

地盤冷熱利用による住宅のパッシブクーリングに関する研究 (梗概)

片山 忠久

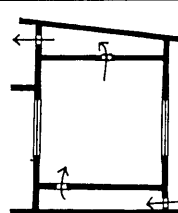
1. はじめに

季節蒸暑の地域が大部分を占める日本においては、自然エネルギーの利用による住宅の冷却方法、いわゆるパッシブクーリング手法の開発と実用化が重要な課題である。戸建住宅の場合、床下地盤面は地盤の持つ大きな熱容量や日射遮蔽、水分蒸発により、夏季において住宅の他の部位に比較して低温な面となっている。本報告では、これに接して冷却される床下の空気を居室に導入するというパッシブクーリング手法を提案し、その効果を試験家屋を用いた屋外実験および数値シミュレーションにより検討する。

まず、床下の熱挙動計算モデルを作成し、その妥当性を屋外実験により検討する。このモデルを用いて床下の冷却能力に関する種々のパラメータについて調べる。次に、このモデルを室温解析プログラムと結合して、透過日射熱取得の有無等、種々の条件における試験家屋の数値シミュレーションおよび屋外実験を行い、両者の比較によりこのパッシブクーリング手法に関する数値シミュレーション法の妥当性を検討する。さらに、このパッシブクーリング手法を用いた種々の構造を持つ実大スケールの住宅に関する数値シミュレーションを通して、この手法の実用性について検討する。

表一 試験家屋による実験の概要

実験No. (実験期日)	日射遮蔽の状況	換気の状態
1 (880707)	窓のかわりに断熱壁体で日射を遮蔽	空気の流路は 外気→床下→ 室内→小屋裏 →外気(右図 参照)。 天井中央に設 けた換気扇に より 150m ³ /h の換気を行う。
2 (880809)	引違い窓(大きさ60cm×60cm)のガラスを通して日射透過	
3 (880804)	南面する引違い窓の上10cmに張り出し長さ45cmの水平庇を設置	



記号

Ah	: 床下空間の流路の高さ	, m
Aw	: 床下空間の流路の横幅	, m
CD	: 地盤面から地中への伝導熱量	, W/m ²
c _f	: 床下空間の管摩擦係数	
c _p	: 空気の定圧比熱	, kJ/kgK
CV	: 空気から地盤面への対流伝熱量	, W/m ²
H _c	: 床下の冷却能力	, W
h _r	: 地盤面の平均突起高さ	, m
k	: 地盤面の水分蒸発比	
LE	: 水の気化熱	, kJ/kg
NLR	: 地盤面の長波長放射収支量	, W/m ²
Pr	: 空気のプラントル数	
R	: 床下空間の流路の水力半径	, m
T _g	: ガイド板表面の絶対温度	, K
T _s	: 地盤表面の絶対温度	, K
v	: 床下空間の流路の平均流速	, m/s
WE	: 水分蒸発による熱伝達量	, W/m ²
x	: 床下入口からの距離	, m
x _a	: 床下空気の絶対湿度	, kg/kg'
x _s	: 地盤表面温度における飽和絶対湿度	, kg/kg'
α _c	: 地盤面における対流熱伝達率	, W/m ² K
α _{cg}	: ガイド板における対流熱伝達率	, W/m ² K
α _r	: 地盤面とガイド板の放射熱伝達率	, W/m ² K
γ	: 空気の比重量	, kg/m ³
σ	: Stefan-Boltzmann 定数(5.61×10 ⁻⁸)	, W/m ² K ⁴
Δt	: 時間の刻み幅	, s
Δx	: 床下空間の流路方向の刻み幅	, m
θ _a	: 床下空気温度	, °C
θ _g	: ガイド板の表面温度	, °C
θ _s	: 地盤表面温度	, °C

[添字]

in	: 床下空間の流入開口(床下換気口)
j	: 地盤内および床下空気流路の位置を表す差分要素の番号
n	: 時間ステップ数
out	: 床下空間の流出開口(床面開口)

2. 床下における熱挙動の数値シミュレーション

床下換気口から導入された外気を地盤面に接触させて十分に冷却するため、水平のガイド板により流路の高さを低くして気流を地盤面に近づけ、さらに垂直の仕切りを設置して流路を長くする。このような床下空間の熱挙動をモデル化して数値シミュレーションを行う。

2.1 床下空間の熱挙動計算モデル

解析を簡単にするため、床下空間の流路の屈曲を考慮せず直管として扱う。また、熱流は上下方向と流路方向だけを考え、水平横方向は無視する。気流と地盤面およびガイド板との熱交換の概念を図-1に示す。単位面積当たりの床下地盤面の熱収支は次のようになる。

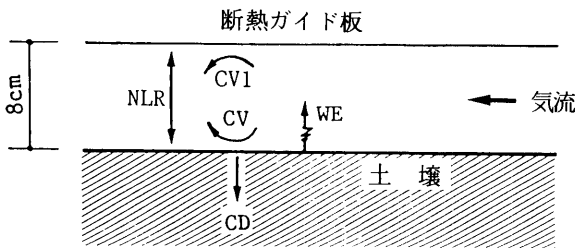


図-1 床下空間の熱挙動

$$CV_{j,n} - WE_{j,n} + NLR_{j,n} - CD_{j,n} = 0 \quad (1)$$

ここで、対流伝熱量 $CV_{j,n}$ は空気から地盤面への方向、長波長放射収支量 $NLR_{j,n}$ は地盤面へ入射する方向、伝導熱量 $CD_{j,n}$ は地盤面から地中への方向をそれぞれプラスとする。蒸発潜熱量 $WE_{j,n}$ は地盤面から蒸発する場合をプラスとする。 $CV_{j,n}$ は次式で計算される。

$$CV_{j,n} = \alpha_c (\theta_{aj,n} - \theta_{sj,n}) \quad (2)$$

α_c は次式^{文1)2)}により求める。

$$\alpha_c = c_p \cdot \gamma \cdot v \cdot c_f \cdot Pr^{-3/2} / 2 \quad (3)$$

$$c_f = \{1.68 + 2 \cdot \log(R/h_r)\}^{-2} / 4 \quad (4)$$

$WE_{j,n}$ はルイスの関係から次のように表される^{文3)}。

$$WE_{j,n} = k \cdot LE (\alpha_c / c_p) (x_{sj,n} - x_{aj,n}) \quad (5)$$

$$LE = 2502 - 2.34 \theta_{sj,n} \quad (6)$$

$$c_p = 1.01 - 1.84 (x_{sj,n} + x_{aj,n}) / 2 \quad (7)$$

$NLR_{j,n}$ は近似的に次式で表す。

$$NLR_{j,n} = \alpha_r (\theta_{gj,n} - \theta_{sj,n}) \quad (8)$$

α_r は地表面とガイド板の放射率を1.0と仮定して、次式で計算する。

$$\alpha_r = 4 \sigma \{(T_{gj,n} + T_{sj,n}) / 2\}^3 \quad (9)$$

$CD_{j,n}$ は、地中熱伝導を垂直方向の1次元と仮定して、逐次状態遷移式^{文4)}により計算する。これは地中の一定深さに境界条件となる恒温層を設定して、地盤表面温度とこの地中温度から計算するものである。

