

大規模吹抜け空間とソーラーボイドを有する市庁舎における環境性能の検証  
 (第5報) CFD解析による風圧係数を用いた時系列換気回路網計算

Environment Performance Evaluation for City Hall with Large Void Space and Solar Chimney  
 Part 5: Time Series Calculation with Network Model  
 using Wind Pressure Coefficient Obtained by CFD Analysis

○山澤 春菜 (大阪大学)      山中 俊夫 (大阪大学)  
 小林 知広 (大阪大学)      袁 継輝 (大阪大学)

Haruna YAMASAWA\*<sup>1</sup> Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup> and Jihui YUAN\*<sup>1</sup>  
 \*<sup>1</sup> Osaka University

Installing Natural Ventilation(NV) system in office buildings leads to the reduction of energy consumption of HVAC, which accounts for approximately 50% of total in an office building. However, it is difficult to estimate the NV performance before its completion, because the NV system is easily affected by the outdoor environment. Thus, its design method is not yet accomplished. This study aims to easily estimate the NV performance by using transient network model, and the wind pressure coefficient used in the model was obtained from CFD analysis. The theory, CFD analysis and network model are described in detail by this study.

1. はじめに

一般的なオフィスにおいて、換気空調にかかる消費エネルギーは全体の約50%に及び<sup>1)</sup>、自然換気導入はその削減による大きな省エネルギー効果が期待される。しかし、自然換気は、不安定な条件に大きく作用される換気システムであり<sup>2)</sup>、その設計手法は未だ定量的に確立されているとは言い難い。本研究では、自然換気建物の設計手法確立を目指しており、実現象の予測が難しい自然換気について実建物を対象とした実測を行った。前報まで<sup>3)</sup>は実測対象の環境配慮型市庁舎の概要、中間期の換気性能実測、夏期温熱環境実測とCFD解析及び居住者アンケートの結果について報告した。Fig. 1に対象建物の中間期における自然換気システムの概要を示す。

本報では、実測よりも簡易な換気量推定手法として、非定常で行うことでより実現象に近い換気回路網計算を行うことを目指した。また、境界条件としての風圧係数をCFD解析により簡易的に予測した。

2. 非定常換気回路網計算の理論

換気回路網計算では、ある室や空間および外気を、Fig. 2のように一定の静圧を持つ節点とみなす<sup>4)</sup>。室間の開口など、節点と節点の間を枝で結び、任意の抵抗があるものとして換気の回路を解く計算手法である。この回路において、図中の室内の節点*i1*における室内圧を*p<sub>i1</sub>*、そこに接続する外気の節点*o1*の全圧を*p<sub>o1</sub>*とおくと、この2節点間の差圧  $\Delta p_{i1-o1}$  は、

$$\Delta p_{i1-o1} = p_{i1} - p_{o1} = p_{i1} - (p_{w1} + p_{t1} + p_{m1}) \text{ (Eq. 1)}$$

と表される。ここで、外気的全圧を、風力による圧力 *p<sub>w1</sub>* [Pa]、浮力による圧力 *p<sub>t1</sub>* [Pa]、機械力による圧力

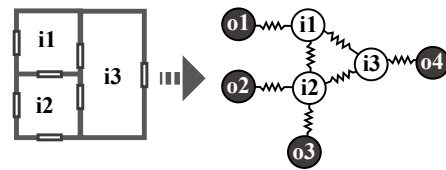


Fig. 2: Schematic of network model

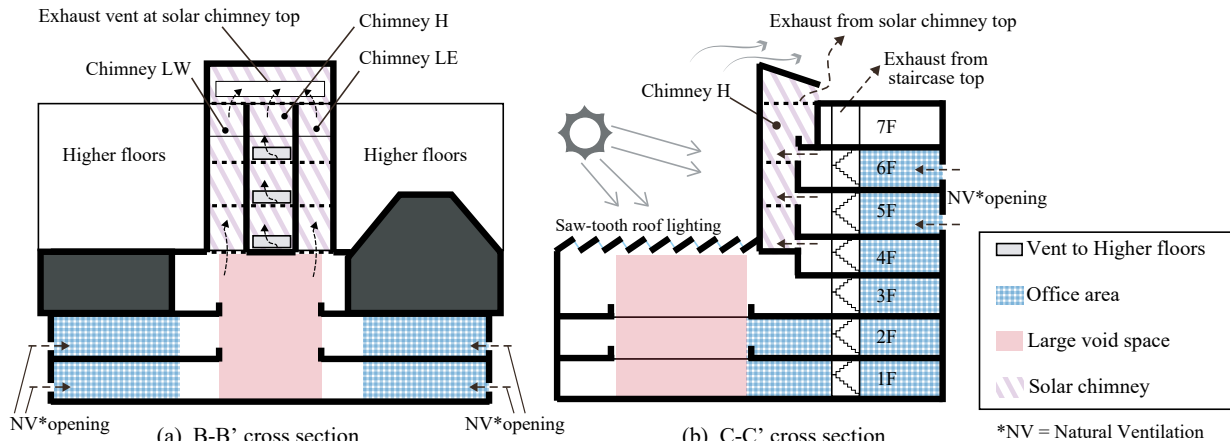


Fig. 1: Schematic of NV system at the target building

$p_{m1}$  [Pa] の成分で表している。ただし、本研究においては自然換気を想定しているため、機械力は考慮しない。

ある節点(室)に各枝(開口)から流入する空気について、定常状態では、空気の密度を  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>]、流量を  $F$  [m<sup>3</sup>/s] とし、質量保存の法則より、

$$\sum \rho F = 0 \quad (\text{Eq. 2})$$

が成り立つ。換気回路網計算では、通常空気は非圧縮性流体であり  $\partial\rho/\partial t = 0$  が成り立つとして、はじめに室内圧を仮定して流量収支が取れるような室内圧を求めるもの、閉回路における一周分の差圧の総和は 0 となるとして、はじめに枝を通過する流量を仮定して差圧の収支が取れるような流量を求めるものが一般的である。

しかし、本研究では仮定値から真値を求めることはしない。微小時間  $\Delta t$  [s] の間には (Eq. 2) が成り立たず、温度は一定と仮定して任意の初期状態から換気量・温度・圧力を逐次計算する。ここで、時刻  $t + \Delta t$  [s] における室内空気の質量  $M_{t+\Delta t}$  [kg] は、室容積を  $V$  [m<sup>3</sup>] とすると、

$$M_{t+\Delta t} = \rho_{t+\Delta t} V = M_t + \frac{\partial M}{\partial t} \approx M_t + \sum \rho F \quad (\text{Eq. 3})$$

と表せるとすると、次の時間ステップの密度は

$$\rho_{t+\Delta t} = \frac{M_{t+\Delta t}}{V} = \frac{M_t + \sum \rho F}{V} \quad (\text{Eq. 4})$$

で与えられる。微小時間  $\Delta t$  [s] 後に温度が変化するとし、室内に流入する、及び室内で発生する熱量を  $Q$  [W] とすると、時刻  $t + \Delta t$  [s] における温度  $T_{t+\Delta t}$  [K] は、

$$T_{t+\Delta t} = T_t + \sum \frac{Q}{C_p \rho} \quad (\text{Eq. 5})$$

で求めることができる。密度変化、温度変化に次いで室内圧の変化が発生するとし、理想気体の状態方程式を

$$pV = nRT \quad (\text{Eq. 6})$$

$$pm = \rho RT \quad (\text{Eq. 6'})$$

と変形し、時刻  $t + \Delta t$  [s] における室内圧  $p_{t+\Delta t}$  [Pa] を

$$p_{t+\Delta t} = \rho_{t+\Delta t} RT_{t+\Delta t} / m \quad (\text{Eq. 7})$$

より求める。ここで、 $n$  はモル数 [mol]、 $R$  は気体定数 [m<sup>2</sup> kg s<sup>-2</sup> K<sup>-1</sup> mol<sup>-1</sup>]、 $m$  はモル質量 [kg mol<sup>-1</sup>] である。

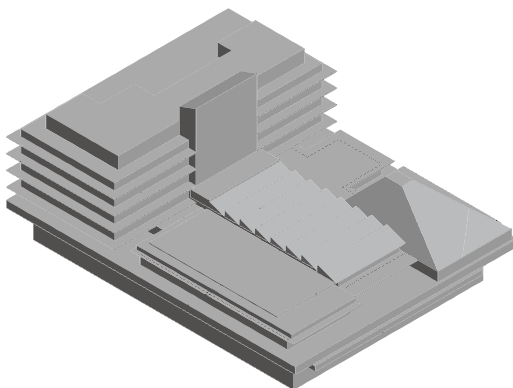


Fig. 3: Model of target building

以上のように、本研究では空気の流入出に伴い密度変化が生じ、それに伴い気温変化が、次いで室内圧変化が発生するものとして微小時間における換気計算を行う。

ただし、差圧  $\Delta p$  [Pa] は、室内からの流出を正として、

$$\Delta p = (P_{in} - \rho_{in} g h_{in}) - (P_{out} - \rho_{out} g h_{out} + C_w \frac{1}{2} \rho v^2) \quad (\text{Eq. 8})$$

で表す。 $C_w$  は風圧係数 [-]、 $v$  は外部風速 [m s<sup>-1</sup>] である。このモデルでは圧縮性を一部考慮し、圧力の伝搬も遅いことから実現象に近く、また、前進差分を用いるため計算時間間隔を小さくすれば簡易に解くことができる。さらに、気流の脈動や外気条件の変化などの定常計算では得難い流れの時間的変化を得ることができる。ただし、本来断熱変化ではエネルギーが一定のため圧力の変化に伴い温度が変化するが、本報では温度一定としている。今後は断熱変化による温度変化も考慮する必要がある。

### 3. CFD 解析による風圧係数の取得

回路網計算を行うに際し、(Eq. 8) のように、境界条件として建物壁面の開口位置における風圧係数が必要となる。対象建物の 1:100 モデルにおいて、既往研究<sup>9)</sup>を基に SSTk- $\omega$  モデルで CFD 解析を行い風圧係数を求めた。

#### 3.1 解析モデル・解析条件

解析対象建物のモデルを Fig. 3、解析領域全体のモデルを Fig. 4、メッシュ図を Fig. 5、解析手法を Table 1、解析条件を Table 2 に示す。また、流入境界では大阪大学の風洞において過去に行われた実験で、長さスケールを均一として得た Fig. 6 の速度プロファイルを使用した。

メッシュの分割数の事前検討として、200 万メッシュ程度、700 万メッシュ程度の場合での風圧係数について

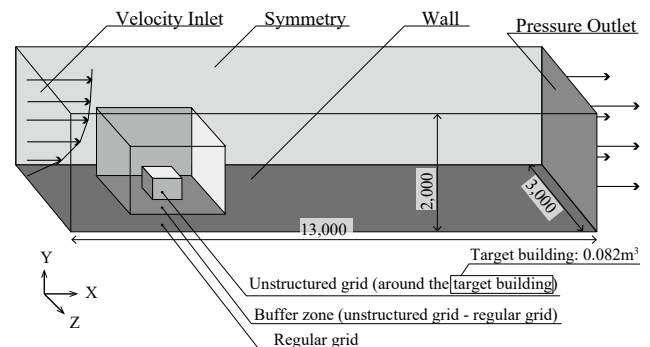


Fig. 4: Analysis domain

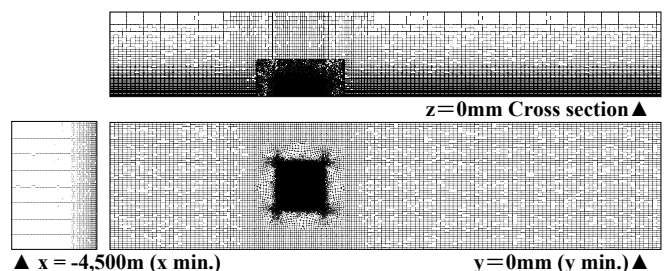


Fig. 5: Mesh condition (Approx. 7 million cells)

て、自然換気の開口が存在する 17 地点において比較した結果を Fig. 7 に示す。両条件における風圧係数の誤差は 10% 以内であり、200 万メッシュ程度で十分な精度を有すると考える。ただし、本研究では解析領域内で建物を回転させて全 16 風向について検討を行ったため、風向によっては建物が非構造メッシュ領域の端に接近し、比較的粗い 200 万メッシュ条件では滑らかなメッシュ分割が困難であった。そこで、事前検討で 200 万メッシュ

程度での精度を確認したうえで、この後は、より細かい 700 万メッシュ程度でメッシュ分割を行った。

また、省エネルギー意識の高まる中、日射遮蔽のために庇を設ける建物は多いが、気流解析の際に庇の影響が無視できない可能性が示唆された<sup>6)</sup>。本研究では、モデルの高層棟における庇の有無についても検討した。

3.2 解析結果・考察

16 風向での風圧係数の CFD 解析結果の例を Fig. 8 に示す。低層棟の 1~2 階、高層棟の 5~6 階はそれぞれ同様の傾向を示したため、それぞれの代表階として 2 階、5 階の結果を示した。ソーラーチムニー頂部の排気窓においては風圧係数分布の傾向が大きく異なり、風圧係数が概ね負の値をとり、風力は多くの場合で排気を促進することがわかった。

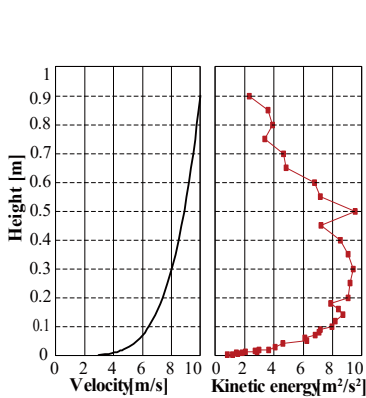
Fig. 9 において、モデルの高層棟における庇の有無での高層棟自然換気口及びソーラーチムニー頂部の風圧係数の解析結果を比較する。16 風向全ての解析は行うことができていないが、風向が N 付近の条件において庇の有無で解析結果が異なった。庇をモデリングしていないとき、自然換気の駆動力であるソーラーチムニーの北壁に位置する頂部排気窓において風圧係数を負の方向に過大評価する傾向がみられた。

Table 1: Method of Analysis

CFD code	Fluent ver. 19.2
Turbulent model	SST k- $\omega$
Discretization scheme	QUICK
Algorithm	SIMPLE
Steady state, Isothermal condition	

Table 2: Analysis condition

Analysis domain	77.918m <sup>3</sup>
Boundary condition	X min.: Velocity inlet with velocity profile (See Fig. 6)
	X max.: Pressure Outlet
	Y min.: Wall
	Y max.: Symmetry
	Zmin., Z max.: Symmetry
Wind direction	Wall of building: Wall
	N (preliminary analysis) 16 directions (Main analysis)
Number of cells	7,282,428 , 1,817,229
Cycles of calculation	10,000(N) , 5,000(other than N)



(Note: At the height taller than 0.9m, velocity profile assumed to be uniform.)

Fig. 6: Velocity profile of velocity inlet at CFD analysis

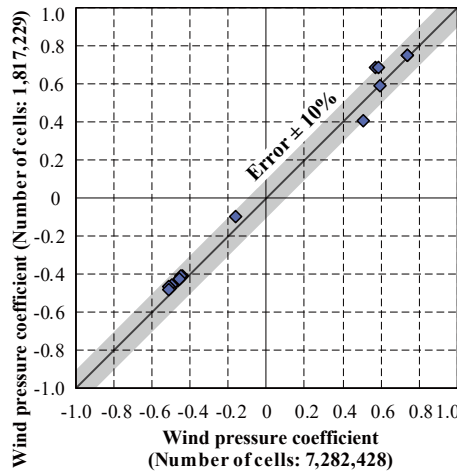


Fig. 7: Wind pressure coefficient with different number of cells

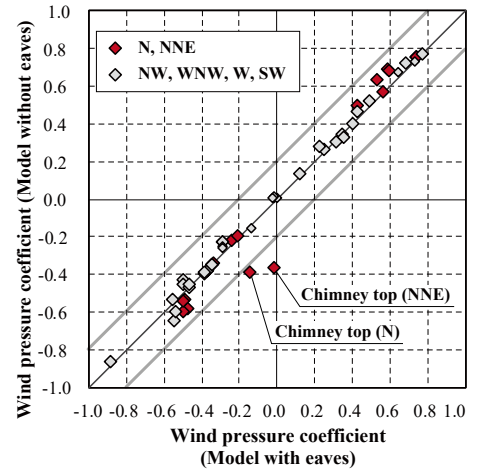


Fig. 9: Wind pressure coefficient of building model with or without eaves

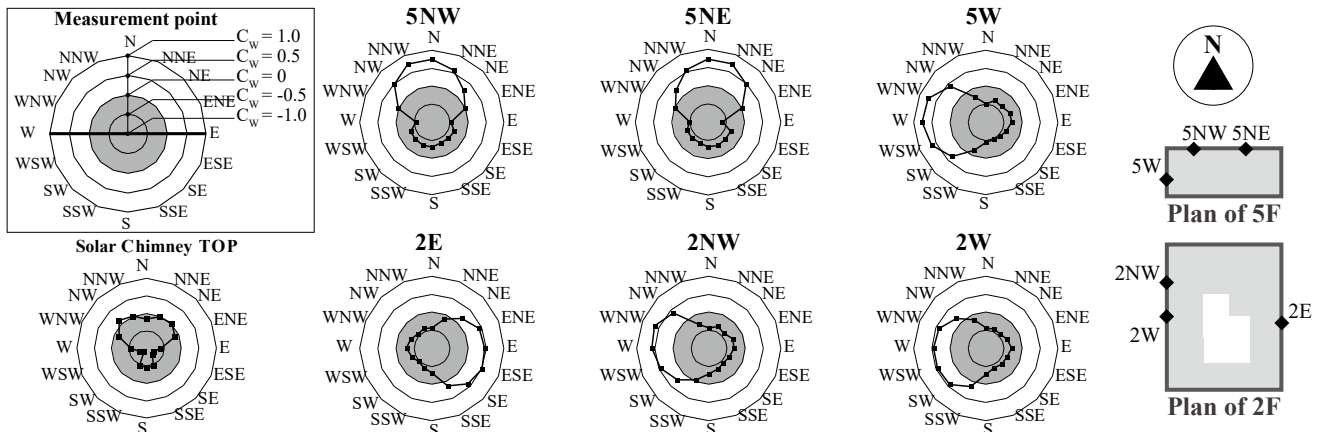


Fig. 8: Wind pressure coefficient results obtained by CFD analysis

#### 4. 計算条件の設定

2の計算モデルについて、Table 3の解析手法、Fig. 10のアルゴリズムで計算した。室内外の初期条件について、初期の室内気温、室内圧を任意に仮定し、密度は

$$\rho = Pm/RT \quad (\text{Eq. 9})$$

から算出して与えた。ただし、外気圧を 1,013 [hPa]、気体定数を 8.31 [m<sup>2</sup>kg s<sup>2</sup>K<sup>-1</sup>mol<sup>-1</sup>]、モル質量を 29.0 [g mol<sup>-1</sup>]として計算した。

#### 5. 計算結果・考察

実測対象建物を、Fig. 10のような換気回路として考えた計算モデルにおいて計算を行った。解析条件を Table 4に、結果を Fig. 11に示す。

計算開始直後流量収支が取れていなかったものの、徐々に計算が安定し、最終的に定常に達した。開口数が 84 と多く凡例には示していないが、いずれの室においても流量の収支がとれている。Fig. 10に示したような複雑なモデルにおいても発散することなく計算を行うことができることわかり、また、Fig. 11に示したように、流量収支が取れるまでの時間が 100 ms 以内と非常にはやい。ただし、複雑なモデルであるほど計算時間間隔を小さくする必要があり、計算時間が増大するため、計算手法を陰解法に変更する必要が示唆された。

#### 6. 結論

本報では、CFD 解析による風圧係数の取得、及び非定常の換気回路網計算について理論・計算結果を示した。本報における非定常換気回路網計算モデルでは、圧縮性を一部考慮していること、圧力の伝搬が遅いことなどから、実現象に近いモデル化を行っている。これらの結果より以下のような知見を得た。

- CFD 解析における建物モデル作成時、庇の有無は気流場に影響を与える可能性がある。
- 対象建物のソーラーチムニー頂部において風圧係数が負の値をとり、対象建物において風力もまたソーラーチムニーの換気効果を促進すると考えられる。
- 実際の建物を想定した複雑なモデルにおいても計算時間間隔を小さくすることで発散することなく計算結果を得ることができ、流量収支もとれたため、圧縮性を考慮しながらの時系列計算が可能となった。

今後は、前述のようにより正確な断熱変化のモデル化を行う。また、対象建物を模擬した風洞実験を行うことでCFD 解析による風圧係数の簡易予測手法を検証するとともに、更に室内・外気条件を変化させながら非定常換気回路網計算モデルの精度を検討する所存である。

**Table 3:**  
Method of Calculation

Programming language	Fortran
Solution	Explicit
Time	Transient
Algorithm	See Fig. 9

**Table 4:**  
Calculation condition

Model	See Fig. 10
time step	1.0×10 <sup>5</sup> ms
Initial condition	
Temperature	
Outdoor air	24 °C
All the others	28 °C
Other conditions (identical at all the node)	
Gauge pressure	0 Pa
density	calculated by (Eq. 9)

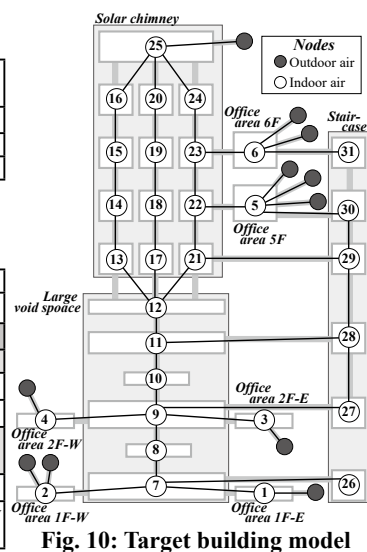


Fig. 10: Target building model

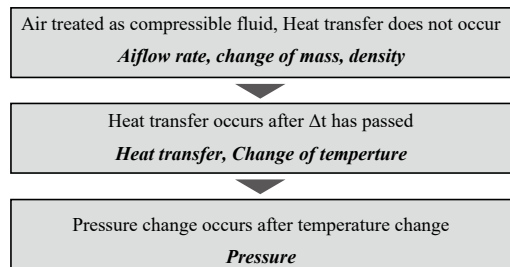


Fig. 9: Algorithm of the calculation model

$C_p$ : 容積比熱 [J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ]	$Q$ : 熱量 [W]
$C_w$ : 風圧係数 [-]	$R$ : 気体定数 [m <sup>2</sup> kg s <sup>2</sup> K <sup>-1</sup> mol <sup>-1</sup> ]
$F$ : 流量・換気量 [m <sup>3</sup> s <sup>-1</sup> ]	$T$ : 温度 [K]
$M$ : 質量 [kg]	$t$ : 時刻 [s]
$m$ : モル質量 [kg mol <sup>-1</sup> ]	$\Delta t$ : 微小時間 [s]
$n$ : モル数 [mol]	$V$ : 室容積 [m <sup>3</sup> ]
$p$ : 圧力 [Pa]	$v$ : 外部風速 [m s <sup>-1</sup> ]
$\Delta p$ : 差圧 [Pa]	$\rho$ : 密度 [kg m <sup>-3</sup> ]

#### 謝辞

本研究をすすめるにあたり、種々の便宜を図っていただきました、株式会社日建設の水出喜太郎氏、藤井拓郎氏に深く感謝いたします。

#### 参考文献

- 1) 経済産業省資源エネルギー庁：平成 29 年度エネルギーに関する年次報告 (2018), pp. 139-140
- 2) 日本建築学会：実務者のための自然換気設計ハンドブック、技報堂出版株式会社, pp.2-3, pp. 61, 2013 年
- 3) 藤井ら、山本ら、山澤ら、伊藤ら：大規模吹抜け空間とソーラーボイドを有する市庁舎における環境性能の検証 (第 1 報)-(第 4 報), 空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文集, E-42-E-45
- 4) 石原正雄：建築換気設計 (1969), 朝倉書店
- 5) 三輪ら：建物モデルの風圧係数と通風現象の CFD による予測精度に関する研究 (2012), 日本建築学会環境系論文集, pp. 641-642
- 6) 石橋ら：バルコニを有する中層住宅の外装材風圧係数に関する風洞実験, 日本建築学会技術報告集, 16 (2002-12), 45-50

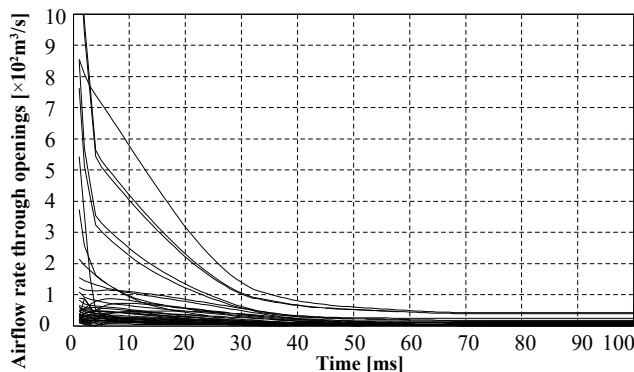


Fig. 11: Time series result of airflow rate through openings

置換換気を導入した大学講義室における室内環境制御に関する研究  
 (その1) CFDによる講義室内の熱・空気環境の予測事例

Indoor Environment Controlling for University Lecture Room with Displacement Ventilation  
 (Part 1) Prediction case of thermal and air environment in lecture room by CFD

○李 瑩 (大阪大学)      山中 俊夫 (大阪大学)  
 小林 知広 (大阪大学)      袁 継輝 (大阪大学)  
 崔 ナレ (大阪大学)

Ying LI\*<sup>1</sup> Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup> Jihui YUAN\*<sup>1</sup> Narae CHOI\*<sup>1</sup>  
<sup>\*1</sup>Osaka University

In recent years, social concern for global environmental problems has been increasing, and compatibility between comfortable classroom environment and energy saving is required. It is important for university lecture hall to provide comfortable thermal environment for students receiving lecture. Therefore, displacement ventilation is proposed to use as a means of obtaining high indoor air quality in lecture room. This study is intended to investigate the validity of the system and optimal design proposals are made. This paper shows the results of CFD simulation.

はじめに

近年は地球環境問題への社会的関心も高まっており、快適な教室環境と環境負荷低減の両立が求められている。大学の講義室は多くの学生が集まり、講義を受けるため、学生に快適な温熱環境を提供することが重要です。一方、置換換気は室内空気質を清浄に保つことができ、ドラフトを生じる危険性が低いメリットがある<sup>1, 2)</sup>。

本研究では、置換換気を大学の講義室への導入を想定し、CFD解析を行うことで、室内の温熱環境を可視化し、当空調方式の性能を明らかにする上に、設計提案を最終目標として、置換換気・空調システムにおける給排気口の最適配置・最適給気温度の検討を行う。本報では、給気温度と給気量をパラメータとして、室内温度・風速分布をCFD解析を用いて検討した結果について示す。

1. 解析概要

CFD解析における乱流モデルとして標準k-εを用い、3次元定常解析を行った。解析条件をTable 1に示す。中講義室内寸は12(m)×14(m)×5.0(m)であり、人体モデルの寸法は400(mm)×200(mm)×1200(mm)であり、形状は立方体とした。人数は120人で、人と人の左右距離は100mm、人体と机の前後距離は100mmと設定した。人体表面近傍のメッシュを細かく作成し、総メッシュ数は約315万である。解析空間をFig. 1に

示す。大きさ1m×1mの給気口を六つ壁面に、排気口

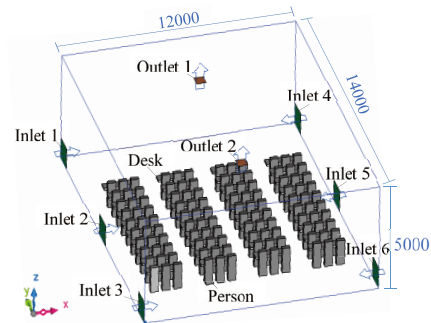


Fig. 1 CFD analysis domain of lecture room [mm]

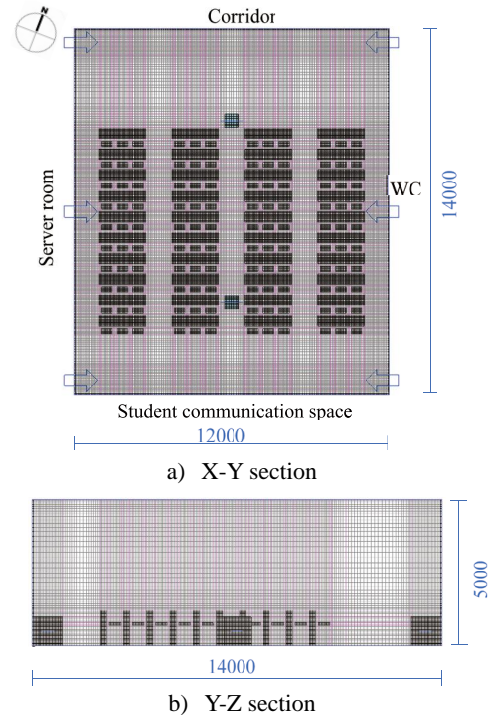


Fig. 2 Mesh layout [mm]

Table 1 Summary of CFD analysis

CFD Code	Stream 14
Turbulent Model	Standard k-ε model
Algorithm	Steady State
Number of Mesh	224 x 247 x 57 (3153696)

(500mm × 500mm) を二つ天井に設計した。メッシュ分割を Fig. 2 に示す。壁面は一般化対数則とし、設計温度を境界条件として与えた。人体発熱量は、座る時の顕熱発熱量を 60W に設定し、総発熱量は 7,200W である。放射解析を行い、解析手法は形態係数法として、放射率を 0.9 と設定した解析した。境界条件を Table 2 に示す。

Table 2 Boundary conditions

Wall Condition		Generalized log low
		Definition temperature
		Emissivity: 0.9
Inlet	Supply opening	Definition flow rate
		Definition temperature
		$k = \frac{3}{2} (IU)^2, \epsilon = \frac{C_m^3 k^3}{L}$ ( $I=1\%, C=0.09, L=0.003m$ )
Outlet	Exhaust opening	Define flow rate
Heat generation		7,200W (60W/person)

Table 3 Conditions of each supply air temperature

	Air flow rate [m³/h]	Temperature of supply air		
		1.4 [°C]	2.5 [°C]	3.6 [°C]
Case 1	3000	20	20	20
Case 2		20	18	20
Case 3		18	19	20
Case 4		18	20	18
Case 5	7200	20	20	20

2. 計算条件

人間はそれぞれ異なる温熱感覚を持っており、同じ温熱条件の環境でも感じ方が違う<sup>3)</sup>。一般空調は室内の温湿度を一つの数値で制御されており、その室内温熱環境に対する不快感と感じる人は常に存在する。故に、多くの人々に快適な温熱環境を提供するため、それぞれの給気口から異なる温度の空気を給気し、水平面上にも温度勾配を形成させることができると考え、各給気温度のを Table 3 の通り行った。

3. 解析結果

中講義室の評価を行うため、室内を複数の空間に分割し、それぞれの空間における平均値により評価する。

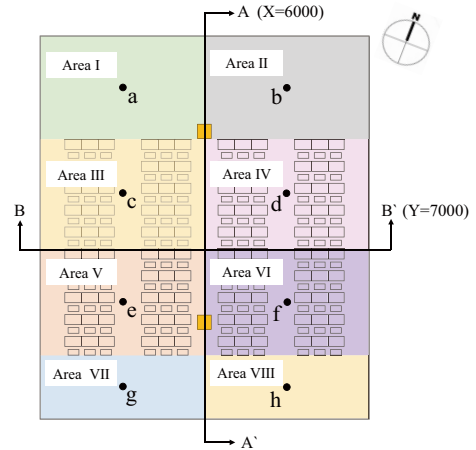


Fig. 3 Plan of calculation area

Fig. 3 が示しているように、8つの評価空間を分割した。また、室内の空間を床上 1.8 m の位置で鉛直方向に 2 分割し、1.8m までの高さの空間を居住域、1.8m よりも上の空間を非居住域とした。

3.1 異なる給気温度条件間での比較

給気量が一定、給気温度を「統一」(Case 1)、「大・小・大」(Case 2)、「小・中・大」(Case 3)と「小・大・小」(Case 4)の4つのパターンで吹き出す。給気量を 3000m³/h とし、6つの給気温度を統一させ 20°C で吹き出す Case 1 と、それぞれの異なる給気温度の条件 Case2 ~ Case4 を比較する。Case 1 の床上高さ 600mm、1100mm、1700mm 断面、A-A' と B-B' 断面の室内温度分布を Fig. 4 に示す。給気口の位置は Fig. 1 に示している。Fig. 4 より、全ての給気温度を 20°C で吹き出し、低温空気は床面に沿って室全体に広がり、天井に流されるという現象がみられた。また、人体からの熱上昇気流が発生しているが、室内に鉛直温度分布が形成され、暖かい空気が室内の前後空間と室上部に停滞現象が見られた。Case 2 ~ Case 4 の各断面の温度分布を Fig. 5 ~ Fig. 7 に、Case 1 ~ Case 4 の鉛直方向の 8 点 (a~h) の平均温度分布を Fig. 8 に示す。どのケースでも、室内気流分布は各条件間での大きな差異はないといえる

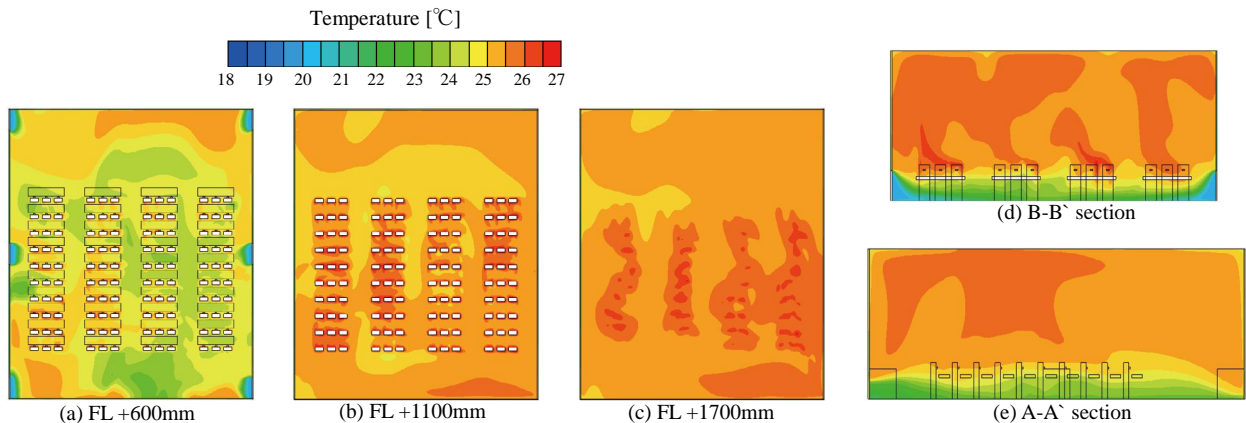


Fig. 4 Distribution of Temperature (Case 1)

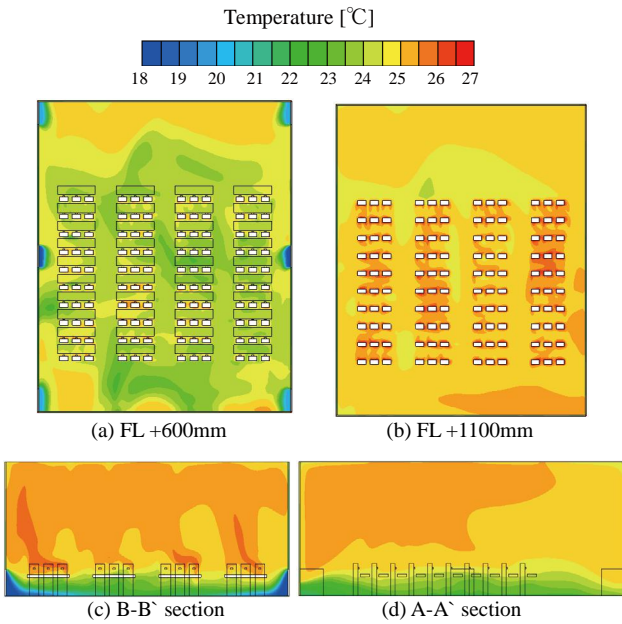


Fig. 5 Distribution of Temperature (Case 2)

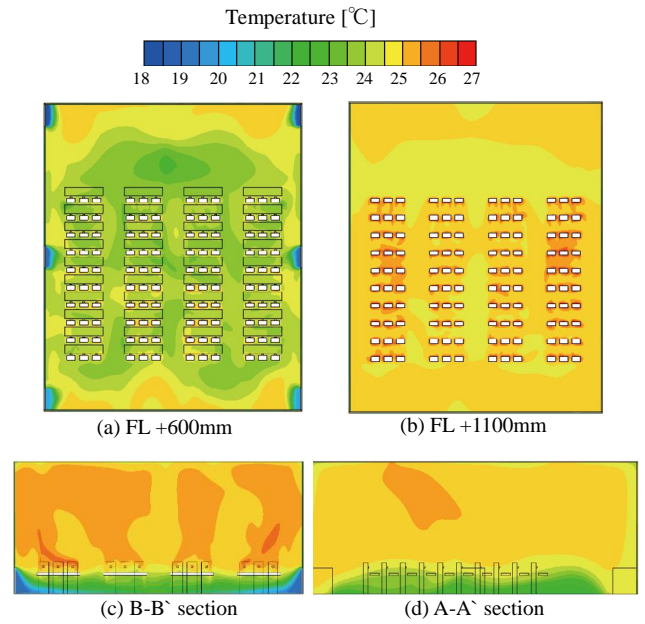


Fig. 6 Distribution of Temperature (Case 3)

と水面方向の温度差が小さくなり、暖かい空気の滞留現象も解消される傾向があり、異なる給気温度を「小・大・小」の方式で供給される場合、滞留現象の解消が特に卓越である。

3.2 異なる給気量の比較

6つの給気温度を統一させ20°Cで吹き出し、給気量をパラメーターとして、総風量が3000m<sup>3</sup>/hと7200m<sup>3</sup>/hの条件を比較する。Case 5の各断面の室内温

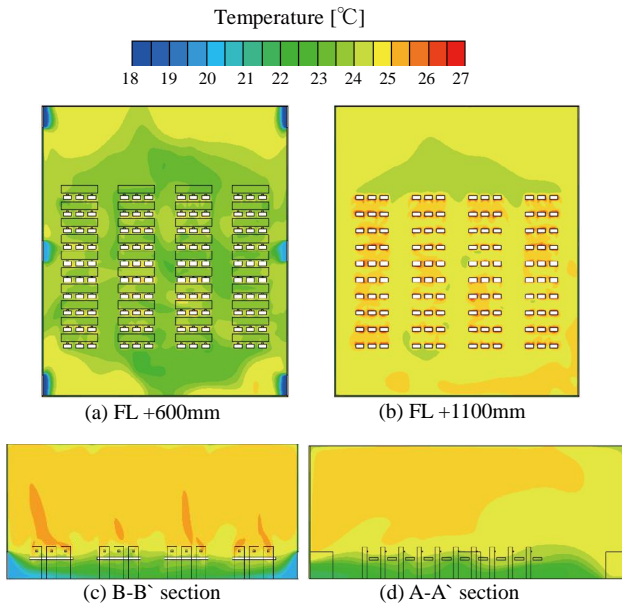


Fig. 7 Distribution of Temperature (Case 4)

が、Case 1において他のケースに比べて高い温度分布が見られた。給気温度をそれぞれ変わり、鉛直方向

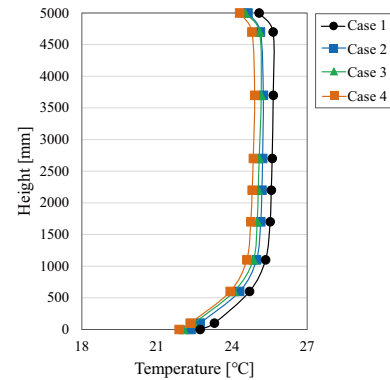


Fig. 8 Vertical temperature distribution

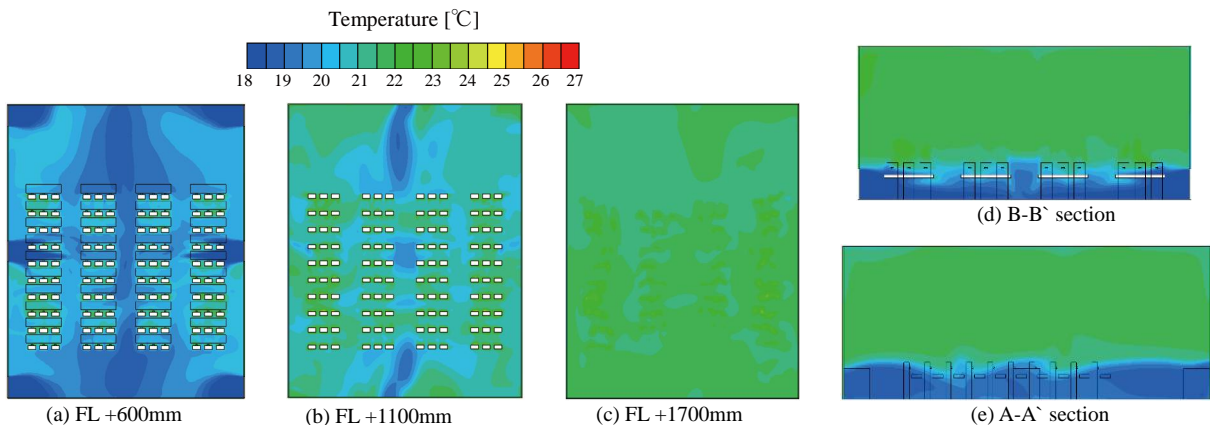


Fig. 9 Distribution of Temperature (Case 5)

度分布を Fig. 9 に示す。給気量が 3000m<sup>3</sup>/h の場合より、給気量が 7200m<sup>3</sup>/h 条件の室内の全体温度は低く、温

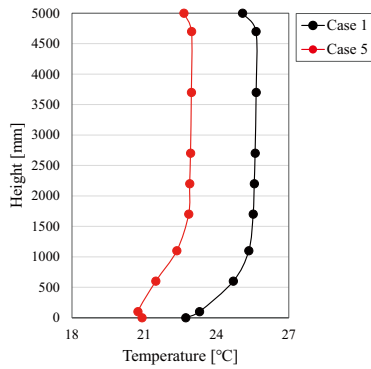


Fig. 10 Vertical temperature distribution

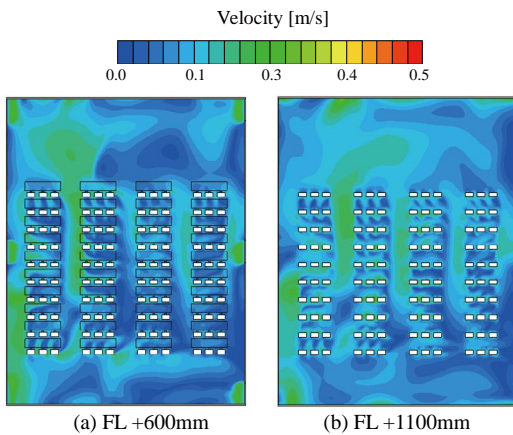


Fig. 11 Distribution of velocity in plan (Case 1)

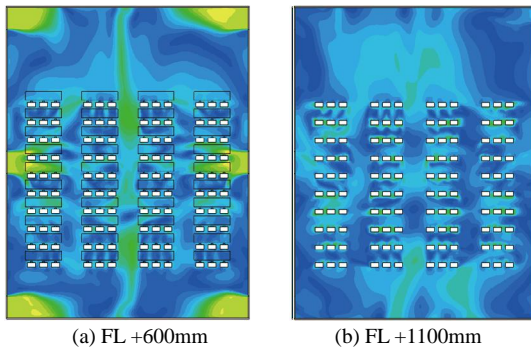


Fig. 12 Distribution of velocity in plan (Case 5)

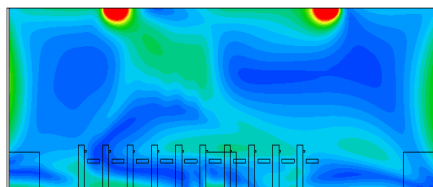


Fig. 13 Distribution of velocity in A-A' section (Case 1)

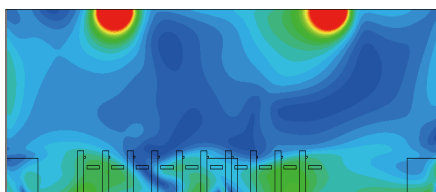


Fig. 12 Distribution of velocity in A-A' section (Case 5)

度差は概ね 3°C である。また、二つのケースの鉛直方向の 8 点 (a-h) の平均温度分布を Fig. 10 に示す。Fig. 10 により、給気量が 3000m<sup>3</sup>/h の場合と比較すると、室内の鉛直温度差が小さくなっている。給気量の増加によって、境界面位置が 1000mm から 1800mm に上がった。これは、給気量の少ない条件の方が、床上 1.2m 付近の温度勾配が大きいためであると考えられる。

また、総風量が 3000m<sup>3</sup>/h と 7200m<sup>3</sup>/h の条件下での風速分布を Fig. 11、Fig. 12 に示す。給気口は床面付近のため、風速分布において、Case 5 の方は、床面や人体の足元に強い風感じられるが、給気口付近や真中の通路の風速は相対的に小さくなった。FL+1100mm の高さのところに両条件での風速の大きさは殆ど無いと見られた。

### 3.3 居住域と非居住域の平均温度

居住域と非居住域の平均温度を Fig. 14 に示す。どのケースにおいても、居住域の平均温度が非居住域の平均温度より約 1°C 程度低い値をとっている。冷たい空気は床面付近吹き出し、熱気流が上昇し、室内に鉛直方向に温度差が形成されている。また、居住域の平均温度を見ると Case 5 においてほかのケースにより約 2°C 低くなっている。これは Case 5 の風量は他の条件より大きいためである。

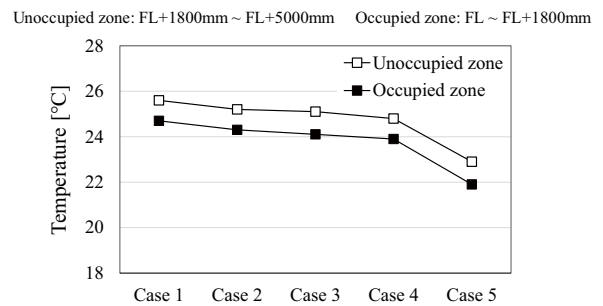


Fig. 14 Mean temperature [°C]

### 4. まとめ

本報では CFD 解析結果により、給気温度と給気量による室内温度・気流変化を把握した。置換換気では異なる温度の空気を供給されることより、室内に水平面の温度分布も形成できる。

今後は室内温度変化を把握した上で、汚染物濃度分布の検討を行う予定である。

#### 【参考文献】

- 1) Risto Kosonen, Arsen Melikov, Elisabeth Mundt, Paul Mustakallio, Peter V. Nielsen: 「Displacement Ventilation」 REHVA Guidebook No.23
- 2) Elisabeth Mundt: 「Displacement Ventilation System-Convection Flows and Temperature Gradients」, Building and Environment 84(2015),pp.129-133,1995
- 3) 水田祐美子, 久保博子, 磯田憲生: 「温熱環境の個人差に関する研究—夏季と冬期に好ましい気温の比較—」, The 30<sup>th</sup> Symposium on Human-Environment System, P-11, 2006



天井吹出し型誘引ユニットによる室内環境制御手法に関する研究  
 (その9) 誘引ユニットの誘引比が室内熱環境および換気性能に及ぼす影響  
**Controlling Method of Indoor Environment in Sickroom with Ceiling Induction Diffusers**  
**(Part 9) Effect of the Proportion of Induced Flow Rate on**  
**Thermal Environment and Ventilation Effectiveness**

○ LIU PEIHUAN (大阪大学) 山中俊夫 (大阪大学)  
 小林 知広 (大阪大学) 崔 ナレ (大阪大学)  
 李 エイ (大阪大学)

LIU PEIHUAN\*1 Toshio YAMANAKA\*1

Tomohiro KOBAYASHI\*1 Nare CHOI\*1 Ying LI\*1

\*1 Osaka University

In the previous studies, we discussed indoor thermal environment and ventilation effectiveness by changing the location of exhaust duct, tracer gas and also compared the results under conditions of "with curtain" and "without curtain". In this study, further, based on the previous experient methods and results, the authors changed the size of induction area of diffusers for figuring out how the proportion of induced airflow influences the indoor thermal environment and ventilation effectiveness. Meanwhile, we also measured the heat transfer radiation under different conditions.

#### はじめに

既報<sup>1) 2)</sup>では、天井吹出し型誘引ユニットを導入した4床病室における温熱環境と換気性能を評価するために、排気口の位置と汚染源の発生位置を変化させ、検討を行った。

本報では、誘引口の有無と大きさが室内温熱環境及び室内換気効率に与える影響を調べるために、異なる大きさの誘引口条件で、誘引風速・吹出風速を把握し、各条件における室内温度分布と汚染物濃度を測定した。また、夏季冷房時において、室内熱放射量についても検討を行った。

#### 1. 実験概要

##### 1.1 実験室概要

実験は2018. 6. 21 ~ 2018. 8. 30の期間に、木村工機株式会社の4床模擬病室に行った。実験室の平面図をFig.1に示す。

排気口は室内中央の天井から500mm下に設置した。東壁と北壁面には断熱のため、ホリスチレンフォーム保温板を設置した。東壁面の保温板の付近に日射を再現するため4枚の電気カーペットを設けた。発熱量は計、計1000Wである。4床のベッド上部に置いた模擬人体の発熱量は計160W(40W/人)とした。機器発熱はブラックランプで模擬し、発熱量は計220W(55W/個)とし、各ベッド付近に設置した。また、全体給気風量と排気風量は400m<sup>3</sup>/hになるよう調整した。

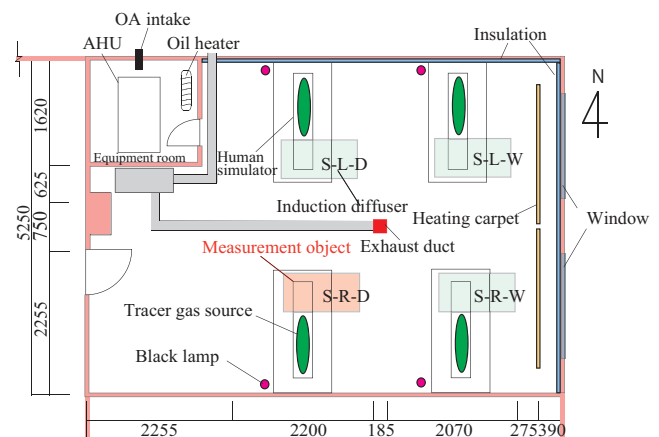


Fig.1 Layout of experimental room[mm]

##### 1.2 測定手法

本実験では、誘引口の大きさが全開・半開・全閉の3条件において測定を行った(Fig.2)。誘引口の大きさはスチレンボードを誘引口に貼り付けることにより変更した。

##### 1.2.1 誘引風速・吹出風速測定

誘引風量と吹出風量を算出するため、全開・半開時の誘引口における誘引風速とユニット内部の吹出口における吹出速度を測定した。測定対象の吹出し型誘引ユニットはFig.1:S-R-Dとした。誘引風速については、熱式風速計(KANOMAX CLIMOMASTER)をポールに固定し、誘引口中心にある5つの測定点において、順次で30秒間の平均風速を10回ずつ測定した。風速測定点

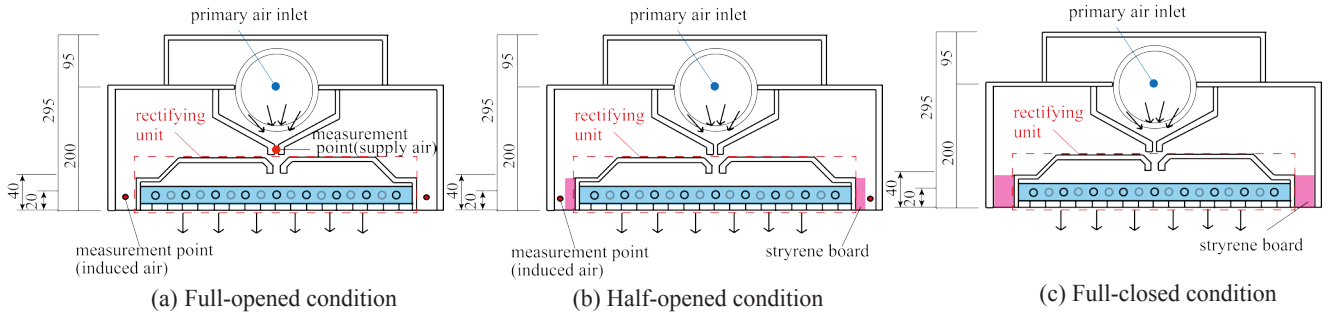


Fig.2 Sectional view of full-opened, half-opened and full-closed diffuser [mm]

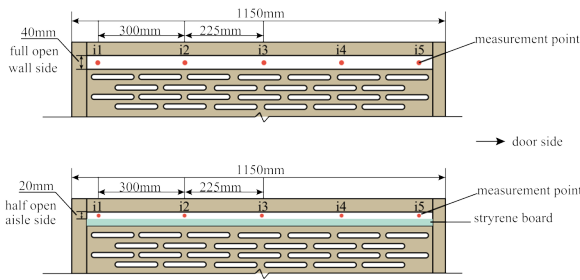


Fig.3 Measurement points of induced air velocity

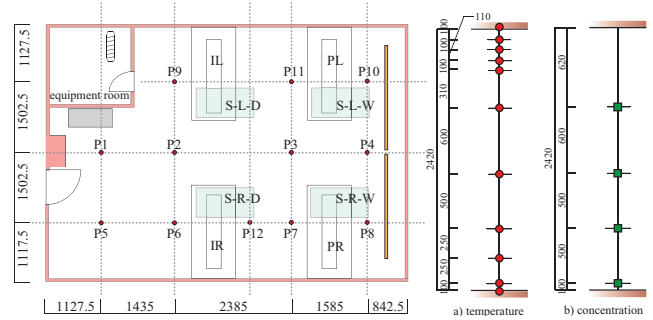


Fig.5 Measurement points of indoor air temperature and CO<sub>2</sub> concentration [mm]

の断面と平面図を Fig.2, Fig.3 に示す。

吹出風速の測定点を Fig.2(a) に示す。吹出ユニットの整流ユニットを外し、内部吹出口の5つの測定点において、3分間の平均風速を測定した。

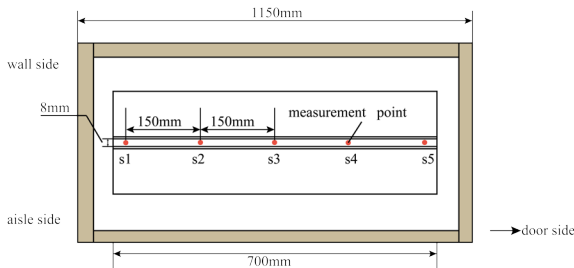


Fig.4 Measurement points of supply air velocity

1. 2. 2 室内温度・濃度・空気齢測定

室内温度と濃度の測定点を Fig.5 に示す。P1 ~ P12 において、天井面から床面まで鉛直方向 11 点の温度測定点を設置し、P1 ~ P10 において、鉛直方向 4 点の濃度測定点を設置した。ただし、P1 ~ P4 の測定点では、梁との位置関係により、天井面では測定を行わなかった。

規準化濃度と空気齢の測定については、既報と同様、室内温度が定常に達したことを確認後、CO<sub>2</sub> と (1.5L/min) He (0.9L/min) の混合ガスを各模擬人体と吹出口から 1 時間 45 分間発生させ、室内濃度がほぼ一定になってから、1 時間 15 分間当該システムにより換気を行った。

1. 2. 3 放射量測定

放射量の測定点を Fig.6 に示す。室内温度が定常に

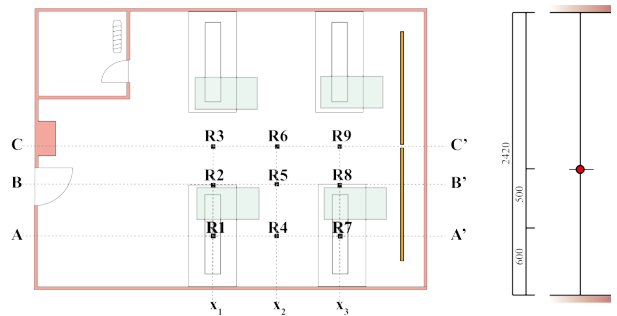


Fig.6 Measurement points of radiation [mm]

達したことを確認後、R1 ~ R9 において、赤外線放射計 (クリマテック CHF-IR02) を用い、FL + 1100mm の高さで上向き面と下向き面への入射放射量を 3 分間測定した。

2. 結果と考察

2. 1 誘引風速・吹出風速

Table.1 に、誘引口の全開・半開条件における各測定点 (i1, i2, i3, i4, i5) の風速測定結果を示す。半開条件における風速値が全開条件の風速値より大きい傾向が見られるが、各誘引口の面積をかけて算出された誘引風量はほぼ同じであった (全開一回目 43.6m<sup>3</sup>/h、全開二回目 57.3m<sup>3</sup>/h、半開一回目 42.5m<sup>3</sup>/h、半開二回目 45.4m<sup>3</sup>/h)。

Fig.7 に吹出風速の測定結果を示す。ユニットの内部構造のため、両端の風速値が相対的に小さく、算出された風量は約 400m<sup>3</sup>/h になった。

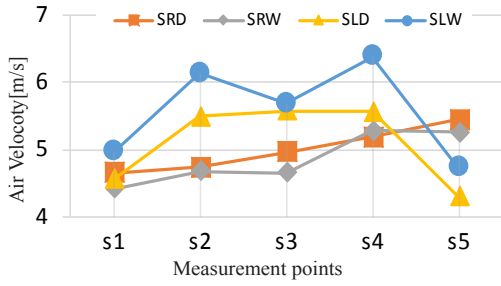


Fig.7 Distribution of supply air velocity

Table.2 Equations for radiation temperature

Equations	Nomenclature
$E = \frac{U}{S} + \sigma(\theta + 273.15)^4$ ... (1)	U: Volt[V] S: Sensitivity coefficient[-]
$T = \left(\frac{E}{\sigma \varepsilon}\right)^{\frac{1}{4}}$ ... (2)	$\theta$ : Indoor temperature[°C] $\sigma$ : Stefan-Boltzmann coefficient = $5.67 \times 10^{-8}$
$\varepsilon = 1$	T: Radiant temperature[K]

2.2 放射温度

式 (1) により放射量 E を算出し、その結果を式 (2) に代入することにより放射温度を算出する。(Table. 2)

Table.3 に誘引口全開・半開・全閉条件における各断面での放射温度及び A 断面の放射温度と室内温度の比較結果を示す。各条件における放射温度差の原因として、吹出温度と整流板温度の影響が予想される。また、放射温度が室温より高いことから、測定時の外気温度が高く、天井内部温度の上昇により天井面温度が高くなった影響も考えられる。

Table.4 Equations for CO<sub>2</sub> concentration

Equation	Nomenclature
$C_n = \frac{C_p - C_{SA}}{C_{EA} - C_{SA}}$ ... (3)	C <sub>n</sub> : Normalized concentration[-] C <sub>p</sub> : Indoor concentration[-] C <sub>SA</sub> : Supply air concentration [-] C <sub>EA</sub> : Exhaust air concentration [-]

Table.1 Results of induced air velocity and air flow rate

Induction area[m <sup>2</sup> ]	Full open-the first time of measurements						Full open-the second time of measurements							
	measurement points	average air velocity[m/s]		air flow rate[m <sup>3</sup> /h]			measurement points	average air velocity[m/s]		air flow rate[m <sup>3</sup> /h]				
0.046	i1	0.14	0.15	21.6	21.9	43.6	i1	0.073	0.17	24.9	32.4	57.3		
	i2	0.11	0.09				0.15	0.20	i2				0.11	0.12
	i3	0.11	0.08						i3				0.09	0.15
	i4	0.14	0.18						i4				0.21	0.30
	i5	0.16	0.17						i5				0.28	0.25

Induction area[m <sup>2</sup> ]	Half open-the first time of measurements						Half open-the second time of measurements							
	measurement points	average air velocity[m/s]		air flow rate[m <sup>3</sup> /h]			measurement points	average air velocity[m/s]		air flow rate[m <sup>3</sup> /h]				
0.023	i1	0.26	0.29	22.2	20.3	42.5	i1	0.27	0.32	21.9	23.5	45.4		
	i2	0.24	0.13				0.26	0.28	i2				0.23	0.27
	i3	0.24	0.21						i3				0.27	0.27
	i4	0.30	0.30						i4				0.25	0.30
	i5	0.30	0.30						i5				0.30	0.26

Table.3 Results of heat radiant temperature

	Radiation to upper side plane		Radiation to under side plane	
	Radiant temperature[°C]	Radiant & Indoor temperature[°C]-section A	Radiant temperature[°C]	Radiant & Indoor temperature[°C]-section A
Full-opened condition				
Half-opened condition				
Full-closed condition				

Table.5 Equations for local mean age of air

Equations	Nomenclature
$C_p(t) = \int_0^{\infty} M(t-\tau)Rp(\tau)d\tau \quad \dots(4)$	$C_p$ : Indoor CO <sub>2</sub> concentration[-]
$C_p(t) = \int_0^{\infty} Q \cdot Cs(t-\tau)Rp(\tau)d\tau \quad \dots(5)$	$M$ : Emission rate of tracer gas [L/min]
$R_p(t) = \begin{cases} 0 & x < a \\ b \cdot e^{-c(t-a)} & x \geq a \end{cases} \quad \dots(6)$	$R_p$ : Impulse responsiveness[-]
$\tau_p = \frac{\int_0^{\infty} tRp(t)dt}{\int_0^{\infty} Rp(t)dt} \quad \dots(7)$	$Q$ : Ventilation rate[m <sup>3</sup> /h]
	$t$ : Time[s]
	$\tau$ : Local mean age of air [min]

2.3 室内温度分布と換気効率の検討

規準化濃度は Table. 4: 式 (3) により算出し、空気齢は Table:5 式 (4) ~ (7) により算出した。詳細は既報<sup>2)</sup>を参考されたい。

Fig.8 に室内鉛直温度分布、Fig.9 に規準化濃度の鉛直分布、Fig.10 に室内空気齢分布を示す。

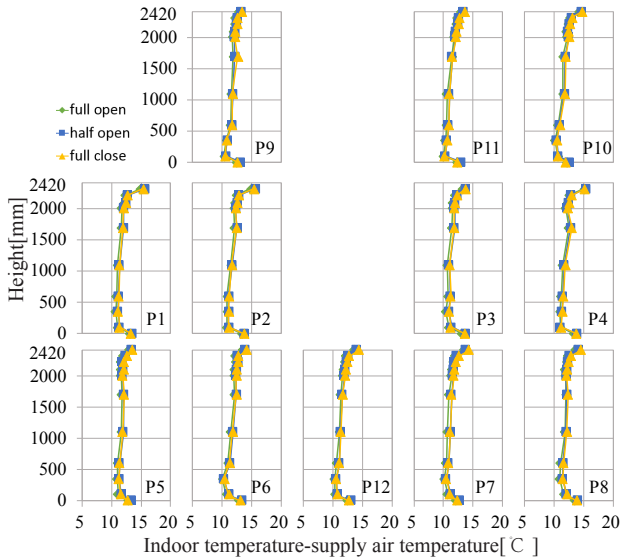


Fig.8 Vertical temperature distribution

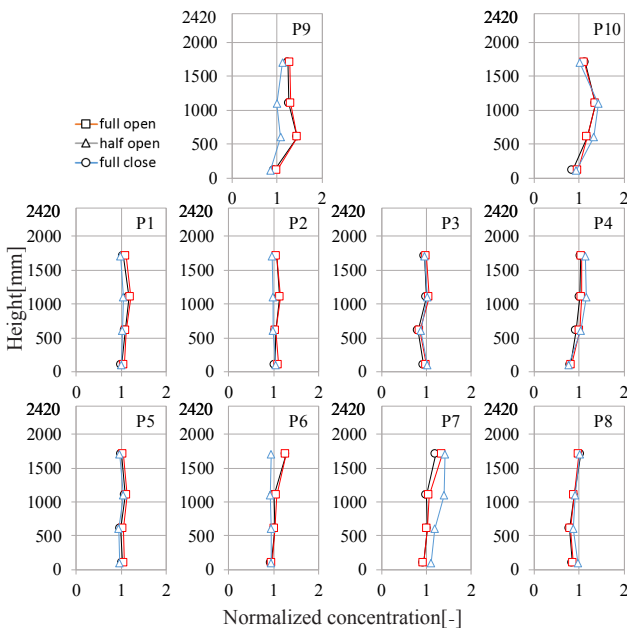


Fig.9 Vertical distribution of CO<sub>2</sub> normalized concentration

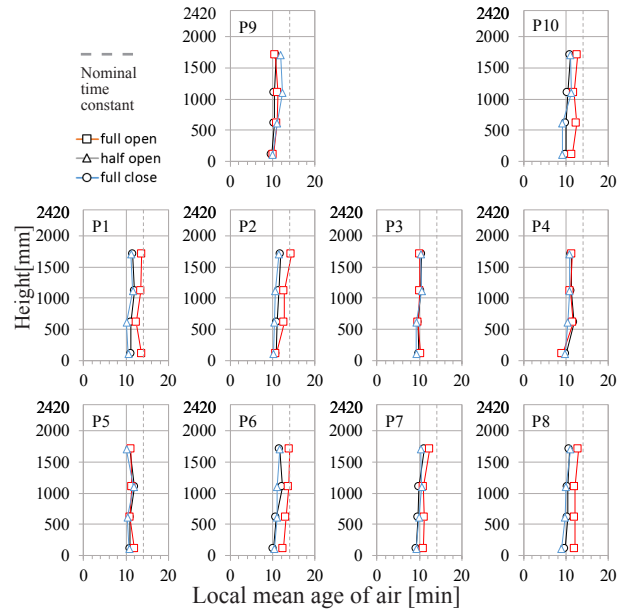


Fig.10 Vertical local mean age of air distribution

温度鉛直分布について、居住域において、各条件間に大きな温度差は見られない。

規準化濃度分布に対して、ほとんどの測定点において規準化濃度は1以下であった。P9とP10では、半開条件における規準化濃度は相対的に低かった。

空気齢分布に対して、名目換気時間(12分)と比較すると、ほぼ全ての測定点における空気齢は名目換気時間以下に分布していたため、換気効率が比較的に良いと考えられる。

おわりに

誘引口全開と半開両方条件、誘引風速が時間的に変化した。平均風速により算出した誘引風量と総風量の比は両条件とも約40/100であった。すなわち、誘引口の大きさが誘引風量に与える影響は小さいと考えられる。

全開、半開、全閉の各条件で、室内温度、規準化濃度、局所空気齢の差が少し見れるが、全体的に鉛直分布に対して顕著な違いが見えない。

【謝辞】

本研究は木村工機(株)との共同研究によるものであり、種々の便宜を図っていただいた関係者各位に感謝致します。

【参考文献】

- 李瑩、山中俊夫、甲谷寿史、桃井良尚、相良和伸、蔵永真理：天井吹出し型誘引ユニットによる室内環境制御手法に関する研究(その4)4床病室冷房時に排気口位置が室内熱・空気環境特性に及ぼす影響，空気調和・衛生工学近畿支部学術論文発表会論文集の測定手法、2017. 2
- 蔵永真理、山中俊夫、甲谷寿史、桃井良尚、相良和伸、李瑩：天井吹出し型誘引ユニットによる室内環境制御手法に関する研究(その5)4床病室冷房時に排気口位置が室内空気齢分布に及ぼす影響，空気調和・衛生工学近畿支部学術論文発表会論文集の測定手法、日本建築学会近畿支部研究報告集、2017. 2

置換換気を導入した4床病室の換気特性に関する研究  
 (その1) 冷却・加熱壁面が室内温度分布に及ぼす影響

Displacement Ventilation for a Four-bed Hospital Ward

(Part 1) Influence of Cooled and Heated Walls on Temperature Distribution

○若狭 弥保 (大阪大学) 山中 俊夫 (大阪大学)  
 小林 知広 (大阪大学) 崔 ナレ (大阪大学)  
 伊濱 大晟 (大阪大学)

Miho WAKASA\*<sup>1</sup> Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup>  
 Narae CHOI\*<sup>1</sup> Taisei IHAMA\*<sup>1</sup>  
 \*<sup>1</sup> Osaka University

In this study, displacement ventilation is proposed to obtain high air quality of the occupied area in hospital wards. However, downward and upward air flows along the cooled and heated windows or outer walls are likely change the thermal environment and air quality of the occupied area. This paper shows the influence of the cooled and heated walls on the temperature distribution in the four-bed hospital wards. As a result, it turned out that the cooled and heated walls have significant impact on the horizontal and vertical temperature distribution.

