

東海大学紀要

工 学 部

Vol. 66, No. 1 2026

目次

論文

振動荷重を受ける湿式ペーパー摩擦材の真実接触特性	服部 泰久・カク ウンコウ… 1
真実接触測定のための複素屈折率測定における光学モデルの検討	服部 泰久・原 大靖… 7
簡便・高速な教育用遮蔽計算法の開発 S-TX	松村 哲夫・亀山 高範…15
教育用核種生成・崩壊計算コードの改訂 S-Decay2.0	松村 哲夫・亀山 高範…23
マイクロ波を用いたリン酸マンガニリチウムの合成と電気化学特性	中 拓也・浅香 隆・松前義治・樋口昌史…31
非接触プラズマ安定形成のためのガス導入位置最適化に関する基礎研究	岡田尚徳・利根川昭・夏目祥揮・佐藤浩之助・沖村邦雄…37
高速回転下の平行軸型トラクションドライブにおける内周側観察によるメニスカス形成および油膜流動の可視化	朴 峻希・落合 成行・川本 裕樹・田嶋 駿一…43
小型競技車両用多気筒ガソリンエンジンの吸気系（形状が吸気特性に与える影響に関する基礎的検討）	高山 拓武・小清水 健真・笠松 忍・呉 文宝・加藤 英晃・成田 正敬…51
超磁歪アクチュエータによる壁面振動を用いた超小型 EV の車内騒音制御（加振位置に関する実験的検討）	田中 雄大・呉 文宝・澤田 健太郎・加藤 英晃・成田 正敬…61
超小型モビリティのアクティブシートサスペンションにおけるリニアモータの開発（マスキング時の推力変動抑制に関する基礎的検討）	笠松 忍・勝間田 龍翔・王 鼎・柳原 来飛・村岡 恭輔・高山 拓武・呉 文宝・池田 圭吾・遠藤 文人・成田 正敬・加藤 英晃…69
羽田空港の航空機使用スポット最適化による乗客の時間的負担軽減	河本 陸・鈴木 昌和…75
移動悪天候回避のための動的フローコリドーの最適制御	金安 陽菜乃・鈴木 昌和…83

2026 年度 新任教員研究紹介

工学部	ライト デイビッド パトリック …91
理系教育研究センター（機械システム工学科兼務）	堀澤 早霧…93
生物工学科	一村 義信…95
生物工学科	小野 肇…97
航空宇宙学科・航空操縦学専攻	初谷 友希…99

PROCEEDINGS
OF THE
SCHOOL OF ENGINEERING
OF
TOKAI UNIVERSITY
CONTENTS

VOL. 66, No. 1 2026

Technical Papers

Real Contact Properties of Paper-Based Wet Friction Material Subjected to Fluctuating Load	Yasuhisa HATTORI and Yunhang HAO	1
Consideration on Optical Models in Complex Refractive Index Measurement for Real Contact Measurement	Yasuhisa HATTORI and Taisei HARA	7
Development of Convenient and Fast Radiation Shielding Calculation Methods for Educational Purposes S-TX	Tetsuo MATSUMURA and Takanori KAMEYAMA	15
Revision of Nuclides Generation and Depletion Calculation Code for Educational Purposes S-Decay2.0	Tetsuo MATSUMURA and Takanori KAMEYAMA	23
Synthesis of Lithium Manganese Phosphate by Microwave-Assisted Method and its Electrochemical Properties	Takuya NAKA, Takashi ASAKA, Yoshiharu MATSUMAE and Masashi HIGUCHI	31
Fundamental Investigation of Gas Injection Location Optimization for Stable Detached Plasma Formation	Naonori OKADA, Akira TONEGAWA, Hiroki NATSUME, Kohnosuke SATO and Kunio OKIMURA	37
Visualization of Meniscus Formation and Lubricant Film Flow by Inner-Side Observation in a Parallel-Axis Traction Drive under High-Speed Rotation	Shunki BOKU, Masayuki OCHIALI, Yuki KAWAMOTO and Shunichi TAJIMA	43
Intake System for Multi-Cylinder Gasoline Engines Used in Small-Scale Racing Vehicles (A Fundamental Study on the Influence of Shape on Intake Performance)	Takumu TAKAYAMA, Kenshin KOSHIMIZU, Shinobu KASAMATSU, Wenbao Wu, Hideaki KATO and Takayoshi NARITA	51
Interior Noise Control for Ultra-Compact EVs Using Wall Vibration with Giant Magnetostrictive Actuators (Experimental Consideration on Oscillation Position)	Yudai Tanaka, Wenbao Wu, Kentaro SAWADA, Hideaki KATO and Takayoshi NARITA	61
Development of Linear Motor in Active Seat Suspension for Ultra-Compact Mobility (Fundamental Consideration on Suppression of Thrust Fluctuation during Masking)	Shinobu KASAMATSU, Ryoga Katsumata, Wang Ding, Kotaka Yanagihara, Kyosuke Muraoka, Takumu Takayama, Wu Wenbao, Keigo Ikeda, Ayato Endo, Takayoshi Narita, Hideaki Kato	69
Optimizing Airplane Parking Spots at Haneda Airport to Reduce Passenger Time Burden	Riku KOMOTO and Masakazu SUZUKI	75
Optimal Control of Dynamic Flow Corridors for Avoidance of Moving Bad Weather	Hinano KANEYASU and Masakazu SUZUKI	83

Introduction of research activities of new faculty members (2026)

Faculty of Engineering	David Patrick WRIGHT	91
Center for STEM Educational Research (Department of Mechanical Systems Engineering)	Sagiri HORISAWA	93
Department of Bioengineering	Yoshinobu ICHIMURA	95
Department of Bioengineering	Hajime ONO	97
Course of Aviation, Department of Aeronautics and Astronautics	Tomoki HATSUTANI	99

振動荷重を受ける湿式ペーパー摩擦材の真実接触特性

服部 泰久^{*1} カク ウンコウ^{*2}

Real Contact Properties of Paper-Based Wet Friction Material Subjected to Fluctuating Load

by

Yasuhisa HATTORI and Yunhang HAO

(Received on Apr. 10, 2026 and accepted on Jul. 25, 2026)

Abstract

In this study, the dynamic real contact properties of paper-based wet friction material subjected to fluctuating contact pressure were investigated experimentally and theoretically. First, the dynamic responses of real contact area and compressive strain to the contact pressure were measured. A characteristic phenomenon was observed: both phase differences initially decreased with frequency but began to increase at higher frequencies, which is caused by the interaction between the deformation of the material solid structure and the flow of the internal fluid. Furthermore, a theoretical analysis was performed considering the deformation characteristics of a poroelastic body and the relationship in which the solid contact pressure determines the real contact area. The results showed good qualitative agreement with the experimental results. This demonstrates the validity of the proposed theory in explaining the mechanism of real contact behavior in paper-based wet friction material under fluctuating load.

Keywords: Paper-based friction material, Real contact area, Vibration load, Frequency response, Poroelasticity

1. 緒言

ペーパー摩擦材は自動車用自動変速機(AT)の湿式クラッチに一般的に用いられている材料である。紙をベースに作られており、繊維が絡み合った柔軟な網目構造を有しているのが特徴である。また、自動変速機油(ATF)に浸されて使用され、内部に潤滑油を含んだ状態で動作する。この摩擦材が変動する荷重を受けて摺動するとき、潤滑油は網目構造の変形を受けて材料内部を流動し、接触面ではすきま内への滲入出が起こる。

湿式ペーパー摩擦材では、振動荷重によって摩擦特性が動的に変化することが知られているが¹⁾、これはクラッチの減衰性能や摺動安定性に影響する重要な特徴であると考えられる。著者の1人は、摩擦力の発現に直結する真実接触面積を対象として振動荷重に対する変化挙動を実験的に調べた²⁾。しかしながら、測定の周波数範囲は広くなく、現象の解釈もメカニズムの推測にとどまった。

本報では、前報²⁾を受けて、湿式ペーパー摩擦材真実接触面積の振動荷重に対する変化挙動をより広い周波数範囲で測定し、その結果を多孔質弾性体の応力-ひずみ解析にもとづく真実接触面積の振動応答の理論解析によって説明することで、この現象のメカニズムを明らかにすることを旨とする。

2. 実験の概要

2.1 試料および実験装置

Fig. 1 および 2 に試料と実験装置主要部の概略を示す。試料は矩形に切断したペーパー摩擦材を鋼製の平面に接着したものである。これを実験装置に装着し、ガラス製の相手面に押し当てて振動荷重を与える。荷重はロードセルでモニターしながら、電磁石にかける電流をコントロールすることで任意の周波数で与えることができる。また、同時に変位計により試料の圧縮変形量の変動を測定する。

Fig. 3 に真実接触面積の測定原理を示す。ガラス製の相手面を通して接触面に臨界角以上の入射角で光を導入すると、非接触部では全反射が起こるが、接触部では一部吸収が発生するため、両者からの反射光の間に明暗の差が発生する。反射光をビデオカメラで撮影することで、真実接触部が暗部、非接触部が明部となる画像を得る。

荷重と圧縮変形量は振動 1 サイクルを 32 分割する時間間隔で測定する。真実接触面積については、分割した各時刻で撮影した画像を全て揃えて 2 値化処理したのちに変化を得る。

2.2 実験方法および実験条件

前述の試料および実験装置を用いて、周波数 f で正弦波状に変動する面圧 p を与えたときの、真実接触面積 A_r と圧縮ひずみ ε の応答を測定する。

^{*1} 理系教育研究センター 准教授

^{*2} 工学研究科機械工学専攻 修士課程

$$p = p_0 + \Delta p \exp[i(2\pi ft + \phi_p)] \quad (1)$$

$$Ar = Ar_0 + \Delta Ar \exp[i(2\pi ft + \phi_{Ar})] \quad (2)$$

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \Delta \varepsilon \exp[i(2\pi ft + \phi_\varepsilon)] \quad (3)$$

添字 0 は平均値, Δ は振幅, ϕ は位相角である. これらは, 各量の 1 サイクル分の測定値に正弦波をカーブフィットさせて求める.

式(1)~(3)より, 面圧 p に対する真実接触面積 Ar , 圧縮ひずみ ε の応答をそれぞれ次のように算出する.

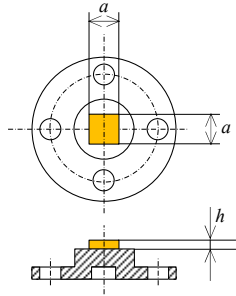


Fig. 1 Test Piece.

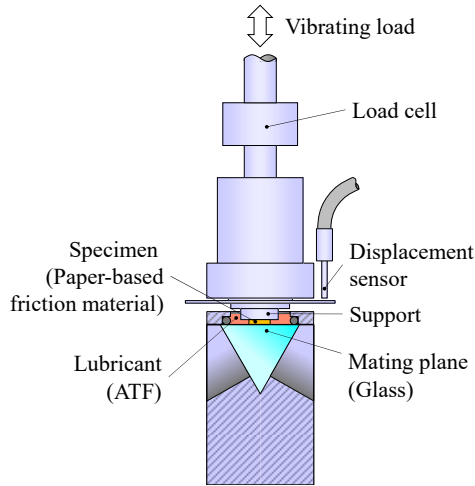


Fig. 2 Experimental apparatus.

$$G_{Ar} = \frac{\Delta Ar / Ar_0}{\Delta p / p_0} \quad (4a) \quad \delta_{Ar} = \phi_{Ar} - \phi_p \quad (4b)$$

$$G_\varepsilon = \frac{\Delta \varepsilon}{\Delta p} \quad (5a) \quad \delta_\varepsilon = \phi_\varepsilon - \phi_p \quad (5b)$$

G は応答の振幅比, δ は応答の位相差である. 真実接触面積は観察する視野における接触点密度に大きく依存するため, 振幅比 G_{Ar} は予め各振幅を平均値で除して正規化した正規化振幅比の形で示している. 圧縮ひずみの振幅比 G_ε は縦弾性係数の逆数に相当する量である.

Table 1 に実験条件を示す. 試料は厚さ 1.5mm の標準的な材質のペーパー摩擦材を 1 辺 5mm の正方形に切断して用い, 十分な慣らし処理を行ったのちに使用している. 実験は ATF 浸漬下で, 実用範囲の典型的な加振条件で行なう.

2.3 実験結果

Fig. 4 に結果の周波数応答を示す. 真実接触面積の位相差についてはばらつきが大きいものの, 真実接触面積・圧縮ひずみとも周波数とともに, 振幅比は減少し, 位相差は 10~20Hz を境に減少から増加に転ずるといふ共通の様子がみられる. 位相差が減少するのは, ペーパー摩擦材空隙内に存在する潤滑油の流動によって液体圧力が発生し, 材料全体の圧縮変形, ならびに, 接触面での固体接触を遅らせているためと考えられる. これにともなって接触面で固体接触圧力の低下が, 材料内部で固体部分の負担応力の低下が起こっていることが, 振幅比の減少につながっている. しかしながら, 位相差の再度の増加については, 液体の流動抵抗だけでは説明がつかない.

Table 1 Experimental conditions

Specimen dimension $a \times a \times h$ [mm]	$5 \times 5 \times 1.5$
Specimen treatment	Fully run-in
Atmosphere	ATF
Excitation frequency f [Hz]	1~100
Mean contact pressure p_0 [MPa]	0.7
Contact pressure amplitude Δp [MPa]	0.3

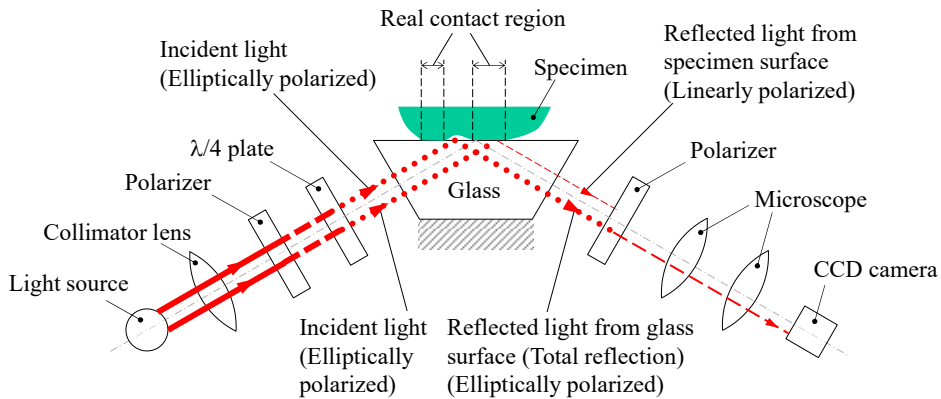


Fig. 3 Principle of visualization of real contact area.

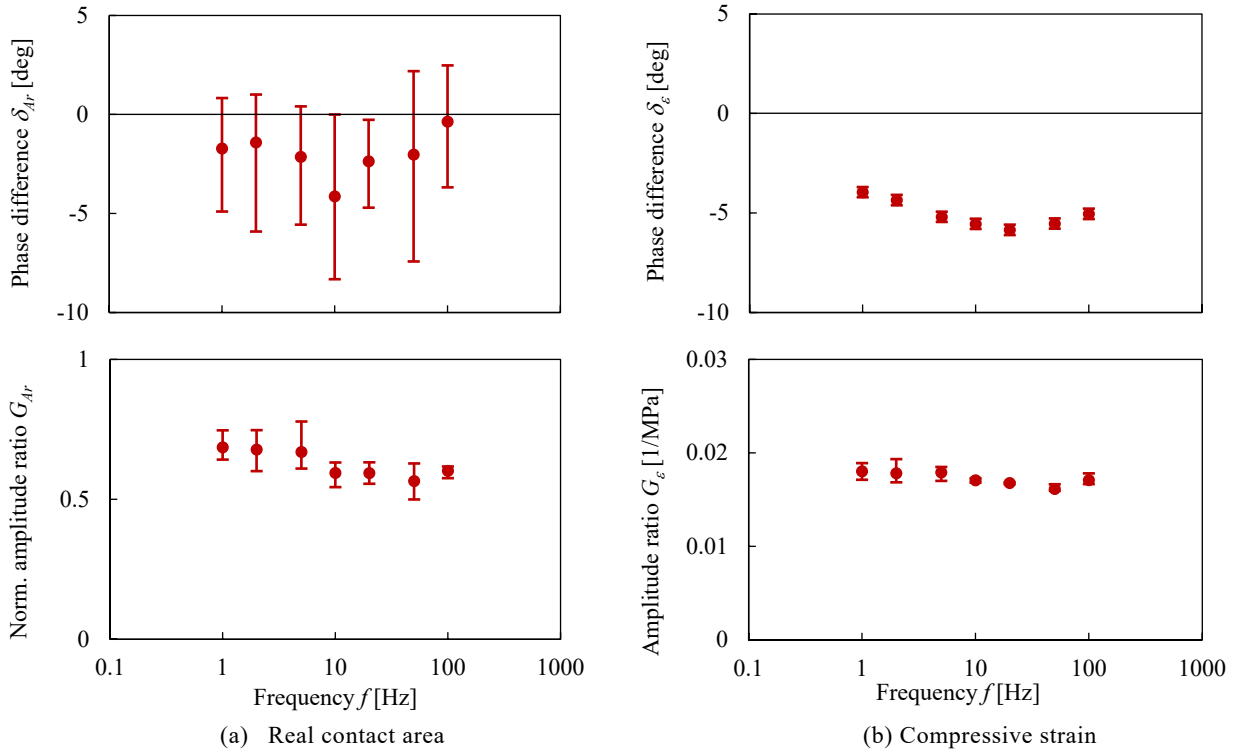


Fig. 4 Measured frequency response.

これは、抵抗の増大によって液体が次第に流動できなくなり、圧縮を受けることによって圧力が発生するようになっていったためと考えられ、固体構造の変形と液体の流動の相互作用による特徴的な現象が確認されたと言える。

なお、Fig. 4 で真実接触面積の位相差 δ_{Ar} のばらつきが大きいのは、算出の元になる真実接触面積 Ar の測定値に変動係数 0.2 程度の大きなばらつきがあり、式(2)をカーブフィットさせて得られる位相角 ϕ_{Ar} に影響するためである。これは撮影枚数を増やしても真実接触部の写りが安定しないことから主に撮影の問題と考えられ、これ以上の測定精度向上には撮影機材の性能・使用条件の見直しが必要である。

3. 理論解析

3.1 多孔質弾性体の振動応答

Fig. 5 のような直方体状の多孔質弾性体が非透過な剛平面間に挟まれて圧縮的振動を受けるモデルについて考える。多孔質弾性体の動的な変形応答は Biot によって定式化されている³⁾。いま、材料の厚さが小さいとして慣性力を無視すると、支配方程式は次のようになる。

$$G\nabla^2 \mathbf{u} + (A + G)\text{grad} e_s - \text{grad} p_f = 0 \quad (6)$$

$$\nabla^2 p_f = \frac{\eta_f \alpha}{\beta} \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{p_f}{K_f} + \frac{e_s}{\alpha} \right) \quad (7)$$

ここで、 $\mathbf{u}$ は固体部分の変位、 $e_s (= \text{div} \mathbf{u})$ は体積ひずみ、 p_f は液体の圧力、 G と A は固体構造の Lamé の弾性係数、

α と β はそれぞれ、多孔質体の空隙率と Darcy の透過係数、 K_f と η_f はそれぞれ、液体の体積弾性率と粘度を表す。ここでは 3 次元 ($\mathbf{u} = (u, v, w)$) で扱うので、式(6)および(7)は u, v, w, p_f についての連立偏微分方程式である。材料上面に上下の振動変位 w_0 を与える場合を考え、接触面が非透過性であり、幅方向端部で液体圧力、固体応力ともに 0 であるとする、この問題の境界条件は以下のように表される。

$$u|_{z=0,h} = 0 \quad (8a) \quad v|_{z=0,h} = 0 \quad (8b)$$

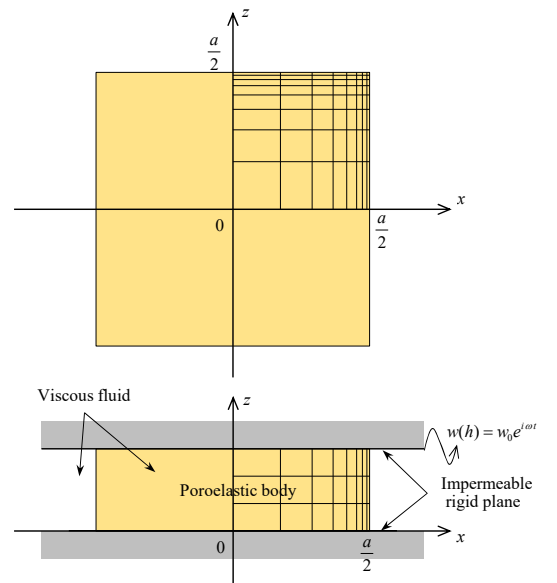


Fig. 5 Analytical model and calculation grid.

$$w|_{z=0} = 0 \quad (8c) \quad w|_{z=h} = w_0 \quad (8d)$$

$$\frac{\partial p_f}{\partial z} \Big|_{z=0,h} = 0 \quad (8e)$$

$$p_f \Big|_{x=\pm \frac{a}{2}} = 0 \quad (9a) \quad \sigma_x \Big|_{x=\pm \frac{a}{2}} = 0 \quad (9b)$$

$$\tau_{xy} \Big|_{x=\pm \frac{a}{2}} = 0 \quad (9c) \quad \tau_{xz} \Big|_{x=\pm \frac{a}{2}} = 0 \quad (9d)$$

$$p_f \Big|_{y=\pm \frac{a}{2}} = 0 \quad (10a) \quad \sigma_y \Big|_{y=\pm \frac{a}{2}} = 0 \quad (10b)$$

$$\tau_{yx} \Big|_{y=\pm \frac{a}{2}} = 0 \quad (10c) \quad \tau_{yz} \Big|_{y=\pm \frac{a}{2}} = 0 \quad (10d)$$

3.2 固体接触圧力による真実接触面積の決定

真実接触面積は接触面の固体接触圧力によって決定すると考える。接触面の全圧力 p ，固体接触圧力 p_c ，液体圧力 p_{fh} は多孔質弾性体の応力成分よりそれぞれ次のように求められる。

$$p = (1 - \alpha)p_c + \alpha p_f \quad (11)$$

$$p_c = - \left[\frac{1}{1 - \alpha} (2G\varepsilon_z + \Lambda e_s) - p_f \right]_{z=h} \quad (12)$$

$$p_{fh} = p_f \Big|_{z=h} \quad (13)$$

本モデルでは接触面に粗さなどによる表面形状は考えず，固液の構成比は材料内部と同じと考えているため，固体接触面積割合（真実接触率）は内部と同じ $1 - \alpha$ で一定としている。これは後述の真実接触率を実測した代表値 γ_0 とは異なる設定であるが，実測値は単に現象としての特徴であり表面粗さ構造を反映した力学モデルを根拠としているわけではないので，そのための取り扱いである。 p_c と p_{fh} は微小検査面積内の固体接触部分と液体部分それぞれの平均圧力であるが，荷重負担への寄与を考える場合には扱いにくいので，ここでは混合潤滑の基本的な考えにならって次の荷重負担割合を導入する。

Table 2 Parameters for calculation.

Excitation	
Frequency f [Hz]	0.1 ~ 1000
Mean contact pressure p_0 [MPa]	0.7
Contact pressure amp. Δp [MPa]	0.3
Solid	
Dimension $a \times a \times h$ [mm]	$5 \times 5 \times 1.5$
Young's modulus @ p_0 E_0 [MPa]	47
Lame's modulus Λ [MPa]	0
Porosity α	0.40, 0.55 , 0.70
Darcy's permeability β [μm^2]	0.01, 0.1 , 1
Fluid	
Viscosity η_f [mPa·s]	56
Bulk modulus K_f [GPa]	2
Real contact ratio	
Mean @ p_0 γ_0	0.095
Pressure rate of change @ p_0 $(\Delta\gamma / \Delta p)_0$ [1/MPa]	0.108

$$\xi = \frac{p}{\bar{p}} \quad (14) \quad \xi_c = \frac{(1 - \alpha)p_c}{\bar{p}} \quad (15) \quad \xi_f = \frac{\alpha p_{fh}}{\bar{p}} \quad (16)$$

ここで， $\bar{p}$ は全圧力 p の接触面内平均を表し， ξ, ξ_c, ξ_f はそれぞれ，全圧力，固体接触，液体圧力による荷重分担割合である。

3.3 数値解析の方法と条件

Table 2 に示す条件について計算を行った。パラメータの値は 2 章の実験の状況に合わせている。このうち平均面圧 p_0 における真実接触率 γ_0 とその面圧変化率 $(\Delta\gamma / \Delta p)_0$ ，および，せん断弾性率 G_0 については，静荷重による予備実験から値を見積もった。空隙率 α と透過性係数 β については，表中の下線の値を標準条件として，複数の値を試みた。そのうえで，加振周波数 f を変化させて，その影響に注目した。数値計算には Fig. 5 に示す計算格子を使用し，有限差分法によって行った。

3.4 数値解析結果

Fig. 6 は標準条件における荷重負担割合 ξ, ξ_c, ξ_f の振幅と位相差を接触面内の位置 x について表示し，周波数 f の影響を見たものである。液体圧力による荷重負担割合 ξ_f は周波数にともなって振幅 $|\xi_f|$ が中央部で大きくなり位相 $\text{Arg} \xi_f$ は減少する。これは流動抵抗の増大により液体の流動が妨げられ，代わりに弾性的に圧縮されることによって圧力を発生する様子を示している。全圧力の荷重負担割合 ξ も液体圧力の影響を受けて，高周波数ほど

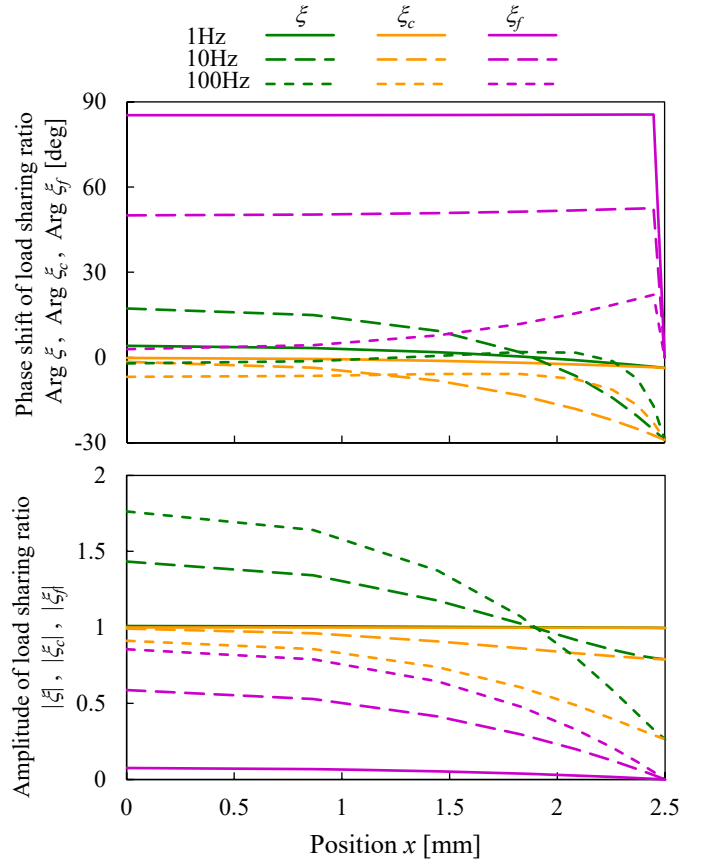


Fig. 6 Distribution of load sharing ratios.

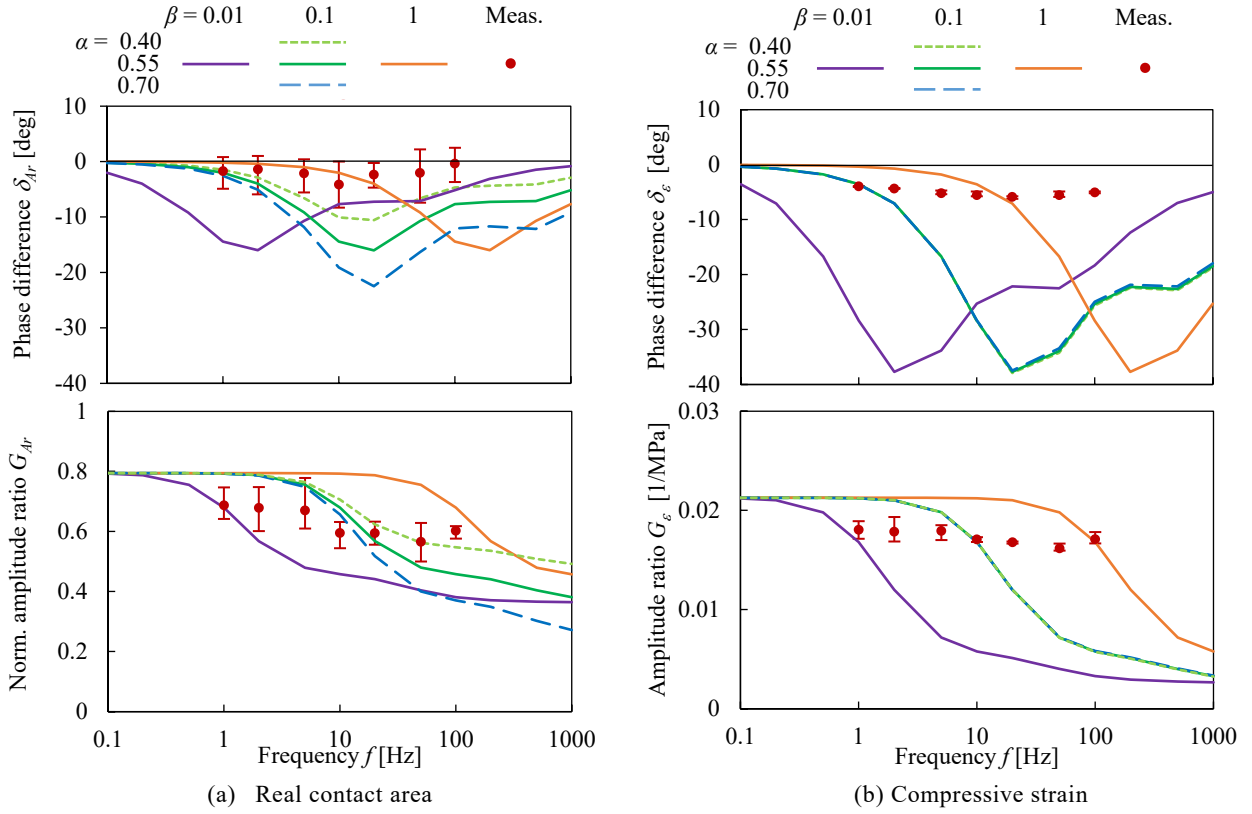


Fig. 7 Calculated Frequency Response.

中央部で振幅 $|\xi|$ が大きく、位相 $\text{Arg}\xi$ が進んできており、位置に対しては一定（振幅 1，位相 0）ではなくなっている。固体接触圧力は、励振変位と連動するような挙動を示すものであるが、荷重分担割合 ξ_c は全圧力 $\bar{p}$ を基準にしているため、液体圧力の影響を受ける。高周波数になるほど、振幅 $|\xi_c|$ は振幅 $|\xi_f|$ と逆の傾向で減少し、位相 $\text{Arg}\xi_c$ はこのケースでは 10Hz で一旦遅れたあと 100Hz で再び増加に転ずるような挙動を示す。これは 2 章の実験で現れた真実接触面積の位相差 δ_{Ar} の変化の傾向と合致する。

Fig. 7 は固体接触圧力の荷重分担割合から算出される真実接触面積と圧縮ひずみの振動応答の周波数変化を、透過性係数 β と空隙率 α をパラメータとして変化させて示したものである。2 章の実験結果も重ねて描いている。周波数応答は、真実接触面積、圧縮ひずみとも、位相差 $\delta_{Ar}, \delta_\epsilon$ は周波数増加とともに 0 から一旦減少したのち、再び 0 へ近づき、振幅比 G_{Ar}, G_ϵ は一定値から、位相差が最小値をとる周波数のあたりで大きく減少したのち、一定値へ収束するという、共通する特徴を示す。これは実験結果とも合致しており、標準条件（透過性係数 $\beta = 0.1 \mu\text{m}^2$ ，空隙率 $\alpha = 0.55$ ）の結果は、位相差が最小となる周波数もよく表している。

しかしながら、計算値は真実接触面積、圧縮ひずみとも、位相差の最小値および振幅比の高周波数側の収束値の点で、実験結果と大きく離れている。また、結果はパラメータの値によって大きく変わる。透過性係数 β の増加は位相差最小の周波数を高周波数側へシフトさせるが、これは液体の流動抵抗の増加がより高周波数側で起こる

ためと思われる。空隙率 α の増加は、真実接触面積の位相差 δ_{Ar} の最小値と振幅比 G_{Ar} の収束値の低下をもたらすが、これは接触面での固体の荷重分担割合 ξ_c に係数 $1-\alpha$ が面積割合として入っているため、接触表面の特徴が適切に反映されていない可能性がある。

数値解析結果は、定性的には実験結果を表現でき、湿式ペーパー摩擦材真実接触面積の振動応答のメカニズムを説明できたが、定量的な評価を行うためには課題も残されている。具体的には、材料の異方性と不均質性の考慮、内部摩擦と慣性効果の考慮、多孔質弾性モデルに表面構造を反映させた接触モデルの確立等、および、それぞれの特徴に合わせた物性値の見積もりである。これらはまず静的な条件下で、実験と理論解析を合わせて個別に検討を行う必要がある。

4. 結言

湿式ペーパー摩擦材に振動荷重を与えたときの真実接触面積と圧縮ひずみの応答を測定し、周波数の増加とともに減少する位相差がより高周波数側で増加に転ずる、材料の固体構造の変形と内包する液体の流動の相互作用から引き起こされる特徴的な現象を確認した。また、多孔質弾性体の変形特性と固体接触圧力から真実接触面積が決定する関係より理論解析した結果は、実験結果を定性的によく表すことができたことから、本理論で振動荷重を受ける湿式ペーパー摩擦材の真実接触挙動のメカニズムを説明することの妥当性を示した。

参考文献

- 1) Y. Hattori and Y. Kato, Dynamic Friction Behavior of Paper-Based Wet Friction Material Subjected to Contact Pressure Fluctuation, Tribology Online Vol.7, No.3 pp.184-189 (2012).
- 2) 服部泰久：振動荷重を受ける湿式ペーパー摩擦材の真実接触挙動，東海大学紀要工学部，Vol.58，No.2，pp.63-67 (2018).
- 3) M. A. Biot, Theory of Propagation of Elastic Waves in a Fluid-Saturated Porous Solid, The Journal of the Acoustical Society of America, Vol.28, No.2 pp.168 (1956).

真実接触測定のための複素屈折率測定における光学モデルの検討

服部 泰久^{*1} 原 大靖^{*2}

Consideration on Optical Models in Complex Refractive Index Measurement for Real Contact Measurement

by

Yasuhisa HATTORI and Taisei HARA

(Received on Apr. 13, 2026 and accepted on Jul. 30, 2026)

Abstract

This report discusses optical models in complex refractive index measurement using the ellipsometry technique for real contact measurement. The complex refractive index measured for a spherical sample in contact with a flat glass surface did not necessarily match the material property value. In contrast, the complex refractive index estimated using an optical model that considers multiple reflections within the gap and the roughness layers showed good agreement with the measured value when depth-dependent density gradients were assumed in both the glass and sample surface roughness layers. This confirms that the gap between the sample and the glass surface affects the measured complex refractive index. Furthermore, the results suggest that even in the contact region, a layer rich in the ambient medium exists at the interface of the glass and sample roughness, and that the complex refractive index is measured for the target including this layer.

Keywords: Complex refractive index, Optical model, Gap, Surface roughness, Real contact

1. 緒言

接触する2面間の真実接触状態を可視化することは、荷重分布、摩擦、伝熱、接触電気抵抗等の特徴を把握するうえで有効な手段であり、実用面でも研究面でも信頼性高くかつ簡便に実現できる方法が求められている。

可視化の際に接触面内の物性値の分布が測定できれば、真実接触部を物理的根拠を持って確実に特定できることにつながり、同時に複数の接触部材質や雰囲気媒質の識別も期待できる。著者の一人は、エリプソメトリーの手法を用いて接触面内の複素屈折率分布を測定し、真実接触面積測定に応用できる可能性を検討した¹⁾。しかしながら、測定値が物性値どおりに得られない場合があり、原因解明と改善が課題として残された。

これを受けて本論文では、接触面内の複素屈折率測定を、すき間と表面粗さ層における多重反射の考慮を加えた光学モデルで検証することによって、測定の問題点と光学モデルに必要な条件を検討する。

2. 接触面内の複素屈折率の測定

Fig. 1に測定装置の概要を、Table 1に使用機材を示す。この装置は回転検光子型のエリプソメータ²⁾になっている。所定の荷重でガラス平面に押し当てた試料に、ガラス側からLED光（中心波長 $\lambda=525\text{ nm}$ ）を照射し、その反射光を検光子を一定角度ずつ回転させながらカメラで撮影する。画像上の各ピクセルについて、一連の画像における輝度変化を処理することによって、 p 偏光、 s

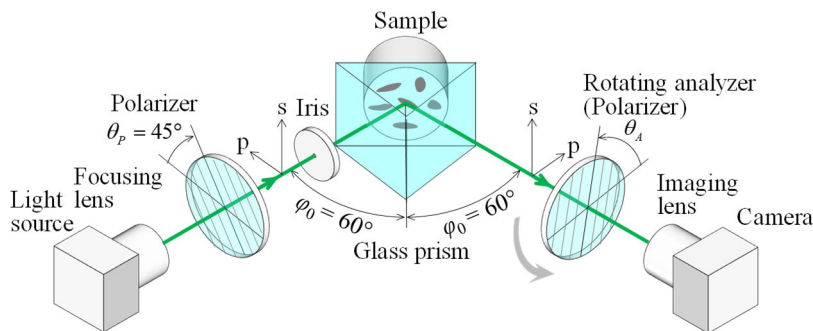


Fig. 1 Measuring system.

^{*1} 理系教育研究センター 准教授

^{*2} 工学研究科機械工学専攻 修士課程

Table 1 Equipment used for the measuring system.

Item Manufacture / Model	Specification
LED light source Kenko-Tokina / KTL-100(G)	Monochromatic Center wavelength 525 nm Wavelength width 35 nm
CCD camera Elmo / CN42H	Image sensor size 1/2 inch Use only green subpixel Resolution 640x480
Glass prism Edmund / 47-248	N-SF11 Equilateral triangle
Focusing lens Hayashi / SHZ-F120	Beam divergence 6.9°
Imaging lens Optart / TCL-4S	Bilateral telecentric Optical magnification x4
Polarizer Edmund / 43-785	Dichroic
Iris Sigma-Koki / IH-22R	Minimum aperture 0.9 mm

偏光, それぞれの振幅反射係数 r_p , r_s と次式によって結びつく 2 つの量 Ψ, Δ が得られる.

$$\frac{r_p}{r_s} = \tan \Psi \exp(i\Delta) \quad (1)$$

試料面に表面形状を想定すると, 平面内の位置が接触部か非接触部かによって, 測定対象が試料物質か雰囲気媒質かが異なる. いずれの場合でも Fig. 2 のように測定対象が単一物質とみなせるとすると, ガラス, 測定対象それぞれの複素屈折率 N_0, N_* から, 振幅反射係数 $r_{0*,p}, r_{0*,s}$ は次のフレネルの式で与えられる⁽²⁾.

$$r_{0*,p} = \frac{N_* \cos \phi_0 - N_0 \cos \phi_*}{N_* \cos \phi_0 + N_0 \cos \phi_*} \quad (2)$$

$$r_{0*,s} = \frac{N_0 \cos \phi_0 - N_* \cos \phi_*}{N_0 \cos \phi_0 + N_* \cos \phi_*} \quad (3)$$

式(1)に式(2),(3)を代入し, 測定した Ψ, Δ を適用すること

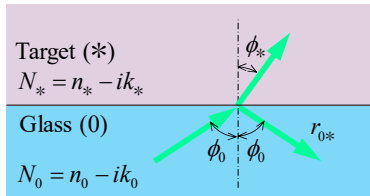


Fig. 2 Optical model of reflection.

によって, 測定対象の複素屈折率 N_* が求められ, 屈折率 n_* と消衰係数 k_* はその実部と虚部として得られる. この処理を画像上のすべてのピクセルに行うことにより, 接触面内の複素屈折率分布が得られ, 測定対象の物質を判別するための情報とすることができる.

3. Hertz 接触の測定

本論文では, 寸法・材質が管理されている球面を試料として, Hertz 接触の状態を測定する. これは, 接触面内複素屈折率の測定時に使われる光学モデルの検討のためには, 条件が既知であり接触状態を理論的に把握できる必要があるためである.

Fig. 3 に測定のイメージ, Table 2 に測定条件, Table 3 に材料定数を示す. 試料は Silicon 製または BK7 製の光学レンズを用い, 空気または水の雰囲気中で測定する. 取得画像には球面頂部が弾性変形して生じた円形の接触部が映り, この半径 a が Hertz の理論より次式で求められる.

$$a = \sqrt[3]{\frac{3WR}{4} \left(\frac{1-\nu_0^2}{E_0} + \frac{1-\nu_t^2}{E_t} \right)} \quad (4)$$

取得画像中の接触円の中心を通るライン上では, 接触円半径が表されるとともに 0 からすべての大きさのすき間を含んだ状態が得られるので, 測定結果はこの位置のラインプロファイルで示すことにする. 測定結果を Fig. 4, 5 中に示す. 図中には Hertz 接触の範囲に加えて, 試料と雰囲気媒質の複素屈折率物性値も示している.

Fig. 4 は試料が Silicon の場合で, (a) が空气中, (b) が水中である. いずれの場合も, 接触部から大きく離れた外側では雰囲気物質の物性値通りの値が得られているが, 接触部内側では外側とは明確に異なる値を示しているものの, 物性値とは定量的には一致しない. また, 接触部のすぐ外側では屈折率の測定値が緩やかに変化する様子が見られる.

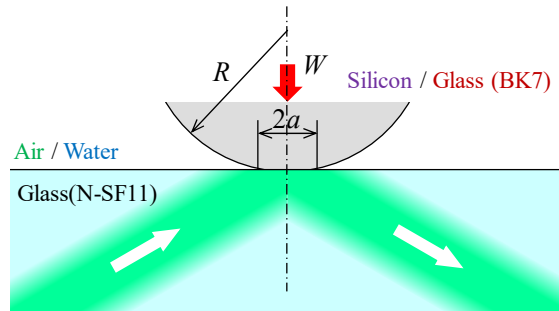


Fig. 3 Measurement of Hertzian contact.

Table 2 Experimental conditions.

Sample	Silicon, BK7
Radius R [mm]	60.55(Silicon), 62.28(BK7)
Atmosphere	Air, Water
Glass	N-SF11
Load W [N]	0.2

Table 3 Material constants.

Material	Air	Water	Silicon	BK7	N-SF11
Young's modulus E [GPa]	-	-	190	80	91.2
Poisson's ratio ν	-	-	0.277	0.205	0.255
Refractive index n	1	1.333	4.177	1.519	1.797
Extinction coefficient k	0	0	0.053	0	0

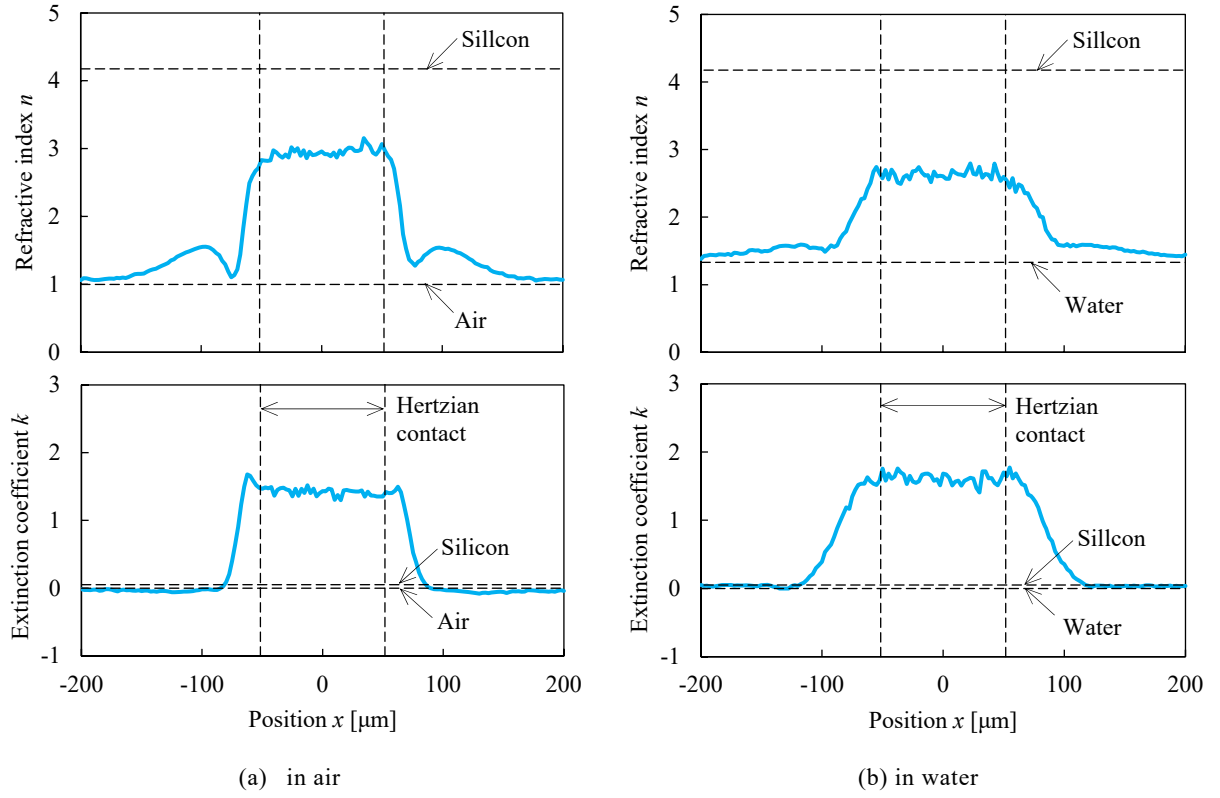


Fig. 4 Measured complex refractive index (Silicon).

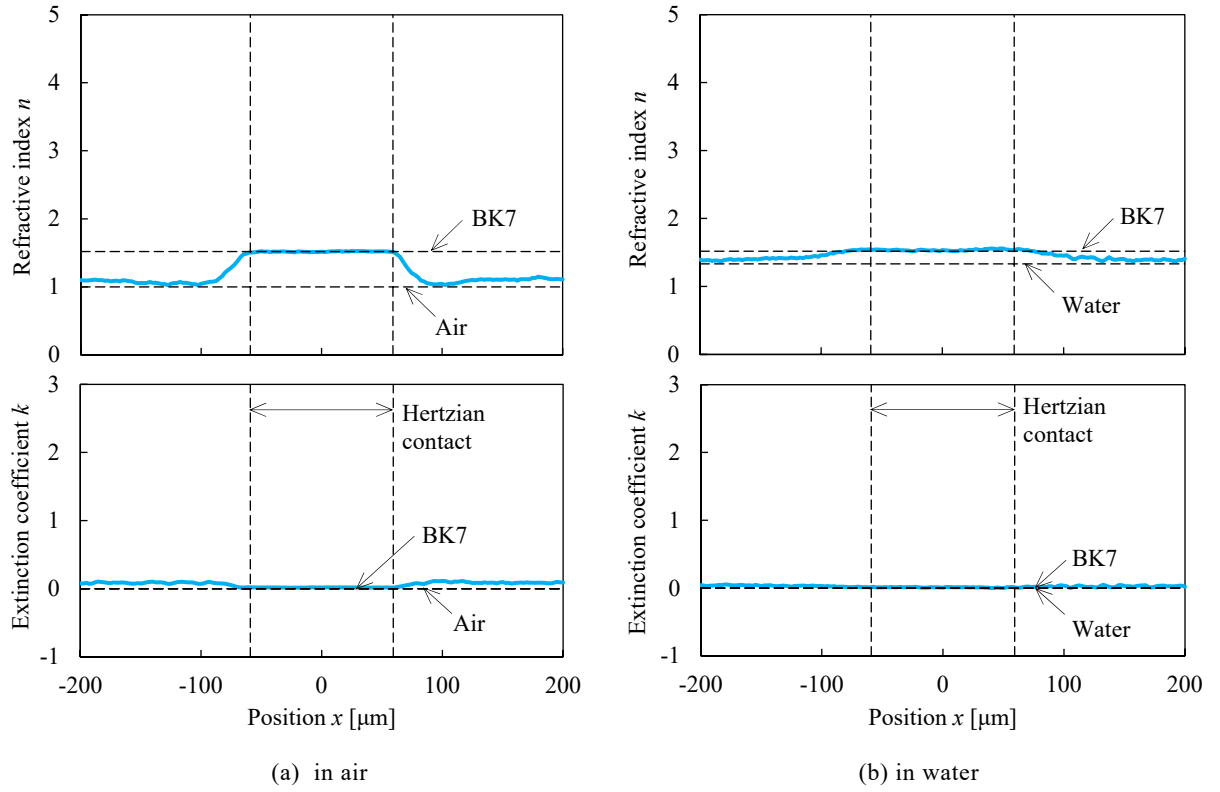


Fig. 5 Measured complex refractive index (BK7).

Fig. 5 (a), (b)は試料が BK7 の場合の測定結果である．接触部内側，外側とも，およそ物性値に近い値が測定されているが，接触部に外接する部分ではやはり緩やかな変化が見られる．このように，本測定法では複素屈折率測定値は物性値に定量的には一致しない．

4. 提案する光学モデルによる測定値の推定

本測定法で複素屈折率の測定値が物性値どおりに得られない理由を探るために，ここでは原因と考えられる因子を光学モデルに加味して，測定値を推定するシミュレーションを行う．

4.1 すき間と表面粗さを考慮した光学モデル

Fig. 6 が提案する光学モデルである．ガラス面と試料の接触部外縁にできるすき間を取り扱い，その部分での多重反射光の干渉を考慮している．加えて，ガラス面，試料それぞれの表面粗さを取り扱い，基材とは別の層を構成しているとみなしてやはり多重反射を考慮する．

層状構造全体の反射光は，最初の界面での一次反射光に 2 層目以降から来る多重反射光が干渉して得られてお

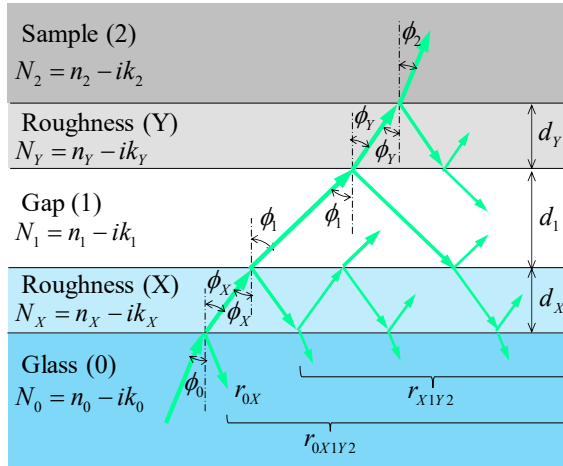


Fig. 6 Optical model of multiple reflection by gap and roughness layers.

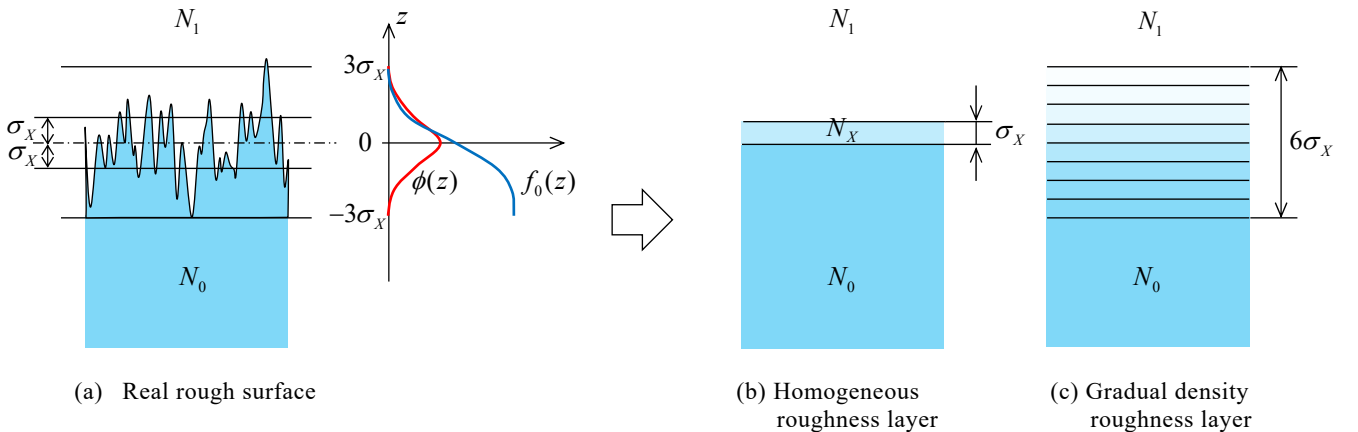


Fig. 7 Proposed EMA roughness layers.

