

民生業務部門の地球温暖化対策進捗評価 Progress evaluation of the plan for global warming countermeasures for the Japanese commercial building sector

○林 優羽（大阪大学） 山口 容平（大阪大学） 西島 拓海（大阪大学） 張 煦康（大阪大学）
篠原 里穂子（大阪大学） 内田 英明（大阪大学） 下田 吉之（大阪大学）
Yu HAYASHI*1 Yohei YAMAGUCHI*1 Takumi NISHIJIMA*1 Xukang Zhang*1
Rihoko SHINOHARA*1 Hideaki UCHIDA*1 Yoshiyuki SHIMODA*1

*1 Osaka University

This study evaluates the progress of the plan for global warming countermeasures for the Japanese commercial building sector using a building stock energy model. It was found that the amount of energy saved by introduction of high-efficiency lighting had the potential for further energy savings. It also became clear that the target for energy saved by energy conservation in buildings will not be achieved with the current trend of technology adoption. Factors contributing to the amount of energy saved were identified, and the results showed that the impact of improved heat source efficiency was large.

1. 背景・目的

2021年に閣議決定された地球温暖化対策計画¹⁾は2030年度の温室効果ガス排出削減目標を2013年度比46%とし、2050年までにカーボンニュートラルを実現することを目標としている。本研究が対象とする業務部門は2030年度二酸化炭素（CO₂）排出削減目標を2013年度比51%としている。同計画²⁾では削減目標達成に向けて、具体的な省エネルギー対策を列挙して各対策により2030年までにもたらされうる削減見込みを推計するとともに、対策普及状況とそれによりもたらされる削減進捗を毎年評価している。一方で、推計は対策導入により得られる削減原単位と対策導入量の積により行われており、全施設、業態等共通の推計パラメータを用いるなど簡易な方法が採用されており、推計結果の誤差が大きい可能性がある。これに対して、対策導入による効果を国単位で精度高く推計する方法にBuilding stock energy model（BSEM）を用いるものがある。BSEMでは、建築物ストックをその特徴から複数のセグメントに分類し、各セグメントを代表する建築物モデル（代表モデルと呼ぶ）を作成し、代表モデルを用いた物理シミュレーションにより床面積当たりのエネルギー消費原単位を推計する。さらに、床面積との積和によりストック全体のエネルギー消費を定量化する。ストック構成に技術採用を考慮することによって長期的なエネルギー消費量、CO₂排出量削減ポテンシャルの推計が可能である。一方で、既存のモデルではエネルギー消費の削減をもたらす技術に関する表現について解像度が荒く、一年度単位の短期的な削減進捗や、なりゆきの変化を含めた中期目標達成可能性の評価には応用されていない。

そこで本論文では、業務施設ストック構成の経年変化、それに伴うエネルギー消費の変化を模擬するBSEMを開発し、2013年度から2021年度までの地球温暖化対策進捗評価と2030年目標達成可能性の評価を行うことを目的とする。評価対象とした対策は高効率照明の導入と建築物における省エネルギー化の二つである。

2. 研究方法

対象とした施設用途は事務所・宿泊施設・医療施設・商業施設・学校施設・飲食施設・通信施設・倉庫卸売施設・娯楽施設の9用途である。対象ストックは日本の業務施設延床面積の93%に相当するものである。上記BSEMによるエネルギー消費推計方法の概要をFig.1に示す。

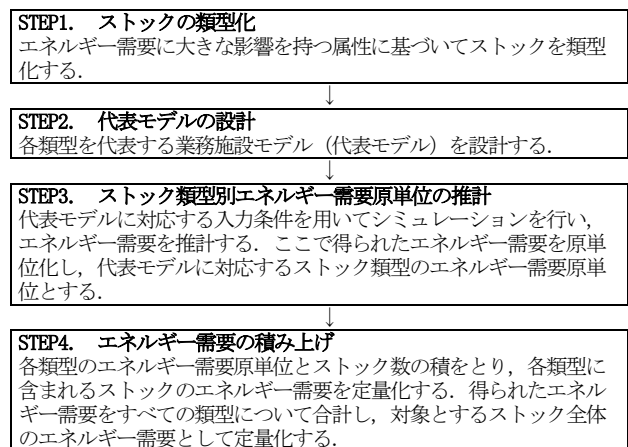


Fig.1 Energy demand estimation flow

STEP1では施設用途別延床面積を所与の条件として与え、そのデータを規模・業態別、竣工年別に分類する。

竣工年代については、新築着工床面積、減失床面積によりストックの竣工年代別比率を定量化した³⁾。ただし、2021年~2030年の延床面積の推移については、学校を除く施設用途では、2020年のGDPの常用対数と推計床面積の常用対数の関係を回帰し、将来に外挿した。GDP伸び率はエネルギー需給見通し⁴⁾の平均GDP伸び率を考慮した。学校では、人口の常用対数と推計床面積の常用対数の関係を回帰した。また、新築時の技術項目別採用確率を用いて、施設用途、地域区分、規模・業態、建築設備採用状況別に延床面積を定量化した。また、技術ごとに改修機会についても考慮し、新築・改修時の技術採用確率にはその経年変化を反映した。対象技術の想定の詳細は本節後半に説明する。

STEP2では施設用途、地域区分、規模・業態、建築設備採用状況の各組み合わせを代表する施設モデル(代表モデル)を構築し、STEP3において物理シミュレーション(米国エネルギー庁が開発したEnergyPlus8.6⁵⁾を使用)によりエネルギー需要を定量化した。STEP4では需要推計結果を床面積当たりの原単位として変換し、代表モデルが代表する延床面積との積和によりエネルギー消費量の総量を定量化した。ただし、計算負荷を減少させるため、STEP2において延床面積について閾値を下回る類型を建築設備に関して他の類型と統合化し、合計3万程度の代表モデルになるように調整した。類型の集約方法はYamaguchiら⁶⁾に詳しい。

(1) 照明

照明器具は蛍光灯・白熱灯などの既存照明技術とLED照明の2水準を考慮した。照明工業会の自主統計⁷⁾では照明器具別の出荷台数経年変化がまとめられている。このデータに基づいて新築時のLED照明採用確率を算出した。また、照明改修における設置を考慮し、事務所と医療施設では20年、学校施設では25年、その他の施設用途では15年に1度照明改修の機会があると想定した。これは、2019年におけるみずほ情報総研の照明の利用状況に関する調査⁸⁾において、施設用途別のLED普及状況に差異があったためであり、施設の内装更新の重要度が影響していると考えた。これらの想定の結果、2019年における各施設用途のLED採用率がみずほ情報総研の調査結果と概ね一致することを確認した。

(2) 建築物の断熱仕様

断熱仕様は建築研究所が開発しているモデル建物法入力支援ツール¹⁰⁾にエネルギー需要推計に用いた代表モデル¹¹⁾の条件を入力してBPI_m値の感度解析を行い、BPI_m値が1を下回る仕様を決定した。本研究で用いる業務施設モデルは外壁を気泡コンクリート造、外壁断熱材を硬質ウレタンフォーム¹²⁾と想定しており、断熱材が寒冷地では30mm、それ以外で20mmとした。窓仕様については

寒冷地の大規模ビルではLow-e複層ガラス、寒冷地の中規模ビルと温暖地の大規模ビルでは複層ガラス、温暖地の中規模ビルでは単層ガラスとすることとした。窓仕様の想定をTable 1に示す。なお、外皮仕様は新築時のみによって決まると想定した。

Table 1 Distribution of window specifications

延床面積	竣工年代別ストック	
	~2000年	2001年~
2万㎡未満	複層6mmガラス	寒冷地: Low-e複層ガラス その他: 複層6mmガラス
2万㎡以上	寒冷地: 複層6mmガラス その他: 単層3mmガラス	寒冷地: 複層6mmガラス その他: 単層3mmガラス

(3) 空調関連設備

空調設備については中央・個別の別、熱源の燃料種別、機器種別、空調システム種別、省エネルギー手法採用区分を考慮した¹³⁾。設備区分別の採用確率は竣工設備データ¹⁴⁾を用いて作成されたロジスティック回帰モデルにより模擬した。回帰モデルは暖房デグリーデー、人口密度、竣工年を説明変数とした。なお、2013年以降竣工される建築物は、回帰モデルの仕様上2010年以降に観測された建築物の技術採用傾向が適用される。これにより現行の省エネルギー基準は達成可能であることを確認している¹⁵⁾。なお、改修は竣工後25年に1回行われることを想定し、また、中央熱源方式から個別熱源方式、その逆への改修は行われないものと想定した。

空調用熱源機器の効率は経年的に上昇しており、熱源の種類により効率は大きく異なる。本研究で想定した竣工年別定格COPをTable 2に示す。本研究では、2010年以前の推計(以下水準1)では岡本¹⁶⁾の推計によるストック平均定格COPを、2018年以降年の推計(以下水準3)では国土技術政策総合研究所¹⁷⁾が公表している2018年の新築・改修業務施設における熱源機器別平均定格COPを、2030年以降の推計(以下水準4)では岡本¹⁶⁾の調査による最新機器の定格COPを用いた。2011~2017年の推計(以下水準2)は水準1と水準3の中間値のCOPを用いた。

Table 2 Rated COP by age of completion

熱源機器		竣工年代別ストック			
		水準1	水準2	水準3	水準4
ビル用マルチ	冷房	2.5	3.0	3.5	3.5
	暖房	3.1	3.5	4.0	4.3
ガスヒートポンプ	冷房	0.9	1.0	1.2	1.4
	暖房	1.1	1.2	1.4	1.6
吸収式冷凍機		1.0	1.1	1.3	1.6
空冷ヒートポンプ	冷房	2.9	3.2	3.6	3.7
	暖房	3.1	3.3	3.6	3.7
ターボ冷凍機		5.0	5.3	5.7	6.5

3. 推計結果

3.1 対策技術の普及

本論文で対象とした対策の技術普及と経年変化を高効率照明、建築物の断熱、空調機器の順にFig.2~Fig.4に示す。

2013年と2021年の間で全ストックのLED照明採用比率は42%増加し、2030年では91%のストックで採用されると推計された。建築物の断熱では、壁のみ断熱している建築物の割合が2013年と2021年の間で6%増加し、2030年では15%増加しているが、複層ガラスやLow-e複層ガラスの採用率の増加率は1%未満であった。空調機器は2021年には水準1は0%、水準3の技術採用が47%となり、2030年には水準3以上の技術採用が97%と推計された。

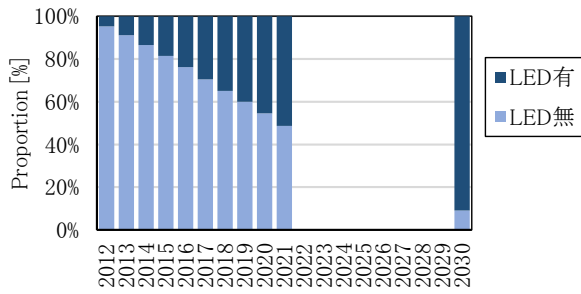


Fig.2 Estimated results of high-efficiency lighting spread

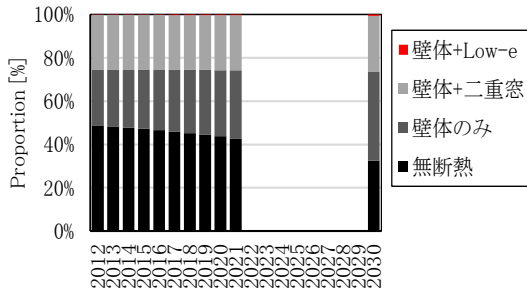


Fig.3 Estimated results of building insulation adoption.

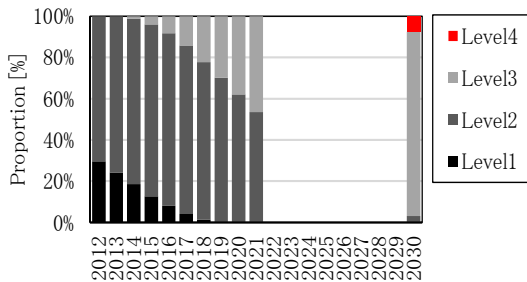


Fig.4 Estimated results of Technology Adopted for Air

3.2 高効率照明導入による削減量の評価

Fig.5に高効率照明の導入による年間省エネルギー量の推計結果を示す。棒グラフはモデル推計値、黒線は政府による進捗評価による推計値を示す。2030年ではモデル推計値は政府推計より大きい。その差の要因は稼働時間によるものである。Fig.6に年間稼働時間による年間電力消費量の変化を示す。三菱総合研究所の調査¹⁸⁾によると、政府は照明の年間稼働時間を全業種で3000hと設定している。モデルでも全業種で年間稼働時間を3000hとした場合の年間電力消費量は政府推計と概ね一致しており、照明容量による差は小さいと考えられる。しかし、モデルでは業種ごとにより現実的に稼働時間を設定しているた

め、主に商業施設や飲食施設において、年間稼働時間が3000hのとときと比べて年間電力消費量が増加し、削減量が増加する結果となった。2013年から2021年では政府の推計値がモデルの推計よりも大きく、政府推計値はLED化の普及を過大に想定していると考えられる。

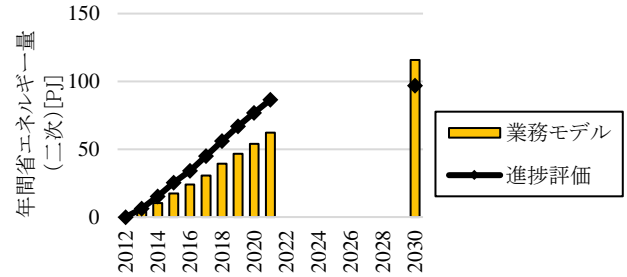


Fig.5 Reduction due to introduction of high-efficiency lighting

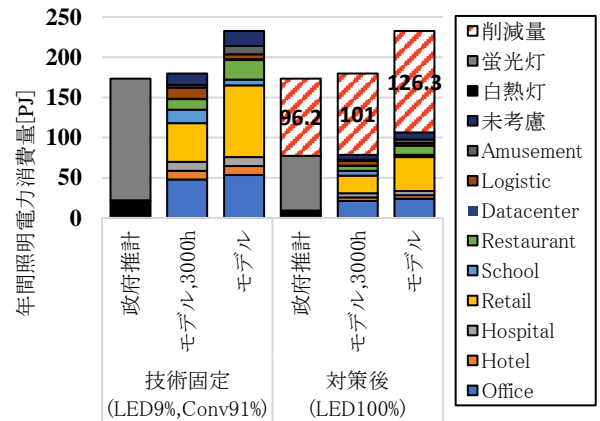


Fig.6 Annual electricity consumption when annual operating hours are assumed to be 3000h in the model

3.3 建築物の省エネルギー化による削減量の評価

Fig.7に建築物の省エネルギー化による年間省エネルギー量の推計結果を示す。2030年度の推計値は政府想定と比較して20PJ小さいと推計された。このことは既存の技術採用傾向の延長では目標は達成されないことを表す。

建築物の省エネルギー化では、断熱仕様の向上、空調効率の向上、省エネルギー対策といった様々な要因の複合影響により省エネルギーがもたらされる。そこで、空調熱源を含む空調システムの変化、空調効率の変化、省エネルギー対策、断熱仕様の変化、照明と機器による内部発熱の変化の5つについて2013年度から2030年度の技術別省エネルギー効果を推計した。Fig.8に結果を示す。各対策の影響を比較すると、空調効率による削減量が58.5PJと推計され、他の要因よりも影響度が大きい。空調関連の省エネルギー技術の普及が次に大きく、19.9PJの削減をもたらしたと推計された。断熱による削減は、暖房で9.9PJ、冷房で2.6PJが熱源機器のエネルギー消費の減少量として定量化され、空調補器も含めると合計で14.7PJの削減効果と推計された。内部発熱要因は、照明、コンセント機器による内部発熱の減少の影響を表しており、暖房のエ

エネルギー消費を 21.4PJ 増加させる一方で、冷房のエネルギー消費を 30.8PJ 減少させ、合計は 11.6PJ の減少と推計された。なお、政府推計において二次エネルギーが用いられているため評価結果を二次エネルギーで示したが、一次エネルギーで示した場合、電力の変化が相対的に大きくなることに注意が必要である。

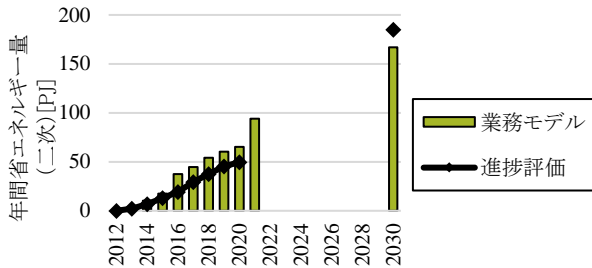


Fig.7 Reduction due to energy conservation in buildings

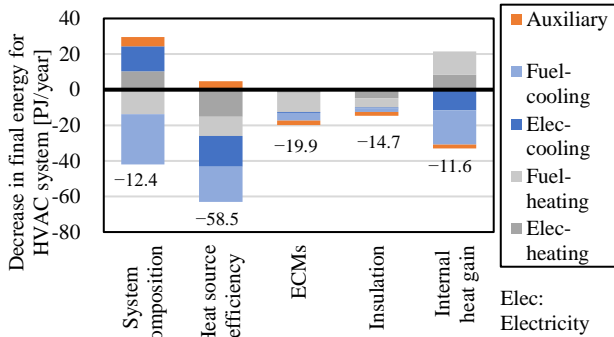


Fig.8 Factor breakdown of energy savings in HVAC

4. まとめ

本研究では、高効率照明の導入と建築物の省エネルギー化の二つの省エネルギー対策について評価を行った。得られた知見を以下に示す。

- 高効率照明の導入による省エネルギー量は、業種ごとに稼働時間の未考慮により政府推計は過小に 2030 年削減ポテンシャルを推計している。
- 主に空調設備関連の省エネルギーにより実現される建築物のエネルギー性能向上による削減は、既存の技術採用傾向の延長では目標を達成されない。削減目標達成のためには技術採用傾向を変化させる対策が必要である。
- 建築物の省エネルギー化による省エネルギー量の要因分解を行ったところ、空調効率による削減量が 58.5 PJ と他の要因よりも影響度が大きく、照明と機器による内部発熱の変化による削減量も 11.6 PJ と無視できない程大きいことが明らかとなった。

謝辞

本研究は、(独)環境再生保全機構の環境研究総合推進費 (JPMEERF20212005) により実施した。

参考文献

- 1) 内閣官房; 地球温暖化対策計画, 2021 年 10 月 22 日閣議決定, <https://www.env.go.jp/earth/211022/mat01.pdf>
- 2) 内閣官房; 地球温暖化対策計画における対策の削減量の根拠, 2016 年 5 月 13 日閣議決定参考資料,
- 3) 鳴川公彬, 山口容平, 西島拓海, 下田吉之; ストックの経年変化を考慮した業務部門地球温暖化対策計画評価, エネルギー・資源学会, 第 38 回エネルギーシステム・経済・環境コンファレンス, 6-3(2022).
- 4) 資源エネルギー庁: 2030 年度におけるエネルギー需給の見通し (2021 年 10 月)
- 5) EnergyPlus, <https://energyplus.net/>
- 6) Yamaguchi Y, Kim B, Kitamura T, Akizawa K, Chen H, Shimoda Y. Building stock energy modeling considering building system composition and long-term change for climate change mitigation of commercial building stocks. Applied Energy 2022;306:117907. <https://doi.org/10.1016/J.APENERGY.2021.117907>.
- 7) 総合資源エネルギー調査会: 省エネルギー・新エネルギー分科会省エネルギー小委員会 照明器具等判断基準ワーキンググループ (2017) 照明器具等判断基準ワーキンググループ取りまとめ, https://www.meti.go.jp/shingikai/enecho/shoene_shinene/sho_energy/shomei_kigu/pdf/2016_01_03_00.pdf
- 8) 照明工業会自主統計 (2021), 照明器具の生産・出荷(販売)統計(2015 年度~2019 年度), https://jlma.or.jp/tokei/pdf/kigu_statistics01-2015-2019.pdf
- 9) みずほ情報総研; 業務部門の照明における温暖化対策のさらなる推進に向けて(2019), https://www.mizuho-rt.co.jp/publication/report/2019/pdf/mhir18_ondanka.pdf
- 10) 国土技術政策総合研究所: モデル建物法入力支援ツール(平成 28 年省エネルギー基準用), <https://model.app.lowenergy.jp/>
- 11) B. Kim, Y. Yamaguchi, S. Kimura, Y. Ko, K. Ikeda, Y. Shimoda: Urban building energy modeling considering the heterogeneity of HVAC system stock: A case study on Japanese office building stock, Energy and Buildings, Vol.199(2019), pp.547-561
- 12) 国土交通省: 住宅・建築物のエネルギー消費性能の実態等に関する研究会とりまとめ, <https://www.mlit.go.jp/common/001228937.pdf>
- 13) 秋沢 琴音, 山口容平, 金 範埜, 鳴川 公彬, 下田 吉之: 業務部門における建築設備ストック経年変化のモデリング, エネルギー・資源学会論文誌, Vol41, Mo.8 p.318-327 2020
- 14) 一般社団法人建築設備技術者協会: 竣工設備データ集 (ELPAC) (1989-2017 年版)
- 15) Y. Yamaguchi, Y. Miyachi, Y. Shimoda: Stock modeling of HVAC systems in Japanese commercial building sector using logistic regression, Energy and Buildings, 152 (2017), pp.458-471
- 16) 岡本ら; 熱源機器の採用比率, 機器効率の経年変化が近畿圏業務施設エネルギー需要に及ぼす影響の評価, 第 31 回エネルギーシステム・経済・環境コンファレンス講演論文集, 2015, p671-676
- 17) 国土技術政策総合研究所: 非住宅建築物の外皮・設備設計仕様とエネルギー消費性能の実態調査-省エネルギー基準適合性判定プログラムの入出力データの分析-, <http://www.nilim.go.jp/lab/bcg/siryoutnn/tnn1107pdf/ks1107.pdf>
- 18) 三菱総合研究所; 平成 26 年度エネルギー環境総合戦略調査(過去のエネルギー需給見通しにおける各種対策の進展状況, 進展見通し等に関する調査) 報告書 (2015 年 3 月) https://dl.ndl.go.jp/view/download/digidepo_11280192_po_000697.pdf?contentNo=1&alternativeNo=

屋外競技施設における節水計画 Water conservation planning in outdoor athletic facilities

○原 大輔（竹中工務店） 上田 真也（竹中工務店）

Daisuke HARA*1 Shinya UEDA*1

To reduce environmental impact, rainwater was used for toilet flushing and lawn watering. Report on the water-saving effects of rainwater harvesting based on simulation results during design and actual measurement results. We were able to show that the percentage of turf sprinkling water use is very large in outdoor athletic facilities, and the relationship between rainfall and rainwater use.

はじめに

近年、スポーツ産業の成長促進事業「スタジアム・アリーナ改革推進事業」として、また全国各地で多様な世代が集う交流拠点として、スタジアムとアリーナの整備計画が実施されている。特にスタジアムは、試合時における観客数が 15,000 人～50,000 人と多く、数時間で大量の水を利用している。主に観客用のトイレやフィールドの芝への散水、選手用シャワーなどで水が使われている。これをすべて水道水で賄うと、水道料金も多大となる。ランニングコスト軽減を目的として、スタンド上部の屋根に降った雨を貯めて再利用する計画を行った。今回スタジアムの改修工事にて節水と雨水をろ過して雑用水とし、トイレ洗浄水と芝の散水に使用した。

本報では、設計時のシミュレーション結果と実測結果による雨水利用による節水効果を報告する。また芝散水使用量や雨水利用量、スタジアム施設の水使用量の実績も整理し考察する。

1. 計画概要

1.1 建築計画

本施設は、日本プロサッカーリーグ J1 で活躍するセレッソ大阪のホームスタジアム「長居球場」の改修工事である。建物概要を図 1 に示す。クラブの成長に応じた段階的改修をコンセプトに、18,000 人規模から 25,000 人収容のスタジアムへ拡張した。将来は、40,000 人収容のスタジアムを目指している。今回工事では、主にメインスタンドとホームスタンド及びアウェイスタンドの改修工事を実施した。スタンドの躯体は、最大限 PCa 化し施工効率を向上させた。今回セレッソ大阪のチームカラーであるピンク色を最大限表現させるため、TV放送などで映り込みやすい選手入場口の躯体にカラーコンクリートを採用し、スタジアムの魅力向上を実現した。

2018 年 9 月に実施設計に着手し、2019 年 7 月工事着工、2021 年 4 月に竣工した。



用途	観覧場
建築地	大阪市東住吉区长居公園1-1
構造	RC造+S造（屋根）
階数	地上 5 階
延床面積	17,295.86㎡
収容人員	25,000人（※バックスタンド含む）

図 1 建物概要

1.2 環境配慮

地域・サポーター・クラブ・選手みんなでつないだ想いを積み重ねた先にこそ、理想のスタジアムがあり、成長し続ける育成型スタジアム「Beyond Goals」をコンセプトに環境配慮技術や自然エネルギーを活用しランニングコストの削減に取り組んだ。西側スタンドの屋根に、太陽光発電パネルを 100 kW 設置している。基本自家消費であるが、余剰が出た際は隣の長居陸上競技場で無駄なく利用される。100 kW は、試合日以外の通常日の電力を賄える容量として設置した。マイクロコージェネ（停電時対応型）10 kW を設置し、防災センターや 1 階ラウンジのコンセントや照明器具へ供給できるようにしている。排熱はチーム更衣室の風呂の給湯に利用した。大便器は、1 回当たりの洗浄水量 5.5 L の節水型器具を採用した。その他、競技用照明を含め全館 LED や居室には全熱交換器を設置し負荷低減を図った。（図 2）



図2 競技用照明のLED化

1.3 中水計画

改修前の収容人員 18,000 人から改修後 25,000 人と 7,000 人増加するため、使用水量も増えることが想定された。スタジアムの場合、試合などのイベント開催時に大量のトイレ洗浄水が使用されること、試合がない日でも芝保全のために通常から大量の水を利用する。使用水量に日格差があることも特徴である。

今回環境負荷低減のため雨水再利用し水道水の低減を測った。中水設備計画の概要を図3に示す。西側のメインスタンドが屋根に覆われており、この屋根面積の約45%に降った雨をピットに貯められる計画としている。使用水量は、トイレ洗浄水量 140 m³/日 (試合開催日)、芝散水量 60 m³/回の負荷を想定し、日ごとに使用水量を設定して検証を行った。雨水利用槽は、後述のシミュレーションにより必要容量を設定している。雨水利用槽 224 m³、雑用水槽 100 m³、芝散水用水槽 150 m³は地下ピットを利用して設置した。溜まった雨水は砂ろ過と塩素滅菌を行い、雑用水槽へ供給する。雑用水槽には、雨水の補給が不足した場合に、上水補給を行っている。また雑用水はトイレ洗浄水と芝散水槽へ送水される。

1.4 雑用水と芝散水設備計画

今回設置した市水受水槽と雑用水槽は、改修したメインスタンドとアウェイスタンドのトイレ系統及び芝の散水に利用している。

屋根に降った雨水は、雨水縦管により沈砂槽に流入される。その後オーバーフローした雨水が雨水利用槽へと流入し、次に砂ろ過 (処理能力 8.4 m³/H) と塩素滅菌装置を経由して、雑用水槽に供給される。

雑用水は、各階のトイレ洗浄水と芝散水槽へ供給される。雑用水加圧給水ポンプは、1,800L/min (5 台並列運転) とした。ポンプ能力の計画のため、①水使用時間率と器具給水単位による方法、②器具給水負荷単位による方法、③他スタジアムの実績値の3方式により算出し比較した。その結果、現実に近い他スタジアムの実績値を用いて容量を決定した。

芝散水は2~3日に1回と試合前、ハーフタイム中散水を行っている。芝散水ポンプは、550L/min (自動交互並列運転) 設置した。

今回、芝散水槽への雑用水補給水、芝散水ポンプの2次側、雑用水槽への上水補給水、雑用水加圧給水ポンプの1次側、雨水ろ過ポンプの2次側に量水器を設置した。新規設置した部分について、日々の使用量を計測し、実態把握を行った。

2. 雨水シミュレーション

2.1 雨水シミュレーション

本計画では、西側メインスタンドと北側ホームスタンドに屋根を新設した。(図4) 雨水を集水するにあたり北側屋根では集水後水槽に貯めることができないため、西

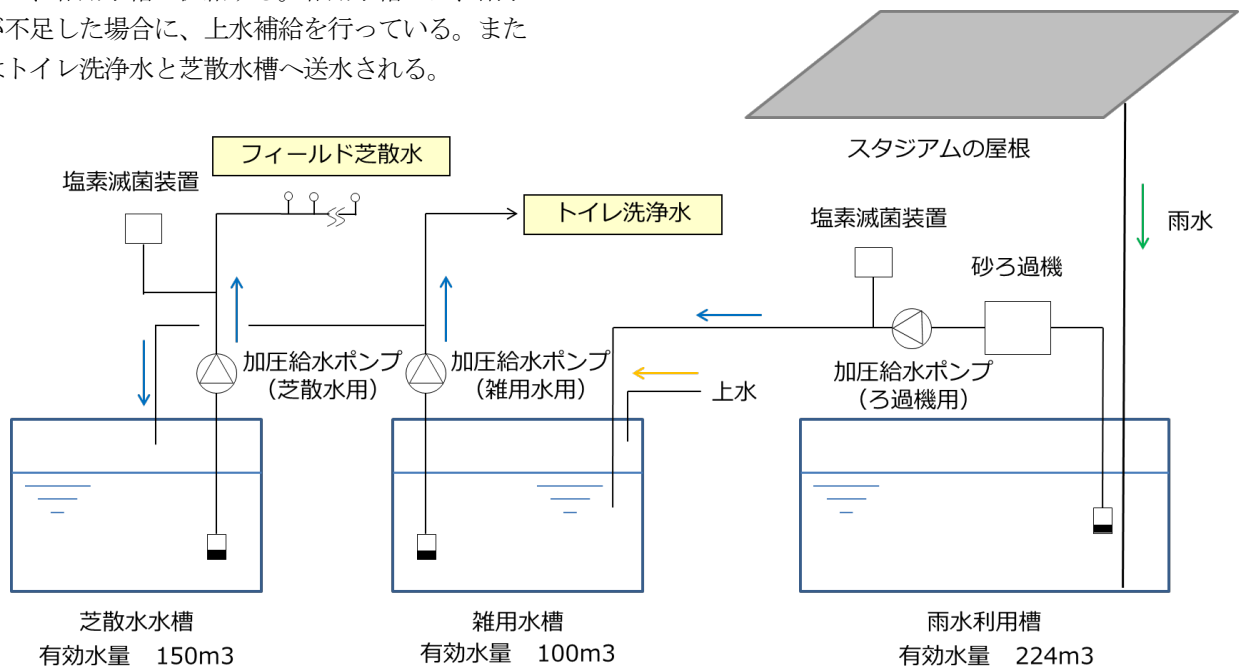


図3 中水計画フロー図

側屋根のみ集水することで計画を進めた。西側屋根は全体で約 4,300 m²あるが、屋根面積に対する集水面積率を 5 パターン検討した。(図 5) 年間の降雨量【集水量】m³と雨水利用率を算出し、イニシャルコスト・ランニングコストより回収年を検証した。(表 1) 協議の結果、屋根の集水面積は 45% (約 1,950 m²) とした。雨水シミュレーションを行うにあたり、気象庁の 2017 年の大阪市の降雨量データを利用した。またスタジアムの利用日数は、近年の利用状況と将来の使用想定を行い、J リーグ、天皇杯、その他サッカー試合で 41 日、J リーグ以外の試合 30 日、芝散水 70 日、平日利用時 220 日として条件設定した。



図 4 鳥瞰図 (左奥が雨水集水している西側屋根)

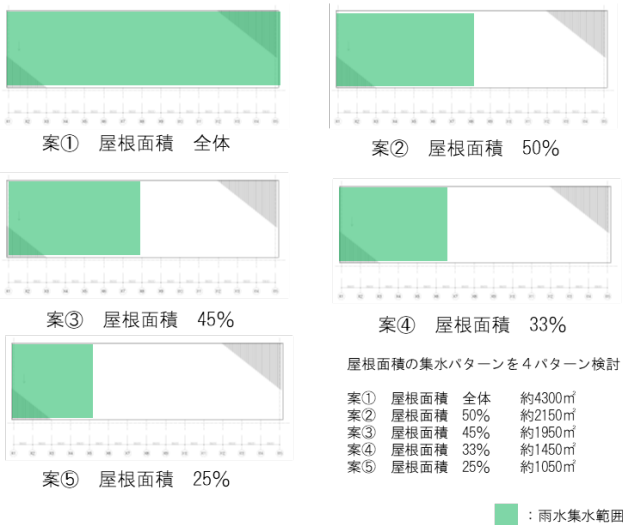


図 5 屋根部の集水面積

表 1 集水面積における雨水利用率 (シミュレーション)

	案①	案②	案③	案④	案⑤
屋根面積 (m ²)	4300	2150	1800	1450	1050
屋根面積に対する集水面積率 (%)	100	50	45	33	25
年間の降雨量【集水量】(m ³)	5,493	2,747	2,300	1,852	1,341
年間の使用水量 (m ³)	10,590	10,590	10,590	10,590	10,590
雨水利用率 (%)	51.9	25.9	21.7	17.5	12.7
トイレ利用回数 (回)	980,938	410,625	410,625	330,781	239,531
回収年 (年)	5.5	6.9	8.3	9.2	12.3

3. 実測概要と結果

3.1 雨水降雨量

雨水シミュレーションは、設計段階最新の 2017 年の気象庁データを用いた。その数年間ではやや少なめの降雨量である。(図 6) 今回の実測値は、感染症対策による自粛から開けた 2023 年分を主に使った。

気象庁の月別降雨量データ (図 7) によると、冬に少なく夏に多い傾向はあるものの、ここ 8 年間のデータを見る限り、月ごとの決まった傾向はない。ここ 20 年間の降水量をみると、両年とも、平均値をやや下回るという共通点もある。(図 6)

今回は、近 20 年の平均よりやや降雨量の低い年のデータであるが、平均的には、もう少し雨水利用量は増えてくることも考えられる。

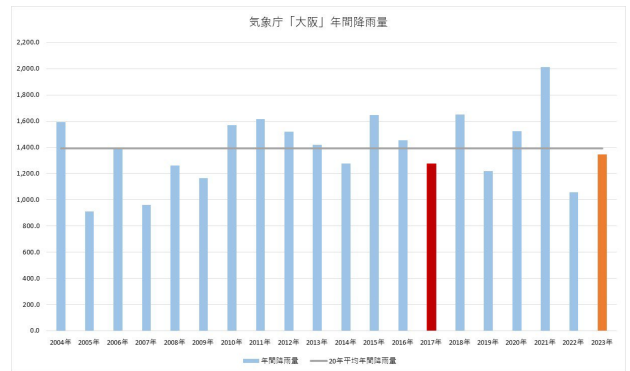


図 6 大阪市の年間降雨量 (気象庁データ 2004~2023 年)

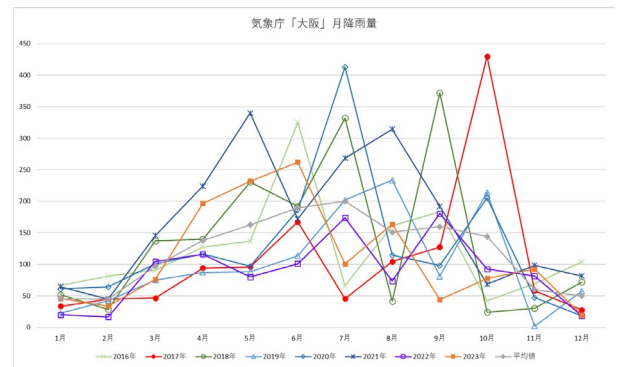


図 7 月別降雨量 (気象庁データ 2016 から 2023 年)

3.2 使用水量実績値

2022 年 1 月~2023 年 12 月の実績値により検証を行う。まず、供給側の市水と雨水の使用水量と雨水利用率を図 8 に示す。年間を通し、市水の上下水道使用量は比較的变化が少ないことがわかる。一方、市水のお大半は、雑用水に利用されている。雨水利用率はこの雑用水使用水量に大きく影響を受けていることがわかる。

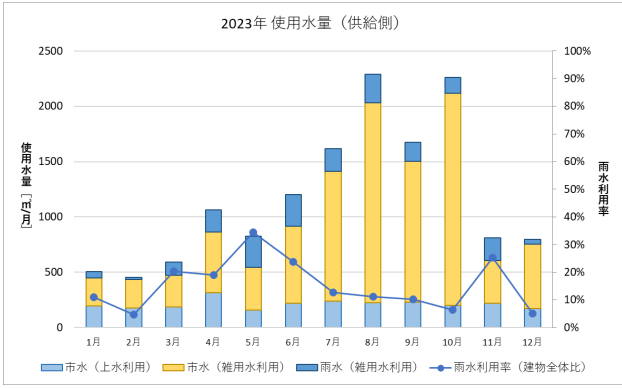


図8 使用水量（供給側）

次に月別の需要側に関する上水使用水量と雑用水使用水量（WC系統）及び雑用水使用水量（芝散水）を図9に示す。雑用水使用水量のWC系統と芝散水の比率をみると芝散水の利用率が多いことがわかった。特に7月～10月は芝への散水量が70%を超えている。

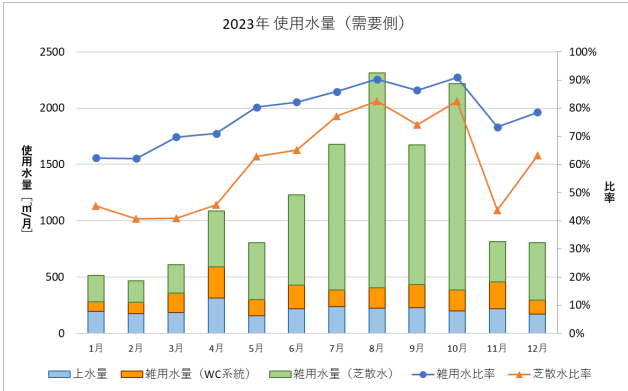


図9 使用水量（需要側）

年間使用水量における市水（上水利用）と（雑用水利用）と雨水（雑用水利用）を図10に示す。スタジアム全体として、上水使用水量より雑用水使用水量が80%を占めていることがわかった。雨水利用率は、月ごとでばらつきはあるが年間を通してみるとシミュレーション時の雨水利用率が21.7%だったのに対して、2023年の実測値は、14.1%となった。芝保全のための散水量の大小の影響と考えられるが、今後の計画のためにも引き続き実績データを収集していった。

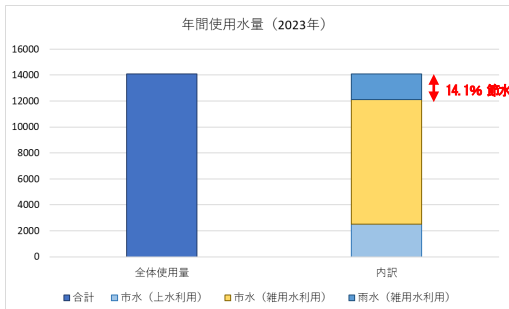


図10 年間使用水量（2023年）

芝散水使用量と降雨量の関係性は、図11より関係性が小さく、芝散水量は季節との関係性が強いと考えられる。

雨水利用量と降雨量の関係性は、図12より雨水利用量は、降雨量に少なからず依存していることがわかる。芝散水を除く使用水量と施設利用日数の関係を図13に示す。主要試合開催日の多い月は雑用水及び上水量が多くなる傾向にあることがわかった。

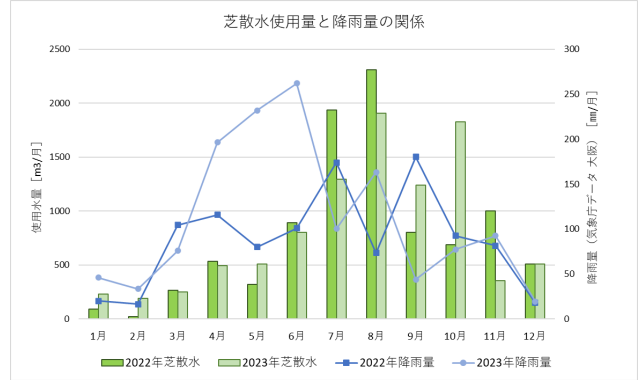


図11 芝散水使用量と降雨量の関係

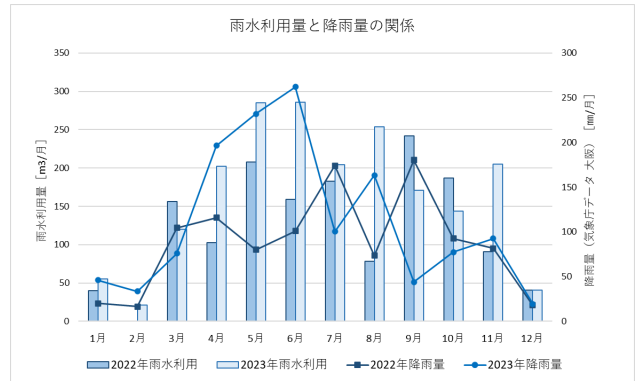


図12 雨水利用量と降雨量の関係

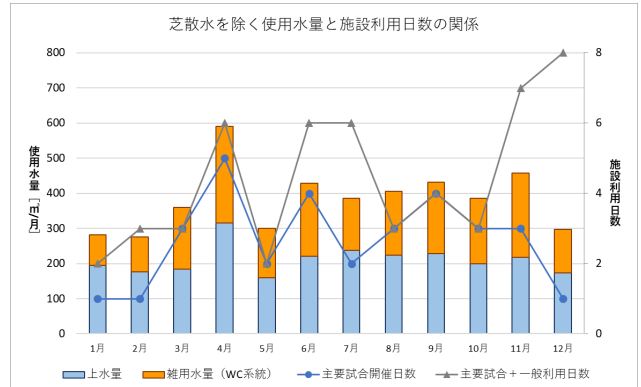


図13 芝散水を除く使用水量と施設利用日数の関係

4. まとめ

スタジアム改修工事にあたり、屋根集水による雨水計画を行った。スタジアム施設の水使用量や芝散水量、雨水利用量の実績データを整理し、降雨量や試合開催数との関係を確認した。設計時のシミュレーションと実績結果より、かなり大きな芝散水量に対し、雨水利用による節水効果が大きいことを示した。スタジアム施設の節水計画をする上での貴重なデータとして、引き続き収集していきたい。

BIMモデルにおけるCO₂排出量の簡易的定量化手法 (その2) Revit DynamoとExcelを使用した手法の検討 Simple quantification method for CO₂ emissions in BIM (Part 2) Study of methods using Revit Dynamo and Excel

○辻 里実 (大阪電気通信大学)

添田 晴生 (大阪電気通信大学)

Satomi TSUJI*1 Haruo SOEDA*1

*1 Osaka Electro-Communication University

Focusing on carbon neutrality, we studied the quantification of CO₂ emissions using Revit. since the Revit-only method required many items to be entered manually, we created three new methods in this study, using Dynamo in addition to Revit. As a comparison method, CO₂ emissions quantification of the two models was performed, and the differences between the methods were compared. The results showed that the use of Dynamo reduced the number of manual entries and improved efficiency, and that Dynamo's strengths in automating workflow when using BIM could be leveraged.

はじめに

建築物の新築、運用、改修にかかわるCO₂排出量は日本の全CO₂排出量の約40%を占めている。2008年7月8日のG8洞爺湖サミット首脳宣言には、2050年までに世界の温室効果ガス排出量を現状より少なくとも50%削減する方向で各国が努力することが取り込まれ、2020年10月に日本政府は2050年カーボンニュートラルを宣言した。そのための対策・施策として含まれているCO₂の「見える化」に、本研究では着目した。

本大学の昨年度の研究で、山崎^{[1],[2]}がRevitを用いたCO₂排出量の定量化手法の提案を行った。その内容を自身でも行って見たところ、手動で入力する項目が多く、時間もかかり、効率が悪いのではないかと考えた。

そこで本研究の目的は、BIMソフトのRevitを用いて、CO₂排出量を定量化する。加えて、それらの工程をビジュアルプログラミングツールのDynamoを使用してより効率的に作業を行うことである。

1. 研究概要

山崎の研究を基に、DynamoとExcelを利用してBIMモデルのCO₂排出量定量化を行った。

1.1 Dynamoの選定理由

Vivian WY. Tamら^[3]の研究では、これまでの研究で開発された利用可能なすべてのBIM-LCA統合アプローチを特定し、一連の指標を参照してさまざまなシナリオに最適なアプローチを見つける科学的方法を確立していた。

BIM-LCA統合アプローチは、1)数量表(BOQ)をExcelにエクスポート、2)BOQを専用のLCAツールにエクスポート、3)BIMソフトウェア用のLCAプラグインの使用、4)ビジュアルプログラミング言語の使用、5)BIMオブジェクトにLCA情報を含める、の5つのタイプに分類され、これら进行评估する。

評価結果は、4)ビジュアルプログラミング言語の使用が5つのタイプの中で最適だということが分かった。

1.2 CO₂排出量原単位について

CO₂排出量の算出に必要なCO₂排出量原単位は、産業連関表を基に作成された日本建築学会のAIJ-LCA^[4]を使用した。このLCAツールの複合原単位シートの複合原単位集計表より、材料の環境負荷原単位をCO₂排出量原単位としてBIMモデルの属性情報として設定した。

また、引用した情報を自身で新たに簡易データベースをExcelで作成し、Table1に示すようにDynamoにインポートしやすいように工夫した。

Table1 Simple Excel database

	A	B	C
1	レンガ(外壁仕上げ-2丁掛けタイル(打込)) CO ₂ 排出量原単位	31	kg/m ²
2	断熱材(断熱材 GW50t) CO ₂ 排出量原単位	3.3	kg/m ²
3	コンクリート(コンクリート(ポルトランド) Fc24N/mm ²) CO ₂ 排出量原単位	283.5	kg/m ³
4	石膏ボード(壁下地PB(GL工法)) CO ₂ 排出量原単位	4.7	kg/m ²
5	アスファルト(結晶化骨材コンクリート Fc24N/mm ²) CO ₂ 排出量原単位	169.6	kg/m ²
6	手摺(バルコニー手摺) CO ₂ 排出量原単位	7.9	kg/m
7	窓(アルミサッシ+ガラス10mm(単層FIX)) CO ₂ 排出量原単位	90.7	kg/m ²
8	ガラスカーテンウォール(ガラスカーテンウォール 複層ガラス) CO ₂ 排出量原単位	192	kg/m ²
9	ドア(木製扉) CO ₂ 排出量原単位	24.1	kg/m ²
10	天井(天井下地 吊材+PB) CO ₂ 排出量原単位	8.1	kg/m ²
11	コンクリート(コンクリート(B種高炉) Fc24N/mm ²) CO ₂ 排出量原単位	233.3	kg/m ³

2. Dynamo、Excelを用いたCO₂排出量定量化

2.1 簡易BIMモデル

ここでは、Fig.1とTable2に示す簡易BIMモデルとその構成材料に対して、Table3に示す4つのCO₂排出量定量化手法を用いて比較検討を行った。

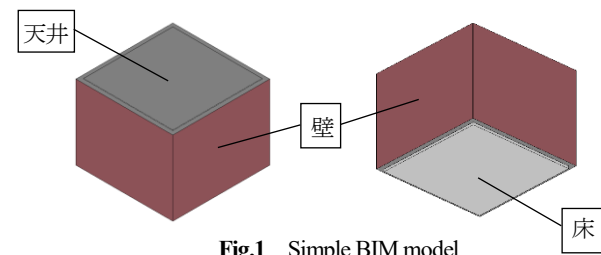


Fig.1 Simple BIM model

Table2 More info about simple BIM model

ファミリ	タイプ	構造	CO ₂ 排出量 原単位
標準壁	CW 102-85-215p	<ul style="list-style-type: none"> レンガ 硬質断熱材 コンクリート組 石膏ボード 	31 [kg/m ²] 3.3 [kg/m ²] 283.5 [kg/m ³] ^{※1} 4.7 [kg/m ²]
天井	無地	<ul style="list-style-type: none"> メタルスタッドレイヤ 石膏ボード 	8.1 [kg/m ²] ^{※2}
床	現場打ちコンクリート 225mm	<ul style="list-style-type: none"> コンクリート 	283.5 [kg/m ³] ^{※1}

※1 コンクリート(ポルトランド)のCO₂排出量原単位

※2 天井(天井下地 吊材+PB)のCO₂排出量原単位

そして、本研究では、Table3 に示す4つの定量化手法のうち、Type2~4の3つの定量化手法を新たに提案した。

Type1 は山崎の手法であり手動での入力を基本とする手法である。Type2~4 は筆者の提案する手法であり、Type2はType1の方法を改善しすべてDynamoで行う手法、Type3はDynamo上で各部材のCO₂排出量を求めExcelにエクスポートする手法、Type4はExcelに属性情報をエクスポートしExcel上でCO₂排出量を計算する手法である。また、Type3, Type4でExcelを取り入れた理由として、広く普及しているソフトであるということ、集計表でCO₂排出量を表示することから、表計算ソフトであるExcelでも代用できるのではないということ、Dynamoを使用することでExcel間とのRevitデータのインポート・エクスポートが行いやすいことである。

4つの定量化手法の特徴をTable4にまとめた。

結果として、使用ソフトはType1はRevitのみであり、Type2はRevitとDynamoの2つのソフト、Type3, Type4はRevit, Dynamo, Excelの3つのソフトを使用する。また、CO₂排出量の表示方法として、Type1, 2はRevitでカテゴリごとの集計表を作成するが、Type3, 4はExcel上にすべての部材のCO₂排出量を表示することができる。Type2の一例として、Fig. 2は各部材にプロジェクトパラメータを追加するプログラム、Fig. 3はCO₂排出量を計算するプログラムである。

また、簡易 BIM モデルに部材を追加した場合に必要な工程を確かめた。もともと使用されている部材を増やす場合、Type1は、追加した部材のパラメータにCO₂排出量原単位を手動で入力しなければならない。Type2は、定量化時に行わなければならない工程は無いが、壁の場合、壁の種類によってコンクリートの厚さが異なってくるため、Dynamoのプログラムの変更が必要になってしまう。Type3,

Table3 Four quantification methods compared in this study

Type1	Revit 上で CO₂排出量を計算する方法(山崎²⁾) ①Revit 上でプロジェクトパラメータを作成し、CO ₂ 排出量原単位を入力 ②Revit の集計表により、CO ₂ 排出量を計算する
Type2	Dynamo を用いて CO₂排出量を計算する方法1(提案) ①Excel に CO ₂ 排出量原単位を入力 ②Dynamo を用いて Excel の CO ₂ 排出量原単位を抽出 ③Dynamo を用いて Revit の属性データを抽出して、Dynamo 上で CO ₂ 排出量を計算する ④結果は Revit の各材料のパラメータに出力し、加えて集計表にも表示する
Type3	Dynamo を用いて CO₂排出量を計算する方法2(提案) ①Excel に CO ₂ 排出量原単位を入力 ②Dynamo を用いて Excel の CO ₂ 排出量原単位を抽出 ③Dynamo を用いて Revit の属性データを抽出して、Dynamo 上で CO ₂ 排出量を計算する ④結果は Excel に出力する
Type4	Excel を用いて CO₂排出量を計算する方法(提案) ①Excel に CO ₂ 排出量原単位を入力 ②Dynamo を用いて Revit の属性データを抽出し、それを Excel に出力する ③Excel 上で CO ₂ 排出量を計算する

Type4 の場合も、定量化の際に行う工程は無い。

そして、簡易 BIM モデルには使用されていない新たな部材を追加した場合の必要になる工程も確認した。Type1の場合、プロジェクトパラメータの追加と、そこにCO₂排出量原単位や厚さの情報を手動で入力する必要がある。また、Type3, Type4は、Dynamoの情報をExcelに出力する際に、表示するセルの場所を指定しているため、その部分のDynamoのプログラムを変更しなければならない。しかし、Type2の場合、定量化時に行わなければならない工程は無いことが分かった。本研究の目的であるDynamoを利用することによる定量化の自動化を果たせたと言えるのではないだろうか。

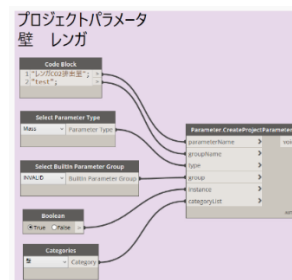


Fig.2 Dynamo program of type2(1)

Table4 Comparison of CO₂ emission quantification methods

定量化手法	Type1(山崎 ^[2])	Type2(提案)	Type3(提案)	Type4(提案)
使用ツール	Revit	Revit + Dynamo	Revit + Dynamo + Excel	Revit + Dynamo + Excel
CO ₂ 排出量表示方法	Revit(集計表)	Revit(集計表)	Excel	Excel
情報入力方法	手動	自動	Dynamo 自動 Excel 手動	Dynamo 自動 Excel 手動
同じ部材の追加の対応	CO ₂ 排出量原単位入力	なし ^{※1}	なし ^{※1}	なし ^{※1}
新しい部材の追加の対応	パラメータ作成 + 情報入力	なし ^{※2}	Dynamo 内の変更 ^{※2}	Dynamo 内の変更 ^{※2}
全体的特徴	<ul style="list-style-type: none"> プロジェクトパラメータを追加する必要がある 部材の追加ごとに、CO₂排出量原単位や厚さの情報を手動で入力する必要がある 	<ul style="list-style-type: none"> Revitのみですべての情報が確認できる すべての工程をDynamoで行うため、プログラムの量が多い 	<ul style="list-style-type: none"> CO₂排出量はDynamo上で計算する Type2に比べ、プロジェクトパラメータを作成しない分、Dynamoのプログラム量は少ない 情報を出力するExcelのセルを指定しているため、場合によってDynamo上でセルの位置を変更する必要がある 	<ul style="list-style-type: none"> CO₂排出量はDynamo上で計算する 情報を出力するExcelのセルを指定しているため、場合によってDynamo上でセルの位置を変更する必要がある 同じ部材が複数ある場合、Excelの表に計算式を挿入し、合計CO₂排出量を計算する必要がある

※1 壁の場合、種類によってコンクリート厚さが異なるため、Dynamo内の変更が必要になる

※2 あらかじめ、すべての部材のプロジェクトパラメータ作成・CO₂排出量の計算のプログラムを作成している場合



Fig.3 Dynamo program of type2(2)

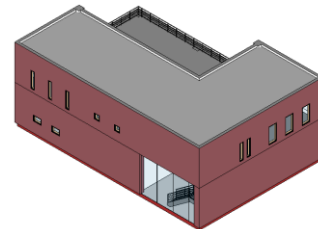


Fig.4 Two-story building BIM model (Southeast View)

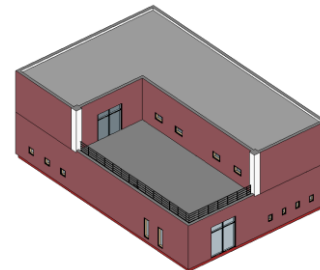


Fig.5 Two-story building BIM model (Northwest View)

2.2 2階建てBIMモデル

ここでは、Fig. 4, 5に示す山崎が使用していたBIMモデル(構造:RC造、階数:2階建て、延べ床面積:453㎡)を本研究でも使用した。Type2~4の手法を用いてCO₂排出量定量化を試みた。

結果として、Type2の手法でCO₂排出量を定量化することはできなかった。理由は、集計表を作成する際にモデルに使用した部材とそのCO₂排出量がリンクして入力されないためである。Fig. 6のように「壁」カテゴリからタイプごとに面積を抽出し、CO₂排出量の計算を行う。Table5のB列にモデルで使用した部材がランダムに挿入されるため、C列で各部材のCO₂排出量を計算する際に手動で計算式を入力せざるを得なかった。

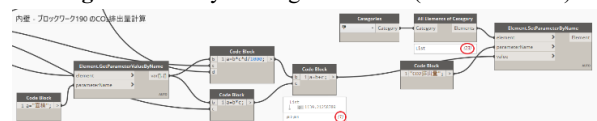


Fig.6 Program of dynamo

Table5 Wall schedule

A	B	C
コメント	ファミリとタイプ	CO2排出量
壁10	標準壁: CW 102-50-100p	1139.21 kg
壁11	標準壁: CW 102-50-100p	
壁13	標準壁: CW 102-50-100p	
壁14	標準壁: CW 102-50-100p	
壁16	標準壁: CW 102-50-100p	
壁15	標準壁: CW 102-50-100p	
壁6	標準壁: CW 102-50-100p	
壁2	標準壁: CW 102-50-100p	
壁3	標準壁: CW 102-50-100p	
壁5	標準壁: CW 102-50-100p	
壁9	標準壁: 内壁 - ブロックワーク 100	
壁7	標準壁: CW 102-50-100p	
壁1	標準壁: CW 102-50-100p	
カーテンウォール1	カーテンウォール: 店舗玄関	
壁8	標準壁: 内壁 - ブロックワーク 100	
壁18	標準壁: 内壁 - ブロックワーク 190	

Table6 Excel created with Type3 (excerpt)

A	B	C	D	E	F	G
カーテンウォール	CW 102-50-100p	内壁 - ブロックワーク 100	内壁 - ブロックワーク 190			
1440.00	1840.54	886.11	1139.21			
4774.66	3282.08	773.26				
1440.00	3687.74	510.79				
	1769.42	46.33				
7654.66	1300.53	701.15				
	3696.80					
	1935.46	2917.60				
	1928.34					
	3700.48					
	3677.56					
	1427.44					
	3686.30					
	1840.54					
	164.33					
	33877.48					

Table7 Excel created with Type4 (excerpt)

G	H	I	J	K	L	M
カーテンウォール 面積	CW 102-50-100p 面積	内壁 - ブロックワーク 100 面積	内壁 - ブロックワーク 190 面積			
7.50	27.33	26.81	19.45			
24.87	48.43	23.40				
7.50	54.75	15.45				
	26.27	1.40				
	19.31	21.21				
CO2排出量						1806.42
7654.66						
	28.74	CO2排出量				
	28.63	5945.54				49284.08
	54.94					
	54.60					
	21.19					
	54.73					
	27.33					
	2.44					
CO2排出量						33877.48

Type3 の Dynamo 上で各部材の CO₂排出量を計算しそれを Excel にエクスポートする手法と、Type4 の使用した部材の属性情報(面積、厚み)を Excel にエクスポートし Excel 上で CO₂排出量を計算する手法であれば CO₂排出量を簡易的ではあるが定量化することが可能であった。Table6 が Type3 で作成した Excel 表、Table7 が Type4 で作成した Excel 表である。それぞれ赤枠の部分が Dynamo からエクスポートし、自動的に入力された情報であり、青枠部分に自身で関数式を設定し、各部材の合計 CO₂排出量を算出した。

どちらも手動での入力項目が少ないことから、完全ではないが自動化することができた。

3. 結言

3.1 研究の総括

本研究では、山崎^[2]が提案した CO₂排出量定量化手法 (Type1) をもとに、Revit のビジュアルプログラミングツールである Dynamo を用いた CO₂排出量定量化の自動化プログラムの作成や、Excel を使用した新たな定量化手法の提案を行った。また、それぞれの手法を比較して、モデルに変更があった場合の定量化の手法の違いを確認した。結果として、簡易 BIM モデルの場合、Type2 の手法は同じ部材の同じ種類を増やした際の定量化時に行わなければいけない工程が無かった。加えて、新たな部材を追加した際も、定量化時に行う工程は無いことが分かった。このことから、本研究の目的である「より効率的に作業を行う」という点に関して、Dynamo の強みである BIM を用いる際のワークフローの自動化を活かすことができ、目的を達成したといえる。

しかしながら、2 階建て BIM モデルの CO₂排出量定量化では、Type2 の手法では定量化を行うことができなかったが、Type3, Type4 の手法では定量化が可能であった。2つの手法とも完全な自動化とまではいかなかったが、Type1 の手法と比較すると手動での入力項目がかなり減少したため、こちらも本研究の目的を達成したといえるのではないだろうか。

3.2 課題

2 階建て BIM モデルの CO₂排出量定量化では、Type2 の手法で定量化することが困難で多くの改善点があり、今後も検討する必要がある。Type3, 4 は完全な自動化ではないが定量化することができた。Type3, 4 はより複雑なモデルでの検証を行い、実用化に向けて今後も引き続き検討を行っていきたい。

参考文献

[1] 山崎雄生: BIM モデルにおける CO₂排出量の簡易的定量化手法(前項), 大阪電気通信大学卒業論文, 2022 年度

[2] 辻里実: BIM における CO₂排出量の簡易定量化手法の検討, 日本建築学会大会[近畿], 2023 年度

[3] Vivian WY. Tam, Yijun Zhou, Liyin Shen, Khoa N. Le: Optimal BIM and LCA integration approach for embodied environmental impact assessment, Journal of Cleaner Production, volume 385, 2023 年

[4] 日本建築学会,
<https://www.aij.or.jp/jpn/books/lca2013/>

自治体脱炭素支援のためのエネルギー需要推計モデルの開発

Development of an energy demand estimation model to support municipal decarbonization

○重松 朋生 (大阪大学) 山口 容平 (大阪大学) 芳澤 信哉 (大阪大学)
 内田 英明 (大阪大学) 太田 豊 (大阪大学) 下田 吉之 (大阪大学)
 池本 佳史 (関西電力送配電) 南 雅弘 (関西電力送配電) 竹田 圭一 (関西電力送配電)

Tomoki SHIGEMATSU*1 Yohei YAMAGUCHI*1 Shinya YOSHIZAWA*1 Hideaki UCHIDA*1

Yutaka OHTA*1 Yoshiyuki SHIMODA*1 Yoshifumi IKEMOTO*2 Masahiro MINAMI*2 Keiichi TAKEDA*2

*1 Osaka University *2 Kansai Transmission and Distribution, Inc.

To achieve local decarbonization, municipalities need to plan and implement decarbonization measures that are appropriate to local natural and social conditions. Currently, however, the data and tools available to municipalities are insufficient. Therefore, this study developed a model that can estimate energy demand for an entire region while taking regional characteristics into account. Case studies conducted in two regions with different characteristics showed that the developed model can be used to estimate electricity demand taking regional characteristics into account and can be used to analyze future demand in the region.

