



長期蓄熱媒体としての地盤の有効利用法に関する研究

永井, 久也

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

1996-03-13

(Date of Publication)

2015-02-17

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

乙2017

(JaLCD0I)

<https://doi.org/10.11501/3116996>

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D2002017>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



神戸大学博士論文

長期蓄熱媒体としての地盤の
有効利用法に関する研究

1996年1月

永井久也

序 文

地球環境問題に象徴されるように、人間活動に伴うエネルギー消費の抑制が強く求められるようになってきている。この要求を満足しつつ、かつ環境に対して優しいシステムを構築していくためには、今後、さらなる省エネルギーの徹底化、未利用・自然エネルギーの活用が必要である。本研究は、この様な観点から、密閉型蓄熱井戸（サーマルウェル）を用いた年周期での蓄熱媒体としての地盤の蓄熱性状およびその有効利用法に関する研究を行ったものである。

自然エネルギーには、太陽光、風力といった直接的なエネルギーと、地盤や海水等の熱容量の大きなものの温度の緩和性を利用したエネルギーがある。建築の冷暖房に用いられるエネルギーは、一般に周囲環境との温度差が小さく、比較的到低質のエネルギーでその需要を満たすことができる。したがって、上述の2種類のエネルギー源の内、熱容量を利用したエネルギー利用は有効な手段と言える。

地盤は温度がほぼ一定であること、また場所的、時間的な利用のし易さと言った点で、極めて有効な熱源（蓄熱媒体）である。一方、地盤は固体であるため、水等の流体に比して熱の移動速度は非常に遅く、さらに地盤を蓄熱媒体として利用する場合には、その大部分が顕熱となるため、必要とする容量は大きくなる。また、蓄熱それ自体は、エネルギーの取得あるいは生産は無いから蓄熱に伴う周囲環境への熱損失は、そのままエネルギー損失となる。この損失が蓄熱システムを導入することによるシステム全体としての省エネルギー量以下でなければ、蓄熱システムを導入する価値は無い。したがって、蓄熱システムとして有効に利用するためには、十分な精度の温度場、熱流場の特性把握およびその予測が必要となる。

冷房と暖房が必要な場合に、それに必要な年間のエネルギーは、それぞれの和すなわち負荷の絶対値の和で与えられる。もしこれを年間を通じて完全に時間的に平均化できれば、それに必要なエネルギーは負荷の単純和となり、その省エネルギー効果は極めて大きくなる。すなわち、熱需要が時間的に変動しそれが正、負である場合には、蓄熱は有効な省エネルギー手段となる。さらに、年平均気温が要求される室内温度に近い場合には、熱損失が小さくなり、蓄熱によるエネルギーの有効利用効果は更に増大する。一方、このような場合には、利用する温度と蓄熱温度の

差は小さく、そのため必要な熱量を建物に供給するには、建物側で非常に大きな伝熱面積が必要となる。この欠点を避けるためには、よく知られているように、ヒートポンプを用いるのが適切な方法であると言える。換言すれば、ヒートポンプの熱源として有効である。本研究は、このような観点から、夏期は冷房熱源、冬期は暖房熱源として、地盤を熱負荷の年平均化の蓄熱媒体、すなわち年周期での蓄熱媒体として、地盤の持つその熱ポテンシャルを利用することを目的に、その伝熱性状および有効利用法を明らかにし、その設計法の提案を行ったものである。

第1章では、地盤を含む多孔質材料中での熱・水分移動に関する研究のレビューを行った。また、既往の土壌熱源利用法に関する研究、主にヒートポンプ熱源としての地盤利用法の研究についてのレビューも行った。

第2章では、本論文で用いる熱および水分の移動ポテンシャルとして温度および自由水基準の水分の化学ポテンシャルを用いた多孔質土壌中での、水分二相系の熱・水分同時移動の基礎方程式を記述した。これらの方程式は熱移動については伝導、対流を、水分移動に伴う熱流を、水分移動は液状水、水蒸気の形で起こるものを含んだ式となっており、その内部含水率の範囲に無関係に、乾燥状態から飽水状態までのすべての地盤内部含水状態に対して適用できるものである。

第3章では、上述の負荷平均化の観点から行った2年間（2周期間）にわたる外径190.7mm、長さ10.5mの実物大単純密閉型サーマルウェルを用いたフィールド実験の概要およびサーマルウェルへの熱供給パターンの基本概念とその算定結果について述べ、さらに実験地の土質調査結果を示した。

第4章では、2年間にわたるフィールド実験によって得られた、外界気象、サーマルウェルおよび周辺地盤特性を詳細に示し、その有効性・安定性を明らかにした。

第5章では、フィールド実験によって得られた実測値を理論解析によって検討を行うためのモデル化および地盤物性値等を示した。

第6章では、理論解析によって得られた結果を実測結果と比較検討を行い、本モデルが十分な精度で蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱・水分性状を予測できることを示した。

第7章では、フィールド実験の第1年度実測結果を基に、降雨量が変化した場合等、種々の感度解析を行い、さらに詳細な蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱・水分性状について定量的な検討を行った。

第8章では、第2章で示した多孔質土壌内の熱・水分同時移動方程式で、その内部が液水で飽

和している場合の基礎方程式を再記した。そして、これらを用いて、本研究で提案している自由水基準の水分の化学ポテンシャルおよび温度を移動ポテンシャルとした熱・水分同時移動方程式による予測法のさらに詳細な妥当性の確認を行った。すなわち、帯水層における地下水流および蓄熱井戸周りでの浮力による流れが生じている場合のサーマルウェルへの熱効率および地盤内熱性状に与える影響について検討を行い、その熱的影響範囲を定量的に明らかにした。

第9章では、第8章までの結果を踏まえて、地盤内熱移動過程の線形近似化の可能性についての検討を行い、単純熱拡散方程式によって地盤内温度場の予測を行う場合には、地盤物性値として適切な内部状態量を把握すること、さらに、地表面での水分蒸発潜熱を適切に考慮することが重要であることを示した。また本章後半では、設計用簡易計算手法の一つの方法として、非線形方程式系の擬線形化法を示した。この方法は非線形方程式を線形として基準解周りで展開し、外気温および外気相対湿度の基準外界条件の平均値が微小変化した場合の解を別々に算定し、これらを重ね合わせることによって、任意の外界条件変化に対する地盤内熱水分場を容易に算定することができるものである。

目 次

序 文

第1章 序論	1
1-1 はじめに	1
1-2 本研究の目的	1
1-3 従来の研究	2
1-3-1 多孔質材料における熱水分移動に関する研究	2
1-3-2 多孔質材料中での対流およびこれに伴う熱移動に関する研究	3
1-3-3 土壌熱源ヒートポンプおよび土壌熱特性に関する研究	4
1-4 本研究の概要	7
第2章 多孔質土壌中での熱水分同時移動方程式	9
2-1 はじめに	9
2-2 多孔質材料中での熱水分同時移動の基礎式	9
2-2-1 多孔質体内の拡散方程式	9
2-2-2 解析に用いる熱・物質移動ポテンシャルと拡散方程式	10
2-2-3 支配方程式	13
2-2-4 本論で用いる基礎方程式	15
2-2-5 地表面での境界条件	15
2-3 第2章のまとめ	17

第3章 単純密閉型蓄熱井戸による年周蓄熱実験計画	19
3-1 はじめに	19
3-2 実験概要	20
3-3 実験装置	21
3-3-1 サーマルウェルの形状および設置方法	21
3-3-2 仮想負荷装置およびその他周辺装置	23
3-4 実験方法および計測方法	24
3-5 実験場所の地盤特性	29
3-5-1 実験地盤の土質	29
3-5-2 地表面近傍の粒径分布	30
3-5-3 地盤の含水率鉛直方向分布	31
3-5-4 地表面近傍の含水率・水分化学ポテンシャル関係	32
3-6 サーマルウェルへの供給熱量	33
3-6-1 地盤井戸系熱収支式	33
3-6-2 供給熱量算定	34
3-7 第3章のまとめ	40
第4章 年周蓄熱実験結果と地盤内熱水分性状	41
4-1 はじめに	41
4-2 第1年度実験結果	41
4-2-1 第1年度外界気象	41
4-2-2 第1年度供給熱量	49
4-2-3 第1年度蓄熱井戸内水温，蓄熱井戸表面温度および表面熱流	53
4-2-4 第1年度地表面温度，地表面熱流および地盤内温度	64
4-2-5 第1年度地盤内水分化学ポテンシャル	72

4-3	第2年度実験結果	77
4-3-1	第2年度外界気象	77
4-3-2	第2年度供給熱量	79
4-3-3	第2年度蓄熱井戸内水温	81
4-3-4	第2年度地表面温度および地盤内温度	82
4-3-5	第2年度地盤内水分化学ポテンシャル	84
4-4	第4章のまとめ	85
第5章	蓄熱井戸およびその周辺地盤内熱水分性状の理論解析法	87
5-1	はじめに	87
5-2	解析に用いる物性値	87
5-2-1	砂質土壌の熱および水分の拡散係数	87
5-2-2	地盤の熱容量	96
5-2-3	熱伝達率および湿気伝達率	96
5-2-4	低温輻射	99
5-2-5	その他の物性値	100
5-3	基礎方程式の差分化	100
5-4	第5章のまとめ	102
第6章	蓄熱井戸およびその周辺地盤内熱水分性状の理論解析結果	103
6-1	はじめに	103
6-2	計算条件	103
6-2-1	計算対象および差分条件	103
6-2-2	初期条件および境界条件	106

6-2-3	蓄熱井戸への供給熱量	108
6-3	第1年度実測値と計算値の比較	110
6-3-1	蓄熱井戸内水温および蓄熱井戸表面熱流	110
6-3-2	地表面温度および地表面熱流	118
6-3-3	地盤内温度	121
6-3-4	地盤内水分化学ポテンシャル	130
6-4	第2年度実測値と計算値の比較	135
6-4-1	蓄熱井戸内水温	135
6-4-2	地表面温度および地盤内温度	137
6-4-3	地盤内水分化学ポテンシャル	142
6-5	計算精度の検討	145
6-5-1	計算条件	145
6-5-2	計算結果と考察	145
6-6	第6章のまとめ	152
第7章 感度解析による蓄熱井戸熱性状の検討		153
7-1	はじめに	153
7-2	系の定常性の検討	153
7-2-1	計算条件	154
7-2-2	計算結果と考察	154
7-3	降雨の影響	160
7-3-1	計算条件	160
7-3-2	計算結果と考察	160
7-4	供給熱量と蓄熱井戸水温の関係	175
7-4-1	計算条件	175
7-4-2	計算結果と考察	175

7-5	蓄熱井戸の伝熱面積と蓄熱性状	179
7-5-1	計算条件	179
7-5-2	計算結果と考察	179
7-6	第7章のまとめ	184
第8章 地盤蓄熱過程への地下水流の影響		185
8-1	はじめに	185
8-2	数値解析に用いる基礎方程式	186
8-3	自然対流の無い場合の地下水流の影響	186
8-3-1	計算方法および計算条件	187
8-3-2	計算結果と考察	189
8-4	自然対流の影響	194
8-4-1	計算方法および計算条件	194
8-4-2	計算方法と考察	195
8-5	第8章のまとめ	202
第9章 地盤内熱移動の線形近似化の検討		203
9-1	はじめに	203
9-2	単純熱拡散方程式による線形近似化の検討	204
9-2-1	単純熱拡散方程式	204
9-2-2	計算条件	204
9-2-3	計算に用いた地盤物性値	205
9-2-4	計算結果と考察	205
9-3	擬線形化法による基礎方程式の線形化法	210

9-3-1	基礎方程式の擬線形化	210
9-3-2	外界条件が変化する場合の解の推定法	212
9-4	第9章のまとめ	213
第10章 結論		215
記号説明		219
引用文献		223
本研究関連の論文・発表報告		228
謝 辞		231

第1章 序論

1-1 はじめに

本章においては、本研究の目的を述べ、本研究で取り扱うヒートポンプ熱源としての地盤蓄熱フィールド実験を行う上で、基礎となる土壌熱利用システムに関するこれまでの研究およびその理論予測法のレビューを行う。

1-2 本研究の目的

地盤は、温度がほぼ一定であること、温度の状態、場所的、時間的な利用し易さと蓄熱能力の面で、極めて有効な熱源である。一方、地盤は固体であるため、水等の流体に比して熱の移動速度は非常に小さく、また蓄熱は主として顕熱であるため、必要とする容量は大きくなる。そのため利用できる蓄熱容量を大きくするためには十分な伝熱面積を確保しなければならないという欠点を持っている。したがって、地盤の有効利用を図るには、その伝熱性状の十分な精度の把握が必須となる。また蓄熱それ自体には、エネルギーの取得或いは生産はないから蓄熱に伴う周囲環境への熱損失は、そのままエネルギー損失となる。この損失が蓄熱システムを導入することによるシステム全体としての省エネルギー量以下でなければ蓄熱システムを導入する価値はない。したがって、蓄熱システムとして有効に使用するためには、十分な精度の温度場、熱流場の特性把握およびその予測が必要となる。以上のような点を十分考慮すれば、地盤は有効な蓄熱媒体であり、特に変動の大きい自然エネルギーの利用には有用であると言える。

冷房と暖房が必要な場合に、それに必要な年間のエネルギーは、それぞれの和すなわち負荷の絶対値の和で与えられる。もしこれを年間を通じて完全に時間的に平均化できれば、それに必要なエネルギーは負荷の単純和となり、その省エネルギー効果は極めて大きくなる。すなわち、熱需要が時間的に変動しそれが正、負である場合には、蓄熱は有効な省エネルギー手段となる。さらに、年平均気温が要求される室内温度に近い場合には、熱損失が小さくなり、蓄熱によるエネルギーの有効利用効果は更に増大する。一方、このような場合には、利用する温度と蓄熱温度の差は小さく、そのため必要な熱量を建物に供給するには、建物側で非常に大きな伝熱面積が必要

となる。この欠点を避けるためには、よく知られているように、ヒートポンプを用いるのが適切な方法であると言える。換言すれば、ヒートポンプの熱源として有効である。

これまで、地盤を熱源とするヒートポンプ技術に関する研究は多くなされているが、地盤内の熱特性に強く影響を与える内部水分特性を適切に考慮した取り扱いはなされておらず、また、上述のような、地盤の恒温性を有効に利用する最適利用法も明確に示されていない。そこで本研究では、実物大単純密閉型の蓄熱井戸を用いたフィールド実験により、その熱的挙動、周辺地盤の熱水分性状を明らかにし、エネルギーの有効利用限界値を求める。また、地盤内部の熱・水分挙動を考慮した解析モデルを用いて、実験結果を解析し、挙動の特徴、予測精度の検討を行う。以上により、地盤の熱的有効利用法およびその設計法の提案を行うことを目的とする。

1-3 従来の研究

これまで欧米においては、地盤を熱源としたヒートポンプシステムの研究開発が数多く行われてきているが、上述のように、その熱特性を把握・予測することの困難さのため、土壌の正しい利用法、すなわちその経済的利用と熱交換器の適正な設計法は確立されていない。よって、以下ではまず、多孔質材料中での熱と水分の移動の基礎式に関する従来の研究について述べ、さらに土壌熱利用ヒートポンプに関するこれまでの研究およびその問題点について述べる。

1-3-1 多孔質材料における熱水分移動に関する研究

熱源周りでの土壌における熱・水分特性は多くの工学分野で研究がなされている。建設工学の初期の研究としては、道路建設の問題がきっかけとなって研究が行われ、今日では地盤連結型ヒートポンプ、地下建築物、断熱材、地下埋設管等の熱源周りでの土壌特性の研究が興味を集めている。ほとんどの不飽和土壌では、その含有水分量の変化（乾燥・湿潤）によって急激な熱伝導率の変化が生じる。したがって、土壌を熱源としたヒートポンプを適切に利用するためには、土壌内部の熱源周りの熱・水分挙動を適切に理解し、その効率を正確に予測することが必須となる。

多孔質材料内での熱・水分の拡散式、同時移動方程式は、乾燥工学、土質工学の分野で広く研究され、優れた研究結果が報告されている。

土壌の分野では、飽和流れに対する Darcy 則[1][2]を不飽和流れに対して拡張した取り扱いが

古くからなされている[3]。

多孔質材料内での熱と液水の移動を統一的に扱ったものとしては、Philip & de Vries[4]の研究がある。彼等は、水蒸気移動に対しては修正された Fick の法則を、液水移動に対しては、飽和流れにおける Darcy 則を不飽和流れに拡張して用い、温度勾配のある場合の水分移動を含水率勾配と温度勾配によるものとして表現し、さらに、相変化を考慮した熱移動の式を示した。

Luikov 等[5][6]は、多孔質材料を毛細管コロイド材料としてとらえ、水蒸気移動は分子とモルの移動を、液水移動は毛細管ポテンシャルと浸透圧による移動とし、これらの移動を材料空隙の毛細管分布を考慮して定式化し、Philip & de Vries と同様に含水率勾配と温度勾配による移動方程式を導出した。また、古典的非平衡熱力学を完成した Prigogine[7]、de Groot[8]等の理論を多孔質体の熱水分移動問題に初めて適用し、現象論的方程式を統一的に把握した。

乾燥工学の分野においては、Krischer[9]が、高含水部分を含む系における水分移動理論による熱水分同時移動方程式を提示し、同時に種々の材料について広範な移動係数の測定を行っている。

Cary & Taylor[10][11][12]は、非可逆過程の熱力学より物質とエネルギーの流束と駆動力との関係を導き、方程式中に現れる係数間の関係を実験により検討し、さらに、係数の物理内容を明らかにした[13]。

松本[14][15][16]は、建築壁体の結露過程の解析、壁体内の含水率及び熱流の変化の予測を目的に、非可逆過程の熱力学を使用して、壁体の変形、圧力差による Bulk な流れを含む一般式を導き、多層壁体の問題を解くのに適切な水分移動ポテンシャルは自由水基準の化学ポテンシャルであることを提示した。さらに、この一般式から、従来の現象論的方程式を導き対応させている。

以上、不飽和多孔質材料の熱水分移動の基礎式の導出およびこの基礎式の検討に関する従来の研究を述べてきたが、本論で行う土壌内熱水分移動の理論解析は松本の理論に従う。

1-3-2 多孔質材料中での対流およびこれに伴う熱移動に関する研究

本論で用いる松本の理論基礎式は、熱移動については、伝導、対流、水分移動に伴う熱流を、水分移動は液状水、水蒸気の形で起こるものを含んだ式となっているが、通常の建築壁体等の比較的密度の大きい多孔質体内の流体移動による顕熱移動項すなわち移流項は拡散項に比して小さく無視される。しかし、これに対して、断熱材等の空隙の大きい材料では、対流による熱移動が無視し得ない大きさになることがよく知られている[17]。

銚井[18]は、密度の小さな多孔質材料の湿潤時熱伝導率測定に及ぼす材料内部の対流熱移動の影響について定量的に検討し、その安定条件を示し、さらに、建築壁体に用いられる断熱材中に生じる対流が室の熱損失・結露に及ぼす影響についても検討を行っている。また、佐藤、松本[19][20]は建築壁体の防湿設計の観点から、気相対流が生じる場合の材料内熱・湿気性状について、グラスウールを対象に定量的に検討を行い、材料表面での温度差が10度程度の場合には対流がその内部熱・湿気性状に及ぼす影響は小さく、設計上は、この影響を無視できることを示した。

飽和多孔質体における液水の移動、すなわち地下水流動に関する研究は、土木工学、農学、土質工学、石油工学といった幅広い分野で行われている。しかしながら、これらの研究のほとんどは等温系における地下水流動を対象としており、非等温系での熱・液水移動を対象とした研究は少ない。

均一流体で飽和した多孔質体での対流を扱った研究としては、飽和多孔質層の上層と下層に温度差がある場合の定常状態での層内の流れの安定性に関する研究が殆どであり[21][22][23][24]、地盤内部の常水面高低差による地下水流れおよび地下埋設熱源周りでの自然対流といった包括的な地下水流れの地盤内温度場への影響を扱った研究はこれまであまり行われていない。

1-3-3 土壌熱源ヒートポンプおよび土壌熱特性に関する研究

土壌熱利用方法についての報告は、すでに1900年代初頭においてスイ斯特許公報において報告されている[25]。開発の初期段階では、種々の形式の熱交換器（地中コイル方式、深井戸方式、プレート埋め込み方式）を用いた実用実験が多く行われた。一般に、土壌を熱源とするヒートポンプには地盤内コイル内に不凍液等の2次的な熱媒体を循環させ土壌との熱交換を行わせる方式とヒートポンプと地盤コイルを直接連結し熱交換を行わせる Direct-expansion ground coil (DXGC) システムがある。DXGC システムは冷媒を直接土壌と熱交換させるため2次熱媒体循環システムに比して熱効率が高く、さらに熱媒体の搬送動力も不要となる。しかしながらその一方で、冷房運転開始時に生じる冷媒の低圧状態、圧縮機へのオイル戻り等の機器の運転上の問題点を抱えており、これらの機器的問題に関する研究も行われている[26][27]。本研究では地盤内部の熱性状の把握を目的としているため、これらシステム機器上の問題は扱っていない。

地盤埋設熱交換方式は地表面近傍に種々の形状（スパイラル形状、水平マット形状）の熱交換器を水平に埋設する方式と地表面に垂直に埋設するいわゆるサーマルウェル方式に大別される。

また、後者の方式には、密閉循環型と地下水を直接汲み上げ利用し、再びウェルに還元する還元型方式がある。還元型は熱搬送媒体として直接地下水を利用するため密閉循環型に比して格段に効率は高い。しかしながら、本方式は地下水汚染、地盤沈下等の種々の問題のためにその適用には制限が多く、また事前にかなり深層部までの地盤構造の情報が必要となり、今後更に多くのデータの蓄積が必要であると考えられる。落藤、中村等[28]は、いわゆる還元型方式ではないが、深さ100m程度に位置する被圧帯水層まで埋設された1本井戸へ夏期の廃熱等による温水を注入し、冬期に汲み上げ利用する実用システムの長期にわたる実測を行っている。

水平埋設方式の1例としてスパイラル形状型の模式図を図1-1に示す。本方式は地表面近傍の2、3m地点の比較的浅い場所に埋設するために、施工が比較的容易である。しかしその反面、外気温等の外乱の影響が大きく熱損失が大きい。また、地表面近傍の比較的浅い地点では、一般に土壌は不飽和領域であり、夏期においては、熱源コイルからの水分移動の結果として水分量が減少し、熱源近傍の土壌の熱伝導率が急激に小さくなる”Dry Out”が生じる危険性が大きい。もし、粘土を多く含む土壌においてこの”Dry Out”が長時間にわたって続けば、乾燥によって熱源コイル近傍の土壌の収縮を引き起こし、コイルと土壌の間に空気層を作り出し、その結果、土壌と熱源循環流体の熱貫流抵抗が増大し、システムの正常な能力が期待できなくなる[29][30]。

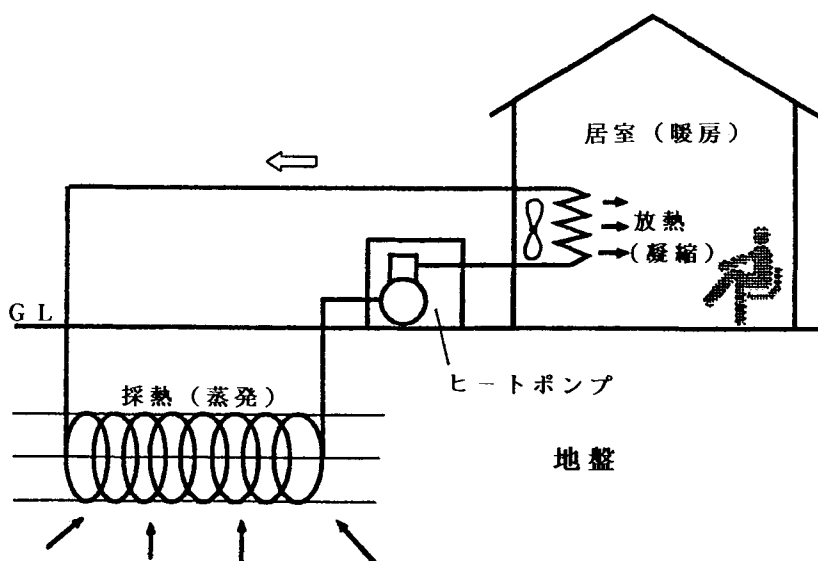


図1-1 水平埋設スパイラル形状型（直膨型）の模式図

R.J.Couvillion & D.E.Cotton[31]は、相似則を用いた模型実験により、熱源コイル周囲に種々の埋め戻し材料を充填し、その効果を検討している。また、同時に実験結果の理論解析を行い、比較検討を行っている。しかしながら、この研究では地盤蓄熱に大きく影響を与える降雨等の外乱を考慮しておらず、また、高含水域では影響の大きい重力を、取扱いが困難なために無視している。田中、安江[32][33][34]は地表面下4m程度に埋設したコイルにより夏期および中間期に太陽熱等を地盤に蓄熱し冬期暖房時に利用するシステムの実験を行っている。また、同様に落藤、長野等[35][36][37][38]は寒冷地における冬期暖房運転を対象とした、種々の水平埋設管を用いた実験を行っている。これらの実験では、欧州で多く行われている研究[39][40][41]同様に、冬期の暖房時に土壌からの採熱を行い、中間期と夏期において土壌温度の自然回復を見込んだシステムを対象としており、地盤内熱交換器の配置等を十分に考慮し適切な設計を行わなければ、長期にわたって安定した熱源として利用することは困難であると言える。

一方、本研究で対象とする鉛直埋設方式も古くはR.Ingersoll & H.J.Plassによる研究[42]があり、1975年以降多くの研究がなされている[43][44][45]。本方式は水平埋設方式と比して、外気温等の影響は小さくなるが、土壌の単位容積当たりの伝熱面積は一般に小さくなり、建設コストも割高となる。川島、森野等[46]、森野、岡[47]はイニシャルコストの低減を目的として、建築基礎に用いられる鋼管杭を利用したシステムの実験およびその解析を行っている。

しかし、これらの従来研究では、その熱交換方式種別に関わらず、地盤内蓄熱性状に強く影響を与える土壌内含有水分の自然環境下での変化過程を考慮しておらず、十分な精度での予測が行われていない。Rosema[48]は、特に地表面近傍の不飽和領域での含有水分はその熱性状に強く影響することを示しており、E.R.Eckert & M.Faghri[49]、J.Y.Baladt等[50]は蓄熱媒体としての地盤有効利用には地盤内水分性状の影響を定量的に考慮する必要があることを指摘している。松本、古寺[51][52]は、単純密閉型サーマルウェルによる地盤蓄熱について、熱水分挙動を考慮した解析および模型実験を行い、地盤を恒温熱源と考え、サーマルウェルの平均温度と地盤内平均温度とを一致させることが有効であることを示し、さらに、松本、岩前[53]は、自然気象条件下での年周蓄熱媒体としての地盤内熱水分性状についての理論的検討を行い、日射、降雨等の外乱が地盤内熱水分性状に及ぼす影響が大きいことを示している。また、V.R.Tarnawski & W.H.Leong[54]は、水平埋設方式を対象とした数値予測モデルとして、日射、降雨等の包括的な外界気象の日平均値を用いた熱水分同時移動モデルの提案を行っている。

また本論では、年平均気温が要求される室温と近い比較的温暖な地域における地盤を対象としているため、地盤内部の凍結・融解過程および地表面での積雪等の寒冷地における問題は扱っていないが、これらについての研究も多く報告されている。例えば、M.Matsumoto & G.Yon 等 [55][56]は、地盤内凍結融解過程を水分の気、液、固相系として取り扱い、三者の局所平衡性を導入して、熱水分同時移動の支配方程式を導出している。積雪問題では、岩前、松本[57][58]は積雪を空隙のある氷と見なした上で地盤と同じ方程式系で記述したモデルの提案を行い、これを用いて算定した結果が、定性的に積雪層の実測値と一致することを示している。

1-4 本研究の概要

第2章においては、第6章以降で用いる土壌内部での熱水分移動の基礎方程式を提示する。

第3章では、実物大単純密閉型サーマルウェルを用いた年周地盤蓄熱実験の装置概要、実験計画、実験計測方法の詳細について述べ、さらに蓄熱井戸への熱供給の基本概念およびその算定結果を示す。また、実験地盤における土質調査結果も示す。

第4章は、1991年11月19日～1993年11月25日の2年間にわたるフィールド実験によって得られた、外界気象、サーマルウェル熱性状、周辺地盤の熱水分性状の実測結果を示し、それらの計測結果から本実験システムおよび周辺地盤の熱水分性状についての考察を行う。

第5章は、第4章の2年間にわたる蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱水分性状を解析するための、地盤熱水分物性値および基礎方程式の差分化について述べる。

第6章においては、第4章で示したフィールド実験計測結果である外界気象条件・サーマルウェルへの供給熱量を用いて、サーマルウェル内水温変化、周辺地盤の温度・水分化学ポテンシャルを計算するモデルを示し、その数値計算結果と実験結果の比較検討を行う。

第7章では、蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱性状への降雨量、供給熱量、蓄熱井戸の伝熱面積等についての感度解析および本システムの周期的定常性の検討を行い、蓄熱井戸の特性を明らかにする。

第8章では、第7章までの結果を考慮し、本研究で提案した密閉型蓄熱井戸設計法のさらに詳細な妥当性の検討を目的に、地盤内飽水領域における蓄熱井戸表面とその周辺地盤との温度差による自然対流の蓄熱性状への影響および高低圧力差（常水面高低差）による地下水流の影響、すなわち移流項の影響を数値的に検討し、提案した予測法の適用範囲を明らかにする。

第9章では、第8章までの結果を踏まえて、地盤内熱移動過程の線形近似化の可能性についての検討を行い、単純熱拡散方程式によって地盤内温度場の予測を行う場合の、地盤物性値および地表面での水分蒸発潜熱量の影響を検討し、その適用範囲を明らかにする。また本章後半では、設計用簡易計算手法の一つの方法として、非線形方程式系の擬線形化について述べる。この方法は、基準外界条件の平均値が微小変化した場合の解を算定し、これらを重ね合わせることによって、容易に任意の外界条件変化に対する地盤内熱水分場の算定を行うものである。

第10章では、実物大蓄熱井戸を用いたフィールド実験およびその理論解析によって得られたその熱特性および周辺地盤の熱水分性状特性に関する知見を整理し、今後の課題と展望をまとめる。

第2章 多孔質土壌中での熱水分同時移動方程式

2-1 はじめに

本章では、多孔質性土壌の熱特性を研究する場合の基礎となる土壌中での熱と水分の同時移動方程式を提示する。

多孔質土壌内の熱・水分移動の基礎式は、熱移動については、伝導、対流、水分移動に伴う熱流を、水分移動は液状水、水蒸気の形で起こるものを含んだ式となっている。

多孔質材料中の熱水分同時移動方程式の研究は比較的多く行われているが、大別して三つに分けられる。Philip & de Vriesの現象論的にマクロにみる解析、Luikovの材料内の空隙を毛細管の束とみるミクロな解析、松本の非可逆過程の熱力学を用いて材料内の移動を考慮した解析である。いずれも最終的には、水蒸気と液水の二相流としての水分移動の基礎式が導かれ、温度と含水率或いは水分の化学ポテンシャルを移動ポテンシャルとする移動方程式となる。この整理は前田、松本[59]、池田[60]によりなされており、基礎式の妥当性の検討は松本[14]、池田[60]が行っている。ここでは、本研究の基礎となる松本の理論を示し、最終的な基礎方程式を提示する。

2-2 多孔質材料中での熱水分同時移動の基礎式

2-2-1 多孔質体内の拡散方程式

多孔質体系を以下のようにモデル化する。すなわち、多孔質体は、固体実質部、乾燥空気、水分の三成分とし、乾燥空気は液相に対して不活性で気相のみに存在するものとする。したがって、系は、水蒸気、乾燥空気、固体実質部の三成分から成る気相と、液水（吸着水も含む）、固体実質部の二成分から成る液相によって構成される連続体とみなす。また、固体実質部の変形は無視し得ると仮定する。

これらの水分は、何らかの作用により平衡状態が崩れると、それぞれのメカニズムに従って同時に移動する。この様な多相系の均一混合体に非可逆過程の熱力学の方法を適用して、各成分（熱、水分、乾燥空気）の流れと駆動力の構成関係が得られる。

$$[J] = [C_{ij}] [F]$$

$$[J] = [q, J_{1w}, J_{1a}, J_{2w}]^T \quad (2-1)$$

$$[F] = -[\nabla \ln T, \nabla_T \mu_{1w}', \nabla_T \mu_{1a}', \nabla_T \mu_{2w}']^T$$

行列 $[C_{ij}]$ は、4行4列の行列であり、対称かつ正定行列である。

また、内部の界面における関係は、

$$J_{w(12)} = \beta (\mu_{1w} - \mu_{2w}) \quad (2-2)$$

ただし、 $\beta \geq 0$ である。

2-2-2 解析に用いる熱・物質移動ポテンシャルと拡散方程式

気相内の湿り空気は、十分な精度で完全ガスとみなすことができる。したがって、気相内の水蒸気分圧、乾燥空気分圧をそれぞれ p_v 、 p_a 、全圧を P ($\equiv P_g$)と表すと、水蒸気、乾燥空気ポテンシャル μ_{1w} 、 μ_{1a} は

$$\mu_{1w} = \mu_{v0}(T, P) + \mu_{1v}$$

$$\mu_{1v} = R_w T \ln \frac{p_v}{P} \quad (2-3)$$

$$\mu_{v0} = \mu_v^0(T) + R_w T \ln P$$

$$\mu_{1a} = \mu_{a0}(T, P) + \mu_a$$

$$\mu_a = R_w T \ln \frac{p_a}{P} \quad (2-4)$$

$$\mu_{a0} = \mu_a^0(T) + R_a T \ln P$$

μ_{v0} 、 μ_{a0} はそれぞれ温度 T 、圧力 P の水蒸気および乾燥空気の化学ポテンシャルである。液相水分の水分ポテンシャル μ_{2w} は自由水の飽和水蒸気圧 $p_s(T)$ 、 μ_{2w} に平衡する蒸気圧を p_w^s として、

$$\mu_{2w} = \mu_{w0}(T, P) + \mu_{2s}$$

$$\mu_{2s} = R_w T \ln \frac{p_w^s}{p_s(T)} \quad (2-5)$$

ここに、 μ_{2s} は自由水の化学ポテンシャルである。平衡状態では(2-2)式より $\mu_{1w} = \mu_{2w}$ であるか

ら、 μ_{1w} は(2-3)式の代わりに(2-5)式の形で表現することができる。

これらの関係を用いて、

$$\begin{aligned}\nabla_T \mu_{1w}' &= \nabla_T \mu_{v0} + \nabla_T \mu_{iv} - F_w = v_v \nabla P - F_w + \nabla_T \mu_{iv} \\ &= \nabla_T \mu_{i0} + \nabla_T \mu_{is} - F_w = v_w \nabla P - F_w + \nabla_T \mu_{is} \quad (i = 1, 2) \quad (2-6)\end{aligned}$$

$$\nabla_T \mu_{1a}' = \nabla_T \mu_{a0} + \nabla_T \mu_a - F_w = v_a \nabla P - F_w + \nabla_T \mu_a \quad (2-7)$$

ただし、

$$v_v = \frac{R_w T}{P}, \quad v_a = \frac{R_a T}{P}, \quad v_w = \frac{1}{\rho_{2w}} \quad (2-8)$$

また、Gibbs-Duhemの関係から、

$$\nabla_T \mu_{1a} = \frac{1}{\rho_{1a}} \nabla P - \frac{\rho_{1w}}{\rho_{1a}} \nabla_T \mu_{1w} = \frac{R_a}{P - p_w^{\downarrow}} \nabla P - \frac{R_a}{R_w} \frac{p_w^{\downarrow}}{P - p_w^{\downarrow}} \nabla_T \mu_{1w} \quad (2-9)$$

また、化学ポテンシャルの定義より、

$$\nabla_T \mu_{is} = \nabla \mu_{iw} + S_{iw} \nabla T \quad (i = 1, 2) \quad (2-10)$$

ただし、 S_{iw} は*i*相の水分の部分比エントロピーである。(2-6)～(2-9)式を(2-1)式に代入して整理すると、拡散方程式は次のようになる。

$$\begin{aligned}[\mathbf{J}] &= [\mathbf{D}_{ij}] [\mathbf{F}_s] \\ [\mathbf{J}] &= [\mathbf{q}, J_{1w}, J_{1a}, J_{2w}]^T \\ [\mathbf{F}_s] &= -[\nabla T, \nabla \mu_{1s} - F_w, \nabla P, \nabla \mu_{2s} - F_w]^T\end{aligned} \quad (2-11)$$

ただし、行列 $[\mathbf{D}_{ij}]$ は、4行4列の行列である。また、(2-11)式においては気相の浮力の項 $(\rho_{1a} F_{1a} + \rho_{1w} F_{1w})$ は極めて小さいのでこれを無視した。すなわち、

$$\nabla P - (\rho_{1a} F_{1a} + \rho_{1w} F_{1w}) \cong \nabla P$$

とした。また、 $S_{iw} = (\partial \mu_{iw} / \partial T)_{P, T_{2w}(\mu_{iw})}$ である。

ここで、(2-11)式の係数 D_{ij} は広義の伝導率である。行列の対角部の係数 D_{00} , D_{11} , D_{22} , D_{33} はそれぞれ、熱伝導率、気相の水分伝導率、透気率、液相の水分伝導率である。 D_{01} , D_{03} および D_{02} は、それぞれ拡散の熱効果、圧力の熱効果を示す伝導係数であり、 D_{10} , D_{12} , D_{13} は気相水分の熱拡散、圧力拡散および気相水分の干渉効果を表し、 D_{30} , D_{32} , D_{31} は液相水分の熱拡散、圧力拡散、気相水分の干渉効果である。 D_{20} , D_{21} , D_{23} も乾燥空気に対する同様な効果を示す項である。多孔質体は一般に複雑な構造を有しており、厳密にはこれらの係数すべて

を実験によって測定する必要があると考えられるが、これらはすべてポテンシャル T 、 μ_{1k} 、 P 、 μ_{2k} またはその一部によって変化し、常数とみなすことができず、また相互効果に関する項の測定には相当高精度の測定が必要であること、液水流動 J_{2w} と気相水分流動 J_{1w} の区別を外部からつけることの困難さなどから、その測定値を得ることは一般に困難である。従来の理論や実験結果から次のように近似できる。相互効果の程度から判断して $D_{01}=D_{02}=D_{03}=0$ 、 $D_{13}=D_{31}=0$ 、 $D_{23}=0$ とみなしてよい。また同様に、 $D_{10}+D_{20}=0$ 、 $D_{11}+D_{21}=0$ と近似できる。

以上より、通常の状態に対しては(2-11)式は次のように書ける。

$$q = -D_{00} \nabla T \quad (2-12a)$$

$$J_{1w} = -D_{10} \nabla T - D_{11} (\nabla \mu_{1k} - F_w) - D_{12} \nabla P \quad (2-12b)$$

$$J_{1k} = -D_{20} \nabla T - D_{21} (\nabla \mu_{1k} - F_w) - D_{22} \nabla P \quad (2-12c)$$

$$J_{2w} = -D_{30} \nabla T - D_{32} \nabla P - D_{33} (\nabla \mu_{2k} - F_w) \quad (2-12d)$$

風圧等により外部からの圧力差が加えられる場合や、強加熱等による多孔体内部での水分の相変化（蒸発）速度が大きく圧力上昇の生じる場合を除けば、通常 $\nabla P = 0$ とみなすことができる。したがって、その場合に必要な式は、 D_{00} 、 D_{10} ・・・を、その内容を明示するために、以下の記号を用いて次のように表現される。

$$D_{00} \equiv \lambda, \quad D_{10} \equiv \lambda_{Tg}', \quad D_{30} \equiv \lambda_{Tg}', \quad D_{11} \equiv \lambda_{\mu g}', \quad D_{33} \equiv \lambda_{\mu k}'$$

$$q = -\lambda \nabla T \quad (2-13a)$$

$$J_{1w} = -\lambda_{Tg}' \nabla T - \lambda_{\mu g}' (\nabla \mu_{1k} - F_w) \quad (2-13b)$$

$$J_{2w} = -\lambda_{Tg}' \nabla T - \lambda_{\mu k}' (\nabla \mu_{2k} - F_w) \quad (2-13c)$$

また、(2-13b)式と(2-13c)式の足し合わせにより全水分流に対する拡散方程式は以下となる。

$$J_w = -\lambda_{T'}' \nabla T - \lambda_{\mu}' (\nabla \mu - F_w) \quad (2-14)$$

ただし、

$$\lambda_{\mu}' = \lambda_{\mu g}' + \lambda_{\mu k}', \quad \lambda_{T'}' = \lambda_{Tg}' + \lambda_{Tg}'$$

多孔質体内の含水率が十分大きく、水蒸気流 $J_{1w} = 0$ のときの $J_w = J_{2w}$ の式は広義のDarcyの式であり、 λ_{μ}' はDarcy式の水分伝導率の値と一致する。また、このとき $\lambda_{T'}' \equiv 0$ となり、 $\lambda_{T'}' / \rho_w = \lambda_p'$ である。

水分伝導率 $\lambda_{T'}'$ 、 λ_{μ}' は含水率（水分の化学ポテンシャル）および温度の関数であり、その

値は乾燥時から飽水時までの含水率の全範囲にわたって、含水率および温度に強く依存し、常数として取り扱うことは一般にできない。

2-2-3 支配方程式

多孔質の微小容積について、水分および熱の収支式をたてる。ただし、以下の仮定を用いる。

- (1)多孔質体内部の水分は気・液相間で常に平衡している（水分の局所平衡仮定）。
- (2)多孔質体内は均質であり、等方性を有する。
- (3)Hysteresis（履歴）は存在しない。

これらの仮定の下で、多孔質体の微小容積について、水分収支式をたてると、気相および液相水分のそれぞれについての水分収支は以下となる。

$$\frac{\partial (\Phi_0 - \phi) \rho_v}{\partial t} = -\nabla J_{1w} - W \quad (2-15)$$

$$\frac{\partial \phi \rho_w}{\partial t} = -\nabla J_{2w} + W \quad (2-16)$$

ただし、 Φ_0 は絶乾時の材料の空隙率（ $\Phi_0 - \phi$ は含水率 ϕ の時の空隙率）、 W は気相から液相に相変化した水分量（ $\text{kg/m}^3\text{s}$ ）、 t は時間（s）を示す。

(2-15)および(2-16)式の和より水分収支式は

$$\frac{\partial}{\partial t} [(\Phi_0 - \phi) \rho_v + \phi \rho_w] = -\nabla J_w \quad (2-17)$$

通常 $(\Phi_0 - \phi) \rho_v \ll \rho_w$ であるので $(\Phi_0 - \phi) \rho_v$ の寄与は無視できるので、水分収支式は次式となる。

$$\frac{\partial \phi \rho_w}{\partial t} = -\nabla J_w \quad (2-18)$$

J_w および J_{1w} 、 J_{2w} は拡散方程式(2-14)および(2-13b)、(2-13c)式で与えられる。(2-18)式の J_w は温度 T を含むから、水分収支のみで水分場の解析はできず、温度 T に関する関係式が必要である。

熱収支を同様に微小容積について、エンタルピー I を用いてたてると、

$$\frac{\partial}{\partial t} [(1 - \Phi_0) I_s \rho_s + \phi I_{2w} \rho_{2w} + (\Phi_0 - \phi) (I_v \rho_v + I_a \rho_a)]$$

$$= -\nabla (J_{2w} I_w) - \nabla (J_{1w} I_v) - \nabla (J_a I_a) - \nabla q \quad (2-19)$$

ここで、各相のエンタルピーは以下で表される。

$$I_i = C_i (T - T_0) + r_{i2w} |_{T=T_0} \quad (2-20)$$

これより、(2-19)式のエンタルピー I_i を含む各項は、

$$\begin{aligned} \frac{\partial \phi_i I_i \rho_i}{\partial t} &= I_i \frac{\partial \rho_i \phi_i}{\partial t} + \rho_i \phi_i \frac{\partial I_i}{\partial t} \\ &= I_i \frac{\partial \rho_i \phi_i}{\partial t} + \rho_i \phi_i C_i \frac{\partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad (2-21)$$

$$\begin{aligned} \nabla J_i I_i &= I_i \nabla J_i + J_i \nabla I_i \\ &= I_i \nabla J_i + J_i C_i \nabla T \end{aligned} \quad (2-22)$$

(2-21)、(2-22)式より、(2-19)式は次のように書ける。

$$\begin{aligned} & [(1 - \Phi_0) C_a \rho_a + \phi C_{2w} \rho_{2w} + (\Phi_0 - \phi) (C_v \rho_v + C_a \rho_a)] \frac{\partial T}{\partial t} \\ & + [C_{2w} \rho_{2w} T - (C_v \rho_v T + r \rho_v + C_a \rho_a T)] \frac{\partial \phi}{\partial t} \\ & + (\Phi_0 - \phi) (C_v T + r) \frac{\partial \rho_v}{\partial t} + (\Phi_0 - \phi) \frac{\partial \rho_a}{\partial t} \\ & = -C_{2w} T \nabla J_{2w} - C_v T \nabla J_{1w} - C_a T \nabla J_a + r \nabla J_{1w} - \nabla q \\ & - C_{2w} J_{2w} \nabla T - C_v J_{1w} \nabla T - C_a J_a \nabla T \end{aligned} \quad (2-23)$$

また、気相、液相水分収支式(2-15)、(2-16)式および乾燥空気の収支式

$$\frac{\partial (\Phi_0 - \phi) \rho_a}{\partial t} = -\nabla J_a \quad (2-24)$$

を用いると(2-23)式は

$$\begin{aligned} & C_a \rho_a \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial (\Phi_0 - \phi) \rho_v}{\partial t} \times r \\ & = -r (\nabla J_{1w} + W) - \nabla q - C_{2w} J_{2w} \nabla T - C_v J_{1w} \nabla T - C_a J_a \nabla T \end{aligned} \quad (2-25)$$

潜熱移動 $(-r (\nabla J_{1w} + W))$ は、一般に $\nabla J_{1w} \gg W$ より W の寄与は無視できるので、結局(2-25)式は次のように書ける。

$$\frac{\partial C_a \rho_a T}{\partial t} = -\nabla q - r \nabla J_{1w} - C_v J_{1w} \nabla T - C_{2w} J_{2w} \nabla T - C_a J_a \nabla T \quad (2-26)$$

2-2-4 本論で用いる基礎方程式

通常、土壌内は水分の局所平衡が成立するものと考えられ、したがって、 $\mu = \mu_{21} = \mu_{11}$ と取り扱ってもよい。したがって、本論におけるフィールド実験結果の解析には、水分収支式(2-18)および熱収支式(2-26)を基礎方程式に用いる。ただし、比較的密度の大きな多孔質体では、通常の条件下では、水分および乾燥空気移動による顕熱移動項は一般に無視し得るほど小さく、実験結果の解析においてもこの影響は無視する。移流項の影響については、第8章で別途検討を行う。

(2-18)式、(2-26)式に(2-13a)～(2-13c)式の拡散方程式を代入し、本論で用いる基礎方程式が得られる。ただし、平衡含水率式 $\phi = f(\mu, T)$ の温度依存性は小さいので $\phi \approx f(\mu)$ より $\partial f / \partial T|_{\mu} \approx 0$ とする。

水分の移動方程式

$$\rho_1 \left(\frac{\partial \phi}{\partial \mu} \right) \frac{\partial \mu}{\partial t} = \nabla \lambda'_{\mu} (\nabla \mu - F_w) + \nabla \lambda'_{T} \nabla T \quad (2-27)$$

熱の移動方程式

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (C \rho T) &= \nabla \lambda \nabla T + \nabla r \lambda'_{\mu g} (\nabla \mu - F_w) + \nabla r \lambda'_{T g} \nabla T \\ &= \nabla (\lambda + r \lambda'_{T g}) \nabla T + \nabla r \lambda'_{\mu g} (\nabla \mu - F_w) \end{aligned} \quad (2-28)$$

ここで、 $\frac{\partial (\Phi_0 - \Phi)}{\partial \mu} = \frac{\partial \phi}{\partial \mu}$ は平衡関係式より得られ、この物理的性質より $\rho_w \frac{d\phi}{d\mu}$ は水分容量と呼ばれる。式(2-27)、(2-28)を第6章における実験結果の解析の基礎式とした。

2-2-5 地表面での境界条件

本論では降雨、日射等の外乱の地盤内熱・水分性状に対する影響および蒸発・凝縮による相変化熱の地表面温度に与える影響を考慮して検討を行うため、地盤地表面の境界は第三種境界条件を用いる。

空気に接する固体表面では、対流による伝達層と相似な水分伝達層が生じる。気体内拡散方程式を用い、対流熱伝達と相似な取扱いを行うことにより、湿気伝達率 α_m (kg/m²sPa) が定義できる。空気の水蒸気圧、固体表面の水蒸気圧をそれぞれ $p_{v,0}$ 、 $p_{v,i}$ (Pa) とすると、伝達層を流れる水分流(水蒸気流) $J = J_g$ (kg/m²s) は

$$J = \alpha_m (\rho_{v_o} - \rho_{v_i}) \quad (2-29)$$

となる。あるいは ρ_{v_o}, ρ_{v_i} のかわりに絶対湿度 X_o, X_i を用いると、

$$J = \alpha_x (X_o - X_i) \quad (2-30)$$

熱と水分の拡散の相似性より

$$\frac{\alpha_c}{\alpha_x C_s} = Le \quad (2-31)$$

ただし、 α_c は対流による熱伝達率、 $C_s = C_{p_a} (1 + X)$ は空気の定圧比熱、 Le は Lewis 数である。無次元数である Le は $Le \leq 1$ であり、Reynolds 数の違い等その流れ方によってもその値は変わるが、通常 $Le \approx 1$ と近似できる。この時、

$$\frac{\alpha_c}{\alpha_x C_s} = 1 \quad (2-32)$$

この関係を Lewis 関係と呼ぶ。

水分移動ポテンシャルに化学ポテンシャル μ を用いると式(2-29)に対応する式は、

$$J = \alpha_\mu (\mu_o - \mu_i) + \alpha_T (T_o - T_i) \quad (2-33)$$

式(2-29)から

$$\alpha_\mu = \alpha_m \frac{\partial \rho_v}{\partial \mu}, \quad \alpha_T = \alpha_m \frac{\partial \rho_v}{\partial T} \quad (2-34)$$

したがって、 $\mu = R_w T \ln(\rho_v / \rho_{v(T)})$ の定義式より $\partial \rho_v / \partial \mu$ 、 $\partial \rho_v / \partial T$ の値は求まる。これらは、 μ および T の関数で、常数として用いることはできない。 α_μ, α_T は混乱を避けるために、通常、水分伝達率と呼び湿気伝達率と区別されている。

熱伝達はよく知られているように $q = \alpha (T_o - T)$ で表現される。ただし、 α は総合熱伝達率 (W/m^2K) である。

地表面の境界条件は地表面における熱・水分の収支より求めることができる。

水分収支より、

$$-\lambda_\mu \left(\frac{\partial \mu}{\partial n} - n F_w \right) - \lambda_T \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha_\mu (\mu_o - \mu) + \alpha_T (T_o - T) + J_R \quad (2-35)$$

熱収支より、

$$\begin{aligned}
& -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} - r \left[\lambda'_{\mu_g} \left(\frac{\partial \mu}{\partial n} - n F_w \right) + \lambda'_{T_g} \frac{\partial T}{\partial n} \right] \\
& = (\alpha + r \alpha_T) (T_o - T) + \alpha_\mu (\mu_o - \mu) + q_s + q_e
\end{aligned} \tag{2-36}$$

ただし、 n は固体表面の内法線ベクトルの方向、 μ_o は外気の水分化学ポテンシャル(J/kg)、 T_o は外気温(K)、 J_R は降雨量(kg/m²s)、 q_s は日射による熱流(W/m²)、 q_e は低温輻射による熱流(W/m²)である。

$$\text{また、} J_R > \lambda'_{\mu} \left(\frac{\partial \mu}{\partial n} - n F_w \right) + \lambda'_{T} \frac{\partial T}{\partial n}$$

の場合には、地表面に水の層が形成される。この時、水分流に対する境界条件は、

$$\mu_g = g h_1 \tag{2-37}$$

$$h_1 = \frac{1}{\rho_w} \int \left[J_R + \lambda'_{\mu} \left(\frac{\partial \mu}{\partial n} - n F_w \right) + \lambda'_{T} \frac{\partial T}{\partial n} \right] dt \tag{2-38}$$

ここで、 g は重力(m/s²)、 h_1 は地表面の水の層の厚さ(m)、 μ_g は境界上の水分の化学ポテンシャル(J/kg)を示す。

初期条件は、 $t = 0$ で、

$$T = \xi_T(x, y, z), \quad \mu = \xi_\mu(x, y, z) \tag{2-39}$$

式(2-27)、(2-28)を上記の境界条件および初期条件で解けば、解すなわち多孔質体内の温度 T 、水分の化学ポテンシャル μ が得られる。上述の式は、多孔質体内含水率の範囲に無関係に、自由水を含む高含水率から低含水の蒸気拡散支配域までの全領域に対して適用することができる。 λ'_{μ} 、 λ'_{T} 等の伝導率や水分容量 $\rho_w \partial \phi / \partial \mu$ は T 、 μ に強く依存するので、その意味で上述の方程式は、かなり強い非線形性を持つ方程式である。したがって、解析解を得ることは困難であり、一般には、数値的解法が用いられる。

2-3 第2章のまとめ

地盤内熱性状を予測するための地盤内熱水分の移動方程式として、多孔質材料中での熱水分移動方程式を示した。この理論基礎式は、松本によって定式化されたもので、局所平衡の仮定を置いて、熱および水分の移動ポテンシャルとして温度および自由水基準の水分の化学ポテンシャルを用いて表現したものである。また、この基礎式は地盤内部の水分状態が蒸気拡散支配状態から

飽水状態にわたるすべての含水率の範囲に対して適用できるもので、熱移動について伝導、対流、水分移動に伴う熱流を、水分の移動は液状水、水蒸気の形で起こるものを含んだ式となっている。

第3章 単純密閉型蓄熱井戸による年周蓄熱実験計画

3-1 はじめに

地盤は潜在力として膨大な熱容量を持っておりそれを適切に利用することができれば、有効な蓄熱媒体とすることが出来る[43][44]。その大容量性から長期の、例えば年周期のオーダの変動の平準化が可能であり、これを有効に利用できれば、エクセルギー損失の非常に少ない冷暖房が実現できる。一方、地盤は固体であるため、水等の流体に比して熱の移動速度が非常に小さく、また蓄熱は主として顕熱であるため、必要とする容量は大きくなる。そのため、利用できる蓄熱量を大きくするためには十分な伝熱面積を確保することが必要となる。したがって、地盤の有効利用を図るには、その伝熱性状の十分な把握が必須となる。また蓄熱それ自体には、エネルギーの取得あるいは生産はないから蓄熱に伴う周囲環境への熱損失は、そのままエネルギー、エクセルギーの損失となる。この損失が蓄熱システムを導入することによるシステム全体としての省エネルギー量以下でなければそのシステムを導入する価値はない。したがって、蓄熱システムとして有効に使用するためには、十分な精度の温度場、熱流場の予測が必要となる。以上のような点を十分考慮すれば、地盤は有効な蓄熱媒体であり、特に変動の大きい自然エネルギーの利用には有用であると言える。

我国の大部分がそうであるように、冷房と暖房が必要な場合には、それに必要な年間のエネルギーは、それぞれの和すなわち負荷の絶対値の和で与えられる。もしこれを年間を通じて完全に時間的に平均化できれば、それに必要なエネルギーは、負荷の単純和となり、その省エネルギー効果は極めて大きくなる[61]。すなわち、熱需要が時間的に変動しそれが正、負である場合には、蓄熱は非常に有効な手段となる。さらに、年平均の外気温度が住環境に要求される室温に近い場合には、熱損失が小さくなり、蓄熱によるエネルギーの有効利用効果はさらに増大する[44]。一方、この様な場合には、利用する温度と蓄熱温度の差は小さく、そのため必要な熱量を供給するためには、一般には非常に大きな伝熱面積が必要となる。この欠点を避けるためには、よく知られているように、ヒートポンプを用いるのが適切な方法であると言える。換言すると、ヒートポンプの熱源(source/sink)として有効である。

本章では、上述の観点から地盤による年周蓄熱について、その省エネルギー有効性の確認および地盤の熱特性の把握を目的として行った、実物大単純密閉型サーマルウェルを用いた2年間にわたるフィールド実験の計画、計測方法の概要および蓄熱井戸への熱供給の基本概念について述べる。また、実験地盤の土質調査結果についても述べる。

3-2 実験概要

地盤を年周期の長期蓄熱媒体として、地盤への熱供給を行う。すなわち、冬期は暖房用ヒートポンプの温熱源、夏期は冷房用の冷熱源として地盤の利用を考える。対象とする地盤内熱源方式（熱交換器）は、最も単純な鉛直埋設型サーマルウェルを用いる。サーマルウェルは、地下水の水質汚染を防ぐため底蓋付きの密閉型とする。地盤からの採熱あるいは地盤への放熱は熱搬送媒体であるサーマルウェル内循環水を仮想負荷側（恒温水槽）循環水と熱交換させることによって行う。実験概要図を図3-1に示す。なお実験は、地盤の年周期利用を考えるために2年間（1991年11月～1993年11月）にわたって行った。

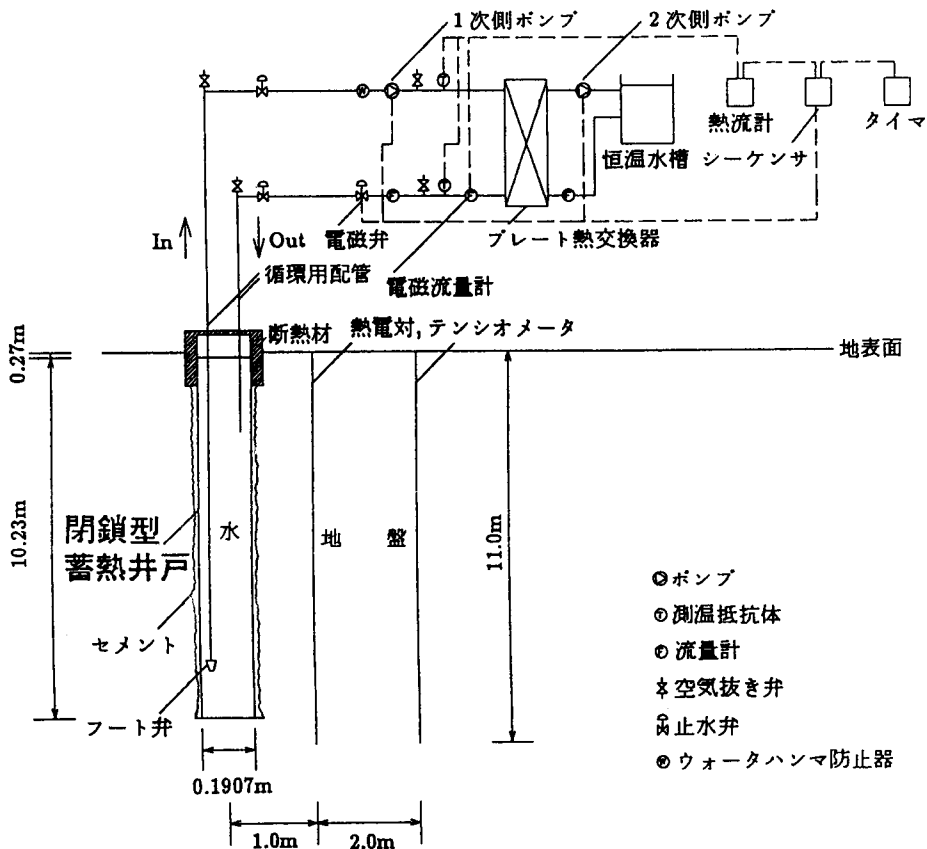


図3-1 実験概要図

3-3 実験装置

3-3-1 サーマルウェルの形状および設置方法

実験は、神戸大学工学部敷地内で行った。図3-2に実験位置図を示す。サーマルウェルおよび地盤内部温度、地盤内水分化学ポテンシャル測定用センサ（T型熱電対、テンシオメータ）を埋設するために、神戸大学工学部風洞実験室に隣接した3箇所でボーリングを行った。Boring No.1は、サーマルウェル埋設用で、孔径250mm、掘進長10.3m、Boring No.2、No.3はNo.1からそれぞれ1.0m、3.0m離れた地点にセンサー埋設用として孔径86mm、掘進長11mのボーリングである。

実験に用いたサーマルウェルは長さ10.5m、外径190.7mm、肉厚5.3mmの底蓋付きの構造用炭素鋼管であり、これをBoring No.1に挿入し、外部空隙には、セメントミルクを注入し固定した。また、サーマルウェル上部から地表面下580mmまでの深さ地点の外部表面には、外気温の日変動による影響を考慮して、厚さ150mmのポリスチレンフォーム保温材を取付け断熱を図っている。サーマルウェル内部容量は255ℓで、内部には、内部水循環用配管として外径22mmの塩化ビニル管が2本設置されている。内部水吸引側は、サーマルウェル内水面から8.5mの地点に、吐出側は1.5mの地点にそれぞれ管の先端が位置している。サーマルウェル詳細図を図3-3に、サーマルウェル設置状況写真を写真3-1にそれぞれ示す。

Boring No.2 および No.3 におけるセンサー埋設方法は、熱電対およびテンシオメータ挿入後、周辺空隙に砂を充填した。

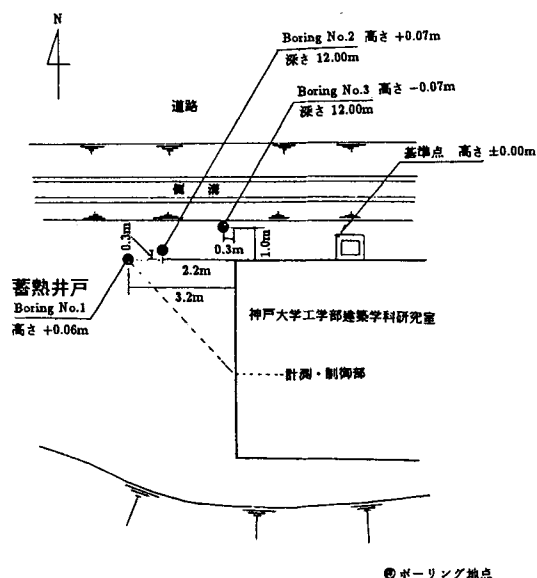


図3-2 実験位置図

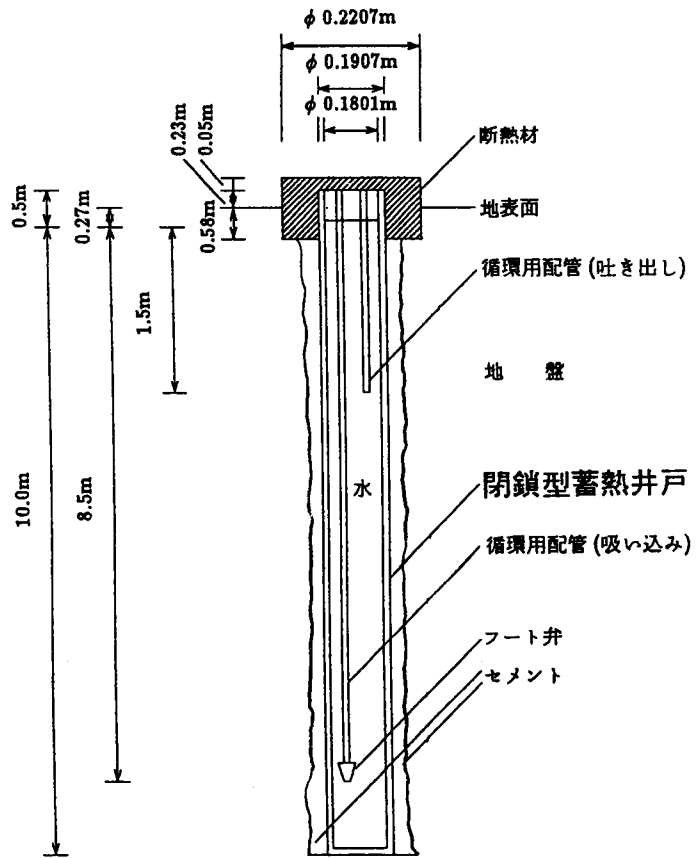


図 3 - 3 サーマルウェル詳細図



写真 3 - 1 サーマルウェル設置状況

3-3-2 仮想負荷装置およびその他周辺装置

サーマルウェルへの熱供給は、サーマルウェル内部水を循環し、プレート式熱交換器を用いて仮想負荷装置である恒温水槽内部循環水と熱交換させることによって行った。使用したプレート式熱交換器の仕様を表3-1に、仮想熱源装置（恒温水槽）の仕様を表3-2に示す。

サーマルウェル内部水循環用配管には、循環ポンプ停止時にサーマルウェル内への落水防止対策として、サーマルウェル内吸引側にフート弁、ポンプ吐出位置に電磁弁を設置した。また、配管中には、循環流量測定用の電磁式流量計、フロート式流量計、供給熱量制御用の白金測温抵抗体が設置されている。

なお、白金測温抵抗体の位置は、実験1年目の'91年11月～'92年11月まではプレート式熱交換器出入口に設置したが、1年目の実験結果から循環配管中での損失が比較的大きかったので、2年目はサーマルウェル直上の出入口位置に変更した。

表3-1 プレート式熱交換器の仕様

設計圧力	伝熱面積	寸 法	重 量	片側内要領
5.0 kg/cm ²	0.073 m ²	39mm×241mm×86mm	2.5 kg	0.081 lit.

表3-2 仮想熱源装置の仕様

使用温度範囲	-10℃～70℃
温度精度	±0.05～0.5 degree
温度調節方式	サーミスタ時間比例制御ゼロクロス式によるヒータ制御
温度設定方式	本体の設定ダイヤル
温度表示	デジタル式（設定温度／槽内温度表示切り替え方式）
ヒーター	1.8 kW
冷凍機	空冷密閉型、600W
冷却能力	約900 kcal/hour
安全器	漏電ブレーカー（過電流ブレーカー兼用）、高温安全器、凍結安全防止装置、冷凍機高温カット回路、フロート式空焚き防止安全器、センサー異常診断回路
水槽内寸法	285 mm×385 mm×300 mm
水槽容量	約26 lit.
外形寸法	405 mm×565 mm×920 mm
総重量	約74.8 kg
電源	AC100V、30A

3-4 実験方法および計測方法

3-6項で求める蓄熱井戸への供給熱量に基づき、1991年11月19日12:00から1993年11月25日12:00の2年間（2周期間）にわたって実負荷実験を行った。

実験装置の運転開始は24時間周期のタイマにより行った。蓄熱井戸への供給熱量の日変動による影響は小さいことが予測されるので、毎日正午に、ポンプ吐出側電磁弁に開信号を送り、続いて1次側（蓄熱井戸内水循環側）ポンプの運転を開始する。1次側配管内積算熱量計により、その日の所要積算熱量に達した段階で、1次ポンプ吐出側電磁弁に閉信号を送り、続いて1次ポンプを停止させる。これらの運転制御は、シーケンサ、タイマ、積算熱量計で行った。なお、1日の熱供給運転により、所要熱量に達しなかった場合には、翌日の午前10時に強制的に運転を停止する。したがって、1日の熱供給運転は最長で22時間である。

制御用シーケンサのシーケンス回路図を図3-4に示す。但し、Y1は1次側循環ポンプ、Y5は電磁弁、X0はタイマ、X2は熱量計からの発信パルスを示す。

1次側ポンプの循環流量は300ℓ/h（一部期間360ℓ/h）の定流量とし、プレート熱交換器出入口温度差は2.0degree程度とし単位時間当たりの供給熱量は600kcalを目安とした。2次側（恒温水槽循環側）ポンプの循環流量は400ℓ/hの定流量とし、恒温水槽の設定温度は、前日の実験熱供給運転時間を考慮して、適宜微調整を行った。なお、2次側ポンプは恒温水槽内攪拌のため、連続運転とした。

蓄熱井戸を埋設した地盤は、平坦地盤であったが、図3-2に示すように蓄熱井戸の中心から3.0mの計測地点は蓄熱井戸埋設地点より0.13m低い。蓄熱井戸内水面位置は図3-3に示すように、地表面より0.27m低く、また、蓄熱井戸水面位置は蒸発や井戸上部からの若干の降雨の浸透により数cm変化する。現場実験技術上、これらの設置誤差は許容できる範囲であると考え、以下では、これらの誤差はないものとして実験実測値を検討する。

計測項目を表3-3、計測箇所を図3-5～3-7に示す。但し、表中の半径方向は蓄熱井戸中心からの距離である。

地表面から深さ5.0mの蓄熱井戸表面熱流計は、蓄熱井戸から地盤への熱拡散の等方性を確認するため2箇所に取り付けた。取付箇所を図3-8に示す。

地盤内温度、地表面温度測定にはCu-Coのシース熱電対（材質SUS316、φ1.6mm）を用い、その他の温度測定にはCu-Coの熱電対（平行テフロン被覆、φ0.2mm）を用いた。

循環用配管内水温は、配管中に設置した銅管内熱電対により、瞬時定常として計測した。なお、銅管挿入口はシリコンで密閉し、周囲は断熱を施した。

計測は、1時間間隔の自動計測とし、計測データはデータロガー内のメモリに蓄える。データロガー内のメモリ内の計測データは、コンピュータ内のハードディスクへデータ転送する。なお、熱流計および日射計データは、10秒毎の計測データの1時間毎の平均値である。

デンシオメータによる地盤内水分量測定は、1日間隔で目測を行った。

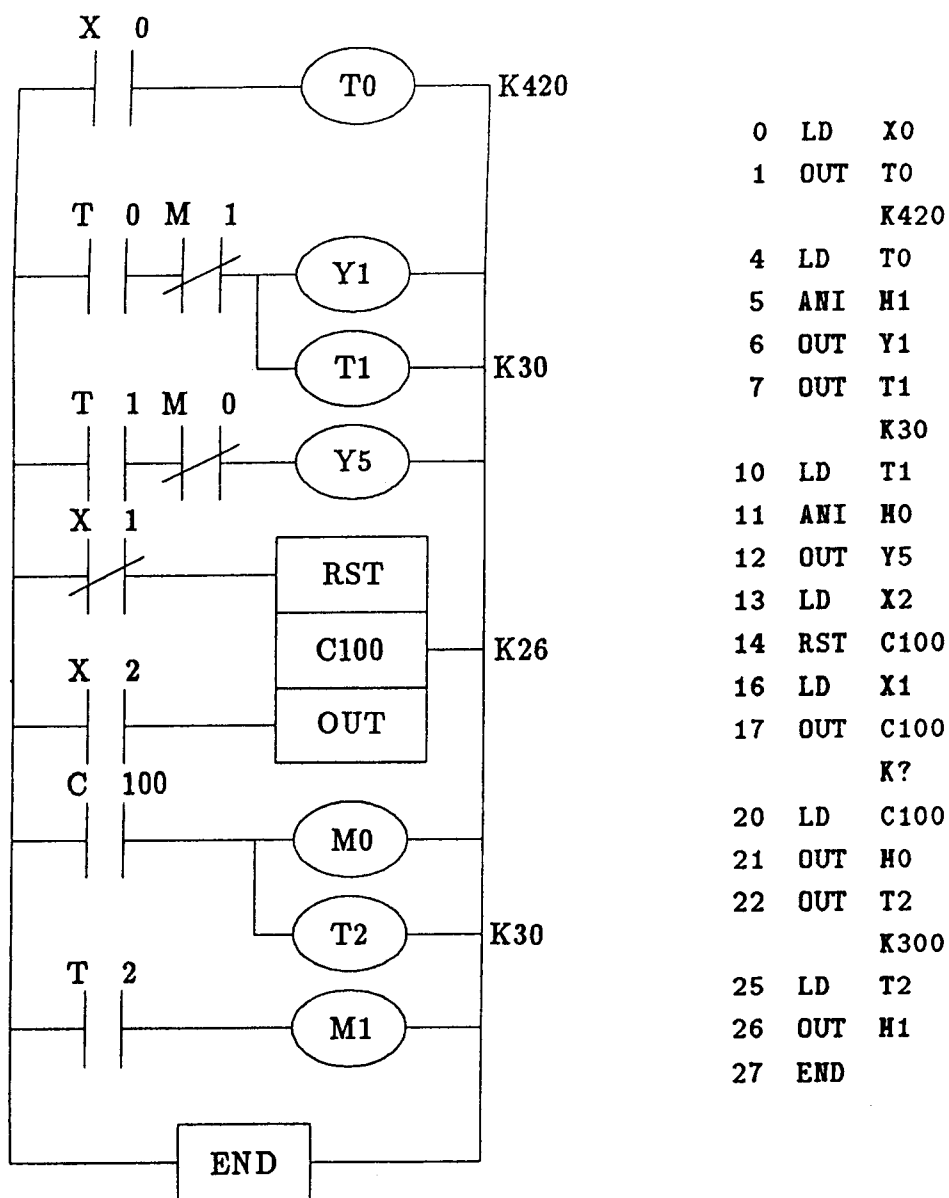


図3-4 実験装置制御用シーケンス回路図

表3-3 計測項目

項目	設置場所		測定点数
	半径方向	深さ方向	
熱電対			
蓄熱井戸内水温		1.0m, 1.5m, 2.5m, 5.0m, 8.0m	5
蓄熱井戸表面温度	0.0m	1.5m, 5.0m	2
地表面温度	1.0m, 3.0m, 5.0m	0.0m	3
地盤内温度	1.0m	1.0m, 1.5m, 2.5m, 5.0m, 8.0m, 11.0m	6
	3.0m	1.0m, 1.5m, 2.5m, 5.0m, 8.0m, 11.0m	6
断熱材温度	0.95m	-0.1m, 0.4m	2
	1.00m	-0.1m, 0.4m	2
	1.10m	-0.1m, 0.4m	2
配管内温度		吸い込みNo. 1, 4†	2
		吐き出しNo. 1, 4*	2
配管表面温度		吸い込みNo. 1, 2, 3, 4†	4
		吐き出しNo. 1, 2, 3, 4*	4
保温筒温度		吸い込みNo. 2	1
恒温水槽内水温		恒温水槽内	1
外気温		百葉箱内	1
計測室内温度		計測室内	1
計測室の床面温度		計測室内	1
熱流素子			
地表面熱流	1.0m, 3.0m, 5.0m	0.0m	1
蓄熱井戸表面熱流		1.5m, 5.0m(2)	3
テンシオメータ			
地盤内水分化学ポテンシャル	1.0m	0.1m, 2.5m, 5.0m	3
	3.0m	0.1m, 2.5m	2
セラミック土壌水分計			
地盤内水分化学ポテンシャル	1.0m	0.1m	1
ヴァイサラ型温湿度計		百葉箱内	1
アスマン型温湿度計		百葉箱内	1
電気抵抗式温湿度計		百葉箱内	1
ネオ式全天日射計		計測室屋上	1
アルベドメータ		蓄熱井戸付近の地表面	1
転倒降雨量計		計測室屋上	1

†, *の配管内温度および配管表面温度はそれぞれ蓄熱井戸-プレート熱交換器間側配管の温度であり、蓄熱井戸から熱交換器へ順に1, 2, 3, 4である。

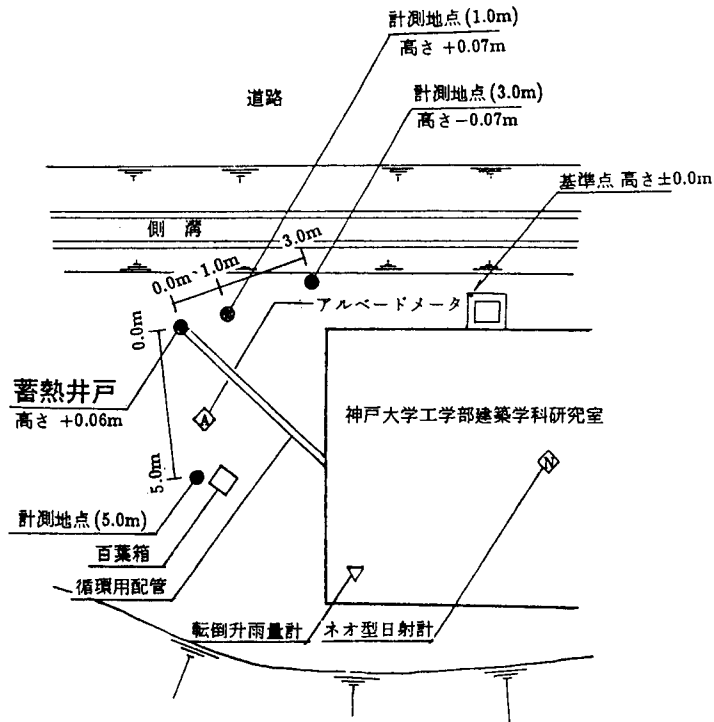


図3-5 計測点位置図(平面)

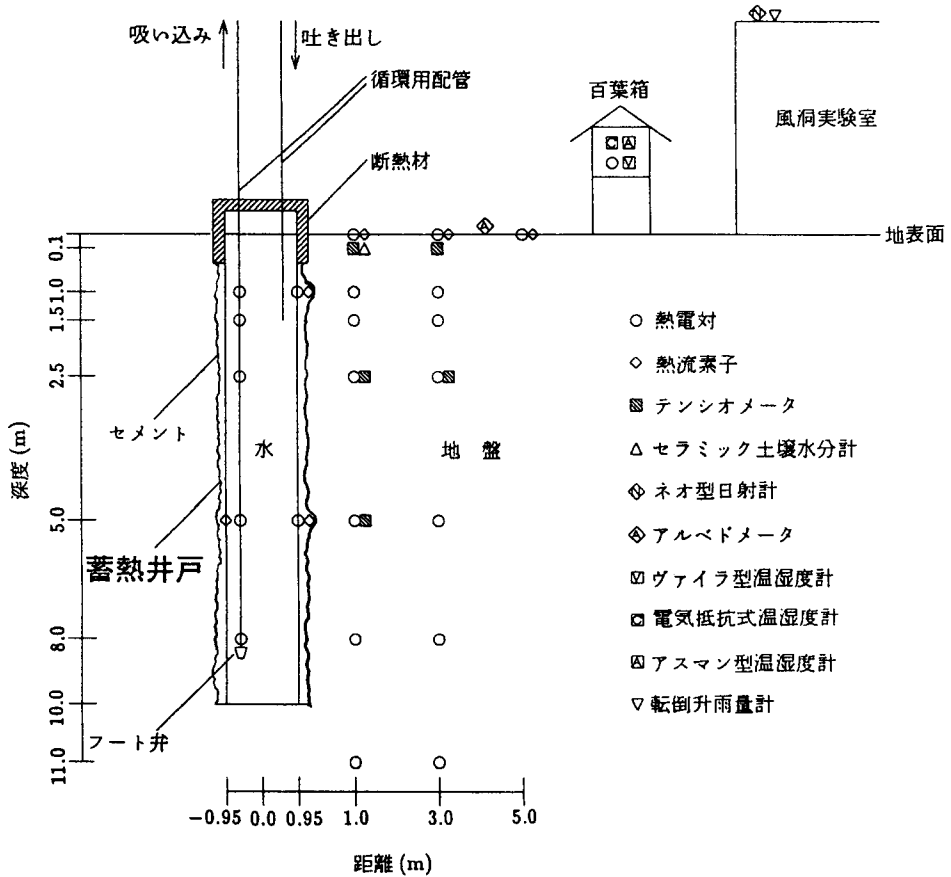


図3-6 計測点位置図(蓄熱井戸および地盤内)

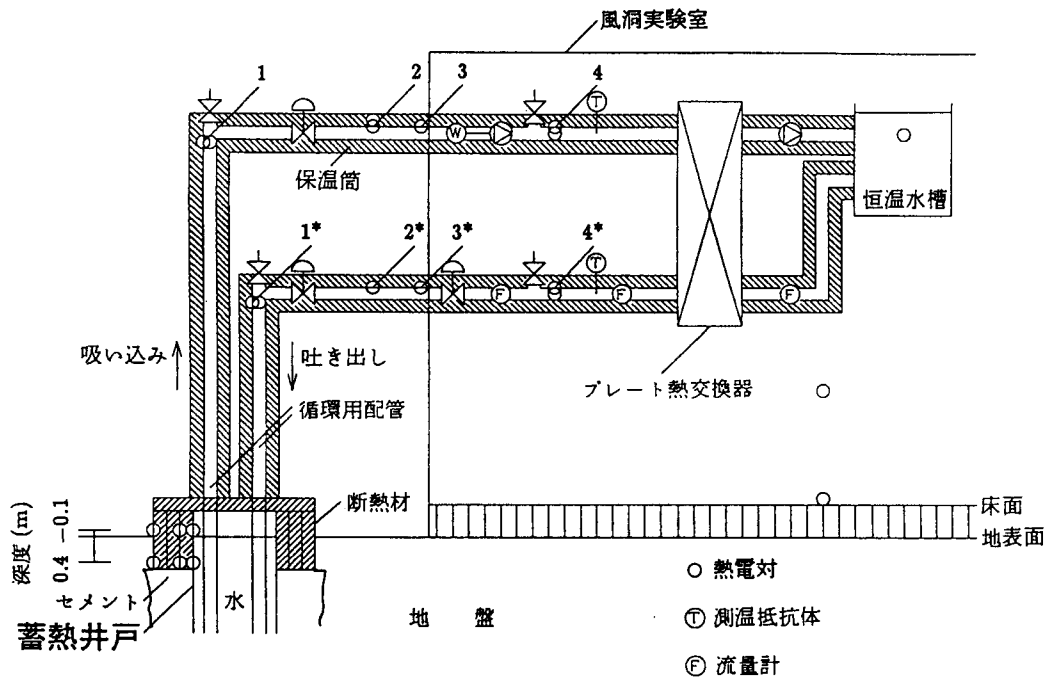


図3-7 計測点位置図 (システム)

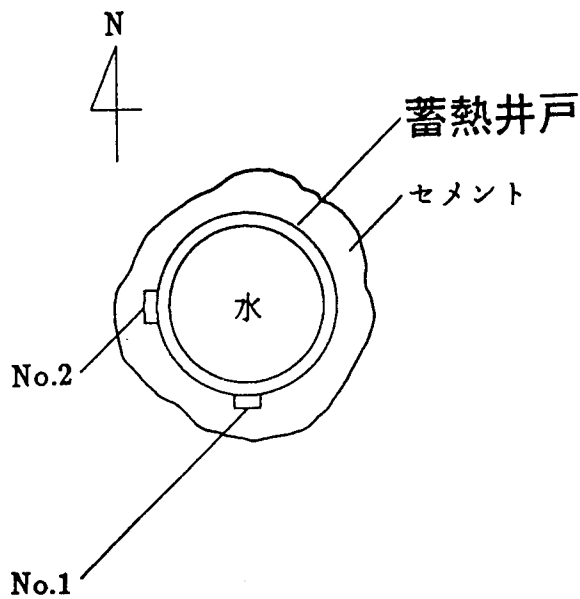


図3-8 熱流素子取り付け箇所 (蓄熱井戸表面, 深さ5m)

3-5 実験場所の地盤特性

3-5-1 実験地盤の土質

蓄熱井戸および地盤内温度・地盤内水分化学ポテンシャル測定用のセンサを埋設するために、3箇所でボーリングを行った。Boring No.1は蓄熱井戸埋設用、Boring No.2、No.3はセンサ埋設用である。コアサンプリングはBoring No.2で行った。図3-9に計測結果として土質柱状図を示す。

図3-9に示すように、実験場所における土質は、地表面から順に、細砂質3.0m、砂状化した風化花崗岩4.0m、それ以下は一部砂状化した風化花崗岩であり、概ね砂で代表される。実験開始前の孔内泥水位は地表面下5.3mであった。

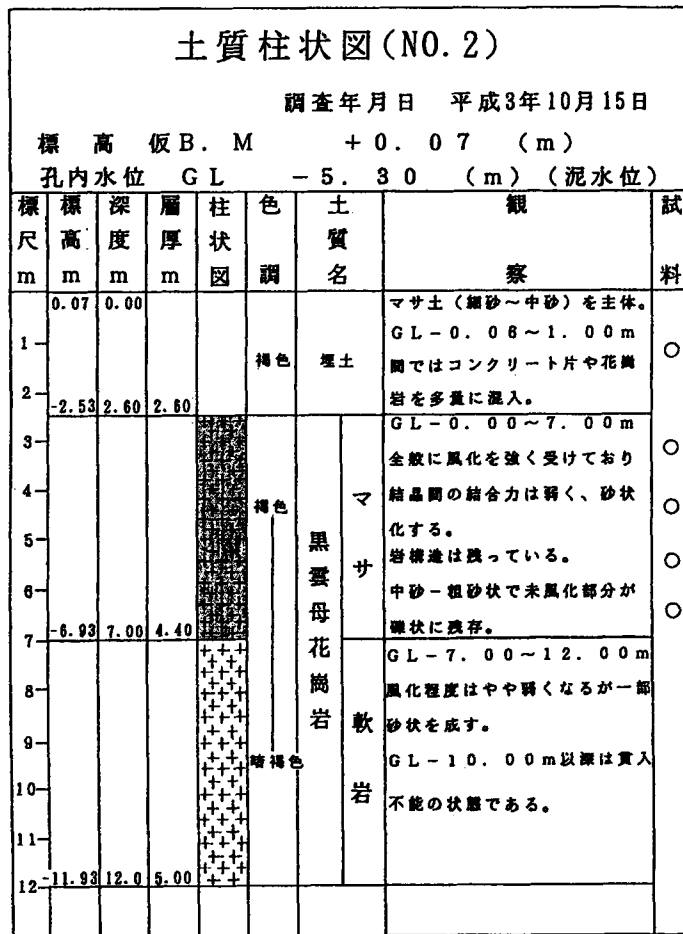


図3-9 土質柱状図

3-5-2 地表面近傍の粒径分布

実験地の地表面近傍の土壌の粒径構成、密度の測定を行った。以下に測定方法を示す。

【測定法】

1. 試料に水を流しながらふるい（径 $63\mu\text{m}$ ）にかける。
2. ふるいを通過したものA（粒径 $63\mu\text{m}$ 以下）、ふるいを通過しなかったものB（粒径 $63\mu\text{m}$ 以上）をそれぞれ乾燥させる。
3. Bを径の大きいふるいから順にかけていき、通過したものの重量を測定する。
4. Aは密度（3回の平均値）を測定し、セディグラフ（X線透過式粒度分布測定装置）で粒径組成を測定する。

測定結果を表3-4～3-6に示す。表3-5に示すように、地表面近傍の地盤の粘土特性は、礫分0.0%、砂分74.2%、シルト分17.9%、粘土分7.9%であった。

表3-4 粒径組成

粒径 (μm)	全体質量 (g)	質量 (g)	重量百分率 (%)	容器質量 (g)
2000以下	75.55	13.39	100.0	62.16
1000以下	73.40	11.24	83.9	62.16
500以下	72.88	10.72	80.1	62.16
250以下	70.77	8.61	64.3	62.16
125以下	68.00	5.84	43.6	62.16
63以下	65.62	3.46	25.8	62.16
5以下			7.9	62.16

表3-5 粘性特性

	粒径 (μm)	重量百分率 (%)
礫分	$2000 < D$	0.0
砂分	$63 < D \leq 2000$	74.2
シルト分	$5 < D \leq 63$	17.9
粘土分	$D \leq 5$	7.9

表3-6 密度

	全体質量 (g)	質量 (g)	容器質量 (g)	容器体積 (cm ³)	密度 (g/cm ³)
測定前	18.640	3.540	15.100		
測定後	18.623	3.523	15.100	1.336	2.637

3-5-3 地盤の含水率鉛直方向分布

コアサンプリング試料を用いて、含水率の測定を行った。測定法は土の含水比試験(JSF T 121)による。測定結果を表3-7に示す。但し、DEPTHは深さ、 m_a は(試料+容器)質量、 m_c は容器質量、 ϕ は重量含水率(%)を示す。

表3-7 鉛直方向の含水率分布

DEPTH (m)	1.15~1.45			3.15~3.45		
試料No.	1	2	3	4	5	6
m_a (g)	34.34	37.53	39.21	52.53	47.22	43.74
m_b (g)	32.89	35.88	37.52	50.27	45.30	41.81
m_c (g)	8.05	8.14	8.22	8.13	8.18	8.18
ϕ (%)	5.84	5.94	5.77	5.36	5.17	5.17
平均含水率 ϕ (%)	5.85			5.42		

DEPTH (m)	4.15~4.37			5.15~5.27		
試料No.	7	8	9	10	11	12
m_a (g)	44.94	40.96	43.72	39.16	39.04	36.34
m_b (g)	42.50	38.91	41.45	36.42	36.38	33.79
m_c (g)	8.22	8.03	8.13	8.03	8.12	8.26
ϕ (%)	7.12	6.64	6.81	9.65	9.41	9.99
平均含水率 ϕ (%)	6.86			9.68		

DEPTH (m)	6.15~6.25		
試料No.	13	14	15
m_a (g)	40.26	43.40	38.94
m_b (g)	37.48	40.24	36.20
m_c (g)	8.08	8.00	8.23
ϕ (%)	9.46	9.80	9.80
平均含水率 ϕ (%)	9.69		

3-5-4 地表面近傍の含水率・水分化学ポテンシャル関係

実験地盤の地表面近傍の含水率・水分化学ポテンシャル関係を調べるために、地表面近傍の土の体積含水率および水分化学ポテンシャルの測定を行った。測定結果（測定日1992年2月4日）を表3-8に示す。

図3-10に、Jury[62]によって统一的に測定された Plainfield Sand の含水率・水分化学ポテンシャル関係と表3-8に示した値の平均値を示す。図3-10に示すように、実測値は Plainfield Sand の含水率・水分化学ポテンシャル関係と一致する。また、3-5-2節で示した地盤粒径分布の実測結果を併せて考慮すると、本実験値における地盤は Jury によって測定された Plainfield Sand に極めて性状が近いと推定される。

表3-8 地表面近傍の含水率と水分化学ポテンシャル

Radius(m)	7.0	
Depth(m)	0.1	
試料NO.	1	2
m_a (g)	55.70	54.50
m_b (g)	51.55	51.06
m_c (g)	8.95	8.86
V_c (m ³)	33.45	33.45
ϕ (%)	9.74	9.74
平均値	8.95	
ϕ (%)	12.40	10.28
平均値	11.34	
γ	1.40	1.36
平均値	1.38	
Radius(m)	1.0	3.0
Depth(m)	0.1	
μ	-8.10	-7.34
平均値	-7.73	

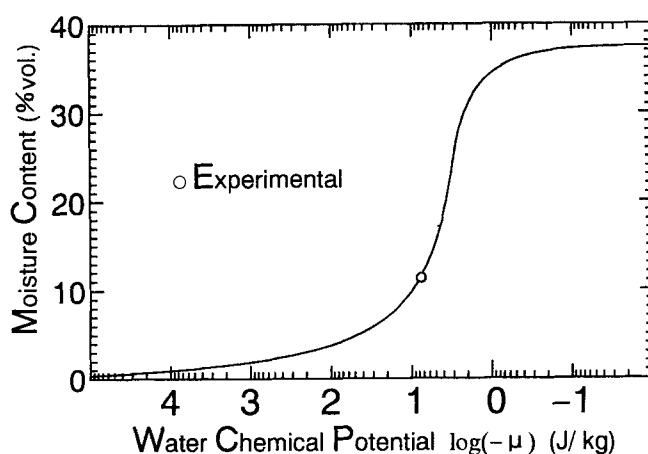


図3-10 含水率-水分化学ポテンシャル曲線

3-6 サーマルウェルへの供給熱量

地盤をヒートポンプ熱源として利用する場合、先述のように、システム全体の熱損失が最小となるように、すなわち、地盤に負荷する1周期間の積算熱量は0となるように運用することが、エネルギー利用の観点からは適切であると言える。したがって、蓄熱装置の熱効率を評価し、利用し得るエネルギー量を算定するためには、使用側の熱需要パターンから地盤に負荷すべき熱負荷パターンを決定し、これを用いて、負荷の絶対値の時間積分値と利用温度の関係を求める必要がある。本実験においては、この温度が大略外気温度と等しい場合の負荷熱量を地盤への限界負荷熱量とする。もし、これ以上では、大気空気を熱源として利用する方が有利となるためである。

3-6-1 地盤井戸系熱収支式

フィールド実験における蓄熱井戸への供給熱量（負荷）算定には、蓄熱井戸についての熱収支から導かれる一質点地盤井戸系熱収支式[63]を用いる。本収支式の導出は以下の仮定に基づく。

1. 蓄熱井戸内水温は一様（完全混合）である。
2. 蓄熱井戸の熱伝導率は無限大（蓄熱井戸表面温度＝蓄熱井戸内水温）である。
3. 蓄熱井戸の肉厚は0（鋼管の熱容量は0）である。

[地盤井戸系熱収支式]

$$(c_w \rho_w V_w + \sum c_s \rho_s V_s) \frac{\Delta T_w}{\Delta t} = -\sum q_u + H \quad (3-1)$$

ここで、 c_w は水の定圧比熱(J/kgK)、 ρ_w は水の密度(kg/m³)、 V_w は蓄熱井戸の容積(m³)、 c_s は地盤のみかけ比熱(J/kgK)、 ρ_s は地盤のみかけ密度(kg/m³)、 V_s は蓄熱井戸表面に接する地盤の容積(m³)、 T_w は蓄熱井戸内水温(=蓄熱井戸表面温度)(K)、 t は時間(s)、 q_n は場所nでの蓄熱井戸表面熱流(J/sm²)、 H は蓄熱井戸への供給熱量(J/s)を示す。

蓄熱井戸表面熱流は q_n は次式で示される。

$$q_n = (\lambda + r \lambda_{T_g}') \frac{T_w - T_s}{\Delta n} + r \lambda_{\mu_g}' \frac{\mu_w - \mu_s}{\Delta n} \quad (3-2)$$

ここで、 $\lambda + r \lambda_{T_g}'$ は等価熱伝導率(W/mK)、 λ_{μ_g}' は水分の化学ポテンシャル勾配に対する気相水分伝導率(kg/msJ/kg)、 r は水の相変化熱(J/kg)、 μ_w は蓄熱井戸表面の水分の化学ポテンシャル(J/kg)、 μ_s は蓄熱井戸表面に接する地盤の水分化学ポテンシャル(J/kg)、 T_s は蓄熱井戸表面に接する地盤の表面温度(K)、 n は方向ベクトルを示す。

3-6-2 供給熱量算定

フィールド実験における蓄熱井戸への供給熱量は、第2章の地盤内熱水分同時移動の基礎方程式(2-27)~(2-39)式および地盤井戸系熱収支式(3-1)、(3-2)式により決定する。すなわち、実験に用いる蓄熱井戸内の水温が前述のように、大略外気温の年振幅(日平均気温)と同様となる熱量を算定する。本実験においては、実験地域(神戸)の外気温を目安とした。

計算対象を図3-11に示す。図3-11に示すように、円筒2次元系として取り扱う。解析対象の範囲は、蓄熱井戸の中心から半径方向10.0m、深さ方向は地表面下14.0mとする。

解析系は非線形であり、解析解が得られないため基礎式を差分化して数値的に解く。差分化は後述(第6章)の前進型有限差分を用いる。

初期条件を表3-9に示す。表3-9に示すように、地盤内温度および蓄熱井戸内水温の初期値は、神戸の年間平均値16.3°C(1980年~1990年)[64]とした。地盤内水分の化学ポテンシャルは-7.0J/kgとした。境界条件を表3-10に示す。地表面境界は、外界気象の影響を考慮するため第3種境界条件とした。

外気温は日変動による地盤内温度に与える影響は小さいものとして年変動のみとし、sin1項近似で与えた。

$$\theta_o = \theta_m - \theta_v \sin \omega(t-8) \quad (3-3)$$

$$\omega = 2\pi / (365 \times 24)$$

ここで、 θ_0 は外気温(°C)、 θ_m は外気温年平均値(=16.3°C)、 θ_y は外気温の年振幅(=11.3°C)、 t は時間(h) (11月1日AM0:00を $t=0$) である。

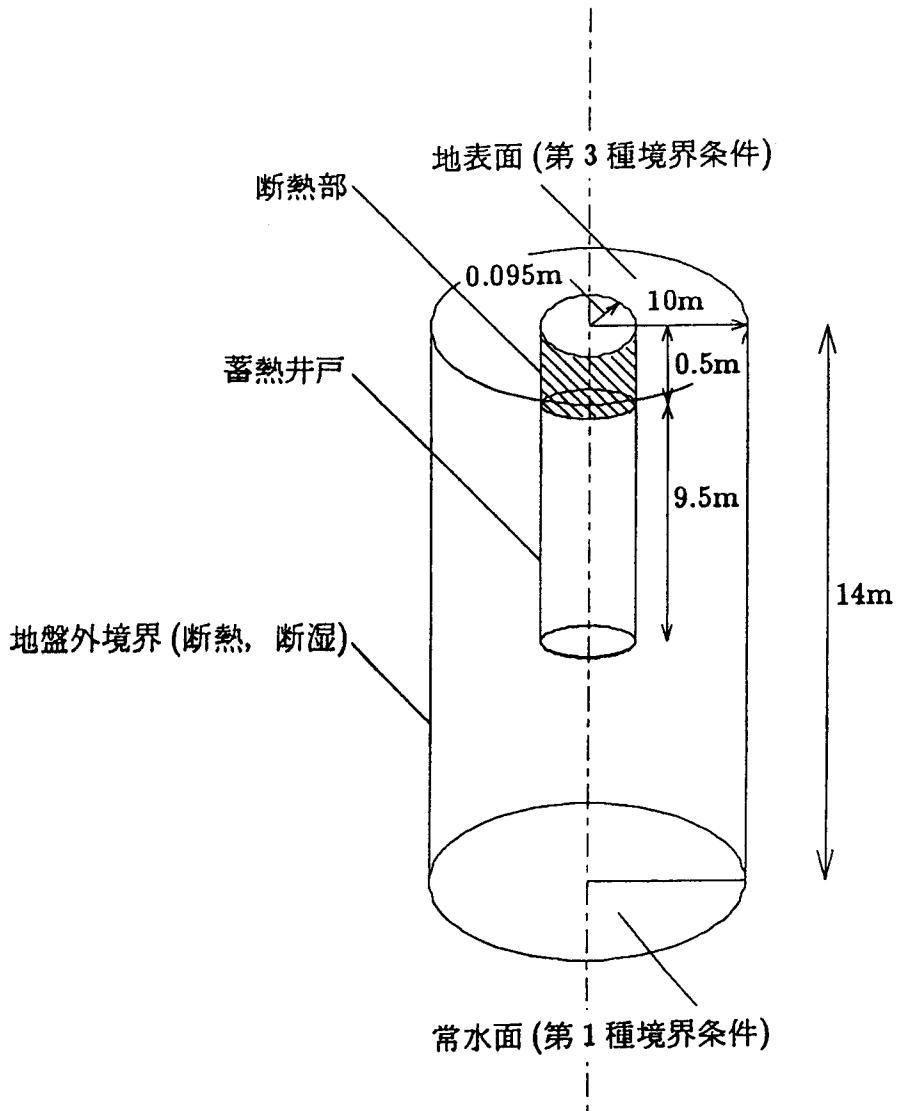


図3-11 解析対象

表 3 - 9 初期条件

		水分化学ポテンシャル(J/kg)
地盤内	16.3 (一様)	-7.0 (一様)
常水面	16.3 (一様)	-7.0 (一様)
蓄熱井戸内水	16.3 (一様)	-