1. はじめに

置換換気とは、床面付近から低速で新鮮空気を給気し天井付近から排気を行う空調方式で、人体や機器の発熱によって鉛直温度分布を形成し、さらに発熱源付近から発生する汚染物を上昇気流により室上部に滞留させることができる。置換換気された室内では居住域の空気清浄性が高く、良好な環境の提供、高い換気効率の確保が可能である。その点からにおいや集団感染などが問題であり、入院患者が長時間滞在する多床病室での適用が期待される。室に外気や非空調室に接する窓や非断熱である壁などの冷却・加熱面が存在する場合、壁面近傍の室内空気が冷却・加熱されることにより下降・上昇気流が形成される。また、置換換気された室内において、室内の給気量は、境界高さで上部へ向かう上昇気流量と、低温の表面から下部へ向かう下降気流量との収支に等しいとされている。そのため壁面近傍で生じる気流の発生は、境界面高さの変動や、下降気流が室上部の汚染物を下部へ運ぶことによる居住域の空気清浄性の低下などの影響を与える可能性がある。そこで本報では置換換気を導入した病室の壁面のうち一面の断熱性を低下させ、外気に接する壁面と想定し、その表面温度の変化が室内温度分布に及ぼす影響について調べた結果を報告する。

2. 実験概要

2.1 実験室概要

実験は大阪大学構内の人工気候室で2018年11月24日から12月28日の期間に行った。置換換気を実現するため、床面付近で低風速で給気、天井付近で排気を行う。空調システム図をFig.1に示す。また、気候室内に

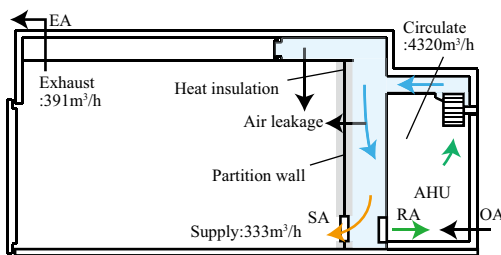


Fig.1 Air conditioning system

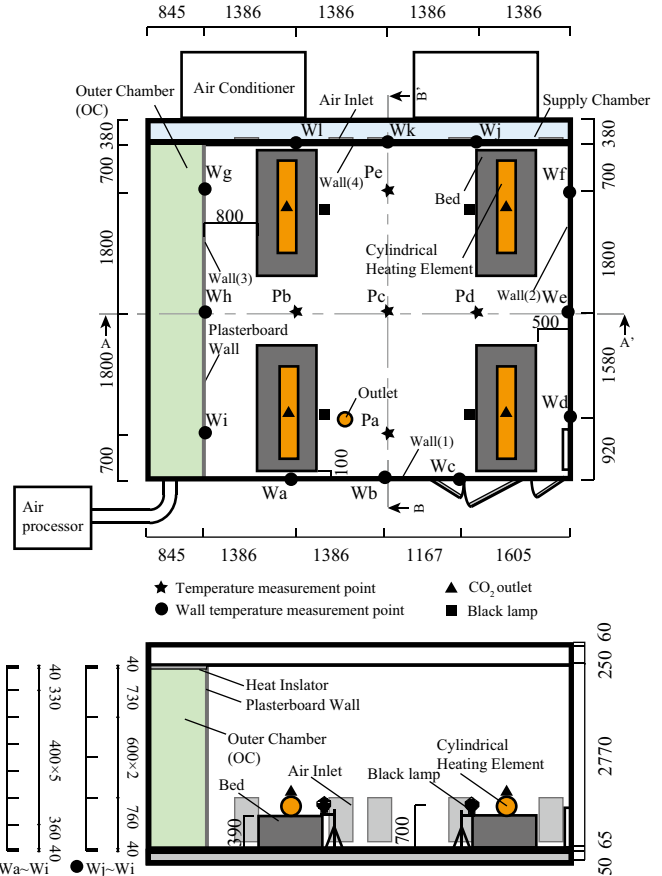


Fig.2 Plan of experimental room and Temperature measurement points

**Table1.** Thermal condition

15°C Air Supply						
Case No.	OC(°C)	SA(°C)	EA(°C)	EA-SA(°C)	OC-SA(°C)	
1	10.17	14.77	15.68	0.91	-4.60	
2	10.39	14.74	15.80	1.05	-4.35	
3	11.66	14.77	16.75	1.99	-3.10	
4	11.74	14.74	16.66	1.93	-2.99	
5	12.75	14.78	16.71	1.92	-2.04	
6	14.06	14.74	16.74	1.99	-0.69	
7	15.49	14.77	17.55	2.78	0.71	
8	17.06	14.67	17.67	3.00	2.39	
9	18.21	14.78	18.22	3.44	3.42	
10	19.20	14.83	18.26	3.44	4.37	
11	19.35	14.82	17.84	3.02	4.52	
12	21.16	14.84	18.39	3.56	6.32	
13	23.48	14.83	18.73	3.90	8.64	

20°C Air Supply						
Case No.	OC(°C)	SA(°C)	EA(°C)	EA-SA(°C)	OC-SA(°C)	
14	13.54	19.94	20.11	0.17	-6.40	
15	14.70	19.92	20.06	0.13	-5.22	
16	15.12	19.86	20.72	0.85	-4.74	
17	16.35	19.99	20.77	0.78	-3.64	
18	17.55	19.93	20.99	1.05	-2.38	
19	19.83	19.97	21.24	1.27	-0.14	

厚さ 12.5mm の石膏ボード壁を設置した。これを非断熱の壁面とし、壁面により区切られた部分を外気を想定したチャンバー(以下、仮想外気室と呼ぶ)とする。仮想外気室を循環型温度制御装置(C-750MVK-A)とダクトで接続し、仮想外気室に温度調節された空気を循環させ、仮想外気室内の温度制御を行う。仮想外気室内は温度を均一にするためにファンによって常時攪拌する。実験室の平面図、断面図及び各測定点と鉛直方向の温度測定点を Fig.2 に示す。仰臥人体、機器発熱を想定した発熱量 40W の円筒形の発熱体 4 体、60W のブラックランプ 4 台をそれぞれベッドに設置した。さらに、人体から発生する汚染物を想定し、4 体の発熱体の上部中央からトレーサーガスとして CO<sub>2</sub> を 2L/min で発生させた。風量測定による実験室の排気量は 391m<sup>3</sup>/h、給気量は 333m<sup>3</sup>/h となり差異が生じた。これは天井や壁からの漏気によるものと考えられる。給排気量の測定には小型風量計 TABmaster mini (KANOMAX 社) を使用した。

2.2 測定概要

実験では、温度と CO<sub>2</sub> 濃度を測定した。温度測定には T 型熱電対とデータロガー (cadac3, Eto denki) を、CO<sub>2</sub> 濃度測定には CO<sub>2</sub> データロガー (TR-76Ui, T and D corp.) を使用した。置換換気された実験室内の給気温度、仮想外気室の温度(以下仮想外気温と呼ぶ)が定常に達したことを確認した後、CO<sub>2</sub> を発生させ、排気濃度及び測定位置数点の濃度が定常になった後、各点の温度については 20 分間測定を行った。循環型温度制御装置の設定温度を変更することにより仮想外気温を実験室内の給気温度 15°C 設定で冷却・加熱条件を計 13 条件、20°C 設定で冷却条件 6 条件の計 19 条件で測定を行い、温度及び濃度分布に与える影響を確認した。実験条件を Table.1 に示す。

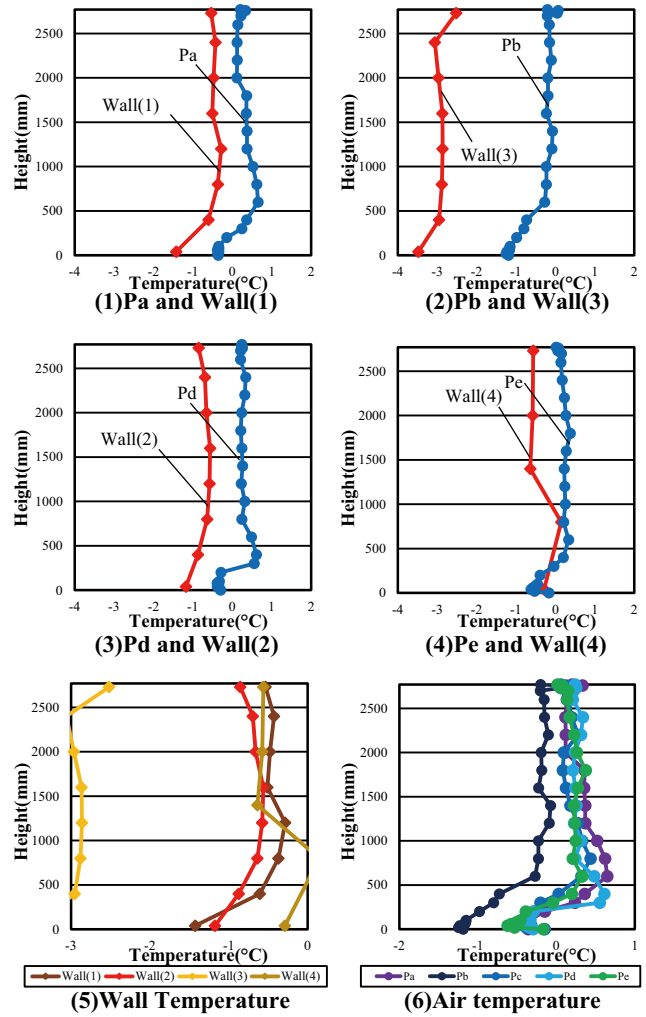


Fig.3 Vertical temperature distribution of Case14

3. 実験結果及び考察

各測定時間における測定結果を平均したものを実験結果として示す。結果については温度を給気温度との差で示す。

3.1 Case14 (冷却条件) における鉛直温度分布

冷却条件のうち仮想外気室に接する壁面の温度と室内空気温度の差が最も大きい Case14 の結果を Fig.3 に示す。この条件は実験室内給気温度 20°C 設定、仮想外気室温度 13.54°C の温度条件である。仮想外気室に接する壁面 Wall(3) と Pb の壁面温度差は 3°C 程度である。全測定点において壁面の方が室内空気よりも温度が低く、すべての高さにおいて下降気流が生じていると予測される。また、どの測定点においても鉛直方向の温度勾配は見られず温度成層は形成されていないと考えられる。また、全空気測定点において、Pb の温度が著しく低下しており、室内において平面分布が存在している。

3.2 Case8 (非冷却・非加熱条件) における鉛直温度分布

全条件の中で仮想外気室に接する壁面温度と室内空気温度の差が最も小さい Case8 の結果を Fig.4 に示す。この条件は実験室内給気温度 15°C、仮想外気室内空気温度 17.06°C の温度条件である。仮想外気室と接する壁面 Wall(3) では、それぞれ壁面温度とその近傍における室内空気温度の温度

差の大小関係がある高さで入れ替わっている。壁面温度の方が空気温度よりも高い壁面上部では下降気流、壁面温度の方が空気温度よりも低い壁面下部では上昇気流が発生していると考えられる。すべての測定点において鉛直温度勾配があり、温度成層が形成されている。

3.3 Case13 (加熱条件) における鉛直温度分布

加熱条件のうち仮想外気室に接する壁面の温度と室内空気温度の差が最も大きい Case13 の結果を Fig.5 に示す。この条件は実験室内給気温度 15°C 設定、仮想外気室温度 23.48°C の温度条件である。仮想外気室に接する壁面 Wall(3) と Pb の壁面温度差は 2°C 程度である。その他の壁面においては、断熱が不十分であったため、外気の影響を受け、壁面の方が室内空気温度よりも 1°C 程度低くなったため、これらの壁面では下降気流が生じていたと考えられる。上下温度差は 2.5°C 程度であり、すべての測定点において鉛直方向の温度勾配があり、温度成層が形成されている。

3.4 平均室内空気温度の比較

Fig.6 に 15°C 給気・壁面冷却条件、15°C 給気・壁面加熱条件、20°C 給気・壁面冷却条件における、各実験条件の全測定点の室内温度測定結果の平均をそれぞれ重ねて示す。壁面温度、仮想外気温度が上昇するとともに、室内空気温度が上

昇している。また、冷却条件では、加熱条件と比較して温度勾配が小さく、室内の鉛直温度分布が小さい。下降気流の影響を強く受けたためであると考えられる。

3.5 室内温度コンター図

Fig.7 に Case14, Case8, Case13 における実験室内の A-A' 断面と B-B' 断面における空気温度のコンター図を示す。Case14 について、仮想外気室と接する冷却壁面に沿った下降気流の影響を強く受けると考えられる A-A' 断面では冷却壁面に近いほど空気温度が低下する分布となっている。B-B' 断面に関しては気流の影響を受けていないが上下温度差が小さく、置換換気が形成できていないと予測される。一方 Case8, Case13 では A-A' 断面、B-B' 断面両方において温度成層が形成されていることが確認されたため、置換換気がなされていたと予測される。この結果から置換換気がなされるためには、冬季において壁面の断熱は重要であると考えられる。

3.6 下降・上昇気流量の把握

Fig.8 に Case14, 8, 13 において、各壁面に沿って生じる下降・上昇気流量の算定を行った結果を重ねて示す。壁面に沿って生じる気流量は壁面とその近傍の空気の温度差  $\Delta T$  を用いて算出する式 (1) を用いる<sup>1)</sup>。ここで、 $\Delta T$  は高さご

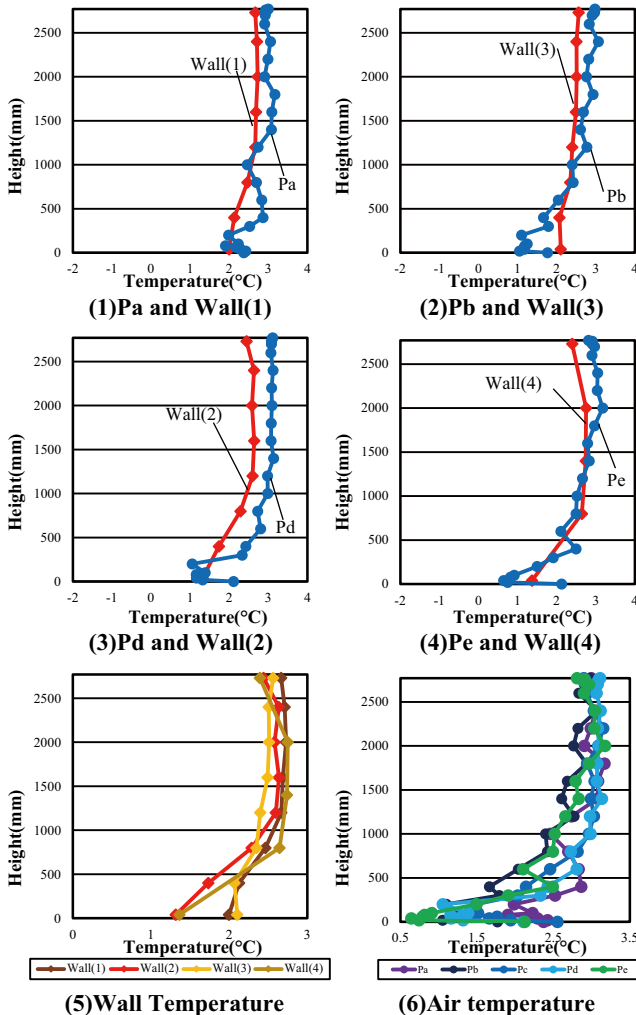


Fig.4 Vertical temperature distribution of Case8

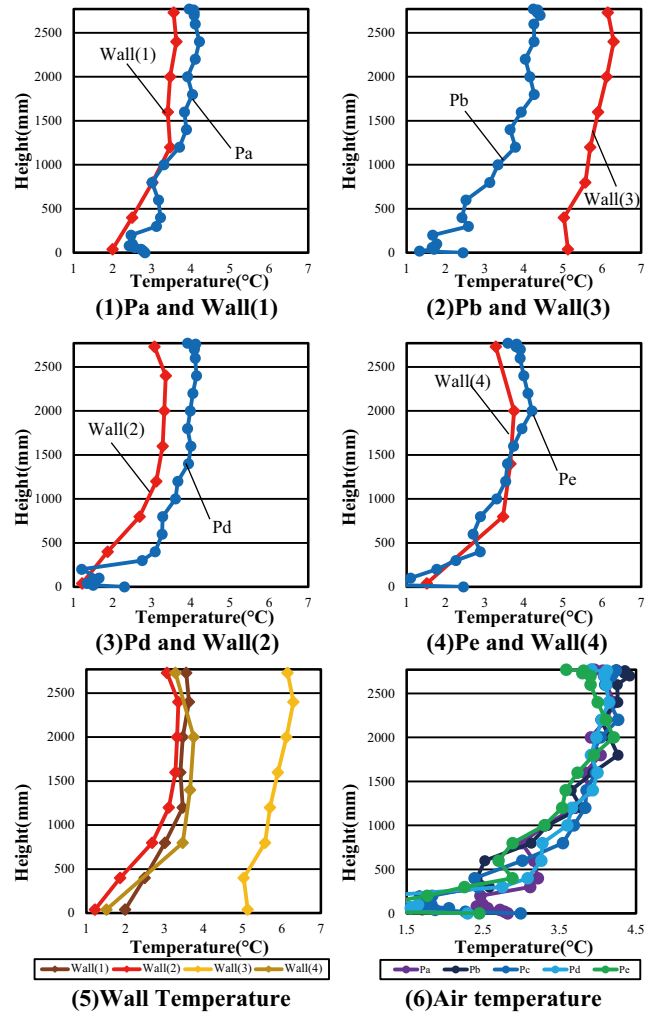
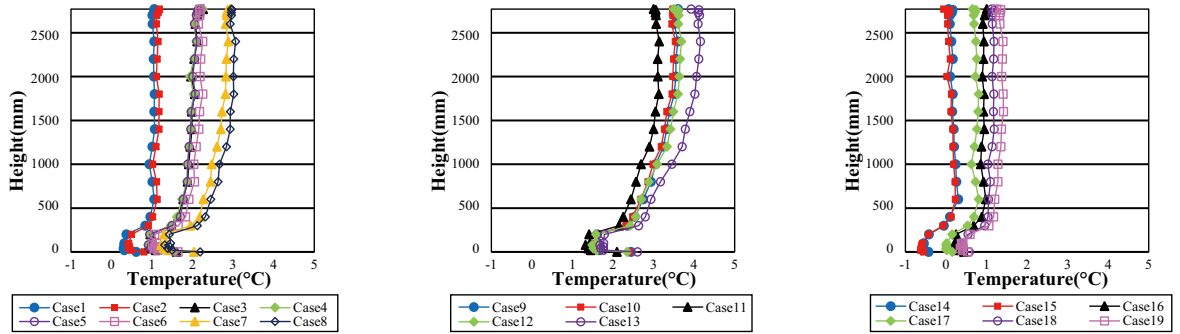


Fig.5 Vertical temperature distribution of Case13



(1) 給気 15°C条件・壁面冷却条件 (2) 給気 15°C条件・壁面加熱条件 (3) 給気 20°C条件・壁面冷却条件

Fig.6 Average of all temperature measurement point

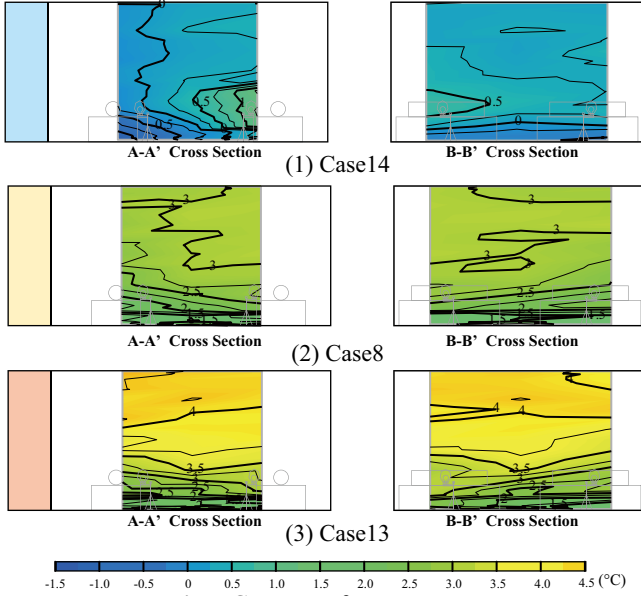


Fig.7 Contour of temperature

とに変化するため式(1)を直接使用することができない。そのため本研究では、式(1)を高さ  $y$  に関して微分した式(2)を用いて、壁面の微小高さ  $\Delta y=100\text{mm}$  ごとに流量の増加量を求め、その積算により任意の高さ  $y$  での壁面に沿った上昇・下降気流量を算出する<sup>2)</sup>。またこの積算を行うとき、微小高さ  $\Delta y$  における増加量  $\Delta Q_w$  が 300mm 以上連続して 0 となる場合はそれまで積算された流量がその幅の室内領域へ移動すると考える。また微小高さ  $\Delta y=100\text{mm}$  の壁面温度と空気温度を求める際、測定点のない高さの温度は、実験値を線型補間して算出した。但し、空気測定点は壁面から離れていたため、壁面とその近傍空気の温度差  $\Delta T$  は実際の方が小さくなる可能性がある。Case14では、下降気流の仮想外気室に接する非断熱の冷却・加熱壁面である Wall(3)では、すべての高さで下降気流が生じている。また Case8 高さによって上昇、下降気流が生じている。Case13ではすべての高さにおいて上昇気流が生じていると予測された。また、そのほかの壁面では概ね下降気流が生じている。本実験は冬季に実施したため、気候質の壁面の断熱性が不完全であり、外気の影響を受けたことが原因であると考えられる。

4. おわりに

本報では置換換気される4床病室において冷却・加熱壁

$$Q_w = 0.00275 |\Delta T|^{\frac{2}{5}} y^{\frac{6}{5}} B_w \quad (1)$$

$$\Delta Q_u(y) = \Delta Q_d(y) = 0.0033 |\Delta T|^{\frac{2}{5}} y^{\frac{1}{5}} B_w \Delta y \quad (2)$$

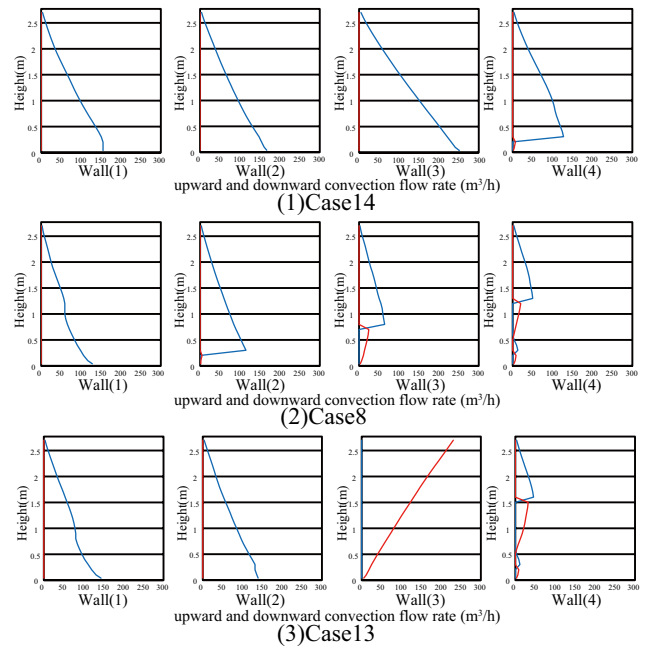


Fig.8 Upward and downward convection flow rate

面が温度分布へ及ぼす影響の把握を行った。今後、算出した壁面に沿った下降・上昇気流量を用いて置換換気時の鉛直温度分布予測モデル・鉛直濃度分布予測モデルの精度向上に努めるほか、CFDを用いた予測モデルの構築を行う予定である。

【記号表】

- $Q_w$ : 壁面に沿った下降・上昇気流量 [m<sup>3</sup>/s]
- $\Delta T$ : 壁面温度と壁面近傍空気温度の差 [°C]
- $B_w$ : 壁面の幅 [m]
- $\Delta Q_u$ : 壁面に沿った上昇気流増加量 [m<sup>3</sup>/s]
- $\Delta Q_d$ : 壁面に沿った下降気流増加量 [m<sup>3</sup>/s]
- $\Delta y$ : 壁面における微小高さ [m]

【謝辞】

本研究は、JSPS 科研費 JP15H02279 の助成を受けたものです。

【参考文献】

- 1) REHVA : REHVA Guidebook on Displacement ventilation p.22,2007
- 2) T.Yamanaka, H.Koutani, M. Xu : Zonal models to predict vertical contaminant distribution in room with displacement ventilation accounting for convection flows along walls, Roomvent -10th International Conference on Air Distribution in Rooms, FINVAC, Helsinki, 2007



置換換気を導入した4床病室の換気特性に関する研究  
 (その2) 冷却・加熱壁面が室内汚染物濃度分布に及ぼす影響

Displacement Ventilation for a Four-bed Hospital Ward

(Part2) Influence of Cooled and Heated Walls on Contaminant Concentration Distribution

○伊濱 大晟 (大阪大学)  
 小林 知広 (大阪大学)  
 若狭 弥保 (大阪大学)

山中 俊夫 (大阪大学)  
 崔 ナレ (大阪大学)

Taisei IHAMA\*<sup>1</sup> Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup>  
 Narae CHOI\*<sup>1</sup> Miho WAKASA\*<sup>1</sup>  
 \*<sup>1</sup>Osaka University

Unpleasant odor from inpatients' bodies or their discharges in the hospital wards is one of the most problematic issues in Japan. In this research, displace ventilation is proposed to solve this serious odor problem. However, if there are windows or walls which are faced to outdoor air, the upward or downward flows are generated along the walls and it may alter the height of contaminant interface and the contaminant profiles. This paper presents the experimental results which investigated the influence of upward and downward convection flow on the contaminant concentration distribution.

1. はじめに

病室には、医療行為と療養生活を両立させるために高い清浄性と快適性が要求される。本研究では、これを達成するための手段として、におい拡散の防止に効果的である置換換気の適用を考える。

置換換気とは、上昇気流量と下降気流量の収支が給気量と等しくなる高さに汚染物境界面を形成する換気である。下降気流が存在しない場合、境界面高さ以上に移送された汚染物が高さ以下に再度流入することはないため、室下部は清浄に保たれる。Fig.1に置換換気の概要を、式(1.1)に境界面高さにおける流量の収支を示す。

$$Q_s = \sum Q_h + \sum Q_{wu} - \sum Q_{wd} \quad (1.1)$$

$Q_s$ : 給気量                       $Q_{wu}$ : 壁からの上昇気流量  
 $Q_h$ : 人体からの上昇気流量    $Q_{wd}$ : 壁からの下降気流量

外気に接触する壁面近傍では、外気温と室温との差により下降・上昇気流が形成される。従って置換換気室内にこのような壁面が存在する場合、境界面高さの変動や空気清浄性の低下が引き起こされる可能性がある。そこで本研究では置換換気病室を構成する壁面のうちの一つを外気接触壁面と仮定し、この壁面が置換換気に及ぼす影響についての把握を行った。本報では、鉛直汚染物濃度分布に及ぼす影響について報告する。

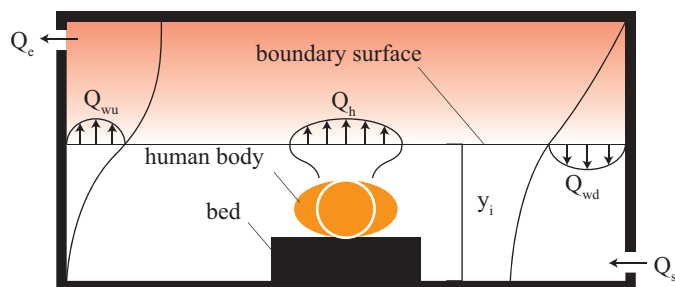


Fig.1 Displacement ventilation

2. 実験概要

Fig.2にCO<sub>2</sub>発生点およびCO<sub>2</sub>濃度測定点を示す。CO<sub>2</sub>の発生は人体からの汚染物を想定し、2L/minで発生させた。実験条件については前報(その1)に示す。

置換換気された実験室(以下、置換換気室)内温度およびOuter Chamber (OC)内温度が定常に達したことを確認した後、CO<sub>2</sub>を発生させた。測定値は排気濃度及び置換換気室内濃度が定常に達した後10分間の値とする。結果には排気濃度により規準化した値を示している。

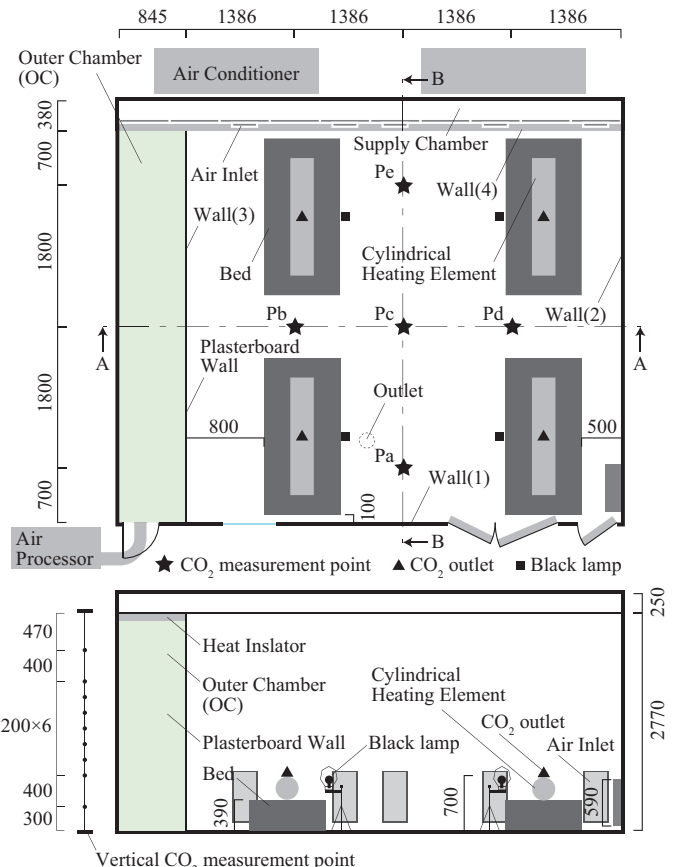


Fig.2 CO<sub>2</sub> Measurement Points

A-27

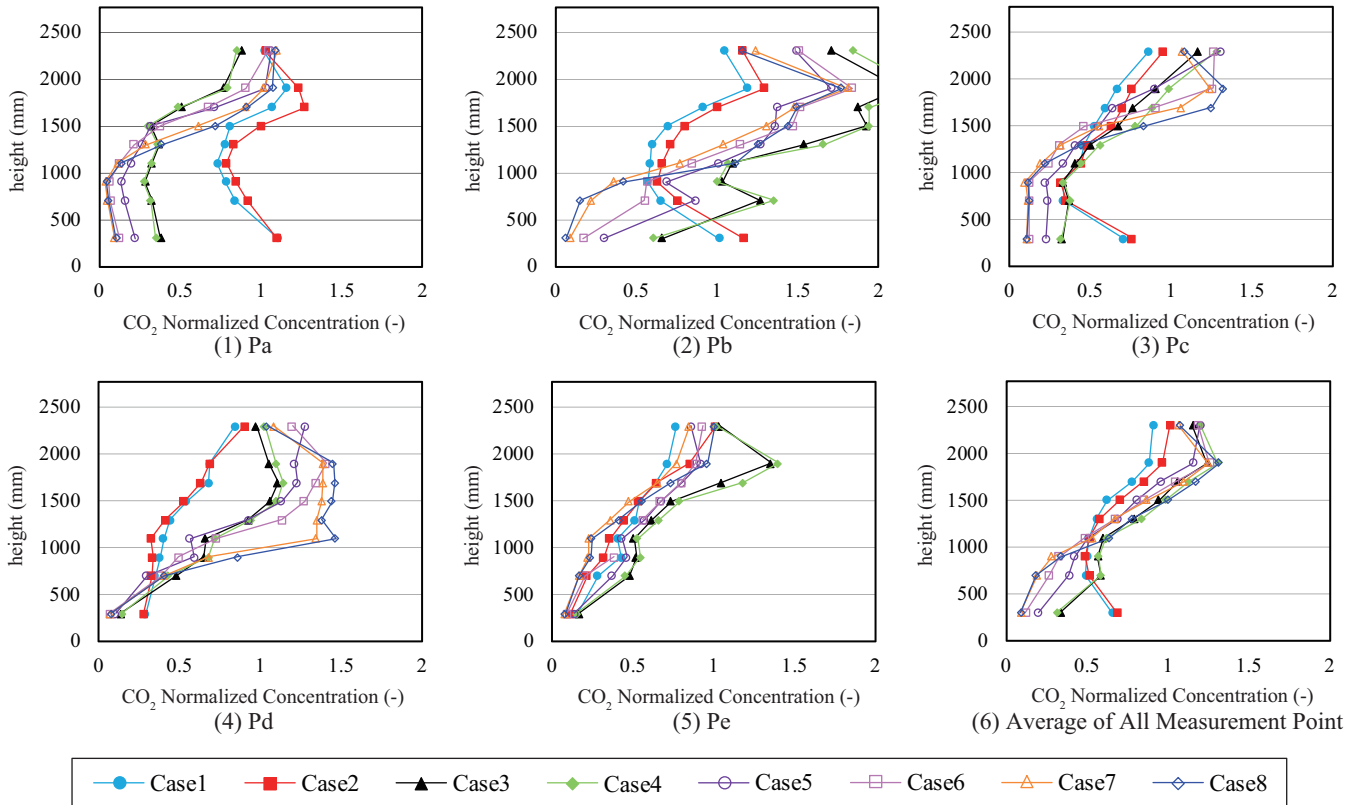


Fig.3 Vertical CO<sub>2</sub> concentration distribution

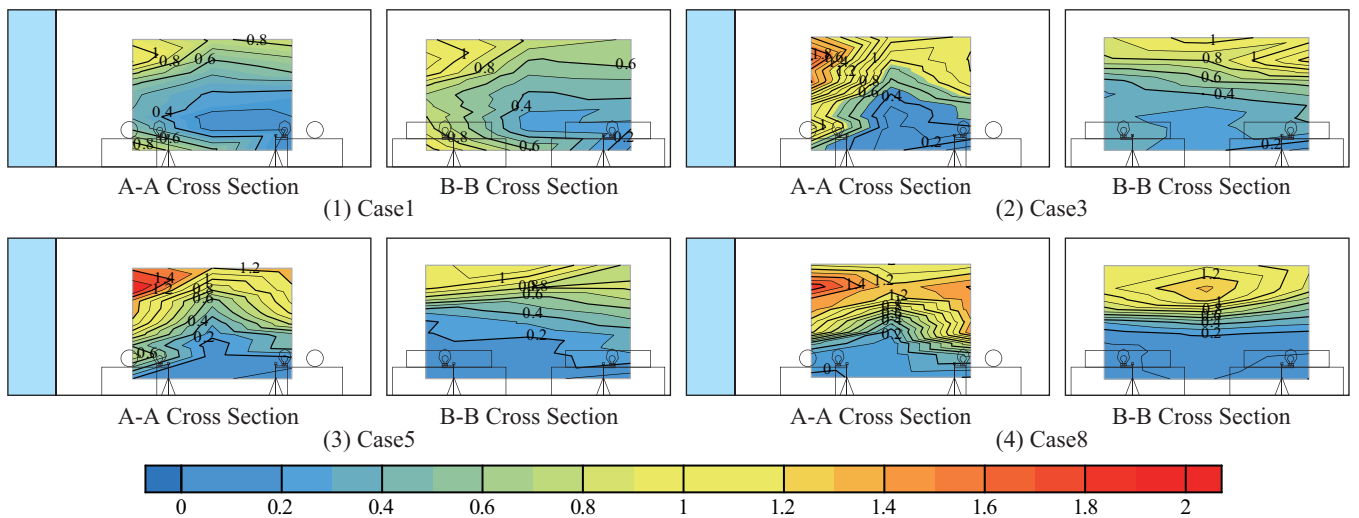


Fig.4 Contour of CO<sub>2</sub> Normalized Concentration

### 3. 結果と考察

#### 3.1 15°C給気・壁面冷却条件

置換換気室への給気を 15°C で行い、Wall(3) を冷却した場合の結果を Fig.3, 4 に示す。Fig.3 は各 Case の鉛直 CO<sub>2</sub> 濃度分布を測定点ごとに重ねたもの、Fig.4 は Fig.2 に示した 2 断面での濃度コンターである。

まず Case による比較を行う。Fig.3 より、OC 内温度を低く制御した Case1, 2 では他のケースと比較して Pa, Pb, Pc における床面近傍濃度が高くなっていることが分かる。これは、冷却された Wall(3) に沿って下降気流が生じ、室上部に移送された CO<sub>2</sub> が室下部に流入しているためであると考えられる。また Fig.3(6) より OC 内温度を上昇させるに従って居住域濃度が低下し、境界面高

さが低下していることが分かる。これは Wall(3) の表面温度が周辺の空気温度に近づいたことで、この壁に沿った下降気流が減少したためであると考えられる。

次に測定点による比較を行う。Case1, 2 において Pd, Pe で床面近傍濃度が高くならなかった要因としては、Pd については Wall(3) からの距離が遠いため下降気流の影響を受けにくいこと、Pe については給気口に近いため常に新鮮な空気にさらされていることが考えられる。Fig.4 より Wall(3) の表面温度が周辺の空気温度に近づくほど左右対称のコンターとなっていることが分かる。このことから壁面近傍気流が室内空気を乱れさせる要因となっている可能性が考えられる。また、いずれの Case においても Wall(3) 側で CO<sub>2</sub> の滞留現象が見られた。

A-27

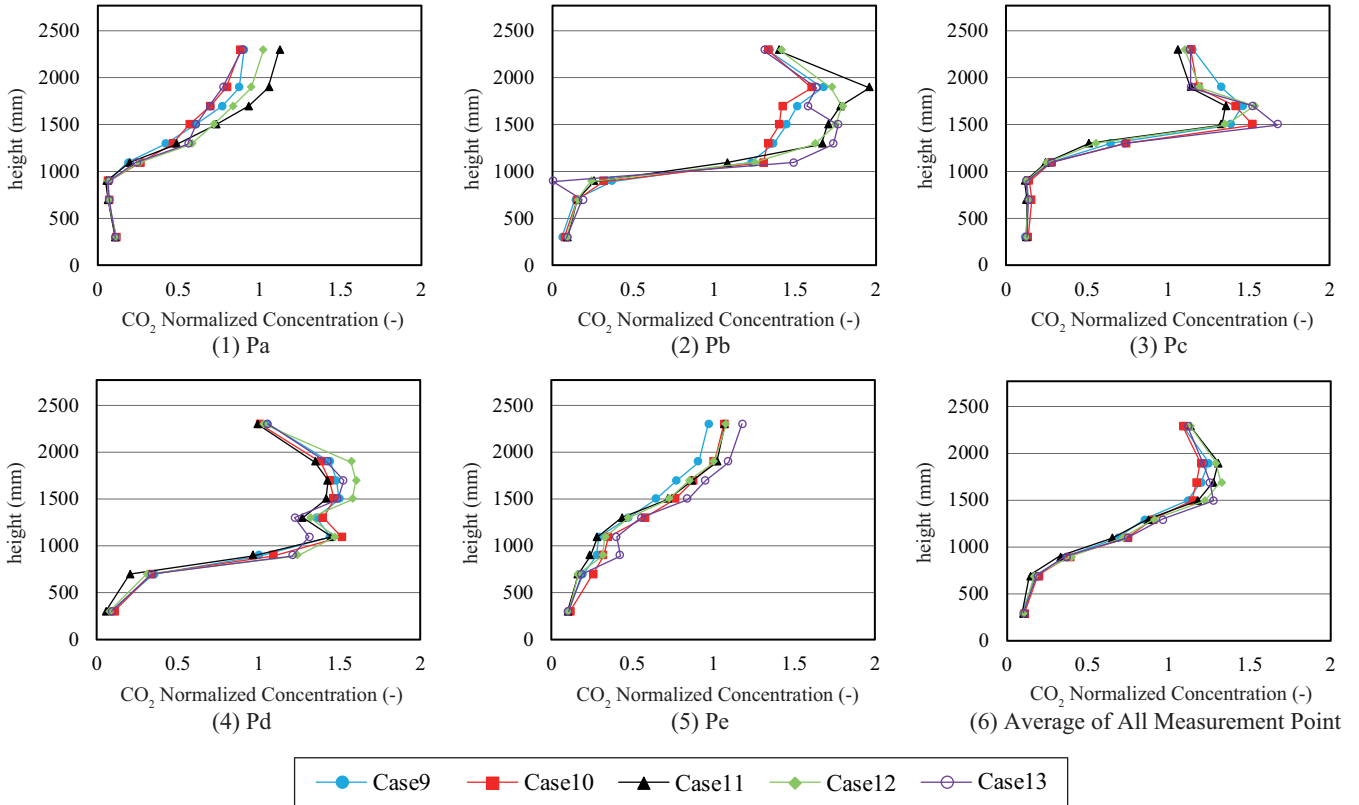


Fig.5 Vertical CO<sub>2</sub> concentration distribution

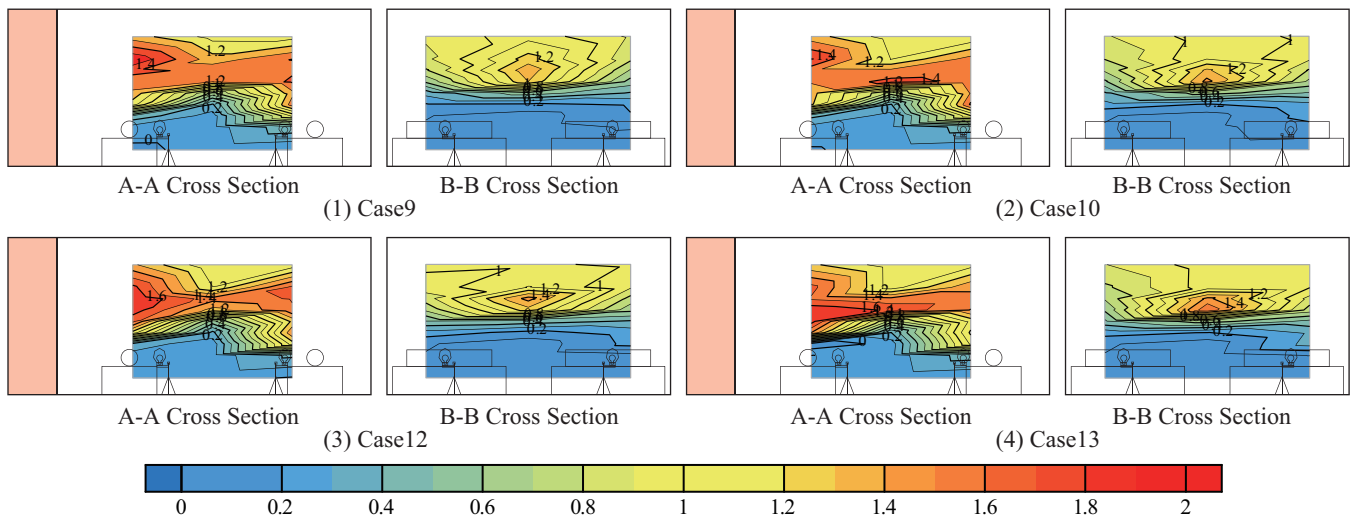


Fig.6 Contour of CO<sub>2</sub> Normalized Concentration

### 3.2 15°C給気・壁面加熱条件

置換換気室への給気を 15°C で行い、Wall(3) を加熱した場合の結果を Fig.5, 6 に示す。Fig.5 は各 Case の鉛直 CO<sub>2</sub> 濃度分布を測定点ごとに重ねたもの、Fig.6 は Fig.2 に示した 2 断面での濃度コンターである。

まず Case による比較を行う。Fig.5 よりいずれの Case においても居住域濃度が低いことが分かる。これは、下降気流が生じにくい壁面加熱条件であるためだと考えられる。同図より冷却条件と比べ、室下部の濃度分布に Case 間の差がないことも分かる。このことから、下降気流は室下部の汚染物濃度分布に大きく影響するものと考えられる。また実験時、全ての Case 測定時において気候室外部の空気温度が気候室内より低く、Wall(3) 以

外の 3 壁面が冷却されていた。そのため加熱による上昇気流量が下降気流量に比べて少なく、壁面を加熱したことによる影響が小さかったことも Case 間の差がない理由として考えられる。

次に測定点による比較を行う。Fig.5(2), (3), (4) 及び Fig.6 より高さ 1000 ~ 2000mm の範囲において CO<sub>2</sub> の滞留が生じていることが分かる。これはこの高さで壁面温度と空気温度が等しくなり、上昇気流を生じなくなったためであると考えられる。また Fig.5, 6 より、高さ 1000 ~ 1500mm の位置に明確な境界面が形成されていること、比較的左右対称なコンターとなっていることが分かる。以上より、境界面高さは低いものの概ね理想的な置換換気が形成されていると考えられる。

A-27

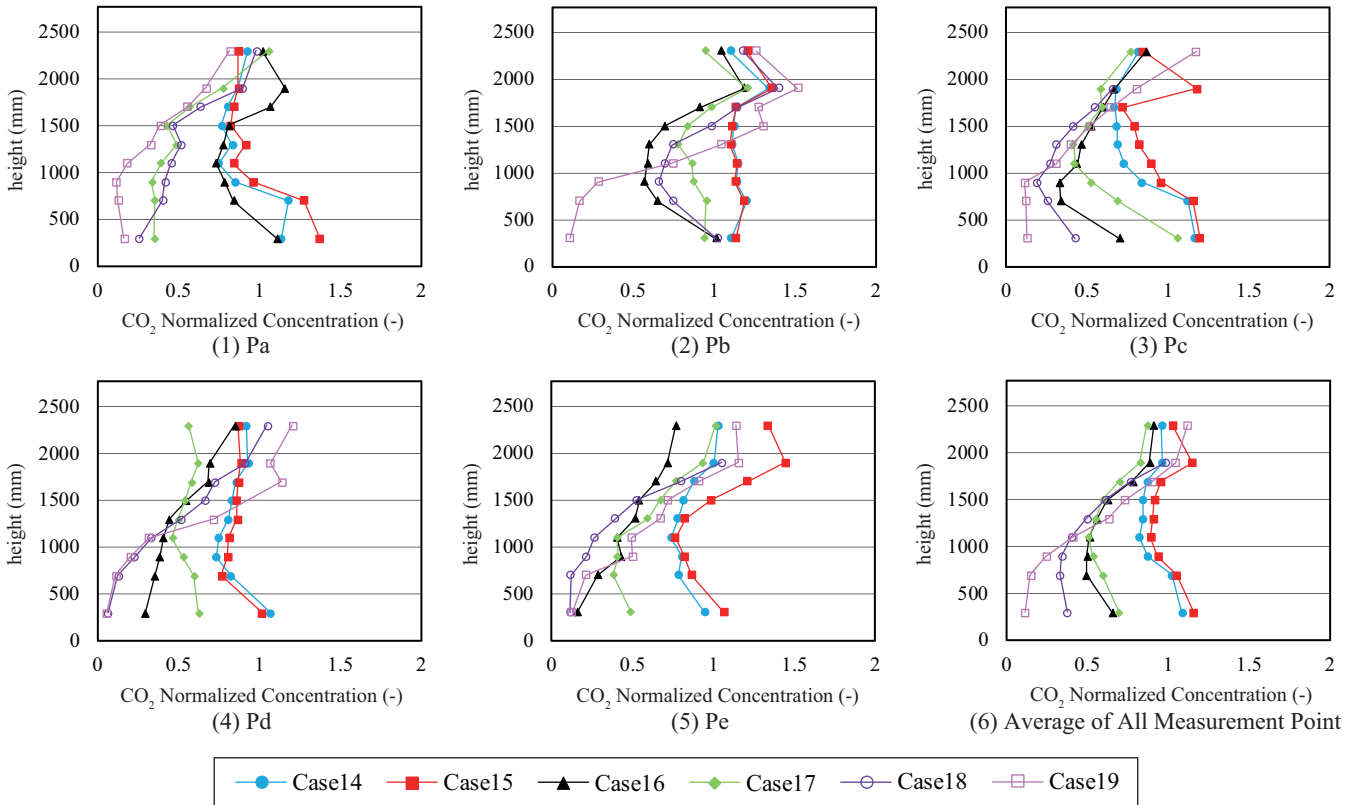


Fig.7 Vertical CO<sub>2</sub> concentration distribution

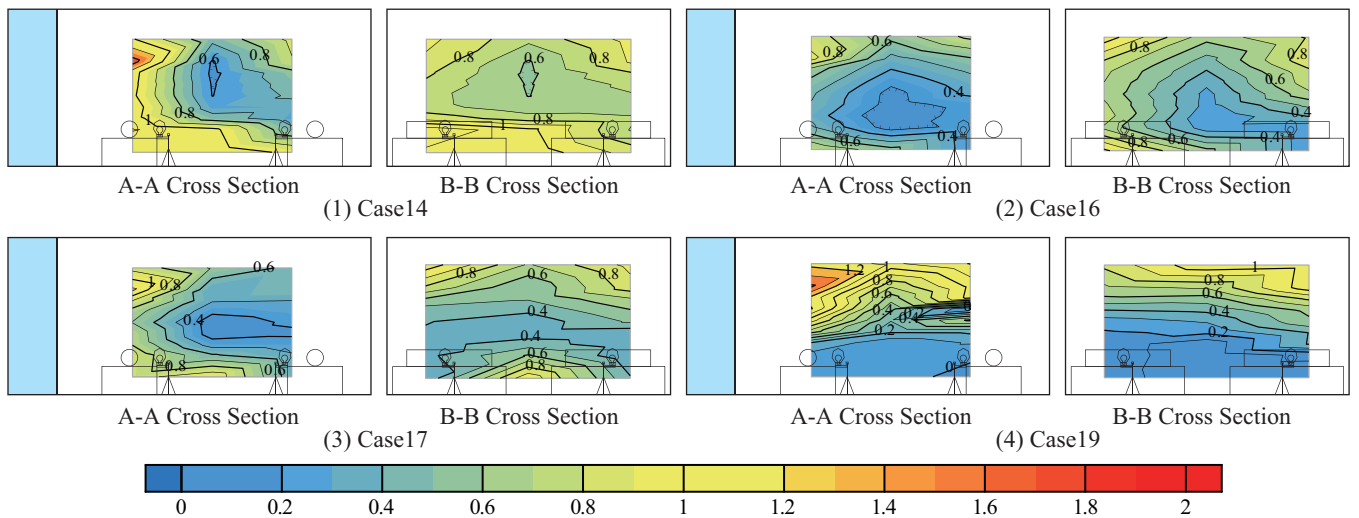


Fig.8 Contour of CO<sub>2</sub> Normalized Concentration

### 3.3 20°C給気・壁面冷却条件

置換換気室への給気を20°Cで行い、Wall(3)を冷却した場合の結果をFig.7, 8に示す。Fig.7は各Caseの鉛直CO<sub>2</sub>濃度分布を測定点ごとに重ねたもの、Fig.8はFig.2に示した2断面での濃度コンターである。

まずCaseによる比較を行う。Fig.7よりCase19において比較的理想的な置換換気を形成しているものの、他のCaseにおいては明確な境界面が見られなかった。この理由として壁面における熱損失を考える。本実験は冬季に実施しており、実験時の気候室周辺空気温度は平均11.1°Cであった。置換換気室への給気を20°Cで行ったことにより15°C給気時よりも貫流による熱損失が増加し、壁面下降流の影響が大きくなったものと考えられる。

次に測定点による比較を行う。Fig.8よりいずれの条件においてもA-A Cross Sectionでは左右非対称となっていることが分かる。このことから冷却壁面近傍の下降流が置換換気を崩す要因になっていると考えられる。

### 4. おわりに

今後はモデル計算の精度向上を試みる予定である。

#### 【謝辞】

本研究は、JSPS 科研費 JP15H02279 の助成を受けたものです。

#### 【参考文献】

- 1) REHVA:REHVA Guidebook on Displacement ventilation, 2007
- 2) 稲垣達也:置換換気を導入した病室内の温度汚染物濃度分布予測法に関する研究,大阪大学修士論文,2012
- 3) 若狭弥保,山中俊夫,小林知広,崔ナレ,伊濱大晟:置換換気を導入した4床病室の換気特性に関する研究(その1)冷却・加熱壁面が室内温度分布に及ぼす影響

**業務用厨房における局所排気フードの捕集原理に関する研究**  
**(その18) 排気ダクト内のトレーサーガス濃度応答に基づくフード捕集性能の評価手法**  
**Capture and Containment Mechanism of Local Exhaust Hood in Commercial Kitchen**  
**(Part 18) Evaluation Method of Hood Capture Performance based on Tracer Gas Concentration**  
**Response in Exhaust Duct**

○寺本 大智 (大阪大学)                      山中 俊夫 (大阪大学)  
 小林 知広 (大阪大学)                      袁 繼輝 (大阪大学)  
 松浦 祐一郎 (大阪大学)  
 Daichi TERAMOTO\*<sup>1</sup> Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup>  
 Jihui YUAN\*<sup>1</sup> Yuichiro MATSUURA\*<sup>1</sup>  
 \*<sup>1</sup> Osaka University

In the commercial kitchen, the working environment is growing worse due to cooking pollutants and combustion exhaust gas, so an appropriate ventilation design is necessary. It was suggested that it is better to divide the hood collection phenomenon into capture and containment to treat, and the capture and containment performance at pulse evolution was also analyzed by CFD in previous study. In order to verify the accuracy of the result obtained from CFD analysis, the experiment on grasping capture and containment performance of hood is carried out in this study.