1. はじめに

地球温暖化対策の推進に関する法律¹⁾は、都道府県、指定都市、中核市及び施行時特例市を対象として「温室効果ガスの排出量の削減」と「温室効果ガスの吸収作用の保全及び強化」を含む地方公共団体実行計画の策定を義務づけている。その他の自治体は策定の努力義務が課せられている。この中では、地域の自然的社会的な条件に応じた施策を計画、実行する必要がある。しかし、現状自治体が利用可能な自治体排出量カルテ²⁾などのツールでは、都道府県別エネルギー消費統計のデータを活動量指標により原単位化し、自治体の活動量との積和により自治体のCO₂排出量を定量化する都道府県按分法が用いられており、自治体のエネルギー使用実態の正確な把握は困難であり、自治体における施策の導入効果が反映されにくい。そうした課題を解決するために電力中央研究所の需要シミュレーションツール³⁾などが開発されているが、将来推計の対象は住宅に限られ、非住宅施設の将来推計は行っていない。そこで本研究では、地域の家庭・業務・産業部門の施設を対象として地域全体のエネルギー需要を将来変動も含めて推計するモデルを開発し、自治体の実行計画策定を支援する枠組みを検討することを目的とした。

2. 地域エネルギー需要推計モデルの開発手法

開発したモデルの概要を図1に示す。本モデルでは、推計対象の施設区分に応じて3つのモデルを用いて需要推計を行う。これら3つのモデルを用いて得られた、家庭・業務・産業部門の需要合計にPV発電量を足したものを地

域需要の推計値とする。電力需要については地域・自治体単位で得られるスマートメータデータを地域需要の実測値とし、推計値と実測値の差が最小になるように調整を行う。また、非住宅施設については対象地域の調査を行い、施設の業態、延床面積を推計し、地域非住宅建築物データベースとして取りまとめ、推計に用いる。

2.1. TREES モデル

TREES モデル⁴⁾は、合成人口・住宅ストックモデルという対象地域に居住する人・世帯の模擬モデルを用いる。本モデルは小地域単位で集計されている国勢調査データに基づいて生成するものであり、居住者は具体的な年齢、性別、就業・就学の有無、職種などの属性を持ち、世帯はその組み合わせとして表現される。住宅仕様についても同様に所有形態、規模、集合戸建などが利用可能であることから、個々の世帯にこれらの条件を付与する。次に、各属性に基づいてエネルギー需要を決定づける主要な因子を特徴づける。対象は住宅仕様や、機器・設備の所有、仕様、使用、また、行動関連の条件であり、実社会のばらつきを再現するようにランダムにサンプリングする。エネルギー需要推計では、各居住者の生活行為を確率シミュレーションにより生成し、生活行為に伴う機器稼働を決定し、各機器のエネルギー消費を積み上げて世帯のエネルギー需要を定量化する。生活行為・機器操作の計算パラメータや機器仕様・所有状況は可能な限り世帯属性・住宅仕様と関連付けて決定しているため、世帯・住宅の集積状況が地域のエネルギー需要に及ぼす影響を反映することができる。TREES モデルでは家庭に設置された PV

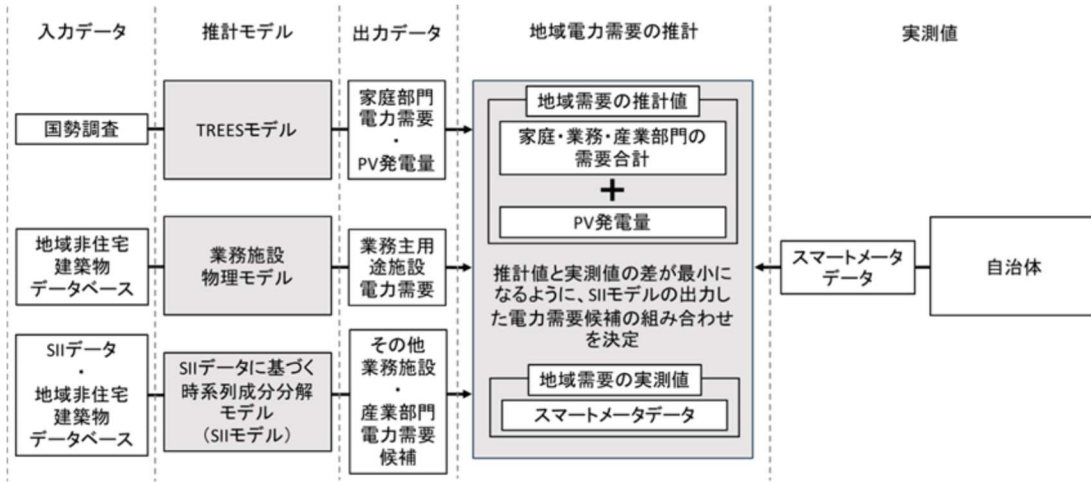


Fig.1 Overview of development model

の発電量も推計することができる。PV 発電量の推計には 1km メッシュ単位の気象データである Amaterass 気象データ⁵⁾を用いて地域性を考慮する。

2.2. 業務施設物理モデル

業務施設物理モデル⁶⁾では、業務施設の代表的な用途である事務所、宿泊、商業、学校、医療、飲食、通信、倉庫・卸売、娯楽の 9 用途を対象とした推計を行う。まず地域非住宅建築物データベースのうち、対象の 9 用途に属する施設について規模・業態で分類された類型を決定する。次に、その類型を代表する建物モデルを用いて米国 DOE が開発した EnergyPlus8.6⁷⁾を用いてエネルギー需要を推計し、推計結果を延床面積で原単位化した後に対象施設の延床面積を乗じることで対象施設の需要とする。各施設の設定については設備採用確率に基づいてランダムサンプリングによって決定される。

2.3. SII モデル

その他の業務部門と産業部門の施設については、環境共創イニシアチブが提供している BEMS 公開データ⁸⁾ (以降「SII データ」)に基づく時系列成分分解モデル (以降「SII モデル」)を利用する。SII データには電力データだけでなく、施設の地域や業態、延床面積などの情報も含まれている。SII モデルではまず、地域非住宅建築物データベースの対象施設と同じ地域・業態の SII データを抽出する。次に各 SII データに対して人の活動への依存性と季節変動性の有無で表される 4 成分と残差成分に成分分解を行い⁹⁾、各成分の挙動を表すパラメータを特徴量として抽出した後、対象施設の延床面積 (契約電力がある場合は契約電力) と対象年の外気温を用いて時刻別電力需要を SII データの個数分生成する。成分分解をする理由は、成分別に将来の変化を想定することで将来推計を行うためである。生成されたロードカーブを対象施設の電力需要の候補として扱い、推計値の調整に利用する。

将来推計時には成分ごとの変化を想定する。業務施設物理モデルの業態別の将来推計結果を前述の手法で成分

分解し、各成分について現在からの変化率を取得する。続いて SII モデルの対象施設のエネルギー需要特性の近い業務施設物理モデルの業態を選択し、その成分別の変化率を適用することで各成分の将来変動を推計する。成分別の変動を想定することで、SII モデルの対象施設についても施設の導入状況を考慮した将来推計が可能になる。例えば、照明が蛍光灯から LED に変化した分は、人の活動による変動があり季節変動がない成分から差し引かれる。ただし、SII モデルは電力需要のみを推計対象としており、ガスや灯油などの燃料の需要推計はできない。

2.4. スマートメータデータを用いた合わせこみ

対象地域全体のスマートメータデータを実測値とし、実測値と電力需要の推計値の合計との差が最小になるように SII モデルで作成した各施設の需要候補の中からそれぞれ一つを選択し、組み合わせを決定する。なお、本研究ではスマートメータデータの代わりに関西電力送配電より提供された配電線の電力値実測データを利用した。

3. ケーススタディによる精度評価と将来推計

3.1. 対象地域の特徴

ケーススタディとして、兵庫県の郊外地域である地域 A と、大阪府の住宅地である地域 B を対象に開発モデルを用いた需要推計を行った。本研究で推計対象とした施設は、地域 A は低圧需要家が 7,084 軒、高圧需要家が 64 軒、地域 B は低圧需要家が 10,846 軒、高圧需要家が 69 軒である。低圧需要家は住宅、高圧需要家は非住宅施設として模擬した。各地域における非住宅施設について、業態を推定した結果を図 2 に示す。地域 A はほとんどが SII モデルの対象施設であるのに対し、地域 B は逆にほとんどが業務施設物理モデルの対象施設であった。

3.2. 設備導入のシナリオ設定

各地域について、PV 容量と家庭用 HP 給湯機の普及率を想定した。PV 容量は一般社団法人太陽光発電協会にて想定された標準ケース¹⁰⁾を、家庭用 HP 給湯機の普及率は

一般財団法人ヒートポンプ・蓄熱センターが試算している HP 給湯機のストック台数の推計結果¹¹⁾を参考に設定した。表 1 に導入シナリオを示す。

その他の機器は各モデルの想定シナリオに従った。シナリオでは機器の電化やエネルギー効率の向上などを想定している。TREES モデルでは、住宅の熱性能、暖冷房機器、家電・照明機器の効率などは杉山ら¹²⁾の 2030 年ケース、2050 年対策ケースと同様の設定で推計を行っている。業務施設物理モデルでは表 2 に示す変化を想定した。

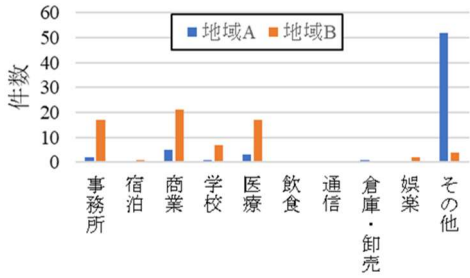


Fig.2 Number of non-residential facilities by business type

Table 1 PV capacity and residential HP water heater installation scenarios

	地域 A			地域 B		
	2021	2030	2050	2021	2030	2050
PV [MW]	21.3	30.7	60.0	2.2	3.7	8.8
HP [%]	17.8	35.6	60.1	4.1	8.3	13.9

Table 2 2030 and 2050 scenarios for the business facility physical model

対策項目	2030 年度	2050 年度
断熱性能	2030 年度におけるストックを想定	全建築物において外壁・窓での断熱を採用
照明	LED 採用率 100%	同左
コンセント機器	2013 年度比 40% 効率向上	同左
空調	2010 年代の技術採用傾向の延長	熱源機器電化及び省エネルギー手法最大限採用
給湯	2010 年代の技術採用傾向の延長	熱源機器の電化

3.3. 現状需要の推計とモデルの精度評価

関西電力送配電から提供された対象地域における配電線の実測値データと推計値を比較した。なお、地域 A の実測値の計測期間は 2021 年度の 4、9、11、3 月の 4 カ月分であり、地域 B は 2021 年度全期間である。また地域 A では 6 つ、地域 B では 7 つの配電線の実測値を利用した。

まず時刻別の挙動を再現できているか確認するため、月別時刻別平均値を比較した。図 3 に地域 A の配電線 b の 4 月と 9 月、図 4 に地域 B の配電線 a の 8 月と 2 月の平均値を示す。青実線が推計値、赤点線が実測値を示す。朝や夜間帯にずれの大きい時間はあるものの、朝と夕方の立ち上がりや昼間の需要の低下を表現できている。

続いて、各配電線についての推計値と実測値の CV (RMSE) [%] を図 5 に示す。なお、地域 A は PV 発電量が

多く実測値に負の値も含まれているため、式 2 に示す CV (RMSE)' という指標を用いている。定義の設定根拠は、任意の配電線 i における実測値 y_i の最小値を全期間の実測値に足すことで実測値全体を正の値に補正後、 $CV (RMSE)' \geq CV (RMSE)$ となる α を決定した。ここで、地域 A の全配電線において共通して $\alpha \times \max (|y_i|) \leq \bar{y}_i$ を満たす最大の α を求めた結果 $\alpha=0.6$ が得られた。この関係が正負の値を持つ実測値についても成り立つと仮定し、CV (RMSE)' を定義した。ASHRAE のガイドライン¹³⁾では CV (RMSE) が 30% を下回割ることを推奨しているが、SII モデルで合わせこみをした地域 A では全ての配電線で 30% 以下を満たした。一方、業務施設物理モデルのみを用いた地域 B では一部の配電線で誤差が大きくなった。

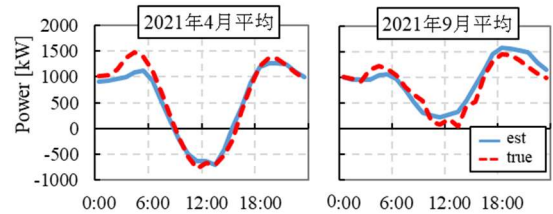


Fig.3 Comparison of monthly time averages for Region A distribution line b

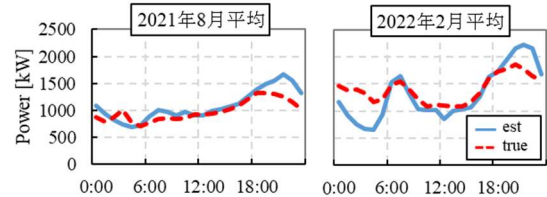


Fig.4 Comparison of monthly time averages for Region B distribution line a

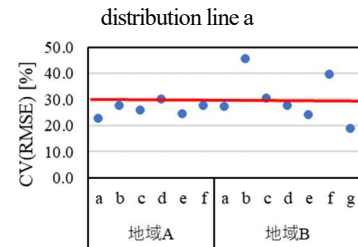


Fig.5 CV (RMSE) [%] for each distribution line

$$CV (RMSE)_i = \frac{RMSE_i}{\bar{y}_i} \tag{式 1}$$

$$CV (RMSE)'_i = \frac{RMSE_i}{0.6 \times \max (|y_i|)} \tag{式 2}$$

3.4. 開発モデルを用いた将来推計

開発モデルを用いて将来の CO₂ 排出量を推計した。図 6 に地域 A、B の年間 CO₂ 排出量を示す。SII モデルの対象施設については電力起源の CO₂ 排出量のみを、その他は燃料起源の排出量も含む。正の方向の住宅・非住宅施設の需要が排出量の増加に寄与し、負の方向の PV が減少に寄与することを示す。黄色の点は排出量の合計値である。推計の結果、CO₂ 排出量は減少傾向であり、PV 容量の大きい地域 A では 2050 年に排出量ゼロを達成可能であることが推計された一方、地域 B では 49% の排出量削減が見込まれ

るものの、脱炭素は実現できないことが推計された。

本モデルはボトムアップモデルの TREES モデルと業務施設物理モデルを用いており、SII モデルでも成分別の変動を考慮しているため、需要の利用用途別の内訳が把握可能である。地域 B 全体の 2 月の低圧・高圧電力需要の利用用途別の内訳について、**図 7**、**図 8** に示す。低圧高圧共に空調需要 (HVAC) を中心に減少傾向である一方、HP 給湯機の増加により給湯需要 (WH) は増加傾向であった。

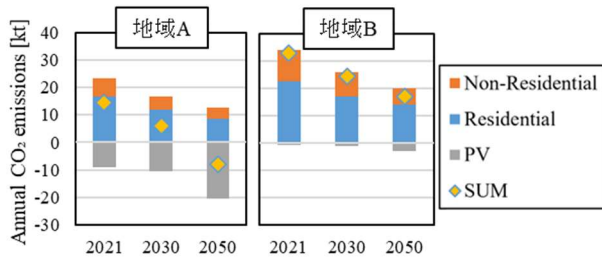


Fig.6 Estimated annual CO₂ emissions

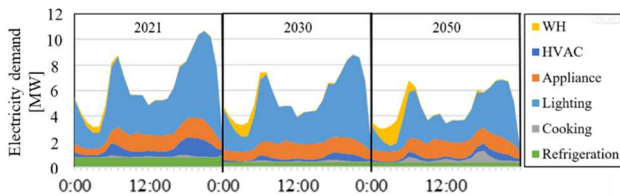


Fig.7 Breakdown of low-voltage demand in Region B by use (February)

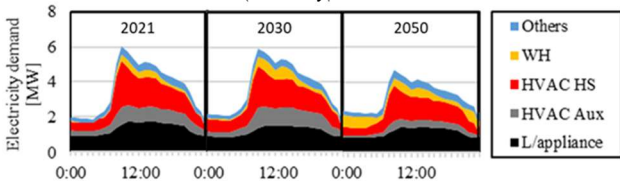


Fig.8 Breakdown of high-voltage demand in Region B by use (February)

4. まとめ

本研究で開発したモデルを用いることで、産業部門の燃料消費を除き、地域の特性を考慮したエネルギー需要の推計が可能であることが確かめられた。本モデルでは将来的な設備の導入状況などを想定可能であり、自治体は施策を計画する上で様々なシナリオを用いて地域の需要の変動を推計することができる。例えば本研究で行ったケーススタディでは、地域 A では現状のシナリオでも地域脱炭素は実現可能であると見込まれることや、地域 B では地域脱炭素には届かないため現状のシナリオに加えて PV 導入の促進などさらなる対策が必要であることなどがわかる。さらに、本モデルでは地域全体の施設を対象とした推計が可能であることにより、配電線負荷などの把握にも利用することができる。これらは既存のツールや研究では達成できていない本モデルの利点であるため、本モデルは自治体の施策の計画、実施に貢献できると考えられる。

謝辞

本研究の一部は、内閣府総合科学技術・イノベーション会議の戦略的イノベーション創造プログラム (SIP) 第 3 期「スマートエネルギーマネジメントシステムの構築 (JPJ012207)」(研究推進法人: JST) によって実施されました。

参考文献

- 1) 環境省; 地方公共団体実行計画策定・実施支援サイト, https://www.env.go.jp/policy/local_keikaku/overview2.html (最終アクセス日 2024. 1. 23.)
- 2) 環境省; 自治体排出量カルテの説明資料, https://www.env.go.jp/policy/local_keikaku/tools/karte.html (最終アクセス日 2024. 1. 23.)
- 3) 上野剛, 篠原靖志: 地域エネルギー需要シミュレーションツールの開発に向けた地域の住宅群の電力消費推定モデルの構築と精度検証. 電気学会論文誌 B (電力・エネルギー部門誌) 第 142 巻 第 8 号, pp366-375, 2022
- 4) Shimoda, Y., et. al. 2007. Evaluation of city-scale impact of residential energy conservation measures using the detailed end-use simulation model. *Energy*. 32-9. pp.1617-1633.
- 5) 太陽放射コンソーシアム; データについて, <http://www.amaterass.org/data.html> (最終アクセス日 2024. 1. 19)
- 6) Yamaguchi Y, et. al. Feasibility assessment of net zero-energy transformation of building stock using integrated synthetic population, building stock, and power distribution network framework. *Applied Energy* 2023;333:120568.
- 7) U.S. Department of Energy: Energy Plus 8.6.0, September 2016, <https://energyplus.net/>
- 8) 環境共創イニシアチブ (SII): エネマネオープンデータ: <https://www.ems-opendata.jp> (最終アクセス日 2024. 2. 1)
- 9) 榎原史哉, 山口容平, 岩井良真, 上林由果, 下田吉之. 業務施設における時系列電力需要の成分分解と需要特性に基づく類型化. *エネルギー・資源学会論文誌* 第 44 巻 第 2 号, pp97-106, 2023.
- 10) JPEA 太陽光発電協会; JPEA ビジョン・PV OUTLOOK 2050 感染症の危機を乗り越え https://www.jpca.gr.jp/wp-content/themes/jpea/pdf/pvoutlook2050_2020.pdf (最終アクセス日 2024. 1. 19)
- 11) 一般財団法人ヒートポンプ・蓄熱センター; 令和 2 年度ヒートポンプ普及見通し調査報告書, https://www.hptcj.or.jp/Portals/0/data0/press_topics/2020NewsRelease/news_release_siryu.pdf (最終アクセス日 2024. 1. 25)
- 12) 杉山みなみら: 家庭部門エネルギー需要シミュレーションによる 2050 年ゼロエミッション実現可能性の検討, *日本建築学会環境系論文集* 第 85 巻 第 770 号, pp289-298, 2020.
- 13) ASHRAE Guideline 14-2014: Measurement Of Energy, Demand, And Water Savings

夢洲地区を対象とした厨芥ごみ起源の再生可能エネルギー賦存量推定 Estimation of the amount of renewable energy from kitchen waste in the Yumeshima area

○井口 樹 (大阪市立大学) 鍋島 美奈子 (大阪公立大学)
西岡 真稔 (大阪公立大学)

Tatsuki IGUCHI*1 Minako NABESHIMA*2 Masatoshi NISHIOKA*2

*1 Osaka City University *2 Osaka Metropolitan University

Consider a system to collect garbage at a sewage treatment plant using disposals in the Yumeshima area. The kitchen waste collected at the sewage treatment plant generates biogas, which is then used to generate electricity with a gas engine. The amount of electricity generated and the amount of waste heat from the gas engine are compared with the demand for electricity and heating used in the sewage treatment plant. The amount of CO₂ emissions reduced by the amount of biogas generated and the amount of waste heat recovered from the gas engine is calculated.

1. 研究背景

夢洲 (面積 390ha) は大阪市此花区に位置し、舞洲と大阪南港を結ぶ開発中の人工島であり、分流式下水道が整備される予定である。夢洲では 2025 年に大阪万博が開催され、2029 年秋以降には大阪 IR と呼ばれる統合型リゾートが開業予定である。来場予定者数は大阪万博で約 2820 万人、大阪 IR では年間約 2000 万人を予想している。

廃棄物の中で全体の 3 割を占める厨芥はバイオマス資源として利用可能であり、ディスポーザーの導入が進めば従来の焼却施設での焼却ではなく、下水処理場でのバイオマス資源として活用できる。ディスポーザーとは、厨芥ごみを下水道に流しても問題ないほどの大きさに砕く機械のことであり、砕いた厨芥ごみは水道水や、し尿とともに下水道に流され下水処理場で回収される。この方法で厨芥ごみを回収すると、ごみ収集車で回収し分別するよりも圧倒的に簡単に、コストも低く抑えられる。ただし、豪雨の際に雨水とともに厨芥ごみが川に流出することを防ぐために、下水道は分流式であることが望ましい。本研究で対象とする夢洲は、分流式下水道が整備されており、大阪 IR などの集客施設で一定量の厨芥ごみが発生すると考えられるため、ディスポーザーによる厨芥ごみ回収システムの導入に適した地域と言える。

2. 研究目的

厨芥ごみとし尿を資源としたバイオガス化によるエネルギー利用は、導入促進が求められているが状況は未だ限定的である。導入拡大を促進するためには、既往研究や先行事例を参考に資源量とエネルギー創出可能量を試算し、その効果を明示する必要がある。よって、本研究では夢洲の大阪 IR におけるバイオマス賦存量を推定し、夢洲

からの下水が流入する此花下水処理場におけるバイオガス発生量を計算する。さらに、バイオガス発電によって削減できる CO₂ 排出量を①現在の此花区の下水のみと②此花区+大阪 IR の下水と③此花区+大阪 IR 下水+厨芥ごみの 3 つのケースで比較する。

3. 研究内容

本研究では、直投型ディスポーザーを用いて厨芥ごみを下水配管経由で此花下水処理場に集めてバイオガス化をおこなうケースを考える。バイオマス賦存量を求める方法として、国や自治体が公表する各種統計データを活用した試算方法である。TORII et al.⁽¹⁾は羽原ら⁽²⁾の研究を参考に経済センサスの産業中分類従業員数から小地域における 11 業種の従業員数を求め、従業員数に従業員一人当たりごみ排出原単位をかけることでバイオガス発生量を算出した。しかし、大阪 IR 地域の従業員数の情報は無く、公表されているデータは大阪 IR の予定施設と用途別延床面積である。そのため、延床面積から厨芥ごみ量を求める方法を考える。厨芥ごみ量を推定する方法として 2 種類あり、単位面積当たりのごみ排出原単位をかける方法 α と従業員数に従業員一人当たりごみ排出原単位をかける方法 β がある。方法 α は環境影響評価準備書⁽³⁾で用いられている。本研究では方法 β について以下の手順で検討する。

- 1) 大阪 IR の予定施設用途から TORII et al.⁽¹⁾が用いた 11 業種に分ける
- 2) 各々の建物に単位面積当たりの従業員数原単位を乗じ、従業員数を求める
- 3) 従業員数に業種別従業員一人あたりごみ原単位を乗じ、厨芥ごみ量を求める

- 4) 下水処理工程における汚泥量から、バイオガス発生量を求める
- 5) 下水処理場での消化ガスによる発電量を求め、自家消費分を差し引いて CO₂削減量を算定する

4. 厨芥ごみ量推定

4.1 従業員数推定方法

本報では、式(1)により延べ床面積から従業員数を推定する。従業員数は在室人数に従業員割合を乗じて求める。在室人数は式(1)で従業員数は式(2)で算出する。式(1)(2)の R_{effecj} 、 D_{perj} 、 R_{vacj} 、 R_{empj} は未知数であるため、H26 の大阪市 24 区における従業員数と H25 の延べ床面積のデータを利用し、TORII et al.⁽¹⁾が用いた従業員数推定方法による推定値 N_{emp_bij} との差から、前述の未知数には制約条件をつけたうえで、二乗平均平方根誤差 (RMSE) 式(3)が最小になるように決定した。Table-1 に決定した未知数 R_{effecj} 、 D_{perj} 、 R_{vacj} 、 R_{empj} を示す。また、Fig.1~5 に各業種における N_{emp_aij} と N_{emp_bij} を示す。

$$N_{per_aij} = A_{tfij} \times R_{effecj} \times D_{perj} \times (1 - R_{vacj}) \tag{1}$$

$$N_{emp_aij} = N_{per_aij} \times R_{empj} \tag{2}$$

$$RMSE_j = \sqrt{\frac{1}{24} \sum_i (N_{emp_aij} - N_{emp_bij})^2} \tag{3}$$

- N_{per_aij} [人] : i 区における業種 j の在室人数
- N_{emp_aij} [人] : i 区における業種 j の従業員数
- N_{emp_bij} [人] : i 区における業種 j の従業員数⁽¹⁾
- A_{tfij} [m²] : i 区における業種 j の延べ床面積
- R_{effecj} [-] : 業種 j における有効率
- D_{perj} [人/m²] : 業種 j における人員密度
- R_{vacj} [-] : 業種 j における空室率
- R_{empj} [-] : 業種 j における従業員割合

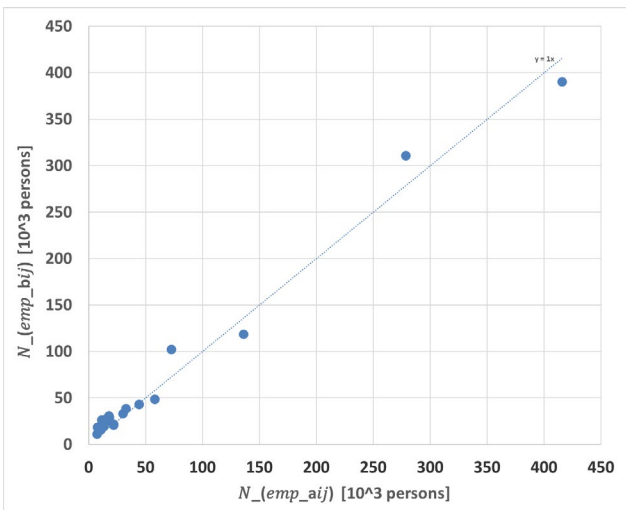


Fig.1 N_{emp_aij} and N_{emp_bij} in office buildings

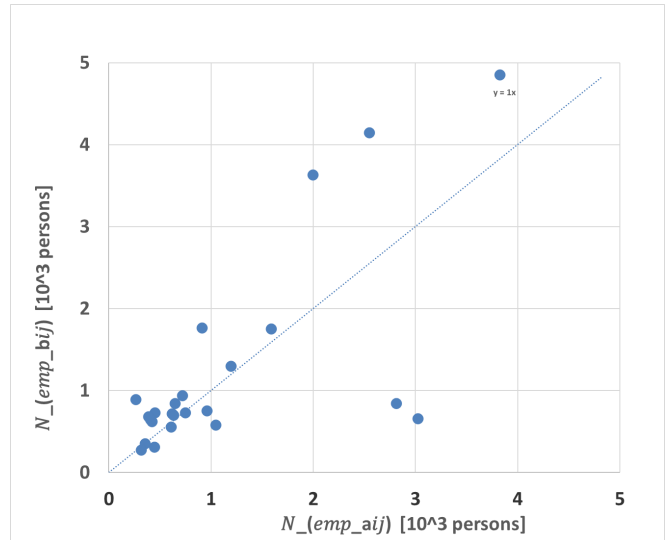


Fig.2 N_{emp_aij} and N_{emp_bij} in assembly halls

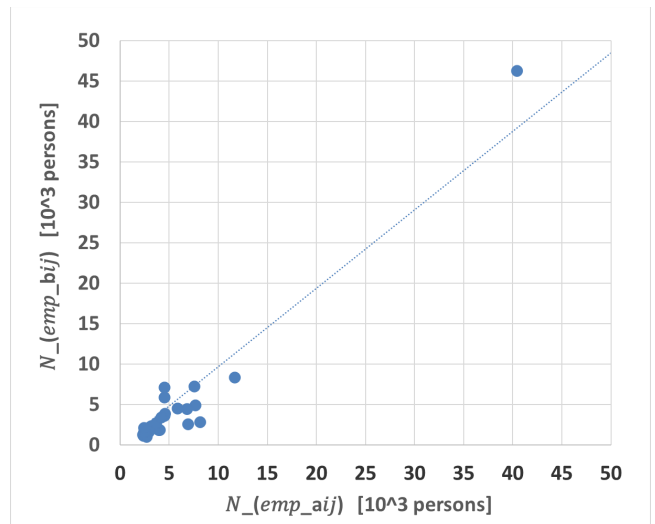


Fig.3 N_{emp_aij} and N_{emp_bij} in restaurants

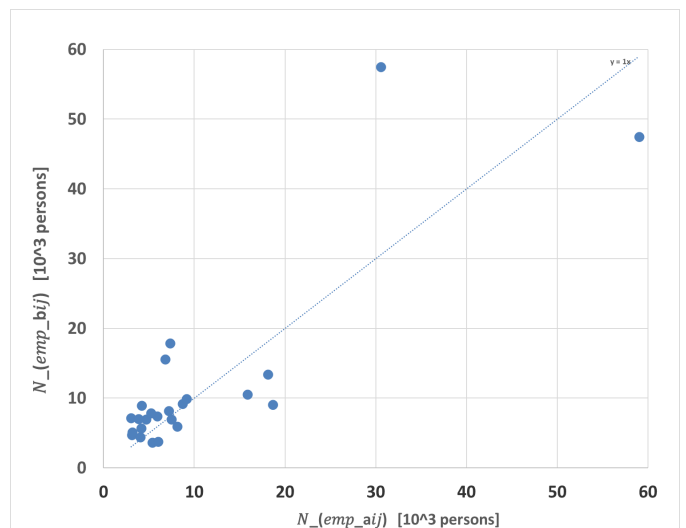


Fig.4 N_{emp_aij} and N_{emp_bij} in other retail stores

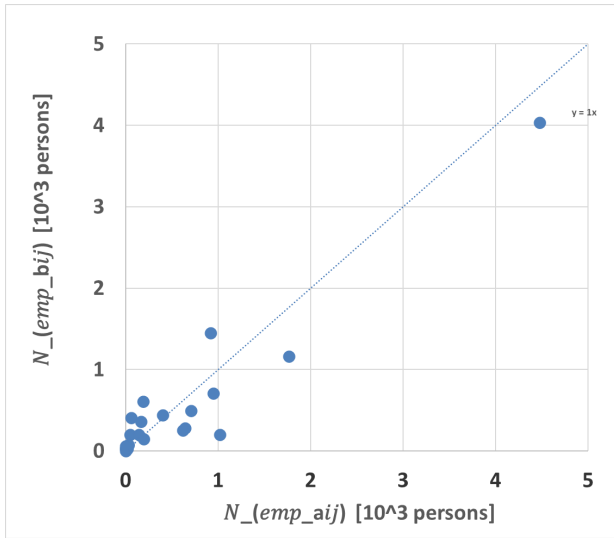


Fig.5 $N_{emp_{aj}}$ and $N_{emp_{bij}}$ in hotel and inns

Table 1 Four kinds of parameters in each industry

	Office building	Assembly hall	Restaurant	Other retail stores	Hotels and inns
R_effecj	0.50	0.52	0.63	0.62	0.74
D_perj	0.10	0.25	0.80	0.32	0.05
R_vacj	0.23	0.13	0.00	0.00	0.00
R_empj	1.00	0.05	0.18	0.16	0.10

4.2 厨芥ごみ量推定値の比較

本報で方法βにより推定した大阪IR全体の厨芥ごみ量は1,759t/年であった。各業種における厨芥ごみの内訳をfig.6に示す。方法αで算出された大阪IR厨芥ごみ量は2,836t/年であり⁹⁾、両者に大きな乖離が見られた。方法αでは単位延床面積当たりの厨芥ごみ量が2000年前後(現在のごみ排出原単位の約1.2倍だった時代)のごみ排出量データを参考にしていることから、過大評価になっている可能性がある。本報ではTORII et al.¹⁰⁾が提案したごみの減量化を考慮した原単位を用いた。

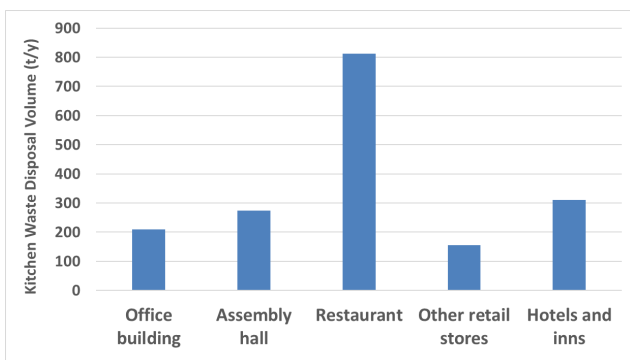


Fig.6 Kitchen waste disposal by type of industry

5. バイオガスによる発電量

安田⁹⁾は下水処理場の物質収支から下水汚泥と厨芥ごみから発生する消化ガス量を予測するモデルを用いて、バイオガス発電量を試算した。安田⁹⁾の方法を踏襲して、此花下水処理場での消化ガス発生量とバイオガス発電量を算出する。LHV基準で発電効率41.6%、熱回収率30.7%

のバイオガス発電機(出力1250kW)の導入を想定する。処理場内での消費電力は日平均処理水量の関数として藤本⁶⁾によって提案された近似式より求めた。Table 2に比較ケース①~③の説明を、Table 3に算出結果を示す。Fig.7に年間のバイオガス発電量と下水処理場消費電力に対するバイオガス発電量の割合(自家消費率)を示す。バイオガス発電量はケース①に比べてケース③では約46%増加し、このうち19%増加分は大阪IRの厨芥ごみ量に由来することがわかる。また、ケース③ではバイオガス発電により下水処理場における消費電力の55%程度賄うことができる。

Table 2 Biogas generation source in anaerobic digester

case①	Only current sewage sludge in Konohana Ward
case②	Only current Konohana-ku sewage sludge + Osaka IR sewage sludge
case③	Current Konohana-ku sewage sludge only + Osaka IR sewage sludge + Osaka IR kitchen waste

Table 3 Amount of digestive gas generation in each Case

	Case①	Case②	Case③
Digestive gas generation (m ³ /h)	189	241	278

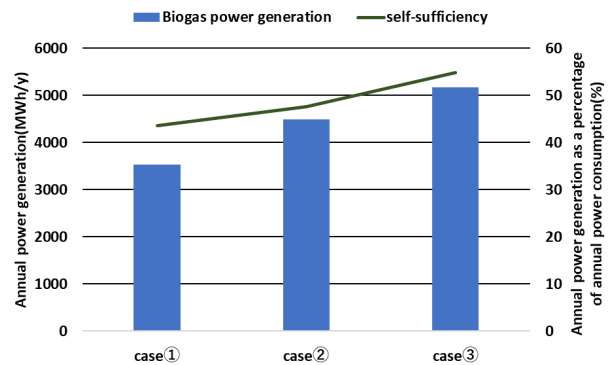


Fig.7 Annual biogas generation and percentages of self-consumption rate in a sewage treatment plant

6. バイオガス発電による回収熱量

Fig.8に各Caseにおける回収した排熱利用内訳を示す。消化槽加温に利用する排熱回収量と消化槽加温以外に利用可能な余剰排熱回収量を示している。Case①ですすでに自給率が100%を超えており、消化槽加温に必要な熱はすべてバイオガス発電による排熱で賄うことが可能である。Case③ではCase①と比較して排熱回収量が約46%増加したが自給率は約14%しか増加していない。これは此花下水処理場の消費電力が処理水量の関数となっており、消費電力も増加したためである。余剰熱は処理場内の暖房や給湯など、消化槽加温以外に利用されることを想定している。

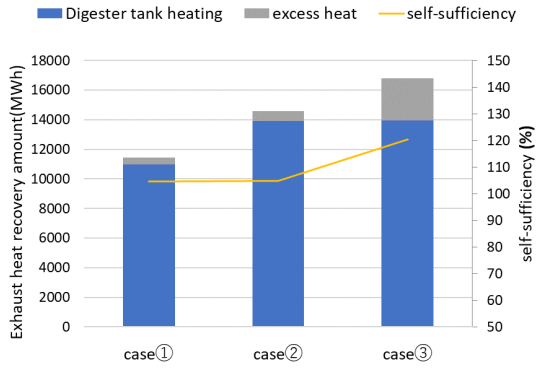


Fig.8 Breakdown of recovered heat use

7. CO₂削減量比較

Fig.9 は大阪 IR の厨芥ごみを下水汚泥と共に此花下水道処理場にて消化ガス化し、バイオガス発電をおこなった場合の CO₂ 削減量を示す。負値は増加を意味する。CO₂ 削減量として計上したのは、バイオガスコージェネレーションにより代替された商用電力と都市ガスの消費減少分、ごみ収集車のガソリン消費削減分、および下水汚泥焼却に伴う増分である。発電時の排熱回収による CO₂ 削減量が最も大きく③のケースでは約 2100t- CO₂/年の CO₂ を削減可能である。大阪 IR の敷地面積が此花区の下水道処理区域に対して 4.6%であり、厨芥ごみ増加によるバイオガス発電量への影響は小さく、CO₂ 削減量は年間約 500t-CO₂ しか増加しないことが分かった。また、全体で見るとわずかだが、②のケースで CO₂ 削減量が減少したが、③のケースで増加し、3300t- CO₂/年の CO₂ を削減することができる。この結果より、下水処理場に消化槽を設けバイオガス発電する場合、下水汚泥のみを資源とするよりも、ディスポーザーを導入し厨芥ごみもまとめた方が全体の CO₂ 削減量は 1 年あたり 600t- CO₂ 程度大きくなること分かった。

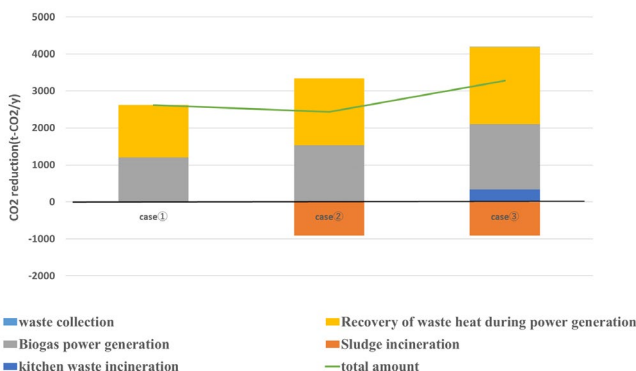


Fig.9 CO₂ Reduction Comparison

8. まとめ

夢洲地区の厨芥ごみ起源の再生可能エネルギー賦存量を試算するため、大阪 IR からの厨芥ごみ量を推定したと

ころ、本報で用いた推定方法 β による見積りは、環境影響評価準備書³⁾で用いられた推定方法 α よりも 1,000t/年程度小さくなった。この差が生じた原因として、本報では大阪市の統計データを用いて従業員数を推定し、従業員一人当たりごみ排出原単位は近年のごみ減量化を反映した値を使用したことにより、より現実に即した値となり過大な見積もりを避けたと考えられる。

大阪 IR における厨芥ごみ排出量は 1,760t/年であり、此花下水道処理場において下水汚泥と共に消化槽に投入した Case③の場合、厨芥ごみによるバイオガス発電量の増分は 679MWh/年である。ただし、バイオガス発電による電力は下水処理場ですべて消費（自家消費率 55%程度）されることが分かった。また、下水処理場内の焼却汚泥が増えることにより CO₂ 排出量が増加するため、大阪 IR の厨芥ごみを投入せず下水のみが増える Case②は Case①より CO₂ 削減量は小さくなった。

【謝辞】本研究では、大阪公立大学貫上佳則教授の研究室で作成された「標準活性汚泥法における固形物収支計算シート」プログラムを使用した。また厨芥ごみ量の試算については、2023 年度 CITE さろん WG3 「都市部の再生可能エネルギー源を探せ！循環型ゼロカーボン City への道」より着想を得ました。記して謝意を表します。

参考文献

- (1) Shun TORII and Minako NABESHIMA: Estimation of Waste Biomass Resources and Energy Generation Associated with Operating Regionally Distributed Biogas Plants for the Selection of Suitable Areas, Journal of Environmental Information Science, Vol. 2023-1, pp. 24-33, 2023
- (2) 羽原浩史・松藤敏彦・田中信壽：事業系ごみ量と組成の事業所種類別発生・循環流れ推計法に関する研究 廃棄物学会論文誌, Vol.13 No.5 p.315-324
- (3) 大阪府, 大阪市, 大阪 I R 株式会社：大阪・夢洲地区特定複合観光施設設置運営事業 環境影響評価準備書, 2023
- (4) 大阪府, 大阪市, 大阪 I R 株式会社：大阪・夢洲地区特定複合観光施設区域の整備に関する計画, 2023
- (5) 安田 翔：汚泥直接脱水システムの下水処理場に対する省エネルギー・創エネルギー技術の導入効果 大阪市立大学 2016 年度卒業論文集
- (6) 藤本康勢, 鍋島美奈子, 西岡真稔, 貫上佳則：ディスポーザ導入を想定した厨芥処理工程の変更が静脈系インフラへ及ぼす影響 再生可能エネルギー活用可能性の検討, 令和 2 年度 (50 回) 近畿支部学術研究発表会論文集, A-39, 2021

中央熱源方式の大学施設における空調・熱源エネルギー消費量に与える影響
一人当たりのCO₂排出量の分析及び省エネルギー対策の提案

The Impact on air conditioning and heat source energy consumption in university using Central Heat Source Systems

Analysis of CO₂ Emissions Per Person and Proposal of Energy Saving Measures

○胸永 拓馬 (立命館大学) 近本 智行 (立命館大学)

Takuma MUNENAGA*1 Tomoyuki CHIKAMOTO*1 *1 Ritsumeikan University

Currently, more energy-saving measures are required for university facilities to achieve carbon neutrality. The purpose of this study is to create the base data that can estimate CO₂ emissions per person by outside air temperature, number of people, and time of day, and to propose energy-saving measures. As a result, we analyzed the relationship between energy consumption for each building with outside air temperature, time of day, and number of people. We create the base data that allows us to estimate CO₂ emissions for each building, and propose energy-saving measures for FH.

1. はじめに

現在、カーボンニュートラル実現に向けて、技術革新の基盤となる科学的知見の創出や普及、地域と連携した取り組みなどを行う大学施設の役割は大きく、2021年には、文部科学省・経済産業省・環境省等により、大学等コアリション^{文1)}が立ち上がり、大学施設の省エネルギー対策が一層求められている。そこでDECC^{文2)}では、エネルギー種ごとの毎月のエネルギー使用量と水使用量が収納され、大学・専門学校における単位延床面積当たり年間一次エネルギー消費量の調査が行われており、本学においてもBEMS データを用いた大学の消費エネルギー特性の分析^{文3)}を行ってきた。しかし、一人当たりの消費量、削減効果や外気温以外のパラメータの影響がどの程度か分析するに至っていない。一人当たりのエネルギー消費量分析により一人ひとりの過ごす空間や行動でどれだけCO₂排出しているか分かるため、行動誘導を促し、省エネルギー化につながるという観点で重要な分析だと考えられる。

本研究では外気温、滞在者数、時刻から一人当たりのCO₂排出量を推定できるベースデータを作成し、省エネルギー提案することを目的とする。

2. 研究概要

対象建物は、立命館大学びわこ・くさつキャンパス (以下、BKC) のコアステーションに設置されている中央熱源

から冷温水が供給されている全11棟であり、各11棟について表1のように用途分類を行った。対象期間は2021年4月~2023年3月までの2年間とし、表2のような平日・休日、暖房期・冷房期の区分を行い、平日のみの分析とした。また、用いるデータとして、建物毎に計測され

Table 2 How to distinguish between weekdays/holidays, heating

season/cooling season	
Distinction between weekday and holiday	
weekday (class day)	holiday (classX)
regular classes	Saturday/Sunday
Holiday class days	vacation
	golden week
makeup classes	Make-up exam date
Regular exam date	intensive course
Distinction between heating season and cooling season	
FY 2021	FY 2022
heating season : 4/1~5/9,10/21~1/29	heating season : 3/31~4/18,11/1~2/7
cooling season : 5/10~10/20	cooling season : 4/19~10/31

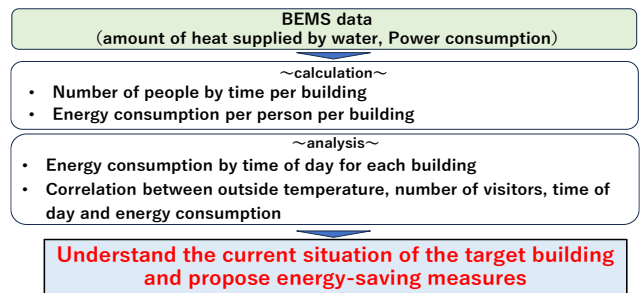


Fig.1 Flowchart of the study

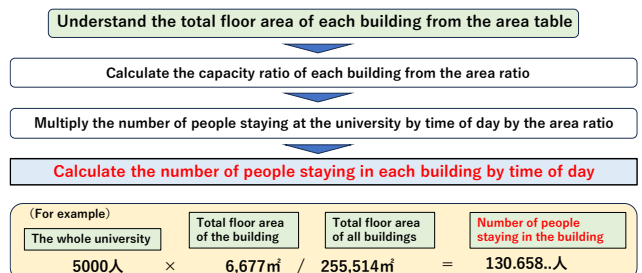


Fig.2 How to calculate the number of people

Table 1 Overview of the building to be analyzed

Building usage name	Building name	abbreviation	year of completion	total floor area [㎡]
office	CORE STATION	CS	1993	6898
library	MEDIA CENTER	MC	1993	5922
cafeteria	UNION SQUARE	US	1993	6677
complex ^(註1)	PRISM HOUSE	PH	1993	9503
classroom	FOREST HOUSE	FH	1993	5686
research building	EAST WING	EW	1993	12206
	WEST WING	WW	1993	12206
	TRICEA	T	2014	6579
experiment building	EXL1	EXL1	1993	5973
	EXL2	EXL2	1993	5248
	EXL3	EXL3	1993	5651

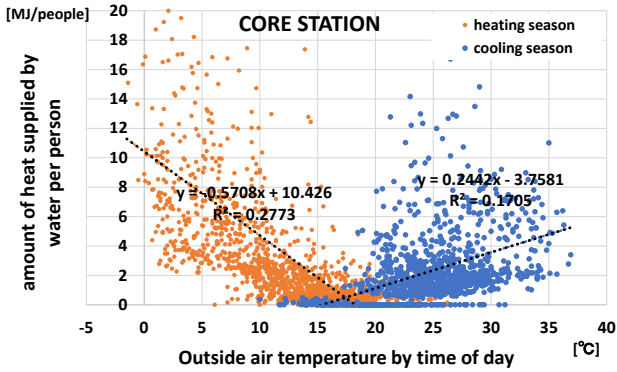


Fig.3 Regression analysis result of amount of heat supplied by water per person (CS)

Table 3 Regression analysis result of amount of heat supplied by water per person (11 buildings)

	Y : amount of heat supplied by water per person					
	X : outside air temperature by time of day					
Building usage name	office	library	cafeteria	complex	classroom	
Building name	CS	MC	US	PH	FH	
heating season	0.2773	0.249	0.1517	0.1757	0.215	
cooling season	0.1705	0.0636	0.1021	0.1295	0.0411	
Building usage name	research building			experiment building		
Building name	EW	WW	T	EXL1	EXL2	EXL3
heating season	0.1687	0.1412	0.084	0.0913	0.202	0.1795
cooling season	0.0276	0.0231	0.0308	0.0119	0.004	0.0072

ているBEMSデータとBKCで計測されている気象データを用いる。分析項目は中央熱源対象の建物全11棟に関して、それぞれ冷暖房送水熱量、電力消費量について、外気温、滞在者数、時刻との関係について行った。また、建物毎の滞在者数の算出方法を図2に示す。

3. 分析結果

3-1 外気温が冷暖房送水熱量に与える影響

図3にコアステーションにおける一人当たりの冷暖房送水熱量と時刻別外気温の相関を示す。全体として暖房、冷房ともに少し相関がみられ、暖房期の方が冷房期よりも相関が高い結果となった。表3には各11棟の一人当たり冷暖房送水熱量と時刻別外気温の単回帰分析の結果を示した。コアステーション同様少しの相関がみられ、暖房期の方が冷房期と比べて少し相関が高い結果となり、特に研究棟、実験棟等では相関関係が低い結果となった。

3-2 外気温、滞在者数、時刻と冷暖房送水熱量の関係

建物毎の冷暖房送水熱量について外気温以外のパラメータの変化が冷暖房送水熱量に与えているため、それぞれの影響度を把握する必要がある。また、前節より単回帰分析では推定式を算出することが難しいことから目的変数を冷暖房送水熱量、説明変数を外気温、滞在者数、時刻として、重回帰分析を行い、表4、5に結果を示した。重回帰分析を行うにあたり、暖房期、冷房期の区別のほか、朝(8時~11時)、昼(12時~15時)、夜(16時~21時)の3つの時間帯に分けて分析を行った。全体として、FHを除き修正R²^{注2)}が平均0.59と高い傾向がみられ、β^{注3)}から外気温が最も影響度が高く、MCを除き外気温、滞在

Table 4 Multiple regression analysis of amount of heat supplied by water (heating season)

absolute value		0	Adjusted R ²	1	0	β	1	
heating season : amount of heat supplied by water								
Building usage name		office	library	cafeteria	complex	classroom		
Building name		CS	MC	US	PH	FH		
morning	β	OAT	-0.868	-0.827	-0.884	-0.228	-0.700	
	nun of people	time	0.203	0.096	0.079	NS	0.375	
		time	0.126	NS	0.143	0.117	NS	
Adjusted R ²		0.644	0.628	0.705	0.051	0.414		
daytime	β	OAT	-0.944	-0.854	-0.870	-0.859	-0.722	
	nun of people	time	0.140	NS	0.057	NS	0.411	
		time	0.095	NS	0.049	NS	0.095	
Adjusted R ²		0.825	0.729	0.724	0.070	0.504		
evening	β	OAT	-0.794	-0.834	-0.825	-0.176	-0.522	
	nun of people	time	0.407	NS	0.253	NS	0.525	
		time	NS	-0.168	NS	-0.306	NS	
Adjusted R ²		0.634	0.657	0.640	0.098	0.411		
heating season : amount of heat supplied by water								
Building usage name		research building			experiment building			
Building name		EW	WW	T	EXL1	EXL2	EXL3	
morning	β	OAT	-0.923	-0.940	-0.212	-0.732	-0.889	-0.720
	nun of pe	time	0.148	0.140	-0.174	0.218	0.142	0.327
		time	0.240	0.300	0.205	0.330	0.216	NS
Adjusted R ²		0.758	0.804	0.082	0.532	0.701	0.516	
daytime	β	OAT	-0.944	-0.947	-0.298	-0.814	-0.878	-0.725
	nun of pe	time	0.140	0.145	-0.178	0.329	0.138	NS
		time	0.095	0.095	NS	0.140	0.086	0.095
Adjusted R ²		0.825	0.828	0.149	0.603	0.711	0.522	
evening	β	OAT	-0.903	-0.914	-0.326	-0.722	-0.838	-0.732
	nun of pe	time	0.289	0.289	NS	0.478	NS	NS
		time	NS	NS	-0.116	NS	-0.233	-0.280
Adjusted R ²		0.769	0.788	0.100	0.578	0.665	0.519	

Table 5 Multiple regression analysis of amount of heat supplied by water (cooling season)

cooling season : amount of heat supplied by water								
Building usage name		office	library	cafeteria	complex	classroom		
Building name		C	MC	US	PH	FH		
morning	β	OAT	0.672	0.881	0.930	0.821	0.736	
	nun of people	time	NS	NS	0.175	0.225	0.375	
		time	-0.180	-0.223	-0.230	-0.138	-0.295	
Adjusted R ²		0.417	0.721	0.756	0.609	0.481		
daytime	β	OAT	0.378	0.840	0.831	0.805	0.664	
	nun of people	time	-0.253	NS	0.126	0.145	0.337	
		time	-0.094	-0.049	-0.088	NS	NS	
Adjusted R ²		0.251	0.701	0.652	0.608	0.440		
evening	β	OAT	0.510	0.822	0.749	0.778	0.574	
	nun of people	time	-0.066	NS	0.059	0.058	0.225	
		time	NS	NS	NS	NS	NS	
Adjusted R ²		0.254	0.675	0.576	0.621	0.414		
cooling season : amount of heat supplied by water								
Building usage name		research building			experiment building			
Building name		EW	WW	T	EXL1	EXL2	EXL3	
morning	β	OAT	0.848	0.836	0.876	0.856	0.866	0.899
	nun of pe	time	0.089	0.097	0.143	0.219	NS	0.080
		time	NS	NS	NS	-0.098	-0.065	-0.116
Adjusted R ²		0.708	0.689	0.758	0.680	0.723	0.746	
daytime	β	OAT	0.860	0.860	0.868	0.838	0.796	0.843
	nun of pe	time	0.059	0.072	0.078	0.173	NS	NS
		time	NS	NS	NS	NS	NS	NS
Adjusted R ²		0.717	0.713	0.724	0.658	0.633	0.704	
evening	β	OAT	0.844	0.857	0.806	0.808	0.819	0.856
	nun of pe	time	0.047	0.023	NS	0.056	-0.076	NS
		time	NS	NS	-0.119	NS	NS	0.053
Adjusted R ²		0.725	0.740	0.713	0.668	0.659	0.711	

者数、時刻の順に影響度が確認された。MCでは図4に示したMCにおける2022年7月の冷暖房送水熱量と滞在者数の時刻別変化から図書館の開館時間は滞在者数の変化

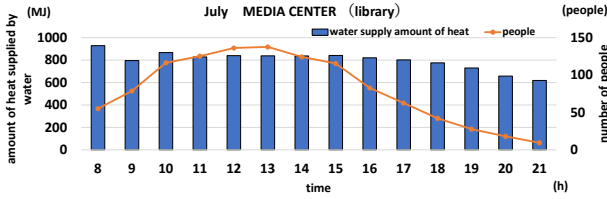


Fig.4 Time of day changes in heating/cooling amount of heat supplied by water and number of people

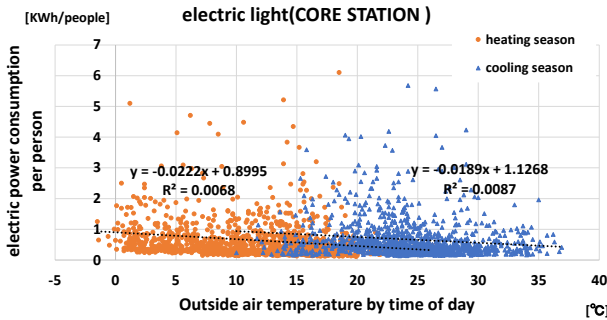


Fig.5 Regression analysis result of the electric light per person

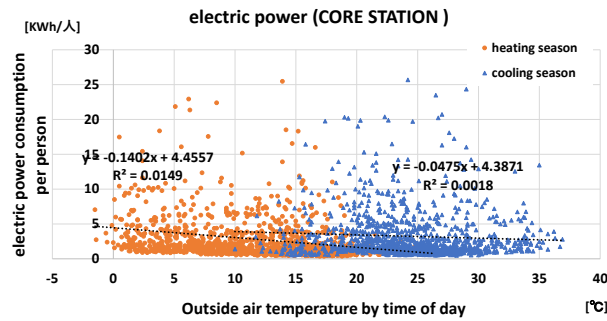


Fig.6 Regression analysis result of the electric power per person

によらず、ある程度一定の空調運用がみられるため、滞在者数の影響度が低いと考えられる。建物毎では、暖房期において、EW、WW（研究棟）では他の建物と比べて、外気温の係数が高く、高い相関がみられ、FHにおいては他の建物と比べて最も滞在者数の影響を受けることが確認できた。PH、Tについて、PHでは2021年度と2022年度で12~2月の利用のされ方に違いが、Tでは利用のされ方は同じだが、2021年度と比べて2022年度の使用量が非常に少ないことが原因でβ、修正R2で特徴的な値を示したと考えられる。また、冷房期において、CS、Tを除き暖房期と同様の結果を示し、TについてはEW、WWと同様の結果を示した。CSについては、2021年度と2022年度において、時間帯、季節間での利用のされ方の違いが原因でβ、修正R2で特徴的な値を示したと考えられる。また、時間帯別にみると、暖房期において、修正R2では、昼が一番高く、βでは朝に時刻が、昼、夕・夜に滞在者数、時刻の係数が有意でない傾向であり、冷房期において修正R2では、朝が一番高く、βでは朝に滞在者数が、昼、夕・夜に時刻の係数が有意でない傾向であることが確認できた。

3-3 外気温が電力消費量に与える影響

図5、6にコアステーションにおける一人当たりの電灯

Table 6 Multiple regression analysis (electric light)

		absolute value	Adjusted R2		β				
		0	1	0	1	1			
electric light	Building usage name	office	library	cafeteria	complex	classroom			
	Building name	CS	MC	US	PH	FH			
heating season	morning	β	OAT	-0.368	-0.183	-0.232	-0.272	-0.272	
		nun of people	0.294	0.145	0.562	0.468	0.468		
		time	0.644	0.654	0.386	0.636	0.636		
	Adjusted R ²		0.657	0.513	0.621	0.858	0.858		
	daytime	β	OAT	-0.498	-0.703	-0.332	-0.496	-0.496	
		nun of people	0.383	0.249	0.738	0.792	0.792		
		time	-0.128	NS	-0.164	0.051	0.051		
	Adjusted R ²		0.316	0.452	0.568	0.631	0.631		
	evening	β	OAT	0.388	-0.403	-0.208	-0.221	-0.221	
		nun of people	-0.296	0.321	0.859	0.849	0.849		
		time	-0.381	NS	0.464	NS	NS		
	Adjusted R ²		0.435	0.199	0.331	0.675	0.675		
cooling season	morning	β	OAT	0.268	0.244	0.219	0.198	0.196	
		nun of people	0.335	0.094	0.641	0.555	0.554		
		time	0.480	0.614	0.264	0.488	0.490		
	Adjusted R ²		0.617	0.576	0.690	0.874	0.874		
	daytime	β	OAT	0.391	0.629	0.323	0.314	0.317	
		nun of people	0.403	0.074	0.810	0.878	0.877		
		time	-0.129	0.041	-0.150	0.070	0.070		
	Adjusted R ²		0.252	0.379	0.667	0.724	0.726		
	evening	β	OAT	0.116	0.443	0.172	0.216	0.220	
		nun of people	0.542	0.093	0.937	1.025	1.029		
		time	NS	-0.127	0.600	0.288	0.292		
	Adjusted R ²		0.323	0.278	0.359	0.736	0.738		
electric light	Building usage name	research building	experiment building						
	Building name	EW	WW	T	EXL1	EXL2	EXL3		
heating season	morning	β	OAT	0.735	-0.323	-0.307	NS	-0.148	-0.287
		nun of people	-0.359	0.315	0.194	0.354	0.088	0.355	
		time	0.249	0.726	0.620	0.473	0.805	0.614	
	Adjusted R ²		0.747	0.803	0.518	0.501	0.692	0.672	
	daytime	β	OAT	-0.554	-0.597	-0.532	-0.258	-0.251	-0.435
		nun of people	0.486	0.581	0.325	0.604	0.346	0.564	
		time	0.409	0.329	0.233	0.323	0.441	0.359	
	Adjusted R ²		0.474	0.527	0.303	0.390	0.275	0.425	
	evening	β	OAT	-0.378	-0.383	-0.435	-0.153	-0.266	-0.318
		nun of people	0.513	0.569	0.419	0.740	0.593	0.586	
		time	-0.297	-0.289	-0.205	NS	-0.161	-0.285	
	Adjusted R ²		0.582	0.648	0.406	0.514	0.497	0.650	
cooling season	morning	β	OAT	0.378	0.371	NS	0.300	0.216	0.279
		nun of people	0.280	0.356	0.161	0.376	NS	0.276	
		time	0.574	0.550	0.576	0.378	0.709	0.586	
	Adjusted R ²		0.798	0.835	0.445	0.545	0.630	0.722	
	daytime	β	OAT	0.494	0.532	NS	0.546	0.130	0.340
		nun of people	0.461	0.621	0.309	0.227	0.173	0.460	
		time	0.381	0.242	0.279	0.342	0.406	0.304	
	Adjusted R ²		0.474	0.545	0.153	0.355	0.190	0.325	
	evening	β	OAT	0.355	0.426	NS	0.304	0.119	0.231
		nun of people	0.548	0.652	0.434	0.639	0.445	0.407	
		time	-0.152	NS	-0.106	NS	-0.260	-0.354	
	Adjusted R ²		0.662	0.681	0.272	0.553	0.493	0.639	

および動力消費量と時刻別外気温の相関を示す。電灯、動力消費量の内訳として、電灯は照明やコンセントによる負荷であり、動力は換気ファンや冷温水ポンプ動力、EVによる負荷である。冷暖房送水熱量とは異なり電灯、動力いずれもほとんど相関がみられず、他の10棟に関しても同様の結果が確認できた。

3-4 外気温、滞在者数、時刻と電力消費量の関係

前節ではあまり有効な相関を得ることができなかったため、冷暖房送水熱量と同様に目的変数を電灯および動力の電力消費量、説明変数を外気温、滞在者数、時刻として重回帰分析を行った。表6、7に電灯、動力それぞれの重回帰分析結果を示す。全体としてやや強い相関がみられ、βから電灯では外気温の影響が低い傾向がみられたが、動力では外気温の影響が大きいことが確認できた。これは動力が外気温の影響が大きい冷温水ポンプによる消費量を含んでいることが原因だと考えられる。建

Table 7 Multiple regression analysis (electric power)

electric power		Building usage name	office	library	cafeteria	complex	classroom		
		Building name	CS	MC	US	PH	FH		
heating season	morning	β	OAT	-0.712	-0.102	-0.203	-0.496	-0.496	
		nun of people	0.312	NS	0.856	0.176	0.176		
		time	0.479	0.433	NS	0.336	0.336		
		Adjusted R ²	0.668	0.175	0.631	0.307	0.307		
	daytime	β	OAT	-0.863	-0.217	-0.064	-0.633	-0.633	
		nun of people	0.316	0.154	0.802	0.178	0.178		
		time	0.087	NS	-0.155	0.067	0.067		
		Adjusted R ²	0.672	0.048	0.666	0.359	0.359		
	evening	β	OAT	-0.792	-0.177	NS	-0.487	-0.487	
		nun of people	0.332	0.264	0.622	0.182	0.182		
		time	NS	0.128	0.399	NS	NS		
		Adjusted R ²	0.605	0.049	0.159	0.225	0.225		
cooling season	morning	β	OAT	0.630	0.438	0.339	0.541	0.531	
		nun of people	0.260	0.086	0.896	0.074	0.070		
		time	0.158	0.307	-0.114	0.140	0.147		
		Adjusted R ²	0.543	0.380	0.741	0.357	0.348		
	daytime	β	OAT	0.746	0.460	0.366	0.629	0.633	
		nun of people	0.267	NS	0.870	NS	NS		
		time	0.055	NS	-0.107	NS	NS		
		Adjusted R ²	0.531	0.211	0.754	0.395	0.399		
	evening	β	OAT	0.697	0.400	0.083	0.582	0.582	
		nun of people	0.261	NS	0.893	-0.128	-0.125		
		time	0.238	NS	0.689	NS	NS		
		Adjusted R ²	0.474	0.159	0.286	0.334	0.335		
electric power		Building usage name	research building			experiment building			
		Building name	EW	WW	T	EXL1	EXL2	EXL3	
heating season	morning	β	OAT	-0.746	-0.625	NS	-0.205	0.619	-0.173
		nun of people	0.174	0.256	0.090	0.163	NS	0.296	
		time	0.548	0.649	0.158	NS	0.155	0.332	
		Adjusted R ²	0.703	0.753	0.047	0.038	0.450	0.270	
	daytime	β	OAT	-0.873	-0.907	-0.080	NS	0.439	-0.284
		nun of people	0.233	0.319	NS	0.131	0.209	0.421	
		time	NS	0.057	NS	NS	0.135	0.212	
		Adjusted R ²	0.696	0.745	0.005	0.016	0.309	0.202	
	evening	β	OAT	-0.786	-0.765	-0.067	-0.094	0.509	-0.210
		nun of people	0.272	0.391	NS	0.172	0.392	0.448	
		time	-0.257	-0.197	-0.114	NS	0.151	-0.199	
		Adjusted R ²	0.666	0.677	0.012	0.029	0.406	0.354	
cooling season	morning	β	OAT	0.589	0.535	NS	0.766	0.614	0.199
		nun of people	NS	0.156	0.109	NS	-0.107	0.097	
		time	0.316	0.352	0.161	NS	0.241	0.274	
		Adjusted R ²	0.546	0.568	0.053	0.586	0.514	0.171	
	daytime	β	OAT	0.800	0.747	0.097	0.690	0.614	0.256
		nun of people	0.081	0.185	0.134	NS	-0.098	0.121	
		time	NS	NS	NS	0.059	0.139	0.180	
		Adjusted R ²	0.613	0.521	0.018	0.484	0.450	0.096	
	evening	β	OAT	0.776	0.656	NS	0.721	0.594	0.178
		nun of people	0.096	0.203	0.121	-0.068	NS	0.276	
		time	NS	NS	NS	NS	-0.202	-0.250	
		Adjusted R ²	0.632	0.508	0.014	0.511	0.455	0.315	

物毎では、PH、FHについて電灯の修正R2が高く、動力の修正R2が低い傾向がみられ、滞在者数の係数が高い傾向がみられた。WWについては電灯、動力ともに修正R2が高い傾向がみられ、外気温の係数が他の建物と比べ高い傾向がみられた。これは、他の建物と異なりPH、FHは電灯について滞在者数に合わせて照明やコンセントによる負荷が生じていること、動力については日にちによる消費量に大きな差が生じており、外気温、滞在者数、時刻以外の要素が考えられることが原因であり、WWは季節や時間帯による消費量の大きな差がないことが原因だと考えられる。また、USでは電灯、動力どちらも他の建物と比べて滞在者数の影響が高く、夕・夜のみ修正R2が低い結果が確認できた。また、時刻別にみると、電灯では、暖房期・冷房期どちらも朝に修正R2が高い傾向にあり、動力では朝、昼の時間帯で修正R2が高い傾向にあった。以上より冷暖房送水熱量、電力消費量ともに一部を除き、重回帰分析結果から推定式を算出でき、CO₂

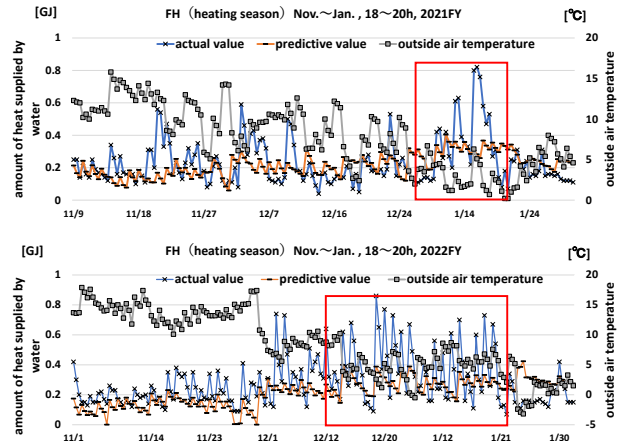


Fig.7 Difference between actual value and predictive value in FH 換算することでCO₂排出量を算出できる。

3-5 省エネ提案およびその効果

図7はFHにおける2021年度、2022年度の11~1月、18~20時における暖房送水熱量の実測値と予測値のグラフである。12月下旬~1月において実測値が予測値を大きく上回っており、2022年度においても同様の傾向がみられた。これは外気温が約5°C以下になると暖房送水熱量が急激に増加していることが原因だと考えられる。そこで外気温が約5°C以下の時に適した空調運用、使用教室を制限することで暖房送水熱量を削減し、予測値に近づけることができるため、省エネルギー対策が行えると考えられる。

4. まとめ

建物毎の冷暖房送水熱量、電力消費量について外気温、時刻、滞在者数との関係について分析を行い、建物毎のCO₂排出量を推定できるベースデータを作成した。また、FHについて11~1月、18~20時の時間帯において、外気温約5°C以下の時に適した空調運用、使用教室を制限することで省エネルギー対策が行えることが示唆された。

注釈

- 注1) 複合施設：事務室、教室、ホール、PCルーム、ラウンジなど
- 注2) 修正R2：修正済み決定係数 注3) β ：標準偏回帰係数

参考文献

- 文1) 文部科学省：カーボンニュートラル達成に貢献する大学等コアリション, https://www.mext.go.jp/content/20210728-mxt-kankyuu-000017072_1.pdf, 2024. 1. 30 閲覧
- 文2) 一般社団法人日本サステナブル建築協会：非住宅建築物の環境関連データベース, <https://www.jsbc.or.jp/research-study/casbee.html>, 2024. 1. 29 閲覧
- 文3) 丸尾：大学施設においてコロナ禍が空調・熱源エネルギー消費量に与える影響に関して(その1) 冷暖房送水熱量、エネルギー消費特性および電力デマンド変化の分析、空気調和・衛生工学会大会学術講演論文集、2023.

