係数の水飽和度依存性が岩石変形に与える影響を明らかにする必要があると言える。ここでは、空気のブレイクスルー発生後の実験を実施するための実験方法を新たに考案するとともに、そのために必要となる大口径エンドキャップの開発も行った。次に、泥岩試料を用いた実験の数値シミュレーションからは、この条件下においては試料内部への空気の浸入が試料上端からの排水よりも早く、試料内部の空気が浸入していない領域の水圧が時間の経過とともに大きくなるため、その領域のひずみが大きく増加することが示された。この結果は、二酸化炭素地中貯留において帽岩に二酸化炭素が浸入した場合には、二酸化炭素が浸入していない領域においても帽岩が大きく変形することを示唆している。従って、今後泥岩試料を用いた実験を実施し、このような変形が実際に発生しうるのかどうかを明らかにする必要があると言える。

本研究で得られた結果は、今後推進されていくであろう二酸化炭素地中貯留や放射性廃棄物地層処分において発生する岩盤変形の予測・把握・制御に貢献するものとなることが

期待される。今後の展開としては、室内実験に基づき、**Bishop**の有効応力係数の水飽和度依存性が岩石変形に与える影響と二相流体存在下における泥岩の変形挙動を検討することが挙げられる。



## 目次

要旨.....	i
目次.....	v
図目次.....	vii
表目次.....	viii
1. 序論.....	1
1.1. 本研究の背景.....	1
1.1.1. 二相流動・変形連成過程に基づく岩盤変形の理解.....	1
1.1.2. 室内実験を用いた岩盤変形の検討.....	2
1.1.3. 水で飽和した岩盤に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩盤変形.....	4
1.2. 本研究の目的.....	4
1.3. 本論文の構成.....	5
2. 二相流動・変形連成理論.....	7
2.1. 本章の概要.....	7
2.2. 二相流体存在下における多孔質弾性体の構成関係式.....	7
2.3. 多孔質弾性係数の整理.....	8
2.4. Bishop の有効応力係数の濡れ相飽和度依存性.....	11
3. 実験方法.....	15
3.1. 実験の内容.....	15
3.2. 岩石試料.....	16
3.2.1. 岩石の選定.....	16
3.2.2. 岩石試料の作製.....	17
3.2.3. 岩石試料の物性値.....	19
3.3. 実験装置.....	21
3.4. 実験条件.....	22
3.4.1. 背圧と圧縮空気の圧力の差.....	23
3.4.2. Terzaghi 有効応力.....	23
3.5. 実験の手順.....	25
4. 試料の物性値計測と室内実験の結果.....	27
4.1. 試料の物性値計測.....	27
4.1.1. 絶対浸透率.....	27
4.1.2. 多孔質弾性係数.....	27
4.1.3. 試料の異方性.....	30
4.2. 空気の圧入実験.....	32
4.2.1. 排水量.....	32

4.2.2.	ひずみ .....	32
4.3.	本章のまとめ .....	33
5.	室内実験の数値シミュレーション .....	35
5.1.	本章の概要 .....	35
5.2.	数値シミュレータの概要 .....	35
5.3.	モデル・初期条件・境界条件の設定 .....	37
5.4.	等方性材料モデルを用いた検討 .....	39
5.4.1.	パラメータ設定 .....	39
5.4.2.	実験結果と計算結果の比較 .....	42
5.5.	面内等方性材料モデルを用いた検討 .....	42
5.5.1.	パラメータ設定 .....	42
5.5.2.	実験結果と計算結果の比較 .....	47
7.	総括 .....	113
	謝辞 .....	117
	参考文献 .....	119

## 図目次

図 1.1	室内実験を用いた岩盤変形の検討のスキームを示した概念図.....	3
図 2.1	Bishop の有効応力係数と水飽和度の関係の実測値 .....	12
図 3.1	二酸化炭素地中貯留において二酸化炭素が地下に留め置かれている状況を示した概念図.....	15
図 3.2	実験の内容を示した概念図.....	16
図 3.3	円柱形に成型した Berea 砂岩試料.....	18
図 3.4	円柱形試料に対するひずみゲージの貼付位置を示した概念図.....	19
図 3.5	Berea 砂岩に対する水—空気系の毛細管圧力と水飽和度の関係 .....	21
図 3.6	三軸圧縮試験装置と配管系統を示した概念図 .....	22
図 3.7	様々な Terzaghi 有効応力条件下における Berea 砂岩の圧縮率 .....	24
図 3.8	様々な Terzaghi 有効応力条件下における Berea 砂岩の層理面に平行な方向の線圧縮率に対する層理面に垂直な方向の線圧縮率の比.....	25
図 4.1	排水条件における等方圧縮試験と一軸圧縮試験から得られた結果.....	29
図 4.2	排水条件における等方圧縮試験から得られた結果 .....	31
図 4.3	試料上端からの排水量の計測結果.....	33
図 4.4	空気のブレイクスルー発生後にエンドキャップ内配管において発生する毛細管現象を示した概念図.....	33
図 4.5	試料中央部分におけるひずみの計測結果.....	34
図 5.1	数値シミュレーションで設定したメッシュ構造と境界条件 .....	38
図 5.2	等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおいて設定した Bishop の有効応力係数と水飽和度の関係と Dolald (1961), Bishop and Blight (1963), Escario et al. (1989) が計測したその関係 .....	41
図 5.3	等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおいて設定した相対浸透率と水飽和度の関係と Oak et al. (1990) と Tang and Firoozabadi (2000) が計測したその関係.....	41
図 5.4	Bv-2 の試料中央部分における軸ひずみ, 周ひずみ, 体積ひずみ, 単位時間あたりの試料上端からの排水量の実験結果と等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションから得られた計算結果の比較.....	43
図 5.5	Bv-6 の試料中央部分における軸ひずみ, 周ひずみ, 体積ひずみ, 単位時間あたりの試料上端からの排水量の実験結果と等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションから得られた計算結果の比較.....	44
図 5.6	Bv-2 と Bv-6 の試料中央部分における軸ひずみ, 周ひずみ, 単位時間あたりの試料上端からの排水量の実験結果と面内等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションから得られた計算結果の比較.....	48



## 表目次

表 3.1 Berea 砂岩試料の物性値 .....	20
表 4.1 Berea 砂岩試料の絶対浸透率の計測結果.....	27
表 4.2 Berea 砂岩試料の多孔質弾性係数の計測結果 .....	30
表 4.3 Berea 砂岩試料の線圧縮率の計測結果 .....	31
表 5.1 等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおいて設定した軸ひずみ, 周ひずみ, 体積ひずみの実験結果をそれぞれ再現するパラメータの値 .....	40
表 5.2 面内等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおいて設定したパラ メータの値と Tokunaga et al. (1998) と Hart (2000) が得たパラメータの値	47

# 1. 序論

## 1.1. 本研究の背景

### 1.1.1. 二相流動・変形連成過程に基づく岩盤変形の理解

化石燃料資源開発，地熱資源開発，地下水利用，二酸化炭素地中貯留，放射性廃棄物地層処分などの地圏の開発・利用は，人類の持続可能な発展の観点から今後もその重要性を増していくと予想される。これらの事業においては，具体的には地下からの流体の採取，地下への流体の圧入，地下岩盤の掘削などの作業が実施される。そのため，事業の実施時には地下流体の圧力や岩盤内の応力が変化し，結果として岩盤が変形もしくは条件によっては破壊する。岩盤の変形・破壊は，例えば地表面変動，地震の発生，地表面への流体漏洩などの現象を引き起こしうる。従って，地圏の開発・利用においては，それらの現象を制御もしくは予防するために，事業の実施に伴い発生する岩盤の変形・破壊の理解が必要となる。

岩盤を構成する岩石はそれが持つ性質やそれが置かれている条件に依存して異なる変形・破壊挙動を示す（例えば，Jaeger et al., 2007; Paterson and Wong, 2010）。本論文では，岩盤の変形・破壊のうち弾性変形を取り扱うこととし，特に断らない限り「変形」は弾性変形を指すこととする。弾性変形に特に注目する理由は，地圏の開発・利用におけるその理解の重要性にある。すなわち，地圏の開発・利用においては，塑性変形や破壊の発生を防ぐために岩盤変形を可能な限り小さく制御することが想定される。この場合，理想的には岩盤は弾性変形すると考えられるため，弾性変形を理解することは岩盤変形の制御の観点から重要となる。また，岩石に対しては弾性変形領域における変形が大きくなり降伏した後には塑性変形や破壊が発生する（例えば，Jaeger et al., 2007）ことを鑑みると，塑性変形や破壊の発生の予防の観点からも弾性変形の理解は重要になると考えられる。さらには，将来的に塑性変形や破壊を理解するにあたっては，弾性変形に対する理解を拡張することにより塑性変形や破壊を理解するための手がかりが得られると期待される。

岩盤変形と間隙流体流動は各々が互いに影響を及ぼし合うプロセスであるため，現象の理解にあたっては両者の連成過程に基づく検討が適切なアプローチとなる。実際，Biot (1941) によって導入された間隙流体流動と多孔質弾性体の変形を連成させた理論である多孔質弾性論は，岩盤変形や流体流動に関する様々な検討において適用されてきている（例えば，Wang, 2000; 徳永, 2006）。多孔質弾性論に基づく検討がなされた事例としては，石油生産に伴う地盤変形 (Geertsma, 1966)，鉄道通過に伴う間隙水圧変化 (Meinzer, 1928)，気圧変動や潮汐に伴う間隙水圧変化 (Bredehoeft, 1967; 細谷・徳永, 2003; 浦越ほか, 2005) などが挙げられる。また，室内実験から得られたデータの解析においても適用例があり，例えば，透水試験時に計測された岩石試料のひずみと間隙水圧のデータを多孔質弾性論に基づき解

析することにより試料の透水係数と貯留係数を推定した例 (Hart and Wang, 2001; Tokunaga et al., 2002) がある。

ところで、上述の事例においては、間隙流体が単相の流体で構成される場が想定されていたため、単相流動・変形連成過程に基づく検討がなされてきた。一方で、地圏の開発・利用においては、間隙流体が多相の流体から構成される場合が多く想定される。例えば、化石燃料資源開発においては地下から石油・天然ガス・地層水が採取される。また、二酸化炭素地中貯留においては帯水層に対して二酸化炭素を圧入することになる。放射性廃棄物地層処分においては地下坑道を掘削する際に岩盤に空気が流入し、多相流体が存在する領域が形成される。従って、これらの例においては、間隙流体流動を多相流動として捉えた上での検討がより適切である。単相流体存在下を想定した例において観測データや実験データが多孔質弾性論に基づきよく説明されてきたことを鑑みると、多相流体存在下における間隙流体流動と岩盤変形の理解にあたっては、多相流動・変形連成過程に基づく検討が有効なアプローチとなることが予想される。

実際、近年、地圏の開発・利用に伴う岩盤変形に関して、二相流動・変形連成過程に基づく数値シミュレーションによる検討が進められつつある。例えば、アルジェリアの *In Salah* で実施されている二酸化炭素地中貯留の実証試験においては、地下への二酸化炭素の圧入に伴う地表面変動の観測データが、二相流動・変形連成過程に基づく数値モデリングにより解析されている (Rutqvist et al., 2010; Rinaldi and Rutqvist, 2013)。また、アメリカの *Yucca Mountain* においては、地下坑道の掘削に伴う岩盤変形が観測されており、そのデータの解析に二相流動・変形連成過程に基づく数値シミュレーションが用いられている (Rutqvist et al., 2005)。その他にも、地下水利用に伴う地盤沈下モデリング (Kihm et al., 2007) などの実施例がある。なお、ここに挙げた例はいずれも多相流動のうちで最も単純であると思われる二相流動を扱っている。実際の地圏の開発・利用においても、間隙流体が二相の流体で構成される場が想定されるケースは多いと考えられることから、本論文においても二相流動・変形連成過程に焦点を絞ることとする。

### 1.1.2. 室内実験を用いた岩盤変形の検討

前項で述べたように、地圏の開発・利用に伴う岩盤変形を理解するにあたっては、二相流動・変形連成過程に基づく検討が有効になる場合があると考えられる。一方で、仮にそれが二相流動・変形連成過程に基づく検討が有効となるケースであったとしても、実フィールドで発生する岩盤変形を理解することは必ずしも容易ではない。なぜなら、岩盤は不均質であり、特に岩盤内には亀裂・断層などが存在する場合は、岩盤変形は複雑なものとなるためである。また、岩盤変形の検討にあたって必要となる原位置の自然条件を詳細に把握することは容易ではなく、このことは検討における不確かさを生むこととなる。

このような場合、室内実験を用いた検討が岩盤変形の解釈にあたり有効なアプローチに

なる。図 1.1 にこの検討のスキームを示す。この検討においては、まず実フィールドで発生する岩盤変形を解釈するにあたり検討事項が抽出される（図 1.1 中の①）。ここで、検討事項に対応した内容の室内実験を実施することにより、対象とする現象の特徴の抽出が試みられる（図 1.1 中の②）。ここに、現象の特徴の抽出にあたり実フィールドにおける検討と比較して室内実験が有利な点としては以下が挙げられる。

- (1) 代表体積より大きい体積を持つ岩石試料に対しては、バルクとして均質性を仮定することが妥当な場合がある（例えば、マクロスケールの亀裂等が見当たらない試料の使用など）。
- (2) 応力、間隙流体圧、温度などの岩石の変形に影響を与える諸条件を一定のレベルで制御することが可能である。
- (3) 変形や流体流動に関して明確な初期条件・境界条件を設定することが可能である。
- (4) 応力、変形、間隙流体圧などの精密な計測が可能であり、また、計測点の設置場所や設置数に関する自由度が高い。

その後、室内実験により抽出された現象の特徴に基づき、実フィールドで発生する岩盤変形の解釈が試みられる（図 1.1 中の③）。なお、岩盤変形の解釈にあたっては、新たな検討事項が抽出される。そのような場合は、再度室内実験を用いた現象の特徴の抽出がなされることとなる。すなわち、図 1.1 中の①から③は、最終的に岩盤変形の解釈が十分なものであると判断されるまで繰り返されることとなる。

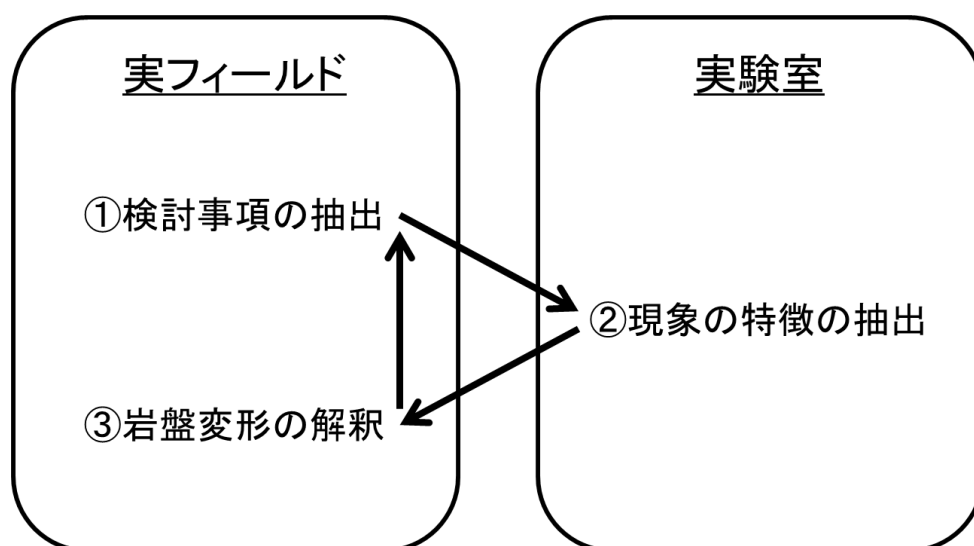


図 1.1 室内実験を用いた岩盤変形の検討のスキームを示した概念図

### 1.1.3. 水で飽和した岩盤に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩盤変形

1.1.1 でいくつかの例を挙げたように、地圏の開発・利用においては作業内容に応じてさまざまな二相流動・変形連成現象が発生することが想定される。本研究では、そのうち水で飽和した岩盤に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩盤変形を取り扱う。このプロセスは、二酸化炭素地中貯留において水で飽和した岩盤に超臨界状態の二酸化炭素が浸入するプロセスや放射性廃棄物地層処分で実施される地下坑道掘削において水で飽和した岩盤に空気が浸入するプロセスと同様のプロセスである。従って、このプロセスにおける岩盤変形を理解することは、二酸化炭素地中貯留や放射性廃棄物地層処分において発生する岩盤変形の予測・把握・制御の観点から重要となる。

水で飽和した岩石試料に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける試料の変形を室内実験により観察した既往研究はいくつか存在するものの、それらにおいては実験の目的の違いから試料の変形に関する詳細な議論はなされていない。例えば、Xue and Ohsumi (2004) と 薛・大隅 (2005) は水で飽和した円柱形の多胡砂岩試料に対して下端から液相・気相・超臨界状態の二酸化炭素をそれぞれ圧入する実験を実施し、その際の試料のひずみと弾性波速度のデータを取得した。これらの研究においては、二酸化炭素の圧入に伴う弾性波速度の変化に関する検討が主であったため、試料のひずみ挙動に関する詳細な考察はなされていない。また、Angeli et al. (2009) と Skurtveit et al. (2012) は、塩水で飽和した頁岩試料に対して下端から超臨界状態の二酸化炭素を圧入する実験を実施し、その際の試料のひずみを計測した。これらの研究においては、二相流動・変形連成現象を示すデータが得られてはいるものの、二相流動・変形連成過程に基づく特別な考察はなく、実験データの定量的な解析もなされていない。

## 1.2. 本研究の目的

以上に述べたように、地圏の開発・利用に伴う岩盤変形を理解するにあたっては、二相流動・変形連成過程に基づく検討が有効になる場合があると考えられる。また、実フィールドで発生する複雑な岩盤変形を解釈するにあたっては、室内実験を用いた検討が有効になると考えられる。さらに、地圏の開発・利用において発生しうるさまざまな二相流動・変形連成現象のうち、水で飽和した岩盤に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩盤変形を理解することは、二酸化炭素地中貯留や放射性廃棄物地層処分において発生する岩盤変形の予測・把握・制御の観点から重要となる。以上を踏まえて、本研究では室内実験に基づき水で飽和した岩盤に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩盤変形を理解することを研究の目的とする。

具体的には、まず室内実験により水で飽和した岩石試料に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩石変形と間隙流体流動を観察し、現象の特徴を見出す。次に、実験結果を再

現することを目的として二相流動・変形連成シミュレーションを実施し、さらに得られた計算結果に基づき実験で見出された現象の特徴の説明を試みる。最後に、数値シミュレーションを用いた検討により今後検討が必要となる事項を抽出するとともに、その検討方法を提案する。

### 1.3. 本論文の構成

まず、第 2 章において二相流動・変形連成シミュレーションで必要となる二相流動・変形連成理論を整理する。ここでは、二相流体存在下における多孔質弾性体の構成関係式を示すとともに、構成関係式中に現れるパラメータの一つである **Bishop** の有効応力係数の濡れ相飽和度依存性の定式化に関して述べる。第 3 章では、水で飽和した岩石試料に圧縮性流体を浸入させる実験について、実験で用いる岩石試料に関する情報、実験装置、実験条件および手順について述べる。第 4 章では、岩石試料の物性値計測と室内実験の結果を整理し、岩石変形と間隙流体流動の特徴を抽出する。第 5 章では、実験結果を再現する数値シミュレーションを実施し、得られた計算結果に基づき実験で見出された現象の特徴を説明する。第 6 章では、数値シミュレーションを用いた検討により、今後検討が必要となる事項を抽出するとともにその検討方法を提案する。最後に、第 7 章では本論文の内容を総括する。



## 2. 二相流動・変形連成理論

### 2.1. 本章の概要

本章では、二相流動・変形連成理論を整理する。まず、Coussy (2007) と Aichi and Tokunaga (2011) が導出した二相流体存在下における多孔質弾性体の構成関係式を示す。次に、第5章でこの構成関係式に基づく数値シミュレーションを実施することを踏まえて、等方性材料と面内等方性材料に対する多孔質弾性係数を整理する。最後に、構成関係式中に現れるパラメータの一つである Bishop の有効応力係数の濡れ相飽和度依存性の定式化に関して述べる。なお、本章では、応力、ひずみ、圧力に関して、特に断らない限りは任意の時間における値に対する増分で表す。また、応力は引張を正、ひずみは伸びを正とする。

### 2.2. 二相流体存在下における多孔質弾性体の構成関係式

Coussy (2007) は熱力学的考察に基づき二相流体存在下における多孔質弾性体の構成関係式を導出した。その後、Aichi and Tokunaga (2011) は、その構成関係式を異方性多孔質弾性体の構成関係式にまで拡張するとともに、構成関係式中に現れるパラメータが既存の実験技術により取得可能であることを示した。さらに、Ghabezloo and Hemmati (2011) と Aichi and Tokunaga (2012) による拡張を経て、現時点においては多相流体存在下における多孔質体のフレームワークを構成する固体粒子が均質でない異方性多孔質弾性体の構成関係式までが導出されている。

Aichi and Tokunaga (2012) に基づけば、二相流体存在下における異方性多孔質弾性体の構成関係式は、

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} - \alpha_{wF_{ij}} p_{wF} - \alpha_{nwF_{ij}} p_{nwF} \quad (2.1)$$

$$\varphi_{wF} = \alpha_{wF_{ij}} \varepsilon_{ij} + L_{wFwF} p_{wF} + L_{wFnwF} p_{nwF} \quad (2.2)$$

$$\varphi_{nwF} = \alpha_{nwF_{ij}} \varepsilon_{ij} + L_{nwFwF} p_{wF} + L_{nwFnwF} p_{nwF} \quad (2.3)$$

