

# 屋外模型都市実験による都市構成面別 対流熱伝達率の算定

## OUTDOOR SCALE MODEL EXPERIMENTS FOR THE ESTIMATION OF LOCAL HEAT TRANSFER COEFFICIENTS

河合 徹<sup>1</sup>・金賀 将彦<sup>2</sup>・神田 学<sup>3</sup>

Toru KAWAI, Masahiko KANEGA and Manabu KANDA

<sup>1</sup>学生会員 工修 東京工業大学 理工学研究科国際開発工学専攻 (〒182-0082 東京都目黒区大岡山  
2-12-1 東京工業大学 石川台4号館403号室)

<sup>2</sup>学生会員 工修 東京工業大学 理工学研究科国際開発工学専攻 ( 同上 )

<sup>3</sup>正会員 工博 東京工業大学 理工学研究科国際開発工学専攻 ( 同上 )

Heat transfer coefficients (HTC) at the local facets are one of the most important unknown land surface parameter for the urban modeling. To examine the HTC at each constituent facet systematically, we conducted outdoor scale model experiments. The HTC in summer 5 days are estimated using energy residual method under natural wind and radiative conditions. The qualitative relations between related non-dimensional variables are examined.

**Key Words :** *Outdoor Scale Model Experiment, Heat Transfer Coefficient, Urban Canopy Model*

### 1. はじめに

従来、気象モデルにおける都市の底面境界条件には建物等による凸凹を粗度として捉え、鉛直一次元の熱収支を解く簡易的な平板モデルが用いられてきた。しかし、このような‘平板モデル’では都市の大きな凸凹に起因する諸物理過程を適切に再現できないことが指摘されており、近年、幾何構造を考慮した都市キャノピーモデル(UCM)の構築が進められている<sup>1), 2), 3), 4)</sup>。実際UCMを気象モデルに適用した場合、都市特有の現象、例えば熱慣性の増加に起因する夜間のヒートアイランドを平板モデルに比べて良好に再現することが報告されている<sup>5)</sup>。以上を考えると、UCMの構築、及び高精度化は都市気象予測の高精度化にあたり重要な検討課題であると考えられる。

一方、UCMに用いる地表面パラメーターの把握は決して十分でなく、これらを適切に検討することがモデル精度向上の鍵を握っている。特に、バルク表現を用いて乱流輸送を簡易的に定式化した場合、乱流熱輸送効率を表す対流熱伝達率(HTC)又はバルク輸送係数は、これを評価する有効な理論が無い重要な未知モデルパラメーターである。すなわち、従来平板で用いられてきたモニン・オブコフ相似則を粗度要素の大きな都市の局所構成面、特に鉛直壁に適用することは物理的に適

切でなく、都市構成面における局所的なHTCは実験的に評価するしかない。都市表面におけるHTCの研究は実物大建物外表面における測定と風洞実験に代表される。測定方法自体は種々構築されているが<sup>6)</sup>、構成面別HTCのシステムティックな検討としては風洞実験を用いた少数の報告例しかない<sup>7), 8), 9)</sup>。UCMへの適用を前提とすれば、HTCは自然風下・放射の影響を含む非等温条件下で構成面別に検討(モデル化)する必要があるが、現在、屋外でHTCを構成面別に測定した研究例は報告されていない。本論では屋外に均質な幾何構造を持つ模型都市を作成し、熱収支式の残差より対流成分を算定する、所謂熱収支残差法を用いて構成面別のHTCを算定する手法を構築した。

### 2. 都市熱収支と対流熱伝達率の算出法

#### (1) 都市熱収支

均質な領域において十分に発達した内部境界層内で測定を行い、構成素材の水分蒸発量が無視できるとした場合、正味の移流量・潜熱輸送量・空気の貯熱量を無視して都市表面熱収支は式(1)、(2)で表せる。

$$Q^* = Q_G + Q_H \quad (1)$$

$$Q^*(i) = Q_G(i) + Q_H(i) \quad (2)$$

ここに、 $Q^*$ 、 $Q_G$ 、 $Q_H$  はそれぞれ、都市表面全体の正味放射量、地中伝導熱、顕熱輸送量であり、 $Q^*(i)$ 、 $Q_G(i)$ 、 $Q_H(i)$  はそれぞれ、局所*i*面の正味放射量、地中伝導熱、顕熱輸送量を表す。 $Q_G$ 、 $Q_H$  は  $Q_G(i)$ 、 $Q_H(i)$  を用いて式(3)、(4)で表せる。

$$Q_G = \sum_{i=1}^{i_{\max}} S(i) \cdot Q_G(i) \quad (3)$$

$$Q_H = \sum_{i=1}^{i_{\max}} S(i) \cdot Q_H(i) \quad (4)$$

ここに、 $S(i)$  は局所*i*面の無次元面積であり、局所*i*面の面積 ( $A(i)$ ) を敷地面積 ( $A_{lot}$ ) で除したものである ( $S(i) = A(i) / A_{lot}$ )。  $i_{\max}$  は構成面の総数である。

