

信州大学審査学位論文

地下熱利用技術の高度化に関する総合的研究

2014年 3月

富樫 聡



# 目 次

第1章 緒言	1
1.1 国内におけるエネルギー政策の現状	1
1.2 地下熱エネルギー利用技術	5
1.2.1 地下熱エネルギーの特性	5
1.2.2 様々な地下熱利用形態	7
1.3 更なる普及に向けた課題	10
1.4 本研究の目的と開発技術	12
第2章 2孔式塩水トレーサ試験と3次元数値モデルの逆解析による帯水層定数の同定	14
2.1 はじめに	14
2.2 本研究の背景と開発する手法	14
2.2.1 既存の帯水層パラメータ推定方法と課題	14
2.2.2 本研究で開発する手法	17
2.3 帯水層中における塩水トレーサ移動の基礎理論	18
2.3.1 流体密度を考慮した3次元飽和・不飽和浸透流の支配方程式	18
2.3.2 3次元物質輸送の支配方程式	19
2.4 飽和・不飽和多孔体中の水・物質移動連成方程式の数値解法	20
2.4.1 有限要素法を用いた飽和・不飽和浸透流の解析	20
2.4.2 特性曲線型有限要素法を用いた飽和・不飽和多孔体中の物質移動の解析	22
2.5 塩水トレーサ試験データの逆解析法の開発	24
2.5.1 物質輸送解析コードSIFECとパウエルの共役傾斜法を用いた逆解析法	24
2.5.2 パラメータ同定手順	25
2.5.3 逆解析法の妥当性の検証	26
2.6 2孔式塩水トレーサ試験の実施	32
2.6.1 試験サイトの地質構造と試験に用いた井戸群	32
2.6.2 試験サイトの地下水調査結果	35
2.6.3 2孔式塩水トレーサ試験の概要	36
2.6.4 2孔式塩水トレーサ試験の結果	38
2.6.5 電気伝導度と水温の観測値を用いた塩水密度の算出	40
2.7 原位置試験データへの逆解析法の適用	41
2.7.1 計算メッシュおよび計算条件	41
2.7.2 逆解析によるパラメータの同定結果と考察	45
2.8 本章の結論	50
第3章 水理地質環境が熱応答試験のパラメータ同定に与える影響に関する実験的研究	53
3.1 はじめに	53
3.2 本研究の背景と目的	54
3.2.1 熱応答試験の意義と課題	54
3.2.2 本研究の目的	55

3.3 熱応答試験の理論と解析法.....	56
3.3.1 熱伝導方程式と解解析.....	56
3.3.2 従来法の近似解と高次漸近解.....	58
3.3.3 熱応答試験データの逆解析法.....	62
3.4 3次元土槽を用いた室内熱応答実験の概要.....	64
3.4.1 実験装置.....	64
3.4.2 実験試料.....	72
3.4.3 実験ケース.....	73
3.4.4 実験手順.....	74
3.5 室内熱応答実験の結果.....	75
3.5.1 室内実験結果.....	75
3.5.2 熱的パラメータの同定結果.....	82
3.6 室内熱応答実験結果の考察.....	84
3.6.1 見かけの熱伝導率と土壌水分量との関係.....	84
3.6.2 見かけの熱伝導率と $r^2(\rho C)$ との関係.....	86
3.6.3 見かけの熱伝導率と浸透流量との関係.....	88
3.6.4 $r^2(\rho C)$ と浸透流量との関係.....	89
3.7 本章の結論.....	91
第4章 地下水制御型ATESシステムの効果の検証と数値解析によるシステム最適化に関する研究.....	94
4.1 はじめに.....	94
4.2 本研究で開発する技術.....	95
4.3 数値解析手法の開発.....	97
4.3.1 飽和・不飽和多孔体中の水・熱同時移動に関する基礎理論.....	97
4.3.2 飽和・不飽和多孔体中の水・熱移動連成方程式の数値解法.....	102
4.4 原位置調査および評価.....	110
4.4.1 試験サイトの概要.....	110
4.4.2 原位置調査と結果.....	111
4.5 地下水制御型ATESの効果検証と井戸設計.....	119
4.5.1 数値解析による地下水制御型ATESの効果検証 <sup>10)</sup> .....	119
4.5.2 実証試験システムの井戸群の設計.....	126
4.6 地下水制御型システムの実証試験.....	128
4.6.1 地下水制御型システムの概要.....	128
4.6.2 システム運転スケジュール.....	129
4.6.3 実証試験のモニタリングの総括 <sup>14),36),37)</sup> .....	130
4.6.4 帯水層蓄熱状況の把握.....	133
4.6.5 実証試験のまとめと課題.....	142
4.7 システム性能向上のための数値解析的検討.....	143
4.7.1 熱回収最適化の検討.....	143

4.7.2 熱回収最適化シミュレーションの結果と考察.....	146
4.8 本章の結論.....	175
第5章 本研究の結論と将来の展望 .....	178
5.1 本研究の結論.....	178
5.2 将来の展望.....	181

謝辞



# 第 1 章

## 緒 言





# 第1章 緒言

## 1.1 国内におけるエネルギー政策の現状

2012年時点において、国内における総発電量のうち、その大部分を石炭、石油、天然ガスを燃料とした火力発電が占めており、水力発電を除く再生可能エネルギーの割合は図 1-1 に示すとおり僅か1.6%程度である<sup>1)</sup>。また、地球温暖化やそれに伴う気候変化を抑制するため、人間活動で生産される温室効果ガスの大幅な縮減は、直近20年間程度において社会共通の課題となっている。さらに、2011年3月に発生した東京電力福島第一原子力発電所の過酷事故以降、化石燃料依存型のエネルギー構造から脱却し、自立型で持続可能な社会を形成するため、再生可能エネルギーの導入がより一層推進される現状にある。

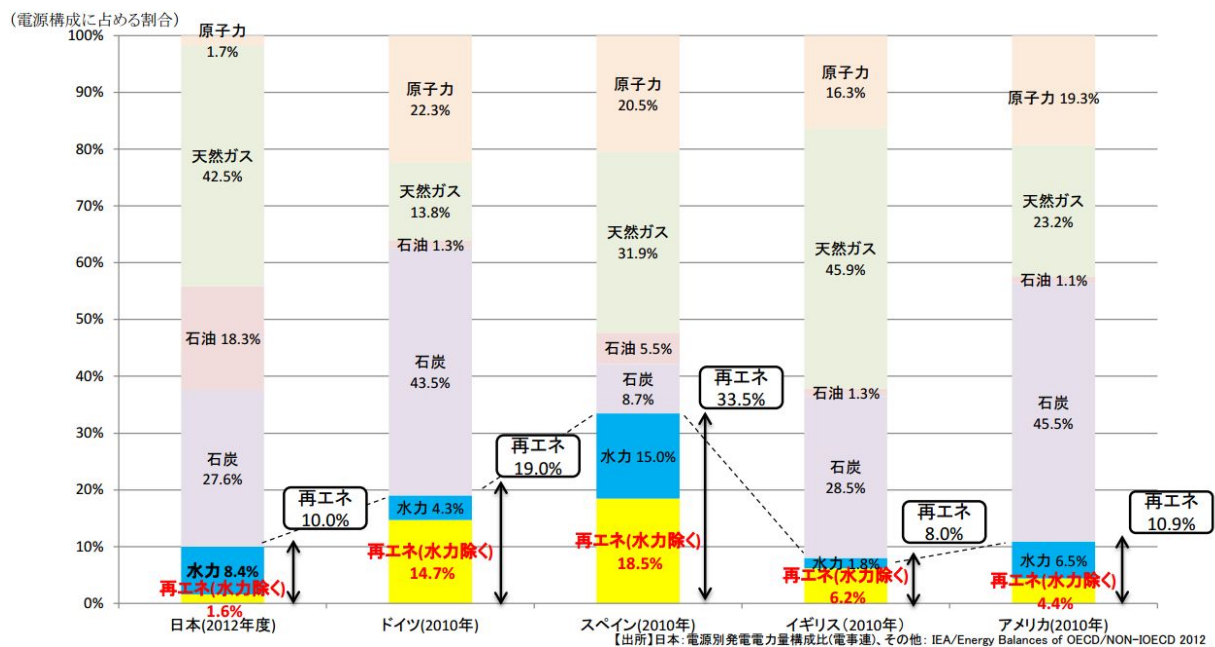


図 1-1 世界各国における再生可能エネルギーの導入状況<sup>1)</sup>

一方、国内におけるエネルギー消費に目を向けると、家庭部門と業務部門の2部門から構成される民生部門のエネルギー消費量は年々増え続けており、図 1-2に示すとおり2011年度の最終エネルギー消費全体の33.8%を占めている。また、一般家庭における用途別エネルギー消費を整理した図 1-3より、エネルギー消費量に対する冷暖房・給湯等の熱利用の割合は近年小さくなっているものの、依然として最も多い57.2%となっており、一般家庭では熱需給が大きいことがわかる。さらに、一般家庭の1世帯あたりのエネルギー源のうち電気が占める割合は5割を超えており（図 1-4参照）、多くの世帯において電気を熱に変換して利用していることが推察される。

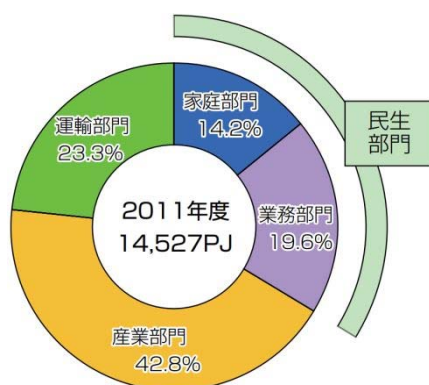


図 1-2 最終エネルギー消費の構成比<sup>2)</sup>

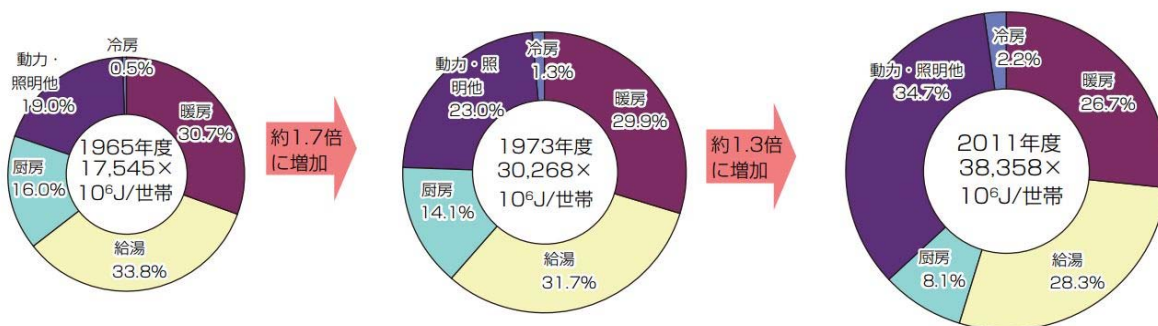


図 1-3 世帯当たりの用途別エネルギー消費の推移<sup>2)</sup>

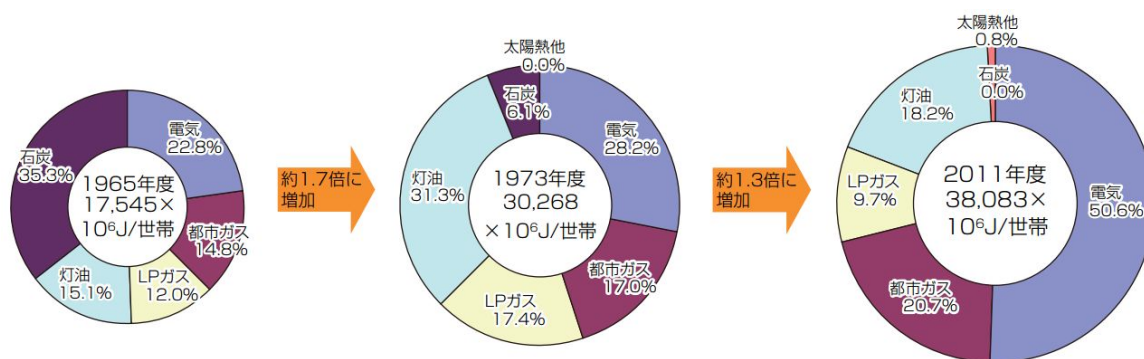


図 1-4 家庭部門におけるエネルギー源の推移<sup>2)</sup>

給湯や暖房など比較的低温の熱の用途に、電気を利用することは非効率的なエネルギー利用だと言える。また図 1-5に示すように、火力発電した場合、燃料の燃焼時に発生する膨大な熱の多くは有効に利用されず、電力生産に使用されたエネルギーのうち約6割が廃熱として海や大気中に廃棄されている現状にある。さらに、電力生産の結果として必要以上に温室効果ガスを排出しているという意味でも、地球環境への負荷を低減し、且つ効率的なエネルギー利用を目指すのが好ましいと考えられる。

このような背景を受けて、現在、東京都を始めとしたいくつかの自治体では、低温の熱の用途にはなるべく太陽熱や地中熱などの再生可能エネルギー熱を利用するという政策を推進している<sup>3)</sup>。

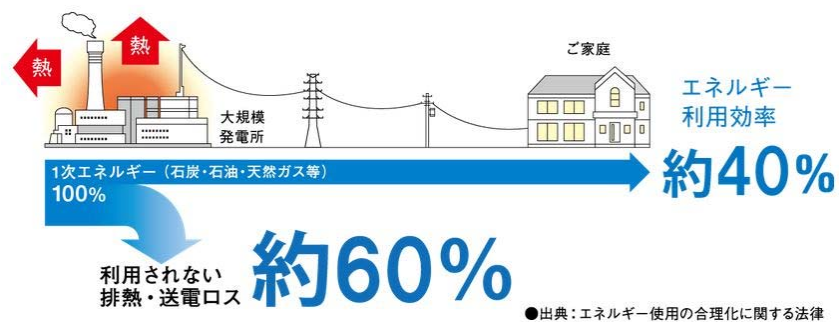
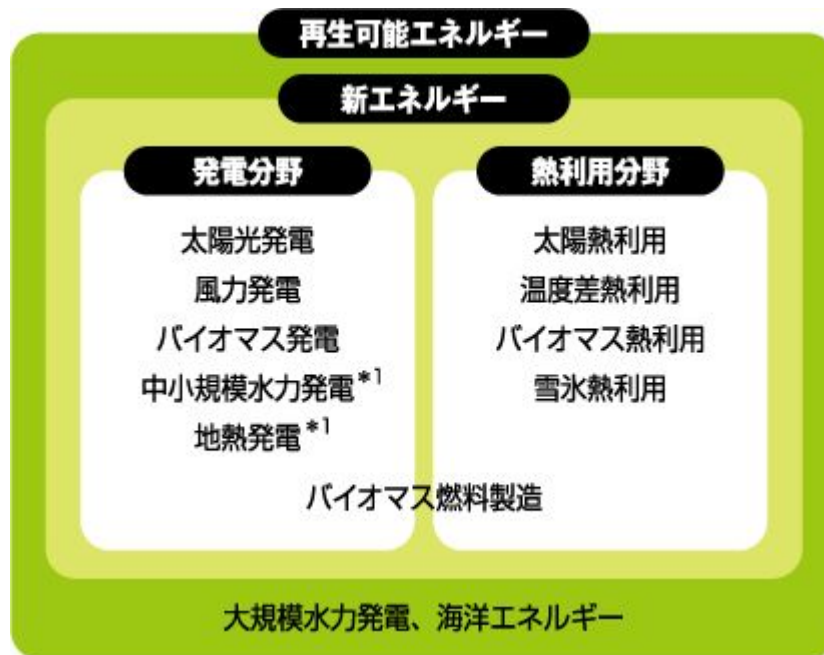


図 1-5 一次エネルギー利用効率<sup>3)</sup>

ここで、経済産業省資源エネルギー庁の定義する再生可能エネルギーについて整理する。図 1-6は、再生可能エネルギーの種類をエネルギー形態別に分類したものであり、熱利用分野には、主に給湯で利用する太陽熱利用、バイオマス資源を直接燃焼し廃熱ボイラから発生する蒸気等を利用するバイオマス熱利用、冬季の積雪や氷を保管し、冷熱が必要となる時季に活用する雪氷熱利用などと並び、温度差熱利用が挙げられている。

温度差熱利用のうち、日本中のいたるところで利用可能であり、今後の普及が期待されるものが、浅い地盤中に存在する低温の熱エネルギーを利用する「地下熱利用」である。

なお一般的に「地中熱利用」と呼称されることが多いが、地下水の熱を直接利用するものや地中で土壌や間隙水と熱交換するもの等、その利用形態は様々である。そこで本研究では、地下水熱を含む浅層地盤の熱的特性を利用する技術を「地下熱利用」と総称することとする。



\*1 中小規模水力発電は1,000kW以下のもの、地熱発電はバイナリー方式のものに限る

図 1-6 再生可能エネルギーの種類<sup>4)</sup>

## 1.2 地下熱エネルギー利用技術

### 1.2.1 地下熱エネルギーの特性

地下熱の起源は、地表面から流入する太陽エネルギーと地球内部の熱源に由来する熱エネルギーの合成となるが、火山地帯を除くと後者の影響度合いは前者に比べて極めて小さい<sup>5)</sup>。

一般に、図 1-7に示すとおり、地表からの深度が10m程度の地中温度は、年間通じてほぼ一定の温度となり、この温度を不易層温度と呼ぶ。地表面日射の影響を受ける不易層温度は、概ね年平均気温程度から平均気温+1.5℃程度と言われている<sup>5)</sup>、<sup>6)</sup>。また、より深い地層の温度は、地殻深部の熱流の影響を受けるため、深さが100m増すごとに3℃前後上昇するとされている<sup>5)</sup>。

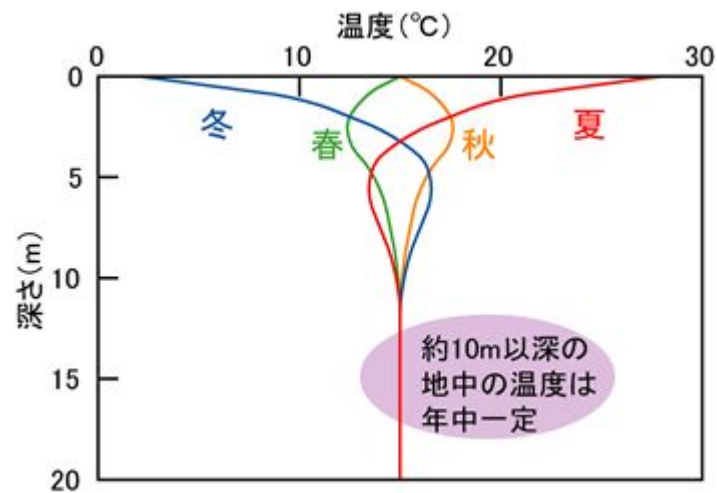


図 1-7 地中の温度分布<sup>6)</sup>

図 1-8は地中の温度と外気温の年間推移を模式的に示したものとなる。ここでは一般世帯でのエネルギー消費の多くを占める冷暖房に着目し、地下熱利用の有用性について述べる。

冷暖房の熱源として、これまで最も多く利用されてきたのは、空気（外気）である。しかしながら、空気を熱源とした場合、図 1-8に示すとおり室内管理温度と年間変動する外気温との差が大きいため、システムに対する負荷が増大し、その分だけシステム効率が低下する。また寒冷地においては暖房時の除霜運転のため強制的にシステム負荷を与える必要が生じる等、非効率的な運転を余儀なくされることになる。したがって、システム効率の低下を改善し省エネルギーに繋がる技術革新が、現在においても空調分野の重要な問題となっている。

これに対して、地下熱源を利用する場合は、年間通じて一定の温度のため、外気温に比べて室内管理温度に対する差分が小さい。すなわち、地下熱源の空調システムは、システムに対する負荷が軽減されることから、空気熱源に比べて高効率のシステム効率を実現することができる。また、季節を問わず、安定したシステム運転が期待できることも利点である。以上のとおり省エネルギー技術として優れる点が、地下熱源を利用する際の最大のメリットであり、また一方で、化石燃料利用量の削減、温室効果ガス排出量の削減、外気への排熱抑制等の効果も大きく、地球環境保全に繋がる技術であると言える。

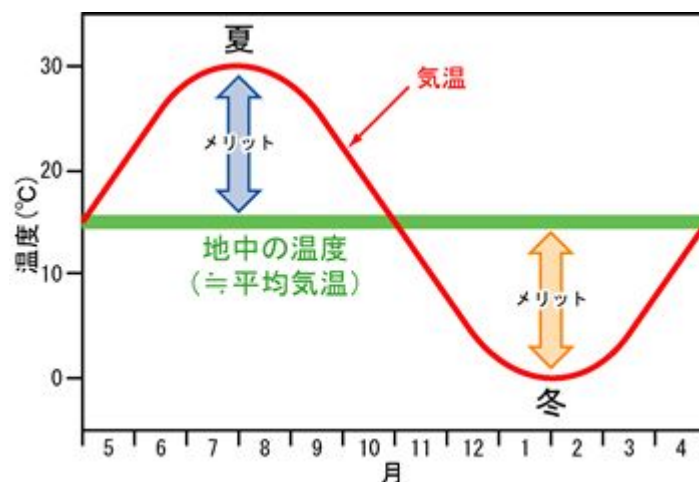


図 1-8 年間の外気温と地中温度の推移<sup>6)</sup>

### 1.2.2 様々な地下熱利用形態

地下熱源の利用には、その目的に応じて様々な形態が存在する。表 1-1は地下熱利用の目的と主な利用形態について整理したものである。

近年において最も導入がすすんでいるのは、地下熱をヒートポンプの熱源として空調や給湯に利用するGSHP（Ground Source Heat Pump）システムである。また、ヒートポンプを用いずにそのままの温度を有効利用することで（たとえばフリークーリング）、ヒートポンプ稼働に充てる電力消費を削減し、場合によってはイニシャルコストの縮減も図れ、コストメリットに優れたシステム設計が期待できる可能性がある。

さらに、地下浅層地盤の恒温性を利用する地下蓄熱技術（UTES：Underground Thermal Energy Storage）の導入により、前述した特性による地下熱利用の省エネルギー効果に加えて、より高温や低温を熱需要に応じて自在に蓄熱・回収することで、大幅なシステム高効率化が期待できる。

表 1-1 地下熱利用の目的と主な利用形態<sup>6)</sup> の図に一部加筆

1. ヒートポンプ熱源、冷房時の排熱吸収源として利用	
利用方法	・地下熱源ヒートポンプ
2. ヒートポンプを用いずにそのままの温度レベルで、直接冷却・加温に利用、または予冷・予熱に利用	
利用方法	・クールチューブ、ヒートチューブ（アースチューブ） ・地下冷熱利用：フリークーリング ・地下水熱利用：無散水融雪
3. 蓄熱媒体として年周期で利用	
利用方法	・地下蓄熱（ATES,BTES等）

最も多くの導入実績があるヒートポンプの熱源として地下熱を利用するシステムは、その採熱方法により大きく2つのタイプに分類できる。ひとつは、ボーリング孔内に埋設した熱交換器（Uチューブ）中に熱媒体を循環させて地層と熱交換するクローズド方式（クローズドループ）、もうひとつは揚水した地下水を地上で熱交換するオープン方式（オープンループ）である（図 1-9参照）。

クローズド方式は地中熱交換方式とも呼ばれ、地中熱ヒートポンプ（GeoHP）システムとして近年国内での導入件数が飛躍的増加傾向にある。システムの特徴としては、深度20m～100m程度の地中熱交換器に不凍液を循環させ、ヒートポンプで熱交換させるもので、設置場所を問わないことがメリットである。なお、熱交換器には高密度ポリエチレン管が使用されることが多く、不凍液にはエチレングリコールやプロピレングリコールが使用されることがあったが、その毒性より海外（たとえばドイツ、オーストリア）では法律で地中埋設設備への使用が禁止されており<sup>8)</sup>、近年では人体にとって安全で環境汚染の少ない酢酸カリウム等を主成分とする不凍液が利用されるようになってきた<sup>9),10)</sup>。

一方、オープン方式は井戸から揚水した地下水を、ヒートポンプにより地上で熱交換する方式であり、水質や地盤沈下等の地下水障害に配慮してシステムを導入する必要がある。

これら両方式のヒートポンプシステムは、住宅・ビルの冷暖房や給湯、プールや温浴施設の加温、農業施設の空調、路面の融雪・凍結防止等の目的で導入されている。

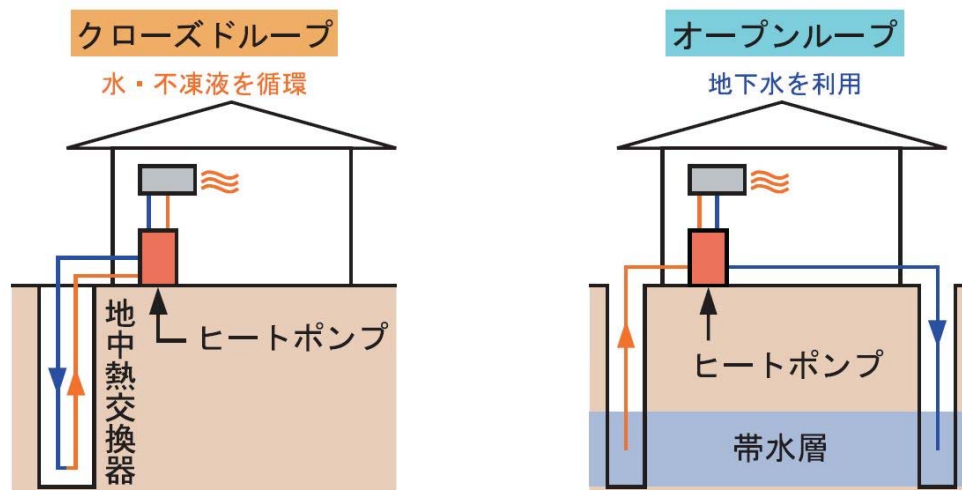


図 1-9 地下熱利用の形態<sup>7)</sup>



浅層地盤はその恒温性により蓄熱に適しており、この特性を活かし、蓄熱媒体として年周期で利用するUTESシステムも実用化されている<sup>11)</sup>。

UTESの主な種類としては、先に述べたオープン方式において地上で熱交換した際に付与された熱を、冷房時は温水、暖房時は冷水として帯水層へ注入して蓄熱するATES (Aquifer Thermal Energy Storage) や、クローズド方式で地中へ放熱した熱を熱エネルギーとして有効活用するBTES (Borehole Thermal Energy Storage) がある<sup>6)</sup> (図 1-10参照)。

一般的に、熱回収率が高くイニシャルコストも小さいATESは、地下水流れが小さな未利用の帯水層が存在する場合に導入が期待される。

ATESは、対をなす揚水井と還元井により構成される場合が多い。ある期間において揚水井から地下水を汲み上げ、この地下水を空調排熱や自然エネルギーにより加温または冷却し、もう一方の還元井に注入して帯水層に蓄熱する技術となる。

熱需要のある時期には井戸機能を交換して蓄熱した温水または冷水を揚水することで、蓄熱した熱エネルギーを回収することができ、季節間での熱利用を実現できることが最大のメリットとなる。また一般に、利用年度が進むほど熱回収率が増加する、好ましい特徴を有する<sup>6)</sup>。

BTESは蓄熱に適した帯水層が無い場合に、間接的に地中に蓄熱、熱回収する方式となる。直接熱交換できるATESに比べると、熱交換器内媒体を通じて間接的に蓄熱エネルギーを回収することになるBTESは、熱回収効率に優れないと言える。また、例えば地下水流動があるサイトでは、GeoHPシステムとしての効率は向上するが、BTESとして見ると、地中に蓄熱した温水や冷水が熱交換井周辺から移動してしまうため、このような場合では全く熱回収ができないことも考えられる。

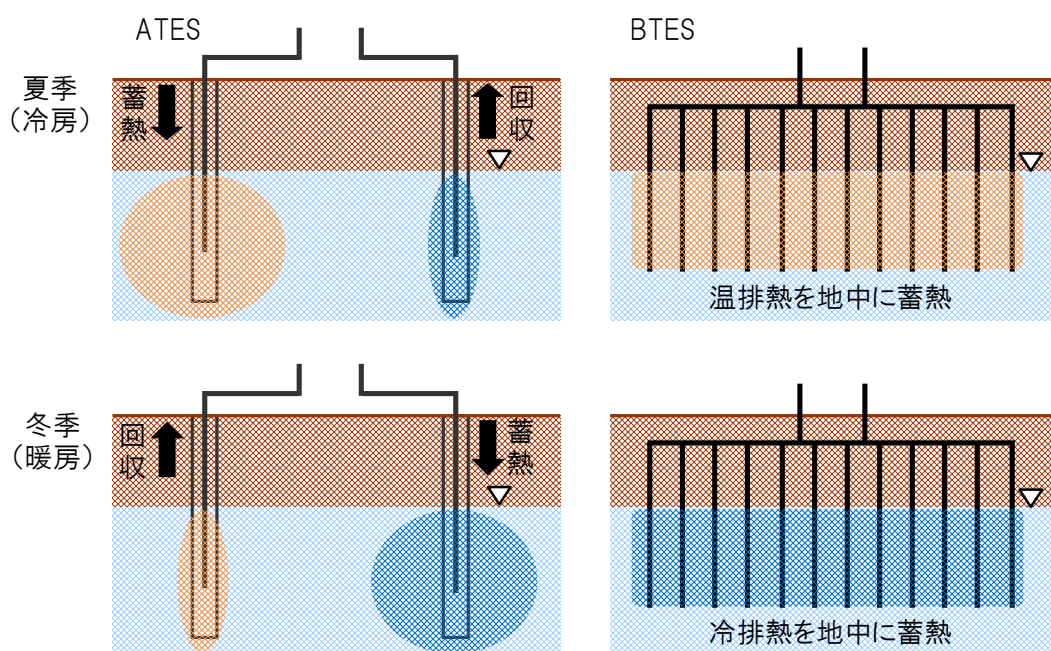


図 1-10 主要な地下蓄熱技術

### 1.3 更なる普及に向けた課題

環境省の調査<sup>7)</sup>によると、国内におけるGSHPシステムの導入件数は、地下熱源用ヒートポンプの開発や東京スカイツリーや羽田空港等の大規模施設への導入等による認知度向上もあってか、2000年代に入ってから急激な増加傾向にあり、特にクローズド方式のGeoHPシステムの伸びが顕著であることがわかる（図 1-11参照）。しかしながら、図 1-12に示すとおり、米国や北欧、また近年急速に導入件数が増加している中国と比べると、依然として日本国内における普及は進んでいないと言える。

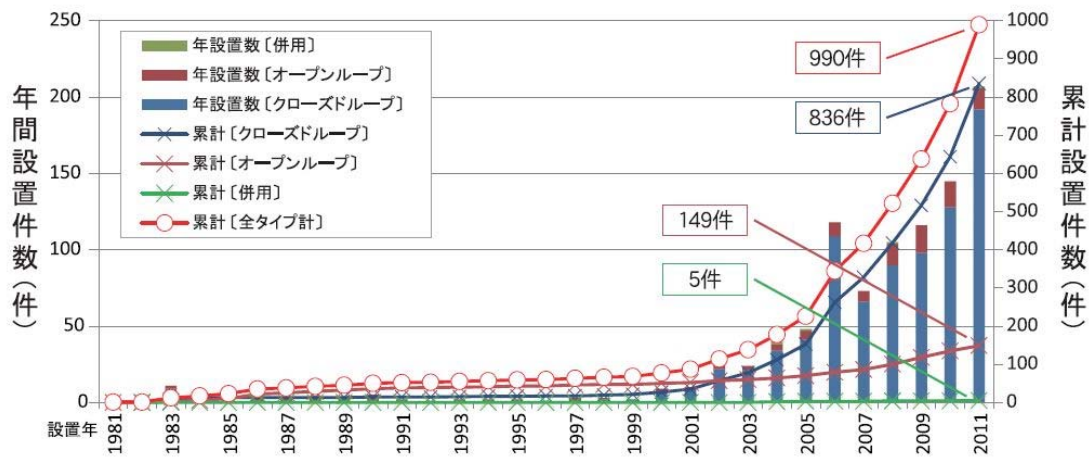
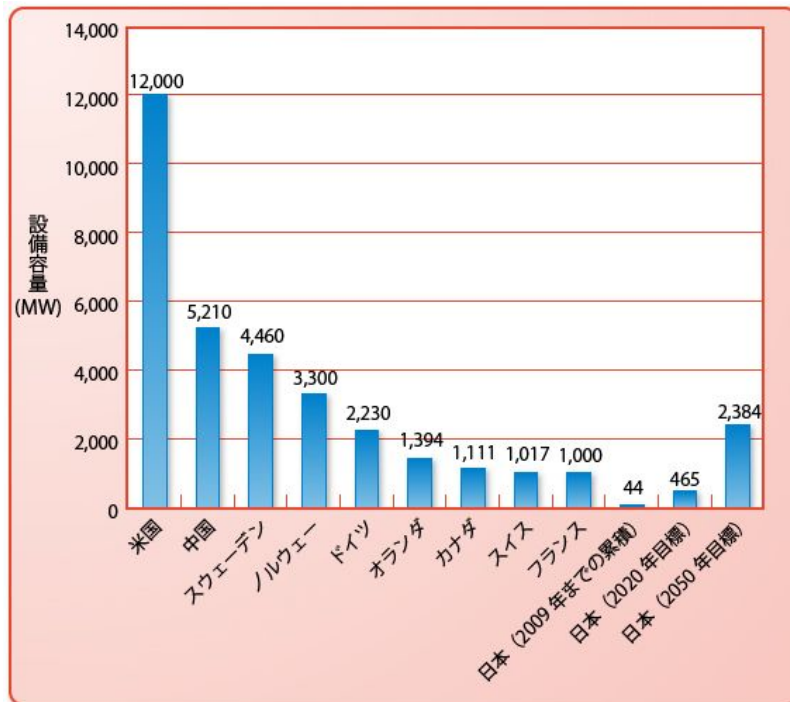


図 1-11 GSHPシステムの年間および累計設置件数（2011年末）<sup>7)</sup>



出典：海外設備容量はlund,2010、日本の2009年までの積算は「地熱利用にあたってのガイドライン」、日本の2020年および2050年目標は「2050年自然エネルギービジョン」のベストシナリオ値

図 1-12 国内外のGSHP積算設備容量と日本の導入ポテンシャル<sup>12)</sup>

GSHPシステムの普及阻害要因として考えられる項目を表 1-2に列挙する。

これら項目のうち、認知度や政策に関する要因解消に向けて、一般市民や事業者がGSHPシステム導入適地を判断できるようなポテンシャルマップ作成手法の開発に関する研究がすすんでいる<sup>13),14),15),16),17)</sup>。また、地質情報については独立行政法人産業技術総合研究所が開発・整備した地質情報検索システムとボーリングデータおよび3次元地質モデルとの統合表示システム<sup>18)</sup>の活用が期待される。

また群馬県は、群馬県内のボーリングデータを地中熱利用設備の導入に必要な情報が見られる形に再構成し、地層区分、地下水位、有効熱伝導率、ボーリング深度等の情報を閲覧できる「群馬県（平野部）地盤情報」をweb公開し、群馬県内におけるGSHPシステム普及促進を試みている<sup>19)</sup>。

一方、高い初期コスト、技術開発の不足、環境影響の懸念等の観点より考えると、更なる普及を目指すために、これら諸問題を解消するための技術開発が、早急に望まれる現状にあると言える。

表 1-2 GSHPシステムの普及阻害要因

1	高い初期コスト
2	低い認知度
3	国および地方自治体の政策不足
4	技術開発の不足
5	地質情報の不足
6	環境影響の懸念
7	技術者の不足

## 1.4 本研究の目的と開発技術

国内においてGSHPシステムやUTESの更なる普及を目指す目的で、現状でネックとなっている高い初期コスト、技術開発の不足、環境影響の懸念等の問題を解消するため、以下に示す3つの方針で本研究を実施することとする。

### (1) 帯水層パラメータ評価のための調査および解析手法の開発（第2章）

#### 「2孔式塩水トレーサ試験と3次元数値モデルの逆解析による帯水層定数の同定」

地下熱利用システム導入にあたり、地盤環境への影響を評価するためには、数値解析が有用である。このとき、飽和・不飽和地盤における熱移動を数値解析する際に必要な帯水層パラメータを適切に設定することが、解析精度の向上に繋がり、適切な環境影響評価の実現に大きく寄与するものと考えられる。また、帯水層パラメータ同定のため調査としてトレーサ試験が一般的であるが、最も簡便で利用頻度の高い塩水をトレーサに用いる場合は、その物性を理解した上で適切に評価する必要がある。

そこで本研究では、2孔式塩水トレーサ試験と3次元数値解析モデルの逆解析によるパラメータ同定手法を開発し、その精度を検証するとともに、原位置トレーサ試験結果へ適用し帯水層定数を同定した。

### (2) クローズド型システムの高度化に資する実験的研究（第3章）

#### 「水理地質環境が熱応答試験のパラメータ同定に与える影響に関する実験的研究」

クローズド方式となるGeoHPシステムの導入にあたり、地中熱交換井を適切に設計する目的で、地層の熱伝導率を評価する熱応答試験が実施されている。その熱応答試験で得られるデータから熱伝導率を精度よく評価することが高い初期コストの削減に大きく寄与するものと考えられる。また、熱応答試験で評価される熱伝導率は地盤固有の真の熱伝導率ではなく、地盤の飽和度のみならず地下水の流れの影響も受けた「見かけの熱伝導率」となるが、様々な水理地質環境下において「見かけの熱伝導率」がどのように変化するかは定量的に明らかにされていない。

そこで本研究では、室内熱応答実験装置を作成し、飽和・不飽和や浸透流速により熱応答試験時の地中温度分布がどのように変化するかを実験的に明らかにし、また熱応答試験データより評価される見かけの熱伝導率に地下水環境が与える影響を定量化した。

### (3) オープン型システムおよび ATES 技術の高度化（第4章）

#### 「地下水制御型ATESシステムの効果の検証と数値解析によるシステム最適化に関する研究」

既存のオープン方式のGSHPシステムおよびATES技術では、イニシャルコストの高さ、地下熱汚染等が課題である。またシステム性能の評価には数値解析による帯水層中の熱移動状況を把握することが肝要となる。そこで本研究では、既存ATESを高度化した地下水制御型ATES技術を開発し、sWATER<sup>20)</sup>の改良版を用いてその効果を検証した。さらに地下水制御型のシステムを信州大学工学部キャンパスに導入し、実証試験を実施した。さらに蓄熱状況の把握および最適なシステム運転条件を数値解析により評価し、システム性能向上の方策を検討した。

## (参考文献)

- 1) 経済産業省資源エネルギー庁：再生可能エネルギーの拡大，  
(<http://www.enecho.meti.go.jp/info/committee/sougoubukai/4th/4th-2.pdf>)．(2013/11/1閲覧)
- 2) 経済産業省資源エネルギー庁：平成24年度エネルギーに関する年次報告（エネルギー白書），2013.
- 3) 東京都環境局webサイト：再生可能エネルギーの利用促進：熱は熱で  
([http://www.kankyo.metro.tokyo.jp/energy/renewable\\_energy/ne2.html](http://www.kankyo.metro.tokyo.jp/energy/renewable_energy/ne2.html))．(2013/11/1閲覧)
- 4) 経済産業省資源エネルギー庁webサイト：新エネルギーとは  
(<http://www.enecho.meti.go.jp/energy/newenergy/new/p1.html>)．(2013/11/1閲覧)
- 5) 長野克則：地下熱利用技術－2.地下熱利用技術とは，地下水学会誌，Vol.53，No.1，pp.83-90，2011.
- 6) 特定非営利活動法人地中熱利用促進協会webサイト：地中熱とは？  
(<http://www.geohpaj.org/introduction/index1/howto>)．(2013/11/1閲覧)
- 7) 環境省水・大気環境局土壌環境課地下水・地盤環境室：パンフレット「地中熱ヒートポンプシステム」，2013.
- 8) 富田和彦，白土博康，佐々木雄真，高野明富，三津橋浩行，長野伸泰，山越幸康，水谷増美，嵯峨崎明宏，戸塚光春：低環境負荷型ロードヒーティング用不凍液の開発，北海道立工業試験場報告，Vol.304，pp.33-40，2005.
- 9) 富田和彦，長野伸泰，高橋徹，富田恵一，保科秀夫，岡喜秋：使用済み不凍液の凍結防止剤としての再利用に関する調査研究，北海道立工業試験場報告，Vol.305，pp.141-148，2006.
- 10) Bose., J. E., Price., C. E. : Preliminary test results of potassium acetate as an anti-freeze fluid in ground-source heat pump systems, 土壌熱源ヒートポンプ国際論文集（一般財団法人 ヒートポンプ・蓄熱センター出版），Vol.2, pp.23-20, 1992.
- 11) 内田洋平，桂木聖彦（2011）：地下熱利用技術 3. クローズド方式およびオープン方式の地下熱利用技術. 地下水学会誌，53（2），207-218.
- 12) アジア・バイオマスエネルギー協力推進オフィスwebサイト：バイオマストピックス  
([http://www.asiabiomass.jp/topics/1210\\_06.html](http://www.asiabiomass.jp/topics/1210_06.html))．(2013/11/1閲覧)
- 13) 内田洋平，與田佑季，藤井光，宮本重信，吉岡真弓：地中熱利用適地の選定方法その1 地下水流動・熱輸送解析とGISを用いた地中熱利用適地マップの作成，日本地熱学会誌，Vol.32，No.4，pp.229-239，2010.
- 14) 吉岡真弓，内田洋平，與田佑季，藤井光，宮本重信：地中熱利用適地の選定方法その2 地下水流動・熱輸送解析を用いた熱交換量マップの作成，日本地熱学会誌，Vol.32，No.4，pp.241-251，2010.
- 15) 大谷具幸・河地浩平・小嶋 智・笹田政克：自然条件と社会条件を考慮した地中熱利用の広域的な賦存量と導入ポテンシャルの評価手法，日本地熱学会誌，vol.35，pp.17-31，2013.
- 16) 富樫聡，西山浩平，山本晃，檀智之，高橋努：広域を対象とする地中熱ポテンシャル評価手法の提案，日本地下水学会2013年春季講演会講演要旨集，pp.104-109，2013.
- 17) 富樫聡，西山浩平，山本晃，檀智之，高橋努：広域を対象とする地中熱導入可能性の評価手法に関する一提案，日本応用地質学会2013年研究発表会論文集，pp.157-158，2013.
- 18) 独立行政法人産業技術総合研究所webサイト：関東平野の地下地質・地盤データベース  
(<https://gbank.gsj.jp/kantosubsurfacegeoDB/>)．(2013/11/1閲覧)
- 19) 群馬県webサイト：「群馬県（平野部）地盤情報」の利用について  
(<http://www.pref.gunma.jp/07/b0100043.html>)．(2013/11/1閲覧)
- 20) 藤縄克之，富樫聡：地下熱利用技術－9. 地下熱利用のための数値解析技術，地下水学会誌，Vol.54，No.1，pp.39-52，2012.



## 第 2 章

### 2 孔式塩水トレーサ試験と 3 次元数値モデルの 逆解析による帯水層定数の同定





## 第2章 2 孔式塩水トレーサ試験と3次元数値モデルの逆解析による帯水層定数の同定

---

### 2.1 はじめに

PCやワークステーションの高性能化によって、不均質性の高い地下の飽和・不飽和空間における浸透流と物質移動を連成させた3次元非線形連立偏微分方程式の数値解析が威力を発揮する環境が整ってきた。

また、化石燃料に代わる代替エネルギーとして、また福島第一原子力発電所の事故に起因する電力不足を補う手段として、自然エネルギーに対する期待が高揚する中で(たとえば、藤縄<sup>1)</sup>)、地下熱を利用した冷暖房システムが急速に普及しつつあり(たとえば、長野<sup>2)</sup>)、複雑な帯水層システムにおける熱エネルギーの貯留や移動が正確に評価できる数値モデル(たとえば、藤縄・富樫<sup>3)</sup>)の重要性が飛躍的に高まっている。

このような社会的要請に応えるためには、数値解析手法の開発と同時に、帯水層の水理定数や物質移動あるいは熱移動に関わるパラメータの簡便かつ高精度な評価手法の開発が欠かせない。

### 2.2 本研究の背景と開発する手法

#### 2.2.1 既存の帯水層パラメータ推定方法と課題

従来、透水量係数や貯留係数などの水理定数は揚水試験によって得られる地下水位の変動記録を用いて、井戸関数と呼ばれる各種の解析解に基づいて作成される標準曲線法などを利用した図解法を用いて同定されてきた<sup>4)</sup>。

一方、流動地下水における物質や熱の移動に関わるパラメータの同定に当たっては、地下水中にトレーサを注入し、その濃度の空間分布や時間変化をモニターする試験法が一般に用いられてきた。このトレーサ試験法は、トレーサ投入方法、濃度のモニター方法、トレーサの種類、解析法などの組み合わせにより様々な方法が選択できる<sup>5)</sup>。

#### (1) トレーサの注入法

トレーサの注入法には、地盤内の水圧を変化させないようにトレーサを注入する自然動水勾配試験法と注水や揚水により人為的に動水勾配をつける人為動水勾配試験法がある。

前者は、自然の地下水流動によるトレーサの移動が検出でき、地下水流動を一様と仮定することで解析解が誘導しやすいというメリットがあるが、注水や揚水により地下水の流動を加速しないためトレーサの検出までに要する時間が長くなるおそれがある上、事前調査で地下水の流動方向を正確に把握して下流の適切な位置に観測孔を設置出来なかった場合は、トレーサの検出に失敗するリスクがある。

#### a) 単孔式試験

トレーサ試験の費用，所要時間，モニターの容易性などを考えた場合，1本のボーリング孔で注入から濃度のモニターまでを実施する単孔式試験は非常に魅力的な方法である。

Drost et al.<sup>6)</sup>は，トレーサをボーリング孔へ瞬間的に注入し，その孔内の濃度変化から地下水流速を求める点希釈法（Point Dilution Method）を提案している。

近年，国内でよく利用されている単孔式流向流速試験も電極を複数配置して孔内のトレーサ濃度を計測するなど計測法は改良されているものの，試験の原理は点希釈法と同様である。

点希釈法は地下水流速を計測する一手段であるが，Fujinawa<sup>7)</sup>は単孔に投入された塩水が地下水の移流および分散により希釈される現象を反映した詳細な解析解を導き，投入孔内の塩分濃度変化をパウエルの共役傾斜法<sup>8)</sup>を用いる最適化手法で逆解析する方法を提示し，利根川河川敷で現地試験を行い，地下水流速および縦・横分散係数を求めている。

#### b) 多孔式試験

単孔式トレーサ法は，トレーサ注入孔内でトレーサの濃度変化を直接計測するため，ボーリング孔埋め戻し部の性状や帯水層鉛直方向の水圧分布などの影響を受け易く，測定精度を担保するためには測定要件を解析理論に厳格に一致させる必要がある。これに対して，多孔式トレーサ法は，単孔式より削孔費用は要するもの，埋め戻し部のノイズなどが軽減できるため，同定結果の信頼性が向上する。

多孔式トレーサ法には，注入孔からトレーサを注入して周囲の観測孔で濃度変化をモニターする放射状発散試験法と，水頭分布が変わらないように注入孔に注入したトレーサの濃度を揚水孔で連続揚水してモニターする放射状収束試験法，注入孔でトレーサを圧力注入して揚水井で揚水したトレーサの濃度をモニターするダイポール試験法があり，放射状収束試験法についてはMoench<sup>9)</sup>が，ダイポール試験法についてはWelty and Gelhar<sup>10)</sup>やGrove and Beetem<sup>11)</sup>らが解析解を提案している。

なお，放射状発散試験法，放射状収束試験法，ダイポール試験法はすべて人為動水勾配試験法に区分される。このうち，放射状発散試験法では注入孔に注入する真水とトレーサ溶液をパルス状やステップ状で切り替え，周辺の観測孔でトレーサ濃度を観測するため，トレーサの注入は比較的容易であるが，試験時間が長くなるとトレーサ溶液が多量に必要となる。また放射状収束試験法では，揚水による希釈を考慮して高濃度のトレーサを投入する必要がある。

## (2) トレーサ物質

トレーサ物質には、一般に色素、放射性あるいは安定同位体、塩化ナトリウムなどが用いられる。その利用に当たっては、安価でかつ入手が容易であること、安全であること、原位置観測が容易であることなどの要件を満たしている必要があり、電気伝導計を用いて原位置で簡便かつ迅速に測定できる塩化ナトリウムが従来より最も多く用いられてきた<sup>12)</sup>。ただし、流動地下水中では塩分濃度は大きく減衰するため、塩水をトレーサに利用する場合には注入水の塩分濃度を十分大きくする必要がある。

## (3) トレーサ試験の解析法

モニターされたトレーサ濃度から地層の分散長を同定する手段には、解析解を用いる方法と数値解を用いる方法がある。

解析解を用いる場合は、地下水流動が一樣で、注入井にトレーサが瞬間注入される、といった要件が満たされる必要がある。Carslaw and Jaeger<sup>13)</sup>やBear<sup>14)</sup>などによる解析解は自然動水勾配下で且つ無限遠の一次元流動場を想定している。しかしながら、トレーサ溶液を注入する試験法では、これらの要件を満足させることは実質的に不可能である。

これに対して、地下水流動と物質移動を連成させた数値解法を用いる方法では、計測された注入水量や注入濃度に応じて解析内容を試験法へ適合させることができるため、柔軟に解析することが可能である。ただし、高濃度塩水をトレーサとする場合は、淡水地下水と塩水トレーサとの間に大きな密度差があるため密度流が発生し、高濃度の塩水トレーサは淡水地下水下部に沈降する特性がある。

川端ほか<sup>15)</sup>は平面2次元数値解析法を用いて物質移動パラメータを求めているが、より正確にパラメータを同定するためには密度依存流を考慮した3次元の数値モデルが必要である。

### 2.2.2 本研究で開発する手法

実地のトレーサ試験では現場の地質構造が不均一なうえ、地下水流動状況がトレーサ注入によって変動し、さらにはトレーサの注入量や注入濃度も変化する。このようなケースの解析には、解析解よりも数値解が適している。

さらに、取り扱いや計測が容易な塩化ナトリウムをトレーサとして用いた場合、密度依存流の影響が考慮できる3次元数値モデルが有用である。

そこで本研究では、信州大学工学部キャンパスにおいて、注入孔から塩水トレーサを注入して人為的な地下水流動を生じさせて近傍の観測孔でトレーサ濃度を原位置観測する2孔式塩水トレーサ試験を実施し、流体の密度を考慮した飽和・不飽和浸透流と物質移動を連成させた3次元数値モデルをパウエルの共役傾斜法と組み合わせた逆解析により「①飽和透水係数」および「②縦分散長」を同定する手法を開発し、その精度を検証するとともに、その手順を原位置トレーサ試験結果へ適用し、飽和透水係数と縦分散長の2つの帯水層定数を同定した。

なお、本章の研究は、富樫・藤縄<sup>16)</sup>、富樫ほか<sup>17)</sup>、富樫・藤縄<sup>18)</sup>が関連の研究報告を行っている。

## 2.3 帯水層中における塩水トレーサ移動の基礎理論

帯水層中における塩水トレーサの移動は、密度を考慮した飽和・不飽和多孔体中の浸透流に関する支配方程式と、移流および分散を伴う物質輸送の支配方程式を連成させることにより解析できる。

### 2.3.1 流体密度を考慮した3次元飽和・不飽和浸透流の支配方程式

流体の密度を考慮した飽和・不飽和多孔体中の浸透流の基礎方程式は、Bear<sup>14)</sup>に従い次式で与えられる。

$$(S_e S_s + C_s) \frac{\partial h}{\partial t} = \nabla \cdot \mathbf{K} \nabla \left( h + \frac{\rho z}{\rho_f} \right) - \sum_I Q_I \delta_I(\mathbf{x} - \mathbf{x}_I) \quad (2-1)$$

ここに、 $S_e$ は有効飽和度、 $S_s$ は比貯留係数(不飽和帯では $S_s \cong 0$ )、 $C_s (= \varepsilon \partial S_e / \partial h)$ は比水分容量(飽和帯では $C_s = 0$ )、 $\varepsilon$ は間隙率、 $h$ は圧力水頭、 $t$ は時間、 $\mathbf{K}$ は淡水に対する透水係数テンソル、 $\rho$ 、 $\rho_f$ はそれぞれ流体および基準とする淡水の密度、 $z$ は鉛直上向き座標、 $Q_I$ は井戸 $I$ の揚水強度、 $\delta_I(\mathbf{x} - \mathbf{x}_I)$ はディラックのデルタ関数である。なお、 $\mathbf{x}$ は位置ベクトル、 $\mathbf{x}_I$ はスクリーンの位置ベクトルであり、以下では地下水流動方向が透水係数テンソルの主軸方向と一致するものとし、 $\mathbf{K}$ の $x$ 、 $y$ 、 $z$ 方向成分をそれぞれ $K_x$ 、 $K_y$ 、 $K_z$ とする。

流体密度 $\rho$ は、淡水密度 $\rho_f$ 、塩水密度 $\rho_s$ および塩分相対濃度 $c$  ( $0 \leq c \leq 1.0$ )を用いて次式で表現できる。

$$\rho = \rho_f + (\rho_s - \rho_f)c \quad (2-2)$$

土壌が不飽和の場合、van Genuchtenの関係式<sup>19)</sup>より、有効飽和度 $S_e$ は圧力水頭 $h$ の関数として、次式で与えられる。

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \frac{1}{(1 + \alpha |h|^\beta)^\gamma}, \quad \left( \gamma = 1 - \frac{1}{\beta} \right) \quad (2-3)$$

ここに、 $\theta_s$ は飽和体積含水率、 $\theta_r$ は残留体積含水率、 $\alpha$ 、 $\beta$ は土壌に固有のパラメータである。

また不飽和領域での透水係数 $K (= \rho g k / \mu)$ は、次式で算出される透過度 $k$ により算定できる。

$$k = k_s S_e^{1/2} \left\{ 1 - \left( 1 - S_e^{1/\gamma} \right)^\beta \right\}^2 \quad (2-4)$$

ここに、 $g$ は重力加速度、 $\mu$ は粘性係数、 $k_s$ は飽和透過度である。飽和領域で $k$ は $k_s$ で一定となり、飽和透水係数 $K_s$ が得られる。

なお、不飽和浸透における土壌水分特性曲線のヒステリシスを考慮する場合、藤縄<sup>20)</sup>が土壌水分の変動過程をモデル化している。

### 2.3.2 3次元物質輸送の支配方程式

飽和・不飽和浸透を伴う保存性物質輸送の支配方程式は、次の移流分散方程式で与えられる<sup>21)</sup>。

$$\nabla \cdot D_{ij} \nabla c - \mathbf{v} \cdot \nabla c = \frac{\partial c}{\partial t} \quad (2-5)$$

ここに、 $D_{ij}$ は水力学的分散係数で添字 $i, j=1,2,3$ はそれぞれ $x, y, z$ に対応し、 $\mathbf{v}$  ( $=\mathbf{q}/\varepsilon$ )は間隙流速ベクトル、 $\mathbf{q}$ は浸透流解析で得られるダルシー流速、 $\varepsilon$ は間隙率である。

水力学的分散係数 $D_{ij}$ は、等方性媒体では分散度を表す4階のテンソル $\alpha_{ijkl}$ を用いて次式で与えられる<sup>14)</sup>。

$$D_{ij} = \alpha_{ijkl} |v_k| |v_m| / |\mathbf{v}| + D_{ef} \\ \alpha_{ijkl} = \alpha_T \delta_{ij} \delta_{km} + (\alpha_L - \alpha_T) (\delta_{ik} \delta_{jm} + \delta_{im} \delta_{jk}) / 2 \quad (2-6)$$

ここに、 $D_{ef}$ は有効分子拡散係数、 $\delta_{ij}$ などはクロネッカーのデルタであり、 $v_k, v_m$ 等の添字はそれぞれ $k, m$ 方向の座標を意味し、 $k, m=1,2,3$ はそれぞれ $x, y, z$ に対応する。

なお、物質輸送に係る帯水層定数は、水力学的分散係数 $D_{ij}$ を得るための縦分散長 $\alpha_L$ および横分散長 $\alpha_T$ である。

## 2.4 飽和・不飽和多孔体中の水・物質移動連成方程式の数値解法

### 2.4.1 有限要素法を用いた飽和・不飽和浸透流の解析

3次元飽和・不飽和浸透流を有限要素法を用いて解析する場合、アイソパラメトリック（六面体）要素，プリズム（三角柱）要素，四面体要素などによる要素分割が可能であるが，トレーサ試験は比較的狭い範囲で地表面の高低差が小さい場所で開催されること，また解析にあたっては揚水井や注入井などを正確に表現する必要があることを考慮し，以下ではプリズム要素（たとえば，藤縄・富樫<sup>3)</sup>）を適用する。

まず，領域をプリズム要素に分割し，圧力水頭  $h$  を各節点  $j$  における水頭値  $h_j$  と座標関数  $\varphi_j(x, y, z)$  との一次結合

$$h \cong \sum_{j=1}^n \varphi_j(x, y, z) h_j \quad (2-7)$$

で近似する．ここに， $n$  は総節点数である．

また，流体密度  $\rho$  も圧力水頭  $h$  と同じ座標関数を用いて，

$$\rho \cong \sum_{j=1}^n \varphi_j(x, y, z) \rho_j \quad (2-8)$$

で近似する．

ここで，式(2-1)を変形すると次の残差方程式  $R(h)$  が得られる．

$$R(h) \equiv (S_e S_s + C_s) \frac{\partial h}{\partial t} - \nabla \cdot \mathbf{K}(\nabla h + \frac{\rho}{\rho_f} \nabla z) + \sum_I Q_I \delta_I = 0 \quad (2-9)$$

ついで，残差方程式  $R(h)$  にガラーキン型有限要素法を適用すると次の関係式が得られる．

$$\iiint_V \varphi_i R(h) dx dy dz = 0 \quad , (i = 1, 2, \dots, n) \quad (2-10)$$

式(2-10)に式(2-9)を代入してガウスの発散定理を適用し，要素  $e$  における座標関数  $\varphi$  を  $N^e$  で表してマトリックス表示すると，次の連立一次方程式が得られる．

$$[A_h]\{h\} + [B_h]\{\rho\} + [F_h]\left\{\frac{\partial h}{\partial t}\right\} = \{Q_h\} \quad (2-11)$$

$$A_{h,ij} = \sum_{e=1}^E \iiint_V \left( K_x \frac{\partial N_i^e}{\partial x} \frac{\partial N_j^e}{\partial x} + K_y \frac{\partial N_i^e}{\partial y} \frac{\partial N_j^e}{\partial y} + K_z \frac{\partial N_i^e}{\partial z} \frac{\partial N_j^e}{\partial z} \right) dx dy dz$$

$$B_{h,ij} = \sum_{e=1}^E \iiint_V \frac{K_z}{\rho_f} \frac{\partial N_i^e}{\partial z} N_j^e dx dy dz$$

$$F_{h,ij} = \sum_{e=1}^E \iiint_V (S_e S_s + C_s) N_i^e N_j^e dx dy dz$$

$$Q_{h,i} = - \sum_{e=1}^E \sum_I \iiint_V N_i^e Q_I \delta_I(\mathbf{x} - \mathbf{x}_i) dx dy dz \\ + \sum_{e=1}^E \iint_S N_i^e \mathbf{K} \left( \nabla h + \frac{\rho}{\rho_f} \nabla z \right) \cdot \mathbf{n} ds$$

ここに、 $E$ は全要素数、 $\mathbf{n}$ は外法線単位ベクトルである。

なお、時間項に関わるマトリックス $F_{h,ij}$ はマトリックスの対角成分以外に非ゼロの要素が存在し、これにより数値振動が生じることが報告されている（たとえばNueman<sup>22)</sup>）。そこで日比<sup>23)</sup>を参考に、マトリックスの $i$ 行のすべての要素を対角線上に累積するランピングにより、不飽和領域における湿潤前線付近での数値解の振動を制御する。したがって、 $F_{h,ij}$ は

$$F_{h,ij} = \sum_{j=1}^n \sum_{e=1}^E \iiint_V (S_e S_s + C_s) N_i^e N_j^e dx dy dz \quad (i = j) \quad (2-12)$$

$$F_{h,ij} = 0 \quad (i \neq j)$$

となる。

式(2-11)の左辺第3項の差分近似に解の安定性が良い陰解法を用いると、式(2-11)は最終的に

$$([A_h] + [F_h]/\Delta t)\{h\}_{t+\Delta t} + [B_h]\{\rho\}_{t+\Delta t} = \{Q_h\} + [F_h]\{h\}_t/\Delta t \quad (2-13)$$

と書き直すことができる。流体密度 $\rho$ は相対濃度より計算されるので、後述する相対濃度の離散化式と連成させることにより圧力水頭 $\{h\}_{t+\Delta t}$ を求めることができる。



## 2.4.2 特性曲線型有限要素法を用いた飽和・不飽和多孔体中の物質移動の解析

式(2-5)を双曲型の移流項と放物型の分散項に分離し、移流項に特性曲線法、分散項に有限要素法を適用する特性曲線型有限要素法 (CFEM : Characteristic Finite Element Method)<sup>24),25),26)</sup>を用いて離散化することにより解の振動が防げ、さらに数値分散が緩和できる。

そこで式(2-5)をGarder *et al.*<sup>27)</sup>に従い次の3次元空間の連立微分方程式に変換する。

$$\begin{aligned}
 L(c) = & \frac{Dc}{Dt} - \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left( D_{xx} \frac{\partial c}{\partial x} + D_{xy} \frac{\partial c}{\partial y} + D_{xz} \frac{\partial c}{\partial z} \right) \right\} \\
 & - \left\{ \frac{\partial}{\partial y} \left( D_{yx} \frac{\partial c}{\partial x} + D_{yy} \frac{\partial c}{\partial y} + D_{yz} \frac{\partial c}{\partial z} \right) \right\} \\
 & - \left\{ \frac{\partial}{\partial z} \left( D_{zx} \frac{\partial c}{\partial x} + D_{zy} \frac{\partial c}{\partial y} + D_{zz} \frac{\partial c}{\partial z} \right) \right\} \\
 \frac{Dc}{Dt} = & \frac{\partial c}{\partial t} + v_x \frac{\partial c}{\partial x} + v_y \frac{\partial c}{\partial y} + v_z \frac{\partial c}{\partial z}
 \end{aligned} \tag{2-14}$$

ここに、 $L(c)$ は残差方程式であり、 $Dc/Dt$ はラグランジェ微分、 $v_x$ 、 $v_y$ 、 $v_z$ はそれぞれ $x$ 、 $y$ 、 $z$ 方向の間隙流速成分である。

まず、 $c$ を各節点 $j$ における相対濃度 $c_j$ と座標関数 $\varphi_j(x, y, z)$ との一次結合で以下のように近似する。

$$c \cong \sum_{j=1}^n \varphi_j(x, y, z) c_j \tag{2-15}$$

次に、 $L(c)$ にガラーキン型有限要素法を適用すると次式を得る。

$$\iiint_V \varphi_i L(c) dx dy dz = 0, \quad (i=1, 2, \dots, n) \tag{2-16}$$

さらに、式(2-16)にガウスの発散定理を適用し、要素 $e$ における座標関数 $\varphi$ を $N^e$ で表してマトリックス表示すると次の連立一次方程式が得られる。

$$[A_c]\{c\} + [F_c]\left\{\frac{Dc}{Dt}\right\} = \{Q_c\} \quad (2-17)$$

$$\begin{aligned} A_{c,ij} &= \sum_{e=1}^E \iiint_{V^e} \left\{ \frac{\partial N_i^e}{\partial x} \left( D_{xx} \frac{\partial N_j^e}{\partial x} + D_{xy} \frac{\partial N_j^e}{\partial y} + D_{xz} \frac{\partial N_j^e}{\partial z} \right) \right. \\ &\quad + \frac{\partial N_i^e}{\partial y} \left( D_{yx} \frac{\partial N_j^e}{\partial x} + D_{yy} \frac{\partial N_j^e}{\partial y} + D_{yz} \frac{\partial N_j^e}{\partial z} \right) \\ &\quad \left. + \frac{\partial N_i^e}{\partial z} \left( D_{zx} \frac{\partial N_j^e}{\partial x} + D_{zy} \frac{\partial N_j^e}{\partial y} + D_{zz} \frac{\partial N_j^e}{\partial z} \right) \right\} dx dy dz \\ F_{c,ij} &= \sum_{e=1}^E \iiint_{V^e} N_i^e N_j^e dx dy dz \\ Q_{c,i} &= \sum_{e=1}^E \iint_S N_i^e \mathbf{D} \nabla c \cdot \mathbf{n} dS \end{aligned}$$

特性曲線法の粒子追跡において、各固定節点に時間 $t + \Delta t$ の粒子を配置し、時間 $t$ におけるそれら粒子の位置とそのときの相対濃度を逆算するSRPT(Single-step Reverse Particle Tracking)法<sup>21)</sup>を適用すると、次式が得られる。

$$\left( \frac{[A_c]}{2} + \frac{[F_c]}{\Delta t} \right) \{c\}_{t+\Delta t}^k = \{Q_c\} - \left( \frac{[A_c]}{2} - \frac{[F_c]}{\Delta t} \right) \{c\}_t - \frac{[F_c]}{\Delta t} \left( \frac{\{c\}_{t+\Delta t}^k + \{c\}_t}{2} - \frac{\{\bar{c}\}_{t+\Delta t} + \{\bar{c}\}_t}{2} \right) \quad (2-18)$$

ここに、 $\bar{c} = c(\mathbf{x} - \mathbf{v}\Delta t)$ である。

連立一次方程式(2-18)を式(2-13)と連成させて解くことにより時間 $t + \Delta t$ における各節点 $i$ での相対濃度 $c(\mathbf{x}_i, t + \Delta t)$ が計算できるが、このとき係数行列を圧縮し、飽和・不飽和浸透流の連立一次方程式の解法と同様に共役勾配法を適用することによって、計算容量を節約し、計算時間を短縮する。

## 2.5 塩水トレーサ試験データの逆解析法の開発

### 2.5.1 物質輸送解析コード SIFEC とパウエルの共役傾斜法を用いた逆解析法

2孔式塩水トレーサ試験におけるトレーサの挙動は前述の基礎理論で定式化されている。そこでここでは、連成支配方程式の3次元数値解析とパウエルの共役傾斜法を併用することにより、支配方程式の主要パラメータである飽和透水係数 $K_s$ と縦分散長 $\alpha_L$ を同定するための逆解析法を開発する。

なお、地盤は均質等方性とし、数値解析には塩水浸入解析などで実績のある物質輸送解析コードSIFEC (Salt-water Intrusion by Finite Elements and Characteristics )<sup>28),29)</sup>の3次元版<sup>30)</sup>でプリズム要素を用いるSIFEC3dpを適用する。

帯水層定数を同定するための非線形最適化法には、Newton-Raphson法、Gauss-Newton法、DEP法、adjoint法などがある。これらの方法はいずれも目的関数の勾配、すなわち未知パラメータに関する微係数を計算して最適パラメータを探索する。

一方、パウエルの共役傾斜法は、目的関数の評価値から間接的に共役方向を求めるため、各パラメータに関する微係数を計算する必要がない。この利点を利用して、小林・丸山<sup>31)</sup>はタンクモデルの定数を同定している。

また、パウエルの共役傾斜法は地下水学分野でも解析解や数値解の逆解析に効力を発揮し、Fujinawa<sup>7)</sup>、藤縄<sup>20)</sup>、江澤ほか<sup>32)</sup>は解析解を用いて逆解析を行い、藤縄<sup>33)</sup>、堀野<sup>34)</sup>は数値解を用いて逆解析を行っている。本研究では、塩水トレーサ試験に対する数値解析の逆解析にパウエルの共役傾斜法を適用する。

最適パラメータを同定するため、任意時間 $t_j$ における $i$ 地点の実測トレーサ濃度を $c_i(t_j)$ 、計算値を $c'_i(t_j)$ とし、目的関数 $F$

$$F = \sqrt{\sum_{j=1}^m \{c_i(t_j) - c'_i(t_j)\}^2} \quad (2-19)$$

を最小にする探索過程の最終結果として最適パラメータを求める。ここに、 $m$ は実測トレーサ濃度のデータ数である。

## 2.5.2 パラメータ同定手順

本逆解析法によるパラメータ同定手順を図 2-1に示す。

まず、数値解析の境界条件として用いることとなる塩水トレーサ試験時の注入孔における全水頭の時間変化 $H_{inj}(t)$ 、注入水の相対濃度の時間変化 $c_{inj}(t)$ 、および観測孔のセンサー設置位置 ( $i$  地点) において逆解析の検証値となる相対濃度の時間変化 $c_i(t)$ を測定する。

次に、飽和透水係数 $K_s$ と縦分散長 $\alpha_L$ 初期推定値を設定し、SIFEC3dpにより時間 $t_{max}$ までの非定常の順解析を実施する。この非定常計算では求められたモデル領域内の圧力水頭 $h(t)$ を用いて間隙流速 $v(t)$ の分布を評価し、さらに $i$ 地点における相対濃度の計算値の時系列データ $c'_i(t)$ と観測濃度 $c_i(t)$ から、式(2-19)を用いて目的関数の値 $F$ を求め、逆解析の収束判定を行う。未収束と判断された場合はパウエルの共役傾斜法によりパラメータを再設定し、同様の手順を繰り返してパラメータ同定を行う。

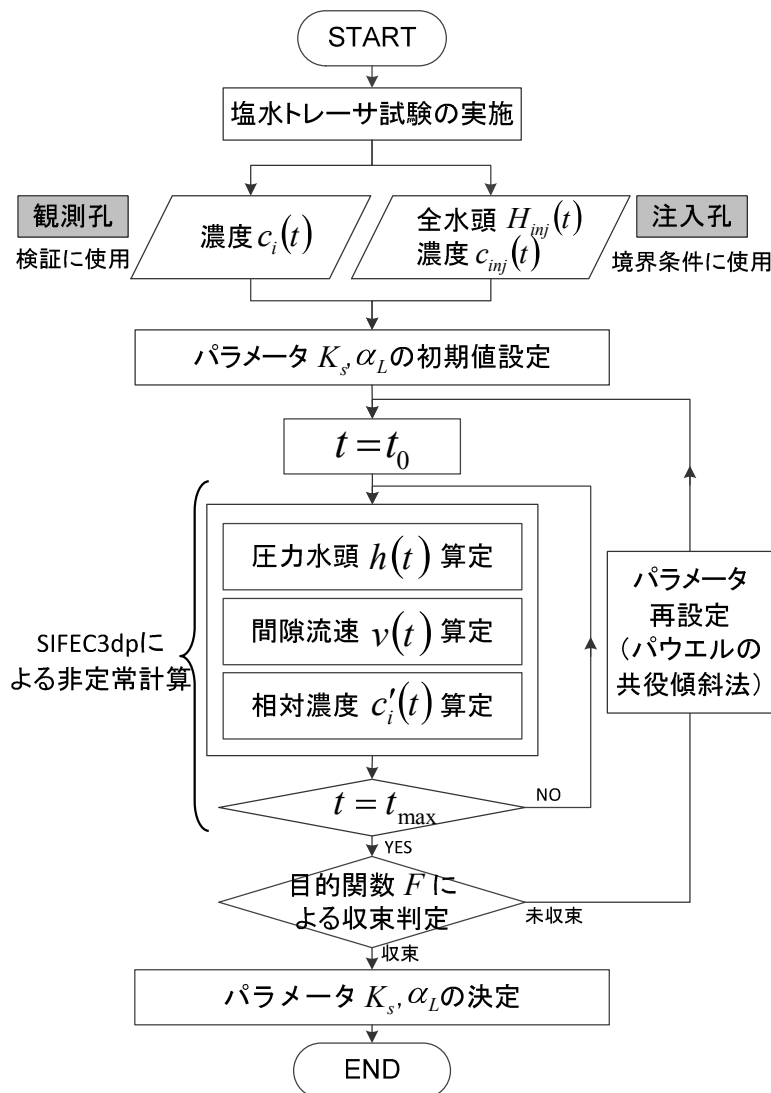


図 2-1 逆解析法によるパラメータの同定手順

### 2.5.3 逆解析法の妥当性の検証

開発した逆解析プログラムの検証は以下に示す (1) ~ (4) の手順により実施する.