表 3 - 1 0 境界条件

地表面	第 3 種境界条件
常水面	第 1 種境界条件
地盤外	断熱・断湿 (半径方向)
蓄熱井戸表面	= 蓄熱井戸内水温

降雨量および全天日射量は、月別平均値で与えた。したがって、降雨については、1年間を通じて小雨が降り続けている状態とした。

外気相対湿度は地盤内熱性状への影響は、非常に小さいと考えられるので簡略化のため年平均一定値(=68%)とした。

雲量についても、簡略化のため年平均値一定値(=雲量10分比6.6)とした。

地表面の日射吸収率は常用値である0.8、低温輻射は Brunt の式を雲量補正して与えた。

計算に用いた降雨量、全天日射量を表 3 - 1 1, 図 3 - 1 2, 1 3 に示す。

蓄熱井戸への供給熱量は、年間積算値が 0 となるように、外気温と同様に sin 1 項近似で与えた。

$$H = h_v \sin \omega t \quad (3-4)$$

ここで、Hは供給熱量(kcal/day)、 h_v は供給熱量の年振幅(kcal/day)を示す。

以上の条件の下で、蓄熱井戸内の水温が外気温年振幅とほぼ同様となる蓄熱井戸への供給熱量を算定した。計算は周期的定常解を得るために2年間にわたって行い、2年目の計算結果を解として実験に用いる設定値とした。

表3-11 月別降雨量と全天日射量

月	降雨量(平均値) (kg/m ²)	全天日射量(積算値) (MJ/m ²)
1	51	7.8
2	60	9.4
3	100	12.5
4	145	15.1
5	141	17.8
6	213	15.3
7	192	17.1
8	103	16.7
9	165	13.5
10	114	11.1
11	73	8.4
12	42	7.1
年間積算値	1399	151.8

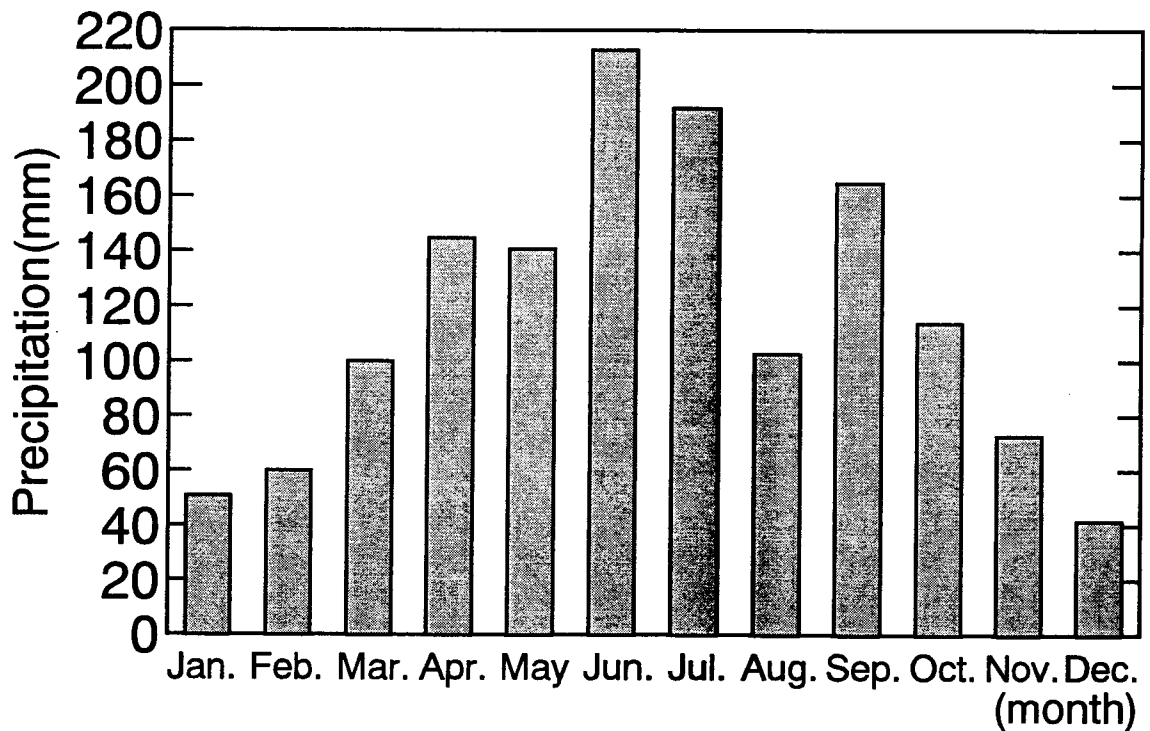


図3-12 降雨量(月別平均値)

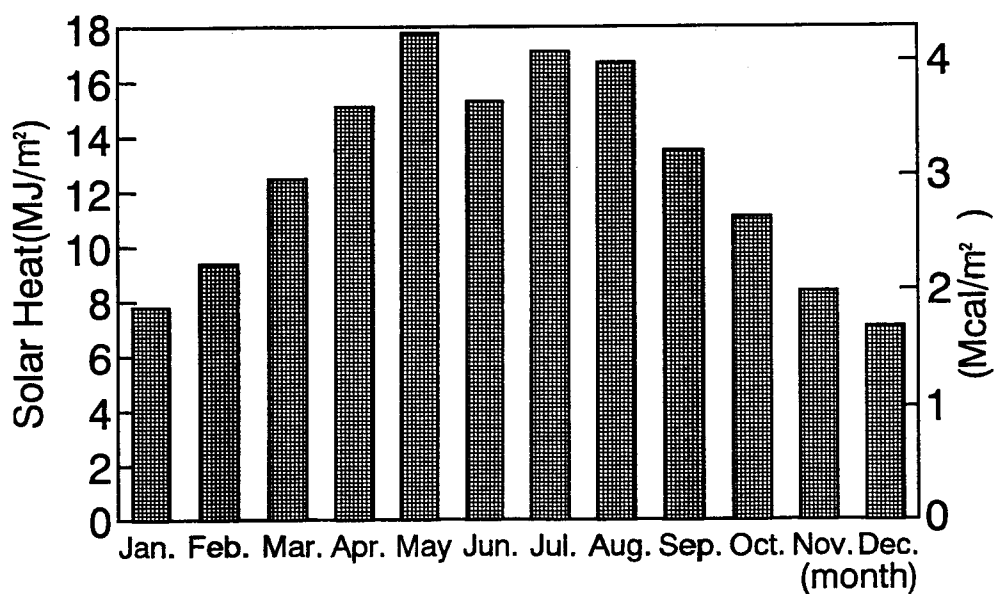


図3-13 全天日射量 (月別平均値)

計算結果を図3-14に示す。図3-14に示すように蓄熱井戸内水温年振幅が外気温年振幅とほぼ等しくなる場合の供給熱量年振幅は9000kcal/day(436W)となった。

実験においては、蓄熱井戸への熱供給をsin曲線で与えることは困難であるので、1年間(1周期)を14の期間に分割し、年間の積算熱量が等しくなるように離散化し供給熱量を設定した。実験における設定期間および設定熱量を表3-12、図3-15に示す。

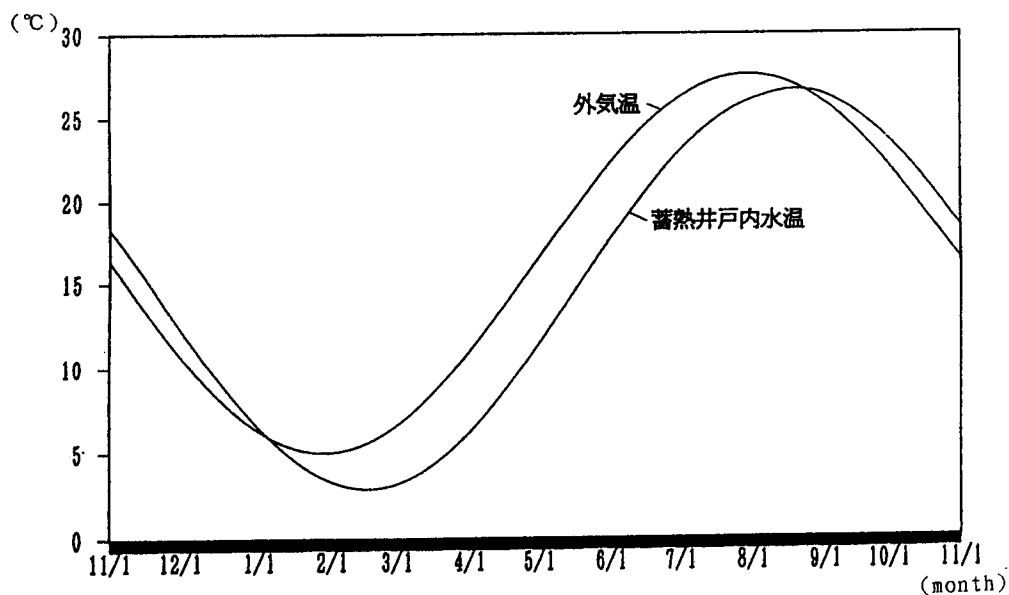


図3-14 蓄熱井戸内水温 (振幅9000kcal/day時)

表 3 - 1 2 設定熱量

設定期間	日数 (日)	設定熱量	
		(kcal/day)	(kJ/day)
'91/11/19~12/14	26	-2600	-10884
12/15~'92/1/12	28	-5200	-21767
1/13~2/7	26	-7800	-32651
2/8~3/1	23	-9000	-37674
3/2~3/27	26	-7900	-33070
3/28~4/22	26	-5200	-21767
4/23~5/18	26	-2600	-10884
5/19	1	0	0
5/20~6/14	26	+2600	+10884
6/15~7/10	26	+5100	+21349
7/11~8/5	26	+7700	+32233
8/6~8/31	26	+9000	+37674
9/1~9/25	25	+7700	+32233
9/26~10/22	27	+5100	+21349
10/23~11/17	26	+2600	+10884
11/18	1	0	0

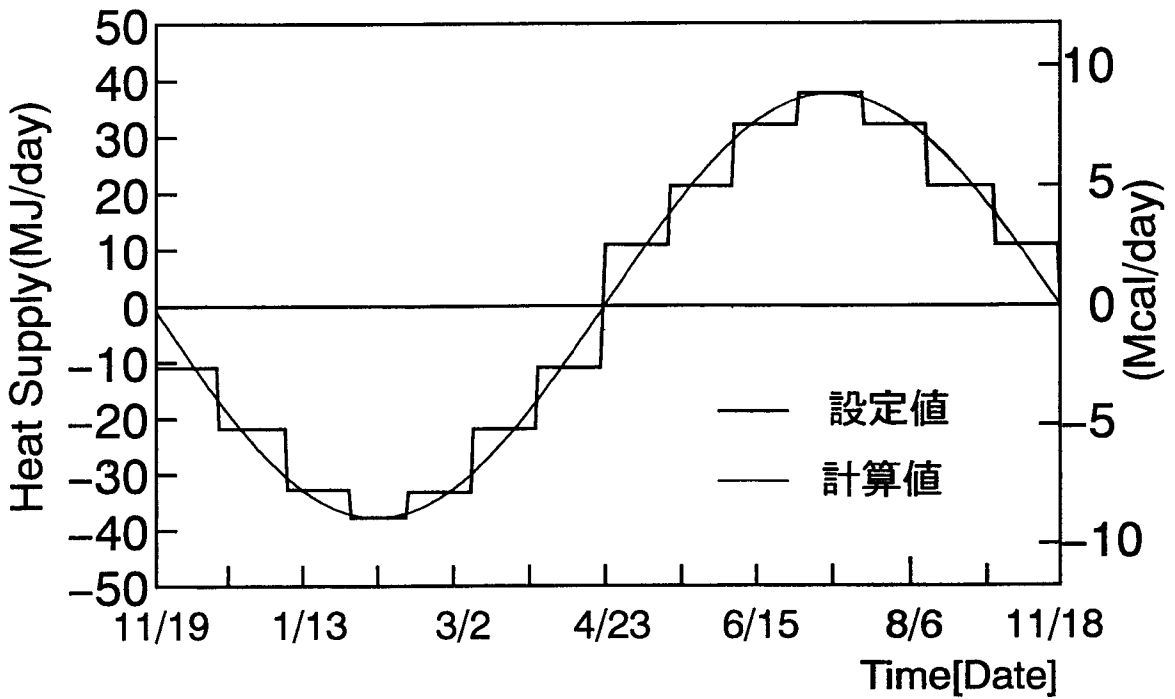


図 3 - 1 5 設定熱量

3-7 第3章のまとめ

1991年11月19日12:00～1993年11月25日12:00までの2年間（2周期間）にわたって行った、ヒートポンプ熱源を対象とした実物大密閉型蓄熱井戸によるフィールド実験の実験装置概要、実験方法および計測方法を示した。さらに、蓄熱井戸への熱供給の基本概念として、地盤に負荷すべき熱量の1周期間の積算値は0とすることが有効であることを述べ、実験において供給する熱量の算定結果を示した。また、実験地盤の土質調査により、本実験地盤の土質は Plainfield Sand に極めて性状が近いことを示した。

第4章 年周蓄熱実験結果と地盤内熱水分性状

4-1 はじめに

第3章で詳述した実験装置，実験方法および設定供給熱量に基づいて，長さ10m，外径190.7mmの蓄熱井戸による地盤蓄熱実験を1991年11月19日12:00～1993年11月25日の2年間にわたり行った。地盤蓄熱過程を詳細に検討するために，蓄熱井戸への供給熱量，蓄熱井戸内温度，蓄熱井戸表面熱流，蓄熱井戸表面温度，周辺地盤内温度，地表面温度，地表面熱流，地盤内水分化学ポテンシャル，外気温，外気相対湿度，全天日射量，降雨量，地表面の日射吸収率等の測定を行った。データ計測時間間隔は1時間間隔である。但し，地盤内水分化学ポテンシャル測定用のテンシオメータは1日間隔で測定を行った。本章では，これらの2年間の実験測定結果を示す。

4-2項では，第1年度（第1周期）の各計測結果を示し，その考察を行う。また，4-3項では第2年度の計測結果を示し第1年度計測結果と比較検討を行う。

なお，第2年度の計測結果は長きにわたる連続計測の結果，センサーの一部に劣化が生じ，測定不可能な状態となったものもあった。特に1993年6月頃から，蓄熱井戸への供給熱量を測定する熱量計測定値にノイズの混入が始まり，正確な供給熱量の測定が困難となっていることが，同年2ヶ月後のデータ処理の段階で明らかとなった。しかしながら，蓄熱運転を継続しながらの修理は不可能であると判断し，そのまま継続して実験を行った。したがって，蓄熱井戸への供給熱量のデータは第2年度冬期採熱運転時までのものとし，第2年度夏期以降のデータは第1年度の値から推定した値を参考値として示した。

4-2 第1年度実験結果

4-2-1 第1年度外界気象

実験測定場所での外界気象測定項目は第3章で述べたように，外気温，外気相対湿度，全天日射量，降雨量，地表面日射吸収率である。

第1年度（1991年11月19日12:00～1992年11月19日12:00）の外気温，外気相対湿度，全天日射

量, 降雨量を図4-1~4に示す。

なお, 全天日射量は研究室屋上の実測値であり周囲の影響がほとんどない状況での値である。降雨量については1991年11月19日~1991年12月16日の間データが得られていないので, 実験測定地に近い神戸海洋気象台のデータを示している。また, 外気相対湿度の一部期間は, 実験地百葉箱設置のアスマン型温湿度計と電気抵抗式温湿度計の実測値で更正を行った。

第1年度の外気温の最高気温は34.2°C, 最低気温は-0.6°C, 年平均値は16.0°C, 外気相対湿度の年平均値は62%, 全天日射量の年平均値は129W/m², 降雨量年間積算値は1210.5mmであり, いずれもほぼ例年通りの気象状態であった[64]。

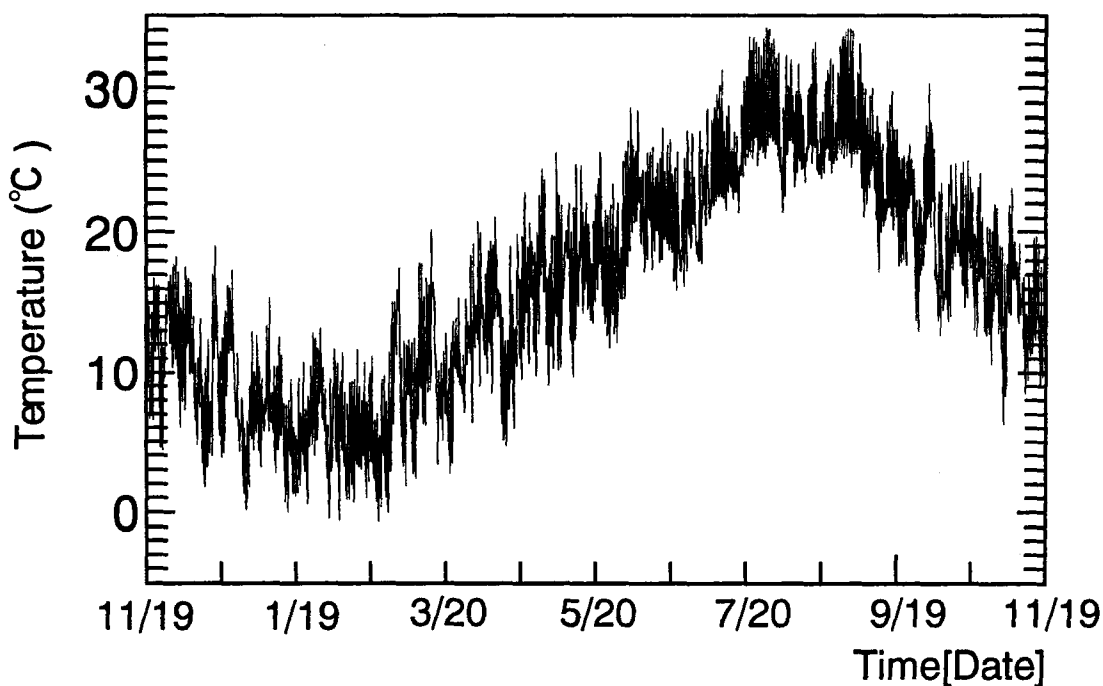


図4-1 第1年度外気温

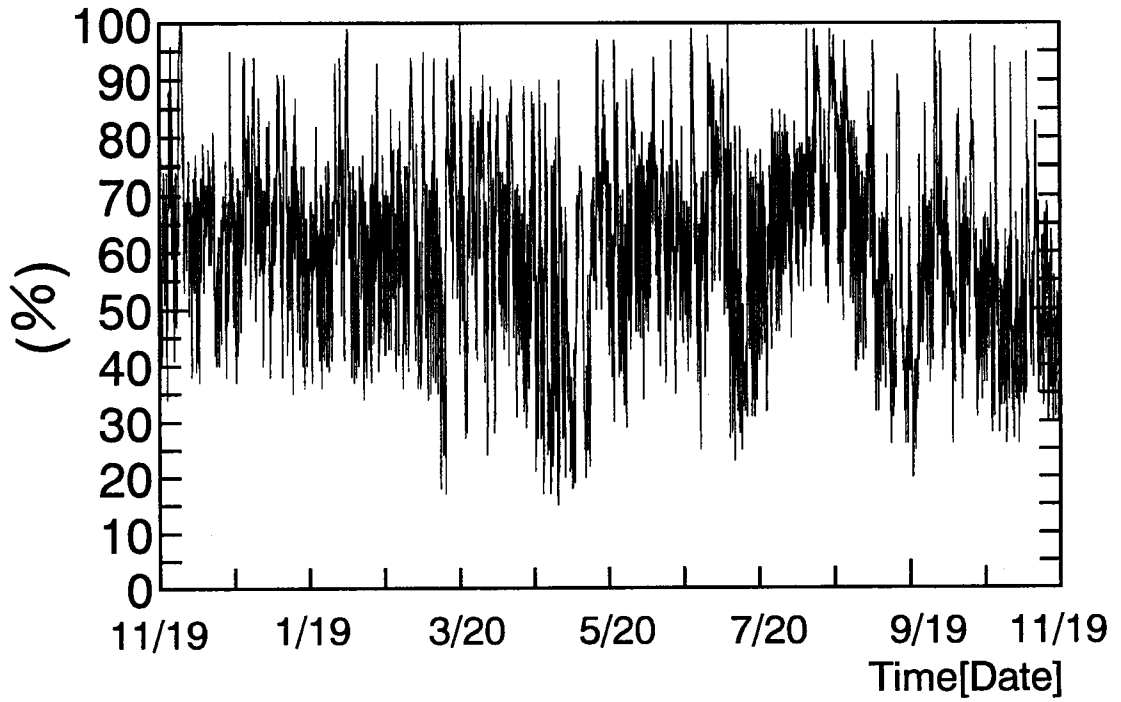


图 4 - 2 第 1 年度外気相对湿度

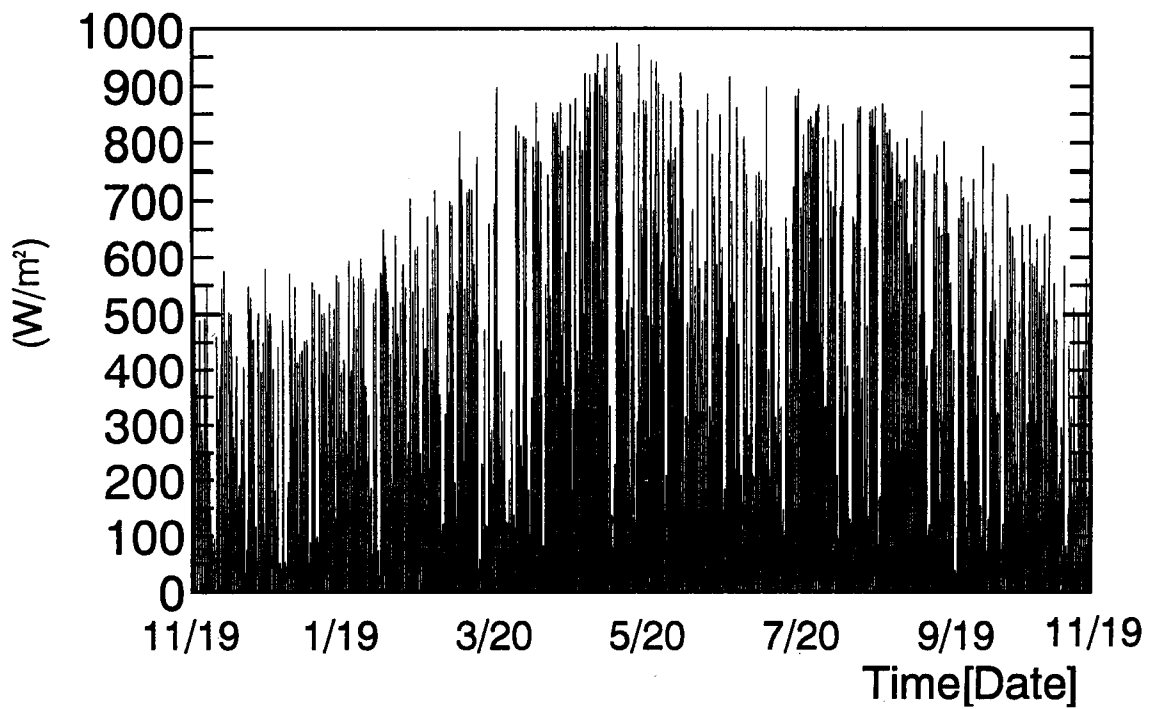


图 4 - 3 第 1 年度全天日射量

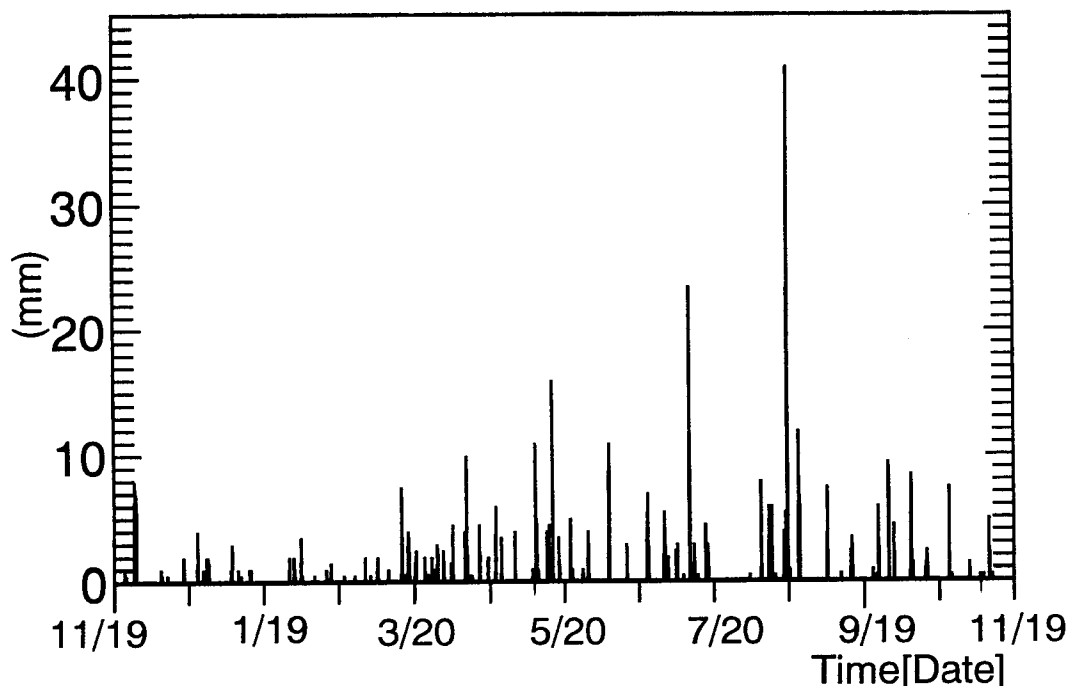


図 4 - 4 第 1 年度降雨量

図 4 - 5 に研究室屋上での全天日射量と蓄熱井戸近くでの全天日射量の比較を示す。但し、図中 No.1, No.2 はそれぞれ研究室屋上、蓄熱井戸付近での実測値を示す。図 4 - 5 に示すように、蓄熱井戸付近の実測値は研究室屋上の実測値よりもその値は小さく、周囲の建物等の影響を受けている。したがって、第 6 章以下の実測結果の解析には、当然のことながら蓄熱井戸付近での全天日射量データを用いる。

なお、研究室屋上の日射計はネオ型全天日射計を、蓄熱井戸付近の日射計にはアルベドメータを用いている。したがって、両測定機器間での誤差を検討する。誤差検討にはエプリ型全天日射計を用いて両測定機器の実測値を比較し、更正を行った。それぞれの測定比較結果を図 4 - 6, 7 に示す。図 4 - 6, 7 に示すように、両日射計測定値ともエプリ型日射計による測定値とほぼ一致しており、ネオ型全天日射計とアルベドメータとの機器間での誤差はないと言える。

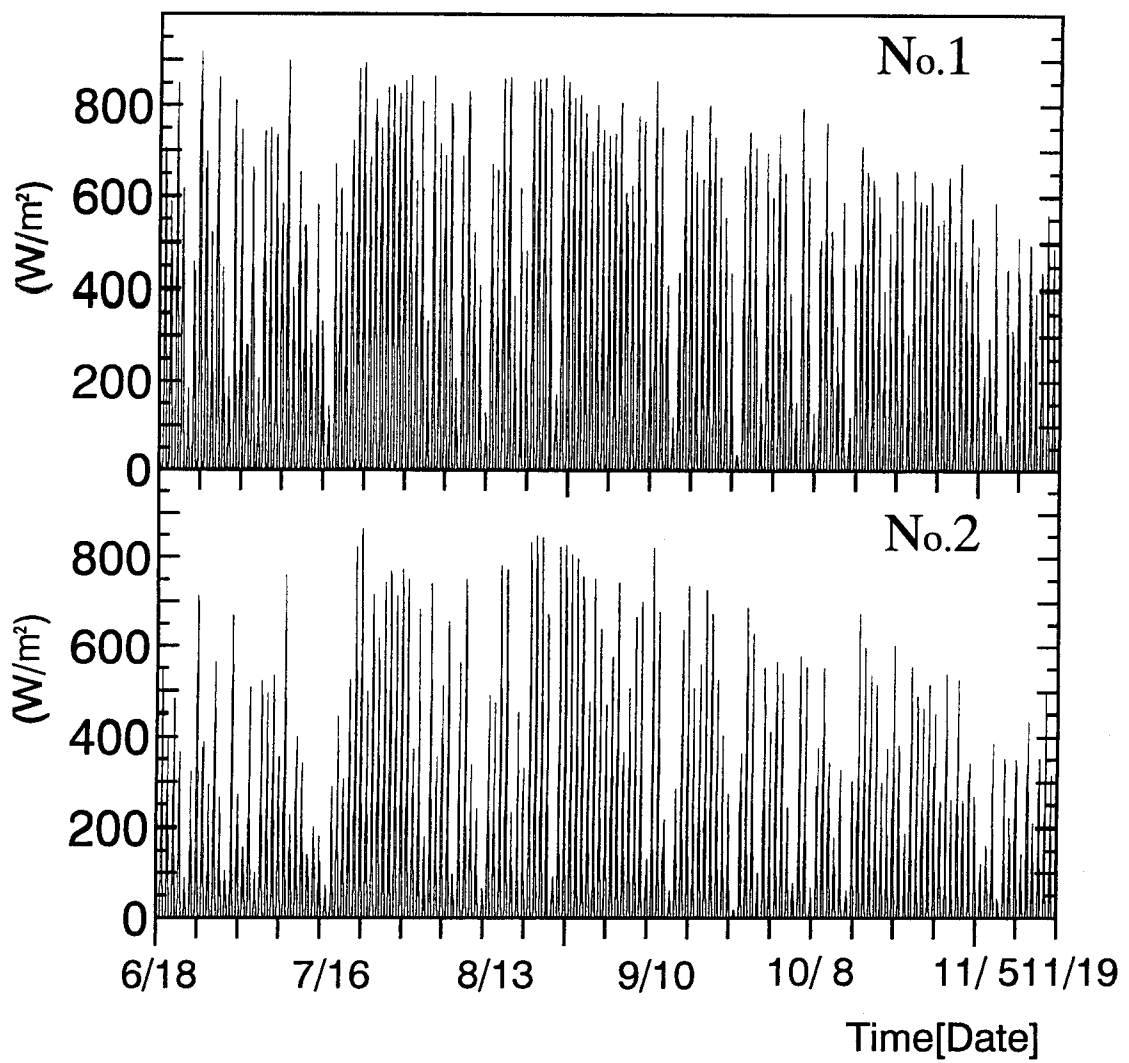


図4-5 計測室屋上と蓄熱井戸付近での全天日射量

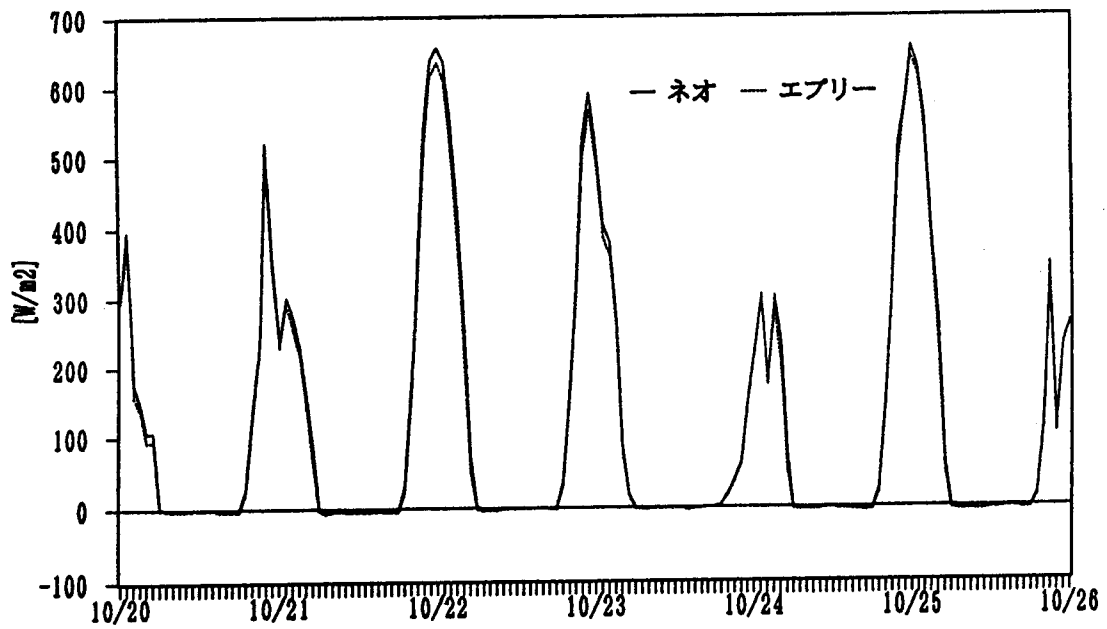


図 4 - 6 ネオ型全天日射計とエプリー型全天日射計による全天日射量

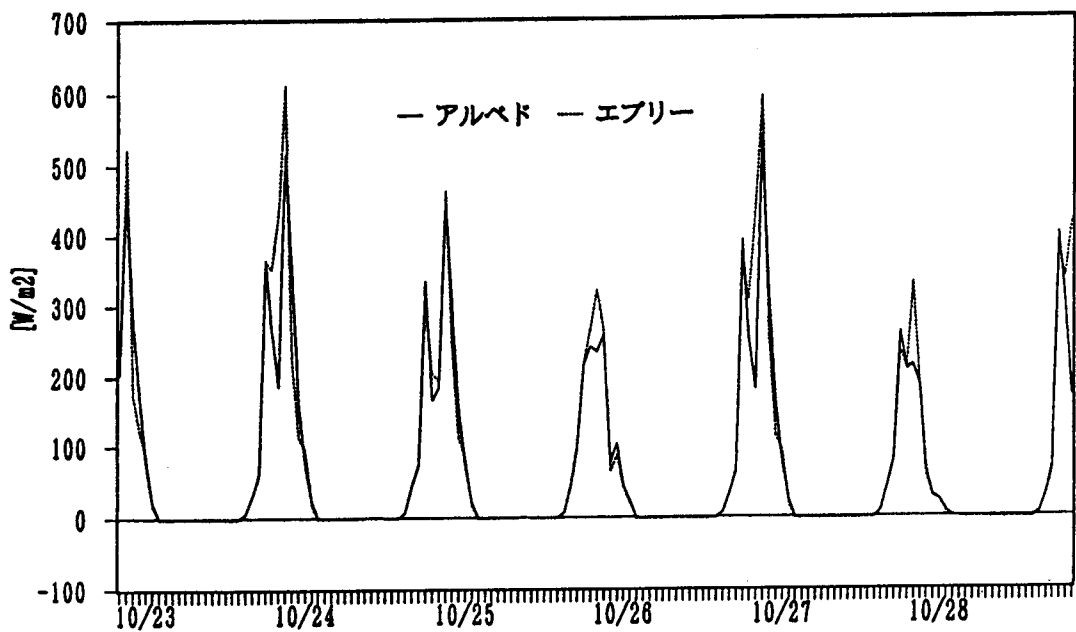


図 4 - 7 アルベドメータとエプリー型全天日射計での全天日射量

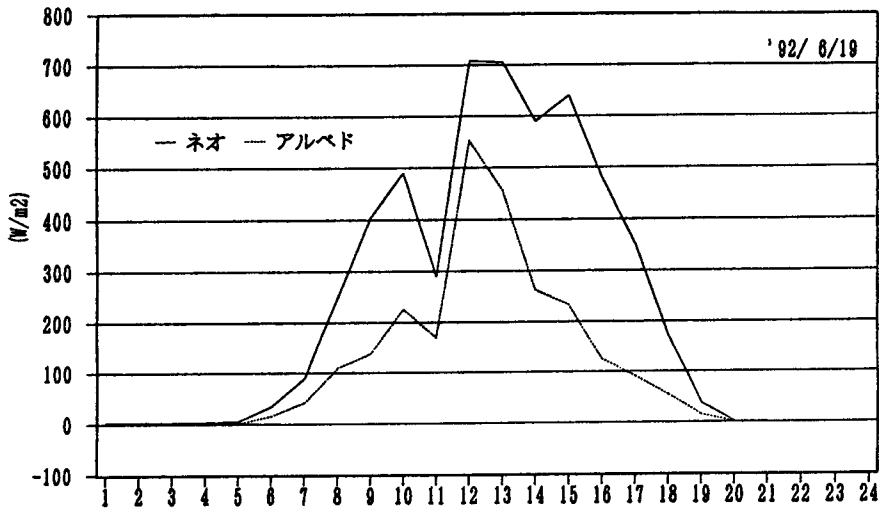


図4-8 計測室屋上と蓄熱井戸付近での全天日射量（晴天）

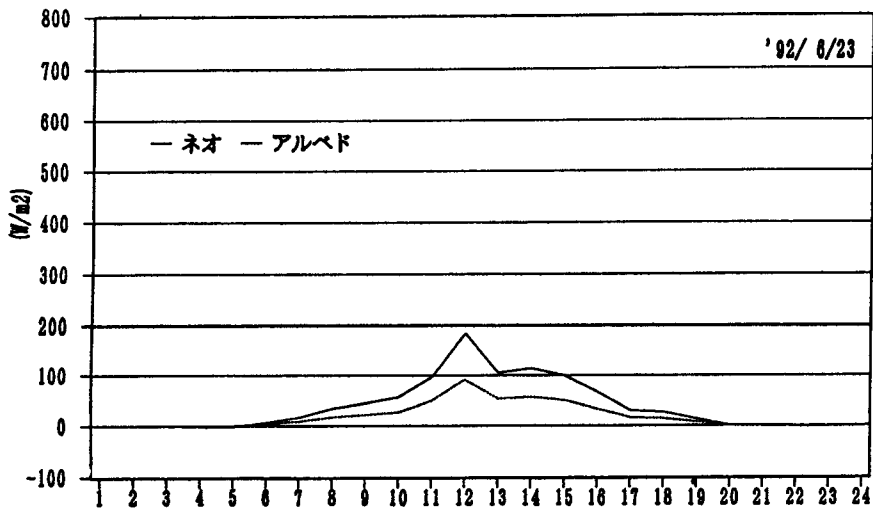


図4-9 計測室屋上と蓄熱井戸付近での全天日射量（曇天）

図4-8, 9に快晴日と曇天日の研究室屋上全天日射量と蓄熱井戸付近全天日射量の比較を示す。また、両日射計実測値月別平均値を表4-1に示す。図4-8, 9, 表4-1に示すように蓄熱井戸付近の全天日射量は、研究室屋上の全天日射量の約0.6倍の値であった。したがって、蓄熱井戸付近の全天日射量のデータ欠測期間（1991年11月19日～1992年6月17日）は、蓄熱井戸付近の全天日射量として、研究室屋上での全天日射量を補正（0.6倍）した値で第6章以下の解析を行う。

表4-1 計測室屋上と蓄熱井戸付近での全天日射量月別平均値

Month	全天日 射量 (平均値)	
	計測室屋上 (W/m ²)	蓄熱井戸付近 (W/m ²)
'92/7	184	104
8	173	106
9	157	92
	129	71

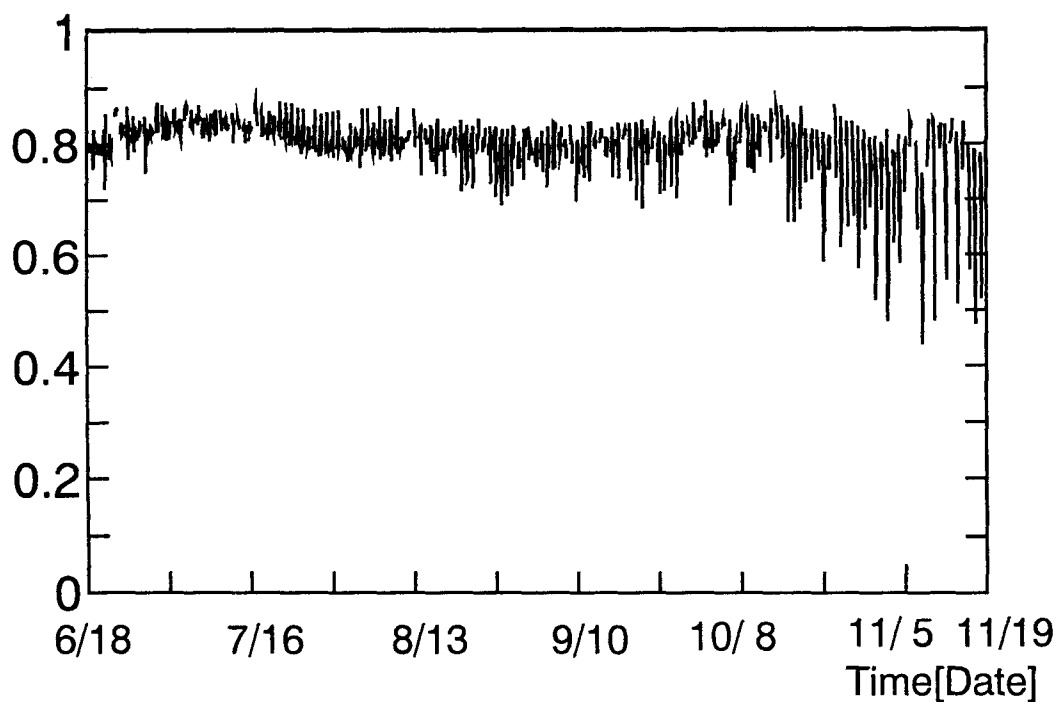


図4-10 地表面の日射吸収率

蓄熱井戸付近での地表面日射吸収率を図4-10に示す。日射吸収率Aはアルベドメータで実測した反射率Rより次式で求めた。

$$A = 1 - R \tag{4-1}$$

図4-10に示すように平均値は大略0.8で、その変動は小さかった。

4-2-2 第1年度供給熱量

第1年度の実験運転状況としてプレート熱交換器で交換した熱量（運転制御側）を表4-2、図4-11に示す。但し、供給熱量は蓄熱井戸加熱側を正、冷却側を負とする。図4-11に示すように、第3章で求めた設定供給熱量通りに運転を行った。実際の供給熱量が設定熱量と一致しない場合には、積算熱量が一致するように適宜、供給熱量設定を調節した。

表4-2 実験運転状況

設定期間	日数 (日)	設定熱量 (kcal/day)	設定積算熱量 (Mcal)	実測積算熱量 (Mcal)	平均運転時間 (hour/day)
'91/11/19~12/15	27	-2600	-70.2	-70.9	14
12/16~'92/1/12	28	-5200	-145.6	-145.6	17
1/13~2/7	26	-7800	-202.8	-202.6	20
2/8~3/1	23	-9000	-207.0	-205.8	21
3/2~3/27	26	-7900	-205.4	-205.2	19
3/28~4/22	26	-5200	-135.2	-135.2	17
4/23~5/18	26	-2600	-67.6	-67.6	12
5/19	1	0	0.0	0.0	-
5/20~6/14	26	+2600	+67.6	+67.4	11
6/15~7/10	26	+5100	+132.6	+131.8	17
7/11~8/5	26	+7700	+200.2	+200.2	16
8/6~8/31	26	+9000	+234.0	+234.0	18
9/1~9/25	25	+7700	+192.5	+192.5	17
9/26~10/22	27	+5100	+137.7	+137.7	16
10/23~11/17	26	+2600	+67.6	+67.6	11
11/18	1	0	0.0	0.0	-
冬期	182		-1033.8	-1032.9	
夏期	182		+1032.2	+1031.2	
全体	366		-1.6	-1.7	

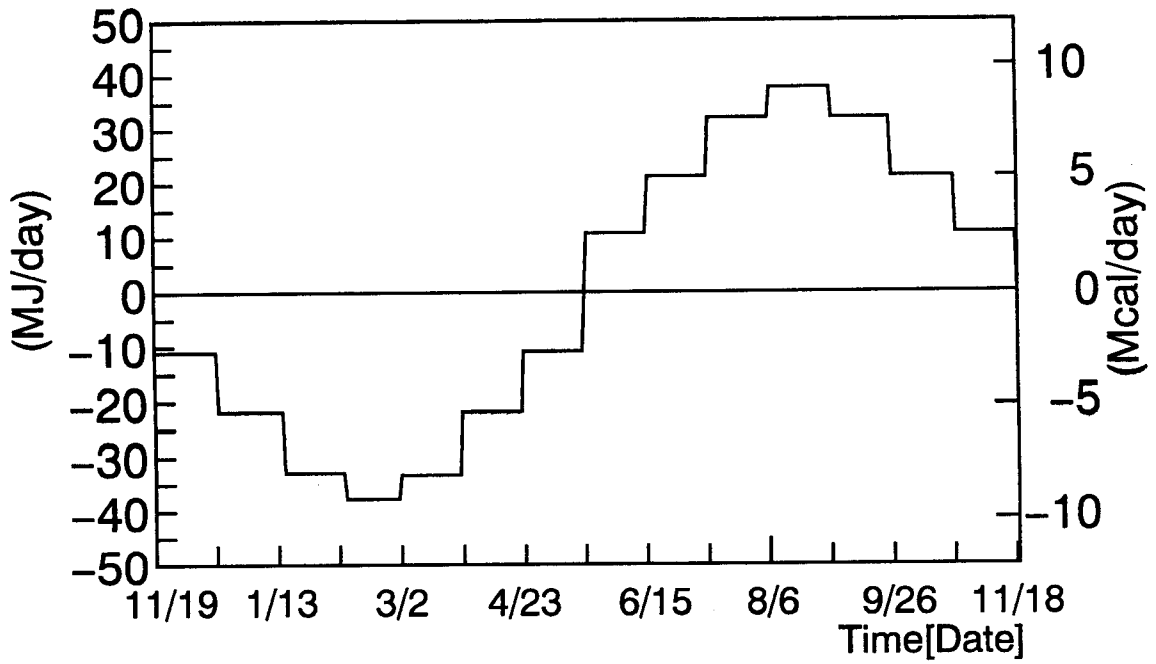


図4-11 実験運転状況

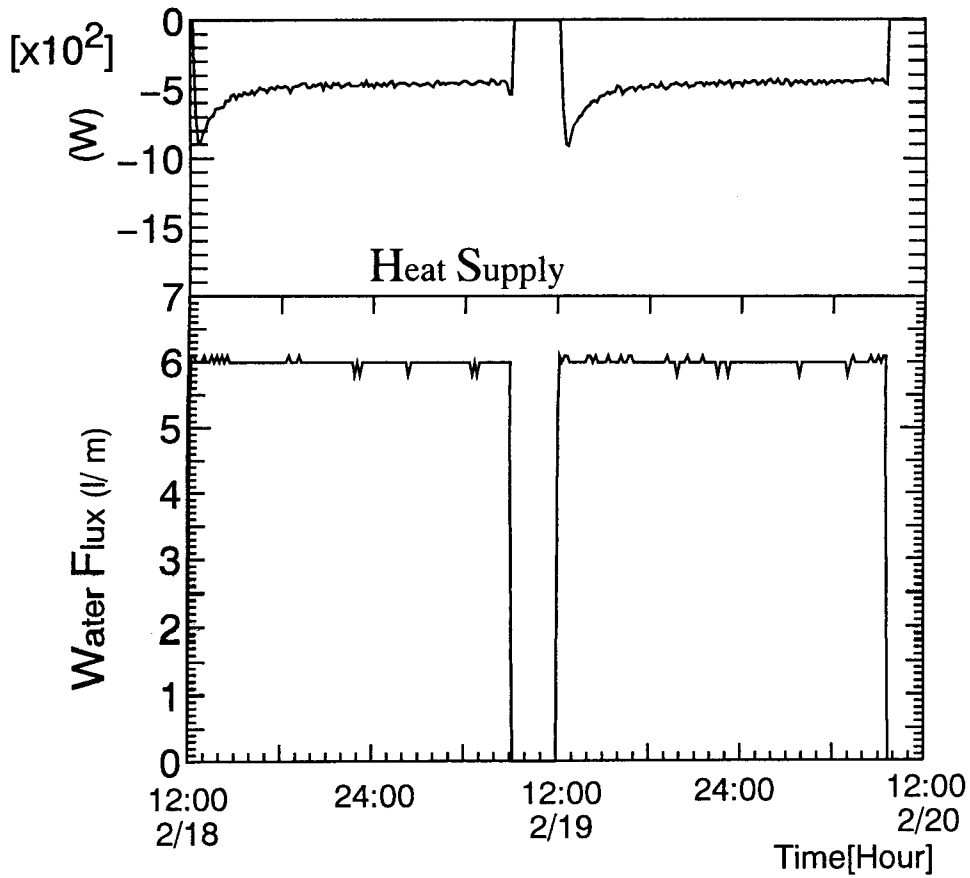


図4-12 循環水流量の一例 ('92/2/18~2/20)

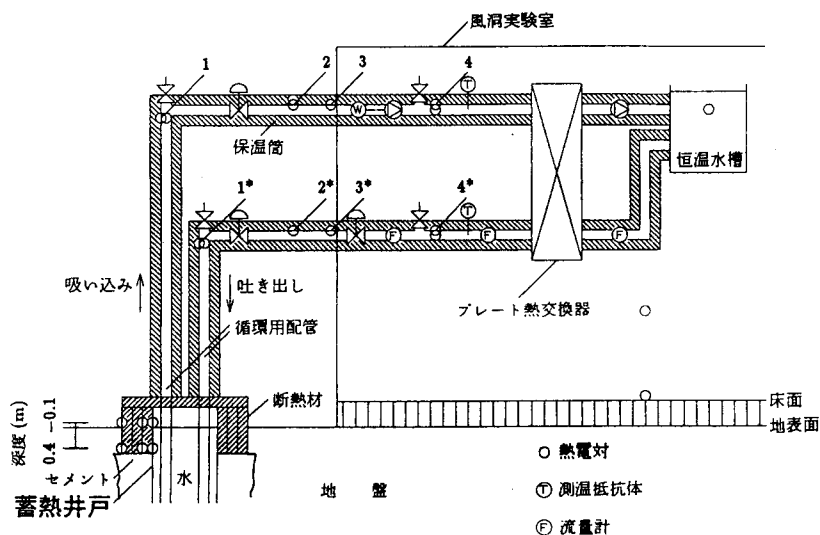


図 4 - 1 3 配管表面温度測定位置

蓄熱井戸内水の循環流量の一例として1992年2月18日12:00~2月20日12:00の2日間の流量を示す。また、熱交換器で交換した熱量も同時に示す。図 4 - 1 2 に示すように実験装置運転時の循環流量は6.0 l / minで、その変動幅は±0.1 l / min程度であり、流量は定流量とみなせる。

次に、プレート熱交換器と蓄熱井戸間の配管中での熱損失の検討を行う。蓄熱井戸内水吸引側、吐出側それぞれ各4箇所計8箇所の配管表面に熱電対を張り付け配管表面温度を測定した。測定位置を図 4 - 1 3 に示す。それぞれの位置での配管表面温度の吐出側・吸引側温度差から各位置での熱量を次式により求める。

$$H_{ns} = \Delta T_{ns} \times J \quad (4-2)$$

ここで、 H_{ns} は位置 n での配管表面温度差による熱量、 ΔT_{ns} は位置 n での配管表面温度差、 J は循環水量を示す。

図 4 - 1 4 に各位置での熱量を示す。図 4 - 1 4 に示すように、位置1~3間では熱量差が小さいが、位置3~4間ではその差は大きい。これは、配管での熱損失の大部分は位置3~4間で生じていることを示している。図 4 - 1 3 に示すように、位置3は研究室（実験計測室）外壁付近、位置4はプレート熱交換器出入口であり、この間には循環ポンプ、電磁流量計、電磁弁等の計器を設置しており、断熱が充分に行えなかったためである。また、研究室内温度がその内部発熱により比較の変動が大きかったことも影響していると考えられる。配管中での熱損失を考慮した蓄熱井戸への供給熱量 H ：（蓄熱井戸直上での熱量）を求める。以下では、この熱量を供給熱量と呼ぶ。

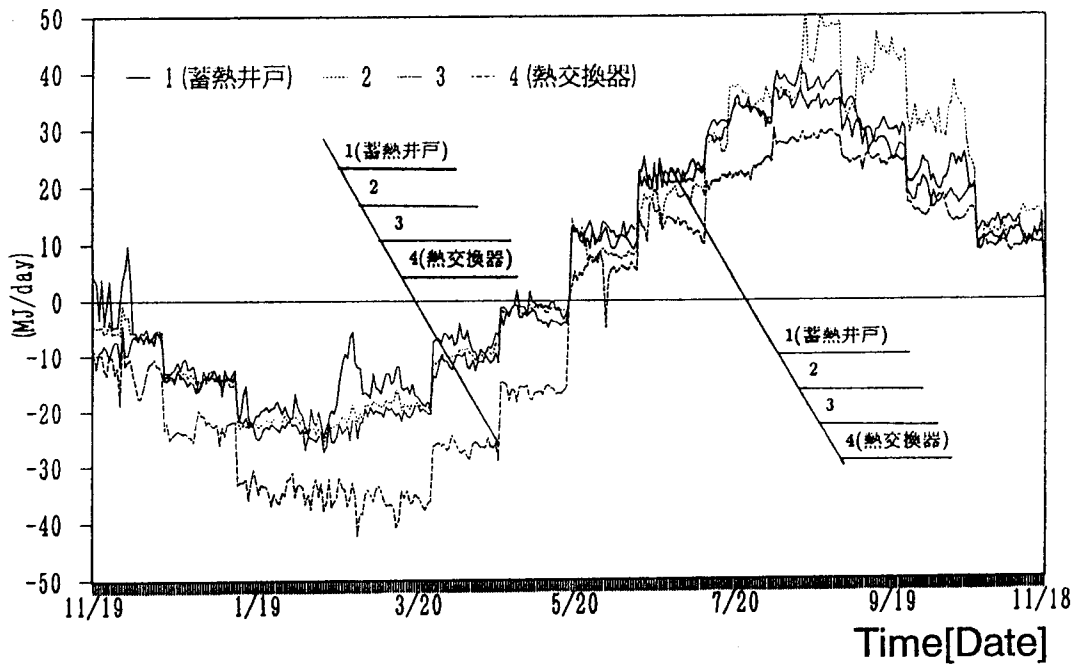


図4-14 位置1~4の場所での熱量

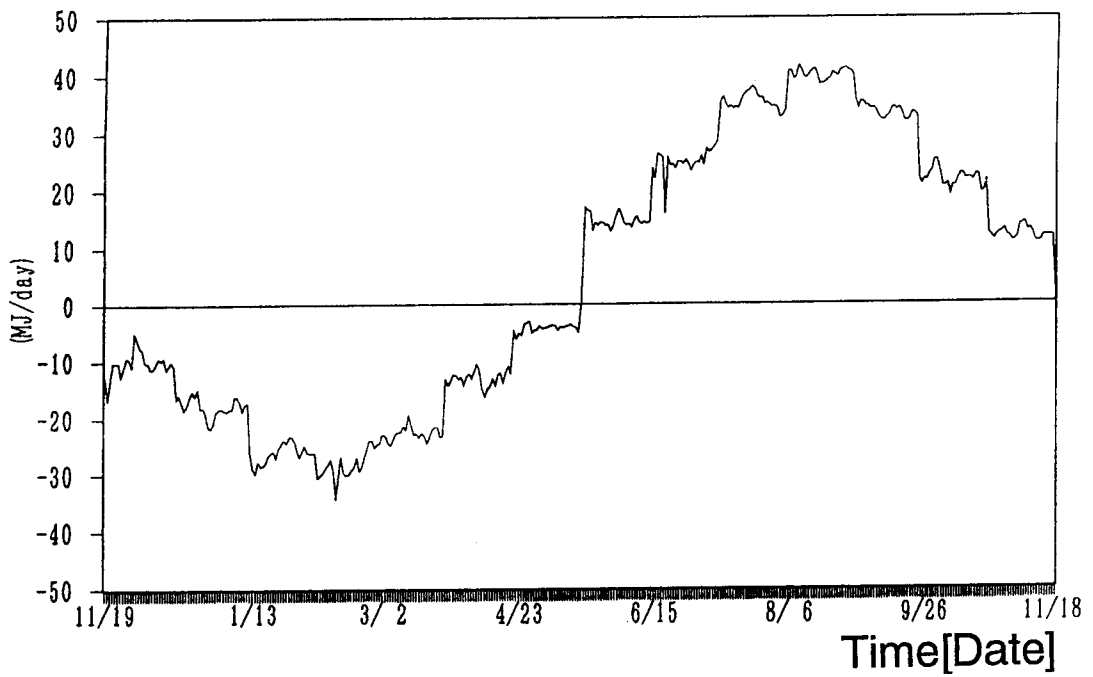


図4-15 供給熱量

表4-3 実質供給熱量

設定熱量	日数 (日)	熱交位置 との比	実質積算熱量 (Mcal)	供給熱量 (kcal/day)
'91/11/19~12/15	27	0.9385	-66.5	-2464
12/16~'92/1/12	28	0.8163	-118.9	-4245
1/13~2/7	26	0.8025	-162.6	-6253
2/8~3/1	23	0.7593	-156.3	-6794
3/2~3/27	26	0.6919	-142.0	-5461
3/28~4/22	26	0.6018	-81.4	-3129
4/23~5/18	26	0.3984	-26.9	-1036
5/19	1	0.0	0.0	0
5/20~6/14	26	1.3396	+90.3	+3473
6/15~7/10	26	1.1702	+154.2	+5932
7/11~8/5	26	1.1416	+228.5	+8790
8/6~8/31	26	1.0666	+249.6	+9599
9/1~9/25	25	1.0472	+201.6	+8063
9/26~10/22	27	1.0207	+140.6	+5206
10/23~11/17	26	1.0993	+74.3	+2858
11/18	1	0.0	0.0	0
冬期	182		-756.2	-4155
夏期	182		+1133.3	+6227
全体	366		+377.2	+1036

表4-3に設定期間毎の供給熱量を示す。また、供給熱量日積算値を図4-15に示す。表4-3に示すように、蓄熱井戸への供給熱量の積算値は冬期は、-756.2Mcal、夏期は+1133.3Mcalであり、年間積算値は+377.2Mcalであった。また、第1年度供給熱量の日平均値は、冬期-4155kcal/day、夏期+6227kcal/dayであった。なお、第2年度(1992年11月19日以降)の実験では、この配管中での熱損失を考慮して、システム制御用積算熱量計の位置をプレート熱交換器出入口から蓄熱井戸直上に変更を行った。

4-2-3 第1年度蓄熱井戸内水温、蓄熱井戸表面温度および表面熱流

第1年度実験の蓄熱井戸内平均水温の経年変化を図4-16に示す。また、外気温も同時に示す。但し、平均水温は、蓄熱井戸内各深さ毎の実測値を測定間距離に応じて重み付けした平均値である。図4-16に示すように、蓄熱井戸内平均水温の日変動幅は冬期では、最大3.0degreeで、

夏期では、最大5.0degree程度であり、水温の日変動幅の方が明らかに外気温の日変動幅よりも小さい。したがって、熱源としては日変動は極めて小さく、安定した熱源であると言える。年変動については、両者間で位相の差がみられ、実験開始時は、蓄熱井戸内水温の方が外気温より高く、1992年2月前半頃から外気温の方が高くなり、8月後半頃からは水温の方が高くなる。これは、第3章の供給熱量算定時に求めた両者の関係にほぼ等しい。代表的な蓄熱井戸内平均水温と外気温変動を図4-17~22に示す。これらの図に示すように、水温の日変動はいずれの期間とも非常に安定している。また、図4-17、18に示すように、2月後半までは、概ね水温は外気温より高く、図4-19、20に示すように5月後半から9月前半までは外気温とほぼ等しい。図4-21、22に示すように9月前半からは水温の方が外気温より高い。これは、夏期の供給熱量が設定値よりも大きかったためである。また、第一年度の外気温の年振幅は大略13degree、蓄熱井戸内年振幅は14degreeであり、ほぼ設定通りの結果となった。

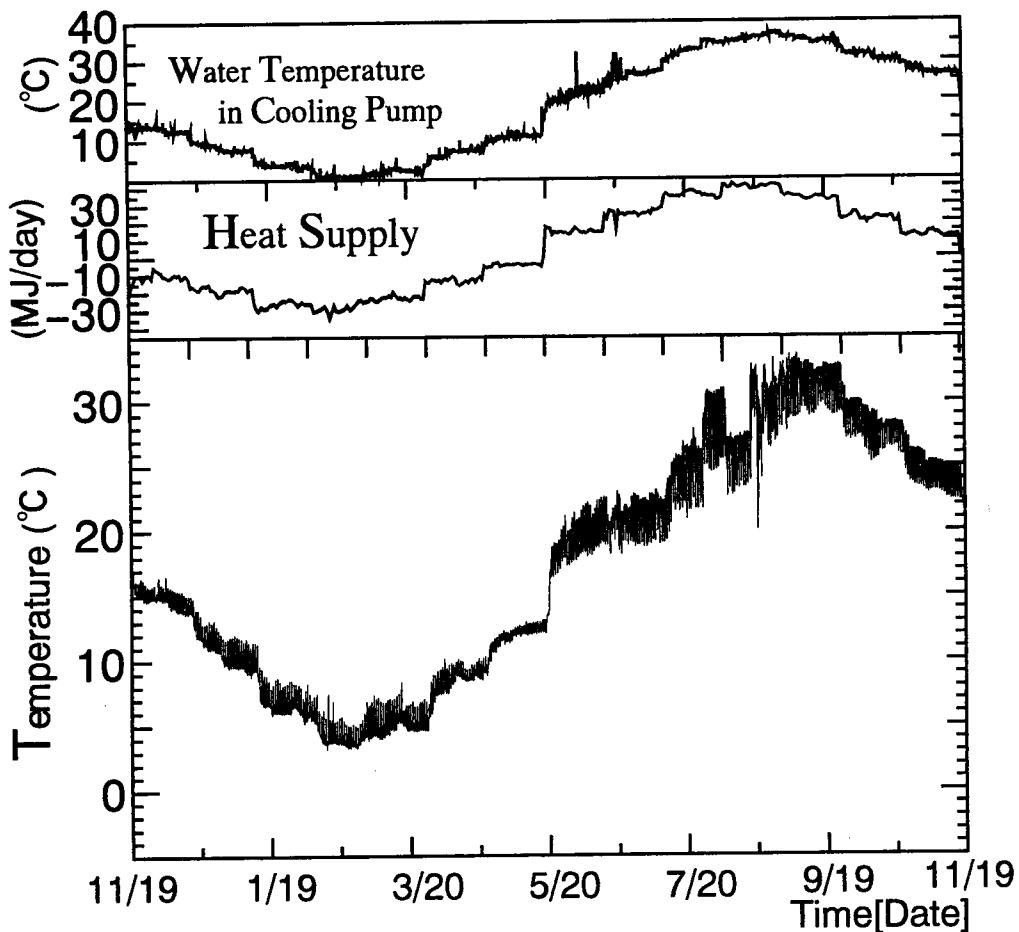


図4-16 第1年度蓄熱井戸内水温

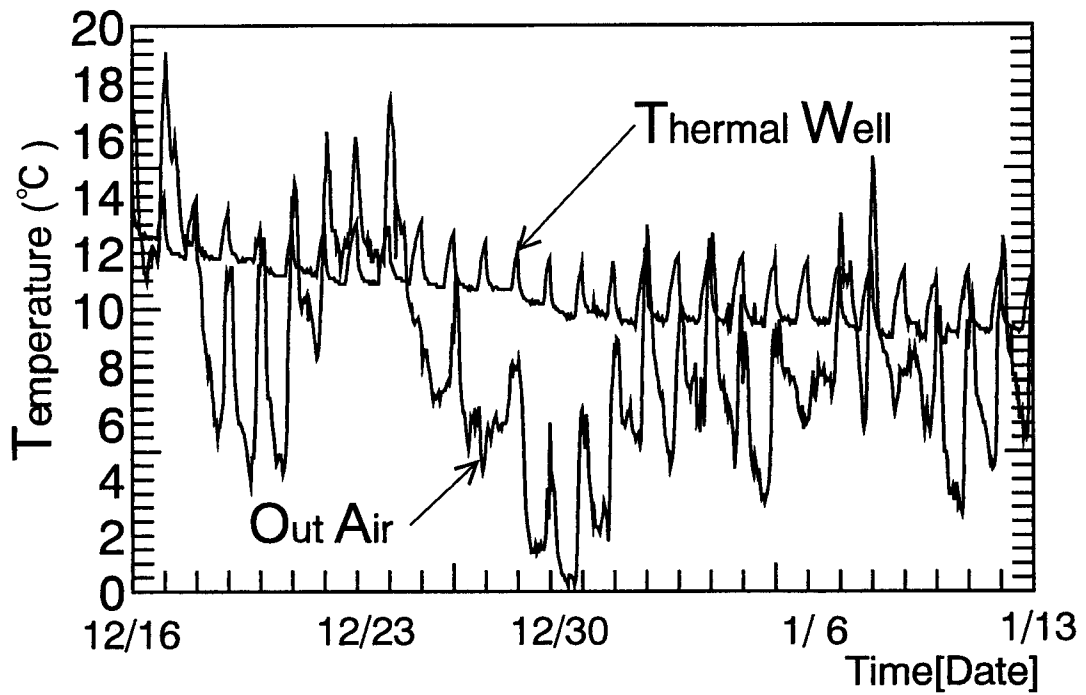


图 4 - 1 7 蓄熱井戸内水温 ('91/12/16~'92/1/13)

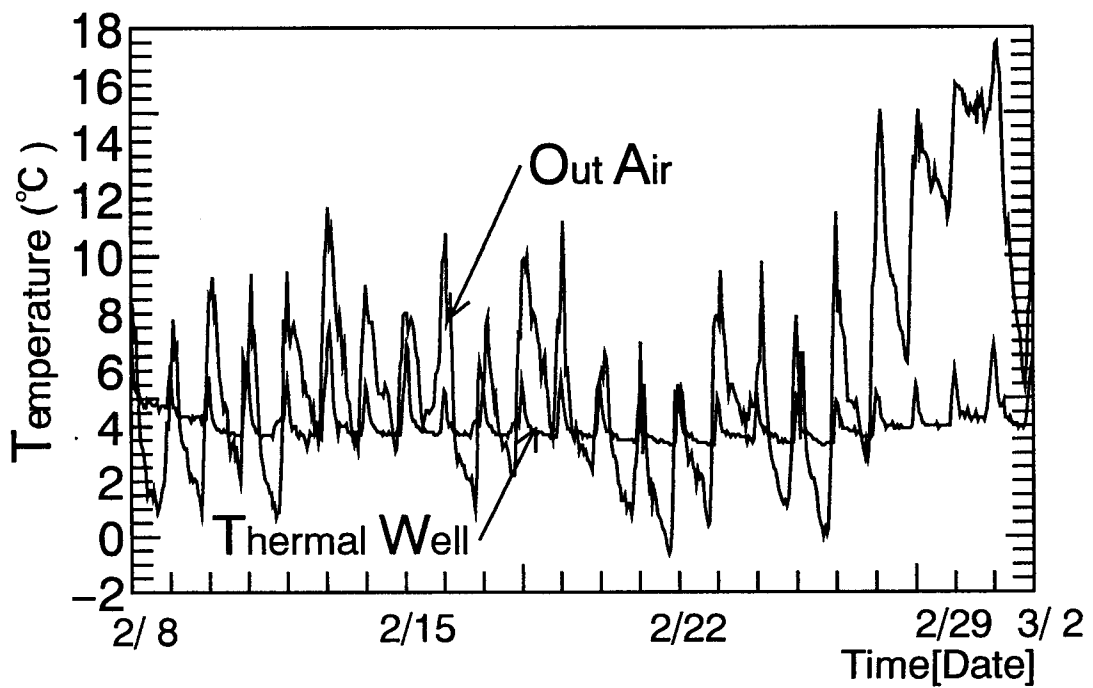


图 4 - 1 8 蓄熱井戸内水温 ('92/2/8~3/2)

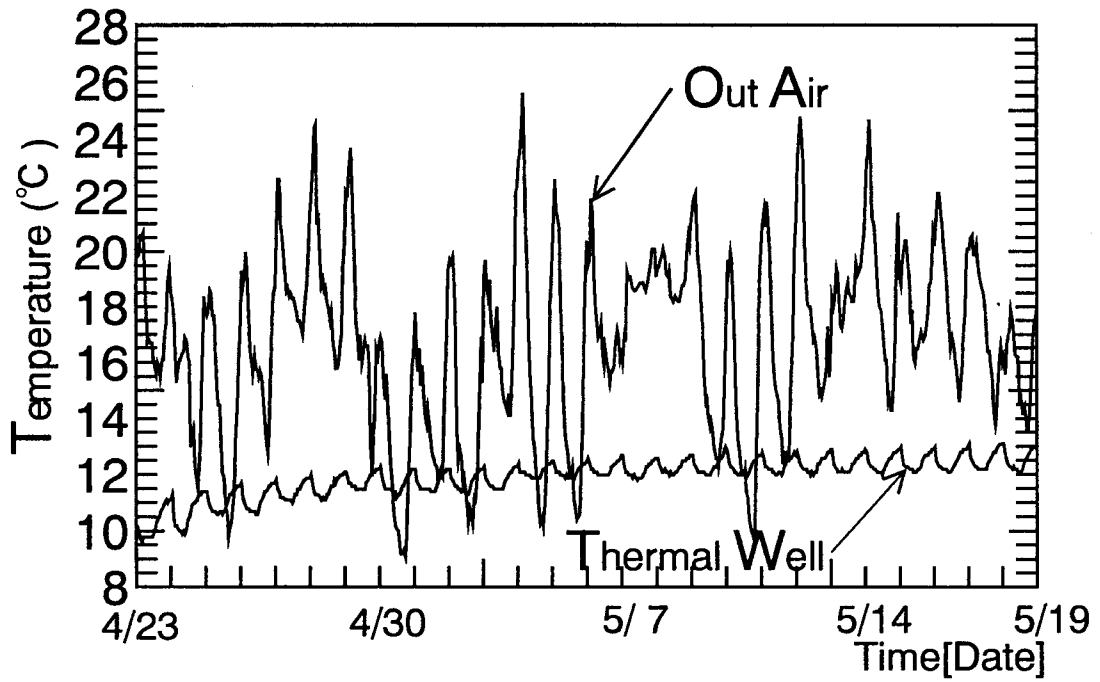


图 4 - 1 9 蓄熱井戸内水温 ('92/4/23~5/19)

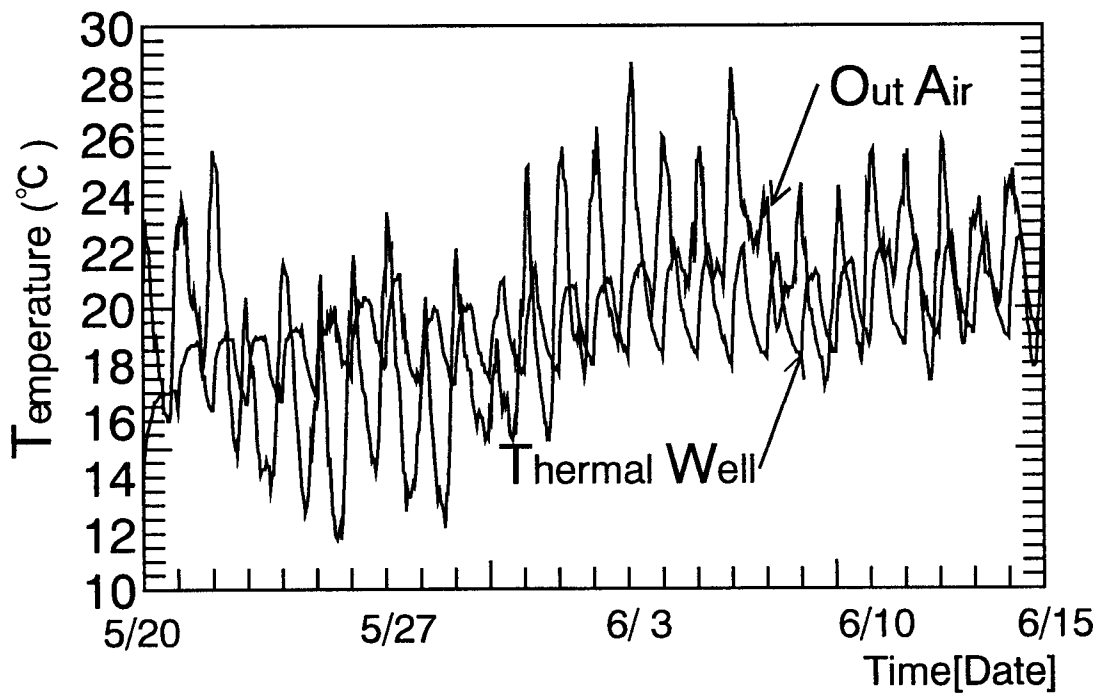


图 4 - 2 0 蓄熱井戸内水温 ('92/5/20~6/15)

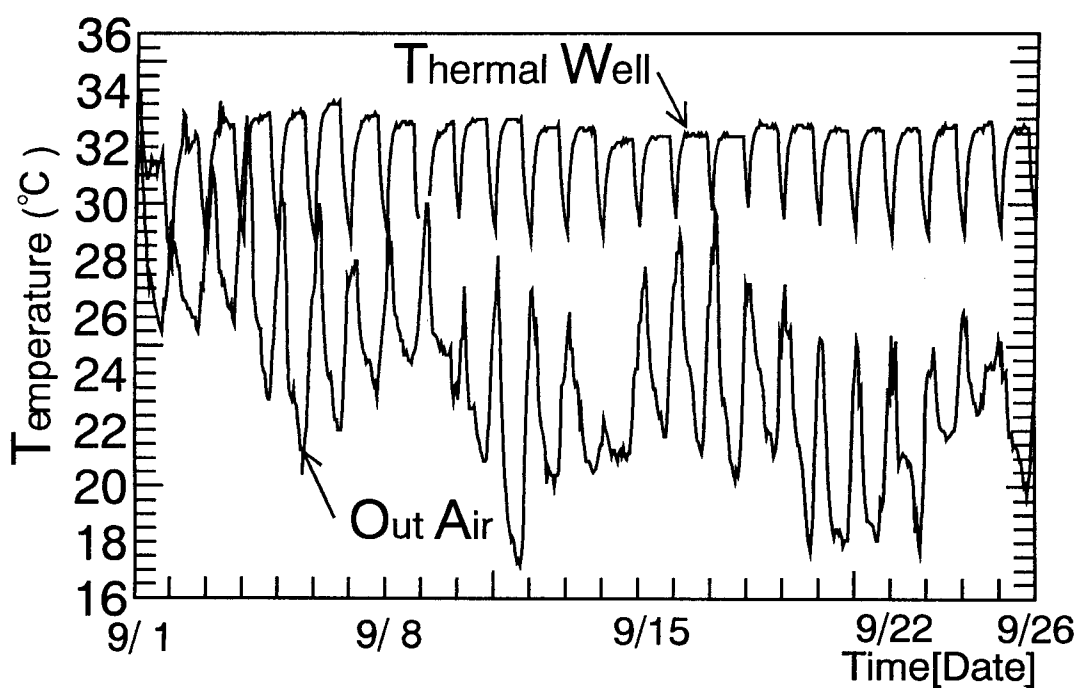


图 4 - 2 1 蓄熱井戸内水温 ('92/9/1~9/26)

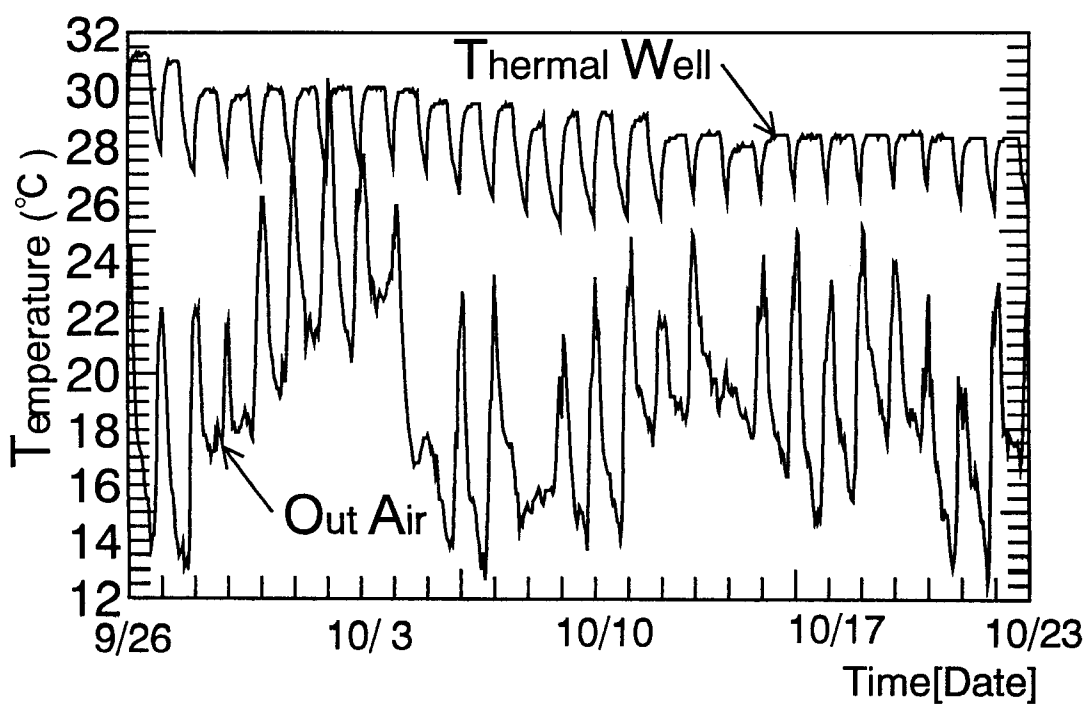


图 4 - 2 2 蓄熱井戸内水温 ('92/9/26~10/23)

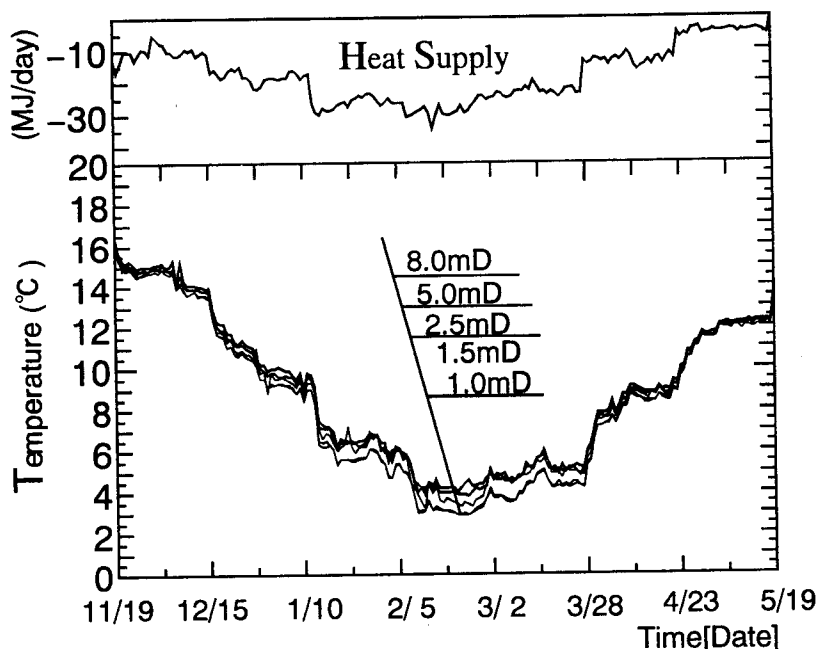


図4-23 蓄熱井戸内水温（'91/11/19～'92/5/19）

次に、蓄熱井戸内水温分布の検討を行う。図4-23、24に第1年度冬期（1991年11月19日～1992年5月19日）、夏期（1992年5月20日～1992年11月18日）の各深さ地点の蓄熱井戸内水温を示す。また、冬期、夏期の水温分布の日変動の一例を供給熱量と共に図4-25、26に示す。図中のDは地表面（蓄熱井戸内水面）からの深さを示す。図4-23、24に示すように、冬期、夏期とも深さ方向の水温分布は大略0.5degreeであり、最大供給熱量時でも冬期は1.0degree、夏期1.5degree程度である。但し、6月20日頃から8月18日頃の期間は水温測定熱電対5つの内3～5個にノイズの混入があり見かけ上温度差が大きくなっている。図4-25、26に示すように、水温分布の日変動の詳細については、熱供給開始時12:00から冬期では水温が低下、夏期では上昇し、その後約3時間程度で水温はほぼ一定となる。また、この逆に、熱供給停止直後は急激に冬期では水温は上昇、夏期は低下する。水温に日変動が見られるのは蓄熱井戸から地盤への伝熱速度が遅いためであり、熱供給運転停止後にも水温分布があるのは、地盤内温度分布の影響である。両図を比較すると夏期の方が冬期より水温の日変動が大きい。水温分布については大略、冬期においては深さ方向に水温が高くなり、夏期はこの逆となっており、蓄熱井戸内温度成層は、冬期は不安定状態、夏期は安定状態となっている。また、夏期の方が温度分布幅が大きい。これは、蓄熱井戸内に設置した配管の吸引側が井戸底層部（深さ8.5m）、吐出側が井戸上層部（深さ1.5m）

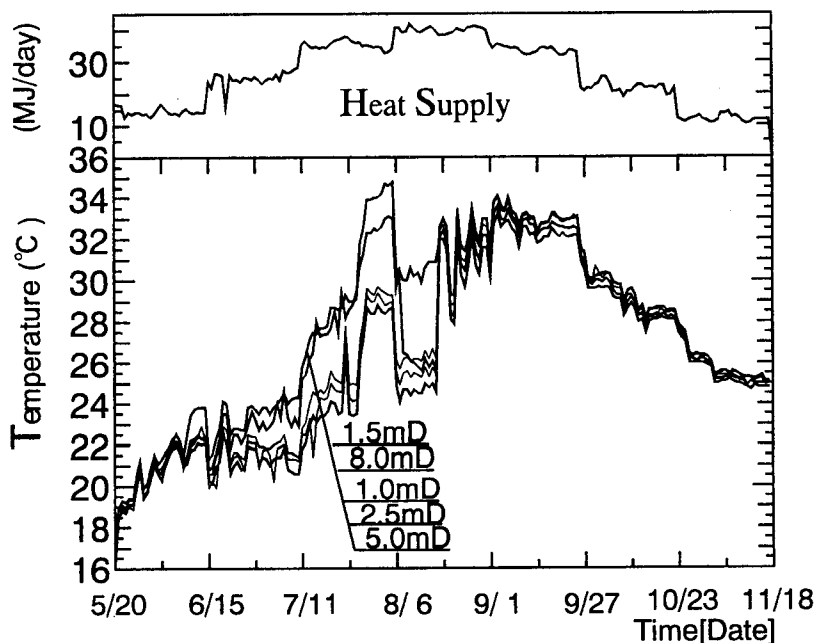


図4-24 蓄熱井戸内水温（'92/5/20～'92/11/18）

に位置するためと言える。しかしながら、1年間を通じて、蓄熱井戸内水温分布の幅は最大で大略3.0degree程度で、蓄熱井戸の設計（水温予測）の観点からは、内部水の上下温度分布は一様であると見なせると言える。

第1年度の深さ1.5m, 5.0m地点の蓄熱井戸表面温度を図4-27に示す。図に示すように深さ1.5m, 5.0mの蓄熱井戸表面温度の年変動は6月20日頃から8月18日頃のノイズ混入期間を除いて良く一致している。これは、蓄熱井戸（鋼管）は非常に熱伝導率が大きく、蓄熱井戸への熱供給停止後、瞬時に熱的平衡状態に達するためである。日変動については、深さ5.0m地点の方が深さ1.5m地点よりも大きく、深さ5.0m地点の方が地盤への熱拡散が大きいことを示している。

図4-28, 29に深さ1.5m, 5.0m地点の蓄熱井戸表面温と蓄熱井戸内水温の比較を示す。ここで、両図中の上図は蓄熱井戸表面温、下図は蓄熱井戸内水温を示す。図4-28, 29に示すように、両者の年変動は非常に良く一致している。また、日変動についても、水温の方が最大で大略1.0degree表面温よりも大きい程度で、両者は非常に良く一致している。したがって、蓄熱井戸内水温の半径方向の温度分布は最大で1.0degree程度で、設計に際しては、蓄熱井戸（鋼管の）の熱抵抗は無視し得ると言える。

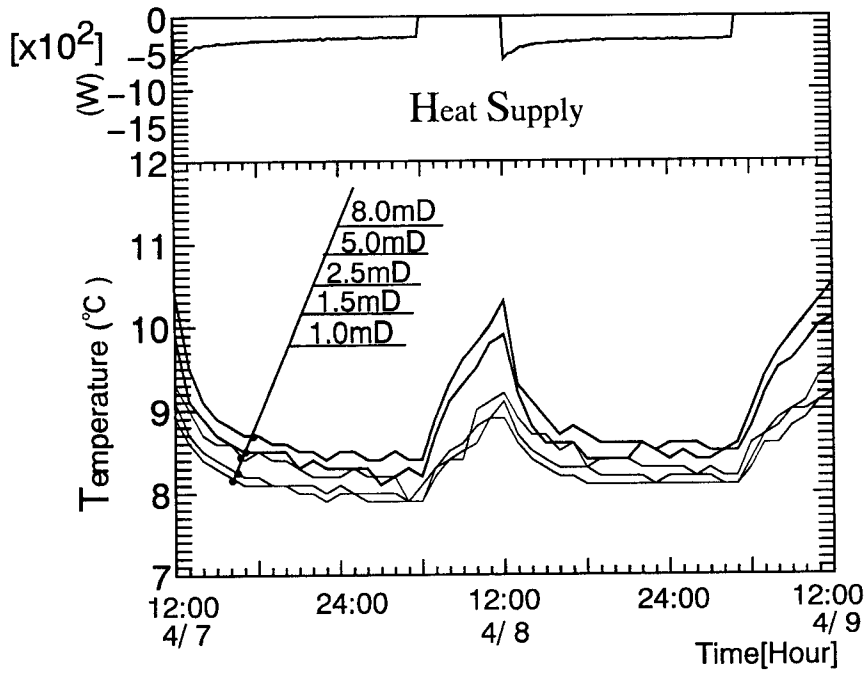


図4-25 冬期蓄熱井戸内水温分布の一例 ('92/4/7~'92/4/9)

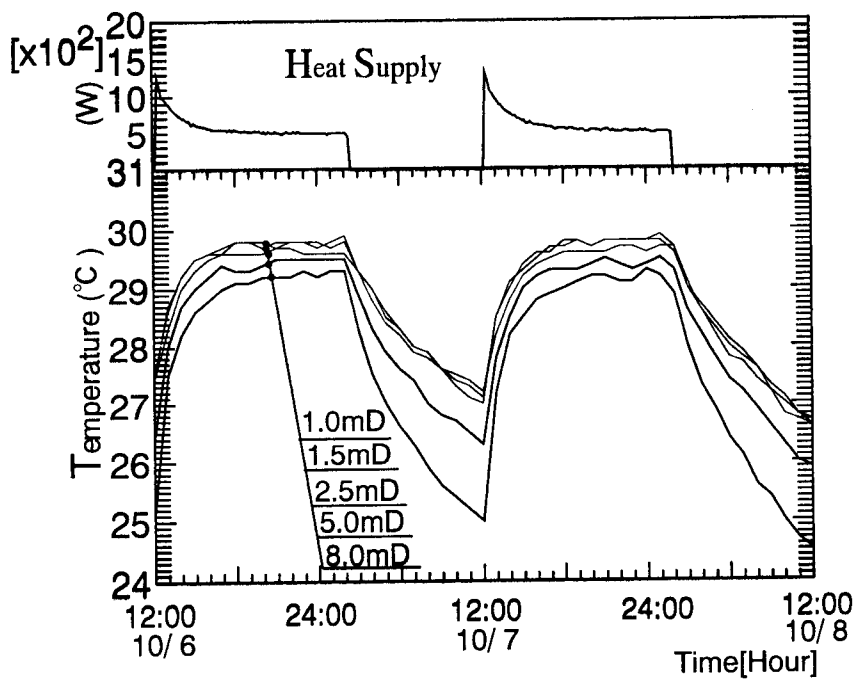


図4-26 夏期蓄熱井戸内水温分布の一例 ('92/10/6~'92/10/8)

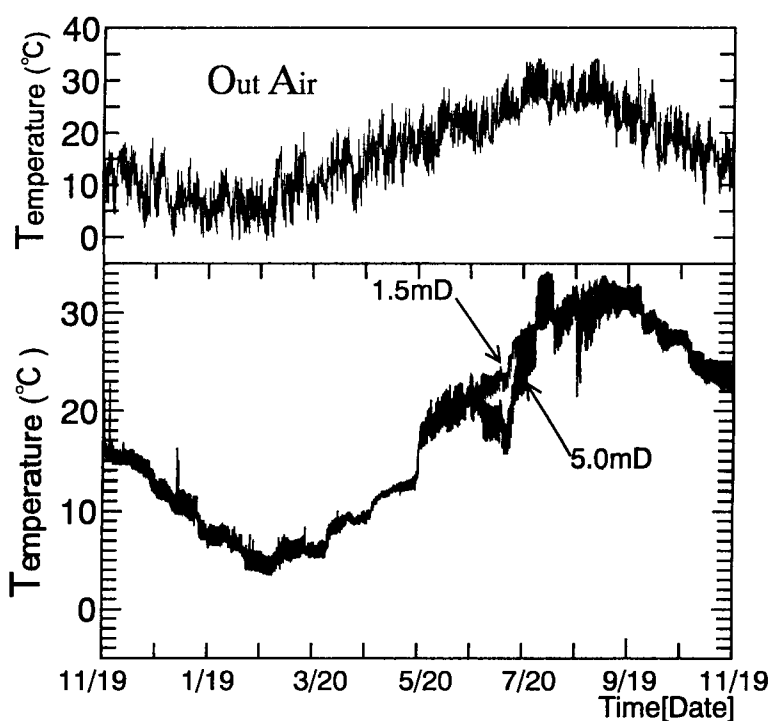


図4-27 蓄熱井戸表面温度

図4-30, 31に第1年度の深さ1.5m, 5.0m地点の蓄熱井戸表面熱流を示す。また同時に、供給熱量の設定期間毎の平均値も示す。熱流の向きは蓄熱井戸から地盤方向を正とする。両図に示すように、いずれの地点とも、冬期熱流（絶対値）の方が夏期熱流よりも小さい。これは、蓄熱井戸への供給熱量の絶対値は冬期の方が夏期よりも小さかったためである。また、両図を比較すると、深さ5.0m地点の方が深さ1.5m地点の熱流よりも大きく、深さ5.0m地点の方が地盤へ（から）の熱拡散が活発であることを示している。これは、深さ5.0m地点の地盤の恒温性によるためである。深さ5.0m地点の熱流は、蓄熱井戸への供給熱量を蓄熱井戸表面積で除した熱量にほぼ等しい。しかし、後述の地盤内温度の検討による、深さ5.0m地点近傍を中心に地盤への熱拡散が行われているという結果から考えると、熱流素子による実測値は、実際よりも小さな値となっていると考えられる。また、次項で述べる地表面熱流についても同様の傾向が見られる。したがって、以下では、熱流素子による熱流の測定結果はその変動過程のみとし、絶対値についての検討は行わない。なお、深さ5.0m地点には、熱拡散の等方性を確認するために、2箇所に熱流素子を付けたが、1箇所の熱流素子は蓄熱井戸埋設時に破損し、測定が行えなかった。

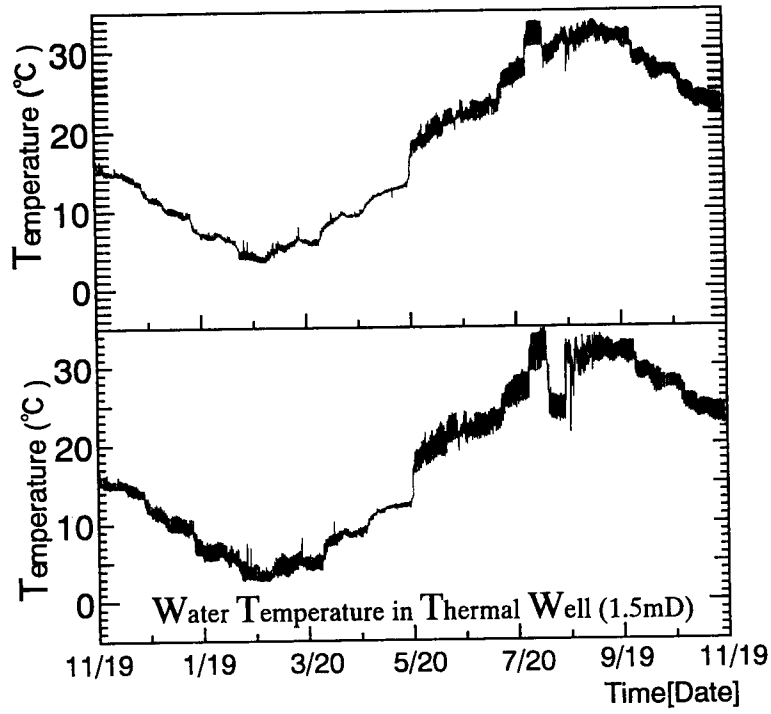


図 4 - 2 8 蓄熱井戸表面温度と蓄熱井戸内温度（深さ1.5m）

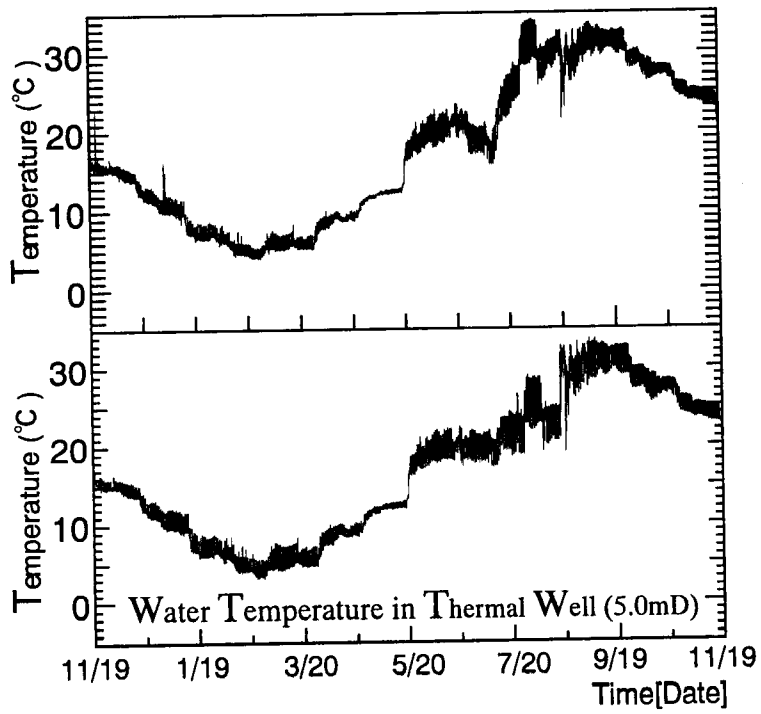


図 4 - 2 9 蓄熱井戸表面温度と蓄熱井戸内温度（深さ5.0m）

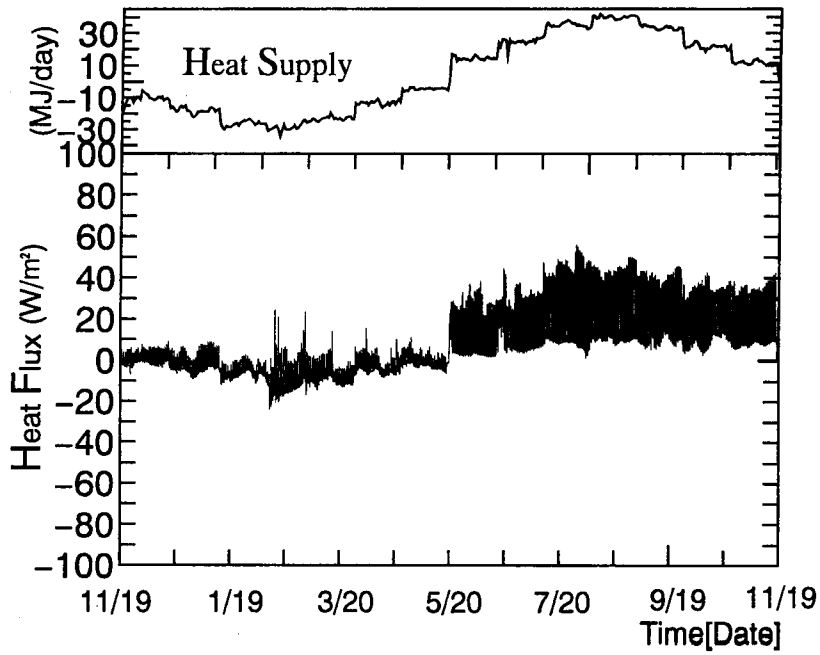


図 4 - 3 0 蓄熱井戸表面熱流 (深さ1.5m)

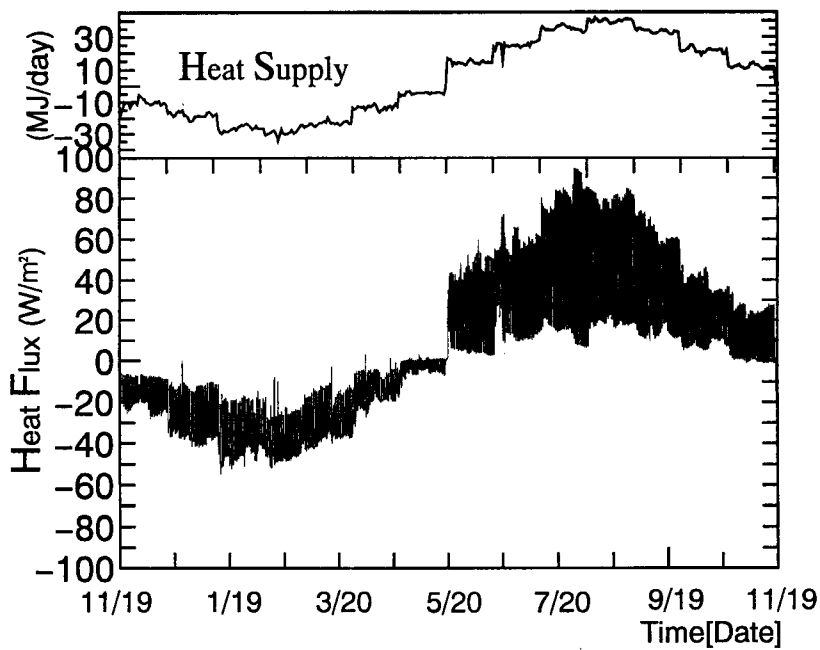


図 4 - 3 1 蓄熱井戸表面熱流 (深さ5.0m)