### (2) 局所顕熱輸送量の算出法

$HTC$  を算出するにあたり必要となる  $Q_H(i)$  を高精度で直接測定することは極めて困難である。このため、本論では  $Q_H(i)$  を熱収支式(式(2))の残差から求めた ( $Q_H(i) = Q^*(i) - Q_G(i)$ )。  $Q_G(i)$  は後述する薄型熱流束センサーを用いて直接測定し、 $Q^*(i)$  は高精度放射解析モデル<sup>10)</sup>より算出した。長波放射収支計算に用いる表面温度には測定結果の内挿値を用いた。

### (3) 乱流輸送過程のバルク表現と対流熱伝達率の定義

従来、 $HTC$  は近傍風速に対して切片を持つ1次式、又はべき乗で表せるとしたJurgesの式を基本とし、 $HTC$  を近傍風速で整理する取り組みが特に実大建物外表面の測定で行われてきた。このように $HTC$  を近傍風速で整理した場合、測定結果は測定場所固有の影響を強く受けることに加え、風速参照位置(高度)により値が異なるため、研究者間で結果が大きく異なることが指摘されている<sup>6)</sup>。  $UCM$  への適用を前提とした場合、目的は都市構成面から放出されるローカルな顕熱輸送量の包括的な把握とこれに基づいた乱流輸送量の構成面積算値の算出(領域平均顕熱輸送量の算出)にある。このような目的下、自然風・日射条件下で時々刻々複雑に変化する気流パターンに対応した最適の風速参照位置を見出し、汎用的なモデル化を行うことは極めて難しい。このため、本論では、一種の共通境界層とみなせる都市キャノピー層上端での風速、気温を参照値として局所的な顕熱輸送量を評価する方法が実用上妥当であると考え、各構成面-上空参照高度間に顕熱輸送に対する直接的な輸送抵抗が介在するとした定式化を行った。すなわち、(2)で算出した単位面当たりの局所顕熱輸送量  $Q_H(i)$  はバルク式により以下のように表せる。

$$Q_H(i) = h(i) \cdot U(Ts(i) - Ta) \quad (h(i) = c_p \cdot \rho \cdot C_H(i)) \quad (5)$$

ここに、 $h(i)$ :局所*i*面の対流熱伝達率、 $c_p$ :空気の定圧比熱、 $\rho$ :空気密度、 $C_H(i)$ :局所*i*面のバルク輸送係数、 $U$ :上空参照高度における風速、 $Ts(i)$ :局所*i*面の表面温度、 $Ta$ :上空参照高度の気温である。都市表面-都市キャノピー間全体での単位敷地面当たりの顕熱輸送量は式(5)と同様に以下の式(6)で表せる。

$$Q_H = h \cdot U(T_H - Ta) \quad (h = c_p \cdot \rho \cdot C_H) \quad (6)$$

ここに、 $T_H$ :空気力学的都市表面温度、 $h$ :都市キャノピー全体の対流熱伝達率、 $C_H$ :大気-都市キャノピー間バルク輸送係数である。ここで、空気力学的都市表面温度( $T_H$ )を直接測定することは極めて困難だが、 $T_H$  は  $C_H(i)$ 、 $Ts(i)$  を用いて理論的に求めることができる。すなわち、都市キャノピー内での大気による貯熱を無視すると、ローカルな顕熱輸送量の連続条件より、式(4)が満たされなければならない。式(4)に式(5)、(6)を代入すると、

$$\begin{aligned} & \left[ C_H - \sum_{i=1}^{i_{\max}} \{S(i) \cdot C_H(i)\} \right] Ta \\ & = C_H \cdot T_H - \sum_{i=1}^{i_{\max}} \{S(i) \cdot C_H(i) \cdot Ts(i)\} \end{aligned} \quad (7)$$