と書き表される。ここに、 $\sigma_{ij}$  は全応力テンソル、 $\varepsilon_{ij}$  はひずみテンソル、 $p_I$  は  $I$  相流体の圧力、 $\varphi_I$  は  $I$  相流体が占める間隙の間隙率の増分、 $C_{ijkl}$  は排水条件における弾性係数テンソル、 $\alpha_{I_{ij}}$  は  $I$  相飽和度に依存する  $I$  相流体に関する有効応力係数テンソル、 $L_{IJ}$  は  $J$  相流体の圧力上昇に伴う  $I$  相流体が占める間隙の変形を記述するその間隙の圧縮率であり、下付き文字  $wF$  と  $nwF$  はそれぞれ濡れ相流体と非濡れ相流体を表す。また、 $L_{IJ}$  は、



$$L_{IJ} = \frac{N_I N_J}{\sum_{K=1}^2 N_K} \quad (2.4)$$

である (Aichi and Tokunaga, 2012)。ここに,  $N_I$  は  $I$  相飽和度に依存する係数で,

$$N_I \equiv (\alpha_{I_{ij}} - \beta \phi_0 S_I \delta_{ij}) C_{ijkl}^{-1} (\delta_{kl} - \alpha_{kl}) \quad (2.5)$$

と定義される (Aichi and Tokunaga, 2012)。ここに,  $\phi_0$  は間隙率,  $S_I$  は  $I$  相飽和度,  $\alpha_{ij}$  は Biot-Willis 係数テンソル,  $\delta_{ij}$  は Kronecker の delta である。また,  $\beta$  は unjacketed 試験 (例えば, Wang, 2000) において計測される間隙の体積弾性率  $K_\phi$  に対する固体粒子部分の体積弾性率  $K_s$  の比 (Ghabezloo and Hemmati, 2011) である (式(2.6))。

$$\beta = \frac{K_s}{K_\phi} \quad (2.6)$$

多孔質体のフレームワークを構成する固体粒子が均質である場合は  $\beta = 1$  である (Ghabezloo and Hemmati, 2011) ため, その場合は,

$$N_{wF} = (\alpha_{wF_{ij}} - \phi_0 S_{wF} \delta_{ij}) C_{ijkl}^{-1} (\delta_{kl} - \alpha_{kl}) \quad (2.7)$$

$$N_{mwF} = (\alpha_{mwF_{ij}} - \phi_0 S_{mwF} \delta_{ij}) C_{ijkl}^{-1} (\delta_{kl} - \alpha_{kl}) = [\alpha_{mwF_{ij}} - \phi_0 (1 - S_{wF}) \delta_{ij}] C_{ijkl}^{-1} (\delta_{kl} - \alpha_{kl}) \quad (2.8)$$

である。また,  $\alpha_{wF_{ij}}$  と  $\alpha_{mwF_{ij}}$  はそれぞれ

$$\alpha_{wF_{ij}} = \alpha_{ik} \chi_{kj} \quad (2.9)$$

$$\alpha_{mwF_{ij}} = \alpha_{ik} (\delta_{kj} - \chi_{kj}) \quad (2.10)$$

と書き表される (Aichi and Tokunaga, 2011; 2012)。ここに,  $\chi_{ij}$  は Bishop の有効応力係数テンソルである。すなわち, 二相流体存在下における多孔質弾性体の変形は, 21 個の排水条件における弾性係数, 6 個の Biot-Willis 係数, 6 個の Bishop の有効応力係数および間隙率により記述される。

### 2.3. 多孔質弾性係数の整理

第 5 章において以上に示した二相流体存在下における多孔質弾性体の構成関係式に基づく数値シミュレーションを実施することを踏まえて, ここでは等方性多孔質弾性体および面内等方性多孔質弾性体に対して, 排水条件における弾性係数マトリックス  $\mathbf{C}^{-1}$ , Biot-Willis 係数テンソル  $\mathbf{a}$ , Bishop の有効応力係数テンソル  $\boldsymbol{\chi}$  を一般的な多孔質弾性係数を用いて行列表記で整理する。まず, 式(2.1)は,

$$\varepsilon_{ij} = C_{ijkl}^{-1} \sigma_{kl} + C_{ijkl}^{-1} \alpha_{wF_{kl}} p_{wF} + C_{ijkl}^{-1} \alpha_{nwF_{kl}} p_{nwF} \quad (2.11)$$

と変形できる。次に、以下のように行列とベクトルを定義する。

$$\boldsymbol{\sigma} \equiv [\sigma_{xx} \quad \sigma_{yy} \quad \sigma_{zz} \quad \sigma_{xy} \quad \sigma_{yz} \quad \sigma_{zx}]^t \quad (2.12)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon} \equiv [\varepsilon_{xx} \quad \varepsilon_{yy} \quad \varepsilon_{zz} \quad \varepsilon_{xy} \quad \varepsilon_{yz} \quad \varepsilon_{zx}]^t \quad (2.13)$$

$$\boldsymbol{\alpha} \equiv [\alpha_{xx} \quad \alpha_{yy} \quad \alpha_{zz} \quad \alpha_{xy} \quad \alpha_{yz} \quad \alpha_{zx}]^t \quad (2.14)$$

$$\boldsymbol{\chi} \equiv [\chi_{I_{xx}} \quad \chi_{I_{yy}} \quad \chi_{I_{zz}} \quad \chi_{I_{xy}} \quad \chi_{I_{yz}} \quad \chi_{I_{zx}}]^t \quad (2.15)$$

$$\boldsymbol{\alpha}_I \equiv [\alpha_{xx} \chi_{I_{xx}} \quad \alpha_{yy} \chi_{I_{yy}} \quad \alpha_{zz} \chi_{I_{zz}} \quad \alpha_{xy} \chi_{I_{xy}} \quad \alpha_{yz} \chi_{I_{yz}} \quad \alpha_{zx} \chi_{I_{zx}}]^t \quad (2.16)$$

$$\boldsymbol{\delta} \equiv [1 \quad 1 \quad 1 \quad 0 \quad 0 \quad 0]^t \quad (2.17)$$

すなわち、式(2.2)、式(2.3)、式(2.4)、式(2.11)より、以下の式が得られる。

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{C}^{-1} \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{C}^{-1} \sum_{I=1}^2 \boldsymbol{\alpha}_I p_I \quad (2.18)$$

$$\varphi_I = \boldsymbol{\alpha}_I^t \boldsymbol{\varepsilon} + \sum_{J=1}^2 \frac{N_I N_J}{\sum_{K=1}^2 N_K} p_J \quad (2.19)$$

$$N_I = (\boldsymbol{\alpha}_I^t - \phi_0 S_I \boldsymbol{\delta}^t) \mathbf{C}^{-1} (\boldsymbol{\delta} - \boldsymbol{\alpha}) \quad (2.20)$$

ここに、上付き文字  $t$  は転置行列を表す。

多孔質体に対して等方性材料モデルを適用すると、 $\mathbf{C}^{-1}$ 、 $\boldsymbol{\alpha}$ 、 $\boldsymbol{\chi}$  は行列表記を用いて以下のように記述される (Cheng, 1997; Aichi and Tokunaga, 2012)。

$$\mathbf{C}^{-1} = \begin{pmatrix} 1/E & -\nu/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & 1/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & -\nu/E & 1/E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & (1+\nu)/E & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (1+\nu)/E & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & (1+\nu)/E \end{pmatrix} \quad (2.21)$$

$$\boldsymbol{\alpha} = [\alpha \quad \alpha \quad \alpha \quad 0 \quad 0 \quad 0]^t \quad (2.22)$$

$$\boldsymbol{\chi} = [\chi \quad \chi \quad \chi \quad 0 \quad 0 \quad 0]^t \quad (2.23)$$

ここに、 $E$  は排水条件における Young 率、 $\nu$  は排水条件における Poisson 比、 $\alpha$  は Biot-Willis 係数、 $\chi$  は Bishop の有効応力係数である。この場合、独立なパラメータは、2 個の排水条件における弾性係数、1 個の Biot-Willis 係数、1 個の Bishop の有効応力係数および間隙率である。なお、 $E$  と  $\nu$  を用いると、排水条件における体積弾性率  $K$  は、

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (2.24)$$

と書き表される。また、 $\alpha$  は  $K$  と  $K_s$  を用いて、

$$\alpha = 1 - \frac{K}{K_s} \quad (2.25)$$

と書き表される (Nur and Byerlee, 1971)。

多孔質体に対して面内等方性材料モデルを適用すると、 $\mathbf{C}^{-1}$ 、 $\boldsymbol{\alpha}$ 、 $\boldsymbol{\chi}$  は行列表記を用いて以下のように記述される (Cheng, 1997; Aichi and Tokunaga, 2012)。

$$\mathbf{C}^{-1} = \begin{pmatrix} 1/E_h & -\nu_{hh}/E_h & -\nu_{zh}/E_z & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{hh}/E_h & 1/E_h & -\nu_{zh}/E_z & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{zh}/E_z & -\nu_{zh}/E_z & 1/E_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & (1+\nu_{hh})/E_h & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/2G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/2G \end{pmatrix} \quad (2.26)$$

$$\boldsymbol{\alpha} = [\alpha_h \quad \alpha_h \quad \alpha_z \quad 0 \quad 0 \quad 0]^t \quad (2.27)$$

$$\boldsymbol{\chi} = [\chi_h \quad \chi_h \quad \chi_z \quad 0 \quad 0 \quad 0]^t \quad (2.28)$$

ここに、 $E_h$  は排水条件における層理面に平行な方向の Young 率、 $E_z$  は排水条件における層理面に垂直な方向の Young 率、 $\nu_{hh}$  は排水条件における層理面内の Poisson 比、 $\nu_{zh}$  は排水条件において層理面に垂直な方向に応力が作用した場合に発生する層理面に平行な方向のひずみを記述する Poisson 比、 $G$  は層理面に垂直な方向のせん断弾性係数、 $\alpha_h$  は層理面に平行な方向の Biot-Willis 係数、 $\alpha_z$  は層理面に垂直な方向の Biot-Willis 係数、 $\chi_h$  は層理面に平行な方向の Bishop の有効応力係数、 $\chi_z$  は層理面に垂直な方向の Bishop の有効応力係数である。この場合、独立なパラメータは、5 個の排水条件における弾性係数、2 個の Biot-Willis 係数、2 個の Bishop の有効応力係数および間隙率である。

## 2.4. Bishop の有効応力係数の濡れ相飽和度依存性

構成関係式中に現れる Bishop の有効応力係数  $\chi$  は濡れ相飽和度  $S_{wF}$  に依存するパラメータであるとされることが多い（例えば, Khalili et al., 2004）が, その定式化は未だに研究途上の段階にある。また,  $\chi$  の  $S_{wF}$  依存性が岩石の多孔質弾性挙動に与える影響もこれまでに特には検討されてきていない。第 5 章と第 6 章では,  $\chi$  の  $S_{wF}$  依存性を変更して複数の数値シミュレーションを実施し,  $\chi$  の  $S_{wF}$  依存性が岩石の多孔質弾性挙動に与える影響を検討する。このことを踏まえて, ここでは  $\chi$  の  $S_{wF}$  依存性に関する議論を整理する。

$\chi$  は, Bishop and Blight (1963) が二相流体存在下における多孔質体の有効応力を記述するために導入したパラメータである (式(2.29))。

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} + [\chi p_{wF} + (1 - \chi) p_{mwf}] \delta_{ij} \quad (2.29)$$

ここに,  $\sigma'_{ij}$  は有効応力テンソルである。その後, Zienkiewicz et al. (1990) は多孔質体のフレームワークを構成する固体粒子の変形を考慮することにより式(2.29)を拡張し, 有効応力を,

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} + \alpha [\chi p_{wF} + (1 - \chi) p_{mwf}] \delta_{ij} \quad (2.30)$$

と書き表すことを提案した。なお, 式(2.30)は経験的に導出された式であるものの, その後 Coussy (2007) によりその熱力学的な正当性が示されている。

既に述べたように,  $\chi$  は  $S_{wF}$  に依存するパラメータであるとされることが多い。例えば, 単相流体存在下における多孔質体の有効応力を表す式 (式(2.31)) (例えば, Coussy, 2004) との整合性からは,  $S_{wF} = 1$  のとき  $\chi = 1$ ,  $S_{wF} = 0$  のとき  $\chi = 0$  である。

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} + \alpha p \delta_{ij} \quad (2.31)$$

ここに,  $p$  は間隙流体圧である。一方,  $0 < S_{wF} < 1$  のときは,  $\chi$  はさまざまな値を取り得ることが知られている (図 2.1)。  $\chi$  の  $S_{wF}$  依存性の定式化は未だに研究途上の段階にある。そのため, これまでに既往研究で実施されてきていた二相流動・変形連成シミュレーションにおいては, 平均化手法 (Chateau and Dormieux, 2002) に基づき導出された

$$\chi = S_{wF} \quad (2.32)$$

という関係が用いられてきた (例えば, Lewis and Schrefler, 1998; Rutqvist et al., 2002)。しかしながら, 図 2.1 に示す Bishop の有効応力係数と水飽和度の関係の実測値からは, 式(2.32)は必ずしも成立しないことが明らかである。また, 以下に述べるように, Coussy (2007) による検討からは式(2.32)は限定的な条件下においてのみ成立する関係であることが示されている。すなわち, 多孔質体の等方性と多孔質体のフレームワークを構成する固体粒子の均質性を仮定した場合, Coussy (2007) と Aichi and Tokunaga (2011) が導出した二相流体存

在下における多孔質弾性体の構成関係式は,

$$\sigma_{ij} = 2G\varepsilon_{ij} + (K - \frac{2}{3}G)\varepsilon_{kk}\delta_{ij} - \alpha[\chi p_{wF} + (1-\chi)p_{nwF}]\delta_{ij} \quad (2.33)$$

$$\varphi_{wF} = \alpha\chi\varepsilon_{kk} + \frac{\alpha\chi - \phi_0 S_{wF}}{K_s} \left[ \frac{\alpha\chi - \phi_0 S_{wF}}{\alpha - \phi_0} p_{wF} + \frac{\alpha(1-\chi) - \phi_0(1-S_{wF})}{\alpha - \phi_0} p_{nwF} \right] \quad (2.34)$$

$$\varphi_{nwF} = \alpha(1-\chi)\varepsilon_{kk} + \frac{\alpha(1-\chi) - \phi_0(1-S_{wF})}{K_s} \left[ \frac{\alpha\chi - \phi_0 S_{wF}}{\alpha - \phi_0} p_{wF} + \frac{\alpha(1-\chi) - \phi_0(1-S_{wF})}{\alpha - \phi_0} p_{nwF} \right] \quad (2.35)$$

と書き表される。ここに、 $\varepsilon_{kk}$ は体積ひずみである。Coussy (2007) は式(2.33), 式(2.34), 式(2.35)に基づき, 式(2.32)が成立する条件として,  $\sigma_{ij} \neq 0, p_{wF} = p_{nwF} = 0$  のときに, 各相の流体が占める間隙の変形が等しい条件 (式(2.36)) を挙げている。

$$\frac{\varphi_{wF}}{\phi_0 S_{wF}} = \frac{\varphi_{nwF}}{\phi_0(1-S_{wF})} \quad (2.36)$$

Coussy (2007) は, 式(2.36)が満たされる材料として全ての間隙の形状が球形である材料を挙げている。しかしながら, 岩石等の自然界に存在する材料に限れば間隙形状が全て球形である場合は現実的であるとは言い難く, 実際には式(2.36)の条件を満たす材料は少ないと思われる。

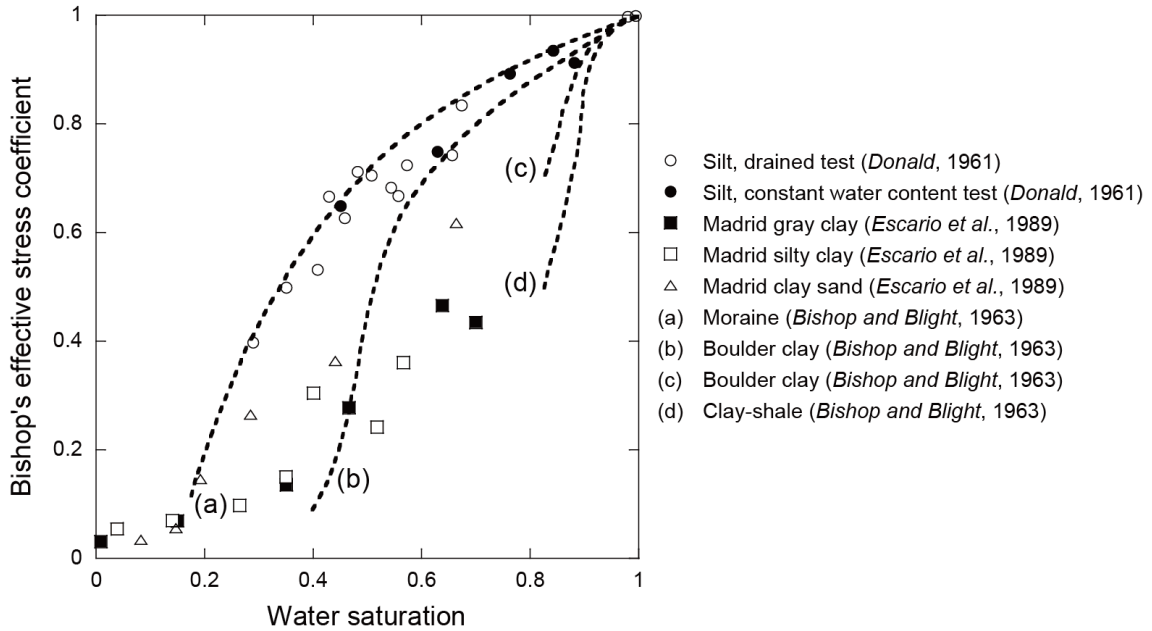


図 2.1 Bishop の有効応力係数と水飽和度の関係の実測値

なお、式(2.32)以外の定式化の例としては、Khalili and Khabbaz (1998) による定式化がある。Khalili and Khabbaz (1998) は、様々な不飽和土に対する室内実験の結果に基づき、以下の関係式を導いた。

$$\chi = \left( \frac{P_c}{P_{c,b}} \right)^{-\eta} \quad (2.37)$$

ここに、 $p_{c,b}$  は非濡れ相流体が多孔質体に浸入するときの毛細管圧力である。 $\eta$  は定数であり、Khalili and Khabbaz (1998) は  $\eta \approx 0.55$  の場合が多いとしている。



### 3. 実験方法<sup>1</sup>

#### 3.1. 実験の内容

室内実験では、水で飽和した岩石に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩石変形と間隙流体流動を観察することを目的とする。ここでは、二酸化炭素 (CO<sub>2</sub>) 地中貯留 (図 3.1 を参照) において帽岩に二酸化炭素が浸入した場合の帽岩の変形に関して検討することを想定し、以下の実験内容 (図 3.2) を考案した。なお、二酸化炭素地中貯留において帽岩は二酸化炭素を地下に留め置く役割を果たすことが期待され、泥岩や頁岩などの低浸透性の岩石が帽岩になると想定される。まず、水で飽和した円柱形岩石試料に対して排水条件下において等方応力と背圧を与え、これらを一定に保つ (図 3.2a)。ここで、試料側面にはシーリング材を塗布し、面に垂直な方向に試料側面を通過する流束を 0 にする。全応力と間隙水圧を与えた後十分な時間が経過すると、試料のひずみの時間変化は 0、間隙水圧分布は静水圧分布、試料内部の水飽和度は 1 となる。次に、試料下端から圧縮空気を浸入させる (図 3.2b)。ここに、間隙水と圧縮空気の圧力差が試料の閾圧力 (Capillary threshold pressure) よりも大きい場合は、試料の上下端にわたって連続した空気の流路が形成される条件が満たされる (Thomas et al., 1968)。従って、この場合圧縮空気は試料下端から浸入した後、試料内部を上方に向かって流動し、最終的に試料上端から排出される。空気の浸入開始後は試料の間隙圧が変化するため試料に変形が生じるが、試料に作用する外部応力は等方応力であることから、変形が微小である場合はその変形は弾性変形であることが予想される。空気の浸入開始後の流体流動と試料の変形に関するデータとしては、それぞれ試料上端からの排水量と試料中央部分における軸ひずみと周ひずみを計測する。なお、実験は等温条件下で行い、実験結果に対する温度変化の影響を 0 とする。

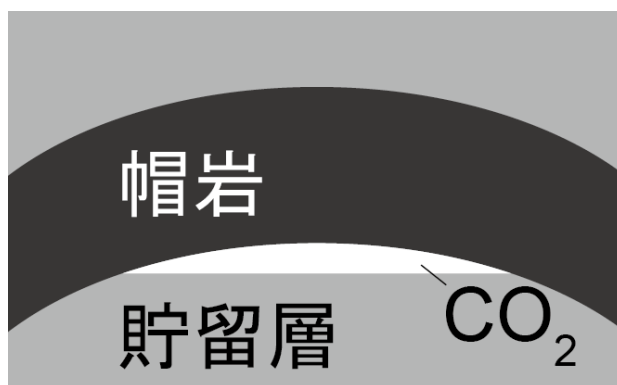


図 3.1 二酸化炭素地中貯留において二酸化炭素が地下に留め置かれている状況を示した概念図

<sup>1</sup> 本章の内容は、Goto, H., M. Aichi, T. Tokunaga, H. Yamamoto, T. Ogawa, and T. Aoki (2014), *J. Geophys. Res. Solid Earth*, 119(8), 6211-6228. で公表済みである。