長期シミュレーションによる福島県河川流域における放射性セシウム動態の不確実性評価 Uncertainty Assessment of Environmental Fate of Radioactive Cesium in the River Basins of Fukushima Prefecture through Long-term Simulation

○入戸野 瑛 (大阪大学) 池之上 翼 (日本原子力研究開発機構)

嶋寺 光 (大阪大学) 松尾 智仁 (大阪大学) 近藤 明 (大阪大学)

Akira NITTONO*1 Tsubasa IKENOUE*2 Hikari SHIMADERA*1 Tomohito MATSUO*1 Akira KONDO*1

*1 Osaka University *2 Japan Atomic Energy Agency

The Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant accident caused extensive ^{137}Cs contamination. Long-term simulations have been conducted to predict the amount of ^{137}Cs outflow from river basins to the ocean. However, there are uncertainties about the influences of rainfall, tree types and dams to the ^{137}Cs outflow. This study focused on how much these three factors influence the ^{137}Cs outflow in eastern Fukushima river basins from 2011 to 2040. The ^{137}Cs outflow varied by -10 to +17% depending on precipitation, and by -16 to +19% depending on tree species, decreased by 21% by dams.

はじめに

福島第一原子力発電所 (FDNPP) 事故により、大量の放射性核種が放出された。放射性セシウム (^{137}Cs) は半減期が長く、線量が顕著に大きい¹⁾ため、環境中に長期的に残留する。 ^{137}Cs 沈着量のモニタリング結果²⁾から、原子力発電所から 80km 圏内を中心に多くの ^{137}Cs が沈着していることが示された。また、福島県東部の河川におけるモニタリング^{3, 4)}により、短期的な豪雨により陸域からの ^{137}Cs 流出量が急激に増加する一方、河川への ^{137}Cs 流出量は年々減少していることが示された。また、長期シミュレーションにより福島県東部における ^{137}Cs 動態を推定する研究⁵⁾が行われているが、将来的な気候の変化や入力データ等の不確実性により、 ^{137}Cs の環境中の分布の推定結果については、不確実性が大きい。そこで本研究では、福島県東部の河川流域を対象として、降水量、森林の樹種、ダムにおける堆積の3つの要素について、長期的な ^{137}Cs 動態に対する感度解析を行うことを目的とする。

1. 研究方法

1.1 計算方法

気象データ、地理データ、土壌侵食パラメータ、 ^{137}Cs 初期沈着量の入力データを使用し、水文モデルで河川流量、土壌輸送モデルで土壌移動量、 ^{137}Cs 輸送モデルで ^{137}Cs の輸送量が計算された。

1.2 計算条件

計算領域は Fig.1 に示す阿武隈川と沿岸部の 13 河川流域、水平格子解像度は 1 km とした。計算期間は 2011 年から 2040 年とした。土地利用は森林、市街地、畑、水田

の4種類とした。計算領域の ^{137}Cs 初期沈着量データ⁵⁾を Fig.2 に示す。

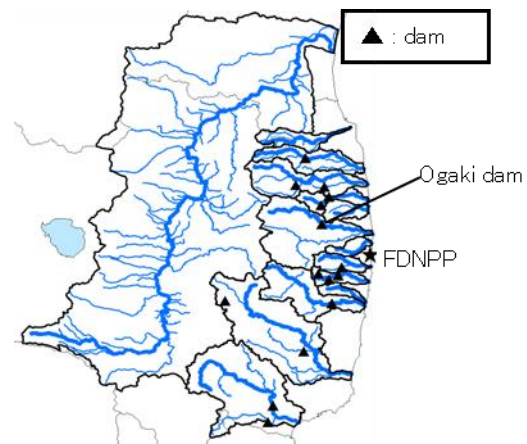


Fig.1 Computational domain

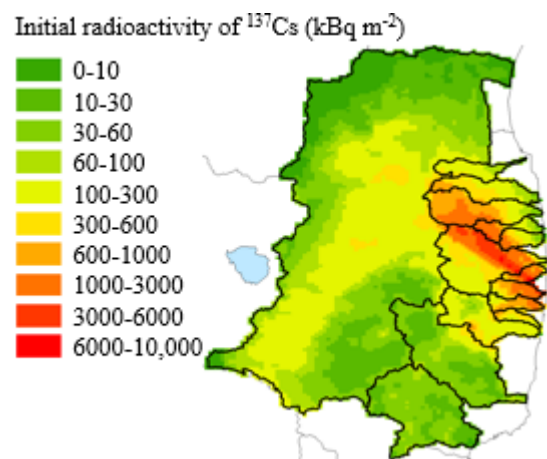


Fig.2 Initial radioactivity of deposited ^{137}Cs

1.3 感度解析

(1) 降水量感度解析

土壌流出の予測には、統計モデル USLE⁶⁾を用いた。式 (1) に示す係数の積によって、単位面積から単位時間に流出する平均的な土壌粒子流出量 A_{ssl} が計算される。

$$A_{ssl} = RKLSC_i P_i \quad (1)$$

A_{ssl} : 土壌粒子流出量 ($\text{t ha}^{-1} 10 \text{ min}^{-1}$), R : 降雨係数 ($\text{MJ mm ha}^{-1} \text{ h}^{-1} 10 \text{ min}^{-1}$), K : 土壌係数 ($\text{t h MJ}^{-1} \text{ mm}^{-1}$), L, S : それぞれ斜面長, 斜面勾配を表す地形係数 (-), C : 作物係数 (-), P : 保全係数 (-)

降水量から、降雨係数が計算され、式 (1) により土壌粒子流出量に影響を与える。降雨係数は式 (2) によって求められる。本研究では、降雨係数を10分ごとに計算した。

$$R = 0.119 + 0.0873 I_e I_{30} \log 6 I_e \quad (2)$$

I_e : 降雨強度 ($\text{mm } 10 \text{ min}^{-1}$), I_{30} :

一連続降雨中の最大 30 分間降雨強度 (mm)

気象の将来的な不確実性を考慮し、2011-2020 年の気象データを 10 年ごとに繰り返し適用する Base ケースと、福島県内の 2011-2020 年における 24 時間降水量の年間最大値が最大の 2019 年と、最小の 2018 年のデータを 2021 年以降に繰り返し適用する Max, Min ケースで ^{137}Cs 流出量を比較した。

(2) 森林樹種感度解析

本研究における森林モデルでは、RIFE1.5 モデル⁷⁾に基づき、5つの区画 (1: 樹体外部 (葉, 枝, 樹皮), 2: 樹体内部, 3: リター層, 4: 有機土壌, 5: 無機土壌) を設定し、区画間での ^{137}Cs 輸送を計算した。また、森林の樹種は落葉広葉樹, 常緑針葉樹, 低木・草・ササなどの3つに分類した。落葉広葉樹と常緑針葉樹では、事故直後の ^{137}Cs の初期沈着, 樹体・土壌での輸送が異なる。森林樹種感度解析における Base ケースでは、自然環境保全基礎調査第5回植生調査⁸⁾に基づき格子ごとに単一の樹種を設定した。ただし、実際には格子内に異なる樹種が混在する。さらに、第5回植生調査では、小円選択法により格子中央の約 5 ha の円内で最大の面積を占める群落で格子を代表している。そのため、格子ごとの代表群落についても、不確実性がある。これらを踏まえ、本研究では Base ケースに加えて、樹種を落葉広葉樹, 常緑針葉樹に統一する DB, EC ケースで森林から河川への ^{137}Cs 流出量を比較した。Table 1 に森林の各区画の初期 ^{137}Cs 沈着量を、Fig.3 に計算領域の Base ケースにおける樹種分布を、Fig.4 に森林モデルの概念図を示す。

Table 1 Initial ^{137}Cs deposition in Forests

	1	2	3	4	5
DB	0.17	0	0.11	0.41	0.31
EC	0.34	0	0.09	0.34	0.23

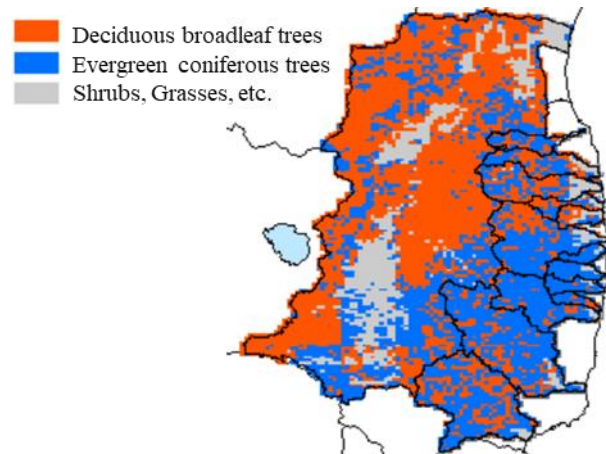


Fig.3 Distribution of dominant tree species

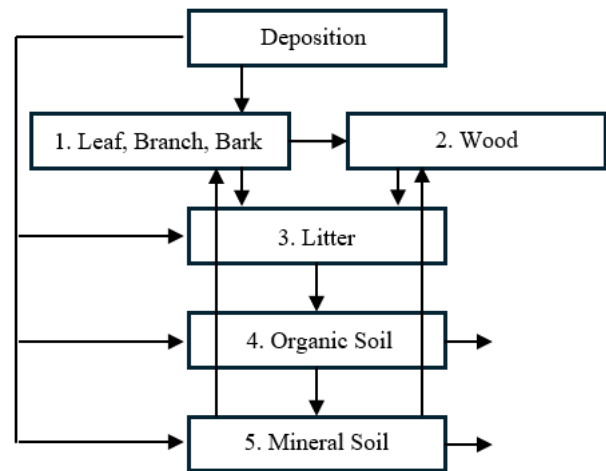


Fig.4 Diagram of forest model structure

(3) ダムによる堆積の感度解析

ダムに流入した ^{137}Cs の一部は堆積によりダムへ蓄積される。ダムにおける沈降はダム内の流れ場やダムの運用に大きく影響される。本研究では、トラップ効率 TE (流入する土壌粒子のうち、堆積する割合) を用いて、ダムへの土壌粒子の流入量に $1 - TE$ を乗じて、ダムからの土壌粒子の流出量を算出した。まず、福島県沿岸部 13 河川のダムにおける浮遊粒子堆積のある (ON) ケースとない (OFF) ケースで河川から海洋への ^{137}Cs 流出量を比較した。さらに、 ^{137}Cs 流入量の大きい請戸川の大柿ダムにおいて、トラップ効率の変化に対する河川からの ^{137}Cs 流出量の変化を推定した。大柿ダムにおいて、ダムへの ^{137}Cs 流入量に対するダムに堆積した ^{137}Cs の割合は、2013-2017 年の

7-11月で0.88⁹⁾であった。この観測値をもとに、3つのト
ラップ効率を設定した。Table 2 に計算ケースを示す。

Table 2 Calculation cases of TE (Trap Efficiency)

Calculation case	TE
1	0.69
2	0.83
3	0.96

2. 結果

2.1 降水量感度解析

Fig.5 に降水量感度解析の結果を示す。事故発生からの
30年間で、Base ケースでは60 TBq 流出したのに対し、
Max ケースでは17%増加し、Min ケースでは10%減少した。
Max ケースにおいては2021年以降に毎年短期間で大き
く¹³⁷Cs 流出量が増加しており、これは2019年は台風
19号の影響で福島観測地点の24時間最大降水量が250
mmに達していることが原因と考えられる。Fig.6 に降雨
係数の年間の合計値について、2011-2020年平均、2019年、
2018年の空間分布を示す。降雨係数については、10年
間の平均値では福島県沿岸部流域の東部・南部、阿武隈川
流域の南部を中心に6000を超える地域があった。2018年
では、対象流域全体で4000を下回る地域が大部分を占め
た。一方、2019年では、福島県沿岸部流域ではほぼ全
域で6000を超え、6000を下回るのは阿武隈川流域の北
部と南部の一部のみであった。Fig.7 にBase, Max, Min
ケースにおける30年間の土壌粒子流出量の空間分布を示
す。Base ケースと比較して、全体としては降雨係数が大
きく増加した地域で土壌流出量が顕著に増加した。Max
ケースは特に14河川付近で流出量が大きくなった。一
方、河川から離れた場所ではMax ケースでも30年間の
土壌粒子流出量が1 ktを下回る地域が多かった。降雨係
数に加えて、土地利用や傾斜などの地形、土壌の種類
なども土壌粒子流出特性に影響するため、降雨係数の
変化に対して、感度が小さい地域が存在すると考えら
れる。

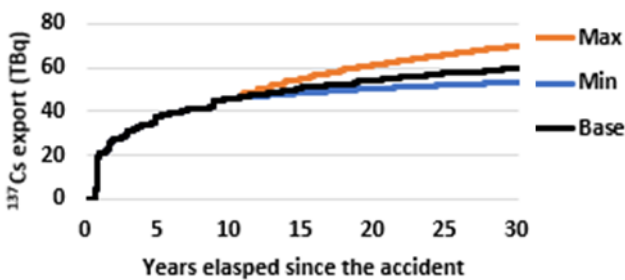


Fig.5 Cumulative ¹³⁷Cs export from eastern Fukushima 14 river basins

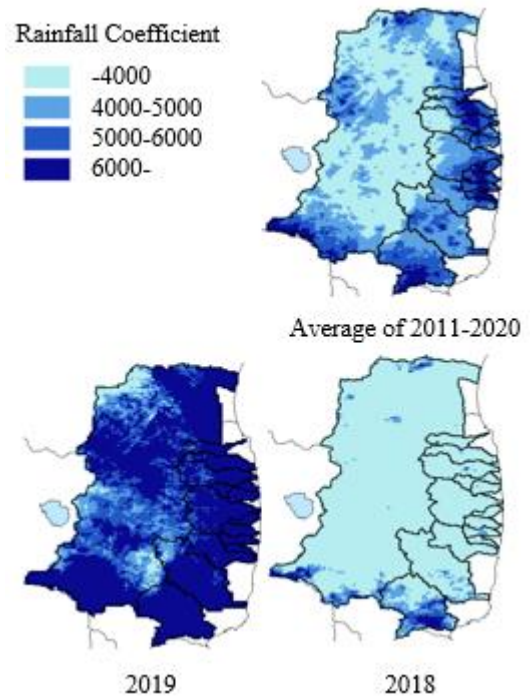


Fig.6 Rainfall coefficient in eastern Fukushima river basins

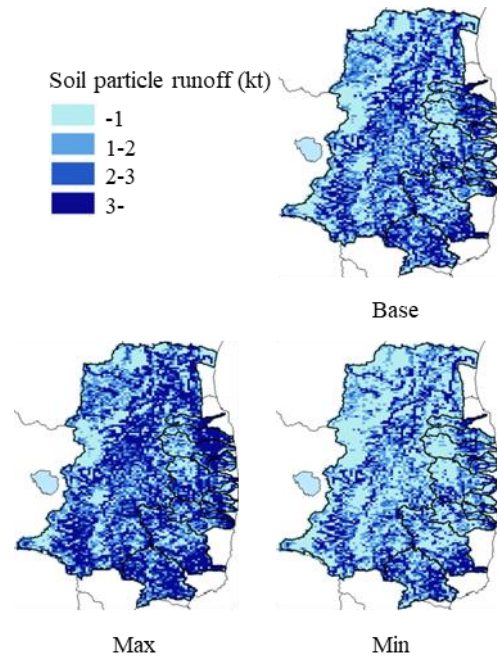


Fig.7 Cumulative soil particle runoff

2.2 森林樹種感度解析

Fig.8 に樹種感度解析の結果を示す。事故発生からの30
年間で、森林から河川への¹³⁷Cs 流出量は、Base ケースの
32 TBq に対して、落葉広葉樹 (DB) ケースで19%増加し、
常緑針葉樹 (EC) ケースで16%減少した。これは、事故
直後に落葉広葉樹では¹³⁷Cs が直接有機土壌に沈着する割
合が大きかったことが原因と考えられる。一方、事故後
10年目から30年目にかけては、常緑針葉樹の方が¹³⁷Cs

流出量が多かった。常緑針葉樹では、事故直後には樹体外部やリターへの沈着割合が高いため、その後有機土壌に輸送され、長期間徐々に流出すると考えられる。

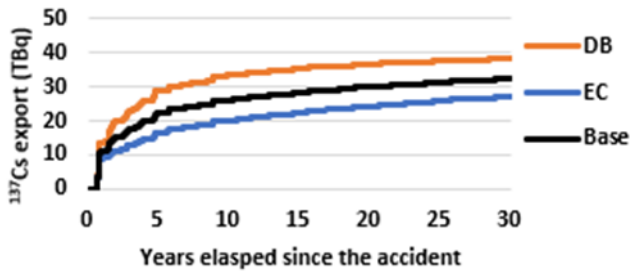


Fig.8 Cumulative ^{137}Cs export from forests

2.3 ダムによる堆積の感度解析

Fig.9 に福島県沿岸部 13 河川における、ON ケースと OFF ケースの河川から海洋への ^{137}Cs 流出量を示す。事故発生からの 30 年間で、ダムによる浮遊粒子の沈着により 9.2 TBq (21%) 流出量が減少した。2つのケースにおける流出量の差は計算期間全体を通して大きくなった。一方で、流域からの ^{137}Cs 流出量が減少しているため、時間の経過に伴い 2つのケース差の増加速度は減少した。

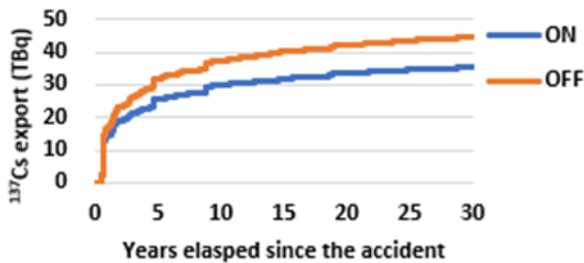


Fig.9 Cumulative ^{137}Cs export from coastal 13 river basins

Fig.10 に大柿ダムのトラップ効率の変化に伴う、請戸川からの ^{137}Cs 流出量の変化を示す。トラップ効率が 0.69 のケースでは、30 年間で 13.8 TBq 流出したが、トラップ効率が 0.1 上がると、流出量はおおよそ 0.8 TBq 減少した。

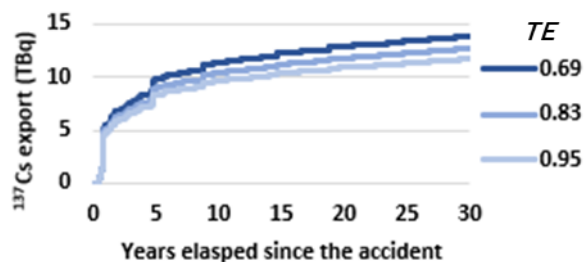


Fig.10 Cumulative ^{137}Cs export from Ukedo river

3. まとめ

本研究では、福島第一原子力発電所で事故が発生した 2011 年から 30 年間にわたって、福島県東部の河川流域

を対象として、降水量、樹種分布、ダムによる堆積が ^{137}Cs 流出に与える影響を長期シミュレーションにより推定した。降水量については、30 年間の河川から海洋への ^{137}Cs 流出量が、2021 年以降の降水量として 2011-2020 年で最大 24 時間降水量が最も大きい 2019 年の降水量を用いたケースで 17%増加し、最も小さい 2018 年の降水量を用いたケースでは 10%減少した。樹種分布については、30 年間の森林から河川への ^{137}Cs 流出量が、流域内の森林の樹種を落葉広葉樹に統一したケースで 19%増加し、常緑針葉樹に統一したケースで 16%減少した。ダムについては、ダムにおける浮遊粒子の堆積によって福島県沿岸部河川から海洋への ^{137}Cs 流出量が 21%減少した。また、大柿ダムにおけるトラップ効率が 0.1 上がると、請戸川からの ^{137}Cs 流出量はおおよそ 0.8 TBq 減少した。

参考文献

- 1) 文部科学省: 放射線量等分布マップの作成等に関する報告書 第 1 編
<http://www.aec.go.jp/jicst/NC/iinkai/teirei/siryo2012/siryo11/siryo1.pdf>
- 2) 日本原子力研究開発機構: 放射性物質の分布状況等調査による航空機モニタリング
https://emdb.jaea.go.jp/emdb_old/portals/b1020201/
- 3) Ueda, S., Hasegawa, H., Ohtsuka Y., Ochiai, S., Tani T. T., 2021. Ten year radiocesium fluvial discharge patterns from watersheds contaminated by the Fukushima nuclear power plant accident. *Journal of Environmental Radioactivity*, 240, 106759
<https://doi.org/10.1016/j.jenvrad.2021.106759>
- 4) Suzuki, S., Amano, Y., Enomoto, M., Matsumoto, A., Morioka, Y., Sakuma, K., Tsuruta, T., Kaeriyama, H., Miura, H., Tsumune, D., Kamiyama, K., Wada T., Takata H. H., 2022. Temporal variability of ^{137}Cs concentrations in coastal sediments off Fukushima. *Science of Total Environment*, 831, 154670
<https://doi.org/10.1016/j.scitotenv.2022.154670>
- 5) 池之上翼, 2023. 河川を通じた ^{137}Cs の供給が福島沿岸海域における海底堆積物中の ^{137}Cs の長期的挙動へ及ぼす影響の評価, 大阪大学大学院工学研究科博士論文
- 6) Wischmeier, W.H., Smith, D.D., 1978. Predicting Rainfall Erosion Losses A Guide to Conservation Planning. U.S. Department of Agriculture Agriculture Handbook No. 537.
- 7) Hashimoto et al., 2020. New predictions of ^{137}Cs dynamics in forests after the Fukushima nuclear accident. *Science Report* 10, 29
https://doi.org/10.1038/s41598019_568005
- 8) 環境省: 自然環境保全基礎調査第 5 回植生調査
- 9) 大柿ダムの放射性セシウムの実態と対策 第 2 版 東北農政局

モンテカルロ法を用いた食物連鎖モデルによる播磨灘における漁獲圧に対する生態系の応答性評価

Evaluating the Effects of Fishing Pressure on Bioecosystems at Harima-Nada in Seto Inland Sea Using Monte Carlo-based Food Chain Model

○岡崎 舜 (大阪大学)

古賀 佑太郎 (兵庫県環境研究センター)

嶋寺 光 (大阪大学)

佐藤 祐一 (滋賀県琵琶湖環境科学研究センター)

PINTOS ANDRCOLI Valentina (大阪大学)

鈴木 元治 (兵庫県環境研究センター)

松尾 智仁 (大阪大学)

近藤 明 (大阪大学)

Shun OKAZAKI*1 Yutaro KOGA*2 Hikari SHIMADERA*1 Yuichi SATOH*3 Valentina PINTOS ANDRCOLI *1
Motoharu SUZUKI*2 Tomohito MATSUO*1 Akira KONDO*1

*1 Osaka University *2 Hyogo Prefectural Institute of Environmental Sciences. *3 Lake Biwa Environmental
Research Institute

There is a high fishing pressure, which affects the marine ecosystems, and a decreasing trend of fishery production in Harima-nada. For sustainable resource management, the relationship between the pressure and the ecosystems needs to be investigated. In this study, we evaluated the response of the ecosystems to the pressure in the Harima-nada using Monte Carlo-based food chain model that takes fishery into account. The results indicated that piscivorous fish decreased with increasing fishing pressure, but planktivorous fish increased because the impact of the decrease in its predator was larger than that of increasing fishing pressure.

はじめに

瀬戸内海は、昭和 45～55 年代での単位面積当たりの海面漁業生産量が地中海の約 25 倍であり、非常に漁獲圧が高い¹⁾。近年では、瀬戸内海海面漁業生産量が約半分に減少しているが、依然としてこの海域は非常に高い水準の漁獲圧を維持している。一方、漁業活動は漁獲対象種の資源に直接的な影響を与えるだけでなく、生態系内の他の生物種にも間接的な影響を与えるとされている²⁾。瀬戸内海は高い漁獲圧を維持している水域であるため、漁業活動が生態系になんらかの影響を与える可能性があるが、漁業と海洋生態系における関連性は不明確である。また近年では、海面漁業生産量が減少傾向である。そのため漁獲圧が生態系に与える影響を把握し、持続可能な資源管理を目指す必要がある。そこで、瀬戸内海東部の播磨灘を対象に漁獲を考慮した食物連鎖モデルを用いて、播磨灘の海洋生態系の応答を評価した。

1. 方法

1.1 生態系モデル概要

漁獲圧変化に対する生態系の応答性を評価するため、高島ら³⁾の播磨灘 NPZFF モデル (従来モデル) に漁獲死亡を導入した。モデルの概要図を Fig. 1 に、計算領域を Fig. 2 に示す。窒素と各バイオマスのマスバランスを式(1)～(5)、本研究で導入した漁獲死亡を式(6)で表す。

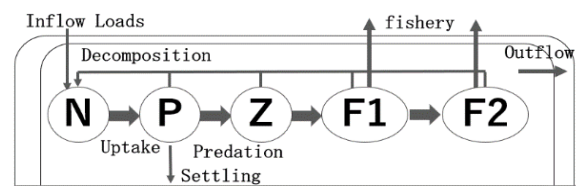


Fig.1 Structure of food chain model, N: Nutrients, P: Phytoplankton, Z: Zooplankton, F1: Planktivorous Fish, F2: Piscivorous Fish

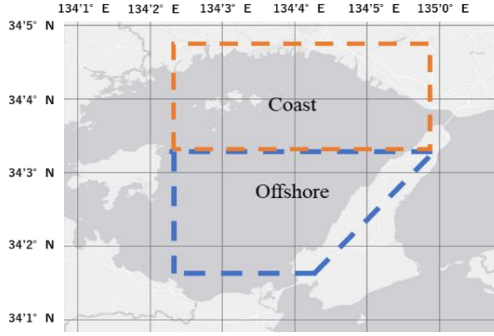


Fig.2 Calculation domain of Harima-nada NPZFF model

$$\frac{dC_N}{dt} = L_N - O_N + DP_N + DZ_N + DF1_N + DF2_N - I_N \quad (1)$$

$$\frac{dM_p}{dt} = G_p - P_p - E_p - R_p - D_p - O_p + L_p \quad (2)$$

$$\frac{dM_z}{dt} = G_z - P_z - E_z - R_z - O_z + L_z \quad (3)$$

$$\frac{dM_{F1}}{dt} = G_{F1} - P_{F1} - E_{F1} - R_{F1} - H_{F1} \quad (4)$$

$$\frac{dM_{F2}}{dt} = G_{F2} - E_{F2} - R_{F2} - H_{F2} \quad (5)$$

$$H_{F1} = M_{F1} \cdot C_{F1} \quad H_{F2} = M_{F2} \cdot C_{F2} \quad (6)$$

ここで C_N は窒素濃度、 I_N は植物プランクトンの窒素摂取速度、 DX_N は各バイオマス (X は P : 植物プランクトン、 Z : 動物プランクトン、 $F1$: プランクトン食性魚、 $F2$: 魚食性魚) 由来の窒素量、 M_i は各バイオマス濃度、 G_i は成長量、 P_i は捕食量、 E_i は消滅量、 R_i は呼吸及び自然死滅量、 H_i は漁獲量、 C_i は F_i に対する漁獲死亡率、 D_i は沈着量、 O_i は流出量、 L_i は流入量、 i は各栄養段階 (N : 窒素、 P , Z , $F1$, $F2$) を表す。

1.2 漁獲死亡の導入

従来モデルでは、魚類の死亡は全て自然死亡によるもので、死亡後は分解されて窒素が系内循環すると仮定していた。本研究では、魚類の死亡を自然死亡と漁獲死亡に区分し、漁獲による窒素の系外への除去を表現した。漁獲を表現するためのパラメータとして、漁獲死亡率を追加した。それに伴い、従来モデルから自然死亡率も変更した。

漁獲死亡率は、播磨灘の年別プランクトン食性魚・魚食性魚漁獲量をプランクトン食性魚・魚食性魚バイオマス量で除することで算出した。年別漁獲量に関しては 2010~2015 年の兵庫県⁴⁾、独立行政法人統計センター⁵⁾の種別水揚量を用いた。魚類バイ

オマス量に関しては、従来モデルによる計算値³⁾を用いた。このバイオマス量は炭素重量であるため、漁獲量は乾燥重量、レッドフィールド比を考慮し、炭素重量に換算した。

自然死亡率は、田内・田中の式（自然死亡率 (/year) = 2.5 ÷ 魚種別寿命⁶⁾）を用いて算出した。魚種別寿命は国立研究開発法人水産研究・教育機構⁷⁾から取得し、魚種をプランクトン食性魚、魚食性魚に区分して自然死亡率を得た。

1.3 計算手順

従来モデル同様、モンテカルロ法を用いて以下の手順で計算を行った。

STEP1: モデルパラメータを文献等から定めた幅の範囲内でランダムに設定。20 年間の計算を行う。

STEP2: 以下の条件を満たす場合にそのモデルを採用する。採用されなかった場合は STEP1 に戻る。
① 20 年目の窒素濃度、各バイオマスの平均値が設定した範囲内。
② 20 年目の窒素濃度、各バイオマスの変動係数が 0.2 以下。

STEP3: 計算初期値を STEP2 で計算した 20 年目の平均値に置き換え、計算目的に応じた条件に再設定して、さらに 20 年間の計算を行い、最終年次 (20 年目) における窒素濃度および各バイオマスを計算する。

STEP4: 各 1000 パターンの結果が得られるまで STEP1 ~ 3 の計算を繰り返す。

1.4 再現計算及び漁獲死亡率変更計算条件

まず、モデル性能評価のために 2010 年代での再現計算を行った。次に、プランクトン食性魚、魚食性魚に対して漁獲圧を変更する、漁獲死亡率変更条件で計算を行った。再現計算条件では、窒素濃度、植物プランクトン濃度の計算値と広域総合水質調査⁸⁾の観測値を比較した。漁獲死亡率変更条件では STEP3 において、漁獲死亡率を 0.2 倍から 2.0 倍の範囲で変化させた。

2. 結果

2.1 再現計算

2010年代での再現計算結果を Fig. 3 に示す。窒素濃度に関しては、沖合の平均濃度が沿岸より高くなった。植物プランクトン濃度に関しては、沿岸の平均濃度がより高くなっており、播磨灘の特性を再現できた。

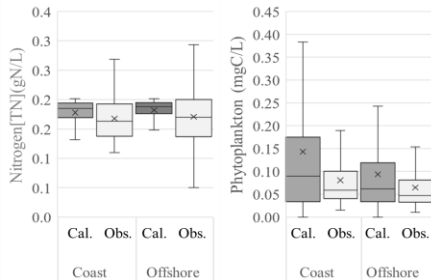


Fig.3 Comparison of calculated and observed TN concentration and Phytoplankton biomass 2010s for 1000 patterns. The top and bottom of the box represent 75th and 25th percentiles respectively. The top and bottom of the vertical line represent 95th and 5th percentiles. The inner line is the median and the asterisk represents the average.

2.2 漁獲死亡率変更計算

漁獲死亡率の変更倍率 0.2 倍, 1.0 倍, 2.0 倍の場合の沿岸部における窒素濃度, 各バイオマス濃度および生産量の平均値の栄養段階毎の推移を Fig. 4 に示す。Fig. 4 では漁獲死亡率が増加するにつれて, 魚食性魚生産量が低下し, プランクトン食性魚生産量は増加した。また動物プランクトン生産量, 植物プランクトン生産量は増加したが, 変化率は魚類と比較して小さかった。また TE (転換効率=捕食者の生産量/餌生物の生産量) は漁獲死亡率増加につれて魚類間は低下, プランクトン食性魚・動物プランクトン間は増加, プランクトン類間は低下し, 上位栄養段階間ほど変化率は大きかった。

漁獲死亡率の変更倍率毎の沿岸部における窒素濃度, 各バイオマス濃度変化とプランクトン食性魚, 魚食性魚の漁獲死亡率倍率毎の漁獲死亡率と総死亡率 (自然死亡率と漁獲死亡率の和) の比率の推移を Fig. 5 に示す。漁獲死亡率の増加に対して窒素濃度, 各バイオマス濃度がそれぞれ一定の傾向で変化した。

魚食性魚に関しては, 漁獲死亡率が増加するほどバイオマスが減少する傾向を示し, プランクトン食性魚については, バイオマス濃度が増加する傾向が見られた。動物プランクトンに関しては, 減少傾向を示し, 植物プランクトンに関しては増加傾向を示した。またバイオマス濃度の変化率は魚類の方が大きかった。TN 濃度に関しては, 漁獲死亡率が増加した際, 減少する傾向が見られた。

2.3 考察

漁獲死亡率増加に伴う, 窒素濃度, 各バイオマス濃度変化についての考察を以下に述べる。

魚食性魚は, バイオマス濃度, 生産量の減少が見られた。これは漁獲死亡率が増加すると, 漁獲される種の生物量が減少し, 生産量も減少するためだと考えられる。

プランクトン食性魚は, バイオマス濃度, 生産量の増加が見られた。魚食性魚は次栄養段階がなく, 漁獲による死亡や自然死亡で, バイオマス濃度が減少するが, プランクトン食性魚は漁獲による死亡や自然死亡以外にも, 次栄養段階の捕食影響を受ける。Fig. 4 では漁獲死亡率増加につれて, 魚類間で TE が減少し, 被捕食機会が損なわれていることが見て取れる。そのため, 漁獲死亡率を上げた際の魚食性魚バイオマス濃度減少に伴うトップダウン効果により, バイオマス濃度が増加したと考えられる。これは漁獲圧の増加が単純なプランクトン食性魚資源量の減少にはつながらない可能性があることを示した。

動物プランクトンバイオマス濃度の減少に関しては, プランクトン食性魚による捕食死亡率増加の影響が前栄養段階の影響よりも優先し, バイオマスが減少したと考えられる。植物プランクトンバイオマス濃度の増加に関しては, 窒素濃度減少によるボトムアップ効果よりも, 動物プランクトンバイオマス減少に伴うトップダウン効果が大きいと見られる。植物プランクトンバイオマス濃度が増加したと考えられる。

窒素濃度に関しては減少がみられたが, 漁獲による系外への窒素流出により減少したと考えられる。窒素濃度の減少は植物プランクトンバイオマスの減

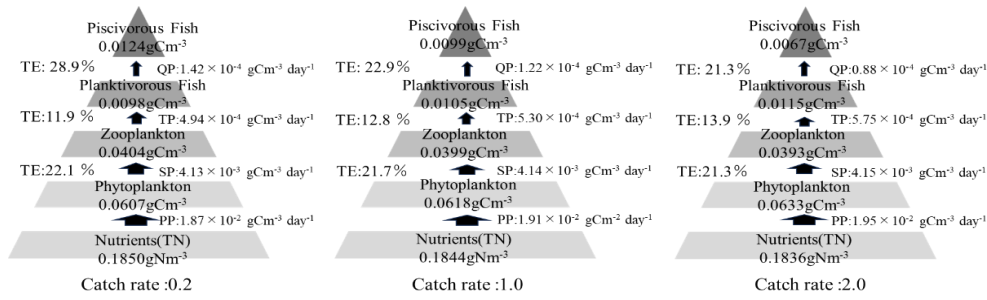


Fig.4 Material flows and stocks for each catch scenario calculated in the Harima-nada model (fishery pressure multipliers from left to right: 0.2, 1, and 2). represent the average of 1000 patterns. (PP: primary production, SP: secondary production, TP: tertiary production, QP: quaternary production, TE: trophic transfer efficiency (= predator production/prey production)).

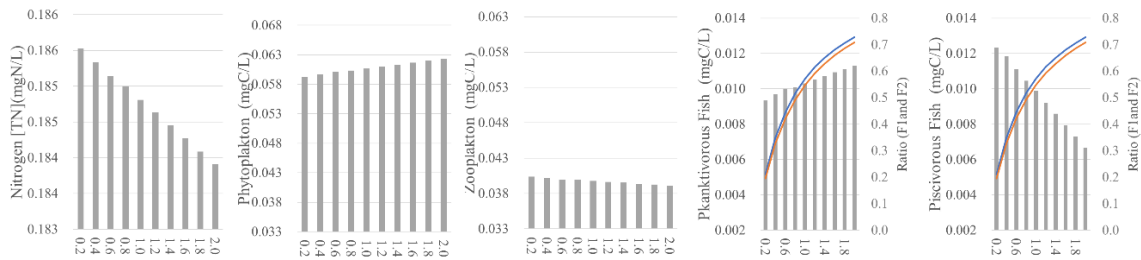


Fig.5 TN and biomass concentrations and ratios of fishery mortality to total mortality for each fish species (blue line: F1, orange line: F2) at different fishery pressure (lower axis: catch multipliers). Plot are results of the average of 1000 patterns for each mode

1.

少を引き起こすが、動物プランクトンが植物プランクトンの増減を律速しているため、漁獲による窒素減少の植物プランクトンの増減に対する影響は小さいことが示された。

3. 総括

播磨灘における漁獲圧に対する生態系の応答性評価の結果をまとめる。

- 1) 漁獲死亡率の増加により、魚食性魚は減少することが示された。一方、プランクトン食性魚においては、直接の漁獲死亡率増加の影響を、魚食性魚減少による被食減少の影響が上回り、増加の傾向を示した。
- 2) 漁獲死亡率の増加により、窒素濃度の減少がみられた。しかし、この窒素濃度の減少は植物プランクトンの増減にあまり影響を与えないことが示された。

<https://www.env.go.jp/content/900542073.pdf>

- 2) 平成 28 年度 水産白書 水産庁
https://www.jfa.maff.go.jp/j/kikaku/wpaper/h28_h/trend/1/t1_1_3_3.html
- 3) 高島知樹、古賀佑太郎、嶋寺光、松尾智仁、近藤明、モンテカルロ法を用いた食物連鎖モデルによる播磨灘における窒素負荷量に対する生態系の応答性評価、空気調和・衛生工学会学術講演会講演論文
- 4) 水産業の概況 兵庫県、農林水産部、水産漁港課:<https://web.pref.hyogo.lg.jp/org/suisan/documents/suisangyougaikyou.pdf>
- 5) 海面漁業生産統計調査、兵庫(昭和31年～平成27年)、独立行政法人統計センター
- 6) 水産資源管理談話会報第 38 号、一般財団法人日本鯨類研究所
- 7) 令和4年度魚、種別資源評価国立研究開発法人水産研究 教 育 機 構
<https://abchan.fra.go.jp/hyouka/last-year/>
- 8) 環境省、広域総合調査、<https://water-pub.env.go.jp/water-pub/mizu-site/mizu/kouiki/dataMap.asp>

参考文献

- 1) 瀬戸内海の現況等について 環境省、

LESに基づく街区形態と外部空間の弱風率との関係に関する研究

Study on the relationship between urban block characteristics and weak wind ratio based on LES

○山腰 和希（神戸大学） 竹林 英樹（神戸大学）

Kazuki YAMAKOSHI *¹ Hideki TAKEBAYASHI *¹

*¹ Kobe University

The measurement results of wind velocities in central urban blocks of Kobe city were used to verify the accuracy of the calculation results unsteady analysis using LES model. Although the numerical calculation results have too small fluctuations, the average wind velocities were well aligned with the measurement results. We evaluated the weak wind ratio on each pedestrian area, which includes sidewalks, narrow roads without sidewalks, and intersections. The weak wind ratio increases when the average building height around the road is low and the road width is narrow, or when the average building height around the road is high.

1. はじめに

上空風を市街地内に取り入れて風通しを促進し、地表付近の熱を上空へ拡散させることは、ヒートアイランド対策の一つである。街区形態と風通しの関係を分析した既往研究では、計算負荷の観点から乱流モデルにレイノルズ平均(RANS)モデルが用いられることが多い。RANSによる分析では、実測結果より風速が小さく評価されると指摘されている¹⁾。

本研究では、神戸市中心部を対象として、RANSモデルでは探知できない渦や時間変動を考慮出来るLESモデルを用いた非定常解析を実施し、歩行空間の風環境を街区、街路形態との関係に基づいて分析した。

2. 数値計算の概要

2.1 計算領域と格子間隔

Fig. 1 に神戸市中心部の解析対象領域を示す。2011年に構築された建物形状データを、google earthより得られる3次元モデルデータを用いて2022年時点の街区形状に更新した。水平方向の格子間隔は解析対象領域内で1m、解析対象領域外で徐々に広がる不等間隔とし、鉛直方向は最高建物高さまで1m、それ以上は徐々に広がる不等間隔とした。

2.2 計算方法

流入・流出境界は自然流入流出条件、上空及び側面境界はfree-slip条件、地面及び壁面境界は一般化対数則条件を設定した。流入境界は高さ100mの風速を4.1m/sとしたべき乗則で与え、風向は南西とした。LESにはSmagorinskyモデルを用いた。最初の30秒間は助走計算とし、30秒から150秒までの120秒間の計算結果を評価対象とした。



Fig.1 Objective site for LES model

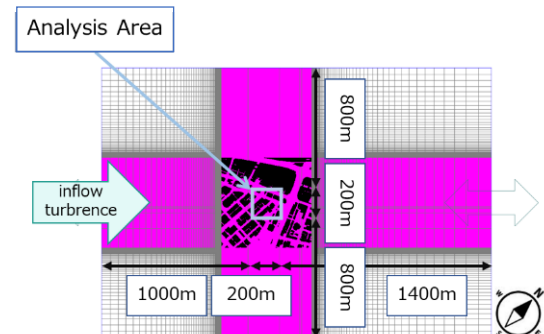


Fig.2 An example of analysis area of LES

3. 弱風率

村上ら²⁾が提案した風環境評価尺度を参考に、弱風による非適風は風速 0.7 m/s 以下とし、時間平均風速が風速 0.7 m/s 以下のメッシュ (1m×1m) を弱風と評価し、対象歩行空間内に含まれる割合を弱風率と定義した。Fig. 4 に示す通り、広い街路の歩道部分、歩道のない狭い道路、交差点を歩行空間として弱風率を算出した。

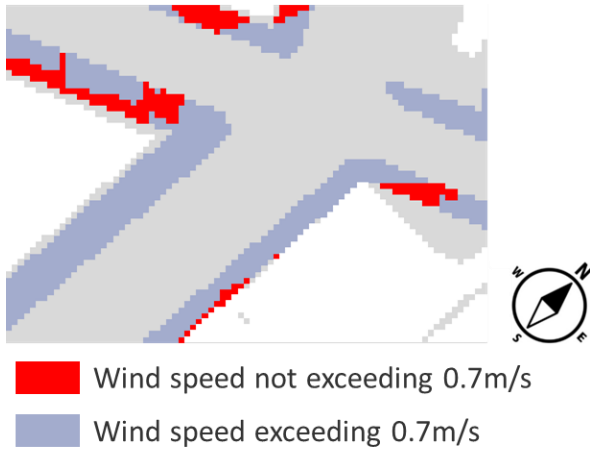


Fig.3 Examples of weak wind area (red)

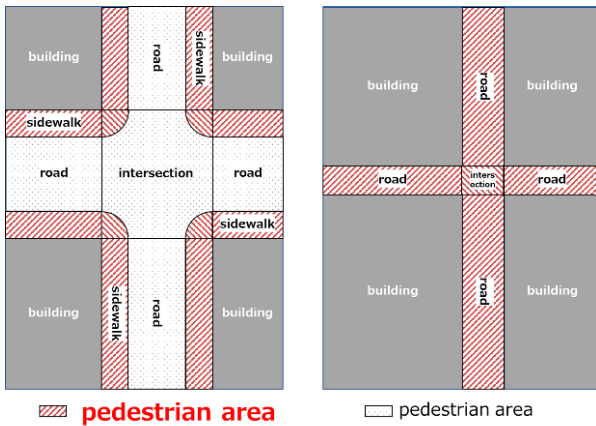


Fig.4 Classification of pedestrian areas

4. 精度検証

4.1 測定の概要

2022年8月14日に Fig. 5, Fig. 6 に示す測定地点 (高層建築物が多く道路幅の広い交差点周辺、及び、中低層建築物が集まる道路幅の狭い地域)、2023年8月19日に Fig. 7 に示す測定地点 (周囲に建物が少ない港湾部) において、地表面からの高さ 1.5m における風速を 1 秒間隔で 2 分間測定した。

4.2 実測結果と数値計算結果の比較

LES の風速比 (地上高さ 1.5m の風速/地上高さ 100m の風速) 分布を Fig. 5, 6, 7 に示す。建物隅角部の剥離流や逆流領域が再現されている。

各測定点における測定結果と LES による計算結果から算出した平均風速比を Fig. 8, 9, 10 に示す。LES の結果は実測値より変動は小さいが、平均風速比はよく一致した。

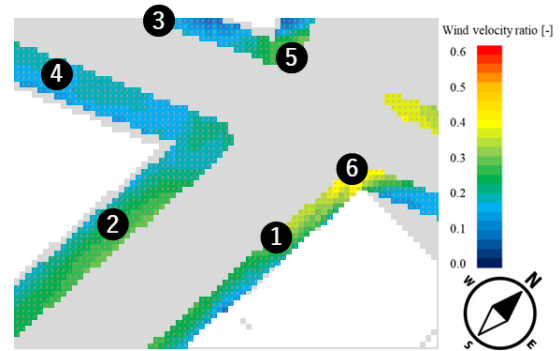


Fig.5 Measurement point 1 to 6 for wind velocity



Fig.6 Measurement point 7 to 18 for wind velocity

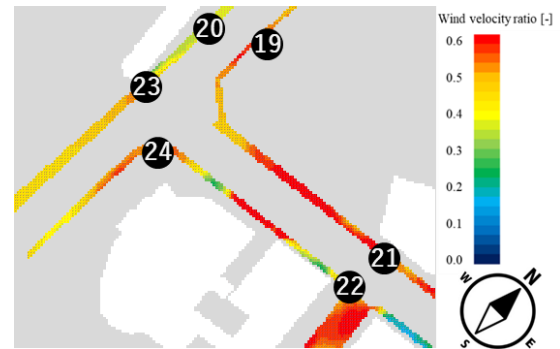


Fig.7 Measurement point 19 to 24 for wind velocity

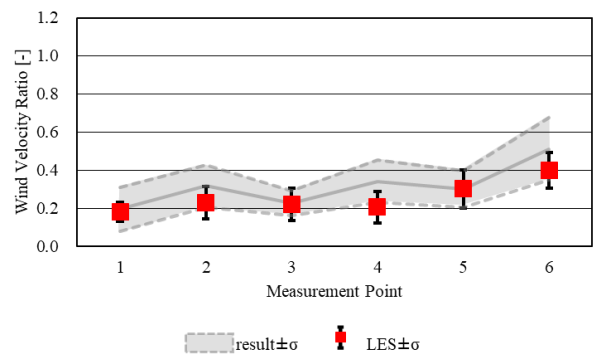


Fig.8 Average wind velocity ratios at points 1 to 6 by measurement and calculation results

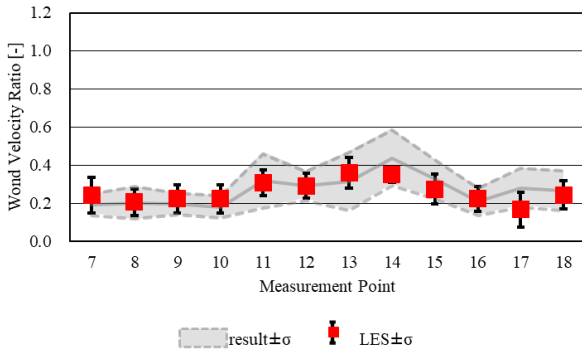


Fig.9 Average wind velocity ratios at points 7 to 18 by measurement and calculation results

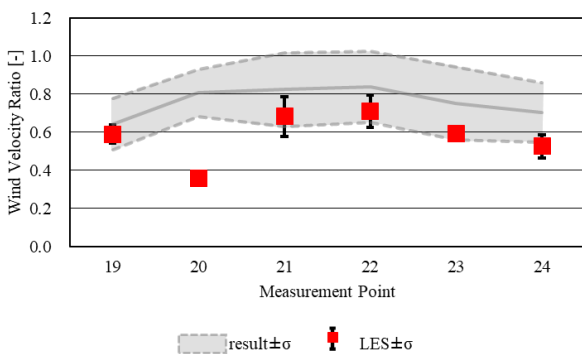


Fig.10 Average wind velocity ratios at points 19 to 24 by measurement and calculation results

5. 街区特性と風通し環境の関係

5.1 道路方向と弱風率の関係

上空風向と道路の角度（道路方向）と弱風率の関係を Fig. 11 に示す。道路方向が上空風と直交する方向に近づくとき、弱風率の平均値は小さくなる。平行道路（0°）では弱風率のばらつきがほとんどないが、他の道路方向ではばらつきが生じる。上空風が道路沿いの建築物により地表付近に流れ込み、歩行空間の弱風率が小さくなったと考えられる。

5.2 平均道路幅と弱風率の関係

平均道路幅と弱風率の関係を Fig. 12 に示す。平均道路幅が15m未満で弱風率との間に負の相関が確認され、15m以上では弱風率が小さく風環境は良好である。この傾向は、上空風向と道路方向の角度が0°に近づくほど顕著である。

5.3 道路周辺平均建物高さで弱風率の関係

道路周辺平均建物高さで弱風率の関係を Fig. 13 に示す。道路周辺平均建物高さが0mの場合、いずれの方向の道路においても弱風率は10%未満と風環境は良好である。道路の周囲に建築物が存在する場合は、いずれの向きの道路においても道路周辺平均建物高さの増加に伴い弱風率は

V型に変化する。ある程度の平均建物高さの場合に、上空風が道路沿いの建築物により地表付近に流れ込み、歩行空間の弱風率が小さくなったと考えられる。

5.4 道路周辺アスペクト比と弱風率の関係

道路周辺平均建物高さを道路幅で除して算出したアスペクト比と弱風率の関係を Fig. 14 に示す。正の相関が確認され、平行道路（0°）から直交道路（90°）に近づくとき、傾きは小さくなる傾向が確認される。

5.3 節において道路周辺平均建物高さが小さな場合と大きな場合に弱風率が大きくなる傾向が確認されたが、道路周辺平均建物高さが低く道路幅が狭い場合、及び道路幅に関わらず道路周辺平均建物高さが高い場合に、弱風率が大きな値となる。

5.5 面的な建物特性（グロス建蔽率）と弱風率の関係

解析対象領域を 200m×200m 四方の領域に分けて算出したグロス建蔽率と弱風率の関係を Fig. 15 に示す。グロス建蔽率が19%よりも小さな領域では弱風率が小さい。グロス建蔽率が19%を超えると、弱風率が大きい領域が現れるが、明確な相関は確認されない。弱風率の分析には、200m×200m 四方の領域は大きすぎると考えられる。

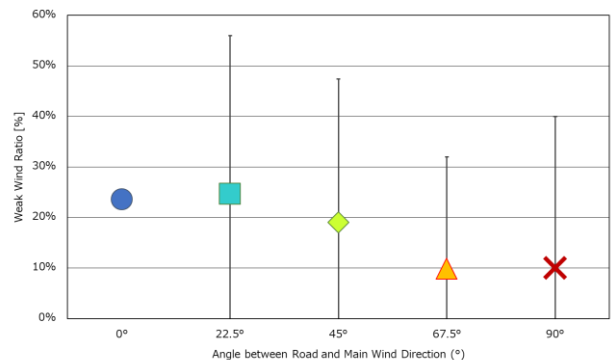


Fig.11 Relationship between direction of roads and weak wind ratio

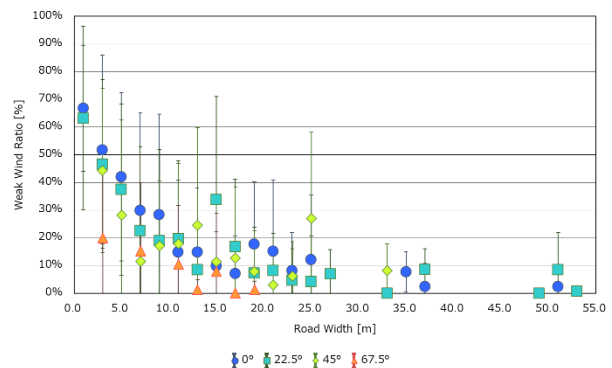


Fig.12 Relationship between road width and weak wind ratio

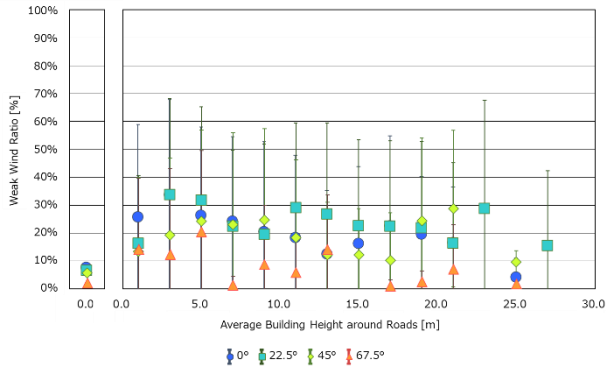


Fig.13 Relationship between average building height around roads and weak wind ratio

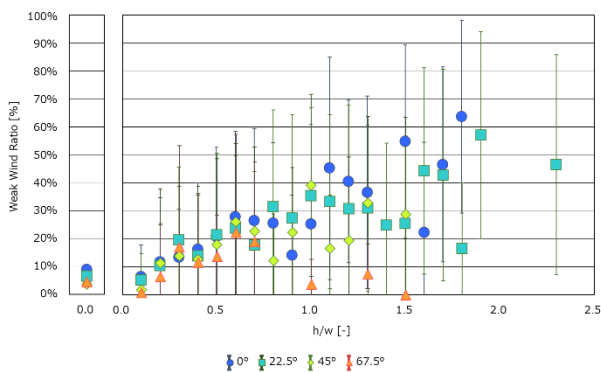


Fig.14 Relationship between aspect ratio based on road width and buildings around the road, and weak wind ratio

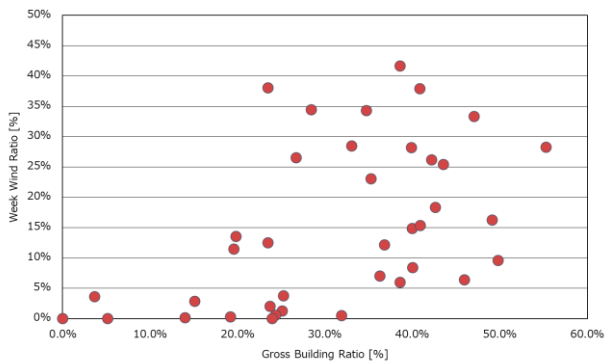


Fig.15 Relationship between gross building coverage ratio and weak wind ratio

6. まとめ

神戸市中心部の高層建築物に囲まれた市街地、中低層建築物が集まる住宅地、建築物が周囲に少ない港湾部における実測結果と比較して、LESによる非定常解析結果の精度を検証した。LESの数値計算結果は変動が小さいが、平均風速比はよく一致した。

弱風による非適風を風速 0.7 m/s 以下とし、広い街路の歩道部分、歩道のない狭い道路、交差点において、LES

の平均風速が 0.7 m/s 以下となる弱風率を算出した。

道路周辺平均建物高さが低く道路幅が狭い場合、及び道路幅に関わらず道路周辺平均建物高さが高い場合に、弱風率が大きくなった。

参考文献

- 1) H. Takebayashi, M. Okubo, H. Danno, Thermal Environment Map in Street Canyon for Implementing Extreme High Temperature Measures, Atmosphere 2020, 11, 6, pp.550-562, 2020.5
- 2) 村上周三, 森川泰成: 気温の影響を考慮した風環境評価尺度に関する研究—日平均風速と日平均気温に基づく適風, 非適風環境の設定—, 日本建築学会計画系論文報告集, 第358号, pp9-17, 1985.12

空調利用を目的とした帯水層蓄熱の研究
(第 12 報) 季節間蓄熱利用シミュレーションを目的とした簡易集中定数モデルの作成
Study on Aquifer Thermal Energy Storage System for Space Cooling and Heating - (Part 12)
Development of a Lumped-Parameter Model for Simulation of Interseasonal Heat Storage
Utilization-

○深田 峻介 (大阪公立大学)

西岡 真稔 (大阪公立大学)

鍋島 美奈子 (大阪公立大学)

中尾 正喜 (衛生大学)

Shunsuke FUKADA*1 Masatoshi NISHIOKA*1 Minako NABESHIMA*1 Masaki NAKAO*1

*1 Osaka Metropolitan University

We developed a simplified model to reproduce the temperature response in an aquifer during ATES seasonal operations. The model assumes unsteady heat transfer to the impermeable layer, which was not assumed in the old model, and simulations were conducted to confirm the accuracy of the model. As a result, the model succeeded in reproducing the heat recovery rate of ATES during seasonal operations with high accuracy.