が得られる。式(7)は任意の  $Ta$  に対し恒等的に成立する必要があるため、 $C_H$ 、 $T_H$  は以下の式(8)、(9)より求めることができる。

$$C_H = \sum_{i=1}^{i_{\max}} \{S(i) \cdot C_H(i)\} \quad (8)$$

$$T_H = \left[ \sum_{i=1}^{i_{\max}} \{S(i) \cdot C_H(i) \cdot Ts(i)\} \right] / C_H \quad (9)$$

式(8)、(9)は凸凹を持つ都市表面を平板と見立てた場合に、空気力学的に都市を代表するバルク輸送係数と表面温度を意味する。

## 3. 実験概要

### (1) 屋外模型都市

埼玉県日本工業大学の敷地内(36°01'N, 139°42'E)に図-1に示す屋外模型都市を作成した。模型領域は12m x 12mの正方形であり、この領域に一辺0.15mの立方体コンクリートブロックを建物とみなして整列に配置した。建蔽率は0.25である。建物高さ0.15mは日本における典型的な低層住宅街の約1/50スケールに相当する。コンクリートの表面は放射特性を均一にそろえ、熱収支測定面の空間代表性を確保するために、一律灰色のペンキで塗装した。

### (2) 観測システムと測定項目



図-1 屋外模型都市

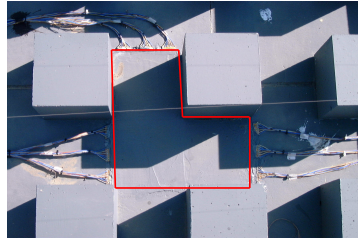


図-2 熱流板の設置(床面、赤線の枠内)

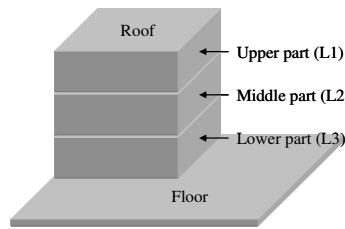


図-3 都市構成面

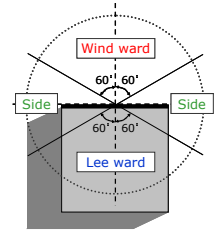


図-4 風向の整理

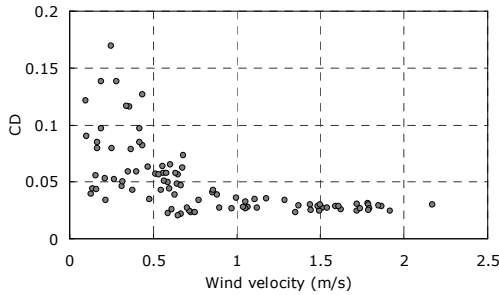


図-5 摩擦抵抗係数( $C_D$ )の測定結果

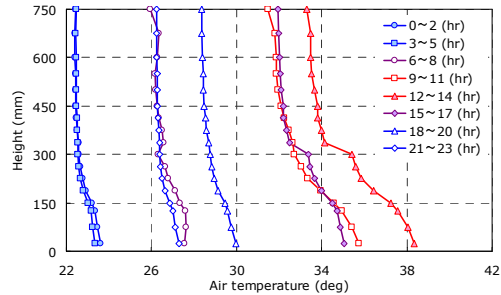


図-6 鉛直気温プロファイルの測定結果

表-1 測定項目の一覧

測定項目	測器	設置場所・解像度
放射収支( $Q^* = S \downarrow - S \uparrow + L \downarrow - L \uparrow$ )	MR40(EKO)	床面から - 3H
地中伝送熱( $Q_G$ )	MF300(Captec)	0.03m×0.03m - 全72箇所
表面温度( $T_s$ )	MF300(Captec)-Type T	0.03m×0.03m - 全72箇所
参照風速・風向( $U$ )	DA-600(Kaijo)-0.05mスパン・50Hz	風上端から約11m, 床面から - 2H
気温プロファイル(参照気温 - $T_a$ )	Type E 熱電対( $\phi 0.02\text{mm}$ )	床面から - 0-0.17-0.5-0.83-1.125-1.5-1.75-2-2.25 -2.5-2.75-3-3.33-3.67-4-4.5-5.5-6H

H:建物高さ(0.15m)

表-2 対流熱伝達率算定の閾値

項目	閾値
風速( $U$ )	1(m/s) 以上
風向(主流風向(街路方向)-0°)	190(°) 以下
$\Delta T (= T_s(i) - T_a = TH - T_a)$	10.5(K) 以上
顕熱輸送量( $H(i), H$ ) (夜間)	10(W/m <sup>2</sup> ) 以上
顕熱輸送量( $H(i), H$ ) (日中)	30(W/m <sup>2</sup> ) 以上