#### (1) SIFEC3dp による順解析の実施

まず, SIFEC3dpを用いてテストケースにおける順解析を実施する.

テストケースによる数値解析には, 後述する原位置トレーサ試験への適用を想定して, 図 2-2に示す扇形の中心部を注入孔とする半径100mの3次元領域を用いた. なお, 3次元領域としたのはトレーサである塩水による密度変化を表現するためであり, 有限要素法では要素形状が正三角形に近いものが望ましいため中心角を $60^\circ$ とした.

また, テストケースの解析領域は鉛直方向の幅を6m ( $\Delta z=1.0\text{m}\times 6$ 層) とするプリズム要素で分割し, 塩水と淡水の密度差を考慮した計算を行った.

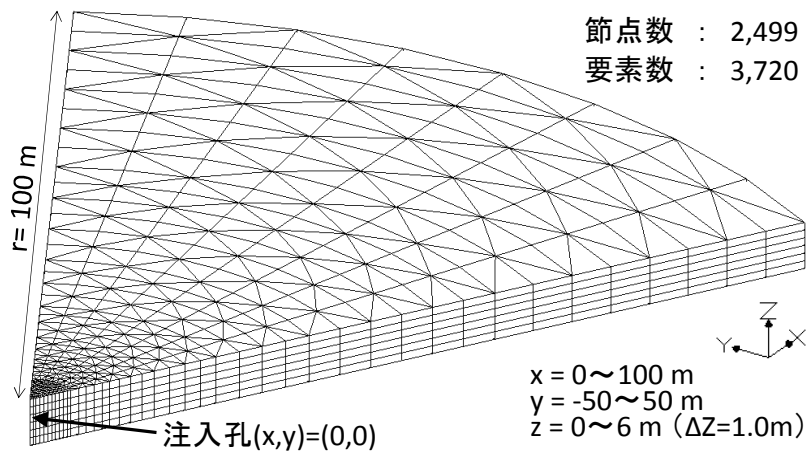


図 2-2 テストケースに用いたFEMメッシュ

テストケースは3パターンで実施した。それぞれの計算条件を表 2-1に示す。間隙率は後述する現場トレーサ試験サイトで推定された有効間隙率と同値とした。なお、トレーサ試験では注入孔を中心とする放射状流となる。したがって、放射方向の地下水流動が同心円方向に対して卓越し、流れに直交する同心円方向の分散現象の影響は無視できると考えられることから、数値解析においては横分散の影響をゼロとするため、式(2-6)より便宜的に縦分散長と横分散長の比を  $\alpha_r / \alpha_L = 1$  と設定した。

一方、浸透流解析においては、上下面および側面を不透水境界とした。なおここでは飽和・被圧状態として条件を設定しており、テストケースのため比貯留係数はゼロと便宜的にしている。また、物質輸送解析では、トレーサ注入条件を設定する節点群は定濃度境界として相対濃度  $c = 1.0$  を与え、それ以外の境界上の節点はすべて不分散境界とした。

表 2-1 テストケースの順解析条件

計算条件		テストケース		
		case1	case2	case3
パラ メータ	飽和透水係数 cm/s	0.1667	0.8333	1.6667
	縦(横)分散長 m	10.000	2.000	1.000
	間隙率	0.20		
時間 条件	計算時間	360分		
	時間刻み	0.2分		
境界 条件	定水頭境界	(注入孔) 全水頭H=11.0m (円弧上) 全水頭H=6.0m		
	定濃度境界	(注入孔) 相対濃度c=1.0で一定		
初期 条件	初期水位	モデル領域で一様 全水頭H=6.0m		
	初期濃度	モデル領域で一様 相対濃度c=0.0		
塩水密度 g/cm <sup>3</sup> (c=1.0)		1.1000		

## (2) サンプルング地点における検証用データの取得

テストケースの順解析により，サンプルング地点  $(x_i, y_i, z_i) = (9.3, 0.0, 3.0)$  における相対濃度を計算し，時系列データとして式(2-19)の  $c_i(t_j)$  に与える．

## (3) 開発したプログラムによる逆解析の実施

同定パラメータである飽和透水係数  $K_s$  と縦分散長  $\alpha_L$  の初期値は順解析に用いた設定値と異なる値を初期推定値に与え，逆解析を実施する．なおすべてのケースにおいて計算開始から60分間のデータを用いた．すなわち，検証用データ数  $n$  を60（1分間隔），収束条件を  $F < 0.005$  とした．

## (4) 同定パラメータの検証

逆解析で同定したパラメータを順解析の設定値と比較し，そのパラメータの同定精度を検証した．

図 2-3はテストケースの case1, case2, case3における計算開始から360分経過後の相対濃度の鉛直分布（横軸をx軸，縦軸をz軸）を図示したものである．遷移領域に着目すると，図中の濃度0.1と0.9のコンター間隔は，縦分散長の設定値が最も大きいcase1で最大となっている．

一方，case2とcase3を比較すると，飽和透水係数が大きく，移流が卓越するcase3の方が濃度フロントの移行距離が長くなっている．

また，case2とcase3では濃度フロントが下方ほどやや移行距離が長くなっているが，これは密度流により注入した塩水が下方へ沈降したためである．

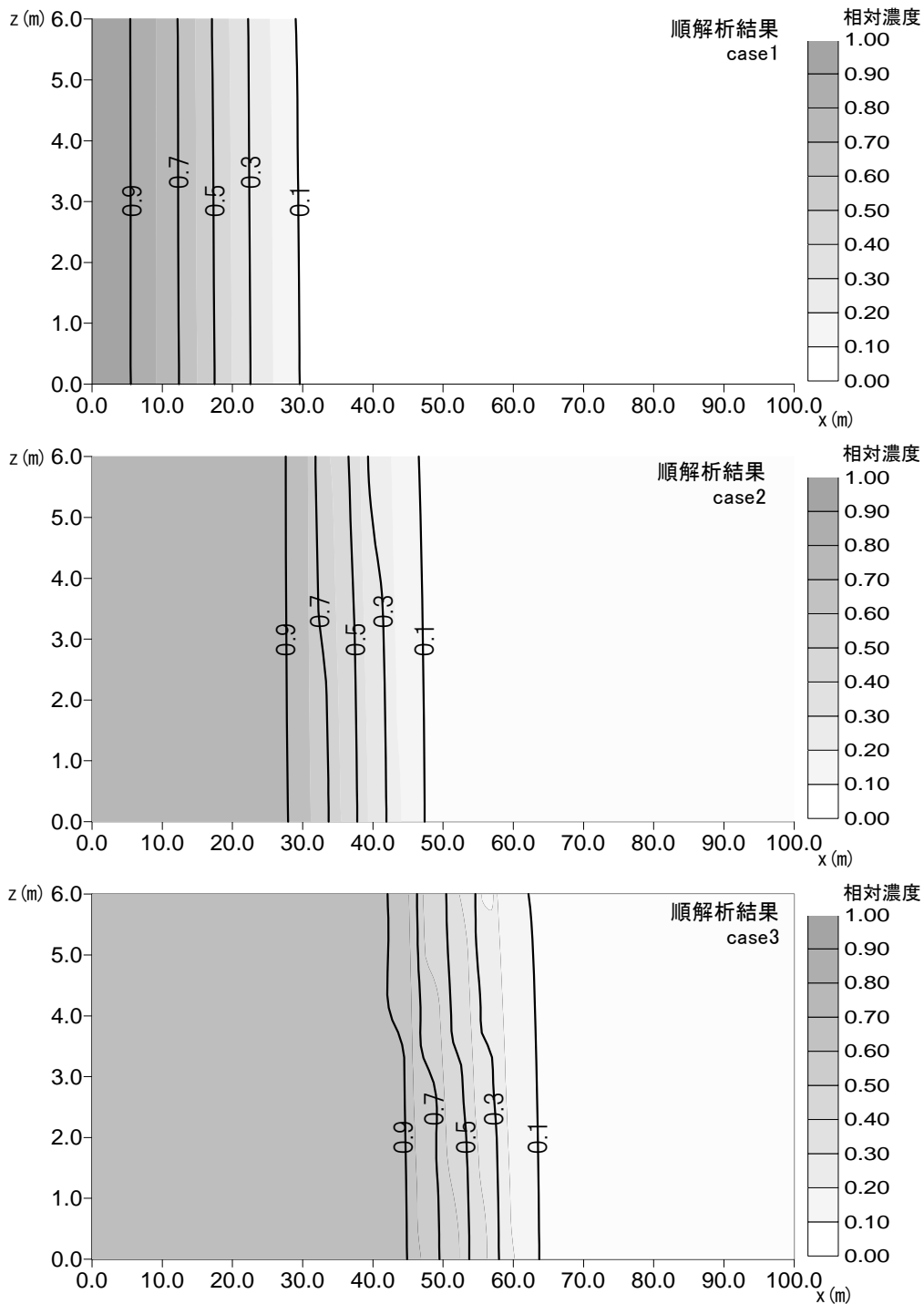


図 2-3 相対濃度の鉛直分布 (t=360分)



(5) 同定パラメータの検証

サンプリング地点  $(x_i, y_i, z_i) = (9.3, 0.0, 3.0)$  における各テストケースの相対濃度を検証値として、逆解析プログラムの検証を実施し、表 2-2に示すパラメータ同定値が得られた。

3ケースにおける同定値と順解析時の設定値との誤差はいずれも-0.3%~0.4%の範囲内であった。また、順解析より得られた検証値と逆解析で同定したパラメータを用いた計算値を比較したものが図 2-4であり、すべてのケースにおいて良好な再現性を示している。

図 2-5に逆解析が収束に至るまでの目的関数  $F$ 、飽和透水係数、縦分散長の推移を示す。いずれのケースも  $F < 0.005$  となった時点で計算を終了させた。なお、ワークステーション (CPU : Intel Xeon W3580) を使用した場合、収束までに要した計算時間は、最も探索回数の少なかったcase2の場合で約840分であった。

これら結果より、テストケースの条件下において、開発した逆解析プログラムの妥当性および有効性が確認できた。

表 2-2 テストケースにおけるパラメータ同定結果

逆解析 テスト ケース名	飽和透水係数 cm/s			縦分散長 m			逆解析 収束時の 目的関数F
	順解析 設定値	逆解析		順解析 設定値	逆解析		
		初期値	同定値		初期値	同定値	
case1	0.1667	0.3333	0.1662	10.000	5.000	10.040	0.00217
case2	0.8333		0.8325	2.000		1.999	0.00281
case3	1.6667		1.6637	1.000		1.001	0.00413

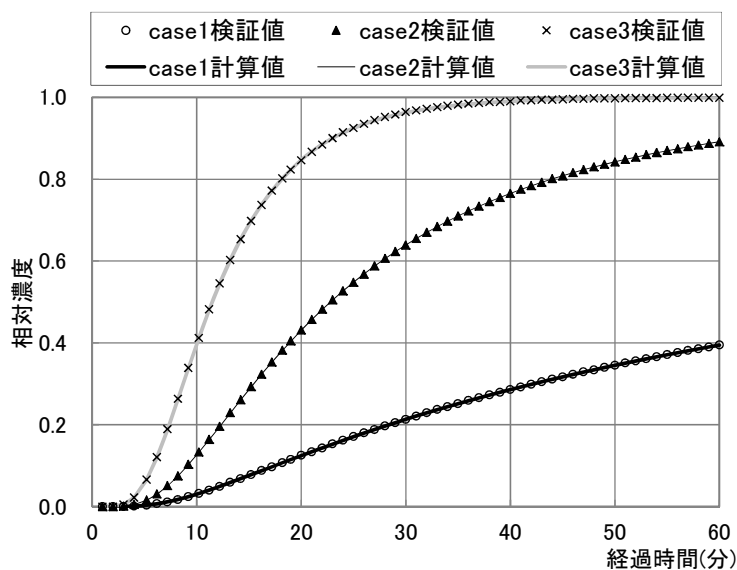


図 2-4 順解析より得られたサンプリング地点の検証値と逆解析の同定パラメータを用いた計算値との比較

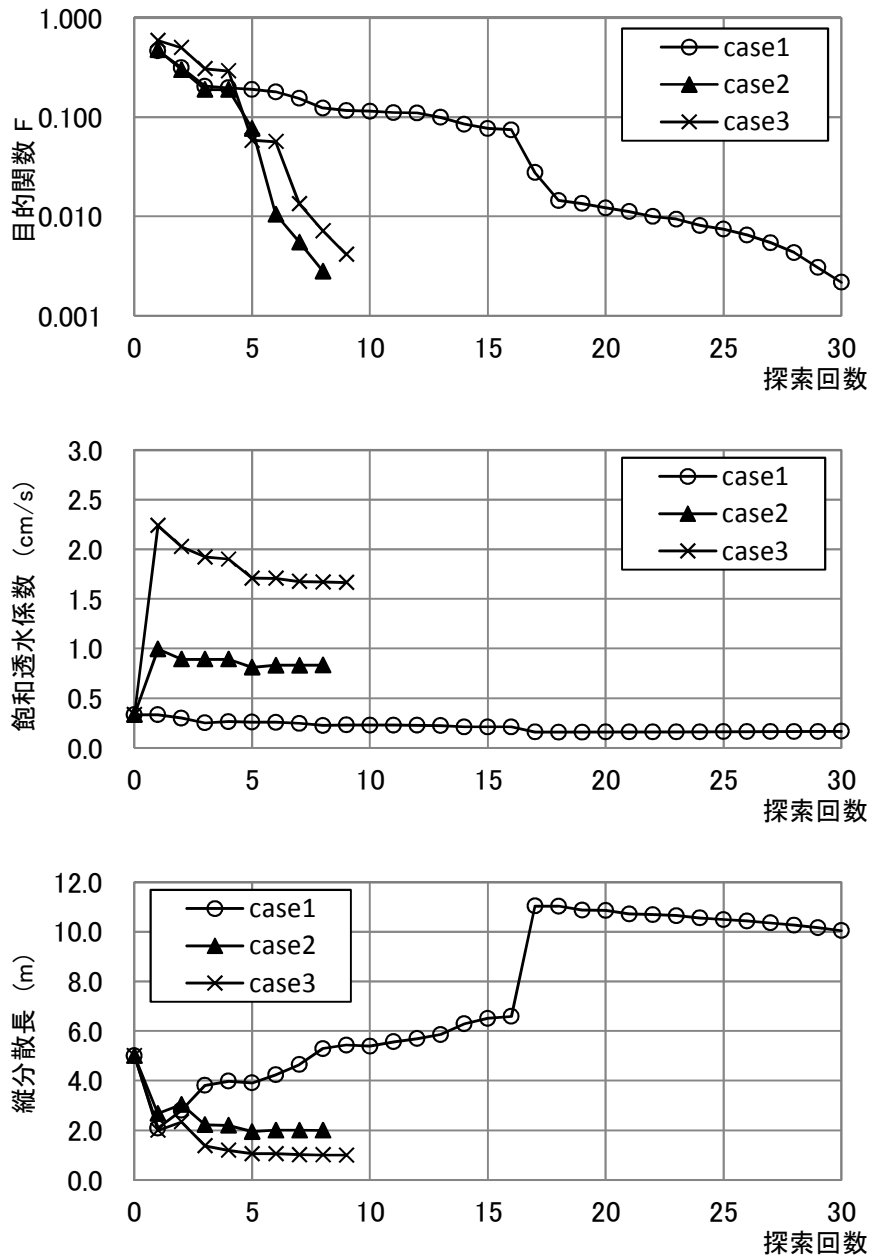


図 2-5 テストケースにおける逆解析時の目的関数，飽和透水係数，縦分散長の探索状況

## 2.6 2孔式塩水トレーサ試験の実施

### 2.6.1 試験サイトの地質構造と試験に用いた井戸群

2010年度より信州大学工学部若里キャンパスにおいて帯水層蓄熱 (ATES : Aquifer Thermal Energy Storage) を利用した地下水制御型地下熱冷暖房システムの実証試験が実施されている<sup>35),36),37),38)</sup>。そこで試験プラント稼働に先駆けて図 2-6に示す調査・観測孔で基礎調査を行った。

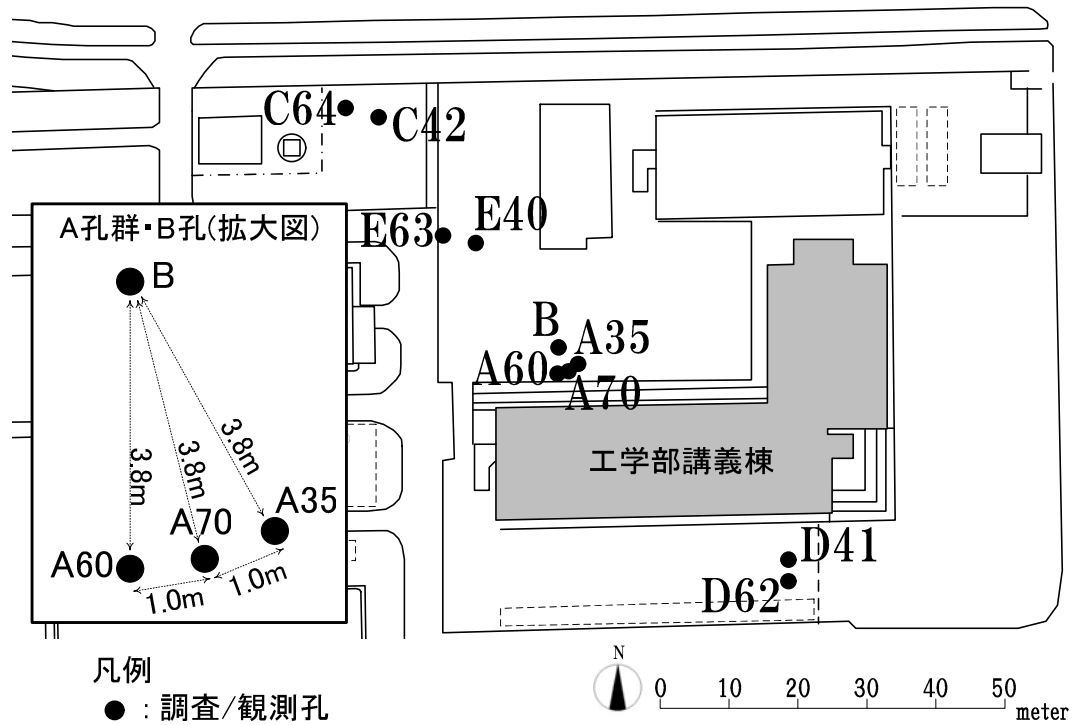


図 2-6 調査・観測孔の配置図

表 2-3に調査・観測孔の諸元を、図 2-7に実証試験サイトの地質構造を明らかにするため実施されたA70孔でのオールコアボーリング結果とB孔で実施された電気検層結果を示す。

これらの基礎調査より実証試験サイトは砂礫層と粘土層の互層構造を成していることがわかった。そこで本研究では、図 2-7に示すとおり、帯水層を浅層より順に第一帯水層、第二帯水層、第三帯水層に区分した。なお、図 2-7の電気検層結果より、各帯水層区分内において地層の不均質性が確認できるが、本研究では明瞭に確認できた粘土層により便宜的に帯水層を分割した。

表 2-3に示すとおり、A35孔、C42孔、D41孔、E40孔は第一帯水層に、A60孔、C64孔、D62孔、E63孔は第二帯水層に、A70孔は第三帯水層にそれぞれスクリーンが設けられており、B孔はすべての帯水層にスクリーンを有する調査孔になっている。

また、C64孔、D62孔掘削時の掘削土砂観察より、各帯水層を分離する厚さ1~2mの粘土層に連続性が確認されている。ただし、粘土層厚が1m程度と薄い箇所もあることから、加圧による漏水が生じている可能性がある。

実証試験で実施するATESでは、第一帯水層に冷水、第二帯水層に温水を貯留するように設計されており、各帯水層の水理定数および分散長を同定する目的で第一帯水層と第二帯水層で揚水試験および塩水トレーサ試験を実施した。

表 2-3 調査・観測孔の諸元

井戸名称 (数字は深度m)	井戸口径 (mm)	スクリーン位置 (G.L.-m)	対象 帯水層	電気 検層	コア 採取
A35	50	19~35	第一帯水層	—	—
A60	50	44~60	第二帯水層	—	—
A70	50	67~70	第三帯水層	—	○
B (深度80m)	150	7~40,47~ 63.5,69~74.5	第一、二、三 帯水層	○	—
C42	150	7~40	第一帯水層	—	—
C64	150	45~61.5	第二帯水層	—	—
D41	150	6~39	第一帯水層	—	—
D62	150	43.3~39.8	第二帯水層	—	—
E40	50	4.5~37.5	第一帯水層	—	—
E63	50	44~60.5	第二帯水層	—	—

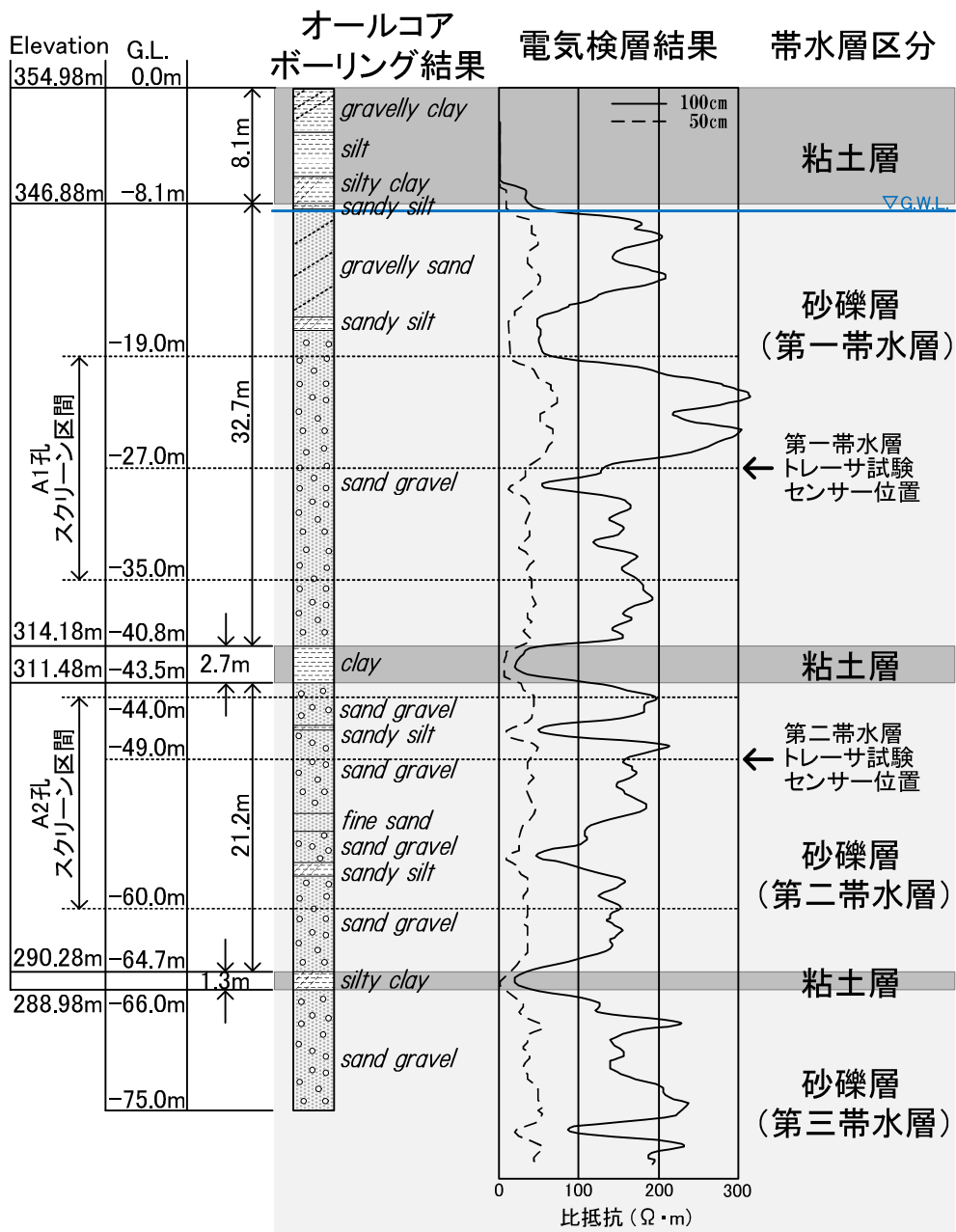


図 2-7 実証試験サイトの地質構造

## 2.6.2 試験サイトの地下水調査結果

塩水トレーサ試験の実施に先立ち、A35孔、A60孔、A70孔において地下水位を測定した結果、第一帯水層の地下水位は標高345.5m程度で不圧地下水であることがわかった。

また、第二帯水層のピエゾ水頭は第一帯水層よりも約20～30cm低く、第三帯水層のピエゾ水頭は第二帯水層よりさらに約20～30cm低いことが確認された。この結果、マルチスクリーンを有するB孔では帯水層間の水頭差のため孔内において鉛直下向きの流れが生じているものと推定された。なお、実際には井戸掘削や複数回の揚水試験の実施等の人為的な作業により、埋戻し部においても帯水層間で地下水の交流が生じている可能性も考えられる。

さらに、自然地下水の流動状況を確認するため、A孔群、E孔群、C孔群、D孔群で地下水位を計測したところ(表 2-4参照)、自然地下水の動水勾配は第一帯水層で約1/980～1/3,020、第二帯水層で約1/500～1/9,450と、各帯水層とも極めて小さいことがわかった。

これらの調査結果を受け、試験サイトにおいて、B孔で揚水し、A孔群で観測する揚水試験と、C孔群で揚水し、E孔群で観測する揚水試験が実施された。揚水試験で評価された透水係数は、逆解析の評価値との比較に用いた。

表 2-4 自然地下水の流動状況

対象とする帯水層	観測日	観測孔	地下水位 E.L.m	水位差 <sup>注)</sup> m	孔間距離 m	動水勾配	
第一帯水層	2011年 10月25日	E40	346.53	0.01	30.2	1/ 3,020	
		A35	346.52				
	2011年 10月29日	E40	346.49	0.02	30.2	1/ 1,510	
		A35	346.47				
	第一帯水層	2012年 1月22日	C42	345.10	-0.08	88.1	1/ 1,101
			D41	345.18			
2012年 2月5日		C42	344.87	-0.09	1/ 979		
		D41	344.96				
第二帯水層	2011年 10月25日	E40	346.19	-0.06	30.2	1/ 503	
		A60	346.25				
	2011年 10月29日	E40	346.16	-0.04	30.2	1/ 755	
		A60	346.20				
	第二帯水層	2012年 1月20日	C64	344.37	0.01	94.5	1/ 9,450
			D62	344.36			
		2012年 2月10日	C64	344.69	0.02		1/ 4,725
			D62	344.67			

注) 水位差は南東方向を正として算出(観測孔欄の上段孔-下段孔)

### 2.6.3 2孔式塩水トレーサ試験の概要

複数の帯水層定数を同定するため、第一帯水層と第二帯水層において放射状発散型の2孔式塩水トレーサ試験を別々に実施した。

なお、注入孔の地下水位は触針式水位計（分解能0.01m）、トレーサ貯留タンク内の電気伝導度と水温はポータブルセンサ（分解能0.1mS/m, 0.1℃）をそれぞれ用いて計測した。また、観測孔は孔内にデータロガー付センサを設置し、地下水位（分解能0.001m）、電気伝導度（分解能0.1mS/m）、水温（分解能0.1℃）を1分間隔で自記記録した。

#### (1) 第一帯水層における塩水トレーサ試験の概要

図 2-8に示すように、第一帯水層ではA35孔に塩水を注入し、注入時の孔内水位と注入する塩水の塩分濃度を電気伝導度で計測すると共に、B孔のG.L.-27.0mの深度でも孔内水位と電気伝導度をモニタリングした。なお、A35孔とB孔の距離は3.8mである。

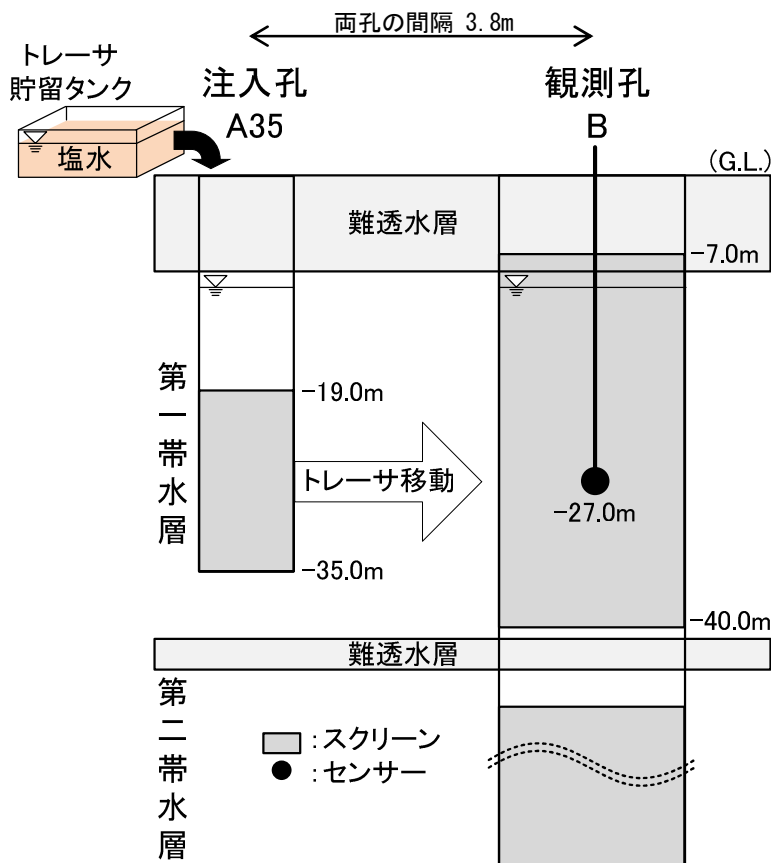


図 2-8 第一帯水層の2孔式塩水トレーサ試験模式図

(2) 第二帯水層における塩水トレーサ試験の概要

図 2-9に示すように、B孔の第二帯水層に相当するスクリーン区間の上下部にパッカーをかけ、B孔に挿入した内管より第二帯水層へ塩水を注入し、孔内水位と注入塩水の電気伝導度を計測した。またA60孔のG.L.-49.0mの深度でも孔内水位と電気伝導度をモニタリングした。なお、B孔とA60孔の距離は3.8mである。

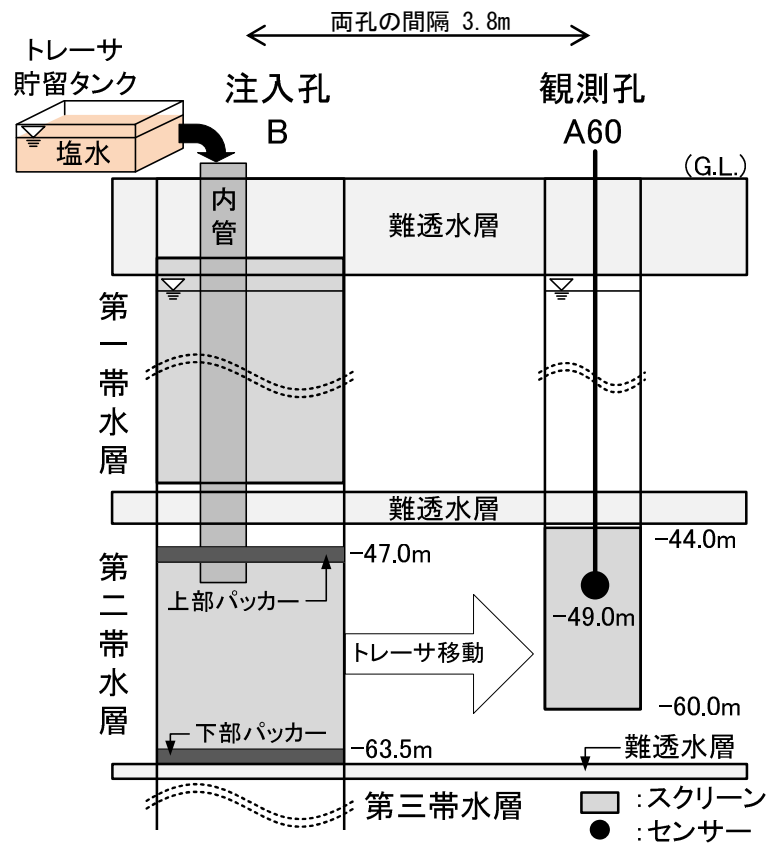


図 2-9 第二帯水層の2孔式塩水トレーサ試験模式図



## 2.6.4 2孔式塩水トレーサ試験の結果

### (1) 第一帯水層における試験結果

第一帯水層の塩水トレーサ試験（実施日：2011/2/8）では、試験開始から51分間は塩水（総量5,000L）を、51分経過後から198分間は真水（総量14,000L）をA35孔より注入した。このときの平均注水量は76.3L/分であった。

図 2-10(a)に注入孔（A35孔）および観測孔（B孔）の水位変化を示す。A35孔では試験開始直後より注入終了時まで地下水位が上昇し続け、最大4.78mの水位上昇を観測したが、注入を終了すると極めて短時間に試験開始時の地下水位まで回復した。また、B孔でもA35孔とほぼ同様の水位の増減傾向が確認されたが、地下水位の変動量は0.13mであった。

図 2-10(b)はトレーサ貯留タンク内およびB孔内の電気伝導度を示したもので、B孔の電気伝導度は注入開始から約10分後より上昇し始め、注入開始から約120分後にピークを観測している。試験開始から249分後にA35孔への注水を終了したが、B孔の電気伝導度は注水終了直後に急激に低下している。図 2-10(a)の地下水位変動から明らかなように、注入終了後に速やかにA35孔の地下水位が自然地下水位程度まで低下し、注入孔A35孔から観測孔B孔に向かう流れがなくなっている。なお、注入孔から観測孔までの距離が3.8mであり、観測孔での濃度ピークの発現時間が試験開始から約120分後であったため、これらより概算すると、試験中の両孔間における平均的な間隙流速は0.032m/min.程度であったと推察される。

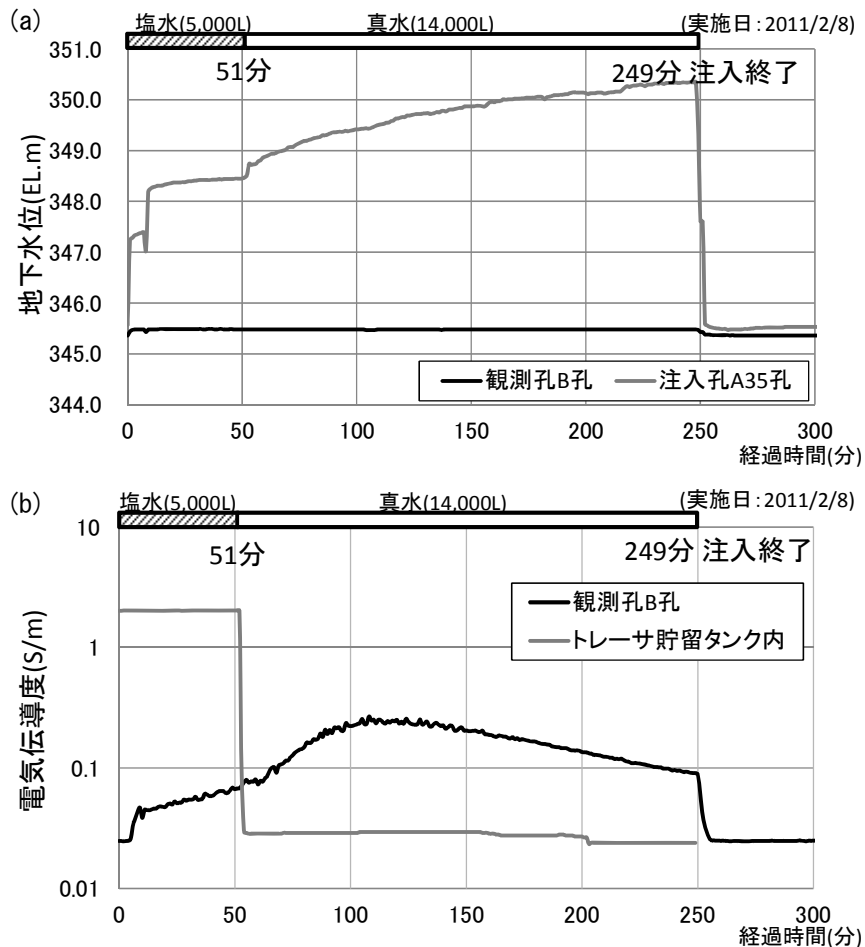


図 2-10 第一帯水層トレーサ試験時の地下水位(a)および電気伝導度(b)の変化

## (2) 第二帯水層における試験結果

第二帯水層の塩水トレーサ試験（実施日：2011/1/12）では、B孔に挿入した内管より、試験開始から33分間は塩水（総量5,000L）を、それ以降138分までは真水（総量14,000L）を注入した。このときの平均注入量は111.8L/分であった。

図 2-11 (a)に注入孔（B孔）および観測孔（A60孔）の水位変化を示す。短時間に多量の水を注入したため内管内の水位が試験開始直後に一時的に上昇（バブリング）したが、10分程度で安定し、その後は注入終了まで345.4m程度の水位が続いた。

一方、A60孔では試験開始直後に水位がやや上昇し、約20分あたりから緩い水位上昇に転じ、注水終了と共に急速にもとの水位に回復した。なお、水位上昇幅は、初期のバブリングを除けばB孔が0.34m、A60孔が0.13mであった。

図 2-11 (b)に示すように貯留タンク内のトレーサの電気伝導度は塩水注入終了後ゆるやかに低下しており、A60孔では試験開始から約66分後に電気伝導度のピークを観測した。

なお、注入孔から観測孔までの距離が3.8mであり、観測孔での濃度ピークの発現時間が試験開始から約66分後であったため、これらより概算すると、試験中の両孔間における平均的な間隙流速は0.058m/min.程度であったと推察される。

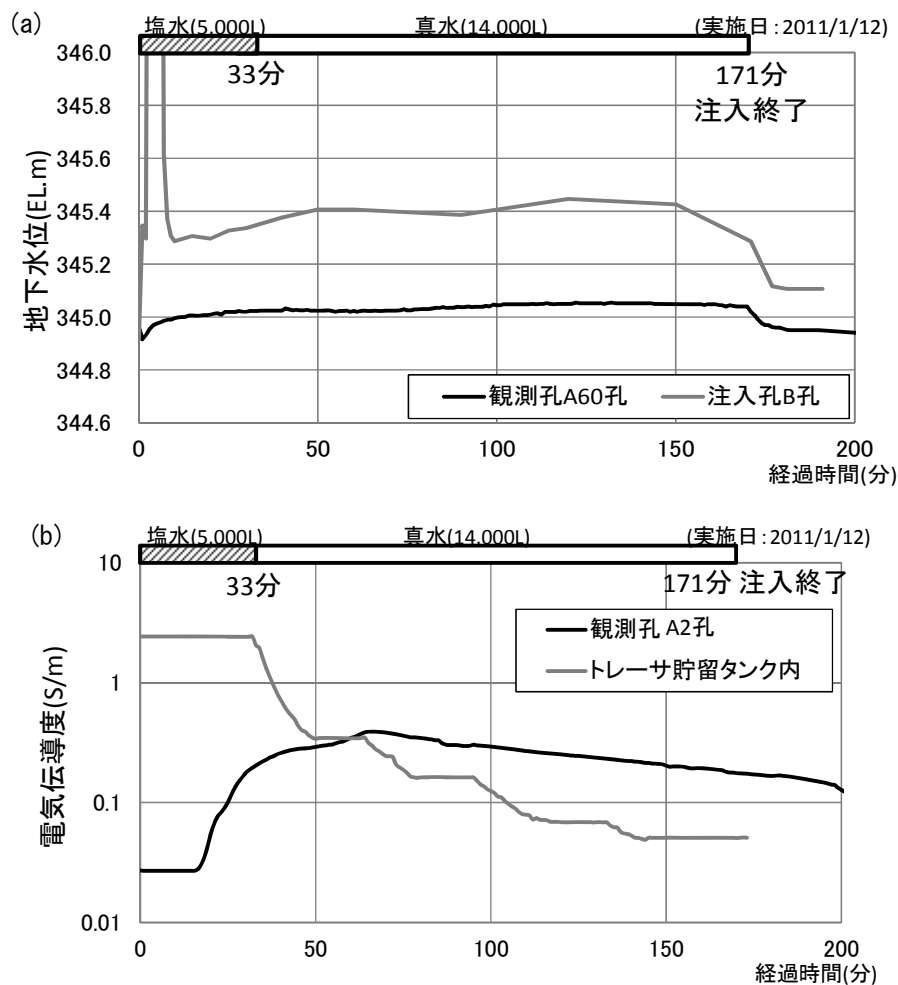


図 2-11 第二帯水層トレーサ試験時の地下水位 (a) および電気伝導度 (b) の変化

## 2.6.5 電気伝導度と水温の観測値を用いた塩水密度の算出

密度依存流を考慮した浸透流と物質輸送の連成解析には、塩水密度 $\rho_s$ が必要である。塩水密度は塩分濃度と水温によって変化するため、ここでは富樫・藤縄<sup>39)</sup>が導出した塩分濃度と水温を変数とする密度の補助方程式

$$\rho_s = \rho_f + \frac{1 - \rho_f A}{(B - 1)/\rho_f + A}, \quad B = c_m^{-1} \quad (4-20)$$

を用いて $\rho_s$ を求める。

ここに、淡水密度 $\rho_f$ はFischer et al.<sup>40)</sup>の付表から求めた水温 $T$  (°C) を変数とする関係式

$$\rho_f = 1.0 - 0.0000269 \times (T - 4) - 0.000005233 \times (T - 4)^2 \quad (4-21)$$

から求めることができる。

また、式(20)の $B$ を求めるために必要な質量分率 $c_m$  (=溶質の質量 $m_s$ /溶液の質量 ( $\rho_s V_s$ )) は、電気伝導度 (25°C補正值)  $E_c$  (S/m)と水温 $T$  (°C)を用いた $E_c$ と $T$ の双二次多項式として次式で近似できる<sup>39)</sup>。

$$c_m = \alpha_0 + \alpha_1 E_c + \alpha_2 T + \alpha_3 E_c^2 + \alpha_4 T^2 + \alpha_5 E_c \cdot T \quad (4-22)$$

ここに、 $\alpha_0 \sim \alpha_5$ は定数 (表 2-5参照) である。

さらに、溶液中に溶解している塩分の質量 $m_s$ と溶液の体積 $V_s$ から求まる $A (=V_s/m_s)$ は質量分率 $c_m$ の関数として与えられ、理科年表の「種々の物質の水溶液の密度」を用いると、近似式

$$A = -0.400641c_m^2 + 0.372264c_m + 0.290671 \quad (4-23)$$

で与えることができる<sup>39)</sup>。そこで、トレーサ試験時に観測した注入水の $E_c$ と $T$ を用いて式(4-22)より求めた質量分率の最大値 $c_{m \max}$ を用い、注入孔の相対濃度 $c_{inj} (=c_m/c_{m \max})$ を算出した。

表 2-5 質量分率算定式のパラメータ

$\alpha_0$	0.00636	$\alpha_1$	0.00402	$\alpha_2$	0.0000440
$\alpha_3$	0.000248	$\alpha_4$	-0.000000258	$\alpha_5$	0.000248

なお、以上の補助式より算出したトレーサ試験時における相対塩分濃度  $c_{inj} = 1.0$  の塩水密度  $\rho_s$  は、第一帯水層試験では  $1.01102\text{g/cm}^3$ 、第二帯水層試験では  $1.01180\text{g/cm}^3$  であった。また、第一帯水層で実施した試験で測定された観測孔B孔でのピーク時相対塩分濃度は0.10、第二帯水層で実施した試験で測定された観測孔A60孔でのピーク時相対塩分濃度は0.14であった。

## 2.7 原位置試験データへの逆解析法の適用

前項で検証した逆解析法を前述の2孔式塩水トレーサ試験に適用し、第一帯水層、第二帯水層の飽和透水係数と縦分散長を同定した。

なお、本研究で実施した塩水トレーサ試験では、図 2-8、図 2-9に示すように、一観測孔内の一観測点で塩分濃度を計測しているが、不均質・異方性の地盤特性を評価する場合は、複数の観測孔および複数深度での計測を行い、このような条件にも対応できる3次元数値モデルを用いた逆解析手法を開発する必要がある。

### 2.7.1 計算メッシュおよび計算条件

#### (1) 計算メッシュ

逆解析には図 2-12に示す3次元プリズムメッシュを使用した。なお、水平方向の三角形は水位や濃度変化が大きい注入孔周辺で密にした。また、プリズム要素のZ方向の要素長は  $\Delta z = 1.0 \sim 2.0\text{m}$  を基本としたが、注入孔スクリーンの上下端付近は大きな圧力変化が想定されることから  $\Delta z = 0.1\text{m}$  とし、さらに第一帯水層は不圧地下水となることから、不飽和浸透流の計算に対応できるよう、モデル上面から  $2.0\text{m}$  区間を  $\Delta z = 0.5\text{m}$  とした。

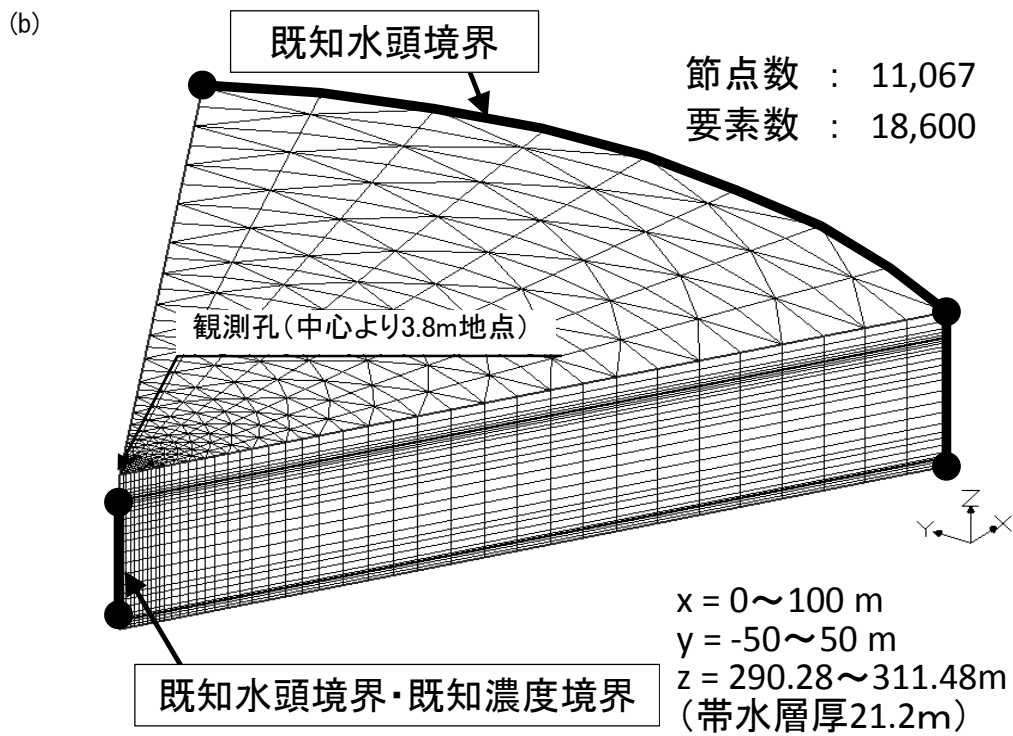
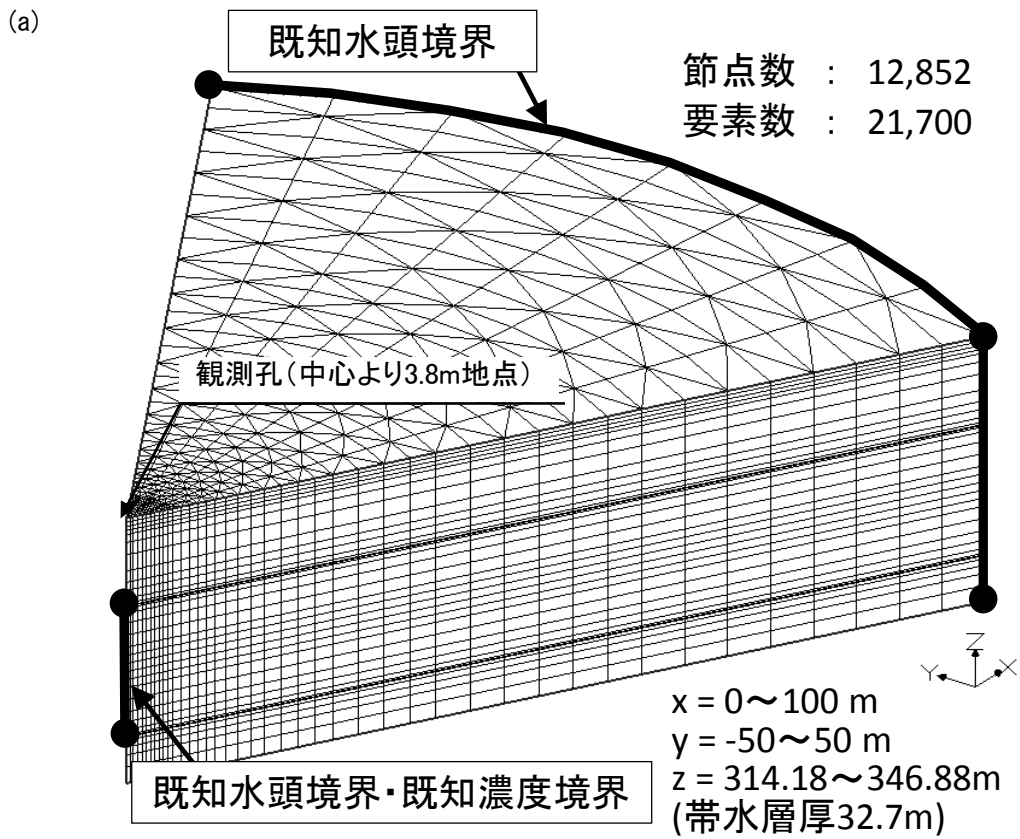


図 2-12 逆解析用3次元FEMメッシュ (第一帯水層(a), 第二帯水層(b))

(2) 計算条件

逆解析では同定値が局所解とならないように初期値を変えた複数ケースを同時に計算しており、その探索過程において一般値から大きく乖離する値で収束する傾向が見られたケースは棄却した。最適解に至ったと判断された逆解析ケースに用いた初期値、物性値および計算条件を表 2-6に示す。ここで設定した比貯留係数は、第一帯水層および第二帯水層でそれぞれ2011年1月18日、2011年1月8日に実施した揚水試験結果より推定した値を採用している（詳細は「4.4.1 試験サイトの概要」を参照）。

試験サイトの不飽和帯の物性値については文献<sup>41)</sup>から得られた礫層のパラメータを用いた。また、各帯水層の有効間隙率 $\epsilon$ は、前述のオールコアボーリング結果より対象の帯水層は砂礫により構成されることが明らかとなったため、砂礫層の一般値<sup>42)</sup>程度となる $\epsilon = 0.2$ とした。

表 2-6 逆解析の計算条件

計算条件		逆解析ケース		
		第一帯水層	第二帯水層	
パラ メータ	初期 値	飽和透水係数cm/s	0.01667	0.03333
		縦分散長 m	5.000	2.000
		横分散長 m	5.000	2.000
	比貯留係数 1/m		0.00000758	0.00051887
	間隙率		0.20	0.20
	不飽 和 物 性	飽和体積含水率	0.20	(飽和領域のみ)
		残留体積含水率	0.10	
		Genuchten式 $\alpha$	5.270	
		Genuchten式 $\beta$	2.156	
	塩水密度 g/cm <sup>3</sup>		1.01102	1.01180
時間 条件	計算時間	250分	170分	
	時間刻み	0.1分～1.0分		
境界 条件	定水頭境界	(注入孔) 実測水位 (円弧上) 全水頭H=345.571m	(注入孔) 実測水位 (円弧上) 全水頭H=344.915m	
	定濃度境界	(注入孔) 実測トレーサー濃度	(注入孔) 実測トレーサー濃度	
初期 条件	初期水位	モデル領域で一様 全水頭H=345.571m	モデル領域で一様 全水頭H=344.915m	
	初期濃度	モデル領域で一様 相対濃度c=0.0	モデル領域で一様 相対濃度c=0.0	

飽和・不飽和浸透流解析では、各帯水層の上下部に存在する粘土層を不透水層とみなし、上下面を不透水境界とした。また、地下水の流れは注入孔を中心とする放射状流となるため、側面も不透水境界とした。さらに、トレーサ注入部となる扇型中心部に位置する節点群のうち、注入孔スクリーン区間に該当する節点には水位変動型既知水頭境界を設定し、第一帯水層ではA35孔のスクリーン区間（EL.319.98～335.98m）、第二帯水層ではB孔のスクリーン区間（EL.291.48～307.98m）の境界条件に実測地下水位を与えた。

一方、トレーサの注入に伴う水圧の影響範囲をヤコブの近似解<sup>4)</sup>を用いて計算したところ、両試験ともに注入孔から100m離れた円弧上では水位変化が確認されなかったことから、円弧上の節点群は定水頭境界とし、初期水位を継続して与えた。

また、物質輸送解析の境界条件に対しては、トレーサ注入条件を設定する節点群に注入水の相対濃度を与え、それ以外の境界上の節点はすべて不分散条件を与えた。なお、電気伝導度のモニタリング地点で実測値と計算値を比較するため、計算値のサンプリングは注入孔から3.8m離れた地点の、観測孔内のセンサー設置深度に位置する節点で行った。

## 2.7.2 逆解析によるパラメータの同定結果と考察

逆解析にはサンプリング地点において5分間隔で測定されたトレーサ濃度の実測値と算定した相対濃度を用い、式(2-19)に示す目的関数 $F$ が最小となるように最適パラメータを同定した。本検討での実測データの個数は、第一帯水層では50、第二帯水層では34であった。

### (1) 同定したパラメータ値

逆解析で設定したパラメータの初期値および同定値と目的関数 $F$ の最小値を表 2-7に、また目的関数 $F$ および探索過程のパラメータ値の推移を図 2-13に示す。なお、いずれの計算においても目的関数 $F$ が変化しなくなったところで計算を終了している。同定された縦分散長は第一帯水層で3.561m、第二帯水層で10.089mであり、同定された飽和透水係数は第一帯水層で0.00852cm/s、第二帯水層で0.03067cm/sであった。

表 2-7 逆解析による帯水層定数の同定結果

逆解析の 対象帯水層	センサー 設置位置 (G.L.-m)	検証 データ 数	飽和透水係数 cm/s		縦分散長 m		目的関数 $F$ の最小値
			初期値	同定値	初期値	同定値	
第一帯水層	27.0	50	0.01667	0.00852	5.000	3.561	0.07888
第二帯水層	49.0	34	0.03333	0.03067	2.000	10.089	0.10803



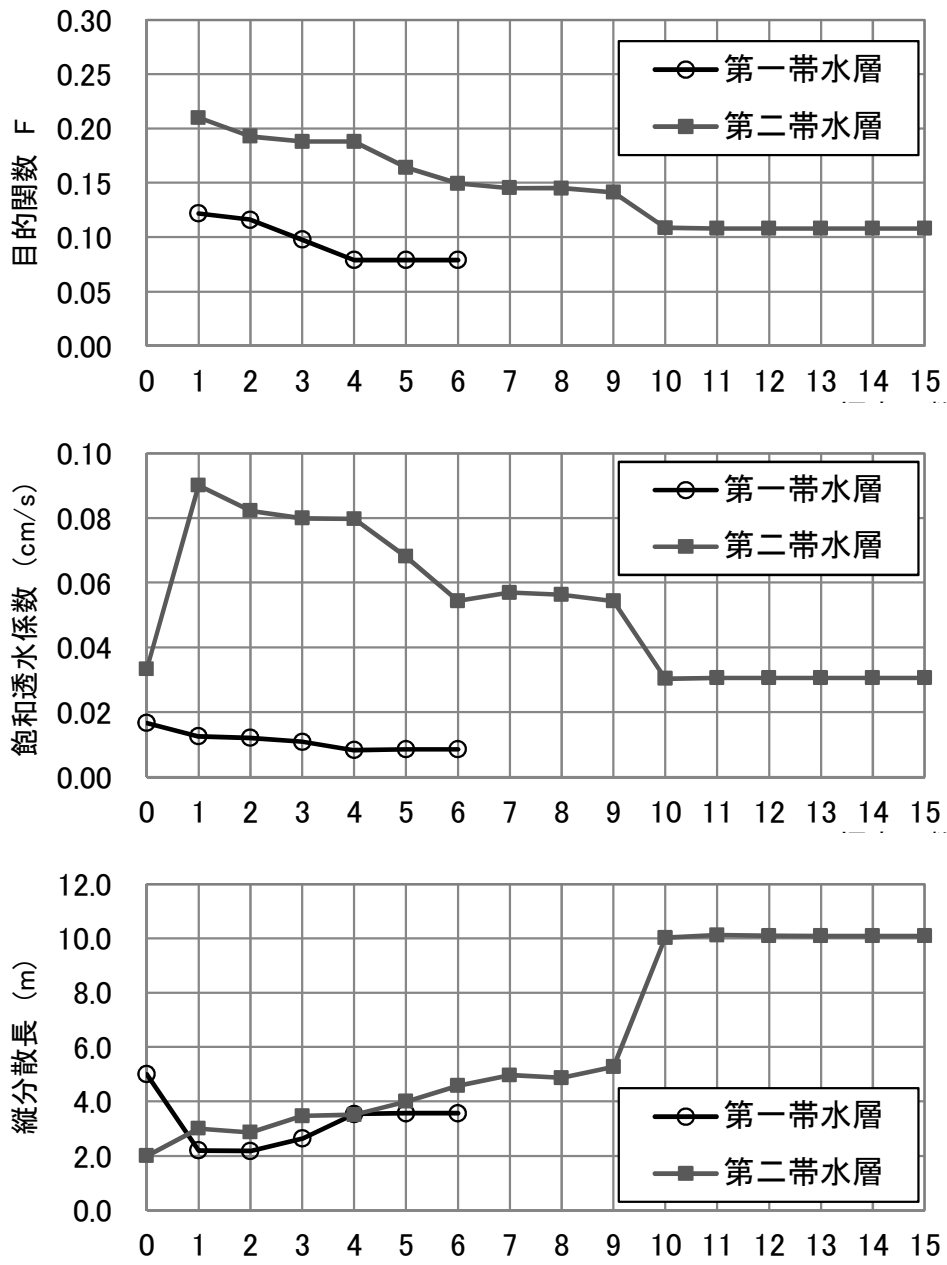


図 2-13 逆解析時のパラメータ探索過程

## (2) トレーサ試験結果の再現性

図 2-14に、同定されたパラメータを用いてトレーサ試験を再現計算したときのサンプル地点におけるトレーサ濃度の計算値を実測値と比較した。第一帯水層では同定パラメータによる計算結果は、実測トレーサ濃度のピーク到達時間や濃度変化をよく再現している。一方、第二帯水層では計算濃度のピークが10分程度後ろにずれているが、ピークの高さや全体の波形の再現は概ね良好であった。

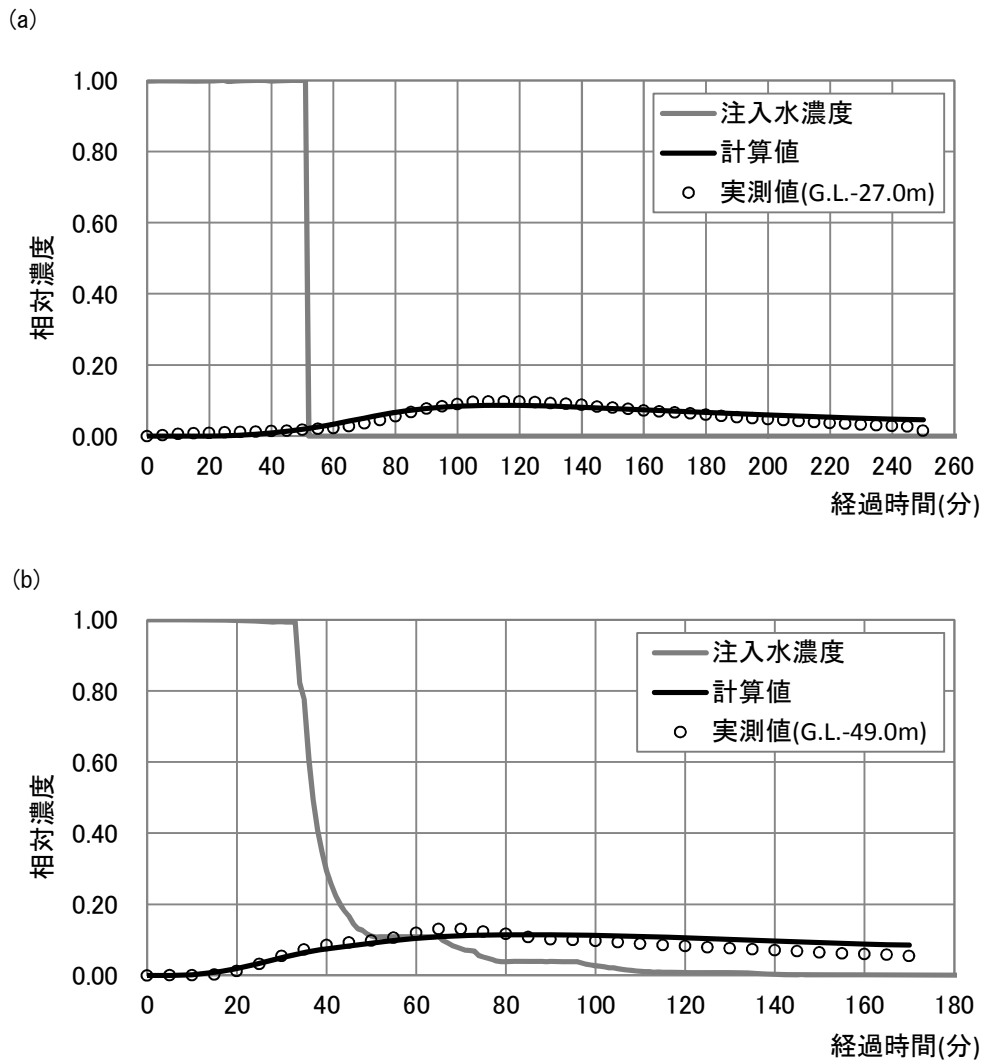


図 2-14 第一帯水層 (a) および第二帯水層 (b) の実測値と計算値の比較

分散長は、試験が行われた場のスケールに依存するとされている<sup>12)</sup>。そこで、Gelhar et al.<sup>43)</sup>による多孔質媒体および亀裂系岩盤から得られた縦分散長 とトレーサ流下距離 との関係を整理したものを図 2-15に示す。なお、図中の実線はNeuman<sup>44)</sup>の関係式を示したものである。逆解析より求めた縦分散長を同図中にプロットすると、既往の報告と照らしてやや大きい値となっている。その原因は以下のように考えられる。

- ・ 第一帯水層トレーサ試験では観測孔として、第二帯水層トレーサ試験では注入孔としてB孔を使用しているが、B孔はオールスクリーン仕様であり、帯水層間の水頭差により孔内を第一帯水層から第二帯水層へ鉛直下向き流れが発生していることがわかっている。また、複数回の揚水試験の実施により、B孔埋め戻し部の透水性が大きくなっており、埋め戻し部を通して第一帯水層から第二帯水層へ鉛直下向き流れが発生しているものと考えられる。透水性が高くなると縦分散長は大きくなるが、逆解析結果はこのような井戸構造も反映したものと考えられる。

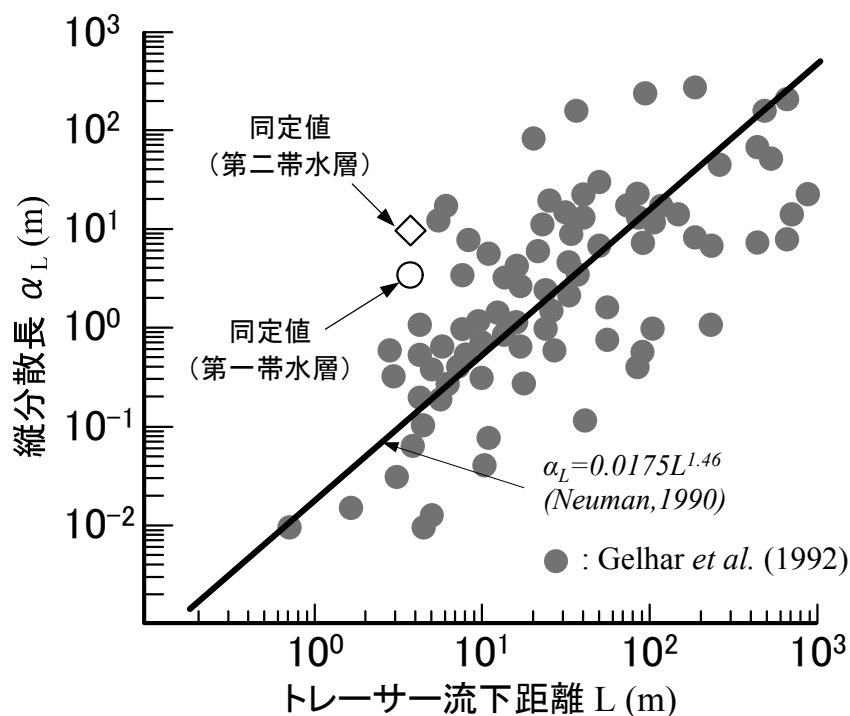


図 2-15 縦分散長と流下距離の関係 (文献<sup>12)</sup>図を一部加筆)

次に、逆解析した飽和透水係数と揚水試験結果よりハンタッシュ-ヤコブの式を用いて求めた透水係数を整理したものを表 2-8に示す。

第一帯水層の揚水試験結果では0.03517cm/sおよび0.04450cm/sの値が得られており、逆解析結果は揚水試験結果の1/4～1/5程度となっている。これに対して、第二帯水層の揚水試験結果では0.01833cm/sおよび0.03137cm/sの値が得られており、逆解析した飽和透水係数値はほぼ妥当な値であった。第一帯水層において逆解析結果と揚水試験結果に差異が生じた理由として次の要因が考えられる。

- ・揚水試験では帯水層の平均的な透水係数が得られるが、逆解析ではセンサー設置位置近辺の局所的な値が得られ、地盤の不均質性の影響を受ける。図 2-7に調査孔スクリーン区間とセンサー位置を示したが、電気検層結果より第一帯水層トレーサ試験のセンサー位置は透水性が低い地層部に相当しており、逆解析による透水係数値が小さくなった。これに対して、第二帯水層トレーサ試験のセンサー位置はスクリーン区間の平均的な透水性が想定される地層部に相当しており、逆解析結果と揚水試験結果はほぼ同等の値となった。

表 2-8 逆解析による帯水層定数の同定結果

対象となる帯水層	逆解析により同定した透水係数 cm/s	揚水試験結果より推定した透水係数			
		揚水試験条件			透水係数 (ハンタッシュ-ヤコブの式) cm/s
		実施日	揚水孔	観測孔	
第一帯水層	0.00850	2011年 1月18日	B	A35	0.03517
		2011年 11月10日	C42	E40	0.04450
第二帯水層	0.03067	2011年 1月8日	B	A60	0.01833
		2011年 11月9日	C64	E63	0.03137

## 2.8 本章の結論

本研究では、飽和・不飽和浸透および物質移動の支配方程式の主要パラメータである透水係数と分散長を同時に同定するため、密度流を考慮した飽和・不飽和流動と保存性トレーサの移流分散の連成問題を解くための3次元数値モデル (SIFEC3dp) にパウエルの共役傾斜法を組み合わせた逆解析法を開発し、信州大学工学部若里キャンパスで実施した不圧帯水層と被圧帯水層を対象とする2孔式塩水トレーサ試験結果に適用してパラメータ同定を行った。以下に本研究で得られた知見を示す。

- ①複数の帯水層定数が同時に同定できる密度流を考慮した 3 次元数値モデルに基づく逆解析法を開発し、テストケースにおいてその有効性および妥当性が検証できた。
- ②注水孔から塩水を注入し、3.8m 離れた観測孔で塩分濃度をモニタリングする 2 孔式塩水トレーサ試験を 2 つの帯水層（第一帯水層，第二帯水層）に対して実施した。注入孔の地下水位や注入塩水濃度が時間変化し、観測孔でモニタリングされた塩水濃度も経時変化したが、数値モデルを用いる逆解析法により適切にパラメータ同定のための条件設定ができるようになった。
- ③開発した逆解析法を原位置トレーサ試験結果に適用し、帯水層定数の同定を行った。その結果、同定されたパラメータを用いた場合のトレーサ相対濃度の計算値と実測値は良好な一致を示した。
- ④同定された飽和透水係数と揚水試験から解析された値の間に乖離が見られ、縦分散長も一般値よりも大きい値が同定された。これは地盤の不均質性や試験に用いた井戸構造等に起因するものであり、ピンポイントで帯水層定数を同定するトレーサ試験に固有の結果である。今後、注入孔や観測孔の構造を改善したり、複数深度で計測する等の工夫をすることにより、本研究で開発した 3 次元数値モデル併用パラメータ同定手法の有効性がさらに向上することが期待される。

(参考文献)

- 1) 藤縄克之：技術手帳—地下熱利用，地盤工学会誌，Vol.59，No.6，pp.56-57，2011.
- 2) 長野克則：地下熱利用技術—2.地下熱利用技術とは，地下水学会誌，Vol.53，No.1，pp.83-90，2011.
- 3) 藤縄克之，富樫聡：地下熱利用技術—9. 地下熱利用のための数値解析技術，地下水学会誌，Vol.54，No.1，pp.39-52，2012.
- 4) 藤縄克之：環境地下水学，共立出版，2010.
- 5) Hotzl, H. and Werner, A. : Tracer Hydrology, Proceedings of the 6th International Symposium on Water Tracing, pp.77-84, 1992.
- 6) Drost, W., Klotz, D., Koch, A., Moser, H., Neumaier, F. and Rauert, W. : Point dilution methods of investigating groundwater flow by means of radioisotopes, Water Resources Research, Vol.4, No.1, pp.125-146, 1968.
- 7) Fujinawa, K. : Asymptotic solutions to the convection-dispersion equation and Powell's optimization method for evaluating groundwater velocity and dispersion coefficients from observed data of single dilution tests, Journal of Hydrology, Vol.62, 1983.
- 8) Powell, M. J. D. : An efficient method for finding the minimum of a function of several variables without calculating derivatives, The Computer Journal, Vol.7, pp.155-162, 1964.
- 9) Moench, A. F. : Convergent radial dispersion : A Laplace transform solution for aquifer tracer testing, Water Resources Research, Vol.25, No.3, pp.439-447, 1989.
- 10) Welty, C. and Gelhar, L. W. : Evaluation of longitudinal dispersivity from nonuniform flow tracer tests, Journal of Hydrology, Vol.153, pp.71-102, 1994.
- 11) Grove, D. B. and Beetem, W. A. : Porosity and dispersion constant calculations for a fractured carbonate aquifer using the two well tracer method, Water Resources Research, Vol.7, No.1, pp.128-134, 1971.
- 12) 日本地下水学会：地下水のトレーサ試験，pp.25-232，技報堂出版，2009.
- 13) Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C. : Conduction of Heat in Solid, 2nd ed., Oxford University Press, London, pp.510, 1959.
- 14) Bear, J. : Hydraulics of Groundwater, McGraw-Hill, pp.266-272, 1979.
- 15) 川端淳一，中村充利，河合達司，山本毅史：砂質帯水層における物質移行特性の評価に基づく原位置バイオレメディエーションの設計について，地下水学会誌，Vol.40，No.4，pp.429-443，1998.
- 16) 富樫聡，藤縄克之：2孔式塩水トレーサ試験と3次元数値モデルの逆解析による帯水層定数の同定，土木学会論文集C（地圏工学），Vol.69，No.3，pp.297-311，2013.
- 17) 富樫聡，石原貴之，上原健人，梶田明宏，藤縄克之，片桐憲一，秩父俊一：帯水層中の物質移動パラメータ同定のためのトレーサ試験と適用結果—地下熱利用技術の高度化に関する一連の研究(その1)—，日本地下水学会2011年秋季講演会講演要旨集，pp.62-67，2011.
- 18) 富樫聡，藤縄克之：SIFEC3dpと共役傾斜法を用いた塩水トレーサ試験の逆解析法の開発—地下熱利用技術の高度化に関する一連の研究(その2)—，日本地下水学会2012年春季講演会講演要旨集，pp.98-103，2012.
- 19) van Genuchten, M. T. : A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, Soil Science Society of America Journal, Vol.44, pp.892-898, 1980.
- 20) 藤縄克之：土壌水分特性曲線および不飽和透水係数のヒステリシス表現—多孔体中における不飽和浸透流の研究（I）—，地下水学会誌，Vol.39，No.4，pp.299-312，1997.
- 21) 藤縄克之，増岡健太郎，長野宇規，渡邊紹裕：海面上昇がゼロメートル地帯に及ぼす影響を予測するための塩水浸入数値解析モデル，土木学会論文集，No.790/VII-35，pp.35-48，2005.
- 22) Neuman, S. P. : Saturated-unsaturated seepage by finite elements, Journal of the Hydraulics Division, Vol. 99, No. 12, pp. 2233-2250, 1973.
- 23) 日比義彦：多孔体中における多相流の数値モデルに関する研究，信州大学学位論文，pp.107-110，2003.
- 24) Fujinawa, K. : A 'Characteristic' finite element method for dispersion-convection equation, Journal of Japanese Association of Groundwater Hydrology, Vol.5, No.2, pp.93-108, 1983.
- 25) 藤縄克之：特性曲線型有限要素法を用いた密度差のある地下水流動の数値解析—淡水・塩水2相流

- への応用, 地下水学会誌, Vol.26, No.1, pp.12-22, 1984.
- 26) Fujinawa, K. : A 'characteristic' finite element scheme for convective-dispersive transport with non-equilibrium reaction, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.23, No.6, pp.1161-1178, 1986.
  - 27) Garder, A. O., Peaceman, D. W. and Pozzi, A. L. Jr. : Numerical calculation of multidimensional miscible displacement by the method of characteristics, Society of Petroleum Engineers Journal, Vol.4, No.1, pp.26-36, 1964.
  - 28) Fujinawa, K., Iba, T., Fujihara, Y. and Watanabe, T. : Modeling interaction of fluid and salt in an aquifer/lagoon systems, Ground Water, Vol.47, No.1, pp.35-48, 2009.
  - 29) 富樫聡, 古川正修, 藤縄克之 : 島嶼における海岸地下水への塩水浸入対策に関する研究, 日本地下水学会2005年春季講演会講演要旨集, pp.66-69, 2005.
  - 30) 江澤静一郎, 長谷川純也, 藤縄克之, 渡邊紹裕 : 3次元密度依存流のための数値解析コードの開発とその検定, 日本地下水学会2009年春季講演会講演要旨, pp.58-63, 2009.
  - 31) 小林慎太郎, 丸山利輔 : Powellの共役方向法によるタンクモデル定数の探索, 農業土木学会論文集, Vol.65, pp.42-47, 1976.
  - 32) 江澤静一郎, 藤縄克之, 高見澤友見, 藤田佳秀 : 非平衡吸脱着反応を伴う移流分散モデルを用いた製材残滓によるVOC汚染浸出水の浄化解析, 土木学会論文集G, Vol.65, No.3, pp.143-152, 2009.
  - 33) 藤縄克之 : パラメータ最適同定法を用いた有限要素法による地下水シミュレーションー長岡平野の月別地下水収支解析ー, 水利科学, Vol.30, No.5, pp.1-27, 1986.
  - 34) 堀野治彦 : 地下水数値計算法(15) 3-2. パウエル法によるパラメータ同定問題, 地下水学会誌, Vol.34, No.1, pp.31-44, 1992.
  - 35) Tomigashi, A. and Fujinawa, K. : Enhanced Aquifer Thermal Energy Storage for Cooling and Heating of Shinshu University Building Using a Nested Well System, Sustainable Development and Planning V, pp.871-882, 2011. : ISBN 978-1-84564-544-1.
  - 36) Fujinawa, K. and Tomigashi, A. : Cooling and Heating System of Shinshu University Building by Enhanced Aquifer Thermal Energy Storage, the 12th International Conference on Energy Storage (INNOSTOCK2012), INNO-U-62 (pp.1-10), 2012. : ISBN: 978-84-938793-4-1.
  - 37) 富樫聡, 藤縄克之 : 地下水制御型帯水層蓄熱(ATES)システムの開発, 日本地下水学会2011年春季講演会講演要旨集, pp.44-49, 2011.
  - 38) 富樫聡, 藤縄克之 : 地下水制御型高効率ヒートポンプ空調システムの研究開発, 地下熱利用とヒートポンプシステム研究会第8回研究発表会, pp. 43-54, 2011.3.
  - 39) 富樫聡, 藤縄克之 : 地下水を利用した熱エネルギー貯留技術の一環としての温塩水の特長, 土木学会中部支部研究発表会講演概要集, pp.195-196, 2004.
  - 40) Fischer, H. B., Imberger, J., List, E. J., Koh, R. C. Y. and Brooks, N. H. : Mixing in Inland and Coastal Waters, Academic Press, 1979.
  - 41) 国土技術センター : 河川堤防の構造検討の手引き, pp.56, 2002.
  - 42) 水収支研究グループ編 : 地下水資源・環境論 (その理論と実践), 共立出版, pp.77, 1993.
  - 43) Gelhar, L. W., Welty, C. and Rehfeldt, K. T. : A critical review of data on field scale dispersion in aquifers, Water Resources Research, Vol.28, pp.1955-1974, 1992.
  - 44) Neuman, S. P. : Universal scaling of hydraulic conductivities and dispersivities in geologic media, Water Resources Research, Vol.26, No.8, pp.1749-1758, 1990.