り，全体の振幅反射係数 $r_{0X1Y2,p}$, $r_{0X1Y2,s}$ は，1, 2 層目界面の振幅反射係数 $r_{0X,p}$, $r_{0X,s}$ と 2 層目以降からの振幅反射係数 $r_{X1Y2,p}$, $r_{X1Y2,s}$ によって次のように表される⁽²⁾．

$$r_{0X1Y2,p} = \frac{r_{0X,p} + r_{X1Y2,p} \exp(-2i\beta_X)}{1 + r_{0X,p} r_{X1Y2,p} \exp(-2i\beta_X)} \quad (5)$$

$$r_{0X1Y2,s} = \frac{r_{0X,s} + r_{X1Y2,s} \exp(-2i\beta_X)}{1 + r_{0X,s} r_{X1Y2,s} \exp(-2i\beta_X)} \quad (6)$$

β_X は層内を光線が反射する間に起こる位相の変化で位相膜厚と呼ばれる量である．

$$\beta_X = \frac{2\pi d_X}{\lambda} N_X \cos \phi_X \quad (7)$$

最終層は単一界面での反射であるから，式(5),(6),(7)の関係を最終層から繰り返し適用すれば，多層膜全体の結果が得られる．式(5),(6)を式(2),(3)の代わりに用いることで，すき間および表面粗さ層における多重反射光の影響を加味したモデルによる複素屈折率の推定値が算出される．

4.2 表面粗さモデル

表面粗さ層の取り扱いには Fig. 7 のような 2 通りのモデルを考える．(b)の均質層モデルは，(a)の実表面の表面粗さを，基材と雰囲気媒質の混合した均質な単一層と捉えるもの（有効媒質近似）である．このモデルにおいては，ガラスの表面粗さ層の厚さ d_X はガラス表面の RMS 粗さ σ_X に等しいとし，複素屈折率 N_X は次の Bruggeman の式においてガラスの体積分率 $f_0 = 0.5$ として求められる^{2,3)}．

$$f_0 \frac{N_0^2 + N_X^2}{N_0^2 + 2N_X^2} + (1 - f_0) \frac{N_1^2 + N_X^2}{N_1^2 + 2N_X^2} = 0 \quad (8)$$

$$f_0 = 0.5 \quad (9)$$

(c)の勾配密度層モデルは，基材と雰囲気媒質からなる混合体の層の中で，基材の密度が高さ方向に勾配を持って変化するとするものである³⁾．ガラスの表面粗さ層を

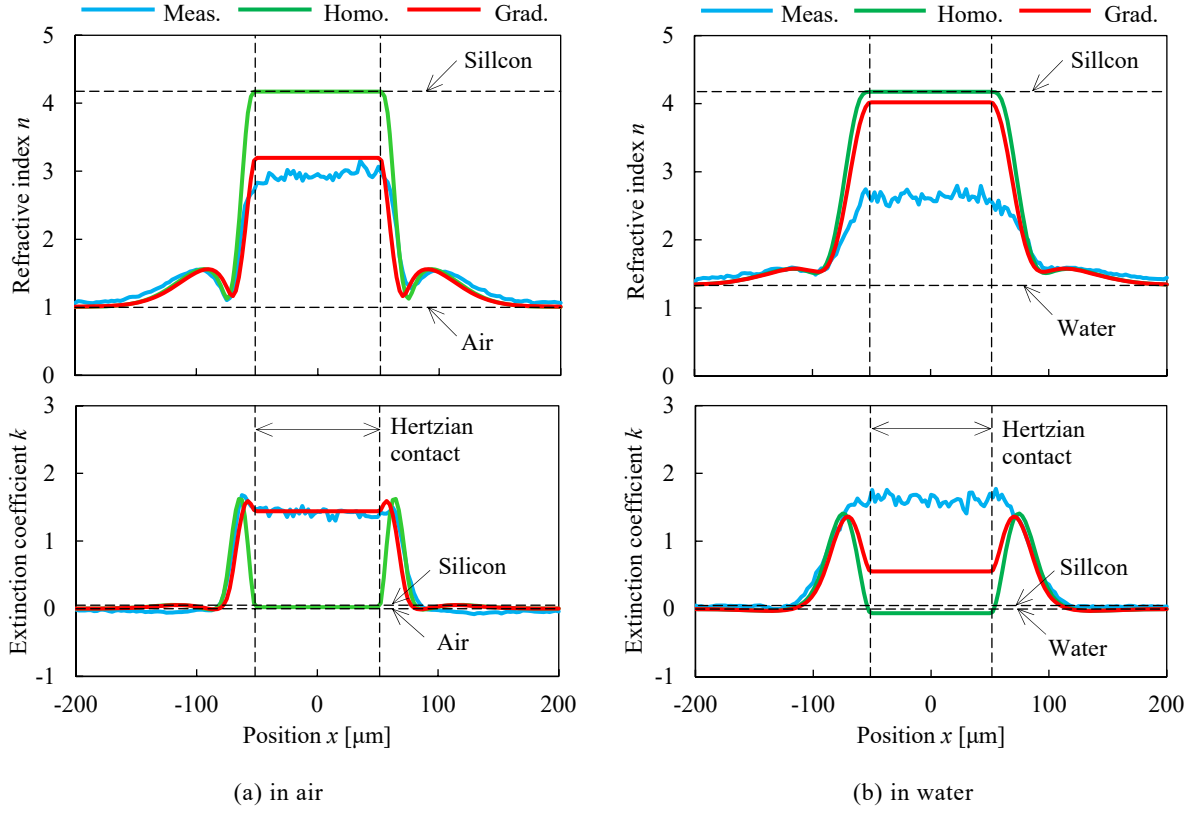


Fig. 8 Measured and estimated complex refractive index (Silicon).

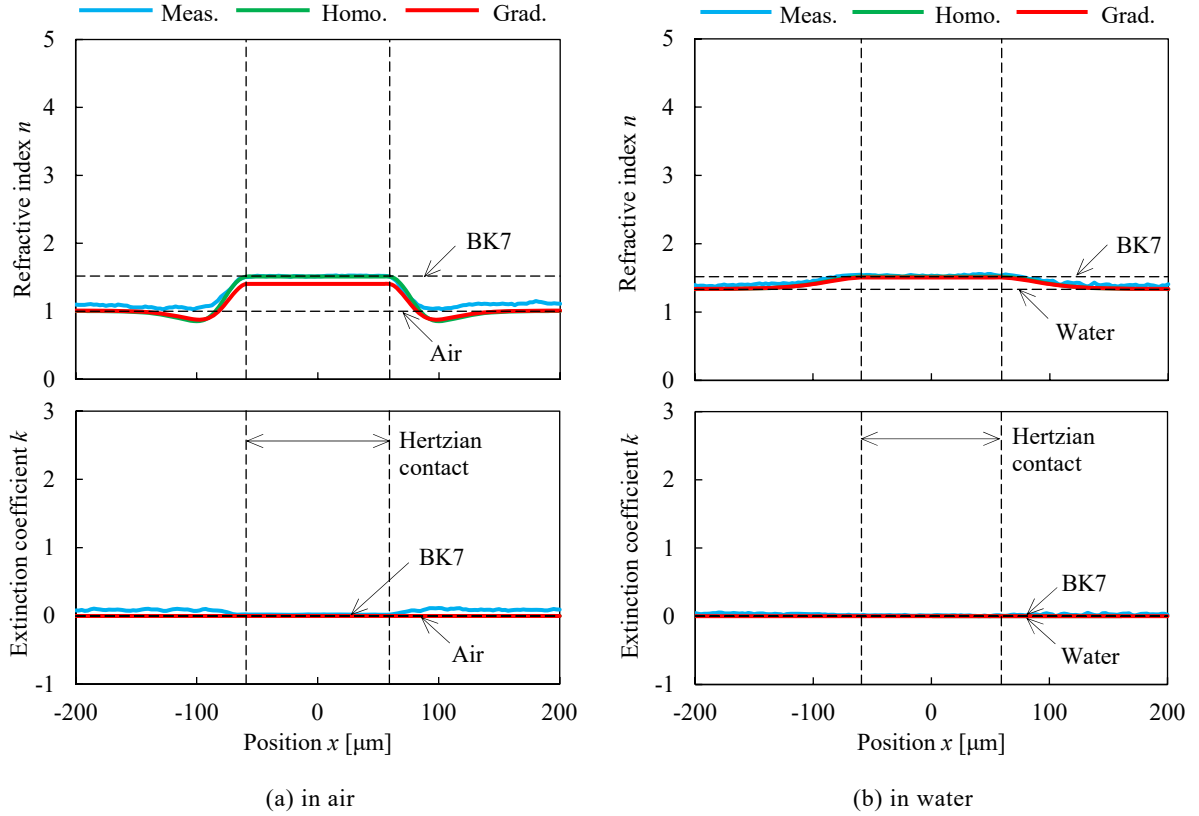


Fig. 9 Measured and estimated complex refractive index (BK7).

考えるとき、文献 3)では層の厚さを RMS 粗さ値 σ_x と等しく取り、その中で高さに対して 1 から 0 まで直線的に変化する体積分率を考えているが、ここでは実表面の表面粗さの高さ分布に次式のように正規分布 $\phi(z)$ を想定して $6\sigma_x$ の範囲を粗さ層と考える。

$$\phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_x} \exp(-z^2/\sigma_x^2) \quad (10)$$

この場合、高さ z におけるガラスの体積分率 $f_0(z)$ は正規分布を積分した次の形で表される。

$$f_0(z) = 1 - \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_x} \int_{-\infty}^z \exp(-z^2/\sigma_x^2) dz \quad (11)$$

実際には表面粗さ層は単一層ではなく、勾配密度層を多数の層に分割して各層で有効媒質近似した多層構造として取り扱う。

表面粗さ層はガラス平面と試料の双方に考慮する。また、現実には、接近による粗さ範囲の重なりや、接触による粗さ頂部の変形も起こりうるが、そのような効果は小さいと考え、ここでは粗さ層同士には重なり合いや変形は考えない、つまり、粗さ層の上部同士の間隔をすき間と扱うことにする。

4.3 計算条件と計算結果

Hertz 接触を測定対象としているため、条件はすべて既知で Table 2, 3 のとおりである。ガラス面および試料の RMS 表面粗さ σ_x, σ_y は指定が必要であるが、表面の加工法や、測定法や測定条件によっても左右されるものであ

るので、ここでは詳細に検討せず、一般的な光学部品の特徴と言われる 1nm と仮定した。

表面粗さを 2 通りに取り扱った、提案する光学モデルによる複素屈折率の推定値を前述の測定結果とあわせて Fig. 8, 9 に示す。接触部外縁の測定値が緩やかに変化する部分については、Silicon, BK7 のどちらの試料についても、空气中、水中のどちらの雰囲気においても、2 つの粗さモデルによる推定値は測定値と完全に一致した。これは接触部外縁部の測定値の緩やかな変化がすき間内多重反射光の干渉が原因であり、提案するモデルによってそれが適切に考慮されたためと考えられる。これは、測定時光学モデル (Fig. 2) にすき間内多重反射による干渉を考慮すれば、測定値が補正できる可能性を示している。

接触部内側の測定値については、Fig. 8(a)の空气中で対象が Silicon の場合、均質粗さ層モデルでは物性値と変わらず大きく離れているのに対して、勾配密度層モデルでは測定値に近い推定値を計算できている。これは、ガラス面と試料が接触するときには、両者の表面粗さによって空気を豊富に含む部分が実際に存在し、それが均質層モデルでは表現できず、勾配密度層モデルでは表現できたためと考えられる。Fig. 8(b)の Silicon で雰囲気が水の場合は、勾配密度層モデルでも推定値は測定値をうまく表せていないが、均質層モデルに比べれば近く、接触面間の水が豊富な層がある程度は評価できていると思われる。Fig. 9(a),(b)の試料が BK7 の場合は、空气中、水中にかかわらず、接触部内側の測定値は、どちらの粗さモデルでもうまく推定できている。これは、試料が BK7 の場

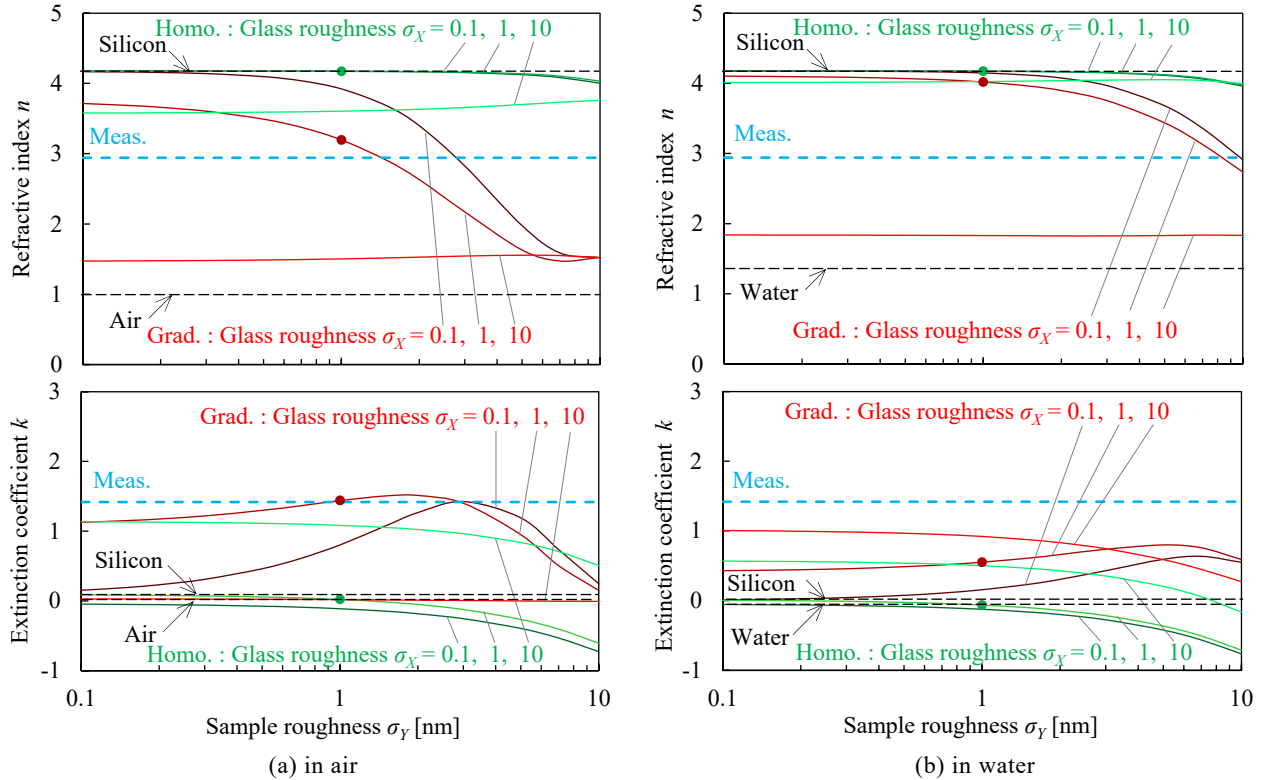


Fig. 10 Influence of RMS roughness values on estimation of complex refractive index inside contact region (Silicon).

合はもとより屈折率が雰囲気媒質（空気や水）と近く、雰囲気媒質の体積分率が高い部分の考慮の有無が粗さ層複素屈折率の有効媒質近似に大きく影響しなかったためと考えられる。

Fig. 10 (a),(b)は Silicon の空気中と水中の場合について、ガラス平面と試料の RMS 粗さ値 σ_x, σ_y が接触部の複素屈折率推定値 n, k に及ぼす影響を見たものである。空気中、水中にかかわらず、均質層モデルによる推定値は σ_x, σ_y を変化させても測定値と重なることはなかった。均質層モデルは単一対象の表面粗さ評価にはよく取られる方法であるが²⁾、2 物体が接触する状況では表面粗さ同士の接近した様子をうまく取り扱えず適当でないことが分かる。

勾配密度層モデルについては、Fig. 10 (a)の Silicon の空気中の場合、ガラス平面と試料の RMS 粗さの仮定値 $\sigma_x = 1 \text{ nm}, \sigma_y = 1 \text{ nm}$ が測定値に近い推定値を与える、最適値に近い値だったことが分かる。しかし、接触部複素屈折率推定値に及ぼす σ_x, σ_y の影響は大きく、わずかな粗さ値のずれが大きな推定値の見積もり誤差となることを示している。また、Fig. 10 (b)の Silicon の水中の場合は、仮定値による複素屈折率推定値の一致度は高くなかったが、それに加えて、空気中の場合と同じ表面粗さを持つ同一の部品を使っているにもかかわらず、両方の場合を満足する共通の粗さ値が得られないことがあることも問題として挙げられる。これは複素屈折率見積もりの問題であり、別手段による表面粗さ測定値との整合性や、未考慮の因子や観点の取入れによるさらなるモデルの検討が必要である。

5. 結言

ガラス平面に接触する球面試料に対してエリプソメトリの手法を用いて測定した複素屈折率の値は必ずしも試料の物性値と一致しなかった。これに対して、ガラス面、試料表面それぞれに高さ方向に基材の密度が変化する表面粗さ層モデルを仮定して、すき間と表面粗さ層における多重反射を考慮した光学モデルを使って推定した複素屈折率の値は測定値と概ねよく一致した。このことより、複素屈折率の測定値には試料とガラス面のすき間が影響していることが確認された。また、接触部においてもガラス面と試料の表面粗さの境界部に雰囲気媒体が豊富な層が存在し、これを含めた対象の複素屈折率が測定されていることが示唆された。

参考文献

- 1) 服部泰久：複素屈折率を指標とする真実接触面積測定の可能性検討，東海大学紀要工学部，Vol.59, No.2, pp.31-36 (2019).
- 2) 藤原裕之：分光エリプソメトリー，丸善 (2003).
- 3) 小竹茂夫，陳恒，宮重博充，鈴木泰之，妹尾允史：表面粗さを含む金属表面層の光学的性質に対する有効媒質近似および長波長近似の妥当性，日本機械学会論文集(C編)，Vol.65, No.640, pp.302-308 (1999).

簡便・高速な教育用遮蔽計算法の開発 S-TX

松村 哲夫^{*1} 亀山 高範^{*2}

Development of the Convenient and Fast Radiation Shielding Calculation Methods for Educational Purposes: S-TX

by

Tetsuo MATSUMURA^{*1} and Takanori KAMEYAMA^{*2}

(Received on April 10, 2026 and accepted on July 13, 2026)

Abstract

We have developed the convenient and fast radiation shielding calculation methods for educational purposes: S-TX that uses a small number of characteristic lines to solve radiation transport problems in up to three dimensions. We verified the performance of codes for one-dimensional slabs, infinite cylinders, spherical systems, and three-dimensional XYZ systems. Comparing the gamma ray effective dose transmittance with the shielding reference data for one-dimensional spherical geometry with a ⁶⁰Co point source, we obtained reasonable calculation results. We also compared the calculation results of the shielding model shape of the XYZ system with those of PHITS and S-Monte, and confirmed that S-TX can perform approximate calculations in a short time. While there are limitations in calculation accuracy, it is possible to perform high-speed calculations by a normal PC in several hundred seconds at the most.

Keywords: Radiation shielding, Characteristic lines, 3D-XYZ, PHITS, S-Monte, Excel + VBA

1. まえがき

ガンマ線・中性子などの放射線の輸送計算手法は、原子炉の炉心解析などとともに、放射線の遮蔽解析に広く適用されている。このため、モンテカルロ法、Sn 法などの計算コードが開発され、広く利用されている。遮蔽解析には、モンテカルロ法では乱数を用いた統計的な計算が、Sn 法などでは放射線の減衰が大きい体系に適した決定論的な計算が行われる。モンテカルロ法の理解のため、初学者にも理解しやすい教育用のモンテカルロ法コード S-Monte を著者は開発し、授業などに活用してきた^{1,2)}。

簡便で計算時間の短い教育用の決定論による遮蔽計算コード S-TX を開発した。S-TX では、Characteristics Line (特性線)を用いた計算法 MOC (Method of Characteristics) を用い、少ない特性線を用い概算計算を行う少数特性線計算法 SCLM (Small Number Characteristic Line Method) を考案し、実装した。少ない特性線を利用することで、計算精度に限度はあるが、短い計算時間が達成される。この手法を用い、1 次元の平板体系、無限円筒体系および球体系、3 次元の直方体系を対象とする S-TX コードを作成し、参照解との比較によって性能を確認した。S-TX コードは Microsoft 社 Excel の VBA で開発しているため、Excel が導入済みの PC では S-TX コードのインストール作業が不要で、Excel の機能を利用し、S-TX コードの計算結果の図表作成も簡便である。

2. 解析方法

一般に、 Ω^m 方向の特性線に沿って放射線は指数関数で減衰する。 Ω^m 方向に領域 R_a の線源 S から漏洩する放射線

量 $E^m(R_a)$ は、 Ω^m と x 軸との挟角 θ の余弦 $\cos\theta = \mu$ と定義すると、式(1)で与えられる。

$$E^m(R_a) = \int_0^X dx S e^{-\Sigma_{t0}x/\mu} = S \frac{1 - e^{-X\Sigma_{t0}/\mu}}{\Sigma_{t0}/\mu}. \quad (1)$$

ここで、 S は領域 R_a の線源強度、 Σ_{t0} は巨視的全断面積、 X は領域 R_a の x 方向の厚さである(Fig. 1)。

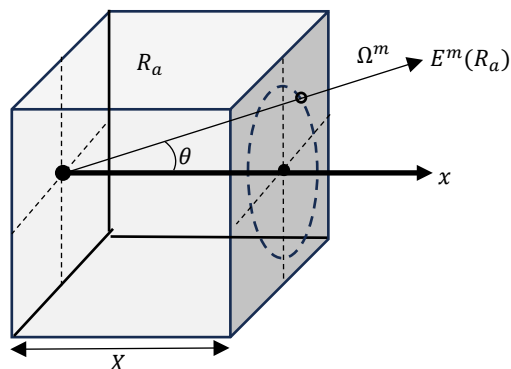


Fig. 1 Concepts of radiation leakage on characteristic line.

特性線 Ω^m 方向の領域 R_a の線源から領域 R_b で反応する放射線量 C^m は領域 R_a と R_b 間の Ω^m 方向の距離 L_1 、領域 R_a の巨視的全断面積 Σ_{t1} 、領域 R_b の長さ L_2 、巨視的全断面積 Σ_{t2} として式(2)で与えられる(Fig. 2)。

$$C^m(R_a \rightarrow R_b) = E^m(R_a)[e^{-G_1} - e^{-G_2}], \quad (2)$$

$$G_1 = L_1 \Sigma_{t1}, \quad G_2 = G_1 + L_2 \Sigma_{t2}.$$

^{*1} PowerM

^{*2} 国際原子力研究所 教授

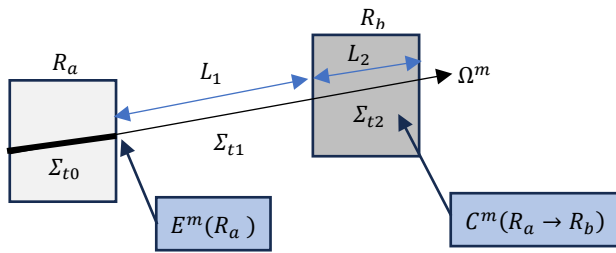


Fig. 2 Concepts of the radiation reaction in region R_b from radiation source in region R_a on the characteristic line.

式(1), (2)に示した特性線上の放射線の漏洩, 反応量の計算式は無限平板, 無限円筒, 球体系の1次元問題でも3次元問題でも共通である.

領域 R_b での放射線束 ϕ は特性線 Ω^m 方向の放射線反応量 C^m の合計を巨視的全断面積 Σ_{t2} で割算して得られる. 放射線の散乱の非等方性を考慮するため, 散乱角 Ψ の余弦 $\eta = \cos\Psi$ 依存の l 次のルジャンドル多項式 P_l に対応した式(3)で定義される放射線束 ϕ_l を求める必要がある. 式(4)に 3 次までのルジャンドル多項式を示す. 特性線 Ω^m 方向の η 値に対応したルジャンドル多項式の値 P_l^m を用いて, 放射線束 ϕ_l は式(5)で求められる.

特性線 Ω^m 方向の放射線の散乱量 SS^m は、 l 次の散乱断面
積 $S_{\Omega,l}$ とルジャンドル多項式を再度用いて、式(6)となる。
特性線 Ω^m 毎に特性線の重み W^m を掛算する必要があるが、
 W^m については計算体系毎に後述する。

$$\phi_l = \int_{-1}^1 d\eta (2l+1)\phi(\eta)P_l(\eta). \quad (3)$$

$$P_0 = 1, P_1 = \eta, P_2 = \frac{1}{2}(3\eta^2 - 1), P_3 = \frac{1}{2}(5\eta^3 - 3\eta). \quad (4)$$

$$\phi_l = \frac{1}{\Sigma_{t2}} \sum_m (2l+1) C^m P_l^m. \quad (5)$$

$$SS^m = \sum_l^m \phi_l \Sigma_{s,l} P_l^m W^m. \quad (6)$$

特性線 Ω^m 方向の放射線の散乱量 SS^m から式(1)を用いて、 S を SS^m に置き換えることで、非等方の放射線の散乱を考慮した特性線 Ω^m 上の放射線量が計算できる。

3. 1 次元平板体系

1 次元の無限平板体系については、特性線 Ω^m と x 軸との挟角 θ の余弦 $\cos\theta$ を $[0, 1]$ で等間隔に設定する(Fig. 3). 平板では等方線源強度が $\cos\theta$ に対して一定になるため、等間隔であれば、式(6)の重み W^m は特性線の数 N から $1/N$ に一定となる.

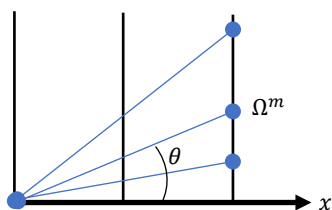


Fig.3 Characteristic lines for an infinitely flat plate system.

文献値³⁾のある Fig. 4 に示す 2 群の 1 次元平板体系について検証計算を行った．線源は Region 1 に与えられ 1, 2 群とも線源強度は 1 である．断面積は, Region 1, 2 とも Table 1 に示すように除去断面積を含め Σ_s^3 の散乱断面積まで考慮する．Table 2 および Fig. 5 に中性子束について P_7 計算結果の参照値と S-TX の計算結果の比較を示す．両結果は相対誤差 5% 以下で一致した．通常の PC による計算時間は 0.21 秒と高速である．

非等方散乱の放射線束への効果を Table 3 に示す. P_3 の結果と比べると P_0 では大幅な差異が発生, P_1 では 50%未満に低減, P_2 まで考慮すると差異が 5%未満まで縮小し, P_1 成分の効果が大きい.



Fig.4 Slab calculation system.

Table 1 Two energy groups of macro cross-section for slab systems.

Gr.	Total (cm ⁻¹)	Self-scattering (cm ⁻¹)	Removal scattering (cm ⁻¹)
		$\Sigma_s^0 / \Sigma_s^1 / \Sigma_s^2 / \Sigma_s^3$	$\Sigma_s^0 / \Sigma_s^1 / \Sigma_s^2 / \Sigma_s^3$
1	1.0	0.5/0.3/0.2/0.0857	0.5/0.3/0.2/0.0857
2	1.0	0.5/0.3/0.2/0.0857	-

Table 2 Comparison of two energy groups of fluxes for slab systems with anisotropy scattering.

(*): relative difference from reference (%).

Distance (cm)	Ref. 1G	Ref. 2G	S-TX 1G	S-TX 2G
0.125	1.75941 (-)	3.29514 (-)	1.75864 (-0.04)	3.25684 (-1.16)
0.375	1.74710 (-)	3.26815 (-)	1.74616 (-0.05)	3.22920 (-1.19)
1.875	1.16467 (-)	2.19316 (-)	1.17170 (0.60)	2.18621 (-0.32)
2.125	0.79040 (-)	1.64877 (-)	0.78337 (-0.89)	1.64590 (-0.17)
2.375	0.55805 (-)	1.26456 (-)	0.56010 (0.37)	1.28644 (1.73)
2.625	0.41856 (-)	1.00267 (-)	0.42308 (1.08)	1.03403 (3.13)
18.875	7.81E-07 (-)	5.17E-06 (-)	7.45E-07 (-4.63)	5.27E-06 (1.94)
19.125	6.39E-07 (-)	4.25E-06 (-)	6.08E-07 (-4.74)	4.34E-06 (1.90)
19.375	5.20E-07 (-)	3.48E-06 (-)	4.95E-07 (-4.85)	3.55E-06 (1.90)
19.625	4.21E-07 (-)	2.82E-06 (-)	4.01E-07 (-4.91)	2.88E-06 (2.02)
19.875	3.36E-07 (-)	2.24E-06 (-)	3.19E-07 (-4.92)	2.29E-06 (2.24)

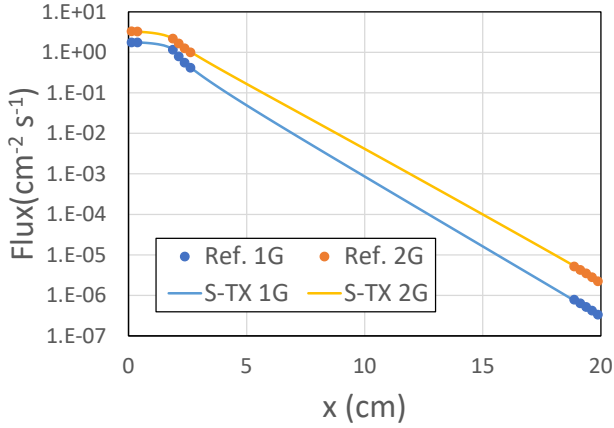


Fig. 5 Comparison of the calculation results of two energy groups of fluxes for slab system.

 Table 3 Anisotropy scattering effects for fluxes.
 (*): relative difference from P_3 result (%).

Group Distance(cm)	P_3 result	P_2 result	P_1 result	P_0 result
1G 0.125	1.75864 (-)	1.75854 (0.0)	1.75854 (0.0)	1.75854 (0.0)
1G 9.875	9.49E-04 (-)	9.46E-04 (-0.3)	8.05E-04 (-15.1)	2.38E-04 (-75.0)
1G 19.875	3.19E-07 (-)	3.06E-07 (-4.1)	1.80E-07 (-43.5)	1.26E-08 (-96.1)
2G 0.125	3.25684 (-)	3.25720 (0.0)	3.23993 (-0.5)	3.45981 (6.2)
2G 9.875	4.53E-03 (-)	4.53E-03 (0.0)	4.01E-03 (-11.4)	1.15E-03 (-74.6)
2G 19.875	2.29E-06 (-)	2.22E-06 (-2.9)	1.41E-06 (-38.5)	8.83E-08 (-96.1)

4. 1次元球体系

球体系については、特性線をz軸上のメッシュ*i*の中点から、半径*r*軸方向に平行に設定する(Fig. 6). 球体系では、半径に伴いメッシュの体積が変化するため、式(6)の重み*W*は式(7)の様に特性線のメッシュ内の距離 ΔL と、この特性線の球内の重みを示す表面積の差 $4\pi(r_{i+1}^2 - r_i^2)$ との積となる。

$$W^i = 4\pi(r_{i+1}^2 - r_i^2)\Delta L. \quad (7)$$

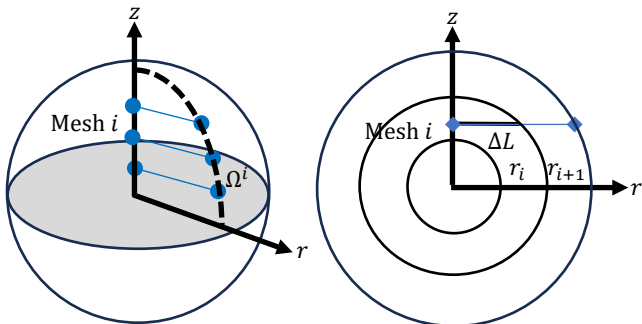


Fig. 6 Characteristic lines in spherical system.

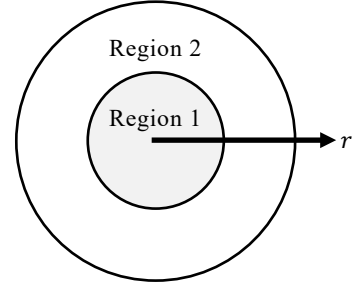


Fig. 7 Verification calculation geometries for spherical system.

Fig. 7 に示す 1 群の 1 次元球体系について検証計算を行った。線源は Region 1 に与えられ、断面積は Region 1, 2 とも、全断面積が 1 cm^{-1} 、散乱断面積 Σ_s が P_0 , P_1 に与えられ各々 $0.5, 0.3 \text{ cm}^{-1}$ である。散乱のある場合とない場合について ANISN (S_{16})⁴⁾と S-TX の比較を Fig.8 に示す。両者は 1% 以下で一致した。

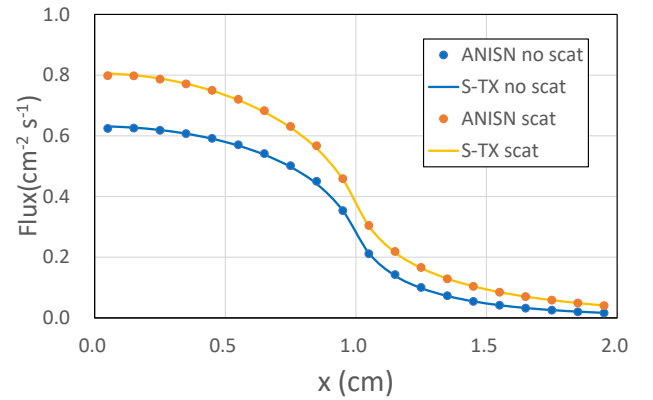


Fig. 8 Comparison of the calculation results of one energy group of fluxes for spherical system.

核データライブラリー JENDL-4.0⁵⁾をベースにした多群ライブラリー MATXS-LIB-J40⁶⁾から作成した 42 群の γ 線ライブラリーを用いて、 ^{60}Co 点線源が球の中心にある場合の鉄体系およびコンクリート体系でのガンマ線実効線量を解析した。 γ 線ライブラリーには 23 元素: H, C, N, O, Na, Mg, Al, Si, S, Cl, Ar, K, Ca, Cr, Mn, Fe, Co, Ni, Cu, Zr, Mo, W, Pb および 2 核種: ^{235}U , ^{238}U が納められている。エネルギー群構造と変換係数 η を Table 4 にそれぞれ示す。放射線施設の遮蔽計算データ集⁸⁾の透過率と比較し、妥当な計算結果を得た(Fig. 9)。

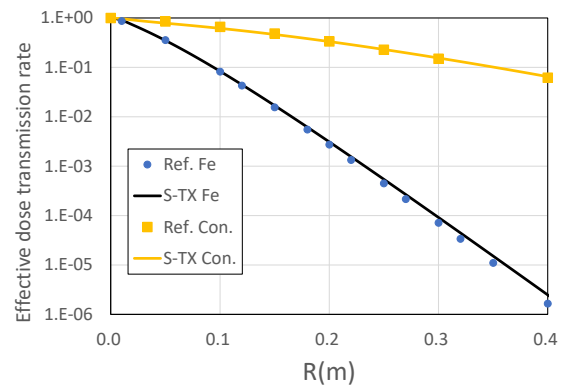


Fig. 9 Comparison of the reference solution and S-TX results of effective dose transmission rates for the spherical system.

Table 4 Energy group structure and dose conversion factors.

Gr.	Upper energy (eV)	Lower energy (eV)	Dose conversion factor ($[\mu\text{Sv}\cdot\text{h}^{-1}]/[\text{cm}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}]$)
1	5.00E+07	3.00E+07	0.1715
2	3.00E+07	2.00E+07	0.1370
3	2.00E+07	1.40E+07	0.1110
4	1.40E+07	1.20E+07	0.0922
5	1.20E+07	1.00E+07	0.0818
6	1.00E+07	8.00E+06	0.0701
7	8.00E+06	7.50E+06	0.0644
8	7.50E+06	7.00E+06	0.0623
9	7.00E+06	6.50E+06	0.0597
10	6.50E+06	6.00E+06	0.0560
11	6.00E+06	5.50E+06	0.0530
12	5.50E+06	5.00E+06	0.0503
13	5.00E+06	4.50E+06	0.0476
14	4.50E+06	4.00E+06	0.0447
15	4.00E+06	3.50E+06	0.0415
16	3.50E+06	3.00E+06	0.0376
17	3.00E+06	2.50E+06	0.0335
18	2.50E+06	2.00E+06	0.0292
19	2.00E+06	1.66E+06	0.0253
20	1.66E+06	1.50E+06	0.0228
21	1.50E+06	1.34E+06	0.0211
22	1.34E+06	1.33E+06	0.0201
23	1.33E+06	1.00E+06	0.0181
24	1.00E+06	8.00E+05	0.0148
25	8.00E+05	7.00E+05	0.0127
26	7.00E+05	6.00E+05	0.0112
27	6.00E+05	5.12E+05	0.00979
28	5.12E+05	5.10E+05	0.00907
29	5.10E+05	4.50E+05	0.00856
30	4.50E+05	4.00E+05	0.00763
31	4.00E+05	3.00E+05	0.00632
32	3.00E+05	2.00E+05	0.00452
33	2.00E+05	1.50E+05	0.00315
34	1.50E+05	1.00E+05	0.00228
35	1.00E+05	7.50E+04	0.00168
36	7.50E+04	7.00E+04	0.00149
37	7.00E+04	6.00E+04	0.00141
38	6.00E+04	4.50E+04	0.00130
39	4.50E+04	3.00E+04	0.001195
40	3.00E+04	2.00E+04	0.000940
41	2.00E+04	1.00E+04	0.000453
42	1.00E+04	1.00E+03	4.22E-05

5. 1次元無限円筒体系

1次元無限円筒体系については、球体系と同様に特性線をy軸上のメッシュ*i*の中点から、x軸方向に平行に設定する (Fig. 10). 特性線毎の重みは特性線のメッシュ内の距離 ΔL と、この特性線の円内の重みを示す円周の差 $2\pi(r_{i+1} - r_i)$ との積となるが、無限円筒体系の場合は、更にz方向の角度(α)を考慮する必要がある、 $\pi/2$ を等間隔に分割し、重みとして $\cos^2 \alpha$ を掛算し、式(8)を設定する。

$$W^i(\alpha) = 2\pi(x_{i+1} - x_i)\Delta L \cos^2 \alpha. \quad (8)$$

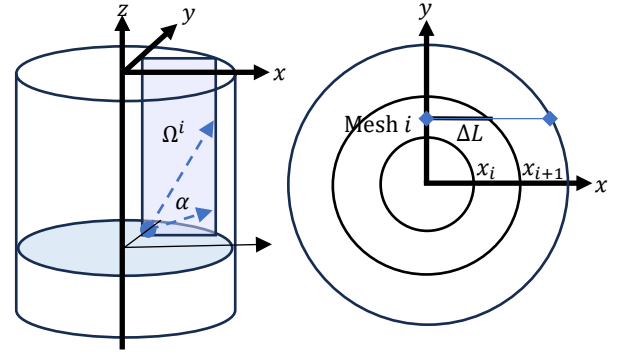


Fig. 10 Characteristic lines for cylindrical system.

Fig.7 と類似の 1 群の 1 次元無限円筒体系について検証計算を行った. Fig. 11 に ANISN (S_6) との比較を示す. 両者は相対誤差 10%以下で一致した. ANISN との差異は球体系の場合より大きくなったが、無限円筒体系では近似が増加するz軸方向の計算による影響と考えられる.

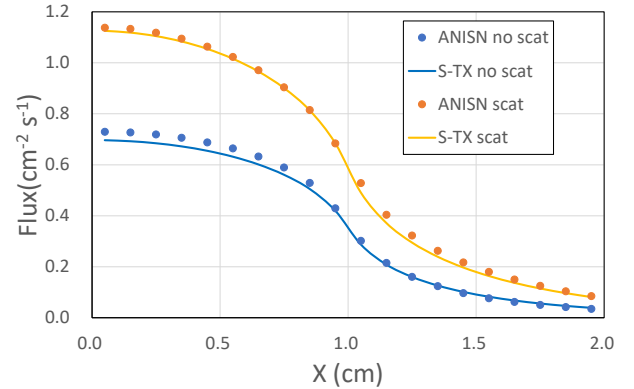


Fig. 11 Comparison of the calculation results of one energy group of fluxes for infinite cylindrical system.

6. 3次元直方体系

3次元直方体系 (xyz 座標系) については、計算体系を3次元の直方体のメッシュの集合体として構成し、体系表面の各メッシュ面の中心点間を結ぶ線を特性線とする (Fig. 12). なお, Fig. 12 は特性線の一部を例示している.

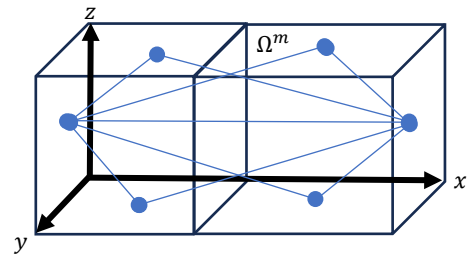


Fig. 12 Characteristic lines in the three-dimensional cubical system.

Fig.12 に示す様に直方体系では特性線の数が少ないため、線源強度の等方性を維持するように重み W^m を設定する必要がある。

特性線 Ω^m 方向の線源強度 S^m と方向余弦 μ および μ の n

乗 μ^n の合計 $\overline{\mu^n S}$ は特性線の合計として式(9)で得られる。線源強度の等方性を維持するためには、 $\overline{\mu S} = 0$, $\overline{\mu^2 S} = 1/3$ にする必要があることが知られている⁹⁾。

$$\overline{\mu^n S} = \sum_m \mu^n S^m W^m. \quad (9)$$

補正係数 $W^m = 1 + C\mu^m$ と仮定すると式(10)となる。

$$\overline{\mu^2 S} = \sum_m \mu^2 S^m (1 + C\mu^m). \quad (10)$$

$C = (1/3 - \overline{\mu^2 S})/\overline{\mu^3 S}$ とすれば $\overline{\mu^2 S} = 1/3$ が達成される。但し、3次元問題であるため、 x 方向、 y 方向、 z 方向に補正係数を掛算する必要があり、 xyz 方向の補正係数の相互作用も考慮して式(11)に示す補正係数を算出する。

$$W^m = 1 + c_x \mu_x^m + c_y \mu_y^m + c_z \mu_z^m. \quad (11)$$

3次元直方体系については、検出器地点での線量の計算に点推定(ポイント・エスティメータ)計算を行う(Fig. 13)。領域 R_a 内の線源 S からの放射線の検出点 P での線量 D を、線源と検出器間の距離 L_1 、線源と検出器間平均の巨視的全断面積 Σ_{t1} から式(12)で計算する。なお、線源 S は領域 R_a 内に複数設定し、その平均値を計算する。検出点 P が領域 R_a 内にあり、両者の距離 L_1 が非常に小さい場合、解が発散するため、距離 L_1 の最小値を定め、最小値以下の場合には計算を除外する。領域 R_a 内の線源 S としては、 ^{60}Co などの外部線源 E_x 以外に式(6)で計算される領域 R_a 内の放射線の散乱量を考慮する。放射線の散乱量は、放射線束 ϕ と巨視的散乱断面積 Σ_s の積であるが、 P_1 までの非等方散乱 $\mu = \cos\theta$ を考慮している。

$$D(S \rightarrow P) = [E_x + (\phi_0 \Sigma_{s0} + \phi_{1x} \Sigma_{s1} \mu_x + \phi_{1y} \Sigma_{s1} \mu_y + \phi_{1z} \Sigma_{s1} \mu_z)] \frac{e^{-L_1 \Sigma_{t1}}}{4\pi L_1^2}. \quad (12)$$

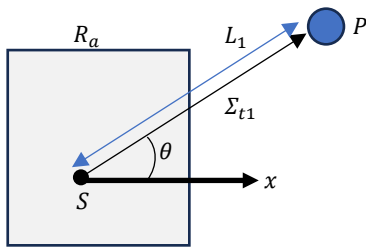


Fig. 13 Point estimator calculation method.

OECD / NEA の Nuclear Science Committee で採択された 3次元 XYZ Benchmark 問題¹⁰⁾を解析した。問題は 1, 2, 3 の 3種類であるが、ここでは、Fig. 14 に示すダクトストリーミングを含む Problem 3 の解析結果を示す。Fig. 14 の基礎図面は S-Monte の MAP 作図機能で出力している。体系物質の巨視的全断面 0.1 cm^{-1} 、巨視的散乱断面積 0.05 cm^{-1} 、Void (ダクト内)の巨視的全断面 $1.0 \times 10^{-4} \text{ cm}^{-1}$ 、巨視的散乱断面積 $5.0 \times 10^{-5} \text{ cm}^{-1}$ 、線源の強度 $1.0 \text{ cm}^{-3} \text{ s}^{-1}$ で与えられる。参照解との比較を Fig. 15, 16, 17 に示す。

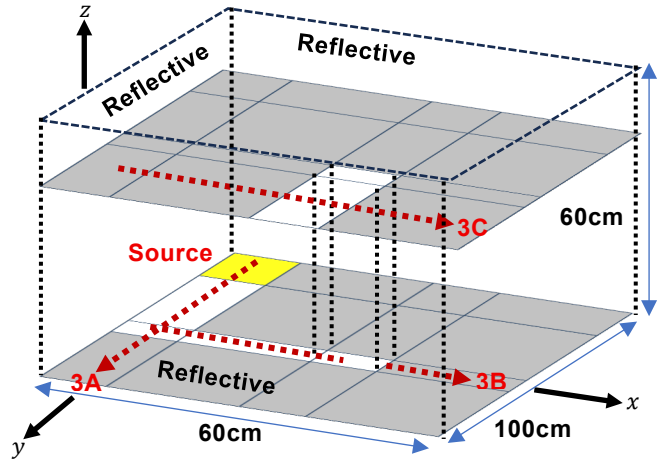


Fig.14 NEA XYZ benchmark problems (Problem 3).

放射線束が $x = 5, z = 5$ の y 軸方向(3A), $y = 55, z = 5$ の x 軸方向(3B), $y = 95, z = 35$ の x 軸方向(3C)について与えられている。散乱断面積が零の場合は、計算結果は参照解に 1%以下で良く一致した。また、計算時間は 1 秒以下であった。散乱断面積がある場合の相対誤差は、 y 軸方向(3A)および x 軸方向(3B)について最大 20%程度であったが、 x 軸方向(3C)では 40%程度と増加した。PC による計算時間は 3A, 3B では 500 秒程度、3C では 1927 秒と長かったが、3C 計算ではメッシュを多く設定したためである。ダクトを含む Problem 3 でも、比較的短時間で概算計算が可能であることが示された。また、教育用モンテカルロ計算コード S-Monte の計算結果も併せて示す。計算結果は参照値と相対誤差 10%以下で一致し、計算時間は 886 秒であった。

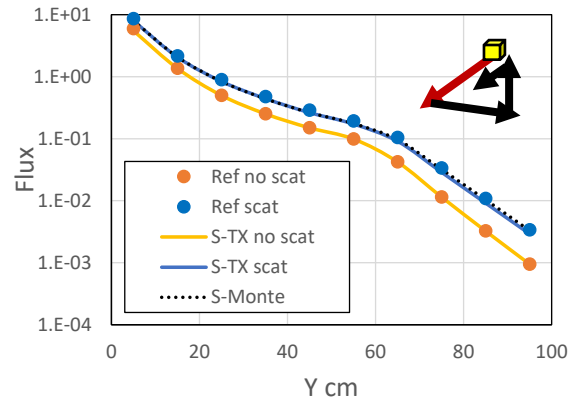


Fig. 15 Comparison of the reference solution, S-TX, and S-Monte results for fluxes along the 3A line for Problem 3.

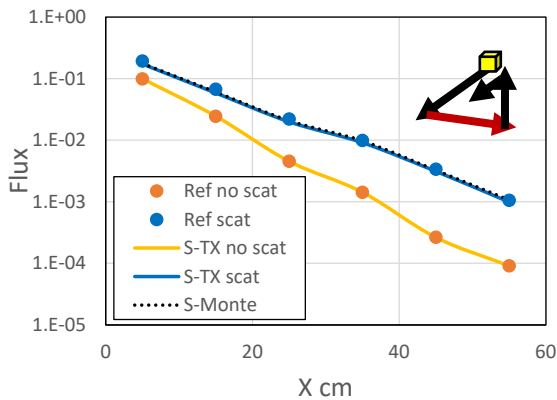


Fig. 16 Comparison of the reference solution, S-TX, and S-Monte results for fluxes along the 3B line for Problem 3.

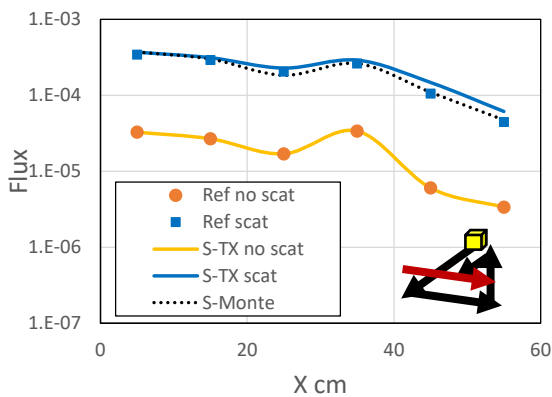


Fig. 17 Comparison of the reference solution, S-TX, and S-Monte results for fluxes along the 3C line for Problem 3.

^{60}Co 線源がコンクリートブロック中にあり、穴の開いたコンクリート遮蔽体の外側で γ 線の実効線量の計算結果を S-TX, PHITS¹¹⁾ および S-Monte で比較した (Fig. 18). PC による計算時間は 160 秒程度で、コンクリート遮蔽体の外側で PHITS と S-TX の差は最大 30% に抑えられた。

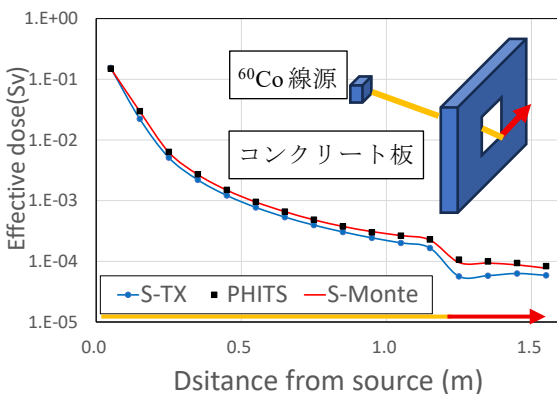


Fig. 18 Comparison of S-TX, PHITS, and S-Monte results of effective dose with concrete shielding configurations for the 3D-XYZ system.

S-TX では、ポイント・エステメータ計算に、領域ポイント・エステメータ計算手法を適用する。領域ポイント・エステメータ計算手法では、Fig. 19 に示す様に各領域の放射線束を用い、各領域からの散乱量 (→) を合計する。なお、検出点 (●/●) の位置は任意に設定され、領域のサイズも大きく設定されるため、計算時間が短縮される。

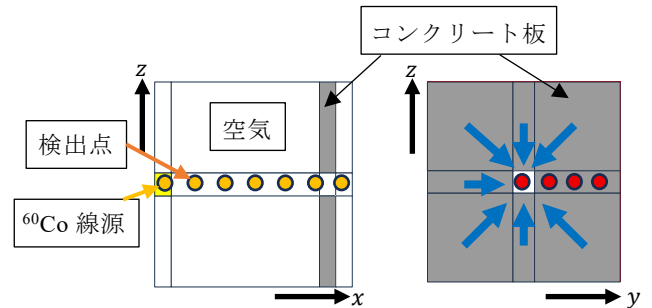


Fig. 19 XYZ configuration simulating a shielding shape.

7. まとめ

短時間で 1 次元および 3 次元の放射線輸送問題を解くために、少数の特性線 MOC を用い、非等方散乱も考慮できる遮蔽計算手法 S-TX を教育用として開発した。計算時間を短縮するため、特性線は必要最低限とし、 γ 線ライブラリーを用いる実効線量の計算にも対応している。

1 次元球体系については、放射線施設の遮蔽計算データ集の透過率と比較し、妥当な計算結果を得た。また、平板体系、無限円筒体系にも解析が可能である。

3 次元直方体系 (xyz座標系) については、OECD/NEA Nuclear Science Committee で採択された 3 次元 XYZ Benchmark 問題および遮蔽模擬体系を解析し、解析精度を確認した。遮蔽模擬体系では PHITS および教育用モンテカルロ法コード S-Monte と実効線量を比較し、短時間で概算が可能であることを示した。S-TX にも領域ポイントエスティメータ手法を適用し、計算時間を短縮した。

S-TX コードを Microsoft 社 Excel の VBA で開発しているため、Excel が導入済みの PC では S-TX コードのインストール作業が不要で、Excel の機能を直接利用でき、S-TX コードの計算結果の図表作成も簡便である。

参考文献

- 1) 松村哲夫, 亀山高範: 教育用のモンテカルロ法光子中性子輸送計算コード S-Monte の開発: 東海大学紀要工学部 Vol.60, No.1 p. 25-32 (2020).
- 2) T. Matsumura, T. Kameyama: Development of Two Educational Calculation Codes Monte Carlo Calculation Code S-Monte and Diffusion Calculation Code S-DIF, ICNC 2023. Sendai, Japan (2023).
- 3) M.T. Capilla, et al.: Nodal collocation method for the multidimensional PL equations applied to neutron transport source problems, Annals of Nuclear Energy, 87, p. 89-100 (2016).
- 4) W. W. Engle, Jr.: A USERS MANUAL FOR ANISN: A One Dimensional Discrete Ordinates Transport Code With Anisotropic Scattering, ORNL K-1693 (1967).
- 5) K. Shibata, et al.: JENDL-4.0: A New Library for Nuclear Science and Engineering, J. Nucl. Sci. Technol. 48 [1], p.1-30 (2011).
- 6) K. Okumura: Nuclear Data for Prediction of Isotope

- Generation and Depletion, JAEA-Conf 2012-001 (2012).
- 7) 日本原子力学会標準：放射線遮へい計算のための線量換算係数：2010, AESJ-SC-R002 -2010 (2010).
- 8) 放射線施設の遮蔽計算実務（放射線）データ集，（公財）原子力安全技術センター (2015).
- 9) K. D. Lathrop, B.G. Carlson: DISCRETE ORDINATES ANGULAR QUADRATURE OF THE NEUTRON TRANSPORT EQUATION, LA-3186 (1965).
- 10) K. Kobayashi, N. Sugimura and Y. Nagaya: 3-D Radiation Transport Benchmark Problems and Results for Simple Geometries with Void Regions (2000).
- 11) Y. Iwamoto, et al.: Benchmark study of the recent version of the PHITS code, J. Nucl. Sci. Technol. 54 [5], p.617-635 (2017).

教育用核種生成・崩壊計算コードの改訂 S-Decay2.0

松村 哲夫*¹ 亀山 高範*²

Revision of the Nuclides Generation and Depletion Calculation Code for Educational Purposes: S-Decay2.0

by

Tetsuo MATSUMURA*¹ and Takanori KAMEYAMA*²

(Received on April 10, 2026 and accepted on July 13, 2026)

Abstract

We have developed the nuclides generation and depletion calculation code for educational purposes: S-Decay2.0 by revising the S-Decay code. We used the JENDL Decay Data File 2015 and two-group cross section library created from the multi-group cross section library MATXSLIB-J40. We calculated the nuclide composition, gamma ray intensity and decay heat for PWR and BWR fuels using the S-Decay2.0 code. We confirmed that the two-group cross section library can apply to the various calculations in common for PWR and BWR fuels, or for the different moderator void fractions in BWR fuels.