熱収支式諸項目に加え、鉛直気温分布、表面温度、上空参照風速の測定を行った(表-1)。キャノピー放射収支の測定には長短波放射計を用い、 $Q^*(i)$ 算出に用いる放射解析の入力条件とした。 $Q_G(i)$ 、 $T_s(i)$ は極薄の温度出力が可能な熱流板を単位領域に隙間無く張り付け、表面放射特性を周囲とあわせるために同素材のモルタルで薄く(2mm厚)コーティングして測定した(図-2)。ここで、本実験では整列建物配列を想定しているため、図-3に示した様に1建物と対応する床面を単位領域と見なすことができる。 $Q_G(i)$ 、 $T_s(i)$ の測定最小単位は一边0.05mの正方形であり、単位領域で合計72解像度の測定を行った。気温測定には日射による影響を最小限に抑えるために、 $\phi 0.02\text{mm}$ の極細熱電対(Type E)を使用した。上空参照風速は高度2Hに超小型超音波風速計(0.05mスパン,50Hz)を設置し測定した。ここに、 $H$ は以下一律建物高さを表す。気温、風速測定位置は風上端から約11m(フェッチ約73H)である。

## 4. 結果

### (1) 対流熱伝達率の整理

屋外・放射条件下では、表面温度は非等温条件となり、表面熱伝達は強制対流に加えて自然対流の影響を少なからず受ける。対流熱伝達率の無次元数であるヌセルト数( $Nu$ , 式(10))は次元解析よりプラントル数( $= \nu/a$ )

に加え、強制対流下ではレイノルズ数( $Re$ , 式(11))、自然対流下ではグラスホフ数( $Gr$ , 式(12))により表せるとされる<sup>11)</sup>。

$$Nu = C_H \cdot U \cdot x/a \quad (10)$$

$$Re = U \cdot x/\nu \quad (11)$$

$$Gr = g \cdot x^3 \cdot \Delta T / (Ta \cdot \nu^2) \quad (12)$$

ここに、 $x$ :代表長さ、 $a$ :温度の分子拡散係数、 $g$ :重力加速度、 $\nu$ :動粘性係数である。また、 $\Delta T$ は表面温度と参照位置における気温との温度差であり、本論では気温の参照高度は2Hである。

一方、強制対流・自然対流の共存下では、1方向(鉛直一次元)の熱輸送を仮定すると、 $Nu$ はアルキメデス数( $= Gr/Re^2$ )すなわち、代表長さを表面-参照高度間距離とした場合に一致するバルクリチャードソン数( $Rb$ )の関数として整理される。しかし、 $Rb$ は3次元的な乱流熱輸送が少なからずある粗度要素の大きな都市構成面では特定面(例えば屋根面等)を除き必ずしも有効な説明変数にならないと予測される。以上を考えると、 $Nu$ は $Re$ 、 $Gr$ 両者の関数として整理するのがより厳密であると思われる<sup>12),13)</sup>。