## 第 3 章

水理地質環境が熱応答試験のパラメータ同定に  
与える影響に関する実験的研究



### 3.1 はじめに

東日本大震災や福島第一原子力発電所のシビアアクシデントが契機となり、国内で再生可能エネルギーを積極的に活用する機運が高まっている。その手段として注目されているのが、地下熱ヒートポンプ（GSHP : Ground Source Heat Pump）<sup>1)</sup>を用いた空調や給湯システムである。

GSHPは一年を通じて温度が安定している浅層地盤や地下水の熱特性に着目したエネルギー利用技術で、その方式にはボーリング孔に地盤との熱交換のためのU字管を埋設し、その管内に熱媒体を循環させて地層と直接熱交換させるクローズド方式と、地下水を揚水して地上で熱交換させるオープン方式がある。

クローズド方式は地中熱ヒートポンプ（GeoHP）<sup>2)</sup>システムとも呼ばれ、近年、国内で急速に普及している。しかし、GeoHPシステムの建設には初期費用が高むことから、施工前の調査で熱応答試験を実施して導入サイトの地層の熱交換特性を把握し、その結果を熱交換井の長さや本数などの基本設計に反映させることが多い。ちなみに、「地中熱利用ガイドライン(環境省)」<sup>3)</sup>では適切なGSHPを設計する手段として熱応答試験<sup>4)</sup>（TRT : Thermal Re-sponse Test）が推奨されている。

## 3.2 本研究の背景と目的

### 3.2.1 熱応答試験の意義と課題

公共施設や一般家庭へGSHPシステムを普及させるためには、導入時の初期費用の抑制が必要不可欠である。また、適切な規模や仕様においてシステム設計することは、初期費用の縮減に大きく寄与するものと考えられる。

したがって欧米では、熱応答試験を実施して地盤の熱伝導率などの熱的特性を評価し、その結果を設計に活かして井戸の本数や長さを最適化するため、1990年頃から移動式熱応答試験装置を用いた現地試験が本格的に導入されてきた<sup>5)</sup>。

一方、日本国内では2000年頃から熱応答試験が実施されるようになり<sup>2)</sup>、熱応答試験のガイドライン「ボアホール型地中熱交換器に対する加熱法による熱応答試験の標準試験方法 Ver.2.0」<sup>4)</sup>が作成されているうえに、地下水学会誌や日本地熱学会誌の誌面講座などでも熱応答試験の原理や調査事例が紹介されている<sup>2)</sup>。

一般的な原位置熱応答試験装置の概念図を図3-1に示す。熱応答試験装置は、水などの熱媒体を加熱してパイプ内を循環させる循環系と、地中に埋設したU字型熱交換器の入口および出口の熱媒体温度、加熱ヒーターの消費電力、熱媒体の循環流量などを計測する計測系より構成される。熱応答試験では、熱媒体を電気ヒーターで加熱し、循環ポンプにより実験地盤に埋設されたU字管および地上のパイプ配管内を循環させる。加熱された熱媒体は地盤内のU字管内を流動する過程で放熱し、温度変化するので、熱交換部の出入口の温度差を計測することにより、その地層の熱交換特性を評価する。

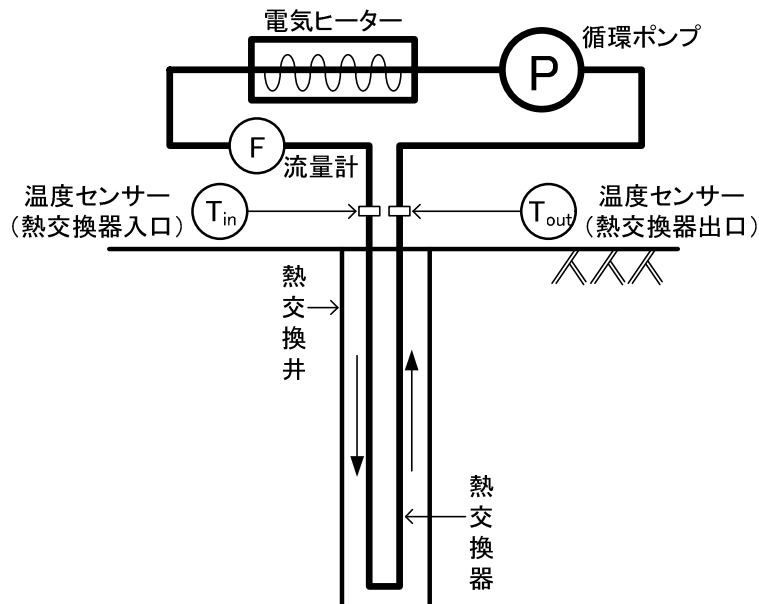


図 3-1 原位置熱応答試験装置の概念図

熱応答試験では熱交換井が貫入している地層の平均的な熱伝導率を評価するが、同定された熱伝導率は地盤の飽和度のみならず地下水の流れにも大きく左右されるため、地盤固有の真の熱伝導率ではなく、「見かけの熱伝導率」として評価される。たとえば、岩田ほか<sup>6)</sup>は地下水流動が約12 m/day と非常に大きい長野県大町市において地下水流動が熱特性の評価に与える影響を調べ、地下水流動に伴う移流効果によって熱交換量が5～13倍になっていると報告している。また、葛・長野ほか<sup>7)</sup>は砂を充填したタンクを用いて熱交換実験を実施しており、新堀ほか<sup>8)</sup>や大久保ほか<sup>9)</sup>は数値解析によって地下水流速と見かけの熱伝導率の関係について考察し、移流効果が大きくなると見かけの熱伝導率が増加すると報告している。

さらに、不飽和帯においては吸水時と排水時で水分分布が異なる<sup>10)</sup>ばかりでなく、流線も大きく影響されることが浸透実験<sup>11)</sup>により確認されている。また、Smits *et al.*<sup>12)</sup>が実施した、砂充填カラムによる吸水・排水時の熱伝導実験では、体積含水率が高くなるほど熱伝導率が大きくなることが明らかになっている。したがって、不飽和帯が卓越しているサイトでは熱応答試験から求まる熱伝導率が地盤の含水状況に左右されていることを理解しておく必要がある。

### 3.2.2 本研究の目的

これまで、原位置調査、数値解析、室内実験等に基づいて上述のような熱応答試験に関する研究が実施されてきたが、地下水流速や土壤水分が熱伝導率に与える影響に関する考察は不十分であった。そこで本研究では、実際に想定される様々な地盤環境を室内で模擬的に創出して熱応答試験の室内実験を実施し、地下水流速、地下水位、不飽和帯の土壤水分量や不飽和浸透流が、熱応答試験より同定される見かけの熱伝導率に与える影響を定量的に評価する。

なお本章の研究は、濱野・富樫ほか<sup>13)</sup>、濱野・藤縄<sup>14)</sup>で関連の研究報告をしている。

### 3.3 熱応答試験の理論と解析法

熱応答試験の理論およびその解析方法については、これまでに多くの文献で紹介されているが、本研究では熱応答試験で得られた測定データの解析に上原・藤縄の考案した逆解析法<sup>15)</sup>を用いていることから、ここでは上原・藤縄の研究報告<sup>15)</sup>を参考にして熱応答試験の理論と解析法について整理する。

#### 3.3.1 熱伝導方程式と解解析

熱応答試験のデータ解析には、有限差分法や有限要素法を用いた数値モデルによる方法や円筒型熱源関数を用いたヒストリーマッチング法なども提案されているが<sup>2)</sup>、データ観測の簡便さや解析の容易さから、ケルビンの線源関数に基づいた作図法が普及してきた。一方、熱媒体温度の経時変化を利用する作図法には、加熱時における熱媒体の温度データを用いる方法と加熱停止後の温度回復データを用いる方法がある<sup>16)</sup>。後者の回復時法は、熱媒体循環終了後の温度回復期のデータを用いて熱伝導率を推定するため、加熱の不安定性による影響を受けにくいとされているが、加熱時間と同程度の回復時間が必要であり、費用がかさむことなどから、一般には前者の加熱時法が用いられることが多い。

Morgensen<sup>17)</sup>によって熱応答試験のデータ解析に適用され、広く利用されているケルビンの線源関数(Ingersoll and Plass<sup>18)</sup>)は、均質、等方性、無限遠媒体(深さ方向)に強度一定の線源熱負荷を与えた場合の地層の熱応答が解析できる関数で、次の熱伝導方程式と初期条件および境界条件で表現される<sup>2)</sup>。

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} = \frac{\{b(\rho C)\}}{(b\lambda)} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3-1)$$

$$\text{初期条件} : T(r, 0) = T_0, \quad r_w \leq r < \infty$$

$$\text{境界条件1} : T(\infty, t) = T_0, \quad t \geq 0$$

$$\text{境界条件2} : \lim_{r \rightarrow r_w} \left( 2\pi r (b\lambda) \frac{\partial T}{\partial r} \right) = Q_H, \quad t > 0$$

ここに、 $T$ は地層の温度(°C:以下温度のみを表す場合に使用する)、 $T_0$ は初期の地層温度(°C)、 $r$ は熱交換井中心からの半径(m)、 $r_w$ は熱交換井の半径(m)、 $Q_H$ は地層との熱交換量(W)、 $\lambda$ は地層の熱伝導率(W/m/K)、 $\rho$ は地層の密度(kg/m<sup>3</sup>)、 $C$ は地層の比熱(W・s/kg/K)、 $b$ はU字管の埋設深度(m)、 $t$ は時間(sec)である。いま、ボーリング孔中心部での加熱に伴う地層の温度変化量を $T_r = T - T_0$ とし、式(3-1)と初期条件・境界条件を变形して微分方程式を解くと、以下の解析解が得られる。

$$T_r = \frac{Q_H}{4\pi(b\lambda)} \int_X^\infty \frac{e^{-u}}{u} du = \frac{Q_H}{4\pi(b\lambda)} E(X) \quad (3-2)$$

$$X = \frac{r^2 \{b(\rho C)\}}{4(b\lambda)t} = \frac{r^2(\rho C)}{4\lambda t}$$

ここに、式(3-2)はケルビンの線源関数と呼ばれる関数である。

一般に解析解を誘導する際、条件が単純化されることが多い。ケルビンの線源関数の誘導においても、1)熱は熱伝導のみにより移動する、2)初期温度は深さ方向に一様である、3)加熱量は一定である、などの前提条件が設けられている。しかし、実際の試験サイトでは一般に、不飽和域の存在が無視できない、地下水流動による移流の影響を受けている、地温勾配のため初期温度分布が一様でない、などといった事情が存在する。したがって、熱応答試験のデータから得られる同定結果はあくまでも「見かけ」のパラメータにすぎないことを理解しておく必要がある<sup>17)</sup>。

これらの自然条件が与える影響については、様々な報告がある。例えば、岩田ほか<sup>6)</sup>は現地試験を実施して自然の地下水流動が見かけ熱伝導率に与える影響を検討している。また、森谷ほか<sup>8)</sup>は実測値を基にしたシミュレーションにより地温勾配が熱伝導率の評価に与える影響について検討し、Fujii *et al.*<sup>21)</sup>は深度別に求めた熱伝導率を地質構造と対比することでその信頼性を評価している。

ところで、従来の熱応答試験のデータ解析ではケルビンの線源関数の近似解が用いられることが多く、熱応答試験のガイドライン<sup>4)</sup>では近似解が利用できる条件を満足させるため少なくとも48時間以上加熱することを推奨しており、結果的に長時間観測が人件費のみならず加熱ヒーターや循環ポンプなどの消費電力も増大させる一因となっていた。さらに、解析に使用するデータ区間の選定に個人差が生じる余地があることに加えて、加熱初期部のデータが利用できない、評価される熱応答特性が熱伝導率のみであり、実測値と解析値の比較によるパラメータ同定精度の検証が困難である、といった問題があった。

そこで上原・藤縄<sup>15)</sup>は、誤差を含みやすい近似解の代わりに、ほぼ正確解に近い漸近解を利用することにより加熱初期データが活用できるように改良し、さらにパウエルの共役傾斜法を用いたパラメータの逆解析により熱伝導率のみならず体積熱容量に係わる係数が自動的に評価できる手法を開発している。以降では、熱応答試験データの解析法について整理する。

### 3.3.2 従来法の近似解と高次漸近解

ケルビンの線源理論では、地質構造が単純化され、地下水の流れや不飽和部の不均一な水分分布、ボーリング孔や埋め戻し部の影響、あるいは供給熱量の変動などが無視されているため、数値解析(たとえば, Signorelli *et al.*<sup>22)</sup>, Schiavi<sup>23)</sup>) を用いて複雑な現場の条件に対応したデータ解析が実施されることもあるが、このような方法を導入するためには適切な数値解析ソフトと熟練した技術者が必要となる。

これに対して、ケルビンの線源関数は極めて利用しやすく、次節以降で述べる方法によりさまざまな評価が可能であることから、透水係数等の同定に利用されている揚水試験のデータ解析と同様、今後も広く利用されるものと考えられる。

式(3-2)のケルビンの線源関数における  $E(X)$  は次のべき級数に展開できる。

$$E(X) = -\gamma - \ln X + X - \frac{X^2}{2 \cdot 2!} + \frac{X^3}{3 \cdot 3!} - \frac{X^4}{4 \cdot 4!} + \dots \quad (3-3)$$

ここで、 $\gamma (= 0.5772 \dots)$  はオイラー定数である。式(3-3)のべき級数の高次項を無視した近似解の精度は  $X$  に依存し、 $X$  が十分に小さい場合は、十分な精度で  $E(X) \cong -\gamma - \ln X$  により近似できる ( $X < 0.05$  で誤差は2.2%以下)<sup>2)</sup>。したがって、この場合の熱交換井の温度変化には以下の近似解を用いることができる。

$$T_r \cong \frac{Q_H}{4\pi(b\lambda)} \left( -\ln \frac{r^2(\rho C)}{4\lambda t} - \gamma \right) \quad (3-4)$$

いま、式(3-4)を変形すると、

$$T_r \cong k \ln(t) + m \quad (3-5)$$

と表すことができる。ここで、

$$k = \frac{Q_H}{4\pi(b\lambda)}, \quad m = \frac{Q_H}{4\pi(b\lambda)} \left\{ \ln \left( \frac{4\lambda}{r^2(\rho C)} \right) - \gamma \right\} \quad (3-6)$$

である。



熱応答試験では単一ボーリング孔にU字管を挿入し、U字管内における循環水の往還の温度を測定して地層の熱伝導特性を評価する。熱応答試験における地中の温度変化のイメージを図 3-2 に示す。

加熱された循環水はU字管内を循環し、地中での熱交換によって温度が低下する。地層の初期温度分布が均一な場合、加熱時におけるU字管内の循環水の温度は図 3-2 のように入口で最も高く、出口で最も低くなる。また、不飽和帯は飽和帯に比べて熱伝導率が小さいので、単位深さ当たりの温度変化は飽和帯より小さくなる。熱応答試験の解析では、ボーリング孔中心部における温度はU字管の入口と出口の平均温度を計算し、初期平均温度からの温度変化量を実際の解析に用いる。なお、平均温度は初期の地層温度 $T_0$ から時間が経過するにつれて $T_1$ 、 $T_2$ と上昇し、徐々に温度変化量の差( $T_{ri}-T_{ri-1}$ )が小さくなっていく。近似解(3-4)を用いた場合、片対数紙の縦軸に $T_r$ を、横軸に $\ln(t)$ をとって熱応答試験データをプロットし、直線部分の傾き $k$ を求めると、熱伝導率 $\lambda$ は

$$\lambda = Q_H / 4\pi bk \tag{3-7}$$

で評価できる。近似解(3-7)を用いて熱伝導率を評価する手法が従来法（作図法）である。

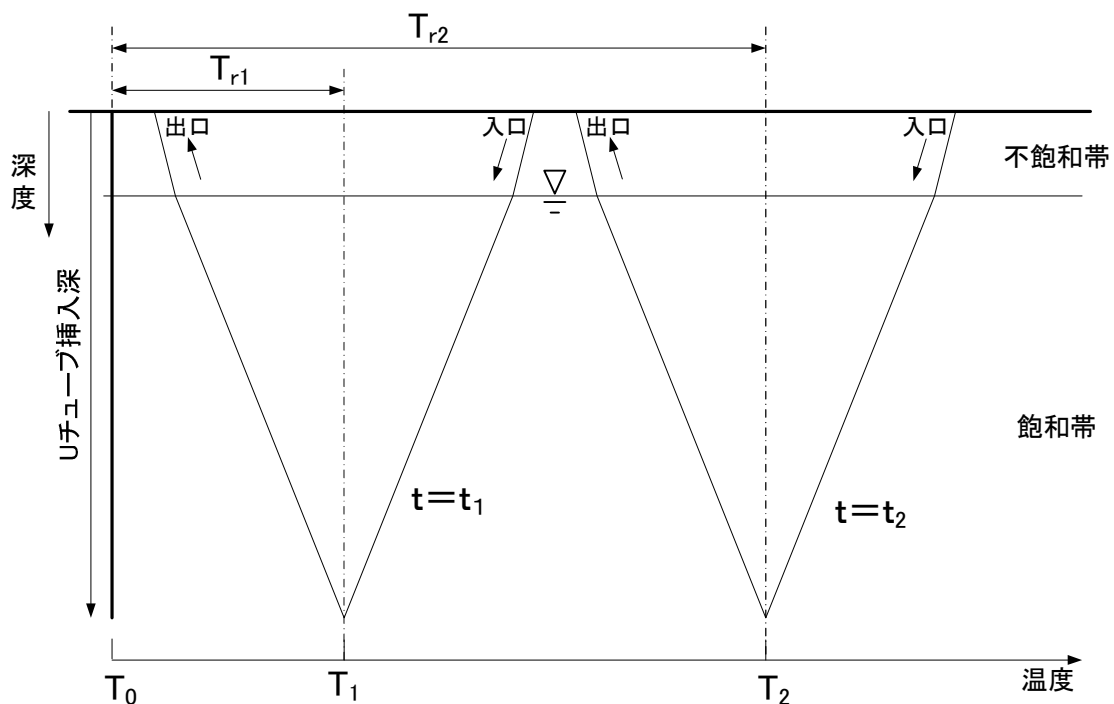


図 3-2 熱応答試験における地中の温度変化の概念図(添え字の数字は時間経過を表す)<sup>15)</sup>

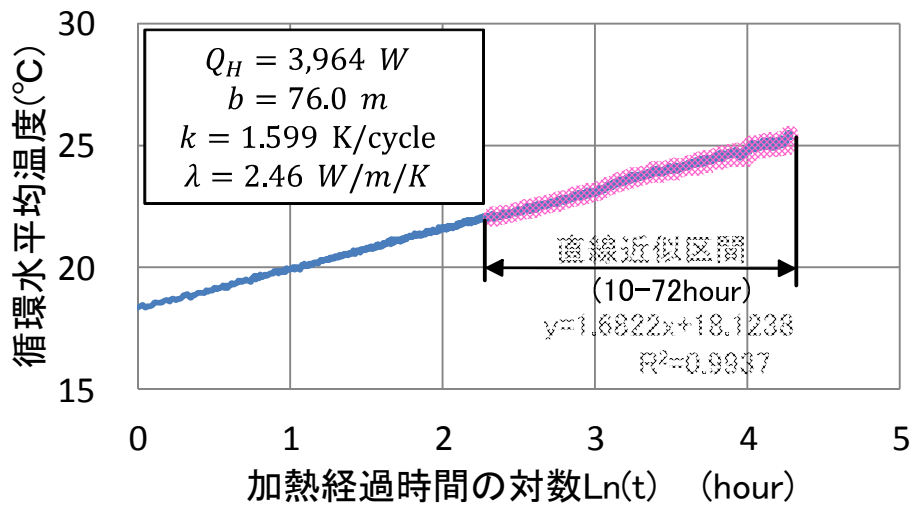


図 3-3 従来法による熱伝導率の推定<sup>15)</sup>

図 3-3は、信州大学工学部キャンパスで2011年11月に実施したデータを使用して、従来法により熱伝導率を評価したものであり、この方法が現在熱応答試験のデータ解析にもっぱら利用されている。一方、熱応答試験のデータ解析においては、地層の温度変化量と孔壁との熱抵抗  $R_b$  を組み込んだ式

$$T_r \cong \frac{Q_H}{4\pi(b\lambda)} \ln t + \frac{Q_H}{b} \left[ \frac{1}{4\pi\lambda} \left\{ \ln \frac{4\lambda t}{r^2(\rho C)} - \gamma \right\} + R_b \right] \quad (3-8)$$

がよく用いられている。正確解式(3-2)を式(3-8)で近似した場合、

$$R_b = \frac{1}{4\pi\lambda} \left[ \frac{r^2(\rho C)}{4\pi\lambda} - \frac{1}{2 \cdot 2!} \left\{ \frac{r^2(\rho C)}{4\lambda t} \right\}^2 + \frac{3}{3 \cdot 3!} \left\{ \frac{r^2(\rho C)}{4\lambda t} \right\}^3 - \dots \right] \quad (3-9)$$

となるので、何らかの方法で  $R_b$  を求めた場合、 $R_b$  は近似式(3-4)を用いることにより無視された漸近解の高次項を評価したことになる。

近似式(3-4)を用いる場合、十分な精度が担保され、初期段階で地中熱交換器や充填剤の影響を受けないよう、加熱時間は標準で60時間、最短でも48時間以上、精密に行いたい場合には100時間程度行うのが望ましく、一般的に試験期間は1週間以上必要となるとされており、式(3-5)の  $k$  値は試験開始から十分な時間が経過した区間のデータより決定される<sup>4)</sup>。しかし、近似解を用いた従来法には以下のような問題がある。

- (1) 誤差が許容範囲とされている2.2%以下になる時間 $t$ が事前には不明のため、式(3-5)の $k$ 値を決定する直線区間が画一的に選定できない。
- (2) 試験後半のデータを利用するため試験期間を長くとる必要があり、コストアップが避けられない。
- (3) 求められた熱伝導率は地下水流動や地温勾配に起因する誤差を含んだ見かけの熱伝導率となる。
- (4)  $k$ 値を求める従来法で得られる地盤の熱応答特性は熱伝導率 $\lambda$ のみであり、式(3-5)の $m$ や熱交換井中心からの半径 $r$ を求めないため体積熱容量( $\rho C$ )は得られない。このため、ボーリング孔中心部における温度変化の実測値と同定されたパラメータを用いた再現計算結果とを比較検証することも困難である。

図 3-4は、式(3-3)で展開される $E(X)$ のべき級数を第2, 4, 6, 12, 16, および30項まで評価したときの計算値を正確解と比較したものである。第2項まで評価した近似解は $1/X$ が大きい後半部は正確解と良く一致するが、 $1/X$ が小さくなるにつれて正確解から大きく乖離する。しかし、より高次項までを評価すると、計算値は徐々に正確解に漸近するようになり、第16～30項まで評価した場合、正確解とほぼ一致する。

この理由より、第2項までの近似解を用いる従来法では、 $1/X$ が小さい初期のデータが利用できなかった。しかし、正確解とほぼ一致する高次項まで評価項を増やせば $1/X$ が小さい初期データの使用が可能となり、熱応答試験の期間短縮と精度の向上を図ることができる。そこで、本報では $E(X)$ のべき級数展開式を正確解とほぼ一致する第30項まで評価することとする。

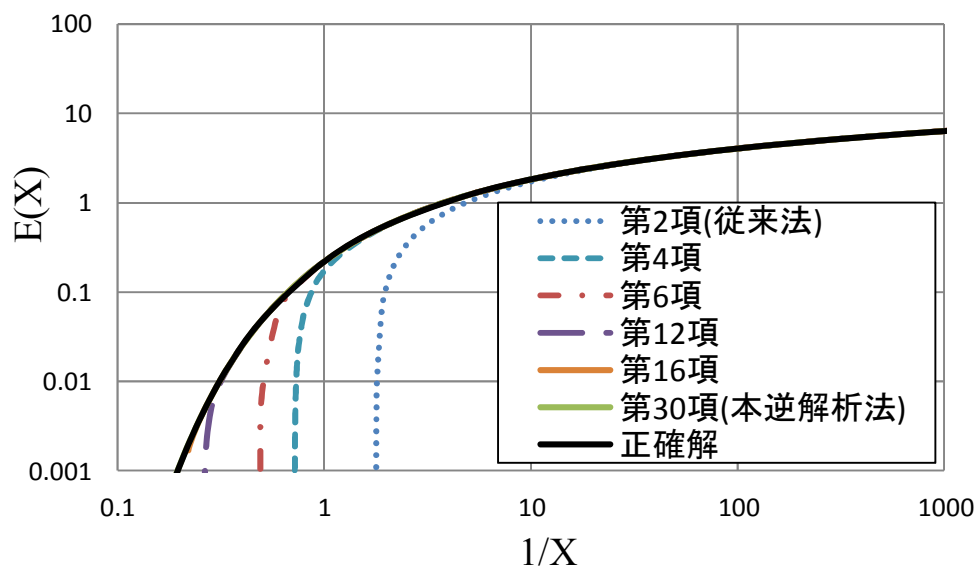


図 3-4  $E(X)$ の正確解と漸近解<sup>15)</sup>

### 3.3.3 熱応答試験データの逆解析法

解析解や数値解のパラメータを同定する手法に、目的関数の最小値を効率的に探索する最適化法がある。この最適化法の一つであるパウエルの共役傾斜法<sup>24)</sup>は、同定するパラメータの微係数を必要としないため、目的関数値のみを用いてパラメータの最適値が探索できる。この利点を生かし、タンクモデルの未定係数の同定<sup>25),26),27)</sup>、製材残滓の非平衡吸脱着反応定数の同定<sup>28)</sup>、石油系炭化水素の毛管上昇時における接触角や毛管半径などの同定<sup>29)</sup>、浸透流速と分散係数の同定<sup>30)</sup>、水分特性曲線パラメータの同定<sup>31)</sup>など、現地試験や室内実験において得られたデータを用いた各種パラメータの同定にパウエルの共役傾斜法が適用され、好結果を納めてきた。ここでは、パウエルの共役傾斜法を熱応答試験のデータ解析に応用する。

さて、日本では地下水の流れが速かったり、地温分布が不均一な場で熱応答試験が実施されることが少なくない。このようなケースでも、温度勾配が大きく熱伝導効果が大きい熱応答試験の初期段階のデータが活用できれば、地層の熱伝導率がより正確に同定できることが期待される。本法の重要なメリットは、前節の高次漸近解を用いることにより熱応答試験の初期段階でも正確なパラメータ同定ができることである。さらに、熱応答試験における温度計測は、熱交換井で実施されるため、理論上は $r=0$ であるが、現実的には $r=0$ の熱物性が求められるわけではなく、 $r$ の特定も困難である。そこで、解析結果と測定結果が比較検証できるよう熱伝導率 $\lambda$ とともに半径 $r$ と $(\rho C)$ を一体化した $r^2(\rho C)$ を同定することとした。この工夫により、同定パラメータを用いた計算温度と実測温度の比較検証が可能となり、前述の問題のひとつが解消できる。上述のパラメータの同定においては、次の目的関数

$$F = \sqrt{\sum_{i=1}^N (T_{ri} - \overline{T_{ri}})^2} \quad (3-10)$$

を最小にする探索過程の結果として同定値を求める。ここに、 $\overline{T_{ri}}$ は計算された $i$ 番目の温度上昇量、 $T_{ri}$ は実測された $i$ 番目の温度上昇量である。また、 $N$ は逆解析に用いる温度上昇量データの個数であり、データ1つあたりの誤差を表す評価尺度には、計算値と実測値の絶対値誤差の総和を総データ数で除した

$$\frac{f}{N} = \frac{\sum_{i=1}^N |T_{ri} - \overline{T_{ri}}|}{N} \quad (3-11)$$

を用いる。

図 3-5は、 $\lambda$ および $r^2(\rho C)$ の2変数からなる目的関数の最小値をパウエルの共役傾斜法により探索する過程を模式的に示したものである。第1順の探索では、 $r^2(\rho C)$ を初期推定値に固定して、目的関数が最小となるように $\lambda$ を探索する。第2順の探索では第1探索点の $\lambda$ を固定して目的関数が最小となるように $r^2(\rho C)$ を探索する。第3順の探索では第2探索点を出発点とし、第1探索点と第2探索点から定まる共役方向に目的関数が最小となるように $\lambda$ と $r^2(\rho C)$ を同時に探索する。

目的関数の性質が良い場合には、図 3-5に示すように第3探索点は十分に目的関数の最小点に近いことが期待できる。本法では第3探索点を初期推定値として再度全過程の探索を繰り返す。そして、 $j$ 回目の $F$ 値と $j-1$ 回目の $F$ 値の差分 $DIF(=F_j - F_{j-1})$ が、収束条件として与えた判定基準を下回ったところで逆解析を終了する。

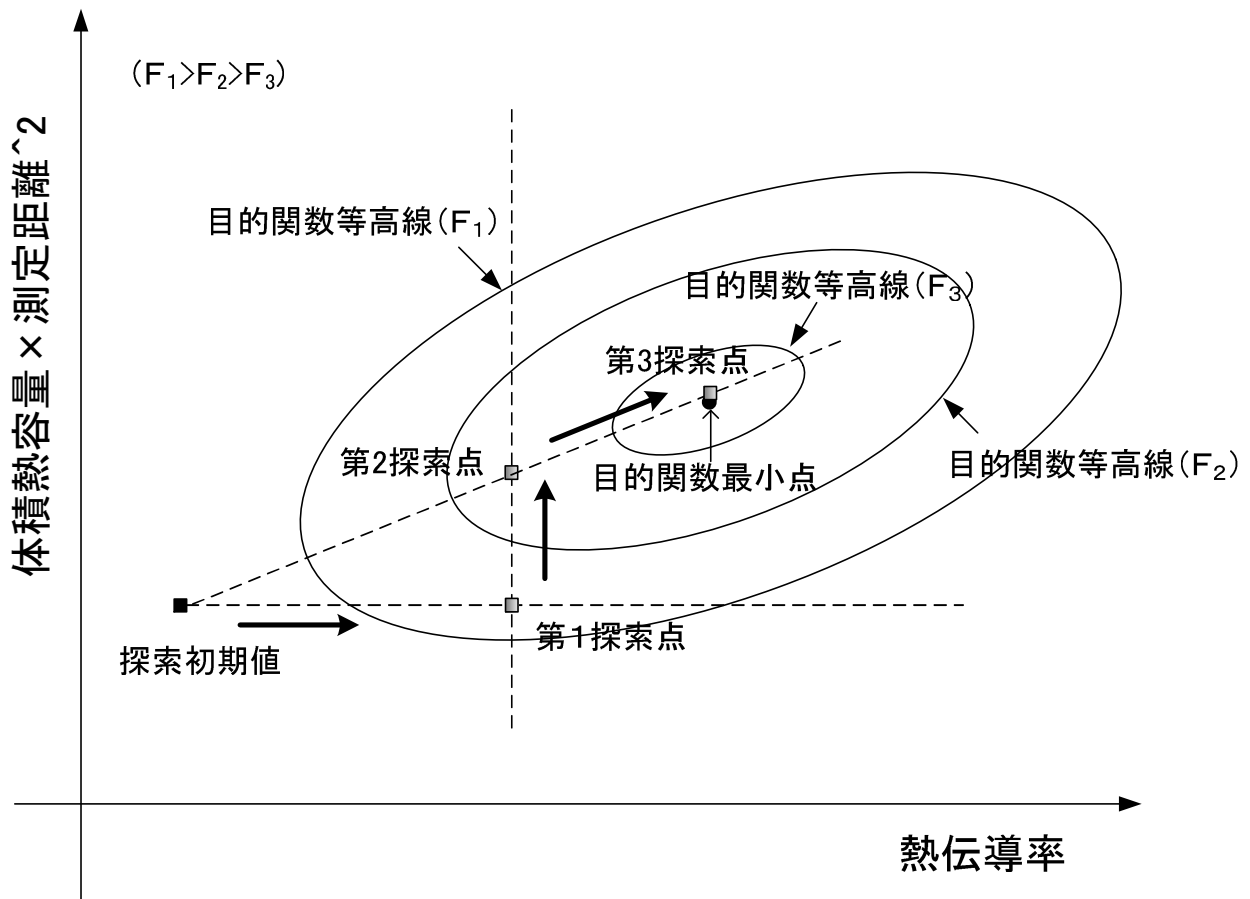


図 3-5 パウエルの共役傾斜法による最適パラメータの探索過程の概念図<sup>15)</sup>

### 3.4 3次元土槽を用いた室内熱応答実験の概要

原位置熱応答試験で評価される地盤の見かけの熱伝導率は、地盤固有の熱物性以外に、地下水流れや不飽和帯の層厚などの影響を受ける。そこで、本研究では様々な地盤環境が設定できる土槽と室内熱応答実験装置を製作し、熱応答実験を実施した。

#### 3.4.1 実験装置

製作した室内実験装置は、実験地盤と熱応答実験装置から構成される。実験装置の全体模式図を図 3-6に示す。

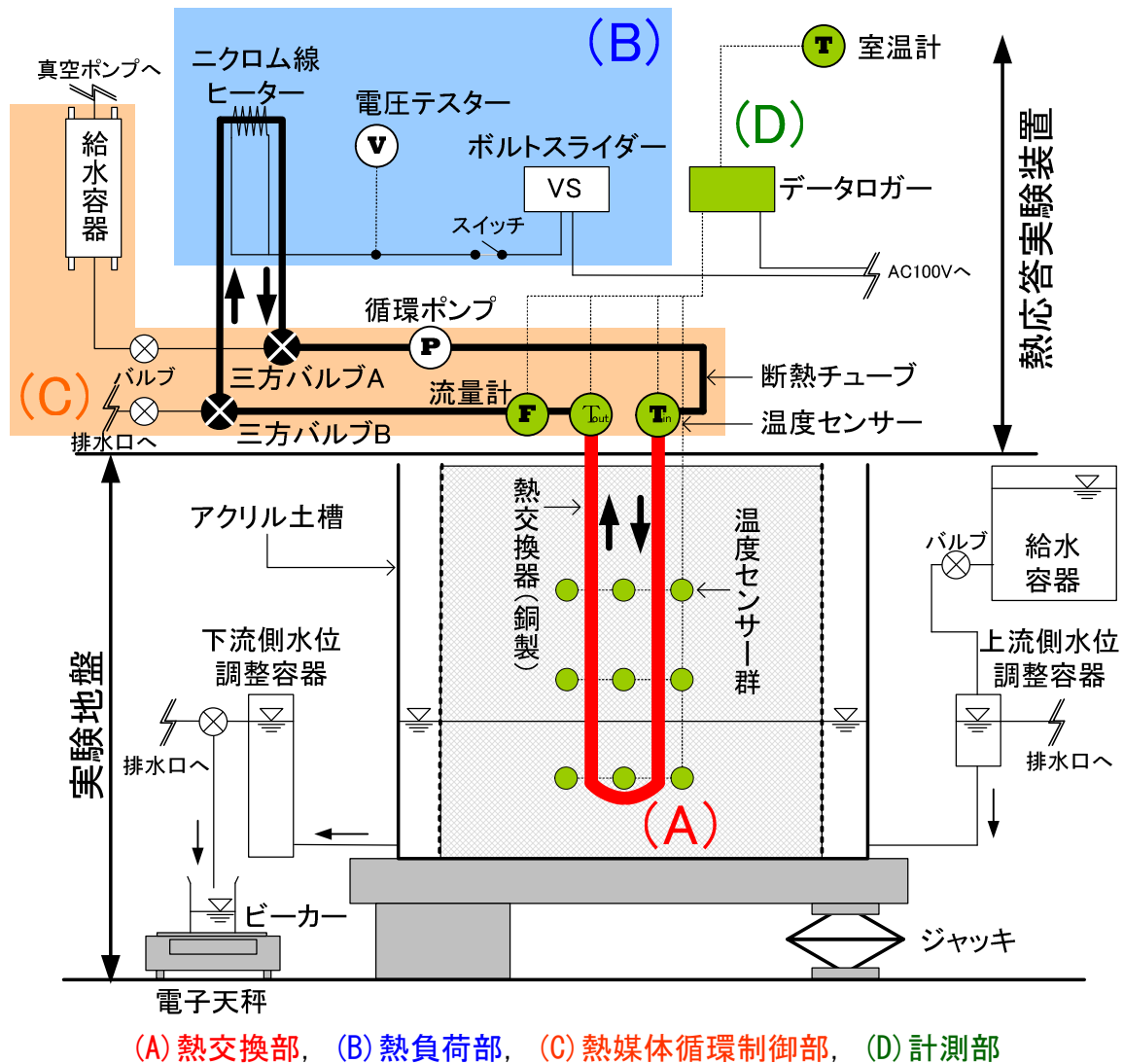


図 3-6 室内実験模式図

### (1) 実験地盤

実験地盤は、原位置熱応答試験を実地に行う際の地盤環境を土槽を用いて模擬的に表現するためのものである。図 3-6の模擬地盤に示すように、装置は土槽のほか水位設定部（給水容器、水位調整容器）、浸透量調節部（ジャッキ等）から構成される。

土槽は、図 3-7に示すような厚さ20 mmの透明アクリル板製で、内寸は高さ480 mm、幅960 mm（左右の貯水部を除いた試料充填部は700 mm）で、奥行きは460 mmである。土槽の両端には水位調整用の貯水部が設けられている。試料充填部と貯水部は、アクリル板にパンチ穴を設け、さらに金網で被覆した透水性スリットにより分離されている。なお、貯水部の幅は、上流側が175 mm、下流側が75 mmである。

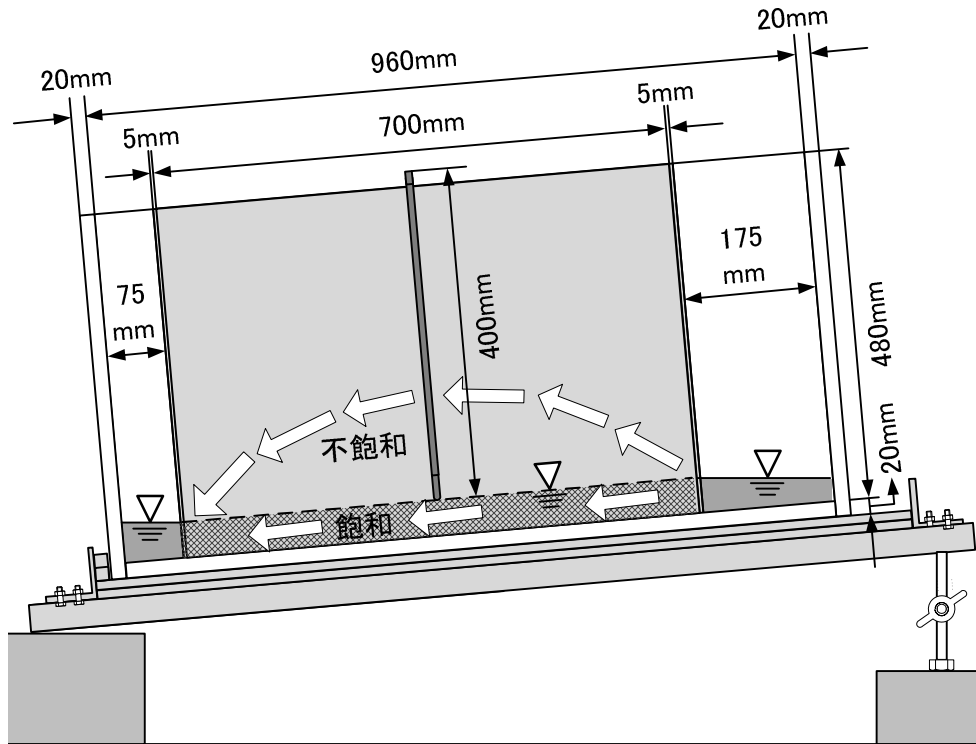


図 3-7 実験土槽と想定される浸透水の流動経路

上流側のアクリル製水位調節部は給水容器と水位調整容器から、下流側の水位調節部は水位調整容器から成っている。実験時には、給水容器から上流側水位調整容器を通して土槽に水が供給される。なお、水位調整容器のうち、上流側は送水孔へ、さらに給水容器から土槽へ、水が供給され、上・下流の水位調節容器の高さを調整することで所定の水位が維持できる構造となっている。

浸透流がある場合の熱応答実験では熱交換部に直角に移流が生じることが望ましい。このような流れ場を形成するため、本研究では土槽を傾斜させることにより熱交換器と直交する流線が得られるよう工夫している。図 3-7に、実験時に想定される浸透流経路を模式的に示す。実験時の浸透量の調整は、土槽を傾斜させるためのジャッキと、敷石、滑り止めマット、土槽補強材等から構成される浸透量調節装置を用いる。

このとき、上流側をジャッキアップさせて実験地盤を傾斜させ、上流側水位と下流側水位が同一深となるように調整して、U字管に直交する浸透流を発生させる。



## (2) 熱応答実験装置

熱応答実験装置は、図 3-6に示す(A)熱交換部、(B)熱負荷部、(C)熱媒体循環制御部、(D)計測部に大別される。

### (a) 熱交換部

図 3-6中(A)の熱交換部には、熱伝導率403 W/m/Kの銅管（内径10 mm，外径12 mm）を用いてU字管を製作した。図 3-8 (a) に示すように2本の銅管はステンレス製フレキシブルチューブ（内径12 mm）で結合し、また図 3-8 (b) に示すようにU字管の出入口部には循環熱媒体の温度が計測できるような温度センサーを挿入し、断熱加工により保護した。この銅製U字管からなる熱交換部を模擬地盤中央部に固定した状態で試料を充填した。なお、図 3-7，図 3-8に示すように地盤に埋設されたU字管の長さ（有効長さ）は400 mmである。

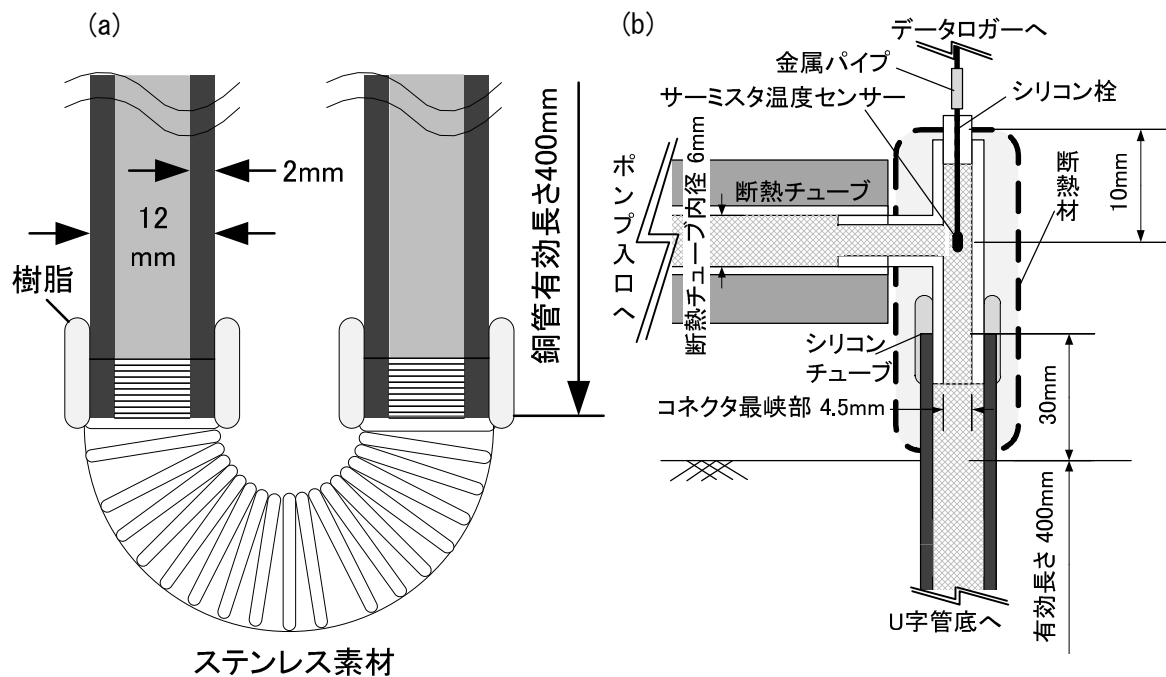


図 3-8 熱交換部の詳細 (a)U字管先端の結合部、(b)U字管の出入口部

(b) 熱負荷部

図 3-6中(B)の熱負荷部は、埋設したU字管内を循環させる熱媒体に一定の熱負荷を与える機能を有する。家庭用電源（AC100V）より電圧調整器（ボルトスライダ：山菱電機製摺動型単巻変圧器）で調整した電圧をヒーター部のニクロム線で発熱させ、熱媒体に一定の熱負荷を与える。なお、ニクロム線は図 3-9に示す構造をしており、断熱加工した格納容器内に設置した。ニクロム線ヒーターを収納するアクリル容器の形状は循環熱媒体を加熱した際に生じる気泡を容器上部に集めるためドーム型とし、システム外へ除去するように工夫した。ニクロム線の抵抗は $2.7\ \Omega$ である。一方、ヒーター内部の循環熱媒体温度を計測するため、図 3-9に示すようにアクリル容器内部に温度センサーを設置した。

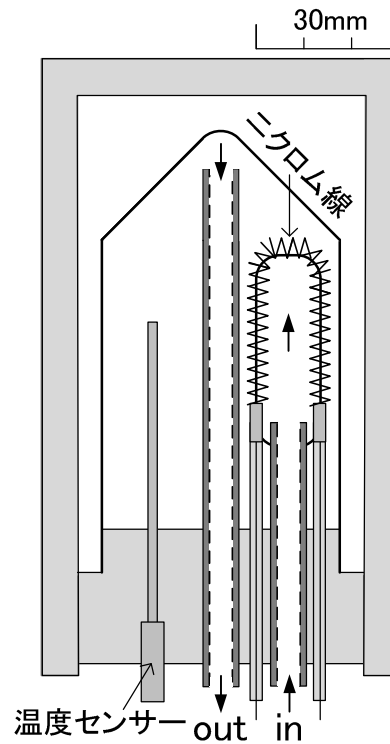


図 3-9 ニクロム線ヒーター模式図

(c) 熱媒体循環制御部

図 3-6中(C)の熱媒体循環制御部は、循環ポンプ、三方バルブ、給水容器、断熱チューブおよび前述のU字型熱交換部から構成されており、熱負荷を与えた熱媒体をU字型熱交換部および熱負荷部を結ぶ閉鎖管路に一定流量で循環させる役割を果たす。熱媒体循環制御部を構成する各装置は保温性に優れたシリコン素材の断熱チューブで接続するとともに、循環中に熱媒体が外部と熱交換を行わないように断熱材で保護した。また、図 3-6中(C)に示すように、熱媒体循環制御部には2箇所耐熱性のテフロン製三方バルブを設け、実験準備段階で閉鎖管路内に熱媒体を注入する際の管路内の流れの切り替えに使用した。さらに、実験準備段階で熱媒体となる脱気水を熱媒体循環制御部に注入するために給水容器を使用し、脱気水は容器に取り付けた真空ポンプにより生成した。なお、循環ポンプには熱媒体が一定の流量で循環でき、運転中の発熱が少ない東京理化工機製のRP-2000型ローラーポンプを利用し、流量計には脈動に強い楕円ギア式の愛知時計電機製のOF-05ZAWN型流量計を用いた。

(d) 計測部

図 3-6中(D)は計測部の関連機器である。熱応答実験時の計測項目には、U字型熱交換部の出入口部における循環熱媒体の温度、ニクロム線にかかる電圧、熱媒体の循環流量、および土槽内の実験地盤中の温度と実験室内の温度がある。

実験地盤および循環熱媒体の温度の計測には、サーミスタ温度センサー（立山科学工業製RXB-44およびSXX-67）を用いた。針状センサーのRXB-44およびワイヤー状センサーのSXX-67の温度計測可能範囲および分解能は、いずれもそれぞれ $0^{\circ}\text{C}\sim 50^{\circ}\text{C}$ 、 $0.01^{\circ}\text{C}$ である。図 3-10に、実験地盤中心部に埋設されたU字管を通り浸透流に平行な断面に設置された温度センサーの位置を示す。なお、図中の▼は針状センサー（計10本）、●はワイヤー状センサー（計17本）である。各温度センサーは写真3-1に示すように、予めポリプロピレン製ネットに固定してから試料を土槽内に充填することで、できるかぎり所定の位置で計測できるように工夫した。なお、センサーは1本ずつ標準温度計でキャリブレーションを行い、実験時の測定値は補正した。

一方、地盤内の温度測定には、データロガー（立山科学工業製K722）を利用した。ニクロム線ヒーターにかかる電圧は、電圧テスター（エー・アンド・デイ製AD-5523Aデジタルマルチメータ）により計測した。また、実験時における熱媒体循環流量の計測には、計測範囲 $0.085\sim 0.85\text{L}/\text{min}$ 、計測精度 $\pm 2\%$ の流量計（愛知時計電機製OF-05ZAWN型）を用いた。熱応答実験は $24^{\circ}\text{C}$ 設定の恒温室内で実施しているが、室内温度も同時に計測した。

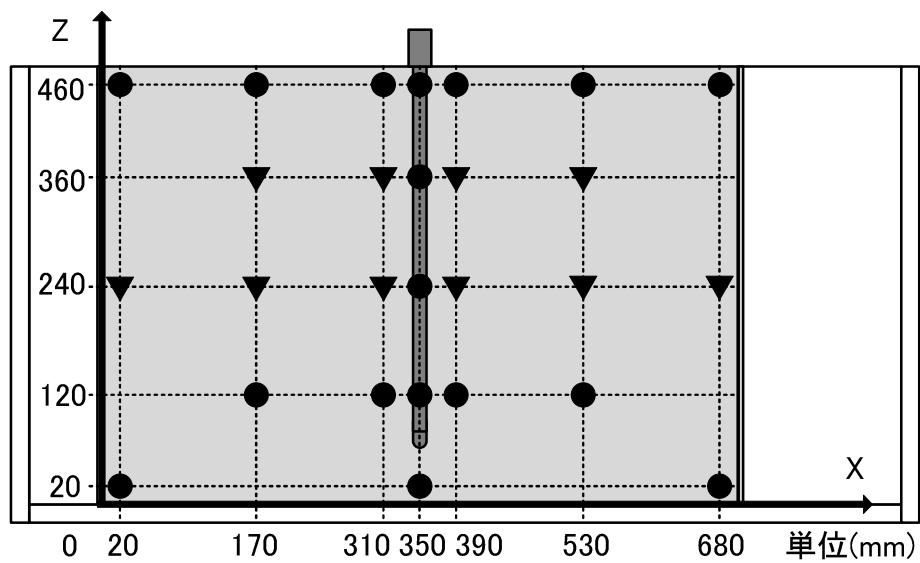


図 3-10 温度センサー配置図

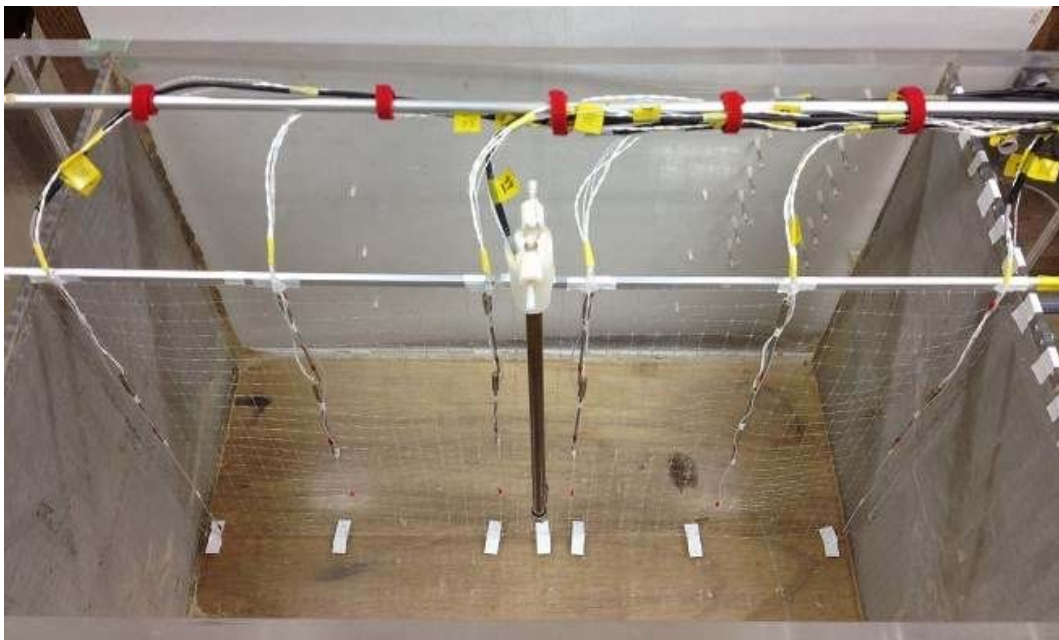


写真3-1 設置した温度センサー（写真右から左が浸透流の流向となる）

### 3.4.2 実験試料

実験には平均土粒子密度 $2.63 \text{ g/cm}^3$ の豊浦標準砂を用い、間隙率 $n=0.403$ となるように土槽内に充填した。なお、熱応答実験に先立ち、豊浦標準砂を室内実験と同じ間隙率で充填した円筒カラムを用いて乾燥試料の吸水過程と飽和試料の排水過程の水分特性曲線を求めた。

図 3-11は実験で得られた吸引圧と体積含水率 $\theta$ の関係をプロットしたもので、実線は排水（乾燥）主曲線、点線は吸水（湿潤）主曲線である。なお、van Genuchtenは、次式により有効飽和度 $S_e$ を圧力水頭 $h$ の関数として表現している<sup>32)</sup>。

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \frac{1}{(1 + \alpha|h|^\beta)^\gamma}, \quad \left( \gamma = 1 - \frac{1}{\beta} \right) \quad (3-12)$$

ここに、 $\theta_s$ は飽和体積含水率、 $\theta_r$ は残留体積含水率、 $\alpha$ 、 $\beta$ は土壤に固有のパラメータである。パウエルの共役傾斜法を用いて実測値をvan Genuchtenの式にフィッティングさせて得られたパラメータを用いて計算した曲線が同図の実線と破線である。なお、実験値と計算値がベストフィットするように飽和体積含水率も同定変数としたため、吸水主曲線と排水主曲線の飽和体積含水率に若干の誤差がある。図 3-11より、吸水時は水面上部約150 mmまでは毛管上昇によりほぼ飽和状態となっていることがわかる。一方、排水時の空気侵入圧は約250 mmとなっており、吸水時と排水時で不飽和帯の水分分布が大きく異なっている。

ここで、豊浦標準砂の化学組成比<sup>33)</sup>と構成成分の熱伝導率は、シリカ ( $\text{SiO}_2$ ) が92.6～94.3 %と最も高く、8.2～8.4W/m/K、次いで酸化アルミニウム ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) が3.5～3.8 %で30～43 W/m/K、酸化鉄 ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ) が0.7%で2～3 W/m/Kなどとなっている。そこで、これら構成物質の割合が計100%となるように補正し、豊浦標準砂の等価熱伝導率を求めると9.1～9.4 W/m/Kとなる。

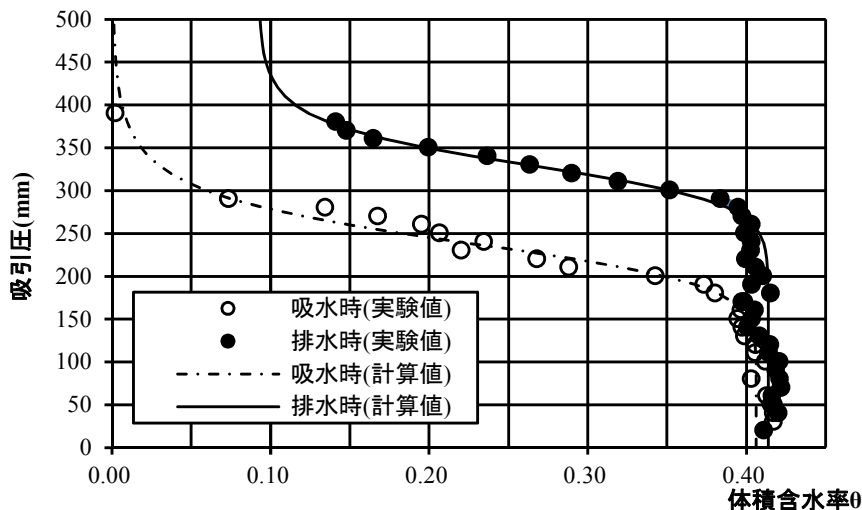


図 3-11 豊浦標準砂の水分特性曲線

### 3.4.3 実験ケース

本研究では、乾燥状態、部分飽和状態（吸水時と排水時）、および完全飽和状態の4パターンで、また浸透流速については流速ゼロ（傾斜度0%）のケースに実験地盤の傾斜度を変えた計3パターンの地盤環境を設定し、次に示す条件下で実験を実施した。

実験は表 3-1に整理したケースを、乾燥（STEP0）、部分飽和（STEP1：吸水時）、完全飽和（STEP2）、部分飽和（STEP3：排水時）の順に実施している。STEP1とSTEP3では、いずれも水位を底部から50mmの高さに設定し、不飽和帯における土壌水分分布の影響を評価した。なお、STEP1～3においては、先ず傾斜度0%の実験を行った後、傾斜度を7%とした実験を行い、さらに傾斜度10%の実験を実施した。

吸水時と排水時の部分飽和の実験は、水面が同じ高さであっても不飽和帯の間隙水分の量が異なる場合に、熱応答試験結果へ与える影響を評価する目的で実施した。そこで、乾燥状態の地盤（STEP0）に対し、土槽の貯水部に少しずつ水を注入して、土槽下端より50mmの高さで水位を固定したものがSTEP1であり、STEP1の実験終了後は水位を上げて完全飽和の状態をつくり（STEP2）、さらにその後、貯水部から排水して飽和状態から水位を低下させ、再度土槽下端より50mmの高さで水位を固定したものがSTEP3となる。

表 3-1 室内実験ケース一覧

ステップ		浸透流条件		
		傾斜度 0%	傾斜度 7%	傾斜度 10%
		浸透流なし	浸透流量小	浸透流量大
STEP0	乾燥	S0		
STEP1	部分飽和：吸水時	S1-1	S1-2	S1-3
STEP2	完全飽和	S2-1	S2-2	S2-3
STEP3	部分飽和：排水時	S3-1	S3-2	S3-3

#### 3.4.4 実験手順

「ボアホール型地中熱交換器に対する加熱法による熱応答試験の標準試験方法」<sup>4)</sup>における垂直型U字管式地中熱交換井を対象とした標準的な熱応答試験の実施要領を参考に、気泡が残らないように熱媒体循環部を熱媒体で満たし、以下の手順で実験を実施する。

- 1) 一定時間非加熱の熱媒体を循環させ、土槽内温度が実験室内温度と同程度になっていることを確認する
- 2) ヒーター部のボルトスライダのスイッチを入れ、加熱を開始する
- 3) 熱媒体循環流量、電圧、温度を データロガーに記録する
- 4) 単位奥行き長さあたりの浸透流量（計測した排水量を土槽奥行460 mmで除して算出）を計算するため、地下水流動下の実験では排水量を電子天秤で計測する
- 5) 実験開始より120分で実験を終了する



### 3.5 室内熱応答実験の結果

#### 3.5.1 室内実験結果

表 3-1に示す全てのケースで各2回ずつ実験を実施した。なお、いずれのケースにおいても、評価された見かけの熱伝導率 $\lambda$ の相対誤差が5%以下であることを確認した。

室内実験により得られた温度記録より実験地盤の温度変化 $T_r$ を

$$T_r = (T_{in} + T_{out})/2 - T_0 \quad (3-13)$$

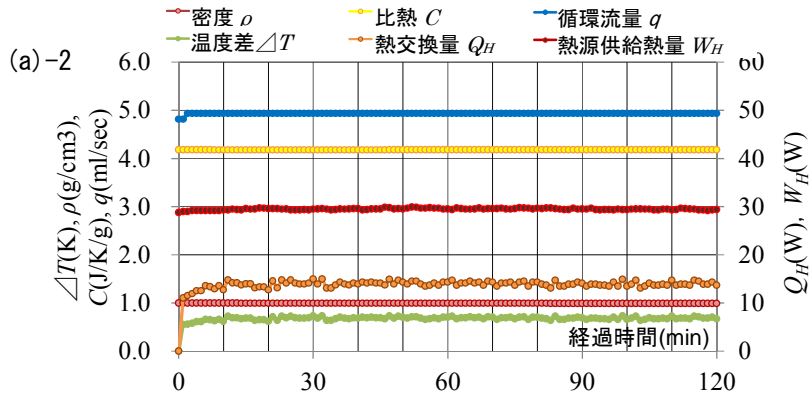
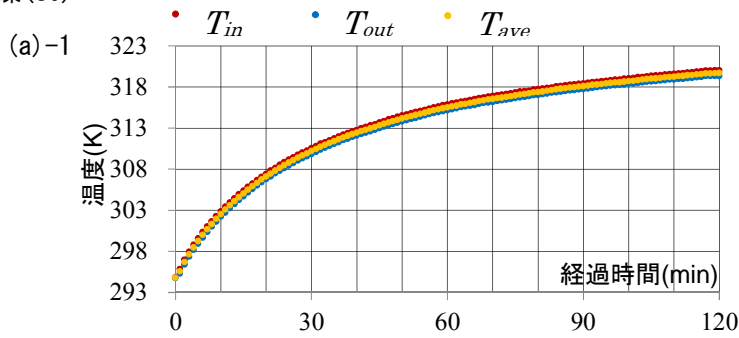
より、また熱交換量 $Q_H$ を

$$Q_H = q(\rho C)(T_{in} - T_{out}) \quad (3-14)$$

より計算する。ここに、 $T_0$ は初期地盤温度 (K)、 $T_{in}$ 、 $T_{out}$ はU字型熱交換部の入口および出口の温度 (K)、 $q$ は熱媒体循環流量 ( $\text{m}^3/\text{sec}$ )である。

図 3-12に、乾燥時と完全飽和時で浸透流が無い場合の熱交換機出入口温度と計測データの推移を示す。なお、(a)-1、(b)-1には実験時に計測された $T_{in}$ 、 $T_{out}$ および熱交換部出入口の平均温度 $T_{ave} (= (T_{in} + T_{out})/2)$ が、(a)-2、(b)-2には熱媒体の密度、比熱、循環流量、出入口の温度差 $\Delta T (= T_{in} - T_{out})$ 、熱交換量 $Q_H$ 、および熱源による供給熱量 $W_H$ が示してある。なお、 $W_H$ は熱媒体の加熱に要した電力で、 $Q_H$ は式(4)より算出したものである。本図により、乾燥時の出入口温度差は、完全飽和時のそれより小さく、地盤内での熱交換が少なくなることが分かる。

(a) 乾燥 (S0)



(b) 完全飽和・傾斜度0% (S2-1)