Keywords: Nuclide generation and depletion, Neutron, Gamma ray, Decay heat, Excel + VBA, Bateman method

1. まえがき

使用済燃料内の放射性核種の質量、放射能、発熱量、中性子照射による放射化量などの数値は原子力施設での被ばく線量などの安全評価の基礎である。放射性核種の生成・崩壊計算を、学生などの初学者が計算コードのインストール作業なく簡便に実施するため、Microsoft 社 Excel + VBA を用いた核種の生成・崩壊計算コード S-Decay を開発した¹⁾。

放射性核種の生成は、中性子-原子核反応を規定する原子炉内の中性子スペクトルの影響を受け、S-Decay では加圧水型原子炉 PWR・沸騰水型原子炉 BWR の炉型毎、BWR の減速材ボイド率毎の核データライブラリを準備する必要があった。これらの核データライブラリの準備を不要にするため、高速群と熱群の2群の中性子断面積を用意し、高速群と熱群の2群計算で中性子スペクトルを求める仕様に S-Decay を改訂し、S-Decay2.0 とした。また、核種崩壊データライブラリ JENDL Decay Data File 2015²⁾、多群断面積ライブラリ MATXSLIB-J40³⁾、核分裂生成物収率データファイル Fission Yields Data File 2011⁴⁾、内部被曝リスクデータを纏めた ICRP Publication 119⁵⁾などのライブラリデータを利用した。

放射性核種の生成・崩壊計算の解法には、簡便な Bateman 法を採用し、循環・重根問題などについては近似法を採用することで、それらの問題を回避している¹⁾。

2. 原子核の崩壊と中性子反応

放射性核種は半減期 $T_{1/2}$ で種々の崩壊を起こし、その際に γ 線を放出する。S-Decay2.0 では Table 1 に示す原子核の崩壊を考慮する。 β^- 崩壊、 β^+ 崩壊については、基底状態と励起状態の核 (^{137}Ba と $^{137\text{m}}\text{Ba}$ など) を区別する。

中性子-原子核反応のうち (n, γ) と $(n, 2n)$ 反応については基底状態と励起状態への変化を区別し、その他には (n, p) 、 (n, α) 、 (n, f) 反応を考慮する。Table 1 には親核種の原子番号 Z 、質量数 A として、原子核の崩壊および中性子反応による原子番号、質量数の変化も示す。

Table 1 Types of decays and neutron reactions in S-Decay2.0.

Decay type of nuclide (Z, A)		
β^- decay (ground / excited level)	$Z+1$	A
β^+ decay (ground / excited level)	$Z-1$	A
α decay	$Z-2$	$A-4$
γ decay i.e. IT (isomeric transition)	Z	A
β^- decay + neutron	$Z+1$	$A-1$
Spontaneous fission	-	-
Neutron reaction type of nuclide (Z, A)		
(n, γ) (ground / excited level)	Z	$A+1$
$(n, 2n)$ (ground / excited level)	Z	$A-1$
(n, p)	$Z-1$	A
(n, α)	$Z-2$	$A-3$
(n, f)	-	-

*1 PowerM

*2 国際原子力研究所 教授

3. 計算方法

3.1 2 群計算

高速群・熱群の2群計算は、PWR や BWR の炉心の核計算を均質な無限体系（0 次元）で行い、無限増倍係数 k_∞ 、高速群中性子束 ϕ^F ($\text{cm}^{-2}\text{s}^{-1}$)、熱群中性子束 ϕ^T ($\text{cm}^{-2}\text{s}^{-1}$) を(1), (2), (3)式で求める。

$$G = (\Sigma_a^F + \Sigma_r^F) \phi^F. \quad (1)$$

$$\Sigma_r^F \phi^F = \Sigma_a^T \phi^T. \quad (2)$$

$$k_\infty = \frac{\nu_F \Sigma_f^F \phi^F + \nu_T \Sigma_f^T \phi^T}{G}. \quad (3)$$

ここで、単位体積の核分裂による高速中性子発生数 G ($\text{s}^{-1}\text{fission}^{-1}\text{cm}^{-3}$)は、 k_∞ の値を(3)式において G で割るため、1 と仮定してよい。 G 値は原子炉の単位体積の熱出力 P ($\text{Js}^{-1}\text{cm}^{-3}$)が得られた段階で再設定を行う。 Σ_a^F, Σ_a^T は高速群および熱群の巨視的吸収断面積、 Σ_r^F は高速群から熱群に散乱される巨視的除去断面積、 $\nu_F \Sigma_f^F, \nu_T \Sigma_f^T$ は高速群および熱群の核分裂当たりの中性子発生数 ν 値 $\times$ 巨視的核分裂断面積である。

これらの断面積は多群断面積ライブラリ MATXS-LIB-J40 から得た。MATXS-LIB-J40 は核データライブラリ JENDL-4.0⁶⁾から NJOY99 コード⁷⁾を用いて作成された406 核種の中性子エネルギー199 群の多群断面積を収納している。高速群および熱群の x 反応の微視的断面積 σ_x^F, σ_x^T は MATXS-LIB-J40 ライブラリの g 群の断面積 σ_x^g から(4), (5)式で求めることができる。高速群は 1.8554 eV 以上、熱群は 1.8554 eV 未満としている。1.8554 eV は ^{235}U および ^{238}U の共鳴を避ける中性子エネルギーであり、従来から利用されている高速群と熱群を区分する数値である。199 群の中性子スペクトル ϕ^g は BWR 高燃焼度化ステップ3の減速材ボイド率40%の燃料ピン体系⁸⁾について連続エネルギーモンテカルロ法 MVP3.0⁹⁾で求めた(Fig. 1)。

$$\sigma_x^F = \sum_{g=1}^{167} \sigma_x^g \phi^g / \sum_{g=1}^{167} \phi^g. \quad (4)$$

$$\sigma_x^T = \sum_{g=168}^{199} \sigma_x^g \phi^g / \sum_{g=168}^{199} \phi^g. \quad (5)$$

ただし、 ^{238}U の高速群の吸収断面積については、断面積の自己遮蔽効果を考慮するため、MVP3.0 で得た断面積を使用した。

核種崩壊データライブラリ JENDL Decay Data File 2015 には244 の安定核種を含む、3,237 核種のデータを収納しているが、S-Decay2.0 では MATXS-LIB-J40 の406 核種と安定核種を除く JENDL Decay Data File 2015 の核種を合わせた3123 核種を取り扱う。

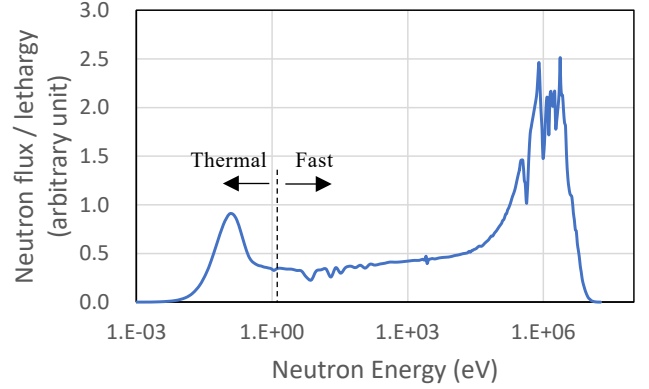


Fig. 1 199 energy groups of weighted neutron spectrum calculated with MVP3.0 to condense spectrum into 2 energy groups.

3.2 生成・崩壊方程式

放射性核種 i の崩壊定数 λ_i ($= \ln 2 / T_{1/2i}$, s^{-1})、原子数 $N_i(t)$ とすると $N_i(t)$ の時間変化は式(6)の崩壊方程式に従う。

$$\frac{dN_i}{dt} = -\lambda_i N_i. \quad (6)$$

初期の原子数 $N_i(0)$ とすると $N_i(t)$ は式(7)となる。

$$N_i(t) = N_i(0) \exp(-\lambda_i t). \quad (7)$$

中性子-原子核反応を考慮すると、核種 i の実効崩壊定数 λ_i^* は式(8)となる。

$$\lambda_i^* = \lambda_i + [\sigma_{a,i}^F \phi^F(t) + \sigma_{a,i}^T \phi^T(t)]. \quad (8)$$

ここで、 $\sigma_{a,i}^F, \sigma_{a,i}^T$ は核種 i の高速群と熱群の吸収断面積 ($\text{barn} = 10^{-24} \text{cm}^2$)、 $\phi^F(t), \phi^T(t)$ は時刻 t での高速群と熱群の中性子束である。

一般に、核種 $i = 1 \sim j$ の崩壊チェーンで、それらの核種の原子数は $N_1 \rightarrow N_2 \rightarrow \dots \rightarrow N_i \rightarrow \dots \rightarrow N_j$ となる場合、崩壊チェーンの1番目の核種の原子数 N_1 から j 番目の核種の原子数 N_j への寄与は、寄与の分岐率 $f_{i \rightarrow j}$ として、式(9)の Bateman の一般式で計算される。

$$N_j(t) = N_1(0) \sum_{n=1}^j d_n \exp(-\lambda_n^* t). \quad (9)$$

$$d_n = 1, \quad f_{0 \rightarrow 1} = 1 \quad (n = 1),$$

$$d_n = \prod_{k=1}^{j-1} \lambda_k^* f_{k-1 \rightarrow k} / \prod_{k=1}^j (\lambda_k^* - \lambda_n^*) \quad (k \neq n, n \geq 2).$$

核分裂生成(FP)核種については、核分裂性核種 m から FP 核種 i の生成を含む生成・崩壊方程式は式(10)となる。

$$\frac{dN_i}{dt} = -\lambda_i^* N_i + \gamma_{m \rightarrow i} F_m. \quad (10)$$

F_m は核分裂性核種 m の核分裂反応率、 $\gamma_{m \rightarrow i}$ は核種 m によるFP核種 i の核分裂収率である。S-Decay2.0では核分裂収率を核分裂生成物収率データファイル Fission Yields Data File 2011 の31核分裂核種に対するデータを利用している。FP核種の原子数 N_i は時間 dt 毎に核分裂反応とともに $\gamma_{m \rightarrow i} F_m dt$ 増加し、続く崩壊によって $\lambda_i^* N_i dt$ 減少するため、 $N_i(t)$ は式(10)を時間 t までの経過時間 s で積分した式(11)となる。

$$\begin{aligned} N_i(t) &= \gamma_{m \rightarrow i} F_m \int_0^t ds \exp(-\lambda_i^* s) \\ &= \gamma_{m \rightarrow i} F_m \frac{\{1 - \exp(-\lambda_i^* t)\}}{\lambda_i^*}. \end{aligned} \quad (11)$$

FP核種 $i = 1 \sim j$ の計算チェーンに対応して、原子数 $N_i \rightarrow \dots \rightarrow N_j$ と変化する場合、崩壊および中性子-原子核反応による N_i から N_j への寄与は式(9)の各 $\exp$ 項を時間で積分した式(12)となる。

$$\begin{aligned} N_j(t) &= \gamma_{m \rightarrow 1} F_m \sum_{n=1}^j d_n \frac{\{1 - \exp(-\lambda_n^* t)\}}{\lambda_n^*}, \quad (12) \\ d_n &= 1, \quad f_{0 \rightarrow 1} = 1 \quad (n=1), \\ d_n &= \prod_{k=1}^{j-1} \lambda_k^* f_{k-1 \rightarrow k} / \prod_{k=1}^j (\lambda_k^* - \lambda_n^*) \quad (k \neq n, n \geq 2). \end{aligned}$$

3.3 断面積の燃焼度補正

断面積は燃焼度によって変化する。S-Decay2.0は ^{235}U 、 ^{238}U 、 ^{240}Pu 、 ^{242}Pu および ^{243}Am の熱群の捕獲および核分裂断面積について式(13)に示す燃焼度に線形の補正を行っている。

$$\overline{\sigma_{x,i}^t(BU)} = \sigma_{x,i}^t (1 + C_{x,i} BU). \quad (13)$$

ここで、 $C_{x,i}$ はTable 2に示す補正係数、 BU は燃焼度(MWd/kg)である。補正は燃焼末期の ^{235}U 、 ^{239}Pu 、 ^{240}Pu および ^{244}Cm の密度を指標に、MVP-BURNで求めた熱群断面積の燃焼度依存性から設定した。Fig. 2にBWRでの ^{240}Pu の熱群捕獲断面積の燃焼度補正の例を示す。但し、 ^{240}Pu については補正の下限をMVP-BURNの結果から0.4としている。

Table 2 Correction coefficients of micro-cross sections for thermal neutron with burnup change by each reactor type.

Type	^{235}U	^{238}U	^{240}Pu	^{242}Pu	^{243}Am
BWR UOX	0.002	0.0025	-0.012	-0.03	0
BWR MOX	0.001	0.01	-0.05	-0.03	-0.005
PWR UOX	-0.0005	0.007	-0.008	-0.05	0.005
PWR MOX	0.003	0.1	-0.012	-0.05	-0.005

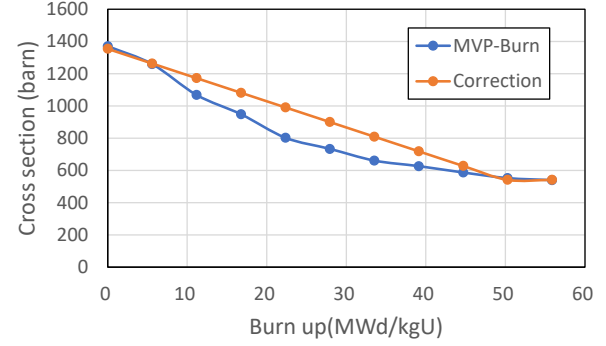


Fig. 2 Burnup correction of ^{240}Pu thermal capture cross section.

3.4 燃焼計算

^{235}U 濃縮度4.0%のBWR高燃焼度化ステップ3のUOX燃料、Pu富化度4.0%のBWR-MOX燃料(Table 3)⁸⁾、 ^{235}U 濃縮度4.7%のPWR高燃焼度化ステップ2燃料、Pu富化度10.0%のPWR-MOX燃料(Table 4)⁸⁾の各ピンセル体系について高さ1cm、線出力200W/cmの条件で燃焼計算を行い、MVP-BURN¹⁰⁾およびORLIBJ40⁸⁾の結果と比較した。3.4節以後も同様な条件で行った計算結果を示す。

Table 3 BWR fuel cell parameters.⁸⁾

Fuel assembly parameters		
Pitch (cm)		1.440
Radius of pellet (cm)		0.490
Outer radius of cladding tube (cm)		0.560
Thickness of cladding tube (cm)		0.070
Number density BWR UOX (barn ⁻¹ ·cm ⁻¹)		
Fuel	^{234}U	8.0530E-6
	^{235}U	8.8880E-4
	^{236}U	5.4190E-6
	^{238}U	2.1040E-2
	^{16}O	4.4380E-2
Cladding tube	Zr	4.3371E-2
Void = 0%	^1H	8.8510E-2
	^{16}O	4.4255E-2
Void = 40%	^1H	6.8436E-2
	^{16}O	3.4218E-2
Void = 70%	^1H	5.3380E-2
	^{16}O	2.6690E-2
Number density BWR MOX (barn ⁻¹ ·cm ⁻¹)		
Fuel	^{234}U	1.991E-6
	^{235}U	2.487E-4
	^{236}U	1.660E-6
	^{238}U	2.111E-2
	^{238}Pu	1.361E-5
	^{239}Pu	5.205E-4
	^{240}Pu	2.351E-4
	^{241}Pu	7.318E-5
	^{242}Pu	3.511E-5
	^{241}Am	7.206E-6
	^{16}O	4.466E-2
	^1H	6.245E-2
Void = 40%	^{16}O	3.147E-2

Table 4 PWR fuel cell parameters.⁸⁾

Fuel assembly parameters		
Pitch (cm)		1.265
Radius of pellet (cm)		0.412
Outer radius of cladding tube (cm)		0.476
Thickness of cladding tube (cm)		0.064
Number density PWR UOX (barn ⁻¹ ・cm ⁻¹)		
Fuel	²³⁵ U	1.072E-3
	²³⁸ U	2.146E-2
	¹⁶ O	4.505E-2
Cladding tube	Zr	3.786E-2
	Fe	2.382E-4
	Cr	6.770E-5
Moderator	¹ H	5.572E-2
	¹⁶ O	2.786E-2
	¹⁰ B	4.592E-6
	Ni	3.688E-4
	Cr	1.609E-4
	Fe	1.306E-4
Number density PWR MOX (barn ⁻¹ ・cm ⁻¹)		
Fuel	²³⁵ U	4.104E-5
	²³⁸ U	2.022E-2
	²³⁸ Pu	4.731E-5
	²³⁹ Pu	1.223E-3
	²⁴⁰ Pu	5.586E-4
	²⁴¹ Pu	2.069E-4
	²⁴² Pu	1.418E-4
	²⁴¹ Am	6.007E-5
	¹⁶ O	4.500E-2

Fig. 3 に上記 4 種類の燃料について、²³⁵U、²³⁹Pu および ²⁴⁰Pu 質量割合の燃焼度変化を示す。各計算コードとも類似の燃焼度依存性となり、燃焼末期 EOL（燃焼度：BWR 55MWd/kg, PWR 62 MWd/kg）で各原子核の質量割合は MVP-BURN に対して S-Decay2.0 で 2%の差、ORLIB で 5%の差によって、それぞれ一致した。

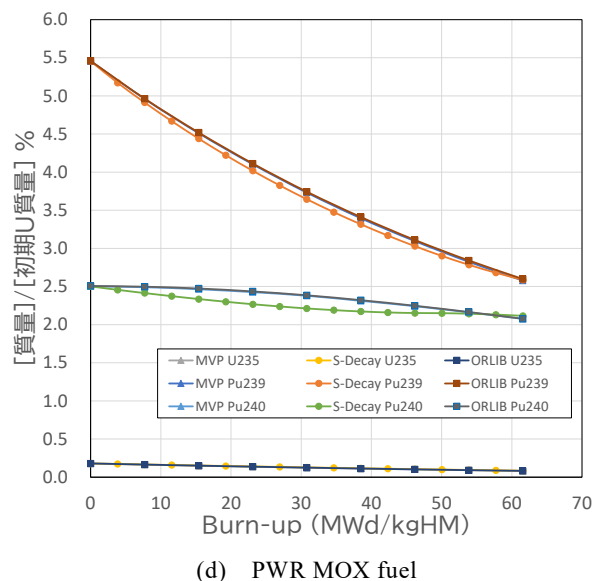
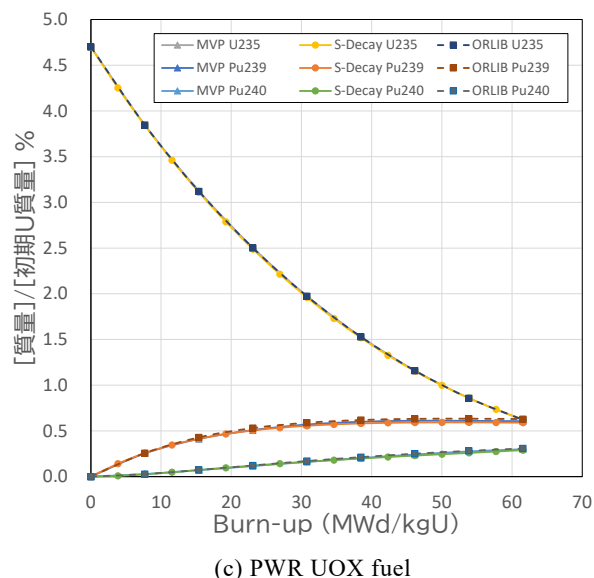
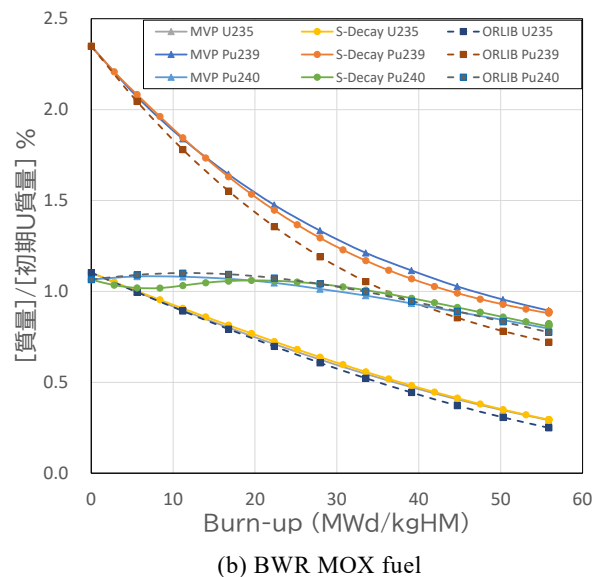
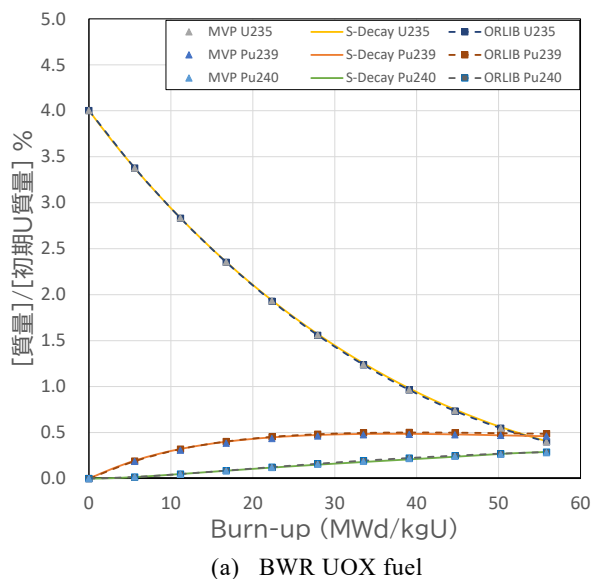


Fig. 3 Comparison of major nuclide compositions with burnup change.

なお、燃焼度を決定するための核種 i の核分裂発生エネルギー K_i は、原子量 Z 、質量数 A から ORIGEN2.2 で使用されている以下の式(14)のフィッティング式で計算した。

$$K_i = 1.29927 \times 10^{-3}(Z^2 A^{0.5}) + 33.12 \text{ (MeV/fission)}. \quad (14)$$

この K_i を用い、熱出力 P から高速群と熱群を合わせた総核分裂数 F は式(15)で求められる。

$$F = P / \sum_i K_i (\Sigma_{f,i}^F \phi^F + \Sigma_{f,i}^T \phi^T). \quad (15)$$

BWR の減速材ボイド率依存性を確認するため、ボイド率 0, 40, 70% の ^{239}Pu の燃焼度依存性を Fig. 4 に示す。各ボイド率についても妥当な燃焼度依存性となり、S-Decay2.0 の燃焼度補正は同じ値を適用できることを確認した。

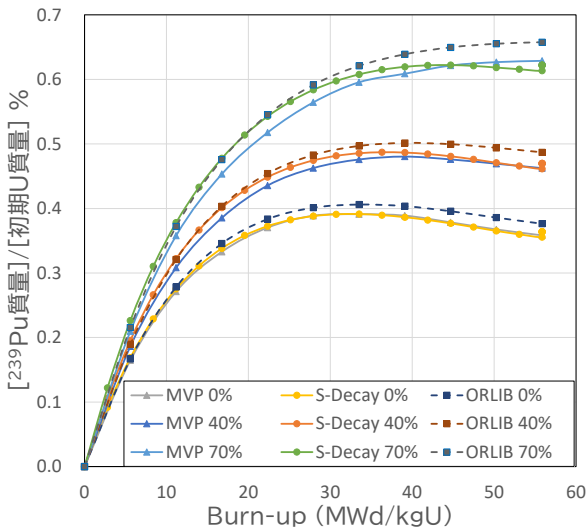


Fig. 4 Comparison of ^{239}Pu compositions with burnup change (void ratio dependence).

Fig. 3 に示した ^{235}U , ^{239}Pu , ^{240}Pu を含む主要アクチニド核種質量の燃焼末期 EOL での MVP-BURN と S-Decay2.0 の計算値の比を Table 5 に示す。その差が 10% を超える場合もあるが、概ね 10% 以下の差で一致した。

3.5 放射能と崩壊熱

放射化材料、使用済燃料内の放射能 R (Bq)は核種 i の原子数 N_i と崩壊定数 λ_i から式(16)で計算される。

$$R = \sum_i \lambda_i N_i. \quad (16)$$

崩壊熱 Q (W)は核種 i の崩壊毎の発熱量 Q_i を用いて式(17)で計算される。S-Decay2.0 では核種崩壊データライブラリ JENDL Decay Data File 2015 に収められた β 線, γ 線, α 線の放出エネルギーを合計した値を使用している。

$$Q = \sum_i \lambda_i N_i Q_i. \quad (17)$$

核分裂反応によって放出される平均中性子数 ν 値を考慮した自発核分裂中性子発生数 SN (n/s)を Table 6 に示す。核種 i の自発核分裂中性子収率データ SNY_i を用いて式(18)で計算される。

$$SN = \sum_i N_i SNY_i. \quad (18)$$

Table 5 Major nuclide ratios (S-Decay2.0 / MVP-BURN) at EOL.

Fuel type	BWR UOX			BWR MOX	PWR UOX	PWR MOX
Void ratio	0%	40%	70%	40%	-	-
^{234}U	1.06	1.04	1.01	1.01	0.98	0.96
^{235}U	1.09	1.02	0.95	1.01	1.01	1.01
^{236}U	0.98	0.97	0.96	1.00	0.96	0.99
^{237}U	1.19	1.26	1.26	0.98	1.21	0.76
^{238}U	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
^{237}Np	1.14	1.23	1.32	1.05	1.29	0.83
^{239}Np	0.96	0.97	0.98	1.01	0.99	1.16
^{238}Pu	1.21	1.14	1.08	0.96	1.06	0.94
^{239}Pu	0.99	1.00	0.98	0.98	0.97	1.00
^{240}Pu	0.88	1.03	1.18	1.02	0.97	1.02
^{241}Pu	1.08	1.02	0.92	0.99	0.96	0.90
^{242}Pu	1.04	0.96	0.90	0.81	1.00	0.67
^{241}Am	1.01	1.01	0.96	1.07	1.00	1.29
^{242}Am	1.08	1.02	0.93	0.99	0.97	1.04
^{242m}Am	1.26	1.12	0.95	1.02	0.98	1.03
^{243}Am	0.90	1.01	1.06	1.74	0.94	2.34
^{242}Cm	1.13	1.04	0.94	1.00	0.98	1.03
^{243}Cm	1.10	1.02	0.88	0.97	0.91	0.90
^{244}Cm	1.23	1.04	0.85	1.03	0.98	1.07

Table 6 Spontaneous neutron yield data (SNY).⁽¹¹⁾

Nuclides	Yield ($\text{s}^{-1}\text{g}^{-1}$)	ν value
^{232}Th	7.13E-08	1.500
^{232}U	3.87E-02	1.710
^{233}U	3.68E-04	1.750
^{234}U	6.78E-03	1.800
^{235}U	1.07E-05	1.870
^{236}U	4.28E-03	1.900
^{238}U	1.36E-02	2.000
^{237}Np	1.14E-04	2.040
^{238}Pu	2.59E+03	2.210
^{239}Pu	1.61E-02	2.320
^{240}Pu	1.03E+03	2.151
^{241}Pu	2.06E-03	2.250
^{242}Pu	1.72E+03	2.141
^{241}Am	1.14E+00	2.500
^{242}Cm	1.98E+07	2.540
^{244}Cm	1.10E+07	2.720
^{249}Bk	1.00E+05	3.400
^{252}Cf	2.31E+12	3.759

BWR 燃料および PWR 燃料の、UOX 燃料と MOX 燃料について、燃焼後の冷却期間 5 年までの崩壊熱と中性子

強度の比較を Fig. 5, Fig.6 に示す. 崩壊熱, 自発核分裂中性子発生数とも S-Decay2.0 と ORLIB は概ね 10% 程度の差で一致した. S-Decay2.0 と ORLIB による計算値の差異は主要な崩壊熱, 自発核分裂中性子発生源である ^{244}Cm の質量割合の計算差に起因するが, 利用している崩壊熱・自発核分裂中性子発生率のデータベースの差異によっても影響される.

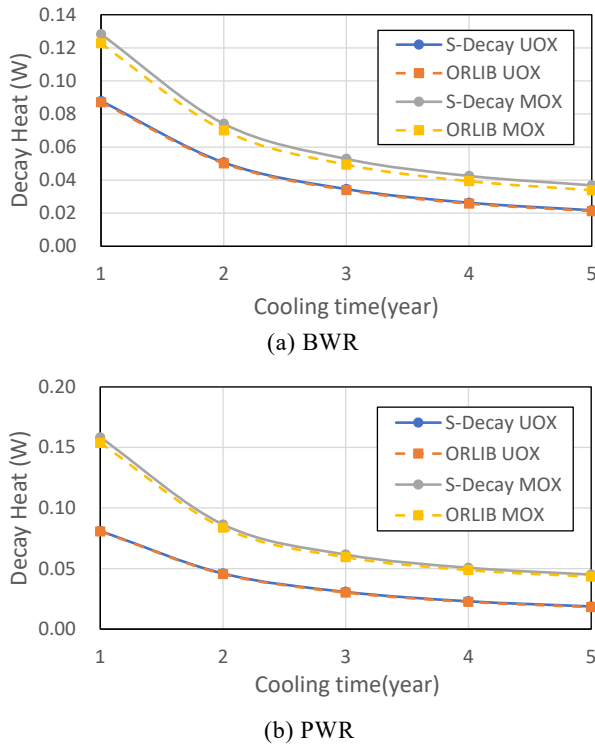


Fig. 5 Comparison of decay heats with burnup change.

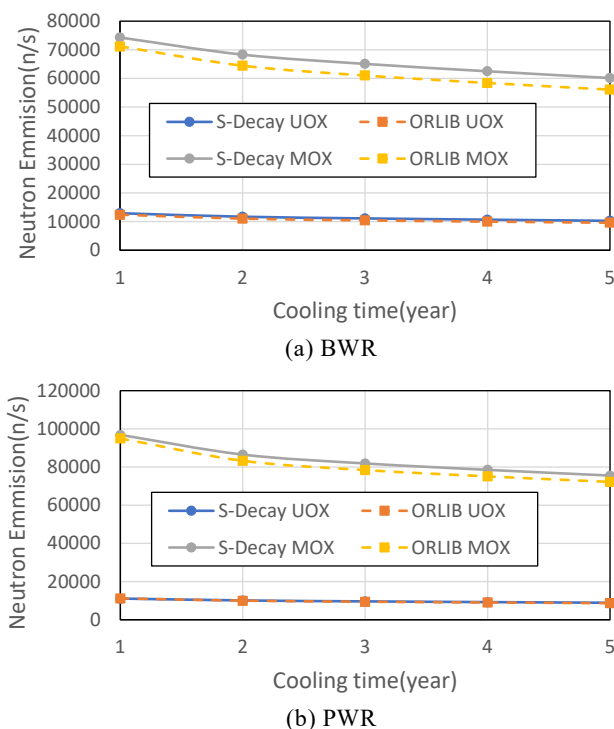


Fig. 6 Comparison of neutron emissions with burnup change.

3.6 γ 線強度

BWR UOX 燃料と PWR UOX 燃料について冷却期間 5 年の貯蔵燃料の γ 線強度のエネルギー依存性を解析し, ORLIBJ40 の解析結果と同様の傾向が解析できることが示された(Fig.7).

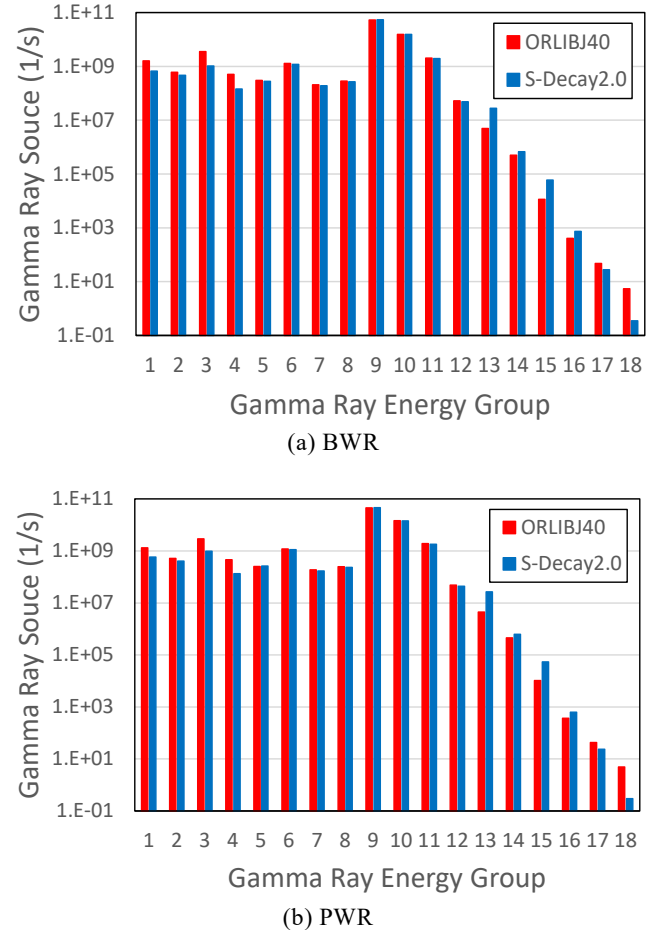


Fig. 7 Energy distribution of gamma ray intensity in stored fuel.

なお, 各エネルギー群の ORLIBJ40 の解析結果との個々の差異は今後も確認する必要がある. ここで, γ 線エネルギー群を ORIGEN2 に合わせて 18 群としているが, S-Decay2.0 では, JENDL Decay Data File 2015 の γ 線エネルギーの基礎データを利用しているため, γ 線エネルギー群構造は任意に指定できる.

3.7 潜在的リスク評価

S-Decay2.0 では, 作業員および公衆が放射性物質を空気, 水などから摂取した場合の内部被曝線量(Sv)に関わる ICRP PUBLICATION 119 に示されたデータを収めているため, 放射性物質の潜在的リスクの評価が可能である. この放射性物質の潜在的リスクは, 使用済燃料などの 100 万年に亘る超長期の潜在的リスクの評価などに利用されている. このため, 使用済燃料の 100 万年までの超長期の潜在的リスクを計算した(Fig. 8).

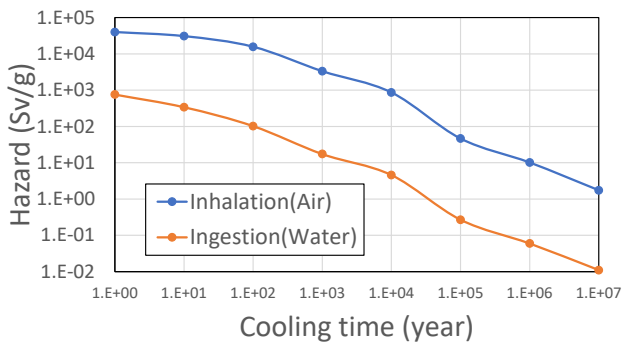
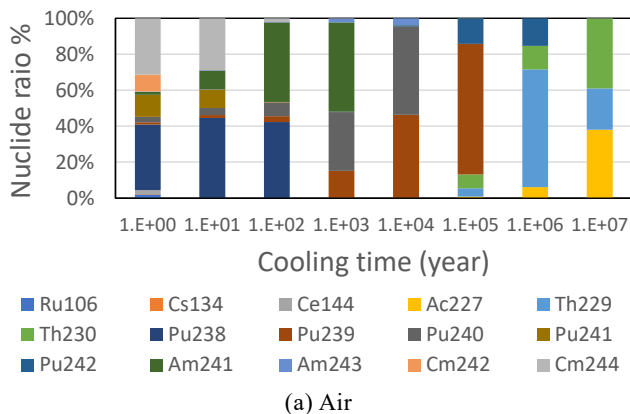


Fig. 8 radioactive hazard.

冷却年数毎に潜在的リスクに寄与する主要核種を見ると、100 年までは ^{238}Pu が主要な核種であり、10 万年後は ^{239}Pu が、100 万年後は ^{229}Th が主要核種であった (Fig. 9)。冷却年数によって潜在的リスクに主に寄与する核種が変化する。なお、Fig. 9 は主要な核種の潜在的リスク割合を示し、他の核種も潜在的リスクに寄与する。

ORLIBJ40 でも類似の計算は可能であるがリスクデータについて、ICRP などによって核種毎の潜在的リスクの見直しが行われてきた経緯があり、核種毎の詳細な比較検討が重要である。



(a) Air

(b) Water

Fig. 9 Comparison of radioactive hazard.

3.8 放射化計算

S-Decay2.0 では、燃焼を伴わない放射化計算も可能で

ある。1 g の Co 材料 (^{59}Co が 100%) を原子炉相当の 10^{14} ($1/\text{cm}^2/\text{s}$) の中性子束で 1 年間照射した場合の (n, γ) 反応による ^{60}Co の生成量を Table 7 に示す。 ^{60}Co の生成量は中性子エネルギースペクトルに依存し、S-Decay2.0 は高速と熱中性子束の割合 $\phi^F/\phi^T = R$ を入力することで、中性子エネルギースペクトル依存性を容易に計算できる。ORLIBJ40 及び MVP の ^{59}Co の微視的吸収断面積を用いた計算結果とは若干異なるが、BWR UOX より BWR MOX で ^{60}Co の生成量が低減する効果は類似である。

Table 7 Amount of ^{60}Co production mass.

Fuel type	BWR UOX	BWR MOX	Thermal neutron only
S-Decay2.0 (g) ($\phi^F/\phi^T = R$)	0.01448 (4.756)	0.00929 (17.65)	0.048618 (-)
ORLIBJ40 (g)	0.01568	0.01287	-
MVP (g)	0.01589	0.01084	-

4. まとめ

教育用の放射性核種の生成・崩壊計算コード S-Decay を改訂し、原子核の中性子断面積に 2 群定数ライブラリを用いる S-Decay2.0 とした。核種崩壊データライブラリ JENDL Decay Data File 2015、多群断面積ライブラリ MATXS-LIB-J40、核分裂生成物収率データファイル Fission Yields Data File 2011、内部被曝リスクデータをまとめた ICRP119 などのライブラリとデータを利用した。S-Decay と同様に Microsoft 社 Excel + VBA を用いて S-Decay2.0 は動作する。

S-Decay2.0 では高速群と熱群の 2 群の中性子断面積を用意し、高速群と熱群の 2 群計算で中性子スペクトルを求めることで、S-Decay とは異なり、PWR・BWR 型毎、BWR 減速材ボイド率毎の核データライブラリが不要となった。S-Decay2.0 を用いて PWR, BWR 燃料の核種組成、 γ 線強度、崩壊熱などを算出し、2 群定数を用いることによって BWR の減速材ボイド率の変化に対応することも確認した。

今後、S-Decay2.0 を本学の授業に活用するとともに、幅広く公開して初学者の教育訓練に役立てる計画である。また、実践現場へも展開していきたい。

参考文献

- 1) 松村哲夫, 亀山高範: 教育用核種生成・崩壊計算コード S-Decay の開発, 東海大学紀要工学部 Vol. 61, No. 1, pp. 13-20 (2021).
- 2) J. Katakura and F. Minato: JENDL Decay Data File 2015, JAEA-Data/Code 2015-030 (2016).
- 3) K. Okumura: Nuclear Data for Prediction of Isotope Generation and Depletion, JAEA-Conf 2012-001 (2012).
- 4) J. Katakura: JENDL FP Decay Data File 2011 and Fission Yields Data File 2011, JAEA-Data/Code 2011-025 (2012).
- 5) ICRP Publication 119, Compendium of Dose Coefficients based on ICRP Publication 60 (2012).
- 6) K. Shibata, et al.: JENDL-4.0: A New Library for Nuclear

- Science and Engineering, J. Nucl. Sci. Technol. 48 [1], p.1-30 (2011).
- 7) R. Macfarlane, et al.: The NJOY Nuclear Data Processing System, Version 2016, LA-UR-17-20093 (2017).
- 8) 奥村啓介, 杉野和輝, 小嶋健介, 神智之, 岡本力, 片倉純一: JENDL-4.0 に基づく ORIGEN2 用断面積ライブラリセット: ORLIBJ40, JAEA-Data/Code2012-032 (2013).
- 9) Y. Nagaya, K. Okumura, T. Sakurai, T. Mori: "MVP/GMVP Version 3: General Purpose Monte Carlo Codes for Neutron and Photon Transport Calculations Based on Continuous Energy and Multigroup Methods," JAEA-Data/Code 2016-019 (2016).
- 10) K. Okumura, T. Mori, M. Nakagawa, K. Kaneko: Validation of a Continuous-energy Monte Carlo Burn-up Code MVP-BURN and Its Application to Analysis of Post Irradiation Experiment, J. Nucl. Sci. Technol. 37 [2], p. 128-138 (2000).
- 11) S. Simakov, M. Verpelli, N. Otsuka: Update of the nuclear data for the neutron emissions for actinides of interest, IAEA notes.
https://www-nds.iaea.org/sgnucdat/SF_n-Yield_20150313.pdf.

マイクロ波を用いたリン酸マンガシリチウムの合成 と電気化学特性

中 拓也^{*1} 庄野久実^{*2} 浅香 隆^{*3} 松前義治^{*4} 樋口昌史^{*3}

Synthesis of Lithium Manganese Phosphate by Microwave-Assisted Method and its Electrochemical Properties

by

Takuya NAKA^{*1}, Kumi SHONO^{*2}, Takashi ASAKA^{*3},
Yoshiharu MATSUMAE^{*4} and Masashi HIGUCHI^{*3}

(Received on Apr. 2, 2026 and accepted on May 25, 2026)

Abstract

Lithium manganese phosphate (LiMnPO_4) was synthesized by a microwave-assisted method, and the synthesis conditions as well as its electrochemical properties were systematically investigated. It was found that single-phase LiMnPO_4 could be successfully obtained by microwave irradiation at 500 W for 10 min under an Ar atmosphere with the addition of 3.0 mass% acetylene black (AB). The synthesized LiMnPO_4 consisted of particles with sizes ranging from 100 to 150 nm. Electrochemical measurements revealed a high operating voltage of approximately 4.0 V; however, the initial discharge capacity was limited to $24 \text{ mA} \cdot \text{h} \cdot \text{g}^{-1}$, which is significantly lower than the theoretical value. To improve the electrochemical performance, a carbon coating was applied to the LiMnPO_4 particles using a polyvinyl alcohol (PVA) solution followed by heat treatment. As a result, the discharge capacity was significantly enhanced to $96 \text{ mA} \cdot \text{h} \cdot \text{g}^{-1}$ due to improved electronic conductivity. These results demonstrate that the microwave-assisted method is an effective approach for the rapid synthesis of LiMnPO_4 , and that carbon coating is a promising strategy to enhance its electrochemical performance. Further optimization of particle morphology and carbon coating is expected to achieve higher capacity and improved battery performance.

Keywords: Lithium manganese phosphate, Cathode material, Microwave-assisted method

1. はじめに

リチウムイオン電池は、スマートフォンなどの小型電子情報機器から車載機器まで、電源デバイスとして欠かせないものとなっている。リチウムイオン電池に求められる性能は、電圧、容量、耐久性など、利用用途や応用分野によって多岐にわたる。特に、電気自動車やハイブリッド自動車向けのリチウムイオン電池では、高耐久性、安全性、大容量および低コスト化に対する要求が高く、さらなる高性能化に向けた研究開発が進められている。

大容量向けのリチウムイオン電池では、その主要構成部材である正極材料としてリン酸鉄リチウム (LiFePO_4) が実用化されている¹⁾。この物質は、電気化学的に安定な構造を有するオリビン型構造をもつ²⁾。しかし LiFePO_4 を用いてリチウムイオン電池を構成した場合、他の正極材料と比較して動作電位が低い (3.4V) という問題があ

る³⁾。そこで、 LiFePO_4 と同じオリビン型構造を有しながら 4.1V と高い動作電位を示す正極材料として、リン酸マンガシリチウム (LiMnPO_4) が注目されている⁴⁾⁻¹⁰⁾。

近年、化学物質の新しい合成法として利用されている手法にマイクロ波を用いた合成法がある¹¹⁾⁻¹³⁾。マイクロ波を用いた合成法は、電磁波であるマイクロ波を化学物質に照射し、化学物質に対するマイクロ波の透過、吸収、反射を利用して化学反応を誘起する方法である。マイクロ波を吸収する化学物質は迅速に反応する一方で、吸収しない物質は反応しにくいいため、化学反応を選択的かつ非平衡に進行させることが可能であり、従来の方法では合成困難であった化学物質の合成も可能とされている。マイクロ波を用いた合成は、高分子などの有機化合物から合金の合成まで幅広い分野で応用されており、無機化合物の合成にも広く展開されている¹¹⁾⁻¹³⁾。筆者らも、これまでに、マイクロ波を用いた合成法でリチウムイオン電池用正極材料の研究を行っており、 LiFePO_4 を短時間で合成できることを報告している^{14), 15)}。

*1 工学研究科工業化学専攻修士課程 (修了)

*2 東京電力ホールディングス株式会社

*3 工学部応用化学科教授

*4 工学部応用化学科准教授

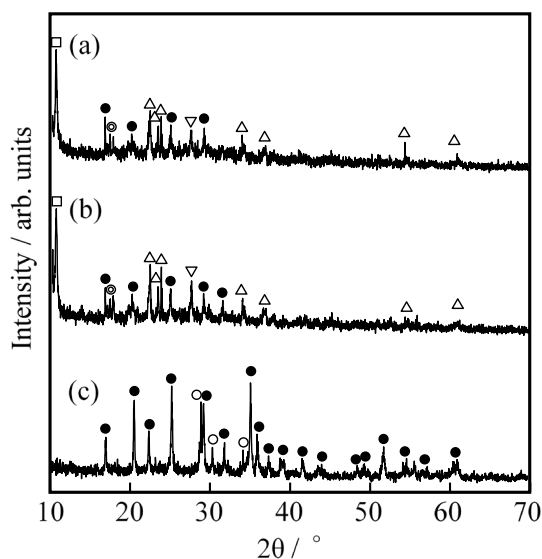


Fig. 1 XRD patterns of samples synthesized at a microwave output of 700 W for 10 min under an Ar atmosphere using starting materials containing (a) 2.0 mass% AB, (b) 2.5 mass% AB, and (c) 3.0 mass% AB.
●: LiMnPO_4 , △: Li_3PO_4 , ▽: LiPO_3 , □: $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$, ○: $\text{Mn}_2\text{P}_2\text{O}_7$, ◎: Mn_3O_4

本報では、リチウムイオン電池用正極材料として検討されているリン酸マンガンリチウム (LiMnPO_4) を対象に、マイクロ波を用いた合成を行った。さらに、得られた試料の電気化学特性を評価し、その特性向上について検討した結果を報告する。

2. 実験

炭酸リチウム (Li_2CO_3 , 富士フィルム和光純薬株式会社製, 特級試薬), 乳酸マンガ ($\text{Mn}(\text{CH}_3\text{CHOHCOO})_2 \cdot 3\text{H}_2\text{O}$, キンダ化学株式会社製, 特級試薬), リン酸二水素アンモニウム ($\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$, 関東化学株式会社製, 特級試薬) を出発原料として用い, $\text{Li}:\text{Mn}:\text{P} = 1:1:1$ の組成 (モル比) となるように秤量した。これらをメノウ製容器およびメノウ製ボールを用いて, 遊星ボールミル (Retsch 社製, PM100) により 200rpm, 1 時間混合した。その後, 混合原料は 60°C の乾燥機中で 24 時間乾燥させた。

マイクロ波を用いて無機化合物を迅速かつ円滑に合成するためには, 原料粉末中にマイクロ波を強く吸収する化学物質が存在することが重要である¹⁵⁾。本研究では, 強いマイクロ波吸収特性を有する化学物質としてアセチレンブラック (AB, 富士フィルム和光純薬株式会社製) を 0–5.0 mass% の範囲で原料粉末に添加した。調製した原料粉末はアルミナに移し, 市販の電子レンジ (Haier 社製, JM-17C, 2.4GHz) を用いたマイクロ波照射装置内に設置した。装置内に 100sccm の Ar ガスを導入しながら, 0–15 分間マイクロ波照射して試料を合成した。

合成した試料は, $\text{CuK}\alpha$ 線を用いた粉末 X 線回折装置 (XRD, Bruker AXS 社製, Discover D8) による生成相の

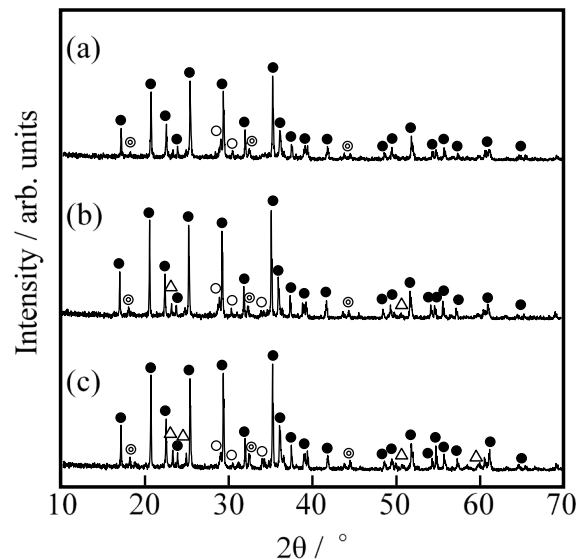


Fig. 2 XRD patterns of samples synthesized from starting materials containing 3.0 mass% AB under an Ar atmosphere at a microwave output of 700 W for 10 min. The compositions of the starting materials are (a) $\text{Li}_{1.2}\text{MnPO}_4$, (b) $\text{Li}_{1.4}\text{MnPO}_4$, and (c) $\text{Li}_{1.6}\text{MnPO}_4$.
●: LiMnPO_4 , △: Li_3PO_4 , ○: $\text{Mn}_2\text{P}_2\text{O}_7$, ◎: Mn_3O_4

同定を行った。また, フーリエ変換赤外分光光度計 (FT-IR, 島津製作所製, FT-IR8400) により試料中の成分分析を行った。さらに, 電界放出型走査型電子顕微鏡 (FE-SEM, 日立ハイテクノロジーズ社製, S4200) および電界放出型透過型電子顕微鏡 (FE-TEM, 日立ハイテクノロジーズ社製, HF-2200TU) を用いて形状観察を行った。

マイクロ波を用いた合成により得られた LiMnPO_4 に対し, 導電助剤としてアセチレンブラック (AB), バインダーとしてポリテトラフルオロエチレン (PTFE) 及び溶媒であるトルエン (富士フィルム和光純薬株式会社製, 特級試薬) を加えて混合し, 電極シートを作製した。この電極シートを正極, リチウム金属を負極として, グローブボックス内で二極式金属製セルを組み立てた。作製した電池は, 充放電装置 (北斗電工株式会社, HJ-101M6) を用いて, 電流密度 $20\text{mA} \cdot \text{g}^{-1}$, カットオフ電圧 2.5–4.5V の条件で定電流充放電試験を行った。

3. 結果および考察

3.1 マイクロ波を用いた LiMnPO_4 の合成と原料組成の影響

マイクロ波照射装置 (電子レンジ) の出力を 700W に設定し, 2.0–3.0mass% のアセチレンブラック (AB) を添加した出発原料に 10 分間マイクロ波照射して得られた試料の XRD 測定結果を Fig.1 に示す。1.5mass% 以下の AB を添加した場合, マイクロ波を照射しても原料に顕著な変化は認められなかった。2.0–2.5mass% AB を添加した出発原料は, Fig.1(a), (b) に示すように, LiMnPO_4 の回折ピークが確認できた。しかしながら, 副生成相として LiPO_3 や Li_3PO_4 , および未反応の $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$ が確認

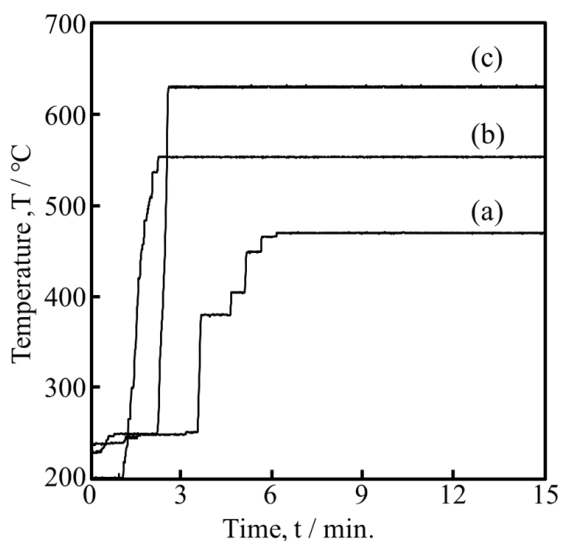


Fig. 3 Surface temperature profiles of samples synthesized from starting materials containing 3.0 mass% AB under an Ar atmosphere at microwave outputs of (a) 400 W, (b) 500 W, and (c) 700 W.

された。AB 添加量が 2.5mass%以下では、未反応の原料が残存していることから、AB 添加量が少量のためマイクロ波吸収が不十分であり、出発原料がマイクロ波によって十分に反応しなかったものと考えられる。一方、3.0mass%AB を添加した場合 (Fig.1(c)) には、 LiMnPO_4 に加えて $\text{Mn}_2\text{P}_2\text{O}_7$ の生成が確認された。なお、3.5mass%以上の AB を添加した場合には、原料が発火して熔融した状態となり試料の回収が困難であった。電気炉を用いた固相反応による LiMnPO_4 の合成では、Li が原料中に不足した場合に $\text{Mn}_2\text{P}_2\text{O}_7$ の副生成相がみられるとの報告がある¹⁶⁾。したがって、本条件においても、 LiMnPO_4 の生成は確認されたものの、局所的な Li 不足に起因して $\text{Mn}_2\text{P}_2\text{O}_7$ が生成したと考えられる。

つぎに、リチウム原料を過剰とするため、出発原料の組成 (モル比) を $\text{Li}:\text{Mn}:\text{P} = 1.2-1.6:1:1$ に調整し、3.0 mass%AB を添加して、マイクロ波出力 700W, 10 分間の照射でマイクロ波合成を行った。その XRD 測定結果を Fig.2 に示す。 $\text{Li}:\text{Mn}:\text{P} = 1.2:1:1$ の場合 (Fig.2(a)) では、 LiMnPO_4 の生成が確認されたが、加えて $\text{Mn}_2\text{P}_2\text{O}_7$ と Mn_3O_4 も確認された。さらに、 $\text{Li}:\text{Mn}:\text{P} = 1.4-1.6:1:1$ (Fig.2(b), (c)) の場合では、 LiMnPO_4 に加えて $\text{Mn}_2\text{P}_2\text{O}_7$ 、さらに Mn_3O_4 、および Li_3PO_4 が確認された。

3.2 LiMnPO_4 の合成におけるマイクロ波出力の影響

出発原料への AB 添加量やリチウム原料の組成を調節しマイクロ波合成した場合でも、 LiMnPO_4 単相の合成は難しいことが判明した。そこで、AB 添加量を 3.0mass% に固定し、Ar 雰囲気下においてマイクロ波出力を変化させてマイクロ波照射を行った際に、試料の温度変化を赤外線放射温度計 (レック製, IGA-VAL1) で測定した。

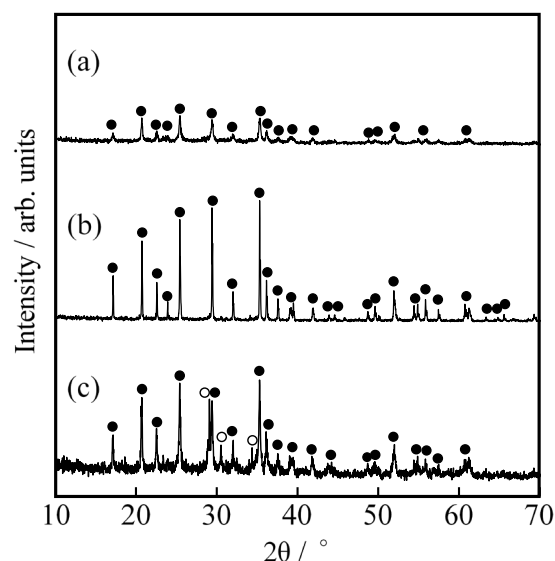


Fig. 4 XRD patterns of samples synthesized from starting materials containing 3.0 mass% AB under an Ar atmosphere at microwave outputs of (a) 400 W, (b) 500 W, and (c) 700 W for 10 min.