4-2-4 第1年度地表面温度、地表面熱流および地盤内温度

第1年度の地表面温度および地表面熱流を図4-32, 33を示す。但し、測定地点は蓄熱井戸の中心から半径方向1.0mである。また、熱流は大気から地盤へ流入する向きを正とする。地表面温度の年平均温度は14.5℃であった。

代表的な地表面温度および地表面熱流の日変動を図4-34~37, 図4-38~41に示す。また同時に外界気象も同時に示す。図中の1.0m, 3.0m, 5.0mは蓄熱井戸中心からの半径距離を示す。図4-34に示すように日射量の少ない日は、地表面温度はほぼ一定となっている。図4-35~37に示すように日射量の多い日は、地表面温度が13時前後にその日の最高温度となり、外気温は、それから約1時間程度遅れて最高気温となる。これは、地表面が全天日射によって温度が上昇し、その後大気に放射熱を放射していること示している。計測地点間で地表面温度が異なるのは、周辺建物や木等の影になる時間帯の違いによるもので、半径方向3.0m地点では影になる時間が他地点と比して若干長かったために、全般に温度は低い。図4-38~41に示す地表面熱流についても当然のことながら同様の傾向が見られる。

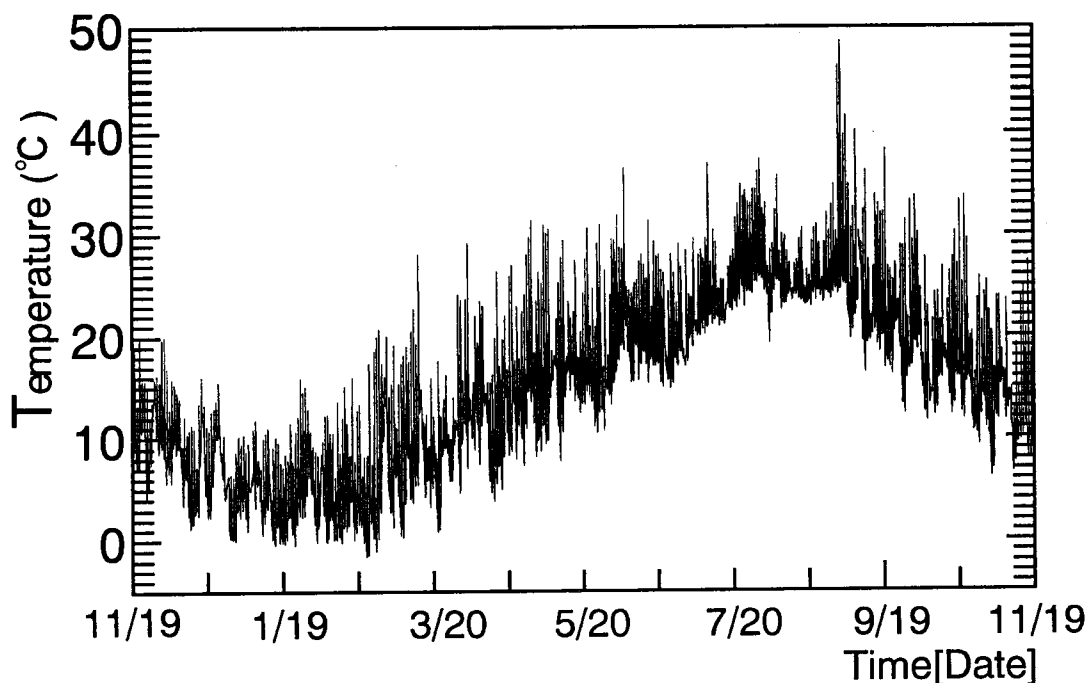


図4-32 第1年度地表面温度（半径方向1.0m）

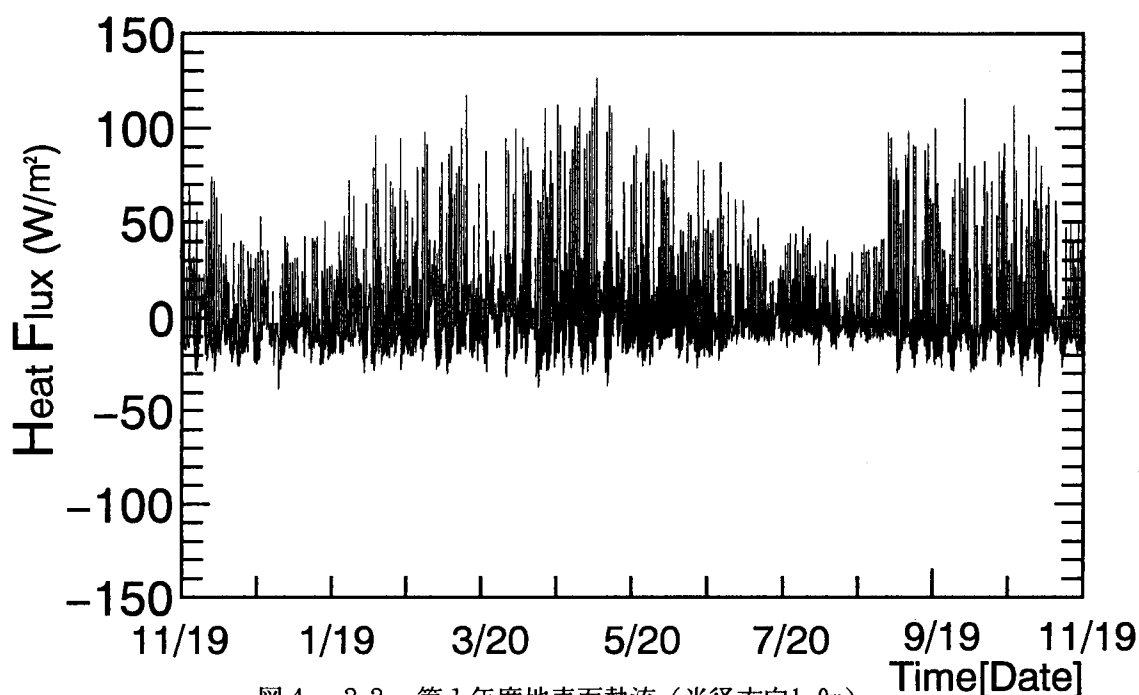


図4-33 第1年度地表面熱流（半径方向1.0m）

蓄熱井戸中心から半径方向1.0m, 3.0m地点の地表面からの深さ1.0m, 1.5m, 2.5m, 5.0m, 8.0m, 11.0mの地盤内温度を図4-42, 43に示す。図中の1.0m, 3.0mは蓄熱井戸中心からの半径方向距離, Dは地表面からの深さを示す。両図に示すように, 外気温の日変動による影響は, 深さ1.0m地点で既に見られない。したがって, 地盤は大気と比してより安定した熱源と言える。外気温の年変動による影響は地表面から少なくとも深さ2.5mまではその影響を受けている。半径方向1.0mの地盤内温度においては深さ11.0mでも年振幅が僅かに見られる。これは, 蓄熱井戸の影響を受けているためである。実験開始時と第1年度実験終了時では全体的に, 地盤内温度は上昇している。これは, 蓄熱井戸への夏期供給熱量が冬期よりも多かったことに起因している。また, 実験は1年目であり地盤内温度が非定常過程にあったことも要因として考えられる。次に, 地盤の蓄熱過程を検討するために, 各深さにおける半径方向1.0m, 3.0mの地盤内温度の比較を図4-44, 45に示す。両図に示すように, 全体的に半径方向1.0m地点の方が3.0m地点よりも年振幅は大きくなっている。また, 深さ5.0m地点が, 最も半径方向1.0mと3.0m地点での地盤内温度差が大きく, その差は最大で2.5degree程度であり, 続いて深さ2.5m, 8.0m地点でその差が最大2.0degreeとなっている。したがって, 本実験地盤系では深さ5.0m近傍を中心に蓄熱井戸から地盤への熱拡散が行われていると言える。

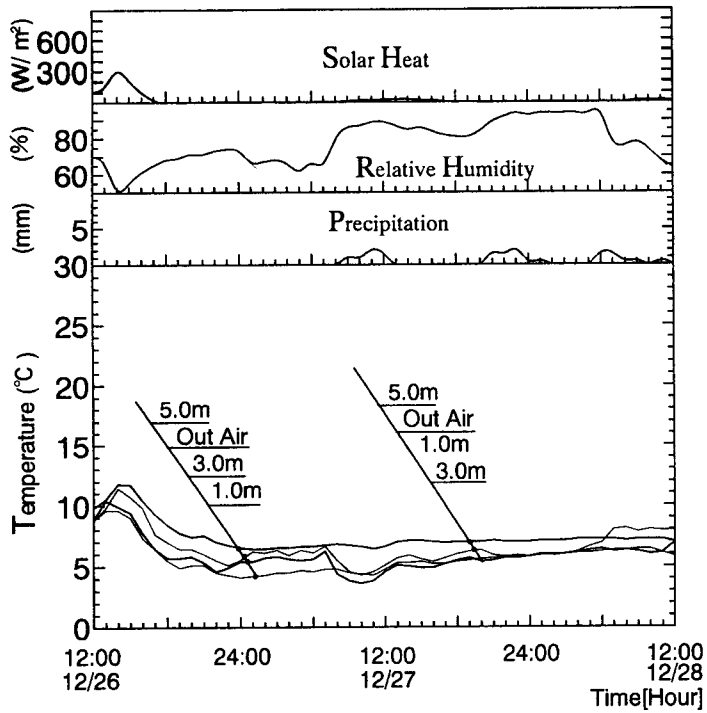


図 4 - 3 4 地表面温度の日変動 (' 91/12/26~12/28)

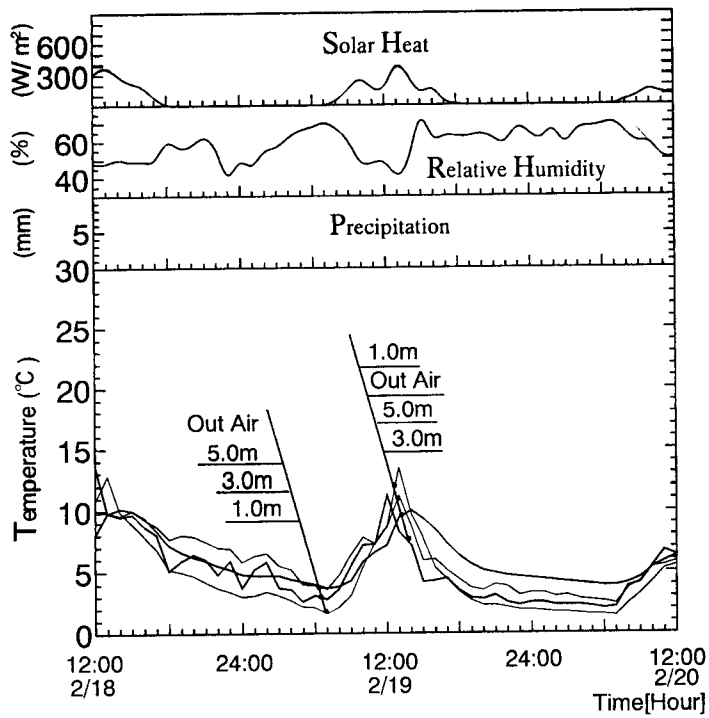


図 4 - 3 5 地表面温度の日変動 (' 92/2/18~2/20)

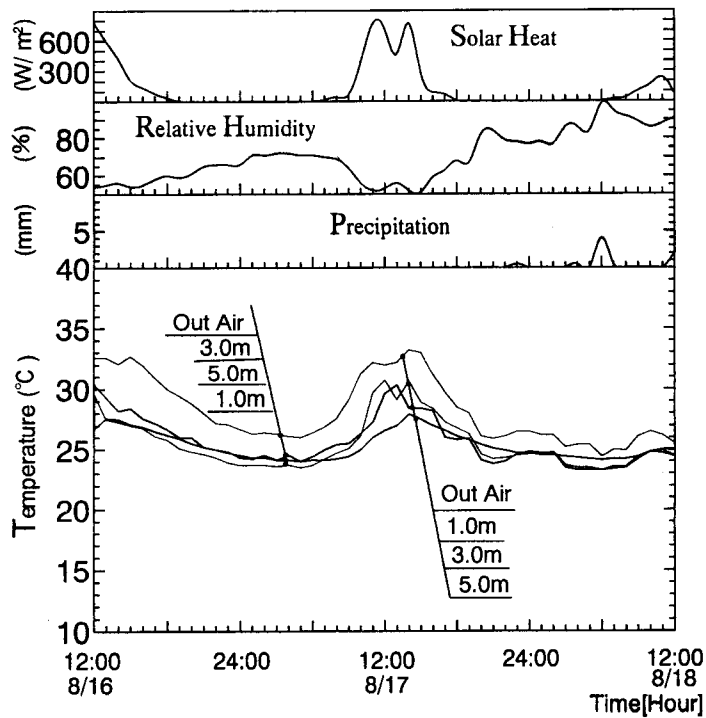


図4-36 地表面温度の日変動 ('92/8/16~8/18)

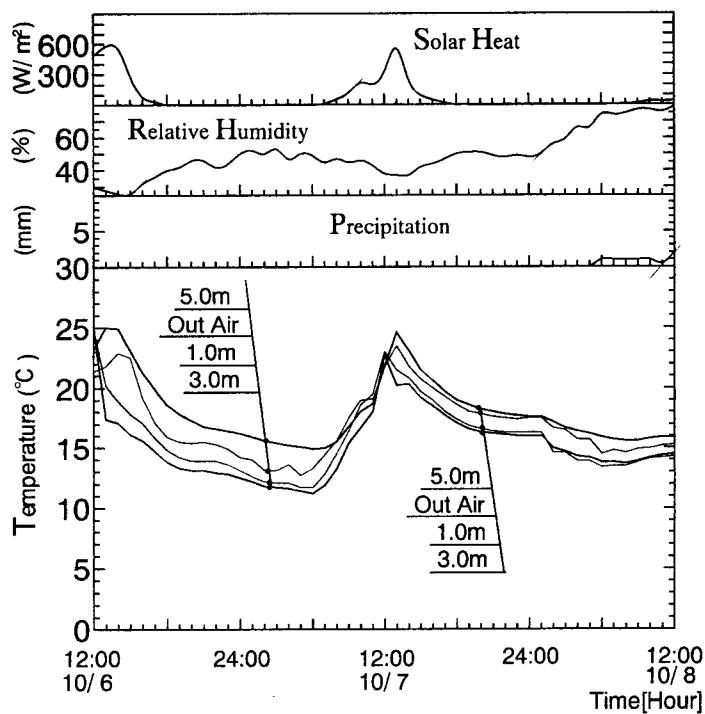


図4-37 地表面温度の日変動 ('92/10/6~10/8)

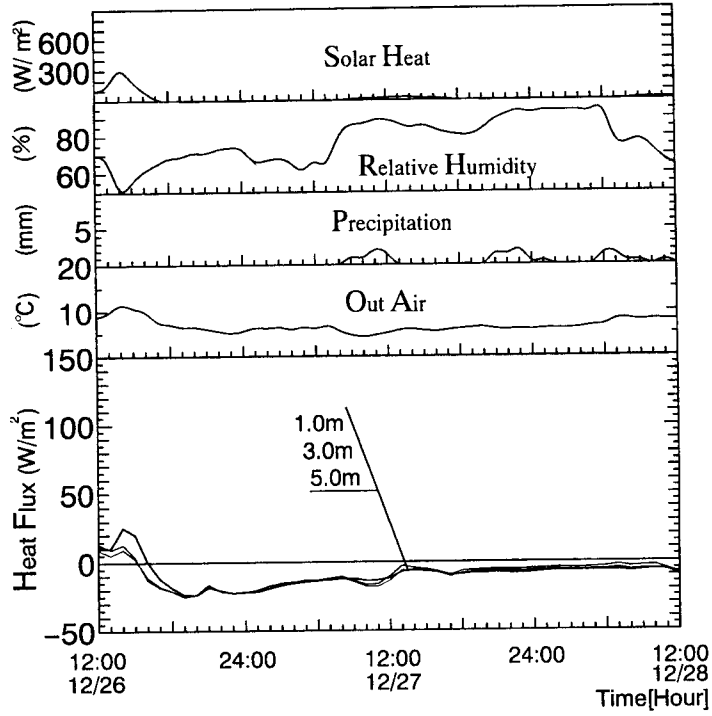


図 4 - 3 8 地表面熱流の日変動 (' 91/12/26~12/28)

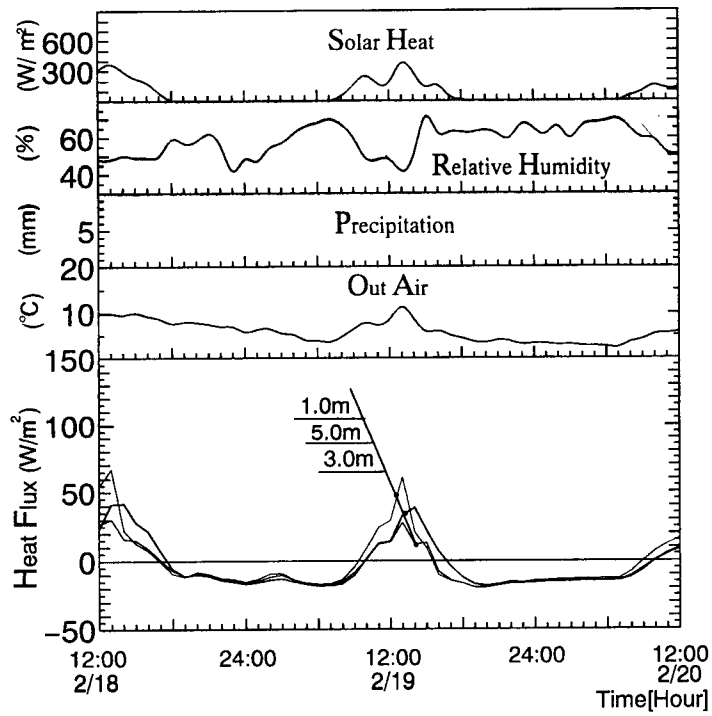


図 4 - 3 9 地表面熱流の日変動 (' 92/2/18~2/20)

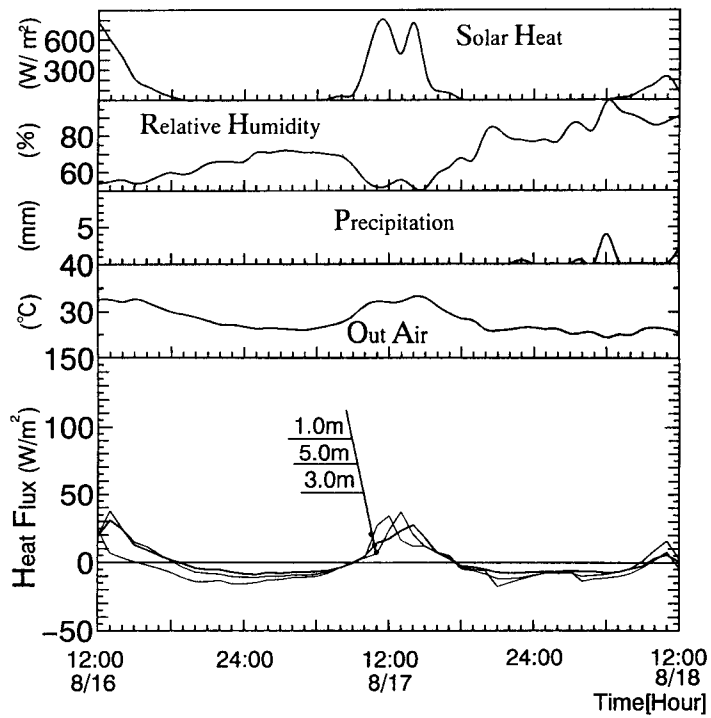


図 4 - 4 0 地表面熱流の日変動 ('92/8/16~8/18)

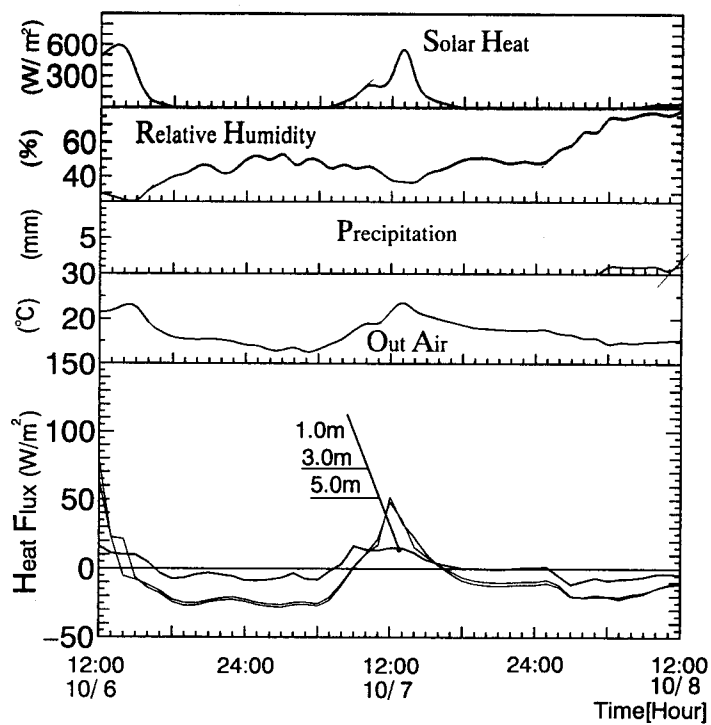


図 4 - 4 1 地表面熱流の日変動 ('92/10/6~10/8)

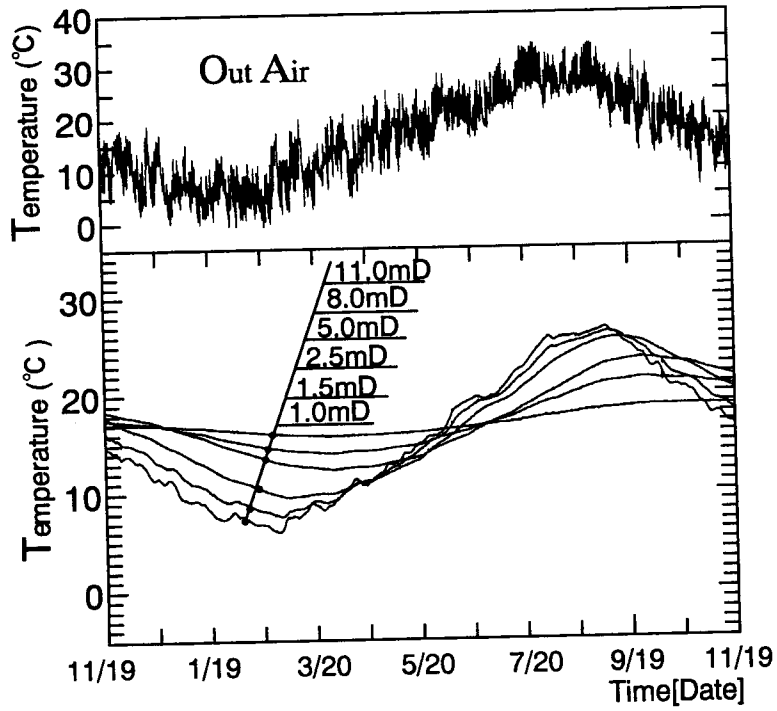


图 4-4-2 地盤内温度 (半径方向1.0m)

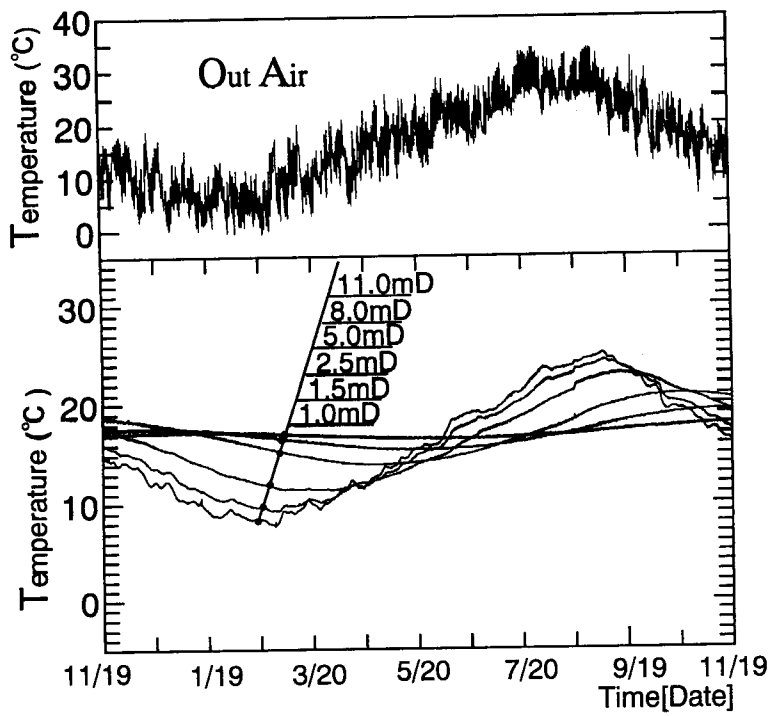


图 4-4-3 地盤内温度 (半径方向3.0m)

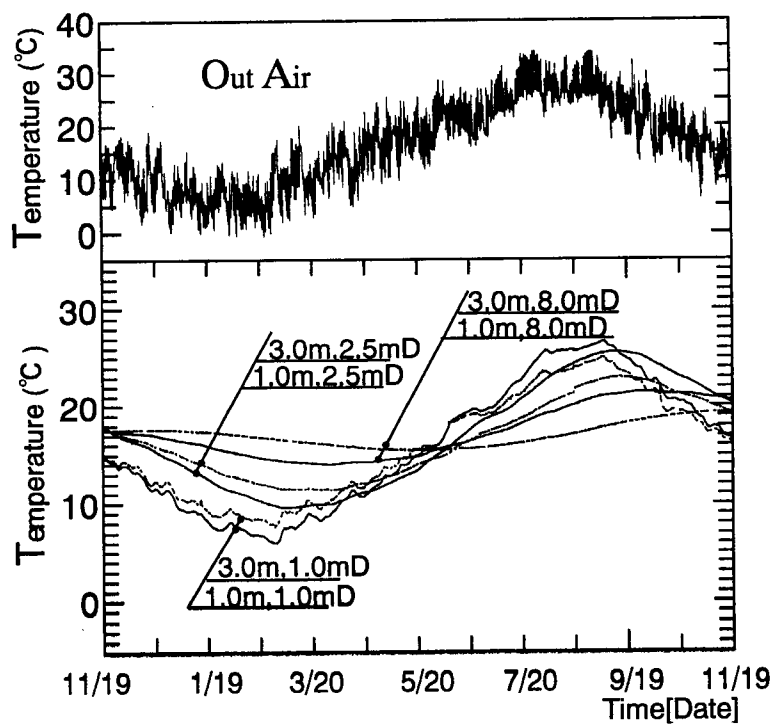


図 4 - 4 4 半径方向1.0m, 3.0m地点の地盤内温度比較 (深さ1.0, 2.5, 8.0m)

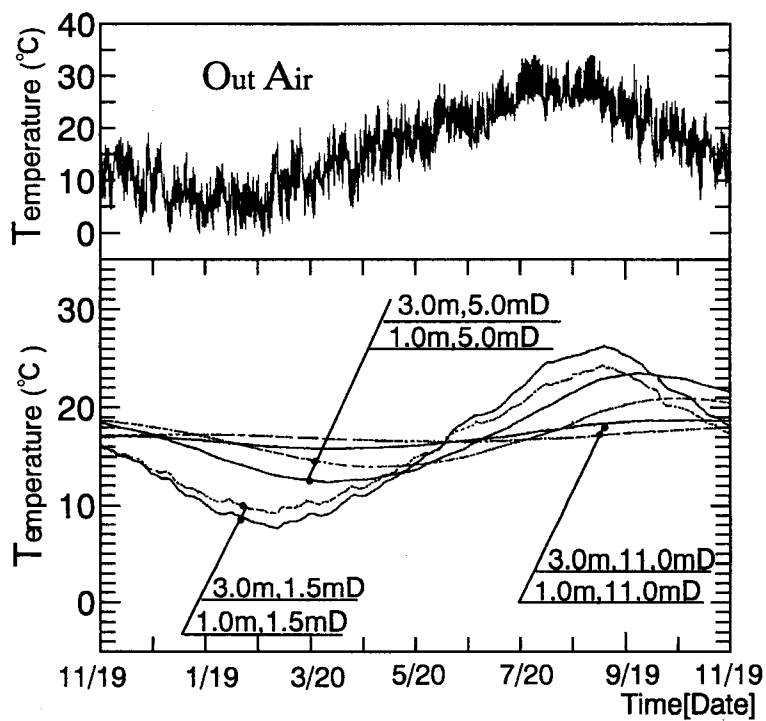


図 4 - 4 5 半径方向1.0m, 3.0m地点の地盤内温度比較 (深さ1.5, 5.0, 11.0m)

4-2-5 第1年度地盤内水分化学ポテンシャル

第1年度の蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の地表面から深さ0.1m, 2.5m, 5.0mおよび半径方向3.0m地点の深さ0.1m, 2.5mの地盤内水分化学ポテンシャルを図4-46~50に示す。テンシオメータによる地盤内水分化学ポテンシャル測定は1日毎であり、セラミック土壤水分計の測定データは1時間毎である。また同時に、地盤内水分挙動に大きく影響を与える降雨量を示す。ここで、図中の Tensio はテンシオメータによる実測値、Ceramic はセラミック土壤水分計による実測値を示す。図4-46, 49に示すように、地表面近傍での変動は大きい。当然のことながら、これは、降雨の影響を強く受けているためである。図4-47, 48, 50に示す深さ2.5m, 5.0m地点の水分化学ポテンシャルはいずれも年変動が殆ど見られない。これらの位置では総じてその値は大きく、飽水状態に近い。したがって、これらの深さ地点では地盤内熱伝導率は十分大きな値を維持していると言える。また、同じ深さの蓄熱井戸からの距離による差は殆どなく、蓄熱井戸からの熱的影響による水分場への影響はない。図4-46に示すように、セラミック土壤水分計でも地盤内水分場の変動過程を十分な精度で測定できた。

テンシオメータによる計測は、地盤内水分移動速度が非常に小さいので1日1回行ったが、テンシオメータの計測部は外気野ざらし状態であり、外界気象の日変動の影響を受ける可能性があるため、これについて検討を行う。テンシオメータで測定した地盤内水分化学ポテンシャルの日変動を図4-51, 52に示す。また同時に、外界気象、セラミック土壤水分計による実測値も示す。図4-51に示すように、その値はほぼ一定であるが、10時頃から13時頃にかけては、若干値が大きく（絶対値は小さく）なる。この原因は、テンシオメータが日射の影響を受けているためと推測される。図4-52に示すように、日射量が比較的小さい場合には、この傾向は見られない。実験開始から'92年9月17日までの約10ヶ月の期間は、テンシオメータによる計測は大略10時~13時頃に計測を行っており、この期間の測定値は最大で2.0J/kg程度の誤差があると考えられる。

セラミック土壤水分計の修正曲線を図4-53に示す。図に示すように、全体的にセラミック土壤水分計の方がテンシオメータによる測定値より若干大きな値を示すが、大略11.0J/kg以上では、地盤内水分化学ポテンシャル測定にセラミック土壤水分計は、十分な精度で計測できる。

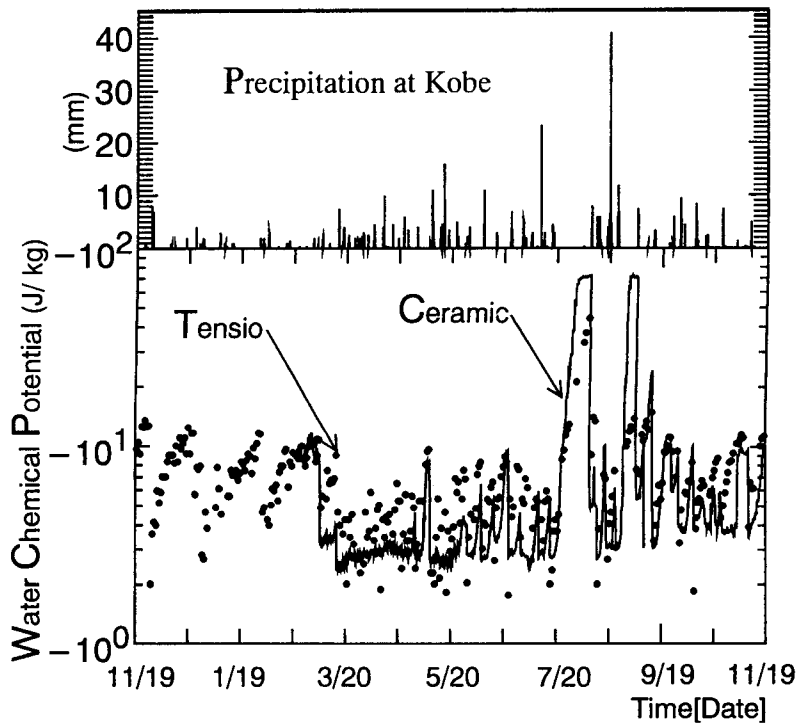


図 4 - 4 6 地盤内水分化学ポテンシャル (半径方向1.0m, 深さ0.1m)

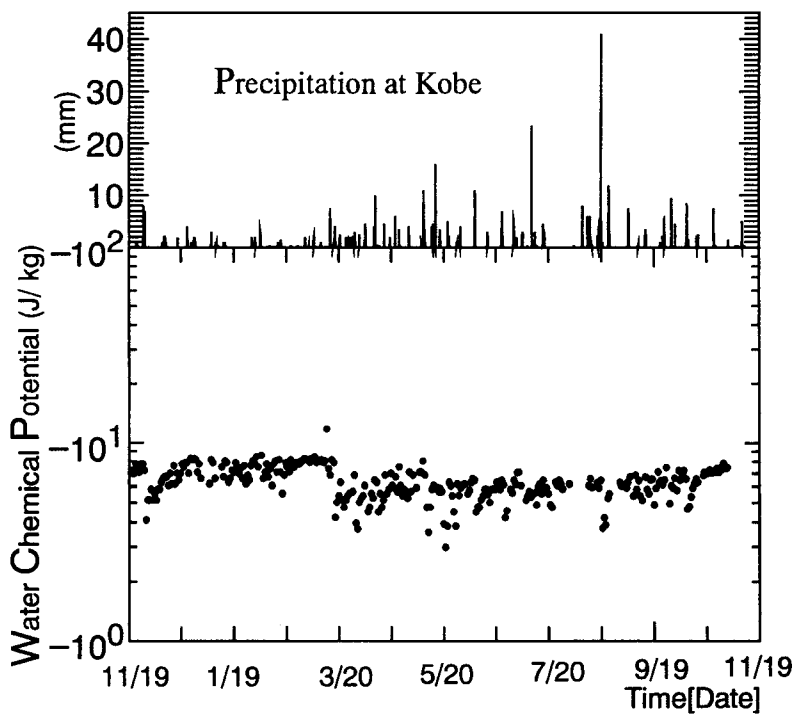


図 4 - 4 7 地盤内水分化学ポテンシャル (半径方向1.0m, 深さ2.5m)

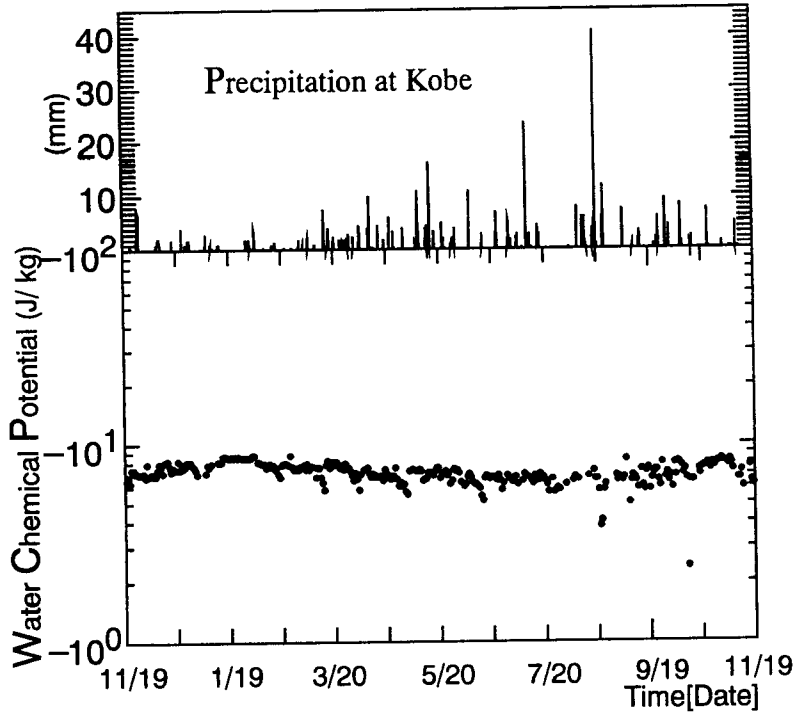


図4-48 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向1.0m, 深さ5.0m）

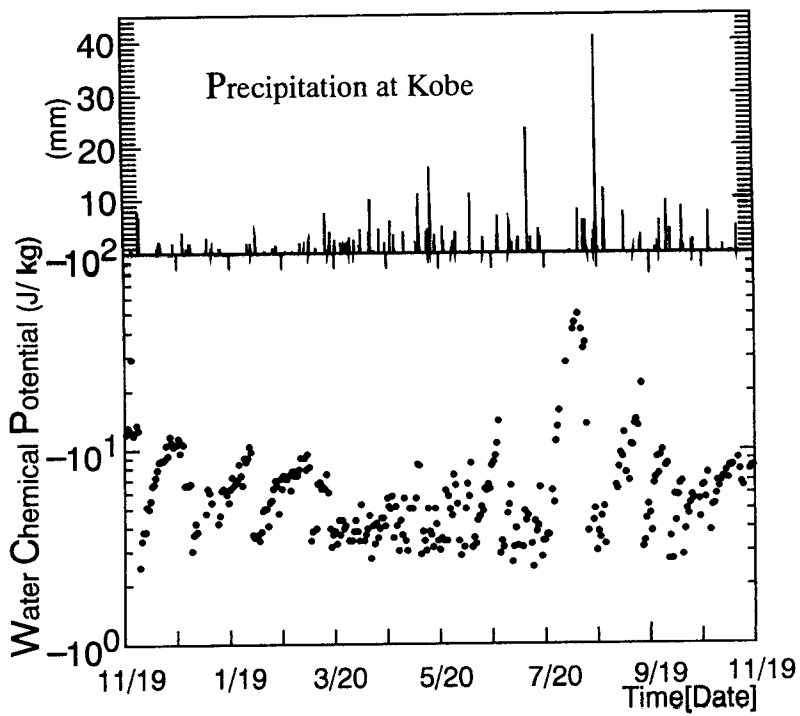


図4-49 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向3.0m, 深さ0.1m）

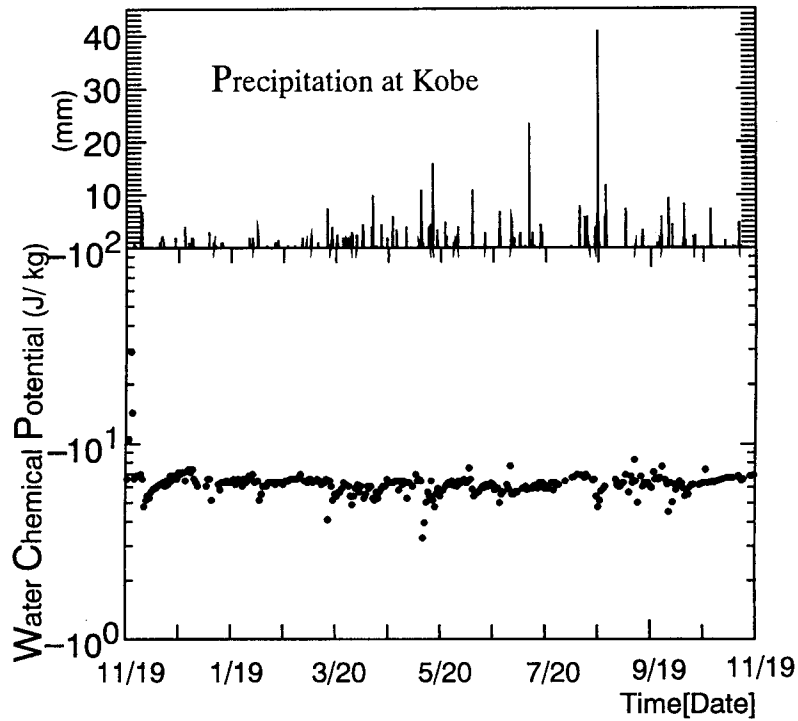


図 4 - 5 0 地盤内水分化学ポテンシャル (半径方向3.0m, 深さ2.5m)

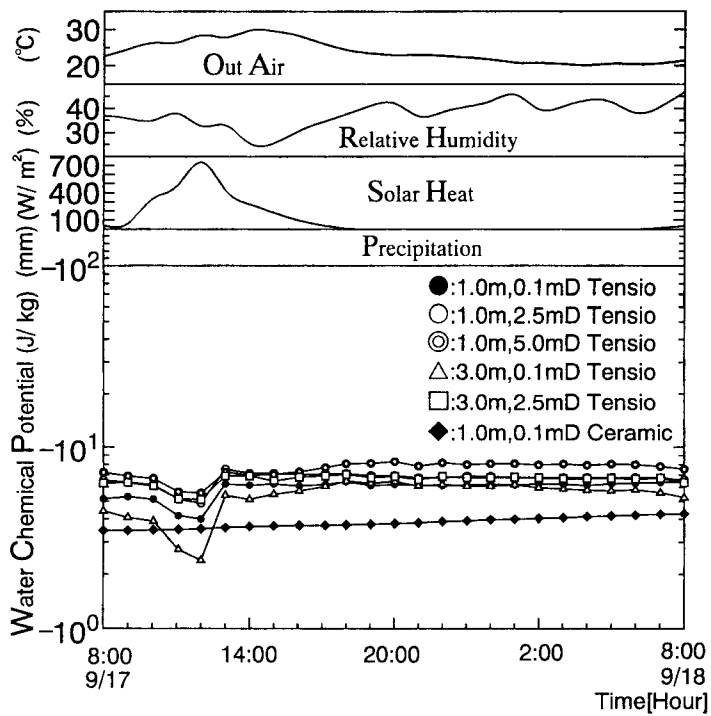


図 4 - 5 1 地盤内水分化学ポテンシャル日変動 ('92/9/17 8:00~9/18 8:00)

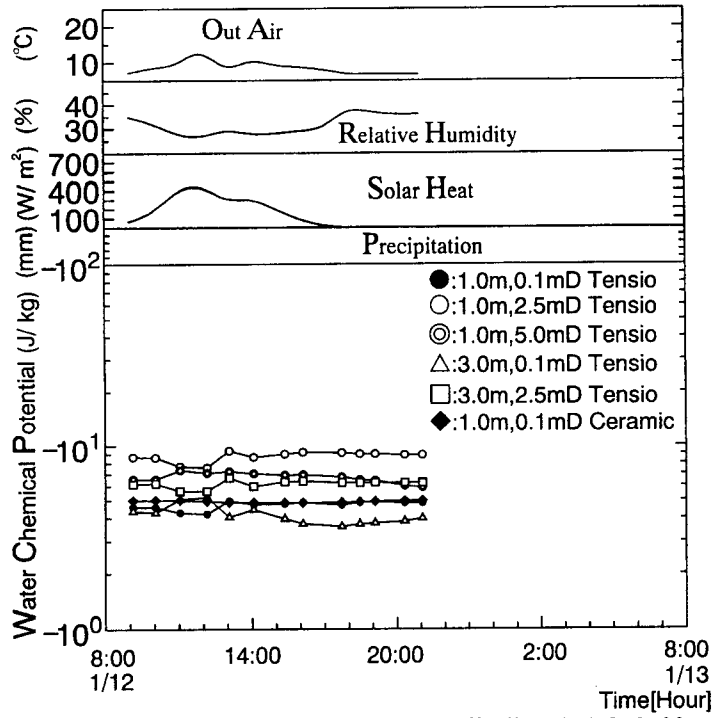


図 4 - 5 2 地盤内水分化学ポテンシャル日変動 ('93/1/12 9:00~1/13 22:00)

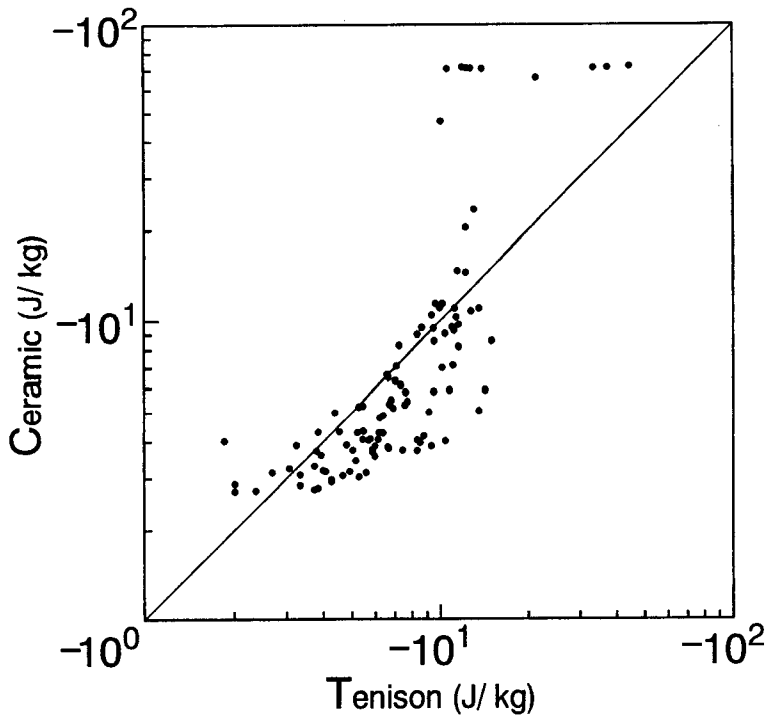


図 4 - 5 3 セラミック土壌水分計修正曲線

4-3 第2年度実験結果

4-3-1 第2年度外界気象

第2年度（1992年11月19日12:00～1993年11月25日12:00）の外気温，外気相対湿度，全天日射量，降雨量を図4-54～57に示す。なお，全天日射量は蓄熱井戸付近の実測値である。

第2年度の外気温の最高気温は33.4℃，最低気温-0.9℃，年平均気温15.3℃，外気相対湿度の年平均値は68.4%，全天日射量（蓄熱井戸付近）の年平均値は78.6W/m²，降雨量積算値は1729.5mmであり，降雨量を除いては第1年度と同様ほぼ例年通りの結果となった。降雨量については，第2年度の6月から8月の3ヶ月間に887mmと例年の2倍近い降雨があり，この影響で，第1年度の約1.4倍の降雨量であった。

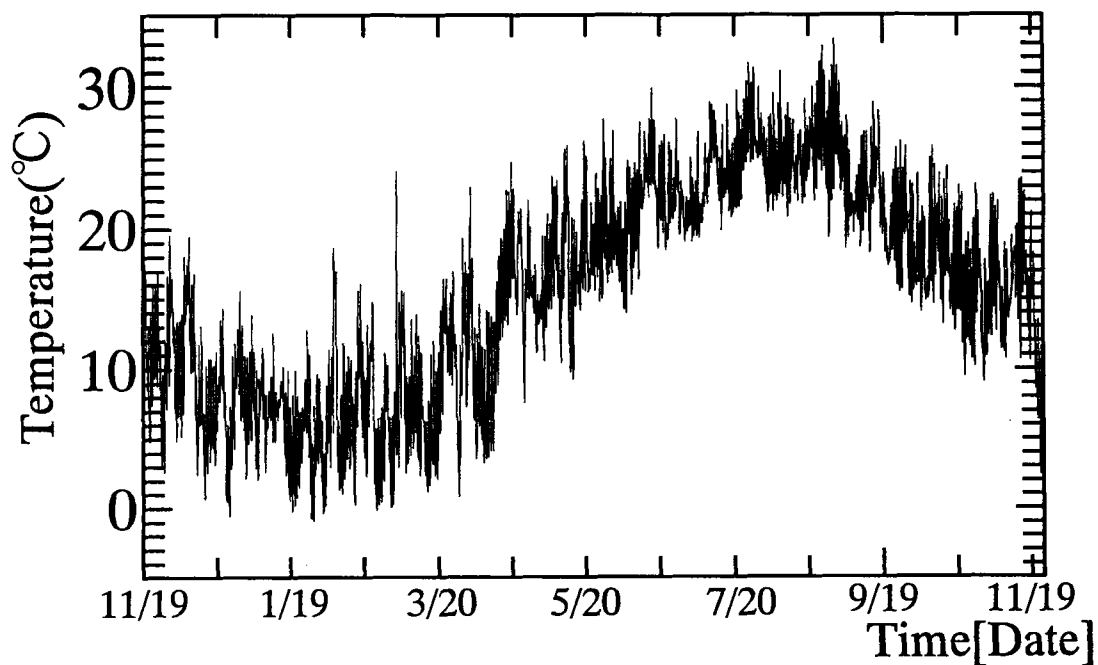


図4-54 第2年度外気温

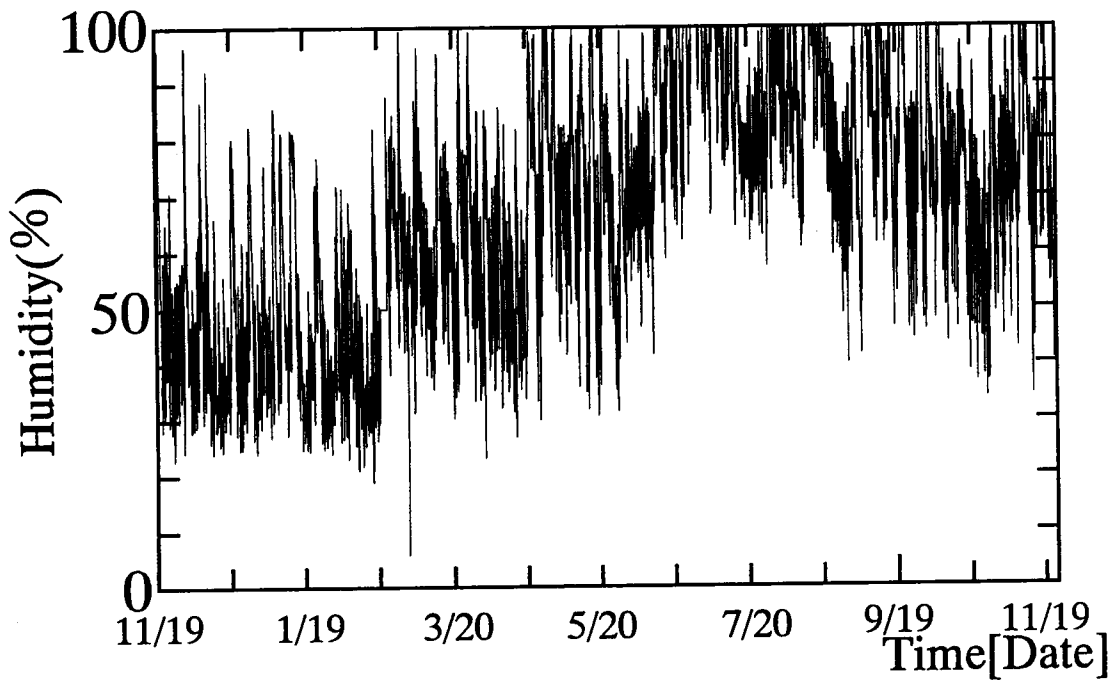


图 4 - 5 5 第 2 年度外気相对湿度

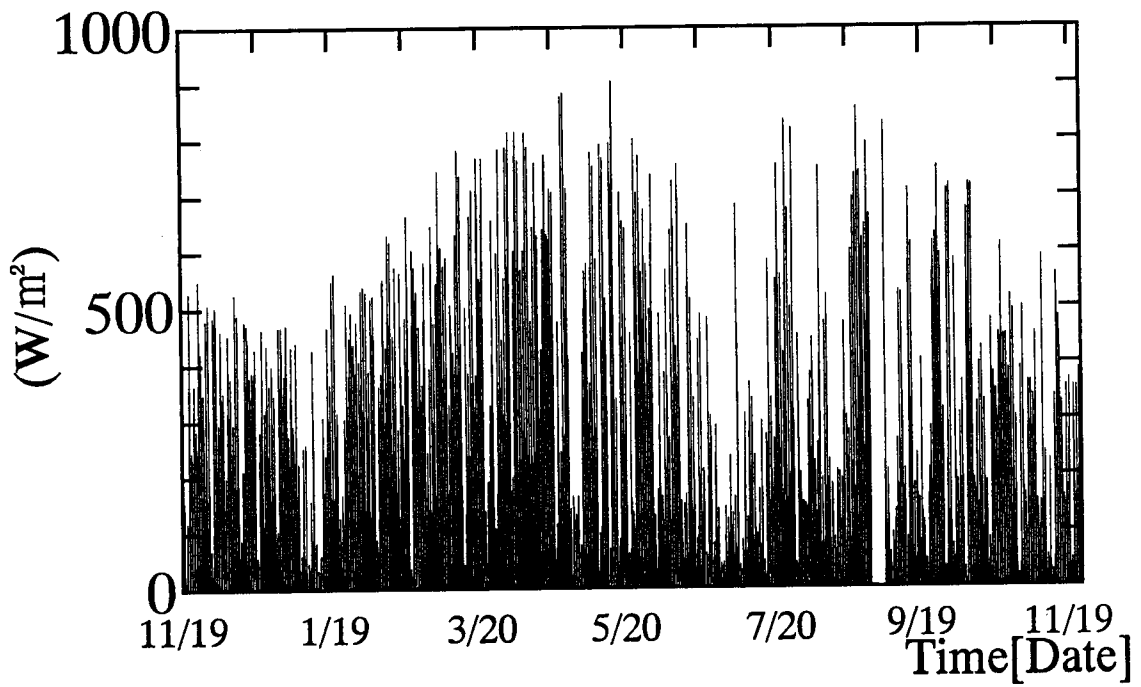


图 4 - 5 6 第 2 年度全天日射量

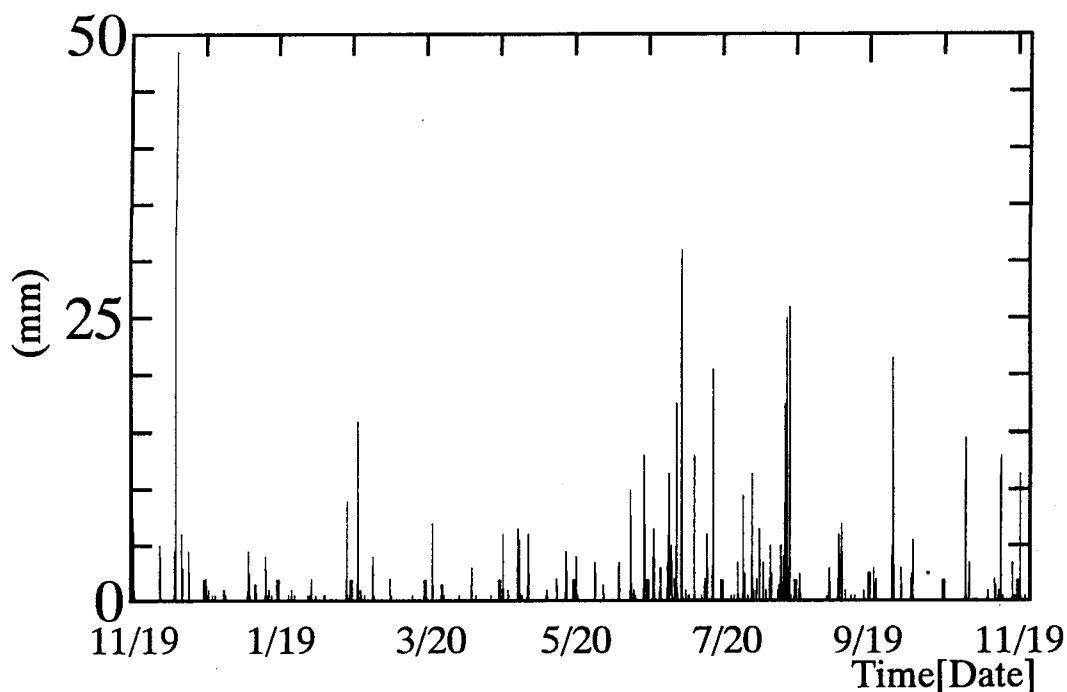


図4-57 第2年度降雨量

4-3-2 第2年度供給熱量

第2年度の実験では、本章の冒頭で述べたように、1993年6月頃から蓄熱井戸への供給熱量の測定値にノイズが混入し始め、正確な供給熱量の測定が困難となった。したがって、蓄熱井戸への供給熱量実測値は第2年度冬期（1993年5月19日）までのものである。そこで、第2年度夏期以降のデータは、次のように供給熱量を推定して、参考値として併記している。蓄熱井戸表面には熱流計を添付して井戸表面熱流を測定している。蓄熱井戸内の水に蓄積される熱量を無視すれば、供給熱量と蓄熱井戸全表面から流出する熱流は一致する。蓄熱井戸表面熱流は地表面からの深さ5.0mと1.5mの2箇所のみであり、表面全体の積算値は得られない。また、先述のように、この表面熱流計の精度はあまり高くない。これらを考慮して、第1年度の同期間中のこの井戸表面熱流と蓄熱井戸への供給熱量との比を求め、これを用いて第2年度の表面熱流計実測値から供給熱量を推定した。

図4-58に第2年度の蓄熱井戸への供給熱量日積算値を、表4-4に設定期間毎の供給熱量積算値を示す。但し、上述のように夏期の値については推定参考値である。第2年度冬期供給熱量の積算値は-960.1Mcalであり、設定値通りの熱量となった。また、この期間の日平均供給熱量は-4550kcal/dayであった。

表4-4 第2年度実験運転状況

期 間	日数 (日)	積算供給熱量 (Mcal)	期 間	日数 (日)	積算供給熱量 推定値(Mcal)
'92/11/19~12/15	26	-65.0	5/22~6/16	26	+126.8
12/16~1/12	28	-133.4	6/17~7/12	26	+218.9
1/13~2/7	26	-188.5	7/13~8/7	26	+309.9
2/8~3/1	23	-168.3	8/8~9/8	32	+354.9
3/2~3/29	28	-202.4	9/9~10/3	26	+299.5
3/30~4/24	26	-135.2	10/4~10/29	26	+135.2
4/25~5/20	26	-67.3	10/30~11/24	26	+67.6
5/21	1	0.0			
第2年度冬期積算値	183	-960.1	夏期積算値	188	+1512.8

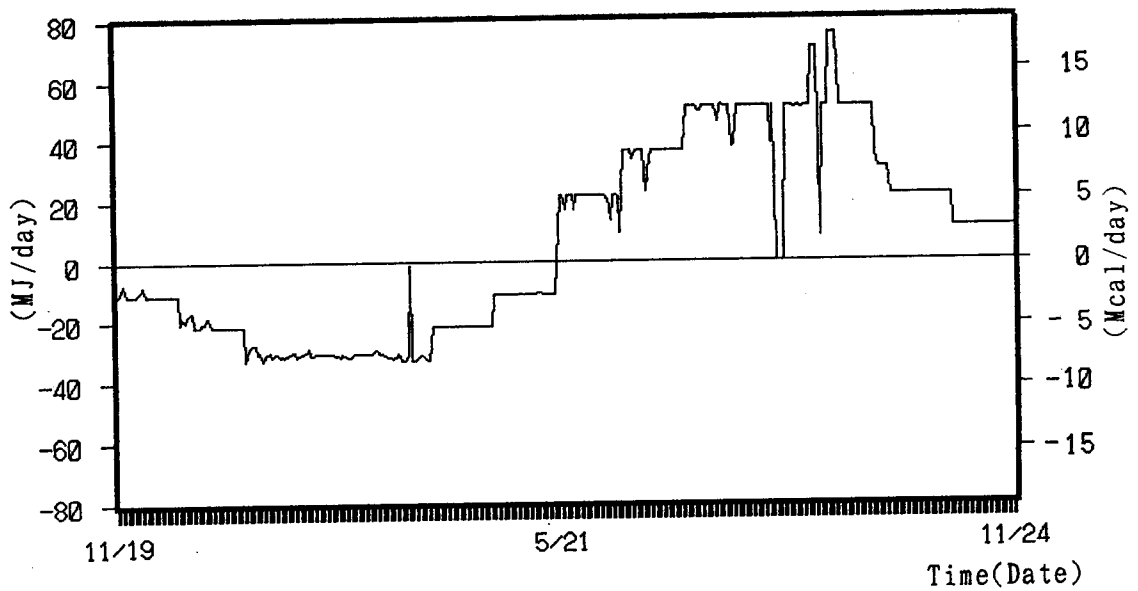


図4-58 第2年度供給熱量

4-3-3 第2年度蓄熱井戸内水温

図4-59に第2年度の蓄熱井戸内平均水温の経年変化を第1年度結果と共に示す。なお、同図の下の方の図は、実測値を日平均化したものである。図4-59に示すように、第2年度の平均水温の経年変化は、第1年度と大略同様の経過を示しており、第2年度夏期以降でも推定した熱量で判断する限り第1年度供給熱量より若干大きな熱量となっているが、大略同程度の熱供給量となっているので、予定通り1年周期の周期的な運転が実現していることを示していると言える。詳細には、第1年度、第2年度とも年間積算熱量が0ではなく、正の値となっているので、井戸内水温はやや温度上昇のトレンドが見られる。

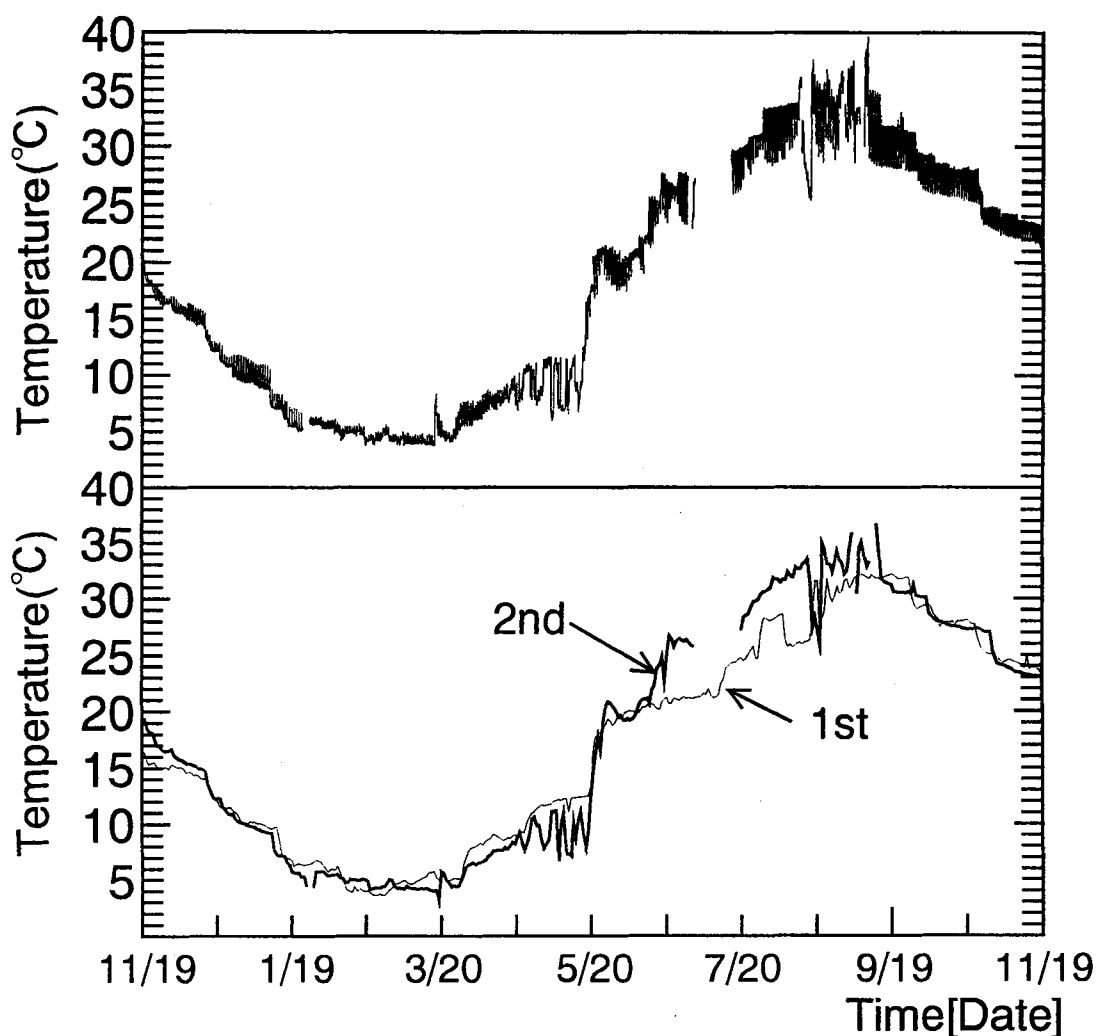


図4-59 蓄熱井戸内平均水温

4-3-4 第2年度地表面温度および地盤内温度

図4-60に第2年度の地表面温度の経年変化を示す。但し、測定地点は蓄熱井戸の中心から半径方向1.0mである。第2年度の地表面温度の年平均値は14.3℃であり、第1年度とほぼ同様の結果となった。

図4-61、62に第2年度の蓄熱井戸中心から半径方向1.0m、3.0m地点の地表面下1.0m、1.5m、2.5m、5.0m、8.0m、11.0m地点の地盤内温度を示す。但し、半径方向1.0m地点深さ11.0mおよび半径方向3.0m地点深さ2.5m地点の熱電対は劣化のため測定不能状態となったために示していない。

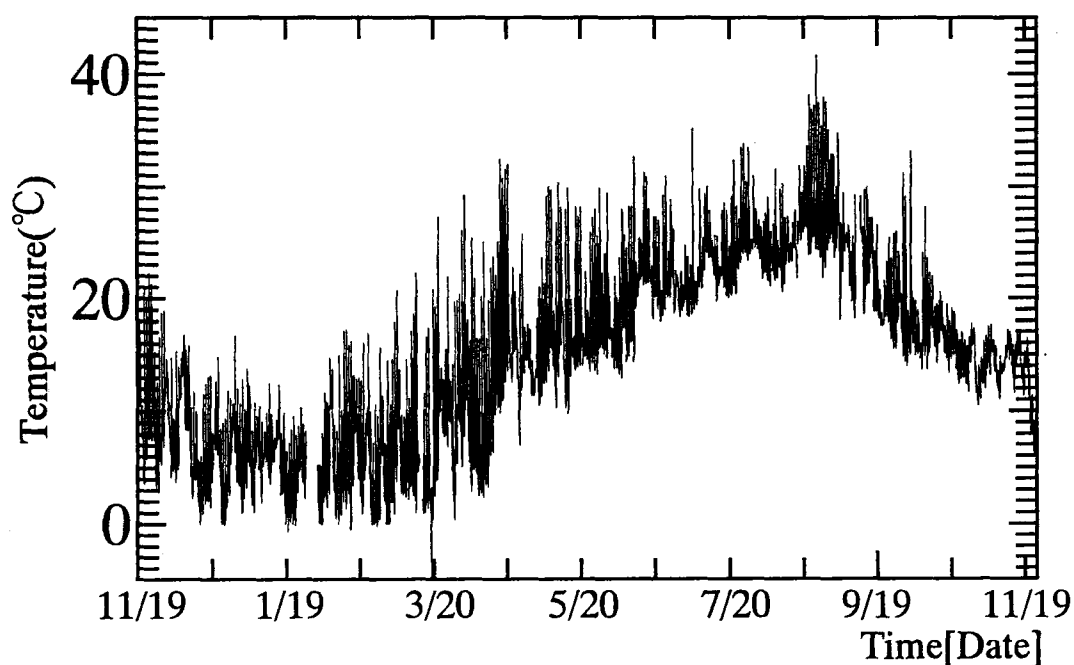


図4-60 地表面温度（半径方向1.0m）

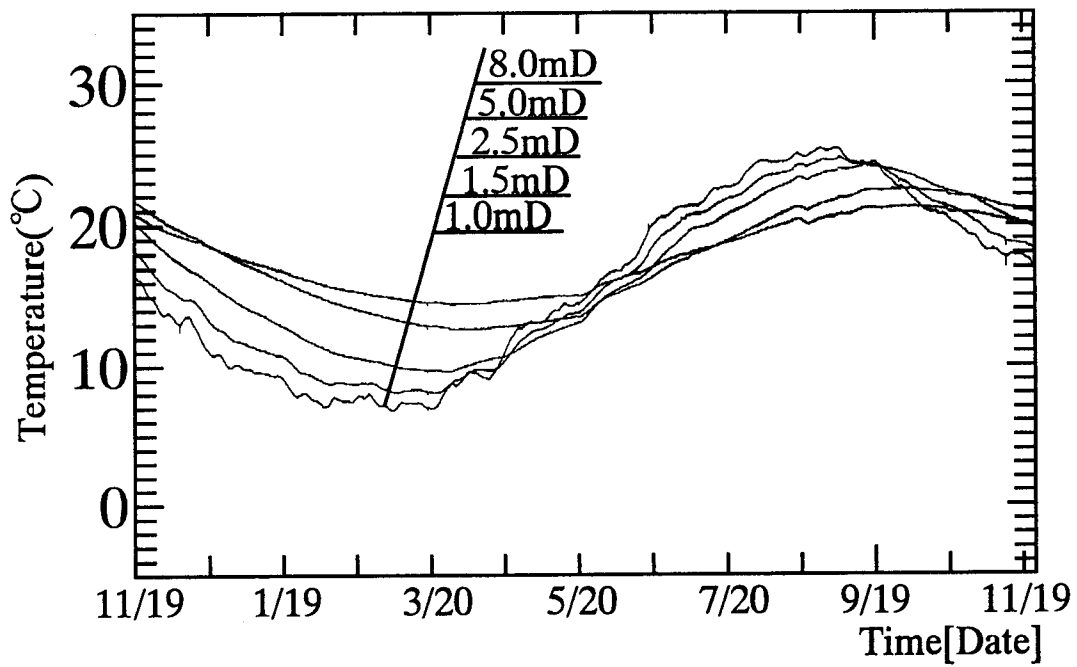


图 4 - 6 1 地盤内温度 (半径方向1.0m)

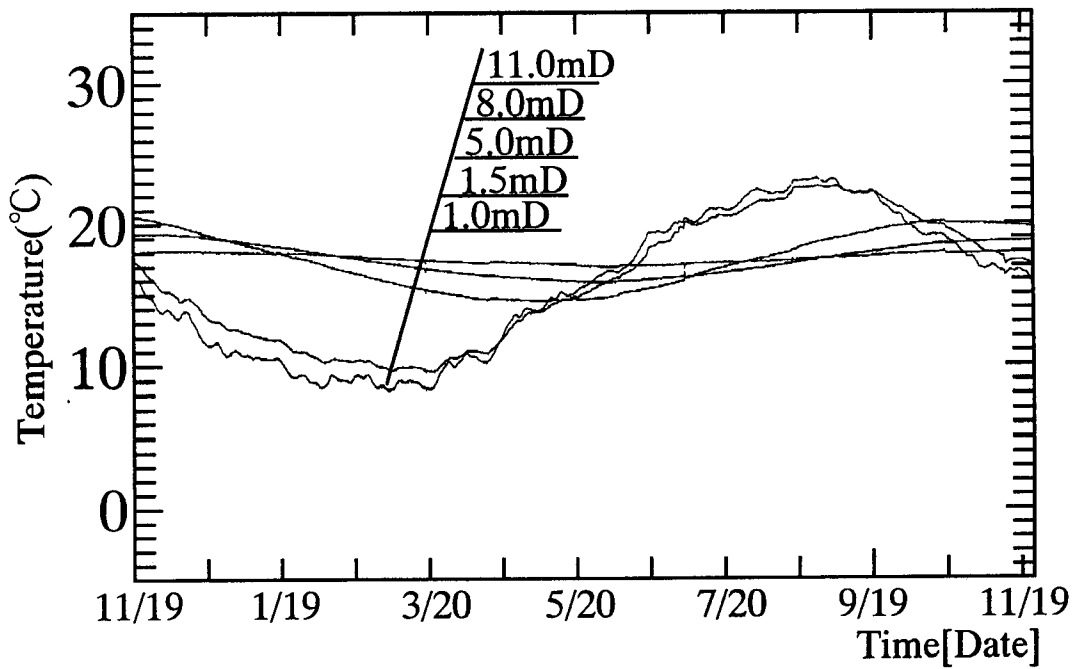


图 4 - 6 2 地盤内温度 (半径方向3.0m)

4-3-5 第2年度地盤内水分化学ポテンシャル

図4-63に第2年度夏期放熱運転時の蓄熱井戸中心から半径方向1.0mの地表面深さ0.1, 2.5, 5.0mの地点の水分化学ポテンシャルを、図4-64に半径方向3.0mの地表面下0.1, 2.5m地点の水分化学ポテンシャルを示す。図に示すように、地表面近傍（地表面下0.1m地点）では、降雨によりその値は大きく変動し、地表面下2.5m地点ではその値は安定しており、第1年度と同様の結果となっている。一方、地表面下5.0m地点では、第1年度はほぼ一定な値で安定していたが、第2年度は例年になく多量の降雨の影響で一時的に地盤内部が正圧となり、飽水状態となる期間があり、その値の変動はかなり大きくなった。これは2.5m以深では、水分のほとんどは自由水で、その流動は重力の影響を強く受けていることを示している。

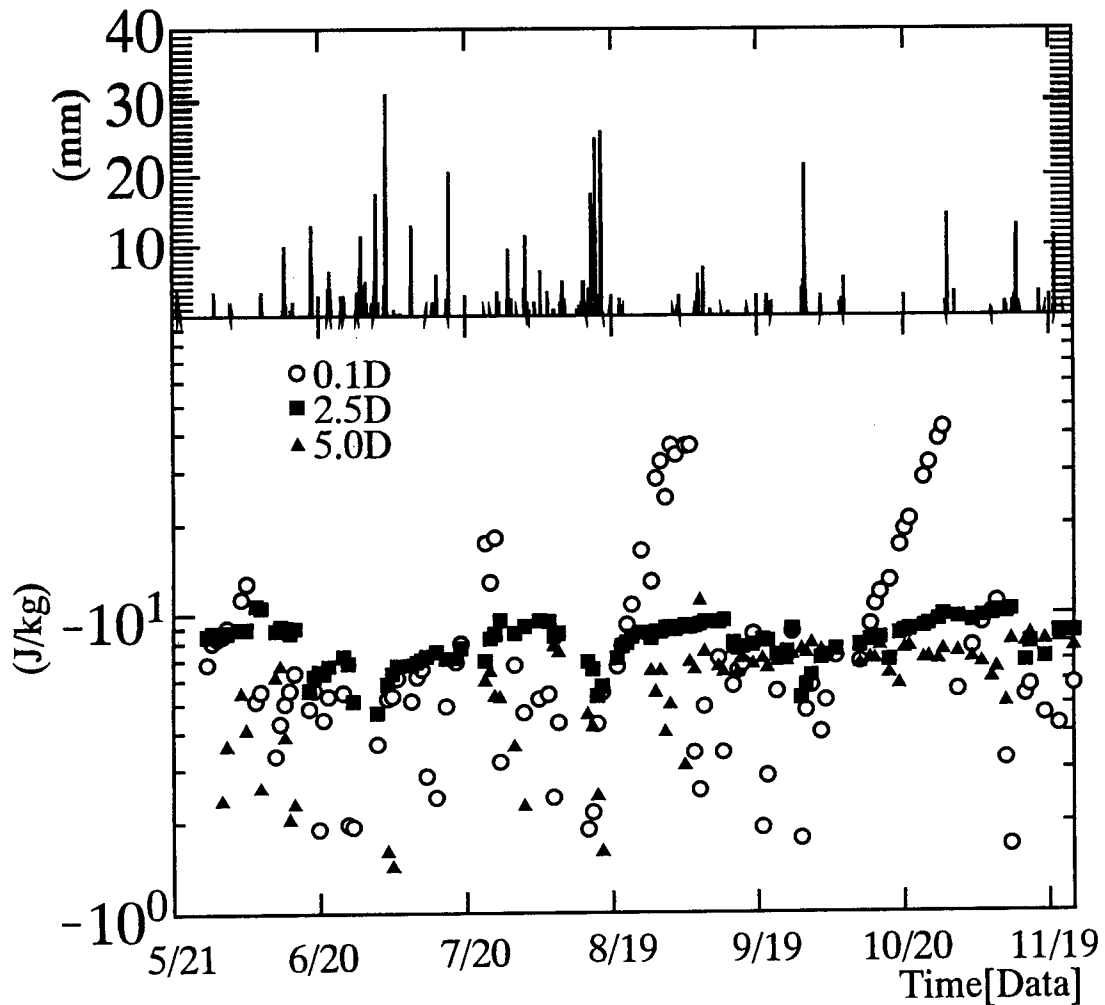


図4-63 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向1.0m）

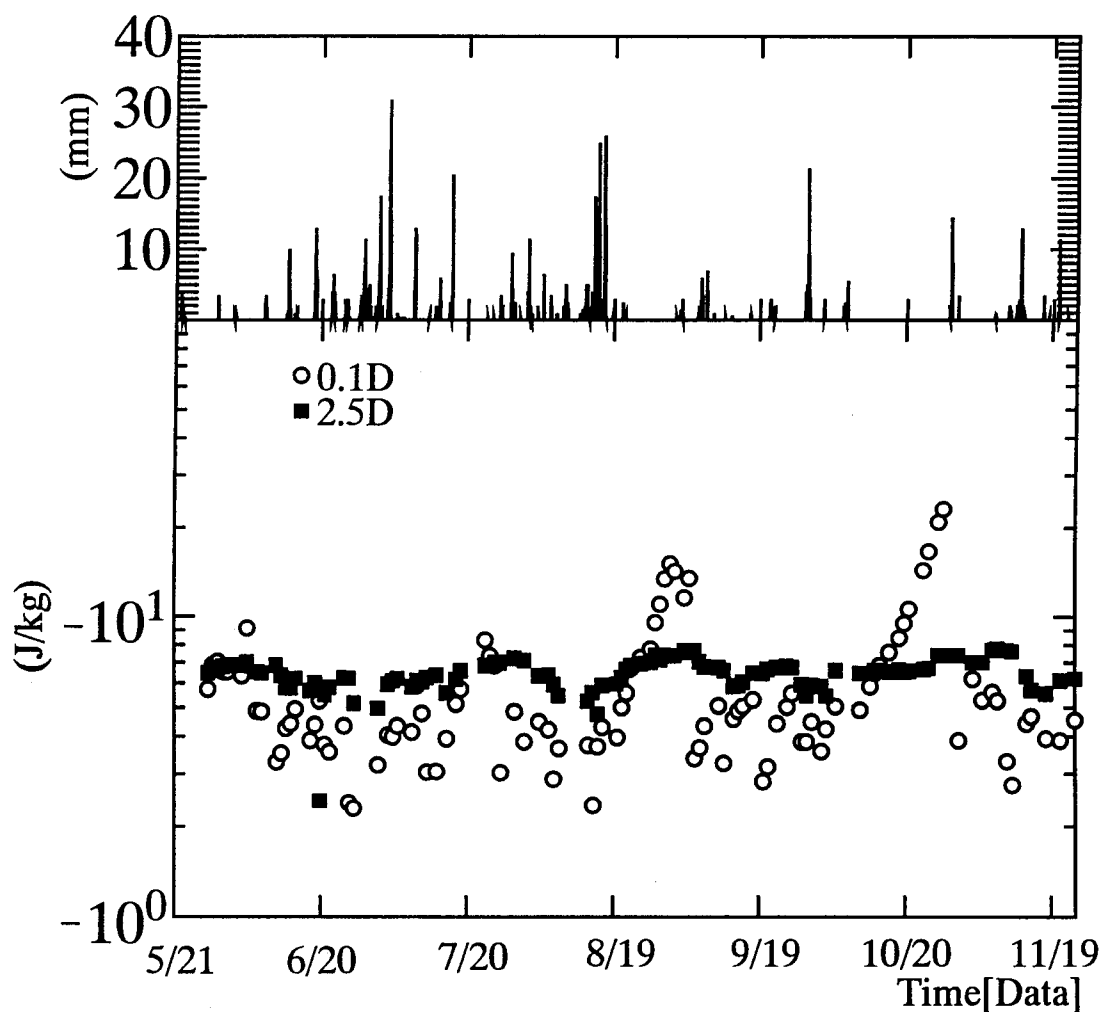


図4-64 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向3.0m）

4-4 第4章のまとめ

外径190.7mm、長さ10.5mの密閉型蓄熱井戸によるヒートポンプ熱源としての2年間にわたる地盤蓄熱実験の実測結果を示し、その特性および周辺地盤の蓄熱性状を詳細に検討し、その有効性、安定性を示した。第2年度夏期の蓄熱井戸への供給熱量は十分な精度で測定を行えなかったが、2年間にわたり、蓄熱井戸水温の年振幅は、設定通りにほぼ外気温年振幅と等しくなった。したがって、この形状、寸法の蓄熱井戸において、空気熱源ヒートポンプ以上の効率で年周蓄熱を行う場合の最大熱量は年周振幅で大略9.0Mcal/dayであり、また、蓄熱井戸内水温の日変動幅は、最大でも3.0degree程度であり、蓄熱井戸への供給熱量の日変動に対して十分な緩和力を持っており、外気空気より安定した熱源であることが明らかとなった。

第5章 蓄熱井戸およびその周辺地盤内 熱水分性状の理論解析法

5-1 はじめに

本章では、第4章で示した2年間にわたる密閉型蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱・水分性状の理論解析に用いる地盤物性値および第2章の地盤内熱水分移動の基礎方程式の差分化について述べる。

地盤内での熱および水分移動の基礎的性質を決定する熱・水分拡散係数は、第3章の実験地盤の土質調査結果から、その性状が極めて近いと考えられる砂質土壌（Plainfield Sand）の測定値[62]を温度補正して用いる。対流熱伝達率は、年平均風速（神戸海洋気象台1991年）を基に求める。湿気伝達率は、Lewis 関係より対流熱伝達率から算出する。

解析に用いる地盤内熱水分移動の支配方程式は、強い非線形性を持つ方程式であり、一般に解析解を得ることは困難となるため、本理論解析では、有限差分による数値解法により数値的に解を求める。

5-2 解析に用いる物性値

5-2-1 砂質土壌の熱および水分の拡散係数

第3章で示したように、実験測定場所の地盤は Plainfield Sand の性状に近いと推定したので、本解析では、Jury によって統一的に計測された Plainfield Sand の熱および水分の拡散係数を用いる。

Jury によって測定された砂質土壌の熱および水分の拡散係数を図5-1～4に示す[62]。ここで、 D_{ϕ_g} は含水率勾配に対する気相水分拡散係数 (cm^2/day)、 D_{ϕ_l} は含水率勾配に対する液相水分拡散係数 (cm^2/day)、 D_{ϕ} は含水率勾配に対する水分拡散係数 (cm^2/day)、 D_{T_l} は温度勾配に対する液相水分拡散係数 ($\text{cm}^2/\text{day K}$)、 D_{T_g} は温度勾配に対する気相水分拡散係数 ($\text{cm}^2/\text{day K}$)、 $\lambda + r \lambda_{T_g}'$ は等価熱伝導率 ($\text{mcal}/\text{cm s K}$) を示す。また、次にこれらの各拡散係数の近似式を以下に示す。

$$D_{\phi g} |_{\theta=20} = \begin{cases} 1373.73\phi & (\phi \leq 0.047) \\ 10^{1.10362-49.5709\phi+2968.99\phi^2+47635.7\phi^3} & (0.0047 < \phi \leq 0.035) \\ 10^{-0.669523-44.4095\phi} & (0.035 > \phi) \end{cases} \quad (5-1)$$

$$D_{\phi l} |_{\theta=20} = \begin{cases} 6.56635\phi & (\phi \leq 0.0079) \\ 10^{-1.73466+58.9689\phi-263.483\phi^2+408.122\phi^3} & (0.0079 < \phi) \end{cases} \quad (5-2)$$

$$D_{Tg} |_{\theta=20} = \begin{cases} 0.028836^{(1-e^{-250\phi})} & (\phi \leq 0.02) \\ 10^{-1.52711-0.735882\phi-2.93796\phi^2} & (0.02 < \phi) \end{cases} \quad (5-3)$$

$$D_{Tl} |_{\theta=20} = \begin{cases} 0.153569\phi & (\phi \leq 0.02) \\ 10^{-3.17809+38.6164\phi-139.126\phi^2-196.095\phi^3} & (0.02 < \phi) \end{cases} \quad (5-4)$$

$$\lambda + r \lambda_{Tg}' |_{\theta=20} = \begin{cases} 1+229.63\phi-2870.37\phi^2 & (\phi \leq 0.02) \\ 4.07536+19.2233\phi-40.4658\phi^2+45.2669\phi^3 & (0.02 < \phi) \end{cases} \quad (5-5)$$

ここで、 ϕ は含水率（体積基準）， $\theta = 20$ は温度が 20°C 一定であることを示す。

式(5-1)～(5-5)の拡散係数は，温度 20°C 一定の場合の値である。拡散係数は含水率のみならず温度にも強く依存する。したがって，まず， $D_{\phi g}, D_{Tg}$ の温度補正を行う。蒸気拡散支配時の水蒸気流 J_g は次式で示される。

$$J_g = -\lambda_p' \nabla p_v \quad (5-6)$$

ここで， λ_p' は湿気伝導率 (kg/msPa)， p_v は水蒸気圧(Pa)を示す。

水分化学ポテンシャル μ の定義式 $\mu = R_v T \ln(p_v/p_{vs})$ から式(5-6)は，

$$J_g = -\lambda_p' \frac{\partial p_v}{\partial T} \nabla T - \lambda_p' \frac{\partial p_v}{\partial \phi} \nabla \phi \quad (5-7)$$

水蒸気圧 p_v を相対湿度 h と飽和水蒸気圧 p_{vs} の積 ($p_v = h \times p_{vs}$) で表すと，

$$J_g = -\lambda_p' h \frac{\partial p_{vs}}{\partial T} \nabla T - \lambda_p' p_{vs} \frac{\partial h}{\partial \phi} \nabla \phi \quad (5-8)$$

式(5-8)より，拡散係数 $D_{\phi g}, D_{Tg}$ は，次のように表せる。

$$D_{\phi g} = \lambda_p' p_{vs} \frac{\partial h}{\partial \phi} = \lambda_p' p_{vs} |_{\theta=20} \frac{\partial h}{\partial \phi} \frac{p_{vs}}{p_{vs} |_{\theta=20}} = D_{\phi g} |_{\theta=20} \frac{p_{vs}}{p_{vs} |_{\theta=20}} \quad (5-9)$$

$$\begin{aligned}
 D_{T_g} &= \lambda_p' h \frac{\partial p_{v_s}}{\partial T} = \lambda_p' h \frac{\partial p_{v_s}}{\partial T} \Big|_{\theta=20} \frac{\partial p_{v_s}}{\partial T} / \frac{\partial p_{v_s}}{\partial T} \Big|_{\theta=20} \\
 &= D_{T_g} \Big|_{\theta=20} \frac{\partial p_{v_s}}{\partial T} / \frac{\partial p_{v_s}}{\partial T} \Big|_{\theta=20}
 \end{aligned}
 \tag{5-10}$$

次に、 D_{ϕ_1}, D_{T_1} の温度補正を行う。液水移動が Darcy 則に従うものとして算定した補正関数 [60] を用いる。

$$D_{\phi_1} = D_{\phi_1} \Big|_{\theta=20} f_1(T) \tag{5-11}$$

$$D_{T_1} = D_{T_1} \Big|_{\theta=20} f_2(T) \tag{5-12}$$

ここで、

$$f_1(T) = 0.0234(T - 273.15) + 0.532 \tag{5-13}$$

$$f_2(T) = 0.000147(T - 273.15)^2 + 0.0184(T - 273.16) + 0.5732 \tag{5-14}$$

但し、 T は温度(K)である。

Jury による測定値の近似式は水分の状態量として含水率 (体積基準) ϕ を用いているが、ここでは自由水基準の水分化学ポテンシャル μ を用いるため、以下の変換を行う。

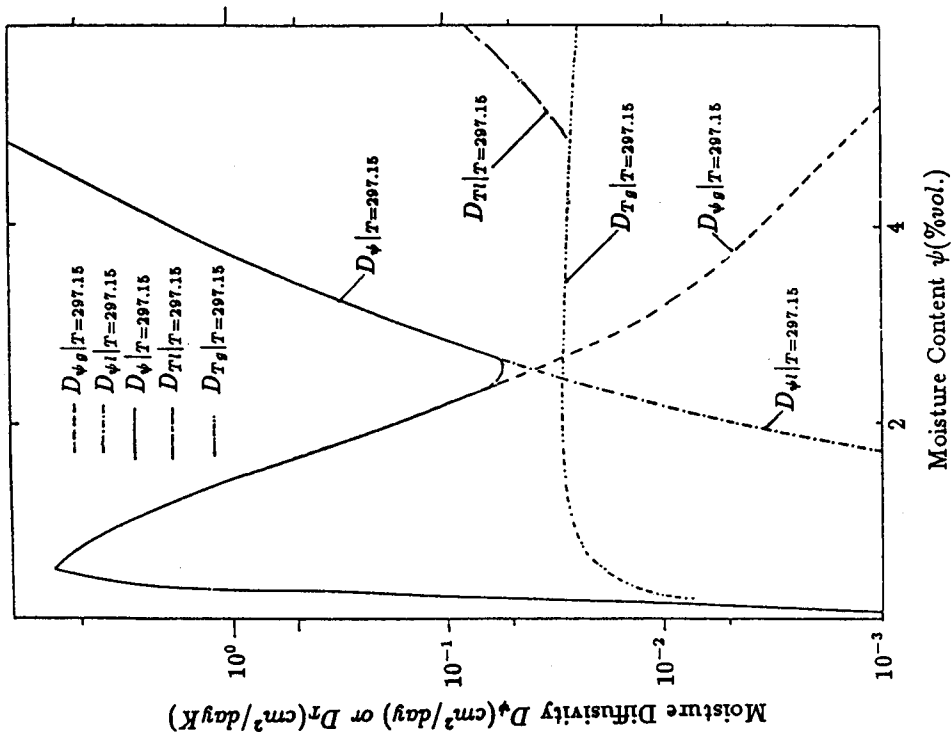


図 5 - 1 砂質土壌の水分拡散係数 $D_{\phi_2}, D_{\phi_1}, D_{\phi}, D_{T_1}, D_{T_g}$ (低含水時)

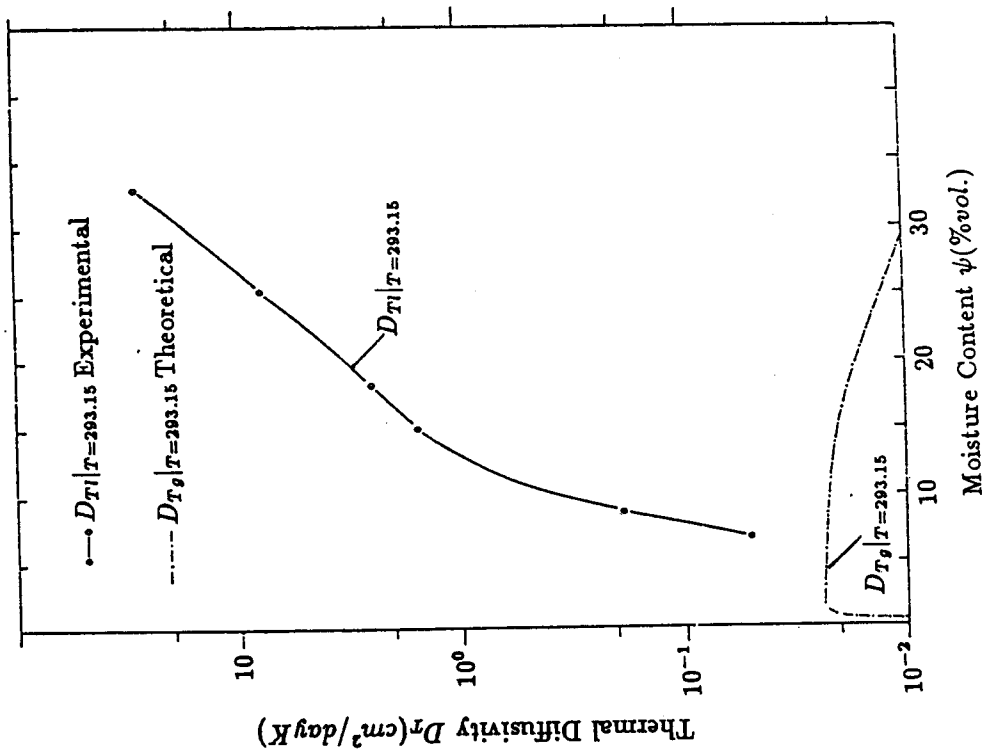


図 5 - 2 砂質土壤の水分拡散係数 D_{T1} , D_{Tg}

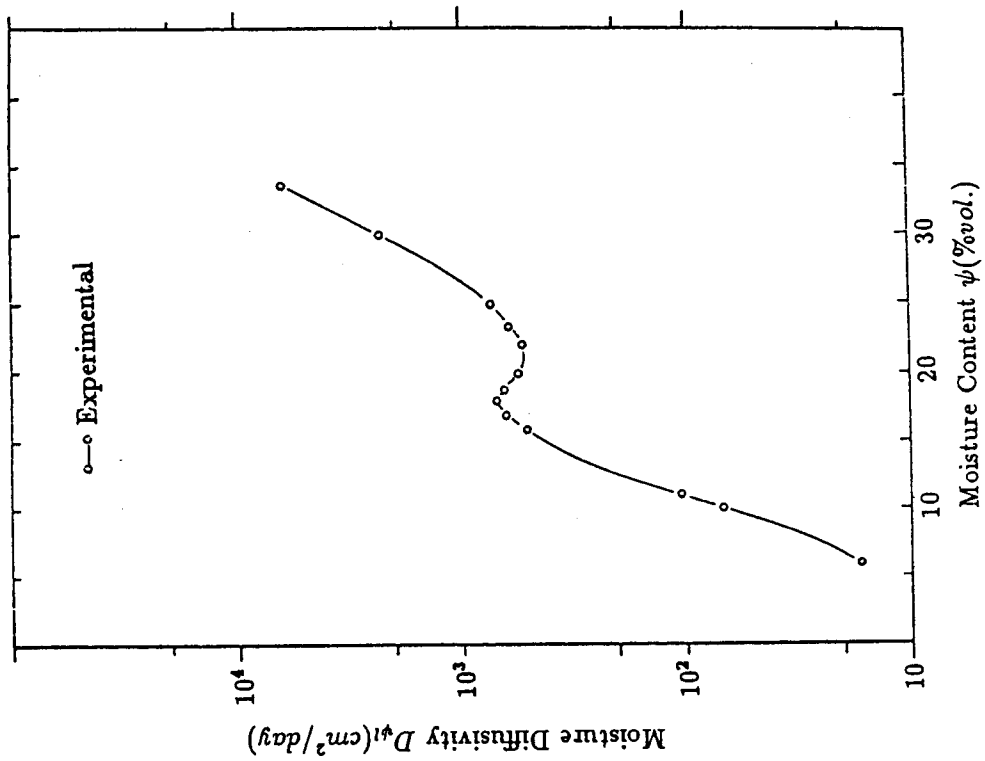


図 5 - 3 砂質土壤の水分拡散係数 $D_{\psi 1}$

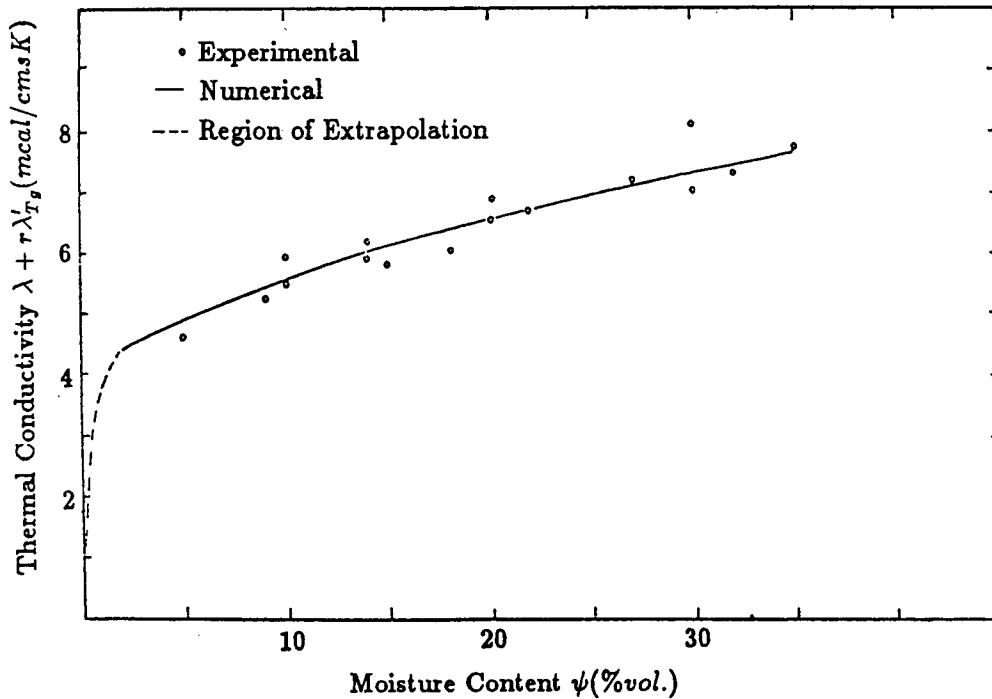


図5-4 砂質土壤の熱伝導率 $\lambda + r\lambda'_{Tg}$

水分伝導率 $\lambda_{\mu'}$, $\lambda_{\mu g'}$, $\lambda_{\mu 1'}$, $\lambda_{Tg'}$, $\lambda_{T1'}$ と拡散係数 D_{ϕ} , $D_{\phi g}$, $D_{\phi 1}$, D_T , D_{Tg} , D_{T1} の関係は次より得られる。含水率 ϕ と μ , T の間には一意の関係がある。すなわち,

$$\mu = g(\phi, T) \quad (5-15)$$

これより,

$$\nabla \mu = \frac{\partial g}{\partial \phi} \nabla \phi + \frac{\partial g}{\partial T} \nabla T \quad (5-16)$$