ここで、本論で作成した模型都市は実都市に比べて極めてスケールが小さく浮力効果の相違、粘性の影響

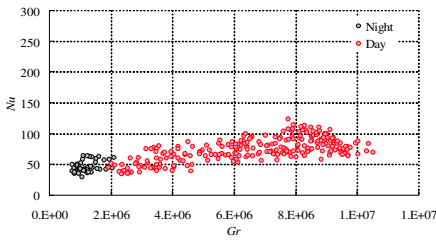


図-7 屋根面の測定結果

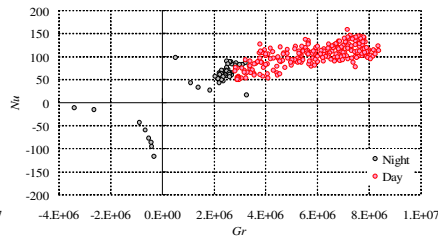


図-8 都市表面全体の測定結果

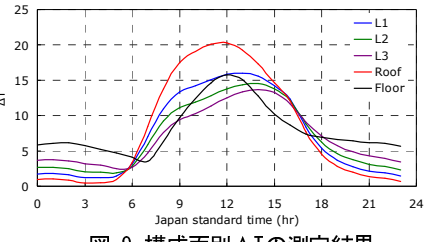


図-9 構成面別 ΔT の測定結果

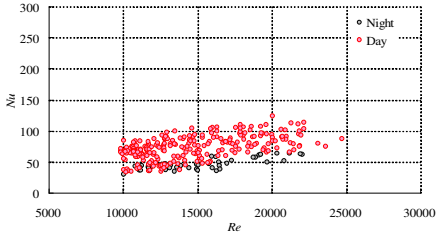


図-10 夜間鉛直壁面上部(L1)の測定結果

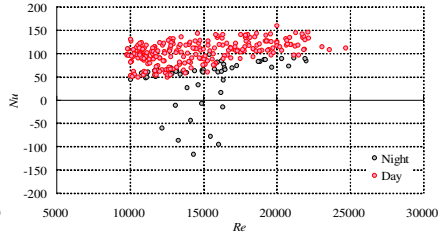


図-12 夜間鉛直壁面中部(L2)の測定結果

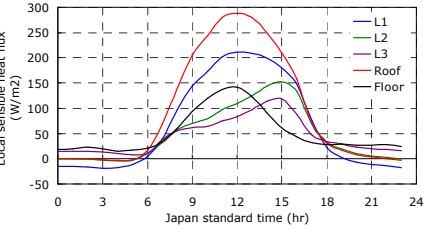


図-11 構成面別 H(i) の測定結果

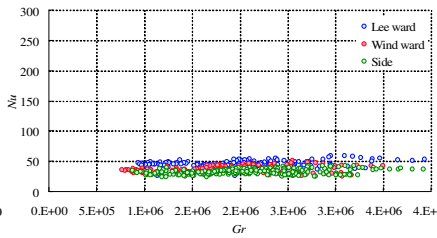
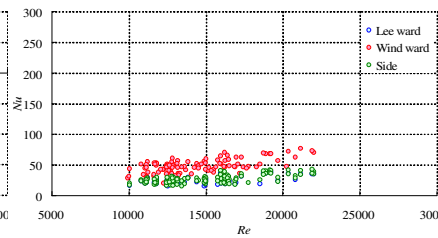
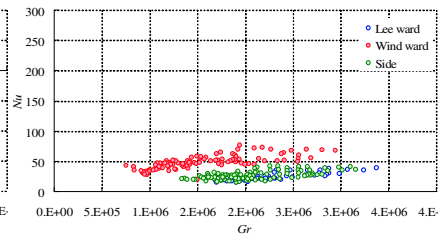
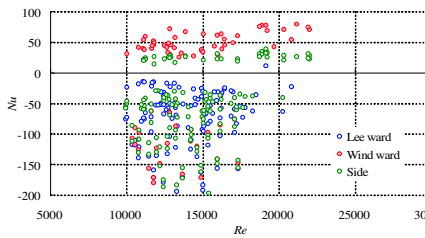
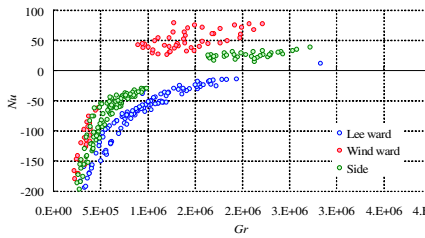


図-13 夜間鉛直壁面下部(L3)の測定結果

等小スケール特有の傾向が含まれると考えられる。このため、本論では、 $Nu-Re$  (強制対流の影響)、 $Nu-Gr$  (自然対流の影響)を個別に整理し、定性的な考察のみ行ったが、私達は現在、大スケール(約1/5スケール)の同様な模型都市実験も並行して進めており、今後、スケール効果の検討、 $UCM$ へ用いることが可能な汎用的なモデル化等行っていく予定である。なお、本論では代表長さを一律建物高さとした。

## (2) 計算条件等と閾値の設定

夏季晴天日5日間(6月6日、7月18日、7月28日、8月21日、9月1日)の観測結果を、図-3 に示す構成面(屋根面・床面・鉛直壁面上部(L1)・鉛直壁面中部(L2)・鉛直壁面下部(L3))、図-4に示す風向(風上(Wind ward)・風下(Lee ward)・側面(Side))、日中・夜間別に、5分平均値で整理した。計算の閾値は表-2 に記した通りである。ここで、参照風速に対しては高度 $2H$ の摩擦抵抗係数( $C_D$ ,図-5)がほぼ一定値となる $1(m/s)$ を閾とし、 $U \geq 1(m/s)$ では熱

伝達がほぼ乱流により駆動されていると判断した。また、計算対象日5日間の気温プロファイルのアンサンブル平均値(図-6)より、変曲点が見られる高度300mmやや上部を温度境界層の上端とみなし、参照風速・気温は温度・速度境界層内部の値であると判断した。