## はじめに

業務用厨房では、食材の揮発成分や油などの調理生成物質や燃焼機器による燃焼排ガスが発生することで、労働環境が劣悪となりやすく、適切な換気量設計が必要である。山中<sup>1)</sup>はフード捕集現象を捕捉と保持に分けて扱うことを提案した。既報<sup>2)</sup>ではCFD (Computational Fluid Dynamics) 解析により、汚染物が瞬間的に発生した際のフードの捕捉および保持性能の把握を行った。本報では、解析の結果と実現象の比較のために、実験的な手法によりフードの捕捉および保持性能の把握を行った。

## 1. 実験概要

### 1.1 実験室概要

実験は大空間である実験棟内の開放空間の一部に排気フードを設置して行った。実験空間の平面図および立面図を Fig. 1 および Fig. 2 に示す。なお、排気フードを取り付けている天板には3つの開口が存在しているが、実験では中央の開口を使用しており、その他の開口は閉じた状態にした。フードサイズは、フードの調理機器に対するオーバーハングが150mmとなるように900mm×900mm×500mmのものを使用した。

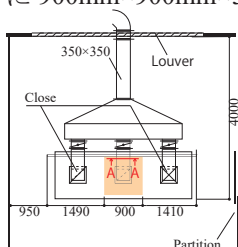


Fig.1 Plan of Experimental Set-up

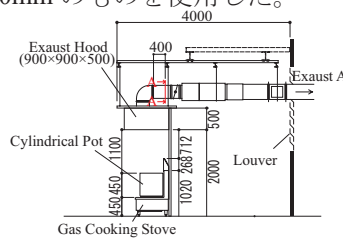


Fig.2 Elevation of Experimental Set-up

### 1.2 対象厨房機器

実験では低放射型機器の寸胴レンジを使用した。使用した低放射型機器を Photo. 1 に示す。

## 2. 実験条件

### 2.1 測定点

測定点は、排気ダクトのエルボによる気流性状の影響を考慮し、エルボ末端から400mmの位置に設けた。測定点の詳細を Fig. 3 に示す。測定点はダクト断面で均等になるように9点設け、a~i と設定した。鉄製の芯棒 (直径6mm) に各測定点に繋ぐテフロンチューブが重ならないように取り付け、チューブの先端が測定点に来るように設置した。またダクトに開けた穴に芯棒を挿し込むことによりできる隙間は、パテおよびシリコンを用いることで埋め、隙間からトレーサーガスが漏れないことを確認した。

### 2.2 排気量

既報<sup>2)</sup>ではガス機器使用時の必要換気量40KQに基づいた排気量条件による検討を行っているが、本章では低排気量時のフード捕集性能の把握を目的として、排気量を面風速が0.2m/sとなる583.2m<sup>3</sup>/hに設定した。



Photo.1 Gas-fired Low Range (Low Radiation Type)

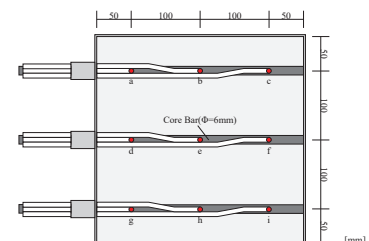


Fig.3 Measurement Point

### 2.3 接続経路

機器の接続経路を Fig. 4 に示す。トレーサーガスには高純度の SF<sub>6</sub> を使用し、鍋上に設置した供給リングから発生させる。本実験では排気ダクト内に設定した 9 つの測定点からトレーサーガスを同時に吸引する。また、ドレンの詳細を Fig. 5 に示す。

### 2.4 到達時間の補正

既報<sup>2)</sup>では汚染物を鍋上で発生させている。これと同条件にするために、実験では SF<sub>6</sub> を 30 秒間発生させ、経路①に充填する操作を行った。また経路③においては、高純度の SF<sub>6</sub> を 500mL 注入した風船をダクトのエルボ付近で破裂させることで、ガスが測定点から測定機器まで到達する時間を測定した。これを複数回行った結果、測定の平均値は 56.8 秒であった。また、測定機器であるリアルタイムガスモニター（以下、測定機器）は、ガスを 130mL/min で吸引する。

## 3. パルス法

### 3.1 測定条件

測定手順を Fig. 6 に示す。チューブ内のガスを完全に放出するためにドレンと測定機器はパルス発生時の 30 秒

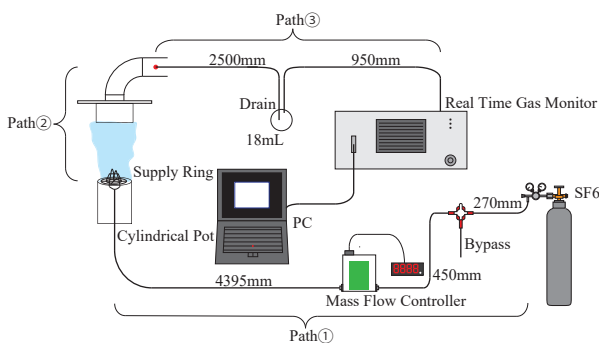


Fig.4 Arrangement of Measuring Apparatus

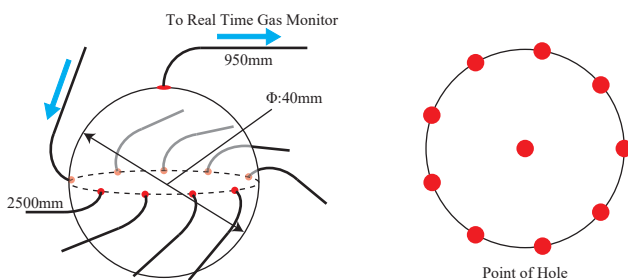


Fig.5 Drain

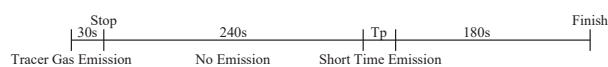


Fig.6 Schedule(Pulse Method)



Fig.8 Schedule(Step-Up Method)

前に接続した。トレーサーガスの発生時間を  $T_p[s]$  とし、 $T_p=2, 3, 5$  について実験を行った。なお、測定機器の較正を 0 ~ 120ppm の範囲で行ったため、濃度応答がその範囲に収まるように、ガスの発生量は 0.12m<sup>3</sup>/h とした。

### 3.2 結果

得られたデータの処理手順を Fig. 7 に示す。元データ (i) の濃度が高い時刻がパルス法を開始した時間である。②における移動平均は 1.0 秒で行っている。さらに、時刻 0 秒より前では濃度が指数関数的に下がっていると想定し、2 点 ( $t_1, C(t_1)$ )、( $t_2, C(t_2)$ ) を通る指数関数で補正を行った。使用した指数関数および  $t_1, C(t_1)$ 、 $t_2, C(t_2)$  の決定方法を式 (1) に示す。なお、式中の濃度  $C$  は移動平均後の値を使用した。 $T_p=2, 3, 5$  の補正後の結果を Table1 に示す。

## 4. ステップアップ法

### 4.1 測定条件

測定手順を Fig. 8 に示す。パルス発生と同様に、ドレンと測定機器はステップアップの 30 秒前に接続した。また、トレーサーガスの発生量は 0.0546m<sup>3</sup>/h とした。これについても、測定機器の較正範囲より発生量を決定した。

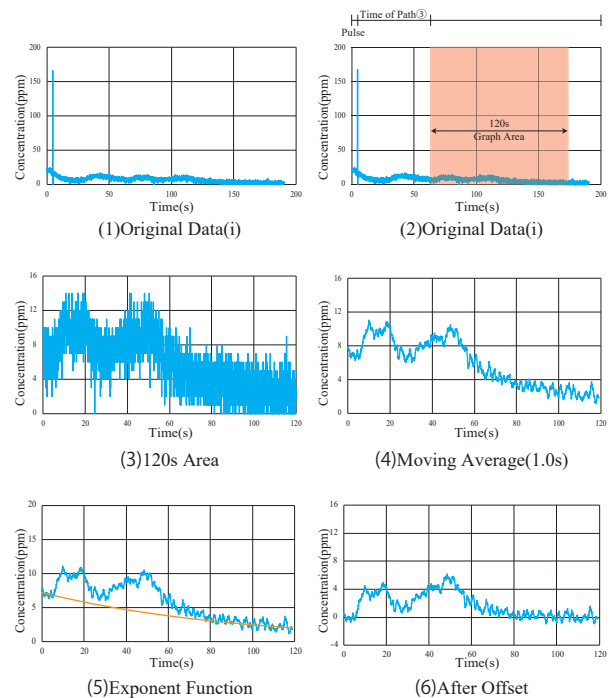
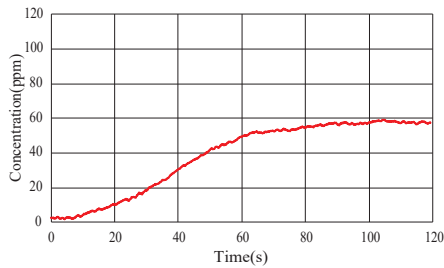
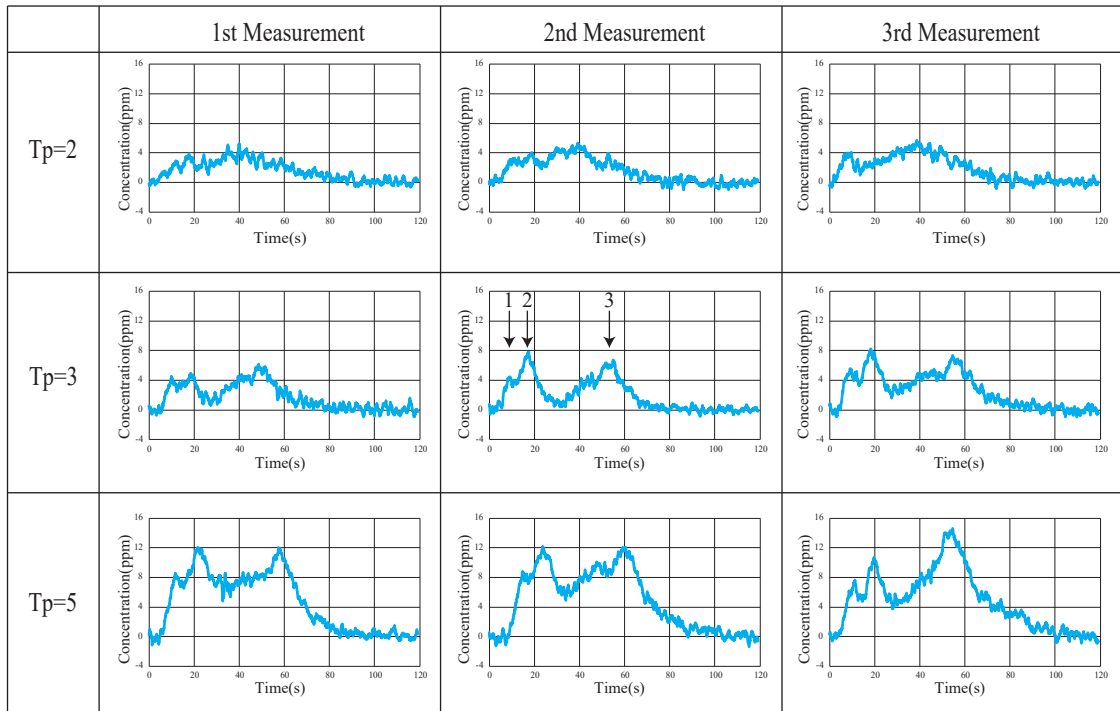


Fig.7 Data Processing

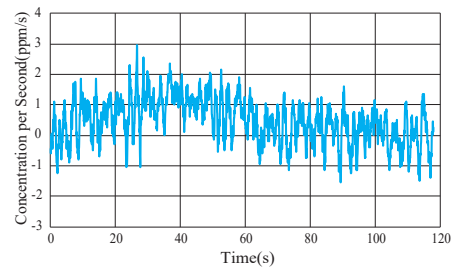
$$\begin{aligned}
 y &= ae^{bt} \\
 a &= C(t_2) / \{C(t_2)/C(t_1)\}^{t_2/(t_2-t_1)} \\
 b &= [\log_e \{C(t_2)/C(t_1)\}] / (t_2 - t_1) \\
 t_1 &= 1.25 \\
 C(t_1) &= \frac{1}{2.5} \int_0^{2.5} c(t) dt \\
 t_2 &= 114.5 \\
 C(t_2) &= \frac{1}{9.05} \int_{110}^{119.05} c(t) dt
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

C: Concentration

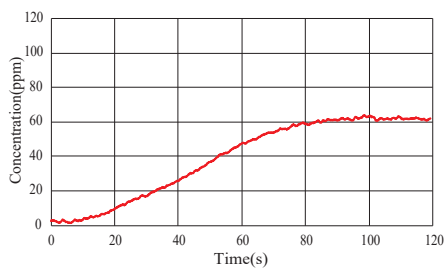
Table1 Variation of SF<sub>6</sub> Concentration(Pulse Method)



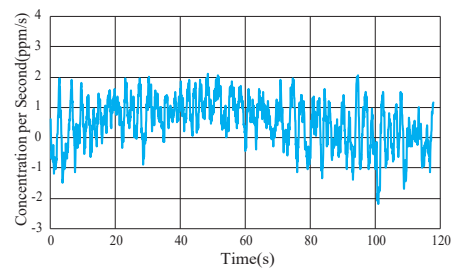
(1)1st Measurement



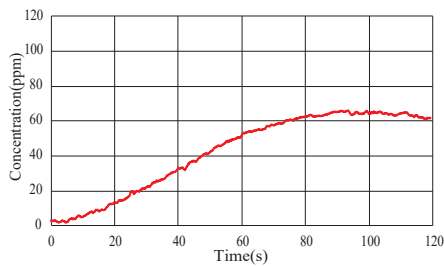
(1)1st Measurement



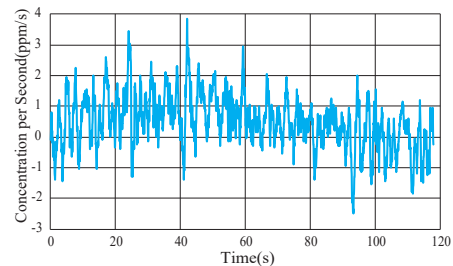
(2)2nd Measurement



(2)2nd Measurement



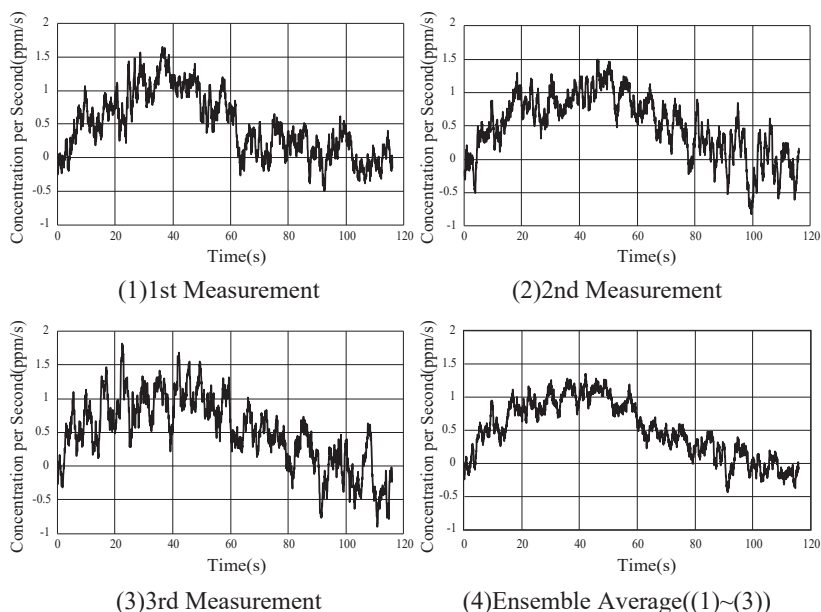
(3)3rd Measurement



(3)3rd Measurement

Fig.9 Variation of SF<sub>6</sub> Concentration(Step-Up Method)

Fig.10 Variation of Differential of SF<sub>6</sub> Concentration(Step-Up Method)

Fig.11 Variation of Differential of SF<sub>6</sub> Concentration(Step-Up Method/Moving Average:3.0s)

## 4.2 結果

結果を Fig. 9 および Fig. 10 に示す。Fig. 10 は Fig. 9 の結果を差分後、1.0 秒で移動平均したものである。パルス法のデータ処理と同様の操作を行ったが、ステップアップはパルスの連続であるため、Fig. 7 の (4) にあたる、移動平均後のデータを差分し、パルス発生時の応答と想定している。

## 5. 考察

### 5.1 パルス法

Table1 より、パルス法によりトレーサガスを瞬間的に発生させたのにも関わらず、応答が横に広がってしまっていることがわかる。このことより、ドレンの体積に問題がある可能性が示唆された。接続経路の応答性について、今後検討を重ねていく必要がある。一方、濃度応答に第 2 波を確認することができた。既報<sup>2)</sup>の解析結果と比較すると、同様に第 2 波を確認していることから、実験においてもフードの捕捉・保持性能を確認することができたと考える。しかし、 $T_p=3$  の測定 2 回目示すように、第 1 波と第 2 波、さらには第 2 波と第 3 波の間隔が非常に大きい。解析結果とは大きく異なる結果であるため、今後さらなる検討が必要である。また、パルス発生を行う 30 秒前にドレンと測定機器を繋ぐチューブを接続させたが、測定時にも濃度が下がりきらなかった。その結果、本報では補正を行った。これについても、ドレンの影響により経路内のガスの流速が小さくなり、ガスが経路内に残っていたため、測定時にも濃度が下がりきらなかったと推察される。今後の実験では、ガスの充填時間やその後の待機時間、測定機器によるガスの吸引について検討していく。

### 5.2 ステップアップ法

Fig. 9 より、濃度が定常状態になるまでに時間はかかるが、定常状態で概ね安定していることが確認できた。9 点から同時に吸引するため、ブルームなどによる測定点ごとの濃度変化が相殺されたため安定したと推察される。また、Fig. 10 より、ステップアップはパルスの連続であるため、本来であれば差分後の結果で負の値をとることはない。しかし実験結果には負の値が見られる。また、差分後の結果をより詳しく見るために、差分後 3.0 秒で移動平均を行った。これを Fig. 11 に示す。これより、応答に第 2 波以降が見受けられなかったため、フードの捕捉・保持の効果を確認することができなかった。

### おわりに

本報では測定時の同時性を確保するためにダクト内に均等に設けた測定点からの同時吸引測定を行ったが、データ数が不十分であるため、未だフードの捕集性能を把握できたとは言い難い状況である。今後は、接続経路の見直しやドレンの検討など、本実験で明らかになった課題について検討を行った上で十分なデータ数を揃えるとともに、本実験を対象とした解析からフードの捕集性能の把握を行う必要がある。

### 参考文献

- 1) 山中俊夫：厨房の局所排気フードの捕集率と制御面風速、pp.309-312.2014.06
- 2) 松浦祐一郎、山中俊夫、衛藤文：業務用厨房における局所排気フードの捕集原理に関する研究（その 17）CFD 解析による捕捉・保持の分離手法に関する検討、空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集、E-25、2018.09



業務用厨房における局所排気フードの捕集原理に関する研究  
 (その19) CFD解析による整流板条件がフード捕集性能に及ぼす影響の検討  
**Capture and Containment Mechanism of Local Exhaust Hood in Commercial Kitchen**  
**(Part19) Influence of Hood Capture Performance with Baffle Plate by CFD**

○松浦 祐一郎 (大阪大学)      山中 俊夫 (大阪大学)  
 小林 知広 (大阪大学)      袁 継輝 (大阪大学)  
 寺本 大智 (大阪大学)

Yuichiro MATSUURA\*<sup>1</sup> Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup>  
 Jihui YUAN\*<sup>1</sup> Daichi TERAMOTO\*<sup>1</sup>  
 \*<sup>1</sup>Osaka University

In a commercial kitchen, the environment is growing worse due to a large amount of effluences of heat and cooking substances. To make a comfortable kitchen environment and reduce energy consumption, it is necessary to remove them efficiently with minimum exhaust flow rate. In this paper, the influence of the baffle plate shape of hood and its installation height on the capture efficiency of cooking substance was grasped by CFD analysis using a model of actual size. In addition, the capture efficiency was also calculated based on the result of CFD analysis in this study.

はじめに

業務用厨房では、長時間連続の調理により発熱量が多くなる上に調理生成物由来のオイルミストや臭気が発生することで、労働環境が劣悪となりやすく、適切な換気量設計が必要である。山中<sup>1)</sup>はフード捕集現象を捕捉と保持に分けて扱うことを提案した。既報<sup>2)</sup>では、家庭用厨房で用いられることの多い整流板を業務用厨房に導入し、フード捕集率の測定を行うことでその形状及び排気量が捕集率に及ぼす影響について検討を行った。本報では、CFD解析による整流板を用いた捕集率検討を行い、その形状が捕集率に与える影響について検討を行う。

1. 解析概要

1.1 対象機器と解析空間

解析空間を Fig. 1 に示す。Fig. 1 に示すように対称性を考慮し、それぞれに対称面の設定を行い、解析空間の1/4の空間で解析を行った。機器は、実物大<sup>3)</sup>の調理機器を想定して600×600×800mmのガスレンジに直径

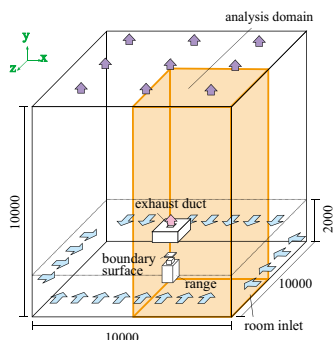


Fig. 1 Analysis Domain

				F
			C	E
		A	B	D

320mm、高さ190mmの鍋1個を設置し、水沸騰時の上昇気流を対象とした。

1.2 解析条件

解析条件を Table 1、境界条件を Table 2 に示す。調理機器から発生する気流の再現には、鍋上方での風速測定値を算出し、鍋上方の仮想面 (PV 面) に規定する PV 法 (Prescribed Velocity Method) を用いた。風速の規定について Fig. 2、Fig. 3 に示す。また今回汚染物流量を把握する必要があるため、既往研究<sup>4)</sup>での業務用鍋の上昇気流モデルの発生量を用いた。

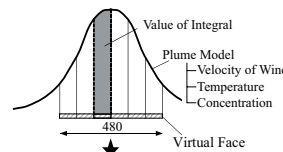


Fig. 2 Setting Method

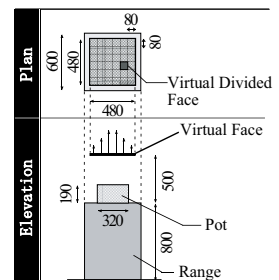


Fig. 3 Plan and Elevation

Table 1 Calculation Condition

	Stationary
CFDcode	Fluent 17.2
Turbulence model	Standard k-ε model(SKE)
Algorithm	SIMPLE
Discretization Scheme	QUICK
Analysis domain	5000×5000×10000mm

Table 2 Boundary Condition

	Distance from center [m]	y velocity of wind [m/s]	Temperature [°C]	Amount of combustion exhaust gas (Normalized) [kg/kg]	Amount of cooking substance (Normalized) [kg/kg]	k [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	ε [m <sup>2</sup> /s <sup>3</sup> ]
A	0.057	1.017	88.66	0.0888	0.1461	1.17E-02	8.17E-03
B	0.127	0.744	66.41	0.0475	0.0419	6.20E-03	3.21E-03
C	0.170	0.544	51.37	0.0250	0.0118	3.33E-03	1.25E-03
D	0.204	0.397	41.2	0.0130	0.0032	1.78E-03	4.89E-05
E	0.233	0.290	34.33	0.0067	0.0009	9.50E-04	1.91E-04
F	0.283	0.155	26.55	0.0018	0.0001	2.71E-04	2.91E-05

### 1.3 整流板条件

整流板条件の概要を Table 3、Fig. 4 に示す。各整流板の寸法を設定するにあたり、整流板をフードサイズとの割合で設定し、フード寸法に対するフード端から整流板までの距離の比を  $L_1$ (%)、フード寸法に対する中央開口部の長さの比を  $L_2$ (%)、フード高さに対する整流板の中央開口部から排気ダクトまでの距離の比を  $L_3$ (%) とした。また既報<sup>2)</sup>にて整流板の中央に開口を設けた条件(以下、中央開口条件)及び格子状の整流板を用いた条件(以下、格子条件)において整流板が無い条件と比較して捕集率の向上が見られたため、中央開口条件及び格子条件を中心に検討を行った。中央開口条件は、 $L_1$  及び  $L_2$  がフード捕集性状に及ぼす影響をより明確にするために条件(ii)を基準とし、 $L_1$  を 10% に固定して  $L_2$  を変化させた 2 条件(i)、(iii)、 $L_2$  を 33% に固定して  $L_1$  を変化させた 2 条件(iv)、(v)を設定した。また格子条件は、既報<sup>2)</sup>と同様の条件(vi)、(vii)に設定した。整流板の設置高さによるフード捕集性状の違いについての検証を目的として、設置高さの条件をフード下端面高さに加えてフード下端面から鉛直方向上向き 200mm の高さに整流板を設けた条件についての検討も行った。

condition of baffle plate					exhaust flow rate [m <sup>3</sup> /h]
type of baffle plate	L1[%]	L2[%]	L3[%]	opening rate [%]	
(1)without baffle plate	-	-	-	-	540 (40KQ)
(2)center open type	(i)	-	22	41	
	(ii)	10	33	47	
	(iii)	-	66	80	
	(iv)	5	-	30	
	(v)	20	33	47	
(3)grid type	(vi)	12	-	75	
	(vii)	18	-	52	

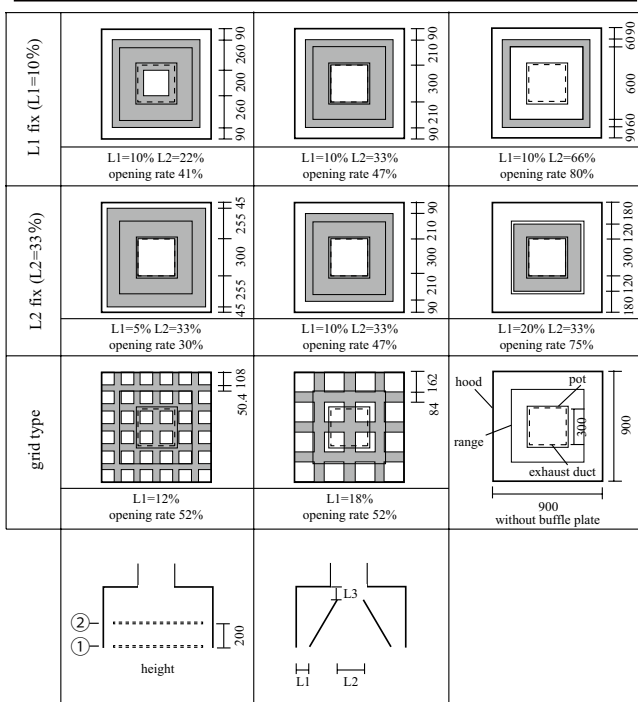


Fig. 4 Type of Baffle Condition

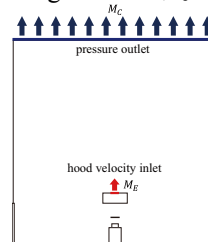
なお、整流板は、既報<sup>2)</sup>で用いた厚さ 10mm を想定した。

### 1.4 フード捕集率

フード捕集率は、調理生成物質及び燃焼排ガスがフード排気口を通過する量  $M_E$  と自然流入出に設定した天井面を通過する量  $M_C$  を足し合わせたものを汚染物発生量とし、フード排気口を通過する量を汚染物発生量で除したものをフード捕集率とした。捕集率算出概要を Fig. 5 に示し、その関係式を Eq. 1 に示す。

### 2. 結果と考察

各整流板条件における捕集率算出結果を Fig. 6、Fig. 7、Fig. 8 に示す。その結果より捕集率の傾向に特徴が見られた条件に着目する。まず整流板無し条件及び整流板基本条件である条件(ii)の整流板設置高さ各条件、捕集率の向上が比較的に見られた条件(v)、(vi)及び捕集率の向上がさほど見られなかった条件(i)の風速スカラー分布、風速ベクトル図を Fig. 9、Fig. 10 に示す。なお、条件(vi)ではフード中央断面に格子条件の特徴である開口部が見られないため、フード中央断面より 100mm 前方の開口が点在している断面を用いたが、その他の条件ではフード中央断面における結果を示す。また前述の整流板条件におけるフード中央断面の濃度分布を Fig. 11、フード下端面における風速分布を Fig. 12 に示す。



$$\eta = \frac{M_E}{M_C + M_E} \quad \text{Eq. 1}$$

$M_C$ : 天井から排出される汚染物の質量流量 [kg/s]

$M_E$ : フードで排気される汚染物の質量流量 [kg/s]

Fig. 5 Capture Efficiency

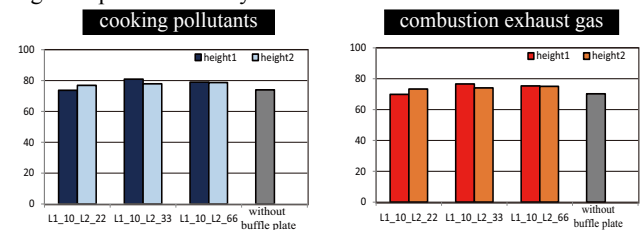


Fig. 6 Capture Efficiency(L1 fix)

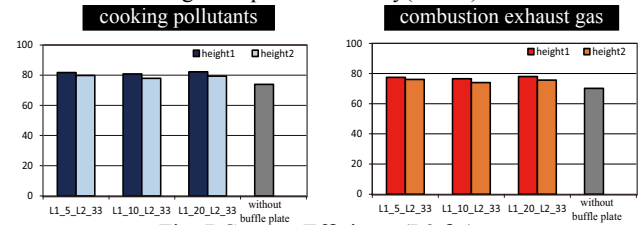


Fig. 7 Capture Efficiency(L2 fix)

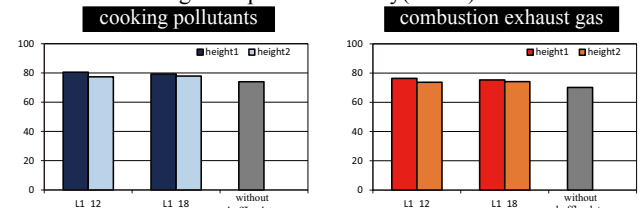


Fig. 8 Capture Efficiency(grid type)

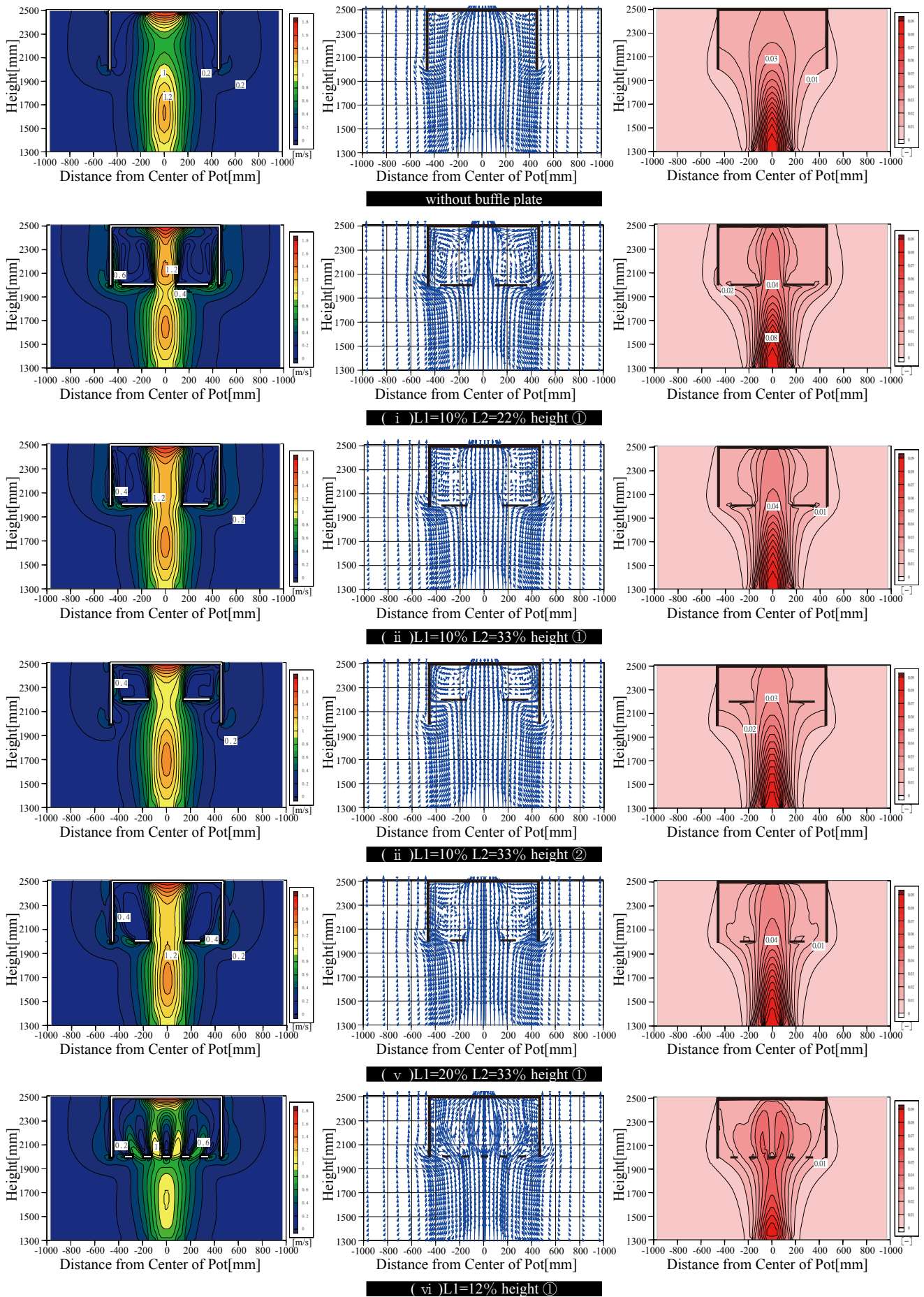


Fig. 9 Air Velocity Contour

Fig. 10 Air Velocity Vector

Fig. 11 Concentration Contour

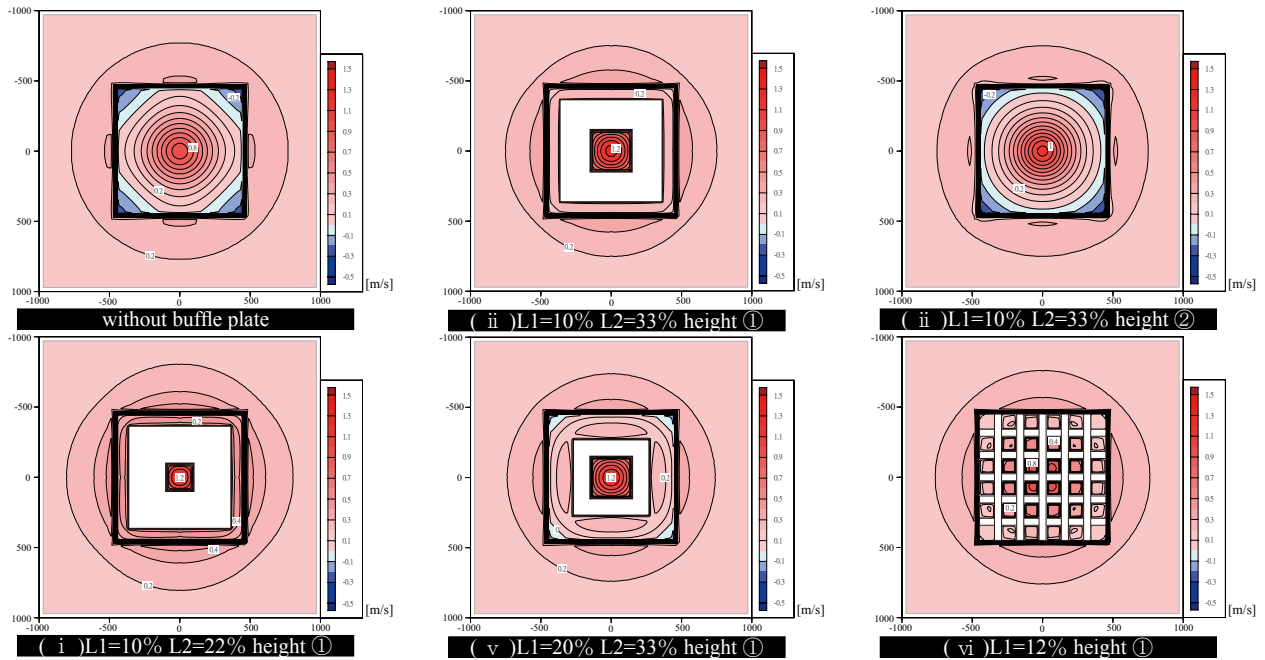


Fig. 12 Air Velocity Contour

2.1 整流板設置高さによる影響

Fig. 6～Fig. 8 より整流板高さ条件①の方が整流板高さ条件②よりも捕集率が良くなる傾向が見られた。この要因として Fig. 12 に示すように整流板高さ条件①においてフード下端面では、全体的に鉛直方向上向きの気流性状が見られ、その結果、一度フード内に取り込まれた汚染物がフード外へと溢流する傾向が小さくなり、捕集性能が向上したためと考えられる。一方で整流板高さ条件②では、フード下端面から整流板が離れているため、整流板高さ条件①と比較して整流板の開口による面風速上昇の効果が小さいと考えられ、Fig. 10 より整流板に衝突した汚染物がフード側面へと流れ、フード側面に衝突した後、フードと整流板の隙間から捕集されず、フード外へ溢流する挙動が見られた。

2.2 整流板形状による影響

(1) 中央開口 (L1=10%固定)

整流板無し条件と比較すると条件 ( i ) では捕集率の向上が見られなかった。この要因として条件 ( i ) は中央開口面積が小さいため面風速の上昇を期待できるが、Fig. 11 に示すように整流板に汚染物が衝突し、フード外へ溢流する傾向が増加したためと考えられる。一方で条件 ( ii ) では、条件 ( i ) と比較して捕集率の向上が見られた。以上より中央開口面積の大小によるフード外への溢流傾向の増減が捕集率に及ぼす影響は大きいといえる。

(2) 中央開口 (L2=33%固定)

整流板無し条件と比較すると各条件で捕集率の向上が見られた。しかし、L1 の違いによる捕集率の差はさほど見られなかった。この要因として Fig. 9～Fig. 11 より開口面積の大小による面風速の変化が見られるが、一方

で開口面積の大小による汚染物が整流板に衝突し、フード外へ溢流する傾向の変化も見られる。以上のように L2 を変化させることにより面風速の増減の効果及び溢流傾向の増減の効果が相殺されるためと考えられる。

(3) 格子

条件 ( vi ) の方が条件 ( vii ) と比較して捕集率が大きい。この要因として Fig. 9～Fig. 12 に示すように条件 ( vi ) の方が一つ当たりの開口部面積が小さいため、面風速の上昇が期待でき、点在している開口部の数が多いため、整流板に汚染物が衝突した場合において捕集されやすいことが挙げられる。

おわりに

本報では、整流板形状及び設置高さが捕集率に及ぼす影響を CFD 解析により把握した。今後は、解析手法の再検討及び既報<sup>2)</sup> で用いた寸胴レンジをモデル化した解析を行う予定である。

【謝辞】

本研究は大阪ガス (株) との共同研究によるものであり、種々の便宜を図っていただいた関係者各位に深く感謝致します。

【参考文献】

- 1) 山中俊夫：厨房の局所排気フードの捕集率と制御面風速、日本建築学会近畿支部研究報告集、pp.309-312、2014.6
- 2) 衛藤、山中、松浦：業務用厨房における局所排気フードの捕集原理に関する研究 (その 16) 整流板形状の違いによる局所排気フードの捕集特性に関する検討空気調和・衛生工学会学術研究発表会論文集、E-24、2018.9
- 3) 藤村、山中、甲谷、桃井、相良、増井：業務用厨房における局所排気フードの捕集メカニズムに関する研究 (その 3) フードサイズが燃焼廃ガス及び調理生成物質の捕集性能に及ぼす影響、空気調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集、第 4 巻 pp.316-319、2015. 3
- 4) 百瀬、山中、甲谷：上昇気流モデルを境界条件とした業務用厨房内の気流解析法に関する研究、空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文集、pp. 409-412、2003. 9

## 高密度街区における建物の通風設計に関する研究 (その1) 風洞実験による壁面風圧及び建物間風速分布

### Ventilation Design Method of Buildings Located in High Density Block Area (Part 1) Distribution of Cp Value and Velocity between Buildings based on Wind Tunnel Test

○福山 莞爾 (大阪大学)                      山中 俊夫 (大阪大学)  
Lim Eunsu (東洋大学)                      小林 知広 (大阪大学)  
佐嶋 俊彦 (大阪大学)

Kanji FUKUYAMA\*<sup>1</sup>    Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup>    Eunsu LIM\*<sup>2</sup>  
Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup>    Toshihiko SAJIMA\*<sup>1</sup>  
\*<sup>1</sup> Osaka University    \*<sup>2</sup> Toyo University

The purpose of this research is to suggest a stable ventilation method, that utilizes wind effect, for office buildings located in where buildings densely distributed. This paper first shows the result of the wind tunnel test to obtain wind pressure coefficient and wind velocity of the modeled building. Based on a study varying a slit size between buildings located in block, a correlation between these value and slit size is to be shown. Then, total pressure that was calculated by wind pressure coefficient and wind velocity is to be shown and to be proposed the wind profile flow into blocks.

#### はじめに

近年、オフィスビルや商業施設等において省エネルギーやBCPの観点から自然エネルギーの利用が注目されている。その中でも自然換気は、中間期の冷房負荷の削減が期待できる。しかし、中高層建築が密集した都市の市街地（以下、高密度街区）では建物間の気流の流れが複雑になり、換気量予測に困難がある。その際に換気量の予測の上で必要になるのが、建物壁面の風圧係数及び壁面周辺の風速である。そこで本報では、高密度街区の建物を対象として、風圧係数及び風速の取得を目的とした風洞実験を行い、街区における建物間の距離（以下、隣棟間距離）による風圧係数及び風速の分布から得られる知見を報告する。

#### 1. 街区のモデル化概要

Fig.1 に街区モデルの概要を、Fig.2 に測定対象とした街区モデルを示す。竹林ら<sup>1)</sup>の大阪・心斎橋地区を研究の対象とする道路幅と建物高さによる風通しに関する研究では、グロス建蔽率(Gross BCR)を48.0%であった。

本研究では、大阪市中央区のオフィスビルが並ぶ街区を参考にモデル化し、測定対象街区モデルを、Fig.2 のように4つのCaseを設定する。また、全てのCaseで測定街区以外の周辺街区は前述した値に近いグロス建蔽率が51.8%になるCase3（隣棟間距離：8mm）のものとする。ここで、グロス建蔽率は建築面積の合計を道路等の公共用地を含めた全体面積で除したものである。

#### 2. 風洞実験による風圧係数・風速の取得

##### 2.1 風洞実験概要

街区内の気流性状を把握するために、風圧係数及び建物間の風速の取得を目的とした風洞実験を行った。Fig.3 に風洞断面図及び模型配置図を示す。対象建物を中心とする直径1.4kmの範囲を縮尺1/1000で再現し、境界層流下で測定を行った。Fig.4 にアプローチフローの鉛直速度分布及び乱流強度を示す。風洞内に模型を設置しない状態でI型熱線風速計を用いて1.0kH、60sで測定した。風洞内風速は、床上900mm高さのピトー管位置で10m/sに設定した。風圧係数及び風速比の基準速

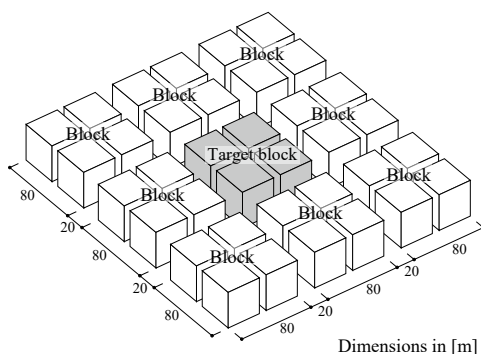


Fig.1 Block model

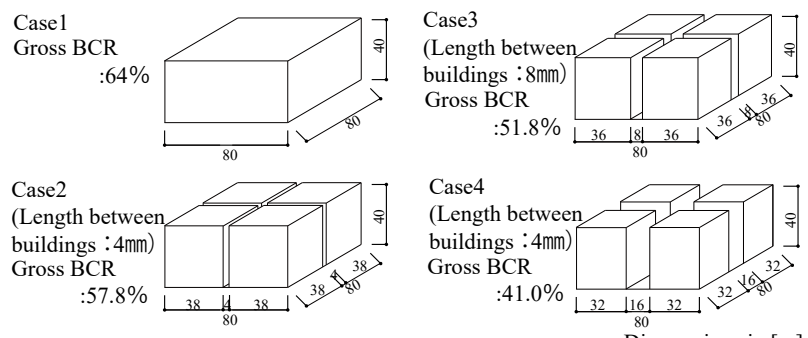


Fig.2 Target block model

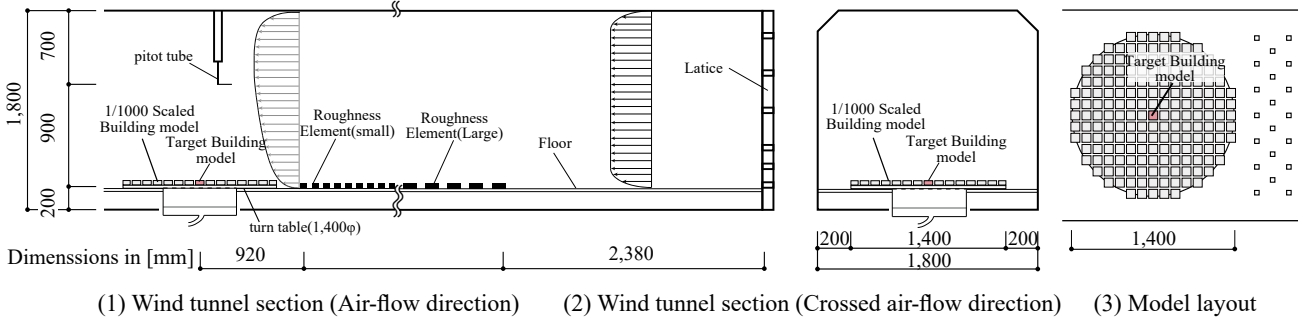


Fig.3 Abstract of wind tunnel test

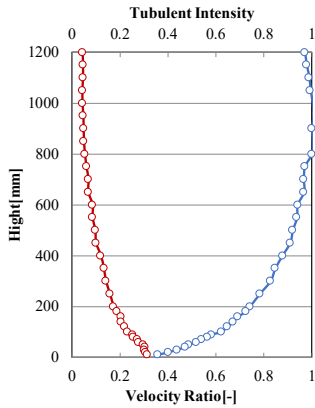


Fig.4 Approach flow in wind tunnel

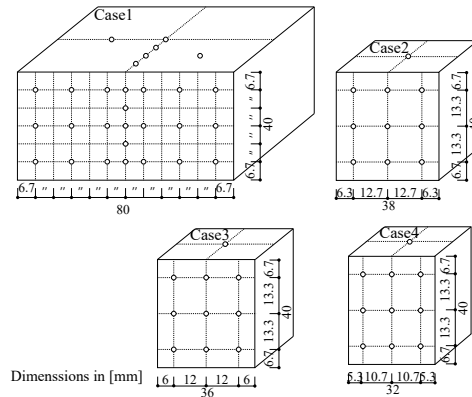


Fig.5 Target model and Cp value measured points

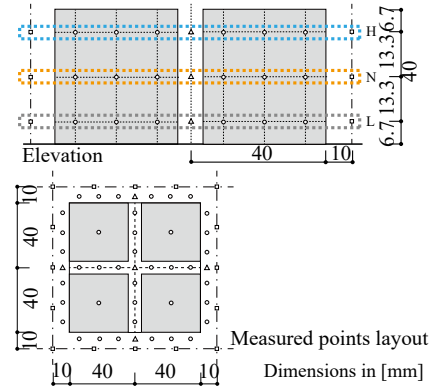
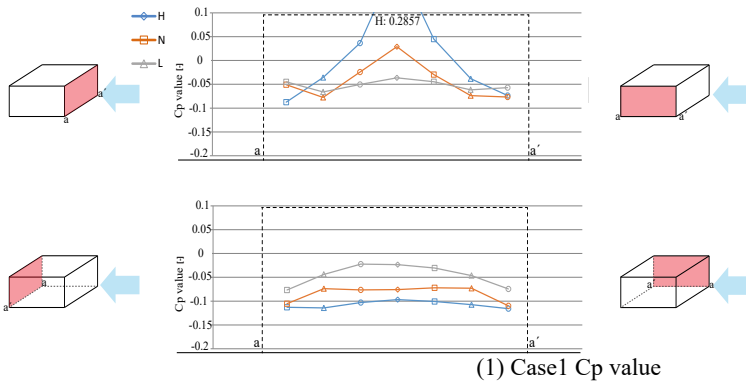
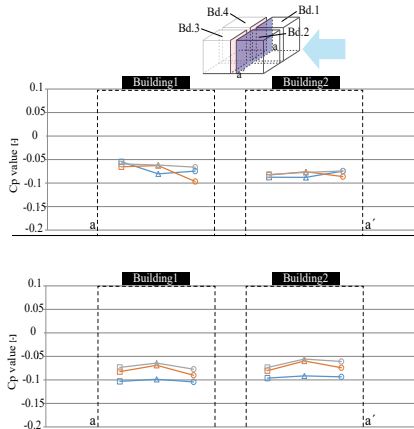
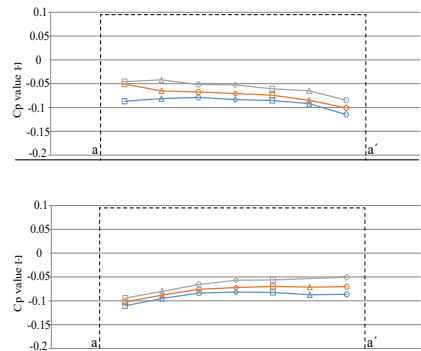


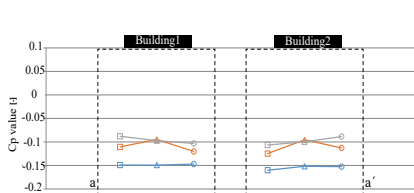
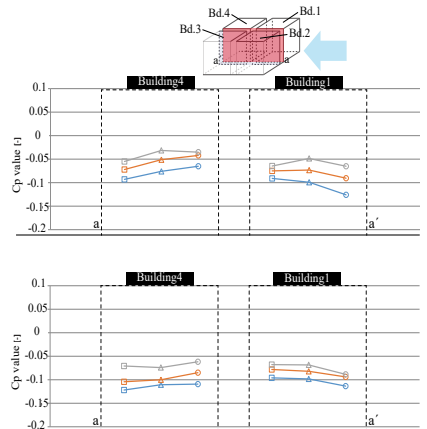
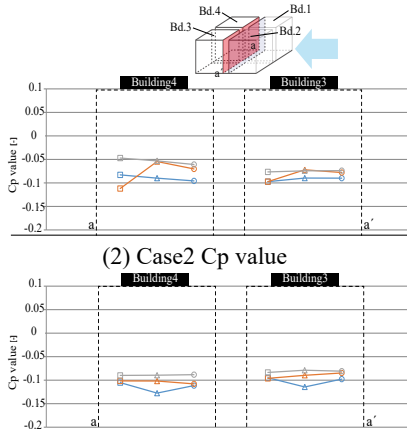
Fig.6 Wind velocity measured points



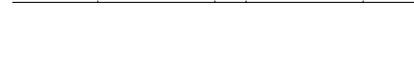
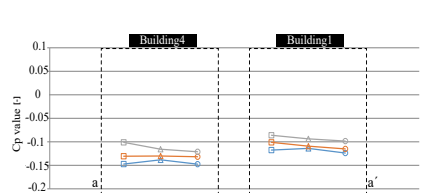
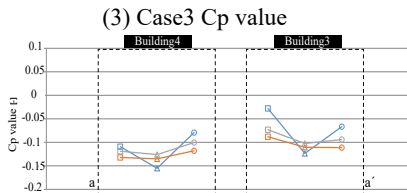
(1) Case1 Cp value



(2) Case2 Cp value



(3) Case3 Cp value



(4) Case4 Cp value

Fig.7 Pressure coefficient Cp value

度圧はピトー管速度圧と風速プロファイルにより算出した測定対象建物の軒高(FL+40 mm)の速度圧とする。また、風洞内基準静圧は、ピトー管静圧とした。Eq.1に風圧係数の定義式を示す。

$$C_p = \frac{P}{P_R} \quad (\text{Eq.1})$$

## 2.2 実験条件

Fig.5に対象建物模型と風圧測定点を示す。測定点は、Case1は壁面23点・天井面6点、Case2~4は壁面9点・天井面1点でとし、微差圧計(Validyne社, DP45)により測定した。風圧係数は各点500Hz, 120sとした。Fig.6に風速の測定点を示す。測定点は、風圧係数測定点前の点、街区の中心点、道路中心線上の点とし、応答性7秒の無指向性熱式風速計(KANOMAX Model 1570)で測定した。風速測定は各点200Hz, 60sとした。また、風速は基準化風速 $v$ とし、その定義式をEq.2に示す。

$$v = \frac{V}{V_R} \quad (\text{Eq.2})$$

## 2.3 実験結果及び考察

### (1) 風圧係数

Fig.7に実験で得られた風圧係数を示す。ただし、結果による対称性を確認したため、主流方向については片面の結果のみを示す。また、Fig.8に風圧係数と隣棟間

距離の関係を示す。ただし、Fig.7と同様、対称性から主流方向については片面の結果のみを示す。建物低層部では周辺街区の建物の影響で風圧係数が小さいが、高層部になるにつれて大きくなる。また、隣棟間側につれて風圧係数が小さくなる傾向にあり、街区中心では、換気駆動力が小さくなることが示唆される。Fig.8から分かるように、隣棟間距離が大きくなるほど、風圧係数は負圧側に大きくなる傾向がみられ、最大で2倍ほどの差が見られ、隣棟間距離は大きいほど、空気流入が想定できる風上側との差圧が大きくなりやすいことが分かる。

### (2) 風速分布

Fig.9に建物間の風速を示す。また、Fig.10に風速と隣棟間距離の関係を示す。Fig.9から分かるように、上図では、測定高さに関係なく建物の風下に位置する測定点では風速が小さい。また、下図ではおおよそ風速が一定になっているが、Case2では風下に向かって減少の傾向、Case4では若干の増加の傾向がある。隣棟間距離8mmを境界として、何某かの影響で速度が増加しているが、動圧が増加する、つまりエネルギーが増加していることが原因であると推察される。Fig.10から分かるように、主流直方向では、隣棟間距離が大きくなるほど風速が早くなる傾向がみられるが、主流方向ではその傾向がみられず、隣棟間距離が小さいからといって速度が減衰しやすいとは限らない。

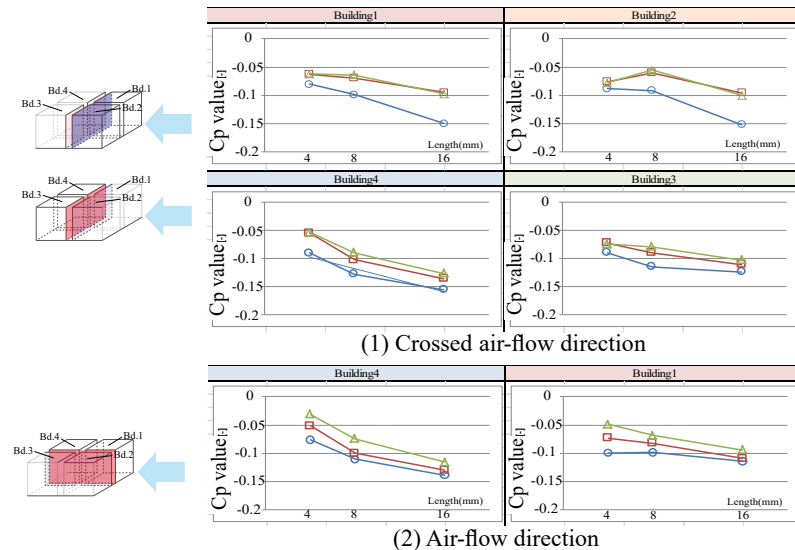


Fig.8 Comparison of p.c. Cp value between case2-4

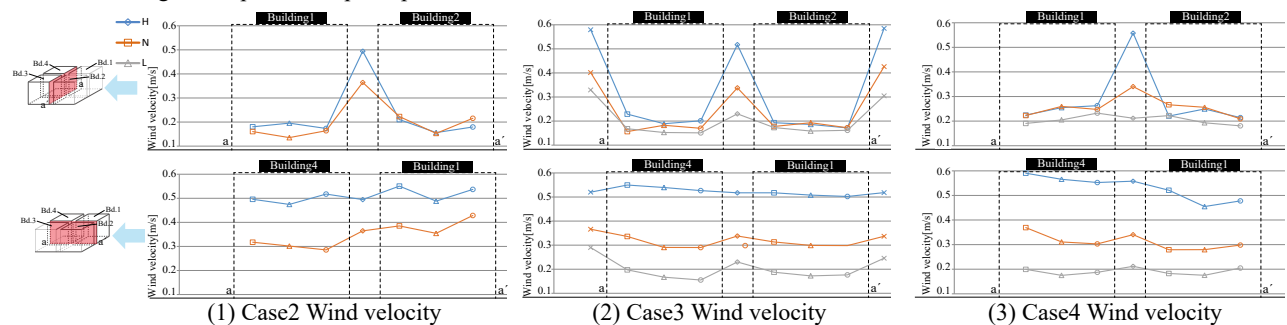


Fig.9 Wind velocity distribution [m/s]

## 3. 測定点から算出した全圧の評価

### 3.1 評価方法

実現現象という観点から、静圧及び動圧を分離して考えることは分別がなく、全圧という風の持つエネルギーの点から、街区周辺における気流性状を検討する。Eq.3に測定した風圧及び風速より全圧を算出する式を示す。

$$P = \frac{1}{2} \rho V^2 + p_s \quad (\text{Eq.3})$$

また、街区に流入する風の全圧基準として、Case1のCase2~4での街区内部通路の位置に相当する測定点の壁面静圧(=全圧相当)を示し、各Caseと比較して街区内の分布をみ

る。ここで、全圧の算定点は各建物壁面の中心の高さである。

### 3.2 全圧結果及び考察

Fig.11 に測定した風圧及び風速から算出した全圧の分布を示す。街区内の隣棟間に対して、グラフでは、上側に全圧、下側に静圧を示しており、その両者の差が動圧と解釈できる。主流方向では、全 Case において街区内部路を中心として全圧が下に凸、静圧は上に凸な曲線になっている。全圧が風上から徐々に減少しているのは、壁面との摩擦抵抗でエネルギーが減少しているため、またそれに反比例して静圧が増加（動圧は減少）しているのは、動圧が運動エネルギーを減少する過程で一部が壁面風圧に変化しているからと分かる。また、風下側の建物において風下に向かうにつれて徐々に全圧が増加しているが、これは上空からの運動エネルギー供給がなされたと考えられる。つまり、高密度街区においては単純に主流方向だけでなく、高さ方向においても、気流と建物壁面における運動エネルギーのやりとりがあることが伺えた。さらに上空からの運動エネルギーの供給は、隣棟間距離が大きいほど、大きくなる傾向がみられた。

### 4. おわりに

本報では、実在する高密度街区をモデル化し、街区内部に通路の無い場合、及び3つの異なる隣棟間距離に対し

て風圧係数及び風速分布の結果を取得した。また、それらから全圧を算出し、街区内の気流性状を検討した。その結果、風圧係数分布においては、隣棟間距離が大きいほど負圧に大きく、換気駆動力が大きくなると示唆された。風速分布において、主流直行方向では建物の影響で風速は小さくなり、主流方向ではほぼ一定の風速になっているが、隣棟間距離が大きい 16 mm においては風速は増加傾向にあり、動圧が増加していることが推測された。また、隣棟間距離が大きくなるにつれて風速も大きくなるという相関が得られた。全圧分布において、摩擦抵抗により全圧は小さくなり運動エネルギーを損失しているが、街区風下側において上空からの運動エネルギー供給があることが示唆され、また隣棟間距離が大きいほどその傾向は強い、という知見が得られた。今後は、本報に示さなかった隣棟間距離においても CFD 解析により検討をし、より詳細な相関を把握する。また、高密度街区における気流性状を把握し定量的評価を行い、より体系的な知見を得る。

#### 【注釈】

$C_p$ : 風圧係数 [-],  $p$ : 測定した風圧 [Pa],  $P_R$ : 基準動圧 [Pa],  $v$ : 基準化風速 [-],  $V$ : 測定した風速 [m/s],  $V_R$ : 基準風速 [m/s],  $P$ : 全圧 [Pa],  $\rho$ : 空気の密度 [kg/m<sup>3</sup>]

#### 【参考文献】

- 1) 竹林ら：気候資源としての風の利用を目的とした街路形態街路空間の風通しの関係の分析, 日本建築学会環境系論文集, 74(635):pp.77-82

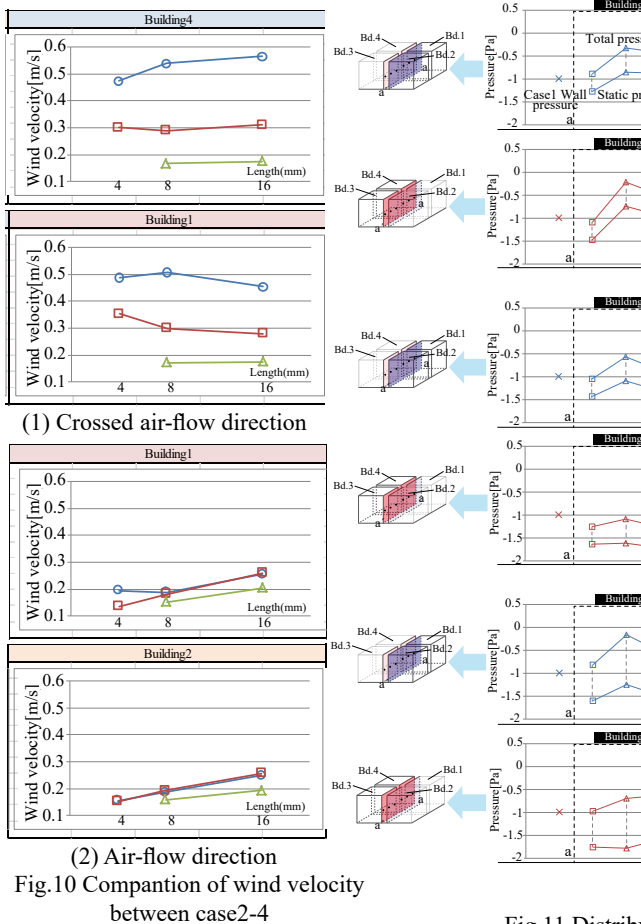


Fig.10 Comparison of wind velocity between case2-4

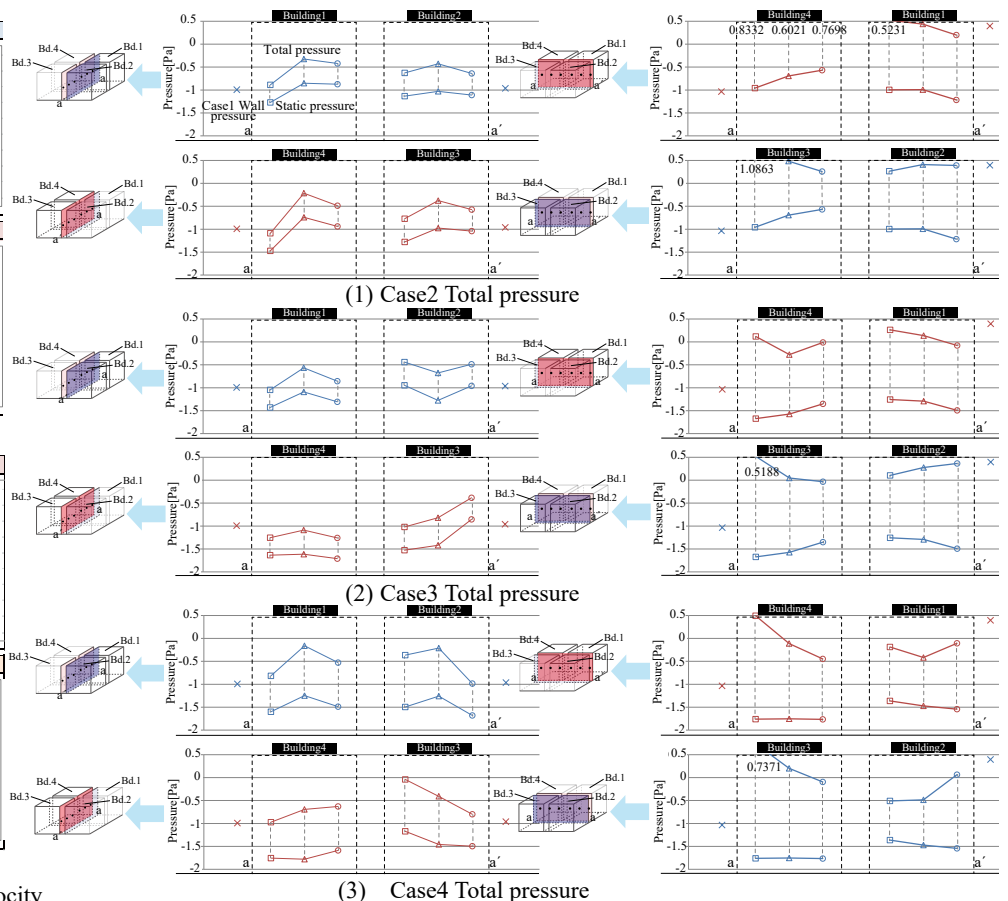


Fig.11 Distribution of total pressure based on Cp value and velocity



高密度街区における建物の通風設計に関する研究  
 (その2) CFD解析による建物間気流解析

Ventilation Design Method of Buildings Located in High Density Block Area  
 (Part 2) Airflow Characteristics between Buildings using CFD Analysis

○佐嶋 俊彦 (大阪大学)                      山中 俊夫 (大阪大学)  
 Lim Eunsu (東洋大学)                      小林 知広 (大阪大学)  
 福山 莞爾 (大阪大学)

Toshihiko SAJIMA\*<sup>1</sup>      Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup>      Eunsu LIM\*<sup>2</sup>  
 Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup>      Kanji Fukuyama\*<sup>1</sup>  
 \*<sup>1</sup> Osaka University      \*<sup>2</sup> Toyo University

When designing natural ventilation buildings, it is necessary to decide opening area and aim of air change rate. However in buildings located in city where buildings are densely distributed, the way of ensuring stable ventilation is very important matter and estimation of flow rate is not easy. This study focus on  $C_p$  value and the airflow between buildings located in high density block area. And wind tunnel test using city block model was conducted. This paper shows the results of CFD anlysis to grasp similarity of airflow around small-scaled city block model.