はじめに

帯水層蓄熱システム (ATES) は、建物で生じた冷温排熱を、建物地下に存在する帯水層に蓄熱し、時期をずらして蓄熱した地下水を汲み上げ冷暖房運転時の熱源に使用するシステムであり、省エネルギー化、エネルギー消費の平準化を達成するものとして注目されている。

ATES を導入するにあたり、省エネルギー効果の有効性や最適運転方法を検討するため、帯水層内の温度応答をシミュレーションすることが不可欠である。そのシミュレーションモデルは、計算負荷が小さく、設備側モデルとの連成が容易で、設計実務にも導入可能な簡易モデルであることが望ましい。

中曾ら (2013) は、閉鎖性帯水層の昼夜間利用を想定した簡易集中定数モデルの作成を行い、地下水流動解析ソフト FEFLOW と比較して ATES の昼夜間運転時の注水-揚水特性を最大誤差 5%程度の精度で再現すると報告した。しかしながら、山崎ら (2023) は、ATES の季節間蓄熱について研究を行い、帯水層厚さが小さいと熱回収率が低下することを示した。所定の蓄熱量に対し、帯水層厚さが小さい場合は、蓄熱塊の水平方向の広がりが大きくなり、上下の不透水層への伝熱量が大きくなるためだと考えられる。中曾らのモデルでは、上下不透水層への伝熱は定常熱伝導として扱っており、季節間蓄熱時の注水-揚水特性をシミュレーションできないので、本研究では、中曾らのモデルに対して不透水層

部の熱移動を非定常伝熱に変更することで、ATES の季節間運用時の温度応答を再現するモデル (以下では簡易モデルと略す) を作成する。

1. FEFLOW による参照基準データの作成

簡易モデルの精度検証は、三次元地下水熱流動回生ツール FEFLOW のシミュレーション結果を基準データとして行う。注水-揚水流量、注水温度、運転スケジュール等の計算条件を Table. 1 に、地盤の空間分割を Fig. 1 に示す。

周辺境界は水平方向を最大注水半径の 53.5m(1000m³/day に対応)に対し 500m 四方とし、垂直方向は井戸の深度 60m に対し 70m とした。GL-50m から -60m ま

depth(m)	thickness(m)	classification	slice	layer
0			1	1
-40	40	Impermeable layer	2	1
-47	7	Impermeable layer	3	2
-49.5	2.5	Impermeable layer	4	3
-49.9	0.4	Impermeable layer	5	4
-50	0.1	Impermeable layer	6	5
-52	2	Aquifer	7	6
-54	2	Aquifer	8	7
-56	2	Aquifer	9	8
-58	2	Aquifer	10	9
-60	2	Aquifer	11	10
-60.1	0.1	Impermeable layer	12	11
-60.5	0.4	Impermeable layer	13	12
-63	2.5	Impermeable layer	14	13
-70	7	Impermeable layer	15	14

Fig. 1 Ground Structure Diagram

で計算対象である帯水層とし、2m幅で6点の温度を計算した。計算時間は、注水→停止→揚水→停止を90日ずつ繰り返す長期計算と、注水9h→停止3h→揚水9h→停止3hを繰り返す短期計算について、15サイクルの運転シミュレーションを行った。

2. 簡易集中定数モデルの作成

2.1 簡易集中定数モデル概要

作成した簡易モデルの水平方向の伝熱モデルを Fig.2 に示す。中曾らの旧モデルではこの水平伝熱モデルのみが採用されており、上下不透水層への伝熱は定常熱伝導である。水平方向の伝熱では、注水、揚水に伴う移流、隣槽への熱伝導、不透水層への熱伝導を考慮する。また、槽同士の間隔は、注水の流速が遅く、温度変化に

乏しい外周部の計算時間を削減するため、等比級数的に拡大する。

ここで、第*i*槽における熱量の変化は、式(1)で与えられる。水平方向の伝熱計算では、注水期間中は q_{pi} を、揚水期間中は q_{pu} をそれぞれ0として計算を行う。また、停止期間中は q_{pi} 、 q_{pu} 双方を0として計算する。

また、不透水層中での垂直方向の伝熱モデルを Fig.3 に示す。不透水層内での伝熱では、垂直方向への伝熱のみ考慮する。また、計算間隔は、Fig.3に示すように、水平方向の伝熱計算と同様、外周部ほど大きくすることで計算時間の削減を図る。

ここで、第*i*槽の上下不透水層の各点における熱量の変化は、式(2)～(4)で与えられる。

Table 1 Calculation Condition

calculating area[m]	500[W] × 500[D] × 70[H]	Aquifer depth[m]	GL-50~-60
Porosity [-]	0.3	Darcy velocity [m/year]	0
initial/injection temperature[°C]	18/13(long) 13/5(short)	Water flow rate[m ³ /day]	1000
calculating cycle	short : Injection 9h→Stoppage 3h→Pumping 9h→Stoppage 3h long : 90day 15cycle		
	gravel	water	cray
Permeability[m/s]	1.6×10^{-4}		1.0×10^{-8}
Thermal conductivity [J/(m·s·K)]	2.49	0.59	3.06
Volmetic heat capacity [MJ/(m ³ ·K)]	3.18	4.18	4.06
Longitudinal dispersion [m]	2.0		

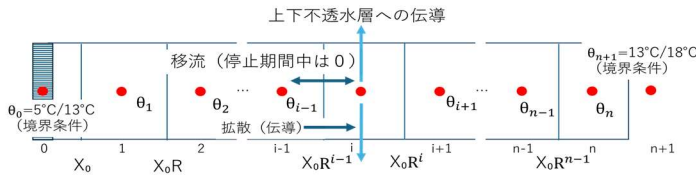


Fig. 2 Horizontal Heat Transfer Model

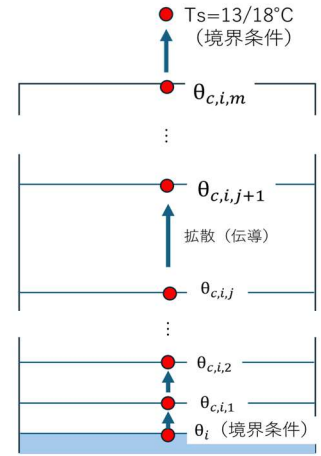


Fig. 3 Vertical Heat Transfer Model

$$(c\rho)_a V_i \frac{d\theta_i}{dt} = (c\rho)_w q_{pi} (\theta_{i-1} - \theta_i) + (c\rho)_w q_{pu} (\theta_i - \theta_{i+1}) + \frac{\theta_{i-1} - \theta_i}{R_{i-1,i}} + \frac{\theta_i - \theta_{i+1}}{R_{i,i+1}} \quad (1)$$

$(c\rho)_a$: 帯水層の熱容量[J/(m³K)] V_i : 槽*i*の体積[m³]、 $(c\rho)_w$: 間隙水の熱容量[J/(m³K)]、 q_{pi} ・ q_{pu} : 時間当たり注水・揚水量[m³/s)、 $R_{i-1,i}$: 槽*i-1*と槽*i*の間の熱伝導抵抗[W/K]、 $R_{c,i}$: 上下不透水層への熱伝導抵抗[W/K]

不透水層第1層目の熱収支式

$$(c\gamma)V_{c(i,1)} \frac{d\theta}{dt} = \frac{1}{R_{sv(i,1)}} (\theta_{c,i,2} - \theta_{c,i,1}) + \frac{1}{R_{c,i}} (\theta_{c,i,1} - \theta_i) \quad (2)$$

不透水層第*j*層目の熱収支式

$$(c\gamma)V_{c(i,j)} \frac{d\theta}{dt} = \frac{1}{R_{sv(i,j)}} (\theta_{c,i,j+1} - \theta_{c,i,j}) + \frac{1}{R_{sv(i,j-1)}} (\theta_{c,i,j} - \theta_{c,i,j-1}) \quad (3)$$

不透水層第*m*層目の熱収支式

$$(c\gamma)V_{c(i,m)} \frac{d\theta}{dt} = \frac{1}{R_{sv(i,m)}} (T_s - \theta_{c,i,m}) + \frac{1}{R_{sv(i,m-1)}} (\theta_{c,i,m} - \theta_{c,i,m-1}) \quad (4)$$

$(c\gamma)$: 帯水層の熱容量[J/m³K] $V_{c(i,j)}$: 不透水層 (*i,j*)の体積[m³] $R_{sv(i,j)}$: 槽*j+1*と槽*j*の間の熱伝導抵抗[W/K]

T_s : 垂直方向伝熱計算の境界条件[°C]

2.2 計算手法

簡易モデルによる計算は、前述の微分方程式をルンゲ=クッタ法(Explicit Runge-Kutta method of order 5(4))により解く。なお、計算の時間刻みは長期間シミュレーションでは1日ごと、短期間シミュレーションでは1時間ごととした。

3. シミュレーション結果

3.1 新モデル・旧モデル注水点温度比較

中曾らのモデル(簡易モデル(旧)と称す)と、本研究で作成したモデル(簡易モデル(新)と称す)について、長期間のシミュレーションを5サイクル行い、注水点温度(帯水層第1槽)をFEFLOWと比較した。結果をFig. 4に示す。簡易モデル(旧)では、サイクルが進むにつれFEFLOWとの温度差が拡大するのに対し、簡易モデル(新)では5サイクルまでの間で精度よく温度変化を再現していることが確かめられた。また、揚水期間→停止期間における温度変化も旧モデルより精度が向上している。

3.2 パラメータ調節結果

次に、新モデルにおいて短期間シミュレーション時のFEFLOWでのシミュレーション結果との整合性を高めるため、パラメータの調節を行った。結果をFig. 5に示す。

Table. 1に示したように、FEFLOWにおける帯水層内の縦熱分散長は2.0m設定されているが、簡易モデルで熱分散長を2.0mに設定した場合、短期間シミュレーション時における揚水期間から停止期間にかけての温度変化が一致しない。FEFLOWと簡易モデルにおける熱分散長の定式化が異なっている(文献²⁾)ことが不一致の原因の一つであろう。そこで、簡易モデルでの熱分散長を1.3[m]に設定してみた結果、5サイクルの間FEFLOWとの計算結果とほぼ一致した。

また、Fig. 6に示すように、長期間シミュレーション時において、熱分散長により注水点温度は大きく変動しないことが確かめられた。以降、長期・短期ともに熱分散長を1.3[m]としてシミュレーションを行う。

3.3 15サイクル注水点温度比較

簡易モデル(新)について、連続して計算を行った際の精度を確かめるため、短期・長期それぞれについて新たに15サイクルの連続計算を行った。注水点温度の簡易モデル(旧)およびFEFLOWとの比較をFig. 7、Fig. 8に示す。長期間シミュレーションについて、簡易モデル(旧)では、サイクルが進むにつれFEFLOWとの温度差が拡大するのに対し、簡易モデル(新)では15サイクルの長期間であっても精度よく温度変化を再現している。

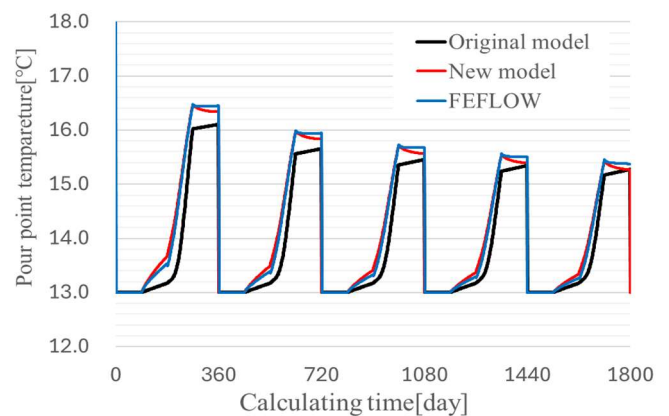


Fig. 4 Comparison of new and old model pour point temperature

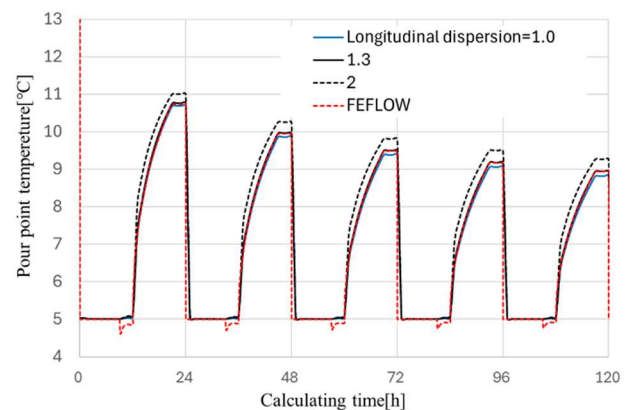


Fig.5 Comparison of parameter adjustment results (short)

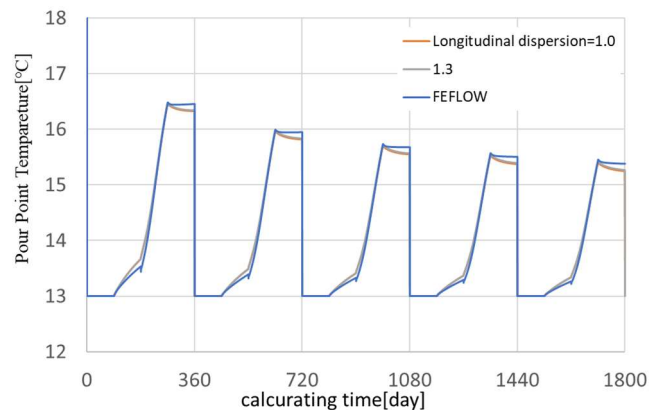


Fig.6 Comparison of parameter adjustment results (long)

短期間シミュレーションではほぼ差は見られないが、サイクルが進むにつれ簡易モデル(旧)ではわずかに温度差が生じるのに対し、簡易モデル(新)では15サイクル目まで高い精度を保った。

3.3 簡易モデル(新)・簡易モデル(旧)熱回収率比較

新旧簡易モデルについて、15サイクルのシミュレーションを行い、注水点温度から熱回収率を算出して比較を行った。なお、熱回収率は以下の式で求められる。

$$\eta = \frac{c\rho_w \sum q_{out}(t)(T_{out}(t)-T_0)}{c\rho_w \sum q_{in}(t)(T_{in}(t)-T_0)} \quad \dots (5)$$

η :熱回収率
 $c\rho_w$:水の比熱
 $q_{out}(t)$:時刻 t の揚水量
 $q_{in}(t)$:時刻 t の注量
 $T_{out}(t)$:時刻 t の揚水温度
 $T_{in}(t)$:時刻 t の注水温度
 T_0 :初期地中温度

山崎らが示したように、帯水層内の地下水の流束の有無にかかわらず、帯水層厚さが大きくなると ATES の熱回収率も増加する。これは、帯水層厚さが大きくなると、蓄熱塊の半径が小さくなり、蓄熱塊に接して温度が変化する不透水層の体積が小さくなるためだと考えられるが、不透水層温度を計算する本モデルでは帯水層厚さと熱回収率の変化についてもモデルで再現できる

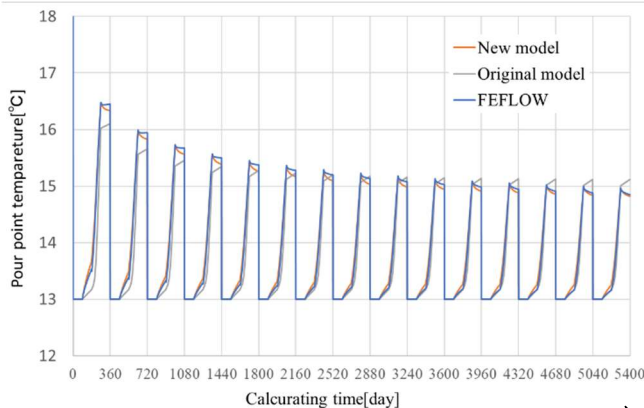


Fig.7 Comparison pour point temperature (15cycle long)

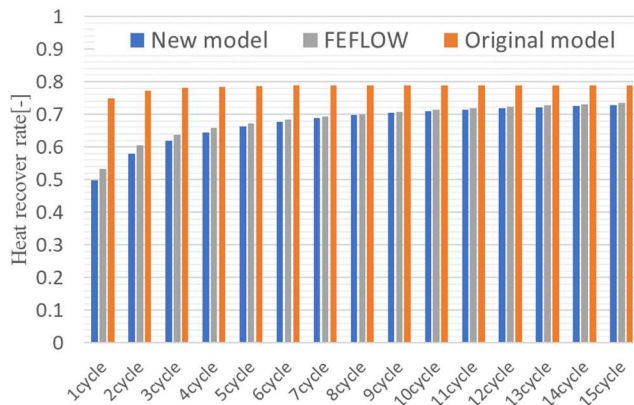


Fig.9 Heat Recovery Rate (Aquifer Thickness 5m)

と考えられる。そこで、帯水層厚さ 10mに加えて、5mの条件でもシミュレーションを行う。

結果を Fig. 8、Fig. 9 に示す。帯水層厚さ 5m、10mのいずれにおいても、簡易モデル(新)では簡易モデル(旧)と比較して、熱回収率が精度よく再現された。

まとめ

・中曽らの作成した、ATES の簡易集中定数モデルを元に、ATES の季節間蓄熱利用シミュレーションを目的とし、不透水部を非定常熱伝導に拡張した新モデルを作成し、FEFLOW を基準値として精度を検証した。

・簡易モデル(新)では、簡易モデル(旧)と比較して高い精度で ATES の季節間運用時の温度応答・熱回収率が再現可能であることが確かめられた。また、帯水層厚さの異なる条件においても、FEFLOW と同様の熱回収率の低下を再現できた。

【参考文献】

- 1) 山崎尊ほか, 「熱源井戸近傍に設けた観測井の水温変化及び帯水層内の水温分布推定」,地下水地盤環境・防災・計測技術に関するシンポジウム, 2022, pp. 188-193
- 2) 中曽康壽ほか, 「閉鎖性帯水層の昼夜間蓄熱利用 第 2 報 簡易集中定数モデルの作成と検証」, 空調調和・衛生工学会論文集 195 号, pp. 11-18, 2023

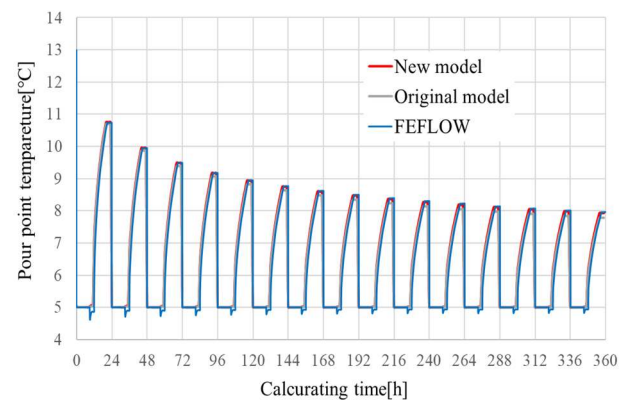


Fig.8 Comparison pour point temperature (15cycle short)



Fig.10 Heat Recovery Rate (Aquifer Thickness 10m)

空調利用を目的とした帯水層蓄熱の研究

(第 13 報) 温度時系列変化に基づく帯水層厚さ及び未回収熱の所在推定

-(Part 11) Estimation of Aquifer Thickness Based on Temperature Time Series Variation
and Location of Unrecovered Heat -

○高橋 知己 (大阪公立大学)

西岡 真稔 (大阪公立大学)

鍋島 美奈子 (大阪公立大学)

中尾 正喜 (大阪公立大学)

Tomoki TAKAHASHI*1 Masatoshi NISHIOKA*1 Minako NABESHIMA*1 Masaki NAKAO*1

*1 Osaka Metropolitan University

Aquifer thickness is one of the key indicators of the heat recovery rate of an aquifer thermal energy storage system (ATES). This study aims to understand the relationship between aquifer thickness and heat recovery rate by analyzing unrecovered heat in the vicinity of the aquifer and estimating the thickness of the aquifer from temperature sensor observations in the aquifer and impermeable layers. In this report, we show that under conditions of no groundwater flow velocity, the thicker the aquifer is, the more heat is transferred to the impermeable layer, resulting in a lower heat recovery rate.

1. 研究背景と目的

2050 年のカーボンニュートラル社会の実現を目指中、夏期に空調時の排熱を地中に蓄熱し、冷暖房の熱源として利用する帯水層蓄熱空調システム(ATES)は重要な技術の一つである。ATES は空調時の排熱を地中に蓄熱・回収することで、大幅な省エネルギー効果により二酸化炭素排出量削減が期待できる。

山崎¹⁾は熱源井戸から隔離した地点に観測井戸を設け、帯水層内の水温の観測を行い、温度変化の測定データと、シミュレーションから帯水層厚さを推定するとともに、帯水層厚さは熱回収率^{注1)}を決める重要な指標であることを示した。これに続き、本研究では、次の2点についての研究を行った。

1)帯水層厚さと熱回収率との関係を把握するため、帯水層近傍の未回収熱(以下では残留熱と呼ぶ)の所在を、数値シミュレーションにより分析する。

2)帯水層・不透水層に設置した温度センサー観測値から帯水層厚さを推定する方法を構築する

2. 研究内容

帯水層に注水・揚水された温水または冷水から成る蓄熱水塊の拡大・縮小と熱移動の概略を Fig. 1 に示す。帯水層は上下を不透水層で挟まれた地下水豊富な地層であり、ATES では深さ 50m~100m にある帯水層(厚さ 5m~10m)を利用することが多い。帯水層に注水すると、蓄熱水塊は井戸を中心に概ね同心円状帯水層中に広が

る。その熱は帯水層に接する不透水層にも移動する。その後に行う揚水時の熱回収率^{注1)}は 60%~70%(Fig.2)であり、帯水層・不透水層中に 30%~40%の熱が未回収熱として残留する。帯水層上下の不透水層及びそれ以遠には厚い地層が広がっているため、季節間蓄熱のような長期蓄熱では、不透水層への熱移動量は無視できない大きさである。

帯水層中の蓄熱水塊は概ね円筒形と見做せる(Fig.3)ので、注水量が同じであれば、帯水層厚さが薄いほど蓄熱水塊の半径は大きくなり、蓄熱水塊と不透水層との接触面積が大きくなり(Fig.4)、不透水層への熱移動量(蓄熱の損失)も大きくなる。このような幾何学的関係から、帯水層厚さと熱回収率が関係していると考えられる。

以下で行うシミュレーションは山崎¹⁾が実験対象地において同定した条件を用いる。Table.1 に示す運転条件と、Table.2 に示す熱流動物性値を使用する。

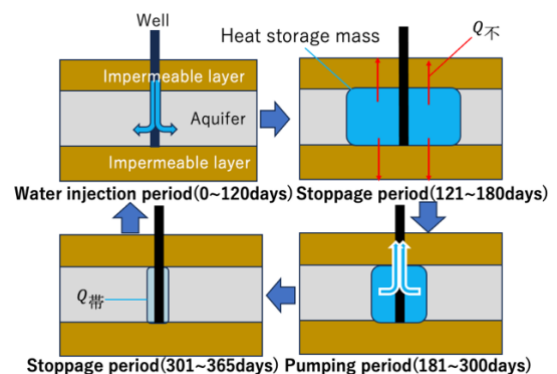


Fig.1 Operation cycle and unrecovered heat

2. 1. 未回収熱の所在推定

未回収熱とは蓄熱した量に対し回収できなかった熱量式(1)である 未回収熱の内訳は不透水層へ移動した熱量と、帯水層に残留した熱量式(2)である。未回収熱量は、帯水層厚さ 7,10,20m で比較した。

$$Q_{蓄} = Q_{回収} + Q_{未回収} \quad (1)$$

$Q_{未回収}$: 未回収熱量

$$Q_{未回収} = Q_{不} + Q_{帯} \quad (2)$$

$Q_{不}$: 不透水層へ移動した熱量

$Q_{帯}$: 帯水層に残留した熱量

Fig.6 は帯水層中央部の X Y 平面における温度分布計算結果の一例であり、揚水終了後には 18°Cに戻ることなく、未回収熱が存在している。Fig.7 は初期温度(0 日)、注水中終了後(120 日)、揚水終了後(300 日)における深さ方向の温度分布である。

初期温度 18°Cの地中に、冷水の蓄熱を行うことで帯水層内は 13°Cまで低下する。その後揚水され、18°Cに戻

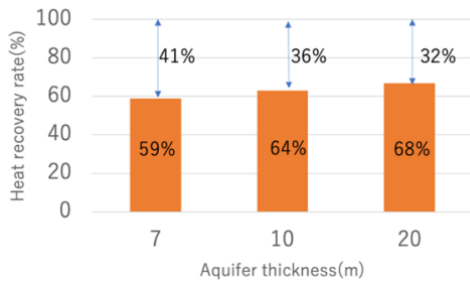


Fig.2 Heat recovery rate by aquifer thickness

Table.1 Operation cycle

Name	Value
Operation period[day]	365
Water injection period[day]	0~120
Stoppage period[day]	121~180
Pumping period[day]	181~300
Stoppage period[day]	301~365
Original ambient temperature[°C]	18
Winter water injection temperature[°C]	13
Water flow rate[m ³ /day]	833

Table.2 Physical property

Name	Porosity [-]	Longitudinal dispersion [m]	Volumetric heat capacity[MJ/(m ³ · K)]	Thermal conductivity [J/(m · s · k)]	Coefficient of permeability [m/s]	Aquifer thickness [m]	Darcy velocity [m/year]
Aquifer	0.3	2	3.18	2.07	1.73×10 ⁻³	0.3	0.3
Impermeable layer	0.3	-	3.06	1.2	1.0×10 ⁻⁸	0.3	0.3

らなかった、赤の斜線部が $Q_{不}$ であり、緑の斜線部が $Q_{帯}$ である。数値シミュレーションにより、Fig.5 のように 3次元の各格子点における温度計算結果が得られる。これをもとに式(3)に従い、格子点*i*における温度 θ_i と初期温度(注水前温度) θ_0 との温度差から格子点*i*の持つ熱量を算出し、計算領域全体での和を求める。どの帯水層厚さでも蓄熱量に対して 9~9.5 割ほどの熱の所在が確認された(Fig.8)。また、帯水層厚さが薄い方が、 $Q_{不}$ が大きくなり、帯水層厚さが厚い方が、 $Q_{帯}$ が大きくなった。

$$Q_{未回収} = \sum_{i=1}^N c\rho_i V_i (\theta_0 - \theta_i) \quad (3)$$

$c\rho_i$: 格子点*i*における容積比熱 [J/(m³°C)] V_i : 格子点*i*における体積[m³]

θ_0 : 初期地中温度[°C]

θ_i : 格子点*i*における温度[°C]

N : データ数

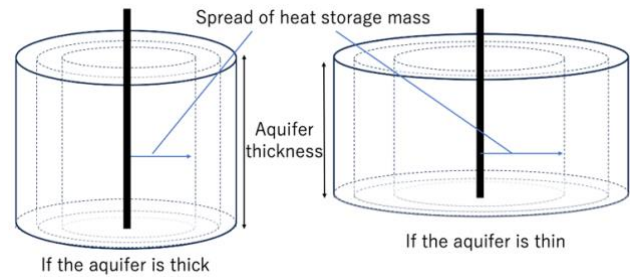


Fig.3 Spread of heat storage mass

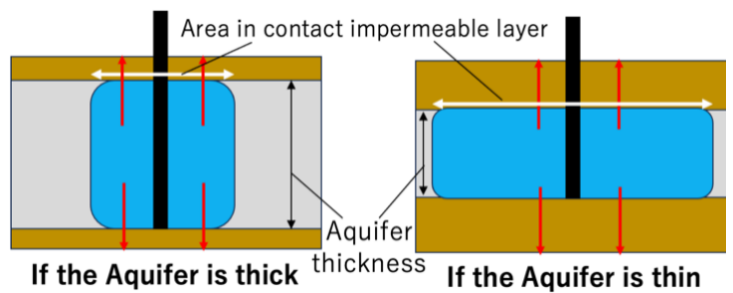


Fig.4 Heat transfer to impermeable layer by aquifer thickness

2. 2. 温度時系列変化に基づく帯水層厚さ推定

帯水層厚さを推定する目的で、新規に構築される ATES 熱源井戸及び観測井戸に、Fig.9 のように温度センサーを深さ方向に配置し、温度の時間変化を測定する計画である。Fig.10 は井戸配置の平面図であり、現在のところ、ATES 運用が開始前であるので、本研究では地下水熱流動解析ツール FEFLOW を用いた数値シミュレーションにより、分析方法について検討する。初期地中温度 18°C の帯水層に 13°C の冷水の注水を 120 日間行った場合の深さ別の温度変化を数値シミュレーションにより求めると、Fig.11 のようになる(縦軸の温度は温度変化幅で除して基準化している)。

図より、帯水層の温度(深さ-46m)と不透水層では、温度低下の速さに大きな違いが生じる。このような温度時間変化の速さの違いを利用して、帯水層と不透水層を判別する方法について検討する。

本研究では、注水プロセスにおいて帯水層・不透水層

で時間遅れを伴う温度変化が起きる現象について、式(4)で示す一次遅れ系と見做して取り扱う。各深さの温度変化に適合する時定数 T を最小自乗法で求めた。Fig.12 は熱源井戸、Fig.13 は観測井戸におけるシミュレーション結果(実線)と近似関数(破線)の比較である。

$$\theta_i^* = e^{-t/T} \quad (4)$$

θ_i^* : 時刻 t における基準化温度

T : 時定数

Fig.14 より、熱源井戸では帯水層位置(-43m~-46m)の時定数 T が極めて小さい。帯水層と不透水層の境界に位置する-42.9m を除くと、帯水層位置(-43m~-46m)と不透水層位置(-41.4m~-42.4m)では、時定数 T がかなり異なるので判別が可能と思われる。それに対し、観測井戸では時定数 T が全体に大きく、また帯水層と不透水層の境界部が曖昧であるので、熱源井戸で温度観測が適していることがわかった。

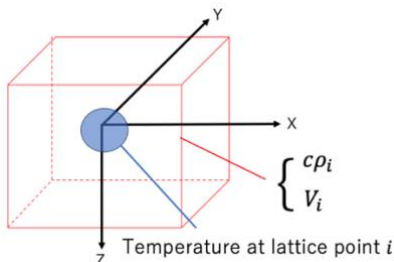


Fig.5 lattice point i

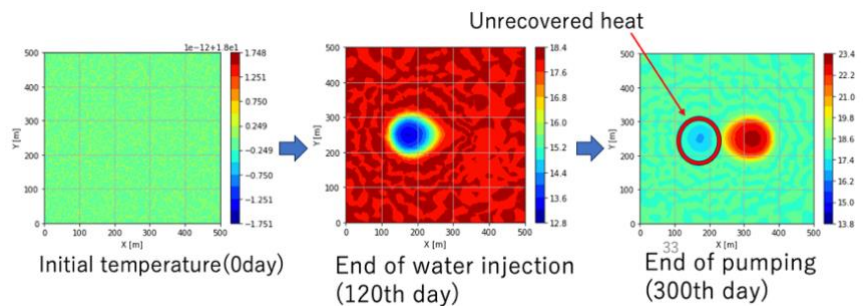


Fig.6 Temperature distribution in XY plane

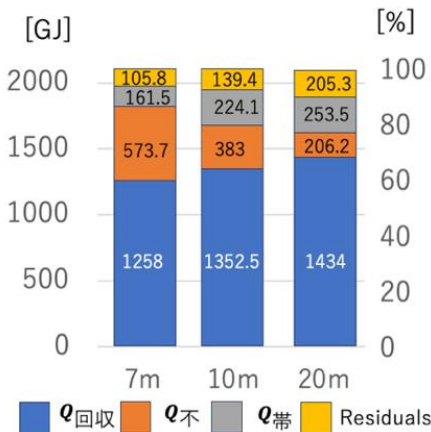


Fig.8 Result of each heat quantity calculation

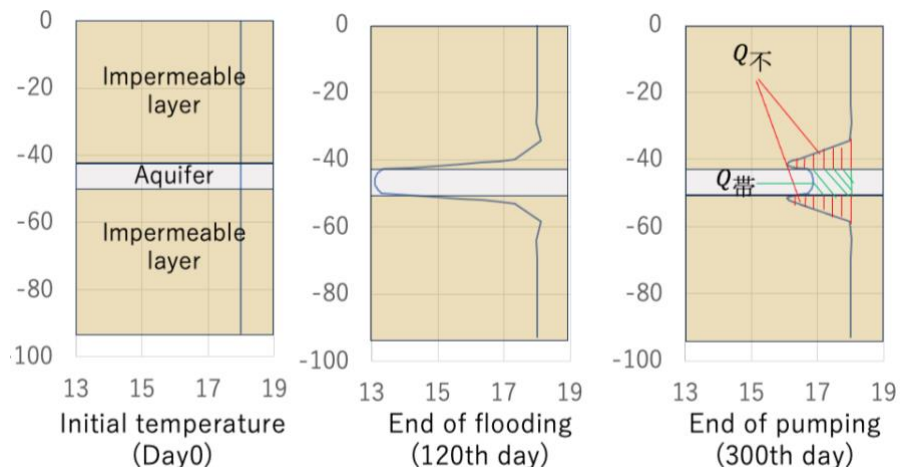


Fig.7 Temperature distribution in depth direction

3. まとめ・今後の課題

残留熱(未回収熱)の所在を数値シミュレーションで求めた結果、帯水層厚さが薄いほど、不透水層部の残留熱量が大きくなることが確認され、Fig.4 で示した推測が裏付けられた。また、深さ別の帯水層近傍温度測定結果を用いて、温度の時間変化の速さから帯水層・不透水層の判別を行う方法を検討し、一次遅れ系の時定数 T を用いた判別方法の適用可能性を示した。

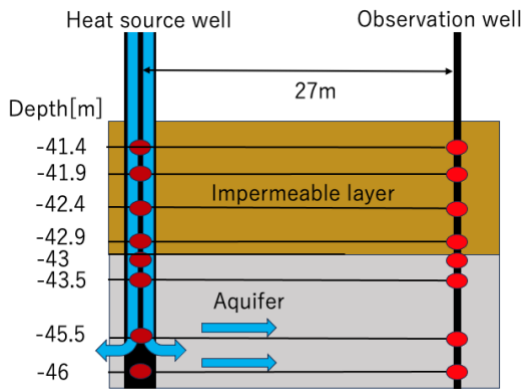


Fig. 9 Temperature sensor arrangement diagram

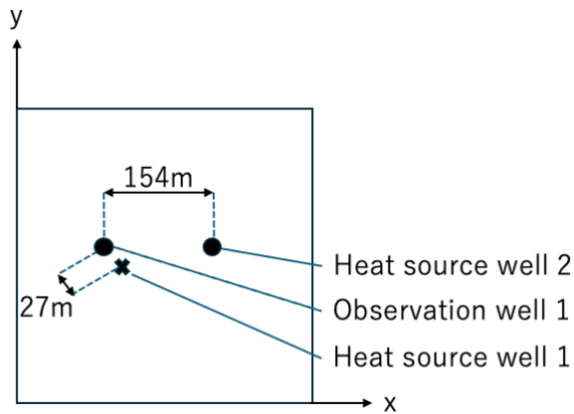


Fig.10 Plane figure

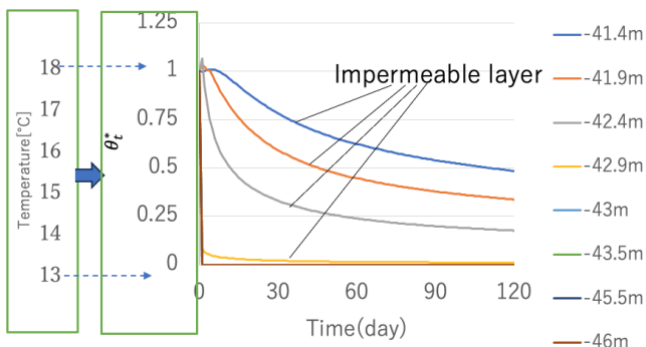


Fig.11 Temperature change by simulation

注 1)
$$\eta = \frac{c\rho_w \sum q_{out}(t)(T_{out}(t) - T_0)}{c\rho_w \sum q_{in}(t)(T_{in}(t) - T_0)} \quad (1)$$

η :熱回収率 $c\rho_w$:水の比熱
 $q_{out}(t)$:時刻 t の揚水量 $q_{in}(t)$:時刻 t の注水量
 $T_{out}(t)$: 時刻 t の揚水温度 $T_{in}(t)$: 時刻 t の注水温度
 T_0 :初期地中温度

[参考文献]

- 1) 山崎尊ほか, 「熱源井戸近傍に設けた観測井の水温変化及び帯水層内の水温分布推定」,地下水地盤環境・防災・計測技術に関するシンポジウム, 2022, pp. 188-193

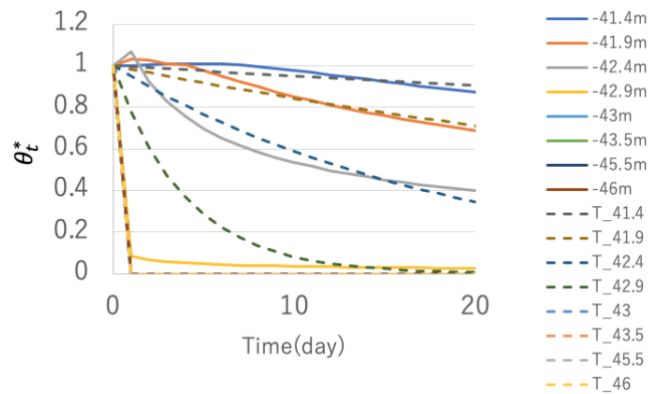


Fig. 12 Comparison chart (Heat source well)

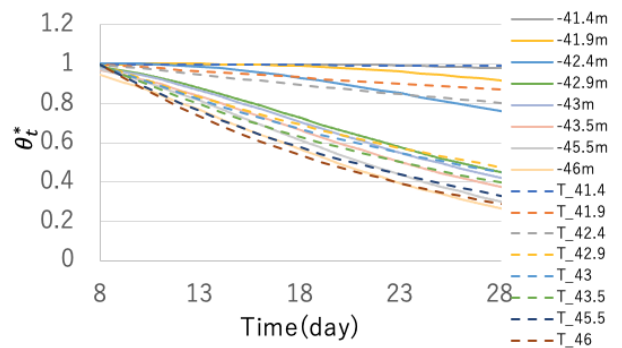


Fig.13 Comparison cart (Observation well)

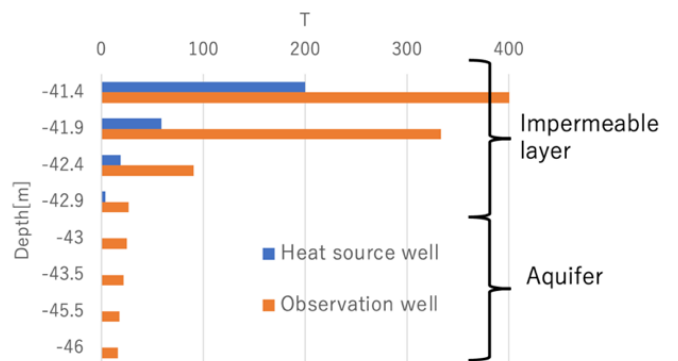


Fig.14 T by depth

空調利用を目的とした帯水層蓄熱の研究
(第 14 報) 帯水層厚さと環境流速が熱回収率に及ぼす影響
Study on Aquifer Thermal Energy Storage System for Space Cooling and Heating
-(Part 14) Effects of Aquifer Thickness and Environmental Flow Velocity on Heat Recovery
Rate-

○唐 睿光 (大阪公立大学) 西岡 真稔 (大阪公立大学)

崔 林日 (三菱重工サーマルシステムズ株式会社) 三原 伸治 (三菱重工サーマルシステムズ株式会社)

鍋島 美奈子 (大阪公立大学)

Ruiguang TANG*1 Masatoshi NISHIOKA *1 Linri CUI*2 Shinji MIHARA*2 Minako NABESHIMA*1

*1 Osaka Metropolitan University *2 Mitsubishi Heavy Industries Thermal Systems, Ltd..

Aquifer Thermal Energy Storage system (ATES) is expected to save energy by storing the waste heat from the building in the aquifer. In this study we advance ATES system operation by using simulations to understand how aquifer thickness and environmental flow velocity affect heat recovery rates. Insights from this research inform strategic planning for future operations, optimizing thermal energy use and enhancing system efficiency.

1. はじめに

ATES を長期間にわたり効率的に運用するためには、年間の熱量・流量バランスを計画的に維持する必要がある。そのためには、年ごとに運用実績を評価し、次年の熱回収率を予測し、注水温度条件や運転スケジュールを決める必要がある。

既往研究¹⁾により、観測井戸と本井戸を用いて熱回収率は帯水層厚さと環境流速の影響を大きく受けることが分かった。これを受けて、本研究ではシミュレーションにより帯水層厚さ・環境流速と熱回収率²⁾の関係性を求め整理する。ここで得られる知見は、次年の熱回収率を推定する際の有用な資料になると考える。

2. 帯水層モデル概要

本研究のモデルは、15 スライス、14 レイヤーで設定する。地盤構造図を Fig.1 に示す、0 メートルから地下 50 メートルまで粘土層で、5 層を占める。50 メートル以下の 5 層は帯水層で、残りの 4 層は粘土層である。帯水層の各層の厚さは均等で、物性値を変えずに含水層の厚さと環境流速を調整して、ケーススタディを行う。

2.1 基礎モデルと物性値

地盤平面図を Fig.2 に、熱流動物性を Table.1 に示す。Table.1 に示した熱分散長は縦熱分散長であり、横熱分散長は縦熱分散長の 1/10 とする。また、Fig.3 と Fig.4 に計算領域の四周の境界条件を示す。井戸周囲の 250m×200m の範囲はメッシュサイズを細かく(40.7 m²)し、その他の範囲はメッシュサイズを 160 m²とした。

2.2 ケーススタディ

帯水層厚さを 4 条件(5m, 10m, 15m, 20m)、年積算注水量(年積算揚水量)を 2 条件(5 万 m³, 10 万 m³)、環境流速を 3 条件(0m/year, 25 m/year, 50m/year)、環境流速の流向を 2 条件(西向き流向、東向き流向、南向き流向)の組み合わせでケーススタディを行う。運転スケジュールを Table.2 に示す。以降のケーススタディ結果に示す熱回収率は、全て低温側井戸における数値である。

Table. 1 Physical property

Name	Aquifer	Impermeable layer
Porosity [-]	0.3	0.3
Longitudinal dispersion [m]	2	-
Volumetric heat capacity [MJ/m ³ ·K]	3.18	3.06-
Thermal conductivity [J/(m·s·K)]	2.07	1.2
Coefficient of permeability [m/s]	1.73×10 ⁻³	1.0×10 ⁻⁸
Aquifer thickness [m]	5,10,15,20	-

depth[m]	thickness[m]	classification	slice	layer	depth[m]	thickness[m]	classification	slice	layer	depth[m]	thickness[m]	classification	slice	layer	depth[m]	thickness[m]	classification	slice	layer
0	40	Impermeable layer	1	1	0	40	Impermeable layer	1	1	0	40	Impermeable layer	1	1	0	40	Impermeable layer	1	1
-40	7	Impermeable layer	2	2	-40	7	Impermeable layer	2	2	-40	7	Impermeable layer	2	2	-40	7	Impermeable layer	2	2
-47	2.5	Impermeable layer	3	3	-47	2.5	Impermeable layer	3	3	-47	2.5	Impermeable layer	3	3	-47	2.5	Impermeable layer	3	3
-49.5	0.4	Impermeable layer	4	4	-49.5	0.4	Impermeable layer	4	4	-49.5	0.4	Impermeable layer	4	4	-49.5	0.4	Impermeable layer	4	4
-49.9	0.1	Impermeable layer	5	5	-49.9	0.1	Impermeable layer	5	5	-49.9	0.1	Impermeable layer	5	5	-49.9	0.1	Impermeable layer	5	5
-50	1	Aquifer	6	6	-50	2	Aquifer	6	6	-50	3	Aquifer	6	6	-50	4	Aquifer	6	6
-51	1	Aquifer	7	7	-52	2	Aquifer	7	7	-53	3	Aquifer	7	7	-54	4	Aquifer	7	7
-52	1	Aquifer	8	8	-54	2	Aquifer	8	8	-56	3	Aquifer	8	8	-58	4	Aquifer	8	8
-53	1	Aquifer	9	9	-56	2	Aquifer	9	9	-59	3	Aquifer	9	9	-62	4	Aquifer	9	9
-54	1	Aquifer	10	10	-58	2	Aquifer	10	10	-62	3	Aquifer	10	10	-66	4	Aquifer	10	10
-55	1	Aquifer	10	10	-60	2	Aquifer	10	10	-65	3	Aquifer	10	10	-70	4	Aquifer	10	10
-55	0.1	Impermeable layer	11	11	-60	0.1	Impermeable layer	11	11	-65	0.1	Impermeable layer	11	11	-70	0.1	Impermeable layer	11	11
-55.1	0.4	Impermeable layer	12	12	-60.1	0.4	Impermeable layer	12	12	-65.1	0.4	Impermeable layer	12	12	-70.1	0.4	Impermeable layer	12	12
-55.5	2.5	Impermeable layer	13	13	-60.5	2.5	Impermeable layer	13	13	-65.5	2.5	Impermeable layer	13	13	-70.5	2.5	Impermeable layer	13	13
-58	7	Impermeable layer	14	14	-63	7	Impermeable layer	14	14	-68	7	Impermeable layer	14	14	-73	7	Impermeable layer	14	14
-65			15	15	-70			15	15	-75			15	15	-80			15	15

(a) Aquifer thickness 5m

(b) Aquifer thickness 10m

(c) Aquifer thickness 15m

(d) Aquifer thickness 20m

Fig.1 Ground Structure Diagram

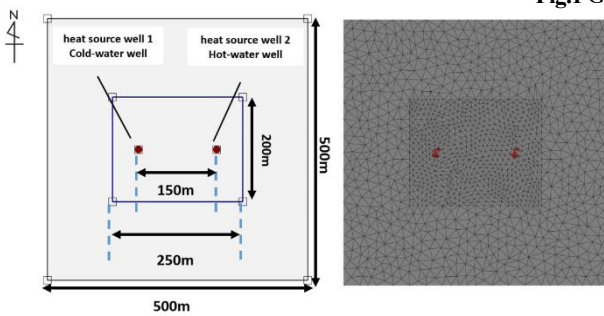


Fig. 2 Plane figure

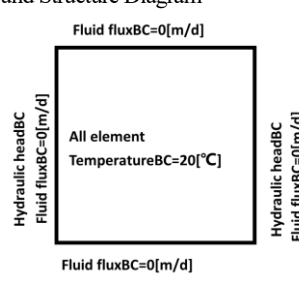


Fig. 3 Boundary conditions

slice(1~15)

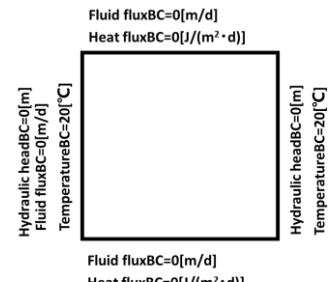


Fig. 4 Boundary conditions

slice(2~14)

Thermal storage cycle	Running mode	Running schedule	Running time	Injection temperature	Injection flow rate [m³/day]	
					Cumulative Flow 50k[m³]	Cumulative Flow 100k[m³]
cycle 1 ~ cycle 5	Injection period[day]	122	8:00~20:00	15°C	410 m³	820 m³
	Stoppage period[day]	61	stop			
	Pumping period[day]	122	8:00~20:00	25°C	410 m³	820 m³
	Stoppage period[day]	60	stop			

Table. 2 Running schedule

3. 計算結果

3.1 環境流速 0 の場合

Fig.5 に示すように、環境流速が 0 である時は蓄熱塊は近似的に円柱体である。注水量を一定とすれば、帯水層の厚さが増加するにつれて、蓄熱塊の上面(下面)の面積が減少するため、帯水層から不透水層への熱移動が減少するため、熱回収率は顕著に向上する。

Fig.6 に示すように、運転サイクル(注水・揚水の繰り返し回数)が増加するにつれ、低温井の周囲の温度は運転停止中も下降し続ける。熱回収率の定義式(式1)によれば、低温井から抽出する水温と地中の温度との差が拡大し、回収可能な低温熱源も増加し、それによって熱回収率は上昇する。Fig.7 に累積注熱量(図中の青)と累積採熱量(図中のオレンジ)の一例(帯水層厚さ 5m, 年積算注水量 10 万 m³)を示すが、サイクルを重ねる毎に累積採熱量が増加しており、その結果熱回収率は 50% から始まり、第 5 サイクルには 60% まで上昇する(Fig.6)。

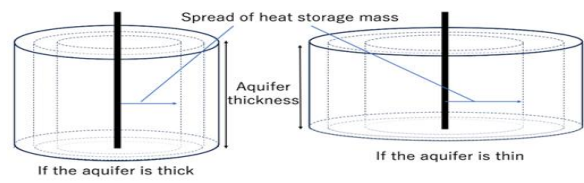


Fig. 5 Model

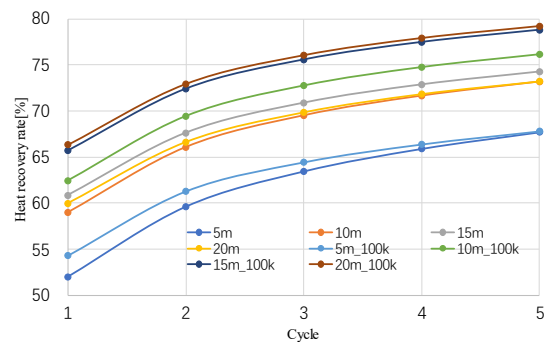


Fig. 6 Water flow=0 50k m³ & 100k m³

3.2 平行流れ環境流速 25m/year の場合

Fig.8 に示されるように、冷水井から温水井へ環境流の影響で蓄熱塊が押し流され、全体の回収可能な熱量が減少し熱回収率が下がる。特に、蓄熱半径が小さいケースほど影響を受けやすいが、帯水層の厚さが熱回収率を高めるとは限らない。積算注水量 5 万 m³ の場合、サイクル 1 で 10m モデルの熱回収率が最も高く、20m モデルが最低。サイクルを重ねるとともに熱回収率は上がるが、環境流の影響で上昇は緩やかである。注水量が 5 万から 10 万 m³ が増えると、熱回収率が上昇する点は環境流速が 0 のケースと同じである。蓄熱半径の増大により、熱回収率は環境流の影響を受けにくくなり、サイクル 1 では熱回収率の高低が 15m、10m、20m、5m の順である。運転時間の増加に伴い全体の熱回収率は上昇し、特に 5m ケースの上昇幅が大きく、サイクル 6 後に最高の熱回収率モデルになると予測される。最終的な熱回収率の順位は、注水量 5 万 m³ 時と同じになる。環境流速が変わると、冷水井の熱回収率に大きな影響がある。Fig.13 の温度コンター図から、温水井から冷水井への流れが冷水井に熱干渉を引き起こす。帯水層の厚さが増すと、蓄熱塊は環境流速の影響を受けやすく、熱回収率は低下する。流れの向きが逆(温水井から冷水井向き)のケース(Fig.9)も Fig.8 と同程度の

熱回収率であるが、帯水層厚さが 10m 以上のケースにおいて、3 サイクル以降で低下が始まる点が Fig.8 と異なっている。この特徴は環境流速 50m/year でより顕著に現れる。

3.3 平行流れ環境流速 50m/year の場合

温水井から冷水井向きに環境流速 50m/year を与えるケースの熱回収率を Fig.10 に示す。この環境流速の影響下では、Fig.9 と比べて冷水井の熱回収率が更に低下する。また、2 サイクル以降で熱回収率が低下する傾向が現れており、温水井戸からの蓄熱塊が到達した影響であると思われる。Fig.15・16 に示す温度コンター図より、熱干渉現象も更に明確である。なお、帯水層の厚さが 20m 積算注水量が 5 万 m³ のケースでは、サイクル 5 の熱回収率がサイクル 4 比べてわずかに向上したが、その具体的な理由は明らかではない。

3.4 直交流れ環境流速 25、50m/year の場合

流れの向きが直交のケースでは、熱干渉の現象は発生せず、熱回収率(Fig.11)は平行な流れ向きと比較して向上した。環境流速 25m/year、蓄水量が 5 万 m³ の場合、運転時間の増加に伴い熱回収率も上昇し、冷水井から温水井への平行流向の状況に近づく。

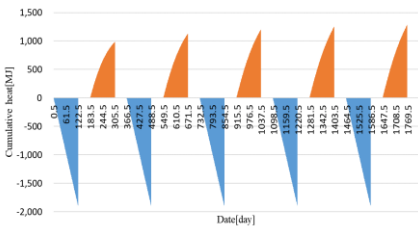


Fig.7 Cumulative heat of thickness 5m
(cumulative flow 100k m³)

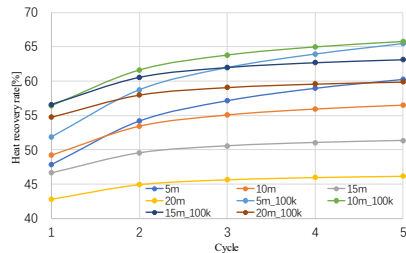


Fig.8 Heat recovery rate, water flow 25m/year
(from cold water well to hot water well,
50k m³&100k m³)

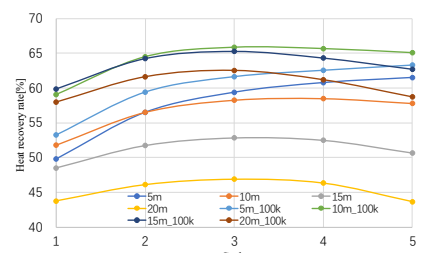


Fig.9 Heat recovery rate, water flow 25m/year
(from hot water well to cold water well,
50k m³&100k m³)

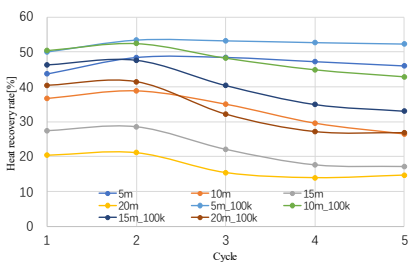


Fig.10 Heat recovery rate, water flow 50m/year
(from hot water well to cold water well,
50k m³&100k m³)

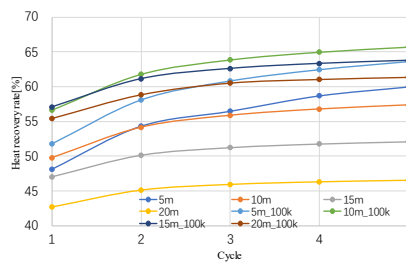


Fig.11 Heat recovery rate, water flow 25m/year
(from north to south, 50k m³&100k m³)

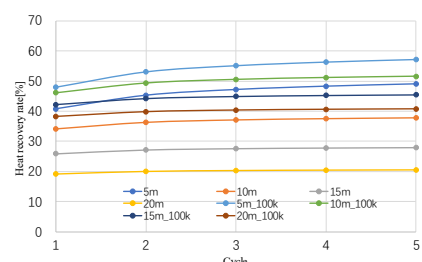


Fig.12 Heat recovery rate, water flow 50m/year
(from north to south, 50k m³&100k m³)

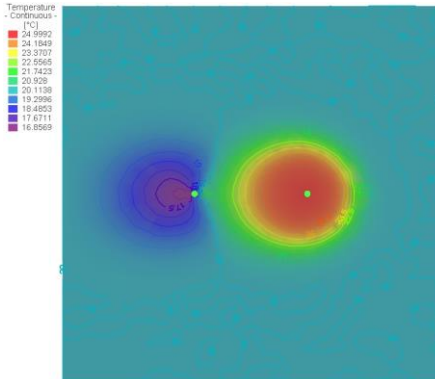


Fig. 13 End of pumping

(cycle 5, 25m/year, thickness 5m, 100k m³)

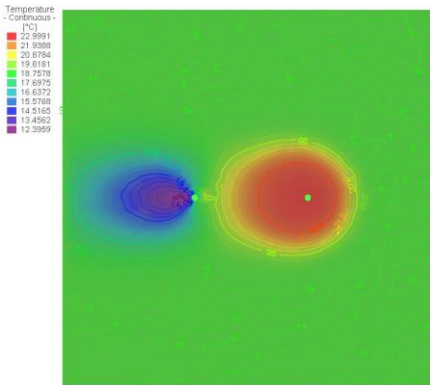


Fig. 14 End of pumping

(cycle 5, 25m/year, thickness 20m, 100k m³)

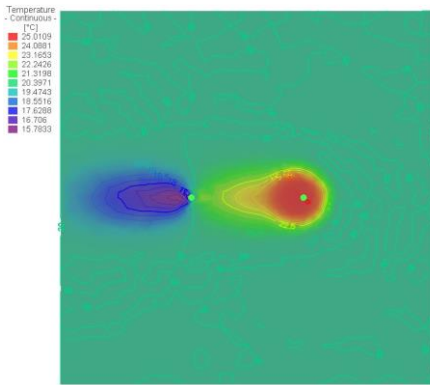


Fig. 15 End of pumping

(cycle 5, 50m/year, thickness 5m, 100k m³)

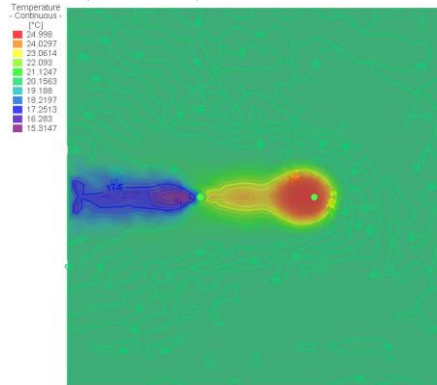


Fig. 16 End of pumping

(cycle 5, 50m/year, thickness 20m, 100k m³)

Table. 4

Target Well		Cold water well					
Groundwater Flow Direction		From hot water well towards cold water well					
Groundwater Flow Rate [m³/year]		0		25		50	
Cumulative Flow [m³/Running Period]		50k	100k	50k	100k	50k	100k
Heat Recovery	5	52.0	54.3	49.8	53.3	43.7	50
Rate [%] by	10	59.0	62.4	51.8	59.1	36.7	50.4
Aquifer Thickness	15	60.8	65.7	48.5	59.9	27.4	46.3
	20	59.9	66.3	43.7	58.0	20.4	40.4
Heat Recovery	5	67.7	67.8	61.5	63.3	46	52.3
Rate [%] by	10	73.2	76.2	57.8	65.1	26.5	42.8
Aquifer Thickness	15	74.3	78.8	50.7	62.7	17.2	33.1
	20	73.2	79.2	43.6	58.7	14.6	26.9

Table. 5

Target Well		Cold water well					
Groundwater Flow Direction		From cold water well towards hot water well					
Groundwater Flow Rate [m³/year]		0		25		50	
Cumulative Flow [m³/Running Period]		50k	100k	50k	100k	50k	100k
Heat Recovery	5	52.0	54.3	47.8	51.9	/	/
Rate [%] by	10	59.0	62.4	49.2	56.4	/	/
Aquifer Thickness	15	60.8	65.7	46.7	56.6	/	/
	20	59.9	66.3	42.8	54.8	/	/
Heat Recovery	5	67.7	67.8	60.3	65.5	/	/
Rate [%] by	10	73.2	76.2	56.5	65.8	/	/
Aquifer Thickness	15	74.3	78.8	51.3	63.2	/	/
	20	73.2	79.2	46.2	59.9	/	/

Table. 6

Target Well		Cold water well					
Groundwater Flow Direction		From north to south					
Groundwater Flow Rate [m³/year]		0		25		50	
Cumulative Flow [m³/Running Period]		50k	100k	50k	100k	50k	100k
Heat Recovery	5	52.0	54.3	48.1	51.8	40.7	48
Rate [%] by	10	59.0	62.4	49.8	56.6	34.1	46.2
Aquifer Thickness	15	60.8	65.7	47.0	57.1	25.9	42.1
	20	59.9	66.3	42.7	55.4	19.2	38.2
Heat Recovery	5	67.7	67.8	60.0	63.6	49	57.2
Rate [%] by	10	73.2	76.2	57.4	65.7	37.8	51.5
Aquifer Thickness	15	74.3	78.8	52.1	63.8	27.9	45.5
	20	73.2	79.2	46.5	61.4	20.5	40.7

4. まとめ

本研究ではシミュレーションにより帯水層厚さ・環境流速と熱回収率^{注1)}の関係を求め整理した。その結果の一覧を Table 4~Table6 に示す。環境流速0のケースでは帯水層厚さが厚いほど熱回収率が上昇する単純な傾向が現れたが、環境流がある場合には帯水層厚さと熱回収率の関係が単純に整理できないことが分かった。より詳細な分析は今後の課題である。

注1)

$$\eta = \frac{c\rho_w \sum q_{out}(t)(T_{out}(t) - T_0)}{c\rho_w \sum q_{in}(t)(T_{in}(t) - T_0)} \quad (1)$$

η : 熱回収率

$c\rho_w$: 水の比熱

$q_{out}(t)$: 時刻 t の揚水量

$q_{in}(t)$: 時刻 t の注水量

$T_{out}(t)$: 時刻 t の揚水温度

$T_{in}(t)$: 時刻 t の注水温度

T_0 : 初期地中温度

参考文献

- 1) 山崎 尊:「空調利用を目的とした帯水層蓄熱の研究 -帯水層厚さが熱回収率に与える影響-」, 大阪市立大学大学院修士論文, 2023年3月
- 2) 中尾 正喜:「帯水層蓄熱システム企画のための揚水温度予測方法 (第2報) 井戸間の熱干渉を考慮したモデル」, 空調和衛生工学会大会学術講演論文集, 2022年9月

水族館内の飼育用海水槽で発生する海塩粒子の室内における拡散挙動 数値流体解析による海塩粒子の行方の推定

Diffusion of sea salt particles generated in breeding sea tank in aquarium

Analysis of Trajectory of Sea Salt Particles by Computational Fluid Dynamics

○宇佐美 恒 (神戸大学)

高田 暁 (神戸大学)

Kou USAMI*1 Satoru TAKADA*1

*1 Kobe University

We analyzed the behavior of sea salt particles (0.1, 1, 5 μm in diameter) generated from seawater tanks using computational fluid dynamics. As a result, sea salt particles with smaller particle sizes (0.1 and 1 μm) tended to distribute over the seawater surface tank, while particles with larger particle sizes (5 μm) tended to fall on the floor and the seawater surface. The particles adhered to pipes located 1.3 m and 1.8 m above the seawater surface mainly on the top and sides of the pipe.