式(2-13), (2-14)に式(5-16)を代入して, 水分化学ポテンシャル μ の代わりに含水率 ϕ を水分の状態量とした拡散方程式が得られる。

$$\begin{aligned} q &= -\lambda \nabla T \\ J_w &= -D_{\phi} \nabla \phi - D_T \nabla T + \lambda_{\mu'} F_w \\ J_{w1} &= -D_{\phi g} \nabla \phi - D_{Tg} \nabla T + \lambda_{\mu g'} F_w \\ J_{w2} &= -D_{\phi 1} \nabla \phi - D_{T1} \nabla T + \lambda_{\mu 1'} F_w \end{aligned} \quad (5-17)$$

但し、熱および水分拡散係数は、

$$\begin{aligned}
 D_{\tau} &= \lambda_{\tau}' + \lambda_{\mu}' \frac{\partial g}{\partial T}, \quad D_{\phi} = \lambda_{\mu}' \frac{\partial g}{\partial \phi}, \quad D_{\tau g} = \lambda_{\tau g}' + \lambda_{\mu g}' \frac{\partial g}{\partial T} \\
 D_{\phi g} &= \lambda_{\mu g}' \frac{\partial g}{\partial \phi}, \quad D_{\tau} = \lambda_{\tau 1}' + \lambda_{\mu 1}' \frac{\partial g}{\partial T}, \quad D_{\phi 1} = \lambda_{\mu 1}' \frac{\partial g}{\partial \phi}
 \end{aligned} \tag{5-18}$$

通常の条件では $\partial g / \partial T$ の値は小さいので、 $\partial g / \partial T \approx 0$ と近似し得る場合が多い。本論では、 $\partial g / \partial T = 0$ とする。拡散係数は以下のようになる。

$$\begin{aligned}
 D_{\tau} &= \lambda_{\tau}', \quad D_{\phi} = \lambda_{\mu}' \frac{\partial g}{\partial \phi}, \quad D_{\tau g} = \lambda_{\tau g}' \\
 D_{\phi g} &= \lambda_{\mu g}' \frac{\partial g}{\partial \phi}, \quad D_{\tau} = \lambda_{\tau 1}', \quad D_{\phi 1} = \lambda_{\mu 1}' \frac{\partial g}{\partial \phi}
 \end{aligned} \tag{5-19}$$

但し、液相水分の移動が Darcy 則に従うとして、 $\lambda_{\tau 1}' \approx 0$ 、 $\lambda_{\tau}' \approx \lambda_{\tau g}'$ とする。含水率 ϕ と水分化学ポテンシャル μ の関係については、上述の通り平衡含水率式 $\phi = f(\mu, T)$ の温度依存性は小さいので、含水率 ϕ を水分化学ポテンシャル μ のみの関数 $\phi = g(\mu)$ で表す。

砂質土壌の含水率 ϕ と水分化学ポテンシャル μ 関係の近似式を次に示す。

$$\phi = \begin{cases} 0.37519 & (0 \leq \mu) \\ 0.030667\mu + 0.37519 & (-1 \leq \mu < 0) \\ 0.39779 + \frac{0.04018}{\log_{10}(-\mu) - 0.75433} & (-3.16228 \leq \mu < -1) \\ -0.01814 + \frac{0.10713}{\log_{10}(-\mu) - 0.0847} & (-978207 \leq \mu < -3.16228) \\ 0 & (\mu \leq -97807) \end{cases} \tag{5-20}$$

実験結果の解析に用いる砂質土壌の含水率-水分化学ポテンシャル曲線、水分化学ポテンシャル勾配に対する水分伝導率、水分化学ポテンシャル勾配に対する気相水分伝導率、温度勾配に対する水分伝導率、温度勾配に対する気相水分伝導率、等価熱伝導率を図 5-5~10 に示す。

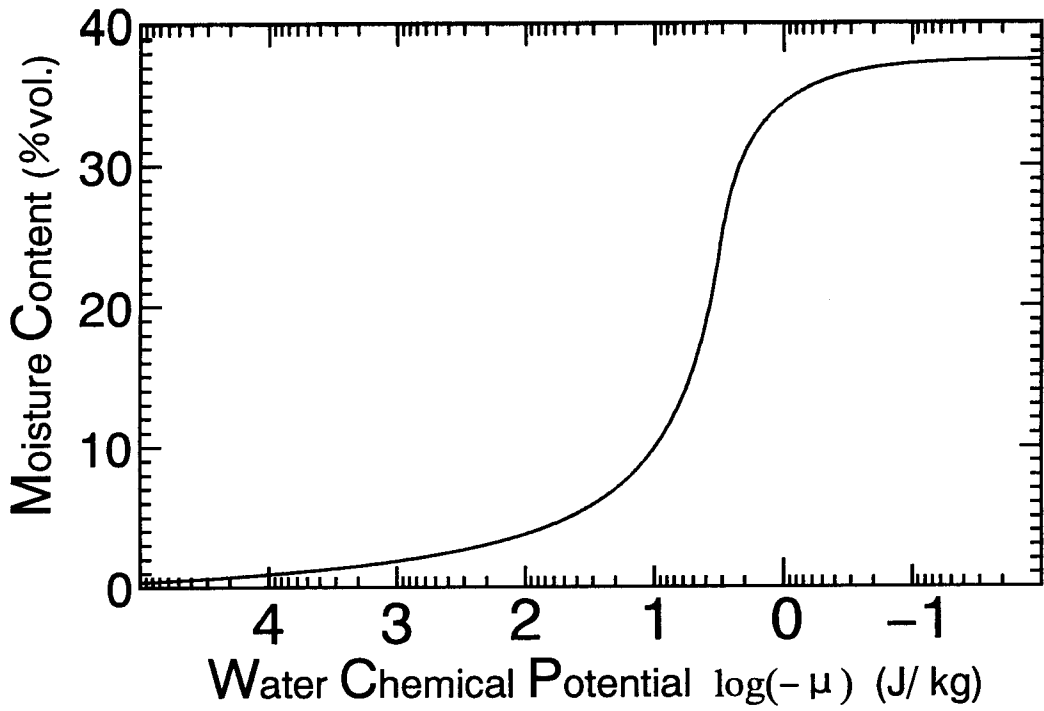


図5-5 含水率-水分化学ポテンシャル曲線

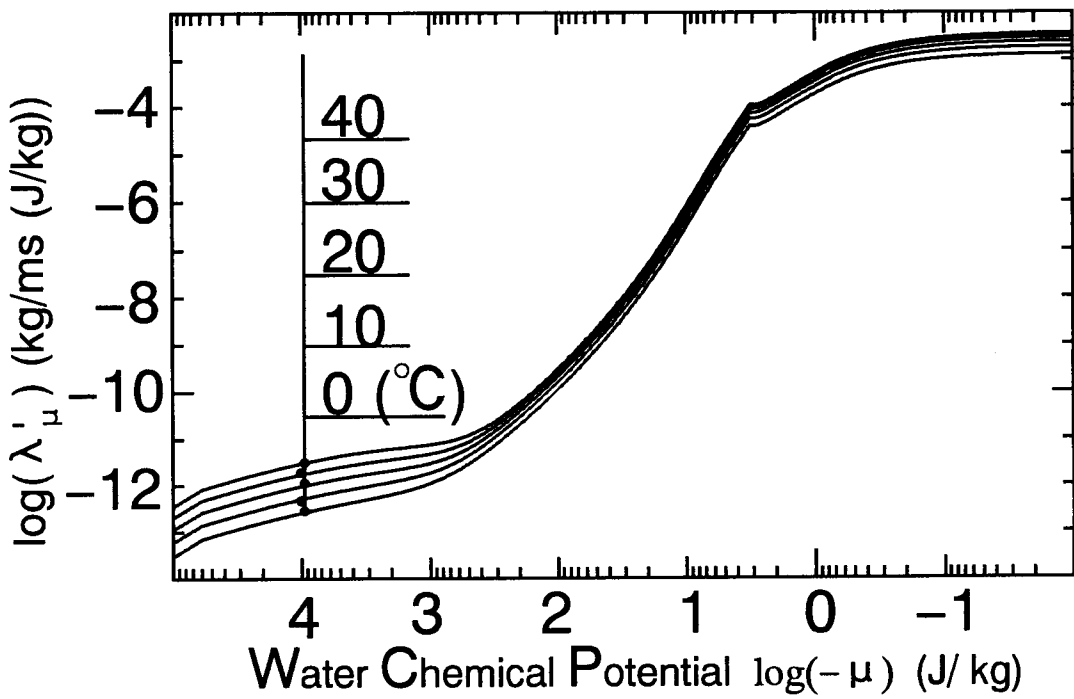


図5-6 水分化学ポテンシャル勾配に対する水分伝導率 λ_{μ} '

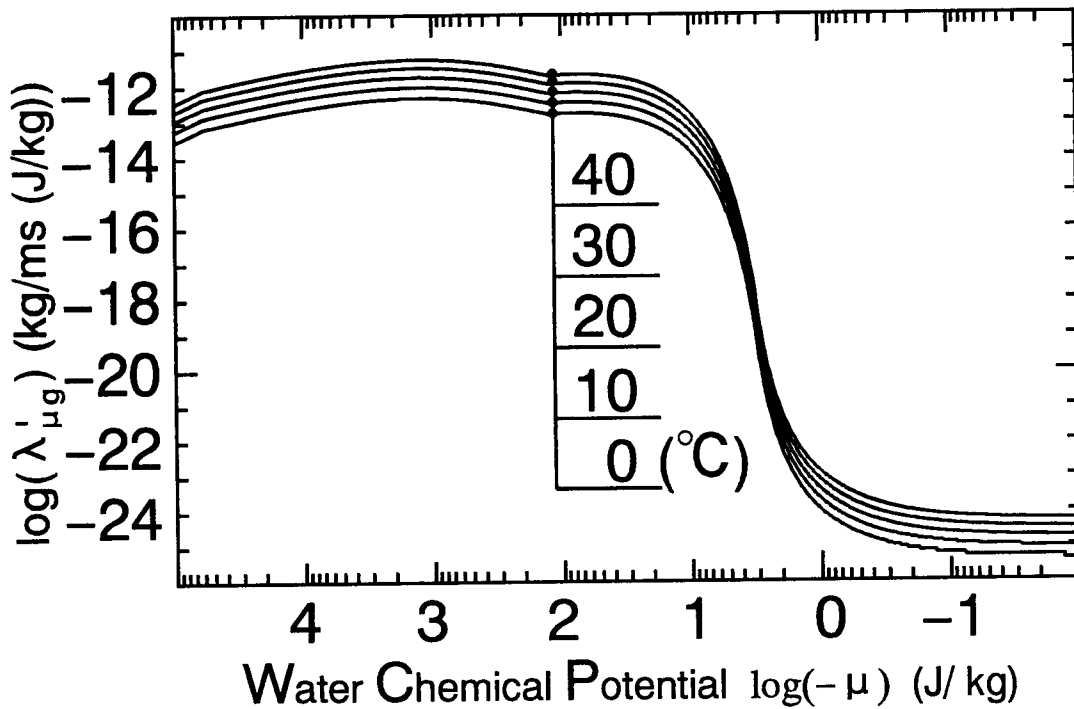


図5-7 水分化学ポテンシャル勾配に対する気相水分伝導率 $\lambda'_{\mu g}$

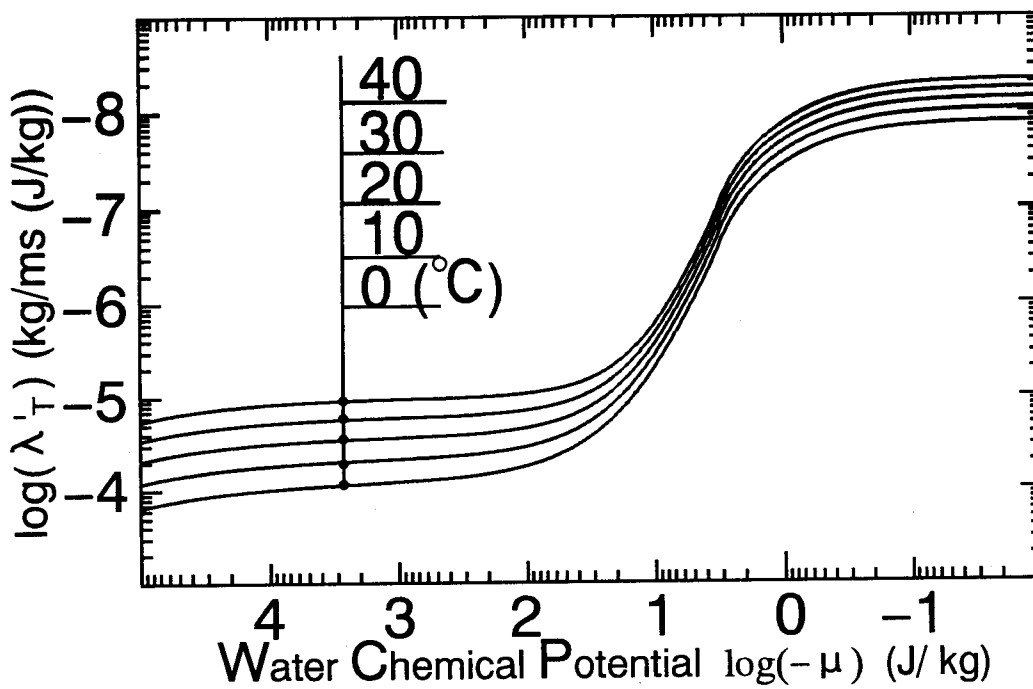


図5-8 温度勾配に対する水分伝導率 λ'_{T}

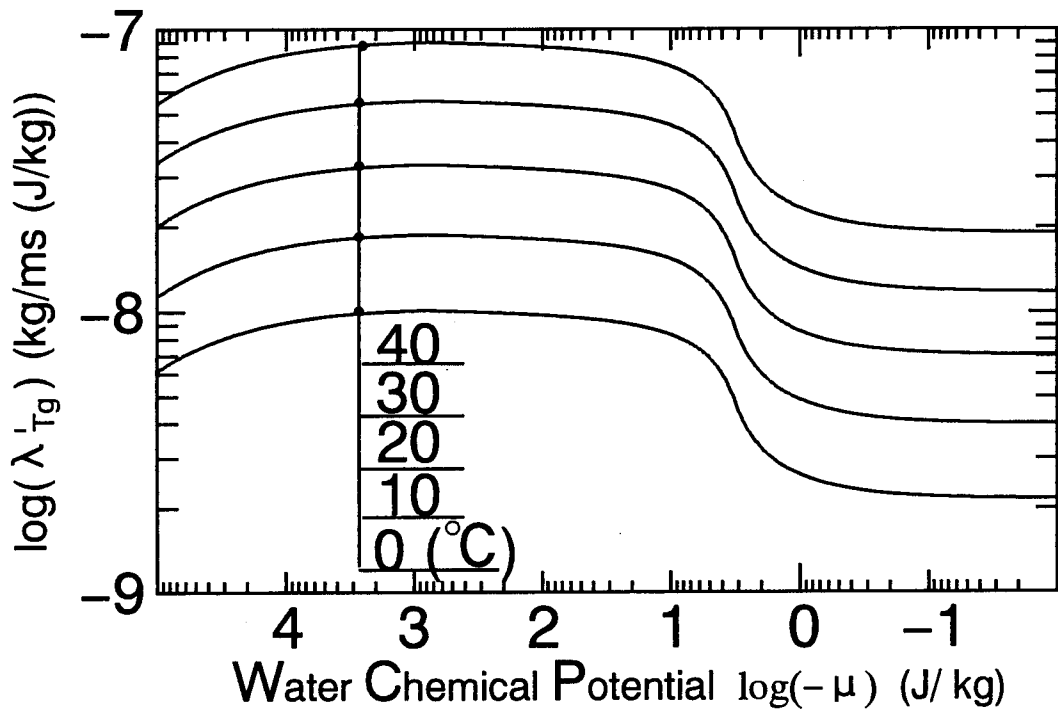


図5-9 温度勾配に対する気相水分伝導率 λ'_{Tg}

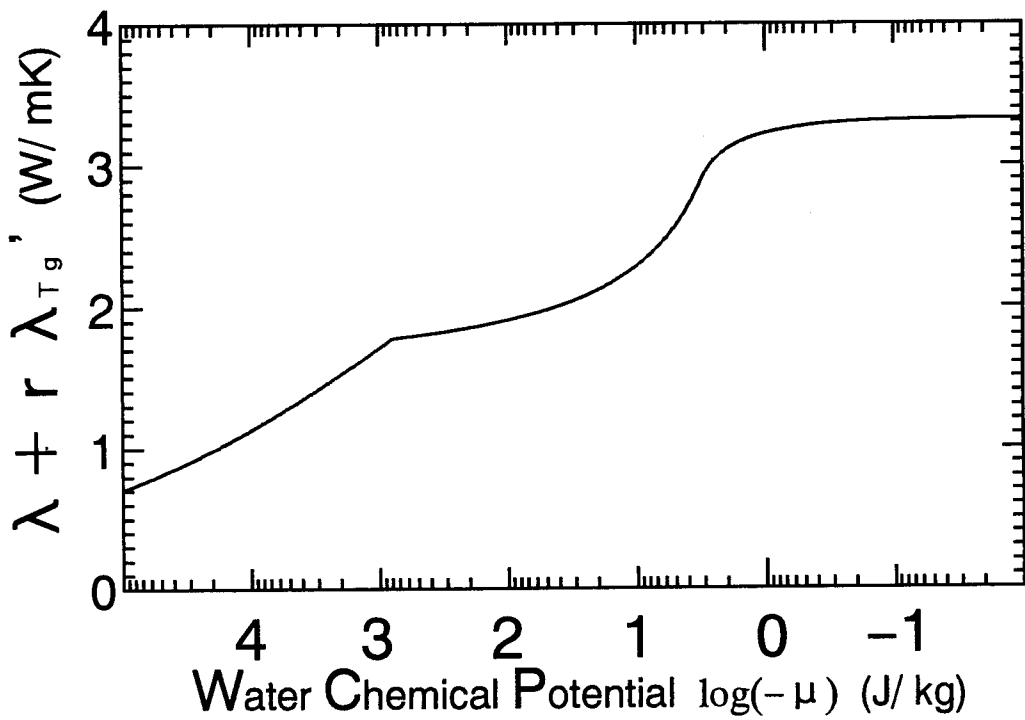


図5-10 等価熱伝導率 $\lambda + r \lambda'_{Tg}$

5-2-2 地盤の熱容量

Juryにより測定された Plainfield Sand の成分は石英90%，粘土5%以下，その他は有機分であり，最大空隙率は37.5%である。本解析では，固体実質部は石英95%，粘土5%として熱容量を求める。表5-1に熱容量を示す。

固体実質部（絶乾状態時）の熱容量は294(kcal/m³K)であるが，対象とする地盤内には水分が存在し，水分による熱容量の増加を考慮しなければならない。地盤の熱容量は，固体実質部の熱容量に含有水に対する水分の熱容量を加えたものになり，次式で示される。

$$c_p = 294 + \rho_w \phi \quad (5-21)$$

但し， ρ_w は液相水分密度であり，実験結果の解析においては1000(kg/m³)一定とした。

表5-1 地盤の熱容量

	比重	比熱	比容積	熱容量
	kg/m ³	kcal/kgK	m ³ /m ³	kcal/m ³ K
石英砂	266	0.18	0.59	284
粘土	155	0.21	0.03	10
合計				294

5-2-3 熱伝達率および湿気伝達率

外気の大気熱伝達率 α_c は，次式で示される Juges の実験式より求めた。

$$\alpha_c = 5.3 + 3.6 v \quad (5-22)$$

ここで， v は風速(m/s)である。

風速は神戸海洋気象台のデータを用いた。1991年の月別平均風速を図5-11に示す。

図5-11に示すように風速の年変動は小さく，最大でも1.3m/s程度である。したがって，対流熱伝達率の推定には，年平均風速3.6m/sを用いる。上式(5-22)に風速3.6m/sを代入すると，対流熱伝達率 $\alpha_c = 18.3 \text{ kcal/m}^2 \text{ hK}$ を得る。

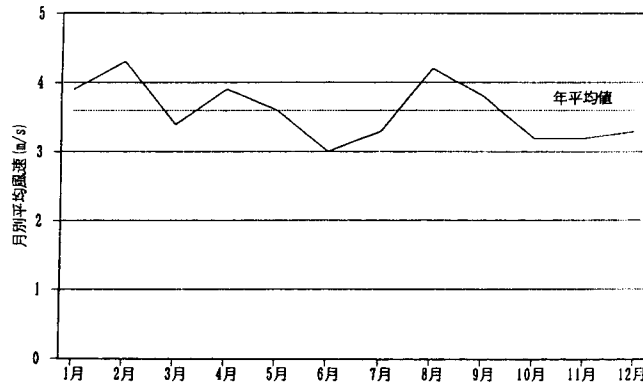


図5-11 月別平均風速（神戸海洋気象台'91年）

次に、次式より輻射伝達率 α_r を決定する。

$$\begin{aligned} \varepsilon \sigma (T_2^4 - T_1^4) &\approx \alpha_r (T_2 - T_1) \\ \alpha_r &= 0.2 \times 10^{-6} T_m^3 \varepsilon \end{aligned} \quad (5-23)$$

ここで、 σ はStephan-Boltzmann 常数、 T_1 は面1の温度(K)、 T_2 は面2の温度(K)、 T_m は面1、2の平均温度(K)、 α_r は輻射伝達率(kcal/m²hK)、 ε は輻射係数

$\varepsilon = 0.9$ 、 $T_m = 16.4^\circ\text{C}$ （神戸の年平均気温）を用いれば、 $\alpha_r = 4.4$ (kcal/m²hK)を得る。

以上より、総合熱伝達率 α ($= \alpha_c + \alpha_r$) は22.7(kcal/m²hK)を得た。

湿気伝達率 α' は Lewis 関係 (式(2-32)) より求める。

$$\begin{aligned} \alpha_x' &= \frac{\alpha_c}{c_a} \\ &= 18.3 / 0.24 \quad (\text{kg} / \text{m}^2 \text{h kg} / \text{kg}') \end{aligned} \quad (5-24)$$

但し、 c_a は空気の比熱(kcal/kg)である。

また、 α_m' は $\alpha_m' = \alpha_x' \frac{0.622}{P - p_v}$ (P は大気圧、 p_v は水蒸気圧) で表され、通常 $P \gg p_v$ で

あるので、

$$\begin{aligned} \alpha_m' &\approx \alpha_x' \frac{0.622}{P} \\ &= 18.3 / 0.24 \times 0.622 / 760 \quad (\text{kg} / \text{m}^2 \text{h mmHg}) \end{aligned} \quad (5-25)$$

α_m' と α_μ' 、 α_τ' の関係は式(2-34)より表される。

水分伝達率 α_μ' 、 α_τ' および等価熱伝達率 $\alpha + r \alpha_{\tau x}'$ を図5-12~14に示す。

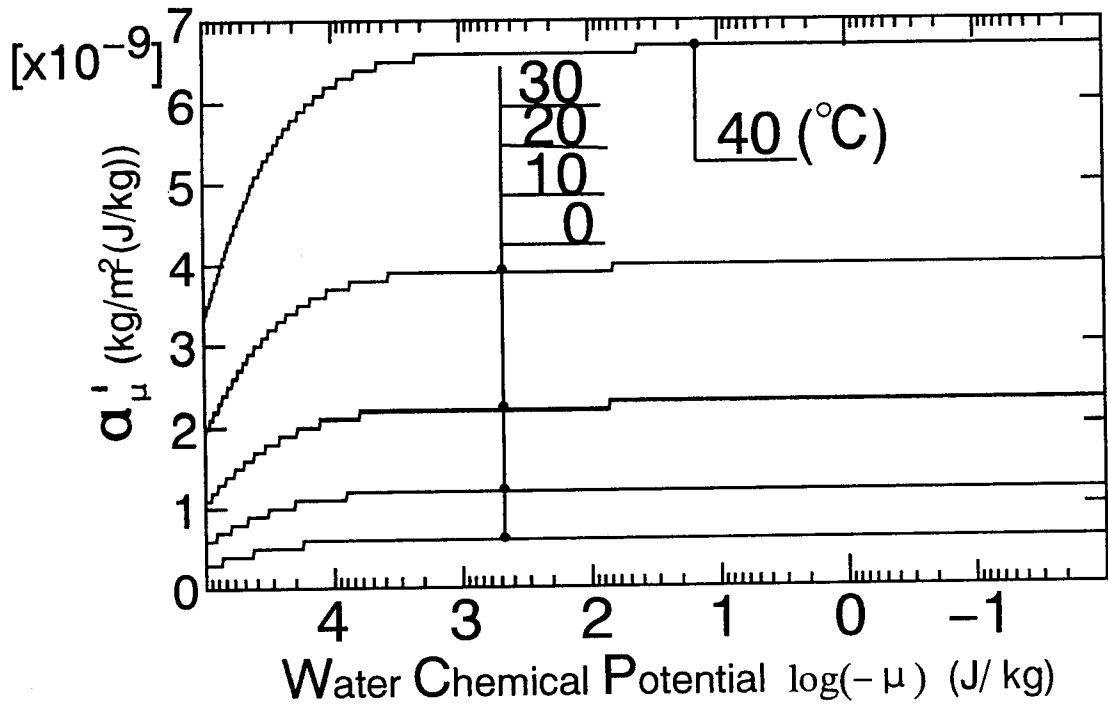


図5-12 水分化学ポテンシャル差に対する水分伝達率 α_{μ}'

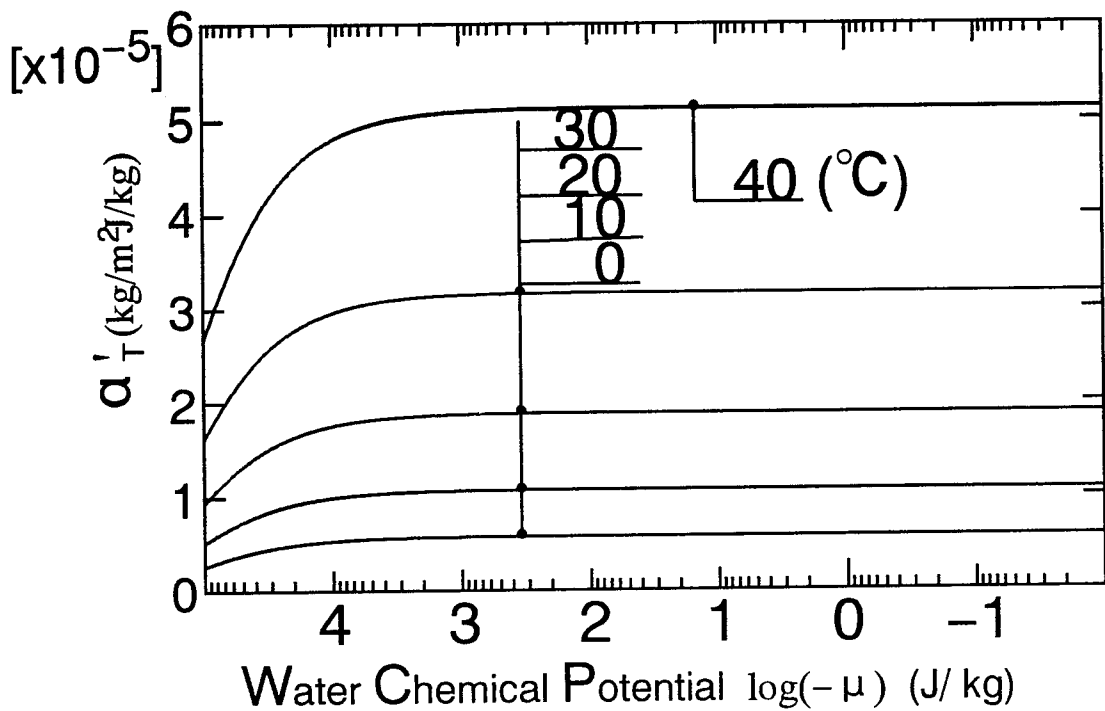


図5-13 温度差に対する水分伝達率 α_{τ}'

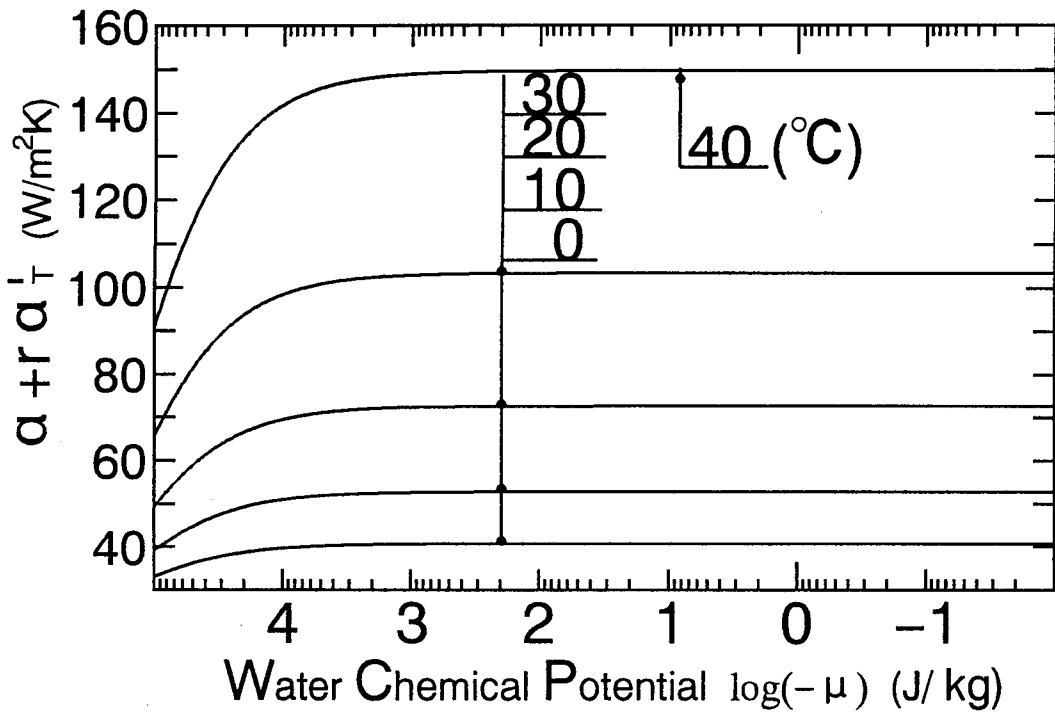


図5-14 等価熱伝達率 $\alpha + r\alpha'$

5-2-4 低温輻射

地表面での低温輻射 q_e として、Brunt の式を雲量補正して用いる。

$$q_e = \varepsilon (E_s - E_{ob}) \left(1 - k_c \frac{c_p}{10}\right) \quad (5-26)$$

$$= -\varepsilon \sigma T^4 (0.474 - 0.075\sqrt{f}) \left(1 - k_c \frac{c_p}{10}\right)$$

ここで、 q_e は低温輻射 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}$)、 ε は輻射係数 (=0.9)、 E_s は大気放射能 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}$)、 E_{ob} は完全黒体の放射能 ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}$)、 c_p は雲量、 k_c は雲量補正係数、 σ は Stephan-Boltzmann 常数 ($=4.88 \times 10^{-8} (\text{kcal}/\text{m}^2\text{hK}^4)$)、 T は外気温 (K)、 f は外気の水蒸気圧 (Pa) を示す。

雲量補正係数を表5-2に示す[65]。但し、ここで雲量が全くない場合の補正係数が1である。本解析においては $k_c = 0.75$ を用いた。

表5-2 雲量補正

上雲層	中雲層	下雲層
0.8	0.3	0.15

5-2-5 その他の物性値

飽和水蒸気圧 p_{vs} (Pa) は、Goff-Gratch の近似式を用いる。

$$\log_{10} p_{vs} = 2.78614 + 10.79574 (1 - 273.16/T) - 5.02808 \log_{10} (T/273.16) \quad (5-27)$$

$$+ 1.50475 \times 10^{-4} \{1 - 10^{-8.2969 (T/273.16-1)}\}$$

$$+ 0.42873 \times 10^{-3} \{10^{4.76955 (1-273.16/T)}\}$$

$$\frac{\partial p_{vs}}{\partial T} = p_{vs} \ln 10 (10.79574 \times 273.16/T^2 - 5.2800 / (T \ln 10))$$

$$+ 1.50475 \times 10^{-4} \times 8.2969 / 273.16 \times 10^{-8.2969 (T/273.16-1)}$$

$$+ 0.42873 \times 10^{-3} \times 4.76955 \ln 10 \times 273.16 / T^2 \times 10^{4.76955 (1-273.16/T)}$$

(5-28)

ここで、 T は絶対温度(K)である。

水分の液相から気相への相変化熱は温度効果も考慮して次式で与える。

$$r = 597.5 - 0.599 (T - 273.16) \text{ (kcal/kg)} \quad (5-29)$$

5-3 基礎方程式の差分化

本論で用いる基礎方程式は先述のごとく、非線形であり、解析解を求めることは困難であるので、基礎方程式を差分化し数値的に解を求める。

本論においては地盤内の熱および水分の移動は、等方性であることを仮定しているため、円筒2次元座標系を用いる。また、解析対象が地盤であり、その性質上取り扱う差分点が非常に多いために前進型有限差分法を用いる。

第2章で示した、温度および水分化学ポテンシャルを移動ポテンシャルとした熱水分同時移動の基礎方程式を円筒2次元系で表せば、次式となる。

水分の移動方程式

$$\rho_w \left(\frac{\partial \phi}{\partial \mu} \right) \frac{\partial \mu}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda_{\mu} \frac{\partial \mu}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{\mu} \left(\frac{\partial \mu}{\partial y} - F_w \right) \right)$$

$$+ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda_T \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_T \frac{\partial T}{\partial y} \right)$$

(5-30)

熱の移動方程式

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (c \rho T) &= \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r r \lambda_{\mu g}' \frac{\partial \mu}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial y} (r \lambda_{\mu g}' (\frac{\partial \mu}{\partial y} - F_w)) \\ &+ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r (\lambda + r \lambda_{Tg}') \frac{\partial T}{\partial r}) + \frac{\partial}{\partial y} ((\lambda + r \lambda_{Tg}') \frac{\partial T}{\partial y}) \end{aligned} \quad (5-31)$$

式(5-30), (5-31)を前進型有限差分法を用いて表現すると,

$$\rho_w \frac{d \phi}{d \mu} \frac{\mu_{i,j}^{n+1} - \mu_{i,j}^n}{\Delta t} = - \frac{{}_{i-1}r_{i-1,j} J_{i,j} - {}_i r_{i+1,j} J_{i+1,j}}{r_i (\Delta r_{i-1} + \Delta r_i) / 2} - \frac{{}_{i,j-1} J_{i,j} - {}_{i,j} J_{i,j+1}}{(\Delta y_{j-1} + \Delta y_j) / 2} \quad (5-32)$$

$$c \rho \frac{T_{i,j}^{n+1} - T_{i,j}^n}{\Delta t} = - \frac{{}_{i-1}r_{i-1,j} q_{i,j} - {}_i r_{i+1,j} q_{i+1,j}}{r_i (\Delta r_{i-1} + \Delta r_i) / 2} - \frac{{}_{i,j-1} q_{i,j} - {}_{i,j} q_{i,j+1}}{(\Delta y_{j-1} - \Delta y_j) / 2} \quad (5-33)$$

水分流 J は,

$$\begin{aligned} {}_{i-1,j} J_{i,j} &= - {}_{i-1,j} \lambda_{\mu'} \frac{\mu_{i-1,j} - \mu_{i,j}}{\Delta r_{i-1}} - {}_{i-1,j} \lambda_{T'} \frac{T_{i-1,j} - T_{i,j}}{\Delta r_{i-1}} \\ {}_{i,j} J_{i+1,j} &= - {}_{i,j} \lambda_{\mu'} \frac{\mu_{i,j} - \mu_{i+1,j}}{\Delta r_i} - {}_{i,j} \lambda_{T'} \frac{T_{i,j} - T_{i+1,j}}{\Delta r_i} \\ {}_{i,j-1} J_{i,j} &= - {}_{i,j-1} \lambda_{\mu'} \left(\frac{\mu_{i,j-1} - \mu_{i,j}}{\Delta y_{j-1}} + g \right) - {}_{i,j-1} \lambda_{T'} \frac{T_{i,j-1} - T_{i,j}}{\Delta y_{j-1}} \\ {}_{i,j} J_{i,j+1} &= - {}_{i,j} \lambda_{\mu'} \left(\frac{\mu_{i,j} - \mu_{i,j+1}}{\Delta y_j} + g \right) - {}_{i,j} \lambda_{T'} \frac{T_{i,j} - T_{i,j+1}}{\Delta y_j} \end{aligned} \quad (5-34)$$

熱流 q は,

$$\begin{aligned} {}_{i-1,j} q_{i,j} &= - {}_{i-1,j} \lambda_{\mu g}' \frac{\mu_{i-1,j} - \mu_{i,j}}{\Delta r_{i-1}} - {}_{i-1,j} (\lambda + r \lambda_{Tg}') \frac{T_{i-1,j} - T_{i,j}}{\Delta r_{i-1}} \\ {}_{i,j} q_{i+1,j} &= - {}_{i,j} \lambda_{\mu g}' \frac{\mu_{i,j} - \mu_{i+1,j}}{\Delta r_i} - {}_{i,j} (\lambda + r \lambda_{Tg}') \frac{T_{i,j} - T_{i+1,j}}{\Delta r_i} \\ {}_{i,j-1} q_{i,j} &= - {}_{i,j-1} \lambda_{\mu g}' \left(\frac{\mu_{i,j-1} - \mu_{i,j}}{\Delta y_{j-1}} + g \right) - {}_{i,j-1} \lambda_{Tg}^* \frac{T_{i,j-1} - T_{i,j}}{\Delta y_{j-1}} \\ {}_{i,j} q_{i,j+1} &= - {}_{i,j} \lambda_{\mu g}' \left(\frac{\mu_{i,j} - \mu_{i,j+1}}{\Delta y_j} + g \right) - {}_{i,j} \lambda_{Tg}^* \frac{T_{i,j} - T_{i,j+1}}{\Delta y_j} \end{aligned} \quad (5-35)$$

但し、 $F_w = -g$ (N/kg) (水 1 kg に作用する重力)、 $\lambda^* = \lambda + r \lambda_{Tg}'$ であり、 $\lambda_{a, b}^*$ 、 $\lambda_{c, d}^*$ 等は、 $(\lambda_{a, b}^* + \lambda_{c, d}^*) / 2.0$ を意味するものとする。

5-4 第5章のまとめ

第4章で示した2年間にわたる密閉型蓄熱井戸によるフィールド実験結果の理論解析に用いる地盤内物性値、熱・湿気伝達率等を示し、また、地盤内熱水分移動の支配方程式の差分法について述べた。

実験結果の理論解析に用いる地盤内物性値は第3章の土質調査結果からその性状が極めて近いと推定される Jury によって測定された熱・水分拡散係数を用いた。これらの拡散係数は状態量として含水率（体積基準）を用いており、本論で用いる自由水基準の水分化学ポテンシャルを状態量とする拡散係数に変換を行った。

第6章 蓄熱井戸およびその周辺地盤内 熱水分性状の理論解析結果

6-1 はじめに

本章では、蓄熱井戸への供給熱量および外界気象の実測データを用いて、蓄熱井戸およびその周辺地盤の実測結果の解析を行う。

蓄熱井戸内の水温については、第4章の実験結果で示したように、蓄熱井戸内部の温度分布は小さく、ほぼ完全混合と見なせるので、第3章で示した地盤井戸系熱収支式を用いる。また、地盤内伝熱性状の解析には、第5章で示した方法に従い温度および水分化学ポテンシャルを移動ポテンシャルとした熱水分同時移動方程式を用いる。これらによって得られた計算結果を実験実測値と比較検討を行い、本解析法の妥当性、有効性の確認を行う。

なお、第4章で述べたように、2年間におよぶ長きにわたる連続実験であったため、第2年度実験の6月頃から、蓄熱井戸への供給熱量測定値にノイズの混入が始まり、正確な供給熱量の測定が困難となった。そこで、本章における実験結果の数値解析は第2年度冬期（1993年5月19日）までとし、これ以降については、第4章で示した推定熱量を用いて解析を行い、参考値として併記している。したがって、第2年度夏期以降の解析結果については、推定による誤差をそのまま含んでいることを考慮した評価が必要である。

6-2 計算条件

6-2-1 計算対象および差分条件

計算を行った解析対象を図6-1に示す。系の単純化のため、実験測定場所付近の傾斜面、近接建物および溝等の影響は小さいものと推定し、ここではこれを無視することとし、円筒2次元座標系として取り扱う。

計算は、表6-1、図6-2に示す差分刻みで行った。差分時間間隔は系の安定化のため[66]、予備検討により150(s)とした。

表 6 - 1 差分分割

深さ方向	分割数	刻み	半径方向	分割数	刻み
0.00m ~ 0.10m	2	0.05m	0.00m ~ 0.095m	1	0.095m
0.10m ~ 0.50m	4	0.10m	0.095 ~ 0.195m	1	0.10m
0.50m ~ 3.00m	5	0.50m	0.195m ~ 0.30m	1	0.105m
3.00m ~ 9.00m	6	1.00m	0.30m ~ 0.50m	1	0.20m
9.00m ~ 11.00m	4	0.50m	0.50m ~ 5.00m	9	0.50m
11.00m ~ 14.00m	3	1.00m	5.00m ~ 10.00m	5	1.00m

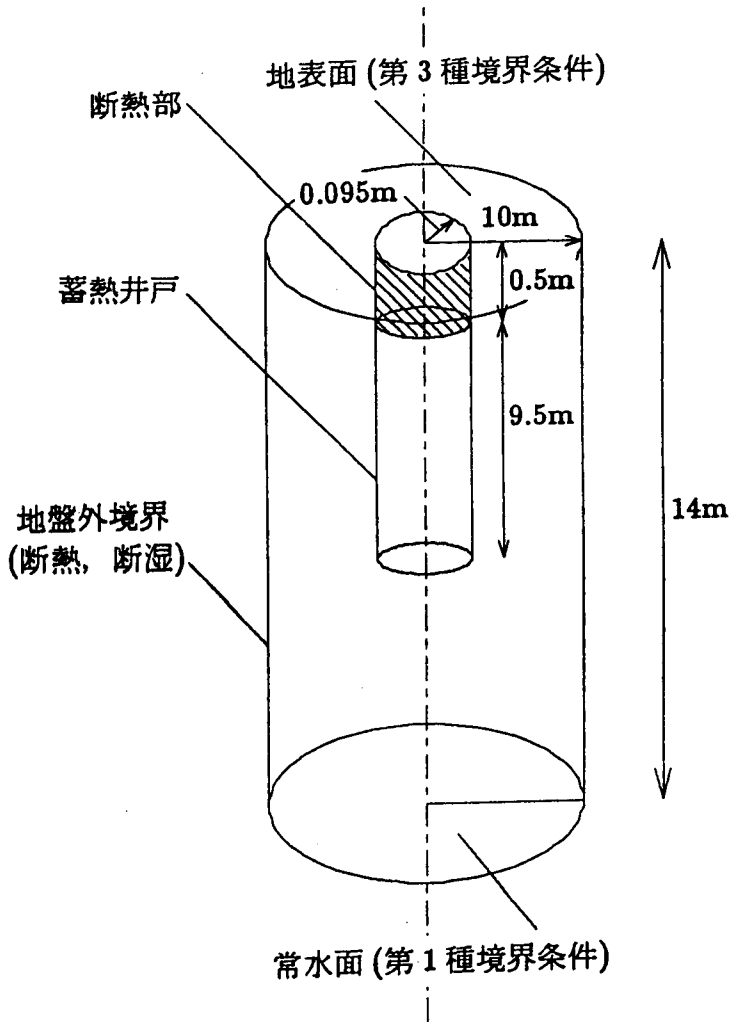


図 6 - 1 解析対象

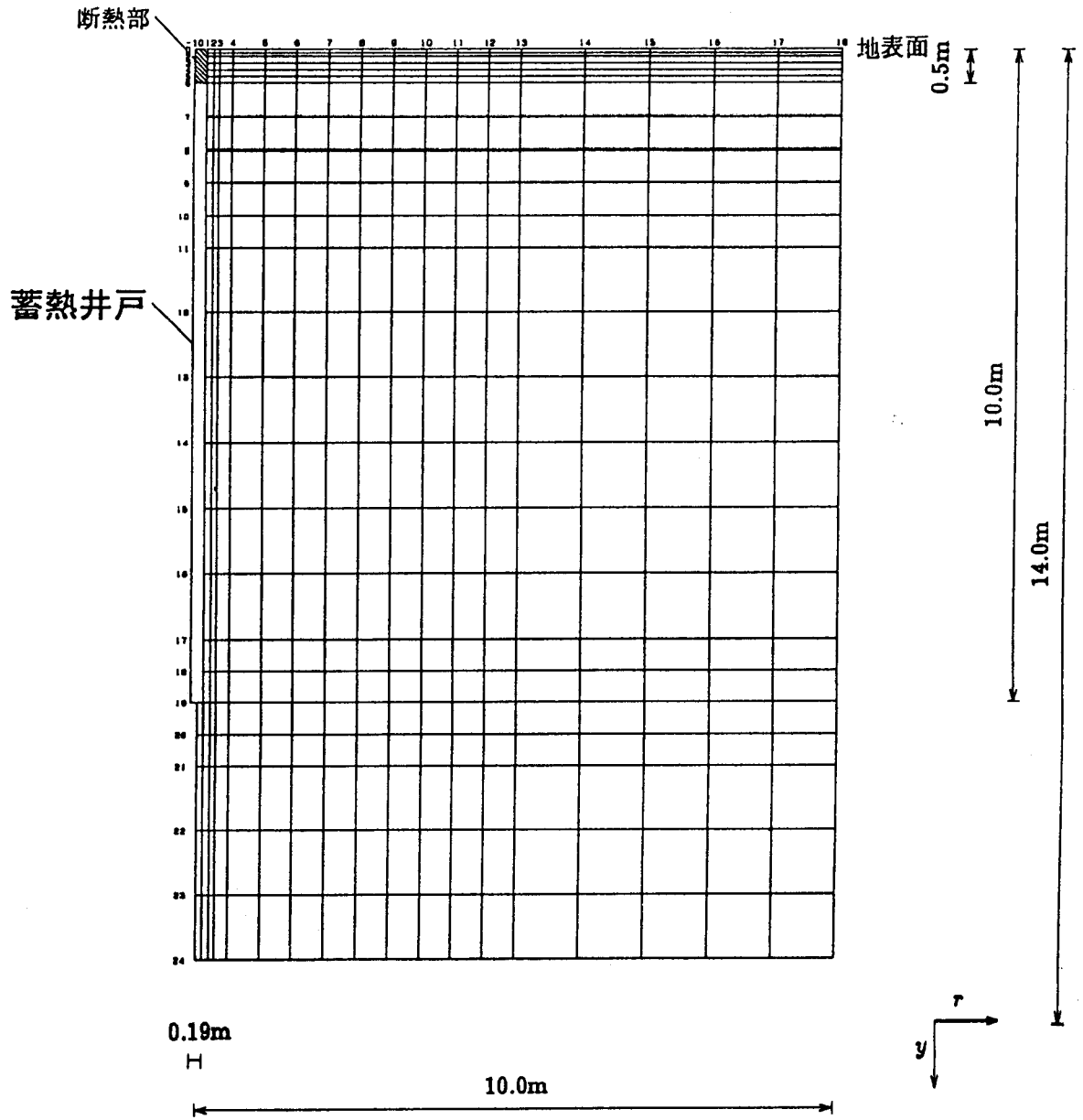


图 6 - 2 差分分割

6-2-2 初期条件および境界条件

初期条件を表6-2に示す。表6-2に示すように地盤内温度、水分化学ポテンシャルおよび蓄熱井戸内水温は、実験開始直前（1991年11月19日）の実測値を用いる。地盤内温度および水分化学ポテンシャルは、蓄熱井戸の中心から半径方向1, 3mの2地点の深さ方向の平均値を用い、深さ方向の計測点間は線形補間する。地盤内の温度および水分化学ポテンシャルの測定点深さはそれぞれ11m, 5mであるので、これ以降の深さについては、それぞれの値で一様とした。また、水平方向についても同様とした。蓄熱井戸内水温については、各深さ方向の実測値に計測点間距離に応じた重み付け平均した値を用いた。実験開始直前の地盤内温度および水分化学ポテンシャルを表6-3に示す。

境界条件を表6-4に示す。表6-4に示すように、地表面の境界条件は降雨等地盤内伝熱性に大きな影響を与える外界気象を考慮するため第3種境界条件を適用した。解析対象底面については、地盤内深層部では、ほぼ恒温状態とみなせるので、第1種境界条件とした。蓄熱井戸表面については、第4章実験結果を考慮して、蓄熱井戸内水温=蓄熱井戸表面温度、すなわち蓄熱井戸の熱抵抗0とした。

外界条件を表6-5に示す。表6-5に示すように、外気温、外気相対湿度、降雨量、全天日射量は実測値を用いる。外界気象の計測データは1時間間隔であり、計測時間間の値は実測値の線形補間を行った。地表面低温放射は第5章に従いBruntの式を雲量補正して用いた。

表6-2 初期条件

	温度 (°C)	水分化学ポテンシャル (J/kg)
地表面	実測値 (実験開始時)	-10.0
地盤内	実測値 (実験開始時)	実測値 (実験開始時)
常水面	17.1	-6.5
蓄熱井戸内表面	実測値 (実験開始時)	-

表6-3 実験開始時の地盤内実測値

地盤内温度			地盤内水分化学ポテンシャル	
Radius	1.0m	3.0m	1.0m	3.0m
Depth	(°C)	(°C)	(J/kg)	(J/kg)
0.0m	18.3	17.9	-7.1	-6.2
1.0m	14.7	14.8	-	-
1.5m	16.2	16.1	-	-
2.5m	17.9	18.0	-6.9	-6.6
5.0m	18.5	18.7	-6.5	-
8.0m	17.6	17.5	-	-
11.0m	17.1	17.1	-	-

表6-4 境界条件

地表面	第3種境界条件
常水面	第1種境界条件
地盤外	第2種境界条件（断熱，断湿）
断熱部（蓄熱井戸上部）	第2種境界条件（断熱，断湿）
蓄熱井戸表面	=蓄熱井戸内水温，断湿

表6-5 外界条件

外気温	実測値
外気相対湿度	実測値
全天日射量	実測値
雲量	年平均値（神戸海洋気象台'91）
地表面の日射吸収率	実測値

6-2-3 蓄熱井戸への供給熱量

蓄熱井戸への供給熱量は、蓄熱井戸直上で計測した実測熱量を平均化して用いた。すなわち、実験装置の運転は第3章で述べたように、その日の所要積算熱量に達した段階で熱供給運転を停止させる成り行き運転であり、蓄熱井戸への供給熱量は実験においては供給熱量開始直後は大きく、その後時間の経過と共に徐々に小さくなるが、計算においては、1日毎の熱量積算値をその日の熱供給運転時間で除した平均熱量とした。第1, 2年度の蓄熱井戸への供給熱量の各設定期間毎の平均値を表6-6, 7に、供給熱量日積算値を図6-3, 4に示す。但し、第2年度夏期(1993年5月20日以降)供給熱量は推定値である。

表6-6 第1年度供給熱量

設定期間	日数 (日)	供給熱量	
		kcal/day	kJ/day
'91/11/19~12/15	27	-2464	-10316
12/16~'92/1/12	28	-4245	-17769
1/13~2/7	26	-6253	-26177
2/8~3/1	23	-6794	-28440
3/2~3/27	26	-5461	-22859
3/28~4/22	26	-3129	-13100
4/23~5/18	26	-1036	-4336
5/19	1	0	0
5/20~6/14	26	+3473	+14537
6/15~7/10	26	+5932	+24832
7/11~8/5	26	+8790	+36797
8/6~8/31	26	+9599	+40184
9/1~9/25	25	+8063	+33754
9/26~10/22	27	+5206	+21791
10/23~11/17	26	+2858	+11964
11/18	1	0	0

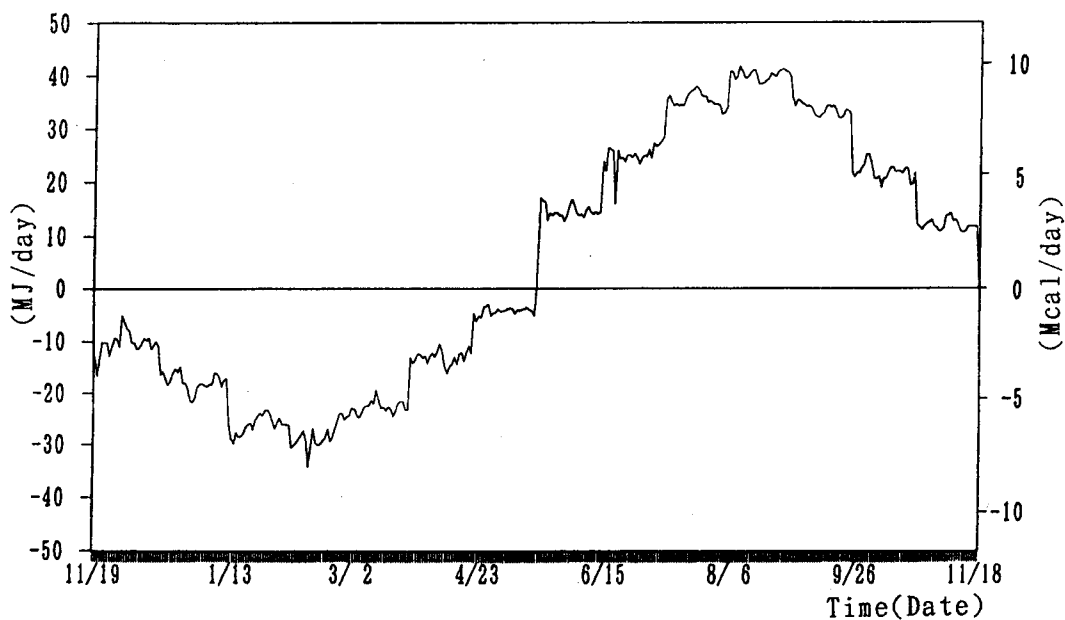


図 6 - 3 第 1 年度供給熱量

表 6 - 7 第 2 年度供給熱量

設定期間	日 数 (日)	供給熱量	
		kcal/day	kJ/day
'92/11/19~12/15	27	-2500	-10465
12/16~'92/1/12	28	-4765	-19947
1/13~2/7	26	-7251	-30353
2/8~3/1	23	-7317	-30629
3/2~3/29	28	-7230	-30265
3/30~4/24	26	-5199	-21763
4/25~5/20	26	-2586	-10825
5/21	1	0	0
5/22~6/16	26	+4877	+20415
6/17~7/12	26	+8419	+35242
7/13~8/7	26	+11915	+49877
8/8~9/8	32	+11092	+46432
9/9~10/3	26	+11522	+48232
10/4~10/29	26	+5198	+21759
10/30~11/24	26	+2603	+10896

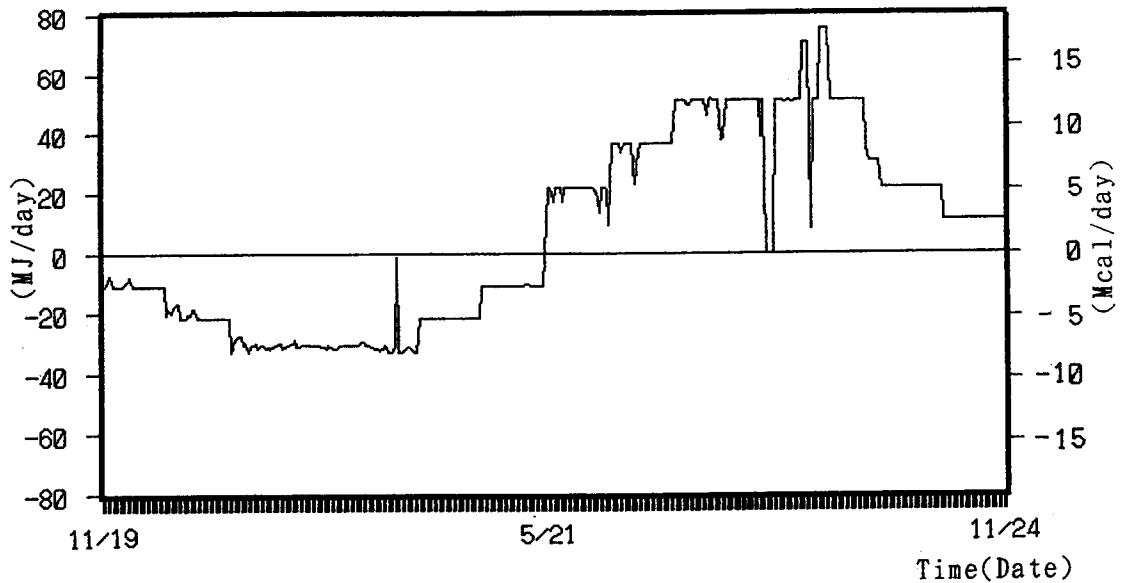


図 6 - 4 第 2 年度供給熱量

6 - 3 第 1 年度実測値と計算値の比較

6 - 3 - 1 蓄熱井戸内水温および蓄熱井戸表面熱流

第 1 年度（1991 年 11 月 19 日 12:00～1992 年 11 月 19 日 12:00）の蓄熱井戸内水温の計算値と実測値の経年変化の比較を図 6 - 5 に示す。図 6 - 5 に示すように、蓄熱井戸内平均水温の計算値は、実測値と良く一致している。特に、計算開始時から 1 月後半までと 3 月後半から 8 月後半までは、非常によく一致している。詳細には、全体的に実測値の時のの方が、計算値より大きな年振幅を示しており、冬期採熱運転時（1991 年 11 月 19 日～1992 年 5 月 18 日）は実測値の方が計算値より最大 2.5 degree 低く、夏期放熱運転時（1992 年 5 月 20 日～1992 年 11 月 18 日）は最大で 5.0 degree 程度高い。これは、解析に用いた砂質土壌の熱伝導率が、実験測定場所の地盤の熱伝導率より大きいことが考えられる。これについては、後に検討を行う。

図 6 - 6～9 に冬期、夏期での代表的な蓄熱井戸内水温の計算値と実測値の経時変化を示す。図 6 - 6, 8 に示すように、実験開始時および中間期の低負荷時は、その値、日変動幅とも非常

によい一致を示している。図6-7, 9に示すように、蓄熱井戸への供給熱量が大きい期間では、両者間の差は3.0~5.0degreeとやや大きいですが、日変動幅については両者は良く一致していると言える。

地表面からの深さ1.5m, 5.0m地点の蓄熱井戸表面熱流実測値および計算値を図6-10, 11に示す。表面熱流については第4章で述べたように、その精度を考慮して、ここではその変動過程のみ検討を行う。なお、図中のDは地表面からの深さを意味する。図6-10, 11に示すように、蓄熱井戸表面熱流は、1.5m, 5.0mの両深さとも、その変動過程は良く一致しており、計算値は実験値の変動過程を良く再現できていると言える。

図6-12~15に冬期、夏期での代表的な蓄熱井戸表面熱流の計算値と実測値を示す。なお、図6-13~15中の NumericalA は温度勾配のみによる熱流、 NumericalB は水分移動による熱移動を含んだ全熱流の計算値を意味する。図6-12~15に示すように、計算値と実測値の変動過程は比較的良く一致している。詳細には、実測値は熱供給運転開始時の12:00直後にその日の最大値となり、この逆に、計算値では熱供給運転終了直前にその日の最大値を示す。これは、計算においては、蓄熱井戸への供給熱量を日平均化しているためである。また、NumericalA と B の比較から、蓄熱井戸表面熱流の潜熱分は小さく、本地盤系の内部熱水分性状は非線形性が比較的小さいと言える。

先に述べたように、本解析で用いた熱伝導率は、実験地盤における熱伝導率よりも大きいことが推測される。これについては、熱流変化の大きい蓄熱井戸近傍では含水率の依存性が大きい熱伝導率が水分の吸放湿過程による履歴の影響を受けているためであると考えられる。そこで、図6-5に示した結果を考慮して、比例的に熱伝導率を25%低減して計算を行った。図6-16に計算結果を示す。図6-16に示すように、計算値と実験値は1年間を通じて極めて良く一致した。このことから、熱流変化の大きな蓄熱井戸近傍での熱伝導率の取り扱いについては、今後さらに詳細に検討を行う必要があると考える。

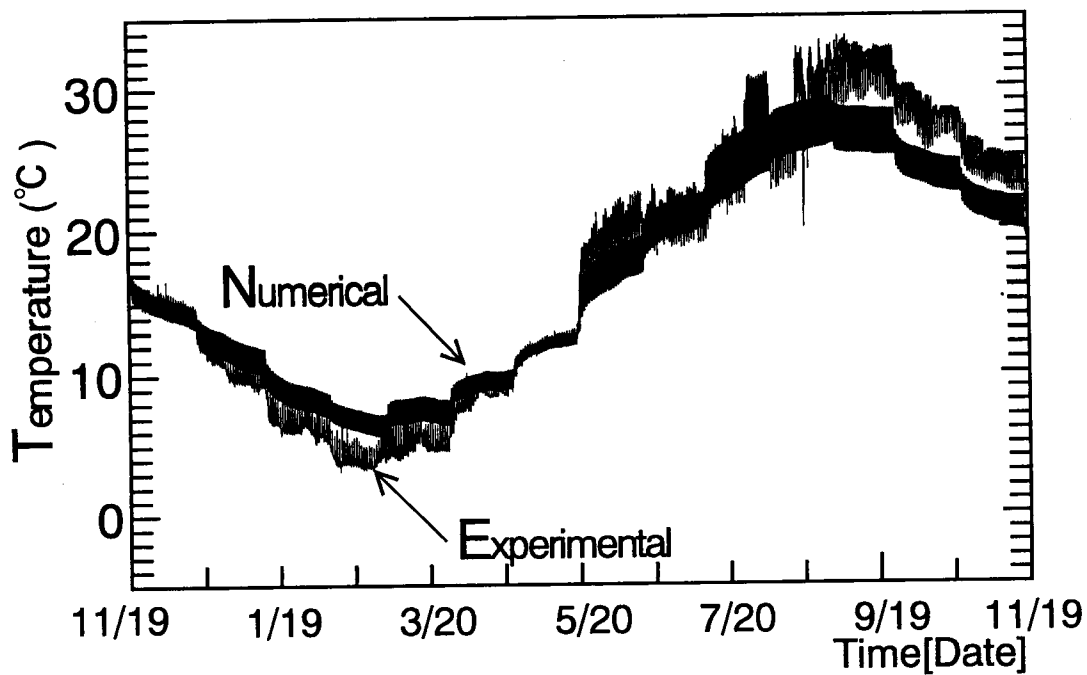


図 6 - 5 蓄熱井戸内平均水温（計算値と実測値）

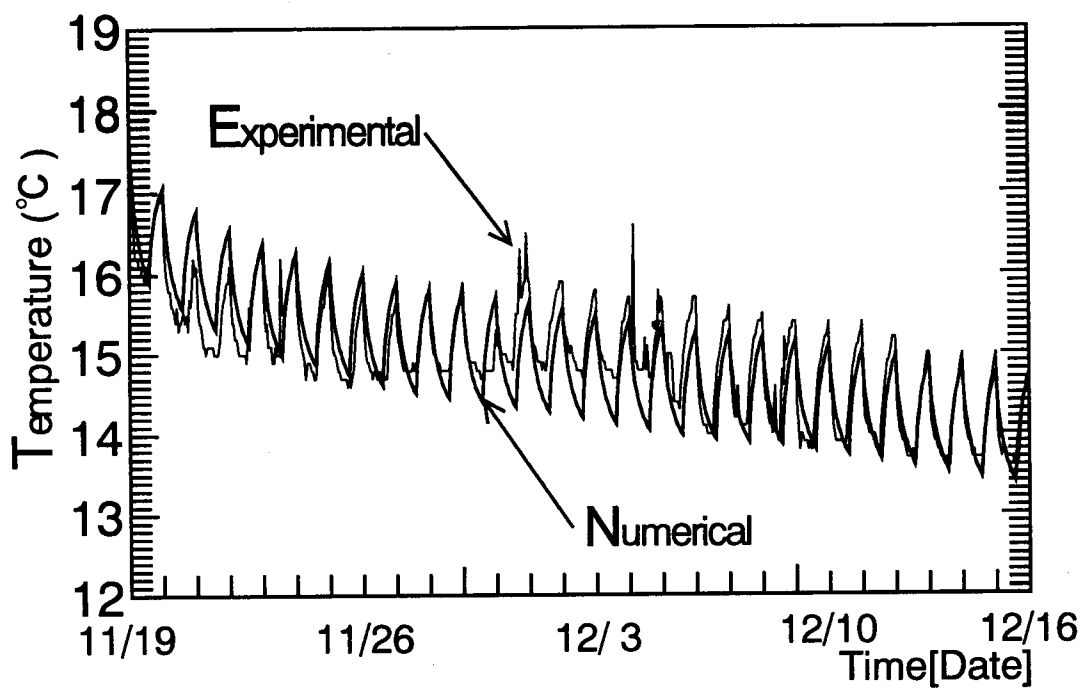


図 6 - 6 蓄熱井戸内平均水温（'91/11/19~12/16の計算値と実測値）

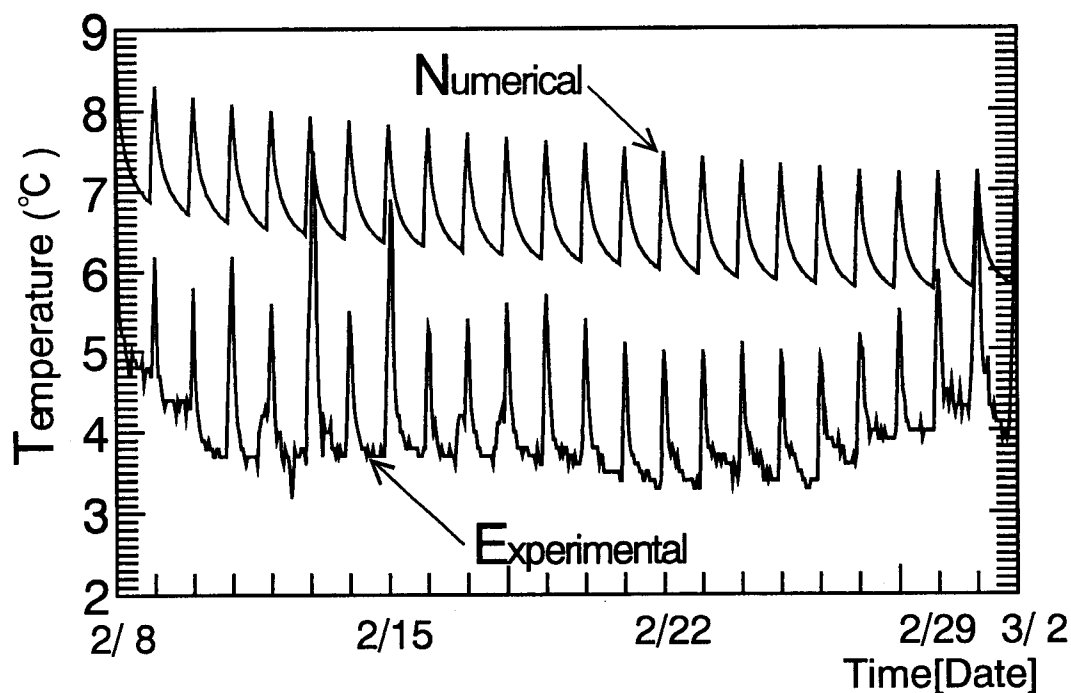


図6-7 蓄熱井戸内平均水温 ('92/2/8~3/2の計算値と実測値)

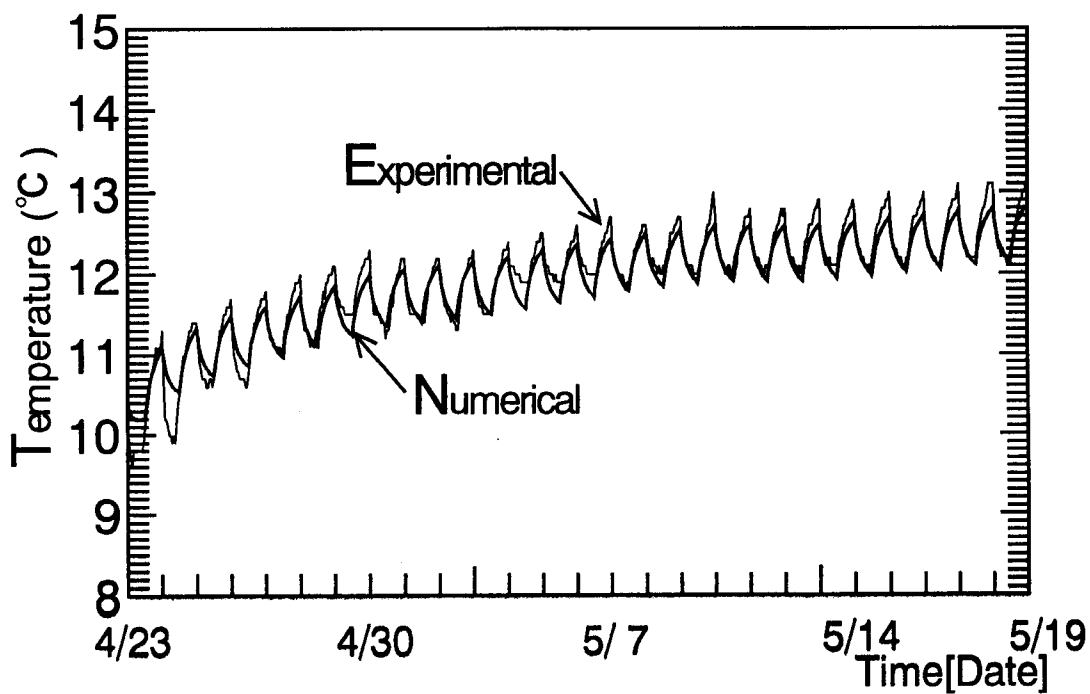


図6-8 蓄熱井戸内平均水温 ('92/4/23~5/19の計算値と実測値)

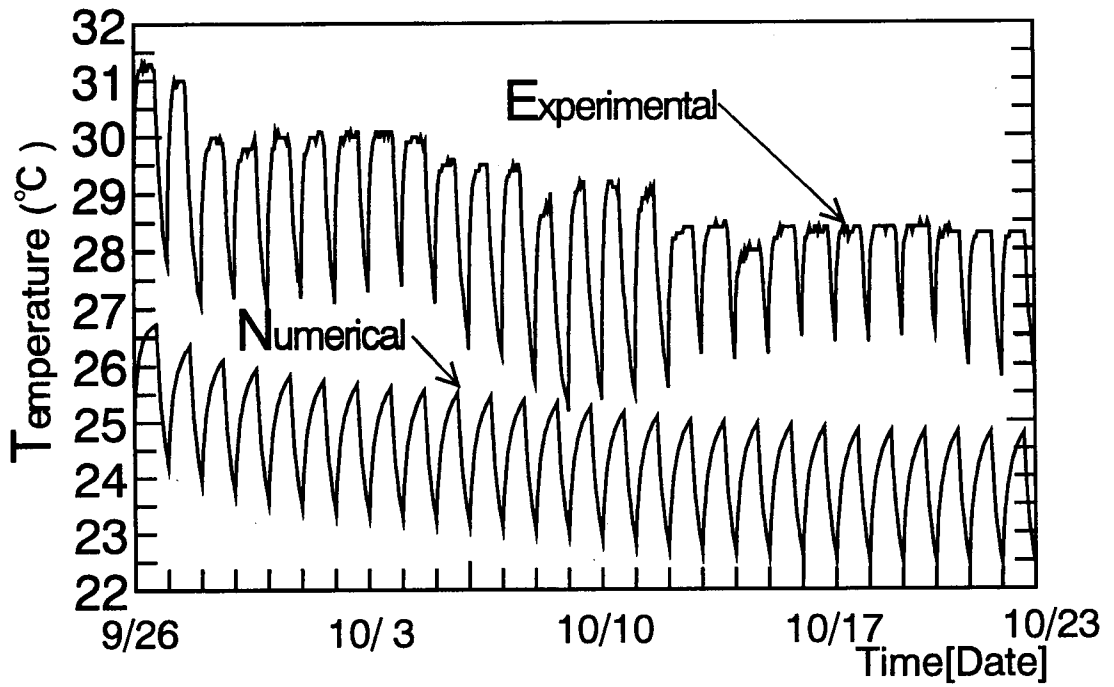


図6-9 蓄熱井戸内平均水温（'92/9/26~10/23の計算値と実測値）

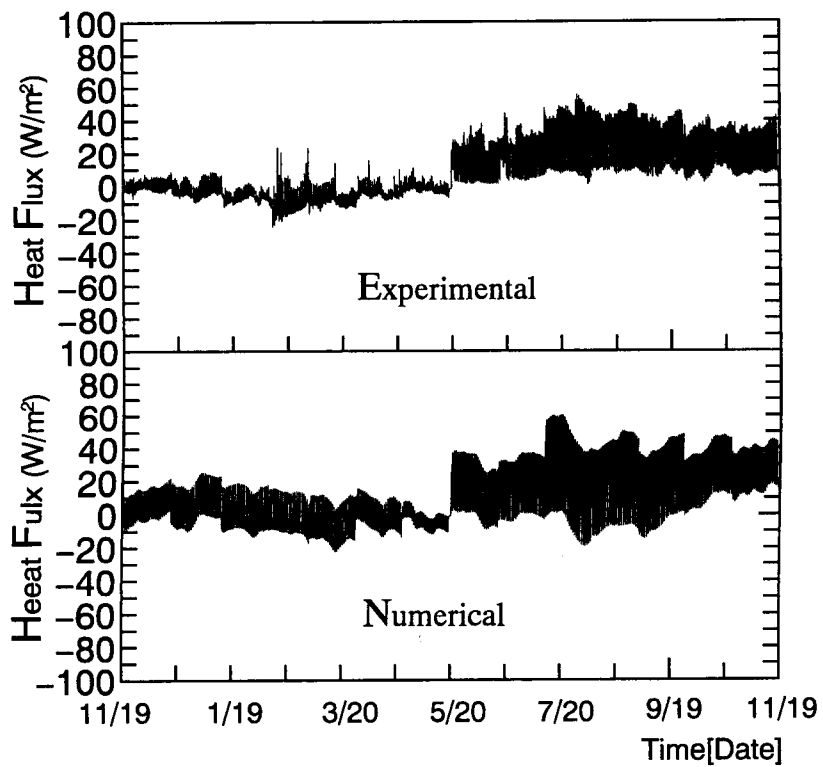


図6-10 蓄熱井戸表面熱流（深さ1.5mの計算値と実測値）

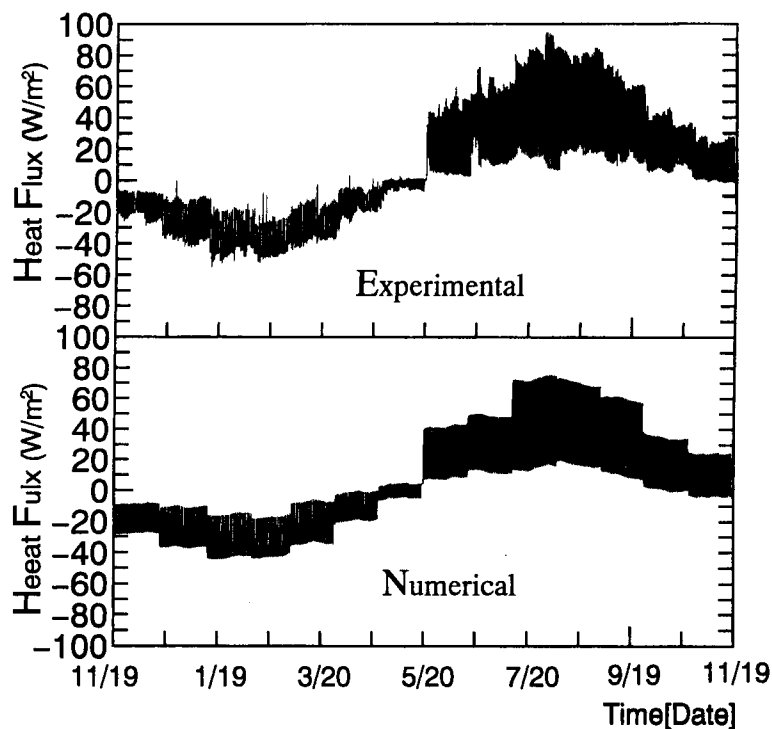


図6-11 蓄熱井戸表面熱流（深さ5.0mの計算値と実測値）

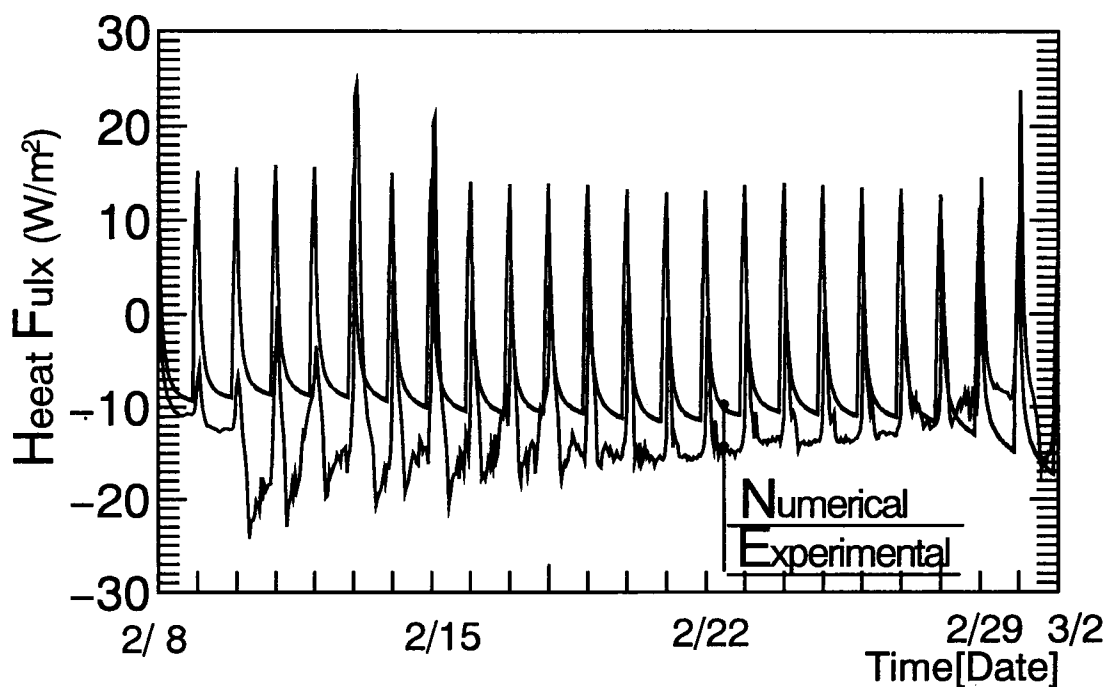


図6-12 蓄熱井戸表面熱流（深さ1.5mの'92/2/8~3/2の計算値と実測値）

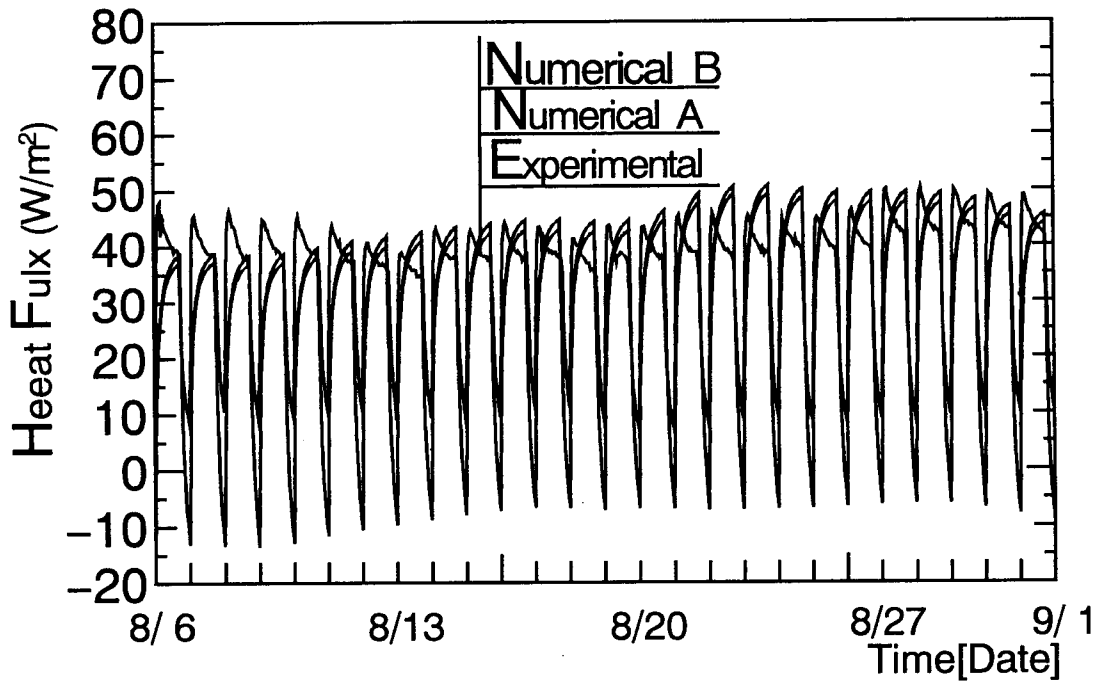


図6-13 蓄熱井戸表面熱流（深さ1.5mの'92/8/6~9/1の計算値と実測値）

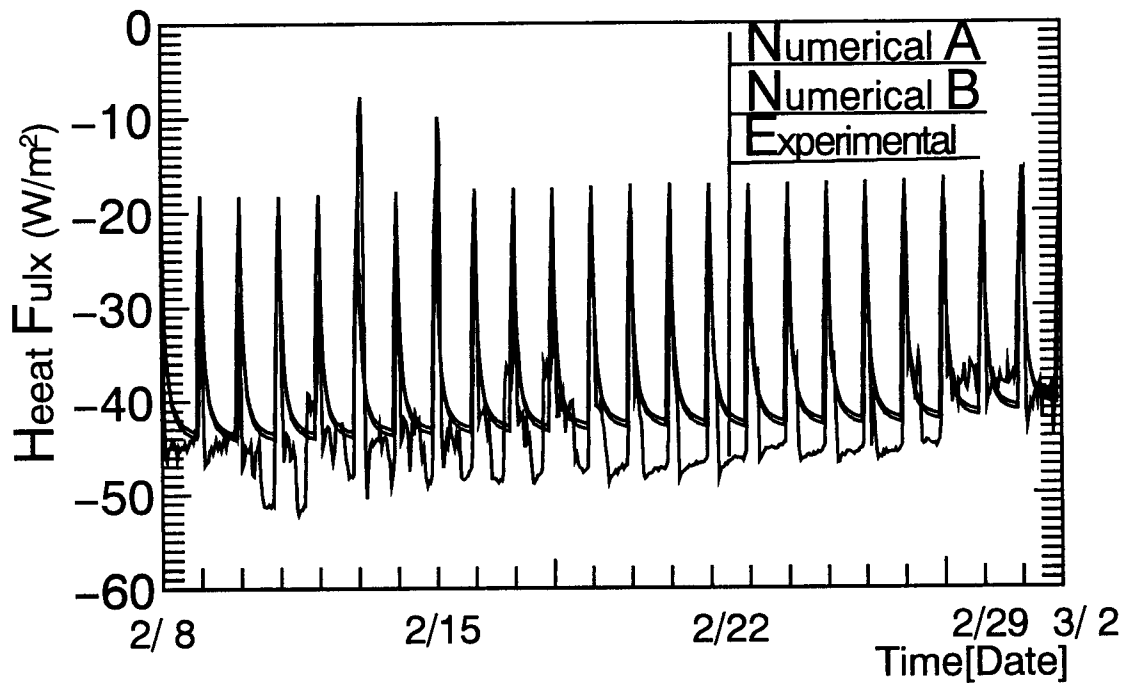


図6-14 蓄熱井戸表面熱流（深さ5.0mの'92/2/8~3/2の計算値と実測値）

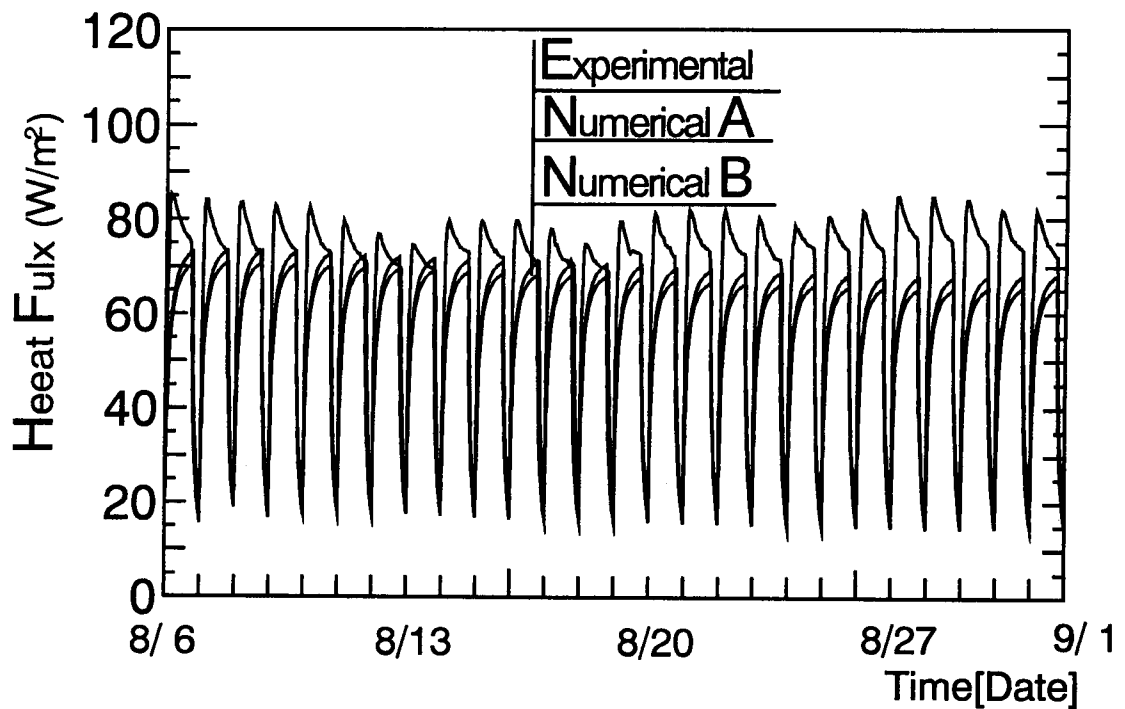


図6-15 蓄熱井戸表面熱流（深さ5.0mの'92/8/6~9/1の計算値と実測値）

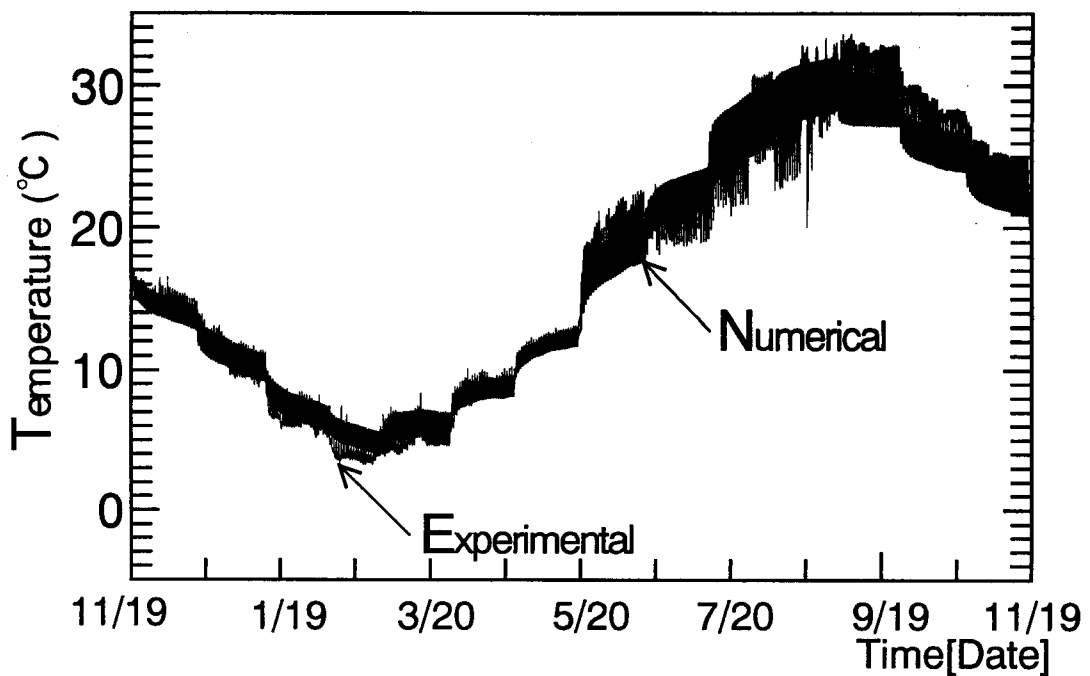


図6-16 蓄熱井戸内平均水温（熱伝導率を25%減じた場合の計算値と実測値）

6-3-2 地表面温度および地表面熱流

第1年度の蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の地表面温度の計算値と実測値を図6-17に、冬期、夏期での日変動の一例を図6-18、19に示す。図6-17~19に示すように、地表面温度の計算値の日変動幅は、実測値に比してやや大きいですが、降雨時を含めて日平均値は両者で良く一致している。

第1年度の蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の地表面熱流の計算値と実測値を図6-20に、冬期、夏期での日変動の一例を図6-21、22に示す。図6-20~22に示すように、地表面温度の計算値の日変動幅は、実測値に比してかなり大きいですが、全節の蓄熱井戸表面熱流と同様に、実測値の絶対値については信頼性が低いのでここでは検討を行わない。図6-22に示す1992年8月16日~8月18日の地表面熱流に関しては、計算値の方は日射の影響を受けて8時頃から大きな変動を示すが、実測値の方は変動を示していない。これは、地表面熱流測定値とアルベドメータの測定地点での周辺建物等の影の生じ方が異なるためであると考えられる。しかし、いずれの場合でも、地表面熱流の日積算値は両者でほぼ一致しており、先の表面温度と併せて、計算結果は十分な精度を有していると言える。

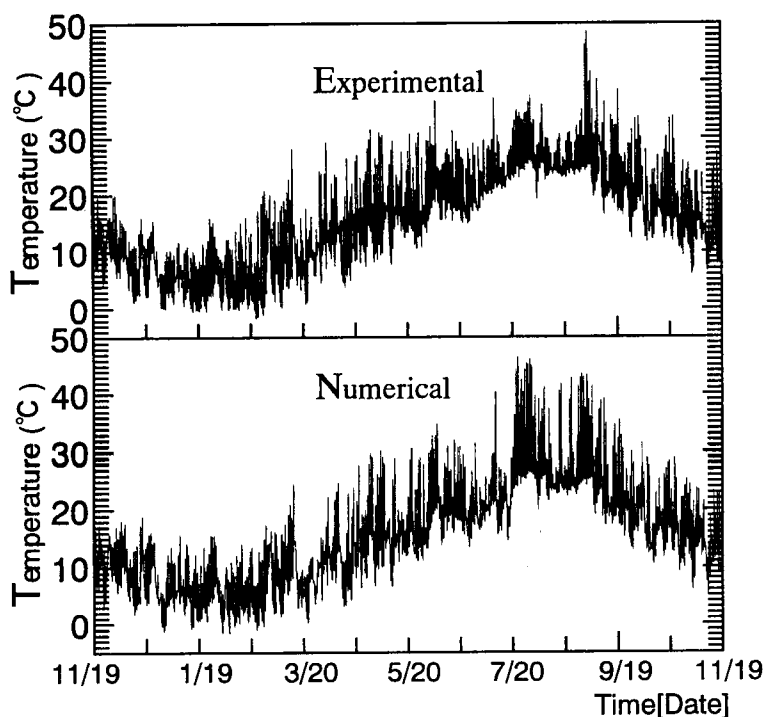


図6-17 地表面温度（計算値と実測値）

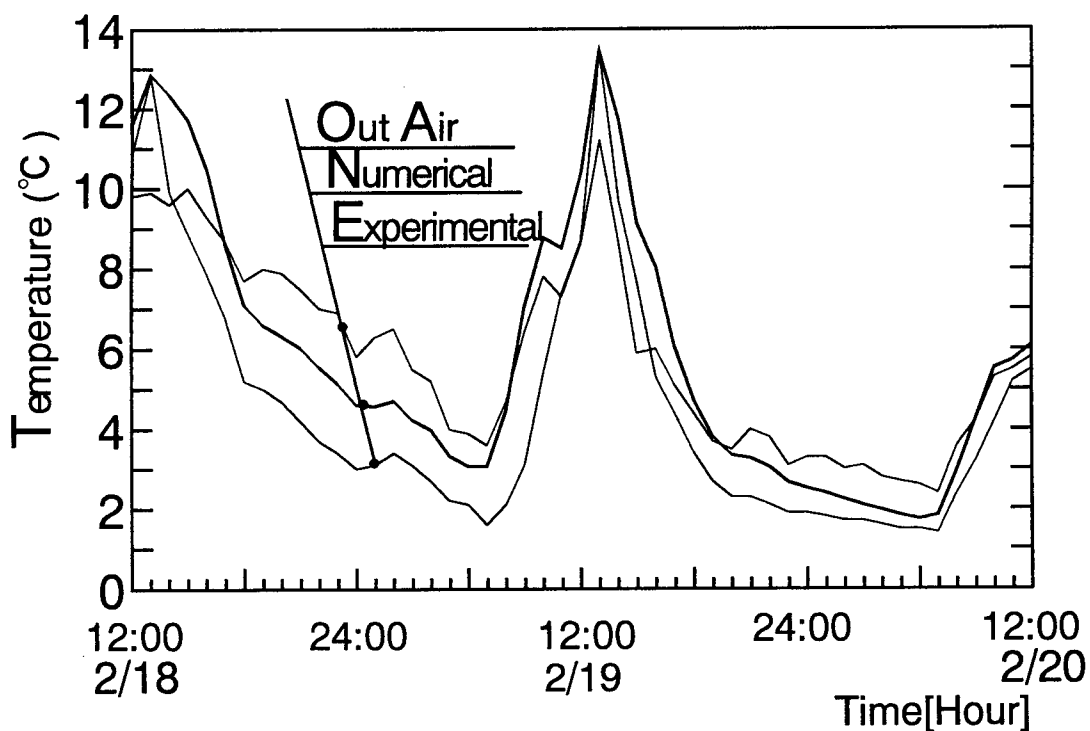


図6-18 地表面温度 ('92/2/18~2/20の計算値と実測値)

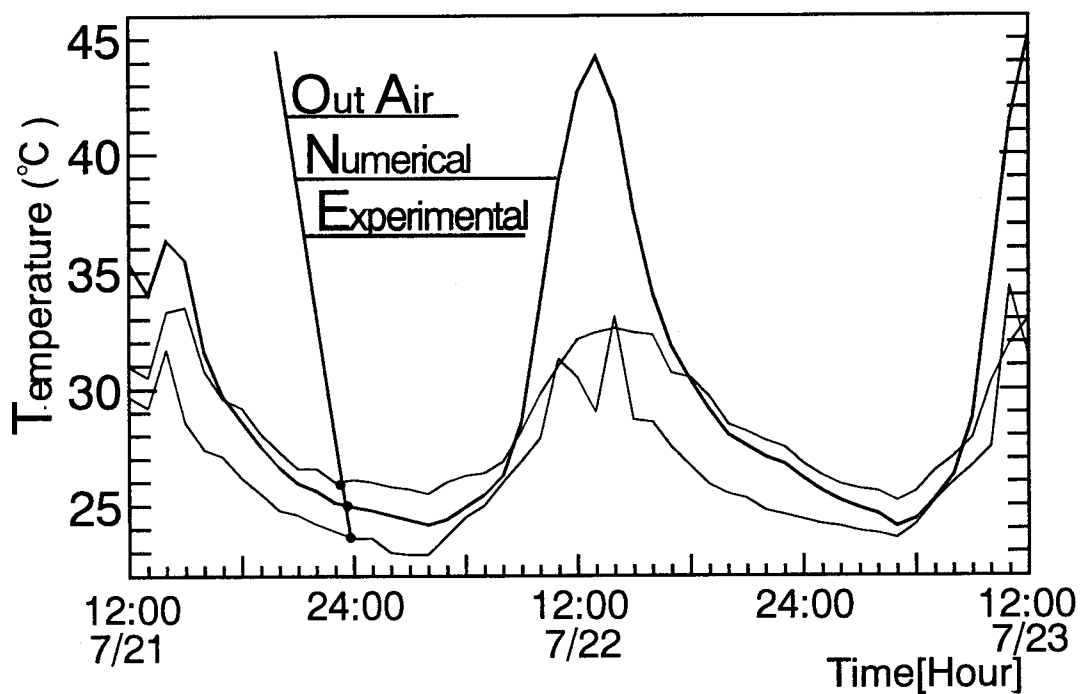


図6-19 地表面温度 ('92/7/21~7/23の計算値と実測値)

