

博士論文

原位置試験および数値解析による地下深部割れ目系岩盤内
気液二相流動特性の研究

末永 弘

要 旨

地下を利用した貯蔵・隔離技術として、石油・液化石油ガス (LPG)・液化天然ガス (LNG) のエネルギー地下貯蔵、圧縮空気貯蔵 (CAES)、放射性廃棄物地層処分、二酸化炭素 (CO₂) 地中貯留が挙げられる。エネルギー地下貯蔵や CAES では、割れ目を含む硬岩中に貯蔵された水よりも密度の小さい流体 (気体) の漏洩を防止するため水封方式、すなわち地下水圧による気体の上方への移行を防止する方法が適用されることが多く、貯蔵施設の長期安全性の評価のためには、万一気体が漏洩 (漏気) した場合の岩盤内における地下水と気体の挙動を的確に把握する必要がある。また、放射性廃棄物地層処分、CO₂ 地中貯留の長期安全性を検討するためにも、対象となる岩盤内における気液二相流動の適切な予測・評価が重要となる。

しかしながら、これまで室内実験や理論的・数値解析による検討は実施されてきたものの、実際の地下岩盤のスケールにおける気体漏洩を含めた気液二相流動の試験事例は存在せず、数値解析による評価の妥当性は必ずしも明らかではなかった。

そこで、本研究では、地下深部割れ目系岩盤に掘削した試験空洞において、岩盤内への高圧気体の漏洩を含めた気液二相流動に関する原位置試験である、水封式 CAES 実証試験を実施しデータを取得するとともに、取得データの分析、およびそれを利用した三次元数値解析により、試験結果を再現する原位置スケールの岩盤内気液二相流動特性の同定を行った。本研究の内容は以下のようにまとめられる。

(1) 地下深部岩盤空洞における原位置試験

地下 450m、地下水位下 180m に掘削された径約 3m、長さ約 50m の横坑を対象に、空洞内部および岩盤内に計測システムを設置し、原位置試験を実施した。試験としては、周辺間隙水圧と釣り合う空洞内圧を求める基準圧測定、空洞内圧を低下し空洞に湧水を生じさせる透水試験、空洞内圧を上昇し漏気を生じさせる透気試験を複数回行った。また、空洞ならびに周辺ボーリング孔における地質観察から、割れ目の卓越方向、割れ目密度・連続性を調査した。

(2) 原位置試験取得データの分析

原位置試験で得られたデータから、空洞容積、湧水・漏気量の時間変化をそれぞれ算出した。また、空洞から岩盤への気体侵入時における置換圧、岩盤を均質多孔質媒体と仮定した時の平均絶対浸透率・間隙率を推定した。さらに、地質調査結果および漏気時の周辺岩盤内における圧力分布から、試験地の岩盤は鉛直方向の絶対浸透率が水平方向より大きな異方性をもつ媒体であると推定した。

(3) 数値解析による気液二相流動特性の同定

空洞を含む岩盤を均質異方性多孔質媒体と仮定し、気液二相流動に関する数値解析を実施した。その結果、原位置試験における湧水・漏気挙動を再現するためには、以下が必要であることが明らかとなった。

- 岩盤の絶対浸透率は鉛直方向が水平方向の100倍程度の異方性を持つこと。
- 気液二相流動特性として、水飽和率(S_w)の1.0から0.02程度の低下により急増する気相相対浸透率(k_{rg})の形状を与えること。
- 毛管圧(P_c)と液相相対浸透率(k_{rw})の形状に関しては、 S_w の1.0から0.02程度の低下により急増する P_c と緩やかに減少する k_{rw} の組み合わせか、緩やかに増加する P_c と急減する k_{rw} の組み合わせを与えること。

またこれらの形状は、空洞周辺の格子分割長、絶対浸透率の異方性の程度、不動水飽和率(S_{wir})の値を変化させた場合でもほとんど変化しないことが明らかとなった。

この気液二相流動特性の形状の組み合わせは、 S_w のわずかな変化の範囲で同定したものであるが、地下岩盤における気液二相流動解析で使われる一般的な気液二相流動特性の形状、すなわち緩やかに増加する P_c 、下に凸の k_{rg} 、 k_{rw} といった形状とは大きく異なり、これまで十分認識されてこなかったものと考えられる。

(4) 同定した気液二相流動特性の形状に関する検討

同定した気液二相流動特性の形状の適切性、物理的解釈について検討を行うため、既往研究調査、割れ目内気体浸透に関する概念の考察および現象の定量的解釈のための数値実験を行った。

- 既往研究において、割れ目系岩盤を対象とした実験・数値解析では、一般的な形状(緩やかに増加する P_c , 下に凸の k_{rg} , k_{rw}) が用いられている事例がほとんどであり、本研究で同定した P_c , k_{rg} , k_{rw} に類似した形状を用いた事例は少数であった.
- 地質調査および置換圧 $P_d \cdot P_c$ と割れ目開口幅の関係に基づく考察から、割れ目系岩盤における高圧気体漏洩の浸透モデルとして、開口幅の大きい割れ目とこれを連結する開口幅の小さい箇所(ボトルネック)を持つ割れ目のネットワークを考え、このボトルネックのため急増する P_c により液体のカウンターフローが抑制される一方、大きい S_w で気体が流動するため k_{rg} が急増する概念モデルを示した.
- 同定した気液二相流動特性を用いた数値実験の結果、 S_w の 1.0 からの低下で急増する P_c により液体のカウンターフローが抑制されることが明らかとなった.
- 気液二相流動特性の形状を検討した結果、 S_{wir} が 0.5 程度、 P_c はわずかな S_w の低下で急増し、その後緩やかな増大に転ずる形状、 k_{rg} は上に凸の形状、 k_{rw} は S_{wir} で 0 となる下に凸の形状の組み合わせが推奨されるものと考えられた.
- この気液二相流動特性の組み合わせを用いると、一般的な気液二相流動特性を用いた時と比べて漏気挙動の数値解析結果に大きな差異が見出された.

地下岩盤における気液二相流動に関する数値解析では、研究者・技術者はこれまで一般的な形状を与えて実行していた事例がほとんどであったと考えられる。これに対して、本研究で見出された気液二相流動特性の形状の組み合わせは、高圧気体の漏洩現象に関する原位置試験とこれを再現する数値解析によって初めて示されたものであり、岩石を用いた室内試験で得られるスケールとは異なる、原位置スケールの気液二相流動特性を表すものと考えられる。

したがって今後、水封式地下エネルギー貯蔵、CAES、放射性廃棄物処分、CO₂ 地中貯留等の長期安全性評価において考慮されることが望まれる。

ABSTRACT

Underground storage or sequestration technologies, which are used or proposed for materials such as petroleum products (oil, liquefied petroleum gas and liquefied natural gas), compressed air (CAES), nuclear waste and carbon dioxide, rely on the properties of rock masses. In underground storage, the integrity of the reservoir is commonly maintained by hydraulic confinement, in which the pressure of groundwater prevents leakage of the stored material. For these technologies, then, it is important to predict and evaluate two-phase flows related to the long-term integrity of the reservoir.

Many studies have evaluated two-phase flows by way of laboratory experiments, theoretical approaches or numerical simulations. However, these evaluations have fallen short of full confirmation in the absence of experimental data from observations of two-phase flow, including leakage of fluids, at the field scale.

This study evaluated the gas-liquid two-phase flow properties of an underground rock mass in an in-situ experiment involving leakage of pressurized gas. The acquisition of experimental data and analyses of the data were complemented by three-dimensional numerical simulations. The results of this study are summarized below.

(1) In-situ experiment

The experiment took place in an excavated cavern around 50 m long and 3 m in diameter that was approximately 450 m below the ground surface and 180 m below the water table. The experiment made repeated measurements of equivalent pressure by manipulating the cavern environment with respect to the ambient pore water pressure. A water inflow test, done by decreasing the air pressure in the cavern to make water flow into the cavern, and a gas outflow test, done by increasing the air pressure to make gas flow out from the cavern, was repeated several times. The orientation, density and continuity of fractures around the cavern also were surveyed by geological observations in the cavern and in adjacent boreholes.

(2) Data analysis

The volume of the cavern and time series of water inflow and gas outflow were calculated from the experimental data. The displacement pressure was calculated for the rock mass around the cavern during intrusion of the gas, and the average absolute permeability and porosity of the rock mass was evaluated for the case of a homogeneous and isotropic porous medium. Results of the geological survey and the pressure distribution in the rock mass during the gas leakage phase suggest that the rock mass was an anisotropic medium in which the vertical absolute permeability was much greater than the horizontal absolute permeability.

(3) Parameterization of two-phase flow properties

The two-phase flow simulation treated the rock mass as a homogeneous anisotropic porous medium. The following assumptions were necessary to reproduce the water inflow and the gas outflow in the in-situ experiment:

- The vertical absolute permeability is approximately 100 times the horizontal permeability.
- Gas relative permeability (k_{rg}) increases rapidly as water saturation (S_w) decreases slightly (by about 0.02) from 1.0.
- Capillary pressure (P_c) rises rapidly or water relative permeability (k_{rw}) falls rapidly as S_w decreases slightly from 1.0.

Fitting parameters for the two-phase flow properties varied little in response to varying the partition length of the numerical grid near the cavern, varying the anisotropy of absolute permeability or varying the irreducible water saturation (S_{wir}). The set of two-phase flow properties was parameterized within a small change in S_w . However, this result was quite different from conventional sets of two-phase flow properties, such as P_c increasing moderately as S_w decreases from 1.0 and k_{rg} or k_{rw} curves that are convex downward. This difference has been little recognized by previous researchers and engineers.

(4) Assessment of parameterized two-phase flow properties

This study evaluated the adequacy and physical validity of the parameterized two-phase flow properties by reviewing the literature, by considering the conceptualization of flow in fractures and by conducting two-dimensional simulations of two-phase flow under differing properties. Results are summarized below.

- Previous studies using two-phase flow properties in simulations or in laboratory experiments with fractured rock masses assumed conventional values for these parameters.
- The shape of the P_c curve in this study was explained by the inhibition of a counterflow of liquid by gas leakage, and the shape of the k_{rg} curve was explained by preferential flow of gas in fractures, because gas flowed upward at high values of S_w .
- Numerical simulation using two-phase flow properties from this study shows that the shape of the P_c curve was better than the shape of the k_{rw} curve in representing the inhibition of counterflow.
- A S_{wir} value of around 0.5, along with rapid increases in k_{rg} and P_c and moderate decrease in k_{rw} as S_w decreased from 1.0, were recommended to simulate the leakage of pressurized gas in fractured rock.
- A simulation of gas leakage by using the two-phase flow properties from this study yielded quite different results from a simulation using conventional two-phase flow properties.

Researchers and engineers typically use conventional two-phase flow properties derived from laboratory experiments in simulations of two-phase flow in rock masses. However, this study quantified two-phase flow properties from field-scale experiments and simulations that differ from those derived at the laboratory scale.

目次

要旨	ii
ABSTRACT	v
1 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.1.1 地下を利用した貯蔵・隔離技術	1
1.1.2 地下利用における岩盤内気液二相流動現象	2
1.1.3 岩盤内気液二相流動特性評価の課題	3
1.2 研究の目的	5
1.3 本論の構成	5
2 原位置試験	7
2.1 試験地の概要	8
2.1.1 試験地の位置・広域地質概況	8
2.1.2 空洞の形状	12
2.1.3 空洞周辺の地質	12
2.1.4 空洞周辺の地下水理	16
2.2 原位置試験の種類と方法	18
2.2.1 基準圧計測	18
2.2.2 透水試験	19
2.2.3 透気試験	19
2.2.4 その他の試験	19

2.3	原位置試験における計測機器の配置	20
2.3.1	空洞内モニタリング	22
2.3.2	間隙水圧モニタリング	22
2.3.3	空洞内からプラグを通じた漏気の監視	23
2.3.4	空洞内における水・空気の制御	24
2.3.5	データ収録	24
2.4	計測結果	25
2.4.1	空洞内における計測結果	25
2.4.2	空洞周辺における計測結果	31
3	原位置計測データの分析	39
3.1	はじめに	39
3.2	基準圧測定結果	40
3.3	空洞容積の算定	41
3.4	透水試験による湧水量の算出	42
3.4.1	空洞内湧水と排水	42
3.4.2	空洞内圧と湧水量の関係	43
3.5	透気試験による漏気量の算出	45
3.5.1	漏気量算出方法	45
3.5.2	空洞内圧と空洞漏気量の関係	50
3.6	湧水量・漏気量の測定誤差	52
3.7	等方均質を仮定した場合の平均岩盤浸透物性の推定	53
3.7.1	絶対浸透率の推定	54
3.7.2	間隙率の推定	57
3.7.3	置換圧の推定	58
3.8	間隙水圧測定結果に基づく漏気時の圧力変動	63
3.9	まとめ	70
4	岩盤内気液二相流動解析手法	72
4.1	支配方程式	72

4.2	離散化および行列方程式の解法	73
4.3	解析手法の適用性	81
4.3.1	Buckley-Leverret の置換機構に関する問題	81
4.3.2	鉛直方向への浸透に関する問題	84
5	数値モデルによる湧水・漏気挙動の再現解析	86
5.1	解析条件	86
5.1.1	解析における仮定	86
5.1.2	計算格子設定	87
5.1.3	初期条件・境界条件	89
5.1.4	流体の物性	93
5.2	湧水挙動を再現する絶対浸透率の推定	94
5.2.1	等方多孔質媒体を仮定した場合	94
5.2.2	異方性を持つ多孔質媒体を仮定した場合	97
5.2.3	平均間隙率のセンシティブリティ	104
5.3	漏気挙動の再現計算	105
5.3.1	気液二相流動特性のモデル式	106
5.3.2	気液二相流動特性のセンシティブリティスタディ	114
5.3.3	BCM・vGM モデルのフィッティング結果	118
5.3.4	BCB・vGB モデルのフィッティング結果	124
5.3.5	湧水・漏気挙動を再現する気液二相流動特性	125
5.3.6	測定値との比較	127
5.3.7	気液二相流動解析結果から推定される岩盤内の圧力・飽和率分布	131
5.3.8	考察	142
5.4	同定した気液二相流動特性の普遍性に関する検討	145
5.4.1	気液二相流動特性におけるパラメータの組み合わせの影響	146
5.4.2	空洞周辺の格子分割長の影響	149
5.4.3	岩盤の絶対浸透率に関する異方性の影響	154
5.4.4	不動水飽和率 S_{wir} の影響	158
5.4.5	間隙率のセンシティブリティ	164

5.5	まとめ	165
6	同定された気液二相流動特性の形状に関する検討	166
6.1	既往研究に見られる気液二相流動特性の形状	166
6.1.1	既往研究に見られる $k_{rg} \cdot k_{rw} \cdot P_c$ の形状	166
6.1.2	CAES 試験現場のコアサンプルによる k_{rg} の形状	175
6.1.3	既往研究のまとめ	176
6.2	同定された気液二相流動特性の形状に関する考察	178
6.2.1	割れ目系岩盤における高圧気体の浸透モデル	178
6.2.2	鉛直 2 次元数値実験による浸透モデルの定量的検討	182
6.2.3	物理的に整合性のある気液二相流動特性の形状	192
6.3	本研究で見出された気液二相流動特性の適用上の意義	193
6.4	まとめ	197
7	結論と今後の展望	199
7.1	結論	199
7.2	今後の展望	202
A	記号の説明	220
B	本文に掲載していない結果図	224

表 目 次

2.1	間隙水圧計の設置深度および標高	34
3.1	湧水量・漏気量の測定誤差	53
3.2	絶対浸透率算出結果	55
3.3	単一割れ目を含むコア試験結果	57
3.4	空洞内圧が基準圧よりも大きい時の空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値 を直線近似した時の傾きと相関	69
4.1	鉛直一次元浸透の問題 (Philip, 1957) におけるシミュレーション条件	85
5.1	初期・境界条件	92
5.2	パラメータ変動範囲	117
5.3	マッチングパラメータ	121
6.1	2次元数値実験のケース	182

目 次

2.1	神岡鉦山の位置	8
2.2	周辺坑道配置平面図（中川ほか，2003）	9
2.3	神岡鉦山周辺の概略地質図（廣岡ほか，1995を一部簡略化）．”CAES実証実験場”とあるところが空洞位置に相当する．	10
2.4	試験地の模式図（末永・中川，2005b）	11
2.5	CAES実証試験空洞概要（末永・中川，2005b）	12
2.6	下部坑道レベルの地質平面図（櫻井ほか，1993）	14
2.7	空洞周辺の割れ目分布図（志田原ほか（2001a）を基に作成）	15
2.8	空洞周辺における絶対浸透率の高い領域の推定（末永ほか（2001）を基に作成）	17
2.9	CAES試験概要（模式図）	18
2.10	間隙水圧計による測定値の全水頭換算値と空洞内圧の全水頭換算値の差分	21
2.11	原位置試験における計測システムの概念図	22
2.12	給排気・給排水設備の概要（中川ほか，2003）	23
2.13	空洞内の測定機器（末永・中川，2005b）	25
2.14	試験期間内における空洞内圧変化（末永ほか，2010，図中の期間は試験期間を，ave.，max.，min.はそれぞれ試験期間中の平均，最大，最小圧力(MPa)を表す)	27
2.15	試験期間内における空洞内温度変化（図中の期間は試験期間を表す）	28
2.16	試験期間内における空洞内水位変化（図中の期間は試験期間を表す）	29
2.17	試験期間内における累積排水量変化（図中の期間は試験期間を表す）	30
2.18	空洞周辺における間隙水圧計の設置状況（A1，A2孔）	32

2.19	空洞周辺における間隙水圧計の設置状況 (B1 孔, B2 孔, C1~C3 孔, D1~D3 孔)	33
2.20	試験期間内における間隙水圧変化 (A1, A2 孔, 図中の期間は試験期間を表す)	35
2.21	試験期間内における間隙水圧変化 (B1, B2 孔, 図中の期間は試験期間を表す)	36
2.22	試験期間内における間隙水圧変化 (C1~C3 孔, 図中の期間は試験期間を表す)	37
2.23	試験期間内における間隙水圧変化 (D1~D3 孔, 図中の期間は試験期間を表す)	38
3.1	基準圧計測結果	41
3.2	タンクテーブル作成の概念ならびにタンクテーブルのデータ (池川・中川, 2002)	42
3.3	空洞内水位変化と排水ポンプの稼働状況 (模式図)	43
3.4	空洞内圧と湧水量の時間変化 (透水 (1))	44
3.5	空洞内圧と湧水量の時間変化 (透水 (2))	44
3.6	空洞内圧と湧水量の関係 (透水 (1)~透気 (1), 透水 (2)~透気 (2))	45
3.7	測定時刻ごとの (a) 空洞空気量と (b) 積算給気量, これらから算出される (c) 累積漏気量.	47
3.8	算出した漏気量 (時間当たり漏気量) の時間変化	48
3.9	空洞漏気量計算結果例 (透気 (1) の最大圧力段階におけるシャットイン開始からの時間と空洞漏気量の関係)	50
3.10	空洞漏気量測定結果	51
3.11	空洞漏気量測定結果 (定圧 (1), (2), 定流量漏気試験)	52
3.12	透水計算のための空洞のモデル化	54
3.13	透水係数の概略評価結果とボーリング孔透水試験結果の比較	56
3.14	毛管圧の概念 (Bear(1972) を基に作成)	58
3.15	置換圧計算の概念図	59
3.16	置換圧計算結果 (透気 (1))	60

3.17 置換圧計算結果 (透気 (2))	60
3.18 置換圧計算結果 (透気 (3))	61
3.19 置換圧算出結果	62
3.20 空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値による比較 (A1 孔, A2 孔)	65
3.21 空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値による比較 (B1 孔, B2 孔)	66
3.22 空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値による比較 (C1 孔~C3 孔)	67
3.23 空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値による比較 (D1 孔~D3 孔)	68
3.24 間隙水圧測定結果に基づく透気 (1) における全水頭分布推定結果	70
4.1 気液二相流動解析コードのアルゴリズム	80
4.2 Buckley-Leverret の置換機構に関する問題 (概念図)	81
4.3 Buckley-Leverret の置換機構で用いた相対浸透率	82
4.4 フラクショナルフロー係数	83
4.5 解析解と数値解析結果との比較	83
4.6 鉛直一次元浸透問題に与えた土壌物理特性 (Milly(1982) を基に作成)	84
4.7 鉛直方向への浸透に関する解析解と数値解析結果との比較	85
5.1 数値解析に用いた計算格子 (下図は部分拡大図)	88
5.2 数値解析に用いた計算格子 (断面図)	89
5.3 試験期間中における A1 孔の間隙水圧分布	90
5.4 空洞における境界条件として用いた空洞内圧の時間変化 (透水試験のシミュレーション)	91
5.5 空洞における境界条件として用いた空洞内圧の時間変化 (気液二相流動シミュレーション)	92
5.6 水の容積係数, 粘性係数	93
5.7 空気の容積係数, 粘性係数	94
5.8 絶対浸透率推定のフロー	95
5.9 等方を仮定した時の透水試験シミュレーション (空洞内圧と湧水量の関係を直線近似した時の傾きとなる鉛直方向の絶対浸透率 K_z を求める)	96

5.10 等方を仮定した時の透水試験シミュレーション ($K_z=4.0\times 10^{-15}\text{m}^2$ とし、 地下水位を変動させた場合の平均誤差 (残差平方和の平均の平方根) の 変化)	97
5.11 $100K_x = K_z$ を仮定した時の透水試験シミュレーション (空洞内圧と湧 水量の関係を直線近似した時の傾きとなる鉛直方向の絶対浸透率 K_z を 求める)	99
5.12 $100K_x = K_z$ を仮定した時の透水試験シミュレーション ($K_z=5.5\times 10^{-14}\text{m}^2$ とし、地下水位を変動させた場合の平均誤差 (残差平方和の平均の平方 根) の変化)	100
5.13 透水 (1) における実測値とシミュレーション結果の比較	101
5.14 鉛直方向と水平方向の絶対浸透率の比 (K_z/K_x) と実測値を再現する鉛 直方向の絶対浸透率 (K_z) の関係	102
5.15 透水 (1) の結果とボーリング孔透水試験結果の比較	103
5.16 平均間隙率のセンシティブリティ検討結果	104
5.17 漏気挙動再現計算のフロー	107
5.18 BCB, BCM モデルのタイプカーブ. (左上) BCB モデルの相対浸透率, (左下) BCB モデルの毛管圧, (右上) BCM モデルの相対浸透率, (右下) BCM モデルの毛管圧.	110
5.19 vGB, vGM モデルのタイプカーブ. (左上) vGB モデルの相対浸透率, (左下) vGB モデルの毛管圧, (右上) vGM モデルの相対浸透率, (右下) vGM モデルの毛管圧.	111
5.20 排水・浸潤過程の相対浸透率 (Land(1968))	112
5.21 排水過程・浸潤過程の相対浸透率 (Jerauld and Salter, 1990)	113
5.22 排水過程・浸潤過程の相対浸透率 (Bennion and Bachu, 2006)	113
5.23 排水過程・浸潤過程の毛管圧の一般的な形状 (Bear, 1972)	114
5.24 一般的な気液二相流動特性の形状	115
5.25 一般的な気液二相流動特性の形状を与えた時の累積漏気量の計算値と実 測値の比較: 等方の場合 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15}\text{m}^2$)	116
5.26 一般的な気液二相流動特性の形状を与えた時の累積漏気量の計算値と実 測値の比較: 10 倍の異方性の場合 ($10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$)	116

5.27	一般的な気液二相流動特性の形状を与えた時の累積漏気量の計算値と実測値の比較：100倍の異方性の場合 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)	117
5.28	絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル)	118
5.29	$10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 (vGM モデル)	120
5.30	$100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル)	121
5.31	BCM モデルによる計算漏気量と実測値の比較 ($10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th} = 1 \text{kPa}$, $\lambda = 0.0115$)	122
5.32	vGM モデルによる計算漏気量と実測値の比較 ($10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^* = 16 \text{kPa}$, $n = 1.1$)	122
5.33	BCM モデルによる計算漏気量と実測値の比較 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th} = 4 \text{kPa}$, $\lambda = 0.006$)	123
5.34	vGM モデルによる計算漏気量と実測値の比較 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^* = 215 \text{kPa}$, $n = 1.1$)	123
5.35	BCB モデルによるパラメータフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)	124
5.36	vGB モデルによるパラメータフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)	125
5.37	BCM, vGM モデルで実測値を最も良く再現する k_r と P_c . (左上) BCM モデルの相対浸透率, (左下) BCM モデルの毛管圧, (右上) vGM モデルの相対浸透率, (右下) vGM モデルの毛管圧.	126
5.38	パラメータフィッティング結果 (空洞上部圧力分布の実測値との比較, BCM モデル, $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th} = 4 \text{kPa}$, $\lambda = 0.006$)	128
5.39	空洞上部圧力分布の実測値との比較 (BCB モデル, $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th} = 10 \text{kPa}$, $\lambda = 10$)	129
5.40	空洞上部圧力分布の実測値との比較 (BCM モデル, $K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$, $P_{th} = 10 \text{kPa}$, $\lambda = 10$)	130

5.41	数値解析結果 (BCM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda = 0.006$) による圧力変化の分布, xz 断面)	133
5.42	数値解析結果 (BCM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda = 0.006$) による圧力変化の分布, yz 断面)	134
5.43	数値解析結果 (BCB モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_{th}=10\text{kPa}$, $\lambda = 10$) による圧力変化の分布, xz 断面)	135
5.44	数値解析結果 (BCB モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_{th}=10\text{kPa}$, $\lambda = 10$) による圧力変化の分布, yz 断面)	136
5.45	数値解析結果 (BCM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda = 0.006$) による S_w の分布, xz 断面)	138
5.46	数値解析結果 (BCM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda = 0.006$) による S_w の分布, yz 断面)	139
5.47	数値解析結果 (BCB モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_{th}=10\text{kPa}$, $\lambda = 10$) による S_w の分布, xz 断面)	140
5.48	数値解析結果 (BCB モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_{th}=10\text{kPa}$, $\lambda = 10$) による S_w の分布, yz 断面)	141
5.49	BCM モデル, BCB モデルで与えられる相対浸透率の比較	144
5.50	比較に用いた (a) 相対浸透率曲線および, (b) 毛管圧曲線	146
5.51	パラメータセンシティブリティ検討結果 1 (1つのパラメータを変動させた場合)	147
5.52	パラメータセンシティブリティ検討結果 2 (2つのパラメータを変動させた場合)	148
5.53	格子分割長さのセンシティブリティ検討 (空洞近傍の格子分割状況)	149
5.54	格子分割長さのセンシティブリティ検討結果	150
5.55	coarse グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14}\text{m}^2$)	151
5.56	coarse ケースを対象とした BCM モデルのフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_{th}=20\text{kPa}$, $\lambda=0.012$)	152
5.57	fine グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14}\text{m}^2$)	152

5.58	fine ケースを対象とした BCM モデルのフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=1\text{kPa}$, $\lambda=0.0066$)	153
5.59	BCM モデル, fine ケース, coarse ケースによるパラメータフィッティング結果に基づく気液二相流動特性 (上段: 相対浸透率, 下段: 毛管圧)	154
5.60	$20K_x = K_z = 2.2 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル)	156
5.61	$K_z = 20K_x = 20K_y = 2.2 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした場合の BCM モデルのフィッティング結果 ($P_{th}=1\text{kPa}$, $\lambda=0.009$)	156
5.62	$500K_x = K_z = 1.3 \times 10^{-13} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル)	157
5.63	$K_z = 500K_x = 500K_y = 1.3 \times 10^{-13} \text{m}^2$ とした場合の BCM モデルのフィッティング結果 ($P_{th}=8\text{kPa}$, $\lambda=0.002$)	157
5.64	絶対浸透率の異方性の程度を変化させた場合の BCM モデルによるパラメータフィッティング結果に基づく気液二相流動特性 (上段: 相対浸透率, 下段: 毛管圧, 5.3.5 で求めた BCM モデルによる気液二相流動特性も併せて示す)	158
5.65	不動水飽和率 S_{wir} の影響に関する検討 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c=0$, $S_{wir}=0.8$ または 0.9 とし, λ を変動させて実測値と比較)	159
5.66	$S_{wir}=0.5$, BCM モデルのフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $\lambda=0.003$, P_c のモデルに与えたパラメータは $\lambda=0.1$, $P_{th}=10\text{kPa}$)	160
5.67	$S_{wir}=0.5$, vGM モデルのフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^*=284\text{kPa}$, $n=1.2$, k_{rw} のモデルに与えたパラメータは $n=2.0$)	161
5.68	$S_{wir}=0.5$, vGM モデルのフィッティング結果 (空洞上部圧力分布の実測値との比較, $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^*=284\text{kPa}$, $n=1.2$, k_{rw} のモデルに与えたパラメータは $n=2.0$)	162
5.69	S_{wir} を変化させたときの BCM・vGM モデルによるパラメータフィッティング結果に基づく気液二相流動特性 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)	163

5.70	間隙率 ϕ を変化させたときの実測値の再現性に関するセンシティブリティ 検討結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, BCM モデル ($P_{th} = 4 \text{kPa}$, $\lambda = 0.006$, $S_{wir} = 0.1$))	164
6.1	割れ目系岩盤を対象にした気液二相流動解析に用いられた相対浸透率の 事例 (ヒストリーマッチングによる擬似関数, Hearn, 1997)	167
6.2	割れ目系岩盤を対象にした気液二相流動解析に用いられた相対浸透率の 事例 ((b), (c) は引用文献のデータを用いて著者により描画)	168
6.3	室内試験により求められた相対浸透率の事例 ((a), (b) は引用文献のデー タを用いて著者により描画)	169
6.4	割れ目における毛管圧の事例 ((b) の「Fault, high P_c 」と記載されたプ ロファイルは断層が不透水である場合に解析上設定されたもの.)	170
6.5	S_w の減少に伴い急激に上昇する相対浸透率の事例 : (a) Wairakei におけ る割れ目系岩盤の地熱貯留層における相対浸透率 (Horne and Ramey, 1978), (b) 室内試験による単一割れ目を対象にした水 / CO_2 の相対浸 透率 (末永・中田, 2009)	172
6.6	S_w の減少に伴い急激に減少する気液二相流動特性の事例 (Tawara et al.(2014) のデータを用いて著者により描画)	173
6.7	S_w の減少に伴い急激に減少する気液二相流動特性の事例 ((a)Chen et al., 2013, (b)Beygi et al., 2015)	174
6.8	k_{rg} に関する室内試験結果 (佐藤ほか (2002) のデータを用いて著者によ り描画)	176
6.9	本研究で同定した気液二相流動特性から推定される流動モデル (概念 図). 開口幅の異なる割れ目のネットワークにより, 開口幅の小さい箇 所 (ボトルネック) で置換圧が急激に上昇する. また, 気体はその飽和率 が小さい状態のまま流動 (上昇) するため, k_{rg} が急増する.	181
6.10	気液二相流動特性の形状検討のための漏気シミュレーション	185
6.11	鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果 (定常状態における飽和率分布, case01a~case11a)	186

6.12	鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果 (漏気開始約 100 日後における飽和率および水フラックス分布, case01a~case11a)	187
6.13	鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果 (漏気開始約 100 日後における飽和率および水フラックス分布, case01b~case11b)	188
6.14	鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果 (漏気開始約 100 日後における飽和率および空気フラックス分布, case01a~case11a)	189
6.15	鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果 (漏気開始約 100 日後における飽和率および空気フラックス分布, case01b~case11b)	190
6.16	鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果 (漏気開始約 100 日後における鉛直方向の液体ポテンシャル分布, case01a~case11a)	191
6.17	$S_{wir}=0.5$ とした時に物理的整合性のある気液二相流動特性	193
6.18	気液二相流動特性の形状を比較するための数値解析の概念図	194
6.19	気液二相流動特性の形状を比較するための数値解析結果 (空洞からの漏気量の時間変化)	195
6.20	気液二相流動特性の形状を比較するための数値解析結果 (漏気開始 200 日後の岩盤の飽和率分布, (a) 本研究で見出された気液二相流動特性の形状を与えた場合, (b) 一般的な気液二相流動特性の形状を与えた場合)	196
B.1	$10K_x = K_z$ を仮定した時の透水試験シミュレーション (空洞内圧と湧水量の関係を直線近似した時の傾きとなる鉛直方向の絶対浸透率 K_z を求める)	225
B.2	$10K_x = K_z$ を仮定した時の透水試験シミュレーション ($K_z=1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とし, 地下水位を変動させた場合の平均誤差 (残差平方和の平均の平方根) の変化)	226
B.3	絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)	227
B.4	絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)	227
B.5	絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル)	228

B.6	絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 1 (vGM モデル)	228
B.7	絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 2 (vGM モデル)	229
B.8	絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 3 (vGM モデル)	229
B.9	絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 4 (vGM モデル)	230
B.10	絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 5 (vGM モデル)	230
B.11	$10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)	231
B.12	$10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)	231
B.13	$10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル)	232
B.14	$10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 4 (BCM モデル)	232
B.15	$10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (vGM モデル)	233
B.16	$10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (vGM モデル)	233
B.17	$10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (vGM モデル)	234
B.18	$10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 4 (vGM モデル)	234
B.19	$100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)	235
B.20	$100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)	235

B.21	$100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル)	236
B.22	$100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (vGM モデル)	236
B.23	$100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (vGM モデル)	237
B.24	$100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (vGM モデル)	237
B.25	$100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 4 (vGM モデル)	238
B.26	$100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 5 (vGM モデル)	238
B.27	パラメータフィッティング結果 (空洞上部圧力分布の実測値との比較, vGM モデル, $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^*=215 \text{kPa}$, $n = 1.1$)	239
B.28	数値解析結果 (vGM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^*=215 \text{kPa}$, $n = 1.1$) による圧力変化の分布, xz 断面)	240
B.29	数値解析結果 (vGM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^*=215 \text{kPa}$, $n = 1.1$) による圧力変化の分布, yz 断面)	241
B.30	数値解析結果 (vGM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^*=215 \text{kPa}$, $n = 1.1$) による S_w の分布, xz 断面)	242
B.31	数値解析結果 (vGM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^*=215 \text{kPa}$, $n = 1.1$) による S_w の分布, yz 断面)	243
B.32	coarse グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14} \text{m}^2$)	244
B.33	coarse グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14} \text{m}^2$)	244
B.34	coarse グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14} \text{m}^2$)	245
B.35	fine グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14} \text{m}^2$)	245

B.36 fine グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル, 100 $K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14}\text{m}^2$)	246
B.37 fine グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル, 100 $K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14}\text{m}^2$)	246
B.38 20 $K_x = K_z = 2.2 \times 10^{-14}\text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)	247
B.39 20 $K_x = K_z = 2.2 \times 10^{-14}\text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)	247
B.40 20 $K_x = K_z = 2.2 \times 10^{-14}\text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル)	248
B.41 500 $K_x = K_z = 1.3 \times 10^{-13}\text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)	248
B.42 500 $K_x = K_z = 1.3 \times 10^{-13}\text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)	249
B.43 500 $K_x = K_z = 1.3 \times 10^{-13}\text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル)	249
B.44 鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果 (定常状態における飽和率分布, case01b~case11b)	250

第 1 章

序論

1.1 研究の背景

1.1.1 地下を利用した貯蔵・隔離技術

地下を利用した貯蔵・隔離・貯留技術として、石油、液化石油ガス（以降、LPG と称す）や液化天然ガス（以降、LNG と称す）などのエネルギー地下貯蔵（石油公団石油ガス国家備蓄準備室，1997；日本エネルギー学会天然ガス部会，2008），圧縮空気貯蔵（以降、CAES と称す）ガスタービン発電（中川，2001；林ほか，2003），二酸化炭素（以降、CO₂ と称す）地中貯留（IPCC，2005；新エネルギー・産業技術開発総合機構，2001），放射性廃棄物の地層処分（核燃料サイクル開発機構，1999）が挙げられる。

エネルギー地下貯蔵については、これまで世界各地において石油・LPG の地下貯蔵が実施されており（Lindblom, 1989；Kjørholt, 1991；Liang and Lindblom, 1994；Lee and Song, 2003），既に我が国においても石油地下備蓄（岡本，2001），LPG 地下備蓄（前島，2012）が実施されている。我が国では石油，LPG，LNG のほぼ全量を輸入しており、山岳地帯の占める面積が大きいことを考えると、貯蔵容積の確保の観点から、将来においても新たな地下空間を利用した備蓄の可能性が検討されるものと考えられる（青木，2001）。

CAES については、海外ではドイツ，アメリカにおいて実用化されており（Cavallo, 2007），我が国では北海道上砂川町における貯蔵実験（篠原ほか，2001），岐阜県の神岡鉱山における貯蔵実験（中川ほか，2003）が実施されている。近年導入量が増大す

る再生可能エネルギーのうち、風力や太陽光発電は出力変動が大きく、直接電力系統に接続することは困難であるため、発電した電力を一旦貯蔵するバッファが必要となる。しかしながら、現有の電力貯蔵技術として導入されているナトリウム-硫黄 (NaS) 電池やレドックスフロー電池等のバッテリー技術は、大規模導入時のコストや製造・廃棄時の環境負荷が問題となり、コストに優位性を持ち、環境負荷が少ない技術に CAES が取り上げられる可能性がある (末永ほか, 2014)。

大気への CO₂ の排出削減メニューの一つである CO₂ 地中貯留については、既に多くの実証試験が実施されており (Holloway, 2003; Shaw and Bachu, 2002; Sato et al., 2011; Shi et al., 2012), 今後商用化に向けた技術開発がなされるものと考えられる。また、放射性廃棄物地層処分においては、廃棄体の嫌気環境下での金属の腐食、間隙水の放射線分解や鉱物中の有機物の分解により水素ガスが発生する可能性があり (Gale, 1999; 棚井ほか, 1999), 水素ガスの移行は長期にわたり対処すべき問題である。

1.1.2 地下利用における岩盤内気液二相流動現象

前項 (1.1.1) で述べた技術においては、いずれも岩盤内の地下水、およびこれと界面を有する流体の流動 (以降、気液二相流動 (Bear, 1972; Corey, 1986) と称す) が生じることが考えられ、地下における長期の安全性を評価するためには、これを的確に把握する必要がある。

例えば、エネルギー貯蔵や CAES では岩盤の割れ目からの流体の漏洩が、CO₂ 地中貯留ではキャップロックのシール性能が十分でない場合に生じうる CO₂ の上方への移行が、放射性廃棄物地層処分では、廃棄体周辺での水素ガスによる圧力上昇や、人工バリアおよび周辺岩盤への水素ガスの移行がそれぞれ考えられる気液二相流動に関する現象である。

岩盤内気液二相流動の評価は、岩盤の絶対浸透率、間隙率、気液二相流動特性 (相対浸透率、毛管圧) をパラメータとした数値解析、すなわち気液二相流動解析により行うことができる。使用する気液二相流動特性は、文献に基づく一般的な形状、あるいは室内試験による岩石コアスケールのデータを適用することが多い (中川ほか, 1986; Suenaga et al., 1997; Yamamoto and Pruess, 2004; Pruess, 2003)。しかしながら、岩盤の原位置スケールにおける気液二相流動解析の妥当性は、原位置におけるパラメー

タの実測，および原位置スケールでの解析結果の再現性により明らかにされる必要があると考えられる。

また，特にエネルギー地下貯蔵やCAESでは，我が国で多くみられる地下水が豊富な硬岩地点においては，貯蔵した流体の漏洩を防止するため水封方式，すなわち地下水圧により流体の上方への移行を防止する方法が適用されることが多い。この水封方式は，貯蔵する岩盤空洞にライニングを施工することがないため，経済的に有利であると考えられる（中川，2002；中川ほか，2003）。しかしながら，この水封方式についても，実際の岩盤を対象に実証することにより長期的な成立性を明らかにする必要がある。

1.1.3 岩盤内気液二相流動特性評価の課題

(1) 原位置試験による気液二相流動特性評価の課題

岩盤内気液二相流動特性を原位置において評価する方法として，透水・透気試験により求める方法が考えられる。高レベル放射性廃棄物の地層処分の分野では，坑道掘削に伴う不飽和領域の形成およびガス移行評価のために実施された，スウェーデン・エスポ（Äspö）の地下施設における透気試験（Liedtke et al., 2001），アメリカ・ネバダ州のヤッカマウンテン（Yucca Mountain）のヒーター試験時に実施された透気試験（Tsang, 2000），アリゾナ州の凝灰岩地域における透水・透気試験（Rasmussen et al., 1993; Vesselinov et al., 2001; Illman, 2005），カナダ・マニトバ州の割れ目系岩盤を対象としたガス移行試験（Gascoyne and Wuschke, 1997）が挙げられる。

また，CAESにおける岩盤の透気特性評価のための透気試験（中川ほか，1996），坑道のゆるみ領域評価のための真空透気試験（中山ほか，1997），揮発性有機化合物の地盤汚染対策のための土壌ガス吸引効果の評価のための透気試験（安本・川端，1999）も実施されている。

しかしながら，これらの原位置試験は全て孔径0.1m程度のボーリング孔を用いた数m区間を対象としたものであり，エネルギー貯蔵やCAES，CO₂地中貯留における気体の浸透挙動の対象となる，数十～数百mのスケールに対する気液二相流動特性を評価するものではない。また，特にエネルギー貯蔵においては，事前に可燃性の流体を漏洩させる試験を行うことは困難であると考えられる。これらのことから，原位置に

において、原位置のスケールの気液二相流動特性を求めることが望まれる。

(2) 水封方式の実証における課題

水封方式による気密性の確保を実証するためには、空洞および空洞周辺岩盤における気液二相流動を評価する必要がある。気密性確保の条件として、Åberg(1977)は割れ目における気泡の流動に関する水理学的検討により、空洞周辺における地下水流れの鉛直動水勾配が1以上であることを示した。また、宮下・佐藤(1984)は割れ目内の気泡そのものの運動を理論的、実験的に検討した。

中川ほか(1986)は岩盤割れ目をモデル化した模型実験、および気液二相流動解析により、気体貯蔵圧が貯蔵用空洞天端での静水圧よりも小さいこと、あるいは空洞周辺における地下水流れが、空洞に流入する成分を有することを気密性確保の条件として提案している。これについては坂口ほか(1992)が行った、割裂割れ目を発生させた人工岩石試料を用いた室内実験でも調和的な結果が得られている。

エネルギー地下貯蔵のうち石油地下備蓄に関しては、鉛直動水勾配は理論的、実験的に検討された結果である0よりも大きい値とすれば流体は漏洩しないと考えられるものの、天然の割れ目系岩盤を対象としていることによる不確実性のため、工学的判断から0.8よりも大きくすることとしており(植出, 2003), LPG地下備蓄に関しては0.5よりも大きいと規定されている(高压ガス保安協会, 1995; 大竹, 2001)。

このように、水封方式に関しては、これまで概念的あるいは室内試験を中心に検討されてきた。これに対し原位置においては、岩盤内のボーリング孔を用いた水封方式に関する検討は実施されているものの(中川・志田原, 1992; 江藤ほか, 1997), 数mオーダーの内径を有する横坑のような実規模に近いスケールで試験的に示された例はほとんどない。

原位置スケールでは、石油地下備蓄基地のうち菊間基地において、水封による気密性に関する原位置試験が実施された事例が存在する(石油公団, 1983; 長谷川, 2001)が、実際には気密性のみならず、流体が漏洩する際の周辺岩盤の状態変化を観測することが重要となる。しかしながら実際上これらを行うことは困難であり、原位置スケールで流体漏洩時における気液二相流動を定量的に評価した事例はない。

1.2 研究の目的

本研究の目的は以下の通りである。

- 岩盤内における気体の漏洩(以降, 漏気と称す)を伴う, 地下水・気体の気液二相流動に関する原位置試験(水封式 CAES 原位置実証試験, 以降, CAES 試験と称す)を実施する。
- CAES 試験において, 岩盤内気液二相流動計測システムを構築し, 空洞ならびに周辺岩盤をモニタリングする。
- 岩盤内気液二相流動計測システムで測定されたデータを分析し, 岩盤の平均的な物性値, CAES 試験時における湧水量・漏気量の算定, 岩盤内圧力変動の評価を行う。
- CAES 試験において測定値を再現する岩盤内気液二相流動特性を同定する。
- 同定された岩盤内気液二相流体流動特性の形状の適切性, 物理的解釈について考察する。

1.3 本論の構成

第2章では, CAES 試験について, 試験を行った現場の概要, 気液二相流動計測システム, 試験方法, 取得された測定データについて述べる。

第3章では, 測定データを基に算出した基準圧・湧水量・漏気量の各結果, CAES 試験で得られたデータを分析することによって得られた, 岩盤を等方均質とした場合の平均絶対浸透率, 平均間隙率, および岩盤の置換圧に関して取得方法およびその結果, 間隙水圧測定結果に基づく気体浸透流の評価結果について述べる。

第4章では, CAES 試験における気液二相流動の評価のために実施した数値解析, すなわち気液二相流動解析に関して, その解析手法ならびに手法の適用性について述べる。

第5章では, 第4章で述べた数値解析手法を用いた, 割れ目系岩盤における絶対浸透率および気液二相流動特性同定のための実測値再現解析方法とその結果について述べる。このなかで, 解析における初期・境界条件, 再現解析結果, 同定した気液二相

流動特性を用いた場合の岩盤内気体浸透流評価，ならびに同定した気液二相流動特性の普遍性に関する検討結果について述べる．

第6章では，本研究で新たに同定した気液二相流動特性の形状について，既往研究のレビューによる形状の比較，気液二相流動特性の形状を説明する割れ目系岩盤における漏気時の浸透モデル，同定した気液二相流動特性を用いた数値実験による浸透モデルを定量的解釈，ならびに同定した気液二相流動特性の適用上の意義について述べる．

第7章では，上記の議論をまとめ，結論と提案を述べる．

第 2 章

原位置試験

CAES 試験は、電力中央研究所の実施した圧縮空気貯蔵ガスタービン発電研究プロジェクトの中の第 3 フェーズ「水封式地下貯槽技術の実証（1996～2001 年）」において、最終段階の実証試験として行われたものである（中川ほか，2004）．第 3 フェーズでは、CAES 試験の実施にあたり、試験地の事前調査、プロジェクト研究の推進に対する中間評価、試験用地下空洞の建設、地下空洞における漏気経路調査、空洞周辺岩盤における地下水挙動把握のための水圧測定、が行われた．

事前調査によって明らかにされた現場の地質、地下水特性（志田原ほか，2001a）、漏気経路評価における漏気経路の不均一性に関する調査・試験（志田原ほか，2000；志田原ほか，2001b）、漏気に関する事前予測解析（末永ほか，2001；末永ほか，2002）、さらに長期の間隙水圧挙動観測（中川ほか，1999；中川ほか，2001）より、空洞および周辺岩盤における地質・地下水特性は、我が国で一般的に見られる範囲にあることから（中川ほか，2003）、試験結果には一般性が期待されるものと判断された．

CAES 試験では、地下水面下約 180m の割れ目系岩盤に掘削された横坑において、圧縮空気の上方への移行を防止するため、天然に存在する地下水の水圧を利用する自然水封方式の実証を目的とした．この水封機能の成立性を示すため、横坑における水封限界圧を評価するとともに、限界圧以上の空洞内圧とした時の、空洞から岩盤への漏気挙動を把握するための試験を行った（中川ほか，2003）．

2.1 試験地の概要

2.1.1 試験地の位置・広域地質概況

CAES 試験を実施した試験場は，岐阜県飛騨市にある神岡鉱山茂住坑の南東側境界付近に存在する（図 2.1）．ここでは，東北東－西南西方向に延びる跡津川北岸から北方に向けて鉱脈探査用に掘削された跡津精密坑道があり，この既設坑道の最下部水平部（以降，下部坑道と称す）に，CAES 試験用の貯槽空洞（以降，空洞と称す）を新規に掘削した（図 2.2）．

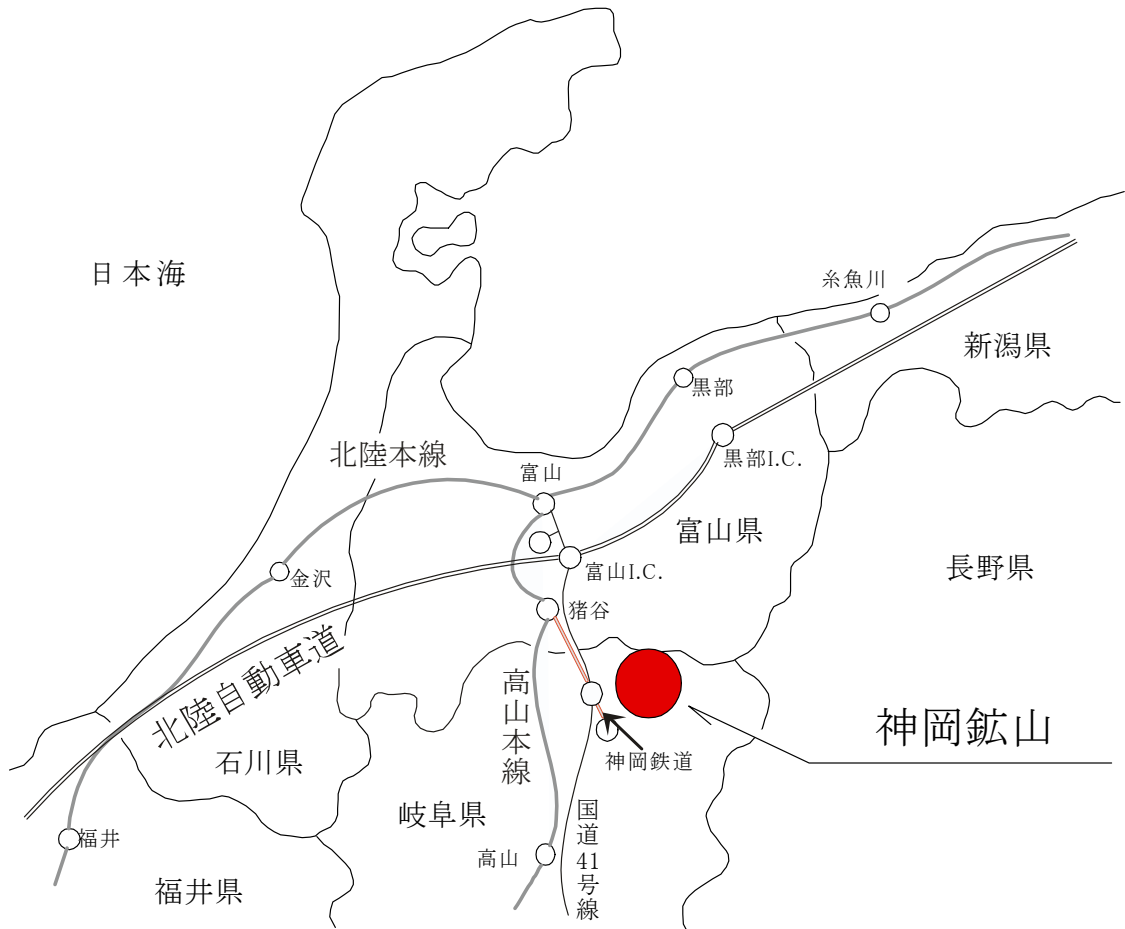


図 2.1 神岡鉱山の位置

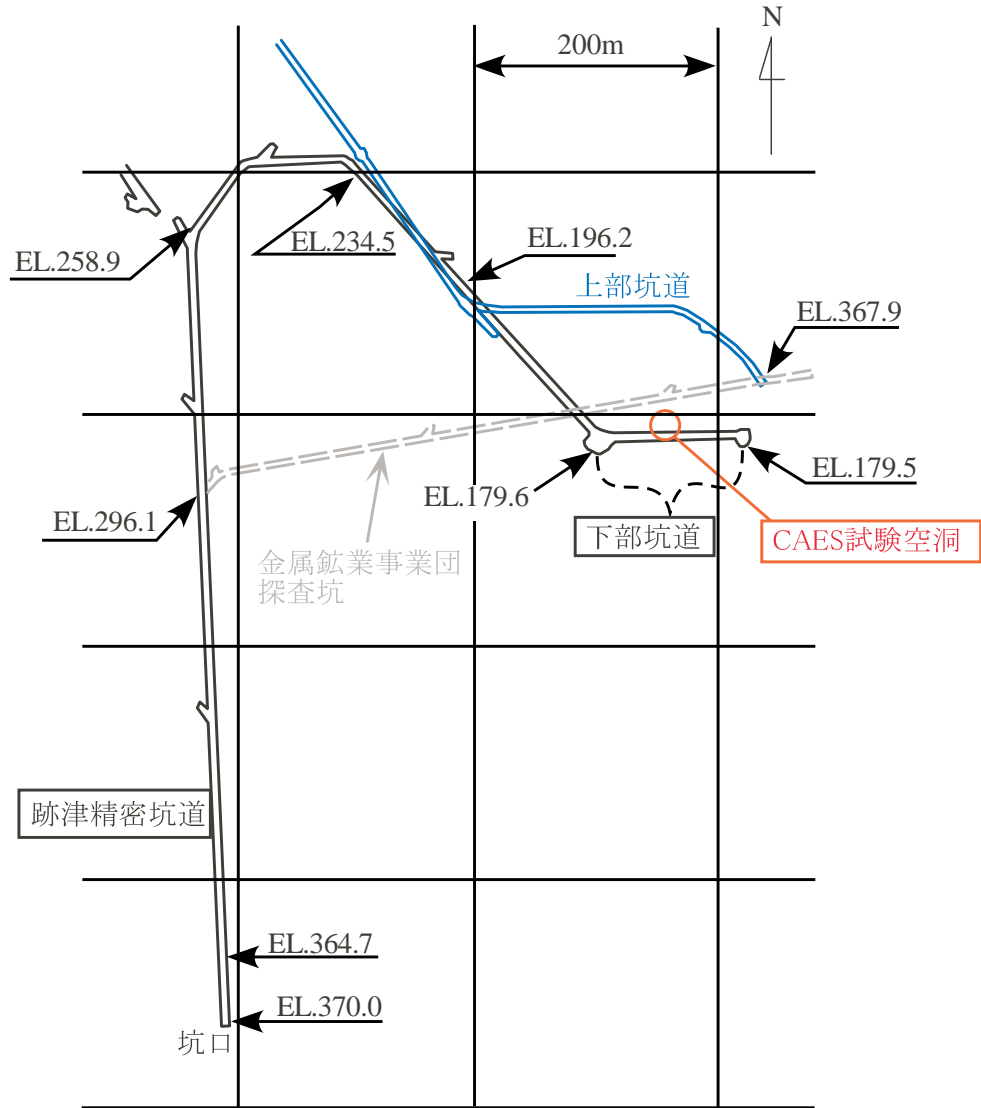


図 2.2 周辺坑道配置平面図 (中川ほか, 2003)

神岡鉱山は、日本列島の地体構造区分では飛騨変成帯内に属し、神岡鉱山およびその周辺には、飛騨変成岩類（古生代末～中生代ジュラ紀に変成）、船津花崗岩類（中生代ジュラ紀）および中生代ジュラ紀～白亜紀の堆積岩類からなる手取層群が主として分布する(図 2.3)。神岡鉱山のうち茂住鉱は、北側を境する茂住谷断層、横山衝上断層、南側の跡津川断層（活断層（松田, 1966））に囲まれた構造ブロック内にある。茂住鉱では南北に延長するメタベアサイト（ここでは先船津期の変成した中世～塩基性

深成複合岩体)を軸部とした向斜構造が認められ、両翼に片麻岩類および結晶質石灰岩などの飛驒変成岩類が分布し、東翼側は複雑な褶曲構造を示す部分もあるが、全体的には西傾斜を示す(川崎ほか, 1985)。

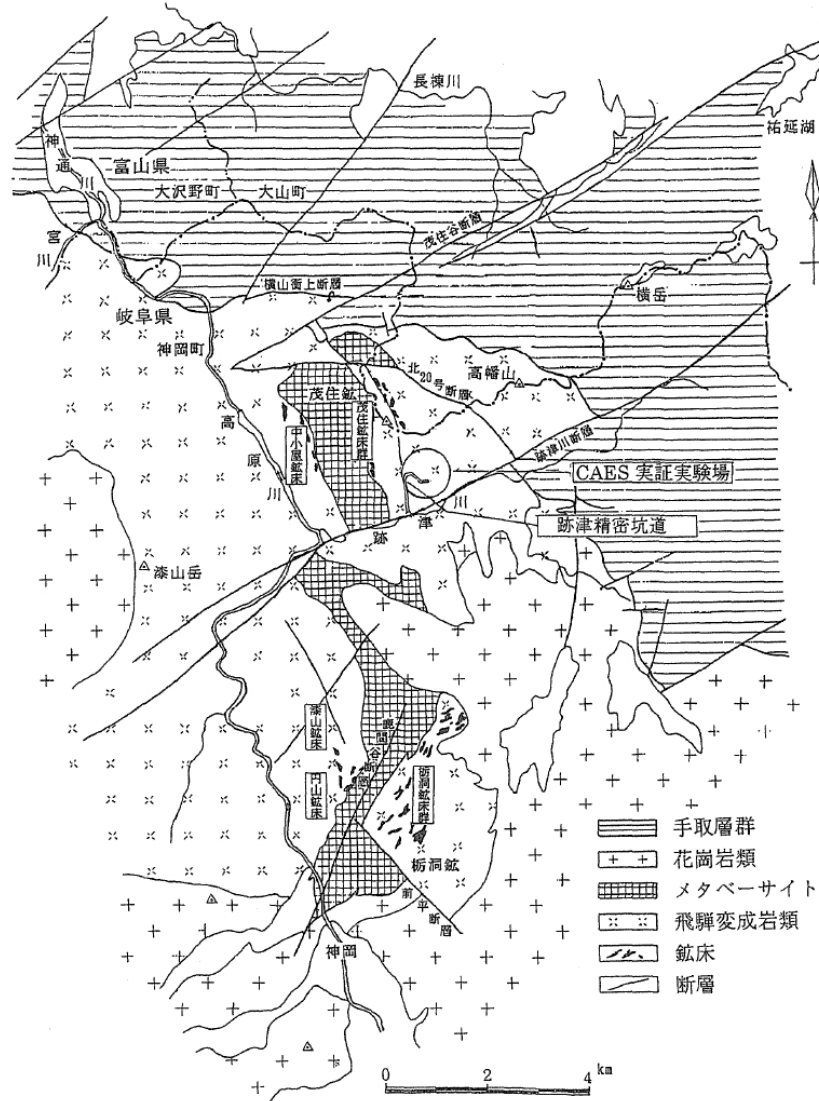


図 2.3 神岡鉱山周辺の概略地質図(廣岡ほか, 1995 を一部簡略化)。“CAES 実証実験場”とあるところが空洞位置に相当する。

CAES 試験を行った現場の地質構造は、北西-南東走向と東北東-西南西走向の断層により、複雑に細分されブロック化している。北西-南東走向の南 8 号断層の上下盤で

地質構造が異なり、空洞の位置する北東側（下盤側）では、走向傾斜はN20~40°E/70~80°NWである（櫻井ほか，1993）。また，空洞上部の地表は，標高約370mの跡津川北岸から標高1369mの池の山にかけての山腹斜面が急峻な地形を示す。空洞はこの跡津川北岸より掘削された下部坑道の，坑口より約180m下方の標高にあり，地山被りは約450mである（図2.4）。

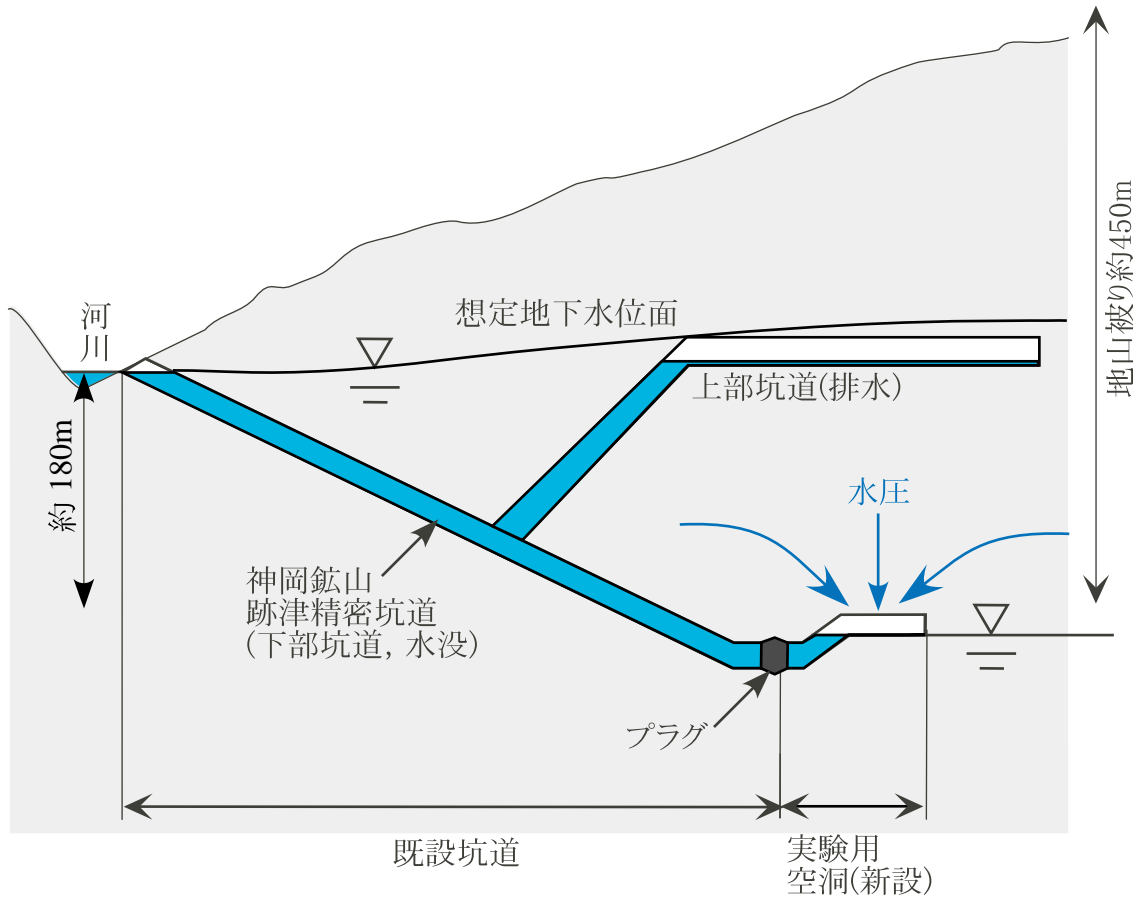


図 2.4 試験地の模式図（末永・中川，2005b）

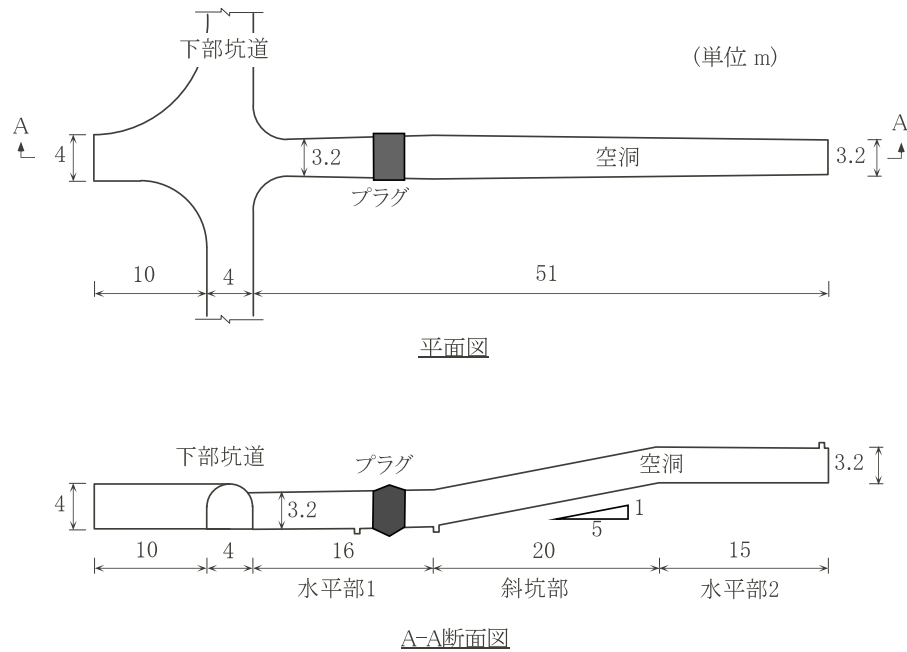


図 2.5 CAES 実証試験空洞概要 (末永・中川, 2005b)

2.1.2 空洞の形状

図 2.5 に空洞の概要を示す。空洞は下部坑道より、これに直交する方向に発破工法 (1 発破長 1m) で掘削されたもので、断面は高さ 3.2m、幅 3.2m の幌形で、全長 51m である。図 2.5 に示したように平面形状はほぼ直線であるが、縦断形状は下部坑道から 16m の水平部 (以降、水平部 1 と称す)、1 : 5 の傾斜で上向き 20m の斜坑部、そして圧縮空気を貯蔵する 15m の水平部 (以降、水平部 2 と称す) により構成されている。これは水平部 1 に設置されたプラグを水没させることにより、プラグ周辺にゆるみ領域が生じた場合でも短絡的にプラグ周辺の岩盤から漏気を発生させないための構造である (中川ほか, 2003)。

2.1.3 空洞周辺の地質

下部坑道周辺の地質は主として片麻岩類が分布する (図 2.6)。空洞の東側には結晶質石灰岩、片麻岩類および伊西岩 (いわゆる伊西ミグマタイト) が主として分布する。これにアプライトや安山岩岩脈が貫入している。これらは神岡鉱山ではヒン岩と称し、鉱物組成や組織から安山岩に分類されるとしている。全岩 K-Ar (カリウム-アルゴン)

年代は $56.6 \pm 1.3 \text{Ma}$, $62.1 \pm 1.4 \text{Ma}$ である (櫻井ほか, 1993) . 空洞周辺には主として飛騨変成岩類 (古生代末～中生代ジュラ紀に変成) の片麻岩類が分布し, 一部安山岩岩脈 (新生代古第三紀) の貫入がみられる.

空洞の地質は, 主として片麻岩類から構成され, 48～50m 付近に厚さ 2.5m, 東北東－西南西走向で $73 \sim 85^\circ$ 南傾斜の安山岩岩脈が分布している. 風化は認められず, 全体に新鮮である. 岩質は全体に良好であり, 空洞入口付近 4m までは電中研式岩盤分類 (田中, 1964) で C_H 級岩盤が卓越するが, 4～29m 間には B 級の極めて良好な岩盤が分布する. 圧縮空気を貯蔵する部分の大半となる 29m 付近より空洞奥側には, C_H 級岩盤が卓越して分布している (志田原ほか, 2001a) . また, 空洞近傍のボーリングコアを用いた室内実験では, 一軸圧縮強度が 180MPa 以上を示し, 周辺岩盤は非常に堅硬であると考えられる (池川ほか, 2002) .

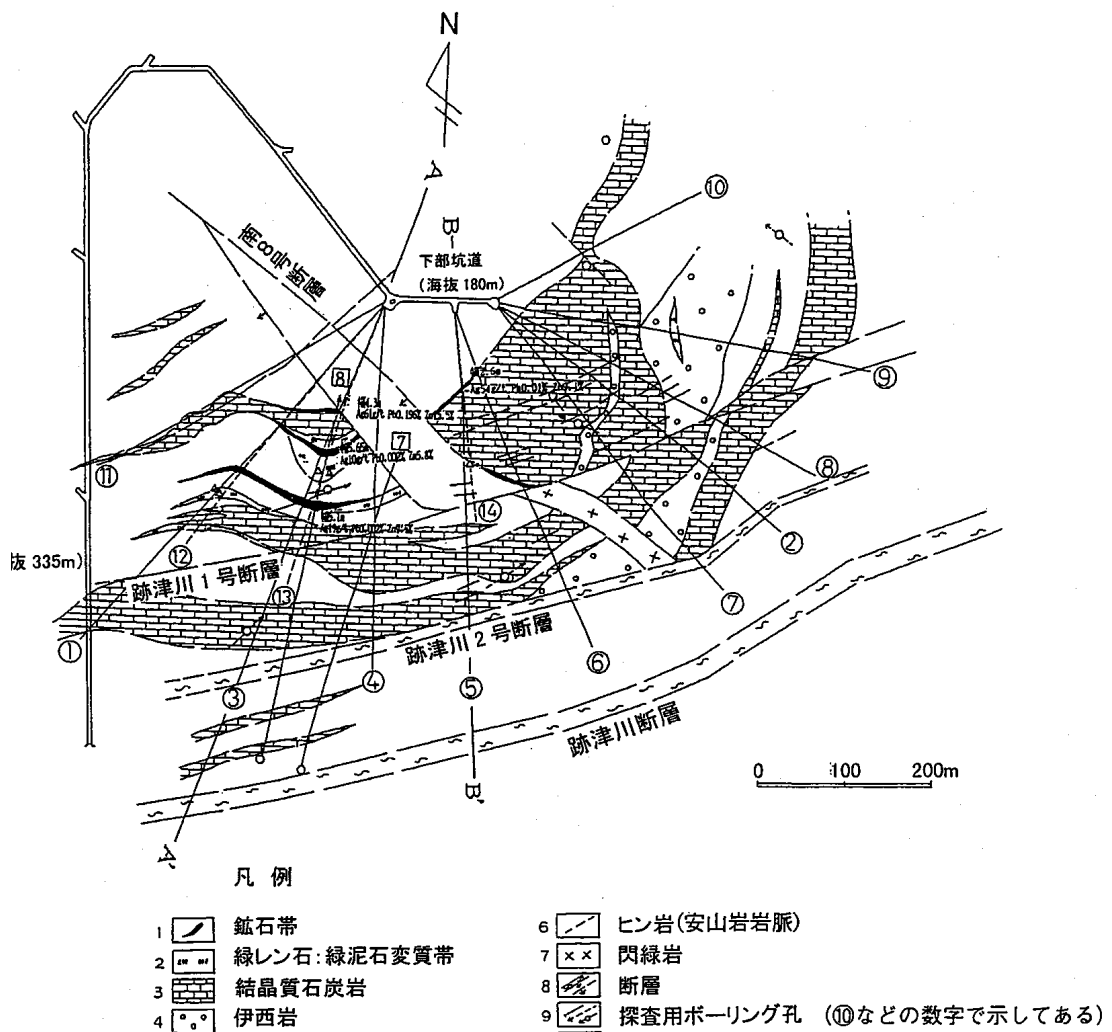
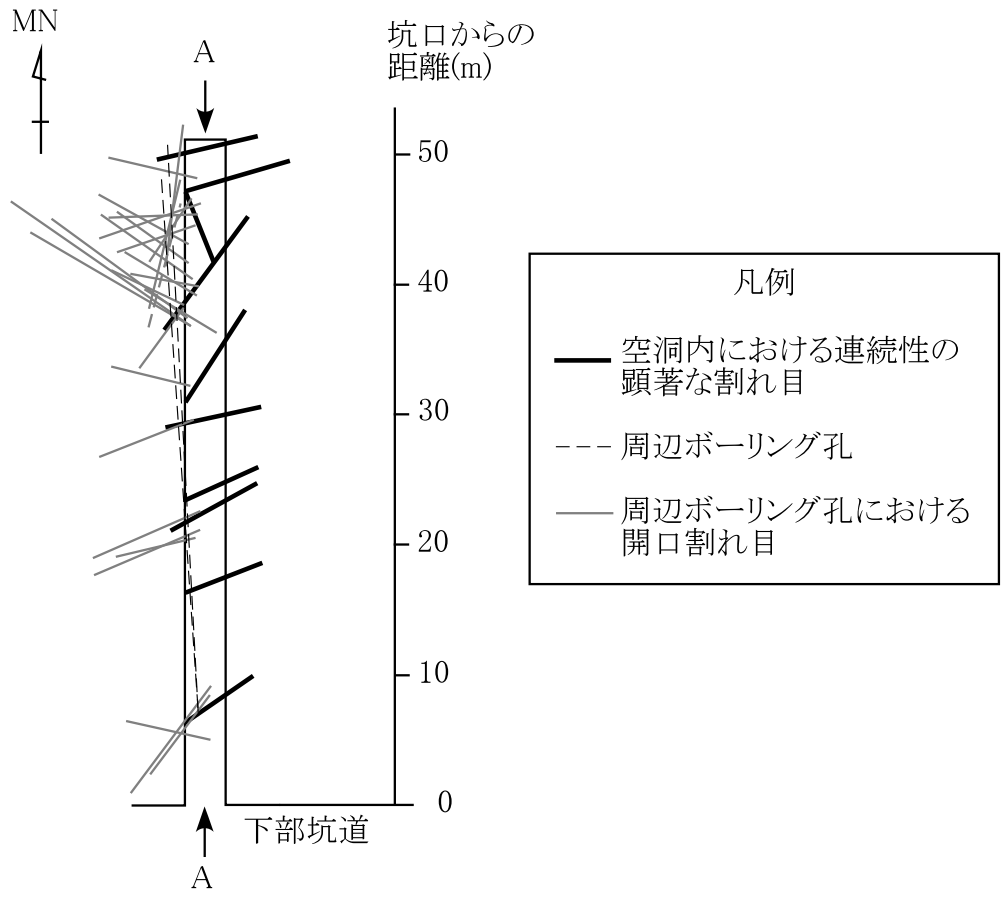
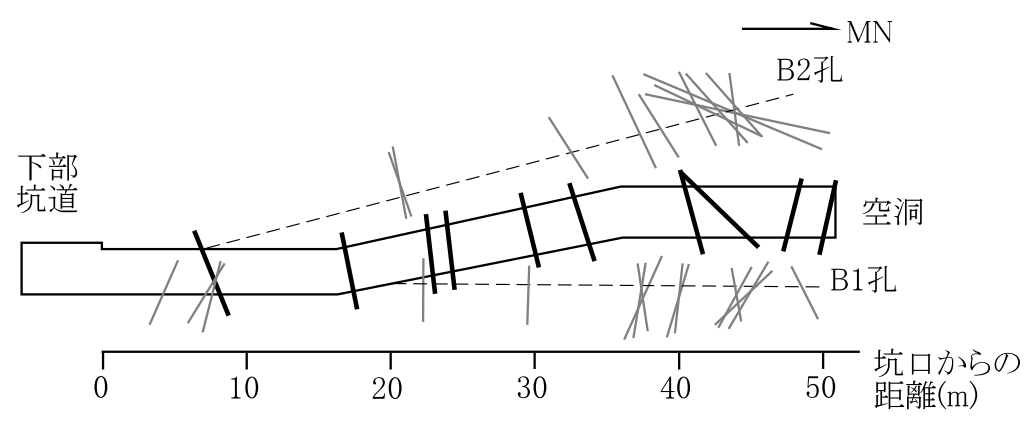


図 2.6 下部坑道レベルの地質平面図 (櫻井ほか, 1993)

空洞内における地質調査の結果、空洞には10本の連続性の顕著な割れ目が存在することが分かった(図 2.7)。この割れ目は、空洞の入口から30m付近までは東北東-西南西走向、これよりも奥側では北東-南西および北北西-南南東走向の割れ目が分布しており、ともに傾斜は70~90°と高角度である。また、空洞よりも3m程度下位に掘削されたボーリング孔B1孔および2~6m程度上位に掘削されたB2孔(図 2.19参照)では、ボアホールテレビ(BTV)の観察が行われた。



(a) 平面図



(b) A-A断面図

図 2.7 空洞周辺の割れ目分布図 (志田原ほか (2001a) を基に作成)

この結果、B1孔では、開口割れ目は空洞の35～50mに相当する区間に集中しており、最も密集している35～40mでは、その方向は北西－南東走向であるが、40～50m間では東西走向に近いものが卓越し、B2孔でも開口割れ目は空洞の40～46mに相当する区間に集中しており、最も密集している43～46mでは、南北走向と北西－南東走向のものが卓越している。空洞周辺の岩盤を含む当該地域の応力場は、跡津川断層発生以後、南北系引張、南北系圧縮から東西系圧縮まで複雑に変遷しているとされている。このため開口割れ目の成因としては、応力場の影響が大きく、応力場の複雑な変遷を反映して割れ目が生成、開口、変位することにより、各方向の開口割れ目の長さが限定されていった可能性が考えられる（志田原ほか、2001a）。

一方、BTVで確認された開口割れ目と空洞内において存在する10本の割れ目の連続性について調査を行った結果、B1孔において検出された開口割れ目18本のうち、空洞に連続する可能性のある割れ目は2本、B2孔において検出された開口割れ目12本のうち、空洞に連続する可能性のある割れ目は1本であった。このことから、空洞内における地質調査で明らかとなった連続性の顕著な割れ目は、少なくとも空洞直上、直下の方向に関しては長くないことが分かった。

以上から、空洞周辺では、北西－南東走向系と南北走向系の開口割れ目を中心とし、他の方向の割れ目が連結するネットワーク構造を有すること、ならびに周辺における応力場の複雑な変遷により割れ目の連続性は顕著でないことが考えられる。

2.1.4 空洞周辺の地下水理

空洞の約180m上位には水平な坑道（以降、上部坑道と称す）が存在し、試験時を含む長期間、この坑道では排水が行われていた。また、下部坑道では試験期間中は坑口付近まで水没していた。空洞周辺の水圧に影響を及ぼす地下水位が、この坑口付近の水位と一致していると仮定すると、空洞周辺の地下水圧は静水圧相当で約1.86MPaと推定された。

B1孔およびB2孔を対象にダブルパッカーを用いた透水試験の結果（志田原ほか、2001a；志田原ほか、2001b）、B1孔では全区間の幾何平均透水係数が $8.8 \times 10^{-9} \text{m/s}$ であるのに対し、開口割れ目の多い35～50mで 10^{-7}m/s オーダーであり、B2孔では全区間の幾何平均透水係数が $9.3 \times 10^{-9} \text{m/s}$ であるのに対し、開口割れ目の多い40～46m

で $10^{-7} \sim 10^{-6} \text{m/s}$ オーダーと、顕著に大きい透水性を示す。このことから、B1, B2 孔で確認された開口割れ目は透水性が高いものと考えられ、この開口割れ目が主な透水・透気箇所になると推定された。

B2 孔と空洞との水理的な連続性を調査するため、透水試験、トレーサ試験を実施した (志田原ほか, 2000 ; 志田原ほか, 2001b)。試験方法としては、B2 孔をダブルパッカーを用いて試験区間を形成し、試験区間内において一定流量でトレーサを注入し圧力変化を測定した。一方空洞では、岩盤壁面からの湧水を一定時間ごとにサンプリングし、サンプリングされた試料のトレーサ濃度を現場で測定した (末永ほか, 2001)。トレーサとして、蛍光染料であるウラニン、ローダミン WT, アミノ G 酸を用いた。また、現場での測定は、小型ファイバ分光計を改良した装置を用いた (伊藤ほか, 2001)。

B2 孔で測定される圧力、流量から、試験区間の透水係数を求めた。また、試験区間と空洞内の岩盤壁面の湧水箇所との距離、ならびにトレーサ濃度分析結果に基づくトレーサ移行時間から、透水性の高い領域とその透水性を評価した (末永ほか, 2001, 図 2.8)。この結果、B2 孔と空洞に挟まれた領域にはトレーサが選択的に流動する経路があることが明らかとなった。特に B2 孔における 43.5~46m では BTV による開口割れ目が密集しており、この領域において、開口割れ目をネットワーク状に浸透する、絶対浸透率の高い領域が存在することが推定された。以上から、空洞上部には漏気の経路となるような領域が、割れ目のネットワークとして存在することが推定された。

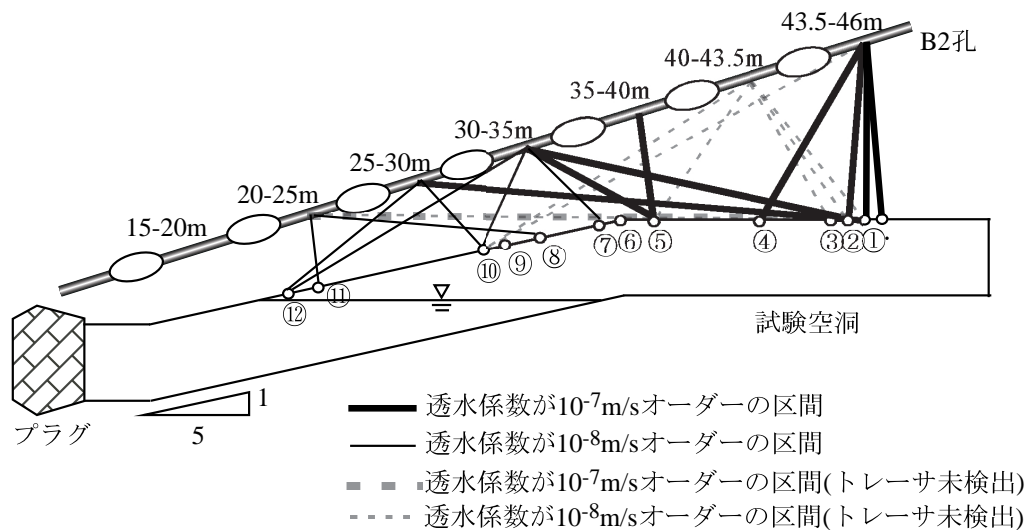


図 2.8 空洞周辺における絶対浸透率の高い領域の推定 (末永ほか (2001) を基に作成)

2.2 原位置試験の種類と方法

本節では，CAES 試験期間中に実施した各種試験の方法について示す（中川ほか，2003；末永・中川，2005b；末永ほか，2010）．**図 2.9** に原位置試験の概念図を示す．

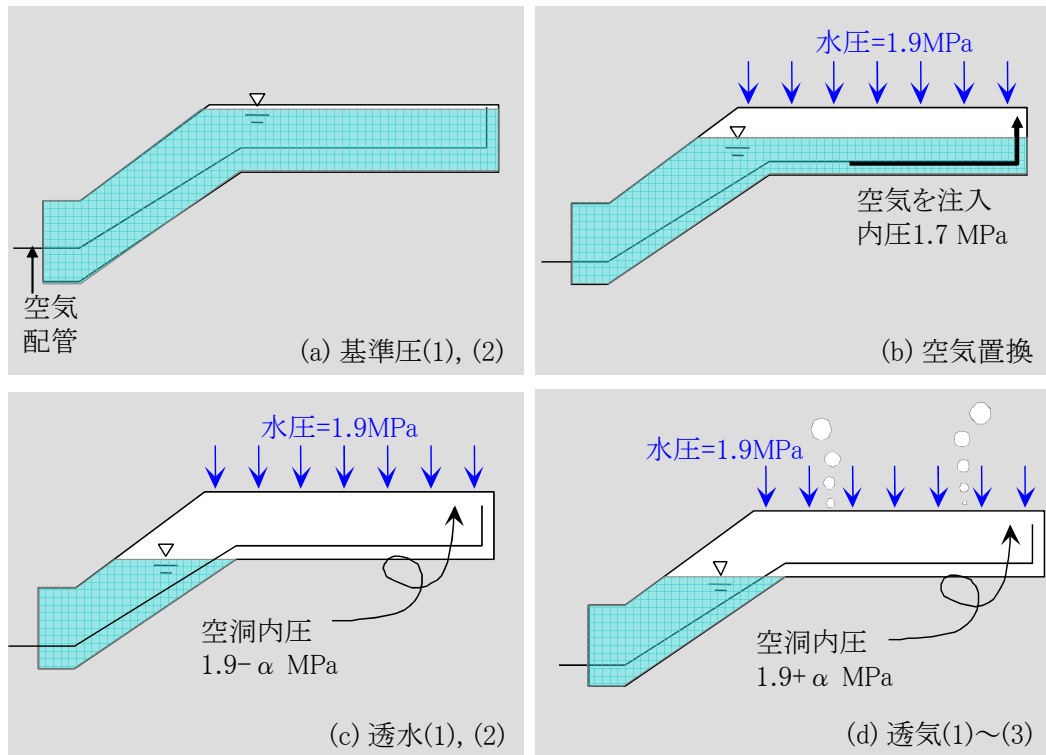


図 2.9 CAES 試験概要（模式図）

2.2.1 基準圧計測

CAES 試験の開始約4ヶ月前より空洞は水没していた．このため，空洞内を4ヶ月間水で満たした状態で保持した後，空洞より地上に通じる給排水，給排気系統のすべてのバルブを閉塞することにより，空洞と地上との間における水および空気のやり取りが一切行われない状態にし，その後における空洞内圧の時間変化を測定した．このように，静水圧によって空洞近傍に加わる地下水圧と平衡状態になる空洞の気圧を基準圧と定義し，CAES 試験の開始時と終了時の3~6日間で測定した．以降，前者の試験を基準圧(1)，後者を基準圧(2)と称す（**図 2.9 (a)**）．

2.2.2 透水試験

はじめに基準圧を測定(基準圧(1))した後、空洞内に空気を注入しながら空洞内から排水を行い、空洞内の地下水を空気で置換することにより、空気を貯蔵する空間を形成した(図 2.9 (b))。次に空気で置換した空洞において、空洞内圧を基準圧未満の一定圧力に制御した。こうすることにより空洞壁面より湧水が生じることから、一定に制御した圧力と空洞内において生じた湧水量を測定した(図 2.9 (c))。

以降、CAES 試験初期に行った試験を透水(1)、透気試験を1回実施後に行った試験を透水(2)と称す。透水(2)では透気試験により漏気を経験しているため、周辺岩盤が不飽和になっている可能性が考えられる。

2.2.3 透気試験

透気試験は3回実施した。透気試験では、空洞内圧について、透水試験時よりは高いものの基準圧より低く保持し、漏気が生じないと考えられる状態(1回目は1.86, 2, 3回目は1.84MPa)から0.006~0.06MPa ずつ段階的に上昇させ、空洞内圧と空洞における気体量の変化を測定した。空洞内圧を上昇させ、所定の圧力に到達した時点から17~20時間シャットインを行い、空洞内圧および空洞からの漏気量の変化を定量的に求めた(図 2.9 (d))。ここでシャットインとは空洞内への給気配管を閉塞し、給気を停止することである。

以降、透水(1)に引き続き実施した透気試験を透気(1)、透水(2)に引き続き実施した透気試験を透気(2)、CAES 試験の最後に実施した基準圧(2)の直前に実施した透気試験を透気(3)と称す(図 2.14 参照)。透水試験時と同様に、透気(2)、透気(3)では漏気を経験しているため、周辺岩盤が不飽和になっている可能性が考えられる。

2.2.4 その他の試験

基準圧計測、透水試験、透気試験以外に、定圧漏気試験、回復試験、定流量漏気試験を実施した。

(1) 定圧漏気試験

定圧漏気試験は、基準圧よりも大きい空洞内圧を一定にしたまま一定期間保持し、漏

気量を測定するものである。これにより、漏気が継続的に発生し、周辺岩盤の飽和率を変化させることにより、気体の浸透率の変化を評価することを目的とした。定圧漏気試験は、透気(2)の直後において約1.97MPaの空洞内圧により、および後述する回復試験後において約1.89MPaの空洞内圧により、それぞれ実施した。以降、前者を定圧(1)、後者を定圧(2)と称す。定圧(1)、(2)ともに、1週間程度の期間であり、漏気量の増加傾向はこの期間内にほぼ収束した(図2.14, 図3.8参照)。

(2) 回復試験

回復試験は、定圧(1)の終了後、空洞内圧を周辺間隙水圧より低く保持し、周辺の不飽和領域を水飽和状態に回復させることを目的に実施した。水飽和状態が回復することにより、水・気体の有効浸透率が試験開始時の状態に回復することが考えられた。回復試験は1回のみ、1週間程度の期間実施した。

(3) 定流量漏気試験

定流量漏気試験は、定圧漏気試験と同様に周辺岩盤の飽和率を低下させ、気体の浸透率の変化を評価することを目的としている。しかしながら、漏気のための給気方法として、コンプレッサによる昇圧限界付近で連続運転することにより、定流量の給気量を与えたことが、定圧漏気試験と異なる。定流量漏気試験は、定圧(2)の終了後、引き続き実施した。空洞内圧の変化として、はじめ圧力が約2.09MPa程度まで上昇した後、やや圧力が低下して約2.06MPa程度となり、安定した。この安定した状態で1週間程度保持した。漏気量は11/15～11/25の平均で約 $7.83 \times 10^{-3} \text{m}^3/\text{s}$ (標準状態, 約470L/min)であった。

2.3 原位置試験における計測機器の配置

CAES試験は2001年9月3日から同12月12日までの約3ヶ月間の期間で行われた。これに先立ち、空洞内の調査試験設備の設置等の作業を2000年12月末まで行い、その後下部坑道での排水を停止した結果、2001年4月下旬からCAES試験開始までの約4ヶ月間は下部坑道の坑口まで水没していた。

また、空洞周辺に設置した間隙水圧計の測定値から、下部坑道内における水位の上昇

開始直後から周辺間隙水圧も上昇し、約 20 日後には、下部坑道の坑口付近に地下水位があるとした場合の静水圧に相当する圧力に達したことが分かった。この結果、CAES 試験開始時には、周辺に設置した間隙水圧計による測定値から換算される空洞周辺の全水頭値と、空洞内部の全水頭値の差はほぼ 0 となっていた (図 2.10)。これらのことから、CAES 試験開始時には空洞周辺岩盤は水で飽和していると考えた (末永・中川, 2005b)。

原位置試験における計測機器の配置を図 2.11 に示す。空洞内および岩盤内における圧縮空気の挙動をモニタリングするための計測・制御項目として、以下を考えた。

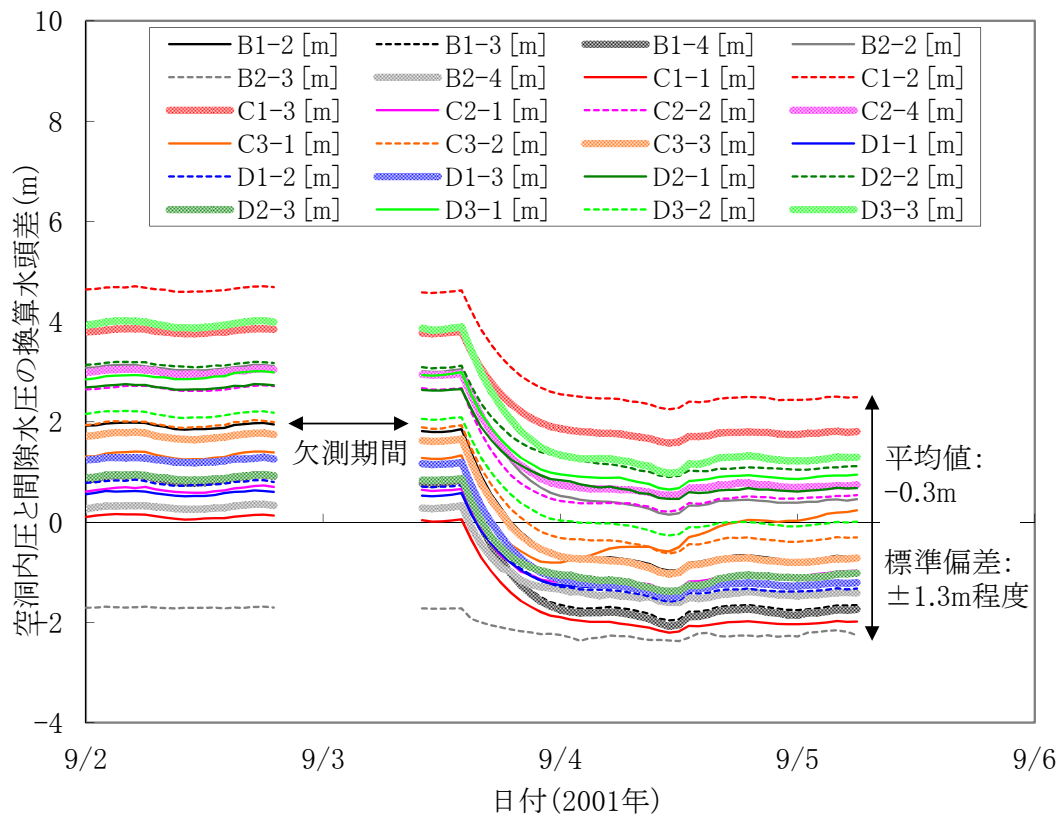


図 2.10 間隙水圧計による測定値の全水頭換算値と空洞内圧の全水頭換算値の差分

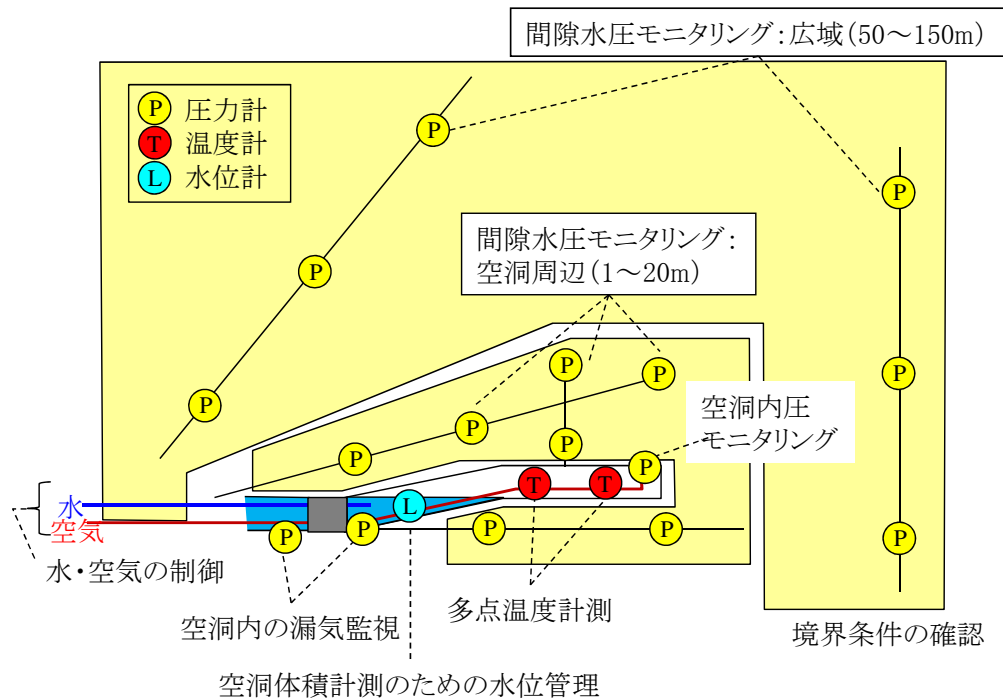


図 2.11 原位置試験における計測システムの概念図

2.3.1 空洞内モニタリング

空洞内の圧力 (P) を圧力センサにより、温度 (T) を温度計により、体積 (V) を空洞内水位測定により、それぞれモニタリングする。これにより、空洞内における空気の PVT 条件を時間とともに把握する。

温度については、空洞内に温度分布が生じる可能性があるため、多数の点で測定した。空洞内水位については、空洞体積の変化を最小限とするため、 $\pm 1\text{mm}$ の幅で水位の管理を行った。

また、空洞内水位から体積を計算することを可能にするため、表面に凹凸のある無覆工空洞の体積と空洞内水位の関係 (タンクテーブル) をあらかじめ作成した (3.3)。

2.3.2 間隙水圧モニタリング

空洞より遠方 (50~150m 程度) および空洞周辺 (1~20m) において、岩盤内の間隙水圧をモニタリングする。これにより、空洞への湧水、空洞からの漏気に対する周