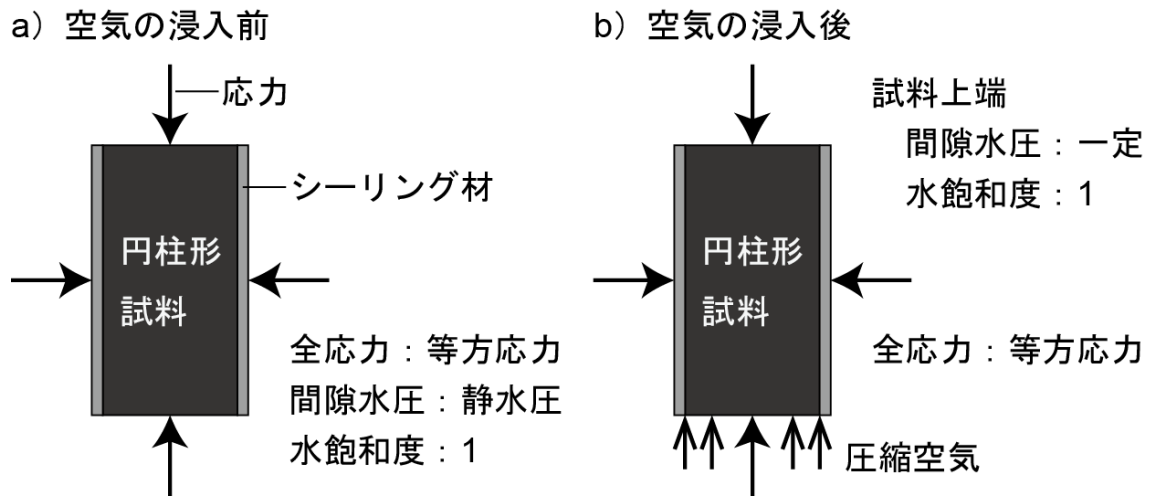


図 3.2 実験の内容を示した概念図。詳細は本文を参照のこと。

### 3.2. 岩石試料

#### 3.2.1. 岩石の選定

室内実験では Berea 砂岩を用いた。Berea 砂岩は石炭紀に堆積した砂岩であり、その構成鉱物は、石英（約 80%）、長石（約 5%）、粘土鉱物（主としてカオリナイト）（約 8%）、および方解石（約 6%）である（Winkler, 1983）。実フィールドにおいて砂岩は帽岩になりにくいと考えられるが、本研究においては特に閾圧力に関して実験装置がとりうる条件から泥岩や頁岩などの本来帽岩となるような岩石を用いることができず、砂岩を用いることとした。物性の違いから泥岩と砂岩の変形挙動は互いに異なる特徴を持つ可能性が考えられるため、砂岩の変形挙動を理解した後は泥岩試料を用いた実験の実施が必要となりうる。泥岩試料を用いた実験における試料の変形挙動に関する検討は第 6 章において後述する。Berea 砂岩は以下に挙げる内容を達成する岩石として選定した。

(1) 岩石の閾圧力が 0.75MPa 未満である。

本研究で使用可能な圧縮空気の圧力の最大値は、実験で使用したエアコンプレッサの能力による制限からおおよそ 0.75MPa である。従って、空気が試料に浸入し、試料の上下端にわたり連続的な流路を形成するためには、試料の閾圧力が 0.75MPa 未満である必要がある。本章において後述するように、Berea 砂岩の閾圧力は 0.01MPa から 0.02MPa であり閾圧力に関する要件を満たしている。

(2) 比較的均質な岩石である。

室内実験の数値シミュレーションを実施する際に岩石試料の不均質性を考慮してパラ

メータを設定することは現実的ではないため、実験ではバルクとして均質であるとみなせるような試料を用いることが望ましい。Berea 砂岩は巨視的に見て比較的均質であり、また、本研究で用いた試料にはマクロスケールの亀裂等は確認されなかった。

(3) 岩石が適度な浸透性を持つ。

岩石の浸透率が小さい場合は実験に要する時間が長くなるため、試料に貼付したひずみゲージの剥離などといった実験遂行上のリスクが高くなる。実験時間の長さ起因するその種のリスクを低減させるために、本研究では適度な浸透性を持つ岩石を用いることとした。本研究で用いる Terzaghi 有効応力に近い応力条件下において計測された Berea 砂岩の絶対浸透率は  $2.3 \times 10^{-14} \text{m}^2$  である (Daily and Lin, 1985) ことを踏まえて、Berea 砂岩は適度な浸透性を持つと判断した。なお、本論文では、Terzaghi 有効応力  $\sigma'$  は試料に作用する側圧  $\sigma_{33}$  から試料上端における間隙水圧 (背圧)  $p_b$  を引いた値として、

$$\sigma' = \sigma_{33} - p_b \quad (3.1)$$

と定義する。

(4) 岩石の材料パラメータの実測値が存在する。

材料パラメータの実測値が存在する岩石は、パラメータの計測値や数値シミュレーションにおいて設定するパラメータの値の妥当性を検討する際に有利である。Berea 砂岩については、排水条件のみならず非排水条件における多孔質弾性係数をも計測した既往研究が多い (Green and Wang, 1986; Berge et al., 1993; Hart and Wang, 1995, 1999, 2010; Tokunaga et al., 1998; Hart, 2000)。特に、Hart and Wang (1995, 1999, 2010), Tokunaga et al. (1998), Hart (2000) は様々な Terzaghi 有効応力条件下における多孔質弾性係数を計測し、さらに逆解析手法を用いてパラメータセットを求めている。また、Hart and Wang (1999, 2010), Tokunaga et al. (1998), Hart (2000) は Berea 砂岩の多孔質弾性係数の異方性に関する検討も行っている。Berea 砂岩の浸透率の計測に関しても多くの既往研究があり、例えば Zoback and Byerlee (1975) と Daily and Lin (1985) は、様々な Terzaghi 有効応力条件下における Berea 砂岩の絶対浸透率の計測を行っている。

### 3.2.2. 岩石試料の作製

岩石試料は、直径約 50mm、高さ約 100mm の円柱形に成型した (図 3.3)。試料は層理面に垂直な方向にコア抜きした。試料上下端面は平面研削盤を用いて平滑にし、平行度が  $20\mu\text{m}$  以下となるように成型した。なお、平行度は、試料端面上で直交する 2 つの直径の両端において計測される 4 つの試料の高さのうち最大値と最小値の差として定義した。

成型した試料に対しては、以下の手順で実験の準備を施した。まず、試料にひずみゲ-

ジを貼付した。ひずみゲージとして株式会社共和電業製汎用箔ひずみゲージ (KFG-10-120-D16-11) を、ひずみゲージ接着剤として株式会社共和電業製ひずみゲージ接着剤 (PC-12B) を使用した。ここでは、まず試料表面をサンドペーパーで適度に研磨した後、研磨した部分にひずみゲージ接着剤を塗布した。その後接着剤の乾燥を待ち、接着剤を塗布した部分の凹凸をサンドペーパーで平滑にした後、ひずみゲージを貼付した。ひずみゲージは試料の中央部分に2枚貼付した (図 3.4)。なお、1枚のひずみゲージからは、軸ひずみと周ひずみを独立に計測することが可能である。ひずみゲージを試料中央部分に貼付した理由は、試料中央部分においては端面効果 (例えば, Paterson and Wong, 2010) の影響が小さいと考えられるためである。また、円柱形岩石試料の多孔質弾性係数の室内計測においては、このような配置にひずみゲージを貼付する機会が多い (例えば, Aoki et al., 1995; Tokunaga et al., 1998; Hart and Wang, 1995, 1999, 2010; Hart, 2000)。

ひずみゲージを貼付した後、ひずみゲージ貼付部分をシリコーンゴム (信越化学工業株式会社製信越シリコーン液型 RTV ゴム KE-45R) で被覆し、蒸留水に浸した状態で 0.1MPa の負圧を与えて、試料内の空気を水で置換することにより試料を飽和させた。3 日程度経過した後、試料の上下端にポーラスメタルを挟んだ状態でエンドキャップとペDESTAL をそれぞれ設置し、それらを含む試料全体に対してシリコーンゴムを 3 度塗布した。なお、試料上下端にポーラスメタルを設置した理由は、試料端面の全面にわたって流体を均等に分布させるためである。最後に、作製した試料を蒸留水に浸した状態で 0.1MPa の負圧を与えて試料を飽和させた後、ひずみゲージ用端子台 (株式会社共和電業製 T-F3) にひずみゲージのリード線をはんだづけした。

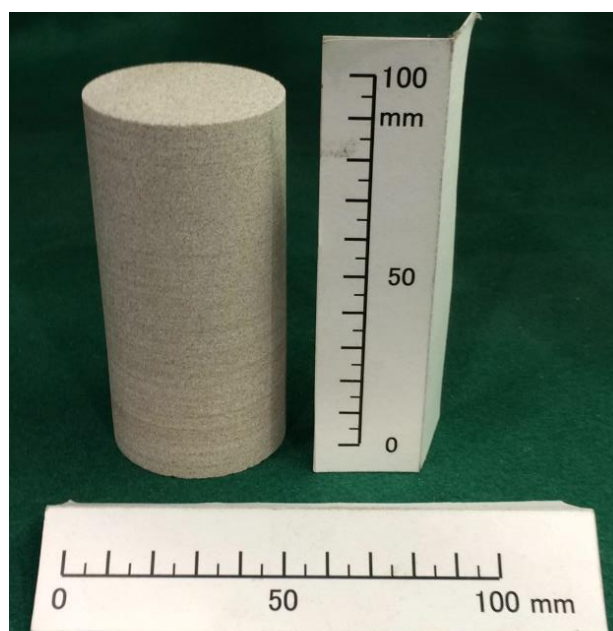


図 3.3 円柱形に成型した Berea 砂岩試料

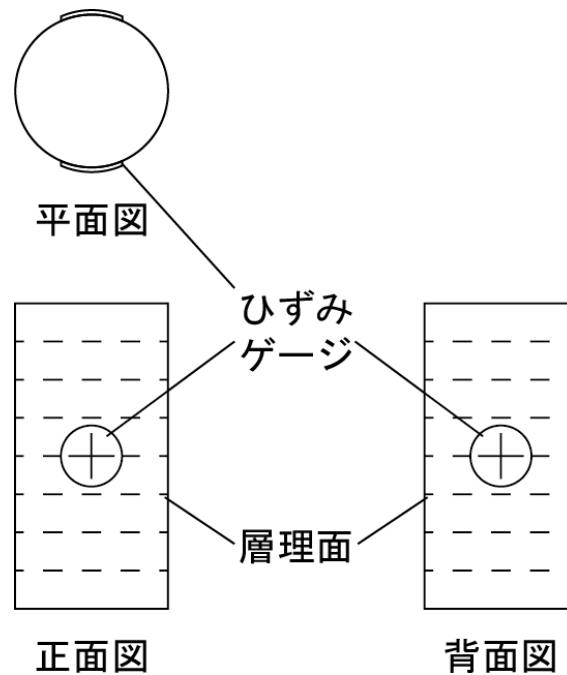


図 3.4 円柱形試料に対するひずみゲージの貼付位置を示した概念図

### 3.2.3. 岩石試料の物性値

円柱形に成型した試料に対しては、直径、高さ、乾燥および湿潤状態の質量、乾燥および湿潤状態の弾性波速度（P 波、S 波）の計測を実施した。ここに、試料の飽和は、試料を蒸留水に浸した状態で 0.1MPa の負圧を与えて試料内の空気を水で置換することにより行った。また、試料の乾燥は、110°C に設定した乾燥炉での炉乾燥により行った。試料の飽和および乾燥を行う際は、1 日ごとに試料の質量を計測し、質量に変化がなくなったら試料が飽和および乾燥したと判断した。なお、湿潤状態の試料に対しては、濡れたキムタオルで試料表面の水滴を拭き取った後に質量計測を行った。ここで用いた直径、高さ、質量の計測値を用いて、試料の体積、間隙率、乾燥および湿潤状態の試料の密度、固相密度を算出した。なお、間隙率  $\phi_0$  と固相密度  $\rho_s$  の算出には、式(3.2)と式(3.3)を用いた。

$$\phi_0 = \frac{m_{wet} - m_{dry}}{\rho_w V_b} \quad (3.2)$$

$$\rho_s = \frac{m_{dry}}{(1 - \phi_0) V_b} \quad (3.3)$$

ここに、 $m_{wet}$  と  $m_{dry}$  はそれぞれ湿潤・乾燥状態の試料の質量、 $\rho_w$  は水の密度、 $V_b$  は試料の体積である。なお、間隙率の算出にあたっては、 $\rho_w = 1000\text{kg/m}^3$  とした。表 3.1 に実験で用いた試料（Bv-2, Bv-6）の物性値を示す。

水銀圧入法により Berea 砂岩に対する水—空気系の毛細管圧力と水飽和度の関係を調べた。ここでは、水銀ポロシメータによる間隙径分布計測から得られた水銀—空気系の毛細管圧力と水飽和度の関係を、式(3.4)（例えば、Purcell, 1949; Schowalter, 1979）を用いて水—空気系の毛細管圧力と水飽和度の関係に変換した（図 3.5）。なお、計測は 2 つの試料に対して実施した。

$$\frac{P_{cm}}{P_{cw}} = \frac{\sigma_m \cos \theta_m}{\sigma_w \cos \theta_w} \quad (3.4)$$

ここに、 $P_{cm}$ と $P_{cw}$ は、それぞれ水銀—空気系と水—空気系の毛細管圧力、 $\sigma_m$ と $\sigma_w$ はそれぞれ水銀と水の表面張力、 $\theta_m$ と $\theta_w$ はそれぞれ水銀—空気系における岩石に対する水銀の接触角と水—空気系における岩石に対する水の接触角である。本研究において室内実験は常温常圧下で実施したが、このような場合は、 $\sigma_m = 480\text{mN/m}$ 、 $\sigma_w = 70\text{mN/m}$ 、 $\theta_m = 140^\circ$ 、 $\theta_w = 0^\circ$ とされることが多い（例えば、Purcell, 1949）ため、ここではこれらの値を採用した。岩石の閾圧力は毛管圧曲線の変曲点における圧力である（Katz and Thompson, 1987）という定義に従い、図 3.5 より、Berea 砂岩の閾圧力は 0.01MPa から 0.02MPa とした。

表 3.1 Berea 砂岩試料の物性値

物性	Bv-2	Bv-6
直径(cm)	4.98	4.98
高さ(cm)	9.97	9.97
体積(cm <sup>3</sup> )	194.12	194.13
質量(乾燥)(g)	421.37	421.99
質量(湿潤)(g)	456.70	457.23
有効間隙率	0.18	0.18
固相密度(g/cm <sup>3</sup> )	2.65	2.66
試料の密度(乾燥)(g/cm <sup>3</sup> )	2.17	2.17
試料の密度(湿潤)(g/cm <sup>3</sup> )	2.35	2.36
P波速度(乾燥)(km/s)	2.44	2.44
P波速度(湿潤)(km/s)	2.66	2.88
S波速度(乾燥)(km/s)	1.55	1.57
S波速度(湿潤)(km/s)	1.39	1.36

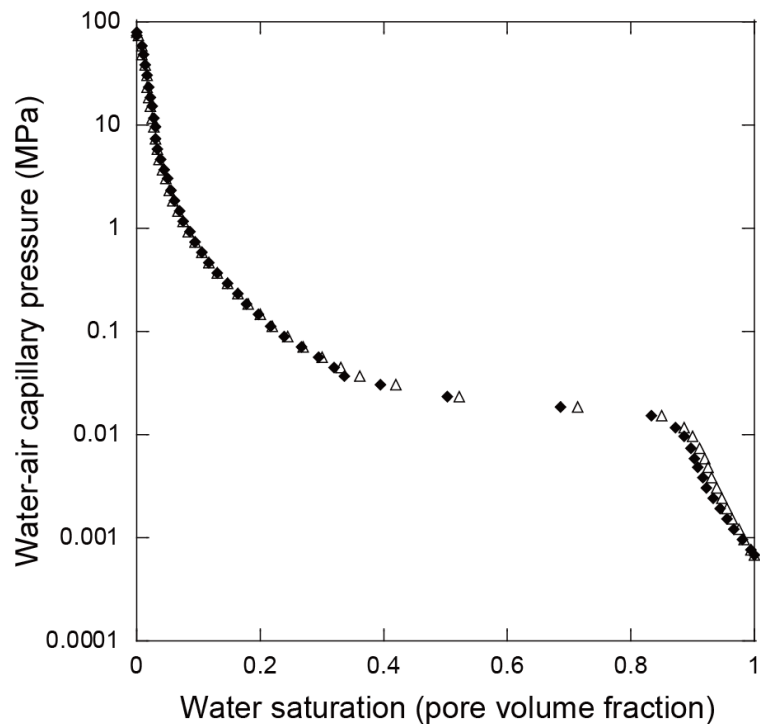


図 3.5 Berea 砂岩に対する水—空気系の毛細管圧力と水飽和度の関係。計測は 2 つの試料に対して実施した。

### 3.3. 実験装置

室内実験では、通水ラインを備えつけた三軸圧縮試験装置を用いた。図 3.6 に実験装置および配管系統の概念図を示す。この装置においては、軸力と側圧を独立に与えることが可能であり、それらの最大値はそれぞれ 500kN と 50MPa である。軸力を与える場合には、試料台座を試料軸方向に移動させる。側圧を与える場合には、圧力容器内部に接続したシリンジポンプのピストン位置を変化させて、圧力容器内を満たした油を圧縮もしくは膨張させる。軸力と側圧は、それぞれ試料外部および内部に設置したロードセルとシリンジポンプに接続した圧力変換器により計測する。軸応力はロードセルにより計測された軸力を試料の断面積で除して算出する。なお、圧力容器内部にロードセルを設置する理由は、ロードと圧力容器間に生じる摩擦の影響を除いた軸応力のデータを取得するためである。圧力容器上部には変位計が設置してあり、軸方向の変位を制御することも可能である。

この装置においては、通水ラインを用いることにより圧力容器内に設置した試料に対して流体を通すことが可能である。また、配管系統は、複数のバルブを開閉することにより排水条件、非排水条件の両方を達成できるようにデザインされている（図 3.6）。配管系統内には差圧変換器を設置しており、これを用いて計測された差圧からビュレットに蓄積される水の体積のデータを取得することが可能である。水を入れたタンクとガスアキュムレータは、いずれも圧力の最大値が 0.75MPa のエアコンプレッサにレギュレータを介して接

続されており、レギュレータで圧力値を調整することによりタンクとアキュムレータ内の空気の圧力を変化させることが可能である。

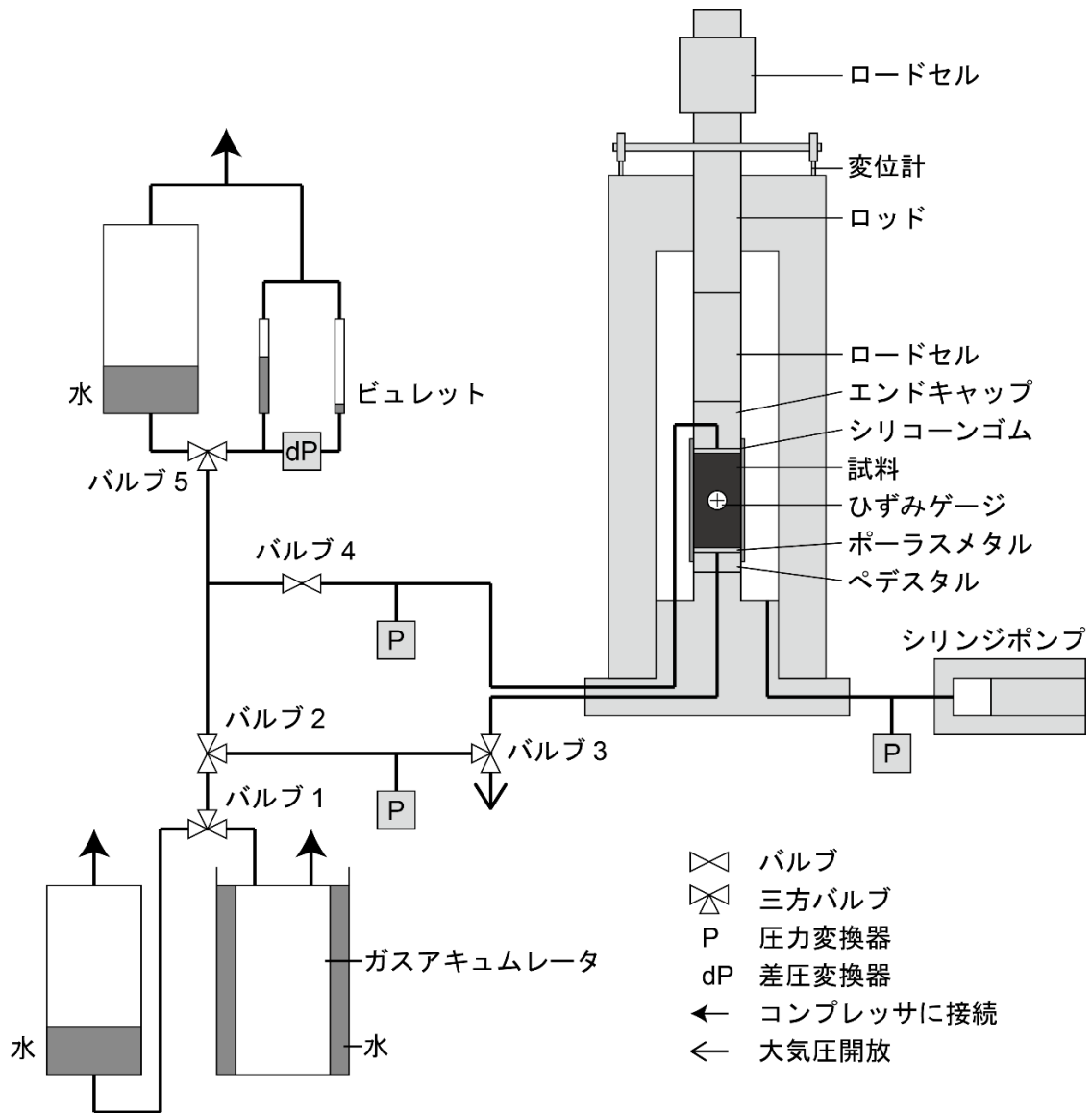


図 3.6 三軸圧縮試験装置と配管系統を示した概念図

### 3.4. 実験条件

3.1 で述べた内容の実験を実施するにあたっては、全応力、背圧、圧縮空気の圧力を決定する必要がある。本研究で実施した実験においては、背圧は 0.40MPa に設定した。全応力と圧縮空気の圧力は Terzaghi 有効応力および背圧と圧縮空気の圧力の差の観点から決定した。以下に、背圧と圧縮空気の圧力の差および Terzaghi 有効応力の決定の経緯を述べる。