## (3) 測定結果

### a) 屋根面

図-7 は屋根面の $Nu-Gr$ 、 $Nu-Re$ の関係を表す測定結果である。平板乱流の場合は、 $Nu$ が強制対流下では $Re$ の $4/5$ 乗、自然対流下では $Gr$ の $1/4$ 乗で表せることが知られている。屋根面ではこれと類似する傾向が見られるが、本論では $Nu$ は $Re$ に対して切片を持つ1次式に近い。一方、 $Nu$ が $Gr$ の $1/3$ 乗で表せるとした場合(式(13))、 $Q_H(i)$ は式(14)で表せ、代表長さ(対流スケール)に拠らない目安となる<sup>13)</sup>。屋根面の $Nu$ は $Gr$ の $1/3$ 乗に近い値を取り、スケールの影響が比較的小さいことが予測できる。

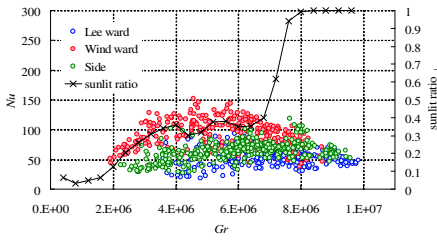


図-14 日中鉛直壁面上部(L1)の測定結果

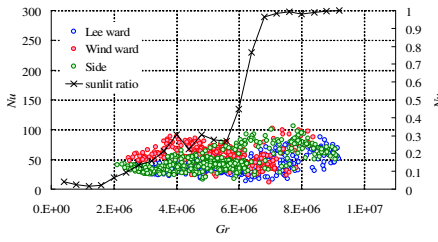


図-15 日中鉛直壁面中部(L2)の測定結果

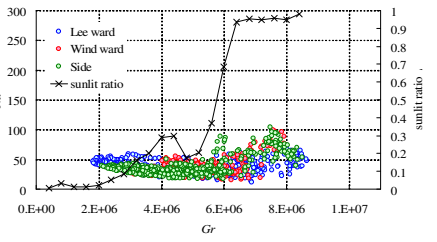


図-16 日中鉛直壁面下部(L3)の測定結果

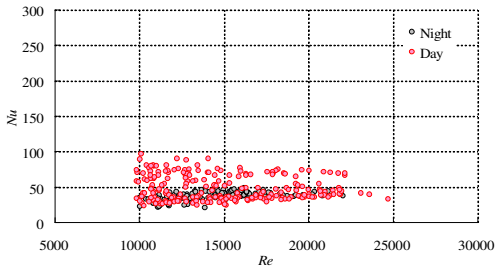
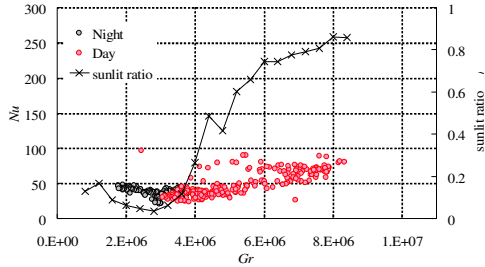
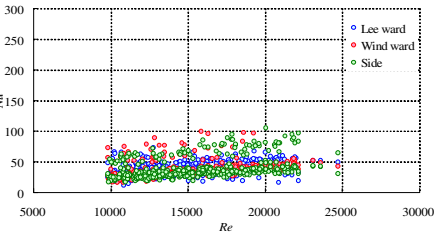
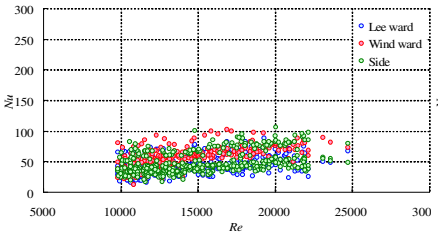
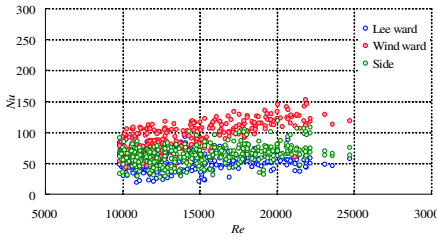


図-17 床面の測定結果

$$\frac{C_H(i) \cdot U \cdot x}{a} (= Nu) = \alpha \left( \frac{g \cdot x^3 \cdot \Delta T}{v^2 \cdot Ta} \right)^{\frac{1}{3}} (= \alpha Gr^{\frac{1}{3}}) \quad (13)$$

$$Q_H(i) = \alpha \frac{c_p \cdot \rho \cdot g}{v^2 \cdot a^3 \cdot Ta} \Delta T^{\frac{4}{3}} \quad (14)$$