はじめに

水族館内の飼育用海水槽のある室内では、設備配管や照明器具等の金属部にサビが見られる¹⁾。サビの原因物質は塩化物であることが知られており²⁾、室内における塩分発生の一因として、海水槽でのエアレーション（水槽内の水に酸素を送ること）に伴う海面での気泡の破裂や波によって生じたしぶきが考えられる³⁾。これより、海塩粒子が海水槽の水面から室空気へ飛散し、室内気流によって拡散し、金属部に付着することでサビの発生を助長している可能性が考えられる。これまで、海水槽のある室における気中塩分濃度の測定により、気中に塩分が1~230 $\mu\text{g}/\text{m}^3$ の濃度で存在し、海水槽の水面から発生した海塩粒子が気中に浮遊していることが示されている⁴⁾。本研究では、海水槽から発生する海塩粒子を換気や空調により効率よく除去する方法を検討するために、発生した海塩粒子の室内における行方を数値流体力学を用いて解析する（図1）。発生した海塩粒子の行方として、換気の吸込口から除去されるものや、床面や配管面に付着するもの、海水面に沈降するもの、気中に浮遊するものが考えられる。また、発生する海塩粒子の粒径に応じた挙動についても検討を行う。

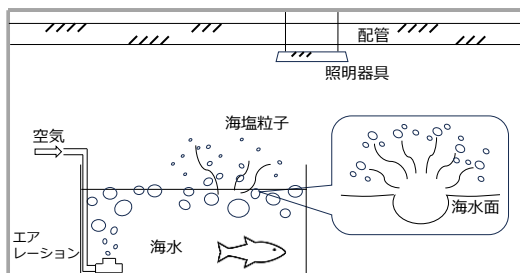


Fig.1 Conceptual drawing of a room with a breeding sea tank to be treated in this study.

1. 方法

1.1 数値流体解析の対象

解析対象は岩島ら(2023)⁴⁾により気中塩分濃度の実測調査が行われた水族館内の飼育用海水槽のある一室(気積459.9 m^3)とする。その平面図と立体モデルを図2、図3に示す。建物の図面より寸法や換気口、一部の配管、海水槽の位置を再現し、海水槽は海水面積(室内空気と海水との接触面積)が実際と同じ約50 m^2 となるように簡略化している(海水面は床面上1m)。室内に冷暖房設備はなく、第1種換気(強制給排気)が行われている。吹出口(床面上2.8m)と吸込口(床面上2.3m)は全て配管の下面についている。

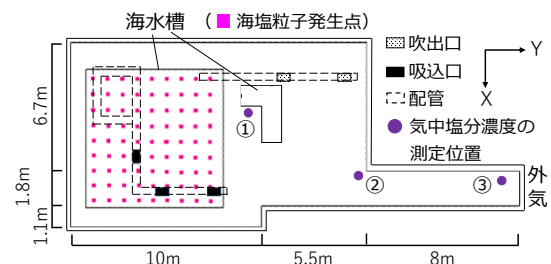


Fig.2 Plan view of a room with a breeding sea tank in the aquarium to be analyzed, showing the point of sea salt particle generation and the location of the measurement of air salinity (1m high) in the figure.

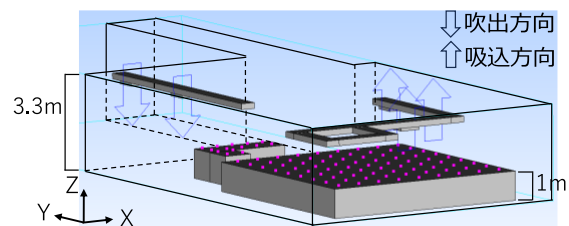


Fig.3 3D model of the room to be analyzed.

1.2 数値流体解析の方法

まず室内の気流場について定常解を求め、それを初期条件とし、海水面から海塩粒子を1秒間隔で等量発生させ続け、非定常解析によって気流場と粒子の運動を求める。空間を離散化し流れ場（流体）を連続相としてEuler的に解き、流体中の粒子は分散相として個別にLagrange的に追跡し、流体と粒子の連成解析を行う。解析時間間隔は0.024s、解析終了時間は1200sとする。解析条件を表1に示す(吹出口と吸込口の位置と向きは図2, 3参照)。冬季の状態を想定し、室温の実測結果⁴⁾をもとに海水温25°C(熱帯魚の飼育用海水槽)、室温が18°Cになるように温度境界条件を設定する。

対象室における海塩粒子の全体発生量は、対象室内の3地点における気中塩分濃度の実測値を用いて室の塩分収支式から概算した^{註1)}。解析条件では想定した全体発生量を海水面に均等に与えた(図2の計95点)。1点から発生させる海塩粒子の条件を表2に示す。粒径を3つ想定し、それぞれ粒径や質量、その他物性が均一な球形の剛体粒子とし、空気中で蒸発せず浮遊すると仮定する。また、海塩粒子の反発係数は衝突の条件に関係なく一定とし、反発係数は1とする。ただし、海塩粒子の粒径の違いによる沈降の影響を調べるため、床面と海水面、配管面、壁面における反発係数は0とし、面に接した場合に吸着するとした。また、吸込口に入った粒子は消滅するとした。

Table 1 Analysis conditions

乱流モデル	標準 k-ε モデル
格子数	約 150 万 (80mm 等幅分割)
室内壁面	対数則(速度境界層) 断熱(温度境界層)
海水面	対数則(温度境界層) (25°C)
吹出口	流量規定 各 3,000m ³ /h (18°C)
吸込口	流量規定 各 2,000m ³ /h

Table 2 Conditions for sea salt particles to be generated.

粒径	0.1/1/5 μm ⁵⁾
密度	1030kg/m ³
反発係数	1(床面と海水面、海水面、壁面0で吸着)
質量	8.1×10 ⁻¹⁰ kg/s
発生速度	10m/s(鉛直上向き)
パーセル数 ^{註2)}	40 個/s

2. 結果

2.1 室内気流分布

海塩粒子発生後、定常状態と判断された室の鉛直3断面における室内気流分布を図4に示す。断面A-A'の気流分布より、吹出口から鉛直下向きに出た気流が床面に衝突後、床面沿いを0.2~1.2m/sで流れている。断面B-B'の気流分布より、吹出気流に周辺の空気が巻き込まれ乱れており、小さい海水槽の水面の一部には吹出気流が衝突している。大きい海水槽の水面上の気流は天井まで全体的に静穏である。断面C-C'の気流分布より、大きい海水槽の上部において、吸込口周囲の領域以外で直接吸込口に向かう気流は見られない。断面D-D'の気流分布より、吸込口と大きい海水面の鉛直距離が1.3mと近いので、吸込口の直下では、海水面から高さ0.6m以上で空気が吸込口へ直接向かっている。また、吹出口がある図の右から吸込口へ一方向に流れている。

2.2 海面上の代表2地点で発生する海塩粒子の移動経路と吸込口の回収率

図5に海面上の代表2地点から発生した粒径0.5μmの海塩粒子の発生から300s後までの軌跡の流線をそれぞれ示す。各発生点から発生する海塩粒子数は同じであるため、示している流線の本数は全て同じ(40本)である。吸込口近傍の地点iで発生した海塩粒子は、海面上の上昇気流によって上昇後、吸込口に誘引され(図4のD-D'断

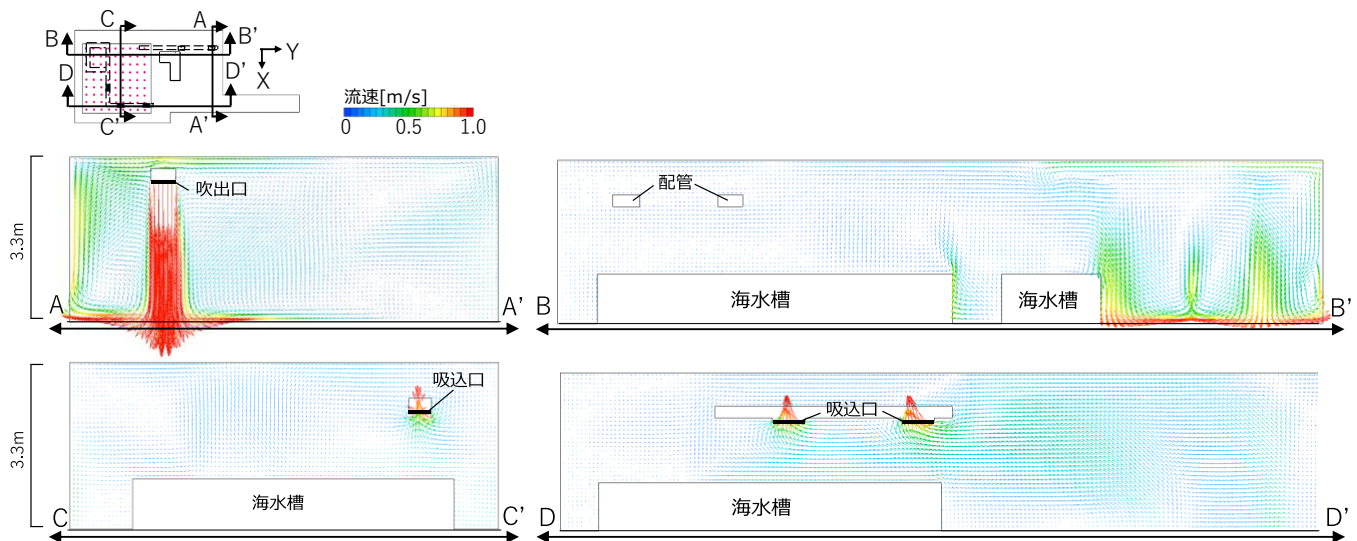


Fig.4 (top left, top right, bottom left, bottom right) indoor airflow distribution in cross sections A-A', B-B', C-C', D-D' (See floor plan at upper left.)

面)、気流を乱す要素がないため流線は散らばることなく、発生後60~70sで吸込口に到達している。小さい海水槽の吹出口からの吹出気流に最も近い地点 ii で発生した海塩粒子は、吹出気流により小さい海水槽付近に形成される循環流や、吹出気流が床沿いから海水槽の下部に衝突してできる上昇気流の影響(図4のB-B' 断面)で、周辺に広く拡散し浮遊時間が長くなり、発生後120s以降で吸込口に到達している。発生から300sまでにおける地点 i、ii で発生した同量の粒子のうち、吸込口に回収された割合はそれぞれ100%、62%であった。また、粒子の粒径が大きくなると、重力沈降や空気抵抗の影響を受けやすくなるため、流線が散らばりやすく、浮遊時間も長くなり、発生から300sまでに吸込口に回収される割合が10~20%小さくなった。

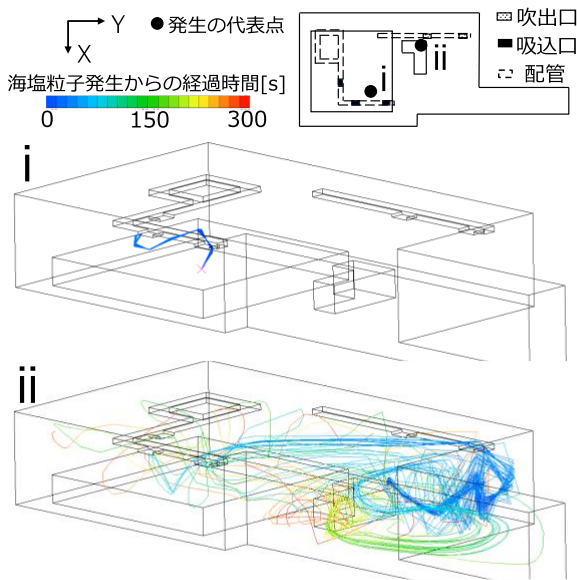


Fig.5 Diffusion behavior of sea salt particles (0.5 μm in diameter) generated at two representative locations on the sea surface.

2.3 海水面から発生したすべての海塩粒子の行方

海水槽から発生した全ての海塩粒子の室内における詳細な分布を検討するために、海塩粒子の発生を1秒間のみとした解析を行い、吸込口へ回収される数、床面・海水面への沈着する数、配管や壁面に付着する数、海面上の3領域(図6参照)に浮遊している数、その他の領域に浮遊している数の推移を図7に発生した海塩粒子の粒径別に示す。粒径0.1、1μmの場合、発生から600sまでの行方の推移がほとんど同じである。発生直後に海面上0.05~0.8mの高さに浮遊する粒子数が多く、その後吸込口に回収される数が多くなっている。発生後600s時点で粒子全体の約90%が吸込口に回収される。床面や海水面への沈着はほとんど見られない。一方、粒径5μmの場合、発生直後に海面上0.05~0.8mに浮遊する粒子数が少なく、床面と海水面に沈着する粒子数が50s以降で緩やかに増加している。発生後600sにおける沈着数は粒径

1μmに比べて10~20倍多い。これより、今回想定した粒径3つの粒子のうち、粒径5μmの場合のみ重力沈降の影響が大きく、床面や海水面への沈着数が増加することが示唆される。

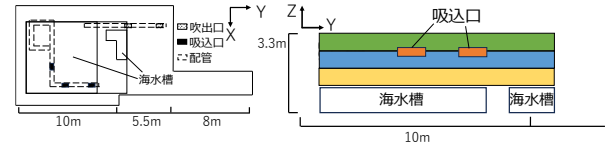


Fig.6 Schematic diagram of three areas above sea level.

(left: plan view, right: elevation view, each area is 0.75 m high)

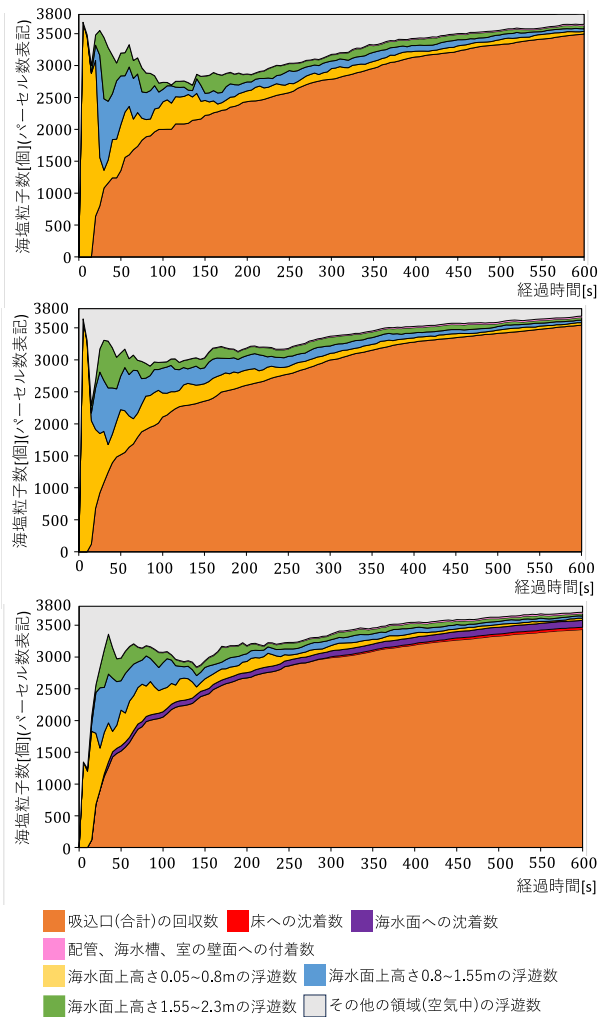


Fig.7 Spatial distribution of sea salt particles generated from the sea surface in 1 second. (from top to bottom: 0.1, 1, 5 μm particle size)

また、配管・海水槽・室の壁面への付着数については、粒子発生後600s時点において各粒径で全体の1~3%を占めている。ここで、実際にサビが見られる金属製配管における付着状況を見る上で、600s時点における配管・海水槽・室の壁面への付着数(配管の位置は図8を参照)について、それぞれの付着位置(上面、側面、下面)ごとの内訳を図9に示す。ただし、付着していない面については表示してい

ない。全体として、配管1、2ともに上面と側面に付着が見られるが、下面にはほとんど付着が見られない。これは、配管1については、流速の大きい吹出气流に管の下面沿いの空気が巻き込まれる影響(図4のA-A' 断面の气流分布を参照)で、配管2については、管の下面にある吸込口により下面沿いを水平气流が流れる影響(図4のD-D' 断面の气流分布を参照)で、管の下面に海塩粒子が付きにくくなっていると考えられる。また、配管2に関して粒径5 μm の粒子が比較的多く付着している。これは配管2が海水面から1.4m上と近くにあることや、天井付近に到達した粒子が配管上に沈降しやすいことが要因として考えられる。対象室のような海水面と配管の距離が1.4mと比較的近い場合、海水面から発生した粒径の大きい粒子であっても配管に付着し、粒径が小さい粒子よりも液滴に含まれる塩分の質量が大きいためサビの発生に大きな影響を与える可能性がある。

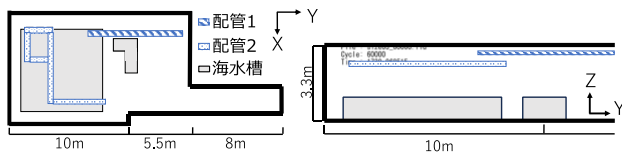


Fig.8 Location of piping and seawater tank (left: plan view, right: elevation view)

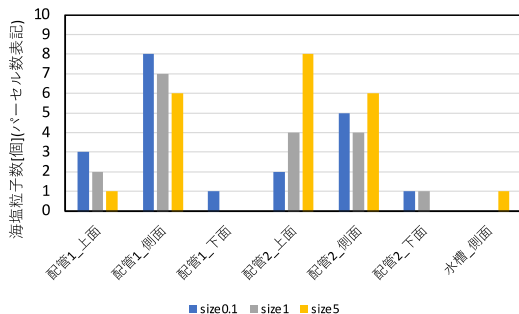


Fig.9 Breakdown of the number of particles adhering to pipes, seawater tanks, and walls at 600s after particle generation. (surfaces with no adherence not shown)

3. まとめ

飼育用海水槽からエアレーションに伴い気中へ飛散する海塩粒子を換気より効率よく除去する方法を検討するために、著者らによる気中塩分濃度の実測実績のある水族館内のバックヤード(冷暖房設備はなく、海水面の上部1.8mに吹出口、1.3mに吸込口がある第1種換気のみ)をモデル化し、海水面からの海塩粒子の発生量の想定値を与え、海水面から発生した海塩粒子(粒径0.1, 1, 5 μm)の行方を数値流体力学を用いて解析した。

- 1) 水槽付近の气流が静穏な状態では、吸込口に近い海水面で発生する海塩粒子は室に拡散することなく、吸込口に到達するが、吹出气流に近く流速・乱れが大

きい領域で発生する海塩粒子は広域に拡散し、より長い時間をかけて到達した。発生源付近の气流性状と、吸込口と発生源の位置関係が吸込口の回収率に影響すると考えられる。

- 2) 粒径が小さい海塩粒子(0.1, 1 μm)は発生後海水面の上部に分布し気中に浮遊しやすい一方で、大きい粒径(5 μm)の海塩粒子は重力沈降の影響が大きく、床面・海水面への沈着数が多い。今回の場合、発生後600sにおける沈着数は粒径1 μm に比べて粒径5 μm の場合に10~20倍多かった。
- 3) 配管・海水槽・室の壁面への海塩粒子の付着数については、粒子発生後600s時点でどの粒径においても発生数全体の1~3%を占めており、その内訳は天井付近にある配管の上面と側面がほとんどであった。一方で、配管の下面における付着数は少なかった。

注1) 対象室全体における海塩粒子の発生量Mは、対象室内の3地点における気中塩分濃度の実測値⁴⁾をもとに、室の塩分収支(式(1))より逆算し同定した(M=6.6 $\times 10^{-9}$ kg/s)。海水面積が今回の想定と一致しているため、Mが海水面全体で均一に発生している(図2の計95点の発生点で、1点当たりM/95 kg/s発生する)として与えている。

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{-\rho_i Q(C_i(t) - C_o(t)) \times 10^{-9} + M}{3600V_i} \quad (1)$$

C_i は測定した室内の気中塩分濃度[ppb]、 C_o は外気の塩分濃度[ppb]、 ρ_i は空気密度[kg/m³] (=1.2)、 Q は室換気量[m³/h] (=6,000)、 V_i は室の気積[m³]、 M は室内の塩分発生量[kg/s]、 t は時刻[s]である。壁面への塩分の吸着や床への沈降は無視した。対象室には外気につながる開口が開いているが、無視した。

注2) 解析の計算負荷を減らすために、粒子を一つひとつ解くのではなく、事前に近くに存在する粒子はほぼ同じ挙動をとると考えて、近傍の粒子群を一つの粒子でまとめて代表させ初期条件として与える。まとめた後の粒子数をパーセル数と呼ぶ。

参考文献

- 1) 河内孝夫, 2010, 水族館の電気設備について, 電気設備学会誌, 30(7):40/44.
- 2) 原修一, 三浦正純, 内海靖, 藤原俊明, 山本雅貴, 2005, 耐候性鋼さび性状に及ぼす凍結防止剤の影響, Zairyo-to-Kankyo54 巻7号, pp. 337-343.
- 3) 三浦和彦, 2007, 海塩粒子の生成と化学・物理的性質, 日本海水学会誌, 61(2):102/109.
- 4) 岩島大季, 高田暁, 天野健太郎, 谷英明, 野村佳緒里, 前田龍紀, 上田真也, 山本剛志, 松永知大, 2023, 沿岸部水族館室内における気中塩分に関する研究, 人間-生活環境系シンポジウム報告集 47 巻, pp. 155-158.
- 5) 角脇 怜, 1991, 大気中の海塩粒子, エアロゾル研究, 6(2):113/120.

沿岸部水族館内における気中塩分に関する研究
飼育用海水槽のエアレーションによる塩分発生

**Airborne Salinity in Indoor Air in Aquarium Located in Coastal Areas,
Salt Generation due to Aeration of Breeding Sea Tanks**

学生会員 ○岩 島 大 季 (神戸大学) 正 会 員 高 田 暁 (神戸大学)
正 会 員 天 野 健 太 郎 (竹中工務店) 正 会 員 谷 英 明 (竹中工務店)
正 会 員 野 村 佳 緒 里 (竹中工務店) 正 会 員 前 田 龍 紀 (竹中工務店)
正 会 員 上 田 真 也 (竹中工務店) 正 会 員 松 永 知 大 (竹中工務店)

Taiki IWASHIMA*¹ Satoru TAKADA*¹ Kentaro AMANO*² Hideaki TANI*²

Kaori NOMURA*² Tatsunori MAEDA*² Shinya UEDA*² Tomohiro MATSUNAGA*²

*¹ Kobe University *² Takenaka Corporation

Airborne salinity was measured in a room of an aquarium, for two conditions; with and without aeration of seawater in a tank. The airborne salinity concentration was shown to be higher for the case with aeration, and thus the source was confirmed to be the aeration. In addition, the distribution of diameter and number of particles of water droplets generated through aeration of seawater/pure water in the tank were measured using particle counters in a clean room. It was shown that the number of particles decreased toward the top, and particles of 5.0 μm or less were mainly detected.

はじめに

沿岸部では、建物外壁の鉄筋コンクリートのひびや剥離、金属部分のさびが発生することがある¹⁾。さびの原因物質は塩化物であることが知られており²⁾、海からの塩分による塩害として認識される³⁾。一方、気中の塩分濃度に関して、沿岸部屋外での測定例^{4) 5) 6) 7) 8)}は見られるが、室内における測定例は非常に少なく、沿岸部の水族館では、海からの飛来塩に加えて、室内にある海水槽からの塩分発生が塩害に寄与している可能性があるため、既報⁹⁾では、稼働状態にある水族館のバックヤード、観覧スペースにおいて気中塩分濃度を測定し、海水槽のある室において塩分濃度が高く、海水槽が室内の塩分源であることを示した。海水槽内では中の生物に酸素を供給するためにエアレーション(多孔質の材料に空気を吹き込み、気泡を発生させること)が行われており、表面で気泡が破裂する際に海水が液滴として水槽から発生していると思われるが、発生する粒子の粒径や個数等は不明である。本研究では、まだ稼働状態にない(海水は入っているが、海水槽のエアレーション機器が作動していない)水族館のバックヤードにおいて気中塩分濃度を測定し、その後、同室において各海水槽においてエアレーション機器を作動させた状態で気中塩分濃度を測定し比較することで、エアレーションによる気中塩分濃度への影響を確認する。また追加実験として、水族館内にある水槽を想定し、クリーン

ルーム内で水槽にエアレーションを行い、発生粒子の粒径と個数の測定を行う。これらの実験から、水族館内においてエアレーションによって海水槽から発生する塩分量を求め、室内空気中に塩分が拡散し、金属部にさび等の塩害を生じることへの防止策を講じることを目的とする。

1. 水族館における気中塩分濃度の現地測定

1.1 気中塩分濃度の測定方法

気中塩分の捕集は、水中に空気中の浮遊成分を捕集するインピンジャー法^{10) 11)}を(図-1)、試料の分析はイオンクロマトグラフ法を採用した。エアポンプ(柴田科学, MP-Σ300NII)を用い、1.0L/minの流量で2時間、インピンジャー内の超純水に周辺空気を導き、塩分の捕集を行った。捕集後の超純水を分析試料とし、イオンクロマトグラフ(Dionex, ICS-6000)により、水溶性陽イオン Na⁺, NH₄⁺, K⁺, Mg²⁺, Ca²⁺, および、水溶性陰イオン Cl⁻, NO₂⁻, NO₃⁻, PO₄³⁻, SO₄²⁻の検出を行った。また、測定点ごとに気温、相対湿度を同時に測定した。

気中イオン成分濃度は、イオンクロマトグラフによる分析で得られた試料全液中に含まれるイオン成分量を総吸引量で除したものを原子量(または分子量)を用いて算出した。そのうち、ナトリウムイオンと塩化物イオンの濃度から、気中塩分濃度を(1)式で推定した。検出下限値を下回ったものは 0μg/m³とした。

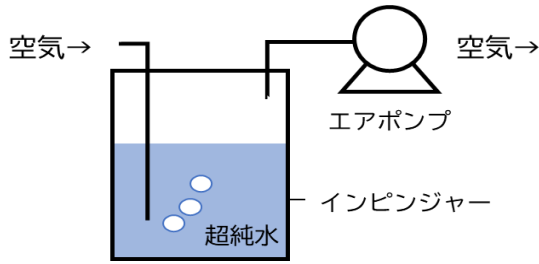


図-1 インピンジャー法の概念図

$$C_{NaCl} = \min\left(\frac{M_{Na} + M_{Cl}}{M_{Na}} C_{Na}, \frac{M_{Na} + M_{Cl}}{M_{Cl}} C_{Cl}\right) \quad (1)$$

測定対象は沿岸部に建つ開業前の水族館である。対象の水族館は瀬戸内海に面している。測定は2023年7月24日に1回目、同年11月8日に2回目を行った。測定対象室は水族館内のバックヤード1室で、飼育用海水槽が大小24個、淡水槽が4個設置されている。室には外気を取り入れる給気設備の他、排気設備、除湿設備が設置されており、第1種換気である。給気設備にはフィルタが設置されており、外気を室内に導入している。除湿設備は室に2機設置されており、除湿の際に空気中の塩分を回収し、ドレン水として排出することが可能であり、気中塩分濃度の減少効果が期待される。

気中塩分濃度の測定箇所は外気取り入れ先の屋外1点と室内の8点とした。屋外の1点と室内の1点（「室内代表」）では、捕集器は床（地面）から高さ約1000mmの位置に設置した。その他の測定点は給排気設備・除湿設備の吹き出し口もしくは吸い込み口に捕集用のチューブを設置し、吹き出し空気もしくは吸い込み空気を捕集した。1回目の測定時では飼育用水槽に海水があり、濾過循環のみ行われている状態であった。海水の循環で多少水面に波立ちが見られたが、飼育生物はいない状態であったため、水槽でのエアレーションは行われていなかった。また、1回目の測定までに生物の搬入やエアレーションは行われていなかった。1回目の測定を「エアレーションなし」の条件として気中塩分濃度の測定を行った。この際、除湿器は稼働させていた。2回目の測定時では飼育用水槽に海水があり、飼育生物がいる状態で濾過循環とエアレーションを行っていたため、既報にて測定を行ったような運営状態にある水族館のバックヤードと同じ状況であった。1回目の測定同様、除湿器を稼働させた状態で、2回目の測定を「エアレーションあり」の条件として気中塩分濃度の測定を行った。

1.2 測定結果と考察

図-2に各測定点における気中塩分濃度を示す。測定点

の気中塩分濃度は0~250 $\mu\text{g}/\text{m}^3$ 程度であり、室内空气中に塩分が存在することが確認された^{注)}。「エアレーションなし」の条件では室内の気中塩分濃度は低濃度であった。ほとんどの測定点において、「エアレーションあり」の条件で数倍から数百倍高濃度であった。このことから、海水槽のエアレーションによって海水槽を発生源とする塩分が拡散し、気中塩分濃度が上昇したと考えられる。また、「屋外」と「OA吹出」では「屋外」の方が塩分濃度が高いことから、除塩フィルタによる除塩効果が確認できた。

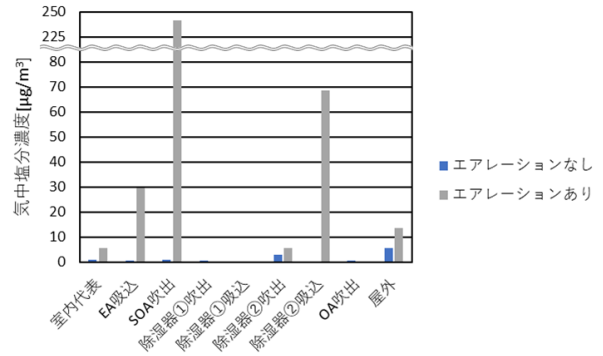


図-2 各測定点における気中塩分濃度

2. エアレーションによって水槽から発生する液滴の粒子濃度測定実験

2.1 粒径別発生量測定実験

前章の気中塩分濃度測定からエアレーションによる海水面での気泡の破裂によって塩分が生じていると思われるが、その発生量は定かでないため、海水槽から発生する液滴の粒子の濃度測定を行った。実験はバックグラウンドの粒子濃度が低い環境で行う必要があるためクリーンルーム内で行い、パーティクルカウンターを用いて海水槽の上部において、発生する粒子の粒径別個数濃度を測定した。実験の概要図を図-4に示す。パーティクルカウンターはTSI社製OPS Model 3330（以降PC-A）とパーティクルプラス社製パーティクルカウンタ Model 8306（以降PC-B）の2種を用いた。サンプリング流量は、PC-Aは1.0L/min、PC-Bは2.83L/minである。測定対象の粒径範囲は両種とも0.3~10 μm で、その範囲内でPC-Aは16区分、PC-Bは6区分の粒径別に液滴粒子の個数濃度を測定した。各点の測定時間は10分間とした。水槽は海水（飼育用の市販品）および純水で満たし、水底の中央でエアポンプに気泡発生器を接続したエアレーション装置を稼働させ、気泡を発生させた。気泡発生器はセラミック製の円筒を通したのち気泡を側面から吐出する仕組みである。エアポンプの空気吐出量は3.0L/minとした。測定点は図-3のように発生源の上部の位置を「①」、水槽の長手方向の端部を「②」、短手方向の端部

を「③」とした。測定高さは水面を基準として100～500mmとし、測定条件によって変更した。

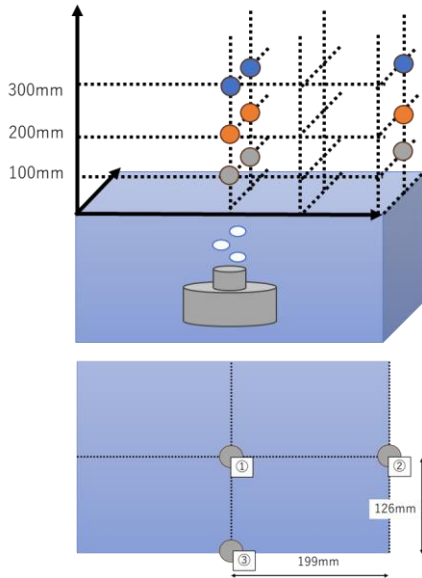


図-3 粒径別発生量測定実験の概要図
(上図：見取図，下図：測定高さ100mmの平面図)

2.2 測定結果と考察

海水をエアレーションした時の測定位置ごとの測定結果を図-4に示す（液滴の粒径は各粒径区分の下限及び上限の幾何平均をプロットしている）。最も多く検出されたのは測定下限の粒径0.3～0.5 μm の粒子であった。約2.0 μm においてもピークが見られた。端部の位置②、③では0.3～0.5 μm の粒子が位置①よりも多く検出され、粒径分布に違いがみられた。①～③のいずれの位置についても測定高さ100mmで最も多くの粒子が検出された。

純水をエアレーションした時の測定結果を図-5に示す。0.3～0.5 μm 程度の粒子が最も多く検出され、位置①よりも②で多く検出される傾向は海水の場合と一致していたが、海水の場合よりも全体的に個数濃度が低く、5.0 μm 以上の比較的大きな粒子はほとんどの検出されなかった。200mm、300mm、500mmの高さでは2.0 μm 以上の粒子の個数が大幅に減少したことから、粒子が上昇できる高さに限界があると思われる。

個数濃度の違いの原因としては、海水の場合と純水の場合で発生した気泡の大きさが異なり、エアレーション時の水面の様子が写真-1に示すように異なっていたことが挙げられる。水槽の端部で気泡が集まっており、この気泡が破裂することで多く粒子が発生しているものと思われる。また小さい気泡ほど、中央部で破裂せず端部に流される様子が確認された。今回の測定では水槽の隅部において測定を行わなかったが、発生源の位置①よりも端

部の位置②、③で多く気泡が発生していたことから、隅部での粒子発生は位置②、③と同程度、もしくは多いと思われる。不純物や粘性等の影響と考えられるが、海水の場合では純水に比べて生じる気泡が小さかった。破裂する気泡の大きさによって、発生する粒径のピークが異なる可能性があり、水面からの発生量には平面的な偏りがあると考えられる。

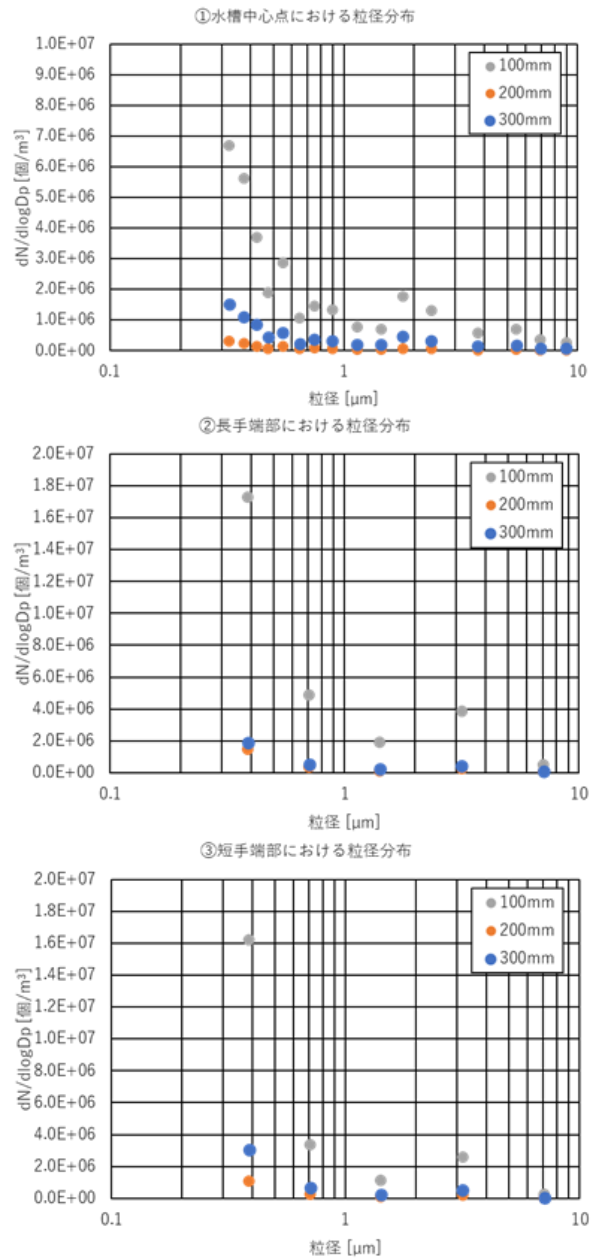


図-4 海水エアレーション時の測定位置ごとの体積当たり粒子個数濃度

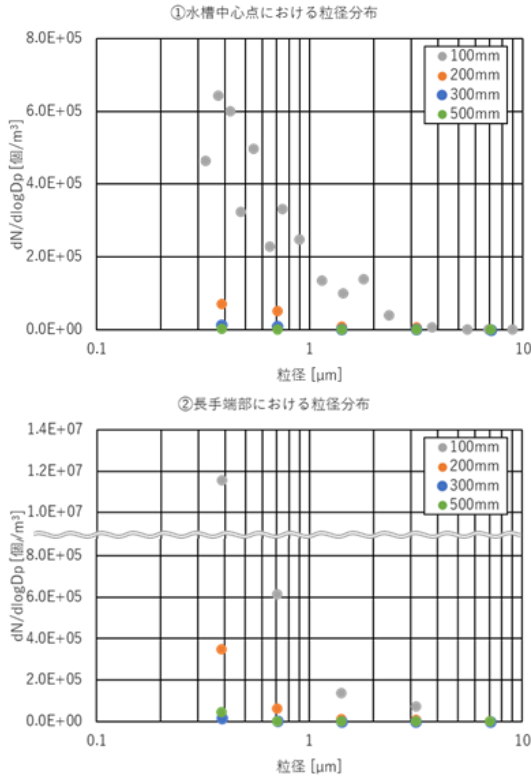


図-5 純水エアレーション時の測定位置ごとの体積当たり
粒子個数濃度



写真-1 実験時の水槽の様子
(上写真：海水の場合，下写真：純水の場合)

3. 結論

本研究では、水族館のバックヤードにおいて海水槽でエアレーション機器を作動させた条件と作動しなかった条件で、気中塩分濃度を測定し、比較した。その結果、海水槽でのエアレーションを行っている場合において気中塩分濃度がより高いことが示され、気中の塩分が海水槽のエアレーションによって発生によるものであることが

確認された。

一方、水族館内にある水槽を想定し、クリーンルーム内において海水または純水で満たした水槽にエアレーション機器を作動させ、パーティクルカウンターを用いて、発生した粒子の粒径と個数の測定を水面からの高さを100mm～500mmについて行った。その結果、高さ100mmで最も多く粒子が検出され、上部になるほど測定個数が減少した。また、5.0μm以下の粒子が多く検出され、特に海水の場合では0.3～0.5μm、約2μmにピークが見られた。また、水槽の中央（気泡の発生源上部）と端部で粒子の発生状況に違いが見られ、海水と純水では粒径分布に違いが見られた。

【記号】 C_{NaCl} : 気中塩分濃度[$\mu\text{g}/\text{m}^3$], C_{Na} : 気中ナトリウムイオン濃度[$\mu\text{g}/\text{m}^3$], C_{Cl} : 気中塩化物イオン濃度[$\mu\text{g}/\text{m}^3$], M_{Na} : ナトリウムの原子量 (=22.99) [-], M_{Cl} : 塩素の原子量 (=35.45) [-]

注) 測定値は捕集した試料中のイオン量からブランク試料中のイオン量を差し引いて得た。ナトリウムイオンと塩化物イオンについては、試料でブランク試料のイオン量を上回っていたものを検出できたと判断した。

参考文献

- 1) 依田浩敏, 1999, 臨海部居住地域における塩害と空気中海塩粒子濃度の実態調査, 日本建築学会計画系論文集 64 巻 522 号, pp. 115-121.
- 2) 原修一, 三浦正純, 内海靖, 藤原俊明, 山本雅貴, 2005, 耐候性鋼さび性状に及ぼす凍結防止剤の影響, Zairyo-to-Kankyo54 巻 7 号, pp. 337-343.
- 3) 日本建築学会, 2021, 日本建築学会環境基準 AIJES-H0003-2021 建物における湿害の診断と対策に関する規準・同解説, pp. 6, 24-25, 34-35.
- 4) 堀田健治, 1993, 砂浜海岸における海塩粒子の発生に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集 444 巻, pp. 145-152.
- 5) 堀田健治, 1992, 沿岸域における海塩粒子の発生に関する研究 : 第1報 砂浜海岸と消波ブロックを設置した人工海岸における発生量の違い, 日本建築学会構造系論文報告集 441 巻, pp. 101-106.
- 6) 堀田健治, 平野正昭, 1994, 沿岸域における海塩粒子の発生に関する研究 : (第2報) 消波構造物を設置した海岸と砂浜海岸における発生量の特異性, 日本建築学会構造系論文集 59 巻 455 号, pp. 207-213.
- 7) 片山 正敏, 1995, 北部九州の沿岸域における海塩粒子の発生に関する計測調査, 海洋開発論文集 11 巻, pp. 115-120.
- 8) 渥美洋一, 若山義樹, 國田淳, 関口信一郎, 佐藤勝春, 宮川譲治, 1997, 開放性砂丘沿岸域における飛来塩分分布特性に関する現地観測と数値計算による検討, 海洋開発論文集 13 巻, pp. 723-728.
- 9) 岩島 大季, 高田 暁, 天野 健太郎, 谷 英明, 野村 佳緒里, 前田 龍紀, 上田 真也, 山本 剛志, 2023, 沿岸部の建物室内における気中塩分濃度に関する研究, 空調・衛生工学学会大会学術講演論文集 7 巻, pp. 13-16.
- 10) 日本空気清浄協会, 1999, JACA No. 34-1999 クリーンルーム構成材料から発生する分子状汚染物質の測定方法指針, pp. 25-26.
- 11) 日本空気清浄協会, 2003, JACA No. 35A-2003 クリーンルーム及び関連する制御環境中における分子状汚染物質に関する空気清浄度の表記方法及び測定方法指針, pp. 7-9.

チャンバー実験による二酸化塩素の分解特性の測定と CFDによる室内分散シミュレーション

Measurement of the Decomposition Characteristics of Chlorine Dioxide through Chamber Experiments and CFD Simulation of its Dispersion in Indoor Environment

○福間 颯也 (大阪大学) 松尾 智仁 (大阪大学)
三浦 孝典 (大幸薬品) 嶋寺 光 (大阪大学)
近藤 明 (大阪大学)

Soya FUKUMA*1 Tomohito MATSUO*1 Takanori MIURA*2 Hikari SHIMADERA*1 Akira KONDO*1
*1 Osaka University *2 Taiko Pharmaceutical co., Ltd.

Chlorine dioxide (ClO₂) is commonly utilized for virus elimination, sanitization, deodorization, and anti-fungal purposes. In order to use ClO₂ effectively, its concentration should be properly controlled. However, ClO₂ is known to decompose thermally and photolytically, and the decomposition characteristics are unclear. This research aims to clarify the effects of temperature, humidity on the decomposition rate with chamber experiments. The results indicated that the impact of absolute humidity is much larger than that of temperature. We proposed a two-variable function of temperature and absolute humidity for the decomposition rate. We also conducted numerical simulations of indoor ClO₂ distribution. The results indicated it is important for the ClO₂ concentration estimation to consider the indoor flow field and the decomposition.

はじめに

二酸化塩素 (分子式: ClO₂) は日本や米国で水道水の消毒, 紙パルプの漂白, プール水の消毒, 空間除菌や小麦粉処理として食品添加物での使用が認められている^{1,2,3,4)}。また中国では COVID-19 対策の消毒剤として水や空気の消毒について使用が認められた⁵⁾。しかし, 高濃度の ClO₂ 下では健康影響が懸念され, 日本二酸化塩素工業会では ClO₂ の「室内濃度指針値」として 0.01 ppm を設定している⁶⁾。ClO₂ は空間中で熱や光で分解するが, その分解速度は不明である⁶⁾。

よって今回の目的として, 温湿度が ClO₂ の分解速度に与える影響を評価する。また得られた分解特性をモデル化することで室内における ClO₂ の濃度分布シミュレーションを行い, 温湿度の不均一性や, 発生源位置が与える影響を評価した。

1. 方法

1.1 二酸化塩素の分解特性の測定実験方法

ClO₂ の分解速度を測定するために, チャンバーを用いた分解実験を行った。まずチャンバー内の濃度として 1 ppm (分解がすみやかに進むと見込まれる条件では 2 ppm) を目標として, ClO₂ を供給した。チャンバー内にはサーキュレーターを設置して, 空気を攪拌し, ClO₂ 濃度や温湿度の分布が均一になるようにした。また, 光分解を防ぐため, チャンバー内は暗室とした。チャンバー内の ClO₂ 濃度が目標濃度に達したら供給を止め, サンプルポンプを用いて 0 分から 240 分後まで 60 分ごとに 5 回, チャンバー内の空気を捕集液に捕集した。捕集液中の濃度はヨウ化カリウム (KI), 炭酸ナトリウム (Na₂CO₃), 炭酸水素ナトリウム (NaHCO₃) がそれぞれ 1.2 mM, 1.5 mM, 1.5 mM である。ClO₂ は水溶液中では亜塩素酸イオンになるため, イオンクロマトグラフィーを用いて捕集液中の

亜塩素酸イオンの濃度を測定した。本実験では暗所条件で温湿度を制御・測定し, 計 16 ケースの実験, 分解速度の評価を行った。

ClO₂ は一次分解すると仮定した。よって, 式 (1) で ClO₂ の分解速度式を表せられる。

$$\frac{dC}{dt} = -k_{dec}C \leftrightarrow C = C_0 e^{-k_{dec}t} \quad (1)$$

C は ClO₂ 濃度 (ppm), C₀ は ClO₂ 初期濃度 (ppm), t は時間 (h), k_{dec} は分解速度 (1/h) である。

ClO₂ の分解速度は, 温湿度によって変化すると仮定し, 実験結果から, 温湿度を用いて分解速度を決定する実験式を作成した。

1.2 シミュレーション手法

シミュレーションには OpenFoam-4.0 を適宜修正して用いた。非圧縮性定常流れを仮定し, 乱流モデルには標準 k-ε モデルを用い, 速度と圧力の連成解法に SIMPLE 法を用いた。計算領域は大阪大学の講義室を模擬して作成した。計算格子は各 5 cm とし, 約 270 万メッシュとした。CFD シミュレーションでは, 分解特性による濃度変化を調べるために, 測定実験から推定した分解特性を考慮した。分解速度は, 各点の温度, 湿度を参照して実験式により算出する。Fig.1 に計算領域の平面図, 設備の設置位置を示す。Table 1 に境界条件を示す。南側に換気設備の給気口があり, 北側に排気口がある。また西側に加湿器を設置した。換気と加湿を同時に行う場面を想定し, 不均一な湿度場による分解速度の違いが ClO₂ の濃度分布へ及ぼす影響を評価した。Fig.2 に ClO₂ の発生源候補と濃度評価点の位置を示す。発生源候補は机の上中央に設置するものとし, 室内に 12 個設置した。また濃度の評価点は居住者の呼吸位置を想定し, 床から 1.2 m の高さに設置した。また, 各机に二人ずつ着席するとして 66 点を濃度評価点とした。Table 2 にシミュレーション

ヨンのケースを示す。分解速度の与え方，発生源位置による影響を評価するために計4ケースで行う。C-12, 4は領域内の平均温度 (28°C), 比湿 (0.0098 kg/kg) から計算される分解速度(0.171 1/h)を一様に与えた。E-12, 4は分解速度を各セルの温度, 湿度を参照し, 逐次計算する。またC12, E-12ではCO₂が発生源候補の12点すべてから放出され, C-4, E-4では風上一列の4点のみから放出される。ケース間で発生させるClO₂の総量は一定とした。

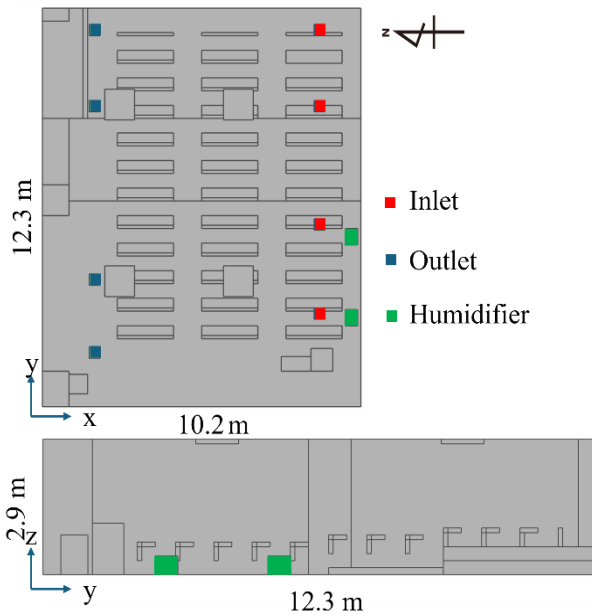


Fig.1 Calculation field and position of equipment

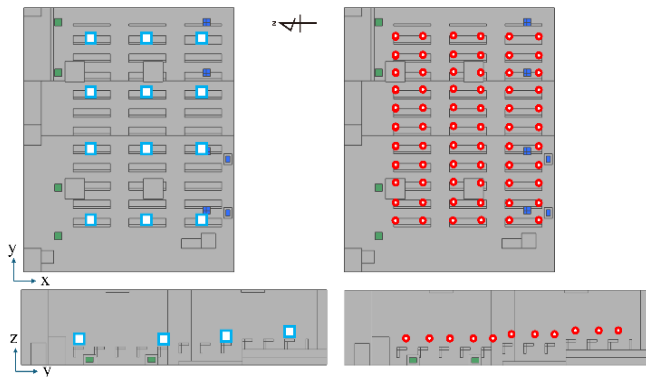


Fig.2 Generation points and evaluation points of ClO₂ ((a), (c) indicate generation points and (b), (d) indicate evaluation points)

Table 1 Boundary conditions

Boundary	Condition	
Inlet	Flow rate	325 m ³ /h
	Flow angle	45 degrees downward from horizon and corner direction
	Specific humidity	8.50 × 10 ⁻³ kg/kg
Humidifier	Flow rate	100 m ³ /h
	Amount of humidication	1.2 kg/h

2. 結果・考察

2.1 二酸化塩素の分解特性

Table 3 に各実験の条件と分解速度を示す。Fig.3 に分解実験時の濃度の経時変化を示す。実験条件により近似直線の傾きは異なるが, すべてのケースにおいて一次反応で濃度が減少している。また Table 3 に示すように, 比湿が大きいほど, 分解速度も大きいという傾向が見られた。一方で, 気温や相対湿度は, 分解速度との相関が比湿ほど明確には見られなかった。よって, 比湿は温度と比べ, ClO₂の分解速度に大きく影響していると考えられる。

Table 2 Simulation Conditions (Case, Number of generation points, Place, Amount of generation, and Decomposition rate)

Case	Number of points	Place	Amount from each source (ppm)	Decomposition rate (1/h)
C-12	12	Whole	0.0004	Constant (0.171)
C-4	4	Upwind	0.0012	Constant (0.171)
E-12	12	Whole	0.0004	Calculating in each cell
E-4	4	Upwind	0.0012	Calculating in each cell

Table 3 Experiment condition (temperature, relative humidity, and specific humidity) and decomposition rate. (The cases are shown in descending order of absolute humidity.)

Case	Temperature (deg.C)	Relative humidity (%)	Specific humidity (kg/kg)	Decomposition rate (1/h)
1	33.8	81.9	0.0269	1.411
2	32.0	87.5	0.0259	1.584
3	27.3	96.1	0.0217	1.057
4	28.0	90.2	0.0212	1.220
5	27.3	91.8	0.0207	1.120
6	26.5	90.3	0.0194	0.732
7	30.1	68.0	0.0180	0.451
8	21.1	93.3	0.0145	0.450
9	28.7	60.0	0.0146	0.258
10	27.7	59.4	0.0137	0.207
11	26.2	64.0	0.0135	0.216
12	32.3	44.4	0.0133	0.257
13	33.2	39.1	0.0123	0.239
14	26.5	53.0	0.0113	0.212
15	25.6	46.0	0.0093	0.215
16	24.3	27.6	0.0052	0.145

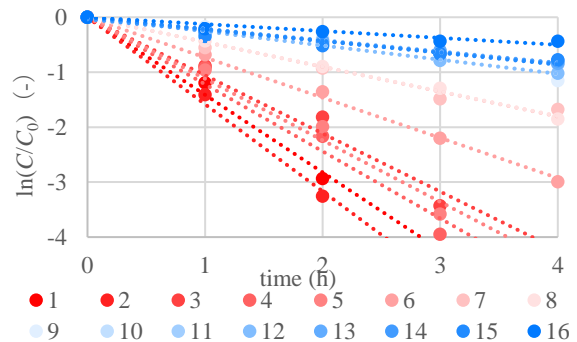


Fig.3 Concentration of ClO₂ over time

Fig.4 に比湿と分解速度の関係を示す。比湿が上昇するにつれ、分解速度が大きくなる結果となった。ClO₂ は水の錯体になることで分子構造が変化し、反応が促進される。比湿によって反応が促進されることでこのような結果になったと考えられる。また比湿が小さい条件でもある程度の分解速度を持つように見られる。よって、近似曲線の決定係数が最大となるような切片を求め、 $k_c=0.1$ とした。これは、比湿が 0 kg/kg のとき (乾燥条件) での分解速度とみなせる。以降の議論では、乾燥条件の分解速度を差し引いた分解速度を湿潤条件の分解速度と言う。Fig.5, 6 に湿潤条件の分解速度と比湿、温度の関係をそれぞれ示す。図中の近似直線が示すように、比湿が 0.005–0.030 kg/kg の範囲では ClO₂ の分解速度は比湿の約 2.5 乗に比例する。また、アレニウスの式より、分解速度の対数と絶対温度の逆数の間には比例関係があることが予想される。そこで近似直線の、傾きを調べると、 -1.0×10^4 となった。

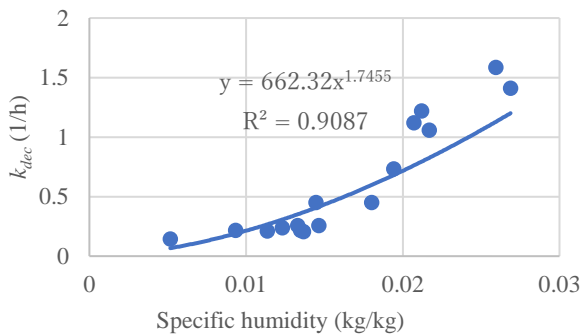


Fig.4 Relationship between absolute humidity and decomposition rate

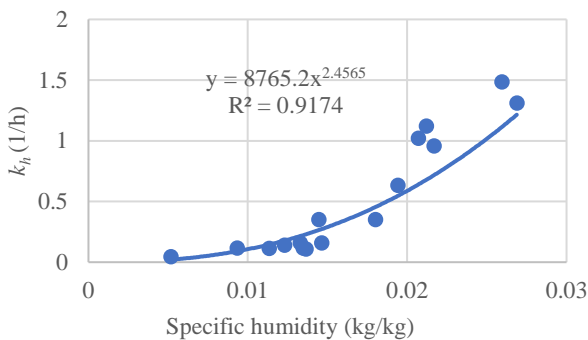


Fig.5 Relationship between absolute humidity and decomposition rate (effect in dry and sheltered subtracted)

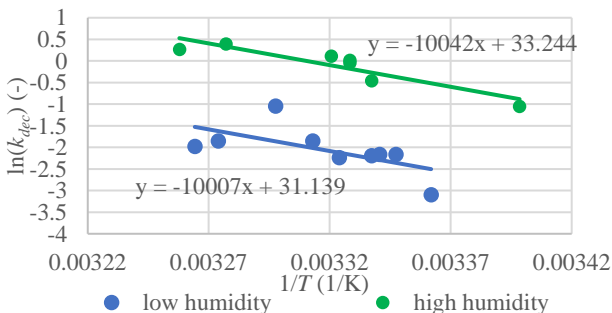


Fig.6 Relationship between the inverse of absolute temperature and the logarithm of decomposition rate

これら結果から、分解速度について、温度、比湿の二変数関数の式 (2) を得た。

$$k_{dec} = 0.10 + 1.91 \times 10^{18} \times H^{2.46} \exp\left(-\frac{1.0 \times 10^4}{T}\right) \quad (2)$$

ここで、 H は比湿 (kg/kg)、 T は絶対温度 (K) を示す。Fig.7 に式 (2) により計算した分解速度と測定された分解速度の散布図を示す。決定係数 (R^2) が 0.8686 と高いため、実験式は ClO₂ の分解速度をよく表すといえる。

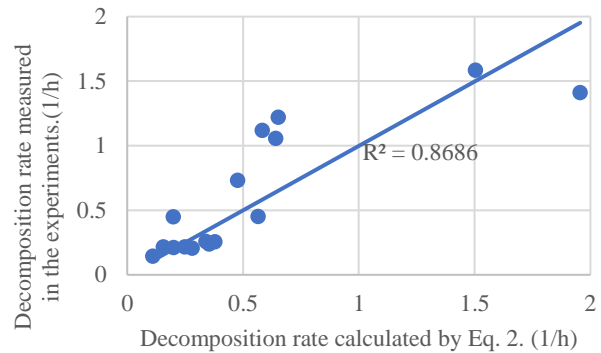


Fig.7 Comparison between the decomposition rate calculated by Eq. 2 and that measured.