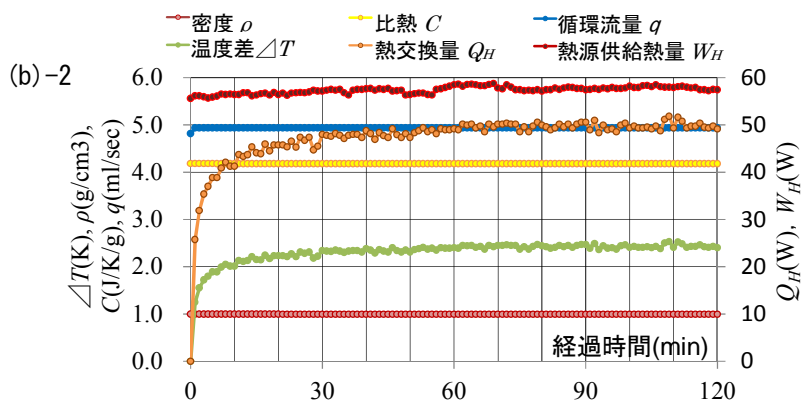
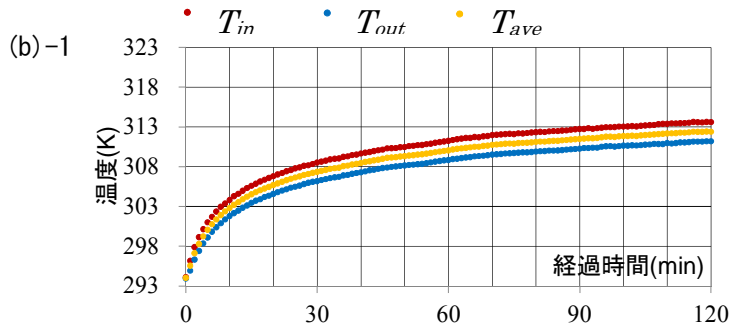


図 3-12 室内実験結果の一例 (熱交換部出入口温度の推移, 各実験データの推移)

(a)-1: 乾燥時 (S0) の温度推移, (a)-2: 乾燥時 (S0) の密度・比熱・循環流量・温度差・熱交換量・供給熱量,  
 (b)-1: 飽和時 (S2-1) の温度推移, (b)-2: 飽和時 (S2-1) の密度・比熱・循環流量・温度差・熱交換量・供給熱量

図 3-13は完全飽和試料で、浸透流なし、浸透流小、浸透流大の場合の $T_{ave}$ を比較したものである。浸透流がないS2-1に対して、S2-2、S2-3と浸透流が増大するほど、温度変化が緩慢になっていることがわかる。これは、浸透流に伴う移流と熱分散により熱交換部周囲の熱が逸散し、温度上昇が抑制されるためである。

傾斜度0%での乾燥時 (S0)、部分飽和の吸水時 (S1-1)、完全飽和 (S2-1)、部分飽和の排水時 (S3-1) の実験における $T_{ave}$ の経時変化を比較したものが図 3-14である。乾燥時と飽和時を比べると、飽和度が大きくなるほど温度変化が緩慢になっていることがわかる。これは飽和時の方が乾燥時より体積熱容量が大きく、かつ熱伝導率が大きくなるためである。また、同一水位であるが土壌水分分布が異なるS1-1とS3-1を比べると、土壌水分量の多いS3-1の方が熱交換量が大きく、温度変化が緩慢となっており、乾燥・湿潤状態によって熱媒体の温度変化が左右されることがわかる。

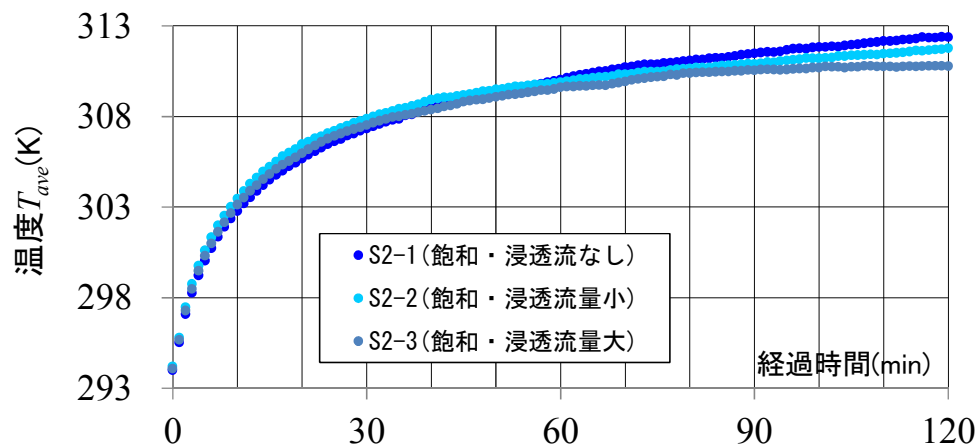


図 3-13 浸透流が実験結果に与える影響

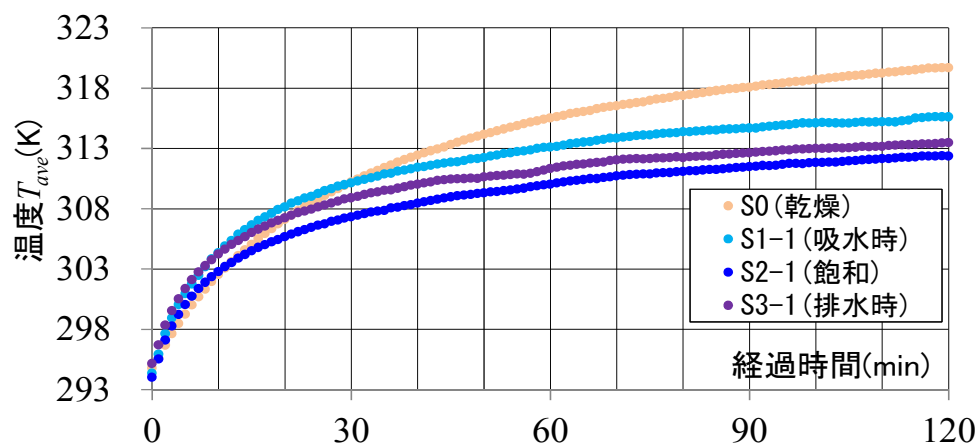


図 3-14 土壌水分量が実験結果に与える影響

図 3-15に、乾燥状態 (S0)、完全飽和状態で傾斜度0% (S2-1) および傾斜度10% (S2-3) の実験における、加熱開始20分後、60分後、120分後 (実験終了時) の土槽内温度分布を示す。図中の記号は、S0の実験開始から20分後が(a)、60分後が(b)、120分後が(c)、S2-1の20分後が(e)、60分後が(f)、120分後が(g)、S2-3の20分後が(e)、60分後が(h)、120分後が(i)の結果を示している。

実験終了時の熱交換量は、S0の乾燥状態では13.48 Wであった。これに対して、飽和状態のS2-1では51.14 W、飽和状態で浸透流のあるS2-3では51.79 Wとなり、地盤へ放熱した総熱量は乾燥S0が最も小さいものの、U字型熱交換部周囲の温度はS0が最も高くなっている。これは、乾燥時は体積熱容量が他ケースに比べて小さいことから熱交換部周囲の温度が上昇しやすく、さらには熱伝導率も他ケースに比べて小さいため、地盤に放熱された熱が逸散せずに熱交換井周囲に留まり、これにより熱媒体と地盤の温度差が小さくなったため、熱交換量が小さく評価されたものと考えられる。

一方、地下水流れが存在するS2-3の実験では、熱プルームが浸透流による移流と分散により上流側で縮退し、下流側に拡大していることがわかる。本実験結果は、図 3-13で浸透流量が大きくなるにつれて温度変化が緩慢になった理由が、浸透流の影響によることを明確に示すものである。なお、等温度線が想定されるような滑らかな曲線になっていない原因は、温度センサーの設置に固定ネットを使用したにもかかわらず、センサーの埋設位置が設計位置より微妙にずれてしまい、計測位置の誤差が反映されたためである。

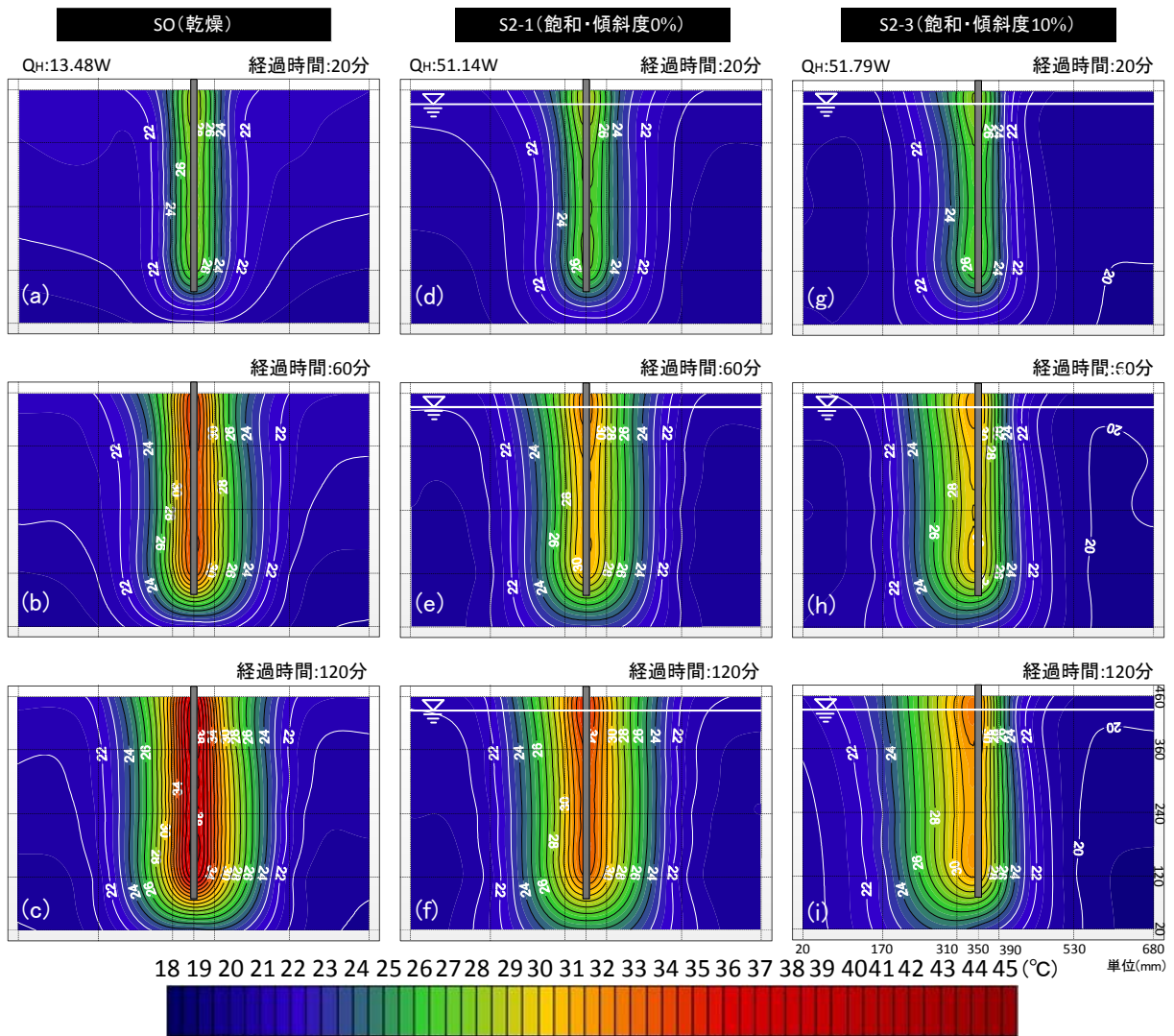


図 3-15 乾燥 (S0), 完全飽和・傾斜度0%(S2-1), 完全飽和・傾斜度10%(S2-3)の実験における温度分布の経時変化

- (a) : 乾燥時 (S0) の実験開始から20分後の温度分布, (b) : 乾燥時 (S0) の実験開始から60分後の温度分布,
- (c) : 乾燥時 (S0) の実験開始から120分後の温度分布, (d) : 飽和時 (S2-1) の実験開始から20分後の温度分布,
- (e) : 飽和時 (S2-1) の実験開始から60分後の温度分布, (f) : 飽和時 (S2-1) の実験開始から120分後の温度分布,
- (g) : 飽和時・浸透流あり (S2-3) の実験開始から20分後の温度分布,
- (h) : 飽和時・浸透流あり (S2-3) の実験開始から60分後の温度分布,
- (i) : 飽和時・浸透流あり (S2-3) の実験開始から120分後の温度分布

図 3-16は、土壌水分と浸透流が、熱プルームに与える影響を調べたもので、左列(a), (b), (c)が傾斜度0%、中央(d), (e), (f)が傾斜度7%、右列(g), (h), (i)が傾斜度10%の時の実験終了時の温度分布である。傾斜度0%（浸透流なし）の場合の実験結果を比較すると、(a), (b), (c)の違いとなる土壌水分分布の如何を問わず、温度分布は熱交換部を中心とした軸対象となっている。

また、実験地盤の体積含水率が最も小さい吸水時（S1-1）の図中(a)で、熱交換部周囲での温度上昇が図中(b), (c)に比べて最も大きいこと、部分飽和（S3-1）の図中(c)では水位がS1-1の図中(a)と等しいにもかかわらず、完全飽和（S2-1）の図中(b)に比較的近い温度分布となっていることがわかる。

傾斜度を設けた場合の実験結果を見ると、図中(a)から(d), (g)、また(b)から(c), (h)、さらに(c)から(f), (i)と、同じ水位条件下で傾斜度が大きくなり浸透流量が増大するにつれて、吸水時、飽和時、排水時のいずれにおいても熱プルームが下流方向に移動していることがわかる。この傾向は、最も土壌水分量の多い完全飽和の実験で顕著に見られる。

一方、部分飽和の実験では、設定水位（土槽底部より50mm）よりも上方に熱交換部下端（土槽底部より80mm）が位置しており、水面に近い実験槽下部ほど不飽和浸透流の影響を受けて熱プルームが下流側に移動していること、吸水時（(a), (d), (g)）と排水時（(c), (f), (i)）では土壌水分量の少ない吸水時の方が移流に伴う土槽上部の熱移動が小さくなっていることなど、不飽和浸透流の影響が如実に現れている。

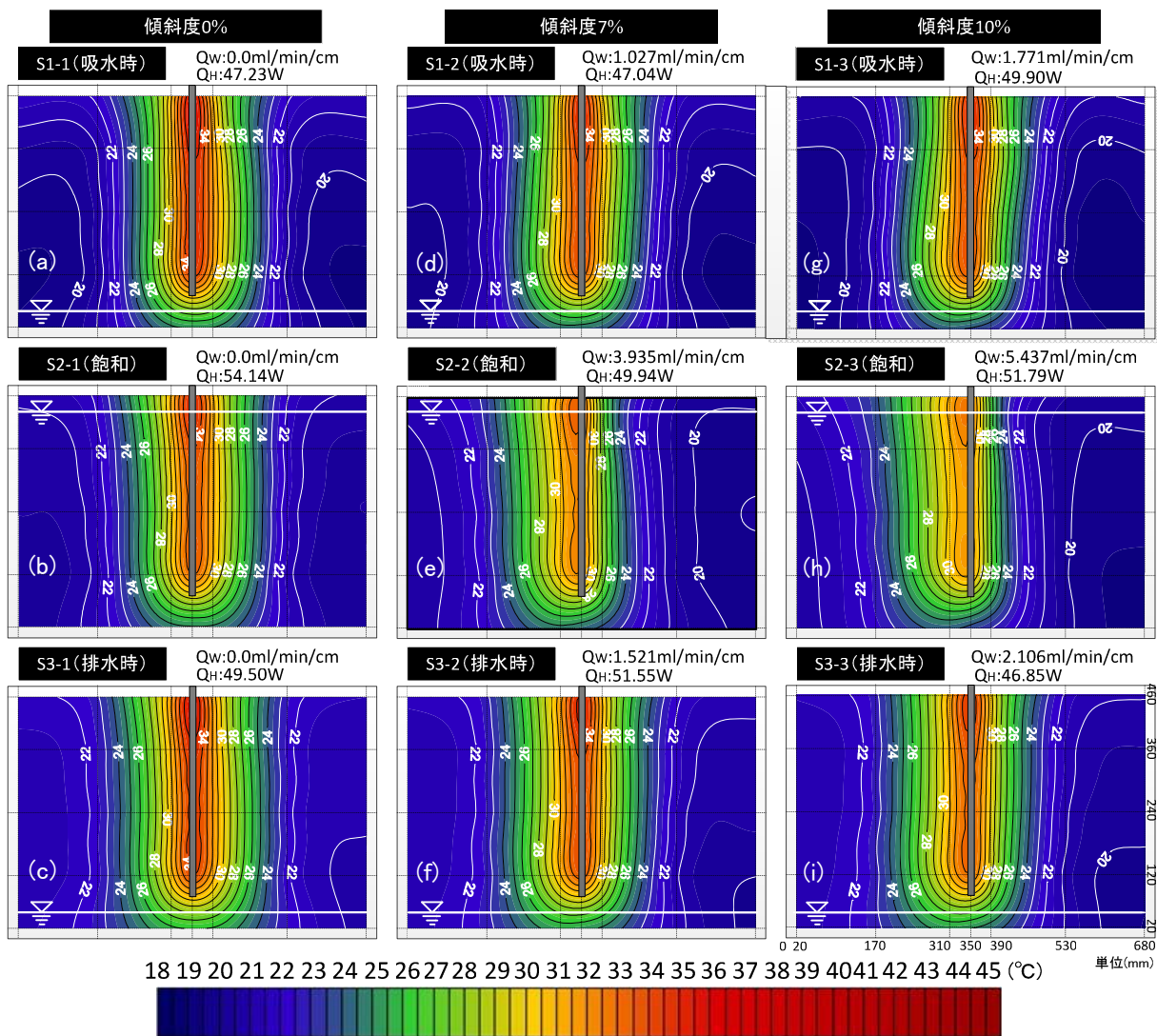


図 3-16 傾斜度0%(左列), 傾斜度7%(中央), 傾斜度10%(右列)の実験終了時(いずれも始後加熱開  
120分後)の温度分布

- (a) : 傾斜度0%、部分飽和(吸水時) S1-1の温度分布, (b) : 傾斜度0%、飽和S2-1の温度分布,
- (c) : 傾斜度0%、部分飽和(排水時) S3-1の温度分布, (d) : 傾斜度7%、部分飽和(吸水時) S1-2の温度分布,
- (e) : 傾斜度7%、飽和S2-2の温度分布, (f) : 傾斜度7%、部分飽和(排水時) S3-2の温度分布,
- (g) : 傾斜度10%、部分飽和(吸水時) S1-3の温度分布, (h) : 傾斜度10%、飽和S2-3の温度分布,
- (i) : 傾斜度10%、部分飽和(排水時) S3-3の温度分布

### 3.5.2 熱的パラメータの同定結果

ケルビンの線源関数には、熱伝導率 $\lambda$ および $r^2(\rho C)$ の2種類の未知パラメータが含まれている。前述のように上原・藤縄<sup>15</sup>は、正確解にきわめて近い漸近解にパウエル<sup>34</sup>の共役傾斜法を適用してこれらの未知パラメータを逆解析する手法を開発し、TRTアナライザーとして一般に公開している（信州TLO製<sup>34</sup>）。そこで、TRTアナライザーを用いて、熱応答実験結果を解析し、ここでは目的関数

$$F = \sum_{i=1}^N \left| T_{ri} - \bar{T}_{ri} \right|^2 \quad (3-15)$$

が最小になるように各ケースにおける $\lambda$ および $r^2(\rho C)$ を同定した。ここに、 $T_{ri}$ は実測された $i$ 番目の温度変化(K)、 $\bar{T}_{ri}$ は計算された $i$ 番目の温度変化(K)、 $N$ はデータ固数である。なお、熱応答試験の解析理論では、熱交換量 $Q_H$ が一定であることが要件となっているが、**図 3-12**の(a)-2, (b)-2の $Q_H$ の推移を見ると実験開始直後に熱交換量が安定しない時間帯がある。これは、原位置試験とは異なり、室内実験では熱媒体循環部の配管部の全長約1000mmに対してU字型熱交換部(40mm)の割合が短くならざるを得ないために生じた実験誤差によるものと考えられる(原位置試験では、地上部配管部長さ約5m前後に対して、熱交換器長さは80m~100mが一般的である)。そこで、実験結果より $\lambda$ と $r^2(\rho C)$ を逆解析する際、30分~120分間の熱交換量の平均値を算出して熱交換量の平均値からの変化量が5%以内の区間を解析区間とした。

**図 3-17**は、部分飽和の吸水時、完全飽和時、部分飽和の排水時における実測値 $T_{ri}$ と計算値 $\bar{T}_{ri}$ を比較したものである。また、**図**のみでは理論曲線と実測値がよく一致しているように見受けられ、両者のズレが正確に判断しにくいいため、パラメータの同定精度を、絶対総和誤差 $f$ を逆解析に用いたデータ固数で除し、式(3-11)に示すデータ1個あたりの誤差(平均誤差)で評価する。**表 3-2**にケースごとに計算された $f/N$ を示す。

解析理論は、均一の媒体で、かつ間隙中の流体が流動していないという前提で構築されている。この条件に合致しているのは傾斜度0%で完全飽和の実験(**図 3-17** (b))のみである。および**表 3-2**より、完全飽和実験では、浸透流速がゼロ(傾斜度0%)の場合に最も実測値と計算値がよく合っている。一方、浸透流量の影響をみるため傾斜度ごとに平均した**表 3-2**中の $I$ 値(傾斜度ごとの平均誤差 $f/N$ の平均値)を見ると、傾斜度が大きくなる(浸透流速が大きくなる)につれて計算値と実測値の差が低下することがわかる。

一方、飽和度を変えた実験のうち、傾斜度0%と10%の実験では、**図 3-17**からは両者ともに計算値と実測値がよく合致しているように見えるが、**表 3-2**中に示すとおり $f/N$ で見ると、完全飽和に比べて部分飽和時の方が計算値と実測値との差の低下がみられる。ただし、傾斜度7%と10%では計算値と実測値の乖離はマチマチであり、傾斜度を明確に差をつけた場合にその差が明瞭になる可能性がある。

また、**表 3-2**中の平均 $S$ 値より、不飽和帯の間隙水分がより多く、解析解の導出条件に近い排水時の方が吸水時に比べて計算値と実測値の適合度が高くなる傾向が確認できる。



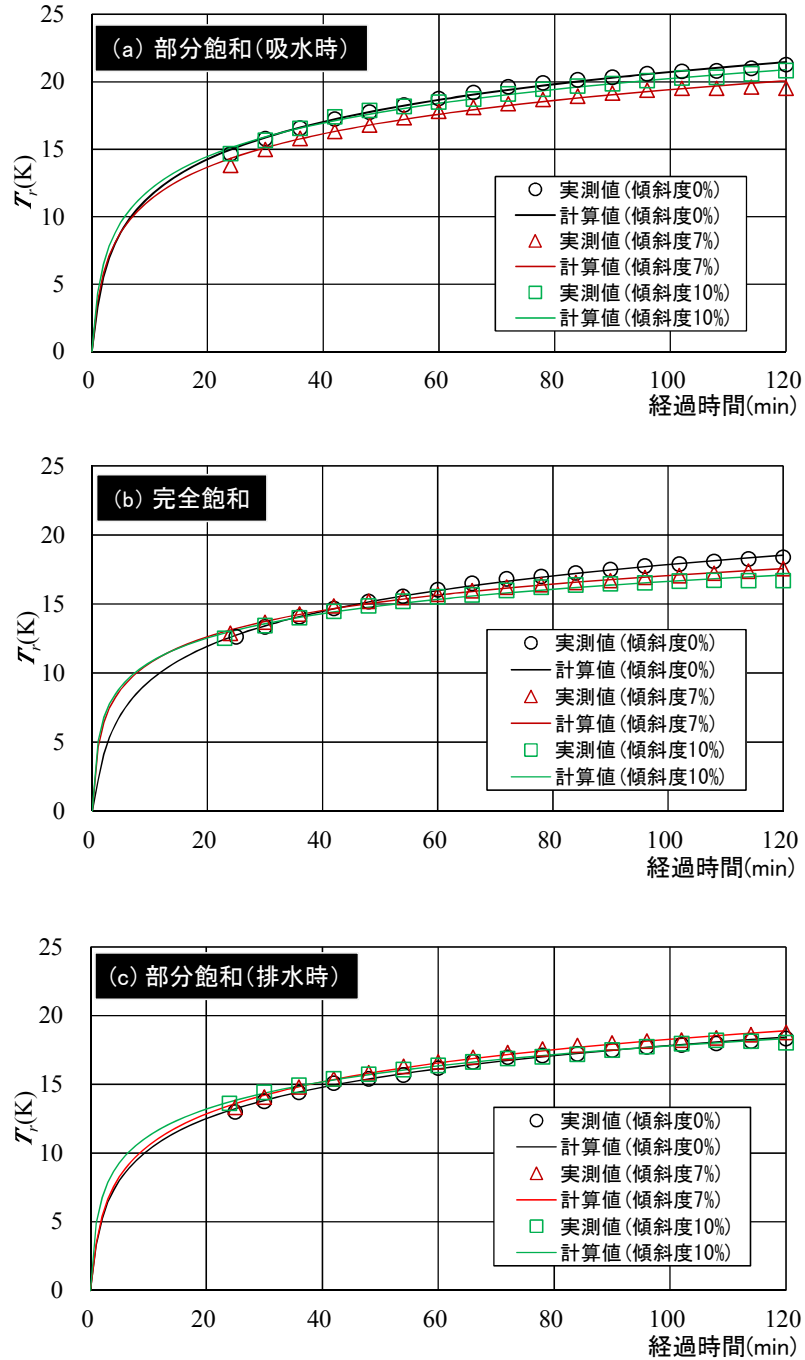


図 3-17 同定パラメータによる計算値と実測値の比較

表 3-2 実験地盤の温度変化量 $T_s$ の計算値と実測値の平均誤差 ( $f/N$ )

浸透流 $I$	傾斜度 0%	傾斜度 7%	傾斜度 10%	平均 $S$
土壌水分量 $S$				
部分飽和・吸水時	0.116	0.085	0.125	0.109
完全飽和	0.069	0.071	0.140	0.093
部分飽和・排水時	0.054	0.101	0.076	0.077
平均 $I$	0.080	0.086	0.114	

※図中数値は $f/N$  (絶対総和誤差 $f$ をデータ個数 $N$ で除したもの) である

### 3.6 室内熱応答実験結果の考察

#### 3.6.1 見かけの熱伝導率と土壌水分量との関係

表 3-3は、ケース別に同定した見かけの熱伝導率（2回の平均値）を土壌水分量の多寡にあわせて並べたもので、表中括弧内はケース名である。本表より、傾斜度の有無に係わらず、土壌水分量が多いほど熱伝導率も大きくなること、浸透量が多くなると見かけの熱伝導率が上昇していることが分かる。

表 3-3 実験より得られた見かけの熱伝導率と土壌水分量の関係

	見かけの熱伝導率(W/m/K)			
	乾燥	部分飽和		完全飽和
		吸水時	排水時	
傾斜度0%	0.380 (S0)	2.345 (S1-1)	2.526 (S3-1)	2.630 (S2-1)
傾斜度7%		2.503 (S1-2)	2.863 (S3-2)	3.560 (S2-2)
傾斜度10%		2.642 (S1-3)	3.334 (S3-3)	3.998 (S2-3)
土壌水分量	少	←—————→		多

固相, 液相, 気相からなる混合系の土壌の熱伝導率の評価には, 直列モデル, 並列モデル, ド・ブリースのモデル<sup>35)</sup>などが提案されているが, 直列モデルでは過小評価, 並列モデルでは過大評価となるため, ここでは次のド・ブリースの式を用いて2相系の熱伝導率を求める.

$$\lambda = \frac{\varepsilon\lambda_f + (1-\varepsilon)k_s\lambda_s}{\varepsilon + (1-\varepsilon)k_s} \quad (3-16)$$

$$k_s = \frac{1}{3} \left\{ \frac{2}{1 + (\lambda_s/\lambda_f - 1)/8} + \frac{1}{1 + (\lambda_s/\lambda_f - 1) \cdot 3/4} \right\} \quad (3-17)$$

ここに,  $\lambda_f$ は $\lambda_w$ または $\lambda_a$ で, 添字の $s$ は固相,  $w$ は液相,  $a$ は気相を表し,  $\lambda_s$ ,  $\lambda_w$ ,  $\lambda_a$ はそれぞれ固相, 液相, 気相の熱伝導率である. また $k_s$ は土粒子の形状と方向などによって決まる重み係数である. そこで, 間隙率を実験時の0.403, 熱伝導率を豊浦標準砂9.25 W/m/K, 水0.608 W/m/K, 空気0.0259 W/m/Kとしてド・ブリース式で熱伝導率を求めると, 乾燥(空気飽和)で0.238 W/m/K, 完全飽和(水飽和)で3.028 W/m/Kとなり, 熱応答実験より同定した熱伝導率(乾燥0.380 W/m/K, 飽和2.630 W/m/K)は, ド・ブリース式による評価値より, 完全乾燥ではやや大きめ, 完全飽和ではやや小さめの値となったが, 熱応答実験より得られた熱伝導率とほぼ合致する値であった.

### 3.6.2 見かけの熱伝導率と $r^2(\rho C)$ との関係

熱交換井中心からの距離  $r$  は、理論上は熱源位置から計測位置までの距離であるが、Uチューブにせよ、同軸管にせよ熱交換井は厳密には線源でなく、また熱交換井の構造上、正確に  $r$  を評価することもできない。一方、式(3-2)からもわかるように、 $r$  と  $(\rho C)$  を独立して同定することは関数の構造上不可能である。このため、逆解析法では  $r^2(\rho C)$  を一つの未知パラメータとして同定している。そこで、原位置熱応答試験の解析結果を交えながら、室内実験結果から評価した見かけの熱伝導率と  $r^2(\rho C)$  の関係について考察する。

上原・藤縄<sup>15)</sup>は、既存調査<sup>36)</sup>より地下水位が浅く、地下水流速も極めて小さいことが把握されている信州大学工学部キャンパス (A地点)、深度60mから最深部にかけて地温が約4°C上昇している上田市の長野病院 (B地点)<sup>37)</sup>、千曲川の近傍で河川水と地下水の交流が予想され、近隣地点での揚水試験結果より評価された透水係数 ( $0.35 \times 10^{-2} \sim 0.71 \times 10^{-2} \text{cm/sec}$ )<sup>36)</sup> から推定すると地下水流速が大きいと推定される(株)角藤 (C地点)、東京都千代田区の武蔵野台地に位置し、不飽和帯の厚さが10m~15m程度<sup>38)</sup>で熱交換器長さの約1/5程度を占める笹田ビル (D地点) の4カ所で実施された熱応答試験結果をもちいて、熱伝導率の逆解析を行っている。

図 3-18は、信州大学工学部キャンパス (A-1, A-2)、(株)角藤 (C)、笹田ビル(D)で実施した原位置熱応答試験より得られた熱伝導率と  $r^2(\rho C)$  との関係を熱応答実験結果とともに整理したものである。

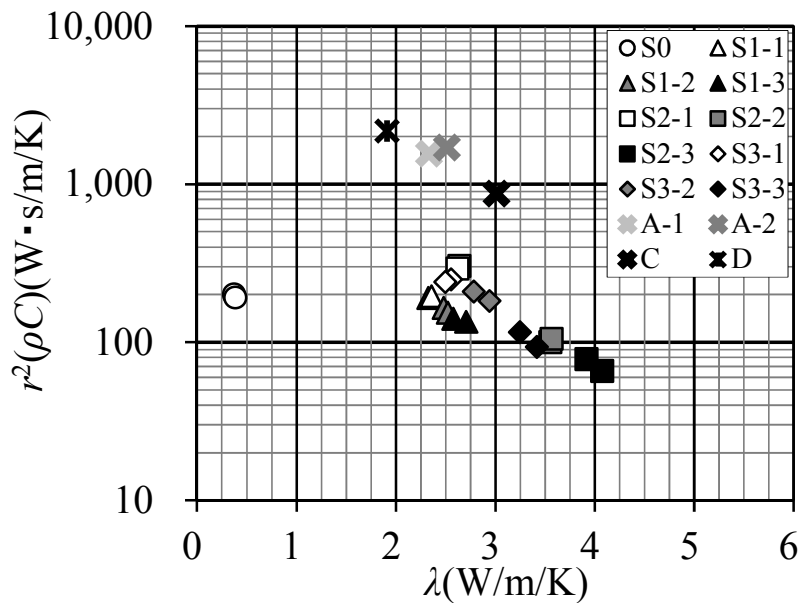


図 3-18 熱伝導率と  $r^2(\rho C)$  の関係

\*図中S0, S1-1, S1-2, S1-3, S2-1, S2-2, S2-3, S3-1, S3-2, S3-3は、表3-1と同じケースを指す

\*図中A-1, A-2は信州大学工学部キャンパス内、Cは長野市内の(株)角藤の敷地内、Dは東京都千代田区の笹田ビルでそれぞれ実施した熱応答試験の解析結果を指す

図 3-18中のプロットを見ると、 $r^2(\rho C)$ は原位置試験と室内実験のスケールの違いを反映し、原位置試験 (A-1, A-2, C, D) の方が室内実験 (S0~S3-3) よりほぼ1オーダー大きくなっているものの、傾斜度0%の実験 (S1-1,S2-1,S3-1) で求めた熱伝導率 $\lambda$ は、地下水流速の小さいA-1, A-2の熱伝導率とほぼ同じ値となっている。一方、完全飽和のみならず部分飽和実験においても浸透流速が大きくなる(S1-1~3, S2-1~3, S3-1~3)と熱伝導率が大きくなるが、この傾向は原位置試験において地下水流速が大きいCの熱伝導率がA-1, A-2の熱伝導率より大きくなっている結果と符合する。また、不飽和帯の影響を受けているDとS1-1の熱伝導率は、いずれも小さくなっている。

一方、図 3-18より、完全飽和実験のみならず部分飽和実験においても、傾斜度が大きく浸透流速が大きいほど (例えば、部分飽和 (吸水時) の場合はS1-1よりも傾斜度10%のS1-3, 完全飽和の場合はS2-1よりも傾斜度10%のS2-3, 部分飽和 (排水時) の場合はS3-1よりも傾斜度10%のS3-3),  $r^2(\rho C)$ が小さくなっている。これは原位置試験でも、浸透流速の大きいCは地下水流れがほとんどないA-1, A-2に比べて $r^2(\rho C)$ は小さく、室内実験とほぼ同様の傾向が見られることがわかる。

### 3.6.3 見かけの熱伝導率と浸透流量との関係

地盤中の熱移動は、熱伝導のみならず間隙流体の移流と移流に伴う熱分散に影響される<sup>9)</sup>。したがって、浸透流存在下での熱応答試験結果にケルビンの線源関数を適用して同定された熱伝導率は移流および熱分散の影響を受けた見かけの熱伝導率となっていることが想定される。

表 3-3を見ると、傾斜度が増大し流速が大きくなる（浸透流量 $Q_w$  (ml/min/cm)が大きくなる）ほど、見かけの熱伝導率が大きくなることがわかる。ここで浸透流量 $Q_w$ とは、傾斜度を設けた実験時に土槽から排出する水量 (ml/min) が一定流量であることを確認するために定期的に計測しており、この流量を土層の奥行き(cm)で除したものである。実験では飽和・不飽和が混在した地盤環境を創出するため、単位奥行きあたりの流量(すなわちダルシー流速)が一樣ではないため、便宜的に単位奥行きあたりの流量として浸透流量 $Q_w$ を、流速の大小を示す指標として採用することとした。

表 3-3より、特に、同じ水面高で実験した吸水時および排水時における部分飽和の同定値を比較すると、傾斜度0%の場合では排水時が吸水時より約8%大、傾斜度7%では約14%大、傾斜度10%では約26%大と、傾斜度の増大に応じて熱伝導率が増大していることがわかる。

一方、図 3-19は計測された浸透流量 $Q_w$ と同定された見かけの熱伝導率との関係を示したもので、見かけ熱伝導率は、飽和度の如何によらず傾斜度が大きく浸透流量 $Q_w$ が大きいはほど大きくなり（例えば、部分飽和（吸水時）の場合はS1-1よりも傾斜度10%のS1-3、完全飽和の場合はS2-1よりも傾斜度10%のS2-3、部分飽和（排水時）の場合はS3-1よりも傾斜度10%のS3-3）、完全飽和で傾斜度が10%のS2-3では、浸透流がないS2-1に比べて約52%も大きくなっている。

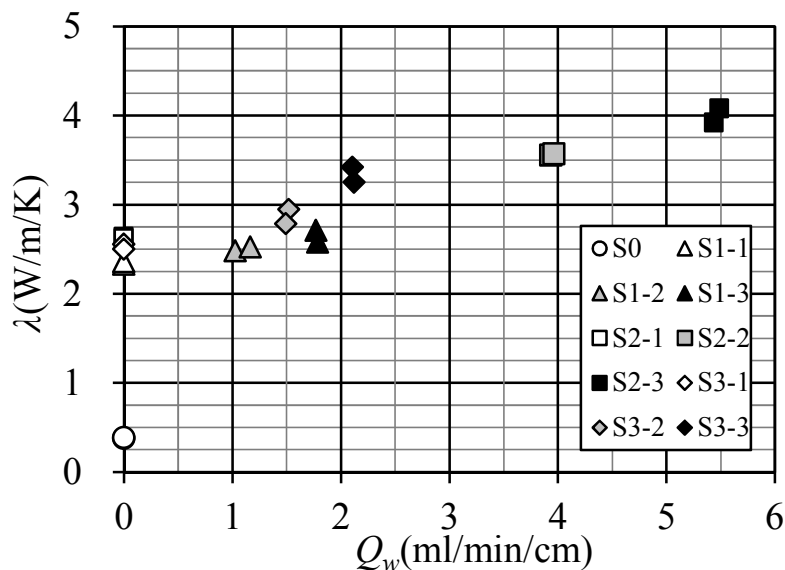


図 3-19 浸透流量と同定した熱伝導率の関係

\*図中S0, S1-1, S1-2, S1-3, S2-1, S2-2, S2-3, S3-1, S3-2, S3-3は、表3-1と同じケースを指す

### 3.6.4 $r^2(\rho C)$ と浸透流量との関係

$r^2(\rho C)$ が一体化されているので、原位置熱応答試験から直接 $(\rho C)$ を評価することはできないが、実験において乾燥あるいは完全飽和試料を用いた場合、次式

$$(\rho C) = \varepsilon S_w (\rho C)_w + \varepsilon(1 - S_w)(\rho C)_a + (1 - \varepsilon)(\rho C)_s \quad (3-18)$$

より別途 $(\rho C)$ を求めることができる。ここに、 $\varepsilon$ は間隙率 (-)、 $S_w$ は飽和度 (-)、 $(\rho C)_s$ 、 $(\rho C)_w$ 、 $(\rho C)_a$ はそれぞれ固相、液相、気相の体積熱容量であり、添字の $s$ は固相、 $w$ は液相、 $a$ は気相を表している。

熱伝導率と同様に、 $(\rho C)$ は地盤固有のパラメータであり、浸透流速に左右されることはない。そこで、実験地盤と同一の間隙率 $\varepsilon = 0.403$ でアルミ製小型容器に豊浦標準砂を充填させて密閉した乾燥状態および完全飽和状態の試料を約 $80^\circ\text{C}$ に加熱した後、室温程度の脱気水で満たした断熱容器に封入し、初期水温と初期試料温度および平衡時の温度を計測する方法で等価体積熱容量 $(\rho C)$ を測定したところ、乾燥試料が $1.220 \text{ J/K/cm}^3$ 、飽和試料が $2.658 \text{ J/K/cm}^3$ であった。

ここで、乾燥状態および完全飽和状態の傾斜度0%、7%、10%の熱応答実験結果より同定された $r^2(\rho C)$ を、乾燥試料あるいは完全飽和試料の等価体積熱容量 $(\rho C)$ で除し、評価された熱交換井中心からの距離 $r$ と浸透流量との関係を示したものが図 3-20である。

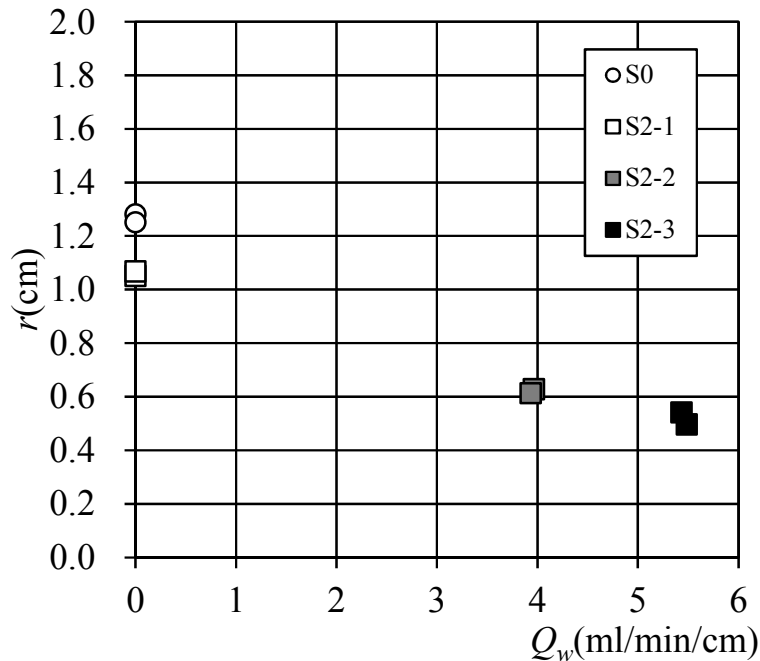


図 3-20 浸透流量と $r$ の関係

浸透流のないS0, S2-1の実験結果より評価した $r$ は約1.1cmから1.3cm程度となる。現地で実施する熱応答試験の解析の際、計測地点までの距離 $r$ は、熱交換井中心から熱交換器の出入口地点までの有効半径として便宜的に設定される<sup>37)</sup>。同様の考え方で本実験での有効半径を計算すると、有効半径は1.2cmから2.0cm程度と推定され、実験結果より評価された $r$ はほぼ妥当であることがわかる

一方、図 3-20から浸透流量が多くなると、評価される $r$ が小さくなることがわかる。したがって、地下水流れの卓越するサイトでパラメータの妥当性を検証する際に、従前の方法で設定した有効半径を用いると適切な評価ができない可能性がある。



### 3.7 本章の結論

本研究では、浸透流量や地下水位が調整でき、熱源井による熱応答が測定できる室内実験装置を製作し、熱応答実験を実施するとともに、得られたデータに逆解析法を適用してパラメータ同定を行い、地下水流動や地盤の水分分布が原位置熱応答試験結果から求めた熱伝導率などのパラメータ同定値に与える影響を定量的に評価した。本研究により得られた知見は以下のとおりである。

- ①熱応答試験を室内で再現するための精密な実験装置を製作し、乾燥、吸水時部分飽和、完全飽和、排水時部分飽和の4パターンの飽和度と、土槽傾斜度0%、7%、10%の3パターンの浸透条件を組み合わせた地盤環境下で熱応答実験を実施した。複数回行った同一室内実験の同定見かけ熱伝導率の相対誤差は5%以下と高い再現性が確認できた。
- ②実験土槽内に計27本の温度センサーを埋設し、実験ごとに詳細な地盤温度分布の経時変化を測定した。その結果、浸透流量ゼロ時には、熱交換井を中心に同軸上に温度分布していることが確認でき、浸透流が存在する完全飽和および部分飽和の実験時には、熱プルームは上流側で縮退し、下流側で拡大する様子が確認できた。このような熱応答試験時の地中の温度分布を実験で見える化した事例は少なく、メカニズムの理解を助けると共に、熱応答試験の数値解析モデルの検証等に資する基礎的情報になるものと考えられる。
- ③これまで、不飽和の水分量が熱応答試験に与える影響は明らかとされていなかったが、実験より、浸透流量ゼロ時には、土槽が完全飽和している場合に最も見かけの熱伝導率が大きくなること、同一の水位にもかかわらず土壌水分が多い排水時の方が土壌水分の少ない吸水時より見かけの熱伝導率が大きくなることを定量的に確認できた。
- ④実験土槽の傾斜度が大きくなり、浸透流量が多くなるほど見かけの熱伝導率が大きくなることが明らかになった。また、これまで不明瞭であった浸透流量と見かけの熱伝導率の関係性を定量的に示すことができた。なお実験で得られた両者の傾向は原位置熱応答試験結果とも符合することを確認した。
- ⑤同定された $r^2(\rho C)$ より、別途実験で計測した $(\rho C)$ を用いて $r$ を評価した結果、流速ゼロの実験では得られた $r$ は適正な値であり、さらに浸透流速が大きくなるほど $r$ が小さくなることがわかった。この結果は、原位置試験で一般的に実施されるパラメータ検証方法は、地下水流速の大きいサイトでは適切な評価ができない可能性を示唆している。
- ⑥以上、室内実験を実施し熱応答試験で広く用いられているケルビンの線源関数に使われている熱物性値を逆解析した結果、原位置熱応答試験が地下水位、土壌水分量、地下水流れによる影響を強く受けることを定量的に示すことができた。

## (参考文献)

- 1) 長野克則：地下熱利用技術 2.地下熱利用技術とは，地下水学会誌，Vol.53，No.1，pp.83-90，2011.
- 2) 藤井光・駒庭義人：地下熱利用技術 7.サーマルレスポンス試験の原理と解析方法，調査事例，地下水学会誌，Vol.53，No.4，pp.391-400，2011.
- 3) 環境省水・大気環境局：地中熱利用にあたってのガイドライン，  
<http://www.env.go.jp/water/jiban/gl-gh201203/>，pp.21-22，2012. (2013.4.30閲覧)
- 4) (財)ヒートポンプ・蓄熱センター地下熱利用とヒートポンプシステム研究会編（主査長野克則）：ボアホール型地中熱交換器に対する加熱法による熱応答試験の標準試験方法Ver.2.0，pp. 1-13，2010.
- 5) Sanner,B.,G.Hellstrom, J. Spitler, and S.Gehlin : Thermal response test-Current status and world-wide application, In:Proceedings of World Geothermal Congress,Antalya,Turkey, pp.24-29, 2005.
- 6) 岩田宣己・小林利文・深谷法三郎・横原恵一・新堀雄一：地下水流動を考慮した地中熱利用ヒートポンプの実証試験，日本地熱学会誌，Vol.27，No.4，pp.307-320，2005.
- 7) 葛隆生・長野克則・武田清香・中村靖：地下水流れを有する砂槽内採放熱実証試験，空気調和・衛生工学会論文集，No.127，pp.1-9，2007.
- 8) 新堀雄一・岩田宣己・森不可止・深谷法三郎：坑井を用いた地中熱利用HPの設計と地下水流動との関係についての一考察，日本地熱学会誌，Vol.24，No.4，pp.339-348，2005.
- 9) 大久保博晃・藤井光・糸井龍一：同軸型地中熱交換器の室内モデル実験および数値モデリング，日本地熱学会誌，Vol.31，No.1，pp.51-62，2005.
- 10) 藤縄克之：環境地下水学，共立出版，pp.55-57，2010.
- 11) 長谷川純也・藤縄克之・江澤静一郎・豊田富晴・渡邊紹裕：土壌水分ヒステリシスが飽和・不飽和浸透流に及ぼす影響，地下水学会誌，Vol.53，No.1，pp.25-39，2011.
- 12) Smits, K. M., T. Sakaki, A. Limsuwat and T. H. Illangasekare : Thermal Conductivity of Sands under Varying Moisture and Porosity in Drainage-Wetting Cycles, Vadose Zone Journal (online), Vol.9, No.1, 2010.
- 13) 濱野太宏，富樫聡，上原健人，藤縄克之：地盤環境が熱応答試験結果に与える影響に関する実験的研究，土木学会論文集C（地圏工学），2014（印刷中）.
- 14) 濱野太宏，藤縄克之：地盤環境が熱応答試験結果に与える影響に関する実験的研究，土木学会中部支部研究発表会講演概要集，pp.475-476，2013.
- 15) 上原健人，藤縄克之：ケルビンの線源関数の高精度漸近解とパウエルの共役傾斜法を用いた熱応答試験関連パラメータの逆解析法とその適用，地下水学会誌，Vol.55，No.3，pp.253-268，2013.
- 16) 藤井光：講座「地中熱利用ヒートポンプシステム」 温度応答試験の実施と解析. 日本地熱学会誌，Vol.28，No.2，pp.245-257，2006.
- 17) Morgensen, P. : Fluid to duct wall heat transfer in duct system heat storage, Proceedings International Conference on Subsurface Heat Storage in Theory and Practice, pp.625-657, 1983.
- 18) Ingersoll, A. C. and H. J. Plass : Theory of the ground pipe heat source for the heat pump, Heating, Piping and Air conditioning, Vol.20, No.7, pp.119-122, 1948.
- 19) Witte, H. J. L. : Error Analysis of Thermal Response Tests, Innostock 2012 : The 12th International Conference on Energy Storage, 2012.
- 20) 森谷祐一，関川絵美子，池上真紀，浅沼宏，新妻弘明：線源理論による地中熱伝導率推定値に与える地温勾配の影響. 日本地熱学会誌，Vol.32，No.2，pp.87-96，2010.
- 21) Fujii, H., H.Okubo, K.Nishi, R.Itoi, K.Ohyama, and K.Shibata : An improved thermal response test for U-tube ground heat exchanger based on optical fiber thermometers. Geothermics, Vol.38, No.4, pp.399-406, 2009.
- 22) Signorelli,S, S.Bassetti, D.Pahud, and T.Kohl : Numerical evaluation of thermal response tests, Geothermics, Vol.36, pp.141-166, 2007.
- 23) Schiavi, L. : 3D simulation of the thermal response test in a U-tube borehole heat exchanger, Proceedings of the COMSOL Conference Milan, pp.1-7(<http://www.comsol.com/paper/download/45363/Schiavi.pdf> : 2014.1.6閲覧), 2009.
- 24) Powell,M. J. D. : An efficient method for finding the minimum of a function of several variables without calculating derivatives, The Computer Journal, Vol.7, pp.155-162, 1964.

- 25) 小林慎太郎, 丸山利輔: Powellの共役方向法によるタンクモデル定数の探索, 農業土木学会論文集, Vol.65, pp.42-47, 1976.
- 26) 角屋睦・永井昭博: 流出解析手法(その12)-タンクモデルとSP法による最適同定, 農業土木学会誌, Vol.48, No.12, pp.938-943, 1980.
- 27) 堀野治彦: 地下水数値計算法(15) パウエル法によるパラメータ同定問題. 地下水学会誌, Vol.34, No.1, pp.31-40, 1992.
- 28) 江澤静一郎, 藤縄克之, 高見澤友見, 藤田佳秀: 非平衡吸脱着反応を伴う移流分散モデルを用いた製材残滓によるVOC汚染浸出水の浄化解析. 土木学会論文集G, Vol.65, No.3, pp.143-152, 2009.
- 29) 藤縄克之, 高橋真: 通気帯における石油系炭化水素の毛管移動現象に関する基礎的研究. 土木学会論文集, Vol.762, pp.69-81, 2004.
- 30) Fujinawa, K. : A symptotic solutions to the convection-dispersion equation and Powell's optimization method for evaluating groundwater velocity and dispersion coefficients from observed data of single dilution tests. Journal of Hydrology, Vol.62, pp.333-353, 1983.
- 31) 富樫聡, 松田拓巳, 豊田富晴, 藤縄克之: 多孔体中の気液混相流に関する実験的研究, 日本地下水学会2010年秋季講演会講演要旨集, pp.62-65, 2010.
- 32) van Genuchten, M.T. : A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, Soil Science Society of America Journal, Vol.44, pp.892-898, 1980.
- 33) 豊浦硅石鋳業株式会社webサイト: <http://www.toyourakeiseki.com/index.html>. (2013.4.30閲覧)
- 34) 信州産学官連携機構webサイト: <http://www.sis2008.jp/ichiran/sisnews10.pdf> (2013.10.8閲覧)
- 35) de Vries, D. A. : Simultaneous transfer of heat and moisture in porous media, Transactions American Geophysical Union, Vol.39, No.5, pp.909-916, 1958.
- 36) 独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構: 次世代型ヒートポンプシステム研究開発-地下水制御型高効率ヒートポンプ空調システムの研究開発-, 平成22年度～平成24年度成果報告書, pp.164, 2013.
- 37) 長野県: 再生可能エネルギー導入可能性調査(地下熱利用), 平成21年度「緑の分権改革」推進事業報告書, pp.51-52, 2011.
- 38) 東京都土木技術支援・人材育成センター 東京の地盤webサイト: <http://doboku.metro.tokyo.jp/start/03-jyohou/geo-web/101itibantyou.htm>. (2013.10.8閲覧)



## 第 4 章

地下水制御型 ATES システムの効果の検証と  
数値解析によるシステム最適化に関する研究



## 第4章 地下水制御型 ATES システムの効果の検証と数値解析によるシステム最適化に関する研究

---

### 4.1 はじめに

GSHP (Ground Source Heat Pump) システム<sup>1)</sup>のうち、クローズド方式とオープン方式を比較すると、オープン方式の方が井戸あたりのCOP (Coefficient Of Performance) が大きいことから、井戸本数が少なくて済み、初期費用を抑えることができる<sup>2)</sup>。この点はオープン方式の大きなメリットであり、地下水が豊富で、地盤沈下などの懸念がない地域ではオープン方式による地下熱利用はきわめて有望な冷暖房手段となりえる。しかし、近年の国内におけるGSHPの導入状況をみると、クローズド方式に比べてオープン方式の技術開発と普及が遅れている<sup>3)</sup>。

オープン方式で、帯水層蓄熱 (ATES : Aquifer Thermal Energy Storage) <sup>4)</sup>が実現できると、蓄熱効果を見込んだ地下熱源の季節間利用が図れるため、冬季には空調排冷熱を冷水として蓄熱して夏季の冷房に活用でき、夏季には排温熱を冬季の暖房に利用でき、地下水をそのまま冷房熱源利用するフリークーリング運転を行えば、空調効率を飛躍的に向上させることが可能である。

日本に比べてATESの導入がすすんでいる海外の事例をみると、ドイツの連邦国会議事堂には大規模ATESシステムが1999年に導入されており、地下300mに70℃の温水、地下60mに5℃の冷水を、それぞれ別に帯水層蓄熱している<sup>5)</sup>。またPaksoya *et al.*は、トルコのスーパーマーケットに導入されたATESシステムでは従来の空調システムに対するエネルギー消費量が約60%に抑えられ、冷房時のシステム成績係数SCOP (System Co-efficient of Performance) が4.18となったと報告している<sup>6)</sup>。SCOPはシステムの製造熱量をシステム全体に要した電力量で除したものであり、SCOPが大きいほどシステムの運転効率が良い (少ない投入電力量で大きな熱量を製造できる)。

2008年にATESシステムを導入したスウェーデンのストックホルム・アーランダ空港では、空調に係るシステム年間消費電力を冷房時には4-5GWh、暖房時には10-15GWhを削減し、従来システムと比べて消費電力を18%削減している。さらに二酸化炭素排出量も7000ton削減され、地球温暖化の抑制技術としても大きな期待が集まっている<sup>7)</sup>。

しかし、海外に比べるとGSHPシステムの導入件数が少ない日本では、落藤ほかの実証的検討<sup>8)</sup>等、いくつかのATES事例はあるものの、未だ一般的ではない。

日本国内においてオープン方式のGSHPシステムおよびATESシステムの導入がすすまない理由として、初期コストの高さ、揚水規制や地盤沈下リスク等のシステム設置に関する制限の他、地盤環境面におけるシステム評価技術の不足が大きな問題と考えられる。

オープン方式のGSHPシステムおよびATESシステムのように地下水を直接熱源とする地下熱利用技術を普及させるためには、先に示した課題を克服しなければならない。

イニシャルコストの縮減のためには、システムに係る装置 (たとえばヒートポンプ等) の販売コスト縮減と同時に、井戸システムの最適設計が重要となる。井戸システム設計には詳細な現地調査による物理的・熱的水理地質定数の評価のみならず、海外と比べて地下水流速の大きい地域が多い日本では、地下水流動や熱移動を考慮した数値シミュレーションにより

システム効率が向上するような設計を行う必要がある。

また揚水に伴う地下水位の低下や地下水の枯渇については、地下水の涵養機能を同時に強化していく必要がある。揚水規制や地盤沈下が懸念される地域に対しては、クローズド方式が適しているが、その場合、帯水層への蓄熱や放熱による地盤熱環境への影響評価を定量化する必要がある。

本研究では、従来のATESに比べてシステム効率が向上できる技術を提案し、藤縄の開発した地下水・熱連成解析コードsWATER (Subsurface Water And Thermal Energy Resources)<sup>9)</sup>の拡張版を適用した数値解析により提案技術の実用性を検証する。また(独)新エネルギー・産業技術開発機構(NEDO)の助成による次世代型ヒートポンプシステム研究開発事業の一環として実施した実証試験「地下水制御型高効率ヒートポンプ空調システムの研究開発」(以下、NEDOプロジェクトと呼ぶ)においてATESの高度化のため、地盤熱環境の定量化やシステム効率向上に関する検討をおこなう。

なお、本章の研究は、藤縄・冨樫<sup>9)</sup>、Tomigashi and Fujinawa<sup>10)</sup>、Fujinawa and Tomigashi<sup>11)</sup>、Tomigashi *et al.*<sup>12)</sup>、冨樫・藤縄<sup>13)</sup>、石原・冨樫ほか<sup>14)</sup>等において報告されている。

## 4.2 本研究で開発する技術

本研究で提案する新システムの概念図を図4-1に示す。図中(a)、(b)はそれぞれ従来型ATESの冷房運転、暖房運転時の蓄熱状況を模式的に示したものである。このように、異なる熱源温度を必要とする季節間で、帯水層に貯留した熱エネルギーを利用することができることがATESの特徴である。また、システム運用期間の長期化と共に地下蓄熱量が増加するため、システムの効率が向上することとなる。これに対し、図中(c)、(d)は、本研究で提案する地下水制御型ATESの一例である。ここでは、揚水井、注水井を季節間で切り替えることなく、注水と揚水により強制的に流動場を設けることで、例えば夏季に帯水層へ貯留した温水を冬季の暖房で効率よく利用するため、熱プルームの位置を揚水井付近に移動するようにコントロールする様子を模式的に示している。

本技術の最大の特徴は、図4-1(c)、(d)に示すように、井戸の運用により地下水の動水勾配を人為的に調整して地下水流動を制御し、地下水流動で逸散するおそれのある帯水層中の熱源プルームを採熱位置および時期に応じて効率的に貯留し、熱エネルギーの再利用効率を向上させるところにある。また、高温や低温となる影響範囲が制限できるため、周辺地下水に対する熱的環境も人為的にコントロールできる。したがって表4-1に示すとおり、従来のオープン型(ATES)の問題点であった、クローズド型(BTES)に比べて「①蓄熱効果は高いが熱の再利用効率が低い」、「②地下水流動がない場所では季節間の熱貯留で熱干渉が生じる可能性がある」、「③地下水流動が大きい場所では蓄熱ロスが大きくなる」等について、地下水流動が人為的に制御できる本技術を用いればこれらの問題はすべて解決できるものと考えられる。



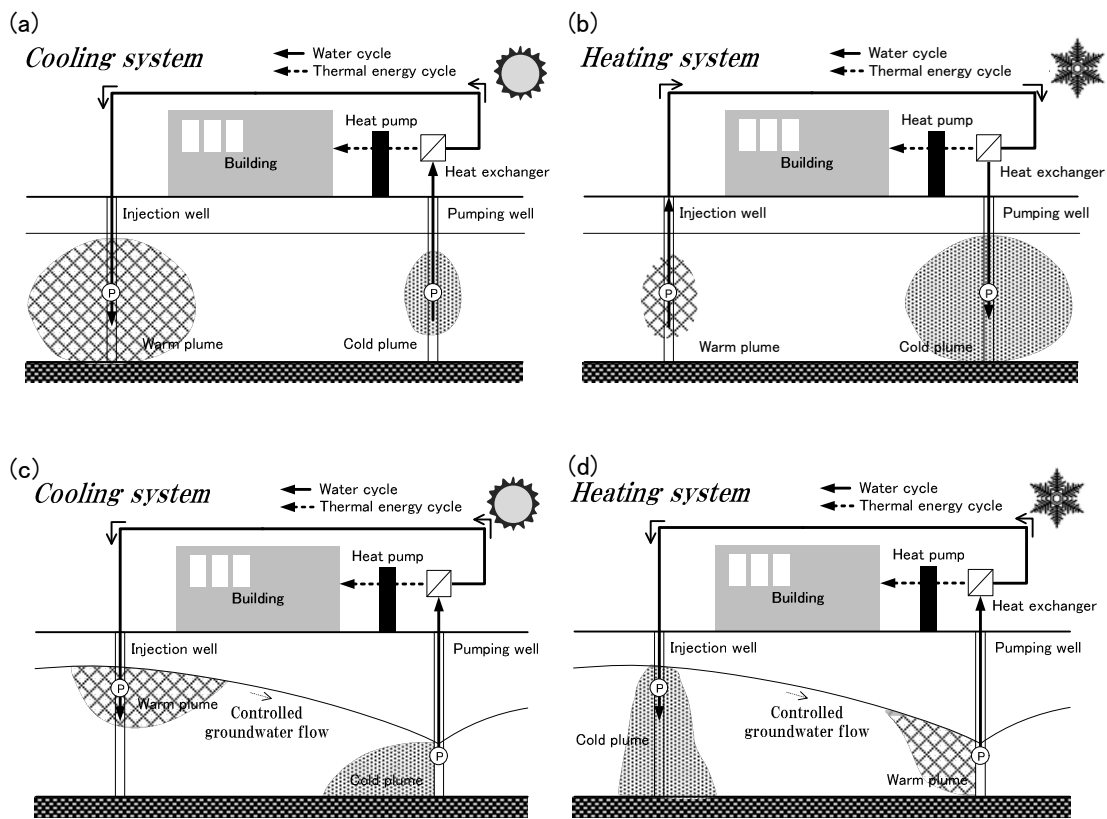


図 4-1 従来型ATESと地下水制御型ATESの概念図

- (a) : 従来型ATESの冷房運転, (b) : 従来型ATESの暖房運転,  
(c) : 地下水制御型ATESの冷房運転, (d) : 地下水制御型ATESの暖房運転

表 4-1 地下水制御型ATESとBTES, 従来型ATESとの比較<sup>10)</sup>

評価	BTES	従来型 ATES	地下水制 御型 ATES	
ボアホール 1 本あたりの出力量	×	▲	●	
蓄熱エネルギーの回収効率	×	▲	●	
地盤環境への影響	●	×	×	× 地盤沈下
熱汚染への安全性	×	×	●	× 熱プルーム制御不可能
地下水汚染への安全性	×	●	●	× 不凍液漏出
日本における実績	●	▲	—	— 新規技術のため導入事例なし
システムメンテナンス	●	▲	▲	▲ 地盤の目詰まり

●excellent, ▲medium, ×poor

## 4.3 数値解析手法の開発

### 4.3.1 飽和・不飽和多孔体中の水・熱同時移動に関する基礎理論

オープン方式のGSHPやATESシステムにおいて顕著に生じる帯水層中の熱移動は、流体の密度依存性を考慮した飽和・不飽和多孔体中の浸透流に関する基礎方程式と熱移動の基礎方程式を連成させることにより解析できる。そこで、本項では先ず両基礎方程式について説明する。なお、ここでは水の相変化による不飽和帯での水分や熱の移動は考えず、また空気相は大気と連続しているものとする。

#### (1) 密度を考慮した飽和・不飽和浸透流の基礎方程式<sup>9)</sup>

水の粘性や密度は温度によって変化するため、多孔体中の不均一な水温分布は土壤水や地下水の流れに大きく影響する。このような温度による物性の変化を考慮した飽和・不飽和浸透流の比流量 $\mathbf{q}$  (m/s) は、ナビエ・ストークスの粘性流体に対する運動方程式より、次の一般化されたダルシーの式によって表すことができる。

$$\mathbf{q} = \varepsilon S_w \mathbf{v} = -\frac{k_r \mathbf{k}_s}{\mu} (\nabla p + \rho \mathbf{g} \nabla z) \quad (4-1)$$

ここに、 $\varepsilon$ は間隙率(-)、 $S_w$ は多孔体の水飽和度(-)、 $\mathbf{v}$ は間隙流速ベクトル(m/s)、 $k_r$ は相対透過度(-)、 $\mathbf{k}_s$ は飽和固有透過度テンソル( $\text{m}^2$ )、 $\mu$ は流体の粘性係数( $\text{Pa} \cdot \text{s}$ )、 $p$ は流体の圧力( $\text{N}/\text{m}^2$ )、 $\rho$ は流体の密度( $\text{kg}/\text{m}^3$ )、 $\mathbf{g}$ は重力加速度( $\text{m}/\text{s}^2$ )、 $z$ は鉛直上向き座標である。多孔体中の温度分布が一樣でない場合、式(4-1)の流体密度と粘性係数は温度により変化し、水の密度と粘性係数は温度 $T$  ( $^{\circ}\text{C}$ )の関数として次の状態方程式で近似できる<sup>9)</sup>。

$$\rho(T) = \{1.0 - 0.0000269(T-4) - 0.000005233(T-4)^2\} \times 1000 \quad (4-2)$$

$$\mu(T) = \{0.0178 / (1 + 0.0337T + 0.000221T^2)\} / 10 \quad (4-3)$$

そこで、流体の密度と粘性の温度変化を基礎式に反映させるため、基準温度 $T_0$ を導入し、

$$\mu(T_0) = \mu_0, \quad \rho(T_0) = \rho_0, \quad \mathbf{K}_0 = \mathbf{k}_s \rho_0 g / \mu_0, \quad h_0 = p / \rho_0 g \quad (4-4)$$

とおく。ここに、 $\mu_0$ 、 $\rho_0$ 、 $\mathbf{K}_0$  (m/s) および $h_0$  (m) は、それぞれ基準温度 $T_0$ における粘性係数、流体密度、飽和透水係数テンソルおよび圧力水頭である。また、 $\mu_r = \mu / \mu_0$ で相対粘性係数を定義すると、式(4-1)は次のように書ける。

$$\mathbf{q} = -\frac{k_r \mathbf{k}_s \rho_0 \mathbf{g}}{\mu} (\nabla h_0 + \frac{\rho}{\rho_0} \nabla z) = -\frac{k_r \mathbf{K}_0}{\mu_r} (\nabla h_0 + \frac{\rho}{\rho_0} \nabla z) \quad (4-5)$$

したがって、地下水流動方向が透水係数の楕円の主軸方向と一致する場合、式(4-5)の $\mathbf{q}$ の $x$ 、 $y$ 、 $z$ 成分はそれぞれ、

$$q_x = \varepsilon v_x = -\frac{k_r K_x}{\mu_r} \frac{\partial h_0}{\partial x} \quad (4-6)$$

$$q_y = \varepsilon v_y = -\frac{k_r K_y}{\mu_r} \frac{\partial h_0}{\partial y} \quad (4-7)$$

$$q_z = \varepsilon v_z = -\frac{k_r K_z}{\mu_r} \left( \frac{\partial h_0}{\partial z} + \frac{\rho}{\rho_0} \nabla z \right) \quad (4-8)$$

となる。ここに、 $v_x$ 、 $v_y$ 、 $v_z$ はそれぞれ間隙流速の $x$ 、 $y$ 、 $z$ 成分、 $K_x$ 、 $K_y$ 、 $K_z$ はそれぞれ $\mathbf{K}_0$ の $x$ 、 $y$ 、 $z$ 方向成分である。

一方、飽和・不飽和多孔体の単位体積に質量保存則を適用すると、連続式は次式で表すことができる<sup>15)</sup>。

$$-\nabla \cdot \rho \mathbf{q} = \frac{\partial(\rho\theta)}{\partial t} = \rho \frac{\partial\theta}{\partial t} + \theta \frac{\partial\rho}{\partial t} = \rho(S_w S_s \frac{\partial h_0}{\partial t} + \varepsilon \frac{\partial S_w}{\partial t}) + \varepsilon S_w \frac{\partial\rho}{\partial t} \quad (4-9)$$

ここに、 $\theta (= \varepsilon S_w)$ は体積含水率(-)、 $S_s$ は比貯留係数( $\text{m}^{-1}$ )である。式(4-9)の右辺括弧内第二項は、飽和帯( $S_w = 1.0$ )ではゼロとなり、不飽和浸透流に対しては圧力水頭を独立変数とし比水分容量 $C_s (= \varepsilon \partial S_w / \partial h_0)$ を用いると、 $C_s \partial h_0 / \partial t$ と表現することができる。

流体が水の場合は熱膨張率が極めて小さいため、熱対流を生じさせる浮力項以外の密度の変化は無視できるとするブシネスク近似を適用し、揚水、注水等による補給・湧き出しも併せて整理すると、式(4-5)と式(4-9)より密度を考慮した飽和・不飽和浸透流の基礎方程式は次式で与えられる。

$$\nabla \cdot \left\{ \frac{k_r \mathbf{K}_0}{\mu_r} (\nabla h_0 + \frac{\rho}{\rho_0} \nabla z) \right\} - \sum_I Q_I \delta_I = (S_w S_s \frac{\partial h_0}{\partial t} + C_s \frac{\partial h_0}{\partial t}) \quad (4-10)$$

ここに、 $Q_I$ は揚水井 $I$ における揚水強度( $\text{m}^3/\text{s}$ )、 $\delta_I$ は揚水井 $I$ の座標を反映したディラックのデルタ関数である。さらに式(4-10)を変形し、次の残差式が与えられる。

$$R(h_0) \equiv (S_w S_s \frac{\partial h_0}{\partial t} + C_s \frac{\partial h_0}{\partial t}) - \nabla \bullet \left\{ \frac{k_r \mathbf{K}_0}{\mu_r} (\nabla h_0 + \frac{\rho}{\rho_0} \nabla z) \right\} + \sum_I Q_I \delta_I = 0 \quad (4-11)$$

式(4-11)は後述するガラーキン型有限要素法で用い、真の解  $h_0$  に対する  $R(h_0)$  はゼロとなる。

土壌が不飽和の場合、van Genuchtenの関係式<sup>16)</sup>より、有効飽和度  $S_e$  は圧力水頭  $h_0$  の関数として、次式で与えられる。

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \frac{1}{(1 + \alpha |h_0|^\beta)^\gamma}, \quad \left( \gamma = 1 - \frac{1}{\beta} \right) \quad (4-12)$$

ここに、 $\theta_s$  は飽和体積含水率 (-)、 $\theta_r$  は残留体積含水率 (-)、 $\alpha$  ( $\text{m}^{-1}$ )、 $\beta$  は土壌に固有のパラメータである。また、不飽和帯の相対透過度  $k_r$  は有効飽和度  $S_e$  より次の式で算出できる。

$$k_r = S_e^{1/2} \left\{ 1 - (1 - S_e^{1/\gamma})^\gamma \right\}^2 \quad (4-13)$$

なお、飽和帯 ( $S_e = 1.0$ ) においては  $\theta = \theta_s$ 、 $k_r = 1$  となる。

不飽和浸透における土壌水分特性曲線のヒステリシスを考慮する場合、次式により土壌水分の変動過程をモデル化できる<sup>17),18),19)</sup>。

・排水過程

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s^* - \theta_r} = \frac{1}{(1 + \alpha_d |h_0|^{\beta_d})^{\gamma_d}}, \quad \gamma_d = 1 - \frac{1}{\beta_d} \quad (4-14)$$

・吸水過程

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r^*}{\theta_s - \theta_r^*} = \frac{1}{(1 + \alpha_w |h_0|^{\beta_w})^{\gamma_w}}, \quad \gamma_w = 1 - \frac{1}{\beta_w} \quad (4-15)$$