以上のような各計算式を(1)式に代入するわけであるが、この中の $\theta_{aj,n}$ 、 $\theta_{sj,n}$ 、 $\theta_{gj,n}$ 、 $x_{aj,n}$ 、 $x_{sj,n}$ の5つが未知数である。 $x_{sj,n}$ は $\theta_{sj,n}$ から計算できる。 $\theta_{gj,n}$ はガイド板を完全断熱と仮定すると(10)式が成り立つので、(11)式のように $\theta_{aj,n}$ と $\theta_{sj,n}$ で表される。

$$\alpha_{cg} (\theta_{aj,n} - \theta_{gj,n}) = \alpha_r (\theta_{gj,n} - \theta_{sj,n}) \quad (10)$$

$$\theta_{gj,n} = (\alpha_{cg} \theta_{aj,n} + \alpha_r \theta_{sj,n}) / (\alpha_{cg} + \alpha_r) \quad (11)$$

α_{cg} は(3)式、(4)式から求める。残りの3つの未知数に対してあと2つの方程式が必要である。これは長さ Δx の流路区間における空気の熱収支および水蒸気の収支から、それぞれ(12)式、(13)式のように表される。

$$\begin{aligned} c_p \cdot \gamma \cdot Ah \cdot Aw \cdot \Delta x \frac{\theta_{aj,n} - \theta_{aj,n-1}}{\Delta t} \\ = \alpha_c \cdot \Delta x \cdot Aw (\theta_{sj,n} - \theta_{aj,n}) \\ + Ah \cdot Aw \cdot v \cdot c_p \cdot \gamma (\theta_{aj-1,n} - \theta_{aj,n}) \\ + \alpha_{cg} \cdot \Delta x \cdot Aw (\theta_{gj,n} - \theta_{aj,n}) \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} Ah \cdot Aw \cdot \Delta x \cdot \gamma \frac{1}{\Delta t} \left(\frac{x_{aj,n}}{1 + x_{aj,n}} - \frac{x_{aj,n-1}}{1 + x_{aj,n-1}} \right) \\ = Ah \cdot Aw \cdot v \cdot \gamma \left(\frac{x_{aj-1,n}}{1 + x_{aj-1,n}} - \frac{x_{aj,n}}{1 + x_{aj,n}} \right) \\ + Aw \cdot \Delta x \cdot k (\alpha_c / c_p) (x_{sj,n} - x_{aj,n}) \end{aligned} \quad (13)$$

(12)式、(13)式において、左辺は右辺の各項に比較して微小なのでこれを無視する。その結果、たとえば(12)式は次のようになる。

$$\begin{aligned} Ah \cdot Aw \cdot v \cdot c_p \cdot \gamma (\theta_{aj-1,n} - \theta_{aj,n}) \\ = \alpha_c \cdot Aw \cdot \Delta x (\theta_{aj,n} - \theta_{sj,n}) \\ + \alpha_{cg} \cdot Aw \cdot \Delta x (\theta_{aj,n} - \theta_{gj,n}) \end{aligned} \quad (14)$$

床下の冷却能力 H_c を床下の入口と出口における空気の顕熱量の差と定義する。 H_c は(14)式の各項を床下の入口か

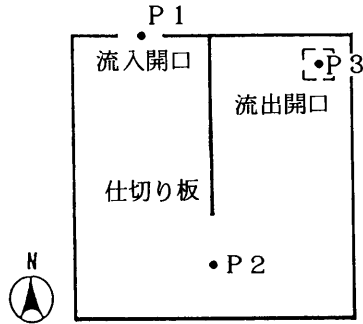
ら出口まで積分することにより求められる。

$$\begin{aligned}
 H_{cn} &= Ah \cdot Aw \cdot v \cdot c_p \cdot \gamma (\theta_{a,in,n} - \theta_{a,out,n}) \\
 &= \sum_j \alpha_c \cdot Aw (\theta_{aj,n} - \theta_{sj,n}) \Delta x \\
 &+ \sum_j \alpha_{cg} \cdot Aw (\theta_{aj,n} - \theta_{gj,n}) \Delta x \quad (15)
 \end{aligned}$$

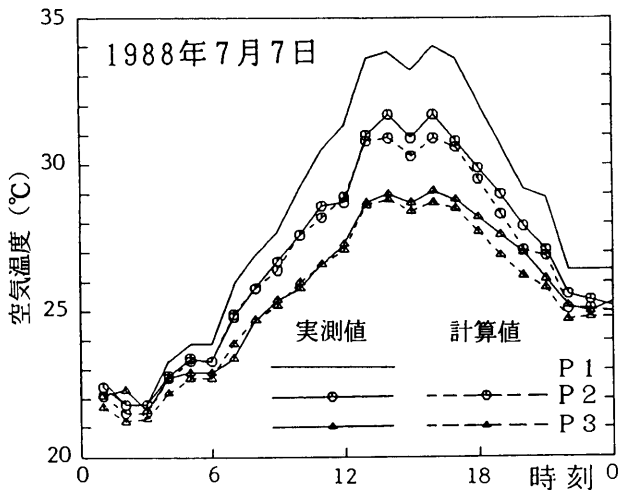
右辺の各項をそれぞれ(2)式および(10)式を用いて書き直し(1)式を考慮すれば、 H_c は次のように表される。

$$H_{cn} = \sum_j CD_{j,n} \cdot Aw \cdot \Delta x + \sum_j WE_{j,n} \cdot Aw \cdot \Delta x \quad (16)$$

上述した計算モデルの妥当性を検証するために、後述する実験No.1の実施日(1988年7月7日)における床下空気温を計算して実測値と比較する。計算条件として Δx を0.2m、 h_r を1.5cm、 k を0.7、土の熱伝導率を0.61 W/mK、容積比熱を1,580kJ/m³ Kとする。これらの数値は基本的に以下の計算において共通に用いる。気温および湿度の入力条件には外気の値を用いる。地中温度の境界条件には深さ40cmでの実測値を用いるが、7月上旬のその値は22℃でほぼ一定である。なお、地中熱伝導に関しては、1か月間の助走計算を行っている。