はじめに

本研究は、中高層建築が密集した都市の市街地（以下、高密度街区）における建物間の通風に着目したものである。前報<sup>1)</sup>では、モデル化した高密度街区の1/1000縮尺モデルを用いて、壁面風圧係数の取得および建物間気流性状の把握を目的とした風洞実験の結果を報告した。しかし、風洞実験において大縮尺のモデルを用いる際には、実験における模型周りの気流場と実スケールにおける建物周りの気流場が十分に相似を満たしているかの検討を行う必要がある。そこで本報では、Fig.1に示すような風洞での縮小模型実験を再現したCFD解析を行い、アプローチフローの風速をパラメータとして、建物間の気流場の相似性について検討を行った結果を報告する。

2. 解析概要

2.1 解析手法

本解析は、風洞での縮小模型実験を想定したものである。解析領域に配置した街区モデルをFig.2に示す。風洞実験で使用した縮小模型のうち、隣棟間距離が最小の条件(4[mm])である街区モデルを解析対象とした。Fig.3に解析領域およびメッシュレイアウトを示す。解析領域は、 $X=4,480, Y=840, Z=400$ とし、本実験で使用した風洞の一部を再現し、断面中央に街区モデル(3行×3列)を設置した状態を作成した。解析概要をTable 1に示す。乱流モデルは、非定常計算モデルのLESを用い、低レイノルズ流れや遷移の伴う流れなどで精度向上が期待できるWALEモデルを用いた。まず、標準k-εモデル(SKE)の結果の解析結果を初期値とし、計算開始後の1,000 time stepをSKEからLESへの移行期間とみなして結果を破棄し、その後の5,000 time stepを本計算とした。

2.2 境界条件

解析条件をTable 2に示す。流入境界条件におけるアプローチフローの上空風速  $V_0$  (FL+900[mm]) を1.0, 5.0,

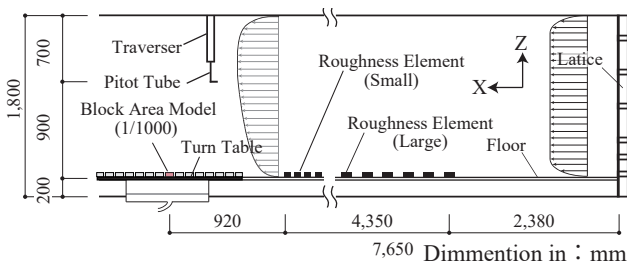


Fig.1 Summary of wind tunnel test

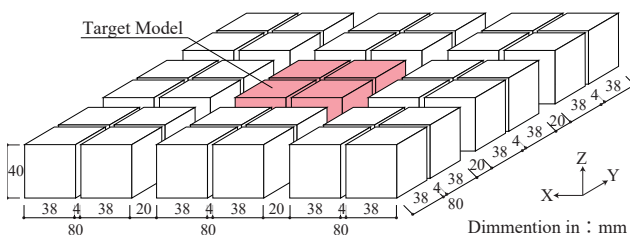


Fig.2 Block area model of CFD Analysis

Table1 Summary of CFD

CFD Code	Fluent19.1
Turbulence Model	Large Eddy Simulation WALE Model ( $C_w=0.325$ )
Algorithm	SIMPLE
Discretization Scheme for Advection Term	Central Differencing
Boundary Condition	Inlet Velocity : Profile (experimental value)
	Outlet Outflow
	Wall Two Layer Model of Linear-Log Law
Total Number of Cells	2,275,875

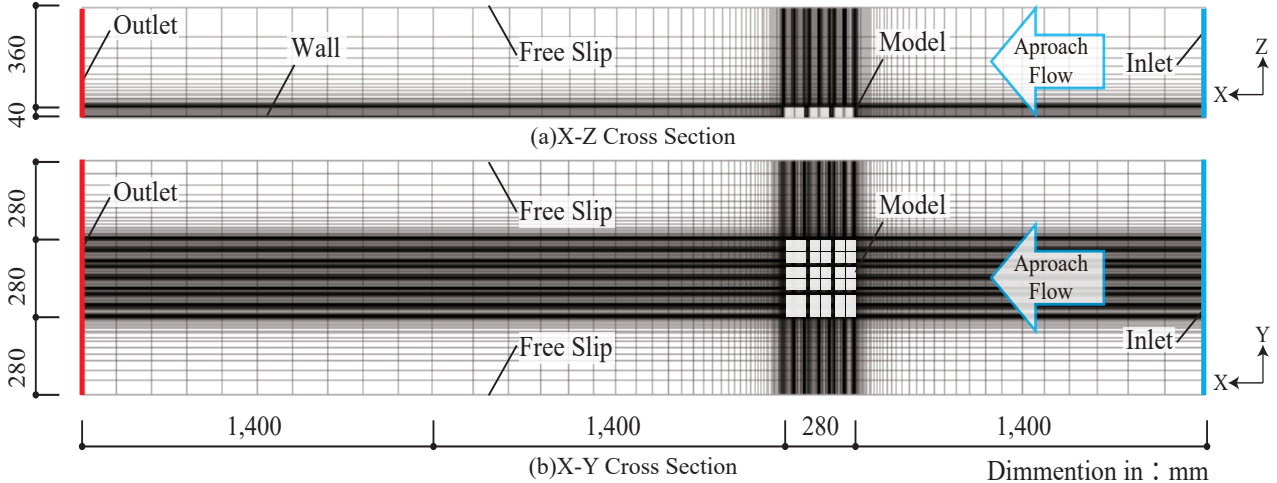
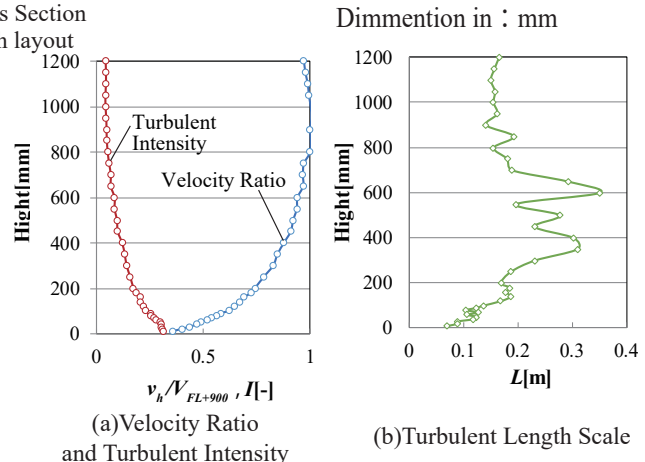


Table 2 Analysis condition

	$V_0$	Time Step Size	Time Step
Case1	1.0m/s	0.01sec.(100Hz)	5000
Case2	5.0m/s	0.002sec.(500Hz)	
Case3	10.0m/s	0.001sec.(1000Hz)	
Case4	50.0m/s	0.0002sec.(5000Hz)	
Case5	100.0m/s	0.0001sec.(10000Hz)	

Fig.5 Mesh layout



(a) Velocity Ratio and Turbulent Intensity (b) Turbulent Length Scale

Fig.4 Approachflow Profile (Experimental Value)

10.0, 50.0, 100.0[m/s] と変化させた計 5 条件で行った。流入境界に与えたアプローチフローの風速比、乱流強度、および乱れのスケールの鉛直分布を Fig.4 に示す。上空風速を風速比の基準風速とする。アプローチフローは、本研究における風洞実験時の測定結果を用いた。また、計算時間間隔 [s] は、上空風速に応じて決定し、各条件で以下の式 (1) で示されるクーラン数  $C$  が等しくなるようにした。

$$C = \frac{v \cdot \Delta t}{\Delta l} \quad (1)$$

$v$ : 流速 [m/s]  
 $\Delta t$ : 時間間隔 [s]  
 $\Delta l$ : 解析格子の要素サイズ [m]

3. 結果と考察

Fig.5 に風速のモニター点を示す。モニター点は、対象街区モデルにおける街区内部通路の交差点で各高さ 1 点ずつの計 3 点設定した。

3.1 風速の経時変化

Fig.6 にモニター点での  $h=20.0$ [mm] における X, Y, Z 各成分の風速比 (各点の成分風速 / アプローチフローの上空風速) の経時変化を示す。Case1, Case2 では、粘性力の影響が支配的になり、街区内部での風速比の変動が 0.1 程度あるのに対し、Case3-5 では、Case3 がやや小さいものの 0.3~0.4 程度で変動していることが確認できる。

3.2 壁面風圧係数分布

Fig.7 (A)-(E) に各ケースにおける壁面風圧係数分布、

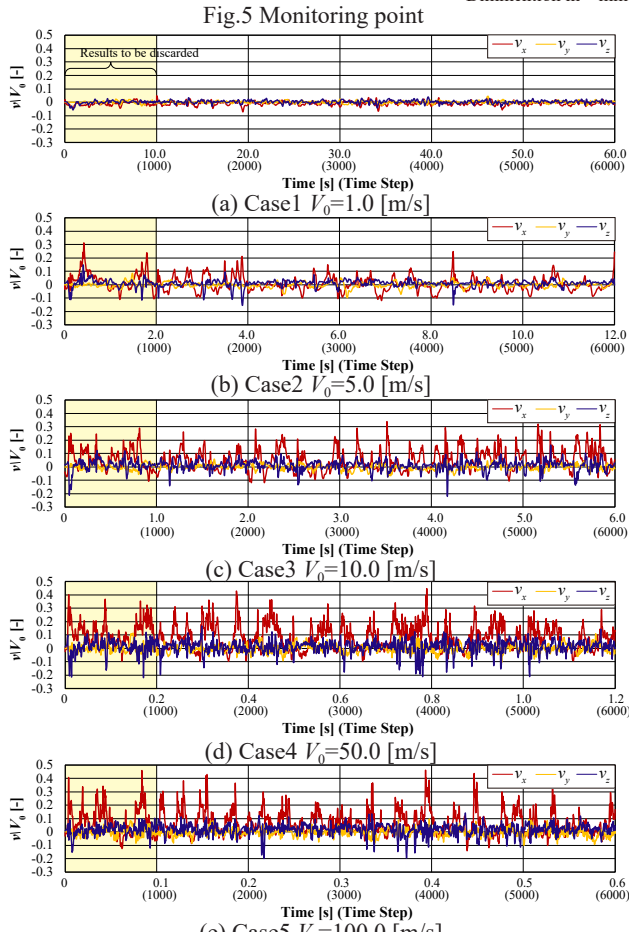


Fig.6 Variation of Velocity Ratio ( $h=20.0$ [mm])

およびその凡例を示す。(a)は主流に直交する壁面、(b)は主流に平行な壁面における風圧係数を示している。風圧係数の基準速度圧は、街区モデル軒高( $h=40[\text{mm}]$ )におけるアプローチフローの速度圧とした。また、実験時のピトー管位置を想定し、流入境界より1,400[mm]離れた解析領域上端の位置における静圧を解析領域内の基準静圧とした。(a)のアプローチフローの主流に直交する壁面においては、殆どの条件において風上・風下に関わらず、街区内の通路側に近いほど、正圧よりになる傾向が見られた。一方で、Case1については、壁面内の風圧係数がほぼ均一になっており、分布の勾配が小さくなっ

ている。(b)のアプローチフローの主流に平行な面では、全条件において風上側から風下側にかけて、また低い位置ほど負圧よりから正圧よりになる傾向がみられる。また、Case1-4において上空風速が大きくなるにつれて徐々に壁面風圧係数分布の勾配が大きくなる傾向が見られ、Case4,5では、分布に大きな違いは見られない。また、(a),(b)ともにCase2~5において風圧係数の分布に大差はないが、Case2,3においては他の条件に比して、やや負圧よりになっている。これは、風圧係数の算定対象面が、解析領域内の静圧分布の中でも非常に微差圧であるため、平均化時間が十分でなかった可能性が示唆される。

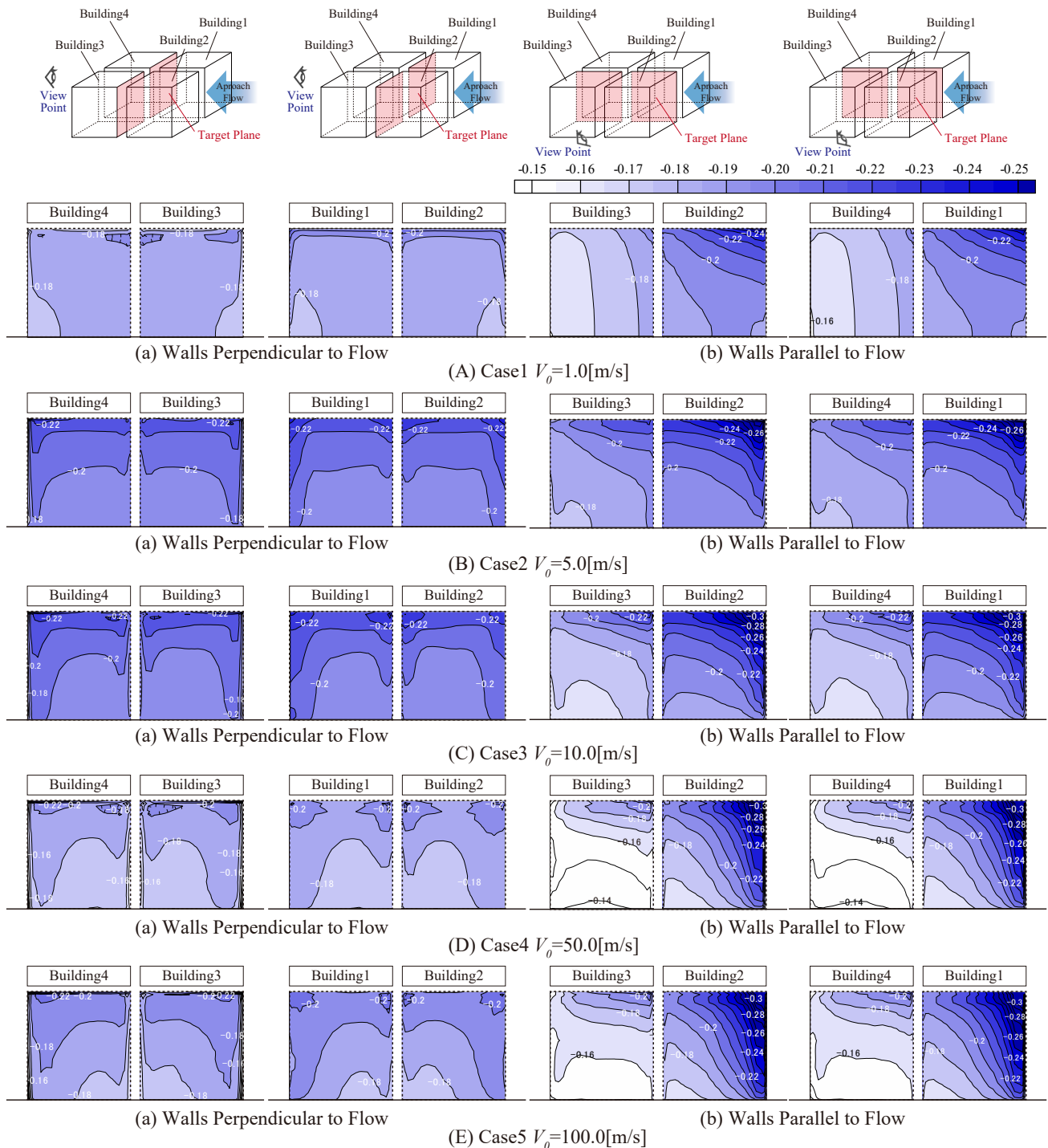


Fig.7 Wind Pressure Coefficient Distribution

A-31

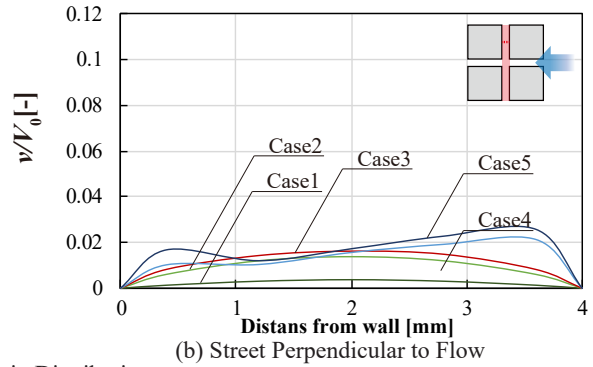
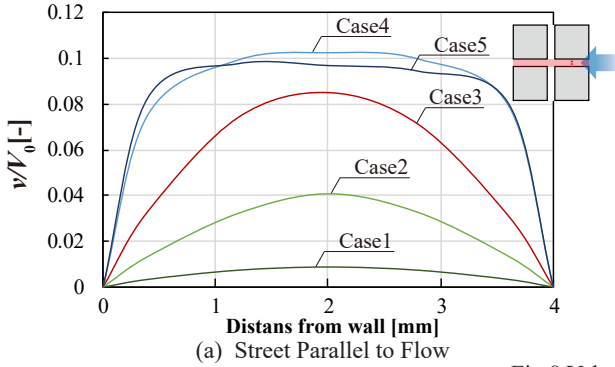


Fig.8 Velocity Ratio Distribution

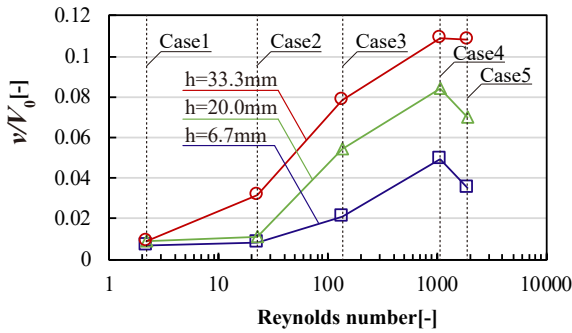


Fig.9 Reynolds number and  $v/V_0$

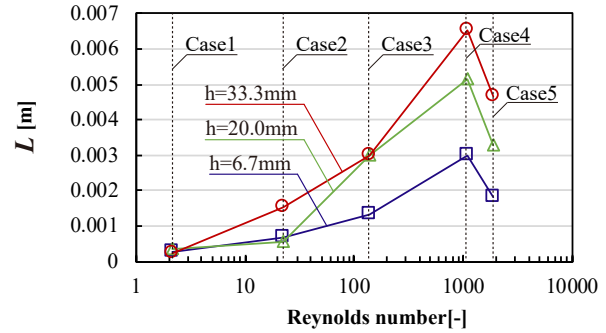


Fig.10 Reynolds number and Turbulent Length Scale

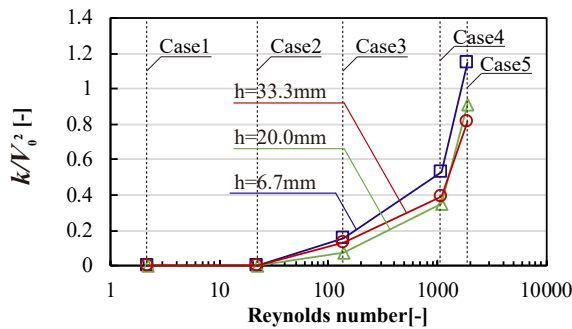


Fig.11 Reynolds number and Turbulent Kinetic Energy

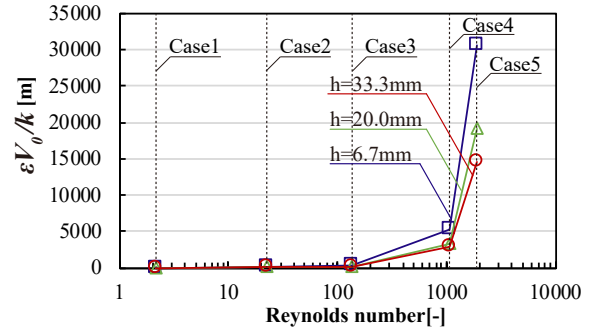


Fig.12 Reynolds number and Turbulence Dissipation Rate

### 3.3 建物間風速分布

(a) 主流に直交する方向と (b) 主流に平行な方向における街路内通路の高さ  $h=20[\text{mm}]$  での風速分布を Fig.8 に示す。Case1~4 において上空風速が増すにつれ、壁面からの速度勾配が大きくなる傾向が見られ、Case4, 5 では大きな差異は見られない。実験では、通路中央位置での風速を測定したが、実スケールに比して粘性の影響を受け、やや小さく見積もられている可能性がある。

### 3.4 レイノルズ数と各種乱流統計量の相関

Fig.9~12 に各条件におけるモニター点のレイノルズ数と各種乱流統計量の相関を示す。 $v, k, \varepsilon$  については各ケース間で比較を行うため、上空風速  $V_0(\text{FL}+900[\text{mm}])$  による基準化を行った。Fig.9, 10 よりレイノルズ数とともに風速比、乱れのスケールは増加し Case4 で最大になり、Case5 で減少する傾向が見られた。また、Fig.11, 12 より、乱流エネルギー、エネルギー消失率はレイノルズ数とともに増加する傾向が見られた。総じて、Case1,2 においては粘性力の影響が支配的であるのに対し、Case3 は、アプローチフローの上空風速を大きくした条件と比べ、分布に大きな違いはないものの流体の粘性の影響が含まれることに留意が必要であると考えられる。

### 4. おわりに

本報では、アプローチフローの風速をパラメータとし、建物間の気流場の相似性について検討を行った。結果、本実験の測定値に流体の粘性の影響が含まれ、風速比については 2 割程小さい値、風圧係数については分布の勾配が小さく評価されている可能性があることが示された。今後は、本解析における平均化時間について再度検討するとともに、風洞実験での測定値を精度検証データとして風洞実験を再現した CFD 解析を行い、より詳細な街区間距離と風圧係数の相関を検討する所存である。

#### 【注釈】

式中で使用した記号を下記に示す。

$C$ : クーラン数 [-]	$V_0$ : 上空風速 [m/s]
$h$ : 高さ [mm]	$\varepsilon$ : エネルギー散逸率 [ $\text{m}^2/\text{s}^3$ ]
$k$ : 乱流エネルギー [ $\text{m}^2/\text{s}^2$ ]	$C_p$ : 風圧係数 [-]
$\Delta l$ : 解析格子の要素サイズ [m]	$C_p = \frac{p_s}{p_w}$
$L$ : 乱れの長さスケール [m]	$p_s$ : 各点の壁面静圧 [Pa]
$\Delta t$ : 計算時間間隔 [s]	$p_w$ : 基準動圧 [Pa]
$v$ : 流速 [m/s]	

#### 【参考文献】

- 1) 福山莞爾他：高密度街区における建物の通風設計に関する研究(その1) 風洞実験による壁面風圧及び建物間風速分布，空気調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集, 2019.3 掲載予定

**自然換気口吹出気流のCFDモデリング手法に関する研究**  
**(その1) ペリカウンター組込型を対象とした等温場の風速分布測定実験**  
**Study on CFD Modeling Method of Airflow from Natural Ventilation Opening**  
**(Part1) Velocity Measurement under Isothermal Condition for Built-in Peri-Counter Box Type**

○明石 大 (大阪大学)                      小林 知広 (大阪大学)  
 山中 俊夫 (大阪大学)                      袁 継輝 (大阪大学)  
 丹羽 達哉 (大阪大学)

Hajime AKASHI\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup> Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup>  
 Jihui YUAN\*<sup>1</sup> Tatsuya NIWA\*<sup>1</sup>  
 \*<sup>1</sup> Osaka University

HVAC system designers often use CFD to predict airflow properties of natural ventilation (NV). However, calculating airflow pattern in the entire of office is difficult, because CFD analysis requires a huge number of computational grids. Therefore, it is important to properly simulate airflow through NV opening while reducing calculation load. The purpose of this paper is to clarify the characteristic of airflow from built-in peri-counter box used for NV system and to obtain true value and boundary conditions for CFD analysis.

### はじめに

日本の建築では古くから自然換気・通風が積極的に利用されており研究例も多い<sup>1)</sup>。近年では省エネルギーやBCPの観点から非住宅建築物においても自然換気システムへの関心が高まっており、オフィスビルでの導入例も多い<sup>2)</sup>。オフィスを対象とした自然換気設計時には風速や温度、濃度分布の事前検討のためにCFD解析が行われることも多いが、比較的大空間の室内CFD解析を行う際には細かな計算格子を全体に用いることは計算負荷の観点から難しい。そのため自然換気口周辺にも比較的粗い計算格子を適用する利用例も多いと思われるが、その場合に複雑な内部形状の自然換気口からの流入気流を適切に再現し得るとは限らず、これまでに十分な検討もなされていない。

そこで、本研究ではペリカウンター組み込み型自然換気口に着目し、吹出気流のCFD解析による適切な再現方法を提案することを目的とする。本報では、CFD解

析の境界条件となる吹出口近傍風速と解析精度検証時の真値としての吹出口周辺の風速分布を実験室実験により測定した結果を報告する。

### 1. 実験概要

大阪大学工学部の実験棟内に自然換気装置を含むペリカウンター周辺空間の一部を実寸大で作成し、等温状態で実験を行った。実験装置の立面図及び平面図をFig.1とFig.2に示す。自然換気口には、定風量型自然換気装置(オイレSCO社, エコレーター ER-f)を用い、開度は最大で固定した。自然換気装置からの外気流入はファンによる送風で再現し、吹出面風速の分布を一様にするを意図して自然換気装置をチャンバー(940×910×150 [mm])に接続し、チャンバー上部にダクトを接続して送風した。なお、チャンバー内には整流効果を期待してFig.2に示す遮風板を設置した。送風量は風量調整ダンパーにより400 [m<sup>3</sup>/h]で固定した。このとき、ダクト経路中に設けた絞り機構(アイリスダンパー)の前後差圧を微差圧計(Validyne社, DP-45)

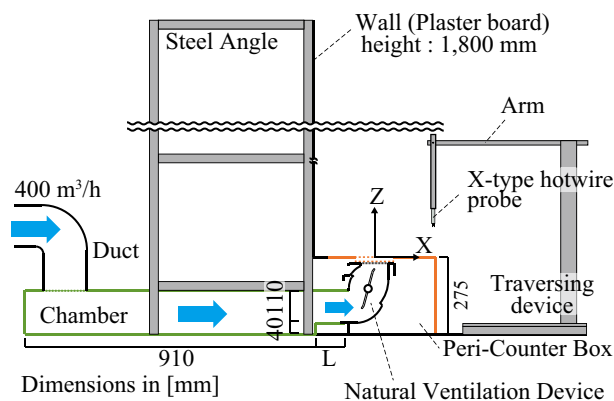


Fig.1 Experimental Space Section

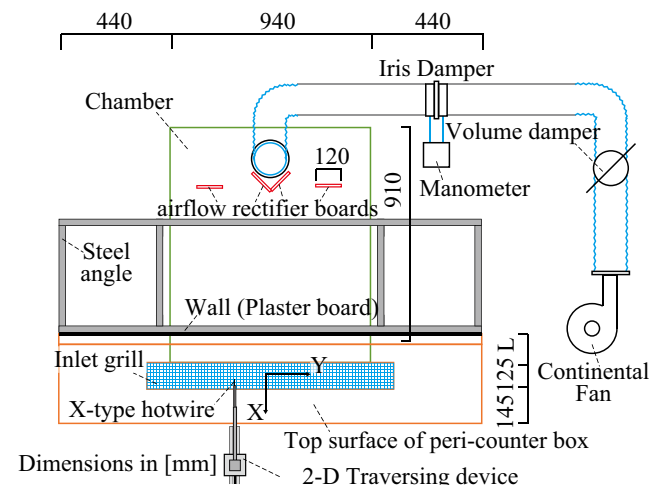


Fig.2 Experimental Space Plan

で計測することで風量の確認を行った。自然換気装置はペリカウンター内部に収まっており、気流は自然換気装置流出口の上部に位置するペリカウンターの開口部から吹出グリルを介して鉛直上向きに流入させた。窓ガラス面は石膏ボードの壁面 (1820×1820 [mm]) で模擬し、吹出面との距離を変更可能な仕様とした。

壁面と吹出口との距離が吹出気流に与える影響を把握するため、グリル端部から壁面までの距離 (L) を変更し、100, 200 [mm] の2条件について Fig. 1 に示すペリカウンター中央の鉛直断面 (Y=0 [mm]) 上で二次元風速分布を測定した。実験条件及び測定点数を Table 1 に、測定点配置を Fig. 3 に示す。上記の風速分布に加え、CFD 解析時の境界条件取得のため、Z=5 [mm] の高さで吹出面の風速分布の測定も行った。測定点は Fig. 4 に示すように、9 点 (X 方向) × 11 点 (Y 方向) の計 99 点とし、Case1 の条件下で測定を行った。

全測定において風速は X 型熱線風速計を用いて測定し、X 成分及び Z 成分風速を測定可能な向きとなるようプローブをアームに固定した。サンプリング周波数は 1.0 [kHz] とし、平均化時間は 1 分間とした。なお、測定点の移動には

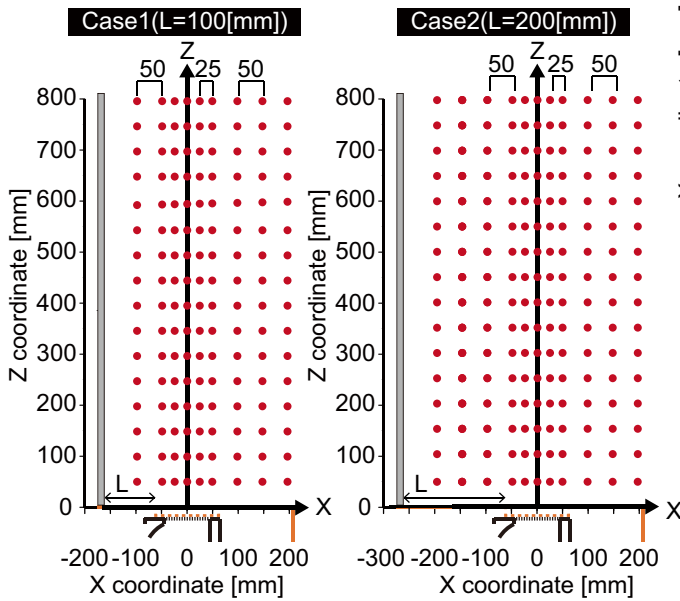


Fig.3 Sampling Point

Table 1 Experimental Condition

	Case 1	Case 2
Distance from the wall (L) [mm]	100	200
Total Number of Measurement points	144	176

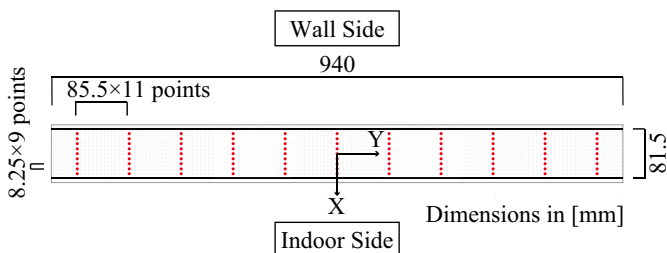


Fig.4 Sampling Point for Boundary Condition

二次元の電動トラバースャーを使用した。

## 2. 境界条件取得を目的とした吹出面風速の測定実験

### 2.1 平均風速

Fig. 5 に Z=5 [mm] の高さで測定した吹出面風速の測定結果を示す。なお、結果は X 成分と Z 成分を合成したスカラー風速の時間平均値である。X=0 [mm] において風速が低下していることがわかる。これは、今回用いた自然換気口内部の定風量制御弁が流路中央に設置されていることの影響と考えられる。また、Y 方向に注目すると、Y 座標が正方向の領域で風速が逆側よりも若干大きくなっている傾向が見られる。これは、ファンから送風された気流をチャンバー内で一様にする意図で設置した遮風板が気流に影響を与えたことが考えられる。

### 2.2 Y 方向断面における平均風速ベクトル分布

Fig. 6 に Y 方向断面における風速ベクトル図を示す。前節同様 Y 座標が負である Y= -427.5 [mm] の方が、正である Y=427.5 [mm] より全体的に風速が低く出ていることが分かる。また、Y=0 [mm] も含め X=0 [mm] における風

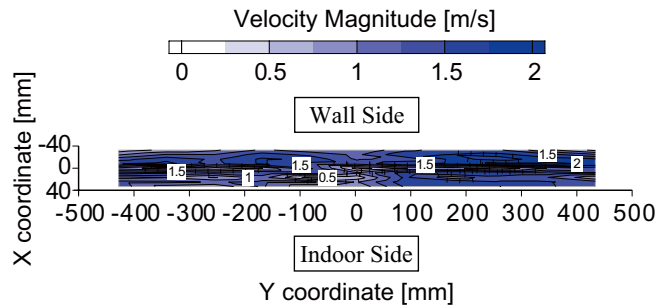


Fig.5 Velocity Contour for Boundary Condition

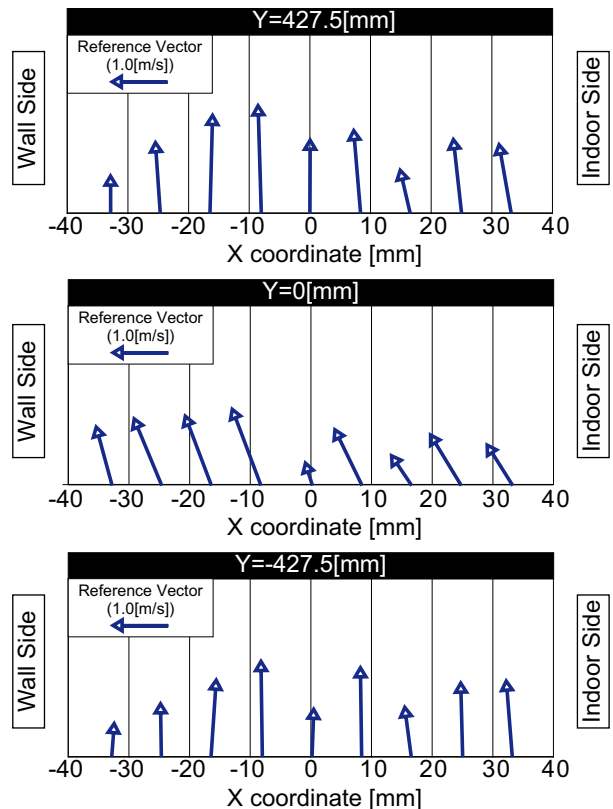


Fig.6 Velocity vector of section

速が減少していることがわかる。これらは前節で述べた結果と一致していると言える。Y=0 [mm] と他の2列を比較すると、Y=0 [mm] の時のみ全測定点で壁面に向かう気流が見られた。これは、ファンからの送風が壁面を伝い、中央で気流が衝突し壁面に向かったと考えられる。

### 2.3 乱流統計量

本測定において用いた X 型熱線風速計では2方向の風速のみ測定可能であるため、乱流エネルギー  $k$  については以下の (Eq.1) のように算出した。

$$k = \frac{1}{2}(\overline{u_x^2} + \overline{u_y^2} + \overline{u_z^2})$$

$$= \frac{3}{4}(\overline{u_x^2} + \overline{u_z^2}) \quad \text{(Eq.1)}$$

また、エネルギー散逸率  $\varepsilon$  は自己相関係数  $R_{ave}(\tau)$  を (Eq.2) で算出し、 $R_{ave}(\tau)$  が初めて0となる時刻を  $\tau_0$  とすると、 $R_{ave}(\tau)$  を0から  $\tau_0$  まで積分し特徴時間  $T_{ave}$  を (Eq.3) のように得る。(Eq.4) より特徴時間  $T_{ave}$  に X 成分と Z 成分を合成したスカラー風速  $u_{ave}$  の時間平均値を乗じ積分長さスケール  $\Lambda$  を求める。(Eq.5) より  $\Lambda$  に定数  $C_D$  を乗じることで代表的な渦の長さスケールを求める。エネルギー散逸率  $\varepsilon$  は乱流エネルギーと代表的な渦の長さスケールを用いて

$$R_{ave}(\tau) = \int_0^{\tau} \frac{u_{ave}'(t) \times u_{ave}'(t+\tau)}{u_{ave}'(t)^2} dt \quad \text{(Eq.2)}$$

$$T_{ave} = \int_0^{\infty} R_{ave}(\tau) d\tau = \int_0^{\tau_0} R_{ave}(\tau) d\tau [s] \quad \text{(Eq.3)}$$

$$\Lambda = \overline{u_{ave}} \times T_{ave} [m] \quad \text{(Eq.4)}$$

$$l = C_D^{\frac{1}{4}} \times \Lambda [m] \quad \text{(Eq.5)}$$

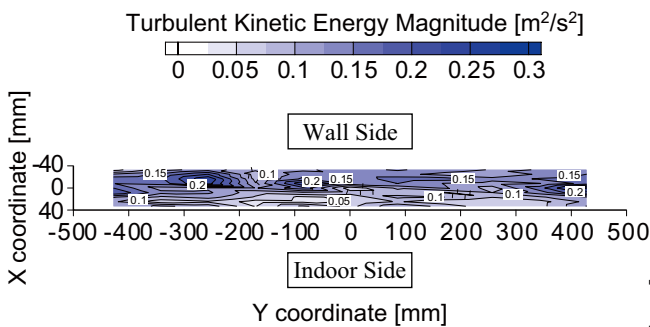


Fig.7 Turbulent kinetic energy of boundary condition

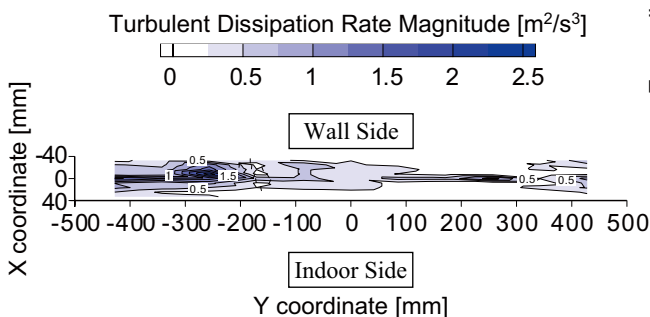


Fig.8 Turbulent dissipation rate of boundary condition

$$\varepsilon = C_D \frac{k^{\frac{3}{2}}}{l} [m^2/s^3] \quad \text{(Eq.6)}$$

(Eq.6) のように算出する。

Fig. 7 に吹出面風速から算出した乱流エネルギーのコンター図を示す。Fig. 5 の結果と比較すると、X=0 [mm] で値が小さくなる結果は見られないが分布はやや似ていると言える。

Fig. 8 にエネルギー散逸率のコンター図を示す。Fig. 7 と比較すると Y 方向が負の部分については似た分布であるが正の部分については異なった結果となった。

### 3. 解析精度検証のための真値取得を目的とした吹出近傍気流の風速測定実験

#### 3.1 平均風速

Fig. 9 に実験で得た自然換気口の中央断面 (Y=0 [mm]) における風速分布を示す。両条件とも気流は真上に広がっていき、本実験で測定を行った Z=800 [mm] の高さにおいても風速が 0.8 [m/s] 程度出ていることがわかる。また水平方向の広がりも両条件とも概ね対照的に吹いていることがわかる。

Fig. 10 に、同断面上における風速ベクトル図を示す。両条件とも自然換気口上部では概ね真上を向かうベクトルを示し、似た分布形状を持っている。しかし、Case1 においては Z=500 [mm] 地点から分布が少し変化していることがわかる。また Case2 ではグリル端部から壁面の間では低風速領域が見られ、吹出気流の拡散が比較的小さいことがわかる。

#### 3.2 X 方向断面における X 成分風速の比較

Fig. 11 に X=-100, -50, 0 [mm] の断面における X 方向風

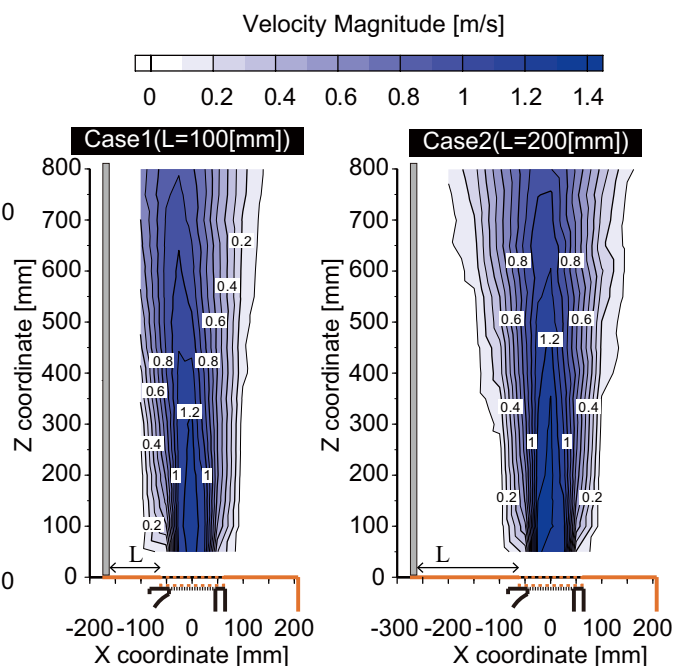


Fig.9 Velocity distribution of experiment

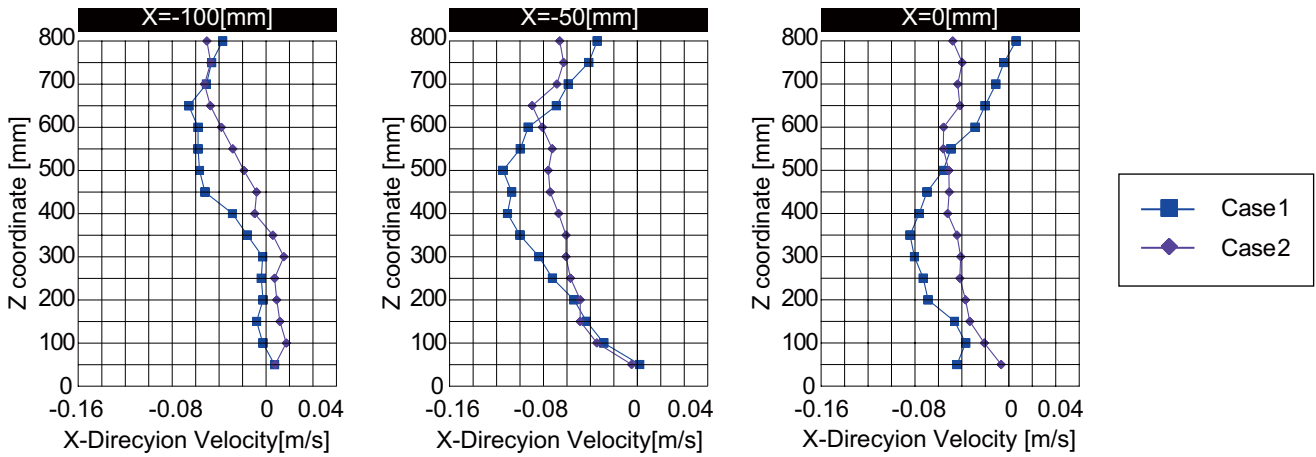


Fig.11 X-direction velocity distribution of experiment

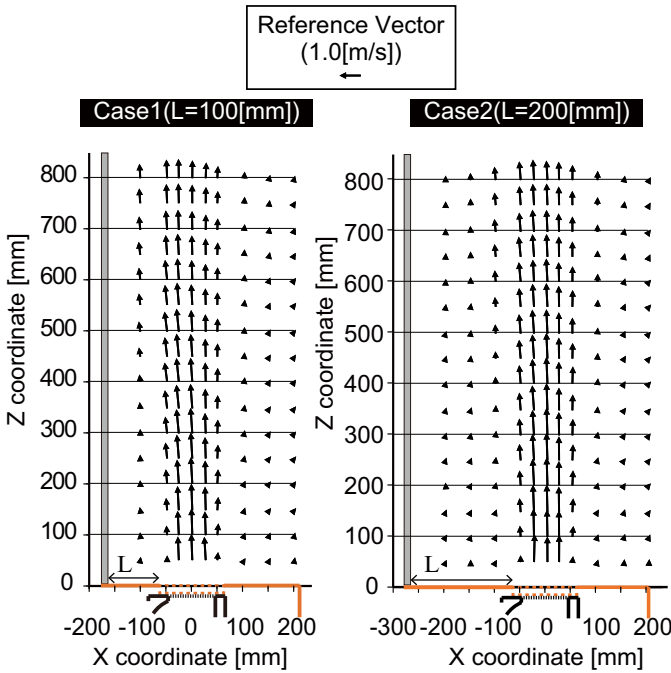


Fig.10 Vector field of experiment

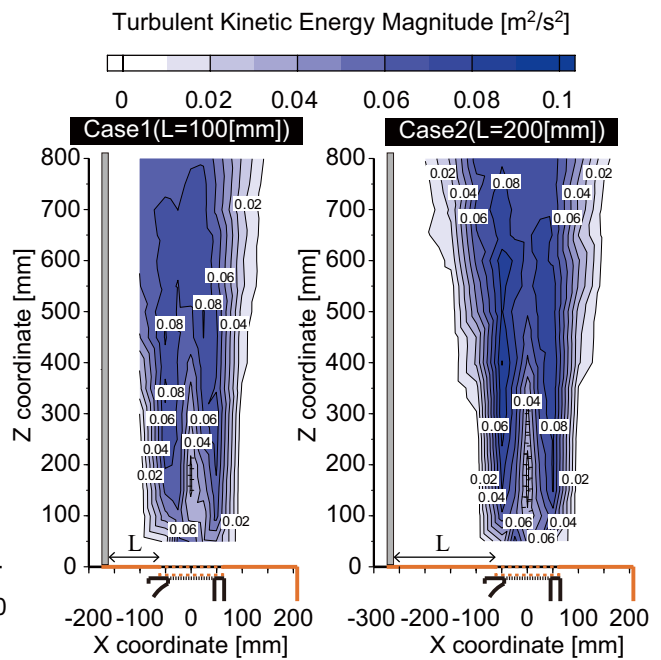


Fig.12 Turbulent kinetic energy of experiment

速の分布を示す。壁面側に向かう風速を負の値とした。両条件とも傾向は概ね一致しているが、絶対値に着目すると大半が 0.1 [m/s] 以下であり、壁面に大きく向かう X 成分風速は見られなかった。

3.3 乱流統計量

Fig. 12 に乱流エネルギーのコンター図を示す。Fig.9 の風速分布と概ね似た分布であるが、X= -25 ~ 25 [mm] の Z=400 [mm] の高さまでは周囲より低い値を取ることがわかる。

おわりに

本報ではペリカウンター組み込み型自然換気口に着目しその吹出気流を CFD 解析で再現する際の境界条件と、その精度検証用の真値取得のための風速測定実験を行い、風速や乱流統計量等のデータを得た。次報では本報で得られた結果を境界条件と真値として用いた CFD 解析の精度検証を行うこととし、詳細に吹出口を再現する解析における適切な格子分割及び乱流モデルの検討を行う。

【記号】

- $u_i$  : i 方向瞬時風速 [m/s]
- $u_{ave}$  : X 成分と Z 成分の瞬時合成風速 [m/s]
- $U_i$  : i 方向平均風速 [m/s]
- $u'_i$  : i 方向風速の変動成分 [m/s] ( $u'_i = u_i - U_i$ )
- $-$  : 時間平均
- $u'_{ave}(t)$  : 時刻 t における X 成分と Z 成分の合成風速の変動成分 [m/s]
- $C_D$  : 定数 (=0.09)[-]
- $k$  : 乱流エネルギー [m<sup>2</sup>/s<sup>2</sup>]
- $\varepsilon$  : エネルギー散逸率 [m<sup>3</sup>/s<sup>3</sup>]

【謝辞】

本研究で用いた自然換気実験装置の作成にあたっては粕谷敦氏 (株式会社竹中工務店) の協力を得た。ここに記して謝意を表します。

【参考文献】

- 1) 小林知広: 我が国における建物の自然換気及び通風に関する研究の 130 年の歴史, 日本建築学会環境系論文集, 第 83 巻, 第 751 号, pp.749-759, 2018, 9
- 2) 日本建築学会編: 実務者のための自然換気設計ハンドブック, 技報堂出版, 2013



# 自然換気口吹出気流の CFD モデリング手法に関する研究 (その 2) ペリカウンター組込型を対象とした CFD 解析による等温場気流の再現 Study on CFD Modeling Method of Airflow from Natural Ventilation Opening (Part2) Reproduction of Isothermal Airflow by CFD Analysis for Built-in Peri-Counter Box Type

○丹羽 達哉 (大阪大学)                      小林 知広 (大阪大学)  
 山中 俊夫 (大阪大学)                      袁 継輝 (大阪大学)  
 明石 大 (大阪大学)

Tatsuya NIWA\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup> Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup>  
 Jihui YUAN\*<sup>1</sup> Hajime AKASHI\*<sup>1</sup>  
 \*<sup>1</sup> Osaka University

Recently the natural ventilation(NV) system have been introduced into office buildings for improving comfort of indoor environment and saving energy. Compared to complex actual measurement methd, CFD analysis is often used to investigate airflow distribution of indoor ventilation. Thus, it will be more efficient and convenient if the CFD analysis could be well applied to investigate airflow distribution from the NV opening. The aime of this study is to propose an appropriate reproduction method for the CFD analysis of the airflow for built-in peri-counter box type.