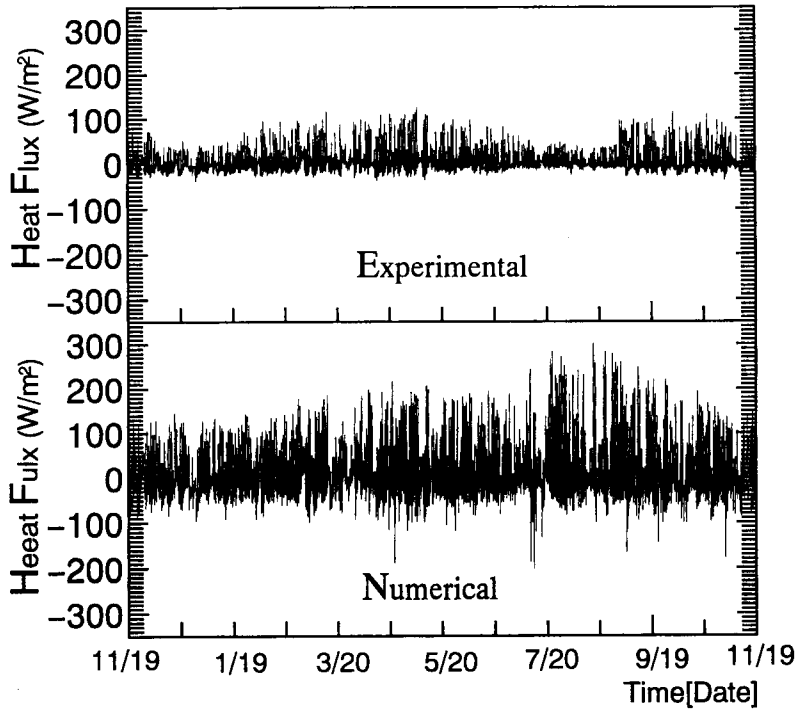


図 6 - 2 0 地表面熱流（計算値と実測値）

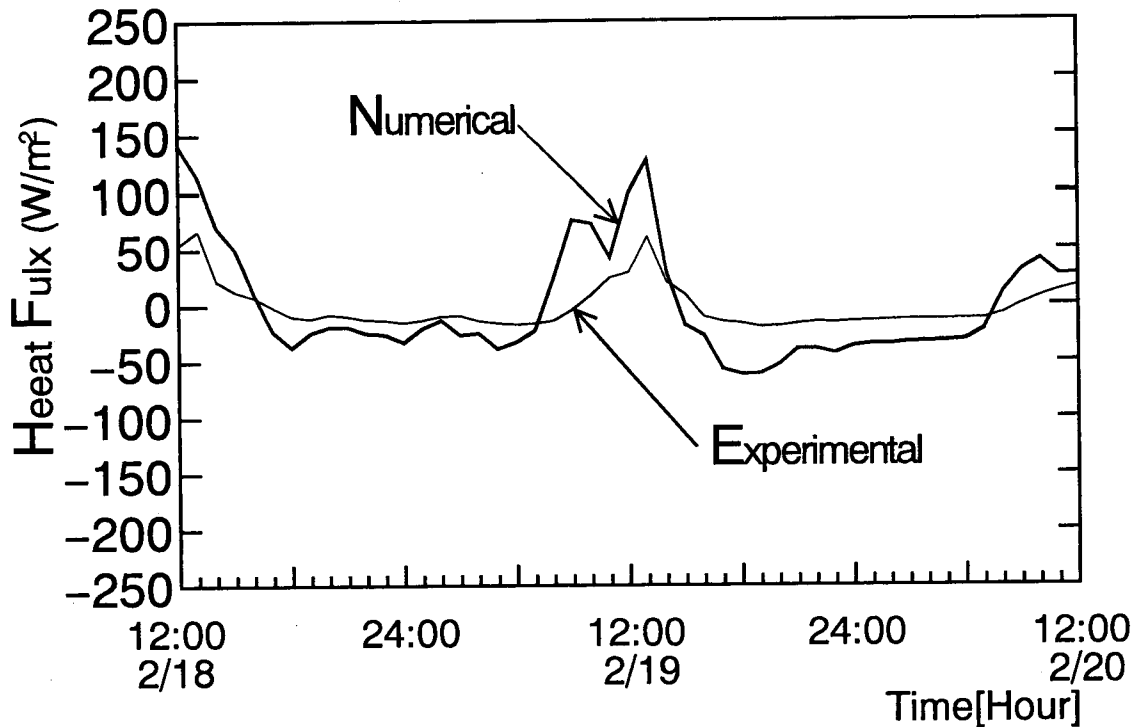


図 6 - 2 1 地表面熱流（'92/2/18~2/20の計算値と実測値）

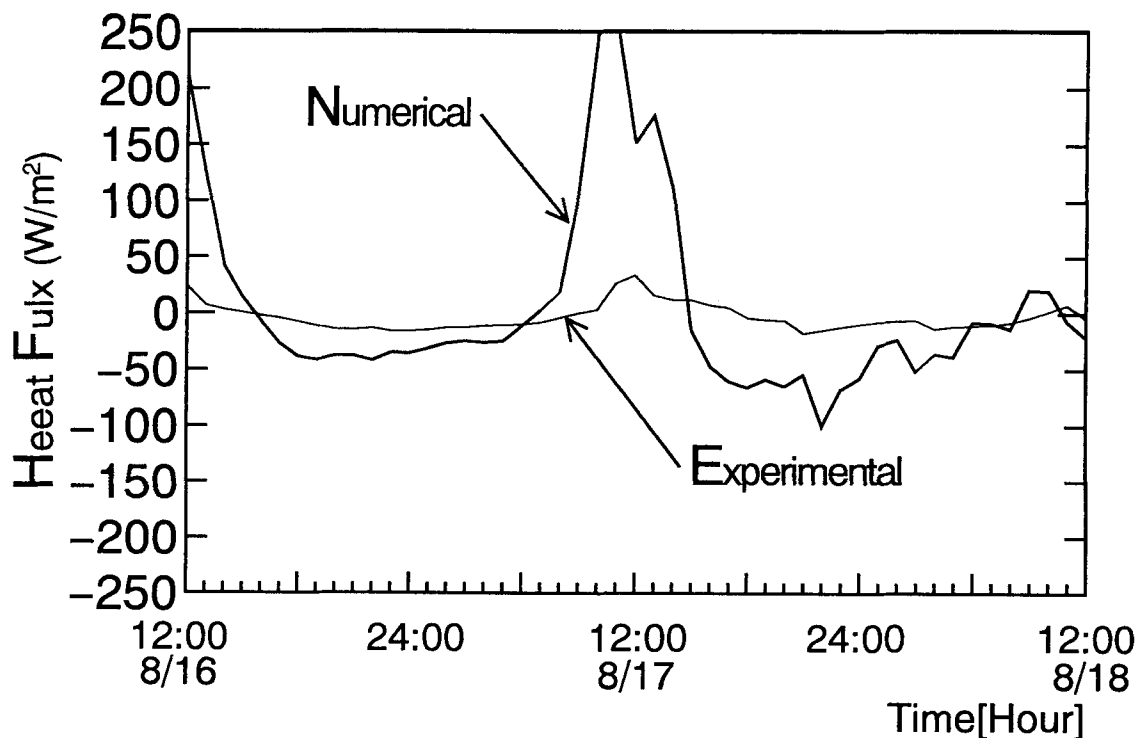


図6-22 地表面熱流（'92/8/16~8/18の計算値と実測値）

6-3-3 地盤内温度

第1年度の蓄熱井戸中心から半径方向1.0m, 3.0m地点の地表面深さ1.0m, 1.5m, 2.5m, 5.0m, 8.0m, 11.0mの地点における地盤内温度の実測値と計算値を図6-23~34に示す。図に示すように、いずれの地点においても、計算値は実測値と良く一致しており、両者の差は最大で2.0degree程度である。また、詳細には、全体的に計算値の方が実測値よりも若干低く、深さ5.0m地点を最大として、この地点から離れるほど両者は良い一致を示している。これについては、蓄熱井戸内水温を一樣と仮定していること、また第4章で述べたように、深さ5.0m地点近傍に常水面があると考えられ、この近傍での地下水の対流が影響していること等が推測される。地下水流の影響についての検討は第8章で詳細に検討を行う。

地盤内温度分布の一例を図6-35~38に示す。図は蓄熱井戸を中心とした断面図である。図中において、黒丸上の数値が実測値である。図に示すように、計算値は地表面近傍は温度勾配が大きく、地盤内部は蓄熱井戸を中心に熱拡散が行われている温度場をいずれの時期においてもかなりの精度で予測できている。

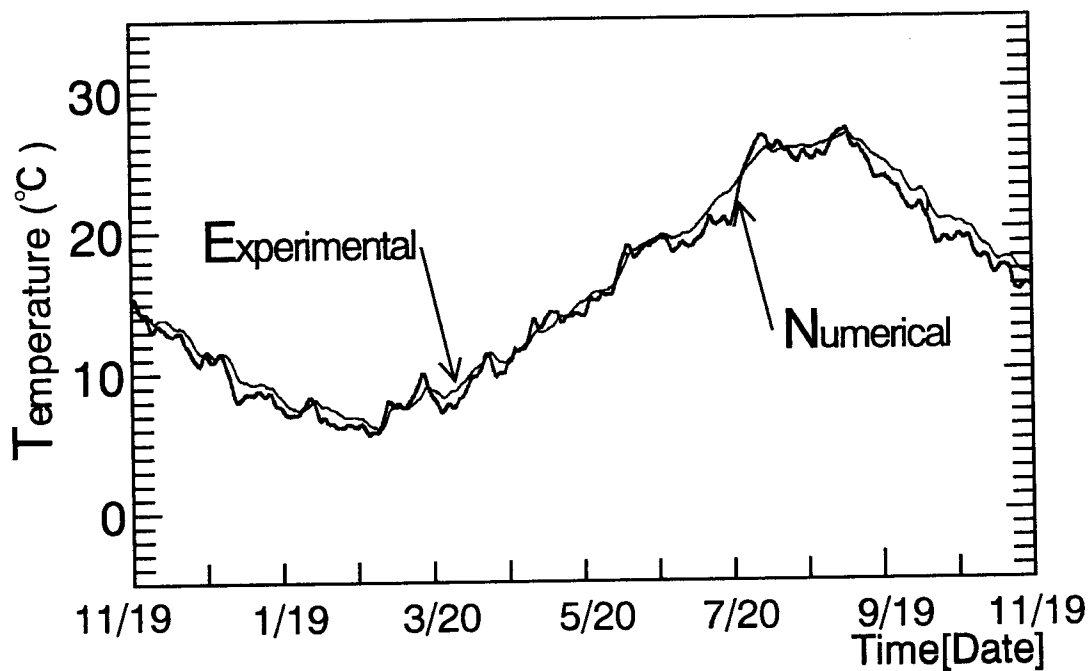


図 6 - 2 3 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ1.0m)

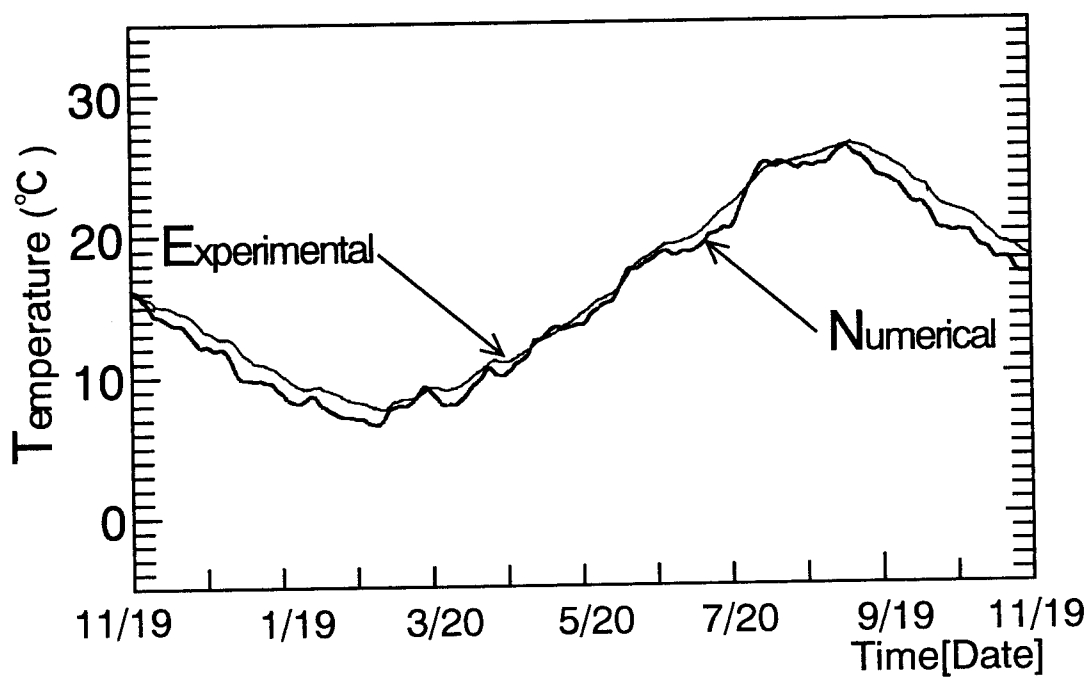


図 6 - 2 4 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ1.5m)

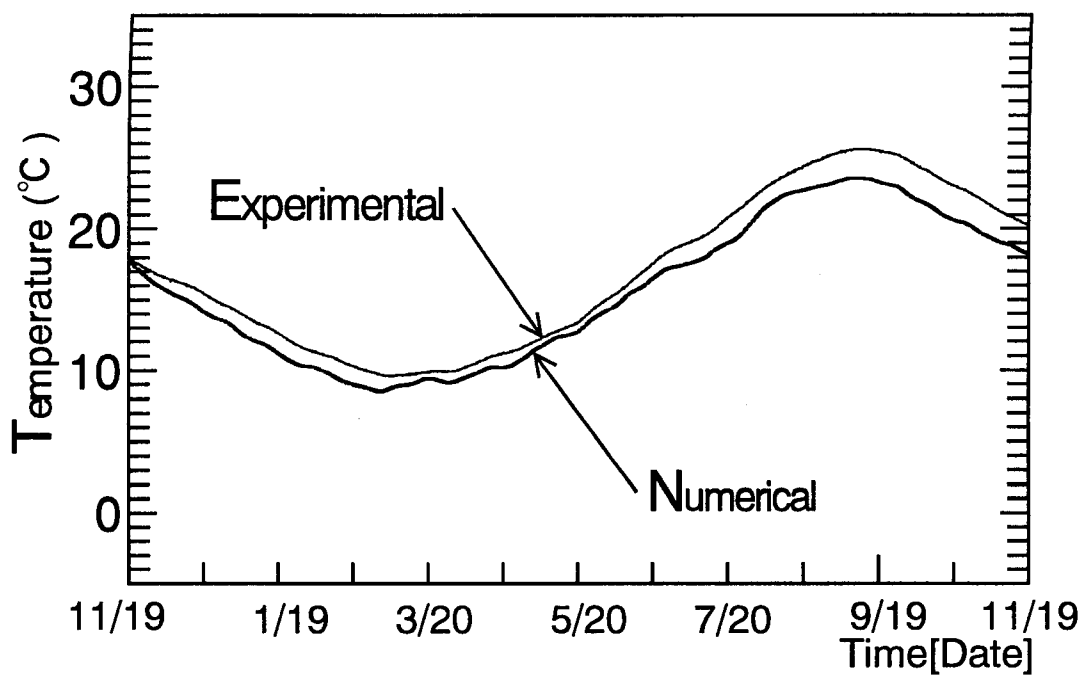


図 6 - 2 5 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ2.5m)

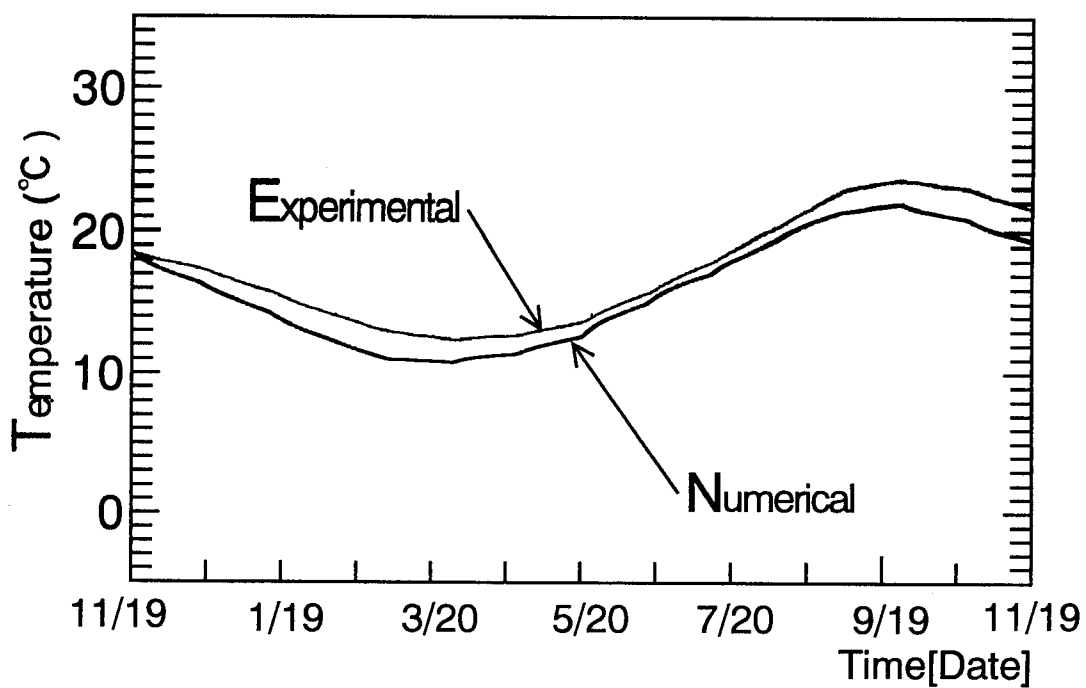


図 6 - 2 6 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ5.0m)

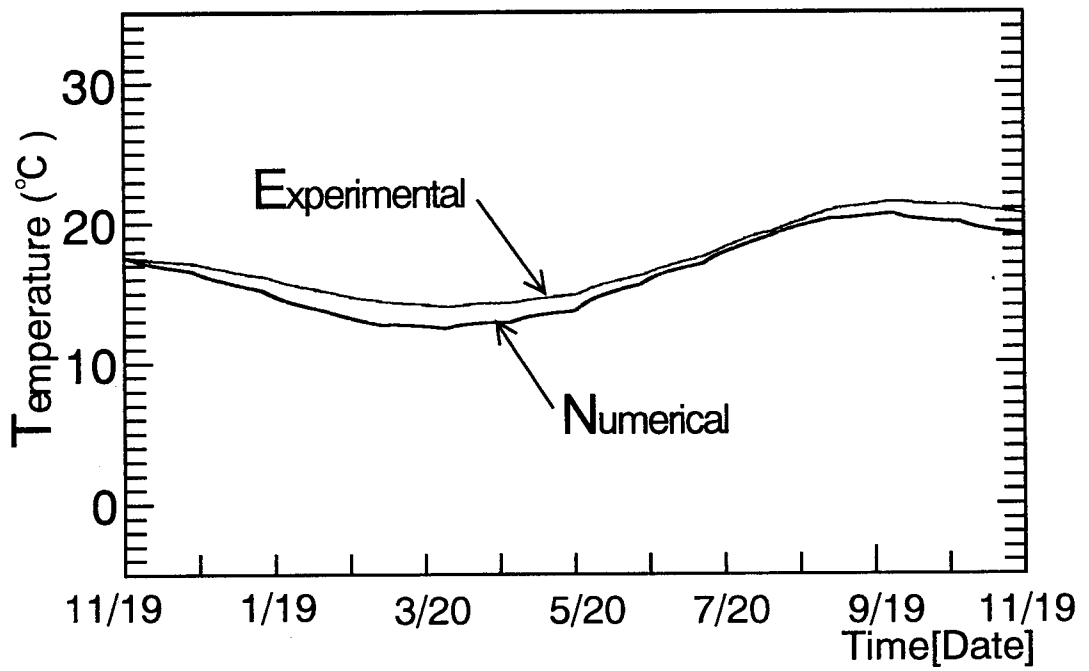


図 6 - 2 7 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ8.0m)

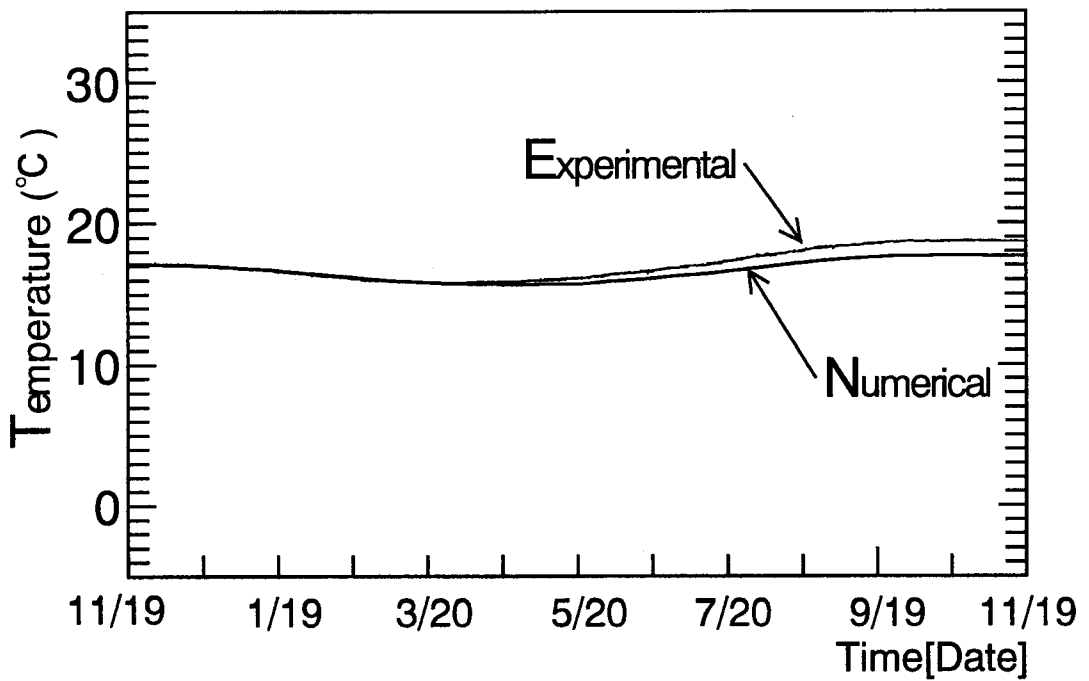


図 6 - 2 8 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ11.0m)

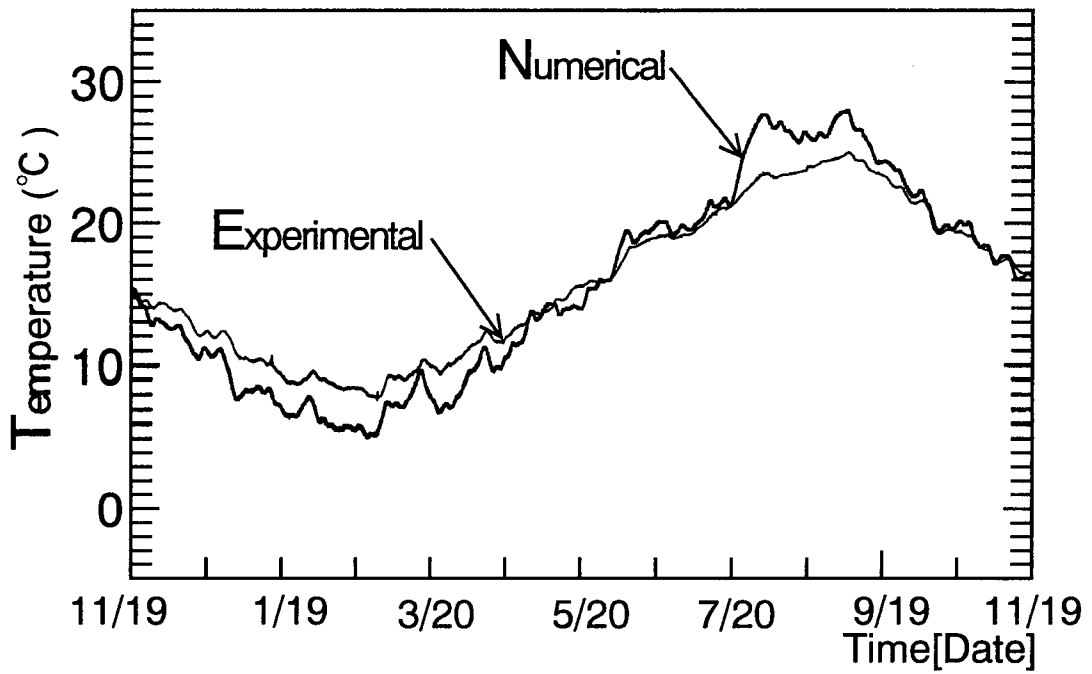


図 6 - 2 9 地盤内温度 (半径方向3.0m, 深さ1.0m)

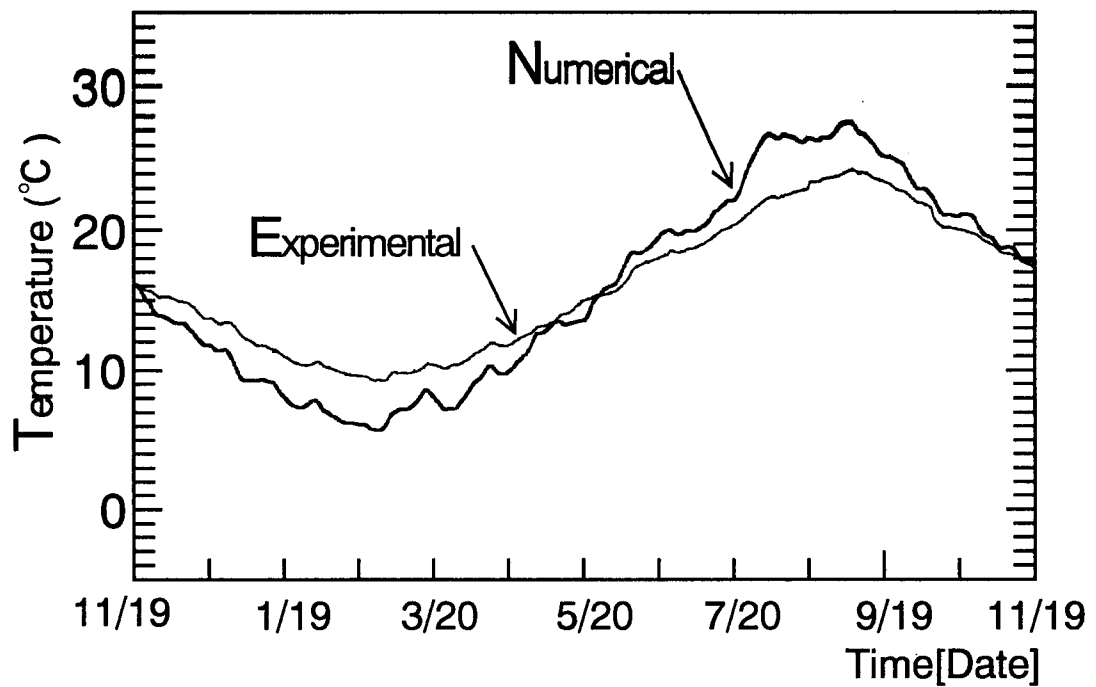


図 6 - 3 0 地盤内温度 (半径方向3.0m, 深さ1.5m)

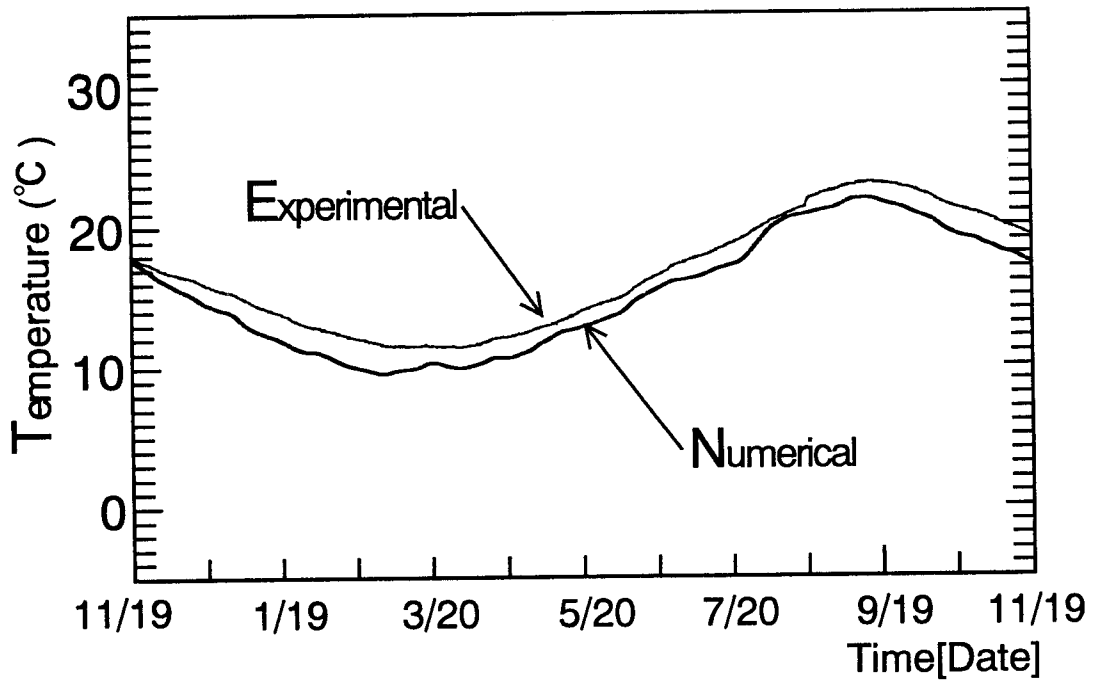


図 6 - 3 1 地盤内温度 (半径方向3.0m, 深さ2.5m)

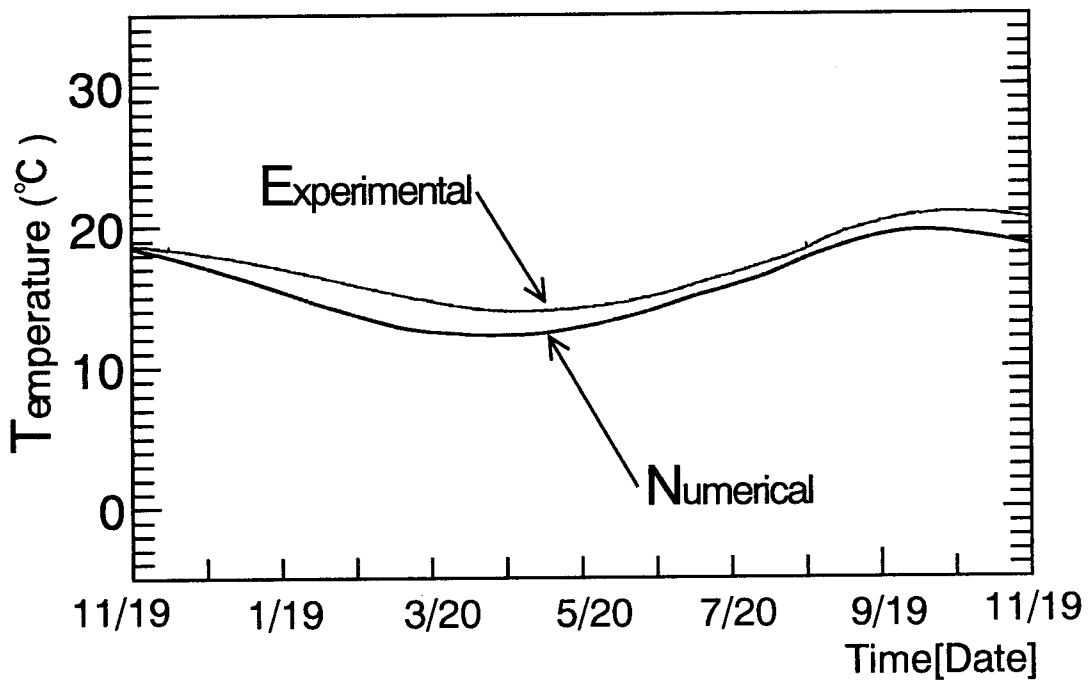


図 6 - 3 2 地盤内温度 (半径方向3.0m, 深さ5.0m)

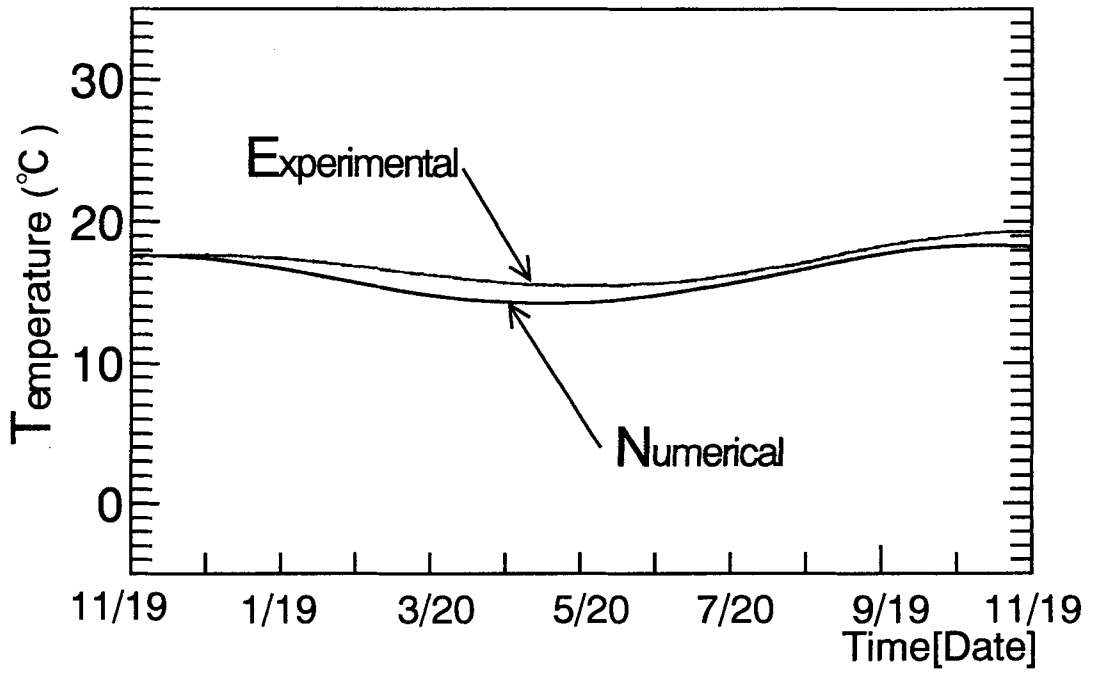


図 6 - 3 3 地盤内温度 (半径方向3.0m, 深さ8.0m)

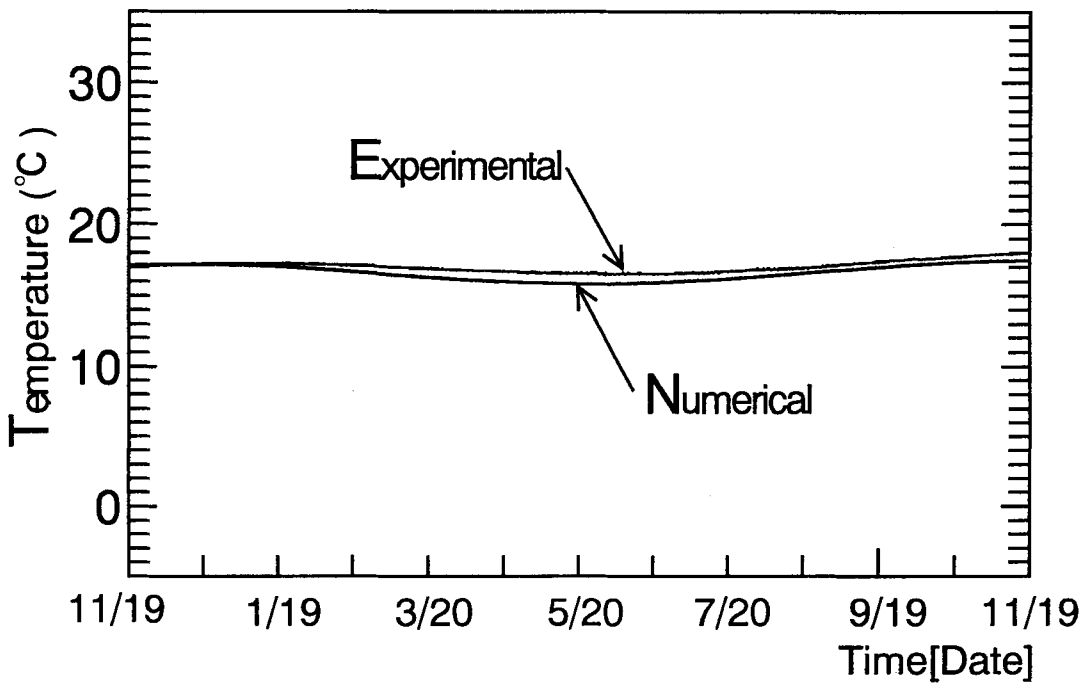


図 6 - 3 4 地盤内温度 (半径方向3.0m, 深さ11.0m)

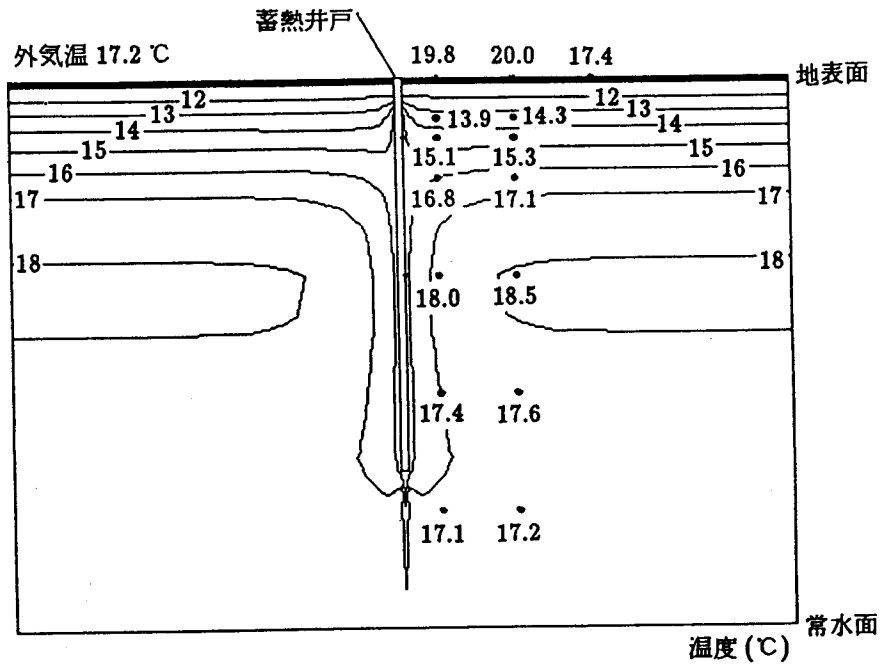


图 6 - 3 5 地盤内温度分布 ('91/12/1 12:00)

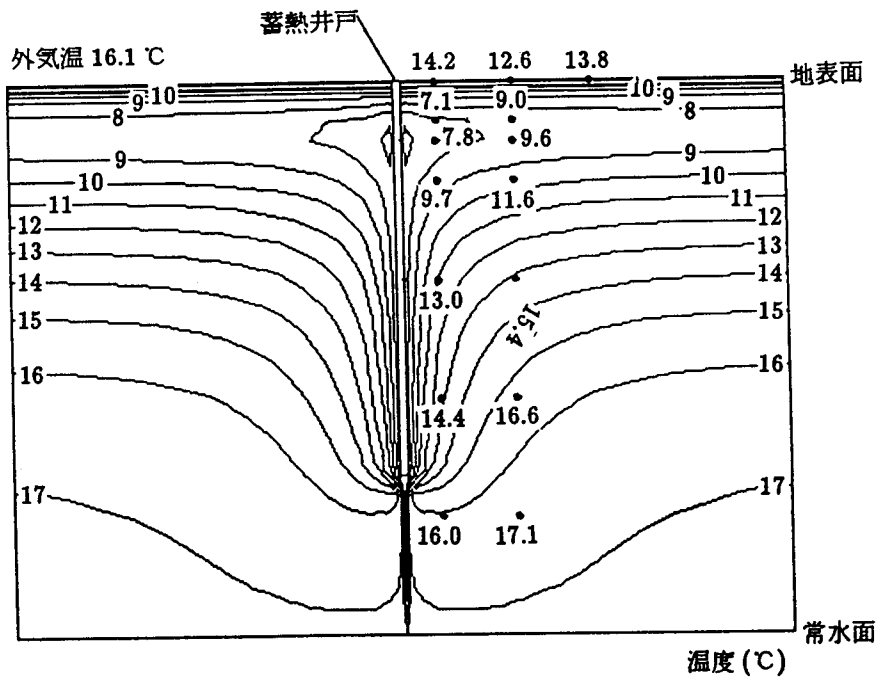


图 6 - 3 6 地盤内温度分布 ('92/3/1 12:00)

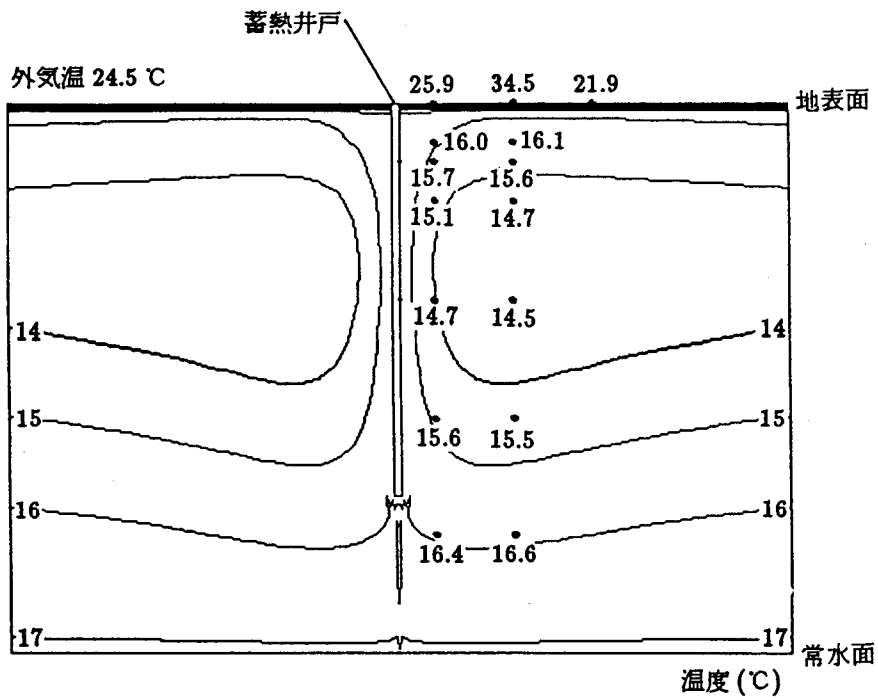


図 6 - 3 7 地盤内温度分布 ('92/6/1 12:00)

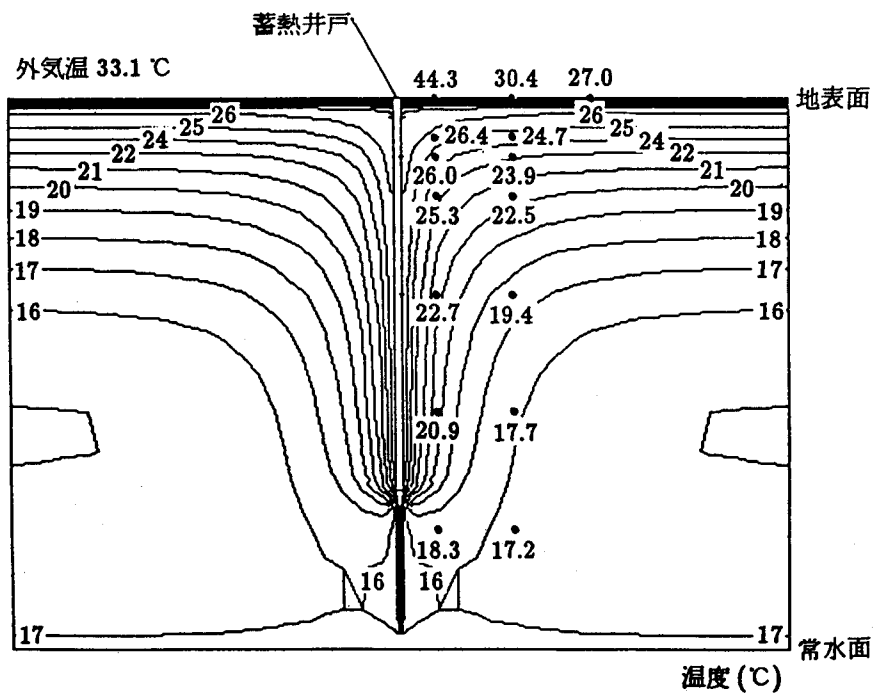


図 6 - 3 8 地盤内温度分布 ('92/9/1 12:00)

6-3-4 地盤内水分化学ポテンシャル

第1年度の蓄熱井戸中心から半径方向1.0mの地表面深さ0.1m, 2.5m, 5.0m, 半径方向3.0mの地表面深さ0.1m, 2.5mの地点の地盤内水分化学ポテンシャルの計算値と実測値を図6-39~43に示す。また同時に降雨量実測値も同時に示す。図6-39, 42に示すように、地表面近傍では、計算値は実測値より小さい値を示すが、その差は最大で4J/kg程度である。第4章で述べたように、地表面近傍の地盤内水分化学ポテンシャルは降雨等の外界気象の影響を受けてその変動は激しいが、計算値は1年間を通じて、かなりの精度でその変動過程を予測できていると言える。図6-40, 43に示す地表面深さ2.5mの計算値も実測値より若干小さいが非常に良く一致している。図6-49に示す深さ5.0mの計算値は、深さ2.5mの場合より更に良い一致を示す。蓄熱井戸中心から半径方向1.0m, 地表面深さ0.1m, 2.5m, 5.0mの地盤内水分化学ポテンシャルの日変動の一例を図6-44~46に示す。また、同時に外界気象も示す。図6-44に示すように、地表面近傍では、計算値の方が実測値よりも全体的に5J/kg程度小さな値となっている。しかしながら、第4章で述べたように、実験計測開始時(1991年11月19日)から1992年9月17日までは、実測値は最大2J/kg程度の誤差を含んでおり、これを考慮すれば概ね一致していると言え、また時間経過と共にその値が小さくなって行く変動過程は十分に予測できている。図6-45, 46に示すように、地表面深さ2.5m, 5.0m深さでは、計算値は実測値を非常に良く再現している。

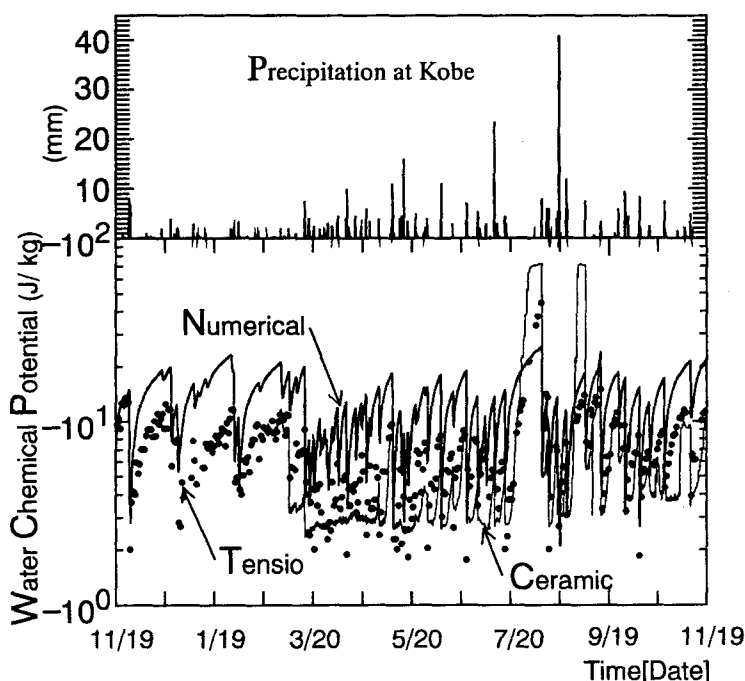


図6-39 地盤内水分化学ポテンシャル (半径方向1.0m, 深さ0.1m)

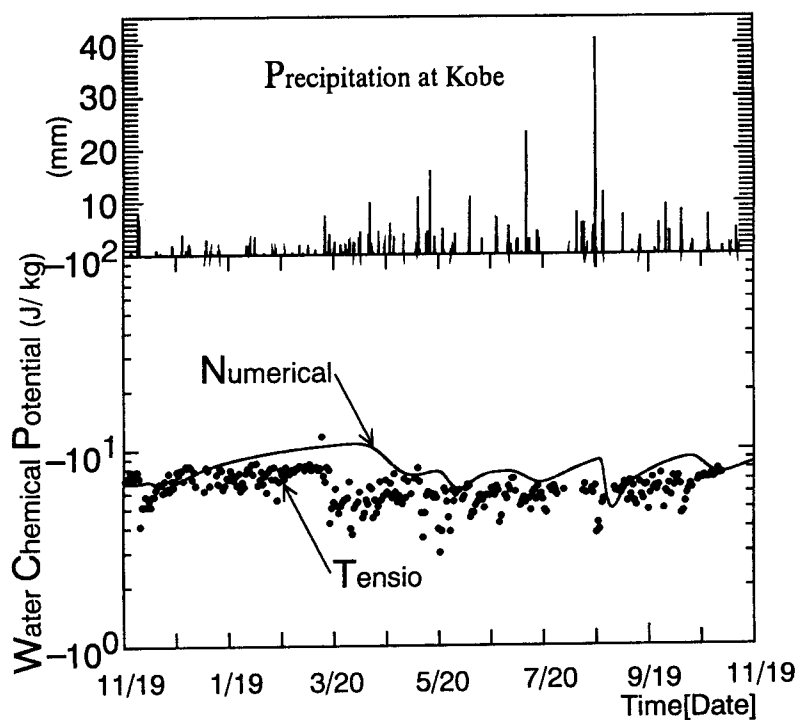


図 6 - 4 0 地盤内水分化学ポテンシャル (半径方向1.0m, 深さ2.5m)

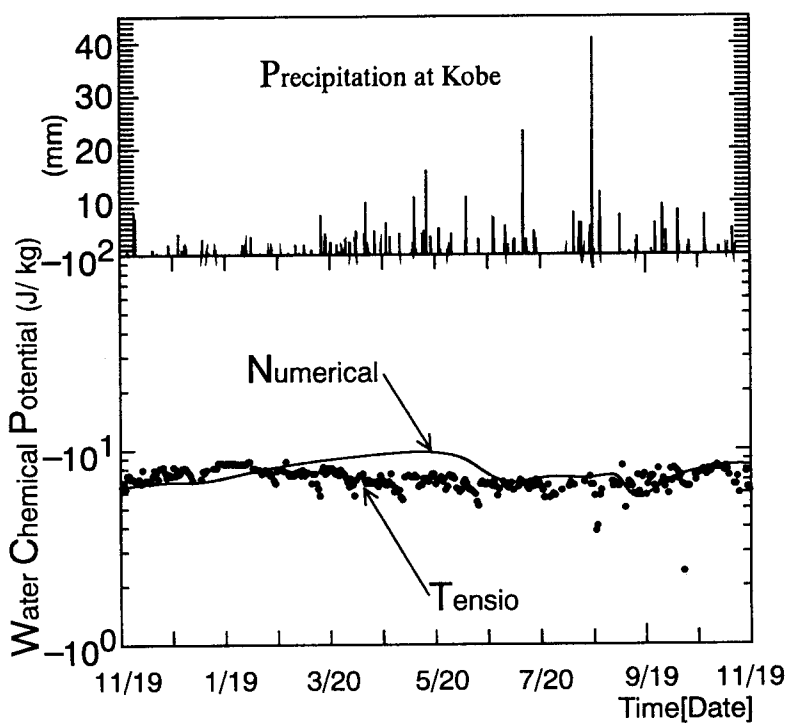


図 6 - 4 1 地盤内水分化学ポテンシャル (半径方向1.0m, 深さ5.0m)

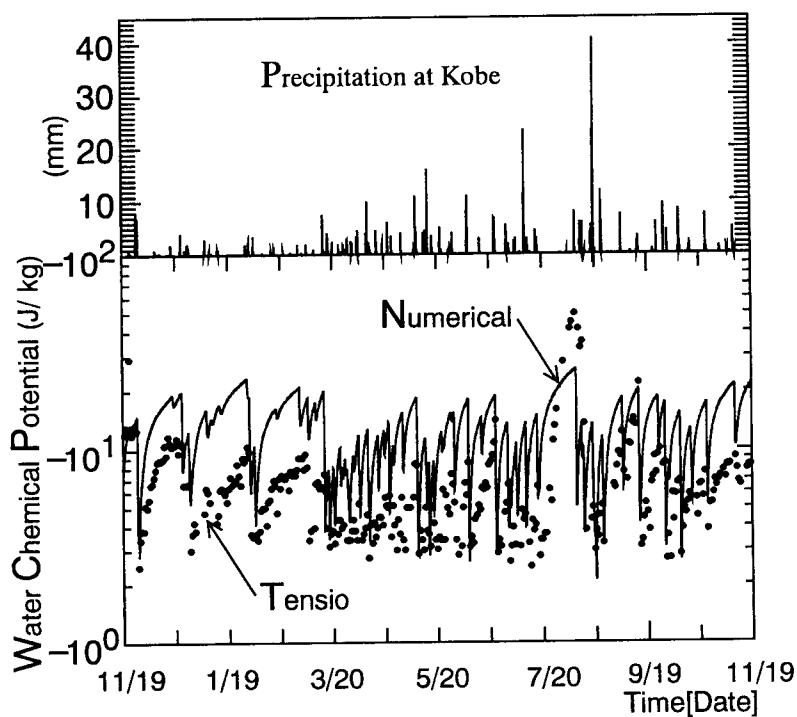


図6-42 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向3.0m, 深さ0.1m）

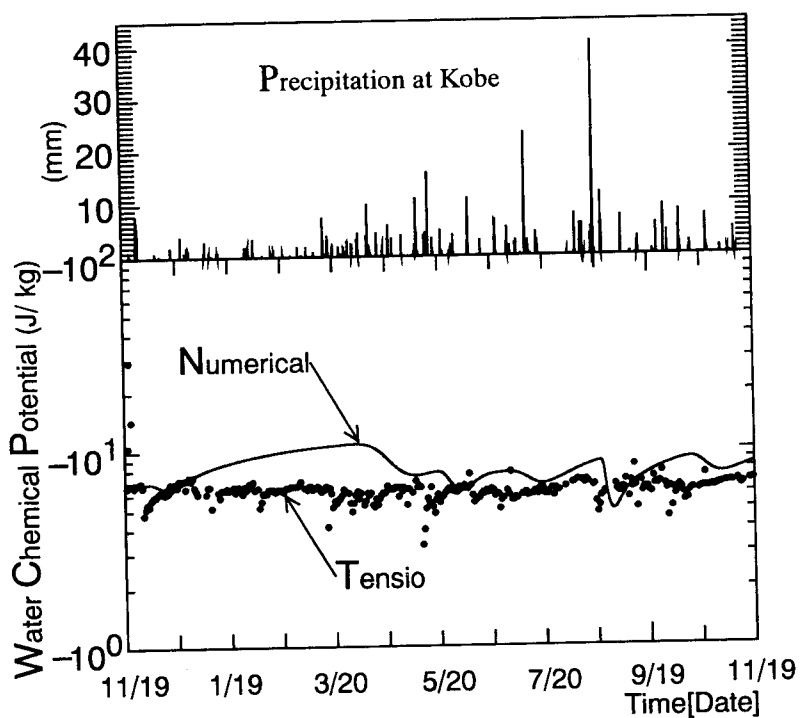


図6-43 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向3.0m, 深さ2.5m）

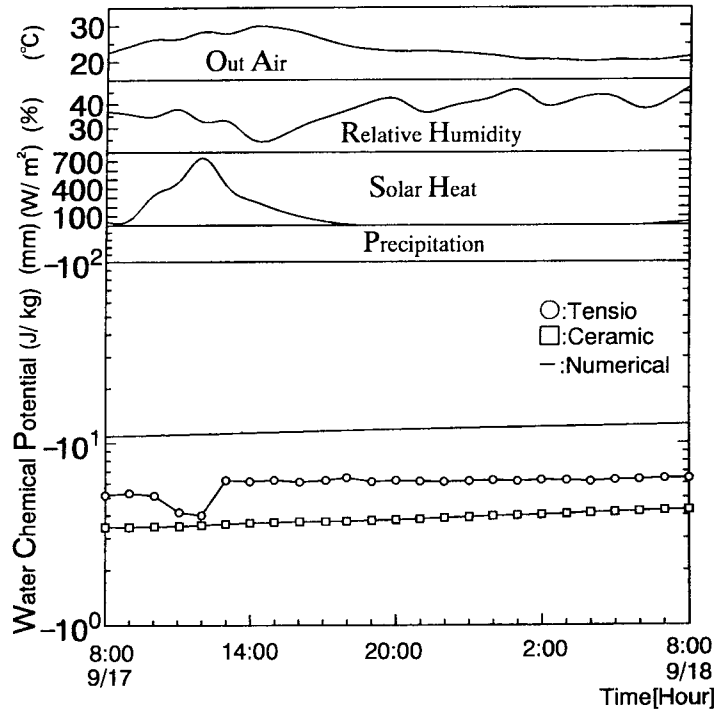


図 6 - 4 4 地盤内水分化学ポテンシャルの日変動 (半径方向1.0m, 深さ0.1m)

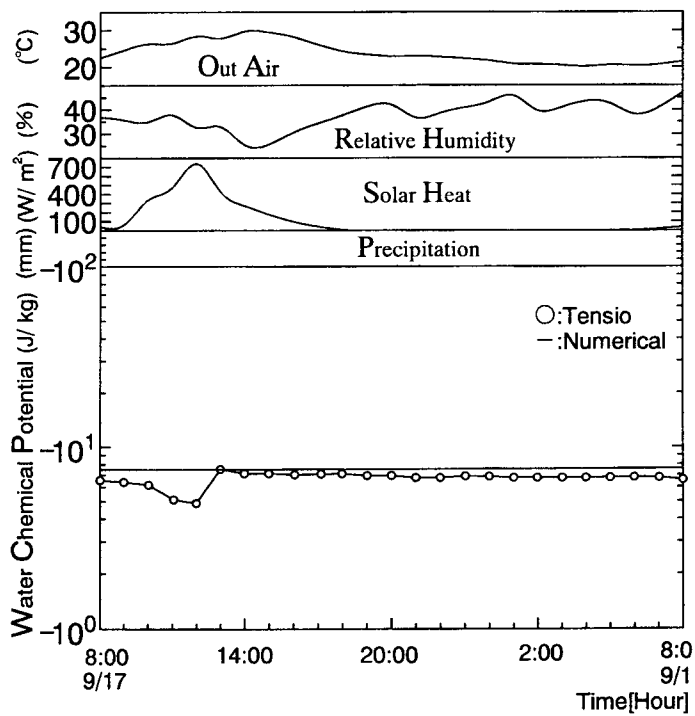


図 6 - 4 5 地盤内水分化学ポテンシャルの日変動 (半径方向1.0m, 深さ2.5m)

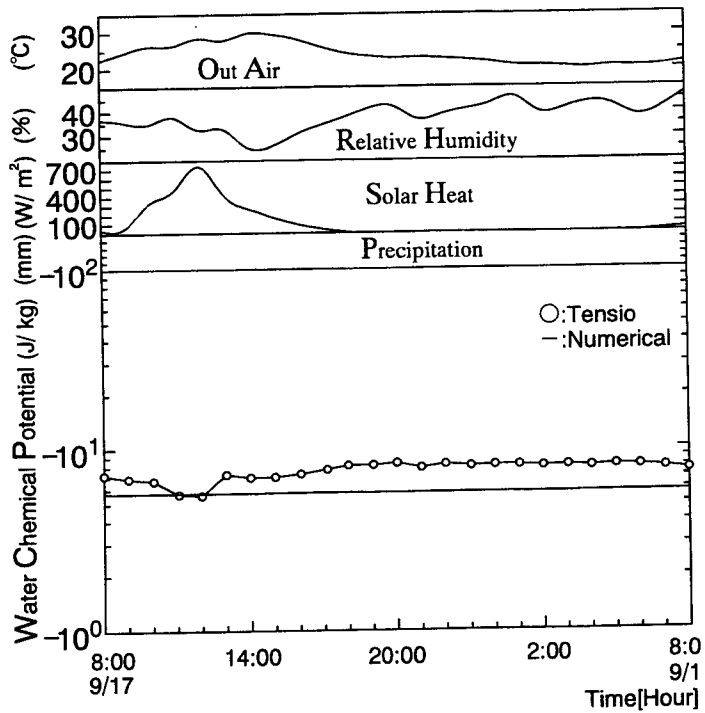


図 6 - 4 6 地盤内水分化学ポテンシャルの日変動 (半径方向1.0m, 深さ5.0m)

6-4 第2年度実測値と計算値の比較

6-4-1 蓄熱井戸内水温

第2年度実験の蓄熱井戸内水温実測値の平均値と計算値の比較を図6-47に示す。但し、同図の下図は、日平均値の経年変化を示したものである。図に示すように、その差は最大で1.5degree程度で、両者の一致程度は第1年度とほぼ同様であり、その予測精度はかなり良いと言える。供給熱量の測定が充分に行えなかった第2年度夏期放熱運転時においても、供給熱量の不確かさを考慮すれば、上の結論を支持していると言えよう。

蓄熱井戸水温の日変動の一例を図6-48、49に示す。図に示すように、日変動についても、第1年度と同様な結果となっており、計算における、蓄熱井戸内水完全混合仮定にも関わらず、年変動において生じている1.5degree程度の誤差を考慮すれば、日変動についても、計算値は実測値を十分な精度で再現できる。

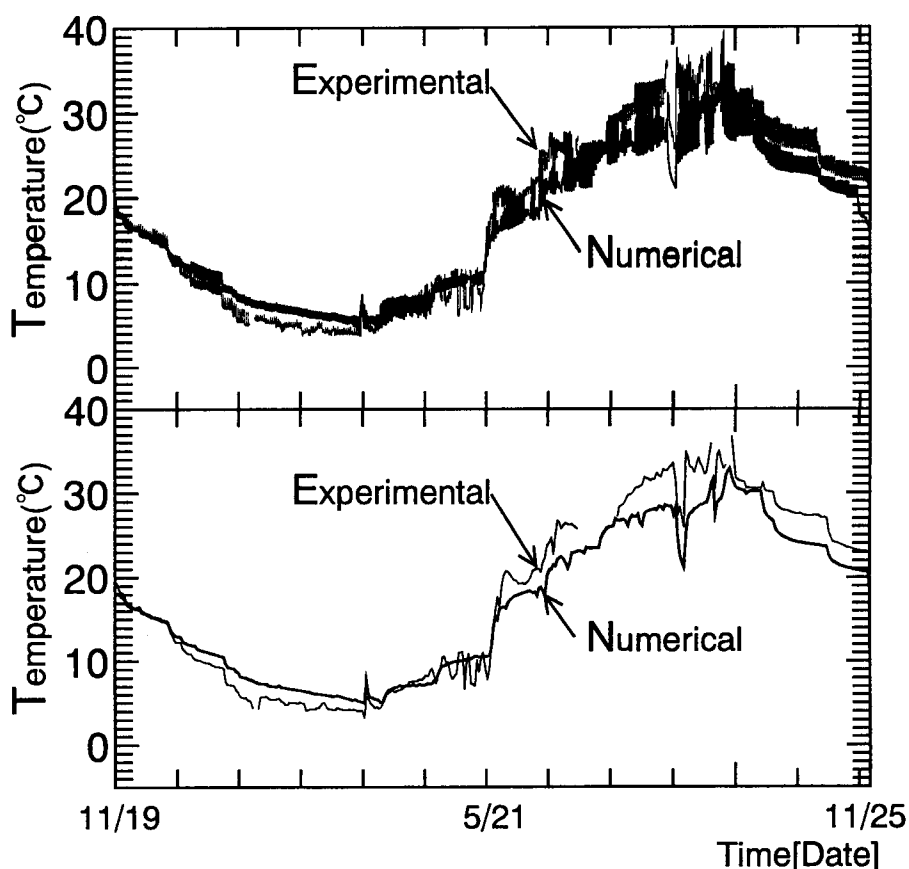


図6-47 第2年度蓄熱井戸内平均水温（計算値と実測値）

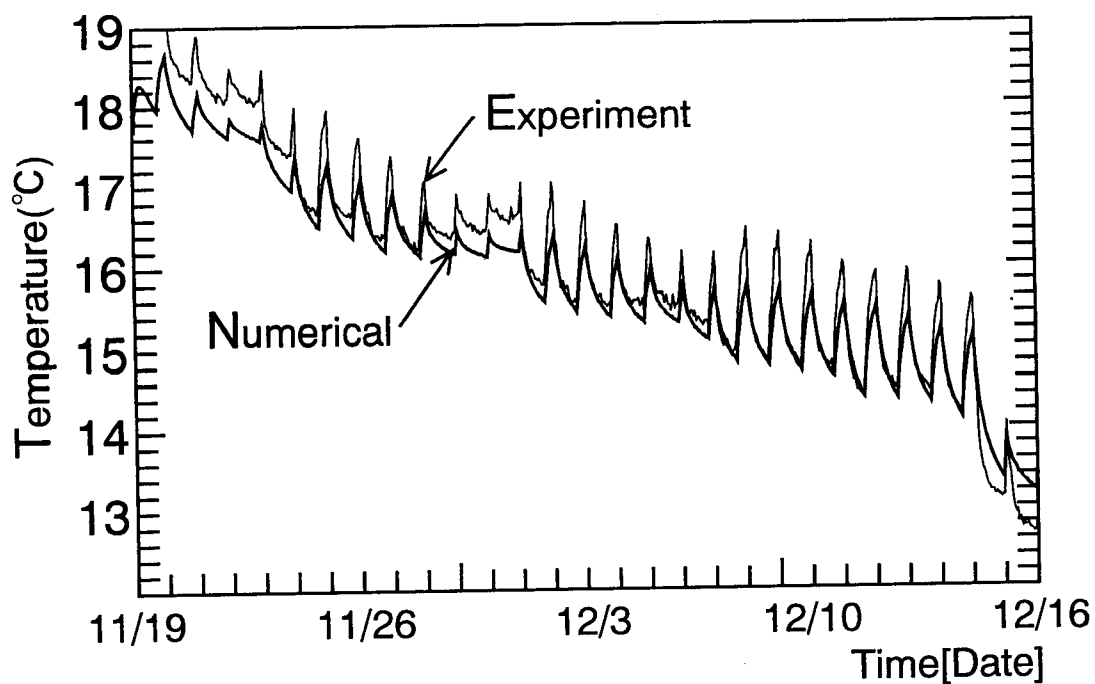


図6-48 第2年度蓄熱井戸内平均水温の日変動（計算値と実測値）

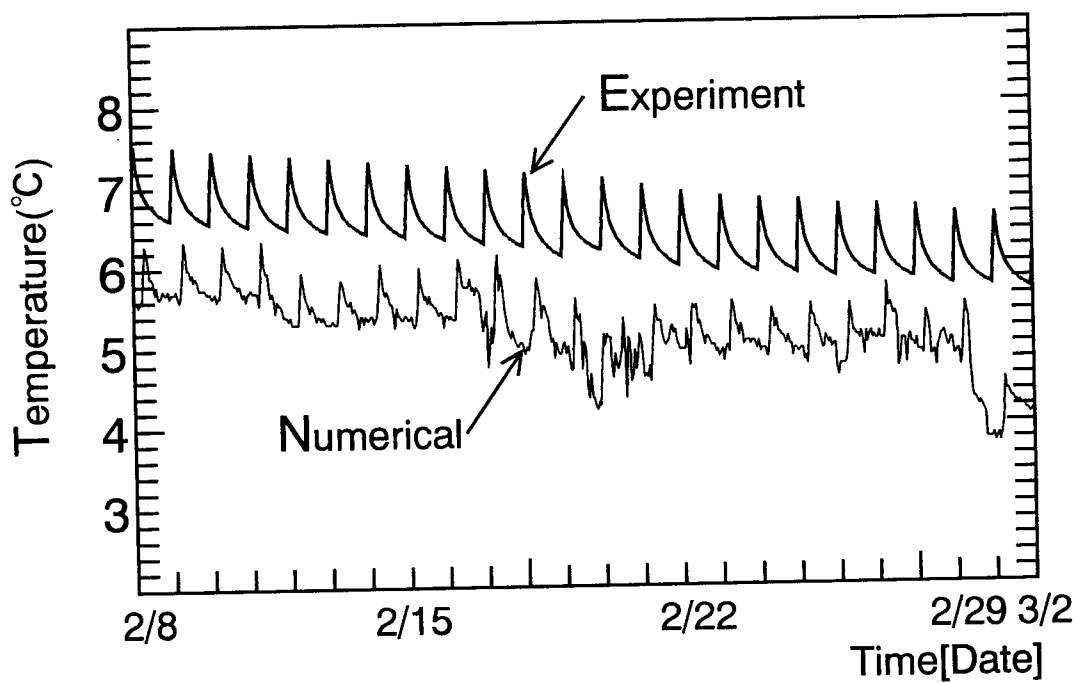


図6-49 第2年度蓄熱井戸内平均水温の日変動（計算値と実測値）

6-4-2 地表面温度および地盤内温度

第2年度地表面温度の実測値と計算値を図6-50に示す。第1年度と同様に日平均値に関しては良い一致が見られ、日変動については、計算値は実測値よりもやや過大な振幅を示す。しかしながら、地盤の緩和効果を考慮すれば、地盤内の蓄熱過程の解析には、十分な予測精度であると言える。

蓄熱井戸中心から半径方向1.0m, 3.0m地点の地表面深さ1.0m, 1.5m, 5.0m, 8.0m地点の第2年度の実測値と計算値を図6-51~58に示す。図に示すように、その変動過程はいずれの地点においても、非常によい一致を示している。年平均値については、地表面下5.0mの地点で両者の差が最も大きくそれ以深および地表面に近いほど、また蓄熱井戸から離れるほど良く一致している。その傾向は第1年度と全く同様の結果であった。

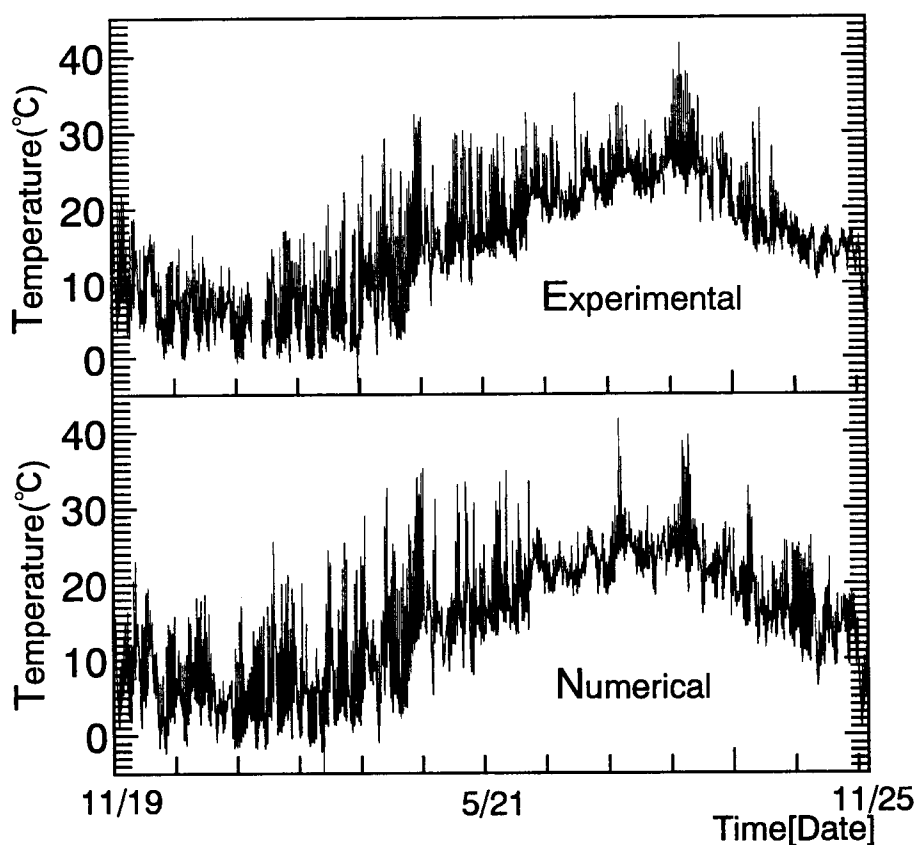


図6-50 地表面温度（半径方向1.0m）

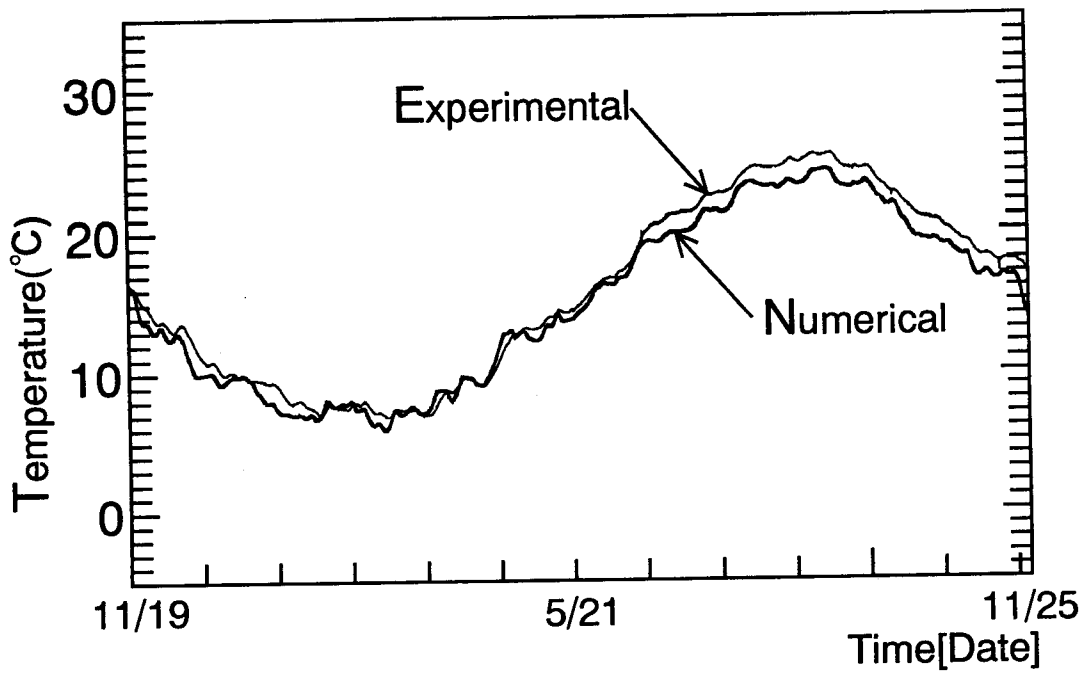


図 6 - 5 1 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ1.0m)

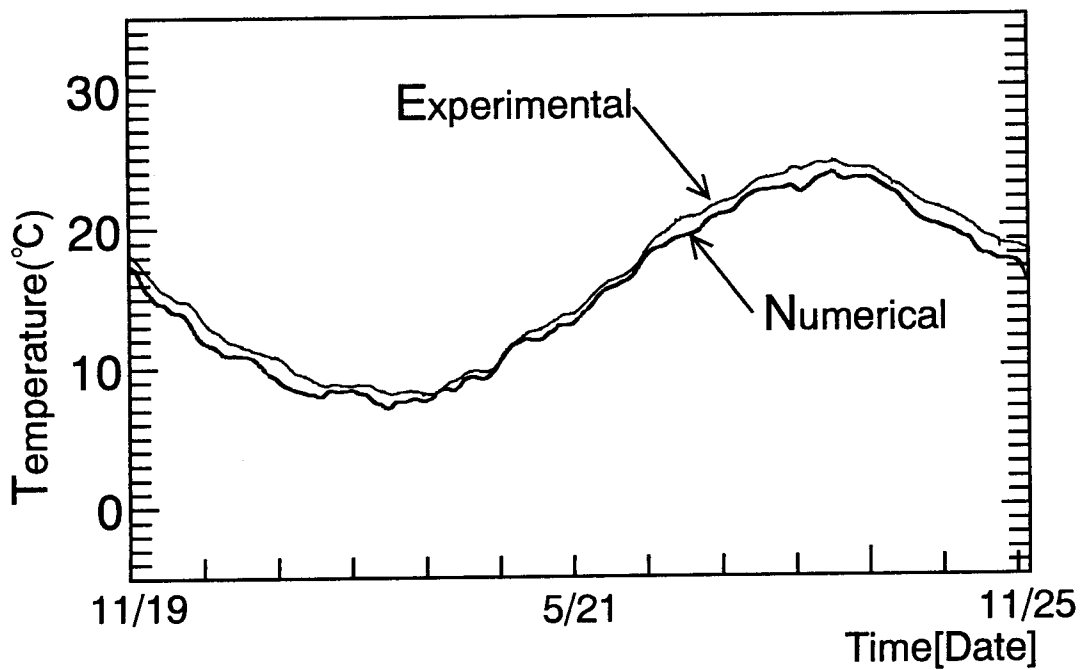


図 6 - 5 2 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ1.5m)

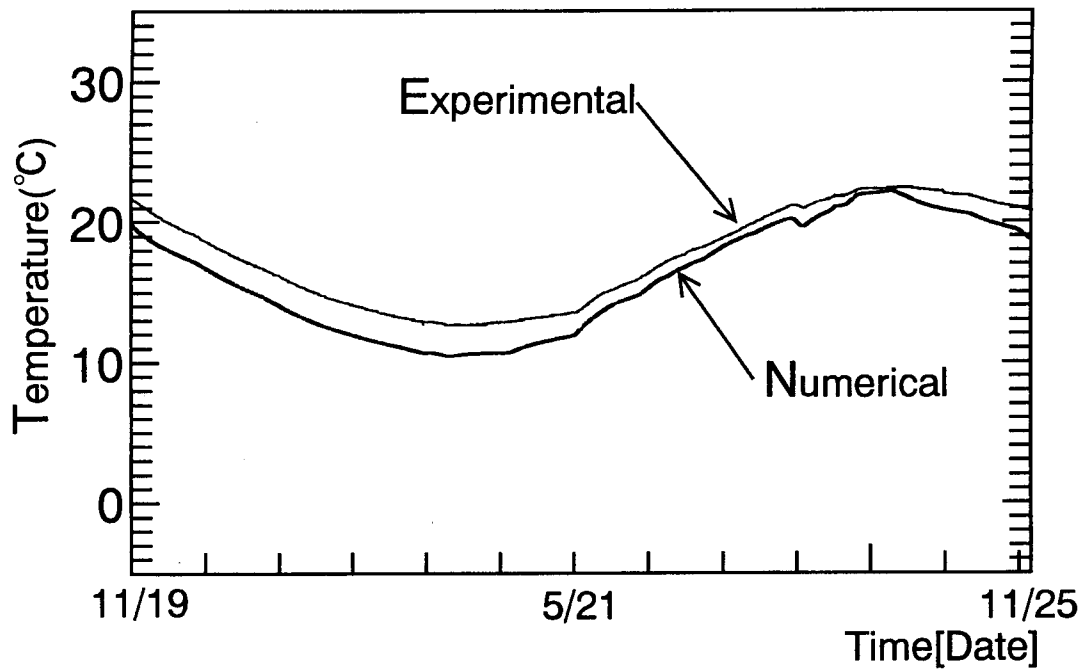


図 6 - 5 3 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ5.0m)

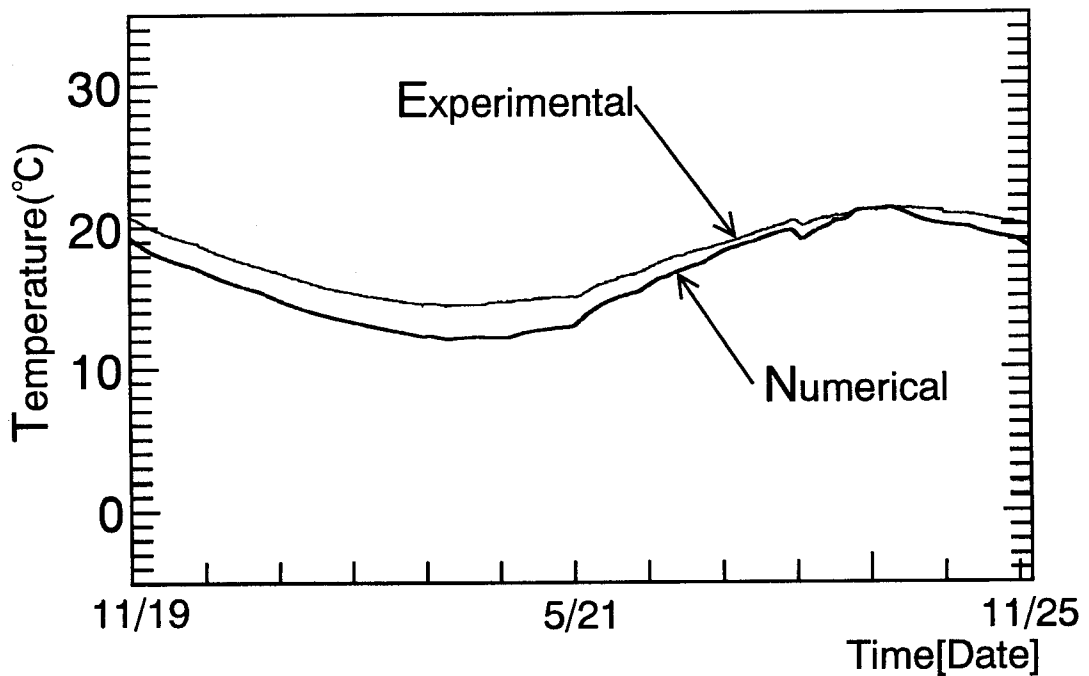


図 6 - 5 4 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ8.0m)

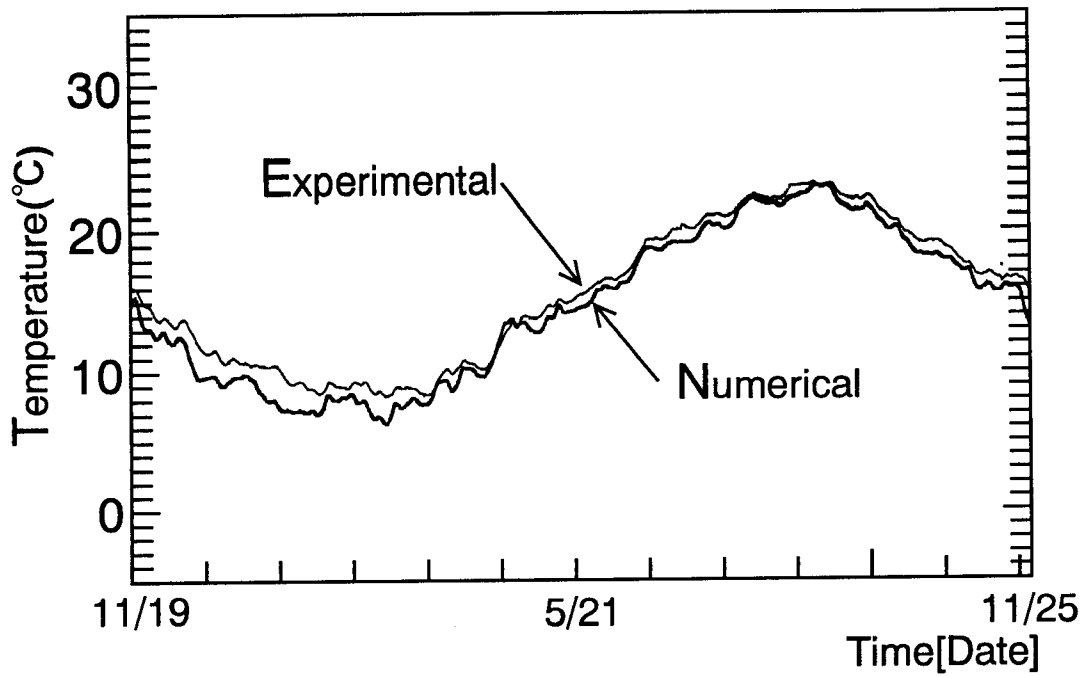


図6-55 地盤内温度(半径方向3.0m, 深さ1.0m)

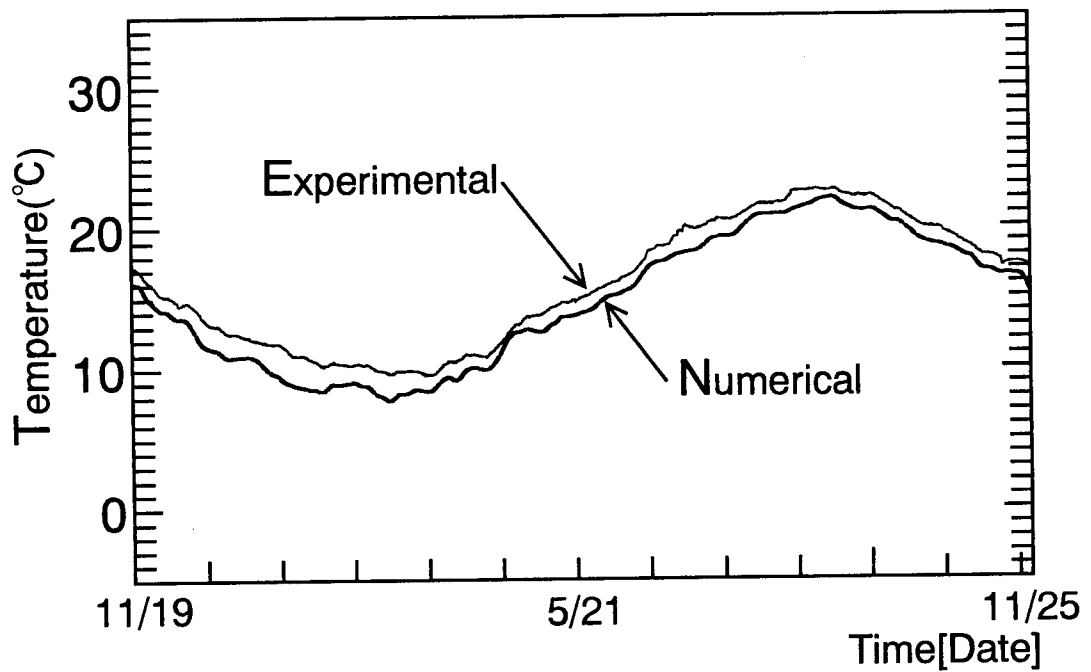


図6-56 地盤内温度(半径方向3.0m, 深さ1.5m)

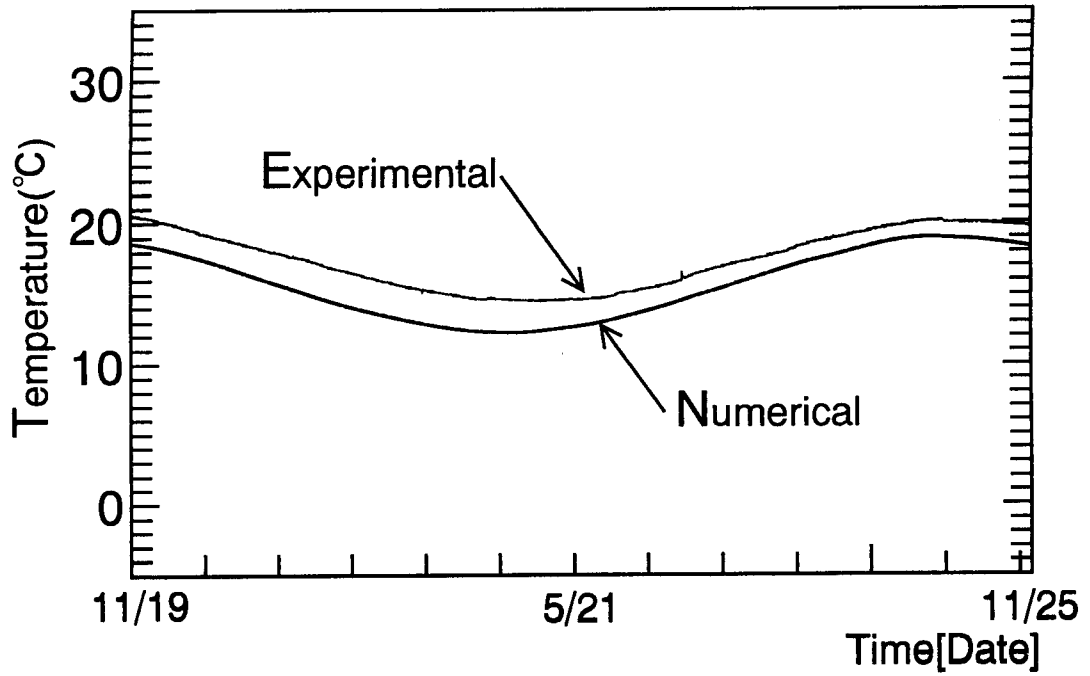


図 6 - 5 7 地盤内温度 (半径方向3.0m, 深さ5.0m)

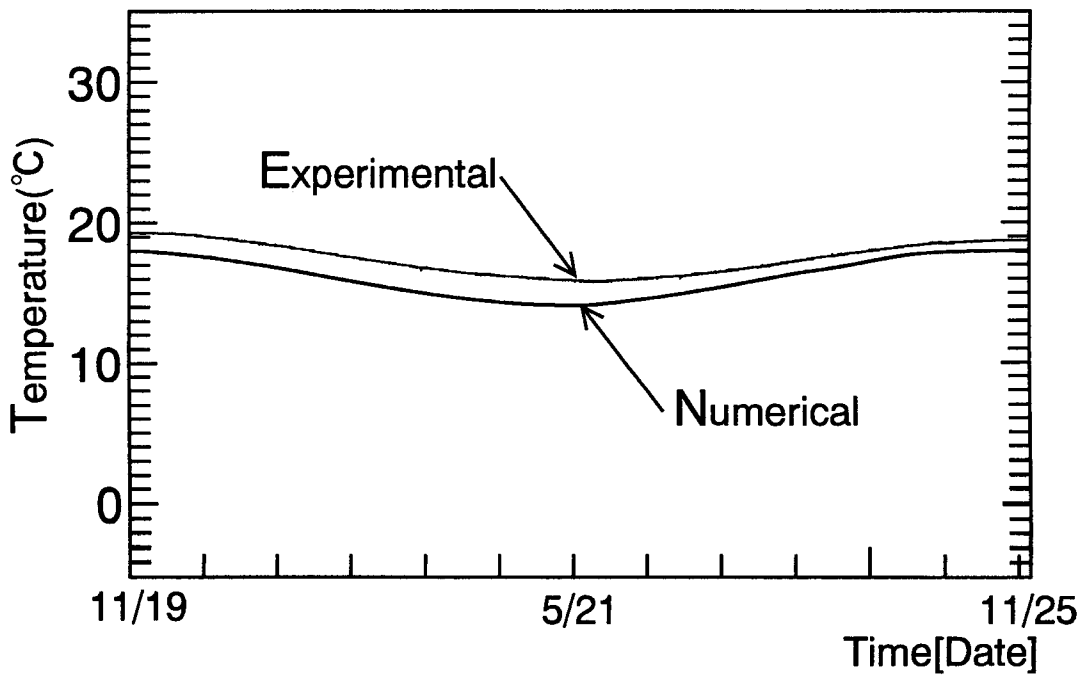


図 6 - 5 8 地盤内温度 (半径方向3.0m, 深さ8.0m)

6-4-3 地盤内水分化学ポテンシャル

第2年度の蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の地表面深さ0.1m, 2.5m, 5.0m地点の地盤内水分化学ポテンシャルの計算値と実測値を図6-59~61に, 半径方向3.0m地点の地表面深さ0.1m, 2.5m地点の両者の比較を図6-62, 63に示す。図6-59, 60および62, 63に示すように, 地表面近傍および2.5m深さの地点は第1年度の結果と同様に計算値と実測値は良く一致している。しかし, 図6-60に示すように, 地表面深さ5.0m地点では, 夏期の降雨が多く降った直後に, かなりの差が見られる。これは, 第4章で述べたように, 第2年度夏期においては, 例年に比して多量の降雨があり, これにより, 深さ5.0m地点(実験前の泥水位付近)が一時的に飽和状態となっており, 計算では, 常水面位置を地表面下14.0m地点に設定していることから, この差が生じている。この影響についての計算精度の検討については次項以降で詳細に検討を行う。

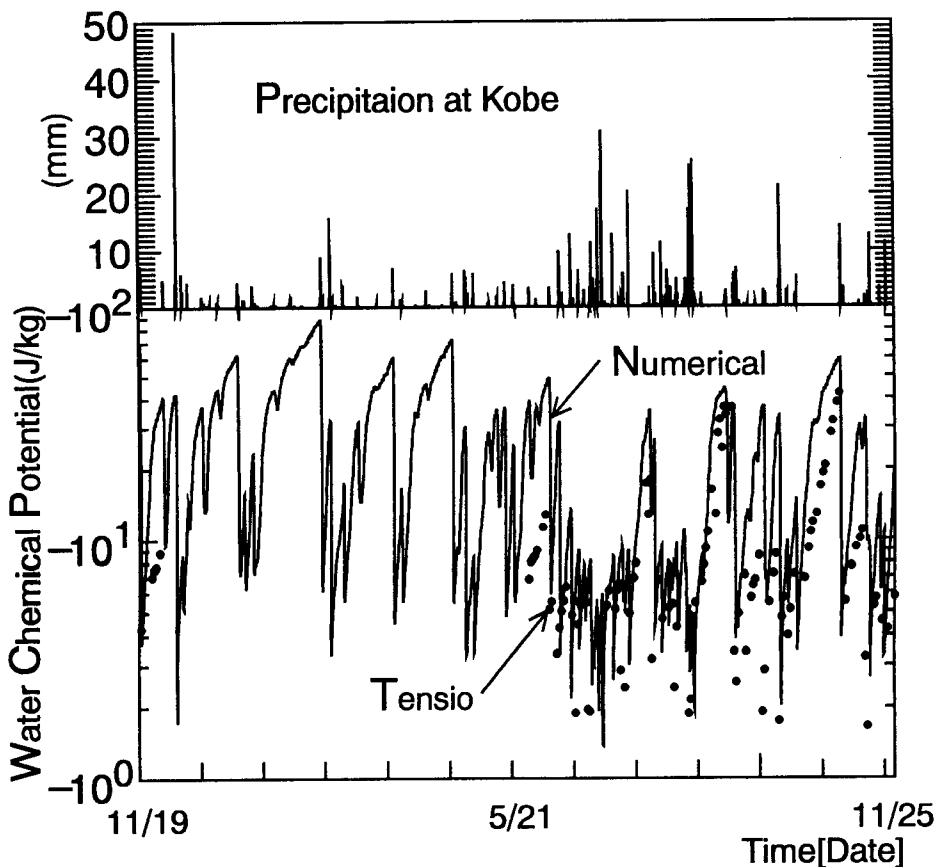


図6-59 地盤内水分化学ポテンシャル(半径方向1.0m, 深さ0.1m)

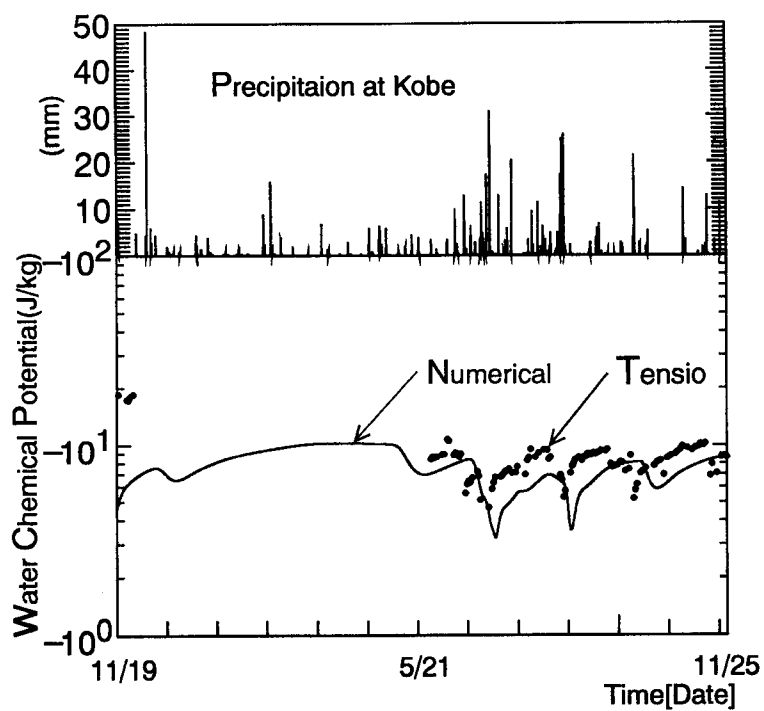


図 6 - 6 0 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向1.0m, 深さ2.5m）

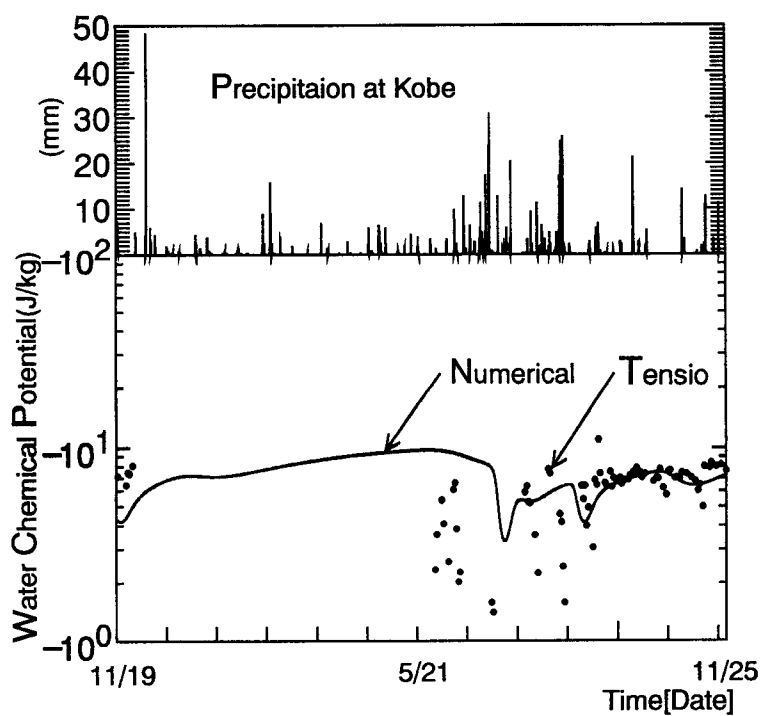


図 6 - 6 1 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向1.0m, 深さ5.0m）

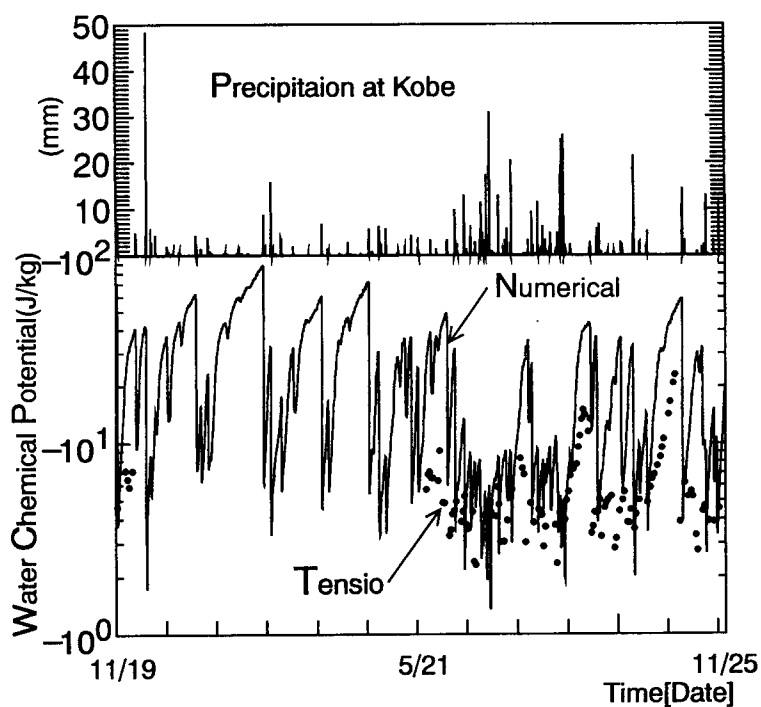


図6-62 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向3.0m, 深さ0.1m）

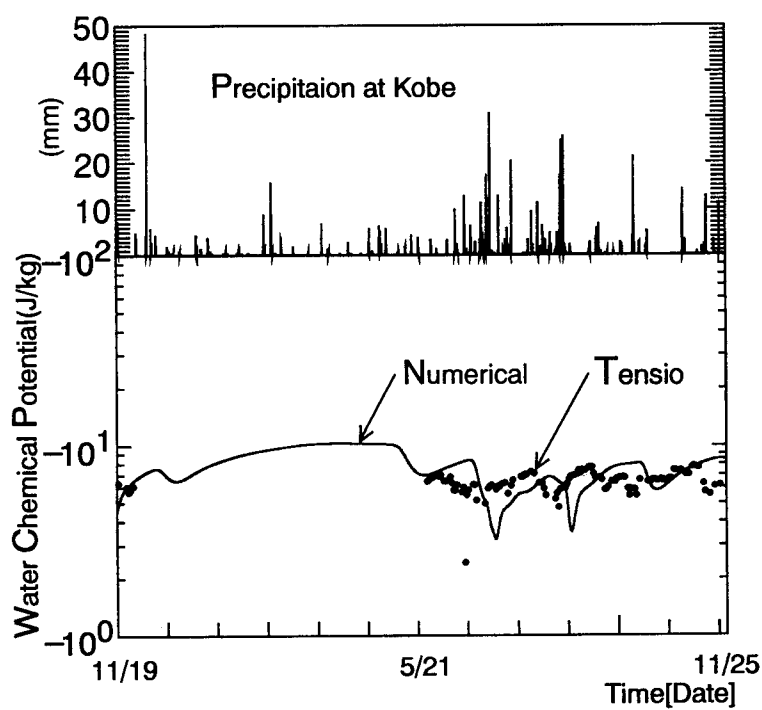


図6-63 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向3.0m, 深さ2.5m）

6-5 計算精度の検討

前項までに示したように、提案したモデルは2年間にわたる蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱水分性状を極めて良く再現した。ここでは、常水面高さ等が変化した場合の系の感度解析を行い、本モデルの計算精度の検討を行う。