(a) 測定点



(b) 実測値と計算値の比較

図-2 床下の空気温度

床下空気温の測定点の位置を図-2(a)に示す。試験家屋では床下に仕切りを1枚設けており、入口のP1、流路の中央のP2および床面の出口P3の3点で測定を行っている。これらの実測値と計算結果を比較して図-2(b)に示す。P1の実測値は計算の入力条件として用いている。P2およびP3における空気温の計算値は、1℃以内の誤差で実測値とよく一致している。実際の熱流は3次元的であり、気流の分布もより複雑であるが、これらの結果から判断して、床下空気温の計算にはこの近似的なモデルの適用が十分に可能であると考えられる。なお、床下空間では湿度を測定していないので、直接計算値と比較することはできないが、床下の湿度は床下空気温の形成にかかわる蒸発に影響を与えており、その空気温の計算値が実測値とほぼ一致していることを考慮すると、湿度に関しても問題はないものと考えられる。

2.2 流路の長さの影響

床面に設けた居室への出口空気温および床下の冷却能力は流路の長さ、換気量、蒸発比などに影響される。ここではまず、流路の長さについて検討する。

流路の高さおよび横幅をそれぞれ0.08mおよび1.3m、平均流速を1.6m/sで一定と仮定する。流路の長さとして36mまでの床下空間の熱挙動の計算を行う。床下入口の気温および湿度として図-18に示す8月1日から7日までの福岡の標準気象データを使用する。地中40cmの境界条件は、8月上旬の実測値から23℃で一定とする。計算結果の一部として、気温が比較的高い8月2日~3日の計算値を図-3~5に示す。

床下空気温、地表面温度および対流伝熱量の流路の長さによる変化を図-3に示す。空気温は床下入口において33.6℃であるのに対して、出口では24.3℃に低下しており、その温度差は9.3℃である。床下入口付近の地盤面温度は、空気で加熱されるため出口のそれより約2℃高くなっている。床下入口から6mまでは空気温の低下が著しく、この間の対流伝熱量は60W/m²~120W/m²になっており、24m以降は10W/m²以下となる。

(16)式から H_c は地中への伝導熱量と地盤からの蒸発潜

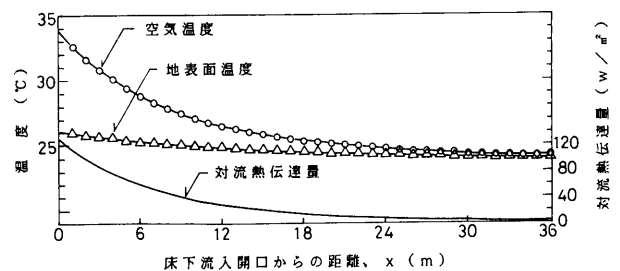


図-3 床下流入開口からの距離による空気温度、地表面温度および対流熱伝達率の変化 (1988年8月2日, 12:00)

熱量の和となる。床下入口からの距離 x で積分した昼間と夜間の伝導熱量 $CD_{i,n} \cdot Aw$ と蒸発潜熱量 $WE_{i,n} \cdot Aw$ を、それぞれ図-4および図-5に示す。昼間には $x=24$ mにおける冷却能力が $x=36$ mにおける値の93%に達している。この冷却能力を成分別に見ると、 $x=6$ mでは伝導成分が全体の22%であるが、 $x=36$ mでは48%になる。夜間には伝導成分の方向が逆転して蒸発成分と相殺し、全冷却能力は昼間の値の1/2以下になる。

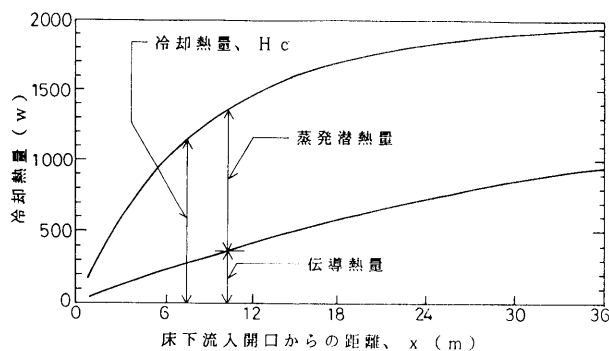


図-4 床下における冷却熱量の流路による変化 (1988年8月2日, 12:00)

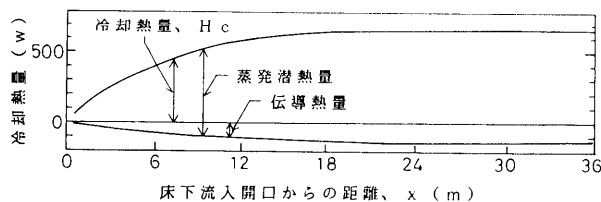


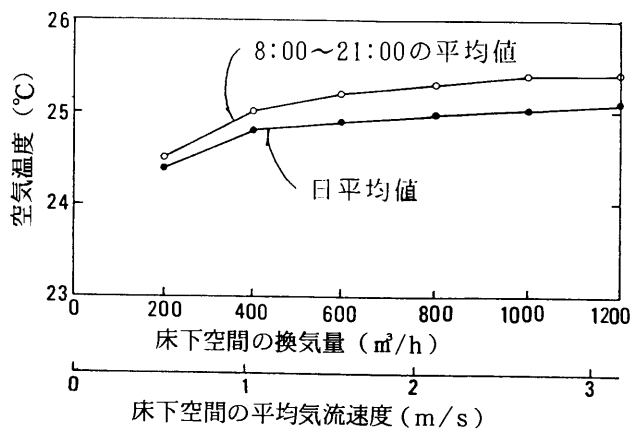
図-5 床下における冷却熱量の流路による変化 (1988年8月3日, 0:00)

2.3 換気量の影響

ここでは地盤面の対流伝熱量および水分蒸発量に影響を与える換気量すなわち流速について検討する。換気量以外の計算条件は前項とすべて同じであるが、流路の長さは24mに固定している。

床面出口の空気温と換気量の関係を図-6に示す。図中の値は全日と8~21時(以下8:00~21:00と略記する)の時間帯で平均し、さらにそれを8月1日~7日の1週間に亘って平均したものである。換気量の増加とともに床面出口空気温が上昇しているが換気量が400 m^3/h 以上になるとその変化は小さくなる。そのときの出口空気温は外気温より4~6 $^{\circ}\text{C}$ 低い値を示している。