辺岩盤の圧力への影響を評価する。

また遠方の間隙水圧のうち、空洞への湧水、空洞からの漏気の影響の少ないものについては、空洞がない場合の岩盤における間隙水圧に近いと考えられるため、後述する数値解析における境界条件を設定するための参照データとして用いる。

2.3.3 空洞内からプラグを通じた漏気の監視

空洞内における圧力変動がプラグにより外部の坑道（下部坑道）に影響を与えていないことを確認するため、空洞に設置したプラグの前後の水中において圧力を測定する。

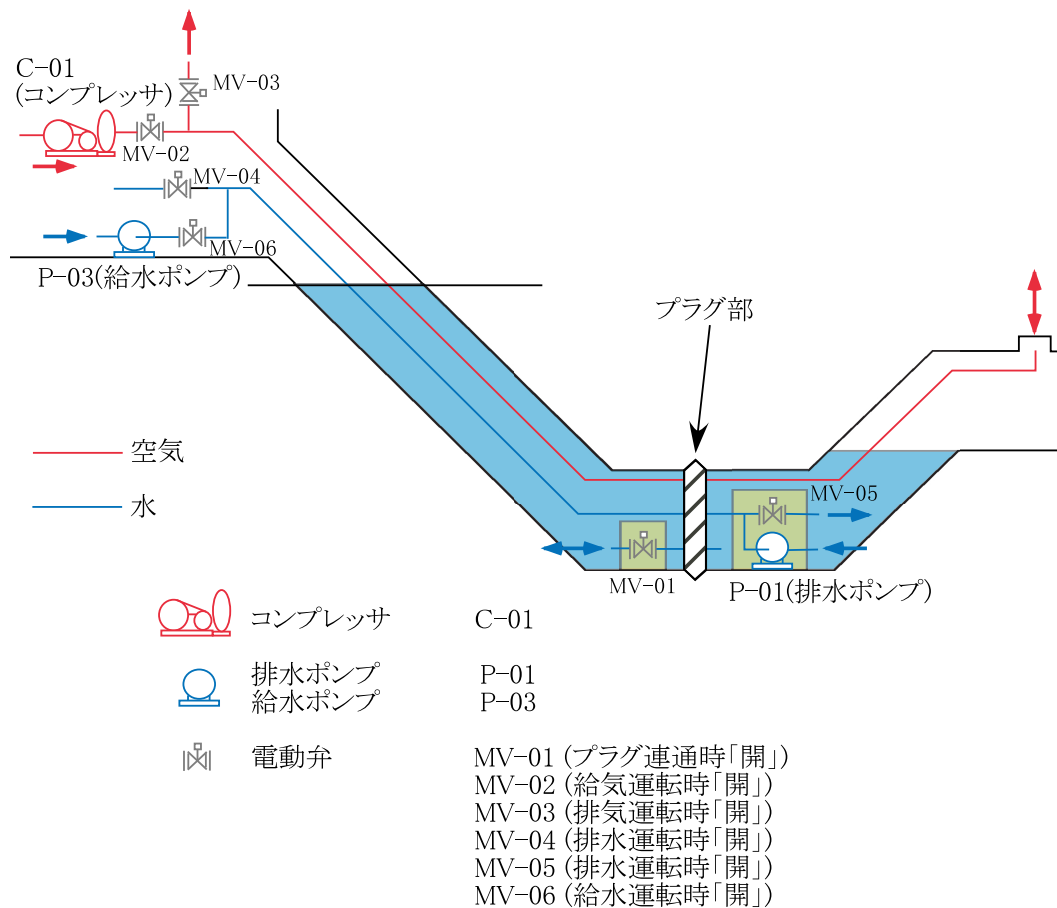


図 2.12 給排気・給排水設備の概要（中川ほか，2003）

2.3.4 空洞内における水・空気の制御

空洞内における圧縮空気の圧力を調整するため、および空洞内に存在する水位を維持するために利用した給排気・給排水設備の概要について、**図 2.12** に模式図を示す。給排気・給排水に用いた配管は、それぞれ空洞より地上まで設置された。坑道延長は約 1300m、空洞と地上設備の標高差は約 190m である。以下に給排気・給排水の制御方法を示す。

空洞への給気を行う場合、電動バルブ MV-03 を閉じ、MV-02 を開け、コンプレッサ C-01 を運転することにより圧縮空気を送った。コンプレッサは 2 段階圧縮で最大吐出圧 30kgf/cm^2 の圧縮機、容量 0.2m^3 の鋼製の圧縮空気槽、空気の圧縮で生じる水を除去するドライヤにより構成される。また、コンプレッサの最大流量は標準状態で $0.45\text{m}^3/\text{min}$ である。一方排気では、MV-03 を開き、MV-02 を閉じ大気中に圧縮空気を放出する。

給水時には、MV-04 を閉じ、MV-05 と MV-06 を開き、P-03 の給水ポンプを起動することにより空洞への水の供給を行った。給水ポンプは口元における吐出圧力が最大 2.0kgf/cm^2 、最大吐出量は $0.5\text{m}^3/\text{min}$ である。一方排水時には、MV-05 と MV-06 を閉じ、MV-04 を開き、P-01 の排水ポンプを起動する。排水ポンプは吐出圧力が最大 32kgf/cm^2 、最大吐出量は $40\text{L}/\text{min}$ である。MV-01 を開くと、水が自由に出入りし、空洞内の圧縮空気の圧力は下部坑道と空洞内の水面の差に相当する圧力でバランスする。この状態において空洞からの排水を行った。また、MV-01 を閉じると、空洞は閉塞された状態となる。

2.3.5 データ収録

空洞内および間隙水圧の測定データは、下部坑道を経由し、下部坑道の坑口付近における計測小屋に伝送し、収録・管理する。下部坑道の延長は約 1300m あるため、センサで得られた出力を A/D 変換器でデジタル値に変換後、周波数変調した電波 (FM 波) で同軸ケーブルを用いて伝送する。

地上の計測設備では FM 波を復調してデジタル化し、計測用 PC にデータを保存する。この方法の利点は、アナログのまま伝送することと比較して、データ転送用のケーブル本数を少なくできること、温度変化によるノイズの影響を小さくできることである (中川ほか, 2003)。

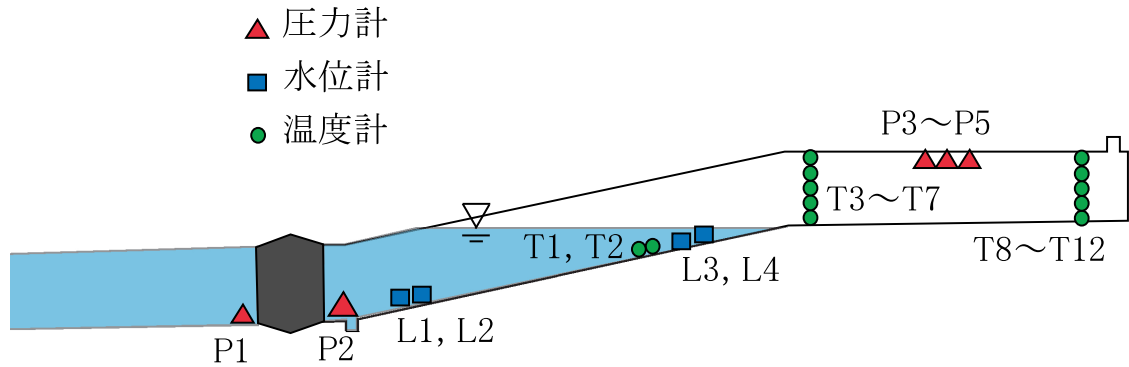


図 2.13 空洞内の測定機器（末永・中川，2005b）

2.4 計測結果

2.4.1 空洞内における計測結果

空洞内の圧力，温度，水位は図 2.13 に示す機器を用いて測定した（中川ほか，2003）。

(1) 空洞内圧

空洞内圧は P3～P5 の 3 個の圧力計によって測定し，これらの平均値を用いた。図 2.14 に，全試験期間内における空洞内圧（絶対圧力表示）の変化を示す。図中には，実施した試験の期間を表示している。

(2) 空洞内温度

空洞内の水温は T1，T2 の 2 個の温度計により，また気温は T3～T7，T8～T12 の 10 個の温度計により測定した。温度測定結果を図 2.15 に示す。同一時刻における T3～T7 および T8～T12 の温度差は 1℃以内と，測定位置に依らずほぼ同様であったため，図には空洞の気温として，これらの平均値を示した。また，試験期間中の温度について，12/7～12/12 以外は気温，水温ともに 1℃以内の変動であったため，後述するデータ分析，数値解析では両者とも一定であると仮定した。

(3) 空洞内水位

空洞内の水位は L3，L4 の 2 個の水位計により測定した。図 2.16 に測定結果を示す。

基準圧の測定時を除き，ほぼ一定水位 (EL 183.288m) となっていることが分かる．これは，基準圧の測定時以外は，地上設備により水位を一定になるよう制御を行っていたことによるものである（中川ほか，2003）．

空洞への給水・排水は，給水については地上に設置した給水ポンプを，排水については空洞内に設置した排水ポンプをそれぞれ用いて行った（図 2.12 参照）．各ポンプにおける流量の測定から，累積排水量データを得た（図 2.17）．このデータを用いて，透水試験（透水 (1)，(2)）における湧水量を算出した．また，空洞への給気はコンプレッサを用いた（図 2.12 参照）．

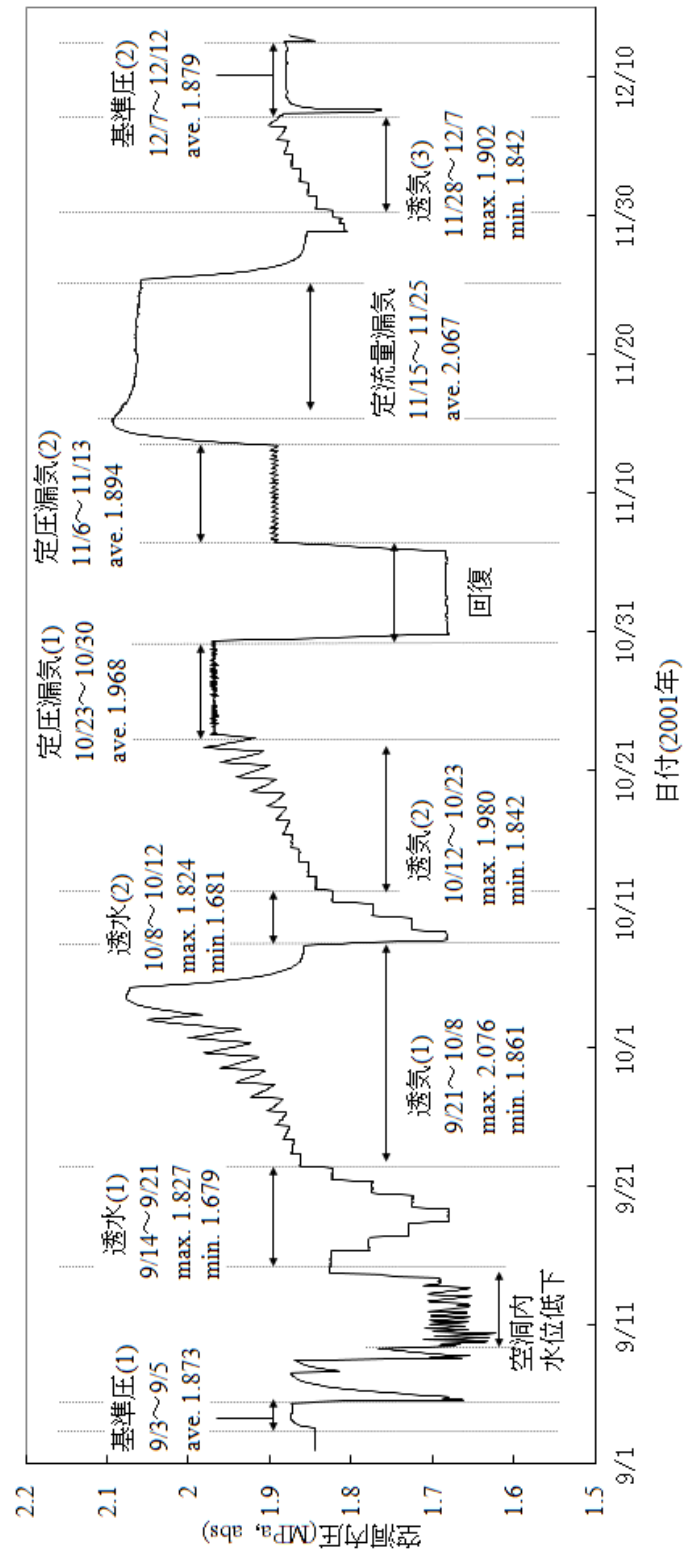


図 2.14 試験期間内における空腔内圧変化 (末永ほか, 2010, 図中の期間は試験期間を, ave., max., min. はそれぞれ試験期間中の平均, 最大, 最小圧力 (MPa) を表す)

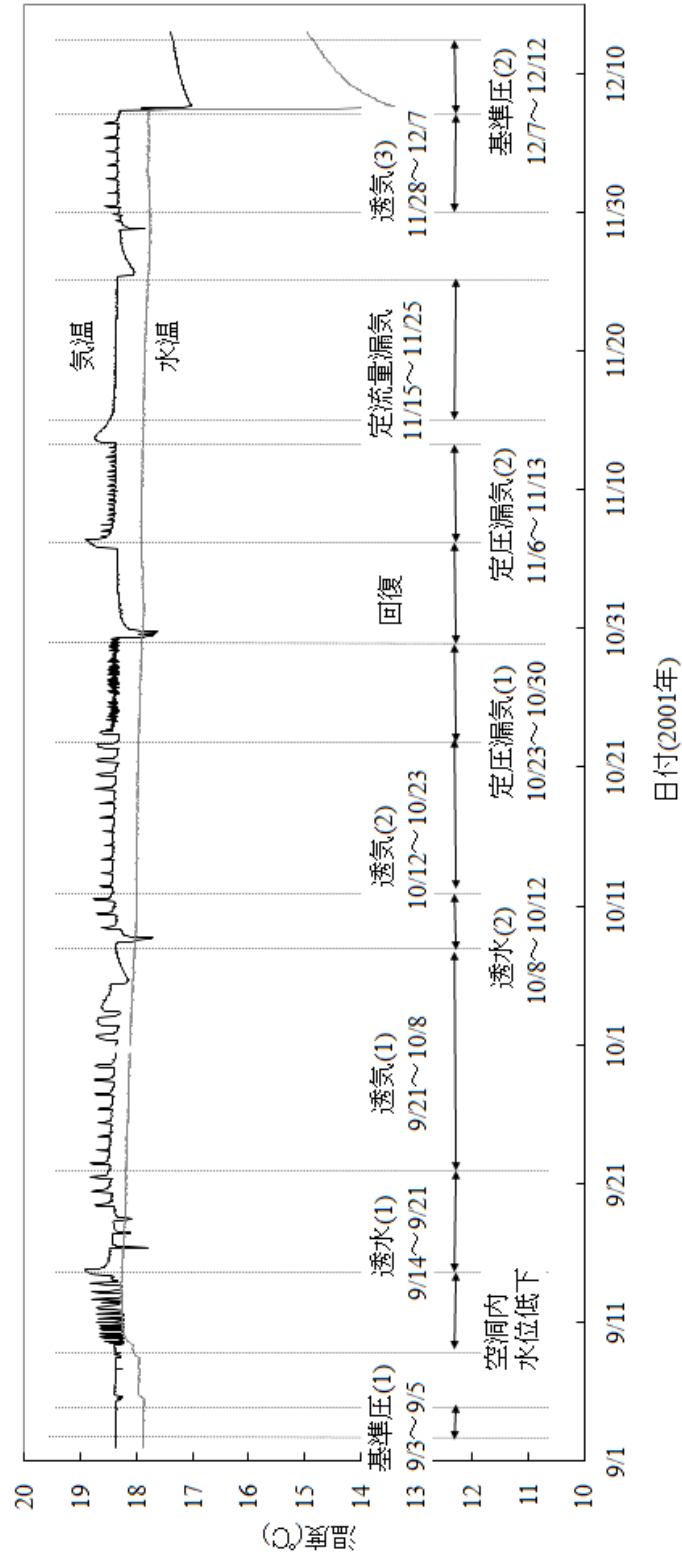


図 2.15 試験期間内における空洞内温度変化 (図中の期間は試験期間を表す)

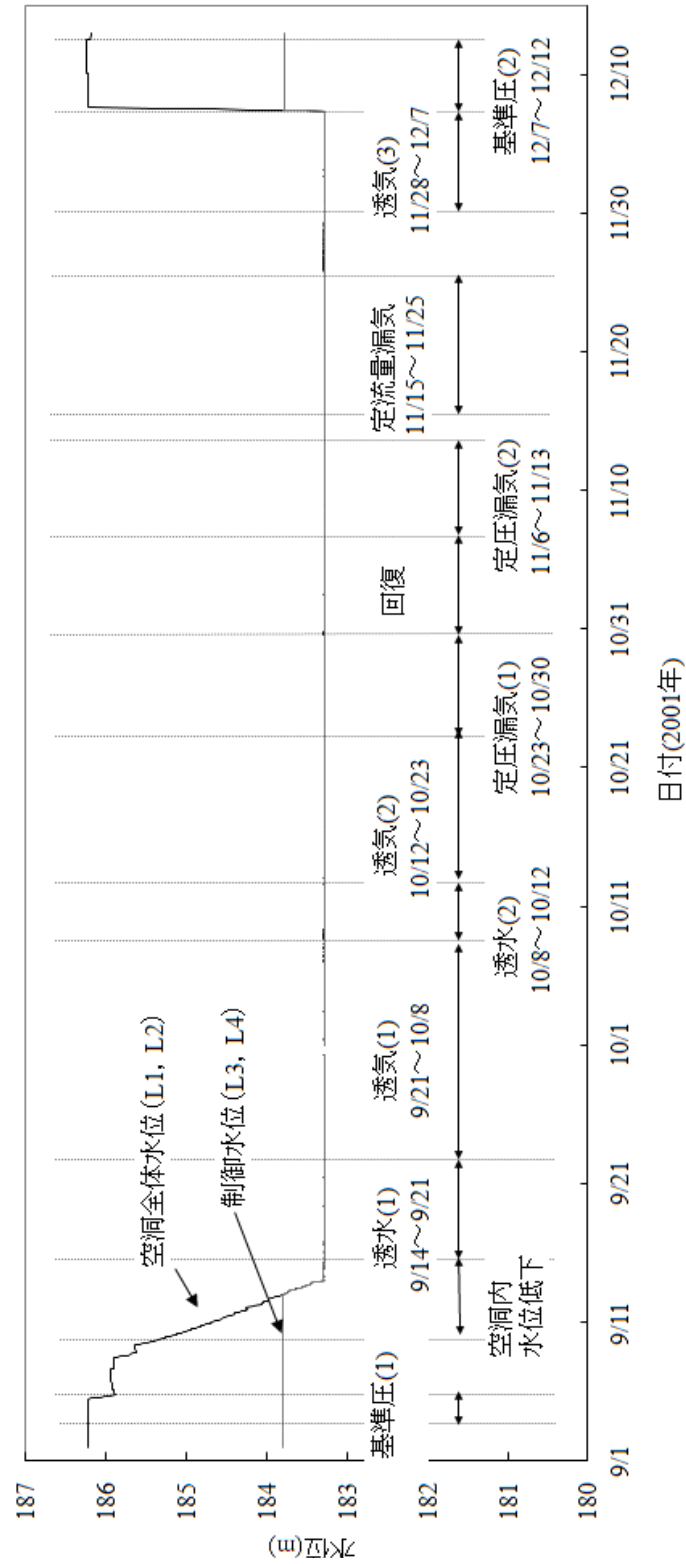


図 2.16 試験期間内における空洞内水位変化 (図中の期間は試験期間を表す)

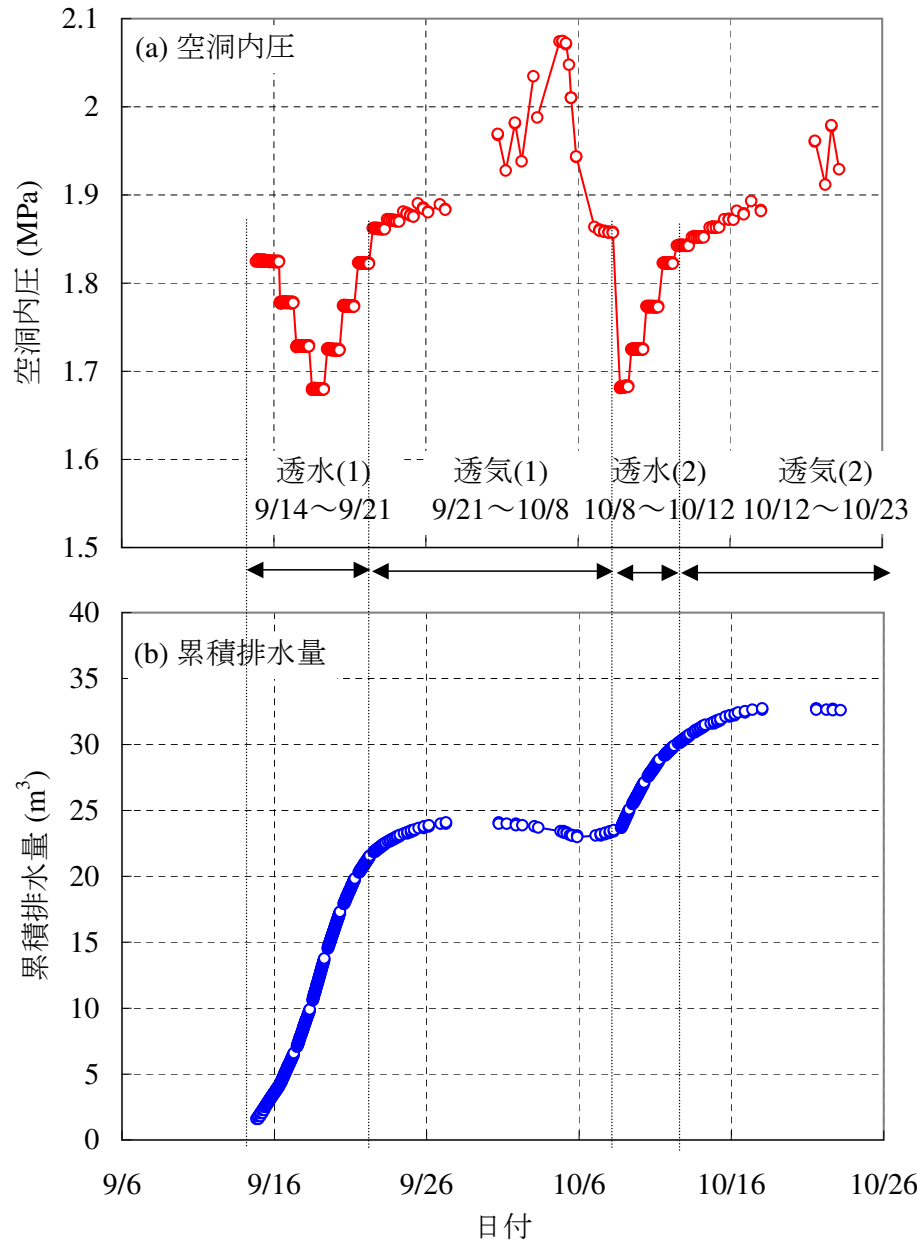


図 2.17 試験期間内における累積排水量変化 (図中の期間は試験期間を表す)

2.4.2 空洞周辺における計測結果

CAES 試験では、空洞における圧力変動に対する周辺地下水挙動把握のため、空洞周辺にボーリング孔を掘削し、区間間隙水圧を測定した（末永・中川，2005a）。

空洞と間隙水圧計の配置を図 2.18，図 2.19 に、また設置深度および標高を表 2.1 に示す。

ボーリング孔として、空洞の約 180m 上位にある上部坑道より掘削された A1，A2 の 2 孔，空洞を上下に挟むように掘削された B1，B2 の 2 孔，空洞の 2 断面において放射状に掘削された C1～C3，D1～D3 の 6 孔の合計 10 孔を用いて、A1，A2 孔における孔内水位計を含めて 41 箇所の間隙水圧が測定された。

孔内水位計を除く間隙水圧計に対して、孔ごとに孔口より順番に番号をつけることにした。たとえば A1 孔においては、孔口より A1-1，A1-2，A1-3，A1-4，A1-5 の間隙水圧計が存在する。個々の間隙水圧計の存在する圧力測定区間同士は、長さ 1m のパッカー（A1，A2 孔はダブルパッカー，その他はシングルパッカー）によって仕切られている。

間隙水圧測定結果を図 2.20～2.23 に示す。これらの図において、間隙水圧データは、水頭換算値にセンサを設置した標高を加えた全水頭として表示した。これらの図を見ると、湧水時は空洞周辺の間隙水圧全てで反応が見られる一方、遠方の間隙水圧計ではほとんど反応が見られない。漏気時においても空洞周辺の間隙水圧全てで反応が見られ、遠方の間隙水圧のうち空洞の直上に位置している A2-2 については大きい反応が見られる。測定した間隙水圧のデータ分析方法とその結果については、3.8 において述べる。

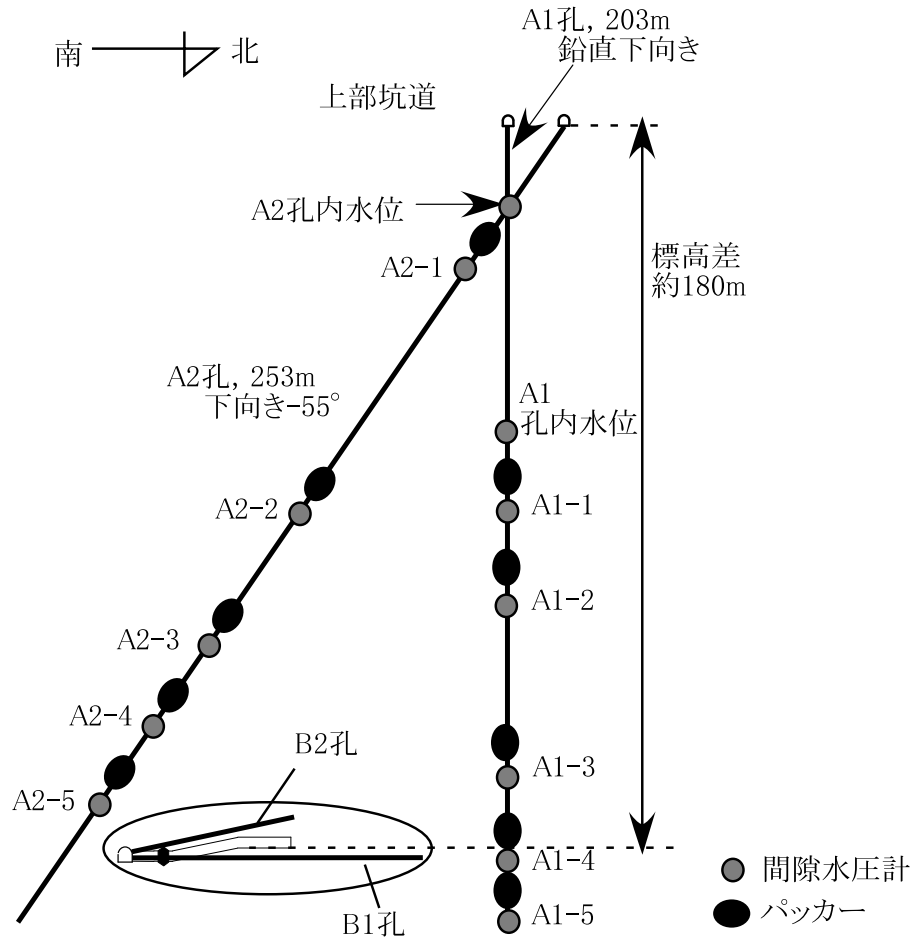


図 2.18 空洞周辺における間隙水圧計の設置状況 (A1, A2 孔)

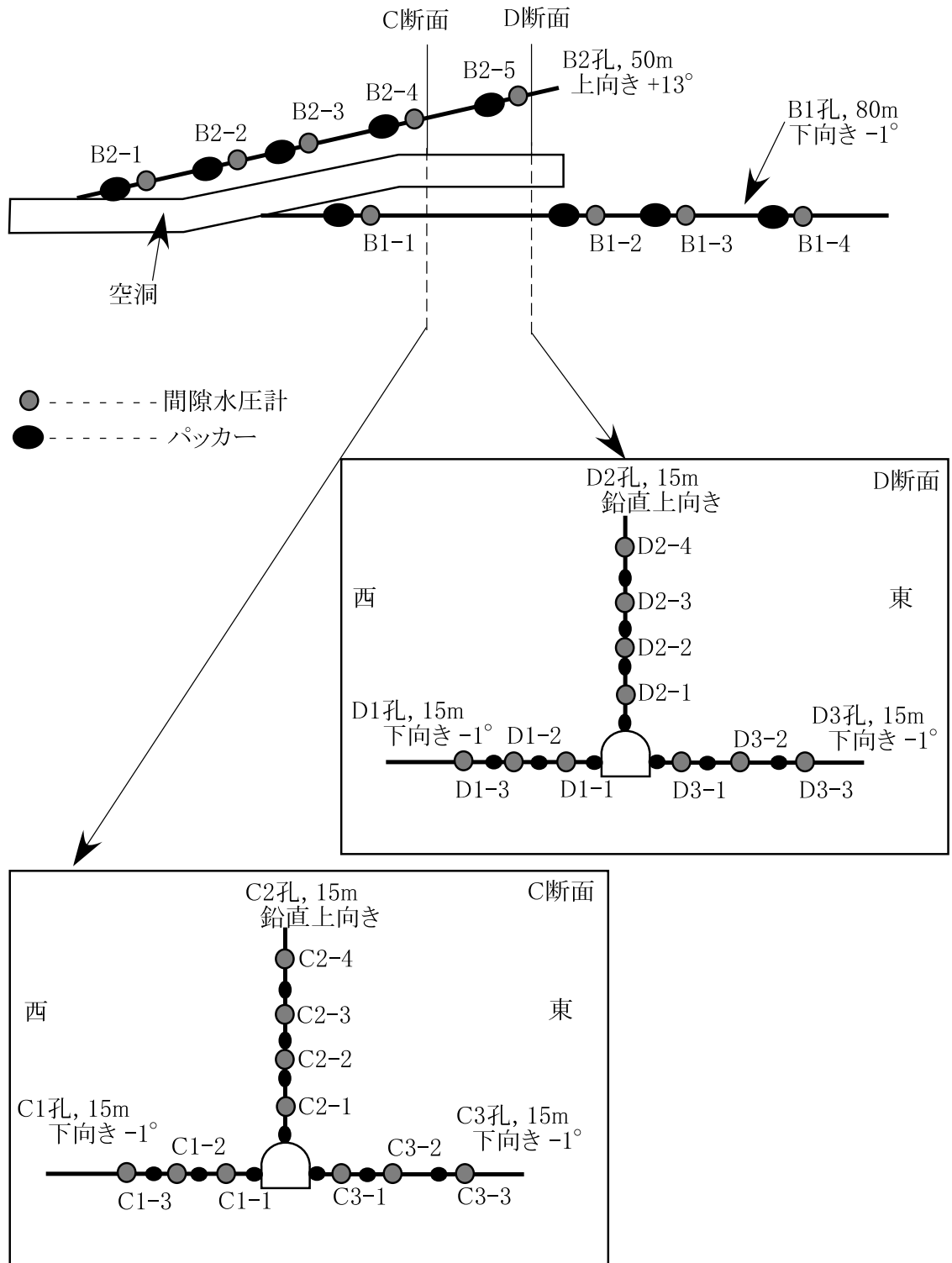


図 2.19 空洞周辺における間隙水圧計の設置状況 (B1 孔, B2 孔, C1~C3 孔, D1~D3 孔)

表 2.1 間隙水圧計の設置深度および標高

	センサ深度 (m)	センサ設置標高 (ELm)		センサ深度 (m)	センサ設置標高 (ELm)
A1-1	91.06	273.50	C1-1	2.52	184.62
A1-2	117.06	247.50	C1-2	5.52	184.56
A1-3	162.06	202.50	C1-3	9.10	184.50
A1-4	187.06	177.50	C2-1	2.62	189.08
A1-5	198.14	166.42	C2-2	5.62	192.08
A2-1	22.95	341.61	C2-3	8.62	195.08
A2-2	91.07	273.49	C2-4	12.20	198.66
A2-3	125.45	239.11	C3-1	2.12	184.62
A2-4	143.22	221.34	C3-2	5.12	184.57
A2-5	158.60	205.96	C3-3	10.70	184.47
B1-1	33.04	180.02	D1-1	2.62	184.61
B1-2	53.04	179.67	D1-2	6.62	184.54
B1-3	62.04	179.52	D1-3	10.20	184.48
B1-4	73.12	179.32	D2-1	2.62	189.08
B2-1	13.04	183.83	D2-2	5.62	192.08
B2-2	19.04	185.18	D2-3	8.62	195.08
B2-3	28.04	187.21	D2-4	12.20	198.66
B2-4	38.04	189.46	D3-1	2.12	184.62
B2-5	46.12	191.27	D3-2	6.12	184.55
			D3-3	9.20	184.50

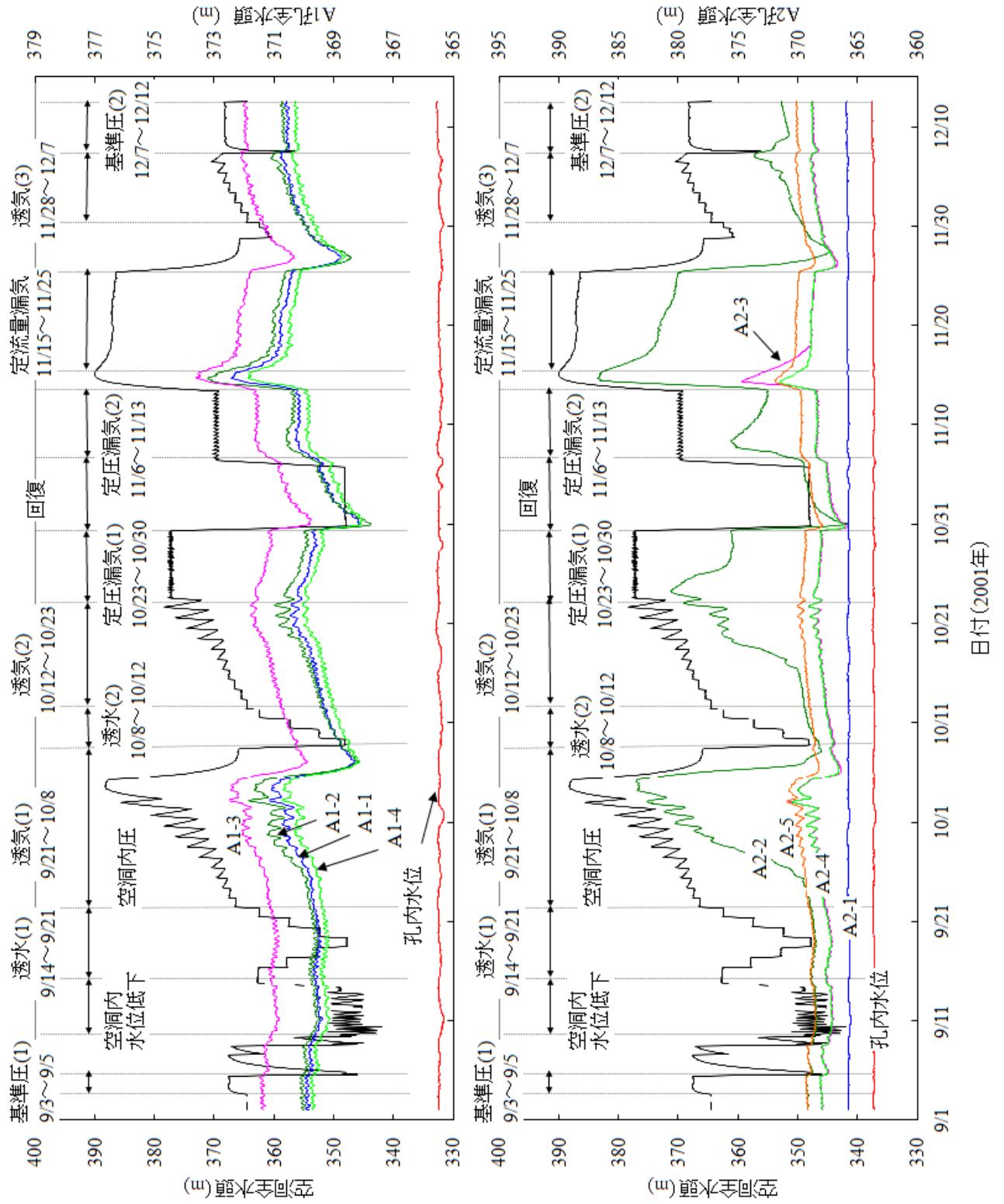


図 2.20 試験期間内における間隙水圧変化 (A1, A2 孔, 図中の期間は試験期間を表す)

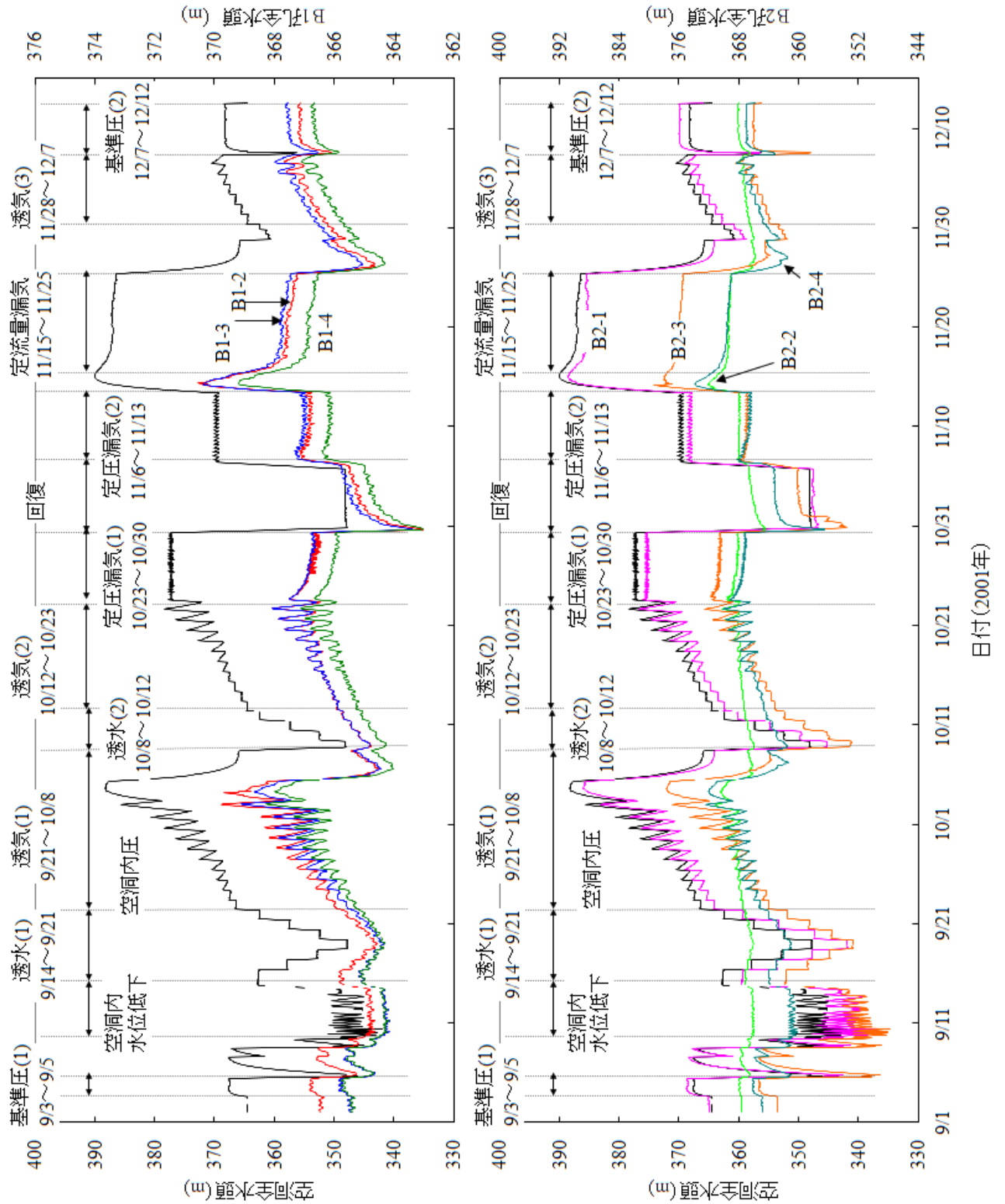


図 2.21 試験期間内における間隙水圧変化 (B1, B2 孔, 図中の期間は試験期間を表す)

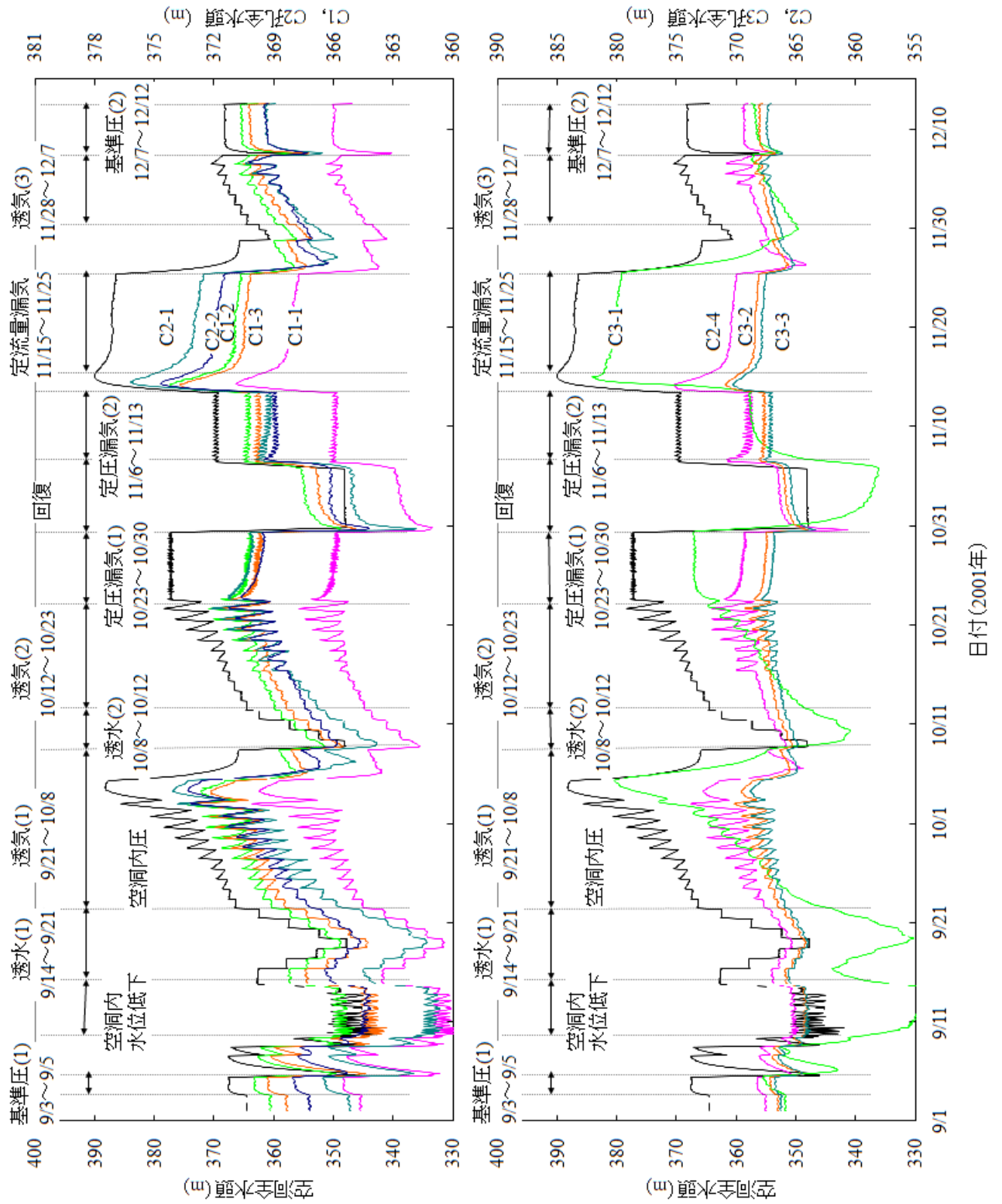


図 2.22 試験期間内における間隙水圧変化 (C1~C3 孔, 図中の期間は試験期間を表す)

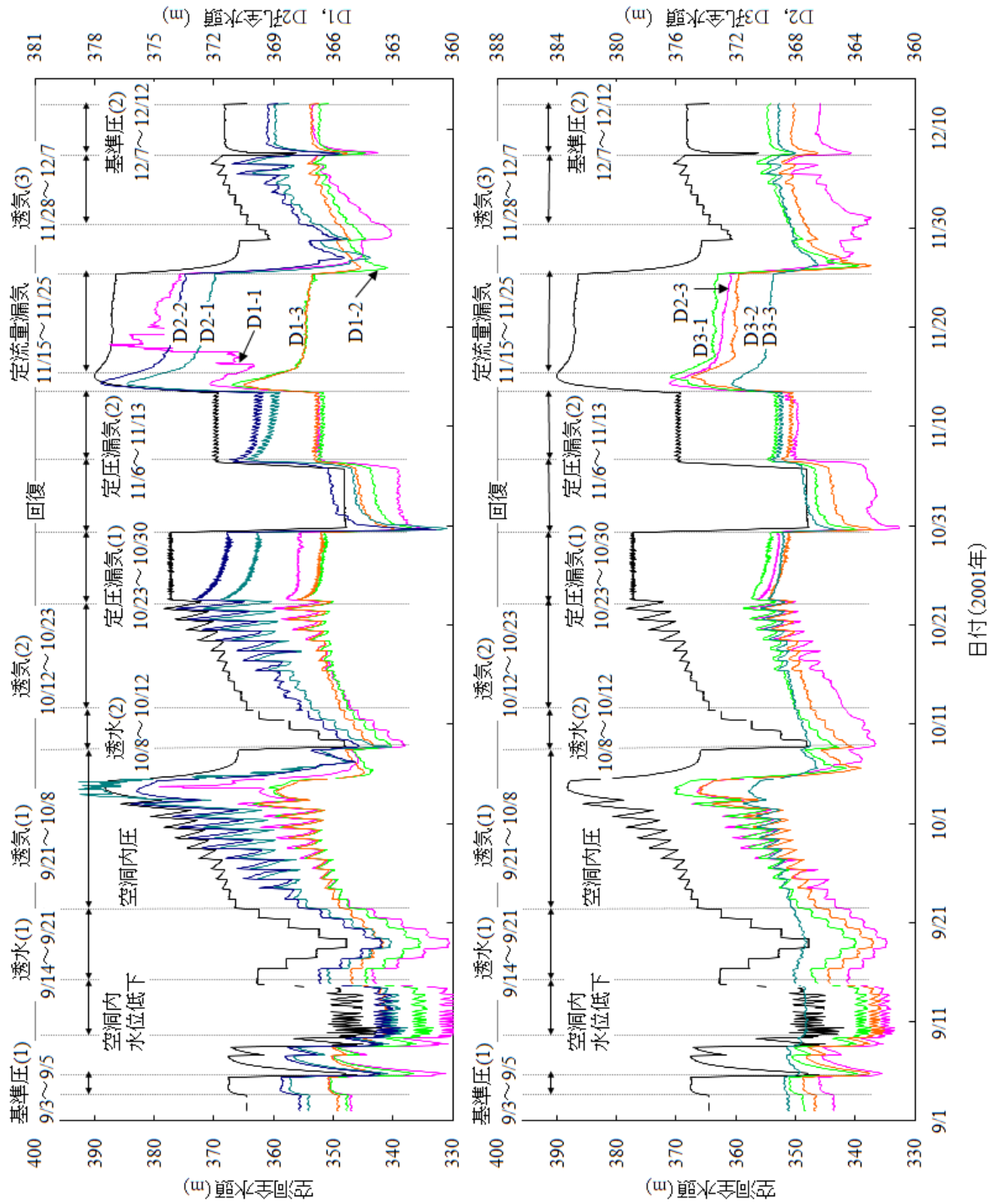


図 2.23 試験期間内における間隙水圧変化 (D1~D3 孔, 図中の期間は試験期間を表す)

第 3 章

原位置計測データの分析

3.1 はじめに

本章では，第 2 章で示した CAES 試験において計測された種々のデータを用いて分析を行い，タンクテーブル，基準圧，湧水量，漏気量の各測定値を算出した（池川・中川，2002；中川ほか，2003；末永・中川，2005b）．また，計測データに基づき，周辺岩盤の平均間隙率，置換圧，岩盤を等方均質な媒体と仮定した場合における岩盤の平均絶対浸透率を推定した．

このうち，岩盤の平均絶対浸透率，平均間隙率は第 4 章以降の気液二相流動解析に用いる物性値（平均絶対浸透率は初期推定値）として用いた．さらに，周辺間隙水圧測定データから，気体浸透流に関する検討を行った．

CAES 試験では，約 20atm 程度の圧縮空気を貯蔵した．空洞内および空洞壁面では，水と空気の接触面において空気が水に溶解することが考えられる．そこで，空気の水への溶解度を $0.019\text{m}^3/\text{m}^3$ ， 20°C ，1atm の空気の密度を $1.205\text{kg}/\text{m}^3$ （国立天文台，1997）とし，20atm の場合に溶解度，密度がそれぞれ 20 倍になると仮定すると，空洞内に存在する全ての水（容積=約 130m^3 ）に飽和溶解する空気の質量は， $130 \times (0.019 \times 20) / 20 \times (1.205 \times 20) = \text{約 } 60\text{kg}$ となる．この質量は，空洞内における水を攪拌することは不可能であることから溶解し得る空気の最大量と考えられるが，後述する空洞からの累積漏気量（約 13500m^3 ）の質量約 17000kg と比較すると十分小さい．また，空洞内に存在する水は，空気との接触面積 50m^2 ，高さ 4m 程度であり，全ての水に空気が飽和溶解すると考えることは困難である．さらに，空洞からの漏気が周辺岩盤の割

れ目内で接触する水に溶解する可能性もあるが、この接触面積は非常に小さいと考えられる。以上から、空気の水への溶解量は小さく、無視できるものと仮定した。

3.2 基準圧測定結果

本研究において、基準圧とは静水圧によって空洞近傍に加わる地下水圧と平衡状態となる空洞内圧（気圧）と定義した（2.2.1）。図 3.1 に基準圧計測結果を示す。基準圧 (1), (2) とも 20 時間程度でほぼ定常状態に達していると考えられる。この図から、基準圧は一連の試験開始前の基準圧 (1) のときは 1.873MPa、全ての試験が終了した時点の基準圧 (2) のときは 1.879MPa となることが分かった。

基準圧の測定は 2 回実施したが、両者には 0.006MPa、水頭差に換算すると約 60cm 程度の差がある。この原因として、圧力センサの測定誤差ならびに周辺地下水圧の変化が考えられる。圧力センサの測定誤差は $\pm 0.15\%$ であり（表 3.1）、圧力センサのフルスケールは約 3MPa (30kgf/cm^2) であることから、 \pm 約 0.0045MPa となる。また、図 2.20~2.23 に示したように、基準圧 (1) と基準圧 (2) の期間を比較すると、後者の周辺間隙水圧が若干上昇していることが分かる。このことから、基準圧 (2) の測定時には周辺地下水圧が増大しており、このために基準圧 (2) における基準圧が増大した可能性がある。

基準圧 (1), (2) の結果は測定誤差を考えると同程度であるものと考えられるが、本研究では、基準圧 (1) の結果である 1.873MPa を基準圧として採用することとした。

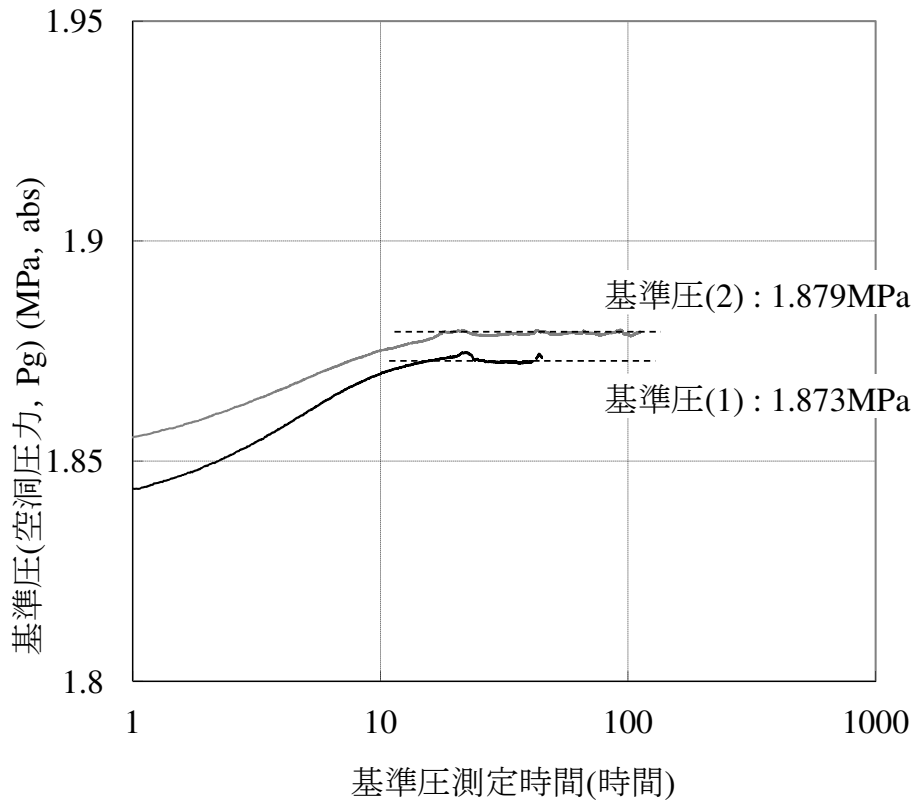


図 3.1 基準圧計測結果

3.3 空洞容積の算定

空洞内の水位に対応した空洞内の気体体積を求めるため、あらかじめタンクテーブルを作成した。測量により空洞内部の形状を精密に計測し、はじめに空洞内部を水で満たした後、排水量を測定することにより、空洞体積と水位の関係を約 40 点で求めた(池川ほか, 2000)。空洞内においては、タンクテーブル作成のための給排水中にも湧水が生じることから、一旦給排水を停止した後、空洞内の水位を一定に保ちながら湧水量を流量計で計測し、自然の湧水量を減算することにより、より正確なタンクテーブルとした(池川, 中川, 2002)。タンクテーブル作成中は空洞周辺岩盤は排水により水圧が低下していると考えられる。このため、湧水量は約 7.7L/min と少なかった。タンクテーブル作成時における空洞容積は給排水流量計で測定されたものであり、流量

計の精度は $\pm 0.5\%$ である(表 3.1). 図 3.2 にタンクテーブル作成の概念とデータを示す. タンクテーブルで使用したデータは, 制御した水位である EL 183.288m を挟んで EL 183.273~183.373m の 10cm の範囲のものであり, この区間で見るとほぼ直線的に変化していることが分かる.

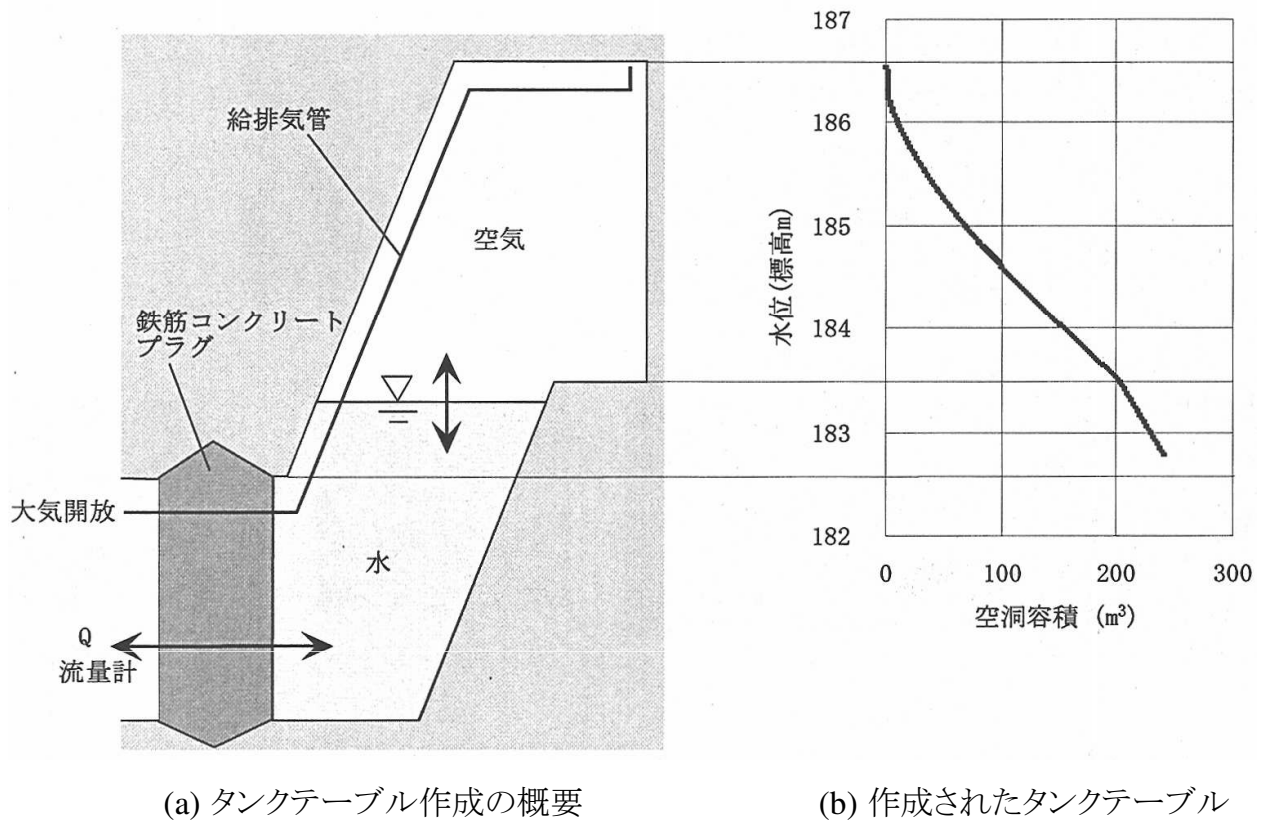


図 3.2 タンクテーブル作成の概念ならびにタンクテーブルのデータ (池川・中川, 2002)

3.4 透水試験による湧水量の算出

3.4.1 空腔内湧水と排水

透水試験中は空腔内への湧水により水位が上昇するため, 制御上限水位に達すると排水ポンプが起動して地上への排水を開始し, 制御下限水位に達すると排水を停止した. 排水が停止すると, 湧水により再び水位が上昇するため, 制御上限水位に達した

ところで再びポンプが稼働した。

図 3.3 に空洞内圧変化と、ポンプの稼働・停止の関係について、概念図を示す。

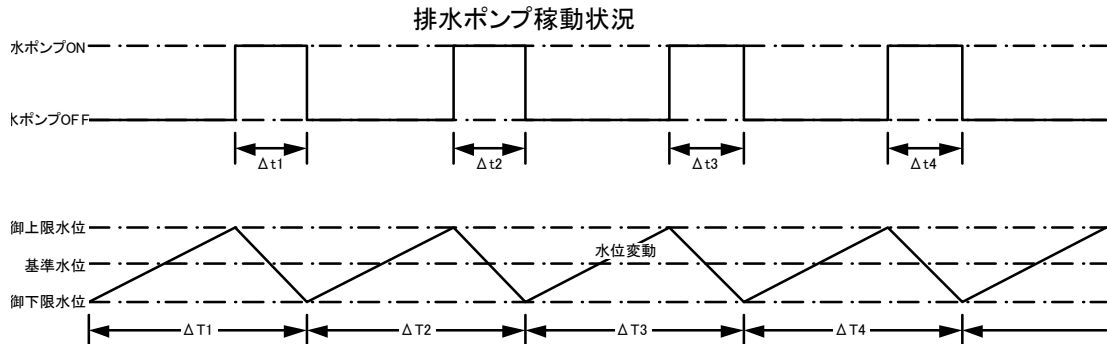


図 3.3 空洞内水位変化と排水ポンプの稼働状況 (模式図)

CAES 試験では、空洞内の水位を 2mm の幅で制御した。試験中において排水を行った時間と排水量を記録したデータをもとに、単位時間あたりの湧水量を算出した。なお、空洞内圧が大きくなると、空洞から漏水が生じ、空洞内の水位が低下する。この場合は、給水用ポンプの運転と停止により、排水時と同様に漏水量が算出される。

3.4.2 空洞内圧と湧水量の関係

透水試験は 2 回実施し、空洞内圧を 1.82, 1.78, 1.73, 1.68MPa と段階的に変化させ、それぞれの圧力を 13~37 時間保持しながら湧水量を測定した。湧水量は、図 2.17 に示した累積排水量のデータを用いて算出した。図 3.4, 3.5 に、それぞれ透水 (1), 透水 (2) における空洞内圧と湧水量の時間変化を示す。これらのデータを用いて、空洞内圧、湧水量の圧力ステップごとの平均値を算出した。

図 3.6 に透水 (1)~透気 (1), 透水 (2)~透気 (2) における空洞内圧と湧水量 (漏水量) の関係を示す。図を見ると、透水 (1) と透水 (2) で同程度の空洞内圧に対する湧水量が異なっていることが分かる。これは、透水 (1) の時は空洞周辺岩盤が飽和していたものと考えられるのに対して、透水 (2) の時には空洞周辺岩盤が不飽和状態を履歴したことが原因である可能性がある。

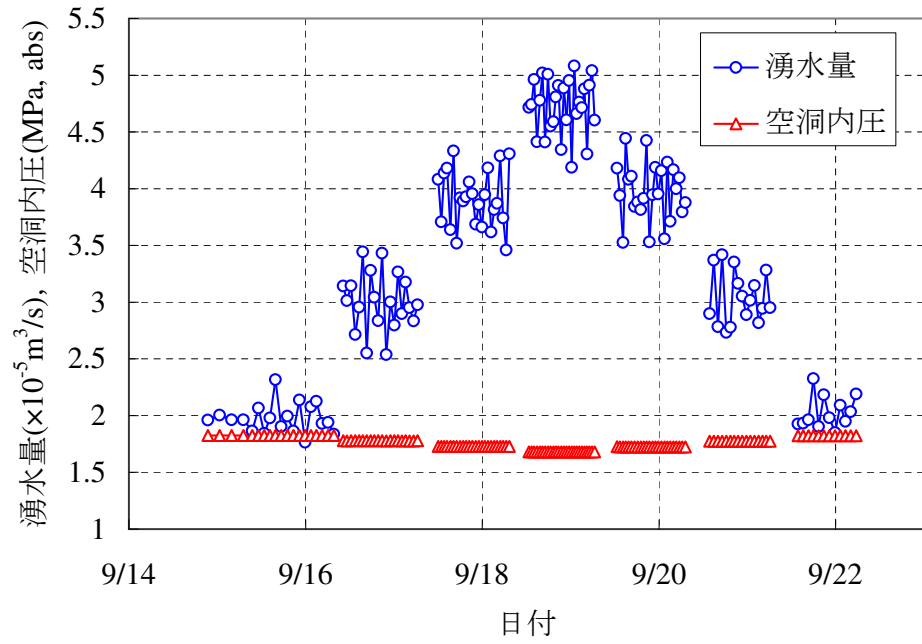


図 3.4 空洞内圧と湧水量の時間変化 (透水 (1))

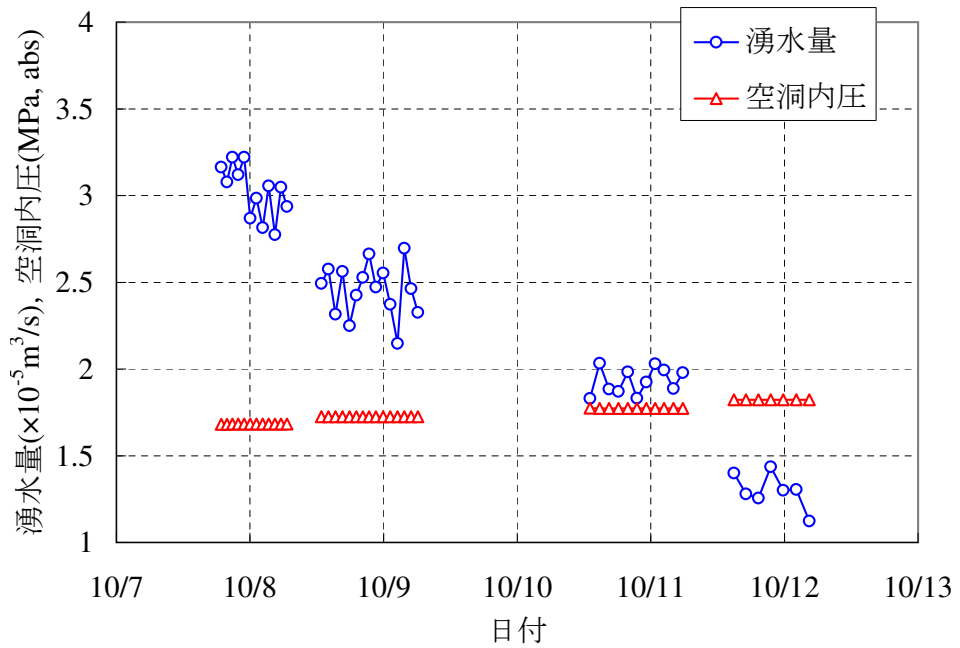


図 3.5 空洞内圧と湧水量の時間変化 (透水 (2))

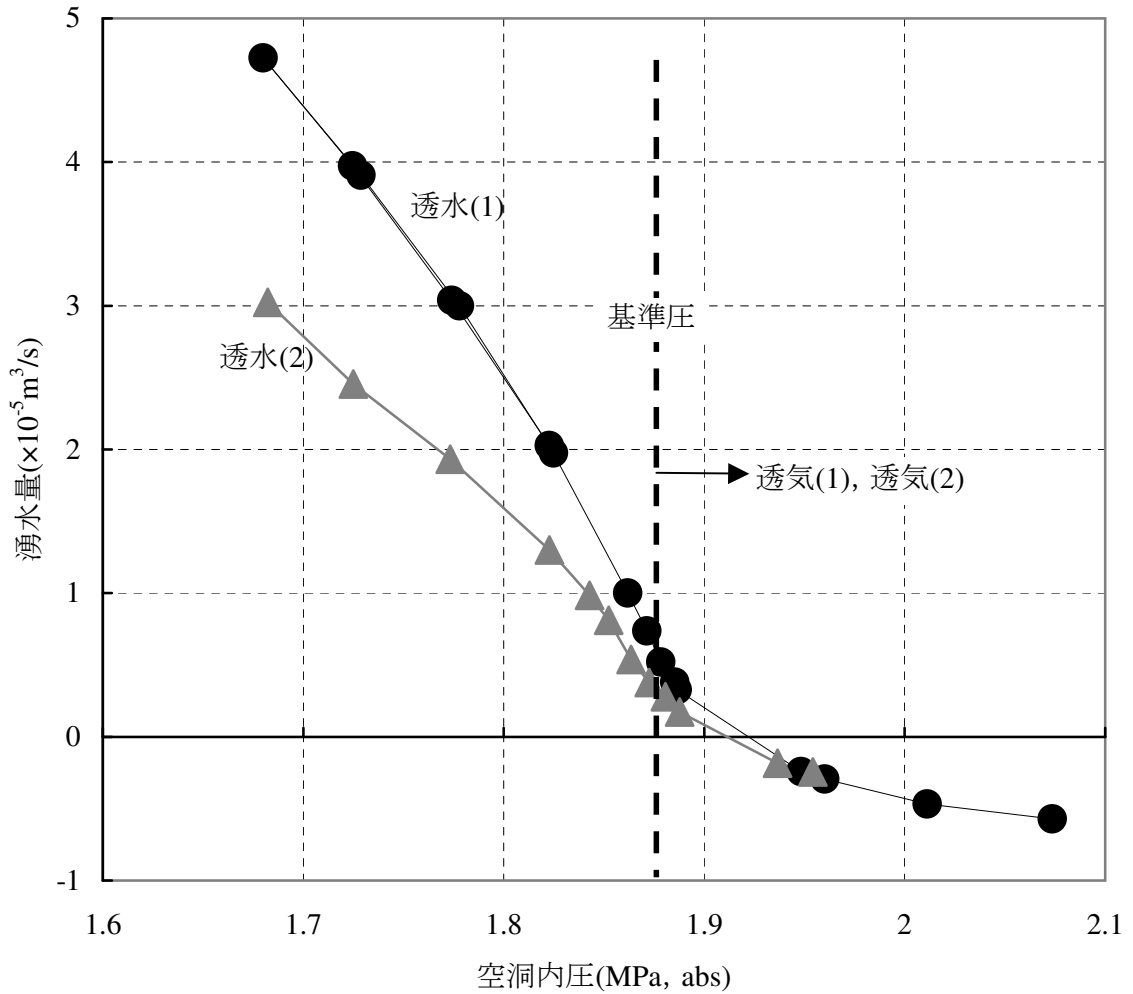


図 3.6 空腔内圧と湧水量の関係 (透水(1)～透気(1), 透水(2)～透気(2))

3.5 透気試験による漏気量の算出

3.5.1 漏気量算出方法

本研究では、漏気量として、累積漏気量から算出する時間当たり漏気量と、透気試験における圧力ステップごとの空腔からの漏気量である空腔漏気量をそれぞれ求めた。漏気量の算出の際には、厳密には空腔内における水への空気の溶解を考慮する必要がある。しかしながら、3.1で述べたように、本研究における試験条件では、溶解し得る

空気の質量は十分に小さいものと考えられるため、水への空気の溶解は無視できるものと考えた。

第5章以降のパラメータフィッティングでは、累積漏気量およびこれにより算出される時間当たり漏気量を比較対象とした。このため、単に漏気量と表記した場合、時間当たり漏気量のことを示すこととする。以下にそれぞれの算出方法を示す。

(1) 累積漏気量および漏気量（時間当たり漏気量）

累積漏気量とは、漏気量測定開始時刻（2001/9/21 12:00）を基準に、空洞からの漏気量を積算したものであり、温度と圧力の影響を考慮した、コンプレッサによる空洞への給気量と空洞内に存在する空気量である空洞空気量から算出した。

ある時刻 t における累積漏気量 Q_t^{cum} は、漏気量測定開始時刻から t までのコンプレッサによる積算給気量 Q_t^{sup} と時刻 t における空洞空気量 Q_{gt} 、漏気量測定開始時刻における空洞空気量 Q_{g0} から、以下の式で表される。

$$Q_t^{cum} = Q_t^{sup} - (Q_{gt} - Q_{g0}) \quad (3.1)$$

Q_{gt} を求めるため、試験に先立ってタンクテーブルを作成した。タンクテーブルは、空洞内の水位（標高）とそれに対応する空洞容積を測定して作成された算出式であり、以下の式で表される。

$$Q_{gt} = \frac{P_{gt} T_s}{P_{gs} T_t} \left[\frac{L_t - L_1}{L_2 - L_1} (V_2 - V_1) + V_1 \right] \quad (3.2)$$

ここに、 P_{gt} 、 T_t 、 L_t は時刻 t における空洞内圧、空洞内気温、空洞内水位であり、空洞内圧はセンサ P3～P5 の平均値、空洞内気温は T3～T7、T8～T12 の平均値、空洞内水位は L3、L4 の平均値をそれぞれ用いた。 P_{gs} 、 T_s は標準状態における空洞内圧、空洞内気温である。また、 L_1 、 L_2 、 V_1 、 V_2 はタンクテーブル作成時に測定された値であり、それぞれ、183.273m、183.373m、199.042m³、194.519m³ である。タンクテーブル作成時における空洞容積は送水・排水流量計で測定したものであり、流量計のフルスケールは180L/min、精度は±0.5% である。

図 3.7 に、空洞空気量、空洞への積算給気量、ならびにこれらから算出される累積漏気量の時間変化をそれぞれ示す。積算給気量は2時間ごとに取得されたデータであ

ることから、空洞空気量は2時間ごとに平均した値を用いた。図には、算出された標準状態における量を示している。以降、全ての漏気量は標準状態のものとする。

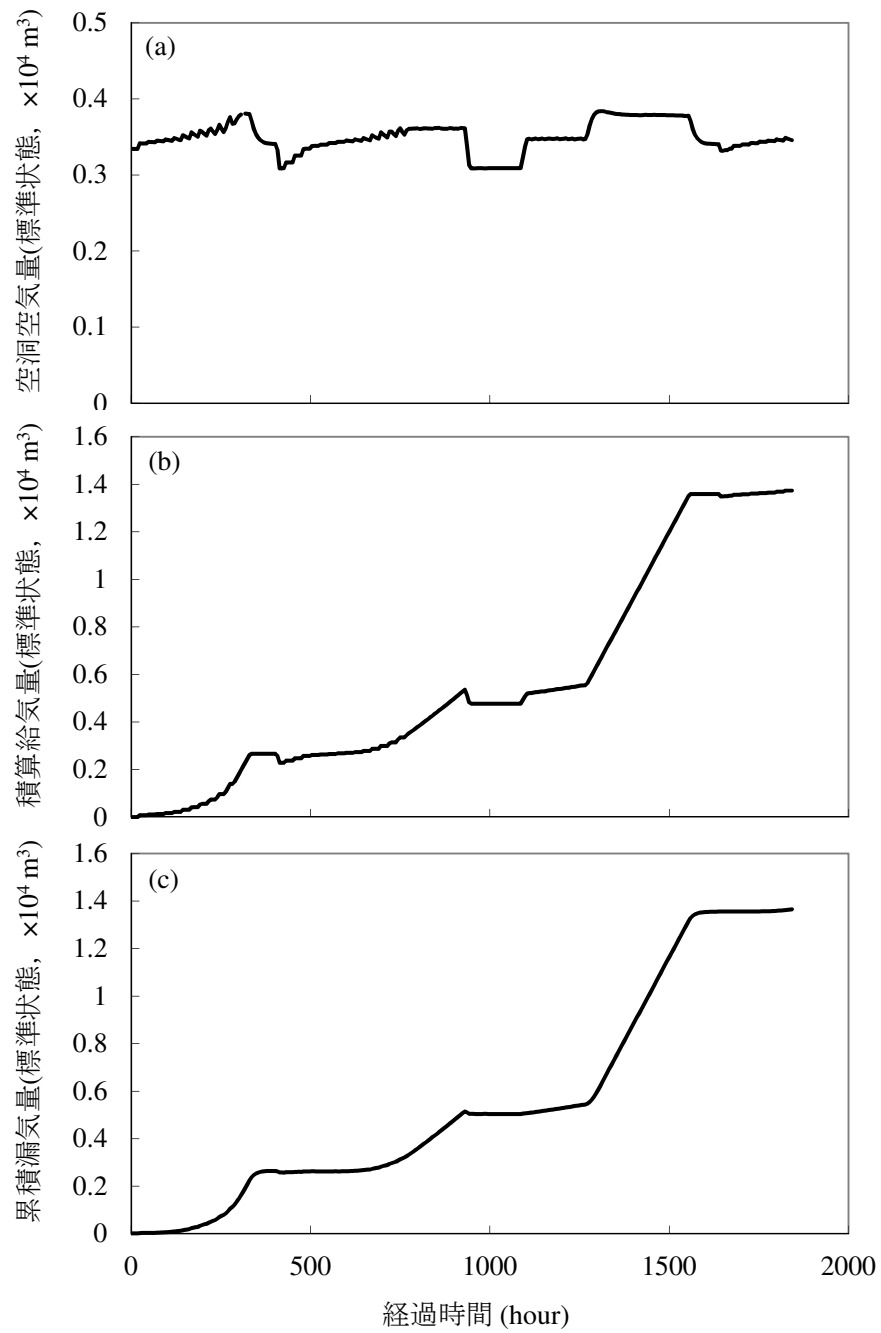


図 3.7 測定時刻ごとの (a) 空洞空気量と (b) 積算給気量, これらから算出される (c) 累積漏気量.

この累積漏気量をもとに、経過時間ごとの時間当たり漏気量を算出したものを、**図 3.8**に示す。これは、2時間ごとの累積漏気量データを用いて、ある時刻と2時間前の差分から、当該時刻の時間当たり漏気量としたものである。第5章以降の数値解析では、ここで求められた累積漏気量および時間当たり漏気量を用いてパラメータフィッティングを実施した。

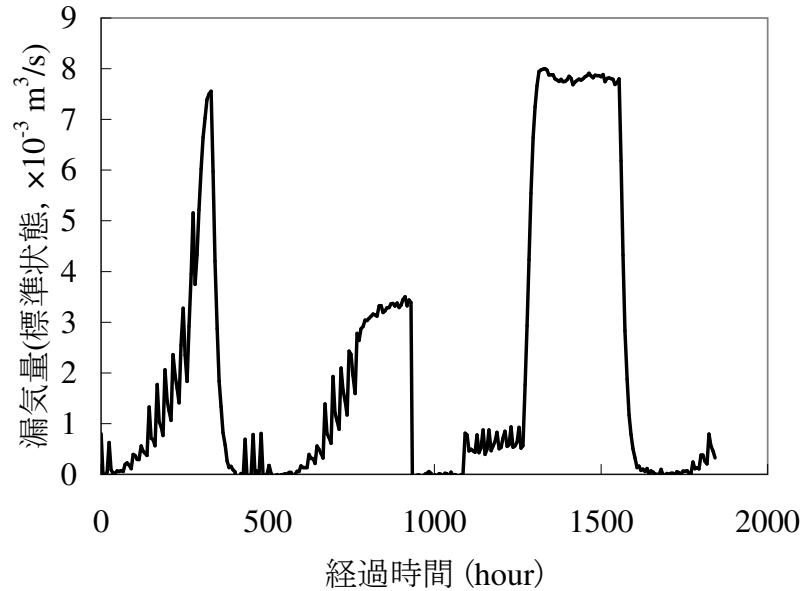


図 3.8 算出した漏気量（時間当たり漏気量）の時間変化

(2) 空洞漏気量

透気試験の各圧力段階における空洞からの漏気量は以下に示すとおり、空洞内の時刻ごとの体積を空洞内の各測定値より計算し、この変化量より求めた（中川ほか，2003）。ある時刻 t における空洞内の空気の本数 N_t は、気体の状態方程式を用いて以下のように表わされる。

$$N_t = \frac{P_{gt} V_t}{RT_t} \quad (3.3)$$

ここで、 P_{gt} 、 V_t 、 T_t 、 R はそれぞれ空洞内圧、空洞体積、空洞内気温、気体定数を表わす。時間 Δt における空洞内の空気量変化は以下のようなになる。

$$\frac{\Delta N_t}{\Delta t} = \frac{N_t}{\Delta t} \left(\frac{\Delta P_{gt}}{P_{gt}} + \frac{\Delta V_t}{V_t} - \frac{\Delta T_t}{T_t} \right) \quad (3.4)$$

ここで、 ΔP_{gt} , ΔV_t , ΔT_t は、空気圧力、空気容量、気温に対応する Δt 間の増分を表す。

空洞漏気量を標準状態の圧力 P_{gs} 、温度 T_s での気体量の時間変化として表わすことにすると、空洞漏気量 Q_g は以下のようなになる。

$$\begin{aligned} Q_g &= \frac{\Delta V_{gs}}{\Delta t} \\ &= \frac{RT_s}{P_{gs}} \frac{\Delta N_t}{\Delta t} \\ &= \frac{P_{gt} T_s V_t}{P_{gs} T_t \Delta t} \left(\frac{\Delta P_{gt}}{P_{gt}} + \frac{\Delta V_t}{V_t} - \frac{\Delta T_t}{T_t} \right) \end{aligned} \quad (3.5)$$

ここで、 ΔV_{gs} は、 Δt 間に漏気した空气体積を標準状態に換算した値である。図 3.9 に空洞漏気量の計算結果例として、透気 (1) の最大圧力段階時におけるシャットイン開始からの経過時間と空洞漏気量の関係を示す。 Δt を測定時間間隔である 1 分とした場合、各測定値のばらつきの影響を受けて、算出結果にばらつきが大きくなることが分かった。そこで、 Δt はシャットイン時からの経過時間とすることとした。このようにすることにより、シャットイン開始時からの経過時間が大きくなるほど、ある圧力段階における平均的な空洞漏気量が算出されることとなり、算出される空洞漏気量は実際よりもやや大きくなる傾向があるもののばらつきが少なくなるため、計測値の監視には適しているものと考えられる。この空洞漏気量は、第 5 章以降に述べる数値解析には用いていない。

空洞内圧が基準圧よりも大きい場合、シャットイン期間中は空洞内圧が徐々に低下すると考えられる。本研究では、透気試験結果から、空洞内圧、空洞漏気量を算出するため、シャットイン期間中において、各圧力段階の空洞内圧はシャットイン開始時から終了時までの平均値、空洞漏気量はシャットイン期間中の総給気量を給気時間で除した値とした。

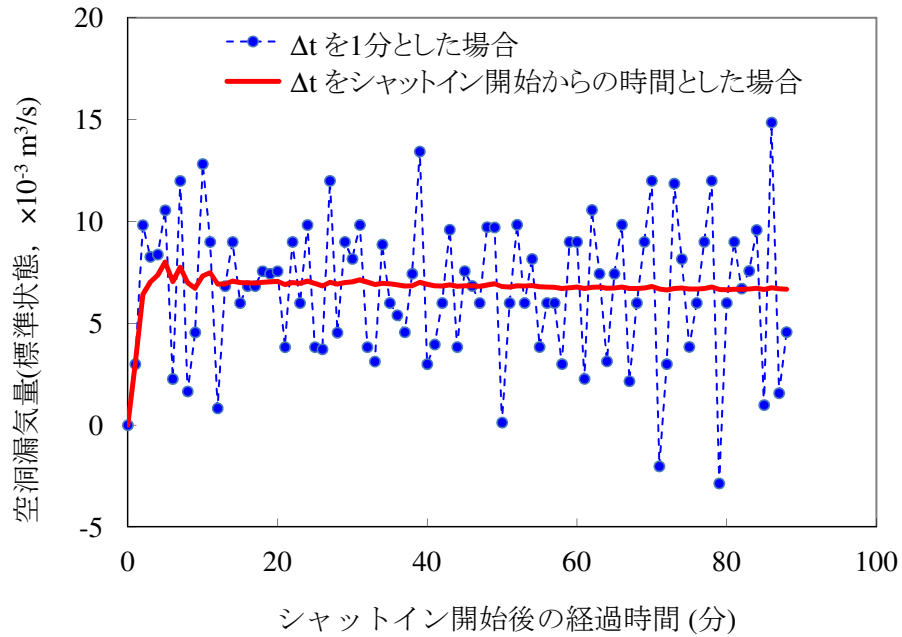


図 3.9 空洞漏気量計算結果例（透気(1)の最大圧力段階におけるシャットイン開始からの時間と空洞漏気量の関係）。

3.5.2 空洞内圧と空洞漏気量の関係

透気試験は、空洞内圧を段階的に上昇させ、各圧力段階においてシャットインし、空洞漏気量を測定する通常の透気試験（2.2.3 参照）、および空洞内圧または注入空気量を一定にして空洞漏気量を測定する定圧漏気試験、定流量漏気試験（2.2.4 参照）を実施した。

通常の透気試験における空洞内圧と算出された空洞漏気量との関係を図 3.10 に示す。透気(1)、透気(2)、透気(3)とも、ほぼ同様の空洞内圧と空洞漏気量の関係を示していることが分かる。

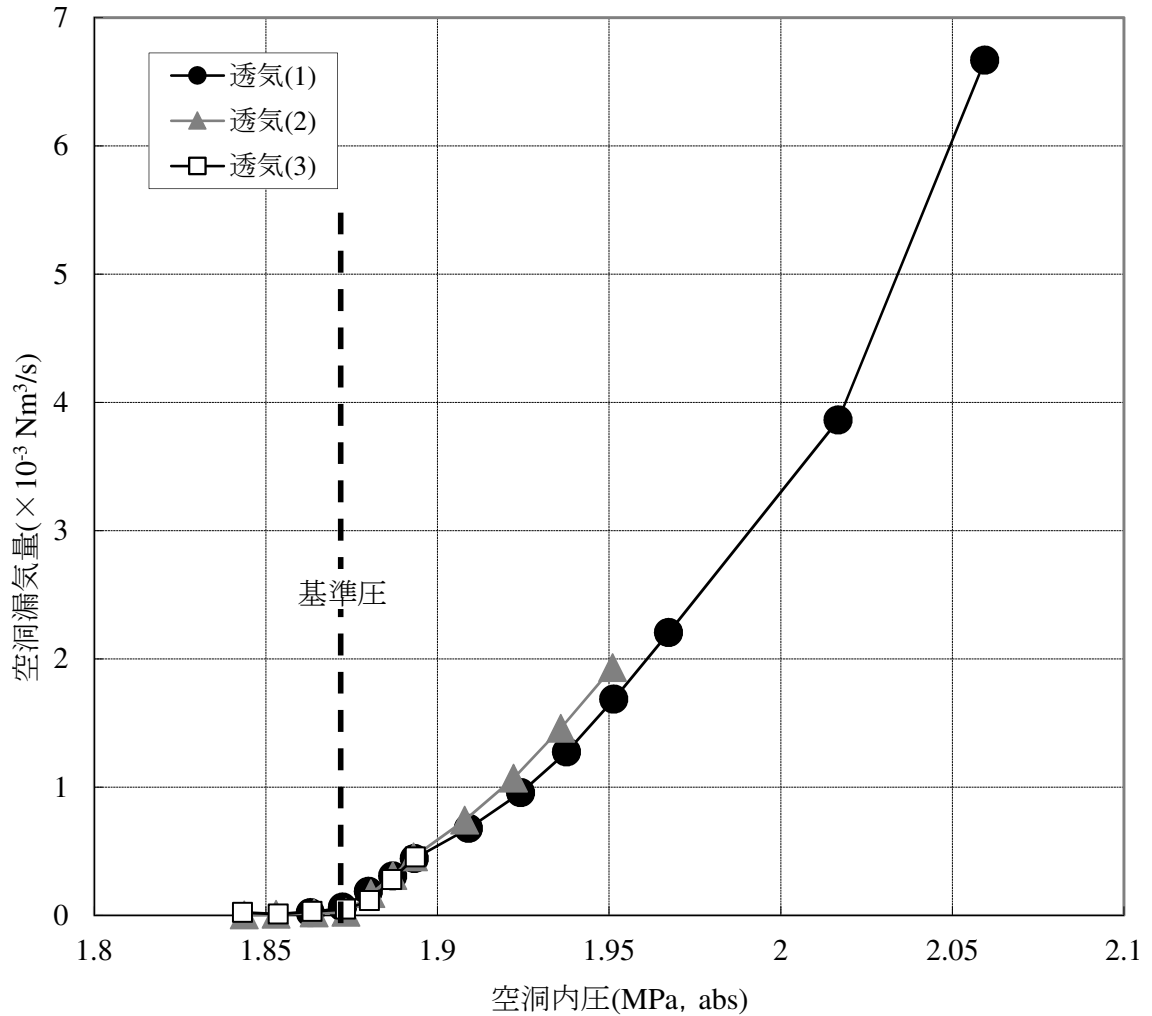


図 3.10 空腔漏気量測定結果

2回の定圧漏気試験（定圧(1)，(2)，2.2.4参照），定流量漏気試験時における空腔内圧と空腔漏気量の関係を図 3.11 に示す．図には，透気(1)の結果も併せて示した．空腔漏気量の計算は，透気試験の時と同様である．

定圧(1)，(2)において，空腔内圧を一定に保持した時，空腔漏気量が徐々に増加した．また，定流量漏気試験時には，一旦空腔内圧の上昇とともに空腔漏気量が極大値に達するが，コンプレッサの連続運転に伴い，空腔内圧が低下し，これによって空腔漏気量が減少した．

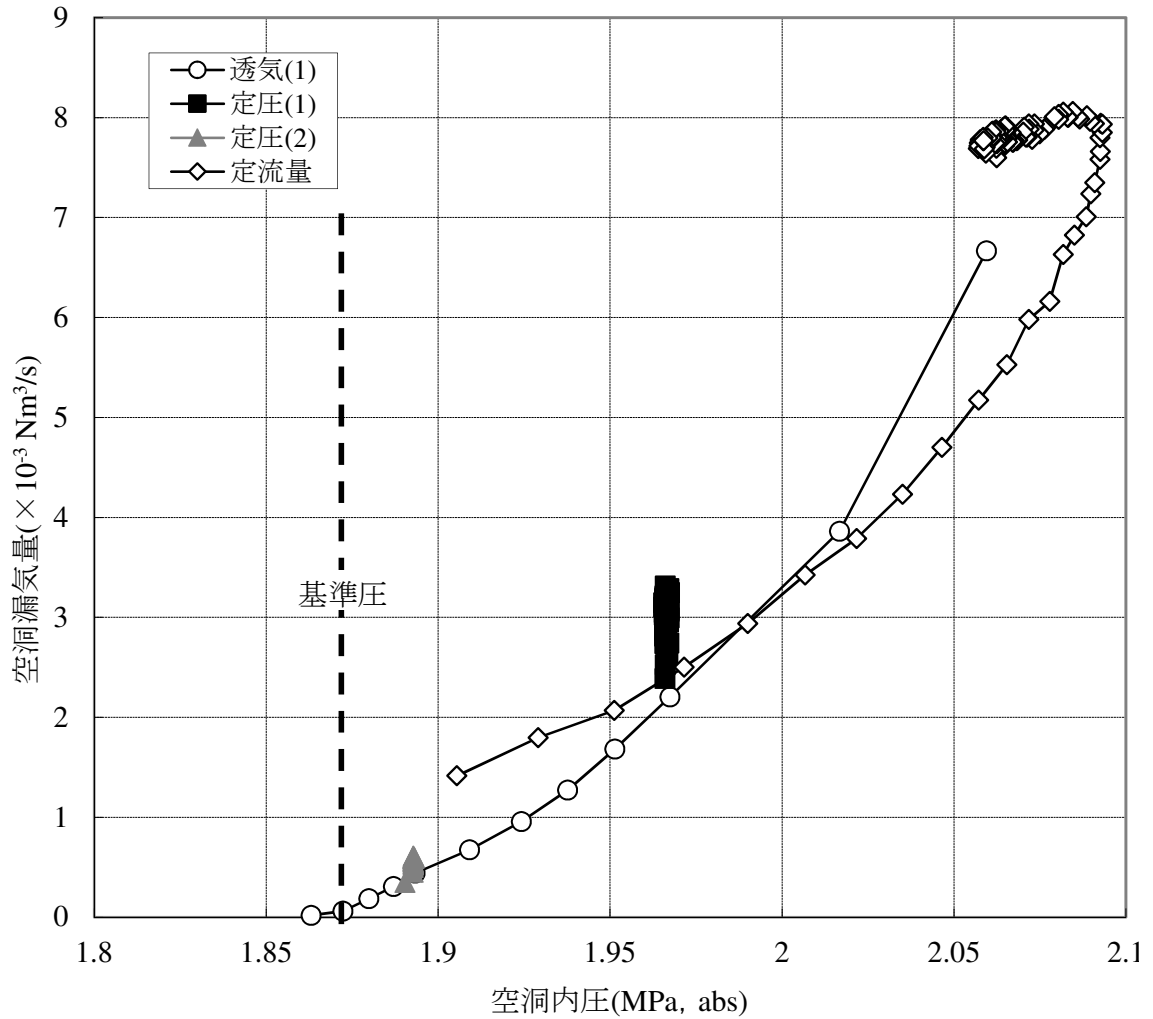


図 3.11 空腔漏気量測定結果（定圧 (1), (2), 定流量漏気試験）

3.6 湧水量・漏気量の測定誤差

CAES 試験では、空腔内における圧力測定器として DRUCK 製の拡散型半導体圧力センサ PMP4030 を、水位測定器として DRUCK 製の差圧式圧力センサ PMP4130 を、温度測定器として岡崎製作所製の測温抵抗体 4 心式を、排水流量計として日東精工製の電磁流量計 MF100S を、給気流量計として RHEONIK 製のコリオリ式質量流量計 RHM03 をそれぞれ用いた。それぞれの計器の測定範囲および誤差を表 3.1 に示す。

湧水量の測定には水位測定器と排水流量計を用いた。このため、湧水量の測定誤差は、各計器の誤差を合計し、1.3%となる。また、漏気量の測定には圧力測定器、水位測定器、温度測定器、給気流量計を用いた。このため、漏気量の測定誤差は約1.7%となる。

表 3.1 湧水量・漏気量の測定誤差

項目	測定範囲	誤差
1) 圧力測定器	0~30kgf/cm ² (絶対圧力)	±0.15%
2) 水位測定器	0~1000mm	±0.15%
3) 温度測定器	0~50°C	±0.034%
4) 排水流量計	0.0083~0.18m ³ /min	±0.5%
5) 給気流量計	0.1~2.0kg/min	±0.5%
測定誤差(湧水量: 2)+4))		1.3%
測定誤差(漏気量: 1)+2)+3)+5))		約1.7%

3.7 等方均質を仮定した場合の平均岩盤浸透物性の推定

岩盤内における気体の浸透挙動を数値解析により評価するためには、岩盤の絶対浸透率および間隙率を設定する必要がある。また、透気試験において、基準圧よりも大きい空洞内圧の時ににおける周辺間隙圧力を分析することにより、空洞周辺岩盤の平均的な置換圧を推定できる可能性がある。

本研究では、実測値を再現する岩盤の平均的な絶対浸透率を推定するため、原位置計測データから岩盤を等方な多孔質媒体と仮定したときの絶対浸透率の概算値、および岩盤の平均的な間隙率の推定値をもとに、気液二相流動解析を用いたパラメータスタディを行った(5.2~5.4)。本節では、集水暗渠の式を用いた絶対浸透率の概略評価および間隙率の推定結果、および岩盤の置換圧推定結果について述べる。

3.7.1 絶対浸透率の推定

絶対浸透率の概略評価は、透水(1)における測定データを用いた。2.3で述べたように、原位置実証試験開始時には、空洞周辺岩盤は水で飽和していたと考えられる。このため、空洞内における圧力と空洞内への湧水量の関係から算出される透水係数をもとに、絶対浸透率を推定できると考えた。

透水係数を計算するにあたり、空洞を図3.12に示すように3箇所に分け、領域A、B、Cのそれぞれをこれと同表面積の円柱形で近似して、円柱形の暗渠における湧水量測定と考えた。透水係数の計算には集水暗渠の式（上田・杉尾，1971）を用いた。