ここに、 $\alpha_d$ 、 $\beta_d$  は排水主曲線に対するパラメータ、 $\alpha_w$ 、 $\beta_w$  は吸水主曲線に対するパラメータ、 $\theta_s^*$ 、 $\theta_r^*$  は各走査曲線を辿るための補助曲線用体積含水率である。

(2) 飽和・不飽和多孔体中の熱移動の基礎方程式<sup>9)</sup>

飽和・不飽和多孔体中における熱移動には熱伝導、熱分散、熱交換、熱対流といった現象を考慮する必要がある。図 4-2は、空気や水などの流体で飽和した多孔体中を流体が流動している時の熱の流れを模式的に表したものである。図中のルートAは熱伝導による固相中の熱の流れ、ルートBは熱伝導による液相中の熱の流れ、ルートCは固相と液相の接触面を通して行われる熱交換、ルートDは流体の流れに伴う機構的分散による熱移動を表している。

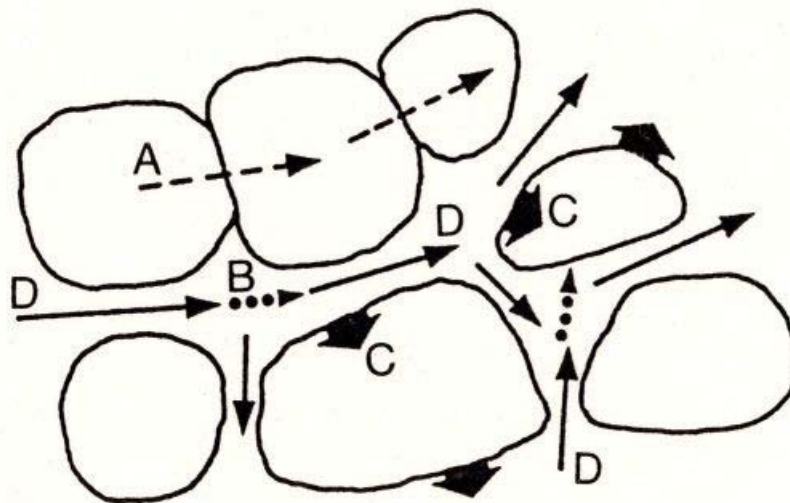


図 4-2 飽和多孔体中の熱移動ルート<sup>15)</sup>

本報では、飽和・不飽和多孔体中における熱移動において固相・液相・気相の温度は平衡状態にあるものとしているので、移流項と分散項を含む次の移流分散方程式が得られる<sup>15)</sup>。

$$\nabla \cdot (\lambda_{ij} \nabla T) - \varepsilon S_w (\rho C)_w \nabla \cdot (\mathbf{v} T) = (\rho C)_e \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4-16)$$

ここに、 $\lambda_{ij}$  は固相・液相・気相の熱伝導率に機構的熱分散を加味した混合系の熱分散率 (W/m/K)、 $(\rho C)_w$  は液相の体積熱容量 (J/K/m<sup>3</sup>) である。いま、固相および気相の体積熱容量をそれぞれ  $(\rho C)_s$  (J/K/m<sup>3</sup>) および  $(\rho C)_a$  (J/K/m<sup>3</sup>) とすると、固相・液相・気相混合系の体積熱容量  $(\rho C)_e$  は次式で与えられる。

$$(\rho C)_e = \varepsilon S_w (\rho C)_w + \varepsilon (1 - S_w) (\rho C)_a + (1 - \varepsilon) (\rho C)_s \quad (4-17)$$

一方、混合系の熱分散率  $\lambda_{ij}$  は、等価熱伝導率  $\lambda_{ed}$  と機構的熱分散率  $\lambda_{md}$  との合計として次式で表すことができる。

$$\lambda_{ij} = \lambda_{ed} + (\lambda_{md})_{ij} = (\rho C)_e D_{ij} \quad (4-18)$$

ここに、 $\lambda_{ed}$  は混合系の熱伝導率、 $D_{ij}$  ( $\text{m}^2/\text{s}$ ) は多孔体中の物質移動論で水力学的分散係数として知られているパラメータで、等方性媒体においては分散度を表す4階のテンソル  $\alpha_{ijkl}$  を用いると次式で与えられる。

$$D_{ij} = \alpha_{ijkl} \frac{|v_k||v_m|}{|v|} + \kappa_e \quad (4-19)$$

$$\alpha_{ijkl} = \alpha_T \delta_{ij} \delta_{km} + \frac{\alpha_L - \alpha_T}{2} (\delta_{ik} \delta_{jm} + \delta_{im} \delta_{jk}) \quad (4-20)$$

ここに、 $v$  は平均流速 ( $\text{m/s}$ )、 $\kappa_e (= \lambda_{ed} / (\rho C)_e)$  は等価熱拡散率 ( $\text{m}^2/\text{s}$ )、 $\alpha_L$  および  $\alpha_T$  は縦および横分散長 ( $\text{m}$ )、 $\delta_{ij}$  などはクロネッカーのデルタ、 $v_k$  の  $k$  などは座標の方向である。

$\nabla \cdot \mathbf{v} \cong 0$  と見なせる場合、式(4-16)に式(4-18)を代入し、両辺を  $(\rho C)_e$  で除して整理すると、流体密度を決定する飽和・不飽和多孔体中の熱移動の基礎方程式となる次式が得られる。

$$\nabla \cdot (D_{ij} \nabla T) - \omega \mathbf{v} \cdot \nabla T = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4-21)$$

ここに、 $\omega = \varepsilon S_w (\rho C)_w / (\rho C)_e$  である。

なお、混合系の熱伝導率  $\lambda_{ed}$  の評価には de Vries モデル<sup>20)</sup>、直列並列混合モデル<sup>21)</sup>、Maxwell モデル<sup>22)</sup> など多くのモデルが提案されているが、ここでは直列、並列混合モデルを使用し、直列型  $\lambda_{ed1}$  と並列型  $\lambda_{ed2}$  の割合を de Vries モデルと近い結果が得られる1:4とすると、

$$\lambda_{ed} = (\lambda_{ed1} + 4\lambda_{ed2}) / 5 \quad (4-22)$$

$$\lambda_{ed1} = \varepsilon S_w \lambda_w + \varepsilon (1 - S_w) \lambda_a + (1 - \varepsilon) \lambda_s \quad (4-23)$$

$$\frac{1}{\lambda_{ed2}} = \frac{\varepsilon S_w}{\lambda_w} + \frac{\varepsilon (1 - S_w)}{\lambda_a} + \frac{(1 - \varepsilon)}{\lambda_s} \quad (4-24)$$

となる。ここに、 $\lambda_s$ 、 $\lambda_w$ 、 $\lambda_a$  はそれぞれ固相、液相、気相の熱伝導率である。なお、(4-19)式より  $D_{ij}$  は  $v(h_0, T)$  の関数であり、さらに  $\omega$  は  $\theta (= \varepsilon S_w)$ 、すなわち  $h_0$  の関数となっているので、熱移動の基礎方程式は非線形となる。

#### 4.3.2 飽和・不飽和多孔体中の水・熱移動連成方程式の数値解法

##### (1) 有限要素法を用いた飽和・不飽和浸透流の解析<sup>9)</sup>

3次元飽和・不飽和浸透流の有限要素解析に利用できる要素には、アイソパラメトリック（六面体）要素，プリズム（三角柱）要素，四面体要素などがあるが，比較的狭い範囲で地表面の高低差が小さく，揚水井や注入井などを正確に考慮したい場合はプリズム要素が適している．そこで，領域をプリズム要素に分割し，圧力水頭  $h_0$  を各節点  $j$  での水頭値  $h_j$  と座標関数  $\phi_j(x, y, z)$  との一次結合で近似すると，次式が得られる．

$$h_0 \cong \sum_{j=1}^n \phi_j(x, y, z) h_j \quad (4-25)$$

ここに， $n$  は総節点数である．また，流体の密度  $\rho$  も圧力水頭  $h$  と同じ座標関数を用い，次式で近似する．

$$\rho \cong \sum_{j=1}^n \phi_j(x, y, z) \rho_j \quad (4-26)$$

次に，(4-11)式に示した残差方程式  $R(h_0)$  にガラーキン型有限要素法を適用すると次の関係式が得られる．

$$\iiint_V \phi_i R(h_0) dx dy dz = 0, \quad (i = 1, 2, \dots, n) \quad (4-27)$$

ここに， $V$  は解析領域である．いま，式(4-27)に式(4-11)を代入し整理すると，次式が与えられる．

$$\begin{aligned} & \iiint_V \phi_i \left[ \left( S_w S_s \frac{\partial h_0}{\partial t} + C_s \frac{\partial h_0}{\partial t} \right) \right. \\ & \quad \left. - \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{k_r K_x}{\mu_r} \frac{\partial h_0}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{k_r K_y}{\mu_r} \frac{\partial h_0}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{k_r K_z}{\mu_r} \left[ \frac{\partial h_0}{\partial z} + \frac{\rho}{\rho_0} \right] \right) \right\} \right. \\ & \quad \left. + \sum_I Q_I \delta_I \right] dx dy dz = 0, \quad (i = 1, \dots, n) \end{aligned} \quad (4-28)$$

さらに，式(4-28)にガウスの発散定理を適用すると次式が得られる．

$$\begin{aligned}
& \iiint_V \left\{ \frac{\partial \phi_i}{\partial x} \left( \frac{k_r K_x}{\mu_r} \frac{\partial h_0}{\partial x} \right) + \frac{\partial \phi_i}{\partial y} \left( \frac{k_r K_y}{\mu_r} \frac{\partial h_0}{\partial y} \right) + \frac{\partial \phi_i}{\partial z} \left( \frac{k_r K_z}{\mu_r} \frac{\partial h_0}{\partial z} \right) \right\} dx dy dz \\
& + \iiint_V k_r K_z \frac{\rho}{\rho_0} \frac{\partial \phi_i}{\partial z} dx dy dz + \sum_I \iiint_V \phi_i Q_I \delta_I dx dy dz \\
& - \iint_S \phi_i k_r \mathbf{K} (\nabla h_0 + \frac{\rho}{\rho_0} \nabla z) \cdot \mathbf{n} ds \\
& + \iiint_V \phi_i (S_w S_s \frac{\partial h_0}{\partial t} + C_s \frac{\partial h_0}{\partial t}) dx dy dz = 0, \quad (i=1, \dots, n)
\end{aligned} \tag{4-29}$$

ここに、 $\mathbf{n}$ は境界上の外法線単位ベクトル、 $S$ は $V$ の境界面である。そこで、要素 $e$ における座標関数 $\phi$ を $N^e$ で表し、式(4-29)をマトリックス表示すると次の連立一次方程式を得る。

$$[A_h] \{h_0\} + [B_h] \{\rho\} + [E_h] \left\{ \frac{\partial h_0}{\partial t} \right\} = \{Q_h\} \tag{4-30}$$

$$\begin{aligned}
A_{h,ij} &= \sum_{e=1}^E \iiint_V \left( \frac{k_r K_x}{\mu_r} \frac{\partial N_i^e}{\partial x} \frac{\partial N_j^e}{\partial x} + \frac{k_r K_y}{\mu_r} \frac{\partial N_i^e}{\partial y} \frac{\partial N_j^e}{\partial y} + \frac{k_r K_z}{\mu_r} \frac{\partial N_i^e}{\partial z} \frac{\partial N_j^e}{\partial z} \right) dx dy dz \\
B_{h,ij} &= \sum_{e=1}^E \iiint_V \frac{k_r K_z}{\rho_0} \frac{\partial N_i^e}{\partial z} N_j^e dx dy dz \\
E_{h,ij} &= \sum_{e=1}^E \iiint_V (S_w S_s + C_s) N_i^e N_j^e dx dy dz \\
Q_{h,i} &= - \sum_{e=1}^E \sum_I \iiint_V N_i^e Q_I \delta_I dx dy dz + \sum_{e=1}^E \iint_S N_i^e k_r \mathbf{K} (\nabla h_0 + \frac{\rho}{\rho_0} \nabla z) \cdot \mathbf{n} ds
\end{aligned}$$

なお式(2-12)のときと同様に、時間項に関わるマトリックスのランピングにより不飽和領域における湿潤前線付近での数値解の振動が制御できる。そこで、sWATERでは時間項をランピングし、 $E_{ij}$ を

$$E_{ij} = \sum_{j=1}^n \sum_{e=1}^E \iiint_V (S_w S_s + C_s) N_i^e N_j^e dx dy dz, \quad E_{ij} = 0 \quad (i \neq j) \tag{4-31}$$

で計算する。



有限要素法は積分形で近似するため、井戸からの揚水や注水もピンポイントで表現できるメリットがある。もし、揚水量 $Q_j$ の揚水井 $j$ が点源 $(x_j, y_j, z_j)$ の場合、揚水はデルタ関数を用いて次式で表現できる。

$$Q = Q_j \cdot \delta(x - x_j) \cdot \delta(y - y_j) \cdot \delta(z - z_j) \quad (Q_j : L^3/T) \quad (4-32)$$

したがって、揚水に係わる部分の体積積分は

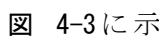
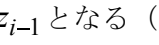
$$\begin{aligned} Q_{h,i} &= -\iiint_V \phi_i(x, y, z) Q_j \delta(x - x_j) \delta(y - y_j) \delta(z - z_j) dx dy dz \\ &= -Q_j \quad (i = j), \quad = 0 \quad (i \neq j) \end{aligned} \quad (4-33)$$

となる。また、 $j(x_j, y_j, z_j)$ 節点を通る鉛直線上に井戸があり、揚水が線源でスクリーン上部の座標が $z_{top}$ 、スクリーン下部の座標が $z_{bottom}$ の場合、揚水井戸は

$$Q = Q_i \delta(x - x_i) \delta(y - y_i) H(z - z_{bottom}) H(z_{top} - z) \quad (Q_i : L^2/T) \quad (4-34)$$

で表すことができ、揚水に係わる部分の積分は次式で計算できる。なお、 $H(z - z_{bottom})$ などはヘビサイドの階段関数<sup>23)</sup> ( $H(x) = 1, x \geq 0$ ;  $H(x) = 0, x < 0$ ) である。

$$\begin{aligned} Q_{h,i} &= -\iiint_V \phi_i(x, y, z) Q_j \delta(x - x_j) \delta(y - y_j) H(z - z_{bottom}) H(z_{top} - z) dx dy dz \\ &= -\int_{z_{bottom}}^{z_{top}} Q_j H(z - z_{bottom}) H(z_{top} - z) dz \\ &= -Q_i (dl_{upper} + dl_{lower}) / 2 \\ &\quad (i = j, z_{bottom} \leq z_j \leq z_{top}), \quad = 0 \quad (i \neq j) \end{aligned} \quad (4-35)$$

ここに、 $dl_{upper}$  および  $dl_{lower}$  は、 **図 4-3**に示すようなプリズム要素を想定すると  $dl_{upper} = z_{i+1} - z_i$ 、 $dl_{lower} = z_i - z_{i-1}$ となる ( **図 4-4**参照)。さて、式(4-30)の左辺第3項の差分近似に解の安定性が良い陰解法を用いると、式(4-30)は最終的に次のように書き直せる。

$$([A_h] + [E_h] / \Delta t) \{h\}_{t+\Delta t} + [B_h] \{\rho\}_{t+\Delta t} = \{Q_h\} + [E_h] \{h\}_t / \Delta t \quad (4-36)$$

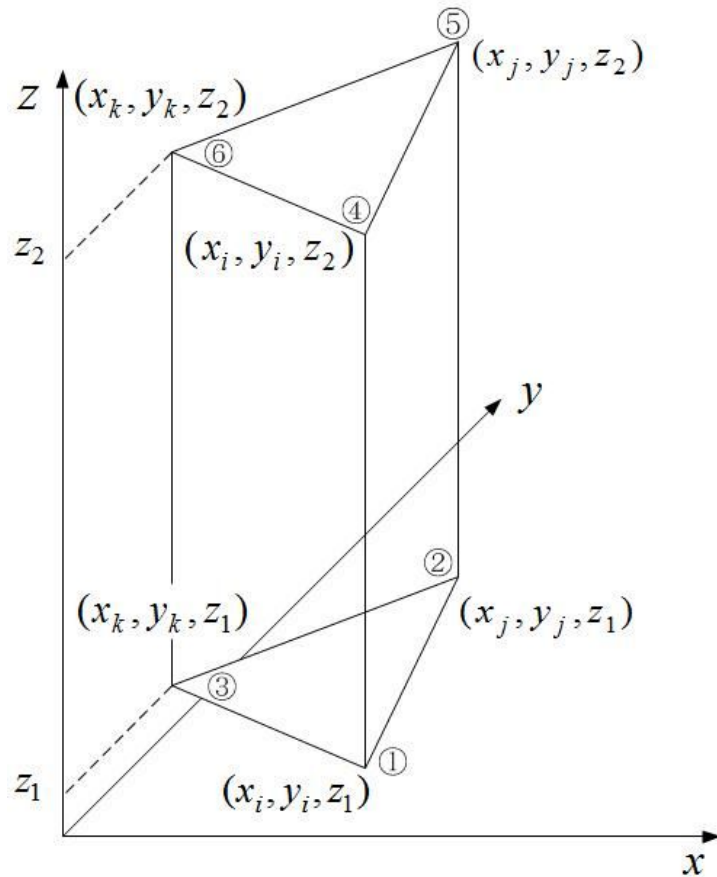


図 4-3 プリズム要素

したがって、節点温度が与えられれば、定数項 $[B]$ が求まるので、式(4-36)を解くと圧力水頭 $h_0$ が求められる。なおsWATERでは、連立一次方程式(4-36)の係数行列は圧縮操作を行って記憶容量の節約を行うと同時に、連立一次方程式の高速解法である共役勾配法 (CG法)の適用により計算時間の大幅な短縮を実現している。

以上の計算より得られた圧力水頭 $h_0$ と流体の密度 $\rho$ を用いて、式(4-6)、式(4-7)、式(4-8)から熱移動の解析の与条件となる間隙流速 $v_x$ 、 $v_y$ 、 $v_z$ を求める。なおsWATER3dp (プリズム要素使用) では、間隙流速は次のように算定する。

要素 $e$ における水頭値 $h^e$ および流体の密度 $\rho^e$ は、形状関数の線形結合で次式のとおり与えられる。

$$h^e = \sum_{i=1}^6 N_i^e h_i, \quad \rho^e = \sum_{i=1}^6 N_i^e \rho_i \quad (4-37)$$

で表される。そこで、図 4-3に示すように、平面に平行な三角面 (面積を $\Delta_{i,j,k}$ とする) を持つプリズム要素と節点座標との関係を用いると、底面の形状関数 $N_{i1}$ は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
N_{i1}(x, y, z) &= \frac{z_2 - z}{z_2 - z_1} \frac{1}{2\Delta_{i,j,k}} [(x_j y_k - x_k y_j) + (y_j - y_k)x + (x_k - x_j)y] \\
&= \frac{z_2 - z}{z_2 - z_1} (a_i + b_i x + c_i y)
\end{aligned} \tag{4-38}$$

一方，上面の形状関数  $N_{i2}$  は

$$\begin{aligned}
N_{i2}(x, y, z) &= \frac{z - z_1}{z_2 - z_1} \frac{1}{2\Delta_{i,j,k}} [(x_j y_k - x_k y_j) + (y_j - y_k)x + (x_k - x_j)y] \\
&= \frac{z - z_1}{z_2 - z_1} (a_i + b_i x + c_i y)
\end{aligned} \tag{4-39}$$

となる．  $N_{j1}, N_{k1}, N_{j2}, N_{k2}$  についても同様である．そこで，流速ベクトルを要素の重心  $G$  で評価する．なお，重心  $G$  の座標は次式より求められる．

$$(x_{cog}, y_{cog}, z_{cog}) = \left( \frac{1}{6} \sum_{i=1}^6 x_i, \frac{1}{6} \sum_{i=1}^6 y_i, \frac{1}{6} \sum_{i=1}^6 z_i \right) \tag{4-40}$$

したがって，要素  $e$  の重心  $(x_{cog}, y_{cog}, (z_1 + z_2)/2)$  における間隙流速成分は次式で計算できる．ここに，  $z_1$  および  $z_2$  はプリズム要素の上面および下面の  $z$  座標である．

$$v_x^e = -\frac{k_r K_x}{n\mu_r} \frac{\partial h^e}{\partial x} = -\frac{k_r K_x}{n\mu_r} \sum_{i=1}^6 \frac{\partial N_i}{\partial x} h_i = -\frac{k_r K_x}{2n\mu_r} \left( \sum_{i=1}^6 b_i h_i \right) \tag{4-41}$$

$$v_y^e = -\frac{k_r K_y}{n\mu_r} \frac{\partial h^e}{\partial y} = -\frac{k_r K_y}{n\mu_r} \sum_{i=1}^6 \frac{\partial N_i}{\partial y} h_i = -\frac{k_r K_y}{2n\mu_r} \left( \sum_{i=1}^6 c_i h_i \right) \tag{4-42}$$

$$\begin{aligned}
v_z^e &= -\frac{k_r K_z}{n\mu_r} \left( \frac{\partial h^e}{\partial z} + \frac{\rho}{\rho_0} \right) = -\frac{k_r K_z}{n\mu_r} \left( \sum_{i=1}^6 \frac{\partial N_i}{\partial z} h_i + \frac{\rho}{\rho_0} \right) \\
&= -\frac{k_r K_z}{n\mu_r} \left[ \left\{ \sum_{i=4}^6 (a_i + b_i x_{cog} + c_i y_{cog}) h_i / L^e \right. \right. \\
&\quad \left. \left. - \sum_{i=1}^3 (a_i + b_i x_{cog} + c_i y_{cog}) h_i / L^e \right\} + \frac{\rho}{\rho_0} \right]
\end{aligned} \tag{4-43}$$

なお，  $L^e = z_2 - z_1$  である．

(2) 特性曲線型有限要素法を用いた飽和・不飽和多孔体中の熱移動の解析<sup>9)</sup>

式(4-21)に示す熱移動の基礎方程式を、通常の差分法や有限要素法を用いて解析すると数値分散などの計算誤差が発生する。そこで、移流分散方程式の解法の精度を上げるため、sWATERでは基礎方程式を双曲型の移流項と放物型の分散項に分離し、移流項に特性曲線法、分散項に有限要素法を適用する特性曲線型有限要素法(CFEM : Characteristic Finite Element Method)を適用する。ちなみに、Fujinawa<sup>24),25)</sup>、藤縄<sup>26),27),28)</sup>によりCFEMが解の振動を防ぎ、数値分散を緩和する上で有効なことが示されており、藤縄ほか<sup>29)</sup>、Fujinawa *et al.*<sup>30)</sup>などにおいて室内実験や現地観測結果の再現計算に適用され、良好な再現結果を得ている。以下にプリズム要素を用いた3次元特性曲線型有限要素法を適用したsWATER3dpの定式化を示す。

式(4-21)から得られる残差式をGarder *et al.*<sup>31)</sup>に従い  $x$ 、 $y$ 、 $z$  の3次元空間の連立微分方程式に変換すると次のようになる。

$$\begin{aligned}
 L(T) = \frac{DT}{Dt} - & \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left( D_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{xy} \frac{\partial T}{\partial y} + D_{xz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\} \\
 & - \left\{ \frac{\partial}{\partial y} \left( D_{yx} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} + D_{yz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\} \\
 & - \left\{ \frac{\partial}{\partial z} \left( D_{zx} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{zy} \frac{\partial T}{\partial y} + D_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\}
 \end{aligned} \tag{4-44}$$

$$\frac{DT}{Dt} = \frac{\partial T}{\partial t} + \omega v_x \frac{\partial T}{\partial x} + \omega v_y \frac{\partial T}{\partial y} + \omega v_z \frac{\partial T}{\partial z}$$

ここに、 $DT/Dt$  はラグランジェ微分である。

浸透流の数値解法と同様に、領域をプリズム要素に分割し、温度  $T$  を各節点  $j$  での温度  $T_j$  と座標関数  $\phi_j(x, y, z)$  との一次結合で以下のように近似する。

$$T \cong \sum_{j=1}^n \phi_j(x, y, z) T_j \tag{4-45}$$

次に、残差方程式  $L(T)$  にガラーキン型有限要素法を適用すると次式を得る。

$$\iiint_V \phi_i L(T) dx dy dz = 0, \quad (i = 1, 2, \dots, n) \tag{4-46}$$

さらに、式(4-46)にガウスの発散定理を適用すると次式を得る。

$$\begin{aligned}
& \iiint_V \left\{ \frac{\partial \phi_i}{\partial x} \left( D_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{xy} \frac{\partial T}{\partial y} + D_{xz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \frac{\partial \phi_i}{\partial y} \left( D_{yx} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} + D_{yz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \right. \\
& \quad \left. \frac{\partial \phi_i}{\partial z} \left( D_{zx} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{zy} \frac{\partial T}{\partial y} + D_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\} dx dy dz \\
& - \iint_S \phi_i \mathbf{D} \nabla T \cdot \mathbf{n} dS + \iiint_V \phi_i \frac{DT}{Dt} dx dy dz = 0
\end{aligned} \tag{4-47}$$

式(4-47)をマトリックス表示すると次の連立一次方程式が得られる。

$$[A_T] \{T\} + [E_T] \left\{ \frac{DT}{Dt} \right\} = \{Q_T\} \tag{4-48}$$

$$\begin{aligned}
A_{T,ij} = \sum_{e=1}^E \iiint_{V^e} & \left\{ \frac{\partial N_i^e}{\partial x} \left( D_{xx} \frac{\partial N_j^e}{\partial x} + D_{xy} \frac{\partial N_j^e}{\partial y} + D_{xz} \frac{\partial N_j^e}{\partial z} \right) \right. \\
& + \frac{\partial N_i^e}{\partial y} \left( D_{yx} \frac{\partial N_j^e}{\partial x} + D_{yy} \frac{\partial N_j^e}{\partial y} + D_{yz} \frac{\partial N_j^e}{\partial z} \right) \\
& \left. + \frac{\partial N_i^e}{\partial z} \left( D_{zx} \frac{\partial N_j^e}{\partial x} + D_{zy} \frac{\partial N_j^e}{\partial y} + D_{zz} \frac{\partial N_j^e}{\partial z} \right) \right\} dx dy dz
\end{aligned}$$

$$E_{T,ij} = \sum_{e=1}^E \iiint_{V^e} N_i^e N_j^e dx dy dz$$

$$Q_{T,i} = \sum_{e=1}^E \iint_{S^e} N_i^e \mathbf{D} \nabla T \cdot \mathbf{n} dS$$

一方、sWATERでは粒子追跡において固定節点に時間 $t + \Delta t$ の粒子を配置し、時間 $t$ における粒子の位置とその温度を逆算するSRPT(Single-step Reverse Particle Tracking)法を適用している。そこで、特性曲線法に従い $T$ の時間項を $(\mathbf{x}, t + \Delta t)$ と $(\mathbf{x} - \mathbf{v}\Delta t, t)$ での中央差分で近似すると、式(4-48)は次のように表すことができる。

$$\frac{[A_T]}{2} \{T(\mathbf{x}, t + \Delta t) + T(\mathbf{x} - \mathbf{v}\Delta t, t)\} + \frac{[E_T]}{\Delta t} \{T(\mathbf{x}, t + \Delta t) - T(\mathbf{x} - \mathbf{v}\Delta t, t)\} = \{Q_T\} \tag{4-49}$$

ここに、 $T(\mathbf{x} - \mathbf{v}\Delta t, t)$ は流体の流動によって時間 $t$ から $\Delta t$ 後にそれぞれの節点を通過する流体粒子の時間 $t$ における特性曲線上の温度である。よって、 $T(\mathbf{x} - \mathbf{v}\Delta t, t)$ が与えられれば、式(4-49)より

$$\left(\frac{[A_T]}{2} + \frac{[E_T]}{\Delta t}\right)\{T\}_{t+\Delta t}^k = \{Q_T\} - \left(\frac{[A_T]}{2} - \frac{[E_T]}{\Delta t}\right)\{T\}_t - \frac{[E_T]}{\Delta t} \left( \frac{\{T\}_{t+\Delta t}^k + \{T\}_t}{2} - \frac{\{\bar{T}\}_{t+\Delta t} + \{\bar{T}\}_t}{2} \right) \quad (4-50)$$

が得られる．ここに， $\bar{T} = T(\mathbf{x} - \mathbf{v}\Delta t)$  である．これにより時間  $t + \Delta t$  における各節点  $(x_i, y_i)$  での温度  $T(\mathbf{x}, t + \Delta t)$  が計算できる．なおsWATERでは，温度の計算においても水頭の計算と同様に，連立一次方程式(4-50)の係数行列を圧縮操作すると同時に，連立一次方程式の解法にCG法を適用している．

ところで，注入井戸では，井戸節点で注入水温を与え，既知温度境界とすればよい．一方，揚水井戸は流出境界となるため，不分散境界を適用すればよいが，揚水井戸節点で温度を評価する必要がある．そこで，図 4-4に示すように，揚水スクリーン上に位置する節点  $i$  の支配領域に属する各要素  $e$  の水平方向流速成分  $\|\mathbf{v}_i^e\|$  を重みとした加重平均値により揚水井戸節点の温度  $T_i$  を評価すると，次式のような関係式が得られる．

$$T_i = \frac{\sum_e \left[ T^e \left( \mathbf{x}_i - \frac{\mathbf{v}_i^e \Delta t}{2} \right) \times \|\mathbf{v}_i^e\| \right]}{\sum_e \|\mathbf{v}_i^e\|} \quad (4-51)$$

ここに， $T^e$  は揚水スクリーン上に位置する節点  $i$  の支配領域に属する各要素  $e$  の温度( $^{\circ}\text{C}$ )である．

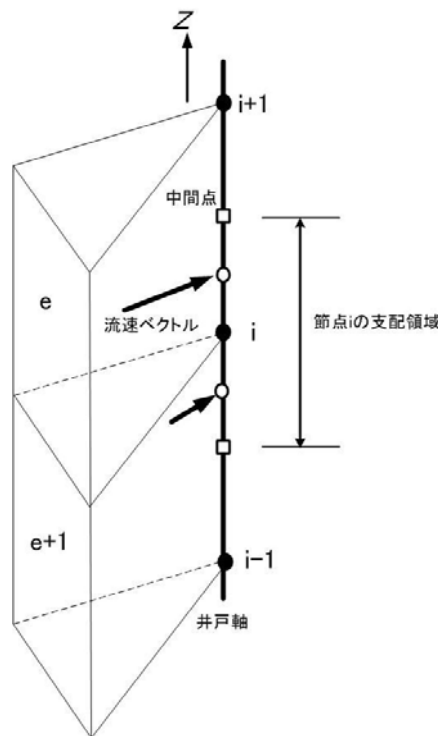


図 4-4 揚水節点の温度計算

## 4.4 原位置調査および評価

### 4.4.1 試験サイトの概要

NEDOプロジェクトの研究対象地域となる信州大学工学部(北緯36度37分53秒, 東経138度11分20秒)の位置を図4-5に示す。導入サイトが位置する長野市市街地の標高は概ね350m程度であり, 周囲を標高1,000~2,000m級の山地に囲まれている。これら山地に抱かれた善光寺平と呼ばれる長野盆地の中央よりやや西側付近に信州大学工学部がある。長野盆地は当該地域を南から北へ貫流する千曲川やその支川となる犀川, 裾花川等の河川により形成された沖積低地で, 沖積層は千曲川とその支川の現河床および氾濫原堆積層と新期扇状地堆積物からなり, いずれも砂礫層を主とし, 砂やシルトを挟む互層の地層である。

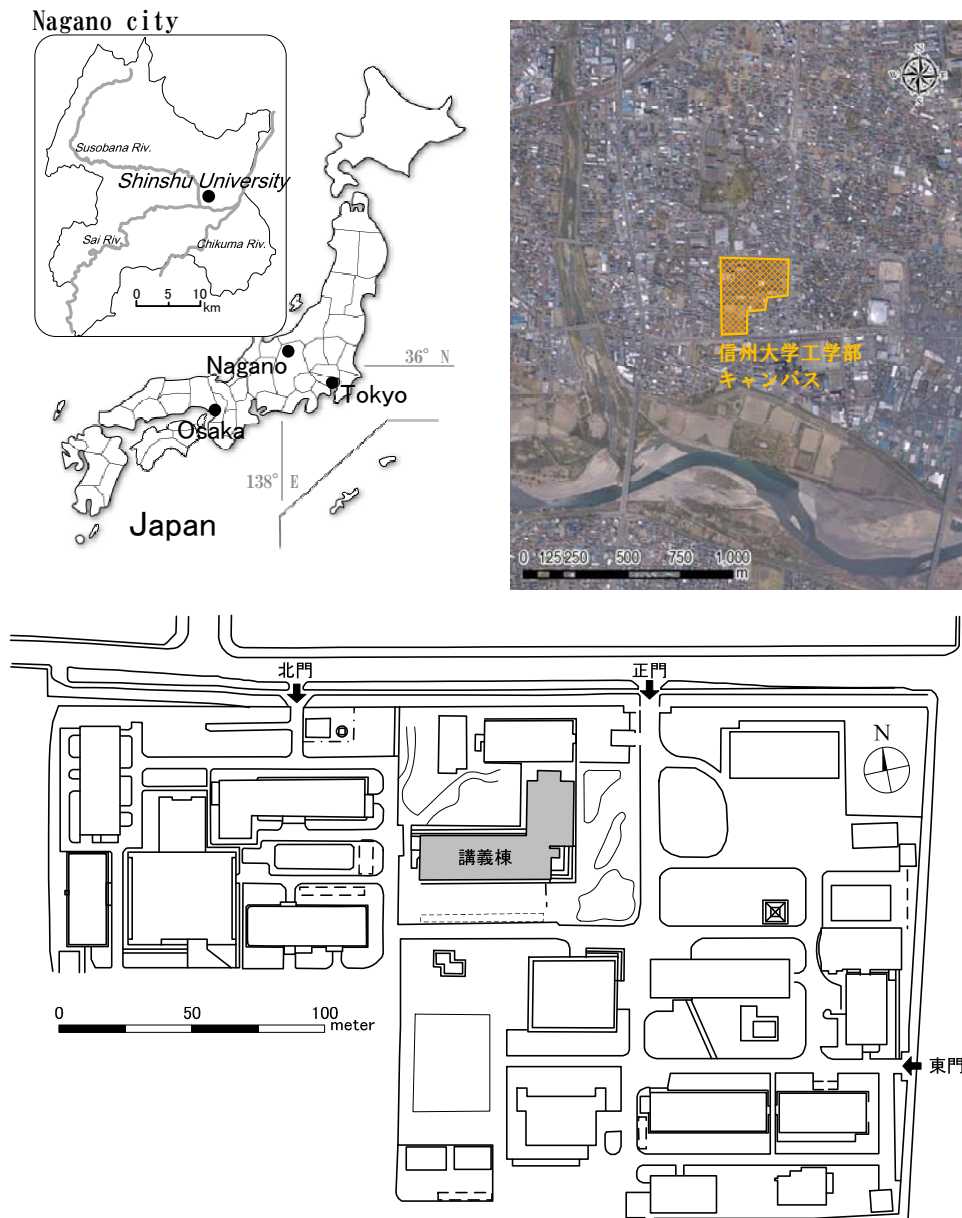


図 4-5 導入サイト位置図

#### 4.4.2 原位置調査と結果

##### (1) 地質構造と調査孔

地盤構造を明らかにするため、オールコアボーリング（φ66mm, DL-75m）と電気検層を行った。調査結果から把握した対象位置における層序の模式図と電気検層結果を図 4-6に示す。これより、砂礫層が地表面から8.1m～40.8m(層厚31.7m)と43.5m～64.7m(層厚21.2m), また66.0m以深に存在し、各層は数メートルの厚さの粘土層で分離されていることがわかる。以降、各砂礫層で構成される帯水層のうち、上方を第一帯水層、中間を第二帯水層、下方を第三帯水層と呼ぶ。なお、地表面直下には層厚8m程度の粘土層が確認できる。このため、揚水した地下水の帯水層への還元を原位置で行う際に、地表面からの人工涵養は困難であることがわかった。

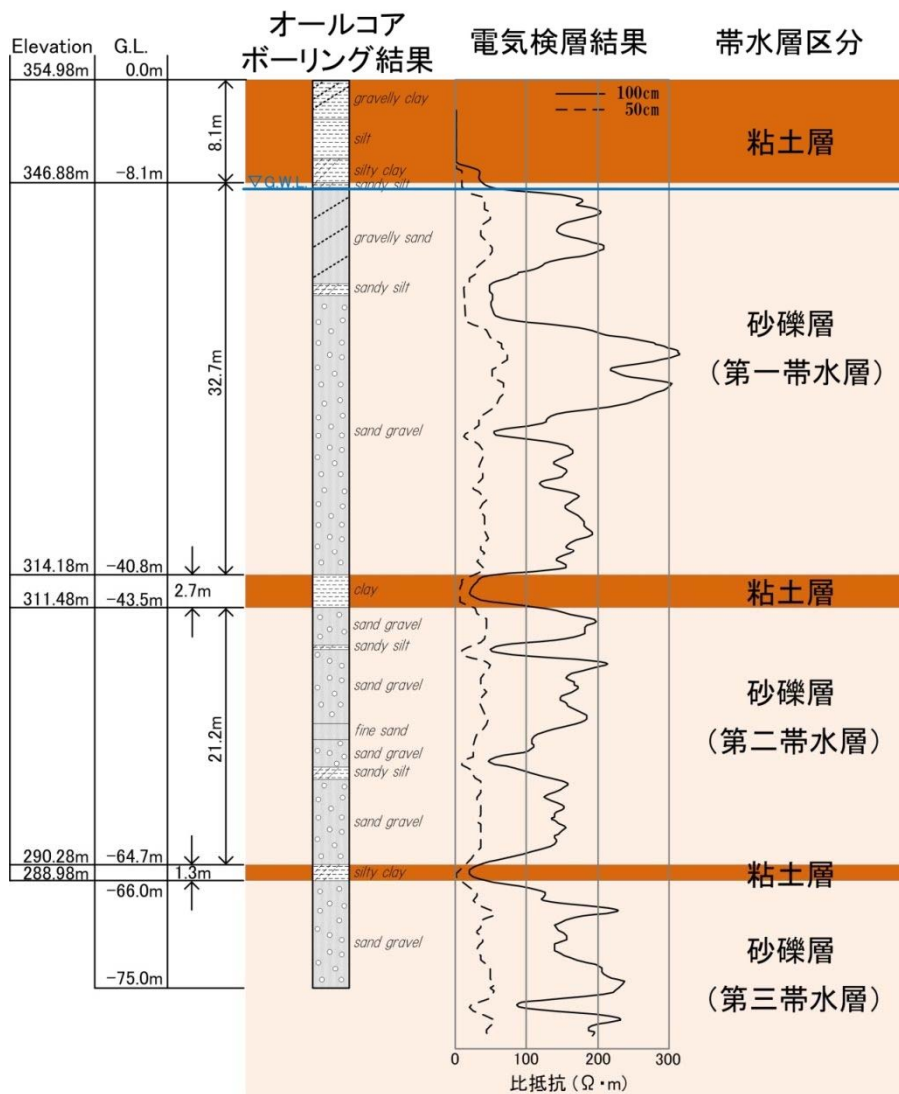


図 4-6 オールコアボーリングおよび電気検層結果



層序が明らかになったことから、調査孔・観測孔を図 4-7に示すとおり設置した。調査孔B孔を中心とした半径約3.8mの同心円上にA孔群が配置されている。なお、2章においてA孔群はA35（第一帯水層）、A60（第二帯水層）、A70（第三帯水層）と呼称したが、以降においては各井戸が対象とする帯水層がわかるように、A1（第一帯水層）、A2（第二帯水層）、A3（第三帯水層）とそれぞれ呼ぶこととする。このうちA3孔がオールコアボーリングを実施した調査孔である。

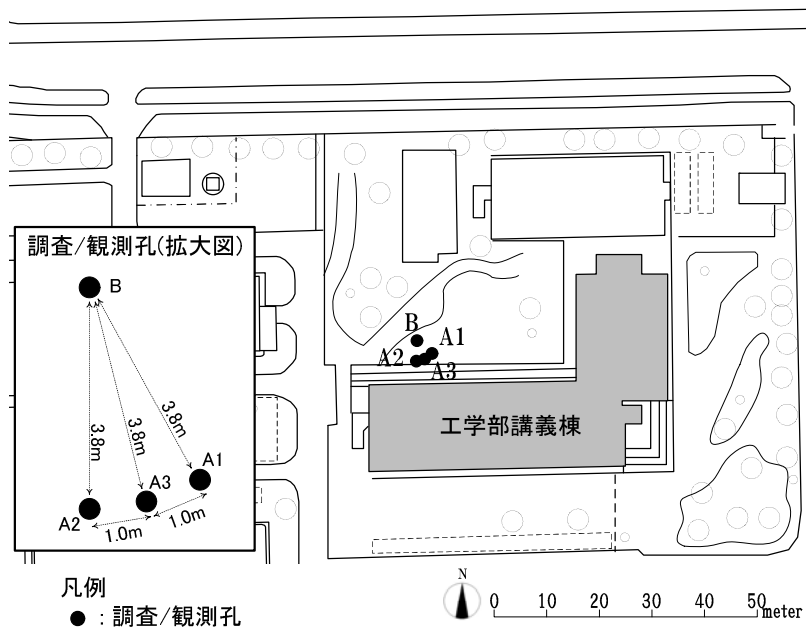


図 4-7 調査孔・観測孔位置図

## (2) 地下水位の概要

NEDOプロジェクトにおける調査の一環で、観測井A1孔、A2孔、A3孔には間隙水圧計を埋設し、地下水位のモニタリングを行った。2010年12月29日から2011年1月4日までの6日間の観測水位を図4-8に示す。モニタリング結果から、第一帯水層の地下水位は、標高345.5m程度であり、表層の粘土層は不飽和状態で、不圧地下水面を持つことがわかる。一方、被圧されている第二帯水層と第三帯水層のピエゾ水頭は、第一帯水層よりも第二帯水層で約20cm、第三帯水層で約50cmそれぞれ低いことが確認できる。

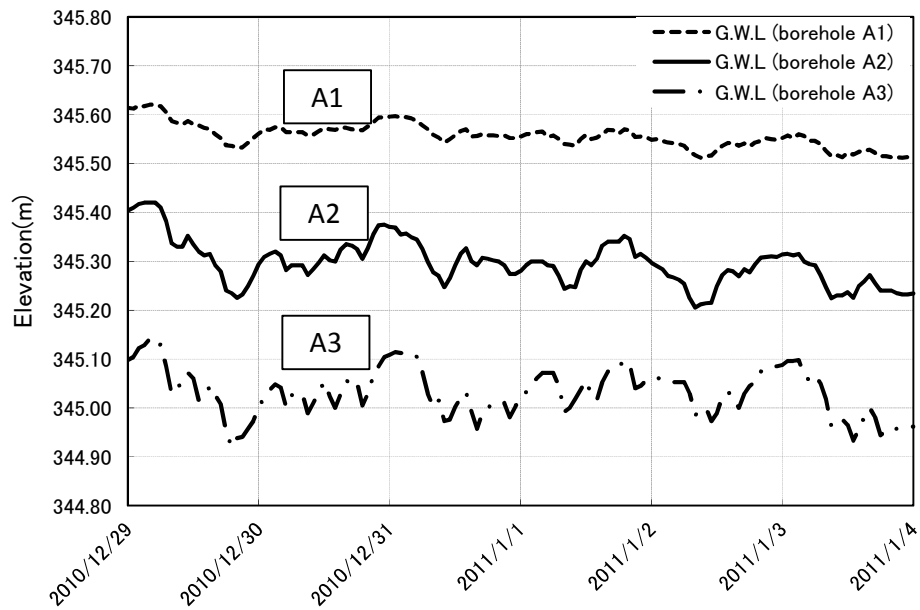


図 4-8 帯水層別観測地下水位

### (3) 地下水温の概要

システム導入前の事前調査で、各帯水層において自然状態の地下水温を観測しており、この結果より、地下水温の鉛直プロファイルを把握することで、調査位置における地下水の流動傾向が評価されている。地下水温の鉛直プロファイルを図 4-9に示す。図は、2011年1月5日に観測井A1, A2, A3で観測した地下水温の鉛直プロファイルを、各観測井のスクリーン区間ごとにつなげたものであり、これより、地下水温は概ね14°C程度で一定であることがわかる。

日本では、深度が大きくなるに従い地熱の影響により地下水水温が上昇することが一般的に知られており、このときの地温勾配は0.03°C/m前後と言われている。対象地域の表層は厚い粘土層に被覆されており地表からの浸透水による地下水温への影響はほとんどないものと考えられ、また近傍に犀川、裾花川が流下することから、地下水への供給は周囲の山地への降雨や降雪に由来する河川水が流入しているものと考えられ、一定温度の地下水が常に流入するため、鉛直方向の地下水温分布がほぼ一定であるものと推察される。

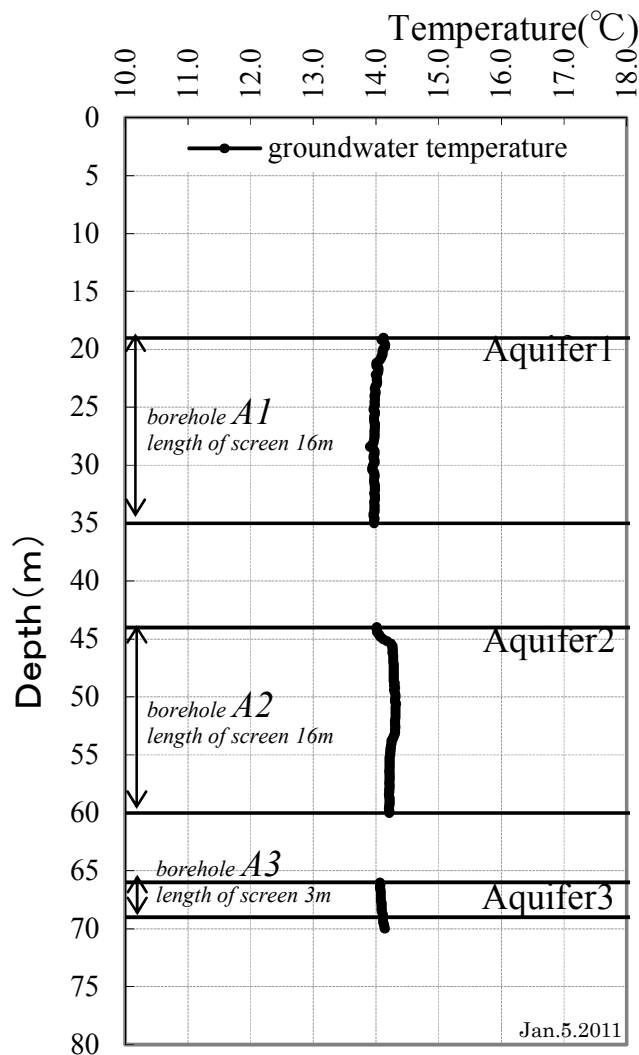


図 4-9 帯水層別地下水温プロファイル

#### (4) 地下水質の分析結果

地下熱利用技術のうち、地下水を直接利用するタイプでは揚水して空気に触れた地下水を帯水層へ還元するため、地盤の目詰まりが生じる恐れがある。そこでシステム運用時の支障となる可能性を地下水質調査から評価する。従来の目詰まり対策は、日光や空気との遮断や目詰まり発生後の逆洗浄が一般的であるが、これでは長期の連続運転の保証に問題がある。そこで、表 4-2に示す地下水中の鉄、マンガン、カルシウム等の水質分析結果から、NEDOプロジェクトで導入したシステムでは、イオン交換樹脂を利用した水質制御システムを適用している。

また、図 4-10に示すとおり、ヘキサダイアグラムより第一帯水層と第二帯水層は似たイオン含有を示し、トリリニアダイアグラムより各帯水層の地下水は、一般に河川水や浅層地下水が分類されるアルカリ土類炭酸塩型の特徴を有することがわかった。

表 4-2 地下水質調査結果

採水日: 2011/1/6

分析項目		第一帯水層 (A1孔)	第二帯水層 (A2孔)	第三帯水層 (A3孔)
種別	単位			
鉄	mg/l	0.50	1.1	0.65
溶解性鉄	mg/l	0.06	0.02	0.03
マンガン	mg/l	0.70	0.82	1.2
溶解性マンガン	mg/l	0.39	1.3	1.1
カルシウム	mg/l	20	23	21
マグネシウム	mg/l	6.7	7.7	8.8

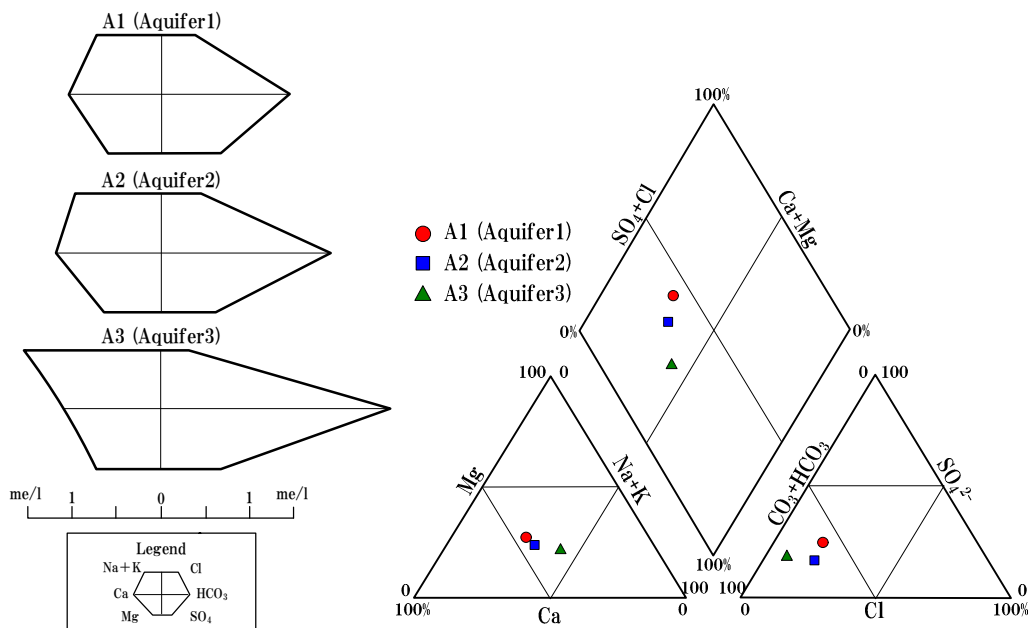


図 4-10 ヘキサダイアグラム (左) とトリリニアダイアグラム (右)

(5) 揚水試験結果

実証試験サイトの調査孔を用いて、第一帯水層および第二帯水層を対象として、それぞれ2回ずつ揚水試験を実施している。なお、B孔と観測井A孔群を用いる層別揚水試験では、B孔を揚水井としたため、スクリーン間の分離にはダブルパッカー工法を採用している。

揚水試験結果を用いて帯水層定数を解析した結果を表 4-3に整理する。なお、揚水試験の解析法には、タイスの式とハンタッシュ・ヤコブの式をそれぞれ適用しており、タイスの式による解析には上原・藤縄の開発した逆解析法<sup>32)</sup>を用いている。解析の結果、透水係数は第一帯水層で0.02～0.0426m/分、第二帯水層で0.0110～0.0423m/分となり、透水性の良好な帯水層であることがわかった。

表 4-3 揚水試験解析結果

対象となる帯水層	揚水試験実施日	井戸条件			帯水層厚 m	タイスの式		ハンタッシュ・ヤコブの式		
		揚水孔	観測孔	孔間距離 m		透水係数 m/min.	比貯留係数 1/m	透水係数 m/min.	比貯留係数 1/m	加圧層の 透水係数 m/min.
第一帯水層	2011年 1月18日	B	A1	3.8	32.7	0.0426	0.00000001	0.0211	0.00000758	0.000029
	2011年 11月10日	C1	E1	23.5		0.0405	0.00000350	0.0267	0.00001650	0.000028
第二帯水層	2011年 1月8日	B	A2	3.8	21.2	0.0435	0.00000463	0.0110	0.00051887	0.003910
	2011年 11月9日	C2	E2	23.4		0.0217	0.00000386	0.0188	0.00000676	0.000002

#### (6) 熱応答試験と評価した見かけの熱伝導率

実施実験サイトにおける熱伝導率を把握するため、熱応答試験を実施した。熱応答試験で使用した井戸は、図 4-11に示す箇所にある既設孔（深度70m）を用いた。熱応答試験は調査孔内にポリエチレン製Uチューブを設置し、Uチューブの循環水に対して一定の熱量を与えたときの循環水温度の変化を測定した。実施した熱応答試験の条件を表 4-4に整理する。

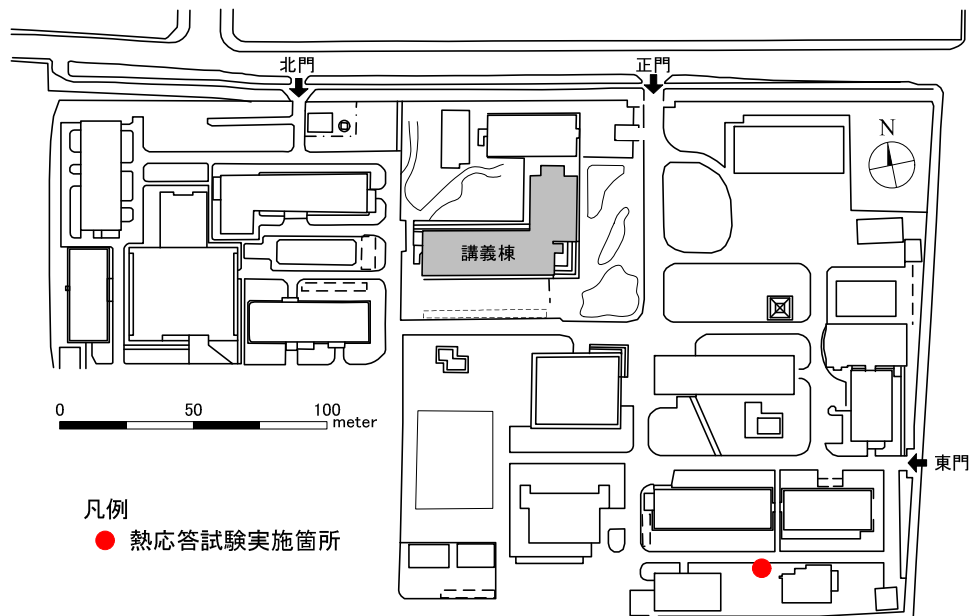


図 4-11 熱応答試験実施箇所

表 4-4 熱応答試験条件

加熱期間	2011年3月25～28日(72時間)
平均加熱量(W)	3,557
平均流量(L/min)	20.9
地中熱交換井有効深度(m)	76.0
地中熱交換井初期温度(°C)	14.1
充填剤	珪砂
調査孔直径(mm)	179
使用したUチューブ	25Aのポリエチレン製(内径26mm)

見かけの熱伝導率の評価には、上原・藤縄の逆解析<sup>32)</sup>を適用した。表 4-5に逆解析による同定結果を、図 4-12に同定結果を用いて熱応答試験結果を再現計算したときの、熱応答試験孔における温度上昇量の計算値と実測値をそれぞれ示す。逆解析時に使用したデータ数は4,320(個)で、 $f/N$  値は0.056であった。逆解析より得られた熱伝導 $\lambda$ は2.51(W/m/K)、 $r^2(\rho C)$ は1707.15(W・s/m/K)となり、これら値を用いた計算値は実測値と非常によく一致していることが図 4-12よりわかる。

表 4-5 逆解析による同定結果

項目	値	単位
熱伝導率 $\lambda$	2.51	W/m/K
$r^2(\rho C)$	1707.15	W・s/m/K
$f/N$ : データーつ当りの誤差	0.056	K
$N$ : 総データ数	4320	-

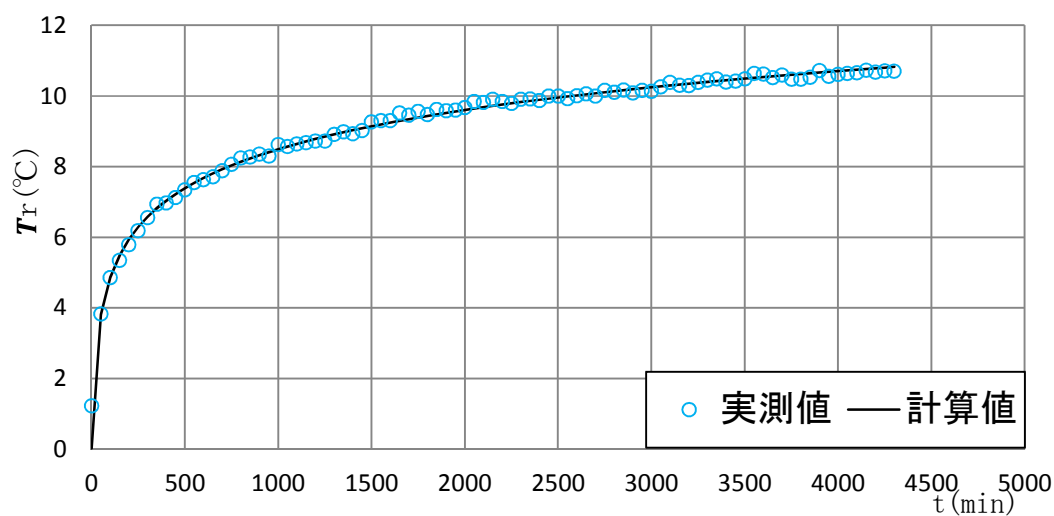


図 4-12 原位置熱応答試験の実測値と計算値の比較

## 4.5 地下水制御型 ATES の効果検証と井戸設計

### 4.5.1 数値解析による地下水制御型 ATES の効果検証<sup>10)</sup>

#### (1) 揚水/注水システム設計

ここでは、地下水制御型ATESの効果を検証する目的で、信州大学工学部キャンパスへのシステム導入を想定し、数値解析を実施した。なお数値解析には、様々な揚水/注水パターンを条件設定できる拡張版sWATERを適用している。

地質調査結果より、粘土層で分離された複数の帯水層が確認されたことから、第一帯水層は冷水専用（冷房時の揚水と暖房時の注水）、第二帯水層は温水専用（暖房時の揚水と冷房時の注水）と設定した。

また、井戸配置（案）とこのときの従来型ATESと地下水制御型ATESのシステム運用模式図を図 4-13に示す。図中に示す(a)や(c)において帯水層に蓄熱したプルームが、図中(b)や(d)のように揚水井による熱回収地点より下流へ移動し、蓄熱効果が低下することを防止するため、本空調システムでは地下水流動方向上流側に注水（動水勾配を小さくする場合は必要に応じて揚水も可能）井群C、下流側に揚水（動水勾配を小さくする場合は必要に応じて注水も可能）井群Dを設けることとした。これにより、図中に示す(e)や(g)のように帯水層に蓄熱した冷水や温水は、別システムの井戸により地下水流動を制御することで地下水流動に伴う熱プルームの逸散を防ぐことができる（図中(f), (h)）。



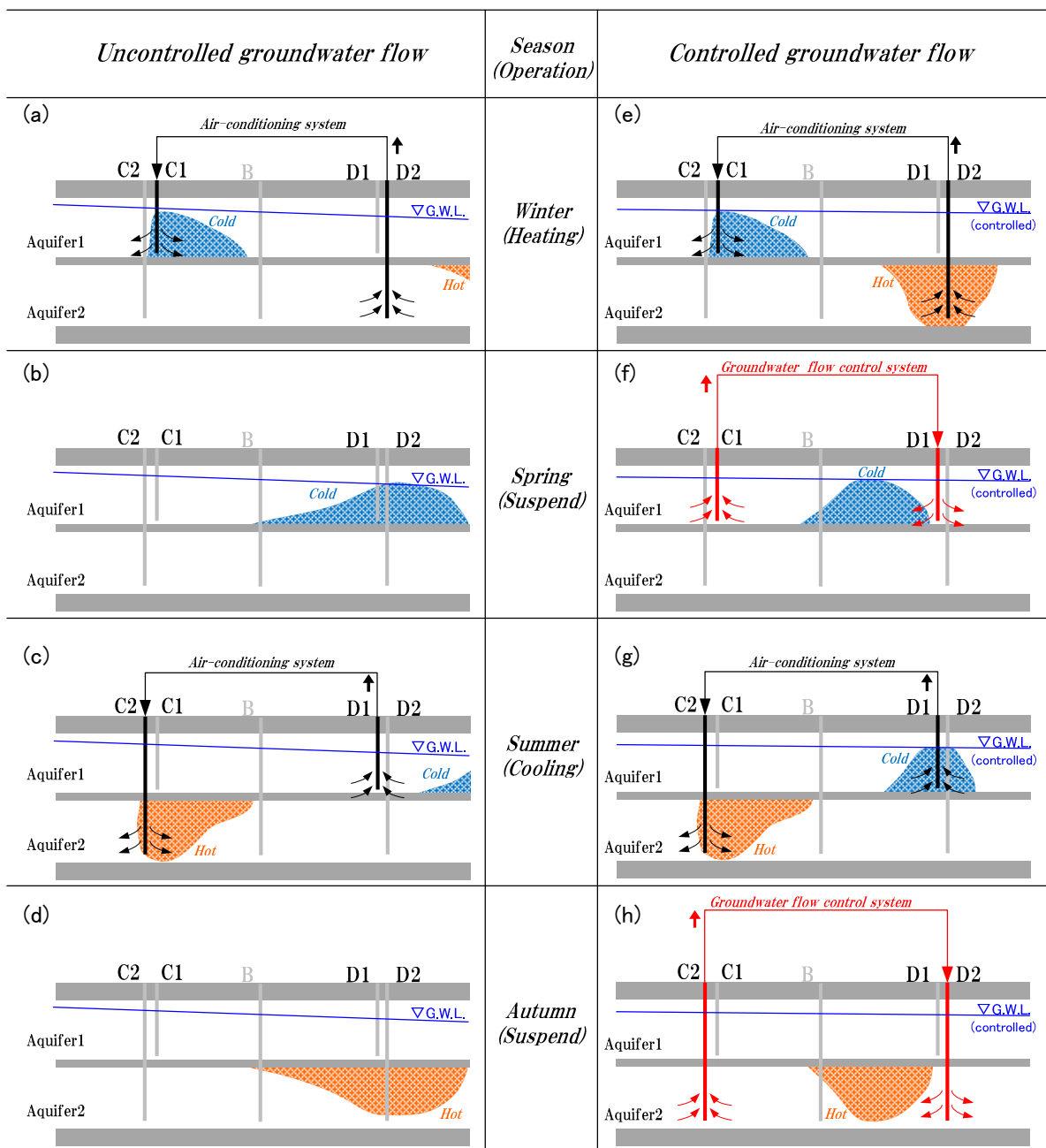


図 4-13 井戸配置 (案) と従来型ATES (左) と地下水制御型ATES (右) の模式図

## (2) 井戸システム運用条件

井戸システムを模式的に表したものが図 4-14となる。図中に示す各井戸間の距離は、信州大学工学部キャンパス講義棟周辺の地理情報を踏まえ、実際のシステム導入を想定して設定したものである。

また、空調および地下水制御用の井戸運転条件を表 4-6に示す。空調利用後の注水温度は平均外気温程度として一定温度とした。なお、数値シミュレーションでは、地下水流動を制御しない従来型ATESと地下水制御型ATESを導入したケースの両方で実施し、両者の比較を実施した。

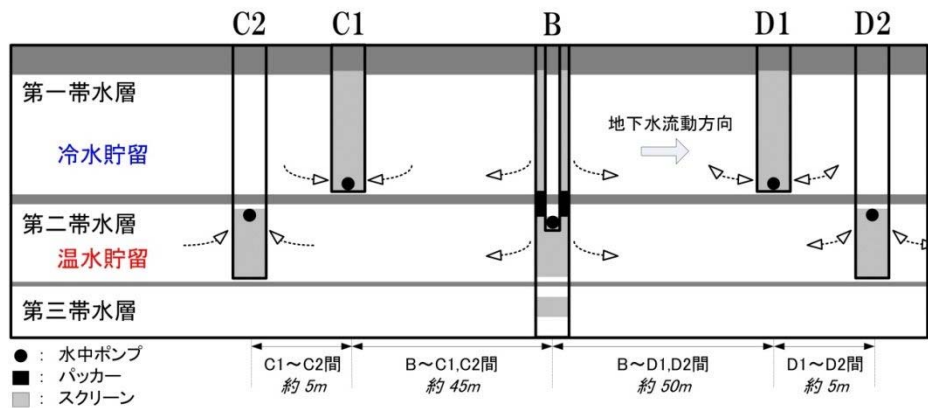


図 4-14 井戸機能模式図

表 4-6 空調用および地下水制御用井戸の運転条件

空調システムの 運転条件	期間		揚水/注水強度						空調用井戸 注入水温度
			空調用			地下水流動制御用			
	稼働日	日数	揚水井	注水井	(m <sup>3</sup> /day)	揚水井	注水井	(m <sup>3</sup> /day)	
暖房運転	11/1 - 4/30	180	D2	B	72.0	C1	D1	144.0	5°C (一定)
休止	5/1 - 5/31	31	-	-	-	C1	D1	144.0	-
冷房運転	6/1 - 9/30	122	D1	B	72.0	C2	D2	144.0	25°C (一定)
休止	10/1 - 10/31	31	-	-	-	C2	D2	144.0	-

### (3) 解析モデルと解析条件

#### (a) 有限要素メッシュ

井戸配置を基に作成した有限要素メッシュを図 4-15に示す。本モデルの節点数は12,852、要素数は23,712である。また、計算対象領域は第二帯水層下面（標高290.28m）までとし、x-y平面上で400m×100mを解析対象領域とした。

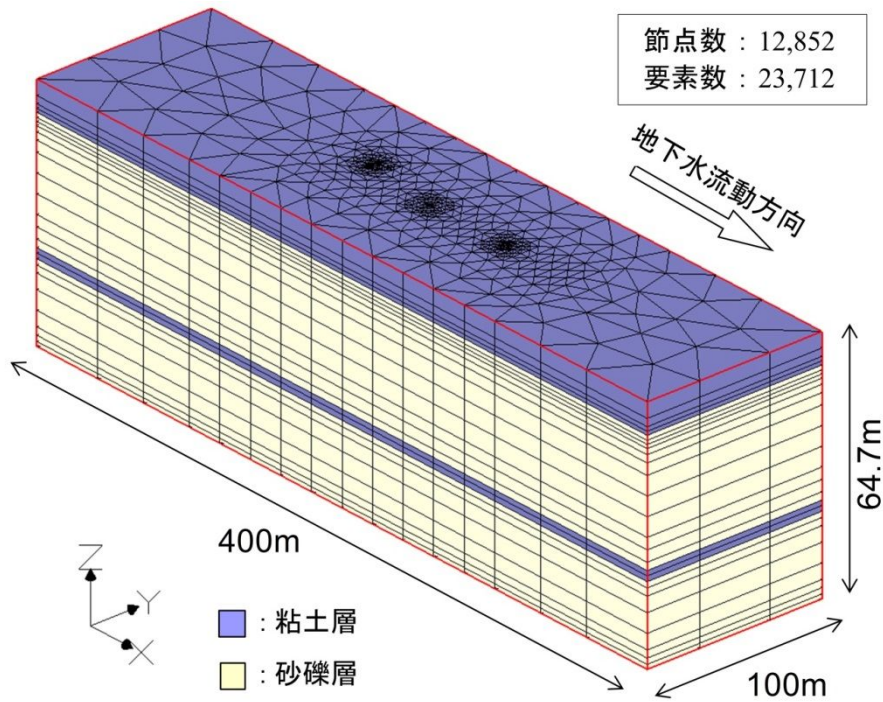


図 4-15 3次元熱移動解析用メッシュ

#### (b) 境界条件および初期条件

自然地下水の動水勾配を1/100として、浸透流解析の境界条件を設定した。また、境界上の地下水位は一定とした。熱輸送解析における境界条件は、上流側を14.0℃の定温度境界、地表面および基底を断熱境界として取り扱い、初期水温分布は原位置調査結果より14.0℃で一定とした。なお、浸透流と熱輸送の非定常連成問題の初期条件は、上下流境界の全水頭を直線補間して設定した。

(c) 解析に用いたパラメータ

解析に用いたパラメータを表 4-7に示す。透水係数および間隙率には原位置調査結果から想定される値を用いた。土壌水分特性曲線のパラメータは文献値<sup>33)</sup>を参考に、砂礫層を想定した土壌水分特性曲線を作成し、パウエルの共役傾斜法<sup>34)</sup>を用いて同定したvan Genuchtenの関係式<sup>16)</sup> (式(4-12)) の $\alpha$ および $\beta$ を用いた。熱輸送計算に必要な固相、液相、気相の体積熱容量や熱伝導率は文献値<sup>17)</sup>を採用した。また、縦分散長および横分散長は、対象領域の土質構造や解析モデルスケールから判断し、一般的な値<sup>35)</sup>を採用した。

表 4-7 解析に用いたパラメータ

基準温度4°Cのときの飽和透水係数			
粘土層	$K_{\theta}$	0.00036	m/hr
砂礫層(第一帯水層)	$K_{\theta}$	0.821	m/hr
砂礫層(第二帯水層)	$K_{\theta}$	0.652	m/hr
間隙率	$\varepsilon$	0.2	-
飽和体積含水率	$\theta_s$	0.2	-
残留体積含水率	$\theta_r$	0.1	-
van Genuchten式のパラメータ			
$\alpha$	-	5.27	/m
$\beta$	-	2.138	-
縦分散長(第一帯水層)	$\alpha_L$	1.00	m
縦分散長(第二帯水層)	$\alpha_L$	1.00	m
横分散長(第一帯水層)	$\alpha_T$	0.10	m
横分散長(第二帯水層)	$\alpha_T$	0.10	m
体積熱容量			
固相	$(\rho C)_s$	528	W・hr/m <sup>3</sup> K
液相	$(\rho C)_w$	1160	W・hr /m <sup>3</sup> K
気相	$(\rho C)_a$	0.336	W・hr /m <sup>3</sup> K
熱伝導率			
固相	$\lambda_s$	0.909	W/m/K
液相	$\lambda_w$	0.594	W/m/K
気相	$\lambda_a$	0.024	W/m/K

(d) 揚水・注水条件

暖房運転、冷房運転時の井戸群Dからの地下水揚水量は、いずれも72m<sup>3</sup>/dayとした。また、空調利用後の井戸Bからの注入量は揚水量と同量とし、注入水温は一定温度(平均外気温相当)で暖房運転時は5°C、冷房運転時は25°Cとした。一方、地下水流動制御用の井戸群Cでは、空調運転および休止いずれの期間においても144m<sup>3</sup>/dayの地下水を連続揚水し、揚水した地下水は空調運転で使用していない方の井戸Dより、揚水量と同量を注水し、注入温度は井戸Cから揚水した地下水温とした。