換気量と単位面積当りの冷却能力との関係を図-7に示す。床下の冷却能力は換気量の増大とともに増加し、両者の関係は線形に近い。これは換気量の増大により対流熱伝達率 α_c が増加し、ルイスの関係における水分移動係数 α_c/c_p も増加するので、蒸発潜熱量の増大により地表面温度の上昇が押えられるためである。



8:00~21:00の平均外気温 = 31.0 $^{\circ}\text{C}$
日平均外気温 = 29.2 $^{\circ}\text{C}$

図-6 床下流出開口の空気温度におよぼす換気量の影響 (福岡の標準気象データ, 8月1日~7日)

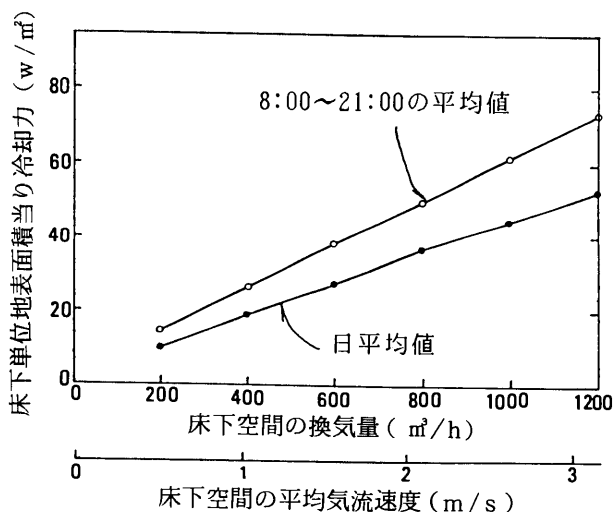


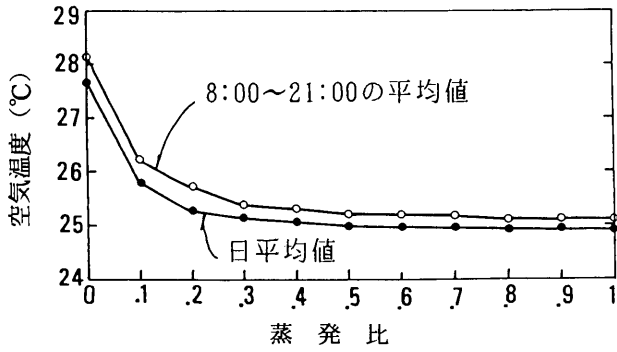
図-7 床下の単位地表面積当り冷却力におよぼす換気量の影響 (福岡の標準気象データ, 8月1日~7日)

2.4 蒸発比の影響

蒸発潜熱量は蒸発比 k を用いて、(5)式より計算される。蒸発比は同一表面温度の水面の蒸発量に対する地盤面の蒸発量の割合と定義され、地表付近の土の含水率によって変化する。ここでは蒸発比が床下の冷却能力におよぼす影響について調べる。換気量を600 m^3/h とし、蒸発比を除くその他の計算条件は前項と同一とする。

蒸発比と床面出口空気温の関係を図-8に示す。図中の値は図-6と同様の平均化を行ったものである。 $k=0$ すなわち蒸発なしの場合には、床面出口空気温が外気温より全日平均で1.6 $^{\circ}\text{C}$ 、8:00~21:00の平均で2.8 $^{\circ}\text{C}$ 低下しているが、 $k=1$ の場合には、この2つの平均値がそれぞれ4.3 $^{\circ}\text{C}$ および5.9 $^{\circ}\text{C}$ となる。

蒸発比と単位面積当りの冷却能力との関係を図-9に示す。 $k=0$ の場合は冷却能力が全日平均で10 W/m^2 、



8:00~21:00の平均外気温度 = 31.0°C
 日平均外気温度 = 29.2°C

図-8 床下流出開口の空気温度におよぼす蒸発比の影響
 (福岡の標準気象データ, 8月1日~7日)

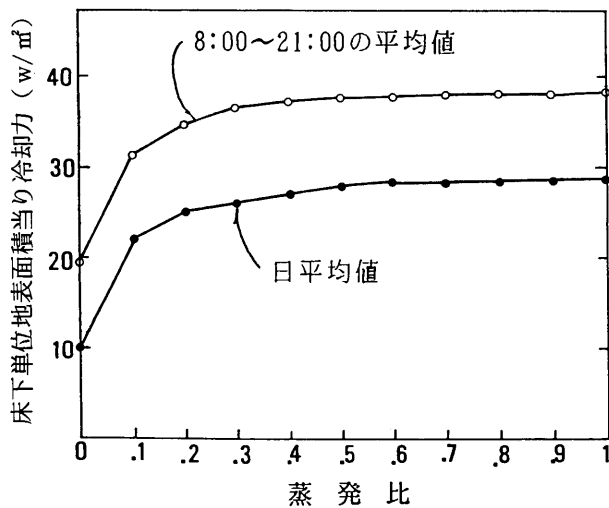


図-9 床下の単位地表面積当り冷却力におよぼす蒸発比の影響
 (福岡の標準気象データ, 8月1日~7日)

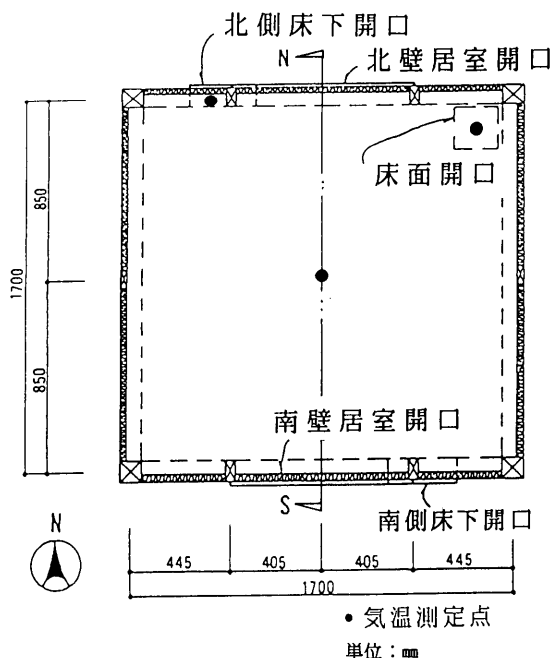


図-10 試験家屋の平面

8:00~21:00の平均で20W/m²であるが、 $k=1$ になるとこの2つの平均値がそれぞれ28W/m²および37W/m²となる。

以上のように蒸発比が出口空気温度と冷却能力に与える影響は非常に大きい、 k が0.4以上の場合にはほとんど変化しなくなる。これは流路が十分に長いので、 k が0.4以上になると床下の空気がほぼ飽和状態に達し、蒸発による冷却ができなくなるためと考えられる。