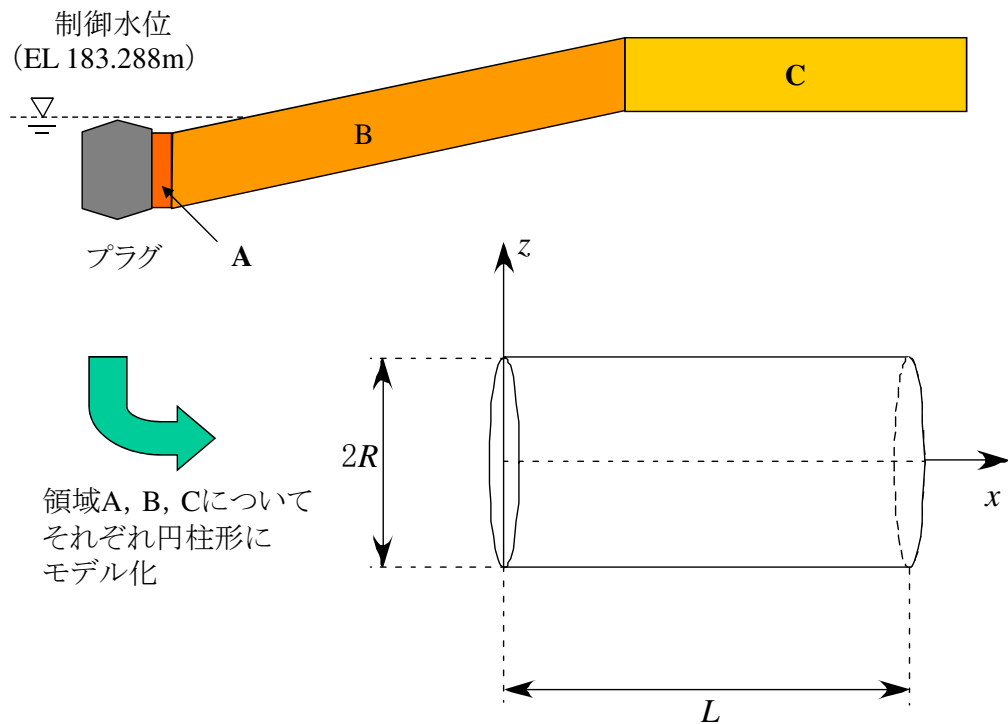


図 3.12 透水計算のための空洞のモデル化

領域A、B、Cのそれぞれにおいて、地下水面からの深さ d_j ($j=A, B, C$, 以下同様)に存在する、半径 R_j 、長さ L_j の円柱形の単位長さあたりの湧水量 $q_{w,j}$ は以下と

なる。

$$q_{w,j} = \frac{2\pi k(d_j - d_0)}{\ln \left(\frac{d_j + \sqrt{d_j^2 - R_j^2}}{R_j} \right)} \quad (3.6)$$

各領域の長さを考慮し，空洞への総湧水量を q_w ，空洞内圧を P_g とすると，

$$q_w = \sum_j q_{w,j} L_j = \sum_j \left[\frac{2\pi K L_j \rho_w g d_j - (P_g + \rho_w g d_j)}{\mu_w \ln \left(\frac{d_j + \sqrt{d_j^2 - R_j^2}}{R_j} \right)} \right] \quad (3.7)$$

となる。

表 3.2 に透水 (1) における測定データと，式 (3.7) による絶対浸透率の算出結果を示す。透水 (1) における空洞内圧と湧水量の関係は，図 3.6 に示した通りである。

表 3.2 絶対浸透率算出結果

空洞内圧 (MPa, abs)	湧水量 $\times 10^{-5}(\text{m}^3/\text{s})$	絶対浸透率 $\times 10^{-15}(\text{m}^2)$
1.82	1.98	6.7
1.78	3.00	6.2
1.73	3.91	5.7
1.68	4.72	5.4
1.72	3.97	5.7
1.77	3.04	6.1
1.82	2.03	6.7
	平均	6.1

試験期間中の水温測定結果（平均値：18.04 °C）に基づき，式 (3.7) における水の密度は $9.986 \times 10^2 \text{kg}/\text{m}^3$ ，粘性係数は $1.055 \times 10^{-3} \text{Pa} \cdot \text{s}$ とした。

表 3.2 に示すように、絶対浸透率は $5.4 \sim 6.7 \times 10^{-15} \text{m}^2$ であり、水の密度・粘性係数をもとに透水係数に換算すると $5.0 \sim 6.3 \times 10^{-8} \text{m/s}$ となる。この値は、現場で空洞掘削前に行われたボーリング孔を用いた透水試験（試験区間長：5～10m）の結果から得られる透水係数の幾何平均，算術平均である $1.7 \times 10^{-8} \text{m/s}$ と概ね整合しており，評価結果は妥当であると考えられる（図 3.13）。

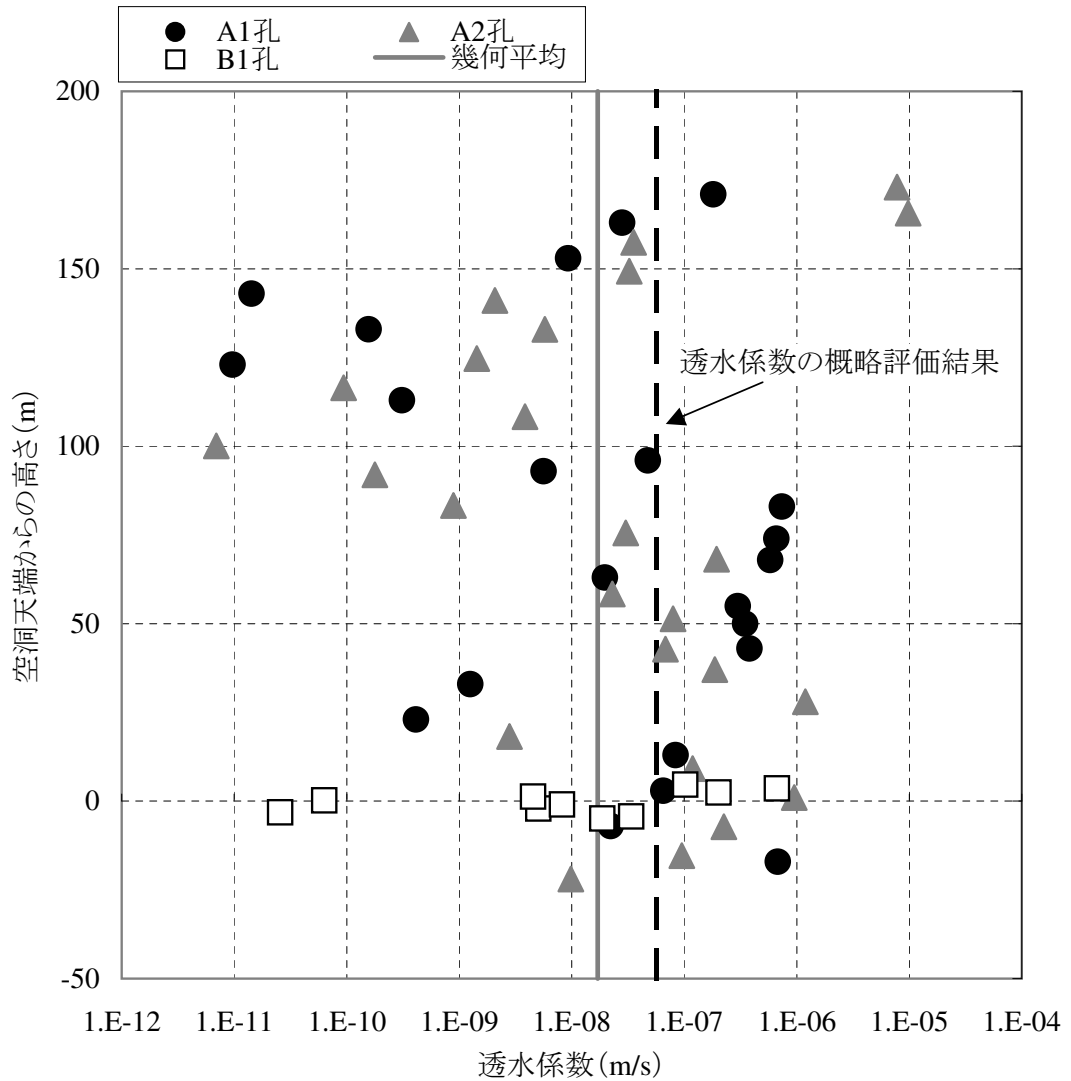


図 3.13 透水係数の概略評価結果とボーリング孔透水試験結果の比較

3.7.2 間隙率の推定

志田原ほか (2001a) によると、空洞壁面には 10 本の連続性のある開口割れ目が存在し、上下に掘削されたボーリング孔 B1, B2 孔 (図 2.7 参照) において実施された BTV (ボアホールテレビ) の調査結果から、開口幅は合計 1cm 程度になるものと推定された。30m の長さをもつ空洞に、1cm の開口幅を持つ開口割れ目が 1 本存在し、それ以外のマトリックス部の間隙率が無視できると仮定した場合、この割れ目の存在によって計算される間隙率は、 $0.01(m)/30(m)$ により約 0.0003 となる。ただし、これはボーリング孔 2 孔 (B1, B2 孔) を用いた調査結果であるため、検出されていない割れ目があり、過小評価となっている可能性がある。

また、B1 孔におけるボーリングコアから採取した単一割れ目を含む試料を対象に、各試料の乾燥重量、および蒸留水を用いて飽和させた後の重量を測定し、これらの重量から間隙率を算出した結果、0.01~0.03 程度、平均 0.02 程度となった (表 3.3)。ただし、岩石コア試料は採取後の応力解放のため割れ目開口幅が増大することから、この推定値は過大評価となっている可能性がある。

表 3.3 単一割れ目を含むコア試験結果

No.	採取 深度 (m)	岩種	直径 (mm)	高さ (mm)	割れ目 開口幅 (mm)	飽和重量 (g)	乾燥重量 (g)	間隙率
1	63.02-63.06	片麻岩	47.53	38.20	0.067	191.93	190.99	0.0139
2	46.58-46.62	安山岩	47.51	38.50	0.077	183.93	182.04	0.0277
3	55.81-55.85	片麻岩	47.51	38.41	0.229	191.40	189.71	0.0247
4	56.39-56.44	片麻岩	47.54	38.45	0.017	188.71	187.93	0.0114

以上の空洞壁面における地質調査結果から推定される 0.0003 と、ボーリングコア調査結果から推定される 0.02 から、両者の平均値を計算することにより間隙率を設定することとした。両者の間隙率は 100 倍程度の差があるため、算術平均を取るとボーリングコア調査から推定された 0.02 に近い値となる。このことから、本研究では岩盤の間隙率を両者の幾何平均である 0.002 と設定し、以降に行う数値解析において用いるこ

ととした。5.2.3, 5.4.5 では、透水・透気試験のシミュレーションにおける間隙率のセンシティブティについて検討する。

3.7.3 置換圧の推定

スレッシュホールド圧 (threshold pressure, P_{th}) とは、濡れ相 (wetting phase), すなわち岩盤に親和しやすい相の流体が存在する間隙において、非濡れ相 (non-wetting phase) の流体が浸透し始める時の両者の圧力差と定義され、毛管圧の一種である (Bear, 1972; 建設産業調査会, 1998; Thomas et al., 1968)。特に岩盤が濡れ相で飽和されている場合、非濡れ相が浸透し始める圧力を置換圧 (displacement pressure, P_d) と呼ぶ (図 3.14)。

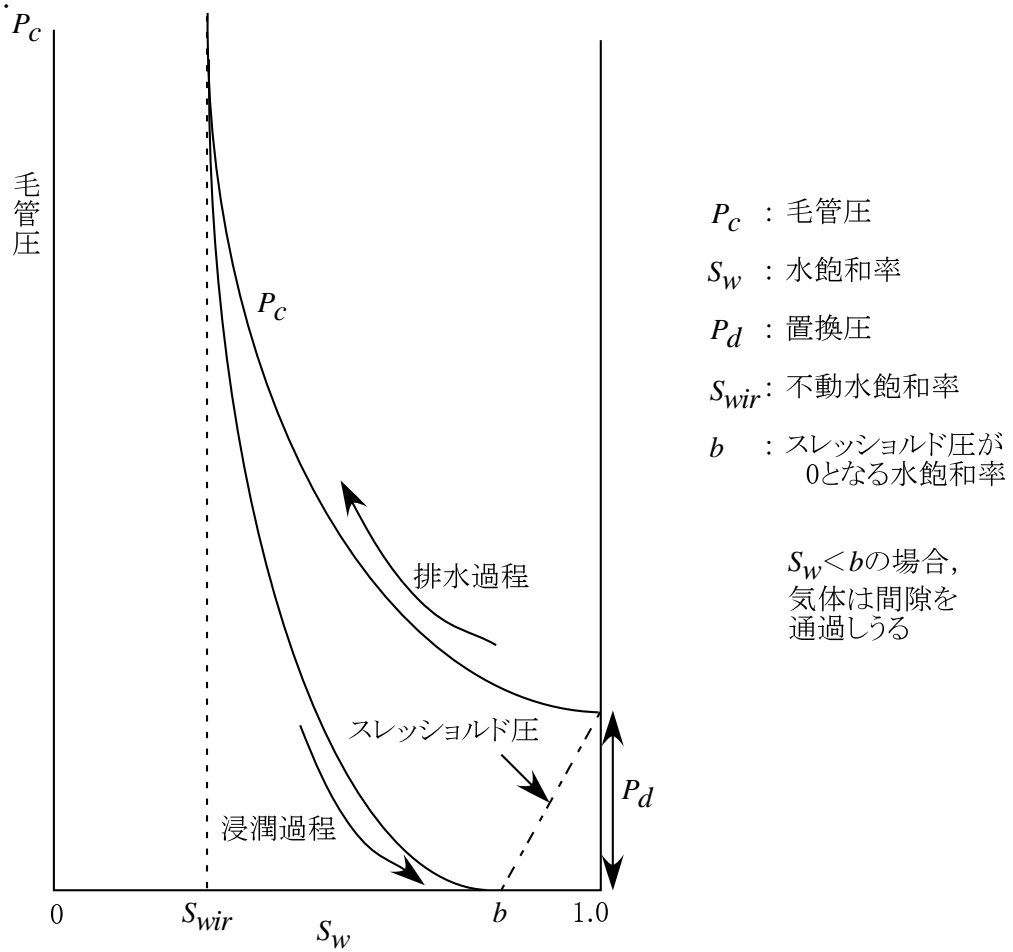


図 3.14 毛管圧の概念 (Bear(1972) を基に作成)

ここでは、CAES 試験期間中における空洞天端、すなわち空洞上部と岩盤との境界における置換圧を評価するための計算方法と、その結果について述べる。

空洞天端より上部の岩盤内において、試験時に制御する空洞内の水位よりも高標高にあり、かつ岩盤壁面近傍に存在する間隙水圧計は B2-3, B2-4, B2-5, C2-1, D2-1 の 5 箇所である (図 2.19 参照, 末永・中川, 2005a)。このうち B2-5 は試験開始前に測定不能となった。このため、B2-5 は計算の対象から除外し、計算に使用する間隙水圧計を B2-3, B2-4, C2-1, D2-1 とした。ここで、置換圧を算出するため、以下を仮定する。

- (1) 空洞天端における空気圧 P_g は、空洞内圧とする。
- (2) 空洞天端における水圧 P_w は、空洞よりも 2~3m 上位に設置した 4 箇所の間隙水圧計の圧力を基に、各センサから空洞壁面までの水頭水圧を加えた圧力の平均値を用いる。

図 3.15 に置換圧計算方法の概念図を示す。空洞内圧データを空洞天端の気体圧力 P_g とし、B2-3, B2-4, C2-1, D2-1 による間隙水圧測定データに対して、それぞれに空洞天端までの水頭値を加算した値をもとに、これらを平均したものを空洞天端の液体圧力 P_w として、両者の差圧 $P_g - P_w$ を置換圧と考えた。

図 3.16~3.18 に、透気 (1)~(3) における空洞内圧と計算された置換圧との関係を示す。

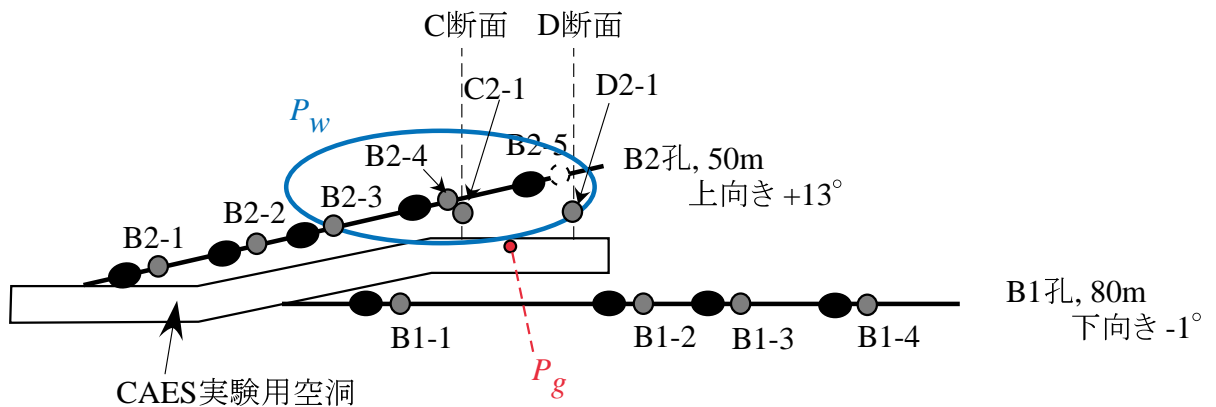


図 3.15 置換圧計算の概念図

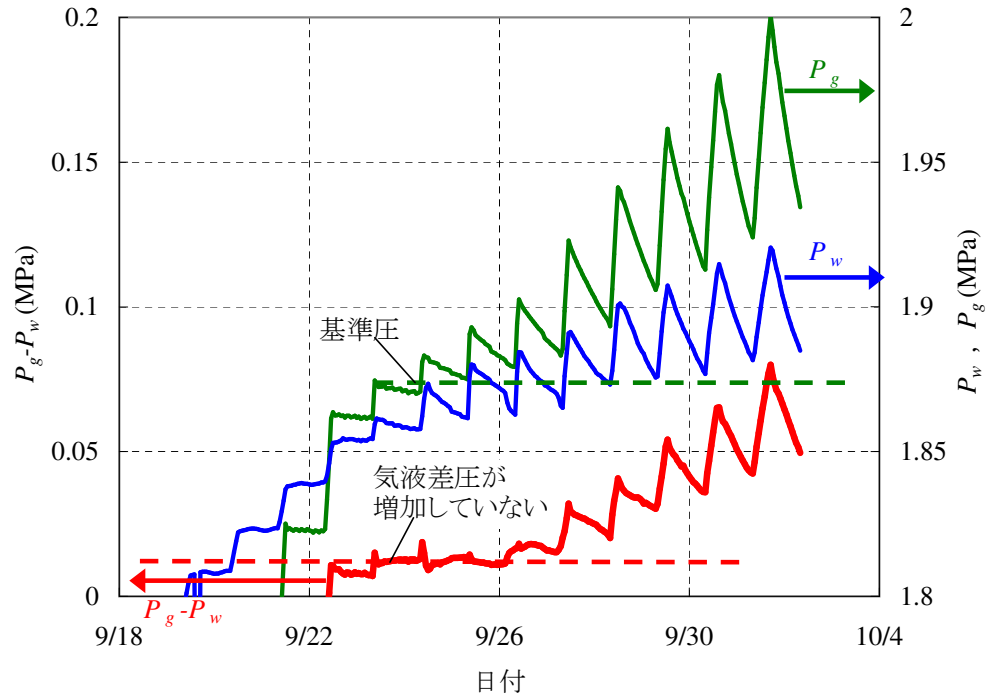


図 3.16 置換圧計算結果 (透気 (1))

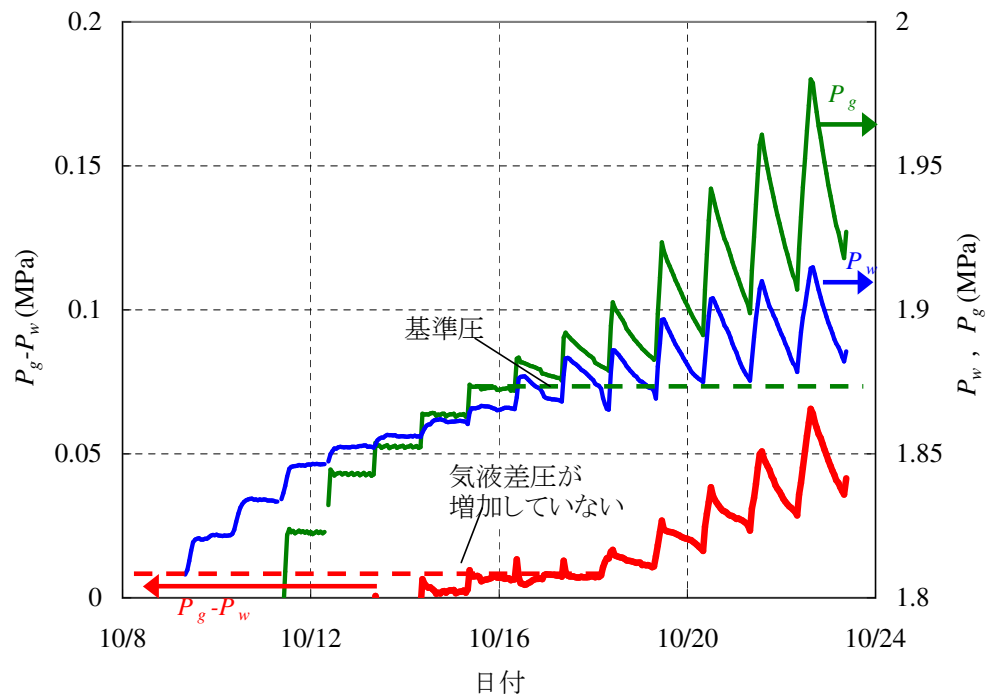


図 3.17 置換圧計算結果 (透気 (2))

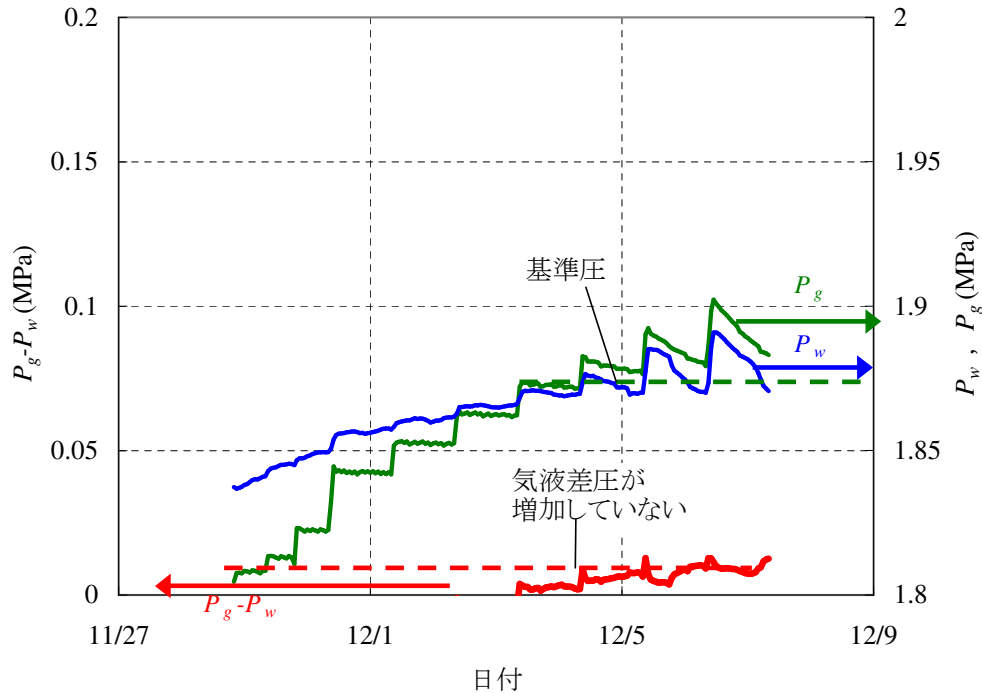


図 3.18 置換圧計算結果（透気 (3)）

空洞内圧が基準圧から 0.007MPa 程度の圧力幅で上昇する間，気液差圧は透気 (1)～(3) いずれの場合においてもほとんど変化していないことが分かる．図 3.19 に，透気試験における空洞内圧 P_g と置換圧 $P_g - P_w$ の関係をまとめたものを示す．

空洞内圧，置換圧とも各試験の行われた期間における測定データの平均値を用いた．透気 (1)，(2) については，空洞内圧の変化に対する置換圧の変化に異なる 2 種類の傾向が見られる．すなわち，空洞内圧が 1.885MPa までは空洞内圧の上昇に対して置換圧の大幅な上昇が見られないが，1.885MPa より大きい空洞内圧における置換圧の上昇は，空洞内圧の上昇 1MPa に対して 0.62～0.65MPa である．一方透気 (3) については，透気 (1)，(2) ほど明瞭な傾向は認められないが，1.885MPa より上昇する割合は空洞内圧の上昇 1MPa に対して 0.33MPa と透気 (1)，(2) よりも小さい．

図 3.19 より，透気 (1) および透気 (2) においては，空洞内圧が 1.885MPa までは空洞内圧の変化に対して毛管圧の変化は小さいが，1.885MPa を超えると空洞内圧の増加に伴い，測定範囲内では毛管圧は一定の割合で増加することが分かる．このことは，空洞内圧が 1.885MPa までは，空気の圧力が水の圧力と置換圧との和と釣り合うことに

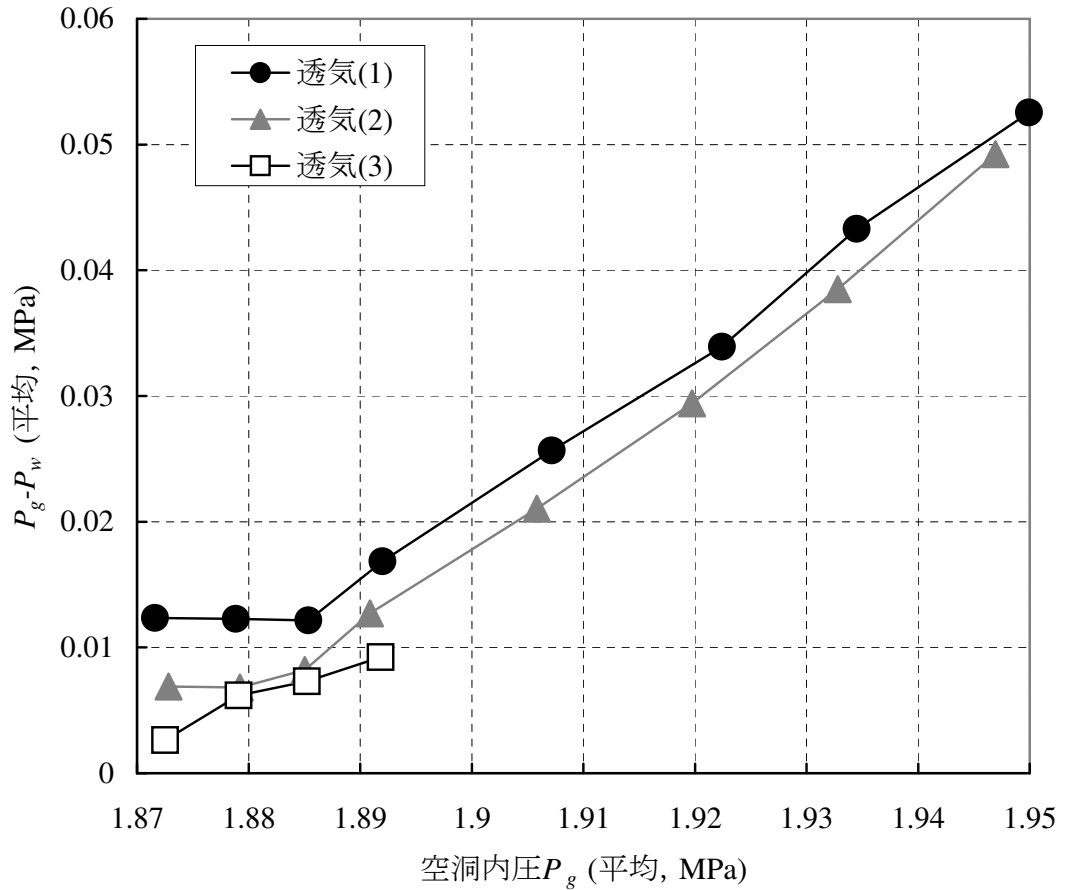


図 3.19 置換圧算出結果

より空気と水の界面が保たれ、これより大きくなると空気の流路が形成され、空気が漏洩するとともに毛管圧が上昇したものと考えられる。したがって、空洞壁面の置換圧は0.01MPa程度であると考えられる。

この時の空気の漏洩は、天然の割れ目幅であった場合は置換圧のために流動することができない。このため、空洞周辺岩盤のゆるみ域のうち、天然の割れ目幅よりも大きな割れ目幅となっている領域において生じるものと考えられる。

一般に、置換圧 P_d とこれを生じさせる割れ目幅 t_f には以下の関係がある (Bear, 1972)。

$$P_d = \frac{4\sigma \cos \theta}{t_f} \quad (3.8)$$

図 2.7 に示したように、空洞には連続性の顕著な割れ目が 10 本程度認められており、空洞上部に掘削された B2 孔では、BTV の観察結果から、0.1mm 以上の開口幅を持つ開口割れ目の存在が明らかとなっている（志田原ほか，2001a）。今、式 (3.8) における割れ目幅をこの開口幅とし、水の表面張力 σ を $7.3 \times 10^{-2} \text{N/m}$ （国立天文台，1997）、接触角 θ を 0rad と仮定して（Purcell, 1949）、置換圧を計算すると、0.0029MPa となる。

このことから、BTV 観察から得られた割れ目が平行平板状に分布し、幅が 0.1mm 程度で一定であると仮定した場合、原位置の測定データから推定される置換圧よりも小さくなることが分かる。しかしながら、割れ目には粗度があるため、実際の置換圧は平行平板を仮定した場合に算出される置換圧よりも大きくなる可能性がある。また、空洞近傍の岩盤にはゆるみ域があり、健全な岩盤における割れ目幅は、BTV で観察された割れ目幅よりも小さい可能性がある。

3.8 間隙水圧測定結果に基づく漏気時の圧力変動

図 2.20～2.23 に示した間隙水圧測定結果を基に、空洞内圧の全水頭換算値と各間隙水圧の全水頭換算値を比較した。全水頭換算値 h_{all} とは、圧力センサの標高 h_{EL} に圧力値 P_w または P_g の水頭換算値を加えたものであり、次式で表わされる。

$$h_{all} = h_{EL} + \frac{P_i}{\rho_w g}, \quad i = w, g \quad (3.9)$$

ここで、 ρ_w 、 g は水の密度、重力加速度であり、 ρ_w は試験期間中の平均水温（18.04℃）に対応する値として、 $\rho_w = 9.986 \times 10^2 \text{kg/m}^3$ とした。

空洞内圧と各間隙水圧の全水頭換算値を比較した結果を、図 3.20～3.23 に示す。

A2 孔の A2-2、B2 孔、C2 孔、C3 孔の C3-1、D2 孔などでは、空洞内圧の上昇とともに間隙水圧も上昇している一方、A1 孔や B1 孔では明瞭には上昇していないことが分かる。また、A2-2 や D2-1 では、空洞内圧が基準圧よりも大きい場合と小さい場合に、空洞内圧に対する間隙水圧の反応が異なっていることが分かる。

空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値の関係を定量的に評価するため、空洞内圧が基準圧よりも大きい領域（全水頭換算値で 367.514m より大きい領域）を対象に、空洞内圧の全水頭換算値 $h_{all,cav}$ と各間隙水圧の全水頭換算値 $h_{all,pp}$ の関係を以下の式により

直線近似した。

$$h_{all,cav} = \alpha h_{all,pp} + \beta \quad (3.10)$$

ここで、 α 、 β は係数であり、 α が大きいほど空洞内圧の変化に対して間隙水圧の反応が大きいことを表す。この時の直線の傾き α と相関係数 r を表 3.4 に示す。

この結果、空洞の直上部および空洞のごく近傍である A2-2, B2-1, B2-3, B2-4, C1-1, C2-1, C2-2, C3-1, D1-1, D2-1, D2-2, D2-3, D3-1, D3-2 で相関係数が 0.8 以上となり、相関が高いことが明らかとなった。また、これらのセンサの測定値を用いた全水頭換算値の上昇する割合は、空洞内圧の全水頭換算値の上昇する割合の 1 割よりも大きく、空洞内圧の上昇に対応して間隙水圧が上昇していると判断した。

次に、透気(1)を対象に、間隙水圧の全水頭換算値から、全水頭値のコンター図を作成した。この結果を図 3.24 に示す。図には、透気(1)の基準圧時および基準圧+0.23MPa 程度の空洞内圧におけるコンター図を示した。

これらの結果を見ると、空洞の鉛直上方の間隙水圧上昇の方が水平方向の上昇よりも大きいことが分かる。このことは、鉛直方向の方が水平方向よりも圧力伝播が大きいことを示していると考えられる。したがって、鉛直方向の岩盤絶対浸透率の方が水平方向よりも大きい、すなわち絶対浸透率に関する異方性が存在することが示唆される。

また、図 3.24 を見ると、空洞と空洞直上部にある A2-2 を結ぶ領域において、間隙水圧の上昇が見られ、A2-2 では基準圧以上の空洞内圧に対して間隙水圧が上昇していることが分かる(図 3.20)。このため、この領域では、空洞からの漏気に伴い間隙水圧が上昇したのと考えられる。

しかしながら、間隙水圧計は水圧と気圧を分離して計測することは不可能であるため、上述は推定となる。このため、5.3.8 (1)において、実測値を再現した数値解析結果を用いて気体浸透流の定量的な評価を行う。

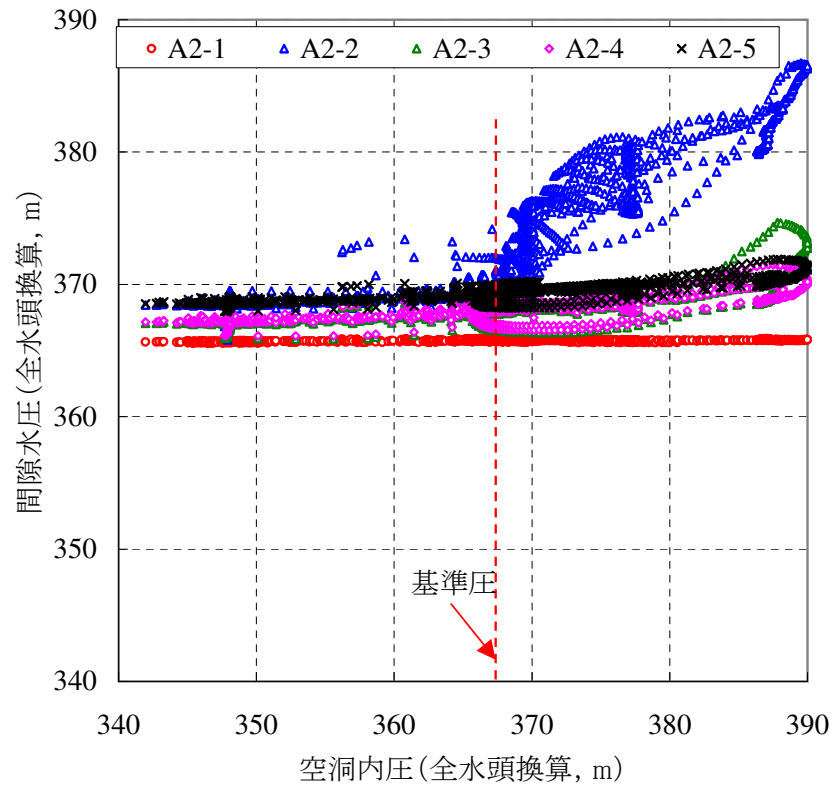
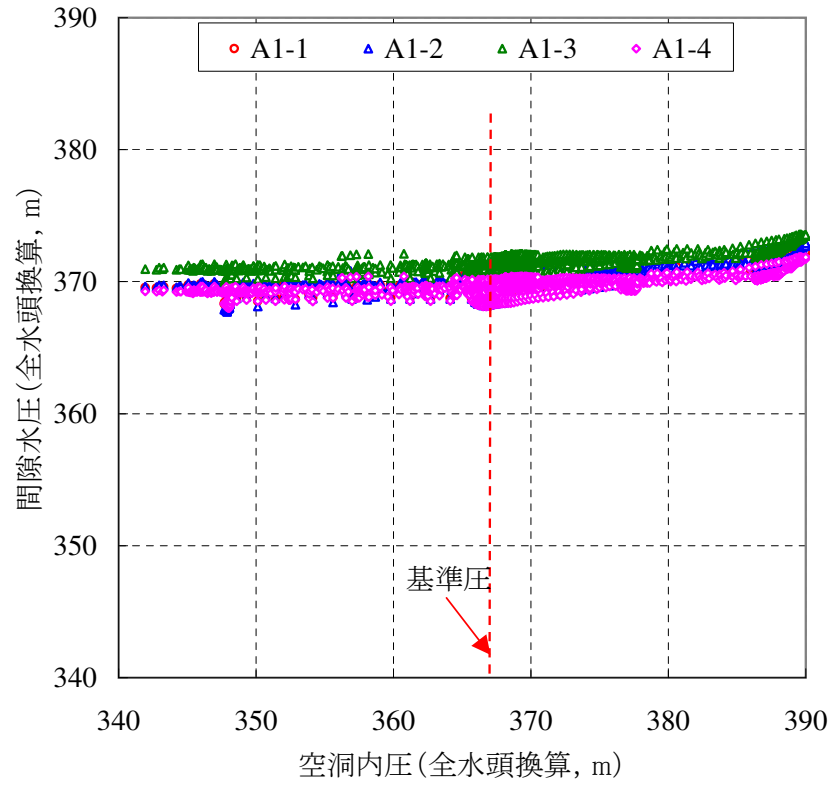


図 3.20 空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値による比較 (A1 孔, A2 孔)

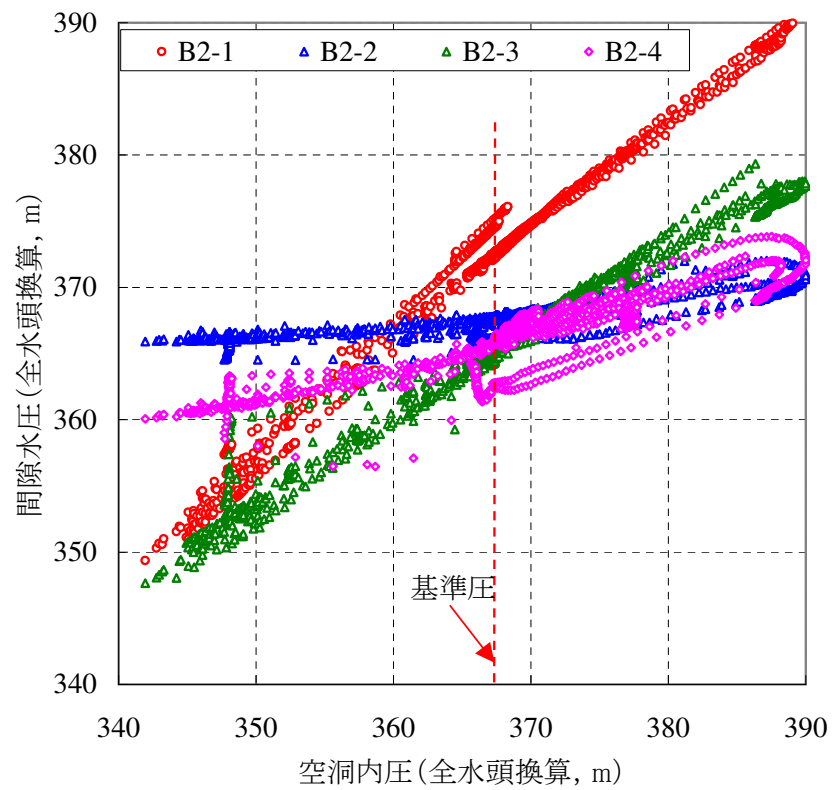
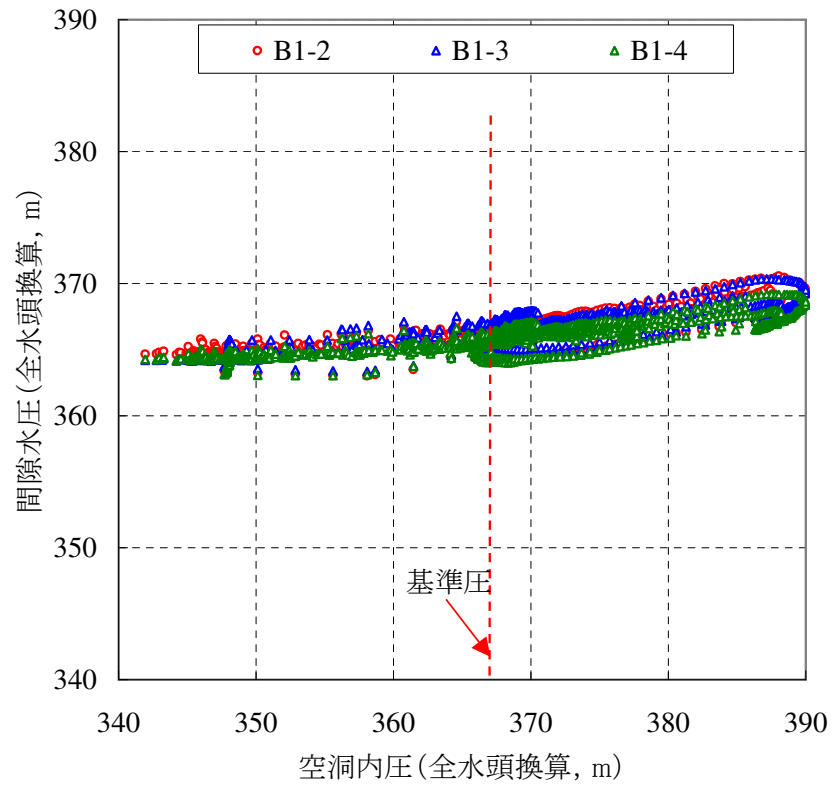


図 3.21 空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値による比較 (B1 孔, B2 孔)

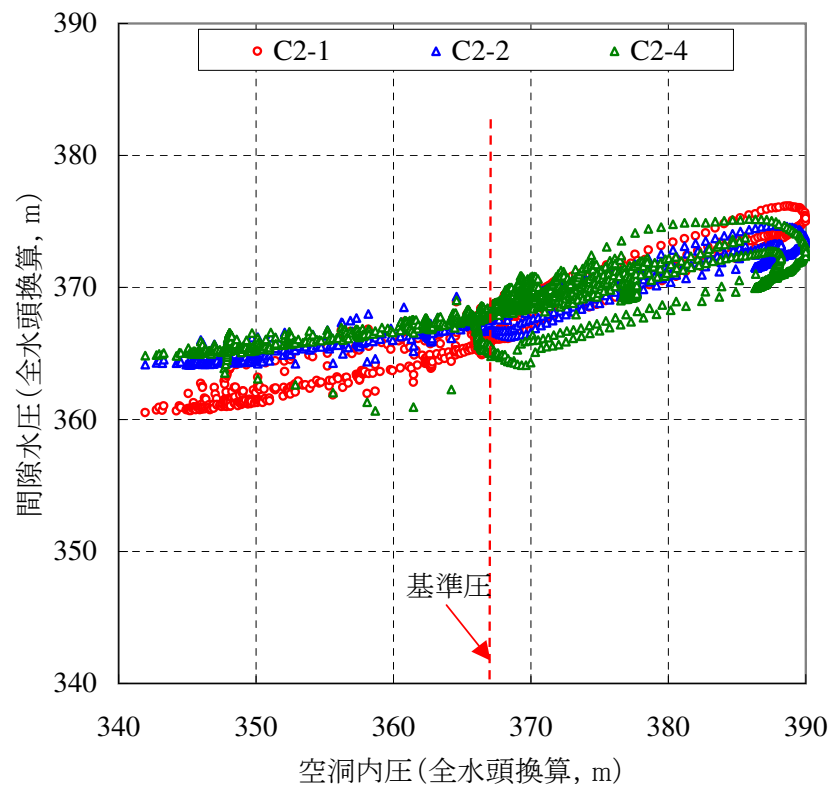
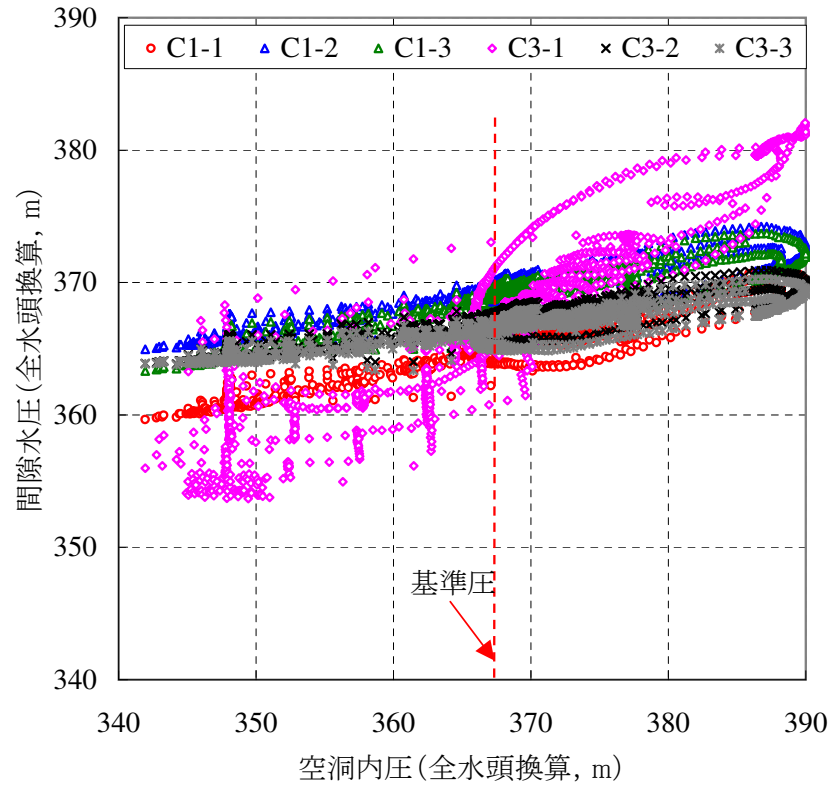


図 3.22 空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値による比較 (C1 孔～C3 孔)

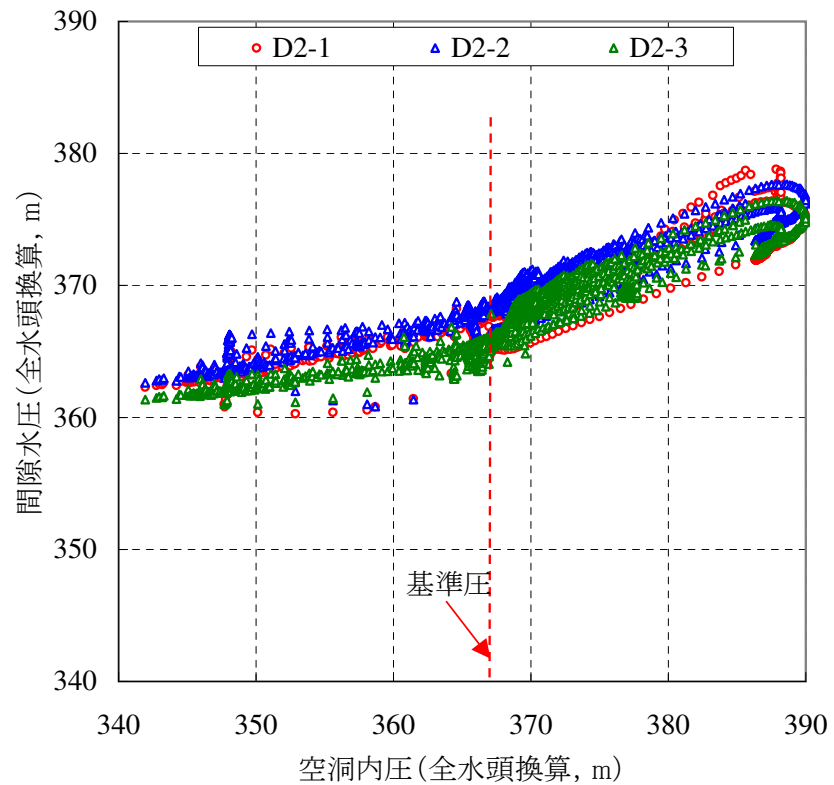
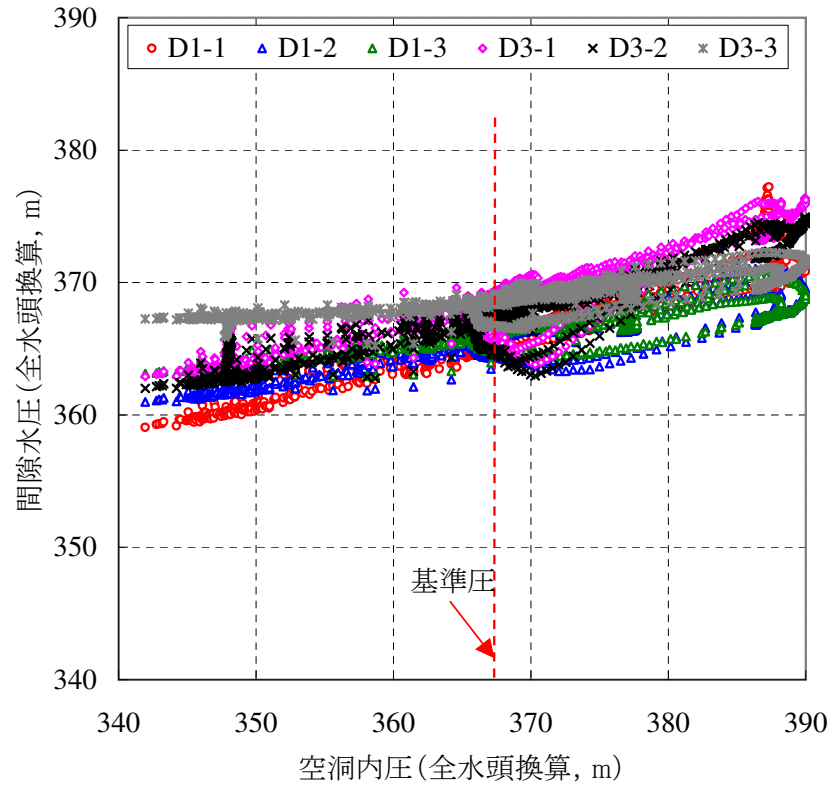


図 3.23 空腔内圧と間隙水圧の全水頭換算値による比較 (D1 孔～D3 孔)

表 3.4 空洞内圧が基準圧よりも大きい時の空洞内圧と間隙水圧の全水頭換算値を直線近似した時の傾きと相関

	傾き α	相関係数 r		傾き α	相関係数 r
A1-1	0.044	0.58	C1-1	0.16	0.86
A1-2	0.055	0.60	C1-2	0.072	0.58
A1-3	0.042	0.61	C1-3	0.075	0.58
A1-4	0.042	0.61	C2-1	0.25	0.92
A2-1	0.001	0.12	C2-2	0.19	0.90
A2-2	0.55	0.91	C2-4	0.12	0.62
A2-3	0.079	0.55	C3-1	0.63	0.95
A2-4	0.045	0.52	C3-2	0.066	0.61
A2-5	0.037	0.55	C3-3	0.065	0.61
B1-2	0.068	0.59	D1-1	0.35	0.89
B1-3	0.066	0.59	D1-2	0.086	0.62
B1-4	0.059	0.59	D1-3	0.065	0.57
B2-1	0.76	0.99	D2-1	0.26	0.85
B2-2	0.10	0.79	D2-2	0.28	0.93
B2-3	0.54	0.99	D2-3	0.33	0.94
B2-4	0.20	0.81	D3-1	0.26	0.89
			D3-2	0.25	0.89
			D3-3	0.073	0.65

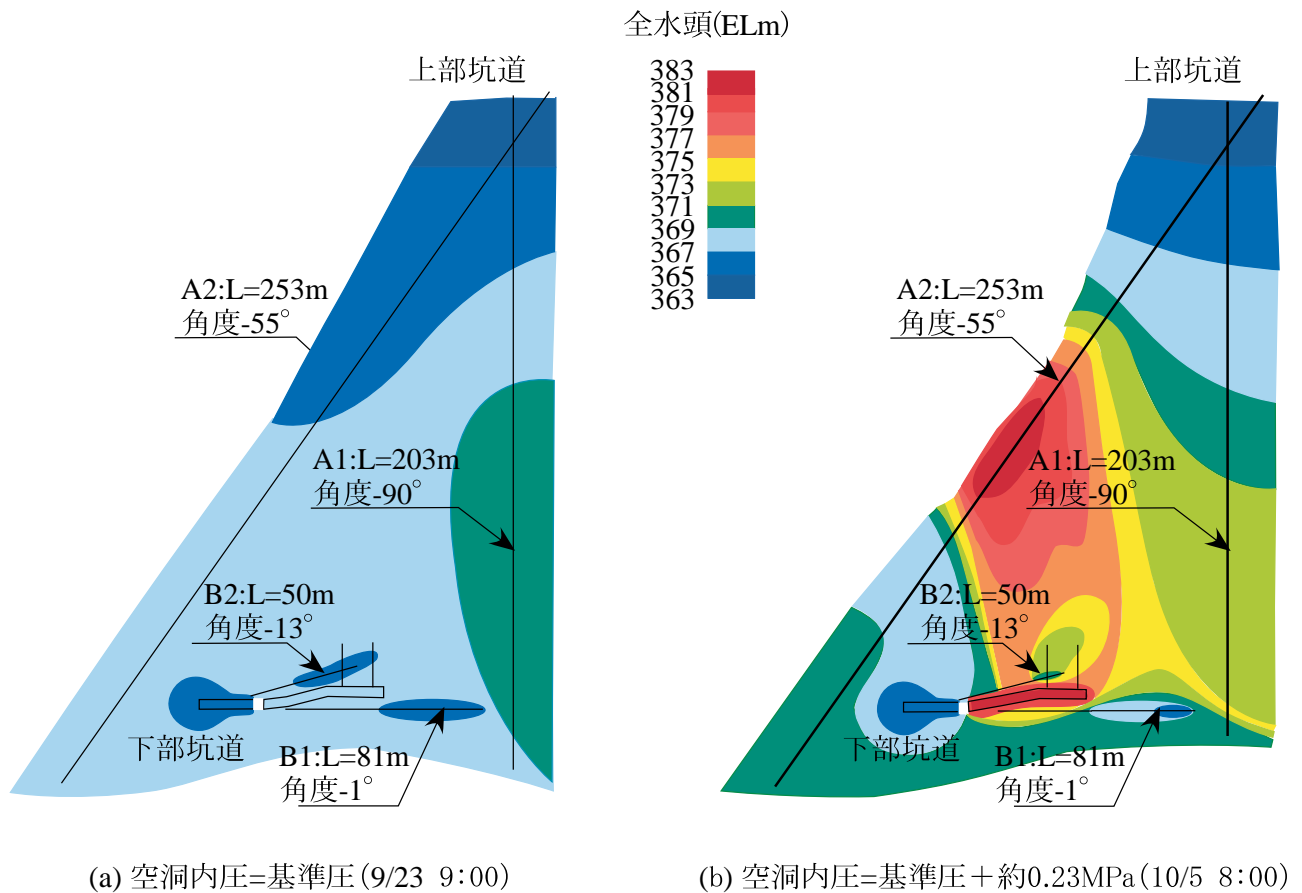


図 3.24 間隙水圧測定結果に基づく透気 (1) における全水頭分布推定結果

3.9 まとめ

- (1) 空洞内圧, 水位, 温度, 空洞への給気量, 排気量, タンクテーブルのデータ分析から, 空洞からの累積漏気量, 時間当たり漏気量ならびに空洞漏気量の時間変化を算出した.
- (2) 空洞内圧のデータ分析から, 周辺地下水と平衡する空洞内圧である基準圧を求めた. その結果, 基準圧は 1.873MPa であった.
- (3) 空洞内圧, 水位, 空洞への給水量, 排水量のデータ分析から, 空洞内への湧水量の時間変化を算出した. 湧水量データをもとに, 集水暗渠の式を用いて岩盤の平

均絶対浸透率の概略評価を行った。その結果、空洞周辺岩盤の絶対浸透率は $5.4 \sim 6.7 \times 10^{-15} \text{m}^2$ となった。

- (4) 空洞周辺に掘削されたボーリング孔 B1 孔, B2 孔の BTV 調査, コア調査, 空洞周辺岩盤の地質調査結果から間隙率の推定を行った。その結果, 本研究では, 岩盤の間隙率を 0.002 と設定することとした。
- (5) 空洞内圧データならびに間隙水圧測定データの分析結果から, 置換圧の評価を行った。その結果, 空洞壁面における置換圧は 0.01MPa と推定した。
- (6) 間隙水圧測定データの分析結果から, 空洞内圧変化に伴って空洞上部への圧力伝播が卓越していたことから, 岩盤の絶対浸透率の異方性が示唆された。

第 4 章

岩盤内気液二相流動解析手法

第 2 章で得られた原位置計測データ, 第 3 章で得られた分析データを用いて, 原位置の岩盤内浸透流を評価するため, 気液二相流動解析手法に基づく数値シミュレータを開発した. 本数値シミュレータでは, 地下水への気体の溶解現象を取り扱うことが出来るように既存の解析手法を改良している (Suenaga et al., 1997). ただし, 3.1 で述べたように, CAES 試験では試験時における空気の水への溶解量は少なかったと考えられるため, 第 5 章以降で実施するシミュレーションでは溶解現象は考慮していない. 本章では解析における支配方程式, 方程式の離散化手法, 解析手法の適用性について述べる.

4.1 支配方程式

岩盤内における流体の挙動は, 以下に示す一般化ダルシー則, 質量保存則により記述される.

$$\vec{v}_i = -\frac{\overleftrightarrow{K} k_{ri}}{\mu_i} \nabla \Phi_i \quad (i = w, g) \quad (4.1)$$

$$-\nabla \cdot \frac{\vec{v}_w}{B_w} - Q_{ws} = \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\phi S_w}{B_w} \right) \quad (4.2)$$

$$-\nabla \cdot \frac{\vec{v}_g}{B_g} - \nabla \cdot \frac{\vec{v}_w R_s}{B_w} - Q_{gs} - Q_{ws} R_s = \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\phi S_g}{B_g} + \frac{\phi S_w R_s}{B_w} \right) \quad (4.3)$$

ここに, \vec{v}_i , \overleftrightarrow{K} , k_{ri} , μ_i , Φ_i , B_i , Q_{is} , S_i はそれぞれ, i 相 ($i = w, g$) のダルシー流速ベクトル, 絶対浸透率テンソル, 相対浸透率, 粘性係数, ポテンシャル, 容積係

数，標準状態における流量，飽和率であり， ϕ ， R_s はそれぞれ間隙率，溶解度である。式(4.1)におけるポテンシャル Φ_i ，式(4.2)，(4.3)における容積係数 B_w ， B_g は以下のように記述される。

$$\Phi_i = P_i + \rho_i g z \quad (4.4)$$

$$B_w = \frac{\rho_{ws}}{\rho_w}, \quad B_g = \frac{\rho_{gs}}{\rho_g} \quad (4.5)$$

式(4.4)の中で， z は上向きが正である。また，地下水と気体の粘性係数 μ_i ，容積係数 B_i は圧力 P_i の関数である ($i = g, w$)。すなわち気相と液相それぞれについて，式(4.1)を式(4.2)，(4.3)に代入することにより，それぞれの支配方程式が得られる。

$$\nabla \cdot \frac{\overleftarrow{K} k_{rw}}{\mu_g B_w} \nabla \Phi_w - Q_{ws} = \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\phi S_w}{B_w} \right) \quad (4.6)$$

$$\nabla \cdot \frac{\overleftarrow{K} k_{rg}}{\mu_g B_g} \nabla \Phi_g + \nabla \cdot \frac{\overleftarrow{K} k_{rw} R_s}{\mu_w B_w} \nabla \Phi_w - Q_{gs} - Q_{ws} R_s = \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\phi S_g}{B_g} + \frac{\phi S_w R_s}{B_w} \right) \quad (4.7)$$

空洞内および周辺岩盤の温度が変化する場合，この式に加えてエネルギー保存則を考慮する必要があるが，**図 2.15**に示したように，試験期間中の温度変化は小さく (**2.4.1**参照)，周辺岩盤の温度変化も小さいと考えられるため，解析では等温状態を仮定した。

さらに，二相の飽和率，圧力には以下の関係がある。

$$S_g + S_w = 1.0 \quad (4.8)$$

$$P_g - P_w = P_c \quad (4.9)$$

ここで，毛管圧 P_c は水飽和率 S_w の関数である。また，式(4.1)における地下水と気体の相対浸透率 k_{ri} も同様に S_w の関数である。

支配方程式(4.6)，(4.7)における未知数は S_w ， P_g となる。この支配方程式に示す微分方程式の解析解は得ることはできないため，一般に数値解析により解を得ることとなる (Aziz and Settari, 1979)。

4.2 離散化および行列方程式の解法

支配方程式(4.6)，(4.7)を以下の方法により離散化する。

(1) 有限差分法 (Finite Difference Method) により離散化を行う

- (2) グリッドはブロックの中心とする (Block Centered Grid)
- (3) 2ブロック間の絶対浸透率は調和平均をとる
- (4) 2ブロック間のトランスミシビリティは上流側を採用する (風上法)
- (5) 同時完全陰解法

ここで、トランスミシビリティ T_{ri} とは、支配方程式 (4.6), (4.7) において、有効浸透率 Kk_{ri} を粘性係数 μ_i 、容積係数 B_i で除したものである。すなわち i 相に関しては、

$$T_{ri} = \frac{Kk_{ri}}{\mu_i B_i} \quad (4.10)$$

となる。今、式 (4.6), (4.7) の離散化を考えると、気相、液相に関する時間ステップ $(\nu+1)$ 番目の、 $x = \xi$ 番目、 $y = \eta$ 番目、 $z = \zeta$ 番目のグリッドにおける基本方程式の差分展開式はそれぞれ以下のとおりとなる。

気相：

$$\begin{aligned}
& A_\xi \left[\left(\frac{Kk_{rg}}{\mu_g B_g} \right)_{\xi-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi-1,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi-\frac{1}{2}}} - \left(\frac{Kk_{rg}}{\mu_g B_g} \right)_{\xi+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi+1,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi+\frac{1}{2}}} \right] \\
& + A_\xi \left[\left(\frac{Kk_{rw}R_s}{\mu_w B_w} \right)_{\xi-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi-1,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi-\frac{1}{2}}} - \left(\frac{Kk_{rw}R_s}{\mu_w B_w} \right)_{\xi+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi+1,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi+\frac{1}{2}}} \right] \\
& + A_\eta \left[\left(\frac{Kk_{rg}}{\mu_g B_g} \right)_{\eta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta-1,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta-\frac{1}{2}}} - \left(\frac{Kk_{rg}}{\mu_g B_g} \right)_{\eta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta+1,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta+\frac{1}{2}}} \right] \\
& + A_\eta \left[\left(\frac{Kk_{rw}R_s}{\mu_w B_w} \right)_{\eta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta-1,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta-\frac{1}{2}}} - \left(\frac{Kk_{rw}R_s}{\mu_w B_w} \right)_{\eta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta+1,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta+\frac{1}{2}}} \right] \\
& + A_\zeta \left[\left(\frac{Kk_{rg}}{\mu_g B_g} \right)_{\zeta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta-1}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta-\frac{1}{2}}} - \left(\frac{Kk_{rg}}{\mu_g B_g} \right)_{\zeta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta+1}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta+\frac{1}{2}}} \right] \\
& + A_\zeta \left[\left(\frac{Kk_{rw}R_s}{\mu_w B_w} \right)_{\zeta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta-1}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta-\frac{1}{2}}} - \left(\frac{Kk_{rw}R_s}{\mu_w B_w} \right)_{\zeta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta+1}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta+\frac{1}{2}}} \right] \\
& - (Q_{gs})_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (Q_{ws}R_s)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} \\
& = \frac{V_{gs}}{\delta t} \left[\left(\frac{\phi S_g}{B_g} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - \left(\frac{\phi S_g}{B_g} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^\nu \right] + \frac{V_{ws}}{\delta t} \left[\left(\frac{\phi S_w R_s}{B_w} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - \left(\frac{\phi S_w R_s}{B_w} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^\nu \right]
\end{aligned} \quad (4.11)$$

液相：

$$\begin{aligned}
& A_\xi \left[\left(\frac{Kk_{rw}}{\mu_w B_w} \right)_{\xi-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi-1,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi-\frac{1}{2}}} - \left(\frac{Kk_{rw}}{\mu_w B_w} \right)_{\xi+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi+1,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi+\frac{1}{2}}} \right] \\
& + A_\eta \left[\left(\frac{Kk_{rw}}{\mu_w B_w} \right)_{\eta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta-1,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta-\frac{1}{2}}} - \left(\frac{Kk_{rw}}{\mu_w B_w} \right)_{\eta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta+1,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta+\frac{1}{2}}} \right] \\
& + A_\zeta \left[\left(\frac{Kk_{rw}}{\mu_w B_w} \right)_{\zeta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta-1}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta-\frac{1}{2}}} - \left(\frac{Kk_{rw}}{\mu_w B_w} \right)_{\zeta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta+1}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta+\frac{1}{2}}} \right] \\
& - (Q_{ws})_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} = \frac{V_{ws}}{\delta t} \left[\left(\frac{\phi S_w}{B_w} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - \left(\frac{\phi S_w}{B_w} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^\nu \right]
\end{aligned} \tag{4.12}$$

ここで、 $\delta x_{\xi-\frac{1}{2}}$ 、 $\delta y_{\eta-\frac{1}{2}}$ 、 $\delta z_{\zeta-\frac{1}{2}}$ はそれぞれブロックの長さ、およびグリッドの中心間の距離を表す。すなわち、

$$\delta x_{\xi-\frac{1}{2}} = \frac{\delta x_{\xi-1} + \delta x_\xi}{2} \tag{4.13a}$$

$$\delta y_{\eta-\frac{1}{2}} = \frac{\delta y_{\eta-1} + \delta y_\eta}{2} \tag{4.13b}$$

$$\delta z_{\zeta-\frac{1}{2}} = \frac{\delta z_{\zeta-1} + \delta z_\zeta}{2} \tag{4.13c}$$

また、式(4.10)のトランスミシビリティは、以下のように上流側の物性値とし、

$$T_{r\xi+\frac{1}{2}} = \begin{cases} T_{r\xi} & (\Phi_\xi \geq \Phi_{\xi+1}) \\ T_{r\xi+1} & (\Phi_\xi < \Phi_{\xi+1}) \end{cases} \tag{4.14a}$$

$$T_{r\eta+\frac{1}{2}} = \begin{cases} T_{r\eta} & (\Phi_\eta \geq \Phi_{\eta+1}) \\ T_{r\eta+1} & (\Phi_\eta < \Phi_{\eta+1}) \end{cases} \tag{4.14b}$$

$$T_{r\zeta+\frac{1}{2}} = \begin{cases} T_{r\zeta} & (\Phi_\zeta \geq \Phi_{\zeta+1}) \\ T_{r\zeta+1} & (\Phi_\zeta < \Phi_{\zeta+1}) \end{cases} \tag{4.14c}$$

絶対浸透率は調和平均とする。すなわち,

$$K_{\xi+\frac{1}{2}} = \frac{\delta x_\xi + \delta x_{\xi+1}}{\frac{\delta x_\xi}{K_\xi} + \frac{\delta x_{\xi+1}}{K_{\xi+1}}} \quad (4.15a)$$

$$K_{\eta+\frac{1}{2}} = \frac{\delta y_\eta + \delta y_{\eta+1}}{\frac{\delta y_\eta}{K_\eta} + \frac{\delta y_{\eta+1}}{K_{\eta+1}}} \quad (4.15b)$$

$$K_{\zeta+\frac{1}{2}} = \frac{\delta z_\zeta + \delta z_{\zeta+1}}{\frac{\delta z_\zeta}{K_\zeta} + \frac{\delta z_{\zeta+1}}{K_{\zeta+1}}} \quad (4.15c)$$

これらにより, 式(4.11), (4.12)の左辺-右辺を残差形式で表わすと, 以下となる.

$Res_g =$

$$\begin{aligned} & A_\xi \left[(Trg)_{\xi-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi-1,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi-\frac{1}{2}}} - (Trg)_{\xi+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi+1,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi+\frac{1}{2}}} \right] \\ & + A_\xi \left[(TrwR_s)_{\xi-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi-1,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi-\frac{1}{2}}} - (TrwR_s)_{\xi+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi+1,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi+\frac{1}{2}}} \right] \\ & + A_\eta \left[(Trg)_{\eta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta-1,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta-\frac{1}{2}}} - (Trg)_{\eta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta+1,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta+\frac{1}{2}}} \right] \\ & + A_\eta \left[(TrwR_s)_{\eta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta-1,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta-\frac{1}{2}}} - (TrwR_s)_{\eta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta+1,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta+\frac{1}{2}}} \right] \\ & + A_\zeta \left[(Trg)_{\zeta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta-1}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta-\frac{1}{2}}} - (Trg)_{\zeta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta+1}^{\nu+1} - (\Phi_g)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta+\frac{1}{2}}} \right] \\ & + A_\zeta \left[(TrwR_s)_{\zeta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta-1}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta-\frac{1}{2}}} - (TrwR_s)_{\zeta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta+1}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta+\frac{1}{2}}} \right] \\ & - (Q_{gs})_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (Q_{ws}R_s)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} \\ & - \frac{V_{gs}}{\delta t} \left[\left(\frac{\phi S_g}{B_g} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - \left(\frac{\phi S_g}{B_g} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^\nu \right] - \frac{V_{ws}}{\delta t} \left[\left(\frac{\phi S_w R_s}{B_w} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - \left(\frac{\phi S_w R_s}{B_w} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^\nu \right] \quad (4.16) \end{aligned}$$

$Res_w =$

$$\begin{aligned}
& A_\xi \left[(T_{rw})_{\xi-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi-1,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi-\frac{1}{2}}} - (T_{rw})_{\xi+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi+1,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta x_{\xi+\frac{1}{2}}} \right] \\
& + A_\eta \left[(T_{rw})_{\eta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta-1,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta-\frac{1}{2}}} - (T_{rw})_{\eta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta+1,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta y_{\eta+\frac{1}{2}}} \right] \\
& + A_\zeta \left[(T_{rw})_{\zeta-\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta-1}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta-\frac{1}{2}}} - (T_{rw})_{\zeta+\frac{1}{2}}^{\nu+1} \frac{(\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta+1}^{\nu+1} - (\Phi_w)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1}}{\delta z_{\zeta+\frac{1}{2}}} \right] \\
& \quad - (Q_{ws})_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - \frac{V_{ws}}{\delta t} \left[\left(\frac{\phi S_w}{B_w} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^{\nu+1} - \left(\frac{\phi S_w}{B_w} \right)_{\xi,\eta,\zeta}^\nu \right] \quad (4.17)
\end{aligned}$$

式(4.16), (4.17)の離散化された基本方程式について, ニュートンラプソン法を用いた反復計算により, 残差が0に近づくような解を得る (Huyakorn and Pinder, 1983). 以下に, ニュートンラプソン法による非線形方程式 $f(x) = 0$ に関する反復計算の方法について箇条書きで述べる.

- (1) 解の初期推定値を x_0 とする.
- (2) x_0 における $f(x)$ の導関数 $f'(x_0)$ を計算する
- (3) x_0 における $f(x_0)$ を計算する
- (4) 新しい推定値 x_1 を次式より算出する

$$x_1 = x_0 - \frac{f x_0}{f'(x_0)} \quad (4.18)$$

- (5) 一般に ν 回目の推定値から $\nu + 1$ 回目の推定値を次式より算出する

$$f'(x_\nu) \cdot (x_{\nu+1} - x_\nu) = -f(x_\nu) \quad (4.19)$$

- (6) 次の基準が満たされるまで反復計算を続ける

$$|x_{\nu+1} - x_\nu| \leq \epsilon \quad (4.20)$$

ここで,

$$\begin{aligned}
 a_{\xi,\eta,\zeta} &= \frac{\partial Resd_{\xi,\eta,\zeta}}{\partial PS_{\xi-1,\eta,\zeta}}, & b_{\xi,\eta,\zeta} &= \frac{\partial Resd_{\xi,\eta,\zeta}}{\partial PS_{\xi,\eta,\zeta}}, & c_{\xi,\eta,\zeta} &= \frac{\partial Resd_{\xi,\eta,\zeta}}{\partial PS_{\xi+1,\eta,\zeta}}, \\
 d_{\xi,\eta,\zeta} &= \frac{\partial Resd_{\xi,\eta,\zeta}}{\partial PS_{\xi,\eta-1,\zeta}}, & e_{\xi,\eta,\zeta} &= \frac{\partial Resd_{\xi,\eta,\zeta}}{\partial PS_{\xi,\eta+1,\zeta}}, & f_{\xi,\eta,\zeta} &= \frac{\partial Resd_{\xi,\eta,\zeta}}{\partial PS_{\xi,\eta,\zeta-1}}, \\
 & & & & g_{\xi,\eta,\zeta} &= \frac{\partial Resd_{\xi,\eta,\zeta}}{\partial PS_{\xi,\eta,\zeta+1}}
 \end{aligned} \tag{4.25}$$

である．この連立一次方程式の解法として，Nested Fractorization による前処理付き共役残差法 ORTHOMIN (Vinsome, 1976) を採用した．共役残差法は連立一次方程式の解法である反復法の一つである．また，計算負荷を軽減するため，逐次陽化解法 (Successive Explicitization Process, Tosaka and Matsumoto, 1987) を導入し，高速解析を行えるようにした (登坂ほか, 1996) ．

本研究における解析のアルゴリズムを図 4.1 に示す．本研究において開発した解析プログラムを用いて，湧水・漏気の初期段階の検討を行った (Suenaga et al., 1997; 末永ほか, 2002) ．また，第 5 章，第 6 章で述べる湧水から漏気の挙動を再現するための連続計算は，汎用気液二相流動解析プログラムとして，GETFLOWS (Tosaka et al., 2000) を用いた．

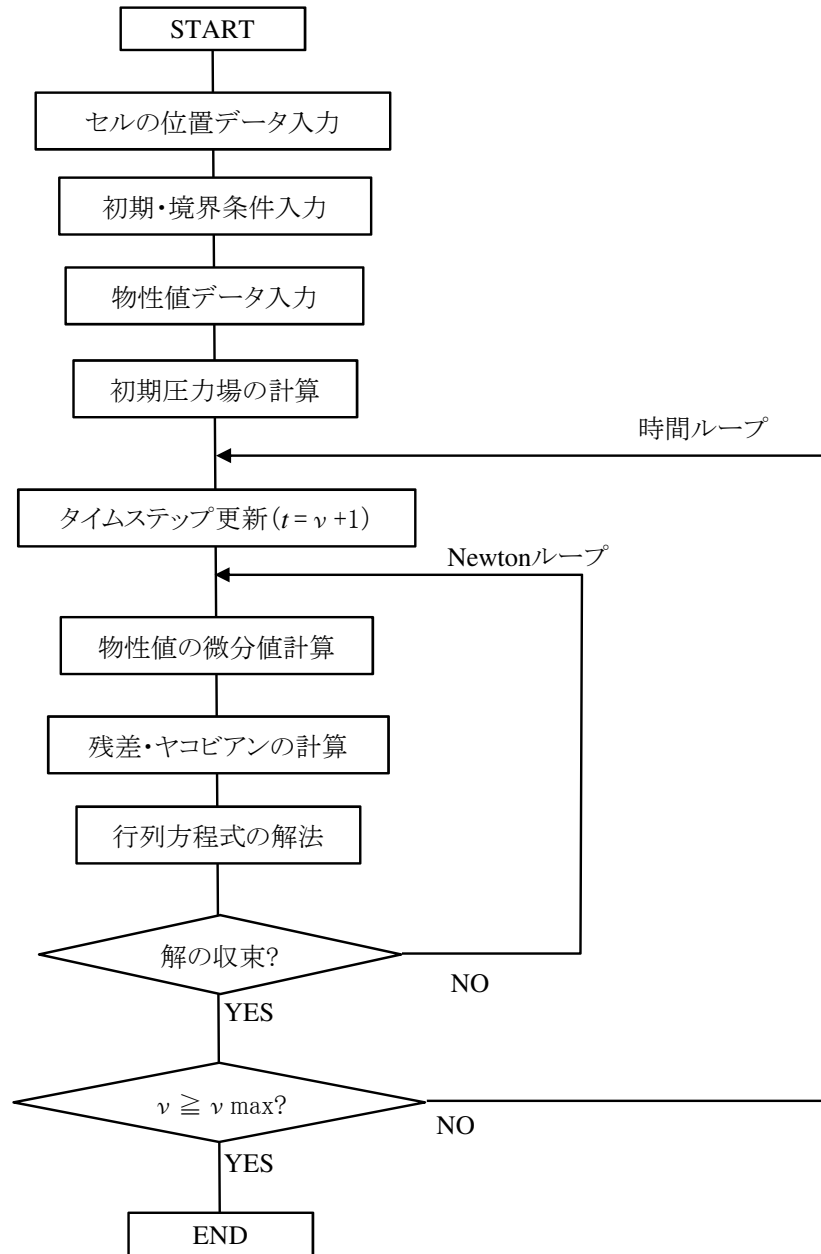


図 4.1 気液二相流動解析コードのアルゴリズム

4.3 解析手法の適用性

4.3.1 Buckley-Leverret の置換機構に関する問題

気液二相流動評価のために構築した数値解析手法の適用性を確認するため、1次元水平方向の二相流体による Buckley-Leverret の置換機構に関する問題 (Bear, 1972) に適用した。

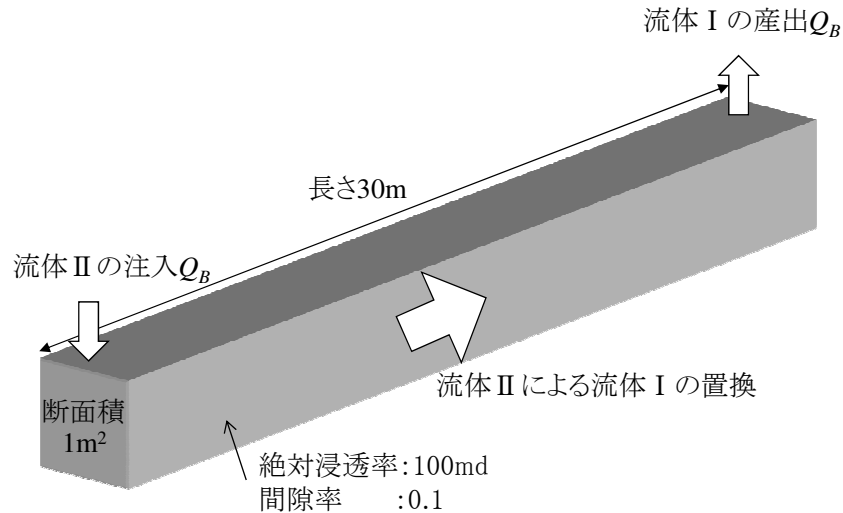


図 4.2 Buckley-Leverret の置換機構に関する問題 (概念図)

まず、断面積 $A = 1\text{m}^2$ 、長さ 30m、絶対浸透率 100md ($9.86923 \times 10^{-14}\text{m}^2$)、間隙率 $\phi = 0.1$ の多孔質媒体を考える (図 4.2)。長さ方向の計算格子は 1 個当たり長さ 1m とし、合計 30 個の格子を考える。初期状態として、多孔質媒体は流体 I で飽和されているものとする。

時刻 $t=0$ から $l = 0.5\text{m}$ における流体 II の注入、 $l = 29.5\text{m}$ における流体 I の産出を開始する。注入量、産出量はともに $Q_B = 10^{-6}\text{m}^3/\text{s}$ で一定とする。流体 I, II はともに非圧縮性流体を仮定し、密度、粘性は水と同様のものを用いるものとする。

また、相対浸透率は図 4.3 に示す case1, case2 を用いるものとし、毛管圧は無視する。与えられた相対浸透率から、以下に示すフラクショナルフロー係数 f_w が算出される。

$$f_w = \frac{1}{1 + \frac{k_{rI} \mu_{II}}{k_{rII} \mu_I}} \quad (4.26)$$

また、二相非圧縮性流体線形状流の式は以下で表わされる (Bear, 1972 ; 石油技術協会, 1983) .

$$\phi \frac{\partial S_w}{\partial t} = -\frac{Q_B}{A} \frac{\partial f_w}{\partial l} \quad (4.27)$$

f_w を S_w のみの関数と考えると, 式 (4.27) より S_w が一定である面の速度は,

$$\left(\frac{dl}{dt}\right)_{S_w} = \frac{Q_B}{A\phi} \left(\frac{df_w}{dS_w}\right)_t \quad (4.28)$$

となる. このため, ある時刻 t_a における S_w が一定な面の距離 l は,

$$l = \frac{Q_B t_a}{A\phi} \frac{df_w}{dS_w} \quad (4.29)$$

となる.

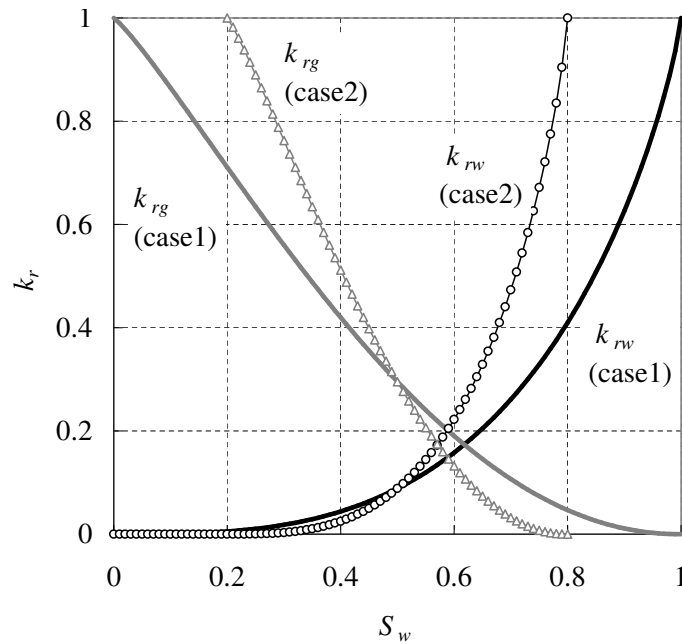


図 4.3 Buckley-Leverret の置換機構で用いた相対浸透率

case1, case2 の相対浸透率を用いた場合のフラクショナルフロー係数を図 4.4 に, $t_a=2 \times 10^6$ s (case1), 1×10^6 s (case2) における解析解と数値解析結果を図 4.5 に示す.

図 4.5 に示した解析解のうち不連続になっている部分は、流体 II のフロントが形成されていると考えられる。

この図から、解析解と数値解析結果は概ね一致していることが分かる。フロントの位置において、解析解と数値解析結果が異なっている部分があるが、これは、トランスミシビリティを風上法で評価したことによる数値分散の影響である。

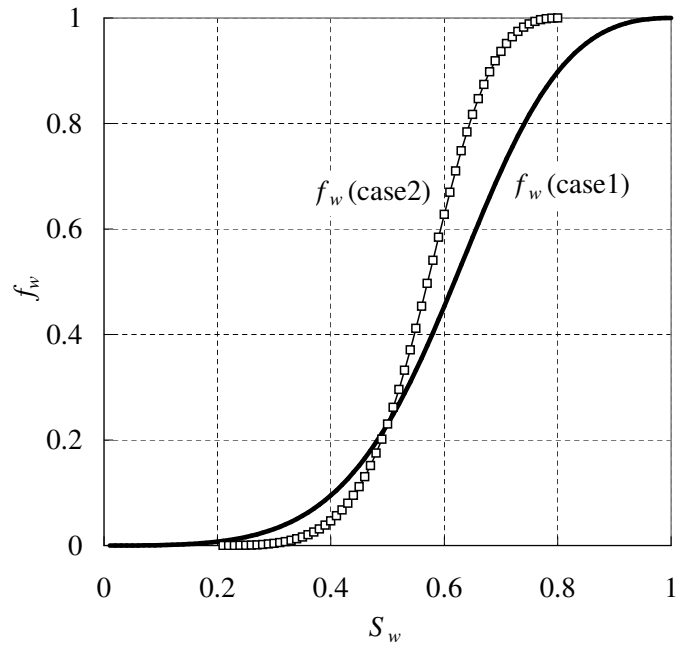


図 4.4 フラクショナルフロー係数

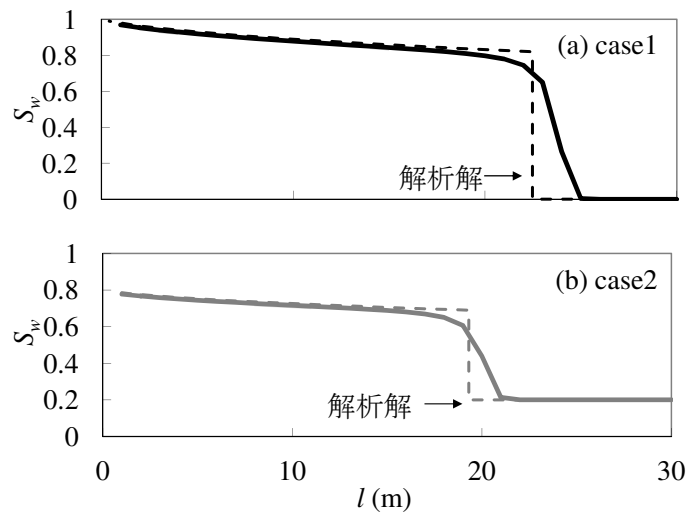


図 4.5 解析解と数値解析結果との比較

4.3.2 鉛直方向への浸透に関する問題

鉛直一次元浸透流について Philip(1957) が示した解析解は、数値モデルの検討に広く用いられている（例えば, Bhuiyan et al., 1971; Milly, 1982 ; 日野ほか, 1989）。

本研究における数値解析手法の適用性の検討のため、この Philip(1957) の鉛直一次元浸透の問題についてのシミュレーションを行った。ただし、Philip(1957) で用いられた土壌の物理特性は関数形が複雑で数値モデルでは取り扱いが困難であるため（日野ほか, 1989）、Milly(1982) が用いた土壌物理特性式に対して Philip(1957) の方法による解析解を求め、その解析解と数値解析結果を比較した。

解析領域は鉛直方向 0.4m ($-0.4 \leq z \leq 0$) とし、土壌の絶対浸透率、間隙率は、Milly(1982) に基づき、それぞれ $1.43 \times 10^{-14} \text{m}^2$ 、0.495 とした。また、Milly(1982) による土壌物理特性を図 4.6 に示す。気体の相対浸透率 k_{rg} は常に 1 とした。初期条件、境界条件は表 4.1 に示す。

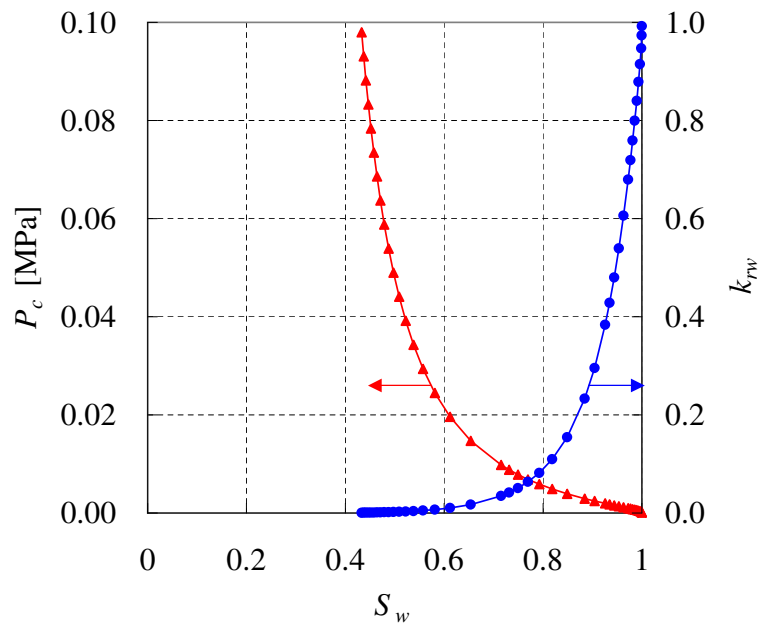


図 4.6 鉛直一次元浸透問題に与えた土壌物理特性 (Milly(1982) を基に作成)

解析解と数値解析結果を図 4.7 に示す。この図から、解析解と数値解析結果は良く一致していることが分かる。以上、前項の Buckley-Leverret の問題と Philip の問題の解析解と数値解析の比較から、本研究で用いる数値解析手法の適用性が示された。

表 4.1 鉛直一次元浸透の問題 (Philip, 1957) におけるシミュレーション条件

条件	
初期条件	
圧力分布	大気圧
飽和率分布	$S_w=0.479$ ($-0.4\text{m} \leq z \leq 0\text{m}$)
温度分布	等温 (15°C)
境界条件	
上方境界	$S_w=1.0$ ($z=0\text{m}$)
下方境界	$S_w=0.479$ ($z=-0.4\text{m}$)

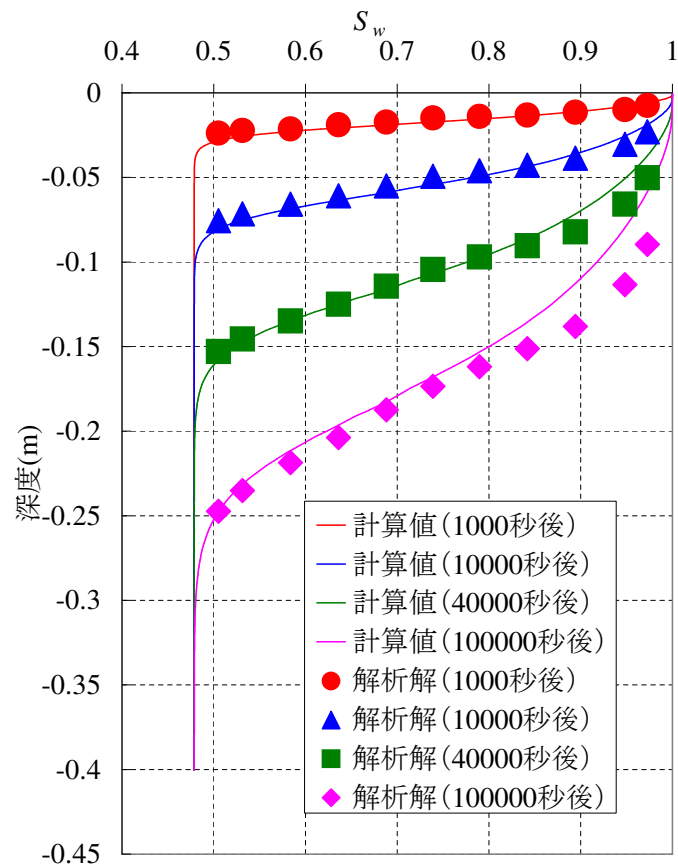


図 4.7 鉛直方向への浸透に関する解析解と数値解析結果との比較

第 5 章

数値モデルによる湧水・漏気挙動の再現解析

本章では、第 4 章において述べた気液二相流動解析手法を用いて、CAES 試験における湧水・漏気挙動の再現解析を実施した。

まず始めに絶対浸透率推定のための透水試験のシミュレーション、次に水・空気の気液二相流動特性を推定するためのシミュレーションを実施した。

5.1 解析条件

5.1.1 解析における仮定

透水試験および気液二相流動シミュレーションでは、空洞および周辺岩盤の温度は 18.4℃で等温であると仮定した。これは、空洞内に設置した温度センサによる気温・水温が 1℃以内の変動と、ほぼ一定であったこと (2.4.1 参照)、周辺の岩盤については、空洞よりもさらに温度変化が小さいと推定されることによる。また、シミュレーションでは、空気の水への溶解が無視できるものと仮定した。これは、3.1 で述べたように、本研究における試験条件では、溶解し得る空気の質量は十分小さいものと考えられるためである。

岩盤のモデル化に際し、岩盤は均質媒体であり、絶対浸透率について異方性を持つと仮定した。これは、地質調査結果から、空洞および周辺岩盤は高角度割れ目が優勢であるものの連続性が顕著でなく、高角度割れ目とこれらと交差する中～低角度割れ目の組み合わせによるネットワークにより流体が流動するという想定に基づき、対象となる割れ目系岩盤を均質媒体と見なせること、空洞内部および周辺ボーリング孔の

地質調査結果，漏気経路調査結果に基づき，鉛直方向に卓越した，透水性の高い開口割れ目があることから，異方性がある可能性が考えられたことによる（2.1.1，2.1.3，2.1.4）。なお，ボーリング調査結果から，空洞の水平部の妻壁に向かって割れ目が密集していることが明らかとなっているが，空洞内部の地質調査では割れ目の偏在性が認められないことから，空洞付近の岩盤の物性は一様であると考えた。

5.1.2 計算格子設定

気液二相流動評価のための数値解析に用いた計算格子を図 5.1 に，計算格子の空洞を含む断面図を図 5.2 に示す。以降，空洞の長軸方向を x 方向，平面図上でこれと直交する方向を y 方向，深度方向を z 方向とする。

建設時における空洞の形状は食パン型，すなわち，断面形状で見た場合，上部が半円形，下部が長方形であり，建設後の測量から，空気を貯蔵する空洞部（以降，空気室と称す）における空洞の高さは概ね 3.2m であった（図 2.5 参照）。また，3.3 で述べたタンクテーブルを用いて，試験時に制御した空洞内水位である 183.288m から算出される空気室の空洞体積は 198.363m^3 であった。空気室の斜坑部（長さ 16m）は半分の体積が水没しており，これと空気室の水平部（長さ 15m）の体積を合わせた体積が上述した空洞体積に相当するため，空洞の yz 断面を高さ 3.2m の長方形とみなすと， y 方向の長さは $198.363/3.2/23 = 2.7\text{m}$ となる。そこで， yz 断面で見た場合， y 方向の長さ 2.7m，高さ 3.2m の長方形とし， xz 断面で見た場合，図 2.7 に示す傾斜部の形状を模擬した，水平部 15m，傾斜部 16m の合計 31m の部分を空洞モデルとした。計算格子の空洞モデルを含む断面を図 5.2 に示す。本研究では，空洞モデルの水平部におけるメッシュ内は空気で満たされているものとし，斜坑部においては水位に相当する飽和率の水が存在するように設定した。また，斜坑部の空洞下部からは水の流入，漏出は可能であるものの，空気の直接的な流入，漏出は困難であることから，漏気の計算において，空洞モデルの斜坑部下からの流体の移動ができないように設定した。

空洞を中心に x ， y 方向に前後 200m， z 方向は鉛直下方に 100m，上方に 200m の領域を数値解析の対象とした。 y 方向については， yz 断面で見た場合，空洞位置を中心に左右対称の形状となるため，空洞を中央に設けた y 方向の長さ 402.7m の領域のうち半分となる，空洞の中心から 201.35m の領域を解析対象とした。1.35m は yz 断面で見

た場合の空洞の中心から壁面までの距離である. x , y , z 方向とも空洞の壁面から 1, 2, 3, 4, 5, 10, 15, 20, 40, ...m の格子長とし, x , y , z 方向にそれぞれ 39, 11, 22 個の合計 9438 個の格子数とした.