### 3.4.1. 背圧と圧縮空気の圧力の差

背圧と圧縮空気の圧力の差は、空気の流動様式と実験時間を考慮して決定した。まず空気の流動様式に関して、本研究で実施する実験のように、濡れ相流体で飽和した多孔質体に対して下端から非濡れ相流体を浸入させる場合、流体の圧力差に依存して多孔質体内における流体の流動様式が異なるものになることが知られている (Tokunaga et al., 2000)。すなわち、濡れ相流体と非濡れ相流体の圧力差が小さい場合は、非濡れ相流体は間隙径が大きい間隙に対して選択的に浸入していく (Capillary fingering)。一方、二相の流体の圧力差が大きい場合には非濡れ相流体はフィンガリングを発生させることなく、水平方向に均一な分布を保ちながら試料内部を上方に向かって流動する (Stable displacement)。本研究においては、背圧と圧縮空気の圧力の差を可能な限り大きく設定し、フィンガリングが発生しないと考えられるような条件を与えることとした。

実験時間に関して、背圧と圧縮空気の圧力の差を大きく設定した場合は実験時間が短くなると考えられる。この場合、取得可能なデータ数が相対的に少なくなることに留意する必要がある。本研究で実施した実験においては、背圧と圧縮空気の圧力の差を 0.15MPa に設定した場合には、試料下端から空気を浸入させた後空気が試料上端に到達するまでの時間が 100 秒から 150 秒の範囲内となり、十分な数のデータを取得することができた。以上を踏まえて、背圧と圧縮空気の圧力の差は 0.15MPa に設定した。背圧と圧縮空気の圧力の差を 0.15MPa に設定するために、圧縮空気の圧力は 0.55MPa に設定した。

### 3.4.2. Terzaghi 有効応力

Berea 砂岩の多孔質弾性係数 (Hart and Wang, 1995, 1999, 2010; Tokunaga et al., 1998; Hart, 2000) と絶対浸透率 (Zoback and Byerlee, 1975; Daily and Lin, 1985) は Terzaghi 有効応力に依存することが知られている。実験で試料に与える Terzaghi 有効応力は、それらの特性に基づき決定した。

Hart and Wang (2010) は、様々な Terzaghi 有効応力条件下において Berea 砂岩の多孔質弾性係数を計測した。図 3.7 と図 3.8 に、それぞれ様々な Terzaghi 有効応力条件下における Berea 砂岩の圧縮率および層理面に平行な方向の線圧縮率に対する層理面に垂直な方向の線圧縮率の比 (Hart and Wang, 2010) を示す。図 3.7 においては、Terzaghi 有効応力が大きいほど Berea 砂岩の圧縮率が小さく、そのような条件下において実験を実施した場合、試料のひずみは相対的に小さくなると予想される。従って、Terzaghi 有効応力の設定にあたっては、有効応力を大きく設定した場合に試料のひずみを検出することが可能であるかに留意する必要がある。前項で述べたように、実験では背圧と圧縮空気の圧力の差を 0.15MPa に設定する。すなわち、試料内部の間隙圧の上昇幅は最大で 0.15MPa であると考えられる。ここで、試料が等方性材料であると仮定し、全応力一定の条件下で間隙圧を 0.15MPa 上昇させた場



合の Berea 砂岩試料の軸・周ひずみを算出すると, Terzaghi 有効応力が小さい条件下 ( $C_d$  が  $0.30\text{GPa}^{-1}$ ,  $C_s$  が  $0.03\text{GPa}^{-1}$  であると仮定する) においては  $13.5 \times 10^{-6}$ , Terzaghi 有効応力が大きい条件下 ( $C_d$  が  $0.10\text{GPa}^{-1}$ ,  $C_s$  が  $0.03\text{GPa}^{-1}$  であると仮定する) においては  $3.5 \times 10^{-6}$  である。ひずみ計測の精度が  $1 \times 10^{-6}$  のオーダーであることを考慮すると, Terzaghi 有効応力を大きい値に設定した場合は試料のひずみが計測しにくくなる可能性があり, 本研究で実施する実験においては Terzaghi 有効応力を小さく設定する方が都合がよいと言える。ところで, Hart (2000) は, Terzaghi 有効応力が  $2.8\text{MPa}$  と  $4.0\text{MPa}$  の条件下における Berea 砂岩の多孔質弾性パラメータセットを求めている。このことを踏まえて, 本研究においては Hart (2000) が用いたものに近い値として Terzaghi 有効応力を  $3.0\text{MPa}$  に設定することとした。

図 3.8 において, 線圧縮率の比は Berea 砂岩の多孔質弾性係数の異方性の程度を示しており, Berea 砂岩の多孔質弾性係数は Terzaghi 有効応力が小さいほどその異方性の程度が大きいと言える。すなわち, 上述のように Terzaghi 有効応力を  $3.0\text{MPa}$  に設定する場合は, Berea 砂岩が異方的にふるまう可能性がある。

Berea 砂岩の絶対浸透率に関して, Terzaghi 有効応力が  $3.2\text{MPa}$  のときの実測値は  $2.3 \times 10^{-14}\text{m}^2$  である (Daily and Lin, 1985)。Terzaghi 有効応力が  $3.0\text{MPa}$  の場合も同等の絶対浸透率を示すことが予想されるため, 浸透率の観点からも Terzaghi 有効応力を  $3.0\text{MPa}$  に設定することは妥当であると考えた。Terzaghi 有効応力を  $3.0\text{MPa}$  に設定するために, 全応力は  $3.4\text{MPa}$  に設定した。

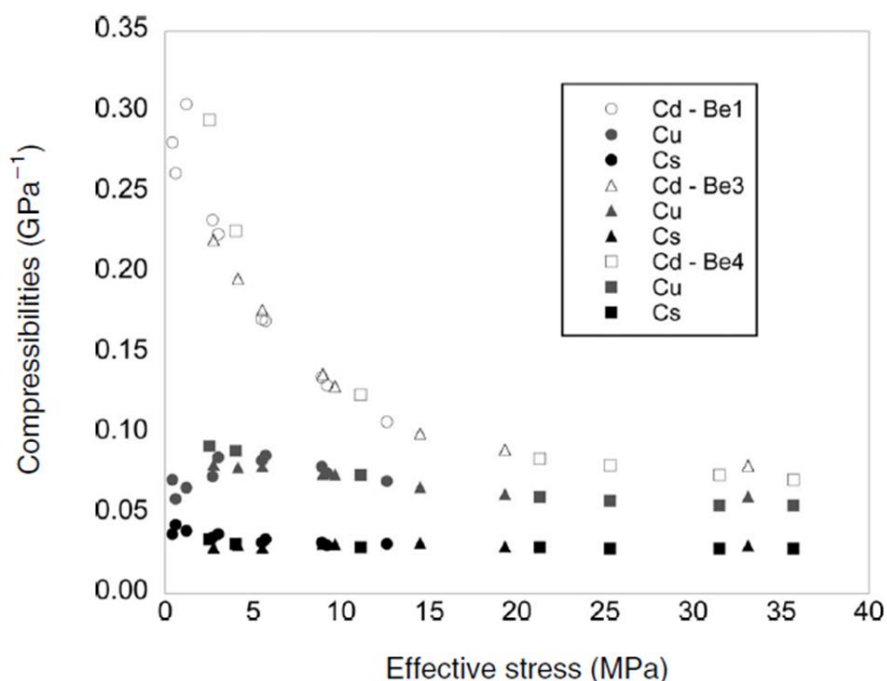


図 3.7 様々な Terzaghi 有効応力条件下における Berea 砂岩の圧縮率 (Hart and Wang, 2010).  $C_d$  は排水条件における圧縮率,  $C_u$  は非排水条件における圧縮率,  $C_s$  は Unjacketed 試験から得られた圧縮率である。

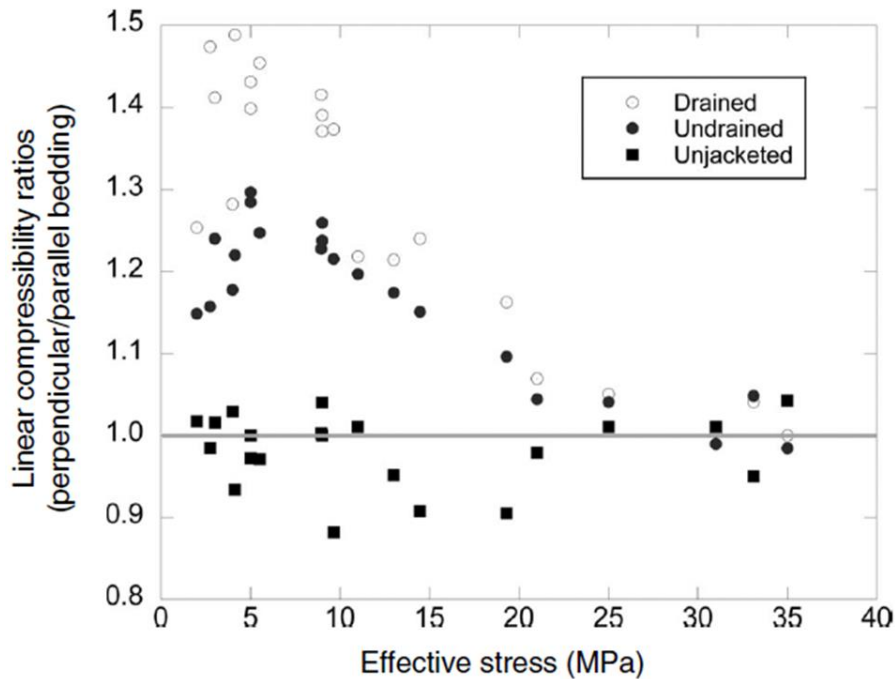


図 3.8 様々な Terzaghi 有効応力条件下における Berea 砂岩の層理面に平行な方向の線圧縮率に対する層理面に垂直な方向の線圧縮率の比 (Hart and Wang, 2010)

### 3.5. 実験の手順

まず試料の絶対浸透率と多孔質弾性係数の計測を実施し、次に試料に圧縮空気を浸入させる実験を実施した。具体的には、以下の手順に従った。まず、試料を圧力容器内に設置し、下端から脱気した蒸留水を圧入した。これは、試料を水で飽和させるためである。ここでは、試料の体積と間隙率から算出した試料の間隙体積の 10 倍程度の体積の水を圧入した。次に、試料の飽和の度合いを確認するために Skempton の B 値を計測した。まず、排水条件下において軸応力  $\sigma_{11}$ 、側圧  $\sigma_{33}$ 、背圧  $p_b$  をそれぞれ 0.8MPa、0.7MPa、0.40MPa に設定した。ここに、 $\sigma_{11}$  を  $\sigma_{33}$  よりも大きくした理由は、エンドキャップとロードセルの接触を保つためである。一定時間が経過し、試料のひずみと間隙水圧が安定した後、図 3.6 のバルブ 2 とバルブ 4 を閉鎖し、 $\sigma_{11}$  と  $\sigma_{33}$  をいずれも 0.2MPa 上昇させた。Skempton の B 値は以下の式 (Skempton, 1954) に基づき算出した。

$$B = \frac{p}{\sigma_{kk}/3} \Big|_{\zeta=0} \quad (3.5)$$

ここに、 $\sigma_{kk}/3$  は平均応力、 $\zeta$  は多孔質弾性体内の流体体積変化である。Skempton の B 値は、Bv-2 については 0.72、Bv-6 については 0.81 であった。これらの値は、Hart and Wang (1999, 2010) と Hart (2000) によって計測された同様の Terzaghi 有効応力条件下における水で飽

和した Berea 砂岩試料の Skempton の B 値と同等であったことから、Bv-2、Bv-6 とともに十分に飽和したとみなした。その後、定水位透水試験法により試料の絶対浸透率を計測した。このとき、 $\sigma_{11}$ 、 $\sigma_{33}$ 、 $p_b$  はそれぞれ 3.5MPa、3.4MPa、0.40MPa とした。絶対浸透率の計測に引き続き、試料の多孔質弾性係数を求めるための試験を実施した。まず試料の多孔質弾性係数のばらつきを軽減させるために、seasoning を実施した (Warpinski and Teufel, 1992)。具体的には、 $\sigma_{11}$ 、 $\sigma_{33}$ 、 $p_b$  をそれぞれ 2.5MPa、2.4MPa、0.40MPa に設定し、 $\sigma_{11}$ 、 $\sigma_{33}$  を 1.0MPa/min の速さでそれぞれ 4.5MPa、4.4MPa まで上昇させた後、同様の速さでそれぞれ 2.5MPa、2.4MPa まで低下させた。次に、排水条件下において等方圧縮試験を実施した。試験の方法は seasoning の方法と同じであるが、ここでは軸応力と側圧の載荷・除荷を 3 度実施した。引き続き、排水条件下において一軸圧縮試験を実施した。まず、 $\sigma_{11}$ 、 $\sigma_{33}$ 、 $p_b$  をそれぞれ 2.5MPa、2.4MPa、0.40MPa に設定した。次に、 $\sigma_{11}$  を 1.0MPa/min の速さで 4.5MPa まで上昇させた後、同様の速さで 2.5MPa まで低下させた。これらの操作は 3 度実施した。等方圧縮試験および一軸圧縮試験においては、軸応力、側圧、試料中央部分における軸ひずみと周ひずみを計測した。

上述の試験を実施した後、試料に空気を浸入させる実験を実施した。まず、 $\sigma_{11}$ 、 $\sigma_{33}$ 、 $p_b$  をそれぞれ 3.5MPa、3.4MPa、0.40MPa に設定し、0.405MPa の圧力を持つ圧縮空気をガスアキュムレータに封入した。ここに、図 3.6 のバルブ 1 は閉鎖、バルブ 2 とバルブ 5 は差圧変換器側に開放、バルブ 3 は試料下端側に開放、バルブ 4 は開放した。次に、バルブ 1 とバルブ 2 をガスアキュムレータ側に開放した。このとき、圧縮空気の圧力は背圧よりも大きいため、バルブ 1 と試料下端の間の配管内に存在する水は試料上方に向かって押し出される。最終的に圧縮空気は試料下端に到達するが、圧縮空気の圧力と背圧の圧力差は 0.005MPa であり、この値は Berea 砂岩の閾圧力 (0.01MPa から 0.02MPa) よりも小さい (3.2.3 を参照)。そのため、試料上下端にわたって空気の連続した流路が形成される条件は満たされず、試料内部に浸入する空気の体積は無視できるほど小さいと考えられる。ここでは、差圧変換器を用いて試料上端からの排水量を計測し、排水量が 0 になったときにバルブ 1 と試料下端の間の配管内の水はすべて空気で置換されたと考え、その時点でバルブ 3 を閉鎖した。最後に、0.55MPa の圧力を持つ圧縮空気をガスアキュムレータに封入し、バルブ 3 を開放して空気を試料内に浸入させた。

実験においては、試料上端から排出される排水量と試料中央部分における軸ひずみと周ひずみを計測した。室温は空調により 20°C に設定し、これを一定に保った。また、ガスアキュムレータは水槽に浸し、実験結果に対する温度変化の影響を軽減するように工夫をした。

## 4. 試料の物性値計測と室内実験の結果<sup>2</sup>

### 4.1. 試料の物性値計測

#### 4.1.1. 絶対浸透率

定水位透水試験から得られたデータを用いて試料の絶対浸透率  $k$  を求めた。具体的には、Darcy の法則（例えば、Freeze and Cherry, 1979）に基づき式(4.1)を用いて  $k$  を算出した。

$$k = -\frac{Q}{A} \mu_w \left(\frac{dP}{dx}\right)^{-1} \quad (4.1)$$

ここに、 $Q$  は単位時間あたりの水の流量、 $A$  は試料の断面積、 $\mu_w$  は水の粘度、 $dP/dx$  は重力の影響を排除した試料上下端にわたる水の圧力勾配である。 $Q$  は差圧変換器で計測した試料上端からの累積排水量に対して線形近似を適用して算出した。 $dP/dx$  は排水量を計測した時間において試料上下端で計測した水圧の差の平均値、間隙水圧分布が静水圧勾配の際の試料上下端の水圧の差、試料高さから算出した。 $\mu_w$  は  $1.002 \times 10^{-3} \text{Pa}\cdot\text{s}$  とした(国立天文台, 2012)。表 4.1 に上述の方法で算出した試料の絶対浸透率を示す。表 4.1 には定水位透水試験において試料に与えた Terzaghi 有効応力 ( $\sigma' = 3.0 \text{MPa}$ ) と同程度の応力条件下 ( $\sigma' = 3.2 \text{MPa}$ ) において計測された Berea 砂岩の絶対浸透率 (Daily and Lin, 1985) も合わせて示す。本研究で得られた絶対浸透率は、既往研究で得られた絶対浸透率と整合した。

表 4.1 Berea 砂岩試料の絶対浸透率の計測結果。  $\sigma'$  は Terzaghi 有効応力である。

	Bv-2 ( $\sigma' = 3.0 \text{MPa}$ )	Bv-6 ( $\sigma' = 3.0 \text{MPa}$ )	Daily and Lin (1985) ( $\sigma' = 3.2 \text{MPa}$ )
$k \text{ (m}^2\text{)}$	$1.6 \times 10^{-14}$	$2.3 \times 10^{-14}$	$2.3 \times 10^{-14}$

#### 4.1.2. 多孔質弾性係数

排水条件における等方圧縮試験および一軸圧縮試験から得られたデータを用いて、試料の多孔質弾性係数を求めた。ここでは試料の等方性を仮定し、排水条件における体積弾性率  $K$ 、排水条件における Young 率  $E$ 、排水条件における Poisson 比  $\nu$  を求めた。等方性材料の  $K$ 、 $E$ 、 $\nu$  は、以下のように表される。

$$K = \left. \frac{\sigma_{kk}/3}{\varepsilon_{kk}} \right|_{p=0} \quad (4.2)$$

<sup>2</sup> 本章の内容は、Goto, H., M. Aichi, T. Tokunaga, H. Yamamoto, T. Ogawa, and T. Aoki (2014), *J. Geophys. Res. Solid Earth*, 119(8), 6211-6228. で公表済みである。

$$E = \frac{\sigma_{11}}{\varepsilon_{11}} \Big|_{p=0; \sigma_{33}=0} \quad (4.3)$$

$$\nu = -\frac{\varepsilon_{33}}{\varepsilon_{11}} \Big|_{p=0; \sigma_{33}=0} \quad (4.4)$$

ここに、 $\varepsilon_{11}$  は軸ひずみ、 $\varepsilon_{33}$  は周ひずみである。図 4.1 に多孔質弾性係数の算出に用いたデータを示す。軸応力は内部ロードセルから得られた値とした。Bv-6 の軸ひずみと周ひずみはそれぞれ 2 枚のひずみゲージから得られた 2 つの軸ひずみと周ひずみの平均値とした。Bv-2 については、以下に述べる理由から 1 枚のひずみゲージから得られたデータを用いた。Bv-2 に対して実施した等方圧縮試験においては、1 枚のひずみゲージから得られた軸ひずみと周ひずみがともに伸びを示し、他方のひずみゲージから得られた軸ひずみと周ひずみがともに縮みを示した。一方、一軸圧縮試験においては、2 枚のひずみゲージから得られた 2 つの軸ひずみはともに縮み、2 つの周ひずみはともに伸びを示した。すなわち、一軸圧縮試験においては 2 枚のひずみゲージが現実的なひずみ挙動を示した一方で、等方圧縮試験においては 1 枚のひずみゲージが非現実的なひずみ挙動を示したと言える。ここでは、等方圧縮試験において軸ひずみと周ひずみの両方が伸びを示したゲージは試料のひずみを適切に計測していないと判断し、他方のひずみゲージから得られたデータのみを用いた。本論文ではここ以降 Bv-2 のひずみの計測値としては、等方圧縮試験において現実的なひずみ挙動を示したゲージから得られたひずみのみを用いることとする。なお、ひずみが適切に計測されなかった原因としては、試料からのゲージの剥離や導線の断線などが考えられる。図 4.1 においては、1 回目の載荷・除荷と 2・3 回目の載荷・除荷から得られた結果が大きく異なる。これは 1 回目の載荷によりもともと試料に存在していた微小亀裂が閉鎖したことが原因であると考えられる (Warpinski and Teufel, 1992)。そのため、多孔質弾性係数の算出においては、2・3 回目の載荷・除荷から得られた結果のみを用いた。また、応力とひずみの関係は応力が大きい条件下と応力が小さい条件下において非線形であった(図 4.1a, b, d, e)。そのため、軸応力と側圧がいずれも 0.5 から 1.5MPa の間の値をとるときの応力とひずみの関係はほぼ線形であるとみなし、それらのデータを用いて多孔質弾性係数を算出した。なお、ここでは載荷・除荷それぞれにおいて算出した多孔質弾性係数の平均値を試料の多孔質弾性係数とした。表 4.2 に上述の方法で算出した試料の多孔質弾性係数を示す。表 4.2 には、Tokunaga et al. (1998) と Hart (2000) が得た結果から算出した Berea 砂岩の多孔質弾性係数も合わせて示す。本研究で得られた多孔質弾性係数は、Tokunaga et al. (1998) が得た  $E$  と  $\nu$  を除いて、既往研究で得られた結果と整合した。本研究で得られた値と Tokunaga et al. (1998) が得た値の相違は、岩石試料の曲げに起因する一軸圧縮試験の結果の誤差 (Tokunaga et al., 1998) による可能性がある。従って、本研究で得られた結果は、既往研究で得られた結果と概ね整合したと言える。

