



Title	都市における地下利用の熱的評価に関する基礎的研究
Author(s)	下田, 吉之
Citation	大阪大学, 1990, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1466
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

都市における地下利用の 熱的評価に関する基礎的研究

1990年1月

下 田 吉 之

工
15
9181

255
35
9181

都市における地下利用の 熱的評価に関する基礎的研究

1990年1月

下 田 吉 之

目 次

緒 論	1
第 1 章 都市における地下利用に関する現況と課題	5
1.1 序論	5
1.2 地中熱利用の歴史	5
1.3 地下空間利用の現況と課題	6
1.4 都市地中温度に関する研究状況	7
1.5 地下空間熱環境に関する研究状況	9
1.6 地中熱利用に関する研究状況	9
1.7 要約	10
第 2 章 異なる地表面における地中温度の実測と予測モデルの検討	11
2.1 序論	11
2.2 実測の方法	12
2.3 年周期変化の実測結果	17
2.4 夏期における地中温度日周期変化の実測	25
2.5 最小二乗法を用いた地中温度データの解析	28
2.6 地中温度予測モデルの概要	33
2.7 パラメータの推定およびシミュレーションによる地中温度の 予測性能に関する検討	38
2.8 要約	45
Appendix 2.A アスファルト地表面における地表面対流熱伝達率の実測	46
2.A.1 序論	46
2.A.2 各実測手法の原理	47
2.A.3 実測手法と装置の概要	50
2.A.4 測定結果	54
2.A.5 要約	62
Appendix 2.B 土中水分の移動が地中温度分布に及ぼす影響についての考察	63
2.B.1 序論	63
2.B.2 基礎式とシミュレーション手法	63
2.B.3 計算結果	66
2.B.4 要約	68
第 3 章 都市地中温度上昇の予測と大阪府下における実態調査	69
3.1 序論	69
3.2 平衡地中温度の定義および計算モデル	70
3.3 平坦地における平衡地中温度の計算	71
3.4 アーバンキャニオン下での平衡地中温度	75
3.5 建築物の放熱が平衡地中温度におよぼす影響	77

3.6 都市地中温度の実態（地下水温度による考察）	81
3.7 要約	95
第4章 地下空間の限界発熱量と地中温度の影響	96
4.1 序論	96
4.2 シミュレーションモデルの概要	97
4.3 限界発熱量の提案とその基本的特性に関するシミュレーション	100
4.4 地下空間の熱環境におよぼす地中温度変化の影響の具体的計算例 による検討（地中オフィス空間におけるケーススタディ）	112
4.5 要約	116
Appendix 4.A 地下水面を自由地下水面としたときの水面高さの計算	119
4.A.1 序論	119
4.A.2 計算手法	119
4.A.3 計算結果	121
4.A.4 要約	121
第5章 地下空間の熱環境調整手法の評価 （地下鉄を例としたケーススタディ）	122
5.1 序論	122
5.2 地下鉄シミュレーションモデルの概要	123
5.3 シミュレーションモデルの適用対象	128
5.4 シミュレーション結果と実測結果との比較	132
5.5 地下鉄構内熱環境におよぼす諸因子の影響	137
5.6 地下鉄熱環境調整手法の評価	139
5.7 要約	147
第6章 地下水熱源システムの有効性に関する研究	148
6.1 序論	148
6.2 計算対象と各熱源システムのシミュレーション方法	149
6.3 地下水熱源システムの省エネルギー性評価	157
6.4 都市における地下熱源利用の可能性に関する考察	161
6.5 要約	163
総括ならびに結論	165
記号	169
参考文献	173
謝辞	181

「都市における地下利用の熱的評価に関する基礎的研究」 正誤表

場所	誤	正
p33 下から7行目	0.24+0.441X ₀	1010+1850X ₀
p43 図-2.30(a) (b)	草地 アスファルト	アスファルト 草地
p46 11行目	図-2.18	図-2.19
p92 図-3.17(b)		Q地点の位置に17.5を追加
p99 式(4.11)	u ₀ u _w w _n w _s	w ₀ w _w u _n u _s
p126 13行目	発熱量Q _T [W]	発熱量の時間平均値Q _T [W]
p126 式(5.1)	$Q_T = 1.08 (1.25 - r_T) m \left(\frac{V_{max}^2}{2} + h_T g \right)$	$Q_T = 1.08 (1.25 - r_T) m \left(\frac{V_{max}^2}{2} + h_T g \right) / t_T$ (t _T は発車より次駅での発車までの所要時間[sec]) (トンネル断面中央の値で代表させる)
p128 15行目	(トンネル断面中央の	1.5℃程度低く
p134 13行目	1.5℃程度高く	また式(6.7)は
p156 13行目	また式(6.6)は	冷房用熱源
p165 20行目	冷房要熱源	

この論文は、特に都市域を対象として地下の持つ熱的特性に着目し、その利用に際しての基本的な情報である地中温度の把握ならびにその工学的な利用可能性について検討することを目的としている。

来る21世紀は「都市の時代」であり、地球上の人口の6～7割が都市居住者になるであろうといわれている。このことは特にわが国に顕著な現象であって、今世紀末にすでに都市居住人口は8割に達するとされている。したがって地球的な広がりを見せる環境・資源の問題についてみても、その解決の一つの大きな鍵は都市における環境・資源のマネジメントにある。

そこでわが国の大都市の現状をみると、その過密化は急速に進んでおり、そのために従来の水平方向への拡大に加え、超高層や地下といった垂直方向への都市拡大が進行しつつある。しかし、その増大する空間を維持していくための資源・エネルギー有効利用技術の進歩はその速度についていけず、都市はその資源的な自立性をますます失う方向に進みつつある。また、過去における都市の無秩序な拡大は、緑地や水辺といった非生産的な空間を、その存在意義を科学的、工学的に検証することのないまま消失させ、現在の都市環境問題の大きな原因になっている。したがって現在においても地下をはじめとして高層、海洋など人間が新しい住空間への進出を考えると、その住まい方に固有の環境特性、住環境維持のための資源消費特性を把握し、その資源的な自立性を検討すること、さらに住空間の進出によって失われる他の効用を工学的に明らかにすることは不可欠であり、これは環境工学の重要な課題である。

以上の観点から現在多くの注目を集めている地下空間について考えるとき、地下には物理的な特性として以下に述べるような熱的な特異性が存在するところから、その開発にあたってはこの熱源的な価値、有効な利用法さらに保全の方法等を十分検討する必要がある。熱的特性を生かし、都市の地下を民生分野における省エネルギーの目的で利用する手法に着目すると、次の2点が考えられる。

第1点は、地下を生活空間として利用することである。地下は地上にくらべれば土の断熱性、蓄熱性を利用できることから気温や日射の時間的变化の影響が小さく、年間を通して一定の熱環境が得られ、また冷暖房をおこなう場合でも貫流熱負荷がきわめて小さくなる特性を有する。したがって熱負荷の面のみより考えると、地下空間は地上空間に比べて省エネルギー的な空間となりうる可能性がある。

第2点は、地中温度の恒温性を熱媒を通じて利用することである。上述の土の特性より、地中10～20m以深の地中温度は年間を通じてほぼ一定であり、冬は外気温に比べて高く、夏はその逆となる。したがって空気調和の熱源としては夏期にエアワッシャに地下水を直接導入することのほか、地下水や地中のコイルを通した冷媒をヒートポンプの熱源とすれば、現在の主流である外気を利用した空気熱源ヒートポンプに比べて成績係数が高く、一次エネルギー消費量の削減が期待できる。従来空気調和の熱源としての都市域での地下水利用は地盤沈下の問題から禁じられてきたが、使用後の水を再び帯水層にかん養する技術や、地下水を用いない地中埋設コイ

ルによる地中熱の採熱技術の発達は低レベル熱源としての地中熱の重要性を今後高めていくものと予想される。

以上2点の省エネルギー手法は、太陽熱の利用システムにたとえばそれぞれパッシブシステム、アクティブシステムに相当するものとして位置づけることができる。ただし、これらの可能性を持った熱的特性は、都市域で地下空間の利用が進めば地下水の枯渇や地中温度の変化などにより失われてしまう可能性が大きいことを留意する必要がある。

本論文では、以上2点の地下利用技術を評価する上で必要な課題として、以下の3点について明らかにすることを具体的な目的とする。

(1) 都市域における地中温度上昇

上記2点の地下の熱的利用技術を評価するために、最も基本的な情報は都市域での地中温度である。したがって都市域での地中温度上昇の把握のため実測によってその実態を明らかにするとともに、都市における各種人間活動の地中温度に及ぼす影響の予測をおこなう。

都市域ではいわゆるヒートアイランド現象によって気温が郊外より高くなっていることと同様、地中温度についても都市化にともなう種々の要因によりその変化が予想されるものの、これまであまり注目されておらず、実態がほとんど把握されていない。

(2) 地下空間の熱環境

上述したように地下空間は熱負荷的には地上空間にくらべて有利となるはずであるが、後述するように実際の都市地下空間のエネルギー消費量の調査結果によれば、既存の地下空間は逆に地上空間に対しエネルギー多消費空間となっている。この原因として、地下空間が照明や換気のためのエネルギーを多量に消費することがあるが、熱負荷の面でみても空間内の過大な発熱や地中温度の上昇がその冷房負荷を引き上げていることが多い。したがって地下空間が省エネルギー的に成立するための条件として、その内部発熱量の制約および周囲地中温度さらに地下空間の形状等が地下空間内の熱環境に及ぼす影響について明らかにする。

(3) 地下の熱源利用

都市域における地中熱の熱源利用手法についてその省エネルギー性を大気を熱源とする手法と比較検討するとともに、地中温度の変化が地中熱の熱源的価値におよぼす影響を明らかにする。

本論文は以上の目的のもと、緒論、総括ならびに結論のほか6章より成る。上記の3課題に対して、第2、3章が課題(1)に、第4、5章が課題(2)に、第6章が課題(3)に対応している。本論文の特色は、地中温度の各利用システムへの影響について重点的に考察している点にあり、このため第2、3章で開発した地中温度の予測モデルおよび地中温度の実測結果を第4章以降で使用する構成となっている。

第1章では、地下の熱的利用の歴史および地下空間利用の現況と課題について概

括した後、本論文で対象とする都市域における地中温度上昇、地下空間の熱環境、地中熱の熱源利用の3テーマについて既存の研究のレビューをおこなう。

第2章では、都市域での地中温度上昇要因の中で最も大きな影響を及ぼすと考えられる地表面の被覆状況の変化、特にアスファルト舗装による地中温度上昇について明らかにするため、アスファルト地表面下ならびに自然地表面下における地中温度の長期実測結果に基づいて考察をおこなう。さらにこの実測結果を用いて、地上の気象データよりこれらの地表面下における地中温度をシミュレートするシミュレーションモデルの妥当性についての検討をおこなう。なお、このシミュレーションモデルは次章以降で用いられる。また、Appendix2.Aでは特にアスファルト地表面での熱収支を計算する上で重要なパラメータである地表面対流熱伝達率について実測による検討を、Appendix2.Bでは土中水分の移動が地中温度分布に及ぼす影響について数値シミュレーションによる検討をおこなう。

第3章では、本研究の目的の第1点である都市域における地中温度の上昇を総合的に評価するため地中温度の指標として平衡地中温度を定義し、その計算方法を示す。次に、第2章で扱った地表面のアスファルト舗装の影響の他、都市気候の影響、アーバンキャニオンにおける地表面放射収支の変化、地下空調空間からの放熱による平衡地中温度の上昇について数値計算による検討をおこなう。さらに、実際の都市域における地中温度の実態を明らかにするため、既存の地下水取水井戸における水温測定データを解析するとともに、地下水位観測井戸において地下水温の深度・空間分布の実測をおこなった結果について述べる。

第4章では、本研究の目的の第2点である大地の熱的有利性を生かした地下空間の計画を目的とし、地下空間における地盤の吸熱効果を表す指標として、冷房をおこなうことなく室温を設定室温以下とするために要求される内部発熱量の許容値である限界発熱量を定義し、計算手法を示すと共に限界発熱量におよぼす諸因子の影響を数値計算により検討し、その基本的特性を明らかにする。また、地下空間内熱環境に及ぼす周囲地中温度の影響を定量的に検討するため、地下事務室を対象として地表面がアスファルト舗装された場合の熱環境・熱負荷への影響を数値シミュレーションにより明らかにする。Appendix4.Aでは、地下水流を考慮した地下空間内の熱環境シミュレーションにおける地下水面高さについて有限要素法を用いたシミュレーションにより検討する。

第5章では、都市域における代表的な地下空間として地下鉄構内を取り上げ、その熱環境シミュレーションプログラムを開発し、まず実際の地下鉄駅・トンネルでおこなった実測結果および既存の実測データよりシミュレーションプログラムの検証をおこなったのち、このプログラムを用いて機械換気運転手法の最適化および交通量別の熱環境調整手法について検討をおこなうとともに、限界発熱量の実際の適用性について考察する。

第6章では、本研究の目的の第3点である地下を熱源として利用する手法の一つとして、都市域における実現性が最も高いと考えられる地下水を低熱源とした冷房システムを取り上げ、地下水を汲み上げるポンプ、取入外気を予冷する冷却コイルおよび冷凍機からなる熱源システムに対するシステムシミュレーションをおこない、

空冷式冷房システムとの比較を通してその省エネルギー性の検討をおこなう。

本論文の全体構成および各章間の関連について図-1に示す。

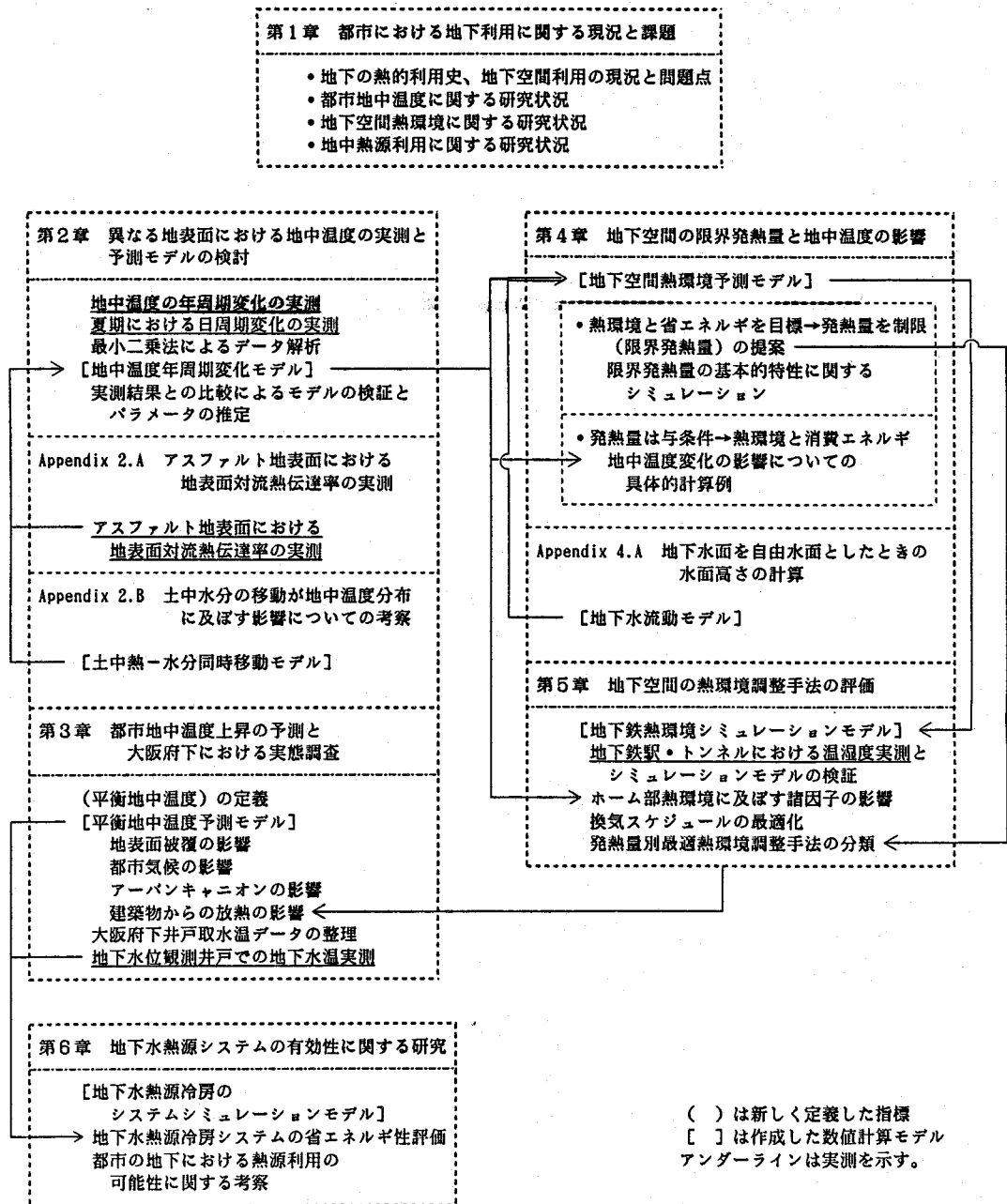


図-1 本研究の構成ならびに各章の相互関係

第1章 都市における地下利用に関する現況と課題

1.1 序論

緒論では都市における地下の省エネルギー的利用として、地下空間としての利用と地下水等の熱媒を通じての熱源としての利用の2点があることを述べた。本章ではこれらの利用手法の歴史、現在の地下空間利用についての課題について簡単にふれた後、本研究の関連分野の研究状況について概括する。

1.2 地中熱利用の歴史

人類が誕生したとき、その最初の住居は自然に形成された洞窟であった。この理由としては外敵からの安全確保の他に大地の恒温性の利用、特に冬の寒さをしのぐ点があったことは確実であり、生活空間としての地中熱利用は人類誕生以来の歴史を持つことになる。その後も地下空間の利用は気候が低温、乾燥した地域にて発達するところとなり、Rudofsky¹⁾によれば中国北部の黄土地帯では現在でも一千万人の人々が黄土に掘りぬかれた住居に居住している。また欧米では住宅に物置としての地下室を設けることが多く、これは地下の恒温性を利用することを第一の目的としている。しかし日本のような多湿な気候で、地下水位の高い地域では地下は湿度の問題より貯蔵場所として利用できないため、地下空間としての熱的利用はほとんど行われていなかった。明治以降は鉄筋コンクリート構造の出現と、それにともなう防水技術の進歩、および機械換気の発達によって日本においても地下室が設けられるようになる²⁾が、機械換気によって除湿をおこなうことは外気負荷の増大につながり、このような地下空間の利用は熱的有利性を生かした利用法とはいえない。

20世紀後半にはいると、オイルショックを契機として住宅の省エネルギー化に強い関心が払われるようになる。建物の一部を地下に設けることはその一手段として注目を浴び、アメリカ合衆国では1960年ごろから現在までに7000戸の覆土式住宅が建設され、ミネソタ大学Underground Space Centerを中心に地下空間利用についての研究が進められている³⁾。

次に熱源としての利用に関して述べる。地下水利用の歴史は古く、井戸の歴史は紀元前数千年にさかのぼるとされている。日本のように河川水など表層水が豊富にある地域においても井戸が広く普及した原因の一つに地下水の恒温性があったことは確かであり、特に機械による冷凍技術の発達以前には地下水は夏期における重要な冷熱源であったことが推測される。また、わが国で工業用水として地下水が利用された歴史も古い。特に製紙、紡績、繊維、染色などの工業用水は水温に関する条件が厳しく、わが国の工業発展が目ざましい理由の一つは工業に最適の地下水が容易に得られたことによるともされている。現在も工業用地下水量の50～60%が温度調節用水と冷却用水であるだけでなく、ビル・家庭の冷暖房用、道路消雪用として地下水の熱利用が広くおこなわれている⁴⁾。特に空調に関しては、初期のビル用冷凍機は水冷式のものがほとんどであったため、冷房熱源としては地下水が主として用いられ、昭和34年度に大阪市の東・西・南・北・浪速の5区でビルの冷房用に使われた地下水量は年間1432万 m^3 、8月だけで337万 m^3 にのぼった⁵⁾。しかし、

東京、大阪などの大都市においては地下水の過剰な取水が原因で地盤沈下が問題となり、冷却塔および空冷式冷凍機への代替により現在では冷却用、冷暖房用としての地下水の利用はほとんどおこなわれていない。

1.3 地下空間利用の現況と課題

今日東京や大阪等大都市の中心部において、地下は地下室や地下街など人間の生活空間として、地下鉄道や地下道など交通のための空間として、上下水道、ガス、通信ケーブルなど物・エネルギー・情報の輸送のための空間として、きわめて高密度に利用されている。

地下空間利用の現況について、都市計画協会の資料⁶⁾から東京都区部の例を挙げれば、道路空間の地下利用の状況（投影面積比率）は全道路で23%（地下鉄道・地下街で3%、共同溝を含む供給処理系地下埋設管路で20%）であり、直轄国道のみでいえばこの比率は46%（地下鉄道、地下街で18%、地下埋設管路で28%）にのぼる。また、都心部の幹線道路や主要放射道路においては道路の幅員と各地下施設の平均占用幅の差が5mに満たない、いわゆる「飽和状態」に近い区間が多くなっている。さらに道路空間以外についてみると、民地における地下階を有する建物数は東京都区部で約27000棟あり、4階建て以上の建物総数に対する比率は38%にのぼる。都市公園においても東京都心3区では公園総面積の約4%の地下空間が、地下鉄道や地下駐車場として利用されている。

さらに、最近では都心の過密対策として深度数十mの地下を公的な目的の場合には自由に利用することができるような法律の策定が検討されたことから、公共機関や民間の間で大深度地下空間開発に関する計画が次々と発表されている。

このように、都市において地下空間の高密度な利用が進んできた原因としては、次の2つの要因が挙げられる。

- 1) 都心における過大な空間需要、あるいは自動車・鉄道・歩行者の動線を立体交差させる必要から生じる、やむをえず地上空間を代替することの必要性
- 2) 都心の景観障害となる、高架橋、電柱、電線などを除去するための、景観上の必要性

上の2つの要因を、それぞれ空間要因、景観要因と呼ぶとすれば、現在の地下空間計画はこの2つの要因に従って進められてきたといえることができ、経済的に地下空間の開発が可能な大都市の中心部であれば、先に示したような地下空間の過密化が起こるのは当然のことであるといえる。これに対して、1.2でみてきたような大地の恒温性を生かして省エネルギーに役立てようという利用のされ方、すなわち省エネルギー的要因による地下の利用は現在のところ都市域ではあまり考慮されていない。逆に、現在のような地下空間の増加においてはエネルギー消費の面から以下のような問題が生じている。

地下は、本来外気との接触のないクローズド・スペースである。そこを人間が生活空間として利用するためには24時間の照明と機械換気が当然必要となる。さらに地下空間内部の人間活動量が増加すると、内部発熱量の増大とともに衛生上必要な換気量も増加し、外気負荷の増大をも招くために地下鉄駅や地下街などでは冷房も

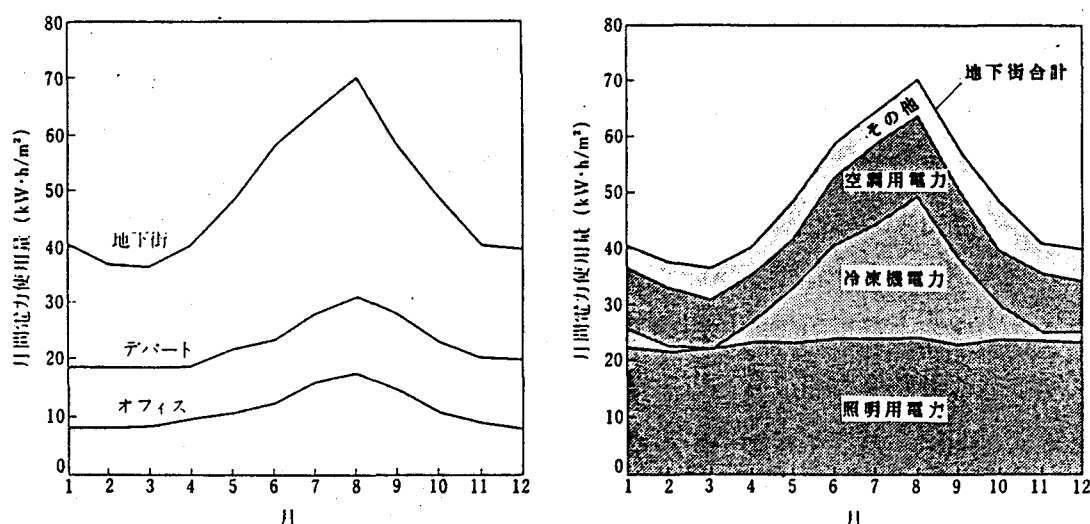


図- 1.1 地下街のエネルギー消費量 (1975年、東京 文献7)による)

必要となる。図-1.1(a)は尾島ら⁷⁾の実態調査結果で地下街の単位面積当月間電力消費量をデパート・オフィスビルにおけるそれと比較したものであり、図- 1.1 (b) は地下街における電力消費量の用途別内訳を示したものである。これらの図から、地下街は単位床面積当りで事務所建築の3～5倍の電力消費量があること、照明用電力とともに、空調・冷房用電力の占める割合も大きいことがわかる。これまでこのようなエネルギー使用量の増大の問題は、ふつう空気調和の経常費増大として個々の施設について経済的な観点から論じられてきたが、地下空間内で発生し、換気および冷房によって取り除かれる熱は、都市の地上空間に排出され、その排熱手段のいかんによっては、ヒートアイランド現象という地上での熱汚染問題の原因となり得ることも考慮する必要がある。

本論文第4章では、都市における地中温度の上昇を考慮した地下空間の熱環境の解析を通して、地下空間を省エネルギー的に利用するために要求される地下空間利用の限界を「許容内部活動量（発熱量）」のような指標として提案することを目的としている。

1.4 都市地中温度に関する研究状況

地下空間内の熱環境や地中熱の熱源利用を検討する際には、空間や採熱源のまわりを取り囲む大地の熱的状態、特に本研究で問題とするような都市域における地中温度の状態を明らかにしなければならないが、これらについての研究は意外に少ない。

西沢ら⁸⁾は東京都内の16地点、深度60・90cmでの地中温度を1年間にわたって測定し、深さ90cmでの測定結果より都内中心部と山の手では前者の地中温度が高温となり、その差は夏期に4℃前後、冬期には2℃前後となることを示している。同様に尾島ら⁹⁾も東京を対象として深度50・100cmの地中温度実測をおこない、こちらは夏期に都心と郊外（清瀬市）で2℃の差、冬期には差なしとしている。また、落

藤ら¹⁰⁾ は札幌市において深度50cmの地中温度が都心部と郊外で夏期に 1.5~2℃の差を生じることを示している。しかし、これらの実測は全て裸地における深度1m未満の地中温度を対象としたものであり、都市と郊外との気温や含水率の変化にともなう蒸発量の差など地上空間の環境の長期にわたる微量な変化を定量化することを目的としたものと考えられ、地下空間内の熱環境解析などで必要となる深度数m以深の、地表面被覆状況の相違や地中発熱体の影響を受けた都市域の地中温度はこれらの実測結果とは異なるものと予想される。たとえば第2章で述べるように Kusuda¹¹⁾ はアメリカ合衆国ワシントン市において裸地、草地とアスファルト地表面下の地中温度の長期実測をおこない、その差が年平均で4℃以上になることを示している。

ところが、実際の都市域についてアスファルト舗装下や地下室近傍での地中温度を測定することは非常に困難であって、現在のところ国内でこのような実測のおこなわれた例は存在しない。しかし、国外では都市化にともなう地中温度および地下水温の変化について、Dettwiller¹²⁾, Hötzlら¹³⁾ による実測例が存在する。

Dettwillerはパリ気象台の深度28mの地下室における1776~1969年の気温測定データを整理し、1890年ごろまで一定値であった地下室の気温がその後の70~80年でおおよそ 1.5℃上昇していることを示している。また、Hötzlらは、西ドイツのカールスルーエ市の 147地点の井戸水温についての大規模な実測をおこなっている。図-1.2は1977年9月の地下水面における水温の等値線を描いたものである。市街地の範囲(図の点線)と13℃の等値線で囲まれる領域はだいたい一致しており、市街地中心部(図の中央)では15~16℃と高温になっている。また、郊外では一般に低温であるのに対し、市街地からみて地下水流の下流にあたる市街地の北西部では、他の郊外より高温となっている。さらに地下水取水口のある市の西部(図の左端)では異常な高温を示して

おり、冷却水のくみ上げが、局地的な地下水温に大きな影響を与えていることがわかる。

Hötzlらはさらに、これらの地下水温上昇に与える各要素の影響を調べるために、各要素の地中での廃熱量の計算を極めて簡略化された仮定のもとにおこなっている。この結果によると、地下水への廃熱量の割合は日射が

48.25%、下水道が
27.43%、地下室が

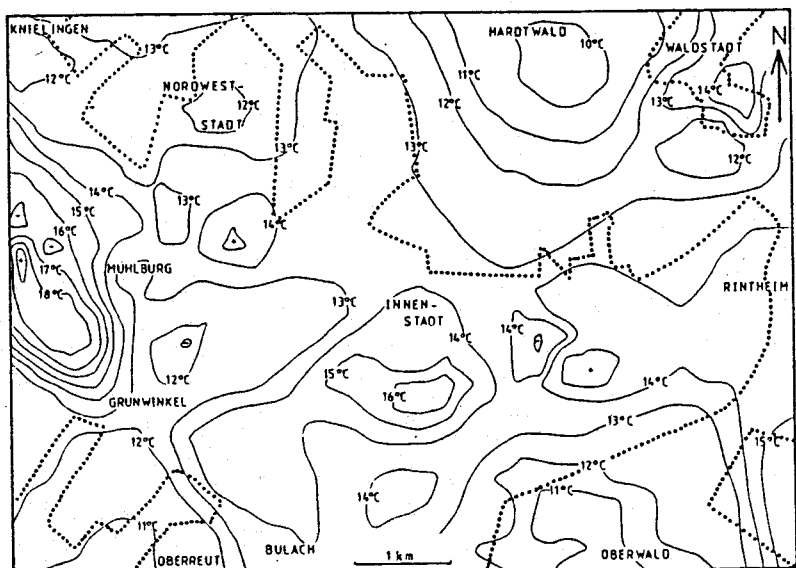


図-1.2 カールスルーエ市における1977年9月の地下水面水温分布
(文献13)による)

10.77%、冷却水の取水が6.23%、地域暖房配管が5.08%、地熱流が2.23%となり、下水道からの廃熱の割合がかなり大きいという興味ある結果が示されている。このように、都市域の地下においては種々の要因により地中温度が高温化していると考えられるにもかかわらず、特にわが国ではその実態調査ならびに地下空間の熱環境などに対する影響予測はまだなされていない。

1.5 地下空間熱環境に関する研究状況

地下空間内部の熱環境を解析するためには、地上空間の場合に比べ、周囲地盤のかなり離れた場所までを含め、かつ時間的にも長期間の応答を考慮しなければならない。したがってその室温変動や壁面からの熱損失量にある程度の精度で計算しようとする、大型計算機による地盤伝熱の非定常数値シミュレーションが必要となる。地下居室についてのこのようなシミュレーションはKusudaら¹⁴⁾によって始められ、日本でも近年省エネルギー住宅の一手法として松尾ら¹⁵⁾、浦野ら¹⁶⁾を始めとする多数の研究があり、少数の実測例^{17,18)}とあわせてその熱的特性が明らかにされつつある。これに対して規模の大きい地下空間の場合については、計算機の速度やメモリの制約を受ける等の問題があることや、地盤の吸放熱量に対して内部発熱や外気負荷の割合がはるかに大きい場合が多くその必要性が小さいことから地盤伝熱を解析した例¹⁹⁾は少ない。ただし、地下鉄道構内については1960年ごろより熱環境の悪化が問題となり、その原因の一つとしてトンネル周囲の経年的な地中温度の上昇が考えられたことから、雑賀ら²⁰⁾、大塚²¹⁾を始めとする多数の研究がおこなわれた。当初は計算機の限界のため地盤の伝熱は簡略化した形でしか解かれなかったが、その後吉田²²⁾はレスポンスファクタ法を改良し、地盤の応答をトンネル壁体のみを考慮した短期応答と周囲地盤まで考慮した長期応答に分離することにより地表面の影響や経年変化までを考慮した地下鉄構内の熱環境・熱負荷予測シミュレーションをおこない、地下鉄の空調負荷に対して地盤の長期応答の影響がわずかであることを明らかにしている。また、アメリカ合衆国では政府のプロジェクトとして地下鉄構内の列車風および熱環境を予測するシミュレーションプログラム SES²³⁾が作成されており、同時に通過空間である地下鉄ホーム部における最適設定温湿度決定のための非定常温感モデルが提案されている。

現在では計算機の性能の向上のため、かなり大きな地下空間に対してもシミュレーションが可能となってきている。また、使用される数学モデルも熱伝導方程式から、土中の水分移動を考慮したもの²⁴⁾へと高度化してきている。しかし、実用的な面では土の諸物性値など不確定な要素の影響が大きく、モデルを高度化してその微細な差を定量化することの意義は明らかでない。また、地上建物にはPALなどその省エネルギー性を定量化する指標²⁵⁾が考案されているのに対し、地下空間の熱的性能を評価する方法は現在のところ確立されていない。

1.6 地中熱利用に関する研究状況

1.2で述べたように、わが国の大都市で地下水を熱源として利用することは地盤沈下の問題のため法的に規制されており、その実施例は現状では少ない。しかし、

熱源として利用した地下水をもとの帯水層にかん養することができれば、地盤沈下の問題はおこらず、また熱交換のみに使用した場合には地下水汚染の危険性も小さい。中原²⁶⁾はこのかん養井付き地下水熱源システムの普及を目的とし、実建物に導入した本システムの地下水かん養能力について実態報告をおこなっている。また、Weinsteinら²⁷⁾は同システムを教会に適用した場合のシステムシミュレーションをおこない、地下水による予冷コイルおよび地下水熱源冷凍機を使用した場合に空気を放熱源とする冷凍機を使用した場合に対して80%もの冷房用エネルギーが節約できることを示している。また、夏期に太陽熱などで加熱した温水をかん養し、冬期に利用する帯水層蓄熱についてはわが国では横山ら²⁸⁾の一連の研究ならびに北海道における実施例²⁹⁾が報告されているが、この手法が有効なのは盆地等で地下水流速が遅く、かつ周囲で地下水の取水がおこなわれていない場合に限られ、大都市での適用には問題が多い。

熱媒体として地下水を利用せず、埋設したコイル内に熱媒体を循環させて地中から採熱をおこなう地中熱源システムについては、わが国では1950年代に守安³⁰⁾によって研究が開始され、現在も落藤ら³¹⁾をはじめとする多数の研究がある。ただし、このシステムはMacCracken³²⁾によれば暖房デグリーデーが3000~6000デグリーデーの、十分寒冷でかつ夏期には冷房が必要な地域において経済的に有利になるとされていること、埋設コイルの容積が大きく、高密度な場所ではその設置場所の確保が困難であること等より、わが国の大都市での適用は難しいものと考えられる。

この他の地中熱利用の手法としては取入外気を地中ダクト内に通して予冷するクールチューブ³³⁾等がある。

現在、都市における空調用熱源としては、冷却塔とならんで空冷式冷凍機が多く用いられる傾向にある。ところが夏期についてみると、空冷式冷凍機は1日のうちで最も冷房負荷が大きくなる時間帯、すなわち気温が日最高となるときに成績係数が最も低下するため、電力供給における最大の課題であるピーク電力の平準化に対して逆効果となること、さらに冷房廃熱自体が都市気温を上昇させる原因となることより、今後は空気以外の他の熱源に対する依存度を高めていくことが重要である。この観点から以上に示してきた各種地中熱源システムについて検討すると、特にかん養井付き地下水熱源システムが都市熱源として今後有望であると考えられる。

1.7 要約

本章では、本論文で対象とする地中熱利用についてその歴史を概観した後、現在の地下空間利用の問題点および関連分野の研究状況について考察し、現在の都市域における地下空間利用が主として都市の過密化が原因となって進められたものであるために、省エネルギーの観点からは問題の多い空間となっていること、地下空間の熱環境解析についての研究は進展しているものの、その省エネルギー性を評価するための指標が未確立であること、地下の熱源利用としては現在法律的に規制されているものの夏期の冷房熱源としてかん養井付き地下水熱源システムが有望であること、これらの性能解析のために必要な都市域の地中温度に関する研究がわが国で乏しいことを示し、本論文で対象とするテーマの重要性を示した。

第2章 異なる地表面における地中温度の実測と予測モデルの検討

2.1 序論

第1章でも述べたように、これまでわが国において都市化による地中温度の変化を取り扱った研究のほとんどは、地中温度を地上での気温や日射量の微量な変化を定量化する手段として扱っている。しかし、地下の熱的利用を図るうえではKusuda¹⁾の主張するように地中温度と気象条件、地表面状況、日射量、土壌の状態等との関係についての定量的把握が必要である。

異なる地表面下における地中温度の変化について、Kusuda¹⁾はアメリカ合衆国ワシントン市郊外のNational Bureau of Standards構内において、アスファルト、表面を白く塗装したアスファルト、裸地、草丈の短い草地、草丈の長い草地の5種の地表面（それぞれ15.2×15.2m）下の地中温度を1年間にわたって実測し、次の結果を得ている。

- 1) アスファルト舗装が地中温度に与える影響は大きく、他の地表面に対して年平均値、年較差がともに大きくなる。アスファルト舗装と草丈の長い草地との年平均地中温度を比較すると、地表面で4.4℃、深さ3.05mで3.3℃、深さ6.10mで2.8℃の差となる。また、アスファルト舗装の地表面温度が夏期には60.0℃に達するのに対し、他の地表面は37.8℃を超えない。
- 2) アスファルト舗装でも、表面を白く塗装することにより地中温度は低下し、裸地との差がなくなる。
- 3) 草丈の長い草地下の地中温度が5つの中で最低値を示すが、草丈の短い草地との差は非常に小さい。

Kusudaの結果によればアスファルト舗装による地中温度の上昇は浅いところほど大きくなるが、これはこの実測においてアスファルト舗装のおこなわれたのが実測開始のわずか1年8カ月前であり、地中温度が十分周期定常状態に達していなかったことによると考えられる。このことはアスファルト舗装下深さ10.2cmで測定された熱流の年合計値が0になっておらず、地中への熱の蓄積が見られることから確かめられる。

地表面状況以外の各要素と地中温度との関連については、これを実測によって明らかにすることは難しく、数値シミュレーションが有効な手段である。しかし、そのためにはシミュレーションモデルが実測結果を正しく再現していることを確認する必要がある。

松尾ら²⁾は建物の動的熱負荷計算のために開発された標準気象データを用いて、全国10都市の気象台で観測された地中温度の1941年までの累年平均値を数値シミュレーションによって推定する手法について検討し、地表面の放射特性や土の熱物性値を適当に与えることによって積雪地域を除けばこの手法がかなり有効であることを示している。しかし、この場合地中温度データと気象データの観測期間が異なることや、気象台における地中温度測定では地表面状況が統一されているにもかかわらず、最適値として求められた日射吸収率に0.4～0.7とかなりばらつきが見られるなど、ここで得られたパラメータは信頼性が低い。

これら既存の研究の問題点より、本研究にて解決すべき課題を列举すると以下のようになる。

- 1) 代表的な都市地表面構成材料であるアスファルト地表面下と自然地表面下の地中温度について、十分時間が経過した周期定常状態下での年周期・日周期変化の実測をおこない、両者を比較する。また、それぞれ複数点にて実測をおこない、結果の一般性について確認する。
- 2) アスファルト地表面下と自然地表面下では土中水分状態が異なるため、このことに基づいて地盤の熱的物性値に差が生じないか、また、自然地表面における雨水の浸透など水分移動が地中温度に影響を与えていないか検討する。
- 3) 地表面熱収支により形成される地中温度を議論する場合の地表面熱収支モデルについて、その精度および簡略化の可能性について評価検討する。
- 4) シミュレーションに用いる気象データとして、HASP標準気象データの適用可能性を検討する。
- 5) 従来適当に与えられていた地表面熱収支モデル中のパラメータについて、実測結果からの同定をおこなう。
- 6) アスファルト地表面と自然地表面について、各パラメータに対する感度の相違を明確にする。

本章では地表面での熱収支のみの影響によって一次元的に形成される地中温度の周期変化を観測することおよび地表面材料の変化、特に都市域における代表的な地表面材料であるアスファルト舗装による地表面熱収支の変化が地中温度におよぼす影響を検討するため、大阪大学吹田キャンパス内の5ヶ所で地中温度の長期実測をおこなうとともに、気温・湿度・日射量といった気象データより地中温度を予測するシミュレーションプログラムを作成し、実測結果を用いてその検証をおこなった結果について述べる。

2.2 実測の方法

2.2.1 実測地の概要

地中温度の実測は、大阪市の北約14kmに位置する大阪大学吹田キャンパス内でおこなった。この地域は竹林を中心とした自然地であったものが、1967年より開始された大阪大学の移転ならびに1970年に開催された日本万国博覧会のために造成され、その後多少の改変を経て現在に至っている。大阪大学吹田キャンパスの全体図ならびに地中温度を測定した5地点の位置を図-2.1に示す。

(以下、A地点～E地点と呼ぶ)

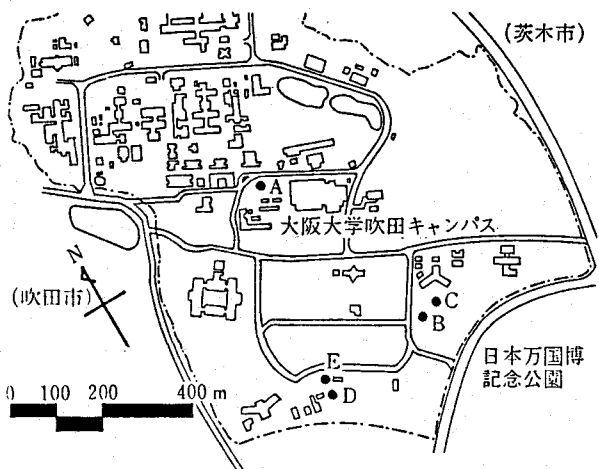


図-2.1 地中温度実測地点の配置図

表-2.1 地中温度実測地点の概要

地点	地表面被覆状況	天空率	パイプ埋設日	実測開始日	実測終了日	測定深さ(m)	パイプ外径
A	草地 (草丈約1.3m*)	72.3%	1986年 4月23日	1986年 6月3日	1988年 8月3日	0.1, 0.2, 0.3, 0.5~3.0(0.5m間隔)	27mm
B	草地 (草丈約0.3m)	—**	1986年 5月21日	1986年 6月3日	1986年 10月28日	0.1, 0.2, 0.3, 0.5~3.0(0.5m間隔)	27mm
C	アスファルト (厚さ約0.5m)	—**	1986年 5月28日	1986年 6月3日	1986年 10月28日	0.1, 0.2, 0.3, 0.5~3.0(0.5m間隔)	27mm
D	草地 (草丈約0.3m)	76.5%	1987年 5月8日	1987年 5月12日	1988年 8月3日	0.1, 0.2, 0.3, 0.5~5.0(0.5m間隔)	48mm
E	アスファルト (厚さ0.07m)	90.6%	1987年 5月7日	1987年 5月12日	1988年 8月3日	0.1, 0.2, 0.3, 0.5~5.0(0.5m間隔)	48mm

* : A地点の草丈は夏期に生じた最高値を示す。

** : B, C地点の天空率は地中温度測定時には測定していないが、その後の測定により95%以上と推定される。

測定ははじめ、工学部環境工学科棟南側のA地点、A地点より南に約400m離れたB, C地点において、1986年6月3日より開始した。しかし、B, C地点については吹田キャンパス正門工事の区域となったため、同年10月28日(測定開始より147日)でこの2地点の測定を中止し、1987年5月12日より、B, C地点より西に約300m離れたD, E地点で新たに測定を開始し、A地点とともに1988年8月3日まで週1回の割合で測定をおこなった。各地点の概要について表-2.1に、A地点、B・C地点、D・E地点の付近図をそれぞれ図-2.2~4に示す。なお、表-2.1の天空率は1987年7月27日に立体角投射率が撮影されるよう設計された魚眼レンズ(日本光学工業 Fish-eye-Nikkor)を用いて撮影した天空写真より求めている。

序論で述べたように、本章においては地表面熱収支のみによって形成される地中温度を対象とするため、実測対象地はできるだけ単純な形状、すなわち単一地表面が十分な広さで存在し、水平方向への地中温度分布のないことが要求される。しかし、今回の実測対象地点においては以下に述べるように必ずしもこの条件が満足されておらず、この場合の取り扱いについては後述する。

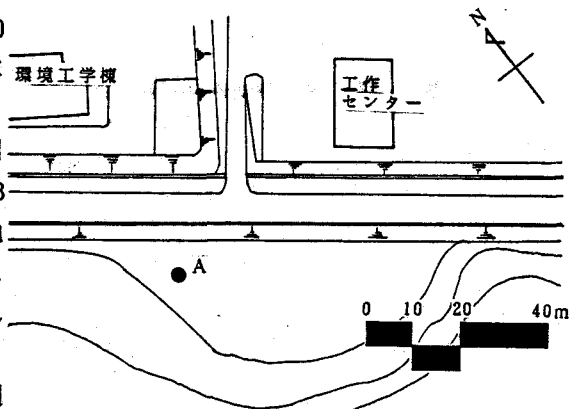


図-2.2 A地点の付近図

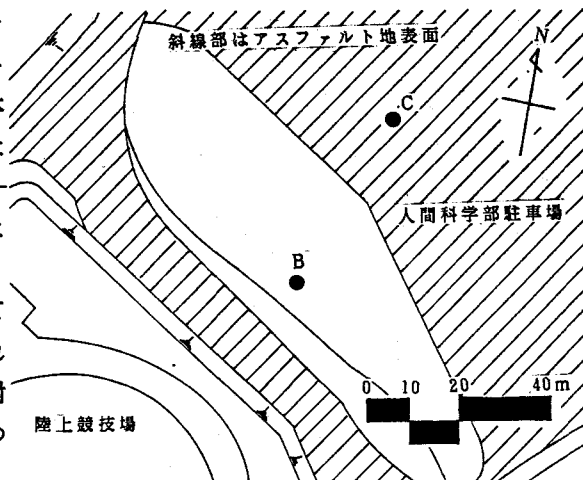


図-2.3 B, C地点の付近図

以下に各地点の概要について記す。

(1) A地点

A地点は吹田キャンパスの造成以前から現在に至るまでほとんど手が加えられていない自然地の北東側に位置している(写真-2.1)。ここでは測定に支障のない限り草刈りを実施しなかったため、春から秋にかけてセイタカアワダチソウおよびヤブツルアズキの繁茂により地表面への直達日射はほとんど遮られている。このことと地形が南西方向に向かって上がり勾配となっていることのために、天空率は72.3%と小さい値になっている。また、北西側約10mの地点にはアスファルトで舗装された道路があるが、A地点より高度が約2m低く、地中温度への影響はないものと考えられる。

(2) B地点

B地点は人間科学部棟の南西約150mの草地(セイタカアワダチソウその他の雑草)内中央に位置している。この場所は草刈りがおこなわれており、実測期間中草丈は30cm以下で日射はほとんど遮られていない。また、両側をアスファルト舗装地にはさまれているが、もっとも近いところでも測定点から10m以上はなれており、地中温度への影響はないものと考えられる。

(3) C地点

C地点は人間科学部棟の南西約100mの人間科学部駐車場内に位置している。この場所のアスファルト舗装は日本万国博覧会の大型バス用駐車場として敷設されたものであるため、アスファルトの厚さが約50cmと通常に比べてかなり厚いものとなっている。ここでもB地点同様測定点周辺には地中温度に影響するような他の地被は存在しない。また、自動車が駐車することなく、自動車からの廃熱などの影響も無視できる。B、C地点の天空率は地中温度測定時には測定していないが、その後の測定により95%以上と推定される。

(4) D地点

D地点は薬学部薬草園の北隣に位置している(写真-2.2)。測定点における地表面被覆は草地(セイタカアワダチソウその他の雑草)であるが、南北にアスファルト舗装面があり、その距離がそれぞれわずか2.6、2.9mであるため、地中温度はアスファルト舗装の影響を受けていると考えられる。ここもB地点同様草刈が実施され、実測期間中の草丈は30cm以下であった。

(5) E地点

E地点はD地点の北約60mの場所に位置している(写真-2.3)。この場所のアスファルト舗装厚さは約7cmである。測定点周辺には地中温度に影響するような他の地被、自動車の駐車等はない。

B、C、D、E地点はすべて1970年に開催された日本万国博覧会のために造成・

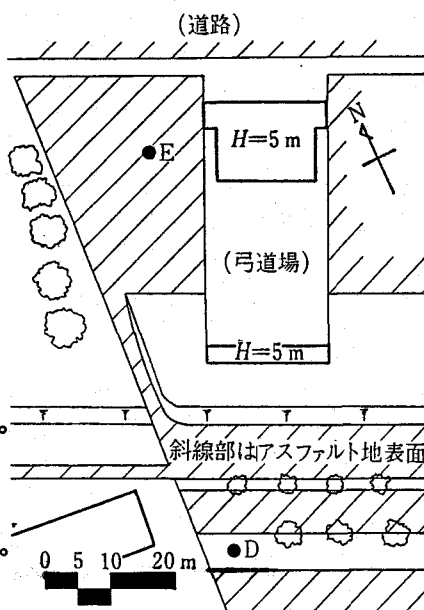


図-2.4 D、E地点の付近図



写真- 2.1

地中温度実測 A 地点



写真- 2.2

地中温度実測 D 地点

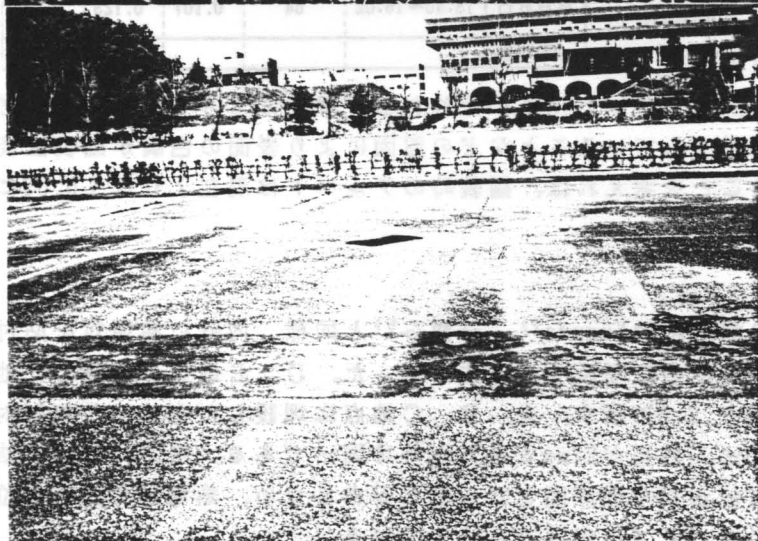


写真- 2.3

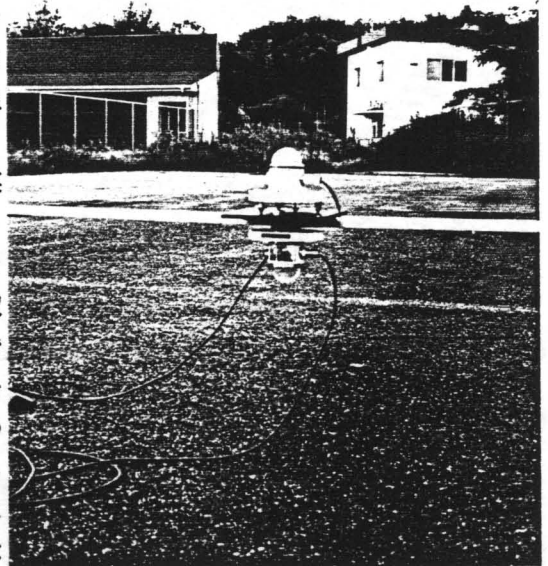
地中温度実測 E 地点

舗装されたところであるため、造成・舗装より少なくとも16年以上が経過している。

2.2.2 アスファルト舗装面におけるアルベドの測定

アスファルト舗装面においては、アルベド（日射の反射率）が地表面熱収支に大きな影響をおよぼす。そこで、地中温度実測E地点において1988年1月27日、5月9日、8月8日の3回アルベドの実測をおこなった。

実測の方法としては、ネオ日射計を2台、写真－2.4のように背中合わせに取り付け、一方で全天日射量を、反対側で地表面からの反射量を測定してその比を求めている³⁾。使用した2台の日射計の器差は、別に同時に全天日射量を測定した結果より求め、アルベドの計算の際に補正している。また、太陽高度が低くなると、反射日射の測定対象となる地表面の一部が日影となる恐れがあるため、太陽高度の高い時間のみ測定をおこなっている。



写真－2.4 アルベド実測装置

3回の実測についてアルベドの最小・最大値および平均値を表－2.2に示す。一般に、アスファルトのアルベドは0.05～0.20といわれており⁴⁾、今回の測定結果もこの範囲内にある。ただし、この地点のアスファ

表－2.2 E地点におけるアルベドの実測結果

測定日	測定時間	データ数	最小値	最大値	平均値
1月27日	12:34～15:48	95	0.111	0.127	0.122
5月9日	13:10～15:10	61	0.112	0.137	0.126
8月8日	13:40～16:02	64	0.107	0.129	0.115
平均値					0.121

ルト舗装は20年以上も放置されていたために汚れおよび摩耗によって舗装時に骨材として混入された砂利が露出していることなどの原因により表面の色調が舗装直後のアスファルトと異なることを考えれば、舗装時のアルベドは現在より低く0.05に近い値であったことが推定される。

2.2.3 実測の概要

各地点とも地中温度の測定にはKusuda¹⁾、三浦ら⁵⁾と同様、内壁に熱電対を貼付した塩化ビニールパイプを地中に埋設する方法をとった。D、E地点に埋設した地中温度測定器の概要を図－2.5に示す。A、B、C地点に埋設したものはこれに対してパイプの長さが3.15m、外径が27mmである以外は同一である。なお、この方法ではパイプ内の空気の対流が誤差の原因となる恐れがあるため、熱電対の接点の位置ではガラスパテを用いてパイプの内部をふさいでいる。

測定器の埋設には、長年かかって形成されている地中温度をできる限り乱さないような工夫を用いた。すなわち、A, B, C地点では電動式ハンドドリルの本体とドリルの間にステンレス製の継手を取り付けた自作の装置によって直径約3cmの穴を掘削し、そこへパイプを埋設する方法によった。D, E地点では、低速ハンドフィード型ロータリー式ボーリングマシンを用いて直径5.6cmの穴を掘削し、パイプを埋設している。D, E地点での工事を施工した株式会社ソイルコンサルタンツにより作成された両地点の土質調査柱状図を図-2.6に示す。これによると両地点ともに砂質土と粘性土の互層状となっているが、E地点では均質な粘土が多いのに対してD地点では砂質シルト～砂混りシルトが分布するなど土質に差がみられる。

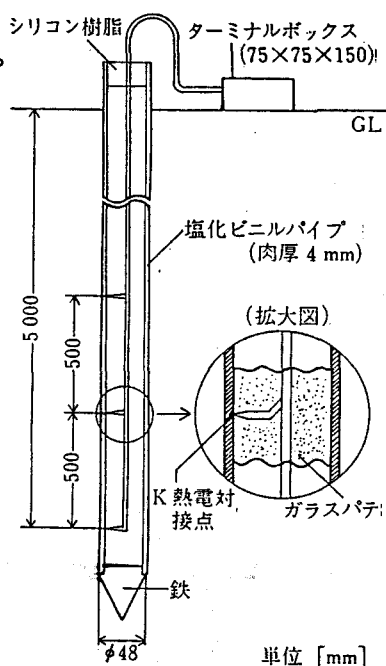


図-2.5 地中温度実測装置の概要

地中温度の測定は、埋設されたパイプの内壁に取り付けられた直径0.3mmのK(C-A)熱電対の熱起電力を外部温度補償を用いてデジタルマルチメーター(岩崎通信機製SC-7402)で測定し、温度に換算している。測定は週に1回、日射が地上部の接点部分に当たることにより生じる誤差を減らすため、16～17時の間に実施している。B, C, D, E地点では、測定時以外には安全のため埋設したパイプの上端部およびターミナルボックスの上部に鉄板(B, D地点で90×35cm, C, E地点で90×60cm)をかぶせており、またC, E地点ではターミナルボックスを埋めるためパイプ周囲の直径約40cmの部分のアスファルトを取り除いている。したがって地表付近の地中温度にはこの影響がおよんでいる可能性がある。

地中温度の測定は、埋設されたパイプの内壁に取り付けられた直径0.3mmのK(C-A)熱電対の熱起電力を外部温度補償を用いてデジタルマルチメーター(岩崎通信機製SC-7402)で測定し、温度に換算している。測定は週に1回、日射が地上部の接点部分に当たることにより生じる誤差を減らすため、16～17時の間に実施している。B, C, D, E地点では、測定時以外には安全のため埋設したパイプの上端部およびターミナルボックスの上部に鉄板(B, D地点で90×35cm, C, E地点で90×60cm)をかぶせており、またC, E地点ではターミナルボックスを埋めるためパイプ周囲の直径約40cmの部分のアスファルトを取り除いている。したがって地表付近の地中温度にはこの影響がおよんでいる可能性がある。

[m]	深度 [m]	層厚 [m]	柱状図	土質名	深度 [m]	層厚 [m]	柱状図	土質名
0	0.40	0.40		表土	0.07	0.07		アスファルト
	1.20	0.80		砂質シルト	0.60	0.53		砕石
1	1.60	0.40		砂混りシルト	1.50	0.90		粘土
	3.60	2.00		シルト混り砂	2.80	1.30		砂
3	4.50	0.90		砂質シルト	3.00	0.20		砂質シルト
	5.00	0.50		シルト混り砂	3.30	0.30		シルト混り砂
5				粘土	4.10	0.80		砂
				シルト混り砂	4.85	0.75		砂
					5.00	0.15		シルト質砂

(a) D地点

(b) E地点

図-2.6 D, E地点の土質調査柱状図

2.3 年周期変化の実測結果

2.3.1 実測地点別の地中温度の比較

ここでは各地点について表-2.1に示した期間における実測結果より、それぞれの地表面下での地中温度の年周期変化について考察する。ただし、深さ0.1, 0.2, 0.3mでの測定値は後述するように日周期変化があり、また地上に設けた鉄板等の影響も考えられるため、ここでの考察は深さ0.5m以深の測定値を対象とする。

図-2.7に、A～E地点の地中温度の実測結果を示す。どの地点についても、深

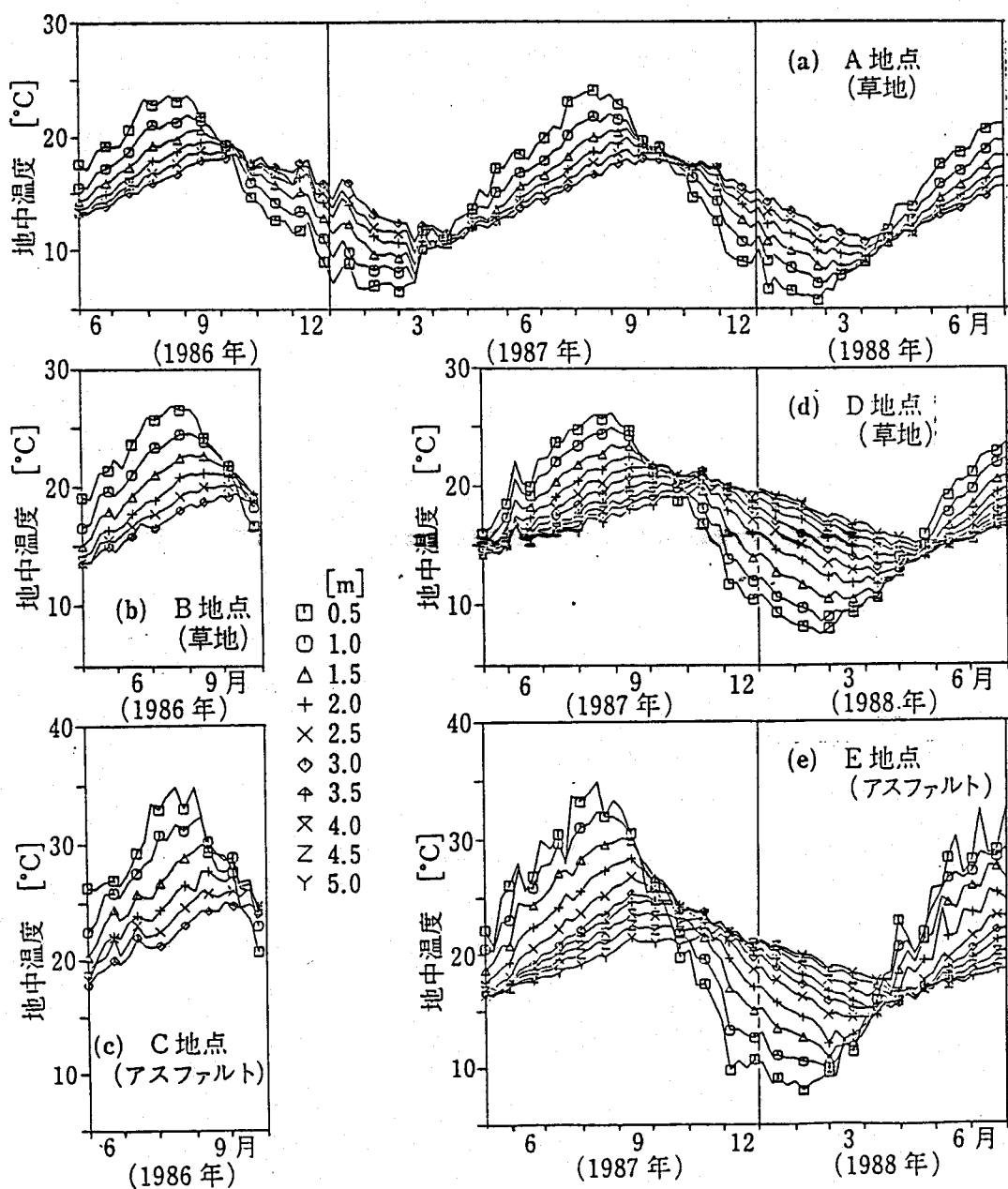


図- 2.7 地中温度の実測結果

くなるほど年較差が小さく、最高・最低値の現れる日が遅くなるという地中温度の一般的な変化パターンを示すなめらかな曲線をえがく。ただし、各地点の測定値とも一部に不自然な急変化がみられる。この一部は地上部接点に日射が当たること等により生じる測定誤差であると思われるが、アスファルト地表面であるC、E地点では深さ50cmの地中温度の時間変化がつねになめらかな変化となっておらず、これは年周期より短い周期の変動がこの深さに及んでいるためと考えられる。また、C、E地点とその他の地点との測定値を比較すれば、日射吸収率が高く日射の潜熱への

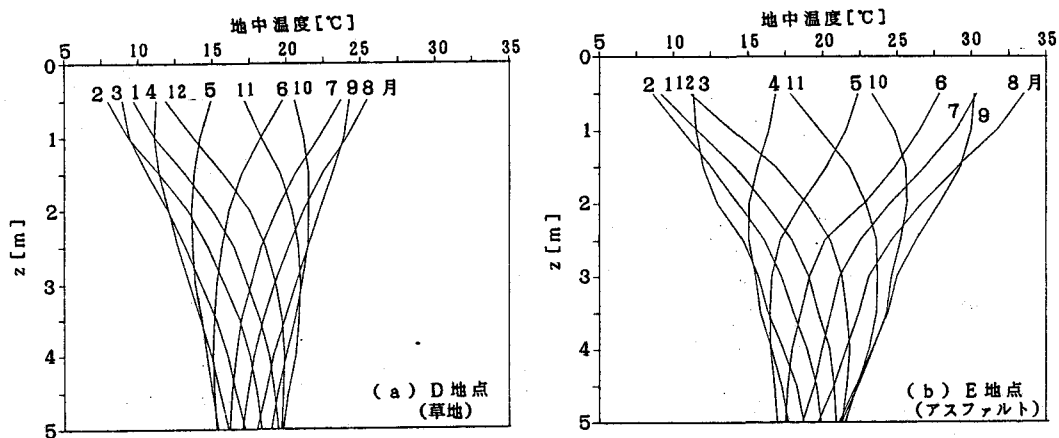


図- 2.8 D, E 地点における月平均地中温度プロファイル

表- 2.3 A, D, E 地点における地中温度の年平均値 (単位[°C])

地点	平均期間	深さ (m)									
		0.5	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0	3.5	4.0	4.5	5.0
A	1986.7.8~1987.6.30	14.6	14.5	14.6	14.8	14.8	14.9				
	1987.7.7~1988.6.27	14.3	14.2	14.2	14.3	14.4	14.5				
D	1987.7.7~1988.6.27	16.2	16.3	16.6	16.9	17.2	17.3	17.5	17.5	17.5	17.5
E	1987.7.7~1988.6.27	20.1	20.5	20.7	20.5	20.3	20.1	20.1	20.0	19.9	19.6

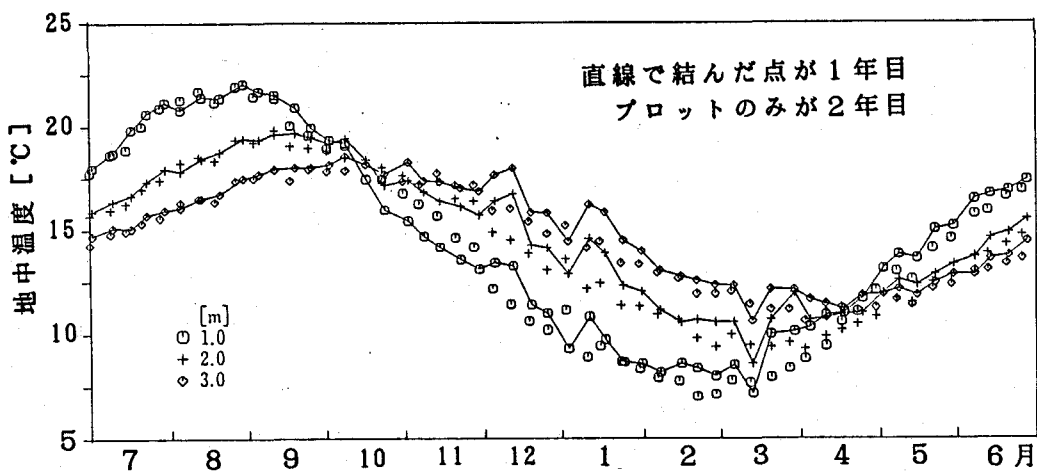


図- 2.9 A 地点 (草地) における 1 年目と 2 年目の地中温度の比較

変換がほとんどないアスファルト地表面下の地中温度が自然地表面下にくらべて全体に高温であるとともに、各深さにおける年周期変化の振幅も大きくなっており、両地表面間の差は日射量の大きい夏に大きくなることがわかる。図-2.8はそれぞれD・E地点における、1987年7月より1988年6月までの月平均地中温度の深さ方向温度変化（プロファイル）を示したものである。これを比較すれば上で述べたような自然地表面とアスファルト地表面の地中温度の差がよく理解できる。表-2.3にはA, D, E地点における1987年7月より1988年6月まで、およびA地点での1987年6月までの1年間の深さ0.5m以深の年平均地中温度を示す。

図-2.9はA地点における1986年7月より1987年6月までの地中温度変化と、1987年7月より1988年6月までの地中温度変化を深さ1, 2, 3mについて比較したものである。これによると、11~3月にかけてどの深度においても差が大きく、最大で約2.5℃となっており、このため年平均値でこの2年間を比較すれば2年目の方が0.3~0.5℃低い。しかし、4~10月には両年の地中温度にほとんど差がみられず、深さ2, 3mでは差は1℃以内であること、また1年目の地中温度の変化が不自然で測定誤差がかなり含まれていると考えられることより、A地点での地中温度はこの2年間はほぼ同様な年変化を示し、経年的な地中温度の変化はないと考えられる。また、少なくとも7~10月、4~6月にかけてのこの2年間の地上の気象条件は地中1mより深いところの地中温度に差を生じさせるほどの大きな差はないと結論できる。

B地点の全測定期間における、A地点とB地点の地中温度を図-2.10

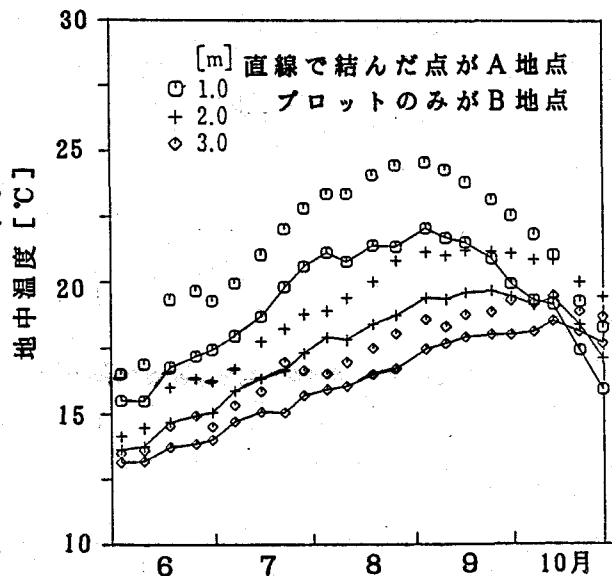


図-2.10 A地点とB地点（ともに草地）の地中温度の比較

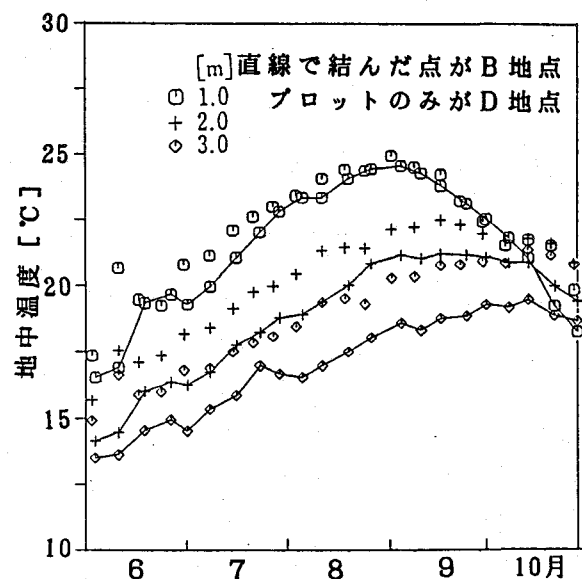


図-2.11 B地点とD地点（ともに草地）の地中温度の比較

るD地点の地中温度を図-2.11に示す。A地点とB地点の地中温度はB地点の方が高く、この差は深くなるほど小さくなる。これは主として同じ自然地表面であっても両者の草丈が異なり、B地点ではほとんどの日射が地表面まで到達するのに対してA地点ではかなりの日射が地上でさえぎられることにより定性的に説明がつく。しかし、表-2.3によれば、A地点の地中温度の年平均値14.2~14.9℃は大阪地方の気温の年平均値15.8~16.6℃(1982~1986年)よりも1℃以上低く、A地点の地中温度が低いもう1つの原因として、A地点は周囲が広い自然地であるために地上の気温がB地点にくらべて低くなっていることの影響も考えられる。B地点とD地点では深さ1mでの地中温度がほぼ等しく、地表面付近の地中温度については両者に差がないと考えられるが、D地点では深さ2, 3mでB地点よりも高温となり、この差は深いほど大きくなる。これは周囲のアスファルト地表面の影響と考えられ、詳細については後述する。図-2.12は図-2.11と同様にC地点とE地点の地中温度を比較したものであるが、両者の差はほとんど見られず、また深くなるほど小さい。以上の議論により、気温・日射の異なるA地点をのぞけば、1m以深の地中温度は周囲に同一の地表面が十分

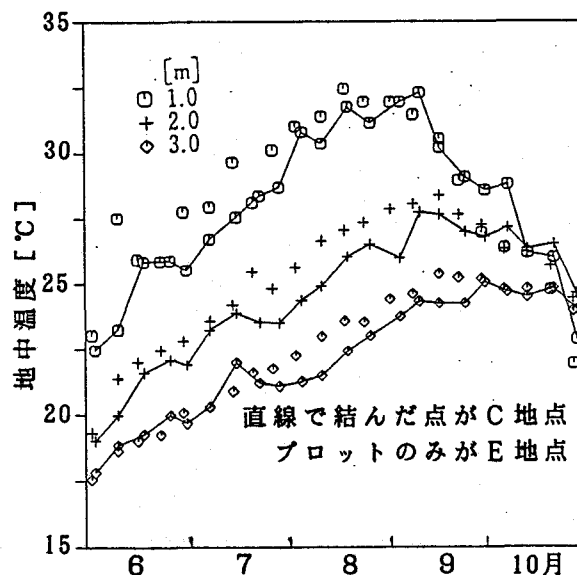


図-2.12 C地点とE地点(ともにアスファルト地表面)の地中温度の比較

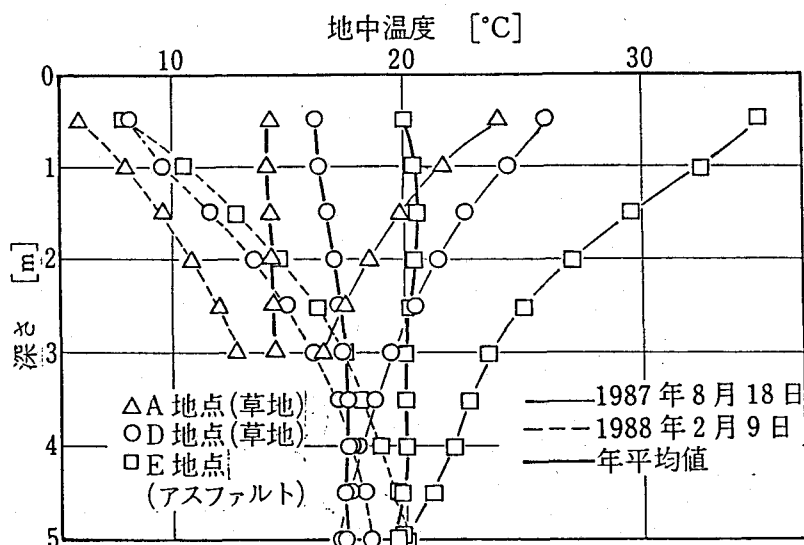


図-2.13 A, D, E地点における地中温度プロファイルの比較

な広さで存在するかぎり、年や場所によらずほぼ地表面の違いのみにより決まると考えることができる。

図-2.13はE地点深さ 0.5mの地中温度が最高・最低となった1987年8月18日・1988年2月9日の地中温度プロファイルおよび表-2.3に示した1987年7月8日～1988年6月27日の年平均地中温度を示す。上でも述べたように夏期には日射量の大きいことに関連してE地点とD地点の地中温度の差が大きく、深さ 0.5mでその差は 9.0℃に達している。これに対して冬期にはほとんど差はみられない。年平均値の深さ方向の差を見ると、A地点では14.2～14.5℃とほぼ深さ方向に一定であるのに対してD地点では深さ 0.5mの16.2℃から周囲アスファルトの影響を受けて深さ 3.5mでは17.5℃まで上昇している。またE地点では深さ 0.5～4 mで20.1～20.6℃であるのに対し、深さ5 mでは19.6℃まで低下しており、年平均値の最大値は深さ 1.5mで現れている。

2.3.2 同一地表面の広さと周囲の影響に関する考察

上でみたように、周囲にアスファルト地表面の存在するD地点での地中温度はこの影響のために一次元的な地中温度のプロファイルを示さず、深くなるほど年平均地中温度が上昇する傾向にある。ここでは解析解を用いてこの影響を定量的に考察する。

x方向長さ2a、y方向長さ2bの長方形地表面上における地表面温度を θ_R 、その外側の地表面温度を θ_n とすると、長方形の中心を原点とした定常状態の地中温度分布は、Lachenbruchの解⁶⁾の定常項のみをとることにより次式で求められる。

$$\theta(x, y, z) = \theta_n + \frac{\theta_R - \theta_n}{2\pi} \Omega \quad (2.1)$$

ただし、 Ω は点(x, y, z)から長方形地表面を見た立体角であり、

$$\begin{aligned} \Omega = & \tan^{-1} \frac{(x+a)(y+b)}{z\sqrt{(x+a)^2+(y+b)^2+z^2}} - \tan^{-1} \frac{(x-a)(y+b)}{z\sqrt{(x-a)^2+(y+b)^2+z^2}} \\ & - \tan^{-1} \frac{(x+a)(y-b)}{z\sqrt{(x+a)^2+(y-b)^2+z^2}} + \tan^{-1} \frac{(x-a)(y-b)}{z\sqrt{(x-a)^2+(y-b)^2+z^2}} \end{aligned} \quad (2.2)$$