計算期間は冬季暖房運転から始まり翌年の冬季が終了するまでの1年5ヶ月間とした。

### (e) 地下水制御型 ATES の効果

システム運用開始からの空調運転期間別の鉛直断面( $y=50\text{m}$ )における地下水温分布の計算結果を図 4-16に示す。

図より、まずは地下水流動を制御しない従来型ATESの計算結果に着目すると、最初の冬期に暖房時の冷排熱をB孔より第一帯水層に蓄熱するが、この貯留された冷熱は春期には地下水流動により熱回収井D1孔より下流へ流下してしまい、夏期の冷房運転時には冷水のほとんどは回収できていないことがわかる。一方で、夏期の冷房時に発生した温排熱はB孔より第二帯水層に蓄熱し、次の冬期に暖房用の熱源として利用することとなる。2年目の暖房時の計算結果を見ると、地下水流動により温水の高温部が熱回収井D2孔付近に移動しており、計算条件とした地下水流動場であれば、冷水に比べると温水の方が熱回収の可能性が高いことが確認できる。

次に、地下水制御型ATESの計算結果について整理する。従来型ATESと同様に、最初の冬期に暖房時の冷排熱をB孔より第一帯水層に蓄熱する。このとき、C1孔から揚水し、さらに揚水した地下水をD1孔より注水することで地下水流動が制御できる。これにより、春期においても、B孔から貯留した冷水は従来型ATESよりもより低温で保持することができている。一方、夏期には温排熱がB孔より第二帯水層に蓄熱されるが、冷水の場合と同様に、C2孔から揚水してD2孔より注水することで地下水流動を制御する。これにより秋期における温水塊は従来型ATESよりも高温を維持し、冬期にはより高い温度で揚水できていることがわかる。

また、例えば図 4-16の春期や秋期の地下水制御型ATESの結果を見ると、地下水流動を制御している間は、冷水塊、温水塊の拡散を防いでおり、地盤熱環境への負荷が低減できる可能性が示された。

計算で得られた揚水した地下水の平均温度の推移を図 4-17に示す。図より、地下水流動を制御した場合は、従来型に比べて夏季にはより低温で、冬季にはより高温で熱回収できていることがわかる。ここで、自然地下水温 $T_g=14.0^\circ\text{C}$ と、揚水した地下水の平均温度 $T_{p,ave}$ の温度差 $\Delta T$ を求め、 $\Delta T$ に計算条件とした揚水量 $Q$ を乗じて、冷房期間、暖房期間における $\Delta T \cdot Q$ の積分値を比較することで、便宜的に両ケースの熱回収状況を比較する。概算の結果、1年目の冷房期間は約19%、2年目の暖房期間は約12%、共に地下水制御型ATESの方が従来型ATESよりも熱回収効率が高いことがわかった。

以上より数値シミュレーションによって、人為的な地下水流動制御で熱プルームの移動と拡大の抑制が図れ、蓄熱・回収効率が向上することが確認できた。

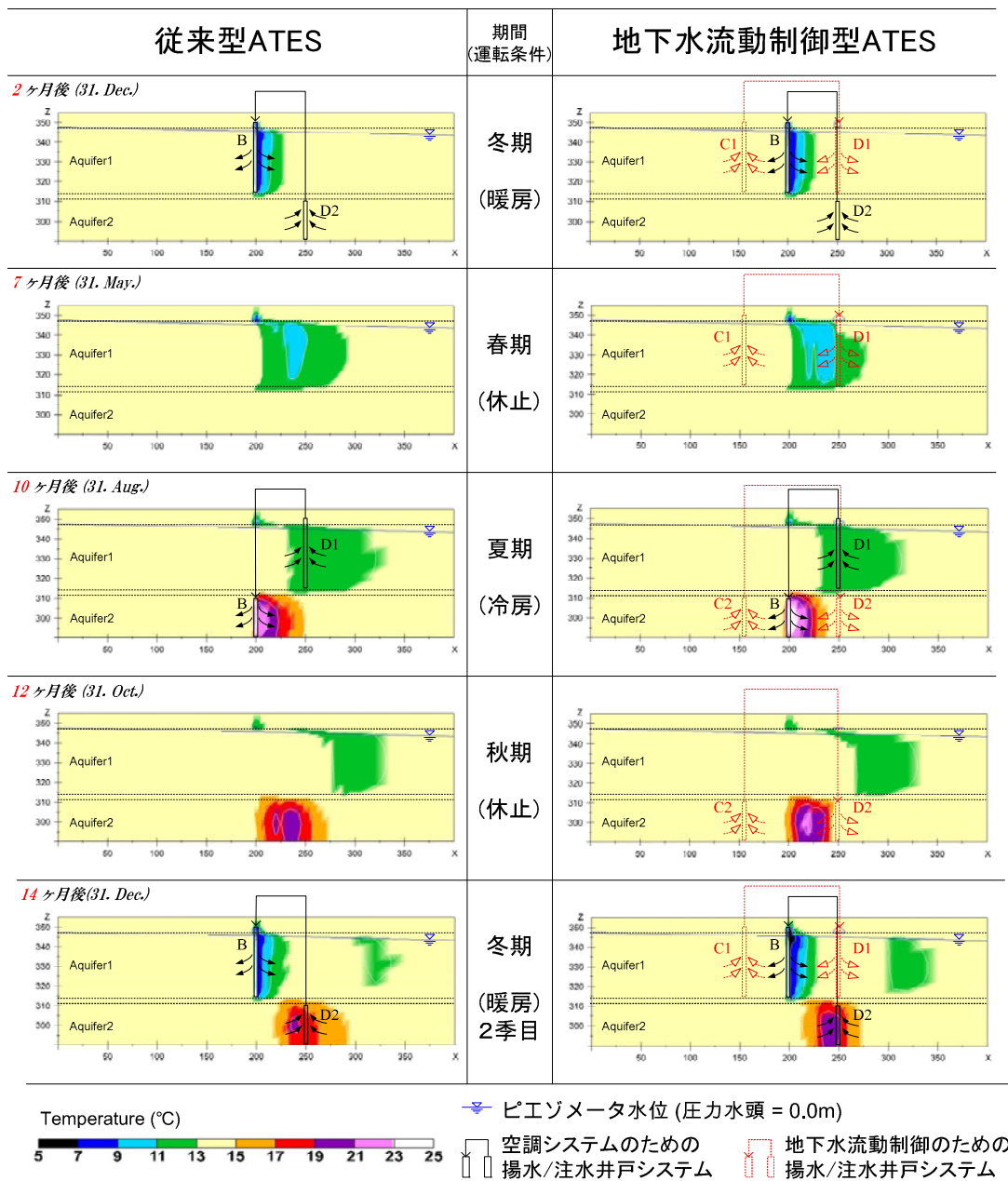


図 4-16 数値シミュレーション結果 (地下水温の鉛直分布)

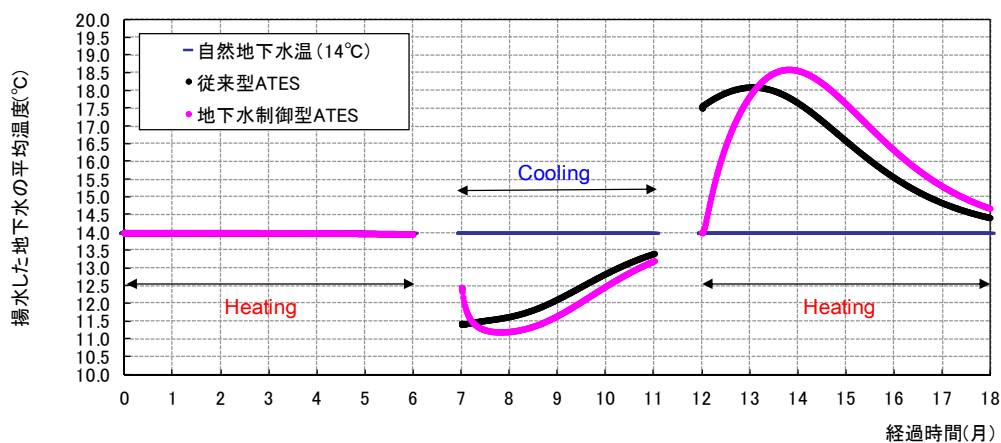


図 4-17 計算で得られた揚水した地下水の平均温度

#### 4.5.2 実証試験システムの井戸群の設計

数値シミュレーションにより、入れ子構造で井戸を配置し、温水、冷水を別々の帯水層に蓄熱することが可能であると評価できたことから、想定される地下水流動方向（北西から南東方向）に対してほぼ一直線上に井戸群を配置することとした。設置した井戸位置を図 4-18に示す。なお、実証試験では、下流側のD孔より揚水した地下水を熱源として利用し、上流側のC孔へ還元する手法をとることとし、実証試験の結果を受けて自由自在に井戸機能を変更できるように工夫している。なおA孔群と同様に、第2章では同じ調査孔をC42（第一帯水層）、C64（第二帯水層）、D41（第一帯水層）、D62（第二帯水層）、E40（第一帯水層）、E63（第二帯水層）と呼称したが、以降においては各井戸が対象とする帯水層がわかるように、C1、D1、E1（第一帯水層）、C2、D2、E2（第二帯水層）とそれぞれ呼ぶこととする。

ここで、新たに設置したC2孔、D2孔の掘削時スライムより判読した柱状図と、サイト周辺で想定される地質断面図を図 4-19に示す。図に示すとおり、3つの帯水層が連続して存在することがわかった。

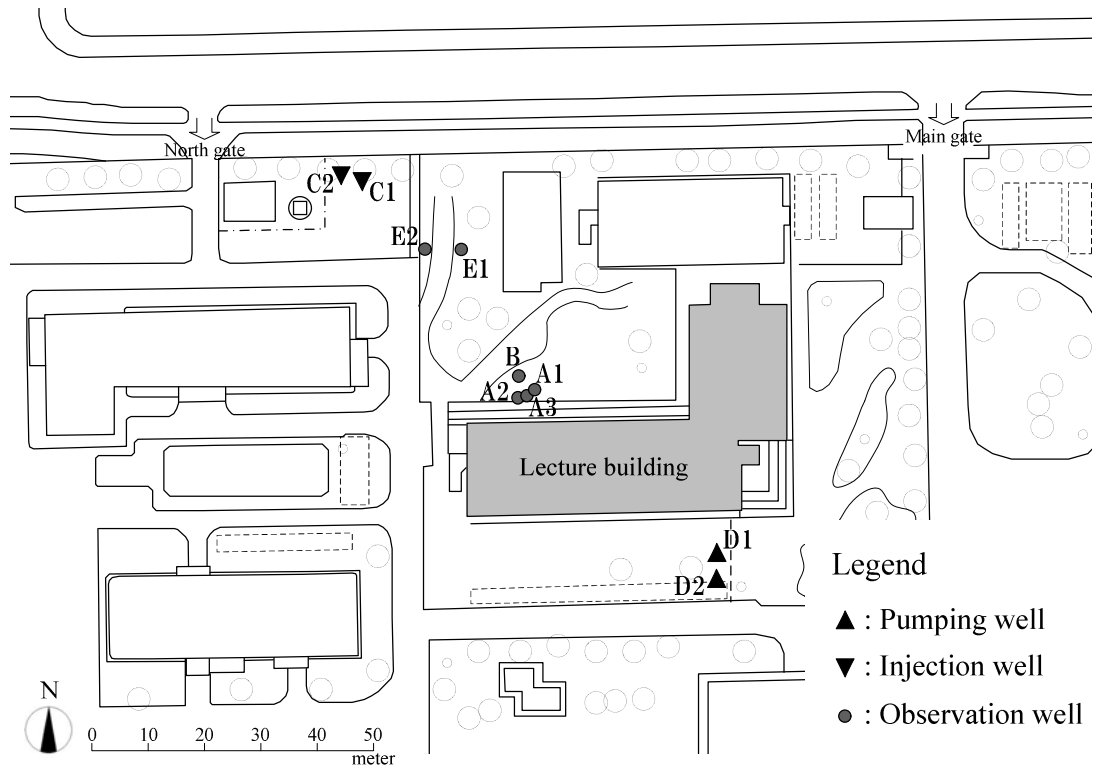


図 4-18 地下水制御型システム用井戸の位置図

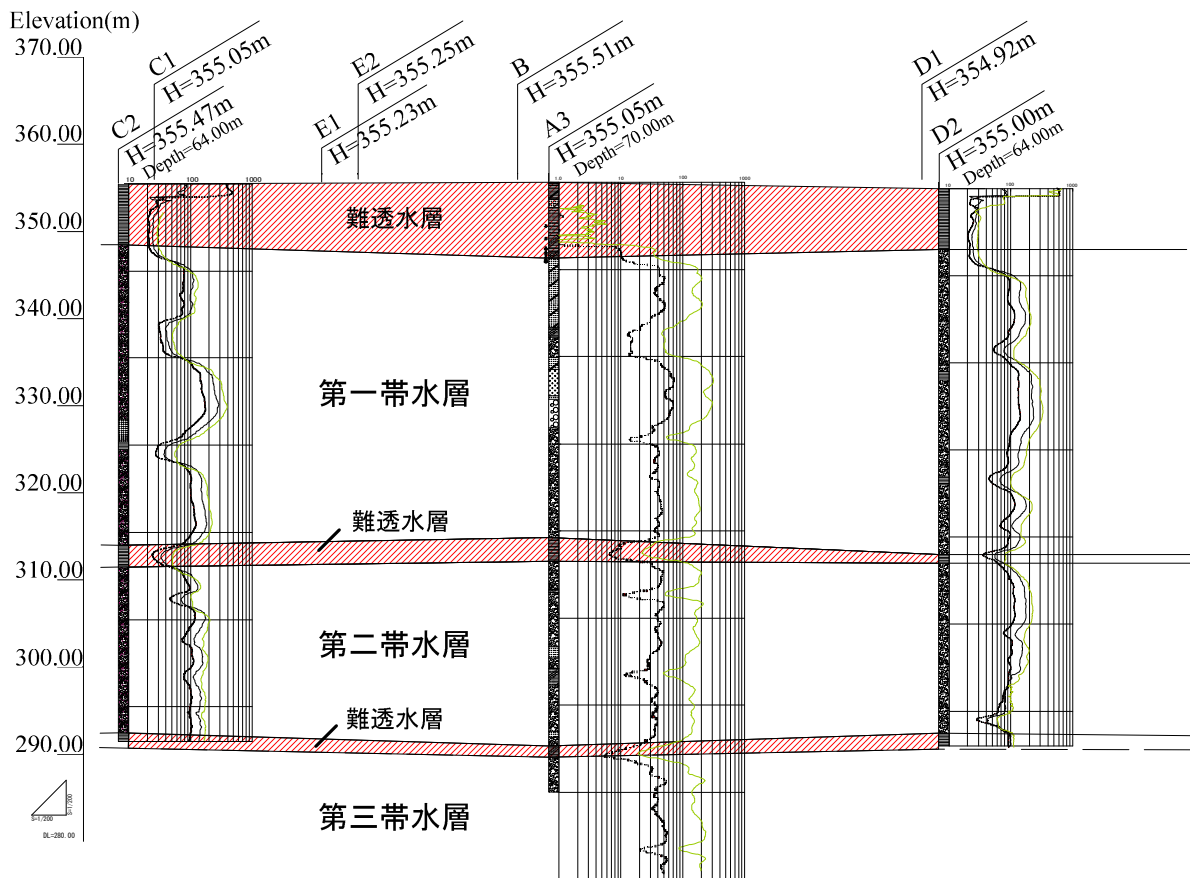


図 4-19 実証試験サイトの想定地質断面図



## 4.6 地下水制御型システムの実証試験

### 4.6.1 地下水制御型システムの概要

導入サイトを対象に実施された各種調査および数値解析的検討を踏まえ、地下水制御型のATESシステムを設計し、2011年より実証試験を開始した。

地下水制御型システムの全体システム概要図と、井戸の機能を図 4-20に示す。本システムは高効率な帯水層蓄熱の実現も目標としており、空調時の排熱は温水または冷水として帯水層に貯留することになる。

原位置地質調査より明らかになった上下2層の帯水層構造を利用し、暖房運転中での帯水層への蓄熱は、第二帯水層から地下水を揚水（揚水井D2孔）して空調システムに利用することとした。また、このときに生じる冷排水は第一帯水層に注水（注水井C1孔）して冷熱を貯留する。一方、冷房運転では暖房運転時に貯留した冷熱は、第一帯水層から揚水（揚水井D1孔）し、冷房時の効率向上を目指す。さらに第二帯水層に温排水を注入・貯留（注入井C2孔）して、次シーズンの暖房運転に利用する。

以上のように温水と冷水でそれぞれ貯留する層を使い分けることにより、季節間の熱利用を実現する。蓄熱状況については、A孔群、B孔、E孔群を観測孔として地下水位と地下水温の鉛直分布を定期的に取り得し、把握することとした。

なお、本システムの特徴としては、複数の井戸からなる井戸システムを有し、井戸の揚水・注水の機能を切り替えることで地下水流動の制御や任意地点からの熱回収を行うことができることになる。したがって、熱利用効率の最大化を図るための最適な井戸運用条件については、本実証試験結果を踏まえて柔軟に設定することを想定している。

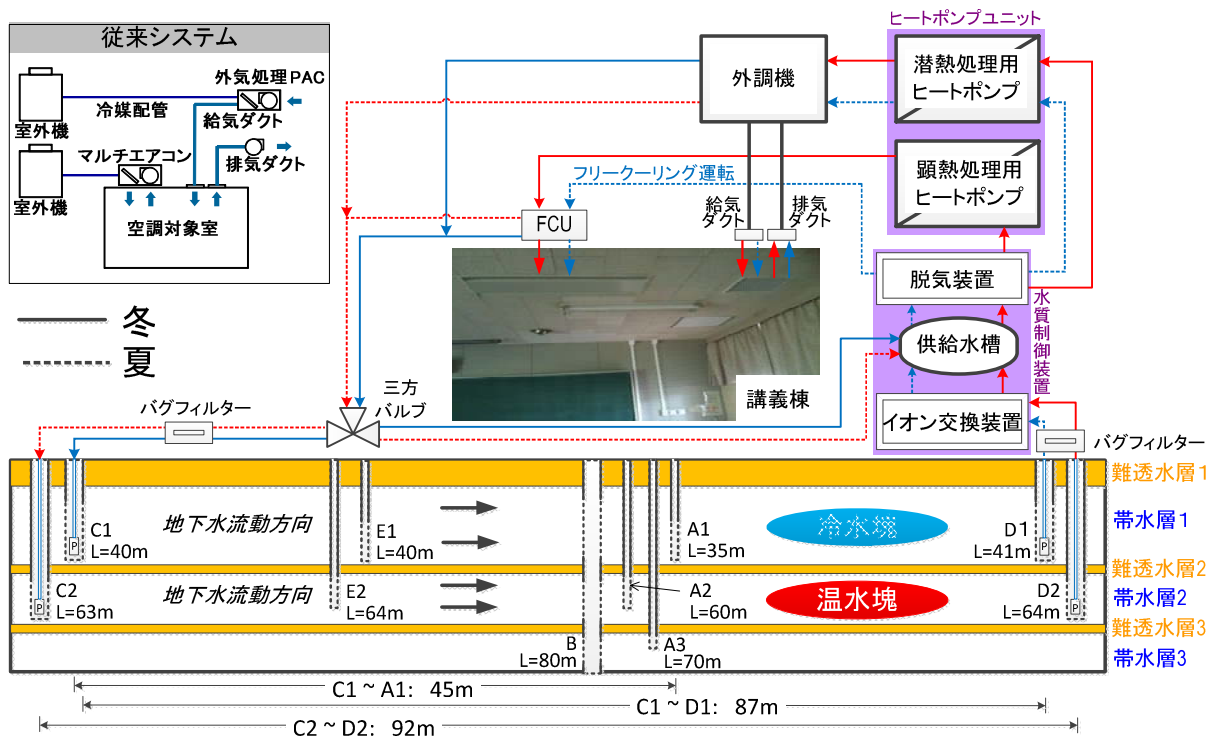


図 4-20 地下水制御型システム模式図

## 4.6.2 システム運転スケジュール

### (1) 運転スケジュール

図 4-21に、2011年～2012年で実証運転した際のシステム運転スケジュールを示す。次章において、実証試験時の冷暖房運転別のモニタリング結果を整理する。

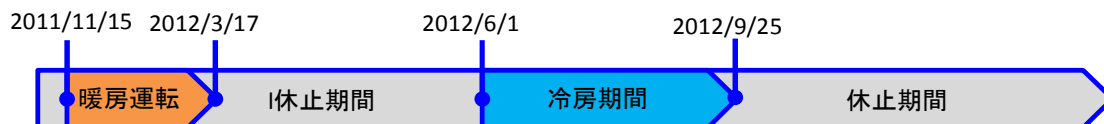


図 4-21 実証試験時におけるシステム運転スケジュール

### (2) 暖房運転

2011年11月から2012年3月にかけて実施した暖房運転期間において、システム成績係数 SCOP (System Co-efficient of Performance) の向上を目的として、地下水制御型システムはリアルタイムのモニタリング結果を踏まえ、システム改良とチューニングを繰り返し実施した。システムチューニングの記録を表 4-8に示す。

表 4-8 システムチューニングの記録<sup>36)</sup>

	変更項目	変更前	変更後	結果	変更日
地下水型	203室内設定温度	21.5℃	19.5℃	過剰な暖房の防止	2011/12/15
	インバータファンCO <sub>2</sub> 濃度設定	450ppm	900ppm	外調機消費電力40～80%削減	2011/12/15
	揚水ポンプ	-	インバータ設置	揚水ポンプ消費電力40%削減	2011/12/23
	水質制御装置	常に運転	30分おきに運転	水質制御消費電力50%削減	2012/1/24
	三方弁設置(供給水槽へ)	全量注水井へ	12.5℃以上	揚水ポンプ消費電力78%削減	2012/2/11
	三方弁設置(注水井へ)	全量注水井へ	12.0℃以下		2012/2/11
	ヒートポンプ(R-1)循環流量	84L/min	100L/min	揚水ポンプ消費電力84%削減	2012/3/7
	ヒートポンプチラー(R-1, R-2)停止温度	6.0℃	5.5℃		2012/3/7
	三方弁温度(供給水槽へ)	12.5℃	11.0℃		2012/3/7
三方弁温度(注水井へ)	12.0℃	10.5℃	2012/3/7		
従来型	201室内設定温度	22℃	23℃	変化なし	2011/11/29
	室外機: 温度センサの追加	なし	あり	COPの正確な算出	2011/12/20

### (3) 冷房運転

導入した実証システムは、冷房運転について通常のヒートポンプを利用する運転モード(HPモード)と、ヒートポンプを介さずに揚水した地下水を直接熱源として熱交換を行うフリークーリングできる運用モード(FCモード)が実装されている。FCモードでは、必要な熱量を室内へ供給するために地下水揚水ポンプと室内への循環ポンプの消費電力が多くなるが、その分の顕熱ヒートポンプを使用しないため、システム全体としては電力消費を大幅に削減できる仕組みとなっている。

#### 4.6.3 実証試験のモニタリングの総括<sup>14),36),37)</sup>

##### (1) 揚水量と外気温の推移

地下水制御型システムの月別揚水量を図 4-22に示す。冷房期間については、FCモードとHPモードに分類して図化した。

地下水制御型システムは地下水が熱源となるため、地下水からの採熱を効率的にできるとシステム性能が向上する。図より、暖房運転時において三方バルブ設置および設定温度の変更により、地下水の再利用回数を増やしたことで、単位揚水量当たりの熱回収量が増加したため、揚水量を1/3まで削減することができた。また、冷房期間における結果はHPモードよりFCモードの方が、地下水からの必要採熱量を確保するため、揚水量が多くなる傾向にある。また、冷房運転期間においては、HPモード、FCモード共に、外気温が高くなるにつれて、揚水量は増加する。

これは気温の上昇に伴い必要熱量は増加するものの、熱源となる地下水の温度が一定のため、流量を増やすことで必要熱量を賄うためである。したがって、冷暖房期間において地下水温と外気温の開きが大きくなるほど、揚水量は増加する傾向にある。

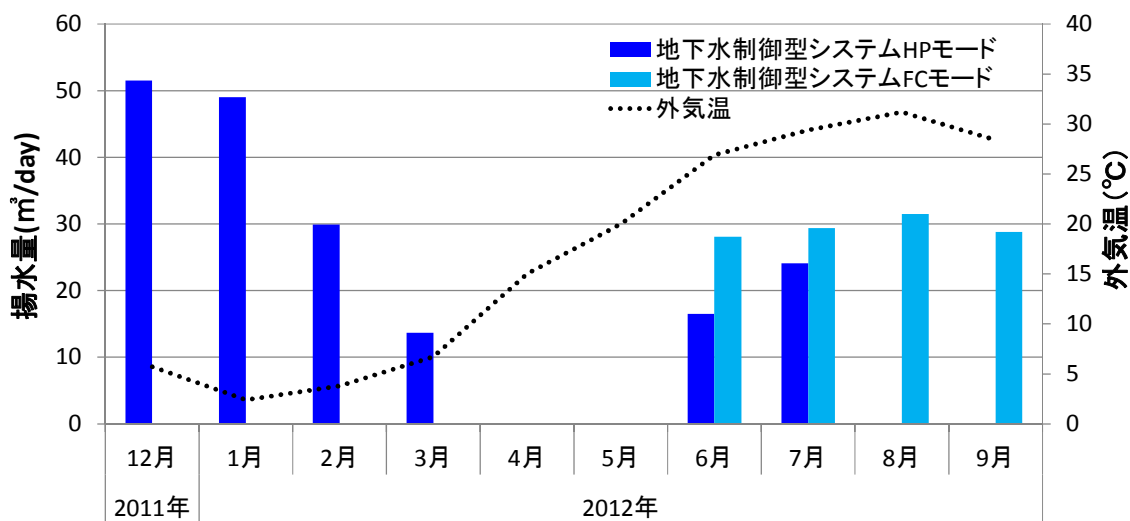


図 4-22 地下水制御型システムの揚水量の月別推移

## (2) 月別消費電力の推移

地下水制御型システムと従来型システムにおける消費電力の月別推移を図 4-23に示す。暖房期間における従来型システムはデフロスト運転や外気温との温度差が大きいため、多くの消費電力がかかっている。一方、冷房運転期間に消費した月別消費電力は50kWh以下であり、効率がよい。特に、6月は外気温と設定温度にほとんど差がないため、外気を熱源とする従来型システムは機器に負荷をかけることなく運転でき、地下水制御型システムより消費電力が低くなっている。ただし、6月は試験的に冷房を連続運転しているが、28℃未満の日がほとんどであったため、本来であれば冷房運転をしなくても良い室内環境下においてもシステムを稼働しており、盛夏の冷房負荷とは多少状況が異なっていた。

一方で、地下水制御型システムは揚水ポンプ、循環ポンプ、水質制御装置等の、熱量を生成しない補機に多くの消費電力がかかる状況であった。したがって、ある程度の熱負荷がないとシステム効率が上がらないことがわかった。なお、冷房期間の地下水制御型システムは、地下水を直接熱交換するFCモードであるため、外気温に関係なく消費電力を低く抑えることができしており、HPモードよりFCモードの方が消費電力は低く、フリークーリングの有用性が確認できた。

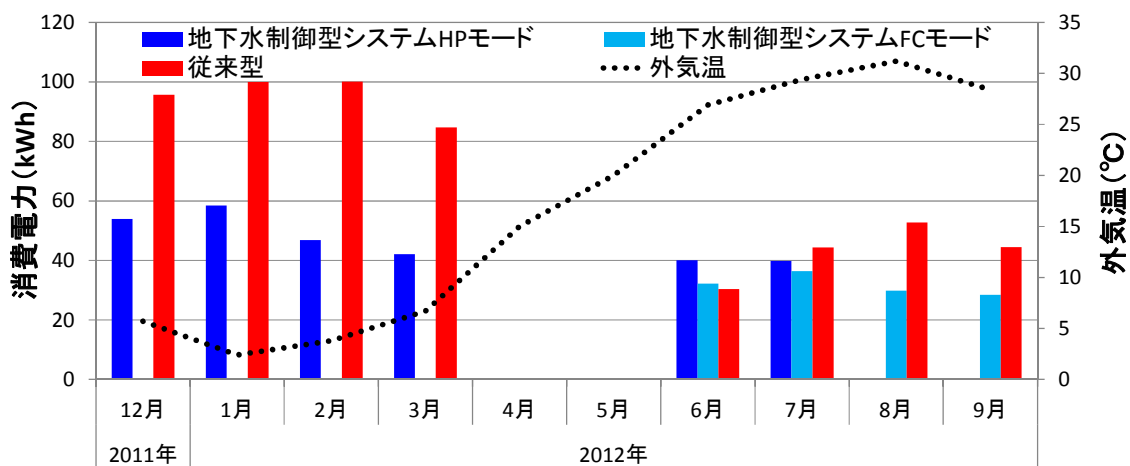


図 4-23 地下水制御型システムと従来型システムの消費電力の月別推移

### (3) 月別 SCOP の推移

システム成績係数SCOP (System Co-efficient of Performance) は、エアコン、冷凍機などのエネルギー消費効率を表す指標であり、以下式より算出する無次元数となる。SCOPが大きいほど、システムの運転効率が高いことを意味する。

$$\text{SCOP} = (\text{システムの製造熱量 kW}) / (\text{システム全体の消費エネルギー kW})$$

地下水制御型システムと従来型システムの月別の有効SCOPの比較を図 4-24に示す。ここで有効SCOPとは、地下水制御型システムと従来型システムにおいて、室内空調用以外に製造された熱を除き、実際に空調に使用された熱量のみで評価した指標となる。

従来型システムには全熱交換器が付いておらず、室内環境を維持するために外に排気する際に熱も同時に放出する。全熱交換器とは、空調換気に使用され、換気によって失われる空調エネルギーの全熱（顕熱＝温度と潜熱＝湿度）を交換回収する省エネルギー装置である。両システムで統一した比較のため、従来型システムの全熱量から地下水制御型システムの全熱交換器で製造される熱量をひいた実質の熱量で計算をしたものを有効SCOPとすることで、地下水制御型システムと統一した評価を行うこととした。

図 4-24より、暖房運転期間において地下水制御型システムの有効SCOPが従来型システムを上回っている。特に従来型システムの有効SCOPは2.0を下回っており、システム運転効率が低いことわかる。

一方で、冷房期間は両者の乖離が大きく、7月は地下水制御型システムFCモードが従来型システムよりも2倍以上大きく評価されることがわかった。総合的に評価すると、地下水制御型システムの有効SPF (Seasonal Performance Factor) は従来型システムに対し1.79倍の効率を發揮した。

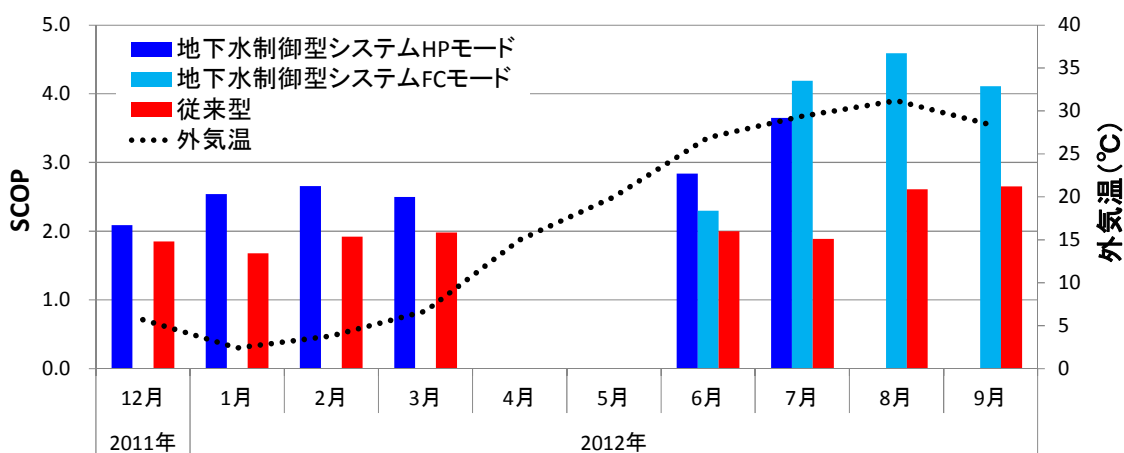


図 4-24 地下水制御型システムと従来型システムの月別の有効SCOPの月別推移

#### 4.6.4 帯水層蓄熱状況の把握

実証試験の冷房運転中にモニタリングしたD1孔より揚水した地下水の平均温度は14.88℃であった。したがって、暖房運転期間中にC1孔から帯水層貯留した冷水は、D1孔まで到達しておらず、実証試験の冷房運転の際には、冷水を利用できていなかったものと考えられる。また観測井A1孔、E1孔で定期的に地下水温を観測しているが、両孔において冷水は観測されておらず、冷水塊の所在が不明であった。そこで実証試験期間を対象とし、帯水層中の蓄熱状況や熱移動について、数値シミュレーションにより把握することとした。なお、システム導入サイトは平坦な地形であること、揚水、注水のモデル化が必要であること等の理由より、数値解析には拡張版sWATER3dpを適用した。

##### (1) 解析メッシュ

井戸配置を基に作成した有限要素メッシュの平面図を図 4-25に、また計算に用いた3次元要素分割を図 4-26に各々示す。有限要素メッシュは図 4-25に示すとおり、想定される地下水流動方向に対してx軸をとり、その直角方向にy軸を設定し、x-y平面上で200m×100mを解析対象領域とした。平面メッシュは、蓄熱と熱移動が想定されるC孔群からD孔群に至る調査孔近傍において特に細分（辺長2.5m）している。また本検討では、2つの帯水層を対象とし、粘土層と砂礫層の3次元互層モデル（節点数25,002、要素数47,632）を作成している（図 4-26参照）。また、計算対象領域は地表面（標高354.98m）から第二帯水層下面（標高290.28m）までとし、第一帯水層と第二帯水層を分離する粘土層付近はポテンシャル勾配が大きくなることが想定されるため、鉛直方向に細分している。また、同様の理由より第一帯水層の毛管水帯近傍も細分した。これら細分箇所における鉛直方向のメッシュサイズは約1.0mである。

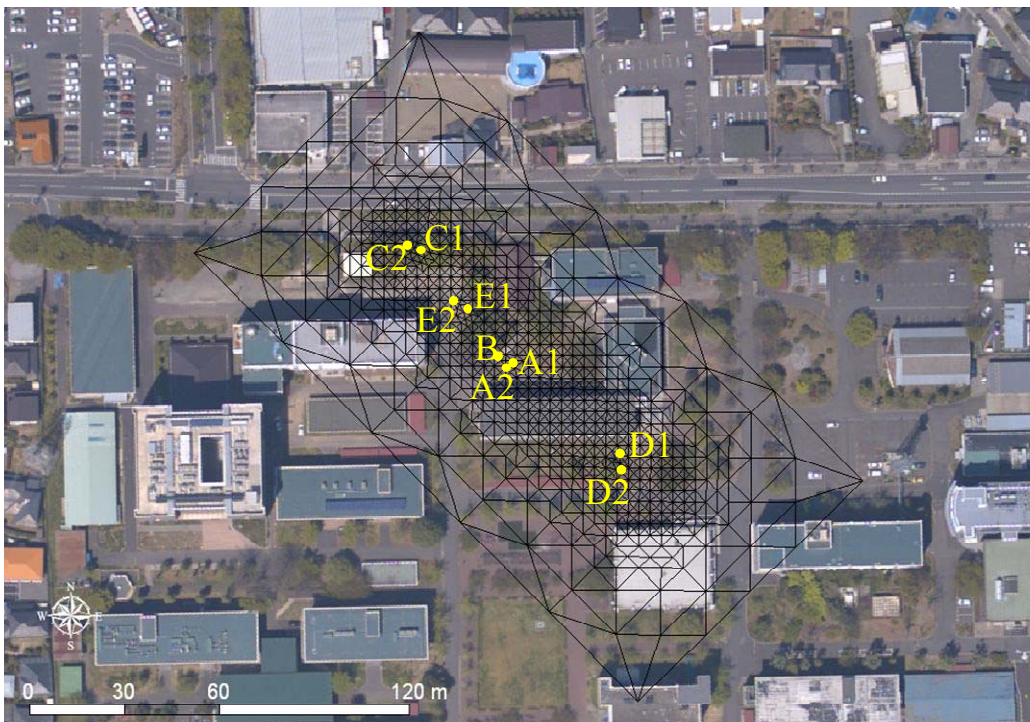


図 4-25 有限要素解析メッシュ（平面図）

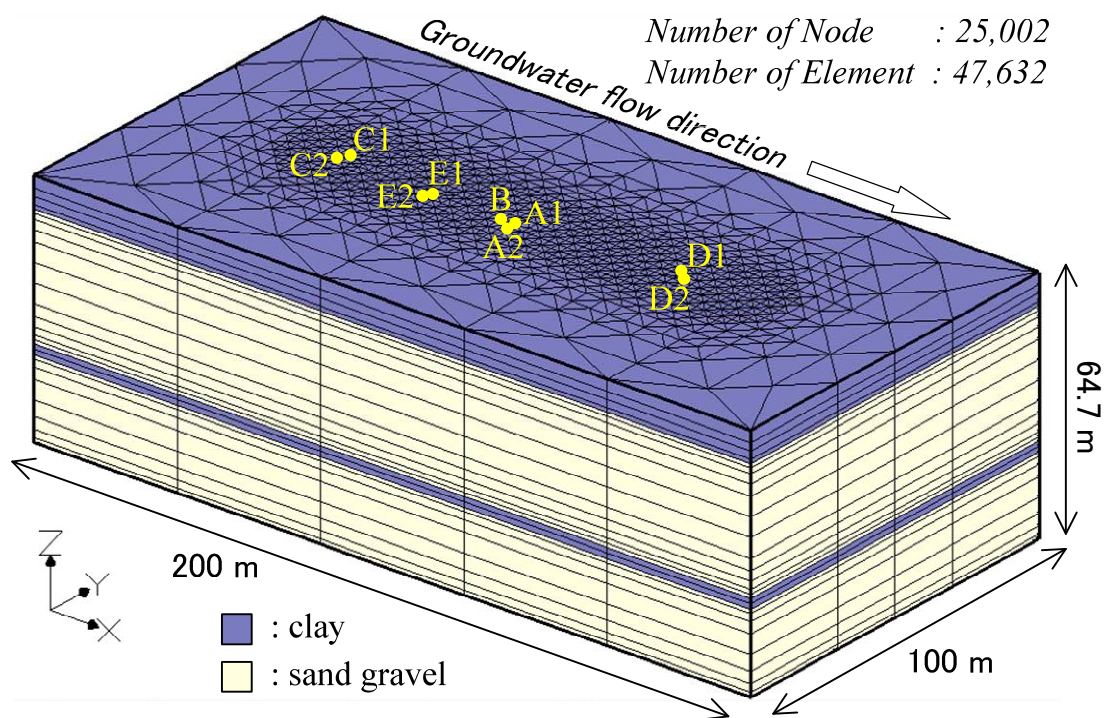


図 4-26 3次元有限要素メッシュ

## (2) 解析に用いたパラメータ

数値解析に用いたパラメータを表 4-9に示す。このうち、飽和透水係数、分散長などは前述の逆解析結果を採用している。

また、間隙率はオールコアボーリングより推定した値を用いた。土壌水分特性曲線のパラメータは文献値<sup>32)</sup>を参考に、砂礫層を想定した土壌水分特性曲線を作成し、パウエルの共役傾斜法<sup>33)</sup>を用いて同定したvan Genuchtenの関係式<sup>16)</sup>の $\alpha$ および $\beta$ を用いた。

熱輸送計算に必要な固相、液相、気相の体積熱容量、液相、気相の熱伝導率についてはそれぞれ空気と水を対象とした文献値<sup>17)</sup>を用い、固相の熱伝導率は、逆解析より評価した見かけの熱伝導率2.51 (W/m/K) を参考にして、対象サイトの水理地質条件に近い飽和度1.0を想定した場合に式(4-22)、式(4-23)、式(4-24)より求まる5.291 (W/m/K) を採用した。

表 4-9 数値解析に用いたパラメータ

基準温度 4℃のときの飽和透水係数			
粘土層	$K_{\theta}$	0.00036	m/hr
砂礫層(第一帯水層)	$K_{\theta}$	0.306	m/hr
砂礫層(第二帯水層)	$K_{\theta}$	1.104	m/hr
間隙率	$\varepsilon$	0.200	-
飽和体積含水率	$\theta_s$	0.200	-
残留体積含水率	$\theta_r$	0.100	-
van Genuchten 式のパラメータ			
$\alpha$	-	5.270	/m
$\beta$	-	2.138	-
縦分散長 (第一帯水層)	$\alpha_L$	3.561	m
縦分散長 (第二帯水層)	$\alpha_L$	10.089	m
横分散長 (第一帯水層)	$\alpha_T$	0.3561	m
横分散長 (第二帯水層)	$\alpha_T$	1.0089	m
体積熱容量			
固相	$(\rho C)_s$	550.00	W·hr/m <sup>3</sup> K
液相	$(\rho C)_w$	1161.11	W·hr /m <sup>3</sup> K
気相	$(\rho C)_a$	0.3361	W·hr /m <sup>3</sup> K
熱伝導率			
固相	$\lambda_s$	5.291	W/m/K
液相	$\lambda_w$	0.594	W/m/K
気相	$\lambda_a$	0.024	W/m/K



### (3) 初期条件・境界条件

浸透流解析で必要となる初期水頭分布および境界条件は、地下水の原位置観測結果を基に設定した。

地下水の原位置観測結果より、動水勾配は第一帯水層、第二帯水層ともに1/2,000と考えられ、またC1孔、C2孔の年間平均地下水位をそれぞれ346.00mと345.50mと推定して、**図 4-27**に示すとおり地下水流下方向（x軸方向）の全水頭分布を設定した。これを3次元領域に拡大し、初期水頭分布としている。

一方、上流側境界と下流側境界は定水頭境界として扱うこととし、境界条件で設定する全水頭値についても**図 4-27**に示す値を用いている。なお、上流側境界が図中のx=0(m)、下流側境界が図中のx=200(m)である。熱輸送解析における境界条件はすべての面を不分散境界として取扱い、初期水温分布は原位置観測結果より14.0℃で一定とした。

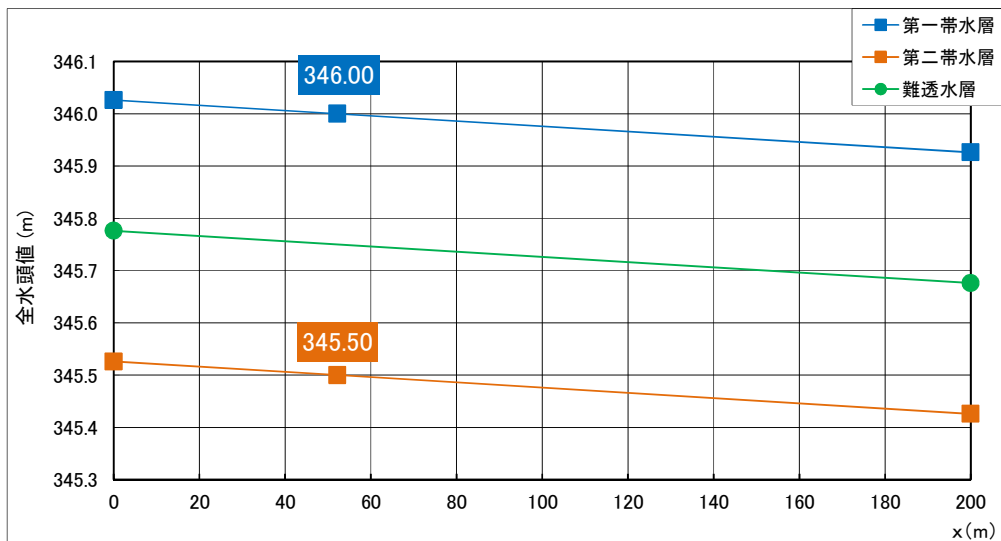


図 4-27 地下水原位置観測より推定した自然地下水の全水頭分布

#### (4) システム運転条件

本検討は実証試験の再現計算となるため、冷暖房運転期間や実際のシステム稼働時間、また稼働時における地下水揚水量、注水量、注入水の温度等を、正確にモデル条件に反映した。なおモデル化した井戸は、実証試験と同様に、暖房運転時は揚水井D2孔、注水井C1孔、冷房運転時は揚水井D1孔、注水井C2孔である。

計算期間は2011年11月15日（暖房運転試験開始時点）から2012年11月15日の一年間とし、計算条件には実際のシステム運転時のモニタリングより得られた揚水量、注水量、注入水温度をそれぞれ時系列で設定した。これらシステム運転条件を表 4-10に示す。なお揚水した地下水は熱源利用した後、ほとんどがその日のうちに帯水層へ還元されるため、計算では揚水量と注水量は同じ値とし、モニタリングした揚水量の時系列データを用いた。

図 4-28、図 4-29にはそれぞれ、モニタリングより得られた実際の揚水量・注水量および注水温度の時系列データを示す。これら条件の下で現況再現計算を実施した。

表 4-10 システム運転条件

運転モード	運転期間 (年月日)	揚水量 (m <sup>3</sup> /hr)	注水温度 (C°)
暖房	2011/11/15～2012/3/17	1.3～11.5	8.2～13.9
休止	2012/3/18～2012/5/31	—	—
冷房	2012/6/1～2012/9/25	3.4～11.5	15.5～21.5
休止	2012/9/26～2012/11/15	—	—

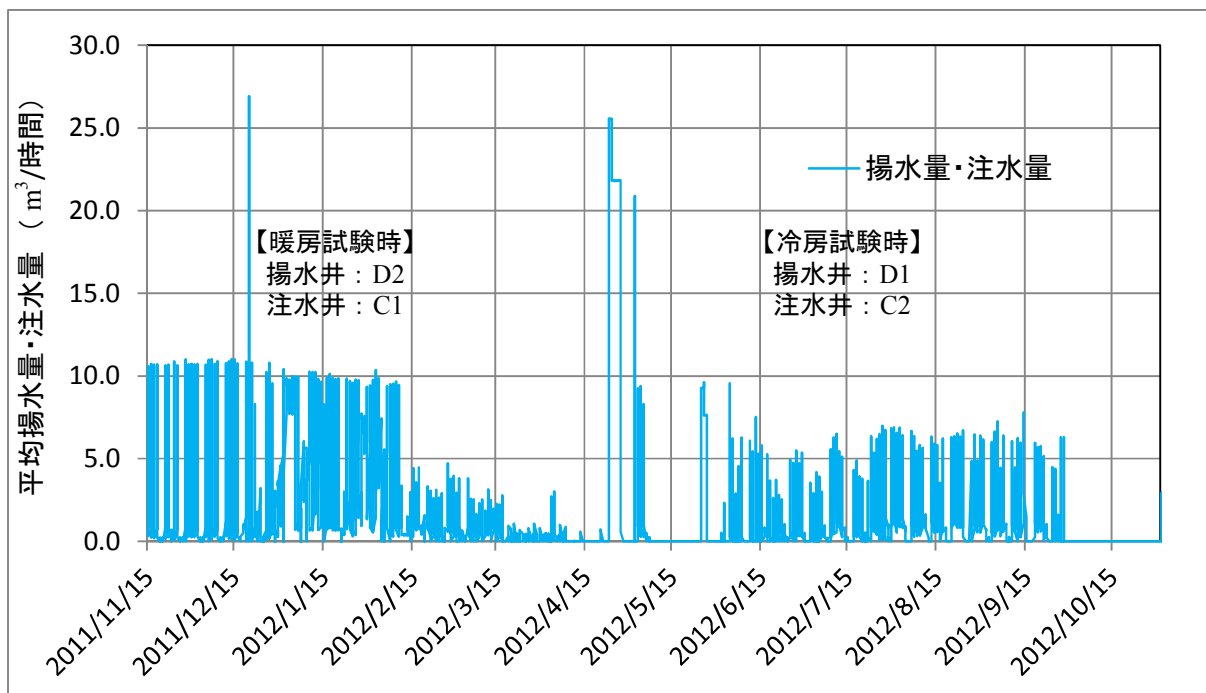


図 4-28 現況再現計算に用いた揚水量・注水量 (m<sup>3</sup>/hr)

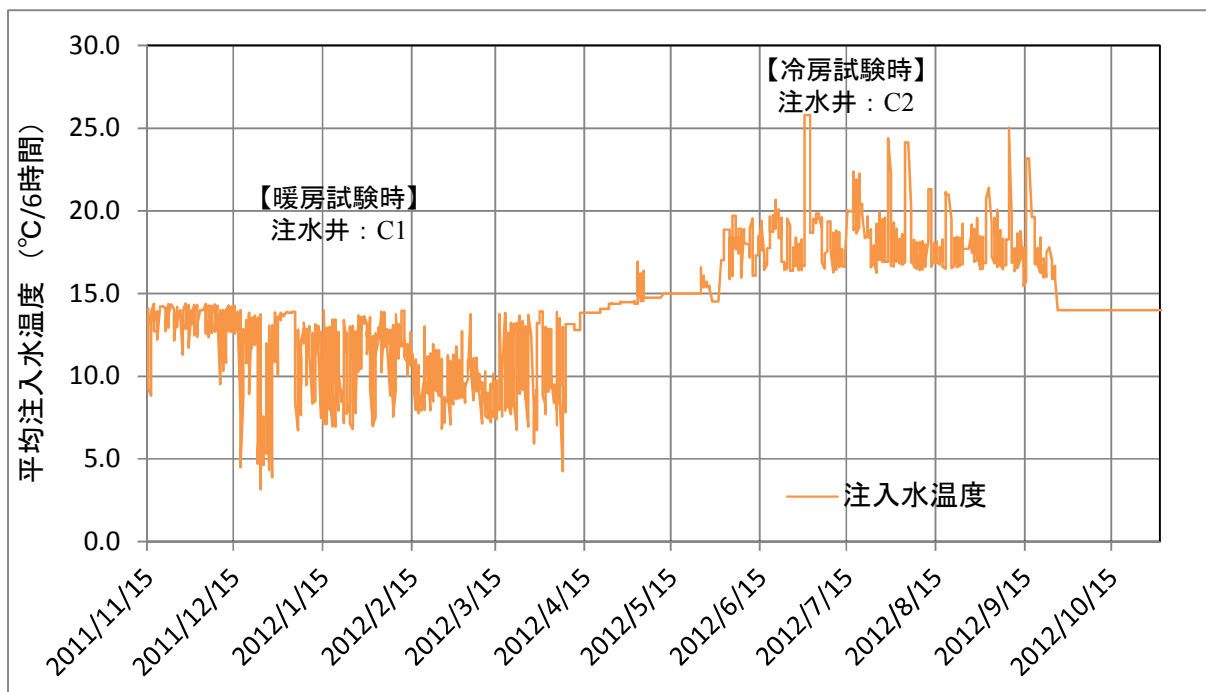


図 4-29 現況再現計算に用いた注入水温度

## (5) 現況再現計算結果

実証試験期間における再現計算結果（地下水温度の鉛直断面分布： $y=50\text{m}$ ）を図 4-30に示す。図より、暖房期間中はC1孔より第一帯水層に冷水が蓄熱され、冷房期間中はC2孔より第二帯水層に温水が蓄熱される結果となっている。しかしながら、暖房期間中に形成された冷水塊は、冷房運転期間までに揚水井となるD1孔までは到達せず、季節間の蓄熱利用ができていない状況であることがわかった。これは当初想定された地下水流動場に対して、実際の地下水流速が小さい（動水勾配が小さい）ためと考えられる。また図 4-31には、冬季の暖房運転時、春季のシステム休止時、夏季の冷房運転時、秋季のシステム休止時において、それぞれシミュレーションより得られた間隙流速の分布を図化した。図中(a)より、暖房運転時にはD2孔より揚水しC1孔で注入するため、揚水井D2に向かう流れと注水井C1から広がる流れが確認でき、流速の大きさは井戸周辺で特に大きくなることがわかる。この傾向は図中(c)に示す冬季でも同様である。なお、揚水量と注水量は同量として計算しているが、(a)、(c)を見ると共に第一帯水層より第二帯水層での流速が大きくなっている。これは、第二帯水層の飽和透水係数（ $1.104\text{m/hr}$ ）が第一帯水層（ $0.306\text{m/hr}$ ）に比べて大きく、且つ第二帯水層の帯水層厚（ $21.2\text{m}$ ）が第一帯水層（ $32.7\text{m}$ ）に層厚に比べて薄いため、圧力水頭差がより生じたためである。

以上の結果より、実証試験においてシステム運転した1年間での熱回収は期待できないものの、長期間運転をする場合は、連続運転期間が長期となるほど帯水層中に貯留される冷水塊および温水塊は増大するため、このままの運転条件でも熱回収効率が次第に向上するものと考えられる。ただし、図 4-31に示した間隙流速の計算結果より、第一帯水層の $x=100\text{m}$ 地点の間隙流速は、(a)暖房運転時 $0.002\text{m/hr}$ （ $17.52\text{m/年}$ ）、(b)春季休止時 $0.001\text{m/hr}$ （ $8.76\text{m/年}$ ）、(c)冷房運転時 $0.003\text{m/hr}$ （ $26.28\text{m/年}$ ）、(d)秋季休止時 $0.001\text{m/hr}$ （ $8.76\text{m/年}$ ）であり、C1孔とD1孔の距離が約 $87\text{m}$ であることから、自然地下水流動により冷水塊がD1孔に到達し熱回収が実現できるまでに、およそ数10年から100年程度の年数が必要となる。したがって熱回収効率の改善を考えると、井戸の機能（揚水・注水）の見直しを視野にいたしたシステム運転の最適化が必要であることがわかった。また第二帯水層の $x=100\text{m}$ 地点の間隙流速は、(a)暖房運転時 $0.005\text{m/hr}$ （ $43.80\text{m/年}$ ）、(b)春季休止時 $0.004\text{m/hr}$ （ $35.04\text{m/年}$ ）、(c)冷房運転時 $0.006\text{m/hr}$ （ $52.56\text{m/年}$ ）、(d)秋季休止時 $0.004\text{m/hr}$ （ $35.04\text{m/年}$ ）であり、第一帯水層に比べると早い段階で熱回収が期待できる（C2孔とD2孔の距離は約 $92\text{m}$ ）。しかしながら、帯水層中の熱移動の際には熱分散により熱の消失が生じること、流速が大きいほど熱分散も顕著となること等の理由より、第二帯水層で安定的に熱回収を実現するまでには、やはり数10年は必要であると考えられる。

なお計算結果より、第一帯水層と第二帯水層では蓄熱状況が異なることがわかる。特に第二帯水層に貯留される温水は、第一帯水層の冷水に比べ温度フロントの移動がより大きい傾向が明らかである。これは、上述のとおり、透水係数と帯水層厚の関係より第二帯水層の方が第一帯水層よりも井戸周辺でより大きい流速が生じたこと、第一帯水層より第二帯水層の方が横分散の値が約3倍、また透水係数も約3倍それぞれ大きいこと等に加えて、注入した温水により水の粘性度が低くなり透水係数が上昇したことが影響を及ぼしたものと考えられる。

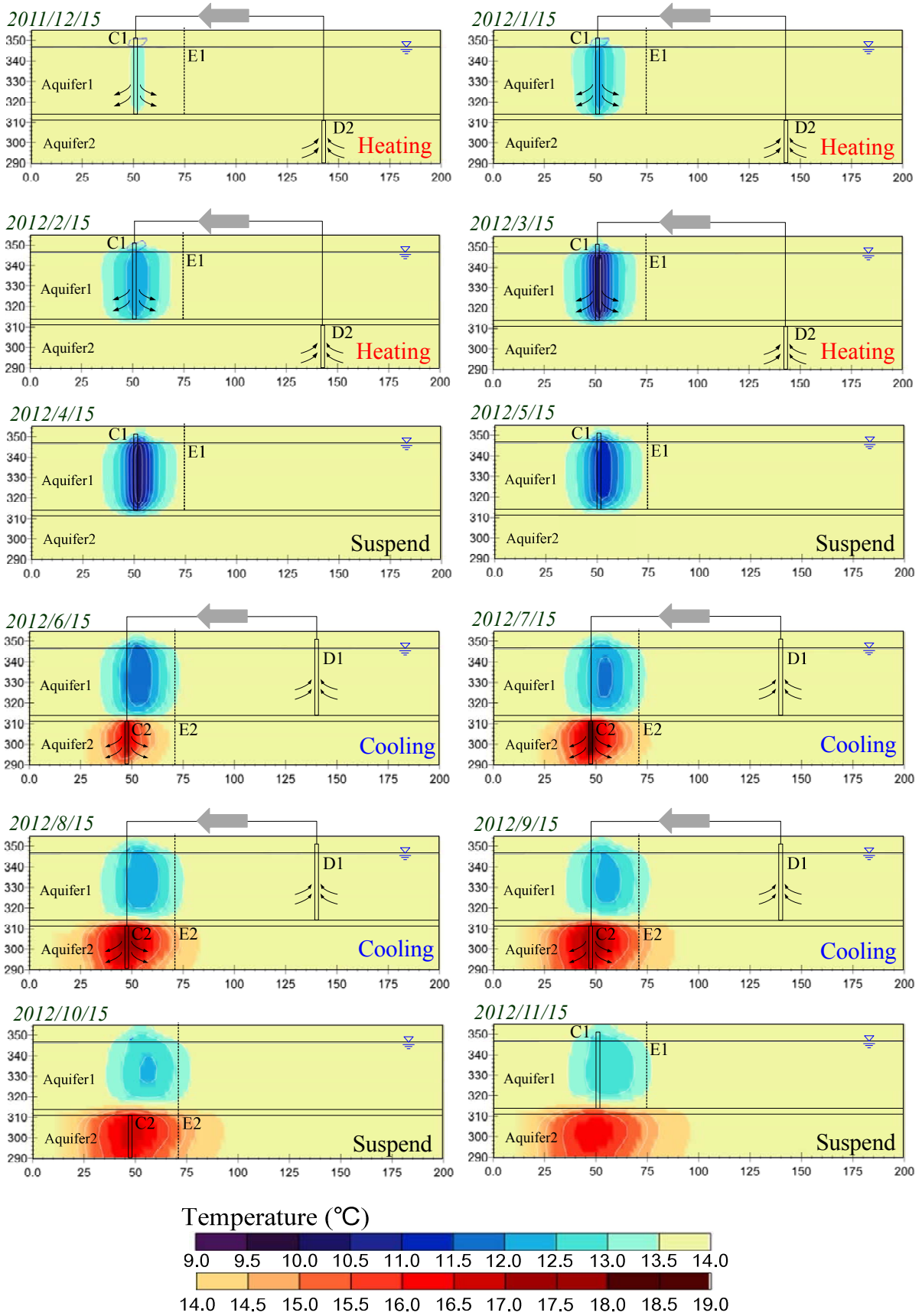
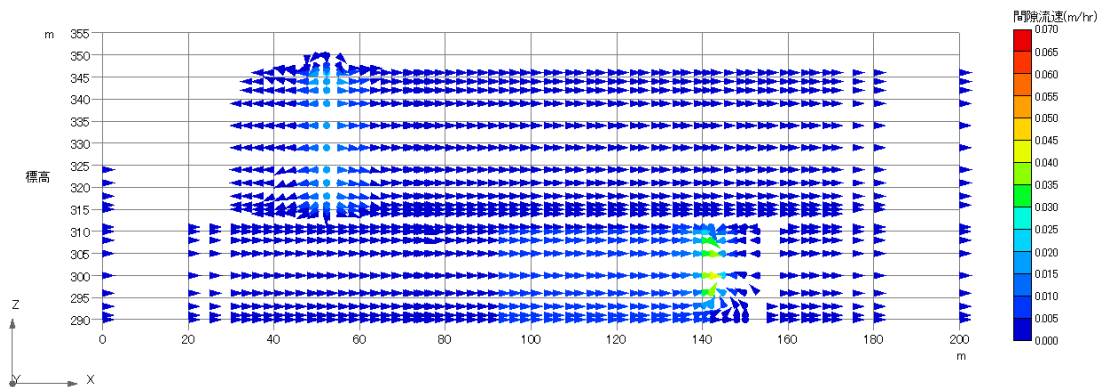
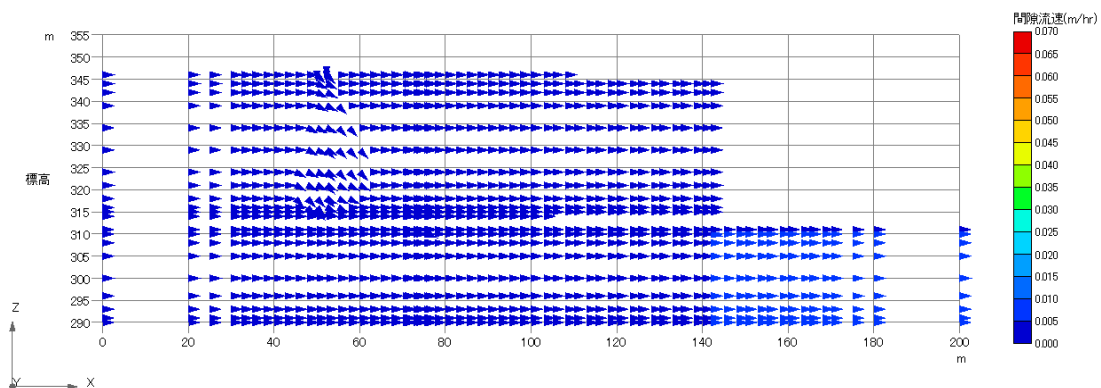


図 4-30 ミュレーションによる蓄熱状況

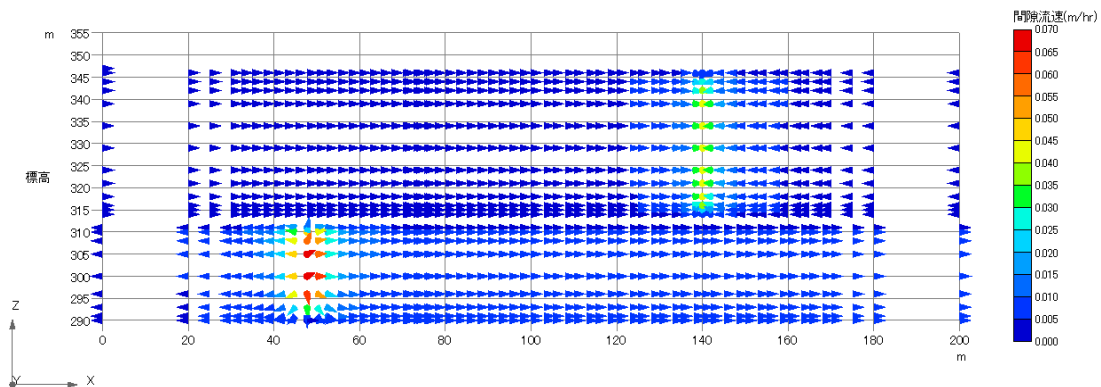
(a) 2012年2月15日 (暖房運転時)



(b) 2012年4月15日 (システム休止時)



(c) 2012年8月15日 (冷房運転時)



(d) 2012年10月15日 (システム休止時)

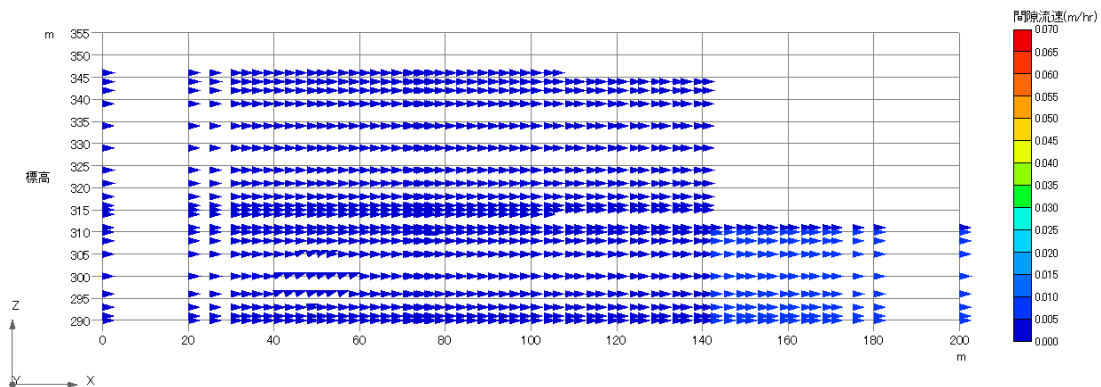


図 4-31 ミュレーション結果：間隙流速分布

#### 4.6.5 実証試験のまとめと課題

実証試験のモニタリング結果より、暖房運転期間においては、各種チューニングによってシステム効率の向上が図れ、特に揚水ポンプのインバータ設置、三方バルブ設置が消費電力削減に大きく寄与した。これにより暖房運転では、地下水制御型システムは従来型システムに比べて消費電力が半減し、一月あたりのSCOPも1.1倍～1.5倍程度に向上した。

また、冷房運転期間では、地下水制御型システムは従来型システムの2倍近いSCOP（月平均で4.0以上）を記録し、さらにフリークーリングをすることによりヒートポンプを利用するよりも効率的なシステム運転ができることが確認された。

一方、モニタリングされた揚水地下水の温度および数値シミュレーションによる現況再現により、暖房運転期間中に帯水層に貯留した冷熱は、冷房運転期間中に回収できていないことが明らかとなった。したがって、導入した地下水制御型システムは、実証試験期間においてはATESの機能を発揮できていないこととなる。

## 4.7 システム性能向上のための数値解析的検討

導入した地下水制御型システムは、実証試験期間においてはATESの機能を発揮できていないことが明らかとなったことから、効果的に熱回収できる井戸運用条件を数値解析により検証し、システム性能の向上を目指す。特に、実証試験時のモニタリング結果より明らかとなったとおり、フリークーリングによるシステム性能の向上効果は絶大であるため、冷水回収量を増加できれば、飛躍的にシステム運転効率を向上できる可能性が高い。

### 4.7.1 熱回収最適化の検討

本実証試験システムの長期運用シミュレーションにより、帯水層の蓄熱状況とシステム運用時における熱回収効率を定量化し、熱回収の最適化を検討する。システム運用シミュレーションの計算期間は2013年4月1日から2016年3月31日までの3年間を想定した。

#### (1) 検討シナリオ

熱回収効率の向上には、蓄熱量を増加すること、また熱回収量を増加することの2つの方法が効果的であると考えられる。そこで本検討では、前者を「蓄熱量増加ケース」、後者を「熱回収向上ケース」と呼び、検討シナリオを設定した。検討シナリオを表 4-11に整理する。なおここでは熱回収効率を最大限に高めることを目的としており、地下水流動制御は考慮していない。

予測計算 1 は実証試験と同様の運転を複数年継続したケースとなる。ATESはシステム運転の利用年度がすすむほどシステム効率が向上（熱回収量が増加）するという好ましい特徴を有する<sup>1)</sup>。したがってここでは、システム効率の向上を図る目的の数値解析的検討であることから、便宜的に3年間システム運転した際のシステム効率を対象に評価することとした。

予測計算 2～7は、基本ケースとなる予測計算 1 の一部条件を変更したものとなる。各ケースの計算条件を表 4-12に整理する。予測計算 2 および予測計算 3 は「蓄熱量増加ケース」、予測計算 4 および予測計算 5 は「熱回収向上ケース」、予測計算 6 および予測計算 7 は「蓄熱量増加ケース」および「熱回収向上ケース」両方に該当する。予測計算 2 および 6 は循環する流量を増やし、予測計算 3 および 7 は熱交換量を増やして、それぞれ蓄熱量を増大するケースとなる。

なお、予測計算 2 および 6、予測計算 3 および 7 は、それぞれ空調対象とする施設規模の拡大を想定したケースであり、実際にはシステムの増設等が必要となるため、現時点はいくまで机上の検討となる。さらに、予測計算 3 および 7 では熱交換量を増大しているが、この運転を実現するにはヒートポンプへの負荷増大が避けられない。したがってATESとしては良好な結果となったとしても、システム全体ではSCOPが低下する可能性があることにも留意が必要である。



表 4-11 検討シナリオ概要

ケース番号	条件	検討の目的
予測計算 1	実証試験と同様の運転を長期間（3年間）継続	長期運転による帯水層別の蓄熱状況の把握する
予測計算 2	講義棟の9教室すべてを地下水型で賄うと仮定	井戸機能は実証試験と同様であるが、蓄熱量が異なる本ケースは対象とする教室の増加に伴い、循環する流量を増やし、蓄熱量の増加を図る
予測計算 3	講義棟の9教室すべてを地下水型で賄うと仮定	井戸機能は実証試験と同様であるが、蓄熱量が異なる（予測計算 2 と同様）。本ケースは対象とする教室の増加に伴い、熱交換量を増やすことで蓄熱量の増加を図る
予測計算 4	井戸機能を変更	第一帯水層のみを対象に蓄熱し、熱回収の向上を図る
予測計算 5	井戸機能を変更	第二帯水層のみを対象に蓄熱し、熱回収の向上を図る
予測計算 6	井戸機能を変更して講義棟の9教室すべてを地下水型で賄うと仮定	本ケースは予測計算 2 と予測計算 4 の混合ケースであり、第一帯水層のみを対象に蓄熱を行うとともに、教室の増加分を考慮して、 <u>循環する流量を増やし蓄熱量の増加を図る</u>
予測計算 7	井戸機能を変更して講義棟の9教室すべてを地下水型で賄うと仮定	本ケースは予測計算 3 と予測計算 4 の混合ケースであり、第一帯水層のみを対象に蓄熱を行うとともに、教室の増加分を考慮して、 <u>熱交換量を増やし蓄熱量の増加を図る</u>

表 4-12 検討シナリオ一覧

ケース名	計算時間	初期温度	空調用井戸				揚水量・注水量 (m <sup>3</sup> /hr)		注水温度 (°C)		動水勾配		備考
			冷房		暖房		冷房	暖房	冷房	暖房	第一帯水層	第二帯水層	
			揚水井	注水井	揚水井	注水井							
予測計算1	3年間	14.0°C	D1	C2	D2	C1	6.0	2.5	18.0°C	10.0°C	1/2,000	1/2,000	実証試験の稼働条件で、3年間計算
予測計算2	3年間	14.0°C	D1	C2	D2	C1	27.0	11.3	18.0°C	10.0°C	1/2,000	1/2,000	講義棟をすべて地下水制御型HPで賄う(揚水量4.5倍)
予測計算3	3年間	14.0°C	D1	C2	D2	C1	6.0	6.3	32.0°C	4.0°C	1/2,000	1/2,000	講義棟をすべて地下水制御型HPで賄う(温度差4.5倍) ※暖房時の注水温度は下限を4°Cとする
予測計算4	3年間	14.0°C	D1	C1	C1	D1	6.0	2.5	18.0°C	10.0°C	1/2,000	1/2,000	熱回収効率向上を図るため、第一帯水層のみで蓄熱
予測計算5	3年間	14.0°C	D2	C2	C2	D2	6.0	2.5	18.0°C	10.0°C	1/2,000	1/2,000	熱回収効率向上を図るため、第二帯水層のみで蓄熱
予測計算6	3年間	14.0°C	D1	C1	C1	D1	27.0	11.3	18.0°C	10.0°C	1/2,000	1/2,000	熱回収効率向上を図るため、第一帯水層のみで蓄熱 講義棟をすべて地下水制御型HPで賄う(揚水量4.5倍)
予測計算7	3年間	14.0°C	D1	C1	C1	D1	6.0	6.3	32.0°C	4.0°C	1/2,000	1/2,000	熱回収効率向上を図るため、第一帯水層のみで蓄熱 講義棟をすべて地下水制御型HPで賄う(温度差4.5倍)