フィールド実験では、常水面高さの測定は行わなかったが、第4章で述べたように、実験直前の泥水位が地表面下5.3mに観察されたこと、また、地表面下5.0m位置では第2年度夏期の多量な降雨時に一時的に飽水状態となったことを考慮すると、通常状態の常水面位置は地表面下5.0m以深近傍にあることが推測される。しかし、本モデルでは、常水面位置を地表面下14.0mとした。したがって、常水面位置を変化させた場合の地盤内伝熱性状の感度解析を行い、この影響についての検討を行う。また、本モデルでは蓄熱井戸上部の断熱部を完全断熱としており、これについての検討も行う。

6-5-1 計算条件

常水面位置についての検討は、地表面下5.0m、30.0mの場合についての計算を行い、6-3項の常水面位置地表面下14.0mでの計算結果と比較検討を行う。但し、常水面位置GL-5.0mの場合の境界条件は、水分化学ポテンシャルについては5.0m以深では一定、温度については、深さ14.0m地点で一定とする。また、常水面位置がGL-30.0mの場合は、前項同様にこの位置で温度、水分化学ポテンシャル一定とする。初期条件は6-2項と同様とし、GL-14m以深はGL-14m地点の値で一様とする。

蓄熱井戸上部の断熱性の検討は、断熱なしの場合と6-3項の第1年度解析結果と比較検討を行う。

6-5-2 計算結果と考察

常水面の位置がGL-5.0m、14.0m、30.0mの場合の蓄熱井戸内水温を図6-64～66に示す。図に示すように、常水面位置の変化による蓄熱井戸内水温に与える影響は、GL-5.0mの場合とGL-14.0m、30.0m間に最大0.2degree程度であり、非常に小さく無視し得ると言える。

図6-67にそれぞれの常水面位置での蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の地表面深さ5.0m地点の地盤内温度を示す。図に示すように、地盤内温度についても全く影響はない。

図6-68, 69にそれぞれの常水面位置での蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の地表面深さ2.5m, 5.0m地点の地盤内水分化学ポテンシャルを第1年度実測値と共に示す。図に示すように地表面深さ2.5m地点の水分化学ポテンシャルはすべて等しく、地表面深さ5.0m地点においてもGL-14.0m, 30.0mの場合はその値は等しくGL-5.0mの値(第1種境界条件)との差も極めて小さい。

以上の結果から、この系では供給熱量による地盤内水分の移動は殆どなく、GL-5.0m以深では、常に地盤内水分化学ポテンシャルが -10J/kg 以上と大きく、飽水状態に近い為、地盤の熱伝導率が十分に高い値を維持していると言える。またこのことから、この系での地盤蓄熱過程は地盤内含水量を考慮した熱伝導率を用いれば単純熱伝導による線形化が可能であると言える。

蓄熱井戸上部の断熱部がない場合と断熱部長さ0.5mの場合の蓄熱井戸内水温を図6-70~72に示す。但し、図中のNo.1は断熱部無し、No.2は断熱部長さ0.5mの場合を意味する。図に示すように、両者の差は最大で0.5degree以下と小さい。

断熱部なし、断熱部長さ0.5mの場合の蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の地表面深さ5.0m地点の地盤内温度および水分化学ポテンシャルを図6-73, 74に示す。図に示すように、温度および地盤内水分化学ポテンシャルのいずれも両者の差は全くない。したがって、実験結果の解析において完全断熱を仮定したことによる計算精度の影響は小さく無視し得ると言える。

以上の検討により、常水面位置の変化による影響および蓄熱井戸上部の断熱性の影響はいずれも小さく、本解析法による計算の精度は十分高いと言える。

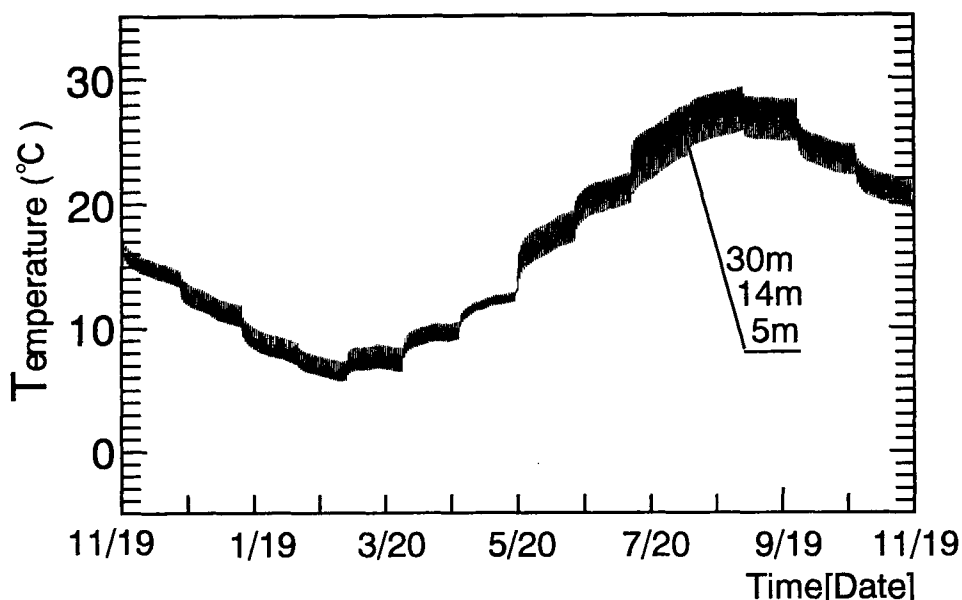


図6-64 蓄熱井戸内水温(常水面深さ5.0m, 14.0m, 30.0m)

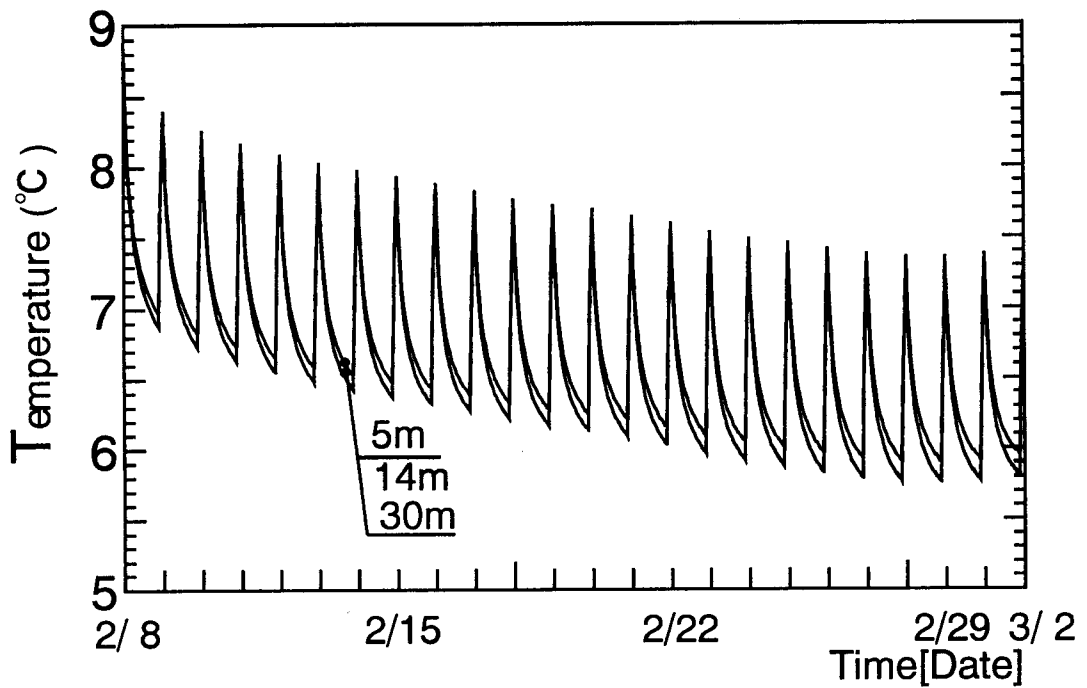


図 6 - 6 5 蓄熱井戸内水温 (常水面深さ5.0m, 14.0m, 30.0m)

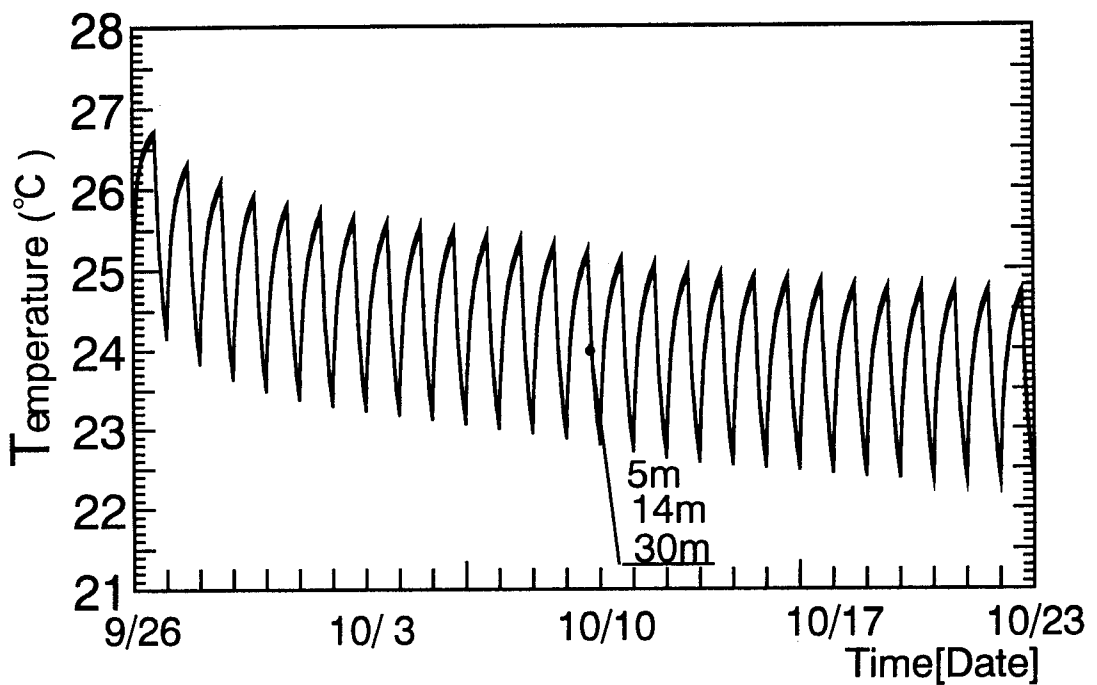


図 6 - 6 6 蓄熱井戸内水温 (常水面深さ5.0m, 14.0m, 30.0m)

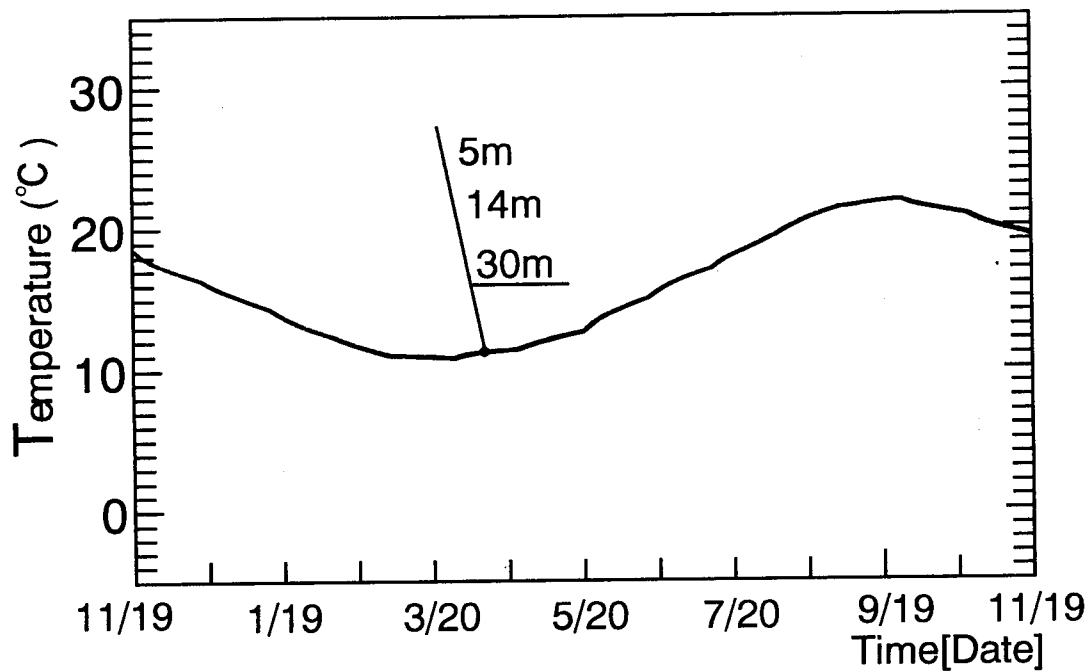


図 6 - 6 7 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ5.0m, 常水面深さ5.0m, 14.0m, 30.0m)

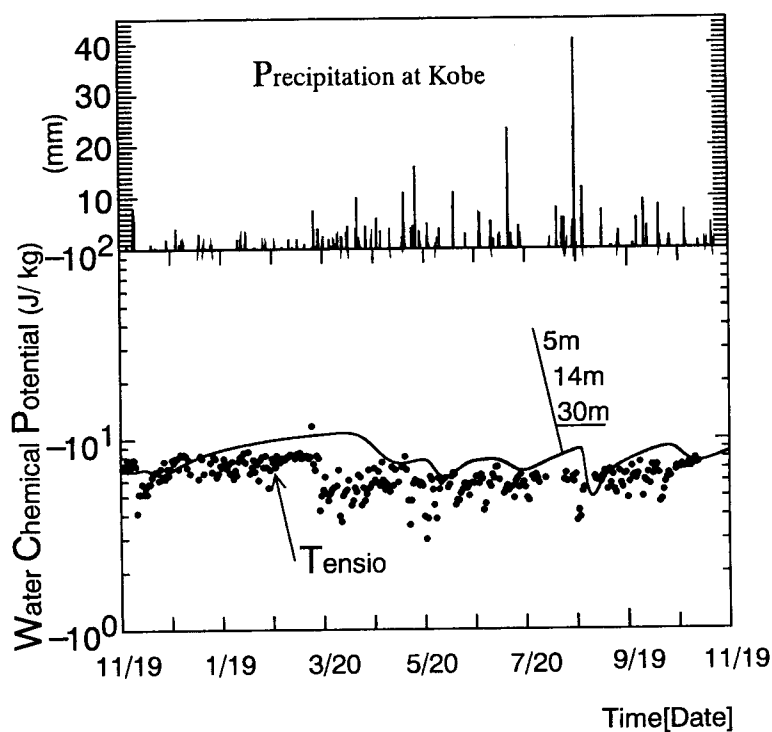


図 6 - 6 8 地盤内水分化学ポテンシャル (〃, 深さ2.5m, 常水面深さ5.0m, 14.0m, 30.0m)

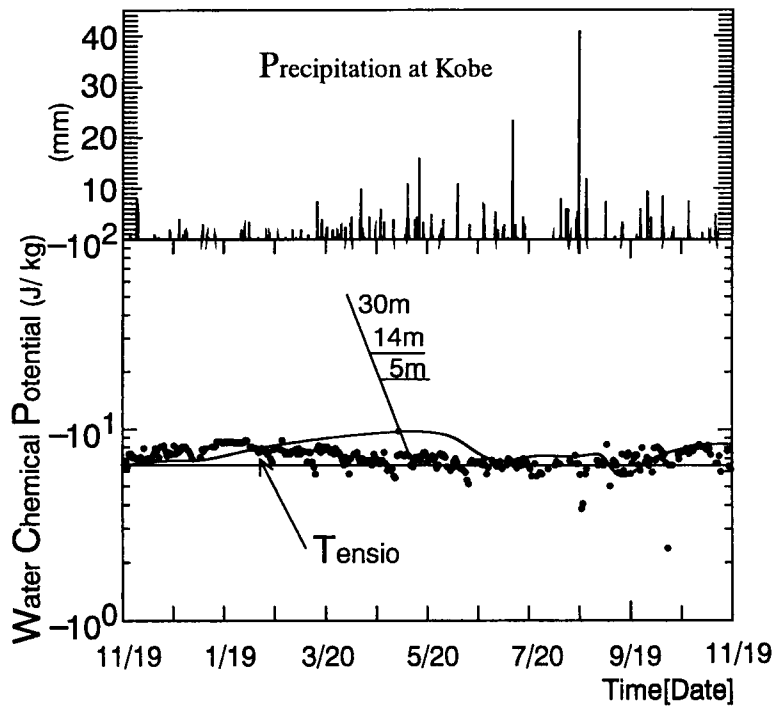


図 6 - 6 9 地盤内水分化学ポテンシャル (〃, 深さ5.0m, 常水面深さ5.0m, 14.0m, 30.0m)

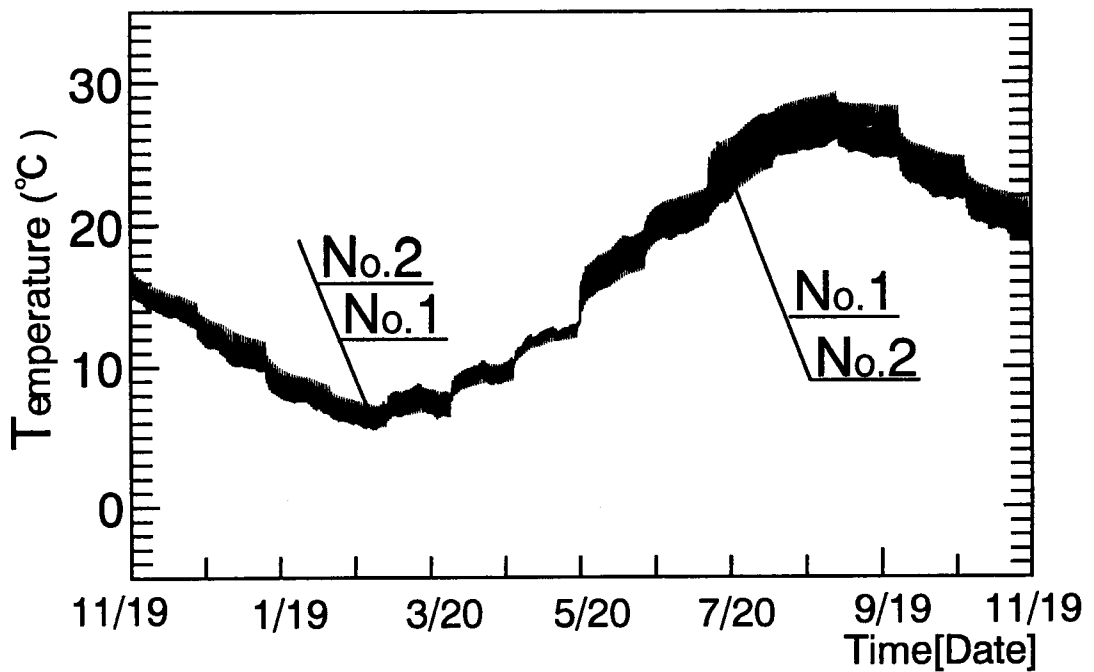


図 6 - 7 0 蓄熱井戸内水温 (上部断熱部無し, 断熱部長さ0.5m)

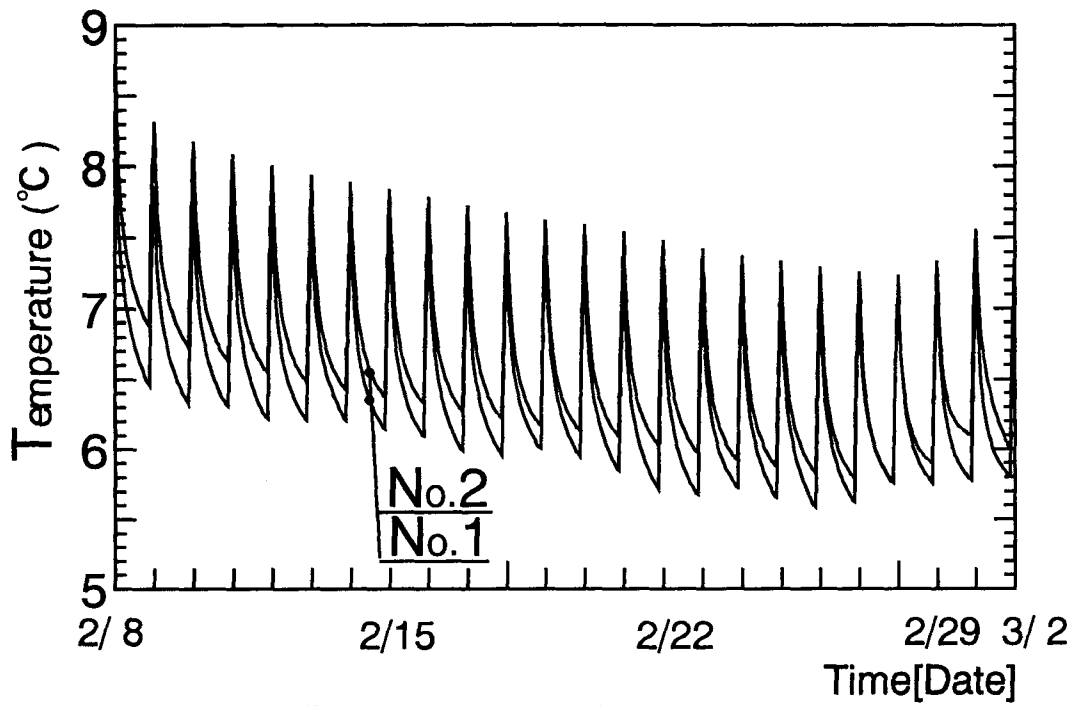


図6-71 蓄熱井戸内水温（上部断熱部無し，断熱部長さ0.5m）

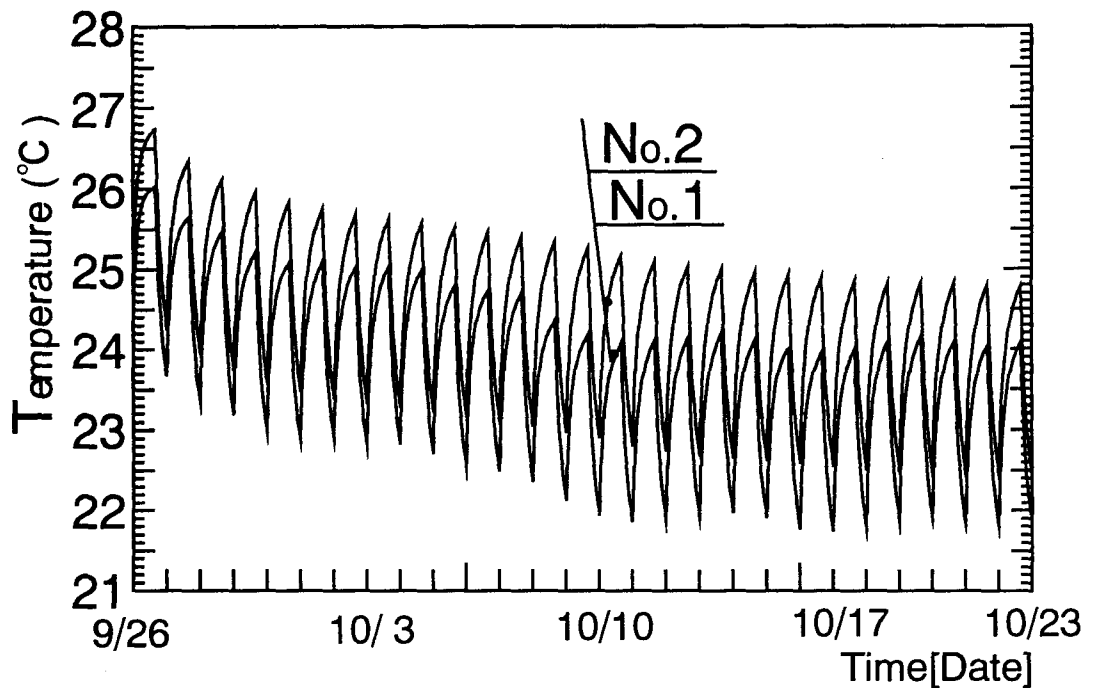


図6-72 蓄熱井戸内水温（上部断熱部無し，断熱部長さ0.5m）

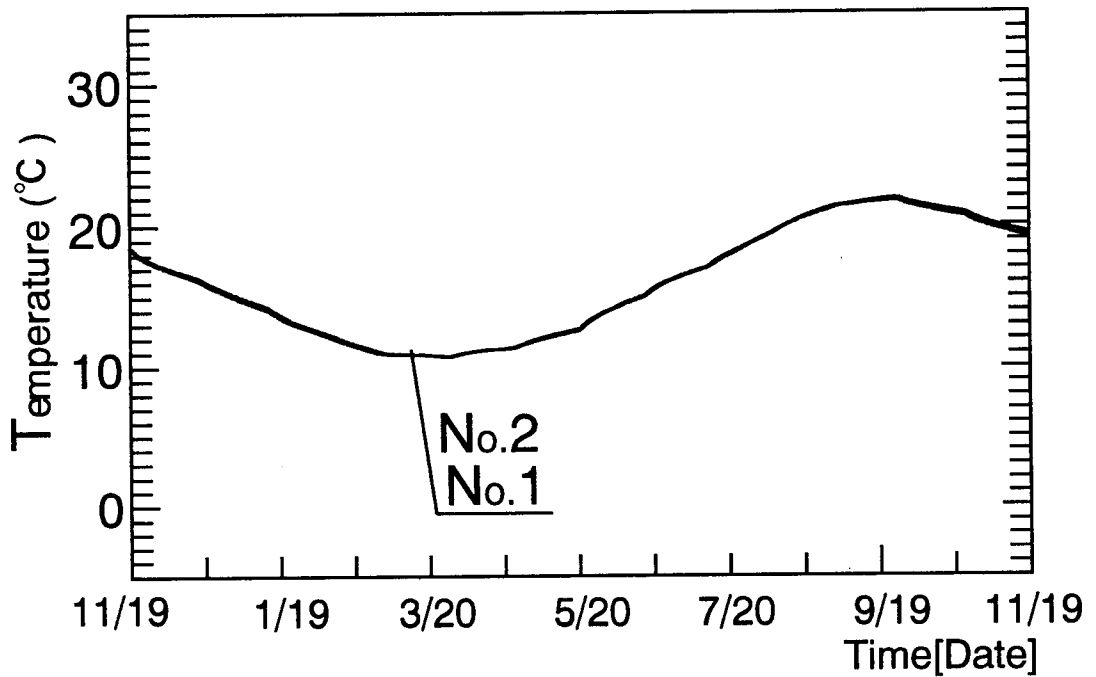


図 6 - 7 3 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ5.0m, 上部断熱部無し, 断熱部長さ0.5m)

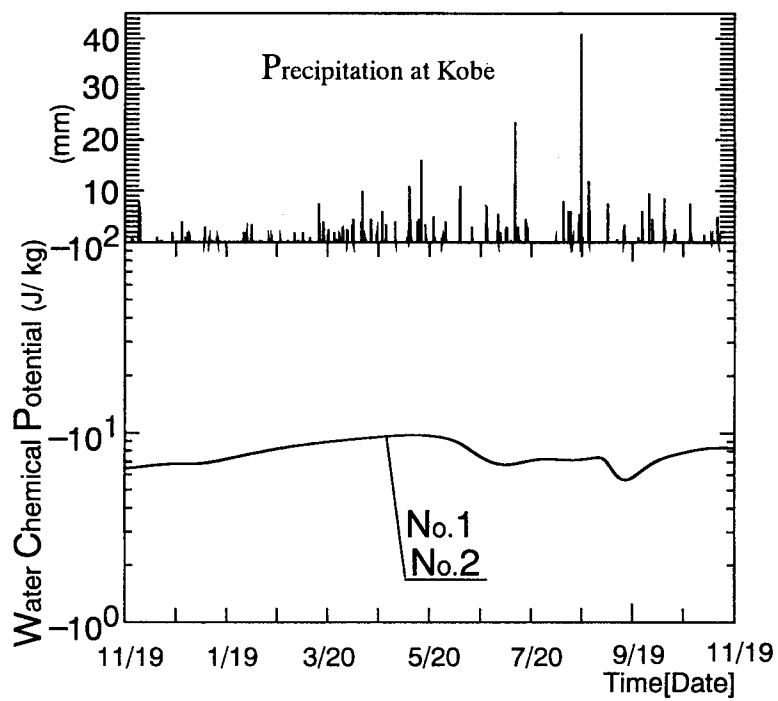


図 6 - 7 4 地盤内水分化学ポテンシャル (〃, 深さ5.0m, 上部断熱部無し, 断熱部長さ0.5m)

6-6 第6章のまとめ

2年間にわたるフィールド実験で測定した蓄熱井戸への供給熱量および外界気象を用いて実験結果の解析を行った。第4章で示したように、第2年度夏期以降は、蓄熱井戸への供給熱量は正確に測定できなかつたので、第2年度夏期供給熱量は推定値を用いて解析を行った。蓄熱井戸内水温、地表面温度、地盤内温度および地盤内水分化学ポテンシャルのいずれにおいても計算値は実験による実測値を極めて良く再現できることを示した。また、地盤井戸系熱収支式および熱水分同時移動方程式を用いた本解析法の計算精度の検討として、常水面位置の変化による系に与える影響および蓄熱井戸上部断熱部の断熱性の影響を数値的に検討し、これらの影響は小さく、提案したモデルが十分な精度を有していることの確認を行った。

第7章 感度解析による蓄熱井戸熱性状の検討

7-1 はじめに

前章においては、2年間にわたるフィールド実験の実測結果と水分化学ポテンシャル、温度を移動ポテンシャルとした熱水分同時移動方程式および地盤井戸系熱収支式を用いた数値解析結果の比較検討を行い、十分な精度で蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱水分性状を予測できることを示した。本章では、降雨量、蓄熱井戸への供給熱量、蓄熱井戸の伝熱面積等についての感度解析および系の定常性の検討を行い、蓄熱井戸の特性についてさらに詳細に検討を行う。

第3章で述べたように、地盤蓄熱システム全体の熱損失が最小となるように、すなわち地盤に負荷する1周期間の積算熱量は0となるように運用することが、エネルギー利用の観点からは適切である。しかし、現実システムを運用する場合に、年間の積算熱量を厳密に0とすることは困難であり、また、非常に精密な熱量制御システムを導入することはコストパフォーマンスの点からも有効であるとは言い難い。第4章において示したように、本実験においても蓄熱井戸および周辺地盤は2周期間（2年間）にわたって大略安定した周期性を有していたが、詳細には、2期間とも年間の積算供給熱量は0ではなく、正となっているので、若干温度上昇のトレンドが認められた。そこで7-2項では、第1年度実測データを基に、さらに長期間にわたる計算により、系の周期的定常性について検討を行う。また、欧州等の寒冷地で多く用いられている冬期熱源のみを対象としたシステムと同様の運転を行った場合、すなわち夏期の負荷を0とした場合についての蓄熱井戸および周辺地盤熱特性の検討も併せて行う。

7-3項では、第1年度実験結果を基に、降雨量の変化した場合および月別平均化値を用いた場合の計算を行い、降雨量が地盤蓄熱性状に与える影響を検討を、7-4、5項では、同じく第1年度実験結果を基に、蓄熱井戸への供給熱量と蓄熱井戸内水温の関係、蓄熱井戸の伝熱面積と蓄熱井戸内水温の関係の検討を行い、蓄熱井戸の特性を明らかにする。

7-2 系の定常性の検討

7-2-1 計算条件

前章と全く同様の計算方法、解析対象、境界条件、初期条件で数周期間（3年間）分の計算を行う。蓄熱井戸への供給熱量は第2年度実験実測値が十分な精度で得られていないため第1年度実験実測値を用い、外界気象も同様に第1年度実測値を用いて計算を行う。また、同じ条件で夏期負荷を0とした場合の計算も併せて行う。

7-2-2 計算結果と考察

図7-1に第1周期、第2周期および第3周期蓄熱井戸内水温の経年変化を、また日変動の一例を図7-2、3に示す。図に示すように、供給熱量積算値が正であるにも関わらず、第1周期の初期3カ月程度を除き、その変動はほぼ一致しており、これ以降は周期的定常状態となっている。これは、今回行った年周熱供給程度（夏期供給熱量/冬期供給熱量=1.4）では、蓄熱井戸水温変動およびその平均値に与える影響は全くなく、蓄熱井戸は十分に安定な熱源であることを示している。

図7-4、5に第1年周期、第2年周期の蓄熱井戸中心から半径方向1.0mの地表面下1.0m、5.0m地点の地盤内温度を示す。図に示すように、蓄熱井戸内水温変動と同様に、初期の非定常期間（約3カ月）を除き、周期的定常状態となっている。

図7-6、7に第1年周期、第2年周期の蓄熱井戸中心から半径方向1.0mの地表面下2.5m、5.0m地点の地盤内水分化学ポテンシャルを示す。図に示すように、地表面下2.5m地点では、初期の非定常期間は3カ月程度であり、地表面下5.0m地点でも6カ月程度である。したがって、その拡散速度が非常に遅い地盤内水分場においても比較的短期間で周期的定常状態に達すると言える。

図7-8、9に夏期供給熱量を0とし、冬期のみ熱供給を行った場合の第1周期、第3周期の日平均蓄熱井戸内水温および蓄熱井戸中心から半径方向1.0mの地表面下5.0m地点温度の経年変化を示す。図に示すように、蓄熱井戸内水、地盤温度は3年間でその低下幅が0.2degree程度と小さい。したがって、今回の冬期供給熱量程度では、中間期および夏期における土壌温度の自然回復が見込める範囲にあると言える。しかし、この系は、ほぼ無限場とみなせる十分広い領域に単一の蓄熱井戸が埋設されている場合であり、現実的な利用を考える場合には、限られた領域に複数本の蓄熱井戸が必要となる。そこで、この系の必要蓄熱領域の検討として、蓄熱対象領域を1/2（蓄熱井戸中心から半径5.0m）および1/3（半径3.3m）とした場合の計算を行った。

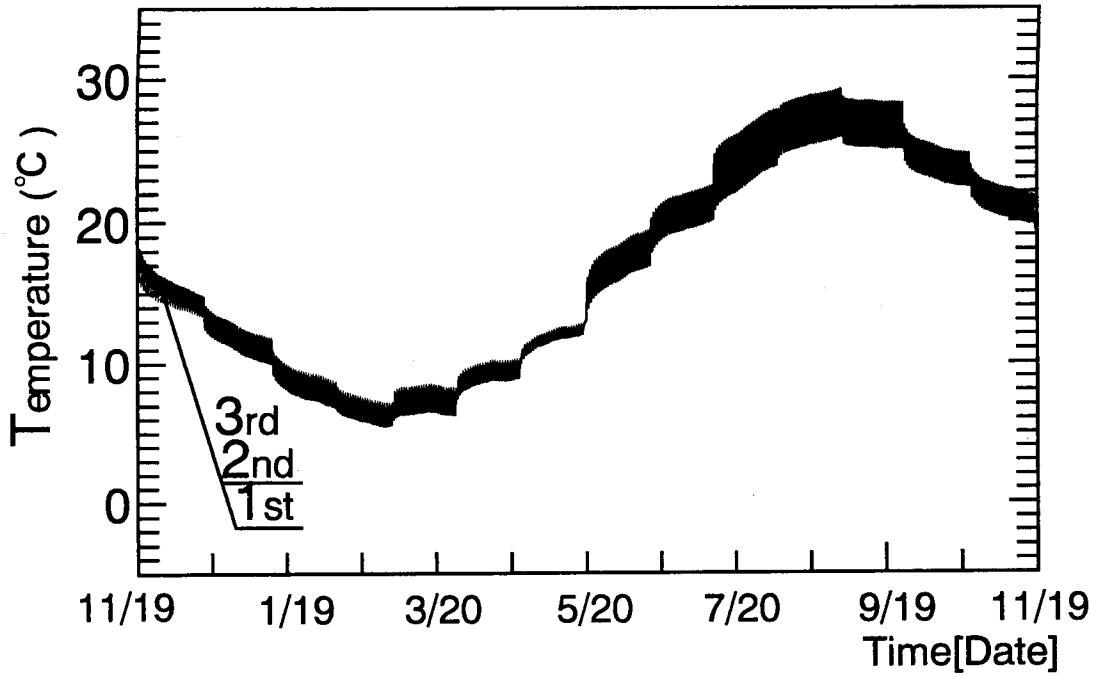


図7-1 蓄熱井戸内水温（第1，2，3周期）

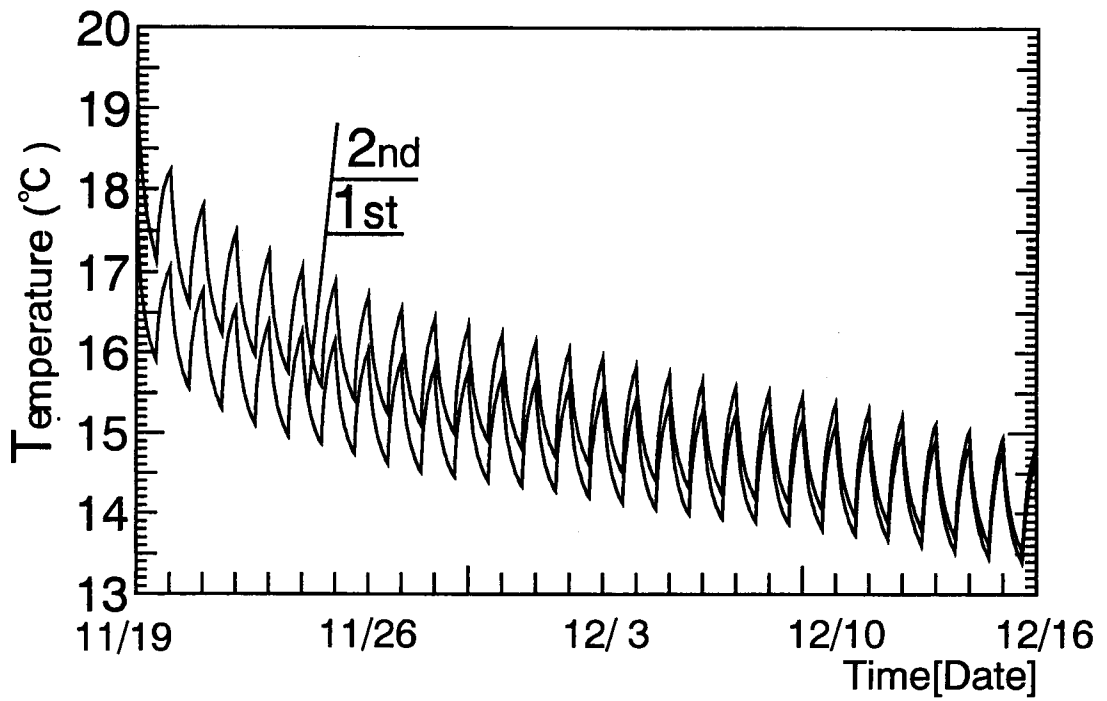


図7-2 蓄熱井戸内水温の日変動（第1，2周期）

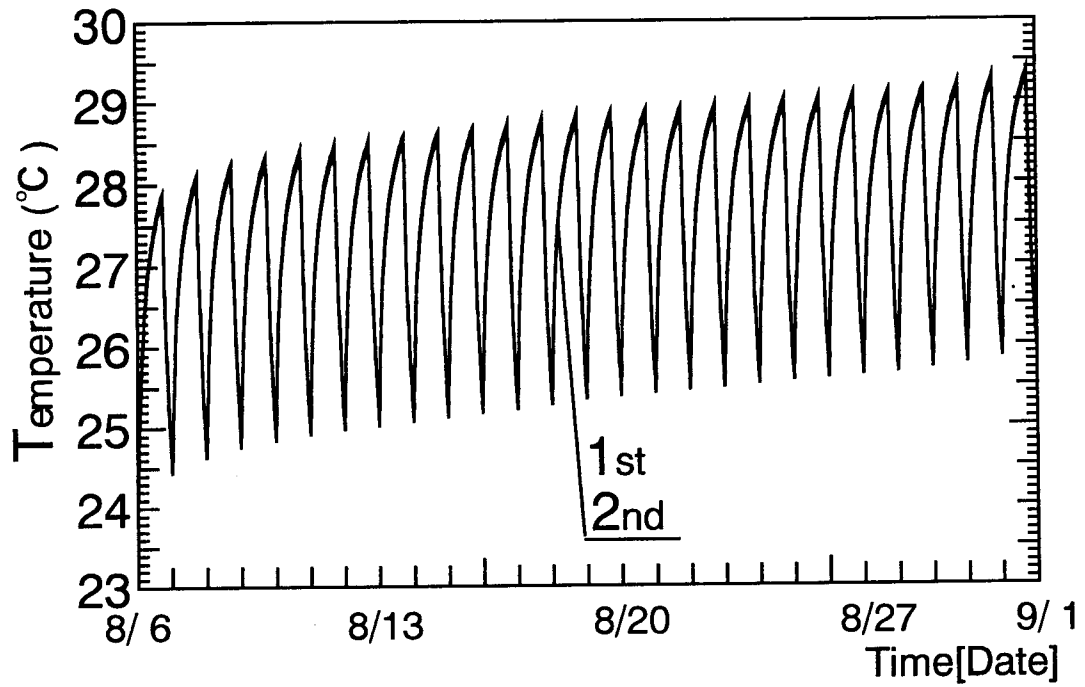


図 7 - 3 蓄熱井戸内水温の日変動 (第 1, 2 周期)

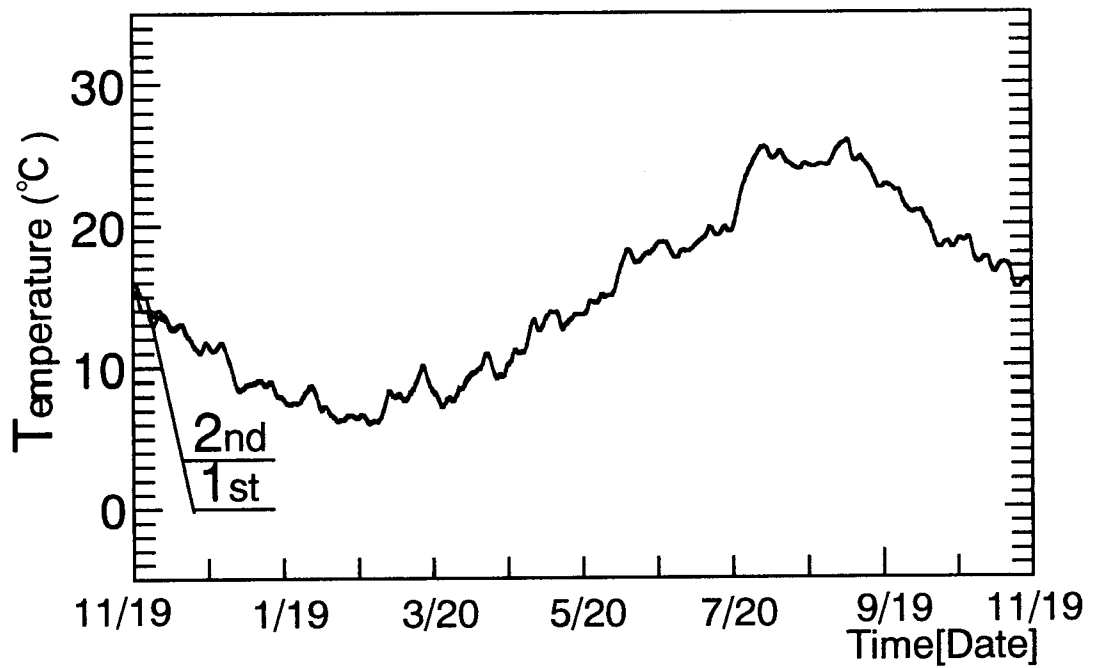


図 7 - 4 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ1.0m, 第 1, 2 周期)

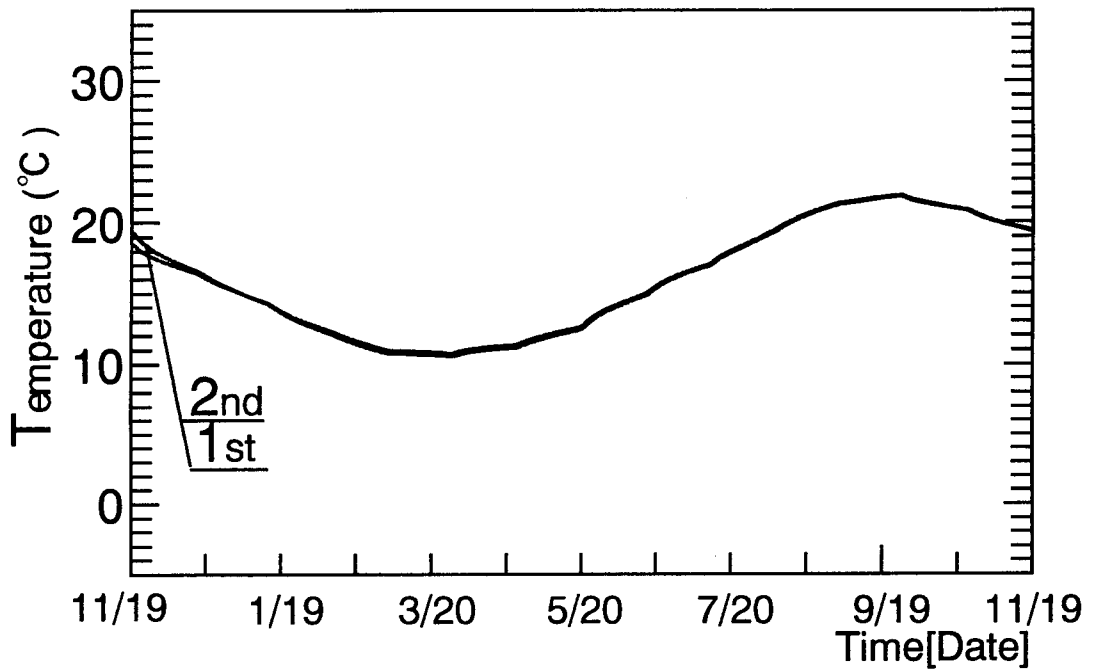


図7-5 地盤内温度（半径方向1.0m，深さ5.0m，第1，2周期）

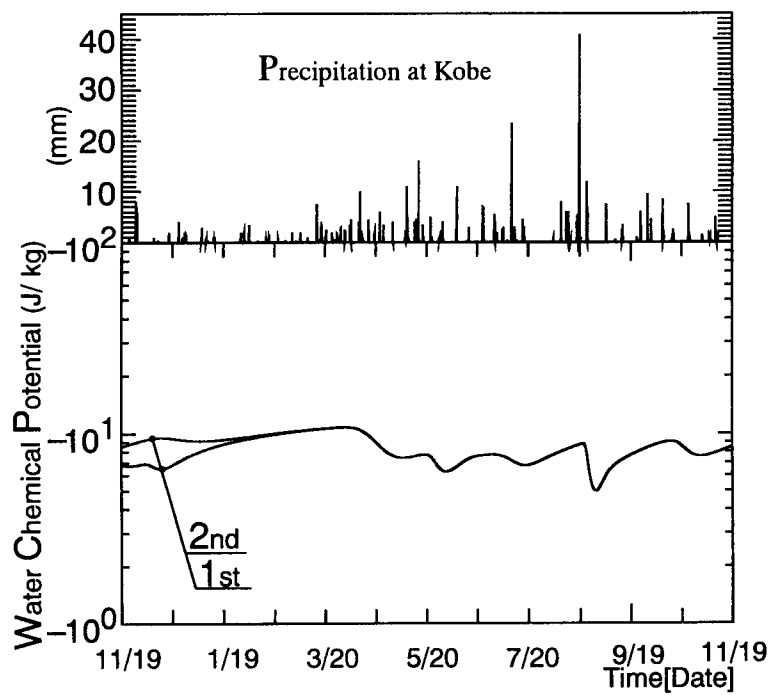


図7-6 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向1.0m，深さ2.5m，第1，2周期）

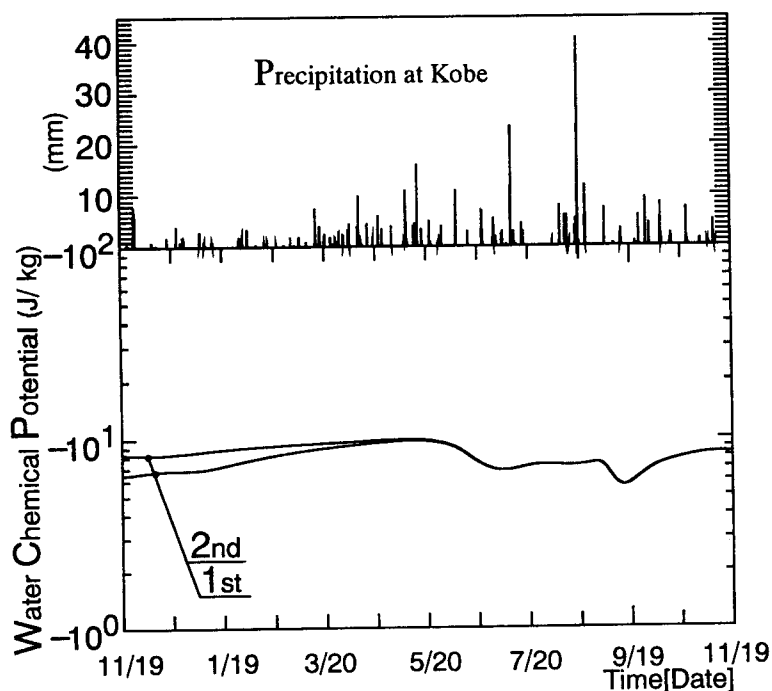


図7-7 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向1.0m, 深さ5.0m, 第1, 2周期）

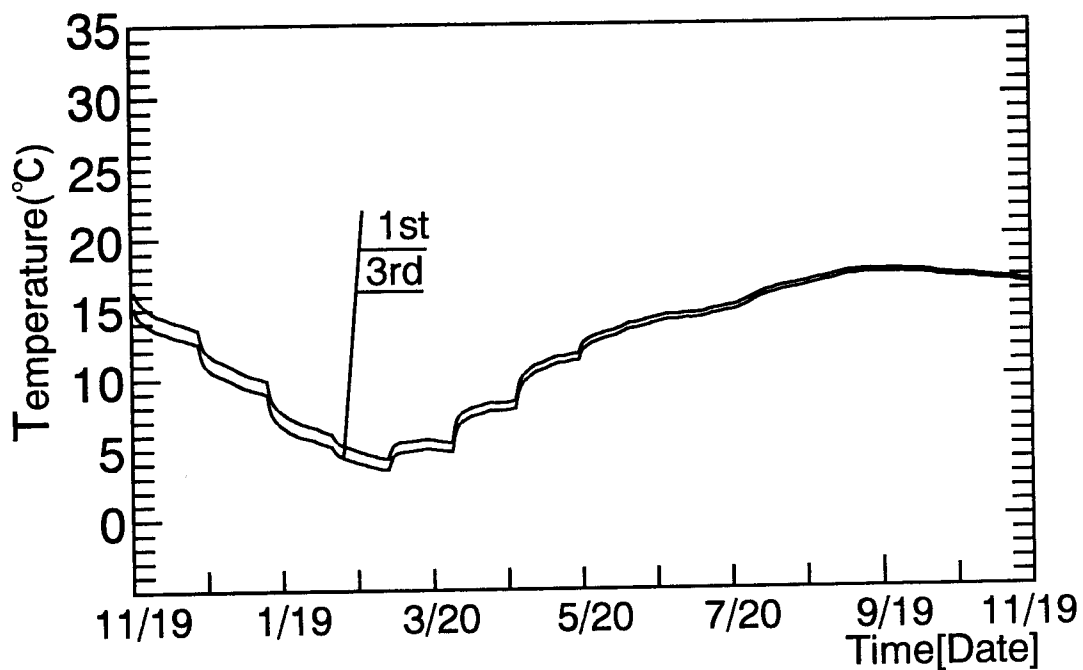


図7-8 蓄熱井戸内水温（冬期のみ熱供給の第1, 3周期）

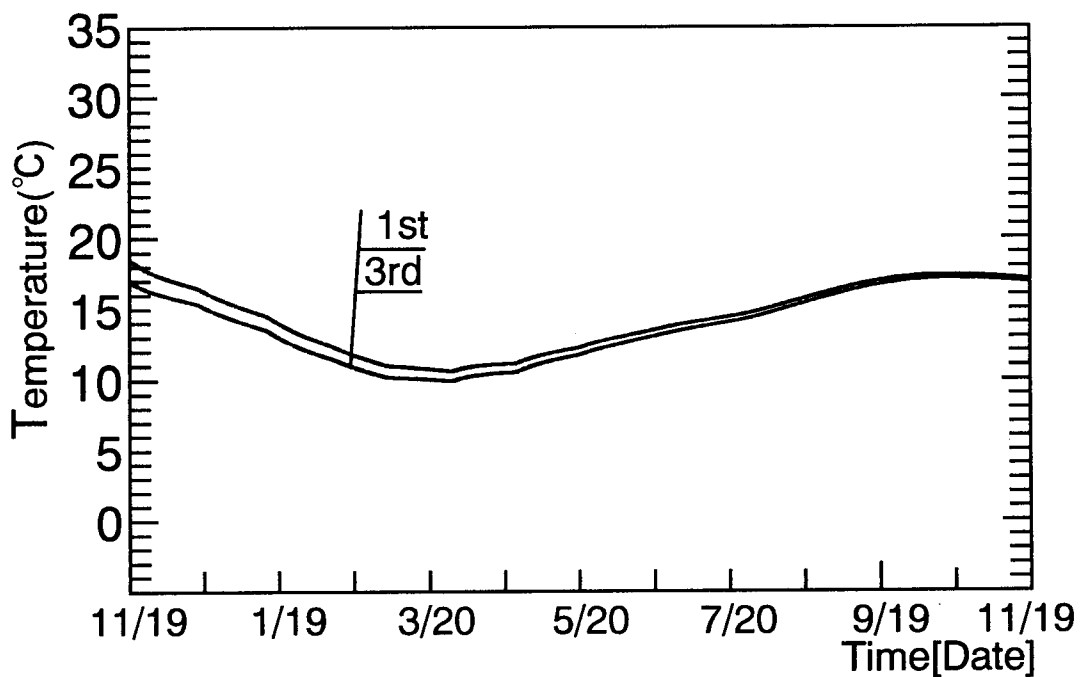


図7-9 地盤内温度（冬期のみ熱供給の第1，3周期）

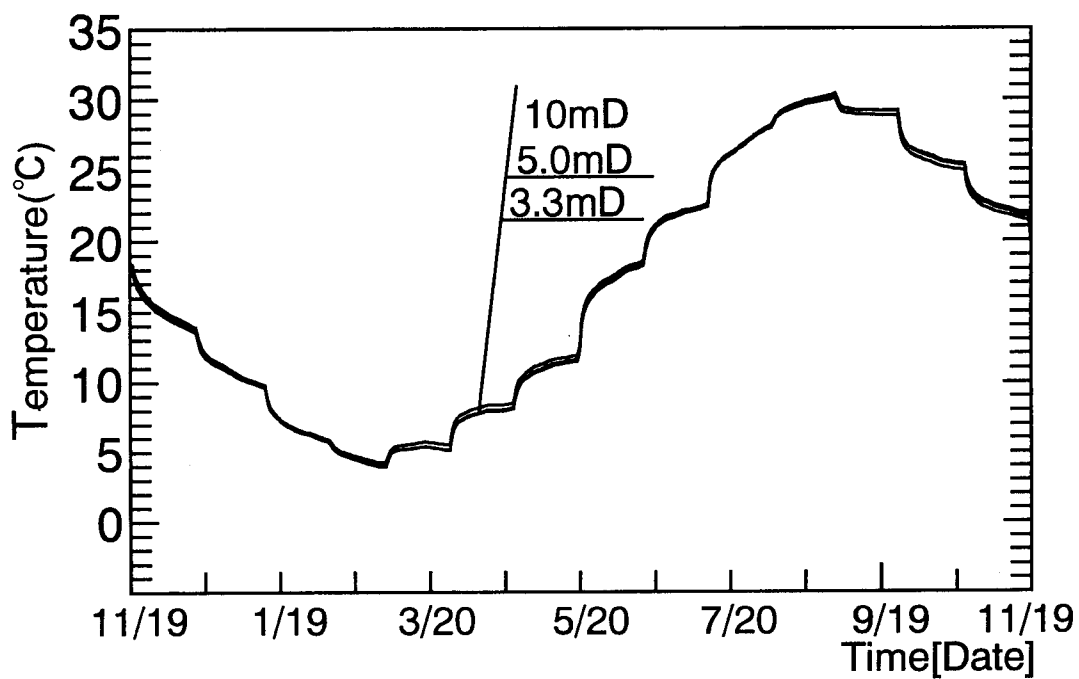


図7-10 蓄熱井戸内水温（蓄熱対象領域が1/2，1/3，第3周期）

図7-10に対象領域を半径5.0m, 3.3mとした場合の第3周期目の日平均蓄熱井戸内水温を半径10.0mの場合とともに示す。図に示すように、ほぼ無限場とみなせる半径10.0mを対象とした場合と半径5.0mの場合は、水温振幅の差は殆ど無く、半径3.3mとした場合は水温振幅は僅かに大きくなるがその値は非常に小さい。したがって、この寸法の蓄熱井戸で年周期蓄熱を行う場合には、蓄熱対象領域は蓄熱井戸中心から大略半径3m程度あれば十分であると言えよう。

7-3 降雨の影響

7-3-1 計算条件

地盤のような多孔質体は、その含有水分が内部温度場に大きな影響を与える。したがって、地盤内部の含水率を大きく左右する降雨量の影響を明らかにすることは、システムの設計の観点からは重要な要素となる。そこで、第1年度降雨量を基本として、この1/2, 2倍および降雨がない場合の計算を行う。また、前章の実験結果の解析では、降雨量は1時間毎のデータを用いている。しかし、設計の観点からは、その場所での1時間毎の降雨データを得ることは困難である。したがって、第1年度降雨量の月別平均値を用いた計算を行う。なお、計算方法、計算条件および供給熱量、降雨以外の外界気象は前項と同様とした。

7-3-2 計算結果と考察

降雨無し、1/2, 2倍の場合の蓄熱井戸内水温の計算結果を図7-11~13に示す。但し、図中の0は降雨無し、1/2は第1年度実測降雨量の1/2倍、stan. は第1年度実験の解析結果、2は第1年度実測降雨量の2倍の場合を示す。図に示すように、降雨量の増加と共に蓄熱井戸内水温は低下する。また、水温低下は冬期(図7-12)より夏期(図7-13)の方が大きい。これについては、後述の地表面温度の影響を受けているためである。

図7-14~17, 図7-18~21に地表面温度および地表面熱流を示す。ここで、地表面熱流の向きは鉛直下向きを正とする。図7-14~17に示すように、地表面温度は、降雨量の増加と共に低下し、その幅は実験開始時から次第に大きくなり、10月頃からは逆にその幅は小さくなっている。また、図7-18~21に示すように、地表面熱流も地表面温度の傾向に対応しており、実験開始時以降、降雨が多いほど熱流は小さくなり、10月頃からこの逆となっている。

これは、この系では1年を通じて地盤内部の含水率は非常に高く、降雨により地盤に流入する水分の殆どが地表面で蒸発し、これに伴う潜熱により地表面温度低下が生じるためである。

蓄熱井戸の中心から半径方向1.0mの地表面下1.0m, 5.0m地点の地盤内温度を図7-22, 23に示す。図に示すように、上述の地表面温度低下により、地盤内部温度も低下し、その幅は地表面に近いほど大きい。

蓄熱井戸の中心から半径方向1.0mの地表面下2.5m, 5.0m地点の地盤内水分化学ポテンシャルを図7-24, 25に示す。図に示すように、降雨量が少ないほど水分化学ポテンシャルの値は小さく、降雨が無い場合と1/2倍の場合には水分化学ポテンシャルの値は計算開始時から次第に小さくなっている。これは、初期含水率が高く地盤内部が飽水状態に近いいため、地表面での蒸発に伴い次第に乾燥していくことを示している。

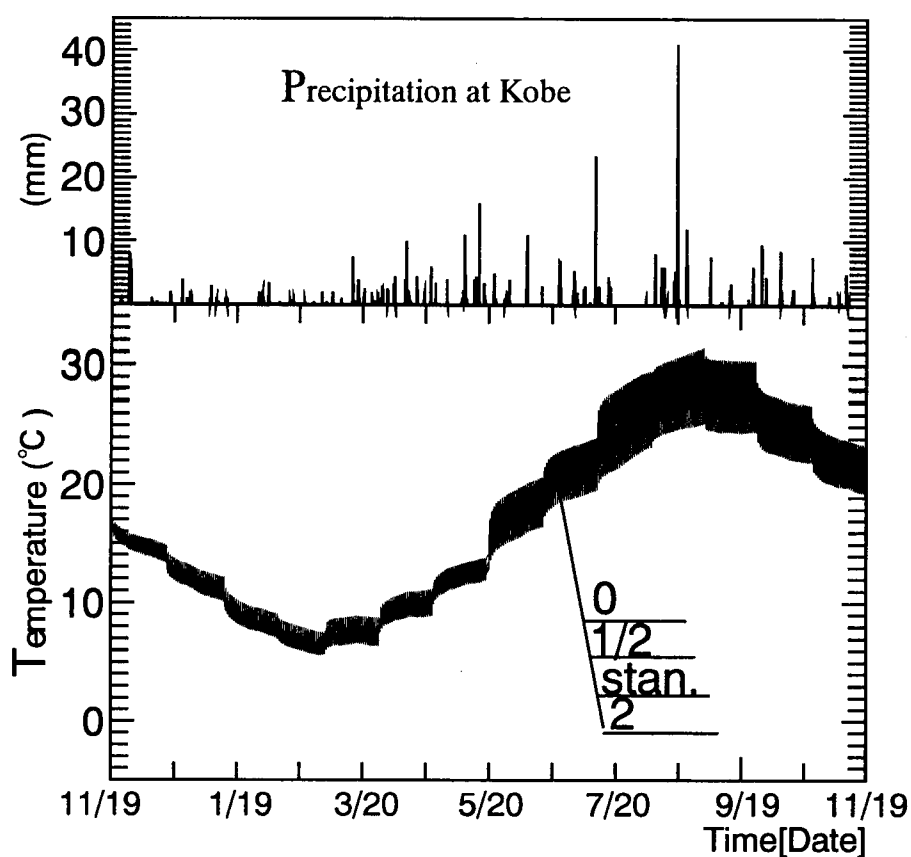


図7-11 蓄熱井戸内水温（降雨無し、1/2, 1, 2倍）

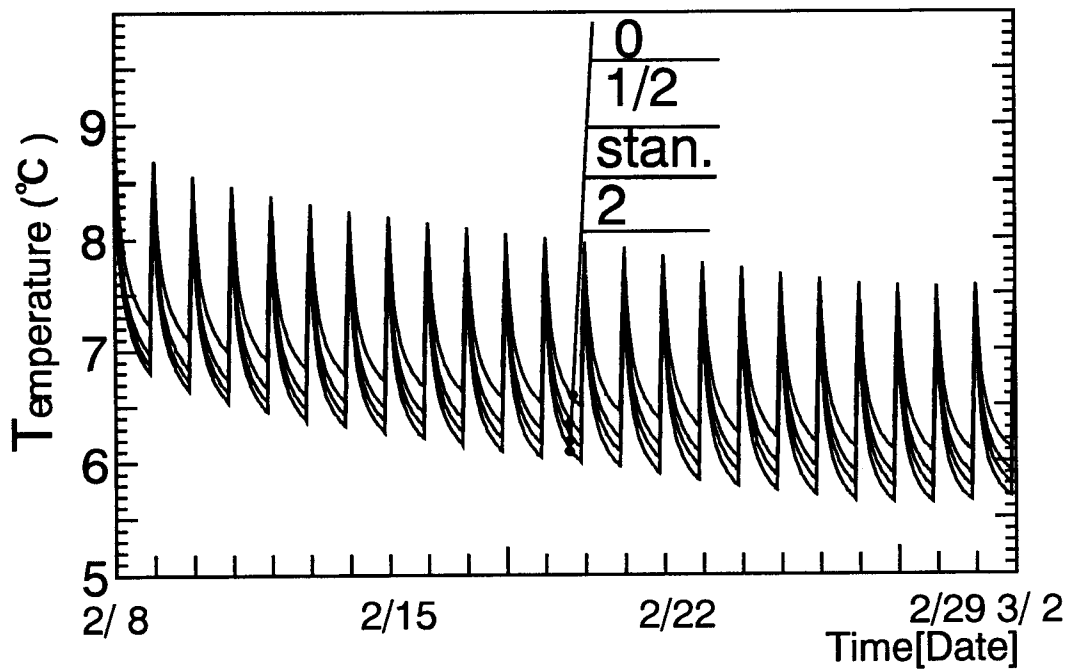


図7-12 蓄熱井戸内水温（降雨無し，1/2，1，2倍）

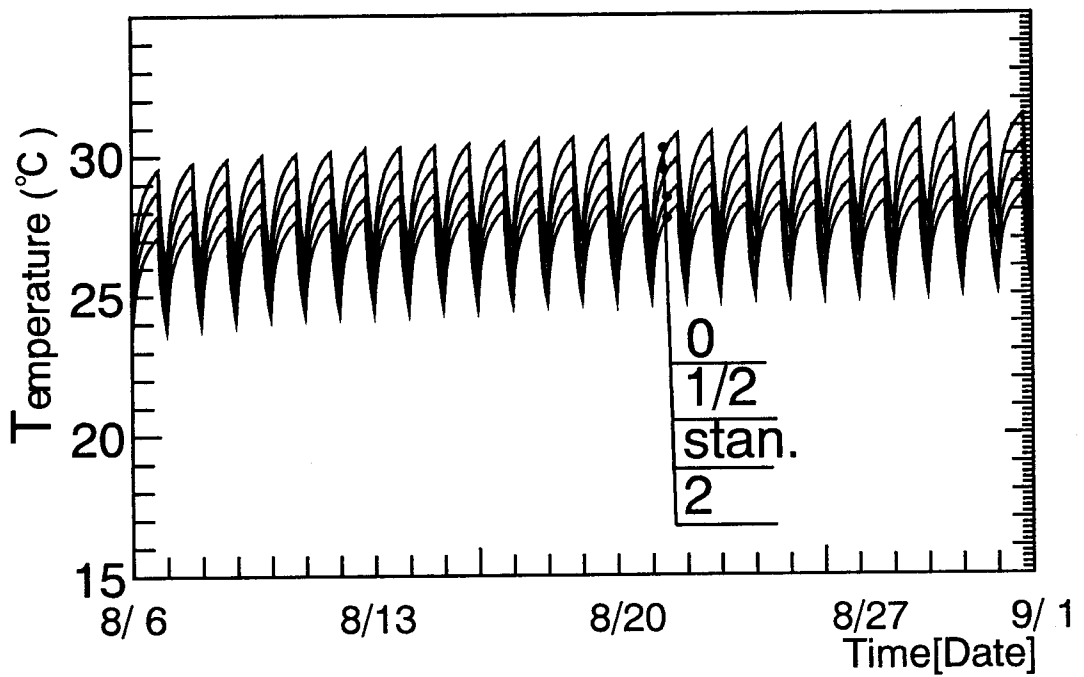


図7-13 蓄熱井戸内水温（降雨無し，1/2，1，2倍）

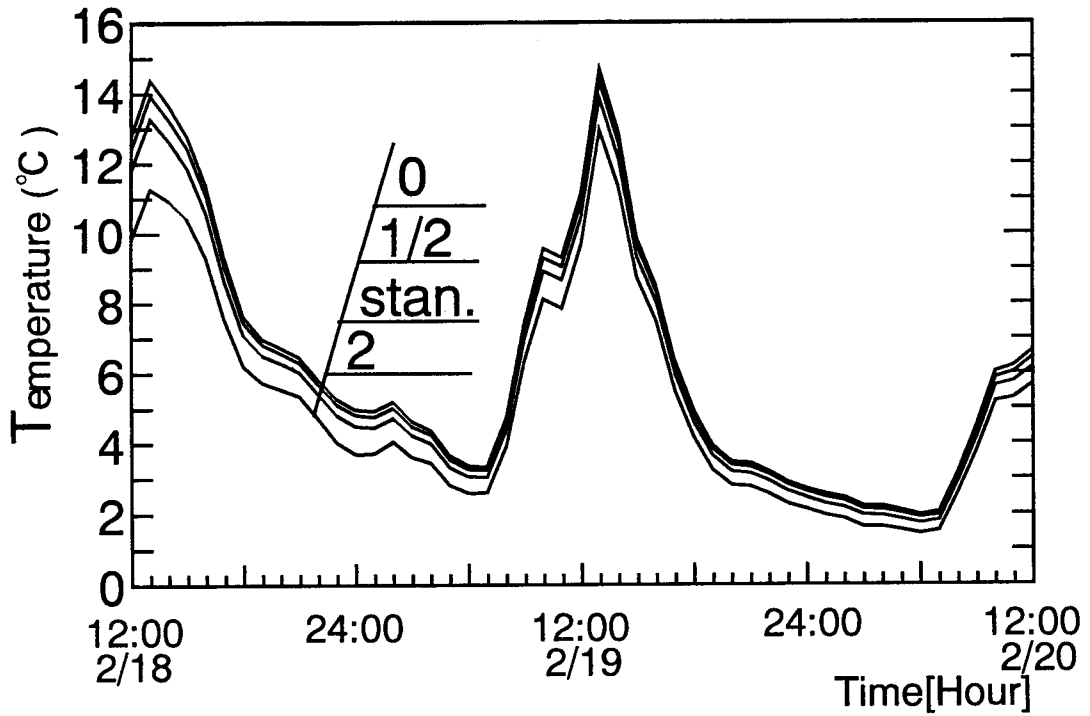


図 7 - 1 4 地表面温度の日変動 (降雨無し, 1/2, 1, 2倍)

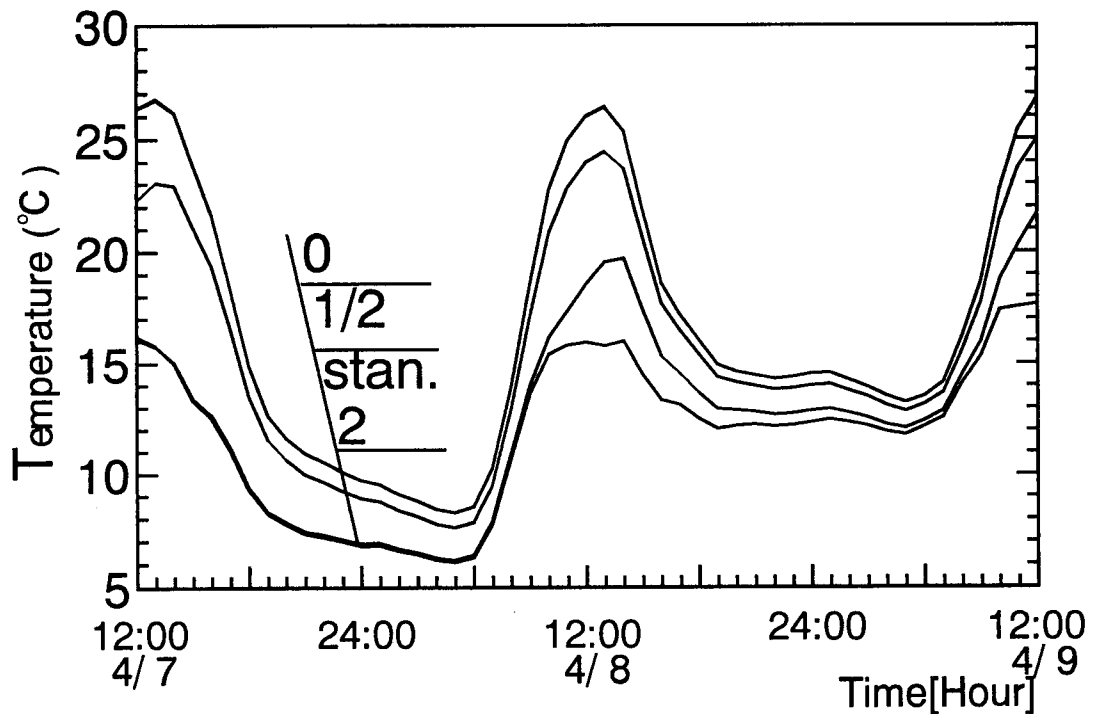


図 7 - 1 5 地表面温度の日変動 (降雨無し, 1/2, 1, 2倍)

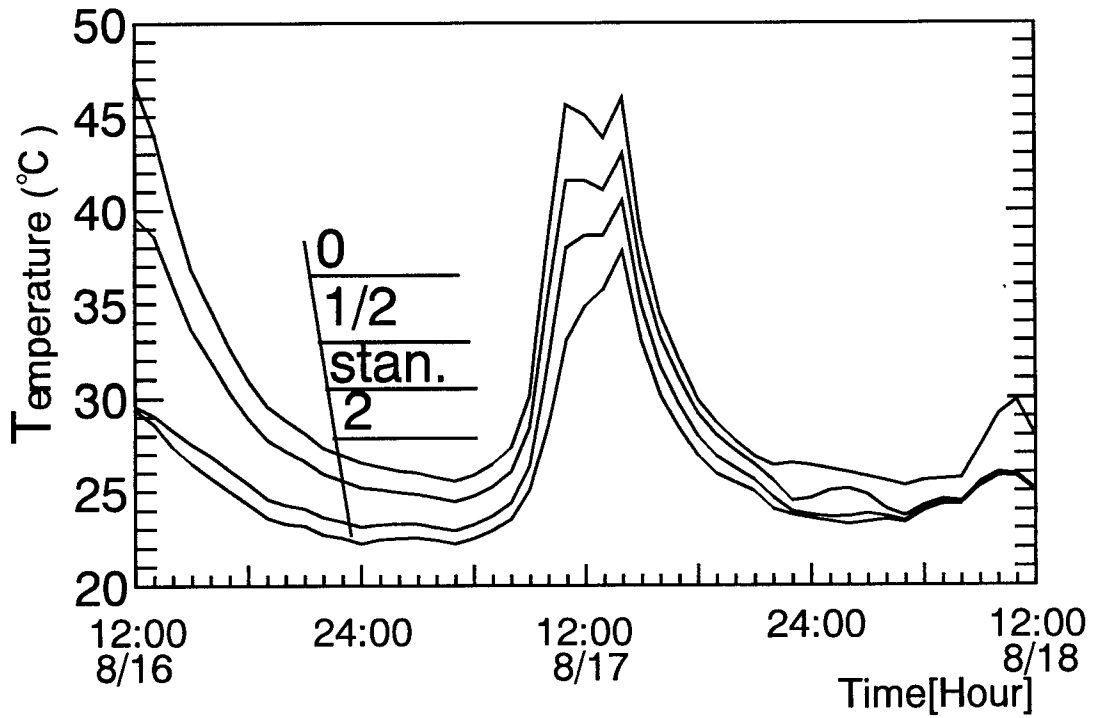


図 7 - 1 6 地表面温度の日変動 (降雨無し, 1/2, 1, 2倍)

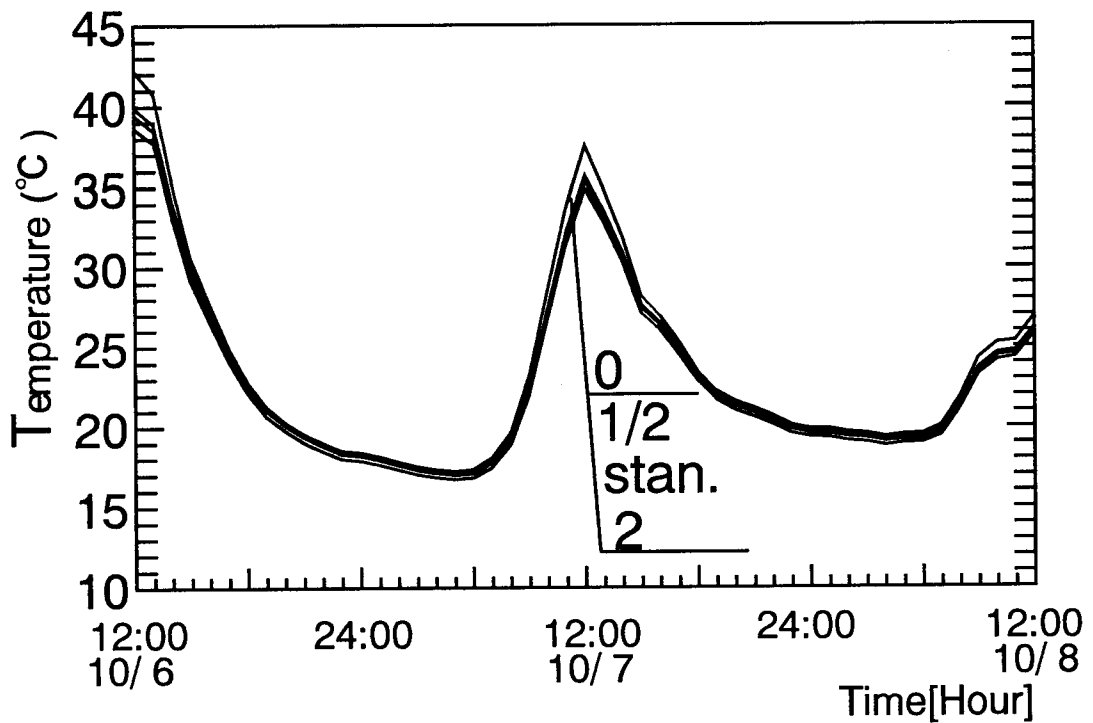


図 7 - 1 7 地表面温度の日変動 (降雨無し, 1/2, 1, 2倍)

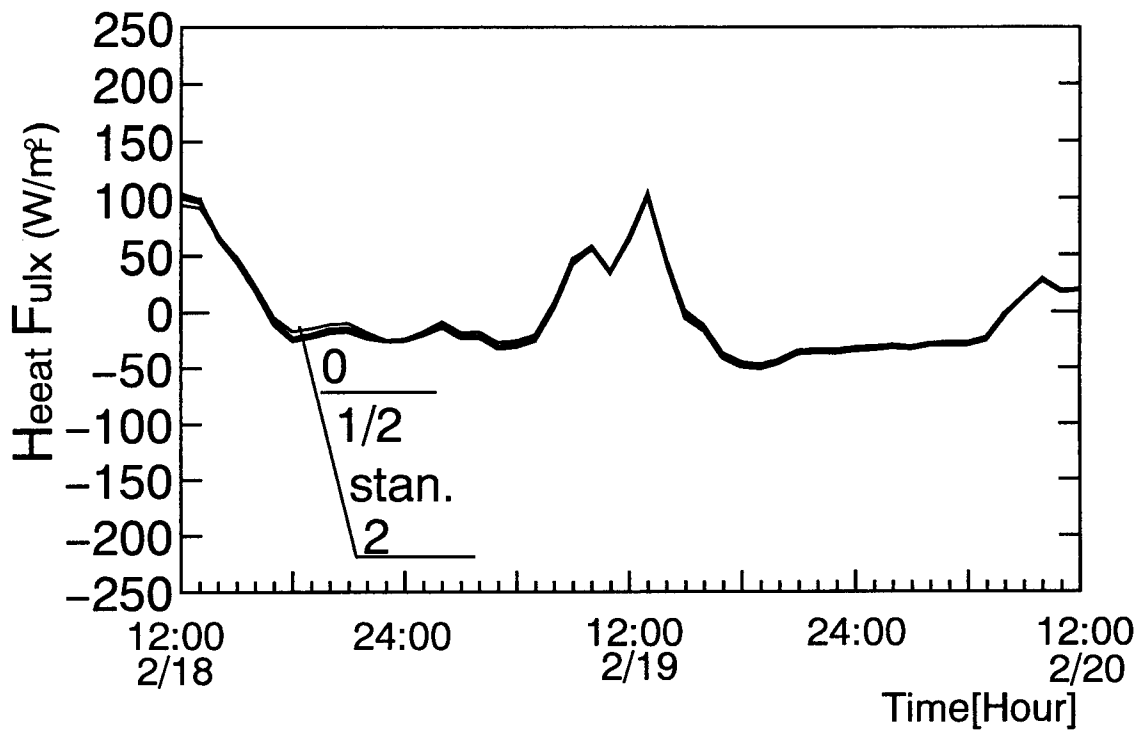


図7-18 地表面熱流の日変動（降雨無し，1/2，1，2倍）

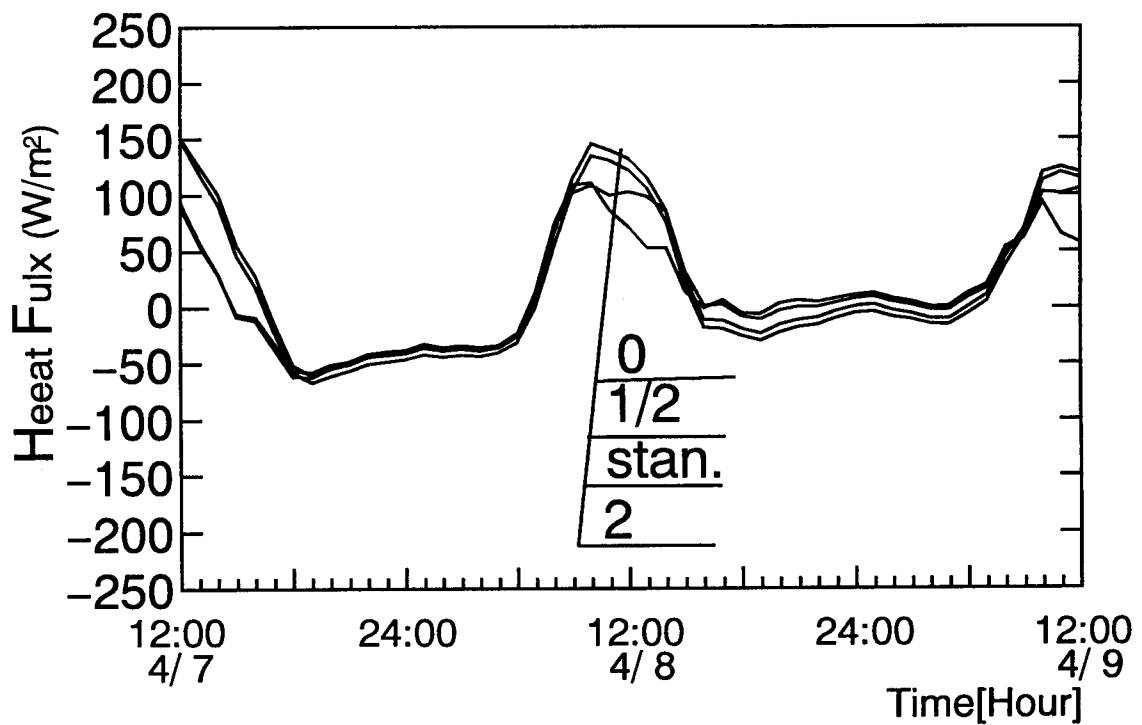


図7-19 地表面熱流の日変動（降雨無し，1/2，1，2倍）

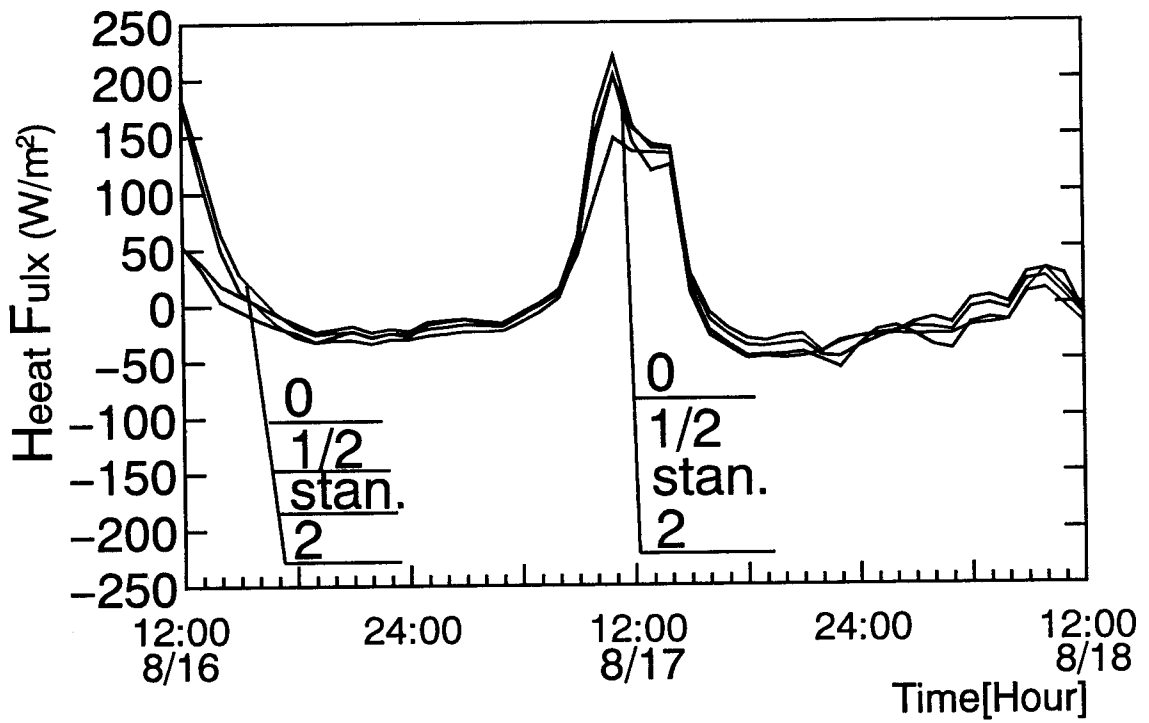


図7-20 地表面熱流の日変動（降雨無し，1/2，1，2倍）

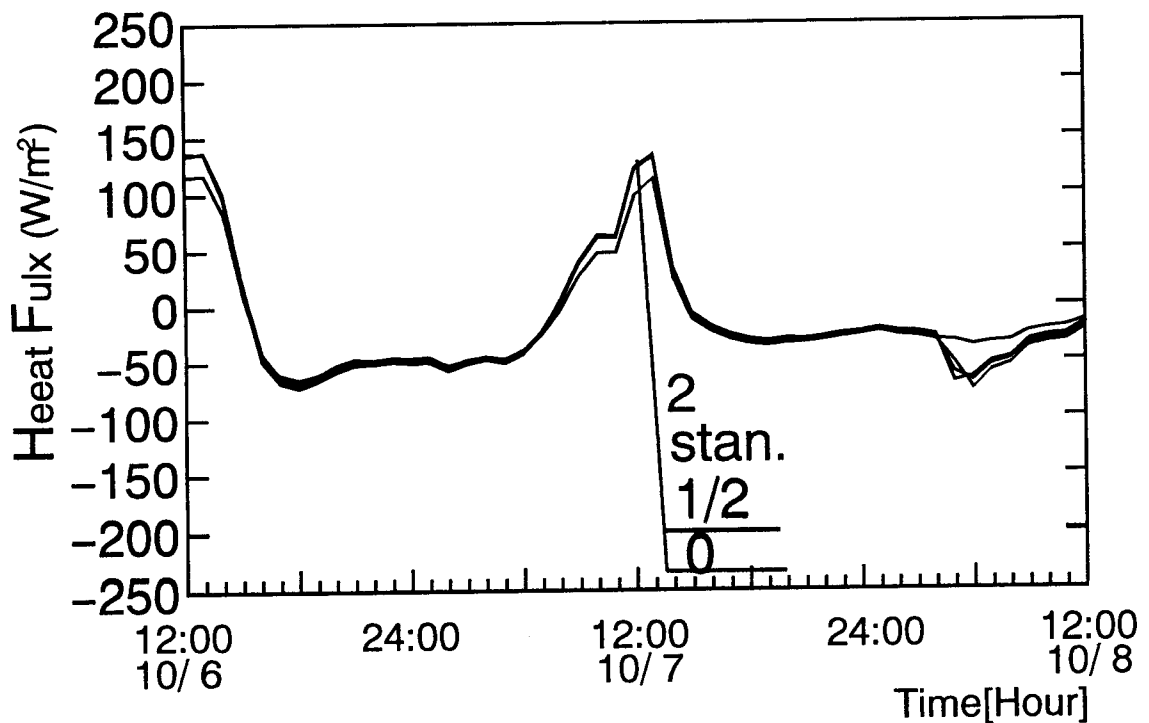


図7-21 地表面熱流の日変動（降雨無し，1/2，1，2倍）

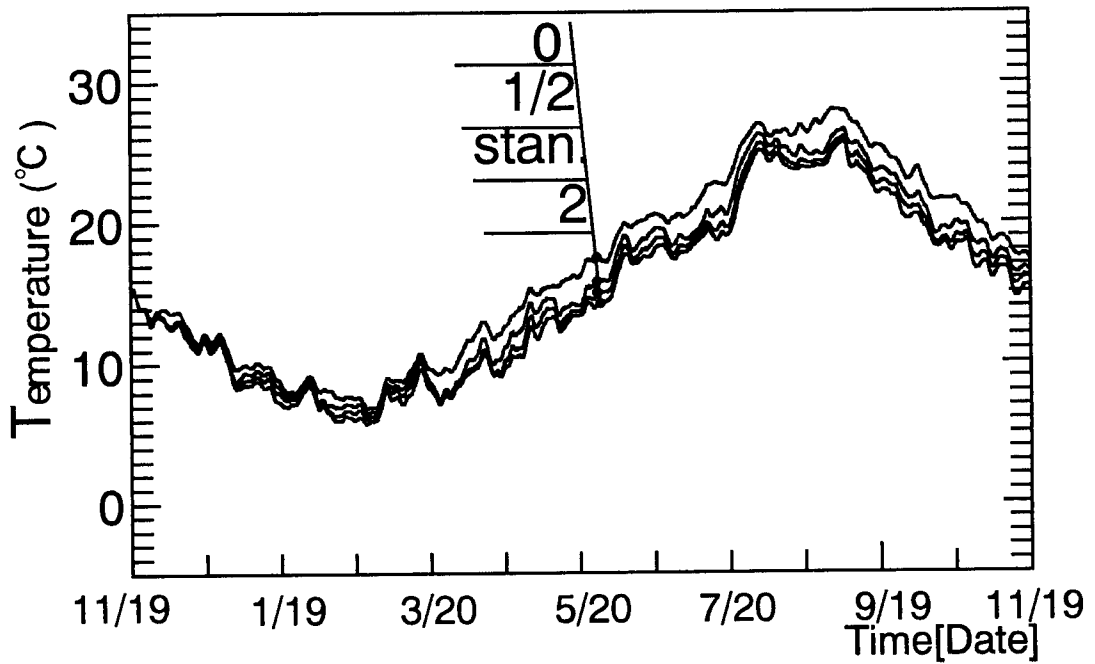


図 7-22 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ1.0m, 降雨無し, 1/2, 1, 2倍)

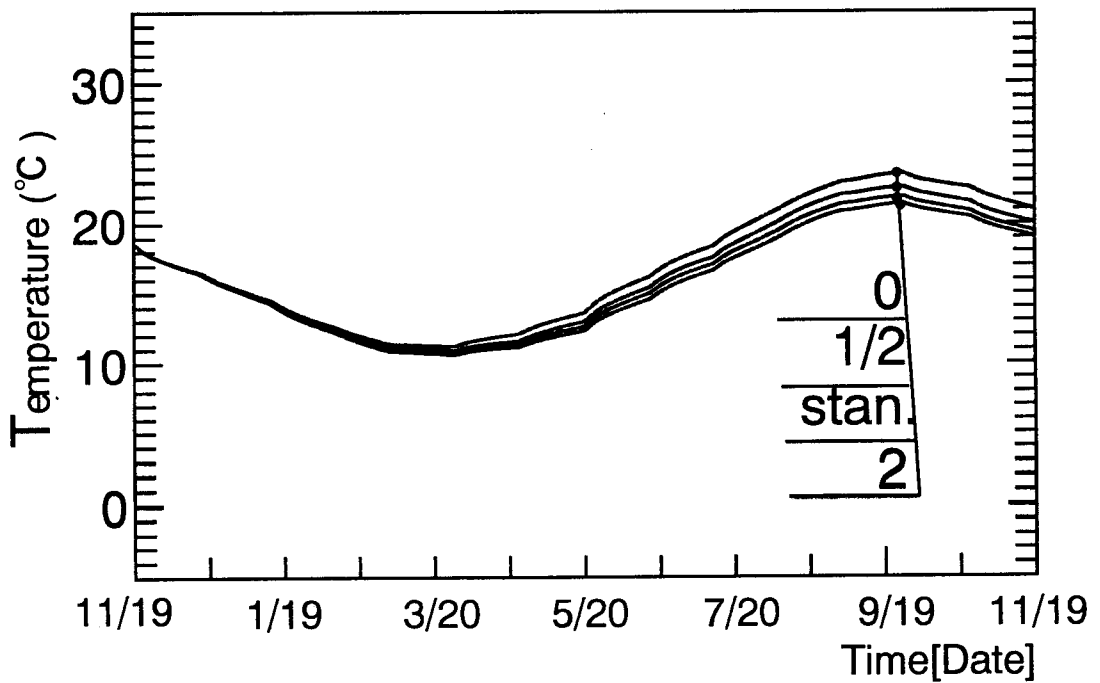


図 7-23 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ5.0m, 降雨無し, 1/2, 1, 2倍)

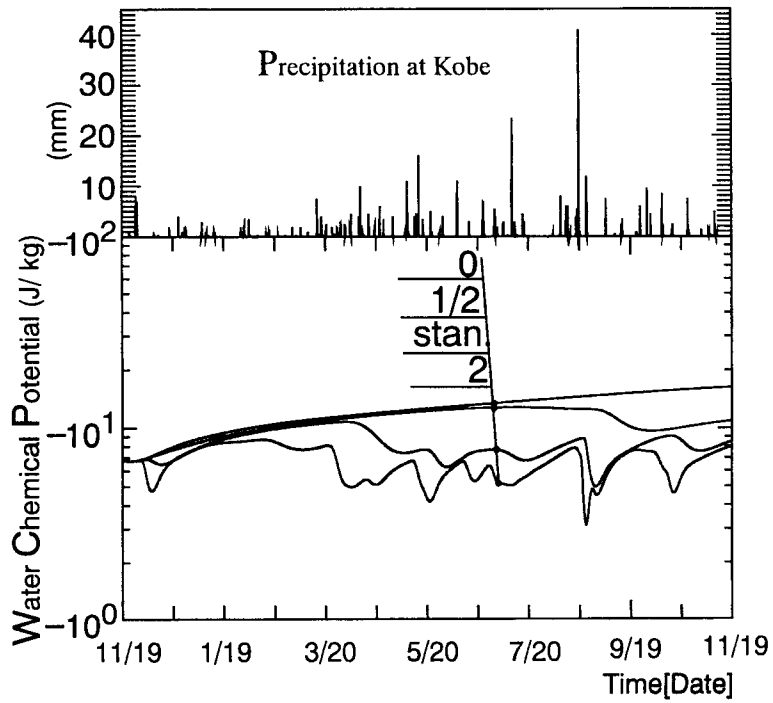


図 7 - 2 4 地盤内水分化学ポテンシャル温度 (〃, 深さ2.5m, 降雨無し, 1/2, 1, 2倍)