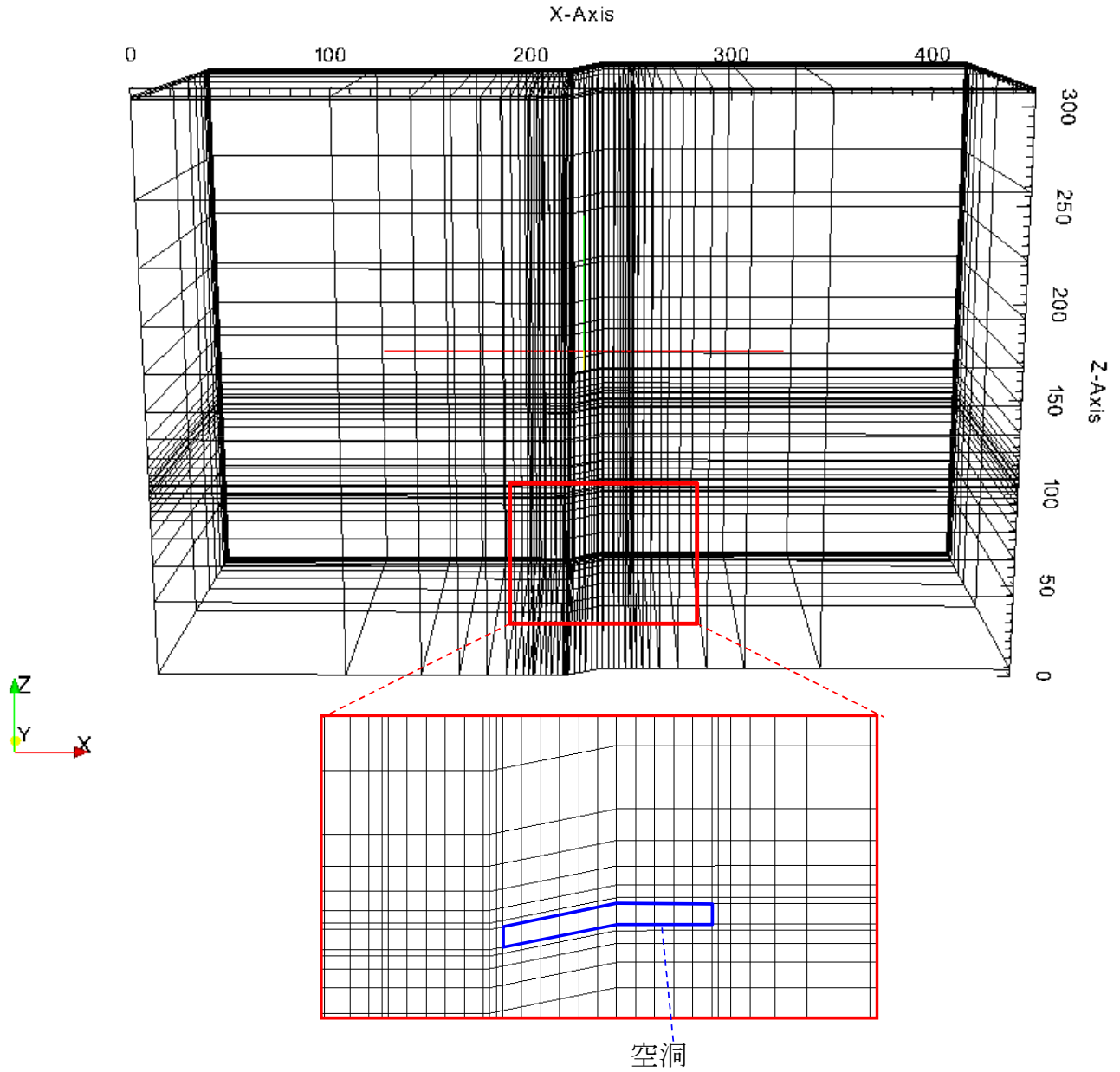


図 5.1 数値解析に用いた計算格子 (下図は部分拡大図)

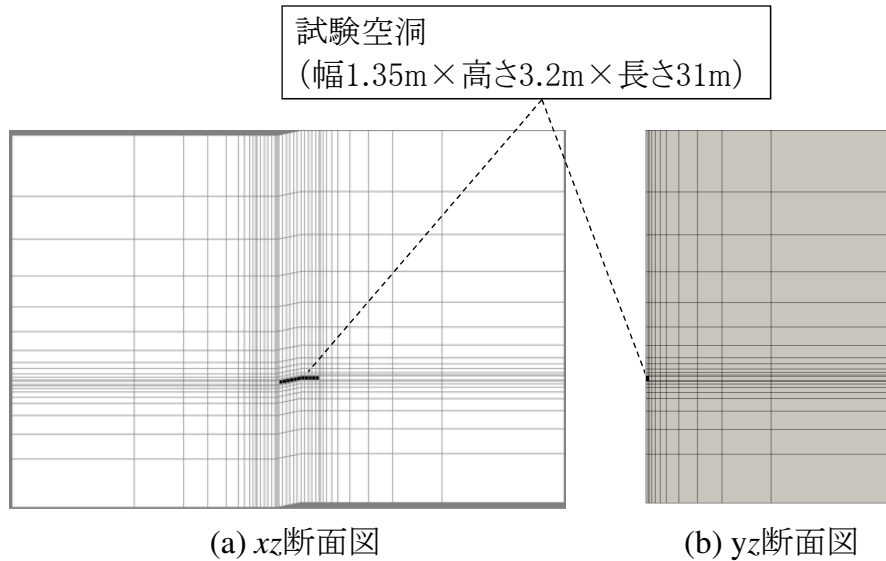


図 5.2 数値解析に用いた計算格子 (断面図)

5.1.3 初期条件・境界条件

2.1.4 で述べたように、空洞の約 180m 上方にある上部坑道では常時湧水があることから、試験時を含む長期間排水が行われ、水位が制御されていた。従って、空洞周辺の地下水位は上部坑道の標高付近に保持され、試験開始時においても同様と考えた。このことから解析における初期条件は静水圧を仮定し、地下水位以下の深度差に応じた水圧を設定した。

5.2 の透水試験のシミュレーションでは、地下水位をフィッティングパラメータとして設定した。また、5.3 以降の気液二相流動シミュレーションでは、5.2 で求めた解析結果に基づき、標高 EL 369.6~370.2m (空洞天端より 183.0~183.6m 上位, 上部坑道よりも 5m 程度上位) に地下水位があるとした場合の静水圧分布を間隙水圧とした。

境界条件は、計算格子の上面、側面は一定圧力境界とし、下面は不透水境界とした。図 5.3 に A1 孔で測定された間隙水圧を示す。図を見ると、試験期間中において間隙水圧分布がほぼ変動せず、標高と想定される地下水位から静水圧分布を示していることが分かる。これにより、A1 孔の存在する空洞から水平方向に 50m 程度離れた場所では、試験に伴う圧力変動が観測されず、静水圧分布を示していることから、設定した

境界条件は妥当なものと判断した。また，初期条件で設定した地下水位は一定であるとした。

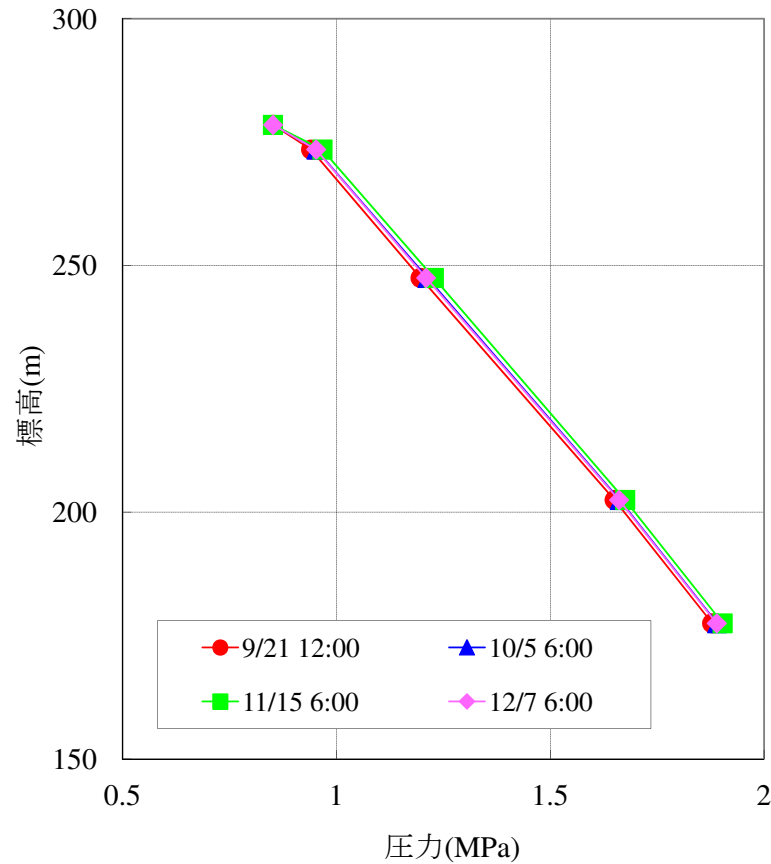


図 5.3 試験期間中における A1 孔の間隙水圧分布

空洞の空気貯蔵部は，制御した圧カステップの測定データをもとに，5.2の透水試験のシミュレーションでは2001/9/9 12:00～2001/9/22 8:00の透水(1)を対象とし，5.3以降の気液二相流動シミュレーションでは2001/9/9 12:00～2001/12/7 8:00の透水(1)～透気(3)を対象として，それぞれ図 5.4，図 5.5に示すような，1時間ごとの空洞内圧を変動圧力境界として与えた。

図 5.4の9/9～9/14において試験における圧力変化が振動しているのは，この時空気置換(図 2.9(b)参照)を行っていたためである。空気置換は，空洞内圧を $17.1 \pm 0.3 \text{ kgf/cm}^2$ の圧力で制御しながら給気，排水運転を同時に行うものであり，短期間に空洞を空気置換するため圧力の変動幅を大きく取った。この空気置換では，制御する空洞内圧

は周辺間隙水圧と平衡する圧力 (基準圧) である 1.873MPa より十分小さく, 周辺岩盤からの湧水量の変化に大きな影響を与えないものと考えられること, ならびに透水試験のマッチングのためのデータとして用いる必要がないことから, 後述する透水試験・透気試験のシミュレーションでは空洞内圧を一定とした.

解析領域内の温度は一定とし, 空洞内に存在する温度センサを用いて算出した, 試験期間中の平均値である気温をもとに, 18.4℃とした.

初期・境界条件を表 5.1 にまとめる.

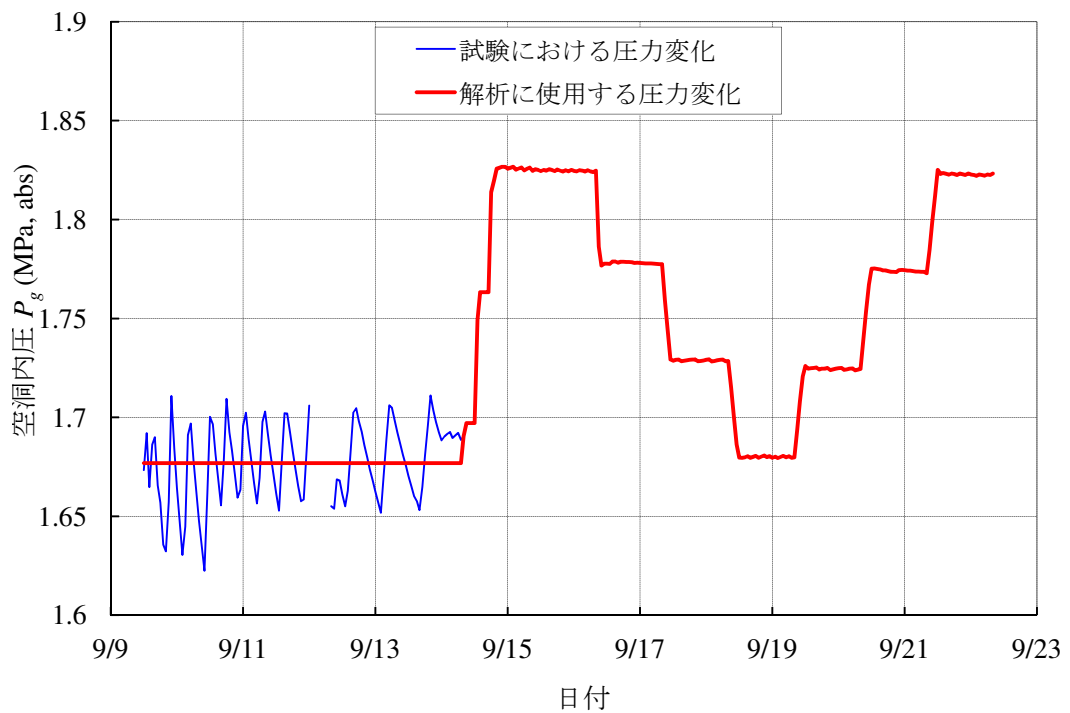


図 5.4 空洞における境界条件として用いた空洞内圧の時間変化 (透水試験のシミュレーション)

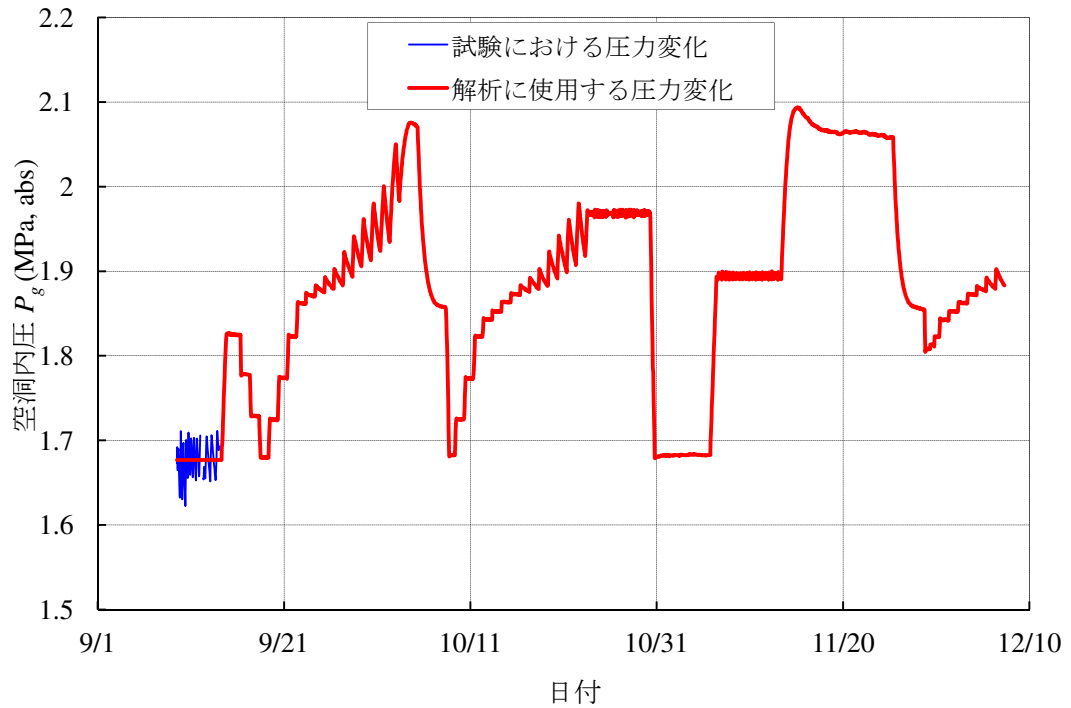


図 5.5 空洞における境界条件として用いた空洞内圧の時間変化（気液二相流動シミュレーション）

表 5.1 初期・境界条件

	条件
初期圧力分布	静水圧
初期温度分布	等温 (18.4℃)
側方境界	固定圧力境界
下方境界	固定圧力境界
空洞	指定圧力境界

(1時間ごとの空洞内圧データ)

5.1.4 流体の物性

本研究では、間隙率 ϕ については、圧力依存性を考慮しないものとし、流体（水、空気）の容積係数 B_i 、粘性係数 μ_i については、温度一定条件における圧力変化に対する物性値の変化を近似し、これらを用いることとした。

水に関しては、流体の熱物性値（日本機械学会，1983）をもとに、圧力が3MPa程度の範囲の物性値を直線近似し、これを与えた。また、空気に関しては、容積係数については化学便覧（日本化学会，2004）を、粘性係数については、化学便覧のデータをもとに、2次曲線で近似し、これを与えた。

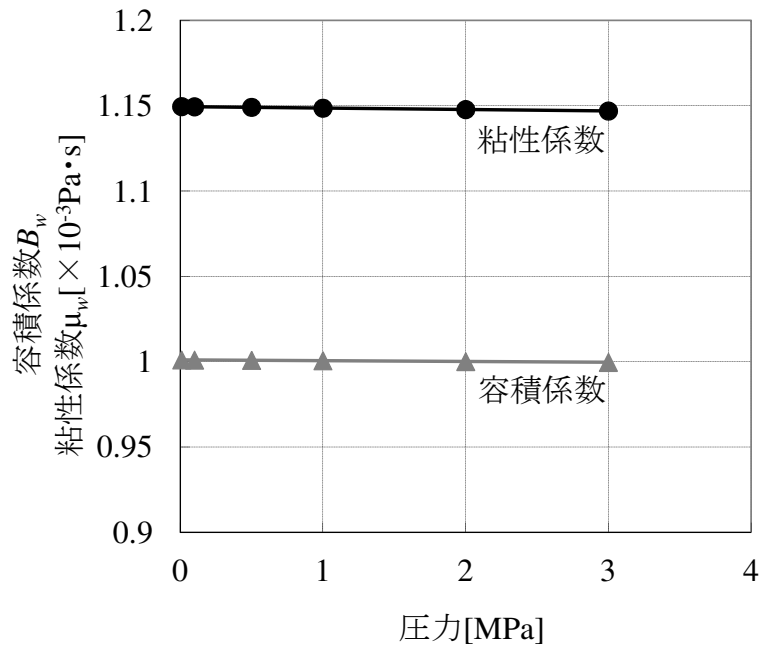


図 5.6 水の容積係数，粘性係数

図 5.6, 5.7 にそれぞれ水，空気の圧力と物性値の関係を示す。水，空気の容積係数を入力パラメータとして与える際，標準状態における各流体の密度が必要となる。本解析では，試験期間中の平均気温（18.4℃）に基づいて，水の密度 $\rho_{ws}=9.977 \times 10^2 \text{kg/m}^3$ ，空気の密度 $\rho_{gs}=1.211 \text{kg/m}^3$ とした。測定された累積漏気量，またこれをもとに算出された時間当たり漏気量と計算結果を比較する際は，測定値が0℃，1atmに換算した値であるため，計算結果である漏気量も0℃，1atmに換算した値を用いた。

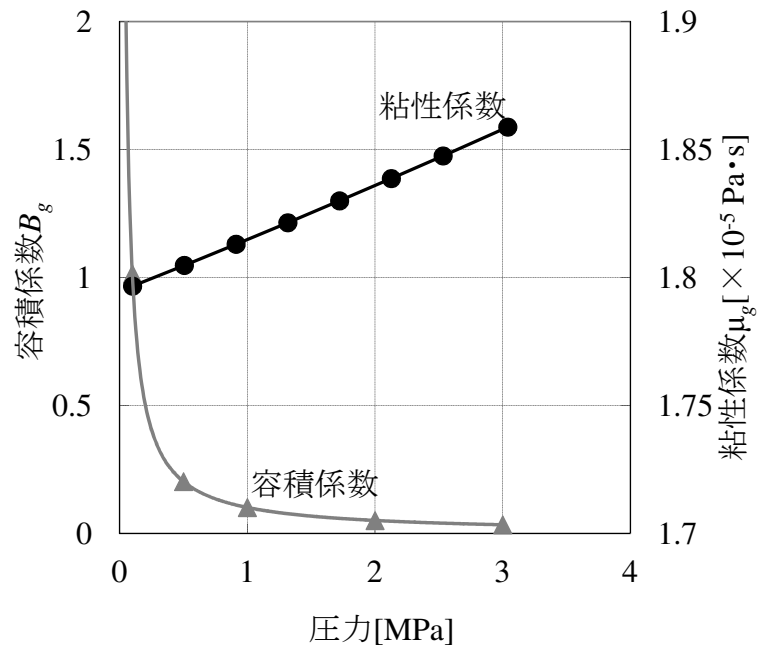


図 5.7 空気の容積係数，粘性係数

5.2 湧水挙動を再現する絶対浸透率の推定

2.1.3において、空洞における地質調査結果から、空洞に見られる開口割れ目は高角度のものが主体であること、ボーリング孔を用いた割れ目の連続性の調査ならびに漏気経路調査結果から、高角度の割れ目がネットワーク状に連結して漏気経路となることが推定された。

このことから本研究では、空洞周辺岩盤の絶対浸透率について、等方あるいは異方性を持つ多孔質媒体と仮定し、値の推定を行った。

5.2.1 等方多孔質媒体を仮定した場合

等方な多孔質媒体と仮定したときにおける岩盤の絶対浸透率の推定のため、3.7.1で求めた絶対浸透率の概算値ならびに間隙率の推定値をもとに、透水(1)(2.2.2参照)のパラメータスタディを実施した(図5.8)。

集水暗渠の式を用いた絶対浸透率評価結果(3.7.1)に基づき、絶対浸透率を $3.2 \times 10^{-15} \text{ m}^2$ (地下の温度・圧力状態を勘案した透水係数 $3.0 \times 10^{-8} \text{ m/s}$ に相当) $\sim 6.4 \times 10^{-15} \text{ m}^2$ (同

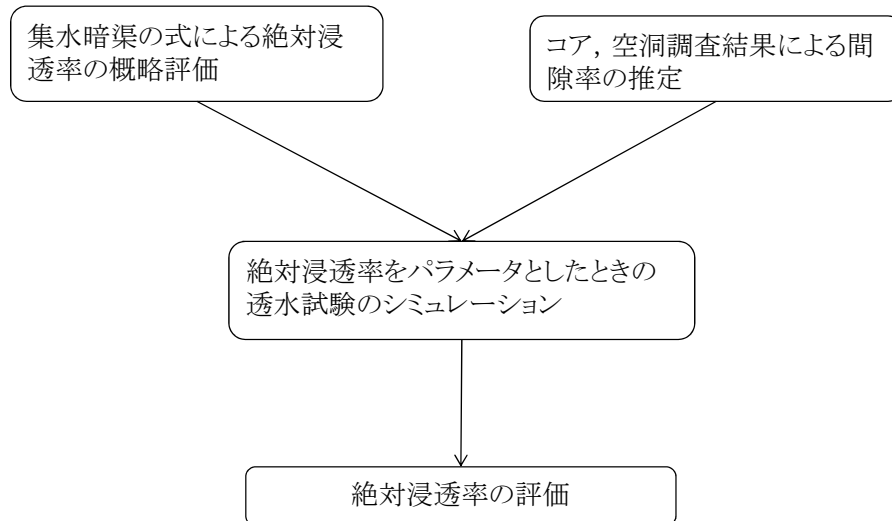


図 5.8 絶対浸透率推定のフロー

$5.9 \times 10^{-8} \text{m/s}$ に相当) のうち $0.1 \times 10^{-8} \text{m/s}$ ずつ変化させ、境界条件として用いる地下水位を様々な値に変化させた場合における透水 (1) のシミュレーションを行った。ただし、1回のシミュレーション内において、地下水位は一定とした。また、間隙率は0.002と仮定した (3.7.2 参照)。

シミュレーションの過程を図 5.9, 図 5.10 に示す。まず、絶対浸透率を変化させ、空洞内圧と湧水量の関係を直線で表わした時の傾きが、実測値を用いて空洞内圧と湧水量の関係を直線で表した時の傾きと同様となる絶対浸透率を求める (図 5.9)。次に、上部の境界条件となる地下水位を変化させて、湧水量の実測値と計算値の平均誤差として残差平方和の平均の平方根を計算し、これが最も小さくなる地下水位を最適なパラメータとして求めた (図 5.10)。

この結果、実測値の傾きと同様になる絶対浸透率は $4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$ (同 $3.7 \times 10^{-8} \text{m/s}$ に相当)、計算湧水量と実測湧水量の平均誤差が最小となる地下水位は空洞天盤からの高さ 183.6m であったことから、これらの値を設定した時に算出される湧水量が実測値を最も良く再現することが分かった (図 5.13(a) 参照)。

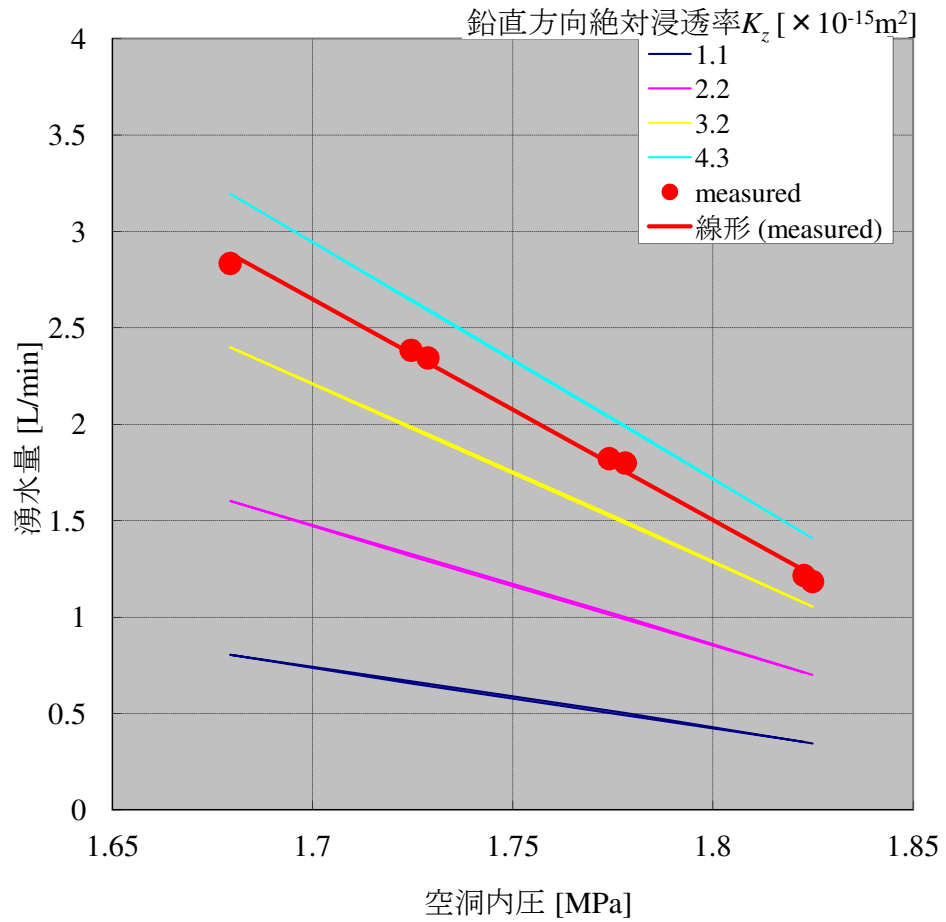


図 5.9 等方を仮定した時の透水試験シミュレーション（空腔内圧と湧水量の関係を直線近似した時の傾きとなる鉛直方向の絶対浸透率 K_z を求める）

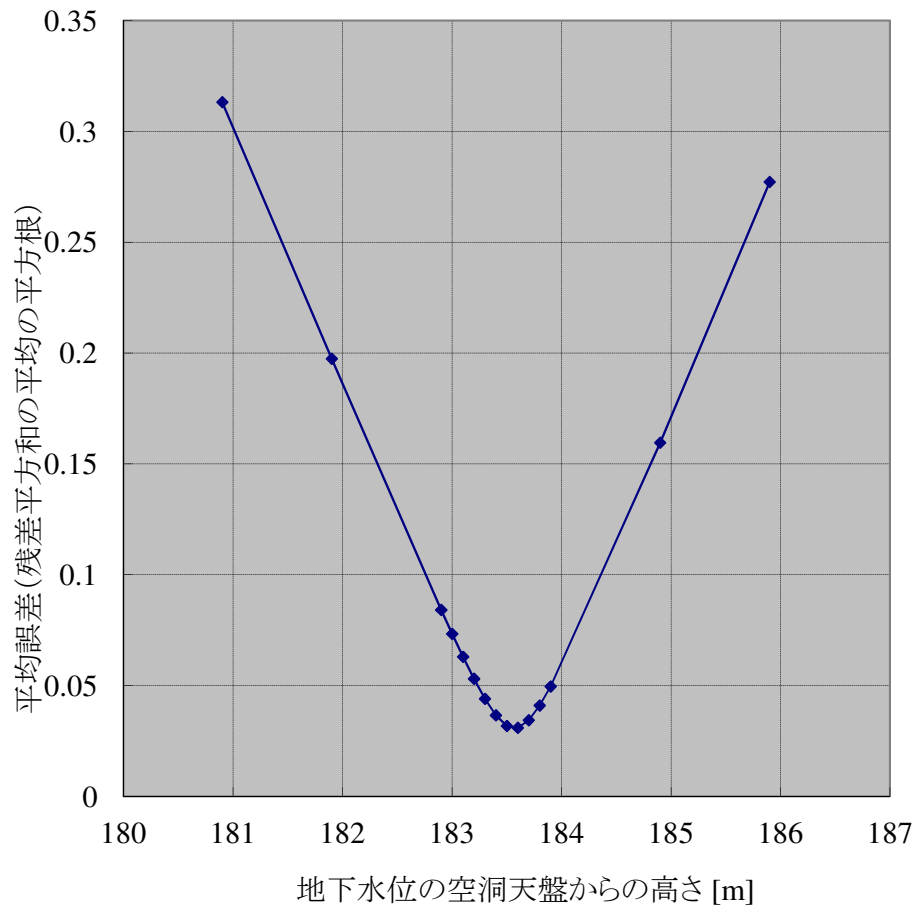


図 5.10 等方を仮定した時の透水試験シミュレーション ($K_z=4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$ とし, 地下水位を変動させた場合の平均誤差 (残差平方和の平均の平方根) の変化)

5.2.2 異方性を持つ多孔質媒体を仮定した場合

ここでは岩盤の絶対浸透率が異方性を持つ場合について検討を行う。2.1.1 に示したように, 広域地質調査結果から, 当該地域に分布する割れ目は傾斜 $70 \sim 80^\circ$ と高角度な傾向がある。また, 2.1.3 に示したように, 試験空洞内には 10 本の開口割れ目が観察されており, 傾斜角はいずれも $70 \sim 90^\circ$ と高角度であることが分かっている。さらには 2.1.4 に示したように, 圧縮空気貯蔵試験よりも前に実施した空洞周辺を対象としたトレーサ試験結果から, 空洞とその直上にある B2 孔の間には, 割れ目内においてトレーサが選択的に流動する経路があることが確認されている。B2 孔における BTV

の観察結果から、空洞に見られた10本の割れ目は連続性が顕著ではないものの、フラクチャーネットワークにより流体が流動するものと考えられる。以上より、空洞および周辺岩盤では鉛直上方への流体の流動が卓越するものと考えられることから、異方性として鉛直上方(z 方向)の絶対浸透率が大きいものと仮定することとした。以降では、岩盤内の鉛直方向の絶対浸透率が水平方向の10倍 ($10K_x = 10K_y = K_z$)、100倍 ($100K_x = 100K_y = K_z$) とした場合における透水(1)のシミュレーションを実施した。

シミュレーションの方法は、5.2.1と同様に湧水量のフィッティング、地下水位のフィッティングを実施し、平均誤差(残差平方和の平均の平方根)が最小となる絶対浸透率、地下水位の組み合わせを求めた。フィッティングの例として、岩盤内の鉛直方向の絶対浸透率が水平方向の100倍 ($100K_x = 100K_y = K_z$) とした場合の結果を図 5.11, 図 5.12 に示す。なお、岩盤内の鉛直方向の絶対浸透率が水平方向の10倍 ($10K_x = 10K_y = K_z$) とした場合の結果は補遺 B に示した(図 B.1, 図 B.2)。

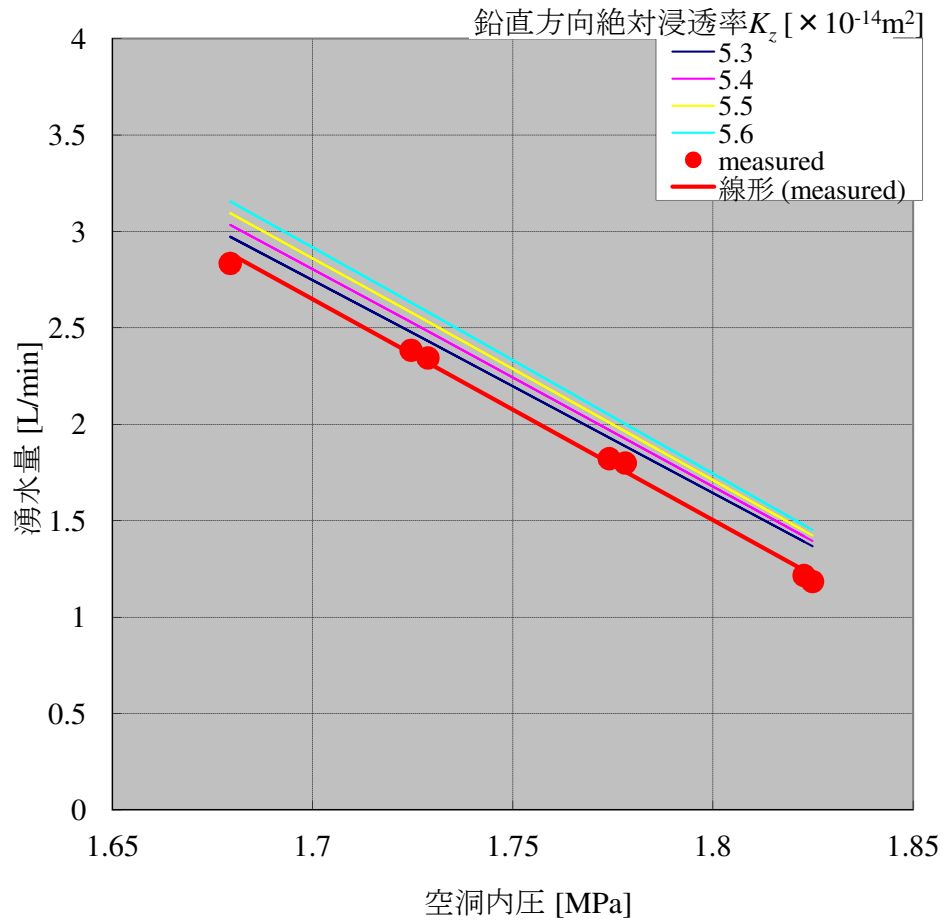


図 5.11 $100K_x = K_z$ を仮定した時の透水試験シミュレーション（空洞内圧と湧水量の関係を直線近似した時の傾きとなる鉛直方向の絶対浸透率 K_z を求める）

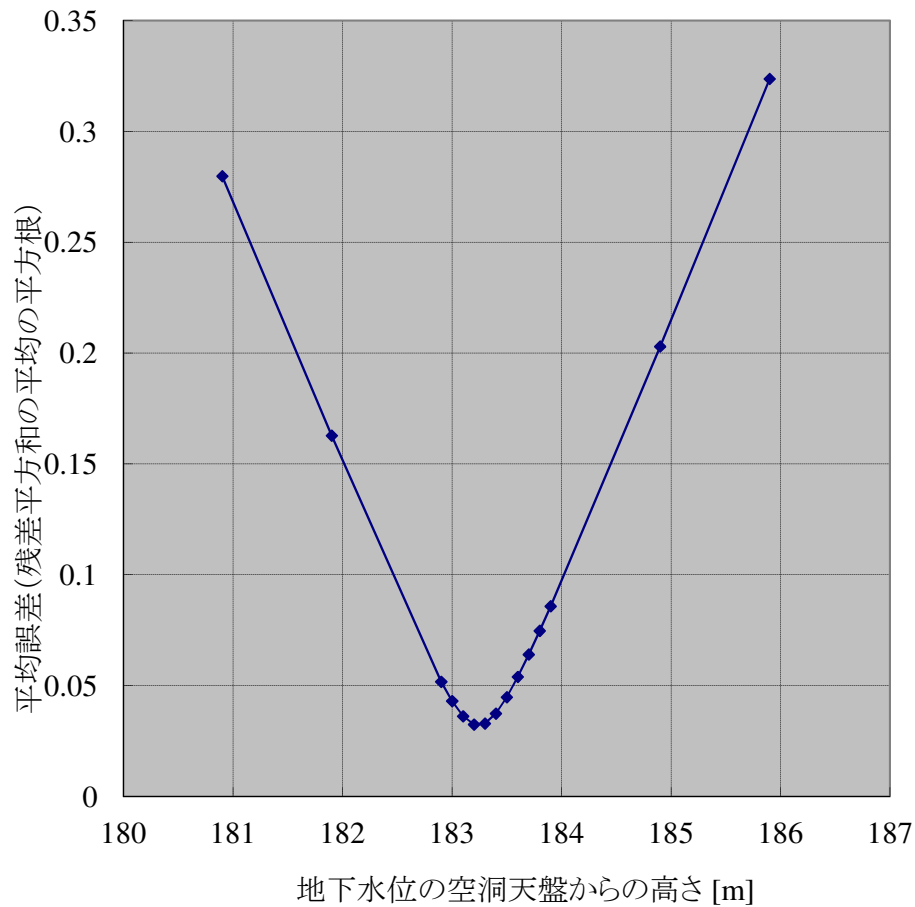


図 5.12 $100K_x = K_z$ を仮定した時の透水試験シミュレーション ($K_z=5.5\times 10^{-14}\text{m}^2$ とし、地下水位を変動させた場合の平均誤差 (残差平方和の平均の平方根) の変化)

この結果、 $10K_x = 10K_y = K_z$ 、 $100K_x = 100K_y = K_z$ とした時には、実測値の傾きと同様となる鉛直方向の絶対浸透率 K_z はそれぞれ $1.5\times 10^{-14}\text{m}^2$ (地下の温度・圧力状態を勘案した透水係数 $1.4\times 10^{-7}\text{m/s}$ に相当)、 $5.5\times 10^{-14}\text{m}^2$ (同 $5.1\times 10^{-7}\text{m/s}$ に相当)、計算湧水量と実測湧水量の平均誤差が最小となる地下水位は空洞天盤からの高さ 184.1m であったことから、これらの値を設定した時に算出される湧水量が実測値を最も良く再現することが分かった (図 5.13(b), (c)) .

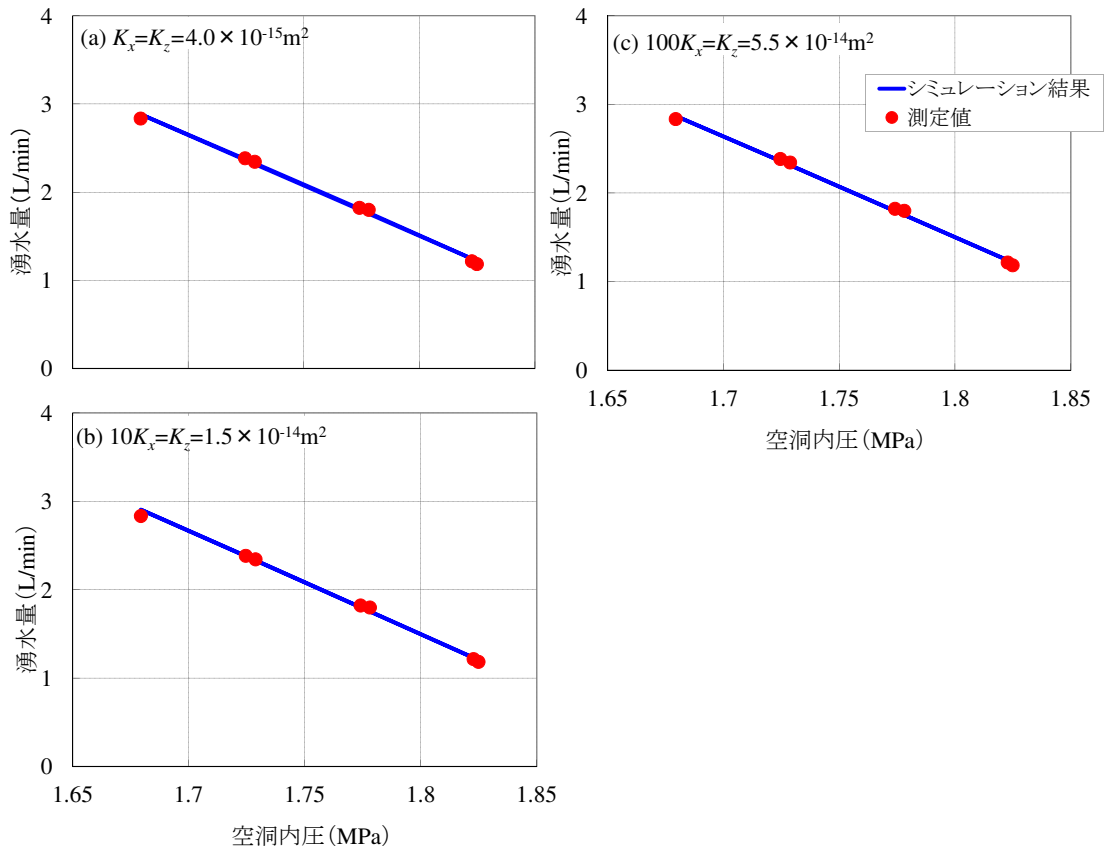


図 5.13 透水 (1) における実測値とシミュレーション結果の比較

図 5.14 に、鉛直方向と水平方向の絶対浸透率の比 (K_z/K_x) と実測値を再現する鉛直方向の絶対浸透率 (K_z) の関係を示す。 K_z/K_x が大きくなるほど、すなわち異方性が強くなるほど K_z が大きくなることが分かる。

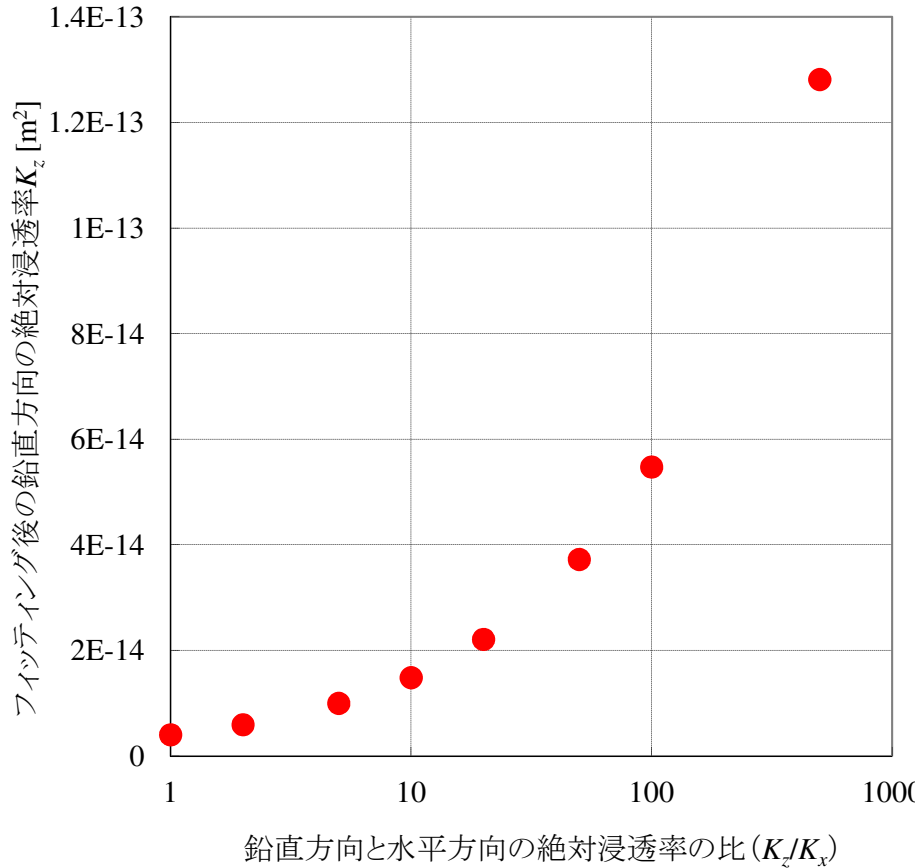


図 5.14 鉛直方向と水平方向の絶対浸透率の比 (K_z/K_x) と実測値を再現する鉛直方向の絶対浸透率 (K_z) の関係

図 5.15 に空洞掘削前に実施したボーリング孔透水試験結果を示す。試験区間は 5～10m である。図中には、透水 (1) のシミュレーションにより推定された絶対浸透率に基づく結果のうち、岩盤の絶対浸透率を等方とした場合と、鉛直方向が水平方向の 100 倍 ($100K_x = K_z$)、500 倍 ($500K_x = K_z$) と仮定したものも合わせて示す。

この図から、試験結果は $10^{-12} \sim 10^{-5} m/s$ と大きく幅を持っており、全結果の平均値は、算術平均、幾何平均ともに $1.7 \times 10^{-8} m/s$ であった。周辺地下水の水温に基づいた水の密度、粘性を考慮すると、等方の場合 $3.7 \times 10^{-8} m/s$ 、 $100K_x = K_z$ の場合は $5.1 \times 10^{-7} m/s$ となり、 $100K_x = K_z$ の時の透水係数は、ボーリング孔の透水係数のうち、高いものと同程度である結果となった。これは、空洞全体の絶対浸透率は、開口

割れ目を含む比較的大きい透水係数に依存していることを示しているものと考えられる。一方、 $500K_x = K_z$ の時に得られた透水係数 ($1.2 \times 10^{-6} \text{m/s}$) に相当する現場試験結果はほとんど見られない。従って、異方性の程度は500倍 ($500K_x = K_z$) よりも大きくならないものと考えられる。

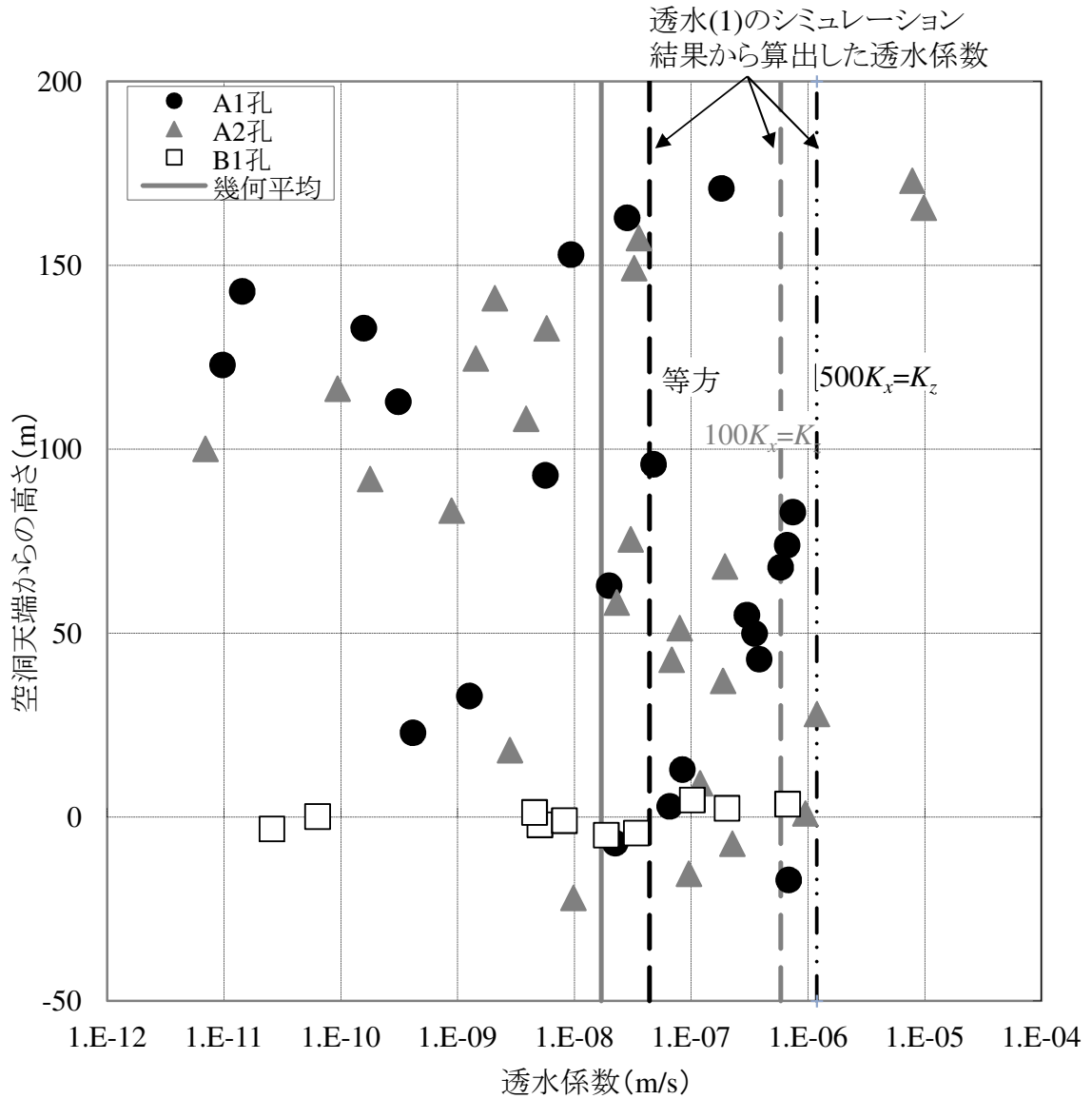


図 5.15 透水 (1) の結果とボーリング孔透水試験結果の比較

5.2.3 平均間隙率のセンシティブィティ

図 5.16 に岩盤の絶対浸透率として等方, $10K_x = K_z$, $100K_x = K_z$ とした場合における, 平均間隙率のセンシティブィティについて検討した結果を示す. 横軸に平均間隙率を対数で表示したもの, 縦軸に図 5.10, 5.12 において求めたものと同様の算出方法で計算した平均誤差 (残差平方和の平均の平方根) を表す.

この図を見ると, 間隙率が 0.01 未満の範囲では, 間隙率の変化に対して平均誤差の変化がほとんど見られないことが分かる. 図中には, 地質調査から推定された間隙率である 0.0003, 割れ目を含んだコア試料の割れ目幅から推定された間隙率である 0.02, 3.8.2 において, 地質調査, コア試料の幾何平均として推定した間隙率である 0.002 も併せて示す.

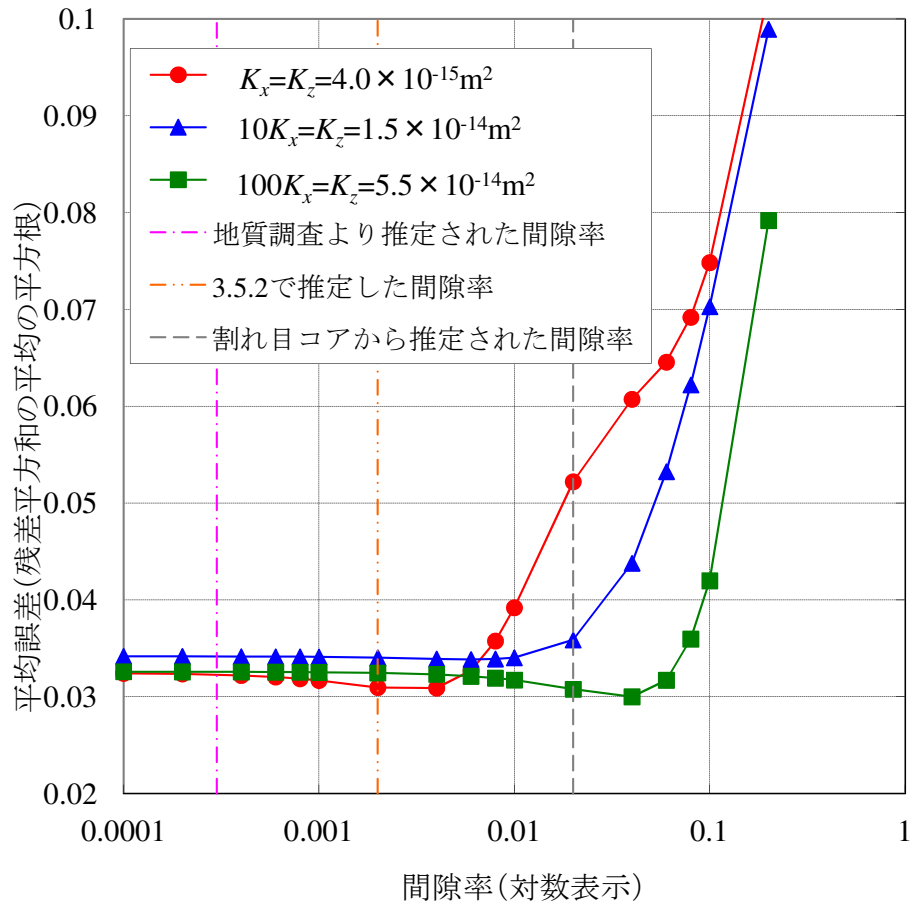


図 5.16 平均間隙率のセンシティブィティ検討結果

間隙率の下限値としては、等方均質， $10K_x = K_z$ ， $100K_x = K_z$ の場合，それぞれ，0.004，0.006，0.04となるが，幾何平均値として求めた間隙率である0.002付近では，平均誤差は最小値に近い値を取り，この間隙率の前後では平均誤差の変化は小さい。また，図5.10，5.12と比較すると，地下水位の変動による平均誤差の変動と比較しても，間隙率の変動による平均誤差の変化は十分に小さいことが分かる。

以上のことから，平均間隙率の変化のセンシティブリティは小さいものと判断した。

5.3 漏気挙動の再現計算

岩盤内における気液二相流動を表現するための絶対浸透率，間隙率以外の物性として，気液二相流動特性，すなわち毛管圧，相対浸透率が挙げられる。いずれも水飽和率 S_w の関数で表わされる (Bear, 1972)。

これまでの相対浸透率を推定するための研究手法として，以下の2つのアプローチがある。1つは，理論的・数値解析的アプローチであり，多孔質媒体中の間隙のネットワークを概念的にモデル化する研究 (Fatt, 1956; Koplik et al., 1985; Lenormand et al., 1988)，パーコレーション理論に基づくモデル化研究 (Chandler et al., 1982; Wilkinson, 1986) が挙げられる (Blunt, 1992)。

もう1つは，理論的・実験的アプローチであり，Kozenyの理論に基づいた，相対浸透率が有効飽和率の累乗で表されるモデルを用いた研究 (Irmay, 1954; Corey, 1954; Wyllie, 1962; Brooks and Corey, 1964)，測定された飽和率と毛管圧の関係から相対浸透率をモデル化する研究 (Burdine, 1953; Mualem, 1976; van Genuchten, 1980) が挙げられる (Mualem, 1976)。

これらの理論的・数値解析的アプローチおよび理論的・実験的アプローチは，近年においても適用性に関する研究が行われている (Valvatne et al., 2005; 竹田他, 2002; Tsakiroglou et al., 2005)。また，毛管圧についても理論的・数値解析的アプローチ，理論的・実験的アプローチにより数多くのモデルが提案されている (Wilkinson, 1986; Brooks and Corey, 1964; van Genuchten, 1980)。しかしながら，室内試験によって得られたデータから求められた相対浸透率は，石油の生産量を評価するような場合不向きであるという指摘がある (Faust et al., 1989)。このため，原位置の気液二相流動現象を表現するためには，室内試験によって得られるデータだけでは不十分である可能

性がある。

一方で、岩盤内気液二相流動特性は、原位置計測のみから得られるものでなく、数値解析を用いて帰納的に得られる。例えば、原位置で飽和率を直接測定することが現状の技術では困難であることが考えられる。飽和率の間接的な推定方法として、不飽和帯を対象とした、ボーリング孔を用いた中性子検層、 γ 線密度検層などの物理検層（物理探査学会, 1989）、不飽和帯や深部岩盤の地下空洞周辺における掘削影響領域を対象とした比抵抗トモグラフィ（Suzuki et al., 2004）が挙げられる。しかしながら、これらは研究段階であるため、現状で飽和率の原位置測定方法として用いることは難しい。

そこで、本研究では、有効飽和率 S_w^* と毛管圧 P_c の関係を表すモデル、有効飽和率 S_w^* と相対浸透率 k_{ri} の関係を表すモデルを組み合わせる（Dury et al., 1999）ことにより、離散化されたスケールにおける割れ目系岩盤の気液二相流動特性を、原位置において観測された湧水・漏気挙動とのマッチングにより同定した。図 5.17 に漏気挙動の再現計算のフローを示す。再現計算は、以下に述べる気液二相流動特性のモデル式に与えるパラメータを変化させることにより、試行錯誤的に実施した。

5.3.1 気液二相流動特性のモデル式

本研究では、 S_w^* と P_c の関係として、Brooks & Corey モデル（Corey, 1954, 式(5.1)）、van Genuchten モデル（van Genuchten, 1980, (5.2)）を用いる。

$$P_c = P_{th} \cdot (S_w^*)^{-\frac{1}{\lambda}} \quad (5.1)$$

$$P_c = P_c^* \left[(S_w^*)^{-\frac{1}{m}} - 1 \right]^{\frac{1}{n}} \quad (5.2)$$

また、 k_{ri} と S_w^* の関係として、Burdine モデル（Burdine, 1953, 式(5.3)）、Muallem モデル（Muallem, 1976, 式(5.4)）を用いる。

$$k_{rg} = (1 - S_w^*)^2 \frac{\int_0^{S_w^*} \frac{dS_w}{P_c^2(S_w)}}{\int_0^1 \frac{dS_w}{P_c^2(S_w)}} \quad (5.3)$$

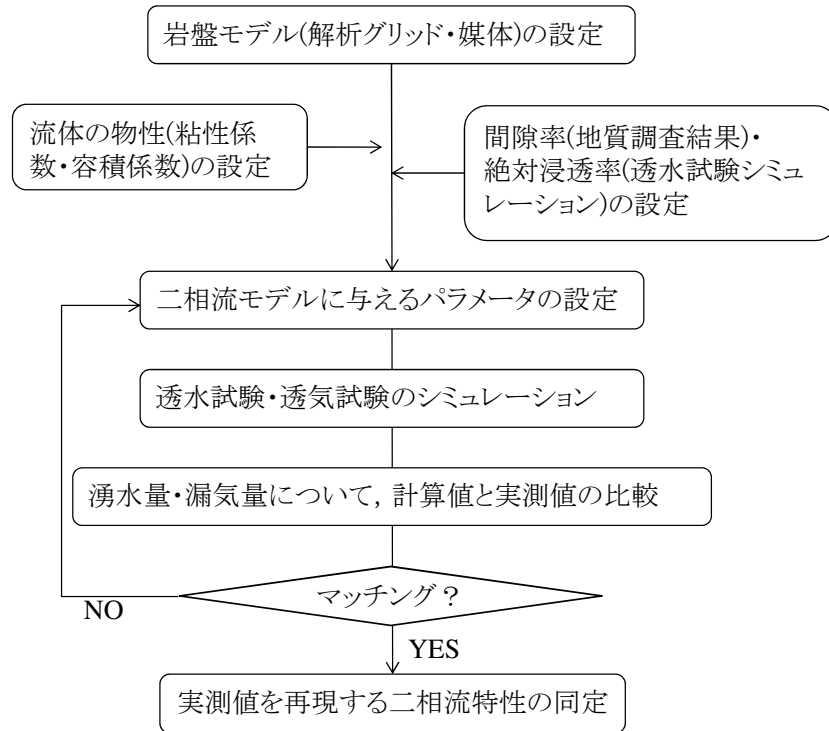


図 5.17 漏気挙動再現計算のフロー

$$k_{rg} = \sqrt{1 - S_w^*} \left[\frac{\int_{S_w^*}^1 \frac{dS_w}{P_c(S_w)}}{\int_0^1 \frac{dS_w}{h(S_w)}} \right]^2 \quad (5.4)$$

気液二相流動特性は上述の S_w^* と P_c の関係, k_{ri} と S_w^* の関係を組み合わせることにより表現する. 式(5.1)と式(5.3), 式(5.1)と式(5.4), 式(5.2)と式(5.3), 式(5.2)と式(5.4)を組み合わせることにより得られる相対浸透率モデルを, それぞれ BCB モデル(式(5.5a), 式(5.5b)), BCM モデル(式(5.6a), 式(5.6b)), vGB モデル(式(5.7a), 式(5.7b)), vGM モデル(式(5.8a), 式(5.8b))と呼ぶことにする.

BCB (Brooks& Corey-Burdine) モデル :

$$k_{rg} = (1 - S_w^*)^2 \left[1 - (S_w^*)^{1+\frac{2}{\lambda}} \right] \quad (5.5a)$$

$$k_{rw} = (S_w^*)^{3+\frac{2}{\lambda}} \quad (5.5b)$$

BCM (Brooks& Corey-Mualem) モデル :

$$k_{rg} = \sqrt{1 - S_w^*} \left[1 - (S_w^*)^{1+\frac{1}{\lambda}} \right]^2 \quad (5.6a)$$

$$k_{rw} = (S_w^*)^{2.5+\frac{2}{\lambda}} \quad (5.6b)$$

vGB (van Genuchten-Burdine) モデル :

$$k_{rg} = (1 - S_w^*)^2 \left[1 - (S_w^*)^{\frac{n}{n-2}} \right]^{1-\frac{2}{n}} \quad (5.7a)$$

$$k_{rw} = (S_w^*)^2 \left[1 - \left[1 - (S_w^*)^{\frac{n}{n-2}} \right]^{1-\frac{2}{n}} \right] \quad (5.7b)$$

vGM (van Genuchten-Mualem) モデル :

$$k_{rg} = \sqrt{1 - S_w^*} \left[1 - (S_w^*)^{\frac{n}{n-1}} \right]^{2-\frac{2}{n}} \quad (5.8a)$$

$$k_{rw} = \sqrt{S_w^*} \left[1 - \left[1 - (S_w^*)^{\frac{n}{n-1}} \right]^{1-\frac{1}{n}} \right]^2 \quad (5.8b)$$

有効飽和率 S_w^* は以下の式で表わされる.

$$S_w^* = \frac{S_w - S_{wir}}{1 - S_{wir}} \quad (5.9)$$

ここで, S_{wir} は不動水飽和率である. S_{wir} については, 数値解析では Pruess and Narasimhan (1985) や Rutqvist et al.(2002) に見られるように, 0.01~0.3 と, 与える値に幅がある. 一方で, 割れ目を有する試料を用いた室内試験により S_{wir} を求めた事例では, 0.01~0.16 (平均 0.08) という値が得られている (Reitsma and Kueper(1994)). このため, 本研究では基本ケースとして $S_{wir} = 0.1$ と仮定し, 後に S_{wir} を変化させたケースを検討することとした.

図 5.18 に BCB, BCM モデル, 図 5.19 に vGB モデル, vGM モデルにおいてパラメータを変動させた場合の相対浸透率, 毛管圧曲線を示す. いずれも排水過程における曲線を表す. $S_w=0.1$ の時 S_w^* は 0 となり, P_c が算出できないため, $S_w=0.100001$ の時の値を表示している.

k_{rg} に着目すると, BCB モデル, vGB モデルの場合, パラメータ (BCB モデルでは λ , vGB モデルでは n) を変動させたときにも, 常に下に凸の形状を示していることが分かる. これに対し, BCM モデル, vGM モデルの場合, 与えるパラメータによって, 上に凸や下に凸の形状を表現できることが分かる.

一方, P_c に着目すると, BCB モデル, BCM モデルの場合, S_w が 1.0 から低下するときに傾きの大きい形状から小さい形状を表現できるのに対し, vGB モデル, vGM モデルの場合, これと比較して緩やかな傾きをもつ形状となっていることが分かる.

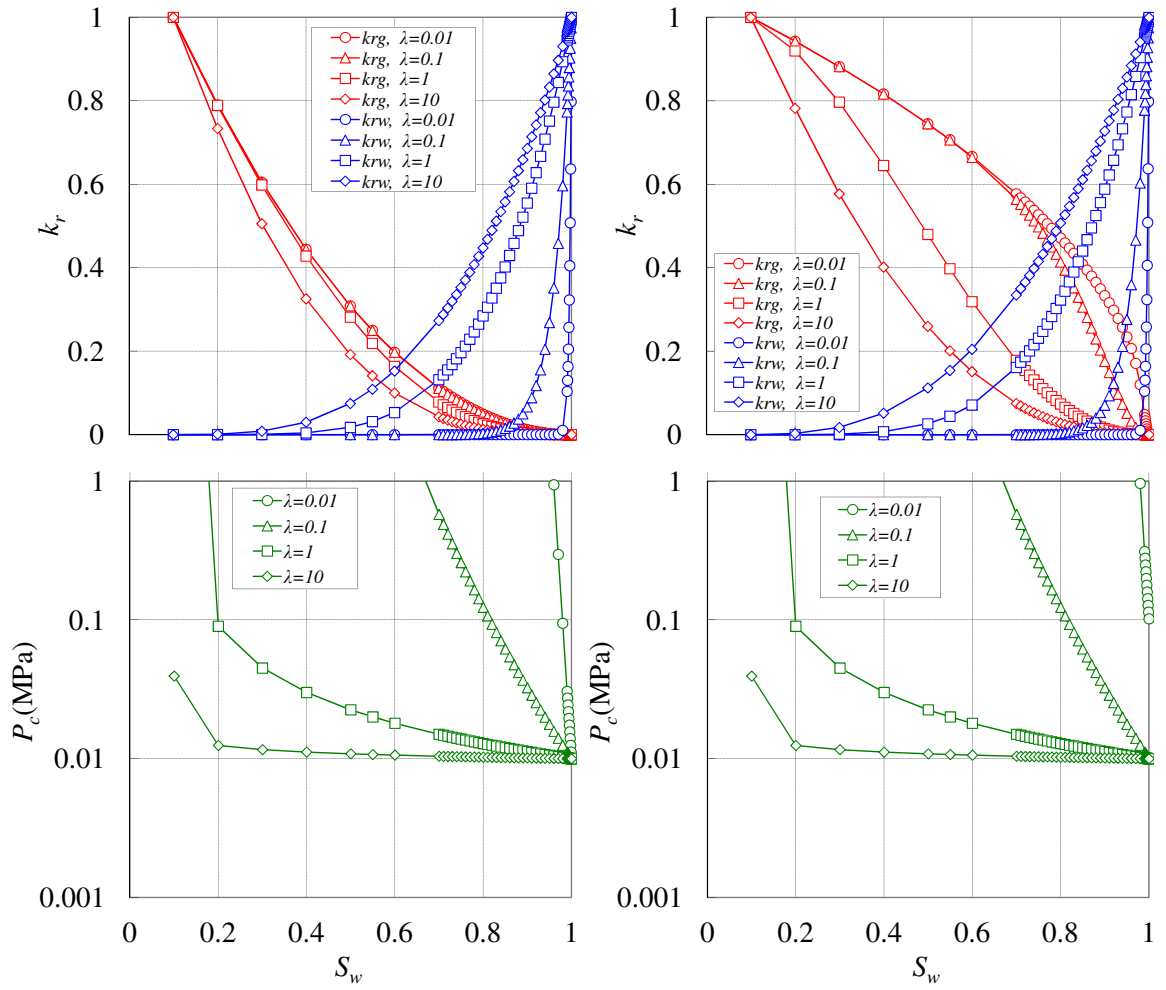


図 5.18 BCB, BCM モデルのタイプカーブ. (左上) BCB モデルの相対浸透率, (左下) BCB モデルの毛管圧, (右上) BCM モデルの相対浸透率, (右下) BCM モデルの毛管圧.

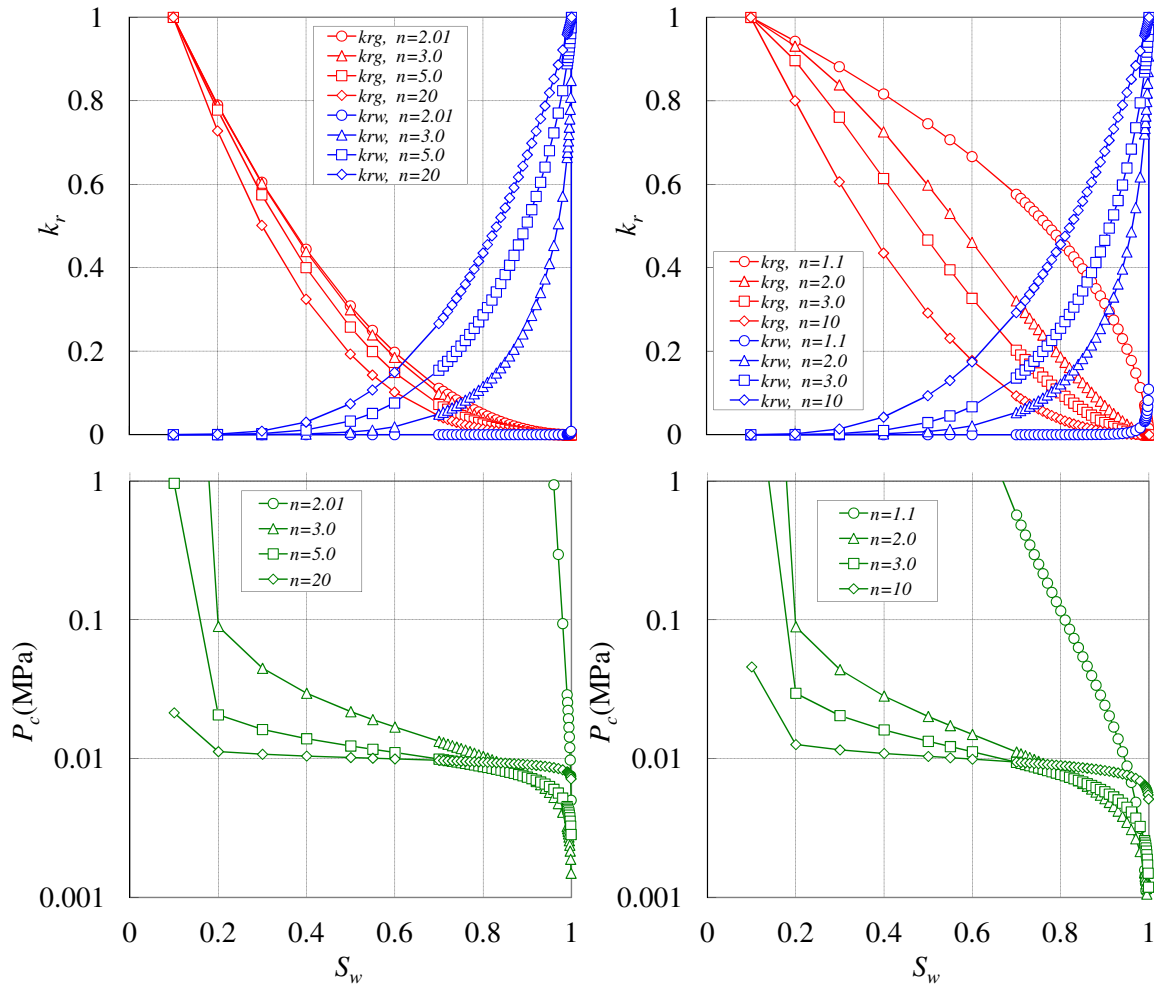


図 5.19 vGB, vGM モデルのタイプカーブ. (左上) vGB モデルの相対浸透率, (左下) vGB モデルの毛管圧, (右上) vGM モデルの相対浸透率, (右下) vGM モデルの毛管圧.

浸潤過程における気液二相流動特性は、5.3.5 において述べるように、BCM モデルの一部のケースにおいて検討することとした。浸潤過程の気液二相流動特性の形状は、以下のように考えた。

k_{rg} については、Land(1968), Jerauld and Salter(1990), Bennion and Bachu(2006) にあるように (図 5.20, 図 5.21, 図 5.22), 多くの測定事例が、同じ S_w で見た場合、浸潤過程における k_{rg} は排水過程における k_{rg} よりも小さい値となるため、本研究では k_{rg} を下に凸の曲線で与えることとした。

k_{rw} については, Land(1968) や Bennion and Bachu(2006) において非濡れ相を CO_2 とした時の事例では, 同じ S_w で見た場合に排水過程よりも大きな値となっているが, Jerauld and Salter(1990) や Bennion and Bachu(2006) において非濡れ相を H_2S とした時の事例では, 同じ S_w で見た場合に排水過程よりも小さな値となっている. フィッティングにおいては, より一般的と考えられる後者を採用した.

P_c については, Bear(1972) に見られる一般的な形状を参考に, $S_w=1.0$ の時に $-P_{th}$ となるような曲線を与えた (図 5.23).

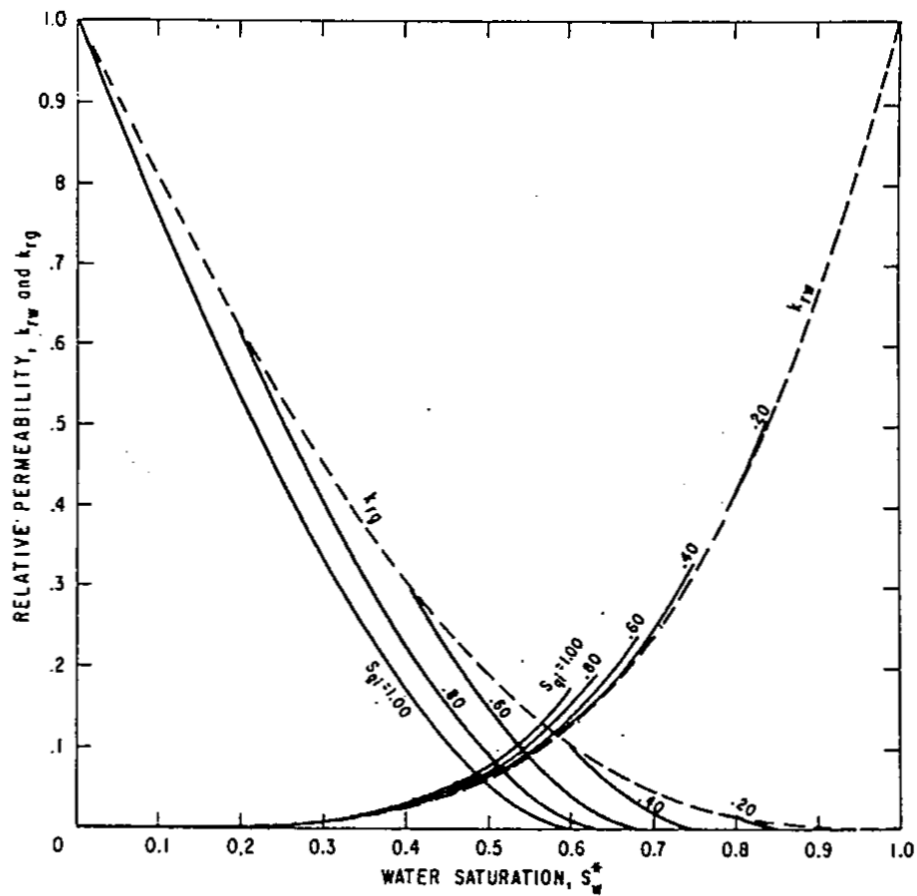


図 5.20 排水・浸潤過程の相対浸透率 (Land(1968))

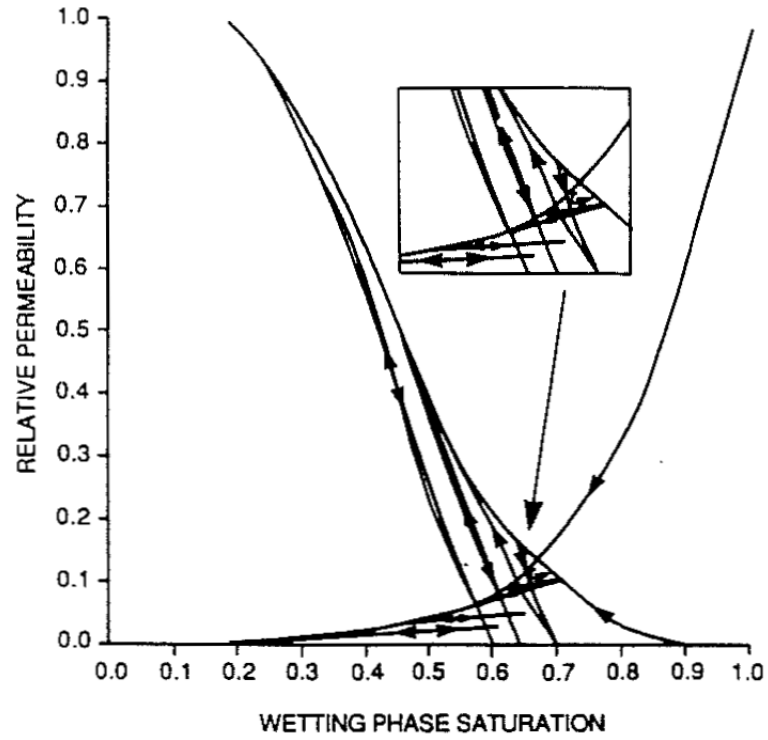


図 5.21 排水過程・浸潤過程の相対浸透率 (Jerauld and Salter, 1990)

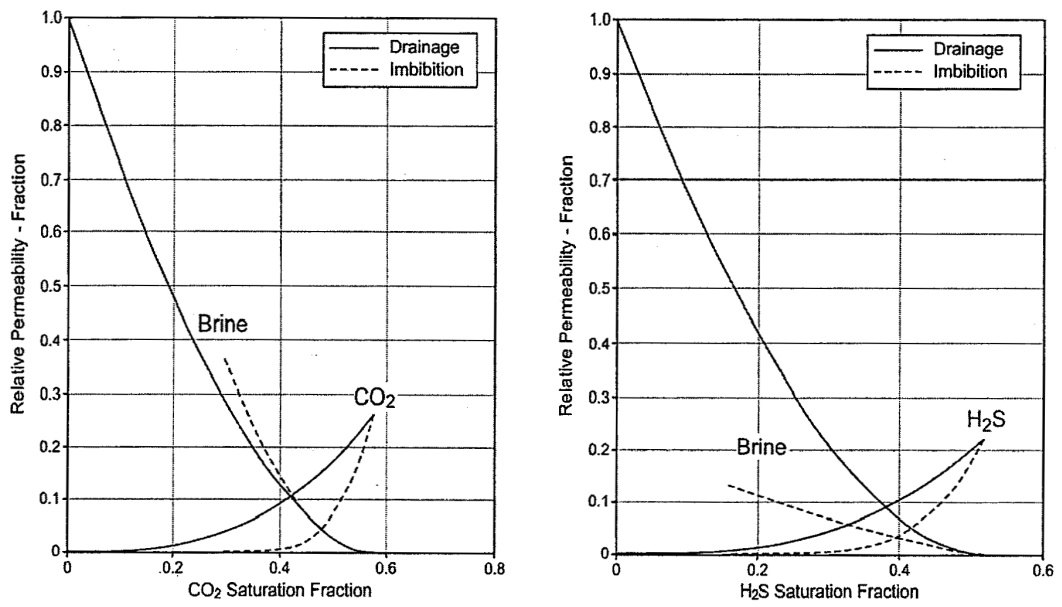


図 5.22 排水過程・浸潤過程の相対浸透率 (Bennion and Bachu, 2006)

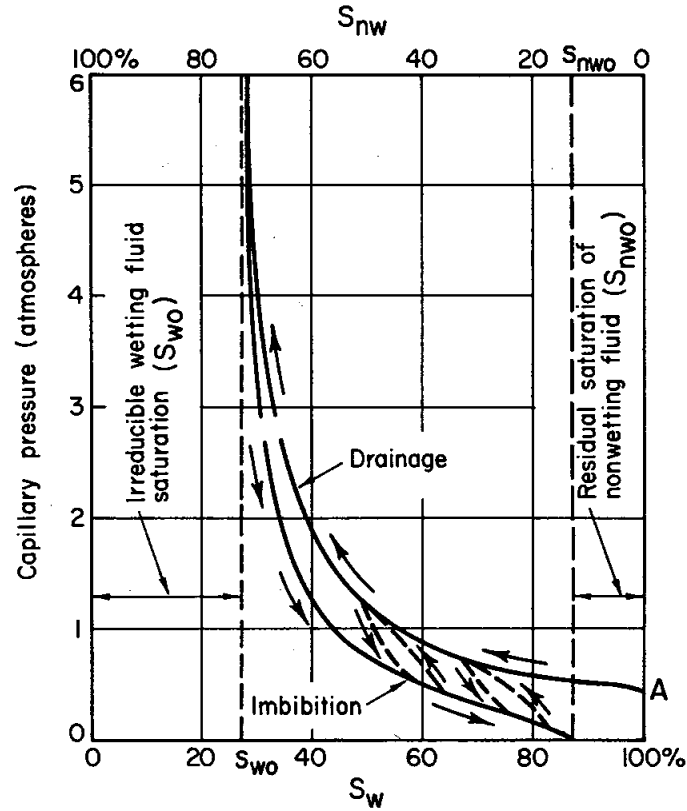


図 5.23 排水過程・浸潤過程の毛管圧の一般的な形状 (Bear, 1972)

5.3.2 気液二相流動特性のセンシティブリティスタディ

前項で述べた気液二相流動特性のモデル式を対象に、パラメータの同定を行った。まず一般的な形状として、BCBモデル (式(5.5a), 式(5.5b)), BCMモデル (式(5.6a), 式(5.6b)) において、 $\lambda=10$, $P_{th}=10\text{kPa}$ を、vGBモデル (式(5.7a), 式(5.7b)) において、 $n=20$, $P_c^*=10\text{kPa}$ を、vGMモデル (式(5.8a), 式(5.8b)) において、 $n=10$, $P_c^*=10\text{kPa}$ を、それぞれ与えた時の形状 (図 5.24) を用いて、経過時間ごとの空洞からの累積漏気量を算出した。

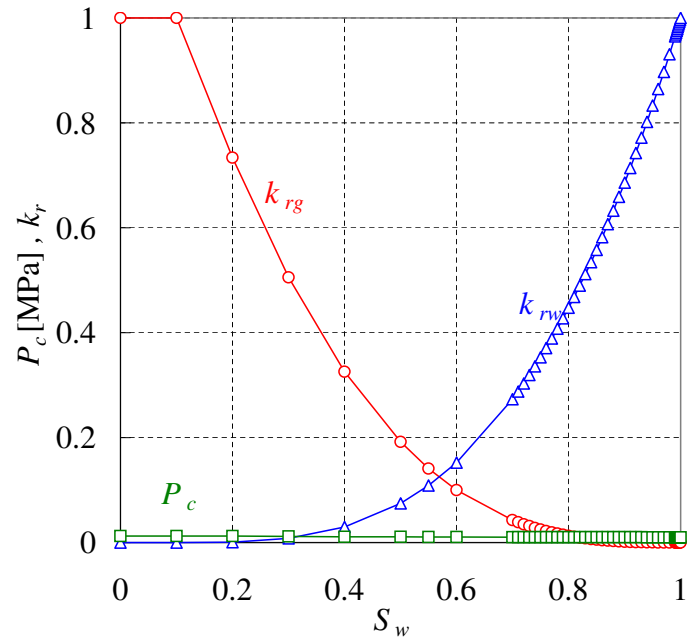


図 5.24 一般的な気液二相流動特性の形状

一般的な形状を与えた場合の累積漏気量の計算値と、原位置において測定された累積漏気量を図 5.25～5.27 に比較する。図 5.25 は絶対浸透率の異方性が無い場合，図 5.26 は鉛直方向の絶対浸透率が水平方向の 10 倍の場合，図 5.27 は鉛直方向の絶対浸透率が水平方向の 100 倍の場合の結果をそれぞれ表す。この結果から，いずれの場合も実測値を再現できないことが分かる。このため，一般的な形状では，実測値の再現は困難と考えられる。

従って，BCB，BCM，vGB，vGM の各気液二相流動モデルに与えるパラメータを，表 5.2 に示す範囲で変化させ，様々な k_{rg} ， k_{rw} ， P_c の形状とすることにより，累積漏気量の実測値へのフィッティングのための気液二相流動シミュレーションを行った。5.3.3 以降では，その結果について述べる。

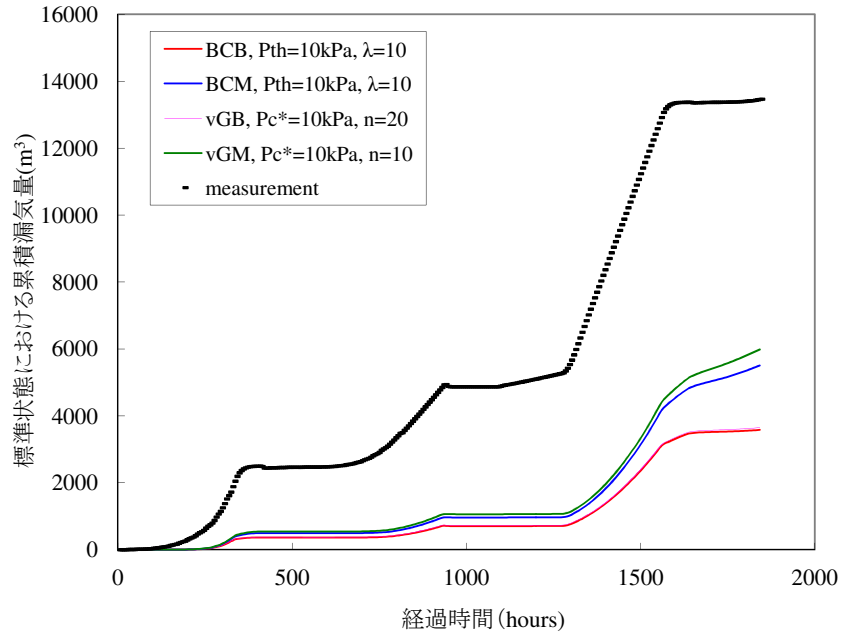


図 5.25 一般的な気液二相流動特性の形状を与えた時の累積漏気量の計算値と実測値の比較：等方の場合 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$)

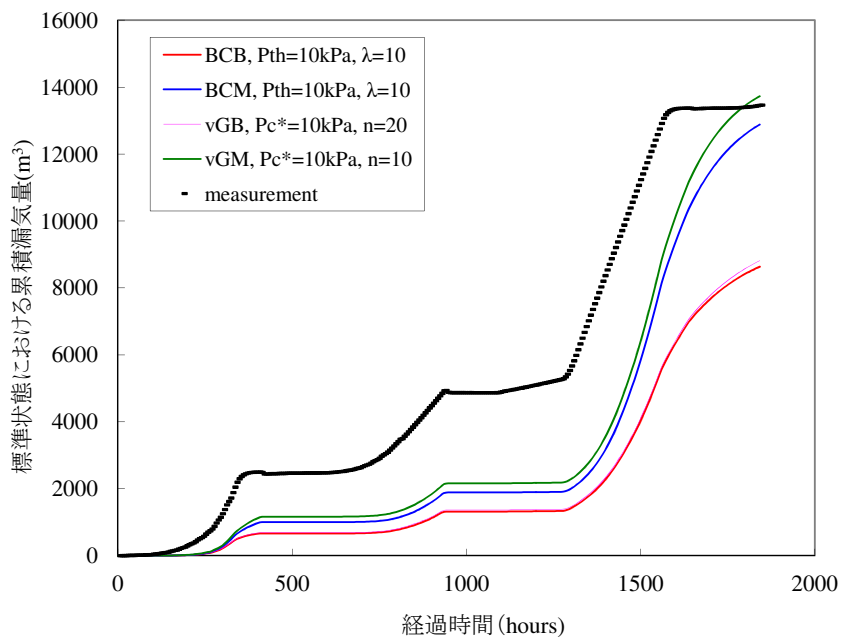


図 5.26 一般的な気液二相流動特性の形状を与えた時の累積漏気量の計算値と実測値の比較：10倍の異方性の場合 ($10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

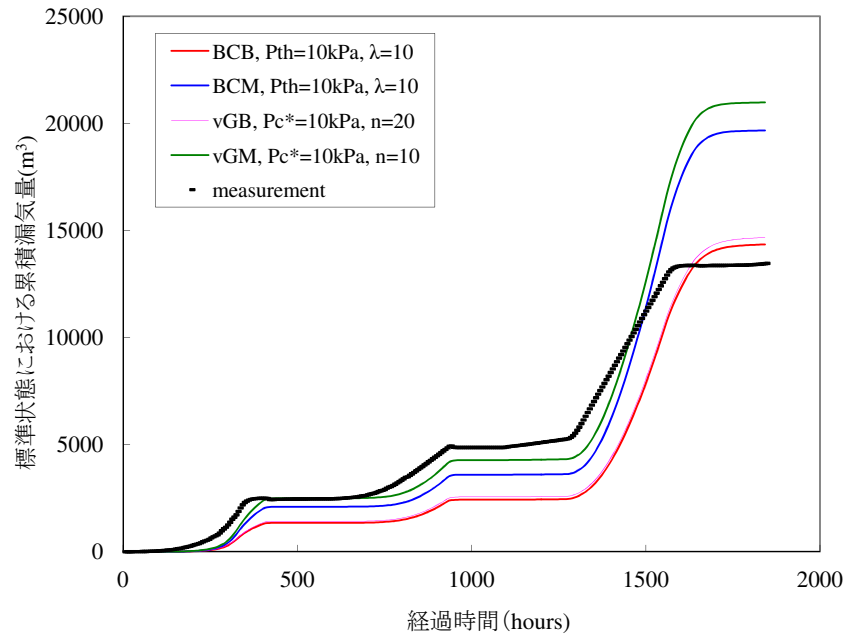


図 5.27 一般的な気液二相流動特性の形状を与えた時の累積漏気量の計算値と実測値の比較：100 倍の異方性の場合 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

表 5.2 パラメータ変動範囲

モデル	パラメータの範囲	
	λ	$P_{th}(\text{kPa})$
BCB	0.001 - 10	1 - 100
BCM	0.001 - 0.1	0.001 - 50
	n	$P_c^*(\text{kPa})$
vGB	2.01 - 20	0.1 - 1000
vGM	1.01 - 2.0	10 - 5000

5.3.3 BCM・vGMモデルのフィッティング結果

(1) 絶対浸透率を等方とした場合

図 5.28 に絶対浸透率について等方を仮定した場合 ($K_x = K_y = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) における BCM・vGM モデルを用いたフィッティング結果の例として, BCM モデルで $P_{th}=1, 5\text{kPa}$, $\lambda=0.001\sim 0.1$ とした場合の結果を示す. これ以外のフィッティング結果は補遺 B に掲載した (図 B.3～図 B.10).

BCM・vGM モデルを用いたフィッティング結果から, 岩盤の絶対浸透率を等方であると仮定した場合, 実測値を再現する適切なパラメータが見いだせないことが明らかとなった. この原因としては, 鉛直方向の絶対浸透率を過小に見積もることにより, 実測値が再現できなくなったことが考えられる.