※表中の黄色網掛けは、基本ケースとなる「予測計算1」からの変更点

(2) 計算条件

計算期間は2013年4月1日から2016年3月31日までの3年間とした。初期条件は、浸透流解析については現況再現1と同様に、第一帯水層、第二帯水層ともに1/2,000の動水勾配での水頭分布を想定し、熱移動解析はモデル領域全域を14.0°Cで一定とした。

空調運転期間は、実際の大学での運用を想定し、表 4-13のとおり設定し、土日および国民の祝日、大学休業期間はシステムを停止する条件とした。また、一日のシステム運転時間は、実証試験と同様に8時～18時の10時間としている。

計算パラメータには、前掲の表 4-9に整理した値を用いた。また、その他計算条件で重要となる井戸機能、揚水量・注水量、注水温度についてはシナリオ別に設定しており、詳細は表 4-12に示すとおりである。

表 4-13 システム運転スケジュール

運転モード	運転スケジュール		備考
冷房期間	開始日	6月1日	
	終了日	8月15日	夏季休業のため
	・土日祝日はシステム運転休止		
暖房期間	開始日	11月1日	
	終了日	2月14日	冬季休業のため
	・土日祝日はシステム運転休止 ・年末年始(12/28-1/4)はシステム運転休止		

#### 4.7.2 熱回収最適化シミュレーションの結果と考察

##### (1) 計算結果と考察

長期間のシステム運用シミュレーションにおける検討シナリオは表 4-12に示したとおり全7ケースであり、各ケースの結果と考察について以下(a)～(g)に整理した。

##### (a) システム長期運用シミュレーション（予測計算1）

本ケースは、実証試験のシステム運転条件を2013年以降も継続し、2016年までの3年間の数値解析を実施したケースとなる（表 4-12参照）。

図 4-32には計算期間中における揚水地下水の温度の推移を整理した。また、図 4-33に1年ごとに冷房期間と暖房期間の蓄熱状況を整理した計算結果図を示す。

図 4-32より、揚水した地下水温は3年間ほぼ一定で、自然地下水（14.0℃）と同温である。これは貯留した冷水や温水の揚水、すなわち熱回収ができていないことを意味する。

図 4-33の、計算開始から2年目となる冷房運転時（図中(c)）の冷水塊を見ると、C1孔付に滞留したままであり、熱回収井であるD1孔まで移動していない。また2年目暖房運転時（図中(d)）の温水塊は、冷水塊とは若干異なり温度フロントはD2孔に近づくものの、こちらも熱回収までには至っていない。計算開始から3年目の冷房運転時（図中(e)）の冷水塊は、多少の拡大は認められるものの、2年目と大きくは変わっていない。また3年目暖房運転時（図中(f)）の温水塊は、温度フロントはD2孔に到達するものの、高温水域塊（約16.0～16.5℃）はC2孔付近に滞留したままである。

またシステム運転条件は各年の季節ごとに同じであるため、ここでは代表して2年目の間隙流速の計算結果を図 4-34に示すが、冷房運転時（図(a)）におけるx=100m地点の間隙流速は、第一帯水層0.003m/hr（26.28m/年）、第二帯水層0.005m/hr（43.80m/年）であり、暖房運転時（図(b)）における同地点の間隙流速は、第一帯水層0.002m/hr（17.52m/年）、第二帯水層0.006m/hr（52.56m/年）であった。また間隙流速の最大値は、(a)冷房運転時において注水井C2孔周辺で生じた0.070m/hrである。現況再現計算と同様に、第一帯水層に比べると第二帯水層の方が早い段階で熱回収が期待できるものの、熱分散による熱の消失などを考えると、両帯水層共に、回収井となるD孔群において安定的な熱回収を実現するまでには、数10年が必要となるものと考えられる。

これら結果より、本ケースのシステム運用を想定した場合、熱回収を予定としているD孔群での速やかな冷水・温水の回収は難しいと考える。ただし帯水層蓄熱は実現できることから、本ケースをベースケースとして、対象とする施設の熱負荷条件や井戸機能や変更し、熱回収効率の向上を目指して以降の予測計算を実施することとした。

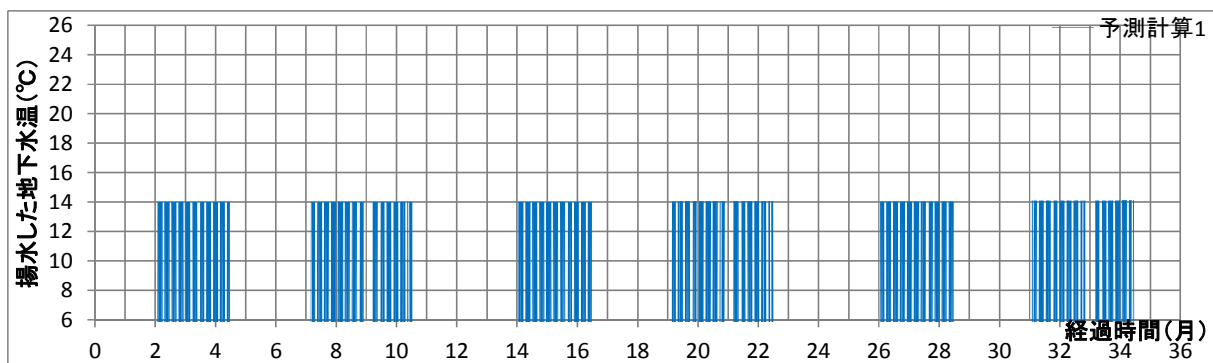


図 4-32 揚水した地下水温（予測計算 1）

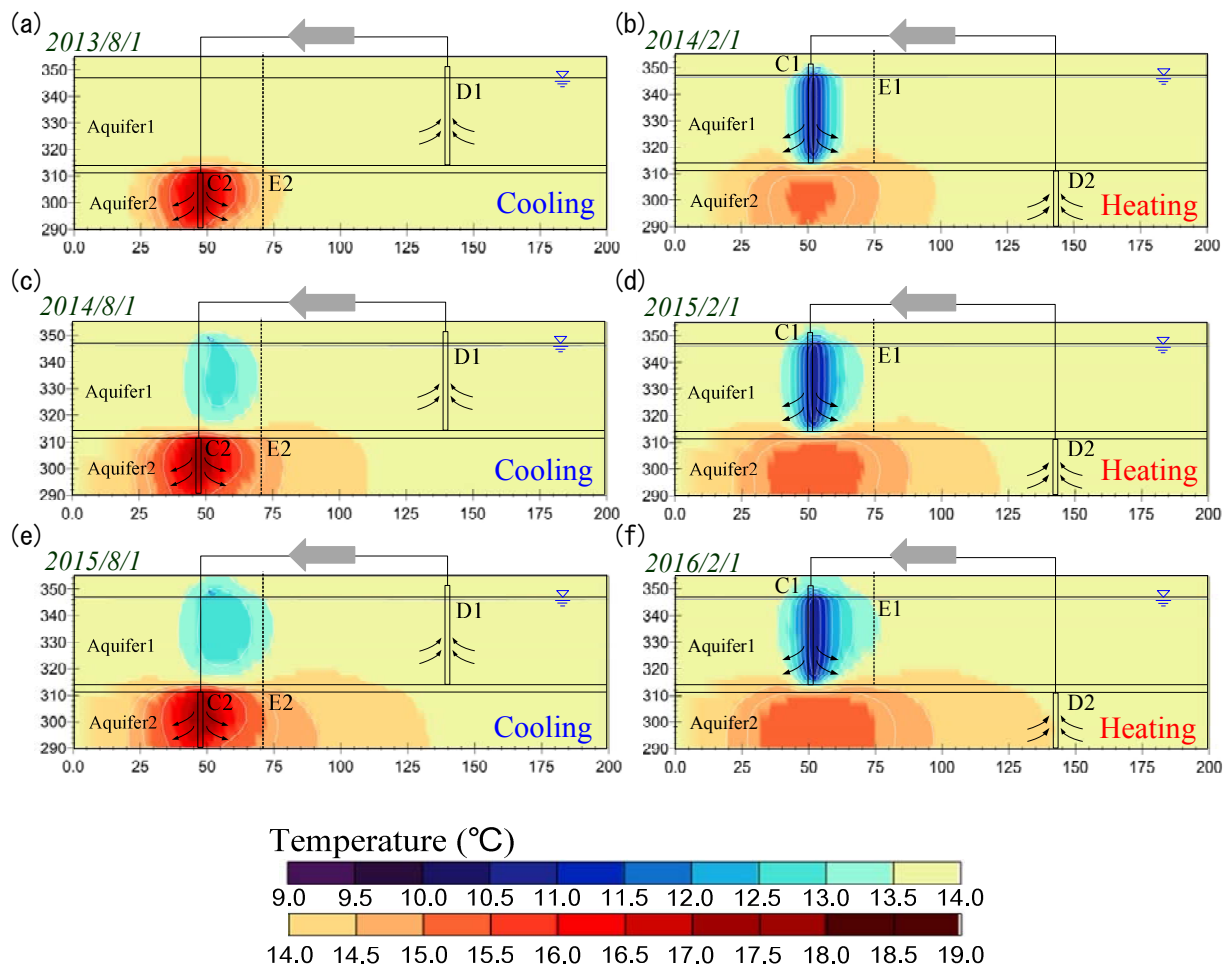
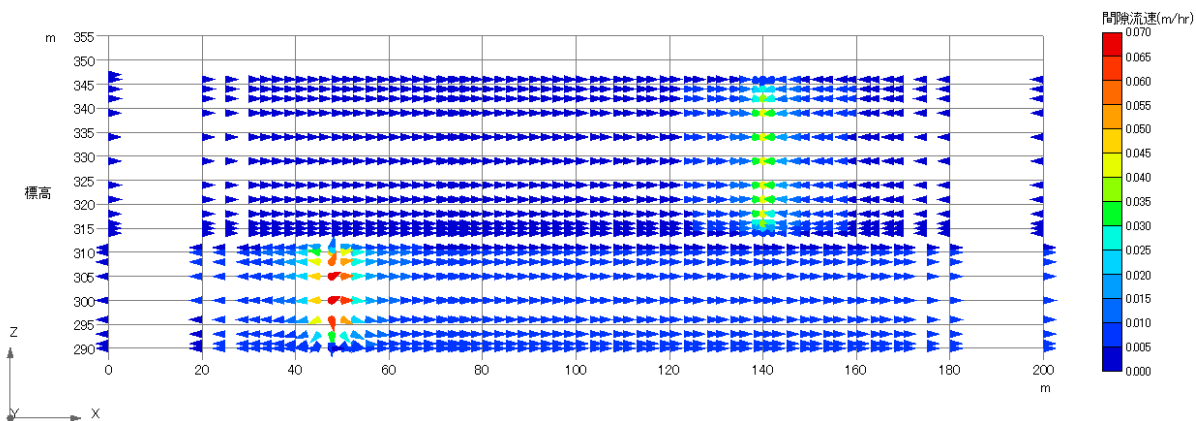


図 4-33 シミュレーションによる蓄熱状況（予測計算 1）

- (a) : 1年目の冷房運転時, (b) : 1年目の暖房運転時,
- (c) : 2年目の冷房運転時, (d) : 2年目の暖房運転時,
- (e) : 3年目の冷房運転時, (f) : 3年目の暖房運転時

(a) 2014年8月1日 (冷房運転時)



(b) 2015年2月1日 (暖房運転時)

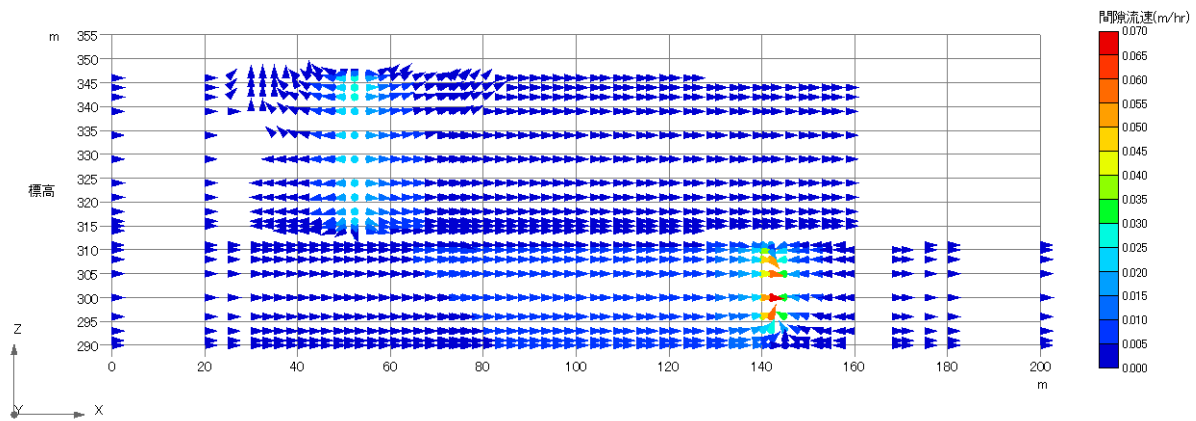


図 4-34 シミュレーション結果：間隙流速分布 (予測計算1)

(b) システム長期運用シミュレーション（予測計算 2）

本ケースは、熱利用の対象を2教室から9教室に増やした場合を想定し、これに伴い地下水の揚水量が増えることによる蓄熱量の増大を目指すケースとなる（表 4-12参照）。揚水量、注水量以外の条件は予測計算 1 を基本としている。

図 4-35には計算期間中における揚水地下水の温度の推移を整理した。また、図 4-36に1年ごとに冷房期間と暖房期間の蓄熱状況を整理した計算結果図を示す。

図 4-35より、揚水した地下水温は、2・3年目の暖房時にわずかに自然地下水（14.0℃）よりも高い地下水温となるが、冷房、暖房の両期間ともにほぼ一定である。したがって、熱回収はほとんどできていないと考えられる。

図 4-36より、計算開始から1年目の冷房運転時（図中(a)）は、将来予測 1 のケースと同様に、最高温度が18.0～18.5℃の水の貯留が確認でき、一方で1年目暖房運転時（図中(b)）においても、最低温度10.5℃～11.0℃で蓄熱できていることがわかる。これら結果から、高温域と低温域がともに予測計算 1 に比べて広がっており、これは揚水量を増やした効果であると考えられる。計算開始から2年目となる冷房運転時（図中(c)）の冷水塊を見ると、濃度フロントはE1孔付近まで移行するものの、低温域はC1孔付近に滞留しており、熱回収井であるD1孔まで移動していない。一方、2年目暖房運転時（図中(d)）においては14.5～15.0℃の温度フロントは熱回収井となるD2孔まで到達しているが、自然地下水との温度差が小さいため、効果的な熱回収とはなっていない。計算開始から3年目となる冷房運転時（図中(e)）の冷水塊は、2年目よりも温度域がより低温となるものの、D1孔における冷水塊の回収までには至っていない。また、3年目暖房運転時（図中(f)）における温水塊は、温度フロントがD2孔まで到達している。しかしながら回収した地下水温度を見ると、熱回収できているとは言い難い。

予測計算 2 において得られた間隙流速の計算結果を図 4-37に示す。本ケースでは基本ケースとなる予測計算 1 に比べて揚水量、注水量を増大しているため、間隙流速の最大値は図(a)冷房運転時の注水井C2孔付近で得られた0.633m/hrであり、予測計算 1 の最大値0.070m/hrよりも大きい。ただしここでは基本ケース（予測計算 1）との比較を示す目的で、間隙流速分布の図化においては、予測計算 1 と同様に、上限を0.070m/hrとして表現している。以降の予測計算結果についても同様の方針で図化している。

冷房運転時（図(a)）におけるx=100m地点の間隙流速は、第一帯水層0.005m/hr（43.80m/年）、第二帯水層0.020m/hr（175.20m/年）であり、暖房運転時（図(b)）における同地点の間隙流速は、第一帯水層0.003m/hr（26.28m/年）、第二帯水層0.010m/hr（87.60m/年）であった。ただしこれらは揚水および注入中の最大値であり、システムを停止する夜間および休止期間となる春季、秋季においては、第一帯水層0.001m/hr（8.76m/年）、第二帯水層0.004m/hr（35.04m/年）程度となり、揚水井および注水井を連続運転しない限りは、D孔群での熱回収までに長期間要することになる。

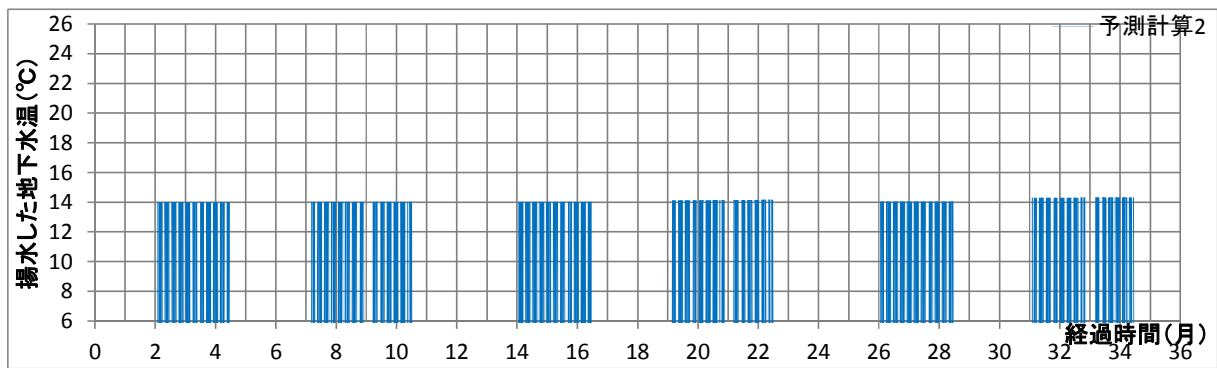


図 4-35 揚水した地下水温度 (予測計算 2)

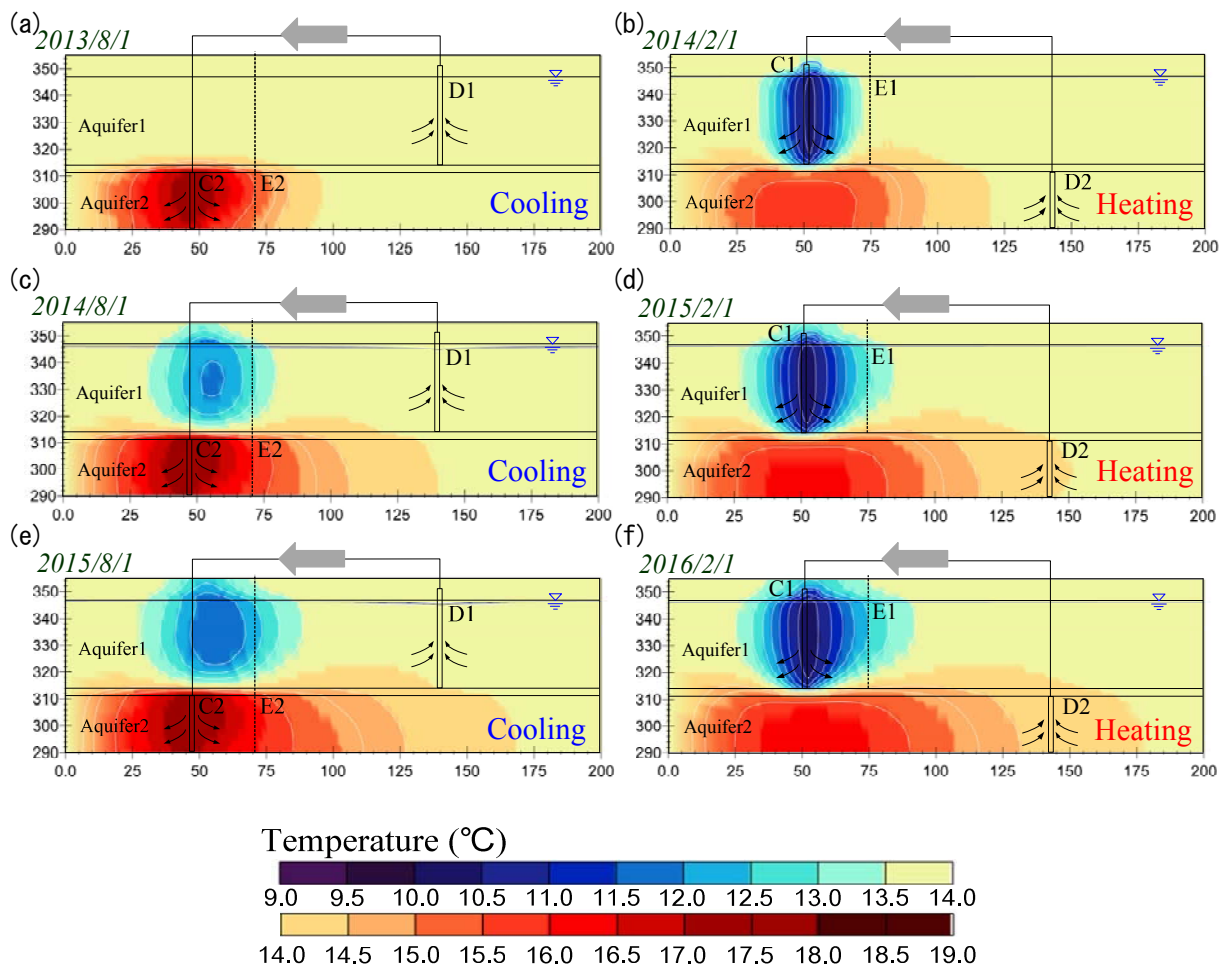
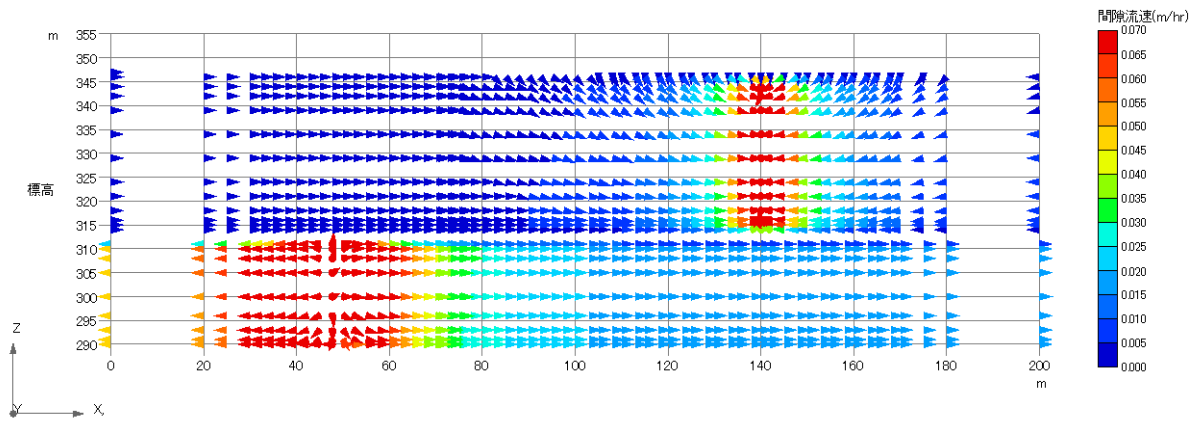


図 4-36 シミュレーションによる蓄熱状況 (予測計算 2)

- (a) : 1年目の冷房運転時, (b) : 1年目の暖房運転時,  
(c) : 2年目の冷房運転時, (d) : 2年目の暖房運転時,  
(e) : 3年目の冷房運転時, (f) : 3年目の暖房運転時

(a) 2014年8月1日 (冷房運転時)



(b) 2015年2月1日 (暖房運転時)

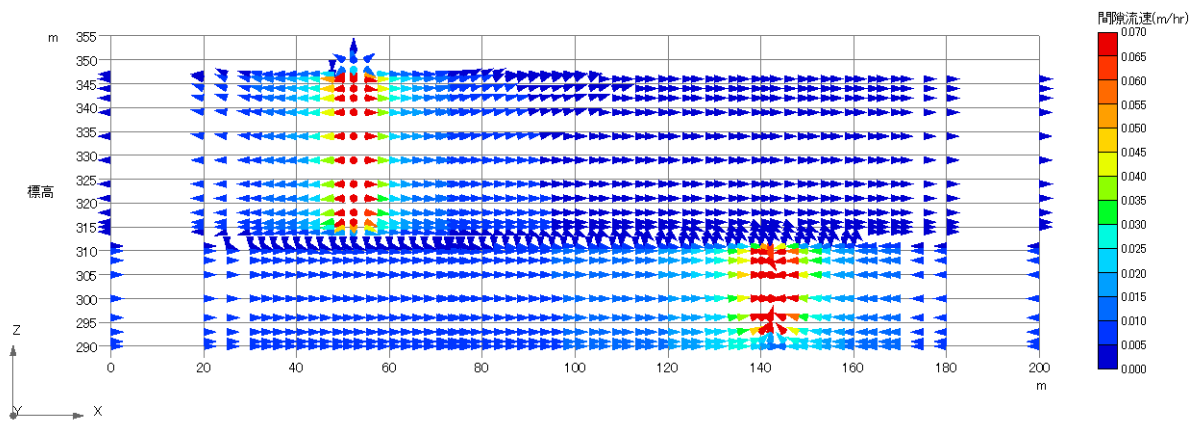


図 4-37 シミュレーション結果：間隙流速分布 (予測計算 2)



(c) システム長期運用シミュレーション（予測計算3）

本ケースは、熱利用の対象を2教室から9教室に増やした場合を想定し、これに伴い地上での熱回収数が増えることによる蓄熱量の増大を目指すケースとなる（表 4-12参照）。このとき、冷房時と暖房時の注入水温はそれぞれ32.0℃、4.0℃である。暖房時については、注入水温が0.0℃を下回することは現実的でないことから、下限値を4.0℃とし、不足する熱回収量を補うために揚水量・注水量を予測計算1の2.5m<sup>3</sup>/hrから6.3m<sup>3</sup>/hrに変更して条件設定した。これら以外の条件は予測計算1を基本としている。

図 4-38には計算期間中における揚水地下水の温度の推移を整理した。また、図 4-39に1年ごとに冷房期間と暖房期間の蓄熱状況を整理した計算結果図を示す。

図 4-38より、揚水した地下水温は、2・3年目の暖房時にわずかに自然地下水（14.0℃）よりも高い地下水温となるが、冷房、暖房の両期間ともほぼ一定である。したがって、熱回収はほとんどできていないと考えられる。

図 4-39より、計算開始から1年目の冷房運転時（図中(a)）は高温での蓄熱が確認できており、また1年目暖房運転時（図中(b)）も同様に低温の冷水塊が貯留できていることがわかる。

計算開始から2年目の冷房運転時（図中(c)）の冷水塊はC1孔付近に滞留している。一方、暖房運転時（図中(d)）の温水塊は、14.0～14.5℃の温度域がD2孔付近まで到達しているが、高温域はC2孔付近に留まっていることがわかる。

計算開始から3年目の冷房運転時（図中(e)）では、冷水塊の最低温域がC1孔から多少移行するものの、効果的な熱回収には至っていない。また3年目暖房運転時（図中(f)）の温水塊はD2孔に到達するもののD2孔からの揚水した地下水の温度が僅かに上昇した程度であり、蓄熱利用はほとんどできていないことがわかった。

予測計算3において得られた間隙流速の計算結果を図 4-37に示す。本ケースでは基本ケースとなる予測計算1に比べて暖房時の揚水量、注水量を増大しているため、間隙流速の最大値は暖房運転時（図(b)）の揚水井D2孔付近で得られた0.178m/hrであり、予測計算1（最大値0.070m/hr）の約2.5倍となっている。

冷房運転時（図(a)）におけるx=100m地点の間隙流速は、第一帯水層0.003m/hr（26.28m/年）、第二帯水層0.007m/hr（61.32m/年）であり、暖房運転時（図(b)）における同地点の間隙流速は、第一帯水層0.003m/hr（26.28m/年）、第二帯水層0.009m/hr（78.84m/年）であった。ただし予測計算2と同様に、システムの停止する夜間および休止期間となる春季、秋季の間隙流速は、第一帯水層0.001m/hr（8.76m/年）、第二帯水層0.004m/hr（35.04m/年）程度であることも踏まえると、D孔群での安定的な熱回収までには数10年かかる可能性がある。

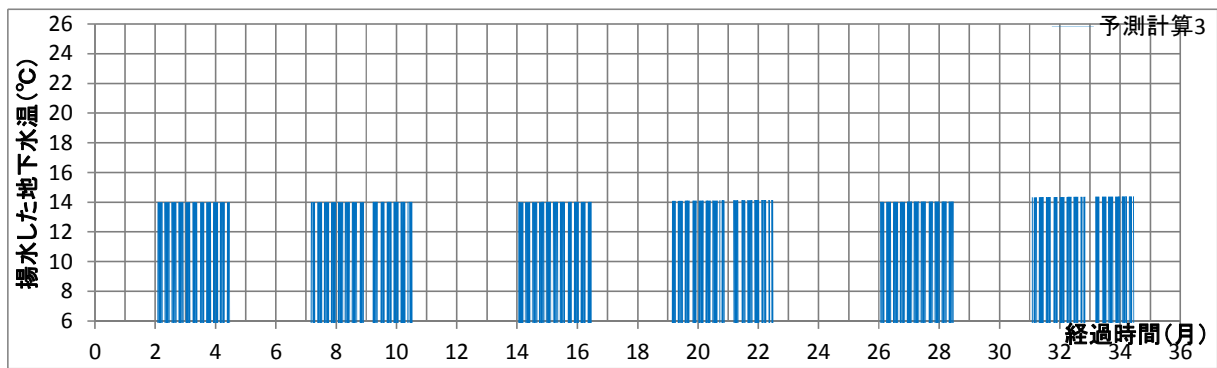


図 4-38 揚水した地下水温度 (予測計算 3)

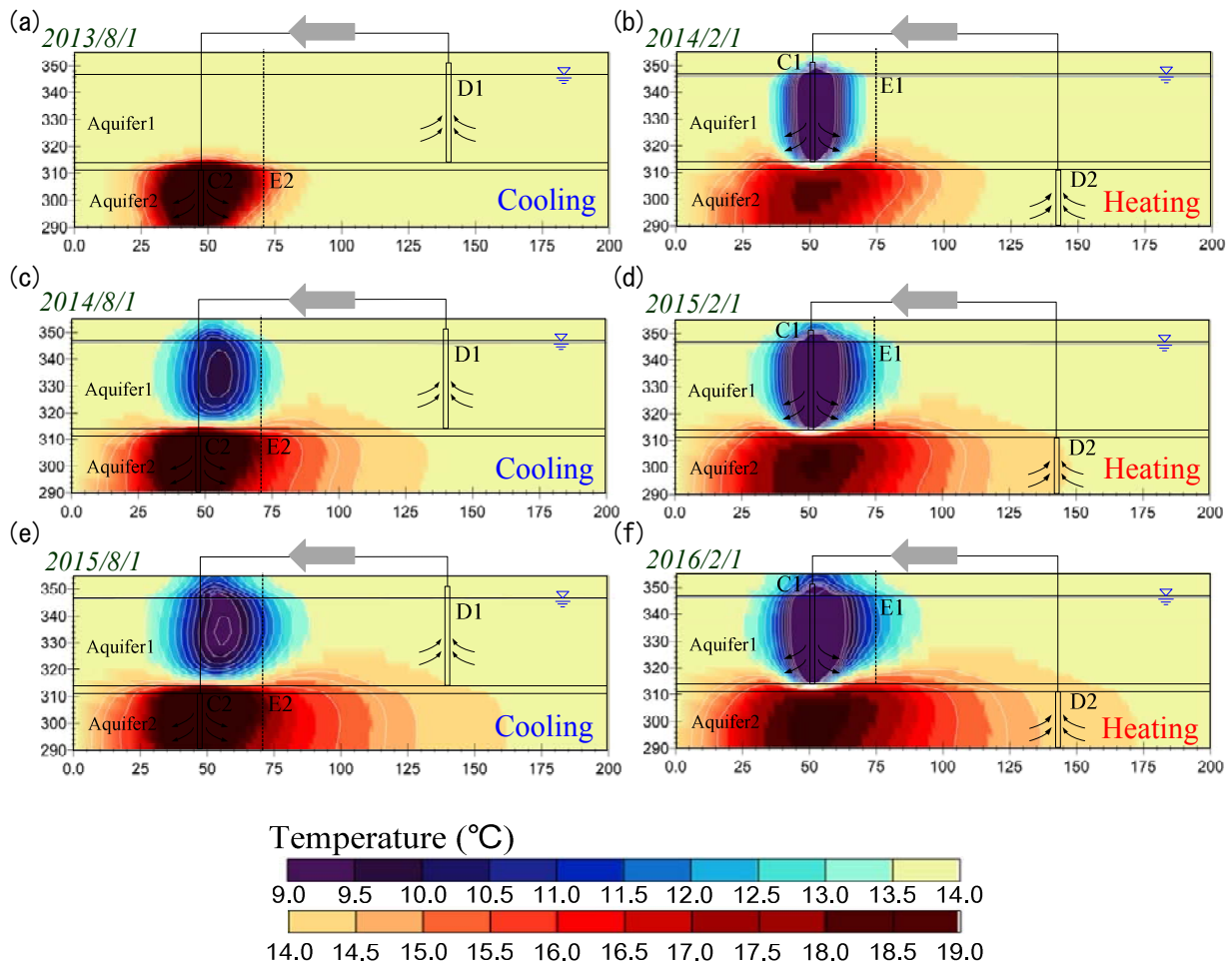
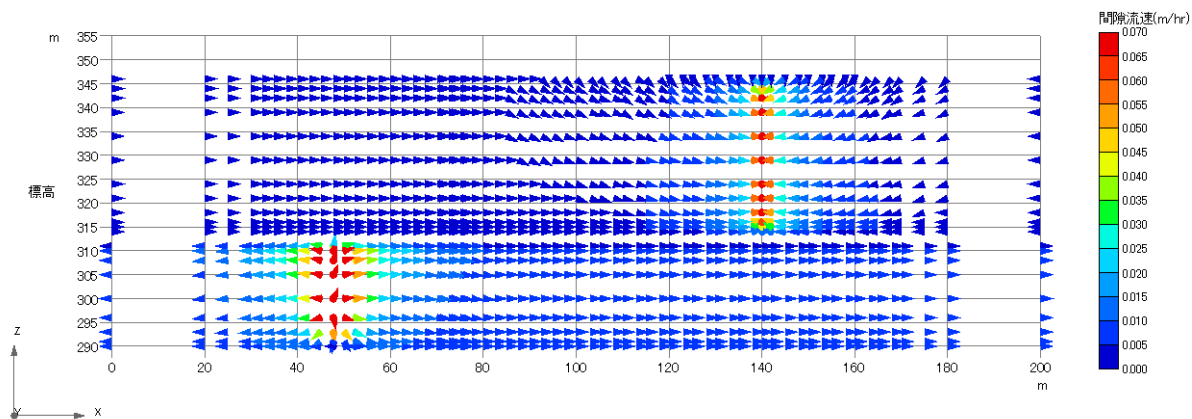


図 4-39 シミュレーションによる蓄熱状況 (予測計算 3)

- (a) : 1年目の冷房運転時, (b) : 1年目の暖房運転時,
- (c) : 2年目の冷房運転時, (d) : 2年目の暖房運転時,
- (e) : 3年目の冷房運転時, (f) : 3年目の暖房運転時

(a) 2014年8月1日 (冷房運転時)



(b) 2015年2月1日 (暖房運転時)

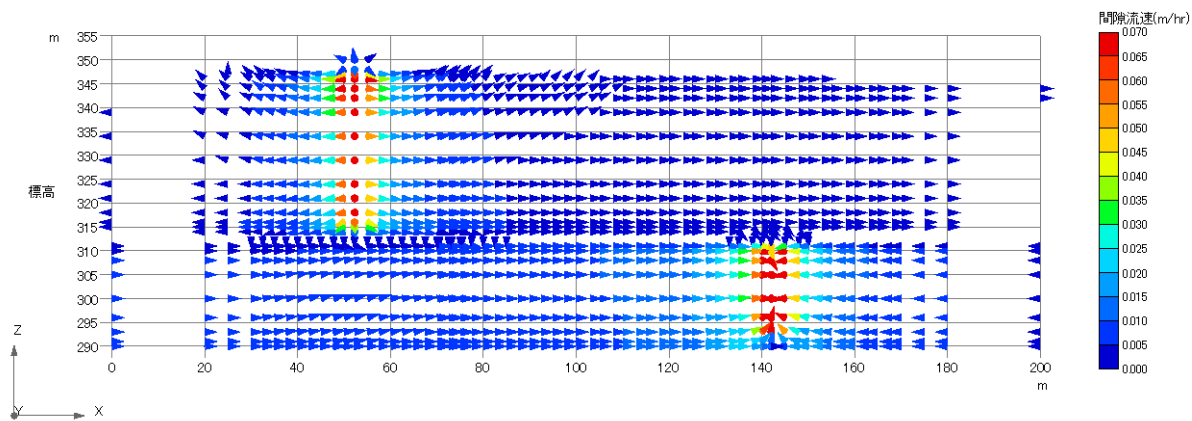


図 4-40 シミュレーション結果：間隙流速分布 (予測計算3)

(d) システム長期運用シミュレーション（予測計算4）

本ケースは、予測計算1と同じ揚水量・注水量、注水温度条件を与え、冷暖房の熱源として利用する井戸を変更したものとなる（表4-12参照）。蓄熱する帯水層は第一帯水層のみとし、C1孔およびD1孔でそれぞれ注入と揚水を繰り返す井戸運用を想定した。

図4-41には計算期間中における揚水地下水の温度の推移を整理した。また、図4-42に1年ごとに冷房期間と暖房期間の蓄熱状況を整理した計算結果図を示す。

図4-41より、揚水した地下水温は、冷房、暖房のそれぞれで、自然地下水温（14.0℃）に対して最大で2.0℃程度の温度差が得られている。したがって、熱回収がなされたと言える。

図4-42より、各年において、冬季（図中(a)、(c)、(e)）に貯留した冷水を冷房利用のため夏季（図中(b)、(d)、(f)）に揚水し、逆に、夏季に貯留した温水を暖房利用のため冬季に揚水できていることがわかる。蓄熱した温冷水は、帯水層中において移流や熱分散が生じることから、すべての回収は不可能であるが、本ケースでは貯留した際の高温域および低温域の回収ができており、熱回収効率の向上に繋がる条件設定であると考えられる。以上より、導入サイトの地下水流動状況を加味すると、本ケースのような井戸機能とした場合が最も蓄熱および熱回収の効率が向上するものと考えられる。

なお、予測計算1と比べると、冷水塊では蓄熱対象が両者ともに第一帯水層となるため、蓄熱時の状況は類似している。しかしながら冷房時において、第二帯水層ではなく、透水係数が小さく且つ分散長も小さい第一帯水層に温水を注入しているため、予測計算1よりも予測計算4の方が、温水塊の熱分散が抑制される結果となった。

予測計算4において得られた間隙流速の計算結果を図4-43に示す。間隙流速の最大値は冷房運転時（図(a)）の揚水井D1孔付近で得られた0.077m/hrであり、予測計算1（最大値0.070m/hr）とほぼ同様である。また第一帯水層x=100m地点の間隙流速は、冷房運転時（図(a)）0.004m/hr（35.04m/年：流向C1→D1）、暖房運転時（図(b)）0.002m/hr（17.52m/年：流向D1→C1）であった。またシステム休止期間となる春季、秋季においては一様な流速分布となり、このときの間隙流速は0.001m/hr（8.76m/年）となる。

予測計算4の井戸条件は、冷房運転時は地下水流動方向の上流側に位置するC1孔より注水し、且つ下流側のD1孔より揚水するため、地下水流動が促進され、揚水井と注水井間の間隙流速が大きくなり（図(a)）、逆に暖房運転時は、地下水流動方向の上流側のC1孔より揚水し、下流側に位置するD1孔より注水するため、人為的に自然地下水とは逆向きの地下水流速が生じることとなる（図(b)）。これらの井戸運用により、各季節の揚水井から見て注水井側に滞留する冷水または温水が、揚水井での集水を人為的に促すこととなり、地下水流速の分布状況から見ても、本ケースは熱回収効率を向上する可能性が高いことがわかる。なお、第一帯水層における揚水・注水による第二帯水層への影響はほとんどなく、間隙流速は一様に分布し、その大きさは0.004m/hr（35.04m/年）であった。

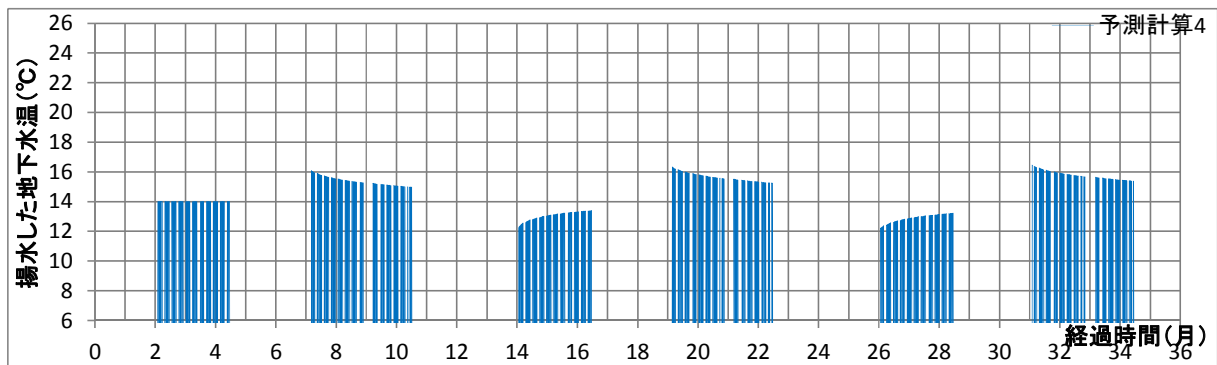


図 4-41 揚水した地下水温度 (予測計算 4)

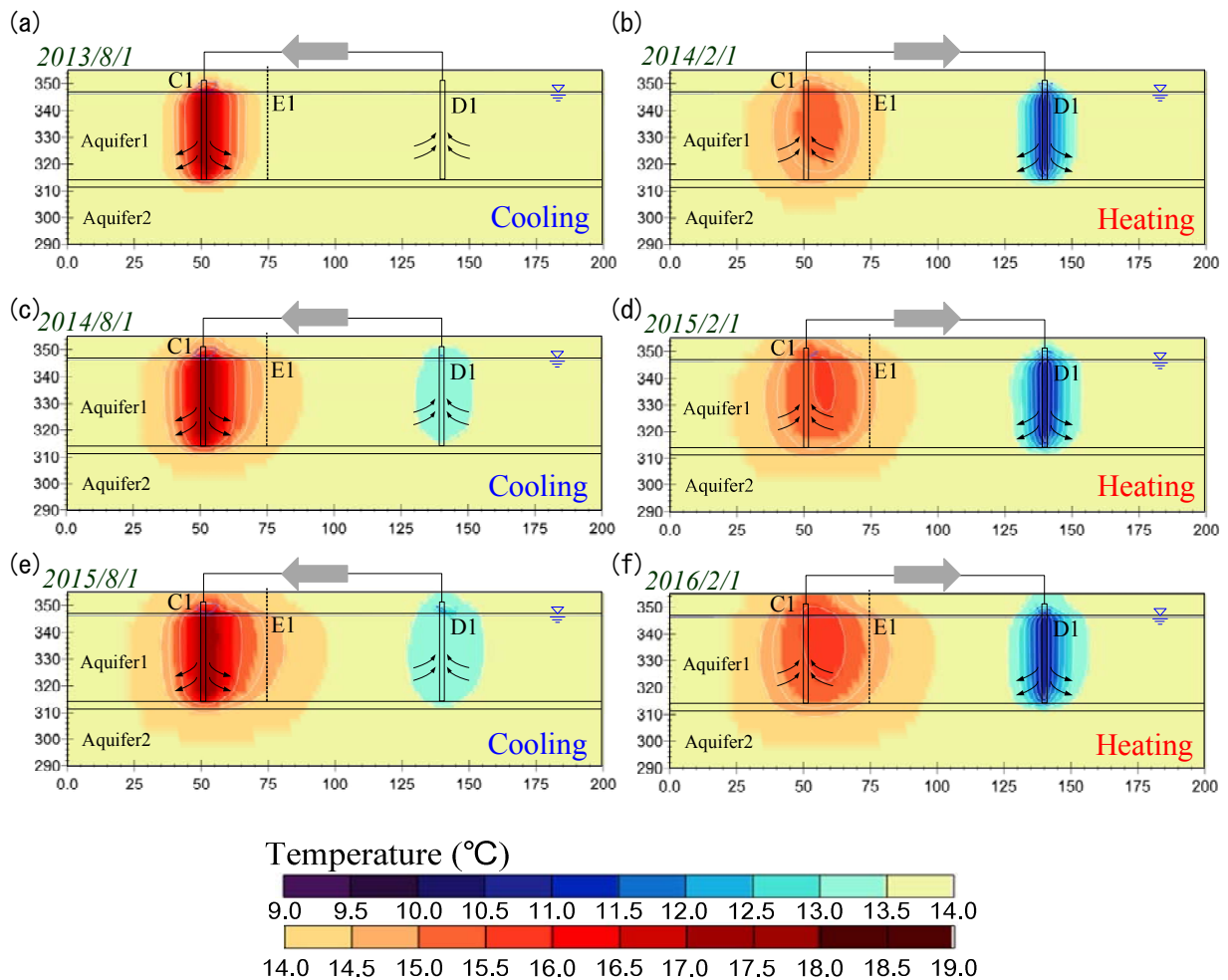
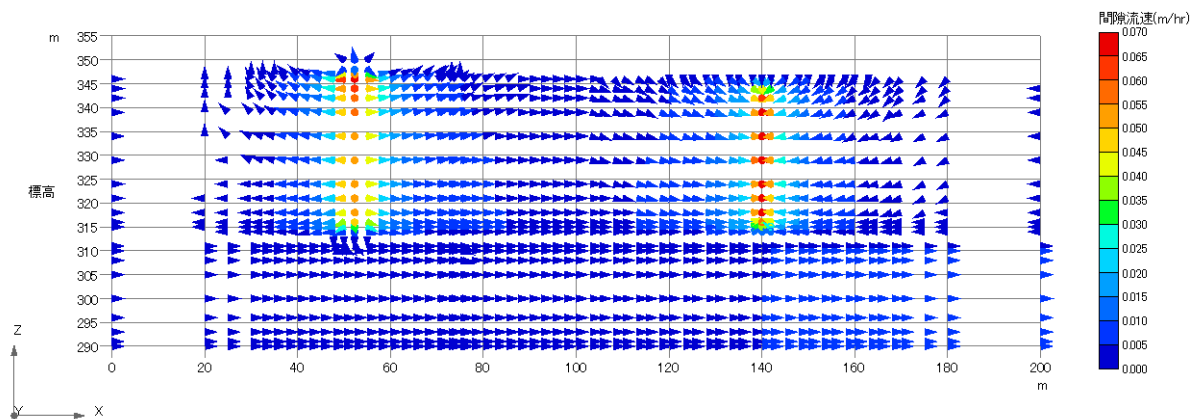


図 4-42 シミュレーションによる蓄熱状況 (予測計算 4)

- (a) : 1年目の冷房運転時, (b) : 1年目の暖房運転時,
- (c) : 2年目の冷房運転時, (d) : 2年目の暖房運転時,
- (e) : 3年目の冷房運転時, (f) : 3年目の暖房運転時

(a) 2014年8月1日 (冷房運転時)



(b) 2015年2月1日 (暖房運転時)

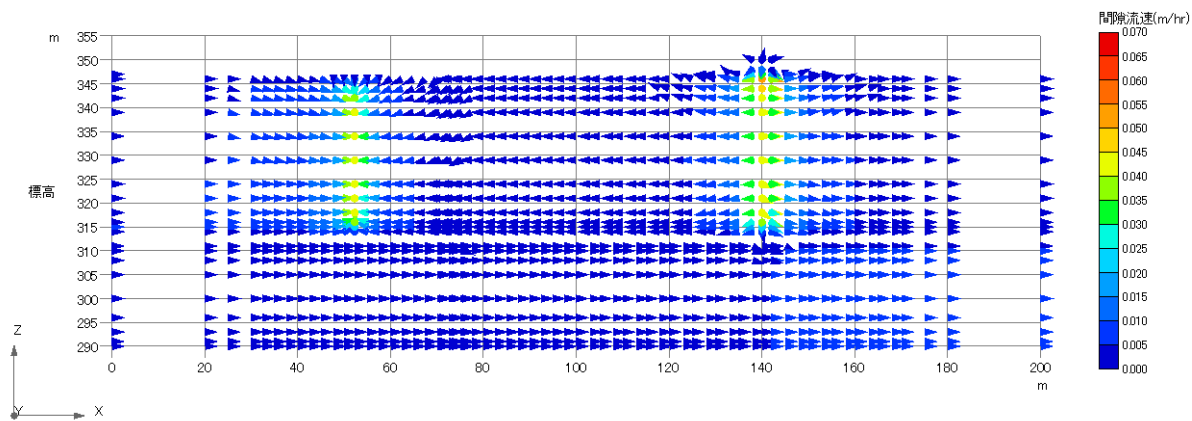


図 4-43 シミュレーション結果：間隙流速分布 (予測計算 4)

(e) システム長期運用シミュレーション（予測計算 5）

本ケースは、第二帯水層を蓄熱の対象とする帯水層に想定するケースとなる（表 4-12 参照）。C2孔およびD2孔でそれぞれ注入と揚水を繰り返す計算条件とした。その他計算条件は予測計算 4 と同様である。

図 4-44には計算期間中における揚水地下水の温度の推移を整理した。また、図 4-45 に 1年ごとに冷房期間と暖房期間の蓄熱状況を整理した計算結果図を示す。

図 4-44より、揚水した地下水温は、冷房、暖房のそれぞれで、自然地下水温（14.0℃）に対して最大で1.0℃程度の温度差が得られている。熱回収ができたと言えるが、第一帯水層を蓄熱対象とした予測計算 4 に比べて、回収した地下水の自然地下水との温度差が小さく、第二帯水層は第一帯水層よりも蓄熱に不利であると考えられる。

図 4-45より、各年において、冬季（図中(a), (c), (e)）に貯留した冷水を冷房利用のため夏季（図中(b), (d), (f)）に揚水し、逆に、夏季に貯留した温水を暖房利用のため冬季に揚水できていることがわかる。

予測計算 4 と比較すると、第一帯水層に比べて第二帯水層は、透水係数、分散長ともに約3倍大きく移流や熱分散が顕著となるため、蓄熱した温冷水の回収量が低下するものと考えられる。さらに、第二帯水層厚は第一帯水層に対して約半分の厚さであり、両ケースで同量の注水量を想定すると、より水頭差が生じる本ケースは熱分散を促進することになると言える。以上の状況により、両ケース間において揚水した地下水温で差異が生じたものと考えられる。

予測計算 5 において得られた間隙流速の計算結果を図 4-46に示す。予測計算 5 では、蓄熱層として、第一帯水層に比べて透水係数が大きく帯水層厚が薄い第二帯水層を利用するため、間隙流速の最大値は冷房運転時（図(a)）の揚水井D2孔付近で得られた0.162m/hrと大きくなった（予測計算 1 の最大値0.070m/hrの約2.3倍、予測計算 4 の最大値0.077m/hrの約2.1倍）。

また第二帯水層x=100m地点の間隙流速は、冷房運転時（図(a)）0.018m/hr（157.68m/年：流向C2→D2）、暖房運転時（図(b)）0.001m/hr（8.76m/年：流向C2→D2）であった。予測計算 5 の井戸条件は、冷房運転時は地下水流動方向の上流側に位置するC2孔より注水し、且つ下流側のD2孔より揚水するため、地下水流動が促進され、第二帯水層x=100m地点の間隙流速が大きくなっている（図(a)）。一方で暖房運転時は、冷房運転とは逆に上流側C2孔より揚水し、下流側D2孔より注水するため、自然地下水の動水勾配が相殺されることになり、第二帯水層x=100m地点の間隙流速が小さくなったものと考えられる（図(b)）。ただし、予測計算 4 に比べると上述のとおり蓄熱層の地下水流速が大きく、移流および熱分散が顕著に生じているものと推察される。

以上の結果より本ケースは、熱回収は図れるものの、予測計算 4 に比べてその効率は劣ることがわかった。

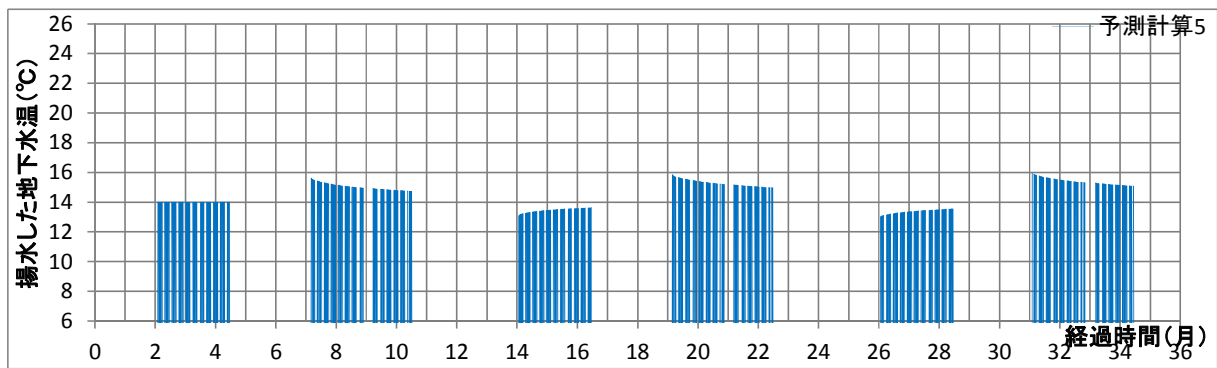


図 4-44 揚水した地下水温（予測計算 5）

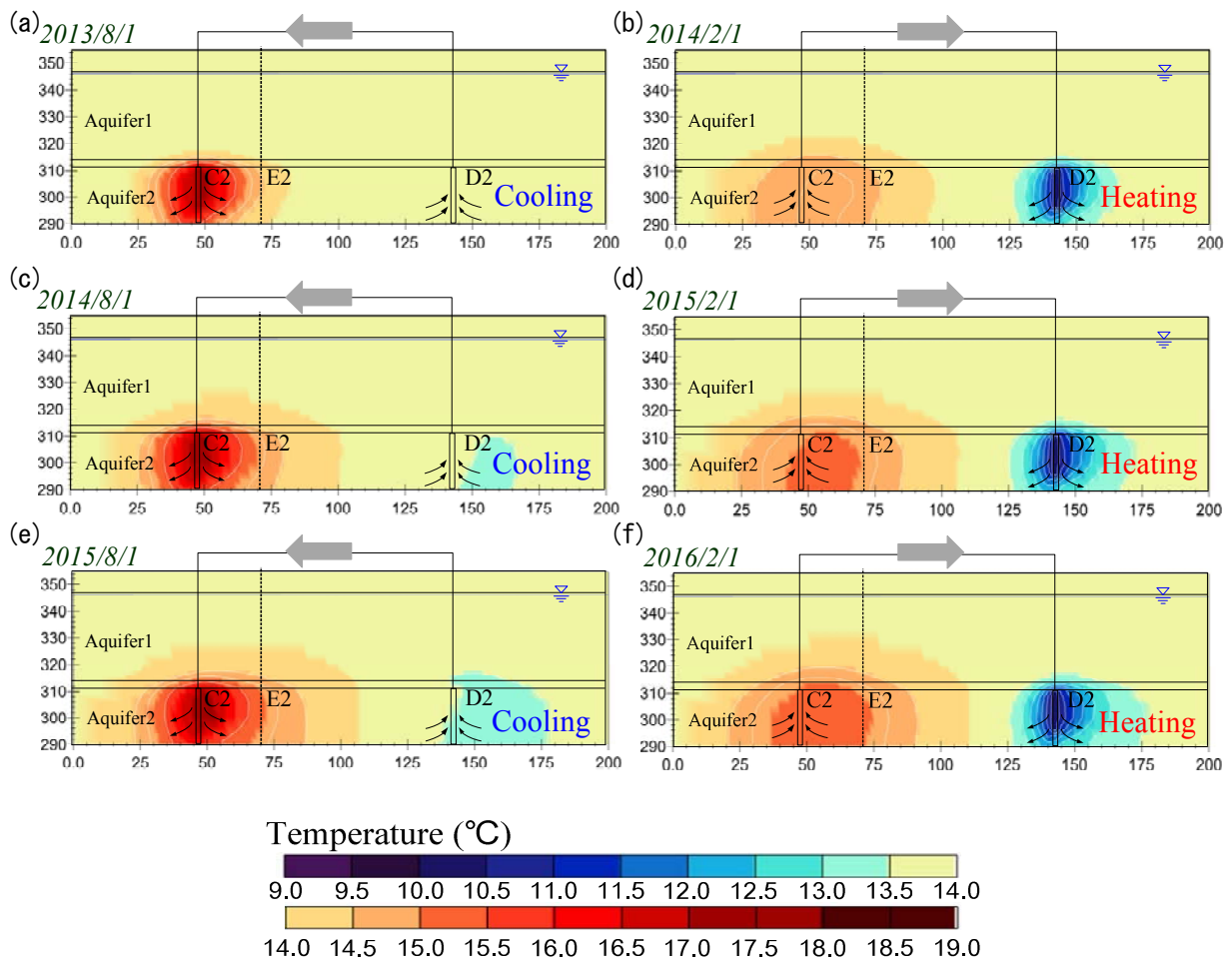
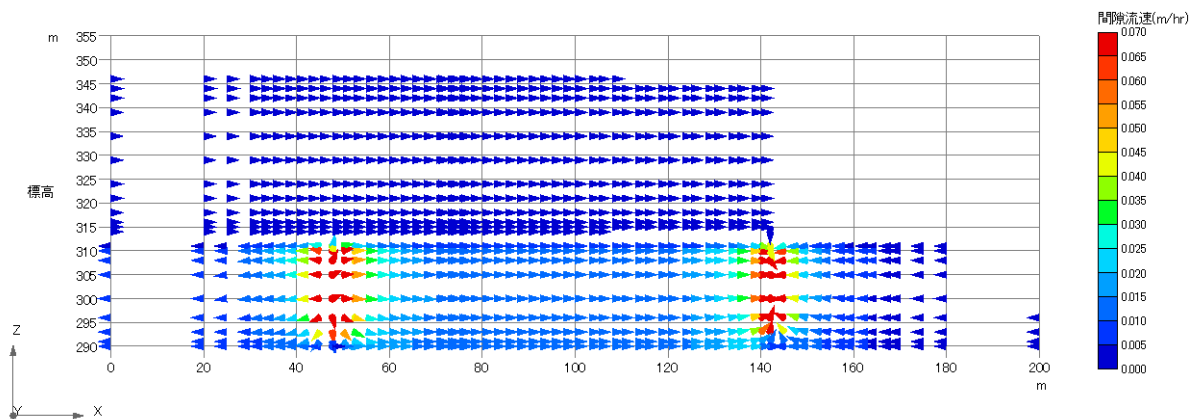


図 4-45 シミュレーションによる蓄熱状況（予測計算 5）

- (a) : 1年目の冷房運転時, (b) : 1年目の暖房運転時,  
(c) : 2年目の冷房運転時, (d) : 2年目の暖房運転時,  
(e) : 3年目の冷房運転時, (f) : 3年目の暖房運転時



(a) 2014年8月1日 (冷房運転時)



(b) 2015年2月1日 (暖房運転時)

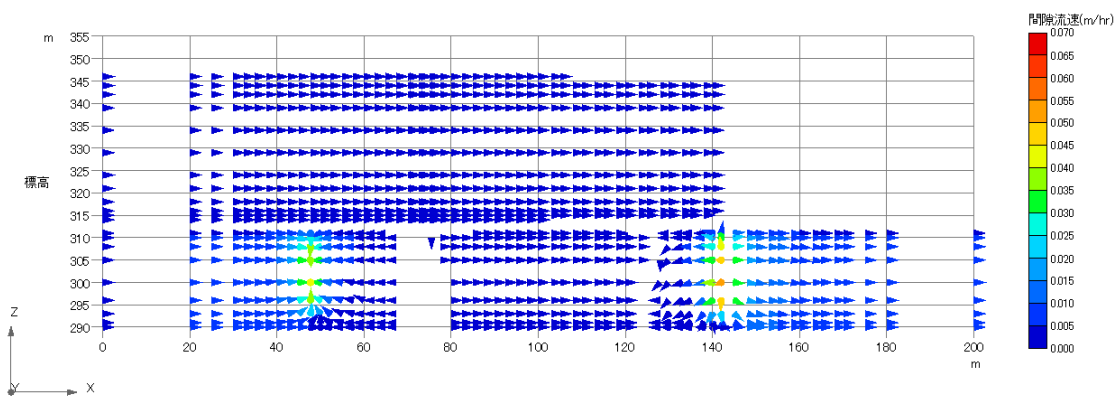


図 4-46 シミュレーション結果：間隙流速分布 (予測計算5)

(f) システム長期運用シミュレーション（予測計算 6）

本ケースは、第一帯水層を対象として「蓄熱量増加」、「熱回収向上」という2つの目標達成を目指すケースとなる（表 4-12参照）。蓄熱する帯水層は第一帯水層のみとし、C1孔およびD1孔でそれぞれ注入と揚水を繰り返す井戸運用を想定した。また同時に、熱利用の対象を2教室から9教室に増やした場合を想定し、これに伴い地下水の揚水量を増やすことで蓄熱量の増大を図る。

図 4-47には計算期間中における揚水地下水の温度の推移を整理した。また、図 4-48に1年ごとに冷房期間と暖房期間の蓄熱状況を整理した計算結果図を示す。

図 4-47より、揚水した地下水温は、冷房、暖房のそれぞれで、自然地下水温（14.0℃）に対して最大で3.0℃程度の温度差が得られており、熱回収が図れていることがわかる。

図 4-48より、各年において、冬季（図中(a), (c), (e)）に貯留した冷水を冷房利用のため夏季（図中(b), (d), (f)）に揚水し、逆に、夏季に貯留した温水を暖房利用のため冬季に揚水できていることがわかる。また、2教室を対象とした予測計算 4 に比べて蓄熱量が増加することから、冷温水塊が拡大している様子が見て取れる。

冷水に着目すると、冷房期の低温域が縮減しており、貯留した冷水を効果的に回収できていることがわかる。同様に、温水も高温域の地下水を揚水できていること、熱回収効率の高いシステム運転条件であると判断できる。

予測計算 6 において得られた間隙流速の計算結果を図 4-49に示す。予測計算 6 では、基本ケースとなる予測計算 1 や蓄熱層、井戸機能を同条件とした予測計算 4 と比べて、揚水量・注水量が大きいため、間隙流速の最大値は冷房運転時（図(a)）の揚水井D1孔付近で得られた0.345m/hrと大きくなった（予測計算 1 の最大値0.070m/hrの約5倍、予測計算 4 の最大値0.077m/hrの約4.5倍）。

また第一帯水層x=100m地点の間隙流速は、冷房運転時（図(a)）0.180m/hr（1576.80m/年：流向C1→D1）、暖房運転時（図(b)）0.005m/hr（43.80m/年：流向D1→C1）であった。予測計算 6 の井戸条件は、冷房運転時は地下水流動方向の上流側に位置するC1孔より注水し、且つ下流側のD1孔より揚水するため、地下水流動が促進され、揚水井と注水井間の間隙流速が大きくなり（図(a)）、逆に暖房運転時は、地下水流動方向の上流側のC1孔より揚水し、下流側に位置するD1孔より注水するため、人為的に自然地下水とは逆向きの地下水流速が生じることとなる（図(b)）。

これらの井戸運用により、各季節の揚水井から見て注水井側に滞留する冷水または温水が、揚水井での集水を人為的に促すこととなり、地下水流速の分布状況から見ても、本ケースは熱回収効率を向上する可能性が高いことがわかる。

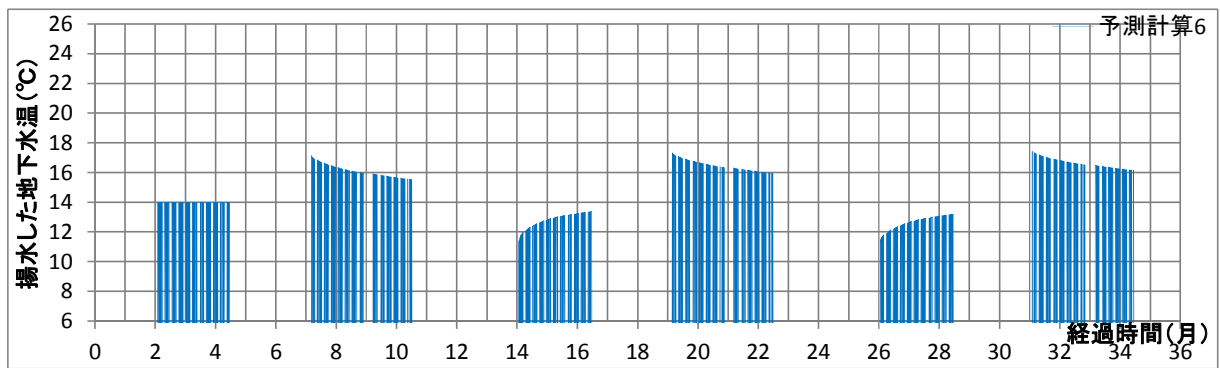


図 4-47 揚水した地下水温度 (予測計算 6)

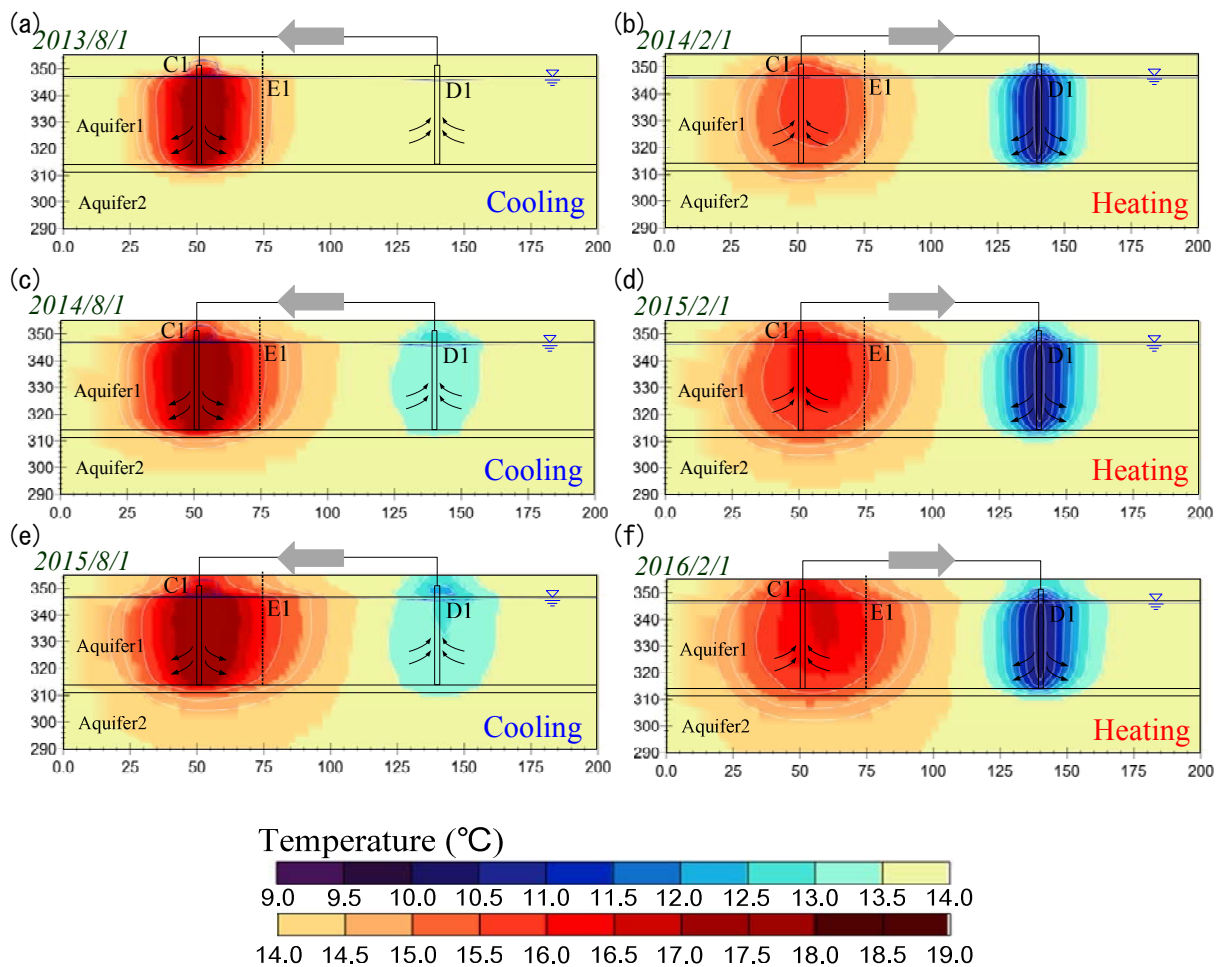
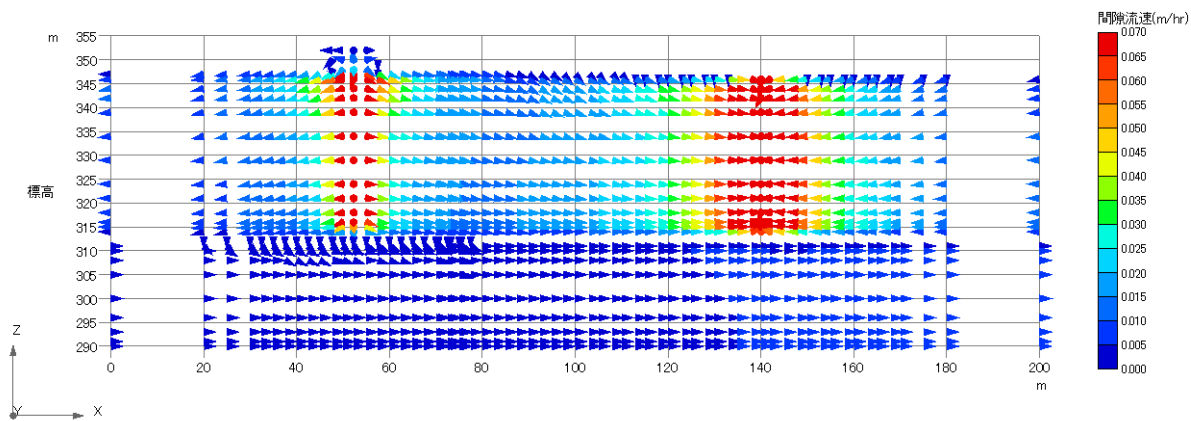


図 4-48 シミュレーションによる蓄熱状況 (予測計算 6)

- (a) : 1年目の冷房運転時, (b) : 1年目の暖房運転時,
- (c) : 2年目の冷房運転時, (d) : 2年目の暖房運転時,
- (e) : 3年目の冷房運転時, (f) : 3年目の暖房運転時