3. 試験家屋による実験および数値シミュレーション

ここでは、室内に入射する日射の有無等によって分類される3種類の試験家屋による屋外実験と、それらに対する数値シミュレーションを比較し、数値シミュレーション法の妥当性について検討する。

3.1 実験および数値シミュレーションの概要

試験家屋は床下、居室、小屋裏の3スペースで構成されている。その平面を図-10に、断面と各種測定点を図-11に示す。床には床下と居室を結ぶ、天井には居室と小屋裏を結ぶ換気口がそれぞれあり、すべての開口は密閉閉鎖することが可能である。空気温度は0.1mmφ、表面および地中温度は0.3mmφのT熱電対、湿度は高分子素子湿度計で測定する。開口部の通過風量や室内の換気風量が必要な場合、開口部中央に温度補償型熱線風速計を設置して流速を測定し換算する。外気温度、日射量、風向・風速などの気象条件は試験家屋に近接する5階建の建物の屋上で測定している。

天井換気口に設置した小型換気扇(30W)によって、外

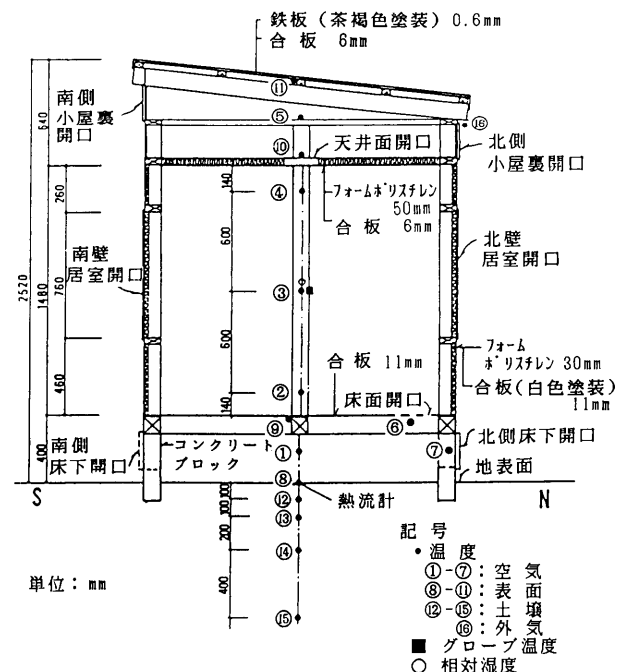


図-11 試験家屋の南北断面および測定点

気は床下換気口から床下空間に吸い込まれ、そこで地表面と接触して冷却された後、居室に導入されて居室温度を低下させ、小屋裏空間を経て室外へ排出される。床下空間は、流路を長くするため仕切り板を設置して(図-2(a)参照)、さらに空気を地盤と十分接触させるため、地盤面から8cmの高さにガイド板を設けて2層に分割している。以上の様子を図-12に示す。換気量は床下換気口に設置したダンパーで調整できるが、この実験では150m³/hとしている。

透過日射熱取得の影響を考慮するため、居室に窓がない場合、南と北の壁に60cm×60cmの窓を設ける場合、さらに南側の窓の上10cmに張り出し長さ45cmの水平庇を設ける場合の3種類の実験を行う。これらの実験をこの順番にそれぞれ実験No.1, No.2およびNo.3とし、その内容を表-1に示す。

床下冷気を居室に導入する際の空気温度の数値シミュレーションは、次の2つのステップによって行われる。まず、前章で述べた床下熱挙動計算モデルを用いて、床面出口空気温および湿度を計算する。地中40cmの境界条件には前述のように、7月上旬は22℃、8月上旬は23℃という実測値を与える。次に、多数室温解析プログラム PSSP/MV1^{※5)}を用いて居室の空気温を求める。

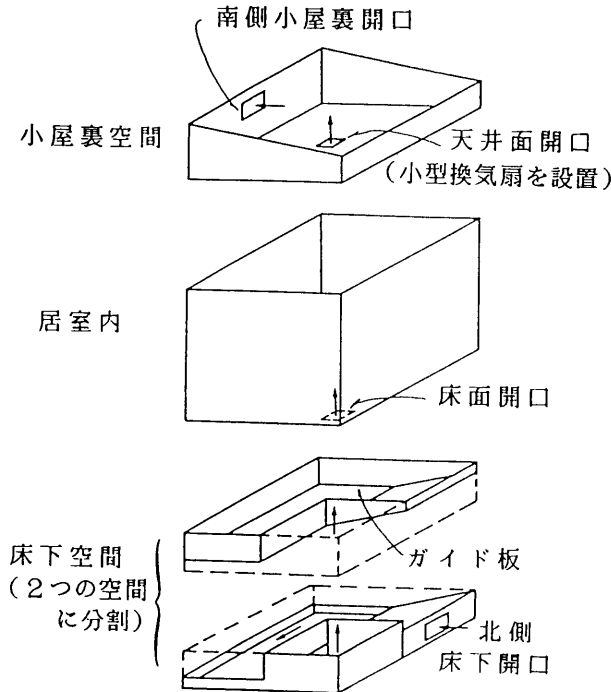


図-12 床下冷気を利用する試験家屋の気流経路

3. 2 実験値と計算値の比較

実験No.1, 実験No.2および実験No.3における、床面出口と居室の空気温の実験値と計算値を比較して、それぞれ図-13, 図-14および図-15に示す。実験結果による