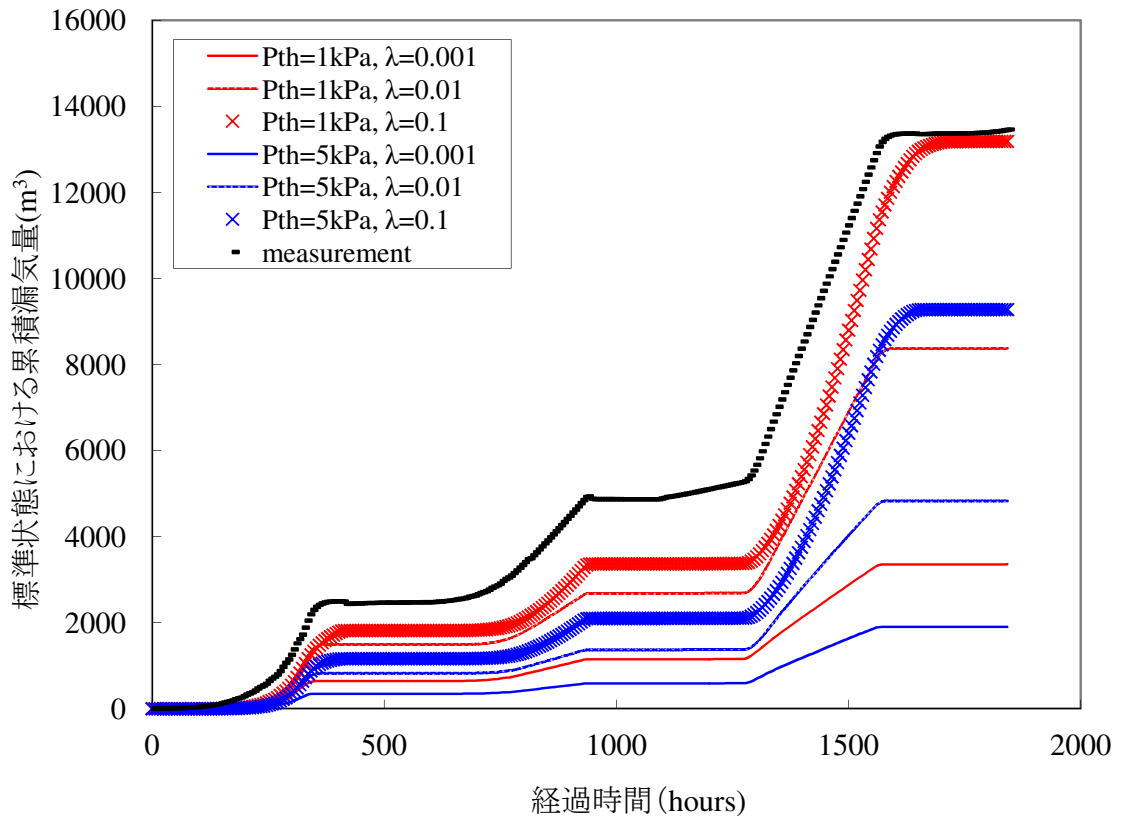


図 5.28 絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル)

(2) 鉛直方向の絶対浸透率を水平方向の10・100倍とした場合

岩盤の絶対浸透率に異方性があり、鉛直方向の絶対浸透率が水平方向の10倍であると仮定した場合 ($10K_x = 10K_y = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$) における BCM・vGM モデルを用いたフィッティング結果の例として、vGM モデルのうち $P_c^* = 0.01 \text{MPa}$, $n = 1.01 \sim 2.0$ とした時の結果を図 5.29 に、 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時の BCM・vGM モデルを用いたフィッティング結果の例として、BCM モデルのうち $P_{th} = 1, 5 \text{kPa}$, $\lambda = 0.001 \sim 0.1$ とした時の結果を図 5.30 にそれぞれ示す。これら以外のフィッティング結果は補遺 B に掲載した (図 B.11～図 B.18, 図 B.19～図 B.26)。いずれの場合も、パラメータを変動させることにより、数値解析結果が実測の累積漏気量よりも大きい値から小さい値をとることができることが分かる。したがって、パラメータフィッティングにより実測値を再現することができると判断した。

実測値を最も良く再現するパラメータを求めるため、BCM モデルでは、 P_{th} を 1～50kPa の範囲で 1～10kPa 刻みに、 λ を 0.001～0.1 の範囲で 0.0001～0.02 刻みに、vGM モデルでは、 P_c^* を 10～5000kPa の範囲で 1～2000kPa 刻みに、 n を 1.01～2.0 の範囲で 0.01～0.9 刻みにそれぞれ変動させて与え、実測値を再現するパラメータの絞り込みを行った。

パラメータフィッティングの検討結果 (図 5.29, 図 5.30) を基に、実測値に近い漏気量を再現するパラメータをさらに詳細に変動させることにより、経過時間ごとの計算漏気量と実測値の平均誤差、すなわち偏差平方和の平均の平方根の最小化を行い、最も良く再現するパラメータを求めた。

表 5.3 にフィッティングにより得られたパラメータを、図 5.31～図 5.34 にそれらを与えた時の計算漏気量と実測値の比較を示す。両図には、時間当たり漏気量 ((a)) と累積漏気量 ((b)) をそれぞれ比較した。 $10K_x = 10K_y = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ の場合、特に vGM モデルにおいて、時間当たり漏気量の変化のうち、1500 時間付近で実測値を再現していない箇所がある (図 5.32)。一方、 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ の場合、いずれもフィッティングした結果が実測値を良く再現していることが分かる (図 5.33, 図 5.34)。

また、表 5.3 に示したように、平均誤差を比較すると、 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ の場合は 100m^3 未満であるのに対し、 $10K_x = 10K_y = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ の場合は

150~200m³ となっており、平均誤差が大きい。これは、定流量漏気の際に計算された漏気量が実測値よりも大きくなっていることに起因するものと考えられる。従って、漏気量を適切に再現するためには100倍程度の異方性 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$) を仮定する必要があるものと考えられる。このため以降の解析は10倍の異方性は取り扱わず、100倍もしくはこの前後の異方性 (20~500倍程度) を仮定して実施した。

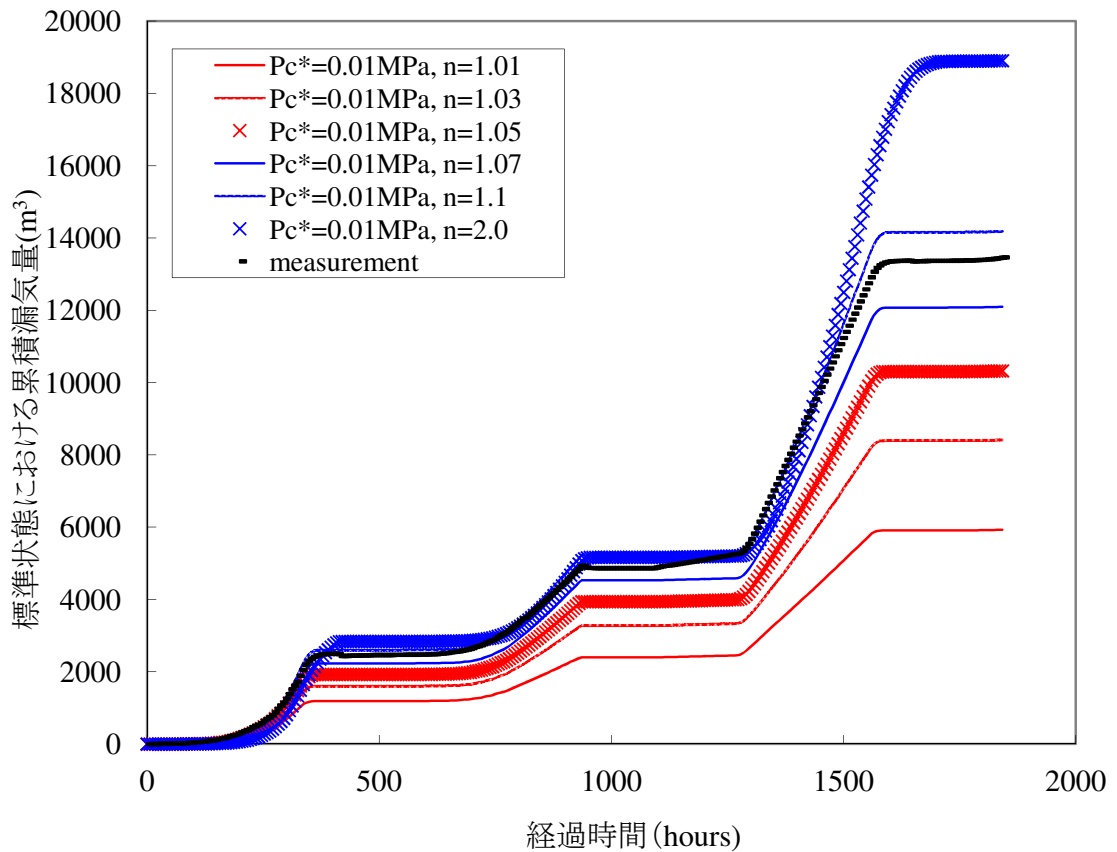
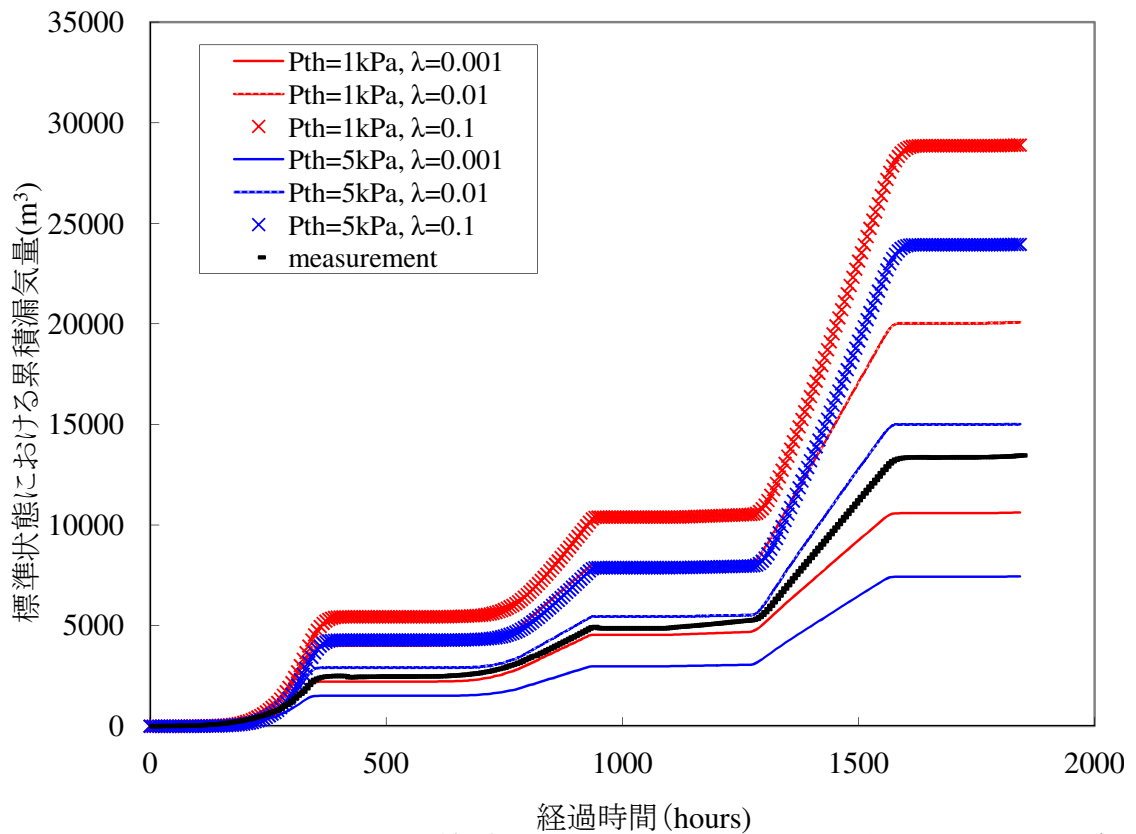


図 5.29 $10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 (vGM モデル)

表 5.3 マッチングパラメータ

モデル	異方性	マッチングパラメータ		平均誤差* (m ³)
		λ	P_{th} (kPa)	
BCM	$100K_x = K_z$	0.004	4	91
	$10K_x = K_z$	0.0115	1	158
vGM	$100K_x = K_z$	n	P_c^* (kPa)	
	$10K_x = K_z$	1.1	215	69
		1.1	16	247

*偏差平方和の平均の平方根

図 5.30 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル)

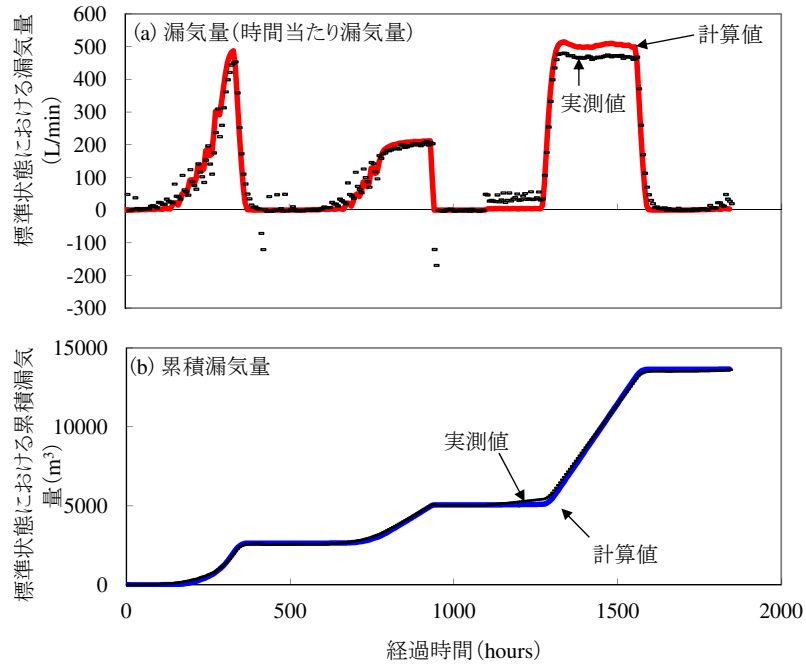


図 5.31 BCM モデルによる計算漏気量と実測値の比較 ($10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th} = 1 \text{kPa}$, $\lambda = 0.0115$)

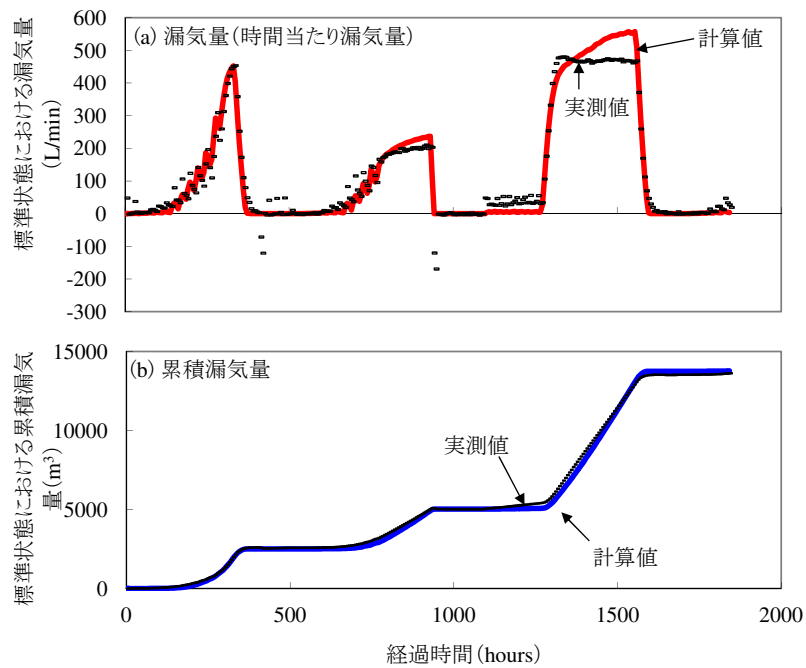


図 5.32 vGM モデルによる計算漏気量と実測値の比較 ($10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^* = 16 \text{kPa}$, $n = 1.1$)

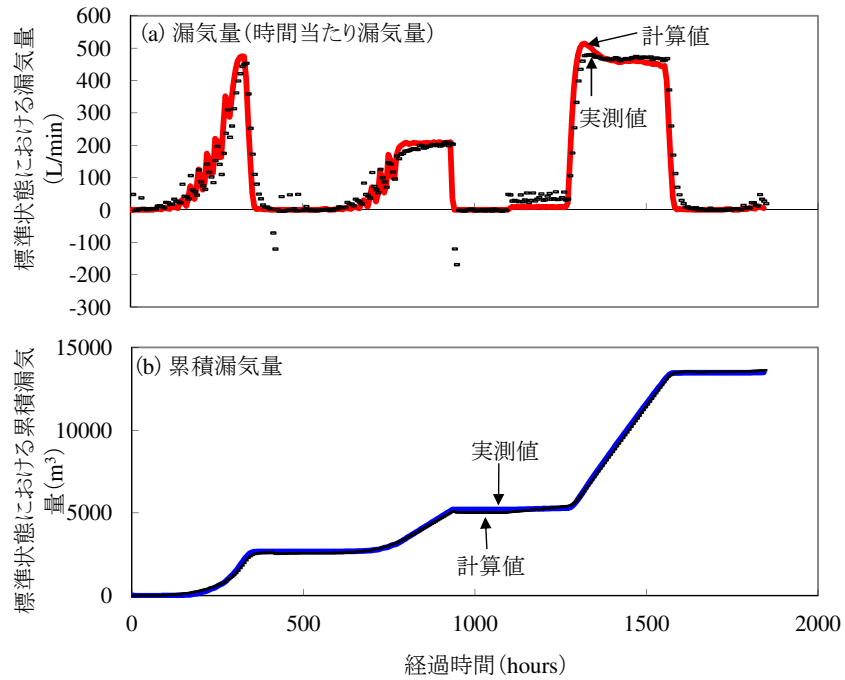


図 5.33 BCMモデルによる計算漏気量と実測値の比較 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th} = 4 \text{kPa}$, $\lambda = 0.006$)

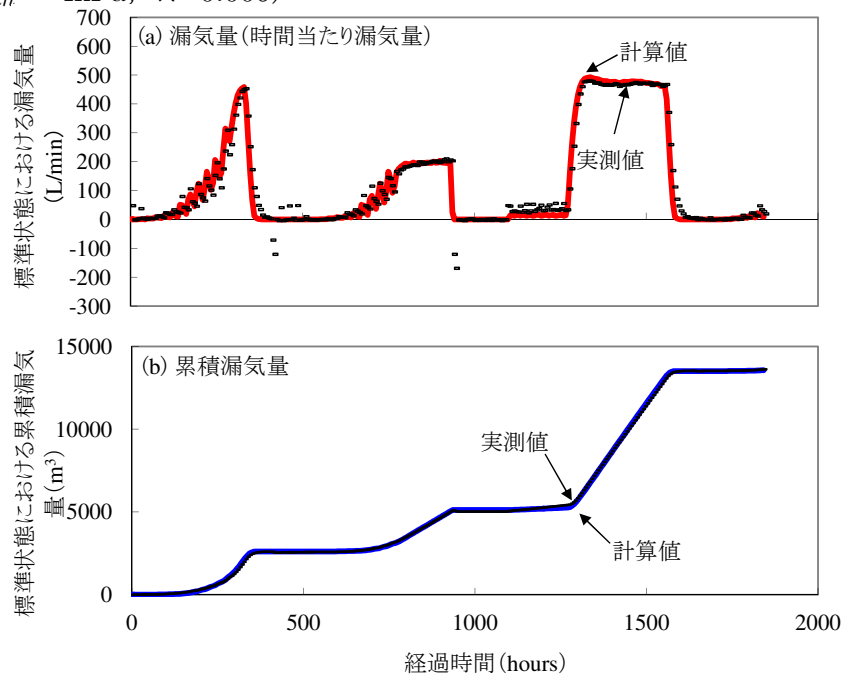


図 5.34 vGMモデルによる計算漏気量と実測値の比較 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^* = 215 \text{kPa}$, $n = 1.1$)

5.3.4 BCB・vGBモデルのフィッティング結果

BCBモデル、vGBモデルのフィッティング結果を、それぞれ図 5.35、図 5.36 に示す。図中の横軸は、透気(1)開始時刻(2001/9/21 12:00)からの経過時間を示す。

両者とも、パラメータを変動させることにより1500時間以降は実測値程度の漏気量を再現できるように見えるが、これ以前は累積漏気量の計算値が実測値よりも大幅に小さくなっていることが分かる。これは、BCB・vGBモデルの k_{rg} の形状は下に凸の形状のみを表すことから、岩盤において水飽和からの S_w の低下により k_{rg} が急激に増大せず、図に示す経過時間のうち1000時間程度までの状態においては、漏気量が増大しないことに起因するものと考えられる。このことから、本研究において測定された漏気量は、BCBモデル、vGBモデルで再現することは困難と考えられる。

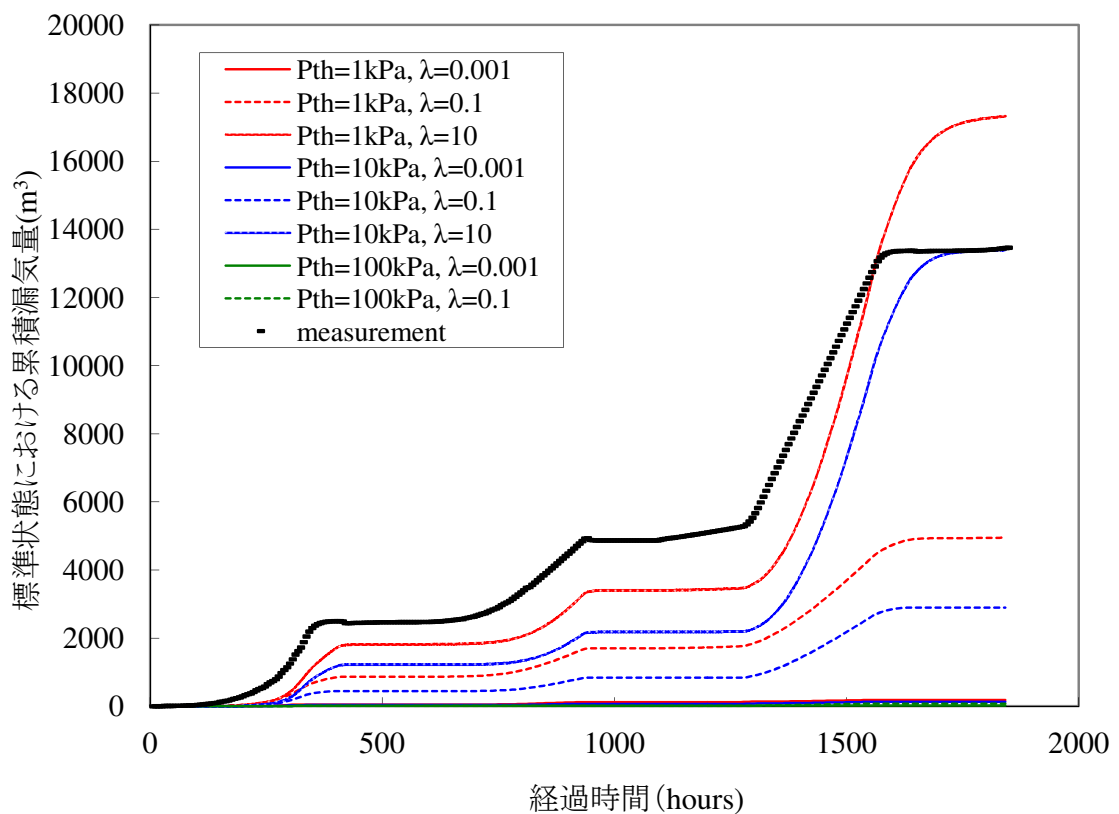


図 5.35 BCBモデルによるパラメータフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

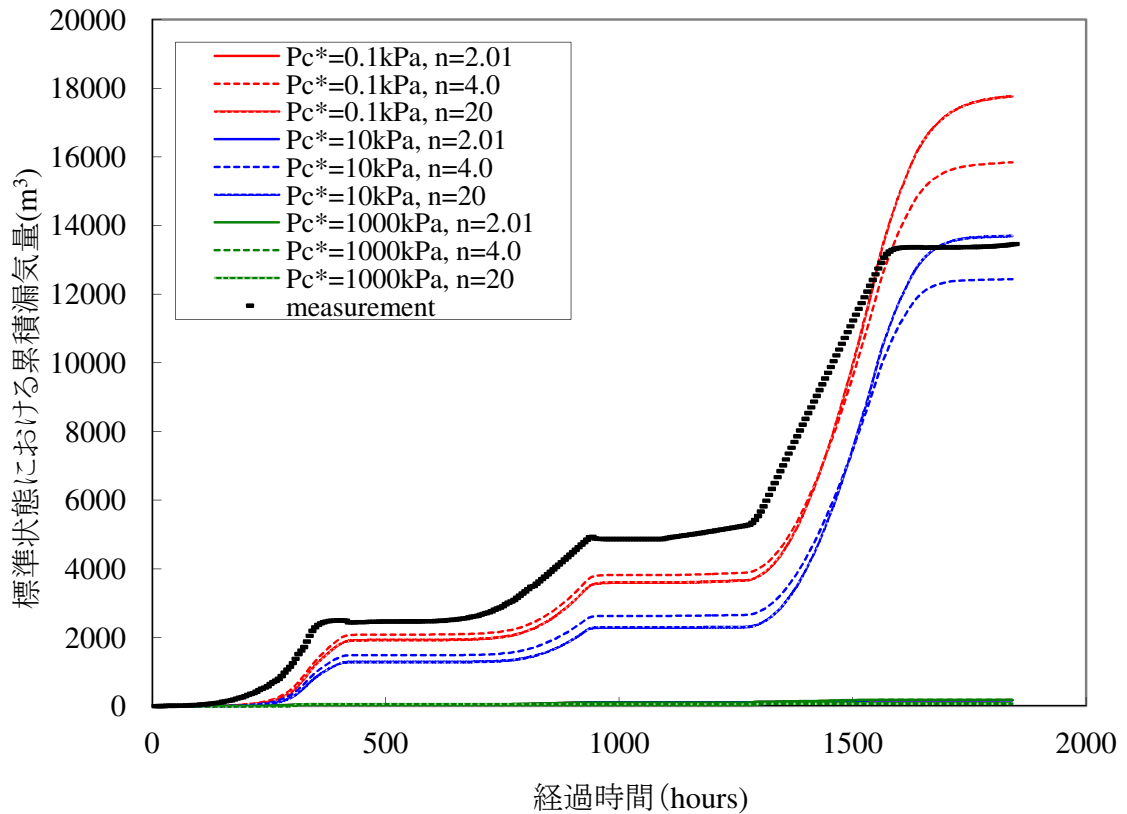


図 5.36 vGB モデルによるパラメータフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

5.3.5 湧水・漏気挙動を再現する気液二相流動特性

5.2において検討した結果、湧水量に関しては、岩盤の絶対浸透率を等方とした場合、異方性がある場合のいずれにおいても再現することができることが明らかとなった。

一方 5.3.3 で検討した結果、漏気量に関しては、岩盤の絶対浸透率が等方の場合には再現することが困難であり、鉛直方向の浸透率が水平方向の10倍 ($10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$) である場合には累積漏気量はBCM、vGMモデルにより再現できるものの、定流量漏気における時間当たり漏気量の再現性が悪く、実測値との全体的な傾向を考えた場合には平均誤差が大きくなること、鉛直方向の浸透率が水平方向の100倍 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$) である場合には、BCM・vGMモデルにより実測値を

良く再現できることが明らかとなった。

また、5.3.4 で検討した結果、BCB・vGB モデルでは、鉛直方向の岩盤絶対浸透率を水平方向の100倍とした場合にも漏気量の再現は困難であることが明らかとなった。

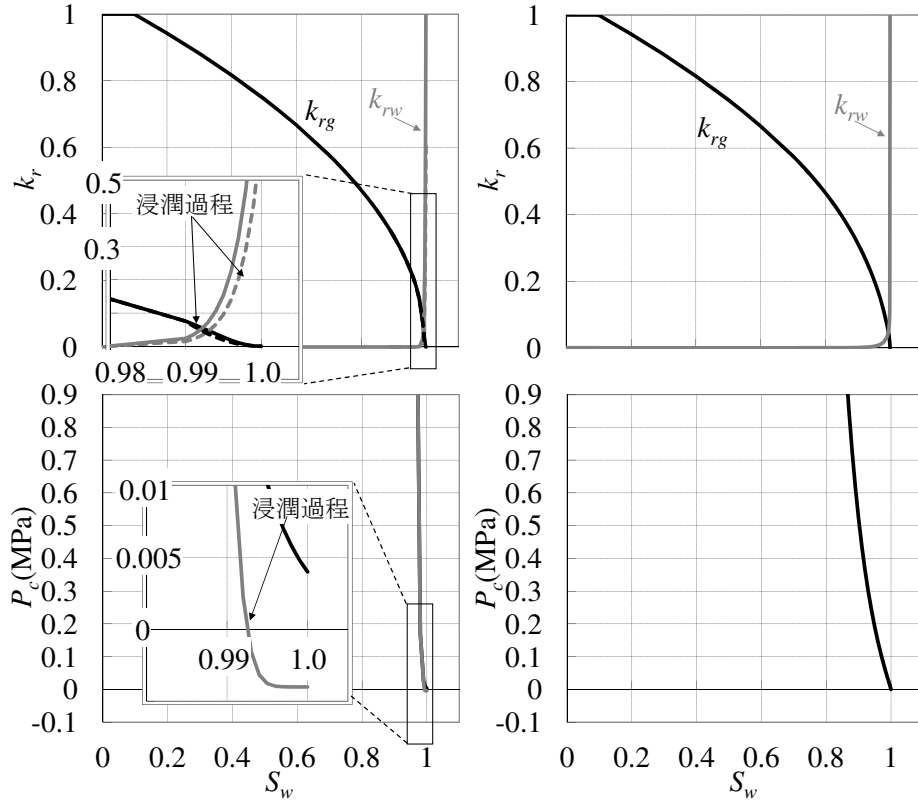


図 5.37 BCM, vGM モデルで実測値を最も良く再現する k_r と P_c . (左上) BCM モデルの相対浸透率, (左下) BCM モデルの毛管圧, (右上) vGM モデルの相対浸透率, (右下) vGM モデルの毛管圧.

以上から、透水試験における湧水量の時間変化、ならびに透気試験における漏気量の時間変化を再現するパラメータとして、100倍の異方性 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$), BCM モデルでは $P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda=0.006$, vGM モデルでは $P_c^*=215\text{kPa}$, $n=1.1$ が得られた。図 5.37 に BCM モデル, vGM モデルでフィッティングしたパラメータを与えた時の、 k_{rg} , k_{rw} , P_c を示す。BCM モデルでは、透水 (2) における湧水量の再現のため、図に示すような浸潤過程を考慮した k_{rg} , k_{rw} , P_c を与えた。ただし浸潤過程の k_{rg} , P_c

を用いた場合でも、漏気量の再現にはほとんど影響がなかった。従って、CAES 試験において、漏気現象の再現のためにはヒステリシスの影響は小さいものと考えられる。

5.3.6 測定値との比較

5.3.5 で求めた湧水・漏気挙動を再現する気液二相流動特性を用いた場合において、湧水量・漏気量以外の実測値との比較を実施した。すなわち、空洞内圧、空洞近傍の上下に掘削された B1 孔、B2 孔、空洞の上位に存在する A2 孔のそれぞれに設置した間隙水圧計の測定データに基づき、透気 (1) 初期 (9/21 12:00~9/22 23:00)、定流量漏気における最大圧時 (11/15 0:00~17:00) における間隙水圧と、空洞上部の圧力分布計算結果と比較した。

BCM モデルでフィッティングした時の結果を図 5.38 に示す。この図から、初期の圧力状態および空洞周辺の圧力上昇と、標高 200~270m 程度の空洞上部の A2-2~A2-5 における漏気に伴う圧力上昇を良く再現していることが分かる。また、vGM モデルでフィッティングした時の結果も概ね同様であった(補遺 B の図 B.27)。

一方、比較のため、BCB モデルのうち、 $P_{th}=10\text{kPa}$ 、 $\lambda=10$ とした時の結果を図 5.39 に示す。この図を見ると、標高 230m よりも高い領域および標高 200m よりも低い領域において、解析による間隙水圧が実測値よりも高く算出されていることが分かる。また、岩盤の絶対浸透率を等方とした時の BCM のフィッティングのうち、 $P_{th}=10\text{kPa}$ 、 $\lambda=10$ とした時の結果を図 5.40 に示す。この図を見ると、A2-3~A2-5 のある標高付近において間隙水圧が実測値よりもやや高く、標高 250m より高い領域では実測値よりも低く算出されていることが分かる。これらのことから、漏気量の実測値を再現できないフィッティングパラメータでは、圧力分布も実測値を再現できないことが分かる。

以上、漏気量の実測値ならびに BCM・vGM モデルを用いた時の間隙水圧上昇の再現性が明らかになったことから、パラメータフィッティング結果の妥当性が示された。

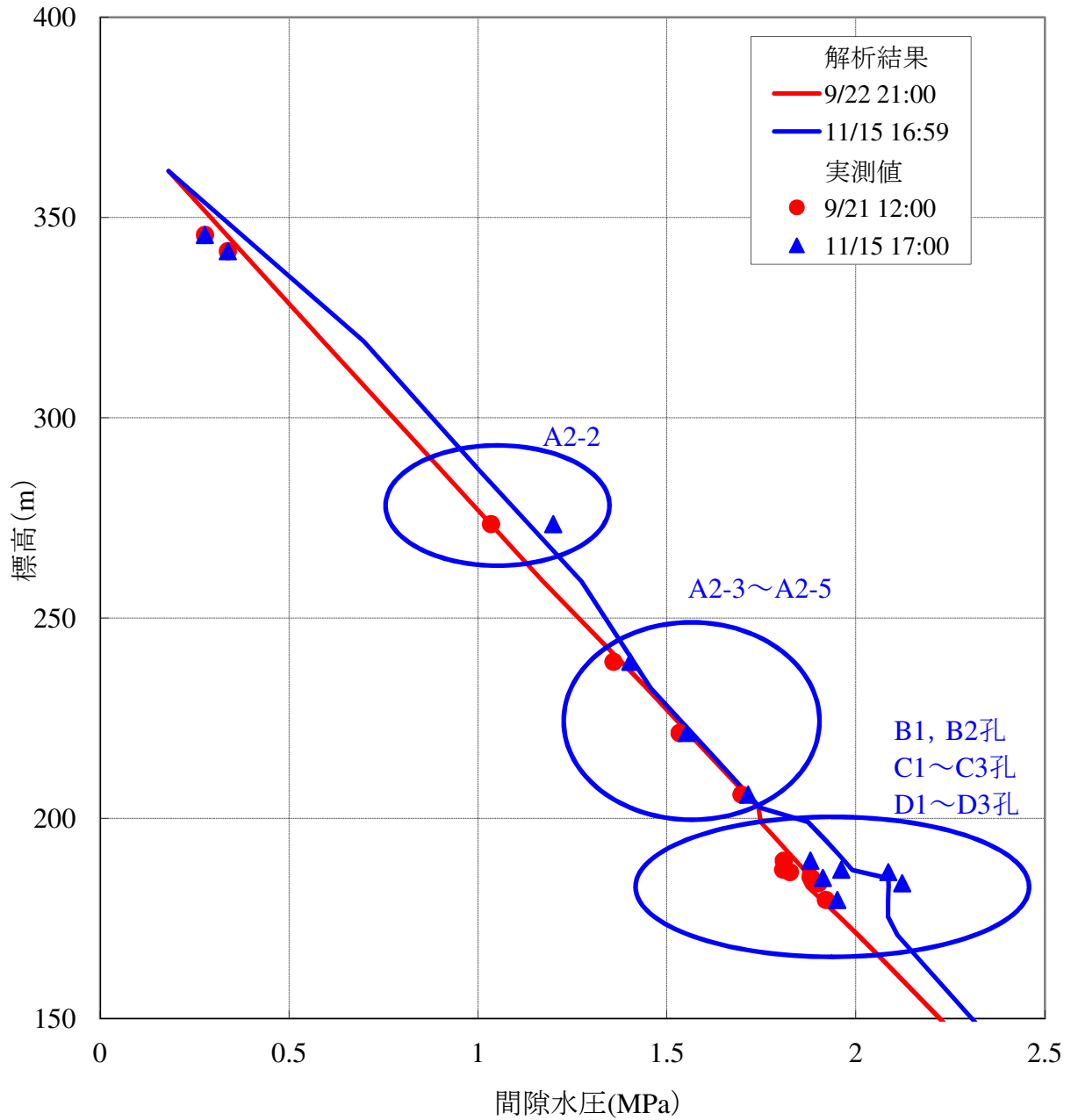


図 5.38 パラメータフィッティング結果 (空洞上部圧力分布の実測値との比較, BCM モデル, $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th} = 4 \text{kPa}$, $\lambda = 0.006$)

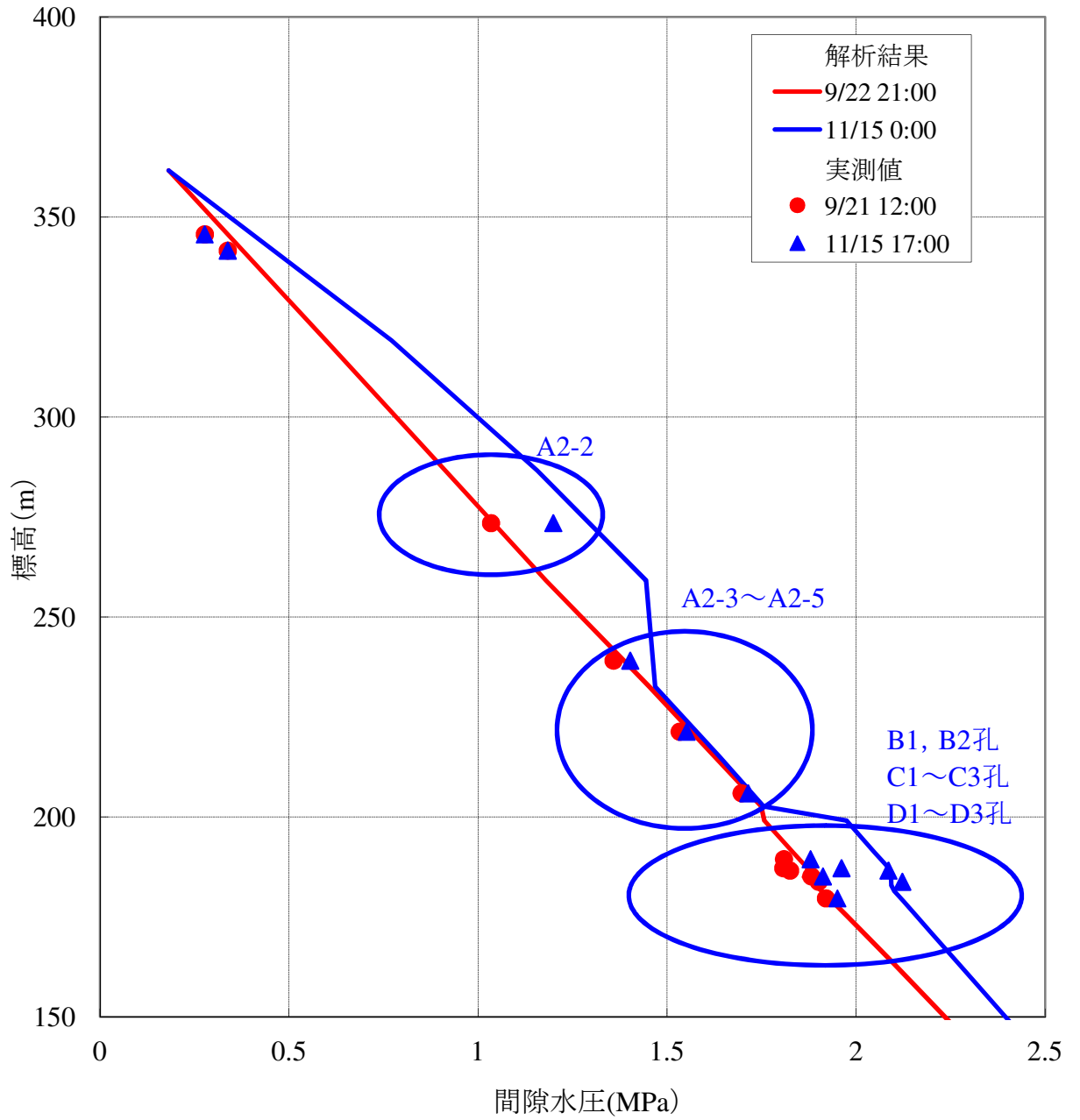


図 5.39 空洞上部圧力分布の実測値との比較 (BCB モデル, $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=10 \text{kPa}$, $\lambda = 10$)

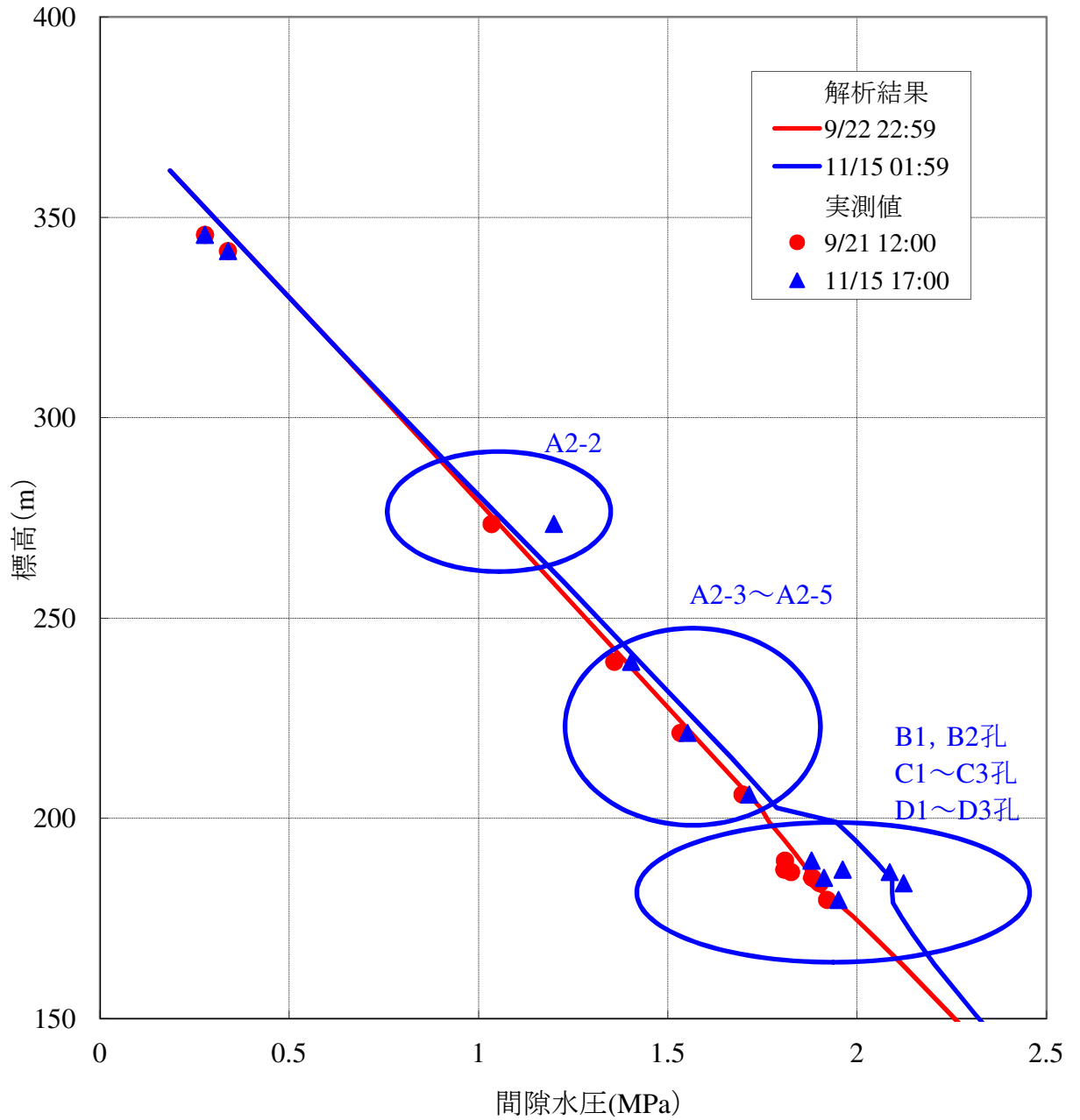


図 5.40 空洞上部圧力分布の実測値との比較 (BCMモデル, $K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$, $P_{th} = 10 \text{kPa}$, $\lambda = 10$)

5.3.7 気液二相流動解析結果から推定される岩盤内の圧力・飽和率分布

BCM・vGM モデルにより、測定された漏気量を再現するパラメータを用いた数値解析結果として、BCM モデルを用いた場合の空洞内圧の低い時および高い時の岩盤内圧力分布および水飽和率分布を示す。vGM モデルを用いた場合は補遺 B に示した。また比較のために、BCB モデルで $P_{th}=10\text{kPa}$ 、 $\lambda=10$ とした時の結果も併せて示す。 $P_{th}=10\text{kPa}$ 、 $\lambda=10$ とした時の相対浸透率は下に凸の形状となり、 S_w の低下に伴う値の変化が緩やかな、一般的に用いられる形状であると考えられる。

(1) 圧力分布

圧力分布の時間変化を検討するため、BCM モデル、BCB モデルについて、漏気開始前の 2001/9/22 21:00 (空洞内圧：約 1.86MPa) を基準とした、計算格子ごとの圧力変化をグラフ化し、図 5.41～図 5.44 に示した。vGM モデルについては、補遺 B に掲載した (図 5.41, 図 5.42)。

これらの図は抽出する時刻として、

- (a) 透水 (1) における最低空洞内圧の時点 (約 1.68MPa)
- (b) 透気 (1) における漏気開始前の空洞内圧の時点 (約 1.87MPa)
- (c) 透気 (1) における最大空洞内圧の時点 (約 2.08MPa)
- (d) 透気 (1) 終了後における最低空洞内圧の時点 (約 1.68MPa)
- (e) 定圧漏気 (1) における最大空洞内圧の時点 (約 1.97MPa)
- (f) 回復試験における最低空洞内圧の時点 (約 1.68MPa)
- (g) 定圧漏気 (2) における最大空洞内圧の時点 (約 1.89MPa)
- (h) 定流量漏気試験における最大空洞内圧の時点 (約 2.09MPa)

の合計 8 時刻を選択し、それぞれにおける圧力変化の分布を xz 断面図および yz 断面図で表わしたものである。

図 5.41, 図 5.43 は、 xy 断面の全解析領域のうち、 x 方向に約 290m、 z 方向に約 200m の領域を切り出して表示している。図 5.42, 図 5.44 に、図 5.41, 図 5.43 とそれぞれ同時刻における圧力変化の分布を yz 断面図で示す。 yz 断面で表示している領域は、 y 方向に約 200m、 z 方向に約 200m である。

これらのうち、BCM モデルを用いた場合の結果図から、実測値を再現するパラメー

タを用いた場合、試験空洞近傍のうち空気を貯蔵した部分の直上・直下では、 x 方向に 30m 程度、 y 方向に 5m 程度の範囲において、試験空洞よりも約 150m 上位では x 方向に 20m 程度、 y 方向に 10~15m 程度の範囲において、漏気により最大 0.2MPa 程度の圧力上昇が生じることが分かる。また、空洞内圧が基準圧に近づいた時には、空洞周辺および上方において、漏気開始前と同様の圧力分布となることが分かる。

一方、BCB モデルの結果と比較すると、BCM モデルよりも広範囲において圧力が変動していることが分かる。このことから、実測値を再現するモデルを用いた場合、圧力変動は一般的な気液二相流動特性を用いた時よりも狭い範囲に生じると考えられる。

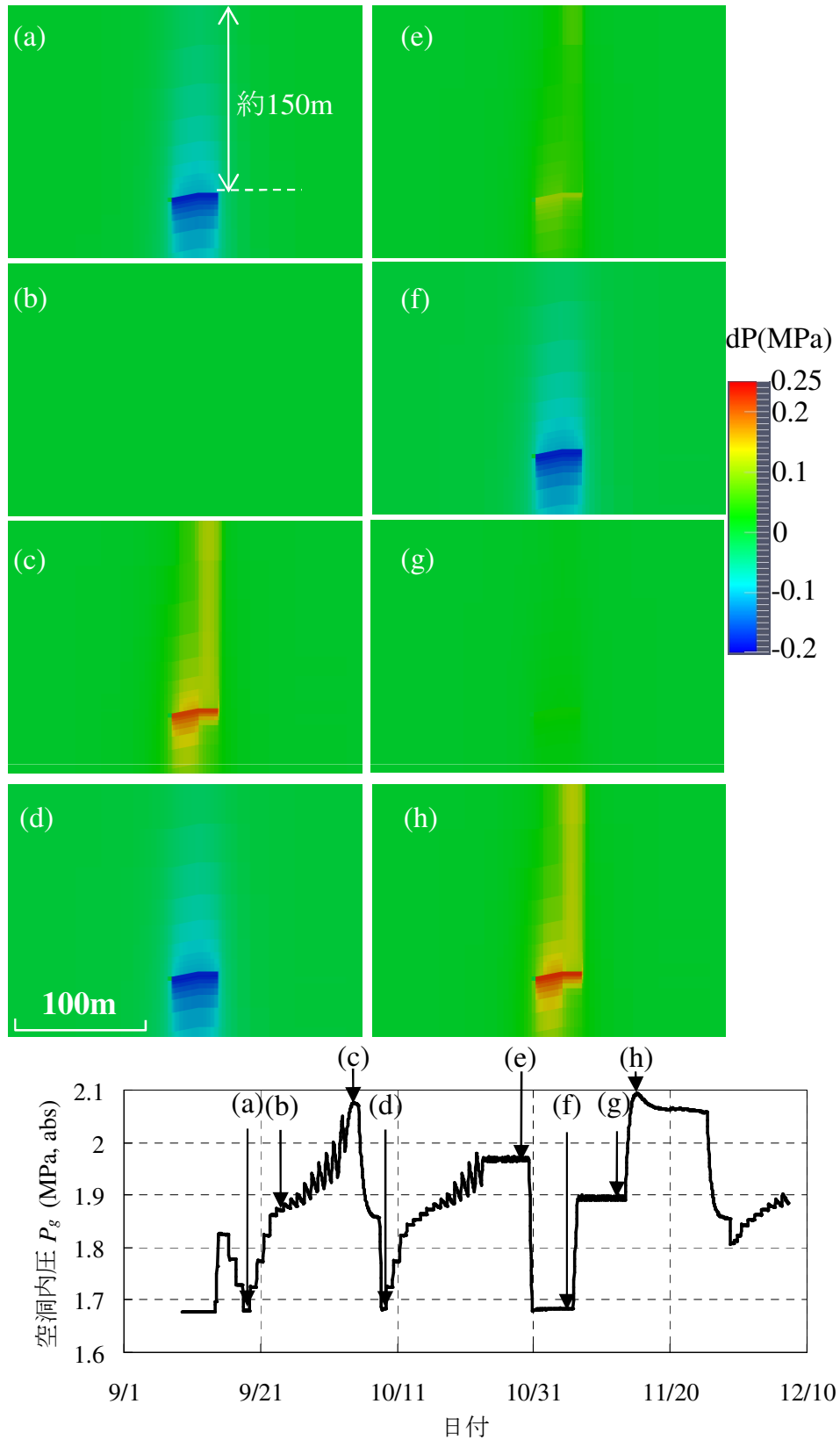


図 5.41 数値解析結果 (BCM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda = 0.006$) による圧力変化の分布, xz 断面)

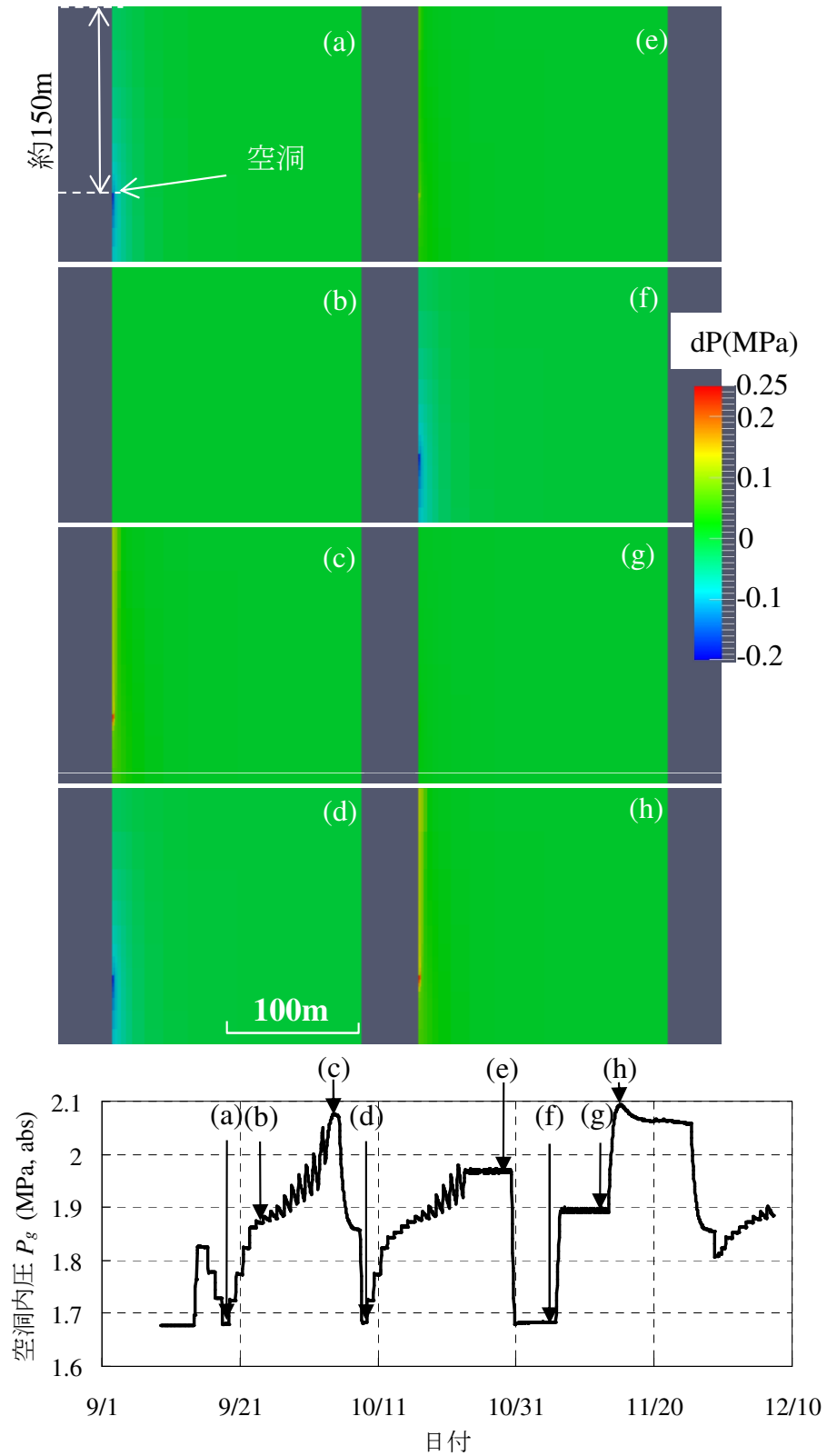


図 5.42 数値解析結果 (BCM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda = 0.006$) による圧力変化の分布, yz 断面)

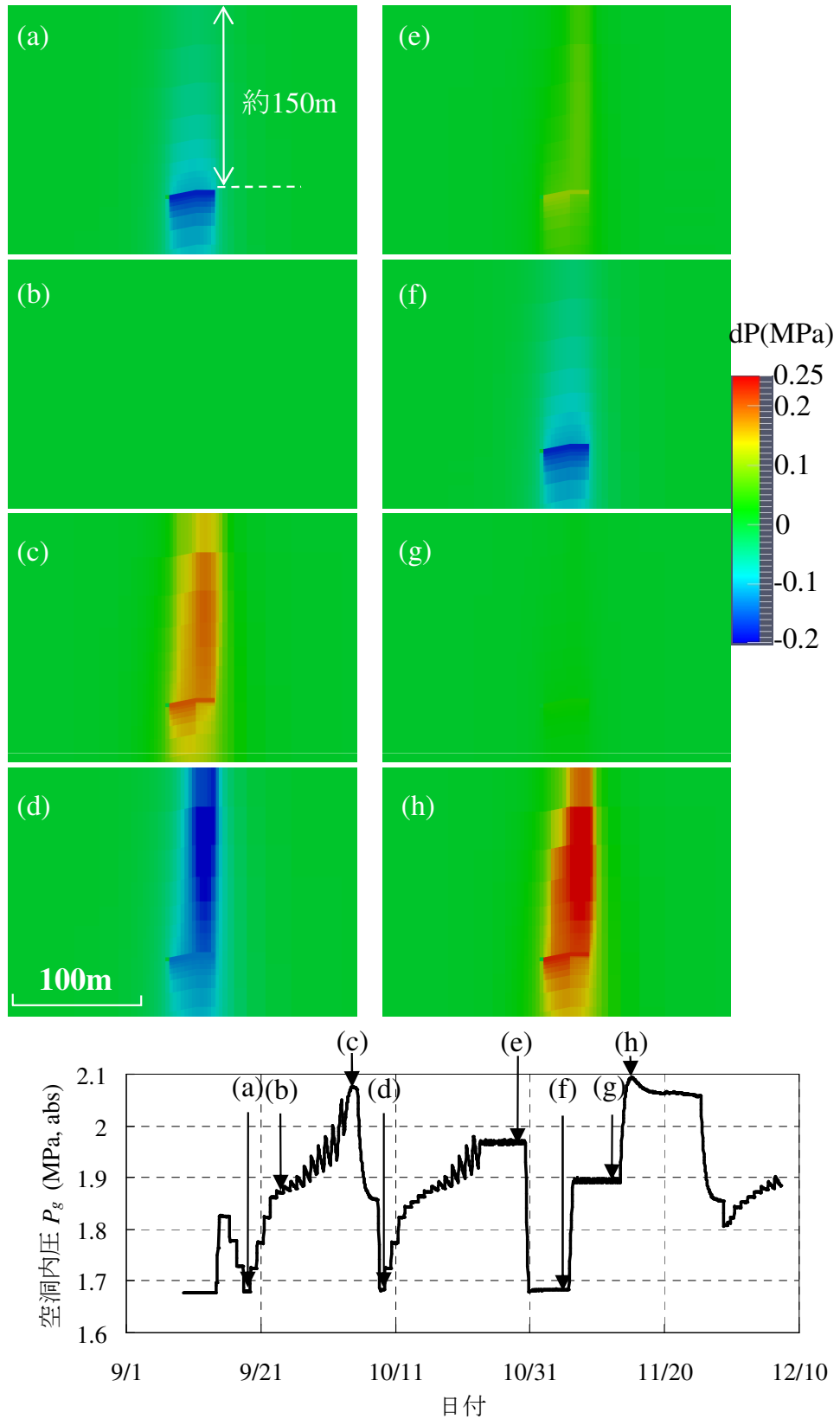


図 5.43 数値解析結果 (BCB モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=10 \text{kPa}$, $\lambda = 10$) による圧力変化の分布, xz 断面)

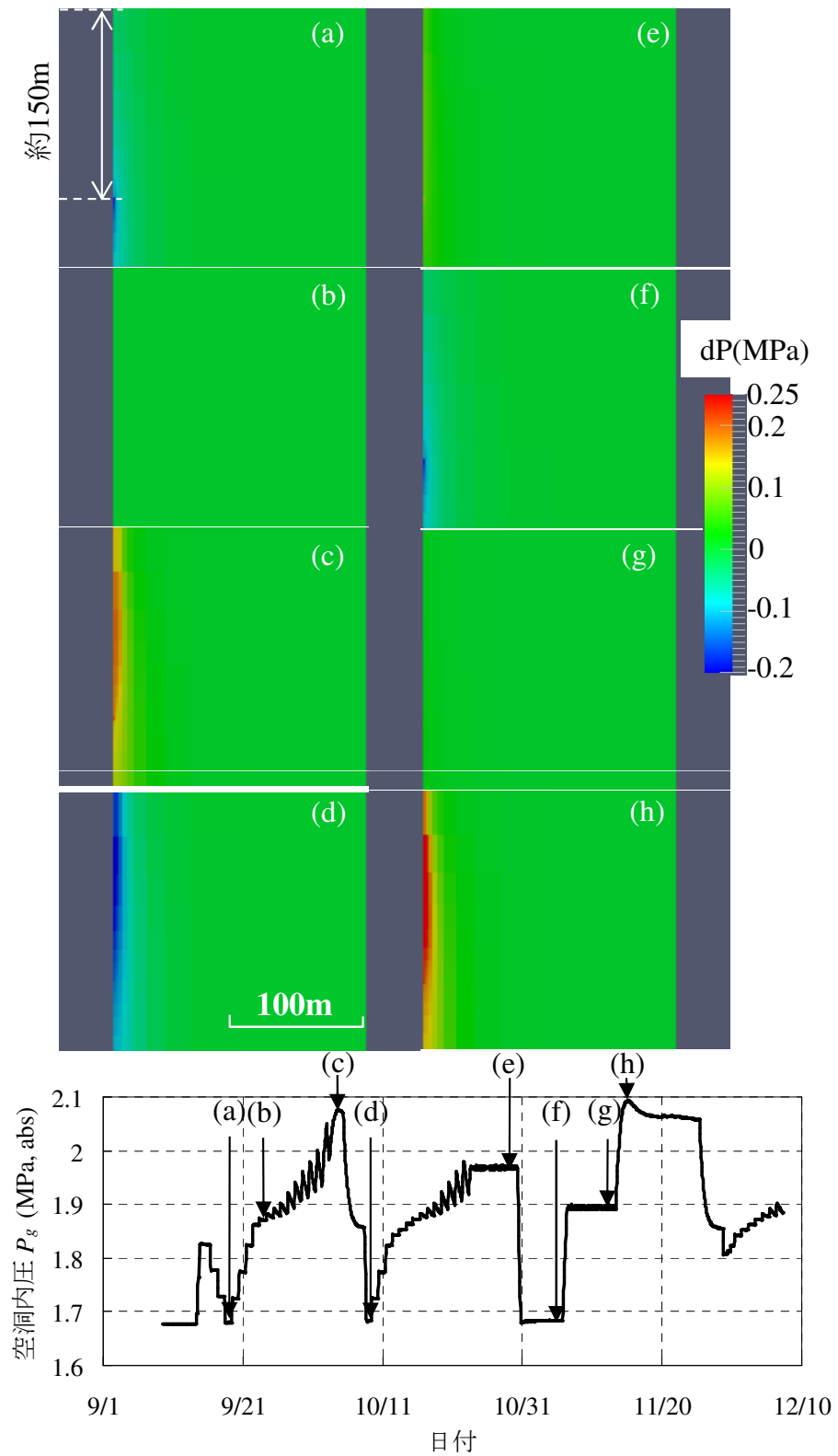


図 5.44 数値解析結果 (BCB モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=10 \text{kPa}$, $\lambda = 10$) による圧力変化の分布, yz 断面)

(2) 水飽和率分布

水飽和率 S_w 分布の時間変化を図 5.45～図 5.48 に示す。選択した時刻は圧力変化の分布（図 5.41～図 5.44）と同様である。それぞれの図において表示している範囲も圧力変化の分布同様である。

これらの図から、飽和率の変化する範囲は圧力変化の分布範囲よりも広く、実測値を再現するモデルを用いた場合、試験空洞直上・直下では x 方向に 30m 程度、 y 方向に 10m 程度の範囲、150m 程度上位では、 x 方向に 40m 程度、 y 方向に 20m 程度の範囲において S_w が低下することが推定された。計算上の低下量は、BCM モデルの場合、試験空洞周辺 1m 程度の範囲では 0.02 程度、150m 程度上位の範囲では 0.01 程度であった。

また、BCB モデルを用いた結果と BCM モデルでフィッティングした結果を比較すると、飽和率分布については、実測値を再現する BCM モデルを用いた場合には、一般的な気液二相流動特性を与えた場合よりも狭い範囲に飽和率に変化し、変化の値が小さいことが分かる。BCB モデルでは、大きく変化するところでは 0.2 以上の飽和率の変化が見られた。

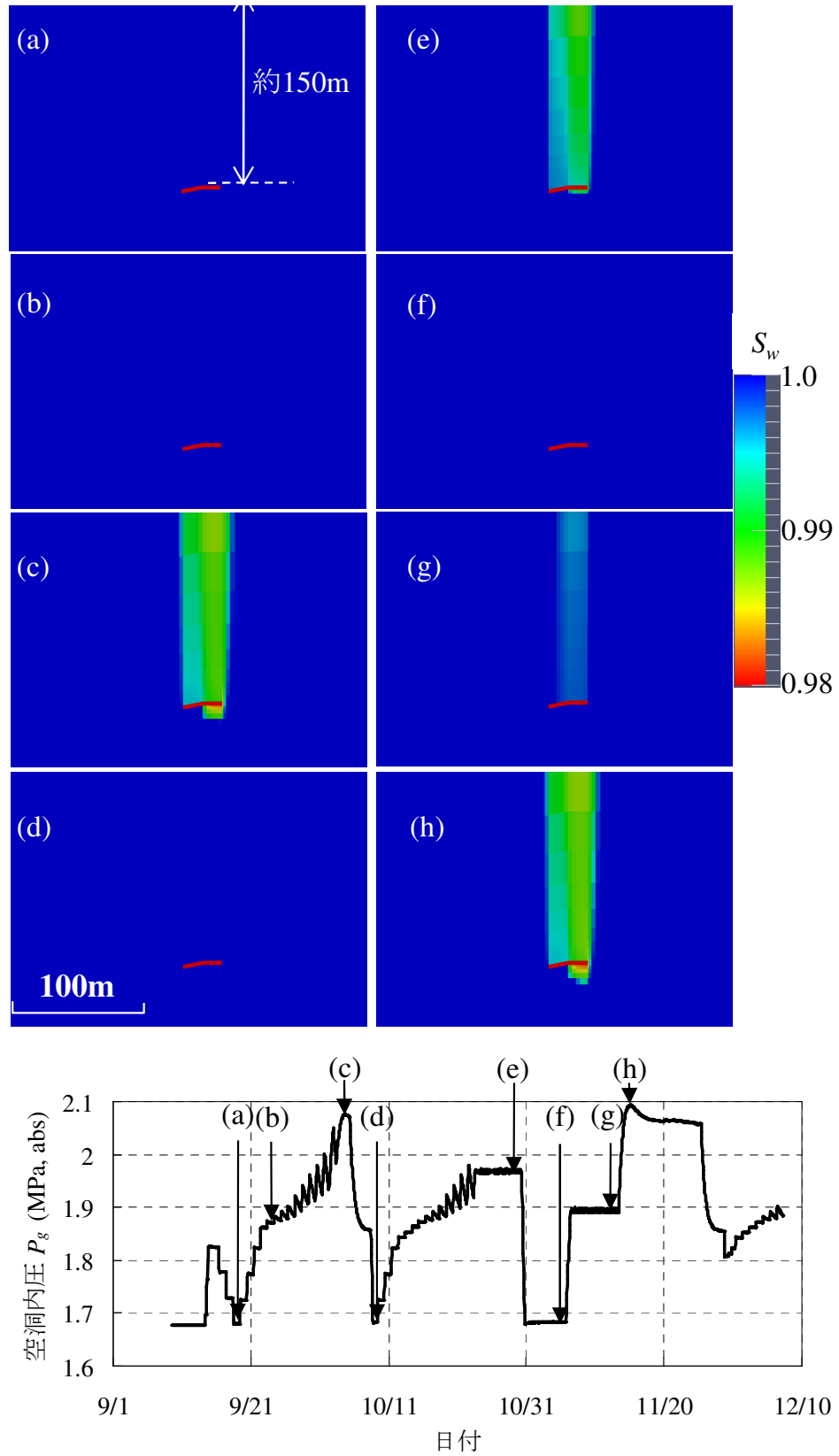


図 5.45 数値解析結果 (BCM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda = 0.006$) による S_w の分布, xz 断面)

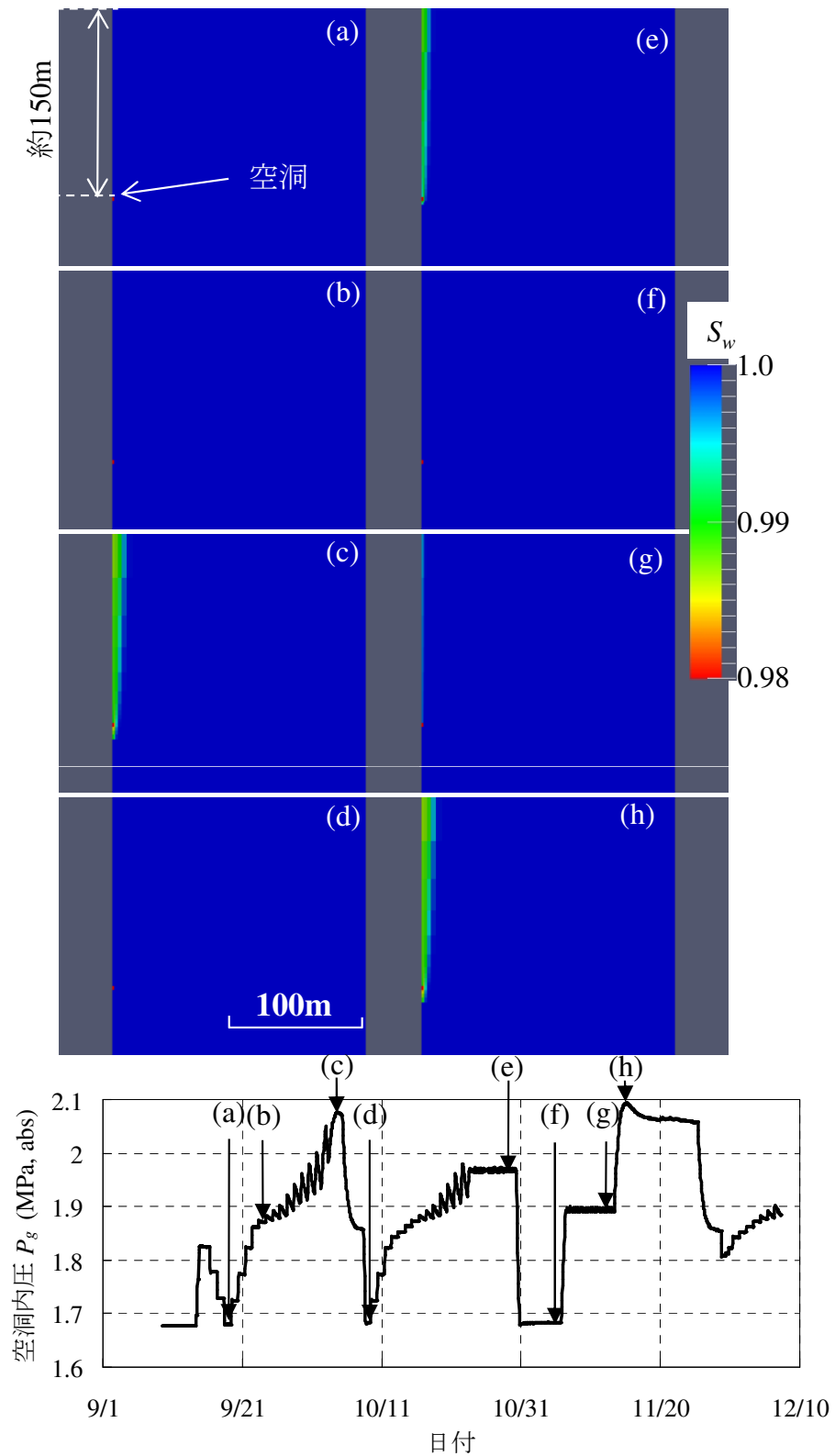


図 5.46 数値解析結果 (BCM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda = 0.006$) による S_w の分布, yz 断面)

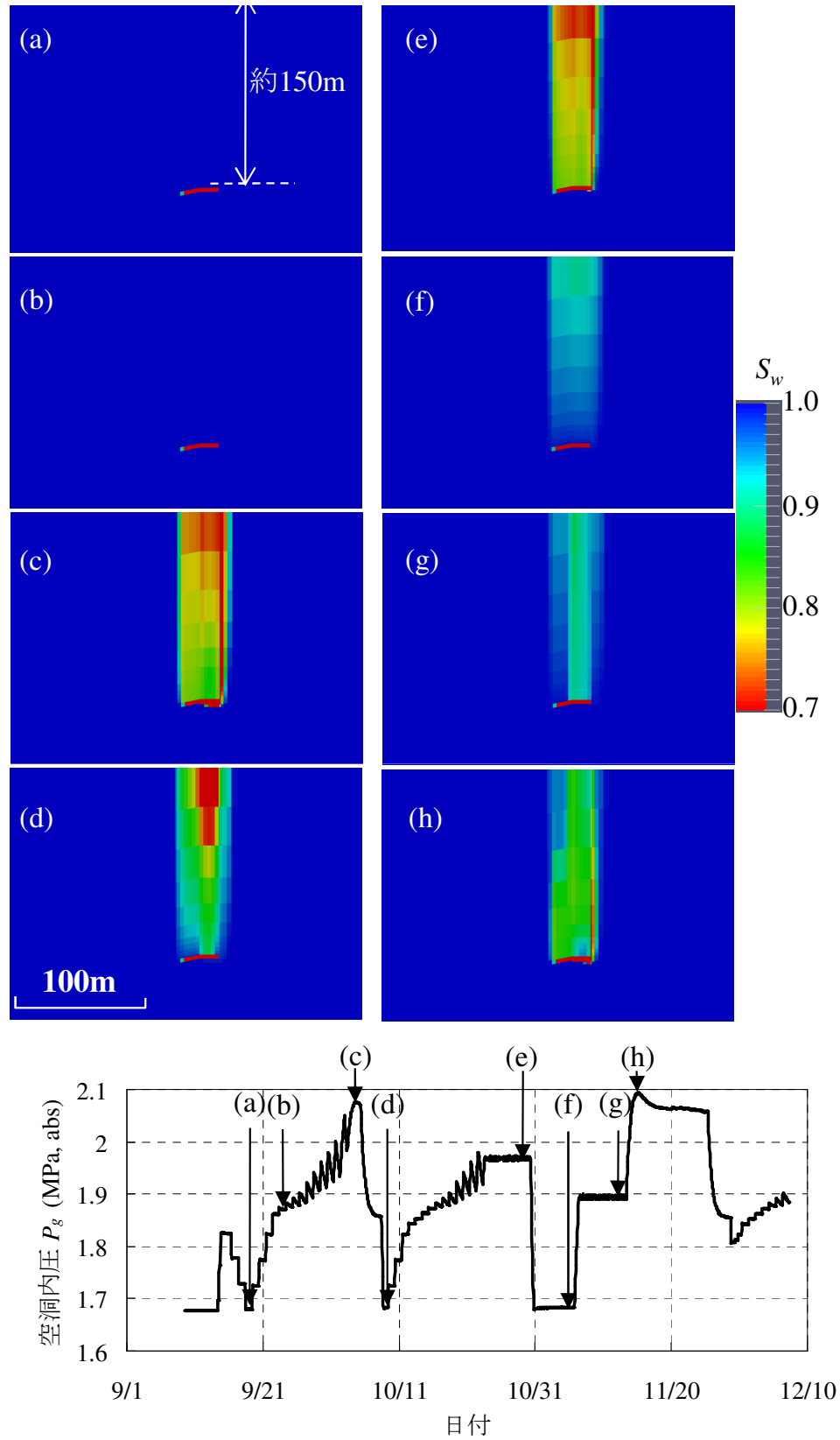


図 5.47 数値解析結果 (BCB モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=10 \text{kPa}$, $\lambda = 10$) による S_w の分布, xz 断面)

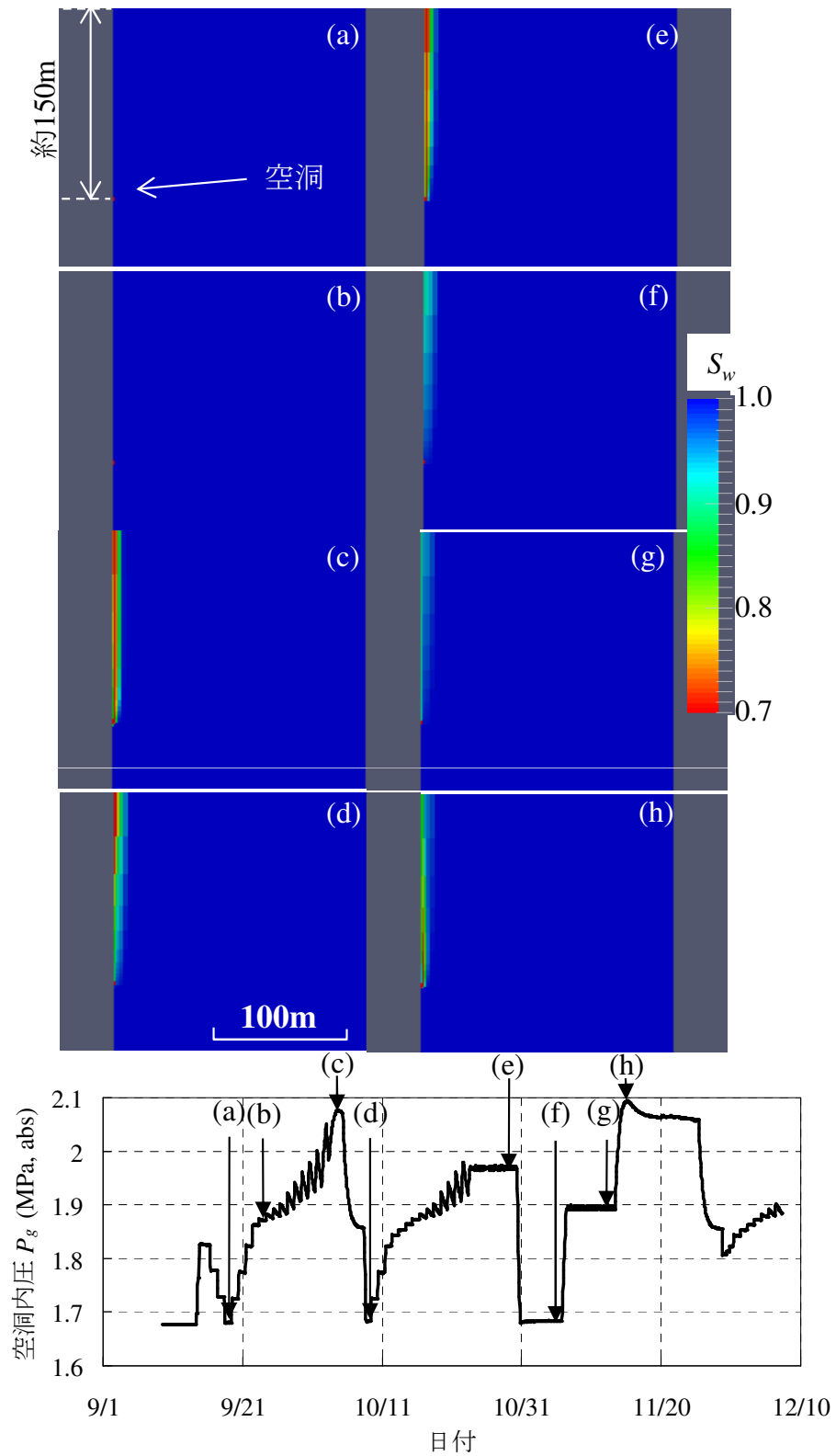


図 5.48 数値解析結果 (BCB モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=10 \text{kPa}$, $\lambda = 10$) による S_w の分布, yz 断面)

5.3.8 考察

(1) 気液二相流動解析結果に基づく気体浸透流の評価

5.3.7で述べたように、漏気に伴い空洞直上・直下の x 方向に30m程度、 y 方向に5～10m程度、空洞よりも150m程度上位では x 方向に20～40m程度、 y 方向に10～20m程度の範囲において、0.1～0.2MPaの圧力上昇、0.02程度の S_w の減少が見られた。

空洞上部に設置した間隙水圧計による水圧上昇幅は水頭差で約10～20m程度であり(図 2.21～2.23, 図 3.24 参照), 0.1～0.2MPa程度とした解析結果と同程度となっている。また, 図 5.38 に示したように, 鉛直方向の圧力分布も再現している。これらのことから, パラメータフィッティングにより最適化された解析結果と観測事実は整合すると考えられる。

したがって, 空洞の直上・直下では, 空洞の大きさと同程度の30m×5～10m程度, 150m程度上位では20～40m×10～20m程度の領域において漏気による圧力の上昇, S_w の低下が生じていると考えられる。

以上のことから, 気体の浸透による影響領域, すなわち圧力の上昇領域および S_w の低下領域は, 空洞側方よりも上部への指向性が強く, 空洞よりも150m上位においてもその影響領域は空洞直上における影響領域の2倍程度であると推定された。

5.3.7における検討により, 数値解析結果からは, 透気試験で漏気を生じさせた後においても, 空洞内圧を基準圧よりも十分(0.2MPa程度)低下させることにより飽和率が回復し, これにより圧力分布も漏気前の状態に回復することが推定された。

原位置実証試験では, 約3ヶ月の期間にわたり, 累計約13500m³(標準状態, 図 3.7 参照)の気体を漏洩させた。これは, 空洞内圧の上昇を考えた場合, 空洞内において空気を貯蔵している体積の3～4倍に相当する。

実測による漏気量を再現する数値解析結果から, この漏気により周辺岩盤では空洞直上の計算格子内で0.02程度, 150m程度上位では0.01程度の S_w の低下が計算された。このことから, 貯蔵空気量の3～4倍の体積の漏気が生じた場合でも, 岩盤空洞周辺1m程度の範囲における平均的な S_w の低下は2%程度となることが推定される。

以上から, 3.8の間隙水圧計測結果に基づく分析結果と, 本項の数値解析的検討結果

を総合することにより，漏気に伴う圧力挙動と気体の浸透現象を，原位置スケールにおいて定量的に評価することができたものとする。

(2) k_{rg} モデルの相違による気液二相流動挙動への影響

BCB・vGBモデルのフィッティング結果(5.3.4)から， k_{rg} と S_w^* の関係としてBurdineモデルを用いた場合，実測値を再現するパラメータを見出すことは困難であることが示された。

図5.49にBCMモデル，BCBモデルにパラメータを与えた時の k_{rg} を示す。BCMモデルでは， λ を変化させることにより上に凸，下に凸の関数形状を与えることができるが，BCBモデルでは，下に凸の形状しか与えることができない。

このことは， k_{rg} と S_w^* に関するBurdineモデルとMualemモデルの相違を表しているものと考えられる。ただし，式(5.1)に示したように， P_c の形状はBCB，BCMモデルともに同様である。

透気(1)における実測値を再現するためには， k_{rg} を大きくする必要があるが，BCBモデルで k_{rg} を大きくするためには S_w^* を大幅に低下させる必要がある。岩盤内の S_w^* が小さくなると，飽和状態に回復するまでに時間を要することから，透気(2)や定流量漏気試験において算出される漏気量が，実測値よりも大きくなることが考えられる。図5.45(c)(d)と図5.47(c)(d)を比較すると，BCBモデルでは，BCMモデルと異なり漏気後においては空洞内圧低下時にも S_w が増加していないことが分かる。

以上より，割れ目系岩盤において k_{rg} が上に凸の関係で表されるような， S_w の1.0からの減少に伴い急激に k_{rg} が上昇する形状を与える場合は，Mualemモデルを用いる方がより適切であると考えられる。

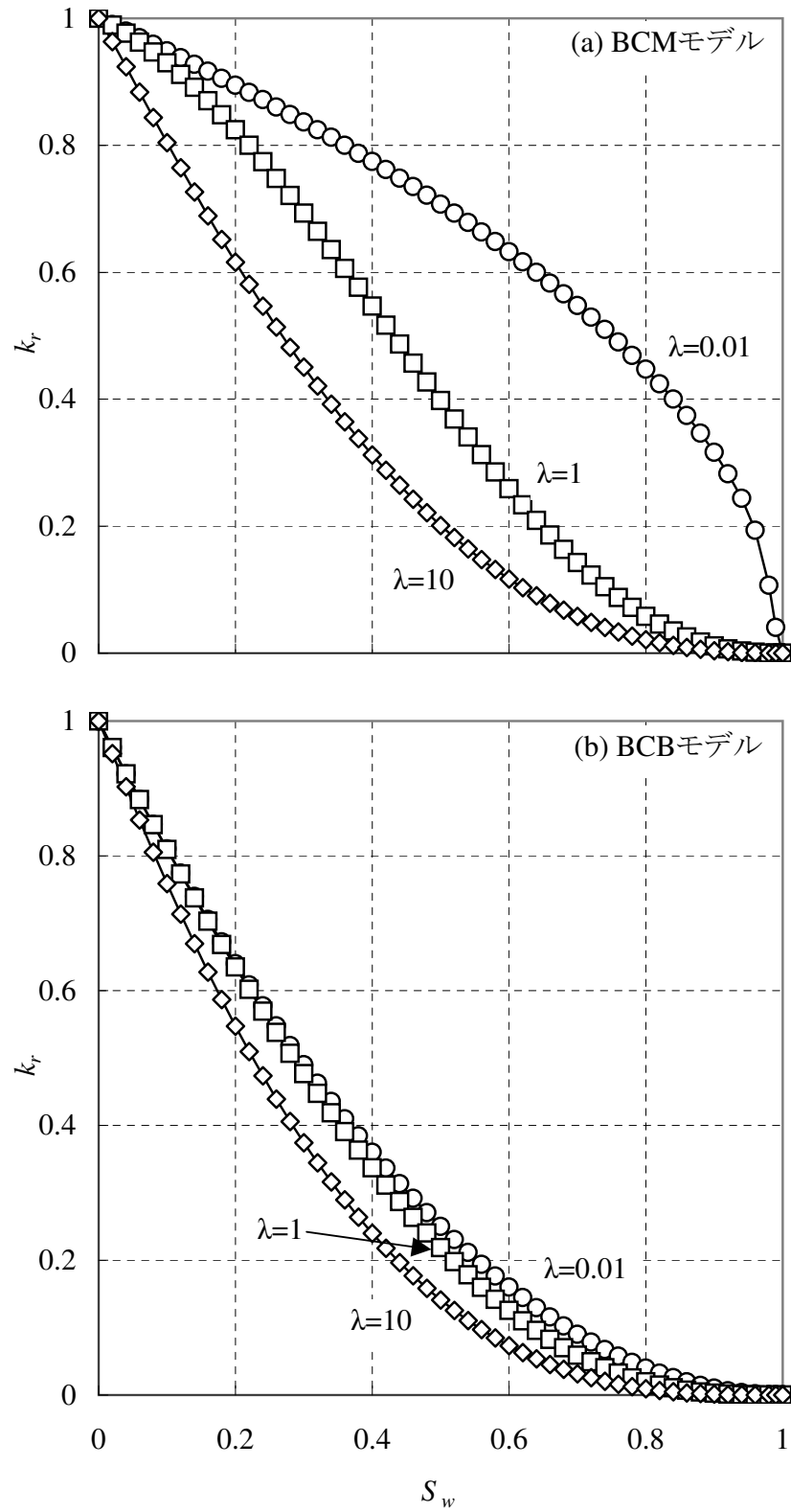


図 5.49 BCM モデル, BCB モデルで与えられる相対浸透率の比較

(3) 気液二相流動特性の特徴

5.3.5 に示したように、BCM モデル、vGM モデルとも、 k_{rg} 、 P_c 、 k_{rw} について、 S_w が 1.0 から減少すると、 k_{rg} 、 P_c は急激に増加し、 k_{rw} は急激に 0 に近づく傾向を示し、それぞれほぼ同様の形状を示していることがわかる。

このような k_{rg} 、 P_c 、 k_{rw} の形状から想定される現象として、気みち（気体の浸透経路）は間隙内の非常に小さな空間に形成され、気体はその飽和率が小さいまま上方へ流動することが考えられる。

しかしながら、図 5.37 で示した形状は、気液二相流動解析で多く用いられる一般的な形状（図 5.24）とは大きく異なっていると考えられる。すなわち、 k_{rg} については、一般的には下に凸の形状が与えられる場合が多いものの、本研究での形状は S_w が 1.0 から減少すると急激に上昇するものとなること、 k_{rw} 、 P_c については、 S_w の減少とともにそれぞれ緩やかに減少、増大する形状であることが一般的であるのに対し、 S_w の 1.0 からの減少に対して、それぞれ急激に減少、増大する形状となることである。この気液二相流動特性の形状については、第 6 章において詳細に検討する。

S_w が 1.0 に近づくと急激に k_{rw} が 1.0 に上昇するモデルは、岩盤内に気体が侵入することにより S_w が 1.0 未満になると、間隙中の液体がほとんど流動できなくなることを示している。また、 P_c の形状についても、 S_w の 1.0 からの減少に伴い急激に増大することから、間隙中の液体は流動できなくなるものと考えられる。

5.4 同定した気液二相流動特性の普遍性に関する検討

前節において、同定した気液二相流動特性は湧水量・漏気量といった実測値を再現するパラメータの組み合わせであることが明らかとなった。しかしながら、この組み合わせ以外の気液二相流動特性を用いた場合でも実測値を再現できる可能性がある。そこで本節では、個々の気液二相流動特性のセンシティブリティやモデル化の設定条件を変更した場合に実測値を再現できる気液二相流動特性についての検討を行った。

5.4.1 気液二相流動特性におけるパラメータの組み合わせの影響

5.3.5 で求めた実測値を再現する k_{rg} , k_{rw} , P_c について, それぞれのモデルに与えるパラメータに関する計算結果へのセンシティブリティを評価することを目的として, 以下の数値解析を実施した.

BCM モデルによるマッチングパラメータ (表 5.3) を与えたケースを基本ケースとし, これと, k_{rg} , k_{rw} , P_c のうち, 一つを異なる形状で与えたケースにおける計算結果を比較した. 図 5.50 に, 比較に用いた毛管圧, 相対浸透率曲線を示す. 式 (5.6a), (5.6b) に与えた λ について, P_{c1} , k_{rg1} , k_{rw1} では 10, P_{c2} , k_{rg2} , k_{rw2} では 1, P_{c3} , k_{rg3} , k_{rw3} では 0.1 とした. また, スレッシュホールド圧 P_{th} は P_{c1} , P_{c2} , P_{c3} とともに基本ケースと同様 4kPa とした.

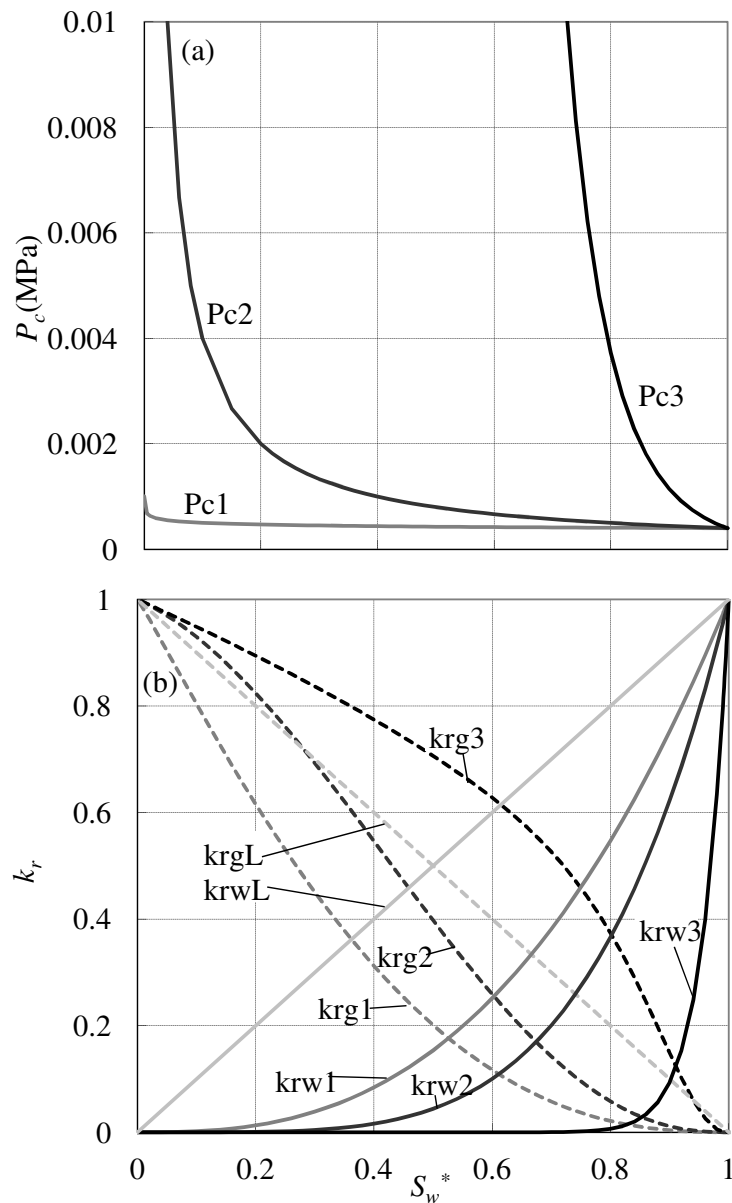


図 5.50 比較に用いた (a) 相対浸透率曲線および, (b) 毛管圧曲線

k_{rgL} , k_{rwL} はそれぞれ, 以下の式で与えた.

$$k_{rgL} : k_{rg} = 1.0 - S_w \quad (5.10)$$

$$k_{rwL} : k_{rw} = S_w \quad (5.11)$$

各ケースで計算された6時間ごとの累積漏気量と, 測定された累積漏気量を比較した. 結果を図 5.51 に示す. この図を見ると, k_{rg} を他の形状とした場合には, 累積漏気量は $1/61 \sim 1/4.0$ 倍となる一方, k_{rw} , P_c を他の形状にした場合には, それぞれ 1.2 倍, 1.3 \sim 1.4 倍と, 計算値がほぼ実測値に近い値を示していることが分かる. 図 5.50 に示したように, k_{rg} , k_{rw} , P_c とも, 変動させたパラメータはそれぞれのケースにおいて同一のものである. このことから, 実測値を再現する場合に, k_{rg} の形状は大きな影響を与えるものと考えられる.