である。

D地点での地中温度に対する周囲アスファルト地表面の影響を評価するため、ここでは図-2.4に示したD地点の周辺状況を図-2.14(a)に示すように2次元に簡略化して考え、 $a \rightarrow \infty$ 、 $b = 2.75\text{m}$ 、 $y = 0.15\text{m}$ として式(2.2)を用いて年平均地中温度の深さ方向分布を計算する。 θ_R 、 θ_n をそれぞれD、E地点の深さ 0.5mでの年平均値16.2℃と20.1℃として式(2.1)より計算した結果と、D地点での実測値を図-2.14(b)に示す。地中温度上昇の傾向は一致しており、実測値に対して計算値が高目となっているものの、この差は温度場の三次元性で十分説明できるオーダーである。

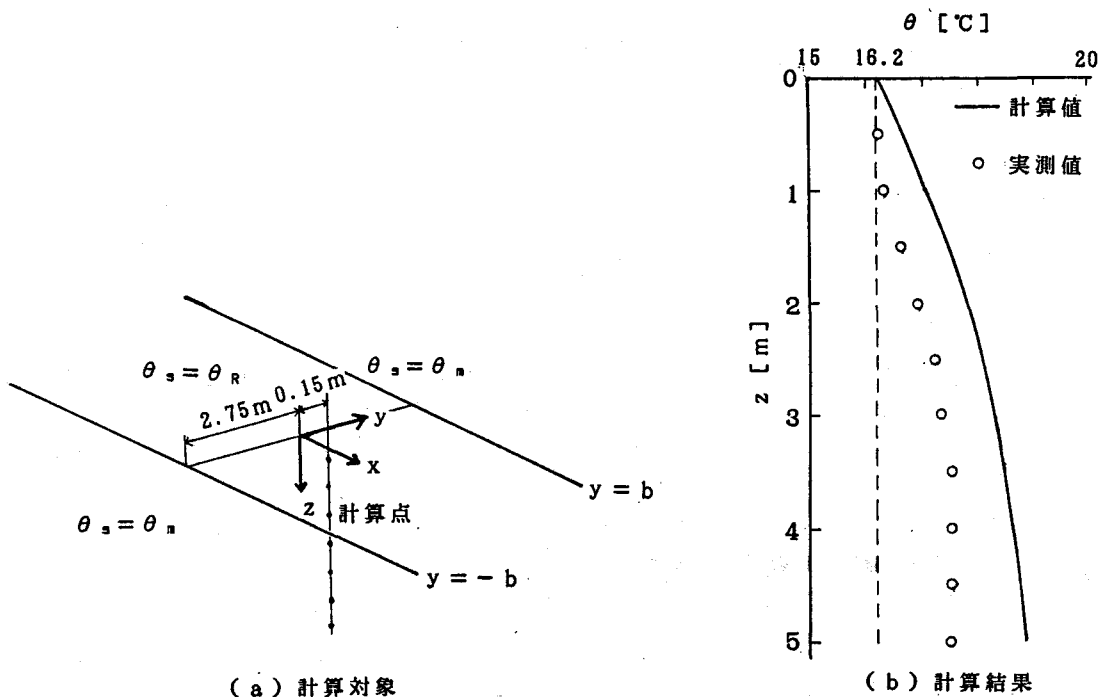


図-2.14 Lachenbruch の解を用いて推定したD地点（草地）年平均地中温度の深さ方向分布と実測値との比較

2.3.3 深部地中温度と経年変化の影響に関する考察

土は温度拡散率の小さい物質であるため、自然地表面であったところにアスファルト舗装がなされた場合、地中温度がこの影響を受けて上昇するのにはかなりの時間を要すると考えられ、E地点での地中温度の年平均値が深度 1.5m以深で深くなるにつれて低くなる原因として、地中温度の三次元性の他にこの影響が考えられる。

初期地中温度が0である半無限固体において表面温度を1としたとき、時間 t 経過後の深さ z mにおける温度 θ は

$$\theta = 1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{z/2\sqrt{\kappa t}} \exp(-\xi^2) d\xi \quad (2.3)$$

で求められる⁷⁾。この右辺はふつう誤差関数 erf を用いて

$$\theta = 1 - \text{erf} \left(\frac{z}{2\sqrt{\kappa t}} \right) \quad (2.4)$$

で表される。したがって、地中温度の各深さにおける年平均値については式(2.4)よりその経年変化を求めることができる。

図-2.15に土の $\kappa = 0.0025 \text{ m}^2/\text{hr}$ (2.5で後述するE地点の解析結果より用いた)とし、地表面温度が1上昇したときの深さ 0~5 mの1、5、10、15、20年後の無次元地中温度分布を式(2.4)より計算した結果ならびにE地点の年平均地中温度の上昇量を、初期温度 16.2°C とし、代表温度差を最高温度の 20.7°C を用いて $20.7 -$

16.2 = 4.5℃として無次元化した結果とともに示す。E地点の地中温度上昇量のプロファイルは15、20年目についての計算結果にくらべて勾配が急であり、これは代表温度差のとり方によとも考えられるほか、地中温度分布の三次元性や地下水の移流による影響など、経年変化以外の因子がE地点での地中温度に影響をおよぼしているものと考えられる。

2.3.4 D地点データの補正

2.3.2で考察したように、D地点で実測された地中温度データは周囲のアスファルト地表面の影響を受けるために一次元的な地中温度のプロファイルを示さず、年平均地中温度は深くなるにつれて上昇する傾向を示す。しかし以下で述べる最小二乗法を用いたデータ解析や 2.7でおこなう地中温度シミュレーション結果との比較においては、周囲の影響のない草地下の地中温度データが必要になる。そこで、1987年7月より1988年6月までのD地点の地中温度データについて、周辺が十分広い自然地であった場合を想定し、その年平均地中温

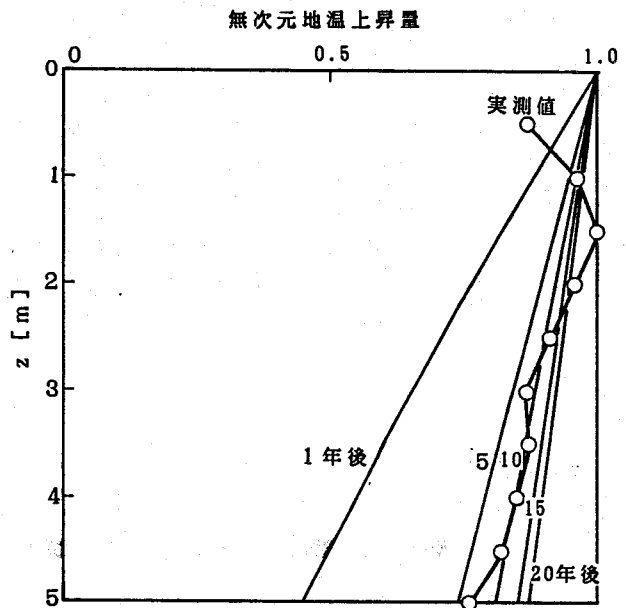


図-2.15 地中温度の経年変化の計算値と実測値の比較

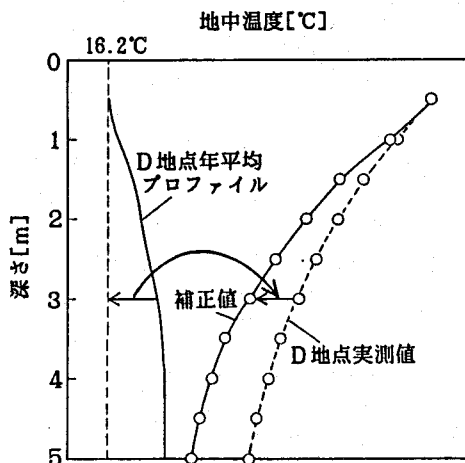


図-2.16 D地点（草地）における地中温度の補正方法

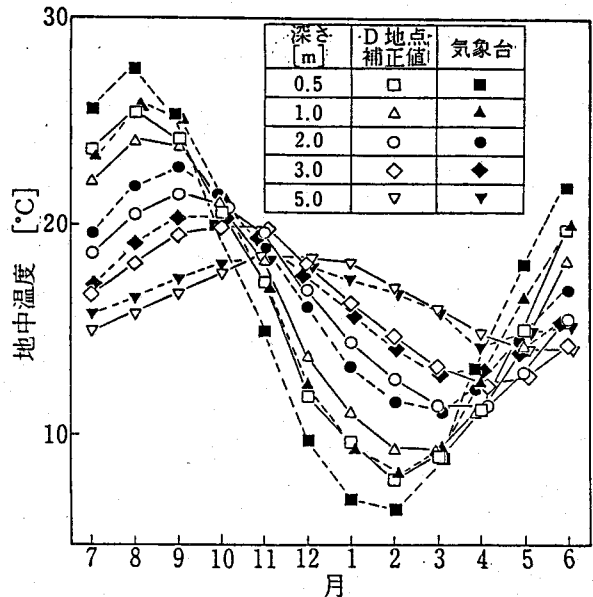


図-2.17 D地点（草地）における地中温度の補正值と大阪管区気象台測定値の比較

度 θ 。が深さによらず深さ 0.5mでの実測値16.2℃に等しく、また時間変動成分についての補正は無視できると仮定して、図-2.16に示すようにD地点における各時点、各深さの地中温度の測定値より表-2.3に示した各深さでの地中温度の年平均値と16.2℃との差を差し引き、これを草地下の地中温度データ（D地点補正データ）として使用する。このデータの各月別の平均値を、1931～1952年に大阪管区気象台で測定された芝地下の地中温度の平均値と比較すると図-2.17となる。気象台における測定データは浅いところで年較差が大きく、これは芝地と草地の差および土の熱拡散率の差によると考えられるが、年平均値についてみると16.5～16.7℃であり、D地点補正データとの差は 0.5℃以下と小さい。

2.4 夏期における地中温度日周期変化の実測

図-2.13で示したように、夏期には地表面付近の地中温度が年間最高値を示すとともに地表面の相違に起因する地中温度の差も最大となる。このとき、地表面近傍での地中温度の日周期変化におよぼす地表面被覆状況の影響もまた最大になると予想される。また、夏期には地表面温度の日較差も最大になるため、地表面付近の地中温度の日変化を実測することにより、日変化に対する不易層深さの推定や、熱電対を塩化ビニール管内に貼付したに基づく測定誤差の検討をおこなうのにも適した時期であると考えられる。そこで、本節では夏期にD、E地点でおこなった地中温度の24時間連続測定について述べる。

2.4.1 実測手法

実測は、1988年8月29日18時より8月30日18時までの24時間とし、2時間間隔で13回の測定をおこなった。測定した地中温度は表-2.4に示すように、年周期変化の実測で用いている塩化ビニールパイプ内の13点と、別に埋設した深さ 2.5cm～30cmの6

表-2.4 日周期変化実測における測定項目

項目	位置
塩化ビニールパイプ内熱電対による地中温度（13点）	10, 20, 30cm 0.5～5.0m（0.5m間隔）
ステンレスパイプ内熱電対による地中温度（6点）	2.5, 5, 10, 15, 20, 30cm
気温	地上0.3, 1.0, 1.5m

点である。後者は直径 0.3mmのK熱電対を外径 3mmのステンレスパイプ内に取り付けて埋設したもので、塩化ビニールパイプ内の熱電対に対してパイプの熱抵抗が小さいことからより正確な地中温度が測定されていると考えられる。また、通常塩化ビニールパイプの上端を覆っている鉄板はこの実測中に取り外している。地中温度の実測に用いた器具や実測の方法は年変化の場合と同一であるが、今回はアースマン温湿度計を用いて地上 0.3, 1.0, 1.5mの気温を測定するとともに、D、E地点より北に約 700m離れた7階建建物の屋上（高さ約30m）にて、ネオ日射計により全日射量を、アダプター付放射収支計により下向き全波長放射量をそれぞれ連続測定した。

2.4.2 当日の気象状況

大阪管区気象台の気象観測日原簿によれば、1988年8月29日18時より30日6時までの天気概況は曇、30日6時より18時まで薄曇のち晴であった。図-2.18に実測

時の日射量と下向き全波長放射量を示す。雲のためときおり日射量の急激な変化がみられ、日中はこれにともない全波長放射量にも大きな変動がみられているが、長波成分については実測期間を通じて大きな変化はない。図-2.19には実測時の気温変化を示す。D地点とE地点の気温差は高さ1.5mでは30日6時、10時を除けば1℃以内であるが、高さ0.3mでは夜間から早朝にかけてD地点で気温の垂直勾配が生じるために差が大きくなっている。日中は両地点とも低いところほど気温が高くなるが、両地点間の差は小さい。気象台で測定された気温と比較すると、夜間から早朝にかけて気象台気温がかなり高温となっているが、これは気象台の位置する都心でのヒートアイランド現象によると考えられる。実測期間中の最高気温はE地点の高さ1.5mで30.1℃と夏期の最高値より数度低く、また当日の天気は快晴ではないことより、当日の地中温度は夏期の最高値よりはやや低めであると推定される。

2.4.3 地中温度の実測結果

ステンレスパイプにより埋設した、D、E地点深さ2.5~30cmでの地中温度を図-2.20に示す。また、表-2.5に全ての深さにおける地中温度の最高・最低値、日較差、平均値を示す。

D地点とE地点の地中温度を比較すると、アスファルト地表面下のE地点の地中温度の方が各深さとも平均値が7~8℃高く、かつ日較差が2倍程度大きくなっており、日変化についてもアスファルト地表面下と自然地表面下の地中温度には大きな差があることがわかる。なお、

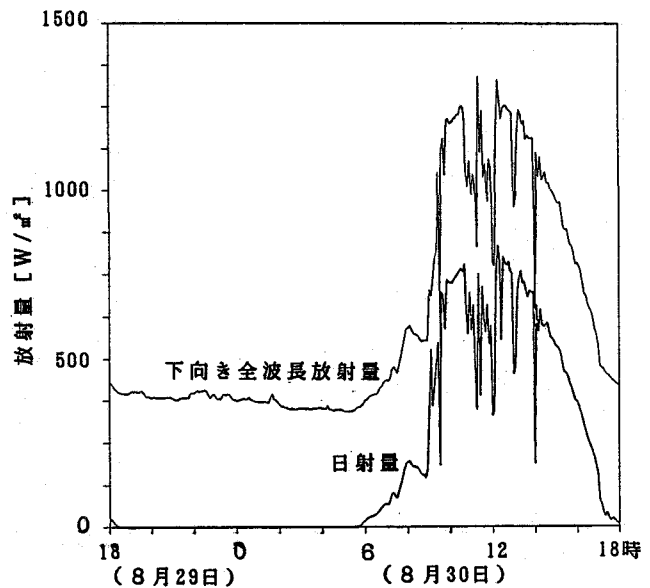


図-2.18 地中温度の日周期変化実測時における放射量の変化

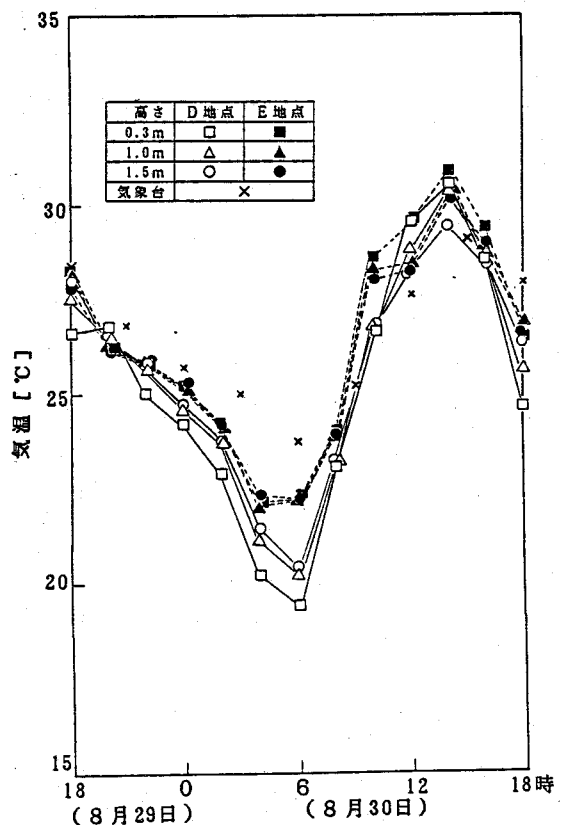


図-2.19 地中温度の日周期変化実測時における気温の変化

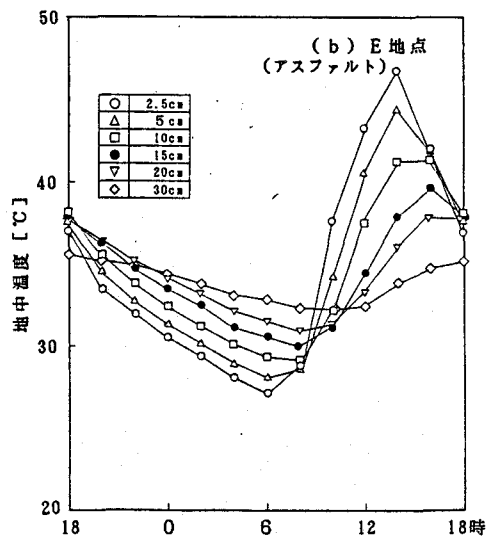
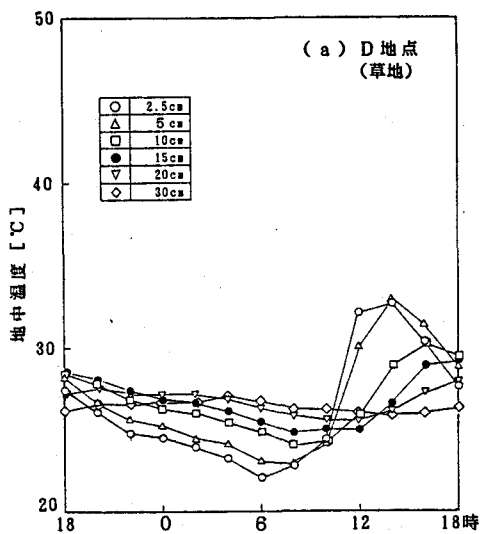


図-2.20 地中温度の日周期変化実測結果

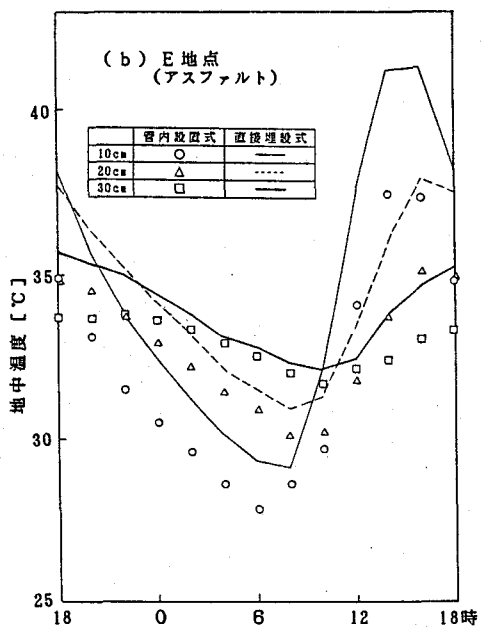
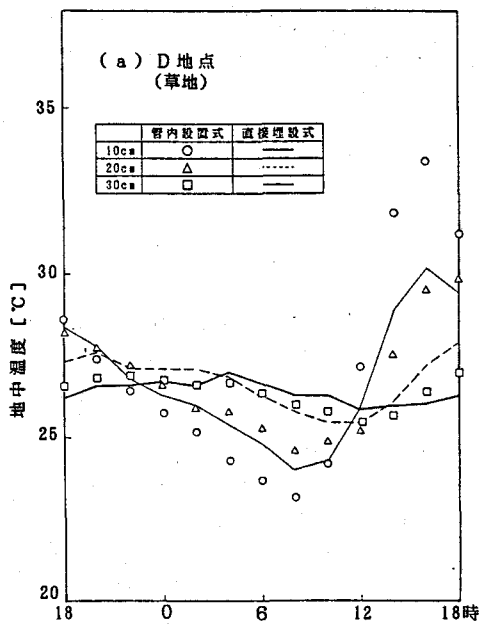


図-2.21 管内設置式熱電対と直接埋設式熱電対の比較

D 地点では深さ 5 cm での地中温度の方が深さ 2.5 cm での地中温度にくらべて最高値が高くなっている。これは自然地表面では草の分布などの影響によって地表面近傍の地中温度に微妙な水平分布が生じていると考えられることおよび測定間隔が 2 時間と長いために正確な最高値が測定できていないことによると考えられる。

同じ深さにおける、ステンレスパイプにより埋設した熱電対（以下直接埋設式）による測定値と、塩化ビニールパイプ内に設置した熱電対（以下管内設置式）による測定値の比較を図-2.21に示す。D

表- 2.5 地中温度日周期変化の実測結果

深さ		D地点				E地点			
		最高	最低	較差	平均	最高	最低	較差	平均
ステンレス パイプ内	2.5cm	32.7	22.1	10.6	26.2	46.7	27.2	19.5	34.7
	5cm	32.9	22.8	10.1	26.6	44.4	28.1	16.3	34.4
	10cm	30.2	24.0	6.2	26.7	41.3	29.1	12.2	34.3
	15cm	29.2	24.8	4.4	26.7	39.6	30.0	9.6	34.2
	20cm	27.9	25.5	2.4	26.7	37.9	30.9	7.0	34.1
	30cm	27.0	25.9	1.1	26.4	35.7	32.1	3.6	33.7
塩化ビニ ール パイプ内	10cm	33.4	23.2	10.2	27.0	37.4	27.6	9.8	31.8
	20cm	29.8	24.6	5.2	26.7	35.1	30.1	5.0	32.6
	30cm	27.0	25.5	1.5	26.4	33.7	31.7	2.0	32.9
	0.5m	25.3	24.9	0.4	25.1	32.7	32.1	0.6	32.5
	1m	24.3	23.8	0.5	24.0	31.1	30.4	0.7	30.7
	1.5m	22.8	22.3	0.5	22.6	29.4	28.6	0.8	28.8
	2m	21.6	21.2	0.4	21.4	27.4	26.6	0.8	26.9
	2.5m	20.8	20.2	0.6	20.5	25.9	25.2	0.7	25.4
	3m	20.0	19.3	0.7	19.7	24.6	23.9	0.7	24.1
	3.5m	19.3	18.7	0.6	19.0	23.6	22.9	0.7	23.1
	4m	18.7	18.1	0.6	18.4	22.3	21.6	0.7	21.8
	4.5m	18.2	17.7	0.5	18.0	21.2	20.6	0.6	20.9
5m	17.9	17.2	0.7	17.5	20.3	19.6	0.7	19.8	

地点では深さ 10 cm と 20 cm で管内設置式の測定値の方が日較差が大きくなっている。これは塩化ビニールパイプの付近が裸地になっているのに対し、直接埋設式熱電対の付近には草が生えており、直上での地表面熱収支の性状が異なるためと考えられる。E 地点では逆に直接埋設式の測定値の方が高く、これは塩化ビニールパイプ周辺の地表面がアスファルトでないことによる。ただし両地点とも深さ 30 cm では両者の差は小さくなっており、前節で述べた管内設置式による 0.5 m 以深での地中温度の年変化の測定値に対してはここで述べた影響は現れておらず、各地表面下の正しい地中温度が測定されていると推定できる。また、表- 2.5 よりわかるように、

0.5 m 以深の地中温度の日較差の測定値は 0.4 ~ 0.8 °C とほぼ同一であり、これは地中温度の日較差ではなく測定の誤差の大きさを示したものであると考えられる。したがって、地中温度の日周期変化に対する不易層深さは 0.5 m 以浅と推定される。

2.5 最小二乗法を用いた地中温度データの解析

本節では 2.3 に示した各地点における地中温度の年周期データに対して、地盤を半無限固体と見なした場合の熱伝導方程式の解析解を当てはめ、そのパラメータ推定をおこなった結果について述べる。なお、ここでこのような解析をおこなう目的は以下の 3 点である。

- 1) 地中温度の年周期変化を上で述べたような半無限固体の熱伝導方程式で近似可能であるか検証すること。
- 2) 地中温度や地下空間の熱環境シミュレーションに必要な土の温度拡散率 κ を推定すること。

3)地域別、地表面別の地中温度を今後データベース化していく際に、深度や時間別の地中温度データをすべて入力するのにくらべて、本節の方法で推定したパラメータを入力する方がはるかに少ないデータ数でデータベース化することが可能となること。

2.5.1 解析の理論

まず、地表面温度が毎年同様な年周期変化をすると仮定する。これは厳密には正しくないが、経年的な上昇や低下が著しくない限り、地中温度解析の目的の上では大きな誤差はもたらさないと考えられる。この仮定のもとでは地表面温度の年周期変動 $\theta_s(t)$ はフーリエ級数に分解できて次式のように表される。

$$\theta_s(t) = \theta_n + \sum_{i=1}^{\infty} \{A_i \cos(i\omega t) + B_i \sin(i\omega t)\} \quad (2.5)$$

ここで θ_n は年平均地表面温度、 ω は角速度で $2\pi/8766[\text{hr}^{-1}]$ であり、 A_i 、 B_i はフーリエ係数である。

次に地盤を熱物性が場所によらず一様な半無限固体であると仮定すれば、表面温度が式(2.5)のように変動するとき、深さ $z[\text{m}]$ 、時間 $t[\text{hr}]$ における地中温度 θ は、熱伝導方程式の解析解⁷⁾より次式のように求められる。

$$\begin{aligned} \theta(t, z) = & \theta_n + \sum_{i=1}^{\infty} \exp(-\sqrt{i\omega/2\kappa} \cdot z) \\ & \times \{A_i \cos(i\omega t - \sqrt{i\omega/2\kappa} \cdot z) + B_i \sin(i\omega t - \sqrt{i\omega/2\kappa} \cdot z)\} \end{aligned} \quad (2.6)$$

式(2.6)は次式のように変形できる。

$$\theta(t, z) = \theta_n + \sum_{i=1}^{\infty} G_i \cdot \exp(-\sqrt{i\omega/2\kappa} \cdot z) \cdot \cos(i\omega t - \Phi_i - \sqrt{i\omega/2\kappa} \cdot z) \quad (2.7)$$

ここで $G_i = \sqrt{A_i^2 + B_i^2}$ 、 $\Phi_i = \tan^{-1}(B_i/A_i)$ である。

式(2.7)において、

$$D_i(z) = G_i \cdot \exp(-\sqrt{i\omega/2\kappa} \cdot z) \quad (\text{深さ } z \text{ における振幅}) \quad (2.8)$$

$$P_i(z) = \Phi_i + \sqrt{i\omega/2\kappa} \cdot z \quad (\text{深さ } z \text{ における位相}) \quad (2.9)$$

とすれば、2つの異なる深さ z_1 、 z_2 における $D_i(z)$ と $P_i(z)$ から、土の温度拡散率 κ は κ_{D_i} と κ_{P_i} の2通りの値を次式によって求めることができる⁹⁾。

$$\kappa_{D_i} = \frac{i\omega}{2} \left[\frac{z_1 - z_2}{\ln\{D_i(z_2)/D_i(z_1)\}} \right]^2 \quad i = 1, 2 \dots \infty \quad (2.10)$$

$$\kappa_{P_i} = \frac{i\omega}{2} \left[\frac{z_1 - z_2}{P_i(z_1) - P_i(z_2)} \right]^2 \quad i = 1, 2 \dots \infty \quad (2.11)$$

従来、地中温度の実測値より土の温度拡散率を推定する場合には、深度の異なる2点の地中温度の年較差より求めることが多いが、これは $i = 1$ として近似的に式(2.10)を適用した場合に相当する。また、少数ながら位相の遅れより温度拡散率を計算した例¹⁰⁾もある。

理論的には全ての周期成分 ($i=1, 2, \dots, \infty$) について式(2.10)および(2.11)で計算した温度拡散率 κ_{D1} と κ_{P1} は等しくなるはずであるが、Kusudaら¹¹⁾ が同一のデータについて κ_{D1} と κ_{P1} を計算した結果によれば両者の差は大きく、約2倍の差を生じている例も見られる。Kusuda⁹⁾ はこのような矛盾が生じる原因の一つとして、計算のもとになる式(2.6) が本来熱的に均質な半無限固体に対して求められた解であることを挙げ、式(2.6) より土の温度拡散率を求める場合には、すべての時間、すべての深さにおける地中温度の測定値が式(2.6) に最もよく一致するように、最小二乗法を用いてパラメータ κ 、 θ_n 、 A_i 、 B_i ($i=1, 2, \dots, \infty$) を推定するべきであるとし、その計算例を示している。

本研究では、主としてこのKusudaの方法にならい、A、D、E地点の地中温度測定値を式(2.6) に当てはめることによりパラメータの推定をおこなう。なお、最小二乗法によるパラメータ推定の計算には、大阪大学大型計算機センターで用意されているプログラムライブラリSALS^{12, 13)}を使用した。解法についてここでは以下のように指定した。

- 1) パラメータ κ が式(2.6) に対して非線形であるため非線形最小二乗法を用いる必要があるが、この解法には修正Marquardt 法¹⁴⁾ を使用する。
- 2) Biweight推定法¹⁵⁾ により、各データにそれぞれ重みづけをおこなう。

2.5.2 計算結果と考察

A、D、E各地点の実測データに対して上述の最小二乗法によるデータ解析をおこなった結果を表- 2.6に示す。ここで、フーリエ係数は $i = 3$ 項まで求めている。解析に用いたデータの期間はA地点については1986年7月8日より1988年6月27日までの2年間、D、E地点については1987年7月7日より1988年6月27日までの1年間としている。フーリエ係数の値は時間座標の原点の位置により変わってくるが、ここでは1月1日を原点にとっている。また、求めた A_1 、 B_1 より式(2.7) における1年周期成分の振幅 G_1 と位相 Φ_1 を計算し、 κ と G_1 より年較差が 0.1°C になる不易層深さ z_∞ を式(2.8) を変形した次式により求めている。

表- 2.6 最小二乗法によるデータ解析結果

地 点	κ [m^2/hr]	T_n [$^\circ\text{C}$]	A_1 [$^\circ\text{C}$]	B_1 [$^\circ\text{C}$]	A_2 [$^\circ\text{C}$]	B_2 [$^\circ\text{C}$]	A_3 [$^\circ\text{C}$]	B_3 [$^\circ\text{C}$]	G_1 [$^\circ\text{C}$]	Φ_1 [RAD]	z_∞ [m]
A	2.42×10^{-3}	14.49	-8.28	-5.35	-0.03	0.36	0.77	-0.47	9.86	0.574	13.73
A(1年目)	2.23×10^{-3}	14.70	-8.33	-4.95	0.06	0.52	1.12	-0.54	9.69	0.536	13.14
A(2年目)	2.54×10^{-3}	14.31	-8.29	-5.68	-0.09	0.25	0.43	-0.41	10.05	0.601	14.12
D	2.76×10^{-3}	16.21	-8.30	-7.13	0.20	0.61	-0.14	-0.11	10.94	0.710	14.95
D(補正なし)	2.81×10^{-3}	17.11	-8.15	-7.31	0.21	0.46	-0.12	-0.13	10.95	0.731	15.09
E	2.41×10^{-3}	20.17	-14.33	-5.54	0.03	0.71	1.08	-0.24	15.36	0.369	14.85

$$z_{\infty} = - \frac{\ln(0.05/G_1)}{\sqrt{\omega/2\kappa}} \quad (2.12)$$

さらに、表- 2.6にはA地点については1987年6月30日までの1年目、1987年7月7日よりの2年目のそれぞれ1年間ごとのデータに対する解析結果を、D地点については2.3.4で述べた補正をおこなわない場合のデータに対する解析結果を付記している。A地点の1年目と2年目では θ_0 のほかに κ 、 G_1 にも若干の差がみられており、これは図- 2.9に示した11月から3月にかけての両者の差に起因する。2年間のデータを用いた結果はそれぞれこの中間の値となっている。一方D地点の補正データと未補正データの比較では直接操作した年平均地中温度 θ_0 以外の項目について両者の差は小さい。

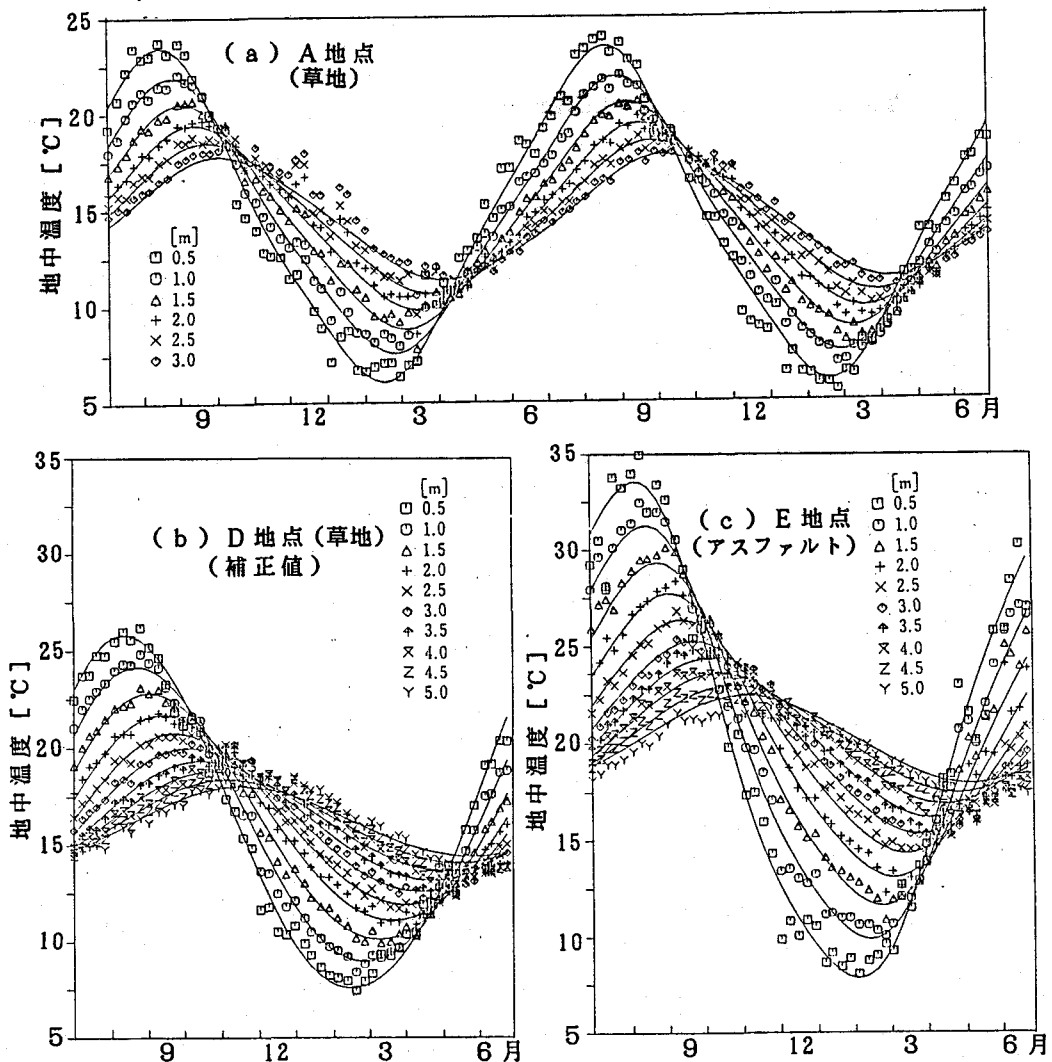


図-2.22 最小二乗法による地中温度の近似曲線と実測値との比較

図-2.22にA, D, E地点における、表-2.6の結果より式(2.6)で求めた地中温度の計算値と実測値を示す。各地点とも両者はよく一致しており、これら地中温度の年周期変化が均一媒体からなる半無限固体の熱伝導方程式で十分記述可能であることを示している。

A, D, E 3点の結果について比較すると、 κ についてはA, E地点に対してD地点で大きな値となっている。E地点がD地点に対して κ が小さい理由として地表面からの雨水の浸透がないことによる含水率の差、あるいは水分移動による見かけの温度拡散率の差、さらに図-2.6からわかるような両地点の土質の違いが考えられるが、 κ の差からみてこれらの κ に対する影響はそれほど大きくないといえる。 θ はどの地点とも表-2.3に示した各深さでの年平均値をすべての深さで平均した値にほぼ等しい。フーリエ係数についてみると、第1項にくらべて第2、第3項の値の絶対値は小さい。地表面温度の振幅 G_1 はE地点がきわめて大きく、D地点の約1.4倍に達する。また、位相もD地点とE地点では約0.34radの差があり、これはE地点の方が約20日D地点よりも位相が早いことを意味している。これはアスファルト地表面が日射の影響を強く受けるためとも考えられるが、E地点では地表面付近にアスファルト、碎石といった温度拡散率の異なる物質が存在するため、実際の地表面温度の挙動はこの結果とは多少異なっている可能性がある。不易層深さはD, E地点に差はなく15m弱となっているがA地点は13.7mとやや浅い。

2.5.3 深さ別の温度拡散率実測結果

上の結果と比較する目的で、従来よく用いられる式(2.10)、(2.11)による温度拡散率 κ_{D1} 、 κ_{P1} を0.5mおきに深さ別に算出した。各深さでの地中温度実測データからのフーリエ係数の算出には上と同様SALSによる最小二乗法を用いている。結果

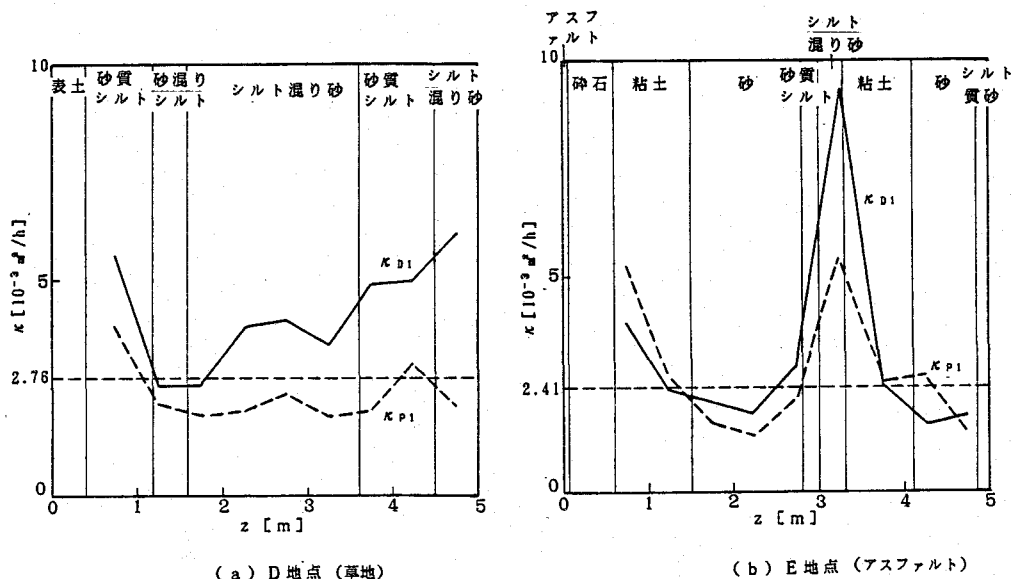


図-2.23 深さ別の κ の推定結果

を図-2.23に示す。全体的に深さ別に求めた κ は上で示したすべての深さについて求めた κ に対してやや大きくなっており、またD地点では κ_{D1} が κ_{P1} より常に大きく、深いところではその差も大きい。E地点深さ3~3.5mのところで κ がかなり大きくなっているが、これは地質の不連続の影響と考えられる。全体に土質と κ の関係は小さいが、D、E両地点とも地表面付近では κ が大きくなっている。このように、全ての深度のデータを用いる場合に対して、2点のみのデータを用いた場合には κ の推定値は大きく変動し、地下空間の熱解析などある程度大きな領域を対象とする計算に用いると大きな誤差を生じる可能性のあることを示唆している。

2.6 地中温度予測モデルの概要

次に、地表面における熱収支のみによって一次元的に形成される地中温度の年変動を予測するシミュレーションプログラムを作成し、2.3で示した実測結果との比較によりその予測性能を検討する。なお、ここで比較の対象とする地中温度のデータは、1987年7月7日より1988年6月27日までのD、E地点における52回の測定データであり、D地点データについては2.3.4で述べた補正をおこなっている。

本章で扱うシミュレーションモデルは、上でも述べたように地表面熱収支モデルと地中の熱移動モデルからなる。以下に両モデルについて述べ、最後にモデルで使用する気象データおよびパラメータの決定法について述べる。

2.6.1 地表面熱収支モデル

本章では潜熱量LEの計算手法が異なる2つの地表面熱収支モデルを用いる。一つは潜熱の計算に蒸発比 f を用いる方法で、尾島・森山¹⁶⁾が地表面熱収支の研究に用いた式と同一である。

$$-\lambda \left(\frac{\partial \theta}{\partial z} \right)_{z=0} = aJ - \varepsilon J_n + \alpha_o(\theta_a - \theta_s) - Lf k_q(q_s - q_a) \quad (2.13)$$

本章では以後、このモデルを基本モデルと呼ぶ。なお、 q_a は大気の水蒸気比湿、 q_s は地表面温度における飽和水蒸気比湿であり、本章ではGoff-Gratchの式を多項式近似して計算している。また、夜間ふく射量 J_n および物質移動係数 k_q は次式より算出するものとする¹⁶⁾。

$$J_n = \sigma T_a^4 \left\{ 0.49 - 2.1 \sqrt{\frac{X_a}{0.622 + X_a}} \right\} (1 - 0.062c) + 4\sigma T_a^3 (\theta_s - \theta_a) \quad (2.14)$$

$$k_q = \alpha_o / C_a \quad (2.15)$$

上式で C_a は空気の湿り比熱で、絶対湿度 X_a [kg/kg(DA)] より $C_a = 0.24 + 0.441X_a$ で求められる。

基本モデルでは、地表面の違いによる蒸発量の差をパラメータ f で表す。 f は地表面の種類によって0~1の値を取り、対象とする地表面が水面の場合には $f=1$ 、完全に蒸発のない地表面では $f=0$ であるが、裸地や草地などのシミュレーションには通常 $f=0.1 \sim 0.3$ の値が用いられている。なお、降雨のある時刻には全ての地表面は水面と同様に見なし $f=1$ とする。尾島・森山¹⁶⁾は草地の値として植生の

季節変化を考慮して月別に f の値を表 2.8(a) のように与え、アスファルト地表面に対しては年間を通じて $f = 0$ を与えている。

もう一つのモデルは、潜熱量を日射量に比例すると仮定したモデルで、これは松尾ら¹⁷⁾ が地下室の熱環境シミュレーションに用いている。

$$-\lambda \left(\frac{\partial \theta}{\partial z} \right)_{z=0} = a(1 - \beta) J - \varepsilon J_n + \alpha_s (\theta_s - \theta_a) \quad (2.16)$$

本章では以後、このモデルを潜熱簡略化モデルと呼ぶ。なお、夜間ふく射量 J_n は式(2.14)で求める。 β は日射の潜熱変換率と呼ばれ、松尾らによれば $\beta = 0.5$ のときに気象台で測定された芝地での地表面温度と計算によるシミュレーション結果がよく一致する。先に述べた松尾ら²⁾ の地中温度のシミュレーションでは β は使われていないが、日射の吸収率 a の中に β を見込んでいると考えることができる。潜熱簡略化モデルでは、基本モデルに比べて潜熱を示す項がなくなり、1回の時間ステップあたりの計算量が少なくなる。また、 ε および α_s の値が地表面の種類によって変わらないと仮定できれば、見かけの日射吸収率 $a_T = a(1 - \beta)$ の値のみで地表面の違いを表現することができる。ただし、このモデルでは日射のない夜間等には蒸発量が0となり、地表面温度等の日周期変動に対するシミュレーションに適用するには問題がある。

なお、アスファルト地表面上での地表面对流熱伝達率の与え方についてはAppendix 2.Aで実測による検討をおこなう。

2.6.2 地中熱移動モデル

本章では土中の水分移動にともなう熱移動は無視し、地中の熱移動モデルには次式で示される一次元熱伝導方程式を用いる。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \kappa \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \quad (2.17)$$

また、 κ の値は土質や含水率の差によって深さにより異なるが、本章ではこれも無視し、 κ は深度・時間によらず一定であると仮定する。さらに、アスファルト地表面についても、アスファルトやその下の碎石の部分で κ は変化しないと考える。なお、土中水分の移動が地中温度分布に及ぼす影響についてはAppendix 2.Bで検討する。

境界条件としては、地表面については前項で述べた地表面熱収支モデルを考え、地中については地熱の影響による地中温度勾配を無視して断熱条件、すなわち

$$\left(\frac{\partial \theta}{\partial z} \right)_{z=z_{\max}} = 0 \quad (2.18)$$

とし、境界深さ $z_{\max}$ については 2.5 の最小二乗法による解析で地中温度実測地点の不易層深さが 13~15m であったことを考慮して $z_{\max} = 20\text{m}$ とした。

上で述べた境界条件のもとで式(2.17)を解く方法としては大きく分けて次の2つがある。

(1) 解析解を利用する方法

この方法は、半無限固体に対する熱伝導方程式の解析解を利用する方法である。初期温度が0の半無限固体において表面から温度 $A \cos \omega t$ の媒質（本研究の場合は大気）へ熱放散がある場合の式(2.17)の解は対流熱伝達率 α_0 が一定値であれば次のように与えられる¹⁸⁾。

$$\theta = \frac{\alpha_0 A}{\sqrt{\{(\alpha_0 + \sqrt{\omega/2\kappa})^2 + \omega/2\kappa\}}} \exp(-\sqrt{\omega/2\kappa} \cdot z) \times \cos(\omega t - \sqrt{\omega/2\kappa} \cdot z - \gamma) \quad (2.19)$$

$$\text{ただし } \gamma = \tan^{-1} \frac{\sqrt{\omega/2\kappa}}{\alpha_0 + \sqrt{\omega/2\kappa}} \quad (2.20)$$

同様に、媒質温度が $B \sin \omega t$ であるときには式(2.19)で A を B に $\cos$ の部分を $\sin$ に書き換えればよい。

ここで、地表面対流熱伝達率が時間によらず一定であるとして、地表面熱収支モデルの式を次のように書き換える。

$$-\lambda \left(\frac{\partial \theta}{\partial z} \right)_{z=0} = \alpha_0 (\theta_{\infty} - \theta_s) \quad (2.21)$$

ここで θ_{∞} は相当外気温と呼ばれ、潜熱簡略化モデル（式(2.16)）では次式で求められる。

$$\theta_{\infty} = \theta_s + \frac{a(1-l)J - \varepsilon J_n}{\alpha_0} \quad (2.22)$$

この右辺は J_n を求める式(2.14)で右辺第2項の地表面温度と気温の補正項が無視できれば気象データより直接求めることができる。そこで、この相当外気温 θ_{∞} の年周期変動（角速度 ω とする）を、調和分析によって

$$\theta_{\infty}(t) = A_0 + \sum_{i=1}^{\infty} \{A_i \cos(i\omega t) + B_i \sin(i\omega t)\} \quad (2.23)$$

に分解し、 $i=1, 2, \dots, \infty$ の各成分に対して式(2.19)より得られる θ と A_0 を加え合わせれば地中温度分布の周期定常解を反復計算をおこなうことなく容易に得ることができる。

この解析解による解法を用いることができるのは①地表面熱収支モデルが簡略法でよく② α_0 が時間によらず一定で③ J_n を求める式(2.14)で右辺第2項が無視できる場合に限られるため本研究では扱わないが、この3つの仮定さえ満足できれば離散化にともなう誤差の発生がないことや計算の容易さ、あるいは計算コストといった点で後述する有限差分法による解法にくらべて有利になる。

(2) 時間・空間的に離散化して数値的に解く方法

この方法は、式(2.17)を時間・空間について離散化し、微分方程式を連立代数方程式に変換して解く方法である。ここでは離散化の方法として有限差分法を用い、

時間に関して前進差分を用いる。すなわち、計算領域を図-2.24のようにコントロールボリュームに分割すると、各格子点についての差分式は以下になる¹⁹⁾。

$$a_{P,1}\theta_1 = a_{E,1}\theta_2^0 + (a_{P,1} - a_{E,1})\theta_1^0 + \alpha_0(\theta_s^0 - \theta_1^0) + (R_{net} - LE)^0 \quad (2.24)$$

$$a_{P,i}\theta_i = a_{E,i}\theta_{i+1}^0 + a_{W,i}\theta_{i-1}^0 + (a_{P,i} - a_{E,i} - a_{W,i})\theta_i^0 \quad i=2,3,\dots,N \quad (2.25)$$

$$a_{P,N}\theta_N = a_{W,N}\theta_{N-1}^0 + (a_{P,N} - a_{W,N})\theta_N^0 \quad (2.26)$$

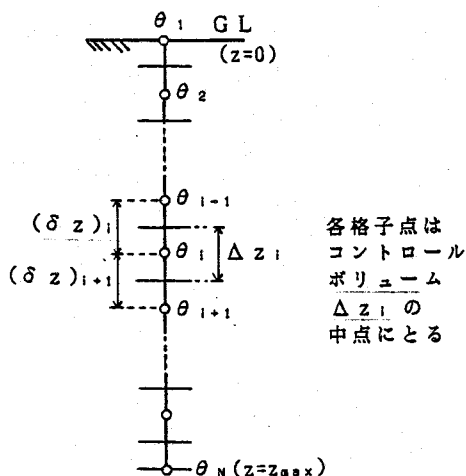


図-2.24 1次元問題におけるコントロールボリューム

上式中の θ の下添字は格子点位置を、上添字0は一時間ステップ(Δt)前の値であることを示す。また、係数は次式で求められる。

$$a_{P,i} = \frac{\rho C \Delta z_i}{\Delta t} \quad (i=1,2,\dots,N) \quad (2.27)$$

$$a_{E,i} = \frac{\lambda}{(\delta z)_{i+1}} \quad (i=1,2,\dots,N-1) \quad (2.28)$$

$$a_{W,i} = \frac{\lambda}{(\delta z)_{i-1}} \quad (i=2,3,\dots,N) \quad (2.29)$$

さらに式(2.24)において($R_{net} - LE$)は地表面熱収支モデル別に以下の式で求められる。基本モデルにおいて

$$(R_{net} - LE) = aJ - \varepsilon J_n - Lfk_q(q_s - q_a) \quad (2.30)$$

潜熱簡略化モデルにおいて

$$(R_{net} - LE) = a_T J - \varepsilon J_n \quad (2.31)$$

式(2.24)(2.25)は一時間ステップ前の温度 θ_i^0 ($i=1,2,\dots,N$)さえわかれば陽的に解ける。ただしこの方法で年周期定常解を求めるためには年周期の計算を反復しておこなう必要がある。

本章におけるシミュレーションはすべてこの方法を用い、時間ステップ Δt は1時間として計算する。また空間格子間隔は、陽解法の安定条件

$$\Delta t < \frac{(\Delta z)^2}{2\kappa} \quad (2.32)$$

表-2.7 計算で用いたコントロールボリュームの大きさ

i	Δz [m]
1	0.1
2, 3	0.15
4	0.2
5	0.3
6	0.35
7~43	0.5
44	0.25

が満足されるよう、表-2.7のように定めた。

2.6.3 使用する気象データ

すでに2.3で検討したように、地中温度はある程度以上の深さではその年の気象条件の影響の度合いが小さくなり、過去何年間かの履歴が反映されて形成される。これに対して、地表面近傍の地中温度はその年の気象状況に大きく左右され、同じ時期についての地中温度の年々の差は深いところにくらべて大きいと予想される。そこで本章では、2種類の気象データを使用してシミュレーションをおこない、測定値との比較ならびにパラメータの推定をおこなう。1つは適当な初期値を与え、地中温度測定と同時期の気象データを使用したシミュレーションをおこなうことによって、地表面熱収支モデルとそのパラメータを検討することであり、もう1つは建物の熱負荷計算用に作成されたHASP標準気象データを使用し、地中温度の年周期定常状態についてのシミュレーションをおこなうことによって、地下空間の熱環境解析等に使用する地中温度計算用気象データとしての適用性を検討することである。以下に2つの気象データについて述べる。

(1) 地中温度測定と同時期の気象データ

大阪管区気象台においては、気圧、気温、風向風速、湿度、雲量などを3時間毎、降水量、日射量を1時間毎に測定し、気象観測日原簿として記録している。地中温度測定と同時期の気象データとしては、1987年7月1日より1988年6月30日までの日原簿を入手し、気温、絶対湿度、水平面全天日射量、雲量、風速、雨量について1時間毎8784時間分のデータの形に変換して使用している。なお、3時間毎に測定されたデータの内そうには2次補間を用いている。

(2) HASP標準気象データ²⁸⁾

HASP標準気象データは、建物の動的空調負荷計算に使用する目的で、空気調和・衛生工学会により作成された気象データであり、大阪については1960～1969年における大阪管区気象台の測定データより、その期間を代表するように選出された1年8760時間分の気温、絶対湿度、直達日射量、天空日射量、雲量、風向、風速からなる。なお、このデータは大阪以外にも全国25都市²¹⁾ (1987年9月現在)について計算機入力用の形で作成されており、大阪以外の地域の地中温度についてシミュレーションをおこなう場合非常に有用である。ただしこのデータには雨量が含まれないため、地表面熱収支の基本モデルに用いる場合、降雨に応じて $f=1$ とすることができない。また、水平面全天日射量は、直達日射量と天空日射量からその場所の緯度、経度を用いて求める²²⁾。

2.6.4 各パラメータの決定

(1) 地表面の放射特性

物体のふく射に対する吸収・射出能は同一物体であってもふく射の波長によって大きく変化するため、地表面の放射特性としては日射に対しての放射特性を示す短波吸収率 α と、夜間ふく射に対しての放射特性を示す長波射出率 ε の2つについて別々に考える必要がある。

短波吸収率 α は、たとえばオーク²³⁾によるとアスファルト地表面で0.8～0.95、

草地では0.74～0.84とされている。アスファルト地表面については、2.2.2で述べたように地中温度実測E地点にて実測をおこない、平均値として0.88を得ていることから $a=0.88$ とする。草地については実測はおこなっておらず、また厳密にはその生育にともなって日射吸収率も季節的に変化するという問題点があるが、アスファルト地表面にくらべれば潜熱の存在によりその影響は小さいと考えられる。ここではオークの値を参考に $a=0.8$ で一定とした。

長波放射率 ε はオーク²³⁾によればアスファルト地表面で $\varepsilon=0.95$ 、草地では0.9～0.95とされており、短波吸収率に比べてばらつきは少ない。ここではすべての地表面で $\varepsilon=0.95$ とする。

(2) 地表面対流熱伝達率

アスファルト地表面に対しては、Appendix 2.Aで検証するようにJürgesの式(式(2.A.2a・b))を用い α の風速依存性を考慮してモデル化する場合と、時間によらず一定値とする場合の2通りについて検討する。前者の場合、上空風速を地表面近傍風速へ換算するにあたって、気象台の風速測定高さより式(2.A.15)をそのまま適用することは気象台と地中温度測定地点との地域差などの点から不適当であると考えられるため、上空風速と近傍風速の比をパラメータとし、シミュレーション結果と実測結果の差が最小となるよう最適化することを試みる。後者の場合についても同様に地表面対流熱伝達率をパラメータとして最適化を試みる。

草地については、その粗度の差などよりアスファルト地表面に対して最適化した値をそのまま用いることは適当でないと考えられることから、以下では $\alpha=15\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ で一定値として計算する。

(3) 土の温度拡散率

本研究では2.5で最小二乗法によりシミュレーション結果と比較する実測地点での土の温度拡散率が推定されているので、アスファルト地表面については $\kappa=2.41\times 10^{-3}\text{m}^2/\text{hr}$ (E地点)、草地については $2.76\times 10^{-3}\text{m}^2/\text{hr}$ (D地点補正データ)と、この推定値をそのまま使用する。

また、地表面熱収支モデルで必要となる土の熱伝導率 λ は、土の体積熱容量 $\rho C=2100\text{kJ}/\text{m}^3\cdot\text{K}$ で一定として $\lambda=\kappa\times\rho C$ より求める。

2.7 パラメータの推定およびシミュレーションによる地中温度の予測性能に関する検討

本研究では、気象データと地表面熱収支モデルの異なる3つの場合について計算結果と実測値との比較より各パラメータの推定をおこなう。なお、以下で比較の指標とする偏差平均 D_m とは、深さ0.5より5mまで0.5m間隔の10点の測定深さ、および1年間52回の測定についての合計520個の測定データについて、それぞれに対応するシミュレーション結果との差を偏差として、その絶対値を単純平均したものを指す。

2.7.1 基本モデルの地表面パラメータの推定

まず、地中温度測定と同時期の気象データ(1987年7月1日～1988年6月30日の

大阪管区気象台データ)を用いた計算をおこない、地表面熱収支モデルのうち基本モデルの有効性について検討した。初期値には2.5の最小二乗法によるパラメータ推定結果より6月30日の地中温度プロファイルを式(2.6)で計算して与え、1年間のシミュレーションをおこなった。ここで与えた初期値と、1987年6月30日の地中温度実測結果を図-2.25に示すが、両者の差はほぼ1℃以内である。

アスファルト地表面(E地点)について、まず地表面对流熱伝達率をJürgesの式で計算する場合について、上空風速に対する近傍風速の比 u_n/u_m をパラメータとした場合の偏差平均の変化を求めると図-2.26(a)のように $u_n/u_m=0.35$ の場合に最小となった。このときの地中温

度の計算結果とE地点実測値との比較を図-2.27(a)に示す。ただし、図では深さ0.5, 2, 3, 5m以外の値については表示していない(以下の図についても同様)。なお、気象台での風速測定高さは $Z_m=53m$ であり、Appendix 2.Aに示す式(2.A.15)にしたがえば日射のあるとき $u_n=0.29u_m$ 、日射のないとき $u_n=0.21u_m$ となってここでの最適値よりやや小さ目の値となる。次に地表面对流熱伝達率を時間によらず一定値としてその値をパラメータとした場合の偏差平均の変化を求めると図-2.26(b)のように、 $\alpha_s=12W/(m^2 \cdot K)$ のときに最小となる。このときの計算結果とE地点実測値との比較を図-2.27(b)に示す。図-2.27(a)(b)を比較すると、地表面对流熱伝達率の風速依存性を考慮した(a)の場合の方が D_m は小さくなるものの、その差は $0.02^\circ C$ とわずかであり有意な差は見られない。また図によれば実測値と計算値はよく一致しており、特に深さ0.5mでは計算結果は実測値の急激な変動をよく再現し、地表面熱収支モデルの精度の高いことがわかる。ただし図を詳細にみると、シミュレーション期間の後半では計算値は浅いところでは実測値より低め、深いところではその逆となっているなどわずかな偏差が存在する。これは κ が深さに依存しないとした本モデルの限界であろう。

草地においては $\alpha_s=15W/(m^2 \cdot K)$ 、 $a=0.8$ 、 $\varepsilon=0.95$ を仮定し、蒸発比 f を未定パラメータとして推定する。まず、 f を年間一定として値を変化させた場合の偏差平均を求めると図-2.28のようになり、 $f=0.35$ で最小となる。このときの計算結果とD地点補正値を図-2.29(a)に示す。この場合の計算値は地表面付近で夏は実測値より高く、冬は低くなる。これは植生の季節変化を考慮しなかったことによ

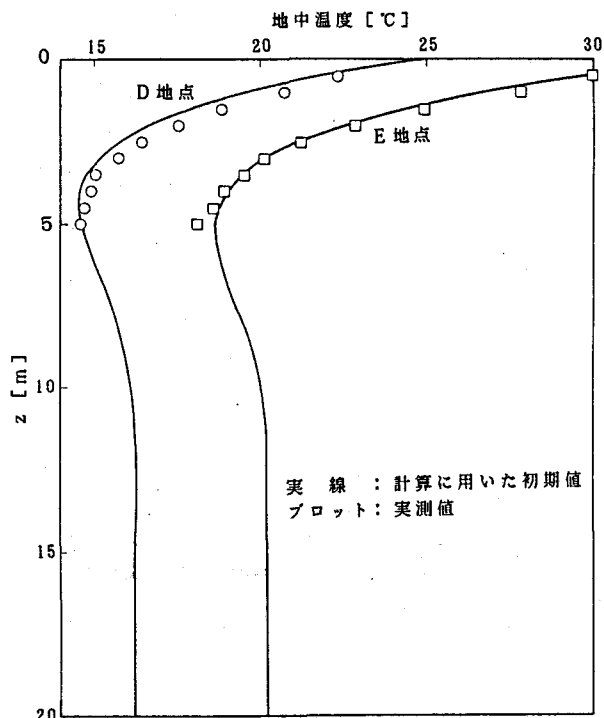


図-2.25 シミュレーションにおける
初期値のプロファイル

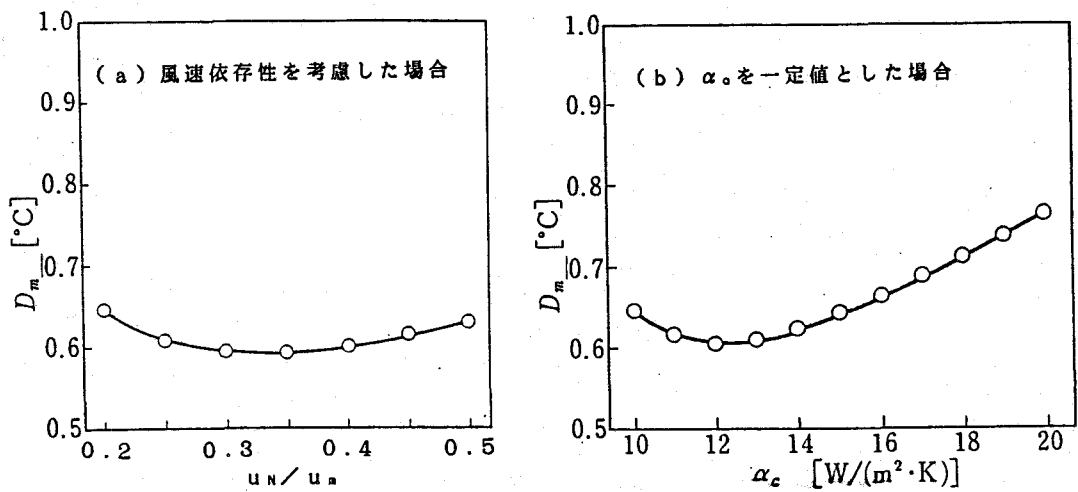


図-2.26 アスファルト地表面における地表面対流熱伝達率の最適化

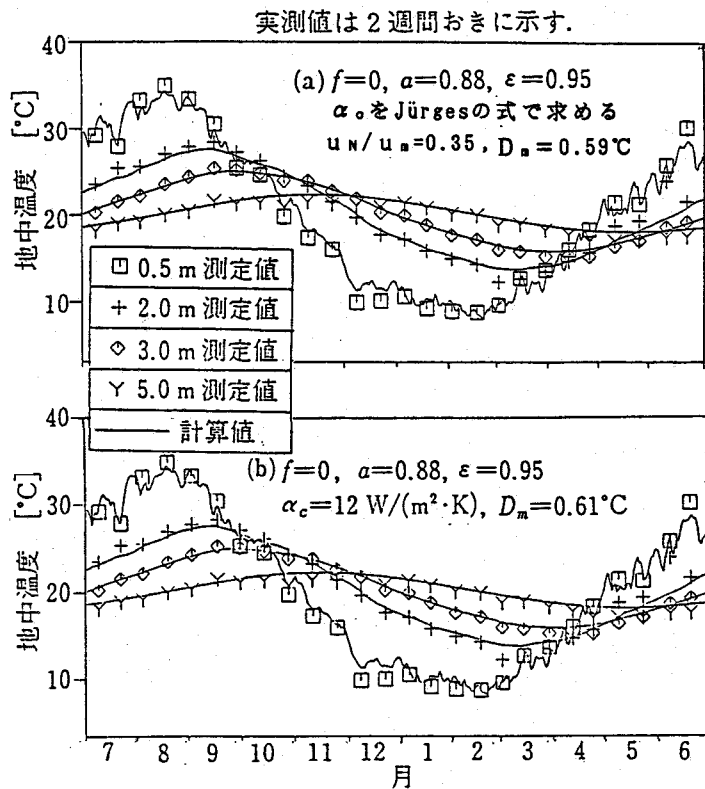


図-2.27 E地点（アスファルト地表面）に対するシミュレーション結果と実測結果の比較

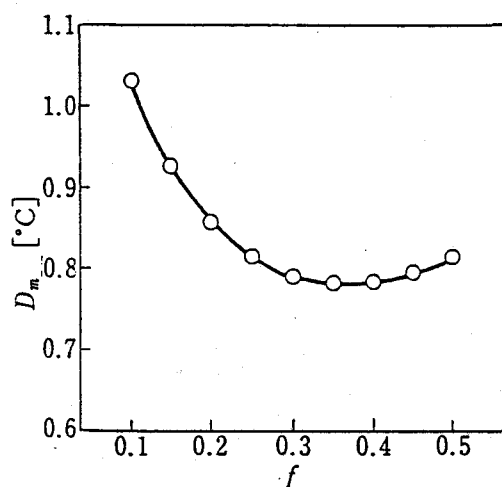


図-2.28 草地における蒸発比の最適化

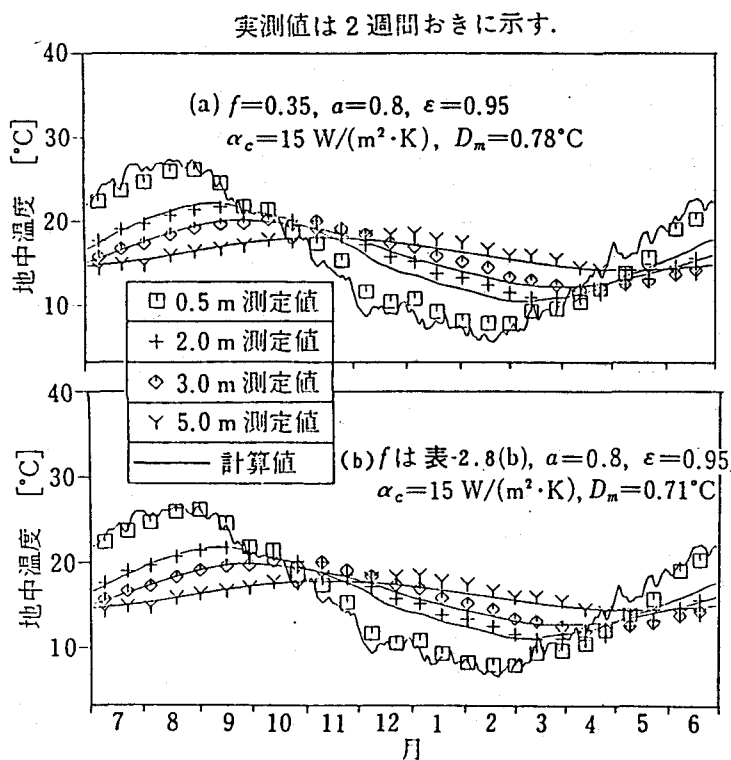


図-2.29 D地点（草地）に対するシミュレーション結果と実測結果の比較

ると考えられるので、次に1年を表-2.8の区分に従い冬期、中間期、夏の3区分に分類して偏差平均を最小とする蒸発

表-2.8 草地に対する蒸発比 f の仮定

月	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
(a)尾島・森山による	0.1			0.2			0.3		0.2		0.1	
(b)実測値よりの推定値	0.1		0.4				0.5		0.4		0.1	

比 f の組合せを0.1きざみで求めると表-2.8

(b)のときに $D_m = 0.71^\circ\text{C}$ で最小となった。このときの計算結果は図-2.29(b)のようになり、 f を一定とした場合に比べて地表面近傍での偏差が改善されている。

表-2.9 パラメータの変化によるシミュレーション結果への影響

アスファルト地表面		草 地	
条件	D_m [$^\circ\text{C}$]	条件	D_m [$^\circ\text{C}$]
図-4.4(b)	0.61	図-4.8(b)	0.71
		$\alpha_0 = 10^\circ$	0.80
		20°	0.70
$a = 0.8$	0.61	$a = 0.7$	0.72
1.0	0.79	0.9	0.73
$\varepsilon = 0.9$	0.65	$\varepsilon = 0.9$	0.70
1.0	0.58	1.0	0.71

*:単位は $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$

次に、図-2.27(b)、2.29(b)に示したシミュレーションで一定値とした地表面パラメータの値の変化が偏差平均におよぼす影響を表-

2.9に示す。これによるとアスファルト地表面で日射吸収率の値を高くとった場合、草地で地表面対流熱伝達率の値を小さくとった場合に偏差平均が増大するが、他のパラメータの影響は

図-2.26(b)、2.28に示したアスファルト地表面における α_0 、草地における f にくらべて小さい。

図-2.30に、それぞれ図-2.27(b)、2.29(b)に示したシミュレーション結果から求めた各熱収支項目の年変化(5日間平均値)を示す。アスファルト地表面(a)では顕熱、草地(b)では潜熱の成分が放射収支量と同等の大きさを示しており、これらに関するパラメータの大きさが全体の結果に大きな影響をおよぼすことがわかる。また、アスファルト地表面における潜熱量は小さく、以下で雨量データの無い標準気象データを用いる場合もこのことにもとづく誤差は小さいと考えられる。

2.7.2 地表面熱収支の潜熱簡略化モデルの検討

次に、地表面熱収支モデルとして式(2.16)で表される潜熱簡略化モデルを用いた場合の計算結果について述べる。すでに述べたように、潜熱簡略化モデルの大きな利点は地表面の違いを見かけの日射吸収率 a_T の1つの値のみで表すことのできる点にあるので、ここでは $\varepsilon = 0.95$ 、地表面対流熱伝達率はアスファルト地表面について求めた $\alpha_0 = 12\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ として、 a_T の変化に対するシミュレーション結果の実測値との偏差平均値 D_m を計算した。気象データには地中温度測定と同時期の気象台観測データを使用し、2.7.1と同じ手法で D_m を計算している。図-2.31にそれぞれアスファルト地表面、草地についての計算結果を示す。アスファルト地表面では a_T が0.85のとき、草地では0.35のときに最も実測値に近づく。したがってアスファルト地表面については $\beta = 0$ で a_T は正味の日射吸収率 a に等しいと考えられる。また、草地についてみると $a = 0.8$ として $\beta = 0.5$ 程度の場合に相当するものの、基本モデルを用いた図-2.29(b)の場合にくらべて偏差平均が約 0.17°C 大きくなっている。しかしこの程度の差が許容できる場合、この潜熱簡略化モデルは非

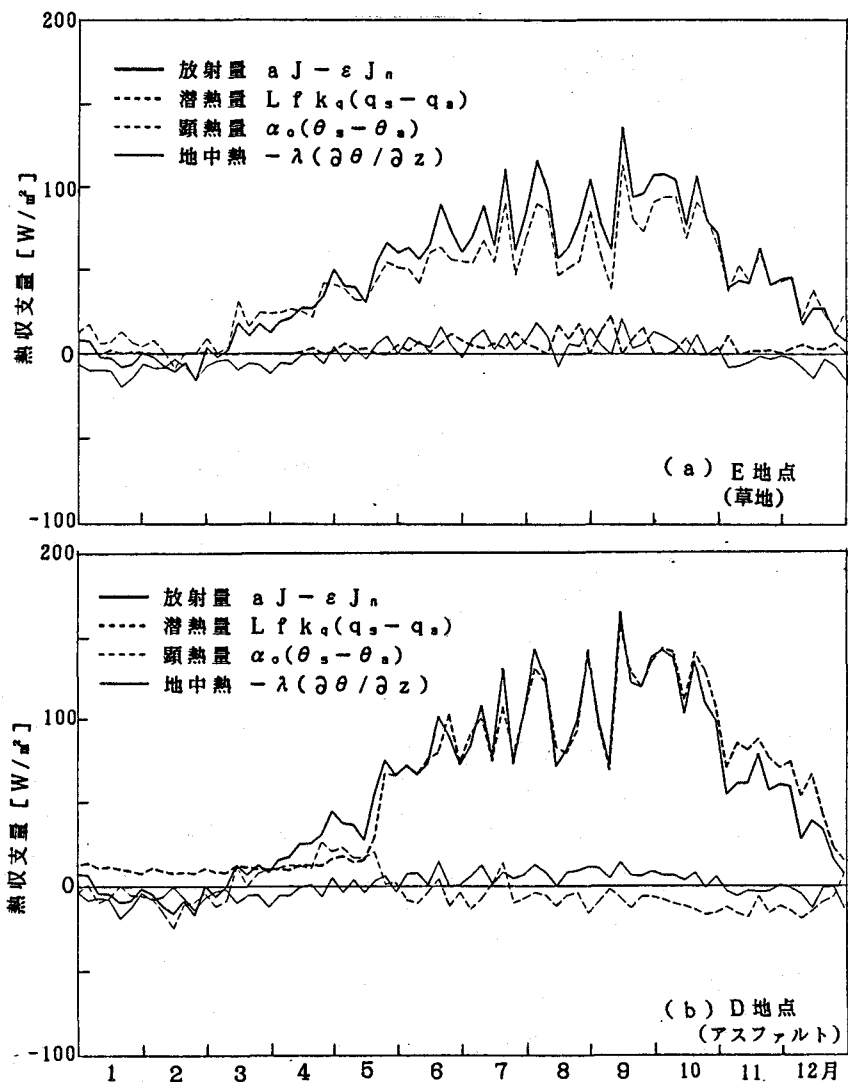


図-2.30 地表面熱収支の計算結果

常に有効であるといえる。

2.7.3 標準気象データを用いた場合の計算

最後に、HASP標準気象データを用いた場合の計算結果について述べる。この場合には、任意の初期値を与え、周期定常解が得られるまで年周期の計算を繰り返した。収束条件は1年間の全ての時点、全ての格子点で温度の前年との変化量が 0.01°C 以内とした。周期定常解では全ての深さでの地中温度の年平均値 θ_n が等しくなるので、ここではこの値についても比較の指標とする。

図-2.32(a)はアスファルト地表面についての計算結果であるが、 $D_n = 1.12^{\circ}\text{C}$ と全体に偏差が大きく、地中温度の年平均値(周期定常解の場合深さによらず一定値となる) θ_n も 19.2°C と表-2.3に示したE地点での実測値より小さい。これは実測時の年平均日射量 $141.5\text{W}/\text{m}^2$ に対して標準気象データから求めた年平均水平面

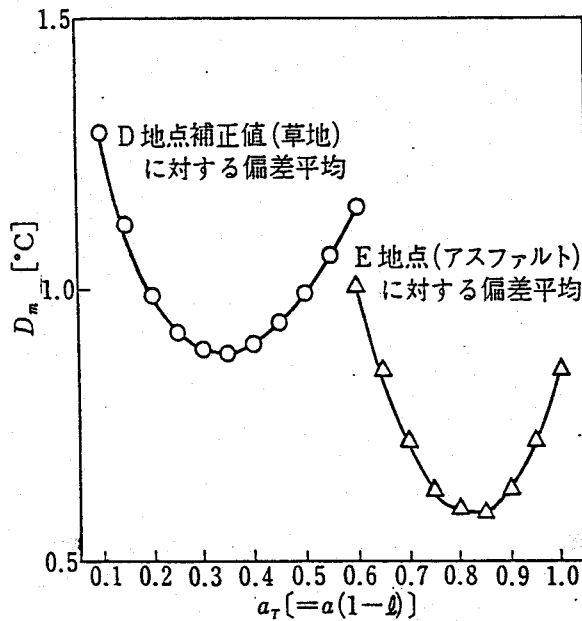


図-2.31 潜熱簡略化モデルにおける a_r の値の影響

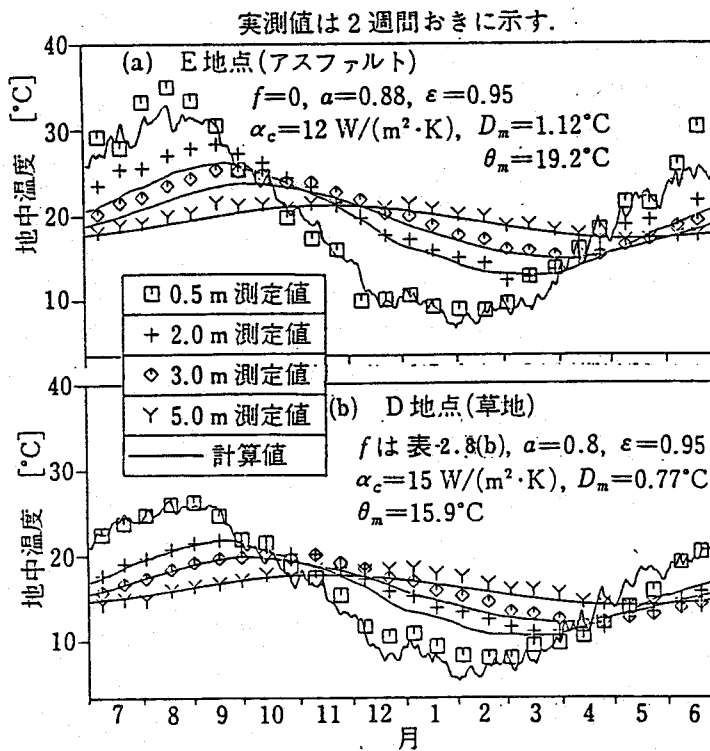


図-2.32 標準気象データを用いた場合の検討

全天日射量が $126.1\text{W}/\text{m}^2$ と小さいこと、また 2.2.2でも考察したように、地表面の日射吸収率が経年的に低下しているのに対して地中温度が過去の影響を受けていることが原因として考えられる。草地については日射吸収率の場合と同様に日射量の差による影響も小さく、 f を表-2.8(b)のように与えると、図-2.32(b)のように $D_s = 0.77^\circ\text{C}$ 、 $\theta_s = 15.9^\circ\text{C}$ と計算値は実測値によく一致している。