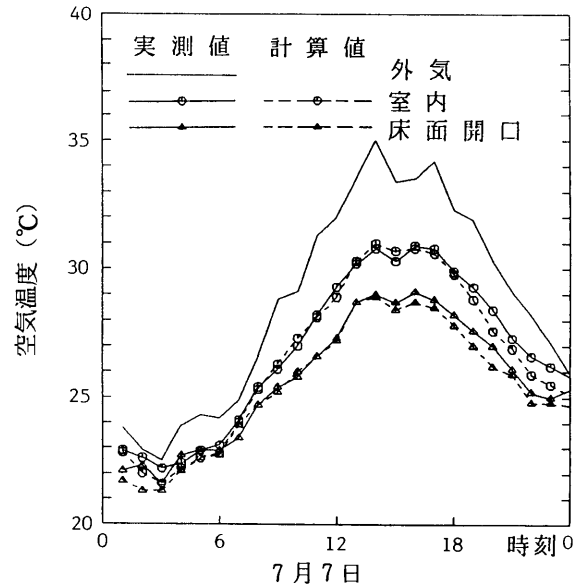


図-13 実験No.1におけるB棟の室温と床面開口気温の実測値と計算値の比較

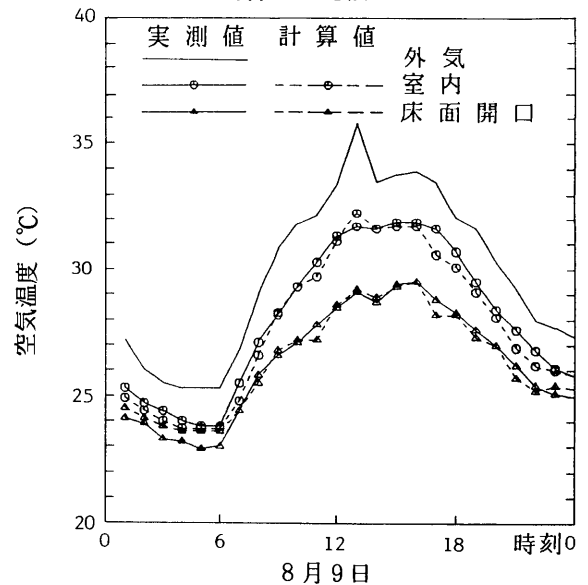


図-14 実験No.2におけるB棟の室温と床面開口気温の実測値と計算値の比較

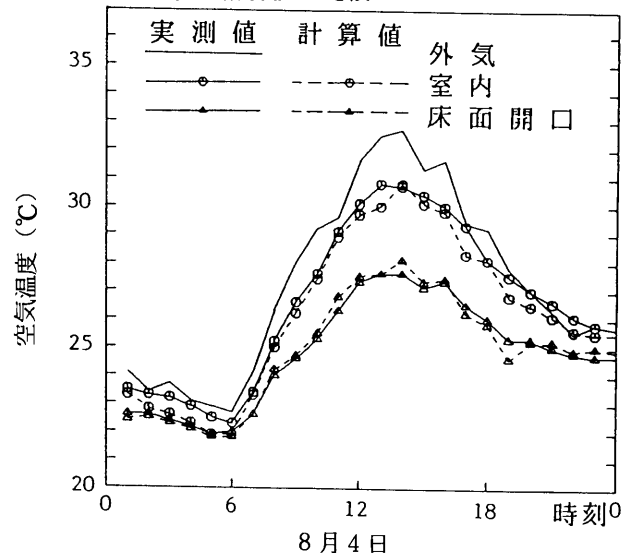


図-15 実験No.3におけるB棟の室温と床面開口気温の実測値と計算値の比較

と、実験No.1では居室空気温が外気温より最大4℃低くなっている。実験No.2では日射が窓ガラスを透過し、また実験No.3では庇による日射遮蔽が完全ではないので、居室と床面出口における空気温の差が実験No.1より大きく、居室の空気温は外気温に近づいている。しかし、これらの実験においても居室の空気温が外気温より1日中低い値を示し、その差はそれぞれ最大4℃および2℃である。

これらの実験結果と数値シミュレーション結果との誤差は1℃以内であり、よく一致していると考えてよい。従って、透過日射や庇の有無にかかわらずこの数値シミュレーション法の適用が可能であると考えられる。

4. 実大住宅におけるパッシブクーリング効果の予測

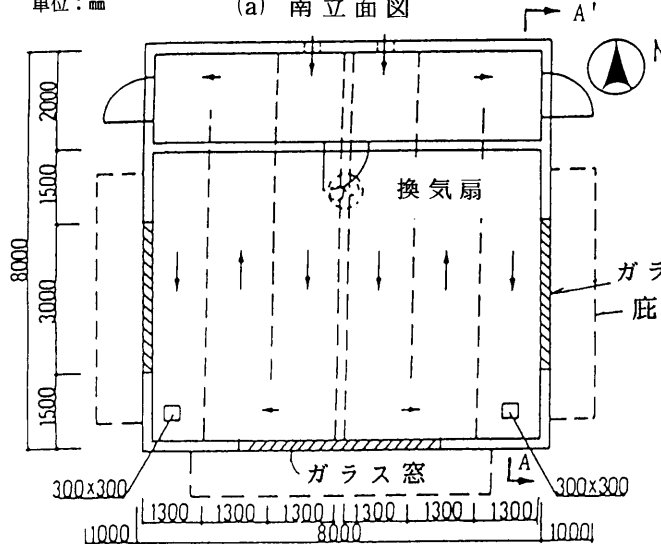
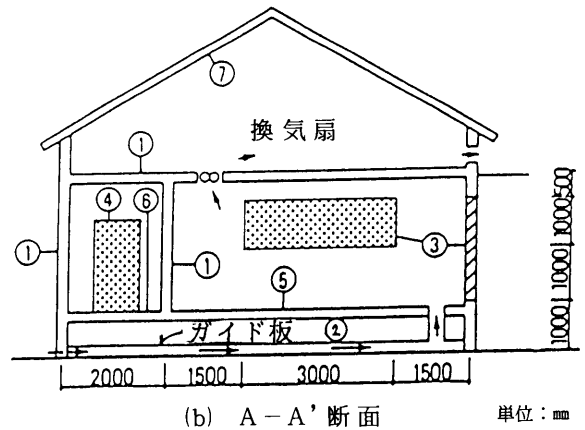
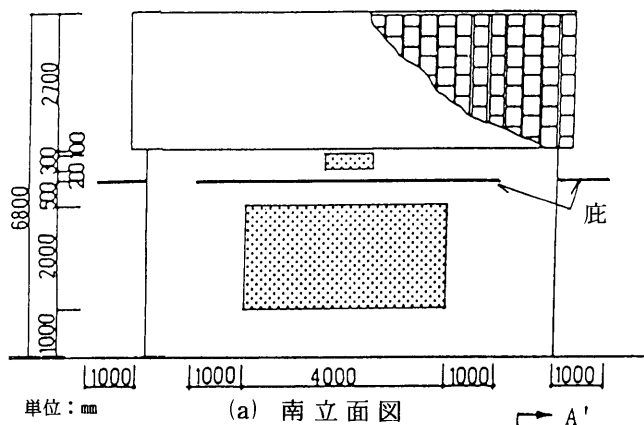
実大スケールの住宅モデルに対して、このパッシブクーリング手法を適用した場合の数値シミュレーションを行い、その実用性について検討する。