#### b) 空気力学的都市表面

図-8は、式(6)で顕熱輸送量が定義される、都市表面全体のNu-Gr、Nu-Reの関係を表す測定結果である。日中は屋根面と類似する結果が見られる。夜間の測定結果は屋根面と大きく異なり、NuはReに対して不規則にばらつき、Grの-1乗に近い値をとる。ここで、NuがGrの-1乗で表せるとした場合(式(15))、 $Q_H$ は式(16)で表せ、 $U$ 、 $\Delta T$ に拠らず、 $x$ の4乗に逆比例する。すなわち、

$Q_H$ は地表面と上空条件に無相関に駆動され、スケールに強く依存する一つの極限状態の目安となる。ここで、図-9は構成面別 $\Delta T$ の解析対象日アンサンブル平均値である。夜間は赤外放射の多重散乱の影響によりキャニオン下部程表面温度が高温となり、構成面間の温度差は $\Delta T$ と同レベルか又は大きい。このような状況下では各構成面と上空参照高度との直接的な相関が弱まり、構成面間表面温度差によりローカルに駆動される乱流熱輸送が無視できない状態にあると考えられる。

$$\frac{C_H \cdot U \cdot x}{a} (= Nu) = \alpha \left( \frac{g \cdot x^3 \cdot \Delta T}{v^2 \cdot Ta} \right)^{-1} (= \alpha Gr^{-1}) \quad (15)$$

$$Q_H = \alpha \frac{c_p \cdot \rho \cdot v^2 \cdot a \cdot Ta}{g \cdot x^4} \quad (16)$$

#### c) 鉛直壁(夜間)

図-10、図-12、図-13は夜間、鉛直壁のNu-Gr、Nu-Reの関係を表す測定結果であり、図-11は $Q_H(i)$ の解析対象日アンサンブル平均値である。L1ではNuは風上面の方が風下面より大きい。またNuはReに対して不規則にばらつき、多くがGrの-1乗に近い値となる。これは、夜間 $Q_H(L1)$ は概ね負であるにもかかわらず(図-11) $\Delta T$ が正である(図-9)ためであり、表面温度の高いキャニオン底部から風下面を主に鉛直壁上部にローカルな乱流熱輸送が行われているためであると考えられる。一方、鉛直壁底部(L3)では上部とは逆にNuは風下面の方が風上面より大きい。これは、表面温度の高いキャニオン底部では浮力の影響によって、風上面に沿った吹き下ろしが相殺されることが一因であると考えた。

#### d) 鉛直壁(日中)

図-14、図-15、図-16は日中、鉛直壁のNu-Gr、Nu-Re

の関係を表す測定結果であり、 $Nu-Gr$ 図中には平均日向面積比率を併記した。日中は $\Delta T$ が構成面間温度むらに対して大きく(図-9)、上空参照高度との顕熱輸送に対する直接的な相関が強い。このため屋根面同様、 $Nu$ は $Re$ の1次式に近くなり、夜間の $Nu$ が $Gr$ の-1乗に近づく結果は少ない。 $Gr$ が小さい日陰部分が主体な場合(日向面積比率が0.5以下)、L1では $Nu$ は風向に強く依存し、風上面が他に比べて大きい。風向依存性はL2ではやや弱まり、L3ではほぼ見られない。また、 $Nu$ は壁面下部へ行くほど小さくなる。一方、日向部分が主体な場合(日向面積比率が0.5以上)、 $Nu$ はL1、L2、L3とも同程度の大きさとなり、風向依存性もほぼ見られない。壁面上部では風上面の $Nu$ は日向が主体の場合と比べて小さくなり、結果として $Gr = 5 \times 10^5$ 付近にピークを持つ。壁面下部では風下面の $Nu$ が増加する傾向が現れている。ここで、実験を行った建蔽率0.25は、中立成層下で、ストリートキャニオン内に循環流を生じる建物配列密度にあり(wake interference flow)、上記の傾向は、この循環流とローカルな浮力の影響との相互作用に関連しているものと思われる。

#### e) 床面

図-17 は床面の $Nu-Gr$ 、 $Nu-Re$ の関係を表す測定結果であり、d)同様、 $Nu-Gr$ 図中には平均日向面積比率を併記した。床面では全体的に $Nu$ は他面より小さく、日中・夜間の差が小さい。 $Nu$ の $Re$ 、 $Gr$ に対する依存性は小さく、一定値に近い結果となった。