(a) 2014年8月1日 (冷房運転時)



(b) 2015年2月1日 (暖房運転時)

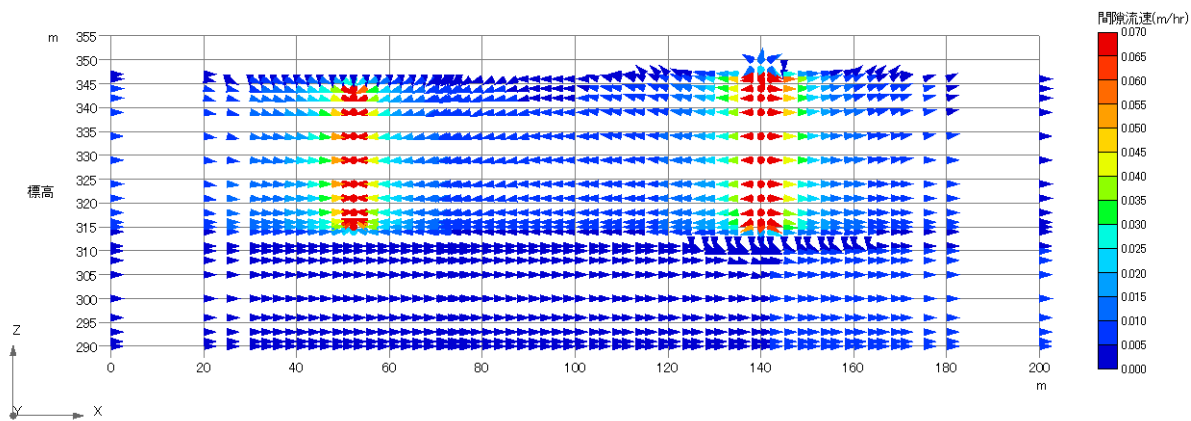


図 4-49 シミュレーション結果：間隙流速分布 (予測計算6)

(g) システム長期運用シミュレーション（予測計算 7）

本ケースは、第一帯水層を対象として、「蓄熱量増加」、「熱回収向上」という2つの目標達成を目指すケースとなる（表 4-12参照）。蓄熱する帯水層は第一帯水層のみとし、C1孔およびD1孔でそれぞれ注入と揚水を繰り返す井戸運用を想定した。さらに熱利用の対象を2教室から9教室に増やした場合を想定し、これに伴い地上での熱回収数が増えることによる蓄熱量の増大を目指している。このときの揚水量、注水量および注水温度は、予測計算 3と同様とした。

図 4-50には計算期間中における揚水地下水の温度の推移を整理した。また、図 4-51に1年ごとに冷房期間と暖房期間の蓄熱状況を整理した計算結果図を示す。

図 4-50より、揚水した地下水の温度を見ると、3年目の冷房時に最低約6°Cの冷水を、3年目の暖房時に最高約24°Cの温水を、それぞれ揚水していることがわかる。他のケースに比べると、回収した温冷水と自然地下水温（14.0°C）との温度差が最大となり、効果的な熱回収が図れていると言える。

図 4-51より、まずは「蓄熱量増加」、「熱回収向上」の両観点から結果を考察する。

蓄熱量に着目すると、注水量および注水温度は、同条件の予測計算 4と比較すると、両ケースともに温度差を大きくしたことにより、冷水塊の最低温域はより低く（図中(a), (c), (e)参照）、また温水塊の最高温域はより高くなり（図中(b), (d), (f)参照）、効率良く蓄熱できていることがわかる。また、貯留した冷水に比べて温水の熱分散が大きいのは、温度上昇に伴う水の粘性低下によって透水係数が大きくなり熱分散が生じたことが要因のひとつと想定される。

また図中(b), (d), (f)の揚水井付近に存在する高温域、図中(a), (c), (e)の揚水井付近に存在する低温域をそれぞれ見ると、半年前の蓄熱時に比べて高温、低温域の縮減が見られることから、冷温水塊を効率的に回収できていることが読みとめる。このことから、熱利用条件を変更し、より温度差が生じるように冷温水を帯水層に貯留し、さらに井戸機能を見直し熱回収効率の改善を図ることで、消費電力の大幅削減が期待できる。

予測計算 7において得られた間隙流速の計算結果を図 4-52に示す。間隙流速の最大値は、予測計算 1（最大値0.070m/hr）および予測計算 4（最大値0.077m/hr）よりも若干大きく、暖房運転時（図(b)）の注水井D2孔付近で得られた0.100m/hrであった。また第一帯水層x=100m地点の間隙流速は、冷房運転時（図(a)）0.004m/hr（35.04m/年：流向C1→D1）、暖房運転時（図(b)）0.003m/hr（26.28m/年：流向D1→C1）となった。予測計算 7も予測計算 6と同様に、生じる流速は小さいものの、揚水・注水による人為的な地下水流動に伴い揚水井での集水を促し、地下水流速分布からも熱回収効率の向上が期待できることがわかった。

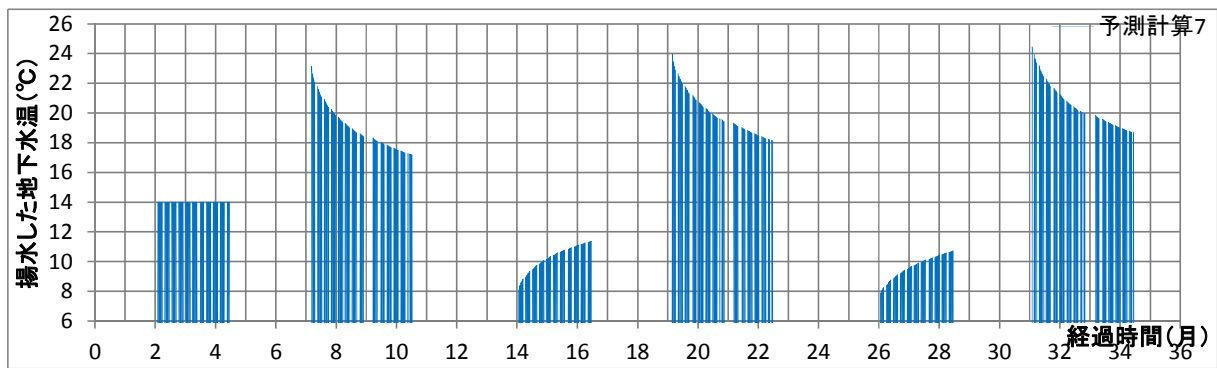


図 4-50 揚水した地下水温度 (予測計算 7)

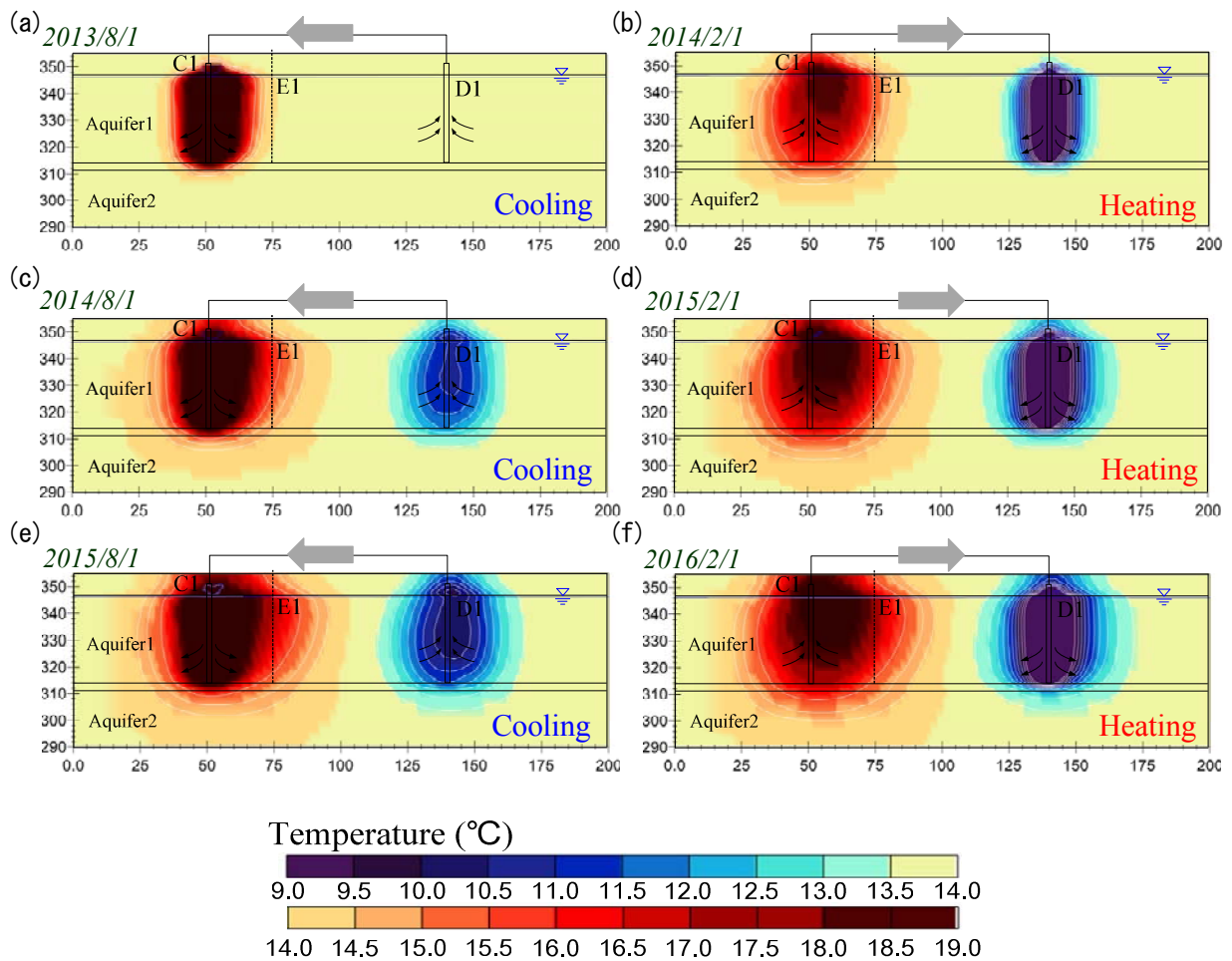
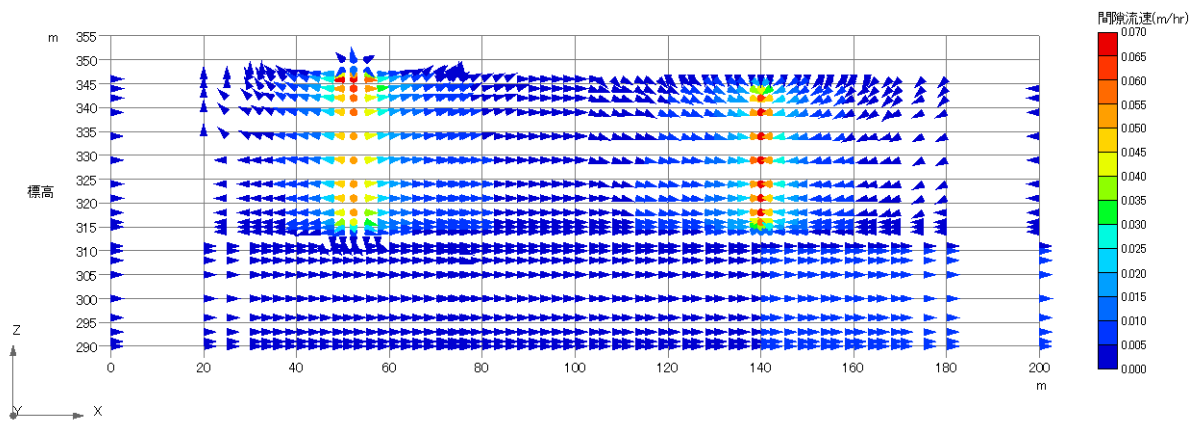


図 4-51 シミュレーションによる蓄熱状況 (予測計算 7)

- (a) : 1年目の冷房運転時, (b) : 1年目の暖房運転時,
- (c) : 2年目の冷房運転時, (d) : 2年目の暖房運転時,
- (e) : 3年目の冷房運転時, (f) : 3年目の暖房運転時

(a) 2014年8月1日 (冷房運転時)



(b) 2015年2月1日 (暖房運転時)

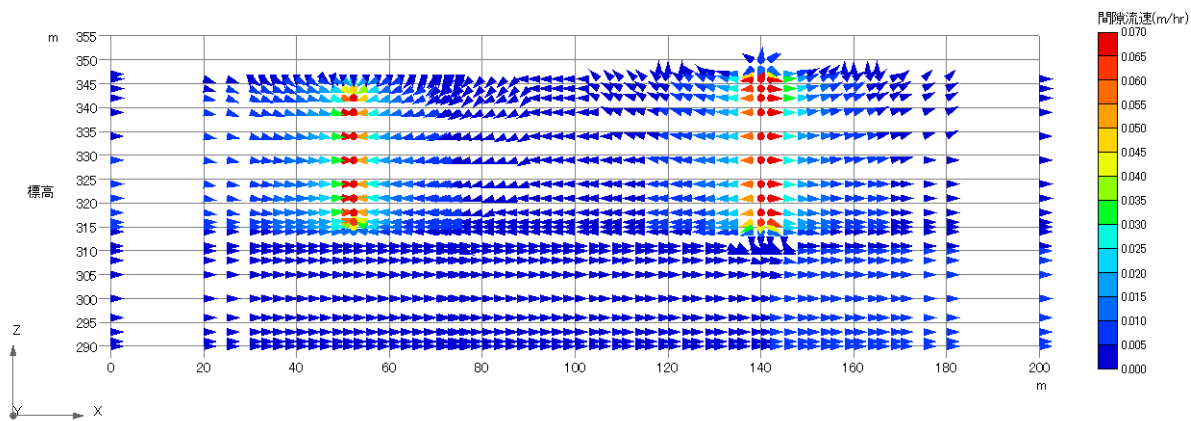


図 4-52 シミュレーション結果：間隙流速分布 (予測計算7)

## (2) 熱回収効率に関する考察

全7ケースで実施した予測計算結果を踏まえて、各ケースにおける熱回収効率を整理し、最適なシステム運用を考察する。

### (a) 検討条件

熱回収効率は、蓄熱量に対する回収熱量の比と考えることができる。またシステムを長期間運用する場合は、ある年に回収した冷温水は、前シーズンのみでなく更に以前に蓄熱したものを含めて回収するものと考えられる。したがって本検討では、蓄熱量、回収熱量ともに評価年までの累積値を算定し、運用年数ごとに蓄熱効率を整理することとした。以下に評価方法を整理する。なおここでは、自然地下水の温度は14.0℃で一定としている。

#### ①蓄熱量 $Q_{storage}$

帯水層に蓄熱された熱量を蓄熱量と呼ぶこととし、以下式より算定した。単位はMJで整理し、冷水、温水でそれぞれ蓄熱量を概算した。

$$Q_{storage} = 3.6\Delta t \cdot q_{in} \rho c |T_{in} - T_0| / 1000 \quad (4-52)$$

- $T_0$  : 自然地下水温度 (K)
- $T_{in}$  : 注入水温 (K)
- $q_{in}$  : 注水量 (cm<sup>3</sup>/sec)
- $\rho$  : 水の密度 (kg/cm<sup>3</sup>) ※本検討では0.001 (kg/cm<sup>3</sup>) で一定とした
- $c$  : 水の比熱 (J/kg/K) ※本検討では4,180 (J/kg/K) で一定とした
- $\Delta t$  : ある注入量での注水継続時間 (sec)

#### ②熱回収量 $Q_{collect}$

地下水を揚水し、蓄熱した冷温水を回収した際に得られる熱量を回収熱量と呼ぶこととし、以下式より算定した。単位はMJで整理し、冷水、温水でそれぞれ熱回収量を概算した。

$$Q_{collect} = 3.6\Delta t \cdot q_{pump} \rho c |T_{pump} - T_0| / 1000 \quad (4-53)$$

- $T_0$  : 自然地下水温度 (K)
- $T_{pump}$  : 揚水した地下水温度 (K)
- $q_{pump}$  : 揚水量 (cm<sup>3</sup>/sec)
- $\rho$  : 水の密度 (kg/cm<sup>3</sup>) ※本検討では0.001 (kg/cm<sup>3</sup>) で一定とした
- $c$  : 水の比熱 (J/kg/K) ※本検討では4,180 (J/kg/K) で一定とした
- $\Delta t$  : ある揚水量での揚水継続時間 (sec)



### ③累積蓄熱量，累積熱回収量

上記①，②で求める蓄熱量，熱回収量は，注水量や揚水量の変化に伴い時々刻々と変化する．熱回収効果を評価するには，蓄熱量や回収熱量を1シーズン単位で整理することがわかりやすく，また前シーズンに蓄熱された冷温水を次シーズンやさらにその後において回収することも考えられる．そこでここでは，システム運転開始時点から累積した蓄熱量と熱回収量を整理し，これらを用いて熱回収率を概算することとした．

### ④熱回収率

上記③で求めるシステム運転開始時点からの累積蓄熱量と累積熱回収量を基に，次式のとおり，各年の暖房運転および冷房運転の終了時において，その時点における冷水，温水の各累積蓄熱量に対する累積熱回収量の比率を「熱回収率」として評価した．

$$\text{熱回収率 (\%)} = \left( \frac{\text{累積熱回収量 (MJ)}}{\text{累積蓄熱量 (MJ)}} \right) \times 100$$

## (b) 蓄熱量および熱回収量の整理

予測計算のケース別に、蓄熱量と熱回収量を概算した。概算の結果を、ケース別に図 4-53～図 4-59に示す。

予測計算 1 (図 4-53) は、3年目の暖房時に、1～3年目の冷房時に貯留した温水をわずかに回収している。ただし、回収された熱量は非常に小さく、効果的な熱回収であるとは言い難い。

予測計算 2 (図 4-54) は、予測計算 1 に比べて対象とする一次側の熱負荷が増大したことに伴い、蓄熱量が増加している。しかしながら、熱回収に着目すると、2, 3年目の暖房時にわずかに温水回収ができていますが、蓄熱量に比べてと回収熱量は非常に小さいことがわかる。

予測計算 3 (図 4-55) は、予測計算 2 と同様に、一次側の熱負荷が増大したことにより蓄熱量が増加している。熱回収については予測計算 2 と同じ傾向が確認でき、2, 3年目の暖房時にわずかに温水回収ができていますが、蓄熱量に比べてと回収熱量は非常に小さいことがわかる。

予測計算 4 (図 4-56) は、井戸機能の変更により熱回収効率の向上を図っており、熱回収量が予測計算 1～3 に比べて格段に増大したことがわかる。冷水、温水ともに回収ができており、またシステムの運用期間が長くなるほど回収量も増加している傾向がみてとれる。

予測計算 5 (図 4-57) は、予測計算 4 と同様に井戸機能の変更により熱回収効率の向上を図っており、蓄熱対象とする帯水層を第二帯水層としたものである。熱回収の傾向については予測計算 4 と同様の結果が確認できるが、回収量は予測計算 4 に比べると若干劣る。これは蓄熱層となる帯水層の諸特性が影響したものと考えられる。

予測計算 6 (図 4-58) は、予測計算 4 をベースに、一次側の熱負荷の増大を想定した条件で計算を実施したものである。したがって、予測計算 4 に比べて蓄熱量が増加している。また、熱回収量も予測計算 1～5 に比べて増大しており、蓄熱量を増加することが熱回収効率の向上に繋がる可能性がわかった。

予測計算 7 (図 4-59) は、予測計算 6 と同様に、一次側の熱負荷の増大を想定した条件で計算を実施したものである。注水温度と自然地下水の温度差を予測計算 6 よりも大きい条件としているが、一方で注水量、揚水量は小さいままである。これらの条件設定の違いにより、蓄熱量や熱回収量において予測計算 6 との差異が生じているが、両ケースで概ね同様の傾向が結果から確認でき、熱回収効率向上に繋がるシステム運用条件であると言える。

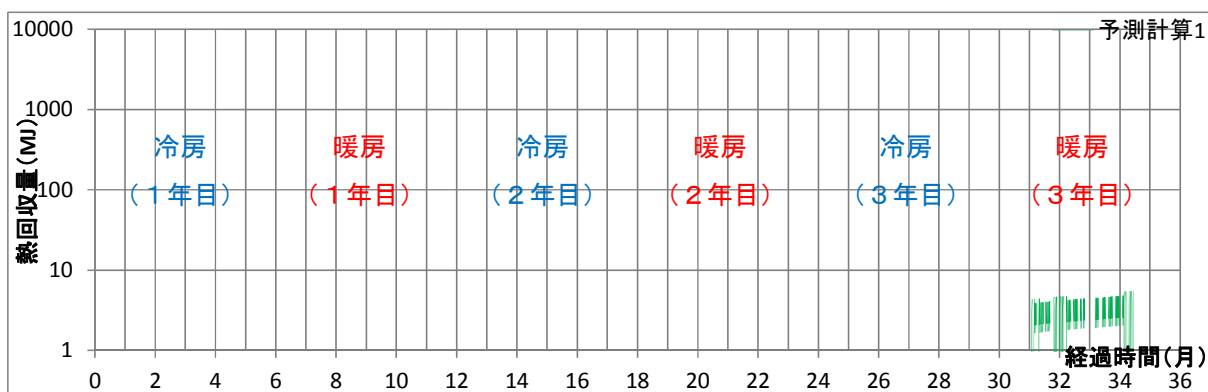
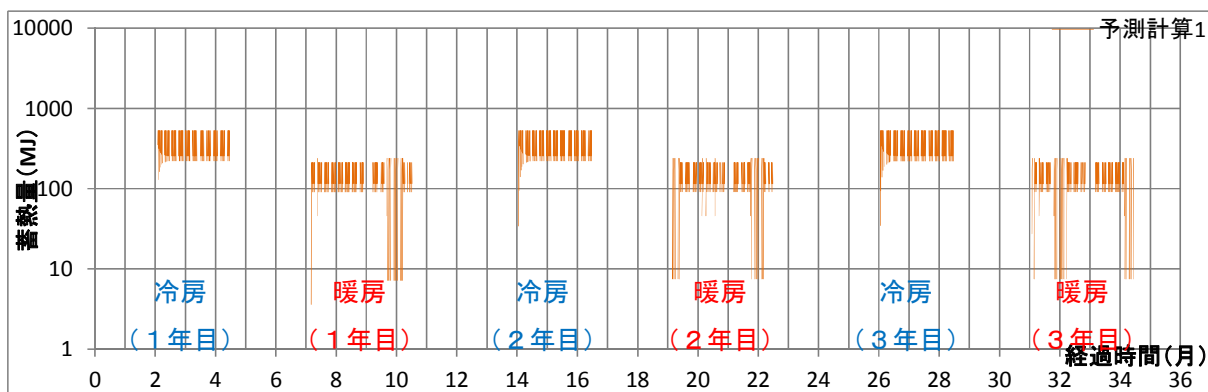


図 4-53 【予測計算 1】蓄熱量（上）と回収熱量（下）

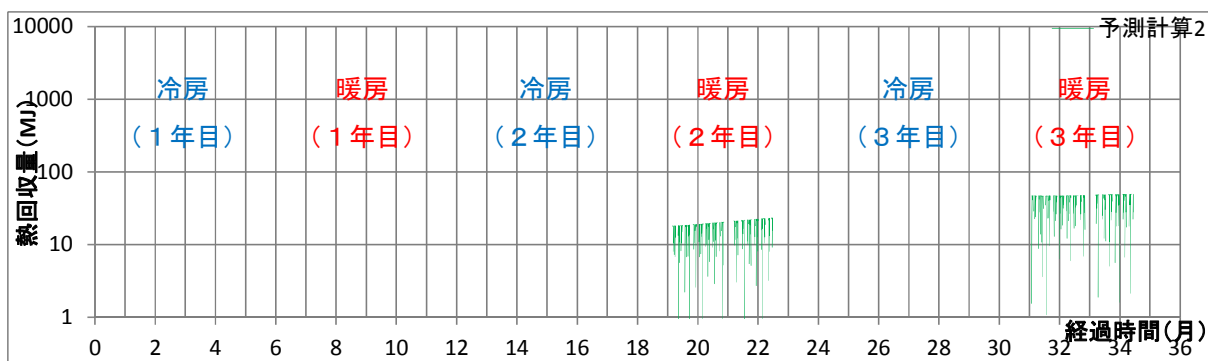
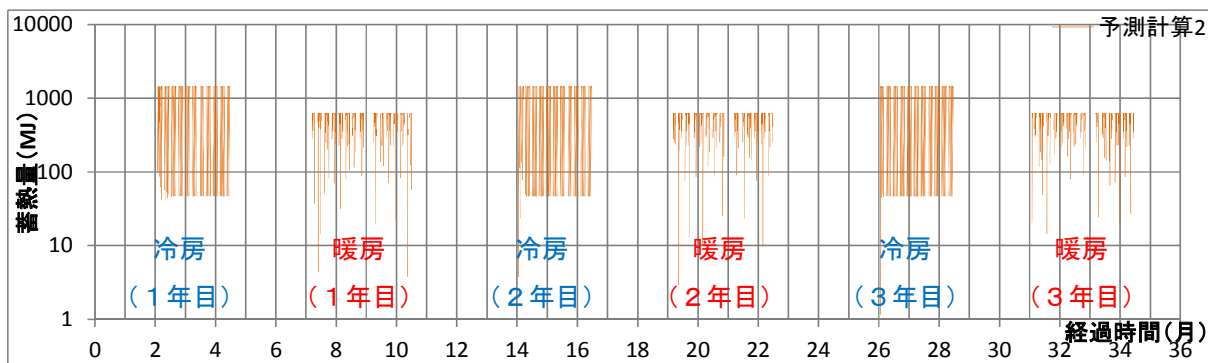


図 4-54 【予測計算 2】蓄熱量（上）と回収熱量（下）

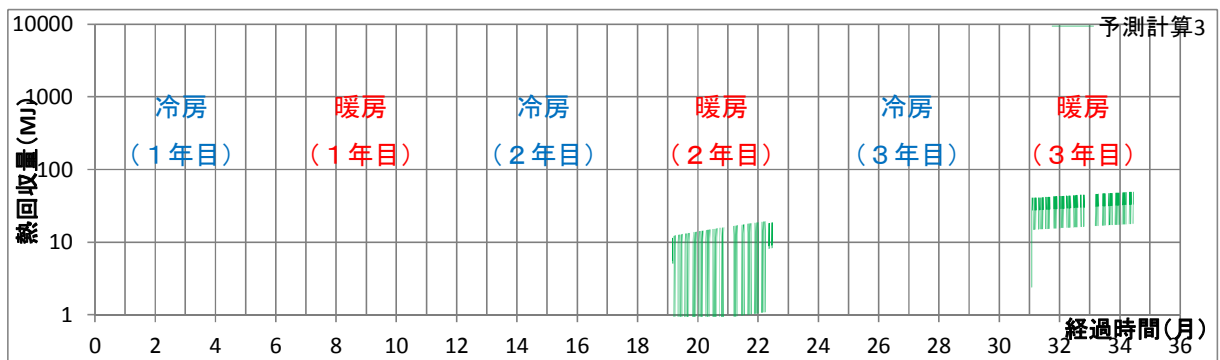
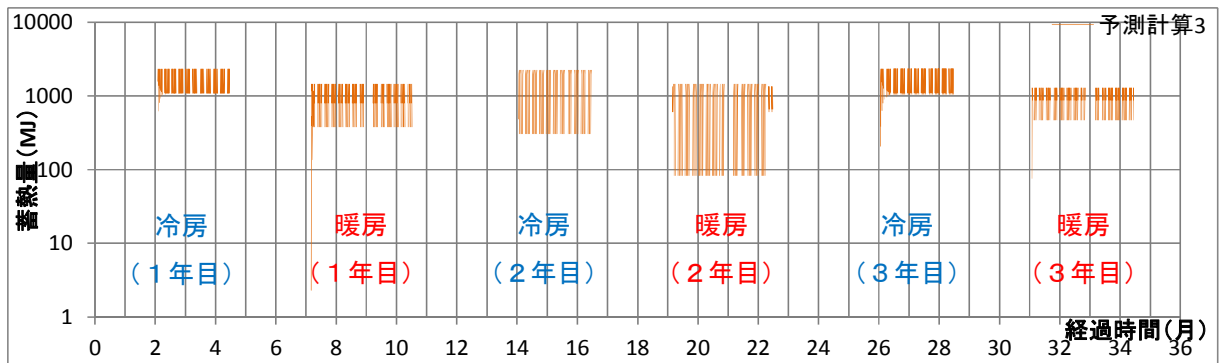


図 4-55 【予測計算 3】蓄熱量（上）と回収熱量（下）

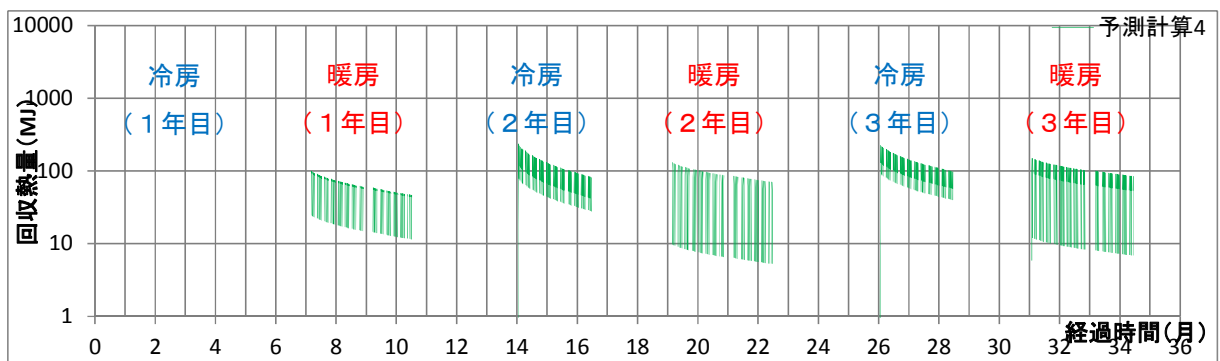
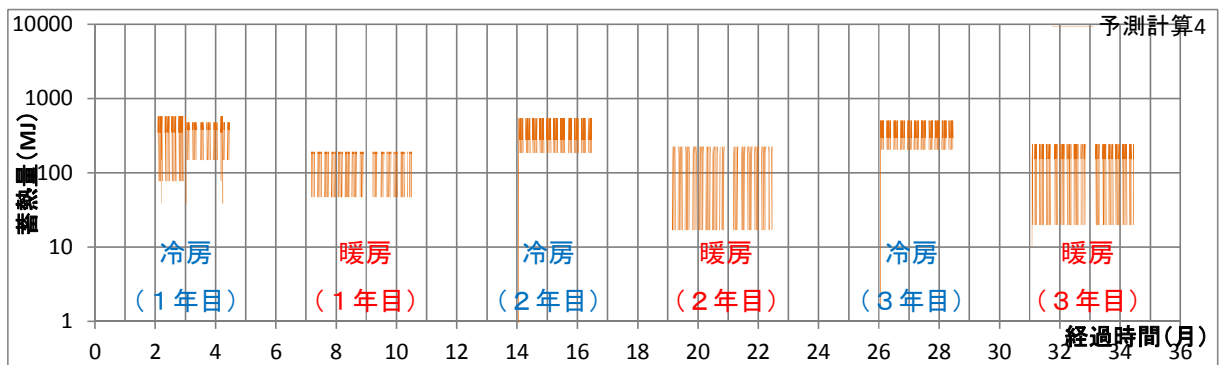


図 4-56 【予測計算 4】蓄熱量（上）と回収熱量（下）

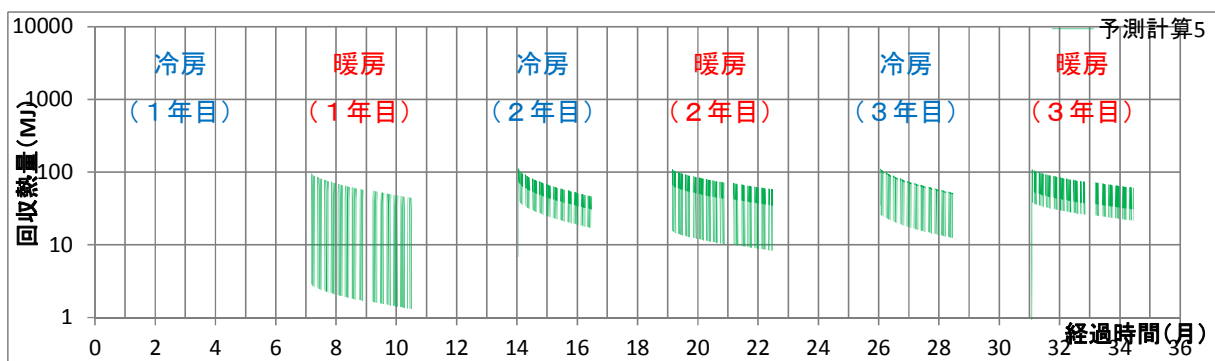
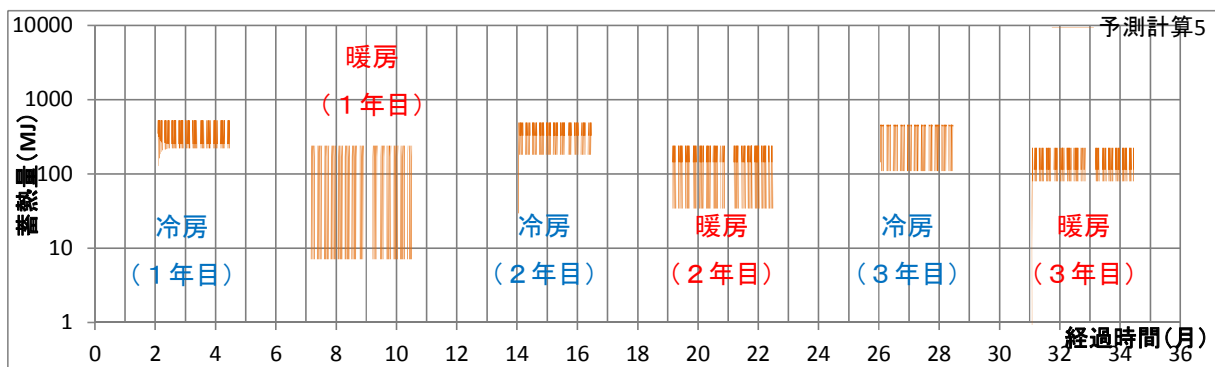


図 4-57 【予測計算5】蓄熱量 (上) と回収熱量 (下)

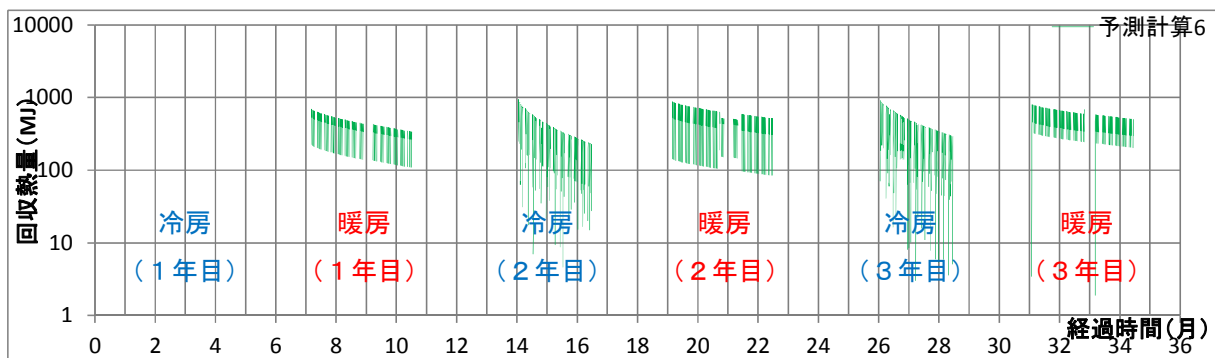
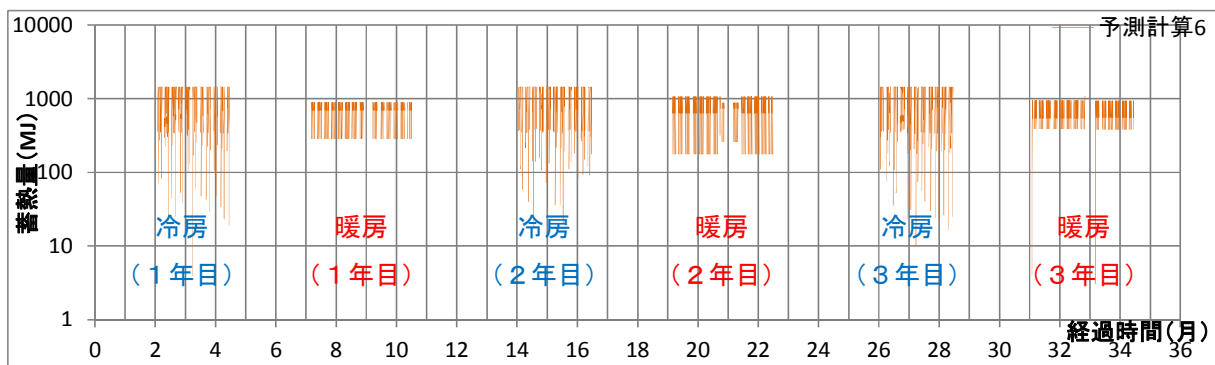


図 4-58 【予測計算6】蓄熱量 (上) と回収熱量 (下)

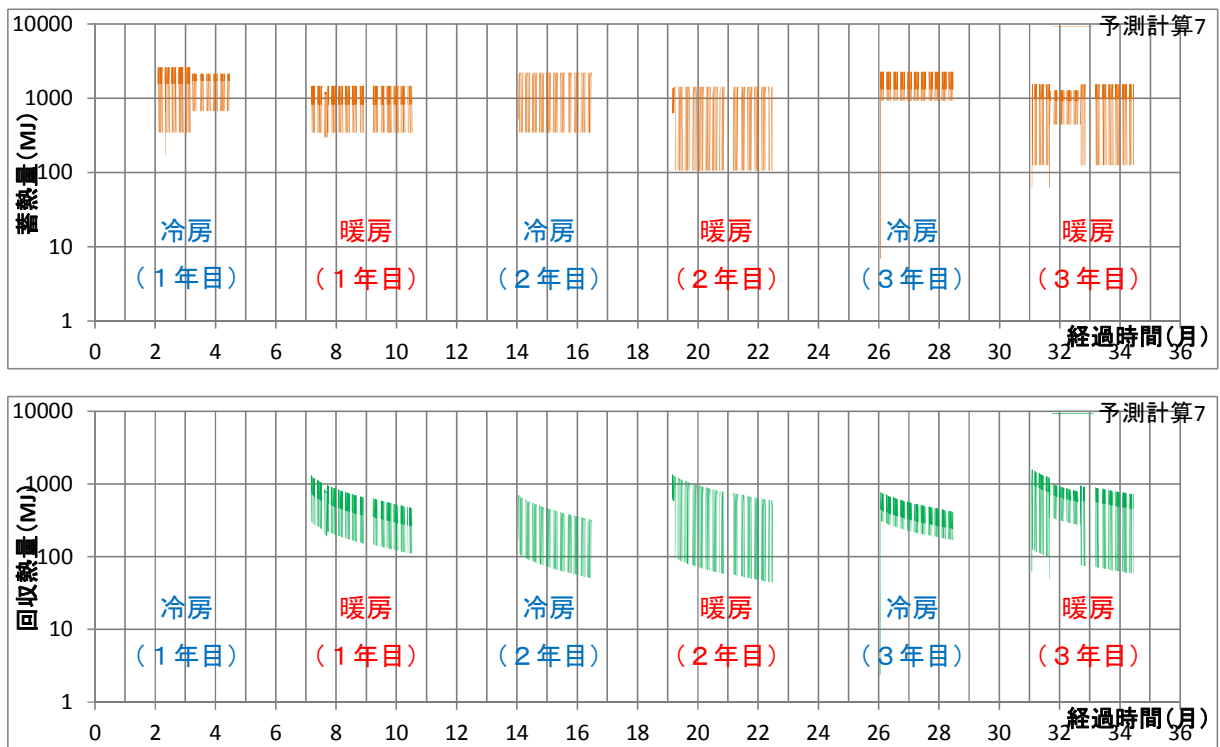


図 4-59 【予測計算7】蓄熱量（上）と回収熱量（下）

(c) 考察

以上の結果を踏まえ、各ケースの年次別蓄熱量、熱回収量、蓄熱量累積値、熱回収量累積値を、冷水、温水に区別して整理し、これらより熱回収率を評価した。検討結果を表 4-14に示す。

表 4-14より、冷水に着目すると、予測計算 6 および予測計算 4 の熱回収率が50%を超える可能性があることがわかる。特に予測計算 6 は3年目の冷房運転までで、それまで蓄熱した冷熱の66.9%を回収できている。これは、揚水量増加を想定したことによる影響が大きいと考えられる。

また、温水に着目すると、予測計算 7 が熱回収率最も高く、次いで予測計算 6、予測計算 4 の順となることがわかる。冷水に比べると全体的に熱回収率が低くなるが、これは地下水温度の上昇により粘性度が小さくなることで透水性が高まり、熱分散が促進されたことが一因と考えられる。予測計算 7 が3年目の暖房運転までで42.1%と他ケースに比べて効果的なのは、注入時の温水温度が32.0℃としており、自然地下水との温度差が非常に大きいことが要因であると思われる。

以上より、第一帯水層を蓄熱層とした場合の予測計算 4、予測計算 6、予測計算 7 の熱回収率が総じて高いことが明らかとなった。ただし空調対象とする施設規模の拡大を想定したケースとなる予測計算 6、予測計算 7 については、実際にはシステムの増設等が必要となるため、現時点はあくまで机上の検討である。したがって、現実的には予測計算 4 が熱回収向上を図る場合のシステム運転条件として最適であると考えられる。

また予測計算 4 では、冷水の回収率が50%を超えており、フリークーリングの機能を増強できる可能性が高く、さらにシステム運転年数の長期化に伴い冷暖房共に熱回収率が向上する結果となった。したがって、長期間のシステム運用によりシステム性能向上が期待できることが確認できた。

表 4-14 予測計算別の熱回収率の推移

熱回収率【冷水】							
年数	予測計算1	予測計算2	予測計算3	予測計算4	予測計算5	予測計算6	予測計算7
1年目	-	-	-	-	-	-	-
2年目	0.0%	0.0%	0.0%	46.1%	26.2%	61.9%	28.6%
3年目	0.0%	0.0%	0.0%	50.4%	28.5%	66.7%	31.1%

熱回収率【温水】							
年数	予測計算1	予測計算2	予測計算3	予測計算4	予測計算5	予測計算6	予測計算7
1年目	0.0%	0.0%	0.0%	18.1%	13.6%	25.6%	37.3%
2年目	0.0%	0.7%	0.4%	19.5%	14.9%	27.5%	40.2%
3年目	0.4%	1.5%	1.1%	20.4%	15.8%	28.5%	42.1%

## 4.8 本章の結論

本研究では、地下水流動を人為的に制御し、既往ATESシステムが抱える課題の多くを解消できる地下水制御型ATESシステムを開発し、その効果について水・熱連成解析コードsWATERにより検証した。また、信州大学工学部キャンパスを試験サイトとして、地下水制御型および比較検証用の従来型の2つのシステムを導入し、実証試験により両システムの性能検証を行った。さらに、システム運用シミュレーションを実施し、最適なシステム運用条件について評価した。以下に本研究で得られた知見を示す。

- ①地下水流動方向上の上下流に対して、揚水と注水の機能の切り替えが可能な井戸群を配置し、地下水流動を制御することにより、従来型システムよりも熱回収効率が向上し、且つ地盤熱負荷を低減できることが数値シミュレーションにより明らかとなった。
- ②地下水制御型のヒートポンプシステムを信州大学工学部講義棟に導入し、冷暖房運転を実施した。モニタリングの結果、従来型のヒートポンプシステムに対して、冷暖房ともに大幅なシステム効率の向上が図れた。特に冷房運転時に地下水を直接熱交換するフリークーリングによる効果が高いことが確認された。
- ③実証試験のモニタリング結果および数値解析による現況再現により、地下水流動がほとんどないことで、実証試験時には帯水層蓄熱の効果を発現しなかったことが明らかとなった。
- ④ATES 機能の発現によるシステム性能向上を目指し、様々な井戸運用条件を設定して、システム運用シミュレーションを実施した。その結果、研究対象サイトにおいては、単一の帯水層を蓄熱層とし、冷水および温水の貯留に用いる井戸と回収に用いる井戸を同一とした場合に、熱回収率が最も高くなることが明らかとなった。またシステム運用期間が長期となるほど、システム性能が向上していくことが確認できた。



(参考文献)

- 1) 長野克則：地下熱利用技術 2.地下熱利用技術とは，地下水学会誌，Vol.53，No.1，pp.83-90，2011.
- 2) 藤縄克之：地下熱利用技術 1.はじめに，地下水学会誌，Vol.53，No.1，pp.81-82，2011.
- 3) 環境省水・大気環境局土壌環境課地下水・地盤環境室：パンフレット「地中熱ヒートポンプシステム」，2013.
- 4) 内田洋平，桂木聖彦：地下熱利用技術 3.クローズド方式およびオープン方式の地下熱利用技術，地下水学会誌，Vol.53，No.2，pp.207-218，2011.
- 5) Burkhard, S., Frank, K., Peter, S., and John, B. : Underground Thermal Energy Storage for German Parliament in Berlin, System Concept and Operational Experiences, Proceeding World Geothermal Congress, 2005.
- 6) Paksoya, H.O., Gürbüz, Z., Turguta, B., Dikicia, D., Evliyaa, H. : Aquifer thermal storage (ATES) for air-conditioning of a supermarket in Turkey, Renewable Energy, Vol.29, No.2, pp.1991-1996, 2004.
- 7) Wigstrand, I. : The ATES project- sustainable solution for Stockholm- Arlanda airport, Proceedings of The 11th International Conference on Thermal Energy Storage for Efficiency and Sustainability (Effstock2009), Session6.5 (pp.1-5), 2009.
- 8) 落藤澄，池永義啓，中村真人，小端武治，長野克則：帯水層の蓄熱効果に関する長期測定とその考察，空気調和・衛生工学会論文集，Vol.50，pp.53-61，1992.
- 9) 藤縄克之，富樫聡：地下熱利用技術-9. 地下熱利用のための数値解析技術，地下水学会誌，Vol.54，No.1，pp.39-52，2012.
- 10) Tomigashi, A. and Fujinawa, K. : Enhanced Aquifer Thermal Energy Storage for Cooling and Heating of Shinshu University Building Using a Nested Well System, Sustainable Development and Planning V, pp.871-882, 2011. : ISBN 978-1-84564-544-1.
- 11) Fujinawa, K. and Tomigashi, A. : Cooling and Heating System of Shinshu University Building by Enhanced Aquifer Thermal Energy Storage, the 12th International Conference on Energy Storage (INNOSTOCK2012), INNO-U-62 (pp.1-10), 2012. : ISBN: 978-84-938793-4-1.
- 12) Tomigashi, A., K. Fujinawa, and T. Ishihara : A Groundwater-Source Heat Pump System with Enhanced Aquifer Thermal Energy Storage (E-ATES) for Cooling and Heating of Shinshu University Building, the 34th International Geological Congress (Brisbane, Australia), 2012.
- 13) 富樫聡，藤縄克之：地下水制御型帯水層蓄熱(ATES)システムの開発，日本地下水学会2011年春季講演会講演要旨集，pp.44-49，2011.
- 14) 石原貴之，富樫聡，藤縄克之：地下水制御型ヒートポンプシステムの冷房運転結果と帯水層への蓄熱状況について—地下熱利用技術の高度化に関する一連の研究(その5)—，日本地下水学会2012年秋季講演会講演要旨集，pp.28-33，2012.
- 15) 藤縄克之：環境地下水学，共立出版，2010.
- 16) van Genuchten, M. T. : A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, Soil Science Society of America Journal, Vol.44, pp.892-898, 1980.
- 17) 藤縄克之：飽和・不飽和多孔体中の熱移動とヒステリシスを伴う浸透流の連成解析，地下水学会誌，Vol.37，No.3，pp.175-192，1995.
- 18) 藤縄克之：土壌水分特性曲線および不飽和透水係数のヒステリシス表現 - 多孔体中における不飽和浸透流の研究 (I)，地下水学会誌，Vol.39，No.4，pp.299-312，1997.
- 19) 藤縄克之：平滑化B-スプライン回数を援用した有限要素法によるヒステリシスを伴う不飽和浸透流の解析 - 多孔体中における不飽和浸透流の研究 (II)，地下水学会誌，Vol.40，No.3，pp.311-327，1998.
- 20) de Vries, D. A. : Simultaneous transfer of heat and moisture in porous media, Transactions American

- Geophysical Union, Vol.39, No.5, pp.909-916, 1958.
- 21) Woodside, W. and J. H. Messmer : Thermal conductivity of porous media. I. Unconsolidated sands. J, Applied Physics, Vol.32, No.9, 1688-1699, 1961.
  - 22) 三野徹, 石田智之, 丸山利輔 : 三相系土壌の熱伝導率の計算による推定. 農業土木学会論文集, No.103, pp.28-34, 1983.
  - 23) Duff,G.F.D and D.Naylor : Differential Equations of Applied Mathematics. John Wiley & Sons, pp.42, 1966.
  - 24) Fujinawa, K. : A ‘Characteristic’ finite element method for dispersion-convection equation. Journal of Japanese Association of Groundwater Hydrology, Vol.5, No.2, pp.93-108, 1983.
  - 25) Fujinawa, K. : A ‘characteristic’ finite element scheme for convective-dispersive transport with non-equilibrium reaction, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.23, No.6, pp.1161-1178, 1986.
  - 26) 藤縄克之 : 特性曲線型有限要素法を用いた密度差のある地下水流動の数値解析 - 淡水・塩水2相流への応用, 日本地下水学会誌, Vol.26, No.1, pp.12-22, 1984.
  - 27) 藤縄克之 : 地下水数値計算 (12) 有限要素法と特性曲線法による物質輸送解析, 日本地下水学会誌, Vol.33, No.3, pp.185-193, 1991.
  - 28) 藤縄克之 : 熱対流を伴う飽和多孔体内熱移動に関する理論的研究 - 多孔体中の熱移動に関する研究 (IV) -, 農業土木学会論文集, Vol.158, pp.47-56, 1992.
  - 29) 藤縄克之, 増岡健太郎, 長野宇規, 渡邊紹裕 : 海面上昇がゼロメートル地帯に及ぼす影響を予測するための塩水浸入数値解析モデル, 土木学会論文集, No.790/VII-35, pp.35-48, 2005.
  - 30) Fujinawa, K., Iba, T., Fujihara, Y. and Watanabe, T. : Modeling interaction of fluid and salt in an aquifer/lagoon systems, Ground Water, Vol.47, No.1, pp.35-48, 2009.
  - 31) Garder, A. O., Peaceman, D. W. and Pozzi, A. L. Jr. : Numerical calculation of multidimensional miscible displacement by the method of characteristics, Society of Petroleum Engineers Journal, Vol.4, No.1, pp.26-36, 1964.
  - 32) 上原健人, 藤縄克之 : ケルビンの線源関数の高精度漸近解とパウエルの共役傾斜法を用いた熱応答試験関連パラメータの逆解析法とその適用, 地下水学会誌, Vol.55, No.3, pp.253-268, 2013.
  - 33) 国土技術センター : 河川堤防の構造検討の手引き, pp.56, 2002.
  - 34) Powell, M. J. D. : An efficient method for finding the minimum of a function of several variables without calculating derivatives, The Computer Journal, Vol.7, pp.155-162, 1964.
  - 35) 日本地下水学会 : 地下水のトレーサ試験, pp.25-232, 技報堂出版, 2009.
  - 36) 石原貴之, 藤縄克之 : 地下水制御型ヒートポンプシステムによる信州大学工学部講義棟暖房結果について—地下水熱利用技術の高度化に関する一連の研究(その4)—, 日本地下水学会2012年春季講演会講演要旨集, pp.110-115, 2012.
  - 37) 石原貴之, 藤縄克之 : 地下水型HPシステムによる大規模・小規模冷房実証試験結果について, 日本地下水学会2013年秋季講演会講演要旨集, pp.60-65, 2013.

## 第 5 章

### 本研究の結論と将来の展望



### 5.1 本研究の結論

本研究では、地下熱利用技術の更なる普及にあたり、現状で想定される様々な課題を解決するため、地下熱利用技術の高度化に関する総合的な研究を実施した。

第1章では、先ず国内における最新のエネルギー施策に触れ、昨今注目を集める再生可能エネルギーである「地下熱」の特性について論じた。次いで地下熱を利用したGSHP（Ground Source Heat Pump）システムの国内における導入状況について整理し、その結果2000年以降急速に増加傾向にあり、2011年末時点のGSHPシステム導入件数は1000件近くまで急伸しているものの、米国、中国、北欧などに比べると依然として導入実績は極めて少ないため、さらなる普及の余地があるものと考えた。そこで国内での地下熱利用技術の普及を妨げる要因のうち、システム導入時の初期コストが高いこと、適切なシステム設計に役立つ技術開発が不足していること、環境影響評価手法の確立など、技術的な観点より解決すべき課題があることを示し、これら課題の解決に資する技術の開発を2章以降で実施した。

第2章では、帯水層パラメータ評価のための調査および解析手法の開発をおこなった。

日本は欧米に比べると地下水流動が顕著な水理地質構造を有する導入サイトが多く、このようなサイトにシステムを導入する場合は、地下に放熱または蓄熱した熱の移動現象を事前に予測し理解することが、適切なシステム設計による初期コストの縮減や環境影響評価につながるものと考えられる。また帯水層中の熱移動現象を精度良く評価するには、帯水層定数（透水係数、分散長など）の把握が不可欠である。そこで本研究では、帯水層定数を評価するための原位置トレーサ試験に入手が容易で計測も簡便な塩水の利用を想定し、塩水トレーサ試験データの解析には、従来のように、試験条件が制限される解析解の利用や、密度流の発生を無視した数値解析による逆解析ではなく、密度流を考慮した飽和・不飽和流動と保存性トレーサの移流分散の連成問題を解くための3次元数値モデル（SIFEC3dp）にパウエルの特異傾斜法を組み合わせた逆解析法を開発した。この手法により、トレーサとして注入する塩水の濃度や水量を試験中に変えても、問題なく評価できる。

テストケースにおいて開発した逆解析法の有効性及び妥当性が検証できたため、実際に信州大学工学部若里キャンパスにおいて、不圧帯水層（第一帯水層）とその下部の被圧帯水層（第二帯水層）の飽和透水係数および縦分散長を求める目的で、塩水と真水を用いた2孔式原位置トレーサ試験を実施した。この方法により、過度な塩水投入による地下水環境への影響を低減できる。

原位置トレーサ試験では、注入孔の地下水位や注入塩水濃度が時間変化し、観測孔でモニタリングされた塩水濃度も経時変化したが、数値モデルを用いる逆解析法により適切にパラメータ同定のための条件設定ができた。逆解析の結果、第一帯水層の飽和透水係数は $8.52 \times 10^{-3} \text{cm/s}$ 、縦分散長は3.561m、第二帯水層の飽和透水係数は $3.067 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ 、縦分散長は10.089mとなり、これら同定されたパラメータを用いた場合のトレーサ相対濃度の計算値と実測値は良好な一致を示した。なお、同定された飽和透水係数と揚水試験から解析された値（第一帯水層平均 $3.984 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ 、第二帯水層平均 $2.485 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ ）の間に乖離が見られ、縦分散長も

一般値よりも大きい値が同定されたが、これは地盤の不均質性や試験に用いた井戸構造等に起因するものであり、ピンポイントで帯水層定数を同定するトレーサ試験に固有の結果であると考えられる。今後、注入孔や観測孔の構造を改善したり、複数深度で計測する等の工夫をすることにより、本研究で開発した3次元数値モデル併用パラメータ同定手法の有効性がさらに向上することが期待される。

第3章では、クローズド方式のGSHPシステムの高度化に資する実験的研究を実施した。

クローズド方式のGSHPシステムは、現在国内で最も普及している地下熱利用技術である。クローズド方式のシステムについてもシステム導入時の高額な初期コストが課題となっているため、システムを導入する施設の熱需要とサイトの水理地質特性を理解し、適切な熱交換井の深度や本数をシステム設計により初期コスト縮減を図る必要がある。

現在、システム導入時に熱応答試験を実施してサイトの熱伝導率を評価し、この結果がシステム設計に用いられており、熱応答試験データの解析には解析解（ケルビンの線源関数）を適用することが一般的である。ただし、ケルビンの線源関数により評価される熱伝導率は、地下水流動や地下水面高の影響を含んだ「見かけの熱伝導率」であり、これら水理地質環境が熱応答試験に対して与える影響はこれまで定量化されていない。また様々な水理地質条件下における熱応答試験時の熱移動のメカニズムについて実験的に明らかにした事例はほとんどなく、このメカニズムを明らかにすることは、熱応答試験データを適切にシステム設計に活用するための基本的な理解につながるものと考えられる。

そこで本研究では、様々な水理地質環境で実施した場合の熱応答試験熱のメカニズムを見える化し、さらに熱応答試験の解析結果に地下水流動や土壌水分が与える影響を定量的に評価するため、地下水位および浸透量が調整でき、熱応答が測定できる室内実験装置を製作し、乾燥、吸水時部分飽和、完全飽和、排水時部分飽和の4パターンの飽和度と、土槽傾斜度0%、7%、10%の3パターンの浸透条件を組み合わせた地盤環境下で熱応答実験を実施した。複数回行った同一室内実験の同定見かけ熱伝導率の相対誤差は5%以下と高い再現性が確認できた。

実験の結果、浸透流量ゼロの場合は、熱交換井を中心に同軸上に温度分布していることが確認でき、浸透流が存在する完全飽和および部分飽和の実験時においては、熱プルームは上流側で縮退し、下流側で拡大する様子が確認できた。この結果は熱応答試験時の熱移動メカニズムの理解を助けると共に、熱応答試験の数値解析モデルの検証等に資する基礎的情報になるものと考えられる。さらに浸透流量ゼロ時においては、土槽が完全飽和している場合に見かけの熱伝導率（2.630W/m/K）が最も大きくなること、同一の水位にもかかわらず土壌水分が多い排水時（2.526W/m/K）の方が土壌水分の少ない吸水時（2.345W/m/K）より見かけの熱伝導率が大きくなることがわかり、これまで明らかとされていなかった不飽和の水分量が熱応答試験に与える影響を確認できた。

また実験により浸透流量が多くなるほど見かけの熱伝導率が大きくなることを示し、これまで不明瞭であった浸透流量と見かけの熱伝導率の関係性を定量的に把握することができた。なお実験で得られた両者の傾向は原位置熱応答試験結果とも符合することを確認した。

室内実験データの解析に用いた逆解析手法より、体積熱容量( $\rho C$ )と熱交換井中心からの距離  $r$  からなるパラメータ  $r^2(\rho C)$  を評価することができるため、別途実験で( $\rho C$ )を把握し、浸

透流と $r$ の関係を確認したところ、流速ゼロの実験では得られた $r$ は1.1cm~1.3cmとなり、想定された値(1.2cm~2.0cm)とほぼ同程度であったが、浸透流速が大きくなるほど $r$ が小さく(最小で0.5cm程度)なることがわかった。この結果より、原位置試験で一般的に実施されるパラメータ検証方法が、地下水流速の大きいサイトでは適切な評価ができない可能性があることを明らかにした。

第4章では、オープン方式のGSHPシステムおよびATES技術の高度化に関する研究を実施した。

GSHPシステムのうち、クローズド方式とオープン方式を比較すると、オープン方式の方が井戸本数が少なくて済み、初期費用を抑えることができる点がオープン方式の大きなメリットである。さらにオープン方式で、帯水層蓄熱(ATES: Aquifer Thermal Energy Storage)が実現できると、蓄熱効果を見込んだ地下熱源の季節間利用が図れるため、冬季には空調排冷熱を冷水として蓄熱して夏季の冷房に活用でき、夏季には排温熱を冬季の暖房に利用でき、地下水をそのまま冷房熱源利用するフリークーリング運転を行えば、空調効率を飛躍的に向上させることが可能である。しかしながら、近年の日本国内におけるGSHPシステムの導入状況をみると、クローズド方式に比べてオープン方式の技術開発と普及が遅れており、この理由として、初期コストの高さ、揚水規制や地盤沈下リスク等のシステム設置に関する制限の他、地盤環境面におけるシステム評価技術の不足が大きな問題と考えられる。

イニシャルコストの縮減のためには、ヒートポンプ等のシステムに係る装置の販売コスト縮減と同時に、井戸システムの最適設計が重要となる。井戸システム設計には詳細な現地調査による物理的・熱的水理地質定数の評価のみならず、海外と比べて地下水流速の大きい地域が多い日本では、地下水流動や熱移動を考慮した数値シミュレーションによりシステム効率が向上するような設計を行う必要がある。また、帯水層への蓄熱や放熱による地盤熱環境への影響評価にも数値解析が有用であるとともに、なるべく地盤環境への影響が小さく、且つ効率的なシステムの開発が望まれる。

したがって本研究では、地下水流動方向上の上下流に対して、揚水と注水の機能の切り替えが可能な井戸群を配置した地下水流動を人為的に制御できる地下水制御型ATESシステムを提案し、その効果を水・熱連成解析コードsWATERにより検証した。その結果、従来型ATESシステムよりも熱回収効率が約12%~19%向上し、且つ地盤熱負荷を低減できることが明らかとなった。この数値シミュレーション結果を基に井戸配置を決定した地下水制御型のヒートポンプ空調システムを信州大学工学部若里キャンパスの講義棟に導入し、冷暖房の実証試験を実施した。モニタリングの結果、従来型のヒートポンプシステムに対して、暖房では最大で1.5倍程度、冷房では約2倍と、冷暖房ともに大幅なシステム効率の向上が図れた。特に冷房運転時に地下水を直接熱交換するフリークーリングによる効果が高いことが確認された。また実証試験のモニタリング結果および数値解析による現況再現により、システム導入サイトは地下水流動がほとんどなく、帯水層蓄熱の効果を発現しなかったことが明らかとなった。この結果を受けて、ATES機能の発現によるシステム性能向上を目指し、様々な井戸運用条件を設定したシステム運用シミュレーションを実施し、その結果、研究対象サイトにおいては単一带水層を蓄熱層とし、冷水および温水の貯留に用いる井戸と回収に用いる井戸を同一とした場合に、熱回収率が最も高くなることが明らかとなった。またシステム運用期間が長期

となるほど、システム性能が向上していくことが確認できた。以上より、オープン型のGSHPシステムの設計やATESのシステム最適化には数値シミュレーションによる評価が有用であると考えられる。

## 5.2 将来の展望

本研究において開発した、2孔式塩水トレーサ試験と3次元数値モデルの逆解析による帯水層定数の同定技術により、これまで以上に精度よく帯水層定数の評価が可能となった。評価した帯水層定数は、地下熱利用システムの設計の他、システム性能および地下環境への影響評価等、活用の幅は非常に広い。ただし、不均質・異方性の程度の大きい地盤に対しては、トレーサの挙動が理論通りとならない場合も想定されるため、適用するサイトの水理地質特性を事前に調査で明らかにしておく必要がある。

室内熱応答実験により、水理地質環境が熱応答試験のパラメータ同定に与える影響について定量的に評価できた。本研究より、地下水流速や土壌水分量が熱応答試験に与える影響は大きく、実地の試験においては、特に地下水環境の影響を理解して評価される熱応答パラメータを利用することが肝要である。また、地下水流動の影響を加味して、見かけではなく、適切に地盤の熱伝導率を評価できる手法の開発が求められる。

今後、意識啓発、装置性能の向上、導入コストの縮減等により、ATESシステムの普及が期待されるが、本研究の結果より、ATESシステムの効果検証やシステム最適化には数値解析による評価が不可欠であると考えられる。また、日本は地下水流動の大きいサイトが多いことから、地下水制御型システムの導入意義は大いにあるものと考えられる。地下水制御型システムでは、その特性により井戸本数が増えることとなるが、システム導入時のイニシャルコスト縮減のため、いかに井戸本数を少なく、また井戸深度を短くするかを数値解析で検証することが重要である。従来はシステム導入時に数値解析を行うことは少なかったが、今後は特に大規模施設で導入を検討する際には、数値解析による事前評価に基づく適切なシステム設計が求められるものと考えられる。



## 謝 辞

本博士学位論文は、私が、信州大学大学院総合工学系研究科山岳地域環境科学専攻大気・水・生物環境科学講座（藤縄研究室）において遂行した研究をまとめたものとなります。

本研究を遂行し学位論文としてここにとりまとめるに至るまで、終始あたたかい激励とご指導ご鞭撻を賜りました藤縄克之教授に、心より感謝申し上げます。

社会人学生という立場上、職務の遂行と研究活動の両立が、私にとって最大の問題でした。仕事に忙殺される中で思うような成果が出ず、研究活動の継続を諦めかけたことも何度かあり、その度に藤縄先生には多くのご迷惑をおかけしたことかと思えます。そのような状況の中で、4年半を要しましたが、なんとかここまで到達することができたのは、ひとえに先生の適切なご指導と多大なるご配慮に因るものであったと実感しております。

先生には、研究のみならず私的な面も含め、これまで多くのことをご指導賜りました。特に、修士課程より現在に至るまでの11年間にわたり、先生がお仕事をされている様子を日頃より間近で拝見させていただいた経験ほど、私にとって得難い学びの場はなかったように思います。未だ若輩ではありますが、今後も研究者・技術者として誇らしい仕事をするために、先生の日頃のお姿に倣い、確固たる信念を胸に、努力を惜しまず邁進してまいります。今後とも一層のご指導ご鞭撻を賜りますよう、宜しくお願い申し上げます。

本論文作成にあたり、信州大学の中屋眞司教授、宮原裕一准教授には予備審査、本審査を通じて大変有益なご助言、ご指導をいただきました。また信州大学高木直樹教授、埼玉大学小松登志子教授には本審査において適切なご意見、ご助言をいただきました。お忙しい中、本論文の審査員をご快諾いただきました先生方に、厚く御礼申し上げます。なお、信州大学の池田敏彦教授、梅崎健夫准教授、河村隆助教、豊田政史助教には、ご多忙の折にも係わらず公聴会にご参加いただき、大変有意義なご意見を賜りました。誠にありがとうございました。

本研究の第2章および第4章は、独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構（NEDO）の助成による平成22-24年度次世代型ヒートポンプシステム研究開発「地下水制御型高効率ヒートポンプ空調システムの研究開発」事業の一部をとりまとめたものとなります。NEDOのご関係の皆様と共に、本プロジェクトでご協働いただきました清水建設株式会社技術研究所の百田博宣博士、鈴木道哉博士、森野仁夫博士、岡村和夫博士、米山一幸博士、信州大学の高木直樹教授、独立行政法人産業技術総合研究所地圏資源環境研究部門の丸井敦尚博士、内田洋平博士、吉岡真弓博士には、ここに記して感謝の意を表します。また、NEDOプロジェクトの一環で実施した原位置試験において、株式会社日さくの秩父俊一様、会津隆士様、高橋直人博士、宇野智博様、小田裕紀様、中松結衣様、ジオシステム株式会社の高杉真司博士、館野正之博士にご協力いただきましたことをここに記し、感謝の意を表します。

本研究の第3章では、株式会社アサノ大成基礎エンジニアリング水資源事業部の濱野太宏君が信州大学工学部土木工学科卒業研究として実施した実験結果を活用しています。細密に実験装置を作成いただいたことが、精度の良い実験データの取得と有益な考察および結論につながりました。また実験結果の解析には、信州大学大学院理工学系研究科上原健人君に多大なご協力をいただきました。お二人の格別なサポートに対し、ここに深く感謝の意を表します。さらに、実験装置の

---

作成においては、信州大学工学部土木工学科豊田富晴技官を始め、大山辰則君、梶田明宏君のご助力があり、また実験結果との比較のための原位置熱応答試験データは、NPO法人地中熱利用促進協会理事長の笹田政克博士、株式会社角藤の塚田賢司様等、多くの関係の皆様のご厚意により提供されたものとなります。ここに記し、厚く御礼申し上げます。

藤縄研究室のOB・OGの皆様には、多くの激励とご支援をいただき、大変感謝しております。特に、私が博士課程で通学した期間において、共に勉学、研究に励んだ長谷川純也君、石田広祐君、大山辰則君、清野美里さん、石原貴之君、上原健人君、梶田明宏君、濱野太宏君、中山宏之君、鈴木佑治君、村田達也君、矢澤英之君、奥平圭祐君、田中翔也君には、私にとって非常に充実した2度目の学生生活を形成していただきました。また藤縄研究室の工藤芳子さんには、事務的な手続きから私的なことまで、多くご相談させていただきました。皆様の誰一人が欠けても、私の大望の成就には至らなかったかもしれません。ここに記して深謝すると共に、皆様のご健康とご多幸を心よりお祈りいたします。

私の所属する八千代エンジニアリング株式会社の皆様には、格別なご高配を賜りました。特に総合事業本部地質・地盤部部長の高橋努様には、修士課程在学中からこれまでの10年近く、公私にわたり多くのご指導とご支援をいただきました。また、この度の私の挑戦を快くご承諾いただき、社内外において多大なご尽力をいただきました。本当に感謝に堪えません。心より厚く御礼申し上げます。

技術推進本部技術開発部部長の藤田和宏様、同企画開発課課長の檀智之様には、格別のご理解とご配慮を賜り、3度に亘り研究員として信州大学へ送り出していただきました。この出向期間で集中できたことが、研究の完遂につながったと思います。総合事業本部河川部部長の北野真広様、大阪支店河川・水工部部長の眞間修一様、東北支店河川・水工部部長の和田高宏様には、河川部時代の上司としてご指導いただくと共に、別分野での博士課程進学を快くご了承いただきました。総合事業本部河川部技術第一課課長の天方匡純博士には、私がこの度の博士課程進学にあたり他部所へ異動したため多くのご迷惑をおかけしましたこと、大変申し訳ありませんでした。それにも係らず、技術者としてあるべき姿や仕事と研究の両立等に関して、親身になって多くのご助言をいただきました。皆様のご支援についてここに記し、深く感謝の意を表します。

河川部時代の上司や諸先輩、支えてくれた後輩、異動先となった技術開発部の同僚、出向期間中の心の拠り所であった長野事務所の皆様、紙面の都合上、これら全ての皆様のお名前を挙げて御礼申し上げるわけにはいかないことをお許し下さい。会社では多くの優秀な方と仕事をする機会に恵まれ、高い意識で仕事に励み、日々共に研鑽できたことが、今日の私をかくあらしめたものと心より感謝しております。

元高知大学農学部紙井泰典准教授に出会えたことが、私のその後の人生を大きく決定付けることとなりました。この場をお借りして、紙井先生に心より厚く御礼申し上げます。

最後になりましたが、私の我儘を受け入れ、終始あたたかく見守り、支え続けてくれた私の家族と大切な友人たちに、心より感謝の意を表します。これからも多くの良い報告ができるように、健康に留意して、引き続き頑張りたいと思います。本当にありがとうございました。

---