4. 1 住宅の仕様

ここでは木造、外断熱鉄筋コンクリート造および壁内通気構法の3種類の構造を持つ平屋の実大住宅について検討する。それらの仕様を構造別に次に述べる。

(1) 木造住宅

木造住宅の概要を図-16(a)~(d)に示す。(a)は南側立面、(b)は断面である。(c)は床下における空气の流路であるが、地盤面から8cmの高さにガイド板を設置している。中央部にある基礎の左右は対称とし間隔1.3mで仕切りを設ける。居室の天井に設置された換気扇で、外気を建物の北側にある床下換気口から床下空間に導入する。長さ24mの床下の流路で冷却された外気は床面に設けた開口から居室に入る。居室に導かれた冷気は天井の換気扇を経て小屋裏空間に入り、南側小屋裏換気口から室外へ排出される。床下地盤面での水分蒸発比は0.7で一定とする。換気扇による換気量を1,200m³/hとするが、この量は居室の換気回数に換算すれば10回/hとなる。また、廊下の東西側のドアおよび居室のドアは常時閉鎖され、居室



部位 No.	材料および厚 (mm)	部位 No.	材料および厚 (mm)
①	合板 10	⑤	たたみ 50
	ガラス ウール 100		合板 10
	合板 10	⑥	合板 10
②	フォーム ホリスチン 100		空気層 50
	鉄板 1		合板 10
③	ガラス 3	⑦	スレート 20
④	鉄板 3		合板 10
	空気層 50		空気層 50
	鉄板 3		合板 10

(d) 木造モデル住宅の構成材料

単位：mm (c) 床下空間の平面および空气の流路

図-16 シミュレーションのためのモデル住宅

だけを床下冷気を利用する空間と考える。計算においては室内の照明、人工発熱、生活による水蒸気の発生などを無視する。(b)に示す①～⑦の各部位の材料を(d)に示す。計算の際に必要なこれらの材料の熱物性値は文献6)による。

(2) 鉄筋コンクリート造住宅

図-16のモデルと同一形状の外断熱RC造住宅を考える。図-16(b)に示す①～⑦の各部位の構成材料を表-2に示す。各材料の熱物性値は文献6)参照。床下流路の構成および換気量等は木造の場合と同一である。

(3) 壁内通気構法住宅

床下の湿気を直接居室に持ち込むことを防ぐために、図-17に示すように壁内通気層へ床下冷気を導入する換気方法を考える。外壁の内側に6mm厚のフレキシブルボードで厚さ10cmの通気層を作り、他の部位の構成は木造住宅モデルと同一とする。

4. 2 居室内空気の温度および相対湿度

図-18に示す8月1日～7日の福岡の標準気象データを入力条件とし、床下冷気を導入した場合の木造住宅の居室空気温度と湿度の数値シミュレーションを行う。このパッシブクーリング手法は床下における蒸発を大きな冷熱源としているので、室内に導かれる空気の湿度が非常に高くなる可能性がある。実際のパッシブクーリング効果を評価するためにはこの湿度の影響を無視できない。そこで気温、湿度の計算値から総合温熱指標 SET* を求め、これによる評価もあわせて行う。なお、SET* は実在環境における着衣量を0.3clo、代謝量を1.1Metと仮定し、標準環境ではそれぞれ0.6clo、1.1Met、さらに風速を0.15m/sとして計算する。

8月6日～7日の床面出口と居室の空気温度および居室のSET*の計算値を外気温とともに図-19に示す。出口および居室の空気温度は外気温よりそれぞれ最大8℃および6℃低くなっている。SET*は夜間には出口空気温度よりも下がる。昼間には湿度の影響により居室空気温度より高くなるが、その差は1℃以下である。居室の空気温度

表-2 コンクリート造モデル住宅の構成材料

部位 No.*	材料および厚 (mm)	部位 No.*	材料および厚 (mm)
①	フォーム ポリスチレン 30	⑤	たたみ 50
	コンクリート 120		フォーム ポリスチレン 30
②	フォーム ポリスチレン 100		コンクリート 120
	鉄板 1	⑥	合板 10
③	ガラス 3		フォーム ポリスチレン 30
④	鉄板 3		コンクリート 120
	空気層 50	⑦	スレート 20
	鉄板 3		合板 10