2.8 要約

本章では大阪大学吹田キャンパス内5ヶ所において実施した地中温度の長期実測結果より、地表面の違いが地中温度におよぼす影響について考察をおこない、さらに気温・湿度・日射量といった気象データを用いてアスファルト地表面および草地下における地中温度をシミュレートし、実測結果と比較することによりシミュレーションモデルの妥当性について検討した。その結果を要約すると以下ようになる。

- (1) アスファルト舗装が地中温度におよぼす影響は大きく、自然地表面下にくらべると年平均地中温度で約 4°C の差を生じ、特に夏期に差が大きくなることを示した。また、夏期の日周期変化の実測より、地表面近傍では地表面の違いが地中温度の日周期変化にさらに大きな差を生じさせていることを示した。
- (2) 実測データより、地中温度の解析解に対し最小二乗法を用いてパラメータ推定をおこなった。その結果、土の温度拡散率等を算出するとともに、実測結果は熱伝導方程式の解析解による近似が可能であることが示された。また、アスファルト地表面下と自然地表面下で温度拡散率の顕著な差はみられなかった。
- (3) シミュレーション結果と実測値の比較より、地中温度測定と同時期の気象データを用い、地表面熱収支の基本モデルを用いることにより、アスファルト地表面の場合には地表面対流熱伝達率、草地の場合には蒸発比に適切な値を与えればかなり精度良くシミュレートできることを示した。ただし、本研究で最適化したパラメータはあくまでも本章でおこなった地中温度の実測地点に対して最適化されたものであり、これらの値を一般化して論じるには異なる地域においてさらに多くの実測をおこなう必要がある。また、地表面熱収支の潜熱簡略化モデルについても実測値との偏差はさほど大きくなり、地下空間の熱解析等における地表面境界条件として簡便かつ有効であることが判明した。
- (4) 標準気象データを用いてのシミュレーションでは標準気象データの日射量が実測時にくらべて小さいことや地表面の日射吸収率が経年的に変化している等の理由により日射量の影響の大きいアスファルト地表面で実測値との偏差が若干大きくなった。次章以降のシミュレーションでは周期定常計算が主なため標準気象データを使用するが、アスファルト地表面に対する結果にはこの点を考慮しておく必要がある。

Appendix 2.A アスファルト地表面における地表面対流熱伝達率の実測

2.A.1 序論

アスファルト地表面上においては、降雨中および降雨後のわずかの時間しか蒸発が起こらない。したがって、図-2.30に示すように地表面から大気へ向かう顕熱量が地表面熱収支の中で占める割合が他の地表面にくらべて大きい。この顕熱量Pは普通次式により表される。

$$P[W/m^2 \cdot K] = \alpha_0 \cdot (T_s - T_a) \quad (2.A.1)$$

ここで T_s は地表面温度、 T_a は気温、 α_0 は地表面対流熱伝達率である。なお、地中温度に関する研究の中には¹⁾、 α_0 にふく射熱伝達率を加えた総合熱伝達率 α を用いる場合もあるが、本研究ではふく射成分は別に扱うことにする。気温は狭い範囲内であっても図-2.18に示したように地表面の状況によって変化し、万国博記念公園自然文化園における実測²⁾では高さ1.5mの気温について最大3℃の差が生じているが、地表面温度あるいは地中温度の解析をおこなう際には普通一定の気温を既知量として与え、対流熱伝達率を既知量あるいは風速等の関数として与えて地表面温度と顕熱量を算出する³⁾。したがって地表面対流熱伝達率の値の与え方がこれら顕熱量の算出に大きく影響する。従来より、地中の深部の温度は平均気温にはほぼ等しくなることがいわれており、これは熱伝達率の値があまり問題にならないことを示している。(表-2.9参照、ただしシミュレーションではこの値を小さくとりすぎると問題となる)しかし、アスファルト舗装などで地中温度が平均気温より高くなる場合には α_0 の値が重要になる。

地表面対流熱伝達率を一定値として扱う場合の値としては、たとえば空気調和・衛生工学便覧⁴⁾に屋根面での設計負荷計算用数値として冬に $20\text{kcal}/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C$ [$23.3\text{W}/m^2 \cdot K$]、夏に $15\text{kcal}/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C$ [$17.4\text{W}/m^2 \cdot K$] が示されている。また、地下室回りの地中温度の伝熱シミュレーションには先述した総合熱伝達率として $\alpha_0 = 20\text{kcal}/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C$ [$23.3\text{W}/m^2 \cdot K$] がよく用いられるが¹⁾、これはふく射熱伝達率を $5\text{kcal}/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C$ と考えれば $\alpha_0 = 15\text{kcal}/m^2 \cdot h \cdot ^\circ C$ [$17.4\text{W}/m^2 \cdot K$] としていることに相当する。

次に、地表面対流熱伝達率を関数として扱う場合、尾島、森山⁵⁾によれば α_0 は基本的に①風速、②高さのスケール、③表面粗さ、④大気安定度の4つの要素に関係するとされているが、多くの場合、 α_0 は風速 u_N のみの関数で示される。このときによく用いられるのがJürgesの式で次式により表される。

$$\alpha_0[W/m^2 \cdot K] = 6.2 + 4.2 \times u_N \quad (u_N \leq 5 \text{ m/s}) \quad (2.A.2a)$$

$$\alpha_0[W/m^2 \cdot K] = 7.52 \times u_N^{0.78} \quad (u_N > 5 \text{ m/s}) \quad (2.A.2b)$$

ただし、上式は $0.5\text{m} \times 0.5\text{m}$ の垂直銅板(粗面)に $20^\circ C$ の空気を面に沿って流して得た実験式であり、実際の地表面とは状況が異なる。この他の α_0 の風速に対する式としては、たとえば尾島・森山⁵⁾は裸地、舗装、建物屋根については式(2.A.2 a·b)を使うが、植生に対しては次式で示されるSlatyer, MacIroyの式を用いるとし

ている。

$$\alpha_o [W/m^2 \cdot K] = 3.6 \times (1 + u_n) \quad (2.A.3)$$

なお、(2.A.2)(2.A.3)式を用いる場合、その風速 u_n にどの高さでの風速を用いるか、また仮に地表面付近の風速を用いる場合には気象台の風速データ等高所における風速との対応をどのようにとるかがモデル化する際に問題となってくる。

これまで、外表面熱伝達率に関してはいくつかの実測例があるが、実際の地表面における対流熱伝達率を測定した例は少ない⁶⁻⁹⁾。ここでは以下の3点を目的としてアスファルト地表面上で対流熱伝達率を測定した結果について述べる。

- 1) 地表面対流熱伝達率を測定するいくつかの手法により同時に測定をおこない、最適な実測手法を決定する。
- 2) 地表面対流熱伝達率と地表面近傍での風速との相関関係を実測により求めるとともに上空風速との相関についても検討し、第2章でおこなう気象台における気象観測データを用いた地中温度の数値シミュレーション中に地表面対流熱伝達率の予測モデルを組み込む。
- 3) 測定時期、測定場所の違い等風速以外の条件による地表面対流熱伝達率への影響についても検討する。

2.A.2 各実測手法の原理

ここでは地表面対流熱伝達率の測定法について、本研究で採用したものを中心に述べる。

2.A.2.1 加熱平板法

本法は伊藤ら¹⁰⁻¹²⁾が建物外表面における対流熱伝達量を測定するために用いた手法を若干改良したものである。ヒーターを内蔵した同一の平板2枚(A, B)を地表面に並べて置き、両者の表面温度が若干異なるようにヒーターへの印加電力を設定する。両者の表面について、入射するふく射量(短波成分、長波成分とも)が等しいとともに、短波吸収率 a_p 、長波射出(吸収)率 ε_p 、さらに対流熱伝達率 α 。も等しいとすると、ABそれぞれの平板表面において次式が成り立つ。

$$Q_A + a_p J + \varepsilon_p R = \varepsilon_p \sigma T_{sA}^4 + \alpha_o (T_{sA} - T_a) + q_A \quad (2.A.4)$$

$$Q_B + a_p J + \varepsilon_p R = \varepsilon_p \sigma T_{sB}^4 + \alpha_o (T_{sB} - T_a) + q_B \quad (2.A.5)$$

ここで、

Q : 平板への印加電力 $[W/m^2]$

J : 水平面全天日射量 $[W/m^2]$

R : 下向き長波放射量 $[W/m^2]$

σ : ステファン・ボルツマン定数 $[W/(m^2 \cdot K^4)]$

T_s : 平板の表面温度 $[K]$

q : 平板から下方に流れる熱 $[W/m^2]$

T_a : 気温 $[K]$

である。また添字A、Bはそれぞれの平板を表す。この2式を α 。について解くと、

$$\alpha_o = \{Q_A - Q_B - (q_A - q_B) - \varepsilon_p \sigma (T_{sA}^4 - T_{sB}^4)\} / (T_{sA} - T_{sB}) \quad (2.A.6)$$

となり、平板 A, B について Q , q , T_s を測定すれば α_o を求めることができる。各平板表面における熱収支の模式図を図- 2.A.1 に示す。

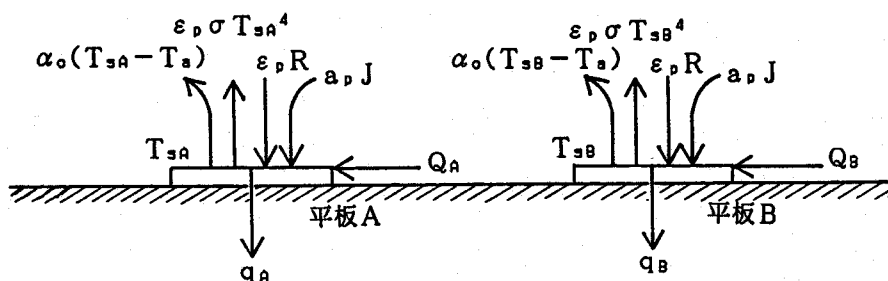


図-2.A.1 加熱平板法における熱収支

2.A.2.2 加熱平板バランス法

加熱平板法における問題点の一つに、2枚の平板の表面をヒーターで加熱して温度差をつけることが、平板周辺に別の温度境界層を作ることになるため、地表面の正しい対流熱伝達率が計測できていない可能性のあることがある。この点を解決するために、本法では平板の温度を周囲の境界層が乱されないように調節する。すなわち、一枚の平板Cは地表面上に設置し、表面温度が常に地表面温度に等しくなるよう印加電力を調節する。もう一枚の平板Dは空中（本測定では地上 1.5mの高さとした）に地表面に対して水平に設置し、表面温度は常に平板の近くで測定した気温に等しくなるよう印加電力を調節する。各平板表面についての熱収支式は基本的には式(2.A.4)(2.A.5)と同一であるが、平板Dについては $T_{sD} = T_a$ より右辺の対流項が消去され、次式のようになる。

$$Q_C + a_p J + \varepsilon_p R = \varepsilon_p \sigma T_{sC}^4 + \alpha_o (T_{sC} - T_a) + q_C \quad (2.A.7)$$

$$Q_D + a_p J + \varepsilon_p R = \varepsilon_p \sigma T_{sD}^4 + q_D \quad (2.A.8)$$

添字C、Dはそれぞれの平板を表す。この2式より、 α_o は次式により求められる。

$$\alpha_o = \{Q_C - Q_D - (q_C - q_D) - \varepsilon_p \sigma (T_{sC}^4 - T_{sD}^4)\} / (T_{sC} - T_a) \quad (2.A.9)$$

式(2.A.9)は $T_a = T_{sD}$ とすれば式(2.A.6)と同一である。各平板表面における熱収支の模式図を図- 2.A.2 に示す。この方法は地表面での温度境界層を乱さないため、原理的には加熱平板法に優るが、実際は非加熱時の平板温度が気温、地表面温度よりも低くなる状態、すなわち夜間しか測定できないという欠点があり、また、地表面温度と気温の測定が必要である点および印加電力をこまめに調節しなければならない点から加熱平板法にくらべて測定が煩雑になる。

なお夜間において $J = 0$ とすると、式(2.A.8)は

$$R = (\varepsilon_p \sigma T_{sD}^4 + q_D - Q_D) / \varepsilon_p \quad (2.A.10)$$

のように変形され、気温に等温にした平板Dはそれのみで長波放射計として用いることができる。

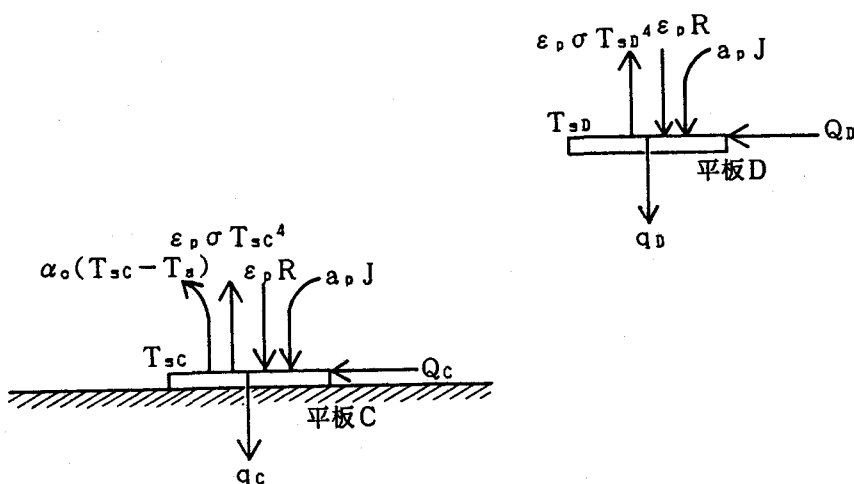


図-2.A.2 加熱平板バランス法における熱収支

2.A.2.3 熱収支法

この方法は、地表面熱収支に関係する全ての熱フラックスのうち顕熱フラックスを除く全ての熱フラックスを測定し、その差より顕熱フラックスを算出する方法である。

アスファルト地表面における熱収支は次式で表される。

$$a J + \varepsilon R = \varepsilon \sigma T_s^4 + \alpha_o (T_s - T_a) + q_g \quad (2.A.11)$$

ここで、

a : 地表面日射吸収率

ε : 地表面長波射出率

T_s : 地表面温度 [K]

q_g : 地表面から地中へ向かう熱フラックス [W/m^2]

地表面における熱収支の模式図を図- 2.A.3に示す。式(2.A.11)より、

$$\alpha_o (T_s - T_a) = a J + \varepsilon R - \varepsilon \sigma T_s^4 - q_g \quad (2.A.12)$$

となり、地表面の a , ε の値がわかれば J , R , T_s , q_g を測定することにより顕熱フラックスが求められ、さらに T_a を測定して顕熱フラックスを $T_s - T_a$ で割れば α_o が求められる。

ただし、式(2.A.12)の適用はアスファルト地表面など表面で蒸発がない場合に限られ、蒸発のある場合にはボウエン比を求めて対流熱フラックスを顕熱成分と潜熱成分に分離する必要がある¹³⁾。

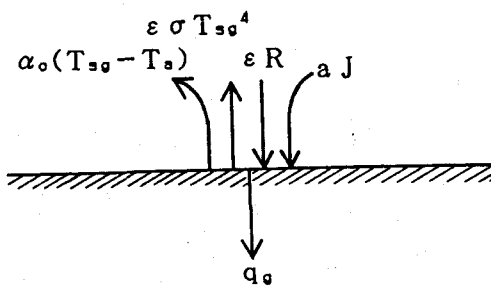


図-2.A.3 熱収支法における熱収支

2.A.2.4 その他の手法

この他、地表面熱伝達率を測定する手法として粘性底層内における気温勾配より顕熱フラックスを求める方法¹⁴⁾、表面での相当外気温 (SAT) を測定する SAT 計を利用して α を求める手法¹⁵⁾、風速および気温の時間的変動成分を測定して顕熱フラックスを求めるうず変動法¹³⁾などが考えられるが本研究では実施していない。

2.A.3 実測手法と装置の概要

2.A.3.1 加熱平板法

図-2.A.4に加熱平板法で使用した平板の構造を示す。伊藤ら¹⁰⁻¹²⁾の用いた加熱平板との主な相違点は、1)表面加熱方式としたこと、2)表面を白色としたこと、3)平板のサイズを小さくしたこと (300×300mm→75×75mm) である。印加電力はAC100Vをスリダックで調節し、さらにトランスで減圧して図中の電極に与えており、電極間の電位差と、回路に流れる電流を別に測定しその積として求めている。表面温度 T_s は図中の6点で測定した値を単純平均した値としている。平板から下方へ流れる熱量は図中の熱流計によって測定する。

伊藤ら¹⁰⁻¹²⁾の建築物外表面における対流熱伝達率の測定では日射のある場合には測定に成功していない。これは伊藤らの用いた平板が表面に熱流計を配置しその裏側よりヒーターで加熱する構造になっているために外気温などの変動に対して熱流計指示値の応答が遅れると式(2.A.6)で計算される α の誤差が大きくなること、および表面が黒色つや消しのために日射量の急激な変動の影響を強く受ける点にあると考えられる。上で述べた本研究で用いる平板の相違点1)と2)はこの点の改善を目的としたものである。また、実際のアスファルトと加熱平板の表面は粗度が異なることから、平板による粗度および気流性状の変化の影響を少なくするため相違点3)のように平板のサイズを小さくしている。

相違点2)についての効果を検討するため、1987年11月22日の昼間にそれぞれ2枚の黒色つや消し表面、白色表面の加熱平板を同一場所に設置し、地表面対流熱伝達率を実測した結果を日射量の変動状況とともに図-2.A.5に示す。黒色つや消し表

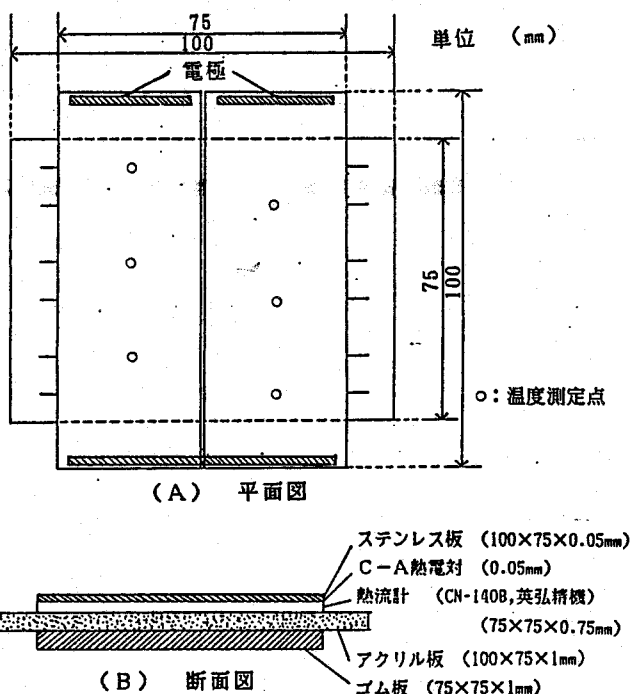


図-2.A.4 熱流板の構造

面の加熱平板による実測結果では対流熱伝達率の値は大きく変動しており、またその変動のパターンは日射量の変動によく一致している。これは、前述した通り表面の日射吸収率が高いために表面温度が日射量の変動にともなって急激に変動するためと考えられる。これに対して白色表面の加熱平板による実測結果では、測定値は日射量の変動とは無関係な比較的安定した値を示している。したがって表面を白色とすることにより、変動する日射の存在下でも安定した測定が可能となっていることが分かる。ただし白色塗料を使用した場合、式(2.A.6)に必要な表面の長波射出率 ε が黒色つや消し表面では $\varepsilon = 1.0$ とできるのにくらべて不明確となる。しかし、実測結果より $\varepsilon = 0.9$ とした場合と $\varepsilon = 0.95$ とした場合を比較すると、これによって生じる α の計算値の差はただか $0.3 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ にすぎず、本実測で要求される精度にくらべて無視できると考えられる。したがって以後の結果はすべて $\varepsilon = 0.95$ として算出することとした。

加熱平板法では前述したように地表面ならびに2枚の平板A, B上での対流熱伝達率が等しいことが前提条件となるが、このためには地表面温度と平板A, Bの表面温度がほぼ等しくなければならない。この点について、まず地表面温度と平板表面温度との差については伊藤ら¹¹⁾が平板表面温度と気温との差を 10°C 前後に調節しているのに対して本実測では地表面温度を実測し、平板表面温度がその前後の値となるよう印加電力を調節している。次に2枚の平板間の温度差については温度差が小さすぎても α 算出時の誤差が大きくなるため、気温 T_a を測定して平板の表面温度 T_{sa} , T_{sb} が伊藤ら¹²⁾の与えた次式の範囲内となるよう印加電力を調節する。

$$0.7 < \frac{T_{sa} - T_a}{T_{sb} - T_a} < 0.9 \quad (2.A.13)$$

($T_{sb} > T_{sa}$ とする)

なお、印加電力の調節は1時間に1回程度おこなえば十分であるので、調節にともなう誤差については無視できる。

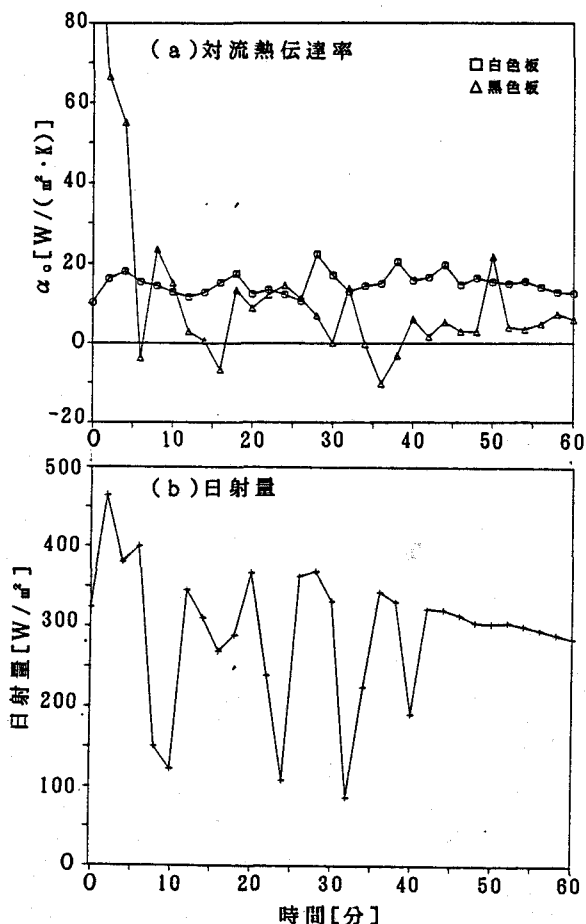


図-2.A.5 白色板と黒色板の日射の影響についての比較

2.A.3.2 加熱平板バランス法

本法で使用する平板および配線は加熱平板法と同一である。ただし気温と等温にする平板は地上 1.5m に設置した通風式の気温計測用の筒の横に地表面に水平にアクリル板を設け、この上に乗せて測定する。本法では常に 2 枚の平板の表面温度が気温および地表面温度と等しくなければならないので、2 分間に 1 回これらの温度を測定し、その度に印加電力をスライダックで調節している。したがって本法では印加電力をひんばんに調節することによる誤差が問題となる。

加熱平板法および加熱平板バランス法においては、裏面加熱方式のため印加電力を放熱面積で割って単位面積当りの熱量に換算する必要がある。本法では放熱面積を $0.075 \times 0.086 = 0.00645 \text{ m}^2$ と

しているが、この値は加熱平板バランス法において気温に等温とした平板についての実測結果より式(2.A.10)によって求めた下向き長波放射量 R と、アダプター付き有効放射計(英弘精機 CN-9L)により計測した R とがもっともよく一致するように定めている。このときの両手法による R を図-2.A.6 に示すが両者はよく一致している。

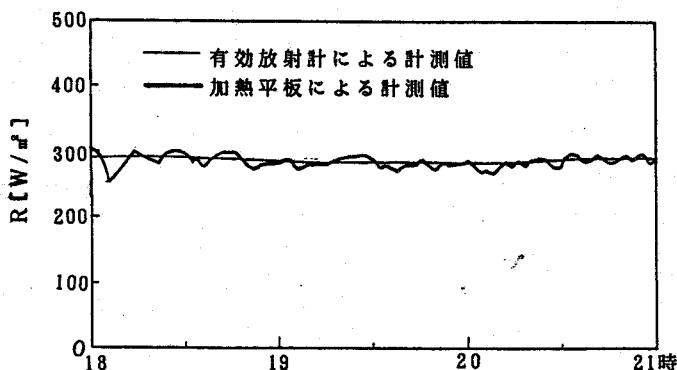


図-2.A.6 加熱平板と放射収支計による下向き放射量測定値の比較

2.A.3.3 熱収支法

熱収支法では前述したように式(2.A.12)中の地表面温度、気温および右辺の各項を測定して α_0 を求める。

気温は加熱平板バランス法でも用いる地上 1.5m の通風式の気温測定用の筒内に直径 0.3mm の K 熱電対を設置し、日射をしゃへいしかつ十分な通風のある状態で測定している。地表面温度は場所により最大 2℃ 程度のばらつきが見られるため、直径 0.3mm の K 熱電対を地表面に接着して上からコーラールを塗布し地表面と同系色に仕上げたものを毎回 3~5 点設置し、その平均をとっている。

放射収支の測定には有効放射計を用いた。これは全波長領域における放射量の上向き成分と下向き成分の差を測定するもので、これにより式(2.A.12)中の $aJ + \varepsilon R - \varepsilon \sigma T_s^4$ が直接測定できる。

地中熱フラックス q_g は熱流計により測定するが、地表面に対する取り付け方が測定値に大きく影響する。熱流計を地表面にはりつける場合には、1) 熱流計上面での a 、 ε が地表面と同一、2) 熱流計上面での α_0 が地表面と同一、3) 熱流計の熱抵抗が地表面素材のそれに対して極めて小さい、の 3 条件が満たされなければならない¹⁶⁾。中村ら⁶⁾は熱流計を地表面にはりつけ、その上から地表面と同系色のプラスチック・テープをはりつけて q_g を測定している。これに対して、熱流計を地中に埋設する場合は熱流計の熱抵抗が地表面材料にくらべて小さく、かつ薄厚であ

れば表面はりつけ方式にくらべて誤差の小さい測定が可能であるが、 q_0 は時間および深さに関して大きく変動するので、熱流計の埋設位置と地表面との間の熱流の差を補正する必要がある。片山ら⁷⁻⁹⁾はこの方法により q_0 を求めている。本研究では熱流計埋設後、地表面を元のアスファルト地表面に回復させることが困難なため埋設方式を断念し、表面はりつけ方式によっている。この際熱流計は地表面にシリコングリースを用いて密着させ、表面の放射特性をアスファルト地表面に近づけるため、上からテープで固定したのちコータールを塗布している。

2.A.3.4 風速の測定手法

対流熱伝達率との相関を検討する風速として、本研究では近傍風速および上空風速・風向を測定している。近傍風速は実測地点の地上30cmの高さで無指向型風速計により計測している。なお、5月9日の実測ではこの他に地上10cmの風速および地上15cmの風速と風の乱れを計測している。

上空風速・風向は大阪大学吹田キャンパス内総合研究棟屋上の地上約30mの高さで超音波風速計による自動測定値の10分間平均値を用いる。

2.A.3.5 データ収録・整理システム

表-2.A.1に全ての測定項目と測定に用いた器具の一覧を示す。表中で自動計測としたものは自動データ収録装置によって2分間隔で10回平均値を測定（測定時間約50秒）し、その値をパーソナルコンピュータによってフロッピーディスクに記録する。平板に対する印加電力は加熱平板法では10分毎、加熱平板バランス法では2分毎に値を読み取って記録する。地上15cmの風速測定に用いる微風速計のデータも値を読み取って記録する。上空風速に関しては、前述のとおり超音波風速計の計測システムによって計算された10分間平均値を用いる。これらのデータをすべてパーソナルコンピュータに入力し、フロッピーディスクに記録された自動計測データを用いて毎時刻における各手法別の α と各風速データの形に整理した後、大阪大学大型計算機センターに転送し、各データ間の相関係数を計算すると共に結果の図示をおこなう。データ収録・整理システムの流れを図-2.A.7に示す。

表-2.A.1 測定項目と器具

測定項目	測定器具・規格	自動測定
加熱平板表面温度	K熱電対 (0.05mm)	○
加熱平板印加電力	電流計、電圧計	×
加熱平板下向き熱流	熱流計 (英弘精機 CN-140B 大きさ75×75×0.7mm)	○
気温	通風式測定装置とK熱電対 (0.3mm)	○
地表面温度	K熱電対 (0.3mm)	○
放射熱収支	放射収支計 (英弘精機 CN-11A)	○
地中熱流	熱流計 (英弘精機 CN-9L 大きさ80×20×1.7mm)	○
日射量	ネオ日射計 (英弘精機 MS-42) または エプリー日射計 (英弘精機 MS-2)	○
近傍風速 (30cm)	T r 式微風速計 (無指向性、リオン AM-10)	○
近傍風速 (10cm)	微風速計 (無指向性、日本科学工業)	○
近傍風速 (15cm)	微風速計 (無指向性、DISA 54N50)	×
・乱れのレベル		
上空風速	3方向超音波風速計 (光進電機 KSZ-101)	×

測システムによって計算された10分間平均値を用いる。これらのデータをすべてパーソナルコンピュータに入力し、フロッピーディスクに記録された自動計測データを用いて毎時刻における各手法別の α と各風速データの形に整理した後、大阪大学大型計算機センターに転送し、各データ間の相関係数を計算すると共に結果の図示をおこなう。データ収録・整理システムの流れを図-2.A.7に示す。

2.A.3.6 測定場所、日時、気象条件

測定をおこなったアスファルト地表面の場所は、大阪大学吹田キャンパス内の弓道場西側（a地点）および工学部環境工学科棟東側（b地点）の2点である。a、b両地点および上空風速測定地点の配置図を図－

2.A.8に、a、b両地点の付近図を図－2.A.9に示す。

a地点は地中温度実測E地点と同一であり、ここで得られた結果を第2章のシミュレーションに用いることとする。なお、周囲は広闊地となっている。b地点は西側に6階建ての建物があり、建物付近での対流熱伝達率の広闊地との差を比較するために測定をおこなった。なお、両地点とも上空風速測定地点とは離れているため相関を検討する際には注意が必要である。

測定はa地点について1988年1月27日（冬期）、5月9日（中間期）、8月8日（夏期）の3回、b地点について1987年11月22日（中間期）、1988年1月17日（冬期）の2回、計5回おこない、季節による結果の差を検討している。これらの実測を以下ではRUN-1～5と呼ぶことにする。各RUNの日時と場所、測定実施項目を表－

2.A.2に示す。

測定器具の都合上、測定は降水のない日を選んでおこなっている。測定時の気象条件を表－2.A.3に示す。

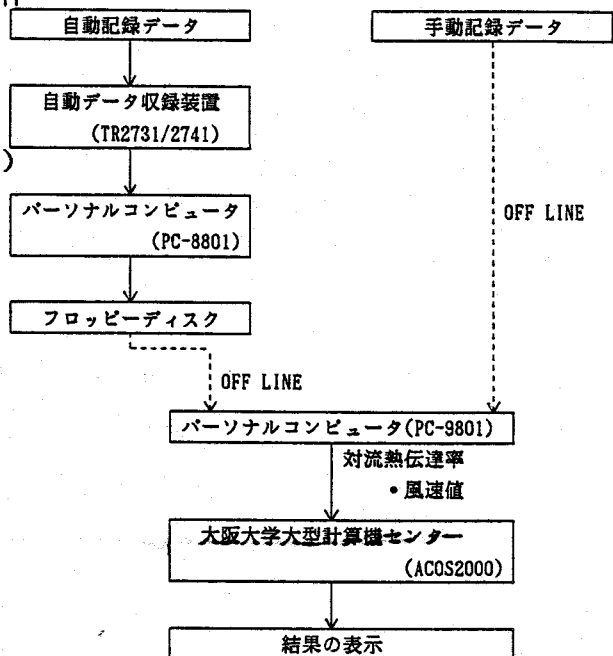
2.A.4 測定結果

2.A.4.1 測定手法別の検討

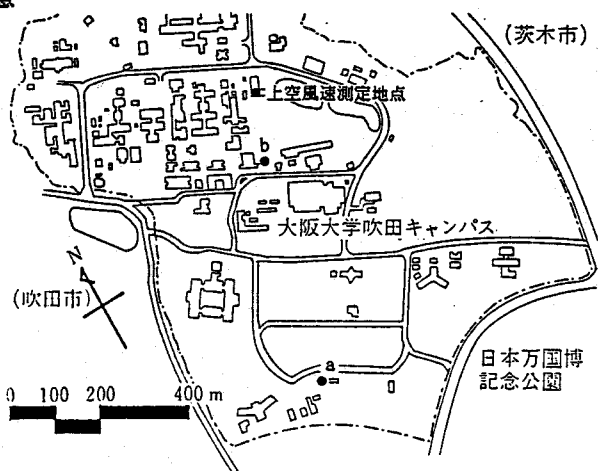
ここではまず、RUN-1～4の実測結果より、各測定手法別にその結果を検討し、各手法の妥当性について考察する。

（1）加熱平板法

図－2.A.10～12に、RUN-1～3における加熱平板法による地表面対流熱伝達率の測



図－2.A.7 データ収録・整理システム



図－2.A.8 実測地点の配置図

表-2.A.2 測定日時と項目

測定番号	場所	測定日	時刻 (上・中段 : 昼間) (下段: 夜間)	加 熱 平 板 法	加 バ 熱 ラ 平 板 ス 法	熱 収 支 法	近 傍 風 速30 cm	近 傍10 風・ 速15 cm	上 空 風 速
RUN-1	a	1988. 1. 27	12:35~15:35	○		○	○		○
			15:50~17:50	○		○	○		○
			18:00~21:00	○	○		○		○
RUN-2	a	1988. 5. 9	13:10~15:10	○		○	○	○	○
			15:40~18:40	○		○	○	○	○
			19:00~21:00	○	○		○	○	○
RUN-3	a	1988. 8. 8	14:40~16:00	○		○	○		○
			16:30~18:30	○		○	○		○
			19:30~21:10	○		○			○
RUN-4	b	1987.11.22	12:35~15:35	○		○	○		○
			15:45~17:45	○		○	○		○
			18:00~21:00	○	○		○		○
RUN-5	b	1988. 1. 17	11:30~13:00	○		○	○		○
			14:00~17:00	○		○	○		○
			18:15~20:40	○	○		○		○

表-2.A.3 測定時の気象条件

測定番号	天候	気温[℃]	地表面温度[℃]	最大日射量[W/㎡]
RUN-1	晴	2.4~10.5	4.2~23.9	534.9
RUN-2	晴	15.0~21.3	17.7~44.8	964.4
RUN-3	晴	27.7~35.4	33.9~56.2	736.4
RUN-4	曇のち晴	9.3~18.5	11.2~31.8	455.2
RUN-5	曇	4.7~9.4	8.4~18.7	148.6

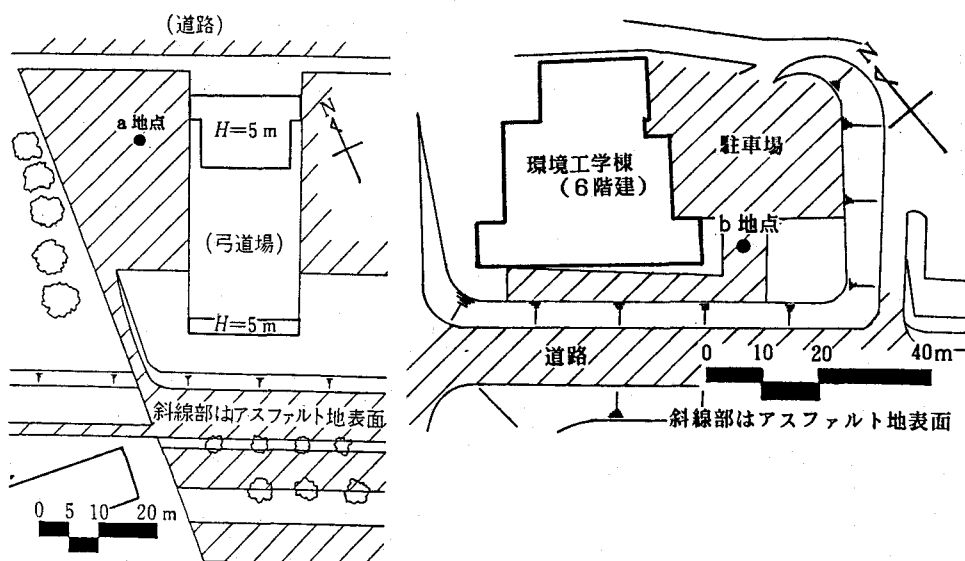


図-2.A.9 実測地点の付近図

定値と地上30cmの近傍風速との相関を示す。相関係数 r は冬期の RUN-1で0.79、夏の RUN-3で0.58、中間期の RUN-2でその中間の0.69と季節差がみられるが、全般的に両者の相関は良好であると考えられる。また、すでに 2.A.3.1で述べたように、本法では表面を白色とした平板を用いており、日射による対流熱伝達率の誤差は小さいものと考えられる。RUN-1～3では昼間に比べて夜間の近傍風速が小さいために厳密な比較は難しいが、昼間と夜間の測定値の近傍風速との相関関係には大きな差はみられない。また、RUN-1～3の回帰直線にも顕著な差はみられず、季節による対流熱伝達率の差もほぼ無視できる。

(2) 加熱平板バランス法

図-2.A.13に RUN-4における加熱平板バランス法による地表面対流熱伝達率の測定値の時間変動を示す。本法による測定結果は時間により大きく変動し、しばしば実際には起こり得ない負値を示す。また、近傍風速との相関はみられない。なおこの他の測定についてもこれと同様な結果となっている。

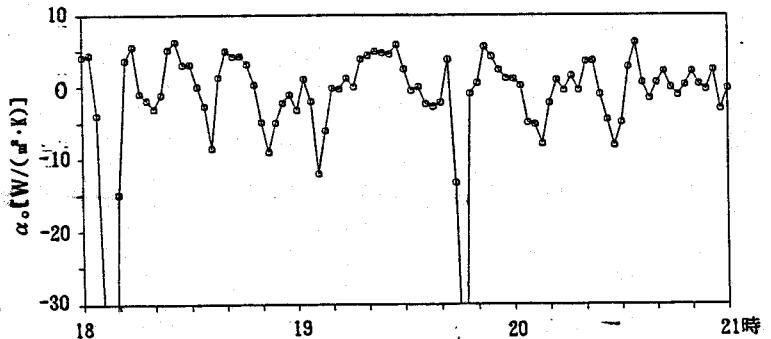


図-2.A.13 加熱平板バランス法による測定結果(RUN-4)

この様に正しい対流熱伝達率を測定できない原因としては、本法では表面温度の調節のため印加電力をひんばんに加減するため、印加電力の変化に対する平板表面温度や下向き熱流の応答が遅れ、定常状態にもとづいた式(2.A.7)～(2.A.9)が成り立たないことが考えられる。したがって本法による測定のためには、平板の表面材料としてより熱容量の小さい材料を用いるとともに、応答の早い熱流計を使用する必要がある。

(3) 熱収支法

図-2.A.14～16にRUN-1～3における熱収支法による地表面対流熱伝達率の測定値と地上30cmの近傍風速との相関を示す。冬期の RUN-1では主として夜間に非現実的な負値を示すのに対して、RUN-2,3では常に正の値を示し、近傍風速値との相関も良好である。ただし、回帰直線の式は RUN-3では加熱平板法による結果にほぼ等しいが、RUN-2では近傍風速に対する対流熱伝達率の増加率が加熱平板法による結果よりかなり小さい。

この様に3回の測定でまったく異なる結果が得られた原因としては、1)放射収支量、2)地中熱フラックス、3)地表面温度および気温、の3つの測定項目のうちいずれかの誤差の大きいことが考えられる。しかし、このうち1)および3)は測定手法および器具から考えてそれほど大きな誤差を生ずるとは考えられず、残る地中熱フラックスの測定誤差が結果に大きな誤差を与えているものと推定される。表-2.A.4に各測定における15時と20時の各熱収支成分の大きさを示す。夜間には顕熱フラッ

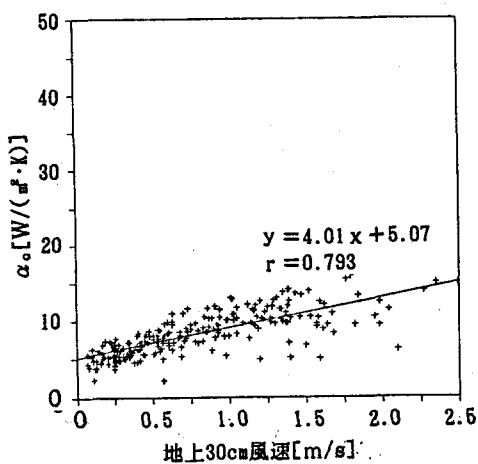


図-2.A.10 加熱平板法による測定結果(RUN-1)

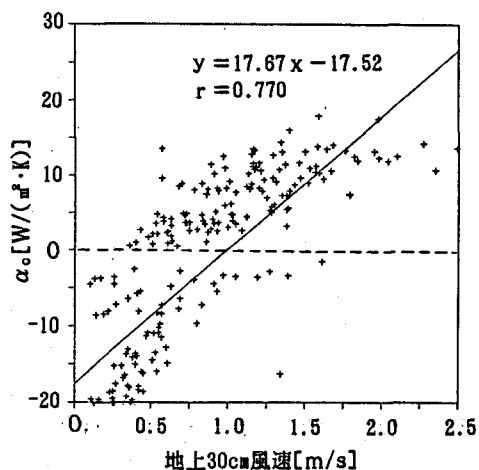


図-2.A.14 熱収支法による測定結果(RUN-1)

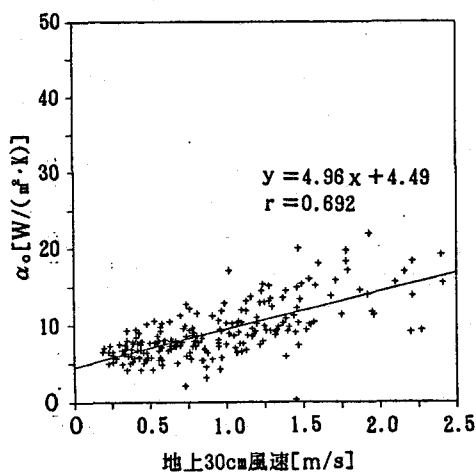


図-2.A.11 加熱平板法による測定結果(RUN-2)

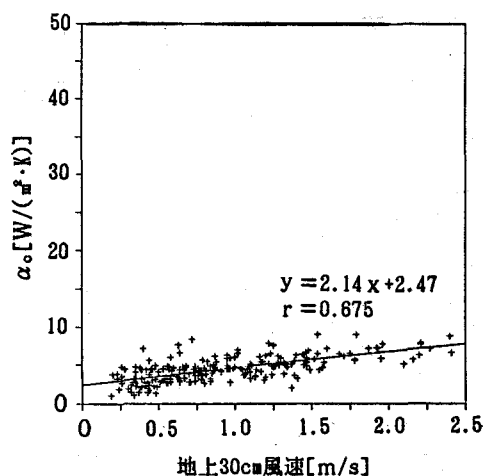


図-2.A.15 熱収支法による測定結果(RUN-2)

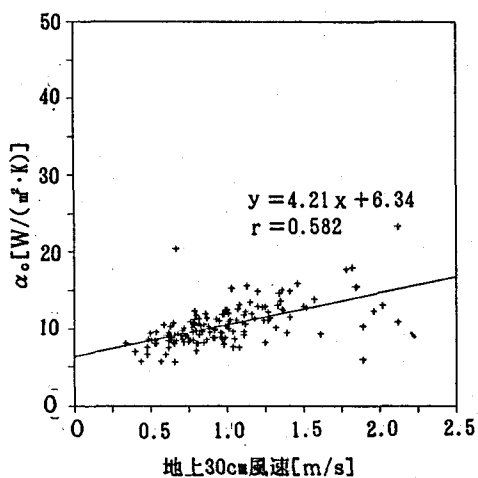


図-2.A.12 加熱平板法による測定結果(RUN-3)

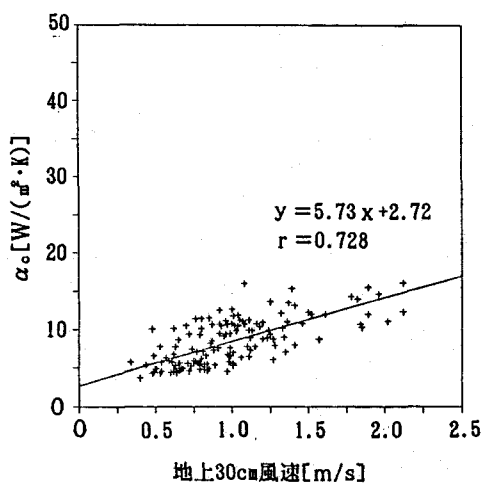


図-2.A.16 熱収支法による測定結果(RUN-3)

表-2.A.4 熱収支法における各熱収支成分の大きさ

	$R_{net}[W/m^2]^*$	$q_g[W/m^2]$	$P[W/m^2]^*$	$T_g-T_a[K]$	$\alpha_o[W/m^2 \cdot K]$
(15:00) RUN-1	87.0	-11.4	78.4	9.3	8.4
RUN-2	384.7	256.1	108.6	24.7	4.4
RUN-3	257.7	8.2	249.5	18.4	13.6
(20:00) RUN-1	-115.1	-89.6	-25.5	1.8	-14.2
RUN-2	-108.7	-120.0	11.3	3.5	3.2
RUN-3	-85.8	-117.3	31.5	7.2	4.4

$$*: R_{net} = aJ + \varepsilon R - \varepsilon \sigma T_g^4 \quad P = \alpha_o(T_g - T_a) = R_{net} - q_g$$

クスPに対する地中熱フラックス q_g の大きさが大きく、 q_g の測定に誤差が大きいと、算出される α_o の値に与える影響の大きいことがわかる。また、RUN-2では昼間に q_g の値が大きいため α_o の値が小さくなっている。

以上より、現状では熱収支法による測定では地中熱フラックスの測定精度に問題があることがわかる。表面はりつけ方式で q_g を測定するための条件についてはすでに2.A.3.3で述べたが、このうち今回の測定においてはコールタール塗布による熱流計上面での $a \cdot \varepsilon$ の値とアスファルト地表面の値との差異および熱流計の熱抵抗が問題になると思われる。とくに熱抵抗については、熱流計自体の熱抵抗値は $0.0065(m^2 \cdot K)/W$ とアスファルトの熱抵抗値 $1.35(m^2 \cdot K)/W^{17)}$ に比べて非常に小さいものの、アスファルト地表面は凹凸が多いため、熱流計との間に空気層ができるとかなり大きな熱抵抗になる恐れがある。

加熱平板法と熱収支法の結果が異なる他の理由として、気温を定義する高さが両手法で異なる点が挙げられる。この点について検討するため、RUN-3では加熱平板法で対象とする気温の高さを地上10cmと仮定してこの高さの気温 $T_{a,0.1}$ をアースマン温湿度計により計測し、地表面温度 T_g と地上1.5mの気温 $T_{a,1.5}$ より $(T_g - T_{a,0.1}) / (T_g - T_{a,1.5})$ を計算したところ平均0.96となり、気温の定義高さの違いによる対流熱伝達率の差は無視できることが確認された。

2.A.4.2 地中温度実測地点における結果の整理とモデル化

以上の測定結果より、現状で最も信頼のおける測定手法は加熱平板法であることが判明した。そこでここでは、加熱平板法による地表面対流熱伝達率の測定結果を用いてアスファルト地表面下の地中温度シミュレーションに使用するため、a地点（地中温度実測E地点）における地表面対流熱伝達率の予測モデルを作成することを試みる。

まず、RUN-2における加熱平板法による対流熱伝達率の測定値と、地上30cm以外の近傍風速値との相関について検討する。図-2.A.17には地上30cmの近傍風速値に対する、地上10cmの近傍風速値の相関を示す。地上10cmの風速は地上30cmの風速にくらべて地表面の影響を強く受け、風速は小さくなる。したがって、地上10cmの近傍風速と対流熱伝達率との相関をとると、図-2.A.18に示すように回帰直線の勾配は急になるが、相関係数 r は地上30cmの風速との相関にくらべて差がなく、地表面対流熱伝達率のモデル化において、近傍風速としていずれの高さの値をとっても予測精度は同等であることがわかる。次に、地上15cmの近傍風速を0.25秒おきに60秒

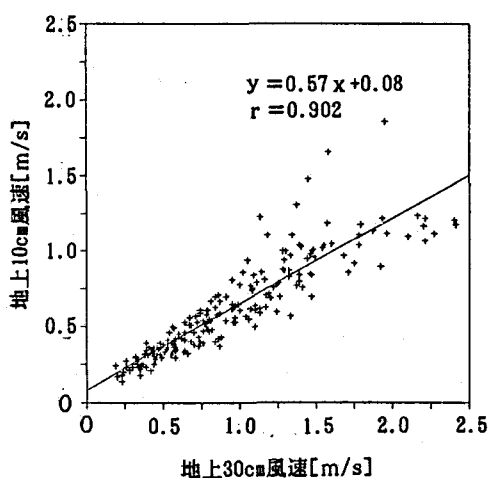


図-2.A.17 地上30cm風速に対する
地上10cm風速の相関(RUN-2)

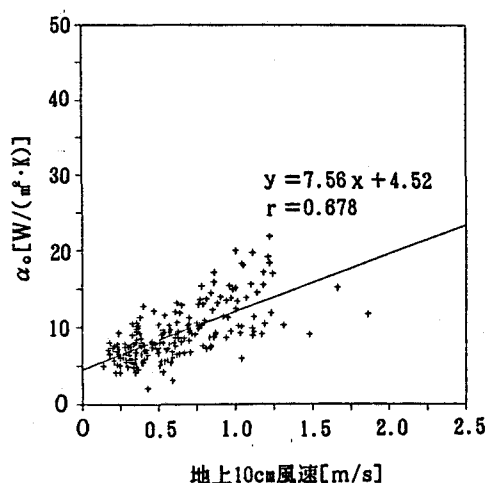


図-2.A.18 地上10cm風速に対する
地表面対流熱伝達率の相関(RUN-2)

間測定し、次式によって風の乱れ ϕ を求める。

$$\phi = \sqrt{\sum (\bar{u}_N - u_N')^2 / N} / \bar{u}_N \quad (2.A.14)$$

ここで $\bar{u}_N$ は60秒間の風速平均値、 u_N' は測定毎の風速値、 N はデータ数(240)である。この ϕ と対流熱伝達率の相関をとると図-2.A.19のようになり、明確な相関関係は認められない。伊藤ら¹¹⁾によれば対流熱伝達率と ϕ の間には負の相関がみられるとされているが、この違いは建築物壁面と広闊地の地表面の差、または風速測定の時間間隔(伊藤らは5秒間隔)の差に起因するものと考察される。

以上の検討より、地表面対流熱伝達率は地上30cmの近傍風速をパラメータとしてモデル化することが妥当であると考えられるので、RUN-1~3における地上30cmの近

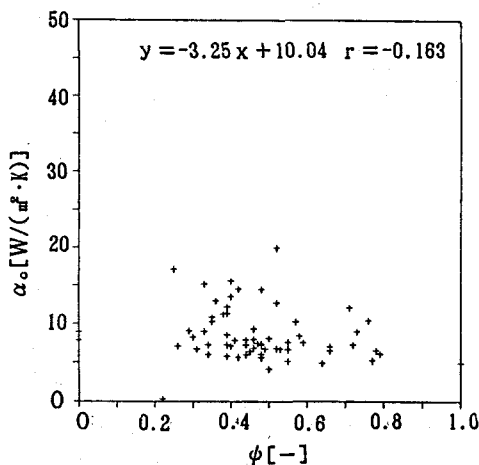


図-2.A.19 風の乱れに対する
地表面対流熱伝達率の相関(RUN-2)

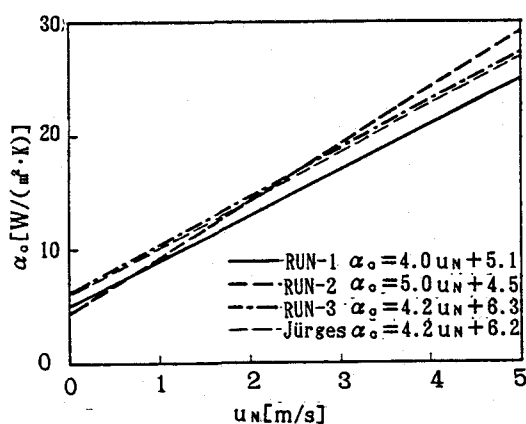


図-2.A.20 RUN-1,2,3における回帰式の比較

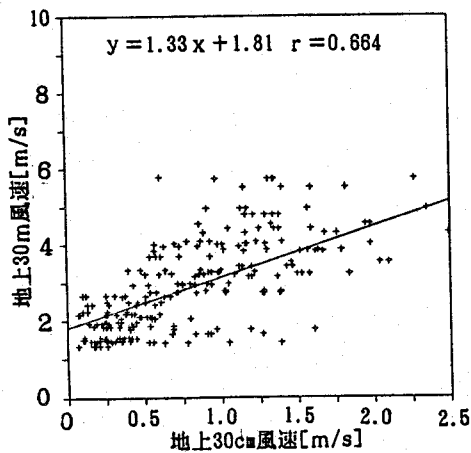


図-2.A.21 地上30cm風速に対する
地上30m風速の相関(RUN-1)

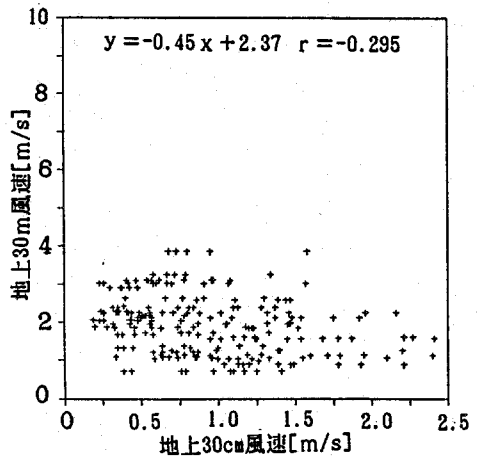


図-2.A.22 地上30cm風速に対する
地上30m風速の相関(RUN-2)

傍風速と加熱平板法によって測定した地表面対流熱伝達率との回帰直線を図-2.A.20に示す。3本の直線はどれもJürgesの式(式(2.A.2a))によく一致しており、これからa地点における地表面対流熱伝達率は季節、時刻によらず地上30cmの近傍風速を用いたJürgesの式により予測できることがわかる。

次にこの地上30cmの近傍風速と地上約30mの上空風速との関係について検討する。上空風速は10分間平均値を用いるが、この平均の方法として1)各測定値をベクトルとして加え合わせて平均する、2)各測定値をスカラー量として単純に平均する、の2通りがある。しかし、近傍風速の測定では2)

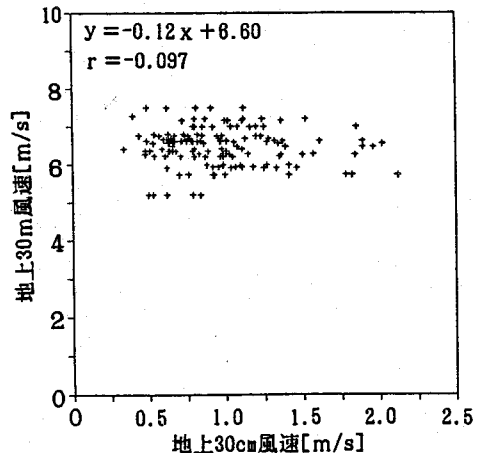


図-2.A.23 地上30cm風速に対する
地上30m風速の相関(RUN-3)

の方法による10回平均値が用いられていること、またシミュレーションで使用する気象台での風速測定値にも2)の平均化手法が用いられていることを考慮し、ここでは2)の方法による平均値を用いる。図-2.A.21~23にRUN-1~3における両者の相関を示す。RUN-1では若干の相関がみられるものの、他の場合には全く相関関係がみられない。このことにはすでに述べたように、上空風速の測定地点と地表面対流熱伝達率の測定地点が離れていることも影響していると考えられる。また、RUN-1で相関がみられるのには、実測時間中の上空風向がほぼ一定(49データのうち31回が西北西)であったことに関係していると考えられる。

尾島・森山⁵⁾は上空風速と近傍風速との関連について、高さ Z_m [m]の上空風速 u_m を次式で高さ8mの風速 u_8 に換算した後、これを更に0.4倍して近傍風速

u_N を推定している。

$$u_g = u_n (8/Z_n)^N \quad (2.A.15)$$

上式で N は日射のあるとき $1/6$ 、
日射のないとき $1/3$ である。本
測定にこの推定手法を適用した
場合、 $Z_n = 30\text{m}$ として近傍風
速は日射のあるとき $u_N = 0.32$
 u_n 、日射のないとき $u_N =$

$0.26 u_n$ となる。これと比較するために RUN-1~3 について近傍風速と上空風速の全
平均値をとり、両者の比を求めると結果は表- 2.A.5 のようになり、 $\bar{u}_N/\bar{u}_n$ は
 $0.16\sim 0.48$ と大きなばらつきを示すが、尾島・森山の推定値はこの値のほぼ中間に
あり、概算としてはこの推定法を用いても良いと考えられる。

表-2.A.5 近傍風速と上空風速の平均値による比較

	$\bar{\alpha}_0 [\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}]$	$\bar{u}_N [\text{m/s}]$	$\bar{u}_n [\text{m/s}]$	$\bar{u}_N/\bar{u}_n$
RUN-1	8.4	0.82	2.91	0.28
RUN-2	9.2	0.94	1.94	0.48
RUN-3	10.2	1.02	6.45	0.16

2.A.4.3 周囲建物による地表面対流熱伝達率への影響

最後に、周囲建物による地表面対流熱伝達率への影響について検討する。図-
2.A.24, 25 に b 地点を対象とした RUN-4, 5 での加熱平板法による地表面対流熱伝達
率の測定値と地上 30cm の近傍風速との相関を示す。RUN-4 の回帰直線は RUN-1~3 の
ものとほぼ同等の直線になっているが、RUN-5 の回帰直線はこれらに比べてかなり
急な勾配を示している。この違いについて検討するため、RUN-4, 5 における上空風
速の風配図を図-2.A.26 に示す。この図と図- 2.A.9 の比較よりわかるように、

RUN-4 では北北西、東北東など b 地点に対して障害となる建物等の存在しない方向
よりの風の頻度が高く、風の性状は a 地点のような広闊地と同様と見なせるのに対
して、RUN-5 では西を中心とした、建物の方向よりの風の頻度が高くなっており、
風は建物の後流としての性質を持つと考えられる。

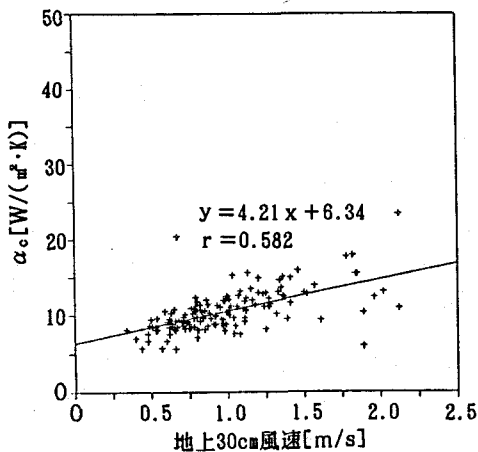


図-2.A.24 b 地点における測定結果(RUN-4)

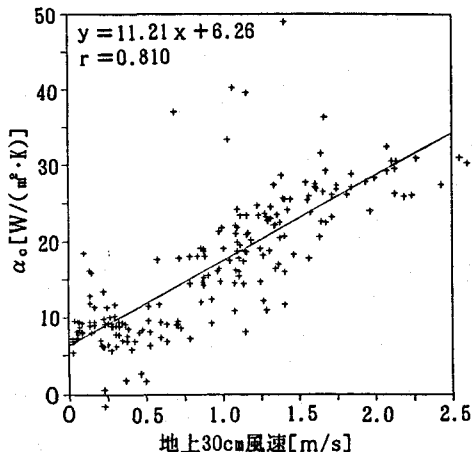


図-2.A.25 b 地点における測定結果(RUN-5)

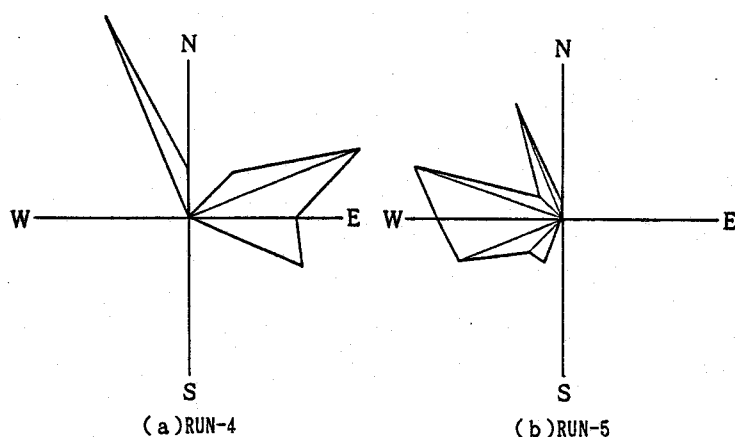


図-2.A.26 RUN-4,5における上空風速の風配図

以上のことより、b地点のように付近に建物の存在する場合には、地表面対流熱伝達率は近傍風速のみによってモデル化することができず、建物などによって起きる風の乱れを考慮する必要があることがわかる。このことは、都市域において一般に存在する形状であるアーバンキャニオン底面における地表面対流熱伝達率を考える場合、地表面近傍風速は上空風向によっては広闊地にくらべ小さくなることがあると予想されるものの、その場合においても地表面対流熱伝達率は近傍風速の減少率ほどには小さくならない可能性のあることを示唆している。

2.A.5 要約

ここではアスファルト地表面下の地中温度をシミュレートする上で重要なパラメータとなる地表面対流熱伝達率について実際に測定をおこなって検討した。その結果、今回実施した手法の中では加熱平板法が最も信頼のおける測定手法であること、広闊地での地表面対流熱伝達率は季節・昼夜を問わず地上30cmの地表面近傍風速によりJürgesの式によって表すことが可能であること、付近に建物等障害物の存在する場合には、近傍風速以外にも風の乱れ等が地表面対流熱伝達率に影響をおよぼすことが明らかとなった。

また、表-2.A.5に示した通り、加熱平板法により測定された α の平均値は全ての季節についてほぼ $10\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 以下となっており、序論で述べた従来の値はいずれも過大評価となっていることがわかる。

ただし、地表面の近傍風速と上空風速との関係については明確な相関を見いだすことができず、これをシミュレーションモデルにいかに応用していくかが今後の重要な課題である。なお、第2章ではこの比を地中温度の実測結果より逆に推定している。

2.B.1 序論

第2章における地中温度シミュレーションにおいては地中を均一媒質からなる固体と仮定し、熱伝導モデルを用いた解析をおこなってきた。しかし、実際の地中には水分が存在し、地中温度分布に対して以下のような影響を及ぼしていると考えられる。

- 1) 水分の垂直分布に基づく土の温度拡散率の分布
- 2) 温度勾配によって起こる水分移動とそれにとまなう熱移動
- 3) 降雨・蒸発に基づく水分の移動にとまなう熱移動

ここでは、上述の現象のうち地中の水分の分布とその温度勾配による輸送が地中温度分布に及ぼす影響を検討するため、地中不飽和帯（地下水面より上の部分）における熱-水分の同時移動方程式を解き、第2章における仮定の妥当性を検証した結果について述べる。

2.B.2 基礎式とシミュレーション手法

ここでは、熱-水分同時移動の基礎理論としてPhilipとde Vries^{1,2)}の基礎式を用いる。

土中における水分フラックスは、液状水のフラックスと水蒸気のフラックスに分類することができる。どちらのフラックスも含水率の勾配によって生じる成分のほかに温度の勾配によって生じる成分を含み、液状水のフラックスにはさらに重力によって生じる成分をも含むため、液状水と水蒸気の両フラックスを加え合わせた水分の保存式は水分を体積含水率 η で表すと一次元場について次式となる。

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(D_s \frac{\partial \eta}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(D_T \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) - \frac{\partial k}{\partial z} \quad (2.B.1)$$

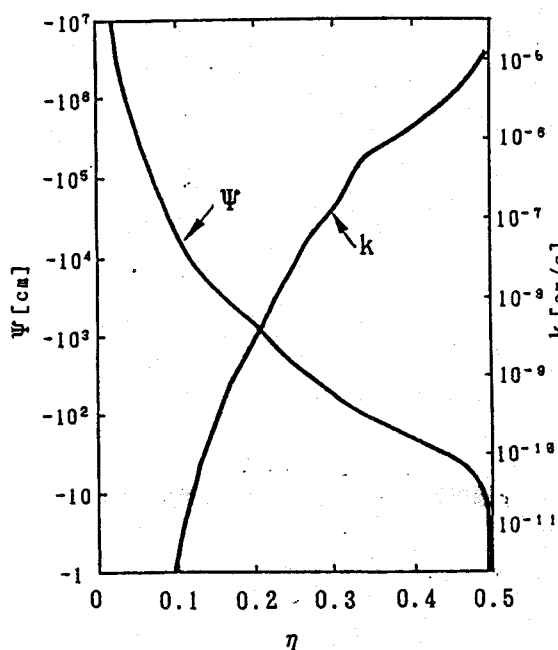
ただし

$$\begin{aligned} D_s &= D_{s1} + D_{sv} \\ D_T &= D_{T1} + D_{Tv} \end{aligned} \quad (2.B.2)$$

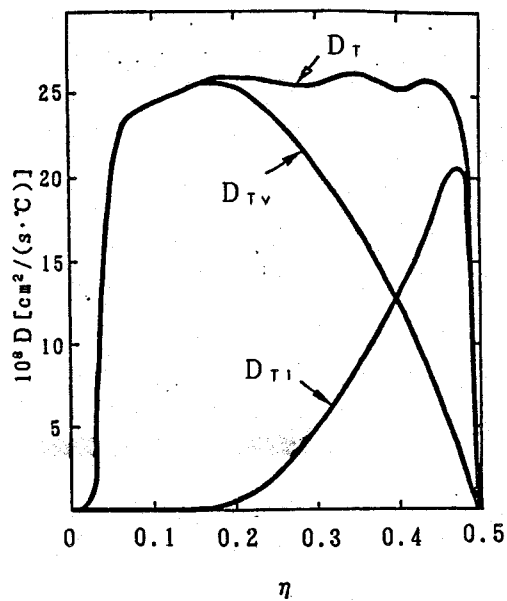
ここで添字1は液状水成分に対する係数、vは水蒸気成分に対する係数であることを表す。またkはここでは不飽和透水係数を示す。また、エネルギー式については一般の熱伝導式の形で表されるものに、水蒸気移動の際生じる潜熱移動を考慮した項を加えて次式となる。

$$\rho C \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) + \rho L \frac{\partial}{\partial z} \left(D_{sv} \frac{\partial \eta}{\partial z} \right) \quad (2.B.3)$$

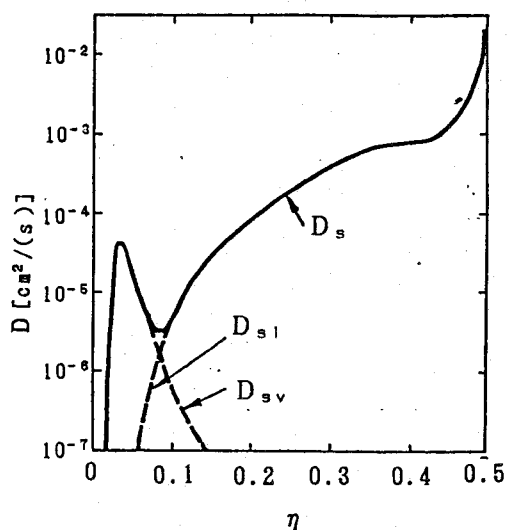
上式に出てくる D_s 、 D_T 、 D_{sv} は、含水率および温度に、 ρC 、 λ は含水率に依存する。このうち D_s 、 D_T 、 D_{sv} と η との関係は不飽和透水係数 k や水分ポテンシャル Ψ の η との関係がわかれば、Philipとde Vriesの理論から計算によって求めることができる。ただしこれらの値は土の種類や空隙率によって異なる。



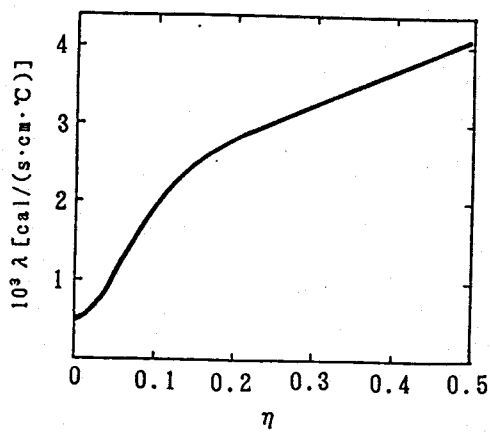
(a) Ψ , k



(b) D_T (D_{TI} , D_{TV})
(20°Cでの値)



(c) D_s (D_{sv} , D_{sl})
(20°Cでの値)



(d) λ

図-2.8.1 Yolo light crayについての熱-水分同時移動方程式中の各係数の水分特性

図-2.B.1にYolo light clay に対する k 、 Ψ 、 λ と η の関係の測定結果とこれから求めた D_T

(D_{Tv} 、 D_{Ti})、 D_s (D_{sv} 、 D_{si})と体積含水率 η の関係を示す。また、図-2.B.2には上で示したYolo light clay についての λ - η の関係を利用し、土の固体部分の $\rho C = 1.09 \text{ MJ}/(\text{m}^3 \cdot \text{K})$ 、空隙率を0.5として求めた η と λ 、 κ 、 ρC の関係を示す。地中の非定常熱伝導においては κ の値が影響するが、 κ の値は $\eta > 0.1$ の範囲ではほとんど変化していないのに対して $\eta < 0.1$ の範囲では η の減少にともなって急激に減少し、この領域が存在する場合は κ を一定とした場合とは異なる温度分布となることが予想される。

土中における熱と水分のプロファイルを得るため、ここでは式(2.B.1)(2.B.3)を有限差分法によって離散化し、数値的に解く。図-2.24のようなコントロールボリュームをとり、時間に関して陽解法を用いると、 η_P と θ_P についての差分式は次式となる。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta z}{\Delta t} \eta_P &= \frac{D_{s \cdot o}}{\delta z_o} \eta_E + \frac{D_{s \cdot w}}{\delta z_w} \eta_W \\ &+ \frac{D_{T \cdot o}}{\delta z_o} (\theta_E - \theta_P) - \frac{D_{T \cdot w}}{\delta z_w} (\theta_P - \theta_W) \\ &+ k_w - k_o + \left(\frac{\Delta z}{\Delta t} - \frac{D_{s \cdot o}}{\delta z_o} - \frac{D_{s \cdot w}}{\delta z_w} \right) \eta_P \end{aligned} \quad (2.B.4)$$

$$\begin{aligned} \rho C \frac{\Delta z}{\Delta t} \theta_P &= \frac{\lambda_o}{\delta z_o} \theta_E + \frac{\lambda_w}{\delta z_w} \theta_W \\ &+ \rho L \left(D_{sv \cdot o} \frac{\eta_E - \eta_P}{\delta z_o} - D_{sv \cdot w} \frac{\eta_P - \eta_W}{\delta z_w} \right) \\ &+ \left(\frac{\Delta z}{\Delta t} - \frac{\lambda_o}{\delta z_o} - \frac{\lambda_w}{\delta z_w} \right) \theta_P \end{aligned} \quad (2.B.5)$$

各格子点での η からの各係数値の算出は図-2.B.1の曲線についてそれぞれ近似式を作成しておこなう。また各格子点での体積熱容量 ρC は土粒子の ρC を $(\rho C)_{\text{soil}}$ 、水の ρC を $(\rho C)_{\text{wat}}$ として、次式で計算する。

$$\rho C = (\rho C)_{\text{soil}} + \eta (\rho C)_{\text{wat}} \quad (2.B.6)$$

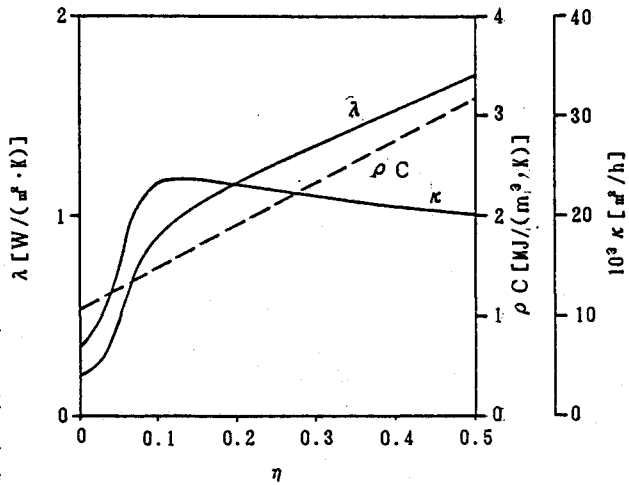


図-2.B.2 Yolo light clayについての
土の熱物性値と体積含水率との関係

2.B.3 計算結果

(1) 定常・等温状態における水分プロファイル

まず、定常・等温状態の仮定のもとに式(2.B.4)を解いて透水および不透水性地表面下の地中水分分布を求めた計算結果を示す。底面境界条件は $z = 2\text{ m}$ に地下水面が存在するとして $\eta = 0.5$ を与え、地表面境界条件は透水性地表面では地表面上の空気の相対湿度50%と平衡になる $\eta = 0.034$ 、不透水性地表面では断湿条件 $d\eta/dz = 0$ とした。

図-2.B.3に計算結果を示す。透水性地表面下の場合、体積含水率は地下水面から地表面下20cmまでゆるやかな減少を示した後、地表面近傍で急激に減少している。不透水性地表面の場合は、重力による水分の分布がみられるものの、地表面近傍でも η は0.3程度と高い値を保つ。図-2.B.2に示したように、体積含水率が土の温度拡散率に大きく影響を及ぼすのは $\eta < 0.1$ となる領域であるが、計算結果よりこれは透水性地表面下の深さ0.1m以浅の領域のみであり、その他の領域において温度拡散率の変動幅は10%以内となっている。したがって第2章でおこなったような地中温度の年周期変化に及ぼす水分分布の影響は小さいと考えられる。

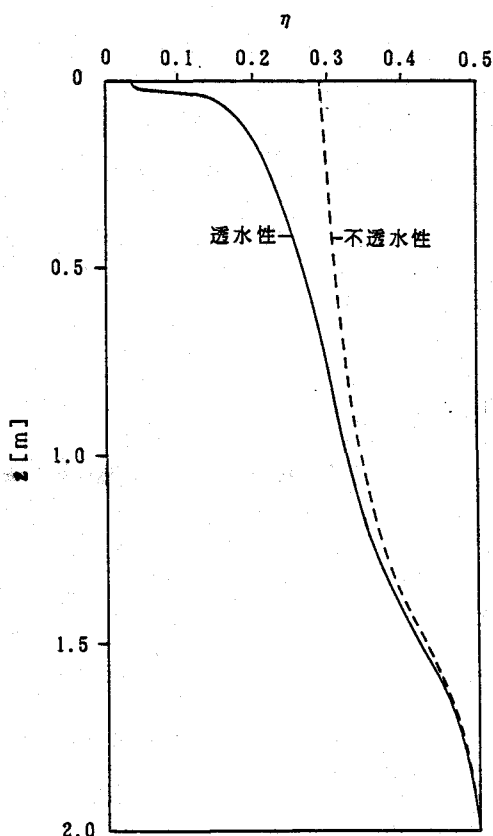


図-2.B.3 定常・等温状態
における水分プロファイル

(2) 不透水性地表面下の地中温度・水分プロファイルの日変化

次に、式(2.B.4)と(2.B.5)を連立してアスファルト地表面下の地中温度・水分プロファイルの日周期変化の計算をおこない、温度勾配に基づく水分移動の影響を検討した結果について述べる。水分についての境界条件は(1)と同等とし、温度については夏期を想定して気温と放射収支の日変動を図-2.B.4のように与え、地表面対流熱伝達率を $11.6\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ として第3種境界条件のもとで地表