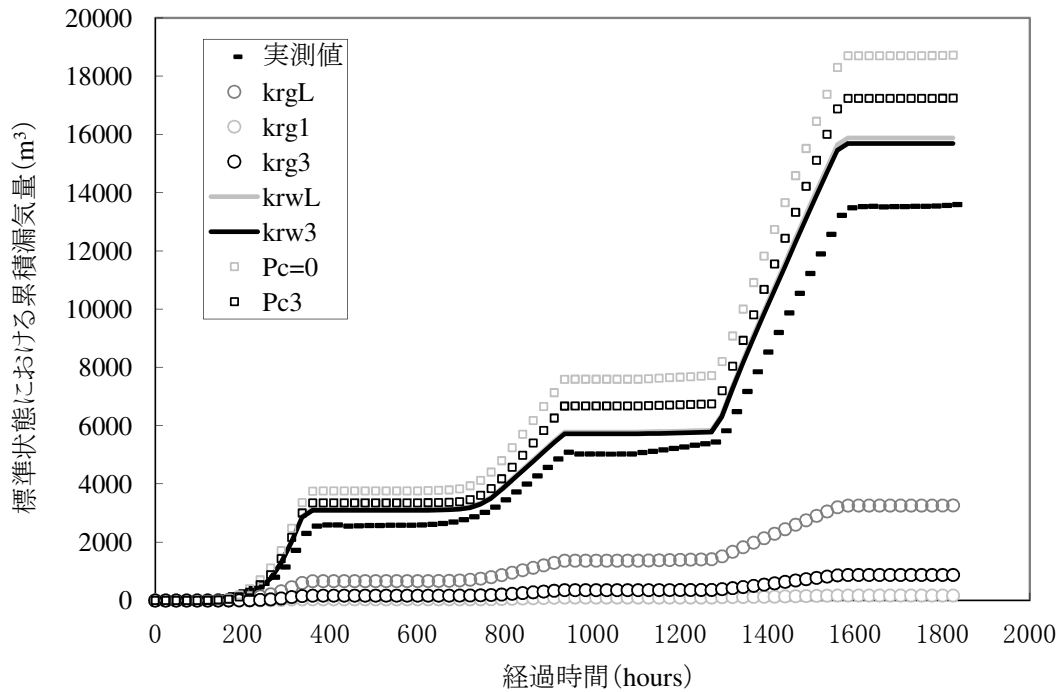


図 5.51 パラメータセンシティブリティ検討結果1 (1つのパラメータを変動させた場合)

k_{rg} , k_{rw} , P_c のうち, 最もセンシティブな気液二相流動特性である k_{rg} を基本ケースと同様とし, k_{rw} , P_c をともに基本ケースと異なる形状として与えた時の計算結果を比

較した。図 5.52 に結果を示す。この図を見ると、いずれの k_{rw} , P_c の組み合わせにおいても、計算値は実測値を上回り、2.4~3.2 倍となった。

これは、 k_{rw} , P_c の一方を変動させた場合には、実測値とほぼ同程度の計算値となるものの（図 5.51）、双方を同時に変動させた場合には、実測値と乖離していくことを表している。

一方、“krw3, Pc3”を“krw3, Pc=0”、“krwL, Pc3”と比較すると、計算値同士の違いは少なく、“krwL, Pc=0”のように k_{rw} , P_c の両者のパラメータを同時に変動させると実測値を大きく上回る。このことは、 k_{rg} , P_c のうち少なくともいずれか一方の形状は、フィッティングさせた形状である必要があることを示している。

S_w の 1.0 からの減少に伴い急激に増大する P_c 、および急激に減少する k_{rw} とも、 S_w の低下により液体が流動できなくなる効果がある。このことから、実測値の再現には、 S_w の減少により液体がほとんど流動できない状態になる必要があるものと考えられる。

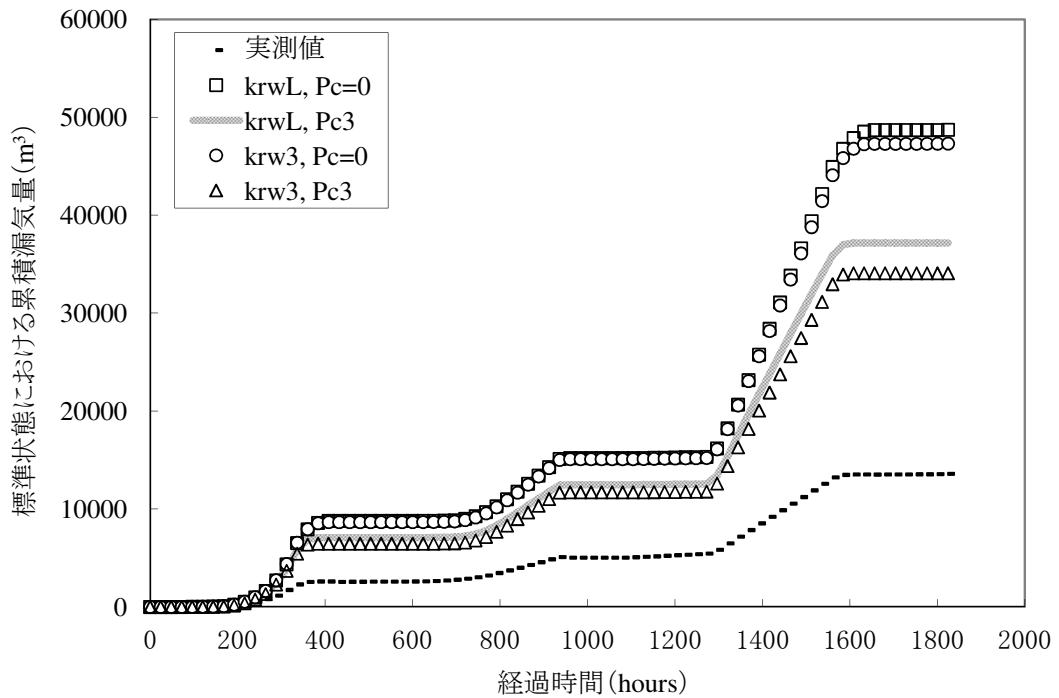


図 5.52 パラメータセンシビリティ検討結果 2 (2つのパラメータを変動させた場合)

5.4.2 空洞周辺の格子分割長の影響

気液二相流動特性はスケールに応じて変化することが知られており、空洞周辺の格子分割長が解析結果に影響を与えるパラメータとなることが考えられる。このため、空洞周辺の格子分割の長さが計算結果に与えるセンシティブリティを検討することを目的に、**図 5.1** に示した計算格子と比較して、空洞周辺の格子長さを短くしたケース（以降、fine ケース）と、空洞周辺の格子長さを長くしたケース（以降、coarse ケース）を実施した。**図 5.53** に空洞近傍5~10mにおけるグリッド分割状況を示す。fine ケースでは、空洞の上下に隣接するグリッドの幅を0.1mに、coarse ケースでは、空洞の上下に隣接するグリッドの幅を10mとした。

数値解析は、**5.3.5** で求めた BCM モデルによるマッチングパラメータ（**表 5.3**）を与えたケースを基本ケースとし、同様のモデルを用いて fine ケース、coarse ケースを実施し、それぞれのケースにおける累積漏気量を計算した。

図 5.54 に結果を示す。この図から、基本ケースに対して fine ケースは0.68 倍程度、coarse ケースは1.6 倍程度であった。気液二相流動モデルに対して実施したセンシティブリティスタディのうち、 k_{rg} に関する結果（**5.4.1**）と格子分割長の結果を比較すると、coarse ケース、fine ケースともに k_{rg} よりも小さい変動量であることが分かる。このことから、格子分割長の変化は k_{rg} よりも小さいものの、 k_{rw} 、 P_c と同程度の影響を計算結果に及ぼすものと考えられる。

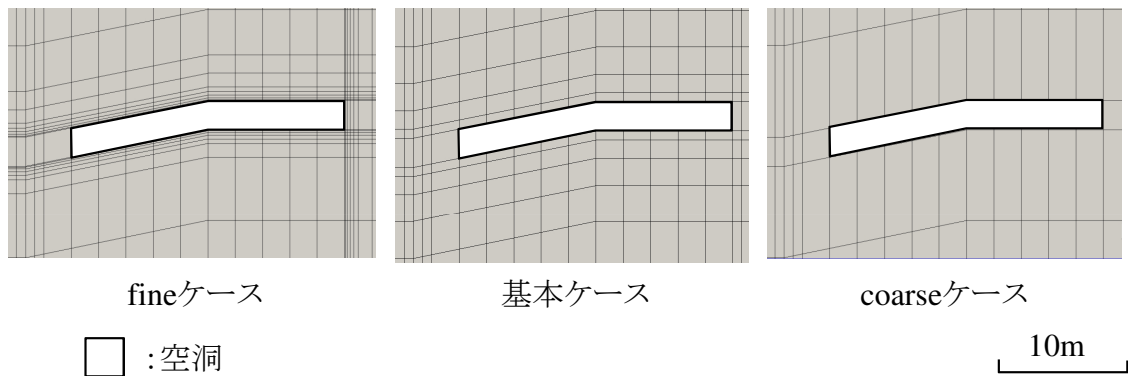


図 5.53 格子分割長さのセンシティブリティ検討（空洞近傍の格子分割状況）

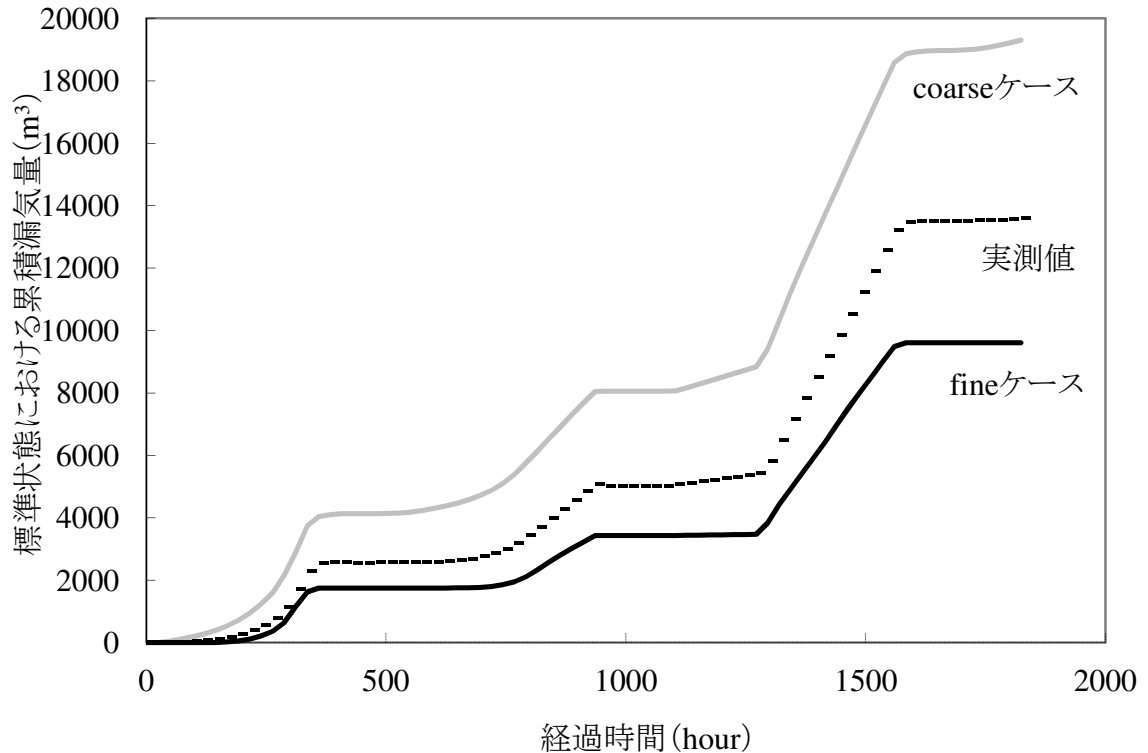


図 5.54 格子分割長さのセンシティブティ検討結果

上述した格子分割長に関するパラメータスタディにおいて用いた, fine ケース, coarse ケースにおけるグリッドシステムを対象とした場合に, 実測値を再現する気液二相流動特性を求めするため, BCM モデルを用いて以下のフィッティングを実施した.

まず, coarse ケースのグリッドシステムを対象としたフィッティングを実施した. パラメータは, 5.3.3 (2) と同様に变化させた. 図 5.55 にフィッティング例として, $P_{th}=10, 20\text{kPa}$, $\lambda=0.001\sim 0.1$ とした場合の結果を示す. これ以外の結果は補遺 B に掲載した (図 B.32~図 B.34). 岩盤の絶対浸透率は, 鉛直方向が水平方向の 100 倍と仮定し, 透水 (1) の湧水量を再現するものとして, $K_z=7.8\times 10^{-14}\text{m}^2$ を与えた. パラメータフィッティングの結果, マッチングパラメータは $P_{th}=20\text{kPa}$, $\lambda=0.012$ となった. (図 5.56).

次に, fine ケースのグリッドシステムを対象とし, マッチングパラメータを評価した. 岩盤の絶対浸透率は, coarse ケース同様鉛直方向が水平方向の 100 倍と仮定し, 透水 (1) の湧水量を再現するものとして, $K_z=5.4\times 10^{-14}\text{m}^2$ を与えた. パラメータは, 5.3.3 (2)

と同様に変化させた。図 5.57 にフィッティング例として、 $P_{th}=1, 5\text{kPa}$, $\lambda=0.001\sim 0.1$ とした場合の結果を示す。これ以外の結果は補遺 B に掲載した (図 B.35～図 B.37)。パラメータフィッティングの結果、 $P_{th}=1\text{kPa}$, $\lambda=0.0066$ となった (図 5.58)。

図 5.59 にそれぞれにおいて同定した k_r , P_c を示す。図には基本ケースで実施したフィッティングの結果から得られた k_r , P_c も併せて示す。この図から、BCM モデルを用いた場合、格子分割長によらず、概ね同様の相対浸透率、毛管圧、すなわち、 k_{rg} , P_c については S_w の 1.0 からの減少に伴い急激に増加するプロファイル、 k_{rw} については S_w の増加にともない急激に増加するプロファイル、を示すことが明らかとなった。

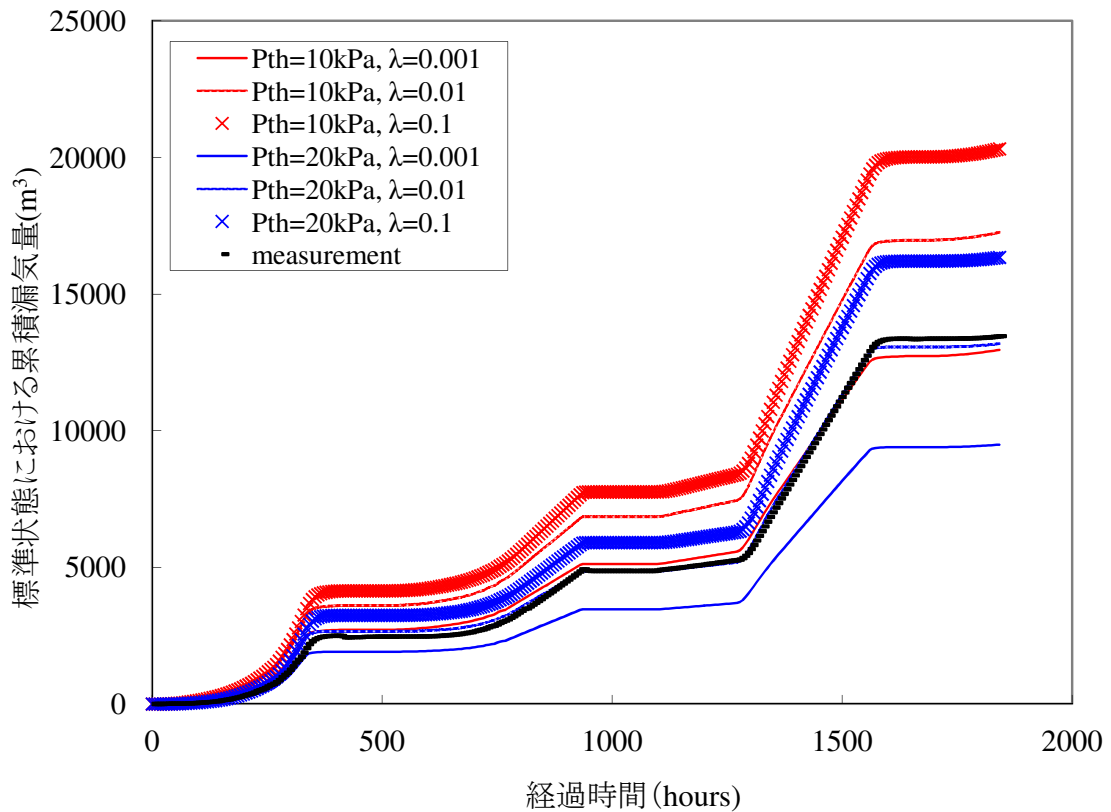


図 5.55 coarse グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14}\text{m}^2$)

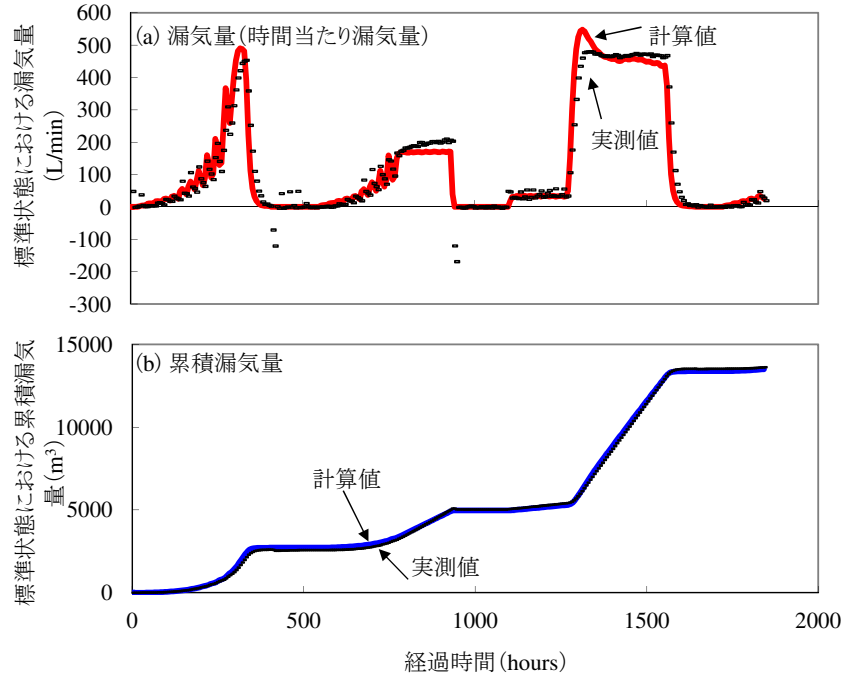


図 5.56 coarse ケースを対象とした BCM モデルのフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=20\text{kPa}$, $\lambda=0.012$)

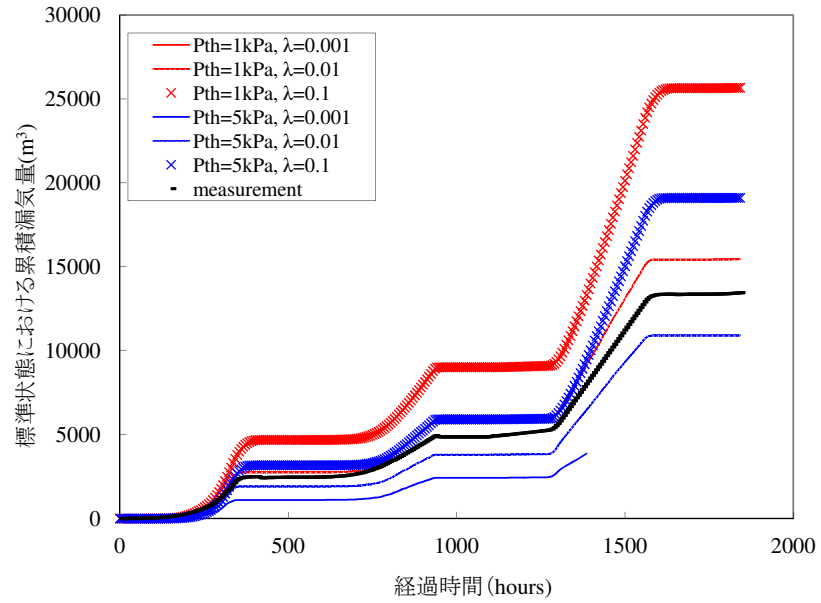


図 5.57 fine グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

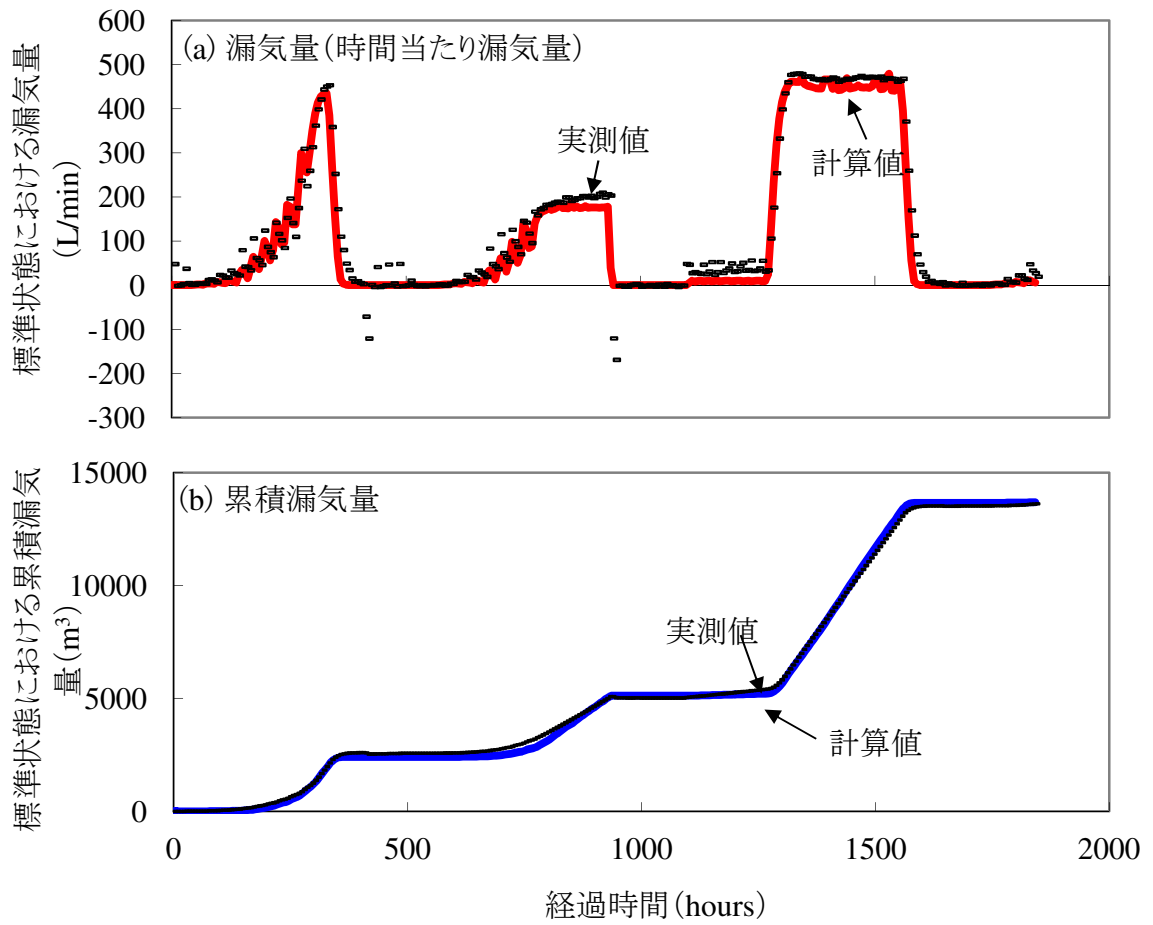


図 5.58 fine ケースを対象とした BCM モデルのフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_{th}=1\text{kPa}$, $\lambda=0.0066$)

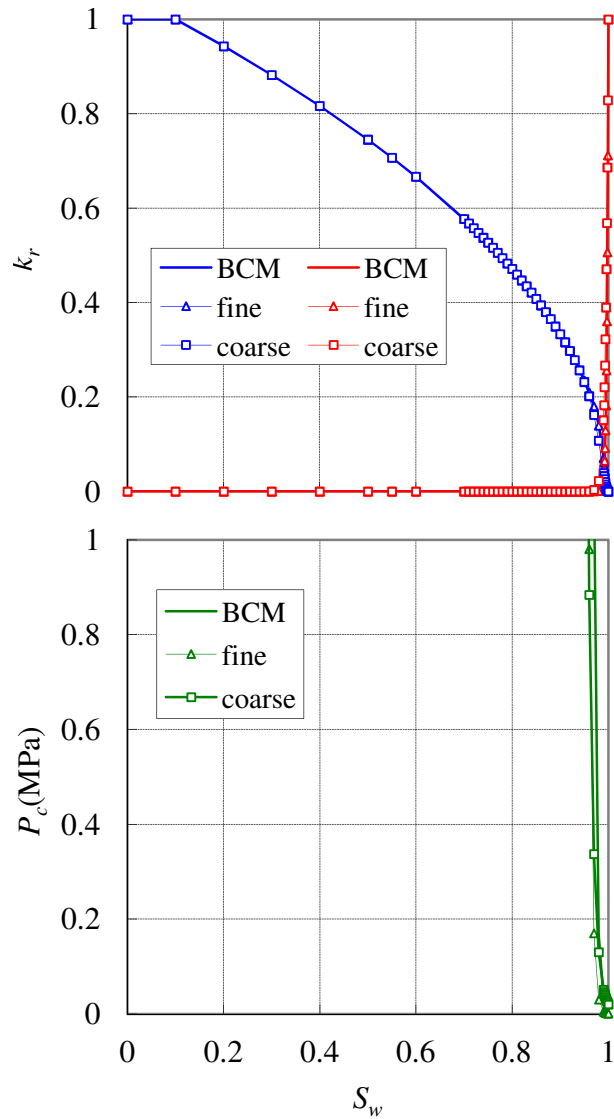


図 5.59 BCM モデル, fine ケース, coarse ケースによるパラメータフィッティング結果に基づく気液二相流動特性 (上段: 相対浸透率, 下段: 毛管圧)

5.4.3 岩盤の絶対浸透率に関する異方性の影響

ここまでの解析においては, 岩盤は $100K_x = 100K_y = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ となる, 絶対浸透率に関する異方性をもつ多孔質媒体と仮定した計算を実施した.

これは, 図 2.20~2.23 に示したように, 試験時において空洞内圧の変化に伴って空洞直上部における間隙水圧計に反応があったこと, また, 2.1.3 に示したように, 地質

調査結果，漏気経路調査結果から，岩盤は高角度傾斜の割れ目を主体とした割れ目系であり，空洞奥部の絶対浸透率の高い領域は高角度でない割れ目も含めてネットワーク状に連結していると考えられること，から適切な仮定であると考えられる。

本項では，岩盤の持つ絶対浸透率の異方性の程度が異なる場合， k_{rg} ， k_{rw} ， P_c の形状に与える影響についての検討を行った．まず，鉛直方向（ z 方向）の絶対浸透率（ K_z ）が水平方向（ x ， y 方向）の絶対浸透率（ K_x ， K_y ）よりも20倍大きいと仮定すると， $K_z = 2.2 \times 10^{-14} \text{m}^2$ となる（図 5.14 参照）．

この絶対浸透率を用いてBCMモデルによるパラメータフィッティングを実施した．パラメータは，5.3.3 (2)と同様に変化させた．図 5.60にフィッティング例として， $P_{th}=1$ ，5kPa， $\lambda=0.001\sim 0.1$ とした場合の結果を示す．これ以外の結果は補遺 B に掲載した（図 B.38～図 B.40）．この結果を基に，実測値に近いパラメータをさらに詳細に変動させることにより，パラメータフィッティングを実施した．この結果，最適な P_{th} ， λ の組み合わせは，それぞれ1kPa，0.009となった（図 5.61）．

次に K_z が K_x ， K_y よりも500倍大きいと仮定すると， $K_z = 1.3 \times 10^{-13} \text{m}^2$ となる（図 5.14 参照）．この絶対浸透率を用いてBCMモデルによるパラメータフィッティングを実施した．パラメータは，5.3.3 (2)と同様に変化させた．図 5.62にフィッティング例として， $P_{th}=10$ ，20kPa， $\lambda=0.001\sim 0.1$ とした場合の結果を示す．これ以外の結果は補遺 B に掲載した（図 B.41～図 B.43）．この結果を基に，実測値に近いパラメータをさらに詳細に変動させることにより，パラメータフィッティングを実施した．この結果，最適な P_{th} ， λ の組み合わせは，それぞれ8kPa，0.002となった（図 5.63）．

図 5.64に，異方性を与えた場合に同定した k_{rg} ， k_{rw} ， P_c を示す．図には， K_z を水平方向の絶対浸透率の20倍とした場合（図中“ $K_z = 20K_x$ ”と表記），500倍とした場合（図中“ $K_z = 500K_x$ ”と表記）と比較のため，5.3.5で求めたBCMモデルによる k_{rg} ， P_c （図中“ $K_z = 100K_x$ ”と表記）も合わせて示す．これらの図から，絶対浸透率の異方性の程度を変化させた場合においても，概ね同様の相対浸透率，毛管圧のプロファイルを示すことが分かった．

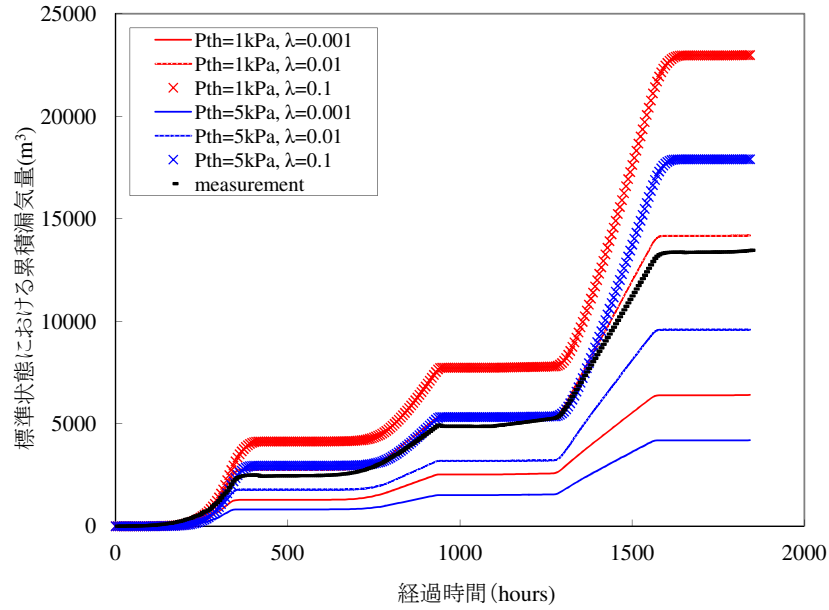


図 5.60 $20K_x = K_z = 2.2 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル)

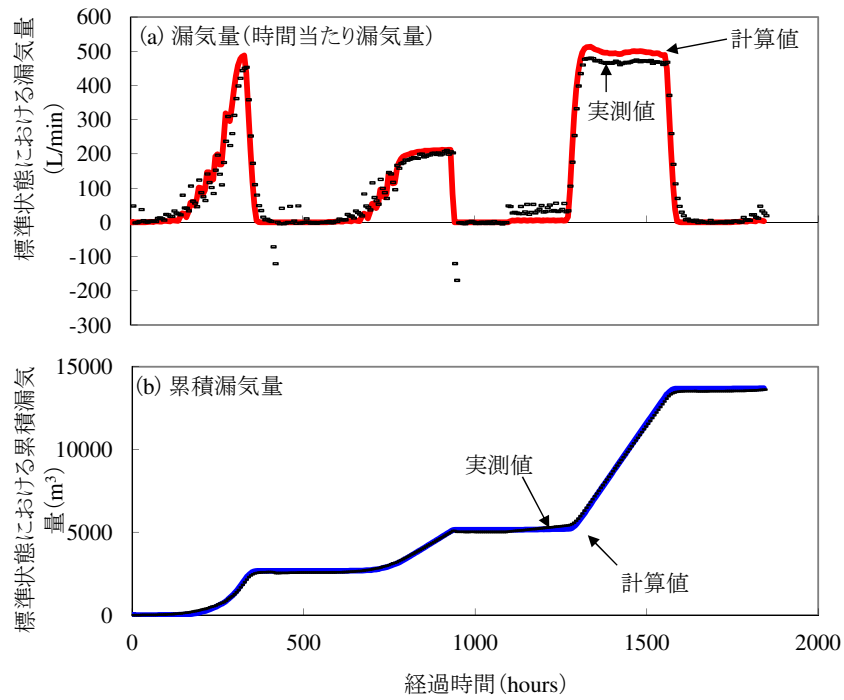


図 5.61 $K_z = 20K_x = 20K_y = 2.2 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした場合の BCM モデルのフィッティング結果 ($P_{th}=1\text{kPa}$, $\lambda=0.009$)

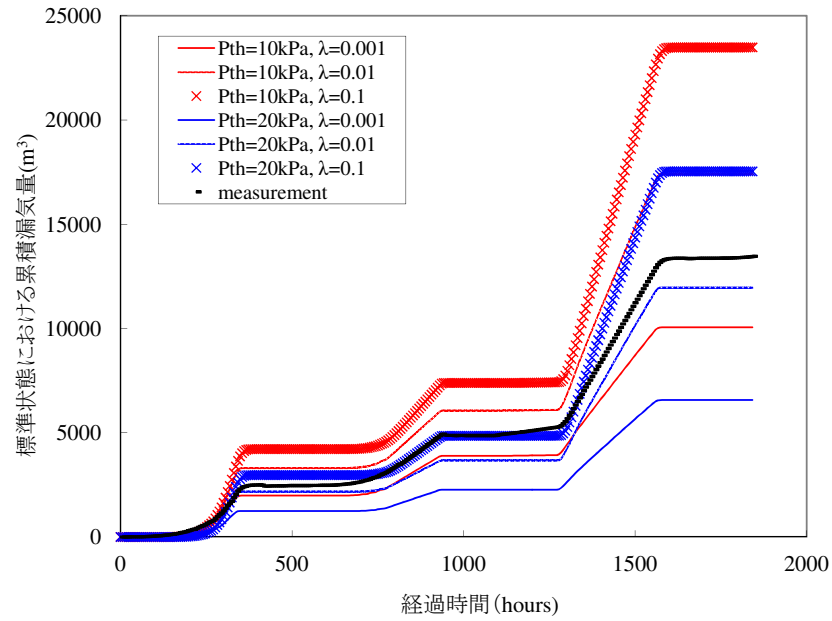


図 5.62 $500K_x = K_z = 1.3 \times 10^{-13} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 (BCM モデル)

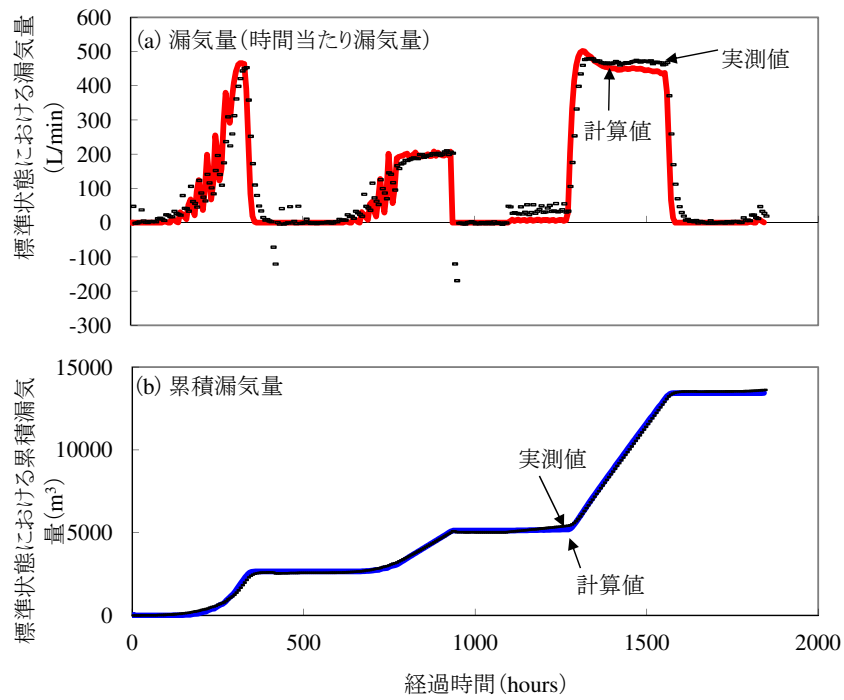


図 5.63 $K_z = 500K_x = 500K_y = 1.3 \times 10^{-13} \text{m}^2$ とした場合の BCM モデルのフィッティング結果 ($P_{th}=8\text{kPa}$, $\lambda=0.002$)

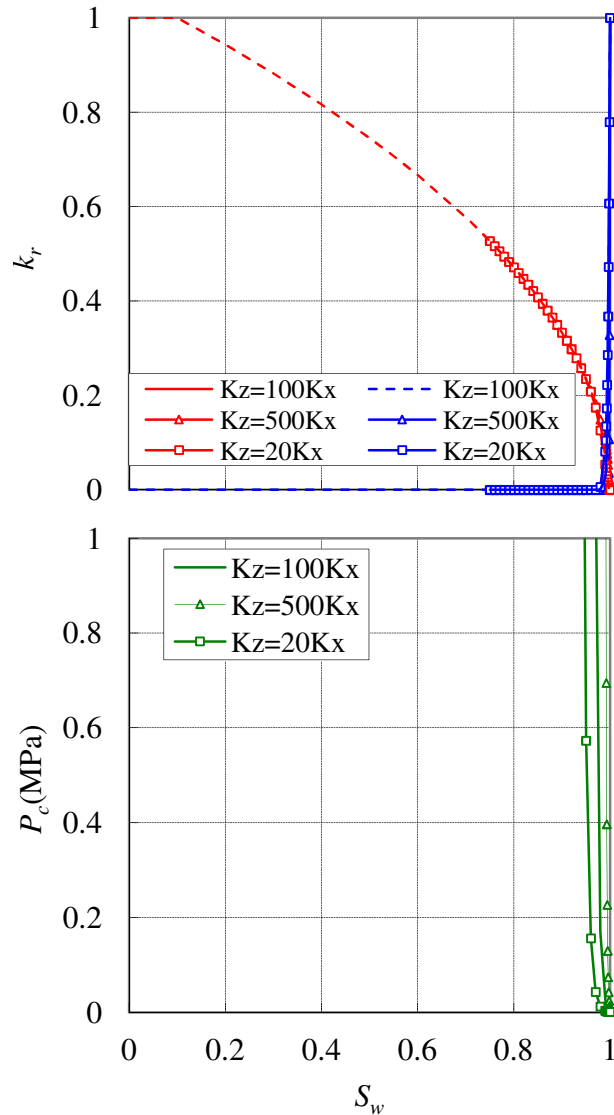


図 5.64 絶対浸透率の異方性の程度を変化させた場合の BCM モデルによるパラメータフィッティング結果に基づく気液二相流動特性（上段：相対浸透率，下段：毛管圧，5.3.5 で求めた BCM モデルによる気液二相流動特性も併せて示す）

5.4.4 不動水飽和率 S_{wir} の影響

5.3.5 で求めた気液二相流動特性の形状のうち， k_{rw} ， P_c の形状による効果として， S_w の減少が抑制されることを述べた (5.3.8(3))．しかしながら，図 5.37，5.59，5.64 に示すように，フィッティングしたパラメータを与えた時の P_c は S_{wir} が 0.1 と小さく

設定しているにも関わらず、 S_w の低下に伴って急激に増大するため S_w が S_{wir} に漸近する前に非常に大きな値となっており、奇異なパラメータ設定となっている可能性がある。一方で、 S_{wir} を大きくし S_w の低下を抑制することにより、 P_c を S_w の低下により急激に増大する形状としない場合でも、 k_{rw} の形状の効果により水の流動が抑制される可能性がある。

そこで、BCM モデルを対象に、まず S_{wir} を 0.8 または 0.9 と大きくした場合において、式 (5.6a), (5.6b) の λ を変化させることによりパラメータフィッティングを行った。岩盤の絶対浸透率は、5.3.5 の時と同様に $100K_x = 100K_y = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とし、 P_c を 0 とした。結果を図 5.65 に示す。この結果から、 S_{wir} を 0.8 以上と大きく取った場合、 λ をどのような値としても実測値よりも大きく上回ってしまう。このことから、 S_{wir} を 0.8 以上とすることにより水の流動を抑制しようとした場合、実測値を再現できないことが明らかとなった。

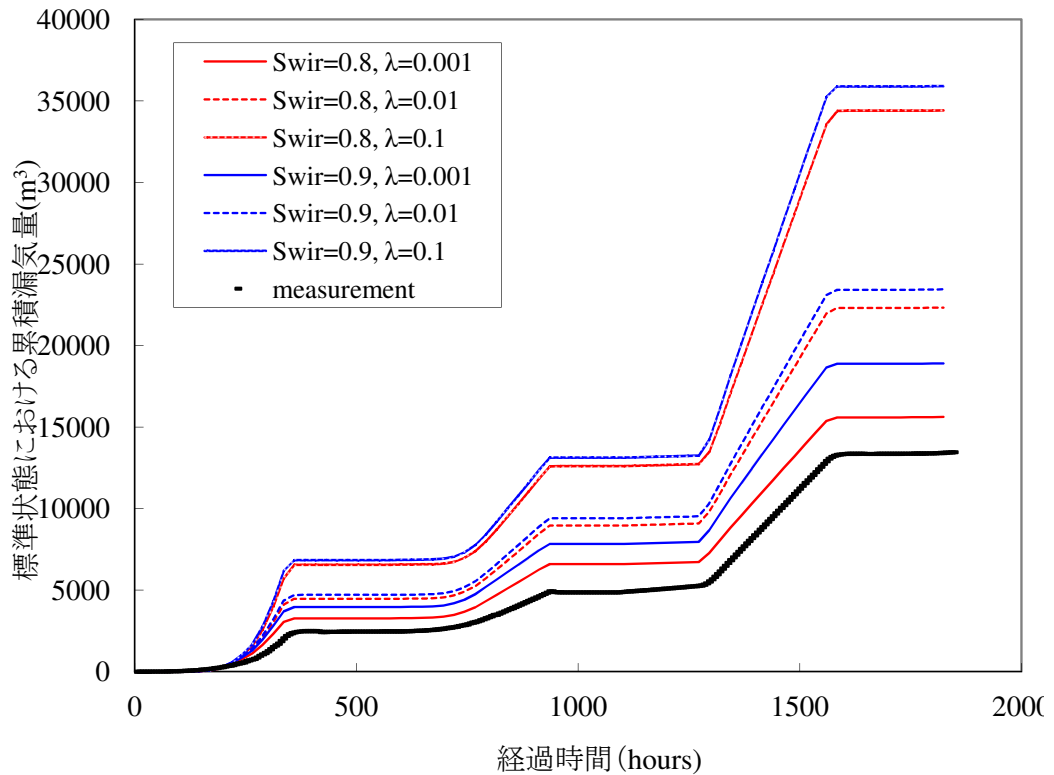


図 5.65 不動水飽和率 S_{wir} の影響に関する検討 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c=0$, $S_{wir}=0.8$ または 0.9 とし、 λ を変動させて実測値と比較)

次に S_{wir} を 0.5 とした場合において、BCM、vGM モデルを用いてパラメータフィッティングを行った。岩盤の絶対浸透率は、**5.3.5** および上述と同様に $100K_x = 100K_y = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とし、BCM モデルの場合、 P_c を緩やかな形状とするため式 (5.1) の $P_{th}=10\text{kPa}$ 、 $\lambda=0.1$ に固定し、 k_{rg} 、 k_{rw} の λ を変化させた。また、vGM モデルの場合、 k_{rw} を緩やかな形状とするため式 (5.8a) の n を 2.0 に固定し、 P_c 、 k_{rg} の P_c^* 、 n を変化させた。

BCM モデルによるフィッティング結果を図 5.66 に、vGM モデルによるフィッティング結果を図 5.67 にそれぞれ示す。BCM モデルのフィッティングで同定した k_{rg} および k_{rw} の λ は 0.003、vGM モデルのフィッティングで同定した k_{rg} および P_c の n は 1.2、 P_c^* は 284kPa であった。また、図 5.68 に vGM モデルで同定した際に算出された間隙水圧の分布について、実測値との比較を示す。この図を見ると、実測値を良く再現していることが分かる。

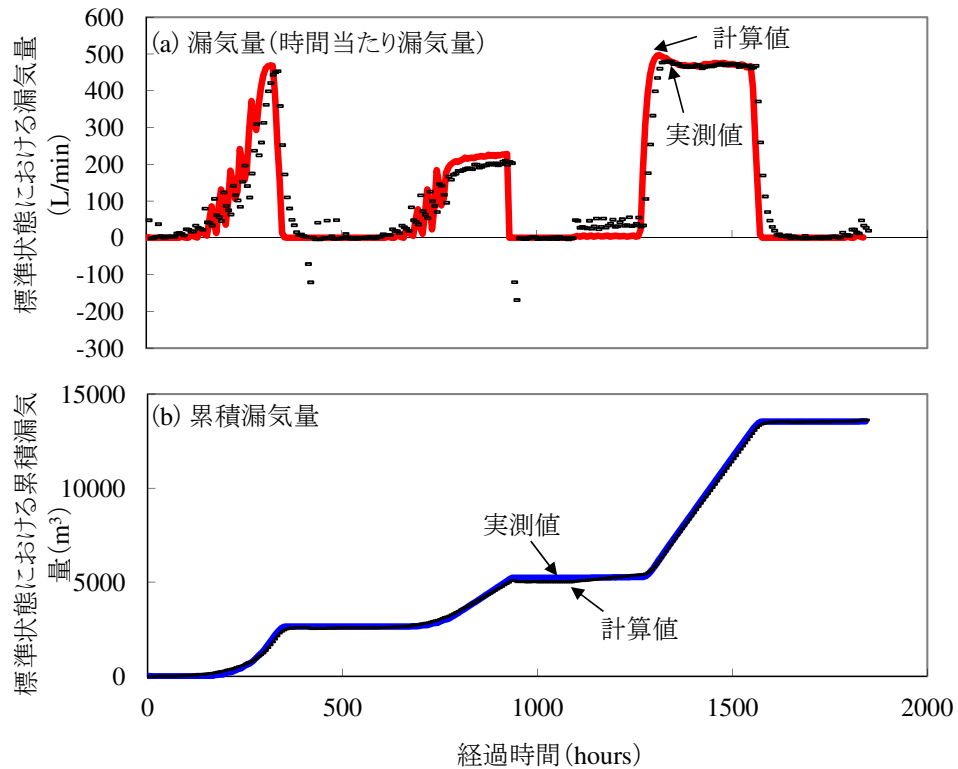


図 5.66 $S_{wir}=0.5$, BCM モデルのフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $\lambda=0.003$, P_c のモデルに与えたパラメータは $\lambda=0.1$, $P_{th}=10\text{kPa}$)

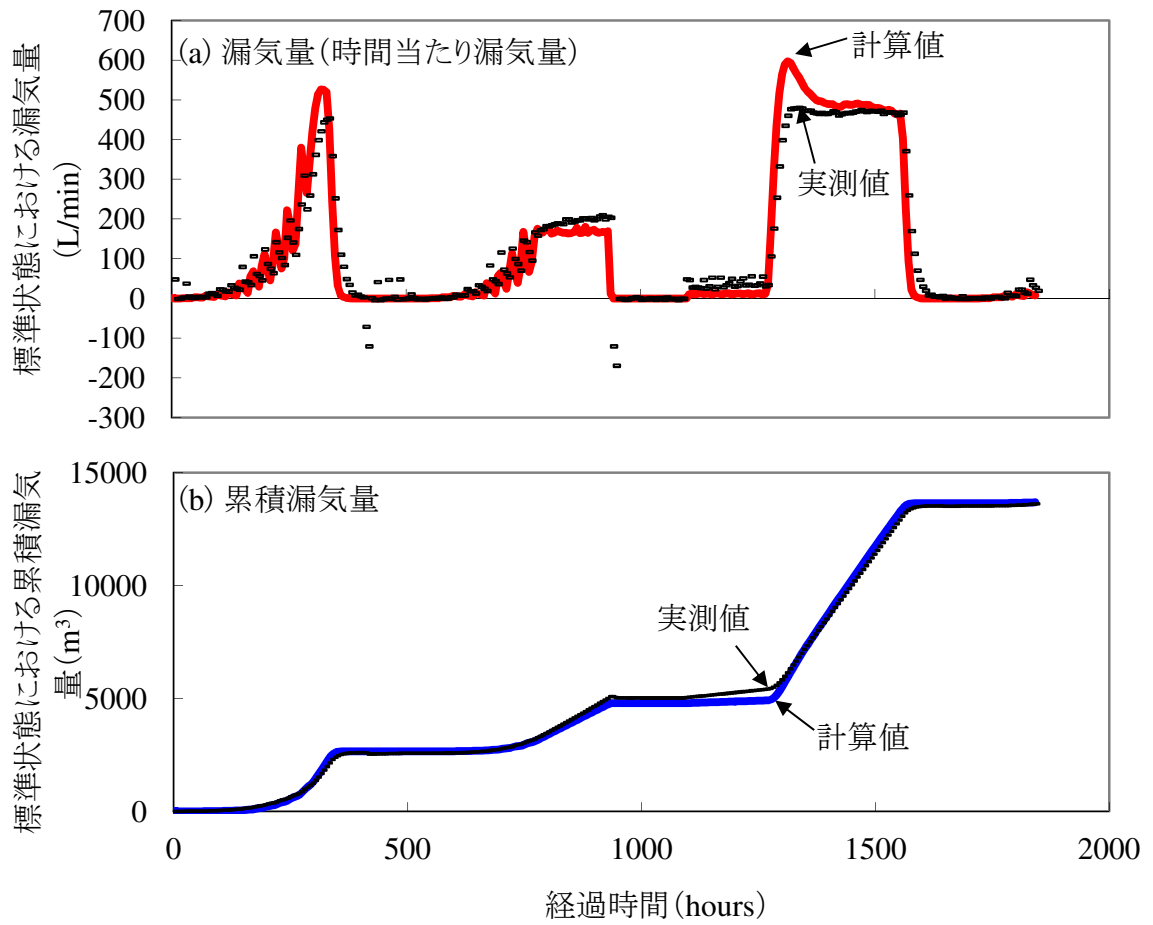


図 5.67 $S_{wir}=0.5$, vGM モデルのフィッティング結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^*=284 \text{kPa}$, $n=1.2$, k_{rw} のモデルに与えたパラメータは $n=2.0$)

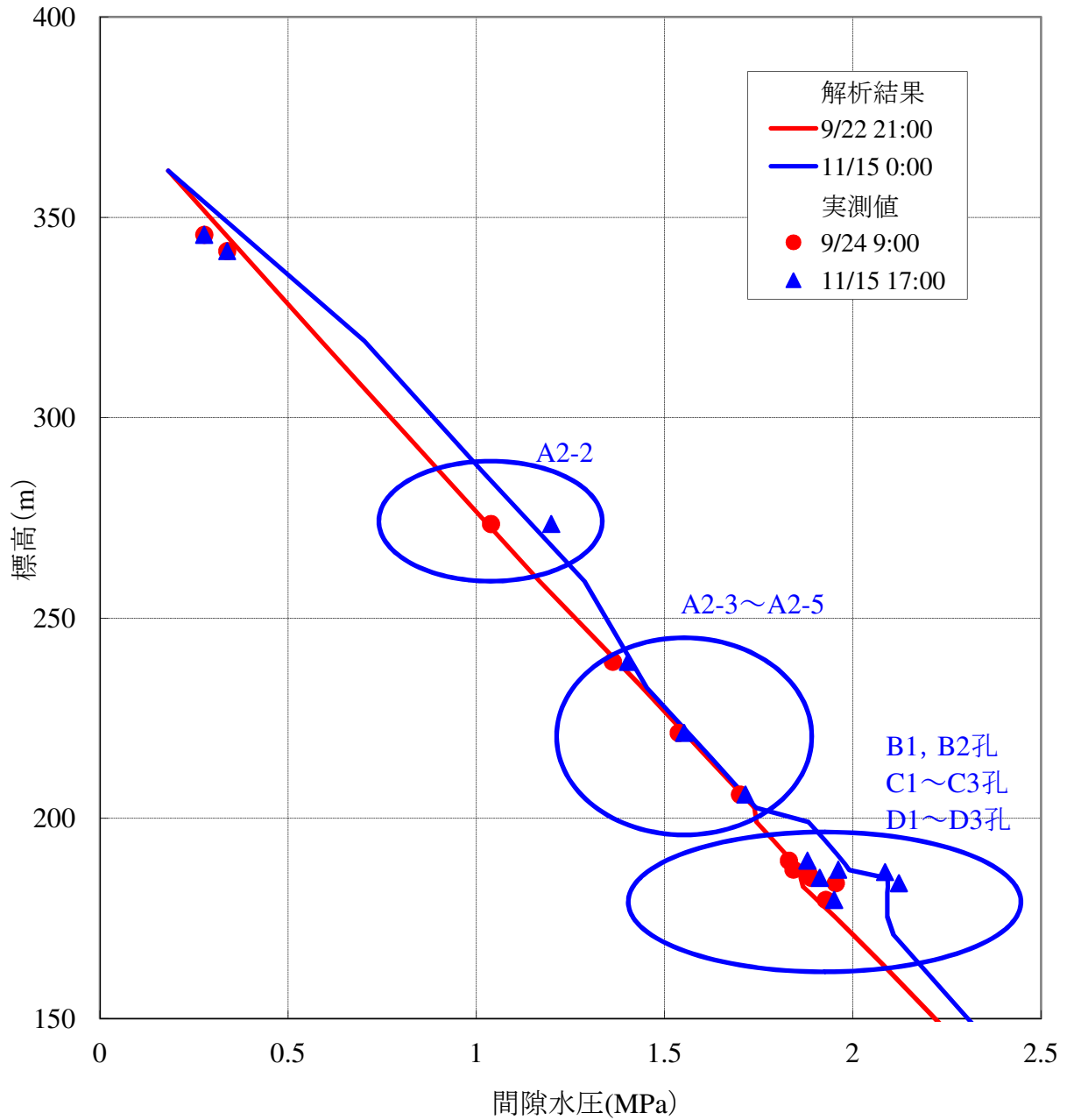


図 5.68 $S_{wir}=0.5$, vGM モデルのフィッティング結果 (空洞上部圧力分布の実測値との比較, $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14}\text{m}^2$, $P_c^*=284\text{kPa}$, $n=1.2$, k_{rw} のモデルに与えたパラメータは $n=2.0$)

図 5.69 に $S_{wir}=0.5$ とした場合の、BCM・vGM モデルのパラメータフィッティング結果に基づく気液二相流動特性を示す。 k_{rg} についてはほぼ同様の形状を示している。また、 k_{rw} については、vGM モデルでは緩やかな形状をあらかじめ与えたため、急激に変化する形状を示していないが、BCM モデルでは P_c を緩やかな形状としたために急激に減少する形状となっている。さらに、 P_c については、vGM モデルで k_{rw} を緩やかな形状としたため、急増する形状となっている。以上から、 S_{wir} を初期に設定した値である 0.1 よりも大きい 0.5 程度とした場合、 k_{rw} を一般的な形状とした場合は P_c は急増する形状となる必要であり (vGM モデル)、 P_c を一般的な形状とすると k_{rw} は急減する形状となる必要である (BCM モデル) ことが示された。

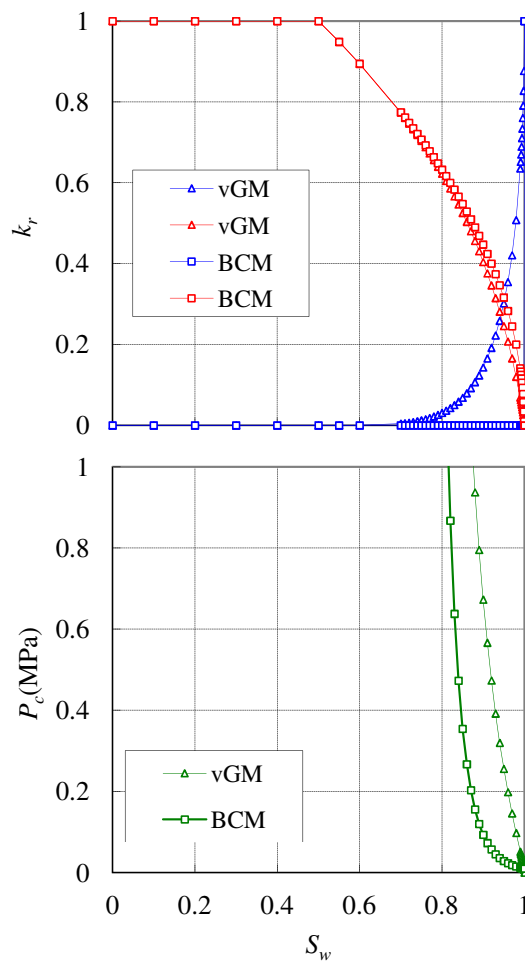


図 5.69 S_{wir} を変化させたときの BCM・vGM モデルによるパラメータフィッティング結果に基づく気液二相流動特性 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

5.4.5 間隙率のセンシティブティ

5.2.3では透水試験における湧水量算出に関する間隙率のセンシティブティについて検討した。ここでは、透気試験における漏気量算出に関する間隙率のセンシティブティについて検討を行う。岩盤の絶対浸透率を5.3.5と同様に $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とし、 $S_{wir} = 0.1$ とした。また、5.3.5で同定したBCMモデルの気液二相流動特性 ($P_{th} = 4 \text{kPa}$, $\lambda = 0.006$) を用いることとし、間隙率は0.0001, 0.0005, 0.001, 0.005, 0.01, 0.05, 0.1と変化させた。

この時算出された累積漏気量と実測値の比較を図5.70に示す。この図から、間隙率が0.01(1%)未満であれば、計算値は実測値を概ね再現していることが分かる。このことは、5.2.3の湧水量における検討結果とも整合的である。以上から、間隙率が0.01未満であれば、漏気量の再現においても間隙率の違いによるセンシティブティは小さいものと考えられる。

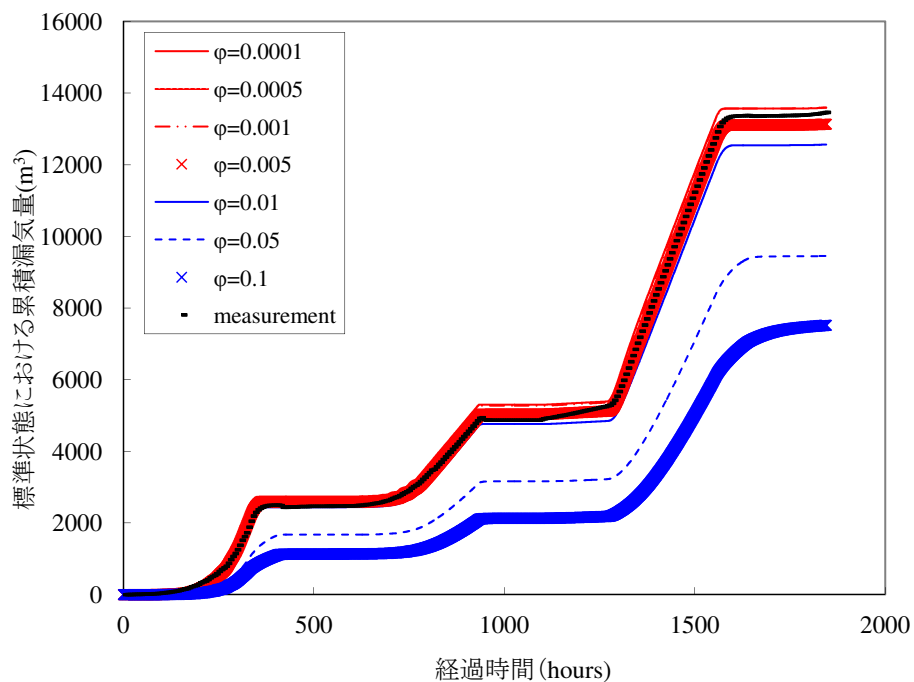


図 5.70 間隙率 ϕ を変化させたときの実測値の再現性に関するセンシティブティ検討結果 ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, BCM モデル ($P_{th} = 4 \text{kPa}$, $\lambda = 0.006$, $S_{wir} = 0.1$))

5.5 まとめ

- (1) 透水試験のシミュレーション結果から、岩盤の絶対浸透率が等方である時には $4.0 \times 10^{-15} \text{ m}^2$ 、鉛直方向の絶対浸透率 (K_z) が水平方向 (K_x) の 10 倍である時 ($10K_x = K_z$) には K_z は $1.5 \times 10^{-14} \text{ m}^2$ 、 $100K_x = K_z$ の時には K_z は $5.5 \times 10^{-14} \text{ m}^2$ となり、湧水量を再現するための絶対浸透率には幅があることが明らかになった.
- (2) 透水・透気試験のシミュレーション結果から、湧水・漏気挙動の両者を再現するためには、岩盤の絶対浸透率に関して等方とした場合では不適切であり、鉛直方向が水平方向の 100 倍程度の異方性を仮定する必要があることが明らかとなった.
- (3) 湧水・漏気挙動の両者を再現する気液二相流動特性の形状の組み合わせについて検討を行った. その結果 k_{rg} の形状は必須であること、 k_{rw} 、 P_c の与え方には二通りあり、(a) k_{rw} が一般的な形状とした場合 P_c は S_w の 1 からの数%の減少で急増する形状を、(b) P_c を 0 か小さい値にした場合 k_{rw} は S_w の 1 からの数%の減少でほとんど 0 となる形状を与える必要があることが明らかとなった.
- (4) 気液二相流動特性を求める際のモデル化のセンシティブリティについて検討を行った. その結果、同定された気液二相流動特性が空洞近傍の格子分割長や岩盤の絶対浸透率の異方性、不動水飽和率 (S_{wir}) の違いに依存しないことが明らかとなった. これは、同定した形状が解析におけるモデル化の方法や REV (Representative Elementary Volume : 代表要素体積) の大きさによらず、原位置試験を再現するために必要であることを示している. また、間隙率についても、0.01 未満であればセンシティブリティは小さいことが分かった.

この同定した気液二相流動特性は、従来用いられてきた一般的な形状とは異なると考えられる. しかしながらこの同定した気液二相流動特性は、マッチングのターゲットとなる湧水量・漏気量のデータや、数値解析の設定を多数回確認して得られた結果である. このため、同定した気液二相流動特性の形状に関して、第 6 章において詳細に検討する.

第 6 章

同定された気液二相流動特性の形状に関する検討

第 5 章で同定された割れ目系岩盤における高圧気体の漏洩を再現する気液二相流動特性の形状は、多くの既往研究における気液二相流動解析で用いられている形状と大きく異なっていると考えられる。このため、以下の事項について検討した。

- (1) 既往研究に見られる気液二相流動特性の形状
- (2) 本研究で見出された気液二相流動特性の形状とこれを説明する割れ目系岩盤の浸透モデル、数値実験による浸透モデルの定量的評価、ならびに気液二相流動特性の適用上の意義

6.1 既往研究に見られる気液二相流動特性の形状

6.1.1 既往研究に見られる $k_{rg} \cdot k_{rw} \cdot P_c$ の形状

通常気液二相流動解析で用いられている k_{rg} , k_{rw} の形状は、下に凸であることが多い（例えば中川ほか, 1986 ; Jerauld and Slater, 1990; Honarpour et al., 1996; Chang and Mohanty, 1997; Suenaga et al., 1997; Cao and Aziz, 1999; Yamamoto and Pruess, 2004; Pruess, 2003, 田中, 2010 など）。割れ目系岩盤を対象とした気液二相流動解析のため、割れ目の相対浸透率として適用した事例においても、 k_{rg} , k_{rw} の形状は直線または下に凸のものが多く（Kazemi et al., 1976; Menouar and Knapp, 1980; Thomas et al., 1983; da Silva, 1989; Rossen and Shen, 1989; Al-Busafi et al., 2005），割れ目を対象に、室内試験により求められた k_{rg} , k_{rw} の形状も下に凸となっている事例が多い

(Romm, 1966; Fourar et al., 1993; Nicholl and Glass, 1994; Bertels et al., 2001 ; 岩井, 2002) .

割れ目系岩盤を対象とした気液二相流動解析で用いられた相対浸透率の事例を図 6.1, 図 6.2 に, 室内試験により求められた相対浸透率の事例を図 6.3 に, それぞれ示す. 図 6.1 に示したものは, ヒストリーマッチングから擬似関数 (pseudo function) として求めたものである (Hearn et al., 1997) . 気液二相流動解析に適用された k_{rg} の形状 (図 6.1, 図 6.2) は, 多孔質媒体を対象に求められたものを用いている可能性がある. また, 割れ目を対象とした室内試験 (図 6.3) は, 地下の応力下における割れ目の開口状態を再現していない可能性がある.

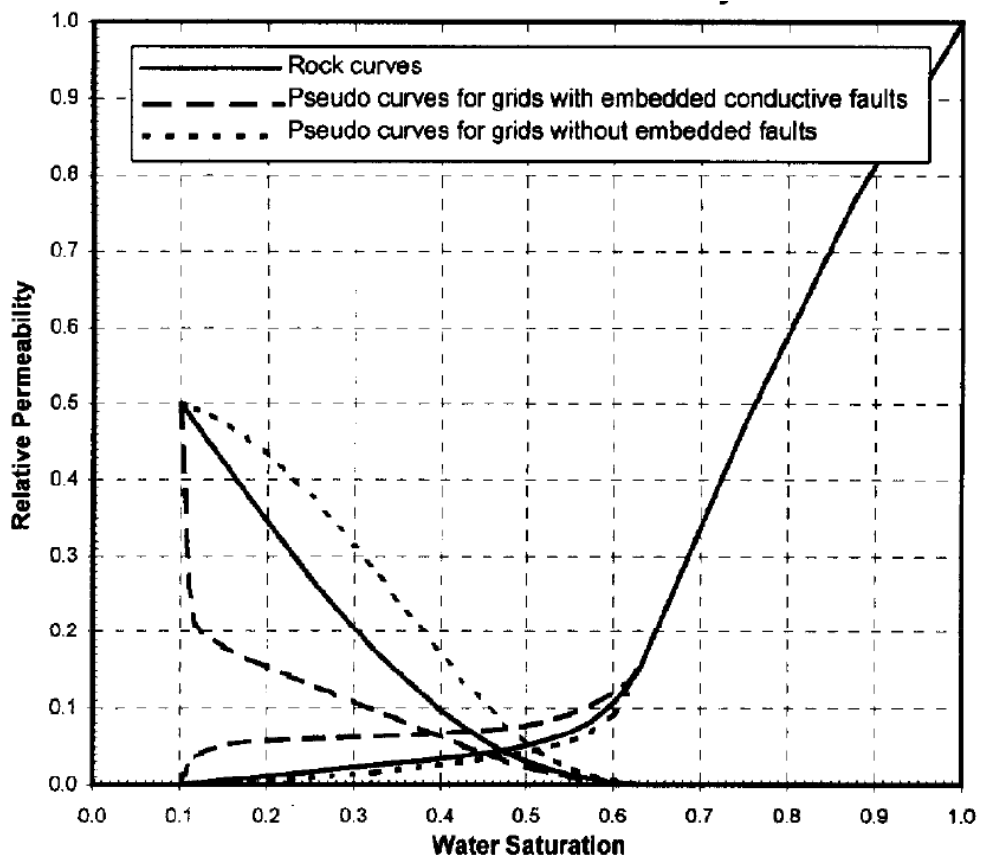
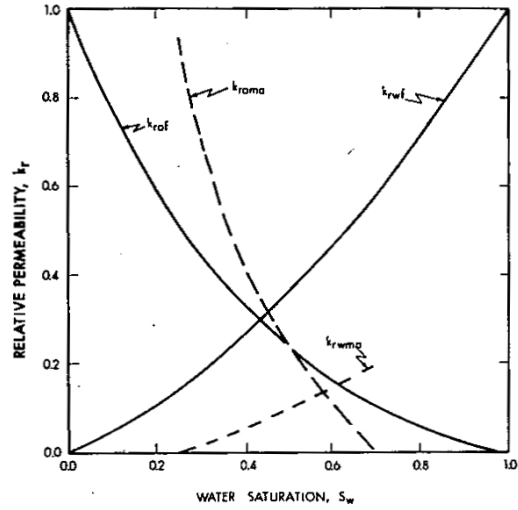
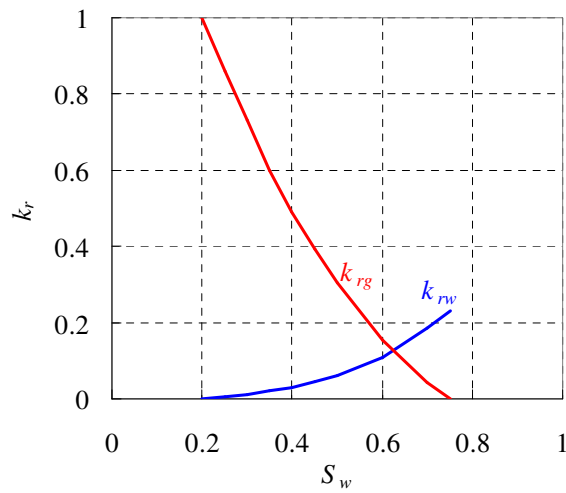


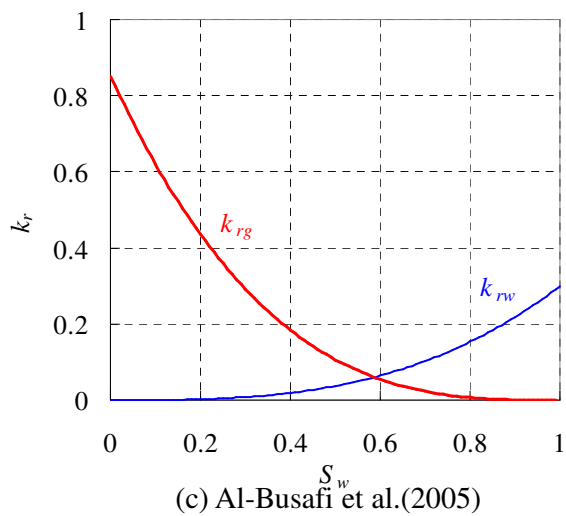
図 6.1 割れ目系岩盤を対象にした気液二相流動解析に用いられた相対浸透率の事例 (ヒストリーマッチングによる擬似関数, Hearn, 1997)



(a) Kazemi et al.(1976)

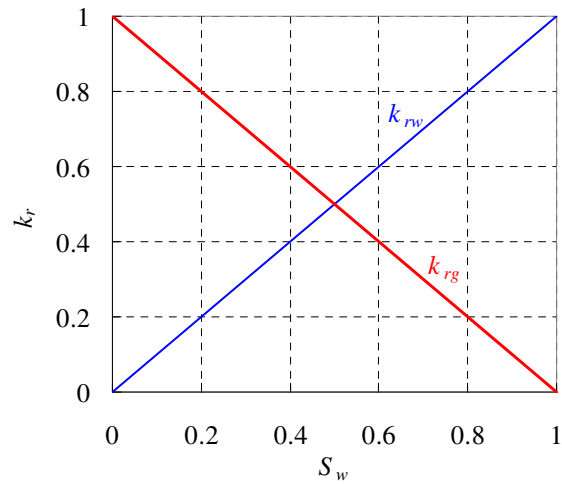


(b) Thomas et al.(1983)

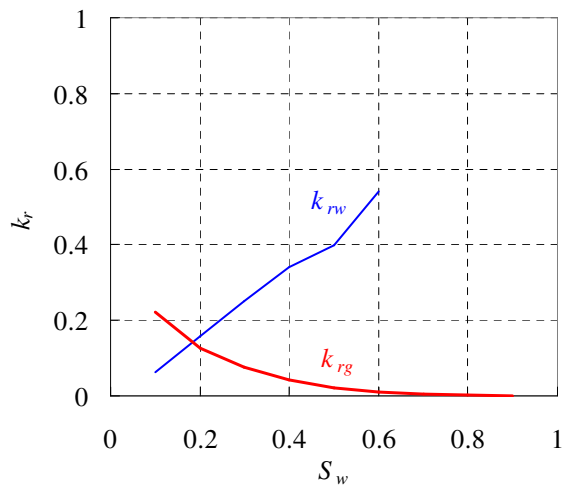


(c) Al-Busafi et al.(2005)

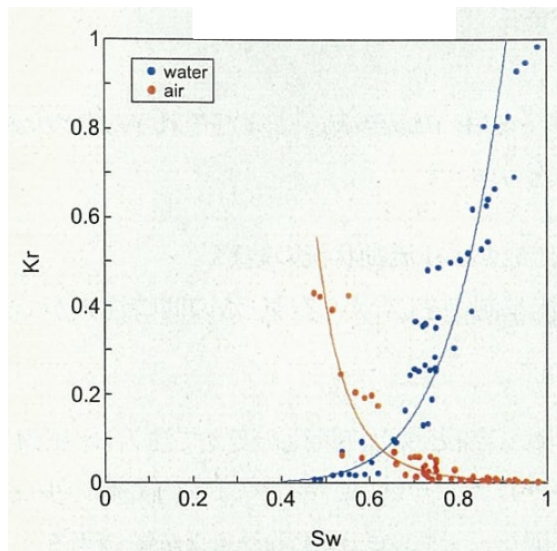
図 6.2 割れ目系岩盤を対象にした気液二相流動解析に用いられた相対浸透率の事例
 ((b), (c) は引用文献のデータを用いて著者により描画)



(a) Romm(1966)

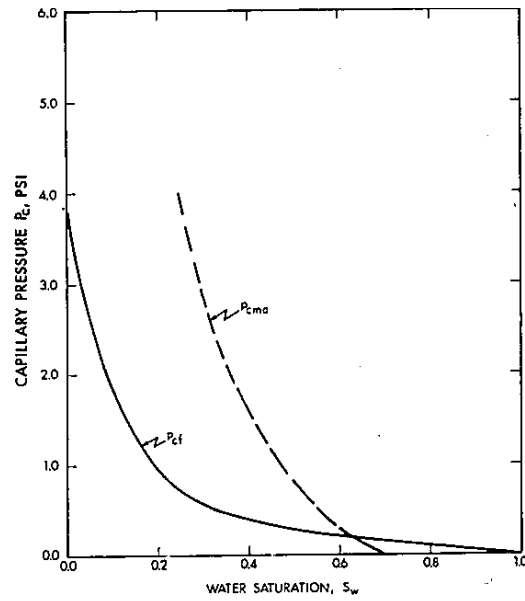


(b) Fourar et al.(1993)

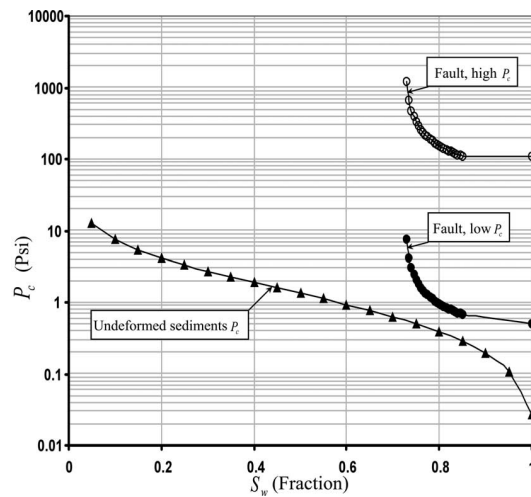


(c) 岩井(2002)

図 6.3 室内試験により求められた相対浸透率の事例 ((a), (b) は引用文献のデータを用いて著者により描画)



(a) Kazemi et al. (1976)



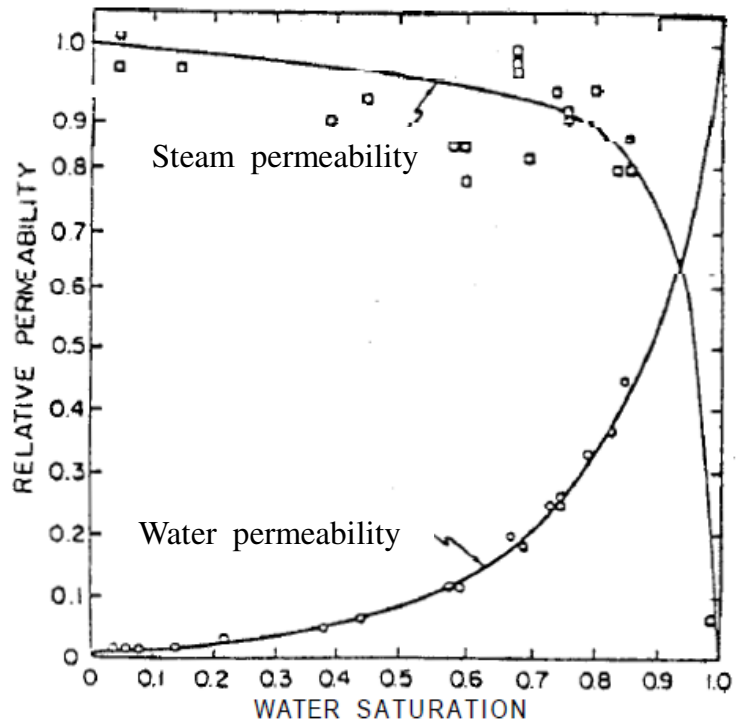
(b) Al-Busafi et al. (2005)

図 6.4 割れ目における毛管圧の事例 ((b)の「Fault, high P_c 」と記載されたプロファイルは断層が不透水である場合に解析上設定されたもの。)

また P_c についても、本研究結果で求められた形状を示す事例はほとんど見られない。堆積岩のうち泥岩について毛管圧が大きくなる事例は見られる (例えば、堤ほか, 1995) もの、割れ目を対象とした場合は、数値解析上 0 としている場合 (例えば、Rossen and Shen, 1989) か、 S_w が大きい (0.8~1.0) 時には 0.01MPa 程度としている場合がほ

とんどである (図 6.4, 例えば Kazemi et al., 1976; Al-Busafi et al., 2005). 図 6.4(b) の「Fault, high P_c 」と記述されたプロファイルは, S_w が 0.7 付近で 7MPa 程度の P_c となっている. これは, 断層が不透水である場合に解析上設定された P_c であり (Al-Busafi et al., 2005), 割れ目の P_c を直接表しているものではないと考えられる. 以上から, k_{rg} , k_{rw} , P_c について, 本研究で同定した形状は, 既存の研究では多く見られないものであると考えられる.

一方, 上述に対し, 事例数は少ないものの, Grant(1977) や Horne and Ramey(1978) がニュージーランド Wairakei における割れ目系岩盤の地熱貯留層を対象に求めた蒸気の相対浸透率は, S_w の減少に伴い急激に上昇する形状であるという研究例 (Sorey et al., 1980, 図 6.5 (a)), 単一割れ目を対象に CO_2 を注入して求めた k_{rg} が, S_w の減少に伴い急激に上昇する形状を示した研究例 (末永・中田, 2009, 図 6.5 (b)), 岩盤割れ目内におけるガス移行を再現するために上に凸の k_{rg} を用いた研究例 (森ほか, 2005), ベントナイト試料内に割れ目が生じた場合のガス移行を再現するため, S_w の低下に伴い急激に減少する k_{rw} や急激に増大する P_c を用いた研究例 (Tawara et al., 2014, 図 6.6), 石炭コア試料を用いて S_w の 1.0 からの低下に伴い急増する k_{rg} , P_c を求めた研究例 (Chen et al, 2013, 図 - 6.7(a)), 石油工学の分野で WAG(Water Alternating Gas) のオペレーションを表現するため, 上に凸に近い k_{rg} の形状を用いた研究例 (Beygi et al., 2015, 図 - 6.7(b)) も存在する. このことから, 本研究で評価した気液二相流動特性の形状は, 割れ目系岩盤の特徴を示している可能性がある. ただし, 地熱地域における割れ目系岩盤は, 本研究で対象とした割れ目系岩盤よりも割れ目の頻度が高く, 間隙率や浸透率は大きくなる可能性がある.



(a) 水／蒸気の相対浸透率曲線 (Horne and Ramey, 1978)

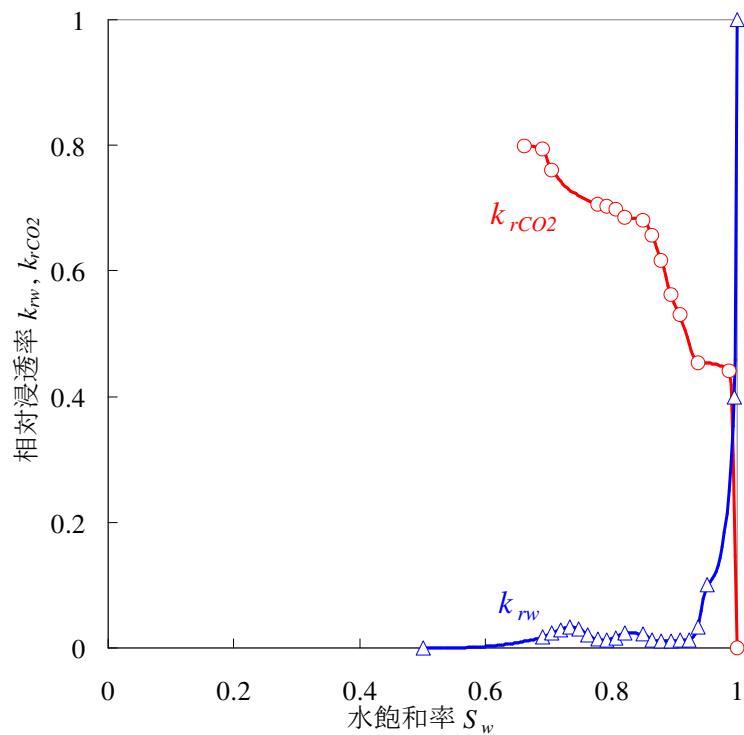
(b) 水／CO₂の相対浸透率曲線 (末永・中田, 2009)

図 6.5 S_w の減少に伴い急激に上昇する相対浸透率の事例：(a) Wairakei における割れ目系岩盤の地熱貯留層における相対浸透率 (Horne and Ramey, 1978)，(b) 室内試験による単一割れ目を対象にした水／CO₂の相対浸透率 (末永・中田, 2009)

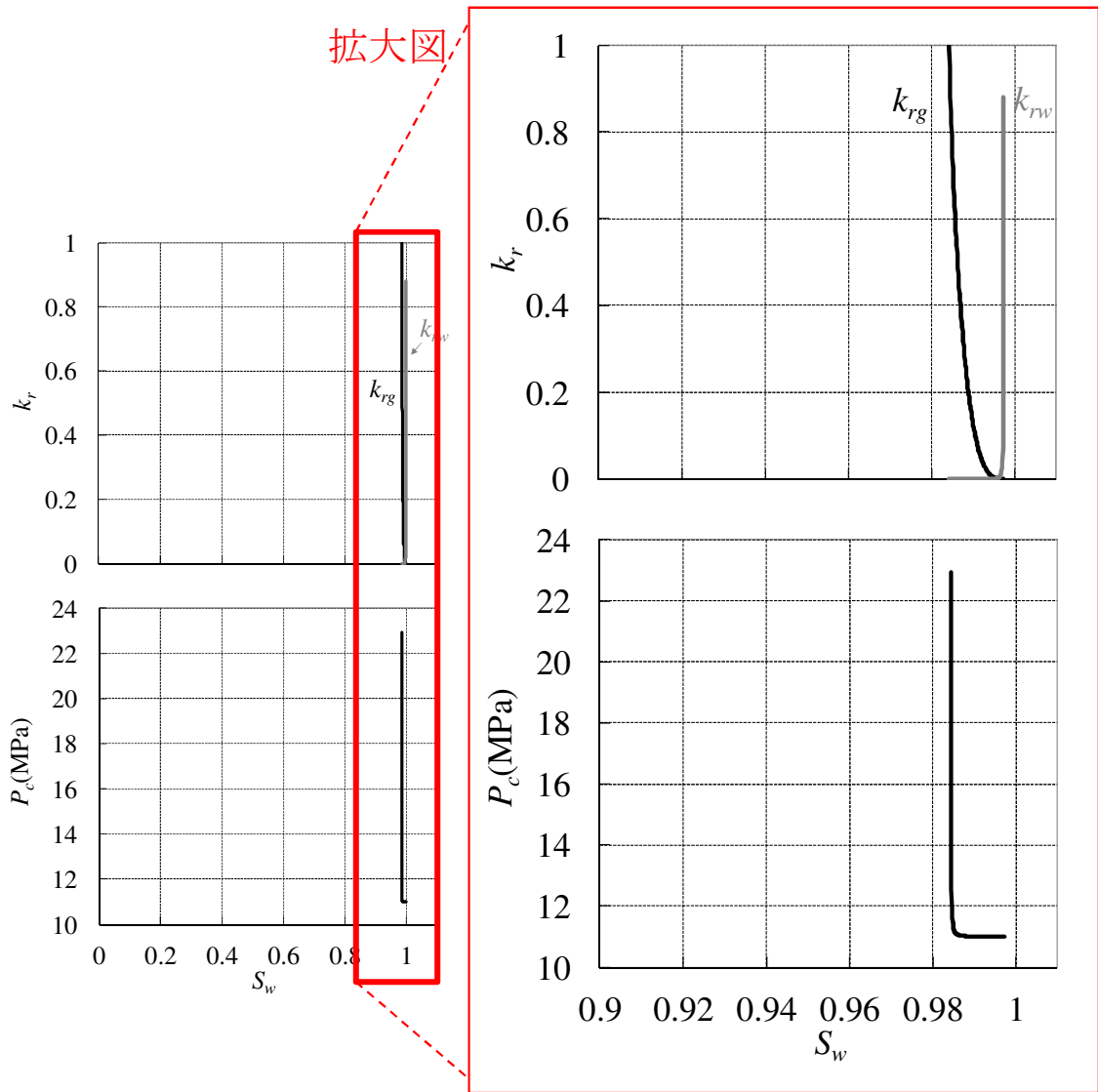
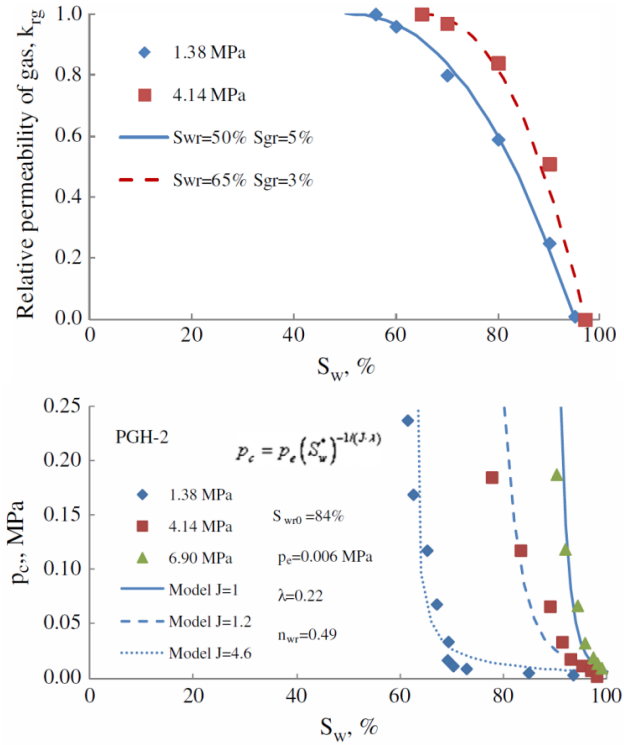
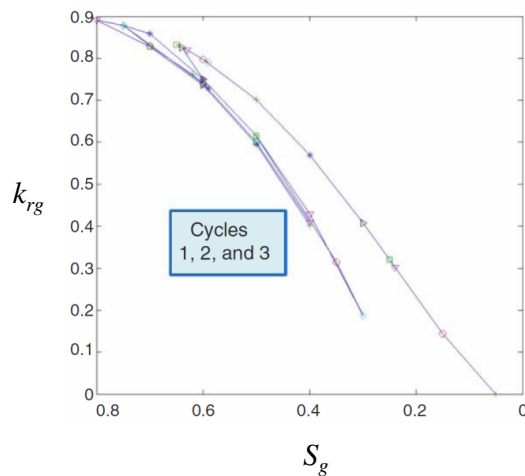


図 6.6 S_w の減少に伴い急激に減少する気液二相流動特性の事例 (Tawara et al.(2014) のデータを用いて著者により描画)



(a) 石炭試料を用いた室内試験結果に基づく気相相対浸透率 (Chen et al., 2013)



(b) 石油工学でWAG(Water Alternating Gas)オペレーションを表現する時に用いられた相対浸透率 (Beygi et al., 2015)

図 6.7 S_w の減少に伴い急激に減少する気液二相流動特性の事例 ((a)Chen et al., 2013, (b)Beygi et al., 2015)

6.1.2 CAES 試験現場のコアサンプルによる k_{rg} の形状

CAES 試験の現場より採取した単一割れ目を含む岩石試料を対象に、水飽和率 S_w を変化させることにより、 S_w の異なる状態における室内透気試験が実施された（佐藤ほか，2002）。

試験方法は以下のとおりである。まずはじめに蒸留水で飽和した試料で透気試験を実施し、試料を自然乾燥あるいは乾燥炉（60℃，110℃）を用いて乾燥後ビニールシートに巻いて一晩放置し、重量を調整することにより、試料内の S_w を変化させる。透気試験は各飽和状態の試料を圧力セルに鉛直にセットし、試料上端から一定量の空気を注入し、試料両端の圧力を測定する。試料両端の圧力と注入空気量から透気係数を算出した（坂口ほか，1992）。

この試験では、空気を上方から下方へ流動させており、CAES 試験における漏気時の気体の主たる流動方向である下方から上方への流動を必ずしも再現していない。しかしながら、水飽和状態 ($S_w=1.0$) における試料を用いた試験を除き、ほとんどの試験では割れ目内における気体の流路はあらかじめ存在すること、1回の透気試験の時間は概ね数分程度と短時間であったことから、流動方向の違いが透気係数の評価に与える影響は小さいものと考えられる。

表 3.3 に示す 4 試料を 110℃ の乾燥炉を用いて 24 時間乾燥させた後の試料を用いて算出した透気係数と、各飽和状態での透気係数との比を k_{rg} とした。

図 6.8 に試験結果を示す。横軸の有効飽和率は、 $S_{wir}=0$ と仮定した時の値である。この図から、試料 No.3 は S_w の 1.0 からの低下に伴い k_{rg} が急激に上昇する形状となっており、BCM モデルのフィッティング結果による k_{rg} と概ね類似した傾向を示している。また試料 No.3 は、4 試料のうち開口割れ目幅が最大である。このことから、5 章においてパラメータフィッティングで求めた k_{rg} は、割れ目の開口幅が大きい場合の気相相対浸透率を表している可能性がある。

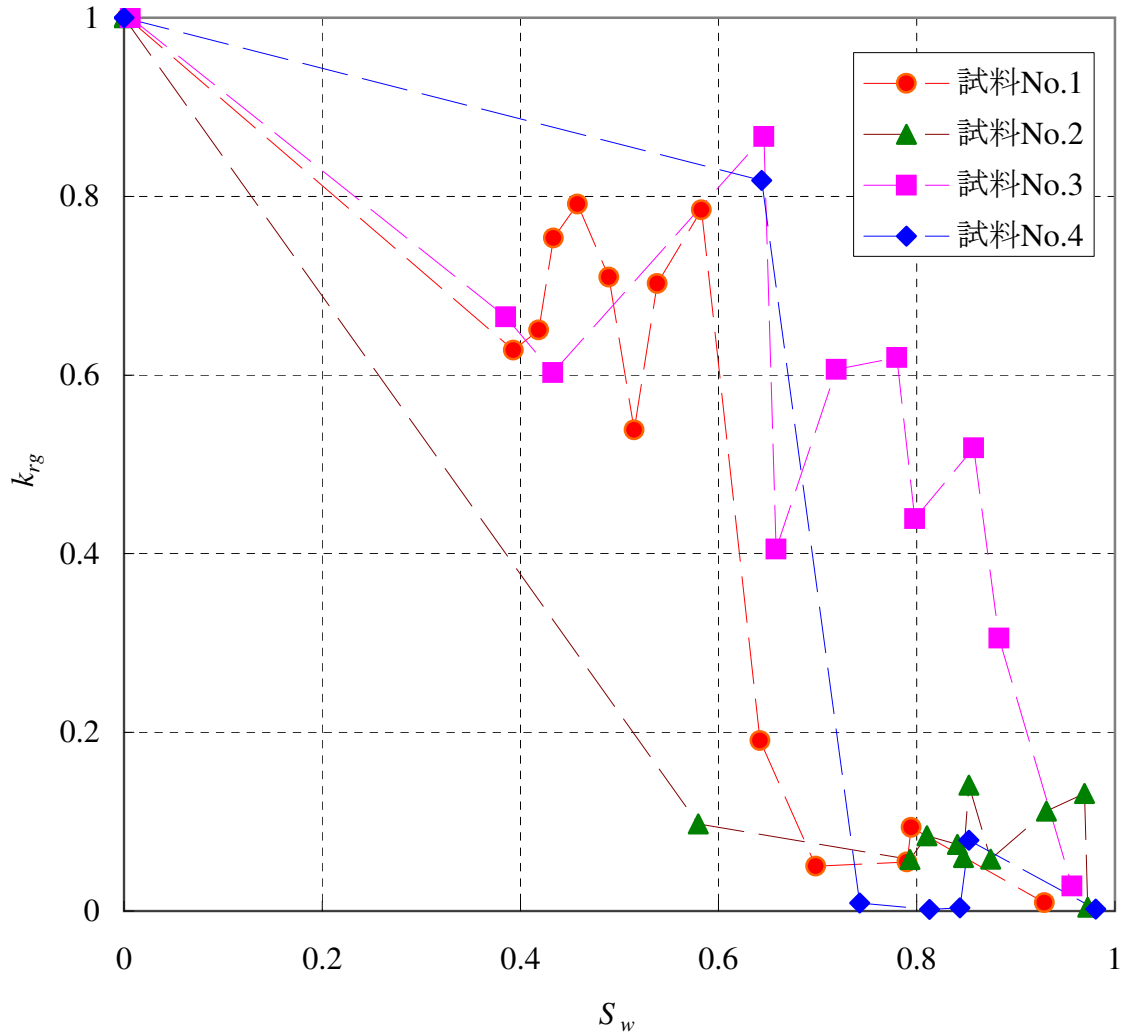


図 6.8 k_{rg} に関する室内試験結果 (佐藤ほか (2002) のデータを用いて著者により描画)

6.1.3 既往研究のまとめ

気液二相流動特性の形状に関する既往研究では、本研究において主として対象とした排水過程における k_{rw} , k_{rg} の形状としては下に凸, P_c の形状としては S_w の 1.0 からの減少に伴い緩やかに増大する形状が多く用いられてきた。しかしながら、試験結果として S_w の 1.0 からの減少に伴い急激に増大する k_{rg} , 試験・解析結果として S_w の 1.0 からの減少に伴い急激に増大する P_c , 急激に減少する k_{rw} は、割れ目系岩盤におい

て、事例数が少ないながらも存在した。このうち k_{rg} については、CAES 試験現場から採取された割れ目を含んだコアを用いた室内試験でも類似した傾向が見られた。以上から、本研究で同定した気液二相流動特性の形状は、事例数としては限定されるものの、割れ目系岩盤のパラメータとして奇異なものではない可能性がある。

しかしながら一方で、 k_r , P_c の組み合わせ全てを本研究と同様の形状として用いられている研究例は見られない。また、数値解析の対象となるスケールにおける気液二相流動特性の個々の形状や組み合わせに関して、物理的な議論が十分に行われた事例は見られない。

このため、次節において、割れ目系岩盤を対象とした場合に本研究で同定された気液二相流動特性から想定される高圧気体の浸透モデルの提案、ならびにこのモデルの妥当性に関する数値実験による定量的検討を行うこととした。

6.2 同定された気液二相流動特性の形状に関する考察

6.2.1 割れ目系岩盤における高圧気体の浸透モデル

第5章における数値解析的検討により、フィッティングに用いるモデルが BCM モデル、vGM モデルのいずれであっても、格子分割長が空洞近傍で 0.1m, 1m, 10m とした場合のいずれであっても、岩盤の絶対浸透率の異方性の程度を変化させた場合であっても、 S_{wir} を変化させた場合であっても、特徴が共通する気液二相流動特性になることが明らかとなった。

一般的に、割れ目内部では気体は浮力により上昇し、液体は重力による下降、気体の流動に伴う上昇、または側方に流動するため、割れ目内の水飽和率 S_w は低下していくことが考えられる。しかしながら、解析結果から、漏気時における割れ目内の S_w の 1.0 からの低下量は 1~2% (0.01~0.02) 程度と微小であった。このことから、本研究対象を含む割れ目における気体上昇を再現するためには、気体はその飽和率を増加させずに移行する現象のみが起こり、液体がほとんど流動しない状態、すなわちカウンターフローが抑制される状態となる必要があることが分かる。

CAES 試験のうち透水試験において、湧水量の実測値を再現する絶対浸透率を求めた結果、 $10^{-15} \sim 10^{-13} \text{m}^2$ オーダーであった (5.2 参照)。この絶対浸透率が 1 枚の平行平板割れ目により生じると仮定すると、その割れ目の開口幅は $10^{-4} \sim 10^{-3} \text{mm}$ となる (Witherspoon et al., 1980)。これに対し、空洞および空洞近傍のボーリング孔 B1, B2 孔を対象とした開口割れ目の地質調査結果から、割れ目の開口幅は 0.1~2mm となり、 $10^{-4} \sim 10^{-3} \text{mm}$ の 1000 倍程度となった。

しかしながら、特に空洞においては、壁面付近で空洞掘削に伴うゆるみが生じ、割れ目の開口幅が大きくなることが想定される。3.7.3 で推定された空洞近傍の置換圧である 0.01MPa を生じさせる割れ目の開口幅を式 (3.8) から求めると、開口幅は 0.03mm 程度となる。また、ボーリング孔 B1, B2 孔の開口割れ目の平均開口幅は 0.5mm 程度であった。これらのことから、岩盤内における割れ目の開口幅は $10^{-2} \sim 10^{-1} \text{mm}$ オーダー程度であり、空洞壁面で観察された割れ目の開口幅の大きなものはゆるみにより増大したものと考えられる。空洞における弾性波探査の結果から、ゆるみ域は最大でも空洞から 0.5m 程度であると推定されている。

絶対浸透率の値から推定される開口幅 $10^{-4} \sim 10^{-3} \text{mm}$ について、この開口幅を用い

て式(3.8)から置換圧を求めると、0.3~3MPa程度となる。この値は、原位置試験を再現するために同定した気液二相流動特性のうち、毛管圧 P_c の S_w が数%低下した時の値と概ね整合的である。したがって、 10^{-4} ~ 10^{-3} mm程度の開口幅の割れ目が存在した場合、毛管圧の効果によりカウンターフローが抑制される可能性があるものと考えられる。

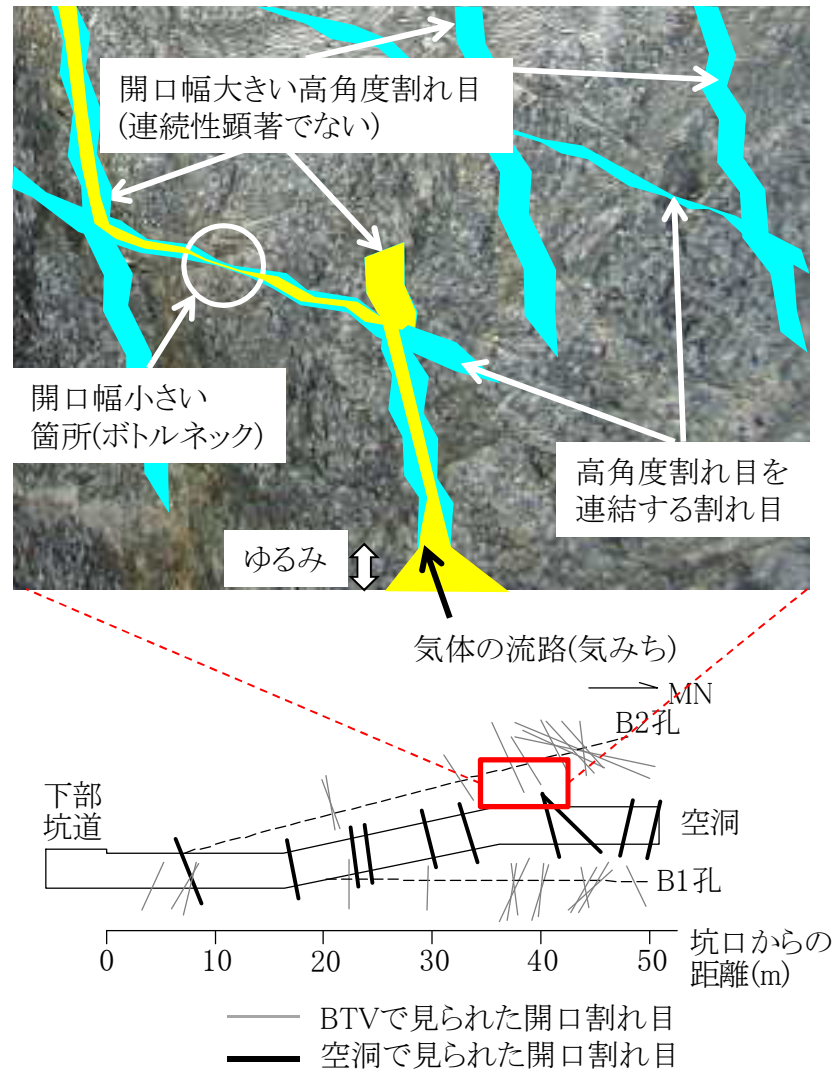
さらに、2.1.3、2.1.4で述べたように、地質調査結果からは、空洞周辺の開口割れ目は高角度のものが主体的であるものの、当該地域における応力場の複雑な変遷(南北系引張、南北系圧縮、東西系圧縮)に伴い割れ目が生成、開口、変位することにより、各方向の割れ目の長さが限定されていったため、その連続性は顕著ではないことが考えられる。また、空洞周辺の割れ目を対象に実施した漏気経路調査(透水試験、トレーサ試験)の結果から、個々の割れ目の長さは長くないものの、空洞周辺岩盤では流体の流動し得る割れ目が連結し、連続された流路を形成していることが分かっている。このため、連続性は乏しいものの開口割れ目がネットワークを形成し、これらが漏気の経路となるものと推定されている。

この割れ目ネットワークを考えた場合、開口幅の大きな高角度割れ目は、空洞近傍ではゆるみにより開口幅が増大し、0.1~2mm程度となるものの、これよりも上位では置換圧の推定結果から算出される 10^{-2} ~ 10^{-1} mmオーダー程度の開口幅となり、この開口幅の大きな高角度割れ目を連結する、開口幅の小さな部分をもつ割れ目において、その開口幅が 10^{-4} ~ 10^{-3} mmと小さくなると仮定する。すると、割れ目全体の絶対浸透率はこの開口幅の小さい割れ目幅に規定されると考えられることから、 10^{-15} ~ 10^{-13} m²オーダーになると考えられる。また、この開口幅の小さい部分の存在がボトルネックとなり、置換圧が大きくなることからカウンターフローが抑制されるものと考えられる。このボトルネックに相当する 10^{-4} ~ 10^{-3} mmの開口幅と想定した割れ目の体積は微小であることから、ここで生じる置換圧は岩盤全体の平均的な P_c で見た場合、 S_w が数%低下した状態における毛管圧に相当するとみなすことが出来るものと考えられる(図 6.9 (a))。

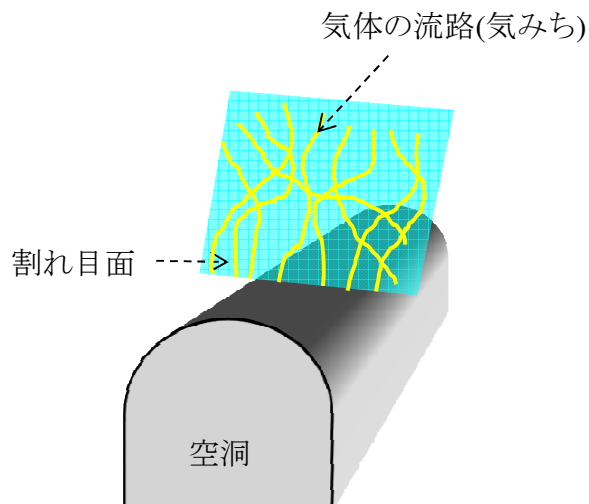
一方、開口割れ目の内部においては、気体は選択的な浸透経路(気みち)を形成することにより、 S_w の低下量が小さい状態で流動するものと考えられる。また、体積の小さい気みちにおいて多くの流量の気体が輸送される(上昇する)ため、 k_{rg} が S_w の1.0からの減少に伴い急激(絶対浸透率の10%程度)に上昇する形状となるものと考えら

れる (図 6.9 (b)).