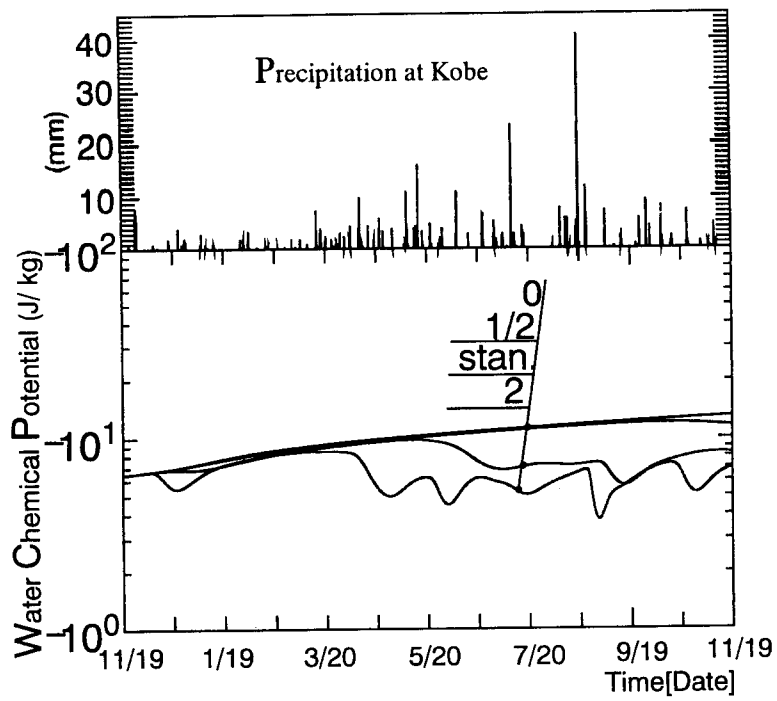


図 7 - 2 5 地盤内水分化学ポテンシャル温度 (〃, 深さ2.5m, 降雨無し, 1/2, 1, 2倍)

第1年度実測降雨量を月別平均化した場合と1時間毎の実測値を用いた場合の蓄熱井戸内水温を図7-26~28に示す。ここで、No.1は月別平均値を用いた場合、No.2は1時間毎の実測値を用いた場合である。図に示すように、両者の差は殆どない。

蓄熱井戸の中心から半径方向1.0m地点の地表面温度および地表面熱流を図7-29~31、図7-32~34に示す。図に示すように、降雨量月別平均値を用いた場合の方が平均で1.0degree程度温度は低下し、地盤へ流入する熱量も若干小さくなっている。これは、降雨量月別平均値を用いた場合には、天候に無関係に年中小雨が降り続けている状態になり、地表面での水分蒸発量が実際より多くなり、この結果地表面温度が低下するためであると言える。

蓄熱井戸の中心から半径方向1.0mの地表面下2.5m地点の地盤内温度および地盤内水分化学ポテンシャルを図7-35、36に示す。図7-35に示すように、地盤内温度は月別平均値を用いた場合の方が地表面温度低下に伴い低下している。しかし、その値は最大で1.0degree以下と小さく、深度を増す毎にこの値は小さくなる。図7-36に示す地盤内水分化学ポテンシャルは、月別平均値を用いた場合は、上述の傾向により、乾燥傾向になる。

以上の結果から、降雨量月別平均値を用いた場合には、実際よりも水分蒸発量が増加し、地盤温度の低下を招くがその値は小さく、蓄熱井戸内水温へ与える影響は殆どなく、蓄熱井戸水温予測には、月別平均値を用いれば十分な予測が行えると言える。

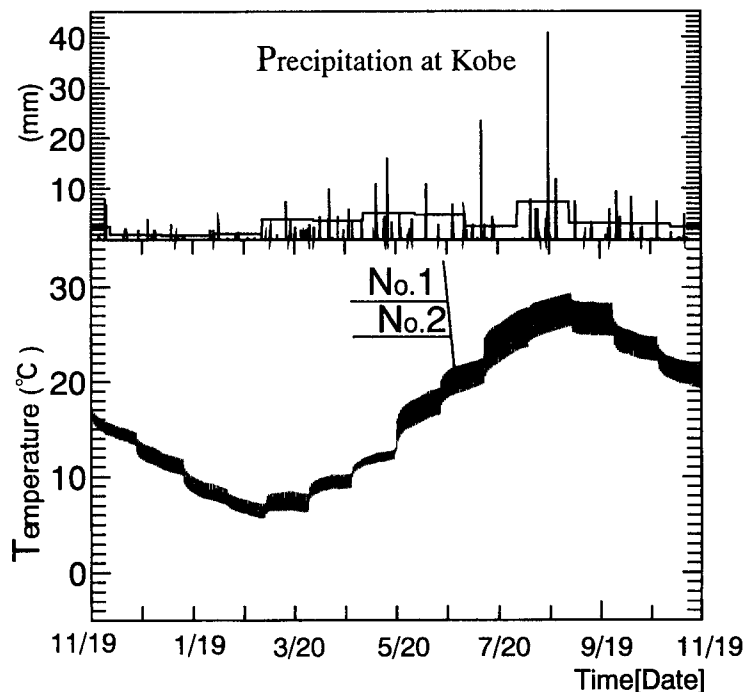


図7-26 蓄熱井戸内水温（降雨量月別平均値と実測値）

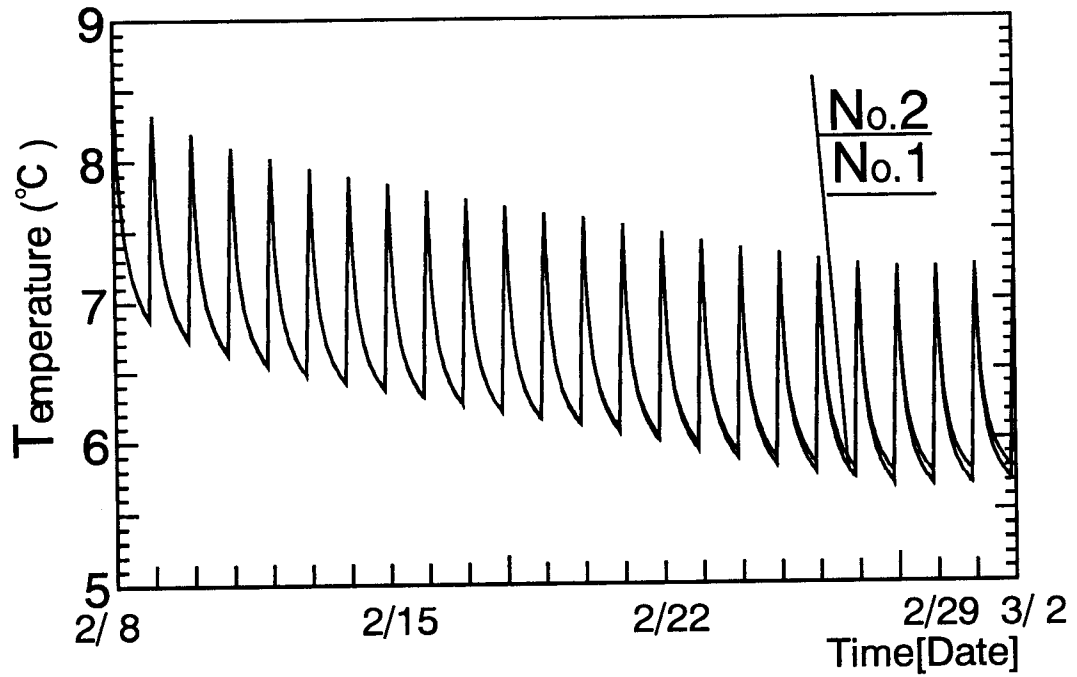


図7-27 蓄熱井戸内水温（降雨量月別平均値と実測値）

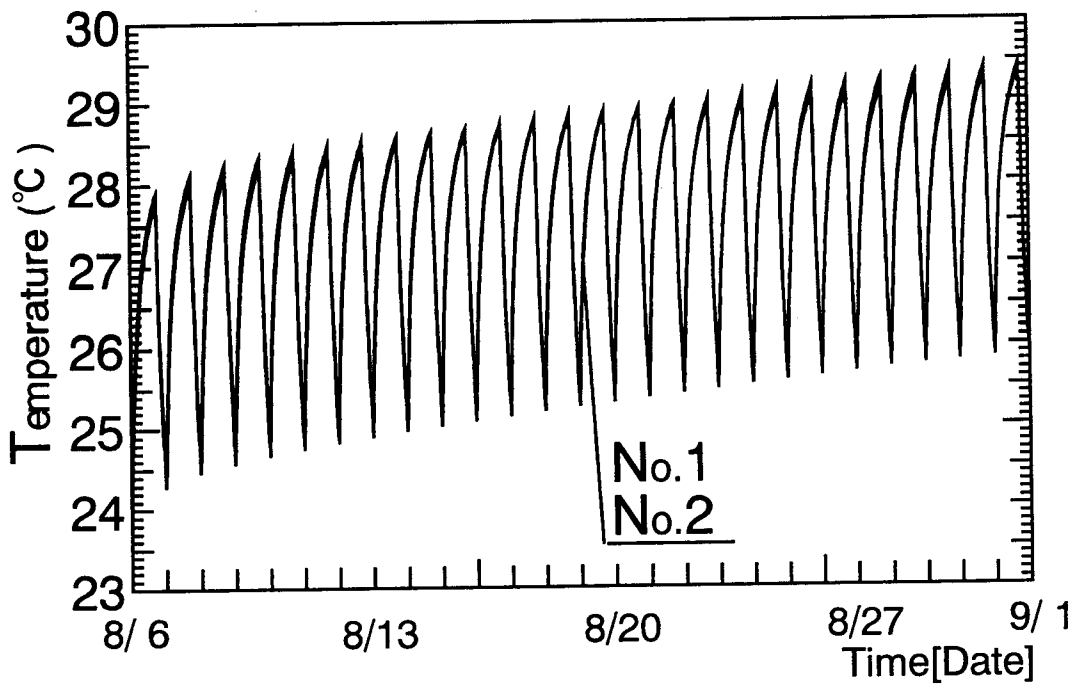


図7-28 蓄熱井戸内水温（降雨量月別平均値と実測値）

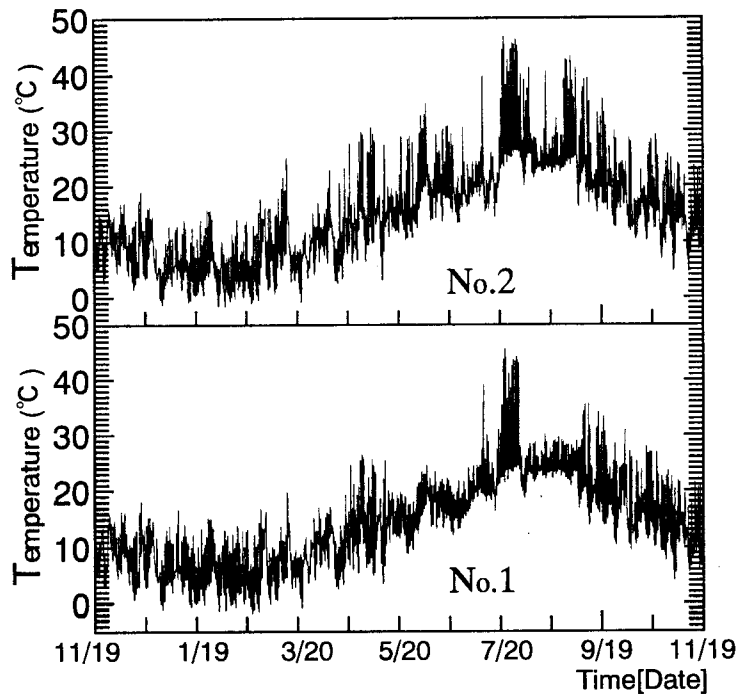


図7-29 地表面温度（降雨量月別平均値と実測値）

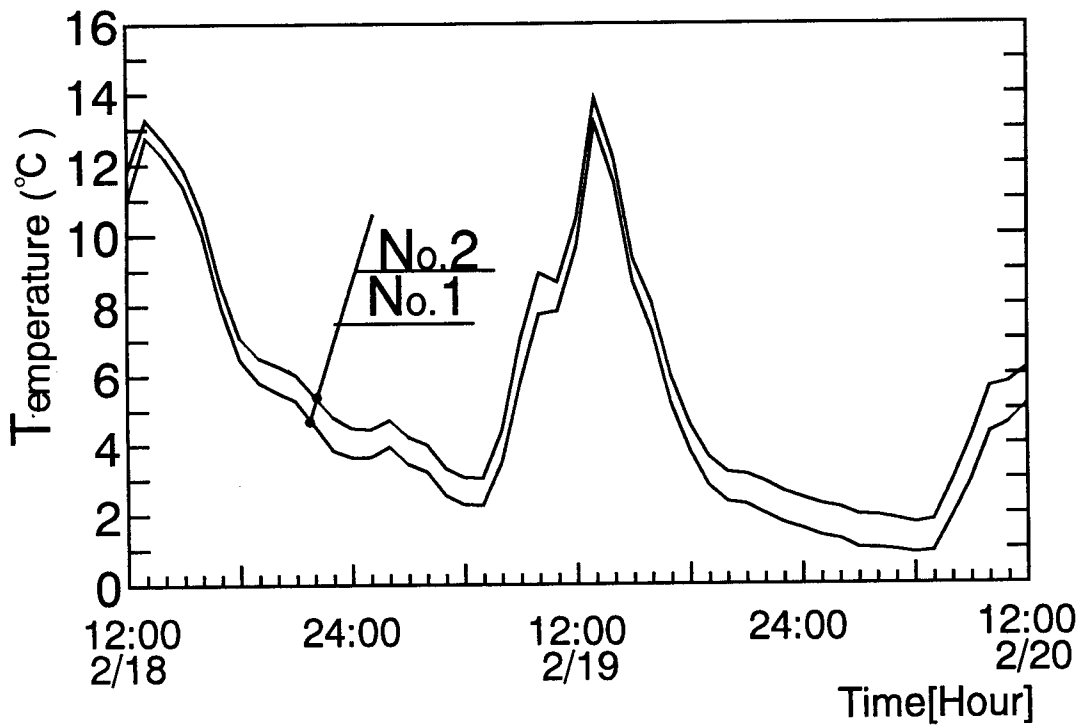


図7-30 地表面温度の日変動（降雨量月別平均値と実測値）

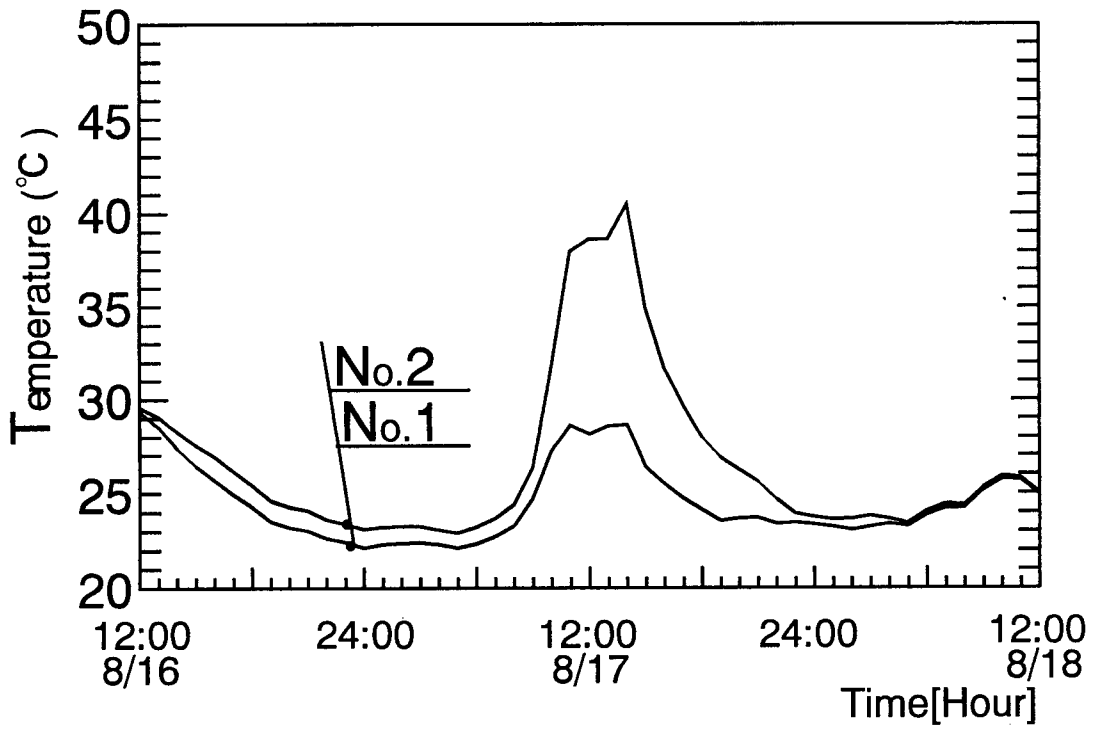


図7-31 地表面温度の日変動（降雨量月別平均値と実測値）

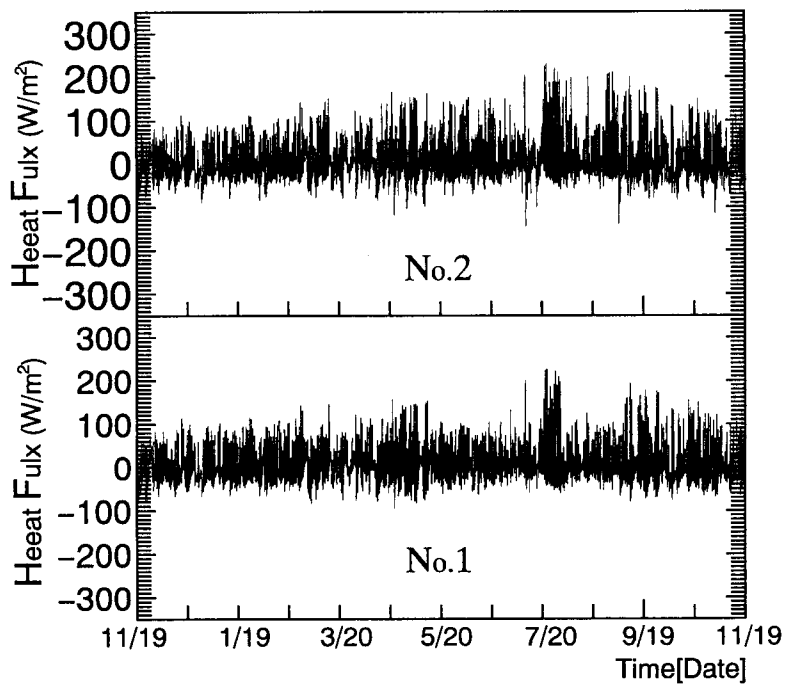


図7-32 地表面熱流（降雨量月別平均値と実測値）

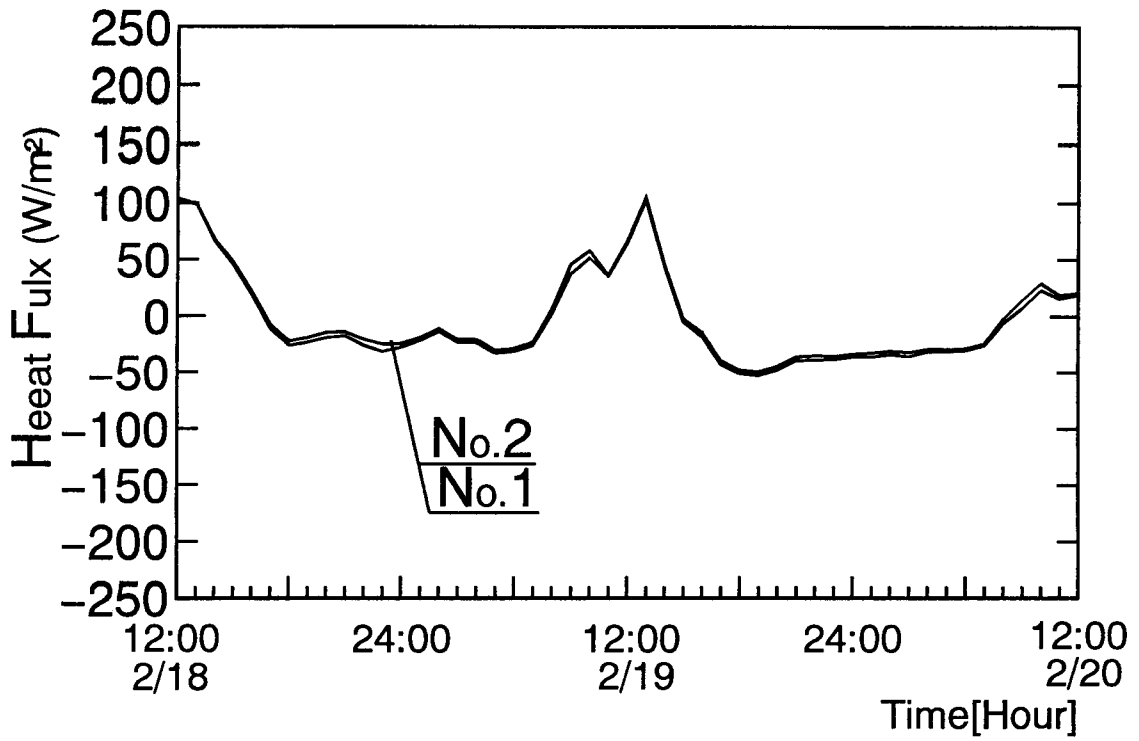


図7-33 地表面熱流の日変動（降雨量月別平均値と実測値）

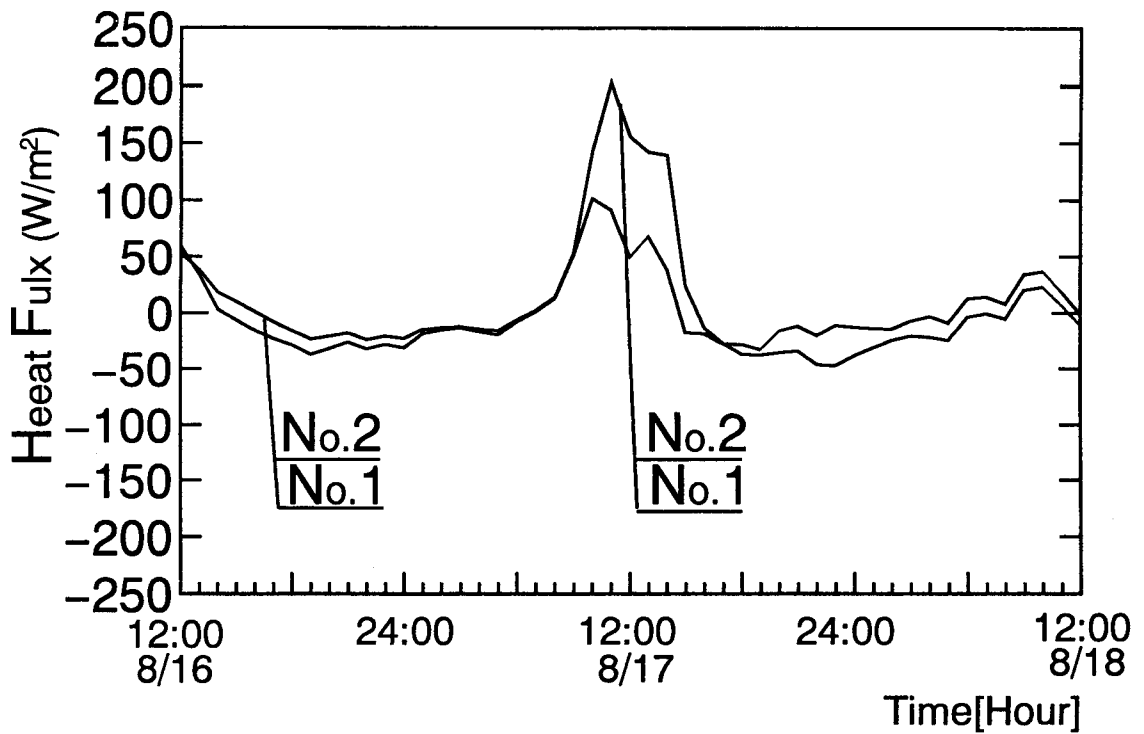


図7-34 地表面熱流の日変動（降雨量月別平均値と実測値）

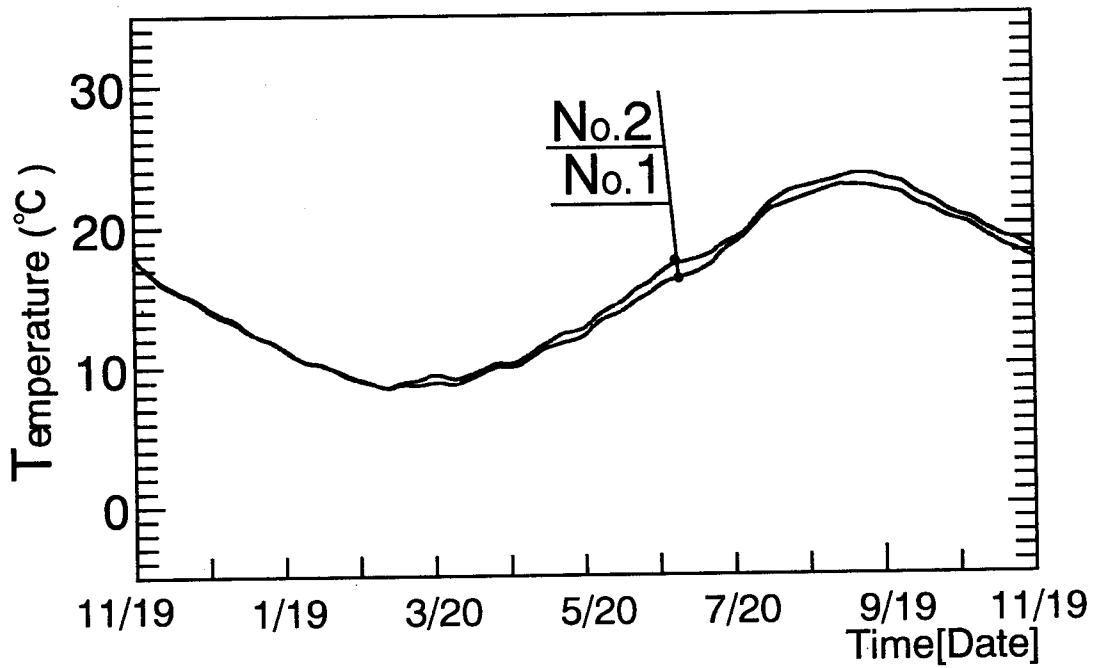


図 7 - 3 5 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ2.5m, 降雨量月別平均値と実測値)

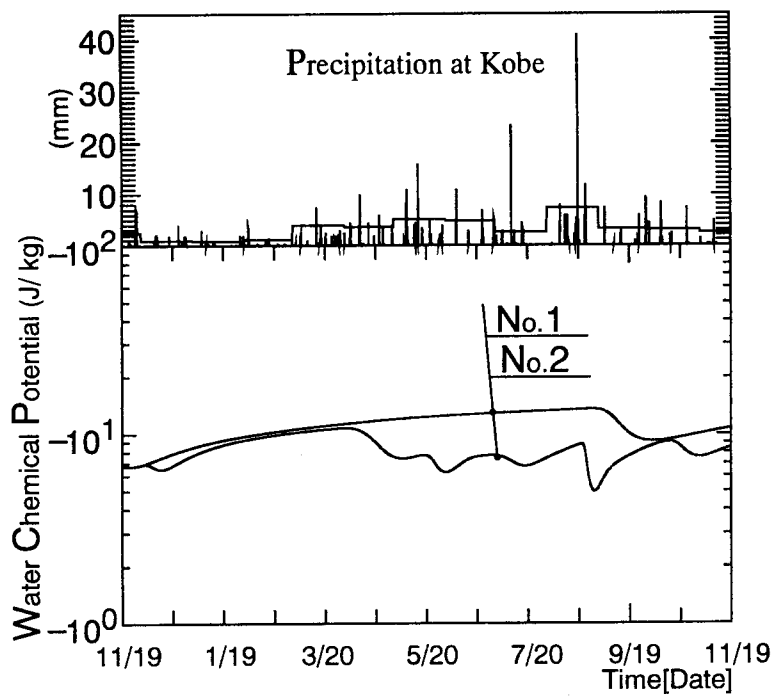


図 7 - 3 6 地盤内水分化学ポテンシャル (〃, 深さ2.5m, 降雨量月別平均値と実測値)

7-4 供給熱量と蓄熱井戸内水温の関係

第3章で述べたように、蓄熱井戸を設計するに当たっては、蓄熱井戸へ負荷する熱量と利用温度（水温）の関係を求めることが必要となる。そこでここでは、本実験系の蓄熱井戸への供給熱量を変化させた場合の蓄熱井戸水温変化の感度解析を行い供給熱量と蓄熱井戸水温の関係を検討する。

7-4-1 計算条件

計算方法等は前項までと同様とし、ここでも第1年度実験結果を基に計算を行い、この供給熱量の0, 1/2, 2倍の供給熱量について計算を行う。なお、蓄熱井戸内水は0℃以下でも凍結しないものとする。

7-4-2 計算結果と考察

蓄熱井戸への供給熱量がない場合、1/2倍、2倍の場合の蓄熱井戸内水温を図7-37～41に示す。図7-37に示すように、供給熱量に比例して蓄熱井戸内の年振幅が大きくなり、図7-38, 39に示すように、日変動幅も供給熱量が2倍の場合は、基準供給熱量時の2倍となっており、ほぼ線形であると言える。また、供給熱量が2倍の場合の水温は、冬期において0℃を若干下回る値となる。したがって、冬期に関しては供給熱量2倍時の値（最大供給熱量13588kcal/day）が蓄熱井戸への供給熱量の限界値であると言える。供給熱量がない場合、すなわち無負荷時では、蓄熱井戸水温の年振幅は2.0degree程度と極めて小さく、日変動は全くない。したがって、この系では蓄熱井戸内水温は熱供給がない場合には、ほぼ恒温状態と見なすことができる。

蓄熱井戸中心から半径方向1.0m, 3.0mの地表面下5.0m地点の地盤内温度を図7-40, 41に示す。図7-40に示す半径方向1.0m地点では、地盤内温度は供給熱量に応じて0.8deg./（Mcal/day）程度年振幅が大きくなり、図7-41に示す半径方向3.0m地点では、0.3deg./（Mcal/day）程度年振幅が大きくなる。したがって、この系では、蓄熱井戸中心から少なくとも半径方向3.0mは蓄熱範囲にあると言える。

蓄熱井戸中心から半径方向1.0mの地表面下5.0mの地点の地盤内水分化学ポテンシャルを図7-42に示す。図に示すように、供給熱量を変化させても地盤内水分化学ポテンシャルは殆ど変化しない。したがって、基準供給熱量の2倍（冬期最大13.6Mcal/day, 夏期最大19.2Mcal/day）程度

では、供給熱量が地盤内含水率へ与える影響はないと言える。

以上のことから、この系では、地盤内蓄熱過程の非線形性は弱く、地盤内含水量を適切に考慮した熱伝導率を用いれば単純熱伝導率による線形予測が可能であると言える。

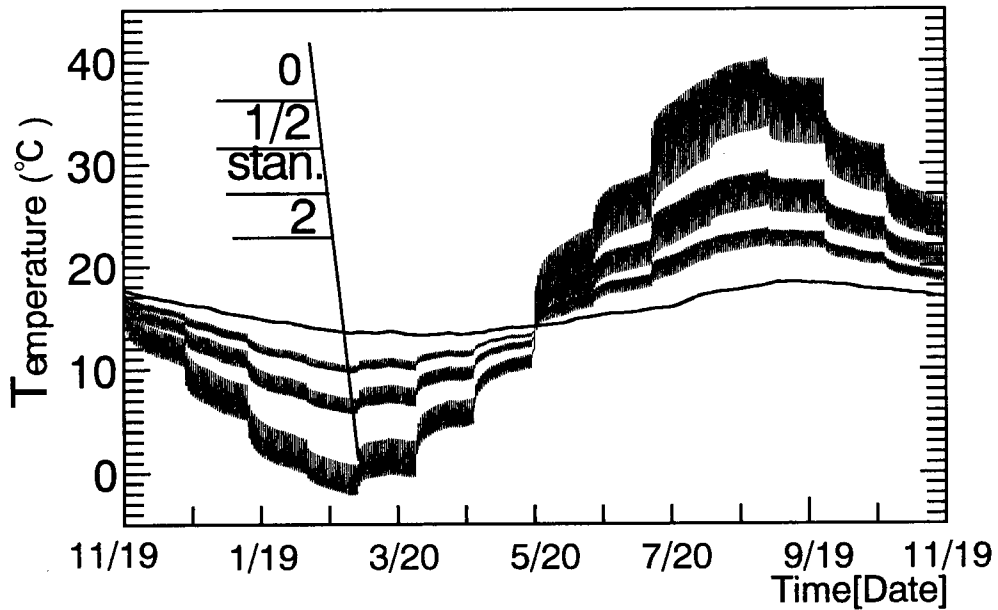


図 7 - 3 7 蓄熱井戸内水温（熱供給無し，1/2倍，1倍，2倍）

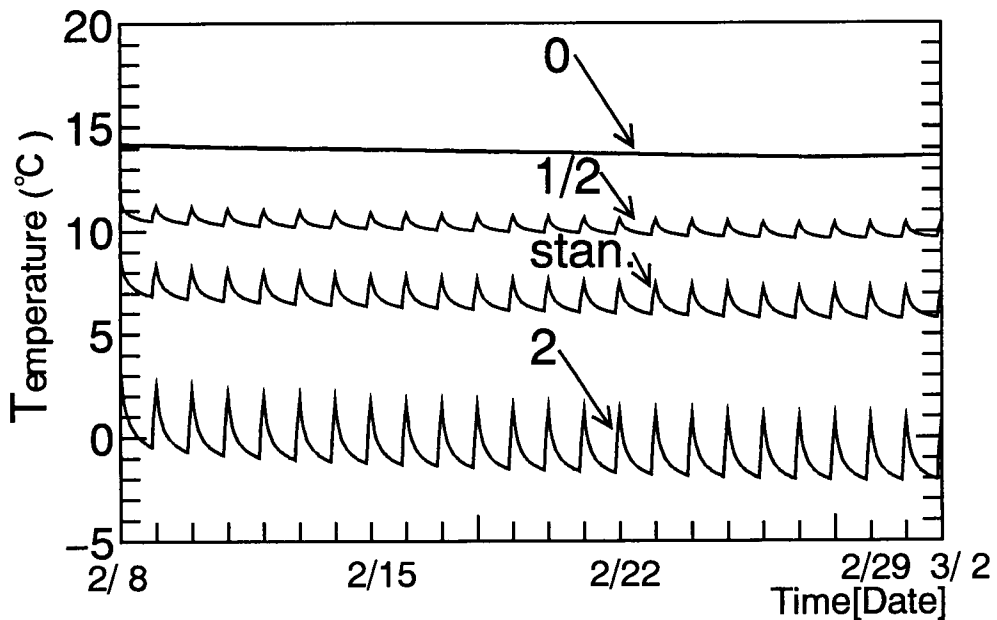


図 7 - 3 8 蓄熱井戸内水温（熱供給無し，1/2倍，1倍，2倍）

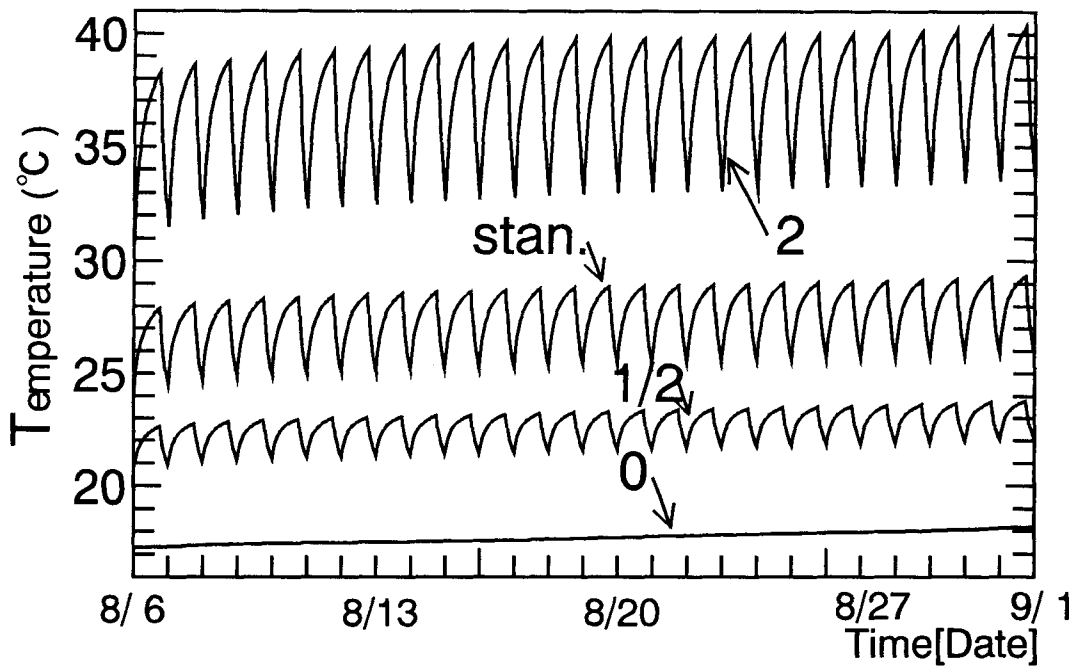


図7-39 蓄熱井戸内水温（熱供給無し，1/2倍，1倍，2倍）

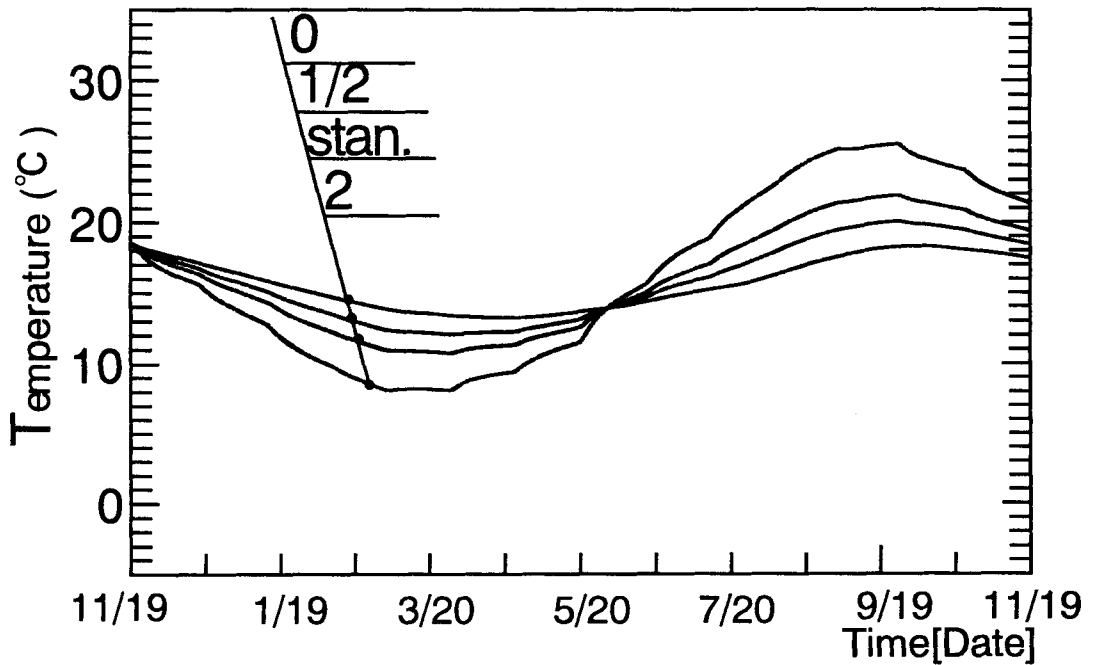


図7-40 地盤内温度（半径方向1.0m，深さ5.0m，熱供給無し，1/2倍，1倍，2倍）

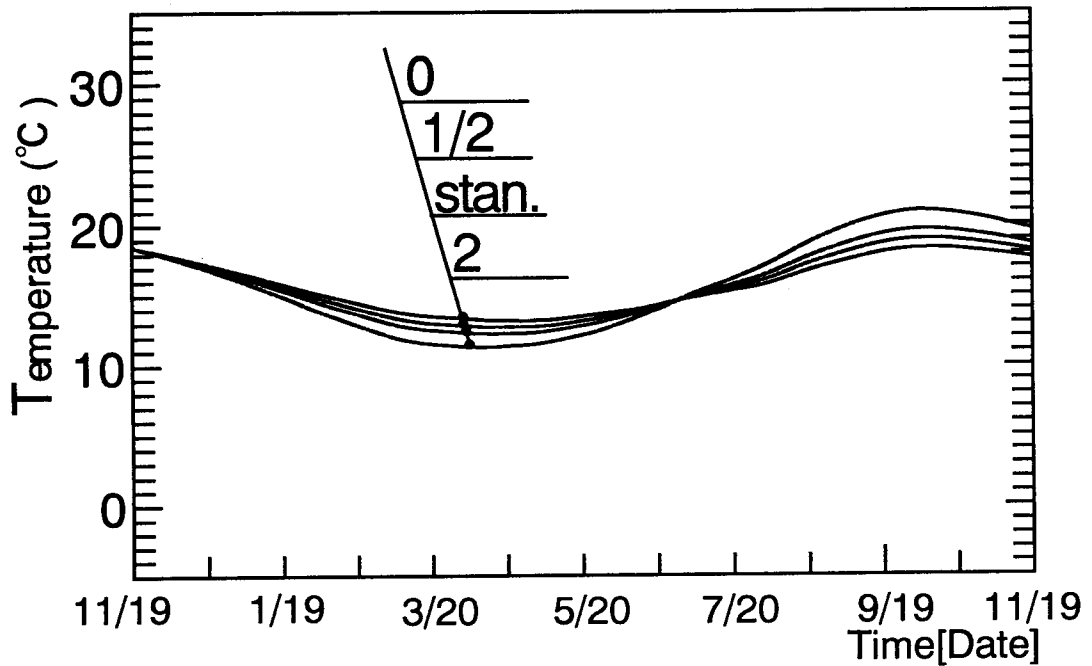


図 7 - 4 1 地盤内温度 (半径方向3.0m, 深さ5.0m, 熱供給無し, 1/2倍, 1倍, 2倍)

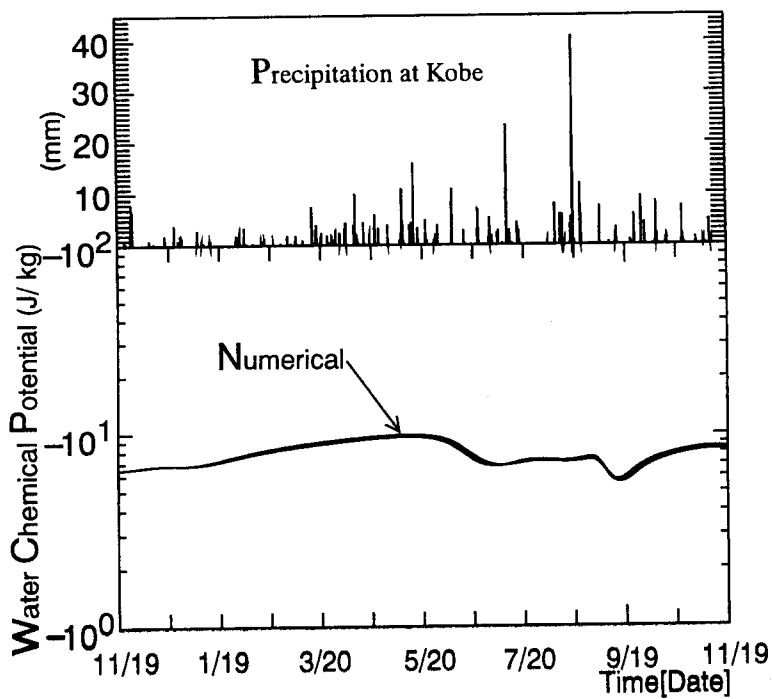


図 7 - 4 2 地盤内水分化学ポテンシャル (〃, 深さ5.0m, 熱供給無し, 1/2倍, 1倍, 2倍)

7-5 蓄熱井戸の伝熱面積と蓄熱性状

本研究において対象とした密閉型蓄熱井戸の寸法は、外径190.7mm、長さ10.5mであるが、この寸法の決定は、実験上の施工性等を考慮して決定しており、論理的根拠には基づいていない。しかし、実際の蓄熱井戸の設計に当たっては、熱需要側の負荷と蓄熱井戸の水温の関係、施工性、経済性等のすべてのパラメータを満足する適切な設計を行う必要がある。そこでここでは、第1年度実験結果を基準に、蓄熱井戸の伝熱面積および供給熱量を変化させた場合の計算を行い、蓄熱井戸の伝熱面積とその蓄熱性状の関係の検討を行う。

7-5-1 計算条件

第1年度実験結果の解析結果を基準として、蓄熱井戸の直径を2倍にした場合、蓄熱井戸への供給熱量を1/2、2倍にした場合を表7-1に示すように、組み合わせて計算を行う。

表7-1 計算条件

	蓄熱井戸の直径	供給熱量
A	1.0倍	0.5倍
B	2.0倍	1.0倍
C	1.0倍	1.0倍
D	2.0倍	2.0倍
E	1.0倍	2.0倍

蓄熱井戸内水に蓄熱される熱量を無視すれば、蓄熱井戸の単位伝熱面積当たりの供給熱量は、計算条件AとB、CとBがそれぞれ等しいことになる。

7-5-2 計算結果と考察

図7-43に計算条件A～Cの場合の蓄熱井戸内水温を、図7-44に計算条件C～Eの場合の蓄熱井戸内水温を、計算条件A～Eの場合の代表的な水温変動を図7-45、46に示す。図7-43、44に示すように、蓄熱井戸内水温の年振幅は、 $A < B < C < D < E$ となっており、単位面積当たりの供給熱量が等しい場合には、蓄熱井戸の直径が小さいほど水温年振幅が小さく、地盤へ（から）の熱拡散が大きい。

図7-45, 46に示すように、蓄熱井戸内水温の日変動については、単位面積当たりの供給熱量が等しい場合には、蓄熱井戸内水の容量が大きいほど小さくなる。しかし、AとBおよびCとDを比較すれば、両者の差はいずれも1.0degree程度であり、供給熱量の日変動に対して十分緩和するだけの容量が確保されている場合には、この差はそれほど問題とならないと言える。したがって、蓄熱効率の点からは、直径の大きな蓄熱井戸を少ない本数建設するより、直径の小さな蓄熱井戸を多数建設する方が有効であると言える。

A~C, C~Eの計算条件での蓄熱井戸中心から1.0mの地表面下5.0m地点の地盤内温度を図7-47, 48に示す。図に示すように、BとC, DとEは一致している。これは、B, Dの蓄熱井戸内水量はそれぞれC, Eの4倍の容量であることを考慮すれば、地盤内温度場に対する蓄熱井戸内水の容量の影響は殆どなく、蓄熱井戸に供給した熱は殆ど地盤内に蓄熱されていると言える。A~Eの計算条件の場合の蓄熱井戸中心から半径方向1.0mの地表面下5.0mの地盤内水分化学ポテンシャルを図7-49に示す。図に示すように、いずれの場合でも地盤内水分化学ポテンシャルには差がなく、地盤内含水率に与える影響はない。

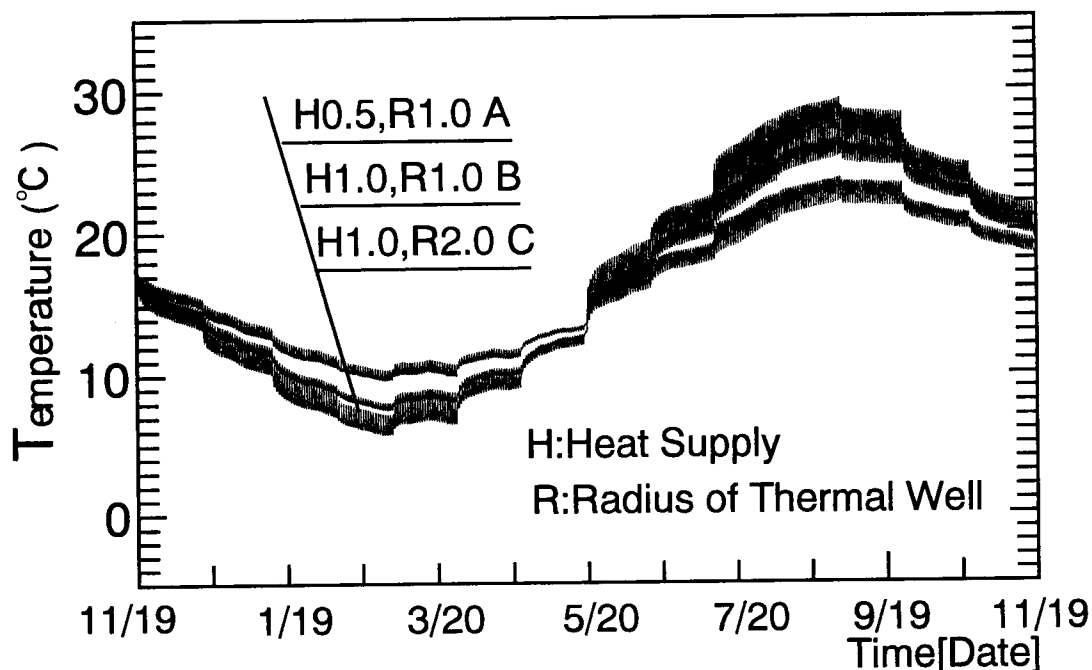


図7-43 蓄熱井戸内水温 (A~C)

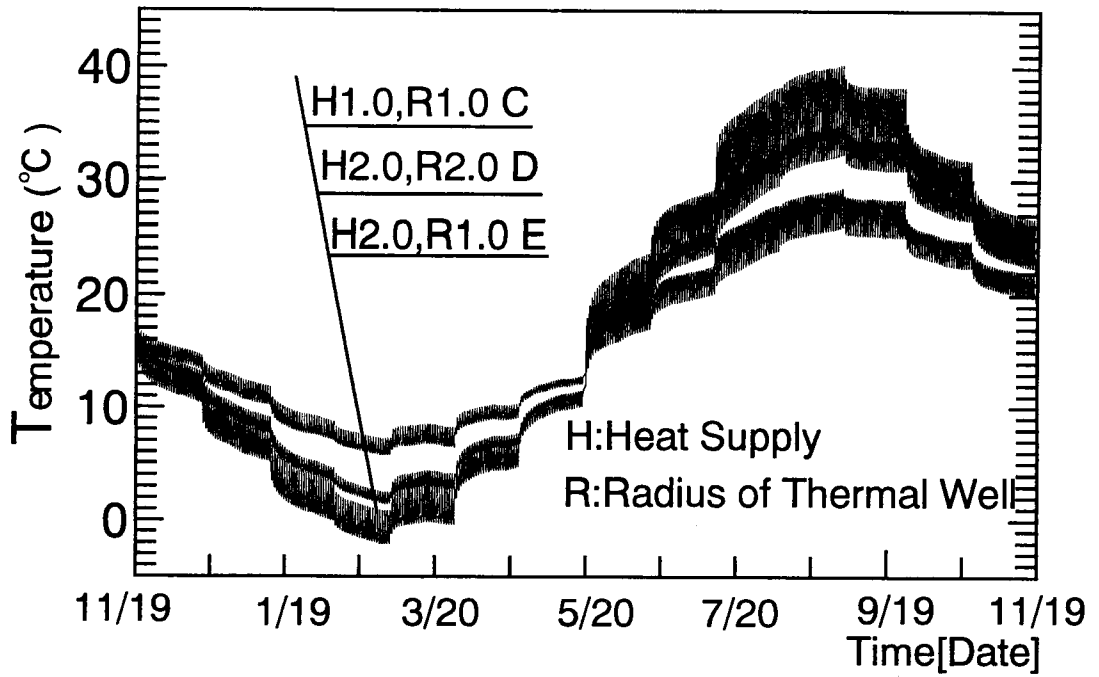


图7-44 蓄热井戸内水温 (C~E)

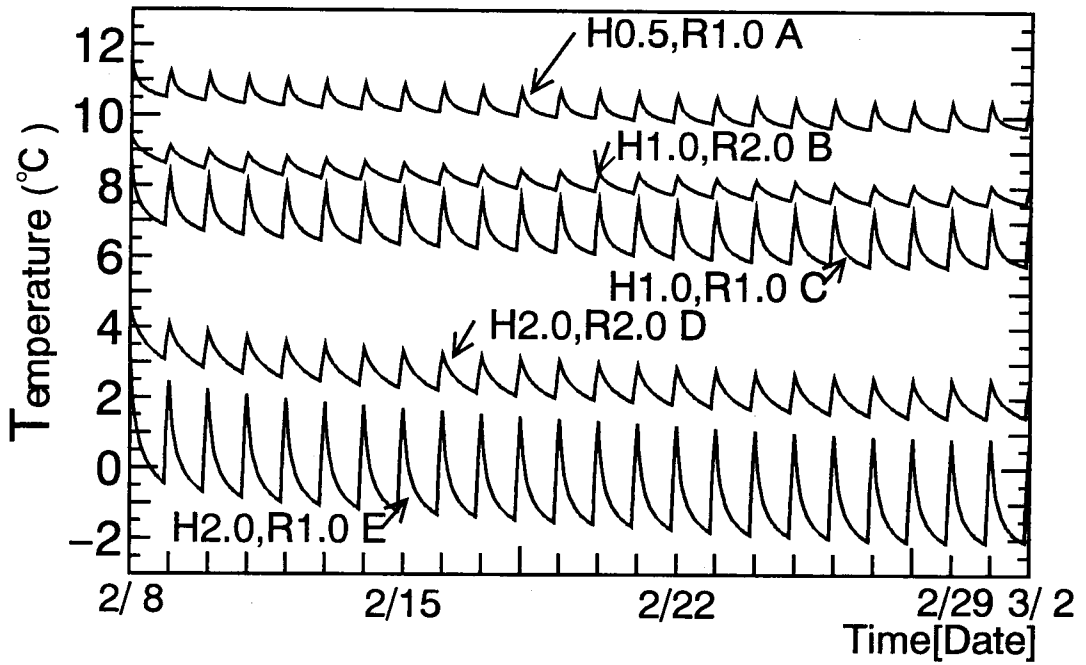


图7-45 蓄热井戸内水温

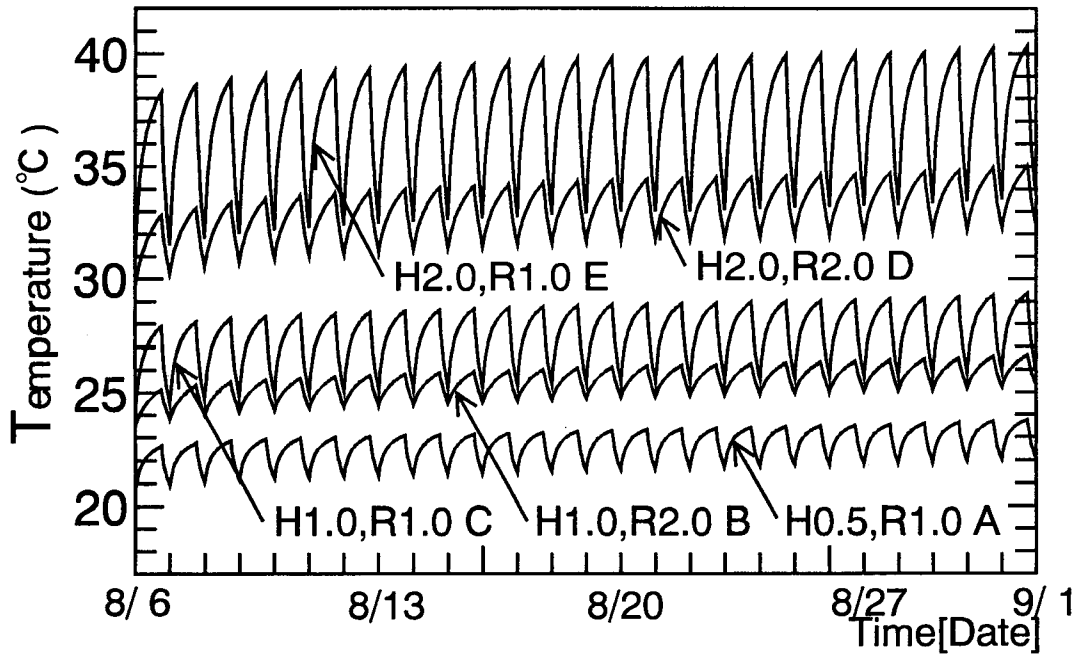


図7-46 蓄熱井戸内水温

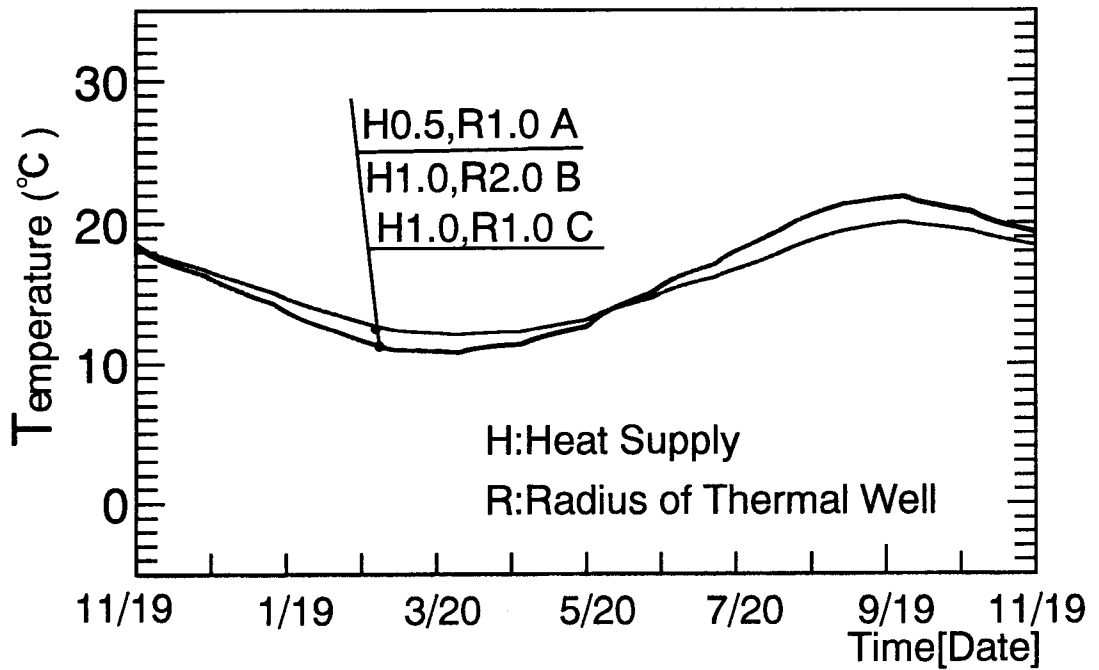


図7-47 地盤内温度 (半径方向1.0m, 深さ5.0m, A~C)

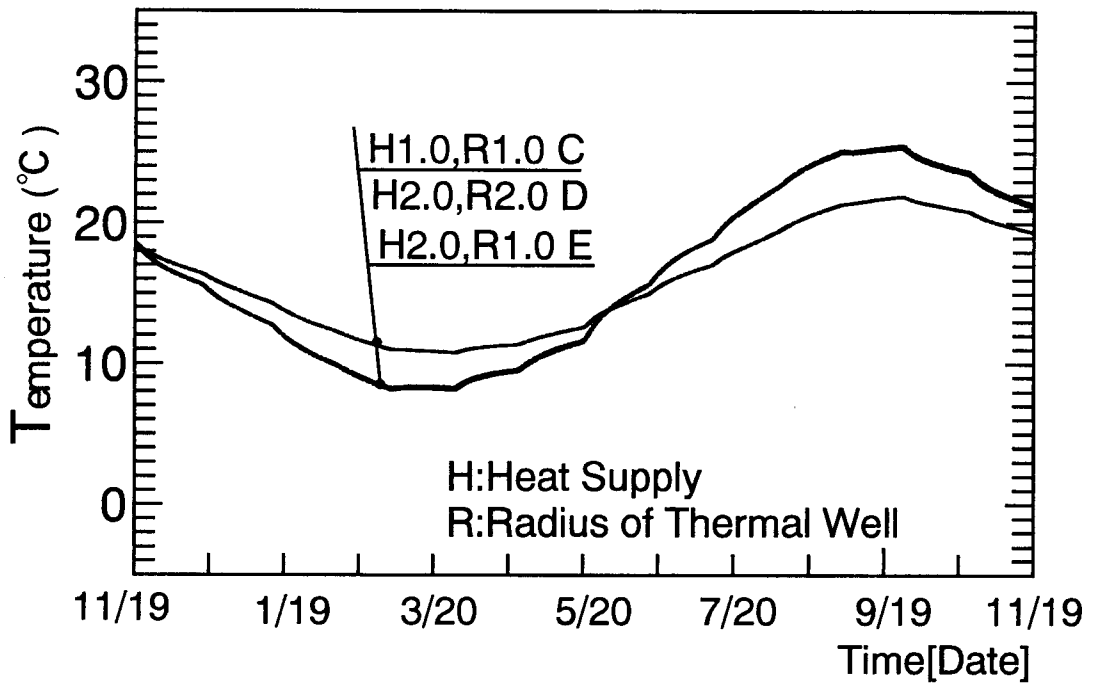


図7-48 地盤内温度（半径方向1.0m, 深さ5.0m, C~E）

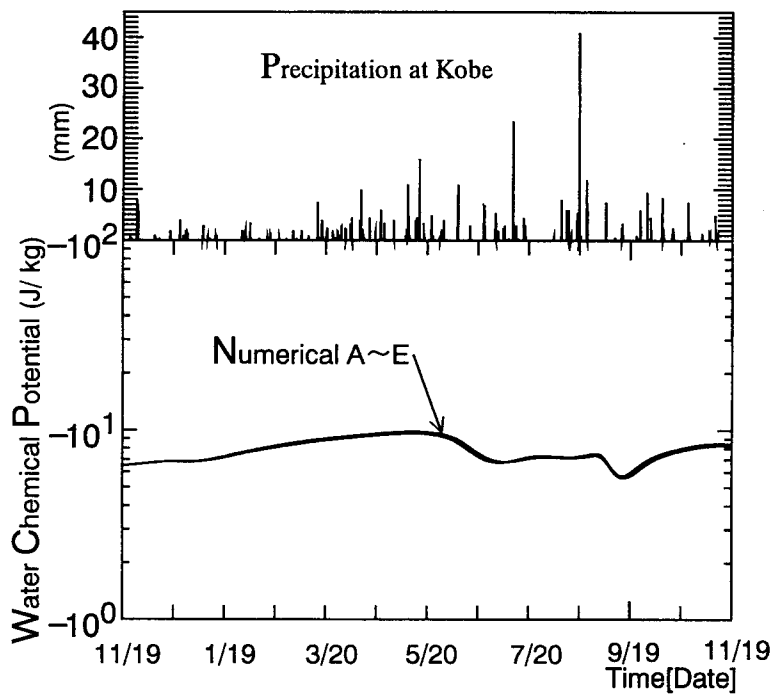


図7-49 地盤内水分化学ポテンシャル（半径方向1.0m, 深さ5.0m, A~E）

7-6 第7章のまとめ

前章で示したフィールド実験解析の第1年度解析結果を基に、さらに詳細な蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱性状を数値解析により検討を行った。本章で得られた結果をまとめると以下のようになる。

- (1) フィールド実験では当初設計通りに年間積算供給熱量が0とならずに正となったが、この状態が3周期間続いた場合でも、蓄熱井戸内水温の平均値上昇は僅かで、本系の地盤は設定供給熱量に対して十分な熱容量を有している。
- (2) 降雨量の増加は、地表面温度の低下をもたらし、これにより地盤内部の温度も低下する。
- (3) 降雨量月別平均値を用いた場合には、実際よりも水分蒸発量が増加し、地盤温度の低下を招くがその値は小さく、蓄熱井戸内水温へ与える影響は殆どなく、蓄熱井戸水温予測には、月別平均値を用いれば十分な予測が行える。
- (4) 本実験系のように、地盤内部の含水率が高い場合には、蓄熱井戸への供給熱量と蓄熱井戸内水温の年振幅はほぼ比例関係にあり、したがって、この系では地盤内蓄熱過程の非線形性は弱く、地盤内含有水量を適切に考慮した熱伝導率を用いれば単純熱伝導率による線形予測が可能である。
- (5) 蓄熱井戸の単位面積当たりの供給熱量が等しければ、管径の小さな蓄熱井戸ほど有効である。したがって、蓄熱効率の点からは、直径の大きな蓄熱井戸を少ない本数建設するより、直径の小さな蓄熱井戸を多数建設する方が有効である。

第8章 地盤蓄熱過程への地下水流の影響

8-1 はじめに

前章までに、省エネルギー、未利用エネルギー活用の観点から行った実物大密閉型蓄熱井戸を用いたフィールド実験結果およびその理論解結果を示し、その特性、有効性および温度・自由水基準の水分化学ポテンシャルを移動ポテンシャルとした熱水分同時移動方程式、地盤井戸系熱収支式を用いた理論解析が実験実測値を妥当精度で再現できることを示した。本章では、提案した予測法による地盤内熱水分性状予測の妥当性をさらに詳細に確認する。

一般に、建築壁体等の比較的密度の大きな多孔質体内の水分および空気移動による顕熱移動は一般に小さく無視され、本研究で提案した予測法もこの仮定に基づいている。しかし、地盤内部では通常、帯水層と呼ばれる液水で飽和した領域が存在し、ここでは、常水面高低差に伴うかなり大きな圧力差が生じており、これによって、地下水流れが生じている。また、熱源周りの温度変化に伴って自然対流も生じていると考えられる。したがって、本研究において対象とした様な鉛直埋設型の蓄熱井戸では、この影響についても検討を行う必要があると考えられる。そこで本章では、蓄熱井戸の一般的予測法において、これらの影響を考慮すべきか否かの検討を行う。ここでは、検討対象を次のように単純化して検討する。地盤内部は全て完全飽水状態すなわち水分の化学ポテンシャルは0で一様とする。この検討対象で地下水流および自然対流の影響が小さい場合には、それ以下の含水率の部分（不飽和領域）を含む場合には、さらにこれらによる影響が小さくなるためである。

本章で検討を行う帯水層内の圧力勾配および熱源周りの温度差による浮力による移流の影響は、対象系を3次元系として取り扱うことによって、全体の影響を評価することができる。しかし、ここでは計算の簡略化のため浮力による流れと圧力勾配による地下水流の影響をそれぞれ鉛直方向、水平方向の2次元場として別々に取り扱う。

8-2項では、飽和多孔質土壌中での熱および水分の移動方程式を示す。これらの方程式は第2章で示した基礎方程式において液水飽和時の状態を記述するものである。8-3項では、一定動水勾配の定常流れの蓄熱性状に与える影響の検討を行い、8-4項では、Boussinesq近似によ

る蓄熱井戸周りの浮力効果の影響についての検討を行う。

8-2 数値解析に用いる基礎方程式

第2章で示した多孔質土壤中での熱および水分移動の基礎方程式の液水飽和状態の場合の表現を再記する。基礎式を示すに当たっては、以下の仮定を用いる。

- (1)地下水は単一の Newtonian Fluid であり、その密度は圧力による変化が無視することができ、温度変化による密度変化は浮力に対してのみこれを考慮する (Boussinesq 近似) 。
- (2)流体 (地下水) 内部での発熱および化学的変化はない。
- (3)地盤内部の固体実質部は均一であり、変形および化学的変化はない。
- (4)流体・固体実質部間の熱伝達率は無限大であり両者の温度差はない (局所平衡仮定) 。
- (5)地下水流れは層流であり、Darcy 則に従う。

これらの仮定の下で、地盤内飽水領域での熱および水分の移動は以下の方程式で示される [67] [68][69]。

質量保存式

$$\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0 \quad (8-1)$$

運動方程式 (Darcy 則)

$$\rho_w v_i = -\lambda_p' \left(\frac{\partial P}{\partial x_j} + \rho_w g \frac{\partial z}{\partial x_j} \right) \quad (8-2)$$

但し、 $\lambda_p' = \lambda_\mu' / \rho_w$

エネルギー保存式

$$\{ \Phi_o \rho_w C_w + (1 - \Phi_o) \rho_s C_s \} \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x_i^2} - \rho_w C_w \frac{\partial v_i T}{\partial x_i} \quad (8-3)$$

状態方程式

$$\rho_w = \rho_o \{ 1 - \eta (T - T_o) \} \quad (8-4)$$

8-3 自然対流の無い場合の地下水流の影響

8-3-1 計算方法および計算条件

解析対象を図8-1に示す。蓄熱井戸に直交する平面上の2次元場として取り扱う。蓄熱井戸表面を除く境界面の位置は、予備計算により無限場と近似できる位置を検討して定めた。また、計算の簡略化のため蓄熱井戸断面は正方形(0.5m×0.5m)とした。

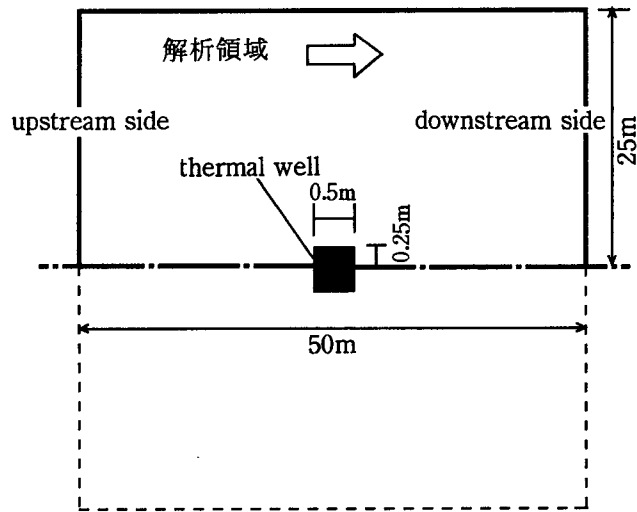


図8-1 解析対象

地下水流れは圧力差(水頭差)のみによって生じる。したがって、圧力の境界条件として、上流側境界と下流側境界の圧力差を与えた。蓄熱井戸表面境界およびその他の境界は対称条件とした。熱の境界条件は、上流・下流側境界は17.0℃一定(実測地盤内年平均温度)とし、蓄熱井戸表面は熱源年振幅15.0degreeとして次式とした(図8-2)。その他の境界は全て断熱条件とした。初期条件は実測地盤内年平均温度(=17.0℃)一様とした。

$$T_s = 17.0 + 15.0 \times \sin \omega t \quad (^\circ\text{C}) \quad (8-5)$$

$$t = 0 \text{ (hour)} : 5\text{月}1\text{日 AM } 0:00, \quad \omega = 2\pi / (365 \times 24)$$

以上の境界条件および初期条件の下で、上記基礎方程式を差分法で数値計算を行った。流れの式はrelaxation法を用い、エネルギー式は前進差分を用いた。なお、移流項は一次の風上差分を用いた[70]。これらの差分式を以下に示す。また、水分伝導率(透水係数)： λ_p' ，熱伝導率： λ は第5章で示したPlainfield Sandの飽水時($\mu = 0$)の値($\lambda_{\mu'} = 2.368 \times 10^{-3} \text{ kg/ms(J/kg)}$ ， $\lambda = 2.508 \text{ W/mK}$)を用いた。

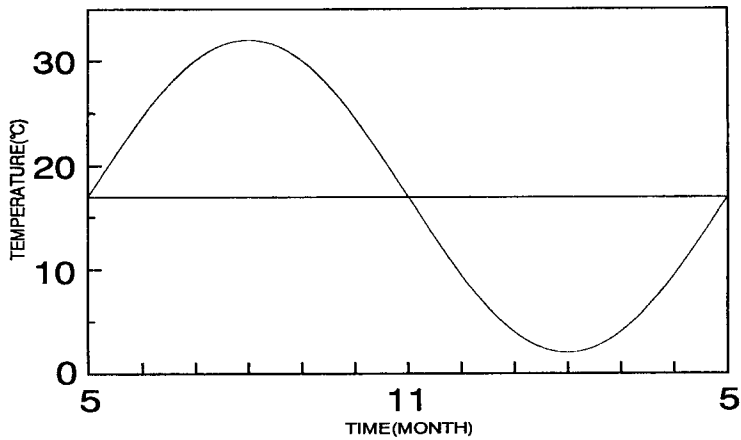


図 8-2 蓄熱井戸表面温度

流れの式(8-1)および(8-2)は

$$\begin{aligned}
 P_{i,j}^{k+1} = P_{i,j}^k + \omega' \left[\frac{1}{\Delta x_i} \left\{ \frac{2}{\Delta x_{i+1} + \Delta x_i} (P_{i+1,j}^k - P_{i,j}^k) \right. \right. \\
 \left. \left. - \frac{2}{\Delta x_i + \Delta x_{i-1}} (P_{i,j}^k - P_{i-1,j}^k) \right\} \right. \\
 \left. \frac{1}{\Delta y_j} \left\{ \frac{2}{\Delta y_{j+1} + \Delta y_j} (P_{i,j+1}^k - P_{i,j}^k) \right. \right. \\
 \left. \left. - \frac{2}{\Delta y_j + \Delta y_{j-1}} (P_{i,j}^k - P_{i,j-1}^k) \right\} \right] \quad (8-6)
 \end{aligned}$$

ただし,

$$\begin{aligned}
 \omega' = \omega / \left\{ \frac{1}{\Delta x_i} \left(\frac{2}{\Delta x_{i+1} + \Delta x_i} + \frac{2}{\Delta x_i + \Delta x_{i-1}} \right) \right. \\
 \left. + \frac{1}{\Delta y_j} \left(\frac{2}{\Delta y_{j+1} + \Delta y_j} + \frac{2}{\Delta y_j + \Delta y_{j-1}} \right) \right\}
 \end{aligned}$$

エネルギー保存式(8-3)は,

$$\begin{aligned}
 & \{ \Phi_0 \rho_w C_w + (1 - \Phi_0) \rho_s C_s \} \frac{T_{i,j}^{n+1} - T_{i,j}}{\Delta t} \\
 = & \lambda \left[\left\{ \frac{T_{i+1,j} - T_{i,j}}{(\Delta x_{i+1} + \Delta x_i) / 2} - \frac{T_{i,j} - T_{i-1,j}}{(\Delta x_i + \Delta x_{i-1}) / 2} \right\} / \Delta x_i \right. \\
 & \left. + \left\{ \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{(\Delta y_{j+1} + \Delta y_j) / 2} - \frac{T_{i,j} - T_{i,j-1}}{(\Delta y_j + \Delta y_{j-1}) / 2} \right\} / \Delta y_j \right]
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& C_w \rho_w \left\{ \left[u_{i,j}, 0 \right] / |u_{i,j}| \frac{u_{i,j} T_{i,j} - u_{i-1,j} T_{i-1,j}}{(\Delta x_i + \Delta x_{i-1}) / 2} \right. \\
& - \left[-u_{i,j}, 0 \right] / |u_{i,j}| \frac{u_{i+1,j} T_{i+1,j} - u_{i,j} T_{i,j}}{(\Delta x_{i+1} + \Delta x_i) / 2} \\
& + \left[v_{i,j}, 0 \right] / |v_{i,j}| \frac{v_{i,j} T_{i,j} - v_{i,j-1} T_{i,j-1}}{(\Delta y_j + \Delta y_{j-1}) / 2} \\
& \left. - \left[-v_{i,j}, 0 \right] / |v_{i,j}| \frac{v_{i,j+1} T_{i,j+1} - v_{i,j} T_{i,j}}{(\Delta y_{j+1} + \Delta y_j) / 2} \right\} \quad (8-7)
\end{aligned}$$

ここで、 i, j は位置を表す節点番号であり、 $n+1$ は次の時刻を表す。 n は省略した。 k は反復回数である。また、 ω は収束因子であり、

$$1 \leq \omega < 2$$

が収束条件である。

なお、 $[A, B]$ は A と B の大きい方を表すものとする。

8-3-2 計算結果と考察

計算は3周期間（3年間）行った。地下水流れは定常流であるので、温度場の初期の非定常期間は短く計算開始後2, 3カ月であった。したがって、以下では第2周期目の結果を示す。

図8-3に、本解析系での動水勾配と蓄熱井戸から十分離れた位置の地下水流速の関係を示す。水分伝導率は一定であるので両者の関係は線形である。

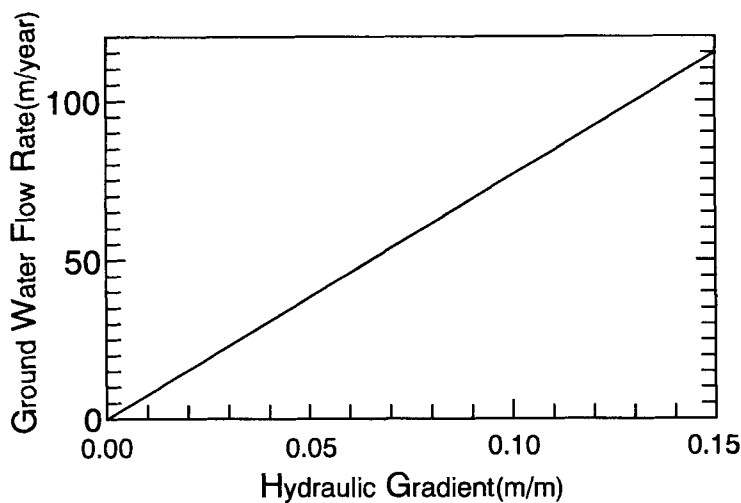


図8-3 動水勾配と地下水流速の関係

動水勾配が0 (=0.0m/year), 1/100 (=流速約8.0m/year), 1/50 (=16.0m/year), 1/10 (=80.0m/year) の場合の蓄熱井戸表面熱流経年変化の比較を図8-4に示す。なお、図に示すように、流速に比例して蓄熱井戸表面熱流年振幅は大きくなり、地下水流が無い(動水勾配0)場合の蓄熱井戸表面熱流年振幅に対する比は1/100, 1/50, 1/10の場合にそれぞれ1.02, 1.05, 1.50程度となる。したがって、無限場における単一井戸の積算表面熱流の増加は動水勾配1/50(地下水流速16.0m/year)程度までは設計に際しては無視し得る程度と言える。

次に、地下水流れが蓄熱井戸周辺地盤温度分布に与える影響を検討する。図8-5~7に各地下水流速時の蓄熱井戸上流側表面熱流と下流側表面の熱流の比較を示す。また、図8-8~11に各地下水流速時の蓄熱井戸最大熱振幅時(8月上旬)の蓄熱井戸周辺地盤温度分布を示す。図8-5~7に示すように、蓄熱井戸下流側と上流側の蓄熱井戸表面熱流年振幅比は、それぞれ1.1, 1.2, 1.5程度となっている。また、蓄熱井戸周辺地盤温度分布については図8-8~11に示すように、地下水流れが無い場合には、当然のことながらその温度分布は蓄熱井戸を中心とした同心円状の分布となっており、地下水流速8.0m/year, 16.0m/year, 80.0m/yearの場合の蓄熱井戸から5.0m地点の蓄熱井戸上流側・下流側の地盤温度差はそれぞれ0.2degree, 1.1degree, 3.5degree程度となっている。これらのことから判断すると、複数本の蓄熱井戸を設置する場合についても、地盤蓄熱領域を蓄熱井戸を中心に半径5.0m以上の範囲とする場合には、地下水流れの影響を無視して設計が可能であると言える。

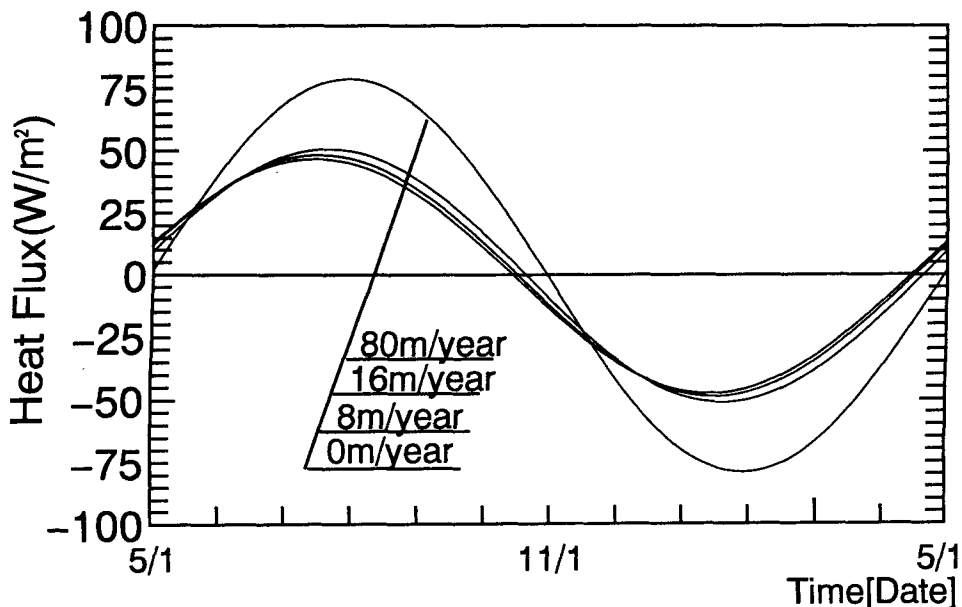


図8-4 蓄熱井戸表面熱流

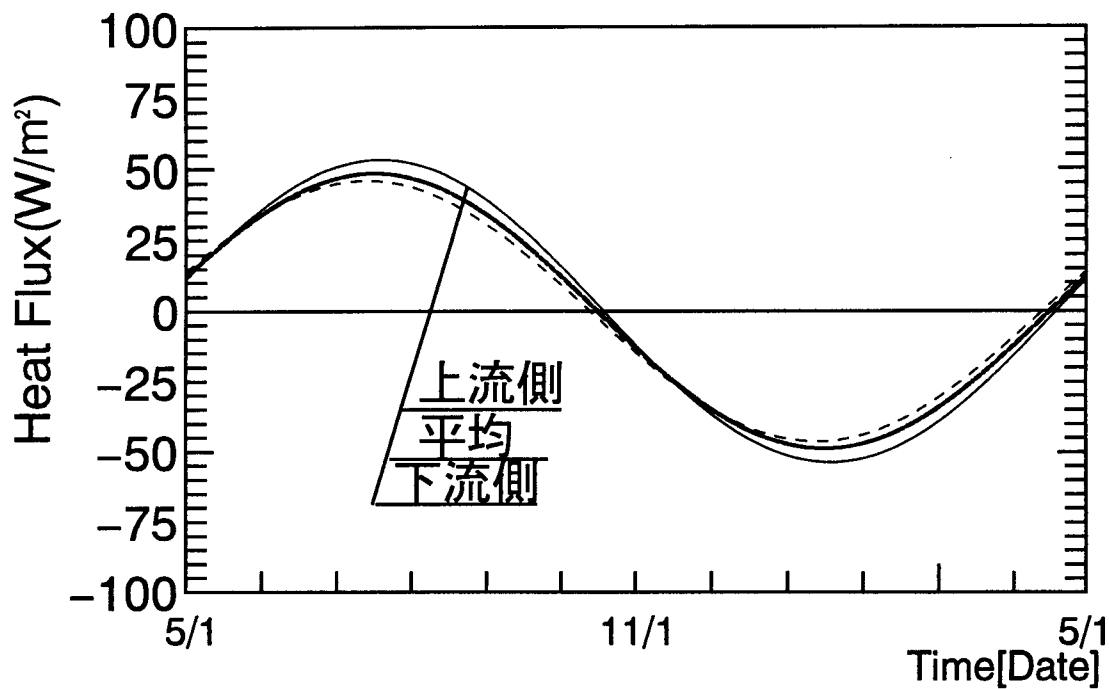


図8-5 蓄熱井戸表面上流・下流側熱流の比較（地下水流速8.0m/year）

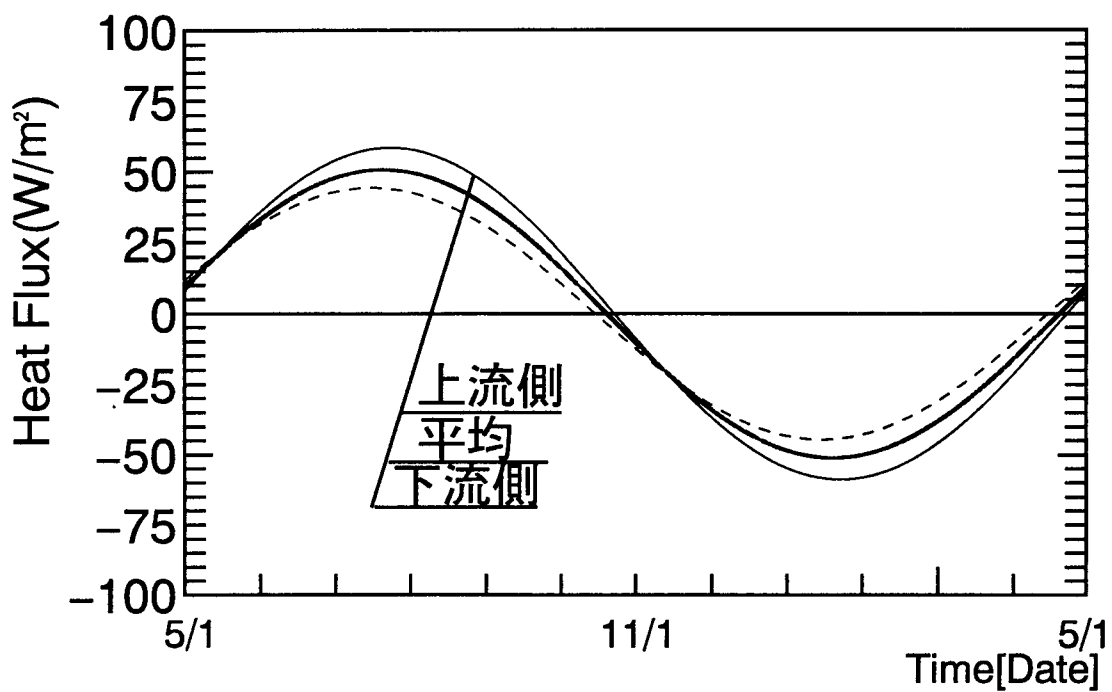


図8-6 蓄熱井戸表面上流・下流側熱流の比較（地下水流速16.0m/year）

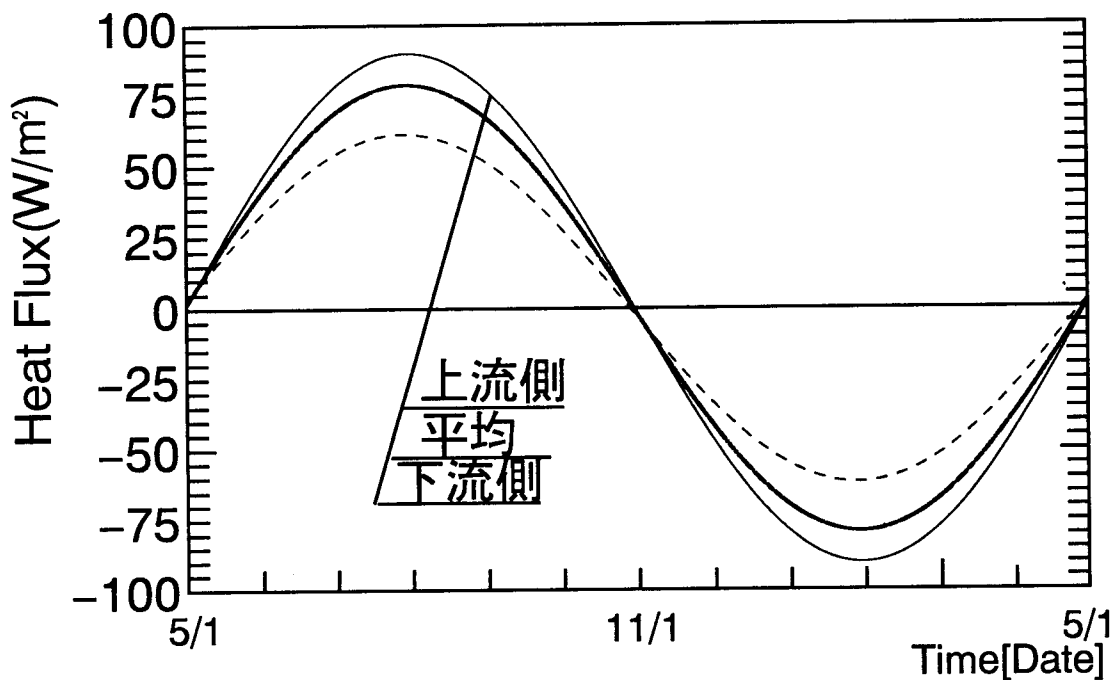


図8-7 蓄熱井戸表面上流・下流側熱流の比較 (地下水流速80.0m/year)

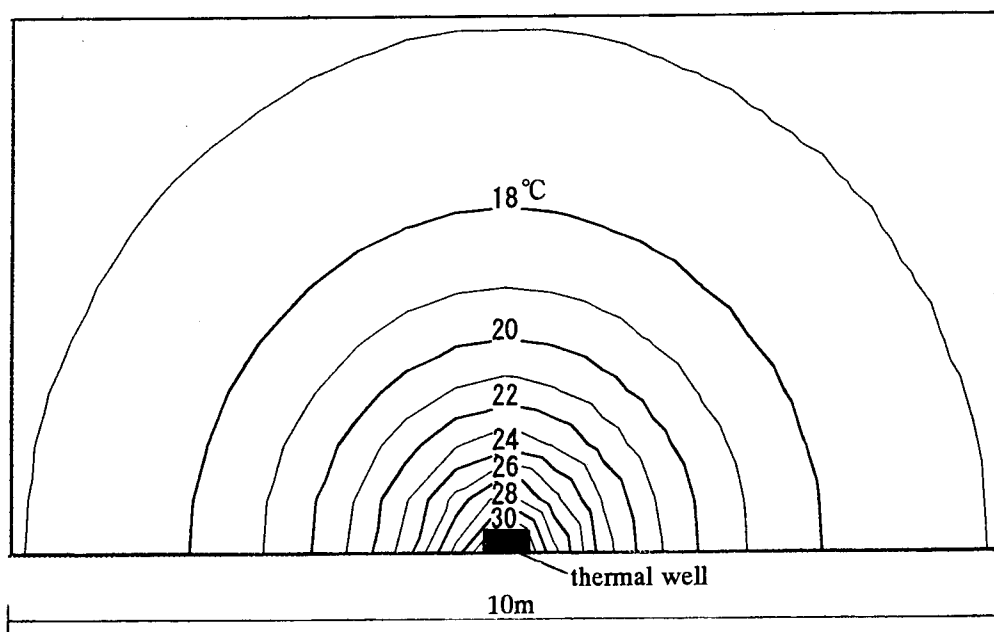


図8-8 蓄熱井戸最大熱振幅時の周辺地盤温度分布 (地下水流速 0.0m/year)

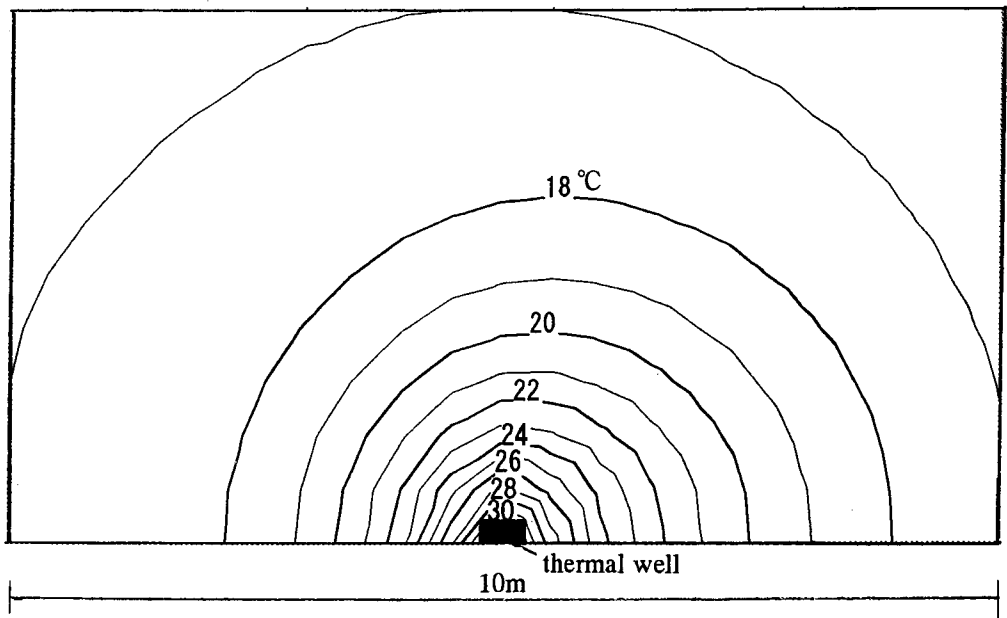


図 8 - 9 蓄熱井戸最大熱振幅時の周辺地盤温度分布 (地下水流速 8.0m/year)

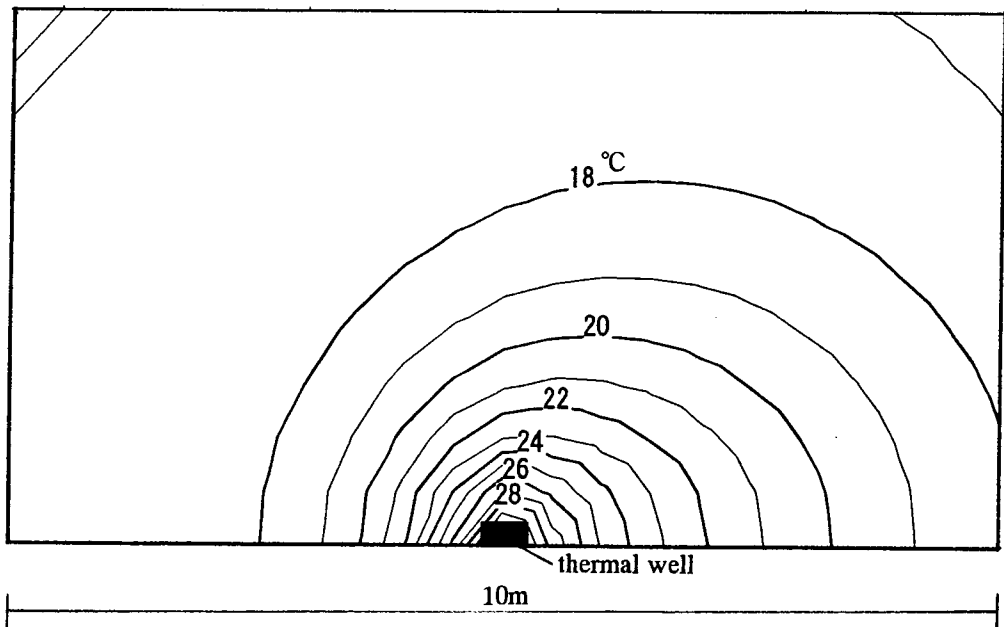


図 8 - 1 0 蓄熱井戸最大熱振幅時の周辺地盤温度分布 (地下水流速 16.0m/year)

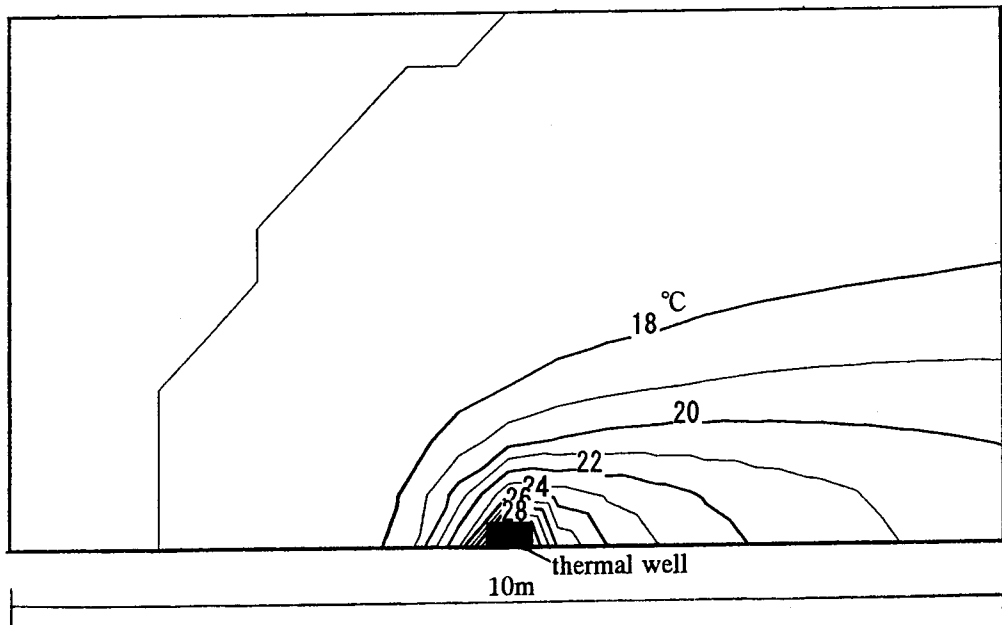


図 8 - 1 1 蓄熱井戸最大熱振幅時の周辺地盤温度分布 (地下水流速 80.0m/year)

8 - 4 自然対流の影響

8 - 4 - 1 計算方法および計算条件

図 8 - 1 2 に計算対象を示す。蓄熱井戸の両側の対称性を利用して蓄熱井戸中心から片側の鉛直方向の 2 次元を取り扱う。境界条件は温度場に与える浮力による移流の影響が最も大きい条件として、熱境界条件は蓄熱井戸表面以外は全て断熱条件とし、流れの境界条件は全て対称条件とした。したがって、対象系は完全密閉系である。蓄熱井戸表面温度、初期条件および計算方法は前項と同様とした。本対象系は、周囲への地下水流出入および熱損失が全く無い状態であり、かなり非現実的な状況である。したがって、本対象系で自然対流の熱的影響が小さければ、現実の帯水層およびこれ以下の含水領域 (不飽和領域) では、この影響はさらに小さくなると考えられる。