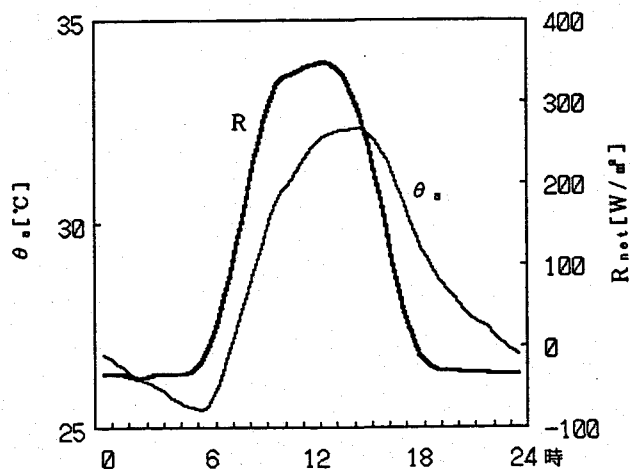
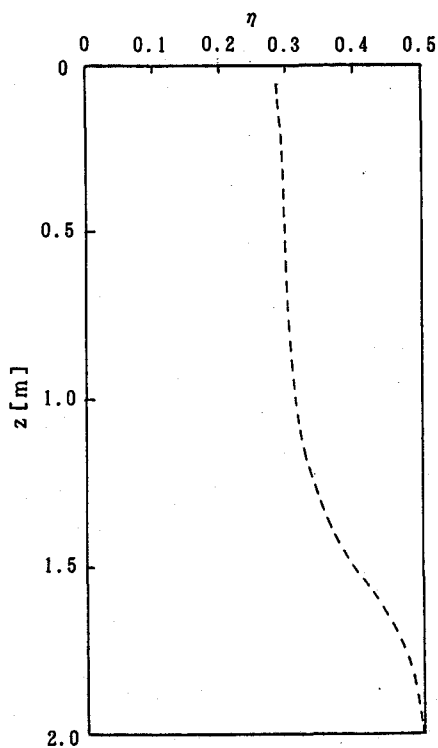
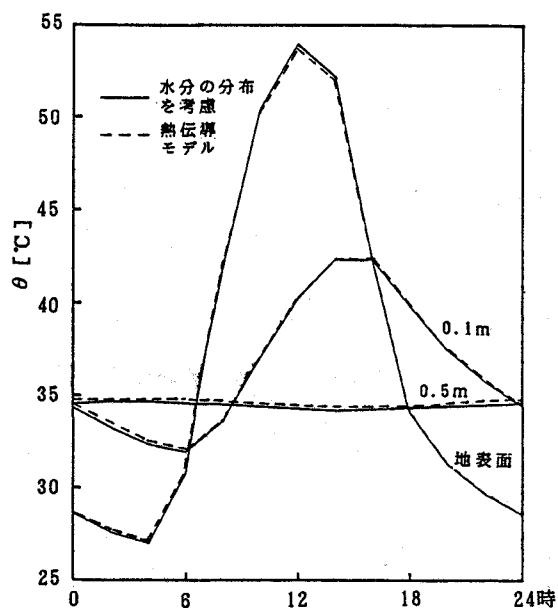


図-2.B.4 境界条件に用いた地表面での
気温と放射収支量の時間変化



(a)水分プロファイル



(b)地中温度

図-2.B.5 水分プロファイルと地中温度の計算結果

面温度を計算する。底面では $z = 2\text{ m}$ において 27°C で一定とした。この計算を初期水分 $\eta = 0.3$ として計算を時間ステップ 1 分で 30 日分おこない、30 日目の結果について土の熱伝導率を $\eta = 0.3$ における値で一定とした熱伝導モデルによる計算結果と比較する。なお、両者とも地表面下 5 cm については $\lambda = 0.8\text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 、 $\rho C = 0.89\text{ MJ}/\text{m}^3$ のアスファルトが存在するとした。

図- 2.B.5(a)に体積含水率の計算結果を示す。図- 2.B.3に示した定常状態の場合とほぼ同様な水分プロファイルを示しており、地表面の温度変化に基づく水分変化の幅は土の最上面においても 0.001 程度と小さい。図- 2.B.5(b)には温度の計算結果を示すが、水分の分布を考慮した計算結果と熱伝導モデルによる計算結果との差は 0.2°C 未満となっており、地表面での浸透や蒸発のないアスファルト地表面下の地中温度の計算に関しては熱伝導モデルで十分であることが分かる。

以上の計算により、少なくとも温度勾配によって起こる水分移動が温度分布に与える影響については無視し得ることが明かとなったが、透水性の地表面において地表面の浸透や蒸発によって起こる水分移動による温度分布への影響についてはそのモデル化が難しく、本研究で検証するには至らなかった。岩前ら³⁾は、水分の状態量に自由水基準の水分ポテンシャルを用いることにより、地表面での降雨・蒸発を

考慮した砂質地盤内の熱・水分移動のシミュレーションをおこない、地表面および地下水面の近傍を除けばその水分の分布によって生じる熱伝導率の変化幅はおおよそ10%と小さく、熱伝導モデルによる近似が可能であるとしている。

2.B.4 要約

ここでは地中不飽和帯における熱-水分の同時移動方程式を用いたシミュレーションにより地中温度分布におよぼす水分の影響について考察をおこない、水分の垂直分布に基づく土の温度拡散率の分布や、温度勾配によって起こる水分移動にともなう熱移動の影響は小さく、熱伝導モデルによる近似が可能であることを示した。

自然地表面における浸透・蒸発の影響については検討をおこなっていないが、自然地表面においては植生の保水・蒸散の効果をモデル化することや、第2章で実測対象とした地盤のように異なる地層が互層状に分布する場合には地質の差による熱物性値の変化の影響が大きく、実際の解析に熱-水分移動モデルを適用するにはまだ多くの課題が残されているといえる。

第3章 都市地中温度上昇の予測と大阪府下における実態調査

3.1 序論

前章で、都市域における代表的な地表面被覆材であるアスファルト地表面下の一次元的な地中温度の上昇について、実測ならびにシミュレーションによる検討をおこなってきた。しかし、実際の都市域では単一の地表面被覆材が大きな面積を占めることの少ないことや、ヒートアイランド効果による気温の上昇など地上の気象要素の変化、アーバンキャニオンによる放射収支の変化¹⁾、地上や地下の構造物からの放熱等によって地中温度は三次元的な複雑な分布となっていることが予想される。地下室周辺における伝熱解析の場合など地中温度を境界条件として扱う目的では、地上・地下の構造物の状況や地表面の被覆状況等が与えられればある程度複雑な状況に対しても非定常の地中温度分布を計算することは可能であるが、一般的に都市域における地中温度の実態を知る目的では上述の諸要因が混合して形成される地中温度を簡便な指標にまとめて表現することが必要と考えられる。

また、このような種々の要因が複合して形成される実際の都市域での地中温度は、地下空間の熱環境形成や地下の熱利用などの基礎資料として工学的に重要であるにもかかわらず、その実測による検証が非常に難しいため国内で実測のおこなわれた例は見あたらない。深部地中温度を第2章の実測のように直接測定することは難しいが、地下水は流速が遅くその周囲の土壌との間に熱的平衡が成り立っていると考えられることから、第1章で述べたカールスルーエの実測のように地下水温度を測定すれば都市域での地中温度を知ることが可能になる。

本章にて解決すべき問題点を列挙すると以下ようになる。

- 1) 都市の地中温度を議論する際に必要な地中温度指標の提案をおこなう。
- 2) 都市の地中温度に影響を与える上記諸因子の効果ならびにその地域による差を1)で提案した地中温度指標を用いて比較検討する。また、多くの因子に関する効果を容易に検討できるように地中温度指標の簡略計算法を検討する。
- 3) 地下水温の測定により、都市域における地中温度の実態を明らかにすること。
特に、浅層においては上述の都市化の影響、深層においては地熱の影響に着目し、それぞれの影響の大きさについて考察する。
- 4) 深度約50mまでの浅層地下水温度の実測結果について、1)、2)で述べた地中温度指標の計算結果との比較によりその形成機構を考察する。

そこで、本章ではまず一次元的な地中温度分布における不易層温度に対応する平衡地中温度 θ_0 を地中温度の指標として提案し、これを気象データから数値計算によってできるだけ簡便に算出する方法を示すとともに、アスファルト舗装による地表面の不透水化、都市気候、アーバンキャニオンにおける放射収支の変化、地上・地下建築空間からの放熱がそれにおよぼす影響について定量的に考察をおこなう。さらに、大阪府下の井戸取水温度データおよび大阪市周辺の地下水位観測井戸にて実施した地下水温の実測結果より、大阪府下の地下水温と都市化によるその変化について考察した結果を述べる。

3.2 平衡地中温度の定義および計算モデル

地中温度は、地熱や吸・放熱体となる周囲の建築物の影響を受けなければ、地表面での熱収支のみによって形成され、その分布は一次元的である。そして、この場合の地中温度を西沢²⁾は「平衡地温」と定義している。これに対して、序論でも述べたように都市域では地表面の被覆状態が場所によって異なることや、吸・放熱体の影響を受けることから、地中温度は三次元的に分布する。このように現実の都市での地中温度を詳細にみれば極めて複雑であるが、その細部を考慮することは本章の目的ではないため、本章では次のような理想的なモデルについて定義した「平衡地中温度」を考え、その特性について検討する。

まず、図-3.1に示すような土柱（地表面 $B B' B'' B'''$ より下の部分）を考える。都市の地下はこのような形状の土柱の連続体として構成されるものと仮定する。すなわち土柱の各側面は断熱面と仮定し、土柱内の温度は地表面熱収支と土柱に接する建築物壁面からの伝導熱流のみによって形成されるものとする。ここで、図示のごとく建築物底面の深さ z_b より深い任意の深さ z での地表面に水平な断面 $A A' A'' A'''$ （断面積 S ）をとりあげ、その断面平均温度の年平均値を本研究における平衡地中温度 $\theta_{o,q}$ と定義する。すなわち、

$$\theta_{o,q} = \frac{1}{S} \int_S \theta_m(x, y, z) dS \quad (z \geq z_b) \quad (3.1)$$

ここで、 $\int_S dS$ は断面全体にわたる積分を表す。このとき深さ z_b 以深では熱源が存在しないため、この断面を通る熱流の年平均値は周期定常状態とすれば0になる。すなわち、地中での熱移動が熱伝導のみで表現できるものとするれば、

$$\int_a \int_s \lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} dS dt = 0 \quad (3.2)$$

ここで、 $\int_a dt$ は1年間にわたる積分を表す。土壌の熱伝導率 λ が時間的、空間的に一定であると仮定すれば、

$$\lambda \frac{\partial}{\partial z} \int_S \theta_m dS = 0 \quad (3.3)$$

したがって $\partial(\theta_{o,q})/\partial z = 0$ となり、平衡地中温度は深さ z_b 以深で求めれば深

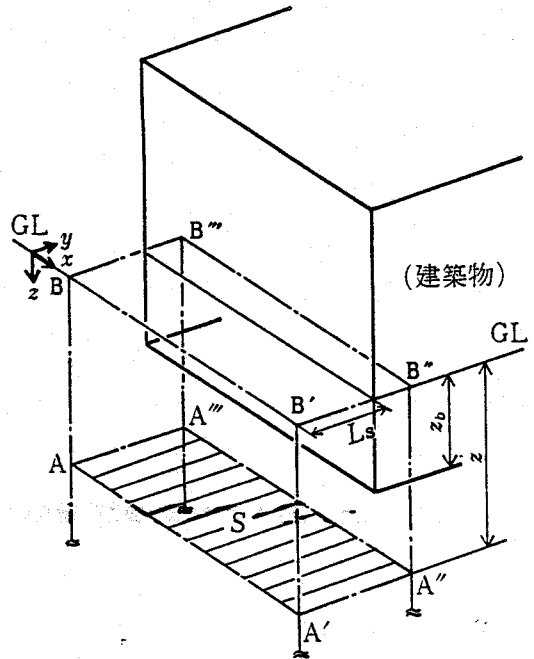


図-3.1 平衡地中温度の計算対象土柱
(一点鎖線で囲まれた領域)

さによらず一定であることがわかる。

地中の十分深いところでは、地中温度は時間・空間分布がなくなるため、このように定義された平衡地中温度は、そこでの地中温度に対応している。このように、この平衡地中温度は、地中温度の年変化が無視できる深度の深い地下空間の熱環境の解析や、都市化による地中温度の変動をその因子別に検討するのに適した指標であるといえる。

本章では 3.3 でまず周囲に建築物のない平坦地で形成される平衡地中温度について論じたのち、3.4 ではアーバンキャニオンにおける放射収支の変化、3.5 では建築物からの放熱が平衡地中温度におよぼす影響を考察することにする。ただし、

3.4, 3.5 では図- 3.1 において x 軸方向に温度の分布がないと仮定し、二次元場を計算対象とする。なお、土中の熱移動は本節で仮定したように地下水の流動等を見捨て、熱伝導モデルで表現できるものとし、周期定常状態を対象とする。

3.3 平坦地における平衡地中温度の計算

本節ではまず一次元場で計算の可能な、周囲に建築物の存在しない平坦地での平衡地中温度の計算をおこなう。この場合の平衡地中温度は地表面熱収支のみに依存し、任意の深さにおける地中温度の年平均値および不易層温度に一致する。

3.3.1 計算手法

(1) 地表面熱収支式

本章では地表面熱収支式として第2章における潜熱簡略化モデルを用いる。相当外気温度 θ_{a0} を用いた式(2.21)(2.22)によれば

$$-\lambda \left(\frac{\partial \theta}{\partial z} \right)_{z=0} = \alpha_0 (\theta_{a0} - \theta_s) \quad (3.4)$$

$$\theta_{a0} = \theta_s + \{ a(1 - \ell) J - \varepsilon J_n \} / \alpha_0 \quad (3.5)$$

式(3.4)を一年間にわたって積分すると、地中への熱フラックスを表す左辺は0になるから、

$$\int_a \alpha_0 (\theta_{a0} - \theta_s) dt = 0 \quad (3.6)$$

となる。 α_0 が一定値であれば、

$$\theta_{a0} = \frac{\int_a \theta_s dt}{\int_a dt} = \frac{\int_a \theta_{a0} dt}{\int_a dt} \quad (3.7)$$

となり、地表面温度の年平均値は平衡地中温度に等しくなる。この場合、平衡地中温度は式(3.5)で計算される相当外気温の年平均値として求めることができる。しかし、式(3.5)右辺の夜間ふく射量には地表面温度が影響することから、 θ_{a0} は与えられた気象条件のみから決定することができない。したがって、前章で定義した平衡地中温度を正しく推定するためには、地表面境界条件を式(3.4)で与えて第2章でおこなったような一次元の地中温度分布を計算し、その年平均値を求めること

が必要となるが、この方法では地中温度の周期定常解を十分な精度で求める必要があり、計算コストの点で問題がある。したがってここではこの手法を精解法とし、その計算結果からアスファルト舗装の影響を考察するとともに、地中の熱伝導式を解かず、気象データのみから平衡地中温度を求める2種の簡易法を提案してその解を比較することによりその有効性についても検討をおこなう。なお、気象データにはHASP標準気象データを用いる。

式(3.5)中の各項は以下のように与える。

- 1) 地表面の日射吸収率 a は舗装直後のアスファルトの値である0.95とし、地表面における日射の潜熱変換率 β は自然地表面(草地、芝地を推定)に対して松尾ら³⁾の与えた $\beta = 0.5$ 、アスファルト地表面に対して $\beta = 0$ とする。すなわち見かけの日射吸収率 a_T は自然地表面で0.475、アスファルト地表面で0.95となり、第2章で実測値をもとに最適化した値に比べて大きい値を与えていることになるが、これは自然地表面では後述するように大阪管区气象台での測定結果に計算結果が最もよく一致することと、アスファルト地表面については舗装直後のアスファルト地表面を想定したことによる。なお地表面の長波射出率 ε は0.95と仮定した。
- 2) 地表面対流熱伝達率 α は、第2章でアスファルト地表面について最適化した値である $\alpha_0 = 12 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ を用いる。
- 3) 夜間ふく射量 J_n は第2章と同じくプラントの式に地表面温度と気温との温度差による補正項を加えた次式により求める^{4, 5)}。

$$J_n = \sigma \cdot T_a^4 (0.49 - 2.1 \sqrt{X_s / (0.622 + X_s)}) (1 - 0.062c) + 4 \sigma T_a^3 (\theta_s - \theta_a) \quad (3.8)$$

(2) 数値計算手法

以下に精解法および2種の簡易法について述べる。

1) 精解法

第2章と同様に、一次元地中温度分布を求める非定常シミュレーションをおこなって、その年周期定常解から年平均地中温度 θ_m (全ての深さで同一となる) を求め、これを θ_{eq} とする。シミュレーションプログラムの詳細は第2章で述べたものと同一である。なお土の熱物性値は $\lambda = 1.45 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ 、 $\kappa = 2.5 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{h}$ としたが、これらの値の θ_{eq} に対する影響は小さく、 λ の50%の増減に対して θ_{eq} の変化は 0.1°C 未満であることを確認している。

2) 簡易法 1

標準気象データより、式(3.5)によって相当外気温 θ_{eq} の1時間毎の値を算出し、その年平均値を θ_{eq} とした。ただし、式(3.8)において右辺第2項(気温と地表面温度の差に基づく補正項)算出のためには地表面温度 θ_s が必要となるが、この方法ではこの温度が未知となるため、夜間ふく射量には式(3.8)の右辺第1項のみによって求められた値を J_n' として用いた。

3) 簡易法 2

簡易法2は簡易法1に対し、夜間ふく射量に地表面温度の影響を考慮する方法

である。すなわち、式(3.4)(3.5)を年平均し、各項が気象条件の年平均値のデータで近似できるとすると、式(3.9)が得られる。

$$\alpha_o(\bar{\theta}_a - \theta_{o,q}) + a(1 - \beta)\bar{J} - \varepsilon\{\bar{J}_n' + 4\sigma\bar{T}_a^3(\theta_{o,q} - \bar{\theta}_a)\} = 0 \quad (3.9)$$

式(3.9)を $\theta_{o,q}$ について解けば、

$$\theta_{o,q} = \frac{\alpha_o\bar{\theta}_a + a(1 - \beta)\bar{J} - \varepsilon(\bar{J}_n' - 4\sigma\bar{T}_a^3\bar{\theta}_a)}{\alpha_o + 4\varepsilon\sigma\bar{T}_a^3} \quad (3.10)$$

そこで式(3.10)により $\theta_{o,q}$ を求める。なお式(3.10)で $\bar{T}_a$ 、 $\bar{J}$ 、 $\bar{J}_n'$ はそれぞれの値の年平均値を示す。

3.3.2 計算手法の評価と地表面アスファルト舗装の影響

上記3手法による、大阪地方標準気象データを用いた $\theta_{o,q}$ の計算結果を表-3.1に示す。表から次のことがいえる。

表-3.1 各手法による $\theta_{o,q}$ 計算値の違い
(単位[℃])

- 1) 精解法による自然地表面に対する $\theta_{o,q}$ の計算値16.3℃は、大阪管区気象台において芝地下で測定された年平均地中温度の1941年までの累年平均値16.2~16.5℃⁶⁾とよく一致している。

地表面の種類	自然地表面 ($\beta=0.5$)	アスファルト 地表面($\beta=0$)
精解法	16.3	19.7
簡易法1	16.3	21.3
簡易法2	16.3	19.8

- 2) 精解法の場合、地表面のアスファルト舗装により $\theta_{o,q}$ は3.4℃上昇する。これは第2章で述べた実測値よりもやや小さいが、これは第2章でも述べたように標準気象データの日射量が地中温度の実測時にくらべて小さいことによる。
- 3) 精解法による計算結果と簡易法によるものを比較すると、前述したごとく、簡易法1では夜間ふく射の計算において地表面温度と気温との差を考慮していないため、地表面温度が高温となるアスファルト地表面ではこれが原因となる誤差が大きくなり、1.6℃の差が生じている。一方、簡易法2では精解法の計算結果との差がわずか0.1℃であり、 $\theta_{o,q}$ の簡易計算法として非常にすぐれた方法といえる。したがって、本節では以後の計算にはすべて簡易法2を用いることとする。

3.3.3 地域による差についての考察

次に、地表面のアスファルト舗装による平衡地中温度の上昇について、大阪のほか札幌、東京、鹿児島標準気象データを用いて計算をおこなった。表-3.2に各地における θ_a 、 $\bar{J}$ 、 $\bar{J}_n'$ (大阪の場合と同じ方法で計算した)と各地気象台における地中温度の年平均値⁶⁾および $\theta_{o,q}$ の計算結果を示す。札幌以外の各地では自然地表面に対する $\theta_{o,q}$ の計算値は気象台実測値とよく一致している。なお札幌で計算値が実測値より低くなる原因は冬期の積雪や凍結の影響を無視していることによると考えられる。また地表面のアスファルト舗装は各地で平衡地中温度を3.5~4.6℃上昇させ、特に日射量の大きい地点ではその差が大きいことが示されている。

従来、不易層の地中温度はその地点での気温の年平均値にほぼ等しいといわれてきたが、表-3.2よりわかるようにそれは本研究で日射の50%と考えている潜熱移動量および夜間ふく射量の合計が日射量にほぼ等しいことによるものであり、地表面の不透水化によりこのバランスは崩れ、平衡地中温度は年平均気温よりも高くなる。

表-3.2 簡易法2により計算した各地の θ_{eq}

	単位	大阪	鹿児島	東京	札幌
外気温 θ_a	℃	16.3	16.9	15.5	8.1
日射量 J	W/㎡	128.1	166.4	127.0	140.8
夜間ふく射量 J_n	W/㎡	62.3	57.3	60.0	62.9
気象台測定地中温度	℃	16.2	18.2	15.2	9.3
		~16.5	~18.5	~15.6	~9.6
平衡地中温度 θ_{eq}					
$\beta=0.5$	℃	16.3	18.3	15.7	8.5
$\beta=0$	℃	19.8	22.9	19.2	12.5
差	℃	3.5	4.6	3.5	4.0

*: 熊本での観測値

3.3.4 都市気候との関連についての考察

都市域において地表面の改変や大量のエネルギー消費に伴う廃熱が原因となって、都市の気候因子がその周囲の郊外域とは異なる状態となることを「都市気候」と呼んでいる。Landsbergや河村は、都市における気候因子の郊外との差を定量的に示している⁷⁾が、このうち簡易法2

表-3.3 都市と郊外との気候差

	Landsberg	河村(東京の例)
日射総量	15~20%減少	25~30%減少
年平均気温	0.6~0.7℃高い	2.5℃高い
雲量	5~10%増加	—
平均風速	25%減少	—

による計算で必要となる諸量について表-3.3に示す。このうち日射総量の減少は θ_{eq} 低下側に、平均気温と雲量の増加および平均風速の減少は θ_{eq} 増大側に作用する。

本節では、これらの因子の変化が平衡地中温度におよぼす影響を考察するため、大阪地方の標準気象データを用い、簡易法2によって算出した θ_{eq} の値を基準とし、表-3.3を参考として簡易法2で用いる各データの年平均値に以下に示す3通りの操作をおこなって、その結果得られる θ_{eq} の値を比較した。標準気象データにはもちろんこれら都市気候の影響が含まれているため、ここでは気象データの操作をおこなわない場合に得られる基準値からの増減のみを問題とする。

1) 増大要因のみの操作

以下の3つの操作を同時におこなう。

a) θ_a を 2.5℃ 高める

b) J_n の計算で毎時の雲量を 1.1倍する。

c) $\alpha_0 = 12W/(m^2 \cdot K)$ は Jürges の式 (式3.2a) で風速 1.38m/s に相当するため、 α_0 としてこの風速を 0.75倍した 1.04m/s を Jürges の式に代入した $10.6W/(m^2 \cdot K)$ を与える。

2) 減少要因のみの操作

J の計算で毎時の日射量を 0.75倍する。

3) 両方の要因を操作

上の4つの操作を同時におこなう。

計算結果を表-3.4に示す。計算結果によれば、増大要因のみを操作すると気温の上昇の影響が強くあらわれ、減少要因のみを操作すると日射量の影響の大きいア

スファルト地表面では θ_{eq} が1.7℃低下する。しかし、両方の要因を同時に操作した場合、都市気候という大スケールの気候の変化が局地的な地中温度に与える影響は、その場所での地表面の改変による影響にくらべれば小さいといえる。

表- 3.4 都市気候を考慮した場合の θ_{eq}
(単位[℃])

	自然地表面 ($\ell=0.5$)	アスファルト 地表面($\ell=0$)
基準値	16.3	19.8
増大要因のみ操作	19.0	22.8
減少要因のみ操作	15.5	18.1
両方の要因を操作	18.1	20.9

3.4 アーバンキャニオン下での平衡地中温度

これまでの議論では地表面を平坦地と考えてきた。しかし、実際の都市地表面は建築物と道路などの地表面から形成される凹凸面となっている（一般にこの凹凸の凹部をアーバンキャニオンと呼んでいる）。アーバンキャニオン内での放射収支は以下の点が平坦地と異なる。

- 1) 直達日射の当たらない影の部分が生じるが、その反面、建築物壁面からの反射を受ける場合がある。
- 2) 拡散日射はその直達成分については天空率が小さいため減少するが、これも建築物壁面からの反射を受ける場合がある。
- 3) 地表面から射出される夜間ふく射量は建築物の存在による天空率の減少によって小さくなる。

これら放射収支の変化は平衡地中温度に影響をおよぼすと考えられるため、ここではこの点についての検討をおこなう。なお、キャニオン内部ではこのほかにも風速の変化にともなう地表面対流熱伝達率の変化や気温の変化などが地中温度に影響をおよぼしていることが考えられるが、これらの効果を含めての定量化にはなお解決すべき課題が多く、ここではとりあげない。

3.4.1 計算手法

ここでは図- 3.2に示すような断面を持つキャニオンが紙面に垂直方向に無限に続いているような場（これは道路に沿う建物群として都市に一般にある形状である）を考える。幅Bなるキャニオン底部を15等分し、図に示すような16個の評価点について、大阪地方の標準気象データを用いて各点での毎時の日射量Jと夜間ふく射量 J_n' を次のように求める。

1) J

- a) 直達日射（影となる評価点では0となる）
- b) 拡散日射×天空率
- c) 直達日射の1次反射成分
- d) 拡散日射の1次反射成分

の4成分の和をJとする。この計算において建築物壁面での短波吸収率 $a = 0.6$ （コンクリートに相当）とする。

2) J_n'

平坦地での J_n' にその地点での天空率を乗じる。これは建物表面の温度が気温に等しいと仮定したことに相当する。

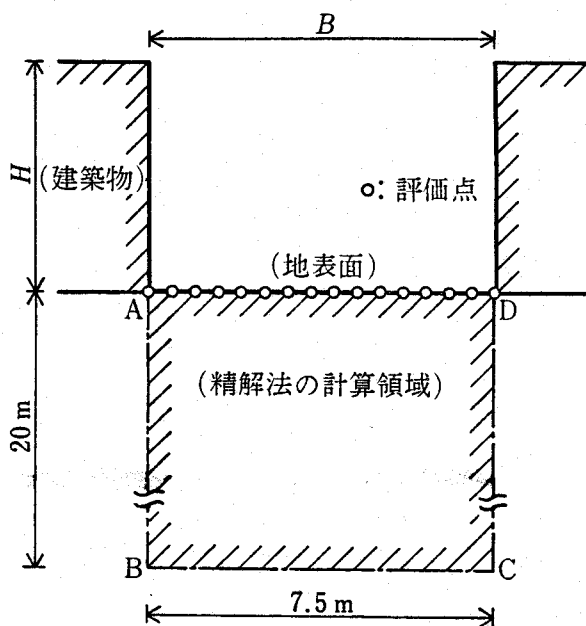


図- 3.2 アーバンキャニオン下での計算対象模式図

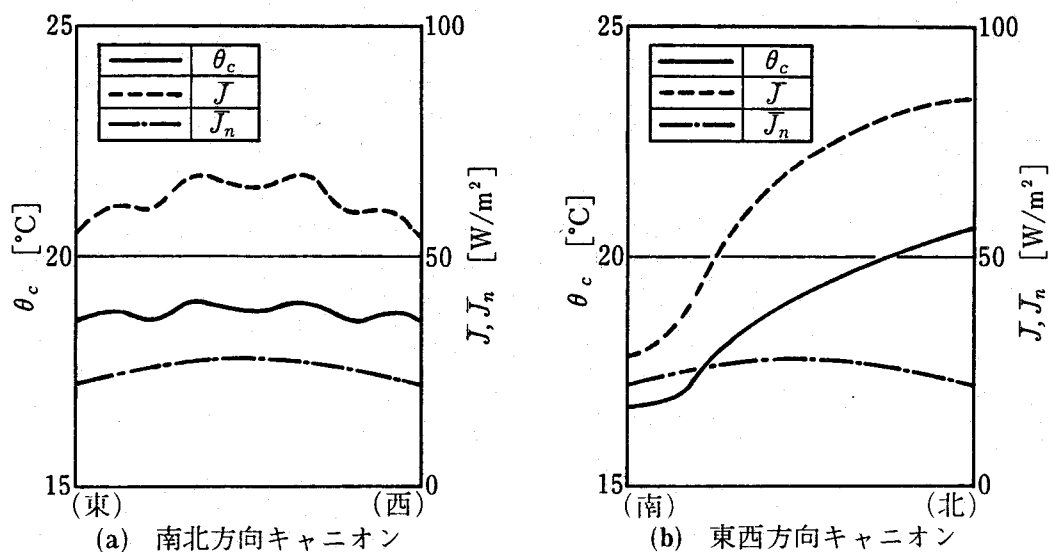


図- 3.3 アーバンキャニオン底面での θ_c 。(アスファルト地表面),
 J, J_n の分布 ($H/B=1$)

アーバンキャニオン下の平衡地中温度は、以上の熱収支各項を用いて、年間の二次元非定常熱伝導計算により周期定常解を求めるのが最も正確であるが、これはかなり膨大な計算となるため、ここでも気象条件のみから求める簡易法を提案する。すなわちこの J 、 J_n の年平均値 $\bar{J}$ 、 $\bar{J}_n$ と平坦地の場合と同じ θ_a 、 α を用い、各点について、その点における放射量を平坦地に対して与えた場合の平衡地中温度 θ を 3.3 の簡易法 2 (式(3.10)) により求める。ただし夜間ふく射量の補正項に天空率 C_s を乗じる必要があるため、式(3.10)は次式となる。

$$\theta_o = \frac{\alpha_o \bar{\theta}_a + a(1-l)\bar{J} - \varepsilon(\bar{J}_n' - C_s \cdot 4\sigma \bar{T}_a^3 \cdot \bar{\theta}_a)}{\alpha_o + C_s \cdot 4\varepsilon\sigma \bar{T}_a^3} \quad (3.11)$$

そして、アーバンキャニオン下で形成される平衡地中温度 $\theta_{o,q}$ は各点について求めた θ_o の空間平均で求めることとする。

この簡易法の妥当性を検証するため、精解法としてキャニオン内の各評価点で J 、 J_n を前述のように与え、3.3 の精解法と同様な二次元の地中温度分布を求める非定常シミュレーションをおこなった。計算領域は図- 3.2 に示す $ABCD$ とし、深さ 20m、幅 (B) 7.5m とする。深さ方向の差分間隔は 3.3 の精解法と同様とし、横方向は両端 (0.25m) を除き 0.5m とした。境界 AB 、 BC 、 CD は断熱条件としている。

3.4.2 計算例と考察

図- 3.3 に、キャニオンの方向が南北および東西の場合の、各評価点についての J 、 J_n' とアスファルト地表面での θ_o の分布を示す。東西方向キャニオンではキャニオン南端と北端で J の値が大きく異なるため、 θ_o の両端間の差も大きくなる。また J 、 J_n' とともに平坦地での値 (表- 3.2) より小さくなる。

表- 3.5 にはキャニオンの方向、形状

(H/B) の異なるキャニオン底面での 表- 3.5 アーバンキャニオン底面での $\theta_{o,q}$ (単位 $^{\circ}C$)

$\theta_{o,q}$ の計算値を示す。簡易法と精解法の

(上段: 精解法、下段: 簡易法)

結果は $0.1^{\circ}C$ 以内の精度で一致している。平坦地と比較すると自然地表面では J_n が小さいことから $\theta_{o,q}$ は $0.3 \sim 0.4^{\circ}C$ 上昇するが、逆にアスファルト地表面では J が小さいために $\theta_{o,q}$ は最大 $1^{\circ}C$ 低下し、このため自然地表面とアスファルト地表面との差は平坦地の場合より小さくなる。

キャニオンの方向	H/B	自然地表面	アスファルト地表面
南北	1/1	18.6	18.8
		18.7	18.8
	1/1.5	18.6	19.2
東西	1/1	18.7	18.8
		18.7	18.9
	1/1.5	18.6	19.2
平坦地		18.7	19.3
		18.3	19.8

また、このように $\theta_{o,q}$ の底面の平均値でみるとキャニオンの方向による差は $0.1^{\circ}C$ 以下と小さい。

3.5 建築物の放熱が平衡地中温度におよぼす影響

地中、地上に建築物の存在する都心部においては平衡地中温度は地表面での熱収支と建築物からの放熱 (吸熱となる場合もある) の影響が重なり合って形成される。

特に地中に接する建築空間が被空調空間である場合には、平衡地中温度に対する建築空間の影響の大きいことが予想される。ここではこのような建築空間を含んだ場での平衡地中温度の計算手法および計算例を示す。

3.5.1 計算手法

本章では図- 3.4に示すような二次元場を対象とした計算をおこなう。土壌の熱物性値が時間によらず一定であると仮定し、建築空間内の気温 θ_R を年平均値と時間変動成分に分離すれば、図- 3.4に示した計算領域内に形成される温度分布の年平均値は、境界DEにおける地表面熱収支の年平均によって形成される温度分布と、境界EF, FAにおける、室温 θ_R の年平均値 $\bar{\theta}_R$ によって形成される温度分布の重ね合わせによって得られる。したがって、平衡地中温度 θ_{eq} は定常計算によって計算することが可能である。図- 3.5は地下に放熱体が存在しない場合と室温23℃の地下室および室温25℃のトンネルが図のように存在する場合についての二次元の非定常シミ

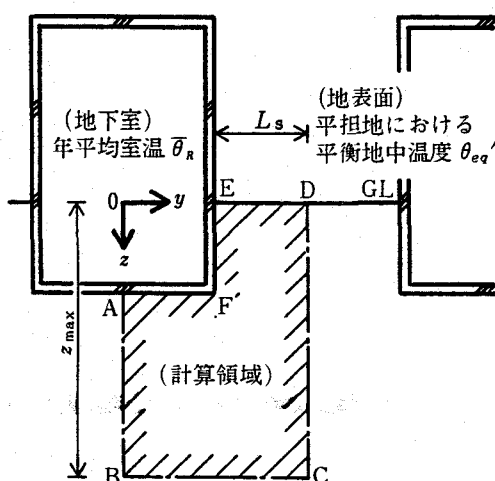
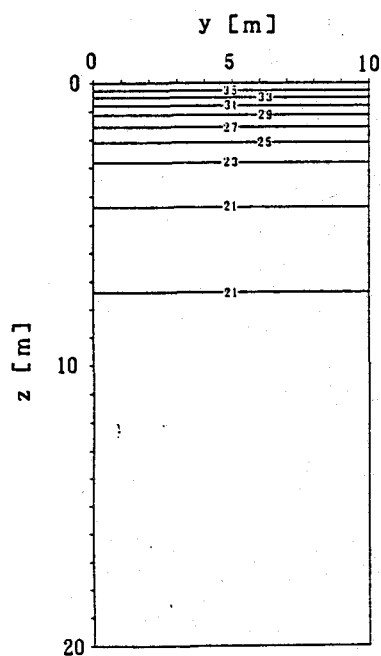
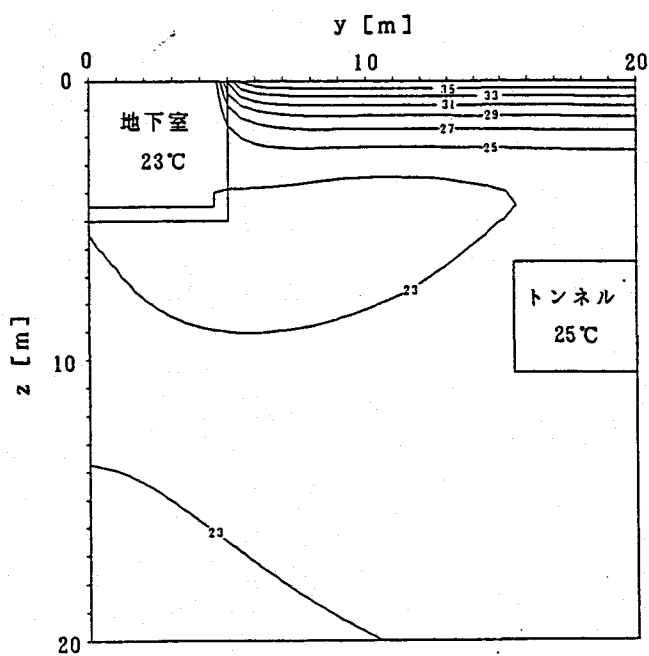


図- 3.4 地下室を含む場合の計算対象模式図



(a) 地下室なし



(b) 地下室+トンネル

図- 3.5 二次元非定常シミュレーションによる8月の地中温度分布

ュレーションによる8月の地中温度分布を示したものであるが、この結果より深部の地中温度が大きく乱されているのに対し、地表面近傍の温度分布は地下放熱体の影響をほとんど受けないことがわかる。従って地表面境界DEでは3.3, 3.4で示した方法で計算される地表面熱収支のみにより定まる平衡地中温度 $\theta_{o,q}'$ を一定値として与え、境界EF, FAでは室温の年平均値 $\bar{\theta}_R$ と壁体の熱通過率K(室内側総合熱伝達率を含む)を与えた第3種境界条件とする。ここで、地表面がアーバンキャニオンの底面であるような場合には、厳密には地表面放射収支の水平分布を考慮することが必要となるが、ここではその影響を無視している。

本節では議論を一般化するため、無次元場について論じる。代表温度差を $(\bar{\theta}_R - \theta_{o,q}')$ 、代表長さを図-3.4に示す L_s (隣合う建物間の間隔の $1/2$)とし、温度 θ と座標 y, z を

$$\begin{aligned}\theta^* &= \frac{\theta - \theta_{o,q}'}{\bar{\theta}_R - \theta_{o,q}'} \\ z^* &= z / L_s \\ y^* &= y / L_s\end{aligned}\quad (3.12)$$

のように無次元化すると、地中の熱伝導方程式は

$$\frac{\partial^2 \theta^*}{\partial y^{*2}} + \frac{\partial^2 \theta^*}{\partial z^{*2}} = 0 \quad (3.13)$$

となる。境界条件は、地表面境界(図-3.4のDE)で

$$\theta^* = 0 \quad (3.14)$$

地下室の側壁境界(EF)で

$$-\frac{\partial \theta^*}{\partial y^*} = B_i (1 - \theta_{int}^*) \quad (3.15)$$

地下室の底面境界(FA)で

$$-\frac{\partial \theta^*}{\partial z^*} = B_i (1 - \theta_{int}^*) \quad (3.16)$$

とし、そのほかの側面境界AB, CDおよび底面境界BCは3.2の定義に基づき断熱境界とした。なお、式(3.15)(3.16)において、 B_i は $B_i = K \cdot L_s / \lambda$ で定義されるビオ数であり、 θ_{int} は壁面と土壌の接面での温度を表す。

この境界条件のもとで式(3.13)を有限差分法により解き、底面境界BC上の温度を平均すれば、無次元化された平衡地中温度 $\theta_{o,q}'$ が求められる。3.2の定義から、境界BCの深さ z_{max} は建築物底面の深さ以深ならどこでもよいことになるが、ここでは偽拡散の影響を考慮し、 $z_{max} = 2L_s$ (後述のタイプT-1, T-2では $3L_s$)とした。また、差分間隔は $\Delta y = \Delta z = 0.1L_s$ とした。

3.5.2 計算例と考察

図-3.6に示したタイプB-1~B-4(地下室を有する場合)、タイプS-1,

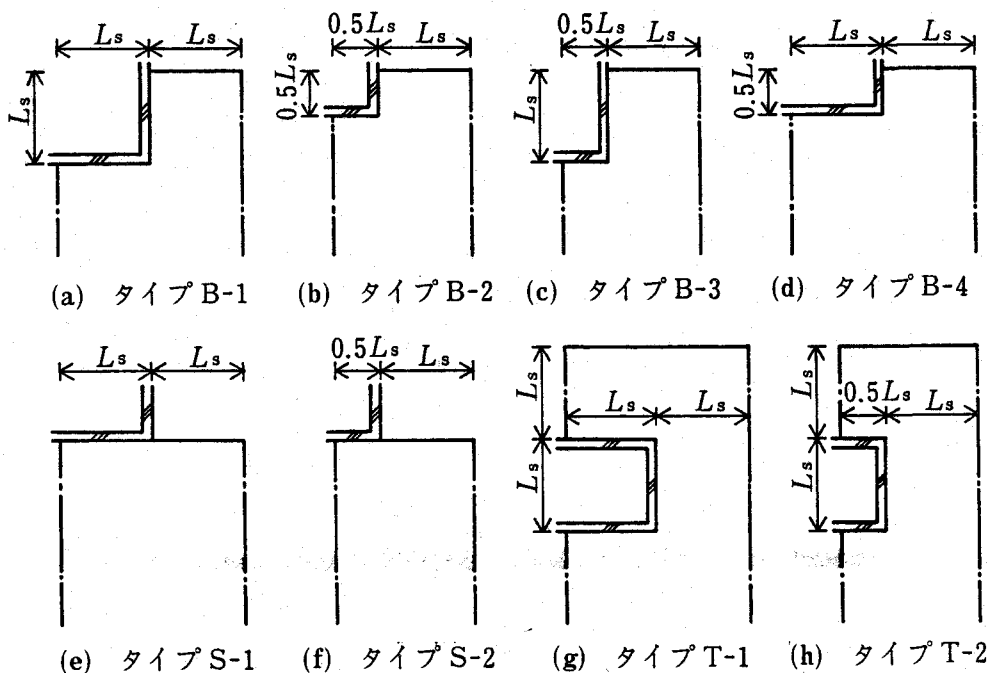


図- 3.6 計算対象とする地上・地下空間の配置パターン

S-2 (スラブオングレードの場合) タイプ T-1, T-2 (トンネルを有する場合) の合計 8 パターンの形状に対し、 B_i 数に対する θ_{eq}^* の変化を計算した。計算結果を図- 3.7 に示す。式 (3.12) に示した無次元化式よりわかるように、 θ_{eq}^* が 1 に近いほど有次元での平衡地中温度 θ_{eq} が年平均室温 $\bar{\theta}_R$ に近いことを表す。スラブオングレードの場合 θ_{eq}^* は常に 0.5 より低くなるが、これに対して地盤との接触面積の大きい地下室、トンネルではほとんどの場合 θ_{eq}^* が 0.5 以上になり、地下空間が周囲の地中温度に対して大きな影響を与えていることがわかる。その温度上昇の絶対値を、アーバンキャニオンの影響を無視し、年平均地下室温 $\bar{\theta}_R = 23^\circ\text{C}$ (空調室の標準的な設定温度が夏期 26°C 、冬期 20°C であることより)、 $B_i = 10$ として計算してみると、 $\theta_{eq}^* = 0.85$ となり、大阪のアスファルト地表面下の場合には、平坦地での平衡地中温度 $\theta_{eq} = 19.8^\circ\text{C}$ よりその上昇量は 2.7°C となるが、札幌のアスファルト地表面下の場合には、 $\theta_{eq} = 12.5^\circ\text{C}$ より θ_{eq} は 21.4°C となり、その上昇量は 8.9°C と地表面アスファルト舗装の影響よりも大きくなる。

次に B_i 数の影響についてみると、 $B_i > 5$ の範囲では各タイプとも θ_{eq}^* はほぼ一定

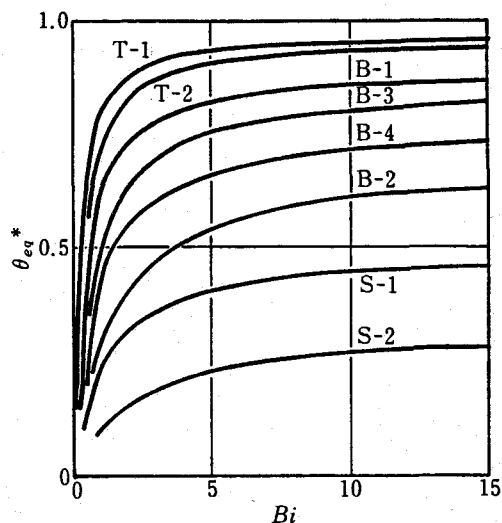


図- 3.7 空間形状、 B_i 数と θ_{eq}^* の関係

となっていることがわかる。例として、 $L_s = 5 \text{ m}$ 、土の $\lambda = 1 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ とすれば、 $K = 3 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ のとき $B_i = 15$ となり、この壁体に厚さ 0.05 m 、 $\lambda = 0.06 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ の断熱材を付加して $K = 0.86 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ とすれば $B_i = 4.3$ となるが、 $\theta_{s,q}$ の減少量はタイプ B-1 の場合で 6% 程度に過ぎない。したがって、地下室壁面の断熱は地下室からの毎年の熱損失を減らす目的には有効であっても、長期間経過後の地中温度の上昇を防ぐ目的ではあまり有効でないといえる。

3.5.3 各因子の影響の大きさの比較

3.3節より 3.5節までで、いくつかの因子別に平衡地中温度 $\theta_{s,q}$ の都市化による上昇について検討した。計算結果より、各因子の平衡地中温度に対する影響を大阪の場合についてまとめてみると、以下のようになる。

1) 地表面のアスファルト舗装

+ 3.5°C (簡易法 2 による)

2) 都市気候の影響 + 1.8°C (自然地表面基準)

+ 1.1°C (アスファルト地表面基準)

3) アーバンキャニオンの影響

(放射収支の変化のみを考慮、 $H/B=1/1.5$ 東西方向キャニオン)

+ 0.4°C (自然地表面基準)

- 0.5°C (アスファルト地表面基準)

4) 地下室の影響 (タイプ B-1、 $\bar{\theta}_R = 23.0^\circ\text{C}$)

+ 5.7°C (自然地表面基準)

+ 2.7°C (アスファルト地表面基準)

以上から、地表面のアスファルト舗装による蒸発の抑制および地下室からの放熱が平衡地中温度に大きな影響をおよぼしていることがわかる。なお、地下室の影響に関して広い道路が交差している場合などでは地下室の影響は多少小さくなると考えられるが、正しくは三次元場の計算が必要になる。

3.6 都市地中温度の実態 (地下水温度による考察)

本節では都市域における地中温度の実態を明らかにすることを目的とし、大阪府下の井戸取水水温データの整理および大阪市周辺の地下水位観測井戸において地下水温を実測した結果について述べる。

3.6.1 大阪府下井戸取水水温データの整理

大阪府では、地盤沈下の原因となる地下水採取の状況を正確に把握するため、地下水採取をおこなっている企業や個人などに対して毎年「地下水採取量報告書」の提出を求めている。これには各井戸の深さや揚水機の諸元、各月の取水量および水質、水温が各取水者の自己申告により記載されている。ここに記載されている井戸は深度 50 m 以深の深いものが多く、前章で述べてきたような都市化による地中温度上昇の影響は現れていないと予想されるが、これらのデータは地下水を熱源として利用するための基礎資料として、また、次節で述べる浅層地下水温の実測結果との対比に有用と考えられるので、ここでは主として 1987 年の同報告書に記載された水

温データを解析した結果について述べる。

(1) データの選別

1987年の報告書のうち、水温の記載のあるものは全部で 658井であった。しかし、上で述べたようにここに記載されているデータは各取水者の自己申告によるものであり、測定の際の計器や方法については指定されておらず、これらのデータの中には信頼性の低いものもかなり含まれていることが予想される。そこで、データの信頼性を高めるため、これらのデータの中から以下の3条件をみたすもののみを選別した。

1)測定精度が 0.1°C 単位以下である。

データの中には測定精度が 1°C あるいは 0.5°C のものが多く含まれており、これらは測定に用いた計器あるいは測定方法の信頼性が低いと予想される。

2)年間の変動幅が 1°C 以内である。

不易層以深の地下水温は時間的にほとんど変動しないことが知られており、年間の変動幅が大きい場合、測定データが外気温などの外乱を受けていることが予想される。

3)年2回以上測定している。

2)の判定が不可能なため。

以上の選別をおこなったのち残ったものは 116井となった。図-3.8に選別された井戸の分布を示す。大阪市内は地下水取水規制の歴史が古く、総井戸数が少ないこともあって全く選別されなかったが、大阪市以外では北東部が若干多いものの、ほぼ一様に分布しているといえる。図-3.9にこれらの井戸の深度(井戸の底面の深度)の分布を示す。深度 $180\sim 200\text{m}$ が26井と最も多く、ついで深度 $120\sim 180\text{m}$ が多いが、その他は深度 300m までの間にほぼ一様に分布している。

(2) 地下水温の垂直・水平分布

不易層以深の地中温度・地下水温度は地熱の影響を受け、深度が増すにともなって上昇する。この勾配(以下増温率とよぶ)は地域によって異なり、温泉地帯などでは大きくなるが、普通はおよそ $3^{\circ}\text{C}/100\text{m}$ といわれている⁸⁾。地下水を熱的に利用する場合、増温率は井戸の深度を決定する重要なファクターであり工学的意義も大きいため、ここではまず地下水温度

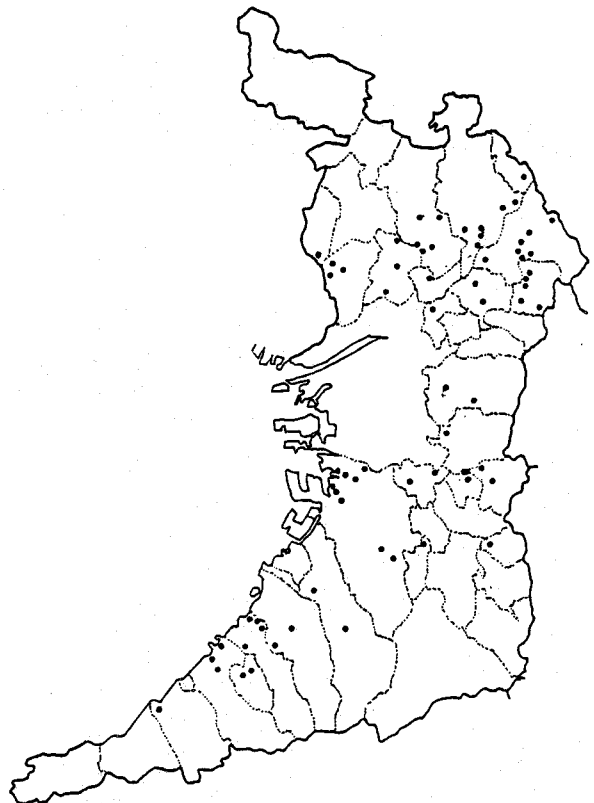


図-3.8 選別された井戸の分布

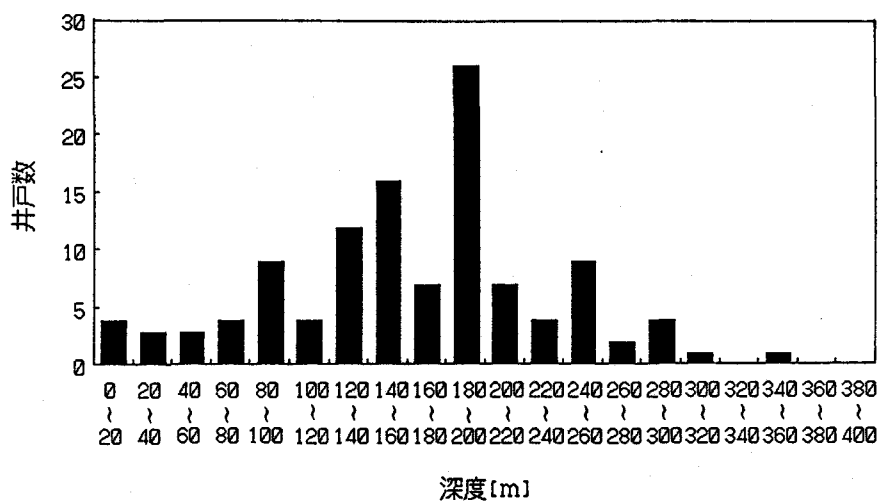


図 - 3.9 井戸深度の分布

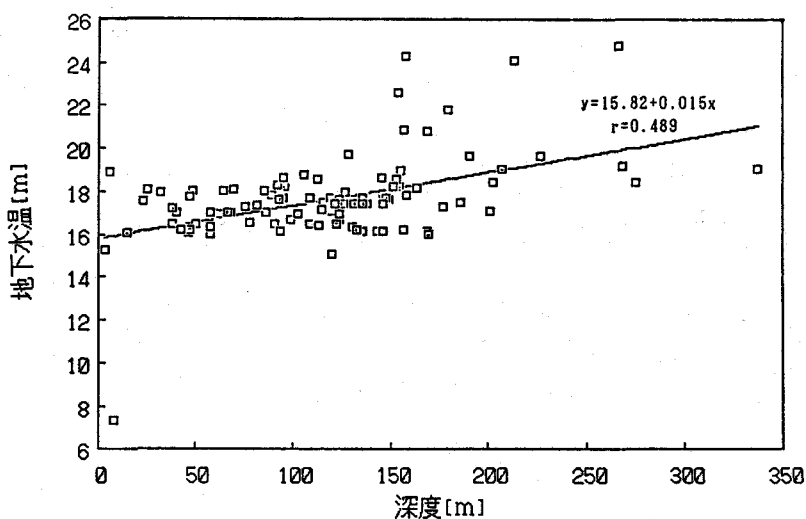


図-3.10 収水深度と水温の関係

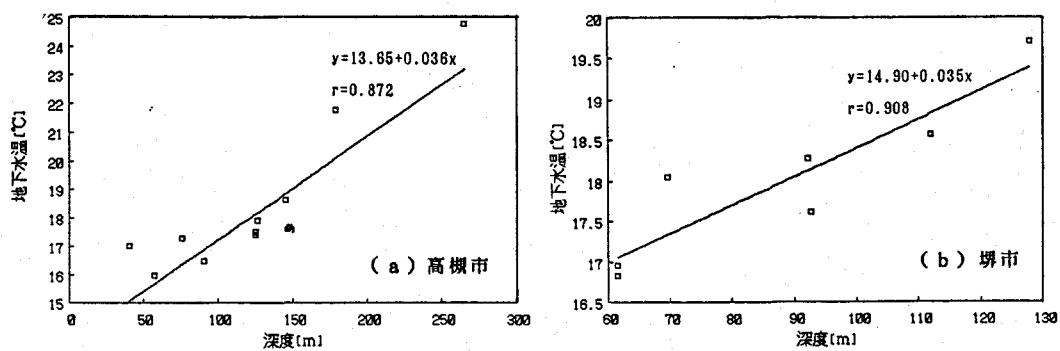
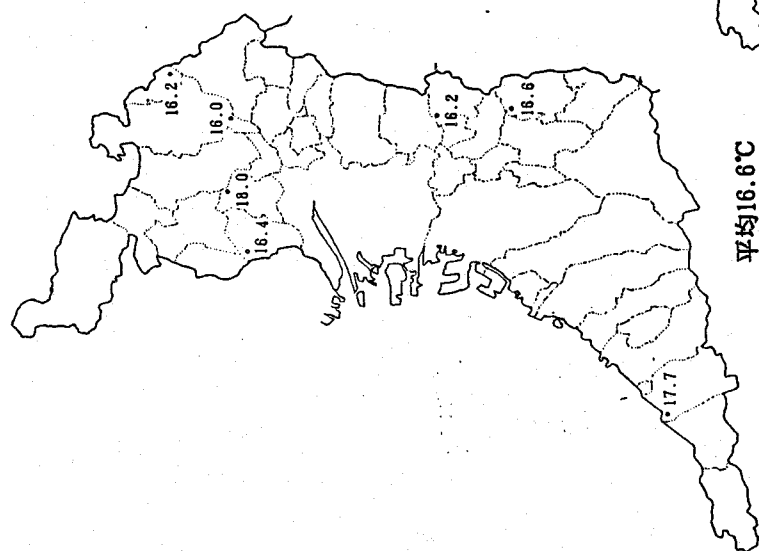
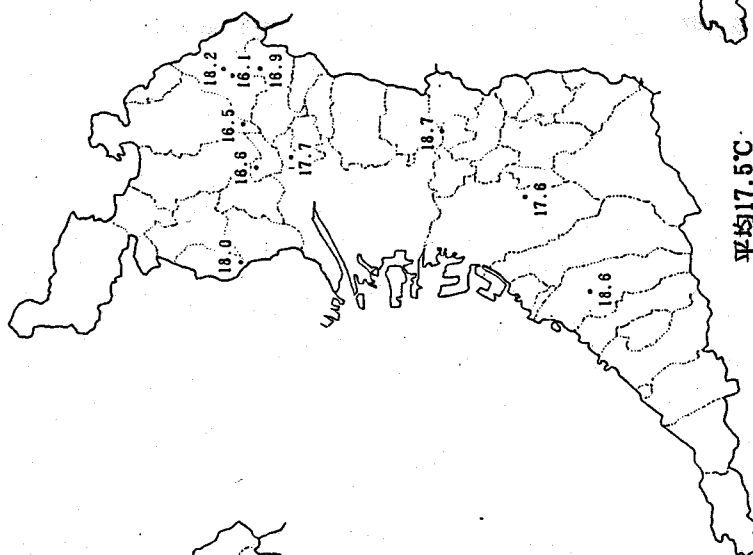


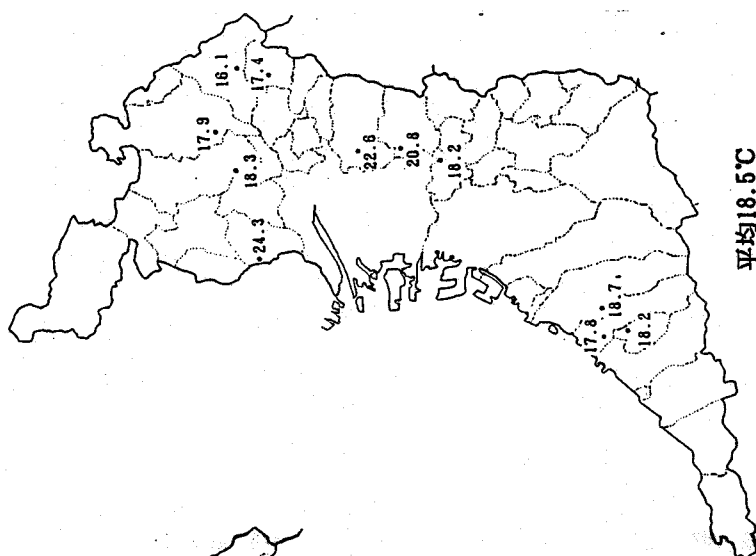
図-3.11 収水深度と水温の関係 (高槻, 堺市)



(a)ストレーナー平均深度40~60m



(b)ストレーナー平均深度90~110m



(c)ストレーナー平均深度140~160m

図-3.12 同一取水深度における水温分布

と深度の関係について考察する。

地下水採取量報告書には井戸の収水深度に関する情報として、井戸の深度のほかストレーナー（収水孔）の上端・下端の深度が記載されているが、深度の大きい井戸の中にはストレーナーの上・下端の間隔が100mにおよぶものも多く、各井戸における地下水の収水深度を特定することは難しい。そこで本研究では各井戸の収水深度をストレーナーの上・下端の midpoint と仮定し、地下水温との相関を検討する。図-3.10にすべての井戸に対する収水深度と地下水温の関係を示す。深度100m以浅の深度では地下水温は16~18℃の範囲にあり、前章までで示した大阪における自然地表下面の不易層温度である16.3℃に近いが、深度150m以深では20℃を超えるものもある。水温と深度の関係を直線回帰すると図示のようになるが、相関係数は低い。これは、大阪府全域でみると地熱流および地盤の熱伝導率に水平方向の分布があるためと考えられる。そこで、データ数の比較的多い高槻・枚方・堺の3市について同様に相関を求めたところ、高槻・堺については図-3.11に示すように高い相関が得られ、回帰直線から増温率を推定するとそれぞれ3.6℃/100m、3.5℃/100mと従来いわれている値と大差ない結果が得られた。

次に、水温の水平方向分布をみるため、収水深度40~60m、90~110m、140~160mの範囲内にある井戸の水温分布をみたものが図-3.12である。なお、同一箇所複数の井戸が存在する場合はその平均水温で示している。各深さとも、水温の明確な分布は認められないが、標高が高く地下水のかん養域と推定される島本町、枚方市、交野市などで水温が比較的低くなっていることがわかる。

最後に、以上で用いた1987年の水温データの経年変化をみるため、全116井中1976年の地下水採取量報告書においても水温データの存在する19井について両年のデータを比較すると図-3.13のようになり、約5℃の水温上昇のある1井を除けばその差はほぼ1℃以内と有意な経年変化は認められない。

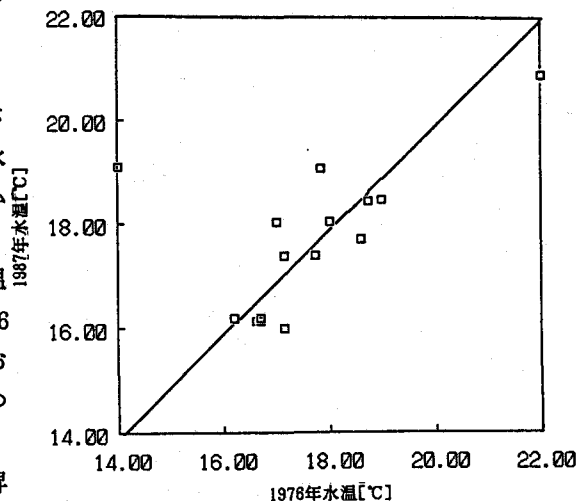


図-3.13 1987年と1976年の水温の比較

3.6.2 大阪市周辺における地下水位観測井戸での地下水温実測

(1) 測定手法

今回測定の対象としたのは大阪府下の地盤沈下観測所のうち、大阪市所管の全11ヶ所および大阪府所管のうち大阪市周辺に位置する6ヶ所の計17ヶ所における地下水位観測井戸である。地下水位観測井戸の構造を図-3.14に、外観を写真-3.1に示す。これらの井戸は測定の対象とする深さの帯水層にストレーナーが設けられており、その地下水位をフロートにより観測する構造になっている。また、全ての観

測所は室内に設けられており、雨水が井戸上端より流入することはない。したがって井戸内の水は地下水位の変動（ほとんどの観測所で年間1 m以内）および温度差による自然対流が無視できれば上下方向の流動はなく、その水温はストレーナーの深度とは関係なく、その深度における周囲の地中温度に等しいと考えることができる（このことについては次項で検討する）。測定は夏期（1988年8月）、秋期（1988年11月）、冬期（1989年2月）のそれぞれ2～3日間、全観測所を自動車で巡回し、サーミスタ温度計（宝工業製WX-46、表示部はデジタル式で最小単位0.1℃）を用いて各井戸の深度5～45mにおける水温を5 m間隔で測定した。なお、測定に当たっては温度計の降下・上昇にともなう水の上下混合の影響を防ぐため、温度計の降下時に水温を測定している。表－3.6に測定をおこなった井戸の概要、図－3.15にその位置を示す。

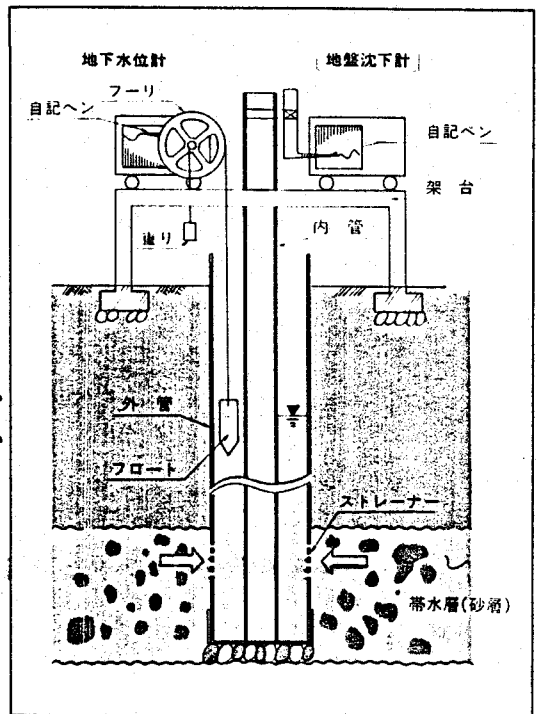
（2）同一観測所内における複数井戸の水温比較

まず、前項で予想したように測定された水温が井戸の深度やストレーナーの位置などの影響を受けていないことを確認するため、同一観測所内で複数の井戸が存在するC, F, L, N, O観測所について、各井戸内水温の比較をおこなう。表－3.7に冬期（2月1日～6日）におこなった上記観測所での水温測定結果を示す。

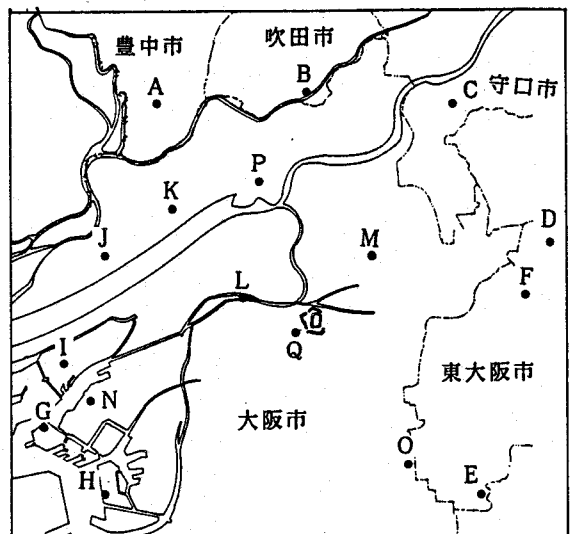
井戸内の水温がその深度における周囲地中温度と異なるとすれば、その原因としては次の2点が考えられる。

- 1) 井戸深部のストレーナーから流入する高温の地下水と、地表付近の低温の地下水との自然対流による混合。
- 2) 図－3.14に示したような二重管構造の井戸においては、内管内部の空気の影響による自然対流による影響。

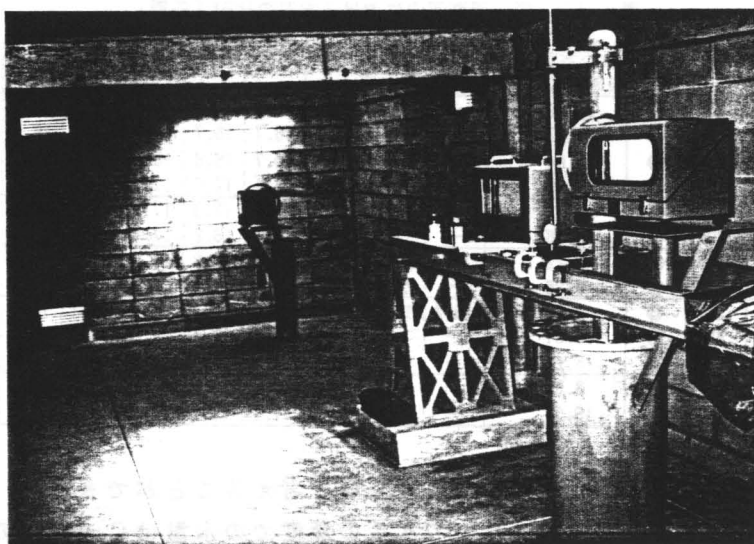
まず1)について検討すると、C-1-1ではストレーナーが深度34.0～49.5mにあり、



図－3.14 地下水位観測井戸の構造



図－3.15 地下水位観測所の配置



写真－ 3.1 地下水位測定井戸の外観

表－ 3.6 測定対象井戸の概要

井戸 記号	観測所名	深度 (m)	ストレーナー位置 (上端～下端)(m)	管の 種別*	測定日 (－は欠測)	年間水位変 動量** (m)
A	豊中	47	24.9－ 47.0	◎	8/1 11/1 2/1	0.76
B	吹田	68	19.1－ 32.9	◎	8/1 11/1 2/1	0.75
C-1-1	庭窪1-1	50	34.0－ 49.5	◎	－ 11/1 2/1	0.79
C-1-2	庭窪1-2	100	60.0－ 85.0	◎	－ 2/1	1.30
C-1-3	庭窪1-3	250	208.0－238.5	◎	－ 11/1 2/1	0.98
C-2-1	庭窪2-1	50	31.5－ 45.0	○	－ 11/1 2/1	欠測
D	南郷	50	37.7－ 50.0	◎	8/1 11/1 2/1	2.11
E	長瀬	150	129.8－140.0	◎	－ 11/1 2/1	2.33
F-1	鴻池-1	100	92.0－ 97.0	○	8/1 11/1 2/1	3.68
F-2	鴻池-2	200	170.0－191.0	○	－ 11/1 2/1	1.56
G	天保山B	104	96.0－100.5	◎	8/2 11/4 2/2	0.33
H	鶴町B	30	25.0－ 30.0	◎	8/2 11/4 2/2	0.17
I	島屋町B	30	25.0－ 30.0	○	8/2 11/4 2/2	0.36
J	姫島	68	63.0－ 68.0	○	8/2 11/4 2/2	0.09
K	十三	100	96.6－100.0	○	8/2 11/4 2/2	0.34
L-1	中之島A	96	91.0－ 96.0	◎	8/2 11/7 2/6	0.49
L-2	中之島B	186	178.0－183.0	◎	8/2 11/7 2/6	0.88
M	蒲生	96	91.0－ 96.0	◎	8/2 11/7 2/6	2.70
N-1	港A	357	348.0－353.0	◎	8/2 11/4 2/2	0.27
N-2	港B	465	441.0－446.0	○	－ 11/4 2/2	0.45
N-3	港C	192	183.0－188.0	◎	8/2 11/4 2/2	0.54
O-1	生野A	17	13.5－ 16.5	◎	8/2 11/7 2/6	0.55
O-2	生野B	175	170.0－180.0	◎	8/2 11/7 2/6	0.24
P	柴島	175	170.0－175.0	○	8/2 11/4 2/2	0.22
Q	馬場町	175	144.7－149.7	○	8/2 11/7 2/6	0.39

*:◎は二重管、○は単管

**：月平均値の年最高と最低の差

表- 3.7 同一観測所内における水温の比較 (冬期)

井戸	深度 (m)	管の 種別	地下水位(m) (地表面基準)	5	10	15	20	25	30	35	40	45 [m]
C-1-1	50	◎	12.83	-	-	16.7	16.7	16.7	16.8	16.8	16.8	16.8
C-1-2	100	◎	13.97	-	-	16.6	16.7	16.7	16.7	16.8	16.8	16.8
C-1-3	250	◎	15.04	-	-	-	16.7	16.8	16.8	16.8	16.8	16.9
C-2-1	50	○	13.73	-	-	17.1	17.1	17.0	17.0	16.9	16.9	16.9
F-1	100	○	15.84	-	-	-	16.9	17.0	17.1	17.2	17.4	17.5
F-2	200	○	13.26	-	-	16.9	16.8	16.9	17.1	17.3	17.5	17.6
L-1	96	◎	6.22	-	20.8	17.2	17.2	17.2	17.3	17.4	17.4	17.5
L-2	186	◎	6.98	-	20.6	19.0	17.1	17.1	17.2	17.4	17.4	17.5
N-1	357	◎	3.46	18.2	18.3	18.3	18.3	18.3	18.2	18.2	18.2	18.3
N-2	465	○	13.91	-	-	18.5	18.5	18.4	18.3	18.2	18.3	18.4
N-3	192	◎	5.28	-	18.4	18.4	18.4	18.3	18.2	18.2	18.2	18.3
O-1	17	◎	8.36	-	17.1	17.2	-	-	-	-	-	-
O-2	175	◎	15.62	-	-	-	17.1	17.1	17.2	17.2	17.3	17.3

この深度の水温は周囲の地下水温度に等しいと考えることができるが、ストレーナーが深い位置にあるC-1-2,3においてもこの深度での水温はC-1-1との差が0.1℃以内の水温を示している。このほか、F, M, N, O観測所の井戸についても、ストレーナー深度の差が100mと、ストレーナーでの水温に数℃の温度差を生じていることが予想されるにもかかわらず、深度45m以浅での水温差は0.2℃未満となっており、自然対流の影響はほぼ無視できるものと考えることができる。

次に2)の影響について検討すると、単管構造のC-2-1, N-2ではC, N観測所における他の井戸にくらべて0.1~0.2℃程度水温が高くなっている。なおC-2-1では深度15, 20mで0.4~0.5℃の差があるが、これはC-2-1がC地点の他の3井と約

100m離れた地点に存在していることも関係していると考えられる。山田⁹⁾は井水温におよぼす空気の影響について、冬期には地表付近の低温の空気が水面付近まで沈降するのに対し、夏期には井戸内の空気が安定となるために、水面付近の井水温は周囲地中温度より低くなることを示している。ここで2重管構造の井戸の水温が単管構造のものにくらべて低温となっているのはこれと同様な現象とみられるが、その差は0.2℃程度であり、観測所間の水温差にくらべるとこの影響も無視できると考えられる。

ただし、L観測所では深度15mでの2井の水温差が1.8℃と大きい。この原因について詳細に検討するために、L観測所における全測定結果を井戸設置時に得られた土質柱状図とともに示すと図-3.16のようになる。図より砂層、砂レキ層の分布する深度18m以浅において水温の年較差、2つの井戸間の温度差が大きくなっており、この地層中の地下水の流動が活発で地中温度分布に影響を与えていることが推測される。L観測所(中之島)は堂島川、土佐堀川の2つの河川におよそ100mの間隔ではさまれた位置にあり、特に堂島川河岸との距離は15mと短い。したがってこの地層中の地下水は河川の伏流水とも考えられるが、秋期、冬期の水温は20℃以上となっており、温度的には河川以外の影響を受けていることが推察される。

(3) 水温の季節変化と観測所間の分布

表- 3.8~10に、夏期、秋期、冬期の全測定結果を示す。また、各観測所中の代表井戸として深度が最も浅いもの(O地点はO-1とO-2を合成した)を選び、その

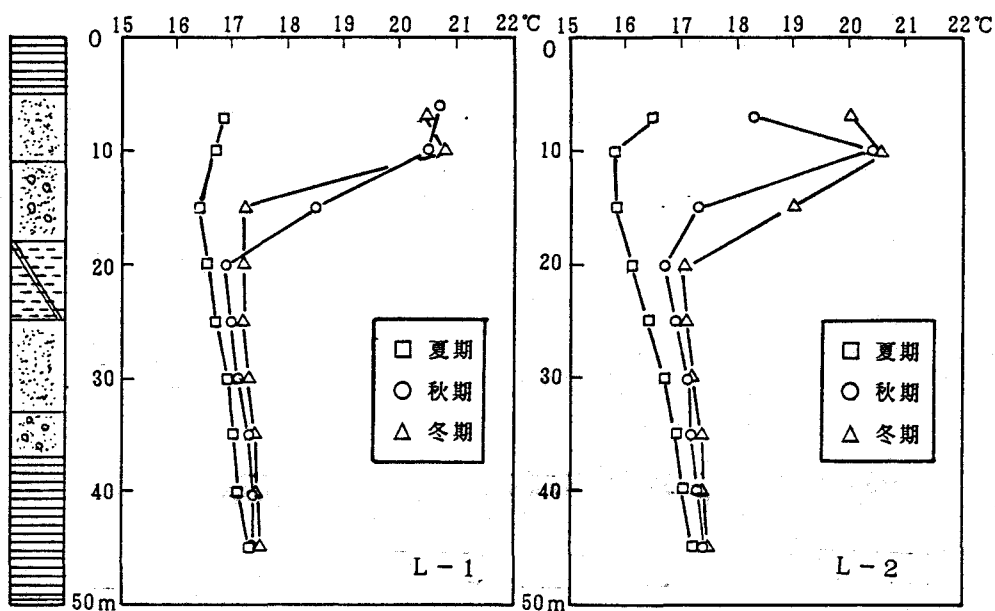


図-3.16 L観測所における水温の測定結果

表- 3.8 地下水水温測定結果（夏期）

井戸記号	測定日	時刻	地下水温 (°C)								
			5m	10m	15m	20m	25m	30m	35m	40m	45m
A	8月1日	10:10	—	17.1	16.9	16.7	16.8	16.6	16.6	16.6	16.6
B	8月1日	10:45	—	—	17.7	17.6	17.6	17.8	17.8	17.9	17.9
C-1-1	8月1日	11:30	—	—	20.9	20.6	20.8	20.9	20.8	20.9	20.9
D	8月1日	13:55	—	—	—	16.8	16.8	16.8	16.8	16.8	16.9
F-1	8月1日	14:40	—	—	—	16.9	16.9	17.0	17.1	17.2	17.4
G	8月2日	16:50	—	18.2	18.1	17.9	17.8	17.8	17.9	17.9	18.0
H	8月2日	17:25	17.6	17.6	17.7	17.7	17.7	—	—	—	—
I	8月2日	15:30	19.5	19.5	18.5	18.6	18.6	—	—	—	—
J	8月2日	15:03	18.3	18.3	18.3	18.3	18.4	18.4	18.4	18.4	18.4
K	8月2日	14:40	—	17.0	17.0	16.9	16.9	16.9	17.0	17.0	17.1
L-1	8月2日	10:25	—	16.7	16.4	16.5	16.7	16.9	17.0	17.1	17.3
L-2	8月2日	10:15	—	15.8	15.8	16.1	16.4	16.7	16.9	17.0	17.2
M	8月2日	13:32	—	—	18.2	18.3	18.4	18.5	18.5	18.5	18.5
N-1	8月2日	16:15	18.2	18.2	18.2	18.2	18.2	18.1	18.1	18.2	18.2
N-3	8月2日	16:25	—	—	18.3	18.3	18.3	18.2	18.2	18.2	18.2
O-1	8月2日	12:00	—	—	17.0	—	—	—	—	—	—
O-2	8月2日	11:53	—	—	—	16.9	16.9	16.9	17.0	17.0	17.1
P	8月2日	14:15	—	18.0	17.7	17.3	17.2	17.3	17.4	17.5	17.6
Q	8月2日	10:55	—	—	—	—	—	—	—	17.3	17.4