上述したカウンターフローの抑制や気みちといった概念モデルは定性的な解釈となるため、モデルの定量的な妥当性を確認する必要がある。このため次項では、同定した気液二相流動特性を与えた場合において2次元数値実験を実施し、この概念モデルについて定量的な検討を行った。



(a) 割れ目ネットワーク内における気体流動 (断面図)



(b) 割れ目面内における気体の流動経路(気みち)

図 6.9 本研究で同定した気液二相流動特性から推定される流動モデル (概念図) . 開口幅の異なる割れ目のネットワークにより, 開口幅の小さい箇所 (ボトルネック) で置換圧が急激に上昇する. また, 気体はその飽和率が小さい状態のまま流動 (上昇) するため, k_{rg} が急増する.

6.2.2 鉛直 2 次元数値実験による浸透モデルの定量的検討

6.2.1 で提示した割れ目系岩盤における高圧気体の浸透モデルに関して、同定した気液二相流動特性を与えた場合のカウンターフローの抑制、選択的な気体の流路(気みち)についての定量的な解釈について検討するため、鉛直 2 次元数値実験を実施した。鉛直 2 次元数値実験は、空洞位置よりも 200m 上方に地下水位があると仮定し、空洞に 2.16MPa (22kgf/cm²) の空気を貯蔵した時の漏気挙動を模擬したものである。

グリッドは、水平方向に 89 個 (長さ 10m, 空洞より遠方は 50m), 鉛直方向に 42 個 (長さ 10m) を配置することにより 2000m × 420m の領域を設定し、地下水位以下 200m に該当する水平方向における中心部のセルを空洞を模したものとした (図 6.10)。岩盤の絶対浸透率は 10md (9.9×10⁻¹⁵m²), 間隙率は 0.002 とした。気液二相流動モデルは BCM モデルとし、 k_{rg} の λ , P_c の P_{th} については 5.3.5 で同定したパラメータ ($P_{th}=4\text{kPa}$, $\lambda=0.006$) を用いることとした。また、 k_{rw} , P_c については BCM モデルの λ と S_{wir} を変化させて、シミュレーションケースを設定した (表 6.1)。

表 6.1 2 次元数値実験のケース

λ		S_{wir}		S_w の 1.0 からの低下に伴う k_{rw} , P_c の形状
k_{rw}	P_c	0.1	0.5	
0.001	10	case01a	case01b	k_{rw} : 非常に急激, P_c : 緩やか
10	0.001	case02a	case02b	k_{rw} : 緩やか, P_c : 非常に急激
0.001	0.001	case03a	case03b	k_{rw} , P_c : 非常に急激
0.01	10	case04a	case04b	k_{rw} : 急激, P_c : 緩やか
10	0.01	case05a	case05b	k_{rw} : 緩やか, P_c : 急激
0.01	0.01	case06a	case06b	k_{rw} , P_c : 急激
0.1	10	case07a	case07b	k_{rw} : やや急激, P_c : 緩やか
10	0.1	case08a	case08b	k_{rw} : 緩やか, P_c : やや急激
0.1	0.1	case09a	case09b	k_{rw} , P_c : やや急激
1	1	case10a	case10b	k_{rw} , P_c : 緩やか
10	10	case11a	case11b	k_{rw} , P_c : 緩やか

シミュレーションケースのうち、case01～case06は k_{rw} 、 P_c の一方または両者を S_w の1.0からの減少に伴い急激に変化する形状としたものであり、case07～case09はこれらよりも変化は緩やかであるが、一般的な形状よりも急激な形状としたものである。他のケースとして、比較のために k_{rw} 、 P_c の両者を一般的な形状としたケース(case10, case11)を実施した。

case01a～case11aの定常状態における飽和率分布を図6.11に示す。case01b～case11bについては補遺Bに示した(図B.44)。図6.11のうち、 k_{rw} と P_c に与えるパラメータ λ を同じ値とした、case03a, case06a, case09a, case10a, case11aを比較すると、 λ を0.1以上としたケース(case09a, case10a, case11a)では、 S_w が0.2以上低下している箇所が見られるのに対し、 λ を0.001, 0.01としたケース(case03a, case06a)では、 S_w の低下は0.03未満であった。このことは、 λ を大きな値とし、 k_{rw} 、 P_c を S_w の低下に伴い緩やかに変化する形状とした場合、 S_w の低下量が大きくなることを示していると考えられる。

また、case04aとcase05a・case06aを比較すると、前者は S_w が0.08程度低下している箇所があるのに対し、後者は0.03未満に留まっている。両者の違いは、case04aでは P_c を緩やかな形状としているのに対し、case05a・case06aでは P_c を急激に変化する形状としている点である。このことは、 P_c を急激に変化する形状とすることにより、 S_w の低下が抑制される可能性を示している。 S_w の低下が抑制された場合、気体の流動経路の体積が増大しないことを示しているものと考えられる。以上のことから、同定した P_c 、 k_{rw} ($\lambda=0.001\sim 0.01$ 程度)、特に同定した P_c を用いることによって、岩盤内における気みち、すなわち S_w の高い状態で気体が流動する現象が起こりうることが示された。

次に過渡過程(空気貯蔵開始約100日後)における飽和率分布に、液体(水)および気体(空気)のフラックスを矢印にて表示し、重ね合わせたものを図6.12・図6.13, 図6.14・図6.15にそれぞれ示す。液体のフラックスは $1.0\times 10^{-7}\text{m}^3/\text{day}$ 以上のもの、気体のフラックスは $1.0\times 10^{-3}\text{m}^3/\text{day}$ 以上のものをそれぞれ表示しており、矢印の大きさはフラックスの大きさを表している。

図6.12・図6.13に示した液体のフラックスを比較すると、case07a, case10a, case11a, case07b, case10b, case11bのように P_c の λ を1～10とし、緩やかな形状とした場合には、岩盤内において空洞に向かって下向きのフラックスが生じるのに対し、 k_{rw} または

P_c を今回同定した形状である， λ を0.001～0.01程度としたケース (case01a～case06a, case01b～case06b) では液体のフラックスがほとんど生じていない．**図 6.12**と**図 6.13**を比較すると，液体のフラックスの大きさは S_{wir} を大きく取ると小さくなるものの，液体のフラックスが見られるパラメータの組み合わせは同様である．

図 6.14・**図 6.15**に示したように，気体の上向きフラックスはほとんどのケースで生じていることが分かる．これに対して，液体の下向きフラックスが生じないケース (case01a～case06a, case01b～case06b) では，気体の上昇と反対向きの液体の流動が抑制されていることを示しているものと考えられる．このことから，同定した気液二相流動特性の形状を与えた場合，漏気時において液体の流動(カウンターフロー)が抑制されることが明らかとなった．

S_{wir} を0.1とした場合において，空洞直上の深度方向における液体のポテンシャルを算出した結果を**図 6.16**に示す．この図を見ると， P_c を S_w の1.0からの減少に伴い急増する形状を与えた場合 (case02a, case03a, case05a, case06a)，深度が浅くなるほどポテンシャルが小さく，下向きのフラックスが生じないと考えられるのに対し，case01a, case04aのように P_c を緩やかな形状とし，かつ k_{rw} を S_w の1.0からの減少に伴い急減する形状とした場合には，深度が浅くなるとポテンシャルが高くなっていることが分かる．したがって，case01a, case04aにおいて液体のフラックスがほとんど見られない(**図 6.12**)のは，ポテンシャル勾配は大きいものの k_{rw} が急激に小さい値となるためであると考えられる．しかしながら， S_w の1.0からの減少に伴い急減し，ほとんど0になってしまう k_{rw} の形状は，間隙内に水が多く残っている状態において水が流動しなくなることを表しており，実際の現象として起こることが考えにくい．このことから，液体のカウンターフローの抑制を表現するためには S_w の1.0からの低下に伴い急増する P_c の形状を与える方がより適切であると考えられる．

以上のことから，原位置における高圧気体の浸透現象として，漏気時には岩盤への気体の侵入により S_w が低下するものの，急増する P_c により液体のカウンターフローが抑制されることが定量的に説明できることが明らかとなった．また， S_w の低下量が微小となるため，気体の流路(気みち)は小さい体積となることが示唆された．さらに， S_w の1.0からの数%の減少でほとんど0となる k_{rw} の形状は非現実的であることから，液体のカウンターフローの抑制には S_w の1.0からの低下で急増する P_c の方が合理的であることが示された．

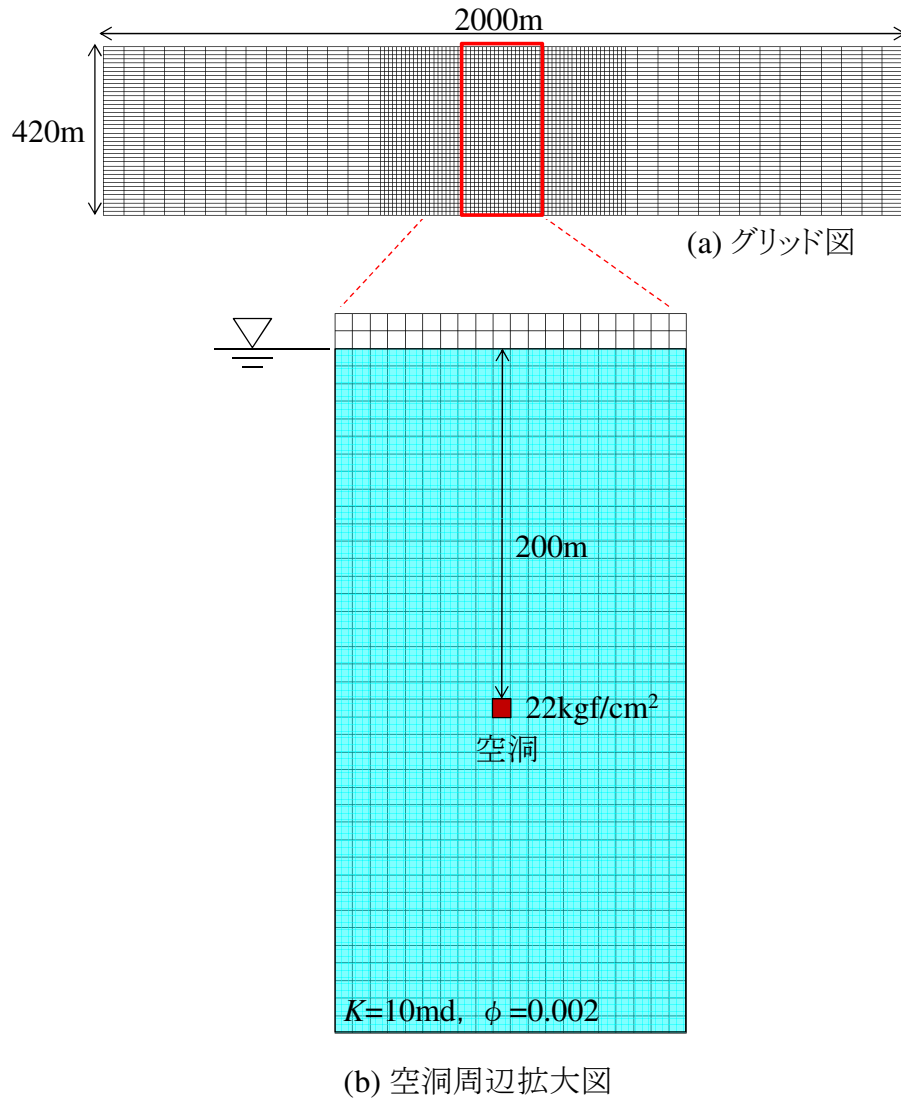


図 6.10 気液二相流動特性の形状検討のための漏気シミュレーション

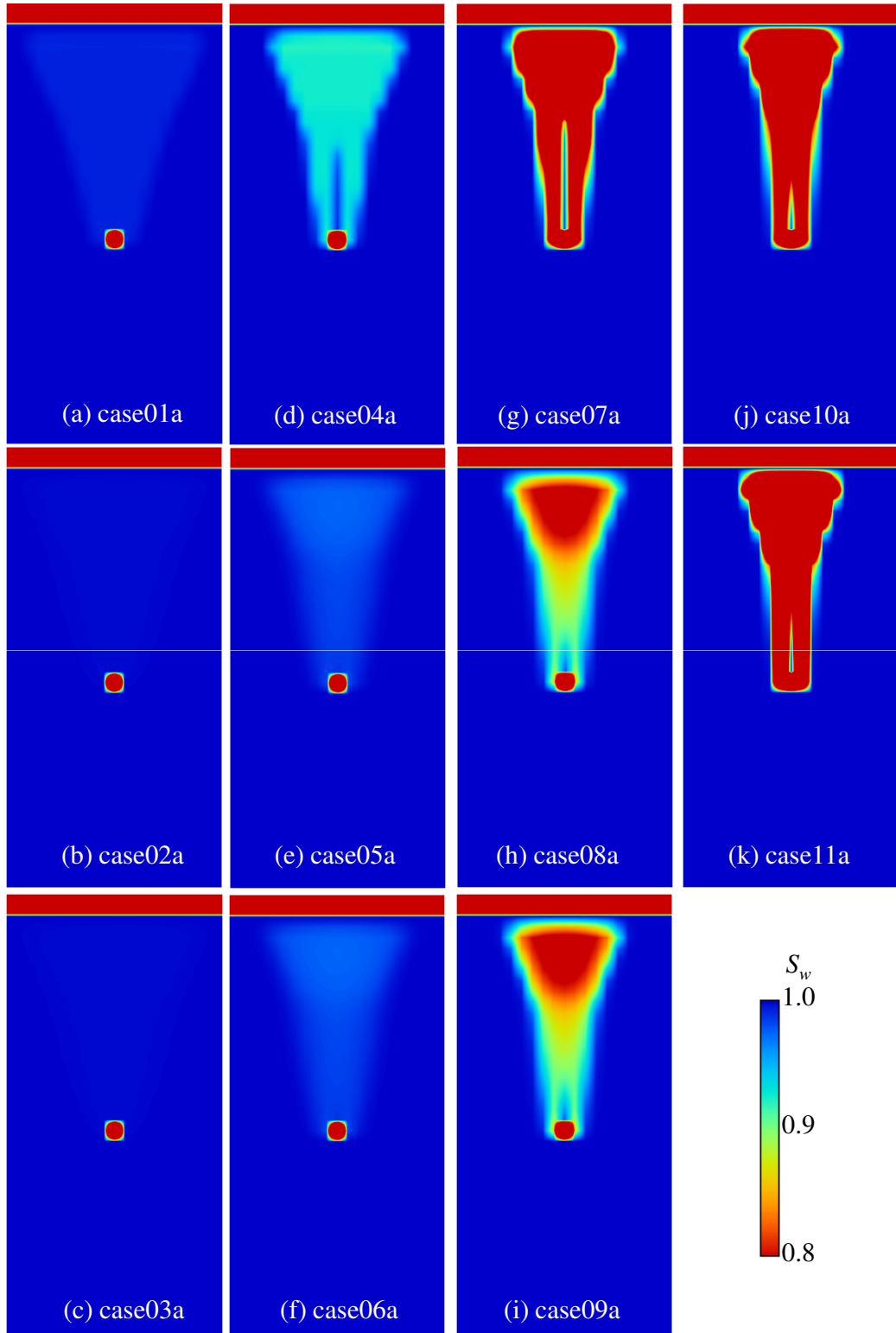


図 6.11 鉛直2次元漏気シミュレーション結果 (定常状態における飽和率分布, case01a ~ case11a)

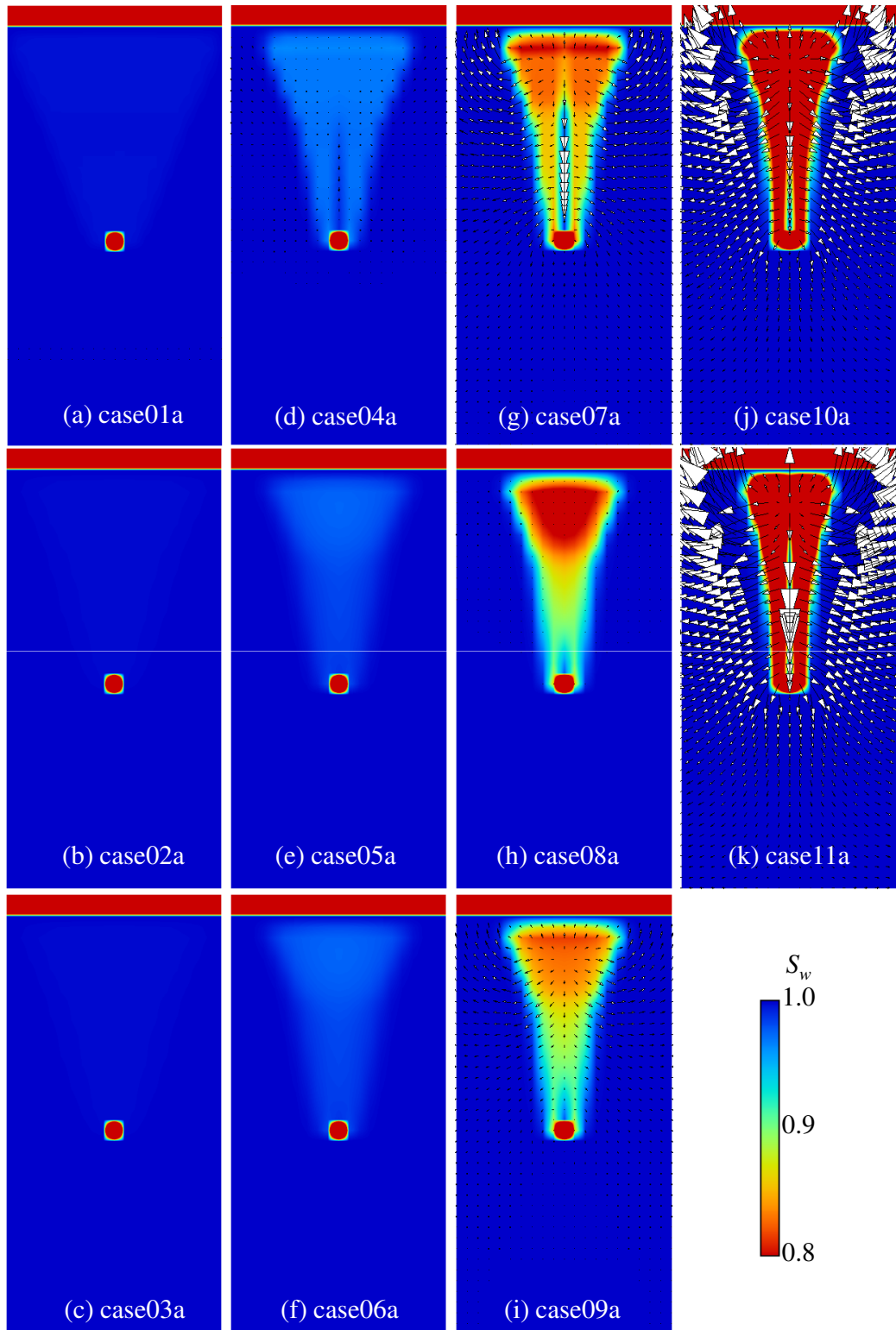


図 6.12 鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果（漏気開始約 100 日後における飽和率および水フラックス分布, case01a~case11a)

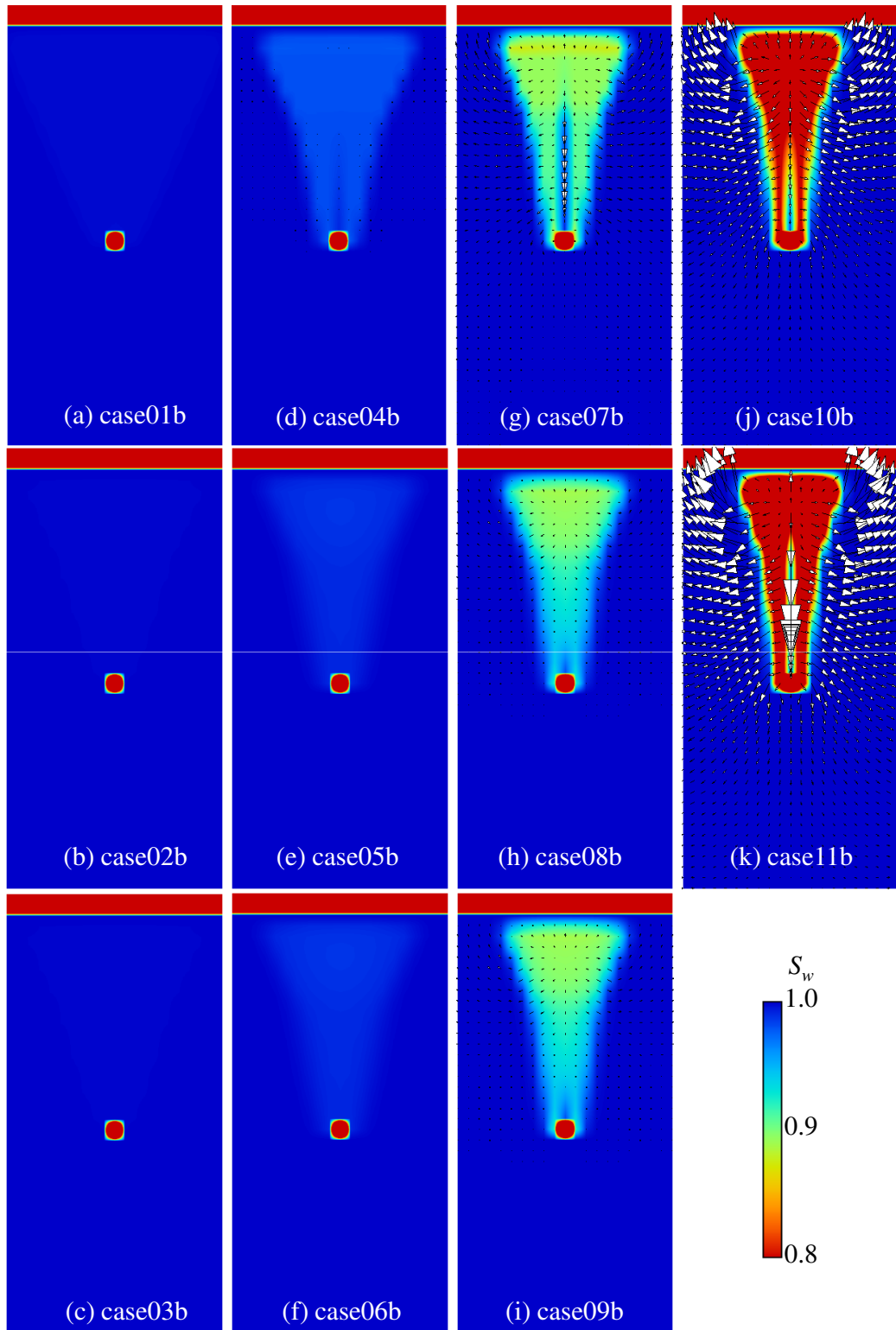


図 6.13 鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果（漏気開始約 100 日後における飽和率および水フラックス分布，case01b～case11b）

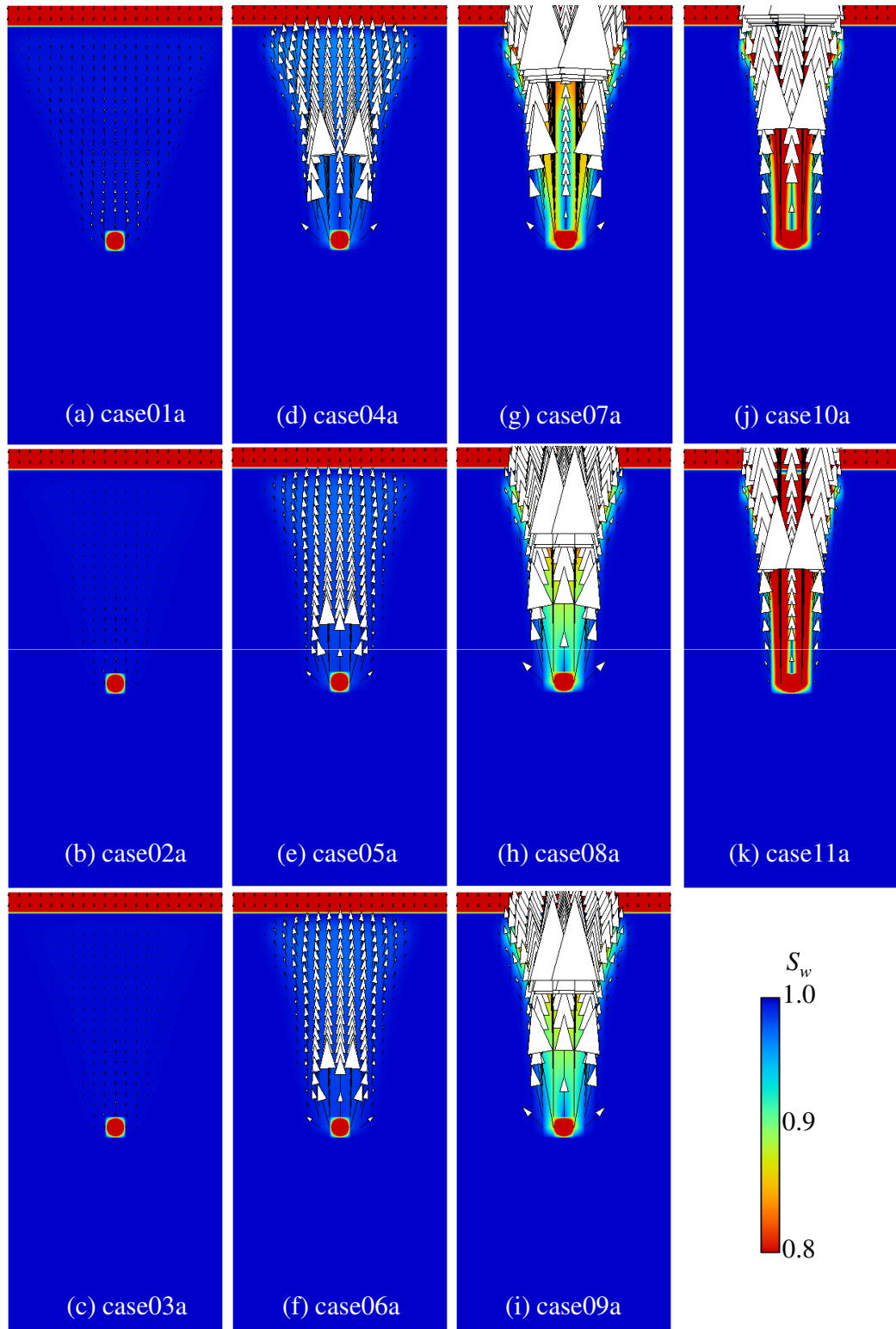


図 6.14 鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果（漏気開始約 100 日後における飽和率および空気フラックス分布, case01a~case11a)

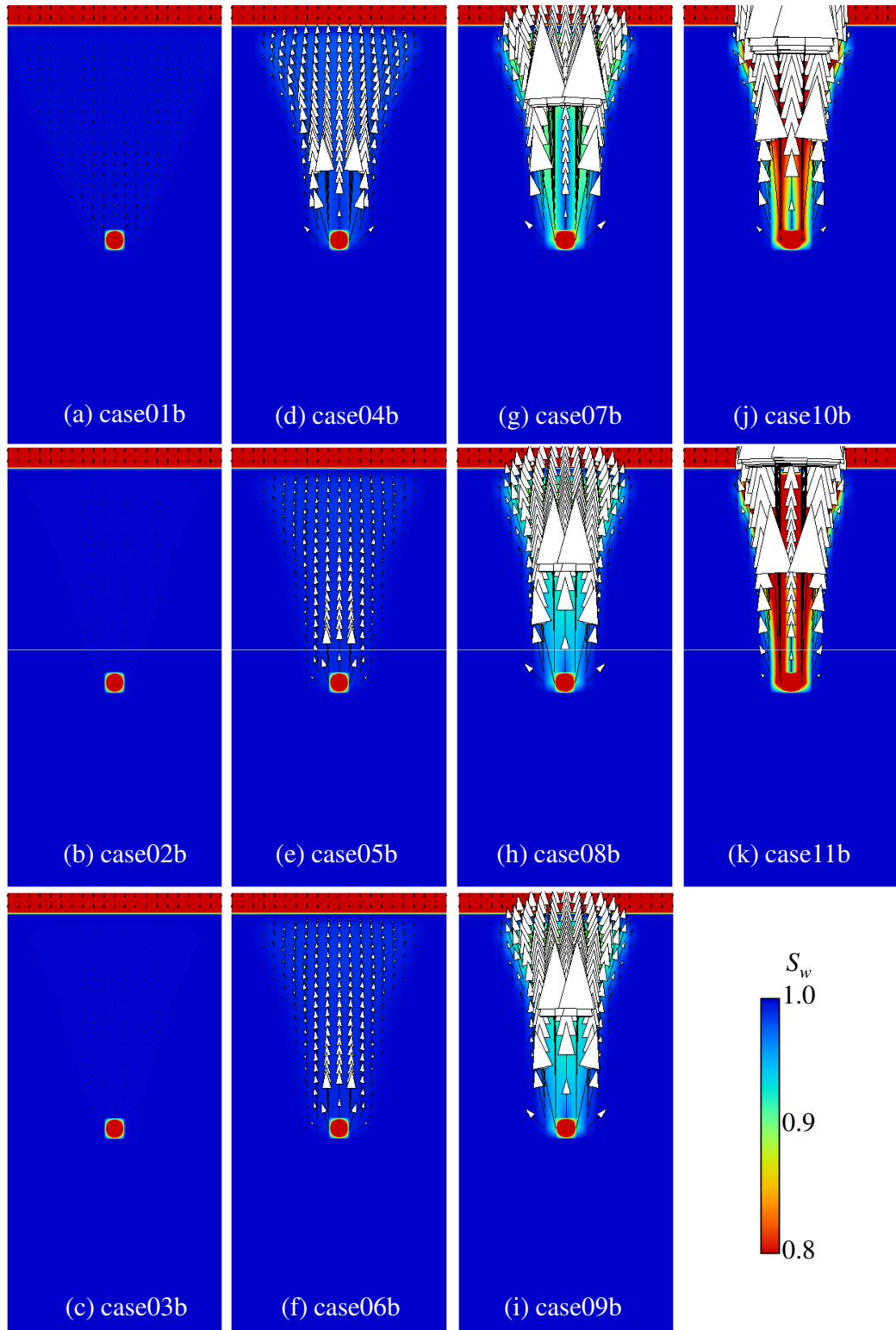


図 6.15 鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果（漏気開始約 100 日後における飽和率および空気フラックス分布, case01b~case11b)

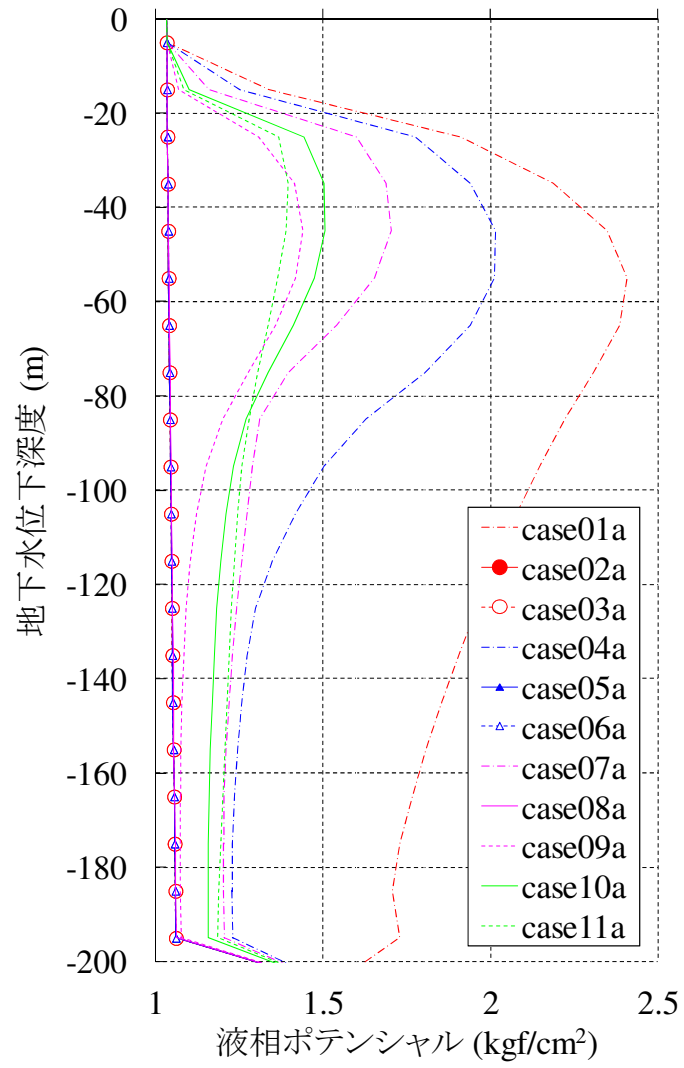


図 6.16 鉛直 2 次元漏気シミュレーション結果（漏気開始約 100 日後における鉛直方向の液体ポテンシャル分布，case01a～case11a）

6.2.3 物理的に整合性のある気液二相流動特性の形状

5.5 で述べたように、本研究における、割れ目系岩盤の高圧流体漏洩現象に伴う実測値を再現する気液二相流動特性の形状として、 S_w が 1.0 から減少すると急激に増大する k_{rg} を与えることが必須であり、 k_{rw} 、 P_c の与え方として、(a) k_{rw} が一般的な形状とした場合 P_c は S_w の 1.0 からの数%の減少で急増する形状を、(b) P_c を 0 か小さい値にした場合 k_{rw} は S_w の 1.0 からの数%の減少でほとんど 0 となる形状を与える必要があることが明らかとなった。

これに対し、6.2.2 において考察したように、漏気現象における液体のカウンターフロー抑制の効果については、上述のうち (a) の k_{rw} は一般的な形状、 P_c は S_w の 1.0 からの数%の減少で急増する形状とした方がより適切であることが明らかとなった。しかしながら P_c の形状については、 S_w が 1.0 から 0.98 程度の範囲では急激に増大する必要がある一方で、0.98 よりも小さい S_w の範囲においても引き続き急激に増大していく形状は非現実的であると考えられる。

一方、 S_{wir} について、本研究で同定した S_w の範囲である 0.98~1.0 に基づき、0.98 と設定することが考えられるが、 S_{wir} を変化させた場合のパラメータフィッティング (5.4.4) では、 S_{wir} が 0.8 以上では実測値のうち漏気量の再現が困難であった。また、既往研究 (数値解析, 実験) で用いられている 0.1 程度の値は、割れ目系岩盤の S_{wir} としては小さい値である可能性がある。

そこで、5.4.4 において仮定したように、 S_{wir} を 0.5 程度とし、vGM モデルで実測値を再現するパラメータを与えた場合、 P_c は S_w の 0.98~1.0 の範囲では S_w の減少に伴い急増し、その後 S_w の低下に伴い緩やかな増大に転じる形状となり、 S_w の減少に伴い単調に増加し続けられないことから、物理的に整合性のある形状とすることができるものと考えられる。この vGM モデルを用いた場合、実測値を再現する k_{rg} は上に凸の形状、 k_{rw} は $S_w=0.5$ で 0 となる下に凸の形状の組み合わせとなる (図 6.17)。

この気液二相流動特性の組み合わせが唯一の最適なものであると断定するのは困難であるが、物理的に整合性があり、推奨されるものであると考えられる。

この、本研究で見出された気液二相流動特性は、高圧気体の漏洩現象に関する原位置試験とこれを再現する数値解析によって初めて示されたものであり、岩石試料を用いた室内試験により得られる岩石スケールの気液二相流動特性とは異なり、原位置ス

ケールの気液二相流動特性を表すものと考えられる。

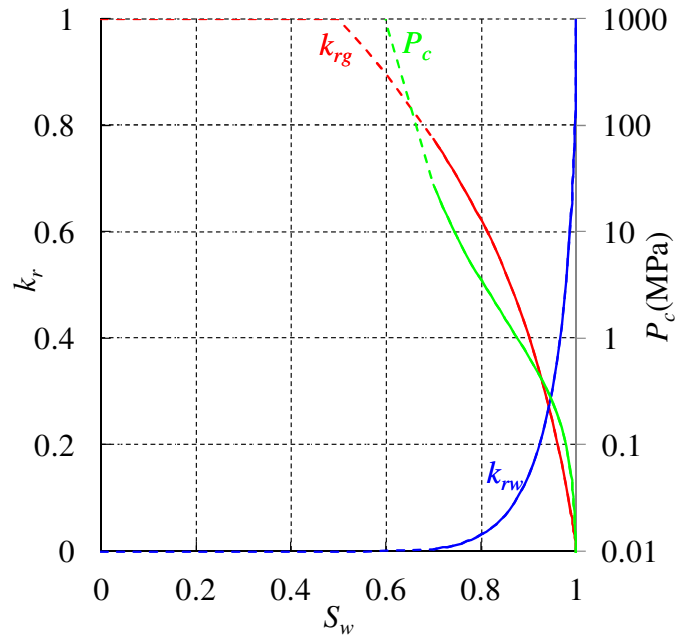


図 6.17 $S_{wir}=0.5$ とした時に物理的整合性のある気液二相流動特性

6.3 本研究で見出された気液二相流動特性の適用上の意義

本研究で見出された気液二相流動特性 (図 6.17) の適用上の意義について検討するため、本研究で見出された気液二相流動特性の形状を用いた場合と、これまで一般的に用いてこられた気液二相流動特性を適用した場合の差異について、以下のケーススタディを行った。

まず初期に設定する地下水位より 185m 下位に地下空洞が存在し、1.9MPa の気体を貯蔵している状態を考える。地下水位と空洞との離隔や気体の貯蔵圧力は、CAES 試験の時と同様とする。初期では地下水圧により気体の漏洩が抑止されており、水封されているが、本ケーススタディでは計算開始とともに水位が低下するものとする。すなわち、地下水位を地下空洞の 185m に固定せず、水位が自由に変動することができるように境界条件を設定し、自然水封で水位が一定となっていた状態から水封水位が低下する状況を模擬した (図 6.18)。

初期:自然水封 $t>0$ 水位低下 漏気範囲拡大

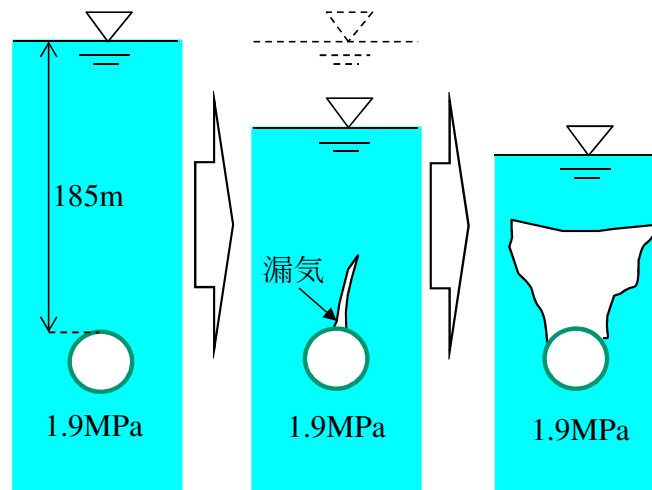


図 6.18 気液二相流動特性の形状を比較するための数値解析の概念図

岩盤モデルは CAES 試験における湧水・漏気挙動の再現解析 (第 5 章) に用いたものと同様のものとし、絶対浸透率は鉛直方向 (K_z) が水平方向 (K_x) の 100 倍で、 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした。また、間隙率は 0.002 とした。使用する気液二相流動特性として、本研究で見出された気液二相流動特性の形状 (図 6.17)、比較のために一般的な気液二相流動特性の形状 (図 5.24) を与え、それぞれにおける漏気挙動を検討した。

計算結果のうち、漏気開始からの時間変化と空洞からの漏気量の関係を図 6.19 に、漏気開始 200 日後における岩盤の飽和率分布を図 6.20 に、それぞれ示す。図 6.19 を見ると、漏気開始数日程度では本研究で見出された気液二相流動特性の形状を与えた場合の方が、一般的な気液二相流動特性の形状を与えた場合よりも数倍大きい漏気量を示していることが分かる。これは、本研究で見出された気液二相流動特性では、 S_w の 1.0 からの低下により k_{rg} が急増するのに対し、一般的な気液二相流動特性ではこれよりも k_{rg} の増加が緩やかであることによるものと考えられる。

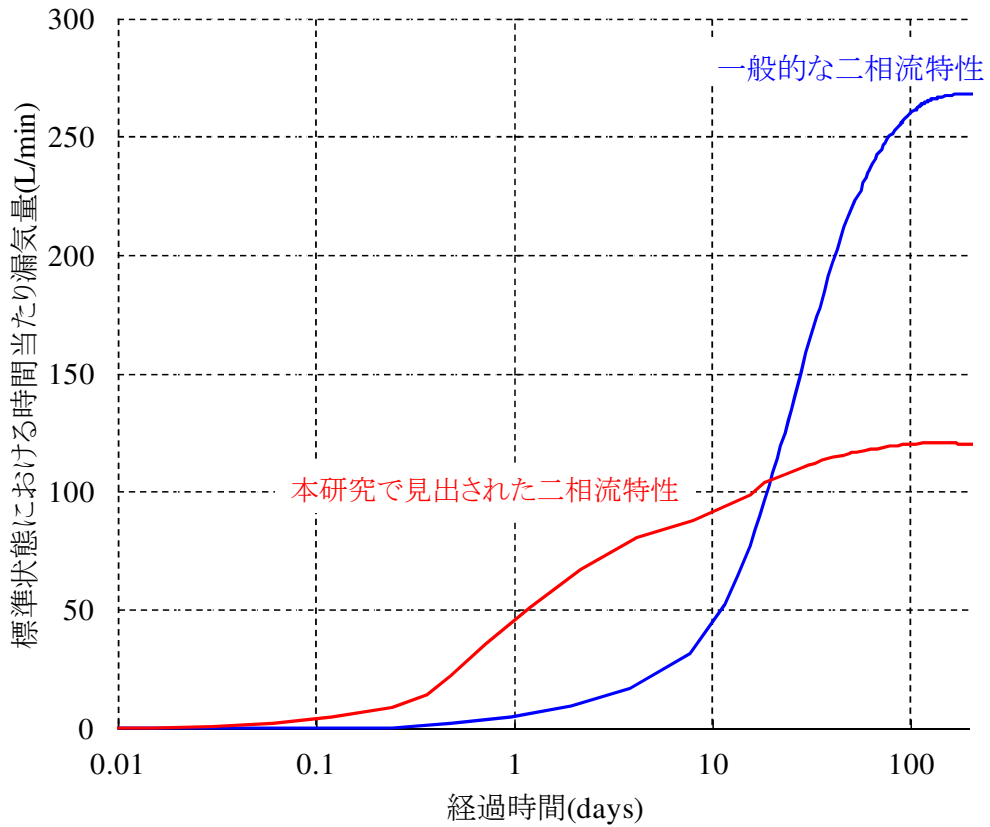


図 6.19 気液二相流動特性の形状を比較するための数値解析結果 (空洞からの漏気量の時間変化)

また、図 6.20 を見ると、本研究で見出された気液二相流動特性の形状を与えた場合、漏気範囲が小さく、飽和率の低下も 1% 程度であるのに対し、一般的な気液二相流動特性の形状を与えた場合は漏気範囲が大きく、飽和率の低下も大きいところで 50% 以上となっている。これは、本研究で見出された気液二相流動特性では、 S_w の 1.0 からの低下により P_c が急増するため、 S_w の大きい状態で気体が流動するのに対し、一般的な気液二相流動特性では S_w の低下を抑制する効果がないことによるものと考えられる。

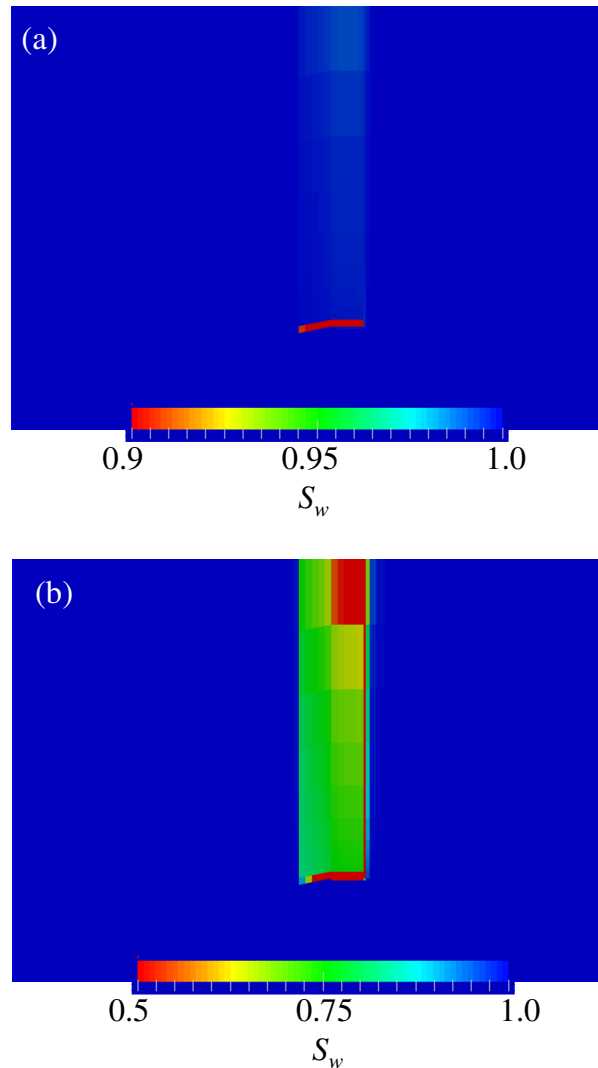


図 6.20 気液二相流動特性の形状を比較するための数値解析結果 (漏気開始 200 日後の岩盤の飽和率分布, (a) 本研究で見出された気液二相流動特性の形状を与えた場合, (b) 一般的な気液二相流動特性の形状を与えた場合)

図 6.19, 図 6.20 の結果を見ると, 漏気した場合の現象を予測する数値解析に一般的な気液二相流動特性の形状を与えた場合, 初期の漏気量を過少に評価し, 漏気範囲や漏気に伴う岩盤内の飽和率の低下を過大に評価してしまうことを示している.

また, 既存のエネルギー地下貯蔵施設を見ると, 石油地下備蓄基地のうち, 久慈基地では空洞壁面における割れ目観察結果から, 当該地点における断層破碎帯は傾斜角

が $60\sim 80^\circ$ と高角度であること (Choi, 1999), 菊間基地の亀裂帯は鉛直に近い急傾斜のものと傾斜角が $30\sim 60^\circ$ の2種類が存在すること (植出, 2003) が明らかとなっており, LPG 地下備蓄基地でも, 波方基地では割れ目系が比較的急傾斜のものが多いこと (大竹, 2001) が示されている.

これらのことから, 高角度割れ目が分布する割れ目系岩盤のうち, 本研究で対象とした絶対浸透率が $10^{-15}\sim 10^{-13}\text{m}^2(1\sim 100\text{md})$ 程度, 間隙率が $0.0001\sim 0.01$ 程度の岩盤において, 高压気体の上方への移行現象, すなわち既存のエネルギー貯蔵施設の気体浸透流評価や今後建設される地下施設の気体浸透流予測について解析を行う場合, 本研究で見出された気液二相流動特性の形状を与えることが有効となりうるものと考えられる.

6.4 まとめ

本章における検討結果は以下のようにまとめられる.

- (1) CAES 試験を対象とした数値解析結果からは, 実測値を再現する気液二相流動特性として, S_w の 1.0 からの減少に伴い急激に上昇する k_{rg} , P_c , 急激に減少する k_{rw} が推定された. 気液二相流動に関する既往研究では, k_{rg} , k_{rw} の形状として下に凸, P_c の形状として S_w の減少に伴い緩やかに増大するものが多く用いられていた. ただし, 石油・地熱・放射性廃棄物処分・ CO_2 地中貯留の各分野において, 主に割れ目系岩盤で S_w の 1.0 からの減少に伴い急増する k_{rg} , P_c , 急減する k_{rw} を用いられている事例は少ないながらも存在する. しかしながら, k_{rg} , k_{rw} , P_c の組み合わせとして本研究で見出された気液二相流動特性を用いられた事例はなかった.
- (2) 本研究で見出された割れ目系岩盤における気液二相流動を説明する浸透モデルとして, 開口幅の大きな割れ目とこれを連結する開口幅の小さい箇所 (ボトルネック) を持つ割れ目によるネットワークモデルを提示した. このモデルを用いると, ボトルネックにおける小さい開口幅のため P_c が急激に増大することにより, 液体のカウンターフローが抑制される一方, 気体が流路を小さく保ったまま (S_w が大きい状態で) 流動するため k_{rg} が急激に増大するという気液二相流動特性の形

状を説明することができた。

- (3) 提示した浸透モデルを定量的に評価するため、鉛直2次元数値実験を行った。その結果、 S_w の1.0からの低下で急増する P_c 、または急減する k_{rw} は、漏気に伴う液体のカウンターフローを抑制する効果があることが明らかとなった。また、 k_{rw} 、 P_c の適切性を検討した結果、間隙内の液体の流動性・圧力バランスを考えると、液体のカウンターフローの抑制には S_w の1.0からの低下で急増する P_c の方がより適切であることが明らかとなった。
- (4) S_w の1.0からの数%の減少でほとんど0となる k_{rw} の形状は非現実的であるため、液体のカウンターフローの抑制には S_w の1.0からの低下で急増する P_c の方が合理的であること、および割れ目内の S_w は大きく低下しないと考えられることから、割れ目系岩盤からの高圧漏気現象を表現する気液二相流動特性として、不動水飽和率が0.5程度、 k_{rg} は上に凸の形状、 k_{rw} は不動水飽和率で0となる下に凸の形状、 P_c はわずかな S_w の低下で急増し、その後緩やかな増大に転ずる形状の組み合わせが物理的に整合性があり、推奨されるものと考えられた。
- (5) この気液二相流動特性の組み合わせと一般的な気液二相流動特性を用いた漏気挙動に関する数値解析結果を比較すると、漏気量の時間変化、漏気範囲、飽和率変化は両者で大きく異なることが明らかとなった。
- (6) 本研究で見出された気液二相流動特性の形状および割れ目系岩盤の浸透モデルは、鉛直方向に卓越した割れ目を持つ割れ目系岩盤における高圧気体漏洩の特徴を示している可能性があり、このような割れ目系岩盤内に建設された、または今後建設される石油・LPG地下備蓄およびCAESの施設周辺における気体流動評価に有効であると考えられる。

ただし、空洞周辺の S_w の変化は微小であることから、この相対浸透率、毛管圧の曲線が全ての S_w に対して有効であるかは確認されていない。今後、空洞天盤部などにより不飽和領域が発達するような条件下での湧水試験などを通して曲線全体の形を議論する必要がある。

第 7 章

結論と今後の展望

7.1 結論

地下を利用した貯蔵・隔離技術として、石油・液化石油ガス (LPG)・液化天然ガス (LNG) のエネルギー地下貯蔵、圧縮空気貯蔵 (CAES)、放射性廃棄物地層処分、二酸化炭素 (CO₂) 地中貯留が挙げられる。特に、エネルギー地下貯蔵や CAES では、割れ目を含む硬岩中に貯蔵された流体の漏洩を防止するため水封方式、すなわち地下水圧による気体の上方への移行を防止する方法が適用されることが多く、貯蔵施設の長期安全性の評価のためには、万一漏洩した場合の岩盤内における地下水と気体の挙動を的確に把握する必要がある。また、放射性廃棄物地層処分、CO₂ 地中貯留の長期安全性を検討するためにも、対象となる岩盤内における気液二相流動の適切な予測・評価が重要となる。

しかしながら、これまで室内実験や理論的・数値解析による検討は実施されてきたものの、実際の地下岩盤のスケールにおける気体漏洩を含めた気液二相流動の試験事例は存在せず、数値解析による評価の妥当性は必ずしも明らかではなかった。

そこで、本研究では、地下深部割れ目系岩盤に掘削した試験空洞において、岩盤内への高圧気体の漏洩を含めた気液二相流動に関する原位置試験である、水封式 CAES 実証試験を実施しデータを取得するとともに、取得データの分析、およびそれを利用した三次元数値解析により、試験結果を再現する原位置スケールの岩盤内気液二相流動特性の同定を行った。本研究の内容は以下のようにまとめられる。

(1) 地下深部岩盤空洞における原位置試験

地下 450m, 地下水位下 180m に掘削された径約 3m, 長さ約 50m の試験空洞 (横坑) を対象に, 空洞内部および岩盤内に計測システム (空洞内温度・圧力・水位観測, 岩盤内圧力観測, 空洞内水位・給排気・給排水制御, プラグ外漏気監視, 取得データ転送) を設置し, 原位置試験を実施した. 試験としては, 周辺間隙水圧と釣り合う空洞内圧を求める基準圧測定, 空洞内圧を周辺間隙水圧より低下し空洞に湧水を生じさせる透水試験, 空洞内圧を周辺間隙水圧より上昇し空洞から漏気を生じさせる透気試験を複数回行った. また, 空洞ならびに周辺ボーリング孔における地質観察から, 割れ目の卓越方向, 割れ目密度, 連続性を調査した.

(2) 原位置試験取得データの分析

原位置試験で得られたデータから, 空洞容積 (タンクテーブル), 湧水・漏気量の時間変化をそれぞれ算出した. また, 空洞から岩盤への気体侵入時における置換圧を推定した結果, 0.01MPa と算出した. 地質観察および湧水量のデータを用いて岩盤を均質多孔質媒体と仮定した時の平均絶対浸透率, 平均間隙率を推定した結果, それぞれ $6 \times 10^{-15} \text{m}^2$, 0.002 となった. さらに, 地質調査結果および漏気時の周辺岩盤内における圧力分布から, 試験地の岩盤は鉛直方向の絶対浸透率が水平方向より大きな異方性をもつ媒体であると推定した.

(3) 数値解析による気液二相流動特性の同定

空洞を含む岩盤を均質異方性多孔質媒体と仮定し, 数値解析により湧水・漏気挙動を再現する気液二相流動特性の同定を行った. データ分析から得られた平均絶対浸透率, 平均間隙率を初期値とし, 気液二相流動特性 (毛管圧, 気相・液相相対浸透率) として, Burdine, Mualem, Brooks & Corey, van Genuchten のモデルを組み合わせた形状を与え, 湧水・漏気量を再現するパラメータを求めた. その結果, 湧水・漏気挙動の両者を再現するためには, 以下が必要であることが明らかとなった.

- 岩盤の絶対浸透率は, 鉛直方向が水平方向の 100 倍程度の異方性を持つこと.
- 気液二相流動特性として, 水飽和率 (S_w) の 1.0 から 0.02 程度の低下により急増する気相相対浸透率 (k_{rg}) の形状を与えること.

- 毛管圧 (P_c) と液相相対浸透率 (k_{rw}) に関しては, S_w の 1.0 から 0.02 程度の低下により急増する P_c と緩やかに減少する k_{rw} の組み合わせか, 緩やかに増加する P_c と急減する k_{rw} の組み合わせを与えること.

また, 空洞周辺の格子分割長, 絶対浸透率の異方性の程度, 不動水飽和率の値を変化させた場合においても, 気液二相流動特性に与えるパラメータの値は変化するが, 形状はほとんど変化しないことが明らかとなった.

この気液二相流動特性の形状の組み合わせは, S_w のわずかな変化の範囲で同定したものであるが, 地下岩盤における気液二相流動解析で使われる一般的な気液二相流動特性の形状, すなわち緩やかに増加する P_c , 下に凸の k_{rg} , k_{rw} といった形状とは大きく異なるものであり, これまで原位置試験がなかったため十分認識されてこなかったものと考えられる.

(4) 同定した気液二相流動特性の形状に関する検討

同定した気液二相流動特性の形状の適切性, 物理的解釈について検討を行うため, 石油工学, 地熱工学, 地下水理学等の関連分野の既往研究をレビューし, 割れ目内の気体浸透に関する概念についての考察および現象の定量的解釈のための数値実験を行った.

- 既往研究において, 割れ目系岩盤を対象とした実験・数値解析では, 一般的な形状 (緩やかに増加する P_c , 下に凸の k_{rg} , k_{rw}) が用いられている事例がほとんどであり, 本研究で同定した P_c , k_{rg} , k_{rw} に類似した形状を用いた事例は少数であった.
- 地質調査および置換圧 $P_d \cdot P_c$ と割れ目開口幅の関係に基づく考察から, 割れ目系岩盤における高圧気体漏洩の浸透モデルとして, 開口幅の大きい割れ目とこれを連結する開口幅の小さい箇所 (ボトルネック) を持つ割れ目のネットワークを考え, このボトルネックのため急増する P_c により液体のカウンターフローが抑制される一方, 大きい S_w で気体が流動するため k_{rg} が急増する概念モデルを示した.
- 同定した気液二相流動特性を用いた数値実験の結果, S_w の 1.0 からの低下

で急増する P_c により液体のカウンターフローが抑制されることが明らかとなった。

- 気液二相流動特性の形状を検討した結果、不動水飽和率が 0.5 程度、 P_c はわずかな S_w の低下で急増し、その後緩やかな増大に転ずる形状、 k_{rg} は上に凸の形状、 k_{rw} は不動水飽和率で 0 となる下に凸の形状の組み合わせが推奨されるものと考えられた。
- この気液二相流動特性の組み合わせと一般的な気液二相流動特性を用いた場合の漏気挙動に関する数値解析結果を比較すると、漏気量の時間変化、漏気範囲、飽和率変化は両者で大きく異なることが明らかとなった。

地下岩盤における気液二相流動に関する数値解析では、研究者・技術者はこれまで一般的な気液二相流動特性の形状を与えて実行していた事例がほとんどであったと考えられる。これに対して、本研究で見出された気液二相流動特性の形状の組み合わせは、高压気体の漏洩現象に関する原位置試験とこれを再現する数値解析によって初めて示されたものであり、岩石を用いた室内試験で得られるスケールとは異なる、原位置スケールの気液二相流動特性を表すものと考えられる。したがって今後は、水封式地下エネルギー貯蔵、CAES、放射性廃棄物処分、CO₂ 地中貯留等の長期安全性評価に考慮されることが望まれる。

7.2 今後の展望

原位置スケールの割れ目系岩盤を対象として推定された気液二相流動特性は、地下備蓄基地等でこれまでに行われてきた安全評価のための数値解析では用いられなかった形状であることから、地下施設周辺の気体流動評価に有用な情報になるものと考えられる。例えば、既存のエネルギー貯蔵施設である石油地下備蓄基地のうち、久慈基地や菊間基地では高角度傾斜の割れ目が観察されており、LPG 地下備蓄基地のうち波方基地では割れ目系として比較的急傾斜のものが多く分かっている。このように、我が国の地下施設建設地となる岩盤では、今回対象としたような高角度な割れ目が存在する場合も多く見られる。このため、今回見出した、一般的には用いられてこなかった気液二相流動特性を用いることにより、既存の地下備蓄基地における気液二

相流動現象をより適切に把握できる可能性があるとともに、将来建設される地下備蓄基地における万一のガス漏気を検討する際において信頼性のある予測評価ができるものと考えられる。

太陽光・風力発電等の再生可能エネルギー導入の観点では、大規模なエネルギー貯蔵(蓄電)施設の選択肢の一つとして、実績のある CAES が検討されており、施設設計における水封機能の評価に際し、本研究の結果が有用な情報となるものと考えられる。

また、今後予定されている放射性廃棄物地層処分(中深度, 大深度処分)においては、廃棄体容器と地下水の接触による腐食ガスの発生, 廃棄体周辺でのガスによる昇圧, 人工バリアおよび周辺岩盤内のガスの流動が考えられ, その影響を定量的に予測し長期の安全性評価を行う上でも本研究の結果が有用な情報になるものと考えられる。

本研究で見出された形状は岩盤全体を均質とした解析の結果として得られたもので, その適用性の範囲については明確ではない。今後は, 様々な条件下での気液二相流動特性の形状変化や実際の気液二相流動解析への適用性について, 検討を進めてゆきたい。

謝辞

本論文を取りまとめるにあたり，長い年月にわたり御指導と御助言を賜った東京大学工学系研究科システム創成学専攻登坂博行教授に対し，心より深く感謝申し上げます。また，本論文の審査に際し，御指導と御助言を賜った東京大学工学系研究科システム創成学専攻福井勝則教授，人工物工学研究センター増田昌敬教授，栗山幸久教授，新領域創成科学研究科愛知正温講師，埼玉大学大学院理工学研究科長田昌彦准教授に対し，心より感謝申し上げます。また，取りまとめに際し貴重な御助言を賜った，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徳永朋祥教授に対し，深く感謝いたします。本研究は，筆者が平成8年（1996年）に（財）電力中央研究所我孫子研究所地質地盤部に勤務してより，これまでに携わってきた研究である圧縮空気貯蔵に関して，データを分析し解析的検討を加え取りまとめたものである。圧縮空気貯蔵の研究に関して，研究を推進する上で数多くの御指導を頂いた東京大学小島圭二名誉教授，岡山大学西垣誠名誉教授，元（財）電力中央研究所日比野敏博士，伊藤洋博士に深く感謝いたします。また筆者を一から御指導頂き，数多くの議論を頂いた元（財）電力中央研究所地球工学研究所の中川加明一郎博士をはじめとして，研究を共同で進めた諸先輩，同輩の方々に深く感謝いたします。圧縮空気貯蔵実証試験では，跡津精密坑道地下実験共同事業体（清水建設株式会社・株式会社ダイヤコンサルタント）の方々，試験を実施した神岡鉱山を操業する三井金属鉱業株式会社の方々には大変お世話になりました。深く感謝いたします。

引用文献

- Åberg, B.(1977): Prevention of Gas Leakage from Unlined Reservoirs in Rock, *Rock Store 77, Stockholm, Sweden*, pp.339-414.
- Al-Busafi, B., Fisher, Q.J., and Harris, S.D.(2005): The importance of incorporating the multi-phase flow properties of fault rocks into production simulation models, *Marine and Petroleum Geology*, Vol. 22, pp. 365-374.
- 青木謙治 (2001) : エネルギー貯蔵と地下空間の利用, エネルギー・資源, Vol.22, No.2, pp.10-14.
- Aziz, K. and Settari, A.(1979): *Petroleum Reservoir Simulation*, Elsevier Applied Science Publishers.
- Bear, J.(1972): *Dynamics of Fluids in Porous Media*, Dover Publications.
- Bennion B. and Bachu S.(2006): Supercritical CO₂ and H₂S - brine drainage and imbibition relative permeability relationships for intercrystalline sandstone and carbonate formations. Paper SPE 99326, 13 p., presented at the SPE Europec/EAGE annual conference and exhibition, Vienna, Austria, 12-15 June 2006.
- Bertels, S.P., DiCarlo, D.A. and Blunt, M.J.(2001): Measurement of aperture distribution, capillary pressure, relative permeability, and in situ saturation in a rock fracture using computed tomography scanning, *Water Resour. Res.*, Vol. 37, No. 3, pp. 649-662.

- Beygi, M.R., Delshad, M., Pudugramam, V.S., Pope, G.A. and Wheeler, M.F.(2015): Novel Three-Phase Compositional Relative Permeability and Three-Phase Hysteresis Models, *SPE Journal*, Vol.20, No.1, pp.21-34.
- Bhuiyan, S.I., Hiler, E.A., van Bavel, C.H.M., and Aston, A.R.(1971): Dynamic Simulation of Vertical Infiltration into Unsaturated Soils, *Water Resour. Res.*, Vol. 7, No. 6, pp. 1597-1606.
- Blunt M., King, M.J., and Scher, H.(1992): Simulation and theory of two-phase flow in porous media, *Phys. Rev. A*, Vol. 46, pp. 7680-7699.
- Brooks, R.H., and Corey, A.T.(1964): Hydraulic properties of porous media, *Hydrol. Pap. 3*, Colo. State Univ., Fort Collins.
- Burdine, N.T.(1953): Relative Permeability Calculations from Pore Size Distribution Data, *Trans. Am. Inst. Min. Metall. Eng.*, Vol. 198, pp.71-78.
- 物理探查学会 (1989) : 图解物理探查, pp. 89-110.
- Cao, H., and Aziz, K.(1999): Evaluation of Pseudo Functions, paper SPE 54589 presented at the 1999 SPE Western Regional Meeting, Anchorage, AK, 26-28 May.
- Cavallo, A.(2007): Controllable and affordable utility-scale electricity from intermittent wind resources and compressed air energy storage (CAES), *Energy*, Vol. 32, pp. 120-127.
- Chandler, R., Koplik, K., Lerman, K., and Willemsen, J.F.(1982): Capillary Displacement and Percolation in Porous Media, *J. Fluid Mech.*, Vol. 119, pp. 249-267.
- Chang, Y.C., and Mohanty, K.K.(1997): Scale-up of two-phase flow in heterogeneous porous media, *Journal of Petroleum Science and Engineering*, Vol. 18, pp. 21-34.
- Chen, D., Pan, Z., Liu, J. and Connell, L.D.(2013): An improved relative permeability model for coal reservoirs, *International Journal of Coal Geology*, Vols. 109-110, pp.45-57.

- Choi, O.G. (1999) : セグメント構造を考慮した断層破碎帯の形態解析, 東京大学博士論文.
- Corey, A.T.(1954): The Interrelation between Gas and Oil Relative Permeabilities, *Prod. Mon.*, Vol.19, No.1, pp.38-41.
- Corey, A.T.(1986): *Mechanics of Immiscible Fluids in Porous Media*, Water Resources Publications.
- da Silva F.V.(1989): Primary and Enhanced Recovery of Ekofisk Field: A Single- and Double-Porosity Numerical Simulation Study, paper SPE 19840 presented at the 64th Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, TX, Oct. 8-11, pp.715-730.
- Dury, O., Ficher, U. and Schulin, R.(1999): A Comparison of Relative Nonwetting-Phase Permeability Models, *Water Resour. Res.*, Vol.35, No.5, pp.1481-1493.
- 江藤芳武, 野崎明人, 中川加明一郎 (1997) : 堆積岩盤内での圧縮空気貯蔵技術に関する研究, 電力土木, No.272, pp.86-91.
- Fatt, I.(1956): The network model of porous media, 1, 2, 3, *Pet. Trans. AIME*, Vol. 207, pp. 144-181.
- Faust, C.R., Guswa, J.H., and Mercer, J.W.(1989): Simulation of three-dimensional flow of immiscible fluids within and below the unsaturated zone, *Water Resour. Res.*, Vol. 25, No. 12, pp. 2449-2464.
- Fourar, M., Bories, S., Lenormand, R., and Persoff, P.(1993): Two-Phase Flow in Smooth and Rough Fractures: Measurement and Correlation by Porous-Medium and Pipe Flow Models, *Water Resources Reserach*, Vol.29, No.11, pp.3699-3708.
- Gale, J.E.(1994): Assessment of the Coupled Effects of Degassing and Excavation Induced Fracture Deformation on Drift Inflows - Feasibility Study and Preliminary Experiments - Single Fractures, *SKB Progress Report*, PR25-94-29, pp.1915-1926, 1994.

- Gascoyne, M. and Wuschke, D.M. (1997): Gas migration through water-saturated, fractured rock: results of a gas injection test, *Journal of Hydrology*, Vol. 196, pp. 76-98.
- Grant, M.A.(1977): Permeability reduction factors at Wairakei, paper presented at AICHE-ASME Heat Transfer Conference, *Amer. Inst. Chem. Eng.*, Salt Lake City, Utah, Aug. 15-17.
- 長谷川誠 (2001) : 水封式岩盤タンク的设计・施工管理及び維持管理に関する研究, 東京工業大学学位請求論文.
- 林正夫, 太田秀樹, 梶修 (2003) : 都市型 CAES 実用化調査委員会の調査報告の要旨—都市型の CAES および重泥水による高密度エネルギー貯蔵に関する実用性調査報告, 土と基礎, Vol. 51, No. 2, pp.112-114.
- Hearn, C.L., Al-Emadi, I.A.A., Worley, P.L.H, and Taylor, R.D.(1997): Improved Oil Recovery in a Tight Reservoir with Conductive Faults, ISND Shuaiba, Qatar, SPE Annual Technical Conference and Exhibition, 5-8 October 1997, San Antonio, Texas.
- 日野幹雄, 太田猛彦, 砂田憲吾, 渡辺邦夫 (1989) : 洪水の数値予報 <その第一歩>, 森北出版, 252p.
- 廣岡満哉, 林克巳, 町田稔 (1995) : 岐阜県神岡鉱山佐古西地区の探鉱について, 資源地質, Vol.45, No.3, pp.157-168.
- Holloway, S.(ed.) (2003): Saline Aquifer CO₂ Storage (SACS) Best Practise Manual, IEA Greenhouse Gas R&D Programme.
- Horne, R.N., and Ramey, H.J.(1978): Steam/water relative permeabilities from production data, *Geothermal Res. Counc. Trans.*, Vol. 2, 291.
- Honarpour, M.M, Huang, D.D., and Al-Hussainy, R.(1996): Simultaneous Measurements of Relative Permeability, Capillary Pressure, and Electrical Resistivity

- with Microwave System for Saturation Monitoring, *SPE Journal*, Vol.1, No. 3, pp.283-294.
- Huyakorn, P.S. and Pinder, G.F.(1983): *Computational Methods in Subsurface Flow*, Academic Press, Inc., New York.
- 池川洋二郎, 中川加明一郎, 志田原巧 (2000) : 圧縮空気貯蔵実験用の小規模空洞にトラップされる空気の挙動—空洞形状の計測によるタンクテーブルの作成—, 第30回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.68-72.
- 池川洋二郎, 中川加明一郎 (2002) : 小規模空洞を使った水封式による圧縮空気貯蔵実験—残留した圧縮空気の挙動計測—, 土木学会論文集, No.722/III-61, pp.331-344.
- Illman, W.A. (2005): Type curve analyses of pneumatic single-hole tests in unsaturated fractured tuff: Direct evidence for a porosity scale effect, *Water Resources Research*, Vol. 41, W04018.
- IPCC (Intergovernmental Panel on Climate Change) (2005): IPCC special report on carbon dioxide capture and storage. In: Metz, B., Davidson, O., de Coninck, H.C., Loos, M., Mayer, L.A.(eds), Cambridge University Press, Cambridge 422p.
- Irmay, S.(1954): On the hydraulic conductivity of unsaturated soils, *Eos Trans. AGU*, 35, pp. 463-467.
- 伊藤由紀, 志田原巧, 末永弘, 中川加明一郎 (2001) : ファイバ分光計による蛍光トレーサ現場分析法の開発, 電力中央研究所研究報告, U01060.
- 岩井卓 (2002) : 亀裂中の非線形流動のモデル化に関する研究, 東京大学博士論文.
- Jerauld, G.R., and Slater, S.J.(1990): The Effect of Pore-Structure on Hysteresis in Relative Permeability and Capillary Pressure: Pore-Level Modeling, *Transport in Porous Media*, Vol. 5, pp.103-151.
- 核燃料サイクル開発機構 (1999) : わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—, JNC TN1400 99- 020～024.

- 川崎正士, 家城康二, 吉村文孝 (1985): 神岡鉱山茂住鉱床の最近の探鉱について—特に裂かたと鉱化作用との関係—, 鉱山地質, Vol.35, No.2, pp.145-159.
- Kazemi, H., Merrill, L.S., Jr., Porterfield, K.L. and Zeman, P.R.(1976): Numerical Simulation of Water-Oil Flow in Naturally Fractured Reservoirs, *SPEJ, Trans.*, AIME, Vol. 261, pp. 317-326.
- 建設産業調査会 (1998): 地下水ハンドブック, pp.1323-1337.
- Kjørholt, H.(1991): Gas tightness of unlined hard rock caverns, Ph.D. Thesis, University of Trondheim, Norway.
- 国立天文台編 (1997): 理科年表, 丸善, pp.428-443.
- Koplik, J., and Lasseter, T.J.(1985): Two-Phase Flow in Random Network Models of Porous Media, *Soc. Pet. Eng. J.*, Vol. 25, No. 2, pp. 89-.
- 高圧ガス保安協会 (1995): 石油ガス地下岩盤貯槽技術基準 (案).
- Land, C.S.(1968): Calculation of Imbibition Relative Permeability for Two- and Three-Phase Flow from Rock Properties, *SPEJ*, pp.149-156.
- Lee, C.I., and Song, J.J.(2003): Rock engineering in underground energy storage in Korea, *Tunnelling and Underground Space Technology*, No.18, pp. 467-483.
- Lenormand, R., Touboul, E., and Zarcone, C.(1988): Numerical Models and Experiments on Immiscible Displacements in Porous Media, *J. Fluid Mech.*, Vol. 189, pp. 165-187.
- Liang, J., and Lindblom, U.(1994): Analyses of Gas Storage Capacity in Unlined Rock Caverns, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Vol. 27, No.3, pp. 115-134.
- Liedtke, L., Engelhardt, I., Fiene, M., Kröhn, K.P., Kull, H., Jakobs, H. and Thorenz, C. (2001): Åspö HRL - Two-phase flow in fractured crystalline rock - Investigations in Niche 2175, SKB International Progress Report, IPR-02-09.

- Lindblom, U.(1989): The development of hydrocarbon storage in hard rock caverns.
In: Proc., Int. Conference on Storage of Gases in Rock Caverns, Trondheim,
Norway, pp. 15-30.
- 前島俊雄 (2012) : 我が国初のLPG地下岩盤貯槽の建設, 土木技術, Vol. 67, No. 11,
pp. 103-108.
- 松田時彦 (1966) : 跡津川断層の横ずれ変位, 地震研究所彙報, No.44, pp.1179-1272.
- Menouar, H. and Knapp, R.M.(1980): Numerical Simulation of the Imbibition Process
in Fractured Reservoirs, paper SPE 9370 presented at the 1980 SPE Annual
Technical Conference and Exhibition, Dallas, Sept. pp.21-24.
- Milly, P.C.D.(1982): Moisture and Heat Transfer in Hysteretic Inhomogeneous Porous
Media: A Matric Head-Based Formulation and a Numerical Model, *Water Re-
sources Research*, Vol. 18, No. 3, pp. 489-498.
- 宮下国一郎, 佐藤邦明 (1984) : 岩盤節理モデル中の気液二相流に関する実験的研究,
土質工学会論文報告集, Vol.24, No.4, pp.155-162.
- 森康二, 多田和広, 登坂博行, 岡本修一, 藤原愛 (2005) : 人工バリアシステムの原位
置ガス移行挙動試験における2相流モデリングの適用性に関する検討, 第34回
岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集, pp.41-48.
- Mualem, Y.(1976): A New Model for Predicting the Hydraulic Conductivity of Un-
saturated Porous Media, *Water Resor. Res.*, Vol.12, No.3, pp.513-522.
- 中川加明一郎, 駒田広也, 宮下国一郎, 村田満 (1986) : 岩盤圧縮空気貯蔵空洞から
の漏気防止条件, 土木学会論文集, No.370/III-5, pp.233-241.
- 中川加明一郎, 志田原巧 (1992) : CAES-G/T 発電のための硬岩地下空洞の圧縮空気
貯蔵機能評価 - ボーリング孔内での水封機能の実証 -, 電力中央研究所研究報
告, U91058.

- 中川加明一郎, 志田原巧, 大山隆弘, 池川洋二郎 (1996) : 孔内試験による岩盤の透気特性評価, 電力中央研究所研究報告, U95028.
- 中川加明一郎, 志田原巧, 池川洋二郎, 末永弘 (1999) : 水封式 CAES に関する現場実験空洞の周辺地下水挙動, 日本応用地質学会平成 11 年度研究発表会講演論文集, pp. 135-138.
- 中川加明一郎 (2000) : 水封式圧縮空気貯蔵ガスタービン (CAES), 電気評論, 2000.8, pp. 54-58.
- 中川加明一郎, 志田原巧, 池川洋二郎, 末永弘 (2001) : 水封式 CAES に関する現場実験空洞の残留空気と周辺地下水挙動, 日本応用地質学会平成 13 年度研究発表会講演論文集, pp. 303-306.
- 中川加明一郎 (2002) : 圧縮空気貯蔵ガスタービン発電, 土と基礎, Vol.50, No.11, pp.3-5.
- 中川加明一郎, 志田原巧, 池川洋二郎, 末永弘, 宮本由紀 (2003) : 水封式圧縮空気貯蔵技術の実証—横坑での気密実験—, 電力中央研究所研究報告, U02050.
- 中川加明一郎, 志田原巧, 池川洋二郎, 末永弘, 伊藤由紀, 田中伸和 (2004) : 水封式圧縮空気貯蔵ガスタービン発電 (CAES) に関わる土木技術課題の検討評価, 電力中央研究所総合報告, U45.
- 中山昭彦, 山田文孝, 打田靖夫, 川谷健, 櫻井春輔 (1997) : 岩盤ゆるみ領域評価のための真空透気試験, 土木学会論文集, No.575/III-40, pp.9-24.
- Nicholl, M.J. and R.J. Glass(1994): Wetting phase permeability in a partially saturated horizontal fracture, Proc. 5th Int. Conf. of High Level Radioactive Waste Manage., American Nuclear Society, May 22-26, Las Vegas, NV, pp. 2007-2019.
- 日本エネルギー学会天然ガス部会編 (2008) : 天然ガスのすべて—その資源開発から利用技術まで, コロナ社.
- 日本化学会編 (2004) : 化学便覧 基礎編 II, 丸善.

- 日本機械学会 (1983) : 技術資料「流体の熱物性値集」, 日本機械学会.
- 岡本明夫 (2001) : 燃料の地下貯蔵 - 原油岩盤タンク, エネルギー・資源, Vol.22, No.2, pp.25-29.
- 大竹健司 (2001) : 水封式地下岩盤貯槽方式を主力とする LP ガスの国家備蓄の現状, 石油技術協会誌, Vol. 66, No.2, pp.183-193.
- Philip, J.R.(1957): The theory of infiltration, 1, The infiltration equation and its solution, *Soil Sci.*, Vol. 83, No. 5, pp. 345-357.
- Pruess, K., and Narasimhan, T.N.(1985): A Practical Method for Modeling Fluid and Heat Flow in Fractured Porous Media, *Society of Petroleum Engineering Journal*, Vol. 25, No. 1, pp. 14-26.
- Pruess, K.(2003): Numerical Simulation of CO₂ Leakage from a Geologic Disposal Reservoir, Including Transitions from Super- to Sub-Critical Conditions, and Boiling of Liquid CO₂, *Lawrence Berkeley National Laboratory Report LBNL-52423*.
- Purcell, W.R.(1949): Capillary Pressures - Their Measurement Using Mercury and the Calculation of Permeability Therefrom, *Pet. Trans. AIME*, Vol.186, pp.39-48.
- Rasmussen, T.C., Evans, D.D., Sheets, P.J. and Blanford, J.H. (1993): Permeability of Apache Leap Tuff: Borehole and Core Measurements Using Water and Air, *Water Resources Research*, Vol. 29, No. 7, pp. 1997-2006.
- Reitsma, S., and Kueper, B.H.(1994): Laboratory measurement of capillary pressure-saturation relationship in a rock fracture, *Water Resources Research*, Vol. 30, No. 4, pp. 865-878.
- Romm, E.S.(1966): Fluid Flow in Fractured Rocks (in Russian), Nedra Publishing House, Moscow.

- Rossen, R.H., and Shen, E.I.C.(1989): Simulation of Gas/Oil Drainage and Water/Oil Imbibition in Naturally Fractured Reservoir, *SPE Reservoir and Engineering*, Vol. 4, No. 4, pp. 464-470.
- Rutqvist, J., Wu, Y.-S., Tsang, C.-F., and Bodvarsson, G.(2002): A modeling approach for analysis of coupled multiphase fluid flow, heat transfer, and deformation in fractured porous rock, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 39, pp. 429-442.
- 坂口雄彦, 伊藤洋, 佐藤邦明, 清水昭男 (1992) : 岩石および開口割れ目における透気に関する基礎研究, 土木学会論文集, No.445/III-18, pp.17-25.
- 櫻井若葉, 岡田洋一, 水谷内修 (1993) : 神岡鉱山, 跡津川地区の探鉱について, 資源地質, Vol.43, No.2, pp.79-91.
- Sato, K., Mito, S., Horie, T., Ohkuma, H., Saito, H., Watanabe, J., and Yoshimura, T.(2011): Monitoring and simulation studies for assessing macro- and meso scale migration of CO₂ sequestered in an onshore aquifer: Experiences from the Nagaoka pilot site, Japan, *International Journal of Greenhouse Gas Control*, No. 5, pp.125-137.
- 佐藤知典, 伊藤洋, 末永弘 (2002) : 岩石天然亀裂内の透水透気特性の評価に関する基礎的研究, 土木学会第57回年次学術講演会予稿集.
- 石油技術協会 (1983) : 石油鉱業便覧.
- 石油公団 (1983) : 石油備蓄技術 (地下備蓄) 調査報告書.
- 石油公団石油ガス国家備蓄準備室 (1997) : 水封システムの要点 - 液化石油ガス地下岩盤貯槽方式の事前調査から操業までの重要ポイント -, 石油の開発と備蓄, pp.57-67.
- Shaw, J., Bachu, S.(2012): Screening, Evaluation and Ranking of Oil Reservoirs Suitable for CO₂-Flood EOR and Carbon Dioxide Sequestration, *Journal of Canadian Petroleum Technology*. Vol. 41, No. 9.

- Shi, J.Q., Sinayuc, C., Durucan, S., and Korre, A.(2012): Assessment of carbon dioxide plume behaviour within the storage reservoir and the lower caprock around the KB-502 injection well at In Salah. *International Journal of Greenhouse Gas Control*, No. 7, pp. 115-126.
- 志田原巧, 末永弘, 中川加明一郎, 伊藤由紀 (2000) : 水封式 CAES に関する現場実験空洞周辺の漏気経路調査, 日本応用地質学会平成 12 年度研究発表会講演論文集, pp. 145-148.
- 志田原巧, 中川加明一郎, 池川洋二郎, 末永弘 (2001a) : 神岡実験場における水封式圧縮空気貯蔵の実証 - 実験場の水理地質特性と適性 -, 電力中央研究所研究報告, U01024.
- 志田原巧, 末永弘, 中川加明一郎, 伊藤由紀 (2001b) : 水封式 CAES に関する現場実験空洞周辺の漏気経路と地下水変動, 日本応用地質学会平成 13 年度研究発表会講演論文集, pp. 307-310.
- 新エネルギー・産業技術開発総合機構 (2001) : 二酸化炭素地中貯留技術研究開発 成果報告書, pp.58-168.
- 篠原俊彦, 合田佳弘, 川上博史 (2001) : 施工 地下 450m の岩盤中に高圧圧縮空気を貯蔵 北海道上砂川パイロットプラント工事, トンネルと地下, Vol. 32, No. 6, pp.495-503.
- Sorey M.L., Grant, M.A., and Bradford, E.(1989): Nonlinear effects in two-phase flow to wells in geothermal reservoirs, *Water Resources Research*, Vol. 16, No. 4, pp. 767-777.
- Suenaga, H., Tosaka, H. and Kojima, K.(1997): Numerical Analysis of Gas-Liquid 2-Phase Fluid Behavior around Underground Rock Caverns Storing Pressurized Gas, *Proc. of 1st Asian Rock Mechanics Symposium* , Seoul, Vol.1, pp.299-303.
- 末永弘, 志田原巧, 伊藤由紀, 中川加明一郎 (2001) : 水封式 CAES に関する現場実験空洞周辺の透水モデルについて, 日本応用地質学会平成 13 年度研究発表会講

演論文集, pp. 299-302.

- 末永弘, 中川加明一郎, 志田原巧 (2002): 水封式 CAES に関する漏気解析について, 日本応用地質学会平成 14 年度研究発表会講演論文集, pp. 269-272.
- 末永弘, 中川加明一郎 (2005a): 間隙水圧値を用いた岩盤の水理特性評価手法について, 土木学会論文集, No.785/III-70, pp.1-13.
- 末永弘, 中川加明一郎 (2005b): 岩盤の水封メカニズムについて—圧縮空気貯蔵実験結果について—, 土木学会論文集, No.799/III-72, pp.123-137.
- 末永弘, 中田英二 (2009): 現場 CO₂ 注入試験への CO₂ 移行挙動モデルの適用 —割れ目系岩盤を対象として—, 電力中央研究所研究報告, N08037.
- 末永弘, 登坂博行, 中川加明一郎 (2010): 現場実験と数値解析による割れ目系岩盤中の二相流特性の形状評価, 土木学会論文集 C, Vol. 66, No. 3, pp. 645-659.
- 末永弘, 田中姿郎, 伊藤由紀, 窪田健二, 野原慎太郎, 木村治夫 (2014): 再生可能エネルギー導入のための圧縮空気によるエネルギー貯蔵技術, 電力中央研究所研究報告, N14005.
- Suzuki, K., Nakata, E., Minami, M., Hibino, E., Tani, T., Sakakibara, J., and Yamada, N.(2004): Estimation of the zone of excavation disturbance around tunnels, using resistivity and acoustic tomography, *Exploration Geophysics*, Vol. 35, pp. 62-69.
- 竹田幹郎, 江崎哲郎, 張銘, 三谷泰浩 (2002): 不飽和浸透流特性値の同定に関する基礎的研究, 岩盤力学シンポジウム予稿集.
- 棚井憲治, 佐藤治夫, 村上文啓, 井上雅弘 (1999): 地層処分場におけるガスの拡散・移行に関する検討, サイクル機構技術資料, JNC TN8400 99-045.
- 田中治雄 (1964): 土木技術者のための地質学入門, 山海堂.
- 田中幸久 (2010): 飽和した高密度ベントナイトの力学連成ガス移行解析手法の開発, 土木学会論文集 C, Vol. 66, No. 3, pp. 530-549.

- Tawara, Y., Hazart, A, Mori, K., Tada, K., Shimura, T., Sato, S., Yamamoto, S., Asano, H. and Namiki, K.(2014): Extended two-phase flow model with mechanical capability to simulate gas migration in bentonite, In Eds. Norris, S., Bruno, J., Cathelineau, M., Delage, P., Fairhurst, C., Gaucher, E.C., Hoen, E.H., Kalinichev, A., Lalieux, P. and Sellin, P. *Clays in Natural and Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement*, Geological Society, London, Special Publications, Vol. 400, <http://dx.doi.org/10.1144/SP400.7>.
- Thomas, L.K., Katz, D.L. and Tek, M.R.(1968): Threshold Pressure Phenomena in Porous Media, *Soc. Pet. Eng. J.*, Vol.243, pp.174-184.
- Thomas, L.K., Dixon, T.M. and Pierson, R.G.(1983): Fractured Reservoir Simulation, *SPEJ*, pp.45-54.
- 登坂博行, 伊藤一誠, 蛭原雅之, 稲葉薫, 伊藤彰, 小島圭二 (1986) : 多成分多相型移流拡散モデルによる包括的な地下水汚染解析, *地下水学会誌*, Vol.38, No.3, pp.167-180.
- Tosaka, H. and Matsumoto, Y.(1987): Efficient reservoir simulation by the successive locking process, *Journal of the Japanese Association for Petroleum Technology*, Vol.52, No.4, pp.307-313.
- Tosaka, H., Itoh, K. and Furuno, T.(2000): Fully Coupled Formation of Surface flow with 2-Phase Subsurface Flow for Hydrological Simulation, *Hydrological Process*, Vol.14, pp.449-464.
- Tsakiroglou, C.D., Theodoropoulou, M.A., Karoutsos, V., and Papanicolaou, D.(2005): Determination of the effective transport coefficients of pore networks from transient immiscible and miscible displacement experiments, *Water Resour. Res.*, Vol. 41, W02014.
- Tsang, Y.W. (2000): A field study for understanding thermally driven coupled processes in partially saturated fractured welded tuff, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 37, pp.337-356.

- 堤和大, 渡辺邦夫, 菅伊三男, 山脇真二 (1995) : 岩石の不飽和特性の逆推定法, 応用地質, Vol. 35, No. 2, pp. 23-30.
- 上田年比古, 杉尾哲 (1971) : 被圧水で満たされた円形暗渠の取水量について, 土木学会論文報告集, No.194, pp.91-101.
- 植出和雄 (2003) : 原油岩盤タンクの水封機能評価技術に関する研究, 京都大学学位論文.
- Valvatne, P.H., and Blunt, M.J.(2004): Predictive pore-scale modeling of two-phase flow in mixed wet media, *Water Resour. Res.*, Vol. 40, W07406.
- van Genuchten, M.Th.(1980): A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, *Soil Sci. Soc. Am. J.*, Vol. 44, pp. 892-898.
- Vesselinov, V.V., Neuman, S.P. and Illman, W.A. (2001): Three-dimensional numerical inversion of pneumatic cross-hole tests in unsaturated fractured tuff 1. Methodology and borehole effects, *Water Resources Research*, Vol. 37, No.12, pp.3001-3017.
- Vinsome, P.K.W.(1976): Orthomin, an iterative method for solving sparse banded sets of simultaneous linear equations, *Paper SPE 5729*, 4th Symposium of Numerical Simulation of Reservoir Performance of the Society of Petroleum Engineers of the AIME, Los Angeles.
- Wilkinson D.(1986): Percolation effects in immiscible displacement, *Phys. Rev. A*, Vol. 34, No. 2, pp. 1380-1391.
- Witherspoon, P.A., Wang, J.S.Y., Iwai, K., and Gale, J.E.(1980): Validity of Cubic Law for Fluid Flow in a Deformable Rock Fracture, *Water Resour. Res.*, Vol. 16, No. 6, pp. 1016-1024.
- Wyllie, M.R.J., and Gardner, G.H.F.(1958): The generalized Kozeney-Carman equation II. A novel approach to problems of fluid flow, *World Oil Prod. Sect.*, pp. 210-228.

Yamamoto, H. and Pruess, K.(2004): Numerical Simulation of Leakage from Underground LPG Storage Caverns, *Lawrence Berkeley National Laboratory Report*, LBNL-56175.

安本敬作, 川端淳一 (1999) : 原位置透気実験による土壌ガス吸引効果の評価, 鹿島技術研究所年報, 第 47 号, pp.123-127.