●: LiMnPO_4 , △: Li_3PO_4 , ○: $\text{Mn}_2\text{P}_2\text{O}_7$.

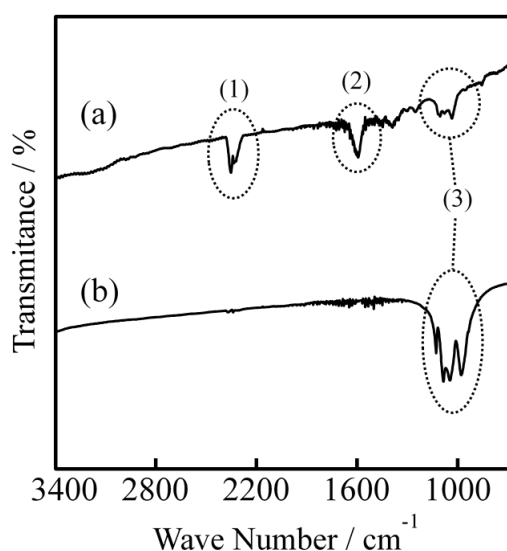
その結果を Fig.3 に示す。400W (Fig.3(a)) では、マイクロ波照射開始後、試料温度は比較的緩やかに上昇し、6 後に約 470°C に到達した後、ほぼ一定となった。一方、500W (Fig.3(b)) および 700W (Fig.3(c)) では、マイクロ波照射直後から急激な温度上昇が観察され、それぞれ 2 分後には約 550°C および約 630°C に到達し、その後は一定となった。これらの結果から、マイクロ波出力の増加に伴い昇温速度および到達温度が大きく増加し、出力制御により反応温度を制御可能であることが確認された。

つぎに、これらの条件下で合成した試料の XRD 測定結果を Fig.4 に示す。マイクロ波出力 400W で合成した試料 (Fig.4(a)) は、主に LiMnPO_4 相が生成したが、 Li_3PO_4 が副生成相として確認された。500W で合成した試料 (Fig.4(b)) は LiMnPO_4 の単相のみ得られた。なお 700W で合成した試料 (Fig.1(c)) は、 LiMnPO_4 と $\text{Mn}_2\text{P}_2\text{O}_7$ の生成相が確認されている。よってこれらの結果から、マイクロ波出力が 500W 及び AB 添加量が 3.0mass% の合成条件で LiMnPO_4 単相を短時間で得られることがわかった。この結果は、約 550°C 付近の温度領域において、各原料の分解と反応がバランスよく進行し、副反応を抑制しながらオリビン構造が安定に形成されるものと推察される。

Table 1 に、マイクロ波出力を調節し、2.0-3.5mass%AB を添加した出発原料よりマイクロ波合成を 10 分間行って得られた試料の XRD 結果をまとめる。これらの結果が示すように、マイクロ波出力と AB 添加量の相互作用により LiMnPO_4 の合成反応が起きていることがわかる。すなわち、マイクロ波が低出力および AB 添加量が少ない条件では反応は進まず、マイクロ波が高出力および AB 添加量が多くなると反応は迅速に進み過剰な発熱を伴う反応が生じる。このことは、 LiMnPO_4 単相のみを得た

Table 1 Summary of XRD results for samples synthesized by the microwave-assisted method.

Microwave Output	Amount of acetylene black(AB) added to the starting material (mass%)			
	2.0	2.5	3.0	3.5
400W	NH ₄ H ₂ PO ₄ , P ₂ O ₅ LiMnPO ₄ , Li ₃ PO ₄	NH ₄ H ₂ PO ₄ , P ₂ O ₅ LiMnPO ₄ , Li ₃ PO ₄	LiMnPO ₄ Li ₃ PO ₄	melt
500W	NH ₄ H ₂ PO ₄ , P ₂ O ₅ LiMnPO ₄ , Li ₃ PO ₄	LiMnPO ₄ , Li ₃ PO ₄ NH ₄ H ₂ PO ₄ , P ₂ O ₅	LiMnPO ₄	melt
700W	NH ₄ H ₂ PO ₄ , Li ₃ PO ₄ LiMnPO ₄ , LiPO ₃ Mn ₃ O ₄	NH ₄ H ₂ PO ₄ , Li ₃ PO ₄ LiMnPO ₄ , LiPO ₃ Mn ₃ O ₄	LiMnPO ₄ Mn ₂ P ₂ O ₇	melt

Fig. 5 FT-IR spectra of (a) the starting material containing 3.0 mass% AB and (b) LiMnPO₄ synthesized by the microwave-assisted method.

(1) —NH₄ band (2) C=O band (3) PO₄³⁻ band

めには、マイクロ波出力とマイクロ波吸収物質の添加量を調整し、合成条件を最適化することが重要であることを示している。

3.0mass%AB を添加した出発原料を用いマイクロ波出力 500W, 10 分間で合成して得られた LiMnPO₄ について測定した FT-IR 結果を Fig.5 に示す。3.0mass%AB を添加した出発原料の吸収スペクトル (Fig.5(a)) は、出発原料である NH₄H₂PO₄ 由来の NH₄ 基を示す吸収帯 (Fig.5 中の (1)) と Mn(CH₃CHOHCOO)₂·3H₂O 由来の C=O 基を示す吸収帯 (Fig.5 中の (2)) が確認された。一方、Fig.5(b) に示すマイクロ波合成して得られた LiMnPO₄ では、NH₄ 基および C=O 基を示す吸収帯は消失し、PO₄³⁻ 基に由来する吸収帯 (Fig.5 中の (3)) のみが確認された¹⁷⁾。この結果は、マイクロ波照射により出発原料の分解が進行し、得られた LiMnPO₄ 中に有機成分やアンモニウム種が残存していないことを示している。XRD 結果と併せて、本条件でマイクロ波合成した試料は、高純度の LiMnPO₄ が合成できたと思われる。

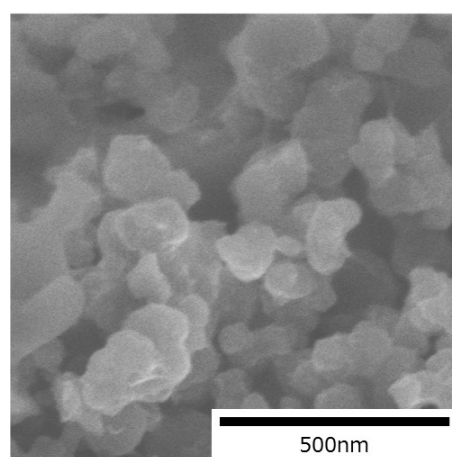
Fig. 6 SEM image of LiMnPO₄ synthesized from starting materials containing 3.0 mass% AB under an Ar atmosphere at a microwave output of 500 W for 10 min.

Fig.6 は、マイクロ波合成して得られた LiMnPO₄ の SEM 画像である。得られた LiMnPO₄ は、粒子径 100–150nm で球状および多面体が混在した不均一な粒子であった。吉田らの報告によると、急激な温度上昇と降下が結晶形成に悪影響を与えるとされる¹⁸⁾。今回、本研究でマイクロ波合成した LiMnPO₄ 粒子は不均一な形状であったが、マイクロ出力を下げた反応温度の上昇を調節することにより均一で微細な粒子を得ることができると期待される。

3.3 合成した LiMnPO₄ の電気化学的特性と炭素添加による影響

合成した LiMnPO₄ を用いて作製した金属セルの放電結果を Fig.7 に示す。合成した LiMnPO₄ の放電電圧は 4.0V と高い値を示し LiMnPO₄ に特有の高電位特性が確認された。しかし、初期放電容量は放電電位 2.5V の際に 21mA·h·g⁻¹ であり理論容量 (171mA·h·g⁻¹) を大きく下回った。この要因として、LiMnPO₄ を正極材料として使用する場合、LiMnPO₄ が低い電気伝導性を示し放電容量

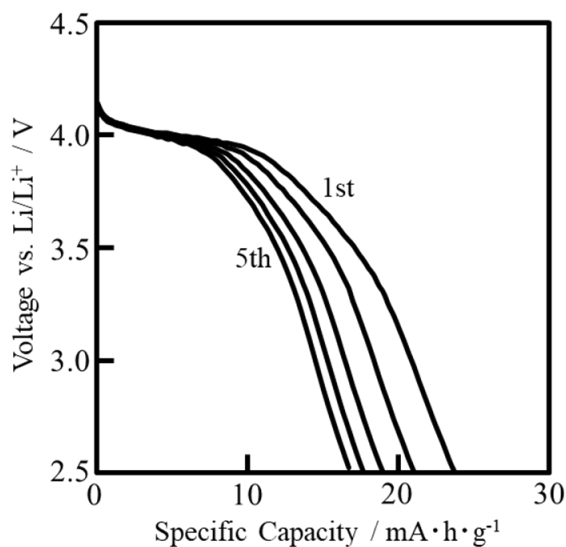


Fig. 7 Discharge curves from the 1st to 5th cycles of LiMnPO_4 synthesized by the microwave-assisted method. Measurements were performed at 25 °C with a cutoff voltage range of 2.5–4.5 V and a current density of 20 mA g^{-1} .

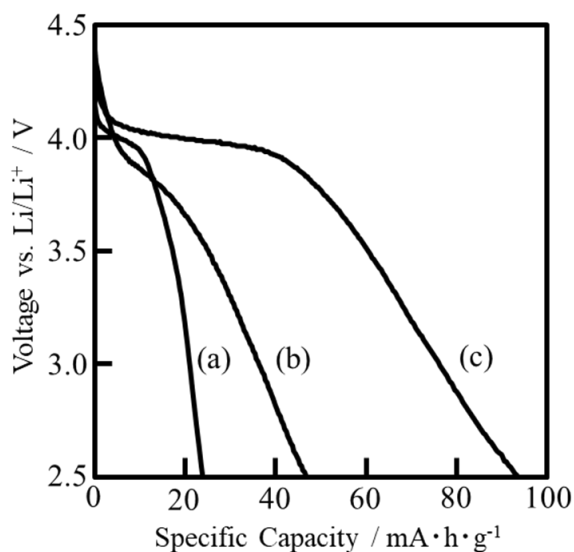


Fig. 8 Discharge curves of microwave-synthesized LiMnPO_4 particles after carbonization using (a) 0 mass% PVA solution, (b) 10 mass% PVA solution, and (c) 25 mass% PVA solution.

が大きく低下するという報告がある¹⁸⁾。さらに、本研究で得られた粒子は不均一な形態を有しており、粒子間接触抵抗や電解液との界面抵抗の増大も容量低下の一因と考えられる。これらの課題を改善するため、 LiMnPO_4 粒子表面に炭素をコーティングする処理を行うと放電容量の向上が期待出来るという報告がある^{10),18)-20)}。そこで本研究では、これらの報告を参考にして、マイクロ波合成した LiMnPO_4 粒子を 10–25mass% PVA 水溶液へ加え、混合して 100°C で真空乾燥後、電気炉を用いて N_2 ガス雰囲気下で 700°C、1 時間加熱し炭化処理を行った。

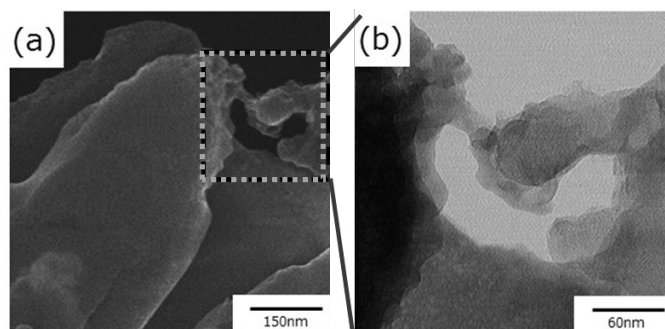


Fig. 9 (a) SEM and (b) TEM images of microwave-synthesized LiMnPO_4 particles carbonized using a 25 mass% PVA solution..

Fig.8 に、PVA 溶液を用いて炭化処理した LiMnPO_4 粒子の初期放電曲線を示す。Fig.8(a)は、炭化処理を行っていない LiMnPO_4 である。Fig.8(b)に示すように、10mass% PVA 水溶液を用いて炭素処理した LiMnPO_4 では、放電容量は $46 \text{ mA} \cdot \text{h} \cdot \text{g}^{-1}$ まで向上した。さらに、25mass% PVA 水溶液を用いた場合 (Fig.8(c)) は、放電容量は $96 \text{ mA} \cdot \text{h} \cdot \text{g}^{-1}$ まで向上した。

Fig.9 は、25mass% PVA 水溶液を用いて炭化処理した LiMnPO_4 粒子を SEM および TEM を用いて観察した結果である。Fig.9(a)に示す SEM 画像から、 LiMnPO_4 粒子表面を被覆するような付着物の存在が確認できた。この付着物を TEM で観察し (Fig.9(b))、TEM-EDX 解析を行った結果、付着物の主成分は炭素であることが明らかとなった。この結果から、マイクロ波合成した LiMnPO_4 は、水熱法やソルボサーマル法などの他の合成法で調製した LiMnPO_4 と同様に^{10),21)}、PVA 水溶液を用いて粒子表面を炭化処理することでマイクロ波合成した LiMnPO_4 の放電容量が向上することを見出した。

4 まとめ

本報では、マイクロ波合成法によりリン酸マンガンリチウム (LiMnPO_4) の合成を行い、合成条件の最適化および電気化学特性の評価を実施した。その結果、Ar ガス雰囲気下でアセチレンブラック (AB) を 3.0mass% 添加し、出力 500W のマイクロ波を 10 分間照射することで、 LiMnPO_4 単相を短時間で合成できることを明らかにした。

得られた LiMnPO_4 は粒径 100–150nm の微粒子から構成されていた。電気化学特性評価の結果、約 4.0V の高い動作電圧を示すことが確認されたが初期放電容量は $21 \text{ mA} \cdot \text{h} \cdot \text{g}^{-1}$ と低い値にとどまった。そこで、マイクロ波合成した LiMnPO_4 粒子表面に対して PVA 水溶液を用いた

炭化処理を行うことで、放電容量 $96\text{mA}\cdot\text{h}\cdot\text{g}^{-1}$ まで向上がはかれた。

以上より、マイクロ波合成法は LiMnPO_4 の迅速な合成手法として有効であり、さらに炭素被覆を組み合わせることで電気化学特性の改善が可能であることが示された。今後は、粒子構造および炭素被覆状態の最適化により、さらなる性能向上が期待される。

参考文献

- 1) 向井孝志, 坂本太地, *FB テクニカルニュース*, **79**, 2-10 (2023).
- 2) A. Yamada, S.C. Chung, K. Hinokuma, *J. Electrochem. Soc.*, **148**, A224-A229 (2001).
- 3) S. Okada, S. Sawa, M. Egashira, J. Yamaki, M. Tabuchi, H. Kageyama, T. Konishi, A. Yoshino, *J. Power Sources*, **97-98**, 430-432 (2001).
- 4) S. K. Martha, B. Markovsky, J. Grinblat, Y. Gofer, O. Haik, E. Zinigrad, D. Aurbach, T. Drezen, D. Wang, G. Deghenghi and I. Exnar, *J. Electrochem. Soc.*, **156**, A541-A552 (2009).
- 5) V. Aravindan, J. Gnanaraj, Y. S. Lee, S. Madhavi, *J. Mater. Chem. A*, **11**, 3518-3539 (2013).
- 6) J. O. Herrera, H. Camacho-Montes, L. E. Fuentes, L. Álvarez-Contreras, *J. Mater. Sci. Chem. Eng.*, **3**, 54-64 (2015).
- 7) P. Voepel, C. Suchomski, A. Hofmann, S. Gross, P. Dolcet, B. M. Smarsly, *CrystEngComm*, **18**, 316-327 (2016).
- 8) Z. Bakenov, I. Taniguchi, *Electrochem. commun.*, **12**, 75-78 (2010).
- 9) L. Z. Wang, K. Wang, Y. Zhang, L. S. Zhang, K. Q. Zhang, Y. J. Han, *Adv. Mater. Res.*, **287-290**, 1299-1303 (2011).
- 10) Y. Mizuno, M. Kotobuki, H. Munakata, K. Kanamura, *J. Ceram. Soc. Japan*, **117**, 1225-1228 (2009).
- 11) S. Komarneni, R. Roy and Q. H. Li, *Mater. Res. Bull.*, **27**, 1393-1405 (1992).
- 12) D. E. Clark, W. H. Sutton, *Annu. Rev. Mater. Sci.*, **26**, 299-331 (1996).
- 13) D. M. P. Mingos, D. R. Baghurst, *Chem. Soc. Rev.*, **20**, 1-47 (1997).
- 14) M. Higuchi, K. Katayama, Y. Azuma, M. Yukawa, M. Suhara, *J. Power Sources*, **119-121**, 258-261 (2003).
- 15) M. Higuchi, T. Tsuruoka, T. Asaka, T. Mihara, M. Suhara, K. Katayama, Y. Azuma, *Key Eng. Mater.*, **269**, 147-150 (2004).
- 16) J. Xiao, N. A. Chernova, S. Upreti, X. Chen, Z. Li, Z. Deng, D. Choi, W. Xu, Z. Nie, G. L. Graff, J. Liu, M. S. Whittingham, J. G. Zhang, *Phys. Chem. Chem. Phys.*, **13**, 18099-18106 (2011).
- 17) N. S. Norberg, R. Kostecki, *Electrochim. Acta*, **56**, 9168-9171 (2011).
- 18) J. Yoshida, S. Nakanishi, H. Ida, A. Kondo, H. Abe, M. Naito, *Adv. Powder Technol.*, **24**, 829-832 (2013).
- 19) N. H. Kwon, D. M. Makanda, K. M. Fromm, *Batteries*, **4**, 50 (2018).
- 20) H. C. Dinh, S. Mho, Y. Kang, I. H. Yeo, *J. Power Sources*, **244**, 189-195 (2013).
- 21) Y. Kadoma, K. Harata, H. Watanabe, N. Kumagai, K. UI, *Electrochemistry*, **82**, 456-461 (2014).

非接触プラズマ安定形成のためのガス導入位置 最適化に関する基礎研究

岡田尚徳^{*1} 利根川昭^{*2} 夏目祥揮^{*3} 佐藤浩之助^{*4} 沖村邦雄^{*5}

Fundamental Investigation of Gas Injection Location Optimization for Stable Detached Plasma Formation

by

Naonori OKADA^{*1}, Akira TONEGAWA^{*2}, Hiroki NATSUME^{*3}, Kohnosuke SATO^{*4} and Kunio OKIMURA^{*5}

(Received on Apr. 10, 2026 and accepted on Jun. 15, 2026)

Abstract

This study investigates the effect of gas injection location on downstream plasma behavior and detached plasma formation in the linear divertor simulator TPDsheet-U. By systematically varying the gas injection position among upstream, midstream, and downstream locations, electron temperature, electron density, and Balmer series optical emission intensities were measured as a function of downstream gas pressure. The results show that upstream gas injection induces a pronounced decline in electron temperature and density at relatively low gas pressures, indicating an earlier onset of detachment compared to downstream injection. Balmer series emission analysis further reveals that the gas injection position alters the pressure at which the emission intensity peaks, suggesting differences in neutral-particle collision and electron-ion recombination processes. A comparison of the electron-ion energy relaxation time and particle confinement time indicates that a longer characteristic transport length corresponding to upstream injection promotes conditions where energy relaxation dominates over particle transport, thereby facilitating detachment formation. These findings provide new insights into how the configuration of gas injection governs divertor plasma behavior and offer guidance for optimizing gas supply conditions in future fusion devices.

Keywords: Detached plasma, Gas injection location, Linear diverter device

1. はじめに

核融合炉の実現に向けて、プラズマによって生じるダイバータ領域への高い熱負荷は重要な課題である¹⁾。その解決手法として、プラズマ温度および粒子フラックスが低下するデタッチメント状態の形成とその制御が重要視されている²⁾。デタッチメント状態ではプラズマがターゲット板と直接接触しないため、ダイバータ板に到達する熱負荷を大幅に低減することが可能である。

一方で、デタッチメントを生成するために過剰な中性ガスを導入した場合、中性粒子がコアプラズマ領域まで拡散し、X-point MARFE と呼ばれる放射冷却による不安定現象を引き起こす可能性がある³⁾。このような不安定性はコアプラズマ性能の劣化につながるため、ダイバータ領域における中性粒子圧制御が重要となる。ダイバータプラズマにおける中性粒子圧力は、ITER では約 2～

10 Pa , 原型炉では約 2～5 Pa 程度になると推測されており、このような条件のもとで安定したデタッチメント状態を形成することが求められている^{4,5,6)}。そのため、デタッチメントを下流領域で形成しつつ、上流領域への中性粒子の拡散を抑制することが重要な研究課題となっている。デタッチメントを誘起する方法の一つとして、ガスパフによる中性粒子供給が広く用いられている⁷⁾。

一方で、ガス導入は圧力だけでなく導入位置によっても中性粒子分布やプラズマとの衝突過程が変化する可能性がある。そのため、ガス導入条件がダイバータプラズマの電子温度 T_e や電子密度 n_e などのプラズマパラメータにどのような影響を与えるかを理解することが重要である。

このようなダイバータプラズマの物理過程を詳細に調べるために、直線型プラズマ装置を用いた研究が広く行われている^{8,9,10)}。多くの直線型プラズマ装置はダイバータ領域を模擬した高密度($n_e \approx 10^{17} \sim 10^{19} \text{ m}^{-3}$ 程度)かつ低電子温度($T_e \sim 1 \sim 10 \text{ eV}$ 程度)のプラズマ条件を生成することが可能であり、プラズマ-中性粒子相互作用やデタッチメント形成過程を実験的に調べるための有効な手法として利用されている。

これまで、ガス圧力の変化がデタッチメント挙動に与

*1 総合理工学研究科総合理工学専攻

*2 理学部物理学科 特任教授

*3 国際原子力研究所 特任講師

*4 九州大学 名誉教授、核融合科学研究所 名誉教授

*5 工学部電気電子工学科 教授

える影響については多くの研究が行われている^{11,12)}。一方で、ガス導入位置の違いが下流領域のプラズマパラメータに与える影響を実験的に評価した研究は限られている^{13,14)}。特に、 T_e および n_e の観点から下流領域でのプラズマ状態を比較した研究は少なく、その影響は十分に明らかになっていない。

そこで本研究では、ガス導入位置が下流プラズマ状態およびデタッチメント挙動に与える影響を明らかにすることを目的とする。そのために、直線型ダイバータ模擬装置 TPDsheet-U を用いてガス導入位置を変化させた。さらに、プローブ計測により T_e および n_e を測定し、ガス導入位置の違いによるプラズマ特性の変化を比較した。

2. ガス導入位置制御を備えた TPDsheet-U 実験システム

本研究では、ダイバータを模擬するために Fig. 1 に示す直線型ダイバータシミュレータ TPDsheet-U を用いた^{15,16,17)}。本装置は、プラズマ発生領域、上流領域 (upstream)、中流領域 (midstream)、下流領域 (downstream) の 4 つの部分から構成されている。また、上流領域では①、中流領域では②、下流領域では③の箇所からガス導入を行い、中性粒子のガス圧力を変化させた。ここで、粒子輸送の特性長として、ターゲットからガス導入位置までの距離として定義する。したがって、上流、中流、下流の各導入位置に対応する特性長は、それぞれ約 0.7 m、0.4 m、0.15 m である。

プラズマ生成には水素ガス (H_2) を使い、直流 (DC) 放電によりプラズマを生成した。放電条件は放電電流 70 A とした。軸方向の磁場強度 B は磁場生成のための外部コイルを使用し、0~0.12 T の範囲で変化をする。なお、Fig. 1 には外部コイル電流条件に基づいて計算した軸方向磁束密度分布を示す。本実験では磁束密度 $B = 0.06$ T を基準条件として用いた。この条件は安定した直流放電が得られる標準的な動作条件であり、プラズマ生成領域から下流ターゲットにかけて磁場が空間的に緩やかに減少している。本装置では定常的な直流放電により安定したプラズマを生成することができる。さらに、高密度かつ低電子温度のプラズマ条件を実現できることから、ダイバータ領域を模擬したプラズマの再現が可能である。プラズマパラメータの計測は、ターゲット板から軸方向に 15 cm 上流の位置で行った。また、厚さ方向位置はプラズマ中心 ($r = 0$ mm) とした。本実験では、ガスは 3 箇所の導入ポートのうちいずれか 1 箇所からのみ供給し、他の導入ポートは閉止した。ガス流量はマスフローコントローラにより制御し、下流領域のガス圧力を約 0.05 Pa 刻みの圧力となるように 0~300 sccm の範囲で調整した。ガス圧力は、下流領域のチャンバ側壁に設置したキャパシタンスマノメータ (ULVAC, CCMT-1D-N16) により測定し、下流領域における代表圧力として用いた。

本研究では、ガスの導入位置を変更することで、ガス供給位置がプラズマ状態に与える影響を評価できる実験条件を設定した。実験ではプラズマ生成およびプロー

ブ計測により T_e と n_e を取得し、その後、取得した測定データを用いてガス導入位置ごとのプラズマパラメータの変化を解析した。従来研究では主にガス圧力の変化がデタッチメント挙動に与える影響が調べられてきた。本実験では、ガスの導入位置を上流・中流・下流の 3 箇所に変化させた際の下流領域のプラズマ状態のプラズマパラメータの変化を計測した。

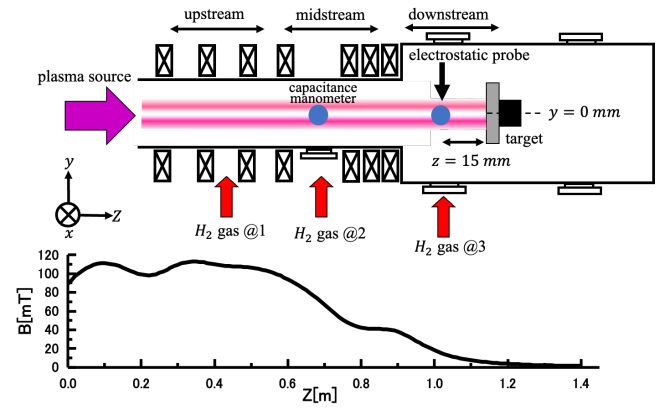


Fig. 1 Schematic of the experimental setup for TPDsheet-U.

3. ガス導入位置の違いによる下流プラズマ特性の結果

3.1 ガス導入条件による下流プラズマパラメータ

本研究では、ガス導入位置が下流領域のプラズマ状態に与える影響を明らかにするため、下流領域での T_e および n_e の変化を Fig. 2 に示す。Fig. 2 の横軸は下流領域で測定したガス圧力を示し、凡例はそれぞれのガス導入位置の違いを表している。 T_e および n_e はデタッチメント状態の進行を評価する上で重要な指標である。そのため、各ガス導入位置においてガス圧力を段階的に変化させ、その依存性を比較することで、ガス導入位置が下流領域のプラズマ特性に与える影響を評価した。

本研究で着目しているデタッチメント状態とは、ガス圧力の増加に伴い電子温度 T_e が著しく低下し ($T_e \leq 1$ eV 程度)、かつ電子密度 n_e が減少と同時に高励起からの発光を伴う現象であると定義されている。その結果、ガス圧力の増加に伴い T_e は低下し、 n_e も低下する傾向が観測された。特に、上流領域からガスを導入した場合には、比較的低いガス圧力から T_e の低下および n_e の減少が顕著となり、デタッチメントへの遷移が早期に進行する傾向が確認された。一方、下流領域からのガス導入では T_e および n_e の変化が緩やかであった。これは、ガス導入位置がターゲットに近いほど中性粒子のプラズマ中での滞在経路が短くなり、プラズマとの衝突・エネルギー交換の機会が減少するためと考えられる。この点については、エネルギー緩和時間と粒子閉じ込め時間の比較に基づく詳細な考察を第 4 節で述べる。

以上の結果から、上述のデタッチメント判定基準 ($T_e \leq 1$ eV かつ n_e の減少) に基づけば、ガス導入位置によってデタッチメントへの遷移圧力が顕著に異なることが確認された。すなわち、ガス導入位置は下流領域のプラ

ズマパラメータおよびデタッチメント挙動に強く影響を与える重要な要因であることが示された。

以上の結果を踏まえ、次にガス導入位置によるプラズマ状態の変化が中性粒子との衝突過程や再結合過程にどのように関連しているかを評価するため、可視分光計測による発光特性の解析を行った。

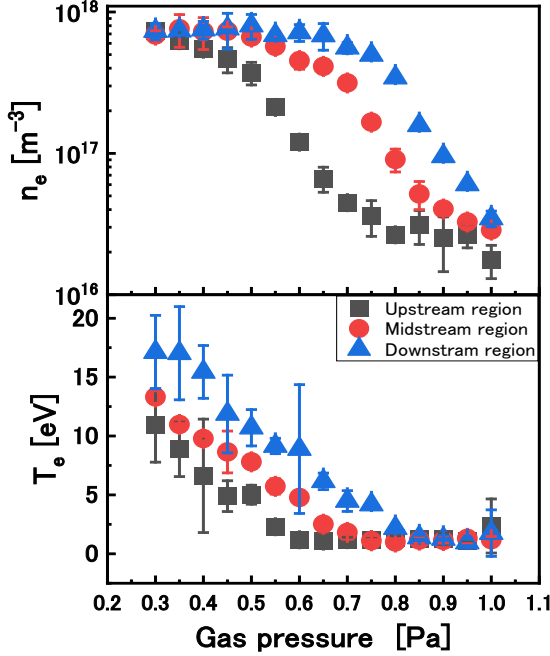


Fig.2 Electron temperature T_e and electron density n_e in the downstream region against the injected gas pressure.

3.2 ガス導入位置に応じたプラズマ発光特性の変化

本節では、各ガス導入位置に対するガス圧力変化がプラズマ発光特性に与える影響を明らかにする。前節の結果から、ガス導入位置およびガス圧力の違いにより T_e や n_e などのプラズマパラメータが変化することを確認した。しかし、これらの変化がどのような粒子過程によって引き起こされているかを理解するには、プラズマ中での原子・分子反応を直接評価する必要がある。そのため、可視分光計測を用いて水素原子のバルマー系列発光 (H_α :656 nm, H_β :486 nm, H_γ :434 nm) を取得し、中性粒子との衝突過程および再結合過程の変化を評価した。

水素原子のバルマー系列発光 (H_α : 656 nm, H_β : 486 nm, H_γ : 434 nm) は、電子衝突励起 (excitation by electron impact) および電子-イオン再結合 (electron-ion recombination: EIR) の両過程によって生成される。特に電子密度が高く電子温度が低い条件 ($n_e \gtrsim 10^{18} \text{ m}^{-3}$, $T_e \lesssim 1 \text{ eV}$ 程度) では EIR の寄与が顕著となり、発光強度はプラズマの再結合状態を反映する指標として用いられている^{9,20,21)}。また、ガス圧力の増加に伴い中性粒子密度が上昇すると、電荷交換 (CX) 過程や弾性衝突による運動量・エネルギー損失が増加し、プラズマ状態に影響を与える。これらの理由から、バルマー系列発光強度の圧力依存性を計測することで、中性粒子との衝突過程および再結合過程の変化を間接的に評価することができる。

Fig. 3 に下流領域における H_α , H_β および H_γ 発光強度

のガス圧力依存性を示す。Fig. 3 の横軸は下流領域で測定したガス圧力を示し、凡例はそれぞれのガス導入位置の違いを表している。分光計測は、下流領域のターゲット近傍を観測位置とし、径方向からの視線により取得した。分光計測にはファイバー結合型小型分光器 (StellarNet 製 BLUE-Wave VIS, 波長範囲 380–780 nm, スリット幅 14 μm) を使用し、積分時間は 342 ms で計測を行った。

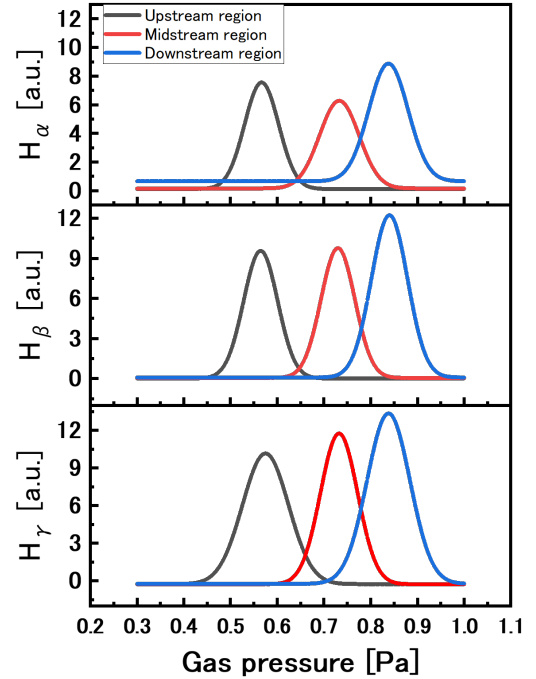


Fig. 3 H_α , H_β and H_γ emission intensities in the downstream region against the injected gas pressure.

その結果、ガス圧力の増加に伴い水素原子の発光強度は増加し、発光強度は最大値のピークに達した後に減少する傾向が観測された。特に H_α , H_β , H_γ の発光強度はガス導入位置によって異なり、上流領域からガスを導入した場合には約 0.55 Pa で最大を示したのに対し、中流領域では約 0.75 Pa, 下流領域では約 0.85 Pa で最大を示した。この結果は、ガス導入位置が変わることで、ターゲット近傍における中性粒子密度の空間分布が異なり、EIR が活発になる圧力条件 (H_α 発光のピーク圧力) がガス導入位置に依存してシフトすることを示唆している。すなわち、上流からガスを導入した場合には、中性粒子が装置全長にわたって広く分布するため、イオンと電子、又は中性粒子との衝突頻度が増加し、比較的低いガス圧力 (約 0.55 Pa) で EIR が促進される条件が下流域で達成されると考えられる。一方、中流・下流からの導入では中性粒子の分布がターゲット近傍に局在し衝突頻度が減少するため、EIR が活発になる圧力が高くなる (中流: 約 0.75 Pa, 下流: 約 0.85 Pa) と解釈できる。特に、前節で観測された T_e および n_e の低下が、このような中性粒子との衝突過程および再結合過程の変化と連動していることが示唆される。以上の知見を踏まえ、次にエネルギー緩和時間 τ_{ei} と粒子閉じ込め時間 τ_p の時間スケールを比較し、両者の関係について検討を行った。

4. 考察

エネルギー緩和時間と粒子閉じ込め時間から検討する。前節では、ガス導入位置の違いが下流領域におけるプラズマの T_e , n_e および発光特性に顕著な変化が生じることが明らかとなった。本節では、これらの変化の物理的要因を理解するため、プラズマ中でのエネルギー輸送と粒子輸送の時間スケールの関係に着目する。特に、電子とイオンのエネルギー緩和時間 τ_{ei} と粒子閉じ込め時間 τ_p を比較することで、衝突過程と輸送過程のいずれが支配的であるか明らかにするために考察する^{18,19)}。

Fig. 4 に、電子とイオンのエネルギー緩和時間 τ_{ei} のガス導入位置に対する依存性を示す。 τ_{ei} は、プローブ計測により取得した T_e および n_e を用いて式(1)より算出した。

$$\tau_{ei} = \frac{3\sqrt{2}\pi\epsilon_0^2 m_e m_i}{n_i Z_i^2 e^4 \ln \Lambda} \left(\frac{T_e}{m_e} + \frac{T_i}{m_i} \right)^{\frac{3}{2}} \quad (1)$$

ここで、 ϵ_0 は真空の誘電率、 m_e および m_i はそれぞれ電子およびイオンの質量、 n_i はイオン密度、 Z_i はイオンの電荷数、 e は素電荷、 $\ln \Lambda$ はクーロン対数を表す。また、 T_e および T_i はそれぞれ電子温度およびイオン温度である。 n_i は準中性条件 ($n_i = n_e$) と仮定し、 T_i は過去の報告に基づき $T_i = 2 \text{ eV}$ として計算した。

また、装置の幾何学条件およびプラズマ流速を考慮するためにプラズマ粒子が測定領域に滞在する時間として粒子閉じ込め時間 τ_p を式(2)より算出した。ここで、 L は粒子輸送の特性長、 C_s はイオン音速を表す。

$$\tau_p = \frac{L}{0.2C_s} \quad (2)$$

これらの時間スケールを比較することで、下流領域でのプラズマにおけるエネルギー緩和過程と粒子輸送過程の相対的な支配関係を解析した。その結果、測定範囲の大部分において $\tau_{ei}/\tau_p > 1$ となり、エネルギー緩和よりも粒子輸送が支配的であることが示された。一方、 T_e が約 1 eV 程度の低温領域、すなわち上流・中流領域からによるガス導入では $\tau_{ei}/\tau_p < 1$ となり、エネルギー緩和が粒子輸送よりも速く進行する条件となる。このため、電子とイオンの温度は平衡に近づくと考えられる。さらに上流領域からガスを導入した場合には、下流領域において比較的低いガス圧力条件でも T_e の顕著な低下が生じることが確認された。

このような条件下では、中性粒子密度の増加により衝突頻度が増加することで中性粒子がプラズマ中に長く滞在しやすく、 τ_{ei} が τ_p と同程度、あるいは $\tau_{ei} < \tau_p$ となる条件、すなわちエネルギー緩和が粒子輸送よりも速く進行する状況が形成されると考えられる。その結果、電子とイオン間のエネルギー交換が促進され、局所的に熱平衡に近い状態が形成されるとともに、再結合過程や放射損失が増加し、プラズマのさらなる冷却が進行する。

加えて、粒子輸送の特性長 L は $\tau_p = L/c_s$ の関係 (式(2)) を通じて粒子閉じ込め時間 τ_p を決定し、 τ_{ei} と τ_p の大小関係、すなわちエネルギー緩和過程と粒子輸送過程のいずれが支配的かを規定することでプラズマ状態を制御する。 L が大きい (上流ガス導入) ほど τ_p が長くなり、 $\tau_{ei} < \tau_p$ の条件が成立しやすくなるため、エネルギー緩和が促進され、下流領域でのデタッチメント形成が加速される。Fig. 4 に示すように、特性長 L が大きいほど (上流導入: $L \approx 0.7 \text{ m}$) 粒子閉じ込め時間 $\tau_p = L/c_s$ は長くなり、 $\tau_{ei} < \tau_p$ の条件が成立する温度領域 ($T_e \lesssim 1 \text{ eV}$ 付近) が広がる。一方、特性長が小さい場合 (下流導入: $L \approx 0.15 \text{ m}$) には τ_p が短くなるため、同一のガス圧力条件でも $\tau_{ei} > \tau_p$ となりやすく、粒子輸送が支配的な状態が維持される。このように、特性長の大小はエネルギー緩和過程と粒子輸送過程の相対的な重みを決定する本質的なパラメータであり、それが各ガス導入位置においてデタッチメントへの遷移圧力が異なる主因と考えられる。

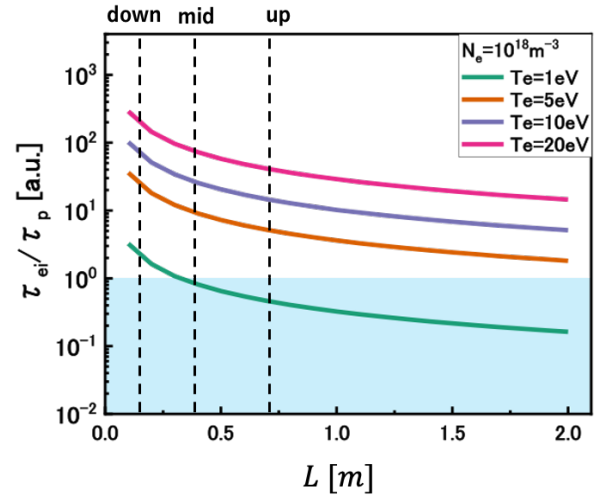


Fig. 4. Relationship between the electron-ion energy relaxation time τ_{ei} and the neutral particle confinement time τ_p , where L is defined as the characteristic particle transport length, taken as the distance from the target to the gas injection location for upstream, midstream, and downstream injection cases.

5. 結論

本研究では、直線型ダイバータ模擬装置 TPDsheet-U を用い、上流・中流・下流の3箇所でのガス導入位置を系統的に変化させ、下流領域の電子温度 T_e 、電子密度 n_e 、およびバルマー系列発光強度のガス圧力依存性を測定した。その結果、ガス圧力の増加に伴い T_e および n_e が低下し、 $T_e \lesssim 1 \text{ eV}$ を目安とするデタッチメント状態への遷移が確認された。上流導入では約 0.3 Pa の比較的低い圧力で遷移が始まるのに対し、中流導入では約 0.5 Pa 、下流導入では約 0.7 Pa まで遷移が遅れることが明らかとなった。また、バルマー系列 (H α) 発光強度のピーク圧力は、上流導入で約 0.55 Pa 、中流で約 0.75 Pa 、下流で約 0.85 Pa となり、ガス導入位置によって電子-イオン再結合過程が活発化する条件が異なることが示された。

加えて、電子-イオンエネルギー緩和時間 τ_{ei} と粒子閉じ込め時間 τ_p の比較から、特性長 L が大きい上流導入($L \approx 0.7$ m)では τ_p が長くなり、 $T_e \lesssim 1$ eVの低温領域で $\tau_{ei} < \tau_p$ の条件、すなわちエネルギー緩和が粒子輸送に対して支配的となる状況が形成されやすいことが明らかとなった。一方、下流導入($L \approx 0.15$ m)では τ_p が短く、 $\tau_{ei} > \tau_p$ の状態が維持されやすい。以上より、ガス導入位置は特性長 L を通じて τ_p を規定し、エネルギー緩和過程と粒子輸送過程の相対的支配関係を決定することで、デタッチメント形成の開始圧力を大きく変化させる重要なパラメータであることが定量的に示された。

以上の結果より、ガス導入位置は下流領域でのプラズマ状態およびデタッチメント形成を制御する重要なパラメータであることが示された。本研究は、ガス供給条件及び導入位置がデタッチメント形成に及ぼす影響に対して新たな知見を提供するものである。今後は、モデル計算を組み合わせることで、プラズマ-中性粒子相互作用や再結合過程の詳細な物理機構の解明が期待される。

謝辞

本研究を行うにあたり、日本学術振興会(JSPS)科学研究費助成事業(学術研究助成基金助成金)基盤研究(B)(課題番号:25K00985)および国立研究開発法人科学技術振興機構(JST)次世代研究者挑戦的研究プログラムSPRING(課題番号:JPMJSP2184)の支援を受けて実施しました。

参考文献

- 1) A. Loarte, B. Lipschultz, A. S. Kukushkin, et al.: Chapter 4: Power and particle control, Nuclear Fusion Vol.47, No.6, pp. S203–S263 (2007).
- 2) P. C. Stangeby: The Plasma Boundary of Magnetic Fusion Devices, Institute of Physics Publishing, pp.1–650 (2000).
- 3) B. Lipschultz, J. L. Terry and C. Boswell: MARFE: Edge radiation condensation, Nuclear Fusion Vol.24, No.8, pp.977–984 (1984).
- 4) A. S. Kukushkin, H. D. Pacher and V. Kotov.: Analysis of ITER divertor detachment with SOLPS modeling, Nuclear Fusion Vol.53, No.12, pp.123024 (2013).
- 5) X. Bonnin, Wouter DEKEYSER and Sven WIESEN: Presentation of the new SOLPS-ITER code package, Nuclear Materials and Energy Vol.12, No.1, pp.1100–1104 (2017).
- 6) N. Asakura, K. Hoshino and Y. Sakamoto: Development and Application of SONIC Divertor Simulation Code to Power Exhaust Design of Japanese DEMO Divertor, Processes Vol.10, No.5, pp.872 (2022).
- 7) S. I. Krashennnikov, A. Yu. Pigarov and D. A. Knoll: Scrape-off layer plasma transport, Physics of Plasmas Vol.15, No.5, pp.055902 (2008).
- 8) N. Ohno, M. Takamura and S. Kajita: Linear plasma devices for plasma–material interaction studies, Plasma Physics and Controlled Fusion Vol.53, No.12, pp.124037 (2011).
- 9) S. Takahashi, N. Ezumi and T. Okamoto: High-speed camera observation of H α , H β and H γ associated with mutual neutralization and EIR in GAMMA 10/PDX divertor simulated plasma. Nuclear Materials and Energy, Vol.43, pp.101945(2025).
- 10) K. Yoshimura, H. Takahashi and R. Nishimura: Contribution of Hydrogen Molecular Activated Recombination to Plasma Particle Loss in DT-ALPHA, Plasma and Fusion Research Vol.20 pp.1401015(2025).
- 11) A. S. Kukushkin, H. D. Pacher and D. Coster: Divertor plasma modelling for ITER, Nuclear Fusion Vol.43, No.8, pp.716–723 (2003).
- 12) A. S. Kukushkin, H. D. Pacher and V. Kotov: ITER divertor performance in the low-activation phase, Nuclear Fusion Vol.53, No.12, pp.123025 (2013).
- 13) T. He, Z. Yang and K. Li: Experimental study of the influence of gas puff locations on H-mode boundary plasmas with argon seeding on EAST, Plasma Physics and Controlled Fusion Vol.63, No.8, pp.085001 (2021).
- 14) X. L. Wang, et al.: Effect of localized gas puffing on divertor plasma behavior in EAST, Journal of Nuclear Materials Vol.415, No.1, pp. S391–S394 (2011).
- 15) N. Okada, S. Higuchi, A. Tonegawa and K. Sato: Effects of ion temperature on detached plasma formation using a linear divertor simulator TPDsheet-U, Fusion Engineering and Design Vol.192, No.1, pp.113596 (2023).
- 16) A. Tonegawa, N. Okada, R. Onuma and K. Sato: 2D emission intensity measurement of the Balmer series for attached/detached plasma formation with ICR heating using TPDsheet-U, Fusion Engineering and Design Vol.203, No.1, pp.114441 (2024).
- 17) A. Tonegawa, N. Okada, et al.: Investigation of spatial distribution characteristics of emission intensity in detachment on the divertor simulator TPDsheet-ICR, Nuclear Materials and Energy Vol.41, No.1, pp.101802 (2024).
- 18) S. I. Braginskii: Transport processes in a plasma, Reviews of Plasma Physics Vol.1, No.1, pp.205–311 (1966).
- 19) N. Ohno, M. Takamura and S. Kajita: Energy relaxation processes in linear plasma devices, Contributions to Plasma Physics Vol.36, No.3, pp.339–348 (1996).
- 20) K. Sawada and T. Fujimoto: Effective ionization and dissociation rate coefficients of molecular hydrogen in plasma, Journal of Applied Physics, Vol. 78, No. 5, pp. 2913–2924 (1995).
- 21) A. Tonegawa, M. Ono, et al.: Observation of molecular assisted recombination via negative ions formation in a divertor plasma simulator, TPDSHEET-IV, JOURNAL OF NUCLEAR MATERIALS pp.313-316. (2003).

高速回転下の平行軸型トラクションドライブにおける 内周側観察によるメニスカス形成および油膜流動の可視化

朴 峻希^{*1}, 落合 成行^{*2}, 川本 裕樹^{*3}, 田嶋 駿一^{*4}

Visualization of Meniscus Formation and Lubricant Film Flow by Inner-Side Observation in a Parallel-Axis Traction Drive under High-Speed Rotation

by

Shunki BOKU^{*1}, Masayuki OCHIAI^{*2}, Yuki KAWAMOTO^{*3} and Shunichi TAJIMA^{*4}

(Received on Mar. 31, 2026 and accepted on Jul. 6, 2026)

Abstract

As automobile electrification advances, drive motors must operate at higher rotational speeds, increasing the need for reduction mechanisms suitable for these conditions. Parallel-axis traction drives are promising for ultra-high-speed reduction because they offer low vibration, low churning loss, and favorable performance under high-speed, low-torque operation. However, lubrication near the contact region, especially meniscus formation and lubricant-film flow, remains insufficiently understood. This study developed a high-speed visualization system to observe the contact region from inside a parallel-axis traction drive through a sapphire ring. The system combined a transparent ring, an internal mirror, and a high-speed camera, enabling direct visualization of meniscus formation and lubricant flow at driven-side speeds of up to 10,000 rpm. The effects of rolling direction and oil-supply pressure were examined. The meniscus contracted as peripheral speed increased in both the engagement and disengagement directions. In the disengagement direction, a characteristic cavitation structure appeared and changed systematically with speed. Telecentric-lens observations confirmed this contraction and revealed periodic fluctuations in the contact outline. Lower oil-supply pressure further reduced meniscus size, indicating enhanced inlet starvation. At 10,000 rpm (34 m/s), the roller surface temperature increased by 25°C (K), while the supply oil temperature rose by more than 10°C (K). Thus, the direction of lubrication and oil supply strongly influences meniscus morphology, lubricant flow, cavitation, and thermal response.