表一 3.9 地下水温測定結果 (秋期)

井戸記号	測定日	時刻	地下水温 (°C)								
			5m	10m	15m	20m	25m	30m	35m	40m	45m
A	11月1日	10:00	—	17.0	18.9	18.7	18.6	18.8	18.8	18.7	18.7
B	11月1日	10:45	—	—	17.8	17.9	17.9	18.0	18.1	18.1	18.3
C-1-1	11月1日	11:50	—	—	18.6	18.6	18.6	18.7	18.7	18.7	18.7
C-1-3	11月1日	11:58	—	—	—	18.7	18.7	18.7	18.7	18.7	18.8
C-2-1	11月1日	11:30	—	—	—	18.9	18.9	18.9	18.8	18.8	18.8
D	11月1日	13:55	—	—	—	18.9	18.9	18.9	18.9	18.9	18.9
E	11月1日	15:25	—	—	—	—	—	—	—	17.1	17.2
F-1	11月1日	14:35	—	—	—	18.9	18.9	17.0	17.2	17.3	17.4
F-2	11月1日	14:43	—	—	18.8	18.7	18.8	17.0	17.2	17.3	17.5
G	11月4日	11:33	18.8	18.3	18.2	18.0	17.9	17.9	17.9	17.9	18.0
H	11月4日	10:15	17.8	17.4	17.5	17.5	17.5	—	—	—	—
I	11月4日	12:18	22.0	21.0	20.6	20.4	20.3	—	—	—	—
J	11月4日	14:22	19.3	18.4	18.3	18.3	18.4	18.4	18.4	18.4	18.4
K	11月4日	14:55	—	17.2	17.1	17.1	17.1	17.1	17.1	17.1	17.2
L-1	11月7日	14:44	—	20.6	18.5	18.9	17.0	17.1	17.3	17.4	17.4
L-2	11月7日	14:55	—	20.4	17.3	18.7	18.9	17.1	17.2	17.3	17.4
M	11月7日	10:25	—	—	18.2	18.3	18.5	18.6	18.6	18.8	18.8
N-1	11月4日	10:58	18.9	18.3	18.3	18.3	18.2	18.2	18.2	18.2	18.2
N-2	11月4日	11:05	—	—	18.4	18.4	18.3	18.2	18.1	18.2	18.3
N-3	11月4日	11:11	—	18.3	18.3	18.3	18.3	18.2	18.2	18.2	18.2
O-1	11月7日	13:10	—	17.0	17.0	—	—	—	—	—	—
O-2	11月7日	13:19	—	—	—	18.9	18.9	17.0	17.0	17.1	17.1
P	11月4日	15:25	—	18.0	17.8	17.5	17.4	17.4	17.4	17.5	17.7
Q	11月7日	11:13	—	—	—	—	—	—	17.3	17.3	17.5

表一3.10 地下水温測定結果 (冬期)

井戸記号	測定日	時刻	地下水温 (°C)								
			5m	10m	15m	20m	25m	30m	35m	40m	45m
A	2月1日	10:10	—	17.2	18.9	18.8	18.7	18.7	18.7	18.7	18.8
B	2月1日	10:55	—	—	17.7	17.7	17.8	17.8	17.9	18.0	18.2
C-1-1	2月1日	11:55	—	—	18.7	18.7	18.7	18.8	18.8	18.8	18.8
C-1-2	2月1日	12:02	—	—	18.6	18.7	18.7	18.7	18.8	18.8	18.8
C-1-3	2月1日	12:15	—	—	—	18.7	18.8	18.8	18.8	18.8	18.9
C-2-1	2月1日	11:35	—	—	17.1	17.1	17.0	17.0	18.9	18.9	18.9
D	2月1日	13:50	—	—	—	18.9	18.9	18.9	17.0	17.0	17.0
E	2月1日	15:13	—	—	—	—	—	—	17.0	17.1	17.1
F-1	2月1日	14:30	—	—	—	18.9	17.0	17.1	17.2	17.4	17.5
F-2	2月1日	14:25	—	—	18.9	18.8	18.9	17.1	17.3	17.5	17.6
G	2月2日	11:40	—	18.3	18.2	18.0	17.9	17.9	17.9	18.0	18.0
H	2月2日	10:30	17.1	17.5	17.6	17.6	17.6	—	—	—	—
I	2月2日	12:15	19.8	19.9	19.9	19.9	19.9	19.9	—	—	—
J	2月2日	14:00	17.3	17.5	17.6	17.7	17.8	17.9	18.0	18.0	18.1
K	2月2日	14:40	—	17.2	17.1	17.1	17.1	17.1	17.1	17.2	17.2
L-1	2月6日	11:40	—	20.8	17.2	17.2	17.2	17.3	17.4	17.4	17.5
L-2	2月6日	11:50	—	20.8	19.0	17.1	17.1	17.2	17.4	17.4	17.5
M	2月6日	12:50	—	—	18.3	18.4	18.5	18.7	18.9	19.1	19.2
N-1	2月2日	11:15	18.2	18.3	18.3	18.3	18.3	18.2	18.2	18.2	18.3
N-2	2月2日	11:10	—	—	18.5	18.5	18.4	18.3	18.2	18.3	18.4
N-3	2月2日	11:08	—	18.4	18.4	18.4	18.3	18.2	18.2	18.2	18.3
O-1	2月6日	15:10	—	17.1	17.2	—	—	—	—	—	—
O-2	2月6日	15:00	—	—	—	17.1	17.1	17.2	17.2	17.3	17.3
P	2月2日	15:10	—	18.5	17.9	17.6	17.5	17.5	17.6	17.7	17.8
Q	2月6日	12:10	—	—	—	—	—	—	17.4	17.5	17.6

深度別の3回の測定値の平均値ならびに偏差（最高値と最低値の差）を求め、表-3.11に示す。

偏差についてみると、地温の不易層より浅い深度5、10mの測定値を除けば、ほとんどの地点でほぼ0.3℃以下と小さいが、I、J、L、M地点では大きな偏差を示している。I地点では特に2℃前後の偏差となっているが、これはストレーナー深度が地表面下25～30mと比較的浅い位置にあるところから、浸透水や地下水流の活発な流動の影響を受けている可能性がある。J地点では夏期、秋期には深度15m以深で全く差がないのに対して冬期のみが0.3～0.7℃低温となっていること、また浅いほどその差が大きくなっていることより、冬期の測定値に地上近くの水の混合等による誤差が含まれている可能性がある。L地点については前項で考察した通りである。M地点ではJ地点と逆に、冬期のみが深いところで

表-3.11 各観測所における水温測定値の平均値と偏差[℃]
(上段:平均値 下段:偏差)

井戸	5	10	15	20	25	30	35	40	45m
A	-	17.1 0.2	18.9 0.0	16.7 0.1	16.6 0.1	16.6 0.1	16.6 0.1	16.7 0.1	16.7 0.2
B	-	-	17.7 0.1	17.7 0.3	17.8 0.3	17.9 0.2	17.9 0.3	18.0 0.2	18.1 0.4
C-1-1'	-	-	16.7 0.1	16.7 0.1	16.7 0.1	16.8 0.1	16.8 0.1	16.8 0.1	16.8 0.1
D	-	-	-	16.9 0.1	16.9 0.1	16.9 0.1	16.9 0.2	16.9 0.2	16.9 0.1
E'	-	-	-	-	-	-	17.1 0.1	17.1 0.0	17.2 0.1
F-1	-	-	-	16.9 0.0	16.9 0.1	17.0 0.1	17.2 0.1	17.3 0.2	17.4 0.1
G	18.5 0.6	18.3 0.1	18.2 0.1	18.0 0.1	17.9 0.1	17.9 0.1	17.9 0.0	17.9 0.1	18.0 0.0
H	17.5 0.7	17.5 0.2	17.6 0.2	17.6 0.2	17.8 0.2	-	-	-	-
I	19.9 2.5	20.1 1.5	19.7 2.1	19.6 1.8	19.8 1.7	-	-	-	-
J	18.3 2.0	18.1 0.9	18.1 0.7	18.1 0.6	18.2 0.6	18.2 0.5	18.3 0.4	18.3 0.4	18.3 0.3
K	-	17.1 0.2	17.1 0.1	17.0 0.2	17.0 0.2	17.0 0.2	17.1 0.1	17.1 0.2	17.2 0.1
L-1	-	19.4 4.1	17.4 2.1	16.9 0.7	17.0 0.5	17.1 0.4	17.2 0.4	17.3 0.3	17.4 0.2
M	-	-	18.2 0.1	18.3 0.1	18.5 0.1	18.6 0.2	18.7 0.4	18.7 0.6	18.8 0.7
N-1	18.4 0.7	18.3 0.1	18.3 0.1	18.3 0.1	18.2 0.1	18.2 0.1	18.2 0.1	18.2 0.0	18.2 0.1
O	-	17.0 0.2	17.1 0.2	17.0 0.2	17.0 0.2	17.0 0.3	17.1 0.2	17.1 0.3	17.2 0.2
P	-	18.2 0.5	17.8 0.2	17.5 0.3	17.4 0.3	17.4 0.2	17.5 0.2	17.6 0.2	17.7 0.2
Q	-	-	-	-	-	-	17.4 0.1	17.4 0.2	17.5 0.2

*秋期、冬期の2回の平均値

高温となっている。M地点では地下水位が1987年3月より11月までで2.7m低下したのち、1988年11月までに2.18m上昇するという全観測所内で最大の水位変動を示しており、水温の変化はこの影響を受けているとも考えられる。

年平均値についてみると、偏差の大きいI地点を除けば16.6～18.8℃の範囲となり、これは大阪における自然地表面とアスファルト地表面の平衡地中温度の中間の値となる。各地点の深度20mおよび45mにおける水温の分布を図-3.17に示す。いずれの深度においても大阪市外より市内の方が高温となる傾向を示している。また海岸部でより高温となっており、このような温度分布の形成される原因としては、

1)井戸周囲における土地利用の状況や地中廃熱の地域による差

2)地下水が1)の要因による地中温度の上昇および地熱によって加熱されながら内陸部より海岸部に向けて流下することによる影響

の2点が考えられる。なお、深度20mと45mの水温を比較すると、ほとんどの地点で深度45mの方が高温となっており、その差は最大0.5℃となっている。これは地熱によるものと考えられるが、温度勾配に換算すると最大2℃/100mと3.6節で深

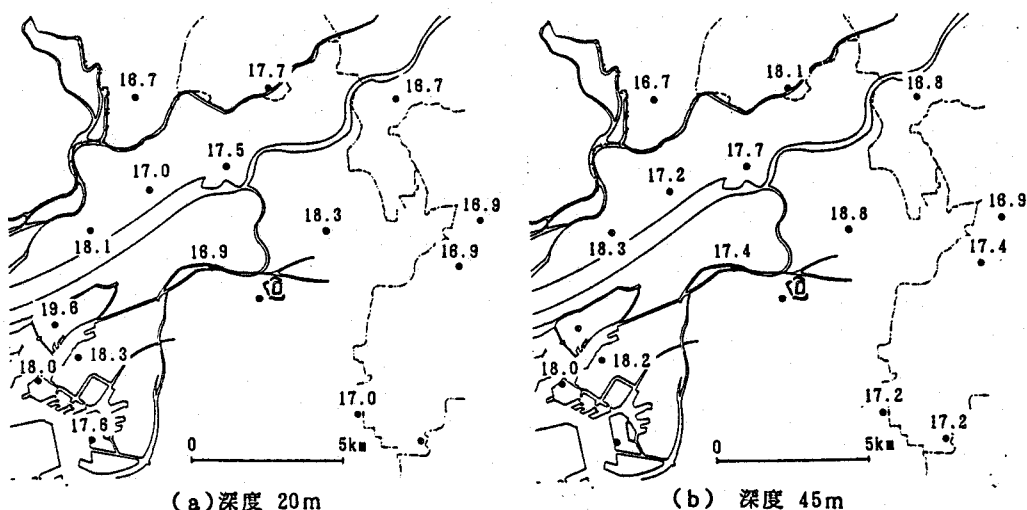


図-3.17 地下水温分布の測定結果

度の深い井戸取水温度のデータより推定した値よりは小さくなっており、地表面からの熱流が地熱流を相殺することの他、地下水の流動が原因と考えられる。

(4) 周囲土地利用の影響予測

上で挙げた地下水温度分布の形成要因のうち、ここでは1)の井戸周囲における土地利用状況が地下水温におよぼす影響について考察するため、井戸周辺の土地利用状況より3.2~5で示した平衡地中温度を用いて深度20mの地下水温を予測することを試みる。

図-3.18に周辺土地利用より地中温度を予測するフローを示す。土地利用状況は同図に示すように縮尺1:1000~1:2500の航空写真地図を使用し、現地調査の結果とあわせデジタイザを用いてパーソナルコンピュータのディスプレイ上に土地利用を色別に分類した形で1㎡あたり1ドットの大きさに複写し、与えられた半径の円内に含まれるドットの色を計数することにより求めた。なお、地中温度は風の影響の強い気温の場合とは異なり、井戸との距離が

短いほど影響が強くなる。そこで、第2章式

(2.1)を参考にして井戸を中心とする半径100mの地表面を図-3.19のように幅10mのドーナツ型に分け、それぞれの土地利用を地下水温測定位置である深度20mより見た立体角 α によって重みづけ平均し、さらにその各土地利用率によって平衡地中温度を重みづけ平均する。平衡地中温度はアスファルト地表面について $H/B=1/1$ のアーバンキャニオンの影響を考慮した18.8℃、その他の土地利用については自然地表面(裸地、草地、緑地、水面の合計)、建物のいずれも16.3℃とした。建物については

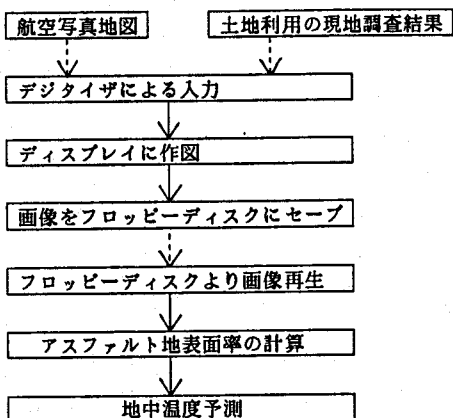


図-3.18 周囲土地利用より地中温度を予測するフロー

3.5節で検討したようにスラブオン
グレードや地下室のある場合には地
中温度を上昇させるが、多くの場合
には接地床は設けられていないと予
想されることから、建物は地表面に
対して日射のしゃへい効果のみを及
ぼすと考え、大阪地方の年平均気温
である16.3℃を与えた。このよう
にして予測した水温と、実測で得られ
た水温の年平均値の関係を図-3.20

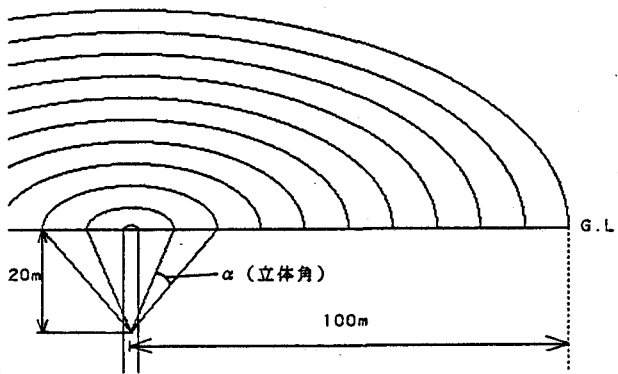
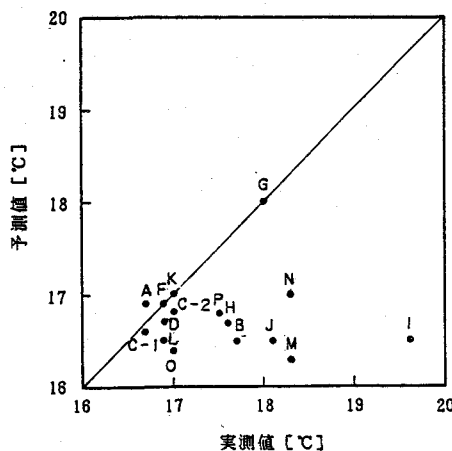
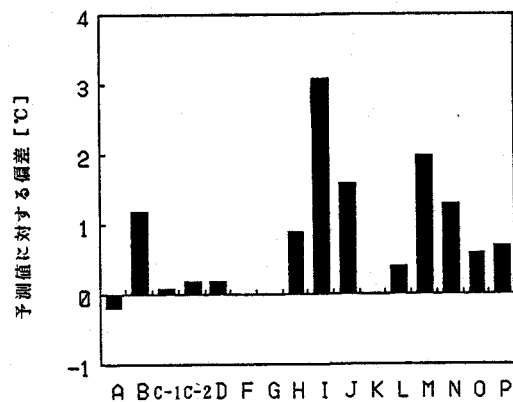


図-3.19 周囲土地利用率の計算モデル

(a)に、実測値の予測値に対する偏
差を図-3.20(b)に示す。A点以外のすべての点で実測値は予測値以上となっ
ている。実測値が予測値を1℃以上上回っている点が5点あるが、うち3点は海岸部
に近く、深度20mの地中温度については上で述べた地下水の流動の影響が卓越して
いるためと考えられる他、地中温度を論じる際には地下室や下水管などの地中埋設物
およびアスファルト地表面の日照率等、地図のみからは推定できない因子の影響が
大きいことも原因として考えられる。ただし、盆地で地下水流速が遅いと考えられ
る東大阪地域において予測値と実測値は比較的良好に一致している。



(a) 予測値と実測値の相関



(b) 実測値の予測値に対する偏差

図-3.20 深度20mの地下水温に対する予測値と実測値の比較

(5) 地下水流の影響に関する考察

最後に、地下水温度分布の形成要因2)の、地下水流の影響について検討する。鶴
巻¹⁰⁾は、上町台地以西の西大阪地域について被圧帯水層の分布を示している。こ
れによると深度45m以浅には臨海部で深度30~40mとなる層厚10m程度の第一帯水
層があり、これが北方では伊丹丘陵、東方では上町台地にて地表に露出し、ここ
でかん養された地下水が臨海部に向かって流下していることが示されている。これと
図-3.17とを比較すれば、A、Q、Lのかん養源に近い井戸より、G、Nの臨海部
における井戸にかけて1.5℃程度の水温の上昇傾向が読み取れる。また、これに対

して上町台地以東の東大阪地域では盆地のため地下水流速が遅く、井戸間の温度分布の小さいことがわかる。

西大阪地域の水温上昇の原 $\theta = 0$ 因については、地表付近の地中温度上昇のほか地中深部からの地熱流の2つの原因が考えられる。そこで、佐倉¹¹⁾の提案した帯水層内の熱輸送

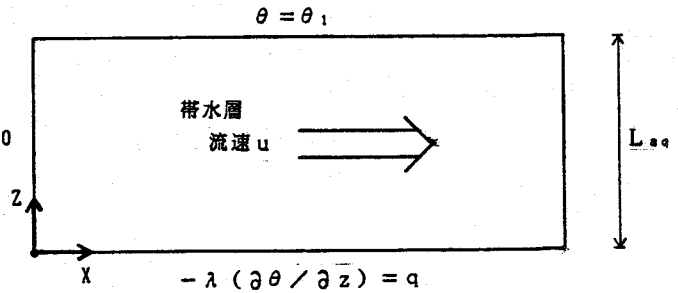


図-3.21 帯水層内の熱輸送に関するモデル

モデルによって両者の影響を比較することにする。図-3.21に示す厚さ L_{aq} m の帯水層モデルで、流入水温を 0°C とし、上面の水温を θ_1 $^\circ\text{C}$ 、下面から流入する熱量を $q \text{ W/m}^2$ とすると、流入位置より $x \text{ m}$ 下流における水温は、 x 方向への熱伝導による熱移動を無視れば時間 t を x に置き換えた1次元の熱伝導方程式と同型になり、その解を z 方向に $z = 0$ から $z = L_{aq}$ まで平均した厚さ方向平均水温 θ_{av} は次式で求められる。

$$\theta_{av} = \frac{q L_{aq}}{\lambda} \left\{ \frac{1}{2} + \frac{\theta_1 \lambda}{q L_{aq}} + \frac{2}{\pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{2n-1} \left(\frac{4 \theta_1 \lambda (-1)^n}{(2n-1) q L_{aq}} + \frac{8}{(2n-1)^2 \pi} \right) \times \exp(-(2n-1)^2 \pi^2 p / 4) \times \sin \frac{(2n-1) \pi}{2} \right\} \quad (3.17)$$

$$p = \lambda x / u L_{aq} \quad (3.18)$$

いま、対象とする西大阪地域を考えると、地下水のかん養域での水温は自然地表面における地中温度にほぼ等しいと考えられることより $16 \sim 17^\circ\text{C}$ 、上面の地中温度は都市域の平衡地中温度に等しく $17 \sim 19^\circ\text{C}$ 程度と予想される。そこで $\theta_1 = 0, 1.5^\circ\text{C}$ 、 $L_{aq} = 10 \text{ m}$ 、 $\lambda = 1.6 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ 、 $q = 0.042 \text{ W/m}^2$ (地熱の単位で 1 HFU) として、 $u = 10^{-5}, 10^{-6} \text{ m/s}$ の場合における $x = 10 \text{ km}$ までの θ_{av} の計算結果を図-3.22に示す。図より θ_{av} 上昇には地熱流より上面の地中温度の影響が強いことがわかる。また、距離と θ_{av} の関係についてみると、現実の被圧帯水層における地下水流速よりもかなり速い $u = 10^{-5} \text{ m/s}$ (0.86 m/d) の場合においても

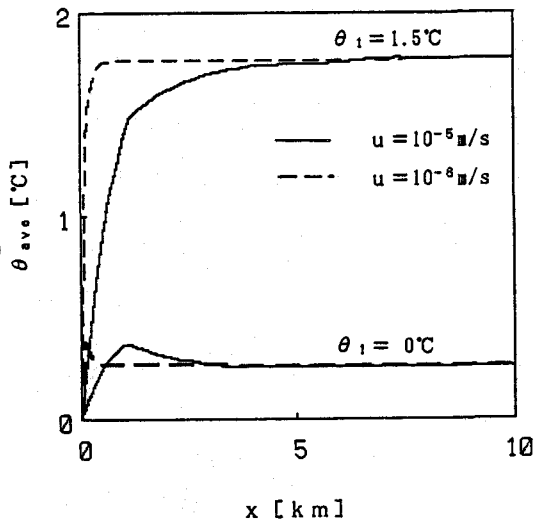


図-3.22 帯水層内熱輸送モデルの計算結果

よそ5km下流で定常水温に達しており、図-3.17のような水温分布は上流側数kmにおける上面地中温度が大きな影響を及ぼすと考えられる。なお、以上の結果は地下水流が停止した場合、都心部など地中温度上昇要因の多い地域の地中温度が更に上昇する危険性があることを示している。

3.7 要約

本章ではまず都市域における地中温度の上昇を総合的に評価するため、地中温度の指標として平衡地中温度を定義し、その計算手法を示すとともにいくつかの因子別にその都市化による上昇について数値計算による検討をおこなった。次に、都市域における地中温度および地下水温度の実態について、地下水取水量報告書記載の水温データおよび地下水位観測井戸においておこなった地下水温実測により検討した。その結果を要約すると以下ようになる。

- (1) 平衡地中温度の計算結果より、地中温度に影響を及ぼす各因子の効果を比較したところ、地表面のアスファルト舗装および地下室からの放熱が地中温度に大きな影響を及ぼすことがわかった。
- (2) 地下水取水量報告書の水温データからは、大阪府域の深度100m以浅の地下水温が16~18℃の範囲にあること、高槻市、堺市のデータより地熱の影響による深度にともなう増温率がおよそ3.5℃/100mであることが判明した。また、地域的な水温分布、経年的な水温変化はみられなかった。
- (3) 地下水位観測井戸における実測からは、大阪市とその周辺における深度45m以浅の地中温度が16.6~18.8℃の範囲で分布しており、海岸部でアスファルト地表面率から推定される地中温度に対して高温になる傾向があることが示された。この原因としては上流の各種熱源の影響を受けた地下水の流動の影響が支配的であると考えられるものの、明確なモデル化には至らなかった。

今後都市域における地下空間の利用や地下水の熱利用を検討する上では、これらと地下水温との相互影響を評価できるようなモデル化が必要であるが、そのためにはより多くの地点における地中温度、地下水温度の観測をおこなうこととともに地下水のかん養メカニズムや流動状況に関する水理学的な研究、地下水のかん養水温である雨水温に関する研究、地中廃熱源の実態調査が必要であろう。

第4章 地下空間の限界発熱量と地中温度の影響

4.1 序論

本章および第5章では地下を人間の生活空間として利用する場合について、その熱環境の特性と地中温度の影響および熱環境調整技術についての評価・検討をおこなう。

第1章でも述べたように、近年、わが国の大都市においては人間の生活空間としての地下の利用が増加する傾向にある。一般に地下空間は土の断熱性・蓄熱性を利用できることから、熱環境調整上の大きな特徴を有している。その一つは地下空間周囲の地中温度が地上における気温や日射量の変動の影響を受けず年間を通じてほぼ一定となり、その値が自然地表面下では年平均気温に等しくなることである。したがって内部発熱や換気を考えなければ地下空間内気温は夏は外気より低く、冬は外気より高い良好な状態に保たれる。もう一点は、土の断熱性によって冷暖房時の貫流熱負荷が低く抑えられることである。そして地下居室においてはこれらの特性が生かされることにより、非空調時の室温や空調時の熱負荷の点で地上居室に対して有利となることがすでに明らかにされている^{1,2)}。しかし、第1章で述べたように現在の都市地下空間におけるエネルギー消費量は地上空間にくらべて大きく、空調熱負荷のみを見ても上述の地下空間の熱的有利性はあまり生かされていないのが現状である。この理由としては次の2点が挙げられる。

(1) 衛生上必要とされる取入外気量が多量なため、外気負荷が大きくなる。

地下空間では外気に接する開口面積が少なく空気が汚染されやすいところから安全のため法規により厳しい基準が設定されており、たとえば地下建築物について東京都建築安全条例では最低でも床面積1㎡当り10m³/h以上の機械換気による新鮮外気の入入れが必要とされている。

(1) 内部発熱量が大きい場合、冷房負荷が大きくなりやすい。

上述したように、地下空間壁面からの貫流熱負荷は土の断熱性のために小さい。このことは暖房時あるいは夏期の冷房時には有利にはたらくものの、内部発熱量が大きいときには地下空間内部が高温化しやすく、中間期や冬期にも冷房が必要となる場合が多い。また、地下空間からの放熱によって周囲の地中温度が上昇するため、貫流熱損失量は経年的にさらに減少する。

上に挙げた2点のうち、(1)の外気負荷については全熱交換器を利用した取入外気状態制御により60~75%の省エネルギーを図ることが可能と考えられるが、(2)については中間期や冬期には外気冷房が可能であるものの、これは換気動力の点で必ずしも省エネルギーとならない。もちろん、地下空間は日射や外気温の影響が小さいため、夏期についてみれば同等の換気条件のもとでは冷房負荷は地上空間より小さくなる。しかし、

1)現在の都市地下空間は、地下街や地下鉄駅のように地上にあれば非空調空間となるものを地下に設置したために空調用エネルギーを必要としている場合の多いことや、地上空間を減らすことなしに地下空間を設けるかぎり単位地表面積当りの冷房負荷が増大すること。

2)地下で発生した熱のうち、地中に放熱された割合を除く大部分が換気と冷房によりそれに使用されたエネルギーを上乗せして地上へ排出されていることから、地上における熱汚染の点で問題となること。

3)内部発熱量が大きいと冬期の気温が上昇するため、夏期の気温を冷房により抑制したとしても年平均気温が上昇し、第3章でみたように周囲の地中温度を上昇させる原因となること。

などの理由により、地下空間は都市計画における熱エネルギー管理の問題として、地下空間の有利性を生かした、環境調整のための消費エネルギーの少ない状態で使用されることが望ましく、そのためには地下空間の使い方として熱的に適当であるか不適当であるかを明確に分類しうる内部活動量の限界値を提案する必要がある。

これまで地下空間の熱環境予測シミュレーションとしては、前述の地下居室に関するもののほか、地下鉄構内を対象にしたもの³⁾など、具体的な負荷スケジュールを与えて計算をおこなったものが大部分である。しかし、上の目的のもとではより単純な条件のもとで、地下空間の熱環境と内部発熱量に関する基本的な関係について明らかにすることが必要であり、このことについての研究^{4,5)}は少ない。また以下の点についてはこれまでほとんど考慮されていない。

1)近年地下空間の深度が増す傾向にあることから、深度の地盤吸熱量におよぼす影響。

2)都市域では地下空間が近接する場合が考えられ、その相互影響。

3)第2、3章で明らかにした、都市域における地中温度上昇の影響。

4)ある程度深い地下空間ではその周辺に帯水層がある場合があり、その影響。

以上の議論は地下空間の計画の段階においてその内部発熱量を抑制することを目的としており、目標とする熱環境をまず設定してそこから内部発熱量の許容値を導出するアプローチをとる。これに対して地下空間内の内部発熱量が決定された後の段階においては、空調設備設計等のために内部発熱量を与えて熱環境あるいは熱負荷を算出する通常の熱負荷計算のアプローチが必要となるが、このとき第2、3章で明らかにした都市域における地中温度の上昇がこれらの諸量に与える影響を定量化しておくことは地中温度保全の重要性を明らかにする意味からも重要である。

本章では以上の観点から、まず地下空間における夏期の室温を地盤の吸熱効果と外気冷房のみによって維持するための内部発熱量の許容値として限界発熱量を提案するとともに、その値と諸因子の関係について数値計算により明らかにする。次に、地中温度の上昇が地下空間の熱環境および空調熱負荷におよぼす影響を具体的に明らかにするため、現実的な負荷を与えた地下室に対して、地表面のアスファルト舗装による地中温度上昇の影響を計算した結果を述べる。

4.2 シミュレーションモデルの概要

4.2.1 基礎式

本章では地下空間周辺の地中温度分布のシミュレーションについて、2つのモデルを取り扱う。一つは地中の伝熱を固体熱伝導のみで考えるモデルであり、三次元の場合は次式のようになる。

$$\rho C \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) \quad (4.1)$$

二次元の計算で地下水流の存在も考慮する場合には次式を用いる^{6,7)}。

$$\begin{aligned} (\rho C)_{aq} \frac{\partial \theta}{\partial t} + (\rho C)_{wat} \left(u \frac{\partial \theta}{\partial x} + w \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) \\ = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_{aq} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_{aq} \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) \end{aligned} \quad (4.2)$$

添字aqは帯水層における値、watは水の値を示す。式(4.2)の導出⁶⁾はここでは省略する。また式(4.2)中の地下水流速u, wは土粒子断面にも水が流れると考えた見かけの流速のx, z方向成分であり、この流速分布は地中温度分布の影響を受けず、定常状態にあると仮定してダルシーの法則と連続の式を組み合わせた次式によって求める。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial h}{\partial z} \right) = 0 \quad (4.3)$$

$$u = -k \frac{\partial h}{\partial x} \quad (4.4)$$

$$w = -k \frac{\partial h}{\partial z} \quad (4.5)$$

式(4.3)で、hはピエゾ水頭であり、圧力水頭と位置水頭の和である。また、本章では透水係数kは全領域にわたって等方性かつ一様であると仮定する。

4.2.2 数値解法

熱伝導モデルを使用する場合、地盤内の温度分布は式(4.1)を差分法により、時間について陽解法を用いて解く。二次元の場合について図-4.1に示すように計算領域をコントロールボリュームに区切ると、格子点Pについての差分式は以下のようになる。

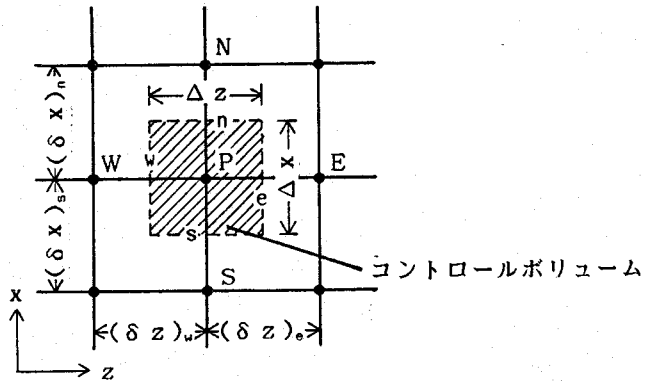


図-4.1 2次元問題のコントロールボリューム

$$\begin{aligned} a_P^0 \theta_P = a_E \theta_E^0 + a_W \theta_W^0 + a_N \theta_N^0 + a_S \theta_S^0 \\ + (a_P^0 - a_E - a_W - a_N - a_S) \theta_P^0 \end{aligned} \quad (4.6)$$

上添字0は1時間ステップ前の値を示す。また、各係数は以下のように与えられる。

$$a_E = \frac{\lambda_o \Delta x}{(\delta z)_o}, \quad a_W = \frac{\lambda_w \Delta x}{(\delta z)_w}, \quad a_N = \frac{\lambda_n \Delta z}{(\delta x)_n}, \quad a_S = \frac{\lambda_s \Delta z}{(\delta x)_s}$$

$$a_{p^0} = \frac{(\rho C) \Delta x \Delta z}{\Delta t} \quad (4.7)$$

地下水流を考慮したモデルを解く場合、まず式(4.3)を解いて地下水の流速分布を求める。この差分式および係数は以下ようになる。

$$a_p h_p = a_e h_e + a_w h_w + a_n h_n + a_s h_s \quad (4.8)$$

$$a_e = \frac{k_e \Delta x}{(\delta z)_e} \quad a_w = \frac{k_w \Delta x}{(\delta z)_w} \quad a_n = \frac{k_n \Delta z}{(\delta x)_n} \quad a_s = \frac{k_s \Delta z}{(\delta x)_s}$$

$$a_p = a_e + a_w + a_n + a_s \quad (4.9)$$

式(4.8)を解いて求めたポテンシャル分布より、式(4.4)(4.5)から地下水流速を計算する。この地下水流速分布を用いて、次に式(4.3)より地中温度分布を計算するが、熱伝導モデルの場合と異なり、計算を安定に進めるため完全陰解法を用いるとともに対流項には風上差分を用いる。この差分式および係数は以下ようになる⁹⁾。

$$a_p \theta_p = a_e \theta_e + a_w \theta_w + a_n \theta_n + a_s \theta_s + a_{p^0} \theta_{p^0} \quad (4.10)$$

$$a_e = \frac{(\lambda_{aq})_e \Delta x}{(\delta z)_e} + \langle \langle -(\rho C)_{wat} u_e \Delta x, 0 \rangle \rangle$$

$$a_w = \frac{(\lambda_{aq})_w \Delta x}{(\delta z)_w} + \langle \langle (\rho C)_{wat} u_w \Delta x, 0 \rangle \rangle$$

$$a_n = \frac{(\lambda_{aq})_n \Delta z}{(\delta x)_n} + \langle \langle -(\rho C)_{wat} w_n \Delta z, 0 \rangle \rangle$$

$$a_s = \frac{(\lambda_{aq})_s \Delta z}{(\delta x)_s} + \langle \langle (\rho C)_{wat} w_s \Delta z, 0 \rangle \rangle$$

$$a_{p^0} = \frac{(\rho C)_{aq} \Delta x \Delta z}{\Delta t}$$

$$a_p = a_e + a_w + a_n + a_s + a_{p^0} \quad (4.11)$$

なお、式(4.11)において $\langle \langle A, B \rangle \rangle$ はA, Bのうち大きい方をとることを表す。

なお、コンクリートと土壌、帯水層と不飽和層の境界における熱伝導率 λ_{int} は、境界における熱流が連続になるよう、境界をはさむコントロールボリュームの幅を等しくしたうえで両者の熱伝導率 λ_1 、 λ_2 を次式のように調和平均して与える⁹⁾。

$$\lambda_{int} = \frac{2 \lambda_1 \lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2} \quad (4.12)$$

4.2.3 地表面境界条件、初期条件および室温の計算法

地表面境界における熱収支は、第2章において検討をおこなった潜熱簡略化モデルである次式で計算する。

$$-\lambda \left(\frac{\partial \theta}{\partial z} \right)_{z=0} = a_T J - \varepsilon J_n + \alpha_o (\theta_a - \theta_s) \quad (4.13)$$

$$J_n = \sigma T_a^4 \left\{ 0.49 - 2.1 \sqrt{\frac{x}{0.622 + x}} \right\} (1 - 0.062c) + 4 \sigma T_a^3 (\theta_s - \theta_a) \quad (4.14)$$

本章では第3章と同じく自然地表面として $a_T = 0.475$ 、アスファルト地表面として $a_T = 0.95$ を与える。大阪の標準気象データを用いた場合、地中温度の年平均値すなわち不易層温度はそれぞれ 16.3°C と 19.7°C になる。実際の都市域では第3章で示したように本章の計算での想定とは異なり、単一の地表面被覆が地中温度に影響をおよぼすことは少ないことやアーバンキャニオンによる日影の影響のため、アスファルト地表面による地中温度上昇はここで与えた値よりも低くなると予想されるが、地下室等地盤に接する空調空間からの発熱による地中温度上昇も大きいことを考慮し、ここでは $a_T = 0.95$ を用いた。すなわち、ここでは a_T をさまざまな地中温度上昇要因を総合化した変数としてとらえている。計算の初期条件には式(4.13)より地表面や気象データ、土壌の熱物性値別に一次元の差分法で求めた1月1日の地中温度プロファイルを用いた。

地下空間内の室温 θ_R は、空間内の空気の熱容量を無視すれば、壁面に接する各格子点の温度 θ_w とその格子点で代表される壁面の面積 S_w 、内部発熱量 Q と換気を考慮する場合には換気量 V を用いて次式により求められる。

$$\theta_R = \frac{Q + K \sum \theta_w S_w + \theta_a (\rho C)_{air} V}{K \sum S_w + (\rho C)_{air} V} \quad (4.15)$$

上式で K は室内側熱伝達率と壁体の熱伝導率を合成した熱貫流率である。また、

4.4で湿度を計算する場合、壁面における水分の移動は壁面が理想的に防湿され、結露した水分はただちに除去されると仮定し、室内空気から壁面への1方向のみを考慮し次式により計算する^{10,11)}。

$$X_R = \frac{Q_L + k_q \sum X_w S_w + X_a \rho_{air} V}{k_q \sum S_w + \rho_{air} V} \quad (4.16)$$

($\sum$ では $X_R > X_w$ のもののみ加算する)

Q_L は内部発生潜熱量、 X_w は壁面温度における飽和絶対湿度である。また物質移動係数 k_q は式(2.15)で計算する。

4.3 限界発熱量の提案とその基本的特性に関するシミュレーション

4.3.1 限界発熱量の定義と計算手法

本節では、地盤の吸熱効果を定量化する指標として「限界発熱量」を考え、この値と諸因子の影響について考察をおこなう。

換気および内部発熱のない地下空間内の室温（本節では以下、この室温を自然室温と呼ぶ）は図-4.2中の曲線(a)のように夏期についてみると外気温より低く、わが国の気象条件のもとでは通常は冷房が不要となる。次に、この地下空間に年間一定の内部発熱を与えていくと、ある点で室温が設定温度（本節では 26°C 、 28°C 、 30°C の3種を考える）を超えて曲線(b)のように冷房が必要となる。この限界点すなわち曲線(c)を実現する内部発熱量を冷房問題に関する限界発熱量と考えることにする。ただしある程度の深さにある地下空間では、時間遅れによって室温の最高値が

曲線(d)のように夏期以外に現れる場合がある。この場合には外気冷房による冷却が期待できるため、図に示したように評価は日最高外気温が設定温度以上となる期間のうちの、地下室温が最高となる時点でおこなう。この期間を定めるため、大阪地方の標準気象データにおける日最高外気温の年変化を、第3項までのフーリエ級数に平滑化近似すると図-4.3のようになり、これより

日最高外気温が30℃以上になる期間

7月10日～9月10日

日最高外気温が28℃以上になる期間

6月25日～9月20日

日最高外気温が26℃以上になる期間

6月5日～9月30日

として限界発熱量の計算をおこなうことにする。

熱伝導モデル、地下水流を考慮したモデルのいずれを用いる場合にも、自然室温に対する内部発熱による室温の上昇量は、物性値が一定かつ内部発熱量が年間を通じて一定の場合、重ね合わせの原理により外気温を0℃として地下空間に内部発熱を与えたときの定常状態の解として求められ、その温度は発熱量に比例する。(ただし、この定常計算では地表面境界条件中式

(4.14)の右辺第2項に非線型項があるため、この重ね合わせは厳密には正しくない。しかし、この項の影響はわずかであり無視できる)。したがって以降は地表面境界に年周期の変動を与えた非定常計算により求めた自然室温と、定常計算により求めた床面積1㎡当り1W

の内部発熱量に対する室温上昇 $\Delta\theta$ [℃/(W・㎡)]を別に求め、両者より限界発熱量を算出することにする。すなわち設定室温を θ_{set} 、限界発熱量の評価時点における自然室温を θ_{nat} とすると、限界発熱量 Q_{max} は次式により求められる。

$$Q_{max}(\theta_{set}) = (\theta_{set} - \theta_{nat}) / \Delta\theta \quad (4.17)$$

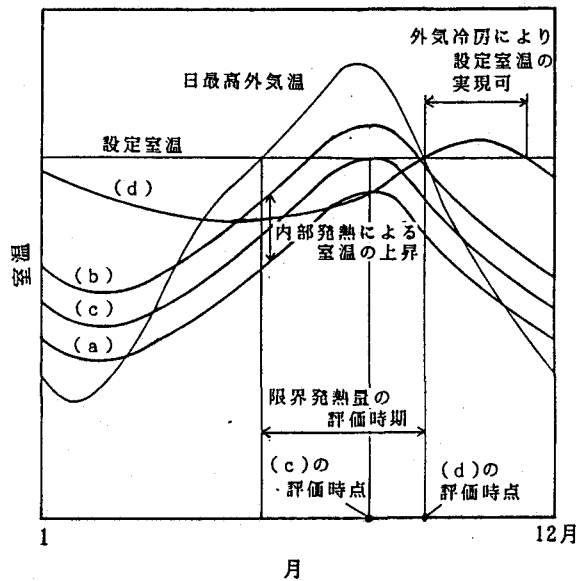


図-4.2 限界発熱量の定義と評価時点の決定法

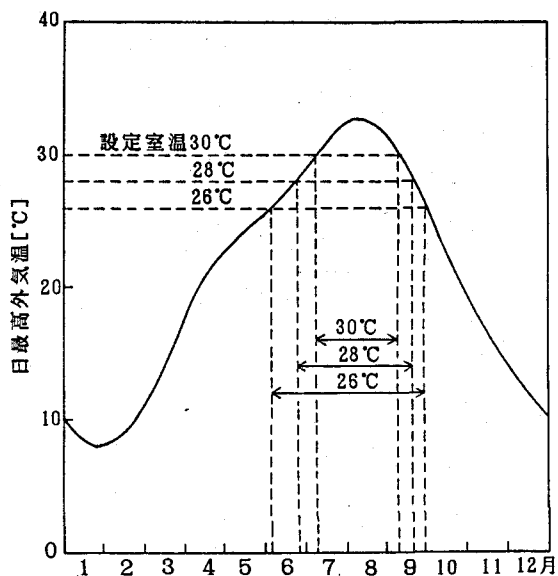


図-4.3 大阪における限界発熱量の評価時期

なお、自然室温は計算開始後5年目の値を用いるが、4年目との温度差は 0.1°C 未満とほぼ周期定常に達している。また、 $\Delta\theta$ の計算は反復法により、前回の反復との地中温度の差が 10^{-4}°C 以下になるまで計算している。

実際の地下空間ではここで考えた内部発熱による顕熱負荷のほかにも、内部で発生する潜熱負荷や取入れ外気負荷のため、限界発熱量以下であっても冷房が必要になる場合がある。しかし、これらは地下空間の使用状況や外気量およびクールチューブや全熱交換器等による取入外気状態制御によって大きく変動するため、ここでは考慮しない。

また、図-4.2の曲線(d)のように外気冷房をおこなう場合、外気冷房をおこなっている期間には室温が(自然室温 $+\Delta\theta$)より低い設定室温で一定となることより地下空間周囲の地中温度が低下し、実際の限界発熱量は計算で求めた値より原理上大きくなる。しかし、この影響について重ね合わせを用いないシミュレーションにより検討したところ、 $Z_t = 5\text{m}$ で設定室温を 26°C とした場合、外気冷房をおこなったときの評価時点における室温低下は熱伝導モデル、地下水を考慮したモデル

($Z_w = 3\text{m}$, $k = 10^{-5}\text{m/s}$)のいずれの場合にも 0.2°C 以下となり、ほぼ無視できることが判明した。

図-4.4に本節で主として用いる熱伝導モデルによる二次元の場合の計算領域を示す。三次元の場合には対称性を考慮し、地下空間の1/4を取り出して計算する。いずれの場合も地表面以外の側面・底面境界(床面より 20.25m 下)は断熱とし、壁厚は 0.5m で一定とし

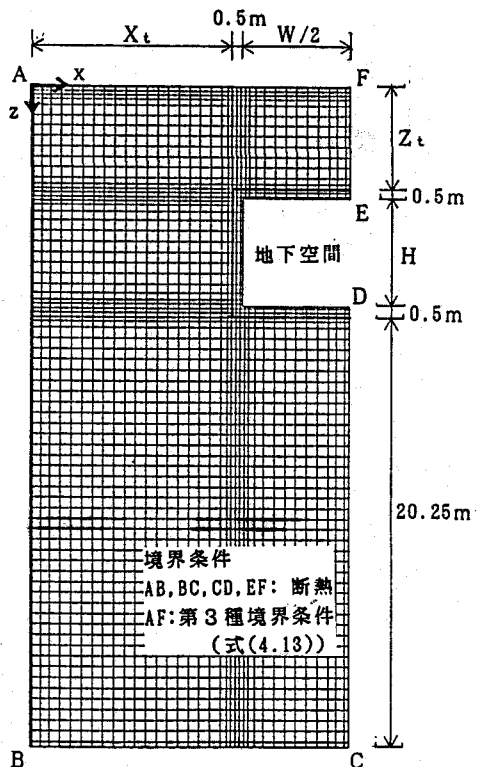


図-4.4 2次元計算の計算領域
($Z_t = 5\text{m}$, $X_t = 9.5\text{m}$,
 $W = 10\text{m}$, $H = 5\text{m}$ の場合)

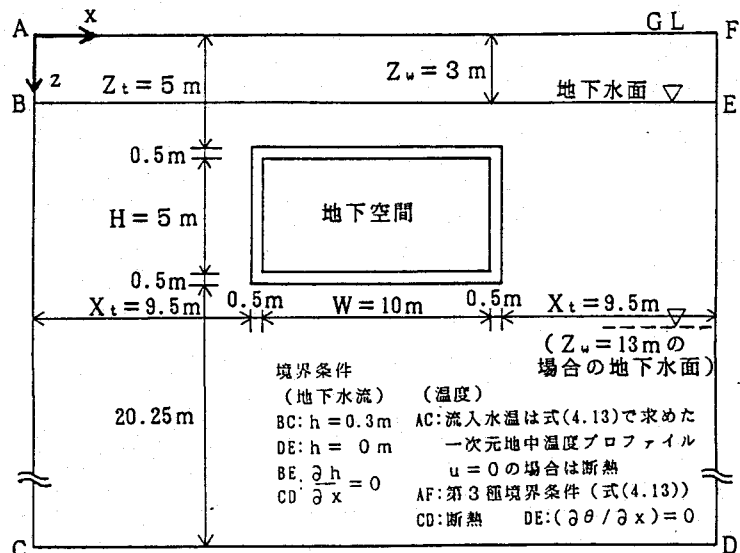


図-4.5 地下水流を考慮したモデルの計算領域

ている。また、地下空間の室温は式(4.15)で計算した。地下水流を考慮したモデルの場合、地下空間周辺の地中温度分布は左右対称にならないため、計算領域は図-4.5のように熱伝導モデルの場合に対し2倍になる。このときの境界条件についても図-

4.5に示す。なお、不被圧帯水層の場合、地下水面は水頭勾配に等しい勾配を示すが、ここでは水頭差が小さいため無視できると仮定している。この仮定に起因する水面位置の誤差についてはAppendix4.Aに計算結果を示す。

表-4.1に計算で用いた諸条件を示す。

表-4.1 計算で用いた諸条件

熱伝導率	土	1.2 W/(m·K)
	壁 体	1.6 W/(m·K)
	帯水層	1.6 W/(m·K)
体積熱容量	土	1.9 MJ/(m³·K)
	壁 体	2.3 MJ/(m³·K)
	帯水層	2.8 MJ/(m³·K)
	水	4.2 MJ/(m³·K)
地表面対流熱伝達率		12.0 W/(m²·K)
地下空間内表面 総合熱伝達率		10.0 W/(m²·K)
地表面長波放射率		0.95

*:土の熱伝導率については4.3.2で
値の異なる場合についても検討する。

4.3.2 熱伝導モデルによる考察

(1) 自然室温および内部発熱による室温上昇におよぼす諸因子の影響

1) 側面境界の距離に関する検討

まず、 $H=5\text{ m}$ 、 $W=10\text{ m}$ の地下空間で、地下空間の深度(土被り) Z_t が1, 5, 10mの場合について、側面断熱境界と地下空間外壁面の距離 X_t を変化させた場合の二次元定常計算による $\Delta\theta$ への影響を図-4.6に示す。 $Z_t=1\text{ m}$ の場合、 X_t の変化は $\Delta\theta$ にあまり影響していないが、 $Z_t=5, 10\text{ m}$ の場合には、 $X_t=2\text{ m}$ と14.5mでそれぞれ $\Delta\theta$ に約1.6, 1.9倍の差を生じる。側面を断熱境界とすることは実際には $2 \times X_t$ の間隔で同じ地下空間が隣接していることを意味するが、図-4.6の結果は地下空間が深くなるほど周囲地下空間の影響を受けやすいことを示している。

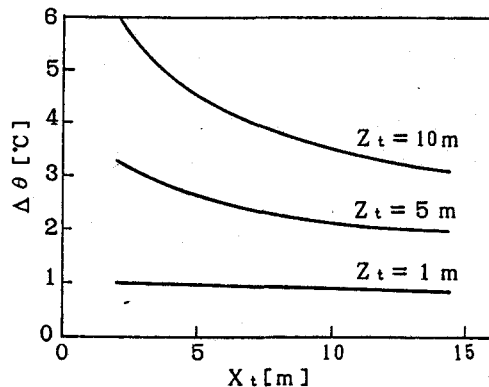


図-4.6 側面境界の位置の影響

深度による変化を論じる場合、側面境界の影響があらわれないよう十分大きな X_t をとって計算をおこなう方が一般的とも考えられるが、地下空間の密集した都市を考えるとこの方法は逆に現実的でないこと、および計算コストの問題もあり以後の計算においては深さによらず $X_t=9.5\text{ m}$ (内壁面より10m)として計算することとする。したがって特に $Z_t=10\text{ m}$ の場合には周囲に他の地下空間が存在しない場合、 $\Delta\theta$ は多少過大に評価される傾向のあることを十分認識しておく必要がある。

2) 地下空間の深度の影響

$Z_t=1, 5, 10\text{ m}$ の場合について、自然室温の年変化を図-4.7に示す。年較差についてみると $Z_t=1\text{ m}$ では11.5℃であるのに対して $Z_t=10\text{ m}$ では0.3℃と深さにつれ減少しており、 $Z_t=10\text{ m}$ 以深では θ_{nat} としてその場所における平衡地中温度を用いることが可能となる。この場合、地中温度に関する種々の要因を容易に考慮することができる。また、室温が最高となる時点は $Z_t=1\text{ m}$ では9月14日に起こり、

図- 4.2の曲線(b)のタイプになるが、 $Z_t=5, 10\text{m}$ では10月以降と図- 4.2の曲線(d)のタイプになり、したがって限界発熱量は外気冷房を考慮して図- 4.3で定めた期間内の最高室温より計算する。なお、 $Z_t=1\text{m}$ の場合においても室温の日周期変動はみられない。

次に、定常計算により求めた $\Delta\theta$ を図- 4.8に示す。深度が増すにしたがって $\Delta\theta$ はほぼ直線的に増加している。また天井面、側壁面、床面

別の熱損失量を図- 4.9に示すが、天井面が50%以上を占め、床面は10%程度と小さい。ただし、深度が増加するにしたがいこの差はわずかながら減少の方向へ向かう。

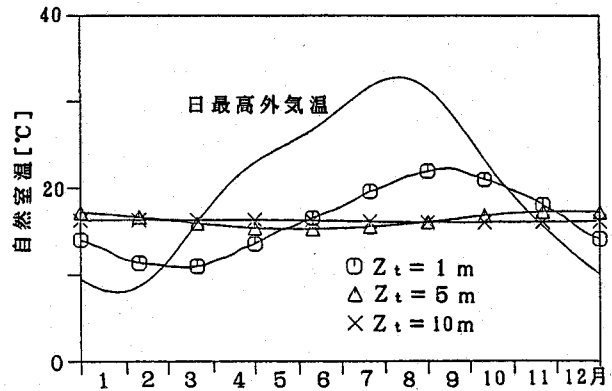


図- 4.7 深度の自然室温におよぼす影響

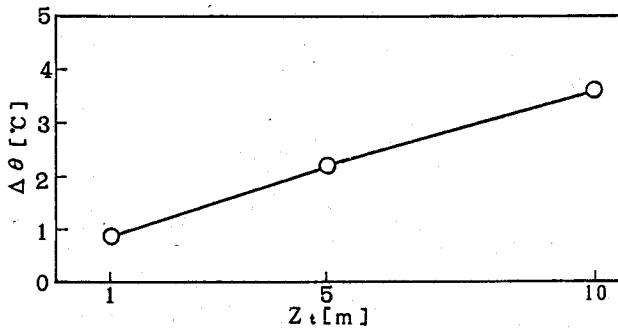


図- 4.8 深度の $\Delta\theta$ におよぼす影響

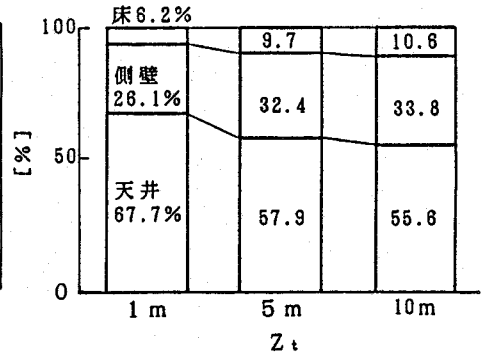


図- 4.9 部位別熱損失量の割合

3) 地表面熱収支の差が自然室温におよぼす影響

図- 4.10に、地表面の日射吸収率 $a_r=0.475$ および 0.95 とした場合における自然室温の年変化を示す。図- 4.10によればいずれの深度においても年間を通じて約 3°C の差を生じており、これは両者の地中温度の年平均値の差にほぼ等しい。

4) 土壌の物性値、地下空間の形状の影響

図- 4.11に、土の熱伝導率 λ 、地下空間の幅 W 、高さ H が $\Delta\theta$ におよぼす影響を示す。いずれも深度の深い方が影響が大きくなっている。 λ については自然室温も影響を受けるが、その大きさは深度の浅いところで大きい。地下空間の形状についてみると、本節では発熱量を床面積当りの値で与えているため、 W を大きくした場合はそれに比例して空間に与える発熱量も増加するが、 $\Delta\theta$ は側壁の吸熱効果が相対的に小さくなることにより上昇し、その影響は深度の深い方が大きい。また、 H を大きくした場合は側壁での吸熱量は増すものの、床面の深度が増すことにより床面の吸熱量が減少するため、 $\Delta\theta$ の変化は小さい。

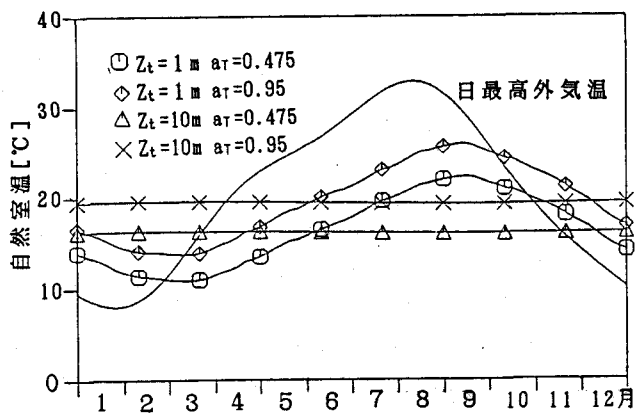


図-4.10 地表面熱収支の差が自然室温におよぼす影響

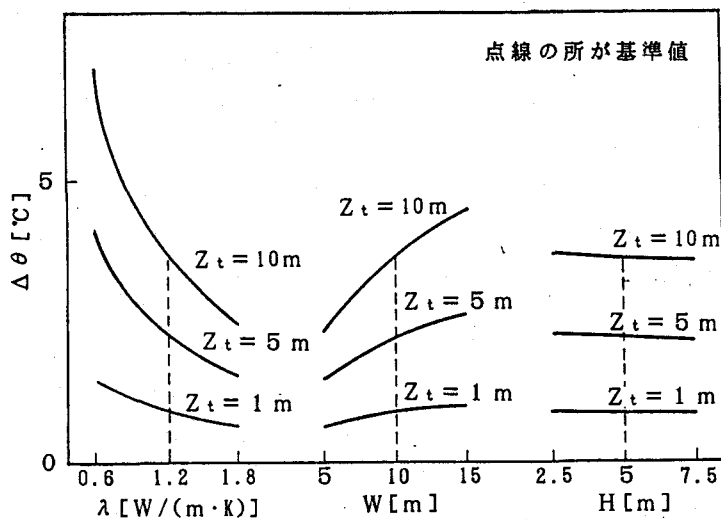


図-4.11 土の λ 、地下空間の形状が $\Delta\theta$ におよぼす影響

5)空間の三次元性の影響についての検討

以上の検討では地下空間を図-4.4に示したような二次元的な空間と考えると解析をおこなってきた。これは、地下空間には地下街や地下鉄駅・トンネルなど細長い平面形状を持つものが多いことによる。これに対して平面形状が正方形に近い地下空間の場合には三次元的な伝熱の効果が大きくなり、 $\Delta\theta$ は二次元計算で求めた値よりも小さくなる。そこで、地下空間が $W=10$ mを一辺とする正方形の床面を持つ場合の三次元計算をおこない二次元の場合と比較すると、 $\Delta\theta$ については図-4.12となり、三次元の場合かなり小さくなるが、その割合は深度の深い方が大きい。また自然室温は $Z_t = 1$ mで三次元の場合に年較差が二次元の場合にくらべて 1.8°C 小さくなっているが、 $Z_t = 5, 10$ mでは差はみられない。

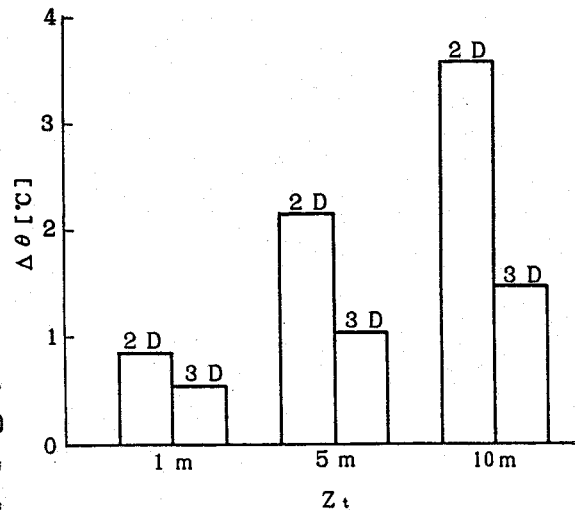


図-4.12 二次元(2D)と三次元(3D)の場合の $\Delta\theta$ の比較

(2) 限界発熱量の計算結果

表-4.2に以上の場合について計算した限界発熱量を示す。設定温度による限界発熱量の差は深度が浅いほど大きくなっている。次に、設定室温を 26°C とした場合の限界発熱量 $Q_{\max}(26)$ の深度との関係を図-4.13に示す。いずれの場合についても $Q_{\max}(26)$ は $10\text{W}/\text{m}^2$ 以下となっている。また、(1)で述べた $\Delta\theta$ の差ほどには限界発熱量は変化しない。これは夏期には深くなるほど地中温度が低くなるためであり、 $Z_t = 5$ mで限界発熱量が最高になる場合もある。しかし、始めに述べた X_t の効果を考慮にいても、 $Z_t = 5$ m以深では深度にともなって限界発熱量が減少することは明らかである。なお、 a_T の変化(前述したように外的要因による地中温度の変化を表す)にともなう地中温度上昇による限界発熱量の減少は大きく、特に深度が浅いほど影響が強い。

表-4.2 限界発熱量の計算結果(熱伝導モデル):単位 $[\text{W}/\text{m}^2]$

θ_{set} [°C]	Z_t [m]	基本条件*	X_t [m]		λ [W/(m·K)]		a_T	H [m]		W [m]		三次元	
			4.5	14.5	0.8	1.8		2.5	7.5	5	15	$a_T=0.475$	$a_T=0.95$
28	1	4.46	4.13	4.60	3.79	4.66	0.26	3.25	5.43	7.38	3.47	8.72	1.93
	5	4.37	3.57	4.78	2.45	5.74	2.79	4.22	4.44	6.74	3.57	9.30	5.97
	10	2.76	2.10	3.20	1.43	4.09	1.81	2.72	2.78	4.39	2.22	6.70	4.37
28	1	6.80	6.29	7.02	5.19	7.70	2.60	5.54	7.79	10.54	5.54	12.39	5.60
	5	5.37	4.39	5.88	2.95	7.21	3.79	5.21	5.44	8.28	4.40	11.38	8.07
	10	3.33	2.53	3.86	1.72	4.95	2.39	3.28	3.36	5.30	2.68	8.08	5.76
30	1	9.24	8.55	9.53	6.73	10.81	5.00	7.91	10.25	13.85	7.68	16.22	9.38
	5	6.37	5.21	6.98	3.45	8.70	4.80	6.21	6.44	9.76	5.23	13.47	10.16
	10	3.90	2.98	4.52	2.01	5.78	2.95	3.84	3.93	6.20	3.13	9.46	7.14

*: $X_t=9.5$ m, $\lambda=1.2\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, $a=0.475$, $H=5$ m, $W=10$ m, 二次元の場合

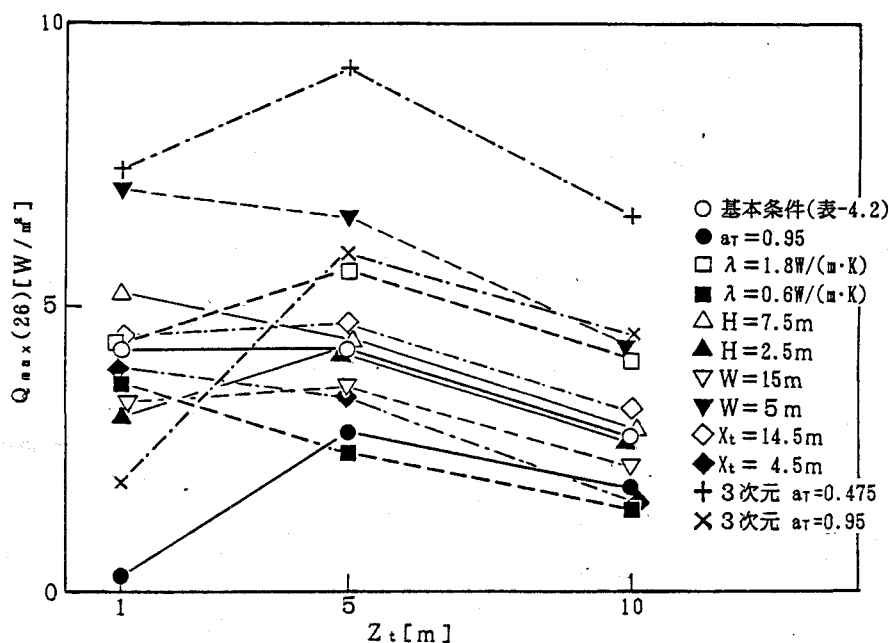


図-4.13 $Q_{max}(26)$ と深度・諸因子の関係

次に、同じ計算手法により、表-4.2で基本条件として示した条件に対する限界発熱量を東京および鹿児島標準気象データを用いて算出し、大阪の場合と比較して表-4.3に示す。深度の浅い場合に地域差が大きくなる。

表-4.3 限界発熱量の地域別比較
(単位[W/m²])

θ_{soil} [°C]	Z_t [m]	大阪	東京	鹿児島
26	1	4.46	5.68	3.24
	5	4.37	4.69	3.90
	10	2.76	2.90	2.66
28	1	6.80	8.14	5.59
	5	5.37	5.70	4.93
	10	3.33	3.46	3.22
30	1	9.24	10.77	8.03
	5	6.37	6.73	5.93
	10	3.90	4.03	3.79

4.3.3 地下水の流動を考慮した場合の限界発熱量の変化

(1) 地下水流の計算結果

地下水の流動を考慮した場合の限界発熱量の変化について検討する前に、まず式(4.3)による地下水流速分布の計算結果を示す。本節では図-4.5に示したように計算領域の両端に水頭差 Δh を与え、それにより地下水を流動させているが、この場合透水係数 k と水頭差 Δh の積が等しければ流速分布は同一になる。そこで以下では $\Delta h = 0.3\text{m}$ で一定とし、流速の変化は透水係数を $10^{-6} \sim 10^{-3}\text{m/s}$ と変化させることによって設定する。なお透水係数の値は一般に、非常に細かい砂、シルトなどの場合で $10^{-9} \sim 10^{-5}\text{m/s}$ 、きれいな砂、きれいな砂と砂利との混合物の場合で $10^{-5} \sim 10^{-2}\text{m/s}$ とされている¹²⁾。図-4.14に $Z_w = 3\text{m}$ で $k = 10^{-5}\text{m/s}$ の場合の

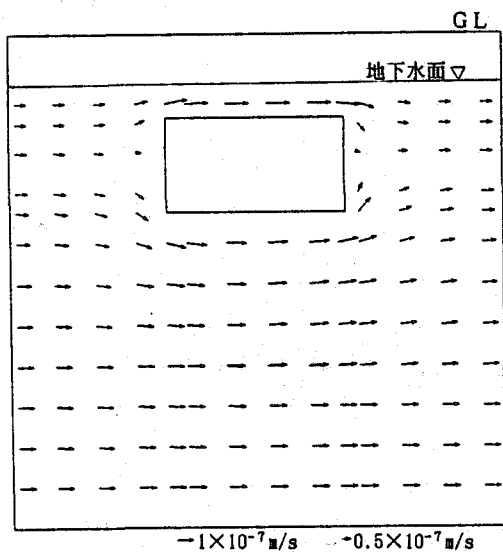


図-4.14 地下水流速分布
($Z_w = 3 \text{ m}$, $k = 10^{-5} \text{ m/s}$)

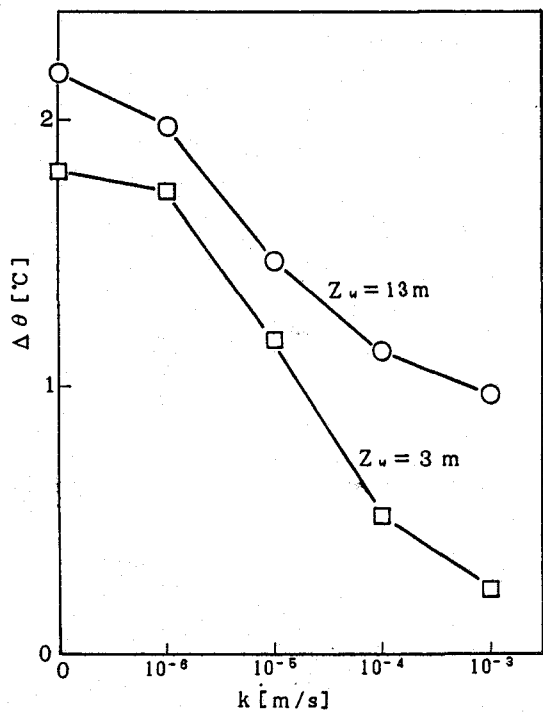


図-4.15 地下水流の $\Delta\theta$ におよぼす影響

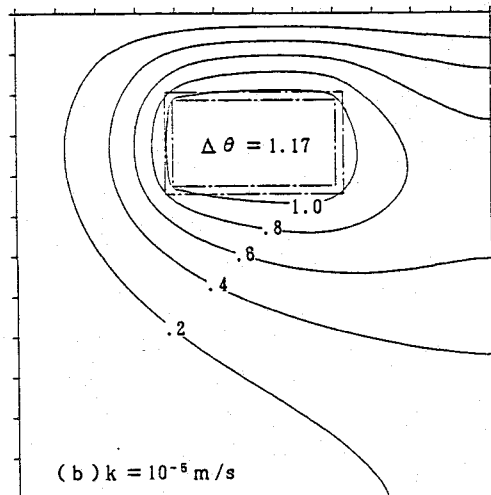
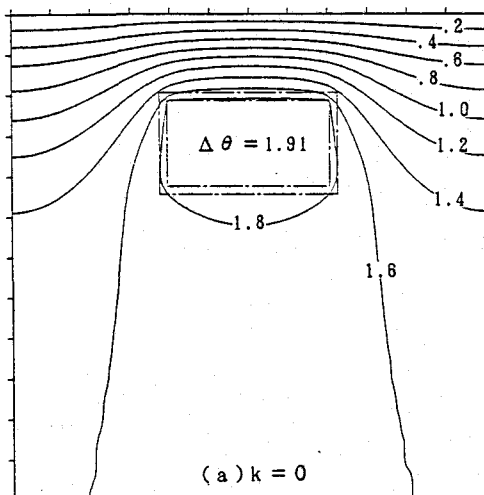


図-4.16 $\Delta\theta$ の計算における地中温度分布 (単位[°C])

地下水流速分布を示す。この場合の平均的な水平方向流速 v はおよそ $10^{-7} \text{ m/s} = 0.009 \text{ m/d}$ であり、有効空隙率を30%とすると実流速は 0.03 m/d となる。なお、各点における流速は k に比例し、 $k = 10^{-3} \text{ m/s}$ の場合には図-4.14の100倍となるが、梅宮ら¹³⁾によると不被圧地下水の平均的な流速は 1 m/d とされており、この程度までは現実的な地下水流速と考えることができる。

(2) 限界発熱量におよぼす地下水流の影響

図-4.15に、 $Z_w = 3 \text{ m}$ (天井 表-4.4 限界発熱量の計算結果 (地下水流を考慮したモデル) (単位 $[\text{W}/\text{m}^2]$)

面の上 2.5 m が地下水面、すなわち地下空間が帯水層中にある場合) と $Z_w = 13 \text{ m}$ (床面の下 2.5 m が地下水面、すなわち地下水と地下空間が接触していない場合) について、 $k = 0$ 、すなわち地下水の流動のない場合と $k = 10^{-6} \sim 10^{-3} \text{ m/s}$ とした場合における $\Delta\theta$ の変化を示す。 $k = 10^{-6} \text{ m/s}$ ($v = 10^{-8} \text{ m/s}$) 以上のとき、 $Z_w = 3, 13 \text{ m}$ のいずれの場合においても地下水流速の増大に対して $\Delta\theta$ は大きく減少する。なお、 $k = 0$ のときの $Z_w = 3 \text{ m}$ と 13 m での $\Delta\theta$ の差は帯水層とその上部で異なる熱伝導率を与えていることによる。

$Z_w = 3 \text{ m}$ で $k = 0, 10^{-5} \text{ m/s}$ の場合の $\Delta\theta$ の計算における地中温度分布を図-4.16に示す。 $k = 10^{-5} \text{ m/s}$ の場合、地中温度分布は明らかに地下水流の影響を受けており、特に床面からの熱損失の割合は $k = 0$ のときの10%に対して28%と大きくになっている。

表-4.4に $Z_w = 3, 13 \text{ m}$ の場合および $Z_w = 3 \text{ m}$ で地表面の日射吸収率 $a = 0.95$ とした場合の限界発熱量の計算結果

θ_{set} [°C]	Z_w [m]	a_T	$k [\text{m/s}]$				
			0	10^{-6}	10^{-5}	10^{-4}	10^{-3}
26	3	0.475	4.99	5.51	8.13	18.25	41.08
	3	0.95	3.18	3.53	5.16	11.83	26.54
	13	0.475	4.36	4.81	6.42	8.32	9.63
28	3	0.475	6.12	6.76	9.97	22.33	49.79
	3	0.95	4.32	4.78	7.01	15.73	35.19
	13	0.475	5.37	5.92	7.90	10.24	11.89
30	3	0.475	7.25	8.04	11.80	26.40	58.46
	3	0.95	5.45	6.03	8.86	19.83	43.83
	13	0.475	6.37	7.03	9.39	12.17	14.13

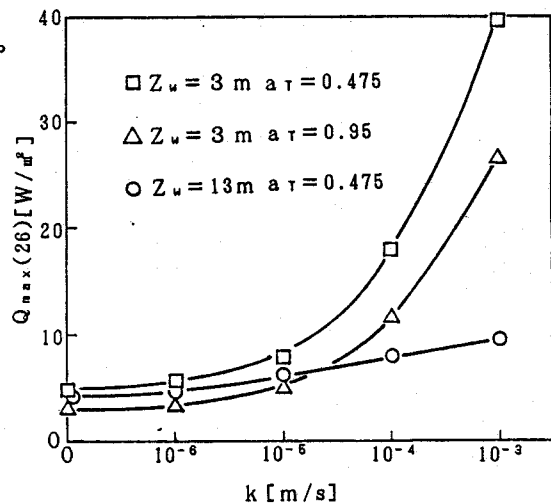


図-4.17 地下水流の限界発熱量におよぼす影響

を示す。また透水係数に対する $Q_{\text{max}}(26)$ の変化を図-4.17に示す。 $Z_w = 3 \text{ m}$ の場合、 k が 10^{-5} m/s 以上になると限界発熱量は急激に増大する。ただし $a = 0.95$ と地中温度・地下水温度を上昇させた場合、限界発熱量は $a = 0.475$ の場合の $2/3$ となる。また、 $Z_w = 13 \text{ m}$ と、地下空間に接しないところで地下水の流動がある場合にも、限界発熱量はその影響を受けて増大する。なお以上の結果は、地下開発等によって地下水の流動が抑制されたり、地下水位の低下が起こった場合、地盤吸熱量は熱伝導率や温度拡散率の変化の影響以上に低下する可能性のあることを示している。

4.3.4 経年変化、発熱の時間変動についての考察

(1) 経年変化についての考察

図-4.18に、熱伝導モデルにより計算した $Z_t=1, 5, 10$ mの場合（他の条件は表-

4.2の基本条件とする）、および地下水流を考慮したモデルにより計算した $Z_w=3$ m、 $k=10^{-5}$ m/sの場合のそれぞれについて、4.3.2~4.3.3で求めた $Q_{max}(26)$ を与えての非定常計算をおこない、設定温度26℃の場合の評価時点における気温の経年変化を計算した結果を示す。熱伝導モデルについては30年後まで計算しているが、 $Z_t=5, 10$ mの場合には設定温度に達しておらず、周期定常となるのはかなりの年数が経過した後である