2.2 シミュレーション結果

Fig.8, 9 に速度、比湿の分布を示す。それぞれ呼吸域高さを想定した床高さから 1.2 m の断面 ($z=1.2$ m) と加湿器が含まれる断面 ($y=2.7$ m)、換気給気口と排気口両方が含まれる断面 ($y=9.125$ m) を示す。換気給気口から排気口への流れが支配的であり、 y 軸方向の流れは小さい。それに伴い、比湿は y 軸方向の広がりも小さく、 x 軸方向に広がっている。 y 軸方向に大きな差が生まれた。また加湿器近傍、 $z=1.2$ m 断面左下では渦を巻いている箇所や速度が小さくなっている箇所があり、比湿が高い箇所が見られる。 $y=2.7$ m の断面では $y=9.125$ m の断面に比べ x 軸方向の流れは小さい。また加湿器が含まれるため、比湿は高い。換気給気口、排気口両方が含まれている断面では、特に換気給気口から排気口に向かう流れが強くなっている。また、机の上に比べ給気口から出た空気が床面まで落ち、床に沿って流れ、最終的に排気口に向かう流れが大きい。また、比湿に関しては y 座標の大きい断面であるため、ほとんど加湿による比湿変化はない。

Table 4 に各ケースの平均濃度、標準偏差を示す。一定の分解速度を与えたケース (C-12, 4) に比べ平均濃度が約 20% 高くなる結果となった。分解が活発でない y 軸上部でも分解が進むため平均濃度が低下したと考えられる。また C-12, 4 は全体で均一に分解が進むため標準偏差は小さい結果となった。Fig.10, 11 に E-12, 4 の濃度分布を示す。 y 軸方向上部に比べ、下部は比湿が高いため、分解速度が大きく発生源付近の高濃度が緩和されている。一方、E-4 では y 軸方向下部の発生源付近で渦を巻き、流速が小さいため、広がることなく高濃度となっている。発生源を 4 個設置したケースの方が全体の濃度が高くなっている。12 個発生源を設置したケースでは換気排気口に近い発生源から発生した ClO₂ がすぐに排出されることで全体の濃度上昇につながらなかったと考えられる。また風上に設置することで流れにより全体に拡散される。そのため濃度に差ができたと考えられる。Fig.12, 13 に分解速

度の与え方を変えたケースの上昇割合を示す。平均濃度が 20% 上昇しているため、上昇割合が 20% 以下の箇所は湿度により分解が促進されたと考えられる。発生源近傍はほとんど濃度の変化はない。両図で y 軸方向下部の特に比湿の高い箇所で上昇割合が小さくなっている。また y=2.7 m の x 方向上部の比湿が高い箇所で差が小さい。一方 y=9.125 m 断面では分解速度の差が小さいため、断面全体で濃度差は小さいすべてのケースにおいて、発生させた総量は一定であるため、これらの結果から、発生源位置、分解速度の差が大きく濃度分布に影響を与えらる。また今回の実験により得た分解速度式は比湿の約 2.5 乗に比例するため、湿度の小さな差が大きく分布に影響を及ぼす。よって、屋内の正確な濃度の把握には流れ場を考慮した発生源の設置、分解速度の計算が重要である。

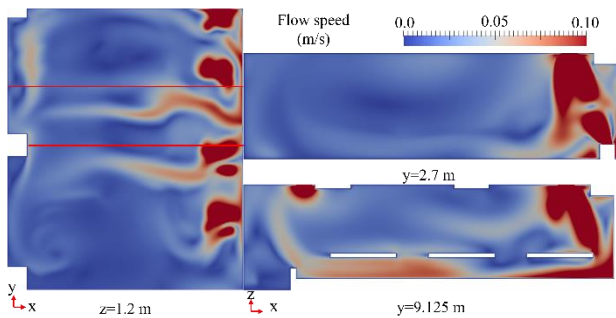


Fig.8 Field of flow speed

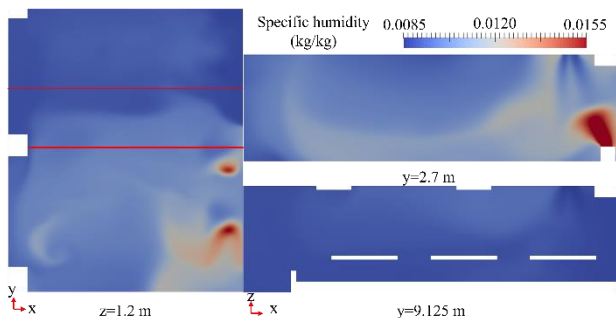


Fig.9 Field of specific humidity

Table 4 average concentrations

Case	Average concentration	Standard deviation
C-12	0.0649 ppm	0.0077 ppm
C-4	0.1030 ppm	0.0088 ppm
E-12	0.0782 ppm	0.0080 ppm
E-4	0.1249 ppm	0.0087 ppm

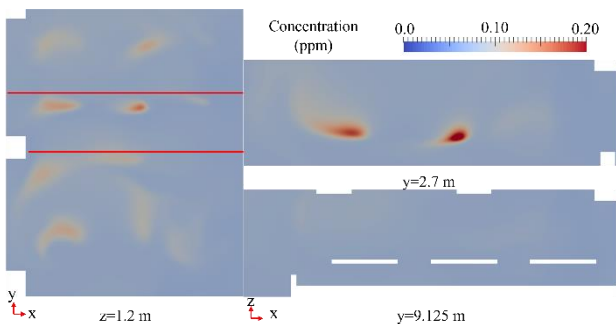


Fig.10 Concentration distribution (E-12)

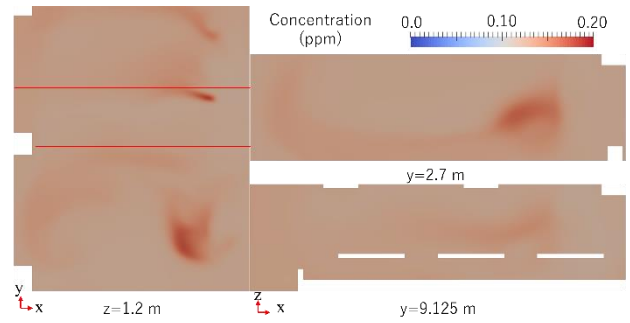


Fig.11 Concentration distribution (E-4)

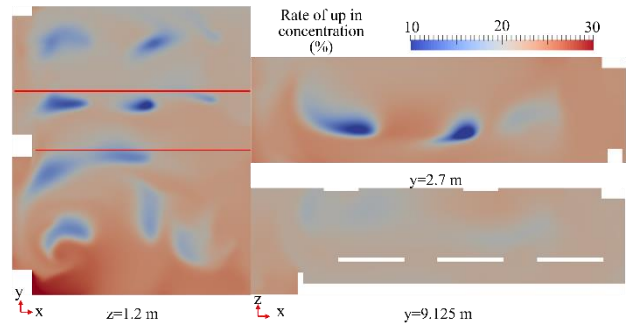


Fig.12 Difference in concentration between C-12 and E-12

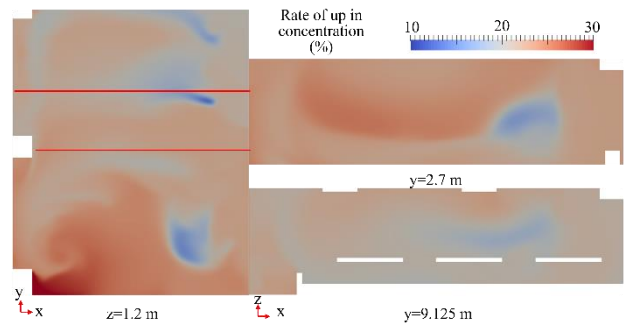


Fig.13 Difference in concentration between C-4 and E-4

3. まとめ

チャンバーを用いて ClO₂ の分解実験を行った。ClO₂ は温湿度によって分解が促進され、特に比湿の影響が大きい。また実験で得た分解速度式を用いて、屋内濃度分布のシミュレーションを行った。流れ場、正確な分解速度を考慮することが濃度分布の正確な評価ができる居住環境の改善につながる。

今後の課題としては、光が与える影響の定式化、逆解析による発生源、量の最適化などがある。

参考文献

- 1) 水道施設の技術的基準を定める省令
- 2) 厚生労働省, 「食品 添加物等の規格基準 (昭和 34 年厚生省告示第 370 号)」
- 3) U.S. Environment Protection Agency (EPA), National Primary Drinking Water Regulations
- 4) 日本二酸化塩素工業会, 「二酸化塩素とは?」, <http://chlorinedioxide.or.jp/clo2>, 参照日: 2024/1/24
- 5) 国家卫生健康委办公厅关于印发消毒剂使用指南的通知 国卫办监督函〔2020〕147号 消毒剂使用指南 2020年2月
- 6) M A Brusa, L J Perissinotti, M S Churio, A J Colussi, Journal of Photochemistry and Photobiology, 101(2-3), pp. 105-111, 1996
- 7) S Aloisio, et. al., Chemical Physics, 254, pp. 1-9, 2000

オフィスにおけるパーソナル型ハイブリッド換気・空調システムの設計手法に関する研究 (その1) 小規模オフィスにおいて外気温度とパーソナル換気装置の給気量が 呼吸域換気効率に与える影響

Design Method for Personalized Hybrid Ventilation and Air Conditioning Systems in Office (Part 1) Effect of Outdoor Air Temperature and Personal Device Flow Rate on Breathing Zone Ventilation Efficiency in Small Office

○大野 成陽 (大阪大学) 山澤 春菜 (大阪大学)
山中 俊夫 (大阪大学) 小林 知広 (大阪大学)

Shigeharu OHNO*¹ Haruna YAMASAWA*¹ Toshio YAMANAKA*¹ Tomohiro KOBAYASHI*¹

*1 Osaka University

Recently, the natural ventilation system (NV) is drawing people's attention from a carbon-neutral perspective. However, NV has some limitations for the installation due to its dependence on outdoor air conditions and the non-uniformity of the indoor environment. To overcome these problems, personal ventilation systems (PV) and NV are to be combined in the present study. In the present paper, the impact of the outdoor air temperature and supply flow rate ratio between PV and NV on temperature and ventilation effectiveness is numerically investigated. The results are discussed from the perspective of temperature distribution, flow field, and ventilation effectiveness.

はじめに

近年、カーボンニュートラルの観点から自然換気が注目されており、オフィスにおいて自然換気を採用した事例も少なくない。しかし、外気条件によっては環境に対する不満足度が増加するという報告もあり¹⁾、これは自然換気システムにおける外気条件依存の性質及び室内気流場・温度場の不均一性によるところが大きい。従って、変動する外気条件・異なる地点でも自然換気を導入した室における快適性を損なわないシステムが必要とされている。そこで本研究では、自然換気システム(NV)にパーソナル換気・空調システム(PV)を組み合わせることで、外気条件に関わらず温熱的快適性と空気質を担保し、個人の嗜好に合わせた制御が可能なハイブリッド空調の設計手法開発を目的とする。

本報では、外気温度及びパーソナル型換気装置の給気量が呼吸域換気効率、空気交換効率、上下温度差に与える影響についてCFD解析による検討結果を報告する。

1. 解析概要

1.1 解析領域

Fig. 1に解析空間、Table 1に解析手法、Table 2に境界条件を示す。在室者2名の小規模なオフィス(6,000×3,500×2,700 mm)を想定し、解析空間には2体の模擬人体と各50Wで発熱するPC2台をFig. 1に示す通りに配置した。ここで、壁面は断熱されているものとした。身長1,750 mmの男性を想定してDAZ Studio (DAZ 3D社製、ver. 4.21)により作成した椅座位の人体モデルを模擬人体として用いた。人体発熱に関しては次節に

おいて説明する。自然換気について、ペリカウンター型自然換気口の吹出口(1,000×100 mm/個)から新鮮外気が流入し、反対側の壁面上部にある自然換気用排気口から排気されると想定した。また、PVについては、デスク上のPV用給気装置の吹出口(100×100 mm/個)から概ね模擬人体の口高さ(1,140 mm)で外気を給気し、天井に設置したPV用排気口から排気されるとした。

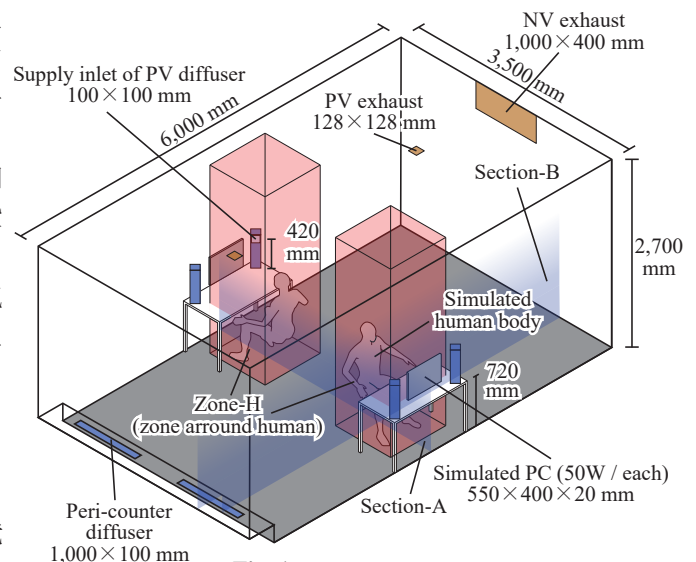


Fig. 1 Analytical domain

Table 1 Analytical condition

CFD Code	Ansys Fluent 2023 R1
Turbulence Model	SST $k-\omega$ model
Total Number of Mesh	5,225,653
Algorithm	SIMPLE
Discretization Scheme	QUICK

Table 2 Boundary conditions

Wall	Wall treatment	Enhanced wall treatment
	Heat	Gradient zero (Adiabatic)
	Emissivity	0.9 [-]
Inlet and outlet		Refer to Table 3
Total ventilation rate		90 [m ³ /h]
Human	Body core temperature	36.4 [°C]
	Heat conductance	5.92 [W/m ² K]
	Emissivity	0.9 [-]
Heat load	PC	50 [W]×2=100 [W]

空気齢分布を得るため、空気と同じ物性を持つトレーサーガスを $1.0 \times 10^{-5} \text{ kg/m}^3\text{s}$ で、室全体において一様に発生させた。ここで、空気齢は村上ら⁴⁾によって提案された次式の無次元空気齢 SVE 3 を用いて示す。

$$SVE\ 3(x) = \frac{C'_x(x)}{C_s} = \frac{\bar{\tau}}{\tau_n} \quad (\text{Eq. 1})$$

ここで、 $C'_x(x)$ は室内一様にトレーサーガスを発生させた場合における位置 x の濃度 [kg/m³] を、 C_s は瞬時一様拡散濃度 [kg/m³] を、 $\bar{\tau}$ は位置 x における平均空気齢 [s] を、 τ_n は名目換気時間 [s] を表す。

Table 3 に解析条件を示す。全体の換気量を 90 m³/h とし、NV と PV の換気量の比を 90:0、60:30、30:60 と変化させた。また、PV、NV 共に外気が供給されるものとし、外気温が 18 °C、20 °C の条件で検討した。

1.2 人体熱モデル

Fig. 2 に人体境界条件のモデル図を示す。人体のコアと周囲空気が一次元的に熱のやり取りをすると仮定し、熱的中立条件における Fanger²⁾ の 2-Node モデルを模擬人体表面に適用した。既往研究²⁾で示されたコアから皮膚表面までのコンダクタンス 18.52 W/m² K に加え、着衣量 0.75 [clo] における皮膚表面から衣服外側表面までの熱抵抗 0.115 m² K/W を考慮した³⁾。人体表面の境界条件として、コア温度 36.4 °C²⁾ と合成した熱コンダクタンス 5.92 W/m² K を与えて以下のように境界条件を設定した。

$$Q_t = 18.52 \times (36.4 - t_s) \quad (\text{Eq. 2})$$

ここで、 t_s [°C] は皮膚平均温度、 Q_t [W/m²] は人体からの顕熱損失を表す。

2. 結果と考察

給気温度が各 18 °C、20 °C のとき、室内平均温度は 25.1 °C、26.6 °C 程度、模擬人体の発熱量は 72.3 W/ 人、62.6 W/ 人程度となった。温度、風速、空気齢の断面分布を Fig. 3 に示し、次節よりその分布について考察する。ただし、風速と空気齢は外気温に関わらず同様の傾向が見られたため、18 °C の結果のみ示す。

Table 3 Studied cases

Case name	Air flow rate [m ³ /h]		Supply velocity [m/s]	
	PV	NV	PV	NV
Case P00-T _{out}	0	90	0	0.13
Case P30-T _{out}	30	60	0.83	0.08
Case P60-T _{out}	60	60	1.67	0.04

*Notes : $T_{out} = 18$ or 20 [°C]

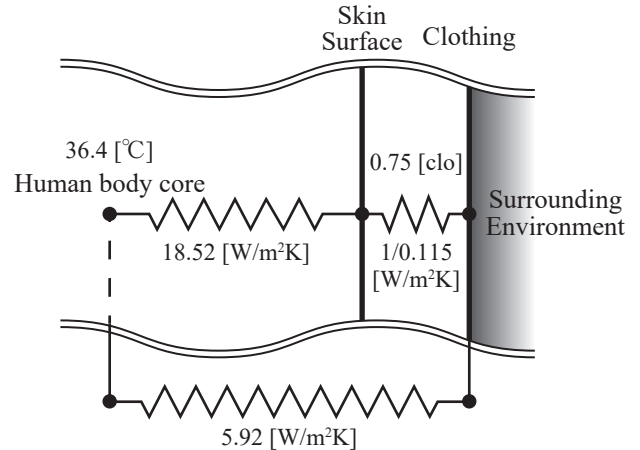


Fig. 2 Schematic of boundary condition at human skin surface

2.1 PV 給気流速の違いが人体周辺気流に与える影響

温度・風速分布を見ると、PV 流量が少ない条件において模擬人体及び模擬 PC からの熱上昇流の存在が確認でき、室内では上下に温度勾配が形成されている。このとき SVE 3 分布を見ると、室下部の新鮮外気は模擬人体周辺の熱上昇流にのり室上部へ運ばれたことがわかる。一方で、PV 流量が多い条件において、温度・風速分布からは模擬人体からの熱上昇流が確認できず、SVE 3 は人体の目前で低い傾向となった。

これらの違いは人体まで PV 給気流速が到達したか否かによるものと考えられる。風速・SVE 3 分布より、給気流速が小さい条件では給気流速が途中で机上へ降下後に人体からの熱上昇流に載せられて一部上昇したのに対し、流速の大きい PV 気流は人体まで直接新鮮外気を供給できた。一方で、給気流速が大きい条件では人体周辺において強い乱れが生じたものと考えられ、ドラフト感が懸念される。

2.2 自然換気量の違いが室内温度場に与える影響

温度の断面分布において、PV 流量が大きい条件と比べ、PV を利用しなかった条件において室下部の温度が比較的低くなった。このことは SVE 3 の分布において、室下部の空気齢が若いことから読み取れる。これは、室内温度よりも低温の外気が低速で室内へ流入したために、NV による給気が床面付近を沿って進んだものと思われる。このとき、前述のように PV 給気流速が小さいときに人体からの熱上昇流が乱されず安定して温度勾配が形成されたと考えられる。これらにより、NV 換気量が多く PV 給気量が少ないときに室内では上下方

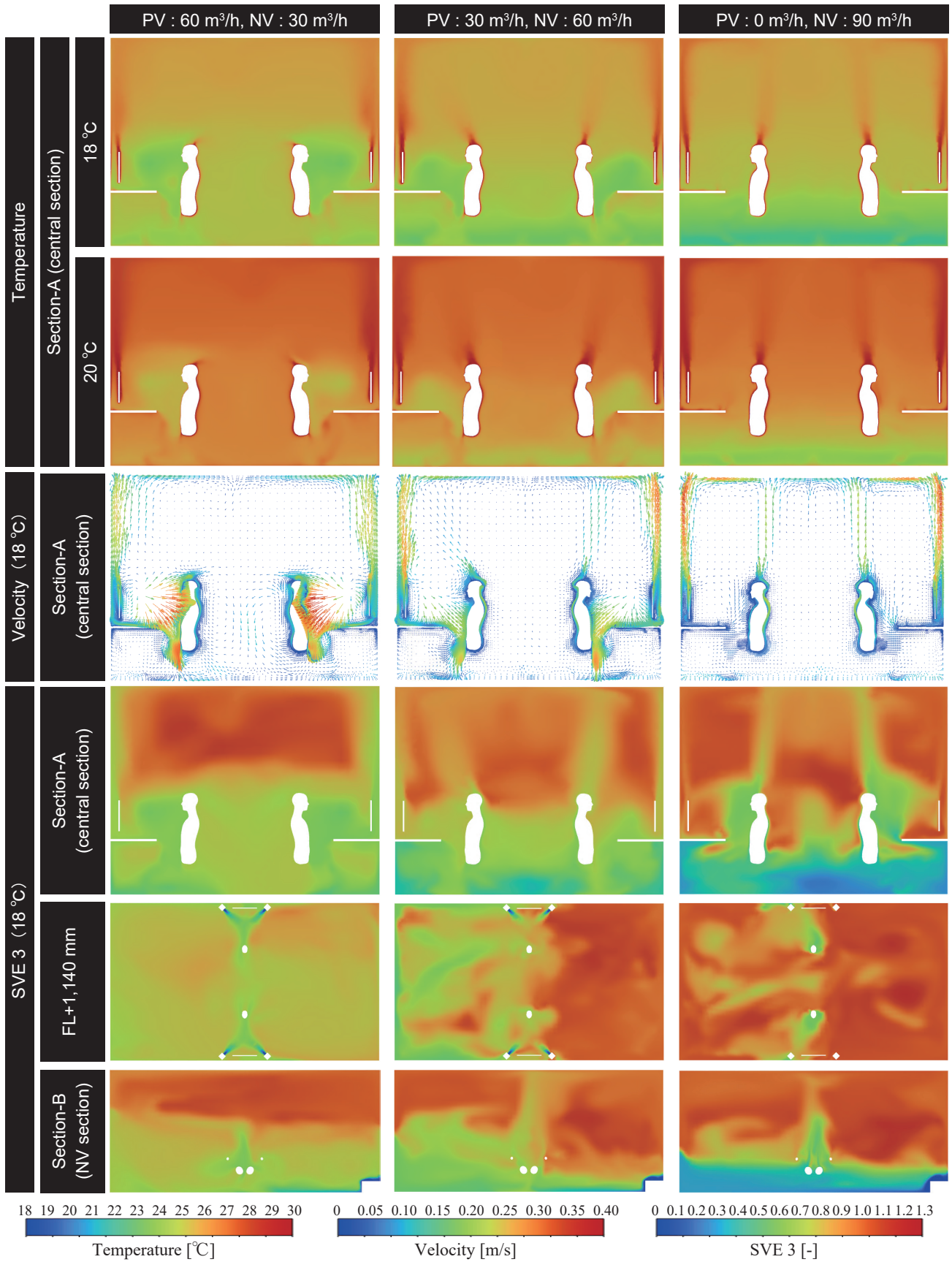


Fig. 3 Distribution of temperature, velocity vector, and SVE 3

向に温度差が生じた。

一般に、頭 (床上 1,100 mm) から踵 (床上 100 mm) までの上下温度差は 3 °C 以内が推奨されている⁵⁾。各高さにおける室内平均温度について、頭と踵の高さにおけ

る温度差を Fig. 4 に示す。ただし、人体周りでの局所的な環境を評価するため、Fig. 1 に示す通りに人体端から前後左右に概ね 50 mm における範囲 (Zone-H) 内のみに注目した上下温度差も併記した。

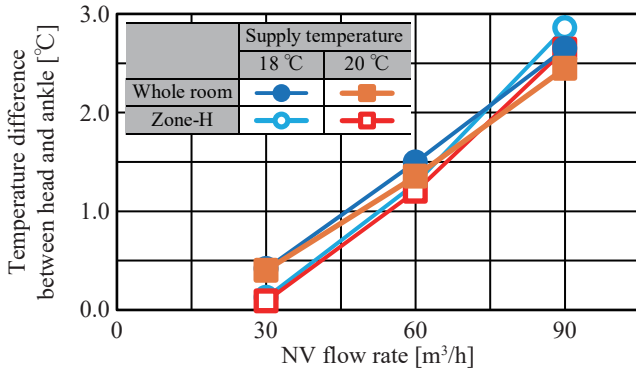


Fig. 4 Temperature difference between head and ankle

Table 4 Air change efficiency

		NV flow rate		
		30 m³/h	60 m³/h	90 m³/h
Supply temperature	18°C	58.7 [%]	57.9 [%]	57.8 [%]
	20°C	56.0 [%]	56.6 [%]	56.8 [%]

今回検討した条件では、基準とされている 3 °C を上回る温度差は見られなかった。ただし、前述の通り、自然換気量と上下温度差には正の相関がみられたため、今回よりも単純に自然換気量を増加させた場合に不快な上下温度差を生じてしまう可能性が示唆された。また、室全体と Zone-H で概ね同様の温度差となったものの、NV 換気量が大きいとき、室全体と比べて Zone-H でわずかに上下温度差が大きく、NV 換気量が小さいときに Zone-H 内の上下温度差が室全体よりも小さくなった。

これは、NV と同じ温度の PV の給気 airflow が人体まで到達したことにより人体頭高さの温度が低下し、NV による足元温度の低下を相殺することで上下温度差が緩和されたことが原因だと考えられる。

2.3 外気温が空気交換効率に与える影響

外気による室内空気の交換効率指標として、空気交換効率⁶⁾を用いた。

$$\epsilon^a = \frac{\tau_n}{2\langle\bar{\tau}\rangle} \times 100 [\%] \quad (\text{Eq. 3})$$

ここで ϵ^a は空気交換効率 [%]、 $\langle\bar{\tau}\rangle$ は室平均空気齢 [s] を表す。各条件における空気交換効率の結果を Table 4 に示す。外気温が 18 °C の時に空気交換効率がより高い値を示した。したがって、外気温が室温と比べて低温のとき、前述した温度成層ができ、より効率的に換気が行われる可能性を示唆している。PV : NV 流量比と空気交換効率に関係性は見られなかった。

2.4 人体呼吸域換気効率

人体呼吸域についてより詳細な検討を行うため、口前 5 点 (5、10、20、30、50 mm) における SVE 3 の値を Fig. 5 に示す。PV を利用した場合、PV を利用しなかった条件と比べて SVE 3 が高くなった。ただし、PV を利用していても、人体まで PV が到達しなかった PV : NV 流量比が 30 : 60 の条件で SVE 3 が高い値を示した。

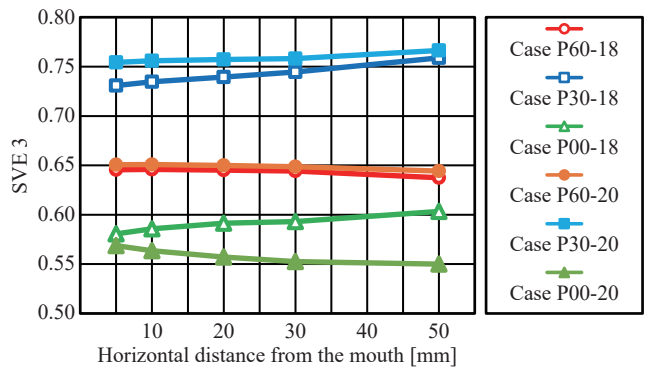


Fig. 5 SVE 3 in front of mouth

したがって、人体周辺まで清浄な低温空気が到達する今回のような自然換気口では、人体周辺の熱上昇流のせて清浄空気が口前まで運ばれるため、PV を利用しない条件で換気効率が高くなった。一方で、人体周辺の熱上昇流が乱される条件では、PV の給気 airflow が直接口前まで到達する必要が示された。

おわりに

本報では、パーソナル型ハイブリッド換気・空調システムにおける外気温及び自然換気量とパーソナル給気量の比が人体周辺気流、換気効率、室内温度場に与える影響について検討した。その結果、PV については給気が人体まで到達することが重要であり、気流が到達することで呼吸域換気効率、上下温度差において向上が見られた。一方で本報の PV の給気風速によっては人体周辺気流における乱れが見られ、ドラフト感の懸念があるため、適切な PV の給気風速に関する検討が求められる。また、人体周辺の熱上昇流もまた、室内温度場、換気効率に大きな影響を与えていることが確認され、人体周辺の熱上昇流が乱された場合には呼吸域換気効率の値に悪化が見られた。自然換気の流量及び外気温は上下温度差に大きな影響を与えており、不快な上下温度差が生じてしまう可能性があるため、給気風速同様に更なる検討が必要と考えられる。加えて、本検討で利用したものとは異なる自然換気口についても検討を進める所存である。

—謝辞—

本研究は、JSPS 科研費 (特別研究員奨励費 22KJ2412) の助成を受けたものである。ここに記して謝意を表す。

—参考文献—

- 1) 藤田ら：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7報) 実運用下における自然換気時のアンケート評価、空調調和・衛生工学会学術講演論文集、2019.09
- 2) Fanger : Thermal comfort : analysis and applications in environmental engineering, Danish Technical Press, 1970.
- 3) Olesen : 着心地特集 温熱環境と衣服の快適性, SEN-I GAKKAISHI, 1987.
- 4) 村上ら：新たな換気効率指標と三次元乱流数値シミュレーションによる算出法、換気効率の評価モデルに関する研究. 空調調和・衛生工学会論文集, 32, pp.91-102 (1986)
- 5) ASHRAE : ASHRAE Standard 55 ,2023
- 6) Mundt ら : REHVA Guidebook No.2 Ventilation Effectiveness, 2004

エアロゾル拡散防止パーティションに関する基礎的研究 (その 4) Basic Research on Partition Wall with Prevent Aerosol Diffusion Unit (Part4)

学生会員 ○古川 涼吾 (摂南大学) 正会員 堀江 昌朗 (摂南大学)

Ryogo FURUKAWA* Masaaki HORIE*

* Setsunan University

Virus are infectious by droplets and aerosols included in exhaled air, partitions were installed to prevent direct inhalation of the aerosols. However, aerosols are known to become dispersed in the air and remain suspended for long periods of time. Therefore, a partition with aerosol diffusion prevention unit was devised to prevent and reduce the diffusion of aerosols in exhaled air that impinge on the partition. In this report, numerical analysis and visualization experiments of exhaled air impinging on the partition were conducted to investigate the ratio of exhaled air entering the aerosol diffusion prevention unit and to study its effectiveness.

はじめに

2019年12月初旬から瞬く間に世界に広がったCOVID-19だが、いまだに感染者が増加している傾向にある。また、COVID-19の感染種別が変更されたことにより我々の感染意識が低下し、インフルエンザなどの感染者も増加している。これらの感染拡大によって、エアロゾルの直接吸入を防ぐことを目的とし、飲食店や学校などにおいてアクリル製のパーティションが急速に普及した。現在パーティションは撤去されつつあるが不特定多数の人と接することの多い受付窓口、病院などの施設では長年多く利用されている。しかし、これらに使用されているパーティションは平板タイプのものであり、口から発せられた呼気に含まれる飛沫やエアロゾルはパーティションの壁面に衝突した後、周りの空気中に拡散する。これでは、対面に位置する人に対しては直接的な感染を防ぐことができるが、換気が不十分な空間や空気が淀む場所では二次感染を引き起こす可能性が非常に高くなる。また、今後、未知のウイルスが人類を襲う可能性も十分に考えられ、この先もパーティションが活用される可能性は高いと思われる。そこで著者らは、呼気やエアロゾルが周囲の空気中に拡散することを防止するため、一般的な平板パーティションの上下部にエアロゾル拡散防止部を設けた「エアロゾル拡散防止パーティション」を考案した(特願2021-088900)。本研究では、パーティションに衝突する呼気の数値解析と可視化実験を行い、拡散防止部内の“かえり”の有効性と入口面積の差による呼気の回収率について検討した。

1. エアロゾル拡散防止パーティション

粒径の大きいエアロゾルは空気中に拡散することなく重力加速度の影響を受け机上や床などに落下する。また、粒径の小さいエアロゾルはパーティションに衝突した後、

壁面に沿って四方に拡散する。そのため、パーティション越しにエアロゾルが直接対面に吹きかかることがないようにするために、高さや幅を大きくしたものが数多く利用されているが、エアロゾルは空気中に拡散され、浮遊したままの状態となる。そこで、パーティションに衝突したエアロゾルの拡散を低減するために、拡散防止パーティションを考案した。このパーティションを用いた場合、呼気は自らエアロゾル拡散防止部に流入した後に滞留するため、空気中への拡散を低減できると考えられる。また、拡散防止部内に“かえり”を設けることにより一度流入した呼気は外部に漏れ出にくい構造をしている。ここでは詳細は割愛するが、拡散防止部内に深紫外線を照射させウイルスの不活性化を行い、流入した呼気は再放出することを想定している。

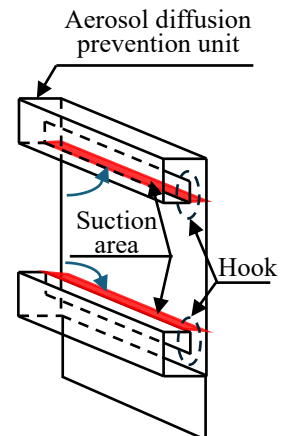


Fig. 1 Outline of test partition

2. 数値解析および可視化実験方法

2.1 呼気の測定

数値解析において実際の呼気量を設定するために、人為的な咳(以下「咳」)の呼気量の測定実験を行った。測定は2021年8月2日に摂南大学で20代の成人9名を対象に実施した。本実験では、鼻あてと鼻あての出口側に取り付けられた気体用流量センサを使用した。咳の流量の測定は再現性を確認するために3回の測定を行っており、9名の人為的な咳の平均呼気量は84mlであった。Guptaらが行った咳の呼気量測定実験では男性で3~8.5 l/s,

女性で1.6~6 l/sであり, Zhuら²⁾が行ったPIV解析を用いた測定結果は0.8~2.2 l/sで平均は1.4 l/sという結果が得られている. これらの文献値よりも本結果はかなり小さい流量となっているが, 本研究では日常で発せられる咳払い程度の流量を想定しているため, 本結果は妥当であると考えられる. Fig.2は数値解析において用いる代表流量を示しており, なお, 図の横軸は時間 t [s], 縦軸は流量 Q [l/s]であり, V_c [ml]は総呼気量である.

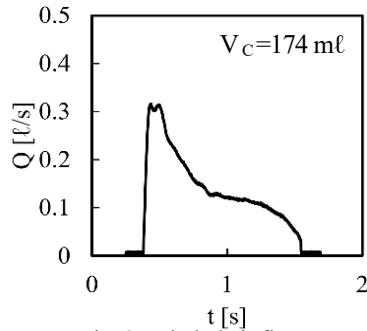


Fig. 2 Exhaled air flow rate

2.2 数値解析モデル

Fig.3に本研究で使用した数値解析の概略及び詳細な寸法を示す. 本研究では, 人の口腔から発せられた呼気がパーティションに衝突した後の流動状態を確認するために数値解析を行った. 解析モデルは, 人体とパーティション, 自由空間で構成されている. 人体モデルの形状は, Bondware社製 3D-CGソフトウェアPoser11の男性モデルを使用した. 数値解析においては, ANSYS社製汎用熱流体解析ソフトウェアCFX2021 R1を使用した. 本解析モデルは成人が椅子に座った状態を模擬しており, 図の底部は机を表している. 人体モデルの口腔から入口境界面 (0.3cm^2)を設け, Fig.2の咳の流量を設定し, 噴出角度は水平に対して約 15° 下方³⁾にした. 人体モデルからパーティションまでの距離と床からの高さを400 mmの位置と

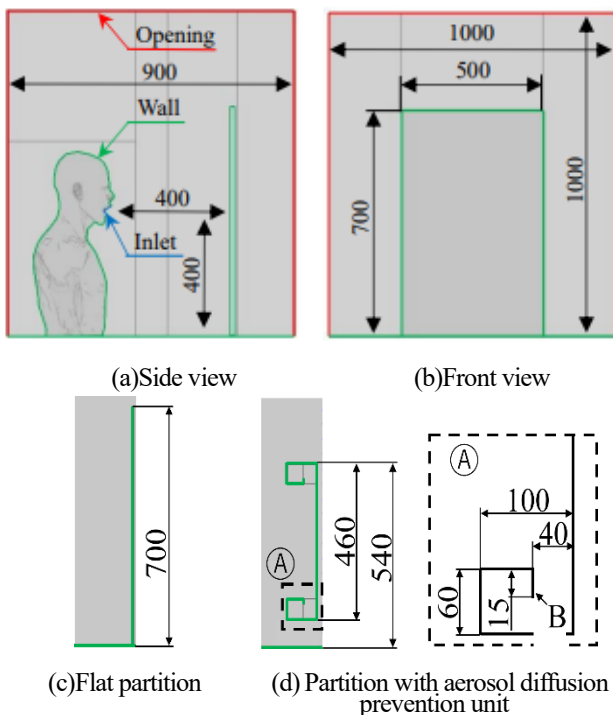


Fig. 3 Outline of calculation model

し, 呼気の温度を入来³⁾によって得られた 37°C にした. 口腔内部の境界面以外の人体モデル表面と床及びパーティションは壁面とし, 計算領域の外周部は気体の流入出が可能である設定をした. 解析モデルの要素数は約40万であり, 有限体積法によるレイノルズ平均ナビエ・ストークス方程式を採用し, 乱流モデルにはSSTモデルを用いた. 計算領域内の空間はすべて 25°C の空気で満たされており, 無風の状態で呼気のみによる空気の流れを算出した. ここで, 空気が室内に拡散する様子を詳細に解析するため, 拡散係数を設定しており, 給気量の少ない室内空間での数値解析で用いられる値 ($\alpha=5\times 10^{-5}\text{m}^2/\text{s}$)を使用した. なお, 呼気を効率よく回収するため, 咳と同程度の低流量ファン ($0.012\text{m}^3/\text{s}$)を上下左右の4箇所に設定した.

2.3 呼気の流れの可視化実験

Fig.4に可視化実験装置の概略を示す. 本実験装置は, 咳の流量を疑似的に発生させるためのコンプレッサとレギュレータ, 電磁弁, スモークチャンバ, 暗室状のモデル空間によって構成されている. また, 暗室内は数値解析モデルと同様に, 噴出口からパーティションと机上までの距離を共に400 mmとし, 噴出口の角度は水平に対して約 15° 下方となるように設置した. ここで, 呼気のトレーサにはグリコールを主成分とする粒径が $10\ \mu\text{m}$ 程度の人体に無害なスモークをスモーク発生装置 (ダイニチ工業社製 PS-2006)によって生成して用いている. さらに, タンクに繋げているホースをアルミフレームと暗幕から構成されたモデル空間の壁面に設置した. また, 壁面の上方から斜め下向きに波長532 nm, 出力500 mWの緑色のレーザーシートを照射した. 広範囲の流動状態をCanon EOS Rを用いて (30 fps)撮影し, 拡散防止部内部の局所的な流動状態についてはBlackMagic Design社製 Pocket Cinema Camera 6Kを用いて (60 fps)撮影した.

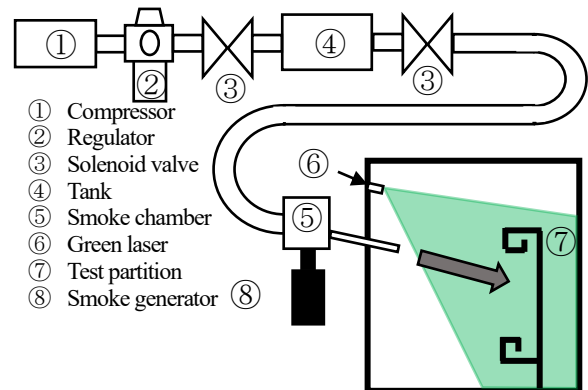


Fig. 4 Outline of experimental apparatus

3. 呼気の流れの状態

Fig.5は数値解析での結果を示しており, (a)は平板パーティションの場合, (b)はエアロゾル拡散防止パーティション

ョンの場合である。平板パーティションの場合、パーティションに衝突した呼気は壁面に沿って四方に拡散し、底部に拡散した呼気は机上に滞留することが確認された。このことから飲食時において机上有る食品に飛沫やエアロゾルが付着しやすく、また、受付などの窓口を設置されている下部に開口部があるパーティションの場合、この開口部からエアロゾルが相手側へ漏れ出る可能性があると考えられる。エアロゾル拡散防止パーティションの場合、パーティションに衝突した呼気は壁面に沿って四方に拡散した後に、多くは上下部の拡散防止部に流入する。その後、ファンによって室内に再放出される様子が確認された。このことにより、エアロゾル拡散防止パーティションは呼気の拡散を低減していることが明らかになった。

Fig.6 は可視化実験の結果を示しており、(a)は平板パーティションの場合、(b)はエアロゾル拡散防止パーティションの場合である。また、(b)は数値解析と同程度の吸引ファンを用いた実験結果である。噴出口から出たスモークはパーティションに到達した後に四方に拡散し、また、エアロゾル拡散防止パーティションを用いた場合は、数値解析と同様にスモークが拡散防止部に流入することが確認された。このことから、数値解析と可視化実験による呼気の流動状態は概ね一致していることが明らかになった。

Fig.7 は拡散防止部内の流動状態について、(a)は数値解析による速度ベクトル、(b)は可視化実験によって得られた映像を基に PIV 解析を行った、速度ベクトルを算出した結果を示している。パーティションに衝突した呼気は、壁面に沿って上下部の拡散防止部に流入していることが確認された。流動状態は数値解析と可視化実験によって得られた速度ベクトルとほぼ同様の傾向を示しており、拡散防止部に流入した呼気は数値解析と PIV 解析によっても渦を形成していることが明らかになった。また、拡

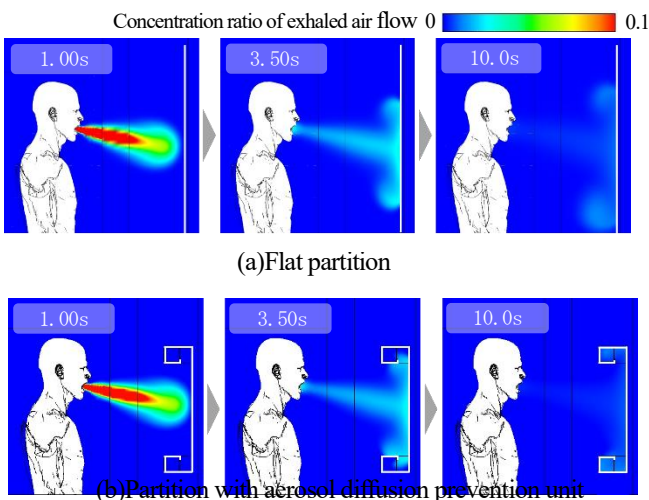
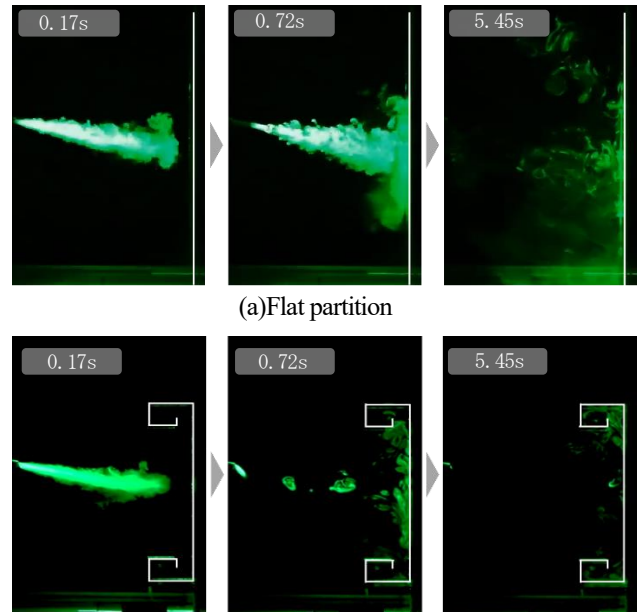
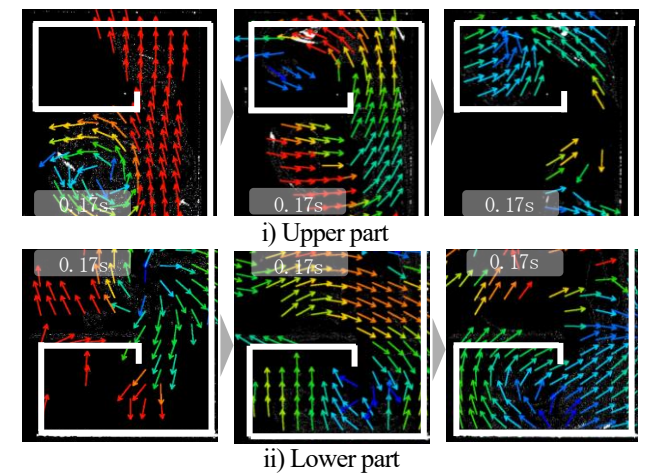
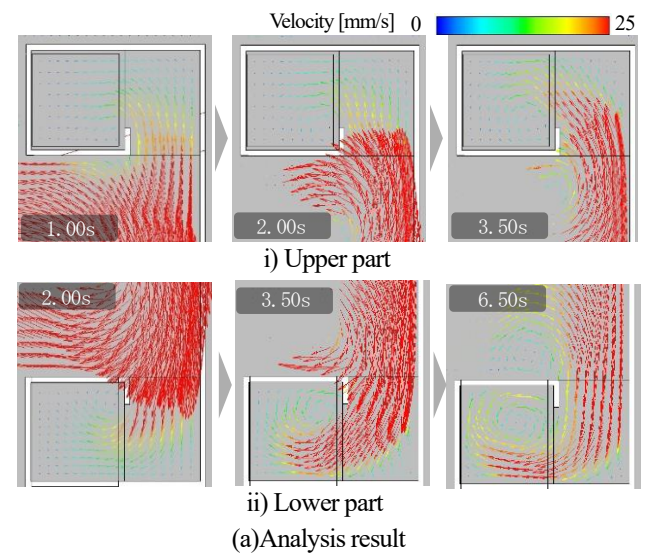


Fig.5 Flow pattern of exhaled air



(a) Flat partition
 (b) Partition with aerosol diffusion prevention unit
 Fig.6 Results of flow visualization experiments



(a) Analysis result
 (b) PIV analysis result

Fig.7 Exhaled air volume into aerosol diffusion prevention unit

散防止部内に“かえり”を設けていることから、内部に渦が形成され、一度流入した呼気は外部に漏れにくくなり、外部への呼気の拡散を低減させる効果があることが明らかになった。

4. 拡散防止部への流入量

Fig. 8 は上下の拡散防止部の端部に低流量ファンを設定した場合における呼気が15秒間に内部に流入する呼気量を表している。図の横軸は時間[s]、縦軸は拡散防止部への流入流量 Q_s [l/s]を示している。また、実線は下部の拡散防止部への、破線は上部の拡散防止部への流入量 V_{s1} , V_{s2} をそれぞれ示しており、 V は総吸引量を示している。呼気が拡散防止部に流入して2秒後に最大値を迎え、その後減少するものの継続的に呼気を回収していることが明らかになった。なお、上部では32.1 ml, 下部では51.7 ml流入していることが確認された。下部の方が流入量が多い理由として、口からの呼気の噴出角度を約15°下方に設定しているため、呼気が壁面に衝突した後下方へ流れやすくなっていると考えられる。

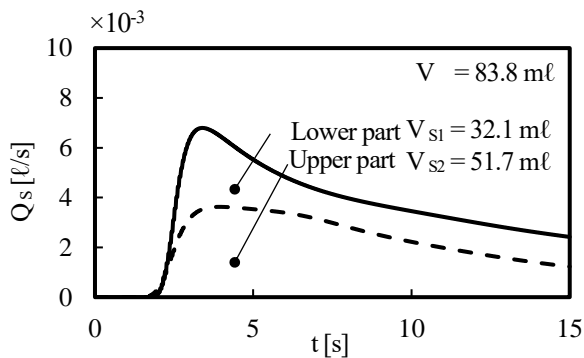


Fig. 8 Exhaled air volume into aerosol diffusion prevention unit

次に Fig. 9 は拡散防止部の入口面積を(a)~(c)の3通りの寸法を示している。なお、前述の流入流量は(b)の入口面積が0.02 m²の結果である。また、Fig. 10 は入口面積の異なるそれぞれのパーティションで数値解析を行い、15秒間における回収率の変化を示している。横軸は総吸引流量 q_s [l/s]、縦軸は回収率 C [%]である。プロットマークの違いはそれぞれの入口面積を有したパーティションを表しており、0.01 m²と0.03 m²に関しては、咳の流量に対する0, 2, 4倍の3条件のみ解析を行った結果をプロットしている。図より、吸引用のファンを設けていない場合にかぎり、入口面積が小さいほど回収率は減少しているが、他の吸引流量では3条件ともプロットがほぼ重なっており大きな差は見られなかった。このことから、拡散防止部へ即座に入りきらなかった呼気も時間が経過するとともにファンによって吸引されるため、ファンを設けることで入口面積に依らず、同程度の回収率が得られることが明らかになった。実際にパーティションを設置す

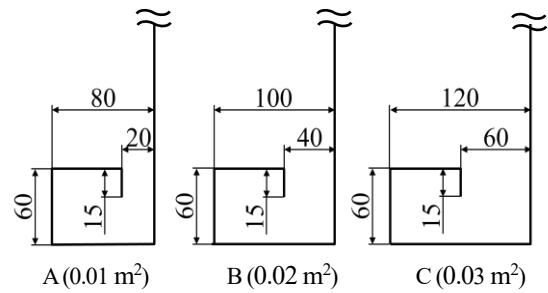


Fig. 9 Dimensions of prevent aerosol diffusion unit with different inlet areas

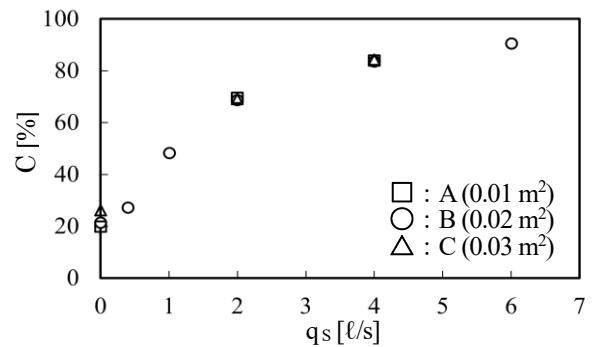


Fig. 10 Suction rate of exhaled air

ることを想定すると、本パーティションの構造上、拡散防止部は小型である方が望ましく、入口面積は小さくした方が現実的であると考えられる。ファンの吸引を大きくすると呼気の回収率は増加する傾向にあるが、ウイルスの不活化を考慮する場合必ずしも吸引量の高いファンを使用するべきではないと考える。

5. 結論

本研究は、パーティションに衝突する呼気の数値解析と可視化実験、PIV解析を行い、拡散防止部内の“かえり”の有効性と入口面積の差による呼気の回収率について検討した。その結果、以下の結論を得た。

- 数値解析と可視化実験を比較した際、呼気の流動状態は概ね一致し、本パーティションはエアロゾルの拡散を低減させる効果が明らかになった。
- 拡散防止部内に“かえり”を設けることにより、流入した呼気は外部に漏れ出ることなく、渦を形成し内部に滞留することが速度ベクトルと渦度によって確認された。
- 拡散防止部にファンを設けることで、呼気は拡散防止部の入り口面積によらず同程度の回収率を得られたため、装置の小型化が可能である。

参考文献

- 1) Gupta, J.K., Lin, D.-H., Chen, Q., “Flow Dynamics and Characterization of a Cough”, *Indoor Air*, 19, pp.517-525, 2009
- 2) 朱晟偉 加藤信介, “咳による空気やエアロゾルの拡散過程の可視化”, 可視化情報 26(102), pp.2-8, 2006.

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 23) 風洞実験による風力重力併用時の換気量測定
Ventilation Effect of External Wind Turbulence for a Room with Multiple Openings
(Part 23) Ventilation Rate Measurement of Natural Ventilation with
Combined Wind and Buoyancy Forces in Wind Tunnel

○三浦 理優人 (大阪大学) 小林 知広 (大阪大学)
山中 俊夫 (大阪大学) 山澤 春菜 (大阪大学)
蔣 子韜 (大阪大学) 宮澤 昇平 (大阪大学)

Ryuto MIURA^{*1} Tomohiro KOBAYASHI^{*1} Toshio YAMANAKA^{*1}
Haruna YAMASAWA^{*1} Zitao JIANG^{*1} Shohei MIYAZAWA^{*1}

^{*1} Osaka University

In recent years, the use of natural ventilation has increased as interest in energy conservation has grown. In order to introduce natural ventilation in building design, it is necessary to accurately predict the flow rate. The Orifice equation currently used to predict flow rate underestimates flow rate when wind and gravity work in opposing directions. Therefore, a simple method for predicting flow rate that takes wind turbulence into consideration is required. In this paper, we report the results of wind tunnel experiments conducted to understand the actual phenomena.

1. はじめに

近年、省エネルギーへの関心が高まり、自然換気の利用が進んでいる。建物の自然換気を導入するためには、換気量を事前に予測することが求められる。風力と内外温度差を換気駆動力とする場合、換気量算定には一般に以下の式が用いられる。

$$Q = (\alpha A)_{connected} \sqrt{\frac{2}{\rho} |\Delta P|} \quad (1)$$

$$\Delta P = \Delta \rho g h + \frac{1}{2} \rho V^2 \Delta C_p \quad (2)$$

ここで Q は換気量 [m^3/s]、 α は流量係数 [-]、 $(\alpha A)_{connected}$ は有効開口面積の合成値 [m^2]、 $\Delta \rho$ は内外密度差、 h は開口中心高さの差 [m]、 V は風圧係数の基準風速 [m/s]、 ΔC_p は風圧係数差 [-] で ΔP が換気駆動力となる圧力差であるが、時間平均値が用いられることが多い。本研究では、平均圧力差が微小な場合に換気量を適切に予測できない問題に着目し、気流の乱れの影響を考慮した簡易予測手法の提案を目的とする。本報では重力と風力の両者が作用する自然換気を想定して風洞実験を行い、室内気流場及び換気量の評価を測定した結果を報告する。

2. 風洞実験概要

実験は大阪大学研究用風洞にて実施した。Fig. 1 に風洞の断面図を示す。風洞内風速は風洞のファン回転数を 40 rpm (軒高風速 $U_H=0.75$ m/s) と 80 rpm ($U_H=1.35$ m/s) に設定し、後述する風圧係数の測定時のみ床上 1,000 mm で 10 m/s に設定した条件でも実験を行った。Fig. 2 に模型を設置しない状態で I 型熱線風速計 (日本カノマックス, 0251-T5) を用いて 1000 Hz で 60 s 測定した風洞内アプローチフロー及び乱流強度の鉛直分布を示す。風速は高さ 800 mm 位置の風速で基準化している。測定の結果、概ね 1/3.32 乗のべき乗則に従う境界層流となっていた。

本研究で対象とする模型は Fig. 3 に示す 4 種類で、外寸一辺 300 mm、板厚 5 mm の立方体とし、高さ 50 mm の土台を設置した。開口の無いシールドモデルと、50 mm × 200 mm の開口を 2 箇所 (正面・背面それぞれで床面から開口中心高さ 60 mm、240 mm) 設けた単室モデル (温度測定用、気流分布測定用、換気量測定用) をアクリル板を用いて作成した。シールドモデルでは風圧係数の測定、単室モデルでは室内温度分布、室内気流分布及び換気量の測定を行った。

気流分布測定用と換気量測定用の模型の床下はアルミ

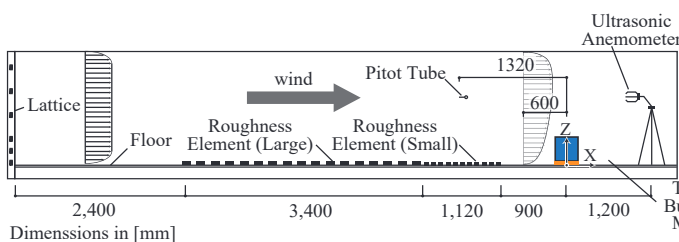


Fig. 1 Wind tunnel cross-section

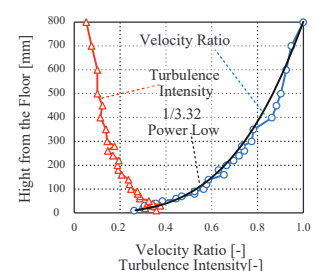


Fig. 2 Approaching flow ($U_H=1.0$ m/s)

Table 1 Experimental Setting (PIV, Flow Rate)

	Flow Pattern	Rotation speed of fan [rpm]	Rubber heater temperature [°C]
Case AB	Assisting wind with Buoyancy (0°)	40 (≈ 0.75 m/s), 80 (≈ 1.35 m/s)	50, 75, 100, 125, 150, 175, 200
Case TB	Wind turbulence with Buoyancy (90°)	40 (≈ 0.75 m/s), 80 (≈ 1.35 m/s)	50, 75, 100, 125, 150, 175, 200
Case OB	Opposing wind with Buoyancy (180°)	40 (≈ 0.75 m/s), 80 (≈ 1.35 m/s)	50, 75, 100, 125, 150, 175, 200

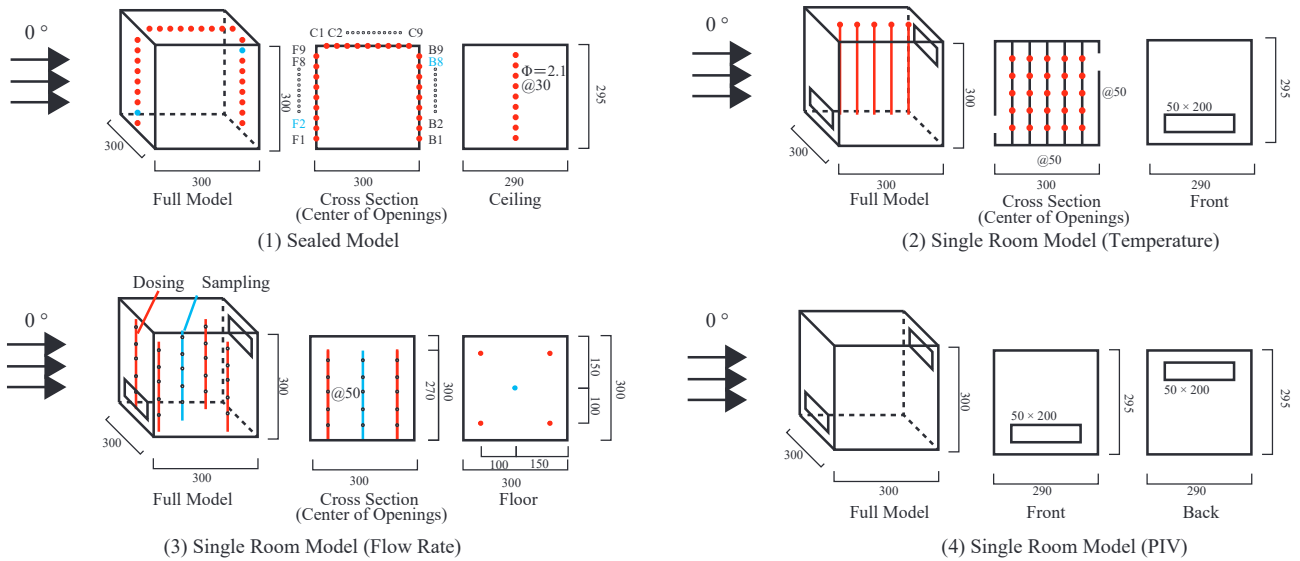


Fig. 3 Test Models

板、ラバーヒーター、ロックウール断熱材から構成し、ヒーター温度は温度調節器で制御することで、床面から熱を供給し、通風状態で内外温度差を発生させた。

風圧係数、温度分布についてはそれぞれ各節で条件を示し、気流場、換気量測定時の条件を **Table 1** に示す。室温は T 型熱電対により測定し、床付近、模型中心、天井付近 3 点の空気温度の平均値を平均室温とした。実験条件は風向により分類し、風力と重力が同一方向に働く Case AB (Assisting wind with Buoyancy)、風の乱れが作用する Case TB (Wind Turbulence with Buoyancy)、風力と重力が相殺する方向に働く Case OB (Opposing wind with Buoyancy) とした。

3. 実験概要

3.1 風圧係数、風圧係数差の測定

Fig. 3 (1) に示すシールドモデルを用いて風圧係数の測定を行った。測定点は想定開口中心を通る鉛直断面上の風上 (床面に近い方から F1~F9)・風下 (床面に近い方から B1~B9)・天井面 (風上から C1~C9) の各面 30 mm 間隔で 9 点の計 27 点設けた。実験時の風速は風洞床上 1,000 mm の位置で 1.0 m/s 及び 10 m/s とした。風圧は 10 m/s では微差圧計 (Validyne, DP45) を 1.0 m/s では沈鐘式差圧計 (SIBATA, ISP-350) を用いて各点 1,000 Hz で 60 s 測定した。風洞内基準静圧は **Fig. 1** に示すピトー管位置での静圧とした。なお、実験時は風洞を回流型で運転した。

同様の模型を用いて風圧係数差の測定を行った。ここでは開口位置を想定したシールドモデルの F2 と B8 の風圧差を測定した。風速は風洞床上 1,000 mm の位置で 1 m/s, 2 m/s, 4 m/s, 6 m/s, 8 m/s, 10 m/s、風向は 0°, 45°, 90°,

135°, 180°で測定を行った。風圧は 1 m/s では沈鐘式差圧計を、その他の風速では微差圧計を用いて各条件 1,000 Hz で 60 s 測定した。なお、実験時は風洞を回流型で運転した。

3.2 温度分布の測定

Fig. 3 (2) に示す単室モデルを用いて風力と温度差が作用する状態で室内温度分布の測定を行った。実験は $U_H=1.0$ m/s、室内外温度差を 25 °C とし、Case AB と Case OB で実施した。図に記す通り、開口中心鉛直断面上の高さ方向と主流方向にそれぞれ 50 mm ずつ 5 点、計 25 点で空気温を測定した。実験は模型内温度をモニターして定常状態に達したことを確認した後、25 点同時に 1 Hz で 20 min 測定し、それぞれの時間平均値を各点での値とした。なお、風洞は回流型で運転した。

3.3 PIV 測定

Particle Image Velocimetry (PIV) により室内の気流場を測定した。実験は前述の Case AB と Case OB で行き、室温が定常状態に達したことを確認した後に煙発生器により

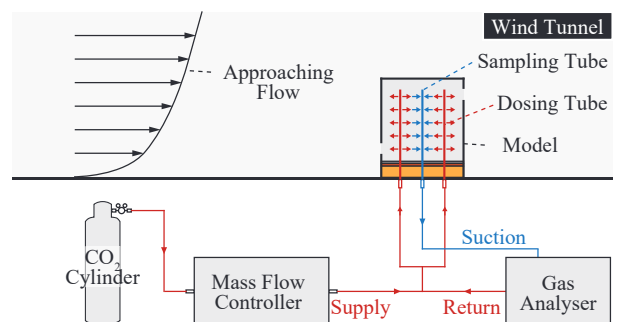


Fig. 4 Schematic of ventilation rate Measurement using Tracer Gas

A-41

模型上流で煙を発生させ、模型上部に設置した連続光レーザー（日本カノマックス, CW532-3W-C10）を鉛直下向きに照射し、2開口の中心を通る鉛直面を可視化し、その様子を撮影した。また、風洞外にハイスピードカメラ（Kato Koken, K9）を設置し模型内部を 100 fps で 5 s 撮影した。Table 2 に解析概要を示す。なお、当該実験時は風洞を模型下流で全量を屋外に排気する仕様（以下、吹放し型）で運転した。