## 5. まとめ

屋外模型都市を用いて熱収支残差法より自然風・非等温条件下での都市構成面別 $HTC$ を測定する手法を構築し、夏季晴天日5日間の測定結果を無次元数で整理した。通常、熱収支残差法により高精度で対流成分を算定することは難しく、乱流輸送量の小さい条件下(夜間等)では適用できないとされるが<sup>9)</sup>、本論の測定結果には日中・夜間を問わず系統的なばらつきは見られず、精度良く $HTC$ を算定できていると思われる。今後、平行して行われている濾紙蒸発法<sup>9)</sup>による $HTC$ の測定結果と比較し、中立に近い条件下で本手法の精度確認を行いたい。また、私達は現在大スケール(建物高さ1.5m)の同様な屋外模型都市実験を行っているが、本論で構築した手法は大スケール模型都市実験にも同様に適用可能である。粘性の影響が小さく、より実都市に近い条件下で $HTC$ の算定結果を蓄積し、強制対流・自然対流の共存下で、 $UCM$ へ汎用的に適用できるモデル化の検討を行う予定である。

**謝辞**：本研究は科学技術振興事業団戦略的基礎研究推進事業(代表:神田学)による財政的援助を受けた。また、

日本工業大学、成田健一教授、武藤順君には観測を遂行するにあたり、多大な協力を受けた。ここに謝意を表す。

#### 参考文献

- 1) Masson, V. : A Physically-based Scheme for the Urban Energy Budget in Atmospheric Models. *Boundary-Layer Meteorol.* **94**, pp 357-397, 2000.
- 2) Kusaka, H., Kondo, H., Kikegawa, Y., and Kimura, F : A Simple Single-layer Urban Canopy Model for Atmospheric Models: Comparison with Multi-layer and Slab Models, *Boundary-Layer Meteorol.* **101**, pp 329-358, 2001.
- 3) Kanda, M., Kawai, T., Kanega, M., Moriwaki, R , Narita, K and Hagishima, A : A Simple Energy Balance Model for Regular Building Array, *Boundary-Layer Meteorol. (In Press)*, 2005.
- 4) 田中賢治・池淵周一：都市域水体をも考慮した蒸発散モデルの構築とその琵琶湖流域への適用, 京大防災研究所年報, **73 B-1**, pp 299-313, 1994.
- 4) Kusaka, H., , Kimura, F : Coupling a Single-Layer Urban Canopy Model with a Simple Atmospheric Model : Impact on Urban Heat Island Simulation for an Idealized Case, *J. of the Meteorological Society of Japan*, **82(1)** , pp 67-80, 2004.
- 5) Hagishima, A., Tanimoto, J. and Narita, K. : Review of Experimental Research on the Convective Heat Transfer Coefficient of Urban Surfaces. *Boundary-Layer Meteorol.* (in press), 2004.
- 6) Narita, K. : Wind Tunnel Experiment on Convective Transfer Coefficient in Urban Street Canyon. *5<sup>th</sup> Int Conf Urban Climate* Lots Poland, O21.2 (CD-ROM), 2003.
- 7) Barlow, J. F. and Belcher, S.E. : A Wind Tunnel Model for Quantifying Fluxes in The Urban Boundary Layer. *Boundary-Layer Meteorol.*, **104**, pp 131-150, 2002.
- 8) Meinders, E.R., Van Der Meer, T.H., and Hanjalic, K. : Local convective heat transfer from an array of wall-mounted cubes. *Int. J. Heat Mass Transfer.* **41(2)**, 335-346, 1998.
- 9) 河合 徹, 神田 学 : 都市を対象とした高精度・低計算負荷放射解析モデルの提案, 水工学論文集 **47**, pp 55-60, 2003.
- 10) 大塚 順基, 中村 泰人 : 風洞実験による建物群模型の対流熱伝達率の特性把握, 日本建築学会計画系論文集 **520**, pp 83-90, 1999.
- 11) 甲藤好郎 : 伝熱概論, 養賢堂, 1982
- 12) Clear, R.D., Cartland, L. and Winkelmann, F.C. : An empirical correlation for the outside convective air-film coefficient for horizontal roofs, *Energy and Buildings*, **35**, 797-811, 2003.
- 13) Kondo, J., Ishida, S. : Sensible heat flux from the earth's surface under natural convective conditions, *J. Atmos. Sci.*, **54**, 498-509, 1997.

(2005.9.30受付)