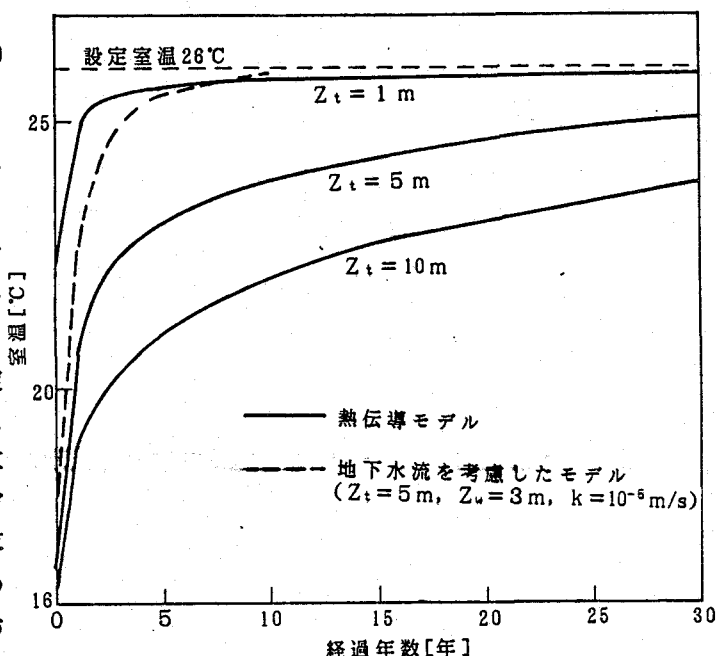


図-4.18 $Q_{max}(26)$ 評価時点の室温の経年変化

ることがわかる。したがってたとえば30年後の室温を設定温度とするように限界発熱量を定義した場合には、 $Q_{max}(26)$ は表-4.2の値に対し $Z_t=5$ mで約10%、 $Z_t=10$ mで約30%増加するが、地下空間は半永久的に使用されることが多く、周期定常状態を対象とした本節での考え方が妥当と思われる。

地下水流を考慮したモデルの場合については10年後まで計算しているが、ほぼ設定室温になっており、熱伝導モデルの場合にくらべて早く周期定常状態になっている。

(2) 発熱の時間変動による影響についての考察

本節では内部発熱は時間によらず一定としてきたが、実際には内部発熱は1日のうちで間欠的に起こる場合が多い。その場合の室温が日積算発熱量により決まる⁵⁾とすれば、限界発熱量は発熱時間に反比例して増加する。そこで $Z_t=5$ mの場合について、発熱量を日積算発熱量が $Q_{max}(26)$ の日積算値に等しくなるように与え、発熱時間を12時を中心に24、12、8、4時間とした場合の、 $Q_{max}(26)$ の評価時点における、計算開始5年目の室温の日変動・日平均値を比較する。

図-4.19(a)には熱伝導モデルによる計算結果を示す。発熱時間が短くなるにつれ日較差が大きくなり、4時間発熱の場合約1℃となるが、日平均室温は連続発熱の場合に等しく、限界発熱量は日積算値として決めることがほぼ可能といえる。図-4.19(b)には地下水流を考慮したモデルによる計算結果を示す。この場合には $Q_{max}(26)$ が熱伝導モデルの場合の約2倍であることから日較差が大きく、4時間

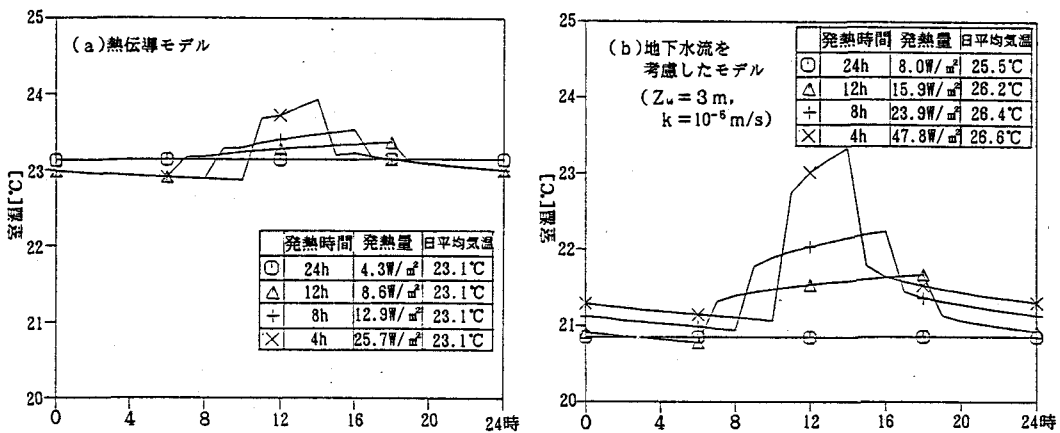


図-4.19 発熱の時間変動の影響

発熱では 2.3°C となるとともに日平均室温も連続発熱の場合にくらべて約 1°C 高く、限界発熱量は発熱時間に反比例させた値よりは小さくとる必要がある。

4.3.5 実際の地下空間・地域に対する限界発熱量の適用に関する考察

4.3.3で示したような地下水流の効果が期待できる場合を除いては、本節で扱った条件下での限界発熱量は表-4.2に示されるようにほとんどの場合で $10\text{W}/\text{㎡}$ 以下となっている。ここではまずこれらの値の示す具体的意味について考察してみる。

地下空間の用途として事務室を考え、照明を $20\text{W}/\text{㎡}$ 、人員を $0.2\text{人}/\text{㎡}$ とすればそのインテリア部取得顕熱の概算値は $35\text{W}/\text{㎡}$ となる¹⁴⁾。これは表-4.2に示された値にくらべて大きい。例えばその使用時間を8時間に制限すれば日平均値は約 $12\text{W}/\text{㎡}$ となり、4.3.4の考察より表-4.2で三次元かつ自然地表面下で深度の浅い場合には限界発熱量以下とすることが可能となることがわかる。また、地下を住居として利用する場合もほぼ同様なことがいえる。

これに対して、地下街として使用する場合には、照明が $100\text{W}/\text{㎡}$ 以上となる場合があるなど単位床面積当りの発熱量は上の場合にくらべて大きく、また使用時間も長時間にわたるため、限界発熱量以下とすることは不可能となる。ただし、このような高発熱空間に対しても、低発熱空間と熱的に結合することにより冷房不要空間とすることが可能になる場合もあり、この例については第5章で述べる。

また、地下水の流動を考えなければ地盤の吸熱量の定常成分は全て地表面に流出する。したがって地域レベルでみた地下開発の熱的制約条件として単位地表面積当りで規定した限界発熱量を考えることができる。表-4.5には表-4.2で基本条件として示した条件下での許容発熱量を、地表面積当りに換算

表-4.5 地表面積当りに換算した限界発熱量
(単位 $[\text{W}/\text{㎡}]$)

θ_{set} [°C]	Z_t [m]	二次元		一次元
		床面積 基準	地表面 積基準	
26	1	4.46	1.49	1.38
	5	4.37	1.46	1.98
	10	2.76	0.92	1.09
28	1	6.80	2.27	2.97
	5	5.37	1.79	2.46
	10	3.33	1.11	1.32
30	1	9.24	3.08	4.42
	5	6.37	2.12	2.94
	10	3.90	1.30	1.58

して示す。また、地下空間が水平方向に無限に続くものとして、一次元の条件下で算出した限界発熱量を併せて示す。一次元の場合の限界発熱量は床面積を基準とした場合には二次元の場合にくらべて小さいが、地表面積を基準とした場合にはおおむね二次元の場合より大きくなる（ただし、 $Z_t=1\text{ m}$ では一次元の場合自然室温が高温になるため、二次元の場合が大きくなる例も見られる）。すなわち任意の地域を考えた場合、その地域全体としての地下空間の限界発熱量の総計は、深度などの諸条件を一定とするならば、その地域全体の地下に地下空間を設けた場合に最大となり、地下空間の面積を減少させた場合床面積当りの限界発熱量は増加するものの、その増加分の合計は減少させた床面積に割り当てられていた発熱量の合計よりは小さい。したがって、都市域のように高密度に地下空間が利用されており、その深度がほぼ一様と見なせる場合には、一次元の場合について求めた限界発熱量と地表面積の積を地域の地下における限界発熱量の総計の上限値として考えることができる。

4.4 地下空間の熱環境におよぼす地中温度変化の影響の具体的計算例による検討 (地中オフィス空間におけるケーススタディ)

4.4.1 計算条件

前節の議論は地下空間の計画の段階において大地の熱的有利性が生かされるようにその内部発熱量を抑制することを目的としていた。これに対して本節では、現実的な負荷を与えた地下室について、地表面被覆の違いに起因する地下空間の熱環境の差について考察する。計算対象は図-4.20に示す内のり $10\times 10\times 3\text{ m}$ の地下事務室とし、地下埋設タイプと地下階タイプの2つの場合を考える。地中熱伝導の計算は地下室の $1/4$ を取り出し、三次元の差分法によっておこなった。ただし図-4.20に示すように不等メッシュを用いて計算時間を節約している。また地表面以外の境界面（側面、底面および地下階タイプの天井面）は断熱とした。気象データには大阪地方のHASP標準気象データを用い、5年分の計算をおこなった。本節の計算対象

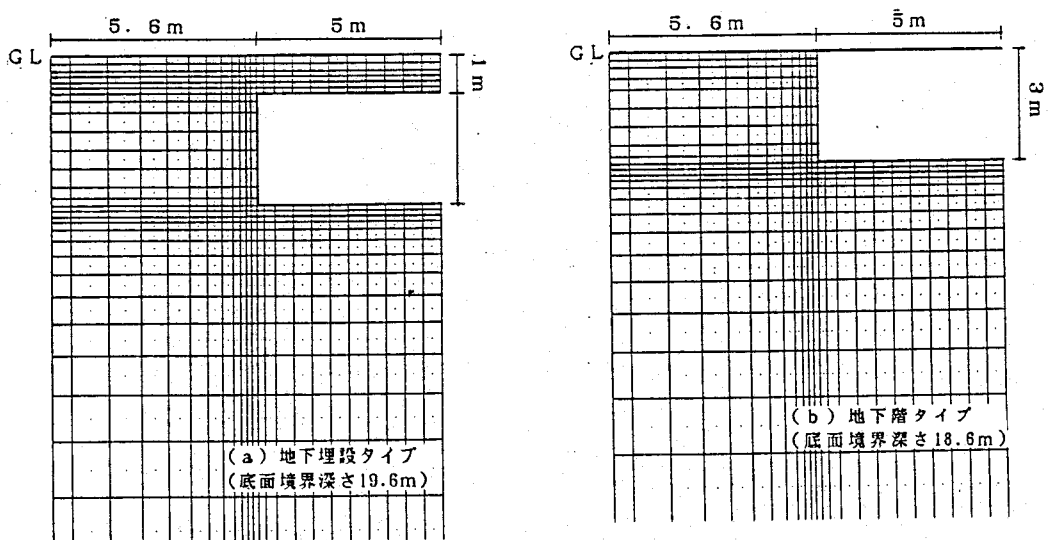


図-4.20 計算対象

は深度が浅いため、
5年目の計算結果は
ほぼ周期定常になっ
ている。

計算は空調をおこ
なわない場合と空調
した場合についてお
こない、空調をおこ
なわない場合には熱
環境指標として

FangerのPMVを計算
した。PMVの計算は
石野¹⁵⁾の発表した
プログラムをそのま
ま用いているが、

MRTとして平均表面
温度を用い、地下階
タイプの場合の天井
面温度は気温に等し
いと仮定している。

表- 4.6 計算条件

地表面対流熱伝達率	11.6W/($\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$)	壁体の厚さ	0.3m						
地表面長波放射率	0.95	(壁面, 床・天井面とも)							
土の熱伝導率	1W/($\text{m} \cdot ^\circ\text{C}$)	壁体の熱伝導率	1.1W/($\text{m} \cdot ^\circ\text{C}$)						
土の体積熱容量	2100KJ/($\text{m}^3 \cdot ^\circ\text{C}$)	壁体の体積熱容量	1850KJ/($\text{m}^3 \cdot ^\circ\text{C}$)						
室内側熱伝達率	9W/($\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$)								
負荷(遠藤 ¹⁶⁾ を参考にした)		スケジュール(%, 曜日は1987年に従う)							
		8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 (時)							
人体	0.1人/ m^2 として10人	平日	150	100	150	100	150		
	1人当り顕熱62.8W 潜熱55.8W	土曜	150	100	150	0			
照明	20W/ m^2 として2000W	平日	150	100	170	100	150		
		土曜	150	100	150	0			
取入外気量	20 m^3 /($\text{h} \cdot \text{人}$)として	平日	1		100			1	
	200 m^3 /h	土曜	1	100	1	0			
PMV計算条件(夏期を想定)									
気流速度	0.2m/s	着衣量	0.6clo						
代謝量	50kcal/ $\text{m}^2 \cdot \text{h}$	着衣による							
仕事量	0kcal/ $\text{m}^2 \cdot \text{h}$	面積換算係数	1.1						
空調設定条件(土曜日の12時以降と休日は運転しない)									
夏期(6~9月) 冬期(12~3月) 中間期(4,5,10,11月)									
運転時間	8~17時	7~17時	8~17時						
設定温湿度	26 $^\circ\text{C}$, 60%	22 $^\circ\text{C}$, 40%	24 $^\circ\text{C}$, 50%						

表- 4.6に計算に用いた定数、負荷発生スケジュールとPMVの計算条件、空調をおこなう場合の設定温湿度を示す。以下、5年目の計算結果をもとに考察をおこなう。

4.4.2 計算結果とその考察

(1) 空調をおこなわない場合

図-4.21に空調をおこなわない場合における地下空間内気温の年変化(5日間平均値)を示す。地下階タイプは地下埋設タイプにくらべ冬期に高温となるが、これは天井面を断熱条件としていることによると考えられる。夏期には両者の差は小さくなる。また、地表面条件の違いによる差は冬期より夏期の方がやや大きく、両地下室タイプとも同程度である。図-4.22には8月16~22日の地下埋設タイプの気温・湿度変動を示す。アスファルト地表面下では自然地表面下にくらべて内部発熱のある昼間に約3.4 $^\circ\text{C}$ 気温が高く、ほとんどの時間帯で外気温以上となっている。これに対して自然地表面下の場合には最高気温が29 $^\circ\text{C}$ を超えず、ほとんどの日に昼間の気温が外気温以下となっている。したがってこの場合には取入外気状態制御によって冷房をおこなうことなく気温を下げるができる。表- 4.6に示した人体および照明による顕熱負荷を1週間にわたって時間平均すれば7.39W/ m^2 となる。本節で計算の対象とした地下埋設タイプは埋設深さや壁体の厚さ、地下室の高さなどが4.3節の設定とは異なるため厳密な比較はできないが、表- 4.2に示した三次元の場合の限界発熱量の計算結果と比較すると、この発熱量は26~28 $^\circ\text{C}$ 程度の設定室

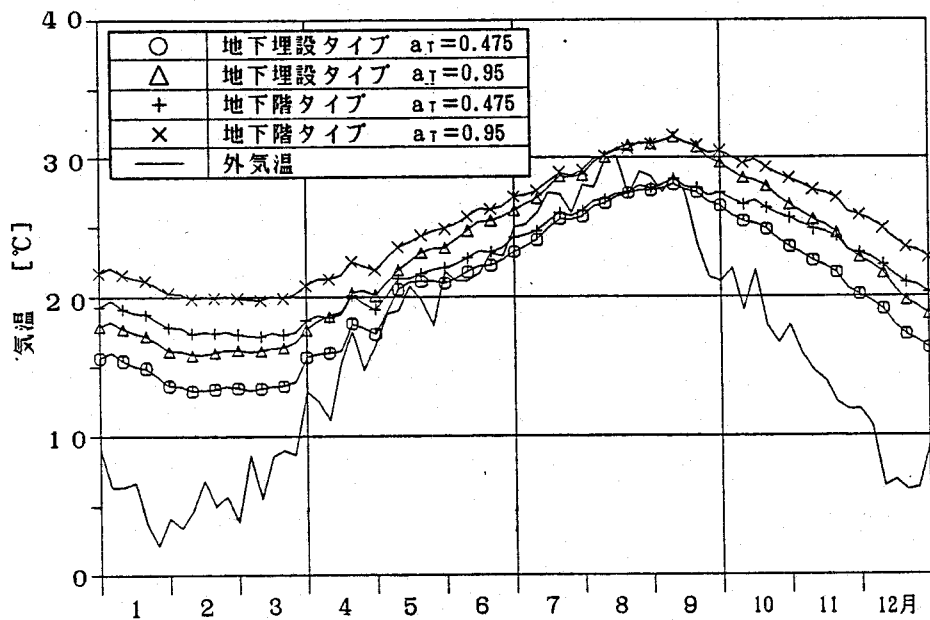


図-4.21 気温の年変化 (5年目)

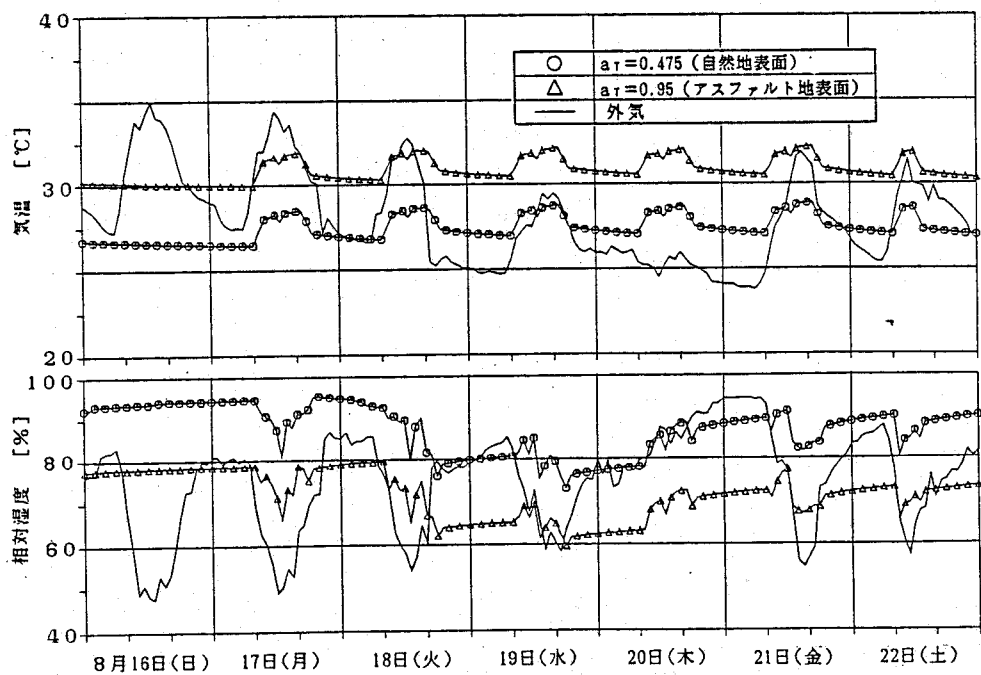


図-4.22 地下埋設タイプの温・湿度変化 (8月16~22日)

温のもとで地表面が自然地表面とアスファルト地表面の場合における限界発熱量の中間の値となっていると考えられる。

湿度についてみると、自然地表面下では気温が低いことから相対湿度が高くなるとともに、壁面温度が低いため年間で結露のおこる可能性のある日数（壁面温度における飽和湿度が1ヶ所でも $X_R > X_w$ となる時間が生じた日）がアスファルト地表面下での29日に対し132日となり、7、8月はほぼ毎日結露の可能性がある。

8月21日の9～18時のPMVの計算結果を図-4.23に示す。自然地表面下では1日を通じてほぼ $PMV = 1$ (slightly warm)～1.5 であるのに対して、図-4.24に地下埋設タイプについて示すように気温および壁面温度の高いアスファルト地表面下では両者の相乗効果によりほぼ $PMV = 2$ (warm)～2.5 と PMV でおよそ1の差となる。このように地下空間の夏期の熱環境の評価は気温だけでは不十分であり、気温より低温の壁面の影響を考慮する必要のあることがわかる。また、気温と壁面温度の高低関係は一般に地下空間と地上空間で反対となり、さらに地上空間では窓からの太陽日射もあるため、特に地上空間と地下空間の熱環境や省エネルギー性の比較の場合には PMV のような熱環境の総合指標で議論することが不可欠である。

(2) 空調をおこなう場合

図-4.25に表-4.6の条件で空調をおこなった場合の各月除去熱量を、表-4.7に年間の合計値を示す。潜熱負荷では差が生じないが、各地下室タイプとも、アスファルト地表面下では除去顕熱量の増加、供給顕熱量の減少が著しい。また、その差は地下埋設タイプの方が大きく、年間除去顕熱量でみると2.4倍の増加となる。

図-4.26に8月16～22日の地下埋設タイプにおける毎時の除去熱量を示す。地下

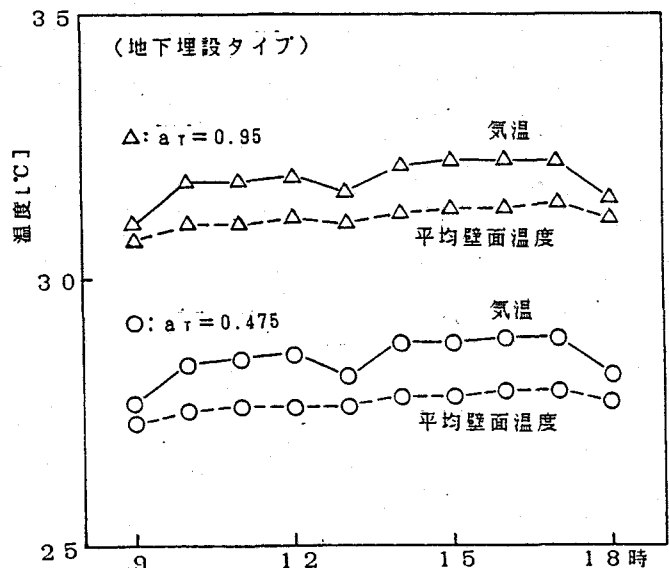
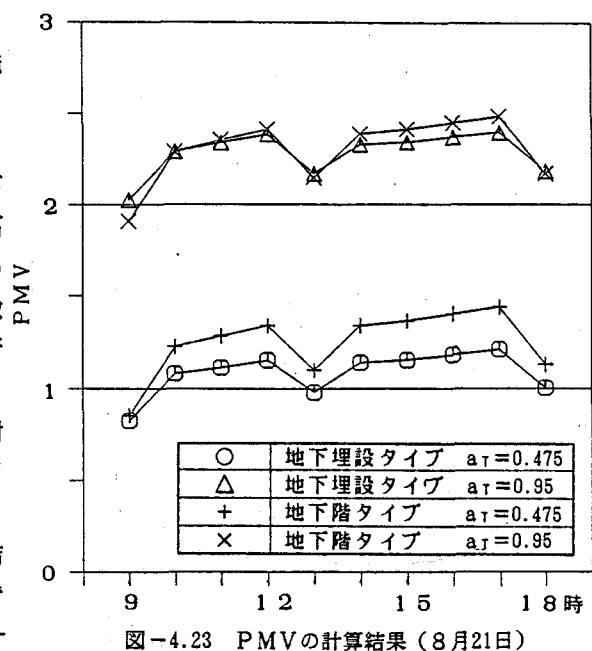


図-4.24 気温・壁面温度の計算結果(8月21日)

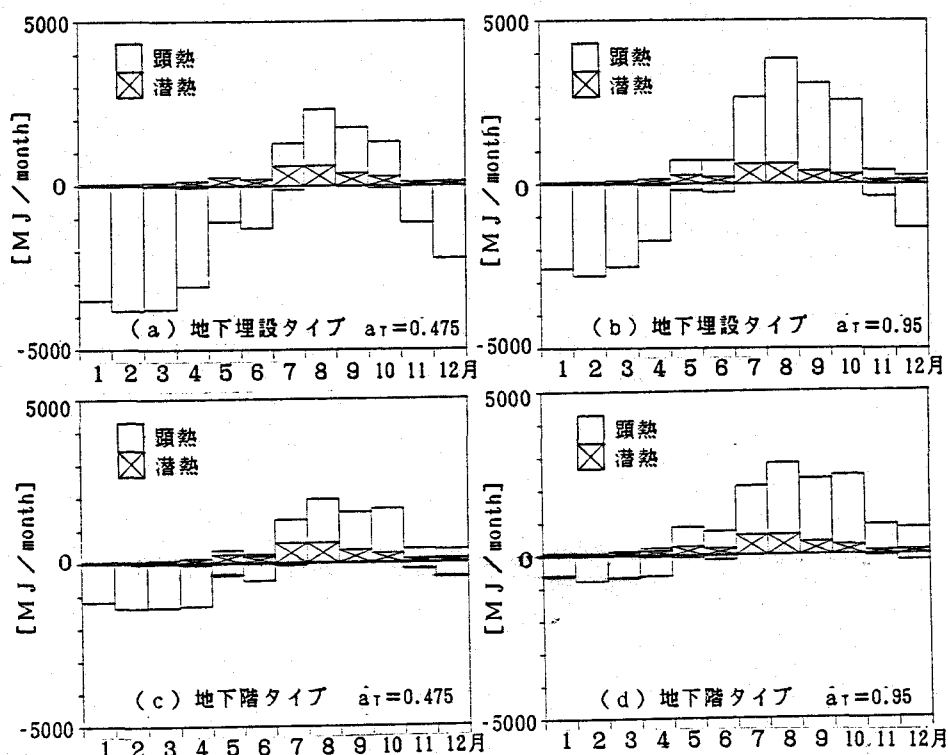


図-4.25 各月除去熱量

埋設タイプでは地表面

表-4.7 年間負荷 (単位[MJ/year])

近傍での地中温度の影響を強く受けるため、

図-4.27に示す地下室まわりの地中温度分布よりわかるようにアス

ファルト地表面下の場合は天井面からの流入熱流が大きく、また、負荷の時間変化を見ても非空調時に天井部分が加熱されることによる蓄熱負荷の影響から空調開始時の負荷が大きくなっている。したがって月曜日の9~10時における顕熱負荷は自然地表面下の約2倍となる。

4.5 要約

本章ではまず、大地の熱的有利性を生かした地下空間計画のための地下空間における地盤の吸熱効果を表す指標として、冷房をおこなうことなく室温を設定室温以下とするために要求される内部発熱量の許容値である限界発熱量を提案し、それを気温、自然室温の非定常計算、発熱に対する室温上昇の3者より求める手順を示した。また、諸因子が限界発熱量におよぼす影響を数値計算により検討し、以下の知見を得た。

(1) 熱伝導モデルの場合、深度が増すに従い内部発熱による室温上昇が大きくな

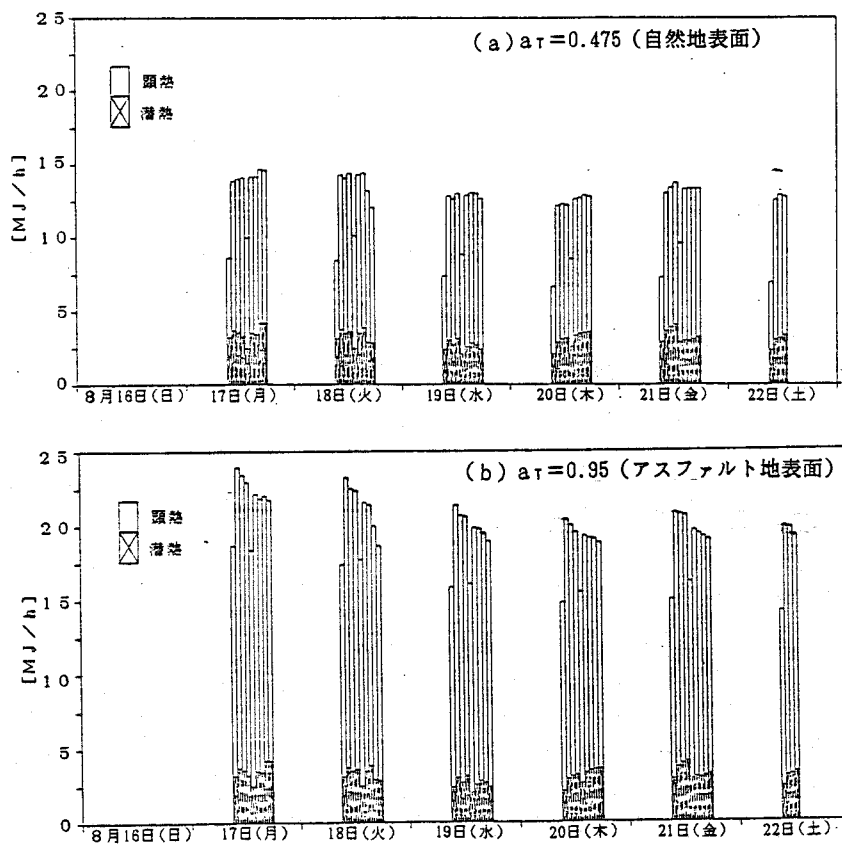


図-4.26 地下埋設タイプの除去熱量 (8月16~22日)

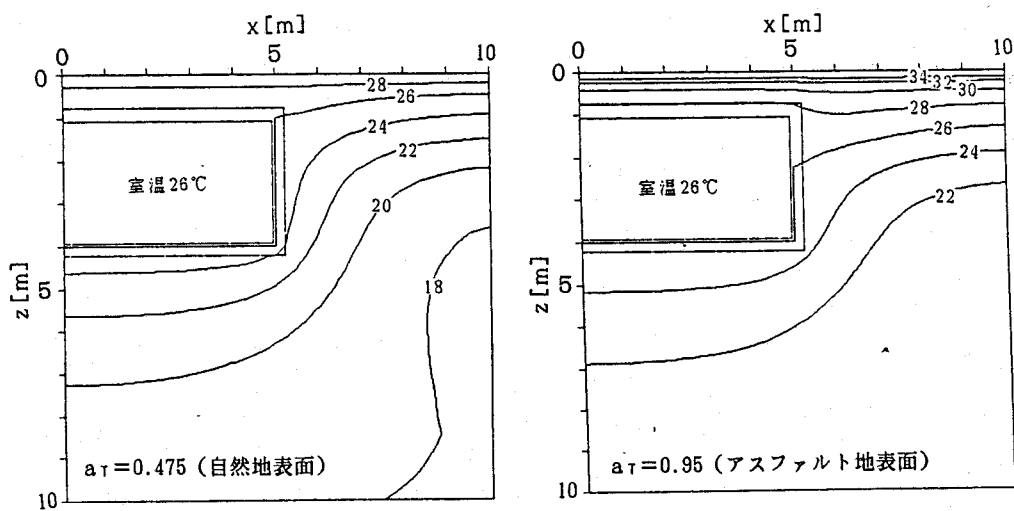


図-4.27 8月1日(土)12時における地中温度分布 (単位[°C])

る。限界発熱量は、夏期の自然室温が低くなるため場合によってはある深度で最大値を示すことがあるが、 $Z_t=5\text{ m}$ 以深では深度にともない減少する。また、深度の浅いところでは地中温度の上昇による影響が大きい。

(2) 地下水の流動を考慮した場合、限界発熱量はかなり増加する。また地下水が壁面に接していない場合にも影響がみられる。したがって地下水の流動が阻害されると周囲の地下空間の熱環境に大きな影響を及ぼす。

(3) ここで求めた限界発熱量の値を実際の生活空間の発熱量と比較すれば、地下水流の効果を考慮しない場合、事務室や居室程度の内部発熱で使用時間を1日8時間程度に制限した場合に、平面形状が一辺10mの正方形で深度の浅い場合の限界発熱量にほぼ等しくなり、地下街のような使用状況での内部発熱量にくらべてかなり小さい。また、一次元の場合について求めた限界発熱量は地域の地表面積基準で考えた限界発熱量の上限値となる。

なお、本章での限界発熱量の定義では外気冷房時に外気を無限に取り入れることができると仮定しているため、寒冷地では限界発熱量を計算できない等の問題点があり、今後はこの点のほか各種技術手段による限界発熱量の変化を評価できるよう改良することが今後の課題である。

次に、地下事務室を対象とし地表面がアスファルト舗装された場合の地下空間の熱環境・熱負荷の具体的な変化について数値シミュレーションにより解析し、以下の結果を得た。

(1) 空調をおこなわない場合、アスファルト地表面下では夏期に高温となり、ふく射を考慮した熱環境指標でみても自然地表面下にくらべて顕著な差を生じる。ただし、地下居室においてよく問題となる結露はアスファルト地表面下の方が起こりにくい。なお、結露対策には除湿器の使用のほか全熱交換器の使用でも結露が防止される可能性があるが、これらの性能評価にはより詳細なシステムシミュレーションが必要である。

(2) 空調をおこなう場合、アスファルト地表面下と自然地表面下では冬期の供給顕熱量および夏期の除去顕熱量の差が大きく、都市域に地下室を設ける場合、地表面がアスファルトで舗装されていることが熱負荷や装置容量に大きな影響をおよぼすことがわかる。また、発熱量や地域によっては地表面のアスファルト舗装によって冬期の暖房が不要になったり、逆に夏期の冷房が必要になるような場合も考えられる。なお、ここでは外気状態制御は考慮しておらず、たとえば全熱交換器を用いることによって外気負荷は減少し、地表面の差にもとづく負荷の差はより大きくなる。

地下空間が地上空間と異なる点の一つにインフィルトレーションのほとんどないことがある。序論でも述べたように、これは地下空間を居住空間とするときに何らかの換気設備が不可欠であることを意味し、地上空間に対してこれに要するエネルギーが付加的に必要となる。しかし、これは逆に換気経路が明確であり全熱交換器等による排気からの熱回収が容易という利点でもある。したがって、地下空間居住を考える場合、排気からの熱回収は十分検討する必要がある。

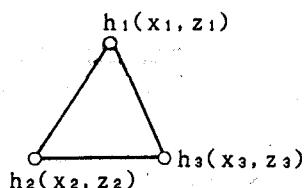
Appendix 4. A 地下水面を自由地下水面としたときの水面高さの計算

4. A. 1 序論

本研究における地下水の流速計算では、地下水面をポテンシャルの垂直方向勾配が0の水平面と仮定し、側面境界に水頭差を与えてポテンシャル分布を計算した。しかし、本研究で対象としているような深度0～10mに存在する帯水層は不被圧帯水層であることが多く、地下水面は自由地下水面として基準面からの水面高さがポテンシャルに等しくなるような分布をとる。したがって本研究のように帯水層内に地下空間が存在するとそれによって水面の上昇が起こると予想される。そこで、ここでは有限要素法を用いて自由地下水面の高さの分布を計算し、水面高さを一様とした場合との差について検討する。

4. A. 2 計算手法

帯水層内ポテンシャル分布の計算は、水面が曲面となるため有限要素法を用いた。要素を図- 4.A.1に示す三角形一次要素とすると、二次元の地下水ポテンシャル分布についての式(4.3)



$$k \frac{\partial^2 h}{\partial x^2} + k \frac{\partial^2 h}{\partial z^2} = 0 \quad (4.A.1) \quad \text{図-4.A.1 三角形一次要素}$$

は、各要素について次の有限要素式となる。

$$\frac{k}{4\Delta} \begin{vmatrix} b_1^2 + c_1^2 & b_1 b_2 + c_1 c_2 & b_1 b_3 + c_1 c_3 \\ b_1 b_2 + c_1 c_2 & b_2^2 + c_2^2 & b_2 b_3 + c_2 c_3 \\ b_1 b_3 + c_1 c_3 & b_2 b_3 + c_2 c_3 & b_3^2 + c_3^2 \end{vmatrix} \begin{pmatrix} h_1 \\ h_2 \\ h_3 \end{pmatrix} = 0 \quad (4.A.2)$$

ここで

$$\Delta = 0.5 \times \begin{vmatrix} 1 & x_1 & z_1 \\ 1 & x_2 & z_2 \\ 1 & x_3 & z_3 \end{vmatrix}$$

$$b_1 = x_2 - x_3 \quad b_2 = x_3 - x_1 \quad b_3 = x_1 - x_2$$

$$c_1 = z_3 - z_2 \quad c_2 = z_1 - z_3 \quad c_3 = z_2 - z_1$$

式(4.A.2)を全要素について加え合わせた全体マトリックスを与えられた境界条件のもとで解くことにより地下水ポテンシャル分布を求めることができる。

計算対象としては、 $Z_w = 3 \text{ m}$ の場合を選んだ。始めに述べたように、自由地下水面でのポテンシャルは基準面からの高さに等しいため、地下水流を形成するためにポテンシャル勾配を与えると計算領域の両端で水面高さが異なることになる。また、それにともない流れの断面積を等しくするため両端での水底の高さにも差をつけ、計算領域および要素分割は図- 4.A.2のように設定した。境界条件は図中D点を通る水平面を基準面として、

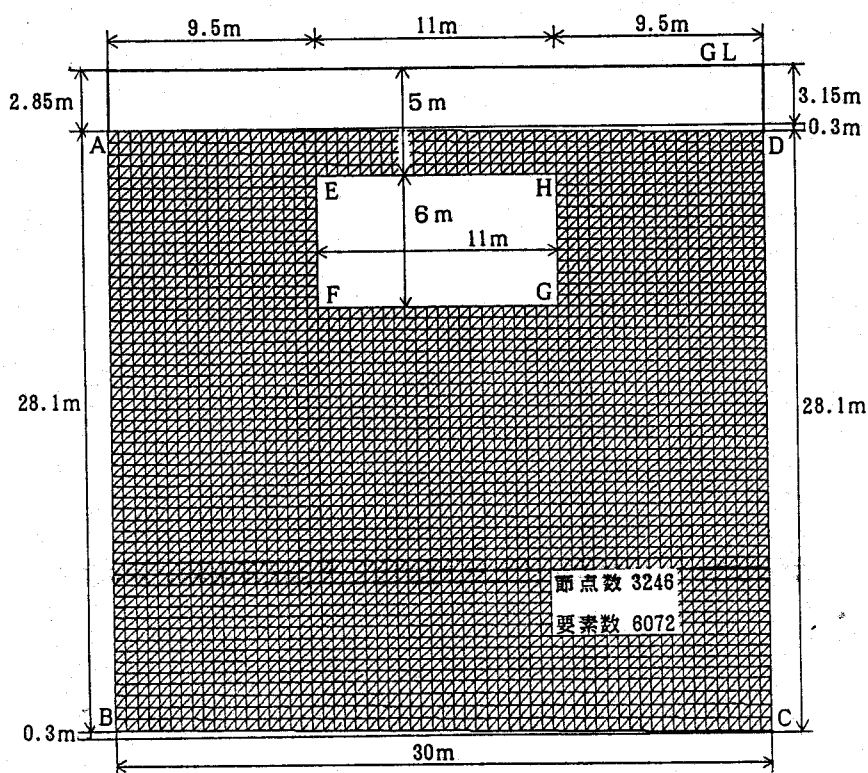


図-4.A.2 計算領域と要素分割

AB上で $h = 0.3\text{m}$

CD上で $h = 0\text{m}$

BC, DA上で $\frac{\partial h}{\partial n} = 0$ (nはBC, DA面に対する法線方向)

EF, GHで $\frac{\partial h}{\partial x} = 0$

FG, HEで $\frac{\partial h}{\partial z} = 0$

とし、AB, BC, CD境界および地下空間の位置は固定する。

計算の手順は、まず水面位置の初期値としてADを直線で結び、全体マトリックスを解いて水面上のポテンシャル $h_{tab}(x)$ を求めたのち、

$$Z_{tab}(x) = 3.15 - h_{tab}(x) \quad (4.A.3)$$

により各接点での水面高さ $Z_{tab}(x)$ を修正し、それにもとづいて要素メッシュを再生成してポテンシャル分布を再計算することを反復しておこなった。反復の2回目以降では $Z_{tab}(x)$ の修正量は 10^{-3}m 以下と小さいが、以下では反復5回目の計算結果を示す。

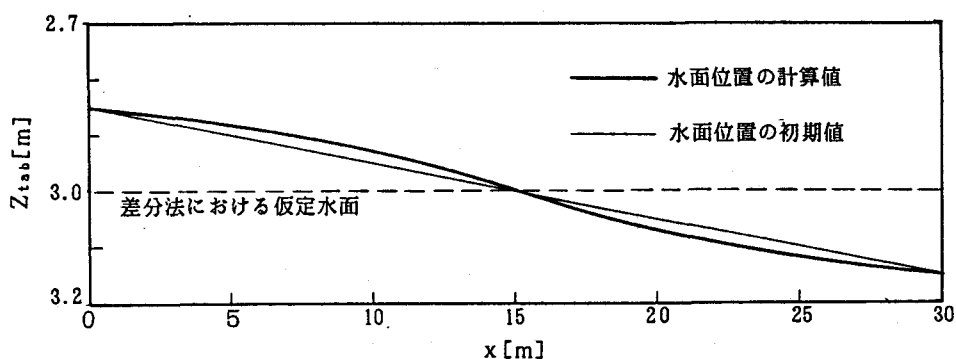


図-4.A.3 地下水面の計算結果

4.A.3 計算結果

図-4.A.3に水面高さの計算結果を示す。計算領域の中心である $x = 15\text{m}$ において水面の上昇は $2.9 \times 10^{-3}\text{m}$ と小さく、また境界条件として与えたポテンシャル勾配にもとづく水面高さの、差分法で用いた水面高さとの差 $\pm 0.15\text{m}$ も、帯水層厚さ 28.25m にくらべれば無視できると考えられ、したがって地下水面を水平面に固定しておこなった第4章での地下水流計算における近似にもとづく誤差は無視できると考えられる。

4.A.4 要約

ここでは地下水面を自由地下水面とした場合について、その水面高さの分布を有限要素法により算出した。その結果、地下水面の計算結果と地下水面を水平面に近似した場合の差は小さく、第4章における近似の妥当性が確認された。

第5章 地下空間の熱環境調整手法の評価 (地下鉄を例としたケーススタディ)

5.1 序論

第1章でも触れたように、わが国では多湿な気候のために住居等において地下を利用した歴史がなく、人間の生活空間としての地下の利用は鉄筋コンクリート構造と機械換気技術の発達によって開始された。したがって1927年に東京で、1933年に大阪で開業した地下鉄は、都市域で建設された人間の生活空間としての地下空間のうち最も歴史が古く、また最も多くの人々に利用されてきた空間といえる。また、地下鉄構内を熱環境的にみると、開業当時は地下空間の特性を生かした「夏涼しく、冬暖かい」空間であったものが、その後の交通量増加にともなう内部発熱量の増大によって夏期の高温化問題を招き、同一の空間で大きく異なる熱環境を経験しているという特殊性を持っている。また、このような問題のため地下鉄空間には気温や壁体温度についての実測データが種々の地下空間の中では最も豊富に存在しており、特に発熱量と地下空間内熱環境の関係についての研究対象として興味深い点が多い。地下鉄には列車運行にともなう生じる列車風による換気量の多いことなど特殊な面もあるが、上で述べた理由により本章では都市における地下空間熱環境シミュレーションの対象として地下鉄構内を選定した。

上で述べた地下鉄構内の気温の経年上昇について庄司¹⁾、庄田²⁾の示した大阪市営地下鉄御堂筋線淀屋橋駅プラットホームでの例を以下に示す。まず、8月の平均気温についてその開業時より1977年までの変化を図-5.1に示す。ホーム気温は開業当初は外気温より低いものの、その後上昇し1960年以降は外気温に対し約4℃高くなっている。特に1950年より1958年までの8年間にホーム気温は約5℃上昇しているが、この期間は交通量が3両編成・最短運転間隔3分30秒から6両編成・2分30秒へと急激に増大した期間と一致している。次に、1936年と1977年の淀屋橋駅プ

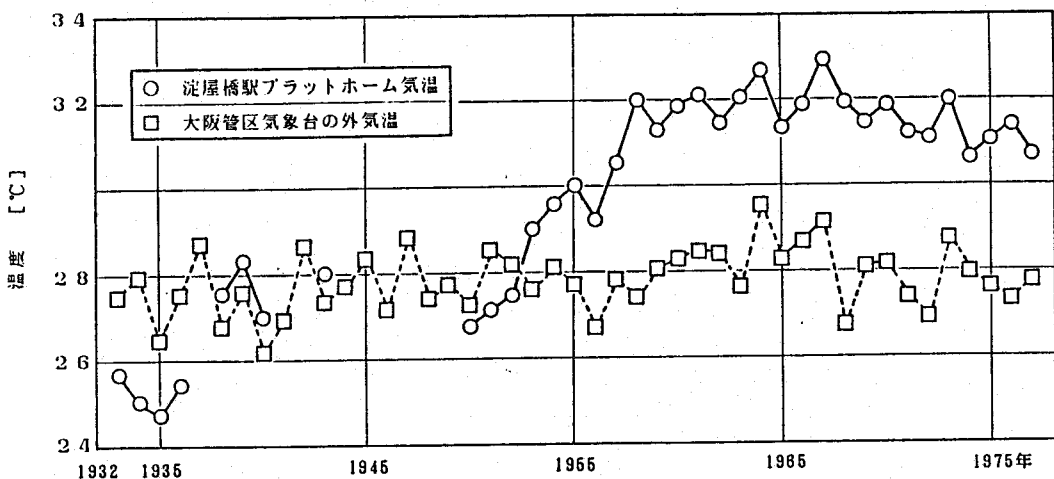


図-5.1 大阪市営地下鉄淀屋橋駅プラットホームの8月における平均気温の変化
(文献2)による)

ラットホームにおける月平均気温の年変化および8月の気温の日変化をそれぞれ図-5.2, 5.3に示す。図-5.2によれば両年夏期の気温が7月の月平均気温で約7℃と大きな差の生じていることがわかる。また、1936年のホーム気温が冬は外気温より高く夏は外気温より低いことおよび最高・最低気温の生じる時期も外気温にくらべて1~2カ月遅くなる地下空間独得の傾向を示しているのに対し、1977年のホーム気温は一年を通じて外気温より高く、年較差も大きく、外気温の年変化に対する時間遅れも見られない。さらに図-5.3によれば、8月の日変化でみても両年の間には最高8℃以上の差が生じており、さらに1936年にはホーム気温が外気温より常に低く日較差も小さいのに対し、1977年のホーム気温は外気温より常に高く日較差も大きいことがわかる。なお、淀屋橋駅では現在では冷房による温度調整が行われている。

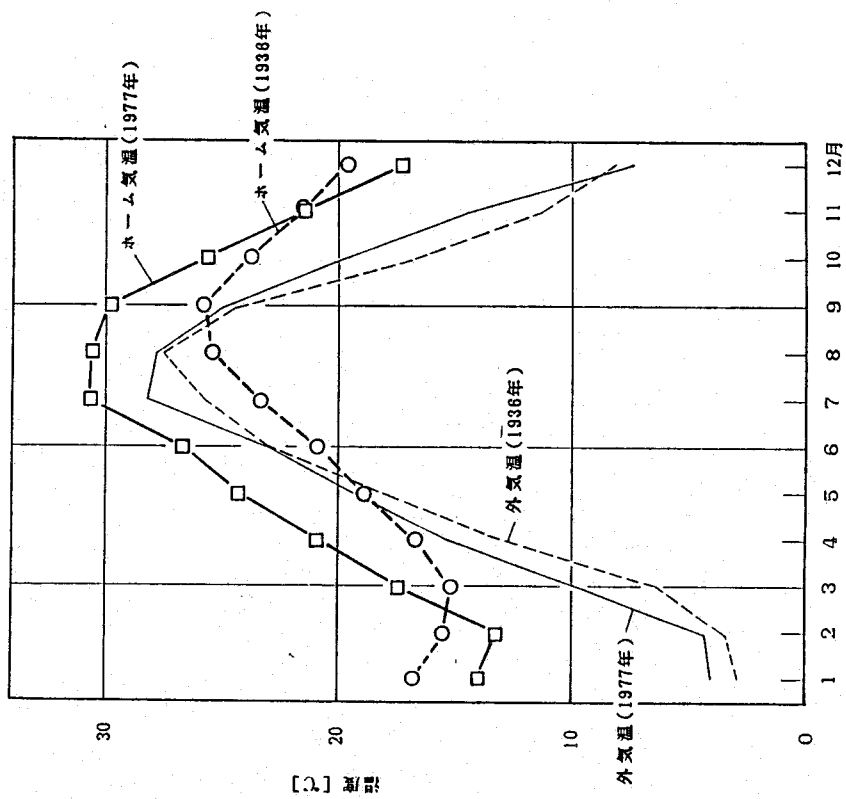
年較差、日較差が1936年には小さく、1977年に大きい原因は両年の換気量の違いによる。1936年には機械換気はおこなわれておらず、換気は地上風の風力や温度差による自然換気および列車風によるもののみであったのに対し、1977年には1年を通じて24時間の機械換気がおこなわれており、また交通量が多いことから列車風による換気量も1936年にくらべて大きい。このため、冬期には1977年の気温は1936年を下回っている。また、ホーム気温のピークの時間遅れの有無も同じ原因による。このように1977年に機械換気による換気量を増大させている理由は内部発熱量の増加にある。図-5.3で示したように1977年にはホーム気温は常に外気温より高く、これは機械換気を停止した場合にはホーム気温がさらに上昇することを意味している。逆に機械換気量を増加させた場合にはホーム気温は低下するが、外気温を下回ることにはない。これは内部発熱量が第4章で提案した限界発熱量（設定室温を夏期の日最高外気温程度に定めた場合）を超えていることによると考えられる。本章では地下鉄構内を例とし、第4章にくらべより現実的な場での限界発熱量について検討する。

上でみてきたように現在の地下鉄は冷房や換気のために多量のエネルギー消費を必要としており、熱的に見た地下空間の使われ方としては問題が多い。しかし、地下鉄を都市環境におよぼす影響の点から総合的に評価すれば、安全性、都市景観の向上、騒音防止等の点から地下に埋設することの効用の大きい地下空間として位置づけることができ、熱的な見地からのみその内部発熱量を抑制することは難しい。したがって地下鉄構内に対しては本研究での主目的とする地下空間熱環境におよぼす内部発熱量の影響を検討するのみでなく、具体的に地下鉄構内の熱環境調整技術の省エネルギー化について検討をおこなうことも必要である。

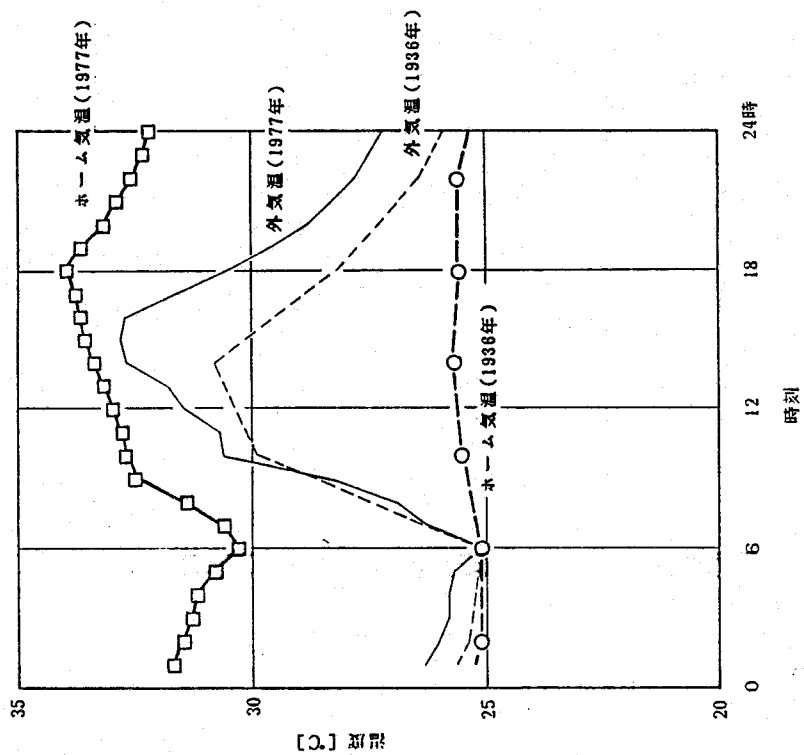
本章では以上の観点より地下鉄構内を対象とし、その熱環境シミュレーションを通じて実測値との比較によるシミュレーションモデルの検証と、地盤吸熱や壁面での水分蒸発に関する各パラメータの影響についての検討、および各種熱環境調整手法の評価をおこなう。

5.2 地下鉄シミュレーションモデルの概要

本研究では地下鉄熱環境予測プログラムOSTESP(Osaka university Subway Ther-



図一 5.2 大阪市営地下鉄淀屋橋駅ホーム
月平均気温の1938年と1977年との比較
(文献1, 2)による)



図一 5.3 大阪市営地下鉄淀屋橋駅ホームにおける8月の気温日変化についての
1938年と1977年との比較 (文献1, 2)による)

mal Environment Simulation Program)を開発した。OSTESPは1時間毎の非定常熱計算を基本としており、また従来の同種のプログラム^{3,10)}が地盤の伝熱計算に何らかの近似手法を適用しているのに対し、第4章と同様の差分法による非定常伝熱計算を用いて厳密に計算をおこなっている点が特徴である。また、OSTESPの検証のため、大阪市営地下鉄において換気量および温湿度の実測を実施した。表-5.1に著者らが実施した実測の一覧を示す。

図-5.4にOSTESPの計算の概要を示す。

5.2.1 内部発熱のモデル化

地下鉄構内における発熱源としては列車発熱、人体発熱、照明発熱の3種を考慮した。なお、一般のビルの空調負荷を求めるプログラム(HASP等)の動的空調負荷計算では、これらの発熱の一部はいったんふく射によって壁体に吸収された後、時間遅れをともなって空気に伝えられることを考慮し、重み係数を用いた補正をおこ

表-5.1 OSTESP検証のための実測一覧

目 的	場 所	実施日	参考文献
換気風量・列車風測定	千日前線桜川駅	1988年1月19日	3)
		1988年2月5日	3, 4)
		1988年5月27日	未発表
		1988年8月3日	5, 6)
		1989年2月22日	5, 6)
		1989年4月25日	6)
ホーム・トンネル 温湿度連続測定	御堂筋線本町駅～ 道修町排風機室間	1988年9月13日 ～14日	7)
		1989年1月19日 ～23日	7, 8)
	千日前線桜川駅～ 南堀江排風機室間	1989年2月21日 ～23日	本論文 5.4.1
ホーム・コンコース 温湿度分布測定	御堂筋線本町駅・ 淀屋橋駅	1989年9月14日	7)

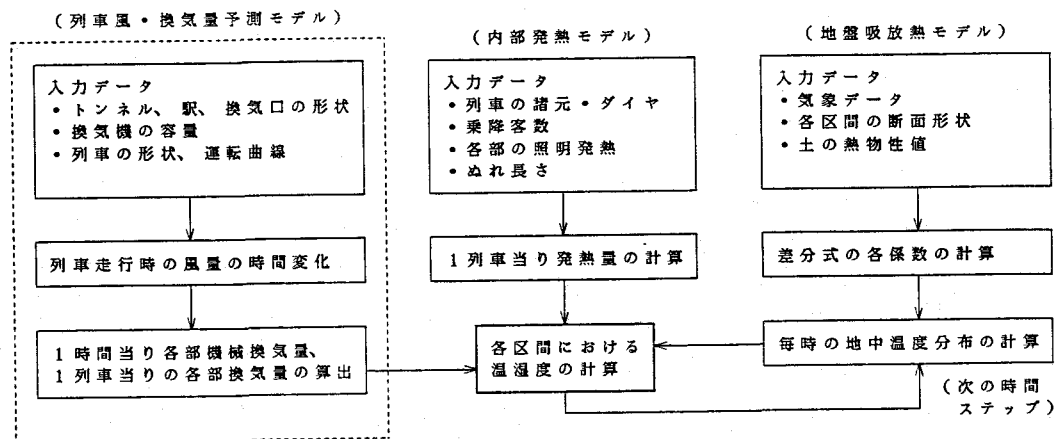


図-5.4 OSTESPにおける計算のフロー

なうことが多い。しかし、地下鉄の場合には短時間の遅れはあまり本質的ではないためOSTESPではこれを無視し、内部発熱はその全部がただちに空気に伝えられると仮定している。

(1) 列車発熱

列車の運行によって発生する熱は、地下鉄の場合には定速走行の時間が短いため、列車が加速時に発生する熱と減速時に発生する熱のみからなる。このうち、加速時に発生する熱は減速時に発生する熱の25%程度と報告されている⁹⁾。減速時に発生する熱は列車が最高速度で走行している時点での運動エネルギーと位置エネルギーの和に等しいと考えられるが、回生ブレーキ利用車については回生率 r_T に応じて発熱量を減じる。ただし、列車の運動エネルギーにはモーターや車輪の持つ回転エネルギーを考慮する必要がある、これは運動エネルギーを乗車定員積載時の運転重量 $m[\text{kg}]$ に対して8%増しで算出すれば良いと報告されている⁹⁾。したがって1回の加速・停止での発熱量 $Q_T[\text{W}]$ は次式で求められる¹⁰⁾。

$$Q_T = 1.08 (1.25 - r_T) m \left(\frac{V_{\max}^2}{2} + h_T g \right) \quad (5.1)$$

上式で $V_{\max}[\text{m/s}]$ は列車の最高速度、 $h_T[\text{m}]$ は区間内の上昇高度、 $g[\text{m/s}^2]$ は重力加速度を表す。式(5.1)より本章で対象とする大阪市営地下鉄千日前線について Q_T を計算すると、電力回生率 $r_T = 0$ より $Q_T = 355000\text{W}$ となる。

なお、千日前線について、1975年に列車用に使用された電力量を1列車1駅間当りに換算すると11.9kWhとなる。これに対して式(5.1)で列車からの発熱量を計算した結果に列車内の照明用電力を加えると11.5kWhとなりよく一致しているといえる。

また、車両から空気への放熱は、抵抗器等の蓄熱効果により時間的に一定に発熱されるという実測結果が報告されている⁹⁾ことより、列車の滞在時間に比例して各区間に配分する。

(2) 人体発熱

人体からの発熱は気温や人間の活動状態によって変化するが、ここでは1人当りの発熱量を着席作業と歩行の中間の作業状態に相当する226Wで一定とし、各区間の気温 θ_R に応じて顕熱 Q_{HS} と潜熱 Q_{HL} に配分する¹¹⁾。

$$Q_{HS} = 83 - 7(\theta_R - 24) \quad (5.2a)$$

$$Q_{HL} = 226 - Q_{HS} \quad (5.2b)$$

これに時間別の乗降客数、各部での滞在時間、乗降客数に対する通過客数の比を与えて、各区間での人体発熱量を求める。

(3) 照明発熱

OSTESPでは照明発熱は各区間の発熱量の形で与えることになっている。本章では大阪市交通局の基準よりホーム・中階に対しては1㎡当り7.5W、トンネル部についてはトンネル長さ12m当り40Wとし、24時間点灯しているとした。ホーム・中階についてシミュレーションの適用対象である桜川駅について調査したところ、大差

ない結果が得られている。また、列車内の照明発熱は千日前線の車両データより1両当たり1000Wとした。

(4) 列車からの放熱量

本章では車内の熱環境については触れないが、OSTESPでは列車内の温湿度をホーム・トンネルとは別に計算し、両者の間の熱移動を考慮している。列車内から外部への熱貫流率は、車両壁体の熱抵抗が空気の熱伝達抵抗にくらべて小さいためこれを無視し、停車時 $10\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 、走行時 $35\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ とした。列車と外部との換気量は、大阪市営地下鉄御堂筋線において1934年に庄司による実測がおこなわれており、その結果によれば列車を停止させず運転したときの換気回数が37.2回/h、列車を各駅で停車させ扉の開閉をおこなったとき47.1回/hであると報告されている。当時の列車とシミュレーションの適用対象とする千日前線で現在用いられている列車とはその構造や加速度に若干の差があるが、ここではこの差を無視し、庄司の実測結果から推定した走行中40回/h、停車中60回/hを用いる。以上の値を用い、列車の人体発熱と照明発熱のうち車両内から周囲に放出される熱量を計算する。

5.2.2 列車風・換気量予測モデル

地下鉄構内では列車の運行にともなって生じる列車風による換気量が大きく、またその大きさは機械換気量や列車の運行状況、駅の形状などによって大きく異なる。したがって種々の条件下での列車風の予測は熱環境予測上重要な課題の一つである。本研究においては列車風のシミュレーションモデルを作成するとともに、本章でシミュレーションの対象とした桜川駅について機械換気の運転パターンの異なる3つの場合に対してシミュレーション結果と実測値との比較をおこない、モデル中のパラメータの最適化等をおこなっている。この詳細^{5,6)}は本論文では割愛する。

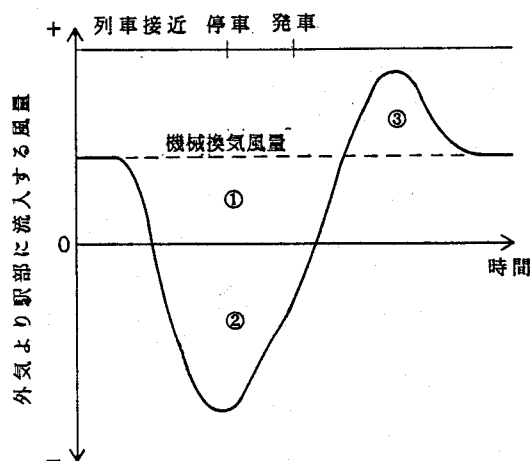


図- 5.5 駅部流入風量の時間変化

桜川駅のように駅部給気・中間排気方式による機械換気が行われている駅部において、駅部流入風量は列車の運行にともなって図- 5.5のような時間変化を示す。OSTESPではシミュレーションによって得られた風量変化より、列車風を①機械換気量を打ち消す成分②機械換気の逆方向に流動する成分③機械換気量と同方向に流動する成分に分類し、1列車当りの各風量を算出して使用している。

なお、機械換気量は換気機設置時に測定された風量を用い、駅部より中間排気所へ流入する風量は排気機の風量を排気所とその隣接駅との距離の比に反比例させて配分した。

5.2.3 区間分割と各区間の温湿度計算法

地下鉄は線状に長い空間であるため、OSTESPでは計算範囲を区間分割し、各区間について二次元の地盤内温度分布を計算する。また、各区間内の空気は完全混合を仮定し、隣接する区間の間での熱移動は換気によるもののみを考える。

地中の伝熱は地下水の流動を無視し、第4章の熱伝導モデルによって解く。解法は第4章と同じく時間ステップ1時間の差分法による。本章では各部の気温・湿度の計算に場合に応じて異なる気象データを使用しているが、地表面熱収支の計算に用いる気象データは、地表面温度の経年差が地下鉄構内各部の温湿度に及ぼす影響の少ないことからすべてHASP標準気象データを使用している。なお、地中温度の初期値としては1月1日の一次元的な地中温度プロファイルを与える。

地下鉄構内では地下水の湧水が多く、その蒸発による温湿度への影響を考慮する必要がある。そこでホーム・トンネル壁面での蒸発量 E を次式により計算する。

$$E = L_T L_w k_a (q_s - q_a) \quad (5.3)$$

ここで、 L_T は各区間のトンネル長、 L_w はトンネル周長のうち蒸発の起きている長さ（ぬれ長さ）、 k_a は物質移動係数、 q_s は壁体温度（トンネル床面中央における飽和比湿）、 q_a は区間内空気の比湿である。なお蒸発によって奪われる蒸発潜熱 LE は、各区間の空気より奪われるものと仮定した。

以上より区間 i の気温 θ_{Ri} 、絶対湿度 X_{Ri} は次式によって計算する。

$$\theta_{Ri} = \frac{Q_{Si} - LE + K \sum_k \theta_{ki} S_{ki} + (\rho C)_{air} \sum_j V_{ji} \theta_{Rj}}{K \sum_k S_{ki} + (\rho C)_{air} \sum_j V_{ji}} \quad (5.4)$$

$$X_{Ri} = \frac{Q_{Li} + E + \rho_{air} \sum_j V_{ji} X_{Rj}}{\rho_{air} \sum_j V_{ji}} \quad (5.5)$$

上式中、 Q_{Si} 、 Q_{Li} はそれぞれ区間 i における内部発熱の顕熱、潜熱成分、 V_{ji} は区間 j から区間 i へ流れる換気量であり、 $\sum_k$ は壁表面格子点全体、 $\sum_j$ は隣接区間全体の合計を示す。

5.3 シミュレーションモデルの適用対象

本章では、シミュレーションプログラムOSTESPの適用対象として大阪市営地下鉄千日前線桜川駅を選定した。桜川駅を研究対象として選定した理由は、ホーム部での気温（月1回測定）および、ホーム部、トンネル部での壁体温度（自記連続測定）が開業時（1969年4月）より測定されており、シミュレーション結果との比較が可能であることと、外部よりホーム上部の中階に通ずる6ヶ所の出入口全てが直接地上に接続されており、地下街やビルの地下階と接続していないため中階に流入する空気の状態が外気に等しいと考えられることによる。

図-5.6に桜川駅の平面図、図-5.7に桜川駅とその両側の南堀江、湊町排風機

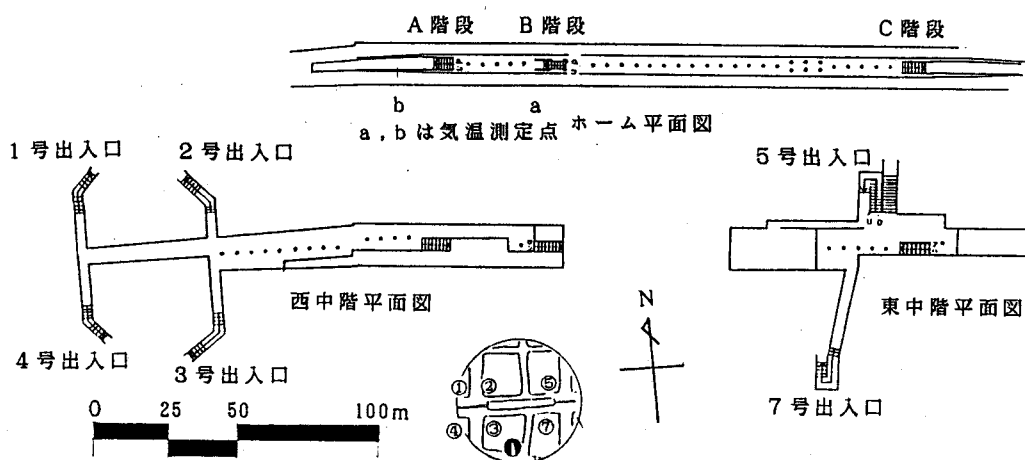


図- 5.6 桜川駅平面図（大阪市資料による）

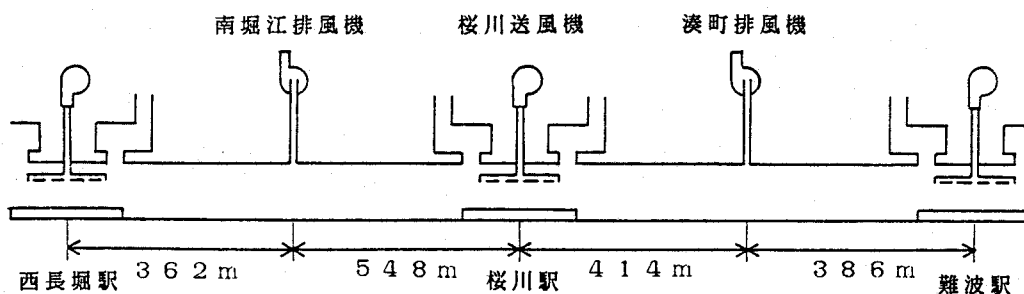


図- 5.7 桜川駅付近の換気機配置

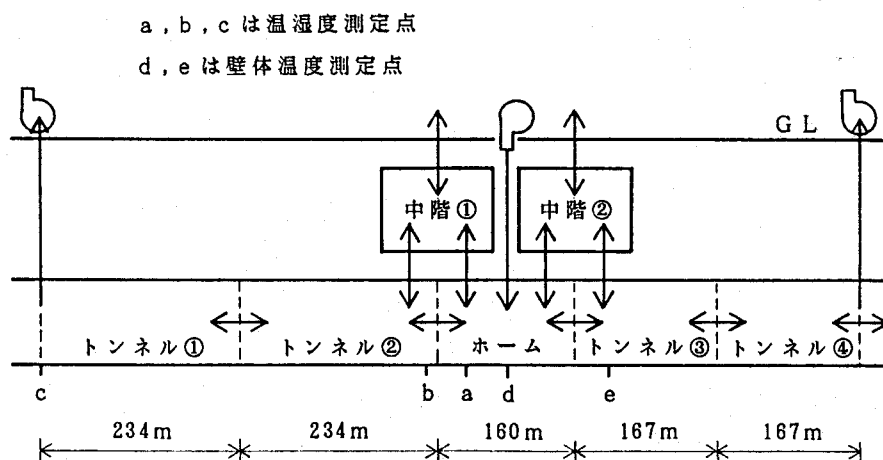


図- 5.8 計算対象の区間分割

表- 5.2 換気機の運転スケジュール (単位[m³/min])

季節区分	期 間	南堀江排風機	桜川送風機	湊町排風機
冬 期	11月1日～4月20日	2560	0	3800
中間期	4月21日～6月14日 10月4日～10月31日	5110	4000*	7060
夏 期	6月15日～10月3日	5110	4000*	3800

*: 桜川送風機の送風量は実測値がないため、設計値によった。

の位置関係を示し、機械換気の換気量と運転スケジュールを表- 5.2に示す。なお、機械換気は運転期間中24時間連続運転されている。表- 5.3には桜川駅の列車数

表- 5.3 桜川駅における
交通量の時間変化

(上下線の合計)、乗降客の時間変化を示す。乗降客数は1975年の交通量調査の結果を用いている。なお、列車数、乗降客数とも休日にはこの値よりも少なくなるが、のちの熱収支でも示すように人体発熱は比較的小さいこと等の理由からシミュレーションではこれを無視する。

シミュレーション対象は桜川駅をはさむ南堀江、湊町排風機の間とし、これを図- 5.8に示すようにホーム部と中階2区間、トンネル4区間の計7区間に分割する。各区間についての設定値を表- 5.4に示す。シミュレーションでは排風機位置を対称軸とし、桜川駅と同等な駅が無限に連続していると仮定する。したがって、排風機左右の気温・湿度は等しく、この境界を通過する空気の移動によって正味の熱・水分移動は起こらないと仮定する。地盤の熱伝導は、ホーム・中階断面と4区間のトンネル断面の計5断面について計算しており、図- 5.9にその断面図を、図- 5.10に差分メッシュ分割を示す。

時刻	列車数*	乗降客数
5	8	16
6	13	99
7	23	812
8	28	2809
9	23	916
10	18	582
11	17	474
12	17	478
13	17	587
14	17	585
15	17	606
16	19	770
17	24	1780
18	24	1249
19	21	602
20	17	392
21	13	267
22	12	156
23	11	100

*: 1列車当りの発熱量355kW

なお、図- 5.6よりわかるように、ホームと中階をつなぐ3つの階段のうち、A、C階段はホーム部両端に位置している。したがって、A、C階段を通過する換気量のうちかなりの部分がホーム部空気と混合せずに流れている可能性があり、シミュレーションではこの割合をショートサーキット率と定義し、図- 5.8に示す区間の

表- 5.4 各区間における設定値

項目	床面積	容 積	人員比*	人員滞在時間	列車滞在時間**	照明発熱
単位	m ²	m ³	-	sec	sec	W
ホーム	2240.0	10528.0	1.0	240.0	55.5	16800
トンネル①	2293.2	10319.4	3.2	19.5	19.5	780
トンネル②	2293.2	10319.4	3.2	23.0	23.0	780
トンネル③	1302.6	5861.7	3.9	13.0	13.0	557
トンネル④	1302.6	5861.7	3.9	10.5	10.5	557
中階①	1752.0	2256.0	0.5	90.0	0.0	13140
中階②	730.0	2190.0	0.5	60.0	0.0	5475

*: 毎時の乗降客数に対する各区間の滞在人員の比

** : 上下線の平均

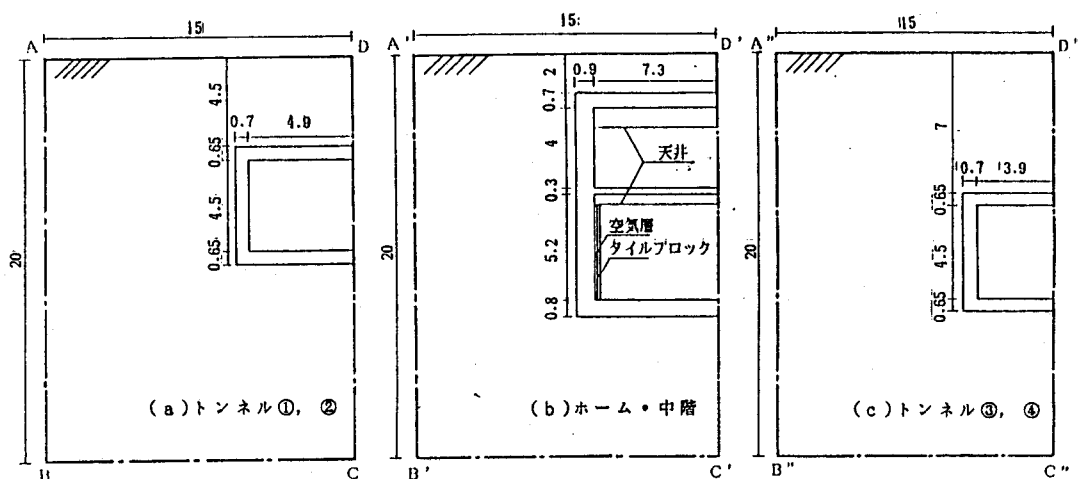


図-5.9 各区間における断面図 (単位[m])

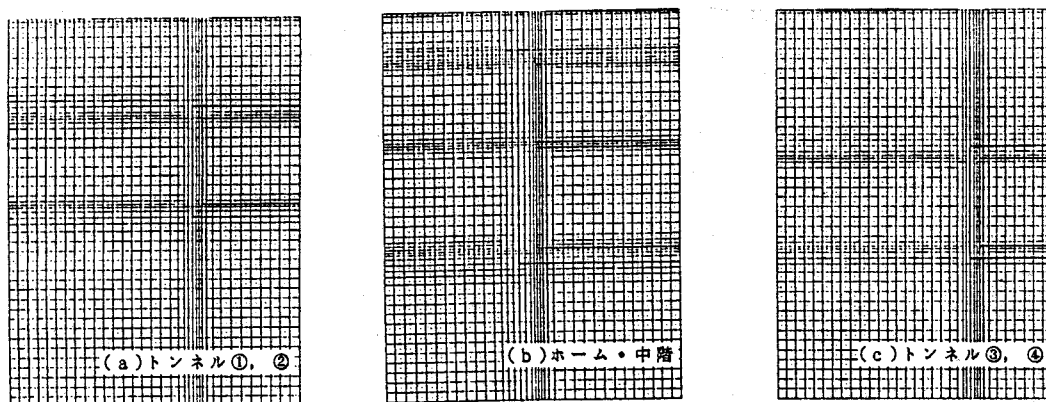


図-5.10 各断面の差分メッシュ分割

うちトンネル②と中階①、トンネル③と中階②の間の換気量でA, C階段を通過するもののうち、ショートサーキット率に応じた風量がホーム部を介さずに直接トンネルへ流動するものとした。なお、計算に用いた物性値、各部の熱伝達率を表-5.5に示す。地表面の日射吸収率は桜川駅が幅員の大きい道路下にあることから特に断わらない限り0.95として計算している。また、

壁面での蒸発量を決める式(5.3)のぬれ長さ L_w は、筆者らのおこなった他の線区での絶対湿度の実測結果とシミュレーション結果の比較⁸⁾から得られた $L_w = 0.5\text{m}$ とする。

表-5.5 計算に用いた定数

熱伝導率 $[W/(m \cdot K)]$	土	1.2
	壁 体	1.6
	ホーム部タイルブロック	1.28
体積熱容量 $[MJ/(m^3 \cdot K)]$	土	1.9
	壁 体	2.3
	ホーム部タイルブロック	2.61
熱伝達率 $[W/(m^2 \cdot K)]$	地表面	12.0
	トンネル・ホーム内表面	11.6
	中階・天井裏面	
	・空気層内面	9.3

5.4 シミュレーション結果と実測結果との比較

5.4.1 異なる換気条件下の温湿度の実測とシミュレーション結果の比較

地下鉄構内では換気量が多く、その熱環境は換気量に大きく支配される。そこで、以下では排風機運転・停止の2つの異なる機械換気条件下でのホーム・トンネル内温湿度を連続測定し、OSTESPによるシミュレーション結果との比較を通してその熱環境予測性能を検証した結果について述べる。