3.4 換気量の測定

Fig. 3 (3) に示す単室モデルを用い、Fig. 4 に示すように CO₂ を用いたトレーサーガス定常発生法により換気量測定を行った。実験は前述の通り室内温度をモニターして定常状態を確認し、CO₂ を発生させない通風状況下で、CO₂ 濃度計（Vaisala, GM70PUMP）により測定した濃度の時間平均値を外気濃度 C_o とした。その後、マスフローコントローラー（フジキン, FCST 1005 LC）で模型内に CO₂ を供給した。室内の CO₂ 濃度が定常状態に達した後、10 min 間測定を行った平均値を室内濃度 C_r とした。Case OB では濃度が不安定であったため 20 min 室内濃度を測定した。ここで、CO₂ は室内一様発生を想定して、模型内の 4 隅の配管の床面から高さ 50 mm, 100 mm, 150 mm, 200 mm, 250 mm の 20 点から 4 方向に供給した。空気の吸引は同様の配管を用いて、中心に設置した配管の床面から高さ 50 mm, 100 mm, 150 mm, 200 mm, 250 mm の 5 点で 4 方向から吸引し、得られた平均濃度と Eq. 3 から換気量 Q [m³/s] の算定を行った。

$$Q = \frac{M}{C_r - C_o} \quad (3)$$

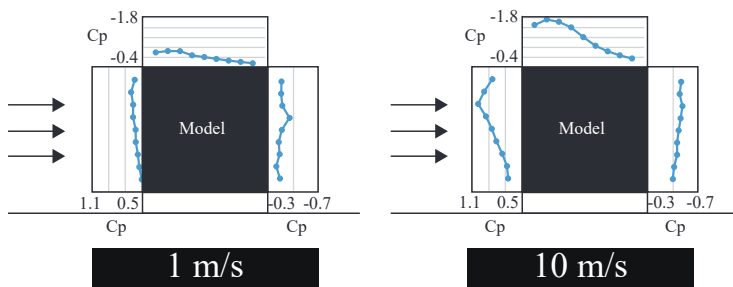


Fig. 5 Distribution of Wind Pressure Coefficient

Table 2 Summary of PIV Setting

High speed camera	Kato Koken K9
Lens	KCM-2520U43MP10
Continuous laser	CW532-3W-C10
Seeding device	Daimichi PS-2006
PIV Software	Davis 8.3
Method	Direct Cross-Correlation Method
Sampling frequency	100 [Hz]
Image size	1280 [pixel] × 1080 [pixel]
Interrogation window size	16 [pixel] × 16 [pixel]

ここで、M は CO₂ の発生量 [m³/s]、C_o、C_r はそれぞれ外気及び室内 CO₂ の体積濃度 [ppm] である。また、実験時は発生させたトレーサーガスが模型上流側のアプローチフローに混入しないよう風洞を吹放し型で運転した。

4. 実験結果と考察

Fig. 5 に風圧係数の測定結果を示す。全体的な傾向として、風上面では正圧、模型上部及び風下面では負圧となっていることが確認される。本報の実験では風速 1.0 m/s の条件を基本としたが、風速 10 m/s の条件と比較して小さな値となっているが、低レイノルズ数効果と微差圧であることの測定精度が影響したと考えられる。

Fig. 6 に風圧係数差の測定結果を示す。風向 0°、45°条件では正の値に、風向 90°条件では微小な値に、風向 135°、180°では負の値となった。風圧係数と同様に低風速では風圧係数差でも小さな値となっており、前述と同様の影響が見られたと言える。

Fig. 7 に U_H=1.0 m/s、室内外温度差 25 °C での室内温度分布を示す。室内は概ね 50 °C 程度となっている。Case AB では風上の下部開口から低温の外気が流入することによる温度低下が見られる。Case OB では風上の上部開口から低温の外気が流入し、下降することによる温度の低下が見られる。流入した低温の外気が下降し、全体的に低温な Case OB に比べて Case AB では流入した低温の外気が床付近に留まるため、全体的に高温になった。

Fig. 8 に PIV 測定により得られた室内の室内気流分布

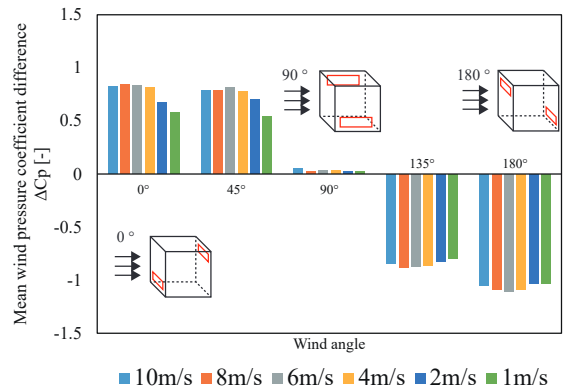


Fig. 6 Wind Pressure Coefficient Difference

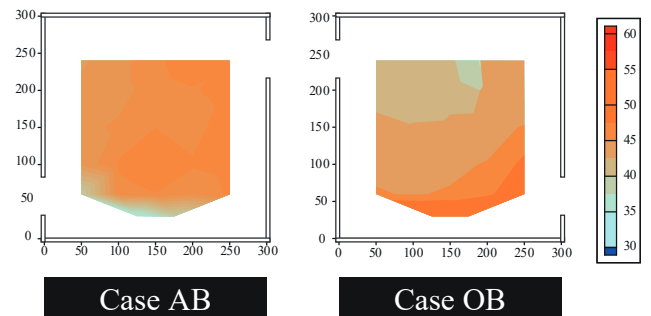


Fig. 7 Indoor Temperature Distribution

を示す。Case AB では温められた模型内に低温の外気が流入するため、気流は流入直後下降し、床面に沿って直進した後、壁に衝突、その後壁面に沿って上昇する傾向であった。Case OB ではファン回転数 40 rpm ($U_H=0.75$ m/s)、ヒーター温度 150 °C 条件で 3 回測定し、異なる 3 種の傾向が見られたため、その各々の結果を併記する。Case OB-1 では風力が十分に強いため、流入直後気流は天井面に沿って直進し、壁面に沿って下降する傾向であった。Case OB-2 では温められた模型内に低温の外気が流入するため、気流は流入直後下降し、床面に沿る傾向となった。Case OB-3 では重力が優勢となったため、風下開口から流入した。気流は流入後下降し、床面に沿って直進、その後、壁面に沿って上昇する傾向であった。

Fig. 7 に測定した風圧係数差を用いた予測値とトレーサーガス定常発生法により得られた換気量の測定結果を示す。ここで、換気量の予測には Eq. 4 を用い、風圧係数差はアプローチフロー風速 1 m/s, 2 m/s, 4 m/s, 6 m/s, 8 m/s, 10 m/s の結果の平均値を用いた。

$$Q = (\alpha A)_{\text{connected}} \sqrt{V^2 \Delta C_p + 2 \frac{T_i - T_o}{T_o} gh} \quad (4)$$

ここで ΔC_p は開口間の風圧係数差 [-] で、オーバーバーは時間平均を表す。 T_i は模型内温度 [K]、 T_o は室外温度 [K] であり、その他の変数は前述の通りである。

Case AB では、40 rpm ($U_H=0.75$ m/s)、80 rpm ($U_H=1.35$ m/s) いずれの風速でも実験値が予測式と概ね一致した。Case TB では Fig. 6 に示されるように風圧係数差の時間

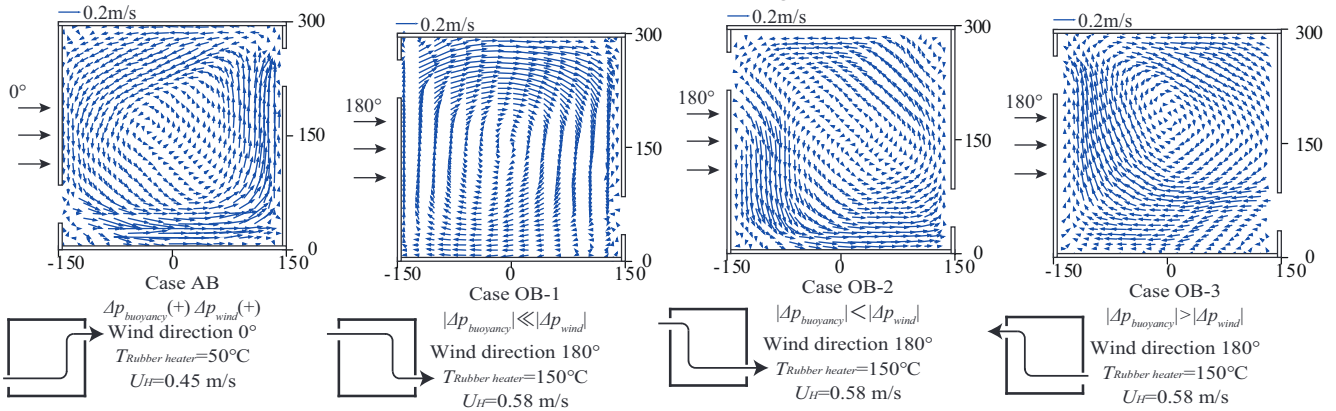


Fig. 8 Indoor Airflow Pattern observed by PIV Measurement

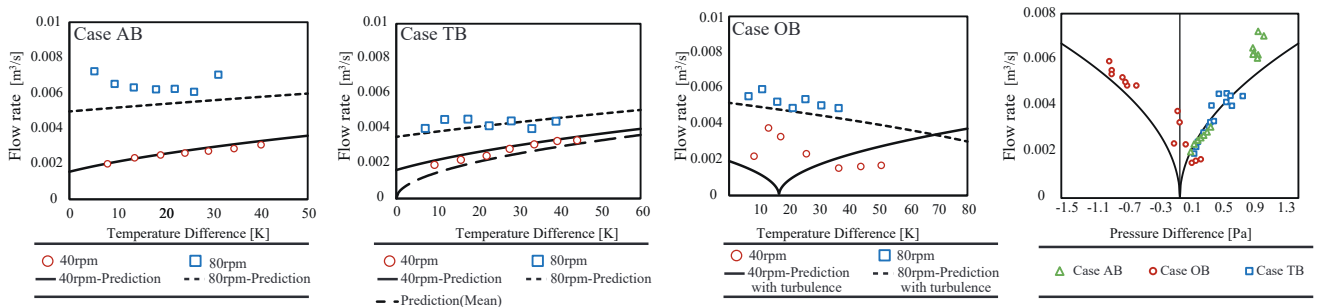


Fig. 9 Ventilation Rate obtained by Tracer Gas Measurement

平均値が微小になり、乱れの影響が駆動力に占める割合が大きくなった。既往研究¹⁾から流入・流出が瞬間的に入れ替わっていることが考えられる。そのため、ここでは風圧係数差の平均値をその標準偏差に置換した結果を示しており、いずれの風速でも従来式に基づく予測値とトレーサーガス定常発生法による実験値が概ね一致した。Case OB の 40 rpm ($U_H=0.75$ m/s) では、風力と重力が相殺し平均圧力差が微小となる場合があり、その温度では乱れの影響を無視できなくなり実験値が予測式と一致しなかった。80 rpm では風力が重力に対して十分大きくなり実験値が予測式と一致した。まとめとして、圧力差と換気量の関係を見ると、圧力差が微小となる範囲では乱れによる換気が無視できなくなり、オフィス式に基づく換気量予測が実験値を過小評価した。圧力差が十分大きい範囲では、予測値と実験値が概ね一致した。

5. まとめ

本報では単室を対象に風力重力併用条件で風洞実験を実施し、風圧係数、室内温度分布、室内気流場、換気量の測定を行った結果を報告した。次報では CFD 解析を用いて風力重力併用時における換気量評価を行った結果を報告する。

【参考文献】

- Z. Jiang, T. Kobayashi, T. Yamanaka, M. Sandberg, N. Kobayashi, N. Choi, K. Sano : Validity of Orifice equation and impact of building parameters on wind-induced natural ventilation rates with minute mean wind pressure difference, Building and Environment, Vol.219, 2022

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24) CFDによる風力重力併用時における換気量評価
Ventilation Effect if External Wind Turbulence for a Room with Multiple Openings
(Part 24) Ventilation Rate Evaluation of Natural Ventilation with
Combined Wind and Buoyancy Forces by CFD Simulation

○宮澤 昇平 (大阪大学) 小林 知広 (大阪大学)
 山中 俊夫 (大阪大学) 山澤 春菜 (大阪大学)
 蔭 子韜 (大阪大学) 三浦 理優人 (大阪大学)

Shohei MIYAZAWA*¹ Tomohiro KOBAYASHI*¹ Toshio YAMANAKA*¹
 Haruna YAMASAWA*¹ Zitao JIANG*¹ Ryuto MIURA*¹
 *¹ Osaka University

Wind and buoyancy both play an important role as driving forces of natural ventilation. The general ventilation prediction equation (orifice equation) uses their time-averaged values as the ventilation driving force. It does not consider ventilation phenomena caused by wind turbulence. Therefore, it is difficult to accurately predict ventilation caused by turbances. In this paper, the steady and unsteady simulation of airflow rates for a full-scale naturally ventilated room with opposing wind and the internal uniform heating floor was conducted and evaluated indoor airflow properties .

1. はじめに

近年、省エネルギーの観点から自然換気に注目が集まっているが建築への自然換気導入のためには設計段階で適切な予測が必要となる。現在広く利用されているオリフィス式に基づく換気量の予測式を Eq.1 に示す。

$$Q = (\alpha A)_{connected} \sqrt{\Delta C_p V_{ref}^2 - 2 \frac{T_i - T_o}{T_o} gh} \quad \text{Eq. 1}$$

ここで $(\alpha A)_{connected}$ は開口面積の直列結合値 [m²]、 ΔC_p は開口間の風圧係数差の時間平均値 [-]、 T_i 、 T_o はそれぞれ、室内外の気温 [K]、 h は開口中心間の高低差 [m] を表す。オリフィス式では、換気駆動力として、圧力差の時間平均値を用いるため、時々刻々と変化する自然現象の正確な把握が困難であることが現状である。前報¹⁾では、風洞実験により、風力とい温度差の組み合わせを変更した複数の圧力差の条件において物理量を評価し、風力と重力が相殺し、圧力差が微小になる条件 (Case OB) では、オリフィス式では実験値に比べて換気量を過小に予測

することを確認した。そこで、本報では、Computational Fluid Dynamics (CFD) を用いて、前報の風洞実験を再現し、その換気量、風速分布、温度分布を評価することでより詳細な現象を把握を行う。

2. 解析概要

2.1 解析対象および解析条件

前報で用いた縮小模型の实物大 (各部 10 倍の寸法を有する) を模擬して、Fig. 1 に示すような解析空間を用いて解析を行った。解析領域は、21,000 mm × 33,000 mm × 48,000 mm とし、対象建物は Fig. 2 に示すような外寸 3,000 mm (L) × 3,000 mm (D) × 3,500mm (H) の直方体を厚さ

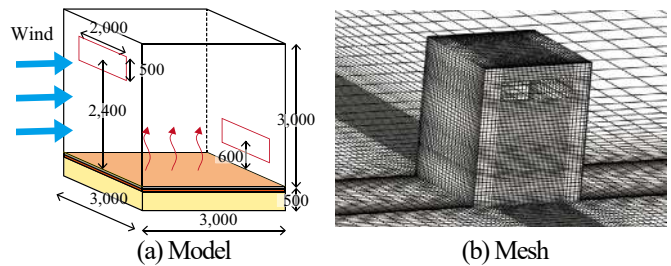


Fig. 2 Used Model

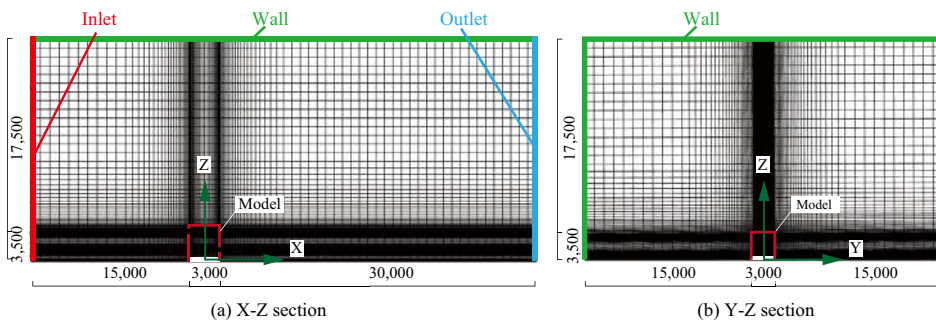


Fig. 1 Analysis Domain and mesh

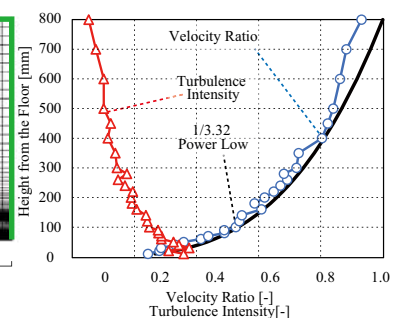


Fig. 3 Approach Flow

50 mm の壁面で構成し、対面する二面に 500 mm × 2,000 mm の開口を有するモデルを利用した。開口位置は重力換気の駆動力を作用させることを意図して鉛直方向に差をつけ、それぞれ風上側には室内床面から 600 mm、風下側には 2,400 mm に開口中心が位置するようにし、風力と重力が対抗する条件を再現した。

2.2 CFD 解析の解析手法

Table 1 に解析条件について一覧で示す。解析は Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) および Large Eddy Simulation (LES) による CFD 解析を行い、それらの結果を比較した。LES では解が収束するまでの時間の短縮を目的として、まず、RANS により標準 $k-\epsilon$ モデルを用い

Table 1 CFD Setting

CFD Code		Fluent 2023 R1	
Simulation Model		Reynolds-Averaged Navier-Stokes	Large-Eddy Simulation
Turbulence Model		Standard $k-\epsilon$ model	Satndard Smagorinsky-Lilly model (Cs=0.1)
Algorithm		SIMPLE	PISO
Discretization Scheme for Advection Term		QUICK	Bounded Central Differencing
Boundary Condition	Inlet	Velocity	u, k, ϵ profile
		Temperature	288 [K]
	Outlet	Gauge Pressure: 0 [Pa]	
		Walls	Standard Wall Function
The Total Rate of Heating		0 / 1,000 / 4,000 / 7,000 W	
Iteration		5,000	20
Time step size		-	0.005
Pre-conditioning Term		-	9,600 (= 48 s)
Main Calculation Term		-	9,600 (= 48 s)
Total Number of Cells		1,253,726	

て解析を行い、その結果を初期条件として LES の計算を開始した。LES の計算時間間隔は 0.005 s で、計算開始後の 9,600 タイムステップ (= 48 s) は RANS から LES への移行期間とみなして結果を破棄。その後の 9,600 タイムステップ (= 48 s) の結果を本計算として採用した。なお LES の境界条件には Fig. 3 に示す風洞実験 (前報) で取得した 1/3.32 のべき乗則の境界層流に smimov らの手法²⁾を適用して作成した変動風を流入温度 288 K で与えた。重力換気の駆動力となる室内外の温度差は風洞実験同様、建物内床面から一様な熱流束 (0, 1,000, 4,000, 7,000 W) を与えることにより再現した。なお、壁面は完全断熱とし、放射については考慮していない。

3. 解析結果

3.1 換気量 (Air Flow Rate)

乱れの影響による換気量の違いを検討するため、RANS と LES で比較する。Fig. 4 に非等温条件での各発熱条件における換気量と室内外温度差の関係を示す。換気量は開口部風速に基づく通風量 (Air Flow Rate, AFR) を用いた。AFR の算出方法は、開口面法線方向の瞬時風速を流入・流出で区別し、開口面積で積分した瞬時流入出

$$Q_{AFR}(t) = \frac{|Q_{AFR-in}(t)| + |Q_{AFR-out}(t)|}{2} \quad \text{Eq. 2}$$

風量 ($Q_{AFR-in}(t)$, $Q_{AFR-out}(t)$) を算出して、その絶対値の平均を Eq. 2 の瞬時通風量 $Q_{AFR}(t)$ とした。

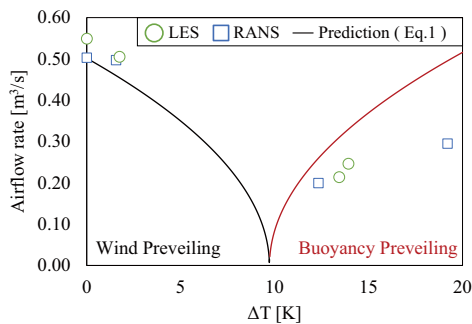


Fig. 4 Relationship Between AFR and ΔT

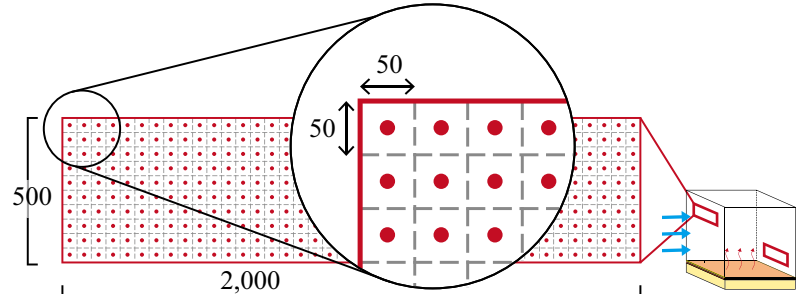


Fig. 5 Distribution of Measurement Points

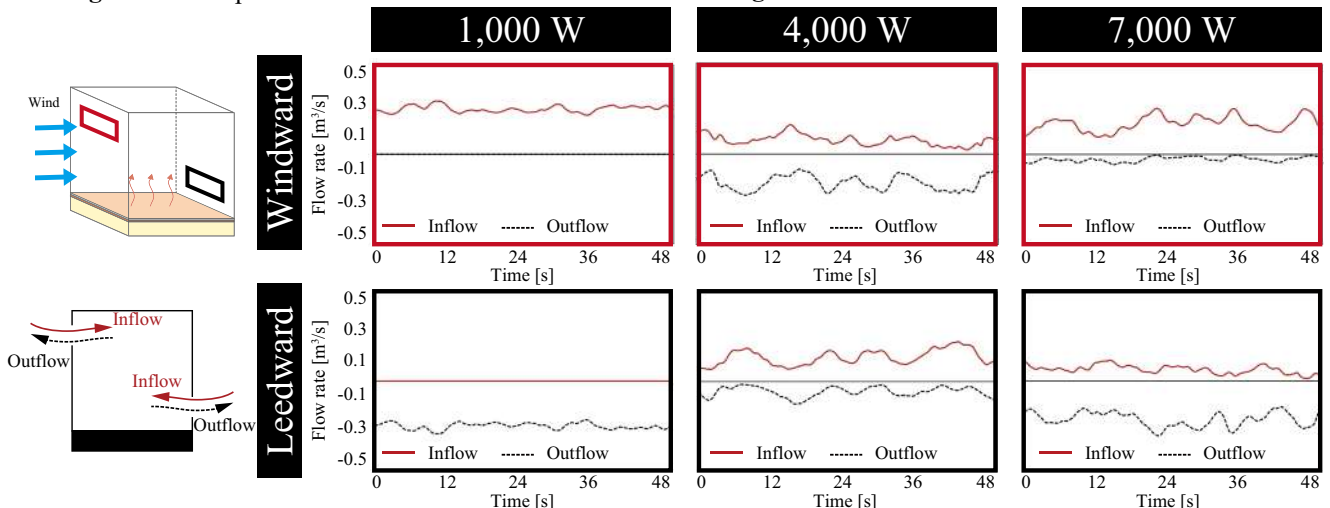


Fig. 6 Flow Rate at the Windward or Leeward Opening

これを本計算期間に渡って平均することで各条件の換気量とした。開口部法線方向風速の取得位置は Fig. 5 に示すように、500 mm × 2,000 mm の開口を縦方向に 10 分割、横方向に 40 分割した 400 の正方形の中心風速とした。外気温は 288 [K] とし、室内温度の体積平均を平均室温として、室内外温度差を算出した。室内外の温度差が小さく、風力が優勢な条件においては RANS、LES で結果の違いが小さく、オリフィス式での予測とも概ね一致する傾向となった。一方、重力が優勢となる条件では、RANS による解析では発熱量の変化が温度差に対する影響が大きく見られたが、換気量の上昇は比較的小さい。LES による解析では発熱量変化が温度差および換気量に与える影響は小さくなった。

3.2 各開口面での換気量

Fig.6 に各開口での流入出風量 ($Q_{AFR-in}(t)$, $Q_{AFR-out}(t)$) の時系列データを示す。換気量の解析結果が予測式と一致した 1,000 W 条件においては通風量は安定し、風上開口では流入のみが、風下開口では流出のみが見られた。そのため、風上開口から流入し、風下開口から流出している事がわかる。一方風力に対抗する重力が強くなる 4,000 W、7,000 W 条件では、同一開口からの流入・流出が同時に現れている事が読み取れる。さらに、両条件において、風上開口では流出量が流入量より多く、風下開口では流入量が多くなる傾向となったことから重力が優勢と

なったことがわかる。

3.3 風速分布

換気量の予測精度に影響を与える要因を特定するため、風速分布の結果をもとに検討を行う。Fig. 7 に風速分布の解析結果を示す。結果には、2 開口の中心を通る鉛直断面における、建物内の風速コンターおよび風速ベクトル分布を重ねて示し、RANS および LES の 0, 2.5, 5.0 s 時点の解析結果を記載している。風力のみを換気駆動力とした 0 W 条件では、RANS、LES とともに、風上面での風圧が風下面での風圧よりも十分に大きいため、風上開口から流入した。また、上部開口がよどみ点よりも高い位置にあることから流入後、わずかに上昇していることも読み取れる。流入後は天井、壁面に沿った気流が見られた。1,000 W 条件では、風力が重力に対して十分に強いため風上開口から流入した。RANS での解析では、発熱のない 0 W 条件に対して室内の温度が比較的高いため、流入した低温で比重の大きい外気は流入直後下降した。しかし、LES では、上記の傾向が見られず、風力のみ条件と同様に壁面に沿った風速分布が得られた。4,000 W 条件では、重力による換気駆動力が、風力による換気駆動力を上回ったことにより、風下開口から流入し、上昇気流を伴う換気となったことが風速分布からも確認できた。RANS による解析結果では壁面および床面に沿った風速分布となったが、LES での解析結果では、

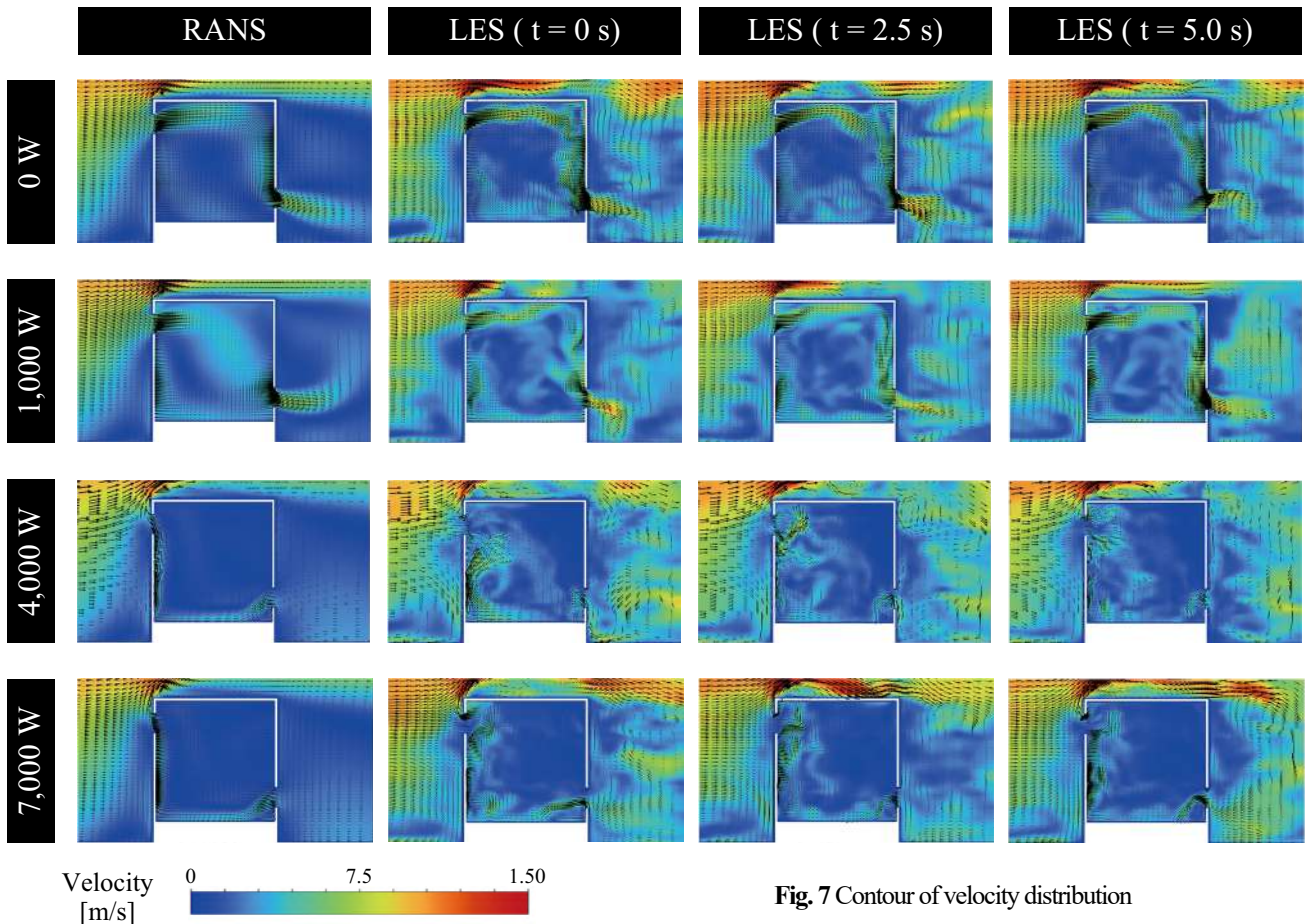


Fig. 7 Contour of velocity distribution

両開口から同時に流入・流出している様子を確認した。風上開口の上部では、暖められた気流が上昇気流に乗って流出し、下部では比較的低温で比重の大きい外気が流入することで下降気流を形成した。その上昇気流と下降気流が風上壁面で衝突し、剥離が起こった。7,000 W 条件では、4,000 W 条件同様、上昇気流が主な換気経路となった。RANS による解析結果は、4,000 W 条件と概ね一致するような気流分布で、床面、壁面に沿った分布となった。LES による解析結果においても 4,000 W 条件同様、両開口から同時に流入・流出が見られたが、床面発熱による上昇気流の影響が強いため、上昇気流と下降気流の衝突が比較的高い開口付近で起こった。そのため、目立った剥離は見られず、低温の流入外気も下降することなく上昇気流に押し上げられることで、渦を形成し、室内に循環する流れであることがわかった。その結果、風上開口での流出量が微小になったと考えられる。

3.2 温度分布

風速分布同様、室内温度分布についての検討も行った。Fig. 8 に温度分布の解析結果を示す。結果は風速分布と同様の断面かつ、同様の条件のものとし、温度のコンターおよび風速ベクトル分布を記載している。全体的な傾向として、風速の大きい領域で低温となる傾向となった。また、LES による解析で風力が主たる換気駆動力として作用し換気が行われた 1,000 W 条件では、室内が十分に混合され、室全体を通して均一な温度分布を形成した。一方、重力が主たる換気駆動力となり、上昇気流により換気が行われていた 4,000 W, 7000 W 条件では室上部に熱だまりを形成し、室全体を通して、鉛直

方向に温度勾配を形成していることがよくわかる。4,000 W 条件では風下開口から流入した低温外気は室内に侵入直後に下降しているのに対し、7,000 W 条件では室下部中心にまで低温の外気が到達していた。

4. まとめ

本報では、前報での実験を再現した解析を行い、その換気量、各開口での流入・流出量、風速分布、温度分布による評価を行った。解析の結果、重力による上昇気流により換気される条件では、いずれの開口においても、流入と流出が同時に行われている事で発生した上昇気流、下降気流が衝突することで剥離が起こることも確認できた。また、風力が優勢な条件では均一な温度分布となり、重力が優勢な条件では室上部に熱だまりが発生し、鉛直方向の温度勾配が形成されることがわかった。上記のように、風力重力を併用した自然換気時の換気現象の検討を行った。今後はより多くの発熱条件での換気現象の評価を行い、換気量予測に重要となる要素について検討していく所存である。

【謝辞】

本研究は JSPS 科研費 (基盤研究 (B) A20H023110, 研究代表者: 小林知広) の助成を受けた。ここに記して謝意を表す。

【参考文献】

- 1) 三浦理優人, 小林知広, 山中俊夫, 山澤春菜, 蔣子韜, 宮澤昇平: 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 23) 風洞実験による風力重力併用時の換気量測定, 空気調和・衛生工学近畿支部学術研究発表会論文集, 2024.3 掲載予定
- 2) A. Smirnov, S. Shi, I. Celik: Random Flow Generation Technique for Large Eddy Simulations and Particle-Dynamics Modeling, Journal of Fluids Engineering, Vol.123, Issue 2, pp359-371, 2001.6

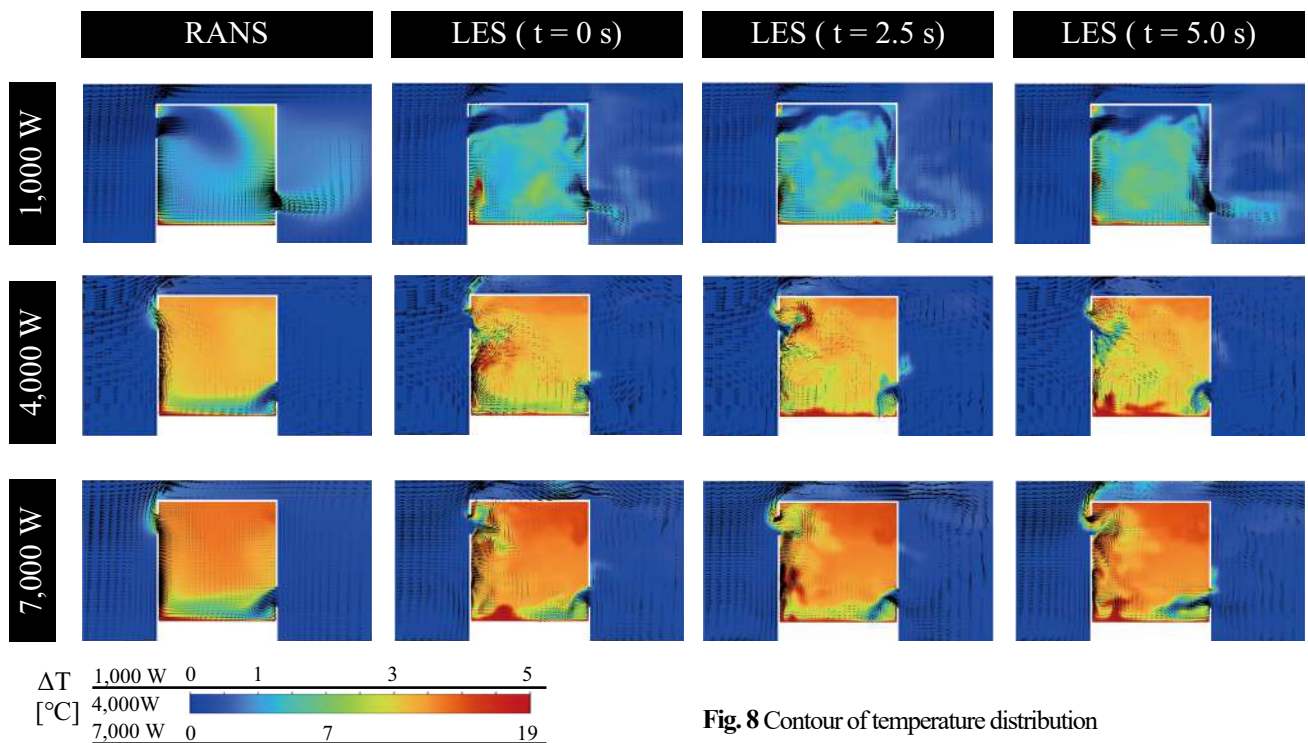


Fig. 8 Contour of temperature distribution

流跡線解析に基づく換気効率の評価に関する研究
(その1) 排気口位置が室内の流跡線と換気効率に及ぼす影響の検討
Evaluation of Ventilation Effectiveness based on Trajectory Analysis
(Part 1) Influence of Exhaust Opening Position on Indoor
Trajectories and Ventilation Effectiveness

○豊澤 恒太 (大阪大学) 小林 知広 (大阪大学)
山中 俊夫 (大阪大学) 山澤 春菜 (大阪大学)
蔣 子韜 (大阪大学) Mats Sandberg (University of Gävle)

Kota TOYOSAWA^{*1} Tomohiro KOBAYASHI^{*1} Toshio YAMANAKA^{*1}
Haruna YAMASAWA^{*1} Zitao JIANG^{*1} Mats SANDBERG^{*2}
^{*1} Osaka University ^{*2} University of Gävle

In indoor environment, airflow distribution influenced by factors such as position of openings is crucial for efficient fresh air delivery and pollutant removal in occupied zone. Present study focuses on assessing ventilation efficiency by analysing trajectories which can be obtained by tracking individual particle behavior using LES. Analysis of the trajectories leads to the evaluation of ventilation efficiency based on factors such as the residential time, travel distance, and short-circuit probability. In this study, we conducted a basic investigation into the impact of supply and exhaust positions in two-dimensional spaces on indoor air quality.

はじめに

空調・換気される室内では給排気口の位置などにより気流性状に分布が生じ、居住域への新鮮外気供給や居住域からの汚染質排出を効率的に行うためには室内気流を考慮した検討が必要である。そのため、居住域での換気効率評価を目的とした既往研究として、LESを用いたCFD解析により個々の粒子の挙動を追うことで換気効率指標を検討した例もこれまでに見られる^{1,2)}。このようなLagrange解析ではEuler法によるスカラー計算と比較して空気挙動について多くの情報を得られるため換気効率評価に有益と思われるが、計算負荷が大きいことから当該分野で十分な検討がなされてきたとは言い難い。そこで本研究ではより詳細に空気挙動を分析することで新たな換気効率研究の展開を模索することを目的とし、LESで粒子追跡を行い得られる流跡線(Trajectory)に着目し、これを同定・分析することとする。本報では、その初期段階として簡易的な室形状を対象に、給排気口位置を変更した2条件における各粒子の滞在時間・流跡線長さ・室内循環回数を算出し換気効率の検討を行った。

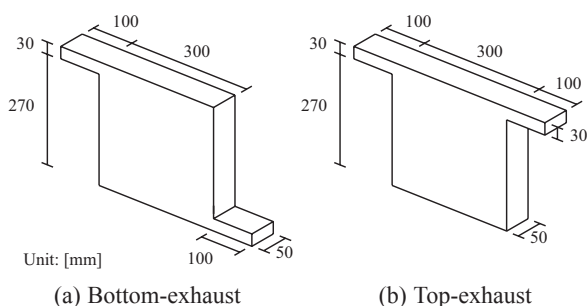


Fig.1 Studied Room Model

1. 解析概要

1.1 解析対象領域

解析対象はFig.1に示す300 mm × 300 mm × 50 mmの直方体の上流側及び下流側に、100 mm × 30 mm × 50 mmの給気排気流路を設けた簡易的室モデルとした。ここでは排気流路を下部(Bottom-exhaust)または上部(Top-exhaust)に配置することで解析対象を2条件設定した。

1.2 解析条件

LESで質量の無視できる粒子を発生させ、各粒子の流跡線を同定する。LESは標準k-εモデルの定常解析結果を初期条件として計算を開始した。LESの計算時間間隔は、1/1,000 sとし、計算開始後の5,000 time step (= 5 s)を移行期間として結果を廃棄し、その後の10,000 time step (= 10 s)の結果を本計算として用いた。解析は等温条件で行い、流入境界条件は次章の実験結果に基づいて与えた。CFD解析の解析手法及び境界条件をTable 1に示す。

Table 1 Computational Condition

Simulation Model		RANS	LES
Turbulence Model		Standard k - ε Model	Smagorinsky - Lilly Model
Velocity pressure coupling		SIMPLE	PISO
Discretization Scheme for convective terms		QUICK	Bounded Central Differencing
Boundary Condition	Inlet	u	3.07 [m/s]
		k	0.14 [m ² /s ²]
		ϵ	0.70 [m ² /s ³]
	Outlet	Gauge Pressure : 0 [Pa]	
	Wall	Standard Wall Function	Werner and Wengle' s two-layer model
Time Step Size		-	0.001 s (1 kHz)
Pre-condition Period		-	5,000 time steps (=5 s)
Main Calculation Period		-	10,000 time steps (=10 s)

2. CFD 精度検証用データの取得

2.1 実験概要

CFD の解析精度検証のため、解析対象領域を再現した室模型を用いて実験を行い、モデル流入風速及び室内の風速分布を測定した。**Fig.2** に装置概要を示す。モデル下流側に設置したブロウにより室内空気を吸い込み、その風量をインバータで調整しながら上流側のオリフィス流量計で確認することで流入風速を調節した。オリフィス板前後差圧の測定には微差圧計 (Validyne 社, DP45) を用い、風量算出に必要な空気密度は風温風速計 (KANOMAX, MODEL 6533) で管内温度を取得して算出した。解析の境界条件取得のため、模型の流入部に脱着可能なパーツを設けることで熱線風速計のプローブを挿入し、室モデル流入部における風速を 1,000 Hz で 60 s 測定した。測定点は室模型流入部の中心線上に鉛直方向に 5 点設けた。また、解析の真値となる風速の実験値取得のため、Particle Image Velocimetry(PIV) により室内風速を測定した。**Table 2** に PIV 測定概要を示す。ヘリウムソーブバブル発生装置 (KNOMAX, Model 1108985) を用いて発生させたバブルを室内に送り、CW:YAG レーザーにより模型中心の鉛直断面上におけるソーブバブルの挙動を可視化し、高速度カメラで撮影して PIV 測定を行った。**Fig.3** に可視画像の例を示す。

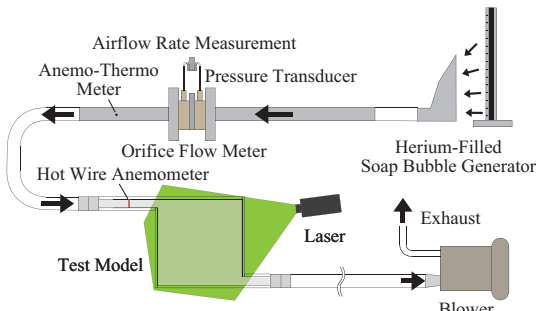


Fig.2 The Experimental Setup

Table 2 Summary of PIV Setting

Program	Davis 8.3 (La vision)
Algorithm	Direct Cross-Correlation Method
Camera Flame Size	1280 [pixel] × 1028 [pixel]
Interrogation Window Size	32 [pixel] × 32 [pixel]
Overlap	50 [%]
Frame Rate	1000 [fps]
Sampling Time	5 [s]

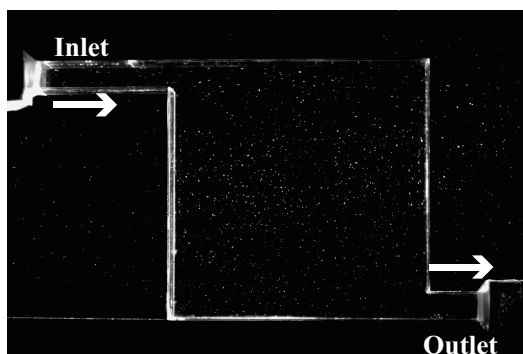


Fig.3 Captured Photo obtained from Soap Bubble Visualization

2.2 測定結果と解析結果の比較による精度検証

熱線風速計による流入境界の測定で取得した各点の平均風速と乱流統計量から Smirnov の手法³⁾を用いて流入境界条件を与え、前述の LES による CFD 解析を実施した。**Fig.4** に PIV と CFD により得られた室モデル内奥行き方向中心面上における X, Y 方向の中心線における X, Y 成分の平均風速と室内風速ベクトルを示す。それぞれの値は、流入部中心高さにおける $x=0$ の点の風速を用いて規準化している。解析結果では下流側壁面付近で若干過小評価が見られるものの、室内気流性状と風速分布は概ね一致したと判断し、次章で流跡線の解析を行う。

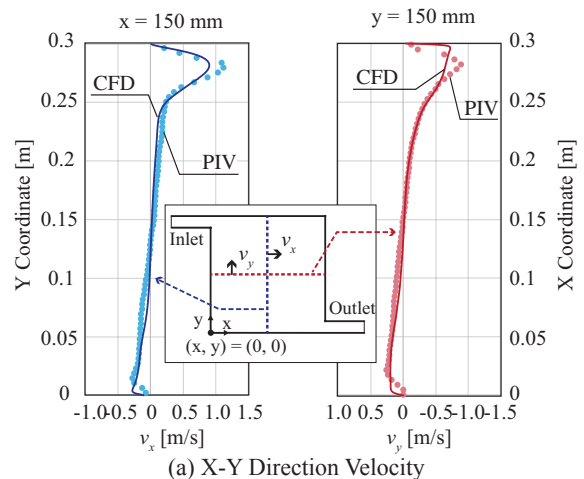
3. 粒子追跡手法

3.1 粒子発生条件

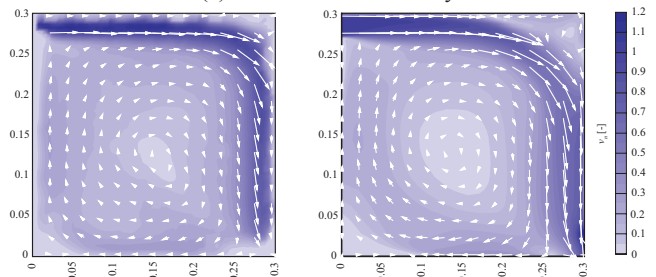
LES の結果に基づいて流入空気の挙動を解析するため、解析領域内における個々の粒子追跡を行う。本計算開始後 5,000 time step の各 time step において、流入境界上の高さ方向に設定した 5 点から質量の無い粒子を発生させ、計 25,000 個の粒子を追跡した。また、その後の 5,000 time step は発生を止めて粒子追跡を継続した。なお、本報では発生させた 25,000 個の粒子のうち、流出境界 10 mm 手前を通過した粒子 (Bottom-exhaust : 24,665 個、Top-exhaust : 24,380 個) のみを分析対象とした。

3.2 Residential time 及び Travel distance

粒子が領域内に発生してから排気されるまでにかかった時間を Residential Time、その間に領域内を移動した距



(a) X-Y Direction Velocity



(b) Velocity Vector obtained from PIV Measurement

(c) Velocity Distribution of CFD Result

Fig.4 Comparison of Velocity between PIV and CFD

離を Travel Distance として粒子一つ一つについて算出することで、全粒子の領域内での挙動の把握を行う。

3.3 ショートサーキット率及び循環回数

粒子の挙動から室内の換気効率の評価へと繋げるため、ここでは発生した粒子のうち室内を循環せずに直接排気された粒子の割合をショートサーキット率として評価する。また、ショートサーキットしなかった粒子は室内を循環するが、流跡線を解析することで室内を一周して排出される粒子や、室内を何度も循環する粒子を区別することができるため、ここではまずその傾向を把握するために循環回数の評価も行う。本報においては、室内での循環の判定として、粒子が対象領域の中心である $x = 0.15\text{ m}$ におけるラインを流入風速と反対方向 (X 方向に負の方向) に越えた回数を循環回数としてカウントすることとし、循環回数が 0 となる流跡をショートサーキットとして扱うこととする。

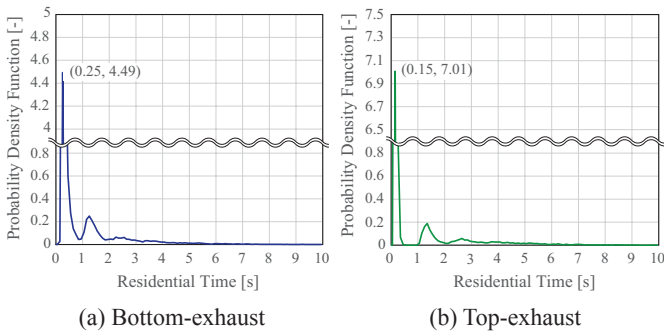


Fig.5 Probability Density Function of Residential Time

4. 解析結果

4.1 Residential time 及び Travel distance

Fig.5 に Bottom-exhaust, Top-exhaust それぞれの条件における Residential time の確率密度分布を、Fig.6 に Travel distance の確率密度分布を最も大きなピーク値とともに示す。両条件において Residential time と Travel distance は同様の傾向を示しており、小さな値で明確なピークが見られる。すなわち、多くの粒子が発生後に室内を循環せずに直接排気されている。また、このピークの後に第二波、第三波も見られるが、これは粒子の室内循環回数に対応してピークが見られると考えられる。

Fig.7 に両排気位置条件で Residential time が最小または最大となった流跡線を示す。ここでは名目換気時間内は青から白、それを越えると徐々に赤へと近づくよう表示している。この結果、循環する粒子は最大 8 回室内を循環し、Residential time の大きい粒子では名目換気時間の 10 倍程度かけて室から流出していることが示された。

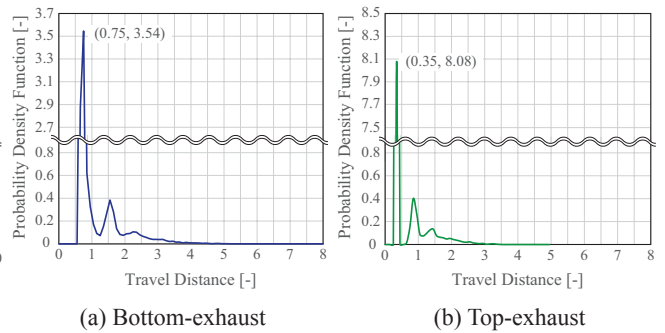


Fig.6 Probability Density Function of Travel Distance

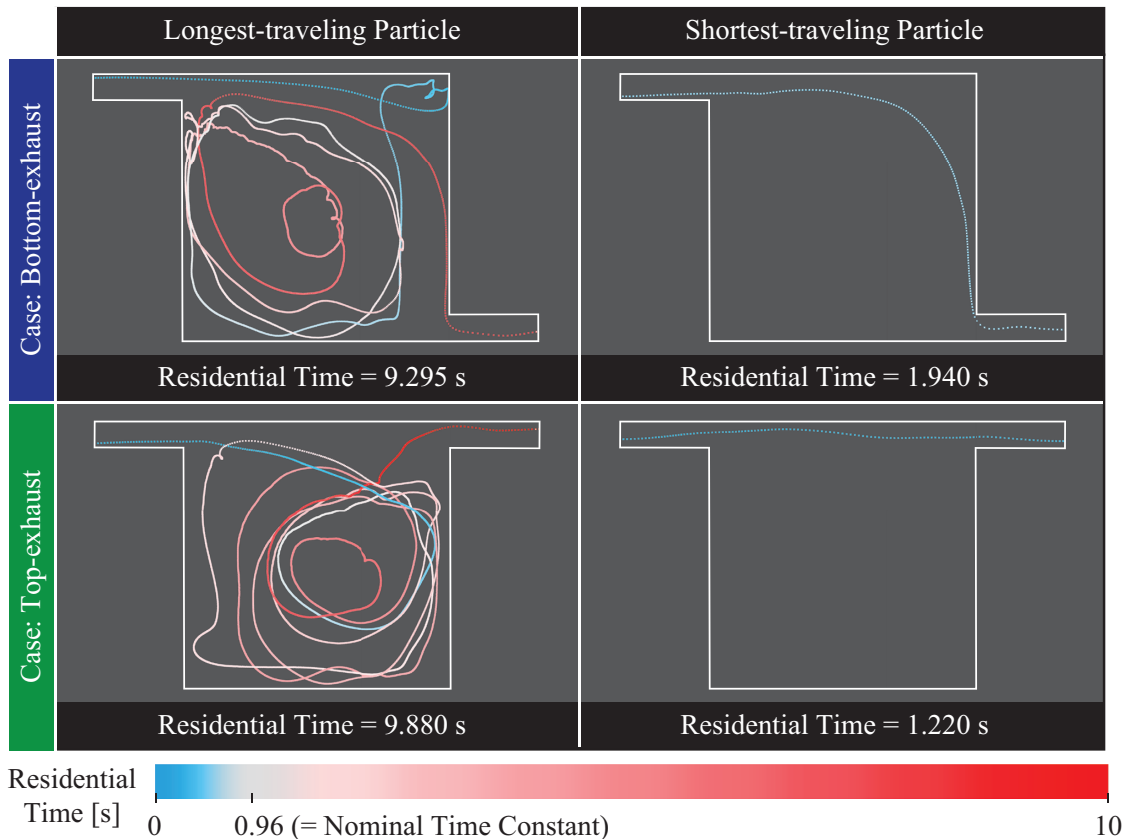


Fig.7 Trajectory of Longest-Traveling and Shortest-Traveling Particles

Table 3 Number of Circulating Particles

		0	1	2	3	4	5	6	7	8	Total
Bottom	Number of Particles	18,817	3,325	1,440	685	279	94	22	2	1	24665
	Probability	*76.3 %	13.5 %	5.84 %	2.78 %	1.13 %	0.38 %	0.09 %	0.008 %	0.004 %	
Top	Number of Particles	19,705	2,228	1,235	706	339	124	38	4	1	24380
	Probability	*80.8 %	9.14 %	5.07 %	2.90 %	1.39 %	0.51 %	0.16 %	0.02 %	0.004 %	

* : Short-circuit Probability

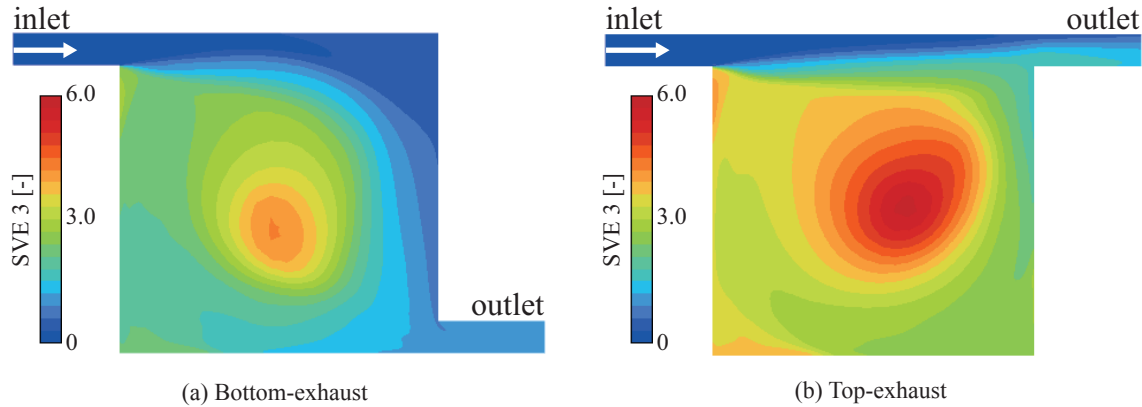


Fig.8 SVE 3 for Each Condition

4.2 ショートサーキット率及び循環回数

Table 3 に 3.3 節で示した方法により判定した各条件におけるショートサーキット率及び循環回数の算出結果を示す。ショートサーキット率は循環回数 0 の粒子の割合を表し、表内赤枠に示す。ショートサーキット率は Top-exhaust 条件の方が高くなった。これは給排気口の位置関係から、粒子の移動経路が短いことで給気口からの拡散が抑制されることや、Bottom-exhaust では流出前に床面と衝突することなどの気流性状の違いが影響したと考えられる。また、Top-exhaust 条件では、循環回数が 3 回以降で回数が多くなるにつれて Bottom-exhaust 条件よりも粒子の個数が多くなり、ショートサーキットしなかった粒子は長く領域内に留まる傾向が示された。

5. 空気齢との比較

本報では給気位置で粒子を発生させることで新鮮外気の室内への行き渡りを検討したが、室内における空気の新鮮さを表す代表的な指標として空気齢がある⁴⁾。ここでは領域内の空気齢分布を算出することで粒子追跡の結果とその傾向を比較する。空気齢の室内分布を算出するため、村上・加藤⁵⁾による SVE3 を用いた。空気と同じ物性値の気体を室内一様発生させ、以下の式の通り定常濃度に達した後の時間平均濃度を瞬時一様拡散濃度で除して SVE3 を算出した。

$$SVE3(X) = C_x'(X) / C_s \quad (1)$$

ここで、 $C_x'(X)$ は室内一様発生した汚染質がある場合の濃度 [kg/m³]、 C_s は瞬時一様拡散濃度 [kg/m³] である。

Fig.8 に各条件における SVE3 の分布を示す。結果より、Top-exhaust 条件における領域中心部では空気齢が大

きい値となり、これは粒子追跡における Top-exhaust 条件で循環回数が多い粒子の割合が大きかったことと一致する。また、循環回数が最多の流跡線の Residential Time は名目換気時間の 10 倍程度であったが、両条件の SVE3 の最大値は 4.2 (Bottom-exhaust)、5.8 (Top-exhaust) となった。

おわりに

本研究では、排気口位置を変化させた 2 条件で LES により流跡線を解析し、流跡線の長さや室内滞在時間を解析した上で室内での循環回数の評価を行った。今後は汚染質を想定した流跡の解析を含めたより詳細な検討を行い、新たな換気効率評価手法の提案に繋げたい。

【謝辞】

本研究で実施した PIV 解析のための可視化実験に際して、日本カノマックス (株) の塩崎康弘氏、福西勇之助氏にご協力を頂いた。ここに記して謝意を表す。

【参考文献】

- 1) S. Kato, K. Ito, S Murakami : Analysis of visitation frequency through particle tracking method based on LES and model experiment, Indoor Air, Vol.13, Issue 2, pp.182-193, 2003
- 2) 有波裕貴, 赤林伸一, 富永禎秀, 坂口淳, 高野康夫, 本田美穂: 風速変動を考慮した自然換気・通風性能評価手法の提案 LES(Large-Eddy Simulation) による住宅の自然換気・通風性状に関する研究 その 2, 日本建築学会環境系論文集, 第 81 巻, 第 725 号, pp.589 - 597, 2016
- 3) A. Smirnov et al. : Random Flow Generation Technique for Large Eddy Simulations and Particle-Dynamics Modeling, Journal of Fluids Engineering, Vol.123, Issue 2, pp.359-371, 2001
- 4) M. Sandberg : What is ventilation efficiency?, Building and Environment, Vol. 16, pp.123-135, 1981
- 5) 村上周三, 加藤信介: 新たな換気効率指標と三次元乱流数値シミュレーションによる算出法 - 換気効率の評価モデルに関する研究 -, 空調調和・衛生工学会論文集, No. 32, pp.91-102, 1986

想定して、熱流束を算出し、床面から均一に与えた。Table 2 に解析概要を示す。総計算格子数は 1,583,040 である。乱流モデルは、Reynolds Stress Model での定常計算結果を初期値として、LES の Smagolinsky-Lilly Model を用いた。また、放射連成解析を行い、壁面の放射率は 0.9 とした。RANS の解析結果から LES への移行期間である助走計算時間は 60 秒としこの間の計算結果は破棄し、その後の本解析は 60 秒間行った。模型からの熱貫流による熱損失は換気によるものと比較して小さいため模型壁面は完全断熱とした。瞬時風量の算出のため、本計算中の全タイムステップにおいて、各開口部を 25 分割した各中央で 25 点で瞬時開口面接線方向風速を取得した。

2.2 非定常の室温変化を仮定した換気用計算に基づく領域分割法 (Method 1)

前報²⁾では流量係数を一定として領域分割法を LES に適用したが、本報では、局所相似モデル⁵⁾を用いて流量係数を補正し領域分割法を行う。領域分割法の計算手順を Fig. 4 に示す。まず、シールドモデルを用いて屋外解析を行い、開口想定位置の中心における瞬時壁面静圧と壁面から 200 mm 離れた位置での瞬時開口面接線方向風速 2 成分と瞬時全圧を取得した (Step 1)。これらを局所相似モデルに適用し、収束計算から瞬時の換気量を算出した。ここで、非定常の温度変化を想定した Eq. 1 により室温を算出し、換気量を算出した。

Table 2 Summary of CFD analysis (Whole Domain)

CFD code	Fluent 2023	
Turbulence model	LES Smagorinsky-Lilly model	
Algorithm	PISO	
Discretization scheme for advection term	Central Differencing	
Time step size	0.01 sec.(100 Hz)	
Pre-conditioning period	6,000 time steps (60 sec.)	
Main calculation period	6,000 time steps (60 sec.)	
Boundary condition (Velocity)	Inlet	Smirnov's method based on experimental value
	Outlet	Gauge Pressure: 0 [Pa]
	Walls	Werner and wengle wall function
Boundary condition (Thermal)	Based on Table 9.4	
Total number of cells	1,583,040	