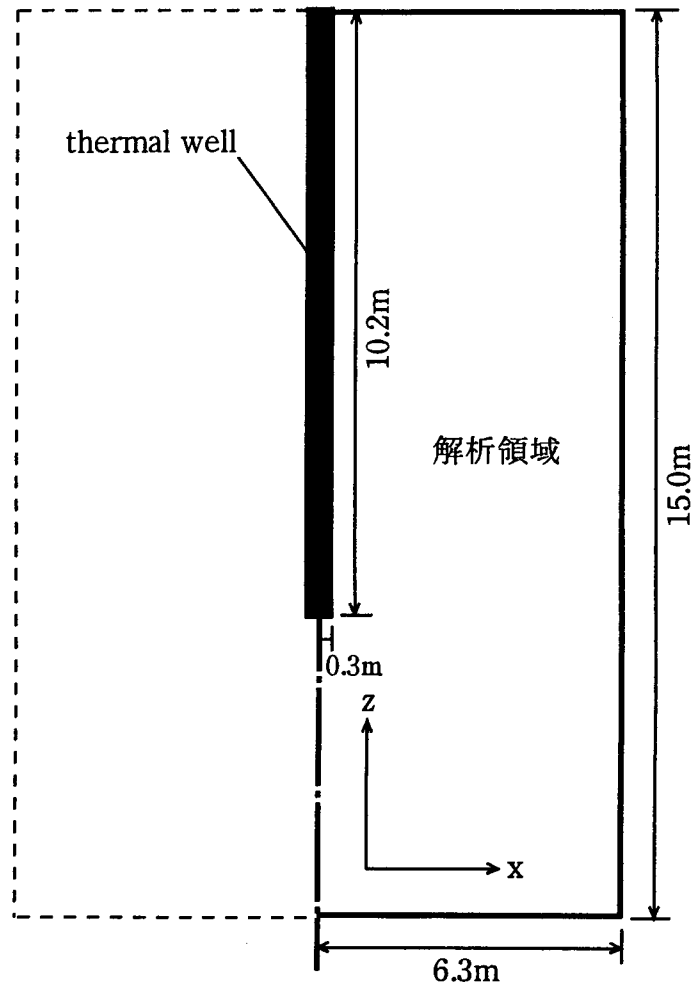


図 8 - 1 2 解析対象

8 - 4 - 2 計算結果と考察

計算は3周期間（3年間）行い，計算開始後2年ではほぼ周期解が得られた。したがって，以下では第3周期目の結果を示す。

図 8 - 1 3， 1 4 に夏期および冬期の蓄熱井戸最大熱振幅時の地盤内水分の速度分布を示す。両図に示すように，浮力による流れは，夏期，冬期とも蓄熱井戸中央部近傍で最大流速が生じており，その値は約20/yearとなっている。また，両図を比較すると，全体の流れは夏期，冬期いずれも対象領域境界を沿って循環流が生じており，その方向は夏期と冬期でほぼ反転している。したがって，対象領域外部への熱損失が有る場合には，この循環流はここで得られた値よりも，さらに小さくなると推定される。

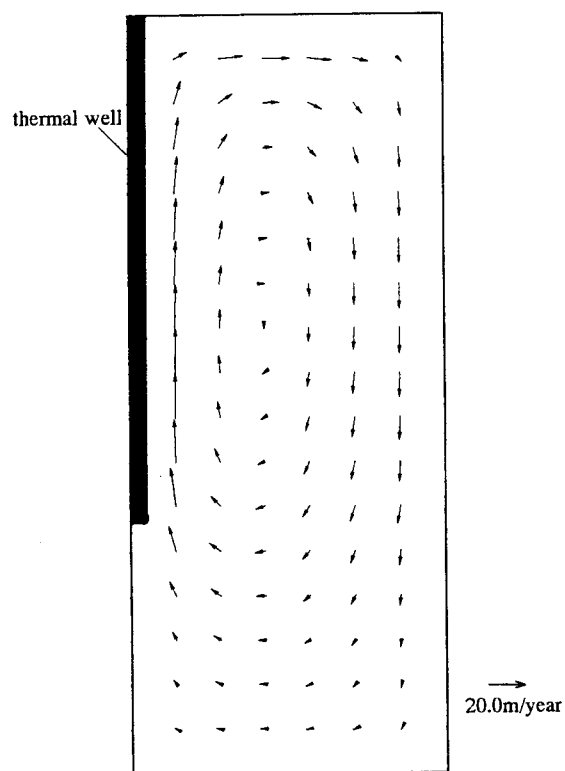


図 8 - 1 3 蓄熱井戸最大熱振幅時（8月上旬）の地盤内流速分布

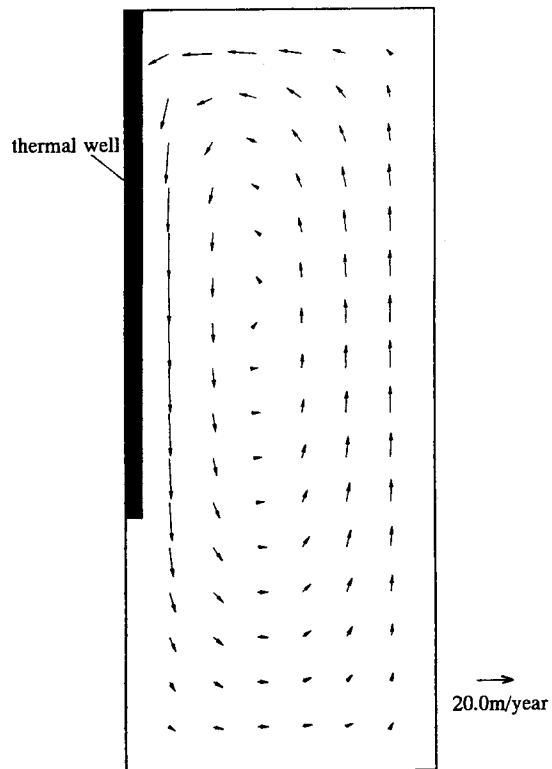


図 8 - 1 4 蓄熱井戸最大熱振幅時（2月中旬）の地盤内流速分布

図8-15, 16に夏期および冬期の蓄熱井戸最大熱振幅時の地盤内温度分布を浮力を考慮しない場合の単純熱拡散時の温度分布と共に示す。両図に示すように、単純熱拡散時の夏期、冬期の蓄熱井戸から(へ)の熱流は蓄熱井戸表面からほぼ均一に生じており、また、夏期、冬期の地盤内温度分布は地盤内年平均温度(=17.0°C)を基準にほぼ対称となっている。一方、地盤内部に自然対流が生じている場合には、その浮力による流れによって、夏期においては蓄熱井戸下部付近で、冬期においては蓄熱井戸上部付近においてみかけの熱拡散量が大きくなっており、本系においては、自然対流による浮力効果が年周期での蓄熱効率をUPさせる方向に作用していると考えられる。

図8-17に、単純熱拡散時と自然対流が生じている場合の単位面積当たりの蓄熱井戸表面平均熱流の比較を示す。また、図8-18~20に、蓄熱井戸近傍の上部、中間部、下部での地盤内温度経年変化の両者の比較をそれぞれ示す。図中のN-Cは自然対流を考慮した解、S-Dは単純拡散解である。図8-17に示すように、単位面積当たりの蓄熱井戸表面平均算熱流の年振幅は、自然対流の影響を考慮した場合の方が自然対流を考慮しない場合よりも若干大きくなっているが、その差は振幅比で4.0%程度と小さい。また、図8-18~20に示すように、蓄熱井戸上部近傍では、自然対流を考慮した場合の方が若干温度が高く、蓄熱井戸下部近傍ではこの逆となっている。また、蓄熱井戸中間部近傍では、両者の差は非常に小さい。しかし、それらの差は最大でも1.5degree程度であり、蓄熱井戸表面近傍全体の平均温度の差は小さいと言える。これらのことから、蓄熱井戸内水温年振幅15degree程度では蓄熱井戸の熱効率に与える自然対流の影響は極めて小さく、実用計算上はこの影響は無視し得る程度であると言える。

図8-21~23に蓄熱井戸中心から水平方向3.0m地点の上部、中間部、下部の地盤内温度の経年変化の比較を示す。図に示すように、熱源から離れた地点でも熱源近傍と同様の傾向を示すが、上部では単純拡散解との差は最大で2.5degreeと比較的大きくなる。これは図8-13, 14で示したように、本系では外部境界に沿って比較的大きな流れが生じていること、また、外部への熱損失を無視していることが起因するものと考えられる。しかし、先にも述べたように、実際の帯水層では周囲への熱損失が存在すると推定されるので、現実的にはこの差はこれより小さくなるものと考えられる。

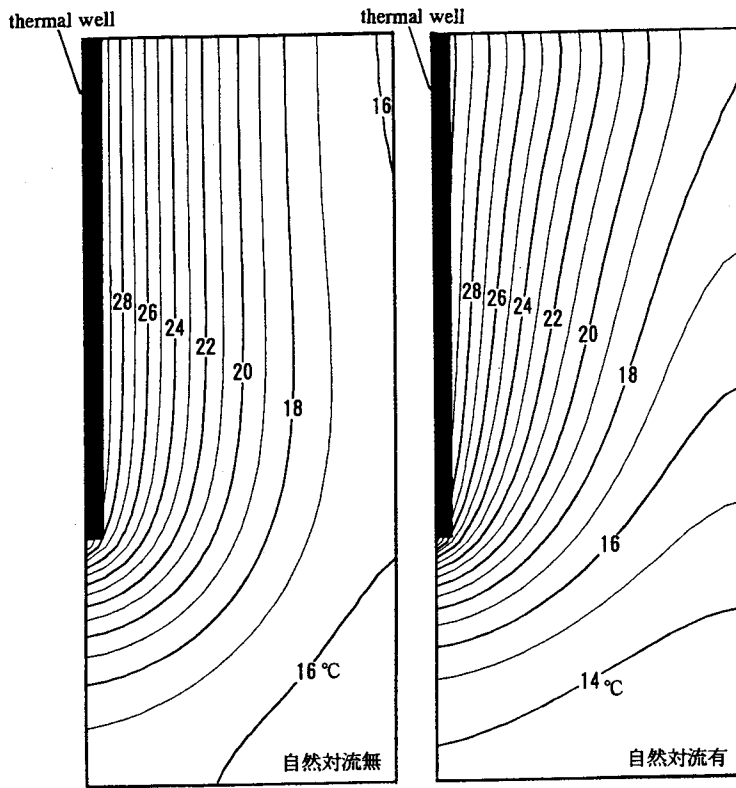


図 8 - 1 5 蓄熱井戸最大熱振幅時（8月上旬）の地盤内温度分布

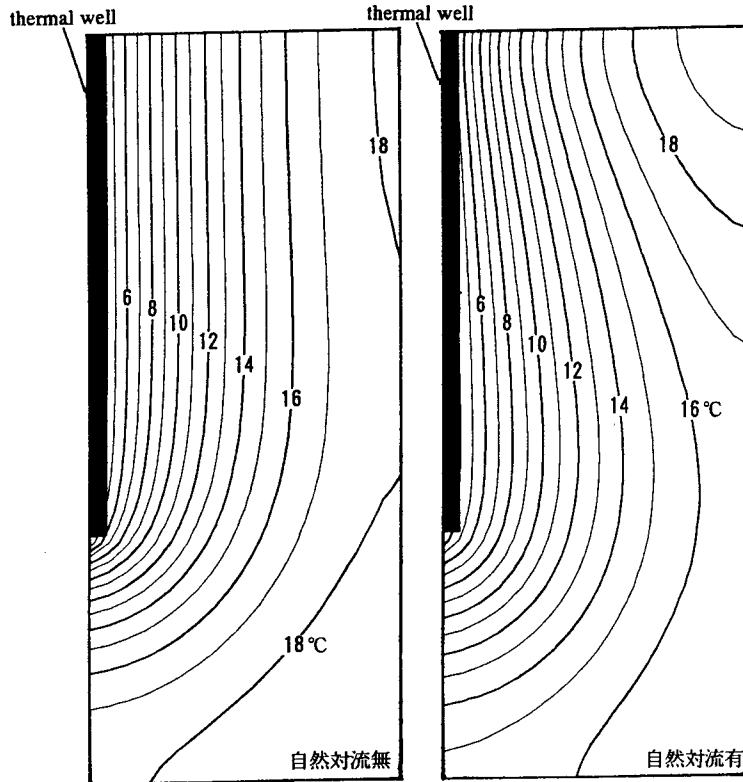


図 8 - 1 6 蓄熱井戸最大熱振幅時（2月中旬）の地盤内温度分布

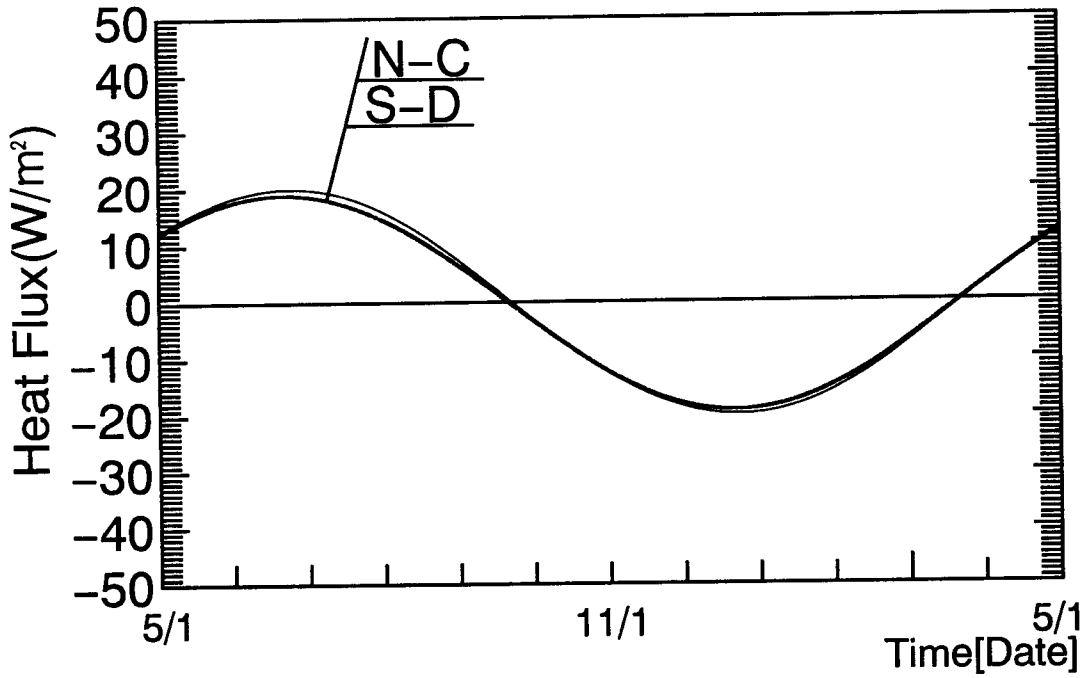


図8-17 単位面積当たりの蓄熱井戸表面平均熱流

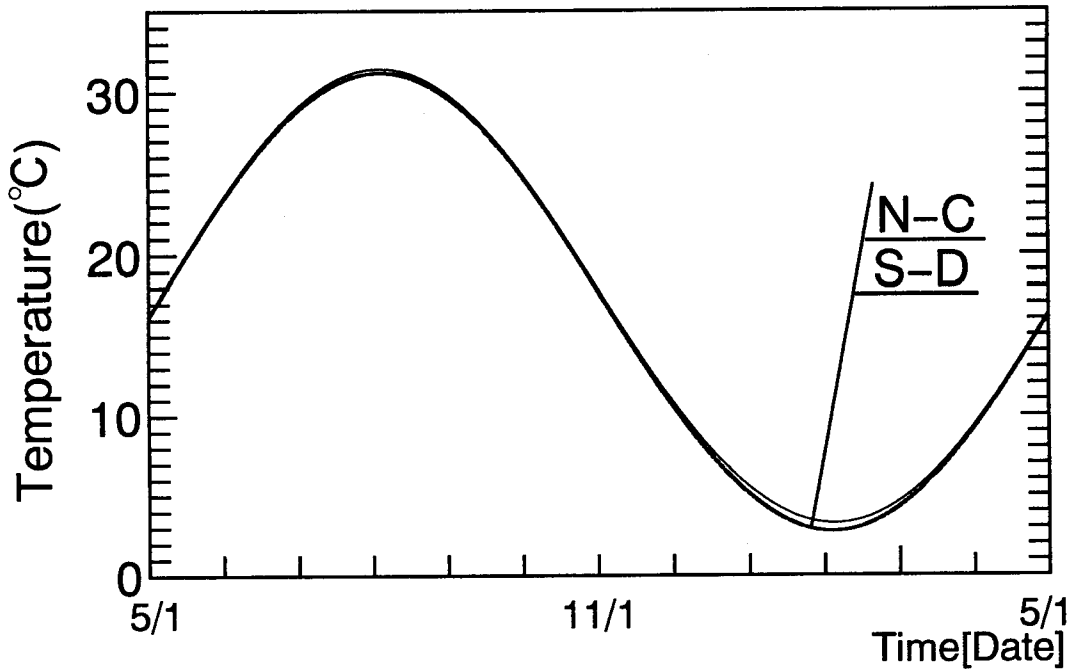


図8-18 蓄熱井戸上部近傍の地盤内温度

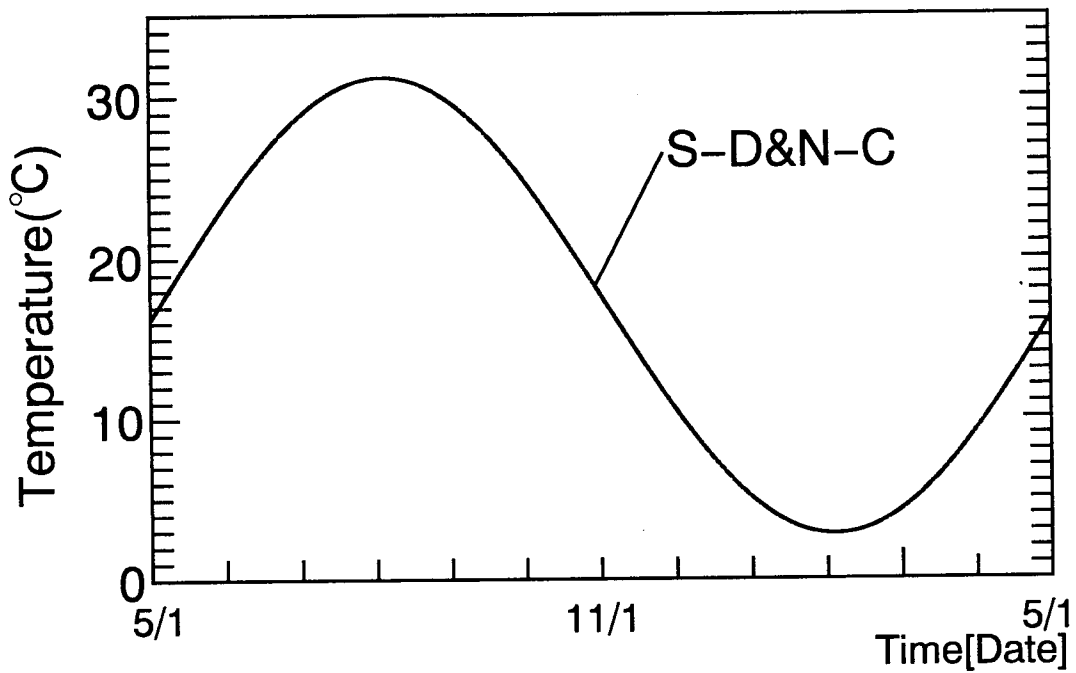


図 8 - 1 9 蓄熱井戸中間部近傍の地盤内温度

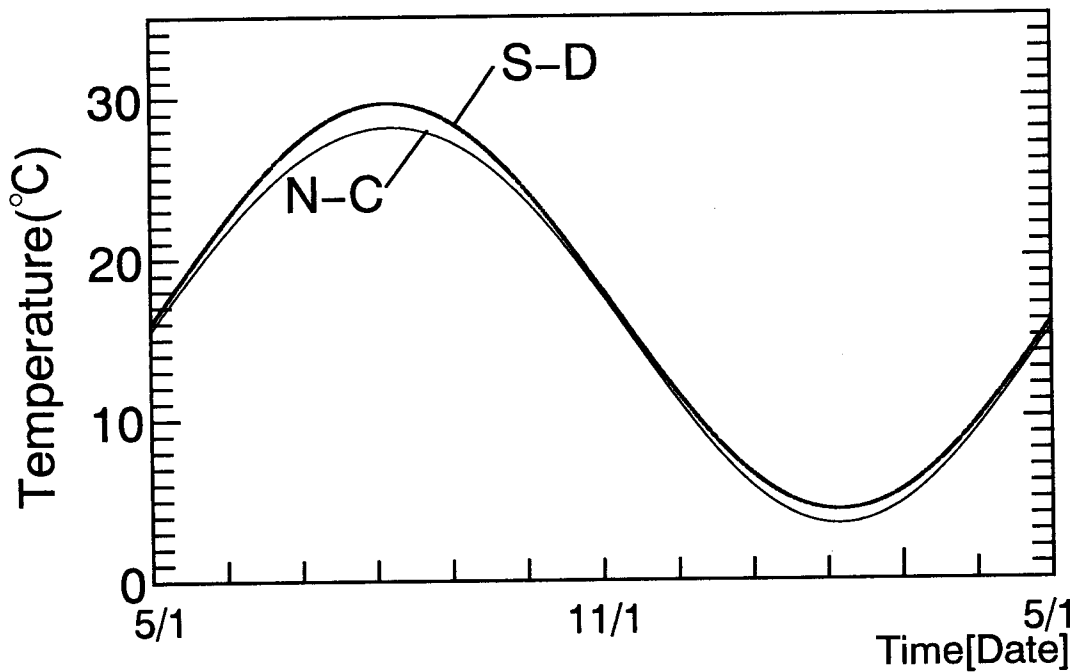


図 8 - 2 0 蓄熱井戸下部近傍の地盤内温度

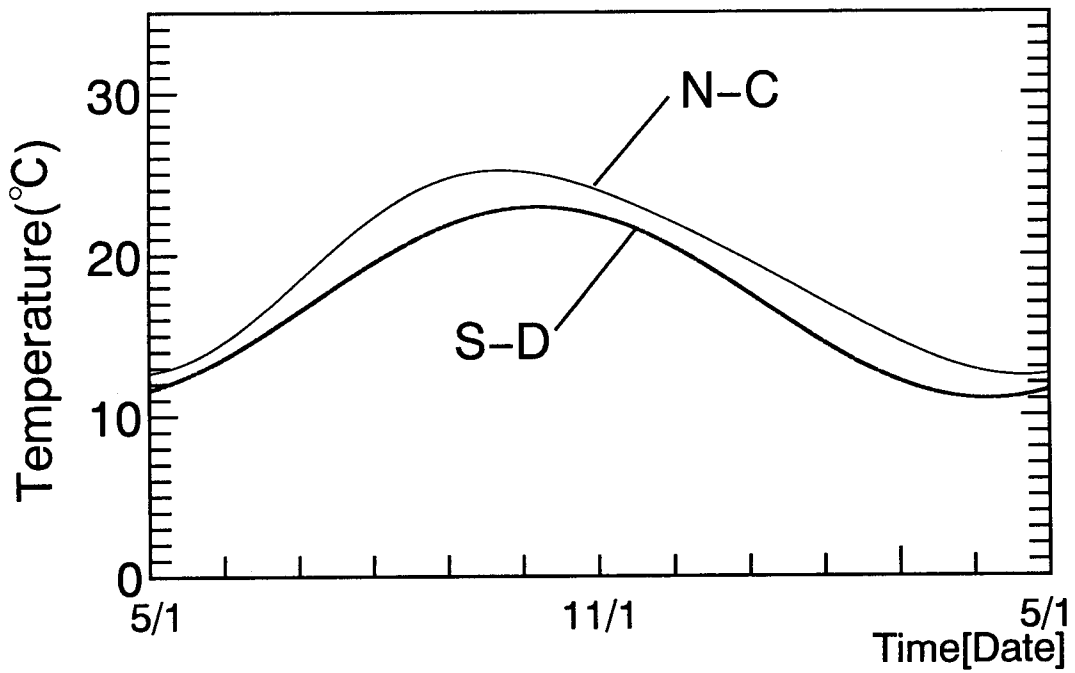


図 8 - 2 1 帯水層上部の地盤内温度 (水平方向3.0m地点)

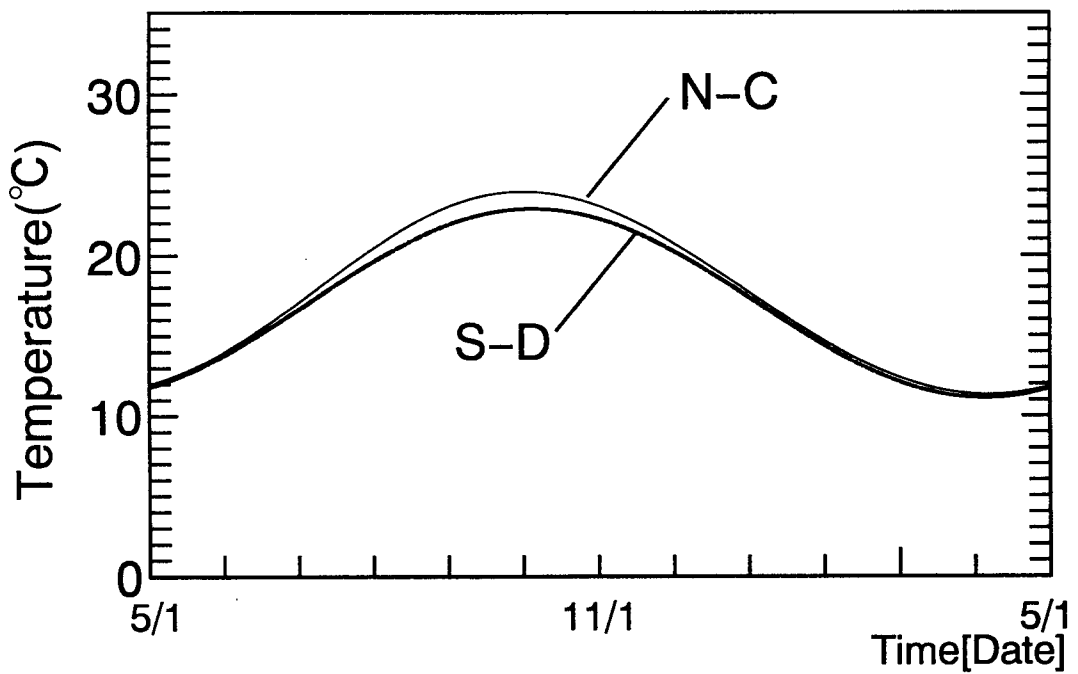


図 8 - 2 2 帯水層中間部の地盤内温度 (水平方向3.0m地点)

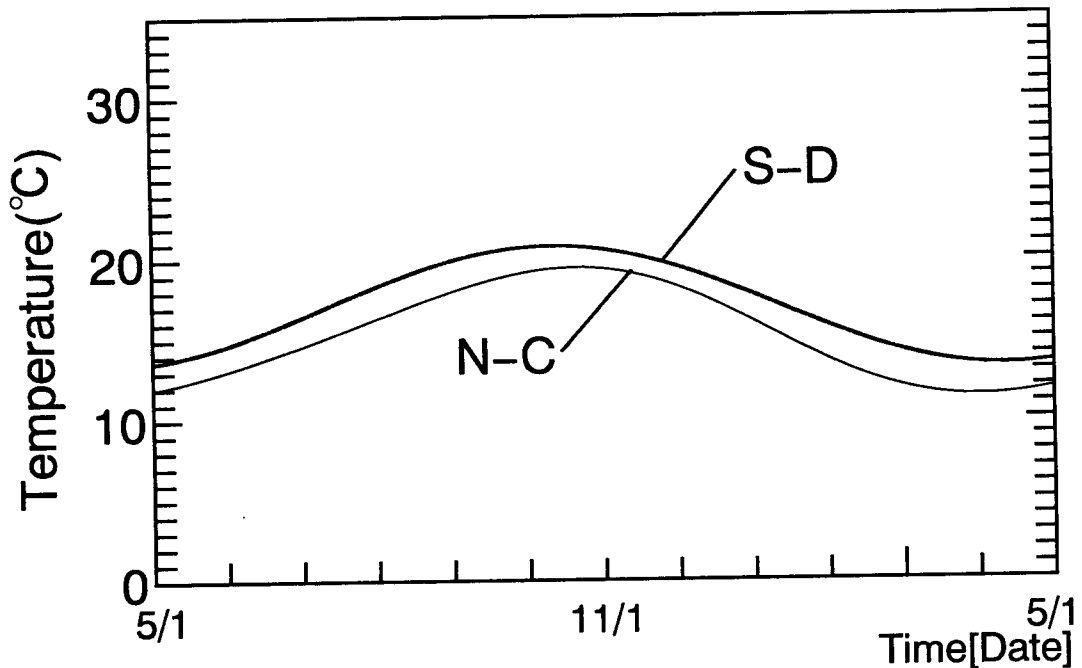


図 8 - 2 3 帯水層下層部の地盤内温度 (水平方向3.0m地点)

8 - 5 第 8 章のまとめ

蓄熱井戸の熱効率および周辺地盤内蓄熱性状に及ぼす、地下水流れおよび蓄熱井戸表面近傍の温度差による自然対流の影響をそれぞれ単純な 2 次元モデルで数値的に検討した。

(1)常水面高低差 (圧力差) による帯水層内の地下水流れ (移流) の蓄熱井戸熱効率に与える影響は、流速16.0/yearの場合で最大で5.0%程度であり、また、この時の周辺地盤温度分布に与える影響も比較的小さい。したがって、勾配の大きい地形や飽水時の水分伝導率の非常に大きい礫層地盤を除けば、実用計算においてはこれを無視して計算できる。

(2)蓄熱井戸水温 (表面温) 年振幅が外気温年振幅と同程度であれば、自然対流の影響についても、非常に小さく無視することができる。

(3)以上のことから、本論で提案している熱水分同時移動モデルは、例えば急勾配地形の様な地下水流速の比較的大きな場合を除けば、一般予測法として有効である。

第9章 地盤内熱移動の線形近似化の検討

9-1 はじめに

前章までの検討により、熱および水分の移動ポテンシャルとして温度および自由水基準の水分の化学ポテンシャルを用いた非線形熱水分同時移動方程式による数値予測法は、降雨等の影響を含めた自然条件下での地盤内熱・水分場を妥当精度で予測できることを示した。さらに、特殊な急勾配地形等を除けば、地下水流の影響および蓄熱井戸近傍での浮力による対流の影響は小さく、通常の平坦地盤での地盤内熱水分性状の予測においては、移流項は無視し得ることが確認された。そこで本章では、これらの結果を踏まえて、地盤内熱移動の簡易計算法の検討を行う。

多孔質建築壁体内の熱水分移動過程の線形近似法については、これまで数多くの研究がなされている[71][72][73]。通常の建築多孔質壁体内の熱水分移動過程では、よく知られているように、内部含水率が許容値以下である場合、すなわち、含有水分が蒸気拡散支配（hygroscopic 領域）にある場合には、水分伝導率等の物性値は定数とみなすことができ、熱と水分の移動方程式は線形方程式として、それぞれ独立に取り扱うことができる[74]。一方、これら通常の比較的低含水状態である建築壁体とは異なり、一般の地盤内水分場は降雨等による液水移動が支配的であり、その内部含水率はかなり高い。しかし、本研究におけるフィールド実験実測結果では、地盤内含水率の年変動は地表面近傍を除けば比較的小さく、年間を通してほぼ一定と見なせる結果であった。また、第7章において行った感度解析から、蓄熱井戸への供給熱量と蓄熱井戸の年振幅はほぼ比例関係にあり、本系の地盤内部で蓄熱過程の非線形性は比較的弱いことが明らかとなった。したがって、内部状態量の変動が比較的大きい地表面近傍での熱水分性状の予測を適切に行えば、換言すれば、地表面における境界条件を妥当精度でモデル化できれば、地盤内部での熱性状は線形系としての取り扱いが可能であると考えられる。そこで9-2項では、地盤内不飽和領域における年平均含水率時の地盤内物性値、さらに地表面水分蒸発潜熱を考慮した単純熱拡散方程式を用いて、蓄熱井戸およびその周辺地盤の温度場の数値計算を行い、非線形熱水分同時移動方程式による数値計算結果と比較し、その適用の可能性について検討を行う。また、9-3項では、地表面近傍における地盤内熱水分性状の簡易計算手法の一つの方法として、非線形熱水分同時移動方

程式系を線形として基準解周りで展開し、外気温湿度等の外界条件の平均値が基準条件から微小変化した場合の微小変化解を解をあらかじめ算定しておき、これらを重ね合わせることによって、任意の外界温湿度変化に対する地盤内熱水分性状の算定を行う擬線形化法について述べる。

9-2 単純熱拡散方程式による線形近似化の検討

9-2-1 単純熱拡散方程式

単純熱拡散支配の地盤内熱移動方程式は、非線形熱水分同時移動方程式の熱移動方程式(2-28)式において、移動係数一定、地盤熱容量一定および水分の化学ポテンシャル一定の場合の記述で表される。

$$C \rho \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \nabla^2 T \quad (9-1)$$

単純熱拡散方程式では、地表面での水分蒸発潜熱が考慮されていないので、ここでは地表面水分蒸発潜熱 q_s (W/m^2)を別途境界条件と与えるものとして、地表面での境界条件式は次式となる。

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha (T_o - T) + q_s + q_r + q_l \quad (9-2)$$

ただし、 T_o は外気温(K)、 q_s は日射による熱流(W/m^2)、 q_r は低温輻射による熱流(W/m^2)である。

9-2-2 計算条件

計算対象は第6、7章と同様に、蓄熱井戸を中心に円筒2次元として取り扱い、数値解析方法も、第6、7章と同様である。外界条件は、外気温、日射量、低温輻射量については、第1年度実測値を用い、地盤底面境界、初期温度、蓄熱井戸への供給熱量についても第1年度実測値を用いた。地表面の水分蒸発による潜熱量は、第6章の第1年度実験実測結果の理論解析によって得られた地表面蒸発量に水分蒸発潜熱(年平均気温時の値)を乗じたものを基準蒸発潜熱量 q_s として用い、これを考慮しない場合と併せて検討を行い、地表面水分蒸発による潜熱分の系に与える影響についても検討を行った。

9-2-3 計算に用いた地盤物性値

地盤内熱移動過程を単純熱拡散近似で予測する場合には、熱伝導率、地盤熱容量に対して適切な内部状態量（特に含水率）を用いることが必要条件であると考えられる。そこで、ここでは第6の第1年度理論解析結果から得られた蓄熱井戸周辺地盤の年平均含水率12.5vol.% ($\mu = -7.22\text{J/kg}$) を基準として、この1/2および2倍の値である6.25vol.%、25.0vol.%の3つの場合の地盤内物性値を用いた。それぞれの熱伝導率を表9-1に示す。

表9-1 各含水率時の熱伝導率

含水率(vol.%)	熱伝導率(W/mK)
6.25	1.6105
12.50	1.8631
25.00	2.2163

9-2-4 計算結果と考察

図9-1, 2に地盤内含水率12.5vol.% (B), 25.0vol.% (C), 6.25vol.% (D) 時の3つの地盤物性値を用いた場合の単純熱拡散方程式による蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の地表面深さ5.0m位置での地盤内温度経年変化と蓄熱井戸内水温の日平均値経年変化をそれぞれ示す。なお、両図中のAは、非線形方程式による解を示している。図9-1に示すように、内部状態量として年平均含水率12.5vol.% (B) を用いた場合は、年間を通じて非線形解よりも若干高い値になっているが、その変動は比較的良く一致している。一方、25.0vol.% (C) 時の物性値を用いた場合には冬期において、非線形解より1.5degree程度高く、6.25vol.% (D) 時の物性値を用いた場合には夏期において、非線形解よりも2.0degree程度高くなっている。蓄熱井戸内水温については、当然のことながら、図9-2に示すように、地盤内部含水量が最も少ない6.25vol.% (D) の場合が、蓄熱井戸内水温の年振幅は大きく、地盤内部含水量と蓄熱井戸内水温年振幅は反比例の関係にある。非線形解との比較では、この結果も平均含水率12.5vol.% (B) 時の物性値を用いた場合が、非線形解と最も良い一致を示した。以上のことから、単純熱拡散方程式による線形近似計算を行う場合には、地盤物性値として、適切な内部状態量を把握することが必要であると言える。

図9-3, 4に地表面での水分蒸発潜熱 q_e を考慮しない場合(C)と考慮した場合(B)の蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の地表面深さ5.0m位置での地盤内温度経年変化および蓄熱井戸内水温の日平均値経年変化と非線形解の比較をそれぞれ示す。図9-3, 4に示すように、地表面水分蒸発潜熱を考慮しない場合(C)には、降雨量の多い(水分蒸発量の多い)夏期において、地盤内温度については最大2.5degree程度、蓄熱井戸内水温については最大5.0degree程度非線形解よりも高い値となっており、単純熱拡散方程式による線形近似計算を行う場合には、地表面蒸発潜熱 q_e を適切に考慮することが極めて重要であることが判る。

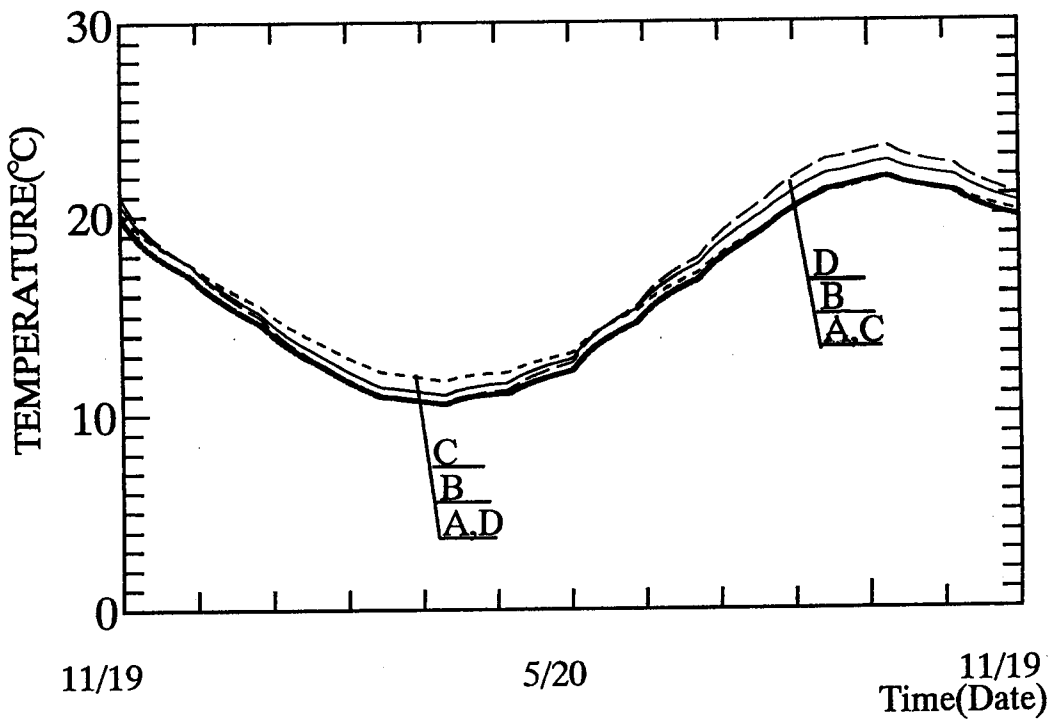


図9-1 一定熱伝導率を用いた場合の地盤内温度(半径方向1.0m, 深さ5.0m)

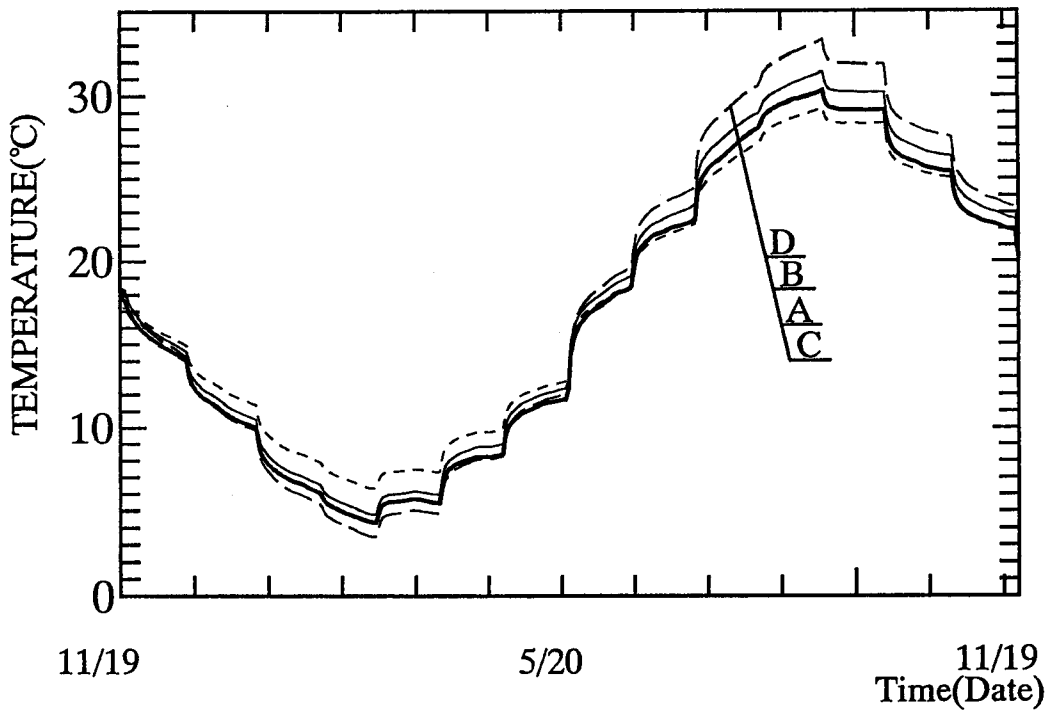


図9-2 一定熱伝導率を用いた場合の蓄熱井戸内水温日平均値経年変化

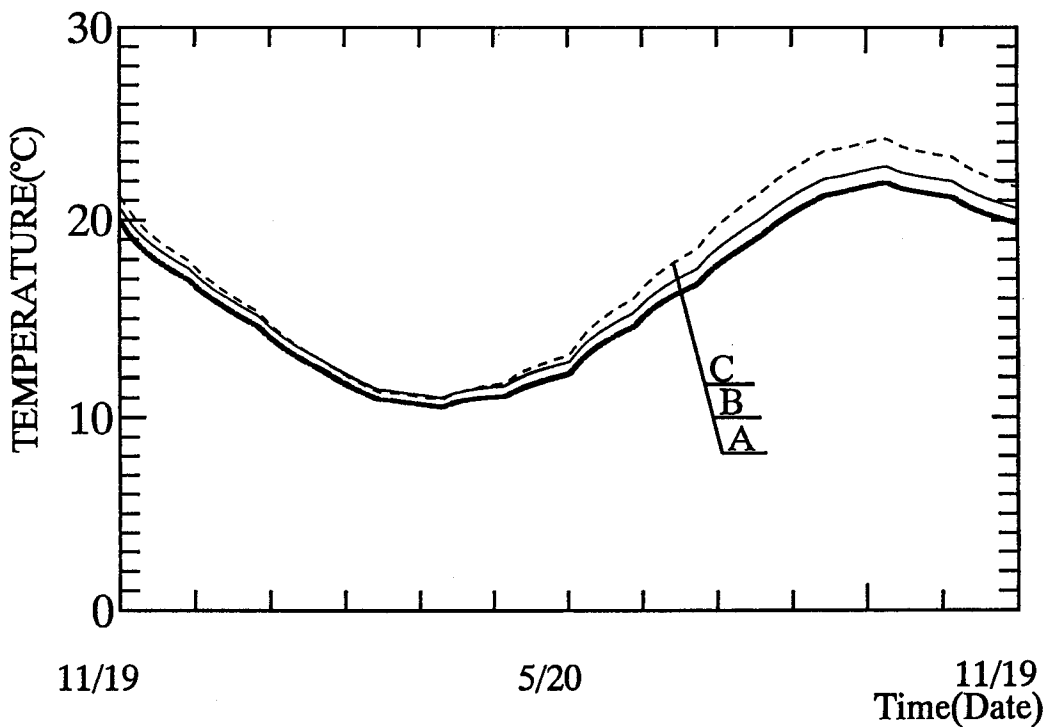


図9-3 地表面水分蒸発が有る場合と無い場合の地盤内温度（半径方向1.0m, 深さ5.0m）

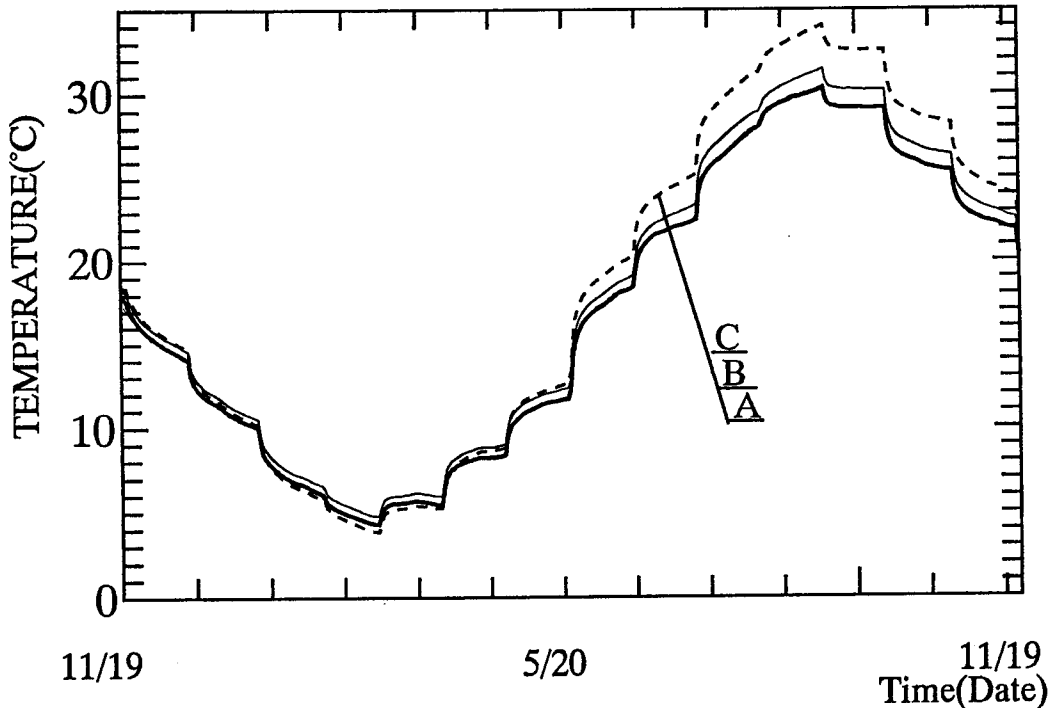


図9-4 地表面水分蒸発が有る場合と無い場合の蓄熱井戸内水温日平均値経年変化

次に、地表面での水分蒸発量の推定法と一例として、降水量からの推定を行う。第6章の第1年度実験結果の理論解析結果より、本地盤系では、年間降水量の約70%程度が地表面で蒸発することが明らかとなった。そこでここでは、地表面水分蒸発量を降水量から推定して計算を行った。図9-5に非線形熱水分同時移動方程式による地表面水分蒸発量月別積算値と月別降水量の70%の値を示す。図9-5に示すように、地表面水分蒸発量の月別積算値は、降水量月積算値に比して若干その変動幅が小さくなっているが、大略降水量の変動と一致している。したがって、ここでは地表面水分蒸発潜熱として月別降水量積算値の70%の値より得られる平均地表面水分蒸発潜熱量を用いて計算を行った。

図9-6、7に蓄熱井戸中心から半径方向1.0m地点の深さ5.0m位置の地盤内温度経年変化と蓄熱井戸内水温の日平均値経年変化をそれぞれ示す。なお、図中のBは非線形解より得られた水分蒸発量を用いた場合の単純熱拡散解、Cは降水量から推定した地表面蒸発量を用いた場合の単純熱拡散解、Aは非線形解を示す。両図に示すように、B、C間の差は全く見られない。したがって、地表面水分蒸発による潜熱量 q_v は月別降水量から得られる適切な水分蒸発量を推定することによって十分な精度で予測可能であると言える。

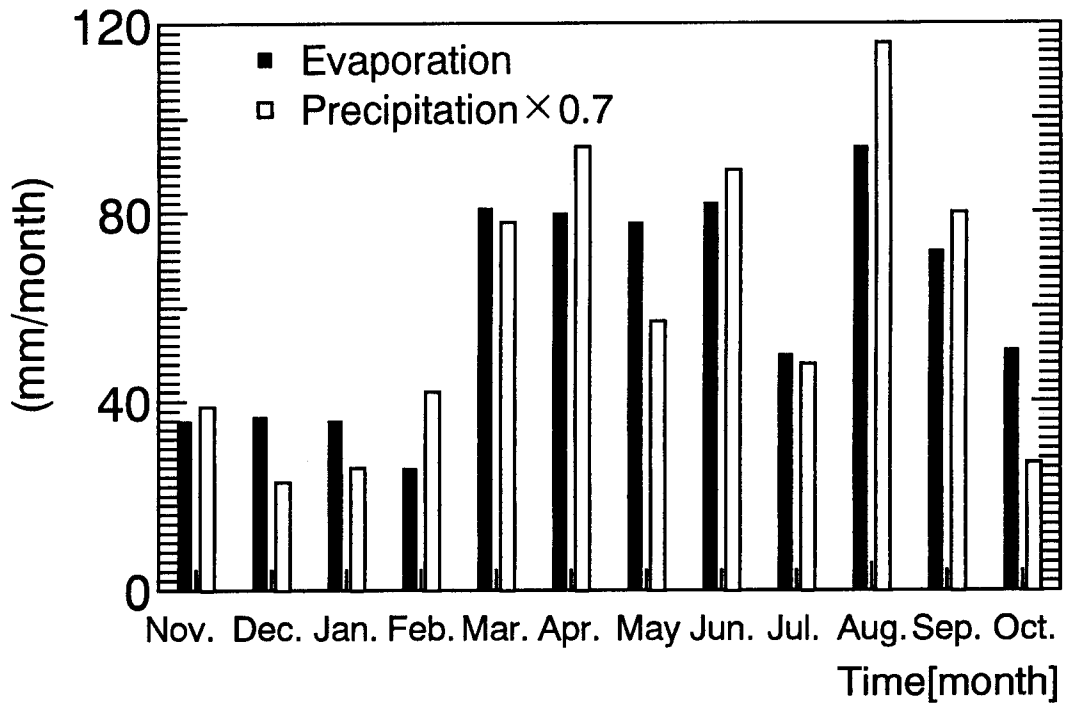


図9-5 地表面蒸発量と降水量(70%)の関係

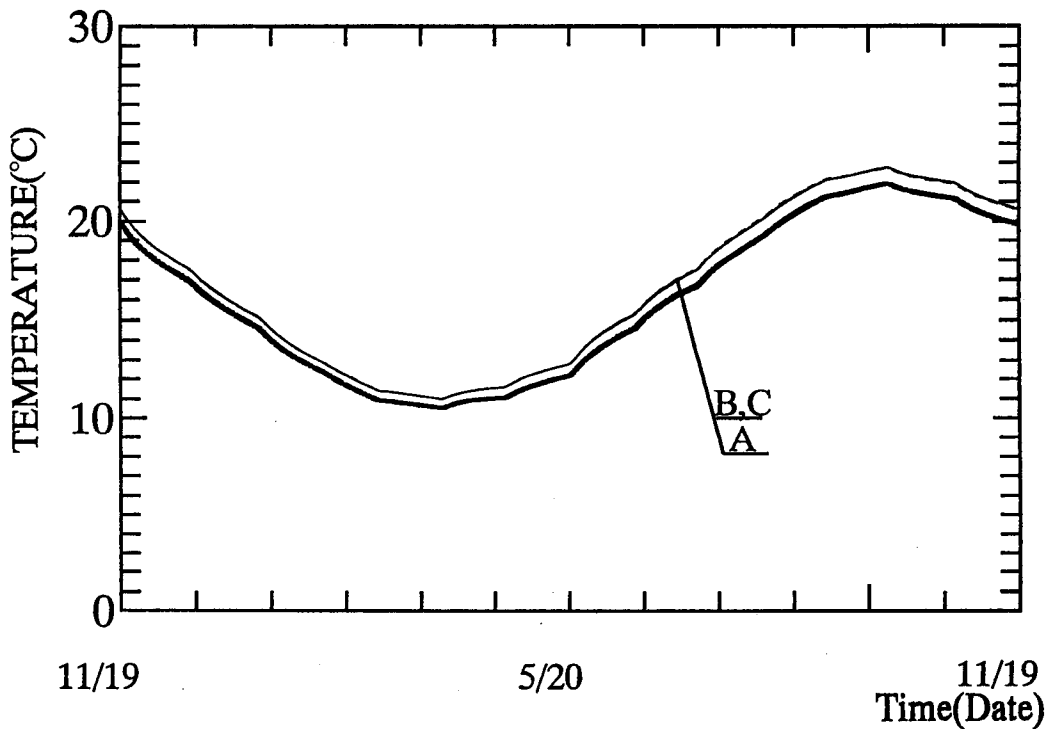


図9-6 降水量から推定した地表面水分蒸発量を用い場合の地盤内温度

(半径方向1.0m, 深さ5.0m)

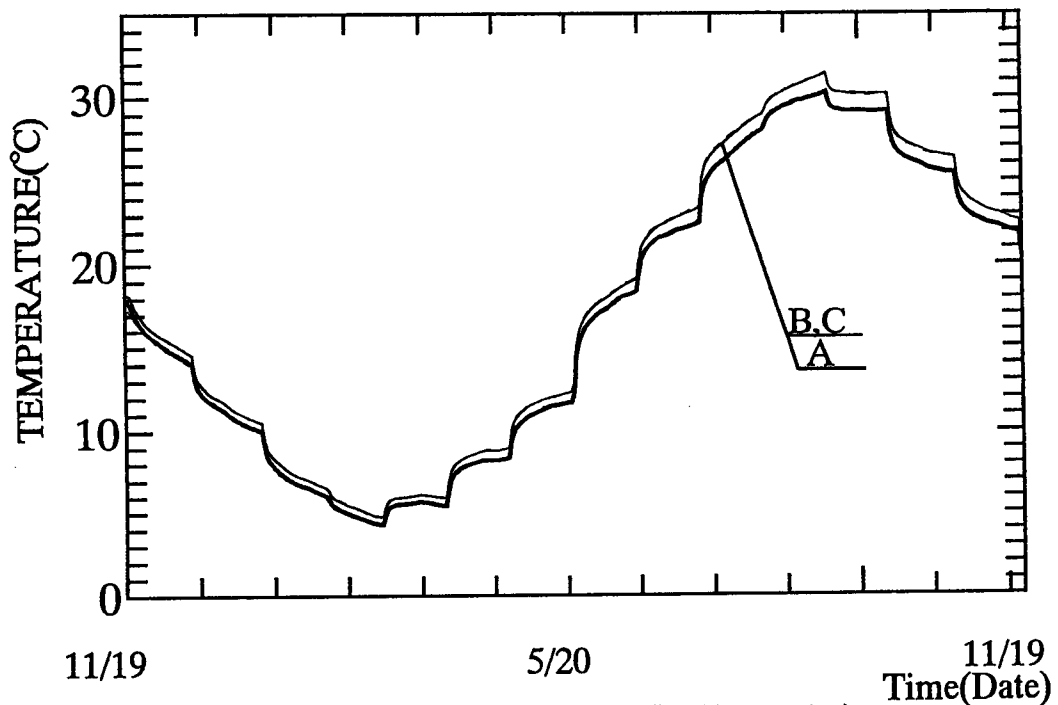


図9-7 降水量から推定した地表面水分蒸発量を用い場合の蓄熱井戸内水温の日平均値経年変化

9-3 擬線形化法による基礎方程式の線形化法

前項の検討により、本地盤系のようにその内部含水率が比較的高く、その変動も比較的小さい場合には、地盤内部の非線形性は弱く、内部状態量の変動の大きな地表面での熱・水分の収支およびその物性値を適切にモデル化することによって、線形系として扱えることが明らかとなった。そこでここでは、非線形熱水分移動方程式の擬線形化法による簡略計算法について述べる。

9-3-1 基礎方程式の擬線形化

基礎方程式の擬線形化に当たって、地盤内熱水分同時移動の基礎方程式を再記する。

水分の移動方程式

$$k(\mu) \frac{\partial \mu}{\partial t} = \nabla \lambda'_{\mu} \nabla \mu + \nabla \lambda'_{T} \nabla T \quad (9-3)$$

熱の移動方程式

$$C(\mu) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \lambda_e \nabla T + \nabla r \lambda_{\mu g}' \nabla \mu \quad (9-4)$$

ここで、 $k(\mu, T) \doteq k(\mu) = \rho_1 \frac{\partial \phi}{\partial \mu}$, $C(\mu, T) \doteq C(\mu) = C \rho$, $\lambda_e = \lambda + r \lambda_{Tg}'$ であ

る。また、簡略化のため重力項は無視した。

地表面での境界条件は

水分収支より、

$$-\lambda_{\mu} \frac{\partial \mu}{\partial n} - \lambda_T \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha_{\mu}' (\mu_0 - \mu) + \alpha_T' (T_0 - T) + J_R \quad (9-5)$$

熱収支より、

$$-\lambda_e \frac{\partial T}{\partial n} - r \lambda_{\mu g}' \frac{\partial \mu}{\partial n} = \alpha_e (T_0 - T) + r \alpha_{\mu}' (\mu_0 - \mu) + S \quad (9-6)$$

ただし、 $\alpha_e = \alpha + \alpha_T'$, $S = q_s + q_e$ である。

初期条件は、 $t=0$ で、

$$T = \xi_T(x, y, z) , \quad \mu = \xi_{\mu}(x, y, z) \quad (9-7)$$

解くべき基礎方程式(9-3)~(9-7)式の解 μ , T が $\mu + h_{\mu}$, $T + h_T$ で表されるとして(9-3)~(9-7)式を h_{μ} , h_T でTaylor展開し h_{μ} , h_T が十分小さいとして h_{μ} , h_T の高次項を無視すると熱・水分同時移動方程式の線形化方程式は以下のような h_{μ} , h_T に関する方程式となる[75][76][77]。

$$\begin{aligned} k(\mu) \frac{\partial h_{\mu}}{\partial t} &= \nabla (\lambda_{\mu}' \nabla h_{\mu}) + \nabla (\lambda_T' \nabla h_T) \\ &+ \nabla \left(\left(\frac{\partial \lambda_{\mu}'}{\partial \mu} \nabla \mu + \frac{\partial \lambda_T'}{\partial T} \nabla T \right) h_{\mu} \right) \\ &+ \nabla \left(\left(\frac{\partial \lambda_{\mu}'}{\partial \mu} \nabla \mu + \frac{\partial \lambda_T'}{\partial T} \nabla T \right) h_T \right) \\ &- \frac{\partial k}{\partial \mu} \nabla \mu \cdot \nabla h_{\mu} \\ &+ [\nabla (\lambda_{\mu}' \nabla \mu) + \nabla (\lambda_T' \nabla T) - k(\mu) \frac{\partial \mu}{\partial t}] \end{aligned} \quad (9-8)$$

$$\begin{aligned}
C(\mu) \frac{\partial h_T}{\partial t} &= \nabla (\lambda_e \nabla h_T) + \nabla (r \lambda_{\mu g} \nabla h_\mu) \\
&+ \nabla \left(\left(\frac{\partial \lambda_e}{\partial T} \mid \nabla T + \frac{\partial r \lambda_{\mu g}}{\partial \mu} \nabla \mu \right) h_\mu \right) \\
&+ \nabla \left(\left(\frac{\partial \lambda_e}{\partial T} \mid \nabla T + \frac{\partial r \lambda_{\mu g}}{\partial \mu} \nabla \mu \right) h_T \right) \\
&- \frac{\partial C}{\partial \mu} \mid \frac{\partial T}{\partial t} h_\mu \\
&+ \left[\nabla (\lambda_e \nabla T) + \nabla (r \lambda_{\mu g} \nabla \mu) - C(\mu) \frac{\partial T}{\partial t} \right] \quad (9-9)
\end{aligned}$$

9-3-2 外界条件が変化する場合の解の推定法

外界の水分の化学ポテンシャル μ_0 （あるいは相対湿度）および温度 T_0 の場合の地盤内熱水分場の解 μ 、 T が得られているとする。この時、外界のポテンシャルが $\Delta\mu_0$ 、 ΔT_0 の変化をした場合、すなわち、 $\mu_0 + \Delta\mu_0$ 、 $T_0 + \Delta T_0$ となった場合の解を(9-8)、(9-9)式の場合と同様に $\mu + h_\mu$ 、 $T + h_T$ とすると(9-8)、(9-9)式と同様にして h_μ 、 h_T に関する擬線形化方程式が得られる。 μ 、 T は境界値 μ_0 、 T_0 に対して(9-3)、(9-4)式を満足しているので、(9-8)、(9-9)式の右辺最終項は(9-3)、(9-4)式より0となるので、この値を除いた(9-8)、(9-9)式が基礎方程式となる。

この時、境界条件式は以下のようになる。

$$\begin{aligned}
-\lambda_\mu \frac{\partial h_\mu}{\partial n} - \lambda_T \frac{\partial h_T}{\partial n} &= \alpha_\mu (\Delta\mu_0 - h_\mu) + \alpha_T (\Delta T_0 - h_T) \\
&+ \left(\frac{\partial \alpha_\mu}{\partial \mu} \mid (\mu_0 - \mu) + \frac{\partial \alpha_T}{\partial \mu} \mid (T_0 - T) \right) \\
&+ \frac{\partial \lambda_\mu}{\partial \mu} \mid \left(\frac{\partial \mu}{\partial n} + \frac{\partial \lambda_T}{\partial \mu} \mid \frac{\partial T}{\partial n} \right) h_\mu \\
&+ \left(\frac{\partial \alpha_\mu}{\partial T} \mid (\mu_0 - \mu) + \frac{\partial \alpha_T}{\partial T} \mid (T_0 - T) \right) \\
&+ \frac{\partial \lambda_\mu}{\partial T} \mid \left(\frac{\partial \mu}{\partial n} + \frac{\partial \lambda_T}{\partial T} \mid \frac{\partial T}{\partial n} \right) h_T
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + [\alpha'_\mu (\mu_o - \mu) + \alpha'_T (T_o - T) + J_R \\
& + \lambda'_\mu \frac{\partial \mu}{\partial n} + \lambda'_T \frac{\partial T}{\partial n}] \tag{9-10}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
-\lambda_e \frac{\partial h_T}{\partial n} - r \lambda'_{\mu g} \frac{\partial h_\mu}{\partial n} &= \alpha_e (\Delta T_o - h_T) + r \alpha'_\mu (\Delta \mu - h_\mu) \\
& + (r \frac{\partial \alpha'_\mu}{\partial \mu} | (\mu_o - \mu) + \frac{\partial \alpha_e}{\partial \mu} | (T_o - T)) \\
& + r \frac{\partial \lambda'_{\mu g}}{\partial \mu} | \frac{\partial \mu}{\partial n} + \frac{\partial \lambda_e}{\partial \mu} | \frac{\partial T}{\partial n}) h_\mu \\
& + (r \frac{\partial \alpha'_\mu}{\partial T} | (\mu_o - \mu) + \frac{\partial \alpha_e}{\partial T} | (T_o - T)) \\
& + r \frac{\partial \lambda'_{\mu g}}{\partial T} | \frac{\partial \mu}{\partial n} + \frac{\partial \lambda_e}{\partial T} | \frac{\partial T}{\partial n}) h_T \\
& + [r \alpha'_\mu (\mu_o - \mu) + \alpha_e (T_o - T) + S \\
& + r \lambda'_{\mu g} \frac{\partial \mu}{\partial n} + \lambda_e \frac{\partial T}{\partial n}] \tag{9-11}
\end{aligned}$$

ここで、 μ 、 T は(9-5)、(9-6)式が成立しているので(9-10)、(9-11)式の右辺の最終項は0となる。

方程式は線形であるから、例えば外気温、外気相対湿度の平均値の全てが変化する場合に対しては、別々の擬線形解を求めておき、これらを単純に重ね合わせることによって、容易に地盤内熱水分場の解が得られることになる。

9-4 第9章のまとめ

前章までの結果を考慮した上で、本地盤系の地盤内熱移動過程の線形近似化の検討を行った。

本地盤系のように地盤内不飽和領域の含水率が比較的高い場合には、単純熱拡散支配方程式を用いて地盤内温度場の予測がある程度の精度で可能であることを示した。ただし、単純熱拡散方程式を用いる場合には、地盤内状態量として年平均含水率を把握し、地盤物性値として適切な値を用い、さらに、地表面での水分蒸発潜熱量を適切に考慮することが必要である。

また本章後半では、設計用簡易計算手法の一つの方法として、非線形方程式系の擬線形化法を示した。この方法は非線形方程式を線形として基準解周りで展開し、外気温および外気相対湿度

の基準外界条件の平均値が微小変化した場合の解を別々に算定し、これらを重ね合わせることによって、任意の外気温湿度変化に対する地盤内熱水分場を容易に算定することができるものである。ただし、擬線形化法による予測法の適用範囲については、今後詳細に検討を行う必要がある。

第10章 結論

本研究では、省エネルギーの観点から、夏期は冷房用ヒートポンプの冷熱源、冬期は暖房用ヒートポンプの温熱源として、地盤を熱負荷の年平準化の蓄熱媒体、すなわち年周期での蓄熱媒体として、地盤の持つその熱ポテンシャルを利用することを目的として、単純密閉型の蓄熱井戸を用いた年周期でのフィールド実験を行い、その伝熱性状の把握および有効利用法の検討を行った。また同時に、フィールド実験実測結果の理論解析を行い、地盤内熱・水分場の予測法の検討を行い、その設計法の提案を行った。

第1章では、地盤を含む多孔質材料中での熱・水分移動に関する研究のレビューを行った。また、既往の土壌熱源利用法、主にヒートポンプ熱源としての地盤利用法についてのレビューも行った。

第2章では、熱および水分の移動ポテンシャルとして温度および水分の化学ポテンシャルを用いた多孔質土壌中での、水分二相系の熱・水分同時移動の基礎方程式を記述した。これらの方程式は熱移動については伝導、対流を、水分移動に伴う熱流を、水分移動は液状水、水蒸気 の形で起こるものを含んだ式となっており、その内部含水率の範囲に無関係に、乾燥状態から飽水状態までのすべての地盤内部含水状態に対して適用できるものである。

第3章では、負荷平準化の観点から行った2年間（2周期間）にわたる、外径190.7mm、長さ10.5mの実物大単純密閉型サーマルウェルを用いたフィールド実験の概要およびサーマルウェルへの熱供給パターンの基本概念とその算定結果を示した。さらに実験地の土質調査結果を示し、実験地盤が概ね砂質土壌で代表されること示した。

地盤をヒートポンプ熱源として利用する場合には、システム全体の熱損失が最小となるように、すなわち、地盤に負荷する1周期間の積算熱量は0となるように運用することが、エネルギー利用の観点からは適切である。したがって、蓄熱装置の熱効率を評価し、利用し得るエネルギー量を算定するためには、使用側の熱需要パターンから地盤に負荷すべき熱負荷パターンを決定し、これを用いて、負荷の絶対値の時間積分値と利用温度の関係を求める必要がある。本実験では、この温度が外気温度と等しい場合の負荷熱量を地盤への限界負荷熱量とし、この値（負荷振幅）

は9.0Mcal/dayであると推定した。

第4章では、密閉型蓄熱井戸によるヒートポンプ熱源としての2年間にわたる地盤蓄熱実験の実測結果を示し、その特性および周辺地盤の蓄熱性状を詳細に検討し、その有効性、安定性を示した。第2年度夏期の蓄熱井戸への供給熱量は十分な精度で測定を行えなかったが、2年間にわたり、蓄熱井戸水温の年振幅は、設定通りにほぼ外気温年振幅と等しくなった。したがって、この形状、寸法の蓄熱井戸において、空気熱源ヒートポンプ以上の効率で年周蓄熱を行う場合の最大熱量は年周振幅で大略9.0Mcal/dayであり、また、蓄熱井戸内水温の日変動幅は、最大でも3.0 degree程度であり、蓄熱井戸への供給熱量の日変動に対して十分な緩和力を持っており、外気空気より安定した熱源であることが明らかとなった。

第5章では、第4章で示した2年間にわたる密閉型蓄熱井戸によるフィールド実験結果の理論解析に用いる地盤内物性値、熱・湿気伝達率等を示した。また、地盤内熱水分移動の支配方程式の差分化を行った。実験結果の理論解析に用いる地盤内物性値は、第3章の土質調査結果からその性状が極めて近いと推定される Jury によって測定された熱・水分拡散係数を用いた。これらの拡散係数は状態量として含水率（体積基準）を用いており、本論で用いる自由水基準の水分化学ポテンシャルを状態量とする拡散係数に変換を行った。

第6章では、2年間にわたるフィールド実験で測定した蓄熱井戸への供給熱量および外界気象を用いて実験結果の解析を行った。第2年度夏期以降は、蓄熱井戸への供給熱量は正確に測定できなかったため、第2年度夏期供給熱量は推定値を用いて解析を行った。蓄熱井戸内水温、地表面温度、地盤内温度および地盤内水分化学ポテンシャルの計算値はいずれも実験による実測値を極めて良く再現した。また、地盤井戸系熱収支式および熱水分同時移動方程式を用いた本解析法の計算精度の検討として、常水面位置の変化が、系に与える影響および蓄熱井戸上部断熱部の断熱性の影響を数値的に検討し、これらの影響は小さく、提案したモデルが十分な精度を有しているを確認した。

第7章では、フィールド実験の第1年度実測結果を基に、さらに詳細な蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱性状を数値解析により検討を行い、以下のことが明らかとなった。

(1)フィールド実験では当初設計通りに年間積算供給熱量が0とならずに正となったが、この状態が3周期間続いた場合でも、蓄熱井戸内水温の平均値上昇は殆ど無く、本系の地盤は設定供給熱量に対して十分な熱容量を有しており、周期的定常性がある。

(2)降雨量の増加は、地表面温度の低下をもたらす、これにより地盤内部の温度も低下する。

(3)降雨量月別平均値を用いた場合には、現実の状況よりも水分蒸発量が増加し、地盤温度の低下を招くがその値は小さく、蓄熱井戸内水温へ与える影響は殆どなく、蓄熱井戸水温予測には、月別平均値を用いれば十分な予測が行える。

(4)本実験系のように、地盤内部の含水率が高い場合には、蓄熱井戸への供給熱量と蓄熱井戸内水温の年振幅はほぼ比例関係にある。したがって、この系では地盤内蓄熱過程の非線形性は弱く、地盤内含有水量を適切に考慮した熱伝導率を用いれば単純熱伝導率による線形予測が可能である。

(5)蓄熱井戸の単位面積当たりの供給熱量が等しければ、管径の小さな蓄熱井戸ほど有効である。したがって、蓄熱効率の点からは、直径の大きな蓄熱井戸を少ない本数建設するより、直径の小さな蓄熱井戸を多数建設する方が有効である。

第8章では、蓄熱井戸の熱効率および周辺地盤内蓄熱性状に及ぼす、地下水流れおよび蓄熱井戸表面近傍の温度差による自然対流の影響、すなわち熱移動の移流成分の影響をそれぞれ単純な2次元モデルで数値的に検討した。その結果、常水面高低差（圧力差）による帯水層内の地下水流れ（移流）の蓄熱井戸熱効率に与える影響は、流速16.0/yearで5.0%程度であり、また、この時の周辺地盤温度分布に与える影響も小さい。したがって、勾配の大きい地形や飽水時の水分伝導率の非常に大きい礫層地盤を除き、実用計算においてはこれを無視して計算できる。また、蓄熱井戸水温（表面温）年振幅が外気温年振幅と同程度であれば、自然対流の影響についても、非常に小さく無視し得る程度であることが明らかとなった。したがって、本論で提案した熱水分同時移動モデルは、例えば急勾配地形の様な地下水流速の比較的大きな場合を除けば、一般予測法として有効である。

第9章では、前章までの結果を考慮した上で、本地盤系の地盤内熱移動過程の線形近似化の検討を行った。本地盤系のように地盤内不飽和領域の含水率が比較的高い場合には、単純熱拡散方程式による温度場の予測が妥当精度で可能である。ただし、この場合には、地盤内状態量として年平均含水率を把握し、地盤物性値（熱伝導率および熱容量）として適切な値を用い、さらに、地表面での水分蒸発潜熱量を適切に考慮することが必要である。

また本章後半では、設計用簡易計算手法の一つの方法として、非線形方程式系の擬線形化法を示した。この方法は非線形方程式を線形として基準解周りで展開し、外気温および外気相対湿度の基準外界条件の平均値が微小変化した場合の解を別々に算定し、これらを重ね合わせることに

よって、任意の外界条件変化に対する地盤内熱水分場を容易に算定することができる。ただし、擬線形解による略算法の適用範囲については、詳細な検討が必要であり、今後の課題である。

以上、実物大密閉型蓄熱井戸を用いたフィールド実験および理論数値解析による検討により、年周期蓄熱媒体としての地盤の熱・水分性状およびその有効性を示し、また、地盤内熱および水分の移動ポテンシャルとして温度および水分の化学ポテンシャルを用いた熱水分同時移動方程式が蓄熱井戸の設計方法として利用できることを明らかにした。

本実験で用いた外径190.7mm、長さ10.5mの寸法の単純密閉型蓄熱井戸をヒートポンプ熱源として室内空調を行うには、例えば我が国の平均的な戸建て住宅の場合で、5～10本程度の本数の蓄熱井戸が必要であると考えられる。したがって、今後は地盤内伝熱速度を大きくするための蓄熱井戸形状の検討、蓄熱井戸への負荷振幅とシステムのイニシャルコストの最適化の検討、さらには、種々の土壌の熱水分物性値データの蓄積を行っていく必要があると考える。

記号説明

- C : 定圧比熱 (J/kg)
- C_{1a} : 乾燥空気の定圧比熱 (J/kg)
- C_{1w} : 水蒸気の定圧比熱 (J/kg)
- C_{2w} : 液水の定圧比熱 (J/kg)
- C_s : 固体実質部の比熱 (J/kg)
- C_a : 空気の定圧比熱 (J/kg)
- $D_{\phi g}$: 含水率勾配に対する気相水分拡散係数 (cm^2/day)
- $D_{\phi l}$: 含水率勾配に対する液相水分拡散係数 (cm^2/day)
- D_{ϕ} : 含水率勾配に対する水分拡散係数 (cm^2/day)
- D_{T1} : 温度勾配に対する気相水分拡散係数 (cm^2/day)
- D_{Tg} : 温度勾配に対する気相水分拡散係数 (cm^2/day)
- D_T : 温度勾配に対する水分拡散係数 (cm^2/day)
- F_i : i 相に作用する外力 (N/kg)
- f : 水蒸気圧 (Pa)
- g : 重力 (m/s^2)
- H : 供給熱量 (J/s)
- h : 相対湿度 (-)
- h_1 : 地表面での水の層の厚さ (m)
- I_i : i 相のエンタルピー (J/kg)
- J_i : i 相の流速 ($\text{kg/m}^2\text{s}$)
- J_R : 降雨量 ($\text{kg/m}^2\text{s}$)
- L_e : Lewis 数 (-)
- P : 熱力学的圧力 (N/m^2)
- p_v : 水蒸気分圧 (N/m^2)

- p_a : 乾燥空気分圧 (N/m^2)
 p_s : 飽和水蒸気圧 (N/m^2)
 q_i : i 相の拡散熱流 (W/m^2)
 q_s : 日射による熱流 (W/m^2)
 q_e : 低温輻射による熱流 (W/m^2)
 q_e : 地表面での水分蒸発潜熱 (W/m^2)
 R_w : 水のガス常数 (Nm/kgK)
 R_a : 乾燥空気のガス常数 (Nm/kgK)
 r : 相変化熱 (J/kg)
 S_i : i 相の部分比エントロピー (J/kg K)
 T : 温度 (K)
 t : 時間 (s)
 V : 容積 (m^3)
 v : 速度 (m/s)
 W : 気相から液相へ相変化した水分量 ($\text{kg/m}^3\text{s}$)
 α : 総合熱伝達率 ($\text{W/m}^2\text{K}$)
 α_c : 対流熱伝達率 ($\text{W/m}^2\text{K}$)
 α_r : 輻射熱伝達率 ($\text{W/m}^2\text{K}$)
 α'_m : 圧力勾配による湿気伝達率 ($\text{kg/m}^2\text{s Pa}$)
 α'_x : 絶対湿度勾配による湿気伝達率 ($\text{kg/m}^2\text{s kg/kg}$)
 α'_T : 温度勾配による水分伝達率 ($\text{kg/m}^2\text{s K}$)
 α'_μ : 水分の化学ポテンシャル勾配による水分伝達率 ($\text{kg/m}^2\text{s J/kg}$)
 β : 相間の水分移動係数 ($\text{kg/m}^3\text{s J/kg}$)
 ε : 輻射係数 (-)
 η : 液水の体積膨張係数 ($1/\text{K}$)
 γ_i : i 相のみかけの密度 (kg/m^3)
 Φ_o : 絶乾時の空隙率 (m^3/m^3)
 Φ : 含湿時の空隙率 (m^3/m^3)

- ϕ : 含水率 (m^3/m^3)
 λ : 熱伝導率 (W/mK)
 λ_{μ}' : 水分の化学ポテンシャル勾配による水分伝導率 ($\text{kg}/\text{ms J}/\text{kg}$)
 $\lambda_{\mu g}'$: 水分の化学ポテンシャル勾配による気相水分伝導率 ($\text{kg}/\text{ms J}/\text{kg}$)
 $\lambda_{\mu l}'$: 水分の化学ポテンシャル勾配による液相水分伝導率 ($\text{kg}/\text{ms J}/\text{kg}$)
 λ_{τ}' : 温度勾配による水分伝導率 ($\text{kg}/\text{ms K}$)
 $\lambda_{\tau g}'$: 温度勾配による気相水分伝導率 ($\text{kg}/\text{ms K}$)
 $\lambda_{\tau l}'$: 温度勾配による液相水分伝導率 ($\text{kg}/\text{ms K}$)
 λ_{p}' : 圧力勾配による水分伝導率 ($\text{kg}/\text{ms Pa}$)
 μ : 化学ポテンシャル (J/kg)
 ρ : 密度 (kg/m^3)

〈添え字〉

- | | |
|-------------------|--------------|
| i, j : i, j 相 | k : k 成分 |
| a : 乾燥空気 | v : 水蒸気 |
| W : 液水 | l : 液相 |
| g : 気相 | s : 固体実質 |
| l : 気相 | 2 : 液相 |

引用文献

- [1] 松尾新一郎, 土中水, -理論と対策-, 日刊工業新聞社 (1976)
- [2] W.Kinzelbach, パソコンによる地下水解析, 森北出版 (1990)
- [3] Swartzendurber, D., Flow through Porous Media, Chp.6, The Flow of Water Unsaturated Soils, edited. R. J. M. De Wiest, Academic Press(1969)
- [4] Philip, J. R., de Vries, D. A., Moisture Movement in Porous Materials under Temperature Gradient, Trans. Ameri. Geoph. Union, Vol.38, pp.222-232(1957)
- [5] Luikov, A. V., Transporterscheinungen in Kapillar-porösen Körpern, Akademie Verlag(1958)
- [6] Luikov, A. V., Mikhailov, Yu. A., Theory of Energy and Mass Transfer, Prentice Hall, Englewood Cliffs(1966)
- [7] Prigogine, I., Introduction to Thermodynamics of Irreversible Process, Springfield, Thomas (1955)
- [8] de Groot, S. R., Mazur, P., Non-equilibrium Thermodynamics, North Holland, Amsterdam(1962)
- [9] Krischer, O., Die Wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungs Technik, 2 Auf, Springer V. (1963)
- [10] Cary, J. W., Taylor, S. A., The Interaction of Simultaneous Diffusions of Heat and Water Vapour, Soil Sci. Soc. Amer. Proc., Vol.26, pp.413-416(1962)
- [11] Cary, J. W., Onsager's Relation and Non-isothermal Diffusion of Water Vapour, J. Phy. Chem., Vol.67, pp.126-129(1963)
- [12] Cary, J. W., An Evaporatuon Experiment and its Irreversible Thermodynamics, Int. J. Heat and Mass Transfer, Vol.7, pp.531-538(1964)
- [13] Cary, J. W., Taylor, S. A., Linear Equation in Porous Material under Temperature Gradient, Soil Sci. Soc. Amer. Proc., Vol.28, pp.167-171(1964)
- [14] 松本 衛, 建築壁体における熱・水分の同時移動および水分蓄積に関する研究, 博士論文 (1978)
- [15] 松本 衛, 気液同時移動の場合の熱水分の移動方程式, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, 第14号, pp.17-20(1974)

- [16] 松本 衛, 結露蒸発のある壁体の熱水分移動の方程式とそれによる結露過程の計算, 日本建築学会環境工学第6回熱シンポジウム, 湿気, 6, pp.15-27(1976)
- [17] E.A.Allcut, An Analysis of Heat Transfer through Thermal Insulating Materials, J. Amer. Soc. Mech. Eng., Vol.73, pp.232-235(1951)
- [18] 銚井修一, 湿った建築壁体の熱的特性に関する基礎的研究, 博士論文(1986)
- [19] 松本, 佐藤, 自然対流を生じる断熱材内の熱・湿気性状について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学, PP.1125-1126(1990)
- [20] 佐藤真奈美, 建築壁体の熱・湿気性状の解析と防湿設計法に関する研究, 博士論文(1995)
- [21] R.T.Fernandez, V. E. Schrock, Natural convective from cylinders buried in a liquid-saturated porous medium, Proc. Int. Heat Transfer Conference, Munich, Vol.2, pp.333-340(1982)
- [22] Haim H.Bau, Convective heat losses from a pipe buried in a semi-infinite porous medium, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.27, No.11, pp.2047-2056(1984)
- [23] B. Farouk, H. Shayer, Natural convection around a heated cylinder buried in a saturated porous, Proc. 23rd Natural Heat Transfer Conference, Denver, CO, ASME HTD, Vol.46, pp.181-189(1985)
- [24] K. Himasekhar, Haim H. Bau, Thermal convection associated with hot/cold pipes buried in a semi-infinite, saturated porous medium, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.30, No.2, pp.263-273(1987)
- [25] Wirth, P. E., Aus der Entwicklungsgeschichte der Wärmepumpe, Schweiz. Bauzeitg.73(1955)
- [26] Freund, E. A., Whitlow, G. S., Earth source heat pumps: characteristics, design, and operation, AIEE Journal, January, pp.540-551(1959)
- [27] V. C. Mei, V. D. Baxter, Experimental Study of Direct Expansion Ground Coil Heat Exchangers, ASHRAE Transactions, part1, pp.821-828(1990)
- [28] 落藤, 中村, 長野, 池永, 小端, 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, pp.53-61, No.50(1992)
- [29] Bose, J. E., McQuiston, F. C., Parker, J. D., Design/date manual for closed loop ground coupled heat pump systems, Atlanta. American Society of Heating, Refrigerating, and Air-Conditioning Engineers, Inc.(1985)
- [30] Catan, M. A., Baxter, V.D., An optimized ground-coupled heat pump system design for northern climate application, ASHRAE Transactions, Vol.91 Part2 B, pp.1185-1203(1985)

- [31] Couvillion, R. J., Cotton, D. E., Laboratory and computer comparisons ground-coupled heat pump backfills, ASHRAE Transactions, part1, pp.643-651(1990)
- [32] 田中, 安江, 垂直型蓄熱コイルによる長期土中蓄熱の研究(その1), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 計画系, pp.539-540(1981)
- [33] 田中, 安江, 垂直型蓄熱コイルによる長期土中蓄熱の研究(その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 計画系, pp.541-542(1981)
- [34] 田中, 安江, 垂直型蓄熱コイルによる長期土中蓄熱の研究(その3), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 計画系, pp.583-584(1982)
- [35] 落藤, 長野, 中村, 西片, 若山, 水平埋設管による土壌の採熱実験と採熱特性のシミュレーション, 第1報 土壌採熱実験, 空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文集, pp.33-36 (1992)
- [36] 落藤, 長野, 中村, 西片, 若山, 水平埋設管による土壌の採熱実験と採熱特性のシミュレーション, 第2報 水平並列型埋設管の採熱特性のシミュレーション, 空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文集, pp.37-40(1992)
- [37] 落藤, 長野, 中村, 西片, 若山, 水平埋設管による土壌の採熱実験と採熱特性のシミュレーション, 第3報 夏期の温度回復とヒートポンプを用いた実験, 空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文集, pp.225-228(1993)
- [38] 落藤, 長野, 中村, 西片, 若山, 水平埋設管による土壌の採熱実験と採熱特性のシミュレーション, 第4報 採熱管埋設方法の検討と通年使用のシミュレーション, 空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文集, pp.229-232(1993)
- [39] B. Sanner, Ground Source Heat Pump Systems, R & D and Practical Experiences in FRG, Proceedings of the 3rd International Energy Agency Heat Pump Conference, pp.401-410(1990)
- [40] R. J. Hopkirk, R. Burkart, Earth-Coupled Heat Pumps, Proceedings of the 3rd International Energy Agency Heat Pump Conference, pp.411-421(1990)
- [41] E. G. Granryd, Ground Source Heat Pump Developments, Proceedings of the 3rd International Energy Agency Heat Pump Conference, pp.423-432(1990)
- [42] L. R. Ingersoll, H. J. Plass, The theory of the ground pipe heat source for the heat pump, Heat.Piping Air Cond., pp.119-122(1948)

- [43]C. Mustacchi, V. Cena, M. Mocchi, Long-term storage of solar heat, *Energy and Buildings*, pp.77-114 (1981)
- [44]J. Clasesson, G. Hellstrom, Model Studies of Duct Storage Systems, *IEA New Energy Conservation Technologies*, pp.762-778(1981)
- [45]R. L. Nicholls, Analysis of Thermal Well Storage for Solar Collector-Heat Pump Systems, *Building and Environment*, Vol.16, No.1, pp.23-34(1981)
- [46]川島, 長田, 小林, 森野, 鋼管杭を利用した地中蓄熱, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 計画系, pp.583-584(1983)
- [47]森野, 岡, 鋼管杭による土壌放熱・採熱に関する研究, 日本建築学会計画系論文報告集, 第404号, pp.49-57(1989)
- [48]A. Rosema, Simulation of the thermal behavior of bare soil, in D. A. de Vries and N. H. Afgan (eds.), *Heat and Mass Transfer in the Biosphere*, Washington, DC, pp.109-123(1975)
- [49]E. R. Eckert, M. Faghri, A general analysis of moisture migration caused by temperature differences in an unsaturated porous medium, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 23, pp.1613-1623 (1980)
- [50]J. Y. Baladt, D. L. Ayers, R. J. Schoenhals, Transient heat and mass transfer in soils, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 24, pp.449-458(1981)
- [51]松本, 古寺, 湿った地盤の伝熱性状, 数値解析及び相似実験による検討, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, 第24号, pp.117-120(1984)
- [52]M. Matsumoto, N. Kotera., An analysis of the heat storage process in wet soil solved as a coupled problem, *Energy and Buildings*, 11, pp.239-247(1988)
- [53]M. Matsumoto, A. Iwamae., An analysis of temperature and moisture variations in the ground under natural climate conditions, *Energy and Buildings*, 11, pp.221-237(1988)
- [54]V. R. Tranwski, W. H. Leong, Computer Analysis, Design and Simulation of Horizontal Ground Heat Exchangers, *International Journal of Energy Research*, Vol.17, pp.467-477(1993)
- [55]M. Matsumoto, G. Yon and S. Hokoi, Simultaneous heat and moisture transfer during freezing and melting in building materials, *The International Meeting of CIB W-40 in Sopron*, No3 pp.1-22(1993)

- [56]M. Matsumoto, S. Ma, A numerical analysis for the freezing–melting processes of spils, Pan Pacific Symposium on Building and Urban Environmental Conditioning in Asia, Nagoya, Vol.1, pp.143–152 (1995)
- [57]A. Iwamae, M. Matsumoto, A study on the thermal and moisture behavior in the snowpack and the underground in Japan, Pan Pacific Symposium on Building and Urban Environmental Conditioning in Asia, Nagoya, Vol.1, pp.349–358(1995)
- [58] 岩前 篤, 表層系地盤の熱水分性状に関する研究, 博士論文 (1995)
- [59] 松本, 前田, 結露蒸発の生じない場合の壁の吸放湿の基礎式について, 空気調和衛生工学会近畿支部環境工学委員会資料 11, pp.1–11(1967)
- [60] 池田哲朗, 結露障害防止に関する基礎的研究, 博士論文 (1979)
- [61] 神沢淳ほか, 蓄熱・増熱技術, アイピーシー (1985)
- [62]W. Jury, Simultaneous Transport of Heat and Moisture through a Medium Sand, PhD thesis ,University of Michigan(1973)
- [63] 松本, 牛尾, ヒートポンプ熱源としての蓄熱性状, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, 第 31 号, pp.69–72(1991)
- [64] 国立天文台 (編), 理科年表, 丸善 (1991)
- [65] 前田敏男ほか, 新訂建築学体系 8, 音・光・熱・空気・色, 伝熱学, pp.293–369, 彰国社 (1969)
- [66] 松本, 銚井, 甲斐, 室温の熱・水分負荷性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学, pp.1393–1394(1989)
- [67]J. Bear, Dynamics of Fluids in Porous Media, American Elsevier Pub.Co.(1967)
- [68]R. A. Wooding, An experiment on free thermal convection of liquid in a saturated permeable medium, J. Fluid Mech.2, pp.273–285(1957)
- [69]M. A. Combarous., S. A. Bories, Hydrothermal Convection in Saturated Porous Media, Advance in HYDROSCIENCE, vol.10, pp.232–307(1975)
- [70]S.V.Patankar, コンピュータによる熱移動と流れの数値解析, 森北出版 (1985)
- [71] 芝池, 松本, 境界要素法による多層平面壁の非定常熱・湿気性状の解析とその非線形性の検討, 日本建築学会計画系論文報告集, 第 366 号, pp.22–32(1986)

- [72] 松本, 松波, ハイグロスコピック近似による壁体内熱水分挙動解析ーハイグロスコピック近似の適用範囲ー, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第30号, pp.85-88(1990)
- [73] 松本, 銚井, 松本, 壁体の結露過程の周波数応答による解析, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, 第27号, pp.5-8(1987)
- [74] 松本ほか, 新建築学大系10, 環境物理, 3. 湿気, 彰国社(1984)
- [75] 松本 衛, 室内温室度解析・防露計算のための壁体を記述する方程式の線形近似について, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, 第26号, pp.109-112(1986)
- [76] M. Matsumoto, H. Nagai, An analysis of moisture variations in building wall by quasilinearized equations of nonlinear simultaneous heat and moisture transfer equations, The International Meeting of CIB W-40 in Victoria, pp.1-15(1989)
- [77] M. Matsumoto, Y. Tanaka, A Numerical Analysis of Moisture Behavior in a Porous Wall by Quasilinearized Equations, Energy and Buildings, Vol.15/16, pp.933-945,(1990/1991)

本研究関連の論文・発表報告

- (1) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, 年周期蓄熱媒体としての地盤利用に関する研究(その1), 密閉型蓄熱井戸による年周蓄熱実験, 日本建築学会計画系論文集, 第464号, pp.31-38(1994.10)
- (2) Hisaya Nagai, Mamoru Matsumoto and Satoru Takada, A study on heat storage in ground,-Numerical analyses of ground water flow -, Pan Pacific Symposium on Building and Urban Environmental Conditioning in Asia, Nagoya, Vol.1, pp.125-134(1995.3)
- (3) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, 年周期蓄熱媒体としての地盤利用に関する研究(その2), 密閉型蓄熱井戸およびその周辺地盤の熱水分性状の解析, 日本建築学会計画系論文集, 第470号, pp.37-44(1995.4)

- (4) Hisaya Nagai, Mamoru Matsumoto, Tomoaki Ushio and Satoru Takada, An Analysis of Earth Ground Heat Storage Process, -The Effects of Ground Water Flow -, International Symposium on Moisture Problems in Building Walls, Porto, pp.492-501(1995.9)
- (5) M. Matsumoto, H. Nagai, An analysis of moisture variations in building wall by quasilinearized equations of nonlinear simultaneous heat and moisture transfer equations, The International Meeting of CIB W-40 in Victoria, pp.1-15(1989.9)
- (6) 松本衛, 永井久也, 擬線形法による壁体の熱水分性状の解析, -外界条件の変化に対する応答とその適用範囲の検討-, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, pp.9-12(1987.6)
- (7) 松本衛, 永井久也, 擬線形化近似による壁体の熱水分性状の解析, -外界条件の変化に対する適用範囲の検討-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D, pp.909-910(1987.10)
- (8) 松本衛, 永井久也, 長期蓄熱媒体としての地盤利用に関する研究, 砂質地盤における解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D, pp.943-944(1991.9)
- (9) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, ヒートポンプ熱源としての蓄熱井戸の熱性状(その1), 実験装置及び解析方法, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, pp.173-176(1992.6)
- (10) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, ヒートポンプ熱源としての蓄熱井戸の熱性状(その2), 冬期実験結果とその解析, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, pp.177-180(1992.6)
- (11) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, 地盤蓄熱に関する研究(その1), 実験装置及び解析方法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D, pp.921-922(1992.8)
- (12) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, 地盤蓄熱に関する研究(その2), 冬期実験結果とその解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D, pp.923-924(1992.8)
- (13) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, ヒートポンプ熱源としての蓄熱井戸の熱性状(その3), 年周実験とその結果, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, pp.101-104(1993.6)
- (14) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, ヒートポンプ熱源としての蓄熱井戸の熱性状(その4), 実験結果の解析と感度解析, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, pp.105-108(1993.6)
- (15) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, 地盤蓄熱に関する研究(その3), 年周実験とその結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D, pp.1267-1268(1993.9)
- (16) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, 地盤蓄熱に関する研究(その4), 実験結果の解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D, pp.1269-1270(1993.9)

- (17) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, 地盤蓄熱に関する研究(その5), 感度解析による検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D, pp.1271-1272(1993.9)
- (18) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, ヒートポンプ熱源としての地盤熱利用に関する研究(その1), 密閉型蓄熱井戸の熱性状, 空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文集, pp.217-220(1993.10)
- (19) 松本衛, 永井久也, 牛尾智秋, ヒートポンプ熱源としての地盤熱利用に関する研究(その2), 密閉型蓄熱井戸の解析, 空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文集, pp.221-224(1993.10)
- (20) 松本衛, 永井久也, 高田暁, ヒートポンプ熱源としての蓄熱井戸の熱性状(その5), 第2年度年周実験結果とその解析, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, pp.181-184(1994.6)
- (21) 松本衛, 永井久也, 高田暁, ヒートポンプ熱源としての蓄熱井戸の熱性状(その6), 地下水流れおよび自然対流の影響, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, pp.185-188(1994.6)
- (22) 松本衛, 永井久也, 高田暁, 地盤蓄熱に関する研究(その6), 第2年度年周実験結果とその解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D, pp.321-322(1994.9)
- (23) 松本衛, 永井久也, 高田暁, 地盤蓄熱に関する研究(その7), 地下水流れおよび自然対流の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D, pp.323-324(1994.9)
- (24) 松本衛, 永井久也, 高田暁, ヒートポンプ熱源としての蓄熱井戸の熱性状(その7), 地下水流の影響の3次元解析, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 計画系, pp.249-252(1995.6)
- (25) 松本衛, 永井久也, 高田暁, 地盤蓄熱に関する研究(その8), 地下水流の影響の3次元解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D-2, pp.351-352(1995.8)
- (26) 松本衛, 永井久也, 高田暁, 地盤蓄熱に関する研究(その9), 地盤内熱移動の線形近似化の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 環境工学 D-2, pp.353-354(1995.8)

謝 辞

神戸大学松本衛教授には、学部生として環境計画学科En-4講座配属以来、熱・水分同時移動に関する理論から研究への姿勢といった全てについてご指導を頂きました。とりわけ、筆者が大学卒業後も在学中と変わらず分け隔て無く公私にわたって熱心なご指導・ご鞭撻を頂き、また、本研究を行う機会を与えて下さいました。こうして曲がりなりにも一研究者として、研究活動に従事し、本論文をまとめることができたのも、先生の忍耐強いご指導のお陰であり、心から厚く感謝の意を表します。

本論文をまとめるにあたり、懇切なご指導、ご助言を頂きました神戸大学川谷健教授、森本政之教授、日下部馨教授に深く感謝申し上げます。

京都大学鈴木修一教授には、筆者が神戸大学在学中より、伝熱理論、数値計算法といった基礎的なことから丁寧なご指導を頂き、また、本研究の実験計画、理論解析についても有益なご助言を頂きました。深く感謝の意を表します。

京都工芸繊維大学芝池英樹助教授、石川工業高等専門学校佐藤真奈美助教授、積水ハウス(株)岩前篤博士、埴淵晴男氏、(株)浅沼組恩村定幸氏、神戸大学技官小椋大輔氏には、研究会等を通じて様々なご助言と励ましを頂きました。心から感謝の意を表します。

(株)日建設計牛尾智秋氏(当時神戸大学大学院生)には、修士課程の研究課題として、本実験を共に取り組み、第1年度実験測定および理論解析を分担頂きました。また、神戸大学大学院生高田暁氏には、卒業研究の課題として、第2年度実験測定および理論解析を分担頂きました。両氏の協力無しには、本研究は完遂し得なかったものであり、改めて厚く感謝いたします。

最後に、全面的なご協力と暖かい励ましを頂きました(株)鴻池組技術研究所の皆様方に、厚くお礼申し上げます。

《誤植訂正》

211 ページ 9 行目、同ページ (9-8) 式および 212 ページ (9-9) 式に誤植がありましたので以下の通り訂正いたします。(=は訂正個所を示す。)

① 211 ページ 9 行目

$$\text{ただし, } \alpha_e = \alpha_o + \underline{r}\alpha_T$$

② 211 ページ (9-8) 式

$$\begin{aligned} k(\mu) \frac{\partial h_\mu}{\partial t} &= \nabla(\lambda'_\mu \nabla h_\mu) + \nabla(\lambda'_T \nabla h_T) \\ &+ \nabla \left\{ \left[\frac{\partial \lambda'_\mu}{\partial \underline{\mu}} \nabla \mu + \frac{\partial \lambda'_T}{\partial \underline{T}} \nabla T \right] h_\mu \right\} \\ &+ \nabla \left\{ \left[\frac{\partial \lambda'_\mu}{\partial \underline{\mu}} \nabla \mu + \frac{\partial \lambda'_T}{\partial \underline{T}} \nabla T \right] h_T \right\} \\ &- \frac{\partial k}{\partial \mu} h_\mu \frac{\partial \mu}{\partial t} \\ &+ \left[\nabla(\lambda'_T \nabla T) + \nabla(\lambda'_\mu \nabla \mu) - k(\mu) \frac{\partial \mu}{\partial t} \right] \end{aligned} \quad (9-8)$$

③ 212 ページ (9-9) 式

$$\begin{aligned} C(\mu) \frac{\partial h_T}{\partial t} &= +\nabla(\lambda_e \nabla h_T) + \nabla(r\lambda'_{\mu g} \nabla h_\mu) \\ &+ \nabla \left\{ \left[+\frac{\partial \lambda_e}{\partial \underline{\mu}} \nabla T + \frac{\partial r\lambda'_{\mu g}}{\partial \underline{\mu}} \nabla \mu \right] h_\mu \right\} \\ &+ \nabla \left\{ \left[+\frac{\partial \lambda_e}{\partial \underline{T}} \nabla T + \frac{\partial r\lambda'_{\mu g}}{\partial \underline{T}} \nabla \mu \right] h_T \right\} \\ &- \frac{\partial C}{\partial \mu} h_\mu \frac{\partial T}{\partial t} \\ &+ \left[\nabla(\lambda_e \nabla T) + \nabla(r\lambda'_{\mu g} \nabla \mu) - C(\mu) \frac{\partial T}{\partial t} \right] \end{aligned} \quad (9-9)$$