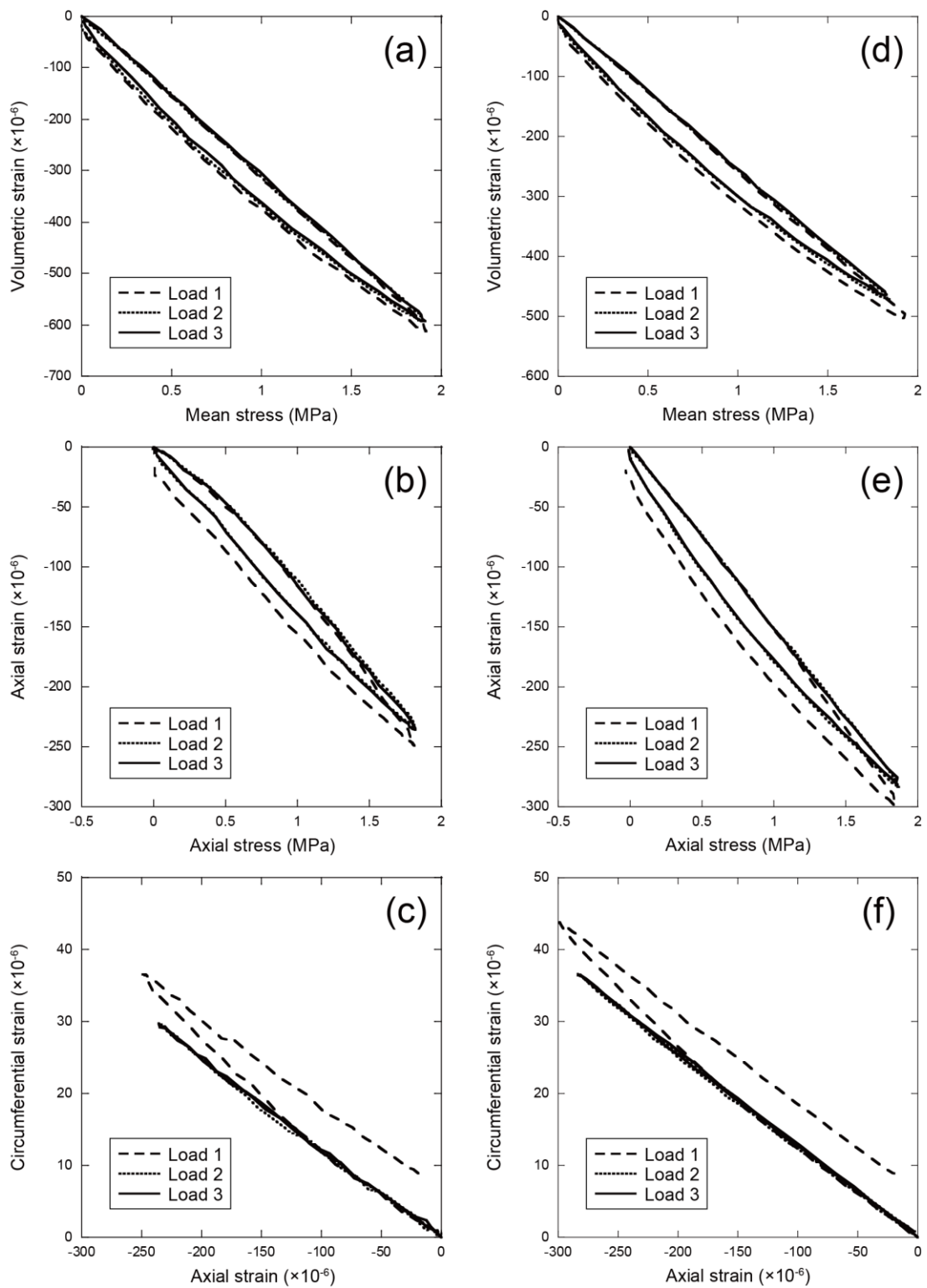


図 4.1 排水条件における等方圧縮試験と一軸圧縮試験から得られた結果. (a) 平均応力と体積ひずみの関係 (Bv-2), (b) 軸応力と軸ひずみの関係 (Bv-2), (c) 軸ひずみと周ひずみの関係 (Bv-2), (d) 平均応力と体積ひずみの関係 (Bv-6), (e) 軸応力と軸ひずみの関係 (Bv-6), (f) 軸ひずみと周ひずみの関係 (Bv-6). ひずみは伸びが正である.

表 4.2 Berea 砂岩試料の多孔質弾性係数の計測結果.  $\sigma'$ は Terzaghi 有効応力である.

Poroelastic moduli	Bv-2	Bv-6	Tokunaga et al. (1998)	Hart (2000)	
$\sigma'$ (MPa)	3.0	3.0	3.0	2.8	4.0
$K$ (GPa)	3.3	4.0	4.7	4.6	5.1
$E$ (GPa)	7.3	6.9	16.3	6.1	8.5
$\nu$	0.13	0.12	0.24	0.08	0.10

#### 4.1.3. 試料の異方性

3.4.2 で述べたように、本研究で実施した実験で用いた Terzaghi 有効応力 ( $\sigma' = 3.0\text{MPa}$ ) 条件において Berea 砂岩の多孔質弾性係数は異方性を示すことが予想される。ここでは、第 5 章において試料に対して面内等方性材料モデルを適用して数値シミュレーションを実施することを念頭に、試料の異方性の程度を調べた。Hart and Wang (1999, 2010) と Hart (2000) は、Berea 砂岩の異方性の指標として排水条件における層理面に平行な方向の線圧縮率  $C_h$  に対する層理面に垂直な方向の線圧縮率  $C_z$  の比を用いた。このことを参考に、本研究においても試料の異方性の程度を示す指標として線圧縮率の比を用いた。 $C_h$ ,  $C_z$  は、以下のよう表される。

$$C_h = \frac{\varepsilon_{11}}{\sigma_{kk}/3} \Big|_{p=0} \quad (4.5)$$

$$C_z = \frac{\varepsilon_{33}}{\sigma_{kk}/3} \Big|_{p=0} \quad (4.6)$$

図 4.2 に  $C_h$  と  $C_z$  の算出に用いたデータを示す。 $C_h$  と  $C_z$  の算出方法は、試料の等方性を仮定して算出した多孔質弾性係数のそれと同様である (前項を参照)。表 4.3 に試料の  $C_h$ ,  $C_z$ ,  $C_z/C_h$  の値を示す。表 4.3 には、Hart and Wang (1999) の計測結果から算出した Berea 砂岩の  $C_h$ ,  $C_z$ ,  $C_z/C_h$  の値も合わせて示す。本研究で得られた線圧縮率は、既往研究で得られた結果と概ね整合したが、Bv-6 の線圧縮率の比は既往研究で得られた結果と比較して大きかった。いずれの試料においても線圧縮率の比は 1 を上回っており、本研究で用いた Terzaghi 有効応力 ( $\sigma' = 3.0\text{MPa}$ ) 条件下において試料は異方的にふるまうと言える。

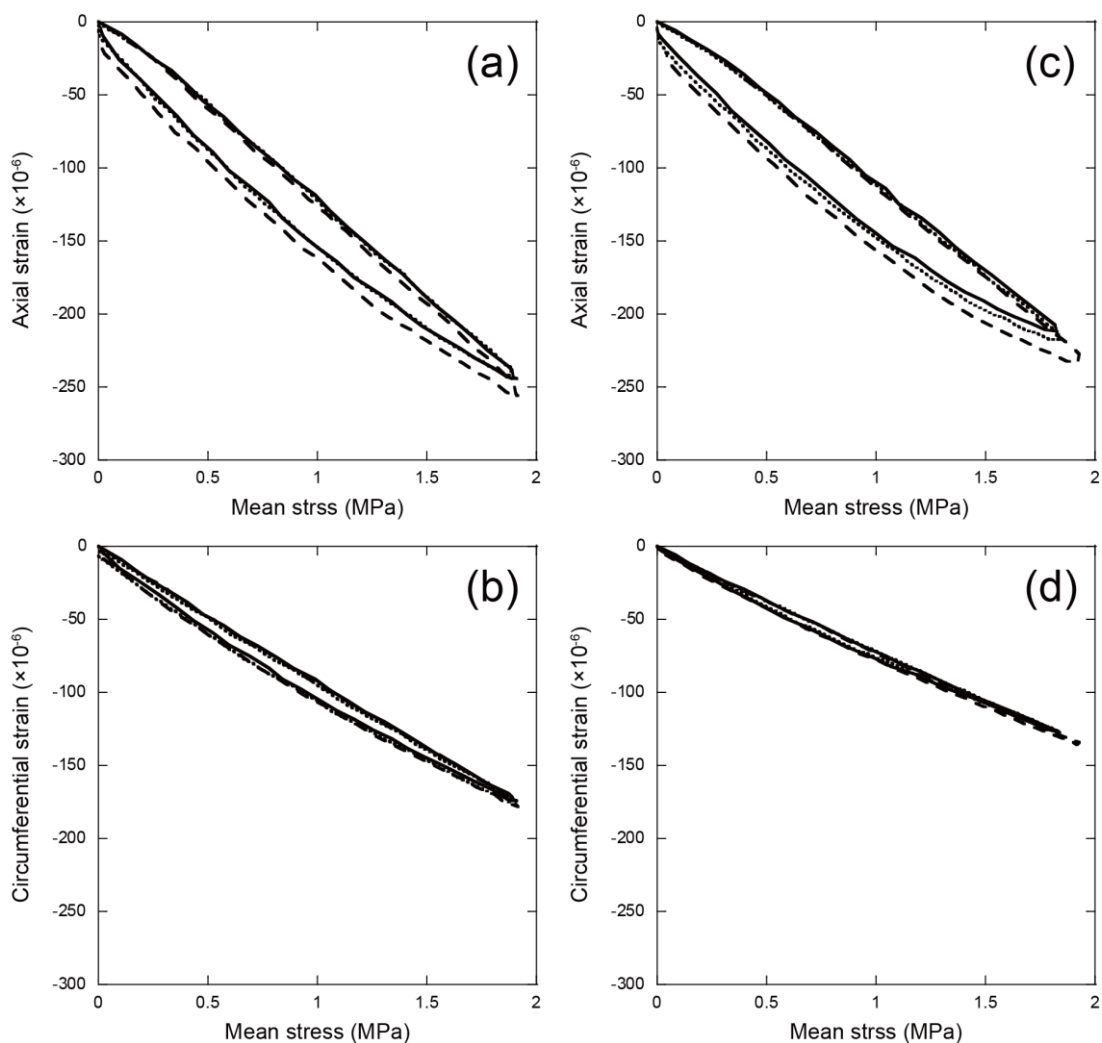


図 4.2 排水条件における等方圧縮試験から得られた結果。(a) 平均応力と軸ひずみの関係 (Bv-2), (b) 平均応力と周ひずみの関係 (Bv-2), (c) 平均応力と軸ひずみの関係 (Bv-6), (d) 平均応力と周ひずみの関係 (Bv-6). ひずみは伸びが正である.

表 4.3 Berea 砂岩試料の線圧縮率の計測結果.  $\sigma'$  は Terzaghi 有効応力である.

	Bv-2	Bv-6	Hart and Wang (1999)		
$\sigma'$ (MPa)	3.0	3.0	2.0	3.0	4.0
$C_h$ (1/GPa)	0.09	0.07	0.0929	0.0660	0.0705
$C_z$ (1/GPa)	0.13	0.12	0.1165	0.0932	0.0904
$C_z/C_h$	1.4	1.7	1.254	1.412	1.282



## 4.2. 空気の圧入実験

水で飽和した試料に下端から圧縮空気を浸入させる実験の結果として、試料上端からの排水量と試料中央部分における軸ひずみと周ひずみの結果をまとめる。

### 4.2.1. 排水量

図 4.3 に試料上端からの排水量の計測結果を示す。ここに、単位時間あたりの排水量は、累積排水量の中央差分として算出した。空気の浸入は 0 秒で開始した。累積排水量は空気の浸入開始後大きく上昇した。その後単調に増加し、Bv-6 については 103 秒で累積排水量が一時的に低下した。データの記録間隔が 5 秒であることから、この排水量の低下は 98 秒から 103 秒の間に空気が試料上端に到達したこと（空気のブレイクスルー）を示していると考えられる。なぜなら、空気が試料上端に到達し試料上部に設置したエンドキャップ内の配管に浸入すると、配管内において発生する毛細管現象によりそこから差圧変換器に至るまでのライン内の流体の圧力が不安定になり、これにより差圧変換器で計測されるデータに影響が現れると考えられるからである（図 4.4）。Bv-6 について単位時間あたりの排水量が 98 秒以降に大きく振動したのは、このことによるものと解釈される。また、図 3.6 中のバルブ 4 と差圧変換器の間の配管としては透明なナイロンチューブを用いたが、120 秒頃において空気がナイロンチューブ内を流動するのが観察された。このことは空気のブレイクスルーが 120 秒以前に発生したことを示しており、98 秒から 103 秒の間に空気のブレイクスルーが発生したという解釈を支持する。Bv-2 については、累積排水量に明瞭な特徴が見られないものの、単位時間あたりの排水量は 138 秒以降に大きく振動した。このことを踏まえて、Bv-2 に対する空気のブレイクスルーの発生時間は 138 秒から 143 秒の間であると解釈した。なお、空気のブレイクスルーが発生する前の単位時間あたりの排水量の時間変化に関しては、空気の浸入開始後大きく増加した後単調に増加した。

### 4.2.2. ひずみ

図 4.5 に試料中央部分における軸ひずみと周ひずみの計測結果を示す。空気の浸入開始後、試料中央部分における軸ひずみと周ひずみはともに大きく増加した後単調に増加した。ただし、軸ひずみは、Bv-2 については 68 秒から 93 秒に、Bv-6 については 53 秒から 63 秒に、急激に増加した。いずれの試料に対しても周ひずみよりも軸ひずみが大きく、これは試料の多孔質弾性係数の異方性によるものと考えられる。なお、試料の多孔質弾性係数の異方性に関する議論は第 5 章で述べる。

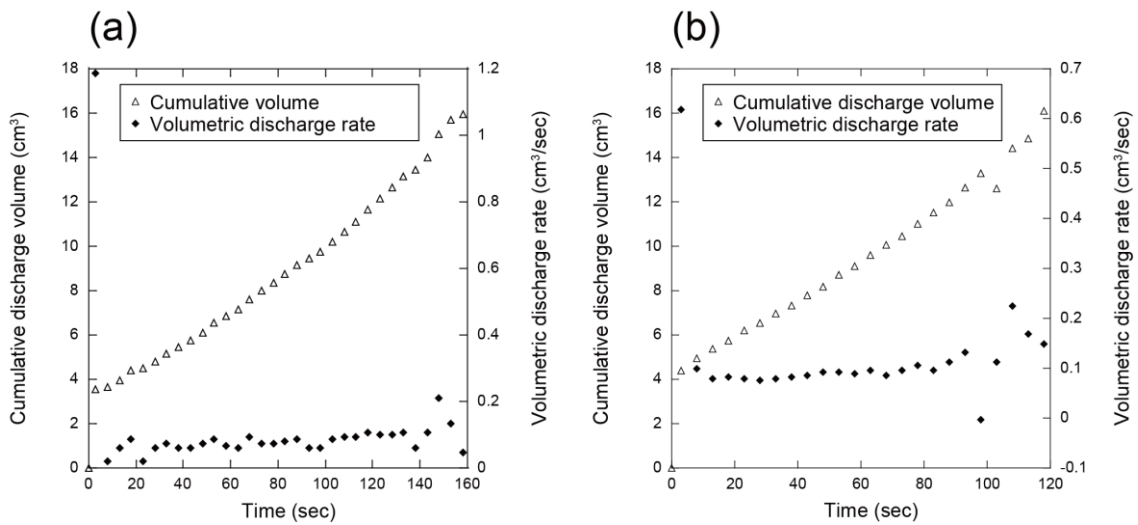


図 4.3 試料上端からの排水量の計測結果。(a) Bv-2 に対する結果, (b) Bv-6 に対する結果。空気の浸入は 0 秒で開始した。

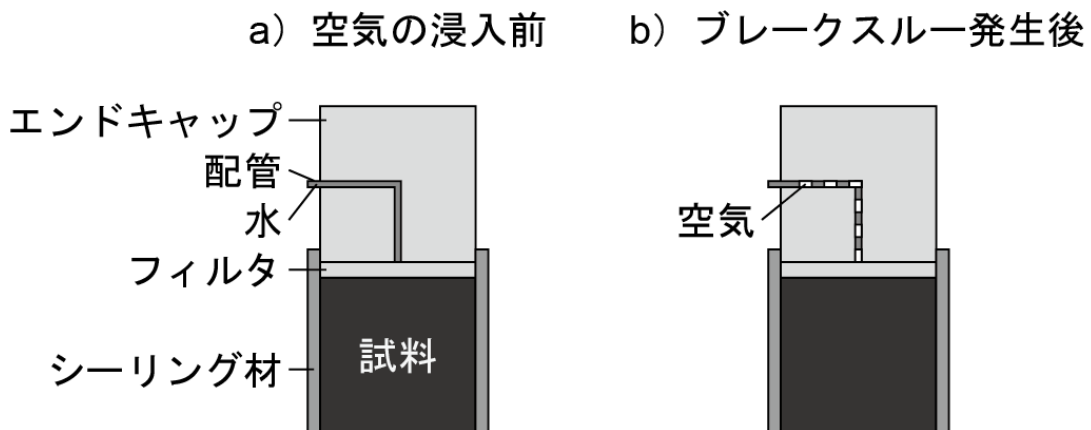


図 4.4 空気のブレイクスルー発生後にエンドキャップ内配管において発生する毛細管現象を示した概念図

#### 4.3. 本章のまとめ

本章では、岩石試料の物性値計測と水で飽和した試料に下端から圧縮空気を浸入させる実験の結果を整理した。本研究で得られた試料の物性値は、既往研究で得られた実測値と整合した。室内実験の結果は以下の内容にまとめられる。

- (1) 空気のブレイクスルーの発生時間は、Bv-2 については 138 秒から 143 秒、Bv-6 については 98 秒から 103 秒であった。
- (2) 単位時間あたりの試料上端からの排水量は、空気の浸入開始後大きく増加した後、空気のブレイクスルーが発生するまで単調に増加した。

(3) 試料中央部分における軸ひずみと周ひずみは、空気の浸入開始後大きく増加した後、空気のブレイクスルーが発生するまで単調に増加した。

(4) 試料中央部分の軸ひずみは、Bv-2 については 68 秒から 93 秒に、Bv-6 については 53 秒から 63 秒に急激に増加した。

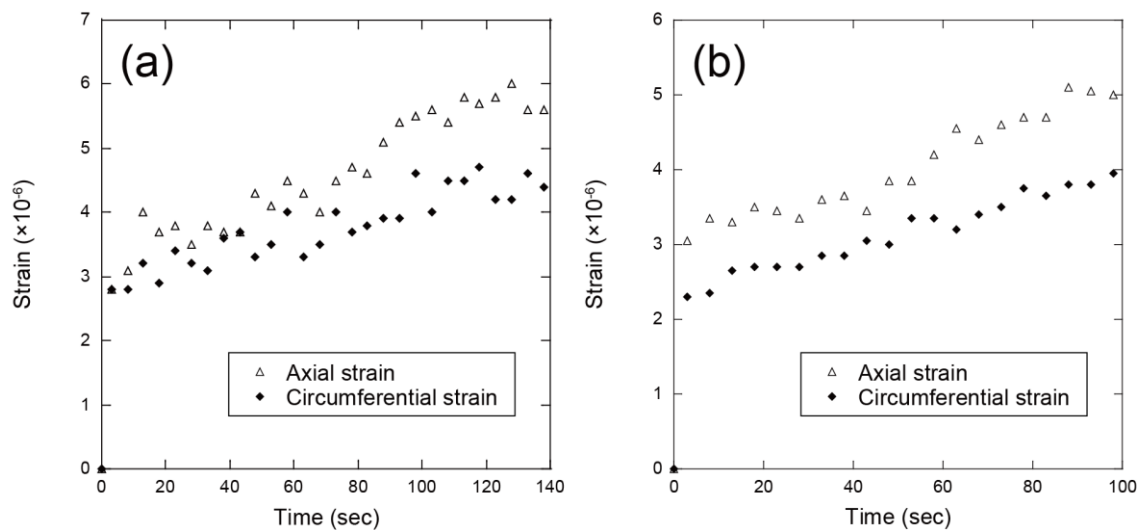


図 4.5 試料中央部分におけるひずみの計測結果。(a) Bv-2 に対する結果、(b) Bv-6 に対する結果。ひずみは伸びが正である。空気の浸入は 0 秒で開始した。

## 5. 室内実験の数値シミュレーション<sup>3</sup>

### 5.1. 本章の概要

本章では、実験結果を再現することを目的として、Coussy (2007) と Aichi and Tokunaga (2011) が導出した二相流体存在下における多孔質弾性体の構成関係式に基づく数値シミュレーションを実施する。数値シミュレータとしては、愛知 (2010) が開発した二相流動・変形連成過程を解く数値シミュレータを用いる。第 4 章で述べたように、空気のブレイクスルーが発生した後の実験結果はエンドキャップ内配管において発生した毛細管現象の影響を受けたと考えられた。数値シミュレーションにおいて毛細管現象の影響を反映させた境界条件を設定するのは現実的ではないため、ここでは空気のブレイクスルー発生前の実験を対象として数値シミュレーションを実施する。

ここでは、まず愛知 (2010) が開発した数値シミュレータの概要をまとめる。次に、数値シミュレーションで設定するモデル、初期条件、境界条件について述べる。その後、パラメータフィッティングにより実験結果を再現するパラメータセットの取得を試みる。具体的には、まず岩石試料に対して等方性材料モデルを適用し、パラメータフィッティングを実施する。等方性材料モデルを適用した場合は単一のパラメータセットにより試料の軸ひずみと周ひずみの両方の実験結果を再現することができなかった。このことは試料の多孔質弾性係数の異方性に起因すると考えられたため、ここでは岩石試料に対して面内等方性材料モデルを適用し、再度パラメータフィッティングを実施した。その後、パラメータの設定を変更して数値シミュレーションを実施し、パラメータの変更が計算結果に与える影響を調べる。最後に、実験結果を再現する数値シミュレーションから得られた計算結果に基づき、実験結果の特徴を説明する。

### 5.2. 数値シミュレータの概要

愛知 (2010) が開発した数値シミュレータの概要を述べる。なお、濡れ相流体としては水を、非濡れ相流体としてはガスを想定する。まず、力のつり合いと各相の流体の質量保存より、支配方程式を導出する。力のつりあい式は、

$$\frac{\partial \sigma_{ji}}{\partial x_j} + F_i = 0 \quad (5.1)$$

である。ここに、 $F_i$  は体積力ベクトルである。ひずみは変位ベクトル  $u_i$  を用いて、

---

<sup>3</sup> 本章の内容は、Goto, H., M. Aichi, T. Tokunaga, H. Yamamoto, T. Ogawa, and T. Aoki (2014), *J. Geophys. Res. Solid Earth*, 119(8), 6211-6228. で公表済みである。