## はじめに

前報<sup>1)</sup>では、ペリカウンター組み込み型自然換気口を対象とし、吹出気流の吹出口近傍風速及び吹出口周辺の風速分布の実験室実験による測定結果を示した。本報では、吹き出し口近辺に比較的詳細な計算格子を配置した吹出気流の再現を目的として、実験装置を再現したモデルを対象に CFD 解析を行った結果について、実験結果の風速分布との比較し精度検証を行う。また計算格子の分割幅を変更した際の風速分布の精度検証を行い、適切な格子分割の検討を行う。

## 1. 解析概要

### 1.1. 解析モデル

実験において、気流は自然換気装置流出口の上部に位置するペリカウンターの開口部から鉛直上向きに流入させ、グリル端部から壁面までの距離(L)について比較を行った。Fig.1 に示す解析モデルは L=100 mm の条件を模擬したモデルである。室の 1 面にペリカウンターを、その上面に吹出口を設けている。室形状が気流性状に与える影響が小さくなるように、室高さ・奥行の寸法はペリカウンター部に対して十分大きくなるように決定した。

### 1.2. 境界条件

解析手法を Table 1 に、境界条件を Table 2 に示す。解析プログラムは FLUENT を用いた。測定と同じ等温の自由場を想定し、吹出口から十分離れた位置に流出境界面を設定し、圧力規定流入出条件を与えた。流入条件は、吹出口近傍風速の測定結果から風速、乱流エネルギー、エネルギー散逸率を算出し、平均値で面一様として全ての条件について同じ値を与えた。このとき風速は実験時と同じ流量 400 m<sup>3</sup>/h となるように係数をかけて補正している。

## 2. 解析精度の格子依存性の検討

### 2.1. 解析条件

詳細解析における計算格子依存性を確認するため、吹出口周辺の格子分割幅 (M) を基準とし、M=4, 5, 10, 20 mm の 4 条件について解析を行う。また、計算格子は吹出口周辺の格子を最も細かくし、それを基準に吹出口から遠くなるほど粗くなるように分割している。Fig.2 に各条件

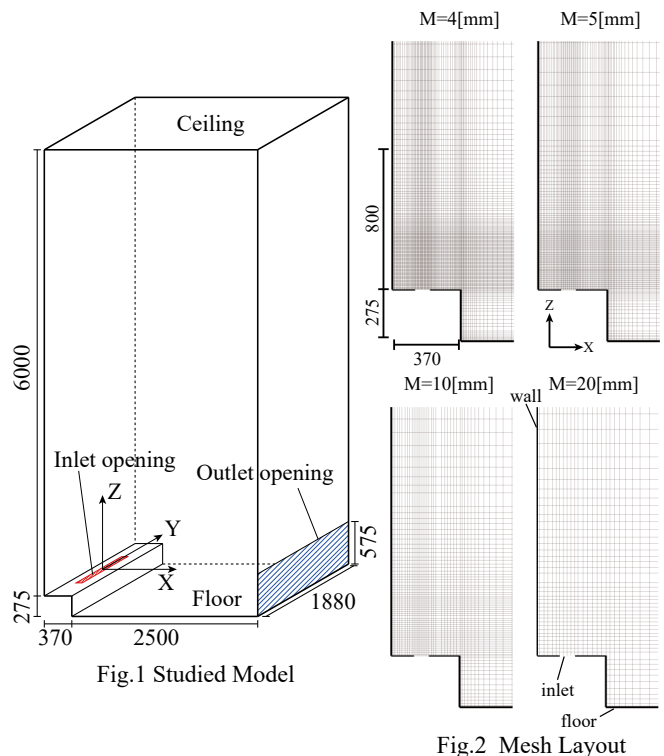


Table 1 Analysis Method For CFD

CFD Code	Fluent 19.2
Turbulence Model	Standard k-ε Model(SKE)
Algorithm	Steady State(SIMPLE)
Discretization Scheme for Advection Term	QUICK

Table 2 Boundary Condition

Boundary Condition	Inlet	Velocity[m/s]	1.45
		Turbulent Kinetic Energy[m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	0.120
		Turbulence Eddy Dissipation[m <sup>2</sup> /s <sup>3</sup> ]	0.384
	outlet	Gauge Pressure[Pa]	0
	Walls	Wall : Generalized log low	
			Symmetry : free slip

Table 3 Number of Mesh Divisions

Total Number of Cells	L=100mm	M=4mm	4,250,950
		M=5mm	2,640,880
		M=10mm	702,000
		M=20mm	188,240

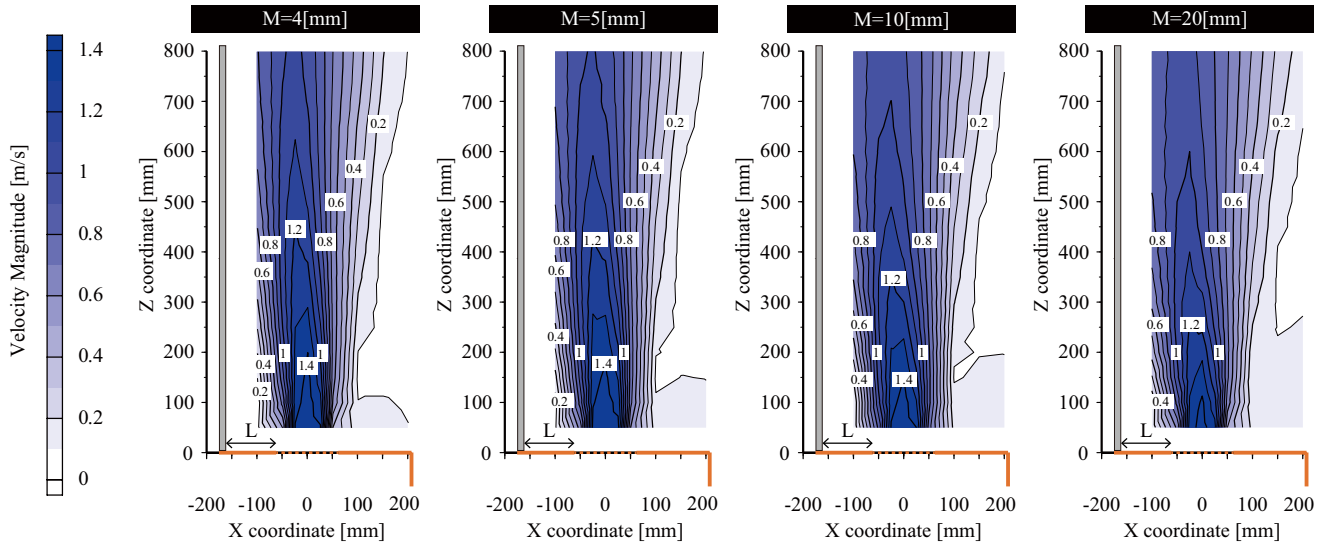


Fig.3 Velocity Distribution near the Inlet of Model

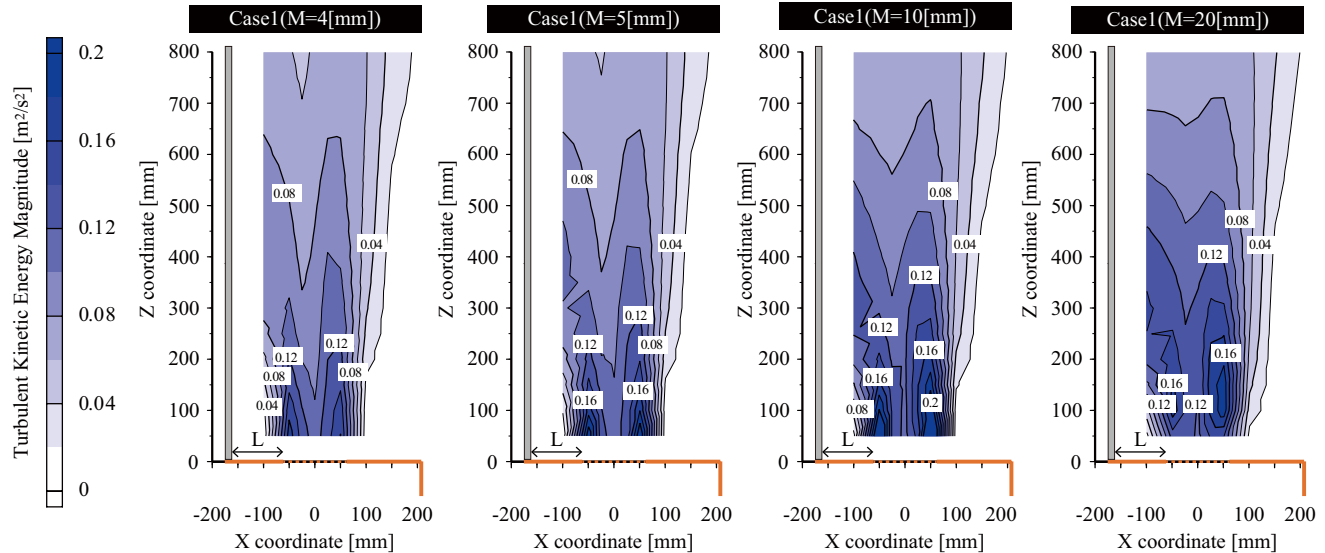


Fig.4 Turbulent Kinetic Energy Distribution near the Inlet of Model

の吹出口周辺の計算格子を、Table 3に各条件の格子分割数を示す。

2.2. 結果と考察

Fig.3に吹出口周辺の風速のコンター図を示す。M=4, 5 mmの2条件については概ね似た分布性状となっているが、M=10, 20 mmについては、格子幅が大きい条件ほど、吹き出し口直上部 (X=-25 ~ 25 mm 付近) のZ=700 ~ 800 mm 付近について風速が小さくなっていることがわかる。また、Fig.4に吹出口周辺の乱流エネルギーのコンター図を示す。格子幅が大きい条件ほど、吹き出し口直上部の値が大きくなっており、谷状に見える等高線の境界の高さが高くなっている。これはM=10, 20 mmの条件で顕著に見られる。また、Z=100 ~ 200 mm 付近の値についてもM=20 mmの条件では分布性状に差が見られる。Fig.5に吹出口周辺の風速

のベクトル図を示す。風向は全ての条件に付いて概ね一致している。また、Fig.6に吹出口中心直上 (X=0 mm) におけるZ方向風速の分布を示す。M=4, 5 mmではほぼ一致しているが、格子幅が条件ほど、どの高さにおいても値が小さくなっていることが分かる。

これらの結果から、M=4, 5 mmについては解析結果が格子分割幅に依存していないと考えられる。よって今後の詳細解析における格子分割はM=5 mmを採用する。

3. 乱流モデルによる影響の検討

3.1. 解析条件

乱流モデルが解析精度に与える影響の検討を行うため、標準k-εモデル (SKE)、SST k-ωモデル (SSTKW)、応力方程式モデル (RSM) の3種の乱流モデルについて解析を行った。格子分割はM=5 mmの条件としており、SKE

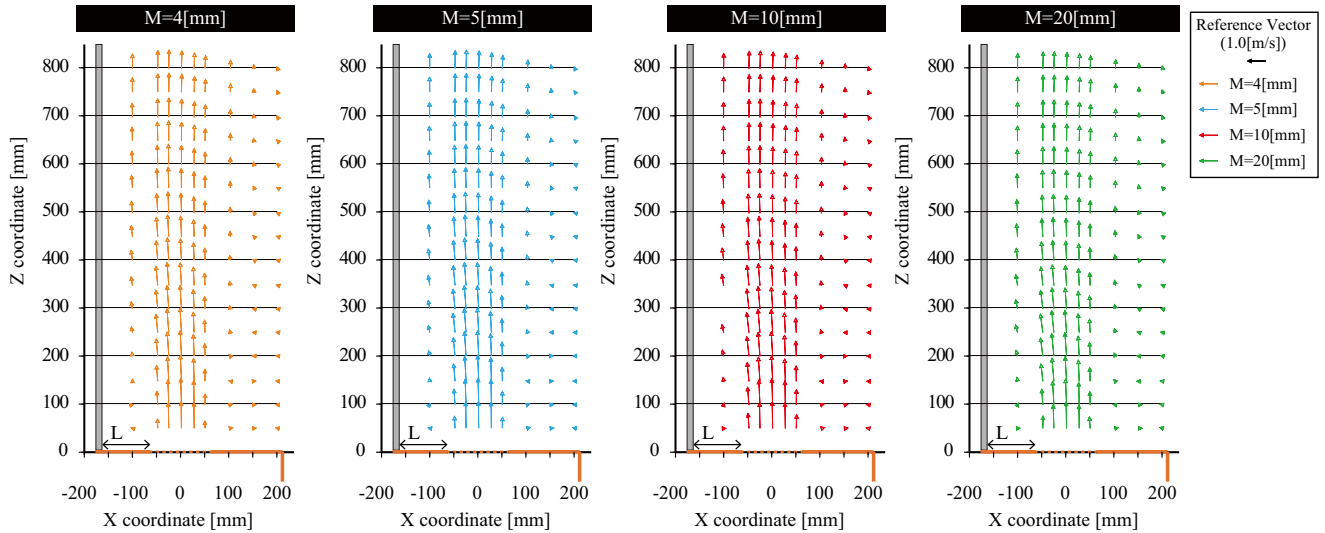


Fig.5 Vector Field near the Inlet of Model

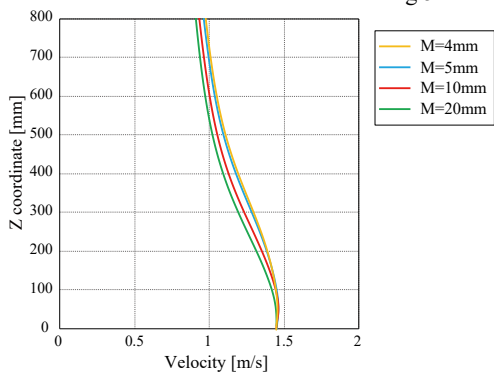


Fig.6 Velocity Distribution above the Center of Inlet

Table 4 Analysis Condition

CFD Code	Fluent 19.2		
Turbulence Model	Standard k-ε Mode(SKE)		
	SST k-ω Model(SSTKW)		
	Reynolds Stress Model(RSM)		
Algorithm	Steady State(SIMPLE)		
Discretization Scheme for Advection Term	QUICK		
Boundary Condition	Inlet	Velocity[m/s]	1.45
		Turbulent Kinetic Energy[m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	0.120
		Turbulence Eddy Dissipation[m <sup>2</sup> /s <sup>3</sup> ]	0.384
	outlet	Specific Disipation Rate[1/s]	34.2
		Gauge Pressure[Pa]	0
Walls	Wall : Generalized log law		
	Symmetry : free slip		
Total Number of Cells	2,640,880		

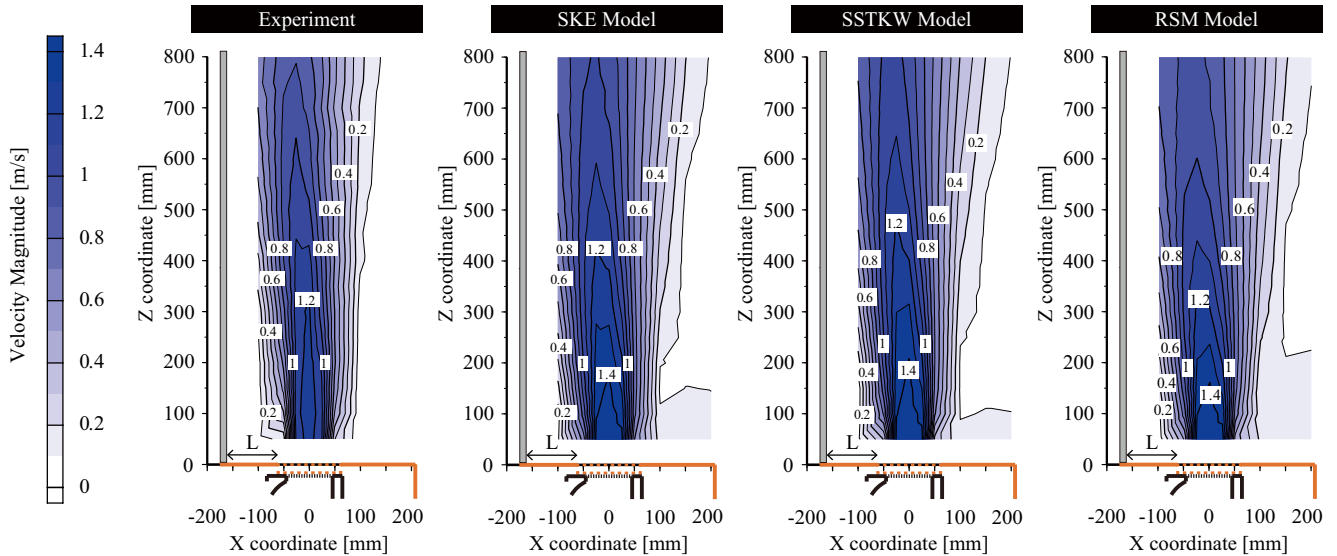


Fig.7 Velocity Distribution near the Inlet of Model

の結果は前章の M=5 mm の結果を用いる。流入条件は、SSTKW では渦度を前章の解析の条件と同様に実験の測定結果より算出し、風速、乱流エネルギー、分散逸率を与えた。RSM では SKE と同様の風速、乱流エネルギー、エネルギー散逸率を与えた。解析条件を Table4 にまとめて示す。

3.2. 結果と考察

Fig.7 に吹出口周辺の風速のコンター図を示す。どの条件についても実験値と比較して風速を過大評価しているが、概ね似た分布性状となっている。RSM の吹出口直上

部では他 2 条件と比較して小さくなっていることが分かる。また、SKE と SSTKW では非常に似た分布性状となった。Fig.8 に吹出口周辺の風速の乱流エネルギーのコンター図を示す。どの条件でも実験値より値が大きい、RSM の X=-50 mm 付近では他の 2 条件と比較して極端に値が小さく、実験値よりも小さくなっている。SKE と SSTKW の分布性状は似ているが、実験値とは似た分布性状とはなっていない。Fig.9 に吹出口周辺の風速のベクトルを重ねた図を示す。吹出口付近ではどの条件についても概ね実験結

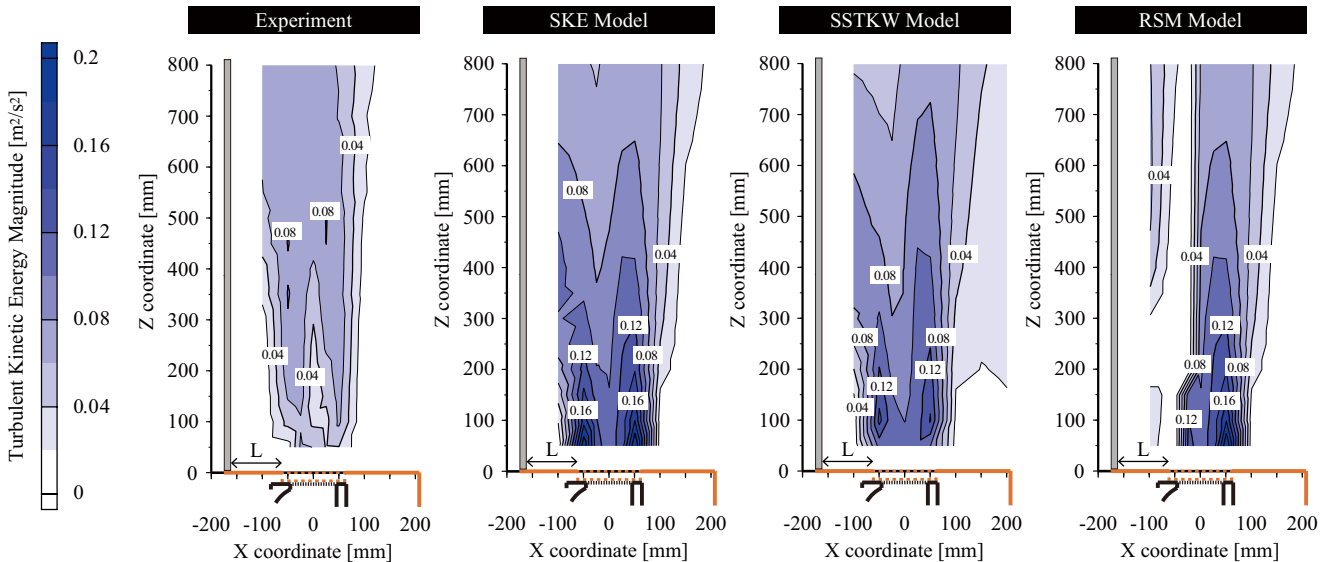


Fig.8 Turbulent Kinetic Energy Distribution near the Inlet of Model

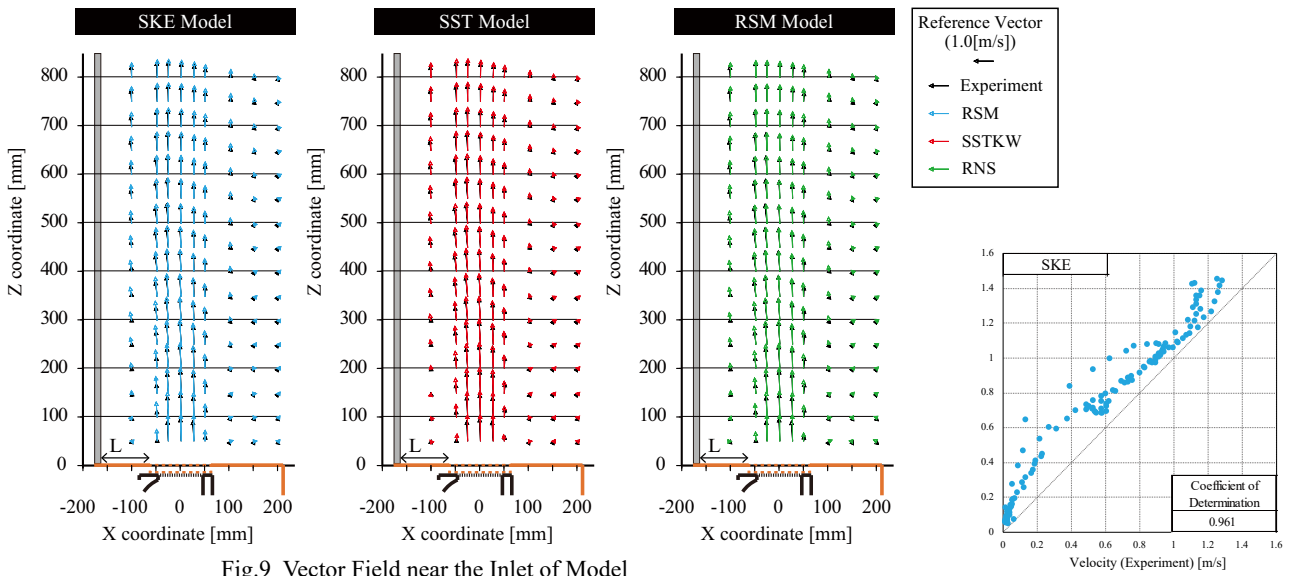


Fig.9 Vector Field near the Inlet of Model

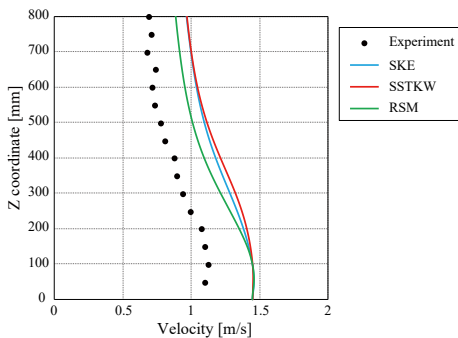


Fig.10 Velocity Distribution above the Center of Inlet

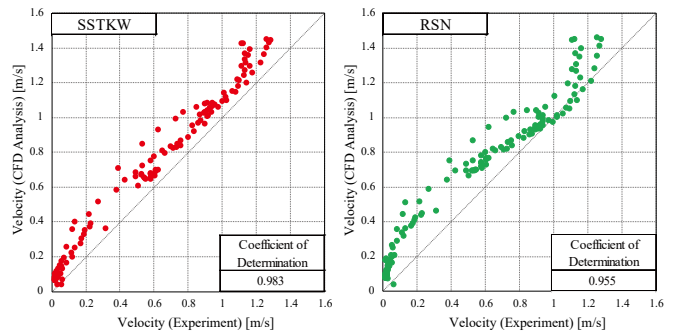


Fig.11 Velocity Correlation between Measurement and Analysis

果と風向は一致しており、条件間での差は特に見られなかった。Fig.10に吹出口中心直上におけるZ方向風速の分布を示す。RSNとSSTKWではほぼ一致しているが、RSMはZ=100mm以上で2条件との差がみられる。

Fig.11に解析結果と実験結果の風速の各測定点毎の値を示す。どの条件についてもよく相関していることが分かるが、解析結果が実験結果に対して過大評価している。

これらの結果より、SKEとSSTKWはほぼ同程度の精度となったが、どちらも低風速領域で実験値との差異が

あり、実験精度も含めた詳細な検討が必要と言える。

#### 4. まとめ

本報では、自然換気口吹出気流の風速測定実験の結果をもとに、格子幅、乱流モデルのCFD解析の精度への影響の検討を行った。今後は壁面距離の影響の検討、より格子分割を粗くした際の解析精度の検証を行う予定である。

#### 【参考文献】

- 1) 明石, 小林, 山中ら「自然換気口吹出気流のCFDモデリング手法に関する研究(その1)」空調調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文報告集, 2019.6 掲載予定

## 測定器の時間遅れ応答の補正法に関する研究 Correction Method for Response of Measuring Instruments with Time Delay

○ 桃井 良尚 (福井大学)      伊東 幸一郎 (福井大学)

Yoshihisa MOMOI\*<sup>1</sup>    Koichiro ITO\*<sup>1</sup>

\*<sup>1</sup> University of Fukui

The tracer gas decay method is generally used to measure the ventilation rate of a single-room. However, the effect of the time delay with measuring instruments on the calculation accuracy of the ventilation rate has not been fully examined in this method. Therefore, the purpose of this study is to predict the true response without the time delay caused by the response speed of the measuring instruments. In this paper, it was reported that the prediction accuracy of the ventilation rate was evaluated by the deconvolution with the response speed of the measuring instruments.

### 1. はじめに

測定器には多かれ少なかれ必ず時間遅れが生じるが、比較的ゆっくりと変動する環境下で時間平均値のみが必要な場合には、応答速度の影響を気にすることはほとんどない。しかし、例えば、単室の換気量測定法として一般的によく用いられるトレーサガス濃度減衰法<sup>1)</sup>では、室内に特定のガスを供給しガスの室内濃度の時間変化から換気量を推定する。このような時間応答からある指標を算出するような場合には、測定器の応答速度は予測精度に大きく影響を及ぼすことが考えられるため、その影響を無視することができないと考えられる。そこで、本研究では、まずはトレーサガス濃度減衰法を対象として、測定センサの応答速度の影響について検討を行った。本報では、逆畳み込み積分を用いて、時間遅れを伴った測定値から時間遅れの影響を取り除き、正確な換気量を推定する方法について提案した上で、換気回数の予測精度の検討を行った結果について報告する。

### 2. 畳み込み積分による時間遅れ応答の予測

#### 2.1 時間遅れ応答の計算方法

測定センサを用いてある物理量を測定した際、任意の周辺環境の時間変化に対して、測定センサの時間遅れを伴った応答が得られる。この時間遅れ応答 $G(t)$ は、任意の物理変化 $F(t)$ とインパルス応答 $\delta(t)$ の畳み込み積分(Convolution)<sup>2),3)</sup>として表現できると考えられる。

$$G(t) = \int_0^{\infty} F(t-\tau)\delta(\tau) d\tau \quad (1)$$

ここで、測定ではデータを離散的に扱うことになるため、式(1)の畳み込み積分は、次式の時間刻み $\Delta t$  [s]での畳み込み和に近似することができる。

$$G(t) = \sum_{k=0}^{\infty} F(t-k\Delta t)\delta(k\Delta t)\Delta t \quad (2)$$

これにより、 $F(t)$ を理想的なトレーサガス濃度減衰とし、測定センサを用いてその時間変化を測定したときの時間遅れ応答 $G(t)$ を予測することができる。

ここで、 $F(t)$ について考える。トレーサガスを $\text{CO}_2$ とした場合には、以下の式が成り立つ。

$$c_i(t) = c_o + (c_{i0} - c_o)e^{-nt/3600} + \frac{M}{Q}(1 - e^{-nt/3600}) \quad (3)$$

発生量 $M$ がゼロの濃度減衰過程では、

$$c_i(t) = c_o + (c_{i0} - c_o)e^{-nt/3600} \quad (4)$$

となる。 $c_{i0}$ を1、 $c_o$ を0として基準化すると、

$$C_i(t) = e^{-nt/3600}, \quad C_i(t) = \frac{c_i(t) - c_o}{c_{i0} - c_o} \quad (5)$$

となる。

次に、水蒸気をトレーサガスとした場合には、絶対湿度に対して $\text{CO}_2$ と同様の式が成り立つ。

$$x_i(t) = x_o + (x_{i0} - x_o)e^{-nt/3600} + \frac{M'}{Q'}(1 - e^{-nt/3600}) \quad (6)$$

発生量 $M$ がゼロの減衰過程では、 $x_{i0}$ を1、 $x_o$ を0として基準化すると、

$$X_i(t) = e^{-nt/3600}, \quad X_i(t) = \frac{x_i(t) - x_o}{x_{i0} - x_o} \quad (7)$$

となり、トレーサガスが $\text{CO}_2$ であろうと水蒸気であろうとその減衰曲線は同じ形で表現することができる。

本報では、任意の物理変化 $F(t)$ を、基準化した無次元濃度として、

$$F(t) = e^{-nt/3600} \quad (8)$$

で表現することで、測定器の種類に依らず、測定器の時間遅れによる影響を同等に扱うこととする。

2.2 インパルス応答の算出

(1) インパルス応答の計算方法

インパルス応答  $\delta(t)$  は、ステップ応答  $u(t)$  の時間的  
 微分係数として、以下の式で算出することができる。

$$\delta(t) = \frac{u(t) - u(t - \Delta t)}{\Delta t} \tag{9}$$

(2) ステップ応答実験の概要

温湿度計 (VAISALA 製 HM70 (R01)及び T&D 製 RTR-576-S (R03)) と CO<sub>2</sub>濃度計 (T&D 製 RTR-576-S (R02)) の 3 種類の測定センサを対象として、ステップ変化を与えることにより、応答速度を測定した。実験は、本学の恒温恒湿室 (室内温度 24°C) において行った。CO<sub>2</sub>濃度計については、約 3100ppm に調整したチャック付密閉ビニル袋に CO<sub>2</sub>濃度計を入れ、定常状態を確認後、速やかに CO<sub>2</sub>濃度約 1500ppm の室内に取り出すことによりステップ変化を与えた。湿度計については、相対湿度を約 80%に設定し PC ファンによって内部空気を攪拌させた密閉小型チャンバー (W:300 mm×D:300 mm×H:200 mm) に、温湿度計の感湿部を差し込み、定常状態を確認後、速やかに相対湿度約 50%の室内に取り出すことによりステップ変化を与えた。測定間隔は 1s とした。

(3) ステップ応答実験の結果

Fig.1 及び Table1 に応答速度実験の結果を示す。実験は JIS<sup>4)</sup> の定義に従い、ステップ変化前後の変化量の 63%変化するまで、または 90%変化するまでに要した時間を、それぞれ応答速度  $\tau_{63}$ ,  $\tau_{90}$  とし、10 回試行の平均値と標準偏差を算出した。応答速度は、R01, R02, R03 の順で速く、カタログ値より速い結果が得られた。

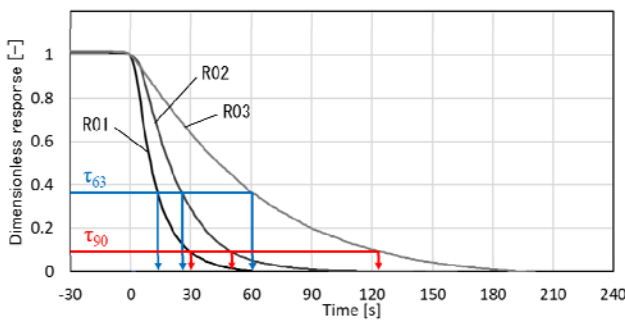


Fig.1 Response depending on stepwise variation

Table1 Response speed of measuring instruments

	R01		R02		R03	
	$\tau_{63}$	$\tau_{90}$	$\tau_{63}$	$\tau_{90}$	$\tau_{63}$	$\tau_{90}$
Measured	13 ± 1s	30 ± 3s	25 ± 1s	48 ± 2s	60 ± 2s	125 ± 5s
Catalog	-	60s	-	60s	-	420s

(4) インパルス応答の算出と回帰曲線

Fig.2 に、ステップ応答から式(9)により算出した各測定センサのインパルス応答を示す。応答速度の速い測定

センサほどインパルス応答のピーク値が大きく、減衰が速い。得られたインパルス応答を汎用的に表現するため、近似曲線による回帰<sup>5)</sup>を行った。立ち上がりからピークにかけては、以下の誤差関数で回帰した。

$$erf(x) = \frac{2A_{erf}}{\sqrt{\pi}} \int_0^x B_{erf} e^{-t^2} dt \tag{10}$$

また、ピークからの減衰は、以下の二次遅れのインディシャル応答関数で回帰した。

$$inf(x) = -\frac{A_{inf}}{\alpha - \beta} (\beta e^{-\alpha t} - \alpha e^{-\beta t}) \tag{11}$$

ここで、 $\alpha$ ,  $\beta$  は以下である。

$$\alpha = (\zeta - \sqrt{\zeta^2 - 1})\omega, \quad \beta = (\zeta + \sqrt{\zeta^2 - 1})\omega \tag{12}$$

Table2 に係数同定結果を示す。なお、以降の計算には時間積分値が 1 になるよう、全体に定数を乗じ調整した。

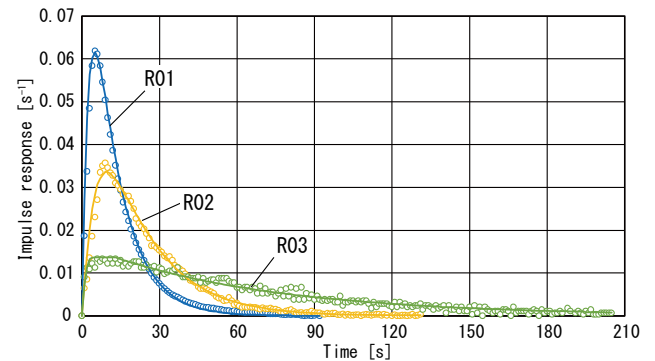


Fig.2 Impulse response and regression curve

Table2 Coefficient of regression curve for impulse response

	$A_{erf}$	$B_{erf}$	$A_{inf}$	$\alpha$	$\beta$	$\omega$	$\zeta$
R01	0.067	0.177	0.060	0.100	0.314	0.177	1.17
R02	0.047	0.097	0.034	0.055	0.159	0.094	1.14
R03	0.013	0.717	0.013	0.015	83.70	1.110	37.6

2.3 時間遅れ応答の予測結果

Fig.3 に、式(2)により理想減衰をインパルス応答で畳み込み積分して算出した時間遅れ応答を示す。換気回数  
 が大きいほど、測定センサの応答速度が遅いほど、時間遅れが大きく現れることが分かる。

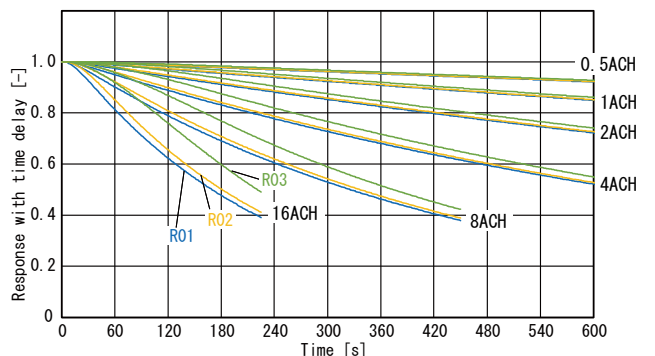


Fig.3 Calculated response with time delay by convolution

3. 逆畳み込み積分による時間遅れの補正

3.1 逆畳み込み積分の計算方法

(1) 漸化式による解法

測定センサを用いて測定したデータは必ず時間遅れを伴うため、時間遅れのない値を求めるには、測定値から逆畳み込み積分 (Deconvolution) を行い、推定する必要がある。ここで、便宜上、 $G(t), F(t), \delta(t)$  の  $n$  番目 ( $t = n\Delta t$ ) の値を、それぞれ  $G_n, F_n, \delta_n$  と表現すると、式(2)は次式に書き直すことができる。

$$G_{n+1} = F_{n-m+1}\delta_m + F_{n-m+2}\delta_{m-1} + \dots + F_n\delta_1 + F_{n+1}\delta_0$$

$$G_n = F_{n-m}\delta_m + F_{n-m+1}\delta_{m-1} + \dots + F_{n-1}\delta_1 + F_n\delta_0 \quad (13)$$

ここで、 $m$  はインパルス応答のデータ数である。両者の差分を取ると、

$$G_{n+1} - G_n = -F_{n-m}\delta_m + F_{n-m+1}(\delta_m - \delta_{m-1}) + \dots + F_{n-1}(\delta_2 - \delta_1) + F_n(\delta_1 - \delta_0) + F_{n+1}\delta_0 \quad (14)$$

となる。ここで、 $\delta_0 = 0, \delta_{m+1} = 0$  より、

$$G_{n+1} - G_n = F_{n-m}(\delta_{m+1} - \delta_m) + F_{n-m+1}(\delta_m - \delta_{m-1}) + \dots + F_{n-1}(\delta_2 - \delta_1) + F_n\delta_1 \quad (15)$$

と書ける。よって、

$$F_n = \frac{G_{n+1} - G_n}{\delta_1} - \frac{1}{\delta_1} \sum_{k=1}^m F_{n-k} (\delta_{k+1} - \delta_k) \quad (16)$$

という漸化式が得られる。

なお、トレーサガス減衰法においては、 $n \leq 0$  では  $F_n = 1$  と見なすことができるため、上式より  $F_n$  は、 $F_1, F_2, \dots$  と前進代入して求めることができる。トレーサガス減衰法以外の場合においても、測定機器のインパルス応答の定義時間  $m\Delta t$  [s] 以上の間、一定環境下にあり測定値に時間変動がなければ、原理的には上式により時間遅れを補正した値の予測が可能である。

(2) 行列による解法

式(2)の畳み込み和を行列で表現すると、

$$\begin{bmatrix} G_0 \\ G_1 \\ \vdots \\ G_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \delta_m & \dots & \delta_0 & 0 \\ 0 & \delta_m & \dots & \delta_0 & 0 \\ & & \vdots & & \\ 0 & & \delta_m & \dots & \delta_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{-m} \\ F_{-m+1} \\ \vdots \\ F_n \end{bmatrix} \quad (17)$$

となる。よって、この逆行列を解けば、一般解  $\{F\}$  が得られることになる。前述の漸化式による方法は、この行列の特殊解と言える。

(3) フーリエ変換による方法

畳み込み積分をフーリエ変換すると、式(1)は、

$$F[G] = F[F * \delta] \quad (18)$$

と表現できる。ここで、 $F[\ ]$  はフーリエ変換を表す。

この式はさらに、

$$F[G] = F[F]F[\delta] \quad (19)$$

と変形できるため、

$$F[F] = F[G]/F[\delta] \quad (20)$$

となり、これを逆フーリエ変換することにより、理論上  $F(t)$  を求めることができる。

3.2 理想減衰と時間遅れ応答及び逆畳み込み積分の比較

時間遅れ応答から式(16)に示した逆畳み込み積分を施した。Fig.4 に、理想減衰と逆畳み込み積分の結果の比較及び理想減衰と時間遅れ応答の比較も併せて示す。

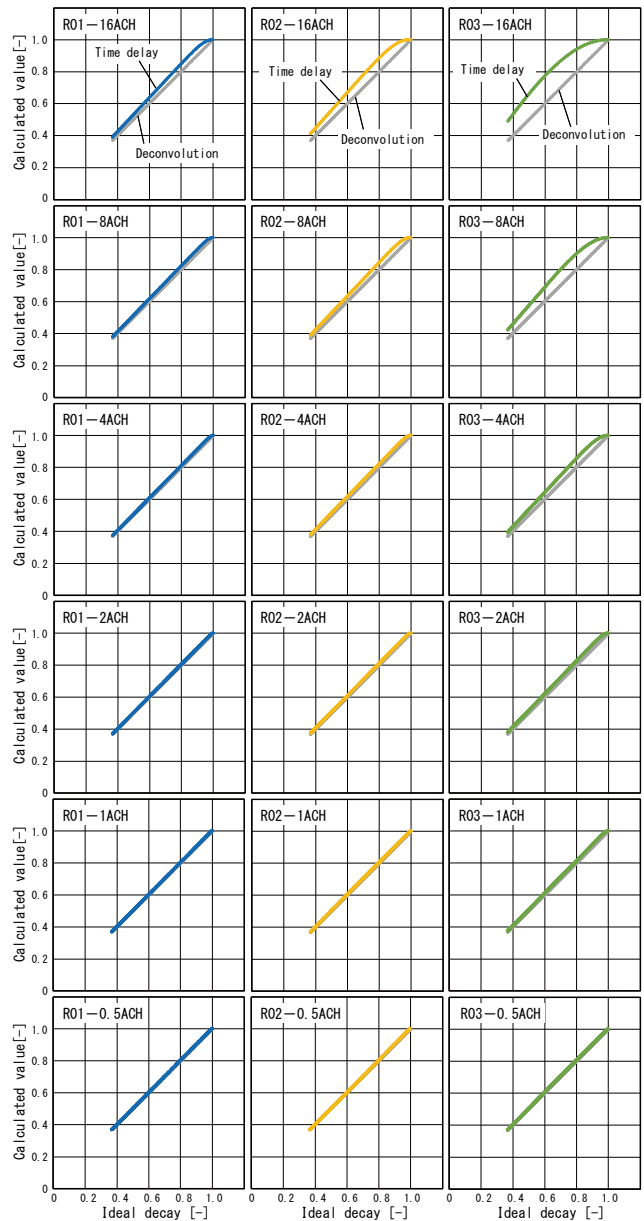


Fig.4 Response with time delay calculated by convolution and decay variation corrected by deconvolution as a function of ideal decay variation

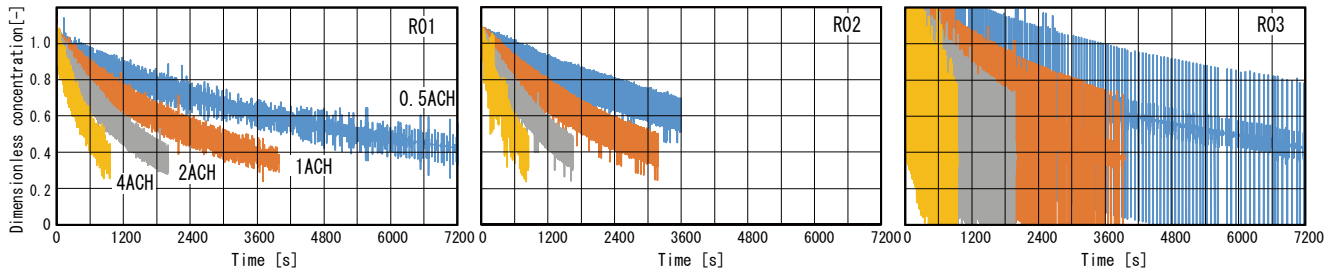


Fig.5 Decay variation corrected by deconvolution for measurement data

3.3 実験での濃度減衰変化の逆畳み込み積分

Fig.5に、濃度減衰実験の測定値を逆畳み込み積分し、センサの時間遅れを補正した時間変化を示す。測定値から逆畳み込み積分をした場合、滑らかな減衰データではないため、データの変動に起因すると考えられる振動が発生した。次に、計算結果より最小二乗法により換気回数を同定した。Fig.6に、設定換気回数に対して、時間遅れのある測定値から算出した換気回数と逆畳み込み積分により測定値を補正したデータから算出した換気回数を示す。いずれの条件においても、時間遅れのある測定値よりも換気回数は大きくなり、設定換気回数に近づいていることが分かる。

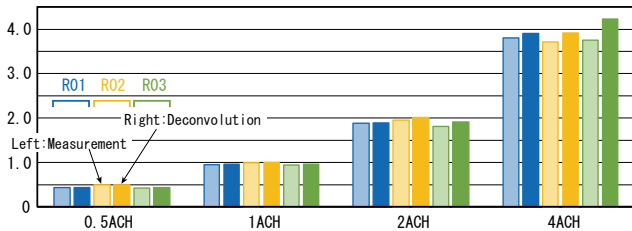


Fig.6 Comparison of calculated air change rate

4. まとめ

トレーサガス濃度減衰法による換気回数の推定において、センサの応答速度が測定値に及ぼす影響を畳み込み積分によって予測した。また、逆畳み込み積分によって、測定値を補正する方法を示し、その有効性を示した。今後は、計算精度から必要なセンサの応答速度の目安を提案するとともに、濃度減衰過程のみならず、空気齢測定などの時間応答を用いた空気質指標の推定誤差についても同様の検討を行うことを考えている。また、逆畳み込み積分による測定値の補正方法の改善を行い、汎用性の高い方法について検討を行っていく予定である。

謝辞

本稿の測定データについて、杉山頭文氏（本学博士前期課程）にはデータ収集及び解析にご尽力頂いたことを深謝いたします。また、大阪大学山中研究室、福井大学寺崎研究室より測定機器をお借りしました。ここに記して感謝申し上げます。

参考文献

- 1) 空調調和・衛生工学会：SHASE-S116-2011, 2011
- 2) 田中俊六, 武田仁, 岩田利枝, 土屋喬雄, 寺尾道仁, 秋元孝之：最新 建築環境工学 改訂4版, pp.228-233, 2014
- 3) 亀石圭司, 戸田悠太, 范芸青, 伊藤一秀：CO<sub>2</sub> デマンド制御型換気装置のセンシング時間遅れに関する基礎実験とCFD解析による検証, 空調調和・衛生工学会論文集 39巻 211号, pp. 7-13, 2014.10
- 4) JIS B 7920:2000：湿度計 - 試験方法, 2000
- 5) LIU PEIHUAN, 山中俊夫, 李莹：天井吹出し型誘引空調による室内環境制御手法に関する研究（その7）ポータブルCO<sub>2</sub>分析器の応答特性に関する検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集 D-2, pp.747-748, 2018.9

記号表

- $A_{of}, B_{of}$  : 誤差関数の同定係数
- $A_{inf}$  : インディシャル応答の同定係数
- $c_i(t)$  : 室内空気のCO<sub>2</sub>濃度 [-]
- $c_o$  : 外気のCO<sub>2</sub>濃度 [-]
- $c_{i0}$  : 初期の室内空気のCO<sub>2</sub>濃度 [-]
- $C_i(t)$  : 基準化した室内空気のCO<sub>2</sub>濃度 [-]
- $F(t), F_n$  : 任意の物理量変化 [-]
- $G(t), G_n$  : 測定センサの時間遅れ応答 [-]
- $M, M'$  : CO<sub>2</sub> または水蒸気の発生量 [m<sup>3</sup>/h], [kg/h]
- $n$  : 換気回数 [h<sup>-1</sup>]
- $Q, Q'$  : 換気量 [m<sup>3</sup>/h], [kg/h]
- $t$  : 時間 [s]
- $u(t)$  : ステップ応答 [-]
- $x_i(t)$  : 室内空気の絶対湿度 [kg/kg<sup>3</sup>]
- $x_o$  : 外気の絶対湿度 [kg/kg<sup>3</sup>]
- $x_{i0}$  : 初期の室内空気の絶対湿度 [kg/kg<sup>3</sup>]
- $X_i(t)$  : 基準化した室内空気の絶対湿度 [-]
- $\alpha, \beta$  : インディシャル応答の同定係数
- $\delta(t), \delta_n$  : インパルス応答 [s<sup>-1</sup>]
- $\tau$  : 遅れ時間 [s]
- $\omega$  : 固有角周波数 [rad/s]
- $\zeta$  : 減衰係数 [-]



## Impinging Jet Ventilation 方式の室内環境予測に関する研究 (その1) 内部発熱負荷分散配置時における室内環境の基礎性状

### Prediction of Indoor Environment for Impinging Jet Ventilation System (Part 1) Fundamental Properties of Indoor Environment with Distributed Interior Heat Generation Load

○松崎 眞子 (大阪大学)                      小林 知広 (大阪大学)  
山中 俊夫 (大阪大学)                      崔 ナレ (大阪大学)

Mako MATSUZAKI\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>1</sup> Toshio YAMANAKA\*<sup>1</sup> Narae CHOI\*<sup>1</sup>

\*<sup>1</sup>Osaka University

As an air distributing system with high ventilation efficiency, a displacement ventilation system is known. However, this system can only be use for cooling and occurs excessive vertical temperature difference. To overcome these disadvantages, the impinging jet ventilation system has been dproposed. However, few studies on the indoor environment created by this system. In this study, the purpose is to understand the indoor environment and to construct a calculation model when heat loads are distributed. In this paper, the experiment with cooling mode was conducted in the climate chamber provided with IJV system and the basic properties of temperature and CO<sub>2</sub> distributions were investigated.

#### 1. はじめに

換気効率に優れた空調方式の1つとして置換換気方式 (Displacement Ventilation) (以下 DV 方式) がある。DV 方式では室下部より低温・低速で給気し天井付近で排気するため、室内の汚染空気を拡散させることなく効率的に空気を交換することができる。しかし、低速給気のため給気は部屋の隅に到達する前に室内の熱プルームに巻き込まれ、水平方向の温度分布を生じさせる可能性がある。また、暖房には適さず足元の過剰冷却といったデメリットが挙げられる。これらの欠点を解決するために近年提案されている空調方式が、床面への衝突噴流を利用した Impinging Jet Ventilation 方式<sup>1)</sup> (以下 IJV 方式) である。これは壁面に設置したダクトから下向きに噴流を吹出し、床面に衝突させて水平方向に給気し、天井付近で排気する空調方式である。床面に衝突したとき噴流の運動量は減少するが、十分な推進力を有するため給気は熱プルームを越え部屋の隅まで到達し、水平方向の温度分布が均一になりやすい。さらに、衝突噴流により居住域は適度に混合されるため、足元の過剰冷却を防ぐことが期待される。また、比較的換気効率が高く、暖房にも適用できる可能性がある。しかし、IJV 方式の室内空気性状に関する研究はまだまだ少なく、様々な室内条件における検討が必要である。先行研究<sup>2)</sup>では高熱工場等への適用を想定して、室中央に大きな熱負荷体を配置し、その室内空気性状を調査した。本研究では、一般的な執務室空間を想定して熱負荷を分散配置し、その室内空気性状の把握を行い、最終的には室内環境特性を予測できる計算モデルの構築を目指す。本報では、IJV 方式を導入した人工気候室で冷房実験を行い、温度分布と CO<sub>2</sub> 濃度分布の基礎性状の把握を行った。

#### 2. 実験概要

##### 2.1 実験室概要

実験は大阪大学の実験棟内に位置する人工気候室を用いて、2019年1月29日～2月14日に行った。人工気候室の平面図を Fig.1、断面図を Fig.2 に示す。床面積は

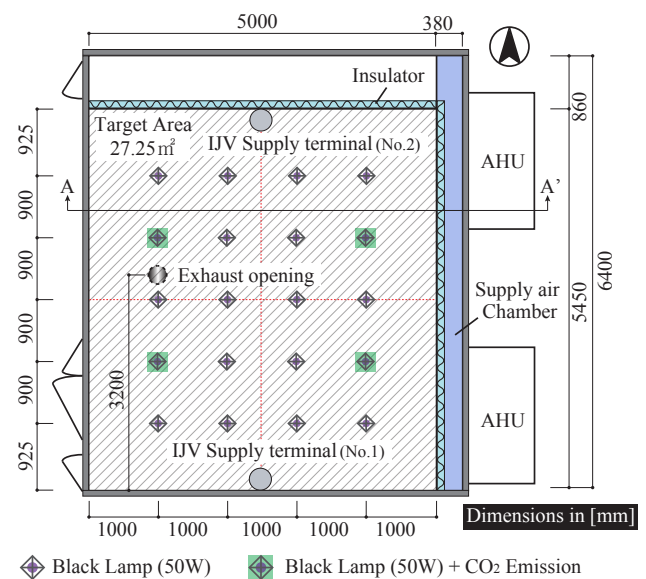


Fig.1 Floor plane of the climate Chamber

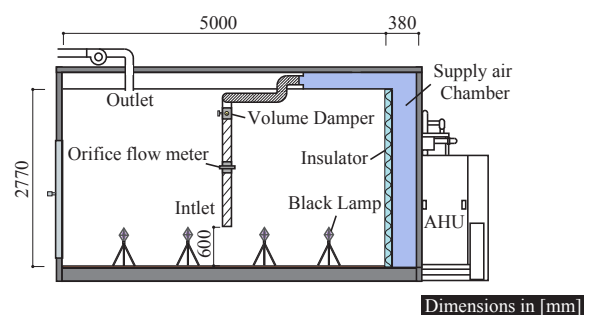


Fig.2 A-A' Cross-Section of the climate Chamber

**Table 2** Experimental conditions

Experimental Number	Number of IJV terminal	Assumed Exhaust Temperature Tr[°C]	Heat Load [W]	Supply air Temperature Ts[°C]	Temperature difference (Tr-Ts)[°C]	Total Supply air flow rate[m <sup>3</sup> /h]			Total Supply air velocity [m/s]	
						250	300	375		500
1	2	17	1000	5	12	○			1.96	
2				7	10		○		2.36	
3				9	8			○	2.95	
4				11	6				○	3.93
5	1					5	12	○		3.93
6				7	10		○		4.72	
7				9	8			○	5.89	
8				11	6				○	7.86

27.0 m<sup>2</sup>である。人工気候室の北壁と西壁はチャンバーに接しているため、発泡ポリスチレンフォームを貼り付け断熱を施した。また、ダクトにも発泡ポリエチレンシートを巻き断熱している。吹出口径とダクト径は150φであり、吹出高さは床上600mmである。給気量はボリュームダンパとオリフィス流量計 (Iris Damper, Continental Fan) を用いて調整した。排気は天井面の排気口から行っている。実験は4人用のオフィスを想定しており、全ての熱負荷はブラックランプ (50W/台) を分散配置することにより再現した。熱負荷条件を **Table 1** に示す。

**Table 1** Details of heat load

Assumed number of occupants	4
Heat generation rate of occupants (sensible heat 60 [W/person])	240
Other heat load (28 [W/m <sup>2</sup> ])	760
Total [W]	1000
Total heat load per unit area [W/m <sup>2</sup> ]	36.7

**2.2 実験条件**

一定の投入熱量条件下で給気運動量と給気温度差のバランスが室内の温度・濃度分布に及ぼす影響を明らかにするために、給気温度と給気量を変化させた。実験条件を **Table 2** に示す。ここでは完全断熱を仮定して供給熱量が等しくなるように設定している。また、吹出口数を対称性のある2個 (No.1, No.2) と非対称な1個 (No.1) で

変化させた。今回冬季に実験を行ったため実験棟内の気温は7~12°Cであった。冷房時の一般的な設定室温は26°Cであるが、この設定温度で実験を行った結果、内部発熱の半分以上が熱貫流により損失することが予備実験段階で確認された。したがって、壁面からの貫流による熱損失を小さくするために想定排気温度を17°Cとし、外部温度との温度差を小さくした。

**2.3 測定項目**

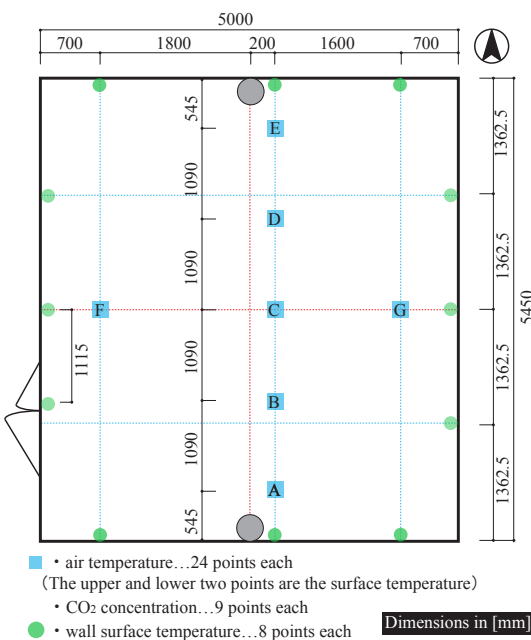
本実験では温度とCO<sub>2</sub>濃度を測定した。

**2.3.1 温度**

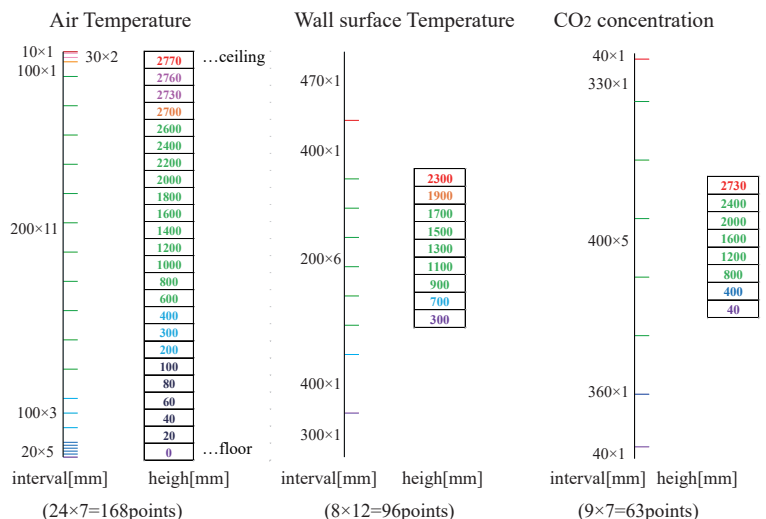
測定はT型熱電対を用いて行った。測定点位置を **Fig.3**、**Fig.4** に示す。空気温度は室の南北と東西の中央ラインにポールを計7本設置し、各ポール24点で測定を行った。ただし、その内2点は天井と床の表面温度である。また、衝突噴流の進行の障害とならないよう、南北ラインは中心から200mm東側にずらしている。壁面温度は各壁面3ラインに対し8点測定した。西壁では扉の関係上、ラインの間隔を一部変えている。測定間隔は1分とした。データは定常値の30分平均を用いる。

**2.3.1 CO<sub>2</sub> 濃度**

測定はポータブルCO<sub>2</sub>温度計 (T&D, RTR-576 及び RTR-576-S) を用いて行い、7本のポールに各9台設置した。測定位置を **Fig.3**、**Fig.5** に示す。給気チャンバー、排気口、外部の濃度も測定した。CO<sub>2</sub>は温度が定常になった後に、**Fig.1** に示す4箇所の発生点から各15L/h、計



**Fig.3** Measurement point of Vertical Distribution of Temperature and CO<sub>2</sub> Concentration



**Fig.4** Temperature measurement points

**Fig.5** CO<sub>2</sub> concentration measurement points

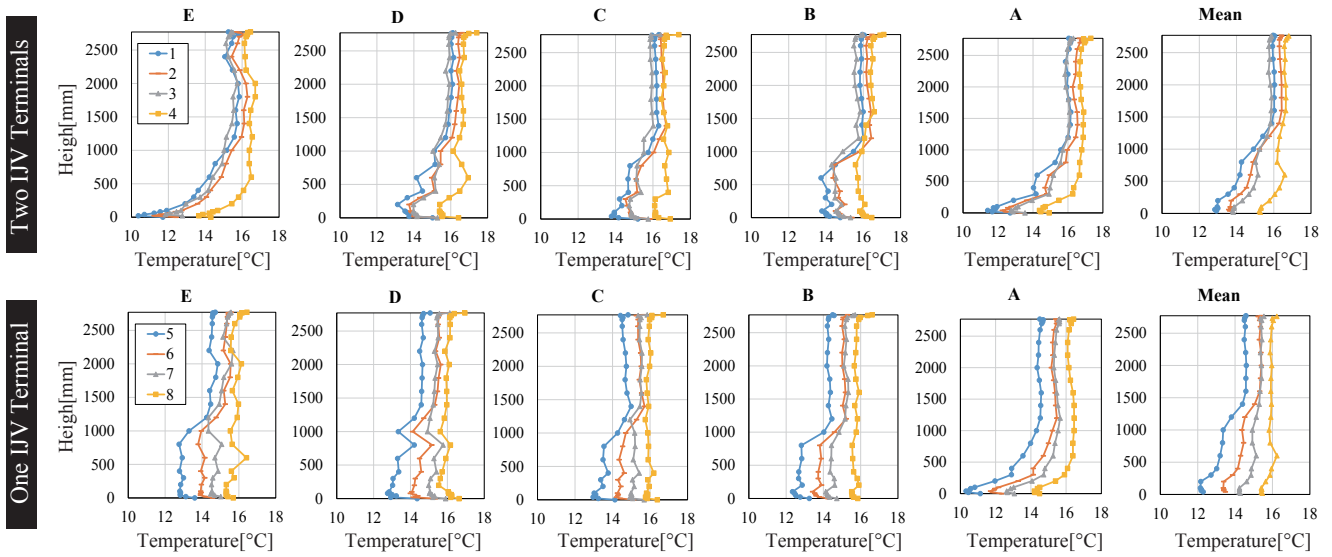


Fig.6 Vertical temperature distribution

60L/h で概ね定常になった後に 30 分経過するまで継続して発生させた。CO<sub>2</sub> 発生は初速度を消すために、ブラックランプの上部に設置したスポンジの中にチューブを差し込み、そこから発生させた。測定間隔は 1 分とした。データは定常値の 30 分平均を用いた。

3. 実験結果

3.1 鉛直温度分布

南北中央断面の鉛直温度分布を Fig.6 に示す。吹出口近くの A と E で上下温度差が大きくなっていることが分かる。給気量に着目して比較すると、給気量が少ない条件 (実験番号 1, 5) では明確な温度成層ができており、給気量の大きい条件 (実験番号 4, 8) では混合換気に似た温度性状を示していることが分かった。吹出口数に着目して比較すると、2 個の条件の方が上下温度差が大きくなる結果となった。条件ごとの温度差は外部温度の影響によるものと考えられる。給気、排気、外部温度、室の熱収支より求めた熱貫流による熱損失、およびワットメーターを用いて測定した発熱量を Table 3 に示す。全体的に外部温度が低いほど熱損失は大きくなる傾向がみられ、熱損失は最大で発熱量の 18% であった。そのため、より体系的に傾向を明らかにするためには断熱性能を向上した実験により検討を行うことが望ましい。

3.2 CO<sub>2</sub> 基準化濃度

南北中央断面の CO<sub>2</sub> 基準化濃度分布を Fig.7 に示す。全体的に濃度成層ができており、給気量が小さいほどその傾向が強いことが分かる。また、温度より顕著に成層を確認することができた。吹出口数に着目して比較すると、1 個の条件の方が濃度成層が弱くなっていることが分かる。これは給気口数 1 個の方が給気の運動量が大きく、より空気が混合されたためと考えられる。

4. 考察

給気運動量と給気温度差のバランスが温度成層の形成に関係すると思われるため、本報では以下の式で定義されるアルキメデス数を算出した。

吹出口付近のアルキメデス数を Ar-sa、室全体のアルキ

$$Ar-sa = \frac{g\beta(T_e - T_s)D}{U^2} \dots(1)$$

$$Ar-room = \frac{g\beta(T_u - T_e)H}{U^2} \dots(2)$$

メデス数を Ar-room とした。Ar-sa は室下部の空気の混合のしやすさを、Ar-room は室全体の空気の混合のしやすさを表す指標である。Table 4 に変数とアルキメデス数の値を示す。Fig.8 に鉛直平均温度分布を示す。鉛直平均温度は実験条件ごとに各高さで平均した値である。

Table 3 Supply · Exhaust · External Temperature、Heat loss

Experimental Number	Number of IJV terminal	Assumed Exhaust Temperature [°C]	Heat Load [W]	Supply air Temperature [°C]	Exhaust air Temperature [°C]	External air Temperature [°C]	Heat loss [°C]	Heat loss ratio [%]
1	2	17	993	4.61	16.08	9.56	38	4
2			997	6.70	16.32	10.59	34	3
3			1001	8.67	15.60	9.42	135	13
4			995	10.83	16.31	11.81	81	8
5	1		991	4.61	14.43	6.78	173	17
6			979	6.58	15.21	9.18	116	12
7			1005	8.45	15.13	7.93	170	17
8			990	10.77	15.67	9.66	177	18

Table 4 Value of variable and Archimedes number

Experimental number	Acceleration of gravity g[m/s <sup>2</sup> ]	Velocity of flow U[m/s]	Exhaust air Temperature Te[°C]	Supply air - Lower air					Lower air - Upper air					Dimensionless Temperature ΔT*[-]
				Supply air Temperature Ts[°C]	Lower Temperature Tl[°C]	Volume expansion coefficient β[1/K]	Feature length (Inlet diameter) D[m]	Archimedes number[×10]	Upper Temperature Tu[°C]	Lower Temperature Tl[°C]	Volume expansion coefficient β[1/K]	Feature length (Room height) H[m]	Archimedes number[×10]	
				Ar-sa	Ar-room	Ar-sa	Ar-room	Ar-sa	Ar-room					
1	9.81	1.96	16.08	5	12.95	0.00360	0.15	11.43	15.99	12.95	0.00350	2.77	74.8	0.27
2	9.81	2.36	16.32	7	13.66	0.00357	0.15	6.59	16.36	13.66	0.00349	2.77	46.0	0.28
3	9.81	2.95	15.60	9	13.86	0.00355	0.15	3.12	15.80	13.86	0.00348	2.77	21.1	0.25
4	9.81	3.93	16.31	11	15.31	0.00352	0.15	1.50	16.61	15.31	0.00347	2.77	7.9	0.18
5	9.81	3.93	14.43	5	12.20	0.00360	0.15	2.60	14.55	12.20	0.00350	2.77	14.5	0.23
6	9.81	4.72	15.21	7	13.41	0.00357	0.15	1.62	15.35	13.41	0.00349	2.77	8.3	0.21
7	9.81	5.89	15.13	8	14.24	0.00355	0.15	0.87	15.39	14.24	0.00348	2.77	3.1	0.13
8	9.81	7.86	15.65	11	15.46	0.00352	0.15	0.39	15.92	15.46	0.00346	2.77	0.7	0.04

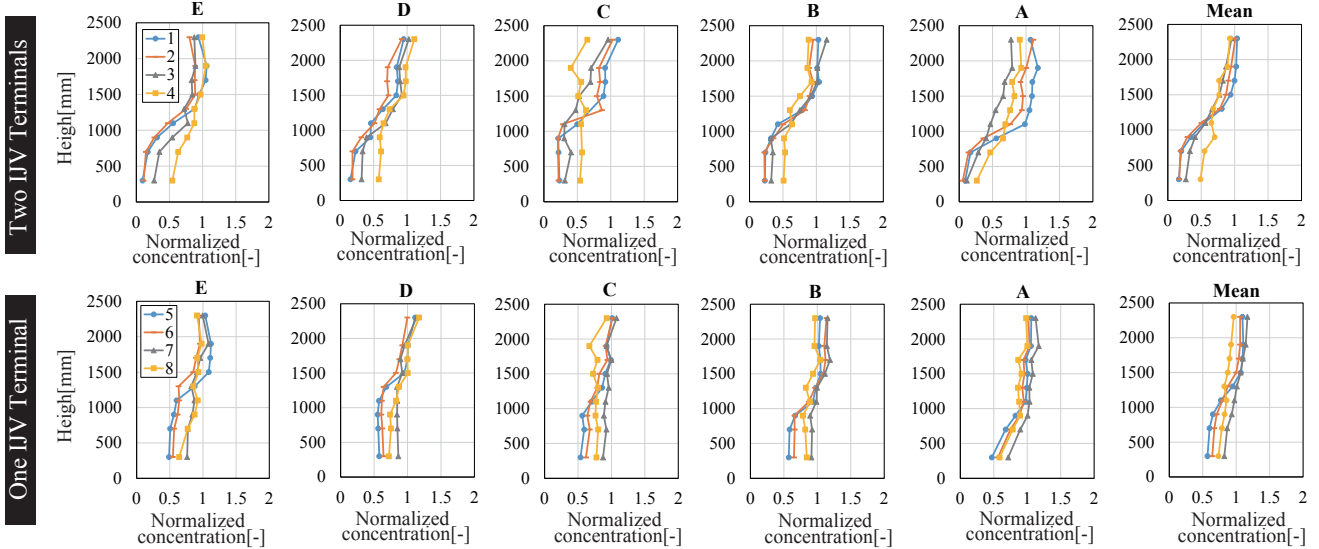


Fig.7 Vertical CO2 normalized concentration distribution

Fig.8 で着色した 1600 ~ 2600mm の平均値を上部温度、20 ~ 100mm の平均値を下部温度とした。Fig.9 にアルキメデス数と無次元温度差の相関関係を示す。無次元温度差は以下の式より算出した。

$$\Delta T^* = \frac{T_e - T_l}{T_e - T_s} \quad \dots(3)$$

$T_e$ : Exhaust air Temperature  
 $T_s$ : Supply air Temperature  
 $T_l$ : Lower Temperature