Keywords: Parallel-axis traction drive, EHL lubrication, Meniscus, Lubricant film flow, Cavitation, High-speed visualization, Thermal behavior

1. 緒言

自動車の電動化に伴い、駆動用モータの高回転化が急速に進展している。近年では、市販車においても最高回転数が 30,000 rpm 級に達する事例が報告されており、これに対応可能な減速機の開発が重要な技術課題となっている。なかでも、動力伝達機構の一つであるトラクションドライブは、歯車式の伝達機構と比較して振動が小さく、攪拌損失を低減し得ることに加え、低トルク・高速回転条件において良好な伝達性能を示す⁽¹⁾ことから、電動車両用高速減速機への適用が期待されている。

トラクションドライブとは、特殊な潤滑油を介して二つの転動体間に荷重を付与し、動力を伝達する機構である。接触部では、付与された荷重により転動体が弾性変形し、弾性流体潤滑 (electrohydrodynamic lubrication: EHL) 状態⁽²⁾が形成される。さらに、接触圧力が約 1 GPa に達

すると、潤滑油の粘度は著しく増大し、ガラス転移的な挙動を示すことが知られている⁽³⁾。このような状態で駆動側転動体が回転すると、接触部に形成されたアモルファス状油膜のせん断に起因してトラクション力が発生し、その結果、従動側転動体へ動力が伝達される。

このような高速回転域における潤滑状態の把握は、伝達機構の高効率化および高信頼化の観点から極めて重要である。近年、高速・高回転条件下における EHL 接触部の光学的可視化や油膜厚さ計測に関する研究として、ボールオンディスク試験機⁽⁴⁾やボールオンリング型光学試験装置を用いた報告⁽⁵⁾が蓄積されつつある。また、高速深溝玉軸受を対象として、油膜厚さ計測や潤滑油分布の観察を行った研究⁽⁶⁾も報告されている。これらの研究は、高速回転下における潤滑状態の理解に有用な知見を与えるものの、対象の多くはボールオンディスク、ボールオンリングあるいは深溝玉軸受であり、観察も主とし

*1 東海大学総合理工学研究科総合理工学専攻博士課程

*2 東海大学工学部機械システム工学科教授

*3 東海大学総合科学技術研究所

*4 東海大学工学研究科機械工学専攻修士課程

てディスクまたはリングの外周側から行われている。

一方、平行軸型ローラ接触を対象として、接触部近傍の流動挙動を直接可視化した研究は十分ではない。特に、回転体の内周側、すなわちガラスリング内面側から接触部および接触近傍領域を観察し、メニスカス形成や油膜流動を評価した報告は見受けられない。さらに、自動車用減速機を想定した強制潤滑条件下において、給油量および潤滑方向が油膜形成と冷却挙動に及ぼす影響を検討した例も限られている。

以上を踏まえ、本研究では、平行軸型トラクションドライブの接触部を内周側から光学的に観察可能な可視化試験装置を新たに構築し、高速回転下における接触部のメニスカス形成過程および接触部近傍の油膜流動挙動を直接観察した。加えて、ローラ表面温度および供給油温の測定を実施し、潤滑状態と冷却効果との対応についても検討した。本報では、試験装置の構成および実験方法を示すとともに、可視化結果および温度測定結果に基づいて、高速回転下の平行軸型トラクションドライブにおける潤滑・冷却機構について考察する。

2. 実験方法

2.1 実験装置の概要

平行軸接触における接触部近傍の可視化は、光学系配置の制約に加え、観察空間の制約、高速回転時の油の飛散、内部構造による観察対象の遮蔽により、実験的に困難であった。そこで本研究では、ジャーナル軸受において透明部材を介して内周側から潤滑状態を観察した既往の可視化手法を参考とし、その構成を平行軸接触系へ適用した。

Fig.1 に平行軸型高速可視化装置の概略を示す。本装置では、同図に示すように、透明材料であるサファイアガラスを用いてリングを製作し、その内部にミラー(20mm)を設置することで、リング内周側から接触部近傍を観察可能な従来には見受けられない構成とした。ここで、サファイアリングは直径 65 mm、内径 51 mm のリング状であり、鋼ローラの直径は 130 mm である。また、装置本体は約 350×400×400 mm なのに対して、カバーを含めた装置全体の外形はおおよそ 1500×1500×1500 mm であり、カメラの配置スペースやカバー、給油機構等が大きな部分を占めている。これにより、高速回転下において外周側からの直接観察が困難な条件においても、接触部および接触部近傍の潤滑挙動を撮影可能とした。

可視化試験は、従動側回転数 10,000 rpm までの条件で実施した。基本条件として、潤滑油を供給した状態で押付け荷重を 80 N に設定し、駆動側回転数を 1,000 rpm から 5,000 rpm まで 1,000 rpm ずつ増加させた。これに対応して、ローラ、リングの直径比は (2 : 1) なので、従動側回転数は 2,000 rpm から 10,000 rpm まで増加し、周速換算では 6.8 m/s から 34 m/s であった。

2.2 可視化方法

接触部近傍における潤滑状態の観察には高速度ビデオ

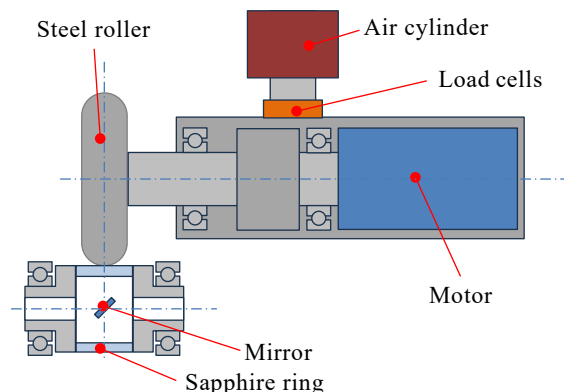


Fig. 1 Diagram of the design of a parallel-axis high-speed visualization system

カメラ(ナックイメージテクノロジー MEMRECAM HX-6)を用いた。本装置では、回転数の上昇に伴って油の飛散が顕著となり、さらにリング内部治具の影響も加わるため、のぞき窓側からの直接観察は困難となる。そこで、本研究ではリング内周側内部にミラー(20 mm)を配置し、その反射像を高速度カメラにより撮影する方式を採用した。Fig.2 に可視化実験の概略を示す。撮影条件は、フレームレート 10,000 fps、露光時間 50 μ s とした。潤滑油には KTF-1 を用いた。

まず、Fig.2(a)のように、Nikon 焦点距離 105 mm のレンズを用いて、かみ合い方向およびかみ外れ方向の各条件における流れの可視化を行った。その際、レンズの作動距離から、ミラーとリング間の 32.5 mm を除いた距離にレンズの先端を配置した。さらに、Fig.2(b)のような配置で、6 倍テレセントリックレンズ(ミュートロン TL60C-240)、高速度カラーカメラ(ナックイメージテクノロジー MEMRECAM GX-1F)、および多波長帯域フィル

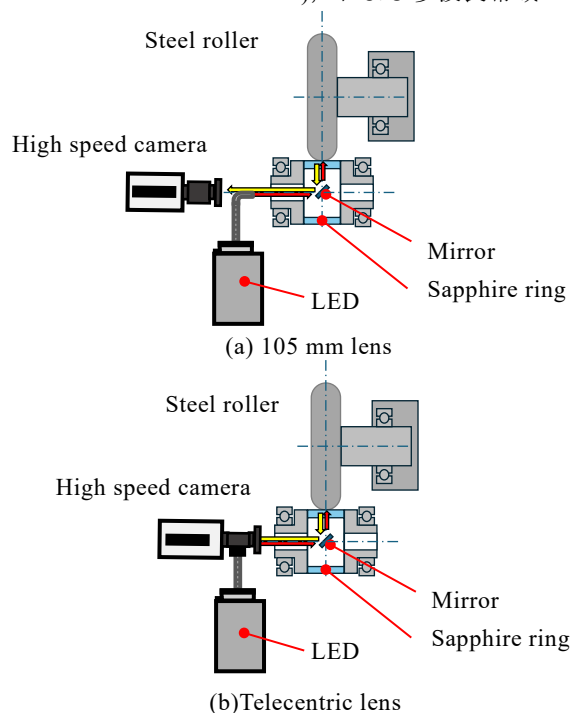


Fig. 2 The outline of flow visualization experiments

タを組み合わせ、サファイアリングへのクロムコート適用によって馬蹄形状の干渉縞が得られる可能性を考慮し、準干渉撮影的な可視化を試みた。これにより、従来行われて来なかった並行軸での膜厚さ測定へ向けた検討を試みた。

ここで、給油量の基準条件は、予備実験における最高回転数 10,000 rpm で長時間運転が可能であった 3.5 L/min (0.47 MPa) とした。さらに、供給条件が油膜流動に及ぼす影響を評価するため、給油圧力を 0.47 MPa, 0.256 MPa, 0.204 MPa, 0.181 MPa の 4 条件に設定し、給油量の低下に伴うメニスカス形状および油膜流動の変化を Fig.2(a) のレイアウトで観察した。なお、給油圧力の変更に際しては、給油量のみならず給油流速も変化する。そのため、Table 1 に、各給油圧力条件において計測した給油量と、ノズル径に基づいて算出した給油速度を示す。

Table.1 Oil supply conditions at each supply pressure and oil supply velocity calculated from the nozzle diameter

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Supply pressure [MPa]	0.47	0.26	0.20	0.18
Oil supply rate [L/min]	3.5	2.0	1.8	1.7
Supply flow velocity [m/s]	12	7.4	5.9	5.5

2.3 温度測定

本実験装置では、鋼ローラ側を押し付ける構造を採用しているため、接触部の反対側に熱電対を設置することが困難であった。そのため、本研究では鋼ローラ上部に熱電対を設置しローラ表面温度を測定した。Fig.3 に温度測定系の概略を示す。

次に、かみ合い方向およびかみ外れ方向を定義する。Fig.3 に示すように、かみ合い方向とは、鉛直に滴下された潤滑油に対して回転体が自然に噛み込む方向を指す。一方、かみ外れ方向とは、潤滑油の供給方向に対して回転体が逆行する方向を指す。これらの用語は、歯車の噛み合い状態を参考にして用いたものである。

高周速条件における冷却効果を評価するため、かみ合い方向において表面温度測定を実施した。実験条件は、ノズル内径 $\phi 2.5$ mm, 給油量 3.5 L/min, 従動側周速 34 m/s (10,000 rpm), 初期温度 25 °C(298.15 K) とし、測定時間は 1 時間とした。また、供給油温の経時変化も併せて記録し、回転に伴う発熱が潤滑油循環系全体に及ぼす影響を評価した。

3. 実験結果および考察

3.1 潤滑方向がメニスカス形状に及ぼす影響

Fig.4 に、105 mm レンズを用いて撮影した各潤滑方向における流れの可視化結果を示す。同図より、かみ合い

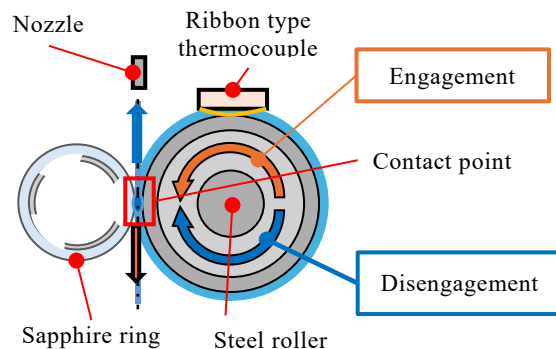


Fig. 3 Outline of temperature measurement

方向およびかみ外れ方向のいずれにおいても、周速の増加に伴ってメニスカスが縮小する傾向が確認された。この傾向は、直交軸条件を対象とした既往の可視化結果⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾とも整合しており、本研究で構築した可視化系が、高速回転下における接触部近傍の定性的な油膜挙動を適切に捉えていることを示すものと考えられる。ここで、解像度は 27.7 $\mu\text{m}/\text{pixel}$ なのに対して、最大速度 10,000 rpm(34.6 m/s)時に露光時間 50 μs であることから、移動量は約 1.75 mm となる。よって、1.75 mm 以下の変動は平均化され、PIV 解析等細かい解析に用いるほどの精度は期待できないものの、メニスカスの幅は最低でも約 9 mm であることから、メニスカス形状や分布、油膜破断部の位置を確認するには十分であると考えられる。

Fig.4 のかみ合い方向に着目すると、周速の増加に伴い、接触部前方に形成される傘状領域は徐々に縮小した。また、後方に長く伸びた油膜破断領域を囲む二枝状の境界は短縮したのち、最終的に消失した。その結果、高周速条件では、メニスカス形状は逆ハート状に類似した形態へと遷移した。この形状変化は、周速の上昇に伴って接触部前方への油供給状態が変化し、その結果として接触部周辺のメニスカス形状に影響を及ぼしたものと解釈できる。さらに、直交軸条件では同様の二枝状境界がより高い周速まで観察されていることから、本研究で認められた形状変化には、周速の影響に加えて、平行軸接触に特有の構造条件が関与している可能性が高い。

一方、Fig. 4 のかみ外れ方向では、安全上の制約により観察条件は 26.6 m/s (約 8,000 rpm) までに限定されたものの、撮影したすべての条件においてキャビテーション領域が確認された。メニスカス形状に着目すると、周速の増加に伴って上部に傘状の広がりを持つ領域が形成され、その後方には、かみ合い方向で観察された逆ハート状に類似した形状が認められた。さらに、周速の上昇とともにキャビテーション領域は拡大し、傘状部と後方構造との接続部は細くなる傾向を示したが、26.6 m/s においてもキャビテーション領域は維持された。

このような形態は、平行軸接触系のかみ外れ方向において特徴的に認められたものであり、給油量の多さ、接触部周辺流れの三次元性、および平行軸特有の構造条件が複合的に影響した結果である可能性がある。ただし、直交軸条件においても、かみ合い方向では接触部から離れた領域で分離した油が再び合流する現象が報告されている⁽¹⁰⁾。したがって、観察領域をさらに拡大した場合に

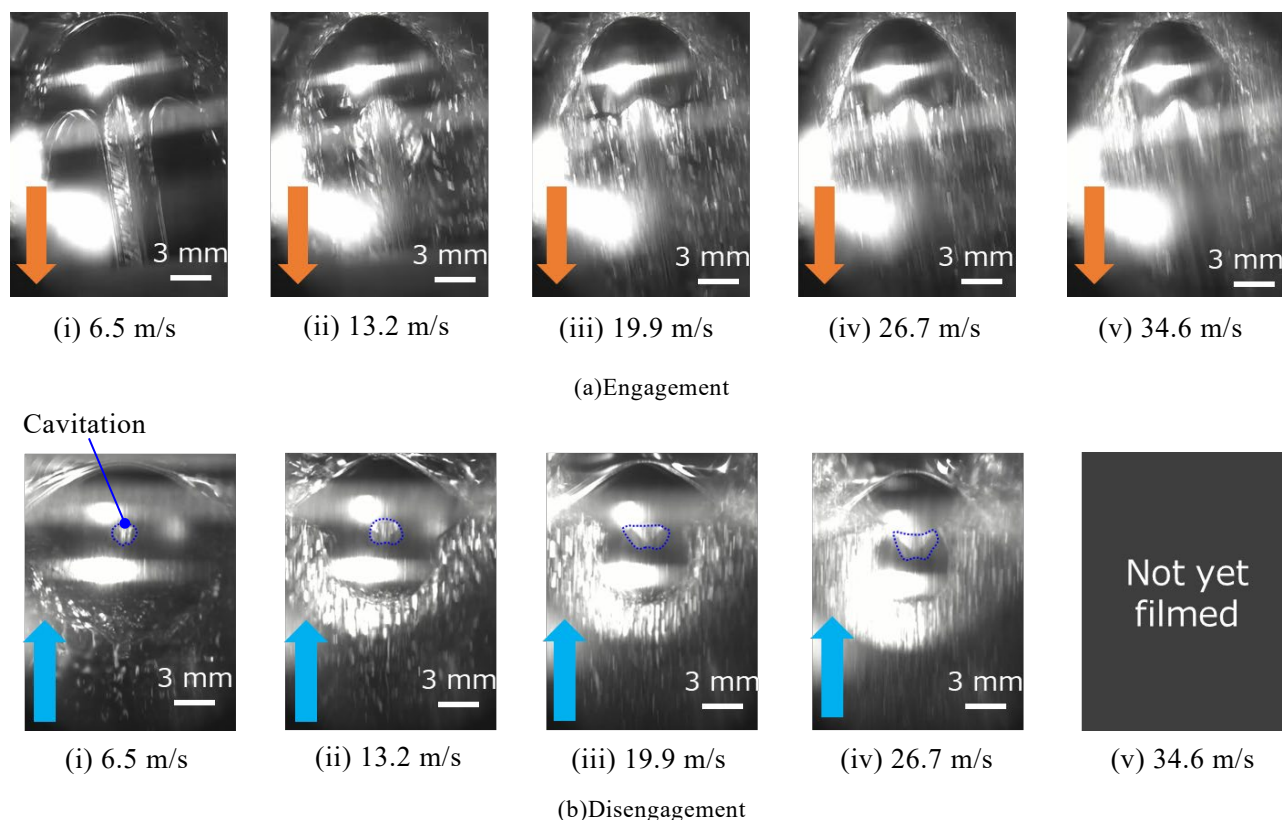


Fig. 4 Visualization results of lubricant flow for each lubrication direction obtained using a 105 mm lens

は、直交軸条件においても類似の広域キャビテーション構造が形成されていた可能性は否定できない。

以上の結果に加え、直交軸条件ではかみ外れ方向が冷却に優れていたこと⁽¹⁰⁾を踏まえると、かみ外れ方向において特徴的なキャビテーション構造が形成されること、さらにその構造が潤滑状態のみならず冷却挙動にも影響を及ぼし得ることが示唆される。すなわち、平行軸型トラクションドライブにおいても、潤滑方向が接触部近傍のメニスカスを規定し、ひいては潤滑油膜形成の安定性および冷却性能に影響を与える可能性がある。

3.2 テレセントリックレンズを用いた広域観察および接触部観察

Fig.5 に高倍率テレセントリックレンズ(ミュートロン TL60C-240)を用いた接触部観察結果を示す。テレセントリックレンズは、ゴースト像やスポットノイズによって視認性が低下する場合がある一方、観察倍率の変動が抑制され、同軸照明条件を安定して維持できるため、条件間比較における再現性の向上に有効である。また、局所的に高い照明強度を与えられるため、カメラゲインを低く設定でき、画像ノイズ低減の観点からも有利であるだけでなく、干渉撮影に適している。

高倍率観察では、解像度が $3.54 \mu\text{m}/\text{pixel}$ であり、接触部寸法に対して十分な空間解像度が得られている。一方、最大速度 10,000 rpm (34.6 m/s) において露光時間を $50 \mu\text{s}$ とした場合、露光中の移動量は約 1.75 mm となるため、油膜は時間平均化される。しかしながら、周速ごとの接触部の代表寸法は概ね同程度であったことから、接

触部そのものは光学系に対してほぼ静止していることがわかる。そのため、露光時間 $50 \mu\text{s}$ は瞬間的な油膜厚分布の評価には適さないものの、平均化された接触部輪郭の観察には適用可能であると考えられる。

以上より、周速の増加に伴って接触部形状の時間変動は増大し、画像が不鮮明になったものの、準干渉的撮影により時間平均化された接触部輪郭を捉えることが可能となった。また、この輪郭形状は、既往の直交軸条件における準干渉撮影結果⁽¹¹⁾と類似しており、特に荷重が小さい場合に接触部寸法の変動が大きくなる点において共通性が認められた。

さらに、動画観察の結果、接触部は一定周期で伸縮あるいは消長する挙動を示し、10,000 rpm 条件では回転周期に対応して接触部が現れては消える様相が認められた。この現象は、サファイアリングの微小なたわみ、回転同期した偏心、あるいは押付け荷重の安定性不足に起因する可能性がある。すなわち、本研究で用いた可視化系は高速回転下における接触部輪郭の観察に有用である一方、その挙動を定量的に評価するためには、リングの回転精度、荷重制御性、およびシャッタースピード等の光学条件を含む測定系全体のさらなる高度化が必要である。

また、10,000 rpm においても接触部輪郭の観察が可能であったことから、今後、サファイアリングへのクロムコートおよび光学系配置を最適化することで、本装置において干渉撮影に基づく油膜厚さ測定へ展開できる可能性が示唆された。

3.3 給油条件が油膜流動に及ぼす影響

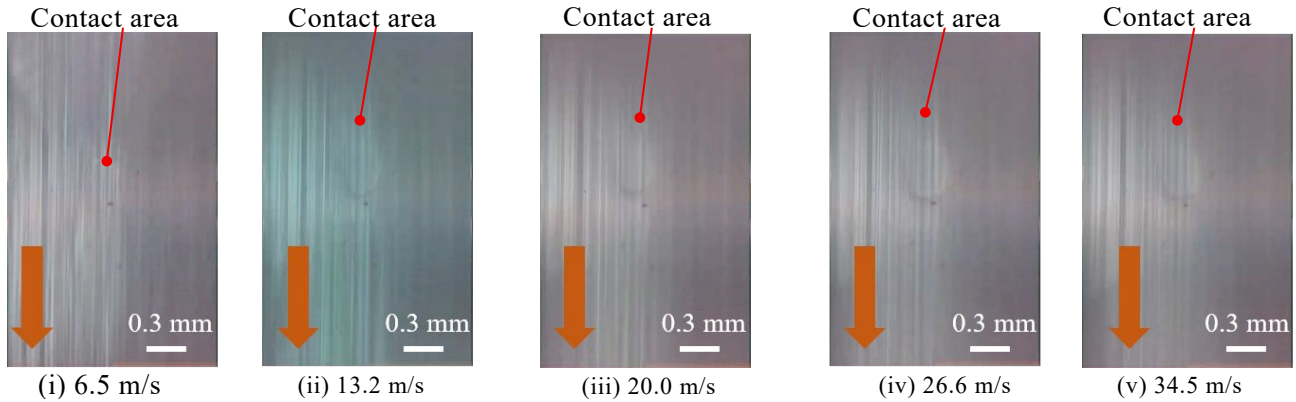


Fig. 5 Visualization results obtained using telecentric lenses with different magnifications

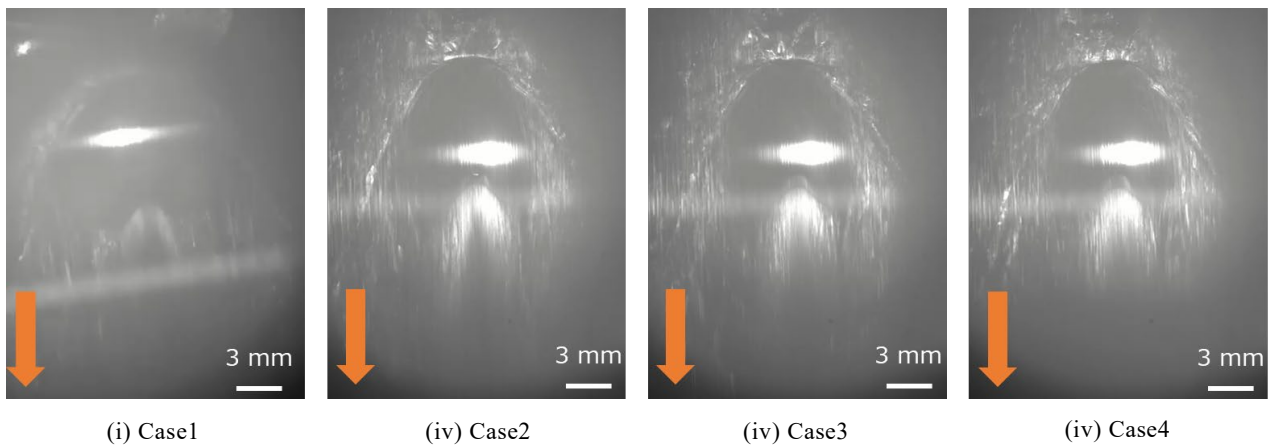


Fig. 6 Visualization results of lubricant flow with changes in oil supply pressure in the engagement direction

Fig.6 に、かみ合い方向における給油圧力の変化に伴う油膜流れの可視化結果を示す。同図より、給油圧力の低下に伴い、メニスカスが明確に縮小することが確認された。ここで用いた給油量は、別途実施したピーカー計測により求めた値であり、給油流速はノズル径および簡便な流れモデルに基づく概算値である。したがって、これらの絶対値の評価には一定の不確かさを伴うものの、供給条件の相対的変化がメニスカス形状に及ぼす影響は明確であると考えられる。

一般に、給油量の低下は接触入口部への油供給不足を招き、入口部メニスカスの後退、油膜形成可能領域の縮小、ならびに局所的な潤滑油膜形成の不安定化をもたらすと考えられる。その結果として、メニスカス形状は、いわゆるバタフライ形状へ移行し得る⁽⁵⁾⁽⁶⁾。本研究においても、給油圧力の低下に伴ってメニスカスが縮小したことから、高速回転条件では周速の増加そのものに加えて、供給条件の変化が油膜形成をさらに厳しいものにする可能性が示唆された。

本研究で用いた Case1 の給油量 3.5 L/min、給油流速 12 m/s は、比較的大きな給油条件に相当し、通常の滴下潤滑よりもジェット潤滑に近い条件であったと考えられる。それにもかかわらず、給油量の変化がメニスカス形状に顕著に反映されたことは、高速域における潤滑安定性および冷却性能の確保に対して、給油条件の最適化が本質的に重要であることを示している。

また 34.5 m/s の条件においても、給油量の低下に伴うメニスカス縮小が認められたことから、将来的に 50,000 rpm 相当のより高周速条件を対象とする場合には、従来の車載用潤滑系 (2.0 L/min) よりも高い供給能力を有するポンプ、あるいは供給方向やノズル形状を最適化した高効率給油方式が必要となる可能性がある。したがって、今後は給油量を低減した条件において可視化と温度測定を同時に実施し、メニスカス形状、油膜流動、および冷却性能の相関を定量的に明らかにすることが重要である。

3.4 温度測定結果

Fig.7 に、かみ合い方向、周速 34 m/s における温度測定結果を示す。同図より測定は 2 回実施したが、両者の結果に顕著な差異は認められず、本条件における温度測定には一定の再現性があると判断された。運転初期には、ローラ表面温度が段階的に上昇した。これは、モータ回転数を段階的に増加させた運転条件に対応している。すなわち、回転数の上昇に伴って接触部における発熱量も増加し、その結果として表面温度が逐次上昇したものと解釈できる。時間推移のグラフのみでは、最終的な温度上昇量を比較するのが困難なため最終的な温度上昇量を Fig.8 に示す。

同図より、最終的にローラ表面温度は約 25 °C(K)上昇

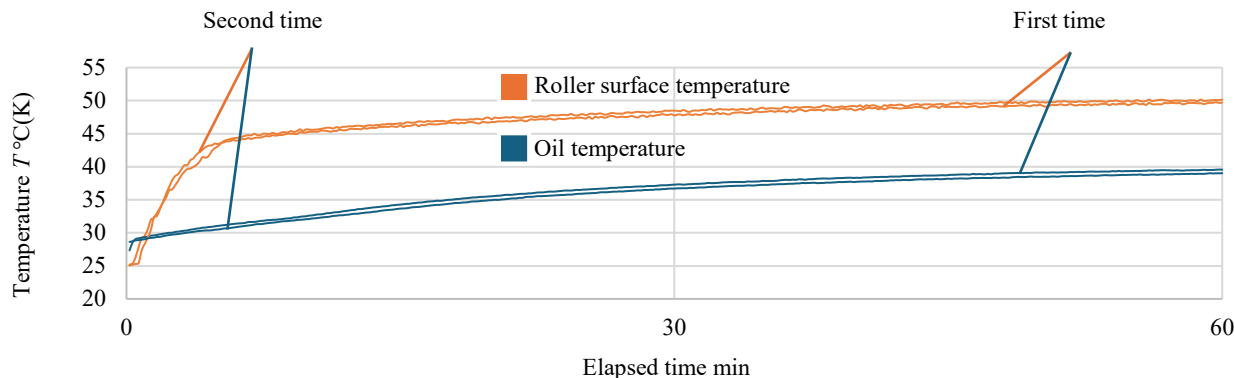


Fig. 7 Temperature measurement results at a rolling speed of 34 m/s in the engagement direction

4. 結言

本研究では、電動車両用高速トラクションドライブ式減速機への適用を念頭に、平行軸接触系における高速回転下の潤滑挙動および熱的挙動を把握することを目的として、接触部近傍の可視化試験およびローラ表面温度測定を実施した。特に、サファイアリング内周側から接触部を観察可能な可視化装置を新たに構築し、従来観察が困難であった接触部近傍のメニスカス形成および油膜流動の直接観察を試みた。その結果、以下の知見を得た。

(1) 構築した可視化装置により、平行軸接触系における接触部近傍の潤滑挙動をサファイアリング内周側から安定して観察できることを示した。これにより、従来観察が困難であった高速回転下の接触部近傍のメニスカスおよび油膜流動の様相を捉えることができ、本装置が高速回転下の潤滑状態評価に有効であることを示した。

(2) かみ合い方向、かみ外れ方向のいずれにおいても、周速の増加に伴い接触部近傍のメニスカスは縮小した。また、かみ外れ方向ではキャビテーションを伴う特徴的な流れが観察され、その流れが周速に応じて変化した。これらの結果は、平行軸型トラクションドライブでは、潤滑方向がメニスカス形状および油膜流れの両方に影響を及ぼすことが示唆された。

(3) 高倍率観察では、準干渉的撮影により高速回転下においても時間平均化された接触部輪郭の観察が可能であり、接触部の存在とその変動を捉え得ることを示した。一方、輪郭の変動には装置剛性、回転精度、荷重安定性、露光時間等の光学条件の影響が含まれると考えられ、接触部形状や油膜厚さ分布の定量評価には、これらの高精度化が必要である。

(4) 給油圧力を低下させて給油量を減少させた場合、メニスカスはさらに縮小した。このことは、高速回転条件下では周速増加に伴う入口部潤滑条件の厳化に加え、給油量の低下が油膜形成を一層不利にすることを示している。したがって、高速域における潤滑安定性および冷却性能の確保には、適切な給油条件の設定が不可欠である。

(5) 従動側 10,000 rpm、周速 34 m/s の条件では、ローラ表面温度が約 25 °C(K) 上昇し、供給油温についても 10 °C(K) 以上の上昇が認められた。この結果から、高周速条件では接触部近傍の局所発熱にとどまらず、潤滑油循環系全体に熱的影響が及ぶことが確認された。し

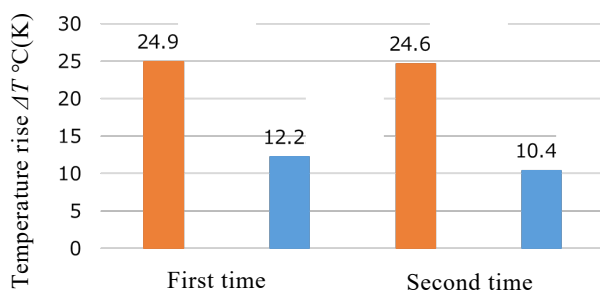


Fig. 8 Final temperature rise
(driven side: 10,000 rpm)

し、供給油温についても 10 °C(K) 以上の上昇が確認された。この結果は、高周速条件において、接触部近傍の局所発熱のみならず、潤滑油循環系全体が顕著な熱影響を受けることを示している。すなわち、高速回転時には、潤滑の確保と同時に、発熱の除去および循環油温の管理が不可欠である。

また、直交可視化装置⁽¹⁰⁾と比較して、平行軸可視化装置では温度上昇がより明瞭に現れた。これは、装置寸法に起因する熱容量の差、ならびに給油量の差 (0.5 L/min と 3.5 L/min) に由来すると考えられる。

特に、給油温の上昇は、接触部局所の熱が潤滑油によって潤滑系全体へ輸送され、潤滑油自体の粘性変化を通じて油膜形成条件に再帰的な影響を与える恐れがある。そのため、高速回転下の潤滑状態を適切に評価するためには、接触部局所の流体挙動と温度場とを連成的に捉えることに加え、供給系に冷却機構を搭載して供給温度を制御した条件下で比較検討を行うことが重要である。

一方、本研究では、高周速条件におけるかみ外れ方向の温度測定は実施していない。したがって、潤滑方向の差異が冷却性能に及ぼす影響については、現時点では直接比較できない。これは、安全性の確保および装置損傷、特にサファイアリング部の損傷回避を優先したためである。今後は、装置の安全性を十分に担保したうえで、かみ外れ方向についても同等の周速条件で温度測定を実施し、潤滑方向と冷却性能の関係を明確化する必要がある。

たがって、高速運転時には潤滑性能に加えて循環油温の冷却が重要となる。

以上より、高速回転下の平行軸型トラクションドライブにおいては、潤滑方向および給油量が、接触部近傍のメニスカス形状、キャビテーション、油膜流動が冷却に影響を及ぼす重要因子であることが示された。特に、周速の増加および給油量の低下に伴うメニスカス縮小は、高速域における潤滑条件の厳化を示すものであり、実機適用に向けては、給油方向、給油量、ノズル形状を含む給油方式の最適化が必要である。

今後は、50,000 rpm 相当領域を見据えた装置改良を進めるとともに、可視化と温度測定を同時に実施することにより、メニスカス形状、キャビテーション構造、温度上昇、および冷却性能の相互関係を定量的に明らかにする必要がある。これにより、高速トラクションドライブにおける潤滑性能と冷却性能の両立に資する給油条件および給油方法の設計指針を提示できるものとする。

謝辞

本研究は、2025 年度の自動車用動力伝達技術研究組合 (TRAMI) の委託/共同研究により実施したものです。参画されている方のご指導、ご助言に厚く御礼申し上げます。また、本研究を進めるにあたり、様々な面でご指導いただいた客員研究員の佐分茂先生、野原徹雄先生に深く御礼を申し上げます。加えて、潤滑油を提供して頂いた出光興産株式会社様に深謝の意を表します。

参考文献

- 1) 山本建, “高回転におけるトラクションドライブと歯車の伝達性能測定 (50000rpm での性能比較)” 日本機械学会論文集 Vol.87, No.903, 2021.
- 2) 藤城郁哉, 中村裕一, 松広智, “高圧力下における潤滑油の粘度測定”, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.468, No.51(1985), PP.2000-2008.
- 3) 八木和行, “弾性流体潤滑の基礎”, トライボロジスト, Vol.59, No.2(2014), PP. 68-74.
- 4) PCS Instruments EHD-HS, <https://pcs-instruments.com/product/ehd-hs/>, PCS.
- 5) Zhang Y, Wang W, Zhang S, Zhao Z. “Experimental study of EHL film thickness behaviour at high speed in ball-on-ring contacts.” Tribology International 113: 216–223 (2017).
- 6) 遠山 護, 大宮 康裕, 廣瀬 みちる, 松山 博樹, 戸田 拓矢, 長谷川 賢一, 鬼塚 高晃, 佐藤 秀彰, 横井 将大, 佐藤 範和, “高速回転深溝玉軸受の油膜厚さ計測およびオイル分布観察”, トライボロジスト, Vol. 68, No. 8, (2023), pp577-585.
- 7) 平勇人, 落合成行, “高荷重下のトラクションドライブにおける周速の増加によるキャビテーションの変化および油膜破断の観察”, トライボロジスト, Vol. 64, No. 9, (2019).
- 8) 平勇人, 落合成行, “PIV を利用した EHL 接触部周囲の油膜における圧力推定手法の検討”, トライボロジスト, 第 67 巻, 第一号, 別冊(2022)pp44-53
- 9) 平勇人, “トラクションドライブにおける接触部メニスカスの特性を考慮したローラ表面の冷却に関する研究”, 東海大学大学院令和 4 年度博士論文.
- 10) 佐藤克義, 落合 成行, 朴 峻希, 田嶋 駿一, “トラクションドライブにおける高周速下メニスカス内圧力推定法の検討と給油方向違いによる比較”, トライボロジー会議 2024 秋 名護 予稿集, pp.565-566.
- 11) Shunki BOKU, Masayuki OCHIAI *, AZETSU Akihiko, Shunichi TAJIMA, “Investigation of a method for measuring oil film thickness at the EHL contact area utilizing three wavelength optical interferometry in a high-load, high-peripheral-speed traction visualization experimental apparatus”, 7th Asia International Conference on Tribology & 9th China International Conference on Tribology Group, 2024.

小型競技車両用多気筒ガソリンエンジンの吸気系 (形状が吸気特性に与える影響に関する基礎的検討)

高山 拓武^{*1,2} 小清水 健真^{*3} 笠松 忍^{*1,2} 呉 文宝^{*1,2} 加藤 英晃^{*4} 成田 正敬^{*4}

Intake System for Multi-Cylinder Gasoline Engines Used in Small-Scale Racing Vehicles (A Fundamental Study on the Influence of Shape on Intake Performance)

by

Takumu TAKAYAMA^{*1,2}, Kenshin KOSHIMIZU^{*3}, Shinobu KASAMATSU^{*1,2},
Wenbao Wu^{1,2}, Hideaki KATO^{*4} and Takayoshi NARITA^{*4}

(Received on Mar. 31, 2026 and accepted on Jul. 10, 2026)

Abstract

In recent years, as environmental regulations have tightened, the electrification of gasoline-powered vehicles has been advancing, and efforts are underway to gradually reduce the number of internal combustion engine vehicles in order to achieve carbon neutrality. While the electrification of automobiles is expected to accelerate further in the future, internal combustion engines will continue to be used, necessitating further improvements in their performance. Since internal combustion engines are machines that convert thermal energy into work, thermal efficiency is a critically important factor. Improving combustion efficiency is expected to lead to further enhancements in engine performance. To achieve this, it is necessary to introduce a large volume of air into the cylinders and burn it to generate thermal energy. Furthermore, in multi-cylinder engines, differences in intake conditions between cylinders can lead to variations in performance among cylinders. Therefore, in this study, to evaluate the intake air distribution among cylinders in a multi-cylinder engine, we focused on the geometry of the intake system and conducted fundamental research on the effects of geometry on intake performance using CFD analysis and engine bench tests. The results revealed that the geometry of the intake system affects the distribution of intake air among cylinders, and that this unevenness is a contributing factor to differences in combustion conditions between cylinders.

Keywords: Heat engine, Spark ignition engine, Intake manifold, Air restrictor, Surge tank

1. 緒言

近年、ガソリン自動車は燃費や排出ガス量等の環境規制が高まり日本、アメリカ、ヨーロッパは2050年までにカーボンニュートラルを実現することを目指している。その中で自動車産業では電気自動車のシェアを増やし、エンジン車を段階的に縮小する取り組みが行われている。しかし、電氣的なインフラが不十分で内燃機関を用いないと生活に影響を与える場合も存在する。そのため内燃機関のさらなる高性能化つまり高い熱効率が求められる。

ガソリンなどの燃料を燃焼させて発生した熱エネルギーの一部を機械的エネルギーに変換することで動力を生み出す内燃機関では、その変換効率である熱効率の値が重要なテーマである。競技車両では特に熱効率の向上が求められる。なぜならば、競技車両は車両の性能をほぼ同等

とするため、様々なレギュレーションが設けられている。内燃機関に関するレギュレーションとしては、排気量や軸出力、1回のレースでの燃料の使用量を規制することによって出力を制限される。中でも吸気管内にリストラクタと呼ばれる性能上求められる径よりも小さい径の管や板を設置して空気流量を制限するものがある。ある量の空気に対して燃焼できる燃料の量は化学的に決定できるため、発生する熱量が制限されて軸出力を制限することができる。このような制約が存在する中で内燃機関の性能向上を目指すことは熱効率の向上に直結する検討である。そこで当研究グループではサーキット走行でラップタイムの最小化を目指す競技車両に着目した。

熱効率を向上させるためには圧縮した混合気を点火後に速く燃焼させるかがガソリンエンジンの重要な要素である。Kihyung Leeらは燃焼の不安定性はサイクルごとの燃焼変動が増加するという課題がある¹⁾と述べている。エンジンの燃焼において、可燃混合気中で火炎核が形成されて燃焼が開始されるタイミングと火炎が燃焼

*1 総合理工学研究科総合理工学専攻博士課程
*2 総合科学技術研究所
*3 工学研究科機械工学専攻修士課程
*4 工学部機械システム工学科准教授

室内を伝播する速度のサイクル間変動を改善することが効率向上において必須の課題である。

次に、熱効率を改善するためには、吸気効率の向上が不可欠である。熱エネルギーを発生させるためには少しでも多くの燃料を燃やす必要があり、空燃比が一定であればシリンダに入る空気量に直接関係する。そのため、シリンダ内に多くの空気を導入することで燃焼効率を改善し、エンジン性能を向上させることができる²⁾。また、シリンダ内の空気運動は基本的にタンブルとスワールに分類され³⁾、タンブル運動は乱流を強化させることによって火炎伝播速度を増加させ、それによってエンジン性能を向上させるために一般的に使用されている⁴⁾。タンブルの増大を行うためインテークマニフォールドの設計研究は広く行われている。インテークマニフォールドを検討するにあたり、エンジンに流入する空気量を調整するスロットルバルブの位置に関して各気筒のインテークマニフォールドにそれぞれスロットルバルブを設けるマルチスロットル（Individual throttle, 以下 IT とする）と各ポートの上流にサージタンク（インテークコレクタータンク）を設け、その入り口にスロットルバルブを配置するシングルスロットル（Single throttle, 以下 ST とする）の2種類の方式がある。

また、単に吸入空気量を増やすためには排気量を増大させれば良いが、空間の確保や火炎の伝播速度、機械的な問題など課題が存在する。そのため、定められた排気量の中で最大限の空気を吸入し、急速燃焼を可能とするインテークマニフォールドの最適化を行う必要がある。

著者らは小型競技車両を想定し、エンジンの性能向上を図る上で吸気系における初期検討として4気筒エンジンのST化を行い、インテークマニフォールドの形状において研究を進め、形状が性能に与える影響と傾向を数値流体力学（以下CFD解析とする）解析とエンジンベンチ試験より評価を行った。

2. ICEの吸気システム

2.1 吸気システムの概要

前述の通り、吸気システムにはスロットルバルブの位置に関して2種類の方式がある。

1つ目は、Fig. 1(a)に示すようなITである。この方式は現代の乗用車や二輪車など様々な車両のエンジンに採用されている。これにより、スロットルバルブからシリンダまでの吸気管長が短く設計することを可能とし、スロットルに対するシリンダの反応が俊敏になりレスポンスが良い。しかし、スロットル開度が増加するにつれ空気の流れの乱れが減少する⁵⁾が、低開度時には流路の障害物となり、通過する際に空気の流れに変化が生じる。スロットルバルブの形状が足かせとなり、インテークマニフォールドの形状を最適化しにくい。

2つ目はFig. 1(b)に示すようなSTである。STはITと比較し、インテークマニフォールドの設計自由度が高く、形状の最適化を図ることが可能と考える。一方で、STにも課題が存在し、ITと異なりポート上流にサージタンクが存在するため、加速、減速時のレスポンスが悪い。し

かし、これは現代の各種制御によって解決が可能である。そこで本研究はSTに着目し、インテークマニフォールド形状の最適化に伴い小型多気筒エンジンにおけるST化の検討を行う。

2.2 使用したICE

本研究にはスズキ株式会社製GSX-R600に搭載された排気量599ccの4気筒エンジンを用いた。エンジンの写真をFig. 2に、諸元をTable 1に示す。実機エンジンのエアクリーナボックスをFig. 3(a)に示し、スロットルボディを同図(b)に示す。燃料供給方式はツインインジェクタシステムのポート噴射であり、スロットルバルブはITである。スロットルバルブは上流側に電子制御と下流側にワイヤー（アクセル）制御による稼働システムが採用されているため、各ポートに2つのスロットルバルブが設置されている。

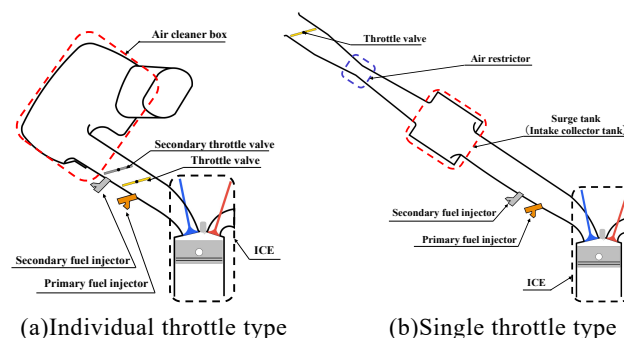


Fig. 1 Schematic diagram of intake manifold type

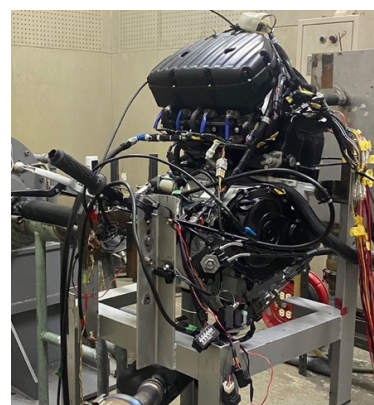


Fig. 2 GSX-R600

Table 1 Specifications of GSX-R600

Manufacturer	SUZUKI MOTOR CORPORATION
Model	GSX-R600
Engine model	4 stroke DOHC water-cooled in-line 4 cylinder
Engine displacement[cc]	599
Bore[mm]	67
Stroke[mm]	42.5
Compression ratio	12.8:1
Firing order	1・2・4・3

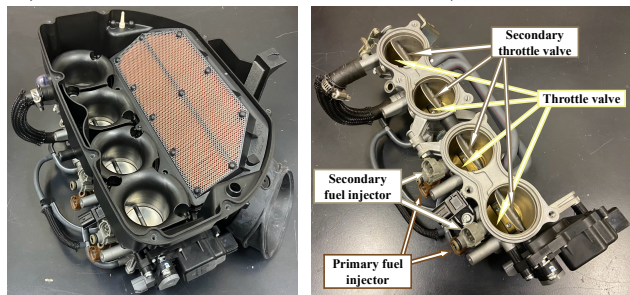
本研究で用いた ICE が用いられる自動車競技として学生フォーミュラに着目した⁶⁾。このレギュレーションにおいて ICE の排気量は 710 cc 以下でエンジンとスロットルの間に最大制限直径 20 mm のエアリストリクタを取り付けることが義務付けられている。

このレギュレーションに基づきスロットルの ST 化を行い、その下流に直径 20 mm のエアリストリクタを取り付けた。また、4 気筒エンジンであるため、気筒間の吸入空気量が均一になるように一時的に空気を溜めておく容積部としてサージタンクを取り付けた。本研究で使用したサージタンクは、エアリストリクタ下流に配置した台形型のプレナムとし、底面に 1 番から 4 番の吸気ランナーを等間隔で配置した構造である。サージタンク容量は 1 L であり、エンジン排気量の約 1.79 倍に相当する。

3. 解析の概要

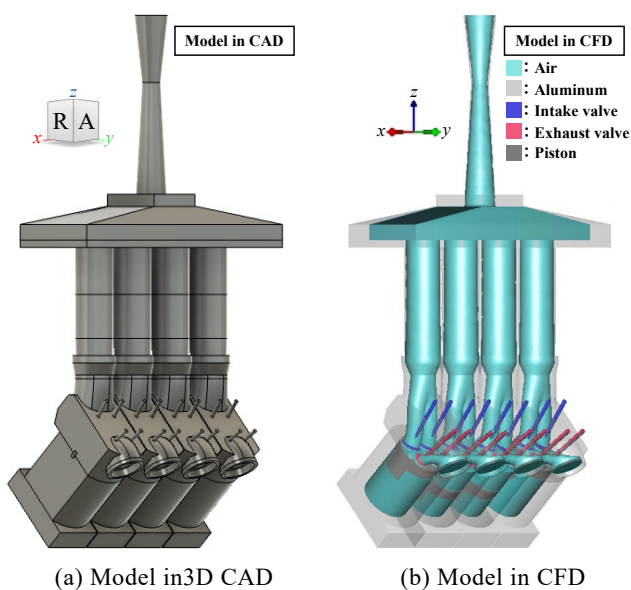
3.1 解析内 ICE モデル

3 次元 CAD ソフトである Autodesk Fusion 360⁷⁾を用いてインテークマニホールドとエキゾーストポートまでの排気量 599 cc の 4 気筒エンジンの 3D CAD モデルを作成し、Autodesk CFD 2024 を用いて CFD 解析を行った。



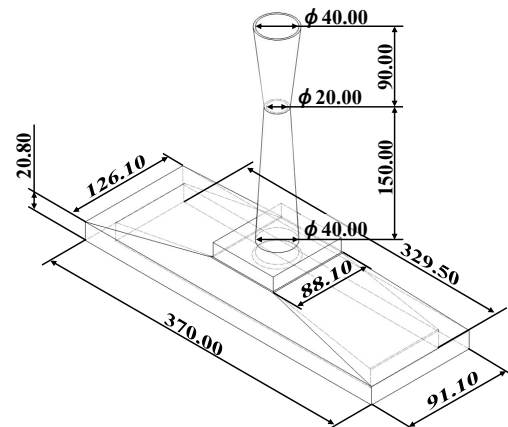
(a) Air cleaner box (b) Throttle body

Fig. 3 Intake parts of GSX-R600

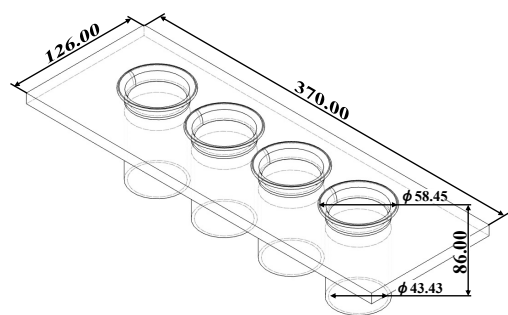


(a) Model in 3D CAD (b) Model in CFD

Fig. 4 Two creation models

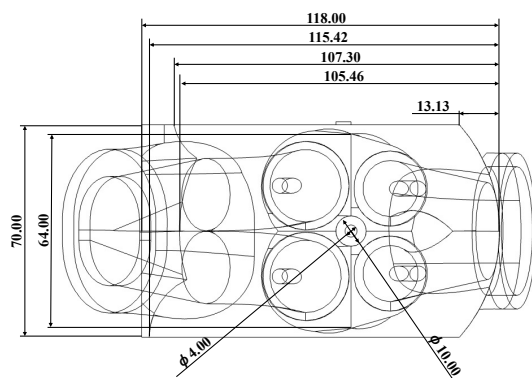


(a) Air restrictor and surge tank

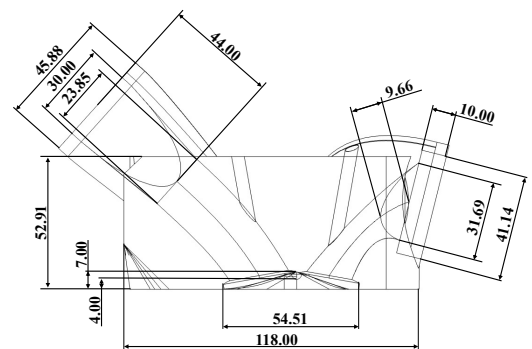


(b) Intake port

Fig. 5 Shapes and parameters of intake



(a) x-y plane viewpoint



(b) y-z plane viewpoint

Fig. 6 Shapes and parameters of engine head

作成した 3D CAD モデルを Fig. 4(a)に、CFD 内モデルを同図(b)に示す。なお、本解析モデルでは各シリンダの配置方向を x 軸、吸気管の円形断面に垂直な方向を z 軸とした。これらに直交する方向を y 軸とする。1 番気筒から 4 番気筒に向かう方向が x 軸の正の方向、サージタンクから吸気口へ向かう方向が z 軸の正の方向であり、その右手系が y 軸の正の方向である。吸気上流からサージタンクの形状と寸法を Fig. 5(a)に、インテークポートの形状と寸法を同図(b)に示す。また、エンジンヘッドの形状と寸法は x - y 平面視点を Fig. 6(a)に、 y - z 視点を同図(b)に示す。Fig. 5 と Fig. 6 内のパラメータは全て単位[mm]とする。

3.2 解析条件

CFD 解析はエンジンのクランク角 10 deg.毎に 2 サイクル分にあたる 1,440 deg.で行い、2 サイクル目となる 720 deg.から 1,440 deg.の範囲の結果に着目し評価を行う。ここで 1 番シリンダのピストンが圧縮上死点にある時点をクリック角 0 deg.とした。エンジン回転数は 3,000 rpm から 15,000 rpm まで 1,000 rpm 毎に解析を行った。

解析内では時間刻みで解析を行うため、各回転数の条件におけるピストンと吸排気バルブの変位速度をクリック角 θ [deg.]とエンジン回転数 N [rpm]からモーション算出設定した。まず各条件における時間刻み Δt [s]は次式より求めた。

$$\Delta t = \frac{60}{N} \cdot \frac{10}{360} \quad (1)$$

また、吸排気バルブの変位は実機よりクランク角 1 deg.毎に計測を行った。1 番シリンダにおけるクランク角 θ [deg.]に対する吸気と排気バルブの変位を Fig. 7 に示す。吸気と排気バルブの開き角を θ_{io} [deg.]、 θ_{eo} [deg.]、閉じ角を θ_{ic} [deg.]、 θ_{ec} [deg.]とする。ピストンの速度 v_p [m/s]と変位 x_p [m]は次式より求めた。

$$v_p = r \cdot \frac{N}{60} \cdot \sin \theta \quad (2)$$

$$x_p(t) = \int v_p(t) dt + x_0 \quad (3)$$

ここで、 r はストローク長[m]である。

CFD 解析では 1 気筒あたりの吸入空気量及び、各回転数における吸入空気量の傾向を得るため流量の値が重要になるが、式 (4) に示す流量の計算式より断面積は本解析、実験においては一定の値であり、流速の変化が直接的に流量に影響を与えるため初期検討とし流速の値を取得した。

$$Q = v \times A \quad (4)$$

ここで、 Q は流量[m³/s]であり、 v は流体がある断面を通過する速度[m/s]、 A は流体が通過する断面積[m²]を示す。本解析の支配方程式は式 (5) の連続方程式である。ピ

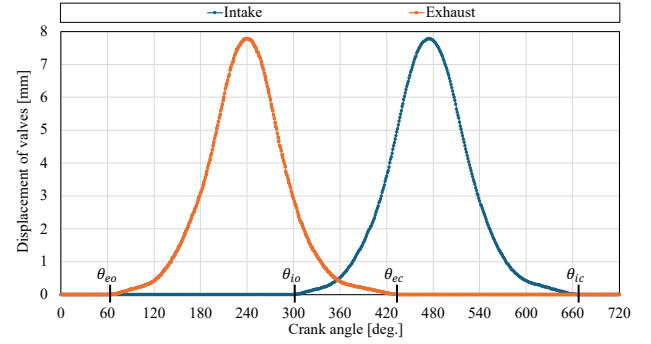


Fig. 7 Relationship between crank angle and displacement of intake and exhaust

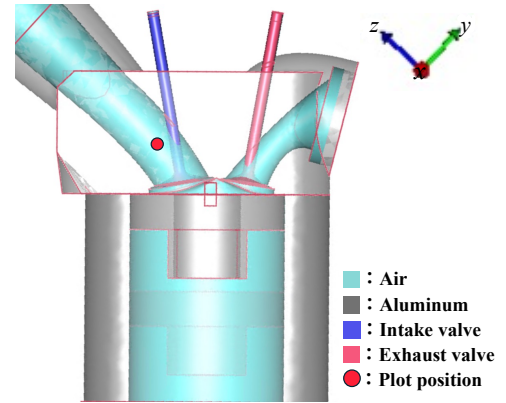


Fig. 8 Measurement locations (side view of cylinder)

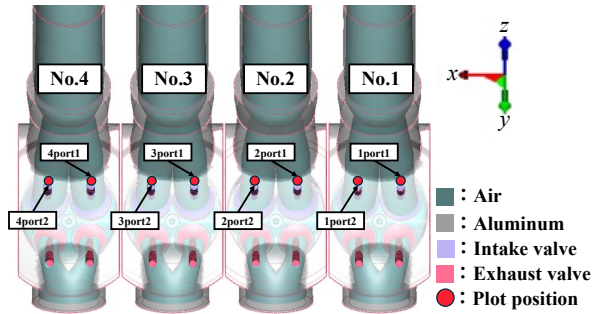


Fig. 9 Measurement locations (top view of cylinder)

ストンと吸排気バルブの挙動を考慮し圧縮性流体を対象とした非定常解析とし、本解析を行った。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u}{\partial x} + \frac{\partial \rho v}{\partial y} + \frac{\partial \rho w}{\partial z} = 0 \quad (5)$$

ここに、 x, y, z は方向成分を示し、 t は時間、 ρ は密度、 u, v, w はそれぞれ x, y, z 方向の速度成分を示す。

モデル内に任意の点を定め、全てのエンジン回転数の条件において全気筒同一点において流速値を取得し評価を行った。データ取得位置においてシリンダの横面視点を Fig. 8、シリンダ上面視点を Fig. 9 に示す。

CFD 内におけるメッシュ設定は自動であり、四面体に

より構成されている。CFD 内の空気部分のメッシュを Fig. 10 に示す。空気の吸入口に初期条件、境界条件。排気ポート後に空気の出口として境界条件を設定した。

3.3 解析サイクル数の妥当性

解析開始直後は初期の条件による影響を受ける可能性があるため、代表回転数として低回転域の 3,000 rpm, 中回転域の 9,000 rpm, 高回転域の 15,000 rpm の 3 つの回転数条件においてクランク角 10 deg.ごとに 5 サイクル分の解析を行った。その収束結果として吸気バルブの開き角 θ_{io} から吸気バルブの閉じ角 θ_{ic} までの流速の平均を 1 番シリンダの回転数ごとの第 1 サイクルから第 5 サイクルの比較を Fig. 11 に示す。Fig. 11 よりサイクル間において流速の絶対値には一部差異が示されたが、回転数による傾向および気筒間の相対関係については同様の傾向が得られることを確認できた。そのため、本研究で議論し

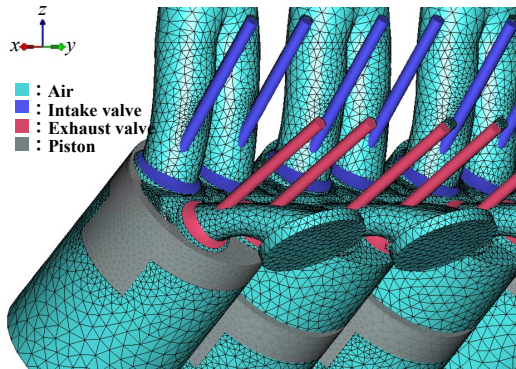


Fig. 10 Computational mesh of the CFD model

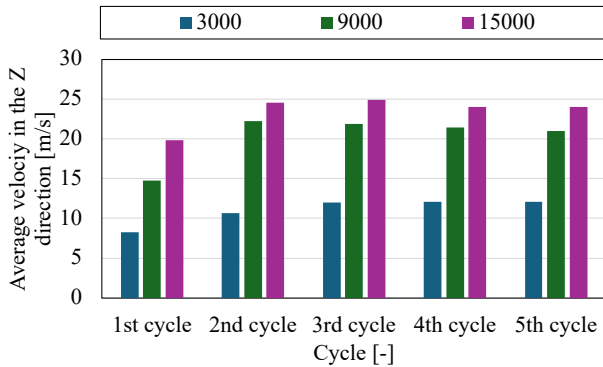


Fig. 11 Chart comparing flow velocities between cycles

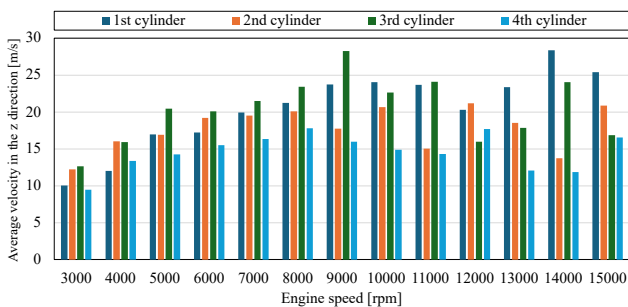
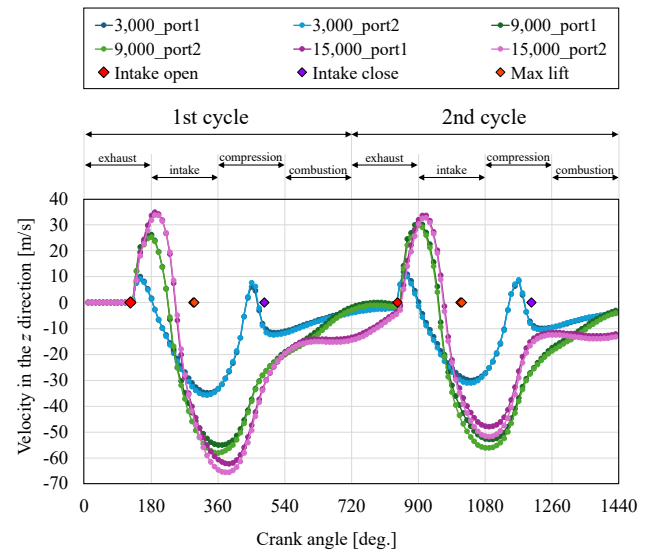


Fig. 12 Average velocity in the z direction

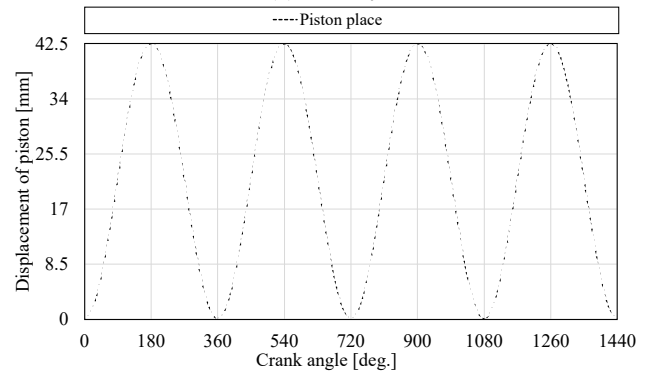
ている気筒間の流速分布およびその傾向に関して解析における計算負荷を考慮し、第 2 サイクルの結果を用いて評価を行った。

3.4 解析結果

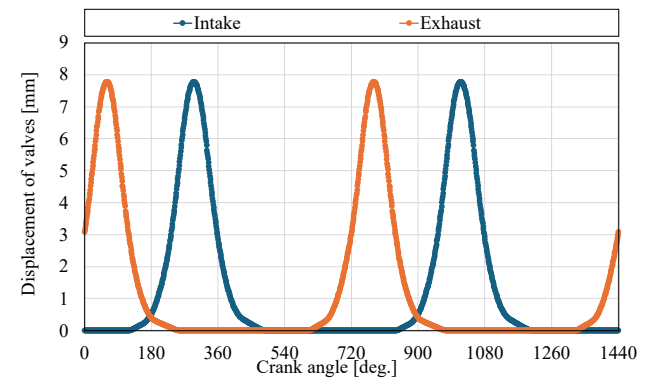
Fig. 8, Fig. 9 に示した各ポート内の吸気バルブ前に定めた測定点において、4 バルブのため 1 番シリンダ側を port 1, 4 番シリンダ側を port 2 とし、吸気バルブの開き角 θ_{io} から吸気バルブ閉じ角 θ_{ic} までの流速の平均を各気



(a) Velocity



(b) Displacement of piston



(c) Displacement of valves

Fig. 13 Velocity in the z direction of port 1 and port 2 in the 3rd cylinder

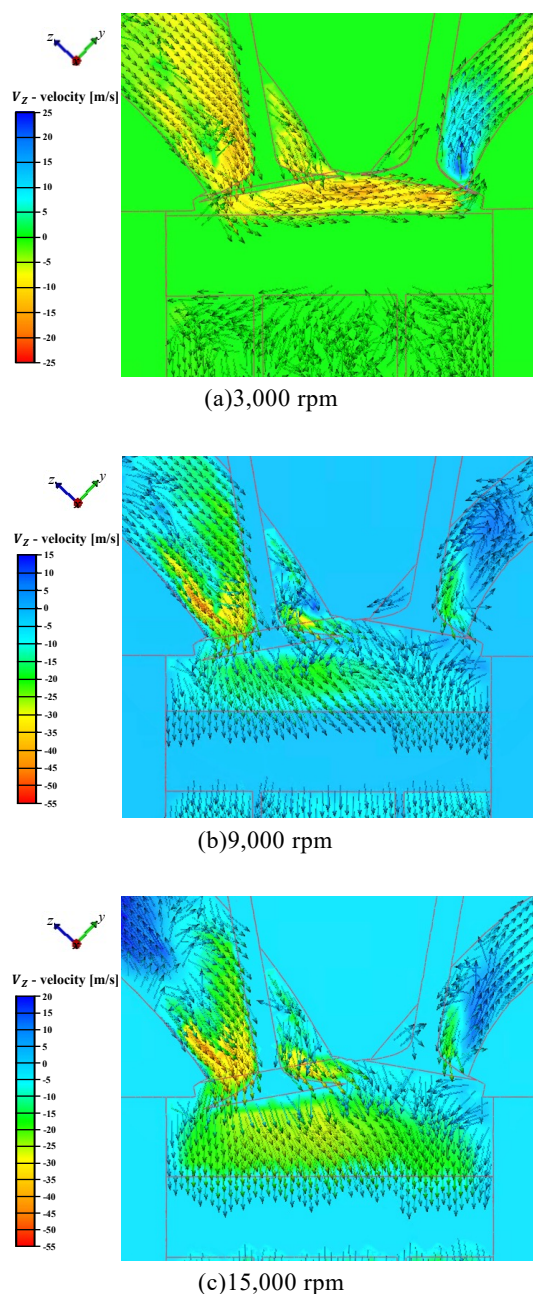


Fig. 14 In cylinder visualization of intake start time

筒及び回転数ごとの比較グラフを Fig. 12 に示す. 各ポートにおいて port 1 と port 2 の流速はほぼ同様の傾向を示したため, 2 点の平均値を解析値とした.