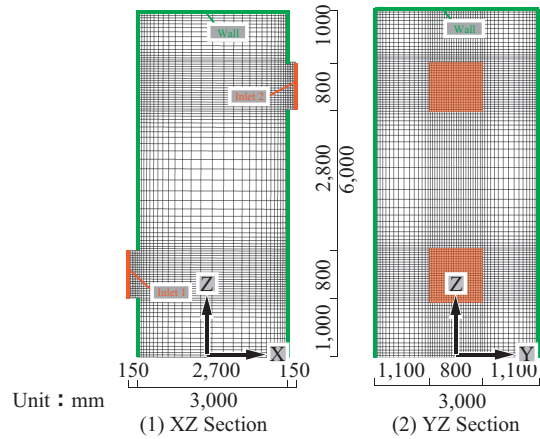


Fig. 5 Computational domain for indoor analysis and mesh layout

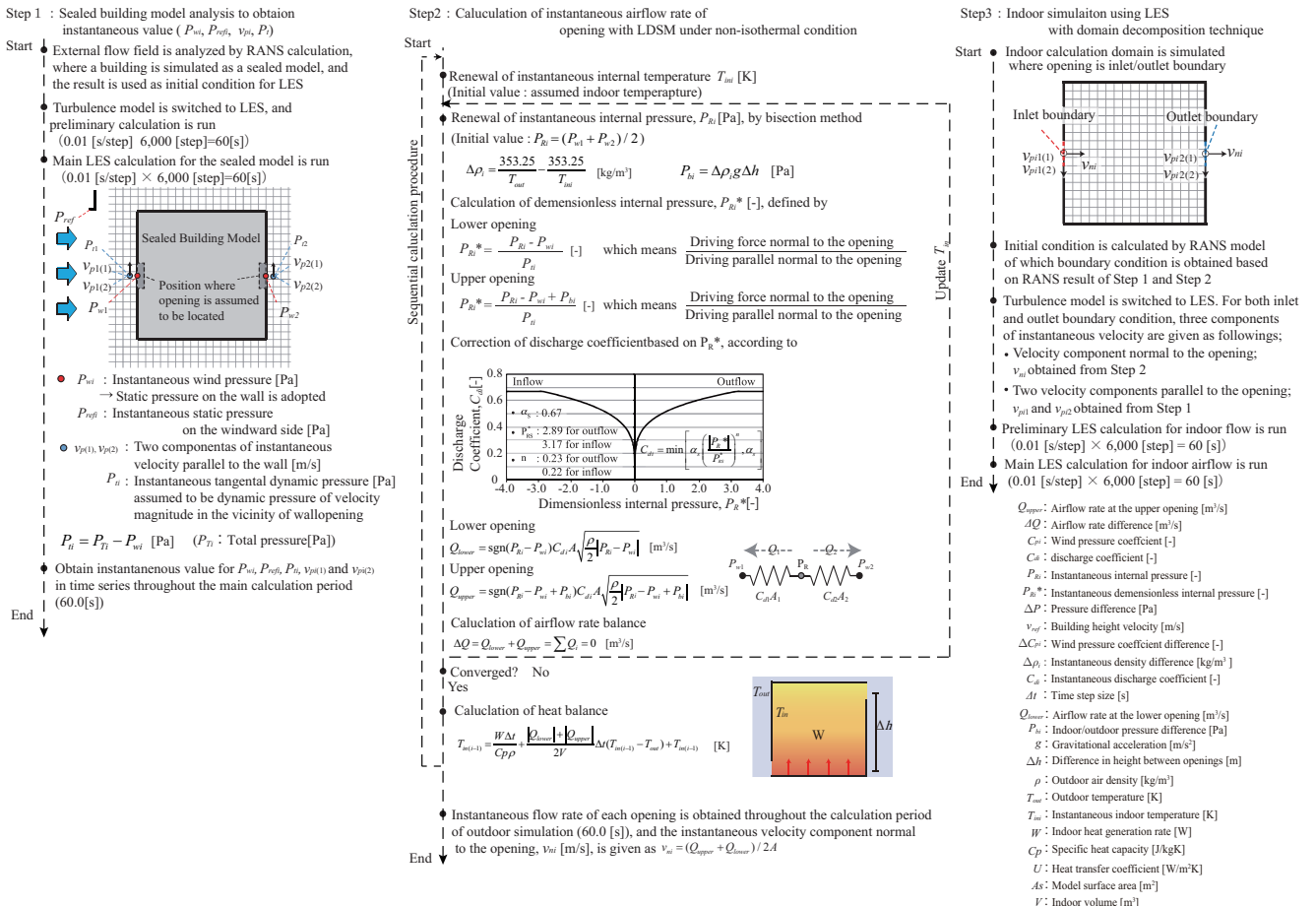


Fig. 4 Procedure of Domain Decomposition Technique (Method 1)

$$T_{in(i-1)} = \frac{W \Delta t}{Cp\rho} + \frac{|Q_{lower}| + |Q_{upper}|}{2V} \Delta t (T_{in(i-1)} - T_{out}) + T_{in(i-1)} \quad (\text{Eq. 1})$$

この瞬時の換気量を開口面積で除すことにより、瞬間開口面法線方向風速成分を算出した (Step 2)。Step 1 で取得した瞬間開口面接線方向風速と Step 2 から算出した瞬間開口面法線方向風速を室内解析の流入境界に与え、室内のみの解析を行った (Step 3)。室内解析のメッシュレイアウトを Fig. 5 に示す。助走計算時間、本計算時間、メッシュレイアウト、熱的境界条件は全域計算と同様とし、総計算格子数は 146,688 である。

2.3 瞬時定常の室温変化を仮定した換気量計算に基づく領域分割法 (Method 2)

Method 2 では収束計算中の熱量収支式 Eq. 1 を Eq. 2 に変更し、収束計算を行った。その他の手順は Method 1 と同様とした。

$$T_{in} - T_{out} = \frac{W}{Cp\rho \left(\frac{|Q_{lower}| + |Q_{upper}|}{2} \right) + UA_s} \quad (\text{Eq. 2})$$

2.4 流量係数を補正しない領域分割法 (室温瞬時定常仮定) (Method 3)

Method 3 ではより簡易的な手法として流入風向による開口部の抵抗の変化を考慮せず、流量係数を 0.65 で固定して Step 2 の収束計算を行い、瞬時の流入境界条件を

算出した。なお、温度の算出は前節同様 Eq.2 を用いて行った。

3. 解析結果

領域分割法による室内解析と全域計算の結果を比較する。Fig. 6 に室内風速分布の時間平均値を示す。Case 1 では、Method 1, 2 の風速分布はほとんど同じであった。これらを全域計算と比較すると、若干風速を過小評価していた。これは、換気量計算時に一樣な室温を仮定したために浮力を過小評価したことで、流量係数も過小評価されたと考えられる。一方、Method 3 では流入風速を若干過大評価していた。差異が生じた原因として流量係数を過大評価していることが考えられる。内外温度差が大きな Case 2 ではすべての Method で風速が小さくなった。Method 3 では Case 1 と傾向が異なるが、これは換気量計算時に室温を一樣にした仮定の影響が流量係数の過大評価の影響を上回ったためと考えられる。Case 3 の全域計算では、風上開口から風下開口への気流が見られた。そして、Method 3 が最も全域計算と近い結果となった。この原因として、風力と浮力が相殺してしまう条件において、Method 1, 2 では、極端に流量係数を小さく評価してしまうことがあるためと考えられる。Case 4 では、風下側からの流入と同一開口内での流入出が確認された。風速分布は Method 2 が最も全域計算と近い結果になった。Method 1 では温度を非定常で考慮することにより、

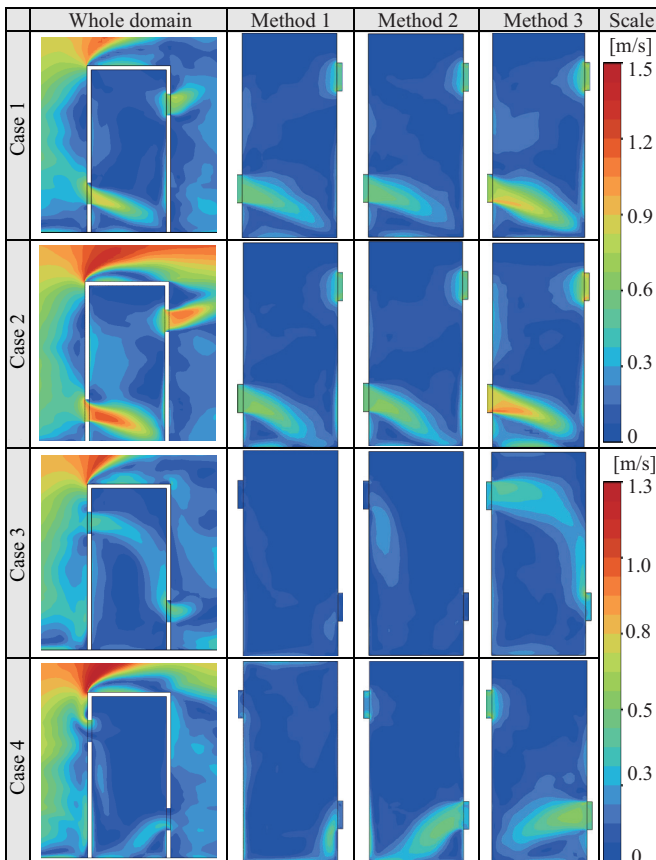


Fig. 6 Contour of mean velocity magnitude

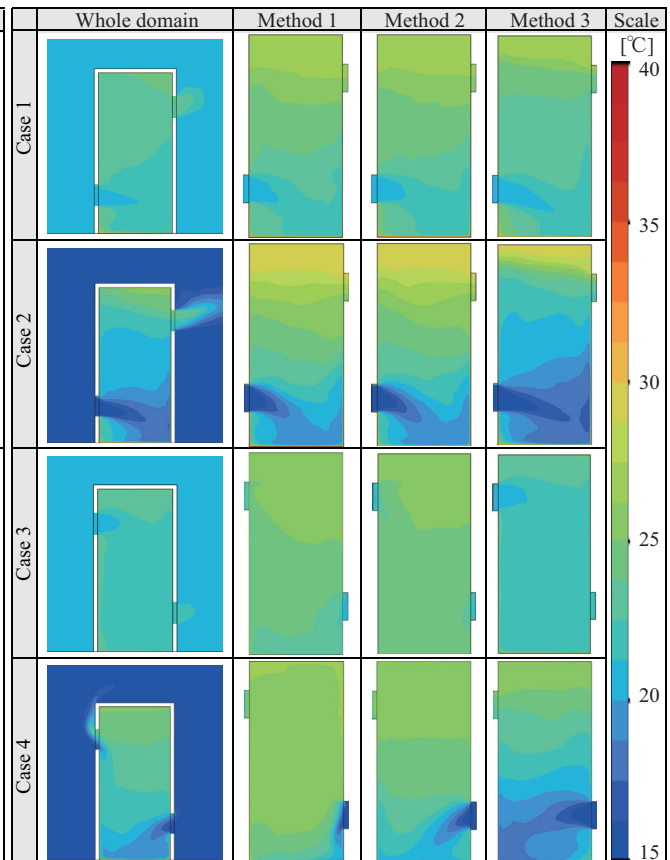


Fig. 7 Contour of mean indoor air temperature

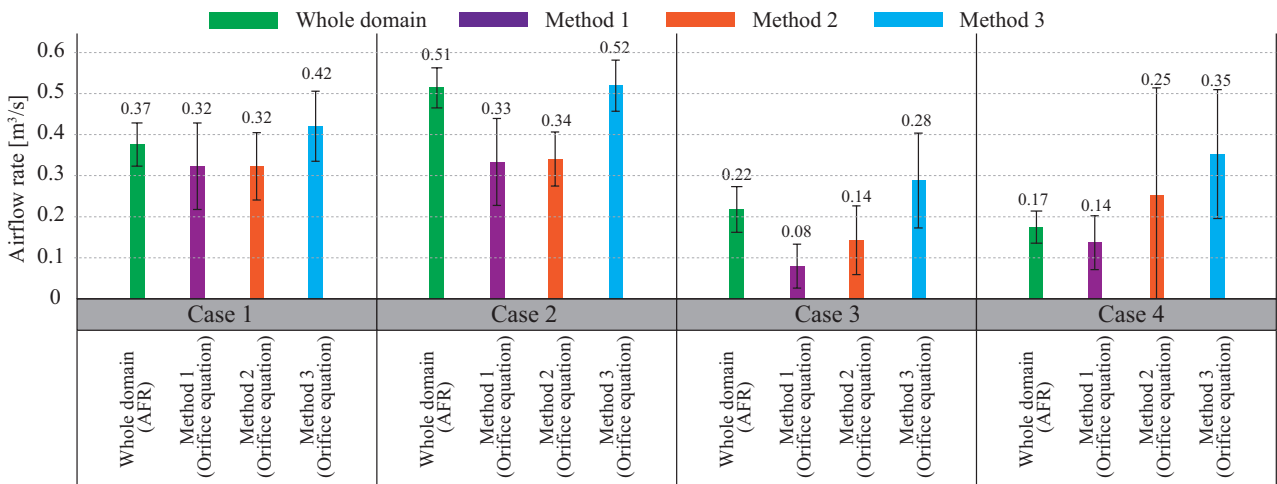


Fig. 8 Comparison of airflow rate

浮力による風下からの流入風量を過小評価してしまっていることがわかる。Method 3 では流量係数を過大評価しているため、開口面法線方向風速が大きくなり、流入風向角に差異が生じたと考えられる。領域分割法では同一開口での流入出が再現できないため、流入風速・風向に流入風速の差異が生じたと考えられる。Fig. 7 に室温分布の時間平均値を示す。すべての条件で Method 1, 2 のにおいて全域計算より温度が高くなる傾向が見られた。これは流量係数を過小評価しすぎたために、換気量が小さく算出されたことが原因として考えられる。Fig. 8 に換気量の比較を示す。Case 1 では領域分割法で概ね換気量は再現できていた。Case 2 では、Method 1, 2 で流量係数を適切に評価できていない可能性があり、換気量を過小評価していた。Case 3 の条件では Method 1, 2 で換気量を過小評価、Method 3 で過大評価していた。Case 4 では、Method 2, 3 で換気量とその標準偏差が大きくなった。これは瞬時定常に基づく計算方法で温度が収束計算中に大きく上昇すると、次のタイムステップで換気量を過大評価してしまうためであると考えられる。一方、非定常に基づく温度変化を採用した Method 1 では換気量は概ね一致しており、標準偏差も抑えられていた。なお、開口面の風速分布を再現できていないことから換気量は一致しても風速分布に差を生じたと考えられる。Fig. 9 に解析負荷の比較を示す。全域計算は全条件で概ね 90 時間前後、領域分割法では全て 20 時間前後であった。このため全ての条件で領域分割法は約 70% 以上の負荷を低減した。なお、解析は CPU Intel Xeon Gold 48 コアのプ

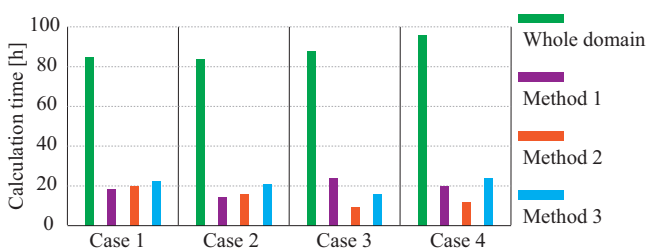


Fig. 9 Comparison of computational load

ロセッサを用いて行った。領域分割法では、一度の屋外解析から開口位置を変更した場合のケーススタディが可能であり、設計段階で複数回のシミュレーションを行う場合、領域分割法による計算負荷の軽減はさらに効果的となるといえる。

4. まとめ

本報では、領域分割法を非等温環境下において LES に適用し、解析を行った。室内気流分布、温度分布換気量の時間平均値とその標準偏差、解析負荷を比較し、精度検証を行った。流量係数補正を組み込んだ領域分割法では、浮力を適切に評価できていない可能性が示唆された。また、開口面の風速分布を考慮していないための風速の差異がみられた。今後の課題として、Step 2 の収束計算中での室内温度分布の考慮と Step 3 での開口面風速分布の考慮が挙げられる。

【謝辞】

本研究の一部は JSPS 科研費 (基盤研究 (B)JP20H02311, 研究代表者: 小林知広) の助成を受けた。ここに記して謝意を表す。

【参考文献】

- 田中佑亮, 小林知広, 山中俊夫, 小林典彰, 崔ナレ: 領域分割法を用いた LES における室内通風気流の非定常解析手法に関する基礎的研究 (その 5) 単室開口モデルを対象とした外部風向毎の各種領域分割法の解析精度検証, 令和 3 年度 (第 51 回) 空調調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集, A-6, 2022.03
- 松原暢, 小林知広, 山中俊夫, 小林典彰, 崔ナレ, 宮澤昇平, 蔭子韜, 丹原千里: 領域分割法を用いた LES における室内通風気流の非定常解析手法に関する基礎的研究 (その 9) LES を用いた非等温条件下の基礎的検討, 令和 5 年度空調調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集, G-2, 2023.09
- 宮澤昇平, 小林知広, 山中俊夫, 小林典彰, 崔ナレ, 松原暢, 蔭子韜, 丹原千里: 領域分割法を用いた LES における室内通風気流の非定常解析手法に関する基礎的研究 (その 8) 風洞実験による風力と浮力が作用する場での室内気流及び換気量の測定, 令和 5 年度空調調和・衛生工学会学術講演論文集, G-1, 2023.09
- A.Smirnov, S.Shi, I.Celik: Random Flow Generation Technique for Large Eddy Simulations and Particle-Dynamics Modeling, Journal of Fluids Engineering, Vol.123, Issue 2, pp359-371, 2001.6
- T.Kurabuchi, M.Ohba, T.Nonaka: Evaluation of Cross-Ventilation Performance of Opening Positions of a Building, The International Journal of Ventilation, Vol.8, pp.207-271, 2009

縮尺モデルを対象とした自然換気時の室内気流の相似則に関する研究
(その1) RANS を用いた非等温場における検討Similitude of Indoor Airflow in Natural Ventilation for a Reduced-scale Model
(Part 1) Investigation of Non-isothermal Flow Field by RANS Simulation

○蔣 子韜 (大阪大学) 小林 知広 (大阪大学)
 山中 俊夫 (大阪大学) 山澤 春菜 (大阪大学)
 宮澤 昇平 (大阪大学) 三浦 理優人 (大阪大学)

Zitao JIANG*¹ Tomohiro KOBAYASHI*¹ Toshio YAMANAKA*¹

Haruna YAMASAWA*¹ Shohei MIYAZAWA*¹ Ryuto MIURA*¹

*¹ Osaka University

The similitude requirement in reduced-scale experiment is fundamentally important for generalizing the flow characteristics obtained from reduced-scale to full-scale. In the present study, the flow field of reduced-scale building and full-scale building with same dimensionless parameter, Archimedes number (Ar), is compared by using Reynolds-averaged Navier-Stokes equations (RANS).

はじめに

風洞での縮尺モデル実験が自然換気の主要な実験方法の一つとされる。縮尺実験の結論を実大建物に適用するためには、厳密には長さ、時間、力、温度、電流の5種の基礎物理量の相似則を満たす必要がある¹⁾。実際に全ての相似則を同時に満たすことがほぼ不可能である場合が多いので、代表的な相似パラメータを実大の値と合わせればよい。等温条件の自然換気では、Reynolds数 (Re)、非等温条件の自然換気では Archimedes 数 (Ar) が重要である。 Re 数は慣性力と粘性力の割合と定義される：

$$Re = \frac{uL}{\nu} \quad (1)$$

ここで、 u は代表風速 [m/s]、 L は代表長さ [m]、 ν は動粘度 [m²/s] である。通常の風洞実験で Re を一致させることは不可能であるが、既往研究により、鋭角窓の開ロスケール Re 数は臨界 Re を超えると、開口部の気流が Re 数に依存しないことが分かる。²⁾

Archimedes 数 (Ar) は以下の式で定義され、浮力と慣性力の比率を表す：

$$Ar = \frac{g\beta L\Delta T}{u^2} \quad (2)$$

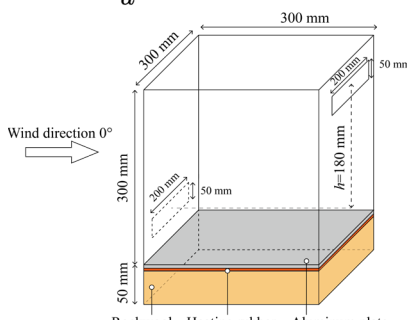


Fig.1 Building Model

ここで、 g は重力加速度 [m/s²]、 β は体膨張率 [1/K]、 L は代表長さ [m]、 ΔT は室内外温度差、 u は代表風速 [m/s] である。 Ar 数を実物と一致させるために、実験風速を低下させる場合には、 Re 数が小さくなるという問題が生じる。そこで、本報では数値解析を用いて、非等温における縮尺スケールとフルスケールでの自然換気の流れ場の相似条件と Re 数依存性を検討する。

1. 解析概要

1.1 解析対象

本研究では、縮小スケールとフルスケールの流れ場の相似性の検証を目的とし、1/10 スケールとフルスケールの解析を行った。縮尺 1/10 の対象建物モデルは、Fig.1 に示すように外寸 350mm(H)x300(L)x300(W)、壁厚 5 mm とし、200mm(L)x50mm(H) の二つ開口を模型の前面と背面に一箇所ずつつけたものとした。模型内部の高さが 295mm で、二つ開口部中心高さの差 (Δh) は 180mm である。縮小モデルの解析領域は 4800mm(L)x3300mm(W)x2100mm(H) の流路とする。Fig.2 に解析領域と室内のメッシュレイアウトを示す。総計算格子数は 2,191,600 で、乱流モデルには SST $k-\omega$ モデルを用いて、定常解析を行っ

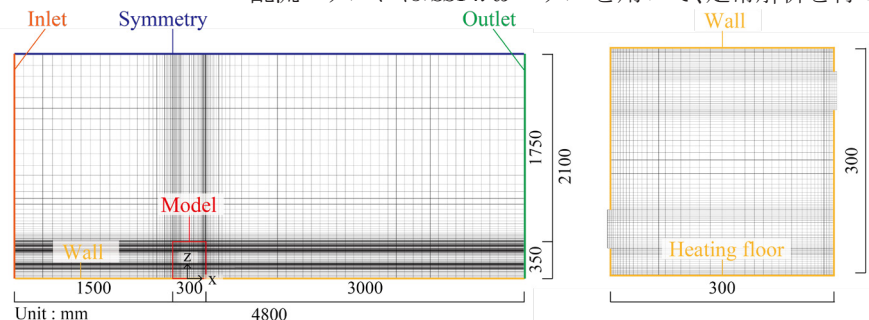


Fig.2 Domain and mesh (1/10 reduced-scale)

た。フルスケールの解析では、同じメッシュレイアウトを10倍に拡大した。**Table 1**にCFD解析概要をまとめて示す。

1.2 流入境界条件

下記の式から、風洞実験³⁾で測定したアプローチフローの風速 u 、 k 及び ω の鉛直分布を算出し、数値解析の流入境界とする。

$$k(z) = \frac{3}{4}(\overline{u(z)I(z)})^2 \quad (3)$$

$$\omega(z) = \frac{k(z)^{0.5}}{C_\mu^{0.25}L(z)} \quad (4)$$

ここでは、 z は高さ [m]、 $u(z)$ は平均風速 [m/s]、 I は乱流強度 [-]、 C_μ は定数 (0.09)、 $L(z)$ は乱流特徴長さ [m]である。フルスケールの風速を測定値の2倍と仮定し、対応する k と ω の分布を算出する。**Fig.3**に風洞実験の u 、 k 及び ω の鉛直分布を示す。

1.3 室内温度測定結果による精度検証

本節ではRANSにおける非等温条件の解析精度検証を行う。風洞実験では縮尺 1/10 モデルを用いて模型床面はアルミ板とし、その下部にシリコンラバーヒーターと断熱材を敷設して床面からの発熱により通風状態で内外温度差を発生させた。中心断面上の高さ方向と主流方向にそれぞれ5点、計25点で模型内の空気温を測定した。定常状態に達したことを確認した後、1秒間隔で測定した温度の20分間平均値を各測定点での温度とした。また、熱流束を床面2点で測定し、精度検証用のCFDではその時間平均値を床面の熱境界条件として床面に均一な熱流束を与えた。**Fig.4**に風洞実験で測定した平均温度とRANS解析で得られた結果を示す。結果から、測定結果と解析結果が比較的良好に一致したと言える。なお、

Table 1 Summary of CFD settings

CFD code	Ansys Fluent 2023 R1	
Turbulence model	SST k- ω Model	
Algorithm	Coupled	
Discretization scheme for advective term	QUICK	
Boundary condition	Inlet	Based on measured values
	Outlet	Gauge pressure: 0 [Pa]
	Internal floor	Temperature adjusted by proportional control
	Internal walls	Emissivity=0.9
Number of cells	2,191,600	

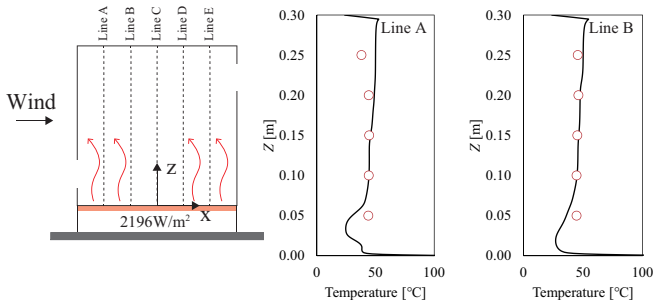


Fig.4 Validation of temperature distribution

壁の近くに大きな温度勾配が見られ、壁から遠い室中央空気温度分布は大きな差がない。

1.4 解析ケースと解析条件

Table 2に解析ケースをまとめて示す。風洞実験で測定した軒高風速を代表風速 (U_H) とし、室内体積平均温度と外気温度の温度差を ΔT と定義する。 ΔT を 0 とした等温条件では、縮小モデル解析の U_H を変化させ、非等温条件では U_H と ΔT の組み合わせをパラメータとし、 Ar 数が一致するように解析条件を設定した。床面の熱的境界条件については、比例制御の手法を定常解析を適用し、室内体積平均温度と外気温度の温度差が設定温度差になるように、室内床表面温度を調節した。

1.5 評価手法

風速、換気量及び室内温度は下記の式から規準化した。

$$U^* = \frac{U}{U_H} \quad (5)$$

$$Q^* = \frac{Q}{U_H A_{eff}} \quad (6)$$

$$T^* = \frac{T - T_o}{T_i - T_o} \quad (7)$$

$$A_{eff} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{A_1^2} + \frac{1}{A_2^2}}} \quad (8)$$

ここで A_{eff} [m²] は規準開口面積、 T_i [K] は室内体積平均温度、 T_o [K] は外気温度を表す。

Table 2 Summary of Cases

Scale	Full scale	1/10 scale					
U_H [m/s]	1.46	0.07	0.15	0.29	0.44	0.58	0.73
Isothermal ΔT [K]	0	0					
Non-isothermal ΔT [K]	10	0.25	1	4	9	16	25
Ar [-]	0.288 (Non-isothermal)						

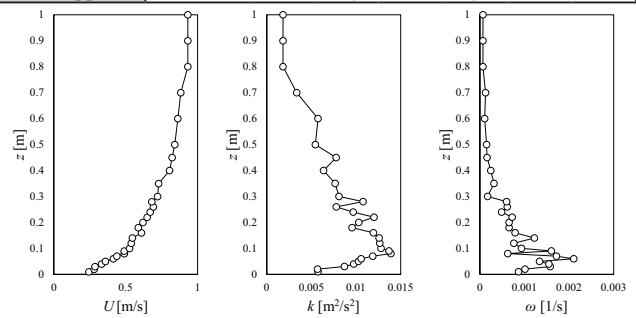


Fig.3 Inlet boundary profile

異なるケースの気流と換気量相似性を定量的に比較のため、次の式から Deviation Rate (DR) で評価する。

$$DR(U) = \left| \frac{U_{fullscale}^* - U^*}{U^*} \right| \quad (9)$$

$$DR(T) = \left| \frac{T_{fullscale}^* - T^*}{T^*} \right| \quad (10)$$

$$DR(Q) = \left| \frac{Q_{fullscale}^* - Q^*}{Q^*} \right| \quad (11)$$

$V_{fullscale}^*$ 、 $T_{fullscale}^*$ 、 $Q_{fullscale}^*$ と V^* 、 T^* 、 Q^* はそれぞれフルスケールと評価対象となる縮小モデルスケールの無次元風速、無次元温度、無次元換気量である。

開口部 Re 数 (Re_o) は換気量と下記の式から算定する。

$$Re_o = \frac{u_o L}{\nu} = \frac{2Q}{\nu(a+b)} \quad (11)$$

$$L = \frac{4A}{P} = \frac{2ab}{a+b} \quad (12)$$

ここで、 L は水力直径 [m]、 u_o は開口部風速 [m/s]、 a 、 b は開口部寸法 [m]、 Q は換気量 [m^3/s]。

3. 等温条件の相似性

Fig.5 に等温条件の室内気流分布を示す。両方とも反時計回りの循環流が見られたが、フルスケールの条件は Re_o が高いため、乱流拡散が増加し、循環流が強い。一方、縮小モデルでは低風速条件で Re_o が 164 となり、再循環流が弱い。**Fig.6** に室内 U^* 鉛直分布の比較を示す。室内上部と右下に明らかに差が見られ、この領域では Re_o に大きく依存することが分かる。**Fig.7** に等温条件の Re_o と $DR(U)$ の関係を示す。風速において、縮小スケールの風速をフルスケールと比べると、凡そ 10% 程度の誤差が見られる。**Fig.8**、**Fig.9** に等温条件の Re_o と Q^* 、 $DR(Q)$ の関係を示す。 Re_o の減少に伴い、 Q^* が増加する傾向が見られるが、これは流量係数が大きくなるが原因と考えられる。 $DR(Q)$ について、 Re_o が 500 を超えると、縮尺スケール Q^* の誤差が 5% まで抑えられる結果となった。

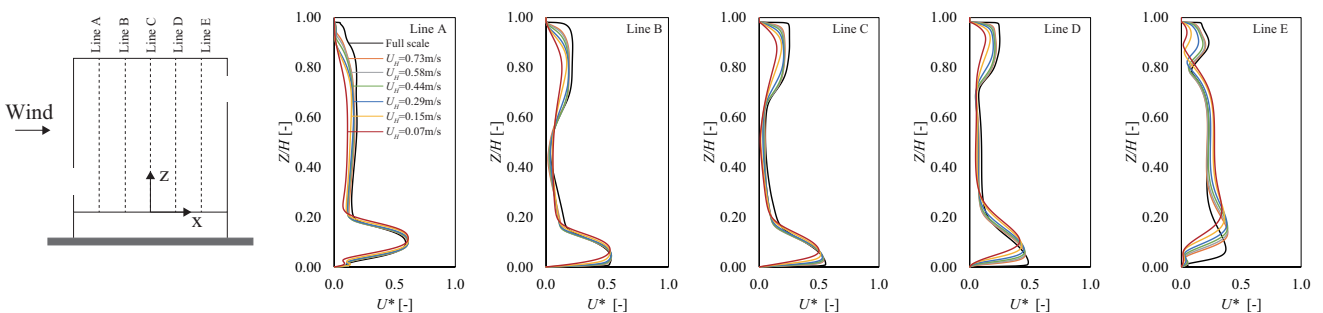


Fig.5 U^* comparison between full scale and 1/10 scale under isothermal case

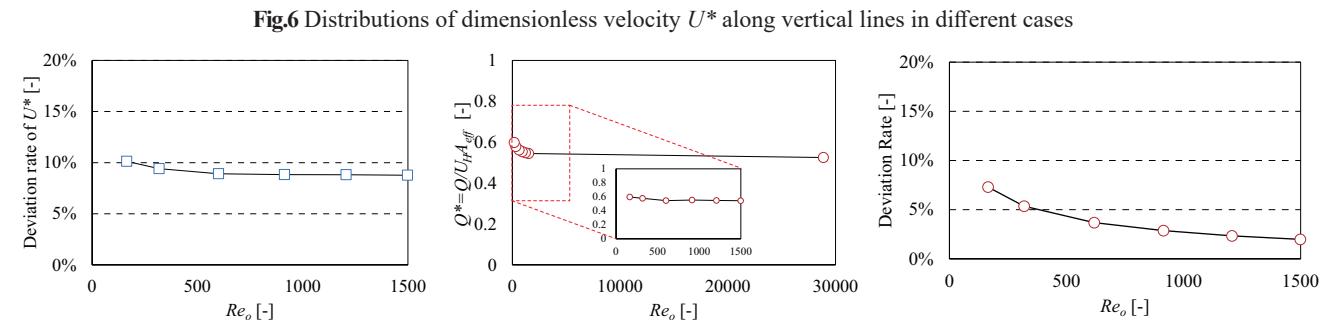


Fig.6 Distributions of dimensionless velocity U^* along vertical lines in different cases

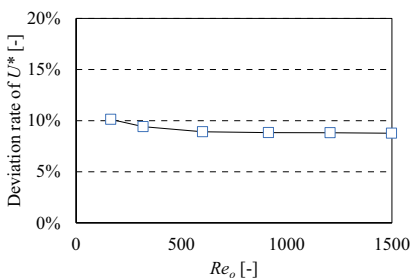


Fig.7 Deviation rate of U^* and Re_o under isothermal conditions

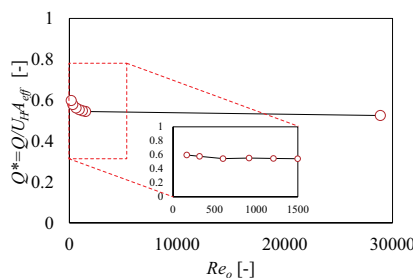


Fig.8 Q^* and Re_o under isothermal conditions

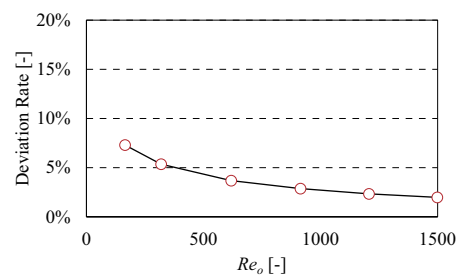


Fig.9 Deviation rate of Q^* and Re_o under isothermal conditions

4. 非等温条件の相似性

Fig.10 に非等温条件において CFD 解析より得られた無次元速度、温度分布を示す。速度分布では、等温条件と同様に Re_o 高いフルスケールで循環流がより強い傾向が確認された。非等温条件では再循環気流が等温条件のように天井面に沿って流れず、流出口の近くに落ちる。温度分布について、加熱された暖かい空気が上昇し、部屋の上部に溜まり、フルスケールでは室上部の T^* が縮小モデルより高くなった。**Fig.11** と **Fig.12** 室内 U^* と T^* 鉛直分布の比較を示す。室の中央の T^* は全条件でよく一致しているにもかかわらず、室の上部では非常に大きな差がある。**Fig.13**、**Fig.14**、**Fig.15** に非等温条件の Re_o

と $DR(U)$ 、 $DR(T)$ 、 $DR(Q)$ の関係を示す。 $DR(U)$ と $DR(Q)$ の傾向は、等温条件と非常に類似している。 $DR(U)$ はレイノルズ数の変化の影響を受けにくい、10% 程度の誤差が生じている。一方、 Q^* はレイノルズ数の影響が大きいが、誤差率の値自体はより小さく、 Re_o が 500 以上であれば、 Q^* の誤差は 5% 以下となる。 T^* の誤差に関しては、相対誤差が 40% と高く、 Re_o が大きくなると誤差は小さくなる。この大きな偏差は主に室上部の T^* の差が大きいことに起因すると考えられる。

4. まとめ

本報では、縮小モデルを対象として、非等温場における自然換気の室内気流の相似性の検討を目的とし、RANS を用いて 1/10 スケールとフルスケールの等温及び非等温気流場の比較を行った。その結果、非等温条件下の自然換気時の室内気流は、 Re_o に依存することが確認された。低レイノルズ数条件の場合、無次元換気量の相対誤差は小さいが、無次元温度の相対誤差は最も顕著である。今後は、非等温条件で LES 解析を実施して異なるスケールでの Re 数と Ar 数の適用範囲を検討する予定である。

【参考文献】

1) 「模型実験の理論と応用第三版」、江守一郎、技報堂出版、2000

2) Carey, P. S., & Etheridge, D. W. (1999). Direct wind tunnel modelling of natural ventilation for design purposes. *Building Services Engineering Research and Technology*, 20(3), 131-142.
 3) 三浦理優人, 小林知広ら: 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 23) 風洞実験による風力重力併用時の換気量測定, 空気調和・衛生工学近畿支部学術研究発表会論文集, 2024.3 掲載予定

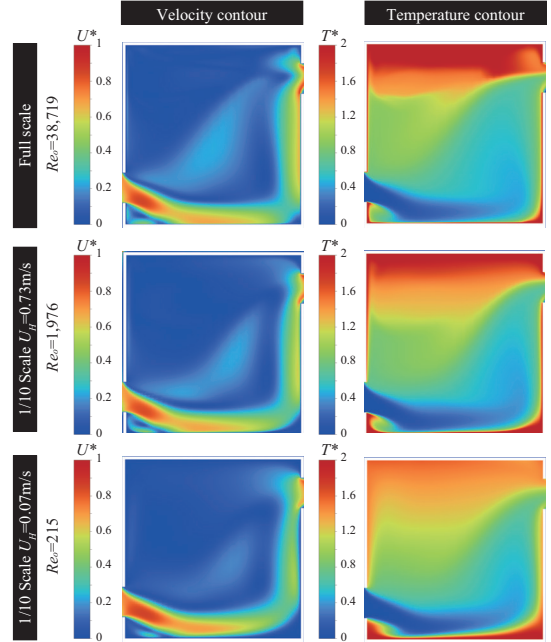


Fig.10 U^* , T^* comparison between full scale and 1/10 scale under non-isothermal condition

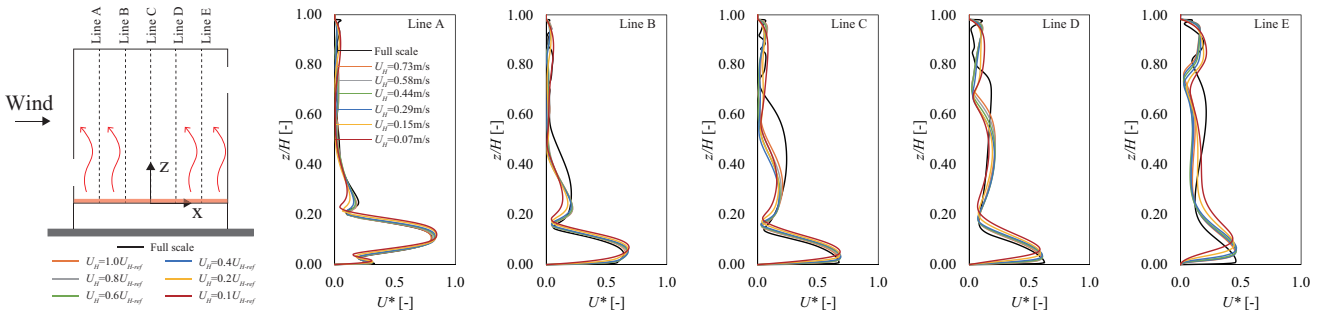


Fig.11 Distributions of dimensionless velocity U^* along vertical lines in different cases

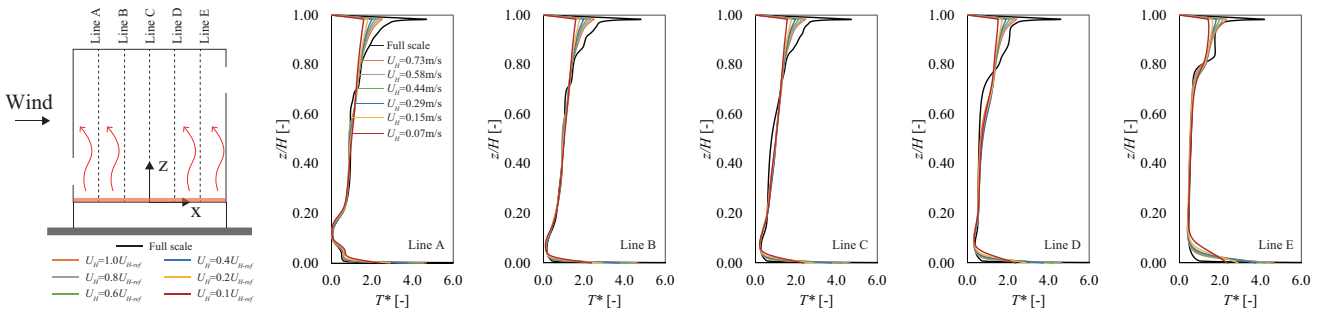


Fig.12 Distributions of dimensionless temperature T^* along vertical lines in different cases

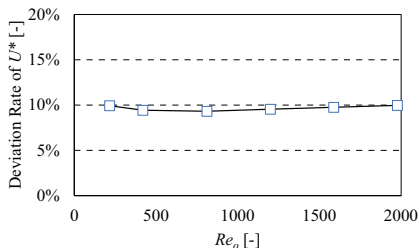


Fig.13 Deviation rate of U^* and Re_o under non-isothermal conditions

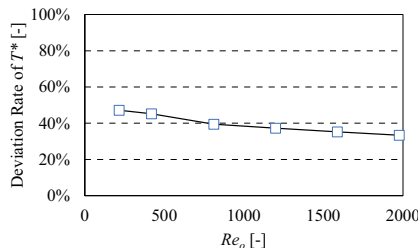


Fig.14 Deviation rate of T^* and Re_o under non-isothermal conditions

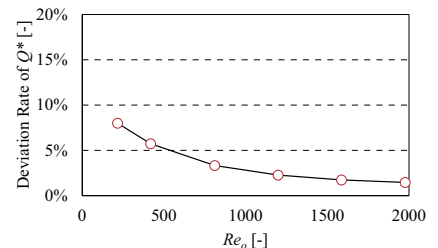


Fig.15 Deviation rate of Q^* and Re_o under non-isothermal conditions

風の道を計画した片廊下型集合住宅における 回路網計算による通風からみた開口開閉条件の提案

Proposal of Opening and Closing Conditions for Airflow in a Corridor-Type Collective Housing with Planned Wind Path: A Perspective from Ventilation Circuit Network Calculations

○加藤 瑛 (立命館大学) 近本 智行 (立命館大学)
土井 脩史 (大阪公立大学)
Akira KATO*1 Tomoyuki CHIKAMOTO*1
Shushi DOI*2

*1 Ritsumeikan University *2 Osaka Metropolitan University

The purpose of this study is to propose the optimal opening/closing conditions (ventilation routes) for residents by setting multiple ventilation routes according to residents through interview surveys, performing ventilation network calculations, evaluating the ventilation volume and ventilation frequency for each ventilation route and each room, and comparing the set routes. The results show that CASE6 is the most effective ventilation path.

はじめに

一般的な片廊下型集合住宅では、住戸間口が狭いことや住戸内の間仕切りが障害物となること等から通風を確保することが難しい。一方、本研究の対象である「中京・風の舎」(以下、対象住戸)は片廊下型集合住宅でありながら、風の通り道を確保するように住戸改修が行われた。

対象住戸における既往研究^{文1,2)}では、環境実測や回路網計算を通じて、住戸内の建具の開閉によって、通風経路が調整可能であることと住戸内の通過風量、換気回数を得ることができている。

また、快適感と風速の相関について既往研究^{文3)}では、被験者が通風を好む場合、風速が0m/sから2m/sの間では風速が大きくなるほど快適感が優れていることが分かっている。すなわち風速と換気量の関係から風速が大きくなるほど、換気量も大きくなり快適感も上がる。

しかし居住者の生活習慣や通風の好みの把握、反映された通風経路ではない。そこで本研究では中間期を対象として、ヒアリング調査を行い居住者に合わせた通風経路を複数設定する。換気回路網計算を行い、各通風経路、各室の換気量と換気回数を評価する。設定した経路比較を行うことで居住者に最適な開口開閉条件(通風経路)の提案を行う。本研究では居住者の気流感・快適感を向上させ得る経路を最適と定義した。

1. 「中京・風の舎」の概要

対象住戸の建物概要を Table.1 に示す。改修前は、一般的な3LDKの間取りの一室をリビングと一体化し、

Table.1 Building Overview

Location	Nakagyo-ku, Kyoto City, Kyoto Prefecture
Area	Commercial district
Building Type	Reinforced concrete construction, 10 stories Target Residence : 3rd floor
Age of Building	25 years
Floor Area	76.86 m ² + Balcony : 11.34 m ²

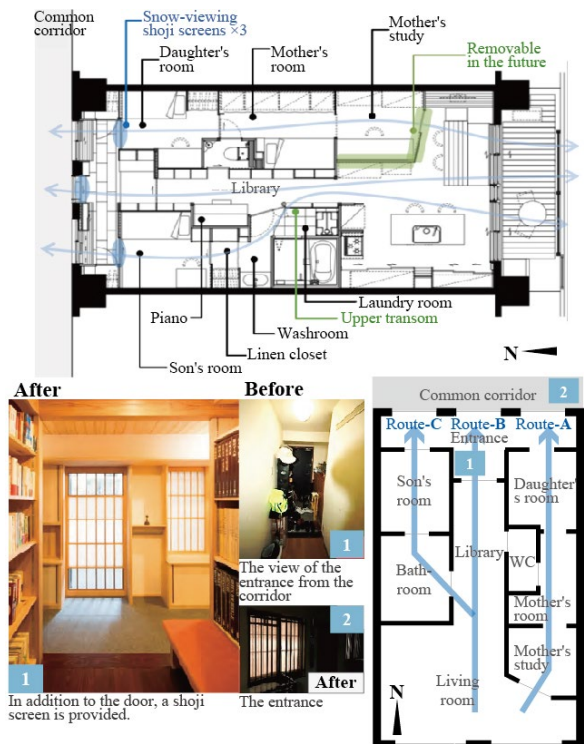


Fig.1 Renovation Features for Target Residence

2LDK として使用されていた。改修後には続き間を設けることで、3本の風の道(A・B・Cルート)を持つように設計され、土間空間が中間領域として作用している点も大きな改修の特徴である。Fig.1 に主な改修点を示す。Fig.3 に部屋名とその略称を示す。

2. 風洞実験概要

後述する換気回路網計算には換気回路網計算ソフト VentSim Ver2.1.5 を用いた。入力が必要な流量係数と風圧係数についてグッチング式風洞実験室、アクリル製の流量係数算出に使用した模型1、風圧係数の算出に使用した模型2、クリモマスター風速計、微差圧計を用い各開口部の風速・差圧を測定し算出を行った。模型1は Fig.4、模型2は Fig.5 に示す。また風洞実験では通常、実物の数百分の一の模型を使用するので、風速は実物の数百倍にしなければならないが、これは不可能であるため、レイノルズ数の一致を諦め、任意の実験風速を設定した。

2.1 流量係数の算出

Fig.6 に示す各開口部に対し、1/30 の開口部プレートをアクリル板で作成し、模型1に差し込み開口部前後の差圧の測定と開口部中央点を開口風速の代表点として測定した。中央点を代表点とするにあたり、開口部に対して中央点を含む計9点で風速を測定し、各測定点と中央点の差が十分に小さいことを予備実験にてすべての開口部に対して確認した。次に先ほどの結果を利用し、開口部中央点を代表測定点とし風速を計測するとともに、開口前後の差圧を測定した。その風速・差圧を式(1)に代入し算出した。算出された値は Table.2 に示す。風洞実験の際、実験室内の風速は 3m/s とした。

$$Q = vA = 1.29\alpha A \sqrt{\Delta p} \text{ [m}^3/\text{s]} \quad (1)$$

Q : 通過風量[m³/s] α : 流量係数[-]

A : 開口部断面積[m²] Δp : 圧力差[Pa]

2.2 風圧係数の算出

16方位、外気の流入する5つの開口付近で各2点ずつ、計10点の風圧係数の算出を行った。風洞実験室には Fig.5 の上下左右の8住戸を含めた模型：模型2を使用した。各開口の風圧測定点と風洞実験室内の圧力差を微差圧計に接続し、その圧力差を電圧として計測し、測定を行った。算出式は式(2)に示す。風洞実験の際、基準風速は 3m/s とした。後述する回路網計算に使用した風圧係数の結果の一部を Fig.7,8 に示す。

$$C = 2 \times P_w / \rho_0 V^2 \quad (2)$$

C : 風圧係数[-] P_w : 風圧力[Pa]

ρ₀ : 空気密度 (1.20) [-] V : 基準風速[m/s]

3. ヒアリング調査

中間期における、対象住戸の住人の生活状況・プロフィール、通風の好み等を把握するためにヒアリング調査を実施した。実施時期は24年1月上旬であるが、中間期を

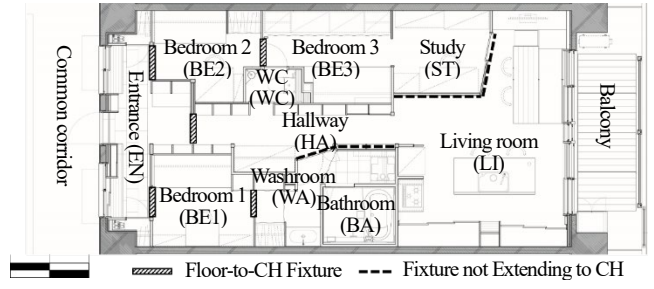


Fig.3 Floor plan and Room name

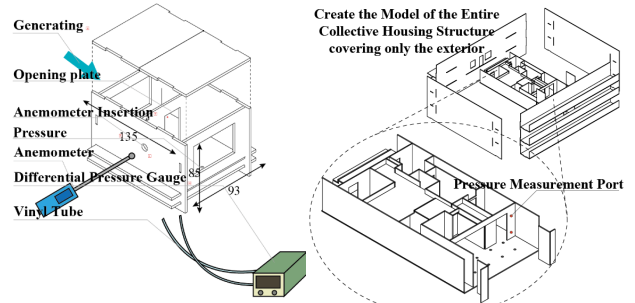


Fig.4 Model 1

Fig.5 Model 2

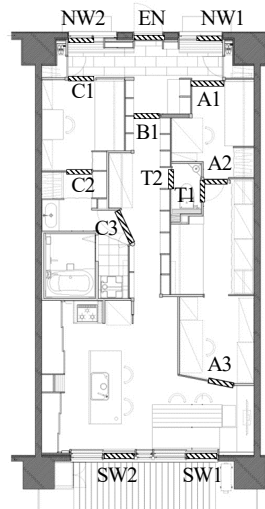


Fig.6 Opening name

Opening name	A(m ²)	α	αA(cm ²)
A1	1.68	0.80	13406.40
A2	1.37	0.79	10807.20
Ax	1.33	0.68	9044.00
A3	1.33	0.70	9044.00
B1	1.46	0.74	10207.75
Bx	1.46	0.71	10207.75
C1	1.52	0.77	11248.00
C2	1.28	1.04	9105.75
C3	1.82	0.65	14044.80
T1/T2	1.17	1.16	12168.00
NW1	2.49	0.75	16185.00
NW2	2.08	0.72	24070.00
EN	1.39	0.75	10440.00
SW1	3.47	0.72	24973.92
SW2	3.47	0.72	24973.92

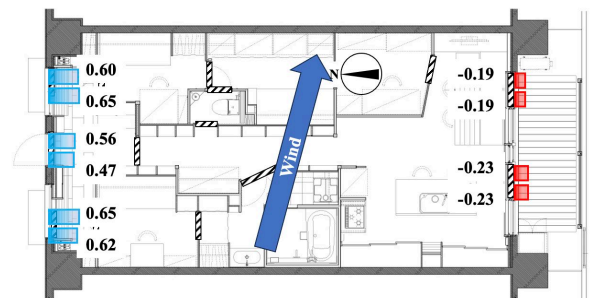


Fig.7 West-northwest Wind Pressure Coefficient

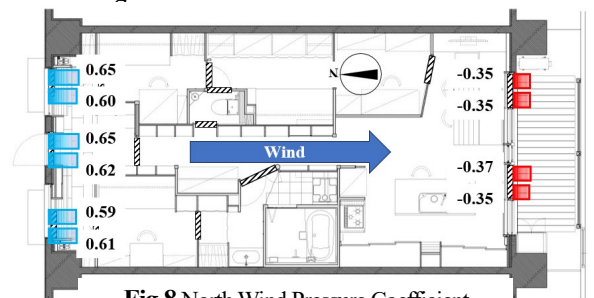


Fig.8 North Wind Pressure Coefficient

Table.3 Weekday Schedule

	●Mother		▲Daughter		★Son		
06:00-07:00	Wake up	BE3			Wake up	BE1	
07:00-08:00	Household	LI	Sleep	BE2			
08:00-09:00	Commute						
09:00-10:00			Wake up	BE2/LI			
10:00-11:00							
11:00-12:00							
12:00-13:00							
13:00-14:00	Go out				Go out		
14:00-15:00							
15:00-16:00							
16:00-17:00							
17:00-18:00							
19:00-20:00							
20:00-21:00	Commute						
21:00-22:00	hopping・Re				Return home	BE1/LI	
22:00-23:00	Bath/Sleep	LI	Bath/Relax	BE2	Bath/Relax	BE1/LI	
23:00-24:00	Sleep	BE3	Sleep		Sleep	BE1	

Table.4 Weekend Schedule

	●Mother		▲Daughter		★Son		
06:00-07:00	Wake up	BE3			Wake up	BE1	
07:00-08:00	Household	LI	Sleep	BE2			
08:00-09:00							
09:00-10:00			Wake up	BE2・LI			
10:00-11:00							
11:00-12:00							
12:00-13:00							
13:00-14:00	Go out		Relax	BE2	Go out		
14:00-15:00							
15:00-16:00							
16:00-17:00							
17:00-18:00			Dinner	LI			
19:00-20:00			Relax	BE2			
20:00-21:00	Household		Bathing	BA			
21:00-22:00		LI/ST			Return home	BE1/LI	
22:00-23:00	Work/Relax		Relax	BE2	Bath/Relax	BE1/LI	
23:00-24:00	Bath/Sleep	BA・BE3			Sleep	BE1	

At home Go out Own room Common room

想定し、回答をいただいた。居住者は母、息子、娘の3人構成である。また過去実測の際、居住者に娘のプライバシーと母の通風の好みの両立（同じ通風経路上：Aルートにそれぞれの居室が存在する）が課題と伺った。

3.1 スケジュール調査

居住者3人の想定される居室の重なりを把握するためにスケジュール調査を行った。平日：Table.3、休日：Table.4にその結果を示す。休日・平日ともに居住者全員が在宅するのは夜間であることが分かった。

3.2 好みと快適感・気流感の調査

母と息子は通風をとっても好む傾向にあるが、娘は相対的に見てあまり好まない。スケジュール調査と居室の好みから、娘は基本的に寝室2（娘の部屋）に、息子は寝室1（息子の部屋）にそれぞれいることが多く、母はリビングを利用することが多いことが分かった。

寝室1は息子が他の部屋に対して快適感が低いという結果であった。また母が使用する寝室3と書斎は快適感、気流感ともに低い値を示している。

3.3 開口開閉条件の提案

ヒアリング調査のスケジュール結果から、居住者全員が住戸を利用する場合を想定した。娘は通風を好まない傾向にあり自室を動かず、母は書斎もしくはリビングに在室する可能性が高く、息子は自室にいるが通風を好むことが分かっている。そこで娘のプライバシーを保ち、母と息子の通風を確保することができるCASE5、6を提案する。CASE5はFig.11、CASE6はFig.12にそれぞれ図示する。その差異としては、CASE5（母：リビング）CASE6（母：書斎）のように母の所在が異なる。これは以上の結果から想定される居住者全員の在室分布に基づいている。

4. 換気回路網計算

4.1 換気回路網計算ケース設定

CASE0はすべての開口部が開いた状態でありFig.13に示すCASE1~3は前述した3本の風の道(A・B・Cルート)に対応したものである。Fig.14に示すCASE4はトイレ開

Table.5 Preference Airflow and Using Spaces and Openings

Question	Mother	Daughter	Son
1. Ventilation preference (-3 ~ +3)	3	0	3
2. Highly frequented using space	LI	BE2	BE1
	ST	BA	LI
3. Highly frequented using space	SW1	B1	SW2
	SW2	C3	C3
	EN	A3	
	B1		
	A3		
	C3		

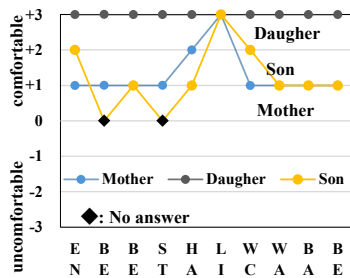


Fig.9 Relation between Psychophysical and Area Vote

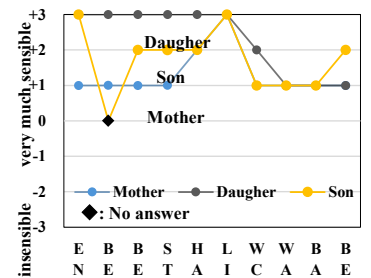


Fig.10 Sensation of Airflow between Psychophysical and Area Vote

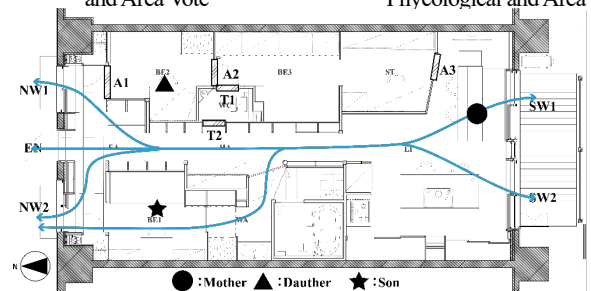


Fig.11 CASE 5

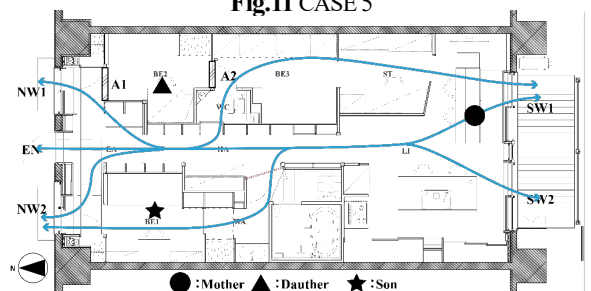


Fig.12 CASE 6

口を利用し書斎・寝室 2 の通風を確保するケースである。CASE1~4 についてはCASE5、6 の比較用のケースである。

4.2 換気回路網計算条件

中間期、特に5月10月を対象の時期とし、居住者全員が在宅かつ起床している時間帯の20,21,22時から1時間で計6つの時期時間帯で各ケースの比較を行った。気象データには拡張アメダスデータ2010年版の標準年データ^{注1)}を用いている。5月20時において、外部風速は1.8m/sであり風向は北であった。他時間帯では東北東、西北西、北、北北東の風向であったが分析傾向は変わらなかった。

4.3 換気回路網計算結果・比較

すべての時期時間の結果ともに同様の分析結果が得られた。代表としてFig.15,16に5月20時の結果を示す。CASE0~6の中で最も換気量・回数を得られるのはCASE0である。CASE1・2・3のうち、最も換気量・回数を得られるのはCASE2であると分かった。これは既往研究においても同様の結果が得られている。トイレの開口を利用したCASE4はCASE1と比較しても、母の書斎においてCASE1:223.3回/h、CASE4:127.3回/hの十分な換気回数を得ており、空間全体としてはCASE1:21.3回、CASE4:33.1回であるCASE1よりも換気量が多い結果を示している。またCASE4~6を比較するとCASE6が各室で最も換気回数を得られている。また空間全体の換気量も最も多く、換気回数はCASE4の次に多いことが分かる。これは3人が在宅の際はCASE6が定量的に見てすべての開口を開いたCASE0の次に有効であることを示している。

5. まとめ

ヒアリング調査結果、居住者が対象住戸を主に活動的に利用する時間帯は20時から22時が予測される。居住者全員が住戸を利用する場合を想定し、娘のプライバシーを保ち、母と息子の通風を確保することができるCASE5・6を提案した。他CASEと比較しCASE5・6は十分な換気量を得ることができることを確認した。CASE6はCASE0に次いで換気量が大きく、居住者の好みと換気性能から最も有効な通風経路である。

注 釈

注1) 拡張アメダス気象データ標準年は10年程度の観測データから月別に代表的な年を選択、接合して作成した仮想の1年間のデータである。

謝辞 本研究を進めるにあたって、京都美術工芸大学 高田光雄教授には有益なご助言など頂きました。

また追手門学院大学 加茂みどり教授には実測、ヒアリングの実施、研究の具体化で有益なご助言など頂きました。

ここに記して謝意を表します。

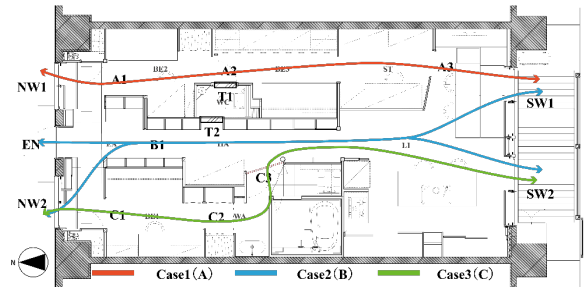


Fig.13 CASE 1 to 3

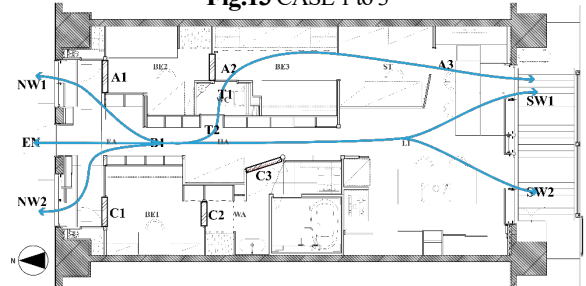


Fig.14 CASE 4

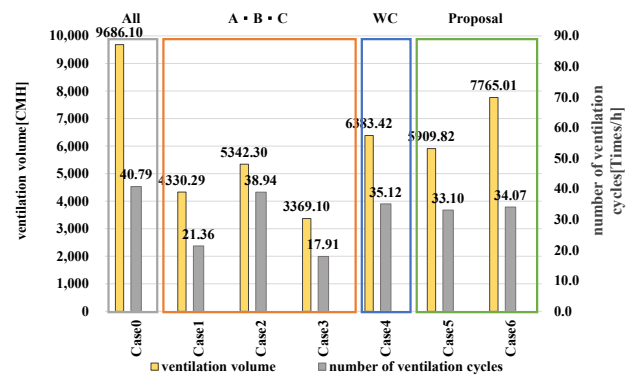


Fig.15 Relation between Ventilation Volume and Area CASE

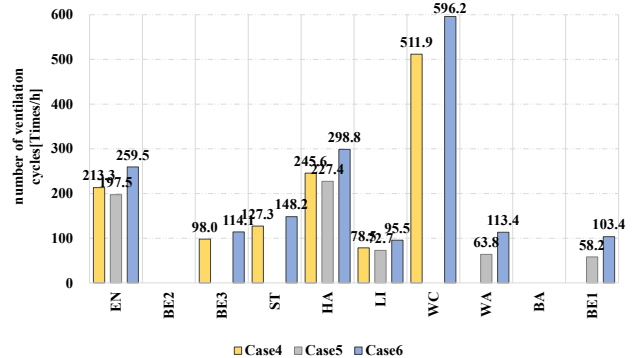


Fig.16 Relation between Number of Ventilation Cycles and Area in CASE 4 to 6

参考文献

文1) 加茂みどり他: 中京・風の舎 その1~2、日本建築学会大会デザイン発表梗概集、pp.50-53、2019年9月 Aa
 文2) 加茂みどり他: 集合住宅における風の道を計画した住戸の風洞実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.1497-1498、2020年9月
 文3) 久保博子他: 夏期におけるスポット冷風の温熱的快適性に及ぼす影響に関する実験的研究、日本建築学会計画系論文集 第492号、31-37、1997年2月