Fig.9 より、アルキメデス数が大きく (給気量が小さく) なると、無次元温度差は一定の値に近づく結果となった。また、いずれのアルキメデス数も無次元温度差との相関関係が確認でき、給気口数と吹出温度を変更して吹出風速と給気温度差を調整することで、投入熱量が等しくても上下温度差が変わることが示された。

### 5. おわりに

本報では、熱負荷を分散配置し給気条件を変えた時の温度と CO<sub>2</sub> 濃度の分布特性を実験により把握した。給気量が小さいほど成層を成し、給気量を大きくすると均一な分布性状を示すことが確認できた。また、CO<sub>2</sub> の濃度成層は温度成層より強い成層傾向を示した。吹出風速と給気温度差を調整すると、投入熱量が等しくても上下温度差が変わることが確認できた。今後は、発熱量を変更させたときの室内性状変化の把握と、DV 方式との比較を行う予定である。あわせて、実験室実験を再現した CFD 解析によるパラメトリックスタディを行う所存である。

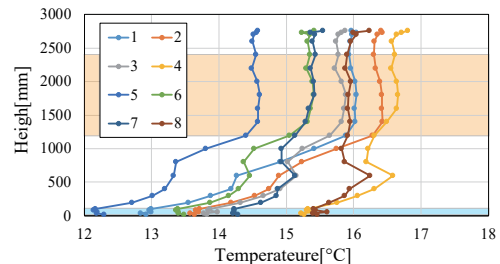


Fig.8 Vertical distribution of horizontal-averaged room temperature

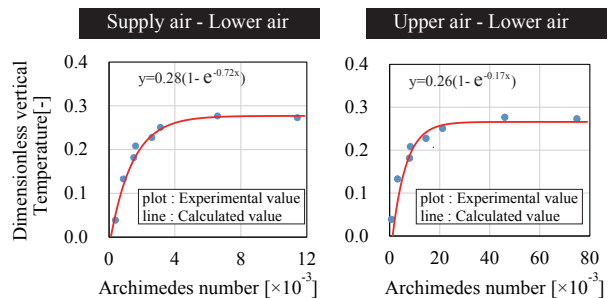


Fig.9 Correlation between Archimedes number and dimensionless vertical temperature difference

### 【参考文献】

- 1) T.Karimipanaha, H.B.Awbi: Theoretical and experimental investigation of impinging jet ventilation and comparison with wall displacement ventilation, *Building and Environment*, Vol.37, pp.1329-1342, 2002
- 2) 小林知広, 杉田雄希, 梅宮典子: 床面衝突噴流を用いた準置換換気空調方式に関する研究 - CFD を用いた数値実験に基づくブロックモデルによる室内鉛直温度分布の予測 -, 日本建築学会環境論文集第 81 巻第 730 号, pp.1117-1125, 2016.12



周部のガラス窓下部に設置されており、新鮮外気は鉛直上向きに流入する。実測対象階の執務室内の東・西・南面における外周部自然換気口面積は2.26 m<sup>2</sup>で、床面積の1/600程度に相当する。運用開始直後の春期実測では19Fのみ自然換気の運用を行い、秋期については12～22Fの運用を行った。

### 3. 測定手法と測定条件

中層用の屋内ボイド（接続部開口面積：1.852 m<sup>2</sup>）を利用する19階執務室で自然換気の実運用時における室内空気環境測定を行った。Fig.1における測定点でポールにポータブルCO<sub>2</sub>濃度計（T&D, RTR-576-S）を床上6点（床上100,600,1100,1700,2300,2700 mm高さ、室内計54点）に設置し、パスタクト1点、外気1点（床上1,100 mm高さ）の計56点における温度・湿度・CO<sub>2</sub>濃度を連続計測した。東・西・南面の代表点における自然換気口及びボイド開口（各1点）前後差圧のBEMS計測データと、Table 2に示すそれぞれのαAを用いて流入量を算出する。なお、外周部の自然換気口は定風量制御弁を有するもので、αAはそのp-Q特性から推定した値を用いたが、当該建物では定風量制御機能が無効にして自然換気口開放時には制御弁を最大開度に固定して運用を行っている。実測期間中には自然換気口開放の許可条件を変更した。その制御温度と実測中の気象条件（大阪管区気象台気象データ）をTable 3に示す。なお、外部風速は1/3べき乗則を仮定して軒高105 mでの風速に補正し、内外温度差ΔTは室内54点の平均による室温と外気温との温度差の時間平均値とした。

### 4. 実測結果と考察

本報では、代表日として春期については4月19日、27日、秋期では10月23日、24日の計4日間の結果を比較し、Fig.2～Fig.5は4日間における換気量の結果を示す。それぞれ上図に自然換気口及びボイド開口から流入・流出した自然換気量と換気回数を、下図に各々の開口部における流入・流出量を示す。図中の負値は室からの流出を表し、流入流出が0 [m<sup>3</sup>/h]の時間は自然換気口及びボイド開口が閉鎖していることを表している。

概して流入量に対して流出量の方が大きく算定されている。この原因としては、執務室の自然換気口

Table 2 Each Effective Opening Area

Void Opening	αA [m <sup>2</sup> ]		
	NV Opening		
	West	East	South
0.926	0.14	0.14	0.365

以外から流入した空気がボイドから流出している可能性もあるが、前述の通り定風量機能は無効にしたために流入口となる自然換気口のαAを過小評価している可能性も要因として考えられる。

開口部別の換気量ではボイド開口では常に室内から屋内ボイドに流出していることがわかり、さらに自然換気口では流入・流出が時間帯により入れ替わって行われていることが確認できる。9時から18時における自然換気による換気回数の平均値は4月19日は2.20 [1/h]、4月27日は2.18 [1/h]、10月23日は1.39 [1/h]、10月24日は1.84 [1/h]であった。全体的に春期に比べて秋期の換気量は小さくなった。これは季節間の主風向の違いが大きな要因と考えられ、秋期の主風向である北面からは執務室に流入できず、北東側から流入するような結果となった。一方春期は主風向が西であり、南西側からの流入が多いことが分かる。また中層用屋内ボイドは18F、19F、20Fが接続されており、そのうち19Fのみ運用していた春実測はすべてのフロアを運用していた秋実測に対して換気回数が多い結果となり、1フロアのみでの換気条件でも換気回数の明確な低減は見られなかった。

10月23日と24日を比較すると23日は室内外の温度差が大きいにも関わらず、換気回数は常に24日が高く、東側と南側の外気流入量が多くなっている。これは24日の外部風速は5.8 m/sと23日の3.3 m/sに比べて高いことが要因と考えられる。

Table 3 Cases and Weather Conditions

Date	Wind Direction	Mean Velocity [m/s]	OA [°C] (AM9-18)	ΔT [°C]	Lower Limit [°C]	
4/16	Mon	N	5.8	16.2	8.9	18.0
4/17	Tue	NE	5.3	16.4	8.7	18.0
4/18	Wed	NNE	3.4	18.7	6.5	18.0
4/19	Thu	WSW	5.0	20.9	4.3	18.0
4/20	Fri	WSW	3.3	23.6	1.7	18.0
4/21	Sat	W	4.3	23.0	4.0	-
4/22	Sun	SW	5.2	22.9	4.0	-
4/23	Mon	WSW	5.9	22.7	2.7	19.0
4/24	Tue	NE	2.5	19.1	6.0	19.0
4/25	Wed	NNW	4.7	17.2	7.8	19.0
4/26	Thu	NNW	3.5	19.3	5.9	19.0
4/27	Fri	SSW	4.3	20.3	5.0	19.0
10/15	Mon	NNE	2.9	21.3	5.1	18.0
10/16	Tue	NE	4.0	20.7	5.2	18.0
10/17	Wed	N	4.7	21.0	4.9	18.0
10/18	Thu	SW	3.3	21.8	3.2	18.0
10/19	Fri	SSW	3.4	21.6	3.5	18.0
10/20	Sat	NNW	6.1	18.8	5.9	-
10/21	Sun	NE	4.2	20.1	5.6	-
10/22	Mon	NNW	3.0	21.2	3.9	16.0
10/23	Tue	NNE	3.3	18.8	6.2	16.0
10/24	Wed	N	5.8	20.9	4.2	16.0
10/25	Thu	N	4.4	20.1	4.6	16.0
10/26	Fri	N	2.7	22.4	2.8	16.0

Fig.6～Fig.9に室内のポータブルCO<sub>2</sub>濃度計によつて計測した温度の分布結果(左図)及びCO<sub>2</sub>濃度の分布(右図)を示す。これらはすべてFig.1におけるAA'断面上の結果であり、各日13時から14時における1時間平均値を示している。西側には壁面にそつて什器が配置されており、東側には約4,000mmお

きに什器が配置されている。4月19日は自然換気運用中でも、顕著な鉛直温度分布は形成されていない。また4月の2日間においてX=23,700の鉛直部分の温度が低くなっているがこの付近の座席は固定席でないため、熱負荷が大きくなかったことが影響していると考えられる。

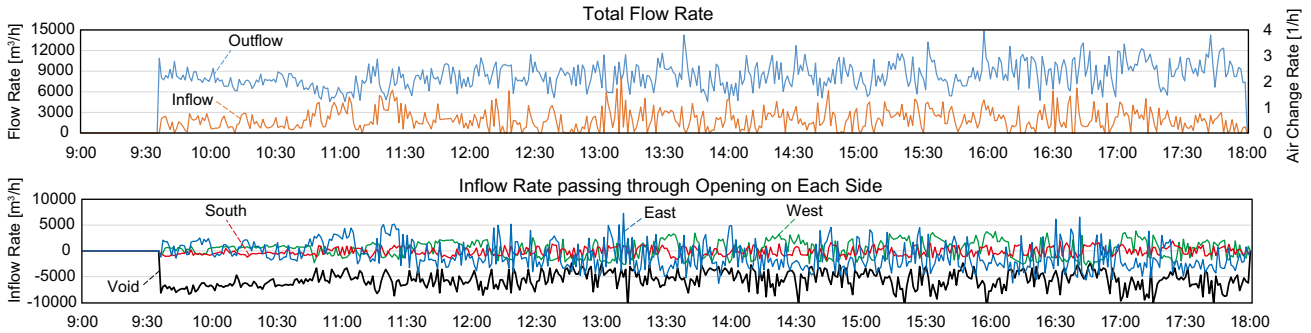


Fig.2 Time Series of Estimated Natural Ventilation Rate during Spring Measurement Term (19th of April)

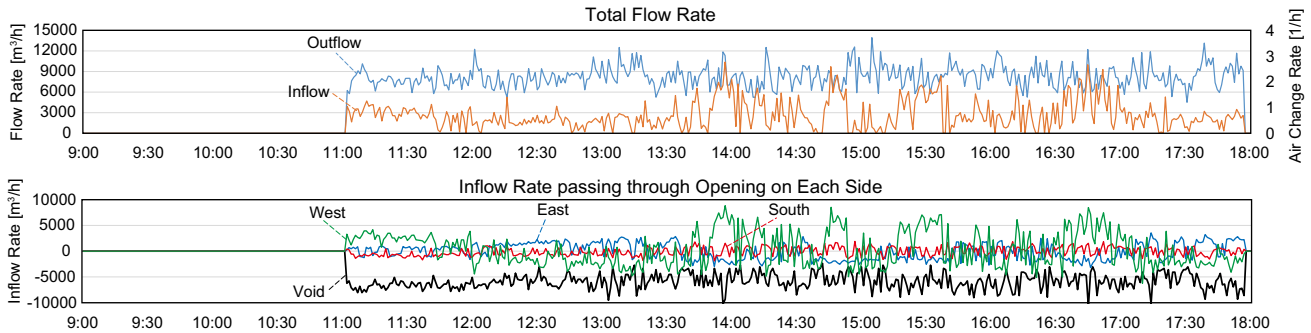


Fig.3 Time Series of Estimated Natural Ventilation Rate during Spring Measurement Term (27th of April)

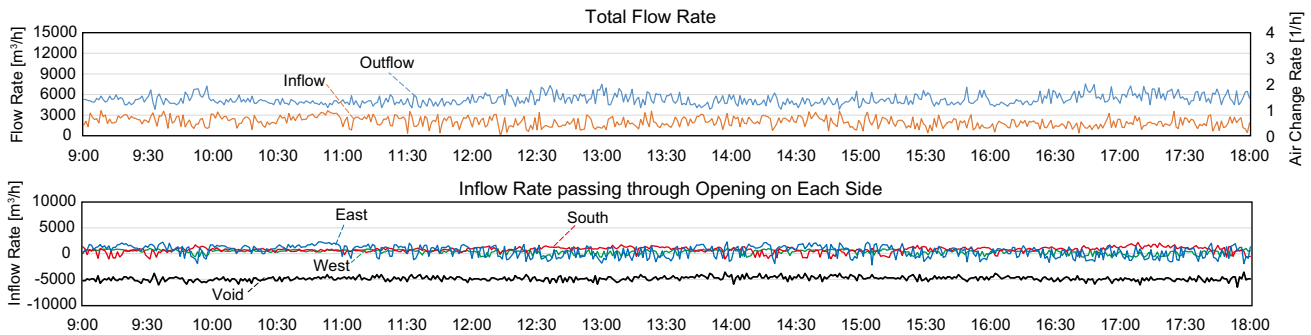


Fig.4 Time Series of Estimated Natural Ventilation Rate during Autumn Measurement Term (23rd of October)

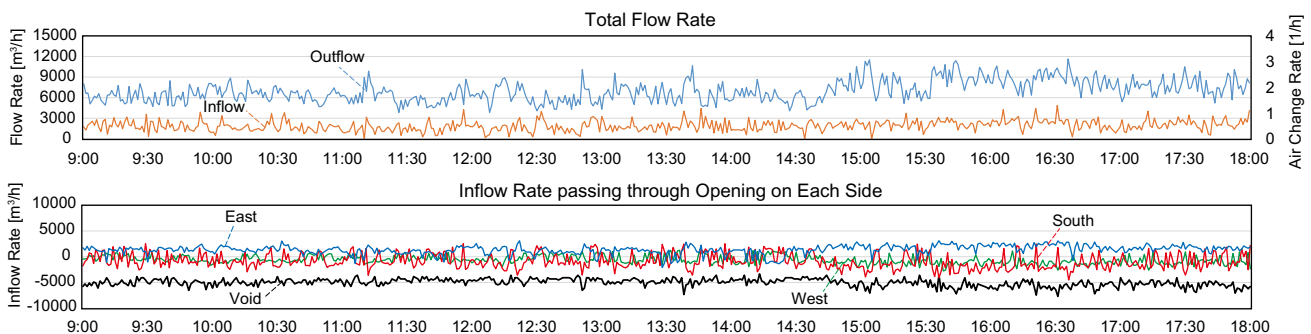


Fig.5 Time Series of Estimated Natural Ventilation Rate during Autumn Measurement Term (24th of October)

CO<sub>2</sub>濃度分布は春期と比較して秋期に東側の濃度が低く、このことから東側の自然換気口からの外気流入が確認でき、さらに10月23日と24日を比べると換気回数が0.45 [1/h] 多い24日はCO<sub>2</sub>濃度が概ね100 [ppm] 程度低くなる結果となった。これらの自然換気運用中の実測結果から、温度分布については大きな室内環境の悪化は無いと言え、CO<sub>2</sub>濃度分布については概ね1,000 [ppm] を下回り、特に流入口に近い箇所では低濃度の領域が確認された。

5. まとめ

本研究では重力・風力併用型自然換気システムを導入したオフィスビルにおいて春期と秋期の自然換気運用中に室内空気環境の実測を行うとともに自然換気量の算定を行った。換気回数は秋期の1.4~1.8 [1/h] に対して春期が2.2 [1/h] 程度と大きくなっていたことと、概ね良好な室内環境が形成されていたことが確認された。また春と秋の各2日間を比較したと

ころ、中層用の屋内ボイドの利用が1フロアのみであっても自然換気量の大きな低減は見られなかった。

[謝辞]

本研究の一部はJSPS 科研費(若手研究A, 課題番号JP16H06110, 研究代表者: 小林知広)の助成を受けた。

[参考文献]

- 1) 日本建築学会編「実務者のための自然換気設計ハンドブック」, 技法堂出版, 2013.8
- 2) 藤田、小林、山中ら: 「外部ボイドを有する高層オフィスの自然換気性能に関する研究(その1) トレーサガス法による空気齢分布及び換気量の予備測定」, 空気調和衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集, A-29, 2018.3
- 3) 粕谷、和田、小林ら: 「高層オフィスビルにおける自然換気性能評価(第1報)」 空気調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集, A-1, 2017.3
- 4) 粕谷、和田、小林ら: 「自然換気・放射併用パーソナル空調を導入したテナントオフィスビルの評価研究(第1報) 建物概要とシステム計画概要」, 空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集, 2018.9

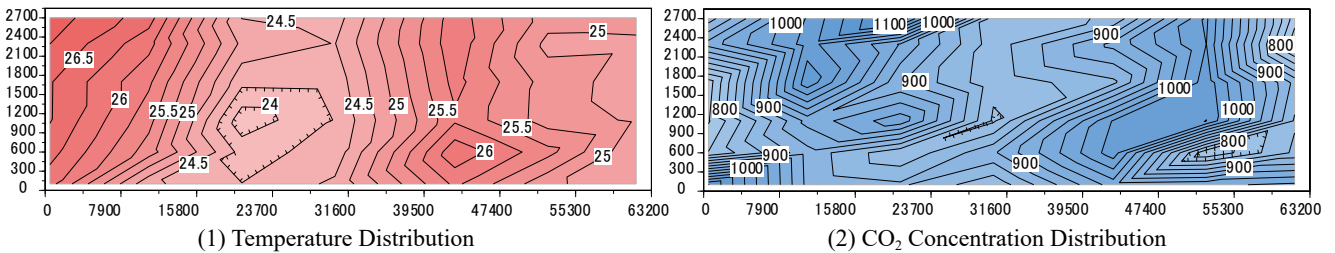
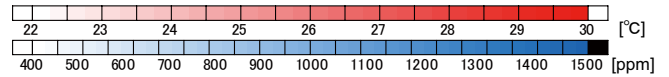


Fig.6 Indoor Environment (19th of April)

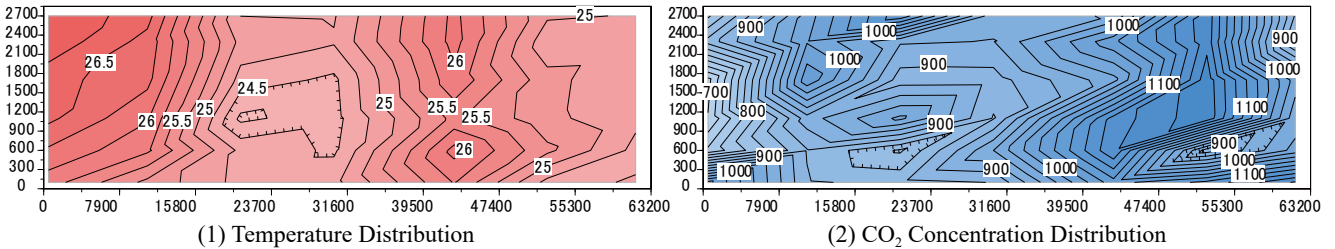


Fig.7 Indoor Environment (27th of April)

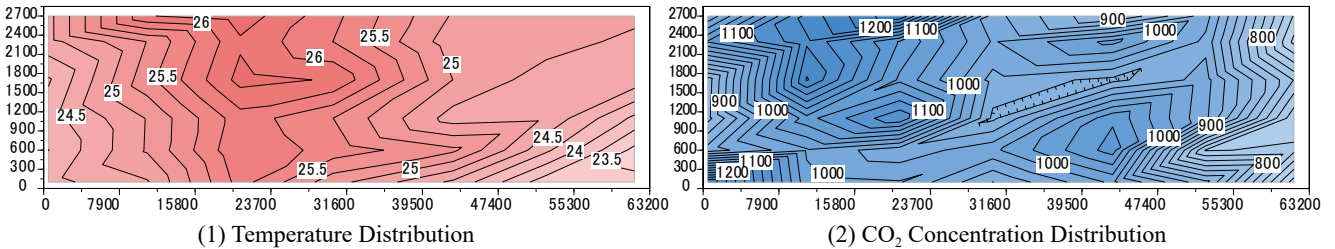


Fig.8 Indoor Environment (23rd of October)

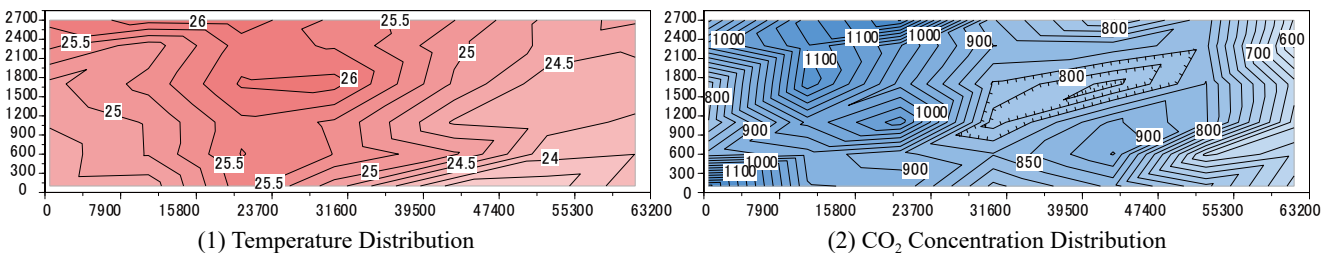


Fig.9 Indoor Environment (24th of October)



外部ボイドを有する高層オフィスビルの自然換気性能に関する研究  
 (その3) 実運用下における自然換気用ボイド内の鉛直温度分布測定

Natural Ventilation Performance of High-Rise Office Buildings with Light Well  
 (Part 3) Measurement of Vertical Temperature Distribution inside NV Void under Actural Operation

○小林 知広 (大阪大学)	山中 俊夫 (大阪大学)
梅宮 典子 (大阪市立大学)	袁 継輝 (大阪大学)
藤田 有香 (大阪市立大学)	川分 芳子 (大阪市立大学)
西堀 啓規 (大阪市立大学)	粕谷 敦 (竹中工務店)
小林 佑輔 (竹中工務店)	和田 一樹 (竹中工務店)

Tomohiro KOBAYASHI \*1 Toshio YAMANAKA \*1 Noriko UMEMIYA \*2 Jihui YUAN\*1 Yuka FUJITA \*2  
 Yoshiko KAWAWAKE \*2 Hiroki NISHIHORI\*2 Atsushi KASUYA \*3 Yusuke KOBAYASHI\*3 Kazuki WADA \*3  
 \*1Osaka University \*2Osaka City University \*3Takenaka Corporation

The purpose of this work is to accumulate findings regarding natural ventilation performance based on actual examples, especially natural ventilation buildings with outdoor void. This paper presents the on-site measurement of vertical temperature distribution within indoor/outdoor void space designed as flow path. The results show that temperature inside the outdoor void becomes higher than outdoor temperature and it works to promote buoyancy-induced ventilation.

1. はじめに

本研究では屋外ボイドを有する自然換気建物の評価を目的とし、既報<sup>1)</sup>では未入居状態での自然換気量測定、前報<sup>2)</sup>では実運用下での換気量及び室内環境評価を行った。屋外ボイドを利用する自然換気では、外部風と内外温度差に加えて設計時に予測が困難なボイド内温度にも自然換気量が大きく影響を受ける<sup>3)</sup>。屋外ボイドの環境に着目して実測で評価した例<sup>4)</sup>も見られるが多くはなく、自然換気運用中に実際に形成される環境の予測も容易ではない。そのため、設計段階で回路網計算による試算を行う際にも条件設定が困難であり、信頼性にも課題が生じる。

そこで、本報では屋外及び屋内ボイドの鉛直温度分布を測定することとし、これにより実運用下でのボイド内の温度分布の状況を明らかにするとともに、外気温やボイドに接続する開口前後の差圧とボイド内温度との関係も確認することを目的とする。

2. 実測概要

前報<sup>2)</sup>で対象としたオフィスビルにおいて2018年10月15日～10月26日の期間で実測を行なった。当該建物は低層階(6～17F)に接続された平面寸法4.0m×2.3mの屋外ボイドを東西に1箇所ずつ有しており、中層階(18～20F)と高層階(21、22F)はEVシャフトの上部空間空間を利用した屋内ボイドにそれぞれ接続されている。実測はFig.1に示すように屋外ボイドと中層階用の屋内ボイドにポータブル温度計(T&D社、TR-52i及びTR-74Ui)を鉛直方向

に10台設置することで温度の連続計測を行った。ボイド内ではファスナー付きプラスチックバッグに測定器を収納し、センサ部のみバッグ外に出して測定

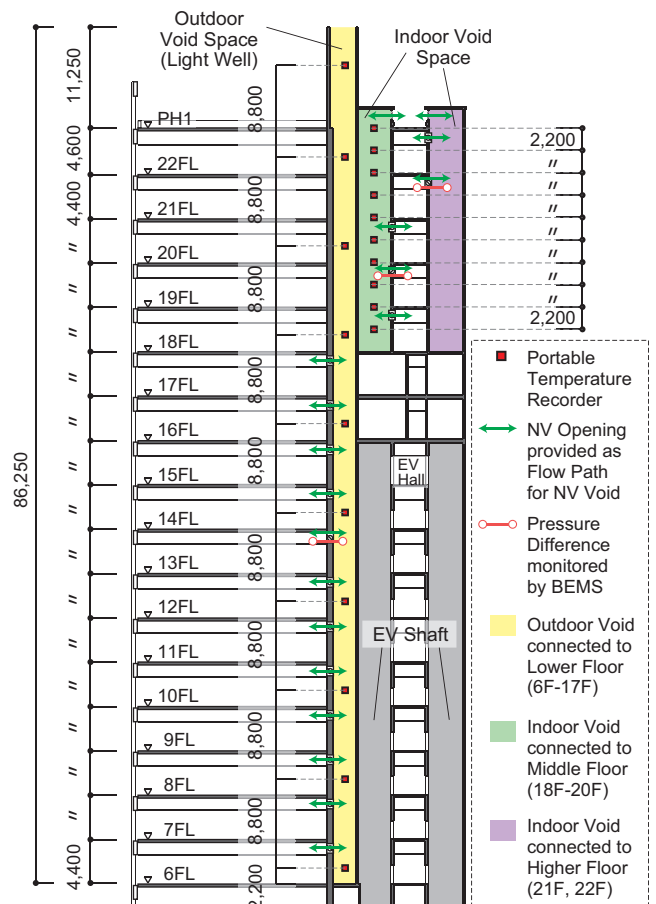


Fig.1 Measurement Point of Vertical Temperature Distribution inside Outdoor/Indoor Void for Natural Ventilation

した。屋外ボイドでは6階のFL+2,200mmの高さから8,800mmごとに、底部から81.4mの高さまで計10点で測定した。同様に、屋内ボイドでも18階のFL+2,200mmから10点で測定を行った。自然換気口は内外温度差、内外エンタルピー差、外部風速、外気温、外気露点温度に基づいて開閉制御され、許可条件を満たせば夜間の不在時でも開放される。また、13階、19階、21階のボイド開口ではBEMSにより前後差圧を常時計測している。

### 3. 自然換気システムの実利用時間と分析対象日

Table 1に2018年10月15日(月)から同年11月16日(金)までの平日執務時間帯(9:00-18:00)の自然換気利用時間と利用時間率を示す。なお、利用時間はBEMSの換気口開閉履歴から算出した。この結果から、実測期間だけでなく外気温が低くなる11月でも中旬頃までは自然換気システムが利用されていることがわかる。実測期間においては、外気温が許容下限値を下回らずに夜間においても自然換気口の開放状態が維持されていた日も多かった。

前述の通り、ボイドを利用する自然換気システムでは換気性能がボイド内温度の影響を大きく受ける。特に屋外ボイドの場合、ボイド内温度が外気温に近づく可能性があり、仮に同程度とすると温度差換気の効果は理論上1フロア分の高さしか期待できない。また、ボイド内温度が外気温より低い場合には、ボイド内の空気は加圧されるためにボイドが排気経路とならずに逆流することも考えられる。

Table 1 Status of NV Operation

Date	NV Operating Time [min]	NV Operation Time Ratio [%]	On-Site Measurement
Oct.15th (Mon)	540	100	○
Oct.16th (Tue)	540	100	○
Oct.17th (Wed)	540	100	○
Oct.18th (Thu)	540	100	○
Oct.19th (Fri)	540	100	○
Oct.22nd (Mon)	518	95.9	○
Oct.23rd (Tue)	540	100	○
Oct.24th (Wed)	540	100	○
Oct.25th (Thu)	540	100	○
Oct.26th (Fri)	488	90.4	○
Oct.29th (Mon)	540	100	
Oct.30th (Tue)	151	28.0	
Oct.31st (Wed)	0	0	
Nov.1st (Thu)	92	17.0	
Nov.2nd (Fri)	251	46.5	
Nov.5th (Mon)	486	90.0	
Nov.6th (Tue)	520	96.3	
Nov.7th (Wed)	530	98.1	
Nov.8th (Thu)	506	93.7	
Nov.9th (Fri)	0	0	
Nov.12th (Mon)	333	61.7	
Nov.13th (Tue)	232	43.0	
Nov.14th (Wed)	0	0	
Nov.15th (Thu)	0	0	
Nov.16th (Fri)	71	13.1	

本報では実測期間中で夜間に外気温が低下した10月26日を対象にボイド内温度分布を分析する。なお、BEMSの履歴から、自然換気口は前日25日の23:58に閉鎖され、夜明け後の外気温上昇にともない8:31から開放されたことが確認されている。また、日中は14:00～14:52まで閉鎖され、以降翌27日の23:32まで約32時間にわたり開放状態が継続している。

### 4. ボイド内の鉛直温度分布の測定結果

屋内ボイドにおける鉛直温度分布とその推移をFig.2に示す。ここでは前述の理由により10月26日を対象とし、0:00から22:00まで2時間毎の結果を示す。また、ボイド内温度の比較対象として、各時刻ごとに前報<sup>2)</sup>で実測を行った19階執務室の平均温度と外気温も示す。ここで、外気温は大阪管区気象台(対象建物より約1.5km)の気象データを用いた。

外気温低下により自然換気口が閉鎖された直後の0:00時点では、外気温が15℃程度であることに對して、シャフト内と執務室の温度とほとんど差異がなくどちらも約24℃である。これは直前まで自然換気が運用されていたために執務室からボイドへの流入があったためと考えられる。以降執務室温度の変化はほとんど見られず、屋内ボイド内部についても最上部を除いて自然換気口開放前の8:00まで大きな温度低下が見られない。このため、屋内ボイドについては過剰な温度低下による自然換気性能の低下の心配はあまりないと言える。

Fig.3に屋外ボイドでの鉛直温度分布の測定結果を示す。6:00頃には外気温が13℃程度と比較的低く、屋外空間であるにも関わらず18階以下では概ね24℃程度に保たれている結果となった。これは対象建物の屋外ボイドが幅4.0mで深さが約86mと相対的に深く、半閉鎖空間である屋外ボイド内と外気との間での空気交換量が小さかったためと考えられる。このため、まだ外気温が低い午前中においてもボイド内温度が比較的高く、温度差換気による排気を促進する効果が期待できる。なお、その他の実測日においても夜間に評価日以上屋外ボイド内温度が低下した条件は見られず、概ね同様の傾向が見られた。

### 5. 考察

Fig.4に13階の屋外ボイド開口及び19階の屋内ボイド開口前後の差圧のBEMSデータを外気温及び外部風速と共に示す。BEMSの差圧は1分データを10分で移動平均を施しており、外気温及び外部風速は前節同様に気象データを用いた。外部風速は1/3べき乗則により建物頂部の105m高さに換算している。

8:30 頃に自然換気口が開放され、その時点での屋外ボイド開口 (13F) の差圧は 6.0 Pa 程度である。仮にこの時点で屋外ボイド内が外気温と同程度の 16°C であった場合には、室温 24°C に対する密度差 0.033 kg/m<sup>3</sup> が 1 フロア分の流入出口の高低差 (3.0 m) に対してのみ有効なため 1.0 Pa 以下の小さな差圧になると考えられる。この結果から、屋外ボイドであってもアスペクト比が大きく相対的に深いボイドであればボイド内温度は室温に近づき、温度差換気に有効な高低差として見込むことが可能と言える。

屋内ボイドの開口 (19F) の前後差圧を見ると、13F と比較して差圧が明らかに小さい。これは屋内ボイド頂部に排気ガラリが存在するために屋内ボイド内の圧力が流出後の静圧と比較して高くなることが原因と考えられる。つまり、この場合では屋内ボイドでは屋外ボイドと同等以上に室温に近い温度が保たれていたが、屋内であるために出口部分の通気抵

抗が大きく、結果的に屋外ボイドと比較して差圧が小さくなったと考えられる。なお、両ボイドの日中の差圧の低下は外気温上昇による換気駆動力の低下が原因であり、ボイドが自然換気に有効な高低差とみなすことができる傾向に変わりはないと考えられる。また、外部風速が差圧に及ぼす影響も見られるものの、当該建物のボイド開口前後差圧には温度差が大きく影響していることが確認された。

6. まとめ

本研究では高層自然換気オフィスビルを対象に屋内及び屋外ボイドの鉛直温度分布の測定を行い、実運用下でのボイド内の環境を明らかにするとともにボイド開口前後の差圧と外気温及びボイド内温度との関係を分析した。その結果、屋外空間であってもボイド内は室温に近い温度になっており、外気温に追従した大きな温度低下は見られなかった。このこ

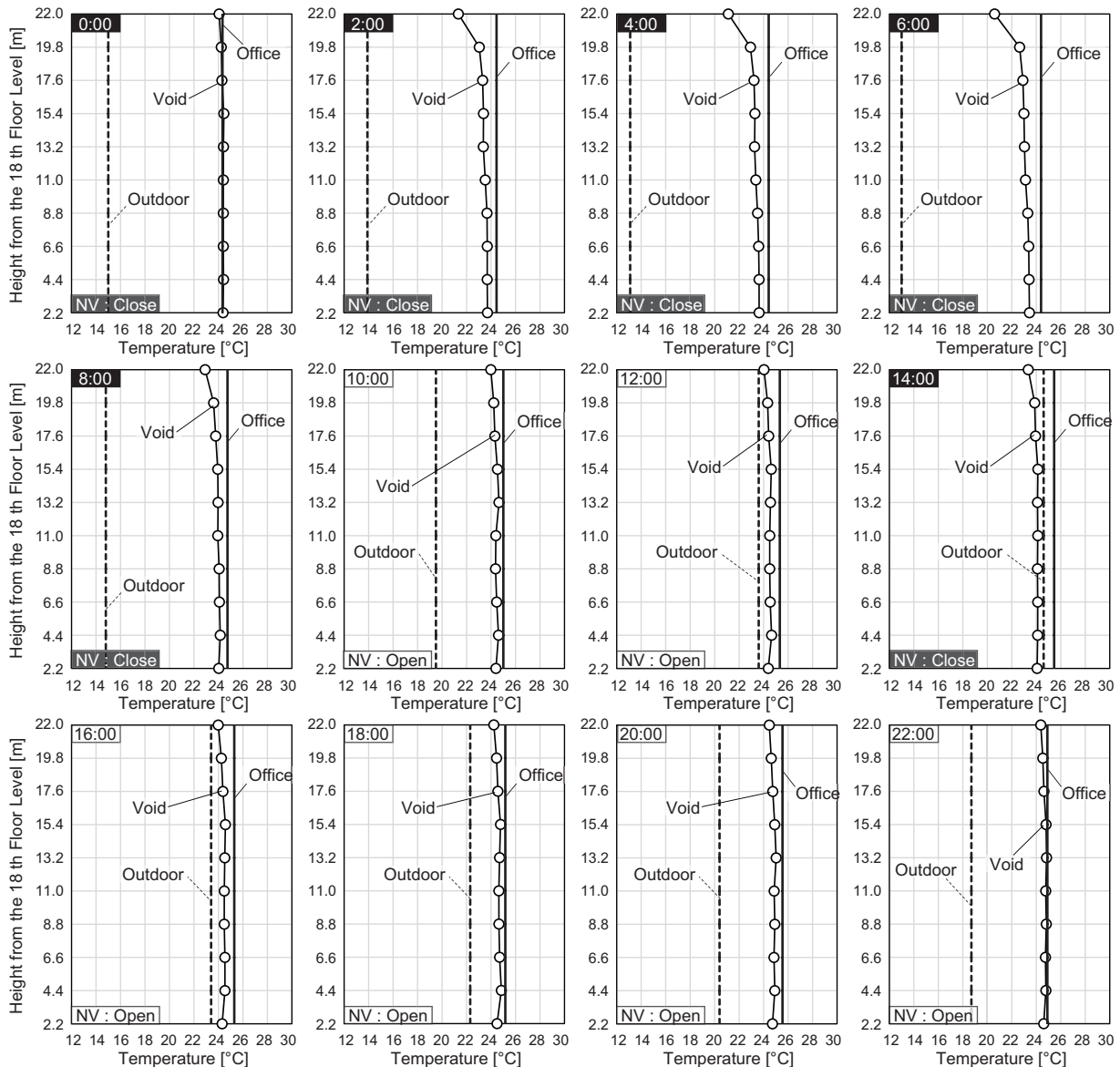


Fig.2 Vertical Temperature Distribution inside Indoor NV Void connected to Middle Floors (October 26th)

とから、比較的アスペクト比が大きく深い屋外ボイドは温度差換気には有効な高低差を有する換気経路になり得ることが示された。また、屋外ボイドは屋内ボイドと比較して温度が若干低下し易いものの、通気抵抗が小さいために結果的に大きな差圧が得られることも示された。

[参考文献]

- 1) 藤田, 小林ら:「外部ボイドを有する高層オフィスビルの自然換気性能に関する研究(その1)」, 空調調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集, A-29, 2018.3
- 2) 藤田, 小林ら:「外部ボイドを有する高層オフィスビルの自然換気性能に関する研究(その2)」, 空調調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集, 2019.3, 投稿中
- 3) 小林, 粕谷ら:「自然換気・放射併用パーソナル空調を導入したテナントオフィスビルの評価研究(第2報)建物概要とシステム計画概要」, 空調調和・衛生工学会大会学術講演論文集, 第6巻, pp.221-224, 2018.9
- 4) 水出, 山中ら:「大規模事務所建築における2つの屋外ボイドを利用した全外気冷房の計画手法と性能検証」, 日本建築学会環境系論文集, 第73巻, 第628号, pp.775-782, 2008.6

[謝辞]

本研究の一部はJSPS 科研費(若手研究(A), 課題番号JP16H06110, 研究代表者:小林知広)の助成を受けて実施したものである。

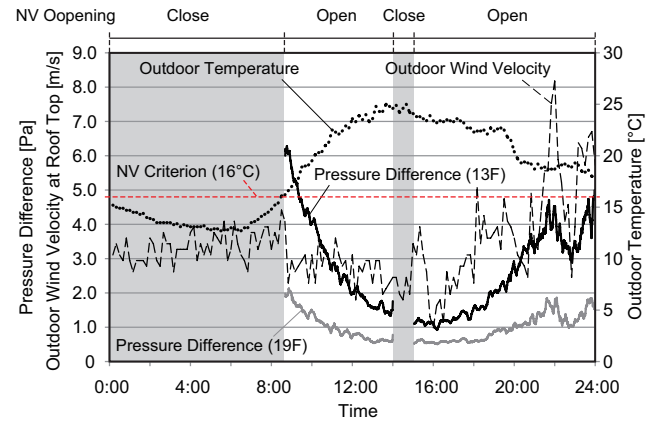


Fig.4 Pressure Difference across the Opening provided with NV Void and Time Series of Outdoor Temperature and Wind Velocity

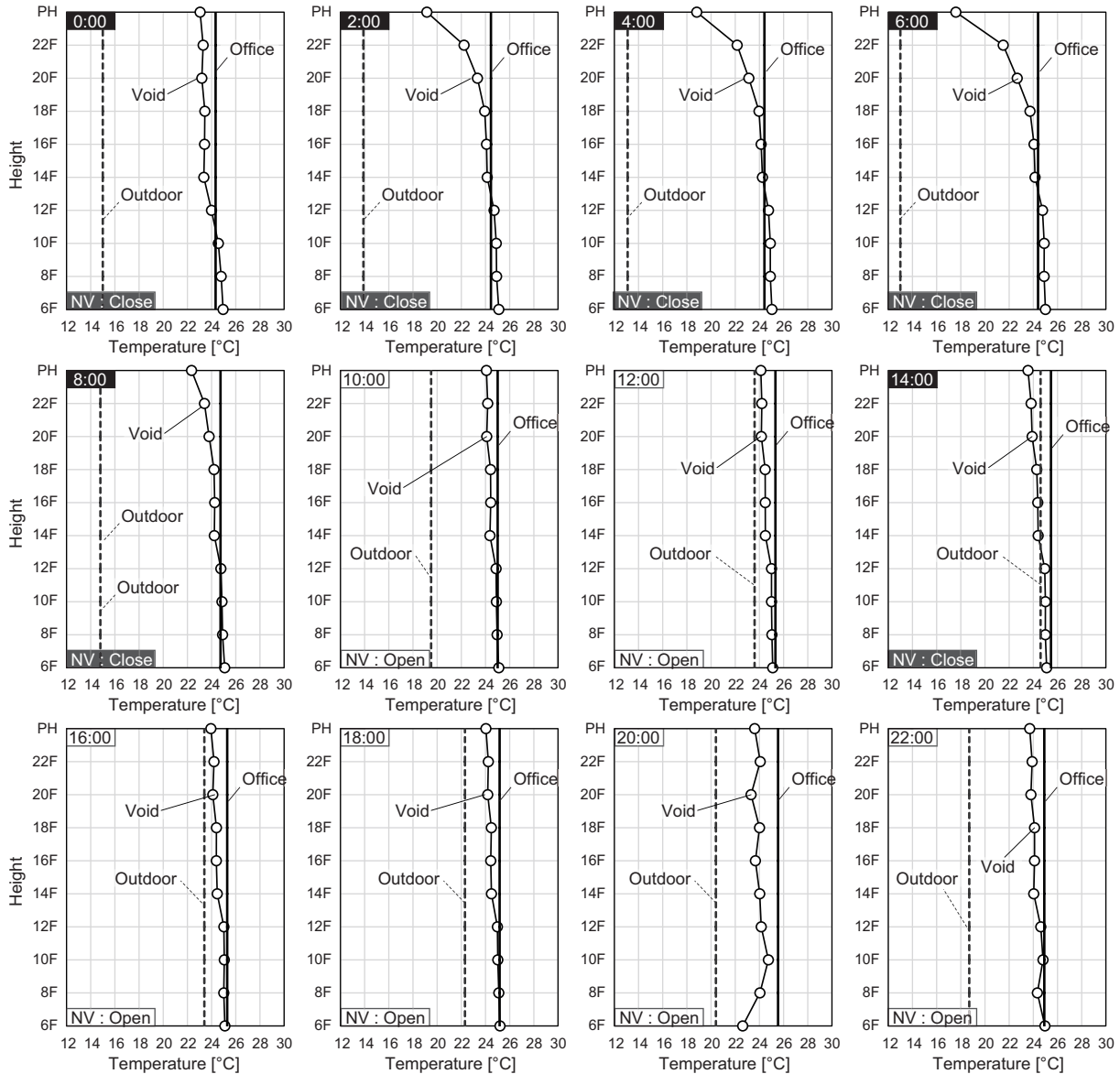


Fig.3 Vertical Temperature Distribution inside Outdoor NV Void connected to Lower Floors (October 26th)

無菌治療室を対象とした換気システムの性能評価に関する研究  
(その4) 気流方向と給気面積が非等温場の換気効率に及ぼす影響  
Evaluation of Mechanical Ventilation System for Bio-Clean Sickroom  
(Part 4) Effect of Flow Direction and Supply Opening Area on Ventilation Efficiency  
under Non-Isothermal Condition

○村山 熙 (大阪市立大学)  
梅宮 典子 (大阪市立大学)

小林 知広 (大阪大学)

Hiroshi MURAYAMA \*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI \*<sup>2</sup> Noriko UMEMIYA \*<sup>1</sup>

\*<sup>1</sup> Osaka City University \*<sup>2</sup> Osaka University

In April 2012, the facility standard of bio-clean sick room was changed by the notification by the Ministry of Health, Labor and Welfare, and the air conditioning equipment in the bio-clean sick room is obliged to adopt the designated laminar flow system. However, it is not clearly defined what kind of air conditioning system specifically meets the facility standard for each system. In addition, the performance evaluation method of the ventilation system has not been established. Therefore, in this study, we focus on the ventilation efficiency in various ventilation methods for bio-clean sick room and aim to perform quantitative performance evaluation.

## 1. はじめに

平成24年4月、厚生労働省告示<sup>1)</sup>により、無菌治療室の空調設備は、水平層流方式、垂直層流方式、または、その双方を併用した方式をとることが義務化された。しかし、それぞれの換気システムに関して、明確な定義が存在するとは言い難く、性能評価手法も確立されていない。そこで本研究では、無菌治療室の各種換気システムにおいて、CFD解析を行い、換気効率を算出することで、定量的な性能評価を行うことを目的とする。既報<sup>2)</sup>では、等温場を対象としたが、本報では、非等温場を対象とし、また、給気面におけるパンチングメタルの開孔率の差異における影響についても調査を行う。

## 2. 無菌治療室のCFD解析

### 2.1 対象とする無菌治療室の換気システム

本研究で対象とする病室モデルの平面図と換気システムをFig.1(1)～(4)に示す。給気量は全条件で700[m<sup>3</sup>/h]で統一しており、給気温度は22℃とした。Case 1はベッド付近からの壁面給気で対面より排気する水平層流を想定した方式である。Case 2は天井給気で床面から下方向に吸い込み、壁ダクトで排気する垂直層流を想定した方式である。Case 3は天井給気で、壁面全体から排気する水平・垂直層流の双方併用を想定した換気方式である。Case 4はCase 3と比較して壁面の排気口を下部のみに変更した水平・垂直層流の双方併用を想定した換気方式とした。

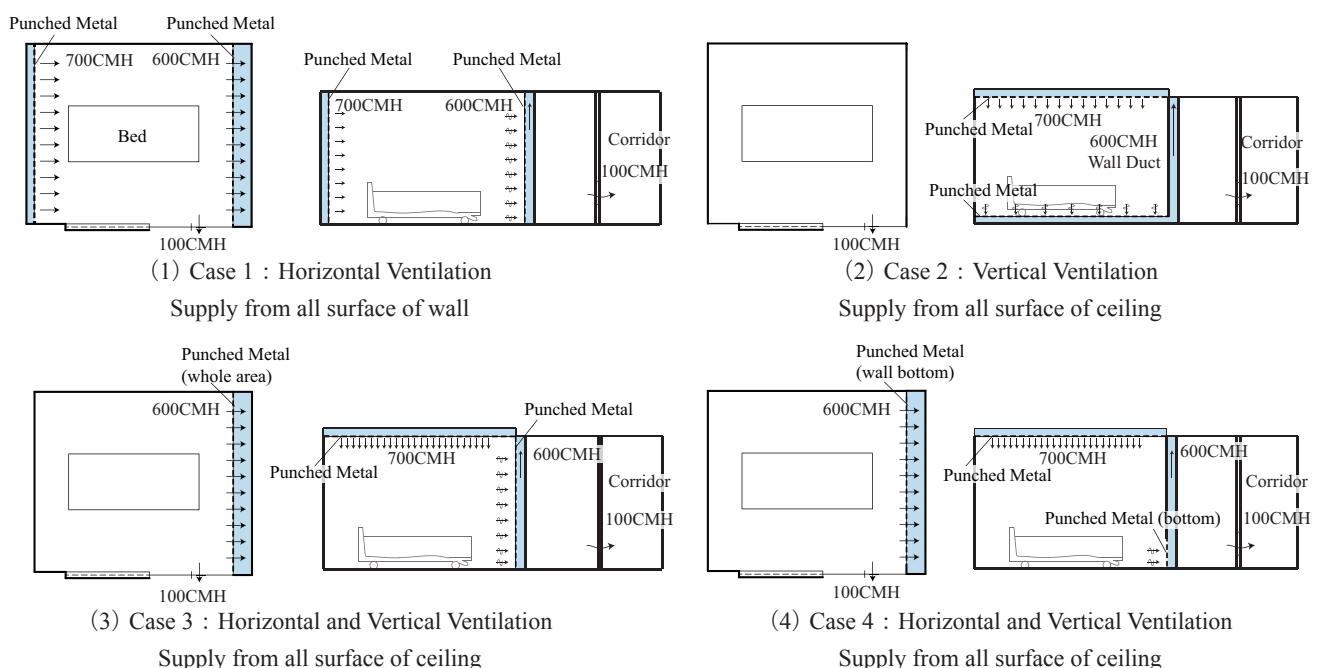


Fig.1 Floor Plan and System Diagram of Ventilation System for Bio-Clean Sickroom

2.2 解析領域の概要

Fig.1 に示した解析対象を再現し、CFD 解析を行う。例として Case 2 の解析領域とメッシュレイアウトを Fig.2 に示す。乱流モデルには標準  $k-\epsilon$  モデルを用いて定常計算を行った。Table 1 に CFD 解析条件を示す。全条件で病室中央にベッドと、ベッドに横たわる患者を再現しており、給気部、排気部はパンチングメタルを介してチャンバー空間と繋がっている状況を想定した。また、実際の無菌治療室には患者からの熱上昇流の発生やその他各種熱負荷が存在し、それらは室内の気流場に大きな影響を及ぼすと考えられるため、非等温場での解析を行った。人体からの発熱、窓や壁面の貫流熱を想定し、室内の総発熱量を 210W に設定し、解析を行った。

2.3 パンチングメタル部の再現方法

パンチングメタルの孔を CFD 解析で詳細まで再現しつつ室全体を解析することは計算負荷の観点から難しいため、既往研究<sup>3)</sup> で採用したパンチングメタルの圧力損失特性を該当する領域の構造格子に組み込む手法を用いた。この手法では解析時に以下で示される損失項を運動量保存式に加える。

$$\Delta p_i = - \left( \frac{\mu}{\alpha_i} v + C_{2i} \frac{1}{2} \rho v^2 \right) \Delta n \quad (1)$$

ここで、 $1/\alpha_i$  [1/m<sup>2</sup>] が粘性抵抗係数を表し、 $C_{2i}$  [1/m] は慣性抵抗係数を表す。また、 $\Delta p_i$  [Pa] は圧力損失、 $\mu$  [kg/m·s] は粘性係数、 $v$  [m/s] は速度、 $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] は密度、 $\Delta n$  [mm] は格子の厚みを表す。本研究では、既往研究<sup>3)</sup> で整備した開孔率 50.9% のパンチングメタルの圧力損失特性から上記の抵抗係数を算出して運動量損失項を付加し、パンチングメタルを再現した。

2.4 換気効率の評価方法

本研究では、2つの方法で換気効率を評価する。1つ目は、空気齢に基づき換気効率を評価する方法である。評価指標には室空気交換効率を用いる。名目換気時間を  $\tau_n$ 、室全体の平均空気齢を  $\langle \tau \rangle$  とすると、室空気交換効率  $\epsilon^a$  は以下のように表すことができる。

$$\epsilon^a = \frac{\tau_n}{2 \langle \tau \rangle} \quad (2)$$

なお、 $\epsilon^a$  は完全なピストンフローを 1.0 とした室全体の換気効率指標であり、0 ~ 1.0 で定義される。局所平均空気齢は SVE3<sup>4)</sup> を算出することで求めた。SVE3 は局所平均空気齢を名目換気時間で除した無次元の換気効率指標であり、室内で一様に Passive Contaminant を発生させる解析を行い算出される。

2つ目の評価方法は、汚染質濃度に基づき換気効率を評価する方法である。定常状態における排気中の汚染質濃度を  $c_e$ 、平均汚染質濃度を  $\langle c \rangle$  とすると、汚染質除去効率  $\epsilon^c$  は以下のように表すことができる。

$$\epsilon^c = \frac{c_e}{\langle c \rangle} \quad (3)$$

本報では、 $\epsilon^a$ 、 $\epsilon^c$  を室全体とベッド周辺領域（ベッド端部より水平方向に 300mm、床面から 1,100mm 以内の空間）のそれぞれで評価する。

Table 1 CFD Analysis Condition

CFD code		ANSYS Fluent 17.0		
Turbulence Model		Standard k-epsilon Model		
Algorithm		SIMPLE		
Discretization Scheme		QUICK		
Boundary Condition	Inlet	700CMH		
		k, ε : based on Turbulent Intensity and Length Scale I=10.0 %, L=198mm		
	Outlet	Based on Flow Rate and Outlet Area		
		Velocity	Standard Wall Function	
	Walls	Heat Flux	Exterior Wall	8W/m <sup>2</sup>
			Interior Wall (Corridor Side)	4W/m <sup>2</sup>
Other Walls			adiabatic	
Window			25W/m <sup>2</sup>	
Total Number of Cells		Case 1 : 3,613,588	Case 2 : 4,024,582	
		Case 3 : 3,310,210	Case 4 : 3,284,250	
Modeling Method of Punched Metal		Source Term for Momentum Equation based on Pressure Loss Characteristics		

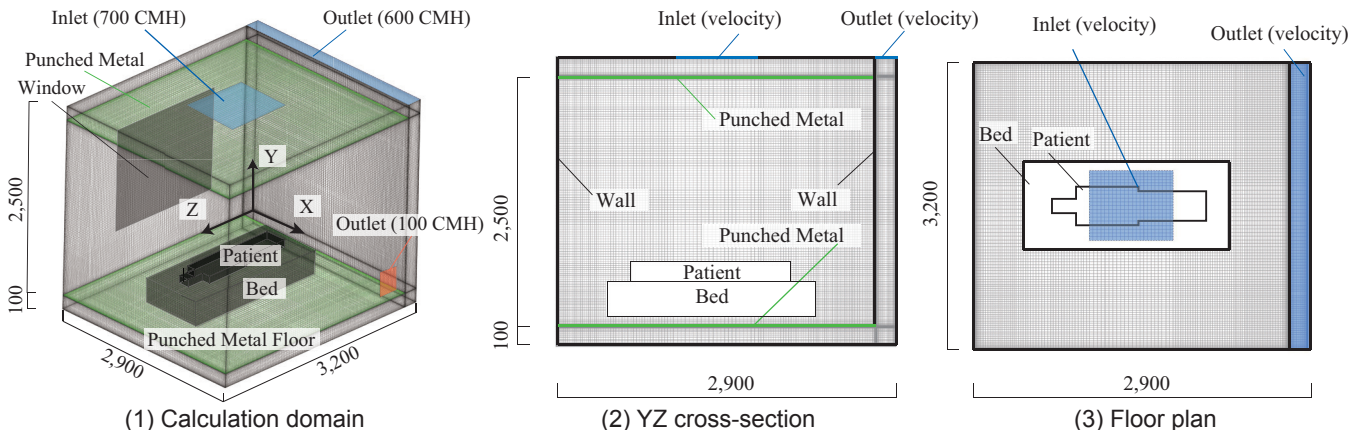


Fig.2 Calculation domain and Mesh Layout for Case 2

2.5 解析結果と換気効率評価

ベッド中央断面におけるSVE3をFig.3に、各点の汚染質濃度を排気濃度で基準化した濃度分布をFig.4に示す。汚染質発生位置は患者の口元とした。Table 2に算出した室空気交換効率と汚染質除去効率を示す。Case 1では風下のベッド近辺でSVE3が高い部分が見られ、汚染質分布においては、汚染質が天井面に広がる結果となった。Case 2では、壁面付近のスペースでSVE3が高い部分が見られ、汚染質濃度も同様であった。Case 3では、部屋全体としてSVE3の値が顕著に高い部分は見られなかったが、壁面付近での空気の滞留がにわかに見られた。汚染質は非排気面側の壁に広がる様子が見られた。Case 4ではCase 2と類似した分布が見られ、室空気交換効率、汚染質除去効率においても近い値を示す結果となった。室空気交換効率、汚染質除去効率ともに室全体でもベッド周辺においても、Case 1が最高値を示し、分布を

みるとCase 2からCase 4では、天井内で新鮮な空気が広がっておらず、パンチングメタルの開孔率が換気効率に影響を及ぼすと考えられる。

3 パンチングメタル開孔率の変化による影響

3.1 CFD 解析概要

開孔率の差異による換気効率への影響を明らかにすることを目的として、新たに開孔率の異なる3種のパンチングメタルのCFD解析を行った。Table 3に各パンチングメタルの詳細を示す。また、Table 4にCFD解析条件を、Fig.5に主流方向と、直交方向におけるメッシュレイアウトを示す。モデルの全体幅は風上側500mm、風下側500mmとし、パンチングメタルの厚みは1.2mmとした。分割幅は最小0.4mmとし、パンチングメタル部分から離れるにしたがって格子幅が大きくなるように設定した。流入境界では流入速度の値を10段階に変化させ、0.1m/sから1.0m/sまで、0.1m/s刻みに設定し、解析を行った。乱流モデルには標準k-εモデルを用いた<sup>注)</sup>。

3.2 圧力損失特性式と開孔率の変化による影響

Fig.6に解析結果から得られた圧力損失特性を示

Table 2 Ventilation Efficiency for Case 1 - Case 4

Case	Air Change Efficiency [-] ( $\epsilon^a$ )		Contamination Removal Efficiency [-] ( $\epsilon^c$ )	
	Room	Around Bed	Room	Around Bed
Case 1	0.630	0.733	1.35	1.62
Case 2	0.412	0.553	0.600	0.684
Case 3	0.566	0.696	0.791	0.772
Case 4	0.433	0.575	0.625	0.700

Table 3 Basic Information of Punched Metal

ID	Original	A	B	C
Diameter	3.0 mm			
Pitch	4.0 mm	4.5 mm	5.0 mm	6.0 mm
Porosity	50.9%	40.3%	32.6%	22.7%
Width : W	8 mm	9 mm	10 mm	12 mm
Hight : H	13.9 mm	15.6 mm	17.3 mm	20.8 mm
Thickness : T	1.2 mm			

Table 4 CFD Analysis Condition for Punched Metal

CFD code	ANSYS Fluent 17.0	
Turbulence Model	Standard k-epsilon Model	
Algorithm	SIMPLE	
Discretization Scheme	QUICK	
Boundary Condition	Inlet	Velocity : 0.1 to 1.0 m/s (every 0.1 m/s) k, ε : based on Turbulent Intensity and Length Scale
	Outlet	Gauge Pressure : 0 Pa
	Walls	Metal Wall : Standard Wall Function Symmetry : Free Slip
Total Number of Cells	A : 227,964	
	B : 245,280	
	C : 299,412	

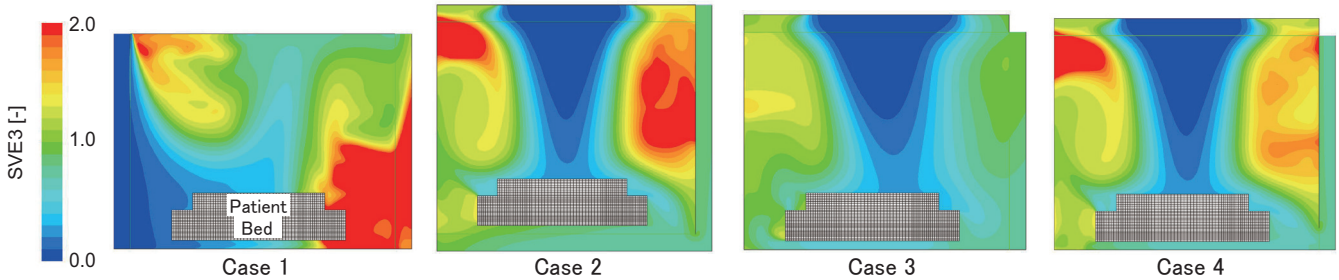


Fig.3 SVE3 Distribution for Case 1 - Case 4

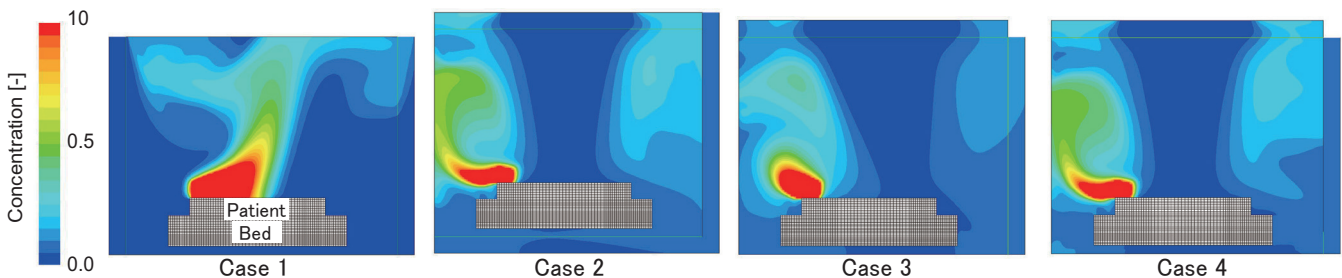


Fig.4 Concentration Distribution for Case 1 - Case 4

す。この特性を用いて無菌治療室の解析を再度行った。換気システムは Case 4 の換気方式を対象とした。Fig.7 にベッド中央断面における SVE3 分布を、各点の汚染質濃度を排気濃度で基準化した濃度分布を Fig.8 に示す。Table 5 に、解析結果から得られた各条件の室空気交換効率と汚染質除去効率を示す。パンチングメタルの開孔率が下がるに従って、SVE3 が高い部分が減少していき、また、汚染質は室下部へと流れていく傾向が見られた。室空気交換効率、汚染質除去効率においては、ともに上昇傾向が見られた。要因としては、開孔率が低くなったことにより、天井内部で新鮮空気が広がり、流入面全体から空気が流入するようになったことが影響したと考えられる。

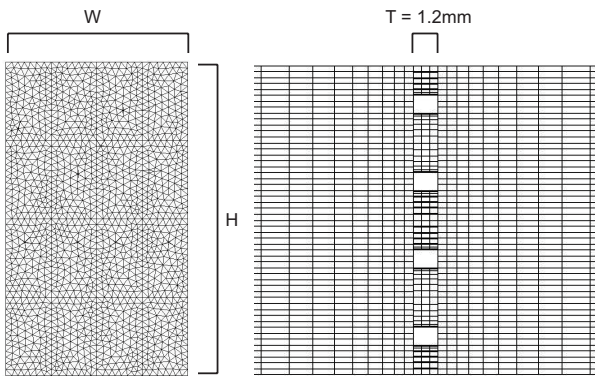


Fig.5 Mesh Layout for Punched Metal

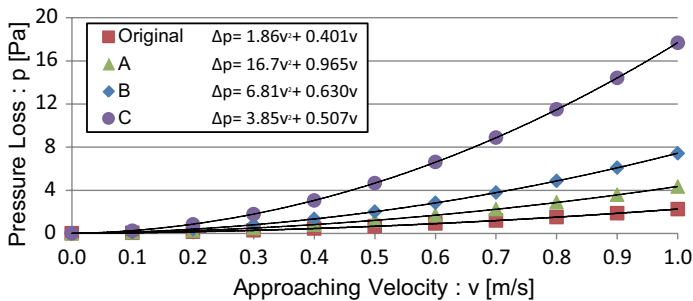


Fig.6 Pressure Loss of Punched Metal A - C

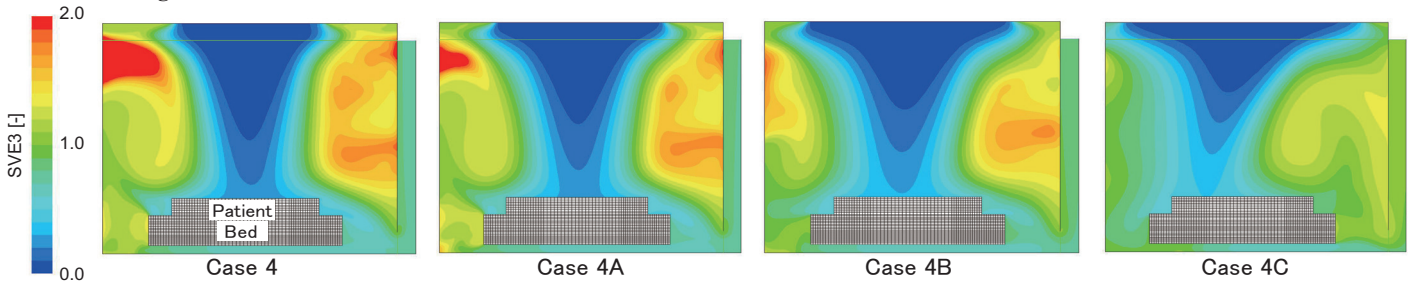


Fig.7 SVE3 Distribution for Case 4A - 4C

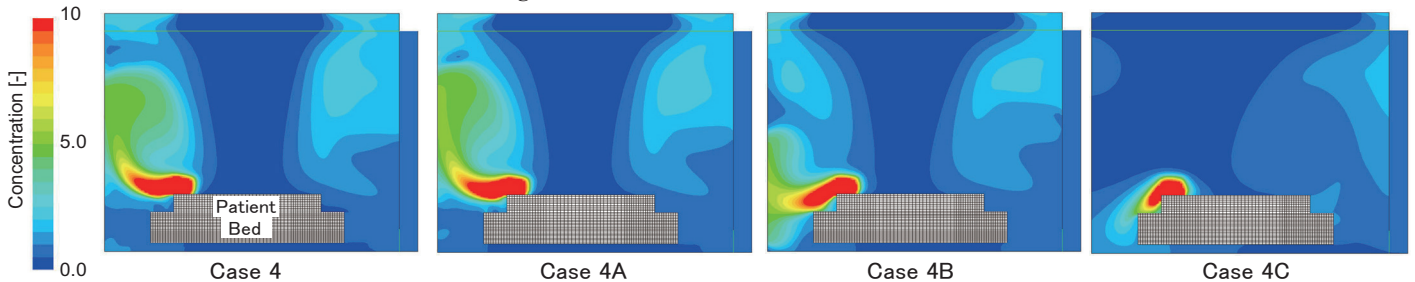


Fig.8 Concentration Distribution for Case 4A - 4C

4. まとめ

本研究では、無菌治療室における各種換気方式について非等温場でCFD解析を行い、室空気交換効率・汚染質除去効率を算出することで性能評価を行った。また、天井面給気の対象としてパンチングメタル開孔率を変更した解析を行い、開口率が小さく天井全面から流入する条件で換気効率が増加することを確認した。今後は、汚染質発生点の違いによる換気効率への影響の調査を行う所存である。

注)

本研究では予備検討として低レイノルズ型  $k-\epsilon$  モデルを用いた解析も行い、標準  $k-\epsilon$  モデルと比較して圧力損失特性に大きな差異がないことを確認している。

[参考文献]

- 1) 平成 24 年厚生労働省告示第 77 号：「基本診療料の施設基準等の一部を改正する件」
- 2) 村山照ら：「無菌治療室を対象とした換気システムの性能評価に関する研究（その 2）気流方向と給気面積が等温場の換気効率に及ぼす影響」、空調調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集、A-11, 2018.3
- 3) 徳原盛孝ら：「無菌治療室を対象とした垂直及び水平層流換気システムの換気効率評価」、空調調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集、pp.240-243,2015.3
- 4) 加藤信介、村上周三：「換気効率の評価モデルに関する研究その 1 新たな換気効率指標とその分布の定義及び算出法」、空調調和・衛生工学会講演論文集、1984.10

Table 5 Ventilation Efficiency for Case 4A - 4C

Case	Porosity	Air Change Efficiency [-] ( $\epsilon^a$ )		Contamination Removal Efficiency [-] ( $\epsilon^c$ )	
		Room	Around Bed	Room	Around Bed
Case 4	50.9%	0.433	0.575	0.625	0.700
Case 4A	40.3%	0.460	0.586	0.630	0.709
Case 4B	32.6%	0.491	0.599	0.636	0.708
Case 4C	22.7%	0.530	0.590	1.08	0.860



## 中高層オフィスビルを対象とした自然換気量予測手法に関する研究

## (その5) 高層自然換気オフィスを対象とした換気回路網計算時の風圧係数の入力方法の影響

Prediction of Natural Ventilation Rate for Mid- to High-Rise Office Buildings  
(Part 5) Effect of Cp value Input for Flow Network Calculation of High-Rise Office Buildings

○川分 芳子 (大阪市立大学) 小林 知広 (大阪大学) 梅宮 典子 (大阪市立大学)

Yoshiko KAWAWAKE\*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI\*<sup>2</sup> Noriko UMEMIYA\*<sup>1</sup>\*<sup>1</sup>Osaka City University \*<sup>2</sup>Osaka University

In this study, the flow rate of the natural ventilation building is evaluated by flow network model by using two types of Cp values, database values and experimental values of wind tunnel test with its scaled model. In the previous study, this Cp value database is acquired by the wind tunnel experiment of simplified city block. This paper analyzes three different natural ventilation systems, i.e., cross-vent type, shaft-type, and combined type. Finally, the effect of the Cp values on predicted flow rate applying different database conditions is studied for each system.