Fig. 12 より, 回転数ごとに気筒間で流入する速度が異なることが分かる. 3,000 rpm から 6,000 rpm の回転域では 2, 3 番, 7,000 rpm から 11,000 rpm の回転域では 1, 3 番, 13,000 rpm 以上の回転域では 1 番の流速が大きく, 4 番は全ての条件において流速が小さい傾向が得られた. また, 各回転数で平均流速値の変動が大きい 3 番シリンダにおいて 3,000 rpm, 9,000 rpm, 15,000 rpm でのクランク角と流速, ピストン変位, 吸排気バルブリフトの関係を Fig. 13 に示す. CFD 内のモデルは z 軸に合わせていることから正の値はポート側, 負の値はシリンダ側に向かう流速である.

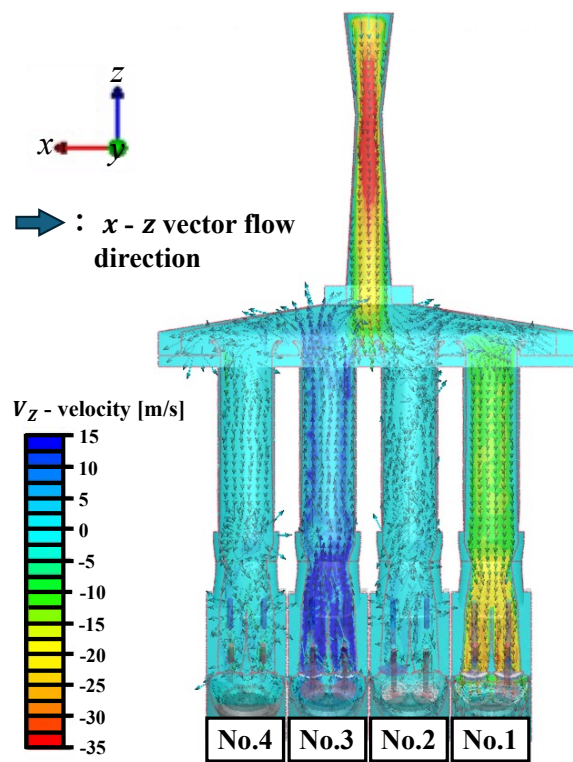
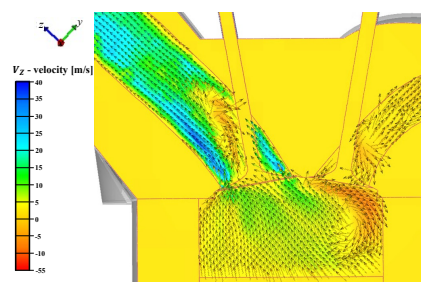


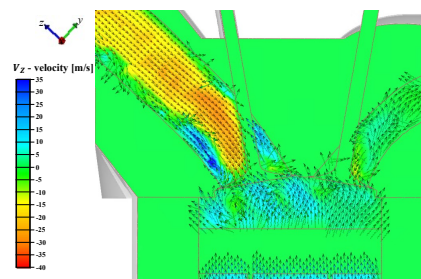
Fig. 15 z -vector flow velocity visualization diagram at crank angle of 1,150 deg.

Fig. 13 の 2 サイクル目の結果より, エンジン回転数に関わらず吸気バルブが開いた 850 deg.以降で流速が正となりポート側に逆流していることが分かる. エンジン回転数に関わらず θ_{io} にポート側に逆流していることについては, 圧縮上死点を 0 deg.とした時, θ_{io} がクランク角 303 deg.であり, 排気上死点より 57 deg.早く開いているため, シリンダ内の圧力がポート内圧力より大きく, 空気特性からポート側へ逆流している. しかし, 各回転数で逆流後に吸気するタイミングが異なる現象においては, ピストンの上昇速度と合わせて前のサイクルにおける空気の流れや圧力の伝播が影響していると考えられる. 3,000 rpm ではピストンが上死点に到達する前に吸気が始まっているが, 9,000 rpm と 15,000 rpm では上死点後に吸気が始まっていることがわかる. 各回転数において吸気を開始するクランク角の吸排気バルブ付近のシリンダ内部における流速のコンター図を 3,000 rpm (910 deg.) を Fig. 14(a)に, 9,000 rpm (960 deg.) を同図(b)に, 15,000 rpm (970 deg.) を同図(c)に示す. Fig.14 より, 3,000 rpm では掃気が行えているが, 9,000 rpm と 15,000 rpm では掃気を行えていないことが確認できる. このことから高回転域では掃気を行えず, シリンダ内にガスが残留している可能性が考えられる.

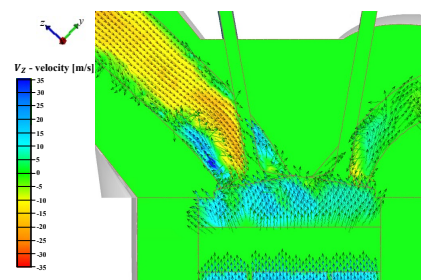
また, 3,000 rpm では吸気バルブが閉じる直前の 1,150 deg.から正の流速値となることが確認できた. 流速のコンター図を Fig. 15 に示す. 同図より 3 番シリンダで吸気ポートからサージタンクまでほぼ全ての領域で逆流が発生していることが確認できる. これらの件は全気筒にお



(a)3,000 rpm



(b)9,000 rpm



(c)15,000 rpm

Fig. 16 Visualization diagram from cylinder to port

いて同様の傾向を示した。これは、慣性吸気効果を同調させようと θ_{ic} が吸入下死点後 124 deg.まで遅れており、9,000 rpm と 15,000 rpm に同様の現象が確認できないことから、低回転域ではシリンダ内に流入した空気が充填後に吹き返し逆流現象が発生し、空気の一部が逆流していると考察する。したがって、シリンダ内部から吸気ポート中間までの流速のコンター図を 3,000 rpm 時は逆流が確認できた 1,150 deg.を Fig. 16(a)に、9,000 rpm と 15,000 rpm は θ_{ic} の直前にあたる 1,200 deg.を同図(b), (c)に示す。Fig. 16 より、9,000 rpm と 15,000 rpm の時にも一部に逆流を確認できた。しかし、ポート中心部分ではシリンダ側に向かって空気が流れており、ポートの壁面に沿って逆流をしている。流速の分布を見ると 9,000 rpm より 15,000 rpm の方が逆流現象が小さいことがわかる。対して 3,000 rpm では 1,150 deg.時点でポート全体が逆流していることがわかる。

同回転数の 20 deg.から 1,440 deg.までの 2 サイクル目以降の結果から、気筒間の空気分配が不統一であった要因は、吸気の形状による影響及び、サージタンク部から各気筒が吸入するため、各気筒の吸気期間が重複してお

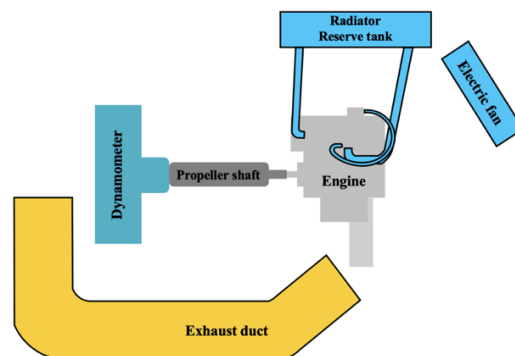


Fig. 17 schematic diagram of arrangement experimental apparatus

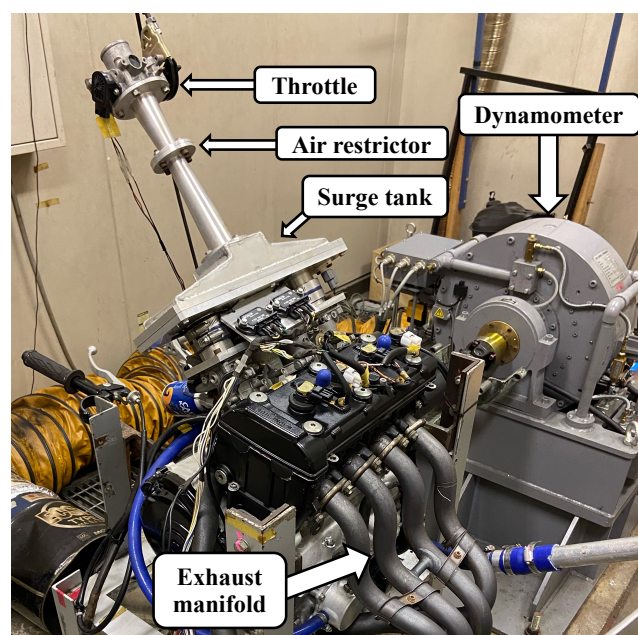


Fig. 18 Photograph of experimental apparatus

り互いに干渉し、容積効率が変化する吸気干渉が影響していると考ええる。

4. 吸気系を ST とした ICE のトルク測定実験

4.1 実験条件

2.2 節で示した実験用エンジンは解析と同寸法で製作したインテークマニホールドを設置し、動力計を用いて各回転数におけるトルクの測定実験を行った。ICE と動力計等の装置の配置を Fig. 17 に、実験の様子を Fig. 18 に示す。Engine Control Unit(以下 ECU とする)には MoTeC M400 を用いた。

軸トルクはエンジン回転数 1,000 rpm 毎に 3,000-15,000 rpm (エンジンレブリミット) まで計測を行った。また、スロットル開度は 100%での計測を行った。

エンジンの暖気後試験開始時の水温を 96°Cに設定し、水温が 96°Cに到達次第、試験を開始する。試験は過負荷運転であるためラジエータ本体に水をかけ冷却を行う。また、試験室には走行風が存在しないため、扇風機を用

いて直接エンジン本体に風をあて冷却を行う。試験中は水温が 85℃-100℃の間になるように試験を行った。試験中に水温が 100℃を超えた場合は試験を一度中断し、冷却を行う。空気過剰率 λ [-]は 0.85 になるように燃料調整を行った。

軸トルク計測は 3 速ギアに固定し動力計の設定軸回転数を取得回転数の値に設定し計測を開始する。動力計の設定軸回転数は式 (6) より求めた。

$$N_r = \frac{N_e}{i_p i_3} \quad (6)$$

ここに、 N_r は動力計の設定軸回転数[rpm]であり、 N_e は計測を行うエンジン回転数[rpm]、 i_p は 1 次減速比、 i_3 は 3 速ギア比を示す。 i_p と i_3 はそれぞれ 1.974、1.761 である。

4.2 実験結果

本試験より取得した回転数と軸トルク[Nm]、出力[kw]の関係を図 19 に示す。図 19 より 6,000 rpm で最大トルク 44.8 Nm、12,000 rpm で最大出力 47.5 kW が測定された。図 12 に示した各気筒の平均流速の数値変動を連続的に視覚化するため図 20 に散布図として示す。図 20 より、各気筒の流速差が大きくなる 9,000 rpm 以降で軸トルクにばらつきが出る傾向がある。各気筒に流入する空気量が異なり、空燃比がリッチな気筒とリーンな気筒があり、どちらも最適な空燃比から異なっているため燃焼状態が悪化し、軸トルクが低下したと考えられる。

また、エンジン回転数 3,000-15,000 rpm でのトルク取得後、13,000 rpm で再実験を行った際にスロットル開度 90%時にエンジン本体から白煙が確認できたため、即時に 100%時のトルクを取得し、試験を中断しアイドリング状態に戻したが、エンジンが停止した。停止後のシリンダ内の写真を図 21 に、未使用品と各気筒のスパークプラグの電極部を図 22 に示す。同図より 1、4 番のスパークプラグは黒くカーボンが蓄積しており、2、3 番シリンダのスパークプラグは白く焼け、3 番に至っては電極が溶け落ちていた。本研究で用いたエンジンは各気筒に独立したインジェクタを装着しているため各気筒には同一の燃料量を噴射している。そのため、気筒間の流量差が空燃比差として現れる。このことから、1、4 番シリンダは空気の流入量が少なくリッチ燃焼、2、3 番シリンダは空気の流入量が多くリーン燃焼であったと推測される。停止後にエンジンのセルモータを用いて各気筒の最大圧力を測定したところ、1、4 番シリンダは破損前と比べて約 400 kPa 低い 1,100 kPa であり、2、3 番シリンダに関しては約 1,400 kPa 低い 100 kPa であることが確認でき、十分な圧縮ができていないことを確認した。3 番ピストンの写真を図 23 に示す。3 番ピストンの吸気バルブ側の周囲は溶け削れていることが確認できた。本エンジンは排気マニホールドの 1 番から 4 番の排気管が集合した位置にて空燃比を計測しており、 λ が 0.85 となるように燃料噴射量を調整している。そのため、気筒間で空気の流入量に差が生じると各気筒の実際の λ は異なると

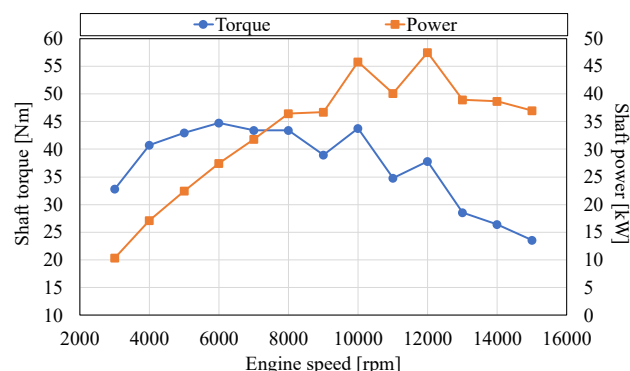


Fig. 19 Shaft torque and power at 100% throttle opening

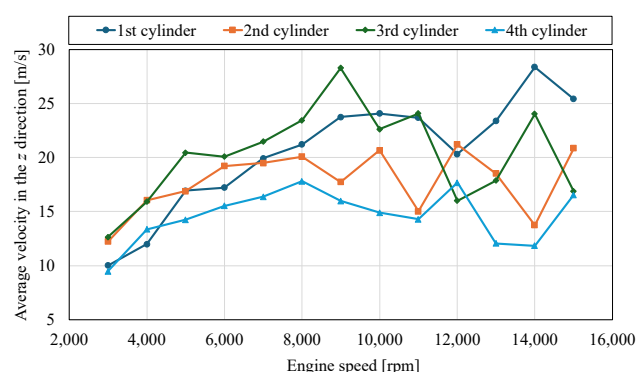


Fig. 20 Average velocity in the z direction

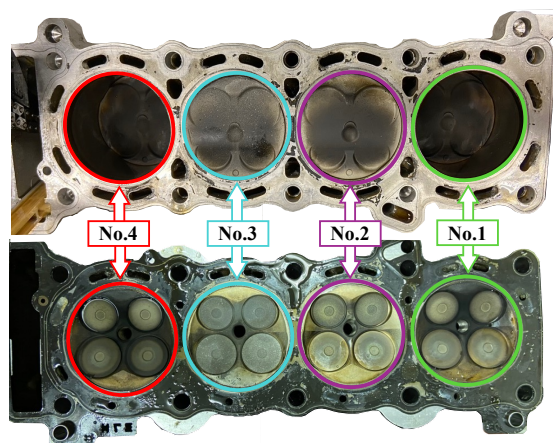


Fig. 21 Photograph of cylinder and cylinder head after experiment

考えられる。1、4 番シリンダは平均値である λ が 0.85 よりリッチ側、2、3 番シリンダはリーン側であると推察する。このことから 3 番シリンダは理論空燃比である $\lambda = 1$ に近づき燃焼温度が高くなっていたと考えられる。エンジン破損原因において、エンジンベンチ試験は過負荷運転の状態であり、水温のみでの判断であったため冷却の方法や効率の点で差が生じ、エンジンオイルの十分な冷却を行えていなかったと考えている。

また、ECU 内にて各気筒間において燃料噴射量及び点

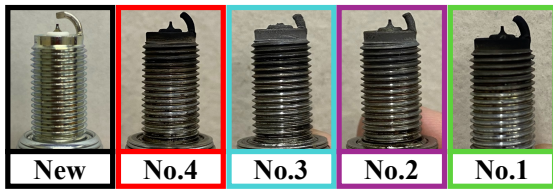


Fig. 22 Spark plug in each cylinder after experiment



Fig. 23 No.3 piston

火時期は同設定値にあり、解析結果からも気筒間の吸入空気量が不均一であったため、各気筒で燃焼室に入る混合気の量も不均一であり燃焼が異なっていたと考える。

5. 結言

本報告では、多気筒ガソリンエンジンの性能向上を図る上で吸気系の形状に着目し、ST化した吸気形状においてCFD解析を用いて空気の流れと流速値から形状評価を行い、実機試験よりエンジンの性能評価を行い、吸気系形状が気筒間の吸入空気量分配に及ぼす影響を明らかにした。その結果、吸気形状に起因して気筒間で吸入空気量に差が生じ、これが気筒間の空燃比および燃焼状態の差異を生じさせる一因となることを示した。また、本解析手法により吸気系内部の流動挙動と実験結果を評価可能であることを確認し、吸気系設計における評価手法として有用であることを示した。

今後は形状の再設計を行うと共に解析を進めるにあたり解析精度の検証が課題となる。したがって、CFD解析においてエンジンモデルの再構築および解析時間（サイクル）を増やし、サイクル間変動からの検討及び、メッシュ設定の変更を行い、解析精度の向上が必須である。さらにエキゾーストマニフォールドを取り付けた解析を

行う予定である。また、実機試験より流量計測を今後取り組む予定であり、CFD解析内でも同位置で流量データを取得し、比較を行う予定である。

謝辞

本研究を遂行するにあたり、スズキ株式会社より多大な支援を受けた。ここに謝意を表する。

参考文献

- 1) Lee K., Bae C. and Kang K., The effects of tumble and swirl flows on flame propagation in a four-valve S.I. engine. Applied Thermal Engineering, 27, 2122-2130, 2007.
- 2) Abdullah N. R., Shahrudin N. S., Mamat R., Mamat A. M. I. and Zulkifli A., EFFECTS OF AIR INTAKE PRESSURE ON THE ENGINE PERFORMANCE, FUEL ECONOMY AND EXHAUST EMISSION OF A SMALL GASOLINE ENGINE, Journal of Mechanical Engineering and Sciences, 6, 949-958, 2014
- 3) Roberto Berlini Rodrigues de Costa, Raphael Meireles Braga, Carlos Alberto Gomes Junior, Ramon Molina Valle, and Rudolf Huebner, PIV measurements and numerical analysis of in-cylinder tumble flow in a motored engine, J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng., 39, Article 4729-4744, 2017
- 4) Kim M., Kim Y., Kim J. and S H. H., Development of quasi-dimensional turbulence model for spark-ignition engine with physical analysis of tumble: Energy-based tumble model focusing on energy intake and turbulence production, Applied Energy, Vol. 252, Issue 15, 113455, pp. 1-11, 2019
- 5) Bordjane M. and Chalet D., Numerical Investigation Of Throttle Valve Flow Characteristics For Internal Combustion Engines, Journal of Multidisciplinary Engineering Science and Technology (JMEST), Vol. 2, Issue 12, pp. 3532-3541, 2015
- 6) Formula SAE Rules 2025, Version 1.0, 31 Aug 2024, pp.79-80
- 7) Available online ; <https://www.autodesk.com/>

超磁歪アクチュエータによる壁面振動を用いた超小型 EV の 車内騒音制御（加振位置に関する実験的検討）

田中 雄大^{*1}, 呉 文宝^{*2,3}, 澤田 健太郎^{*1}, 加藤 英晃^{*4}, 成田 正敬^{*4}

Interior Noise Control for Ultra-Compact EVs Using Wall Vibration with Giant Magnetostrictive Actuators (Experimental Consideration on Oscillation Position) by

Yudai TANAKA^{*1}, Wenbao WU^{*2}, Kentaro SAWADA^{*1}, Hideaki KATO^{*2} and Takayoshi NARITA^{*2}
(Received on Mar. 31, 2020 and accepted on Jul. 11, 2026)

Abstract

In recent years, ultra-compact electric vehicles (EVs), which are one- to two-seater electric vehicles, have gained attention as a new mode of transportation. These vehicles not only have a low environmental impact but are also expected to become widespread as a means of transportation in areas where public transportation is inconvenient. However, due to their limited interior space, it is not feasible to implement interior noise countermeasures using soundproofing or sound-absorbing materials. Furthermore, some luxury vehicles are equipped with active noise control (ANC) systems that reduce noise pressure levels by emitting sound waves of equal amplitude but opposite phase to the noise. Implementing ANC-based noise control in such vehicles requires installing speakers capable of producing loud, high-quality control sound waves inside the cabin, making adaptation to the confined spaces of ultra-compact EVs difficult. Previous investigations have realized noise cancellation control for compact rectangular enclosed spaces using wall vibrations generated by giant magnetostrictive actuators. However, while this ANC system investigated control algorithms for varying acoustic characteristics like cabin noise and vibration characteristics based on actuator placement, it did not examine vibration points that occupants find comfortable. Although vibration points with confirmed noise reduction effects exist, the tendencies and characteristics of vibration points that people find comfortable have not been determined. Therefore, this paper aims to develop a new ANC system for ultra-compact EVs. To identify vibration points that humans find comfortable, it specifies the frequency components of each vibration point on the ceiling using the power spectral density PSD method. Based on this, it identifies vibration points where the PSD is 99% or higher and uses questionnaires employing the Visual Analog Scale (VAS) and Likert scale, and EEG-based comfort assessments. Evaluations were conducted for each vibration point and from the position of the head relative to the ceiling.

Keywords: Ultra-compact EV, Giant magnetostrictive actuator, Active noise control system, LMS algorithm, Noise reduction, Brain wave, VAS

1. 緒言

近年, 新たな交通手段として超小型電気自動車(以下, 超小型 EV) と呼ばれる 1 人から 2 人乗りの電気自動車が目立っている. この車両は環境負荷が少ないだけでなく, 公共交通機関が不便な地域での移動手段として普及が予想される¹⁾. しかしながら超小型 EV は室内空間が狭いため防音材や遮音材を用いた車内騒音対策が行えない. また, 一部の高級車には騒音に対して同振幅・逆位相の音波を出力して騒音の音圧レベルを低減させるア

クティブノイズコントロール(以下, ANC)システムが搭載されている^{2,3)}. ANC システムによる車内騒音制御では大音量かつ高品質な制御音波を出力できるスピーカを車内に設置しなければならないため, 超小型 EV のような狭い車内空間への適応は困難である. したがって, 超小型 EV に対する騒音制御には低周波数の音波を大音量かつ高音質に出力できる小型デバイスが必要となる. 小型デバイスによる騒音制御手法として眞田らが提案する防音ボックス⁴⁾, 福田らによる窓ガラスキャビティにおける音響と振動制御^{5,6)}, Y. S. Wang らによる車体の振動騒音抑制が確認できる⁷⁾. これらの研究は小型な直方体の音場を制御対象とし, 圧電アクチュエータによる壁面振動を利用することで消音効果を実現している.

^{*1} 工学研究科機械工学専攻修士課程

^{*2} 総合理工学研究科総合理工学専攻博士課程

^{*3} 総合科学技術研究所

^{*4} 工学部機械システム工学科准教授



Fig. 1 Giant magnetostrictive actuator.

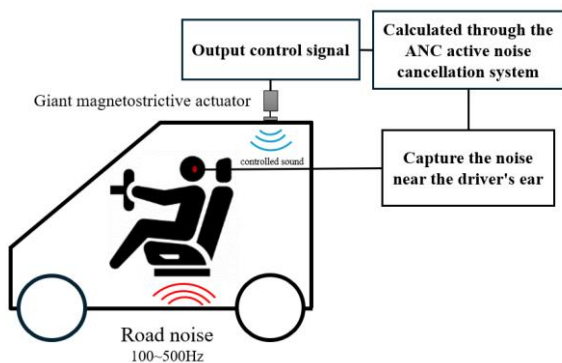


Fig.2 ANC system for ultra-compact EV using a giant magnetostrictive actuator.

一方、振動子に超磁歪材料を用いた超磁歪アクチュエータは単体で高い出力が得られるため、建築構造物の免震用ダンパなどへの応用が検討されている⁸⁾。超磁歪アクチュエータは広い帯域の周波数の出力が可能のためスピーカとして利用することが可能であり⁹⁾、従来の ANC システムのような大きな筐体のスピーカが必要なくなるという利点を持つ。しかしながら入力される雑音をフィードバックして出力する音場制御のアクチュエータとして超磁歪アクチュエータを用いる検討はほとんど行われていない。

著者らは、圧電アクチュエータよりも高出力な超磁歪アクチュエータで車内の壁面振動を実現することで、車内騒音の音圧レベルの低減やマスキングによる車内の快適性向上を目的とした ANC システムを提案している。このシステムでは、制御音波の出力にスピーカと同等の性能を持ち、大きさが約 1/7 サイズの超磁歪アクチュエータを用いる。狭小な車室内の超小型 EV でも搭載することが可能な超磁歪アクチュエータを壁面に設置し、壁面振動によって音波を出力する。これまでの検討では、超磁歪アクチュエータによる壁面振動によって小さな直方体の閉空間に対する消音制御を実現させた¹⁰⁾。しかしながら、本 ANC システムでは車内騒音のような変化する音響特性に対応する制御アルゴリズムおよび、アクチュエータ設置位置による振動特性に関して検討は行われていたが、実際に乗員が搭乗し快適と感じる加振点の検討は行われていなかった。特に、振動特性に関しては平面を加振した場合の各モードにおける振幅値などは数多くの研究例があるが¹¹⁾、消音効果が確認された加振点の快適性評価の検討や、実際に人が快適と感じる加振点の傾向や特定はされていない。

そこで本論文では、超小型 EV の新たな ANC システム

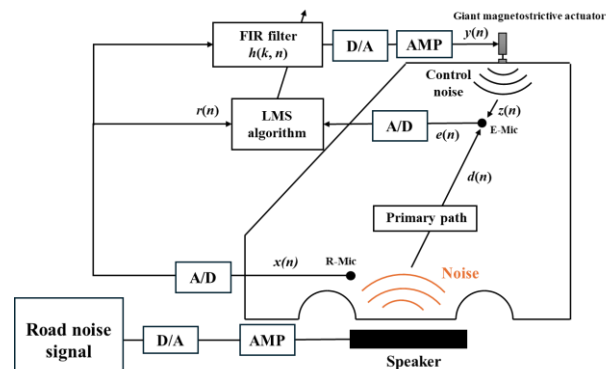


Fig. 3 Signal flow diagram of the LMS-Based ANC.

の開発に向けて、実際に人が快適と感じる加振点を特定するために、パワースペクトル密度 (PSD) 法による天井の各加振点の各周波数成分の特定、それを基に PSD が 99% 以上含まれる加振点と実験協力者が快適と感じる加振点、不快と感じる加振点を VAS (Visual Analog Scale) とリッカート法によるアンケート、脳波による快適性評価、各加振点と天井から頭の位置から評価を行った。

2. 超磁歪アクチュエータを用いた超小型 EV の ANC システム

2.1 超磁歪アクチュエータ

著者らは、Fig. 1 に示す超磁歪アクチュエータを用いた超小型 EV 用の ANC システムを提案している。このシステムの概要を Fig. 2 に示す。提案するシステムは、100 ~ 500 Hz のロードノイズを制御対象としており¹²⁾、制御音波を発生させることで、乗員の耳の付近の音響パワーの低減を図る。制御音波は車両ルーフ部に設置した超磁歪アクチュエータで車体壁面を振動させることで発生させる。超磁歪素子を用いた制御デバイスは出力、応答性、耐熱性に優れており、媒体の大きいスピーカを使用せず、低周波数帯域の制御音を出力することが可能となる。

2.2 LMS アルゴリズムを用いた適応フィルタによる制御システム

Fig. 3 に本研究で用いた LMS ベースの超小型 EV 専用 ANC システムの概要図を示す。車体下部に設置したスピーカから出力される 300 Hz 模倣路面騒音の参照信号 $x(n)$ は、参照信号評価マイク (R-Mic) により取得される。参照信号 $x(n)$ は一次経路 (primary path) を介して誤差マイク (E-Mic) へ伝搬し、目標信号 $d(n)$ として用いられる。これと同時に、参照信号 $x(n)$ は LMS アルゴリズムに入力される。LMS アルゴリズムは、参照信号 $x(n)$ と誤差信号 $e(n)$ を用いて FIR 適応フィルタの係数をリアルタイムに更新する。FIR 適応フィルタが生成する制御信号 $y(n)$ は超磁歪アクチュエータを介して板を加振し $z(n)$ となり、誤差マイクに入力される。本システムでは、LMS アルゴリズムが継続的に FIR 適応フィルタの係数を更新し、誤差マイク位置における誤差信号 $e(n)$ を最小化するように制御信号 $y(n)$ を動的に調整する。この反復過程を通じて、有力な騒音打ち消しが実行される。本システム

の更新処理は、以下の手順に従ってループ実行される。

Step 1 : 式 (1) に基づく誤差信号 $e(n)$ を観測する。

$$e(n) = d(n) - z(n) = d(n) - \sum_{j=0}^{N_c-1} y(n-j) \quad (1)$$

Step 2 : 参照信号 $x(n)$ を観測し、参照信号ベクトルに取り込む。

Step 3 : 式 (2) に基づき制御信号 $y(n)$ を出力、 $h(k,n)$ はフィルタ係数を表す。

$$y(n) = \sum_{k=0}^{N_h-1} h(k,n)x(n-k) \quad (2)$$

Step 4 : 式 (3) に基づき適応フィルタの係数ベクトルを更新する。

$$h(n+1) = h(n) + \mu e(n)x(n) \quad (3)$$

ここで、 $h(n)$ はフィルタ係数ベクトル、 $x(n)$ は参照信号ベクトル、 μ と $e(n)$ はそれぞれステップサイズおよび誤差信号を表す。

3. PSD 法による超磁歪アクチュエータ設置位置の選定

3.1 実験装置と方法

本実験で使用した超小型 EV の外観を Fig. 4 に示す。超磁歪アクチュエータをルーフパネル上に設置し、パネルを振動させることで、ロードノイズと逆位相の制御音を出力し、消音点において振動を抑制する。理論的には、超磁歪アクチュエータが振動させたルーフパネルから放射される音が騒音と周波数スペクトルおよび振幅の点が完全に一致し、位相のみが反転している場合、両者が最大限に打ち消し合い、高効率な騒音低減が可能となる。しかし、加振位置の違いは板の振動モードに影響を与え、結果としてスペクトル変化を引き起こし、放射音のスペクトル成分が入力信号のスペクトル構成と異なることがある。本実験では、ロードノイズ周波数帯域 (100 ~ 500 Hz) 内に位置する 300 Hz の単一周波数騒音を模擬信号として採用した。そして、ルーフパネルに対して加振実験を行い、放射される音に対してパワースペクトル密度 (PSD) 法を用いた周波数スペクトル解析を行うことを提案した。Fig. 5 に示すようにルーフパネル上に 208 ヶ所の加振点を 50 mm 間隔で設定した。実験に使用した器具を Fig. 6 に示す。超磁歪アクチュエータに 300 Hz の振動信号を入力し、各加振点に順次設置し加振実験を行った。アンプの出力を調整し、超磁歪アクチュエータの振動によりパネルが発生する音波のうち、運転者の耳位置を模倣した誤差信号評価マイク (E-Mic) で測定されるように高さや奥行きを調整した。その後、FFT アナライザを用いて取得した音声信号のパワースペクトル密度を解析した。E-Mic の設置位置は運転者の耳位置を模倣するために車体後端から 335 mm 離し、天井から 150 mm の距離で設置した。下記の式を用いて、この音声信号の総パワーを算出した。

$$Total\ power = \sum_{i=1}^N p(f_i) \cdot \Delta f \quad (4)$$

ここで、 Δf は周波数分解能を示す。続いて、式 (5) か

ら各周波数成分のエネルギー比率を算出し、周波数間のエネルギー分布を評価した。

$$Energy\ percentage = \frac{p(f_i) \cdot \Delta f}{Total\ power} \cdot 100 \quad (5)$$

これにより、放射音中で 300 Hz 成分のエネルギー比が最も高く、入力信号を最も正確に再現できる加振点を特定した。

3.2 実験結果

208 ヶ所の加振点から発生した音波を解析し、各加振点の音響エネルギーに占める 300 Hz 成分の割合を Fig. 7 に示す。そのうち、割合が最も高い加振点は同図中の点 189 (車両天井の右後端から前方に 700 mm, 左方に 350 mm) で最も低い点は点 108 (右後端から前方に 400 mm, 左方に 500 mm) であった。両方の各周波数成分を Fig. 8 に示す。加振点 189 は 300 Hz の成分が 99.86% 含まれていて、加振点 108 は 24.79% であった。Fig. 8 より、加振点 189 では 300 Hz 成分が高く出ているが、加振点 108 では 300 Hz 以外の 600 Hz や 900 Hz が含まれていることが分かる。これは倍音 (高調波) の存在を示しており、加振点 189 より顕著である。この加振点 189 では、ハーモニクス現象を回避して、騒音源が 300 Hz とした場合、高い消音効果を期待することが出来る。また、加振点 108 の加振点では、300 Hz の割合がハーモニクス現象により少ない。この加振点では、今回対象とした騒音源には消音効果が低いことが判断できる。これからの ANC 実験では、300 Hz が 99 % 以上含まれる点を加振点とし消音実験を行い、その消音量や快適性を比較する。また、実走行の騒音は単一周波数ではなく複合された周波数であるため、ホワイトノイズを基に加振点を探る。



Fig. 4 The appearance of the compact EV.

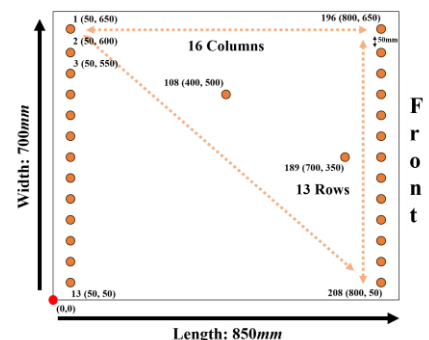


Fig. 5 Layout of 208 candidate points on the roof panel.

4. PSD 法による加振点の快適性評価

4.1 実験方法

過去の検討より実験協力者の頭上から 200 mm から 300 mm の範囲で快適と感じる加振点が散在していることが明らかなので、超磁歪アクチュエータをルーフパネル上に設置し、E-Mic を各実験協力者の耳の位置に高さを合わせた。具体的な計測は PSD 上から 300 Hz が 99% 以上含まれる加振点、実験協力者が快適と感じる加振点、不快と感じる加振点の 3 点を 60 秒間実施した。評価方法では Fig. 9 に示す脳波計（alphatech IV）を用いて α 波、 β 波、 θ 波を計測し、VAS とリッカート法によるアンケート、各加振点の位置を用いて快適性評価を行った。VAS は実験協力者が感じた印象を連続的な尺度上で評価できる手法であり、快適性や疲労感などの心理状態を定量的に評価することが可能である。実験協力者は両端に対極となる評価語を配置した 100 mm の直線上に印を付け、その位置を数値化することで評価を行った。実験に用いた VAS 用紙の一部を Fig. 10 に示す。VAS は各実験終了時に実施し、内容は α 波に関する快適性と、 β 波に関するストレスを評価した。

リッカート法は、以下の 4 項目について質問した。

Q1：日常的に自動車や公共交通機関を何時間利用する
のか

Q2：うるさい環境にはなれているか

Q3：自動車やバイク等を使う目的

Q4：自動車やバイク等に求めるもの

各実験協力者の回答を Table 1 に示す。騒音源は 300Hz の正弦波とし、音圧レベルは実際の走行時における 60 dBA と設定した。

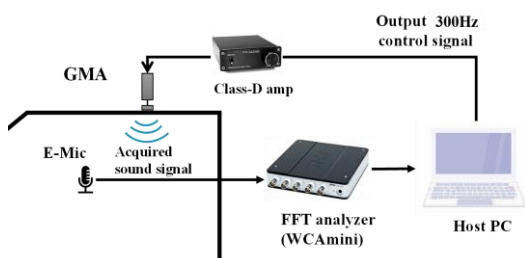


Fig. 6 Schematic of the Experimental Setup for the Giant magnetostrictive actuator Excitation Test.

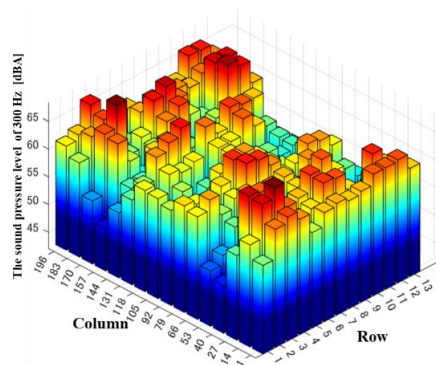
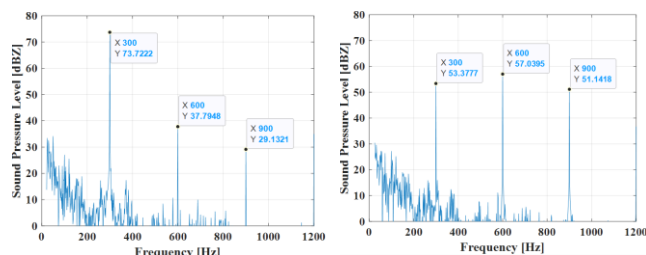


Fig. 7 Sound pressure level of 300 Hz energy at each excitation point.



(a)Point189

(b)Point108

Fig. 8 PSD of the radiated sound with the Giant magnetostrictive actuator.



Fig. 9 Electroencephalography (alphatech IV)

4.2 実験結果および考察

Fig. 11 に各実験協力者の VAS の結果を示す。Fig. 11 中の加振点 189 は PSD 上で 300 Hz が 99% 以上含まれる加振点、comfort は実験協力者が快適と感じる加振点、uncomfort は不快と感じる加振点を示す。Fig. 11(a)では数字が大きくなるにつれて心身の不快度が増し、(b)では数字が大きくなるにつれてストレスを感じなくなることを表している。リッカート法では、実験協力者 D 以外は日常的に自動車やバス等に触れていて、A と D は多少うるさい環境には慣れておらず、B と C は慣れている。また実験協力者 A は車に求めるものとしてエンジン音が含まれており、それ以外の実験協力者は快適性を求める結果である。VAS のグラフは、縦軸が VAS の長さ[mm]、横軸は各実験を表している。結果として、Fig. 11(a)・(b)の comfort を比較すると実験協力者が快適と感じる加振点で快適度が一番高く出現し、ストレスの結果は低減できていることが分かる。また、uncomfort を比較すると不快と感じる加振点では、快適度が他の実験よりも低減して、ストレスの結果が増大していることも判断できる。

Fig. 12 は各実験協力者の脳波結果を表し、横軸が各脳波成分である。脳波には入眠や瞑想状態を表す θ 波、快適やリラックス状態を示す α 波、イライラやストレス状態を示す β 波がある。縦軸は脳波の平均出力割合を示しこのグラフからは、快適と感じると出力される α 波が快適な加振点で出力割合が高く、ストレス状態で出る β 波の低減が確認される。また不快な加振点では、 β 波が上昇し、 α 波が低減している。VAS の結果と同じように快適な加振点では快適と感じる結果が得られ、不快な

Table 1 Likert method results

Experiment collaborator Question	A	B	C	D
Q1	More 30 minutes	More an hour	More an hour	Not used
Q2	I'm not used to the noise	I'm used to it being noisy	I'm used to it being noisy	I'm not used to the noise
Q3	Feet of daily life	Commuting to school	Commuting to school	Means of transportation
Q4	Can be moved easily Engine sound	Can be moved easily Less crowded Less vibration	It doesn't take much time Less crowded	Can be moved easily It doesn't take much time

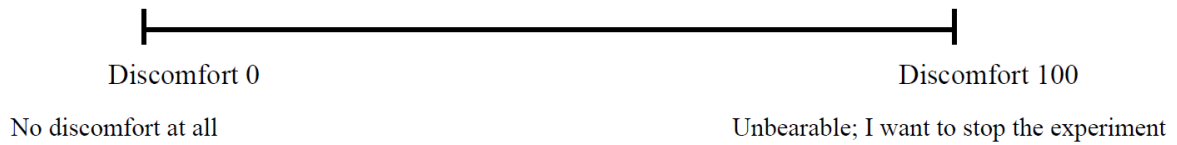
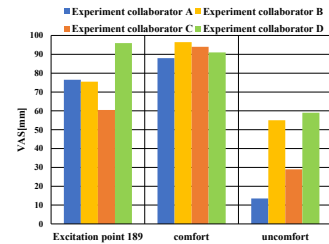


Fig. 10 VAS paper

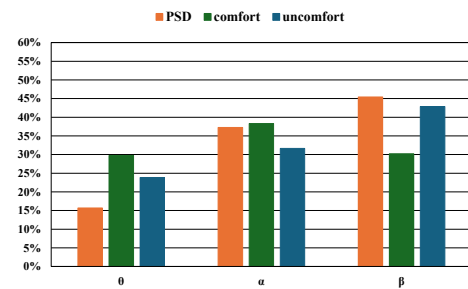
加振点では不快であると結果が分かった．一方，今回の実験では θ 波による相関を得ることができなかった．

Fig. 13 には天井における各実験協力者の各加振点と頭の位置を示す．上の四角は超小型 EV のルーフパネルを上から見た構図で，右がフロント側，左がリア側を示す．三角形は快適な加振点を表し，四角形は不快な加振点を表し，ひし形は PSD 上の加振点を表し，黒い丸は実験協力者の頭を表している．各加振点の横には音圧レベルが示されている．下の図形は車体の縦断面と実験協力者の頭を表し，天井から頭上までの距離を示す．実験協力者 A と C は，快適な加振点と頭の位置は離れているが天井からの頭上の距離は近く，D は快適な加振点は近いが天井から頭上の距離は遠いことが確認される．また音圧レベルでは実験協力者 B と D の快適な加振点の方が不快と感じる加振点より下がっている．しかし，実験協力者 A は快適と感じる加振点の方が不快と感じる加振点より音圧レベルが高い結果である．これは実験協力者 A はリッカート法によるアンケートにて，車に求める要素としてエンジン音が含まれていたことで，快適な加振点の音圧レベルが高くて快適と感じたのではないかと考察する．

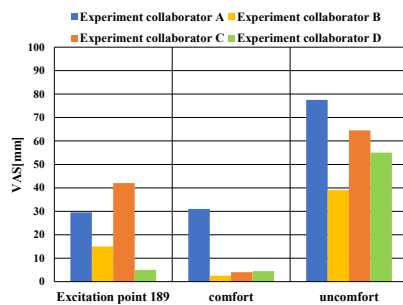


(b) VAS stress results

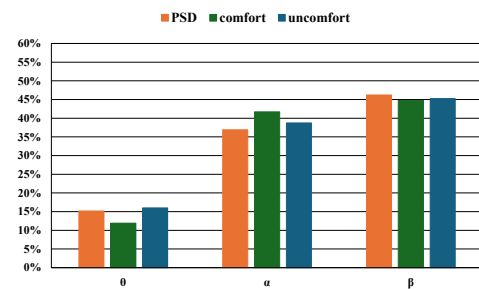
Fig. 11 Experimental results for each experiment participant.



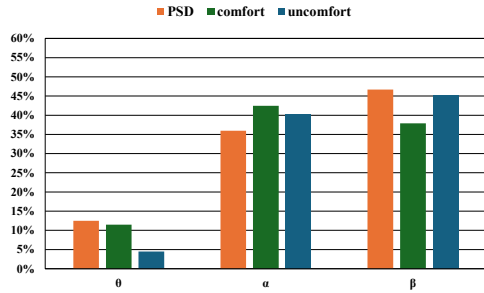
(a) Experiment collaborator A



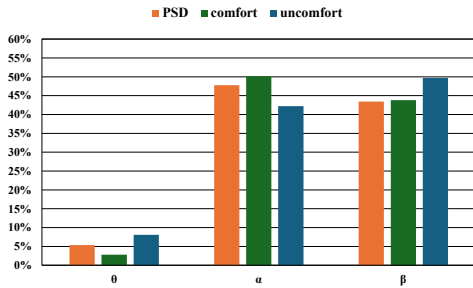
(a) VAS relaxation results



(b) Experiment collaborator B

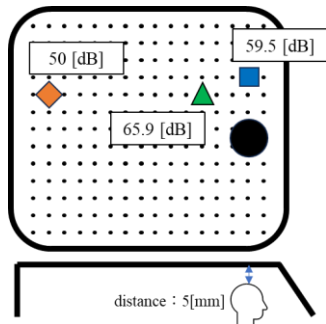


(c) Experiment collaborator C

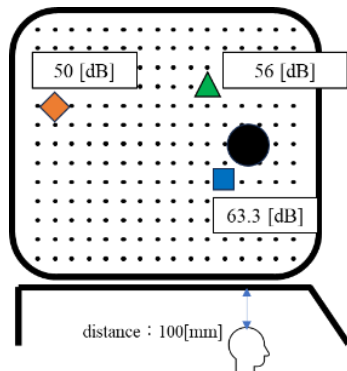


(d) Experiment collaborator D

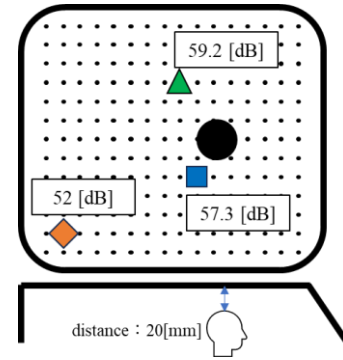
Fig. 12 Result of brain wave appearance rate.



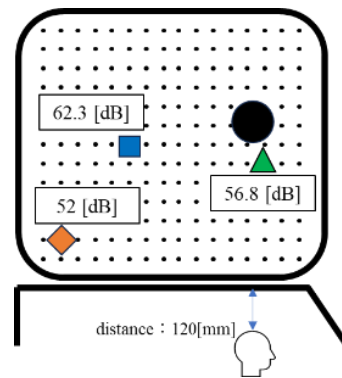
(a) Experiment collaborator A



(b) Experiment collaborator B



(c) Experiment collaborator C



(d) Experiment collaborator D

Fig. 13 Position and sound pressure level at each excitation point.

4. 結言

本研究では、加振点における人の快適性評価が行われていなかったため、PSD 法に基づく加振点と実験協力者が快適と感じる加振点、不快と感じる加振点の 3 点を計測した。評価方法では、脳波計による各脳波の平均出力割、VAS とリッカート法によるアンケート、各加振点の位置と天井までの距離を計測した。結果として、VAS と脳波では実験協力者自身が快適と感じる加振点で快適であると出た。加振点の位置では、音圧レベルは PSD 上の加振点よりも下げられていなかったのに快適であると得られた。今後の研究では、音楽を用いたマスキングと LMS アルゴリズムによる対照実験が検討される。

参考文献

- 1) 黒沢, 山口, 笹島, 吸音材が配置された自動車車内空間の減衰音響解析, 自動車技術会論文集, Vol. 44, No. 5, pp.1233-1240, 2013.
- 2) 井上, 自動車車室内音のアクティブ制御技術, 計測と制御, Vol. 51, No. 12, pp.1143-1149, 2012.
- 3) Prasanga, N. S., Wen, Z., and Thushara, D. A., Recent Advances in Active Noise Control Inside Automobile Cabins: Toward quieter cars, IEEE

- Signal Processing Magazine, Vol. 33, No. 6, pp. 61-73, 2016.
- 4) 眞田, 東山, 田中, 能動制御型防音ボックスに関する研究 (ポイントアクチュエータと圧電フィルムセンサによるアクティブ遮音制御の適応), 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 79, No. 805, pp. 3049-3058, 2013.
 - 5) 眞田, 東山, 田中, 岩本, 閉空間からの透過音のアクティブ制御, 日本機械学会論文集, Vol. 80, No. 812, p. TRANS0066, 2014.
 - 6) 福田, 田中, 窓ガラスを構成要素とする直方体キャビティにおける強連成モードとその抑制 (実験的アプローチ), 日本機械学会論文集, Vol. 81, No. 830, p. 15-00075, 2015.
 - 7) Y.S. Wang, H. Guo, Y.R. Li, N.N. Liu, C. Yang, Active control for vehicle interior noise based on DWT-FxLMS algorithm using a piezoelectric feedback system, Applied Acoustics, Vol. 167, Article 107409, 2020.
 - 8) 佐藤, 藤田, 超磁歪アクチュエータ駆動の油圧システムを用いた可変摩擦ダンパによる建築構造物のセミアクティブ免震, 生産研究, Vol. 56, No. 5, p. 481-484, 2006.
 - 9) 兪, 平田, 大西, 超磁歪振動子を用いた平面スピーカの音響特性解析, 日本 AEM 学会誌, Vol. 19, No. 1, pp. 9-13, 2011.
 - 10) T. Kato, R. Suzukia, T. Narita, H. Kato, and Y. Yamamoto, Basic study on active noise control for considering characteristics of vibration of plate by giant magnetostrictive actuator, International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics, Vol. 52, No. 1-2, p. 153-160, 2016.
 - 11) 赤松, 山口, 金沢, 制振材積層平板の振動と音響放射, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 65, No. 633, p. 1865-1872, 1999.
 - 12) 湯川, 特殊吸音スポンジ技術, 日本機械学会誌, Vol. 122, No. 1086, p. 78, 2009.