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (5.2)$$

と表される。ここで、式(2.1), 式(2.9), 式(2.10), 式(5.2)を式(5.1)に代入すると,

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \frac{1}{2} C_{jkl} \left( \frac{\partial u_l}{\partial u_k} + \frac{\partial u_k}{\partial u_l} \right) - \alpha_{jk} \left[ \chi_{ki} p_w + (\delta_{ki} - \chi_{ki}) p_g \right] \right\} + F_i = 0 \quad (5.3)$$

である。ここ以降, 下付き文字  $w$  と  $g$  はそれぞれ水とガスを表す。材料に作用する体積力が重力のみである場合は,

$$F_i = -\{\rho_s(1-\phi_0) + [\rho_w S_w + \rho_g(1-S_w)]\phi_0\}g\delta_{i3} \quad (5.4)$$

である。ここに,  $\rho_s$ ,  $\rho_w$ ,  $\rho_g$  はそれぞれ固相, 水, ガスの密度,  $g$  は重力加速度である。なお, Kronecker の delta の添え字 3 は, 重力が作用する方向を表す。

各相の流体に関して, 質量保存は,

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_w X_{ww} \phi_w + \rho_g X_{gw} \phi_g) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho_w X_{ww} q_{w,i} + \rho_g X_{gw} q_{g,i}) + Q_w = 0 \quad (5.5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_w X_{wg} \phi_w + \rho_g X_{gg} \phi_g) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho_w X_{wg} q_{w,i} + \rho_g X_{gg} q_{g,i}) + Q_g = 0 \quad (5.6)$$

と表される。ここに,  $X_{IJ}$  は  $I$  相流体中の  $J$  相流体の質量分率で,  $X_{ww} + X_{wg} = 1$ ,  $X_{gw} + X_{gg} = 1$  の関係を満たす。 $q_{i,i}$  は  $I$  相流体の  $i$  方向への流束,  $Q_I$  は  $I$  相流体の質量生産項,  $\phi_I$  は  $I$  相流体が占める間隙の間隙率であり, 以下のように表される。

$$\phi_I = \phi_0 S_I + \varphi_I \quad (5.7)$$

式(5.7)に式(2.2), 式(2.3), 式(2.4)を代入すると,

$$\phi_w = \phi_0 S_w + \frac{1}{2} \alpha_{ik} \chi_{kj} \left( \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + \frac{N_w^2}{N_w + N_g} p_w + \frac{N_w N_g}{N_w + N_g} p_g \quad (5.8)$$

$$\phi_g = \phi_0 (1 - S_w) + \frac{1}{2} \alpha_{ik} (\delta_{kj} - \chi_{kj}) \left( \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + \frac{N_w N_g}{N_w + N_g} p_w + \frac{N_g^2}{N_w + N_g} p_g \quad (5.9)$$

である。 $X_{wg}$  はガスの溶解度の実測値から決定される。 $X_{gw}$  は以下の関係を用いて求められる。

$$X_{gw} = \frac{p_v M_w}{p_v M_w + (p_g - p_v) M_g} \quad (5.10)$$

ここに、 $M_w$  と  $M_g$  はそれぞれ水とガスの物質質量である。 $p_v$  は蒸気圧であり、以下に示す Kelvin の式で表される。

$$p_v = p_{v0} \exp\left(-\frac{V_{mw}}{RT} p_c\right) \quad (5.11)$$

ここに、 $p_{v0}$  は飽和水蒸気圧、 $V_{mw}$  は 1mol あたりの水の体積、 $R$  は気体定数である。 $q_{l,i}$  は、一般化された Darcy の式に基づき以下のように表される。

$$q_{l,i} = -k_{rl} \frac{k_{ij}}{\mu_l} \left( \frac{\partial p_l}{\partial x_j} - \rho_l g \delta_{3j} \right) \quad (5.12)$$

ここに、 $k_{rl}$  は I 相流体の相対浸透率、 $k_{ij}$  は絶対浸透率テンソル、 $\mu_l$  は I 相流体の粘度である。

愛知 (2010) は、有限要素法を用いて上述の支配方程式を離散化し、数値シミュレータを開発した。愛知 (2010) が開発したシミュレータにおいては、 $u_i$ 、 $p_w$ 、 $p_g$  を変数として設定する。従って、それらに依存する変数 ( $S_w$ 、 $k_{rl}$ 、 $\rho_l$ 、 $\chi_{ij}$ 、 $X_{ll}$ ) は、毛細管圧力と水飽和度の関係 (毛管圧曲線)、相対浸透率と水飽和度の関係 (相対浸透率曲線)、気体の状態方程式、Bishop の有効応力係数と水飽和度の関係 (Bishop の有効応力係数曲線)、ガスの溶解度曲線、飽和水蒸気圧曲線により決定される。

### 5.3. モデル・初期条件・境界条件の設定

実験で用いた岩石試料のコア抜き方向が層理面に垂直な方向であることから、円柱形試料に対しては軸対称モデルを適用した。試料高さは 100mm、試料半径は 25mm とし、合計 2500 個の 1mm×1mm の正方形メッシュを設定した (図 5.1)。

初期条件は実験条件を踏まえて以下のように設定した。変位についてはすべての節点において 0 とした。水圧については、試料上端の節点における水圧を 0.40MPa とし、試料内部の節点の水圧は圧力分布が静水圧分布となるように設定した。空気の圧力については、試料内部の水飽和度を 1 とするために水圧と等しい値を与えるのが望ましいが、この設定を適用した場合は数値シミュレーションが収束しなかった。そのため、ここでは空気の圧力を水圧よりも高く設定し、水飽和度の初期条件が 1 未満となるように設定した。また、試料内部の各節点における水飽和度は均一であると仮定した。ここでは、計算の収束を考慮した上で、最終的に試料下端の節点以外の節点における水と空気の圧力差を 0.0006MPa とし、それに基づき空気の圧力を設定した。Berea 砂岩に対する毛細管圧力と水飽和度の関係 (図 3.5) より、この空気と水の圧力差は水飽和度 0.991 に相当する。この設定が計算結果に与える影響は本章において後述する。実験において圧縮空気の浸入を開始する前には、図 3.6 中のバルブ 1 と試料下端の間の配管内に存在する水を空気で置換する作業を行ったことから、試料下端には 0.405MPa の圧力を持つ空気が存在したと考えられる (3.5 を参照)

ため，試料下端の節点の空気の圧力は 0.405MPa に設定した。

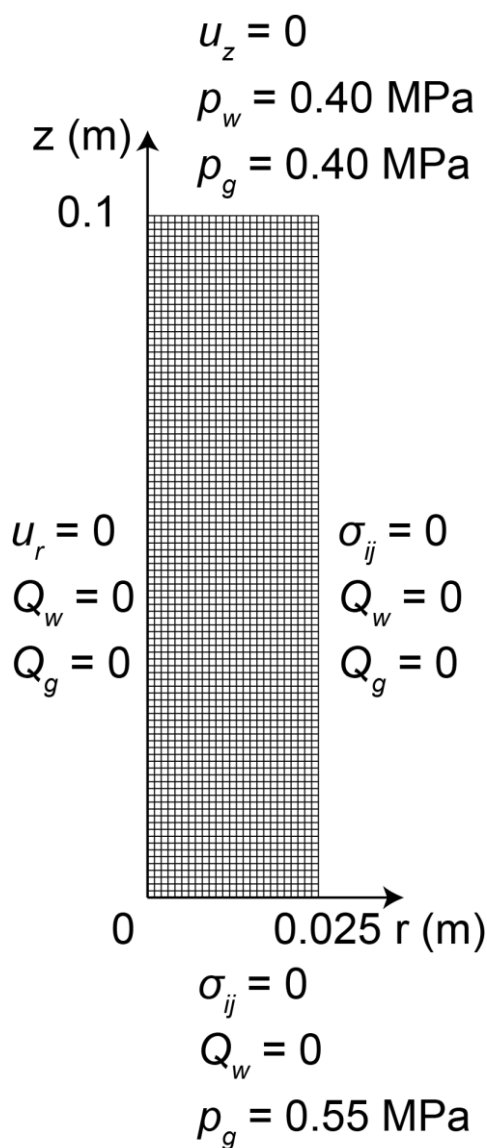


図 5.1 数値シミュレーションで設定したメッシュ構造と境界条件

境界条件は，実験条件を踏まえて以下のように設定した（図 5.1）。

- (1) 試料軸において， $r$  方向の変位が 0， $r$  方向の各相の流体の流束が 0。
- (2) 試料側面において，応力変化が 0， $r$  方向の各相の流体の流束が 0。
- (3) 試料下端において，応力変化が 0，水の流束が 0，空気の圧力が 0.55MPa。
- (4) 試料上端において， $z$  方向の変位が 0， $r$  方向の応力変化が 0，各相の流体の圧力が 0.40MPa。

なお、図 5.1 中の  $u_i$  は  $i$  方向の変位 ( $i = r, z$ ),  $Q_w$  と  $Q_g$  はそれぞれ境界を通過する水と空気の流束である。

#### 5.4. 等方性材料モデルを用いた検討

##### 5.4.1. パラメータ設定

等方性材料モデルを適用した場合に設定が必要となるパラメータは、2 個の排水条件における弾性係数 (排水条件における体積弾性率  $K$ , Young 率  $E$ , Poisson 比  $\nu$  のうちの 2 個), Biot-Willis 係数  $\alpha$ , Bishop の有効応力係数曲線, 間隙率  $\phi_0$ , 毛管圧曲線, 絶対浸透率  $k$ , 水と空気の相対浸透率曲線である。ここでは、これらのパラメータの設定方法を述べる。なお、毛管圧曲線, 相対浸透率曲線, Bishop の有効応力係数曲線はデータセットにより表し、各々の値は線形内挿により計算した。

まず、一部のパラメータの値を実測値や文献値に基づき合理的な値に設定し、それらを固定した。具体的には、 $\phi_0$  を実測値である 0.18 (表 3.1) に設定し、毛管圧曲線を図 3.5 に示した 2 つの実測値のうち白抜きの三角で示した実測値に基づき設定した。また、 $\alpha$  は式 (2.25) を用いて算出されるが、ここに固体粒子部分の体積弾性率  $K_s$  を Hart (2000) と Hart and Wang (1999, 2010) によって得られた  $K_s$  の平均値である 31.3GPa に固定し、 $\alpha$  が  $K$  のみに依存するパラメータとなるように設定した。なお、 $\phi_0$ , 毛管圧曲線,  $K_s$  を固定したこととそのうち毛管圧曲線を図 3.5 に示した 2 つの実測値のうち一方の実測値のみに基づき設定したことは、実験結果を再現するパラメータの取得において特に問題とはならなかった。この理由は 5.6 で述べる。

次に、その他のパラメータ ( $K$ ,  $E$ ,  $\nu$  のうちの 2 個, Bishop の有効応力係数曲線,  $k$ , 水と空気の相対浸透率曲線) を、試料中央部分におけるひずみと単位時間あたりの試料上端からの排水量の実験結果が再現されるようにパラメータフィッティングにより求めた。まず、ひずみと排水量の実験結果が再現されるように  $K$  と  $k$  を試行錯誤的に求めた。次に、実験結果をよりよく再現するために  $K$  と  $k$  を含む全てのパラメータの値を調整した。排水条件における弾性係数はパラメータ間に成立する関係 (式(2.24)) を満たすように設定した。ここに、 $E$  と  $\nu$  はひずみと排水量に対する影響が小さかったため、値を特定することができなかった。そのため、排水条件における弾性係数としては  $K$  のみを特定した。 $E$  と  $\nu$  の設定がひずみと排水量に与える影響については本節において後述する。また、図 4.1 に示した応力とひずみの関係は特に応力が大きい条件下と小さい条件下において非線形であったが、数値シミュレーションにおいては弾性係数を一定とした。これは、圧縮空気の浸入開始後のひずみの最大値は、Bv-2 に対しては  $6.1 \times 10^{-6}$ , Bv-6 に対しては  $5.1 \times 10^{-6}$  であり、このひずみの範囲において非線形性は無視できるほど小さいと判断したためである。なお、試料に対して等方性材料モデルを適用した場合は、単一のパラメータセットにより軸ひずみと周



ひずみの両方の実験結果を再現することができなかった。そのため、ここでは軸ひずみ、周ひずみ、体積ひずみの実験結果をそれぞれ再現する 3 つのパラメータセットを求めた。表 5.1 に、以上に基づき設定した  $K$ ,  $\alpha$ ,  $k$  をまとめる。

Bishop の有効応力係数曲線は、以下の手順で設定した。まず、既往研究で得られた Bishop の有効応力係数と水飽和度の関係の実測値をすべて包含するような 2 つの仮想的なケース（図 5.2 中の Case1 と Case2）を設定した。次に、Case1 と Case2 の間において最もよく実験結果を再現する Bishop の有効応力係数曲線を求めた。ここで実施したシミュレーションにおいては、Bishop の有効応力係数曲線の変更がひずみと排水量に与える影響は比較的小さかった。そのため、図 5.2 中の 4 つのケースのうち Case2 を用いた場合は実験結果が再現されなかったものの、Case1, Case3, Case4 を用いた場合はいずれも実験結果が再現された。なお、Case4 は既往研究でよく用いられてきている関係 ( $\chi = S_w$ ) である。以上のように、本研究で実施した実験においては Bishop の有効応力係数曲線を特定することができなかった。なお、Bishop の有効応力係数曲線の変更がひずみと排水量に与える影響は 5.6.6 で述べる。以上を踏まえて、パラメータフィッティングにおいては Bishop の有効応力係数曲線として図 5.3 中の Case3 を用いることとした。

水と空気の相対浸透率曲線は、図 5.3 に示す曲線に設定した。図 5.3 において、それぞれ点線は Bv-2 に対する実験結果を、実線は Bv-6 に対する実験結果を再現する曲線である。また、図 5.3 には、Oak et al. (1990) と Tang and Firoozabadi (2000) が得た Berea 砂岩に対する水とガスの相対浸透率と水飽和度の関係の実測値も合わせて示す。パラメータフィッティングにより求めた曲線は既往研究で得られた実測値と概ね整合した。なお、水と空気の相対浸透率曲線の変更がひずみと排水量に与える影響は 5.6.5 で述べる。

以上で決定したパラメータのうち Berea 砂岩に対する実測値のデータが存在しない Bishop の有効応力係数曲線以外のパラメータは、いずれも本研究で得られた実測値もしくは既往研究で得られた結果と整合しており、現実的なパラメータ設定がなされていると言える。

表 5.1 等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおいて設定した軸ひずみ、周ひずみ、体積ひずみの実験結果をそれぞれ再現するパラメータの値。  $\epsilon_{zz}$ ,  $\epsilon_{\theta\theta}$ ,  $\epsilon_{kk}$  はそれぞれ軸ひずみ、周ひずみ、体積ひずみを解析の対象としたことを意味する。

Sample	Bv-2			Bv-6		
	$\epsilon_{zz}$	$\epsilon_{kk}$	$\epsilon_{\theta\theta}$	$\epsilon_{zz}$	$\epsilon_{kk}$	$\epsilon_{\theta\theta}$
Analyzed item						
$K$ (GPa)	4.9	5.4	5.7	5.4	6.1	6.6
$\alpha$	0.84	0.83	0.82	0.83	0.81	0.79
$k$ ( $\times 10^{-14} \text{m}^2$ )	2.4	2.4	2.4	3.1	3.1	3.1

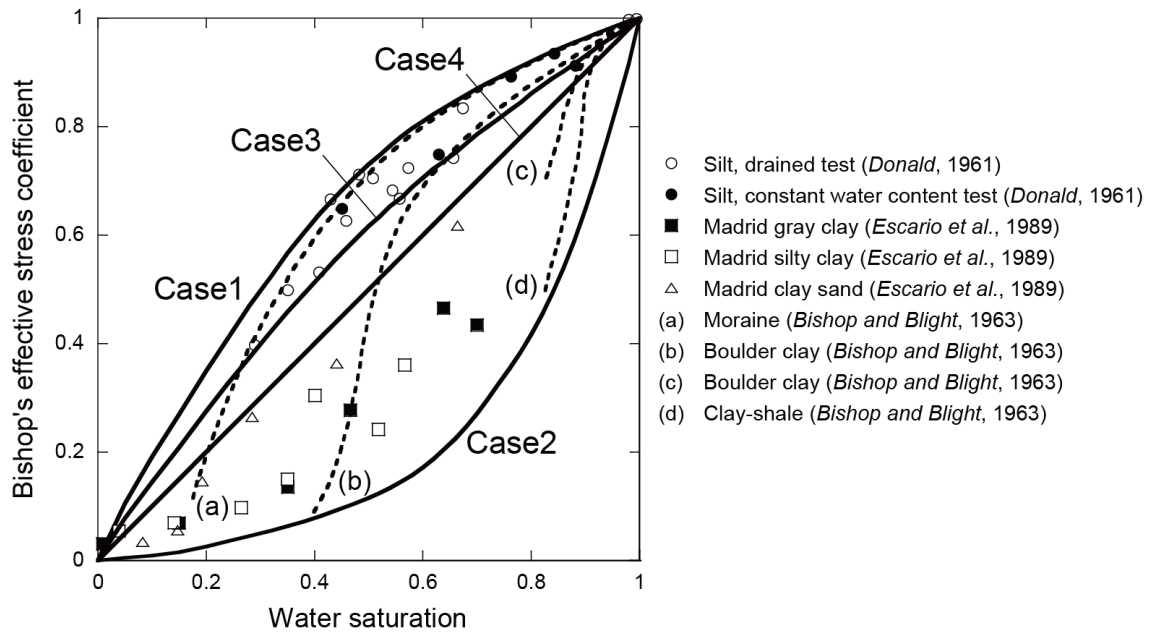


図 5.2 等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおいて設定した Bishop の有効応力係数と水飽和度の関係と Dolald (1961), Bishop and Blight (1963), Escario et al. (1989) が計測したその関係. 詳細は本文を参照のこと.

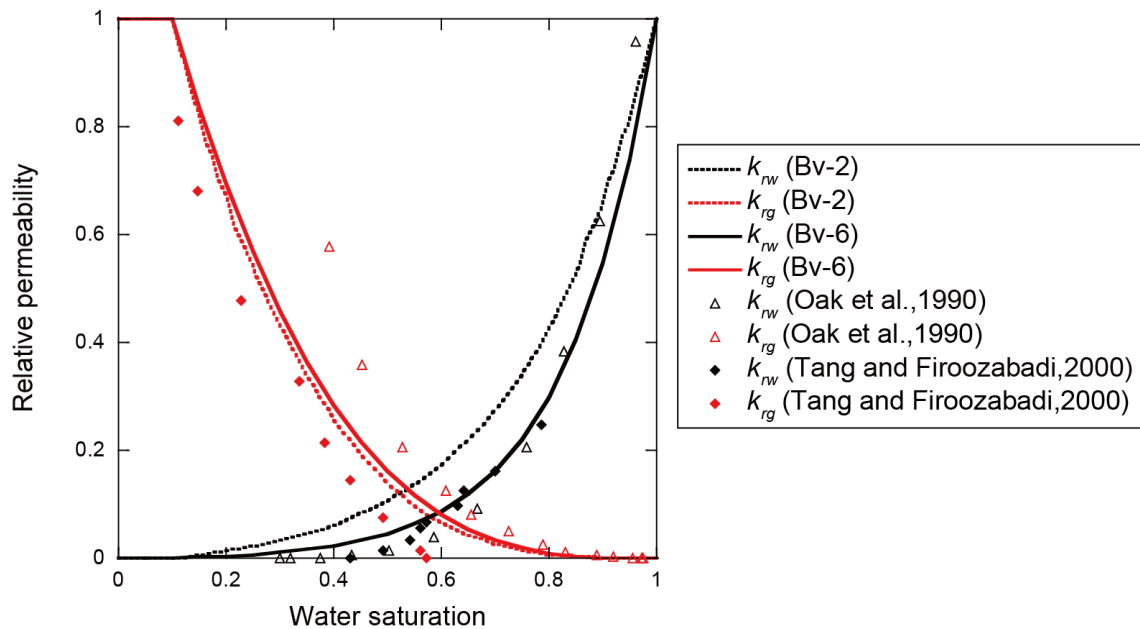


図 5.3 等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおいて設定した相対浸透率と水飽和度の関係と Oak et al. (1990) と Tang and Firoozabadi (2000) が計測したその関係.  $k_{rw}$  は水の相対浸透率を,  $k_{rg}$  は空気の相対浸透率を表す.