## 1. はじめに

近年、中高層オフィスビルでも自然換気設計の導入が進んでいる<sup>1)</sup>。その設計段階では換気回路網計算による換気量予測が行われ、この時、境界条件として風圧係数が必要となる。この風圧係数は文献値等を参考として与える手法が採用されることもあるが、汎用値を使用した場合には換気量予測精度が不明となる。また、市街地内の換気量予測用風圧係数は不足している現状があり、データベースが十分に整備されているとは言い難い。そこで既報<sup>2),3)</sup>では、モデル街区を対象とした風洞実験により風圧係数を取得し、データベースの整備を行い、実建物を対象に作成したデータベースと対象建物を含む実街区の風洞実験により取得した風圧係数で換気量比較を行った。本報では既報とは異なる実建物を対象とし、既報同様の検討を行う。対象建物は風力及び重力換気が可能な併用型の自然換気システムを有しているが、設計条件を変更し、風力換気や重力換気を主な駆動力とする通風型およびシャフト型の熱・換気回路網を想定する。本報では3種の自然換気システムを対象として、異なるデータベースの条件を適応した際の換気量算定精度の検証を行った結果を報告する。

## 2. 解析対象建物の概要と自然換気システム

Fig.1に対象とした実建物の概要を示す。対象建物は地上22階建てのオフィスビルで自然換気設計は6階以上に導入されている。自然換気口は執務室の東・南・西面に設けられ全体で執務室床面積の1/2000に相当する約0.65m<sup>2</sup>の有効開口面積を有する。建物コア部には低層フロア用(6~16階)の外部ボイドと中層用(17~20階)及び高層用(21,22階)の内部シャフトを有する。対象建物は、フロアによって前室の有無が変わり、前室があるフロア(6,7,9~12,22階)に関しては自然換気口から流入した空気は同フロア内の他の自然換気口から流出するか、室内を通過し天井チャンバーに流入した後、ボイド・シャフト内へと流入し、屋上から排気される。前室があるフロア(8,13~21階)の場合は天井チャンバー内へ流入する前に執務室と前室を隔てる内壁上部のガラリを通過する。前述の通り、対象建物は併用型の自然換気システムを有しているが、自然換気システムの違いによるデータベースの換気量算定精度を比較することを目的とし、併用型に加え、通風型、シャフト型の熱・換気計算を行う。

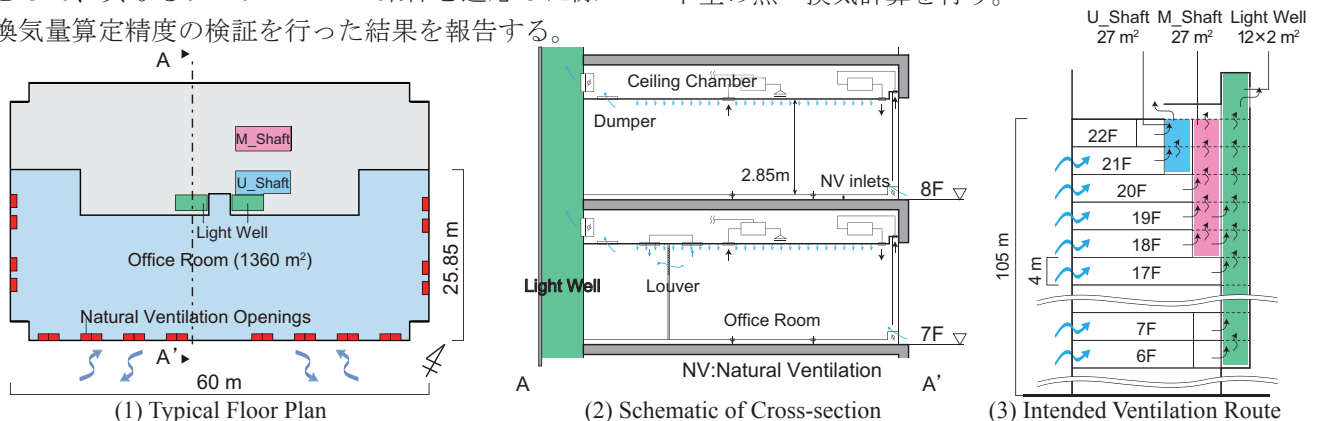


Fig.1 Schematic of the Target Office Building

3. 換気量計算に用いる風圧係数

3.1 風圧係数の条件

前述の通り、本報では実街区を再現した風洞実験で得られた風圧係数を用いる場合と、既報<sup>2)</sup>で整備した市街地の中高層オフィスを対象とした汎用的な風圧係数データベースを用いる場合のそれぞれで換気量計算を行い、風圧係数の与え方が換気量算定結果に及ぼす影響を評価する。なお、ここでは2種類の風圧係数をそれぞれ「実街区実験」と「データベース」として区別して表記する。

3.2 実街区実験による風圧係数の取得方法

本報で対象とした実建物の風圧係数は、設計段階の外装材の設計用荷重を取得することを目的とした風洞実験により取得済みであるため、それを実街区風圧係数として利用する。ここではその概略説明を行う。**Fig.2 (1)**に風洞実験の実街区の再現範囲と、**Fig.3**に熱・換気回路網計算に使用された風圧係数の測定点の一部を示す。風圧測定模型は実街区の直径450 mの範囲を縮尺1/500で作成され、5°刻みに72風向の風圧係数が取得された。対象建物の熱・換気回路網計算には取得された全測定点の風圧係数のうち、隅角部を除く5点(南面)ないしは3点(東・西面)の各面の水平方向の風圧係数の平均値を使用した。また、各階の自然換気口高さの風圧係数は、上下の最も直近の高さで測定した風圧係数から内挿することにより算出した値を用いた。

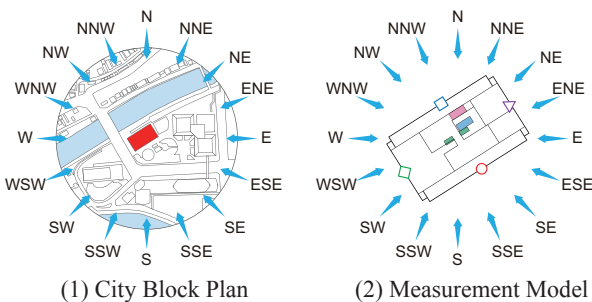


Fig.2 Measurement Model Arrangement for Actual City Block

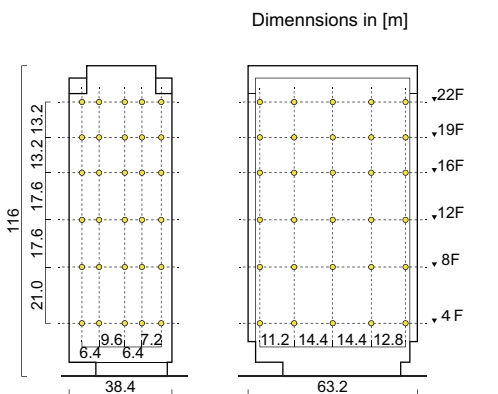


Fig.3 Studied Model for Actual City Block Condition

3.3 データベースの適応条件

本節では既報<sup>2)</sup>で整備した風圧係数データベースの概略を述べる。風圧係数は風洞実験により取得し、**Fig.4**に示す1辺60 mmの立方体を格子状に配置し、中央に配置したペントハウス付きの矩形模型で風圧測定を行うことにより整備された。風圧測定対象模型は実建物に応じたデータベースの使い分けを意図し、同一平面を有するが、軒高が周辺ブロックと同じ高さのModel 1及び2, 3倍の高さのModel 2, 3を設定した。**Fig.5**に測定対象模型(Model 1, 3)を示す。風圧測定点はModel 1~3の模型側面のA・C面中央で縦方向に配置し、ペントハウスの壁面及び頂部でも風圧測定を行った。また、風圧測定条件は**Table 1**に示す建蔽率を変更した条件を設定し、周辺ブロックの隣棟間隔Dを軒高Hが等しいD/H=1.00及びDを狭くしたD/H=0.75, 0.50, 0.25の条件と、更に周辺ブロックがない条件でも風圧係数を取得した。取得した風圧係数は壁面(A・C面)風圧係数分布の近似式を作成し、対象建物の軒高を1とした任意の無次元高さにおいて、必要な風向の風圧係数を算出できるようにした。以降の換気回路網計算では壁面風圧係数はこの近似式を用いて算出した値を用いる。本報では対象建物が風洞実験で再現された範囲の建蔽率が約16%であることと、対象建物が超高層建物であ

Table1 Building Coverage Ratio of Each Database Condition

D/H [-]	0.25	0.50	0.75	1.00
Ratio[%]	25	33	44	64

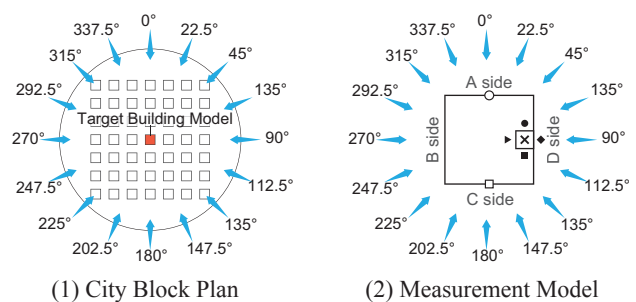


Fig.4 Measurement Model Arrangement for Cp Database

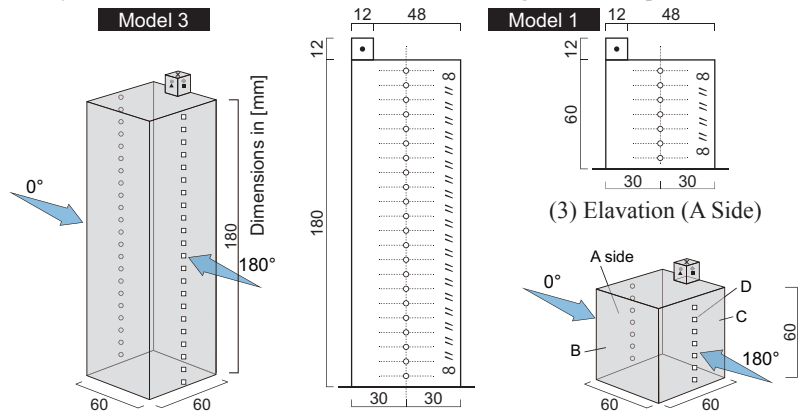


Fig.5 Studied Model for Simplified City Block Condition

ることから、 $D/H = 1.00$  の Model 3 の風圧係数を与える条件を基本条件とし、また、 $D/H=1.00$  に固定したまま Model 1 の風圧係数を与える条件を設定した。**Fig.6** にデータベースにおける Model 1, 3 の風圧係数分布を示す。図の縦軸は Model 1 の軒高 60 mm を 1 とした無次元高さを示している。**Fig.3** 及び **Fig.5** に示す建物配置から、本報ではデータベースの風向  $0^\circ$  の風圧係数が実街区条件の風向 SSE に対応するものとして以降の熱・換気回路網計算を行う。

4. 換気回路網計算

4.1 対象実建物の解析モデル

「通風型」、「シャフト型」、「併用型」の3種の自然換気システムを対象に熱・換気回路網計算<sup>4)</sup>を実施し、風圧係数を実街区実験とデータベースの2通りの方

法で与えて換気量算定結果を比較することでその影響を評価する。**Fig.7** に対象建物の換気回路網を示すとともに **Table 2** 各所に入力した換気抵抗の値を示す。熱・換気回路網の作成はまず、実建物を基に併用型の回路網を作成し、東・南・西面の自然換気口面積を全て南面に与えるシャフト型の回路網を作成した。続いて通風型は室 - ボイド・シャフト間の開口をなくすことにより作成した。換気抵抗は通風型については自然換気口の換気抵抗のみを入力し、シャフト型と併用型に関してはさらに執務室 - ボイド・シャフト間とボイド・シャフト内の換気抵抗を与えた。執務室 - ボイド・シャフト間の抵抗は、ガラリやダンパー等の有効開口面積の結合値を与えた。ボイド・シャフト内の換気抵抗については摩擦損失を想定して流量係数を与えた。また、ボイド頂部は外部との隔て

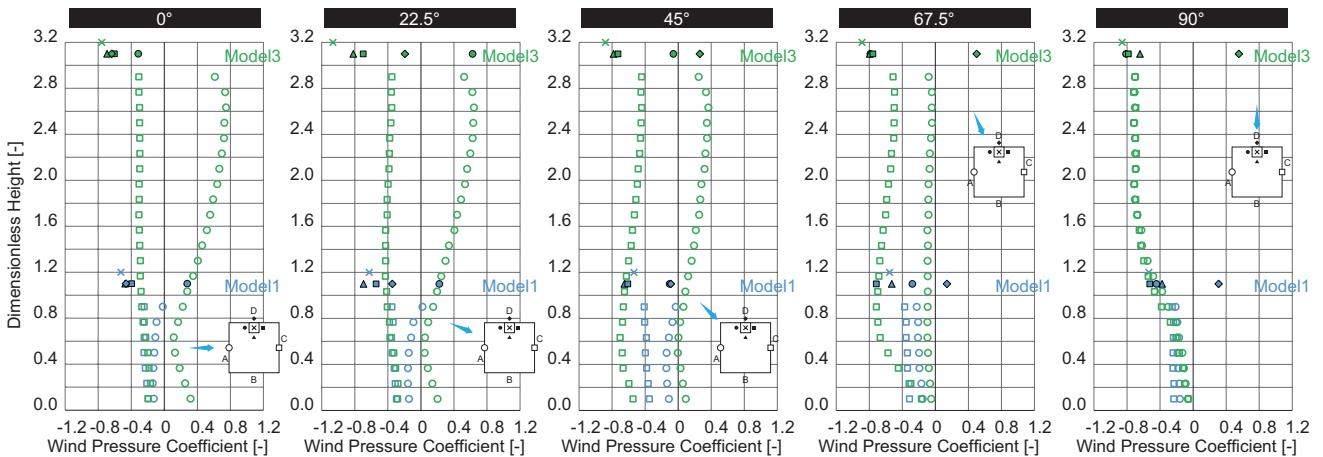


Fig.6 Cp Value Distribution for Model 1 and Model 3 extracted from the Versatile Database

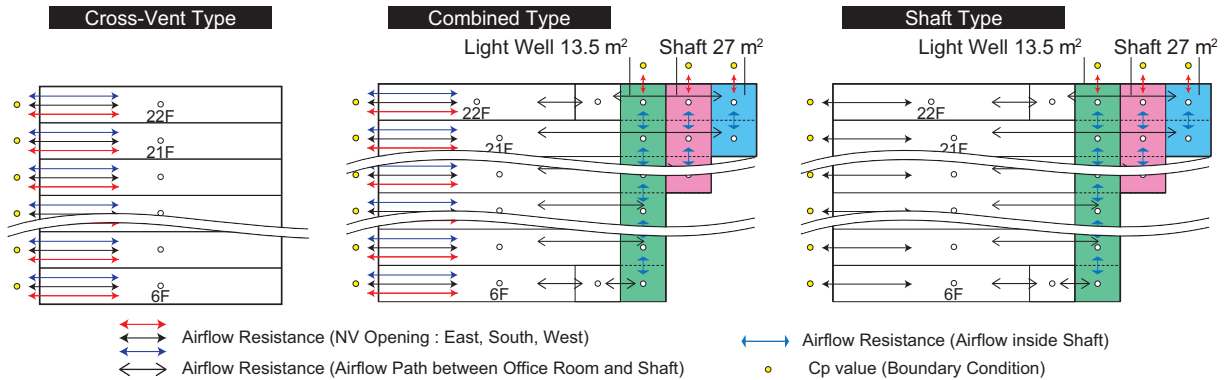


Fig.7 Airflow Network Model for each Type of Natural Ventilation System

Table 2 Effective Opening Area given in Airflow Network Model Calculation

Flow Path	Natural Ventilation Inlets	Flow Path between Office Room and Lightwell/ Shaft	Shaft (one story)	Exhaust Opening
Effective Opening Area	West Side $\alpha A_{NVI\_W} = 0.14 [m^2]$	Lower Floors (6-17F) $\alpha A_{path-lower} = 0.602 [m^2]$	Lightwell (6-17F) $\alpha A_{Lightwell(6-17F)} = 63.2 [m^2]$	Lightwell (6-17F) $\alpha A_{outlet} = 4.085 [m^2] \dots 2 \text{ openings}$
	South Side $\alpha A_{NVI\_S} = 0.37 [m^2]$	Middle & Upper Floors (18-22F) $\alpha A_{path-upper} = 0.711 [m^2]$	Shaft (Middle Floor) (18-20F) $\alpha A_{M\_Shaft(18-20F)} = 171 [m^2]$	Shaft (Middle Floor) (18-20F) $\alpha A_{outlet} = 2.268 [m^2] \dots 1 \text{ opening}$
	East Side $\alpha A_{NVI\_E} = 0.14 [m^2]$	Including resistance of the louvers and a damper	Shaft (Upper Floor) (21-22F) $\alpha A_{U\_Shaft(21-22F)} = 167 [m^2]$	Shaft (Upper Floor) (21-22F) $\alpha A_{outlet} = 1.134 [m^2] \dots 1 \text{ opening}$

がない吹き抜け空間となっていることから、流量係数は1とし、シャフト頂部についてはガラリーを考慮した流量係数を与えた。

4.2 計算概要

換気回路網計算は外気温 20℃、風速 3.3 m/s (拡張アメダス標準年気象データの中間期就業時間帯の平均風速に基づく軒高風速) として 16 風向+無風の 17 条件で定常計算を行った。内部発熱条件は執務室内で 36.6 W/m<sup>2</sup> として日射は無視した。

4.3 解析結果と考察

Fig.8 に風向 SSE でのフロア別の風圧係数と Fig.9 に当該風向の換気量算定結果を示す。風向 SSE は対象建物の南面に正対する風向であり、当該面では実街区風圧係数が高層フロアで正圧を示す。これに対し、Model 1 は高さによらず負圧を示し、Model 3 はそれを上回る正圧を示す。他方、東・西面については実街区の風圧係数が大きく負圧を示すのに対し、Model 1, 3 はこれより負圧が小さい。風圧係数はこのように Model 1, 3 とともに実街区実験と異なる分布を示すが、換気量算定結果によるといづれの自然換気システムにおいても、データベースの基本条件とした Model 3 と実街区の換気量の差は小さい。Fig.10 に無風条件の解析結果と 16 風向の発生頻度で重みづけた換気量の平均値を示す。通風型においては実街区の

平均換気回数が非常に少ない。これは対象建物の東・南・西面間の風圧係数差が小さいことが要因と考えられ、併用型やシャフト型においては実街区の換気量平均値が無風条件の結果と差が小さいことから、風力換気の影響が小さいと言える。また、Model 1 や 3 の風圧係数を使用した場合の換気量平均値も実街区条件との分布の差も小さく、風圧係数の分布の違いによる換気量算定結果の差異は見られない。従って、通風型では絶対的な換気量が小さいことで換気量予測精度は低下するが、併用型やシャフト型においては風力換気の影響が少ない分、予測精度が向上したと言える。今後はより風力換気の影響が大きい建物についても検討が必要であると言える。

5. まとめ

本報では異なる 3 種の自然換気システムを対象として、風圧係数データベースと実街区を再現した風洞実験により取得した風圧係数を与えた場合で換気量比較を行った。その結果、併用型とシャフト型に関しては、風力換気の影響が小さく、データベースの適応条件によらず、換気量の平均値はほぼ実街区条件に一致する結果を示した。通風型に関しては、風力換気の影響が大きく、データベースの適応条件によっては換気量予測精度が低下することを示した。

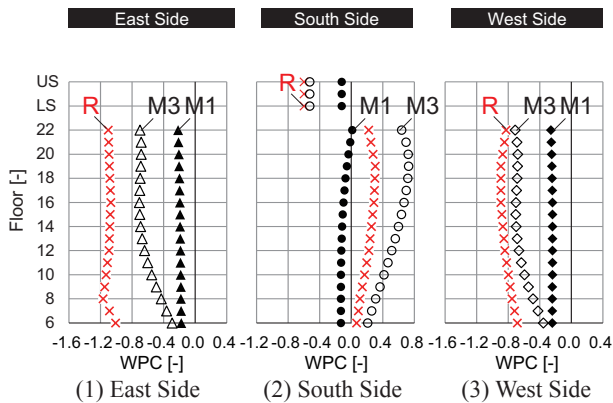


Fig.8 Cp Value Profile

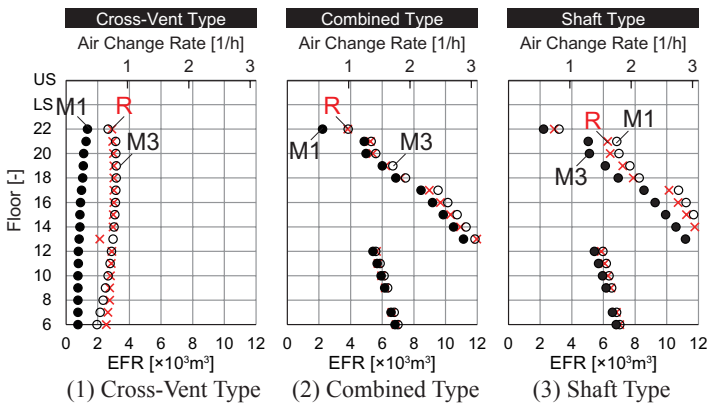


Fig.9 Natural Ventilation Rate (SSE, External Wind Speed : 3.3 m/s)

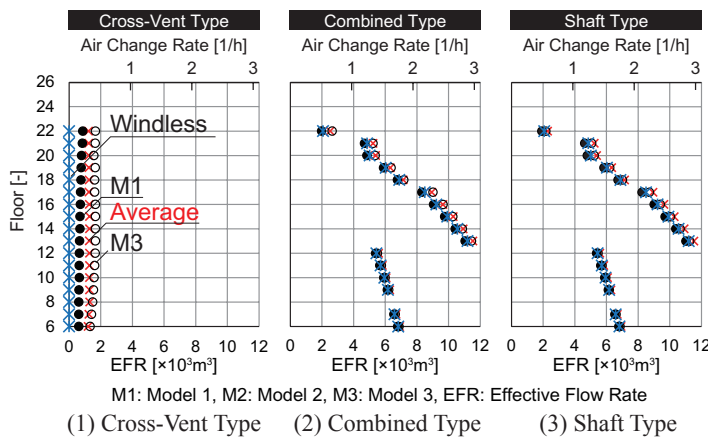


Fig.10 Natural Ventilation Rate (External Wind Speed : 3.3 m/s)

[謝辞]

本研究の一部はJSPS 科研費 (若手研究A, 課題番号 JP16H06110, 研究代表者: 小林知広) の助成を受けた。実建物のモデル作成にあたっては、粕谷敦氏、小林佑輔氏、和田一樹氏 (竹中工務店) にご協力頂いた。ここに記して謝意を表します。

[参考文献]

- 1) 日本建築学会編「実務者のための自然換気設計ハンドブック」, 技報堂出版, 2013.8.
- 2) 川分他: 中高層オフィスビルを対象とした自然換気量予測手法に関する研究 (その1), 空調調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集, A-5, 2017.3
- 3) 川分他: 中高層オフィスビルを対象とした自然換気量予測手法に関する研究 (その3), 空調調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集, A-26, 2018.3
- 4) 奥山博康, 建築物の熱回路網モデルに関する理論的研究, 早稲田大学・博士号学位請求論文, 1987.12

複数開口を有する室を対象とした風の乱れによる換気効果に関する研究  
(その 11) 微小な風圧係数差条件での換気量評価における RANS と LES の比較  
Ventilation Effect of External Wind Turbulence for a Room with Multiple Openings  
(Part 11) Comparison of Ventilation Rate between RANS and LES  
for Small Wind Pressure Difference Conditions

○堂本 浩規 (大阪市立大学) 小林 知広 (大阪大学) 梅宮 典子 (大阪市立大学)

Hiroki DOMOTO \*<sup>1</sup> Tomohiro KOBAYASHI \*<sup>2</sup> Noriko UMEMIYA \*<sup>1</sup>

\*<sup>1</sup> Osaka City University \*<sup>2</sup> Osaka University

General equation for predicting wind ventilation rate using time-average wind pressure coefficient ( $C_p$ ) cannot take into consideration influence of wind turbulence. Therefore, it cannot work well for a room with multiple openings of small  $\Delta C_p$ . This work aims to clarify ventilation effect due to turbulence. This paper presents analysis using CFD by RANS and LES for a room with two openings. The ventilation performance is evaluated by Purging Flow Rate (PFR) and Air Flow Rate (AFR), and the flow rate between RANS and LES is compared.

### 1. はじめに

2 開口を有する室における風力換気量は一般にオリフィス式に基づいて以下のように算定される。

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{(\alpha_1 A_1)^2} + \frac{1}{(\alpha_2 A_2)^2}}} \cdot V \cdot \sqrt{C_{p1} - C_{p2}} \text{ [m}^3/\text{s]} \quad \dots(1)$$

ここで、 $A$ : 開口面積 [ $\text{m}^2$ ]、 $C_p$ : 風圧係数 [-]、 $V$ : 外部風速 [ $\text{m/s}$ ]、 $\alpha$ : 流量係数 [-] である。この式では時間平均の風圧係数に差がない条件では換気量が 0 とみなされる。また、単一開口の条件でも換気量算定ができないが、実際には風の乱れによる換気が生じる。乱れによる換気のみカニズムは単一開口では室内空気の圧縮性による脈動現象と開口部での乱流拡散による混合現象の 2 種があり<sup>1,2)</sup>、複数開口でも風圧変動により流入方向が変化する脈動と混合で換気が行われる。単一開口を扱った研究はこれまでも見られるが<sup>3-5)</sup>、2 開口で風圧係数差が微小な場合の換気量算定には未だ不明な点も多い。既報<sup>6)</sup>では微小な風圧係数差の 2 開口を有する単室を対象に LES を行い、濃度に基づく換気量 (Purging Flow Rate, PFR<sup>7-8)</sup>) と開口部風速に基づく通気量 (Air Flow Rate, AFR) を評価して風圧係数

差 ( $\Delta C_p$ ) が 0.1 程度以下では (1) 式の精度が低下し、乱れが主な換気のみカニであることを示した。しかし、 $\Delta C_p$  が 0.1 を上回っても開口部では流入出がともに見られることから直列に配置された複数室条件では各室の換気量が一致しない。また、既報<sup>9-10)</sup>では RANS と LES における PFR の比較を行い、RANS では LES よりも換気量が過小に評価されることを示した。しかし、RANS における検討は十分とは言えず、どの程度の風圧係数条件から RANS の計算が有効になるのかも明確な知見はない。そこで本報では 2 開口を有する単室を対象に  $\Delta C_p$  を 1 方向の定常的な通気が見られる範囲まで大きくした条件も含めて定常および非定常の RANS と LES における換気量の比較を行う。

### 2. 解析概要

#### 2.1 解析対象及び解析条件

既報<sup>6)</sup>と同様に縮小模型による風洞実験を模擬した CFD 解析を行った。解析領域は幅 1,000 mm、高さ 1,000 mm、長さ 3,200 mm として、解析対象は風向に対して両側面に 40×40 mm の開口を有する外寸一辺 200 mm、壁厚 2.0 mm の立方体を室モデルとして設置した。メッ

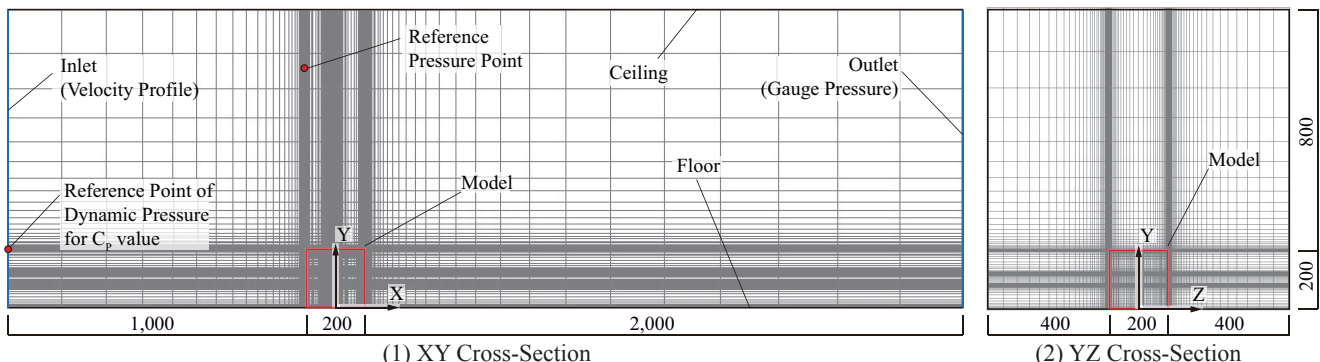


Fig.1 Computational Domain and Mesh Layout

シュレイアウトは室モデル周辺でメッシュが細くなるように設定した (Fig.1)。Fig.2に開口条件を示す。開口は風上側から見て左側開口部の位置を固定し、右側開口部を主流方向に移動させることで異なる風圧係数差を5条件設定した。全条件で開口部中心高さは100 mmとした。なお、Fig.2には既報<sup>10)</sup>で得た各開口条件における開口間風圧係数差 ( $\Delta C_p$ ) も記載する。

2.2 CFD 解析手法

RANS および LES による CFD 解析を行う。RANS では SST k- $\omega$  モデル (SST) の結果を初期条件とし、定常および非定常で解析を行う。非定常では計算時間間隔は 1/2,000 s、計算開始後の 2,000 time step (=1.0 s) を定常から非定常への移行期間とみなして結果を破棄し、その後の 10 s を本計算とみなした。LES では標準 k- $\epsilon$  モデル (SKE) の結果を初期条件とし、非定常 RANS と同様に助走計算を行った。なお、すべての解析で流入境界は Fig.3 に示す 1/5 べき乗則の境界層流に Smirnov ら<sup>11)</sup> の手法を適用して作成した変動風を与えた。Table 1 に CFD 解析概要をまとめて示す。

2.3 換気量評価手法

本報では次式に示す汚染物濃度に基づく PFR による評価を行う。

$$PFR = \frac{q_p}{C_r} \text{ [m}^3\text{/s]} \quad \dots(2)$$

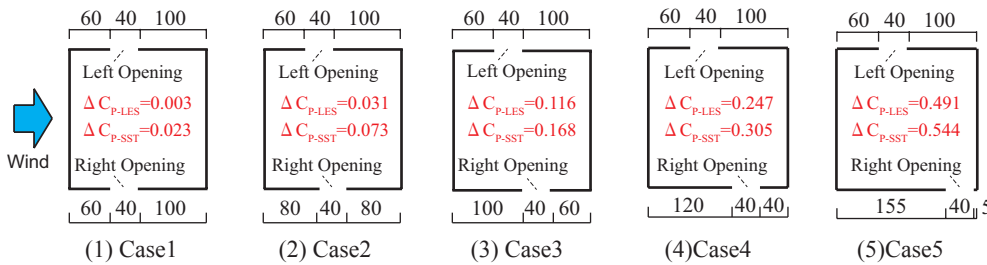


Fig.2 Opening Position of the Studied Model

RANS ではガスを発生させ、LES では既報<sup>6)</sup>と同様に室内で発生させた粒子の追跡を行い PFR を算出する。 $q_p$  は対象領域内の粒子発生量 [kg/s]、 $C_r$  は対象領域内の平均濃度 [kg/m<sup>3</sup>] である。RANS では汚染物を想定した空気と同物性のガスを 300 ccm で室内全域から均一発生させ、室内平均ガス濃度から PFR を求めた。LES では室内で 1/2,000 s ごとに Fig.4 の通り各方向 3 列 (X=-66, 0, 66、Y=33, 100, 166、Z=-66, 0, 66 mm) で計 27 点から粒子を発生 ( $q_p=54,000 \text{ [s}^{-1}\text{]}$ ) させて、対象領域内 (-95<x<95, 5<y<195, -95<z<95) の室内粒子個数濃度から PFR を求めた。また、非定常計算中に定常濃度に達しない可能性を考慮し、完全混合を仮定して (3) 式により CFD 解析の個数濃度応答との差の二乗和が最小となる換気回数  $n \text{ [1/s]}$  を同定することで  $PFR(=nV)$  を算出した。

$$C_r(t) = \frac{q_p}{nV} (1 - e^{-nt}) \quad \dots(3)$$

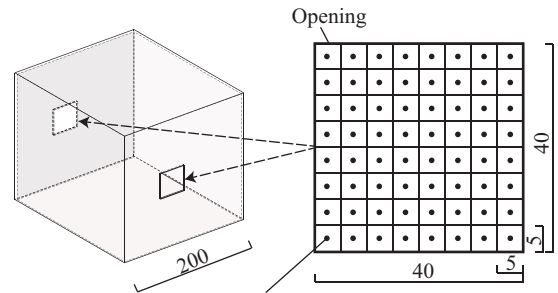


Fig.5 Points to Monitor Instantaneous Velocity at Opening

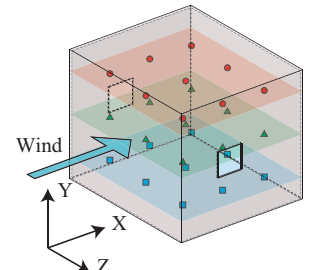


Fig.4 Particle Generation Point

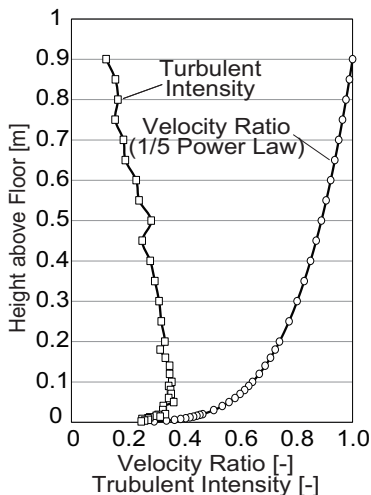


Fig.3 Velocity Ratio and Trubulent Intensity of Approaching Flow

Table 1 Calculation Conditions in CFD Analysis

CFD Code	Fluent 17.0				
Turbulence Model	Large Eddy Simulation	SST k- $\omega$ Unsteady	SST k- $\omega$ Steady		
Algorithm	SIMPLE				
Discretization Scheme for Advection Term	Central Differencing	QUICK			
Time Step	0.0005 [s]				N/A
Transition Term	2,000 time step (=1.0 [s])				
Main Calculation Term	20,000 time step (=10.0 [s])				
Turbulent Schmidt Number	N/A		1.0		
Boundary Condition	Inlet	1/5 Power law(Smirnov's method)			
	Outlet	Gauge Pressure :0 [Pa]			
	Walls	Two Layer Model of Linear-Log Law	No Slip		
Total Number of Cells	Case1 728,613	Case2 1,072,323	Case3 1,166,275	Case4 1,213,571	Case5 1,212,181

$C_i(t)$  は室内濃度 [kg/m<sup>3</sup>],  $V$  は室容積 [m<sup>3</sup>],  $t$  は本計算開始後の時間 [s] である。また、開口面法線方向の風速を流入出で区別して積分することで空気の流入量を評価する。PFR と区別してこの風速ベースの換気量を通気量 AFR (Air Flow Rate) [m<sup>3</sup>/s] と表記する。定常 RANS では開口面における法線方向のレイノルズ平均風速を流入出で区別して格子面積を乗じて流入出量をそれぞれ算出することで AFR を求めた。非定常 RANS 及び LES では開口に垂直に流入出する瞬時風速のモニター点を各開口で 64 点ずつ設置し (Fig.5)、両開口からの瞬時流入風量合計  $Q_{in}$  及び瞬時流出風量合計  $Q_{out}$  を全 time step で求め、それらの時間平均値を AFR として算出した。

$$AFR = \left( \frac{|Q_{in}| + |Q_{out}|}{2} \right)^t \quad \dots(4)$$

LES における AFR は瞬時風速のみに基づく換気量であるため、一度流出した汚染物の再流入は有効な換気とみなさない PFR と比較して大きい値をとると考えられる。

### 3. 解析結果と考察

Fig.6 に各条件の解析結果に基づいて算出された流入率、流出率を示す。右側開口からの流入率  $r_{in-right}$  は右側開口での瞬時流入風量  $Q_{in-right}$  と左側開口での瞬時流入風量  $Q_{in-left}$  より (5) 式のように算出した (Fig.7)。

$$r_{in-right} = \left( \frac{Q_{in-right}}{Q_{in-right} + Q_{in-left}} \right)^t \times 100 [\%] \quad \dots(5)$$

右側開口からの流出率、左側開口からの流入率、流出率についても同様に算出し、それぞれ  $r_{out-right}$ ,  $r_{in-left}$ ,  $r_{out-left}$  と定義した。流入率及び流出率に関しては RANS と LES において同様の傾向となった。左右非対称の条件では右側開口の風圧係数の方が大きいため、風圧係数差が大きくなるとともに右側開口からの流入率が増加する傾向が見られる。RANS における  $\Delta C_{P-SST}$  が 0.544 の条件では右側開口からのみ流入しており、概ね 1 方向の定常的な通風となった。

Fig.8 に各条件の換気量と外部開口間の風圧係数差の関係を示す。ここでは (1) 式による換気量 ( $\alpha=0.65$  で算出) も併せて示す。定常 RANS と非定常 RANS

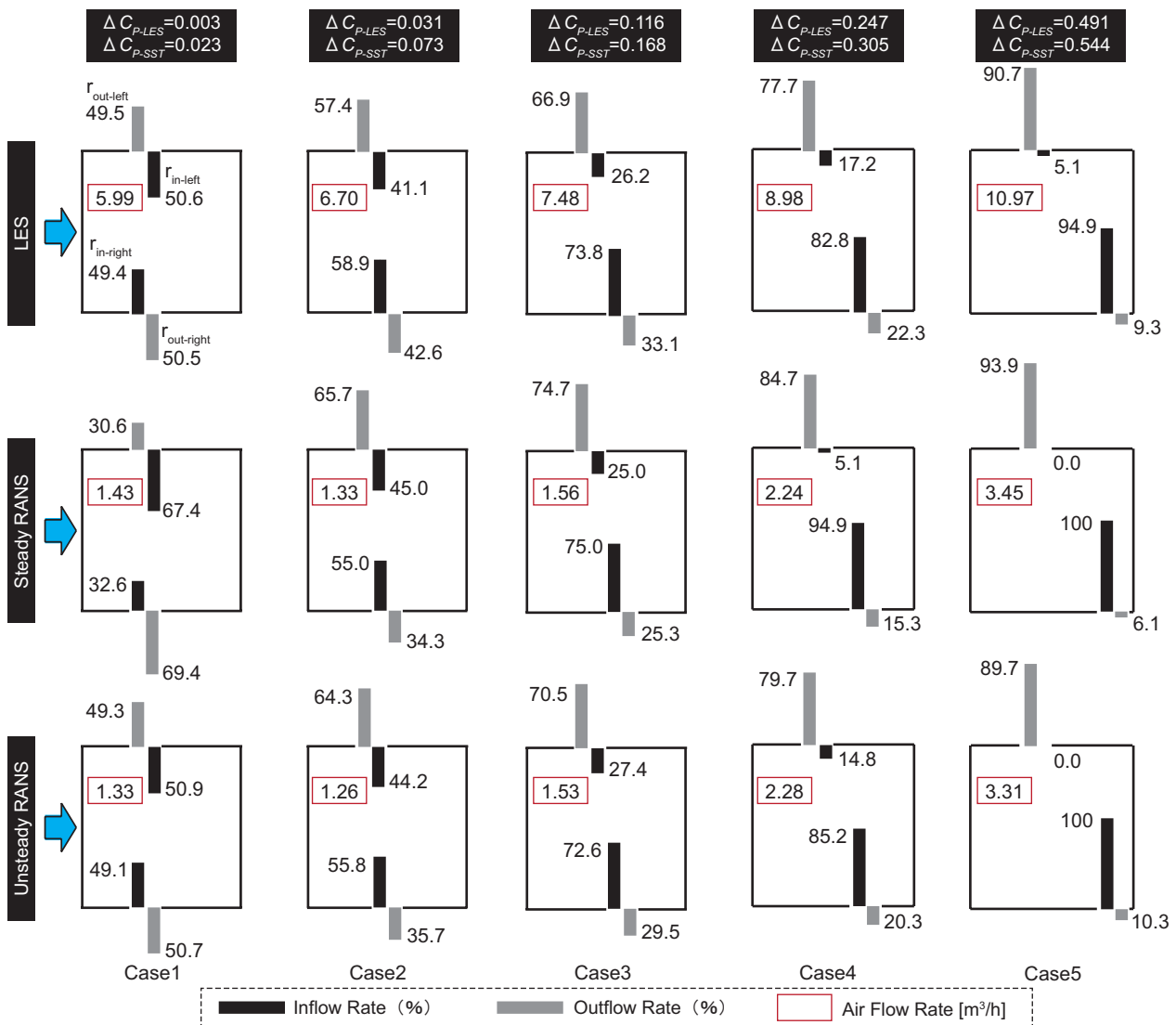


Fig.6 Inflow Rate and Outflow Rate at each Opening

の換気量は同程度となっており、左右対称で  $\Delta C_p$  が 0 に近い Case1 でも換気が生じている。これは Fig.9 のように開口面内に風速分布があるためと考えられる。また RANS では定常、非定常ともに左右非対称の条件で (1) 式及び LES と比較して極端に小さな値となっている。RANS と LES で流入出率は概ね同様の結果であったが、流入出風量に大きな差があるため換気量も大きな差がある結果となったと考えられる。このことから RANS では定常、非定常ともに乱れによる換気をうまく再現できないということがわかる。また、1 方向の定常的な通気となっている  $\Delta C_{p-SST}$  が 0.544 の Case5 においても換気量を精度よく予測することができていない。LES では  $\Delta C_{p-LES}$  が 0.491 の Case5 でも 1 方向の定常的な通気となっておらず、PFR、AFR ともに (1) 式よりも換気量を小さく評価している。

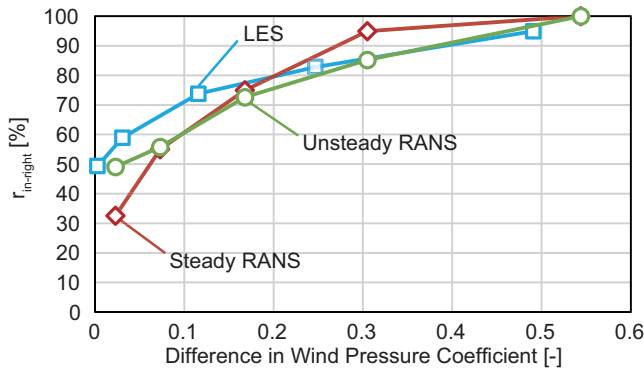


Fig.7 Relation between Difference in Wind Pressure Coefficient and Inflow Rate at Right Opening

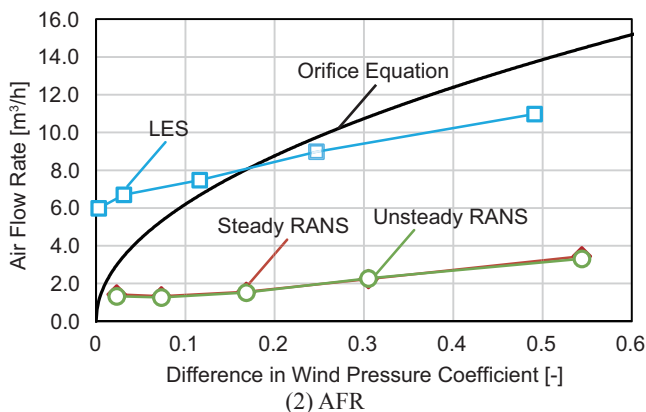
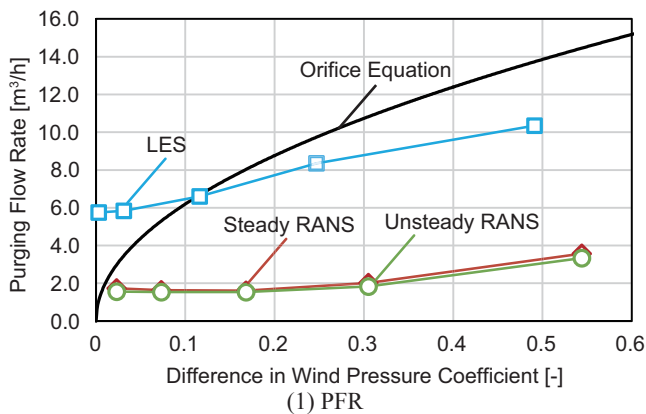


Fig.8 Relation between Difference in Wind Pressure Coefficient and Flow Rate

#### 4. まとめ

本研究では風圧係数差が微小な 2 開口を有する単室条件で RANS 及び LES による CFD 解析を行い換気量を評価した。その結果、RANS では 1 方向の定常的な通気が行われる場合においても換気量を極端に小さく評価してしまうことが示された。

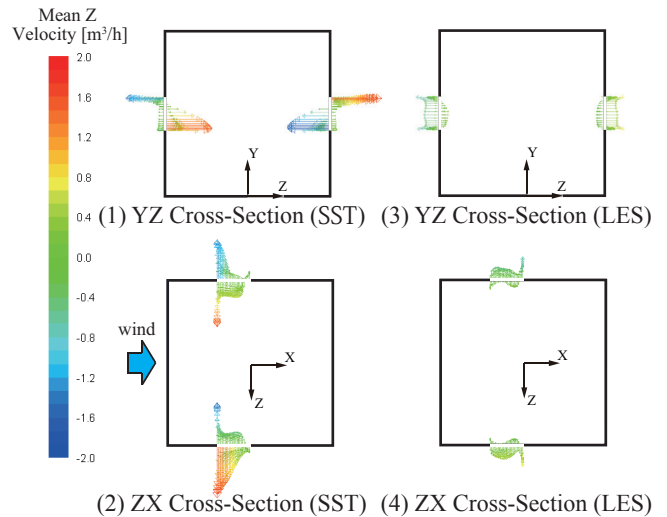


Fig.9 Z-Direction Wind Velocity Vector Diagram in Openings

#### 謝辞

本研究の一部は JSPS 科研費 ( 挑戦的萌芽研究, 課題番号 JP16K14347, 研究代表者; 小林知広 ) の助成を受けた。

#### 参考文献

- 1) F. Haghghat, J. Rao, and P. Fazio : The Influence of Turbulent Wind on Air Change Rates - A Modeling Approach, Building and Environment, Vol.26, No2, pp.95-109, 1991
- 2) F. Haghghat, H. Brohus, and J. Rao : Modelling air infiltration due to wind fluctuations - a review, Building and Environment, Vol.35, pp.377-385, 2000
- 3) 檜崎正也, 山中俊夫, 樋口祥明: 風の乱れを考慮した換気設計法に関する研究 第 1 報 風の乱れによる換気効果とそのメカニズム, 空気調和・衛生工学会論文集, pp.25-34, 1989.2
- 4) T. Yamanaka, H. Kotani, K. Iwamoto, and M. Kato : Natural, Wind-Forced Ventilation caused by Turbulence in a Room with a Single Opening, International Journal of Ventilation, Vol. 5, No.1, pp.179-187, 2006.6
- 5) 河野良坪, 加藤信介, 大岡龍三, 高橋岳生: 横風時における片側開口居室の換気量予測 片壁面上のみに開口を有する居室の換気性状に関する研究 (その 3), 日本建築学会環境系論文集 第 73 巻 第 626 号, pp.437-443, 2008.4
- 6) 藤田拓也, 小林知広, 梅宮典子: 複数の開口を有する室を対象とした気流の乱れによる換気効果に関する研究 (その 5) 微小な風圧係数差の 2 開口を有する室の換気量評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, D2, pp.397-400, 2016.6
- 7) 伊藤一秀, 加藤信介, 村上周三: 不完全性混合室内の居住域換気効率の評価に関する研究 -Particle Tracing による Visitation Frequency, Pugging Flow Rate の基礎的解析, 日本建築学会計画系論文集, 第 534 号, pp.41-48, 2000.8
- 8) M. Sandberg and D. Etheridge : BUILDING VENTILATION - Theory and Measurement, John Wiley & Sons Ltd, 1996
- 9) Lim Eunsu, 小林知広: 複数開口を有する室を対象とした気流の乱れによる換気効果に関する研究 (その 3) RANS モデルによる単一及び対面開口の換気性能の比較, 日本建築学会大会学術講演梗概集, D2, pp.603-604, 2015.9
- 10) 藤田拓也, 小林知広, 梅宮典子: 複数開口を有する室を対象とした風の乱れによる換気効果に関する研究 (その 3) 微小な風圧係数差の対面開口を有する室の換気量評価, 空気調和・衛生工学会論文集, A-30, 2016.3
- 11) A. Smirnov, S. Shi, I. Celik : Random Flow Generation Technique for Large Eddy Simulations and Particle-Dynamics Modeling, Journal of Fluids Engineering, Vol.123, Issue2, pp359-371, 2001.6



## 歴史的市街地での高さ規制区域の境界部における風環境の CFD

## CFD Analysis of the Wind Environment at the Boundary of the Height Restricted Traditional Residential Area

○有働 堇 (立命館大学) 近本 智行 (立命館大学) 土井 脩史 (京都橘大学)

Sumire UDO\*<sup>1</sup> Tomoyuki CHIKAMOTO\*<sup>1</sup> Shushi DOI\*<sup>2</sup>\*<sup>1</sup> Ritsumeikan University \*<sup>2</sup> Kyoto Tachibana University

The purpose of this research is to clarify effective relationship between the building height and the open space for improvement of the wind environment at the boundary of the height restricted traditional residential area. Some problems about the velocity distribution at pedestrian level in the central area of Kyoto City have been confirmed by a wind tunnel experiment. This paper shows the result of a verification of the CFD using different mesh layout. The result of the analysis were compared with the experimental data and accurate analysis conditions were determined.