(1) 実測の概要

実測は1989年2月21日12時より23日15時までの51時間について実施した。この期間は表-5.2に示した換気スケジュールでは冬期に当たり、南堀江、湊町両排風機による排風がおこなわれているが、22日10時より23日10時までの24時間については特別に両排風機を停止した状態で実測をおこなっている。

測定内容としては図-5.6の平面図上に示したa(ホーム)、b(トンネル)の2地点とc(南堀江排風機室)の計3地点における温湿度を電子温湿度計(CHINO HN-P10)によって連続測定したほか、おおむね3時間毎にアースマン温湿度計を用いて桜川駅ホーム内各部の温湿度分布および外気温湿度(測定点は図-5.6に示す3号出入口付近)の測定をおこなっている。

図-5.11(a)にa, b, c地点の気温実測結果および桜川駅地上で測定した外気温と桜川駅の北東約3kmに位置する大阪管区気象台における外気温の測定値を示す。排風機運転時にはホームから排風機室に向けての気流の様な流れがあり、この間空気は列車からの発熱や壁体からの放熱によって加熱されるため、気温は外気温、b, a, c地点の順に高くなる。トンネル内に位置するb地点の方がホーム上のa地点より気温の低い原因は、先に示した気流のショートサーキット率が高いことによると考えられ、ホーム内気温分布の測定結果についても同様な傾向がみられて

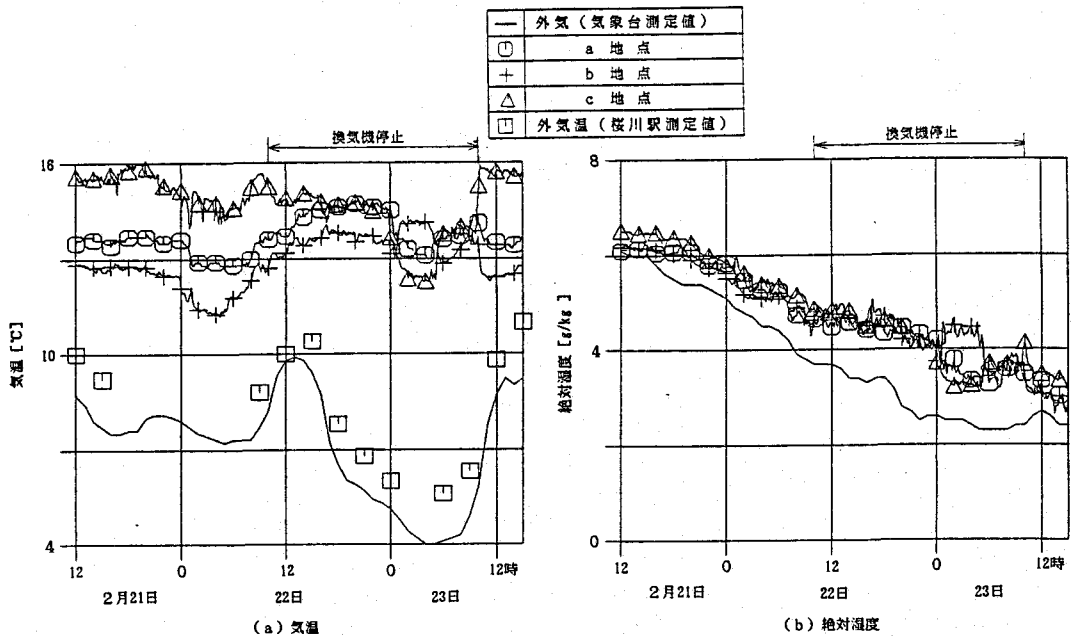


図-5.11 換気条件変更時の実測結果

いる。排風機停止時には列車風によって気流は双方向的となるために、a, b, c 地点間の温度差は小さくなる。また、外気温との差は取入外気量が減少するために排風機運転時にくらべてホーム部で最大4℃大きくなり、熱環境調整上機械換気の及ぼす影響の大きいことがわかる。排風機停止・始動にともなう過渡変化は停止時は緩やかなのに対し、始動時は急激である。排風機停止中の23日0時～5時には、列車の運行がないためにトンネルにおける換気量が0となり、b点では壁体からの放熱による気温の上昇がみられるが、地上に接する開口を持つa, c点では地上の冷気が自然換気により流入するため、気温は逆に低下している。外気温についてみると、桜川駅地上で測定した外気温は常に気象台の観測値を上回っており、その差は平均で約1℃である。これは桜川駅と気象台で周辺の地表面利用状況が異なることなどが原因と推察される。

図-5.11(b)には絶対湿度の実測結果を示す。地下鉄構内では人体および湧水からの蒸発により外気に比べて絶対湿度が上昇するが、その大きさは換気量が少なくなる排風機停止時の方が大きい。また、a, b, c 地点間の差は僅かであり、蒸発量は中階・ホーム部が支配的であることがわかる。また、気象台観測値との有意な差はみられない。

(2) シミュレーション結果との比較

次に、OSTESPを使用して実測時における地下鉄構内の熱環境シミュレーションをおこなった。計算はトンネル周囲地中温度を安定させるため、大阪地方HASP標準気象データを用いて4年分の計算をおこなった後、1月1日より

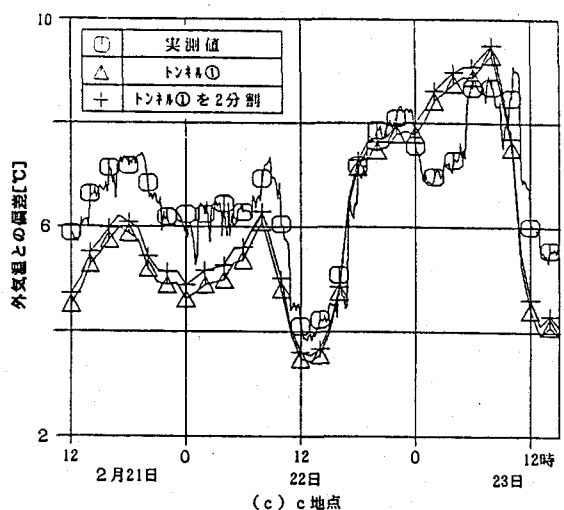
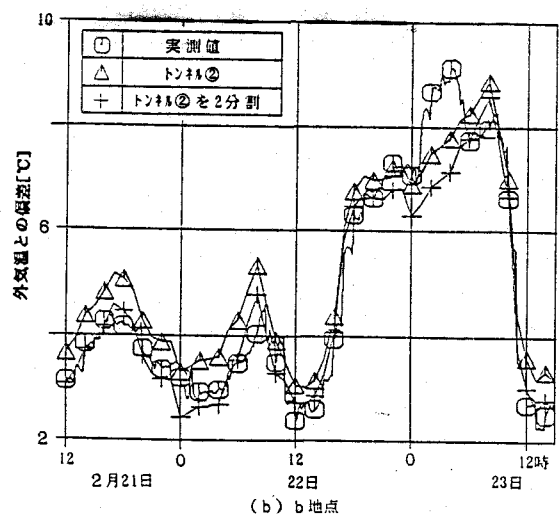
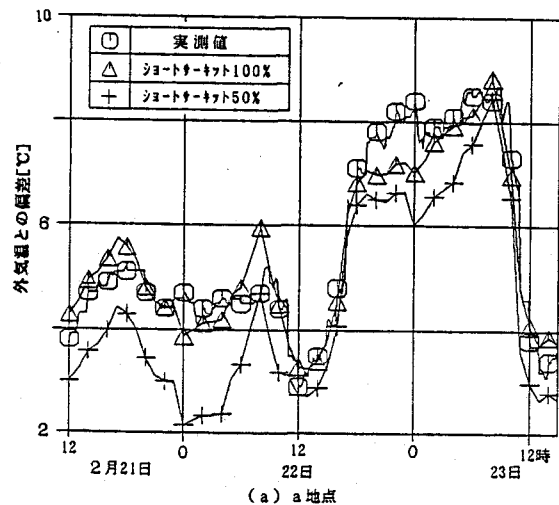


図-5.12 気温の実測結果とシミュレーション結果の比較

1989年の大阪管区気象台における気象データにて計算をおこなった。ただし、上述した桜川駅における外気温の実測結果に基づき、外気温は気象台データより1℃高い補正值を用いている。

図-5.12には気温のシミュレーション結果と実測値との比較を外気温（補正值）からの偏差で示す。図-5.12(a)にa地点（ホーム部）における気温のシミュレーション結果と実測値との比較を示す。ショートサーキット率50%とした場合には特に排風機運転時に実測値に対して1～2℃低い値を示すが、ショートサーキット率を100%とすると実測値に対して良好な一致を示す。図-5.12(b)はb地点に対する計算結果で、図-5.8のトンネル②に対する計算結果は実測値に対して0.5℃程度高温となるが、b地点がトンネル②区間中でかなりホーム寄りに位置していることを考えてトンネル②をさらに2分割した計算をおこなうと、ホーム側の区間における計算値は実測値に対してよく一致する。図-5.12(c)はc地点（トンネル①）に対する計算結果を示すが、排風機運転時の計算値は実測値に対して1.5℃程度高くなっている。ただし、b地点のように区間を更に分割してもその差は改善されず、また排風機停止時には実測値とよく一致していることより、この原因は区間分割の影響および地盤吸熱量や発熱量の差に起因するものでなく、隣接駅の熱環境に関して桜川駅と同じ熱環境を持つ線区が無限に連続しているとし、トンネル内の気温分布が南堀江排風機室の位置で対称になっていると仮定したことに起因すると考えられる。

図-5.13にはa地点（ホーム部）における絶対湿度のシミュレーション結果と実測値の比較を示す。湿度についてもショートサーキット率を100%とした方が50%の場合に比較して実測値とよく一致している。したがって、以下のシミュレーションではショートサーキット率はすべて100%としている。

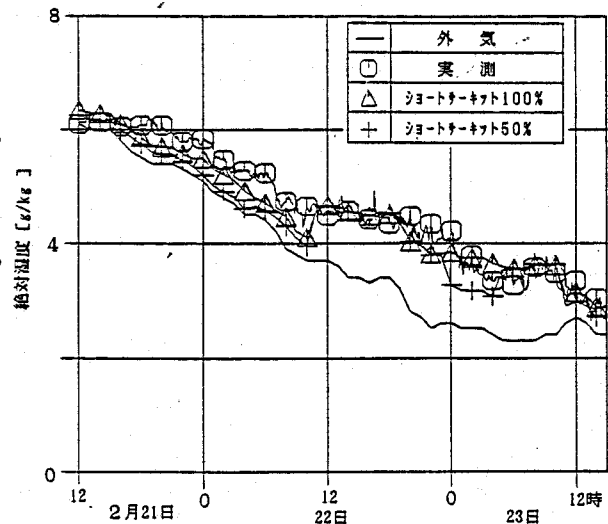


図-5.13 ホーム部絶対湿度の実測結果とシミュレーション結果の比較

5.4.2 既存データとの比較

(1) 気温・湿度の比較

大阪市営地下鉄では毎月15日の13時より15時の間にアースマン温湿度計を用いてホーム中央部の気温・湿度の実測をおこなっている。そこで、大阪管区気象台における1982～1987年の外気温湿度データを使用し、実測時におけるホーム部の気温・湿度を予測するシミュレーションをおこなって実測値と比較した。なお、トンネル周囲の地中温度の過渡変化の影響を考慮し、比較は1985年以降の3年間についておこなった。

△：15時における外気値 ○：測定値 Ⅰ：計算値

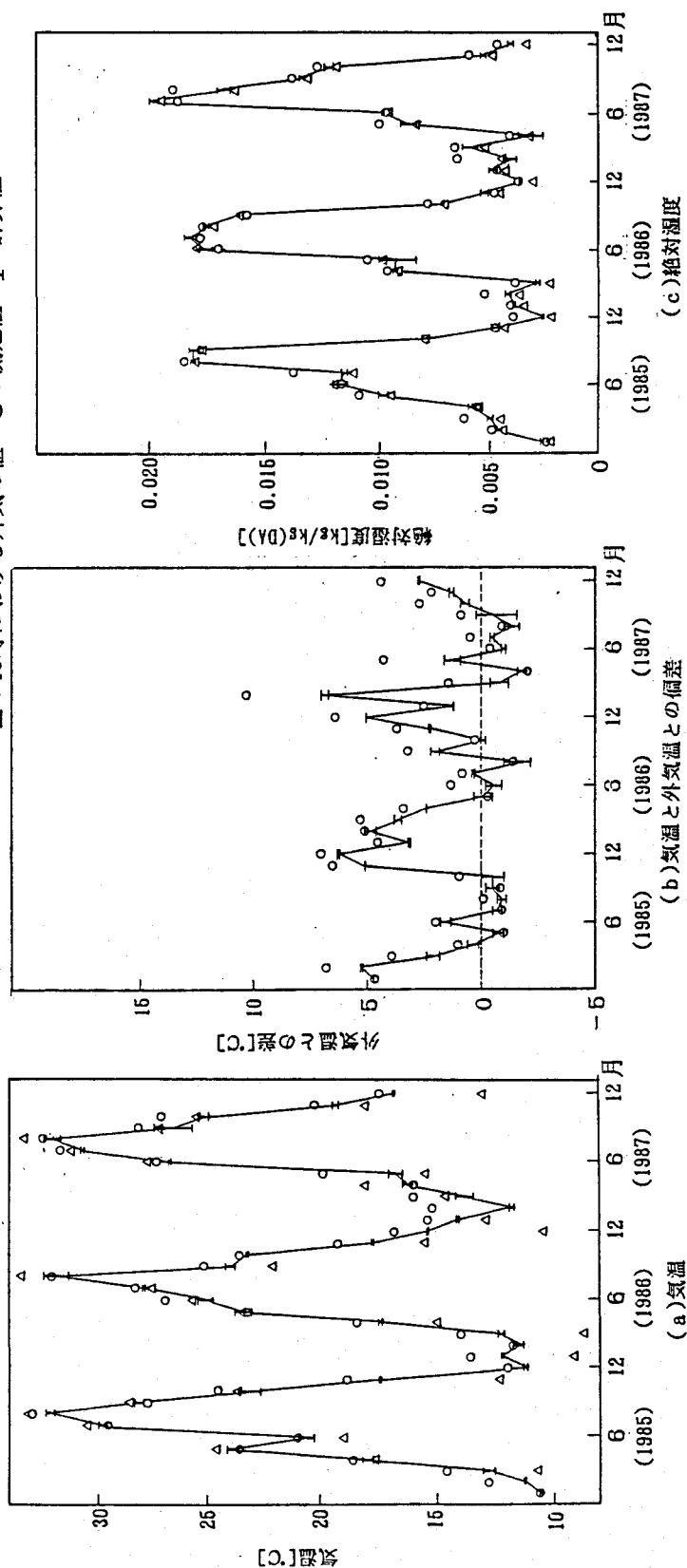


図-5.14 毎月15日のホーム温度の実測結果とシミュレーション結果の比較
(シミュレーション結果は13～15時の最高・最低値の幅で示す)

図-5.14(a)には気温についての計算結果を示す。実測時間が13~15時の間のいつおこなわれたかが不明のため、計算結果はこの3時間における最高値と最低値の幅で示している。全体的に夏期には計算結果と実測結果がよく一致しているものの、冬期には計算結果の方が低い値を示している。ここでは5.4.1のように気象台観測気温の補正をおこなっていないため、一般に都市におけるヒートアイランドの影響は冬期に大きくなることを考えると、外気温の気象台と桜川駅との差が冬期に気温計算値の低くなる一因と考えられる。また、表-5.2に示したように11月より4月までの間は駅部給気が行われていないためホーム部に温度分布ができやすく、特に気温測定をおこなった中央部で高温となることも原因として考えられる。

図-5.14(c)には絶対湿度についての計算結果を示す。絶対湿度については外気とホーム部でそれほど差が生じていないため、計算結果と実測結果はよく一致している。

(2) 壁体温度の比較

桜川駅ではまた、図-5.8に示したd, eの2地点で壁体温度、地中温度の連続測定が行われている。ただし、最近のデータは計器の劣化によって信頼性が低いため、ここでは開業4年後の1973年の実測値を比較の対象とし、シミュレーションはHASP標準気象データを使用し4年目の計算結果について比較をおこなった。

図-5.15に2地点での計算結果と実測結果を示す。壁面近傍で両者がよく一致しているのに対し、壁体内部ほどd点では計算値の年平均地中温度が低くなり、e点では計算値の年較差が小さくなる。この原因としては第4章でも検討した土中の地下水の流動の影響が考えられる。

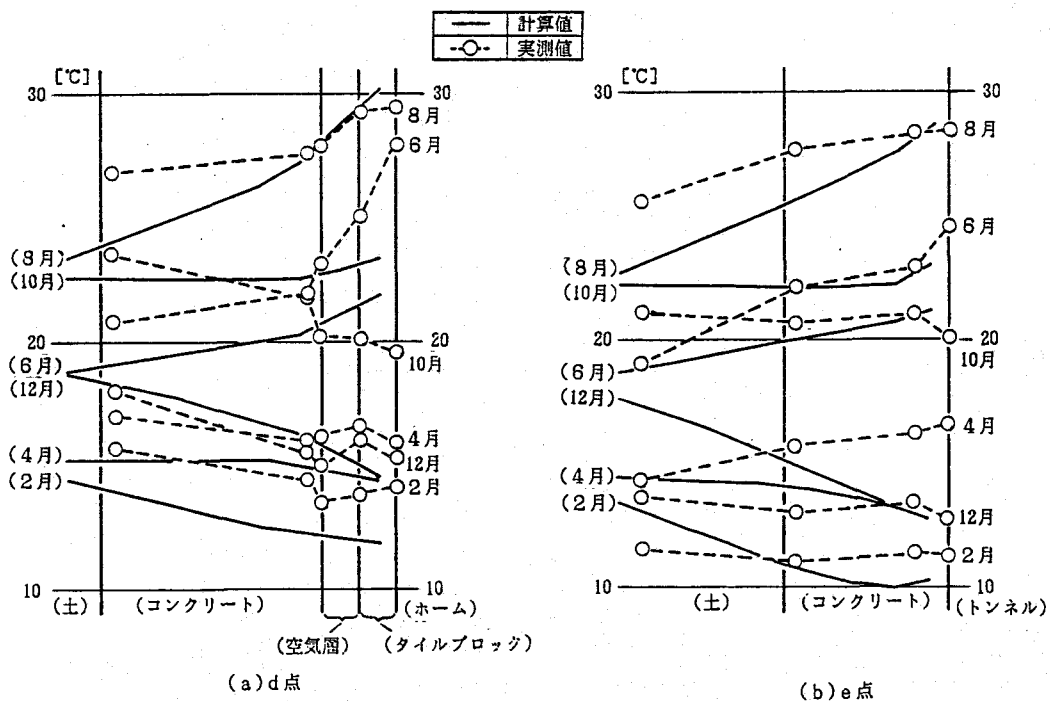


図-5.15 壁体温度の実測結果とシミュレーション結果の比較

本節では桜川駅を対象に各種の実測データとシミュレーション結果の比較をおこない、OSTESPのシミュレーション性能に対して検討をおこなってきた。以上の結果より、各区間の温湿度予測の目的に対して本プログラムの有効性が確認できた。

5.5 地下鉄構内熱環境におよぼす諸因子の影響

本節では前節で検証したプログラムOSTESPを用いて、桜川駅の熱環境形成にかかわる各パラメータの値の熱環境に及ぼす影響を検討した結果について述べる。ここでは気象データに大阪地方のHASP標準気象データを使用し、4年目の計算結果をもとに検討をおこなうが、各区間における気温の3年目と4年目の差は0.1℃未満でありほぼ周期定常状態になっている。

5.5.1 貫流熱量に関するパラメータの影響

まず、地盤・壁体の吸放熱量に関係する諸量の地下鉄構内熱環境に及ぼす影響について検討をおこなった。

表-5.6に計算条件を示す。

表-5.6 計算条件（貫流熱量に関するパラメータの影響）

RUN-1	基本パターン（現状の桜川駅）
RUN-2	地表面を自然地表面とし、 $\alpha_T=0.475$ とする
RUN-3	壁面对流熱伝達率を2倍にする
RUN-4	壁体の熱伝導率を2倍にする
RUN-5	壁体と土の熱伝導率を2倍にする

図-5.16(a)に地表面の

日射吸収率の差に起因する地中温度の変化の影響についての8月1～5日のホーム・中階部気温の計算結果を示す。地下鉄構内ではこれらの影響は小さく、ホームではほとんど差がなく、深度の浅い中階でもその差は0.2℃程度である。

図-5.16(b)に壁体内表面での対流熱伝達率、図-5.16(c)に壁体・土の熱伝導率の8月1～5日のホーム部気温への影響の計算結果を示す。これらの値は壁面の形状や材料の選択によってある程度変化させることが可能であるが、そのホーム部気温への影響は0.2℃程度と小さい。

このように地下鉄構内においては第4章で取り上げたオフィス空間の場合にくらべて貫流熱量の変化の影響が小さいが、この原因はオフィス空間の取入外気量が $2\text{ m}^3/(\text{m}^2\cdot\text{h})$ であったのに対し、地下鉄構内では機械換気量のみで $100\text{ m}^3/(\text{m}^2\cdot\text{h})$ 以上と換気量が大きく、熱収支成分中取入外気負荷の割合が大きいことによる。したがって後述のように機械換気を停止し、換気を列車風によるもののみとした場合にはこれらの影響が大きくなり、たとえば図-5.16(a)に示した地表面の日射吸収率の差による影響はホームで約0.6℃、中階で約0.4℃と大きくなる。

5.5.2 壁面での蒸発による気温低下効果の検討

次に壁面での蒸発量が気温低下に及ぼす影響について検討する。図-5.17(a)に式(5.3)中の壁面のぬれ長さ L_w を変えた場合の8月1～5日のホーム気温への影響を示す。壁面での蒸発が全くない($L_w=0$)場合と $L_w=2\text{ m}$ の場合では日最高気温で0.7℃程度の差を生じている。図-5.17(b)には2月1～5日のホーム気温を示すが、この場合は $L_w=0\text{ m}$ と 2 m の場合で約2℃と夏期に比べてその差が大きくなっている。この原因としては冬期に外気の湿度が低く、蒸発が起こりやすくなっていることが考えられる。

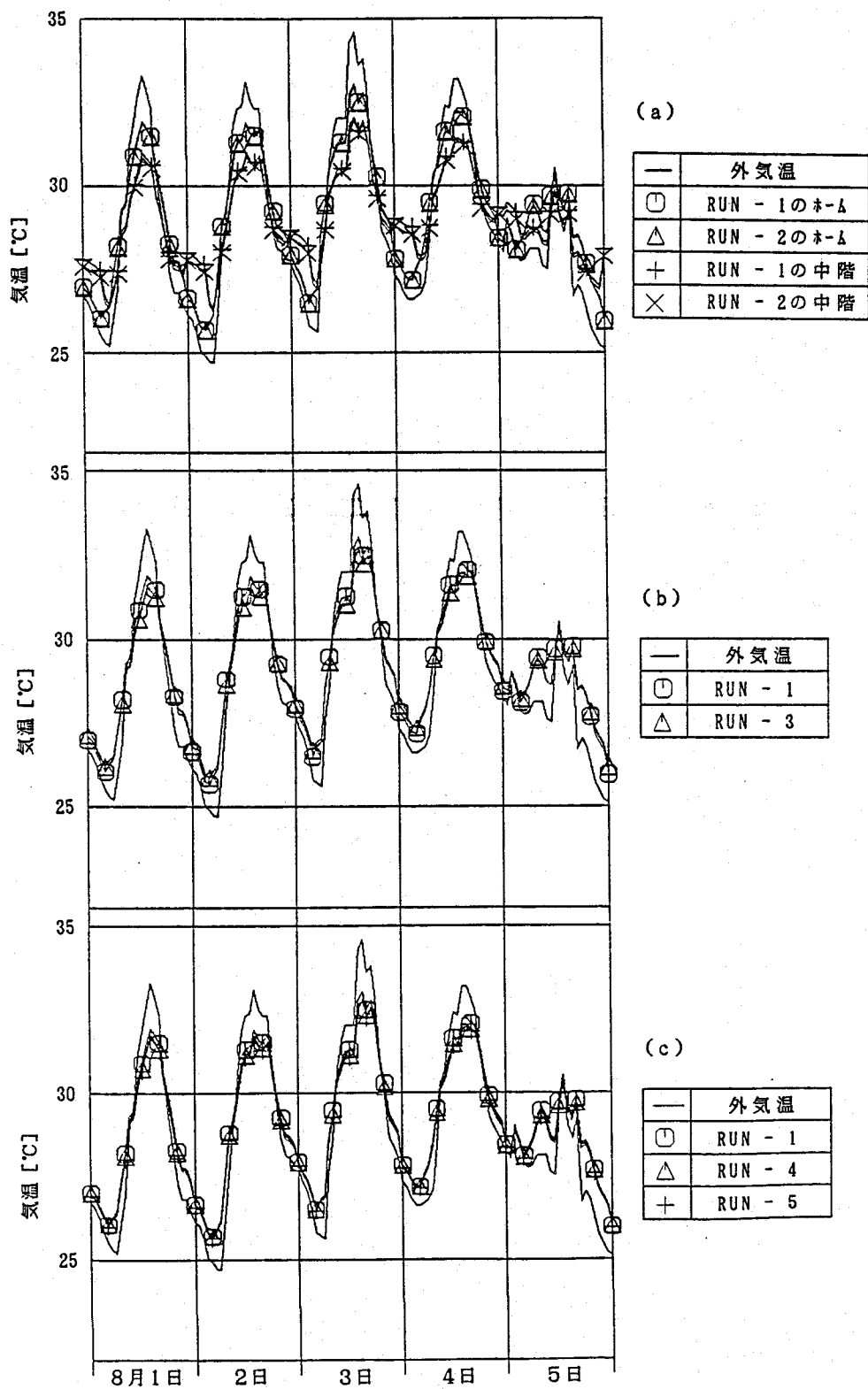


図-5.16 貫流熱量に関するパラメータの夏期気温におよぼす影響

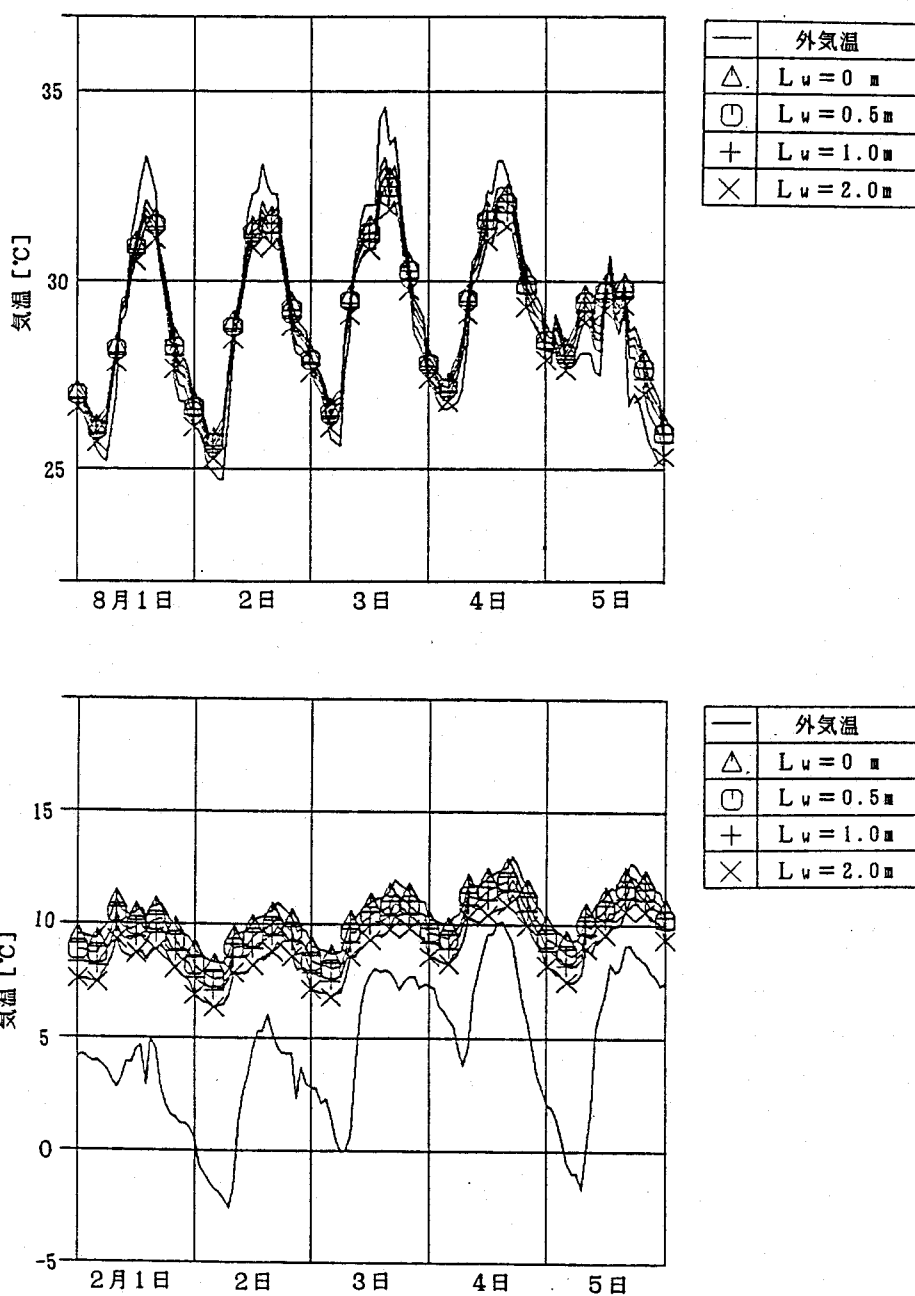


図-5.17 ぬれ長さがホーム部気温におよぼす影響

5.6 地下鉄熱環境調整手法の評価

5.6.1 桜川駅における換気運転スケジュールの最適化

図-5.18(a)(b)に表-5.6の RUN-1 (現状の桜川駅) における2月1日、8月1日のホーム部における熱収支の時間変化を示す。2月1日についてみると、列車運行中は列車発熱と換気による除熱量がほぼ等しく、その他の成分は小さい。した

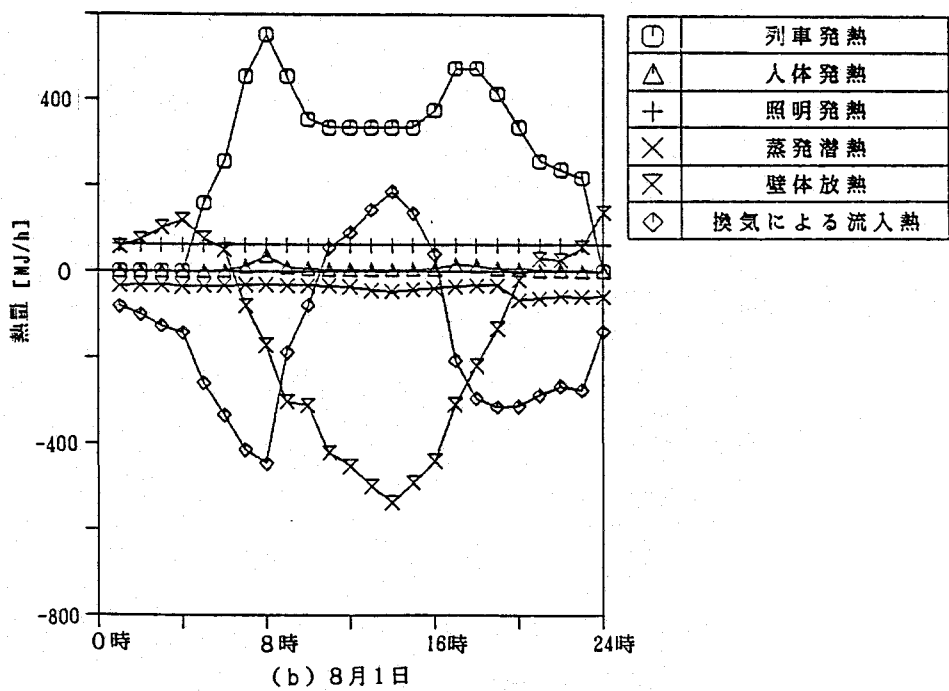
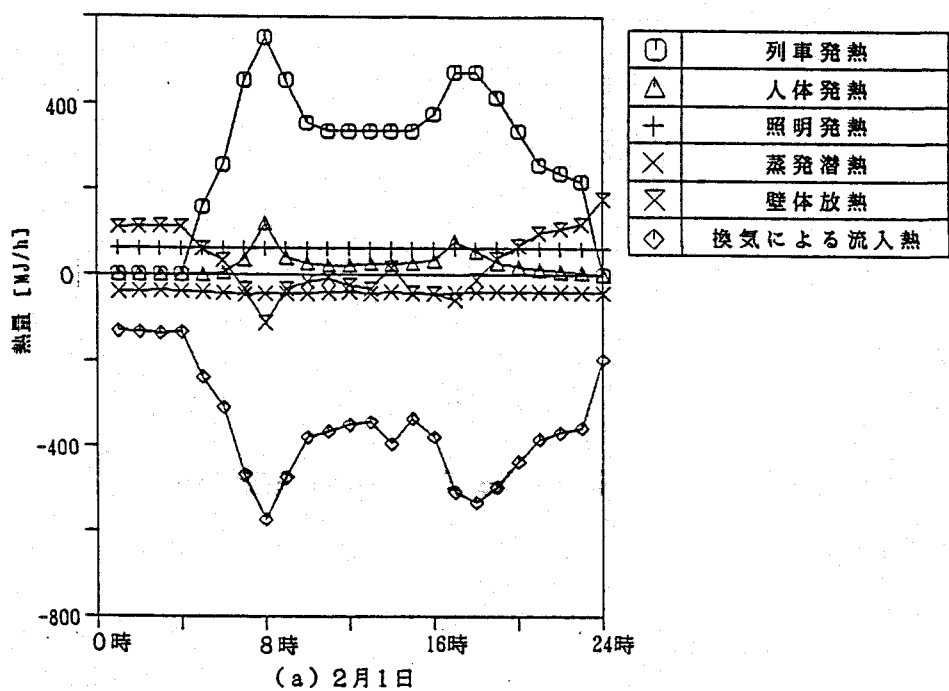


図-5.18 桜川駅ホーム部における2, 8月の熱収支

がって換気量がその熱環境を大きく支配していることがわかる。また、8月1日についてみると朝夕のラッシュ時には換気による除熱量が大きいものの、昼間には地盤の吸熱量が大きく、換気による熱移動は逆に気温上昇側に働いていることがわかる。

表- 5.7 計算条件（機械換気スケジュールの影響）

RUN-1	基本パターン（現状の桜川駅）
RUN-6	冬期は換気機全面停止
RUN-7	冬期は営業時間外のみ換気機運転
RUN-8	冬期は営業時間中のみ換気機運転
RUN-9	夏期は営業時間中のみ換気機運転
RUN-10	夏期は営業時間外のみ換気機運転
RUN-11	夏期は外気温がホーム気温より低いときのみ換気機運転
RUN-12	一年中換気機全面停止

このように、地下鉄構内の熱環境には換気量が大きな影響を及ぼしているため、ここでは桜川駅送風機および南堀江、湊町両排風機の運転スケジュールを現状から変更した場合の計算をおこない、熱環境および省エネルギーの面から最適な換気運転スケジュールを検討する。表- 5.7にここで検討した換気スケジュールの一覧を示す。

まず、冬期の換気スケジュールを変更した場合について検討する。図-5.19(a)にはRUN-1,6~8における気温の2月1~5日の変動を示す。この期間の現状(RUN-1)の気温は約10℃とかなり低く、実際にも列車風の存在によりかなり寒い空間になっている。図より、熱環境の上からは全面的に機械換気を止めた RUN-6が妥当であることがわかる。現在、熱環境的に問題があるにもかかわらず機械換気がおこなわれている理由は、トンネル周囲の大地を冷却することにより夏期の気温を低下させる蓄冷効果をねらっている¹²⁾ ことによる。この効果を検証するため現状の RUN-1と、冬期の機械換気を全面停止した RUN-6の8月1~5日の気温変動を図-5.19(b)に示す。図によれば冬期の換気による気温低下効果は 0.1℃以下であり、冬の寒さおよび機械換気に要する動力の点より現状の機械換気法には再考の余地のあることがわかる。

次に、夏期の換気スケジュールを変更した場合について検討する。図-5.20には RUN-1,9~12における気温の8月1~5日の変動を示す。外気温がホーム気温より低いときにのみ機械換気をおこなったRUN-11および営業時間外のみ換気機を運転して夜間に壁体の蓄冷を図ったRUN-10の場合と、現状の RUN-1および営業時間中のみ換気機を運転した RUN-9の場合の間に日最高気温で3℃以上の差が生じている。これは桜川駅では内部発熱量が小さく、設定温度を日最高外気温程度とした限界発熱量を下回るためであり、この場合は少なくとも昼間には機械換気を停止して取入外気量をおさえることが必要となる。また、夜間の蓄冷効果は昼間に機械換気を停止した場合(RUN-12とRUN-10の比較)には2℃程度の効果となるが、機械換気を運転している場合(RUN-9とRUN-1の比較)にはその効果はほとんど見られない。

以上の計算結果より、現状の換気スケジュールに対して冬期は全機停止、夏期は営業時間中全機停止とする方が熱環境的に有利となることがわかる。このとき、モータ容量よりここで対象とした3ヶ所の換気機の年間消費電力を推算すると、現状の換気スケジュールの場合年間1210MWh であるのに対し、冬期に242MWh、夏期に405MWhの電力が削減され、年間563MWhと現状の50%以上の電力が削減されることに

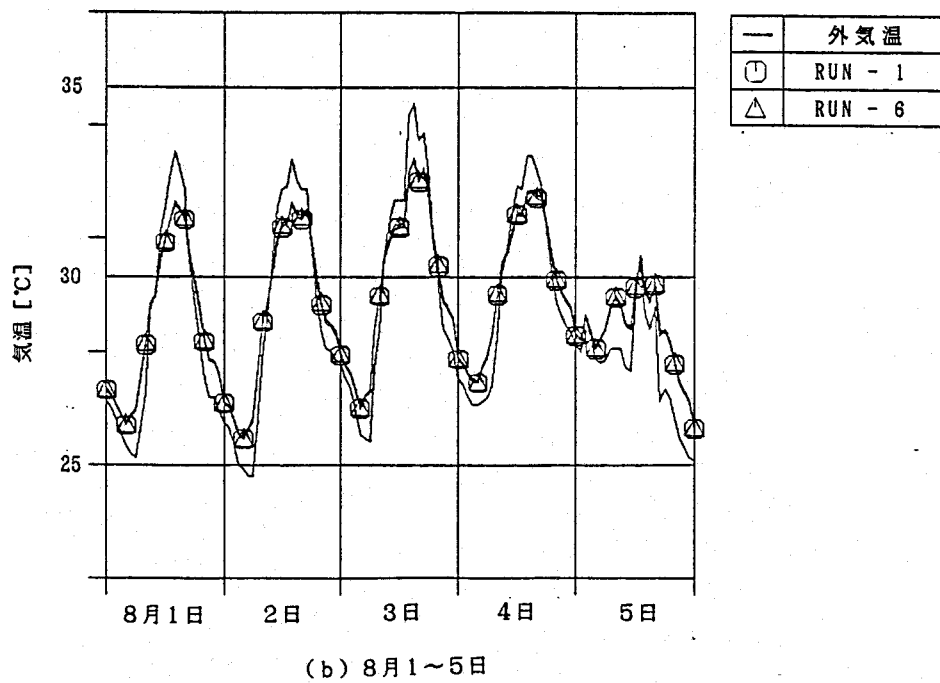
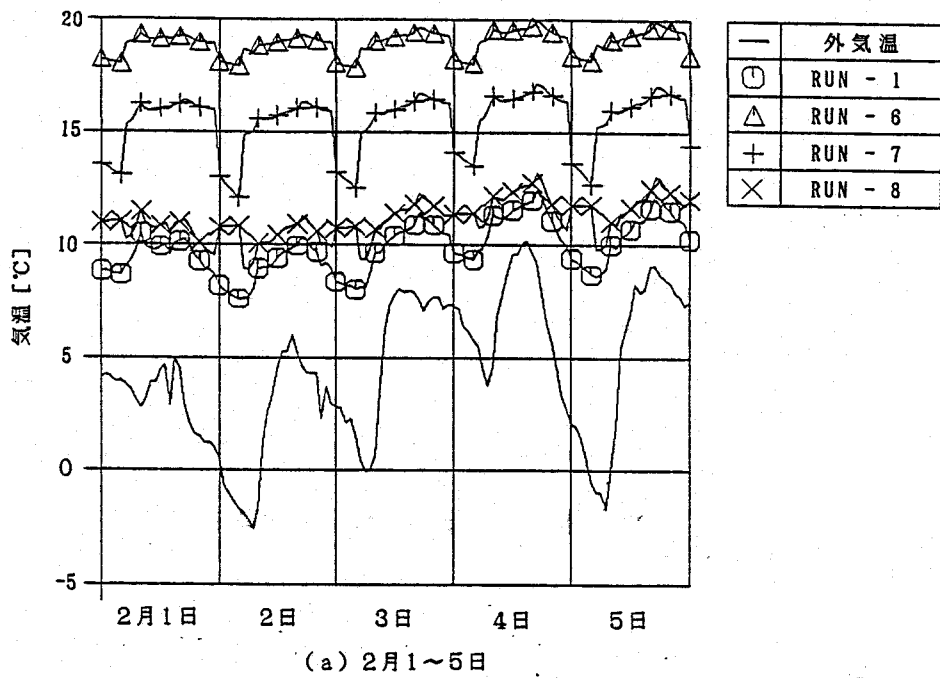


図-5.19 冬の換気スケジュールの影響

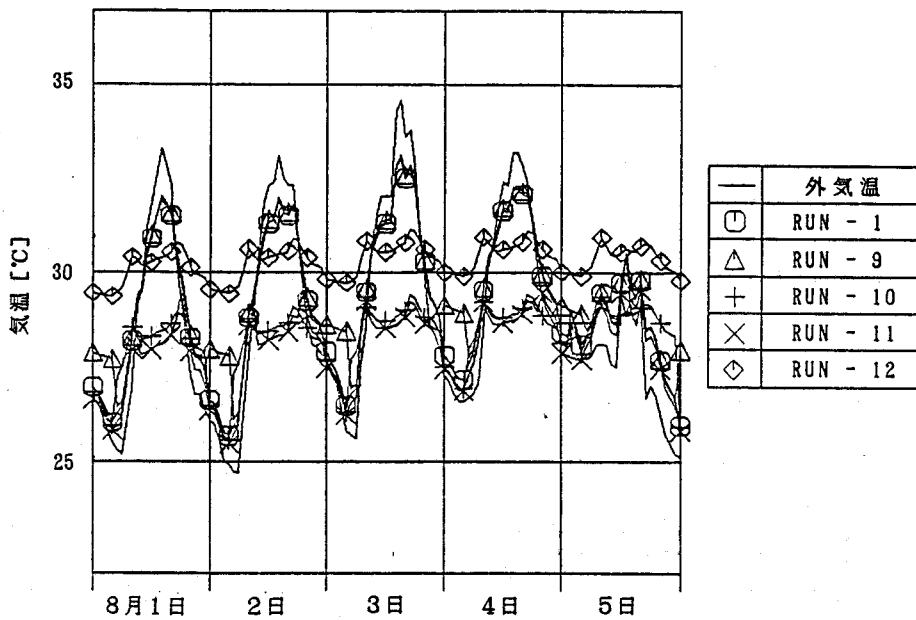


図-5.20 夏期の換気スケジュールの影響

なる。

5.6.2 発熱量の差に基づく最適熱環境調整手法の分類

上で現状の桜川駅における発熱量では冬期および夏期の昼間（営業中）に機械換気を停止することにより熱環境をより良好に保つことができることを示した。しかし序論でも述べたように全ての地下鉄でこのような換気スケジュールが最適なわけではなく、その是非は内部発熱量の大小にかかわっている。そこで、序論で示した御堂筋線淀屋橋駅の1936年と現在(1986年)について、表-5.8に示す列車数、列車発熱量、乗降客数を桜川駅に与えたシミュレーションをおこない、発熱量別の最適熱環境調整手法について検討をおこなった。なお列車風は各々の場合の列車編成数に応じて与え、ま

表-5.8 淀屋橋駅における交通量の時間変化(1936、1986年)

時刻	1936年		現在(1986年)	
	列車数	乗降客数	列車数	乗降客数
5	10	5	9	347
6	14	30	17	2405
7	22	244	42	15237
8	36	843	54	48636
9	24	275	47	23535
10	24	175	34	12147
11	24	142	30	11220
12	24	143	30	10658
13	24	176	30	12186
14	24	170	30	10508
15	24	182	30	12791
16	24	231	34	15475
17	26	534	47	28954
18	36	575	46	25500
19	26	181	36	15976
20	18	118	30	12495
21	16	80	25	9023
22	14	47	23	5040
23	10	30	21	3967
1列車当り 発熱量[kW]	194		496	

表－ 5.9 計算条件（発熱量の影響）

RUN-1	桜川駅の現状発熱・換気量
RUN-12	桜川駅の現状発熱で機械換気停止
RUN-13	淀屋橋駅の1936年の発熱で機械換気停止
RUN-14	淀屋橋駅の1986年の発熱で機械換気はRUN-1に同じ
RUN-15	淀屋橋駅の1986年の発熱で機械換気停止

た機械換気量については1936年は全期間停止、現在は表－ 5.2に示した桜川駅の現状と同一とするが、桜川駅の現状および淀屋橋駅の現在発熱の場合については機械換気を全期間停止とした場合についても計算している。計算条件を表－ 5.9に示す。

図－5.21(a)に各場合についてのホーム部気温の年変化（5日間平均値）を示す。機械換気のある場合(RUN-1,14)には冬期に気温が低下し年較差が大きくなるが、機械換気なしの場合(RUN-12,13,15)を比較すると年較差がほぼ等しく、発熱量の大小にしたがって平行な変化を示す。現在の淀屋橋駅における機械換気のない場合(RUN-15)の年較差が他に比べて若干大きいのは交通量が多いために列車風による換気量が多いことによる。

図－5.21(b)には8月1～5日の気温の変化を示す。機械換気なしの場合について比較すると桜川駅の現状(RUN-12)で30℃前後、1936年の淀屋橋駅の場合(RUN-13)で28℃前後、現在の淀屋橋駅(RUN-15)では36℃前後となる。機械換気の影響についてみると、この期間の外気温は日最高で30～35℃であり、桜川駅では先に述べたように機械換気をおこなえば昼間の気温上昇を招くのに対し、現在の淀屋橋駅では機械換気によってホーム気温を低下させることができるが外気温以下とすることができず、冷房が必要となる。地下鉄ホームにおける夏期の気温の基準値について考えると、地下鉄ホームは屋外から列車内に移動する途中の通過空間であり、居室のようにレベルの高い熱環境は要求されず、現在冷房をおこなっている駅の設定温度は28℃前後となっている。したがって桜川駅については夏期の夜間のみ機械換気を運転することにより、また1936年の淀屋橋駅では機械換気を使用することなく、設定室温を実現することが可能となる。

以上の議論から機械換気の運転方法についてみると、現在大阪市営地下鉄で一律に採用されている換気スケジュール（表－ 5.2参照）は現在の淀屋橋駅のように発熱量が大きく、年間を通じて気温が外気温以下とならない場合についてのみ有効であり、各駅の発熱量に基づいた再考の必要があることがわかる。ただし、機械換気を停止すると冬期の気温上昇より周囲の地中温度を上昇させることを考慮しておく必要がある。第3章で地下空間周囲の平衡地中温度は、地表面状況から定まる平衡地中温度と地下空間の年平均気温の差、および地下空間の形状から計算されることを示した。桜川駅において現在の換気スケジュール（RUN-1）下でのホーム部年平均気温は19.1℃であり地表面状況から定まる平衡地中温度19.7℃に対して差が小さいが、機械換気全面停止（RUN-12）下でのホーム部年平均気温は25.5℃となり、周囲の地中温度を大きく上昇させる可能性がある。

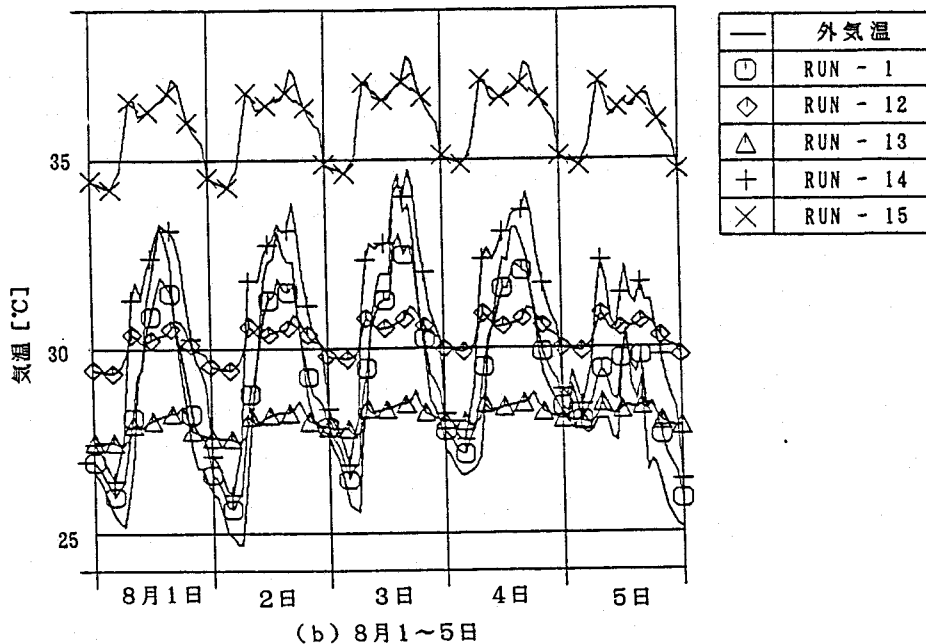
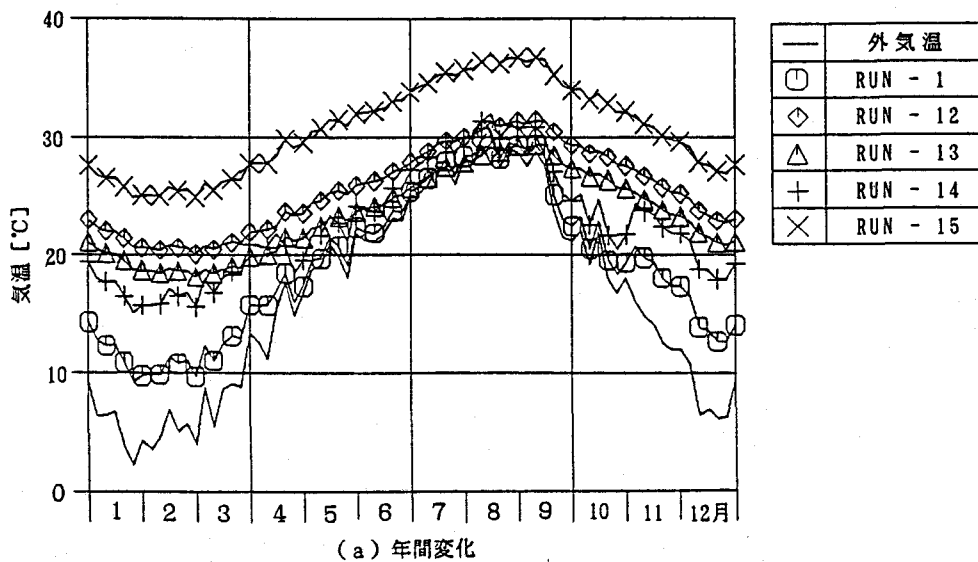


図-5.21 発熱量の差がホーム部気温におよぼす影響

5.6.3 地下鉄構内熱環境調整における限界発熱量の意義

上で示した桜川駅の現状や1936年の淀屋橋駅の場合のように冷房によらず設定室温以下を保つことができる場合、その内部発熱量は第4章で提案した限界発熱量以下になっていることになる。したがって以下では限界発熱量理論の地下鉄ホームへの適用について検討してみる。4.3節で時間により発熱量が変動する場合についても、地盤の伝熱計算に地下水の影響を考慮しなければ限界発熱量は発熱量の日平均

値に等しくなることを示した。そこで、設定温度 28°C の限界発熱量にほぼ等しい発熱になっていると考えられる1936年の淀屋橋駅ホームでの列車発熱・照明発熱・人体発熱の日平均値を計算すると床面積当り $31.1\text{W}/\text{m}^2$ となり、表-4.2に示した限界発熱量の試算結果に対して数倍大きくなっている。図-5.9に示したようにホーム部の断面形状は上に中階が存在するなど第4章で計算対象としたような理想的な場と異なることを考慮しても、この発熱量が全てホーム部周囲地盤の吸熱により処理されているとは考えがたい。このことについて図-5.22に示すRUN-13（1936年の淀屋橋駅）における8月1日の熱バランスを見ると、外気温がホーム部気温より高いにもかかわらず、換気が地盤吸熱（日平均で単位面積当り $8.6\text{W}/\text{m}^2$ ）とともに温度低下側に働いていることが分かる。これは列車の滞在時間がホームに比べて短く発熱量の小さいトンネル部の気温がホームより低くなっており、その空気が列車風によってホーム部へ運ばれることによる。この点を考慮し、ホーム部とトンネル部の全体について単位面積当りの発熱量を計算すると $14.3\text{W}/\text{m}^2$ となり、ホーム・トンネルでの蒸発も考慮すれば地盤の吸熱のみにより処理可能な発熱量となっていることがわかる。また、現状の桜川駅ではホーム・トンネル部全体の発熱量は $20.2\text{W}/\text{m}^2$ と1936年の淀屋橋駅の場合に比べて大きい。この場合は第4章で考慮していない夜間の換気による蓄冷効果が大きな役割を果たしている。これに対して現在の淀屋橋駅におけるホーム・トンネル部全体の発熱量は $49.9\text{W}/\text{m}^2$ となり、限界発熱量をかなりオーバーすることになる。

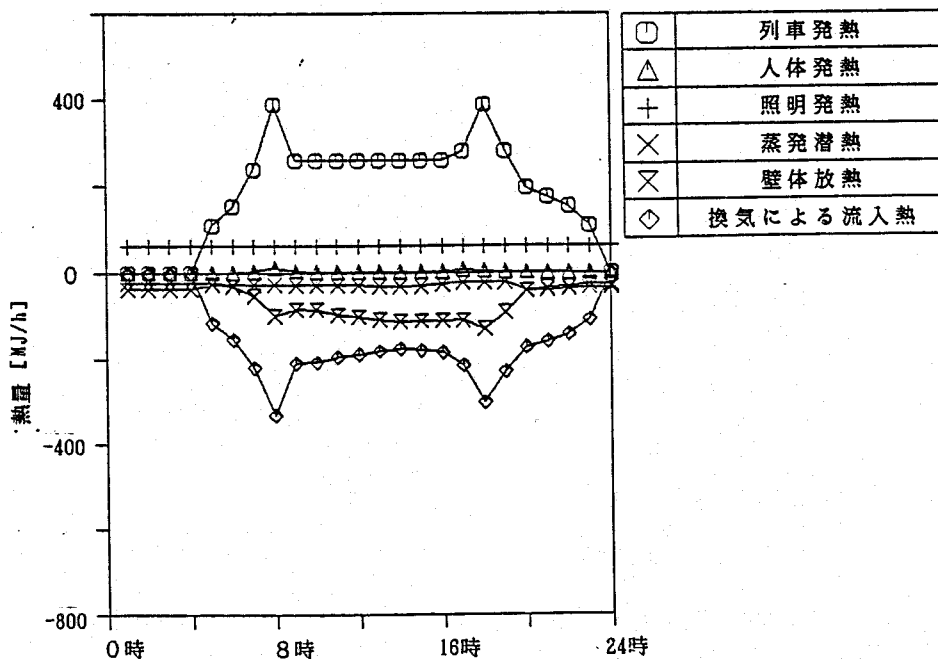


図-5.22 1936年の淀屋橋駅における発熱を与えた場合の8月1日のホーム部熱収支

5.7 要約

本章では都市における代表的な地下空間である地下鉄構内を対象とし、その熱環境予測シミュレーションプログラムを作成し、その検証ならびに熱環境調整手法の評価をおこなった。

まず、大阪市営地下鉄桜川駅を対象として、換気条件を変更したもとでホーム・トンネル部の温湿度の実測をおこなった結果および桜川駅における既存の熱環境実測データを基にシミュレーションプログラムの検証をおこない、送風機停止時のホーム部における完全混合の仮定にやや問題のあることや壁体温度にOSTESPでは考慮していない地下水流の影響などがみられるものの、ホーム部における気流のショートサーキットを考慮することによりホーム部気温の計算結果は実測値とよく一致しており、本プログラムの有効性が確認された。

次にこのシミュレーションプログラムを用いて各種条件を変更したもとのシミュレーションをおこない、以下の結果を得た。

- (1) 地盤吸熱や壁面での水分蒸発に関する各パラメータの影響は夏期の気温に対して1℃以下と小さい。ただし冬期には蒸発の影響が大きくなる。
- (2) 現在桜川駅では1年を通じて24時間換気機が運転されているが、現況の桜川駅の発熱状況のもとでは夏期には夜間のみ機械換気をおこなった場合にもっとも良好な熱環境となる。また、地盤の蓄冷効果を目的とした冬期の機械換気は夏期の気温に対して全く効果がない。
- (3) 発熱量の影響についてみるために、淀屋橋駅における1936年と現在の発熱量を与えてシミュレーションをおこなった結果、1936年の淀屋橋駅の場合には機械換気なしで良好な熱環境を得ることができるのに対し、現在の淀屋橋駅の発熱の場合には換気のみによる熱環境調整が不可能で、冷房が必要となることが判明した。換気のみによる熱環境調整が可能な発熱量の限界値、すなわち限界発熱量をみると、地下鉄ホーム部については列車風によってトンネル内空気との混合があるためトンネルにおけるヒートシンク効果も間接的に利用することができることや、夏期には夜間の運転停止時に機械換気をおこなうことによる蓄冷効果のため、ホーム部のみの発熱量でみると第4章で定義したような空間周囲の地盤吸熱量のみより定まる限界発熱量より数倍大きくとることができる。

第4章で述べたように地下空間において空間周囲の地盤の吸熱量のみによって定まる限界発熱量は、現実的な居室空間における内部発熱量に対して小さい。しかし、実際の地下空間においては居室空間のみでなく本章で扱った地下鉄の場合のトンネルや中階に相当する通路や倉庫などの低発熱空間が併設されている場合が多い。したがって本章の結果は地下空間の熱環境調整において換気の通路を地上空間のような別系統のダクトによらず、これら低発熱空間を利用して居室空間と熱的に結合することにより見かけ上限発熱量を増加させ現実的なレベルとなる可能性のあることを示唆している。

第6章 地下水熱源システムの有効性に関する研究

6.1 序論

現在、都市の地下利用としては、一部に共同溝などインフラストラクチャーの設置を中心とした計画があるものの、その大勢は地下を人間の生活空間として利用する方向に進みつつある。ところが内部発熱の大きい地下空間の熱環境調整に関しては省エネルギーの点から問題の多いことは前2章で検討した通りである。

一方、都市の地下を熱源として利用する考え方については現在のところほとんど考慮されていない。この理由としては、過去にその主力であった冷房用地下水の取水が地盤沈下の問題から法的に禁止されていること、蒸発式冷却塔、空冷式冷凍機などの性能向上により他方式への代替の必要性が低下してきていることが挙げられる。しかし、地盤沈下に関しては熱交換後の地下水を元の帯水層へかん養することができればその危険性はなく、また今後も増大すると予想される都市での冷房負荷をすべて空冷式でまかなうことは、都市の熱汚染防止上問題となることや電力需要が外気温に強く依存するため電力供給の時間平準化の要求に対して逆効果となること、さらには建物外部に屋外機が露出することによる景観悪化など問題が多い。また、現在通産省のムーンライト計画等、国家的レベルでヒートポンプの効率改善に関する研究が進められており、各種低温熱源の有効性が今後増大するものと予想される。したがって今後の都市の熱源としては空気その他身近に生じる廃熱ならびに太陽、河川水、地中熱などの自然エネルギーを適切に配分することが必要と考えられる。

他の自然エネルギーと同様、地下の熱源としての利用可能性を検討するためには、その利用可能量と利用システムの省エネルギー性を明らかにすることが必要である。地下を熱源とするシステムは採熱方式により次の2種類に大別される。

1) 地下水を採取し、熱媒体として利用する方式。

2) 水、冷媒などを熱媒体として地中埋設管内を循環させて採熱する方式。

このうち2)のシステムは、地下水の採取を伴わず地盤沈下の問題がないという大きな特長を有している。しかし、土の断熱性のため利用できる土の体積が小さく、その利用対象が独立住宅等の小規模システムに限られるとともに、採熱にともなう地中温度の変化が大きく、その効果は管の埋設状況および採熱量やスケジュールに大きく依存するため、地下の熱源としての有効性を一般的に論じる上では問題が多く、本章では取り扱わない。また、地下水を利用する方式のうち、太陽熱などを併用した帯水層蓄熱については厳密には地中熱の利用ではないため、本章では取り扱わない。したがって、本章6.2, 6.3節では地下の熱源利用としての可能性を検討する一つのケーススタディとして、かん養井付きの地下水熱源システムを取り上げ、夏期・中間期の冷房用消費電力について空冷式冷房システムとの比較をおこなう。また、地下水熱源の有利な点の一つが取入外気を予冷コイルによって冷却減湿できる点にあり、この効果を含めた検討をおこなうため、ここでは単に冷凍機の成績係数による比較をおこなうだけでなく、具体的に負荷を与えての空調システムシミュレーションによる比較を通してその省エネルギー性の検討ならびに地下水温の影響について

検討をおこなう。さらに、地下水利用システムの場合その利用可能熱量は地下水の賦存量等によって制約されるため、6.4節では地域レベルでみた地中熱の利用可能量について考察する。

現在は地盤沈下の問題から大都市で地下水を熱源とするシステムを計画することは法律上禁止されており、これまでのところその省エネルギー性を定量的に検討した研究例はわが国ではみられない。なお、Weinsteinら¹⁾のシステムシミュレーションによれば予冷コイルの効果が極めて有効であることから本章における予冷コイルのシミュレーションでは従来よく用いられる空気線図による近似解法によらず、井上ら²⁾や石野ら³⁾がおこなったコイル表面での熱・物質移動を厳密に考慮した詳細なモデルを使用している。また、できるだけ一般的な形で効果を検証するために、かん養井戸からの温廃水の影響および同一の井戸を用いて冬期に暖房をおこなった場合の季節間蓄熱効果は無視し、地下水温は時間によって変化しないものと仮定する。

比較の対象とする、空気を冷熱源に用いたシステムとしては、現在のところ空冷式冷凍機よりも蒸発式冷却塔を利用した水冷式冷凍機の方が主流となっている。しかし、現在熱源システムの分散化や冬期のヒートポンプの使用が進行している関係上前者の伸びが大きいことや、廃熱側でみればその全てを顕熱として放出する前者の方が問題が大きく、本章では空冷式冷凍機を比較の対象として取り上げる。なお、消費エネルギーの点からみると蒸発式冷却塔を利用した水冷式冷凍機は空冷式冷凍機と比較して凝縮機における熱交換効率は高いものの、その温度は外気温程度と地下水温より高く、本章で比較する二つのシステムの中間になるものと予想される。

6.2 計算対象と各熱源システムのシミュレーション手法

6.2.1 対象建物と冷房負荷の計算

熱源システムのエネルギー消費量を具体的な状況で比較するため、本章ではまずモデルビルを設定してその毎時の冷房負荷を求め、その冷房負荷を処理するために必要な各熱源システムの消費電力量によって各システムの省エネルギー性を比較する。モデルビルは60m×36mの大型ビルの中間階の1階分⁴⁾とし、平面図を図-6.1に示す。また、断面寸法、平面寸法の詳細を図-6.2,6.3に、構造体各部位の詳細を図-6.4に示す。空調範囲を図-6.1に示す東西南北のペリメータゾーンおよびインテリアゾーンとすると、各ゾーンの面積・長さは表-6.1のようになる。室内発熱については、この建物の用途

を事務室と仮定して、人体、照明、OA機器とした。各発熱量と

発熱、換気、空調のスケジュールは表-6.2のように与え、気象データには大阪地方のHASP標準気象データを用いた。ただし、負荷の大きさがシステムの省エネルギー性に及ぼす影響を検討す

表-6.1 各部位の面積と長さ

ゾーン	東・西ペリメーター	南・北ペリメーター	インテリア
外 壁	51.42㎡	85.7㎡	0
梁 壁	39.6㎡	66.0㎡	0
窓ガラス	42.18㎡	70.3㎡	0
内 壁	26.0㎡	46.8㎡	249.6㎡
間仕切	20.8㎡	41.6㎡	124.8㎡
床	180.0㎡	324.0㎡	720.0㎡
梁	54m	104m	360m

るため、OA機器による負荷を0とした場合についても計算をおこなっている。以上の条件を与えて空調調和・衛生工学会により作成された動的空調熱負荷計算プログラムHASP⁴⁾を用いて毎時の顕熱負荷、潜熱負荷をゾーン毎に計算し、これを合計して熱源システムに対する負荷とした。

表- 6.2 冷房負荷の計算条件

室内発熱		スケジュール (%)														
		時刻	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
人体	0.18人/㎡	平日	1	80		140	1		80			135		10		1
	1人当り 119W*	土曜	1		90			1	10	1		5			0	
照明	20W/㎡	平日	1				90					170	1	30		1
		土曜	1		90					20					0	
OA機器	36W/㎡	平日	1	50		125	1			50					1	0
		土曜	1			50								0		
取入外気量		平日	1				100							1		0
	4 m ³ /(㎡・h)	土曜	1			100							0			
空調設定条件 (土曜日の13時以降と休日は運転しない)																
夏期(6~9月) 冬期(12~3月) 中間期(4,5,10,11月)																
運転時間	8~18時					7~18時						8~18時				
設定温湿度	26℃, 50%					20℃, 50%						23℃, 50%				

*: 発熱量は気温に応じて潜熱と顕熱に配分する。

6.2.2 熱源システムのモデル化

(1) 比較検討の対象とするシステム

本章では図- 6.5に示す3種のシステムについてその消費電力を比較する。なお、ここでは熱源機器の消費電力を比較することとし、一般の空調システムシミュレーションプログラムとは異なりファン動力など地下水揚水以外の搬送動力はこれらシステム間で同一となるため無視した。さらに蓄熱槽のような巨大な熱容量を持つ要素がないことから、システムの熱容量を無視して計算をおこなっている。また、冷却コイルにおいては潜・顕熱比にかかわらず、その負荷の全量が処理されるものと仮定する。

①空冷式冷凍機システム

これは現在最もよく用いられているシステムである。考慮する消費電力は冷凍機のコンプレッサ動力と凝縮機の外気ファン動力であり、カタログにはこの合計値が示されている。

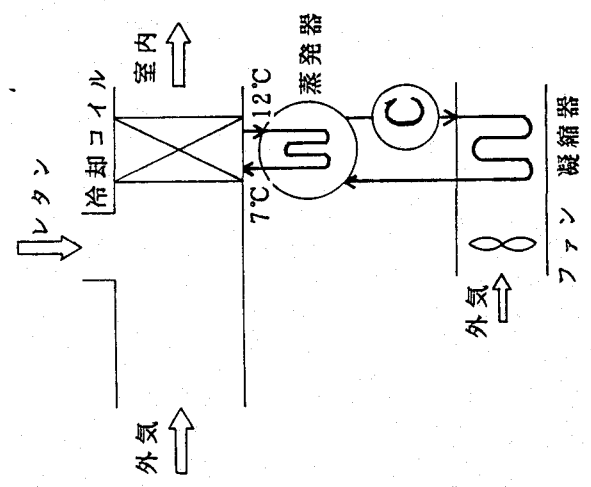
②地下水熱源水冷式冷凍機システム

これは冷凍機の低熱源に地下水を用いたものであり、この場合は冷凍機のコンプレッサ動力に加えて地下水汲み上げに要するポンプ動力が必要となる。本研究では使用した地下水は元の帯水層にかん養することを原則としているが、かん養は十分な大きさの井戸があれば自然におこなわれ⁵⁾、特別な動力は必要としない。ただし、ストレーナーの目づまり防止のため採水井戸、かん養井戸の両者とも定期的に逆洗をおこなう必要があるが、これに要する動力はここでは無視した。

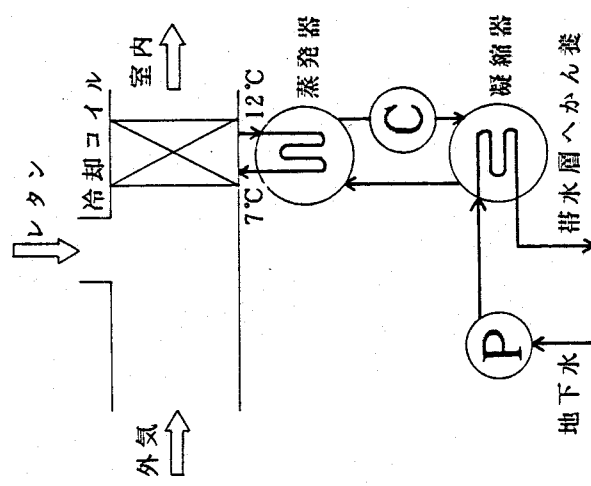
③予冷コイル付き地下水熱源水冷式冷凍機システム

これは、②に加え、地下水を予冷コイルに通して取入外気を冷却減湿するシステムである。①と②では冷却コイルにかかる負荷は等しいが、このシステムでは予冷によって取入外気負荷が軽減されるため、冷却コイル負荷は小さくなり、中間期などでは冷凍機の運転が不要になる場合も考えられる。必要電力は②と同じくコンプレッサ動力およびポンプ動力であるが、予冷コイル内の水側損失水頭が大きい場

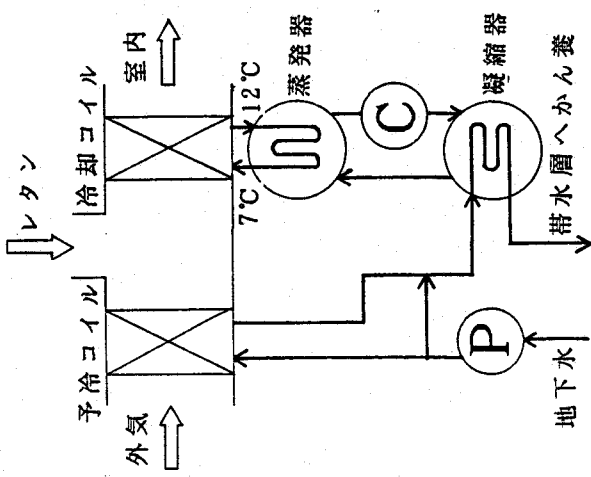
③ 冷凍機コンプレッサー ④ 地下水揚水ポンプ



① 空冷式冷凍機



② 地下水熱源水冷却式冷凍機



③ 予冷コイル付き地下水熱源水冷却式冷凍機

図一 6.5 比較する熱源システム

合にはポンプ動力を大きくする必要がある。ただし、後述するように本研究では予冷コイルの損失水頭が小さいため、ポンプ動力は同一としている。

以上3つのシステムに対するシステムシミュレーションのフローチャートを図-6.6に示す。

(2) 冷凍機のモデル化

冷凍機の成績係数COPは熱源の種類、容量、負荷率、冷媒の種類や蒸発・凝縮温度により決まるが、本章では冷却コイルについて行き温度7℃、還り温度12℃で一定とし、COPを冷却水出口水温(水冷式の場合)、外気温度(空冷式の場合)のみの関数としてモデル化する。

いま、冷凍サイクルが理想的な逆カルノーサイクルであるとし、低熱源温度 T_L 、高熱源温度 T_H とすると、その成績係数 COP_{car} は次式で求められる。

$$COP_{car} = \frac{T_L}{T_H - T_L} \quad (6.1)$$

D社の冷凍機カタログより、6.2.1で求めた冷房負荷に対応する能力を持った冷凍機(水冷式: UW50EG, 空冷式: UWA60J6)を選び、 $T_L = 280.15K$ (7℃)、 T_H を水冷式の場合冷却水出口温度、空冷式の場合外気温度として式(6.1)で求め

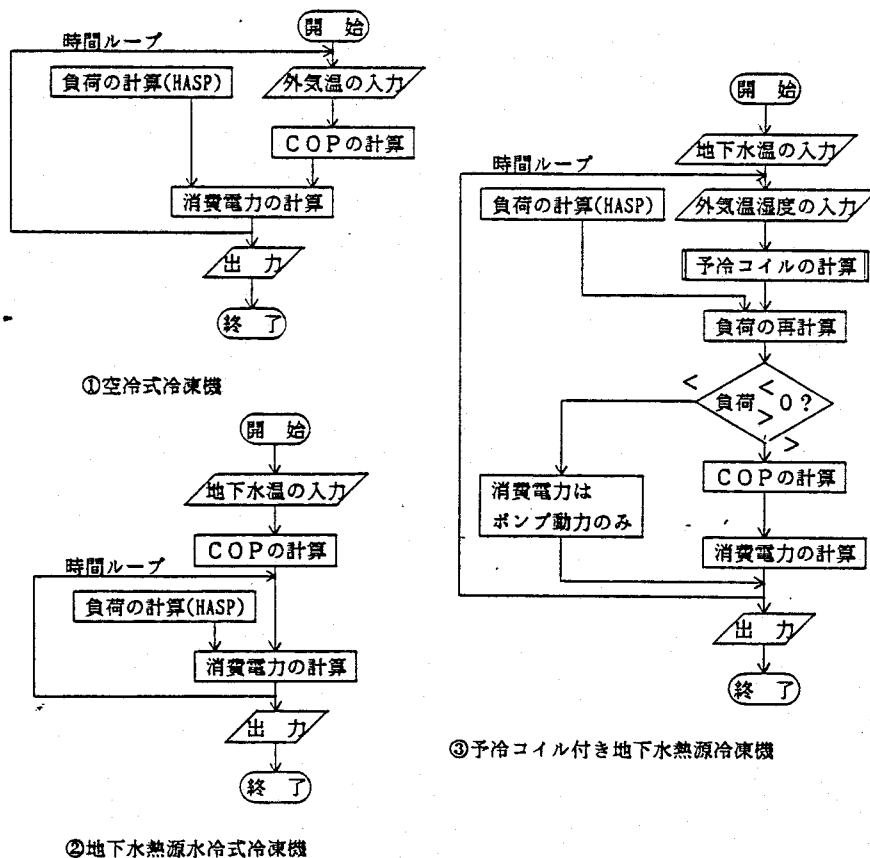


図-6.6 各システムのフローチャート

られる COP_{car} と、カタログに示されている冷却能力と消費電力から求められる実際の COP との回帰直線を求めると、図- 6.7 のように相関の高い回帰直線が得られる。そこで毎時の T_H から式 (6.1) より COP_{car} を求め、図- 6.7 に示した回帰式より実際の COP に変換して、冷却コイルにかかる毎時の負荷をこの COP で除することにより冷凍機動力を計算する。ただし、空冷式において外気温が低い場合 COP は無制限に増大するわけではないので、ここではスクリー型空気熱源ヒートポンプの特性図⁶⁾を参考にして

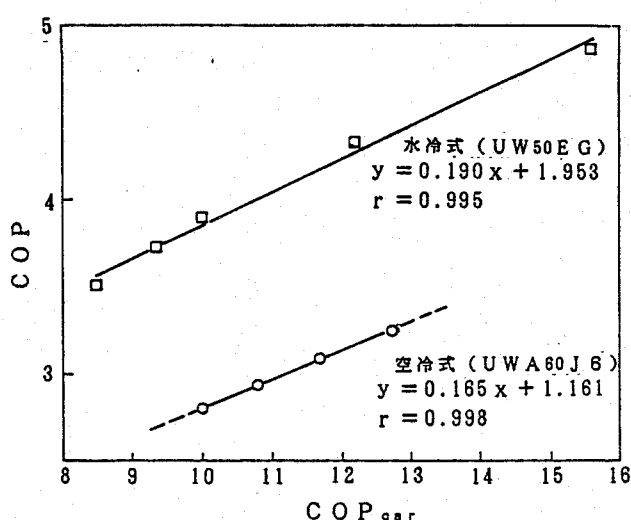


図- 6.7 冷凍機のカルノー効率 COP_{car} と実際の COP の相関

気温 $20^{\circ}C$ 以下では気温 $20^{\circ}C$ のときの $COP = 4.72$ で一定とした。

実際の冷凍機ではその冷却能力に対する負荷の比（負荷率）と消費電力の関係は直線的な変化を示さず、特に負荷率が $30 \sim 40\%$ 以下となると消費電力は負荷率によらず一定となる。しかし、本章では予冷コイルの有無によって毎時の負荷が大きく異なり、この現象をモデル化に取り入れると両者の比較が複雑になるため、ここでは COP を負荷率の大小にかかわらず一定と仮定した。