## 5.4.2. 実験結果と計算結果の比較

図 5.4 と図 5.5 にそれぞれ Bv-2 と Bv-6 に対する試料中央部分における軸ひずみ，周ひずみ，体積ひずみ，単位時間あたりの試料上端からの排水量の実験結果と計算結果を示す。図 5.4d と図 5.5d には，単位時間あたりの試料上端からの排気量の計算結果も合わせて示す。また， $E$  と  $\nu$  の変更が計算結果に及ぼす影響が小さいことを示すために，それぞれの図には単一の  $K$  に対して  $\nu$  を 0.01 と 0.49 に設定した場合の計算結果を示す。なお， $E$  は式(2.24)を用いて算出した。図 5.4d と図 5.5d に示すように，排水量と排気量の計算値は  $\nu$  の設定に関わらず似通った結果となった。また，図 5.4 と図 5.5 より，軸ひずみ，周ひずみ，体積ひずみのうちのいずれか一つと排水量の実験結果はそれぞれのパラメータセットにより再現された。一方で，それ以外の 2 つのひずみの実験結果は再現されなかった。4.1.3 で述べたように，本研究で実施した実験条件下において試料は異方的にふるまうと考えられ，それが原因となり等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおいては，単一のパラメータセットにより軸ひずみと周ひずみの両方の実験結果を再現することができなかったと考えられる。

## 5.5. 面内等方性材料モデルを用いた検討

### 5.5.1. パラメータ設定

等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションの結果を踏まえて，モデルに面内等方性を導入することにより，単一のパラメータセットによる軸ひずみと周ひずみの両方の実験結果の再現を試みた。ここでは，多孔質弾性係数のみ設定を変更し，その他のパラメータ，メッシュ構造，初期条件，境界条件は等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションと同様とした。なお，Berea 砂岩の絶対浸透率は異方性を示すことが知られている (Zoback and Byerlee, 1975) が，ここでは絶対浸透率に対しては異方性を導入しなかった。これは，室内実験において流体流動は主として試料軸に沿った方向にのみ発生するとみなすことができ，その場合は浸透率の異方性は計算結果に大きく影響しないと考えられたためである。

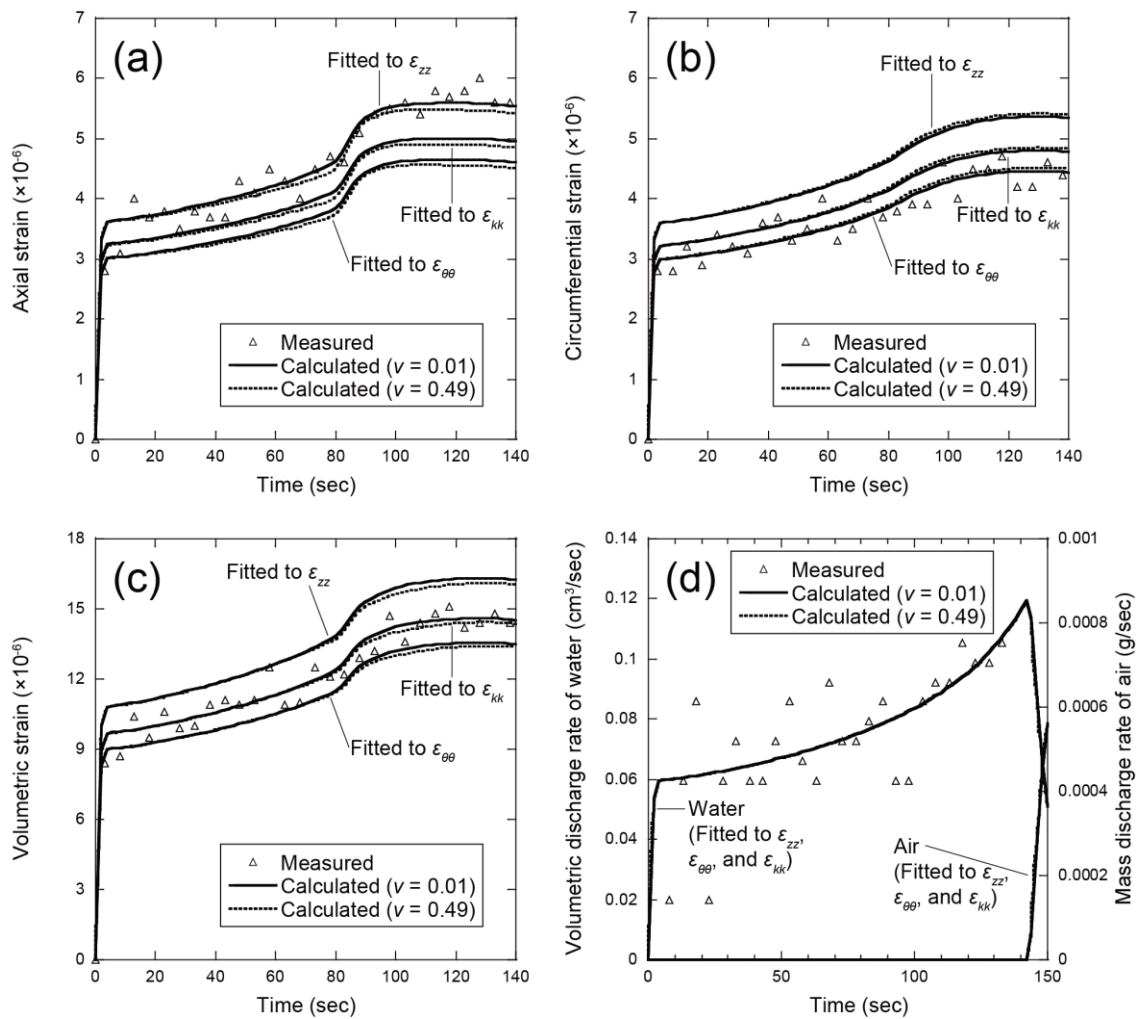


図 5.4 Bv-2 の試料中央部分における (a) 軸ひずみ ( $\epsilon_{zz}$ ), (b) 周ひずみ ( $\epsilon_{\theta\theta}$ ), (c) 体積ひずみ ( $\epsilon_{kk}$ ), (d) 単位時間あたりの試料上端からの排水量の実験結果と等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションから得られた計算結果の比較. 各々のひずみが再現された数値シミュレーションにおいて, 排水条件における体積弾性率  $K$  は同一の値に設定し, 排水条件における Poisson 比  $\nu$  は 0.01 と 0.49 に設定した. (d) には単位時間あたりの試料上端からの排気量の計算結果も示す. ひずみは伸びが正である. 空気の浸入は 0 秒に開始した.

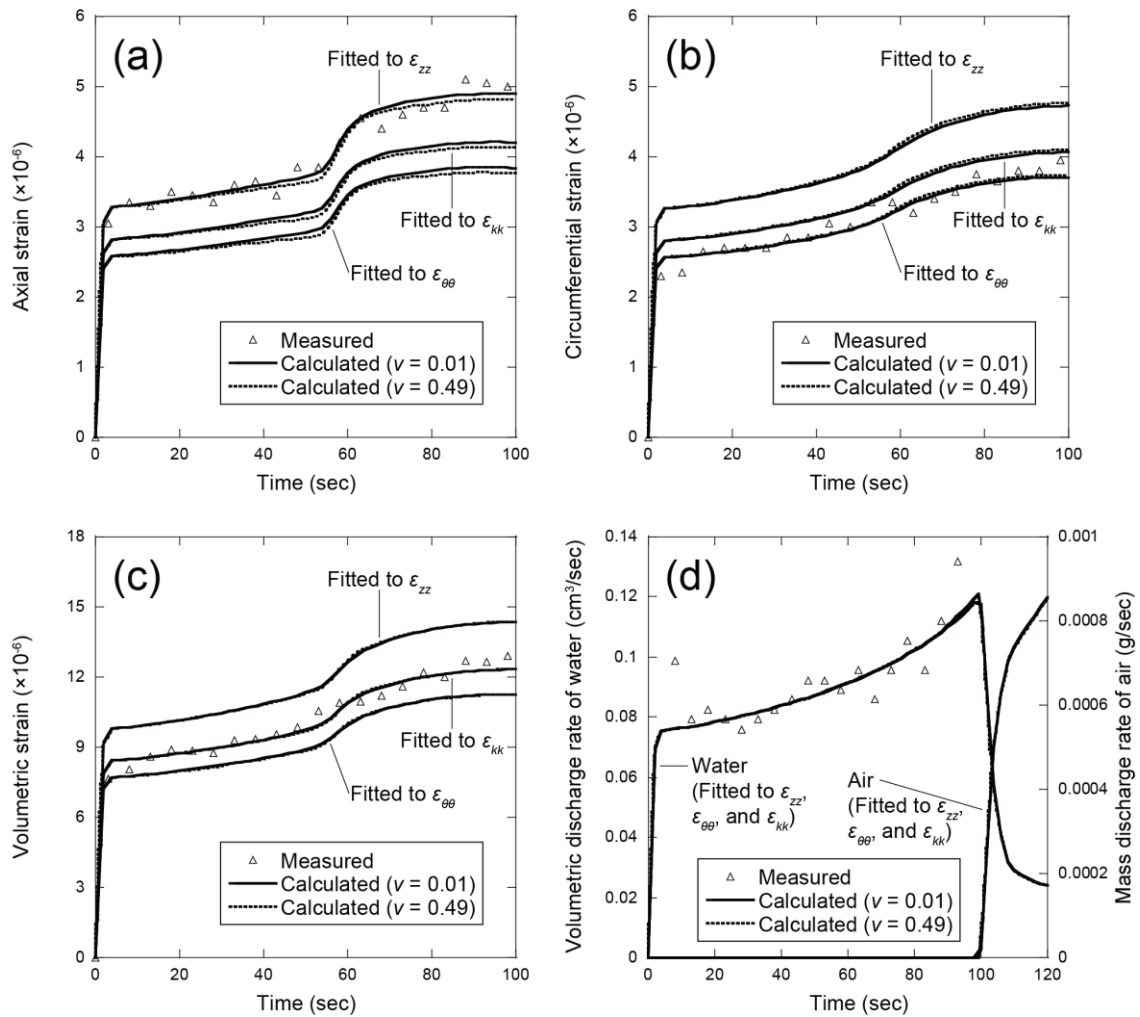


図 5.5 Bv-6 の試料中央部分における (a) 軸ひずみ ( $\epsilon_{zz}$ ), (b) 周ひずみ ( $\epsilon_{\theta\theta}$ ), (c) 体積ひずみ ( $\epsilon_{kk}$ ), (d) 単位時間あたりの試料上端からの排水量の実験結果と等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションから得られた計算結果の比較. 各々のひずみが再現された数値シミュレーションにおいて, 排水条件における体積弾性率  $K$  は同一の値に設定し, 排水条件における Poisson 比  $\nu$  は 0.01 と 0.49 に設定した. (d) には単位時間あたりの試料上端からの排気量の計算結果も示す. ひずみは伸びが正である. 空気の浸入は 0 秒に開始した.

ここで設定が必要となるパラメータは、5個の排水条件における弾性係数（排水条件における層理面に平行な方向の Young 率  $E_h$ 、排水条件における層理面に垂直な方向の Young 率  $E_z$ 、排水条件における層理面内の Poisson 比  $\nu_{hh}$ 、排水条件において層理面に垂直な方向に応力が作用した場合に発生する層理面に平行な方向のひずみを記述する Poisson 比  $\nu_{zh}$ 、層理面に垂直な方向のせん断弾性係数  $G$ ）、2個の Biot-Willis 係数（層理面に平行な方向の Biot-Willis 係数  $\alpha_h$ 、層理面に垂直な方向の Biot-Willis 係数  $\alpha_z$ ）、2個の Bishop の有効応力係数曲線（層理面に平行な方向の Bishop の有効応力係数と水飽和度の関係、層理面に垂直な方向の Bishop の有効応力係数と水飽和度の関係）である。なお、このうち Bishop の有効応力係数曲線については、岩石に対するその異方性に関して検討した既往研究が見当たらないため、ここでは等方性を仮定し、図 5.2 に示した Case3 を用いた。

パラメータは以下のとおりに設定した。まず、等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションと同様に、一部のパラメータの値を実測値や文献値に基づき合理的な値に設定し、それらを固定した。具体的には、 $G$  を本研究で用いた Terzaghi 有効応力に近い条件（ $\sigma' = 2.8\text{MPa}$ ）において Hart (2000) が得た値（5.6GPa）に設定した。 $\alpha_h$  と  $\alpha_z$  は多孔質体のフレームワークを構成する固体粒子の均質性を仮定すると以下の関係（式(5.13)、式(5.14))を用いて求められる（Cheng, 1997）が、ここに固体粒子部分の体積弾性率  $K_s$  を等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおけるそれと同じ値（31.3GPa）に設定することにより、 $\alpha_h$  と  $\alpha_z$  が残りのパラメータ（ $E_h$ 、 $E_z$ 、 $\nu_{hh}$ 、 $\nu_{zh}$ ）により記述されるようにした。

$$\alpha_z = 1 - \frac{1}{3K_s} \frac{E_z(E_z - E_z\nu_{hh} + 2E_h\nu_{zh})}{E_z - E_z\nu_{hh} - 2E_h\nu_{zh}^2} \quad (5.13)$$

$$\alpha_h = 1 - \frac{1}{3K_s} \frac{E_h E_z (1 + \nu_{zh})}{E_z - E_z\nu_{hh} - 2E_h\nu_{zh}^2} \quad (5.14)$$

なお、 $G$  と  $K_s$  を固定したことは、実験結果を再現するパラメータの取得において特に問題とはならなかった。この理由は 5.6 で述べる。

次に、試料中央部分におけるひずみの実験結果が再現されるように、その他のパラメータ（ $E_h$ 、 $E_z$ 、 $\nu_{hh}$ 、 $\nu_{zh}$ ）をパラメータフィッティングにより求めた。ひずみの実験結果を再現するこれらのパラメータの組み合わせとしてはさまざまなパターンが存在したため、ここではパラメータ間の関係に関して制約条件を設けることにより、各パラメータの値を決定した。まず、 $E_z$  と  $\nu_{zh}$  の実測値と数値シミュレーションで設定するそれらの値（計算値と呼ぶ）の差を実測値で正規化したものの二乗をそれぞれ以下のように定義した。

$$\overline{E_z}^2 = \left( \frac{E_{z,m} - E_z}{E_{z,m}} \right)^2 \quad (5.15)$$

$$\overline{v_{zh}}^2 = \left( \frac{V_{zh,m} - v_{zh}}{V_{zh,m}} \right)^2 \quad (5.16)$$

ここに、 $\overline{E_z}^2$  と  $\overline{v_{zh}}^2$  はそれぞれ実測値で正規化した  $E_z$  と  $v_{zh}$  の実測値と計算値の差の二乗であり、下付き文字  $m$  は実測値を表す。また、 $E_{z,m}$  と  $v_{zh,m}$  は岩石試料のコア抜き方向と排水条件における一軸圧縮試験の载荷方向との関係からそれぞれ  $E$  と  $v$  の実測値 (表 4.2) に等価であるとみなした。ここで定義した  $\overline{E_z}^2$  と  $\overline{v_{zh}}^2$  に対しては、 $E_z$  と  $v_{zh}$  の実測値に対して重みを等しく置くことを意図して  $\overline{E_z}^2 = \overline{v_{zh}}^2$  という制約条件を仮定した。この条件下においては、 $\overline{E_z}^2$  もしくは  $\overline{v_{zh}}^2$  を設定することにより  $E_z$  と  $v_{zh}$  が決定される。

残りの 2 つのパラメータ ( $E_h$ ,  $v_{hh}$ ) の決定にあたっては、層理面に平行な方向の線圧縮率に対する層理面に垂直な方向の線圧縮率の比  $\gamma$  ( $= C_z/C_h$ ) を用いた。 $\gamma$  は以下のように書き表される。

$$\gamma = \frac{-2 \frac{v_{zh}}{E_z} + \frac{1}{E_z}}{\frac{1}{E_h} - \frac{v_{hh}}{E_h} - \frac{v_{zh}}{E_z}} \quad (5.17)$$

ここに、 $E_h$  もしくは  $v_{hh}$  の一方の値と  $\gamma$  が決定されれば、 $E_h$  もしくは  $v_{hh}$  の他方の値が決定される。ここでは、面内等方性材料モデルを適用することを踏まえて  $E_h/E_z > 1$ ,  $0 < v_{hh} < 0.5$  の 2 つの制約条件を設定し、これらの条件下において  $\gamma$  の値を試行錯誤的に決定することにより、 $E_h$  と  $v_{hh}$  の値を決定した。なお、Tokunaga et al. (1998) と Hart (2000) が報告した Berea 砂岩に対する  $E_h/E_z$  と  $v_{hh}$  の実測値はこれらの制約条件の範囲内にあり、これらの制約条件は値の範囲として十分に広いものとなっていると考えられる。これら 2 つの制約条件を満たす  $v_{hh}$  の範囲は、 $0 < v_{hh} < v_{hh}|_{E_h/E_z=1}$  である。そのため、ここでは  $E_h/E_z = 1.01$  ( $\approx 1$ ),  $v_{hh}$

$= 0.01$  ( $\approx 0$ ),  $v_{hh} = 0.17$  の条件を設定し、それぞれの条件下において軸ひずみと周ひずみの両方の実験結果を再現するパラメータセットを求めた。なお、 $v_{hh} = 0.17$  は、本研究で用いた Terzaghi 有効応力に近い応力条件 ( $\sigma' = 2.8\text{MPa}$ ) において計測された  $v_{hh}$  の実測値である (Hart, 2000)。本研究においては  $v_{hh}$  を計測しなかったため、参考のためにこの値を採用した。

表 5.2 に以上の方法で決定した 3 つのパラメータセットを示す。表 5.2 には、本研究で用いた Terzaghi 有効応力に近い応力条件下において得られたパラメータセット (Tokunaga et al., 1998; Hart, 2000) も合わせて示す。なお、Tokunaga et al. (1998) の計測においては Terzaghi 有効応力として 2.2MPa から 6.0MPa の間のいくつかの応力が設定されている。値を変化さ

せた  $\nu_{hh}$  を除くパラメータはいずれも本研究で得られた実測値もしくは既往研究で得られた結果と概ね整合しており、現実的なパラメータ設定がなされていると言える。なお、 $E_z$  と  $\nu_{zh}$  に関して、本研究で得られた実測値と計算値の差は、Hart (2000) が得た実測値と逆解析手法を用いて求めた計算値の差と同程度であった。Hart (2000) は、この差は一軸圧縮試験における岩石試料の曲げに起因すると考察しており、本研究においても同様の理由からパラメータの実測値と計算値に差が生じた可能性がある。

表 5.2 面内等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションにおいて設定したパラメータの値と Tokunaga et al. (1998) と Hart (2000) が得たパラメータの値。制約条件は A が  $E_h/E_z = 1.01$ , B が  $\nu_{hh} = 0.17$ , C が  $\nu_{zh} = 0.01$  を表す。

試料番号	Bv-2			Bv-6			Tokunaga et al. (1998)	Hart (2000)	
	制約条件	A	B	C	A	B		C	
$\sigma'$ (MPa)	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0	2.2 - 6.0	2.8	4.0
$E_z$ (GPa)	9.9	10.0	10.3	10.1	10.4	10.7	14.5	11.1	12.1
$E_h$ (GPa)	10.0	11.3	13.7	10.2	12.3	15.0	18.1	14.1	15.3
$\nu_{zh}$	0.17	0.17	0.18	0.19	0.19	0.20	0.11	0.19	0.18
$\nu_{hh}$	0.26	0.17	0.01	0.30	0.17	0.01	0.18	0.17	0.17
G (GPa)	5.6	5.6	5.6	5.6	5.6	5.6	7.1	5.6	5.1
$\alpha_z$	0.83	0.83	0.82	0.82	0.81	0.80	0.77	0.79	0.78
$\alpha_h$	0.82	0.81	0.81	0.79	0.79	0.78	0.69	0.76	0.74

### 5.5.2. 実験結果と計算結果の比較

図 5.6 に、Bv-2 と Bv-6 に対する試料中央部分における軸ひずみ、周ひずみ、単位時間あたりの試料上端からの排水量の実験結果と計算結果を示す。図 5.6c と図 5.6f には、単位時間あたりの試料上端からの排気量の計算結果も合わせて示す。モデルに面内等方性を導入した場合は、ひずみと排水量の実験結果が数値シミュレーションにより再現された。以上の結果より、既往の二相流動・変形連成理論は室内実験で観察された二相流動・変形連成現象を説明可能であるということが示されたと言える。また、ここで設定した  $\nu_{hh}$  を除くパラメータの値が既往研究で得られたパラメータ値と整合した（表 5.2）ことから、本研究で実施したような実験とその数値シミュレーションを組み合わせた検討を実施することにより、一部のパラメータの値を推定できる可能性があると言える。さらに、本研究で実施した実験においてその実験条件を変更することにより、その他のプロセスに関する検討の可能性が考えられる。例えば、乾燥した試料に下端から水を浸入させる実験を実施し、数値シミュレーションを用いて実験結果を定量的に解析することにより、各々のパラメータのヒステリシスに関して議論できる可能性がある。



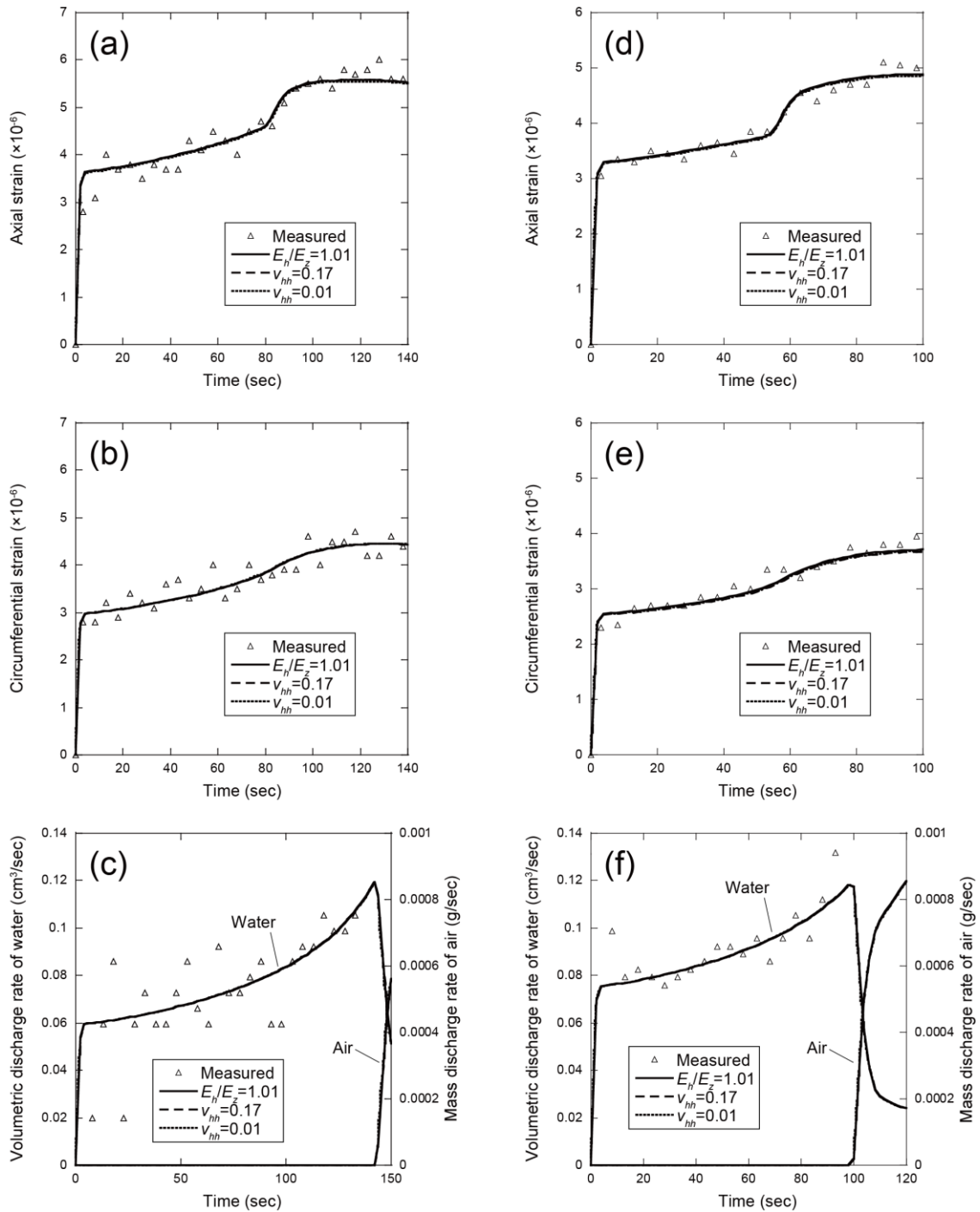


図 5.6 (a–c) Bv-2 と (d–f) Bv-6 の試料中央部分における (a, d) 軸ひずみ ( $\epsilon_{zz}$ ), (b, e) 周ひずみ ( $\epsilon_{\theta\theta}$ ), (c, f) 単位時間あたりの試料上端からの排水量の実験結果と面内等方性材料モデルを適用した数値シミュレーションから得られた計算結果の比較. (c, f) には単位時間あたりの試料上端からの排気量の計算結果も示す. ひずみは伸びが正である. 空気の浸入は 0 秒に開始した.