## はじめに

町家のある街区では空地の連担によって風通しを確保し、外の空気を室内に呼び込むことで、夏期の快適性が維持されてきた。また、都市部で通風を確保することは、交通排熱や空調機屋外機の排熱を排出するために重要である。京都市では都市計画法に基づく建築高さ規制が定められている。その目的の一つである住環境の保全・整備は、市街地の高さを制限し高さの格差を抑制することにより図るとされている<sup>文1)</sup>。しかし、高さ制限に伴う容積率確保のため建て詰まりが発生し、通風に効果的な空地の減少が懸念される。さらに、2007年の新景観政策でダウンゾーニングされたことによって生じた既存不適格建築物や、異なる高さ規制区域の境界部における建築高さの格差が存在し、風の流れを乱していると予想される。

既報<sup>文2)</sup>では、風洞実験により京都市都心部の風環境を調査した結果を報告した。風速風向測定の結果から、建築物の高さ格差があることや風を導くための空地が少ないことが風環境に悪影響をもたらしていることが明らかとなった。また可視化実験の結果から、高層建築付近での風の乱れと低層建築付近での風の滞留を確認した。さらに風環境の改善に有効な建築高さや空地のあり方を検討し、高さ格差の境界に中間高さの建築物を配置することや低層建築物の配列を整えて連担する空地を設けることにより、風を効果的に誘導することが可能となった。

しかし、最終的に伝統的住居及び都市全体の環境改善手法の提案につなげるためには、温度変化を考慮した場合や建築物内部への通風性能などの指標も加えて検討するべきである。そのため、今後はCFDを用いて詳細な検証を行っていく。CFDによる検証を行うにあたり、解析精度が保証される解析条件について検討する必要がある。そこで本報では、CFDの精度検証を目的に行った解析の概要と結果について報告する。

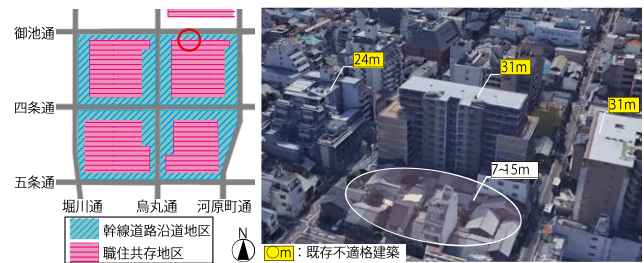


Fig.1 Target site

Fig.2 Illegal or low height buildings

## 1. 対象敷地

対象敷地を含む京都市都心部の建築高さ制限は、幹線道路沿道地区は31m、職住共存地区は15mである。対象敷地の場所をFig.1に赤丸で示す。対象敷地は幹線道路沿道地区と職住共存地区の境界に位置(御池通沿い南側、姉小路通と柳馬場通の周辺、直径320m)する。このエリアは京都市都心部の中でも既存不適格建築物(Fig.2)が多く混在している。

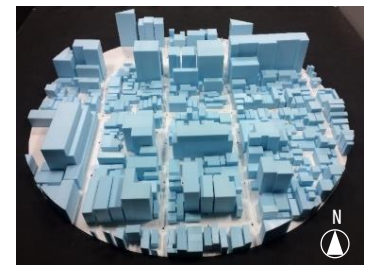


Fig.3 Model of target site

## 2. 風洞実験概要

風洞実験では、対象敷地の1/200模型(Fig.3)を使用し、周辺建築物の影響が予想された計64点の測定地点において、地上高さ1.2m相当のスカラー風速を多点型サーミスタ風速計で計測した。

## 3. 解析概要

## 3.1 計算条件

Fig.4に解析モデル鳥瞰図、Fig.5に解析領域、Table.1に計算条件を示す。

解析対象は、風洞実験を行った京都市都心部の街区(直

径 320m) である。解析モデルは、国土地理院の基盤地図情報サービスより得た街区データと Google earth より得た高さデータを用いて作成した。解析領域は、幅 (x) 方向と高さ (z) 方向は風洞断面を再現した。奥行 (y) 方向は風上に 320m、風下に 640m の助走区間を設けた。

本報では乱流モデルとして、Launder-Kato による改良  $k-\epsilon$  モデル (以下 LK モデル) を用いる。一般に、標準  $k-\epsilon$  モデルを建物周辺等の流れに適用した場合は、風上コーナー部分付近における乱流エネルギー  $k$  の過大評価によって、この付近の剥離や逆流の再現性が悪くなるとされる。一方、LK モデルは淀み点近傍の  $k$  の過大評価を解消するモデルとして提案されたモデルである<sup>文3)</sup>。

流入風向は、京都市の 1961 年以降の月別最多風向である北とした。流入風は、風洞実験と同様に高さ 1080mm で 5m/s の 1/4 べき乗則に設定し、解析対象の 320m 手前から流入させた。

### 3.2 メッシュ分割の違いによる影響

本報では、対象敷地の気流性状の解析結果に対するメッシュ分割の方法の違いによる影響を検証した。Table.2 に解析ケース、Fig.6 にメッシュ分割概略を示す。解析結果に及ぼす影響についてメッシュ分割の異なる 4 つのケースで解析することにより、精度の保証されるメッシュ分割の検討を行った。

本報では、マルチブロックを適用することで計算効率の向上を図った。分割点の設定は、部品頂点の検出を代表的な頂点とし、分割タイプを粗分割+基準長さ、等比率による詳細分割とした。子ブロックの z 方向は風速評価地点である地上 1.2m が 3 番目のグリッドになるよう、基準長さを 0.4m とした。x、y 方向は、限度幅 (最小メッシュ幅) を 1.00m、0.75m、0.50m の 3 ケース用意した。

さらに、子ブロックの境界位置の違いによる影響を検証するため、子ブロックの領域を x、y 方向に周囲を 40m 延長したケース (Case4) を用意した。

## 4. 検証結果

### 4.1 CFD 結果

Fig.7 に既報<sup>文2)</sup> で行った風洞実験による風速比のベクトル図、Fig.8 に X-Y 断面 (高さ 1.2m) の風速の解析結果、Fig.9 に解析による Y-Z 断面の風速及び風向の解析結果を示す。

解析結果では、高層建築物が建ち並ぶ幹線道路沿道では比較的風速は大きく、町家などの低層建築物が密集する職住共存地区では風速は小さいことが分かる。全体的に風洞実験の傾向を捉えているといえる。

解析結果を子ブロック領域の等しい 3 ケースで比較すると、街区内の流れ場の様子は概ね一致している。しかし、Case1、Case2 に比べてメッシュを細かくした Case3 では、流れ場に以下のような特徴が見られた。

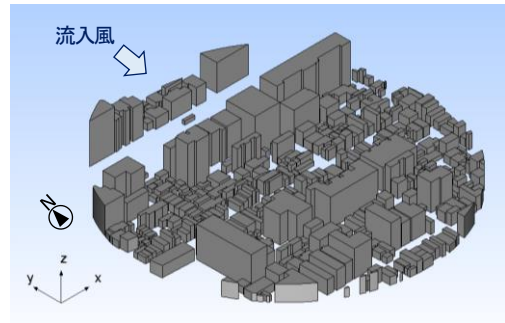


Fig.4 Bird's eye view of target site

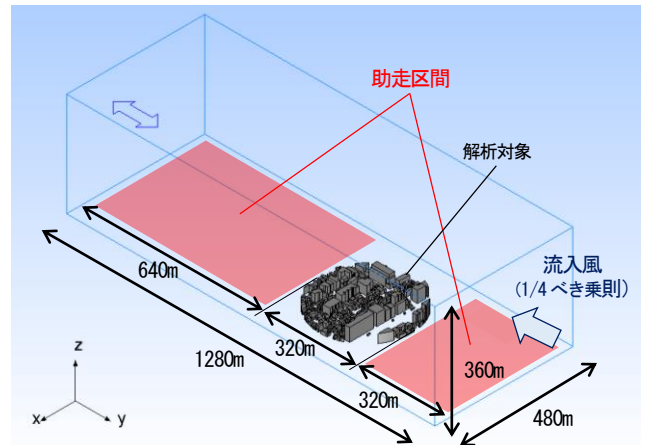


Fig.5 Calculation area

Table.1 Calculation conditions

ケース	子ブロックの領域	限度幅	要素数
Case1	320m × 320m × 90m	1.00m	11,299,623
Case2		0.75m	17,342,052
Case3		0.50m	32,050,968
Case4	400m × 400m × 90m	0.75m	22,641,900

Table.2 Calculation cases

解析領域	風洞模型全てを含む 480m (x) × 1280m (y) × 360m (z) の領域
乱流モデル	LK モデル
流入境界	べき指数 0.25 (1/4 乗則分布)
側面上空境界	フリースリップ壁
流出境界	自由流出
移流項	U, V, W, k, ε 全て QUICK スキーム
流入風向	N

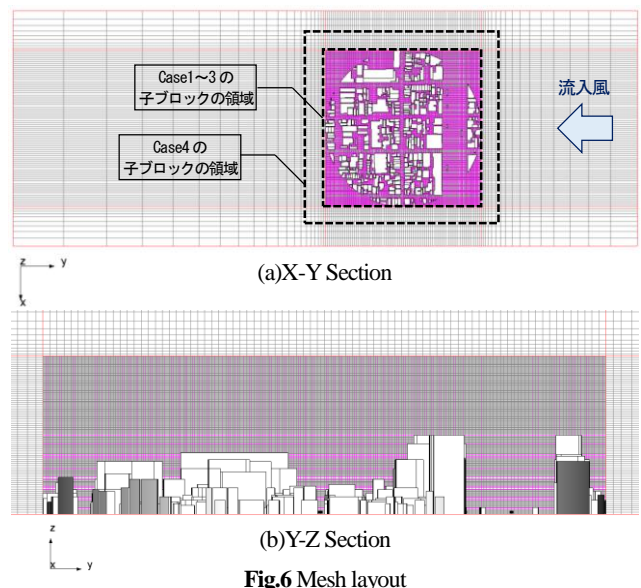


Fig.6 Mesh layout

- 1) 高層建築物付近 (Fig.8 に一点鎖線で示す) の風速が小さめに予測されている。これは、気流の乱れの予測精度が高まったため考えられる。逆流の再現性が高まっていることは、Fig.9 からも読み取ることができる。
- 2) 解析領域の中心部に近い街路 (Fig.8 に破線で示す) では、気流が発生していることが分かる。これは、上空から風が引き込まれたためと考えられる。
- 3) 街区内の建物の間 (Fig.8 に点線で示す) にも、わずかではあるが気流が確認できた。メッシュの細かさが直接的に影響していると考えられる。

メッシュの限度幅を 0.75m 以上とした場合は、街区の複雑な流れ場が正確に予測されない可能性があるが、0.5m とした場合には、その再現性が向上した。

#### 4.2 風洞実験と CFD の比較結果

Fig.10 に CFD の風速評価地点を示す<sup>注1)</sup>。実寸高さ 1.2m における風速から算出した風速比によって風洞実験と CFD の比較を行った。Fig.11 に測定地点毎の風速比の結果を示す。この風速比は上空風速 2.67m/s を基準としている<sup>文2)</sup>。なお、風洞実験ではサーミスタ風速計を用いたため、CFD の風速の値は、CFD により得られる各成分の平均値と k から、スカラー風速の瞬間値の平均値を求めて補正を行ったものである<sup>文4)</sup>。

実験と CFD の風速比の相関係数は、Case3 では 0.75 と比較的高く、その他のケースではいずれも 0.69 であった。Fig.11 より、Case1 及び Case2 では実験の風速比に対して 0.4~0.6 程度の大きな差のある地点が確認できる。メッシュ分割数の不足によって精度が低いと判断した。最もメッシュを細かくした Case3 では、実験と CFD の風速比の差が小さくなり、概ね実験結果と一致したと考える。しかし Case3 においても、いくつかの地点で差が 0.2 以上あった。また、Case2 とメッシュブロックの境界位置を外側に延長した Case4 とを比較したところ、多少のばらつきはあるものの、相関係数に大きな変化はなかったことから、

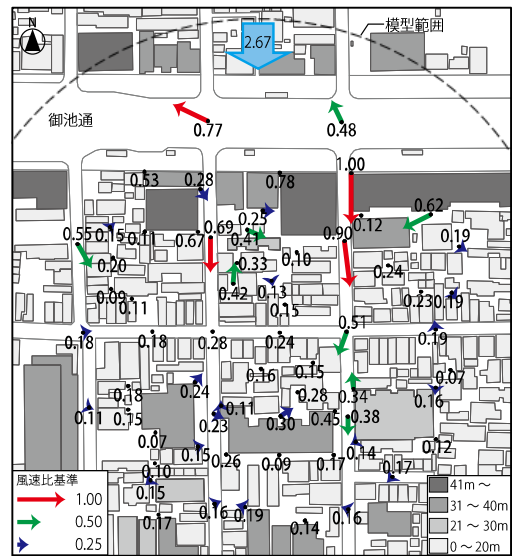


Fig.7 Result of wind tunnel test

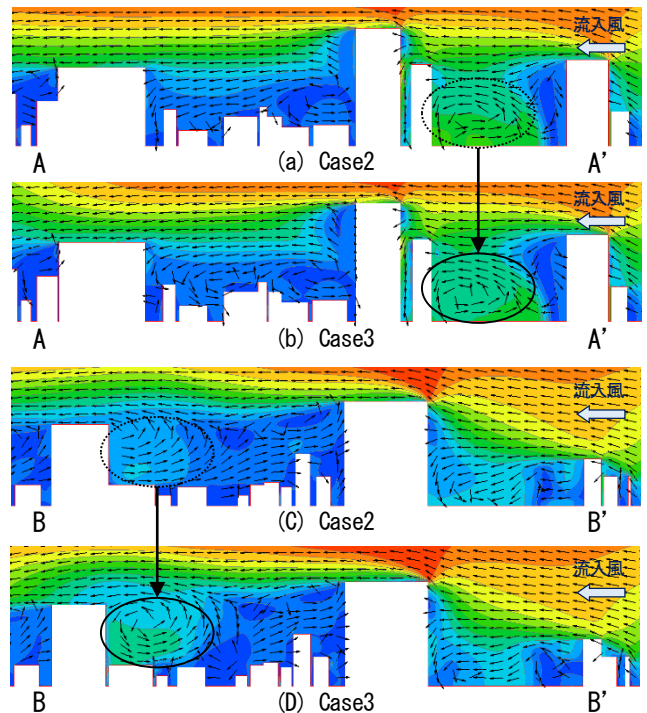


Fig.9 Analysis result (Y-Z section)

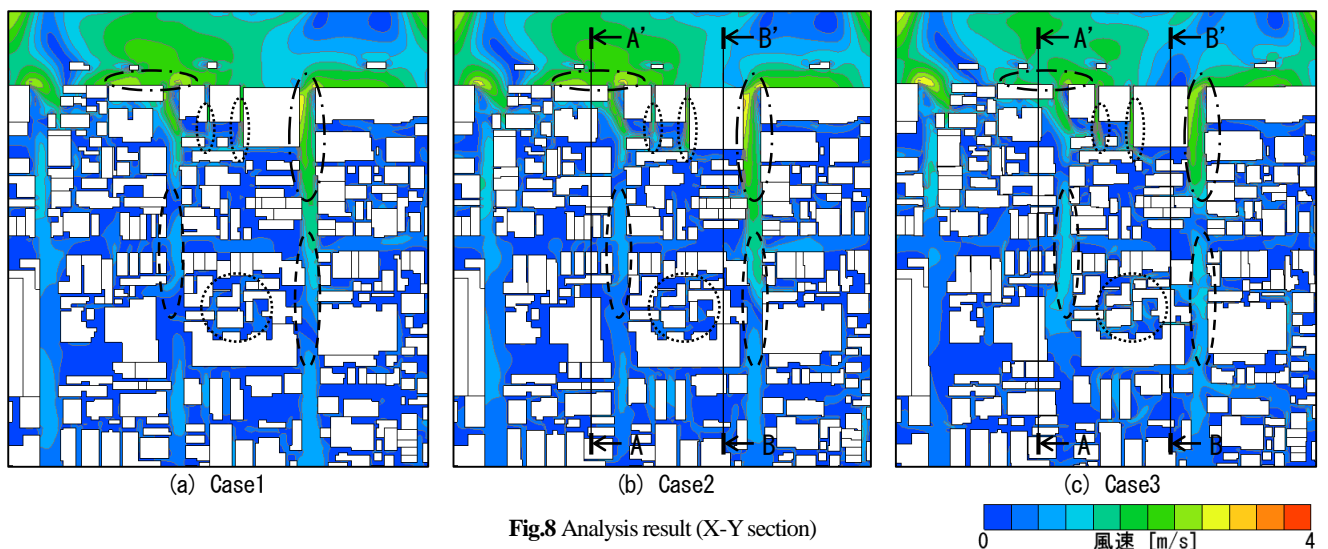


Fig.8 Analysis result (X-Y section)

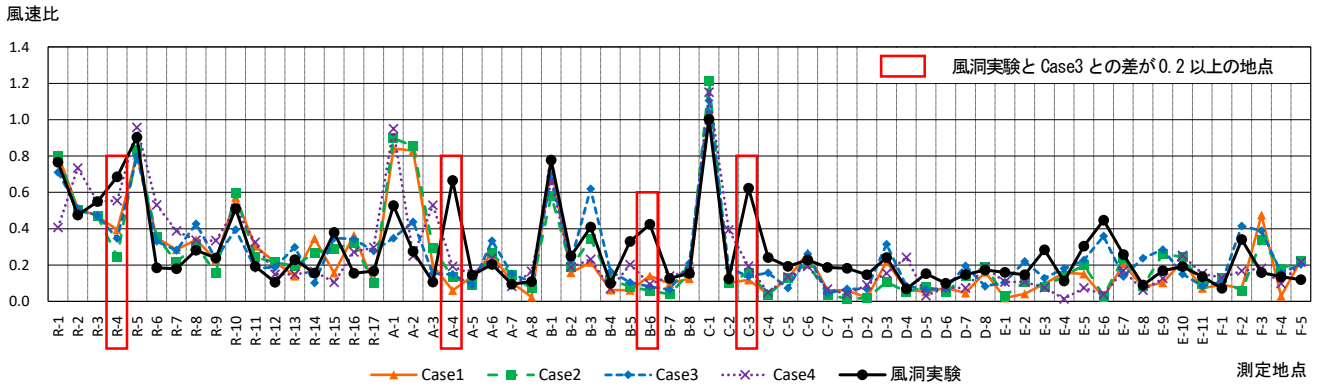


Fig.11 Comparison of wind velocity ratio for each measurement point

メッシュブロックの境界位置による影響は少ないと考えられる。

4.3 解析精度に対する影響

風洞実験と CFD の Case3 の結果比較において風速比に 0.2 以上の差があった地点を抽出し、その原因を調べた。なお、問題の地点のうち実験時の写真で確認することのできた地点について、風速計の設置状態に特に問題は見られなかった。

画像で模型と CFD モデルを比較して確認したところ、気流に影響が大きいと予想される高層建築物の形状に差異があったことが分かった (Fig.12)。そのため地点 R-4、A-4 とこれらに近い地点 B-6 では、壁面の位置が CFD での風速評価地点から離れたことが解析結果に影響したと考えられる。また、地点 C-3 でも大きな差が見られたが、メッシュ分割による建物形状の再現性の違いなどが原因として考えられる。

以上より、周辺建物形状のモデル化の精度が風速予測結果に与える影響が大きいことが確認できた。

5. まとめ

本報では、京都市都心部を対象とした風環境について、風洞実験と CFD の結果比較により、CFD の精度検証を行った。いずれのケースも概ね風洞実験の傾向を捉えていたが、メッシュの粗い Case1、2、4 では、実験と CFD の風速比の差が比較的大きかった。メッシュの限度幅を最も細かい 0.5m とした Case3 では、高層建築物付近の逆流や街区内の気流など街区の複雑な流れ場の再現性が高く、各測定地点での風速比の相関も最も良好であることが分かった。よって、解析精度が保証できるメッシュとして、限度幅は 0.5m とすることが望ましいといえる。また、解析精度に影響のある要素として、建物形状のモデル化の精度が大きいことが分かった。

今後は、Case3 で用いた解析条件を軸とした CFD による検証を行っていく予定である。京都市都心部の広域市街地モデルを作成し、詳細な風環境の解析を行う。また、実測により熱のデータを収集し、非等温での解析を行うことで、温熱環境についても検討していく予定である。

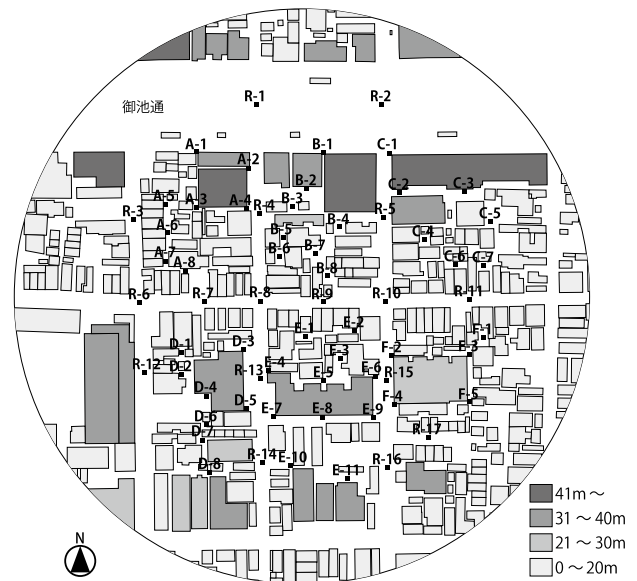


Fig.10 Measurement points

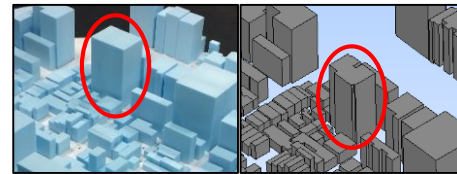


Fig.12 Differences in model

注 釈

注1) 対象敷地を道路 (R) と 6 つの街区 (A~F) に分類し、周辺建築物の影響が予想される計 64 点 (R:17 点、A:8 点、B:8 点、C:7 点、D:8 点、E:11 点、F:5 点) を測定地点とした。

参考文献

- 文1) 京都市都市計画局：京の景観ガイドライン 建築物の高さ編、pp.8-27、2013年3月
- 文2) 有働董ほか：歴史的市街地における建築高さと空地に着目した風環境の検証 (その2) 風速風向測定と可視化による京都市都心部の風環境把握、空調調・衛生工学会大会学術講演論文集、E-39、2018年9月
- 文3) 日本建築学会：市街地風環境予測のための流体数値解析ガイドブックガイドラインと検証用データベース、pp.15-18、2007年7月
- 文4) 富永禎秀ほか：CFD を利用した高層建物周辺の風環境予測手法の開発 その3 実在市街地モデルを対象としたベンチマークテスト、日本建築学会技術報告集、第19号、pp.181-184、2004年6月

## 都市気候解析のための局地気候単位に関する研究 A study of local climate zone for urban climate analysis

○李 思瑶 (神戸大学)      竹 林 英 樹 (神戸大学)

Siyao LI\*<sup>1</sup>      Hideki TAKEBAYASHI\*<sup>1</sup>

\*<sup>1</sup> Kobe University

Local Climate Zone is a land use classification system proposed to unify the temperature observation results, however, the impact of LCZ is still not clarified clearly in terms of thermal environment. Therefore, its characteristics were examined by comparing with the land use classification in previous study. A case study in coastal city, Osaka, was conducted to clarify the impact of LCZ on urban thermal environment when adapting to urban climate analysis.

### はじめに

局地気候単位<sup>1)</sup> (Local Climate Zone, LCZ) は気温の観測結果の統一的な考察を可能にするために提案された土地利用分類システムであるが、都市熱環境に与える影響は十分には明らかになっていない。そこで、既往研究における土地利用分類と比較して、その特性を検討した。LCZを都市気候解析に適応した際の都市熱環境に与える影響を明らかにすることを目的として、海岸都市の大阪地域を対象に検討した。

### 1. 局地気候単位の概要と大阪地域の分類

#### 1.1 局地気候単位 LCZ の概要<sup>1)</sup>

Stewart と Oke は、異なる都市のヒートアイランド強度を比較するために、局地気候単位 LCZ の概念を提案した。LCZ は、水平スケールで数百メートルから数キロメートルの均一な表面被覆、構造、材料、および人間活動の領域である。

表 1 に示すように、土地被覆は 17 の LCZ に分類される。そのうち 15 の LCZ は表面構造と被覆によって、2 の LCZ (LCZ7 と LCZ10) は建物の材料と人為的な発熱によって定義される。1-10 は「built types」、A-G は「land cover types」に区分される。既往研究の土地利用分類と比較して、建物の高さ、建築材料、植物の比率によって分類される点に違いがある。特に、建物の高さにより、high-rise (10 階以上)、midrise (4 階~9 階) および low-rise (3 階以下) に分類される。

#### 1.2 局地気候単位 LCZ の分類

まず、水平解像度 30 m の Landsat 8 画像をアメリカ地質調査所 (USGS : United States Geological Survey) からダウンロードした。夏期を対象とし、雲の少ない画像を選択した。雲のカバー率 4.33% の、2015 年 7 月 26 日に撮影された衛星画像を選択した (図 1)。

Table.1 Definitions for local climate zones<sup>1)</sup>

Built types	Definition	Land cover types	Definition
1. Compact high-rise	Dense mix of tall buildings to tens of stories. Few or no trees. Land cover mostly paved. Concrete, steel, stone, and glass construction materials.	A. Dense trees	Heavily wooded landscape of deciduous and/or evergreen trees. Land cover mostly pervious (low plants). Zone function is natural forest, tree cultivation, or urban park.
2. Compact midrise	Dense mix of midrise buildings (3-9 stories). Few or no trees. Land cover mostly paved. Stone, brick, tile, and concrete construction materials.	B. Scattered trees	Lightly wooded landscape of deciduous and/or evergreen trees. Land cover mostly pervious (low plants). Zone function is natural forest, tree cultivation, or urban park.
3. Compact low-rise	Dense mix of low-rise buildings (1-3 stories). Few or no trees. Land cover mostly paved. Stone, brick, tile, and concrete construction materials.	C. Bush, scrub	Open arrangement of bushes, shrubs, and short, woody trees. Land cover mostly pervious (bare soil or sand). Zone function is natural scrubland or agriculture.
4. Open high-rise	Open arrangement of tall buildings to tens of stories. Abundance of pervious land cover (low plants, scattered trees). Concrete, steel, stone, and glass construction materials.	D. Low plants	Featureless landscape of grass or herbaceous plants/crops. Few or no trees. Zone function is natural grassland, agriculture, or urban park.
5. Open midrise	Open arrangement of midrise buildings (3-9 stories). Abundance of pervious land cover (low plants, scattered trees). Concrete, steel, stone, and glass construction materials.	E. Bare rock or paved	Featureless landscape of rock or paved cover. Few or no trees or plants. Zone function is natural desert (rock) or urban transportation.
6. Open low-rise	Open arrangement of low-rise buildings (1-3 stories). Abundance of pervious land cover (low plants, scattered trees). Wood, brick, stone, tile, and concrete construction materials.	F. Bare soil or sand	Featureless landscape of soil or sand cover. Few or no trees or plants. Zone function is natural desert or agriculture.
7. Lightweight low-rise	Dense mix of single-story buildings. Few or no trees. Land cover mostly hard-packed, lightweight construction materials (e.g., wood, thatch, corrugated metal).	G. Water	Large, open water bodies such as seas and lakes, or small bodies such as rivers, reservoirs, and lagoons.
8. Large low-rise	Open arrangement of large low-rise buildings (1-3 stories). Few or no trees. Land cover mostly paved. Steel, concrete, metal, and stone construction materials.	<b>VARIABLE LAND COVER PROPERTIES</b> Variable or ephemeral land cover properties that change significantly with synoptic weather patterns, agricultural practices, and/or seasonal cycles.	
9. Sparsely built	Sparse arrangement of small or medium-sized buildings in a natural setting. Abundance of pervious land cover (low plants, scattered trees).	b. bare trees	Leafless deciduous trees (e.g., winter). Increased sky view factor. Reduced albedo.
10. Heavy industry	Low-rise and midrise industrial structures (towers, tanks, stacks). Few or no trees. Land cover mostly paved or hard-packed. Metal, steel, and concrete construction materials.	s. snow cover	Snow cover >10 cm in depth. Low admittance. High albedo.
		d. dry ground	Parched soil. Low admittance. Large Bowen ratio. Increased albedo.
		w. wet ground	Water flooded soil. High admittance. Small Bowen ratio. Reduced albedo.



Fig.1 Satellite image for Osaka (Landsat 8)

続いて、Google Earth Pro により、各 LCZ で 1km<sup>2</sup>以上のトレーニングゾーン（教師範囲）を選択した。この条件で、LCZ7 (Lightweight low-rise)と LCZ10 (Heavy industry)は抽出されなかった。Compact high-rise, Compact midrise, Compact low-rise は Compact area として分析し、Open high-rise, Open midrise, Open low-rise は Open area として分析した。そして、SAGA GIS の教師付き分類と建物の高さにより、図 2 の LCZ 分布が作成された。

LCZ の特徴は高さにより分類される点にある。LCZ の分類結果と従来の国土数値情報を比較する。1km メッシュに統合した LCZ 分布を図 3 に示す。1km メッシュ内の最大面積の LCZ で代表させたため、High-rise のメッシュ数は 0 になった。High-rise, Midrise, Low-rise の LCZ と 1km メッシュの数を表 2 に示す。

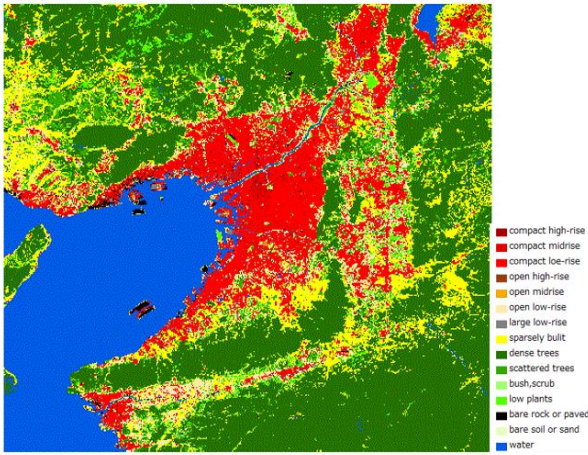


Fig.2 LCZ for Osaka

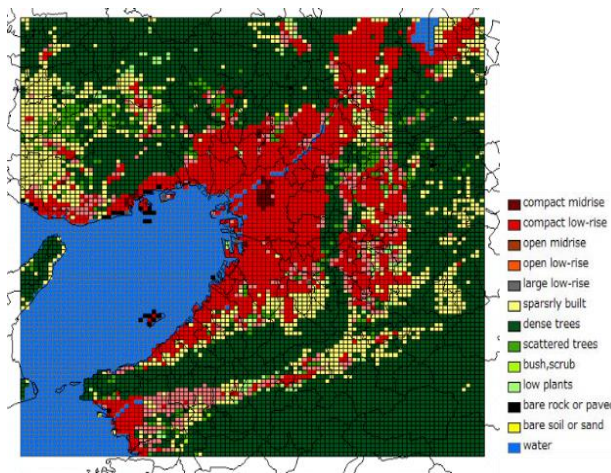


Fig.3 LCZ for Osaka (1km mesh)

Table.2 Number of meshes in LCZ and their 1km mesh

	LCZ	1kmメッシュ
low-rise	199633	2295
midrise	19551	37
high-rise	3383	0

## 2. メソ気象モデル WRF の概要と計算条件

### 2.1 メソ気象モデル WRF の概要

メソスケールの気象モデル WRF (Weather Research & Forecasting) は、米国大気研究センター (NCAR) などの研究機関により開発された完全圧縮の非静力学モデルで、支配方程式は、運動方程式、連続の式、ジオポテンシャル式、温位保存式、スカラー保存式などで構成され、乾燥大気の静水圧地形準拠座標 (η 座標) 系によって記述される。地表面付近の現象は、地表面過程と大気境界層過程によって解かれ、下端境界条件が設定される。都市域には、(1) 都市形状を表現するストリートキャニオンのパラメタリゼーション、(2) 建物による影と建物間の相互放射、(3) キャノピー層内の指数ウインドプロファイル、(4) 屋根面、壁面、道路面からの多層伝熱方程式を特徴とする都市キャノピーモデル (UCM) を組み込むことで、建物によって形成される地表面の凹凸の影響を考慮する。

### 2.2 計算条件

本研究では、WRF version3.7.1-ARW を用いた。計算条件を表 3 に示す。計算期間は 2010 年 8 月 15 日から 8 月 31 日である。LCZ を用いた場合の都市気候解析への影響を分析するため、二つの土地利用条件での計算結果を比較する。国土数値情報による土地利用分類では、都市のカテゴリーを 3 つに分類し、地表面過程に都市キャノピーモデルを用いた。同様に、LCZ による土地利用分類においても都市のカテゴリーを 3 つに分類した。

図 4 に国土数値情報による土地利用境界条件を示す。緑被率に対応する NVI を指標として都市域が 3 等分され、人工被覆率の高い都市 A、中程度の都市 B、低い都市 C に分類された。図 5 に LCZ による土地利用境界条件を示す。建物の高さで緑被率を用いて、都市 1 (LCZ2)、都市 2 (LCZ3)、都市 3 (LCZ5 と LCZ6) に分類された。

Table.3 Calculation condition

Calculation period	15-31, August, 2010	
Vertical grid	28 layer (surface-100hPa)	
Horizontal grid	Domain1:3km (120x120grids)	
	Domain2:1km (103x103grids)	
Meteorological data	JMA: Meso-scale Analysis (3 hourly, 10km grid, 20 layer)	
	NCEP: final analysis (6 hourly, 1 degree grid, 17 layer)	
Geographical data	Terrain height	Digital Map (50x50 resolution)
	Land use	Digital National Land Information : NDVI (Landsat 7ETM) LCZ : Landsat 8+Google Earth Pro
Microphysics process	Purdue Lin et al. scheme	
Radiation processes	Long wave	RRTM Longwave scheme
	Short wave	Dudhia Shortwave scheme
Planetary boundary layer process	Mellor-Yamada-Janjić PBL scheme	
Surface processes	Urban area	UCM (Urban Canopy Model)
	Non urban area	Noah LSM
Cumulus parameterization	None	
Four-dimensional data assimilation	None	

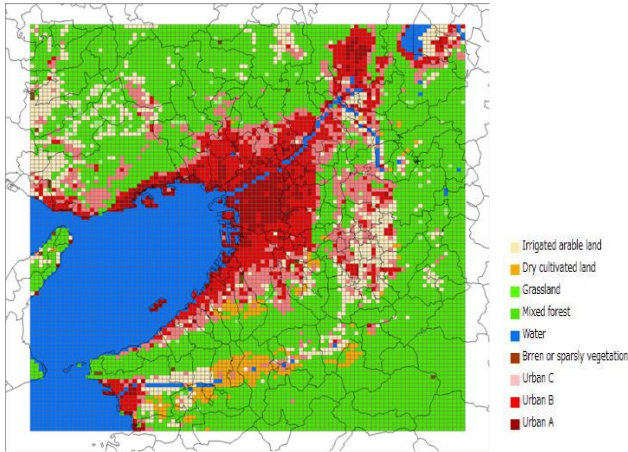


Fig.4 Land use setting by Digital National Land Information<sup>2)</sup>

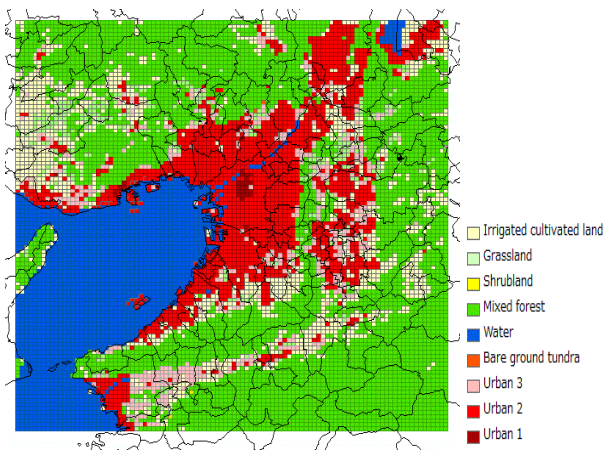


Fig.5 Land use setting by LCZ

3. LCZ を用いた都市気候解析

3.1 LCZ と都市 A, B, C の関係

既往研究で用いられてきた国土数値情報による土地利用分類の都市 A, B, C と LCZ の関係を図 6 に示す。大阪の都市域の主要な LCZ は LCZ3 (Compact low-rise, 都市 2) である。LCZ2 (Compact midrise, 都市 1) の多くは都市 A に該当する。

3.2 NVI と都市 A, B, C, 都市 1, 2, 3 の関係

都市 A, B, C は緑被率に対応する NVI による分類される。図 7 と図 8 に NVI と都市 A, B, C, 都市 1 (LCZ2), 2 (LCZ3), 3 (LCZ5 と LCZ6) の関係を示す。NVI に基づいて都市 A, B, C が分類されたのに対し、都市 1, 2, 3 では、都市 2 (LCZ3) が突出して多い。

3.3 晴天・海風日の定義と抽出

晴天・海風日を定義し、観測値に基づき抽出した。晴天・海風日の定義を表 4 に示す。連続する晴天・海風日の 8 月 25, 26, 27 日を選択した。計算結果を観測値と比較した。Domain2 の 1km×1km メッシュの気温・風速・風向の計算値を、当該メッシュ内にある観測点の値と比較した。観測点はアメダスの大阪、堺、豊中、八尾、枚

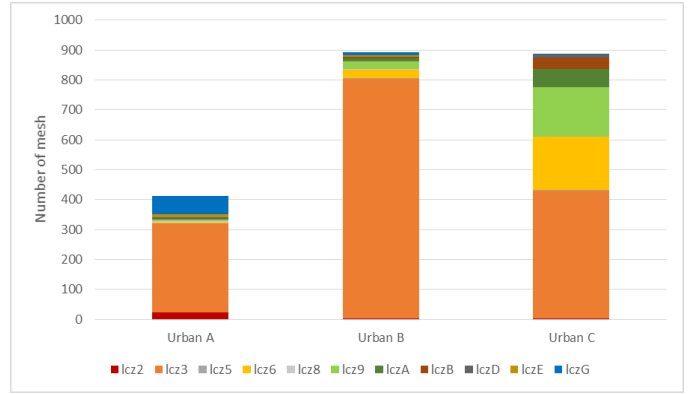


Fig.6 Relationship between Urban A, B, C and LCZ

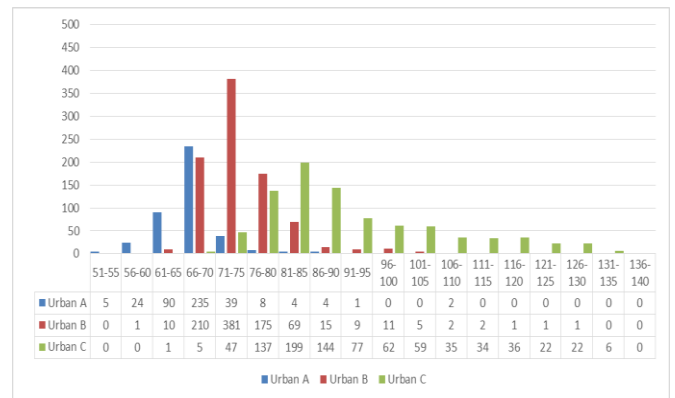


Fig.7 Relationship between Urban A, B, C and NVI

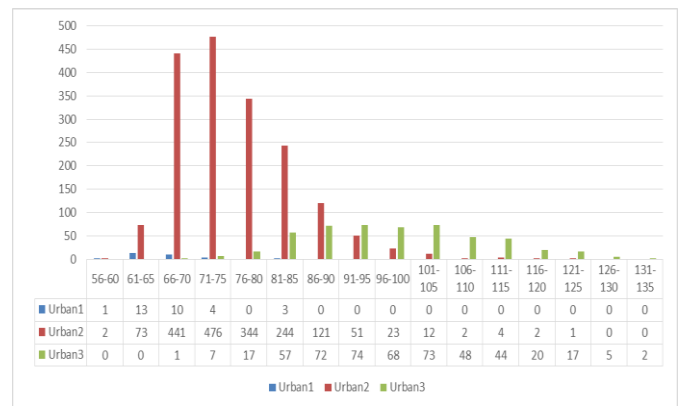


Fig.8 Relationship between Urban 1, 2, 3 (LCZ 2, 3, 5+6) and NVI

Table.4 Definition of fine day and sea breeze day

Fine day		Sea breeze day	
weather	Mostly Sunny or sunny	wind speed	2.0[m/s] or more
Sunshine hours	7.0 hours or more	wind direction	West/Southwest
Total amount of solar radiation	19[M/m <sup>2</sup> ] or more	hour	The time that satisfies the above two conditions is 6 hours or more per day after 12 o'clock
Precipitation	0.5[mm] or less		

方である。観測点の国土数値情報と LCZ の土地利用を表 5 に示す。

国土数値情報と LCZ による土地利用分類を用いた場合の気温と風速の Bias, RMSE, Correlation を表 6, 7 に示す。国土数値情報による土地利用分類を用いた場合の計算結果の精度が若干高い。国土数値情報による沿岸の土地利用は建物の高さが 10 m の都市 A が多く、LCZ の場合は建物の高さが 9 m の LCZ3 が多い。建物の高さが低下すると、気温は低下し、風速は増大する傾向にある。特に昼間の海風が強い場合に、沿岸の建物の高さが低下すると、風速は増大する傾向にある。この点が計算精度に影響したと考察される。

**Table.5** Land use of AMeDAS location

Location	Digital National Land Information	LCZ
Osaka	Urban A	LCZ2 (Urban 1)
Sakai	Urban B	LCZ3 (Urban2)
Toyonaka	Urban B	LCZ3 (Urban3)
Yao	Urban B	LCZ3 (Urban4)
Hirakata	Urban B	LCZ3 (Urban5)

**Table.6** Bias, RMSE, Correlation of temperature and wind speed  
(from Digital National Land Information)

Temperture	Bias[°C]	RMSE[°C]	Correlation
Osaka	-0.05	0.30	0.95
Sakai	-0.27	0.70	0.94
Toyonaka	-0.30	0.56	0.93
Yao	-0.89	1.01	0.94
Hirakata	-0.64	0.96	0.90

Wind speed	Bias[m/s]	RMSE[m/s]	Correlation
Osaka	0.13	0.36	0.72
Sakai	-0.17	0.42	0.62
Toyonaka	0.34	0.53	0.69
Yao	0.80	0.95	0.59
Hirakata	-0.74	0.89	0.37

**Table.7** Bias, RMSE, Correlation of temperature and wind speed  
(from LCZ)

Temperture	Bias[°C]	RMSE[°C]	Correlation
Osaka	0.98	1.00	0.96
Sakai	1.19	1.36	0.94
Toyonaka	0.82	0.95	0.94
Yao	0.29	0.51	0.95
Hirakata	1.45	1.48	0.93

Wind speed	Bias[m/s]	RMSE[m/s]	Correlation
Osaka	0.27	0.33	0.73
Sakai	-0.47	0.51	0.71
Toyonaka	0.36	0.44	0.67
Yao	0.92	1.03	0.62
Hirakata	-1.12	1.13	0.52

#### 4. 結論

解像度 30m の衛星画像と Google Earth Pro を用いて建物高さの情報も考慮して LCZ が分類されたが、WRF の境界条件に設定する際に 1km スケールに統合されたため、従来の国土数値情報を用いた境界条件との優位な差は生じなかった。LCZ を境界条件に用いた計算結果の精度が若干低下した理由は、WRF の境界条件に設定する高さに関するパラメータの与え方の問題であり、適切に調整すれば精度向上は可能である。

#### 参考文献

- 1) Stewart, I.D., Oke, T.R., Local climate zones for urban temperature studies. Bull. Am. Meteorol. Soc. 93 (12), 1879–1900(2012)
- 2) 竹林英樹, 妹尾将司, メソ気象モデル WRF を用いた海岸に立地する都市の規模と夏期のヒートアイランド強度の関係分析, 日本建築学会環境系論文集, 726, 707-713 (2016)



## 名古屋都市圏と半田運河地域に着目した暑熱期の気候特性の解析 Study on Summer Climate of Nagoya Metropolitan Area and Handa Canal Area

○木村 亮太 (神戸大学) 森山 正和 (神戸大学名誉教授)

竹林 英樹 (神戸大学) 橘高 康介 (神戸大学) 稲地 秀介 (摂南大学)

Ryota KIMURA\*<sup>1</sup> Masakazu MORIYAMA\*<sup>1</sup> Hideki TAKEBAYASHI\*<sup>1</sup> Kosuke KITAKA\*<sup>1</sup> Syusuke INACHI\*<sup>2</sup>

\*<sup>1</sup>Kobe University \*<sup>2</sup>Setsunan University

In recent years, the consideration of climate characteristics in the local area is required for the use of natural energy and the introduction of adaptive measures in outdoor space. The natural ventilation system is introduced in the building located Handa canal area of Handa city in Aichi prefecture, and the introduction of adaptation measures is being considered for outdoor space. In this study, climate analysis on Handa canal area in urban and local scale was conducted for the natural ventilation of the building and the adaptive measures in outdoor space.

### 1. はじめに

自然エネルギー利用や屋外空間の暑熱環境適応策の検討の際には、対象地域の持つ気候特性の活用が求められる。愛知県半田市の半田運河周辺地域に位置する対象建物には自然通風システムが導入され、屋外空間での暑熱環境適応策の導入も検討されている。大和田からは愛知県の気候的特徴を、夏季の気温は周辺地域と比較して日中が2~3℃高く現れると述べている<sup>1)</sup>。本研究では、半田運河周辺地域の気候特性を解析し、半田と名古屋の比較を通して自然換気利用の可能性と暑熱環境の評価を行った。

### 2. 半田運河周辺地域における測定

#### 2.1 対象地域と測定方法

Fig.1, Fig.2に名古屋都市圏と半田運河周辺地域を示す。Fig.2の地点①, ②で2018年5月7日~8月31日に測定を行った。測定場所の概要を以下に示す。

##### ①蔵のまち公園 (地域の代表点)

半田運河地域の南端に位置し、蔵のまち公園の北にはM社中間実験棟、南には片側2車線の幹線道路、東には半田運河が位置する。周囲を建物等に囲まれていない開放的な公園である。

##### ②M本社建物近傍 (本社横と呼ぶ)

M本社建物の東壁面近傍に位置し、周囲を建物に囲まれている。測定地点はM本社建物の自然換気システムの空気取り入れ口の近傍である。

8月16日に蔵のまち公園の測定器を器差チェックのため本社横に移動させた。5月7日~8月15日の測定結果を解析する。測定器にはウェザーバケット (SEC社, TA-WL-2S) を用いた。測定高さは1.5mである。

### 2.2 測定器の器差の検証

8月16日~31日に2台の測定器を地点②に並べて器差を検証した。気温と相対湿度は測定器の測定精度内の差であったが、風速と風向は精度を若干超える差



Fig.1 Nagoya metropolitan area

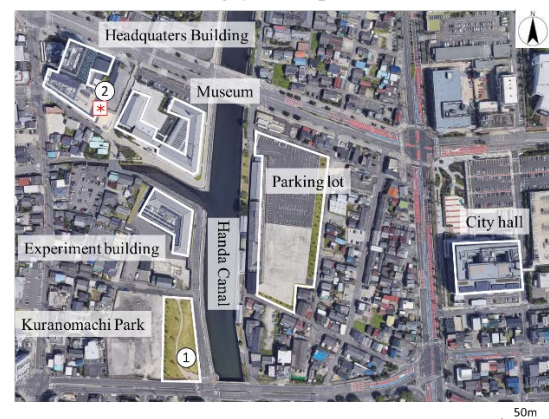


Fig.2 Handa canal area

①, ② is measurement location, \* is natural ventilation air inlet

となった。地点②が建物に囲まれて弱風時の風の流れが複雑なため器差の検証には適さないと考察された。

### 3. 名古屋都市圏の気候特性の解析

半田での実測値と名古屋都市圏の AMeDAS データを用い、名古屋都市圏の地理的特徴と気象要素との関係を分析し、半田の気候特性を考察した。

#### 3.1 晴天日の抽出

晴天日を定義し、名古屋地方気象台の観測値に基づいて抽出した。晴天日の定義を Table.1 に示す。

#### 3.2 実測データの分析

名古屋、大府、セントレア、多治見、岐阜の AMeDAS データを使用した。半田の時刻別平均気温(Fig.3)は、日中セントレアより高く、内陸の大府、名古屋、岐阜より 1.5°C~2.0°C程度低い。海岸付近の都市の特徴を有している。相対湿度を水蒸気分圧に変換した(Fig.4)。1 日を通して名古屋、岐阜より高い。海や運河水面からの蒸発が影響したと考えられる。風速(Fig.5)は、セントレア、岐阜、名古屋よりも小さいが、測定器の設置高さが影響している。風向(Fig.6)は、セントレア、名古屋、大府と同様に南南東~南が多く、日中は海風に支配されている。

#### 3.3 自然換気利用の可能性

半田と名古屋の気温、湿度の散布図を Fig.7,8 に示す。外気導入が可能な条件はここでは、厚生労働省が定める「建築物における衛生的環境の確保に関する法律」に基づき、温度は 17~28°Cかつ通路内気温以下、湿度は 40~70%と仮に定めた。外気導入可能時間は、半田では5月 91 時間(16%)、6月 74 時間(10%)、7月 1 時間(0.1%)、8月 0 時間となった。名古屋では5月 91 時間(16%)、6月 100 時間(14%)、7月 2 時間(0.3%)、8月 0 時間となった。半田は湿度が高いため、6月に外気導入可能時間数が名古屋より 26 時間少ない。

#### 3.4 暑熱環境評価

実測期間の晴天日を対象として、14 時の SET\*(標準新有効温度)を算出し、SET\*の快適範囲に含まれる名古屋と半田の日数を算出した。石井ら<sup>2)</sup>の研究を参考に、SET\*27.5°C(やや快適)以下を快適範囲とした。SET\*は RayMan モデル<sup>3)</sup>を用いて算出した。35 歳、男性、175cm、75kg、着衣量 0.6clo、代謝量 80W を想定した<sup>4)</sup>。半田運河周辺地域と名古屋との暑熱環境

Table .1 Definition of sunny day

Sunny day	
Weather	Mostly Sunny or Sunny
Sunshine hours	7.0 hours or more
Global solar radiation	19[M/m <sup>2</sup> ] or more
Precipitation	0.5[mm] or less

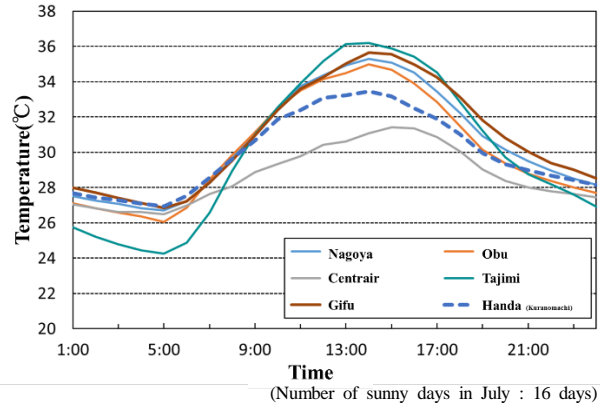


Fig.3 Hourly averaged air temperature on sunny day (July 2018)

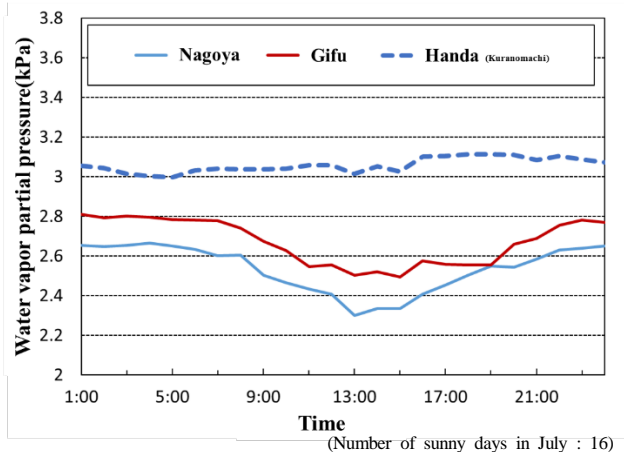
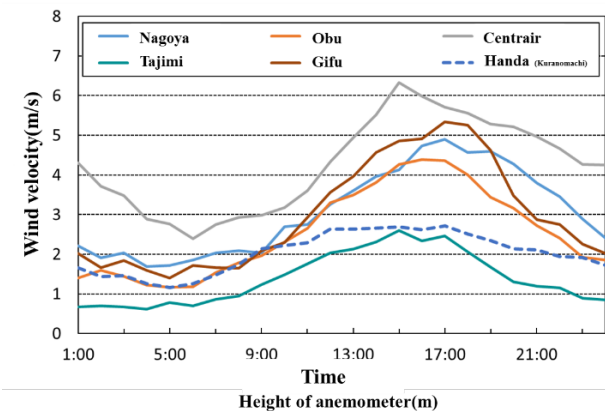


Fig.4 Hourly averaged water vapor partial pressure on sunny day (July 2018)



	Height of anemometer(m)				
Nagoya	17.8	Obu	10	Centrair	10
Tajimi	10	Gifu	23	Handa	1.5

(Number of sunny days in July : 16 days)

Fig.5 Hourly averaged wind velocity on sunny day (July 2018)

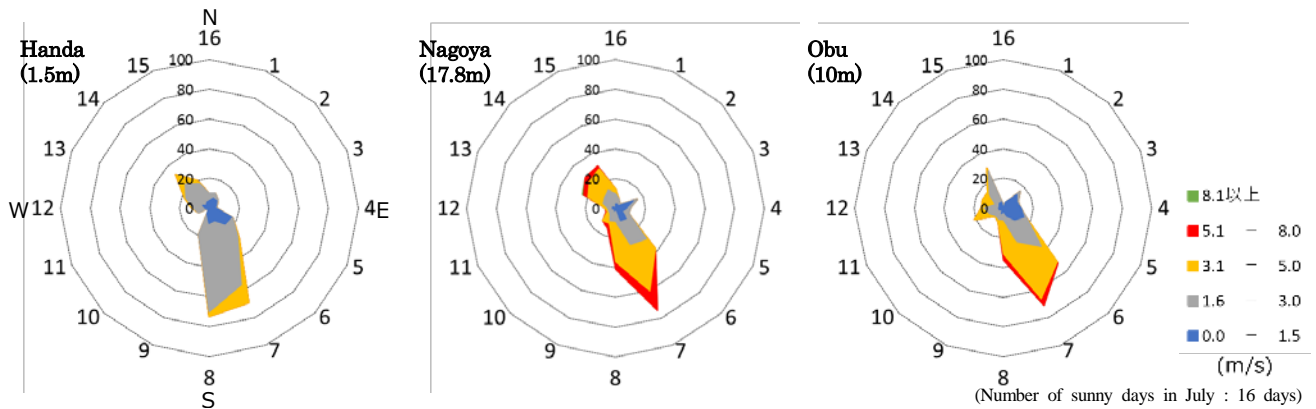


Fig.6 Frequency of wind direction in each wind speed class on sunny day (July 2018)

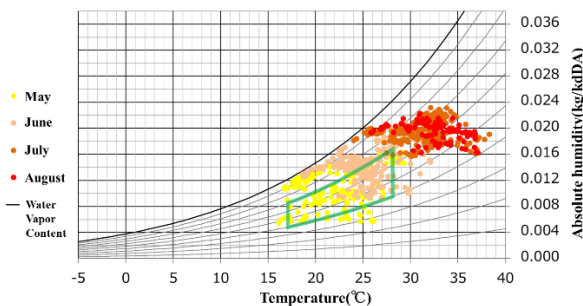


Fig.7 Distribution of air temperature and humidity in Handa

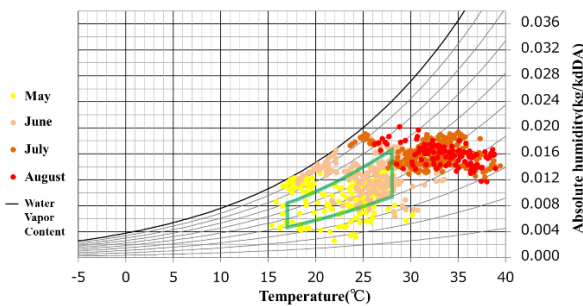


Fig.8 Distribution of air temperature and humidity in Nagoya

の違いを相対的に考察する為、MRT は両者とも日向 50°C、日陰 35°Cと仮定した。気温・相対湿度・風速は半田運河周辺地域での測定値と名古屋の AMeDAS データより入力した。名古屋の風速は地上高さ 17.8m で測定されているため、べき乗則(べき数 0.37)により地上 1.5m の風速に補正した。日向の場合、半田は 5 月に全日 SET\*の快適範囲となったが、名古屋では 3 日高くなった。6 月は半田 2 日、名古屋 3 日であった。日陰の場合、5、6 月は名古屋と同様全日快適範囲となったが、7、8 月には名古屋より若干多く(2、4 日)快適範囲となった。半田は名古屋より気温が低いこと、風速が大きいことが要因であると考察された。

#### 4. 半田運河周辺地域の微気候特性の解析

##### 4.1 数値計算による風の流れの考察

k-ε 型 2 方程式乱流モデルを用いて CFD 計算を行った。流入境界は基準高さ 10m の風速を 3.0m/s とし、べき数 0.20 のべき乗則で与えた。計算領域の主風向は東西南北の 4 方向の流入風を想定した。流出境界は自由流入出条件、上空境界、側面境界は free-slip 条件、地面、壁面境界は一般化対数則条件とした。

自然換気取入れ口近傍では、流入風向が南北の場合、風通しが良い。流入風向が西の場合、M 本社建物南側の隣接建物との隙間から風が回り込み、東側に流れた。東側には北からも風が流れ込み、複雑な流れとなった。西風の場合には空気取入れ口付近は複雑且つ弱い風が吹く為、風通しは流入風向が南北の場合に比べて良くない。

##### 4.2 自然換気取入れ口と代表点の測定値の比較

気温は、午前中は本社横が蔵のまち公園より最大 1°C 程度高く、午後は低い。風速は、本社横が蔵のまち公園より小さい(Fig.9,10)。本社横の風通しが蔵のまち公園より悪いため、午前中に気温が高い。午後は M 本社建物の日陰の影響で気温が低いと考察された。水蒸気分圧は僅かに蔵のまち公園が高いが、器差の範囲内の可能性が高い。

蔵のまち公園の風向が西北西～北北西の場合には、風速が大きくなってでも本社横の風速は 2.0m/s 程度にしかならないが、南～南南西の場合には両地点の風速はほぼ一致した(Fig.11)。南北方向から風が流入する場合は半田運河などに沿って風通しが良いが、東西方向から流入する場合は建物近傍で複雑な流れを形成する(Fig.12)。

5. 結論

半田運河周辺地域は、名古屋市内と同様に外気導入可能時間数は5、6月に多く、7、8月にはほぼ存在しないが、6月に名古屋より26時間少なく、湿度が高いため自然換気利用可能性は名古屋市内より低いと評価された。温熱快適性をSET\*を指標として評価したところ、晴天日の日向を想定した場合5、6月に全日SET\*の快適範囲となったが、名古屋市内より3日少なくなった。晴天日の日陰を想定した場合、5、6月は名古屋と同様全日快適範囲となったが、7、8月には名古屋より若干多く(2、4日)快適範囲となった。数日の差のためほぼ同じであると評価される。

謝辞

実測に当たり終始お世話頂いた石本建築事務所の木村博則様、株式会社中埜酢店の担当者様に謝意を表します。

参考文献

- 1) 大和田道雄, 伊勢湾岸の大気環境, 名古屋大学出版会, 愛知, 60-63,98-103(1994)
- 2) 石井昭夫, 片山忠久, 屋外気候環境における快適感に関する実験, 人間-熱環境系シンポジウム報告集 11, 134-137(1987-12-04)
- 3) Matzarakis A., Rutz F., and Mayer H., :Modeling the thermal bioclimate in urban areas with the RayMan model, PLEA 2006-The 23<sup>th</sup> Conference on Passive and Low Energy Architecture, II -449 - II -453, 2006
- 4) 吉田友紀子, 奥宮正哉, 低炭素型都市づくり施策の効果とその評価に関する研究 エネルギー需要評価を目的としたSET\*を用いた街区計画と自然通風利用の効果, 空調調和・衛生工学会大会学術講演論文集, C-39, 1071-1074(2010)
- 5) 橋高康介, 森山正和, 嶋岡亮成, 稲地秀介, 半田運河周辺地域の気候変動適応策に関する研究(その1) 夏期及び秋期の風と気温の実測調査結果, 空調調和衛生工学会大会学術講演論文集 D-6, 2018.9.12-14 (名古屋)

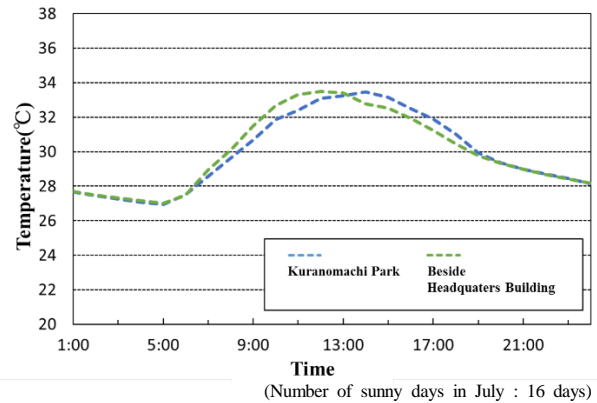


Fig.9 Hourly averaged air temperature on sunny day (July 2018)

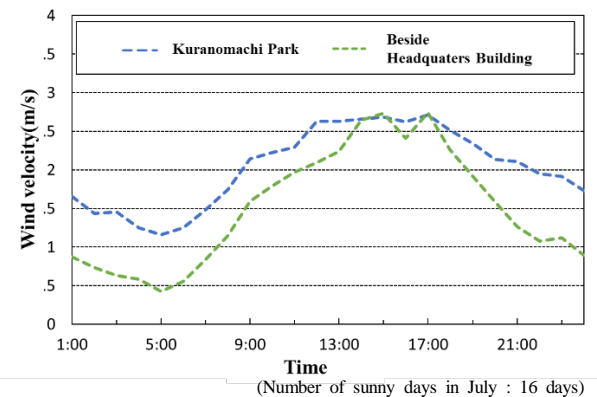


Fig.10 Hourly averaged wind velocity on sunny day (July 2018)

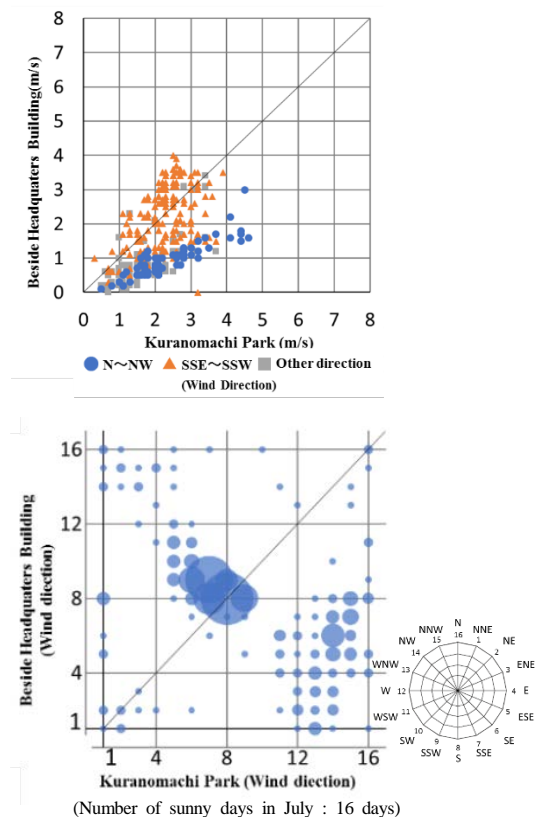


Fig.11, 12 Relationship of wind speed (above), wind direction (below) between beside the headquarter building and Kuranomachi park on sunny days (July 2018)