* 図-16 (b) 参照

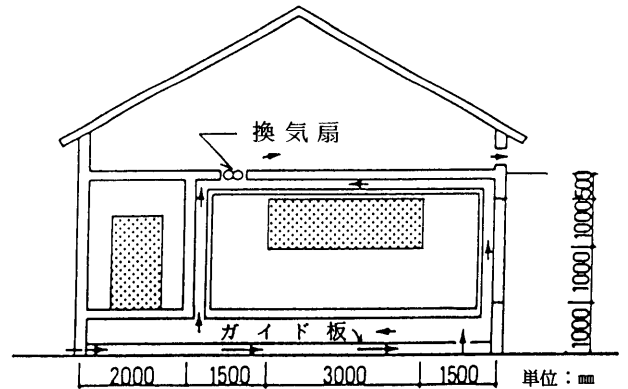


図-17 壁内通気構法の木造モデル住宅

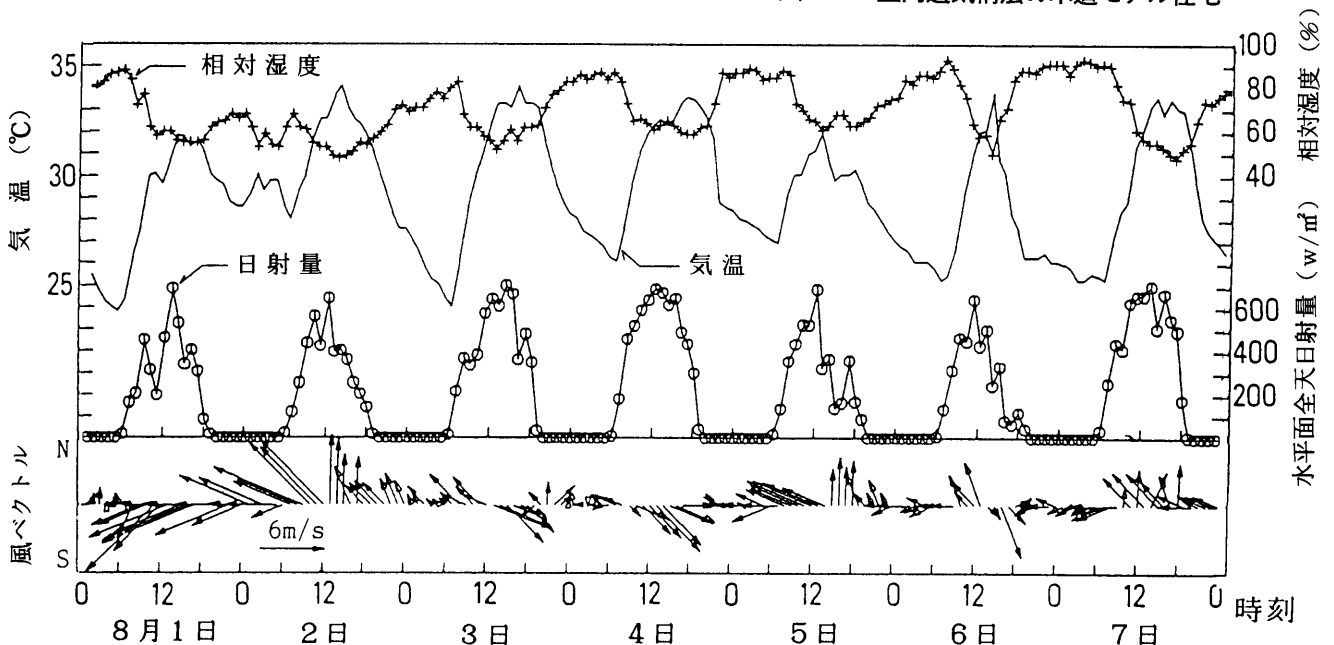
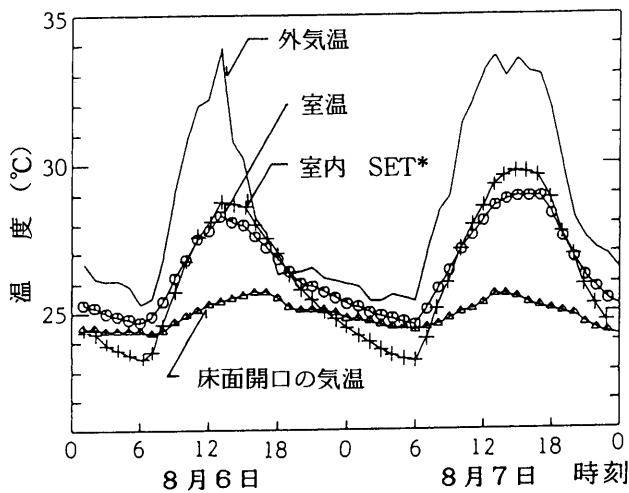


図-18 福岡の標準気象データ (8月1日～7日)



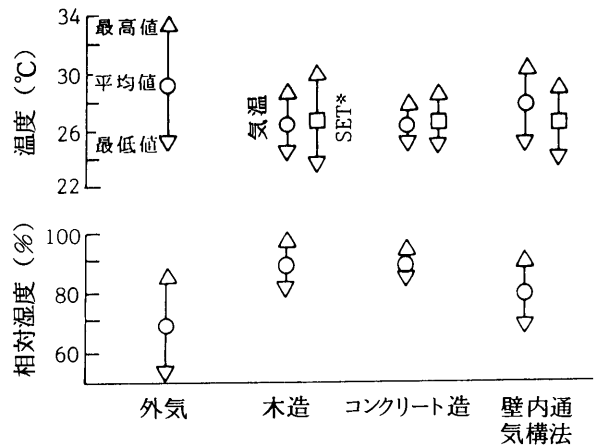
図一十九 木造モデル住宅のシミュレーション結果

よび SET*とも外気温が30℃を超えても常に30℃以下となっている。これは温熱感覚としてのパッシブクーリング効果を示すものである。

上述した3種類の住宅における居室の空気温、相対湿度および SET*の日最高、日平均および日最低の7日間平均値を、SET*を除く外気のそれらの値と比較して図一20に示す。最高室温は木造の場合4℃、RC造の場合5℃、壁内通気構法の場合3℃それぞれ最高外気温より低い。すべての住宅において平均室温も平均外気温より低いが、直接室内に空気を導かない壁内通気構法の場合が最も高い値を示す。相対湿度は逆にすべての住宅において最高値、平均値および最低値とも外気より高いが、壁内通気構法の場合が最も低い値となっている。また、RC造の住宅は熱容量が大きいため、室温および相対湿度とも変動幅が最も小さい。これらの傾向を SET*で評価すると、木造およびRC造の場合にはその平均値がほぼ平均室温と一致しているが、壁内通気構法の場合には相対湿度の影響により平均室温より約1℃下がり、3種類の住宅の中で最も低くなる。また、SET*の平均値は3種類の住宅とも平均外気温より2℃以上低くなる。

5. まとめ

- (1) 床下空間の流路の長さが長くなると、床下の冷却能力が増加し出口空気温が低下するが、流路の長さが24 m以上になると、このような変化が小さくなる。
- (2) 床下の換気量が増大すると、床下の冷却能力は増大するが、出口空気温はやや高くなる傾向を示す。
- (3) 床下地盤面の蒸発比が増加すると、床下の冷却能力が急増し、出口空気温が急激に低下するが、その値が0.4以上になるとその変化の割合は小さくなる。
- (4) 福岡の標準気象データに基づく計算によると、夏季の日中、実大スケールの木造、RC造および壁内通気構法住宅において、床下冷気の導入により室温および室内



図一20 室内の気温、SET*および相対湿度のシミュレーション結果
(福岡の8月1日～7日の標準気象データ使用)

の SET*を外気温より低い30℃以下に保つことができ、このパッシブクーリング手法の実用性が示唆された。

〈参考文献〉

- 1) 西川兼康, 藤田恭伸: 伝熱学, 理工学社, 1982
- 2) Schlichting, H.: Boundary-Layer Theory, 7th Edition, McGraw-Hill, 1979
- 3) 林徹夫, 浦野良美: 都市の地表面熱収支に関する研究—土地被覆状況を考慮した福岡市における解析—, 九州大学工学集報, 第59巻, 第4号, pp. 503-509, 1986. 8
- 4) 浦野良美, 渡辺俊行: 状態遷移行列による多層平面壁体伝熱系の解析 その1 近似伝達関数モデルの作成とその精度, 日本建築学会論文報告集, No.305, pp.97-111, 1981. 7
- 5) 林 徹夫, 浦野良美, 渡辺俊行, 龍 有二: シミュレーションによる室温変動系の感度解析的考察, 日本建築学会建築環境工学論文集, 第5号, pp.95-102, 1983. 11
- 6) 松尾 陽, 横山浩一, 石野久弥, 川元昭吾: 空調設備の動的熱負荷計算入門, 日本建築設備士協会, 1980

〈研究組織〉

主査	片山 忠久	九州大学総合理工学研究科教授
委員	林 徹夫	九州大学総合理工学研究科助教授
	塩月 義隆	九州大学総合理工学研究科助手
	堤 純一郎	東和大学講師
	張 晴原	九州大学総合理工学研究科大学院生 (現在九州電気工事株式会社研修員)