第5章 (pp.49-84) および第6章 (pp.85-112) は、特許申請に関わる部分および近い将来において単行本もしくは雑誌掲載等の形で刊行されると期待される部分(5年以内に出版予定)を含むため、公表することができない。

## 7. 総括

本研究では、二酸化炭素地中貯留や放射性廃棄物地層処分において発生すると想定される水で飽和した岩盤に圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩盤変形の理解を目指し、室内実験による岩石変形・間隙流体流動の観察および二相流動・変形連成シミュレーションによる実験結果の説明と今後の検討事項の抽出および検討方法の提案を行った。

第2章では、Coussy (2007) と Aichi and Tokunaga (2011) が導出した二相流体存在下における多孔質弾性体の構成関係式を示した。また、多孔質弾性挙動を記述するために必要となる多孔質弾性係数を整理した。さらに、構成関係式中に現れるパラメータの一つである Bishop の有効応力係数の濡れ相飽和度依存性に関する議論を概観した。

第3章では、本研究で実施した室内実験について、実験で用いた岩石試料、実験装置、実験条件および手順を述べた。ここでは、二酸化炭素地中貯留において帽岩に二酸化炭素が浸入した場合の帽岩の変形挙動を検討することを想定して、水で飽和した円柱形 Berea 砂岩試料に対して下端から圧縮空気を浸入させる実験を実施した。実験条件は、Berea 砂岩の多孔質弾性係数が Terzaghi 有効応力に依存することと、背圧と圧縮空気の圧力の差により流体流動の様式が異なるものとなることに留意して決定した。

第4章では、岩石試料の物性値計測と実験の結果をまとめた。ここでは、まず試料の絶対浸透率と排水条件における多孔質弾性係数の結果をまとめた。ここで得られた試料の物性値は既往研究で得られたデータと概ね整合した。また、試料の多孔質弾性係数は異方性を示した。次に、実験の結果をまとめた。単位時間あたりの試料上端からの排水量は、空気の浸入開始後大きく増加した後単調に増加した。試料中央部分の軸ひずみと周ひずみは、空気の浸入開始後大きく増加した後単調に増加した。ただし、軸ひずみのみ空気のブレイクスルーが発生する前に急激に増加した。

第5章では、実験結果を再現することを目的とした数値シミュレーションを実施した。円柱形試料のコア抜き方向から試料に対しては軸対称モデルを適用し、初期条件と境界条件は実験条件に基づき決定した。まず、パラメータフィッティングによりひずみと排水量の実験結果を再現するパラメータセットを取得した。試料に等方性材料モデルを適用した場合は、単一のパラメータセットにより軸ひずみ、周ひずみ、排水量の実験結果を再現することはできなかった。これは試料の多孔質弾性係数の異方性に起因すると考えられたため、次にモデルに面内等方性を導入し、すべての実験結果を再現するパラメータセットの取得を試みた。その結果、現実的なパラメータ設定を用いて、軸ひずみ、周ひずみ、排水量の実験結果を再現することに成功した。以上の結果は、既往の二相流動・変形連成理論は室内実験で観察された二相流動・変形連成現象を説明可能であるということを示していると言える。また、ここで得られたパラメータの値は本研究もしくは既往研究で得られた実測値と互いに整合したことから、本研究で実施したような室内実験とその数値シミュレーションを組み合わせた検討を行うことにより一部のパラメータを推定可能であると考

えられる。さらには、本研究で実施した実験の条件を変更することにより、今回観察したプロセスとは異なるプロセスにおける岩石の変形に関して検討することも可能であると考えられる。例えば、ヒステリシスを持つことが知られているパラメータの特性を調べるために乾燥した試料に水を圧入する実験を実施することが挙げられる。最後に、実験結果を再現する数値シミュレーションから得られた結果から実験結果の特徴を説明した。試料の変形は主として試料内部における水と空気の圧力分布の時間変化から説明された。また、圧力分布の時間変化は、試料への空気の浸入の早さと試料上端からの排水の早さの相対的な関係から決定されると考えられた。さらに、ひずみの計測点に空気が浸入すると、その付近の領域が局所的に変形するため、その計測点の軸ひずみが急激に増加することが示された。このことは、試料の変形から試料内部における空気の流動状況に関する情報を取得できる可能性を示唆しており、今後試料軸方向にひずみの計測点を増設するとともに、実験時の試料の弾性波速度や比抵抗の計測を実施して試料内部の空気の流動状況に関するデータを取得し、試料の変形と流体流動を関連づけた検討を行うことが望ましいと言える。

第6章では、今後検討が必要となる事項の抽出とその検討方法の提案を行った。具体的には、**Bishop**の有効応力係数の水飽和度依存性が試料の変形に与える影響と二相流体存在下における泥岩の変形挙動に関して検討を行った。ここでは、前者を検討するための実験として圧縮空気の浸入開始後定常状態に至るまでの実験を、後者を検討するための実験として泥岩試料を用いた実験を考案し、それらの実験の実施の必要性を数値シミュレーションにより検討した。まず、空気の浸入開始後定常状態に至るまでの実験の数値シミュレーションからは、**Bishop**の有効応力係数の水飽和度依存性が試料の変形に与える影響は空気のブレイクスルー発生後定常状態に至るまでに時間の経過とともにより顕著になることが示された。この結果は、空気の浸入開始後初期の段階における試料の変形を説明できたとしても、**Bishop**の有効応力係数の水飽和度依存性の設定に誤りがある場合は、その後の変形予測に誤りが引き起こされる可能性を示唆している。従って、今後空気の浸入開始後定常状態に至るまでの室内実験とその数値シミュレーションを実施し、**Bishop**の有効応力係数の水飽和度依存性が岩石変形に与える影響を明らかにする必要があると考えられる。ここでは、空気のブレイクスルー発生後の実験データ取得のために大口径エンドキャップを用いた新たな実験方法の考案とそこで用いる大口径エンドキャップの開発も行った。次に、泥岩試料を用いた実験の数値シミュレーションを実施した。ここでは、試料への空気の浸入が試料上端からの排水よりも早いプロセスが発生した。その結果、試料内部の空気が浸入していない領域の水圧が大きく上昇し、その領域の試料の変形が大きくなった。この結果は、二酸化炭素地中貯留において二酸化炭素が帽岩に浸入した場合は二酸化炭素が浸入していない領域においても帽岩の変形が大きくなる可能性を示唆している。従って、今後泥岩試料を用いた実験を実施し、二相流体存在下における泥岩の変形挙動に関して検討を行う必要があると考えられる。

本研究で検討した水で飽和した岩石に対して圧縮性流体が浸入するプロセスにおける岩

石変形に対する理解は、二酸化炭素地中貯留や放射性廃棄物地層処分において発生する岩盤変形の予測・把握・制御に貢献するものとなることが期待される。今後の展開としては、**Bishop** の有効応力係数の水飽和度依存性が岩石変形に与える影響と二相流体存在下における泥岩の変形挙動を検討するために、空気の浸入開始後定常状態に至るまでの実験と泥岩試料を用いた実験を実施することが挙げられる。



## 謝辞

本研究を進めるにあたり，東京大学大学院新領域創成科学研究科環境システム学専攻の徳永朋祥教授には，有益なご指導・ご助言をいただきました。同専攻の愛知正温講師には，特に数値シミュレーションを用いた検討において有益なご指導・ご助言をいただきました。同専攻の多部田茂教授，大友順一郎准教授，工学系研究科社会基盤学専攻の石田哲也教授，独立行政法人産業技術総合研究所活断層・火山研究部門の増田幸治副研究部門長には，副査として有益なコメントをいただきました。

大成建設株式会社技術センターの青木智幸，平塚裕介，山本肇の諸氏と国際圧入学会の小川豊和氏には，特に室内実験において有益な議論をしていただきました。東京大学大学院工学系研究科システム創成学専攻の茂木勝郎氏と大成有楽不動産株式会社テクノセンターの横山正利氏には，室内実験においてサポートをしていただきました。Wisconsin Geological and Natural History Survey の David J. Hart 氏には，有益な議論をしていただきました。ソリューション株式会社の青木保夫氏には，大口径エンドキャップの設計において有益なご助言をいただきました。

東京大学大学院新領域創成科学研究科環境システム学専攻地圏環境システム学研究室の皆様と同専攻事務の宮崎美穂さんにはさまざまなご支援をいただきました。

以上，記して感謝いたします。





## 参考文献

- Aichi, M., and T. Tokunaga (2011), Thermodynamically consistent anisotropic constitutive relations for a poroelastic material saturated by two immiscible fluids, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 48, 580-584.
- Aichi, M., and T. Tokunaga (2012), Material coefficients of multiphase thermoporoelasticity for anisotropic micro-heterogeneous porous media, *Int. J. Solids Struct.*, 49, 3388-3396.
- Angeli, M., M. Soldal, E. Skurtveit, and E. Aker (2009), Experimental percolation of supercritical CO<sub>2</sub> through a caprock, *Energy Procedia*, 1, 3351-3358.
- Aoki, T., C. P. Tan, R. H. T. Cox, and W. E. Bamford (1995), Determination of anisotropic poroelastic parameters of a transversely isotropic shale by means of consolidated undrained triaxial tests, in *Proceedings of the 8th International Congress of Rock Mechanics vol.1*, edited by T. Fujii, pp. 173-176, Balkema, Rotterdam.
- Berge, P. A., H. F. Wang, and B. P. Bonner (1993), Pore pressure buildup coefficient in synthetic and natural sandstones, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, 30(7), 1135-1141.
- Bishop, A. W., and G. E. Blight (1963), Some aspects of effective stress in saturated and partly saturated soils, *Géotechnique*, 13(3), 177-197.
- Biot, M. A. (1941), General theory of three-dimensional consolidation, *J. Appl. Phys.*, 12(2), 155-164.
- Bredehoeft, J. D. (1967), Response of well-aquifer systems to earth tides. *J. Geophys. Res.*, 72(12), 3075-3087.
- Chateau, X., and L. Dormieux (2002), Micromechanics of saturated and unsaturated porous media, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 26(8), 831-844.
- Cheng, A. H. -D. (1997), Material coefficients of anisotropic poroelasticity, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 34(2), 199-205.
- Coussy, O. (2004), *Poromechanics*, John Wiley & Sons, Chichester.
- Coussy, O. (2007), Revisiting the constitutive equations of unsaturated porous solids using a Lagrangian saturation concept, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 31, 1675-1694.
- Daily, W. D., and W. Lin (1985), Laboratory-determined transport properties of Berea sandstone, *Geophysics*, 50(5), 775-784.
- Donald, I. B. (1961), The mechanical properties of saturated and partly saturated soils with special reference to negative pore water pressure, PhD Thesis, Univ. of London, London, United Kingdom.
- Escario, V., J. F. T. Juca, and M. S. Coppe (1989), Strength and deformation of partly saturated soils, in *Proceedings of the 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering vol.3*, edited by Publication Committee of XII ICSMFE, pp. 43-46, Balkema,

Rotterdam.

- Freeze, R. A., and J. A. Cherry (1979), *Groundwater*, Prentice Hall, Englewood Cliffs.
- Geertsma, J. (1966), Problems of rock mechanics in petroleum production engineering, *Proc. 1st Congr. Int. Soc. Rock Mech.*, 1, 585-594
- Ghabezloo, S., and S. Hemmati (2011), Poroelasticity of a micro-heterogeneous material saturated by two immiscible fluids, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 48, 1376-1379.
- Green, D. H., and H. F. Wang (1986), Fluid pressure response to undrained compression in saturated sedimentary rock, *Geophysics*, 51(4), 948-956.
- Hart, D. J. (2000), Laboratory measurements of poroelastic constants and flow parameters and some associated phenomena, PhD Thesis, Univ. of Wisconsin-Madison, Madison, Wisconsin, United States.
- Hart, D. J., and H. F. Wang (1995), Laboratory measurements of a complete set of poroelastic moduli for Berea sandstone and Indiana limestone, *J. Geophys. Res.*, 100, B9, 17741-17751.
- Hart, D. J., and H. F. Wang (1998), Poroelastic effects during a laboratory transient pore pressure test, in *Poromechanics*, edited by J. -F. Thimus et al., pp. 579-582, Balkema, Rotterdam.
- Hart, D. J., and H. F. Wang (1999), Pore pressure and confining stress dependence of poroelastic linear compressibilities and Skempton's B coefficient for Berea sandstone, in *Rock Mechanics for Industry: Proceedings of 37th U. S. Rock Mechanics Symposium*, edited by B. Amadei et al., pp. 365-371, Balkema, Rotterdam.
- Hart, D. J., and H. F. Wang (2001), A single test method for determination of poroelastic constants and flow parameters in rocks with low hydraulic conductivities, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 38, 577-583.
- Hart, D. J., and H. F. Wang (2010), Variation ofunjacketed pore compressibility using Gassmann's equation and an overdetermined set of volumetric poroelastic measurements, *Geophysics*, 75(1), N9-N18.
- Jaeger, J.C., N. G. W. Cook, and R. W. Zimmerman (2007), *Fundamentals of rock mechanics*, 4th ed., Blackwell Publishing, Malden.
- Katz, A. J., and A. H. Thompson (1987), Prediction of rock electrical conductivity from mercury injection measurements, *J. Geophys. Res.*, 92, B1, 599-607.
- Khalili, N., F. Geiser, and G. E. Blight (2004), Effective stress in unsaturated soils: review with new evidence, *Int. J. Geomech.*, 4(2), 115-126.
- Khalili, N., and M. H. Khabbaz (1998), A unique relationship for  $\chi$  for the determination of the shear strength of unsaturated soils, *Géotechnique*, 48, 681-687.
- Kihm, J., J. Kim, S. Song, and G. Lee, (2007), Three dimensional numerical simulation of fully coupled groundwater flow and land deformation due to groundwater pumping in an unsaturated fluvial aquifer system. *J. Hydrology*, 335, 1-14.

- Lewis, R. W., and B. A. Schrefler (1998), *The finite element method in the static and dynamic deformation and consolidation of porous media*, Second ed., John Wiley & Sons, Chichester.
- Meinzer, O. E. (1928), Compressibility and elasticity of artesian aquifers, *Econ. Geol.*, 23, 263-291.
- Nur, A., and J. D. Byerlee (1971), An exact effective stress law for elastic deformation of rock with fluids, *J. Geophys. Res.*, 76(26), 6414-6419.
- Oak, M. J., L. E. Baker, and D. C. Thomas (1990), Three-phase relative permeability of Berea sandstone, *J. Pet. Tech.*, 42(8), 1054-1061.
- Paterson, M. S., and T.-f. Wong (2010), *Experimental rock deformation: The brittle field*, Second ed., Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Purcell, W. R. (1949), Capillary pressures - Their measurement using mercury and the calculation of permeability therefrom, *AIME Pet. Trans.*, 186, 39-48.
- Rinaldi, A. P., and J. Rutqvist (2013), Modeling of deep fracture zone opening and transient ground surface uplift at KB-502 CO<sub>2</sub> injection well, In Salah, Algeria, *Int. J. Greenhouse Gas Control*, 12, 155-167.
- Rutqvist, J., Y.-S. Wu, C.-F. Tsang, and G. Bodvarsson (2002), A modeling approach for analysis of coupled multiphase fluid flow, heat transfer, and deformation in fractured porous rock, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 39, 429-442.
- Rutqvist, J., D. Barr, R. Datta, A. Gens, A. Millard, S. Olivella, C.-F. Tsang, and Y. Tsang, (2005), Coupled thermal-hydrological-mechanical analyses of the Yucca Mountain Drift Scale Test: Comparison of field measurements to predictions of four different numerical models, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 42, 680-697.
- Rutqvist, J., D. W. Vasco, and L. Myer (2010), Coupled reservoir-geomechanical analysis of CO<sub>2</sub> injection and ground deformations at In Salah, Algeria, *Int. J. Greenhouse Gas Control*, 4(2), 225-230.
- Schowalter, T. T. (1979), Mechanics of secondary hydrocarbon migration and entrapment, *Am. Assoc. Pet. Geol. Bull.*, 63(5), 723-760.
- Skempton, A. W. (1954), The pore-pressure coefficients A and B, *Géotechnique*, 4(4), 143-147.
- Skurtveit, E., E. Aker, M. Soldal, M. Angeli, and Z. Wang (2012), Experimental investigation of CO<sub>2</sub> breakthrough and flow mechanisms in shale, *Petroleum Geoscience*, 18, 3-15.
- Tang, G., and A. Firoozabadi (2000), Relative permeability modification in gas-liquid systems through wettability alteration to intermediate gas-wetting, SPE paper 62934 presented at the 2000 SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas, Texas, 1-4 October 2000.
- Thomas, L. K., D. L. Katz, and M. R. Tek (1968), Threshold pressure phenomena in porous media, *SPE J.*, 8, 174-184.
- Tokunaga, T., D. J. Hart, and H. F. Wang (1998), Complete set of anisotropic poroelastic moduli for Berea sandstone, in *Poromechanics*, edited by J. -F. Thimus et al., pp. 629-634, Balkema,

Rotterdam.

- Tokunaga, T., K. Mogi, O. Matsubara, H. Tosaka, and K. Kojima (2000), Buoyancy and interfacial force effects on two-phase displacement patterns: An experimental study, *Am. Assoc. Pet. Geol. Bull.*, 84(1), 65-74.
- Tokunaga, T., H. Kameya, K. Mogi, and R. Aoyagi (2002), A new method to determine hydraulic conductivity and storage coefficient through simultaneous measurements of fluid pressure and strains, *Bull. Earthq. Res. Inst., Univ. Tokyo*, 76, 443-453.
- Wang, H. F. (2000), *Theory of linear poroelasticity with applications to geomechanics and hydrogeology*, Princeton University Press, Princeton, New Jersey.
- Warpinski, N. R., and L. W. Teufel (1992), Determination of the effective stress law for permeability and deformation in low-permeability rocks, *SPE Form. Eval.*, 7(2), 123-131.
- Winkler, K. W. (1983), Frequency dependent ultrasonic properties of high-porosity sandstones, *J. Geophys. Res.*, 88, B11, 9493-9499.
- Xue, Z., and T. Ohsumi (2004), Seismic monitoring of CO<sub>2</sub> migration in water-saturated porous sandstone. *Explor. Geophys.*, 35, 25-32.
- Zienkiewicz, O. C., Y. M. Xie, B. A. Schrefler, A. Ledesma, and N. Bicanic (1990), Static and dynamic behavior of soils: A rational approach to quantitative solutions. II. Semi-saturated problems. *Proceedings of the Royal Society A*, 429, 311-321.
- Zoback, M. D., and J. D. Byerlee (1975), Permeability and effective stress, *Am. Assoc. Pet. Geol. Bull.*, 59(1), 154-158.
- 愛知正温 (2010), 熱力学的考察に基づく二相流動・変形連成シミュレータの開発と水溶性天然ガス貯留層シミュレーションへの適用, 東京大学大学院工学系研究科地球システム工学専攻博士論文.
- 浦越拓野・徳永朋祥・茂木勝郎 (2005), 海底地下水湧出域における間隙水圧連続測定による間隙水圧場および水理特性評価の試み, *地下水学会誌*, 47 (2), 181-197.
- 熊本創・下茂道人・内田雅大・前川恵輔 (2005), 堆積軟岩の空隙径分布と透水性の関係, *土木学会第 60 回年次学術講演会*, 623-624.
- 国立天文台編 (2012), *理科年表*.
- 薛自求・大隅多加志 (2005), 帯水層貯留における CO<sub>2</sub> 挙動のモニタリング技術開発に関する実験的研究, *地下水学会誌*, 47 (1), 29-44.
- 田崎義行 (1988), 水溶性天然ガス鉱床と sand/silt system, *石油技術協会誌*, 53 (4), 256-264.
- 徳永朋祥 (2006), 準静的多孔質弾性論に基づく地盤・岩盤と間隙水の相互作用と地球科学的意義, *地学雑誌*, 115 (3), 262-278.
- 細谷真一・徳永朋祥 (2003), 間隙水圧の気圧変動応答, 地球潮汐応答を用いた水理特性評価技術の展望, *地下水学会誌*, 45 (3), 299-318.

宮澤大輔・真田祐幸・木山保・杉田裕・石島洋二（2011），幌延地域に分布する珪質岩を対象とした間隙弾性パラメータの取得と室内試験法の提案, *Journal of MMIJ*, 127, 132-138.