超小型モビリティのアクティブシートサスペンションにおける リニアモータの開発

(マスキング時の推力変動抑制に関する基礎的検討)

笠松 忍^{*1,2}, 勝間田 龍翔^{*3}, 王 鼎^{*3}, 柳原 来飛^{*3}, 村岡 恭輔^{*3}
高山 拓武^{*1,2}, 呉 文宝^{*1,2}, 池田 圭吾^{*4}, 遠藤 文人^{*5}, 成田 正敬^{*6}, 加藤 英晃^{*6}

Development of a Linear Motor for Active Seat Suspension for Ultra-Compact Vehicles (Fundamental Consideration on Suppression of Thrust Fluctuation during Masking)

by

Shinobu KASAMATSU^{*1, 2}, Ryoga KATSUMATA^{*3}, Ding WANG^{*3}, Kotaka YANAGIHARA^{*3}
Kyosuke MURAOKA^{*3}, Takumu TAKAYAMA^{*1, 2}, Wenbao WU^{*1, 2}, Keigo IKEDA^{*4}
Ayato ENDO^{*5}, Takayoshi NARITA^{*6} and Hideaki KATO^{*6}

(Received on Mar. 31, 2026 and accepted on Jul. 27, 2026)

Abstract

An active seat suspension using a voice coil motor (VCM) is proposed to reduce passenger vibration in an ultra-compact vehicle. The VCM has high thrust capability and a simple structure. We have reported that active seat suspension improves ride comfort by suppressing the vibration input to the occupant. On the other hand, displacement of the moving parts of the VCM causes some of the coils to move out of the range of the permanent magnets, resulting in partial loss of the magnetic field and a reduction in thrust, which causes fluctuations in thrust. The main component of an active seat suspension is the VCM. Considering that the body of an ultra-compact vehicle is compact and the mounting range is limited, a compact, lightweight VCM with low energy loss must be designed. In this report, we focus on the length of the permanent magnets and investigate the thrust fluctuation of the VCM due to differences in magnet length by simulation as a basic study.

Keywords: Voice coil motor, Ultra-compact electric vehicle, Active seat suspension, Magnetic field analysis
Thrust characteristics

1. 緒言

高齢社会の進行や環境問題が注目されているなか、観光地や都市部における移動の質の向上と高い環境性能を有していることから Fig.1 に示すような超小型モビリティの需要が高くなっている。しかしながら、超小型電気自動車は小型化された構造が著しく単純なため、未舗装路での走行を考慮すると低速走行時においても路上の段差や凹凸が頻出する路面を走行する機会が多く、振動の影響による乗り心地の劣化が予想される。



Fig. 1 Ultra-Compact Mobility.

そこで当研究グループはこの問題を解決するために超小型モビリティの座面下部にリニアモータの一種である

*1 総合理工学研究科総合理工学専攻博士課程

*2 総合科学技術研究所

*3 工学研究科機械工学専攻修士課程

*4 北海道科学大学工学部機械工学科

*5 福岡工業大学工学部電気工学科

*6 工学部機械システム工学科

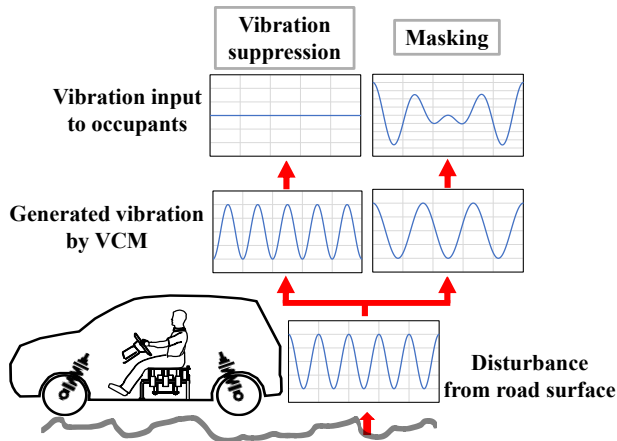


Fig. 2 Schematic of proposed masking method.

ボイスコイルモータ（VCM）を搭載したアクティブシートサスペンションを提案している¹⁾。これまでに乗員の座席部で測定した加速度をフィードバックすることによって路面からの振動が乗員に入力されないように制御が行えることを確認している²⁾。しかしながら座面加速度の低減が必ずしも乗り心地改善とならないことも報告されている³⁾。そこで著者らは音響分野で用いられる騒音と異なる音声を重畳することで、人の騒音に対する感度を相対的に低下させる手法であるマスキングに着目した。この手法は外部から伝わる騒音（マスキャー）に対して異なる音（マスカ）を重ね合わせて、騒音の感度を相対的に低下させる手法であり⁴⁾、飲食店などで音楽を流すことで他の席の会話や物音が気にならないような音環境構築を目的として利用されている。

著者らはこのマスキングをアクティブシートサスペンションの制御システムに利用することを提案し、これまでにマスカがマスキャーに近い周波数は同じ加速度、マスカがマスキャーより高い周波数の場合は加速度を小さくフィードバックすることで乗り心地感覚が改善されることを報告している⁵⁾。

しかしながら、実車への搭載を考慮すると、超小型モビリティの動力源はバッテリーであり、アクティブシートサスペンションを搭載した際の重量増やモータ駆動による消費電力の増加から走行可能距離の減少が予想される。さらに VCM は可動部の変位によってコイルが部分的に永久磁石の範囲外に出てしまい、部分的に磁場が発生しないことで可動子の変位によって推力が減少する。VCM が発生する推力はコイルに流れる電流に比例し、この比例定数を推力定数というが、アクティブシートサスペンションが変位するにつれて推力定数が徐々に低下する。この推力定数は振動制御モデルに組み込まれるため、変位が大きくなって推力定数の変化が大きくなるとモデル化誤差も大きくなり、制御性能が劣化する。VCM がこのような特性であったとしても、座面の変動を抑制するような制御を行う場合は可動子の変位も小さく、誤差も小さくなるため影響は比較的小さい。

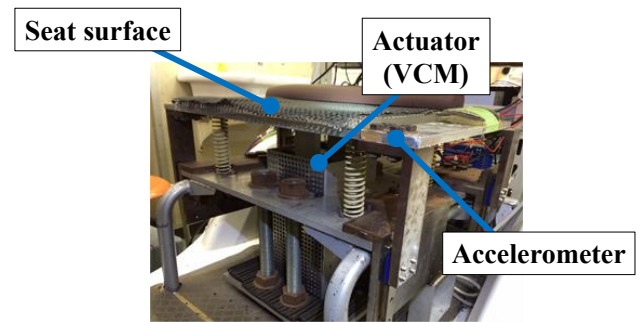


Fig. 3 Active seat suspension.

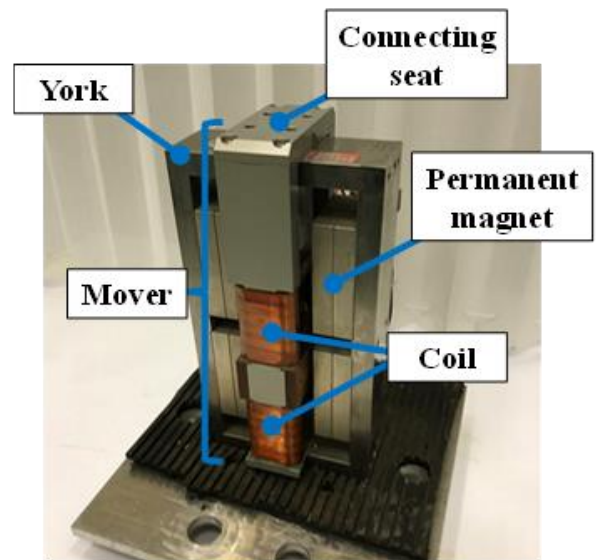


Fig. 4 Voice coil motor.

一方でマスキングを行う場合はマスキャーとなる振動を抑制せず、振動した状態でモータを駆動させ、マスカとなる振動を発生させるため、可動子の変位による推力定数の変化の影響を受けやすい。このような推力定数の変化に対しては、電流制御により変位に応じて推力を補償することで変動を抑制する手法も考えられる。しかしながら、VCM のコイルに流れる定格電流を考慮すると推力の補償によって定格以上の電流がコイルに流れ VCM を破損する恐れがある。

このため、本研究はリニアモータの構造に起因する推力特性そのものに着目し、可動子の変位による影響を受けにくい VCM について検討を行う。本論文は VCM の固定子に用いられる界磁用の永久磁石に着目し、磁石長を変更した際に推力特性に与える影響について電磁界解析から検討を行った。

2. アクティブシートサスペンション

2.1 路面からの振動に対するマスキング

本研究で提案するアクティブシートサスペンションを用いた乗り心地制御システムの概略図を Fig. 2 に示す。同図は右下部に示すような路面の凹凸による振動がタイ

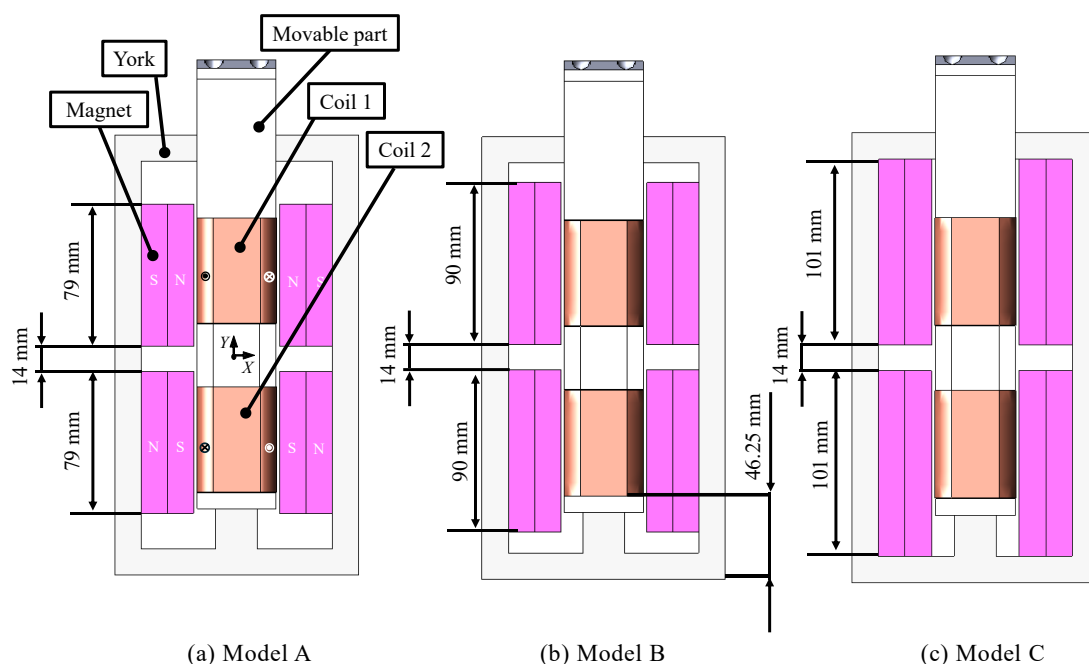


Fig. 5 Model of voice coil motors

や、サスペンションを通して車両に入力された際、アクティブシートサスペンションの乗り心地が異なる様子を概念的に示している。下から 2 行目の波形はその時のアクティブシートサスペンションで発生させる振動を表しており、下から 3 行目はその時の座面での振動を表している。左列のように路面振動に対して逆位相になるような振動を出力すれば座面ではほとんど振動しない乗り心地を提供できる。一方、同図右列のように入力された振動と異なる周波数の振動を出力することも可能である。本研究では、右列のような上下方向の振動に対してマスキングを行い、地面から伝わる不快な振動であるマスキューに対して、アクティブシートサスペンションを用いて異なる周波数振動（マスキュー）を積極的に入力することで、乗員にとって不快な振動を相対的に低減させる。ただし、同図の左列のように振動を物理的に抑制しているわけではないので、マスキューを発生させるアクチュエータは振動しながら推力を発生させる必要がある。

2.2 アクチュエータ

本研究で対象にしたアクティブシートサスペンションを Fig. 3，アクチュエータに用いた VCM を Fig. 4 に示す。この VCM は永久磁石とヨークで構成された固定部と 2 つのコイルが取り付けられている可動部で構成されている。コイルを挟むように永久磁石が配置されている。

そのため、コイルに電流を印加するとフレミングの左手則にしたがって推力が発生する。可動部は直接シート座面に取り付けられるため、座面を直接制振することが可能となる。なお、車内空間に厳しい制約のある超小型

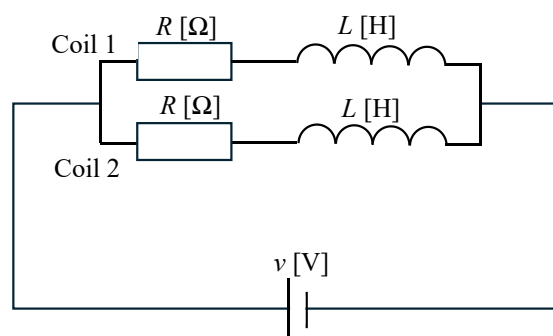


Fig. 6 Equivalent circuit structure of the voice coil motor.

Table 1 Specifications of the voice coil motor.

Permanent magnet (PM)	NEOMAX-46BH
Number of PMs	4
Remanence of PM	1.2 T
Number of coils	2
Number of turns	990
Material of yoke	SS400
Circuit resistance	6.1 Ω

モビリティにアクティブシートサスペンションを搭載することを考慮すると可能な限りシンプルな構造であることが求められる。さらに、超小型モビリティはホイールベースならびにトレッドが短く、ローリングやピッチングによる振動の影響を受けにくい。また、吉田ら⁶⁾によって鉛直方向の振動が心理的負荷に与える影響が大きいたことが示されている。そのため、本論文では鉛直方向の振動のみを抑制する 1 自由度の VCM を用いて検討を行っている。

3. 解析方法

3.1 解析の概要

過去の検討⁷⁾で超小型モビリティに適用することを考慮し、小型かつ軽量の VCM の構築のために永久磁石の長さを可能な限り小さくし、コイルの導線の直径に着目した検討を行った。一般的な VCM ではストローク時においてもコイルへ均一な磁場を得るため、可動部の移動領域を十分に捕える程度の長さを持つ永久磁石を設置する。これは磁場の変化によって推力の変動が発生しないようにするためである。

しかしながら、本研究で用いている VCM では可動部の変位によってコイルが部分的に永久磁石の範囲外に出てしまう。これによって部分的に磁場が発生しないことにより最大推力と最小推力の差である推力変動が発生し、制御性能が低下する可能性がある。そこで本論文では、モータの応答性や推力特性に関わる永久磁石形状に着目し、永久磁石の長さを変更した解析モデルを3つ作成し検討を行った。解析には磁場解析ソフト JMAG を使用した。

3.2 VCM モデルのパラメータと解析手法

解析で用いた VCM のモデルを Fig. 5 に、解析モデルの回路図を Fig. 6 に示す。2つのコイルは並列回路で接続されている。またコイルの巻き付け方向は上下で逆方向となっている。それに伴い、永久磁石の磁極方向も反対になっており、磁気回路が形成されるようになっている。本解析に用いた VCM のメッシュモデルを Fig. 7 に示す。本解析に用いた VCM のメッシュモデルを Fig. 7 に示す。この解析モデルは要素数が約 136 万個、接点数が約 246 万点、解析時間が約 160 秒、並列数は 8 とした。

また、解析に使用したコンピュータの CPU は AMD Ryzen 7 3700X 8-Core Processor を用いており、メモリ数は 64GB である。本解析で用いた VCM 諸特性の並びに回路の抵抗値を Table 1 に示す。超小型モビリティが走行する環境において最も大きな振動が入力される状況の一つとして歩車道境界の段差が想定される。歩車道境界は一般的に 25 mm 程度の段差となっていることから、その環境を想定したストロークを持つ VCM を想定する必要がある。

そのため本論文では 50 mm 以上の可動領域を持った VCM を想定し、最大変位が上下 29.5 mm までの段差に対応可能なものとしている。解析では VCM の可動部を 5 mm ずつ変化させ、上 31 mm、下 28 mm の最大変位まで電磁界解析を行い、それぞれのストローク量に対する推力を算出した。なお、電流は全ての条件において 1 A とした。VCM ではコイルが得ている磁束密度が一定である場合、電流と推力は比例関係となることから、本解析によって得られる推力はそれぞれのストロークにおける推力定数となる。

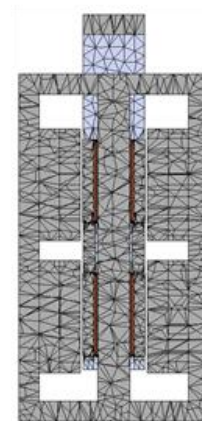


Fig. 7 Mesh Division Diagram

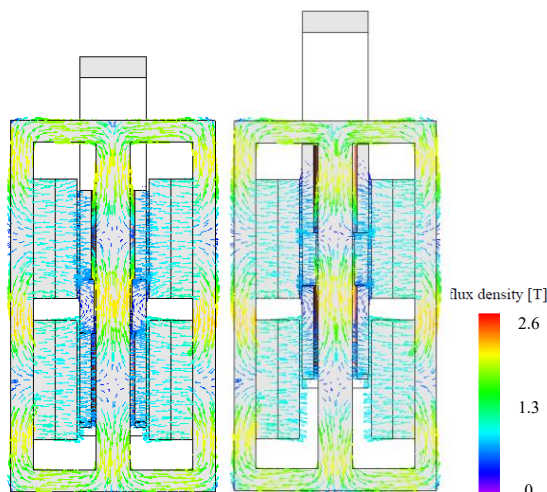
4. 磁石長を変化した際の電磁界解析による VCM の推力特性

本解析条件は2つのコイルがヨークの中心位置に揃えるため、コイルの底部とヨーク底部まで 46.25 mm の位置を 0mm とした。解析で得られた各モデルにおいて可動子の変位が 0mm のときと 31mm のときの磁束密度のベクトルプロットを Fig. 8 から Fig. 10 にそれぞれ示す。Model A で変位 0 mm 時に 66.3 N を発生し、最大変位+31 mm 時に 34.6 N を発生した。このとき Fig. 8 (a) の 0 mm の場合と (b) の 31 mm の場合を比較すると、0 mm では Coil 1、2 の全体に磁束が鎖交している様子が確認できる。一方、31 mm では可動子の変位したことで Coil 1 の上部にはほとんど磁束が鎖交していないことが分かる。これはコイル長に対して永久磁石長が短く、変位した際に磁石が存在しない領域があり、磁界が加わらない領域が存在しているためと考えられる。

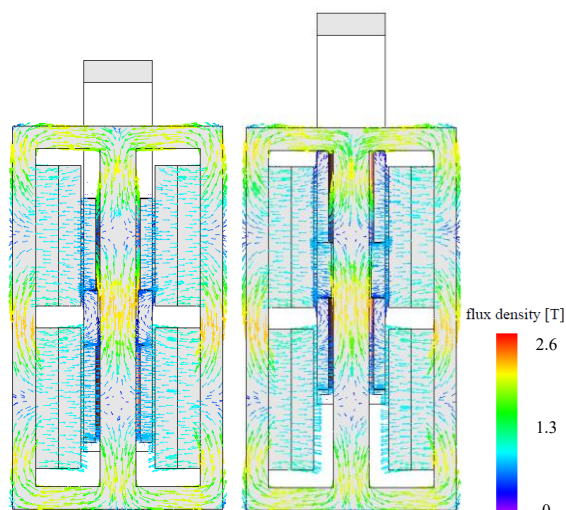
次に Model B では変位 0 mm 時に 62.2 N を発生し、最大変位+31 mm 時に 40.4 N 発生した。Fig. 9 (a) を Fig. 8 (a) と比較すると、0 mm 時では鉄心内の磁束密度が増加していることが確認できる。これは、磁石長の増加に伴って磁石から発生する総磁束量が増加したためと考えられる。一方、Coil 1 および Coil 2 を鎖交する磁束は減少している様子が確認できる。磁石長の増加によって磁束分布が変化し、増加した磁束の一部がコイルを鎖交せずにヨークへ流れるため、鉄心内を流れる総磁束量は増加する一方で、コイルを鎖交して推力発生に寄与する有効磁束量は減少したものと考えられる。このため、Model A と比較して Model B の 0 mm 時の推力が低下したと考えられる。

Fig. 9 (b) と Fig. 8 (b) を比較すると、Fig. 9 (b) の方が Coil 1 の上部にて磁束の鎖交している量が増えていることが確認できる。+31 mm 時では磁界が加わらない領域が減少したために磁束の鎖交量が増加し、推力が上昇したと考えられる。

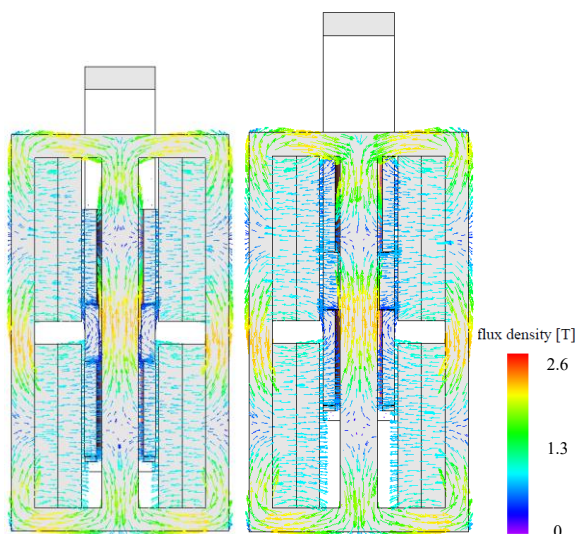
最後に Model C では変位 0 mm 時に 57.8 N を発生し、最大変位+31 mm 時に 40.5 N 発生した。Fig. 10 (a)



(a) 0 mm (b) 31 mm
Fig. 8 Vector plot of flux density in Model A.



(a) 0 mm (b) 31 mm
Fig. 9 Vector plot of flux density in Model B.



(a) 0 mm (b) 31 mm
Fig. 10 Vector plot of flux density in Model C.

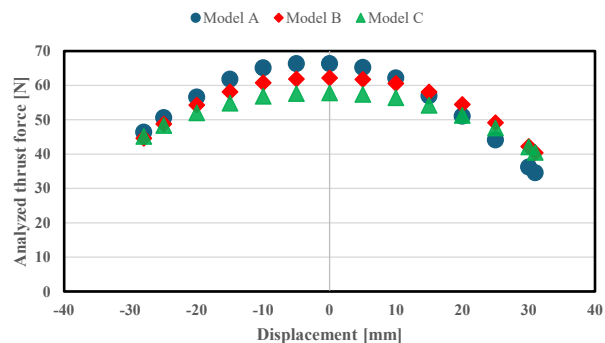


Fig. 11 Thrust Characteristics of Each Model

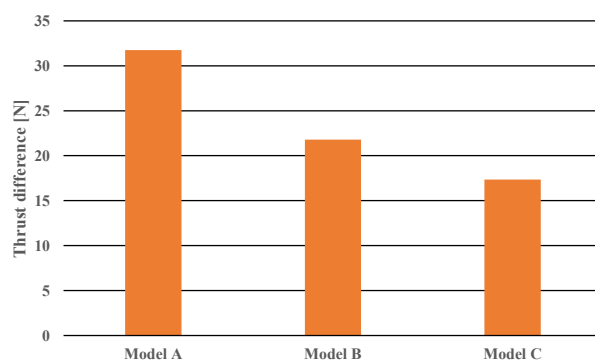


Fig. 12 Differences in thrust by model.

を Fig. 9 (a) と比較すると、0 mm 時では鉄心内の磁束密度がさらに増加している一方で、Coil 1 および Coil 2 を鎖交する磁束は減少していることが確認できる。これは、磁石長の増加に伴って磁石から発生する総磁束量は増加するものの、増加した磁束の一部がコイルを鎖交せずにヨークへ流れるため、コイルを鎖交して推力発生に寄与する有効磁束量が減少したものと考えられる。

各モデルの各変位ごとの推力のグラフを Fig. 11 に示す。同図より、全てのモデルで可動子が 0 mm の位置にある際に推力は最大となり、正方向、負方向どちらに可動子が変位しても推力は減少する傾向を示した。0 mm における推力は磁石長が最も短い Model A が最も高く、磁石長が最も長い Model C が最小となった。これは、コイル部分に着目すると、磁石長の短い Model A の方が磁束が水平に鎖交している様子が確認でき、Model C では Coil 1 の下部、Coil 2 の上部で磁束が動作方向に対して斜めに鎖交しており、発生したローレンツ力の中で推力方向の成分が減少したためと考えられる。

一方で可動子が変位すると Model A は推力が大きく低下し、0 mm の最大推力と +31 mm の最小推力の差は 31.7 N と変動が大きいことが分かる。これに対して磁石長の最も長い Model C では推力は 17.3 N となり、可動子の変位に対して推力の変動が少ない -15 ~ +25 mm の範囲はほぼ一定の推力を得ることができた。

さらに、最大推力と最小推力の差を Fig. 12 に示す。

Model A では推力の変動が 31.7 N に対し磁石長が長い Model C では 17.3 N と推力の変化が小さい。これは

Model A から Model C にかけて磁石長が長くなることで漏れ磁束が減少したためと考えられる。

一方で最大推力は Model A と比較して Model C では約 8.5 N 低下した。入力振動を打ち消す制御では外乱と同振幅・逆位相の振動を発生できる VCM が求められる。一方、マスキングでは外乱よりも小さい振幅のマスカーであっても乗員の快適性が向上することが報告されている⁴⁾。このため、主にマスキング用途に用いる VCM では、最大推力が Model A 比で約 13 %低下したとしても、磁石長の変化による推力定数の変動を抑制できる設計の方が有利であると考えられる。

5. 結論

超小型モビリティの振動制御に用いる VCM の磁石長さを変更した際の性能について磁場解析から検討を行った。その結果、磁石を長くすることで中心位置である変位 0mm 時での最大推力は低下した。一方、最大推力と可動範囲内の最大変位までの推力値の差は減少した。これによって、推力変動を抑えることが確認できた。

以上の解析より、マスキングを用いるアクティブシートサスペンションのアクチュエータを設計するまで界磁用の永久磁石の長さをコイル長に対して長く設計することで推力の変動を低減し、座面が振動している状況下でも安定して推力を発生できることが分かった。今後は可動子のコイルの長さに着目した検討を行っていく。

参考文献

1) 阿部, 新井, 押野谷, 石橋, “能動型シートサスペ

- 2) シンションによる乗り心地改善 (小型電気自動車を用いた基礎的検討)”, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演会論文集, Vol. 7, No. 02-1 (2002), pp. 175-176.
- 3) 加藤, 増野, 石田, 長谷川, 押野谷, “超小型電気自動車用アクティブシートサスペンション — 筋電位を用いた乗り心地評価に関する基礎的検討 —” 日本 AEM 学会誌, Vol. 23, No. 1 (2015), pp. 74-79.
- 4) 落合, 勝間田, 王, 笠松, 呉, 小林, 黒田, 池田, 遠藤, 加藤, 成田, “アクティブシートサスペンションによる超小型モビリティの乗り心地改善 (マスカーの位相の影響に関する検討)”, 東海大学紀要工学部, Vol. 65, No. 1, 2025, pp. 55-60.
- 5) 勝間田, 村岡, 柳原, 王, 落合, 笠松, 呉, 小林, 黒田, 遠藤, 池田, 成田, 加藤, “マスキングを用いた超小型車両のアクティブシートサスペンションによる乗員の乗り心地改善 (心拍変動に関する実験的検討)”, 日本磁気学会論文特集号, accepted.
- 6) 生藤, 辻川, 中山, 西浦, “聴覚マスキングに基づく室内騒音の不快感低減手法”, 電気情報通信学会論文誌 A, Vol. J96-A, No. 8, pp. 551-519 (2013).
- 7) 吉田, 小磯, 伊藤, “振動感覚の一計測法”, 日本人間工学会, Vol. 9, No. 1, 1973, pp. 21-26.
- 8) 遠藤, 池田, 三野輪, 加藤, 成田, “ボイスコイルモータを用いた超小型モビリティのアクティブシート (振動制御を考慮したモータ設計に関する基礎的検討)”, 日本磁気学会論文特集号, Vol. 3, No. 2, pp. 120-125, 2019

羽田空港の航空機使用スポット最適化による乗客の時間的負担軽減

河本 陸^{*1} 鈴木 昌和^{*2}

Optimizing Airplane Parking Spots at Haneda Airport to Reduce Passenger Time Burden

by

Riku KOMOTO^{*1} and Masakazu SUZUKI^{*2}

(Received on Mar. 31, 2026 and accepted on Jun. 30, 2026)

Abstract

This study aims to alleviate passenger time burden at Haneda Airport by optimizing airplane parking spots. In this research, “passenger time burden” is defined as the time between landing and arrival at the terminal. The primary objective is to mitigate this time burden by shortening the required travel time. Specifically, the study focuses on spot assignment optimization by dynamically reassigning spots in response to real-time operational conditions. This approach effectively eliminates bottleneck delays, such as waiting for an available spot caused by departure delays of preceding aircraft. By implementing this optimization, the research demonstrates a significant reduction in the average travel time per passenger compared to the original schedule. The results indicate that the proposed method not only resolves standby times but also decreases the number of aircraft assigned to remote spots requiring bus transfer. Consequently, this study provides a practical and effective framework for improving the passenger experience and enhancing the operational efficiency of major hub airports during periods of tactical delay.

Keywords: Air traffic management, Tokyo International Airport, Spot assignment optimization, Passenger time burden reduction

1. 結論

1.1 背景

日本の玄関口である羽田空港は、都心からの優れたアクセスと利便性から、日本で最も利用客が多い空港となっている。日本のグローバル化とインバウンドによって、今後もさらなる利用客の増加が見込まれており、効率的かつ持続可能な空港運営体制を構築することは、喫緊の課題となっている。

日本での航空機の遅延は、他の公共交通機関と比べ、発生率が高い。国土交通省では、予定時刻よりも15分を超えて遅れることを航空機の遅延としている¹⁾。他の例として鉄道は1分以上の遅れでも遅延として扱うことがある²⁾。航空機は鉄道に比べるとかなりの時間的余裕があるが、遅延率は鉄道が10%以下なのに対し航空機は20%前後である³⁾。鉄道と条件が異なるため単純な比較は難しいが、倍近い差が出るということは定時運航の確保が極めて困難な状況であることを示唆している。また、定時に到着しないことは、多くの乗客にとって不満要因の一つである。羽田空港のように高密度な運航が行われている空港では、慢性的な遅延が発生しており、これが顧客満足度の低下にもつながりかねない。航空機の遅延は、単なる乗客の出発・到着時間のズレに留まらず、

乗り継ぎの失敗や旅行計画の変更を余儀なくさせるなど、乗客に多大なストレスと経済的損失をもたらす。こうした慢性的な遅延の発生は、今後さらに航空需要が増加する⁴⁾につれて、駐機スポットの不足や混雑が深刻化して乗客の不満を一層大きくするリスク要因ともなっている。これまで、空港スポット管理に関する研究は多数存在し^{5, 6, 7)}、多くは航空機運用の効率化や遅延最小化を主目的としている。他方、乗客の移動時間による負担を考慮した研究⁸⁾もある。乗客の視点に立ったとき、単に航空機を駐機させるだけでなく、搭乗・降機時の乗客の利便性を考慮したスポット割り当てが重要となる。

1.2 目的

本研究では、羽田空港における航空機の使用スポット最適化により、到着機の乗客の負担を軽減することを目的とする。「乗客の負担」を「着陸からターミナル到着までの所要時間の増加」と定義し、この所要時間を短縮することで負担の軽減を図ることを目的とする。

具体的には、運航状況に応じて航空機の使用スポットの最適割り当てを行うことによって、使用予定スポットを既に使用している航空機の出発遅延に起因するスポット空き待ち時間を解消するなどして所要時間を短縮する。これにより、当初スポット割り当てと比較して、乗客一人当たりの平均移動時間を減少させ、負担軽減を実現する。

*1 工学部航空宇宙学科航空宇宙学専攻学士課程

*2 工学部航空宇宙学科航空操縦学専攻教授

2. 羽田空港のターミナル運用

羽田空港には3つのターミナルと合計114の駐機スポットがあり、運用スタッフによって前日にスポット割り当てが決定される。現状では、当日の運航状況に合わせたリアルタイムなスポット運用は行われておらず、通常、一度決定したスポットの変更は行われない。スポット変更が実施されるのは、故障や整備に伴う機材変更、機材繰りの都合、あるいは到着機の大幅な遅延といった緊急事態に限定されている。

羽田空港の旅客数は季節による変動があり、例年夏季休暇や帰省需要が重なる8月は600万人を記録し、年間で最も多い。羽田空港の空港処理能力は最大90回/時である。曜日を問わず午前中の運用においては、7時台に出発便のピークが発生し、その後、それらの折り返し便が戻り始める10時台に到着便のピークが発生する。主に国内線が利用するターミナル2においては、ピーク時間帯だけで1時間に20機ほどの航空機が着陸する。

羽田空港では、北風運用と南風運用があり風向きに合わせた柔軟な運用を行っている。南風時には、B滑走路とC滑走路を使用する。また、2020年に都心上空を飛行する新経路の運用が開始され、一部の時間帯においてA滑走路とC滑走路を使用する。常に20機前後の機体が駐機スポットに滞留し、順次入れ替わりながら運用されている。

主に全日本空輸(ANA)グループが使用するターミナル2は、ターミナル1と背を合わせる形で設置されている。2025年3月、ターミナルにサテライトとの間をつなぐ施設が供用開始され、従来バス移動が必要だった3スポットがバス利用不要となった⁹⁾。また、接続施設に新スポットが3個増設され、利用量拡大と利便性向上が実現している。現状でボーディングブリッジを有する駐機スポット(以後、通常スポット)が27個、バスを利用した駐機スポット(以後、バススポット)が18個設置されている。

3. 問題設定と研究方法

羽田空港の3ターミナルは、ターミナルごとに独立して運用されており、ターミナルごとの最適化が可能である。本研究では、解析の複雑さと計算規模の妥当性を考慮し、ANAグループを中心とするターミナル2を検討の対象とし、スポットの位置と種類、バスの走行場所を設定する。

3.1 シナリオ設定

本研究では、スポット運用最適化のためのシミュレーションにあたっては、混雑時の運用状況を再現するため、8月の日曜日における運航ダイヤに基づいたシナリオを設定する。設定したシナリオを以下に示す。以下では、8:00以降 n 番目に着陸する航空機の航空機番号を n 、その航空機を A_n 、 A_n が使用するスポット番号を S_n と表す。また、航空機の滑走路離脱点からスポット k までの移動時間を $T_k[\text{min}]$ と表す。

1. スポット最適化対象時間帯は8月の日曜日の10:00～

12:00の2時間とする。

2. 8:00～10:00の2時間に A_1 から A_{41} までが着陸しているとし、その後の2時間に着陸する A_{42} から A_{88} までの総着陸機数47機をスポット最適化の対象機とする。
3. スポット変更に対応できるようにするためスポット最適化は着陸の30分前までに完了させるものとし、対象機47機のスポット最適化を9:30に行う。
4. Fig.1に示すように、南風運用を想定し着陸する航空機はすべてC滑走路(RWY 16L)を使用する。
5. 最適化開始時に羽田空港の駐機スポットに17機の出発機がいることとする。
6. スポット番号を $k = 1 \sim 37$ とする。Fig.2に示すように、最適化を行う駐機スポットは、国際線で使用する8スポットがあるためこれらを除外し、通常スポット19個、バススポット18個とする。
7. Fig.2にバス到着場所を示す。すべてのバスは同地点に到着することとする。
8. 航空機が地上を走行する速度は40[km/h]、バスの走行速度は25[km/h]とする。
9. プッシュバックは5分以内に完了し、走行を開始する。スポットは、使用している航空機の出発時刻に+5分した時刻から使用可能とする。この時間をプッシュバック所要時間とする。
10. 対象機を運航する航空会社をエアラインA(ALA)、エアラインB(ALB)、エアラインC(ALC)の3社とする。

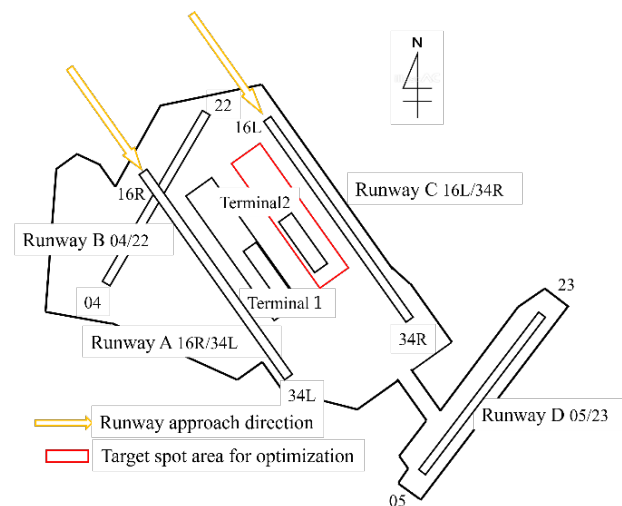


Fig.1 Haneda airport: runway layout and south wind operation

3.2 スケジュールと使用スポット

最初の最適化対象機が着陸する30分前に最適化を行うためには、10:00までの駐機スポットの使用状況を知る必要がある。10:00までに到着している41機の一部のスケジュール(到着/出発時刻、使用スポット、運航航空会社)をTable 1に、10:00から12:00に到着する最適化対象機47機のスケジュールをTable 2に示す。スケジュールは、公開されてい



Fig.2 Haneda airport Terminal 2 spot layout

Table 1 Schedule, spot used and airline for some of the 41 airplanes arrived by 10:00

Airplane No.	Arr. time	Spot No.	Dep. time	Airline
1	8:10	20	8:55	ALA
2	8:10	2	8:55	ALA
⋮				
13	8:30	13	9:25	ALA
⋮				
22	9:00	8	10:00	ALA
23	9:05	35	10:05	ALA
24	9:05	11	9:45	ALC
25	9:05	27	9:45	ALA
26	9:10	28	10:10	ALA
27	9:10	36	10:05	ALA
⋮				
30	9:15	25	9:55	ALC
⋮				
40	9:55	24	10:35	ALA
41	9:55	35	11:15	ALA

る 2024 年の羽田空港における国内線の到着機スケジュールを使用した¹⁰⁾.

3.3 乗客数およびバス乗降時間

本研究では、搭乗客数の多い到着機の走行時間を優先して短縮すること、およびバススポット使用の場合のバス乗降時間を反映させるために、各機 A_n の乗客数 P_n を設定する。Table 3 に示す各機種に設定された座席数^{11, 12, 13)}と機ごとに設定した搭乗率 O_n から P_n を求める。

O_n は、40% から 100% の範囲で、10% 単位でランダムに設定し、座席数を乗じて得た数の小数点以下を切り捨てることで P_n を計算した。

航空機からタラップを降りる時間とバスに乗車と下車する時間の和をバス乗降時間 T_{bn} と定義し、タラップを降りる時間を一人当たり 2 秒、バスの乗車下車時間を一人当たり 4 秒と仮定して、合計 6 秒、すなわち $T_{bn} = 6P_n$ とする。

各最適化対象機の機種、搭乗率、乗客数、およびバス乗降時間を Table 4 に示す。

Table 2 Schedule, planned spot and airline for optimization target airplanes

Air plane No.	Arrival time	Pln. spot No.	Departure time	Airline	Air plane No.	Arrival time	Pln. spot No.	Departure time	Airline	Air plane No.	Arrival time	Pln. spot No.	Departure time	Airline
42	10:00	25	10:40	ALA	58	10:40	3	11:45	ALA	74	11:25	4	12:10	ALA
43	10:00	11	10:50	ALA	59	10:40	21	11:45	ALB	75	11:25	23	12:50	ALA
44	10:05	10	11:15	ALA	60	10:40	6	12:00	ALA	76	11:30	7	12:20	ALA
45	10:05	34	10:40	ALC	61	10:45	27	11:30	ALA	77	11:30	32	12:25	ALA
46	10:10	2	11:00	ALA	62	10:45	25	11:35	ALA	78	11:35	13	12:15	ALA
47	10:10	9	10:55	ALA	63	10:50	1	11:40	ALA	79	11:40	24	12:45	ALA
48	10:10	32	11:00	ALA	64	10:55	18	12:15	ALA	80	11:40	27	13:50	ALB
49	10:10	22	11:00	ALA	65	11:00	37	12:00	ALA	81	11:40	2	13:00	ALA
50	10:15	28	11:25	ALA	66	11:05	14	11:55	ALA	82	11:45	20	12:30	ALA
51	10:25	30	11:30	ALA	67	11:10	11	12:00	ALA	83	11:45	29	13:30	ALA
52	10:30	13	11:25	ALA	68	11:10	22	12:15	ALA	84	11:45	10	12:25	ALA
53	10:30	8	12:00	ALA	69	11:10	19	12:00	ALA	85	11:50	26	12:35	ALA
54	10:35	29	11:15	ALA	70	11:10	15	12:15	ALB	86	11:55	3	13:10	ALA
55	10:35	23	11:15	ALB	71	11:20	17	12:05	ALC	87	11:55	30	13:00	ALA
56	10:35	4	11:15	ALA	72	11:20	35	12:05	ALA	88	11:55	25	13:10	ALC
57	10:40	36	11:15	ALB	73	11:25	12	13:00	ALC					

Table 3 Number of seats in each airplane model

Airline	Airplane model	Seat count	Airline	Airplane type	Seat count
ALA	A320	146	ALA	772	405
ALA	A321	194	ALA	773	514
ALA	738	166	ALC	738S	176
ALA	763	270	ALB	763A	288
ALA	789	395	ALB	738A	144
ALA	78X	429			

3.4 スポットごとの移動距離と移動時間

滑走路離脱点からスポット k までの移動距離を d_k [km], バススポット k を使用する場合のバスの移動距離を d_{bk} [km] として Table 5 に示す. 移動距離の算出には Google MAP の距離計測機能を使用した. 羽田空港には並行した 2 本の誘導路があるが, どちらを走行しても距離は変わらないため, 一方のみの誘導路で距離を計測し, 全機がその誘導路を走行するものとする. 移動距離は 3.1 で示した航空機及びバスの走行速度から計算される.

各航空機の滑走路離脱点からスポット k までの移動時間 T_k の算出には以下の 2 つの式を使用する. スポット 20~37 のバススポットではバスの移動時間を加えなければならない為, スポット 1 から 19 の T_k の算出には以下の (1) 式を使用し, スポット 20 から 37 の T_k の算出には以下の (2) 式を使用する. 航空機が地上を移動する速度は, 40 [km/h], バスの移動速度は, 25 [km/h] として, T_k を算出する. スポット 20 から 37 の T_k には, 利用する全航空機にタラップを降りる時間として一定値 0.25 [min] を足す. また, 割り当てられた航空機の T_{bn} を Table 5 の値に足した値を T_k とし計算を行う.

$$T_k = 60 \frac{d_k}{40}, \quad k = 1, 2, \dots, 19 \quad (1)$$

$$T_k = 0.25 + 60 \left(\frac{d_k}{40} + \frac{d_{bk}}{25} \right), \quad k = 20, 21, \dots, 37 \quad (2)$$

計算されたスポットごとの T_k を Table 5 に示す.

3.5 スポット最適化の運用設定

本研究では, 当日の運航状況の変化に対応するため一定時間ごとに最適化を繰り返す運用を想定する. 具体的には, 最適化対象 2 時間の着陸予定機のスポット最適化を 1 時間ごとに 2 回の最適化計算により 2 段階で実行する. すなわち, 本論文で扱う 10:00 から 12:00 の 2 時間の着陸機に対する適用例では, まず 9:30 に 10:00 から 12:00 に着陸予定の全機を対象にスポット最適化を行うが, 11:00 以降の着陸予定機のスポットは仮決定とし, 10:00 から 11:00 に着陸予定の航空機のスポットのみを確定させる. 次に 10:30 に 11:00 から 13:00 に着陸する航空機を対象に, 最新の出発遅延状況を反映させて最適化を行う. このとき 11:00 から 12:00 に着陸

予定の航空機に対してはすでに仮決定されているスポットを初期解として採用することで最適化を効率化できる. 上述の方法によりスポットの最適決定は対象航空機が着陸する遅くとも 30 分前となっており, 最適化によってスポットが変更された場合でも, 少なくとも 30 分前にスポットを確定させ, 現場の移動や準備に支障をきたさない運用としている.

3.6 目的関数

10:00 から 12:00 の 2 時間に着陸する A_{42} から A_{88} の全乗客の重み付き移動時間の平均を最小とすため, 目的関数を (3) 式のように定義する.

$$\min_{\{S_n\}} J = \frac{\sum_{n=42}^{88} w_n P_n T_{S_n}}{\sum_{n=42}^{88} P_n} \quad (3)$$

ここに重み係数 w_n は, 使用スポットを確定させる航空機のスポットへの移動時間をより優先して最小化できるように設定する. 具体的には, 前項で述べた通り 10:30 の再最適化計算によりスポットが 9:30 での仮決定から変わる可能性がある 11 時から 12 時の到着機では $w_n = 1.0$, 10 時から 11 時の到着機では $w_n = 1.2$ とする.

3.7 航空機の遅延設定

本研究では, 独自に事前スポット割り当てを作成する.

$A_1 \sim A_{41}$ の内, 4 機の出発が遅れたことを想定する. この遅延によって到着する航空機が使用予定であったスポットが到着時刻に入れないことで, 空くまでの待機時間が発生することとする. Table 6 に事前スポット割り当てを示す. 具体的な出発遅延と, 到着機のスポット空き待機のシナリオを以下に示す. このような出発遅延でスポット空き待機が発生する状況にもかかわらず事前割り当てスポットをそのまま使用した場合の目的関数値は $J = 22.42$ [min] となる.

1. A_{22} の出発が 50 分遅れの 10:50 となり, スポット 8 に A_{53} が 10:30 に到着するが, 10:55 にスポットが使用可能になるため 25 分の待機が必要となる.
2. A_{26} の出発が 40 分遅れの 10:40 となり, スポット 28 に A_{50} が 10:15 に到着するが, 10:45 にスポットが使用可能になるため 30 分の待機が必要となる.
3. A_{27} の出発が 60 分遅れの 11:05 となり, スポット 36 に A_{57} が 10:40 に到着するが, 11:10 にスポットが使用可能になるため 30 分の待機が必要となる.
4. A_{30} の出発が 30 分遅れの 10:25 となり, スポット 25 に A_{42} が 10:40 に到着するが, 10:30 にスポットが使用可能になるため 30 分の待機が必要となる.

Table 4 Load factors, passenger volumes, and bus boarding/deboarding times for optimization target airplanes

Air plane No.	Air plane type	O_n	P_n	T_{bn} [min]	Air plane No.	Air plane type	O_n	P_n	T_{bn} [min]	Air plane No.	Air plane type	O_n	P_n	T_{bn} [min]
42	738	40	66	6.6	58	738	90	149	14.9	74	789	80	316	31.6
43	789	90	355	35.5	59	738A	50	72	7.2	75	738	80	132	13.2
44	738	80	132	13.2	60	738	60	99	9.9	76	A320	40	58	5.8
45	738S	80	140	14	61	A321	100	194	19.4	77	A320	90	131	13.1
46	772	80	324	32.4	62	789	70	276	27.6	78	763	90	243	24.3
47	763	70	189	18.9	63	789	90	355	35.5	79	A320	60	87	8.7
48	A321	90	174	17.4	64	A320	80	116	11.6	80	738A	60	86	8.6
49	763	90	243	24.3	65	789	50	197	19.7	81	738	80	132	13.2
50	78X	100	429	42.9	66	A321	80	155	15.5	82	772	80	324	32.4
51	78X	60	257	25.7	67	A321	60	116	11.6	83	A320	100	146	14.6
52	A320	50	73	7.3	68	763	90	243	24.3	84	A321	50	97	9.7
53	A320	100	146	14.6	69	773	50	257	25.7	85	A321	50	97	9.7
54	763	80	216	21.6	70	763A	80	230	23	86	738	70	116	11.6
55	763A	70	201	20.1	71	738S	70	123	12.3	87	773	80	411	41.1
56	763	80	216	21.6	72	738	100	166	16.6	88	738S	80	140	14
57	738A	40	57	5.7	73	738S	80	140	14					

Table 5 Travel distance and time for each spot

Spot No.	d_k [km]	d_{bk} [km]	T_k [min]	Spot No.	d_k [km]	d_{bk} [km]	T_k [min]	Spot No.	d_k [km]	d_{bk} [km]	T_k [min]
1	1.22	-	1.83	14	2.02	-	3.03	27	2.66	0.97	6.57
2	1.29	-	1.94	15	2.09	-	3.14	28	2.7	1.08	6.89
3	1.37	-	2.06	16	2.17	-	3.26	29	2.12	0.63	4.94
4	1.43	-	2.15	17	2.25	-	3.38	30	2.19	0.69	5.19
5	1.51	-	2.27	18	2.32	-	3.48	31	2.26	0.76	5.46
6	1.58	-	2.37	19	2.4	-	3.60	32	2.33	0.83	5.74
7	1.65	-	2.48	20	1.29	0.62	3.67	33	39	0.89	5.97
8	1.7	-	2.55	21	1.36	0.55	3.61	34	2.56	1.07	6.66
9	1.66	-	2.49	22	1.52	0.38	3.44	35	2.63	1.14	6.93
10	1.59	-	2.39	23	1.59	0.32	3.40	36	2.71	1.21	7.22
11	1.92	-	2.88	24	2.49	0.79	5.88	37	2.77	1.28	7.48
12	1.97	-	2.96	25	2.56	0.86	6.15				
13	2.04	-	3.06	26	2.6	0.91	6.33				

4 タブーサーチによるスポット最適化

4.1 タブーサーチアルゴリズム

本研究では航空機利用スポット最適化のためにメタヒューリスティックの一つであるタブーサーチ (tabu search) を使用する。タブーサーチは近傍解の探索を行ってその履歴をタブーリスト (tabu list) に一定期間記憶し、リストの中の解を新たな探索点に選択しないことで局所最適解に陥ることを避けて広範囲を効率よく探索できることを特徴としている。

タブーリストに記憶できる解の数を容量と呼び、容量に達した場合は最も古いものを削除して新しい近傍解を追加・記憶する。通常タブーサーチ⁽⁴⁾では、初めに複数の近傍解を生成してタブーリストに保存するが、本研究では探索開始時のタブーリストは空とし、探索サイクルごとに単一の近傍解を生成し、その近傍解が次項の制約条件を満たし、かつ、タブーリストになければリストに追加する。

まず事前割り当てスポット等を用いて初期解を生成する。探索サイクル m を 0 として、初期解を探索点 x_m とする。 x_m の近傍解を生成し、制約条件を満たしていればこれをタブーリストに追加し、探索サイクル m を 1 増やす。その際、近傍解の目的関数 J の値を計算し、 x_m の J の値よりも小さければ近傍解を x_m とし、そうでなければ $x_m = x_{m-1}$ とする。これを反復し、終了判定として指定した最大探索サイクル数に達した時点での探索点 x_m を最適解とする。

4.2 制約条件

本研究におけるスポット割り当ての最適化では、実際の運用上の制限を考慮し、以下の制約をすべて充足させるものとする。まず、時間的制約については、到着機が出発機と同一スポットを連続して使用する場合、前機の出発から次機の到着までに、地上作業などに必要な一定のスポット使用時間を確保しなければならない。さらに実運用に近い運用を想定して航空会社 3 社のスポット使用制限を設定

し、ALA はすべてのスポット、ALB はスポット 9～37、ALC はスポット 10～18 とスポット 24～37 を使用可能とする。

4.3 近傍解の生成

近傍解の生成法として、Swap 操作と Change 操作を導入する。Swap 操作は、3 社の内の 2 社でランダムに 2 便を選択し、スポットを入れ替える操作であるが、制約条件が厳しいため生成される解のほとんどが許容解とならず、近傍解を得るには多数回の反復が必要となる。Change 操作は、3 社の中からランダムに 1 便を選択し、その機体の割り当てを「現在割り当てられていない空きスポット」へと変更する操作である。なお、Change 操作は、探索サイクル m が $m = 100i + 1$, $i = 1, 2, \dots, 49$ の時にのみ実行し、その他の探索サイクルでは Swap 操作が実行される。

4.4 最適化手法の有効性について

作成した最適化プログラムが設計通りの探索を行えていることを確かめることは重要である。一人当たりの滑走路離脱点からターミナルまでの移動時間を短縮させるため、乗客数の多い航空機に T_k が小さいスポットが割り当てられることが望ましい。そこで、乗客数を全機同数としたケース A と、平均乗客数を変えずに乗客数多、中、少の便を設定したケース B でそれぞれ 10 回のスポット最適化を行い、 T_k の平均値の比較を行った。ケース A の T_k の平均値には特段の特徴が見られなかった一方、ケース B では、乗客数の多い便の T_k が明らかに小さな値となった。これにより乗客数の多い便の走行時間を優先して短縮できることが確認できた。

5 使用スポット最適化結果

5.1 最適化結果

事前計画された当初スポットを初期解としてタブーリストの容量を 15 とし、最大探索サイクル数は、3000 回以降の J がほぼ一定であることを考慮して 5000 回とした。

初期解として採用した事前割り当てスポットと探索サイクル 5000 回までの最適解である A_{42} から A_{88} の最適割り当てスポットを Table 6 に示す。最適割り当てスポットを採用した場合の目的関数値は $J = 6.79[\text{min}]$ であった。探索サイクルに対する J の推移を Fig.3 に示す。事前スポット割り当てでは $A_{42}, A_{50}, A_{53}, A_{57}$ で 25 分から 30 分の待機が必要であったが、得られた最適割り当てではすべて解消されて待機時間はなくなっている。また、事前割り当てでのバススポットへの割り当ては 24 機であったが、最適割り当てでは 21 機となった。

5.2 最適化結果の考察および評価

最適化を実施した結果、乗客一人当たりの滑走路離脱ポイントからターミナルまでの平均移動時間は、事前割り当てから約 16 分短縮され、約 3 分の 1 にまで減少した。また出発機遅延に起因するスポット空き待ちの待機はすべて解消された。

事前スポット割り当てではバススポットへ割り当てられた航空機は 24 機であったが、最適割り当てでは 21 機と少なくなっている。これは、どの航空機にもできるだけ移動時間が短いスポットを割り当てることによってバススポットよりも移動時間が短い通常スポットが優先的に選択されたためと考えられる。

別の事前スポット割り当てを作成し、同様に遅延機を設定し最適化を行った結果においても、乗客一人当たりの平均移動時間は約 15 分前後の短縮がされ、同様に待機時間は全機

Table 6 Preplanned spot assignment and optimized spot assignment

Airplane No.	Preplanned spot No.	Optimized spot No.	Airplane No.	Preplanned spot No.	Optimized spot No.	Airplane No.	Preplanned spot No.	Optimized spot No.
42	25	27	58	3	30	74	4	3
43	11	2	59	21	23	75	23	17
44	10	20	60	6	24	76	7	32
45	34	17	61	27	14	77	32	19
46	2	6	62	25	10	78	13	7
47	9	19	63	1	4	79	24	33
48	32	22	64	18	31	80	27	27
49	22	9	65	37	8	81	2	14
50	28	1	66	14	13	82	20	2
51	30	11	67	11	22	83	29	11
52	13	32	68	22	9	84	10	29
53	8	18	69	19	6	85	26	30
54	29	29	70	15	16	86	3	21
55	23	15	71	17	34	87	30	1
56	4	3	72	35	15	88	25	12
57	36	21	73	12	12			

解消されることが確認できた。これらの結果から本研究で提案したスポット最適化は乗客一人当たりの平均移動時間の短縮と出発機遅延による到着機待機時間の解消に有効となり得ると考えられる。

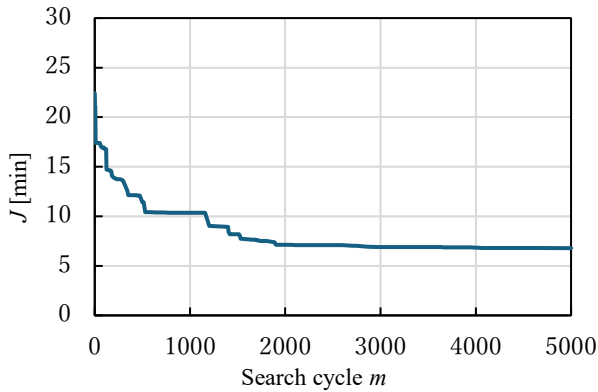


Fig.3 Transition of the objective function value over the search cycle

6 結言

6.1 まとめ

本研究では、航空機使用スポットの最適化手法を提案し、その有効性を検証した。具体的には、30分前までに判明している出発機の出発遅延情報に基づいて事前割り当てスポットを初期解とした使用スポット最適化を実行した結果、到着機のスポット空き待ちによる待機時間の完全解消、バススポット割り当て機数の削減を通して、スポットまでの移動時間の大幅短縮を実現した。これらにより、提案手法が乗客の時間的負担軽減に有効であることを確認した。

6.2 今後の課題

本研究では、対象機はすべて地上走行中には停止しないと想定している。しかし、実際には管制官指示や走行する他機との位置関係による停止、あるいは他機との関係での走行距離の増加が考えられ、実際の走行時間は設定値よりも長い可能性がある。またプッシュバックを一律5分としたが、機種によるプッシュバック時間の違いや他機の通過によるプッシュバック待機時間の発生が考えられ、プッシュバック時間は状況により変化する。更に、航空機からタラップを降りる時間とバス乗降時間の設定値は実計測ではなく予測に基づいた設定であるため、実測により設定値を再設定しなければならない。今後のより現実的な検討のためには、これらを考慮した問題設定を行う必要があると考えられる。

スポット最適化のタイミングを最適化対象機が着陸する少なくとも30分前までとしているが、実際に30分前にスポット変更があった場合に乗客の移動やスタッフの移動にどのような影響があるのかも未検討である。実用のためにはそのような調査をした上で、最適化を実施するタイミングの再検討も必要であろう。

参 考 文 献

- 1) 国土交通省「特定本邦航空運送事業者（※）に関する航空輸送サービスに係る情報公開（令和6年7月～令和6年9月）のポイント <https://www.mlit.go.jp/report/press/content/001852986.pdf> (2025. 9. 28 閲覧)
- 2) Yahoo!ニュース、日本人の時間の正確性はいつから？明治鉄道史から始まった定時へのこだわり <https://news.yahoo.co.jp/articles/f344225dd194c57971342be732a338f319e5dbdc> (2025. 10. 26 閲覧)
- 3) 空港面交通管理のための羽田空港の駐機スポット情報に関する解析 https://www.enri.go.jp/jp/event/enri_seminar/doc/2012/H24_02.pdf (2026. 1. 11 閲覧)
- 4) 国土交通省「空港業務における現状と取組状況」 <https://www.mlit.go.jp/koku/content/001878404.pdf> (閲覧日 2025. 10. 22)
- 5) Shangyao Yan, Chia Ming Chang: A network model for gate assignment <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/epdf/10.1002/atr.5670320204> (2026. 1. 15 閲覧)
- 6) Andrew Lim: The Airport Gate Assignment Problem https://www.researchgate.net/profile/Andrew-Lim-16/publication/2919193_The_Airport_Gate_Assignment_Problem/links/00b495298b538ba93a000000/The-Airport-Gate-Assignment-Problem.pdf (2026. 1. 15 閲覧)
- 7) Jason A. D. Atkin, Edmund K. Burke, Stefan Ravizza The Airport Ground Movement Problem: Past and Current Research and Future Directions <https://people.cs.nott.ac.uk/psz.ja/papers/ICRAT2010.pdf> (2026. 1. 15 閲覧)
- 8) Takashi Hasuiki, Daikichi Ito: Optimization of gate assignment minimizing passenger travel distance at Japanese International airport <https://www.jams.jp/scm/abstract/e-2024/abst2024-9.pdf> (2026. 1. 15 閲覧)
- 9) ANA NEWS <https://www.anahd.co.jp/group/pr/202503/20250310.html> (2026. 6. 12 閲覧)
- 10) Fly team https://flyteam.jp/airport/tokyo-international-airport/timeTable#google_vignette (2025. 9. 28 閲覧)
- 11) AIRDO シートマップ <https://www.airdo.jp/service/fleet/> (2025. 10. 1 閲覧)
- 12) ソラシドエアシートマップ <https://www.solaseedair.jp/service/inflight/seatmap.html> (2025. 10. 1 閲覧)
- 13) ANA シートマップ <https://www.ana.co.jp/ja/jp/guide/prepare/seatmap/domestic/> (2025. 10. 1 閲覧)
- 14) 最適化アルゴリズムを実装していくぞ（タブーサーチ） <https://qiita.com/pocokhc/items/7f2fb4ee8d83e08e842b> (2025. 10. 26 閲覧)

移動悪天候回避のための動的フローコリドーの最適制御

金安 陽菜乃^{*1} 鈴木 昌和^{*2}

Optimal Control of Dynamic Flow Corridors for Avoidance of Moving Bad Weather

by

Hinano KANEYASU^{*1} and Masakazu SUZUKI^{*2}

(Received on Mar. 31, 2026 and accepted on May 25, 2026)

Abstract: This study applies a dynamic flow corridor to the flight route connecting Haneda and New Chitose airports and determines the controller parameters for bad weather avoidance route. A flow corridor is a designated airspace connecting congested airports, in which only aircraft equipped with autonomous interval-management capabilities are permitted to operate. Within the corridor, aircraft can make autonomous flight decisions without relying on air traffic control, enabling high-density operations without increasing controller workload in congested airspace. Unlike conventional fixed routes, dynamic flow corridors allow routes to be adjusted flexibly and in real time in response to weather and other flight conditions. As a weather model, this study introduces a system that exhibits expansion, contraction, and uniform linear motion. Through optimization using a genetic algorithm, the controller parameters for dynamic flow-corridor weather avoidance are determined. The optimization results considering only flight time are compared with those obtained when avoidance time is additionally included as an evaluation criterion, and the flight time, avoidance time, and resulting trajectories for each aircraft are clarified.