(3) 予冷コイルのモデル化

本研究では先に述べたように、予冷コイルのモデル化においてフィン付き冷却コイルの列をさらに分割したセクションごとの熱・物質収支を解く精解法を用いている。

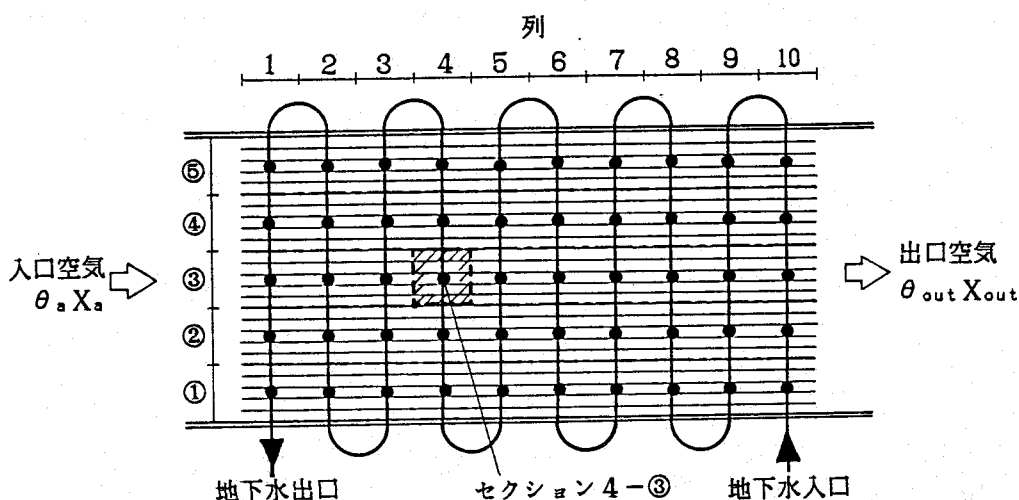


図- 6.8 予冷コイルのセクション分割

コイルは向流型フルサーキットとし、これを図- 6.8に示すように1列当り5セクションに分割する。またプレートフィンとは環状フィン付きコイルの集合体に置換する。このとき、図- 6.9に示す各セクション毎の熱・物質の平衡式は次式となる。

セクション前後の空気の顕熱バランスより

$$\begin{aligned} G_a C_a (\theta_{ai} - \theta_{ao}) &= A_f \alpha_a (\theta_{ao} - \theta_{fm}) + C_w A_f k_q (X_{ao} - X_{fm}) \theta_{fm} \\ &+ (A_o - A_{of}) \alpha_a (\theta_{ao} - \theta_{ps}) \\ &+ C_w (A_o - A_{of}) k_q (X_{ao} - X_{ps}) \theta_{ps} \end{aligned} \quad (6.2)$$

セクション前後の空気の潜熱バランスより

$$\begin{aligned} G_a L (X_{ai} - X_{ao}) &= A_f k_q L (X_{ao} - X_{fm}) \\ &+ (A_o - A_{of}) k_q L (X_{ao} - X_{ps}) \end{aligned} \quad (6.3)$$

セクション前後の冷却水の熱バランスより

$$G_w C_w (\theta_{wo} - \theta_{wi}) = A_o \alpha_{ww} (\theta_{ps} - \theta_{wi}) \quad (6.4)$$

$$\begin{aligned} G_w C_w (\theta_{wo} - \theta_{wi}) &= G_a C_a (\theta_{ai} - \theta_{ao}) + G_a L (X_{ai} - X_{ao}) \\ &- C_w A_f k_q (X_{ao} - X_{fm}) \theta_{fm} \\ &- C_w (A_o - A_{of}) k_q (X_{ao} - X_{ps}) \theta_{ps} \end{aligned} \quad (6.5)$$

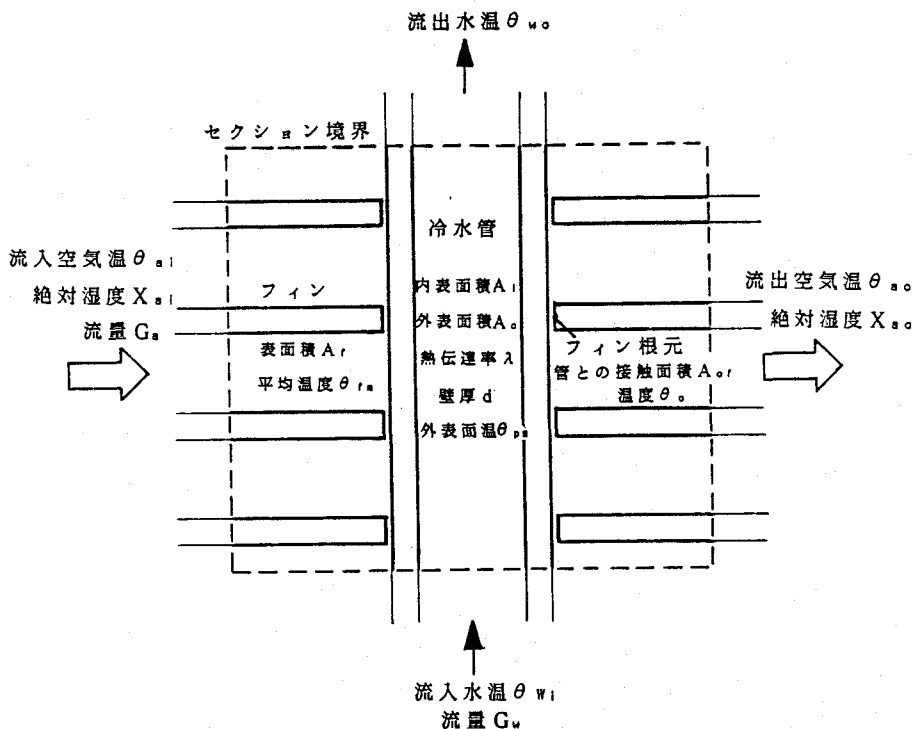


図- 6.9 セクションの概要

フィンと管との熱バランスより

$$A_f \alpha_a (\theta_{ao} - \theta_{fn}) + A_f k_q L (X_{ao} - X_{fn}) = A_o f \frac{1}{r_2} (\theta_o - \theta_{ps}) \quad (6.6)$$

フィン内の熱バランスより

$$\left\{ \theta_o - \theta_{ao} + \frac{L k_q (X_o - X_{ao})}{\alpha_a} \right\} P_{fn} = \theta_{fn} - \theta_{ao} + \frac{L k_q (X_{fn} - X_{ao})}{\alpha_a} \quad (6.7)$$

上式中で、 G_a 、 G_w はそれぞれセクションを通過する空気、水の流量、 C_a 、 C_w はそれぞれ空気、水の比熱、 L は蒸発潜熱、 α_a は空気側熱伝達率、 k_q は物質移動係数、 r_2 は管とフィンとの接触抵抗を表し、 X_{fn} 、 X_o 、 X_{ps} はそれぞれ温度 θ_{fn} 、 θ_o 、 θ_{ps} における飽和湿度を表す。また、式(6.3)中の α_{ww} は管内の水と管外表面との間の熱貫流率であり、水側熱伝達率を α_w 、管内汚れ抵抗を r_i として次式で表される。

$$\alpha_{ww} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_w} \cdot \frac{A_o}{A_i} + r_i + \frac{d}{\lambda}} \quad (6.8)$$

また式(6.6)は環状フィンを微小半径ごとに同心円で分割し、そのそれぞれについての熱平衡式を解くことにより導出したフィン平均温度 θ_{fn} とフィン根元温度 θ_o の関係式であり、 P_{fn} は文献3)の式(16)右辺をフィン全体について加え合わせたものである。

式(6.2)～(6.7)の6式を θ_{ao} 、 θ_{fn} 、 θ_o 、 θ_{ps} 、 θ_{wi} 、 X_{ao} を未知数とする6元の連立方程式としてマトリックスに変換し、各セクションにおける未知数を求める。なお、セクションが水分結露の起こらない乾きコイルである場合、マトリックスから水分移動の項が消去され、 X_{ao} を除いた5元のマトリックスを解く。

向流型のコイルでは空気入口側よりセクション順に解いていく場合、管内水温が未定となり一度に解くことができない。そこでまず出口水温を仮定し、空気の流れに沿って図-6.8に示す1-①、1-②、...10-②、10-①の順にセクション毎の計算を進め、計算で求められた入口水温が与えられた入口水温に等しくなるまで出口水温を調節して反復計算をおこなう。また、空気入口側からのセクション順の計算において、始めは乾きコイルを仮定し、

空気流量	6912m ³ /h
冷水量	192ℓ/min
コイル段数	20段
列数	10列
横幅	1m
高さ	0.76m
管 材 料	銅
熱伝導率	37W/(m・K)
外 径	0.01587m
内 径	0.01427m
高さ方向ピッチ	0.038m
奥行方向ピッチ	0.033m
管内汚れ抵抗	0.000086(㎡・K)/W
フィン 材 料	アルミ
熱伝導率	204W/(m・K)
ピッチ	0.00275m
厚 さ	0.00015m
接触抵抗	0.000086(㎡・K)/W

表-6.3 地下水予冷コイルの諸元

$X_{ai} > X_{ps}$ となった場合に湿りコイルとし、以後のセクションは湿りコイルで計算をおこなう。計算のフローを図-6.10に示す。コイルの諸元は、モデルビルにおける必要取入外気量 $6912\text{m}^3/\text{h}$ より表-6.3のように決めた。なお、中間期で外気温が地下水温より低いとき、予冷コイルは使用せず、地下水は直接冷凍機に流入するとした。

(4) 地下水揚水ポンプのモデル化
地下水揚水ポンプの消費電力は、必要揚程と水量から決まり、必要揚程は地下水位と冷凍機・予冷コイルでの損失水頭の合計で求められる。

予冷コイルの水量は表-6.3より 192 l/min で、損失水頭は列数が5列の場合 $1.5\text{mH}_2\text{O}$ 、10列の場合 $2.8\text{mH}_2\text{O}$ となる。冷凍機は、モデル化の対象としたD社UW50EGについてみると冷却水出入口温度差 9°C の場合必要水量 374 l/min 、損失水頭 $0.9\text{mH}_2\text{O}$ となる。また、大阪市周辺の被圧帯水層の地下水位は、第3章で水温測定の対象とした地下水位

観測井戸における観測値によればおおむね 15m 以下である。したがって必要水量 374 l/min よりT社の深井戸水中ポンプカタログから選定すると、揚程最小の6E4W型のポンプで全揚程 36m となり、十分な揚程が確保される。そこでポンプ動力は予冷コイルの有無にかかわらず6E4W型の消費電力 3.7kW で一定とする。なおポンプの発熱による水温上昇は無視している。

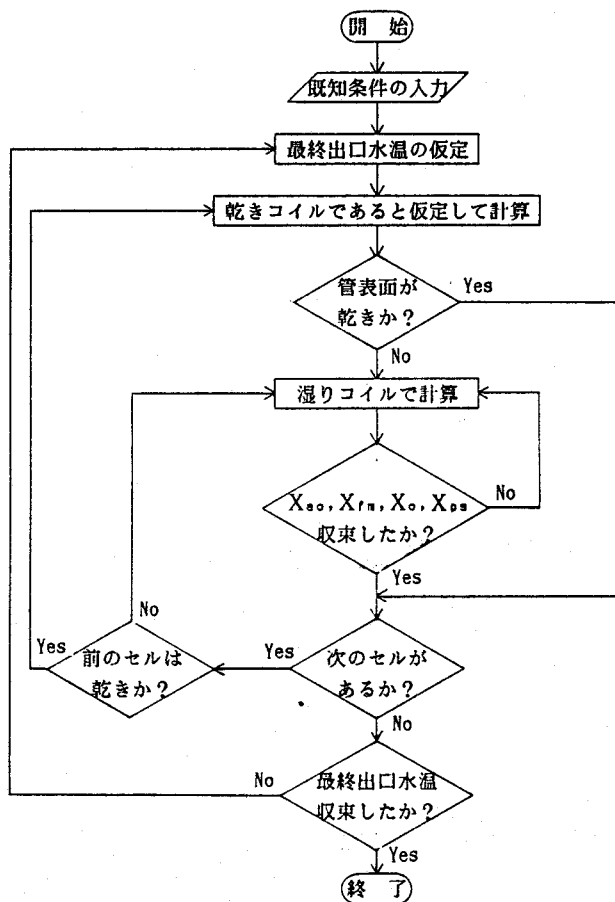


図-6.10 予冷コイル計算のフローチャート

6.3 地下水熱源システムの省エネルギー性評価

(1) 冷凍機のCOP比較

冷凍機の基本特性として、図-6.11に水冷式の場合は入口水温、空冷式の場合は外気温に対するCOPの変化を示す。地下水温を $16\sim 20^\circ\text{C}$ 程度とした場合、空冷式のCOPは外気温が $20\sim 25^\circ\text{C}$ の場合には水冷式に比べて10%程度の差に過ぎないが、夏期の日中で外気温が 30°C を超える場合空冷式のCOPは水冷式に比べて約35%低くなり、大きな差を生じる。なお、水冷式の冷凍機には成績係数の他、同能力の空冷式にくらべてサイズが小さいことや低騒音型であることなどの利点も有している。

(2) 予冷コイルの効果

コイルの基本特性として図-6.12に
外気温 32°C 、外気絶対湿度 0.022 kg/kg(DA) とし、コイル入口水温を 15°C から 25°C まで変化させた場合のコイル出口気温、絶対湿度、出口水温の変化を示す。なお図にはコイル列数10列の場合の他5列の場合も示す。

この入口水温の範囲ではコイルの一部は湿りとなり、水温 $15\sim 22.5^{\circ}\text{C}$ の場合にはほぼ2列目以降、水温 25°C の場合列数5列の場合で5列目、列数10列の場合で7列目以降が湿りコイルとなるが、出口気温・湿度、水温のいずれも入口水温に対して見かけ上線形に変化し、その勾配は列数の多い方が大きい。コイル入口水温と出口水温の差はコイルでの交換熱量に比例するが、これも入口水温に対してほぼ線形に変化している。以下の計算では列数は10列に固定する。

なお、以下の計算では地下水温として $16, 20, 24^{\circ}\text{C}$ の3種を与えて計算する。 16°C と 20°C は第3章で得られた大阪府下における深度100m以浅の地下水温の下限値および上限値に相当し、 24°C は約200～300mの深度より地下水を揚水した場合に相当する。

(3) 最大負荷時の各方式消費エネルギー量の時間変化

6.2.1に示したモデルビルに対する冷房負荷の計算結果によると、大阪地方HASP標準気象データ使用の場合冷房負荷の一時間値の最大値は8月7日の15時に生じている。そこで図-6.13(a)～(d)にOA機器による顕熱負荷を考慮した冷房負荷データを用いた場合における8月7日の外気温・湿度および冷凍機負荷、冷凍機のCOP、消費電力の時間変化を示す。

図(b)は予冷コイルによる冷凍機負荷の減少量を表している。地下水温 16°C の場合予冷コイルによりピーク時でおおよそ30%の負荷が削減される。しかし、予冷コイルの効果は地下水温に大きく影響され、水温 24°C の場合にはピーク時負荷の削減率

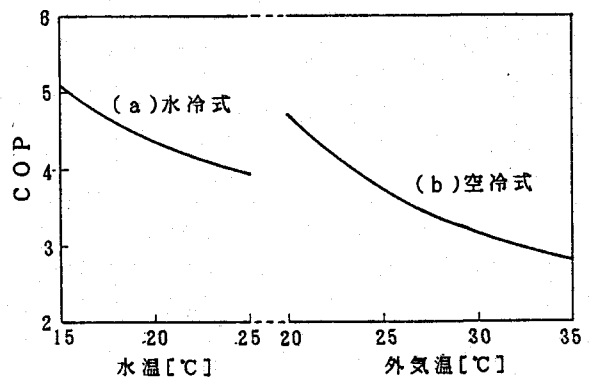


図-6.11 水冷式・空冷式のCOP比較

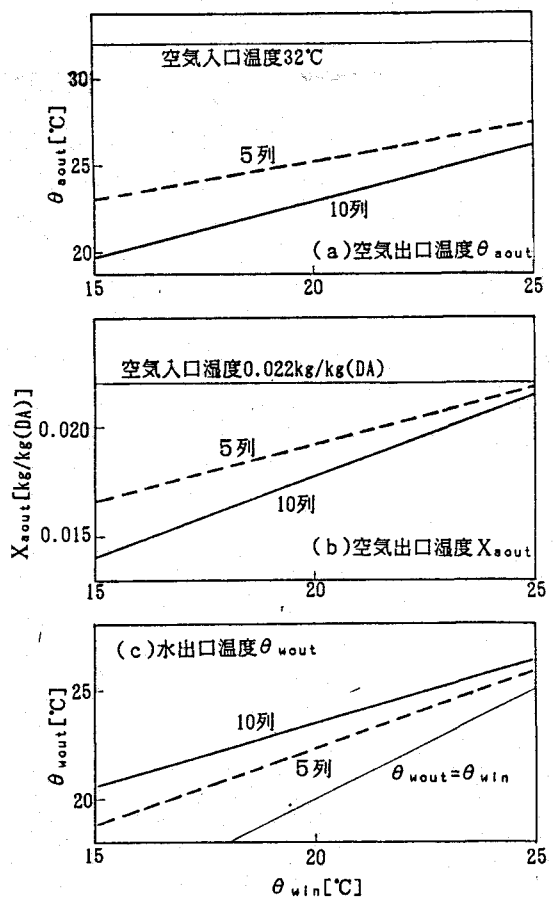


図-6.12 予冷コイルの効果

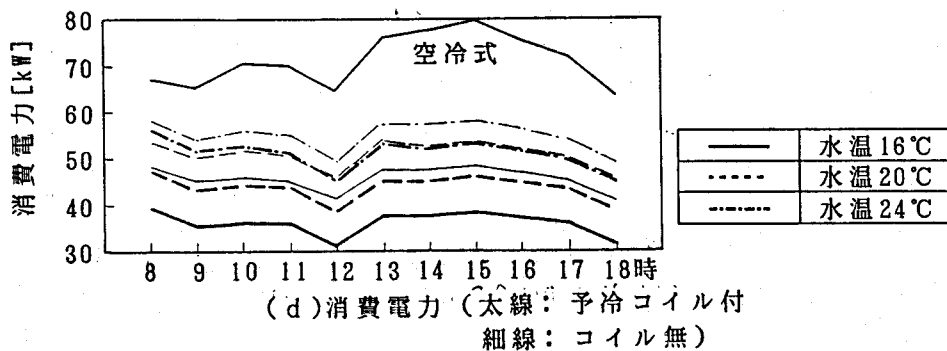
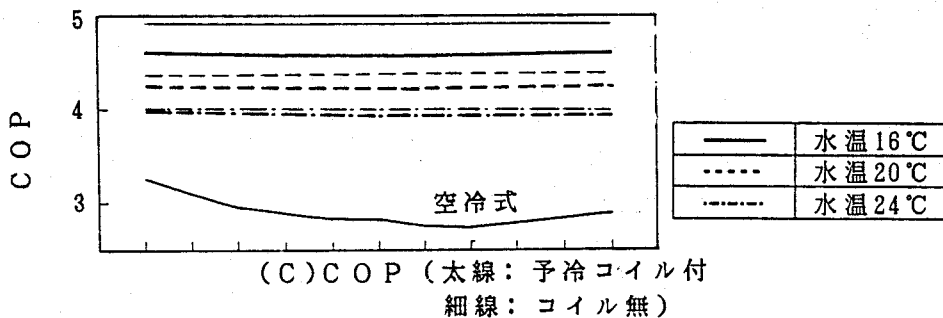
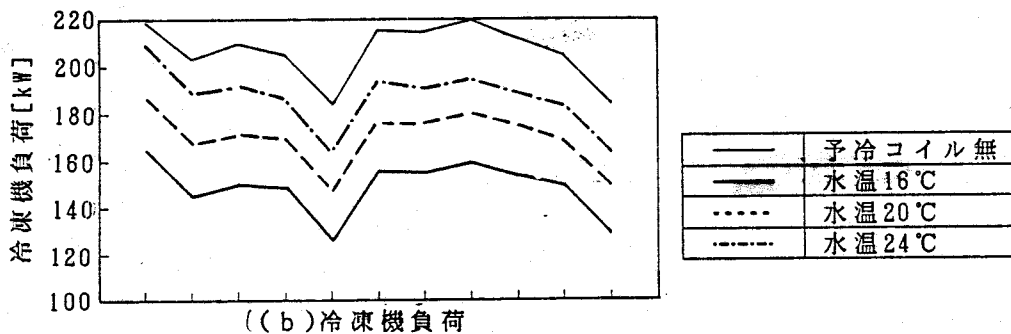
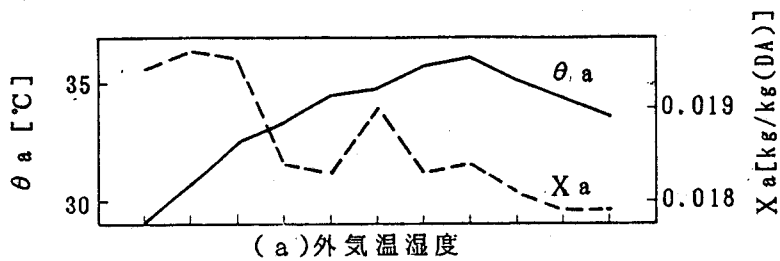


図-6.13 8月7日の負荷、消費電力の時間変動

はおおよそ10%と水温16℃の場合に対してその効果は 1/3となる。なお、12時に負荷が低下している原因は表－ 6.2に示したように内部発熱量が減少することによる。

図(c)はCOPの時間変化を示している。この日は図(a)に示されるように冷房時の外気温が概ね30℃以上であり、最高気温は36.1℃となっている。したがって空冷式冷凍機のCOPは水冷式に比べて30～45%低くなっており、かつピーク負荷時に最低となる時間変化を示す。水冷式冷凍機で予冷コイル付きのものは地下水の一部が予冷コイルで加熱されるためCOPが低下し、その大きさは地下水温が低いほど大きい、影響は小さい。

図(d)には冷凍機負荷とCOP、ポンプ動力より計算した消費電力を示す。水冷式は空冷式に対して消費電力量が少なくなるとともに時間的な変動も小さくなる。空冷式と地下水温16℃の場合の予冷コイル付き水冷式冷凍機の消費電力を比較すると、ピーク時(15時)の消費電力は空冷式80kWに対して水冷式では38kWと50%以下となり、また1日の変動幅は空冷式17kWに対し水冷式8kWとこれも50%以下となる。

水冷式で予冷コイルを用いない場合、また水温の高い場合にはそれぞれ消費電力は大きくなるが、1日の変動幅はほぼ一定で変化しない。予冷コイル付きの場合特に水温の影響が大きく、水温24℃の場合の消費電力は16℃の場合に対して15時で15kWと40%の増加となる。

(5) 冷房期全体の消費エネルギー量比較

次に、冷房期間を4月より11月とし、OA機器による顕熱負荷を考慮した冷房負荷データを用いた場合の各システムにおける月間消費電力量を計算すると図－6.14(a)となる。空冷式の消費電力は、4、5、10、11月の中間期においては外気温が低いことから水冷式と差がないものの、夏期には水冷式に対して消費電力が大きくなり、8月の空冷式と水温16℃の場合の予冷コイル付き水冷式冷凍機を比較すれば前者の15.31MWhに対し後者は 8.45MWhと45%の差を生じる。また、地下水温や予冷コイルの有無の影響についても夏期に大きくなり、予冷コイル付き水冷式冷凍機の8月の消費電力量は水温16℃で 8.45MWh、20℃で10.35MWh、24℃で12.00MWhと水温上昇にしたがって増大する。また、地下水温16℃で予冷コイル使用の場合4月に14時間、11月に17時間は予冷コイルのみによって負荷が処理され、冷凍機の運転が不要になる。

また、OA機器による顕熱負荷を0とした場合の冷房負荷に対して、空冷式と予冷コイル付き水冷式の月間消費電力を計算した結果を図－6.14(b)に示す。夏期のピーク時について各方式間の消費電力の比は上の場合にほぼ等しいが、中間期に予冷コイルのみによって負荷が処理される時間は地下水温16℃の場合4月に42時間、11月に64時間と大幅に増加する。

このように、予冷コイル付き水冷式冷凍機の省エネルギー効果は夏期のピーク時ほど大きくなる。このことは夏期の人工廃熱による気温上昇の防止、電力供給上のピークカット対策の点でも本方式が有効であることを示している。なお、ここでは負荷率のCOPに及ぼす影響について無視しているが、予冷コイルによる負荷減少効果が夏期に大きくなることから予冷コイルは負荷の変動幅を小さくする効果も持っており、最大負荷時にあわせて装置容量を決めた場合中間期の負荷率は空冷式冷凍

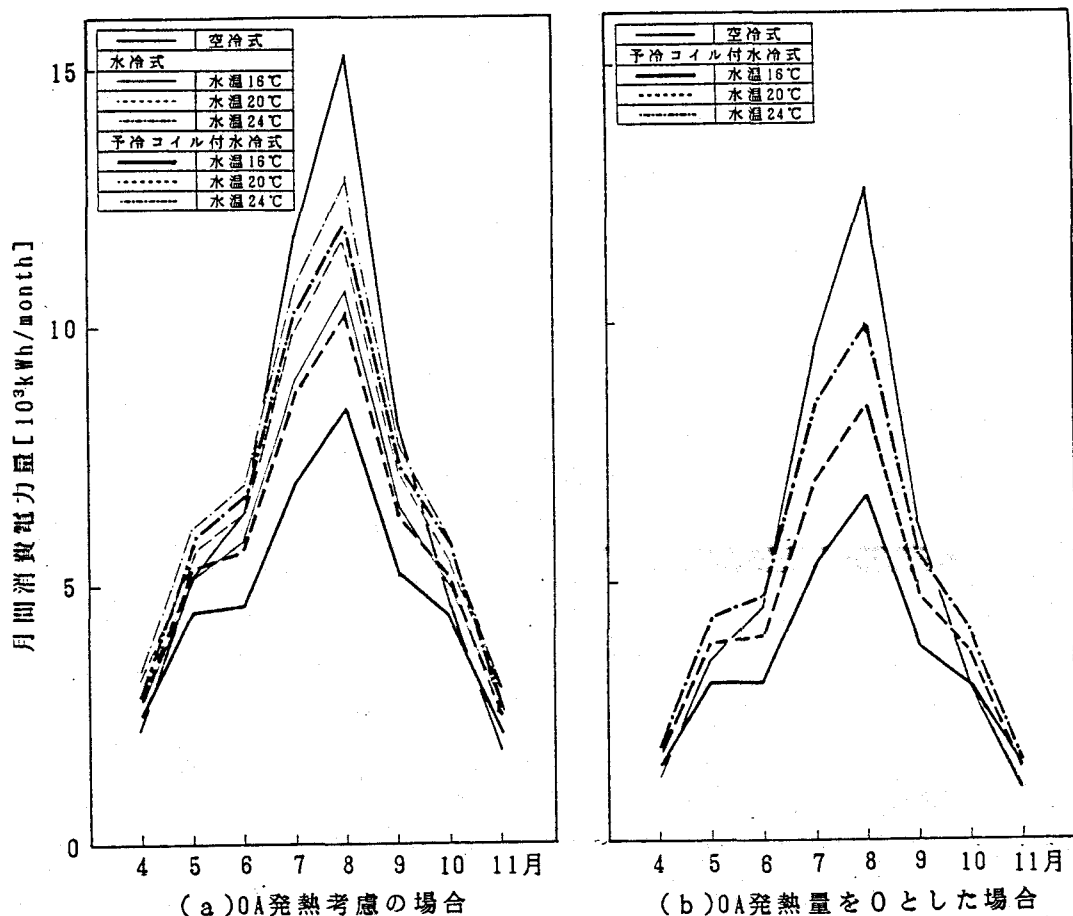


図-6.14 月間消費電力量

機の方が小さくなり、複数の冷凍機を使用した台数制御をおこなわない場合予冷コイル付き水冷式冷凍機の省エネルギー効果はより大きくなるものと予想される。

6.4 都市における地下熱源利用の可能性に関する考察

6.3で、地下水を熱源とする冷房システムを用いれば空冷式システムに対して消費電力を節約できると同時にピーク電力の削減・廃熱の大気への放出量削減等の効果が期待できることを定量的に示した。本節では都市域において本システムを適用するに際しての可能性および問題点について考察する。

始めにも述べたように、現在のところ都市域で地下水を熱源として利用することは地盤沈下の問題より法的に禁止されている。しかし、熱交換後の地下水を同一水脈上の帯水層へかん養することができ、しかも上述のような省エネルギー・熱汚染防止効果が期待できるならかん養能力を十分確認した上で認可されるべきであり、そのためには現存する地下水かん養システムのかん養能力について十分なデータの蓄積が必要であると考えられる。

次に 6.3のシミュレーション結果で重要な点は、予冷コイル付き地下水熱源冷房

システムの省エネルギー性能が地下水温によって大きく左右される点にある。このことはシステムの計画において以下のような制約を生じさせる。

第1点は、収水深度に制約が生じることである。第3章で明らかにしたように地下水の収水深度が深くなるにつれ、地熱の影響のため水温が上昇する。この増温率は3.6節の結果より $3^{\circ}\text{C}/100\text{m}$ と考えられるから、深度150m以深では水温は 20°C を超え、本システムには適さなくなる。また、本章では経済性評価について触れていないが、地下水利用システムの場合、さく井に要する費用が他の設備のインシャルコストに比べて非常に高価なことが大きな問題点となっており、この面からも収水深度は低く抑える必要がある。

第2点は、地下水の水量と水温の保全が非常に重要となることである。かん養された地下水は元の地下水温にくらべ数 $^{\circ}\text{C}$ （本章では最大負荷時に 9°C の温度差となるよう冷凍機の必要水量を決めている）上昇してかん養される。地下水流速の遅い地域では、建物の敷地内で揚水とかん養をおこなう場合両者が温度的に干渉しやすく、またある程度地下水流速が速い地域でも、周囲の井戸に熱的影響をおよぼす恐れがある。いずれにしても、十分な地下水量の確保できない状況でこのシステムを運用すれば地下水温の上昇から期待される省エネルギー効果が得られないことになる。

本章で用いたモデルビルについて予冷コイル付き地下水熱源冷房システムを用いた場合、帯水層に放熱される廃熱量は冷房負荷と消費電力量（ここではポンプ動力を無視する）の和であり、地下水温を 16°C とすれば4月より11月で約 $8.50 \times 10^5 \text{ MJ}$ となる。この熱量をすべて地下水に吸収させ、水温を 20°C まで 4°C 上昇させて帯水層の下流へ流下させるとすれば必要な地下水量は 51000 m^3 となるから、本計算の対象としたモデルビルの空調面積が 1728 m^2 であることより単位空調面積当りの必要水量は約 $30 \text{ m}^3/\text{m}^2$ と計算される。これを地表面より浸透する雨水でまかなうとすれば、大阪における年間降水量は平年値で 1400 mm より、浸透率20%と仮定して空調面積の100倍の浸透面積を確保する必要があることになる。ここでの計算は地盤自体の熱容量を無視していることや、冬期の暖房熱源としても地下水を用いれば蓄冷効果が期待できることなどからかなり安全側となっているものの、都市域での冷房需要をこのシステムで全てまかなうことは不可能であり、また地下水温の上昇は第4、5章で検討した地下のバッシブ利用効果に大きな影響をおよぼすことより、地域レベルで適正な地下水の利用計画をたてる必要のあることがわかる。

また、第3章で述べた都市化による地下水温度の $2 \sim 3^{\circ}\text{C}$ の上昇は地下水利用システムの省エネルギー性に大きく影響し、都市における地下水温度の保全がこの点からも重要であることがわかる。特に、地表面の透水化は地中温度の低下に役立つだけでなく、地下水の浸透促進の面からも重要である。大阪市についていえば、第3章で述べたように中心部から海岸部にかけての深度100m以浅の被圧帯水層の地下水の大部分は上町台地でかん養されたものと推定されており、この地域の地表面状況が地下水の熱源的価値に大きく影響を及ぼすものと考えられる。

本章では対象とした建物が大型であるため、冬期にもインテリアゾーンで冷房負荷が発生する。そのため、同一熱源システムで冷暖房の両方をおこなうことができないことから、本章では暖房時についての考察は行わなかった。しかし、暖房につ

いてもD社カタログより冷房に使用した冷凍機と同等な能力を有するヒートポンプについてそのCOPを比較すると、空気熱源（外気温7℃）のCOP=3.62に対して水熱源（冷水出口7℃、入口水温は任意）ではCOP=4.18となり、この差は外気温が低いほど大きくなる（電源周波数60Hz、温水入口40℃、出口45℃の場合）。このように暖房にも地下水熱源システムを採用すれば省エネルギー効果が期待できるとともに、低温の地下水をかん養することから、地中温度の高温化防止効果および取水井とかん養井を効果的に配置することにより季節間蓄冷効果による冷房時の省エネルギー効果も期待できる。ただし、現在のビルにおいてはインテリア部で年間冷房となるなど温熱源にくらべ冷熱源としての需要が過大となる傾向があり、両者のバランスについては十分検討しておく必要がある。

新沢⁷⁾は都市の熱環境問題について水による制御・処理という考え方を示し、その中で特に地下水をオンサイトな未利用水源とし、顕熱効果のみでなく蒸発効果を十分に利用する必要のあることを述べている。しかし、熱環境問題に対する地下水の効果について考えるとき、熱環境の一次破壊系要因（地表面の改変に基づく太陽日射変換機構の変化）に対しては本研究でも第2章で扱ったように水分の蒸発が大きな効果を持つものの、二次破壊系要因（人工廃熱）については、まず廃熱排出の抑制手段としての省エネルギー技術に対する水の効果を考慮すべきである。そして特に本研究で検討した空気調和システムのように外気温との温度差が比較的小さい低レベルでの熱システムにおいては熱源と利用側との温度差に基づく顕熱移動が省エネルギーに大きな役割を果たし、水の蒸発による省エネルギー効果は余り大きくない。したがって都市において地下水の熱的利用システムを計画する場合には、図-6.15に示すごとく、まず上述したように地下水温をある範囲に保つために要求される利用可能顕熱量を制約条件として冷房熱源としての循環利用量を定め、それに応じた冷房システムを設計するとともに、雨水の浸透量を制約条件として利用可能な地下水量を定め、これを冷却塔で蒸発させて熱汚染の保全対策とする二段のシステムを構成する必要がある。この場合地下水により冷房をおこなった際に生じる廃熱は地下に捨てられるため、冷却塔の負荷となる廃熱量は減少し、冷却塔の使用水量もそれに依りて減少させることが可能となる。

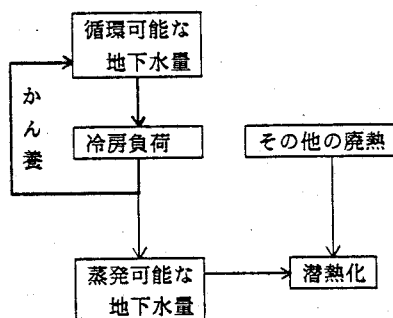


図-6.15 都市域における地下水の熱的利用システム

6.5 要約

本章では、地下を熱源として利用する一手法として都市域における実現性が最も高いと考えられるかん養井付きの地下水を熱源とした冷房システムについて省エネルギーの観点からシステムシミュレーションによる検討をおこなった。特に、地下水熱源の有利な点の一つが取入外気を予冷によって冷却減湿できる点にあることから予冷コイルを含めたシステムについて熱源機器における消費電力に着目し、在来型の空冷式システムとの比較を通してその省エネルギー性の検討をおこなった。

その結果、予冷コイル付き地下水熱源冷房システムは空冷式システムに対して消費電力を節約できると同時にピーク電力の削減・廃熱の大気への放出量削減等の効果が期待できることが定量的に示された。また、このシステムの効果が地下水温に大きく左右されることから、都市域における地下水温の保全が重要であることを示した。

わが国の大都市においては、過密化の急激な進展によって従来の水平方向への拡大に加え、超高層や地下といった垂直方向への都市拡大が進行しつつある。現在、地下はこの都市拡大の一つの対象として、単に地上空間を代替するものとしてとらえられている傾向があるが、地下は熱的な特殊性が大きく、開発にあたってはその特性を生かした計画を実施することが省エネルギー上重要である。本論文では地下の熱的利用手法を、地下を生活空間として利用し熱負荷の軽減を図るパッシブ手法と熱源として利用するアクティブ手法に分類し、これらを評価する上で必要な課題として以下の3点について明らかとすることを目的とした研究をおこなった。

- (1)都市域での地中温度の実態解明と、その予測手法の確立(第2、3章)
- (2)地下空間の熱的特性の定量化と諸因子の影響に関する検討(第4、5章)
- (3)地下の熱源利用について、その省エネルギー性の定量化(第6章)

各章で得られた成果を要約すると以下のようになる。

第1章では地下の熱的利用についてその歴史を概観した後、現在の地下空間利用の問題点および関連分野の研究状況について考察し、(1)現在の都市域における地下空間利用が都市の過密化が原因となって進められたものであるために、エネルギー消費特性の観点からは問題の多い空間となっていること、(2)地下空間の熱環境解析についての研究は進展しているものの、その省エネルギー性を評価するための指標が未確立であること、(3)地下の熱源利用としては、現在法律的に規制されているものの、夏期の冷房要熱源としてかん養井付き地下水熱源システムが省エネルギー的に有望であること、(4)これらの性能解析のために必要な都市域の地中温度に関する研究がわが国で乏しいことを示し、第2章以降で扱う各テーマの重要性を明らかにした。

第2章ではまず、大阪大学吹田キャンパス内5ヶ所において実施した深度5mまでの地中温度の長期実測結果より、地表面被覆状況の相違が地中温度におよぼす影響について考察をおこなった。その結果、アスファルト舗装が地中温度におよぼす影響は大きく、自然地表面下にくらべると年平均地中温度で約4℃の差を生じ、特に夏期に差が大きくなることを示した。さらに実測データより地中温度の解析解に対し最小二乗法を用いてパラメータ推定をおこない、土の温度拡散率等を算出した。次に気温・湿度・日射量などの気象データを用いて、アスファルト地表面および草地下における地中温度をシミュレートし、実測結果と比較することによりシミュレーションモデルの妥当性について検討した。その結果、地中温度測定と同時期の気象データを用い、地表面での蒸発を近似的に考慮した地表面熱収支モデルを用いれば、アスファルト地表面の場合には地表面対流熱伝達率、草地の場合には蒸発比に適当な値を与えることにより精度良くシミュレートできることを示すとともに、これらのパラメータについて実測結果から推測される最適値を算出した。

第3章ではまず都市域における地中温度の上昇を総合的に評価するため、地中温度の指標として平衡地中温度を定義し、その計算方法を示すとともにいくつかの因

子（地表面のアスファルト舗装、都市気候の影響、アーバンキャニオンの影響、地下空調空間からの放熱の影響）別に、その都市化による上昇について検討した。その結果、第2章で検討したような地表面のアスファルト舗装のほか地下室等の人工地中熱源からの放熱が平衡地中温度に大きな影響をおよぼす可能性のあることを明らかにした。次に都市域における地中温度および地下水温度の実態について、地下水取水量報告書記載の水温データおよび地下水位観測井戸においておこなった地下水水温実測により検討した。前者のデータからは地熱の影響による地中温度の増温率を推定し、後者の実測からは、大阪市とその周辺における深度45m以浅の地中温度が16.6～18.8℃の範囲で分布しており、これはアスファルト地表面率から推定される地中温度に対して高温になる傾向があること、また地下水のかん養域より海岸部にかけては地下水の流下につれて地下水温が上昇している実態を明らかにした。

第4章ではまず、大地の熱的有利性を生かした地下空間計画を目的とし、地下空間における地盤の吸熱効果を表す一つの指標として、冷房をおこなうことなく室温を設定室温以下とするために要求される内部発熱量の許容値である限界発熱量を提案し、それを外気温、自然室温の非定常計算、発熱に対する室温上昇の3者より求める手順を示すとともに、諸因子が限界発熱量におよぼす影響を数値計算により検討し、その基本的特性を明らかにした。その結果、地中温度の上昇や地下空間の深度の増加が限界発熱量の減少に大きな影響を及ぼすことを明らかにした。さらに地下水の流動を考慮した場合の計算をおこない、地下水の流動により限界発熱量がかなり増加することを示した。次に、上とは逆に地下空間の内部発熱量が設定された場合、地下空間の熱環境に及ぼす地中温度の影響について検討するため、地下事務室を対象として地表面がアスファルト舗装され地中温度が上昇した場合の熱環境・熱負荷の具体的な変化について数値シミュレーションにより解析し、その影響の大きいことを示した。

第5章では都市における代表的な地下空間である地下鉄構内を対象とし、その熱環境シミュレーションモデルを開発し、実測値との比較による検証をおこなった後、地下鉄構内熱環境に影響を及ぼす各パラメータの感度解析および各種熱環境調整手法の評価をおこなった。その結果、現行の大阪市に代表される環境保全システムはその運転に要するエネルギー面でも、冬期などの熱環境の面でも問題が多いことを明らかにした。そして、換気スケジュールの変更により省エネルギー化と熱環境改善が同時に可能なことを示した。さらに、異なる交通量を与えた場合の予測結果より、地下鉄における熱環境の最適な調整手法はその発熱量の大小によって異なること、そのしきい値となる発熱量は第4章で示した限界発熱量に対し、列車風によるトンネル部空気との熱交換等を考慮した値となり、それが十分現実的な値となることを示した。

第6章では、地下を熱源として利用する一手法として都市域における実現性が最も高いと考えられるかん養井付きの地下水熱源水冷式冷房システムについてシステムシミュレーションによる検討をおこない、在来型の空冷式システムとの比較を通してその省エネルギー性の検討をおこなった。その結果、取入外気を予冷によって冷却減湿するための予冷コイルを含めた地下水熱源冷房システムは空冷式システム

に対して消費電力を節約できると同時にピーク電力の削減・廃熱の大気への放出量削減等の効果が期待できることが定量的に示された。また、このシステムの効果が地下水温に大きく左右されることから、都市域における地下水温の保全が重要であることを示した。

各章の成果を総合し、今後の都市における地下開発のうえで反映されるべき点を挙げると以下ようになる。

- (1) 地中温度のパッシブ、アクティブ両利用手法に関して、地中温度の影響が重要であることが示された。第5章で示した現在の地下鉄桜川駅ホーム気温のように、取入外気負荷の大きな空間については地中温度の影響の小さいことが明らかとなっているが、桜川駅のように限界発熱量以下の地下空間に対しては、本研究で提案したように換気量を減少させて省エネルギーを図れば相対的に地中温度の影響が大きくなる。地下空間に対する地中温度の影響は特に4.4節で扱ったような、深度数m以下の浅層で大きくなるとともにその工学的な対応も容易になる。したがってこの様な地下空間の計画の場合、付近の地表面の素材の選択が重要になる。
- (2) 地下空間の内部発熱量が限界発熱量以上となると、冷房のためのエネルギーが必要となるだけでなく、都市廃熱の点からは内部発熱量と冷房エネルギーの合計が地上に排出されることになり、都市の単位地表面積当り廃熱量を増大させる原因となる。したがって地上空間の削減なしに、地上の過密の緩和手段として地下開発を位置づけるとき、空間の省エネルギー化は必須の条件であり、その達成目標として限界発熱量が有効であると考えられる。第4章で示した値によれば限界発熱量はかなり小さいが、これは第5章で示したトンネルなど付帯空間との熱的結合や使用時間の制限、局所排気等の技術的手段などによって十分現実的な値とすることが可能である。
- (3) 本論文全体を通して地下水の流動が地中温度の形成、パッシブ・アクティブ両手法の効果に大きな影響を及ぼすことが明らかとなった。もし、地下水の流動が阻害されれば、都市域の地中温度は廃熱をその下流へ輸送することができないために上昇し、熱源としての価値が減少すると共に、地下空間における地盤の吸熱力の低下も招くことになる。したがって各種地下利用に当っては、まず都市域における地下水の流動機構を明らかにすることが必要であり、対策としては第6章で述べたように特に地下水のかん養域に当たる地域において自然地表面の保全を図ることが効果的である。
- (4) 本論文中ではパッシブ利用とアクティブ利用をそれぞれ別に論じ、その複合利用については触れなかった。確かに、地下空間の空調用熱源に地下水など地中熱を利用すれば、地下空間の負荷と熱源温度の両者ともに時間的な変動が小さくなる利点があり、外部から得るエネルギーの少ない、自立性の高い地下空間を実現することができる。しかし、例えば地下空間を設置すれば地下水の流動が阻害されるなど、この2手法を同時に成立させる可能性については問題がある。将来的には地下を深度や地層別に分類し、おののに対して適正な利用計画を立てることにより両者の共存がある程度可能となる可能性もあるが、そのためには土質工

学、地下水水理学の分野での十分な裏付けが必要となるであろう。現在の大深度地下利用の考え方は、例えば東京では地下50m以浅は地上建築物の基礎を支持するために必要なことより、それ以深の地下を公的に利用しようとするものであるが、これには地中温度・地下水流保全の観点からの制約を付加する必要がある。

さらに、以上の点をふまえて今後の研究課題を挙げると以下ようになる。

- (1) 地中温度予測について、第2章における地表面下数mの地中温度予測については実測値との良好な一致が得られたものの、第3章における地表面下10~45mの地中温度については数値的な予測が非常に困難であることが示された。これは本文中で述べたように実際の地中廃熱源の分布や地表面構成が本研究で用いたような単純なモデルによっては記述できないこと、地下水の流動による熱移動のモデル化が流動状況が未解明であるなどの理由により現状では不可能であること等が主な原因であると考えられるが、その他に地中温度の長期的な経年変化を考慮していないことも原因の一つに挙げられよう。地中温度は気温などとは異なり、周囲状況の変化に対して十年単位の長期間の時間軸上で応答し、それは深度が深くなるほど遅くなる。したがってモデルの検証の対象とする地中温度の実測値はこれに対応した長期間のものが必要であり、その意味で今後もこの様な地中温度の実測を長期間にわたって継続することが重要である。また地下空間内の熱環境の経年変化についてもこれと同じことが言える。
- (2) 本研究では限界発熱量の算出において、地下空間の吸熱量のみを問題として解析をおこなってきた。しかし、第5章で触れたように、地下空間の温湿度調整に関しては土の熱容量を生かした夜間蓄冷や導入外気に対するクールチューブ効果などの影響が大きく、これら技術的手段の効果を含めたモデルの高度化が必要となろう。また、より直接的に消費エネルギー量による議論をおこなうため、シミュレーションのレベルを負荷計算のレベルからシステムシミュレーションに引き上げ、例えば地下空間では衛生上換気量を大きく取る必要からファン動力が大きくなることや、照明用エネルギーの大きいことまでを含めた、地下空間の消費エネルギー特性を記述し得るモデルを開発することが必要である。
- (3) 本論文ではあくまで、熱的視点のみから地下を取り扱ってきたが、地下空間の計画においてその是非を決定するためにはその他にも光・音・空気質といった環境要素すべてにわたった総合的評価が必要であり、本研究の成果はその中の一つのサブモデルを構成するに過ぎない。また、上でもたびたび強調したようにどのような利用手法についても地下水水理学的な裏付けは必要不可欠である。現在は都心部における過密化や土地価格の上昇といった比較的短期的な要因によって地下開発の機運が高まっているが、地下は一度開発するとその使用は半永久的で、元の状態に戻すことが最も難しい空間であり、その計画にあたっては総合的・長期的な視野に立ったフレームの中で検討が行われるべきであり、そのためには計画原論としての環境工学が重要な役割を果たすであろう。

記 号

- A_f : 冷却コイル1セクション当りのフィンの表面積
 A_i, B_i : フーリエ係数 (2.5, 2.6節)
 A_i, A_o : 冷却コイル1セクション当りの冷水管の内・外表面積
 A_{of} : 冷却コイル1セクション当りのフィンと管との接触面積
 B : アーバンキャニオンの幅
 B_i : ビオ数 (3.5節)
 C : 土の比熱
 C_a : 空気の湿り比熱
 C_s : 天空率
 C_w : 水の比熱
 COP : 実際の冷凍機の成績係数
 COP_{car} : 逆カルノーサイクルの成績係数
 D_T, D_{Ti}, D_{Tv}
 : 温度勾配にもとづく水分拡散係数
 D_i : 深さ z における地中温度の振幅 (式(2.8))
 D_n : 偏差平均
 D_s, D_{si}, D_{sv}
 : 含水率勾配にもとづく水分拡散係数
 G_a, G_w : 冷却コイル1セクション当りの空気・水の流量
 G_i : 地表面温度の周期変化における振幅 (式(2.7))
 H : アーバンキャニオンの高さ (第3章)
 地下空間の高さ (第4章)
 J : 日射量
 J_n : 夜間ふく射量 (式(2.14))
 J_n' : 気温と地表面温度との差による補正を省略して求めた夜間ふく射量
 K : 壁体の熱通過率
 L : 蒸発潜熱
 L_T : トンネル長
 L_{aq} : 帯水層厚さ
 L_s : 地上建物間隔の1/2
 L_w : むれ長さ
 P : 顕熱フラックス
 P_i : 深さ z における地中温度の位相 (式(2.9))
 P_{fm} : フィン平均温度とフィン根元温度の関係を表す係数 (式(6.7))
 PMV : Predicted Mean Vote
 Q : 地下空間の内部発熱量
 Q_A, Q_B, Q_C, Q_D
 : 平板への印加電力

Q_{HL} : 人体からの潜熱発生量
 Q_{HS} : 人体からの顕熱発生量
 Q_L : 潜熱発生量
 Q_S : 顕熱発生量
 Q_{max} : 限界発熱量
 Q_T : 列車からの発熱量
 R : 下向き長波長放射量
 R_{net} : 放射収支量
 S : 面積
 T_L, T_H : ヒートポンプの低・高熱源温度
 T_a : 外気温[K]
 T_s : 地表面温度[K]
 $T_{sa}, T_{sb}, T_{sc}, T_{sd}$
: 平板の表面温度
 V : 換気量
 V_{max} : 列車の最高速度
 W : 地下空間の幅
 X_R : 室内絶対湿度
 X_a : 外気絶対湿度
 X_{ai}, X_{ao}
: 冷却コイル1セクション当りの空気の流入・流出絶対湿度
 X_{ra}, X_o, X_{ps}
: 冷却コイルの温度 $\theta_{ra}, \theta_o, \theta_{ps}$ における飽和絶対湿度
 X_{out} : 冷却コイル出口絶対湿度
 X_t : 地下空間の側壁面から側面断熱境界までの距離 (図-4.9)
 X_w : 壁面温度における飽和絶対湿度
 Z_n : 上空風速測定高さ
 Z_t : 地下空間の深度 (図-4.4)
 Z_{tab} : ポテンシャル勾配より求まる自由地下水面深度
 Z_w : 地下水面の深度
 a : 短波吸収率
 $a_p, a_E, a_w, a_n, a_s, a_p^0$
: 差分式中の係数
 a_p : 平板の短波吸収率
 a_T : 見かけの日射吸収率 ($= a(1 - \rho)$)
 c : 雲量
 d : 冷却コイルにおける冷水管の壁厚
 f : 蒸発比
 g : 重力加速度
 h : ピエゾ水頭

h_T	: 列車の区間内上昇高度
k	: 透水係数
k_q	: 物質移動係数 (式(2.15))
ℓ	: 日射の潜熱変換率
m	: 列車の運転重量
q	: 地熱流
q_a, q_b, q_c, q_d	: 平板より下方に流出する熱量
q_a	: 外気の比湿 (式(2.13))
q_g	: 地表面から地中へ向かう熱フラックス
q_s	: 地表面温度における飽和比湿 (式(2.13))
r	: 相関係数
r_T	: 列車の回生率
r_1	: 冷却コイルの管内汚れ抵抗
r_2	: 冷却コイルの管とフィンとの接触抵抗
t	: 時間方向座標
u, w	: 地下水流速
u_N	: 近傍風速
u_a	: 上空風速
u_8	: 地上高さ 8 m の風速
v	: 水頭差と透水係数により定まる平均的な水平方向地下水流速
x	: 水平方向座標
y	: 水平方向座標
z	: 鉛直方向座標
z_{max}	: 地中断熱境界深さ
z_∞	: 不易層深度
Δ	: 三角形一次要素の面積 (Appendix 4.A)
Δh	: 水頭差
Δt	: 時間差分間隔
$\Delta x, \Delta y, \Delta z$	: 空間差分間隔
$\Delta \theta$	: 1 m^2 当り 1 W の内部発熱量に対する室温上昇
Φ_i	: 地表面温度の周期変化における位相 (式(2.7))
Ψ	: 水分ポテンシャル
Ω	: 点(x,y,z) から長方形地表面を見た立体角
α_a, α_w	: フィン付きコイルの空気側・水側熱伝達率
α_c	: 地表面対流熱伝達率
α_o	: 地表面総合熱伝達率
γ	: 地中温度の位相遅れ (式(2.20))
ε	: 長波射出率

ε_p	: 平板の長波射出率
η	: 体積含水率
θ	: 地中温度
θ_R	: 室温
	長方形地表面上における地表面温度 (2.3節)
θ_a	: 外気温[℃]
θ_{ae}	: 相当外気温 (式(2.22))
θ_{ai}, θ_{ao}	: 冷却コイル1セクション当りの空気の流入・流出温度
θ_{ave}	: 帯水層厚さ方向平均地下水温
θ_o	: アーバンキャニオンの放射収支を考慮した平衡地中温度
θ_{eq}	: 平衡地中温度
θ_{eq}'	: 平坦地における平衡地中温度
θ_{fm}	: 冷却コイルのフィン平均温度
θ_{int}	: 壁面と土壤の接面温度
θ_{nat}	: 自然室温
θ_o	: 冷却コイルのフィン根元温度
θ_{out}	: 冷却コイルの出口気温
θ_{ps}	: 冷却コイルの管表面温度
θ_s	: 地表面温度
θ_{set}	: 設定室温
θ_n	: 年平均地中温度
θ_w	: 壁面に位置する各格子点の温度
θ_{wi}, θ_{wo}	: 冷却コイル1セクション当りの流入・流出水温
$\theta_{win}, \theta_{wout}$	: 冷却コイルの冷却水入口・出口温度
κ	: 温度拡散率
κ_{Di}	: 異なる深さの地中温度の振幅より求めた温度拡散率 (式(2.10))
κ_{Pi}	: 異なる深さの地中温度の位相より求めた温度拡散率 (式(2.11))
λ	: 熱伝導率
λ_{int}	: 境界における熱伝導率
ρ	: 密度
ρ_C	: 体積熱容量
σ	: ステファン・ボルツマン定数
ϕ	: 風の乱れ
ω	: 年周期変動の角速度

(添字)

- o : 差分における 1 時間ステップ前の値を示す
E, W, N, S, P, e, w, n, s : 差分における格子点の位置関係を表す
* : 無次元量を表す
— : 時間に関する平均値を表す
air : 空気の値を示す
aq : 帯水層における値を示す
soil : 土粒子 (水分を含まない) の値を示す
wat : 水の値を示す

参考文献

第1章

- 1) ルドフスキー、渡辺訳：建築家なしの建築，(1984)，pp40-45，鹿島出版会
- 2) 上田篤：日本人とすまい，(1974)，pp139-147，岩波書店
- 3) 稲田善紀：地下の空間利用，(1989)，pp10-16，森北出版
- 4) 村下敏夫：地下水入門，(1983)，pp7-8，土質工学会
- 5) 大阪地盤沈下総合対策協議会：大阪地盤沈下対策誌，(1972)，p170
- 6) 都市計画協会：都市空間の地下利用に関する総合調査報告書，(1985-3)，
pp3-26
- 7) 尾島俊雄：新建築学大系9 都市環境，(1982-5)，p29，彰国社
- 8) 西沢，山下，鈴木：東京都心部における地温分布，地理学評論，52-6(1979)，
pp283-292
- 9) 三浦，尾島：東京における地中温度分布に関する実測調査研究，
日本建築学会計画系論文報告集，348(1985-2)，pp11-18
- 10) 落藤，横山，中村，足永，降旗，越湖，伊藤：地盤の熱容量を考慮した都市の
温熱環境に関する研究，空気調和・衛生工学会学術論文集，(1988)，
pp1077-1080
- 11) T.Kusuda：EARTH TEMPERATURES BENEATH FIVE DIFFERENT SURFACES，
NBS REPORT,10373(1971)
- 12) J.Dettwiller：Deep Soil Temperature Trends and Urban Effects at PARIS
，JOURNAL OF APPLIED METEOROLOGY，9(1970-2)，pp178-180
- 13) Hötzel, Makurat：Veränderungen der Groundwassertemperaturen unter dicht
bebauten Flächen am Beispiel der Stadt Karlsruhe，
Z. dt. geol. Ges.，132(1981)，pp767-777
- 14) T.Kusuda, P.R.Achenbach：Numerical Analyses of the Thermal
Environment of Occupied Underground Spaces with Finite Cover
Using a Digital Computer., ASHRAE Trans.,(1963),pp439-452
- 15) 松尾，鎌田，田中，栗田：地中建築の熱的性能に関する研究，
空気調和・衛生工学会学術講演会論文集，(1979-10)，pp37-40
- 16) 浦野，渡辺，林，龍，渡部，片平，尾崎：地中熱利用住居の防寒防暑効果に関
する数値シミュレーション，日本建築学会計画系論文報告集，
388(1988-6)，pp38-47
- 17) 長谷川，吉野，松本：半地下試験家屋における透過日射を阻止した状態での熱
環境性能に関する長期実測，日本建築学会計画系論文報告集，
374(1987-4)，pp
- 18) 吉岡，岩井，小木，中村，稗田：住宅用地下室環境の性能評価法 (2) 地中温
度の長期的挙動，日本建築学会大会学術講演梗概集，(1987-10)，
pp879-880
- 19) Shipp, Pfender, Bligh：Thermal Characteristics of a Large

- Earth-Sheltered Building(Parts I and II), Underground Space,
6(1981), pp55-64
- 20) 雑賀, 森田, 斎藤, 内田: 地下鉄道の温熱環境の解析, 空気調和・衛生工学,
47-6(1973-6), pp489-498
- 21) 大塚全一: 地下鉄の温度環境に関する現況と分析, 土木学会論文報告集,
241(1975-9), pp105-111
- 22) 吉田治典: 地下鉄内の温度・熱負荷予測のためのシミュレーション,
空気調和・衛生工学会学術論文集, (1980-10), pp317-320
- 23) UNITED STATES DEPARTMENT OF TRANSPORTATION:
Subway Environmental Design Handbook,
(Volume-1) Principles and Applications, (1975), 402p
(Volume-2) Part 1:Subway Environment Simulation Computer Program,
User's Manual
Part 2:Subway Environment Simulation Computer Program,
Programmer's Manual
- 24) 中村, 小木, 吉岡, 稗田, 岩井: 住宅用地下室環境の性能評価法
(3) 土壌水分の影響を考慮した熱的挙動のシミュレーション,
日本建築学会大会学術講演梗概集, (1987-10), pp881-882
- 25) 井上宇市: 空気調和ハンドブック, 丸善, (1982), p370
- 26) 中原信生: 地下水還元井を用いた空調熱源システムに関する研究,
日本建築学会東海支部研究報告, (1986-2), pp289-292
- 27) Weinstein, Eisenhower, Jones : Water-Source Heat Pump System for Mount
Vernon Unitarian Church, ASHRAE Trans., 90(1984), pp304-312
- 28) 横山, 佐々木, 森, 村越, 梅宮: 周期法による帯水層の蓄熱利用を目指したモ
デル実験と数値解法, 冷凍, 52-602(1977-12), pp23-36
- 29) 池永, 小端, 落藤, 中村, 白浜, 山本: 地下帯水層の長期蓄熱効果に関する測
定と解析, 空気調和・衛生工学会学術講演会論文集, (1986-10),
pp453-456
- 30) 守安寅治: 熱ポンプ用熱源としての地熱利用研究, 衛生工業会誌,
31-3(1957-3), pp145-150
- 31) 落藤, 中村, 山村, 金, 森: 長期土壌蓄・採熱のパイロット実験とシミュレ
ーション, 空気調和・衛生工学会学術講演会論文集, (1988-9),
pp1057-1060
- 32) MacCracken, C.D. : Solar Goes Underground-The SERI Packaged
Ground-Coupled Heat Pump , ASHRAE Trans. , 91-2B(1985) ,
pp1297-1306
- 33) 吉野, 石川, 松本: 地中冷熱, 日本建築学会環境工学委員会熱小委員会
第18回熱シンポジウム, (1988), p60

第2章

- 1) T.Kusuda: EARTH TEMPERATURES BENEATH FIVE DIFFERENT SURFACES,
NBS REPORT, 10373(1971)
- 2) 松尾, 金: 標準気象データを用いた地中温度の推定法に関する研究,
日本建築学会大会学術講演梗概集, (1986-8), pp709-710
- 3) オーク、斉藤, 新田訳: 境界層の気候, (1981), p279, 朝倉書店
- 4) 文献3のp217
- 5) 三浦, 尾島: 東京における地中温度分布に関する実測調査研究,
日本建築学会計画系論文報告集, 348(1985-2), pp11-18
- 6) Kusuda, Mizuno, Bean: SEASONAL HEAT LOSS CALCULATION FOR SLAB-ON-GRADE
FLOORS, NBSIR, 81-2420(1982-3), p6
- 7) 川下研介: 熱伝導論, (1966), P72, オーム社
- 8) 文献7のpp73-79
- 9) T.Kusuda: LEAST SQUARES ANALYSIS OF ANNUAL EARTH TEMPERATURE CYCLES
FOR SELECTED STATIONS IN THE CONTIGUOUS UNITED STATES,
NBS REPORT, 9493(1968)
- 10) 長濱正雄: 換気設備を有する単線シールド鉄道, 鉄道技術研究報告,
761(1971-6), pp14-20
- 11) Kusuda, Achenbach: Earth Temperature and Thermal Diffusivity
at Selected Stations in the United States, ASHRAE Trans.,
71-1(1965), pp61-75
- 12) 小柳義夫: 最小二乗法標準プログラムSALS利用の手引き, (1983),
東京大学大型計算機センター
- 13) 中川、小柳: 最小二乗法による実験データ解析, (1982), 東京大学出版会
- 14) 文献13のpp99-110
- 15) 文献13のpp163-176
- 16) 尾島, 森山: 地域環境アセスメントにおける地表面熱収支理論の応用研究
第2報 地表面熱収支の計算法と実測, 日本建築学会論文報告集,
265(1978-3), pp93-103
- 17) 松尾, 鎌田, 田中, 栗田: 地中建築の熱的性能に関する研究,
空気調和・衛生工学会学術講演論文集, (1979-10), pp37-40
- 18) 文献7のpp83-84
- 19) S.V.パタンカー著、水谷, 香月訳: コンピュータによる熱移動と流れの数値解
析, (1985), p57, 森北出版
- 20) 松尾, 横山, 石野, 川元: 空調設備の動的熱負荷計算入門,
(1980), pp131-147, 日本建築設備士協会
- 21) 高田俱之: 空調負荷計算法の歴史(2), 空気調和・衛生工学, 62-2(1988-2),
p10
- 22) 文献20のpp24-28
- 23) 文献3のp15, 217

Appendix 2. A

- 1) 松尾, 金: 標準気象データを用いた地中温度の推定法に関する研究,
日本建築学会大会学術講演梗概集, (1986-8), pp709-710
- 2) 内藤, 水野, 山分: 局所熱環境に及ぼす周辺土地構成の影響,
空気調和・衛生工学会論文集, 25(1984-6), pp29-40
- 3) 尾島, 森山: 地域環境アセスメントにおける地表面熱収支理論の応用研究
第2報 地表面熱収支の計算法と実測, 日本建築学会論文報告集,
265(1978-3), pp93-103
- 4) 空気調和・衛生工学便覧, 第11版Ⅱ巻(1987), p37
- 5) 文献3のp96
- 6) 中村, 平岡, 西村: 市街地空間における表面の温度および熱流性状に関する実
験的研究, 日本建築学会計画系論文報告集, 364(1986-6), pp57-64
- 7) KATAYAMA, MORIKAWA, MASUDA: INVESTIGATION ON THE FORMATION OF THERMAL
ENVIRONMENT IN AN URBAN CANYON, 日本建築学会計画系論文報告集,
372(1987-2), pp30-43
- 8) 増田, 片山, 林, 石井, 塩月, 張: アスファルト面、裸地面および草地面の熱
収支に関する実測調査, 日本建築学会中国・九州支部研究報告,
7(1987-3), pp97-100
- 9) 塩月, 片山, 林, 堤, 張, 薛, 吉水: 地表面の温度および熱収支の長期観測
その1, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (1988-10), pp461-462
- 10) 佐藤他: 環境工学における市街地風の変動とその影響に関する総合的研究-7,
日本建築学会論文報告集, 191(1972-1), pp27-36
- 11) 佐藤他: 環境工学における市街地風の変動とその影響に関する総合的研究-8,
日本建築学会論文報告集, 191(1972-1), pp37-43
- 12) ITO, KIMURA, OKA: A FIELD EXPERIMENT STUDY ON THE CONVECTIVE HEAT
TRANSFER COEFFICIENT ON EXTERIOR SURFACE OF A BUILDING,
ASHRAE TRANSACTIONS, 78(1972), pp184-191
- 13) オーク著、斉藤, 新田訳: 境界層の気候, (1981), pp284-290, 朝倉書店
- 14) 小林定教: 室内各面对流熱伝達率に関する実験的研究 第4報, 日本建築学会
大会学術講演梗概集, (1987-10), pp823-824
- 15) 小林定教: 夏期の外表面熱伝達率に関する研究 第3報, 日本建築学会中国・
九州支部研究報告, 7(1987-3), pp193-196
- 16) 日本機械学会: 熱計測技術, (1986), pp35-42, 朝倉書店
- 17) 日本機械学会: 伝熱工学資料, 第4版, p322

Appendix 2. B

- 1) Philip, de Vries: Moisture Movement in Porous Materials under
Temperature Gradients, Transactions, American Geophysical Union,
38-2(1957-4), pp222-232
- 2) D.A. de Vries: Simultaneous Transfer of Heat and Moisture in Porous

Media , Transactions, American Geophysical Union , 39-5(1958-10),
pp909-916

- 3) 岩前篤, 松本衛: 蓄熱媒体としての地盤の熱・水分性状に関する研究(1),
日本建築学会近畿支部研究報告集, 16(1986-5), pp117-120

第3章

- 1) 内藤, 水野, 漆崎: 都市気温形成因子としてのアーバンキャニオンの重要性,
空気調和・衛生工学会論文集, 22(1983-6), pp41-49
- 2) 西沢利栄: 熱汚染, 三省堂, (1977), pp169-215
- 3) 松尾, 鎌田, 田中, 栗田: 地中建築の熱的性能に関する研究,
空気調和・衛生工学会学術講演論文集, (1979-10), pp37-40
- 4) 尾島, 森山: 地域環境アセスメントにおける地表面熱収支理論の応用研究
第2報 地表面熱収支の計算法と実測, 日本建築学会論文報告集,
265(1978-3), pp93-103
- 5) 松尾, 横山, 石野, 川元: 空調設備の動的熱負荷計算入門,
日本建築設備士協会, (1980), p133
- 6) 渡辺要: 建築計画原論 III, 丸善, (1965), p125
- 7) 河村武: 都市の大気環境, 東京大学出版会, (1969), P170
- 8) 地下水ハンドブック編集委員会: 地下水ハンドブック, (1979), p121,
建設産業調査会
- 9) 山田直勝: 井水の温度に就て, 気象集誌II, 18-11(1940), pp29-34
- 10) 鶴巻道二: 大阪地盤, (1977), p62-63, 土質工学会
- 11) 佐倉保夫: 水温分布から地下水流速を推定する方法, 水温の研究, 21-2(1977),
pp2-14

第4章

- 1) 松尾陽, 鎌田元康, 田中良彦, 栗田弘幸: 地中建築の熱的性能に関する研究,
空気調和・衛生工学会学術講演会論文集, (1979-10), pp37-40
- 2) 浦野良美, 渡辺俊行, 林徹夫, 龍有二, 渡部恭一, 片平義和, 尾崎明仁:
地中熱利用住居の防寒防暑効果に関する数値シミュレーション,
日本建築学会計画系論文報告集, 388(1988-6), pp38-47
- 3) 吉田治典: 地下鉄内の温度・熱負荷予測のためのシミュレーション,
空気調和・衛生工学会学術論文集, (1980-10), pp317-320
- 4) 松尾陽, 井上隆, 永田明寛: 地下居室の熱的特性に関する研究(4),
日本建築学会大会学術講演梗概集, (1987-10), pp867-868
- 5) 松尾陽, 井上隆, 永田明寛: 地下居室の熱的特性に関する研究(5),
日本建築学会大会学術講演梗概集, (1988-10), pp607-608
- 6) P.S.Huyakorn, G.F.Pinder著 赤井浩一訳監修: 地下水解析の基礎と応用
上巻 基礎編, 現代工学社, (1987), pp187-189
- 7) 佐藤邦明, 伊藤洋: 地下空洞周辺の伝熱に関する研究, 土木学会論文集,

- 8) S.V. バタンカー著、水谷、香月訳：コンピュータによる熱移動と流れの数値解析，(1985)，pp102-103，森北出版
- 9) 文献8のpp45-48
- 10) 松尾他：地中建築の熱的性能に関する研究(1～3)，
日本建築学会大会学術講演梗概集，(1979～81)
- 11) T. Kusuda, P. R. Achenbach : Numerical Analyses Of the Thermal
Environment Of Occupied Underground Spaces With Finite Cover
Using a Digital Computer, ASHRAE Trans.,(1963),pp439-452
- 12) 土質工学会：地下水入門，土質工学会，(1983-11)，p132
- 13) 梅宮弘道，羽賀恵寿，横山孝男，寺岡達夫，宮沢隆亀：
不圧地下帯水層の熱利用に関する研究，冷凍，57-651(1982-1)，pp3-11
- 14) 井上宇市：空気調和ハンドブック，丸善，(1982)，p87
- 15) 石野久彌：体感温度の年間シミュレーション，空気調和・衛生工学，
59-4(1985-5)，pp13-23
- 16) 遠藤清尊：逐次積分法を用いた地中建物熱負荷解析に関する研究，
日本建築学会大会学術講演梗概集，(1983-9)，pp587-588

第5章

- 1) 庄司光：大阪市営地下鉄道の空気性状とその性質に関する研究，国民衛生，
18-9,10(1942)，pp441-589
- 2) 庄田之夫：地下鉄の温熱環境について，空気調和・衛生工学会近畿支部環境工
学研究会資料，68(1978-2)，pp1-12
- 3) 花井裕：地下鉄構内の熱環境予測に関する研究，大阪大学工学部環境工学科卒
業論文，(1988)
- 4) 水野稔，下田吉之，花井裕，内藤和夫：地下鉄を例とした地下空間の熱環境シ
ミュレーション(1)－換気量，ホーム部気温の実測－，
日本建築学会大会学術講演梗概集，(1988)，pp221-222
- 5) 花井裕，下田吉之，水野稔：地下鉄を例とした地下空間の熱環境シミュレーシ
ョン(5)－列車風の予測と実測結果の比較－，
日本建築学会近畿支部研究報告集，(1989)，pp133-136
- 6) 花井裕，下田吉之，水野稔：地下鉄を例とした地下空間の熱環境シミュレーシ
ョン(6)－列車風の予測と実測結果の比較(続報)－，
日本建築学会大会学術講演梗概集，(1989)，pp525-526
- 7) 田中誠二：地下鉄の廃熱管理に関する研究，大阪大学工学部環境工学科卒業論
文，(1989)
- 8) 田中誠二，花井裕，下田吉之，水野稔，内藤和夫：地下鉄を例とした地下空間
の熱環境シミュレーション(4)，－交通量の多い線区への適用－，
空気調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集，(1989-3)，
pp151-154

9) UNITED STATES DEPARTMENT OF TRANSPORTATION:

Subway Environmental Design Handbook,
(Volume-1) Principles and Applications, (1975), 402p
(Volume-2) Part 1:Subway Environment Simulation Computer Program,
User's Manual
Part 2:Subway Environment Simulation Computer Program,
Programmer's Manual

- 10) 吉田治典: 地下鉄内の室温解析及び熱負荷計算法,
空気調和・衛生工学会近畿支部環境工学研究会資料, 120(1986-6),
pp1-7
- 11) 松尾, 横山, 石野, 川元: 空調設備の動的熱負荷計算入門,
(1980), p35, 日本建築設備士協会
- 12) 宮本政幸, 赤松義夫: 地下鉄の温湿度上昇解析, 科学と工業, 38(1964),
pp402-416

第6章

- 1) Weinstein, Eisenhower, Jones: Water-Source Heat Pump System for Mount
Vernon Unitarian Church, ASHRAE Trans., 90(1984), pp304-312
- 2) 井上, 李: 冷却コイルのシミュレーションと簡易計算法(その1),
空気調和・衛生工学会学術論文集, (1981-10), pp197-200
- 3) 石野, 郡: 冷却コイルの詳細熱解析とその基本的応用に関する研究,
空気調和・衛生工学会論文集, 23(1983-10), pp57-69
- 4) 松尾, 横山, 石野, 川元: 空調設備の動的熱負荷計算入門,
(1980), pp78-80, 日本建築設備士協会
- 5) 中原信生: 地下水還元井を用いた空調熱源システムに関する研究,
日本建築学会東海支部研究報告, (1986-2), pp289-292
- 6) 井上宇市: 空気調和ハンドブック, (1982), p264, 丸善
- 7) 新沢秀則: 都市の熱環境管理と水資源配分の課題, エネルギー・資源,
6-2(1985), pp210-215

謝 辞

本論文は、著者の大阪大学大学院工学研究科環境工学専攻における5年間の研究成果をとりまとめたものである。

大阪大学 故内藤和夫教授には、本研究の着手以来常に懇切なる御指導と激励の言葉を賜った。誠に残念ながら、本論文の完成を見ていただくことなく先生は1988年11月急逝された。その直前まで本研究の進捗状況を心配されていた先生に対して、この論文がその御期待に少しでも沿うものであることを希望するとともに、ここにあらためて先生の御冥福をお祈りし、その御指導に対して深く感謝の意を表する次第である。

大阪大学 水野 稔教授には、本研究の着手より論文の作成にいたるまで終始一貫して懇切なる御指導を賜った。本論文の広範な研究課題に対し、これを一つの論文としてまとめ上げることでできたのは同教授の適切な御助言と激励があったからであり、ここにこのことを記して深甚なる謝意を表する次第である。

大阪大学 吉川 暁教授、山口克人教授には本論文をまとめるに当たり多くの貴重な御意見を賜った。ここに深く謝意を表する次第である。

本研究を遂行するに当たり、特に実測に関して多くの方々の御協力を得ている。第2章の地中温度実測においては大阪大学本部、工学部、人間科学部より用地の使用許可など多くの便宜を図っていただいた。第3章の地下水温実測において大阪府環境保健部環境局 島崎 崇主査、廣瀬博治技師ならびに大阪市環境保健局環境部 池田正明氏には実測を御許可いただくとともに貴重な資料の提供を受けた。実測に当たっては日本気象協会関西本部 森本昌博主任ほか計測課の皆様、大阪環境保全 ㈱ 続 友昭氏の定期観測に同行させていただいた。また地下水温の測定手法に関して大阪大学 末石富太郎教授、(株)中堀ソイルコーナ 中堀和英社長 日本リサーチ(株) 吉田孟弘社長には貴重な御教示をいただいた。さらに第5章における地下鉄構内の熱環境に関する研究では大阪市交通局技術部電力課 橋本喜藏主査をはじめとする多くの皆様の御協力を得るとともに、地下空間の熱環境管理に携わる専門家の立場より多くの貴重な御意見を得た。地下鉄構内熱環境に関する研究については構成上の理由により本論文ではその多くを割愛せざるを得なかったが、いずれ別の機会に公表する予定である。以上の皆様の御協力に対し厚く御礼を申し上げる次第である。

また、筆者の所属する大阪大学工学部環境工学科第3講座の教官・学生各位にも多大な御援助を賜った。中村安弘助教授には、研究遂行中たびたび相談にのって頂き、貴重な御意見を賜るとともに、何かと御配慮いただいた。大西潤治助手には学部特別研究以来、特に数値計算に関する諸事項について直接御教授いただいた。西川誠行技官には実測のたびに測定器の選定、製作に関して御指導いただいた。また内田 睦、辻井雅代、松尾勝弥の諸氏には地中温度・地下水温度の実測に関して、花井 裕、田中誠二の諸氏には地下鉄構内熱環境の研究に関して、田中敏英氏には地下水熱源利用システムのシステムシミュレーションに関してそれぞれ共同研究者として御協力いただいた。さらにこの他の学生諸氏にも実測および本論文の作成に

際して御協力をいただいている。以上の皆様に対し、心より感謝の意を表する次第である。