補遺 A

記号の説明

A	計算格子の断面積	[m ²]
A_k	k 方向に直交する計算格子の断面積	[m ²]
B_i	i 相における流体の容積係数 ($i = w$ (液相), g (気相), 以下同様)	[-]
d_0	空洞内圧の水頭換算値	[m]
d_j	地下水面から j 領域の空洞までの深さ ($j = A, B, C$, 以下同様)	[m]
d'_j	j 領域の空洞モデル中心と空洞内水位の差	[m]
f_w	フラクショナルフロー係数	[-]
g	重力加速度	[m/s ²]
h_{all}	圧力の全水頭換算値	[m]
$h_{all,cav}$	圧力の全水頭換算値 (空洞内圧)	[m]
$h_{all,pp}$	圧力の全水頭換算値 (間隙水圧)	[m]
h_{EL}	圧力センサの設置標高	[m]
K	絶対浸透率	[m ²]
k	透水係数	[m/s]
k_{ri}	i 相の相対浸透率	[-]
L_j	j 領域の空洞モデルの長さ	[m]
m	van Genuchten モデルにおける定数	[-]
N_t	時刻 t における空洞内の空気モル数	[-]
n	van Genuchten モデルにおける定数	[-]

P_i	i 相の圧力 (P_g は空洞内圧も意味する)	[Pa]
P_c	毛管圧	[Pa]
P_c^*	van Genuchten モデルにおける定数	[Pa]
P_d	置換圧	[Pa]
P_g	空洞内圧	[Pa]
P_{gs}	標準状態における圧力	[Pa]
P_{gt}	時刻 t における空洞内圧	[Pa]
P_{th}	スレッシュホールド圧	[Pa]
Q_B	注入・排出量 (Buckley-Leverret 問題)	[m ³ /s]
Q_{calc}	累積漏気量の計算値	[m ³ /s]
Q_{gt}	時刻 t における空洞空気量	[m ³ /s]
Q_{is}	標準状態における i 相流量	[m ³ /s]
Q_{mes}	累積漏気量の測定値	[m ³ /s]
Q_t^{cum}	時刻 t における累積漏気量 (計算値)	[m ³ /s]
Q_t^{sup}	時刻 t における積算給気量 (測定値)	[m ³ /s]
q_w	空洞内への総湧水量	[m ³ /s]
$q_{w,j}$	j 領域の空洞内への総湧水量	[m ³ /s]
R	気体定数	[m]
R_j	j 領域の空洞モデルの断面半径	[m]
Res_i	i 相に関する支配方程式を離散化した時の残差	[1/s]
R_s	空気の水への溶解度	[-]
r	式 (3.10) で近似した時の相関係数	[m]
S_i	i 相飽和率	[-]
S_w^*	有効飽和率	[-]
S_{wir}	不動水飽和率	[-]
t	時刻	[s]
t_a	ある時刻	[s]
t_f	開口割れ目幅	[m]
T_{ri}	i 相のトランスミシビリティ	[m/Pa/s]
T_s	標準状態における温度	[K]
T_t	時刻 t における空洞内気温	[K]
\vec{v}_i	i 相のダルシー流速ベクトル	[m/s]

V_{is}	i 相流体体積の標準状態換算値	$[\text{m}^3]$
V_t	時刻 t における空洞体積	$[\text{m}^3]$
x	計算格子における x 座標	$[\text{m}]$
y	計算格子における y 座標	$[\text{m}]$
z	計算格子における z 座標	$[\text{m}]$
α	式 (3.10) における傾き	$[-]$
β	式 (3.10) における切片	$[-]$
λ	Brooks & Corey モデルにおける定数	$[-]$
μ_i	i 相における流体の粘性係数	$[\text{Pa}\cdot\text{s}]$
Φ	流体のポテンシャル	$[\text{Pa}]$
Φ_i	i 相における流体のポテンシャル	$[\text{Pa}]$
ϕ	間隙率	$[-]$
π	円周率	$[-]$
ρ_i	i 相における流体の密度	$[\text{kg}/\text{m}^3]$
ρ_{is}	標準状態における i 相の流体密度	$[\text{kg}/\text{m}^3]$
σ	水の表面張力	$[\text{N}/\text{m}]$
θ	接触角	$[\text{rad}]$
ν	タイムステップ数 (第4章)	$[-]$
ξ	グリッド番号 (第4章)	$[-]$
∇	微分演算子	

補遺 B

本文に掲載していない結果図

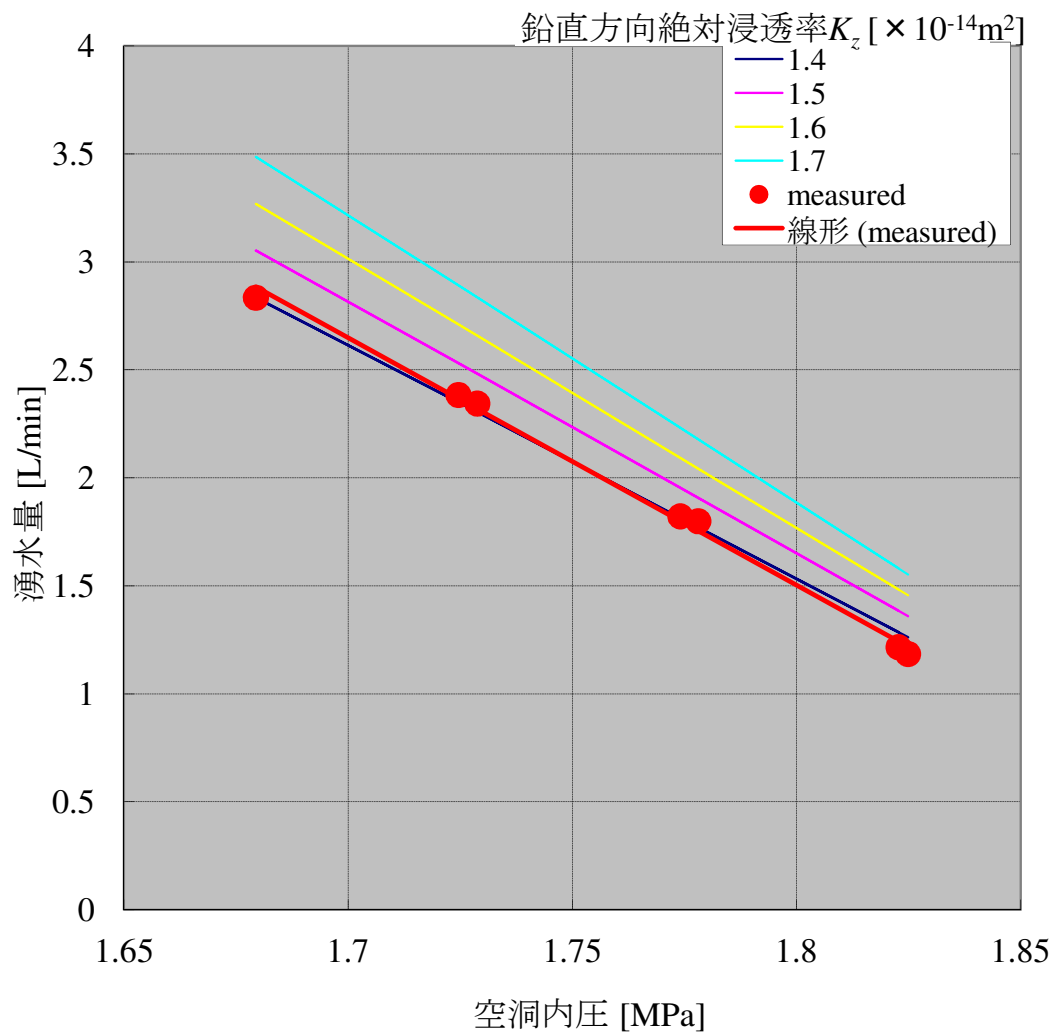


図 B.1 $10K_x = K_z$ を仮定した時の透水試験シミュレーション（空洞内圧と湧水量の関係を直線近似した時の傾きとなる鉛直方向の絶対浸透率 K_z を求める）

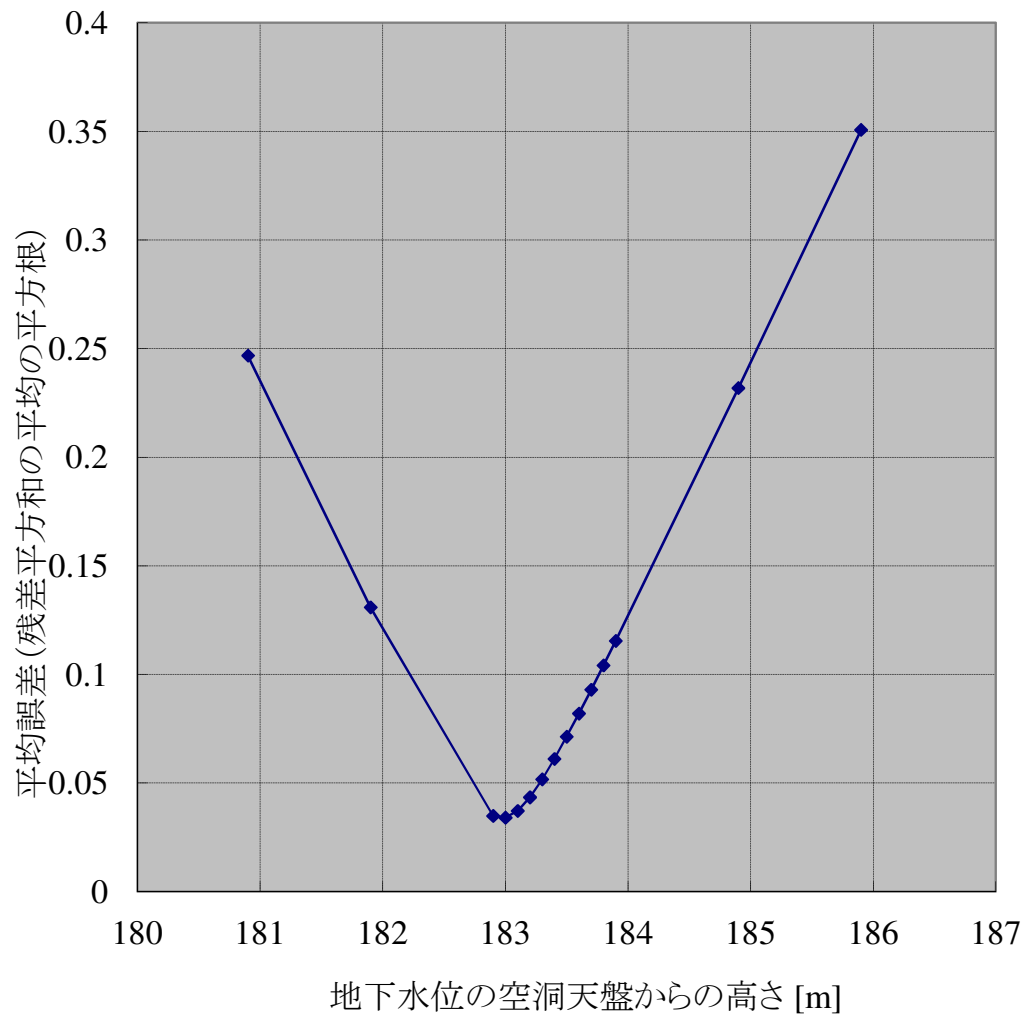


図 B.2 $10K_x = K_z$ を仮定した時の透水試験シミュレーション ($K_z=1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とし、地下水位を変動させた場合の平均誤差 (残差平方和の平均の平方根) の変化)

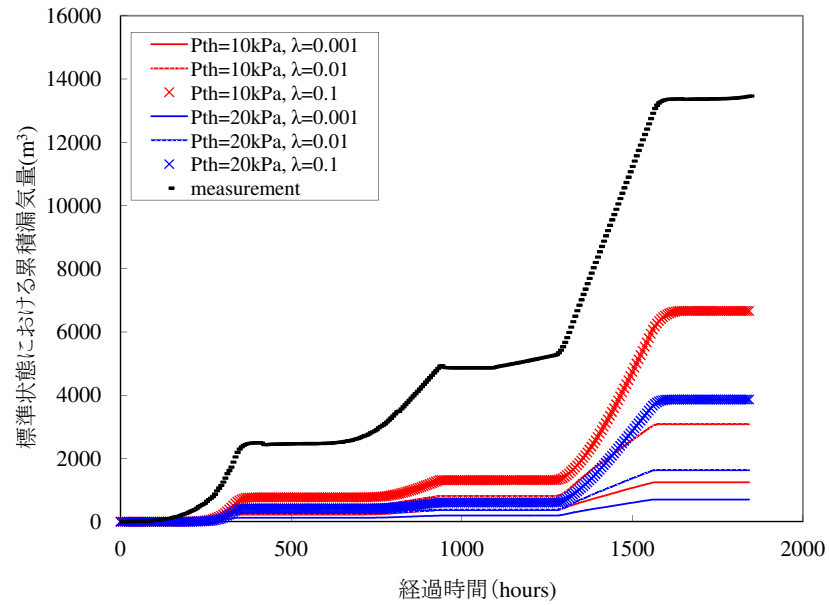


図 B.3 絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)

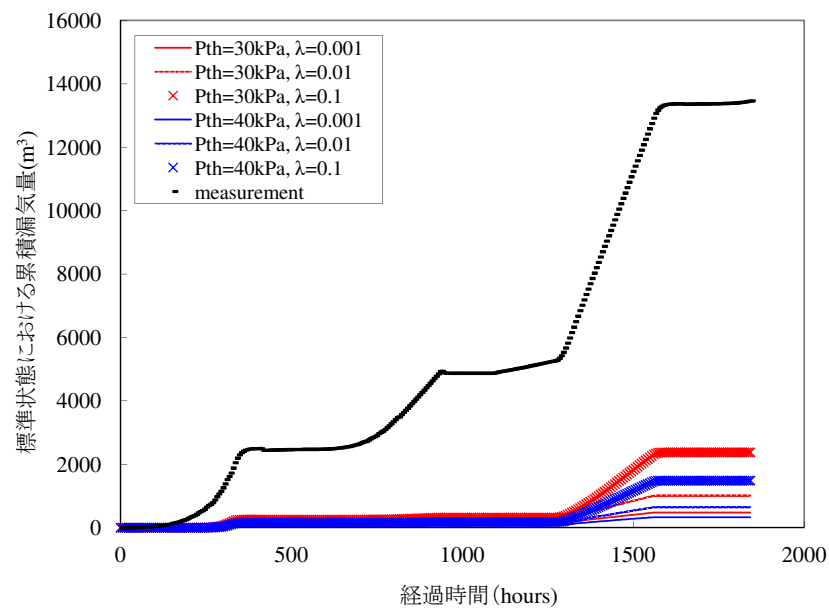


図 B.4 絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)

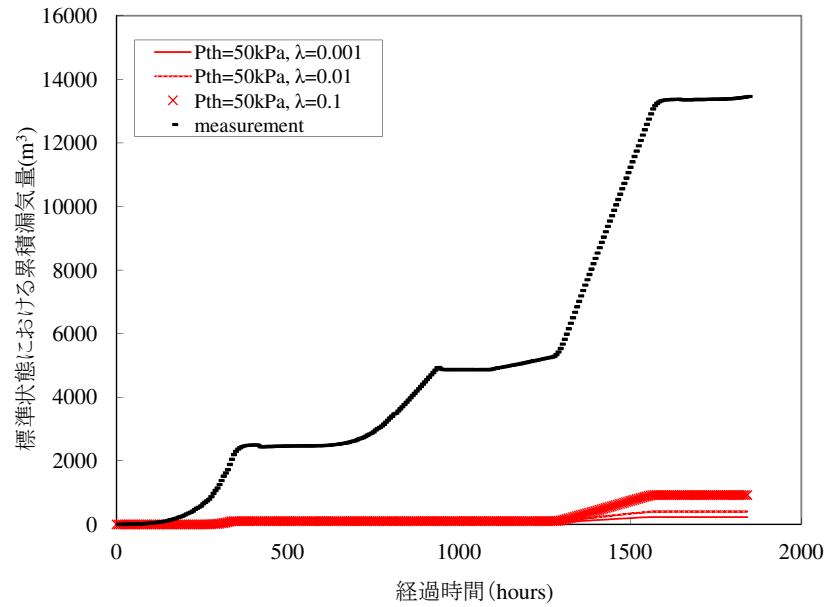


図 B.5 絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル)

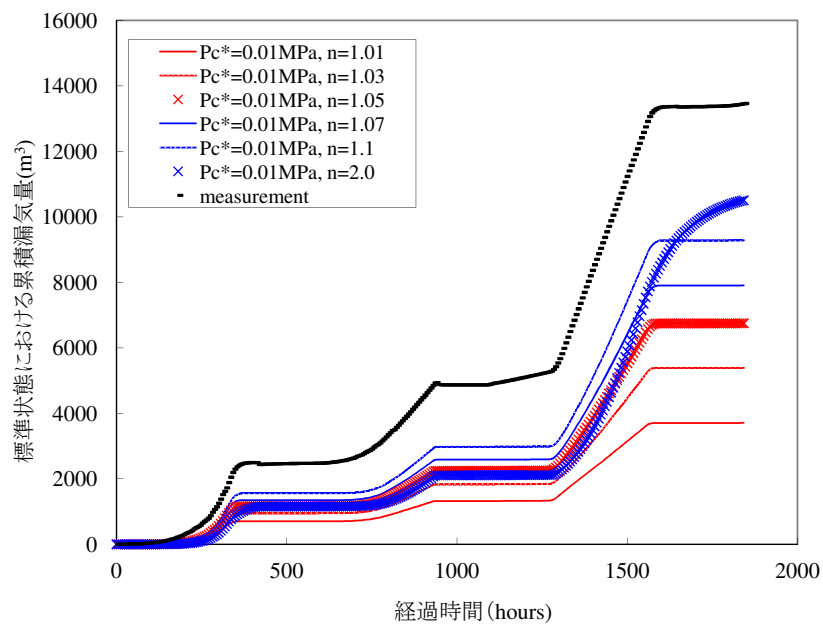


図 B.6 絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 1 (vGM モデル)

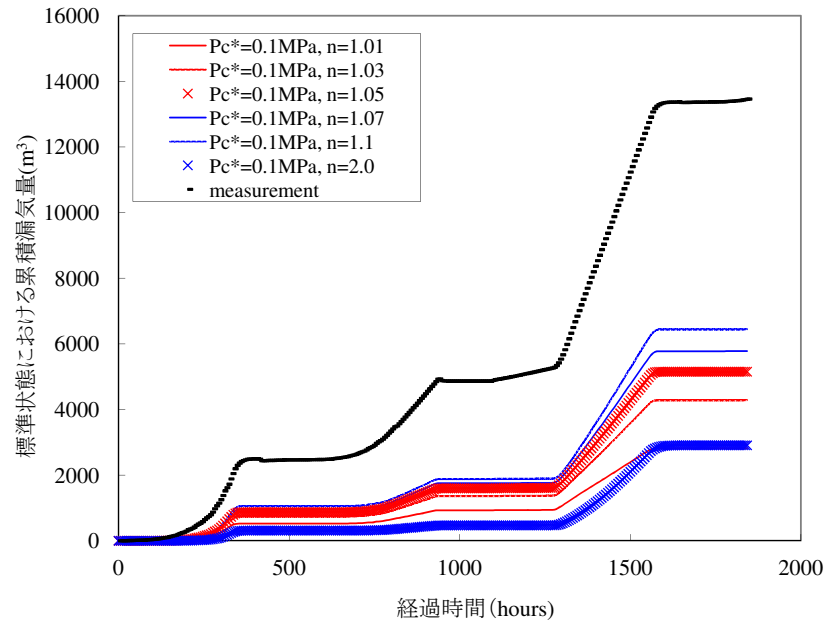


図 B.7 絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 2 (vGM モデル)

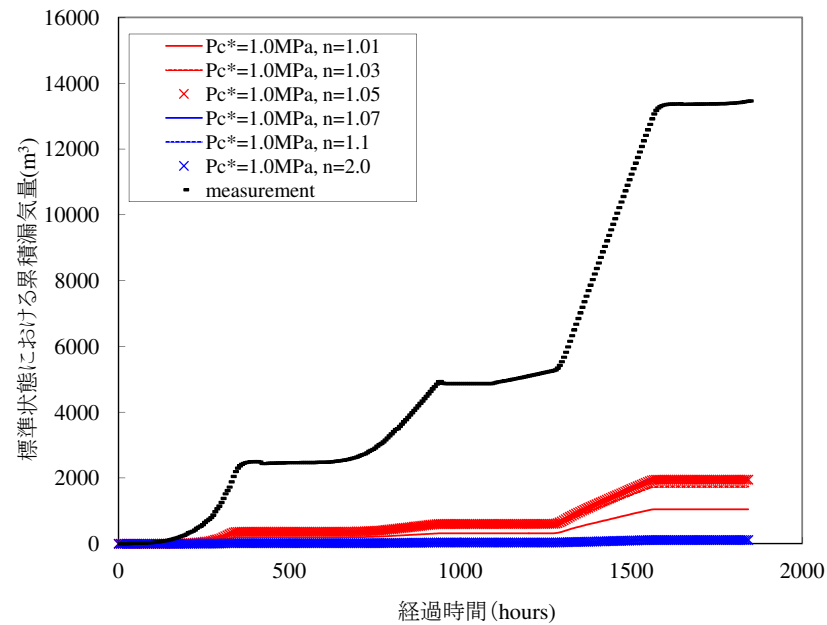


図 B.8 絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 3 (vGM モデル)

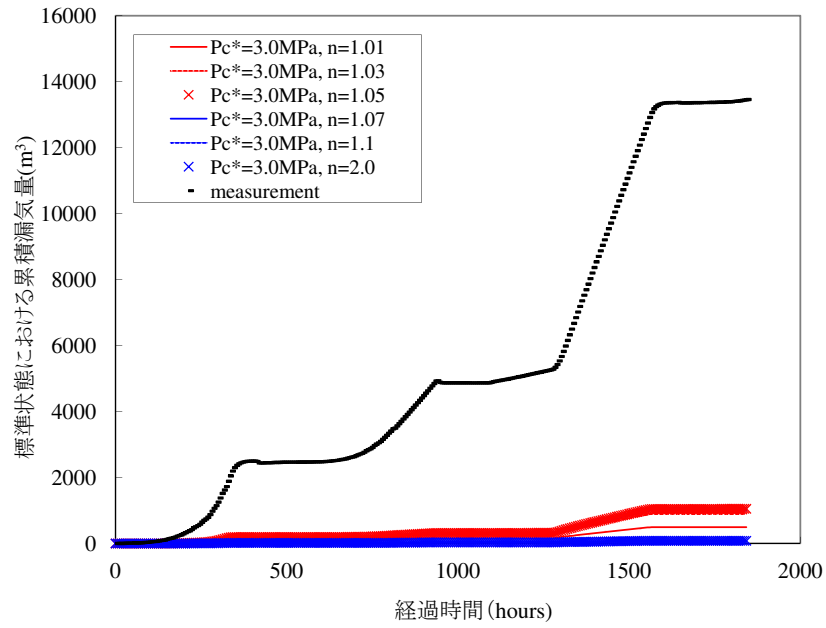


図 B.9 絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 4 (vGM モデル)

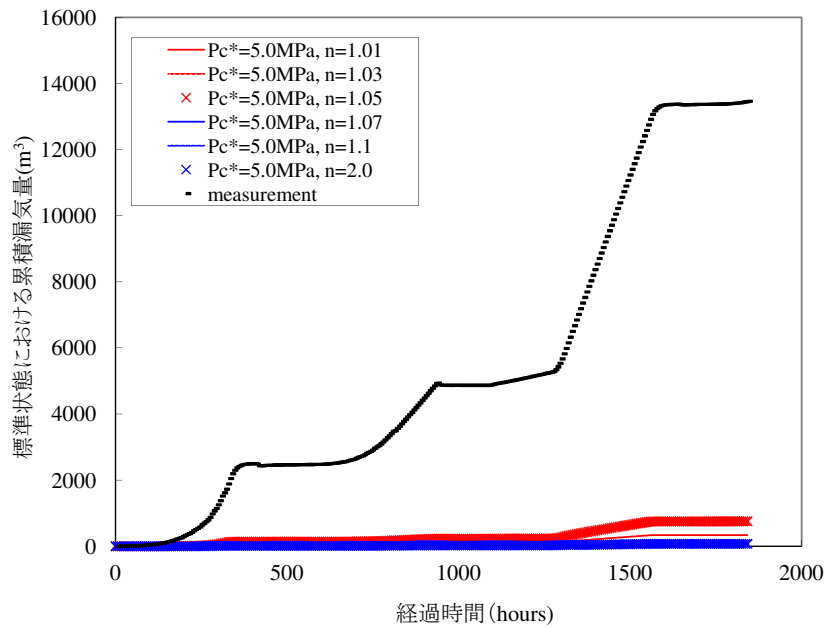


図 B.10 絶対浸透率を等方 ($K_x = K_z = 4.0 \times 10^{-15} \text{m}^2$) とした時のフィッティング結果例 5 (vGM モデル)

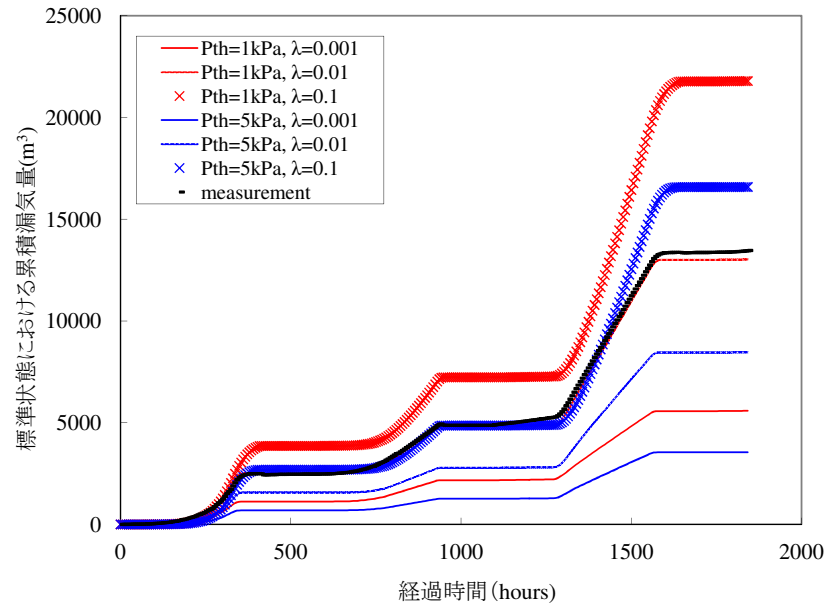


図 B.11 $10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)

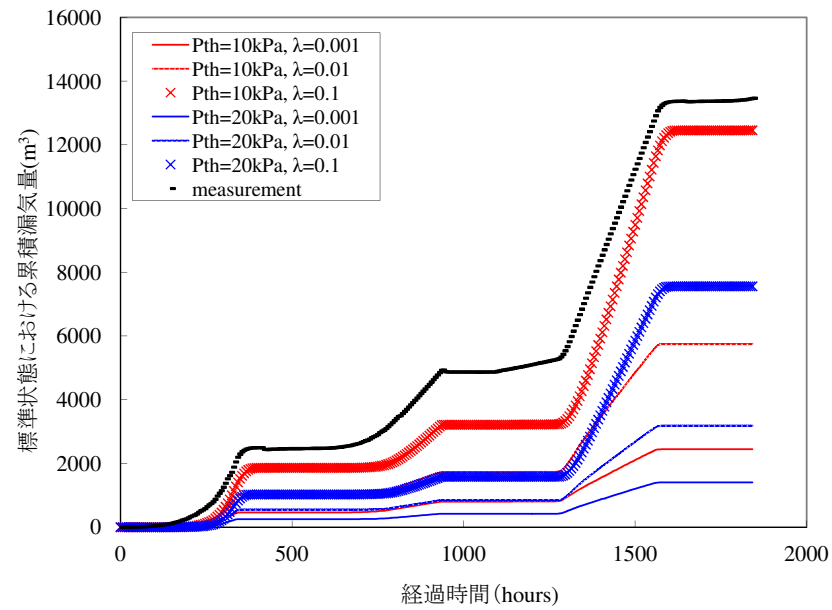


図 B.12 $10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)

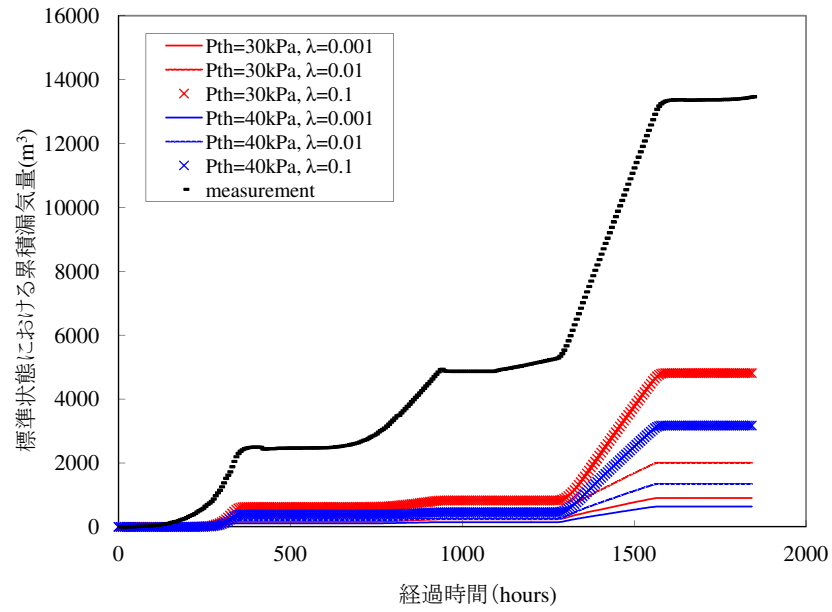


図 B.13 $10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル)

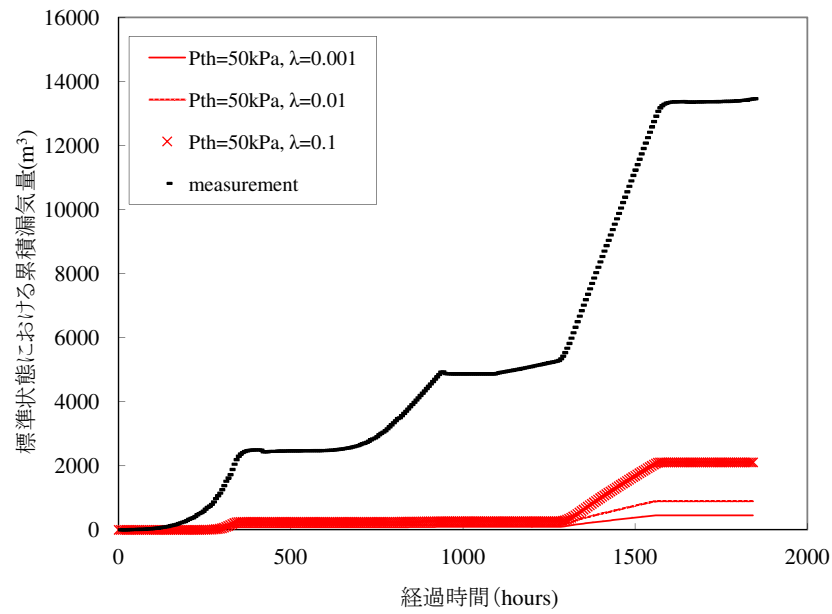


図 B.14 $10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 4 (BCM モデル)

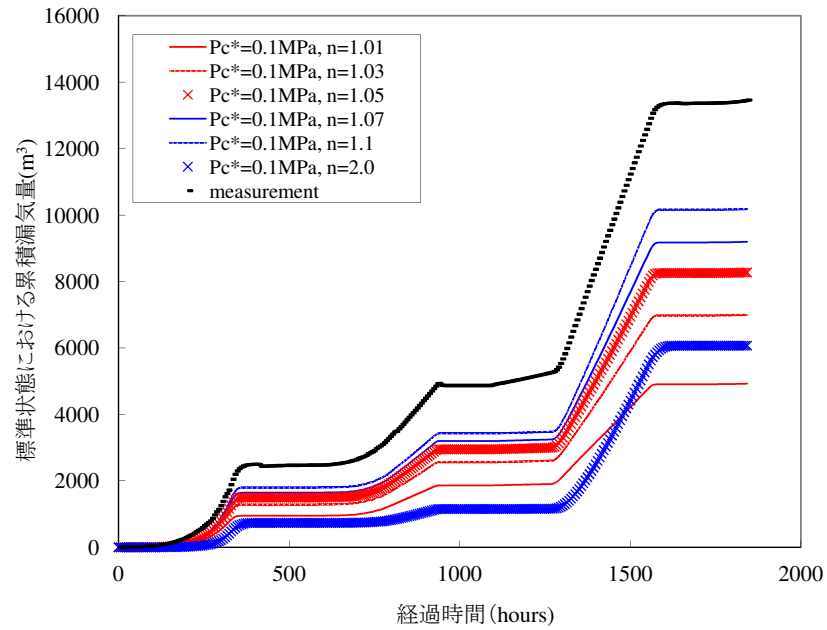


図 B.15 $10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (vGM モデル)

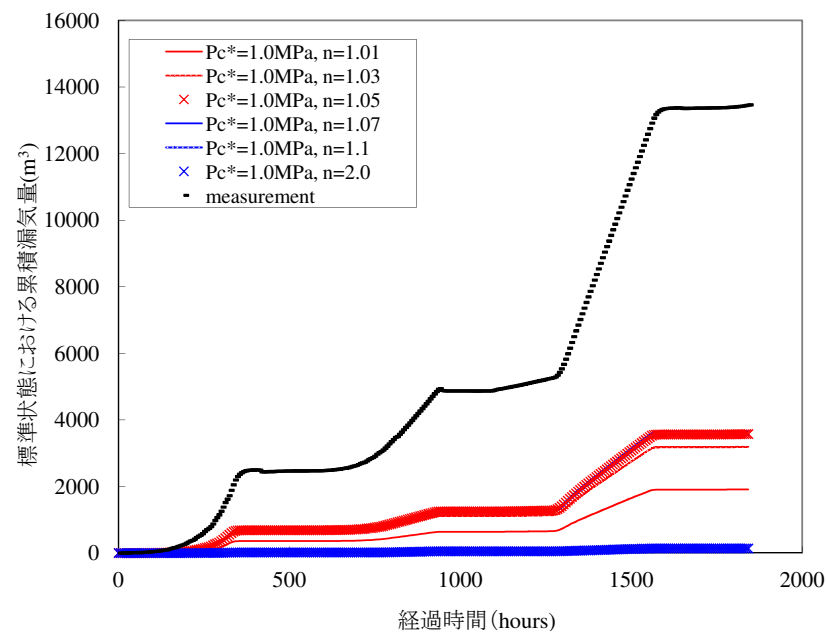


図 B.16 $10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (vGM モデル)

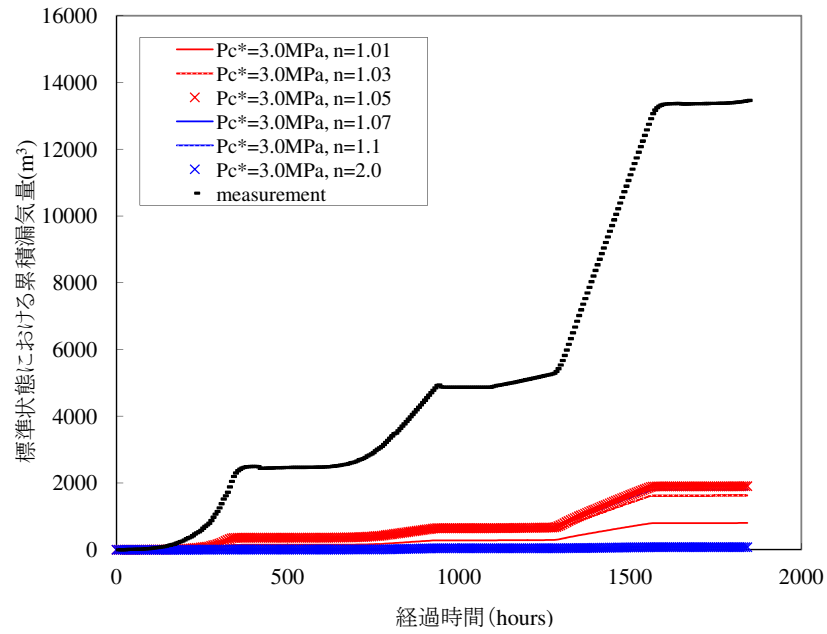


図 B.17 $10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例3 (vGM モデル)

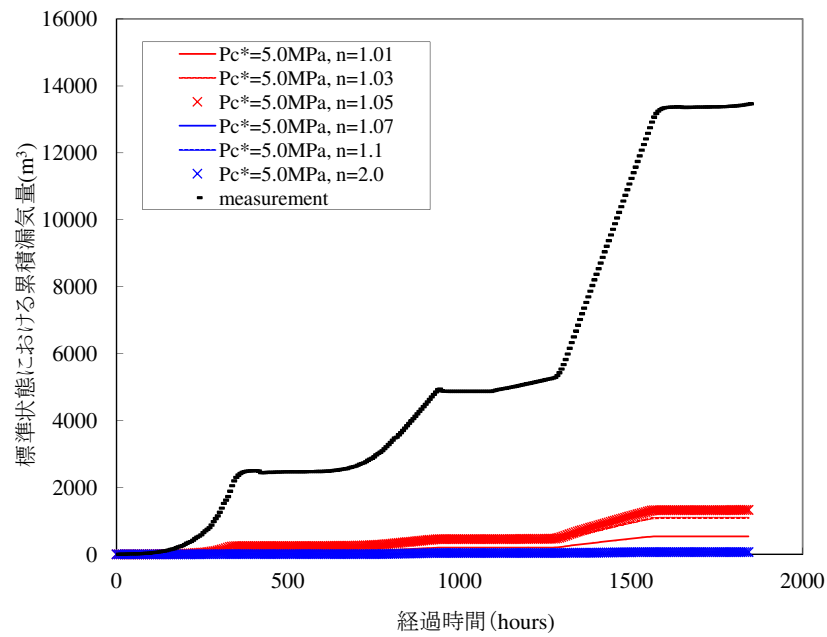


図 B.18 $10K_x = K_z = 1.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例4 (vGM モデル)

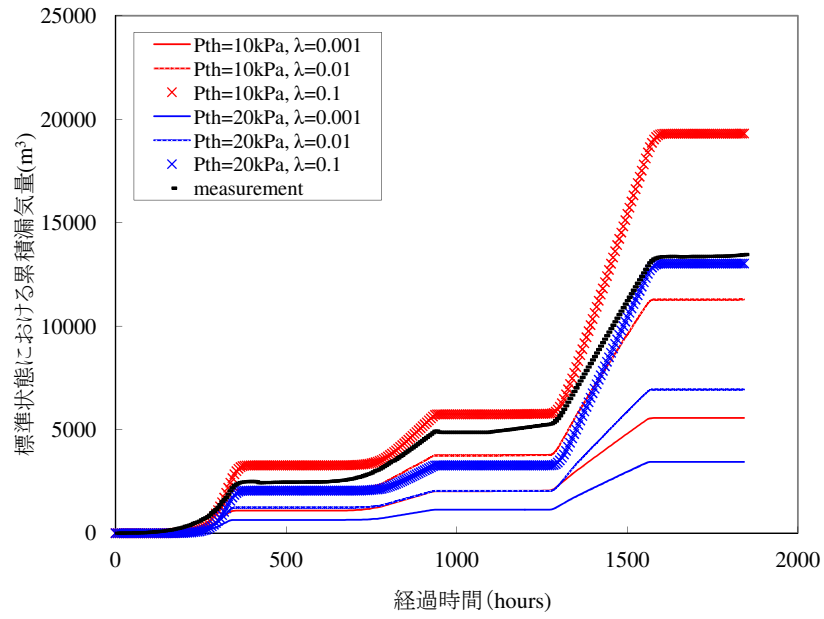


図 B.19 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)

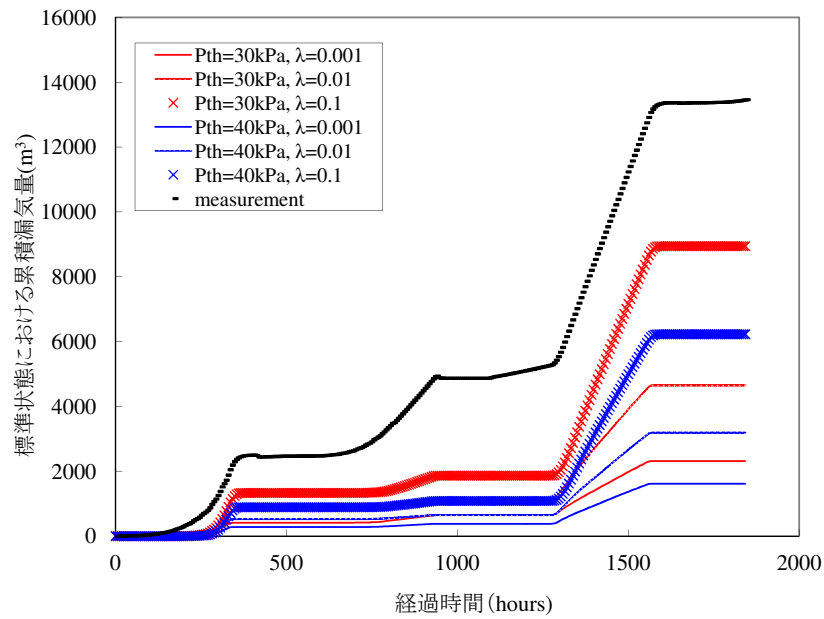


図 B.20 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)

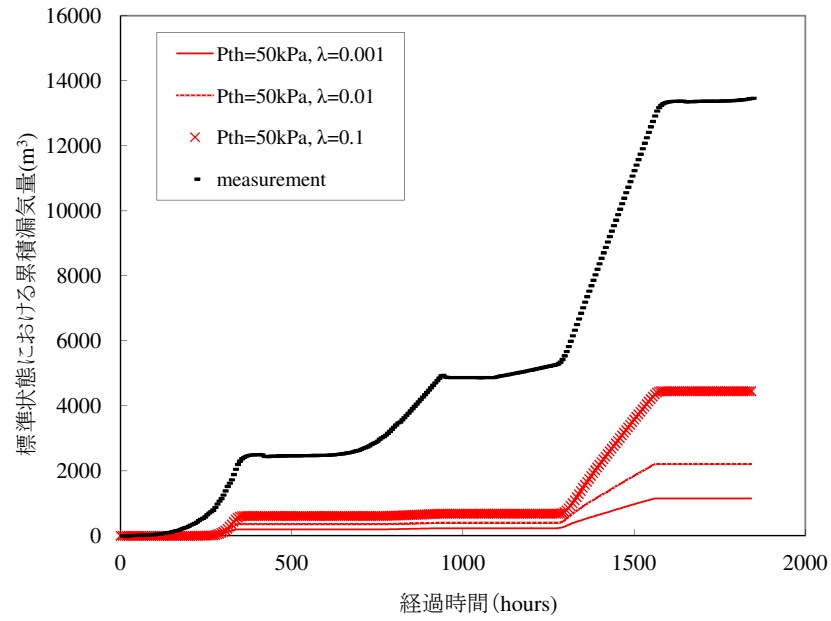


図 B.21 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例3 (BCM モデル)

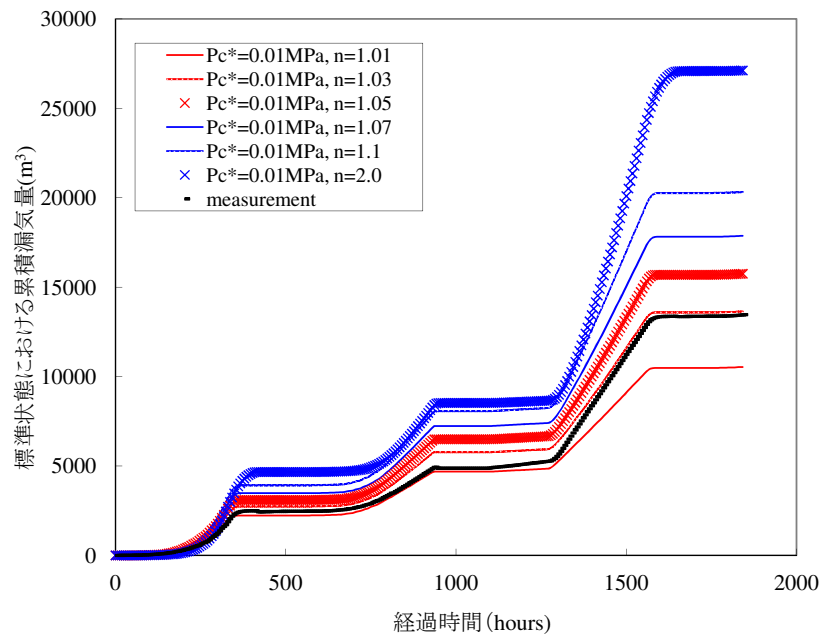


図 B.22 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例1 (vGM モデル)

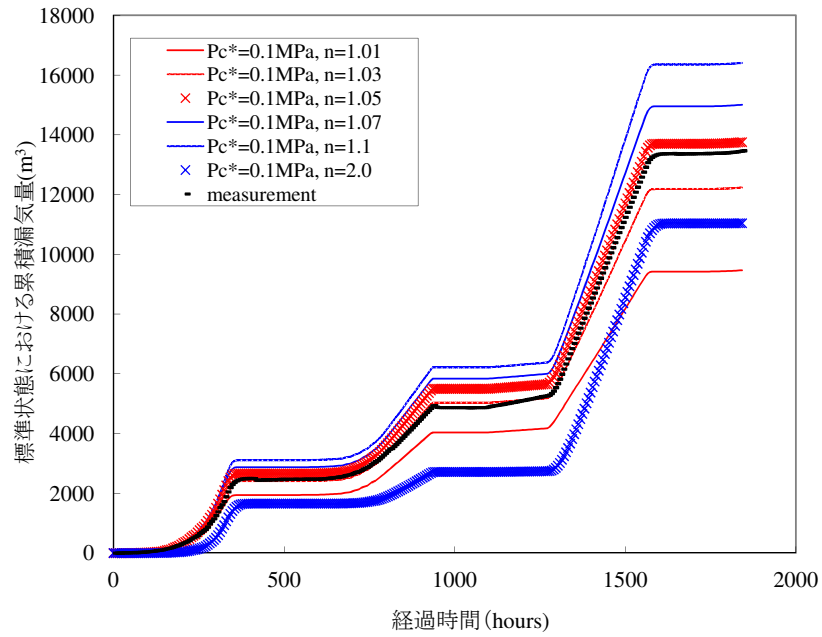


図 B.23 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (vGM モデル)

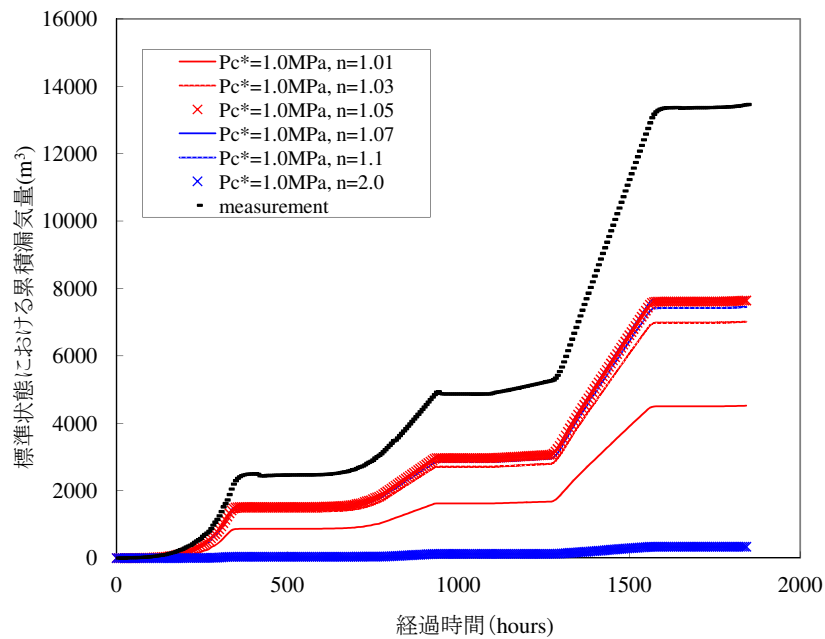


図 B.24 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (vGM モデル)

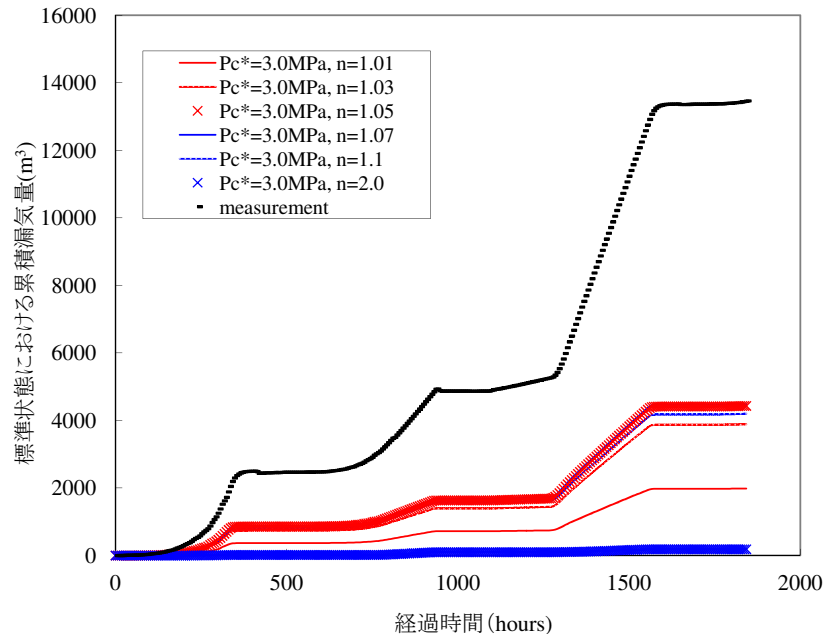


図 B.25 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 4 (vGM モデル)

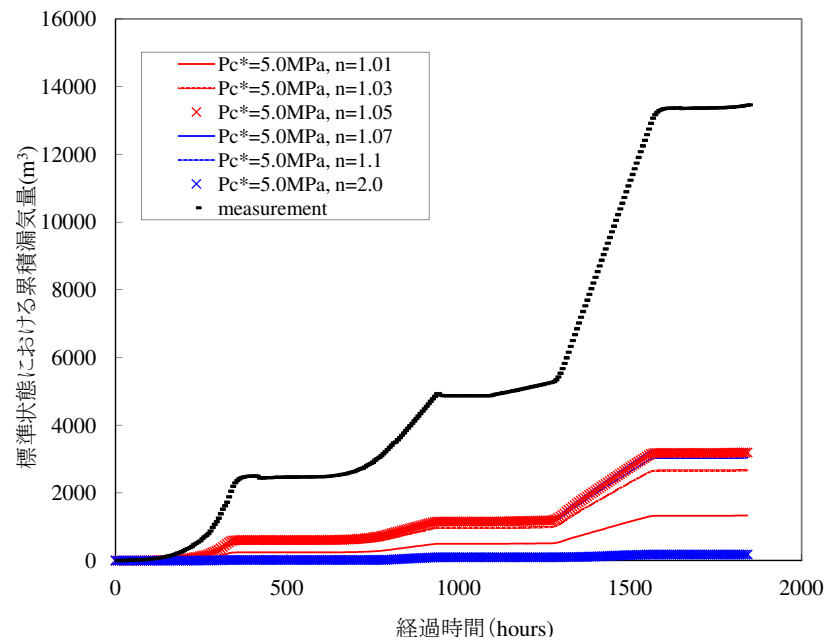


図 B.26 $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 5 (vGM モデル)

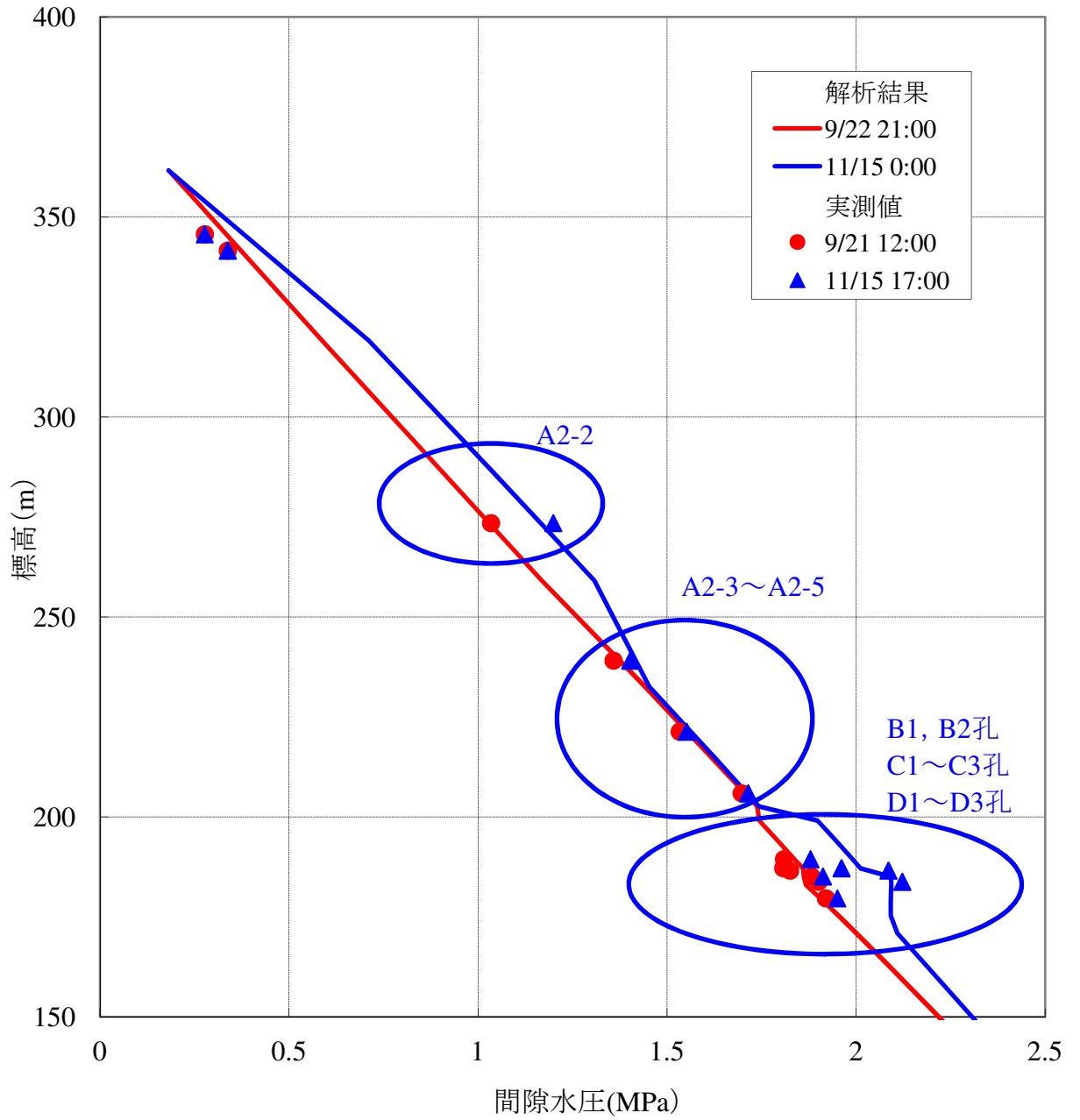


図 B.27 パラメータフィッティング結果 (空洞上部圧力分布の実測値との比較, vGM モデル, $100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^* = 215 \text{kPa}$, $n = 1.1$)

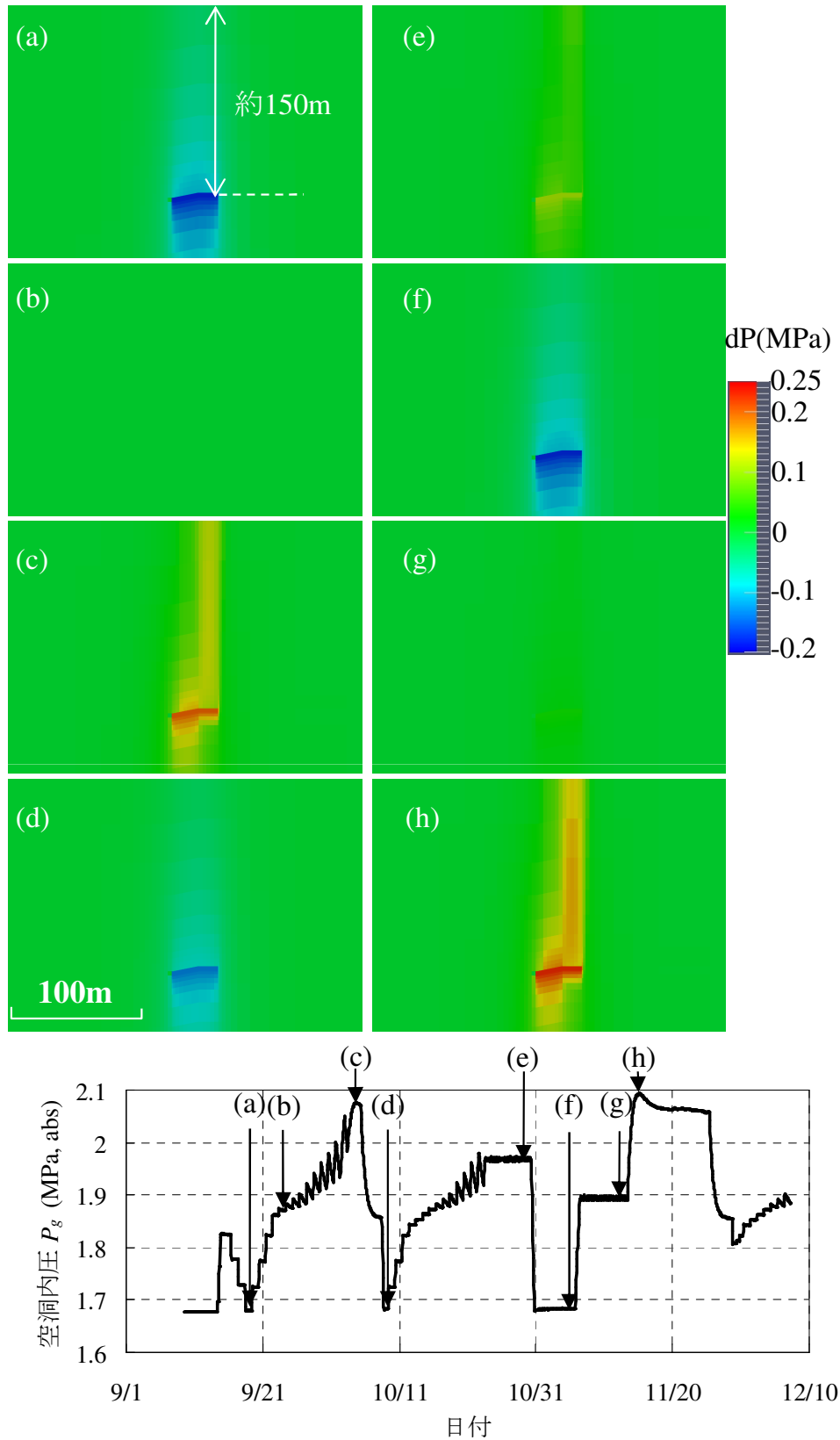


図 B.28 数値解析結果 (vGM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^* = 215 \text{kPa}$, $n = 1.1$) による圧力変化の分布, xz 断面)

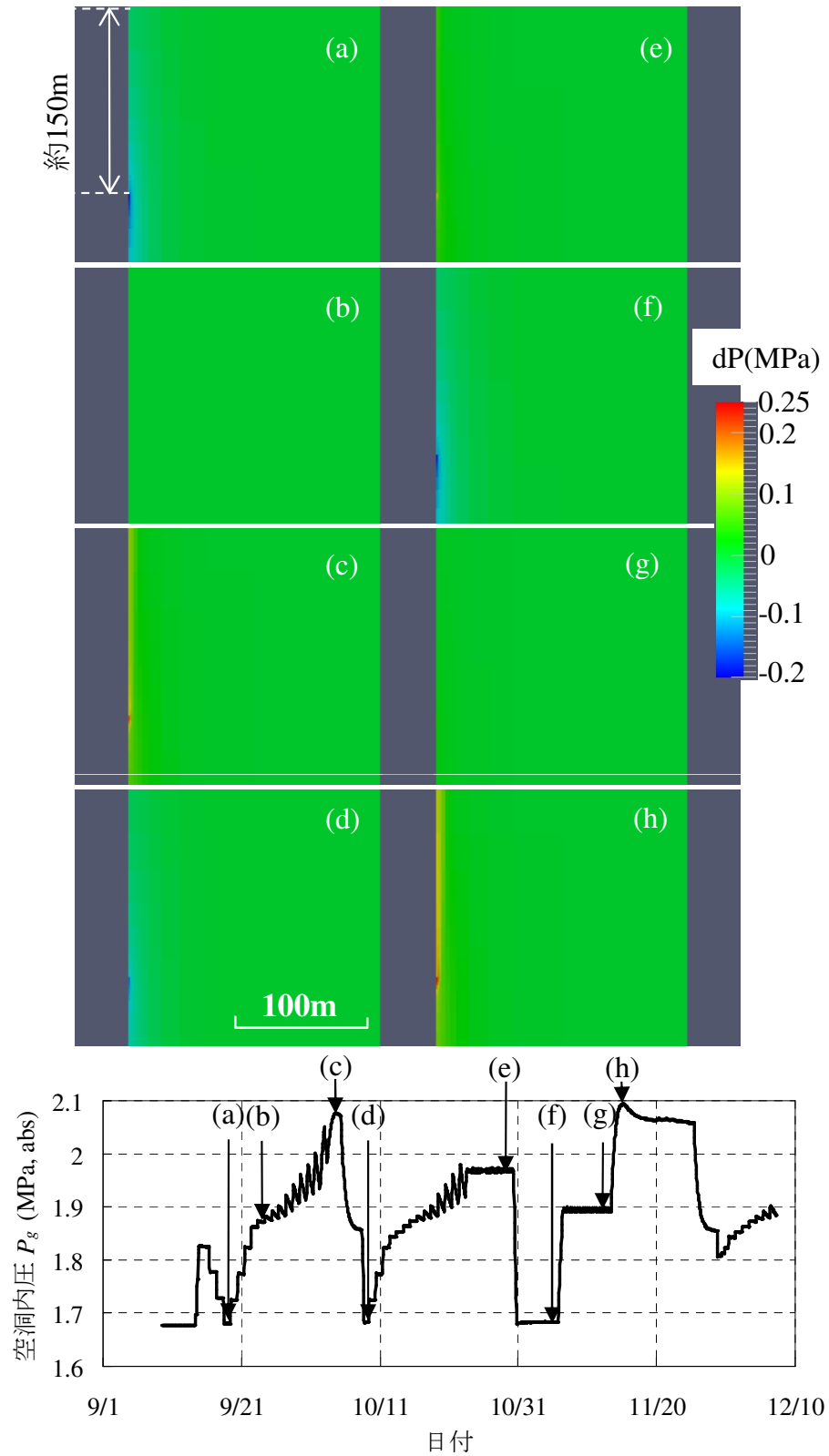


図 B.29 数値解析結果 (vGM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^* = 215 \text{kPa}$, $n = 1.1$) による圧力変化の分布, yz 断面)

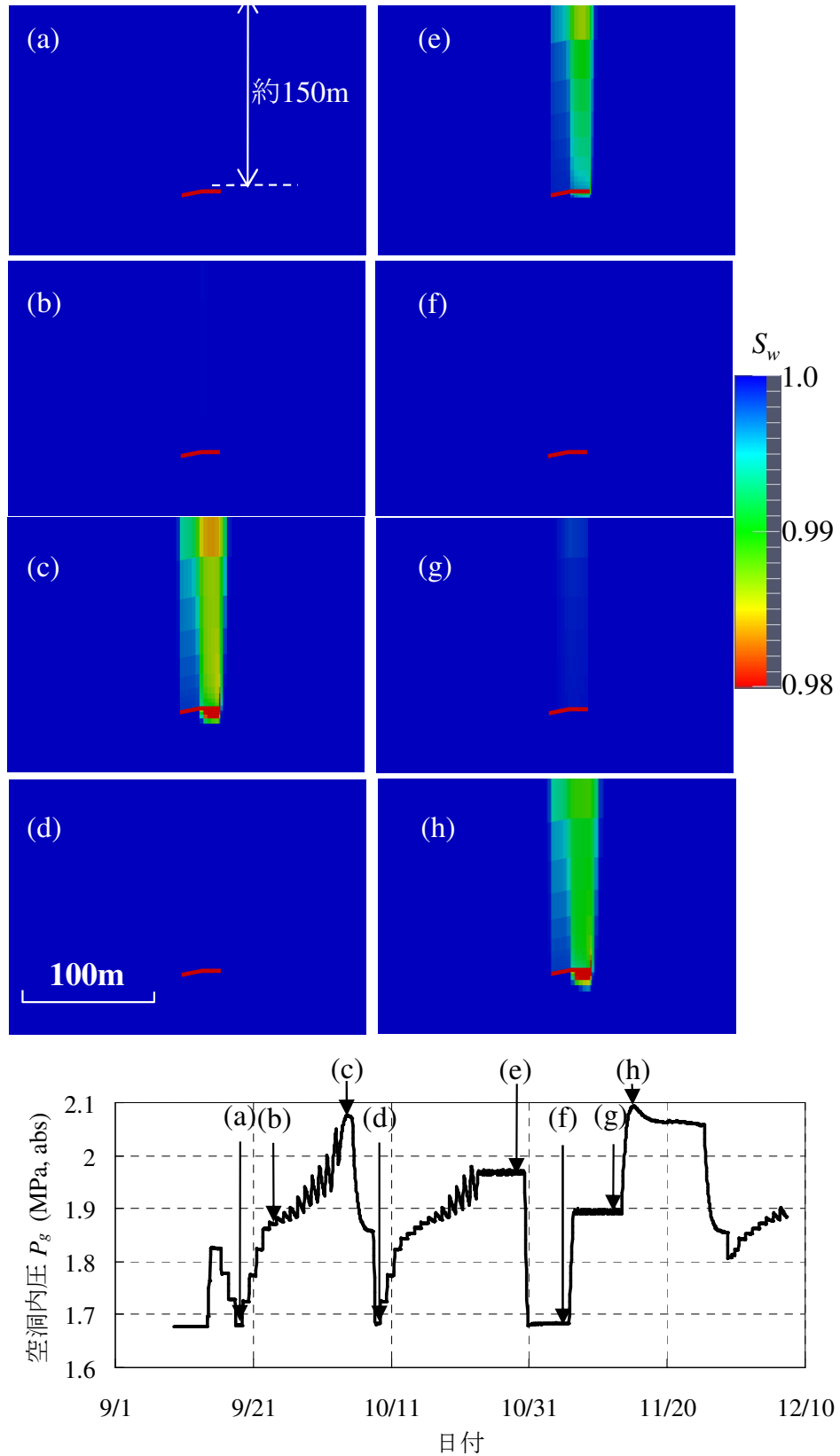


図 B.30 数値解析結果 (vGM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^* = 215 \text{kPa}$, $n = 1.1$) による S_w の分布, xz 断面)

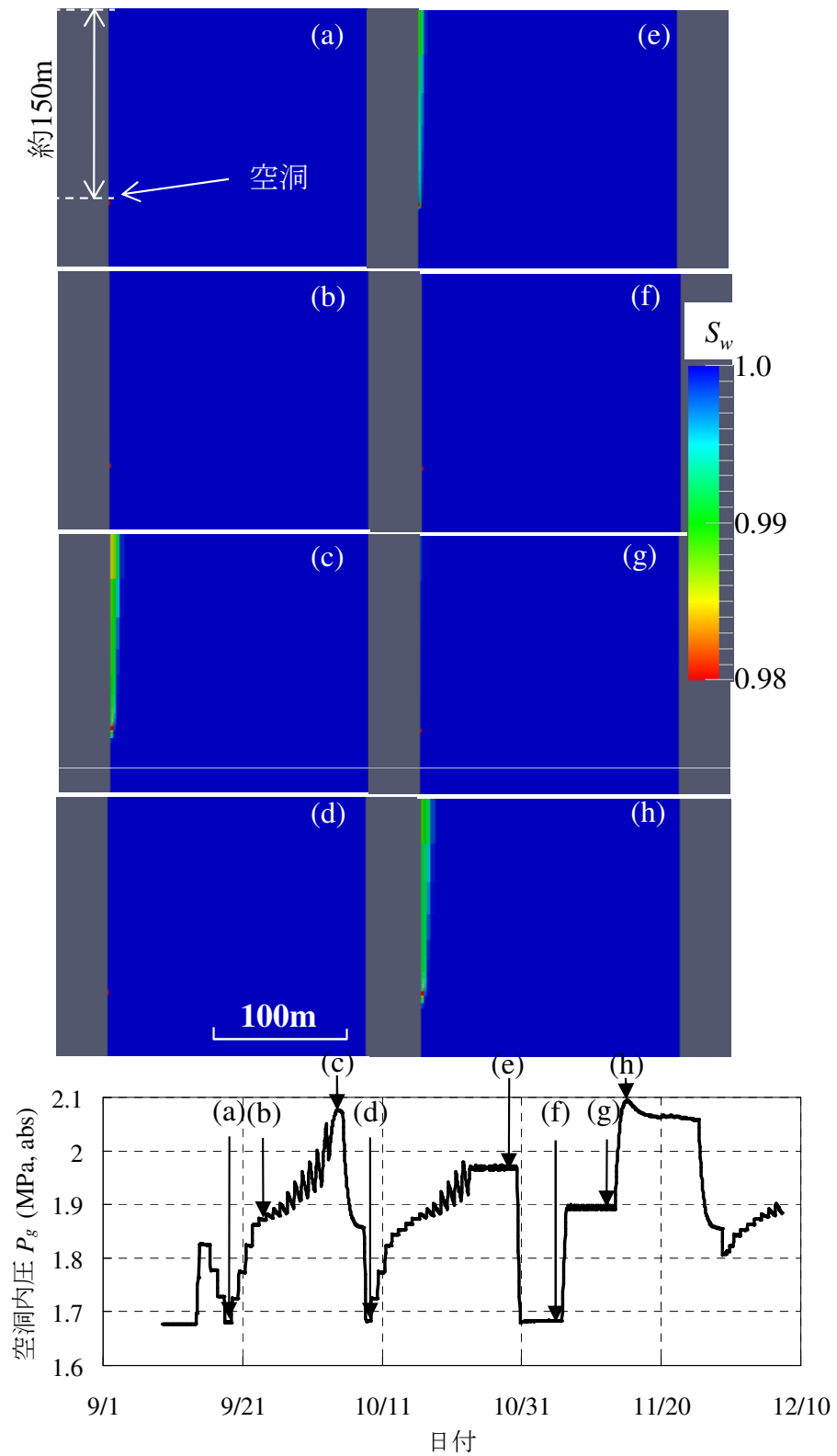


図 B.31 数値解析結果 (vGM モデル ($100K_x = K_z = 5.5 \times 10^{-14} \text{m}^2$, $P_c^* = 215 \text{kPa}$, $n = 1.1$) による S_w の分布, yz 断面)

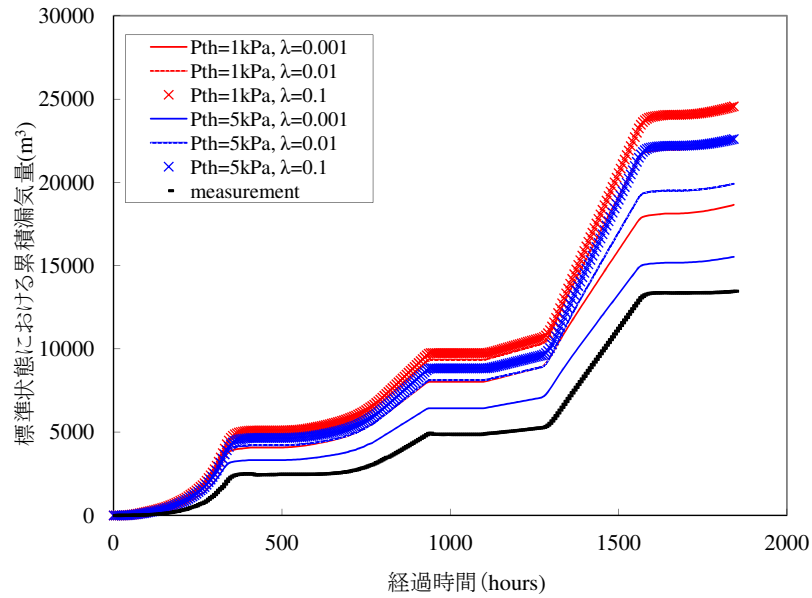


図 B.32 coarse グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

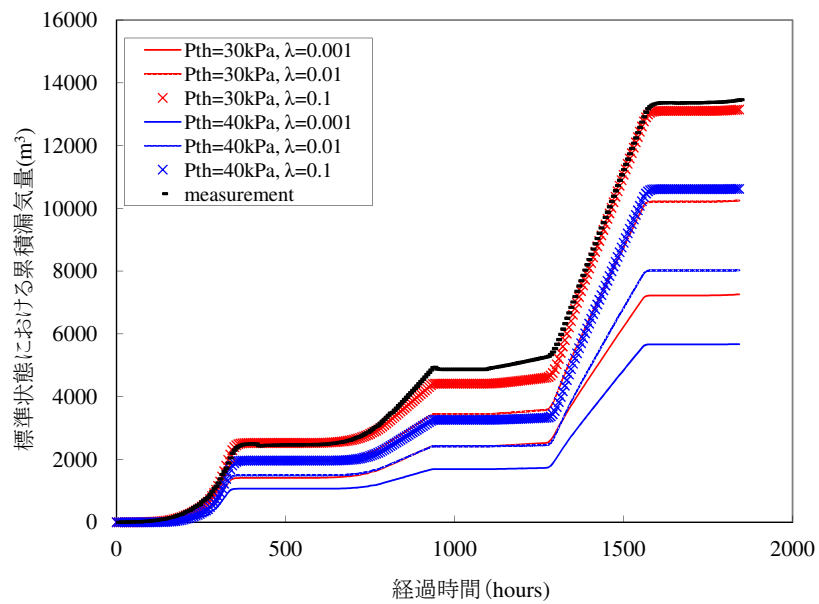


図 B.33 coarse グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

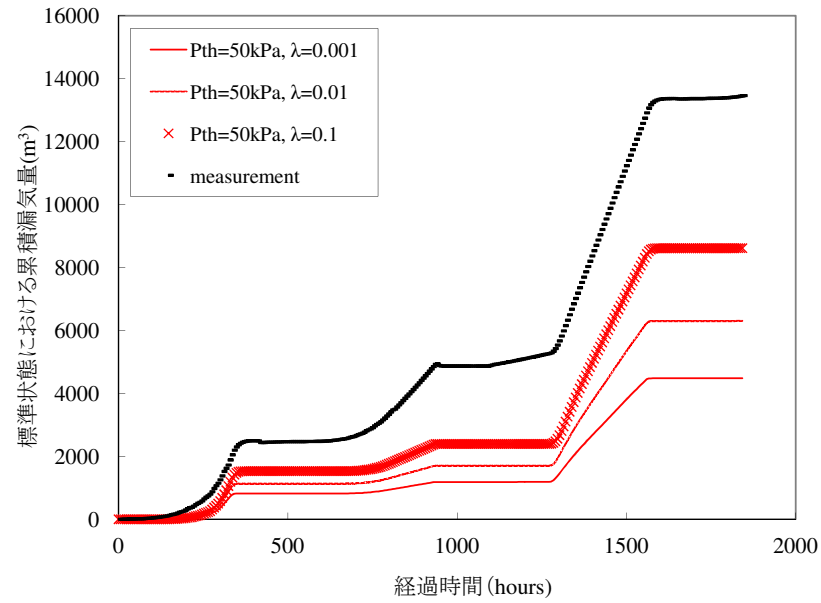


図 B.34 coarse グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 7.8 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

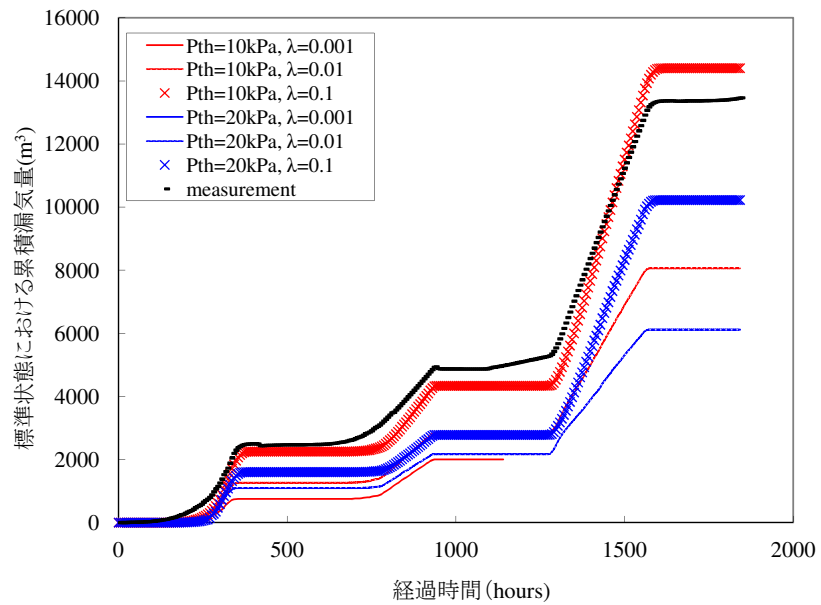


図 B.35 fine グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

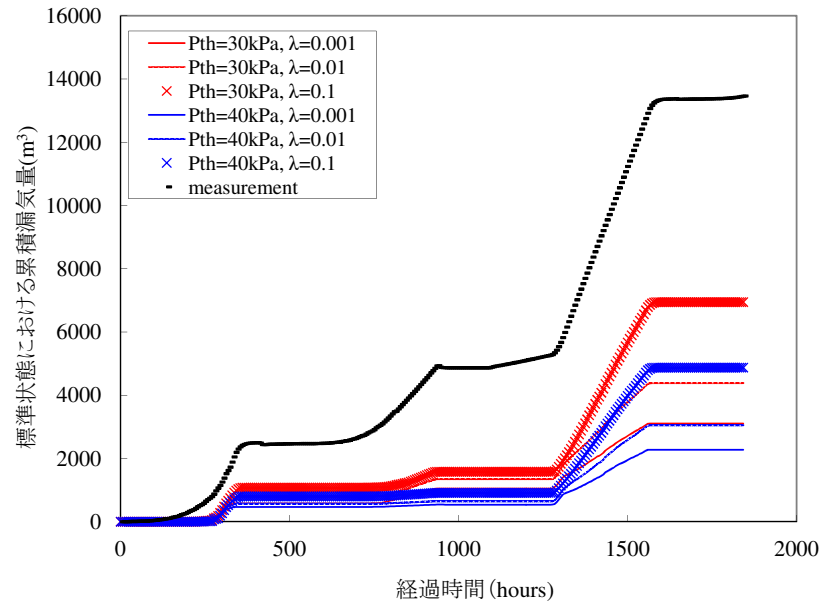


図 B.36 fine グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

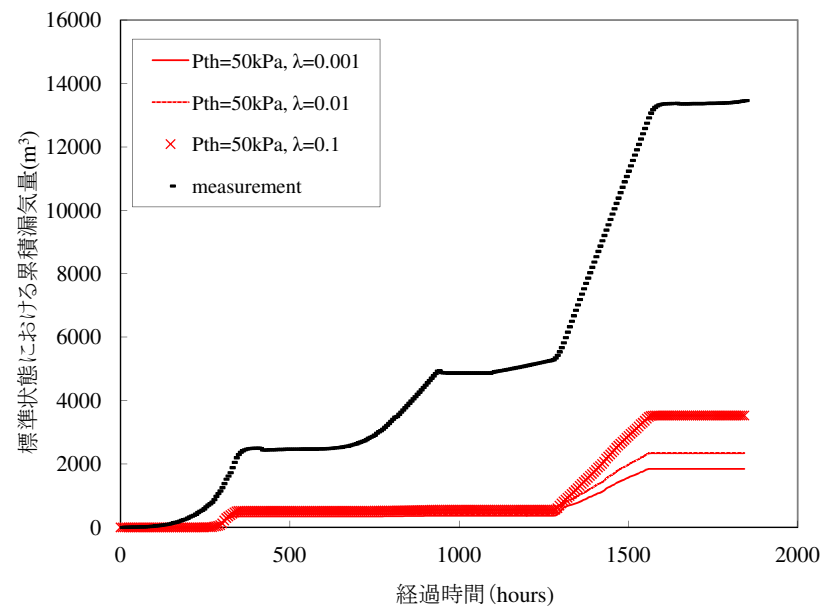


図 B.37 fine グリッドを対象とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル, $100K_x = K_z = 5.4 \times 10^{-14} \text{m}^2$)

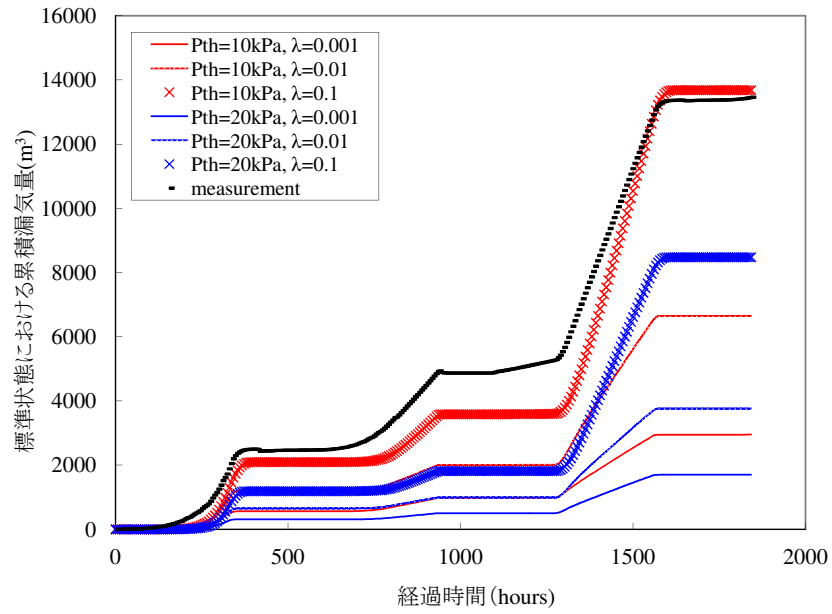


図 B.38 $20K_x = K_z = 2.2 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)

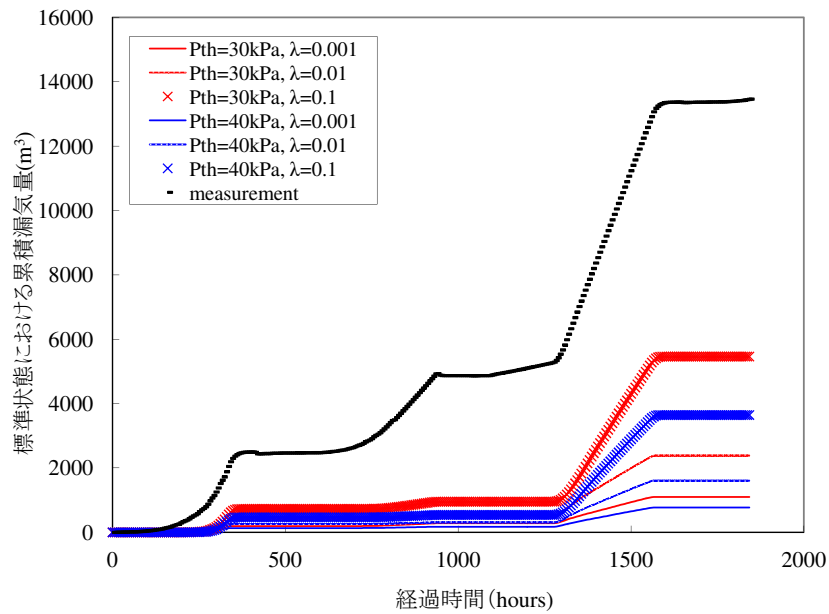


図 B.39 $20K_x = K_z = 2.2 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)

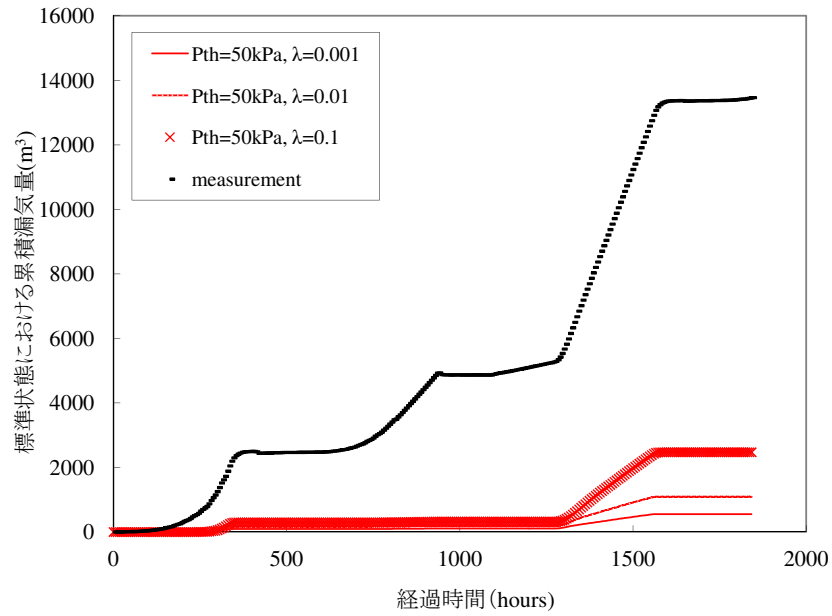


図 B.40 $20K_x = K_z = 2.2 \times 10^{-14} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル)

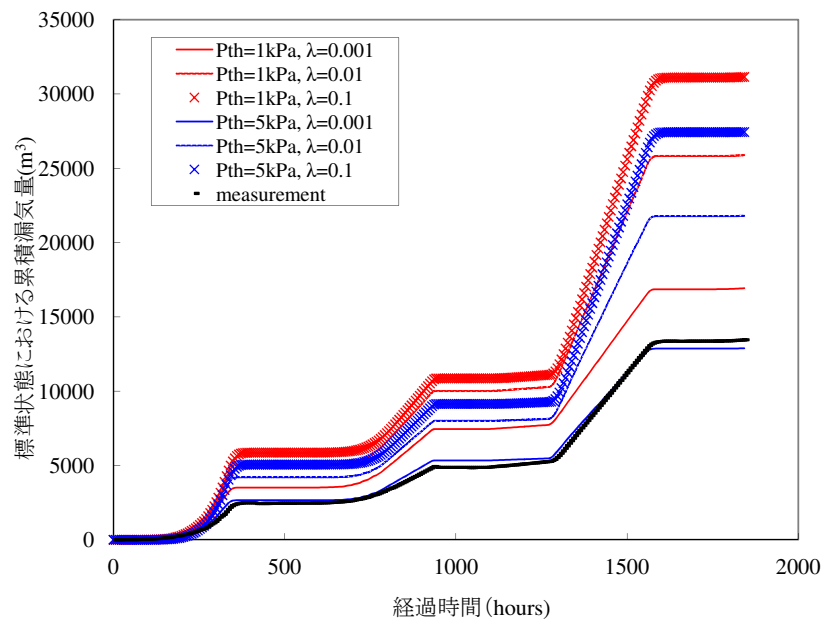


図 B.41 $500K_x = K_z = 1.3 \times 10^{-13} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 1 (BCM モデル)

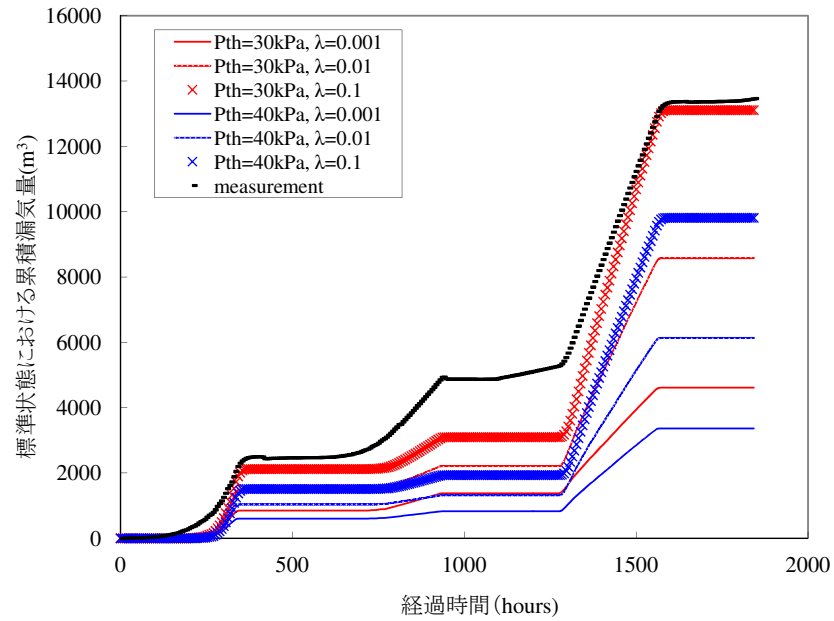


図 B.42 $500K_x = K_z = 1.3 \times 10^{-13} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 2 (BCM モデル)

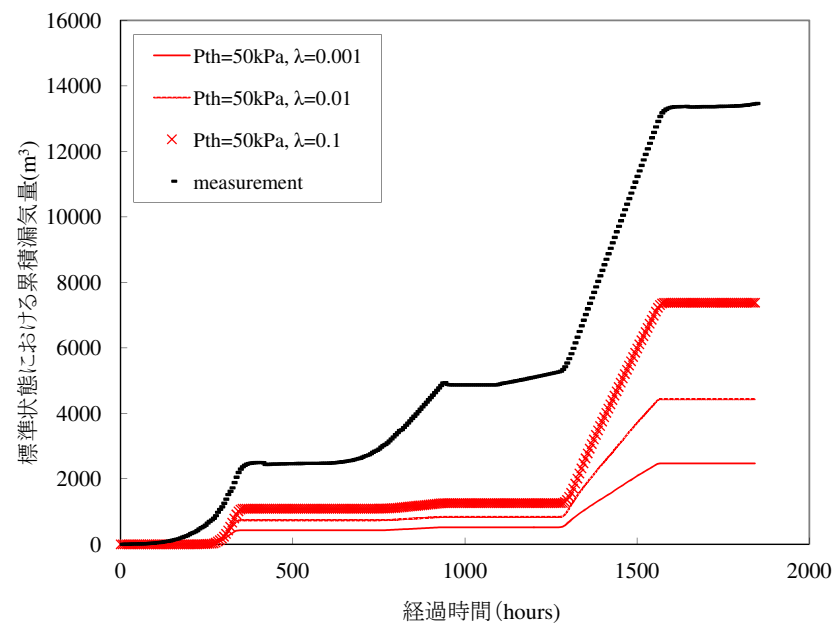


図 B.43 $500K_x = K_z = 1.3 \times 10^{-13} \text{m}^2$ とした時のフィッティング結果例 3 (BCM モデル)

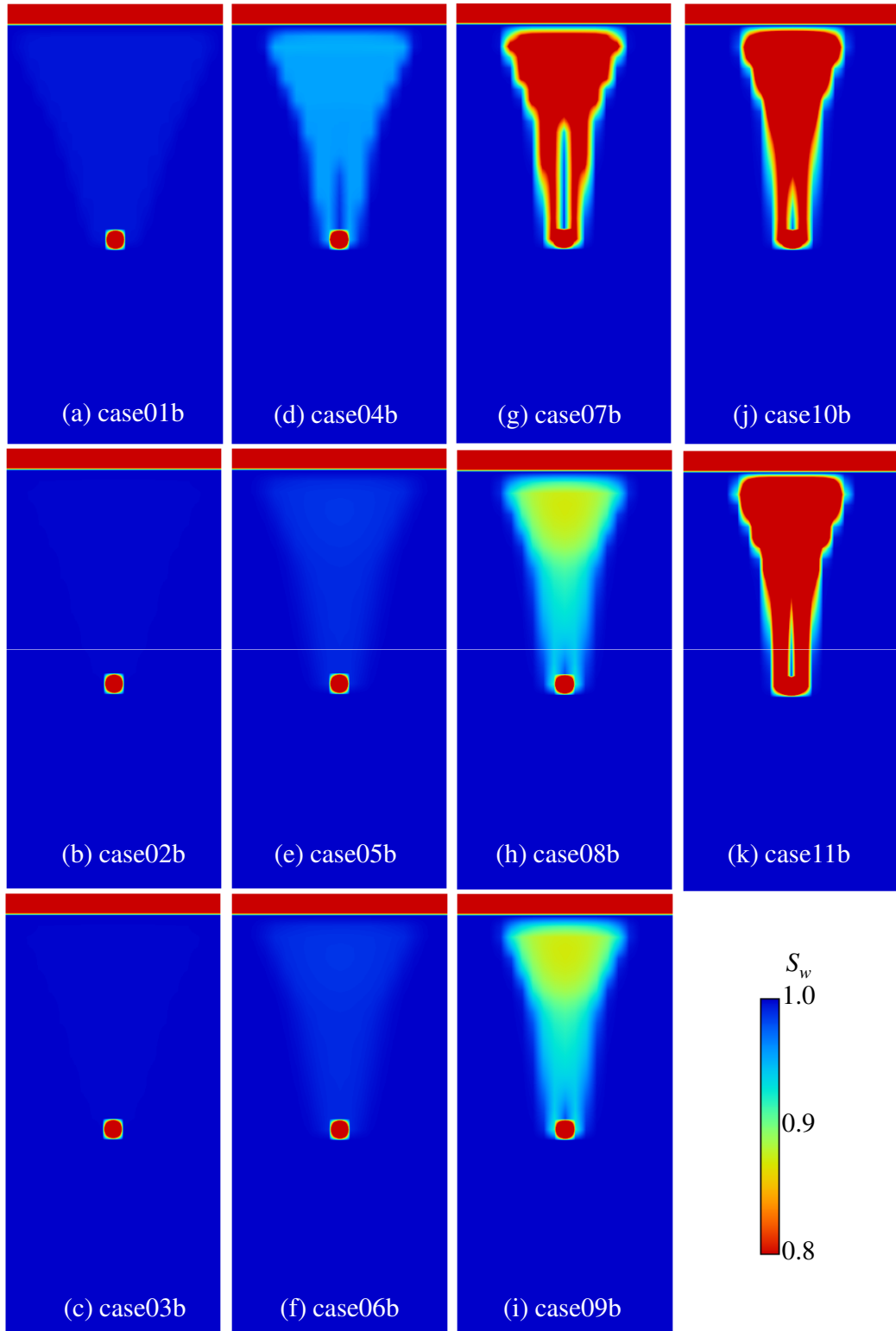


図 B.44 鉛直2次元漏気シミュレーション結果 (定常状態における飽和率分布, case01b ~ case11b)