Keywords: Air traffic management, Dynamic flow corridor, Bad weather avoidance, Controller parameter optimization

1. 結論

1.1 研究背景

日本の航空交通量は増加の一途をたどっており、中でも新千歳、羽田、成田、大阪、関西、福岡、那覇の7空港を相互に結ぶ「幹線」の旅客数が全体の43%にのぼり特に混雑している¹⁾。これらの交通密度の高い空域では、安全性および効率性の格段の向上が望まれる。その実現に向け、周囲の交通動態を把握する機上装置 ADS-B (Automatic Dependent Surveillance-Broadcast)や、それにより取得した交通動態情報から他機との接近を予測し、航空機間の衝突を防ぎ安全に飛行するための最小限の間隔である安全間隔を維持するような操縦を指示する装置 ASAS (Airborne Separation Assistance System)の開発が進められている。これらを装備する航空機は自律間隔維持の機能を有し、管制を要することなく一定の安全性を確保した飛行が可能である。しかしそうではない航空機が混在する場合、それらは機上での交通動態の把握が不可能であり、結果的に地上からの管制が必要となり、十分に自律間隔維持の効果を発揮できない。この課題への改善策として、自律間隔維持の機能を有する航空機のみが飛行できる空域として、フローコリドーが考案された^{2),3)}。

また、フローコリドーの出入口および経路を時間的に柔軟に変更する「動的フローコリドー」の運用も提案されている。これにより、悪天候の回避や、逆に好都合な

風の利用が可能になると考えられている⁴⁾が、具体的な時間的変更方法、すなわち制御方法の検討には至っていない。

1.2 研究目的

動的フローコリドー導入の最終的な目標は、状況変化に対応して柔軟にフローコリドーを変化させつつ、管制官の作業量低減、空域の交通処理容量の拡大、安全性の向上を実現することである。その第一段階として、フローコリドーを妨げるように悪天候による飛行困難空域が発生したとき、航空機の飛行時間と回避時間を評価規範とする動的回避経路の制御方法を提案することを本研究の目的とする。

具体的には、拡大・縮小・等速直線運動をする飛行困難空域がフローコリドーに重なるとき、各航空機のフローコリドーの始点-終点間の飛行時間と、回避を始めてから直線経路に戻るまでの飛行時間(以下、回避時間)の2つを評価規範として、最適な回避経路を導出し、動的回避経路の制御方法を提案する。わずかな上昇で悪天候回避可能なら短時間での垂直回避が有効な場合もあるが、多くの場合では水平方向の回避が必要であり、本研究でもそれが必要な悪天候領域の発生を想定し、水平回避のみを考える。悪天候が移動せず時間変化が拡大・縮小に限定された場合⁵⁾は、その位置により単一の回避経路形成で十分である。しかし、悪天候が移動してフローコリドーを横切るような場合、時間変化と共にフローコリドーの両側に回避経路を形成する必要があり、フローコリドー内の航空機は時々刻々の状況変化に応じてより望ましい回避ができる経路を選択することになる。

*1 工学部航空宇宙学科航空宇宙学専攻学士課程

*2 工学部航空宇宙学科航空操縦学専攻教授

2. フローコリドーとその制御

2.1 フローコリドー

フローコリドーは、交通量が多い経路に沿った細長い空域として将来導入が検討されており、航空需要増大に対応するための次世代航空交通システム開発計画である日本の CARATS (Collaborative Actions for Renovation of Air Traffic Systems) や米国の NextGen (Next Generation Air Transportation Systems) において長期の目標として計画されている^{2),3)}。

フローコリドーの導入によって想定される便益は、航空交通容量の増加、安全性の向上である。フローコリドー内の航空機は、自律間隔維持の機能により管制官による間隔維持を必要としないため、管制官の作業量が低減し、その分管制官はフローコリドー外の航空機への管制に注力することができる。さらにフローコリドー内では全ての航空機が同一方向に飛行し、例えば A 空港発 B 空港行きのフローコリドーと、B 空港発 A 空港行きのフローコリドーは、互いに独立した別個のフローコリドーとして扱われ、対向する機体が存在しないため接近の確率が減少し安全性の向上も見込める。よって安全間隔を短縮することができ、交通容量を増加させることができると考えられる。また、自律間隔維持の機能をもつ航空機をフローコリドー内に集中させることにより、その機能をもたない航空機が飛行できる空域を拡大することもできる^{2),3)}。

2.2 制御器設計とその方針

動的フローコリドーの最適制御とは、状況 $s(t)$ の時々刻々の変化に応じてフローコリドーの経路 $R(t)$ を最適に変化させることである。最適制御器の機能は、制御出力 $R(t)$ が状況 $s(t)$ に対して評価関数を最小にするような、制御入力 $u(t)$ を生成することである。

状況としては多様な要因が考えられるが、本研究では簡単のため円形を仮定した飛行困難空域の半径と中心位置とする。究極的には任意の $s(t)$ に対して最適な $u(s(t), t)$ の生成が求められるが、その初期段階として $s(t)$ の各要素が区分的 1 次式で表される、すなわち、中心位置が等速直線運動し、半径が線形的に拡大/縮小する場合を扱う。また、 $R(t)$ を任意曲線とすると各時刻における系統的な最適決定が困難であるので、経路を始点・終点とその間の 4 つの針路変更点 $P_i(t)=(x_i(t), y_i(t))$, $i=1,2,3,4$ を直線で結ぶ折れ線状の経路に限定し、4 点の x, y 座標、計 8 変数による制御を考える。この限定により $u(t)$ と $R(t)$ の関係は静的なものとなり、解析が容易となる。

フローコリドーの制御では、フローコリドー外航空機への影響を抑制しつつフローコリドー内航空機の安全かつ効率的な飛行を実現しなければならない。そこで評価関数としてフローコリドー内航空機の飛行時間総和と回避時間総和の線形和を考える。このとき、飛行困難空域がない時の飛行時間最小化を考慮すると、経路長の最小

化、すなわち、始点から終点への直行を基本とすること、および、フローコリドー空域を飛行困難空域に外接させることの必要性は自明である。以上よりフローコリドー経路は、始点と終点を結ぶ直線を基本として、回避飛行区間を台形とすることが妥当となる。台形回避飛行経路は 3 点で円形飛行困難空域に外接するが、1 点は飛行困難空域の状況により確定するので、残りの 2 点を決めれば回避飛行経路が決定するが、各外接点は円周上なので 2 つの外接点の x または y 座標を指定すれば台形回避飛行経路は確定する。運航者には外接点座標よりも回避開始/終了地点の情報の方が直感的な認識が容易で有用と言えるが、回避開始/終了地点の x 座標と 2 つの外接点の座標は一対一に対応するので、制御入力として回避開始/終了地点の x 座標を採用し、フローコリドーを $u(t)=(x_1(t), x_4(t))$ により制御することとする。

フローコリドー内航空機運航者の認識容易性とフローコリドー外航空機への影響抑制の観点から、回避開始/終了地点の時間変化は線形であること望ましい。そこで飛行困難空域の状況に応じて、回避開始/終了地点が線形的に時間変化することとし、その時間変化率を最適決定する。すなわち、以下では最適制御 $u(t)$ を生成する制御器設計問題を 2 つの制御器パラメータを最適決定するパラメータ最適化問題に置き換えて解くこととする。

3. 問題設定

3.1 フローコリドー空域の設定

令和 6 年路線別輸送実績¹⁾より、令和 6 年に路線別旅客数が最も多かった羽田空港発・新千歳空港着の航空路へのフローコリドー導入を想定する。対象は羽田空港(以下、羽田)と新千歳空港(以下、新千歳)を結ぶ全長 820[km]の直線経路とし、悪天候や経路の位置関係を、羽田-新千歳を結ぶ直線を x 軸とする x - y 平面を用い、km 単位の座標で表現することとする。フローコリドーの始点 S を原点 $(0,0)$ である羽田、終点 G を新千歳 $(820,0)$ とする。航空機の水平管制間隔として現在一般的に適用されている $5[NM]$ ⁴⁾の幅を、経路の左右にもたせたものをフローコリドーの水平範囲とする。羽田-新千歳を現実的に飛行する航空機の飛行経路は直線ではないが、本研究では簡単のため直線経路を想定する。Fig.1 にフローコリドーの水平平面図を示す。

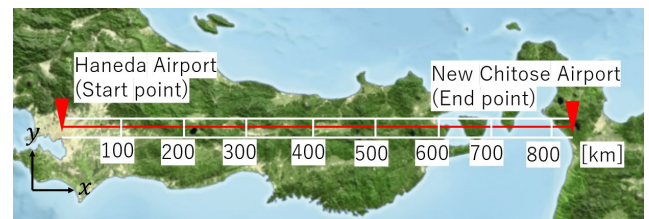


Fig.1 Horizontal plan view of the Haneda-New Chitose flow corridor

また、アプリケーション FlightRader24 から取得した羽田発新千歳着の実運航巡航高度を包含する高度帯に、航空機の垂直管制間隔として現在一般的に適用されている 1000[ft]³⁾の厚みを上下に加えた、26000[ft]から 42000[ft]をフローコリドーの高度帯として設定する。

3.2 悪天候領域の設定

悪天候は積乱雲によるものであり、発生地点は(400,-38)であるとする。本来、悪天候領域は複雑形状で、かつ非線形運動をするが、解析を簡単化するために、本研究では悪天候領域は正円であり、等速直線運動をすると仮定しモデル化する。悪天候の雲頂高度が初期時刻 12:00 ($t = 0[\text{min}]$) に 40000[ft]に達し、等速直線運動をしながら拡大・縮小を経て 13:30 ($t = 90$) に消滅する。悪天候領域の拡大、縮小はそれぞれ 30 分間であり、発生から消滅までの間、移動速度として一般的である $v_w = 1[\text{km/min}]$ で、フローコリドーに対して 45° の角度をもつほぼ北北西方向へ等速直線運動をするものとする。具体的には悪天候中心位置($x_w(t), y_w(t)$)、半径 $r_w(t)$ の変化を以下のとおりとする。

$$\begin{aligned} (x_w(t), y_w(t)) &= (-38 + v_w t \cos 45, 400 + v_w t \sin 45) \\ &= \left(-38 + \frac{t}{\sqrt{2}}, 400 + \frac{t}{\sqrt{2}} \right) \end{aligned} \quad (1)$$

$$r_w(t) = \begin{cases} 0.1t & (0 < t \leq 30) \\ 3 & (30 < t \leq 60) \\ 3 - 0.1(t - 60) & (60 < t < 90) \end{cases} \quad (2)$$

また、悪天候領域中心の y 座標 $y_w(t)$ が 0 となる時刻を t_c とし、 $y_w(t) = -38 + v_w t \cos 45 = -38 + t/\sqrt{2}$ より $t_c = 38\sqrt{2} \approx 53.6[\text{min}]$ である。

3.3 飛行困難空域の設定

本節で飛行困難空域として定義する範囲を回避すべき範囲とする。飛行困難空域は正円であり、初期時刻で半径は 0、悪天候領域の中心と飛行困難空域の中心は常に同じであるとする。一般に航空機が積乱雲を回避する場合、安全回避距離として積乱雲から 20[NM]以上の距離を確保することが望ましいとされている⁹⁾ことから、飛行困難空域を悪天候領域円周から 20[NM]の範囲とすることが妥当であると考えるが、発生直後、消滅直前の非常に小規模な悪天候領域に対してまで 20[NM]以上の回避することは非効率である。また、悪天候発生の瞬間に半径 20[NM]以上の飛行困難空域が出現すると、飛行困難空域内に回避できない航空機が存在してしまう。そこで本研究では、飛行困難空域の半径は、悪天候発生から 20 分間は分速 1[NM]で増加、その後 50 分間は 20[NM]で一定、その後悪天候消滅までの 20 分間は分速 1[NM]で減少する値をそれぞれ悪天候領域半径に加えたものとする。飛行困難空域の半径 $r_o(t)[\text{km}]$ の時間変化を以下に示す。なお、 $\lambda = 1.852$ で、単位を NM から km へ変換するための係数である。

$$r_o(t) = \begin{cases} r_w(t) + t\lambda & (0 < t \leq 20) \\ r_w(t) + 20\lambda & (20 < t \leq 70) \\ r_w(t) + (90 - t)\lambda & (70 < t < 90) \end{cases} \quad (3)$$

さらに、代表的な時刻における悪天候領域および飛行困難空域の位置を Fig.2 に示す。以降、灰色の円は悪天候領域を、赤色の円は飛行困難空域を表す。

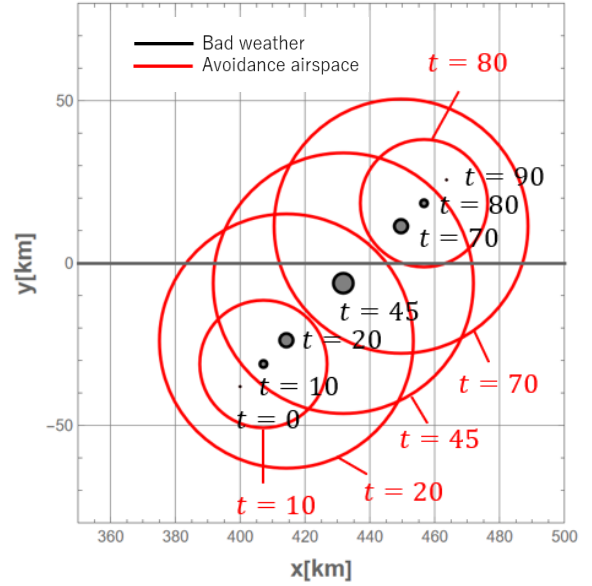


Fig.2 Time-varying locations of bad weather and avoidance airspace

3.4 動的フローコリドー最適制御の問題設定

悪天候の位置や予報等の航空気象情報は、気象庁から、札幌航空交通管制部、東京航空交通管制部に送られたあと、その情報を基に管制部にて回避経路が計算され、フローコリドー内外の航空機に回避経路情報が送信されるとする。初期時刻において 1 番機から 30 番機までの 30 機がフローコリドー内 ($y = 0$) を飛行しているものとする。各航空機 $i = 1, 2, \dots, 30$ の初期時刻における x 座標を Table 1 に示す。以降 31 番機からの航空機が 1 分ごとにフローコリドー内に入域し、1 番機から 13:30 に離陸する 120 番機までの全 120 機を評価対象とする。全航空機 の速度 v は 820[km/h] で一定とする。

Table 1 Position x of the aircraft within the flow corridor at the initial time

i	$x[\text{km}]$	i	$x[\text{km}]$	i	$x[\text{km}]$
1	400	11	263	21	126
2	386.3	12	249.3	22	112.3
3	372.6	13	235.6	23	98.6
4	358.9	14	221.9	24	84.9
5	345.2	15	208.2	25	71.2
6	331.5	16	194.5	26	57.5
7	317.8	17	180.8	27	43.8
8	304.1	18	167.1	28	30.1
9	290.4	19	153.4	29	16.4
10	276.7	20	139.7	30	2.7

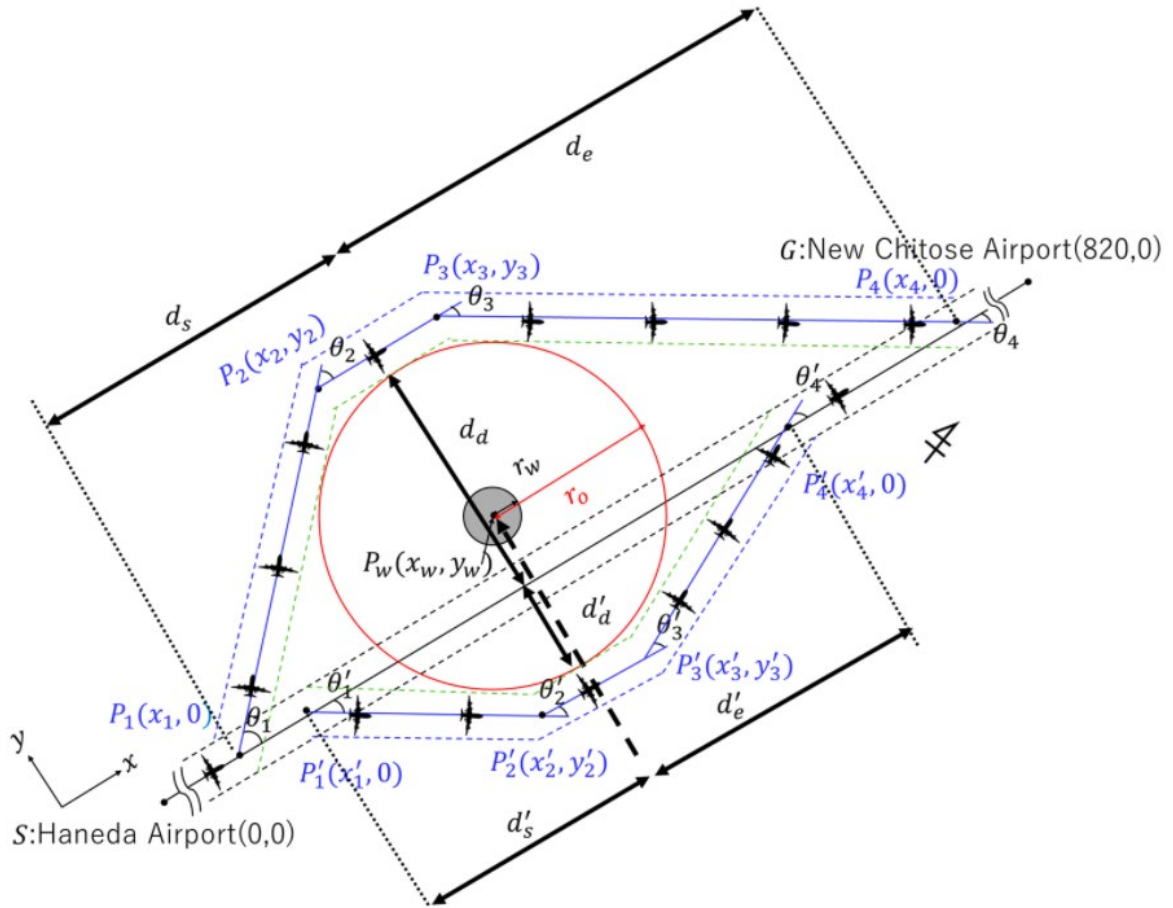


Fig.3 Configuration diagram of the west-side and east-side avoidance routes

3.5 悪天候回避経路の幾何的設計

座標平面上の第一象限，第四象限に形成される回避経路をそれぞれ西側，東側回避経路と定義し，それらの設定図を Fig.3 に示す．図中の各変数は以下の通りであり，すべて時間変化するものであるが，図中ではその表示は簡単のため省略する．距離，座標については，単位はすべて km である．

$P_w(x_w(t), y_w(t))$: 悪天候領域の中心

$r_w(t)$: 悪天候領域の半径

$r_o(t)$: 飛行困難空域の半径

$P_1(x_1(t), 0)/P'_1(x'_1(t), 0)$: 西側/東側回避経路の始点

$P_2(x_2(t), y_2(t)), P_3(x_3(t), y_3(t)) /$

$P'_2(x'_2(t), y'_2(t)), P'_3(x'_3(t), y'_3(t))$:

西側/東側回避経路の針路 変更点

$P_4(x_4(t), 0)/P'_4(x'_4(t), 0)$: 西側/東側回避経路の終点

$d_a(t)/d'_a(t)$: 西側/東側回避経路における x 軸から y 軸方向への最大距離

$d_s(t)/d'_s(t)$: 西側/東側回避経路における回避開始地点-悪天候領域中心間の x 軸方向距離

$d_e(t)/d'_e(t)$: 西側/東側回避経路における悪天候領域中心-回避終了地点間の x 軸方向距離

$\theta_i(t)/\theta'_i(t), i = 1, 2, 3, 4$:

針路変更点 P_i/P'_i における針路変更角

図中の黒の実線は平常時のフローコリドー中心線，青の実線は回避経路の中心線，緑の点線はフローコリドー回避経路部分の内側線，破線矢印は悪天候領域の中心の軌道である．

始点 P_1, P'_1 および終点 P_4, P'_4 は， $d_s(t), d_e(t), d'_s(t), d'_e(t)$ によって定まり，針路変更点 P_2, P_3, P'_2, P'_3 は，それぞれフローコリドーの中心線上にあり，フローコリドー回避経路部分の内側線 (Fig.3 中の緑の点線) が飛行困難空域に接するように定め，フローコリドー内航空機が悪天候領域を安全回避距離を維持して回避可能とする．

4. 動的フローコリドーの制御方法

4.1 動的フローコリドー制御器のパラメータ

動的回避経路の最適制御問題を単純なパラメータ最適化問題に置き換える．本研究では，台形の形状は台形の下底と高さで決定され，これらを t の一次関数で設定することにより任意の時刻の台形経路を一意に定めることができる．台形の高さ $d_a(t), d'_a(t)$ は，飛行困難空域の半径と悪天候中心座標によって定まり，下底 $d_s(t), d_e(t), d'_s(t), d'_e(t)$ は，それぞれの長さの変化率 $[\text{km}/\text{min}]$ を $\alpha, \beta, \gamma, \delta$ とし，それらを動的回避経路の制御器パラメータとする． $d_s(t), d_e(t), d_a(t), d'_s(t), d'_e(t), d'_a(t)$ を

以下のように決定する．

- ・西側台形回避経路

$$d_s(t) = at \quad (4)$$

$$d_e(t) = \beta t \quad (5)$$

$$d_d(t) = r_o(t) + y_w(t) \quad (6)$$

- ・東側台形回避経路

$$d'_s(t) = \gamma(t - t_c) + at_c \quad (7)$$

$$d'_e(t) = \delta(t - t_c) + \beta t_c \quad (8)$$

$$d'_d(t) = r_o(t) - y_w(t) \quad (9)$$

ただし t_c は悪天候領域中心の y 座標 $y_w(t)$ が 0 となる時刻である． $y_w(t) = -38 + v_w t \cos 45^\circ = -38 + t/\sqrt{2}$ より $t_c = 38\sqrt{2} \approx 53.6$ [min] である．このとき東西の台形回避経路は合同であるように設定をした．以上の方法で台形回避経路の始点 P_1, P'_1 および終点 P_4, P'_4 を決定することができる．

4.2 最適化手法と制約条件

制御器パラメータの最適化手法として遺伝的アルゴリズムを用いる．遺伝的アルゴリズムは，生物の進化の仕組みを模倣した最適化アルゴリズムであり，最適化すべき決定変数を染色体として表現し，決定変数の評価関数を適応度関数として設定して，交叉・突然変異・選択などの遺伝的操作を加えることにより，適応度の高い染色体，すなわち評価値の高い決定変数値を生成する手法である⁷⁾．本研究では，決定変数である 4 つの制御器パラメータを染色体として表現する．

飛行困難空域を回避するためには， $d_s(t), d_e(t)$ が飛行困難空域の半径よりも大きい必要がある．つまり，パラメータ α, β は，飛行困難空域の最大の拡大速度 (0.1 [km/min] + 1 [NM/min] = 1.952 [km/min]) よりも大きい必要がある．また，回避経路範囲が羽田-新千歳間に収まるような値にする必要がある．以上の制約条件を満たすための α, β の上下限制約は以下になる．

$$1.952 < \alpha < 5.15 \quad (10)$$

$$1.952 < \beta < 3.73 \quad (11)$$

同様に，パラメータ γ, δ についても，回避経路範囲が羽田-新千歳間に収まり，回避経路が存在する時間に d'_s, d'_e が正となるような値にする必要がある．これらの条件は時刻 t_c で東西回避経路の台形が合同となるよう設定したことから α, β に依存して定まり，制約条件を満たすような γ, δ の上下限制約は以下になる．

$$\frac{55.118 - 53.5\alpha}{16.5} < \gamma < \frac{463.9 - 53.5\alpha}{36.5} \quad (12)$$

$$\frac{58.918 - 53.5\beta}{16.5} < \delta < \frac{356.1 - 53.5\beta}{36.5} \quad (13)$$

4.3 評価関数とその計算方法

全機の始点-終点間飛行時間の合計が最小となるよう動的フローコリドーを制御したいが，飛行時間合計のみを評価すると，羽田で回避開始，新千歳で回避終了とする台形経路が最短時間経路となり，フローコリドー外の

非常に多数の航空機が影響を受ける．よって回避時間も評価してその極小化を図る．また，羽田-新千歳間の直線飛行時間は 60 [min] であり，全機の直線飛行時間の合計は $60n$ [min] である．この値を減ずることで回避による飛行時間増分を明示的に評価し，回避不要時の評価値が 0 となり，また回避必要時は悪天候回避した上で 0 に近いほど望ましい回避経路となるようにする．以上を踏まえ，評価関数を式(13)のように定義する．これを最小化するように動的フローコリドーの最適制御を行う．

$$J(\alpha, \beta, \gamma, \delta) = \sum_{i=1}^n (T_{fi} + wT_{ai}) - 60n \quad (14)$$

ただし，

n : 評価対象とする航空機数

T_{fi} : i 番機の始点から終点までの飛行時間

T_{ai} : i 番機の回避時間

w : T_{ai} に関する重み係数

T_{fi} は以下のように算出する．なお，ここでは西側回避経路の算出方法のみを記述し，東側回避経路も以下の算出方法と同様の方法で算出する．まず， P_1 の x 座標 $x_1(t)$ ， i 番機の時刻 t における x 座標 $x_i(t)$ は式(15)，(16)で表せる．

$$x_1(t) = x_o(t) - d_s(t) = x_o(t) - at \quad (15)$$

$$x_i(t) = x_i(0) + vt \quad (16)$$

まず $x_1(t) = x_i(t)$ を解いて P_1 到達時刻 t_1 を求める． P_1 から航空機は回避経路に入り，回避経路が時変のため回避中の飛行経路は曲線となるが，ここでは短時間の直線飛行を繰り返す折れ線飛行経路を仮定して飛行時間を計算する． $P_1 \rightarrow P_2, P_2 \rightarrow P_3, P_3 \rightarrow P_4$ の各区間を，目標とする針路変更点の方向に Δt 分間直線的に進むとし，目標点に到達するまで Δt ずつの繰り返し処理を用いてそれぞれの到達時刻 t_2, t_3, t_4 を算出する．最後に， P_4 から新千歳までの区間を直線飛行するとして新千歳到達時刻を算出し，新千歳到達時刻から羽田出発時刻を減ずることにより飛行時間 T_{fi} を算出する．回避時間は， $T_{ai} = t_4 - t_1$ である．

5. 悪天候回避のための動的フローコリドー最適制御結果

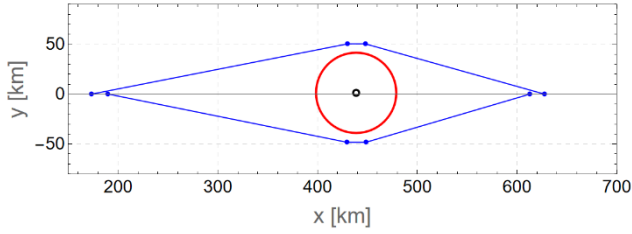
5.1 飛行時間のみを考慮した場合

まず評価関数中の重み w を 0 とし，飛行時間のみを評価する場合について動的フローコリドー制御器パラメータを最適化した． $\Delta t = 0.5$ [min] とし，遺伝的アルゴリズムにおいて，個体数を 20，各決定変数の分解能を 100 とし，第 20 世代まで世代交代を行って得られた結果を Table 2 に示す．

Table 2 Optimal controller parameters $\alpha, \beta, \gamma, \delta$ and the evaluation value J considering flight time only

α	β	γ	δ	J
4.83	3.43	-6.40	-6.32	24.62

導出された動的回避経路を用いて飛行困難空域を回避する場合、回避経路をとる航空機は 21 番機から 77 番機の計 57 機となり、それらの平均飛行時間は 60.9[min]、平均回避時間は 30.8[min]であった。これらのパラメータによって形成される $t = 55$ における回避経路を Fig.4 に示す。なお、表示している青の実線は、フローコリドーの中心線である。この経路を飛行する場合、悪天候領域の 260[km]程も手前から 200[km]程の先までを大きく回避をする飛行経路となり、フローコリドー外の非常に多数の航空機が影響を受けることになる。

Fig.4 Avoidance route considering flight time only at $t = 55$

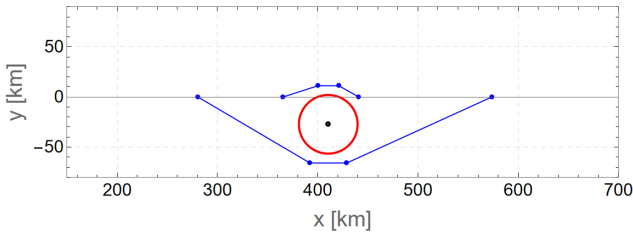
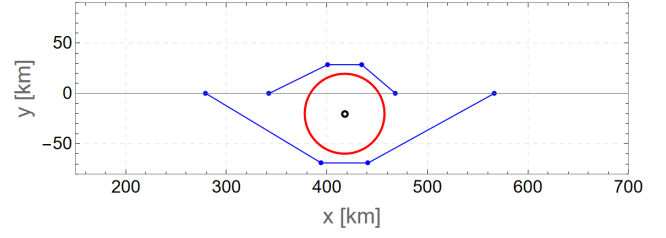
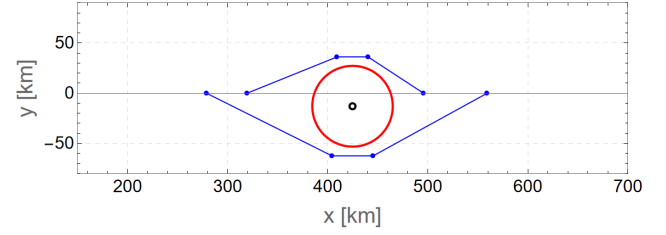
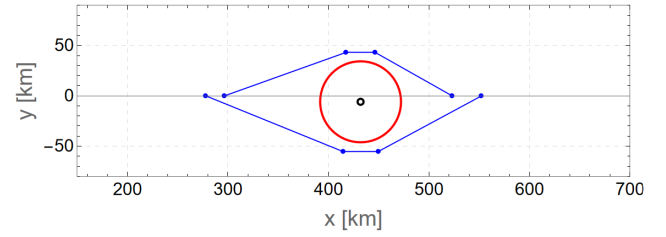
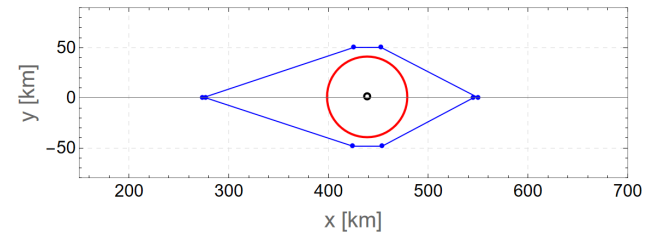
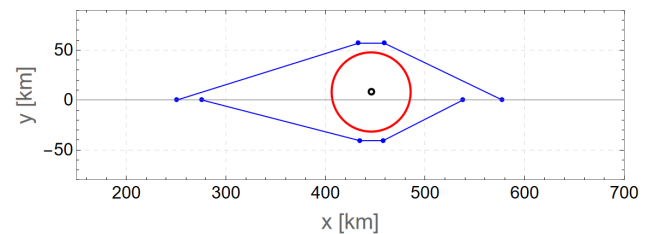
5.2 回避時間を考慮した場合

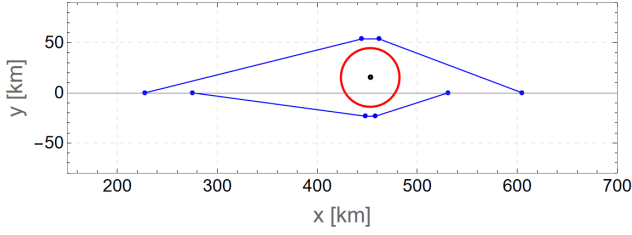
次に、重み w を 0.2 とし、 $w = 0$ の時と同じ条件で得られた結果を Table 3 に示す。

Table 3 Optimal controller parameters $\alpha, \beta, \gamma, \delta$ and the evaluation value J

α	β	γ	δ	J
3.01	2.02	0.80	-1.42	269.6

得られた回避経路の 10 分ごとの時間変化を Fig.5~ Fig.11 に示す。

Fig.5 Avoidance route at $t = 15$ Fig.6 Avoidance route at $t = 25$ Fig.7 Avoidance route at $t = 35$ Fig.8 Avoidance route at $t = 45$ Fig.9 Avoidance route at $t = 55$ Fig.10 Avoidance route at $t = 65$


Fig.11 Avoidance route at $t = 75$

得られた動的回避経路を用いて飛行困難空域を回避する場合、回避経路をとる航空機は19番機から77番機の計59機となった。代表する19, 25, 35, 45, 55, 65, 77番機の計7機の回避方向、飛行時間、回避時間をTable 4に示し、その回避経路をFig. 12 ~ Fig.18に示す。なお、 $\Delta t=0.02[\text{min}]$ ごとの通過点を直線で結んでおり、図中の t_1 は回避開始時刻[min]、 t_4 は回避終了時刻[min]を表す。

Table 4 Avoidance direction, flight time, and avoidance time of aircraft i

i	Avoidance direction	Flight time T_{fi} [min]	Avoidance time T_{ai} [min]
19	West	61.15	8.2
25	West	61.21	10.5
35	West	61.24	14.5
45	West	61.33	18.2
55	East	61.58	18.0
65	East	62.21	18.4
77	East	61.55	18.7

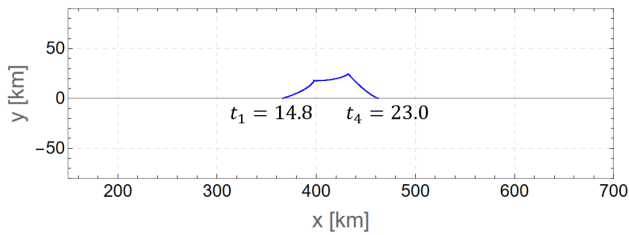


Fig.12 Avoidance flight route of Aircraft No. 19

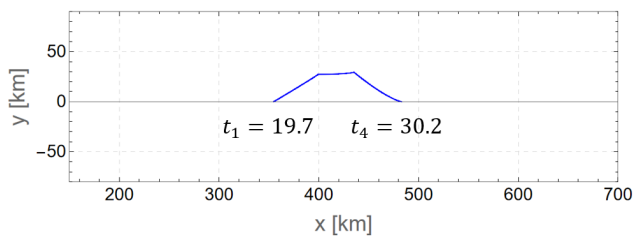


Fig.13 Avoidance flight route of Aircraft No. 25

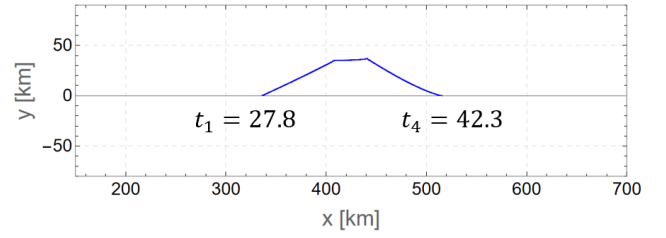


Fig.14 Avoidance flight route of Aircraft No. 35

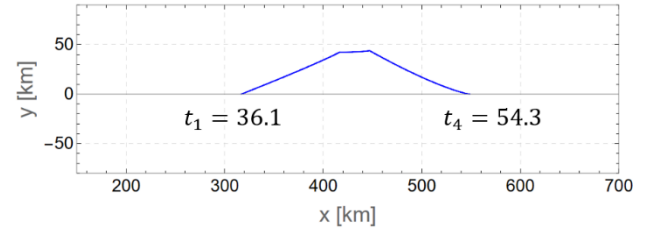


Fig.15 Avoidance flight route of Aircraft No. 45

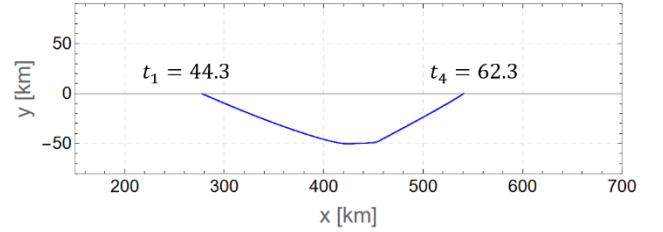


Fig.16 Avoidance flight route of Aircraft No. 55

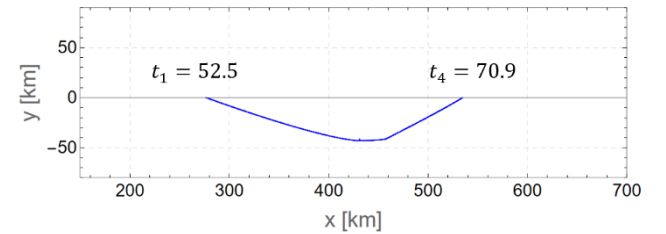


Fig.17 Avoidance flight route of Aircraft No. 65

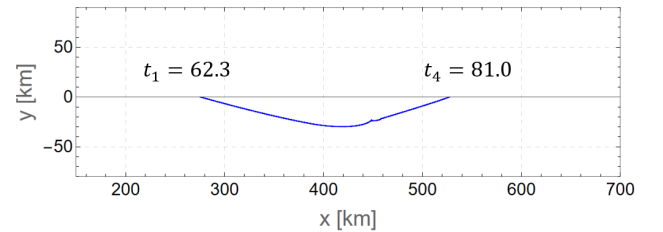


Fig.18 Avoidance flight route of Aircraft No. 77

結果として得られた回避経路を飛行する19番機から77番機の計59機の平均飛行時間は61.4[min]、平均回避時間は17.2[min]であった。飛行時間のみを考慮した場合と比較し、回避をする航空機の平均飛行時間は0.5[min]増加したが、平均回避時間は13.6[min]減少した。

5.3 回避経路の妥当性

Fig.5～Fig.11 に見るように、回避時間短縮のため短時間に針路変更を繰り返す場合でもフローコリドーの針路変更角は最大でも 30 度程度である。一方、時間変化するフローコリドーに追従して飛行する各航空機の回避経路(フローコリドー中心線)は、Fig.12～Fig.18 に見るように台形ではなく、特に回避経路拡大期(例えば Fig.12 に示す 19 番機)では大きな針路変更角を示す。実際には完全にフローコリドー中心線上を飛行する必要はなく、フローコリドーの幅 10[NM]の範囲で針路変更すればより小さな針路変更角で緩やかに針路変更ができる。

6. 結言

6.1 まとめ

本研究では、羽田-新千歳間のフローコリドーを妨げるように、拡大・縮小・等速直線運動を伴う積乱雲による飛行困難空域が発生することを想定し、動的フローコリドーを適用した台形回避経路の制御方法を提案した。評価対象の航空機の総飛行時間と総回避時間を考慮した評価値が最小になるような動的回避経路を導出した。得られた回避経路は、悪天候領域の移動・拡大に応じて合理的に形状が変化し、回避が必要な航空機や望ましい回避の方向も決定され、提案手法が移動悪天候回避のための動的フローコリドー運用に対して有効であると考えられる。

6.2 今後の展望

本研究では、解析の簡単化のために悪天候領域・飛行困難空域は正円であり、動きは等速直線運動のみに限定したが、実際の悪天候領域は複雑形状で、かつ非線形運動をする。楕円モデルや実際の観測データを用いた問題設定を行うことで、より現実で応用可能な汎用性の高いフローコリドーの制御方法を提案できると考えられる。また、本研究では水平方向への回避のみを扱ったが、実際には高度変更も回避方法として有効である。高度変更も含めた 3 次元的な回避経路制御も今後の課題である。

近年、ドローンや Advanced Air Mobility (AAM)などの次世代航空モビリティの研究開発が進められており、中でも都市部での飛行が想定される AAM は Urban Air Mobility (UAM)と呼ばれている。将来 UAM が大規模空港を離着陸するために、旅客機など高高度を飛行する航空機と空域を分離するための、UAM の専用経路である

UAM コリドーという概念も提案されている⁸⁾。本研究で扱った悪天候領域の動的フローコリドーの制御手法は、旅客機のみならず、将来の UAM 運航に対しても適用可能であると考ええる。

参 考 文 献

- 1) 国土交通省：航空輸送統計速報(令和 6 年(2024 年)分)
https://www.mlit.go.jp/report/press/joho05_hh_000838.html (001876790.pdf)
 最終閲覧：2026 年 1 月 19 日
- 2) 武市昇他：フローコリドーの概要と実用化への課題, 2012 年
https://www.jstage.jst.go.jp/article/kjsass/60/12/60_KJ00008329043/_pdf/-char/ja
 最終閲覧：2026 年 1 月 19 日
- 3) 山本聡史他：フローコリドーの導入が便益をもたらすための利用率の推定, 2019 年
https://www.jstage.jst.go.jp/article/jscejipm/75/2/75_90/_pdf/-char/ja
 最終閲覧：2026 年 1 月 19 日
- 4) 武市昇他：フローコリドーの運用方式の研究(その 2), 2014 年
https://www.enri.go.jp/jp/event/enri_seminar/doc/2014/H26_15.pdf
 最終閲覧：2026 年 1 月 19 日
- 5) 高橋瑠菜:動的フローコリドー適用による悪天候回避経路最適化, 2024 年度東海大学工学部航空宇宙学科航空宇宙学専攻卒業論文
- 6) 運輸安全委員会：航空事故調査報告書,(令和 5 年 10 月 26 日)
<https://jtsb.mlit.go.jp/aircraft/rep-acci/AA2023-7-3-JA807X.pdf>
 最終閲覧：2026 年 2 月 20 日
- 7) 小高知宏：基礎から学ぶ人工知能の教科書, オーム社, 2019 年
- 8) 虎谷大地他：空港近傍における次世代航空モビリティの運用環境検討, 2025 年
https://www.enri.go.jp/jp/event/enri_seminar/doc/2025/g3.pdf
 最終閲覧：2026 年 1 月 19 日

新任教員紹介

工学部・准教授・ライト デイビッド パトリック

略歴

1995.06 University of California at Irvine (USA) 社会科学部 政治学科 卒業 (政治学部学士)
2009.05 The American University (Washington D.C., USA) 文理学部 人文科学部 卒業 (TESOL 修士)
2010.09- 2013.03 関西学院大学 言語教育研究センター、講師
2013.04- 2021.03 東海大学 国際教育センター 講師
2015.04- 2017.03 学習院大学外 国語教育研究センター 非常勤 講師
2017.04- 2018.03 桜美林大学 グローバル・コミュニケーション学群非常勤 非常勤、講師
2021.04- 2022.07 日本インサイトテクノロジー株式会社、新規事業開発部長、講師
2022.09- 2026.03 亜細亜大学 英語教育センター、講師
2026.04- 現在 東海大学 工学部、准教授



担当科目

ビジネス英語、CLIL (内容言語統合学習) 異文化コミュニケーション、工学英語、英語コミュニケーション、医療英語、プレゼンテーションスキル、読み書き、スピーキング、リスニング、留学研修、論文セミナー、異文化コミュニケーション、英語コミュニケーション、プレゼンテーションスキル、英文学 CLIL、(内容言語統合学習) 英語コミュニケーション、プレゼンテーションスキル、IT 英語 (アジャイルソフトウェア開発、スクラム、ウォーターフォール)

研究活動内容

1. はじめに

My undergraduate studies relating to international relations and early work experience with international firms prepared me for working and teaching in Japan. In my early experience, I taught Academic English at universities and Business English, including Medical English and Technical English coursework, in professional settings. To improve my practical skills, I pursued a MA TESOL Degree in the United States. My graduate research focused on providing corrective feedback to second language learners. Upon completing the course, I returned to Japan and began conducting a more rigorous research approach. This paper will describe my research to date and my research plans at Tokai University going forward.

2. 実験の概要

While my training and work experience have primarily been related to applied linguistics (e.g., foreign language education), my research has developed an interdisciplinary focus, with an emphasis on technology enhanced learning (TEL) in Higher Education environments. This has included working with researchers with expertise in engineering, software programming, and 3D

simulations. I have developed skills related to each field to better support collaboration. I seek to further expand both my current skills as well as new ones based on the types of fields that will be examined in future research projects. In a comparable way, the results of my research work often have a focus on language education but by design, can readily be adapted for use in subject matter education (e.g., university engineering courses) and professional training environments (e.g., computer programming).

2.1 研究プロジェクト

The research I have conducted falls into three main themes: database automation (of paper-based systems), virtual-reality (VR) content creation, and learning management system (LMS) design, more specifically UX/UI, and LMS content design.

A) Automated Corrective Feedback

Initial research on corrective feedback was expanded to include implementation of technological solutions for data input and presentation. The goal being to improve paper-based solutions by creating enhanced digital ones. The research blended applied linguistics with TEL (technology enhanced learning), starting with the development of paper database designed to track

speaking ability. The database was then built and deployed on tablet PCs allowing automated evaluations of speaking ability during a JSPS Kakenhi research grant in 2015. The research helped identify the need for more engaging content for higher education, particularly in language learning classes.

B) VR-based Learning Environments

A second Kakenhi grant in 2019 followed with an emphasis on creating 3D simulations (e.g., VR learning environments) to support individual and in-class learning. The project included aspects of EdTech with emphasis on database design, VR content creation, and a new concept known as SIMBLE (simulation-based language education) which I developed. This expands upon existing research strains in Applied Linguistics, including TBLT (task-based language learning). VR environments were created and evaluated. The ICT (information and communication technology) focus of the project lead me to a position at an IT company in Tokyo, in 2021. Tasks there included the creation of an IT English course for software engineers which included a broad range of topics including Agile development, business process management (BPM), and computer programming. The experience was pivotal in my understanding of language education, higher education learning, and technology integration in real-world environments.

C) Learning Content Creation

I returned to university teaching and started a new Kakenhi project in 2023 that is ongoing. The project combines database design, UX/UI, and VR environments. The goal is to innovate LMS (learning management systems) tools and to make them



Figure 1. LMS Database.

more immersive. This includes developing content that integrates text-based information, narration of the text, images and videos related to the text, and 3D simulations that include representations of the actual text (e.g., in VR) or 3D contexts that relate to them in a virtual space. In addition, an LMS database has been created to organize the content. It has dual use as a presentation tool and a self-study tool (e.g., a learning app) with the benefit of the content being hosted in one place, creating a convenient repository for review by all users.

2.2 今後の大学における研究

I will continue working on learning content during the remainder of the current Kakenhi project. Included in that work, I hope to collaborate with members in the Faculty of Engineering. One primary focus will be on developing bilingual content to support Engineering courses taught in Japanese. The emphasis will be on highly visual and interactive content that can be used in teaching Engineering. The content will then be organized into a database as shown in Fig 1. Regarding future research projects, I am developing ideas for innovative forms of interdisciplinary research. One focus will be on integrating AI (i.e., LLM tools) into higher education environments in ways that are beneficial, effective, and in compliance with regulations. This will include MCP (model context protocol) tools and LLM usage, including onsite hosting of LLMs. I am also exploring ways to support practical education and training. One path I would like to explore is combining professional training with language learning. This builds on the construct of SIMBLE (simulation-based language education). I am designing research protocols to support learning related to aviation (i.e., maintaining aviation English proficiency), engineering (i.e., simulated design teams working to create digital products, dealing with stakeholders, and using BPM protocols), and lastly general communication skills (e.g., building confidence in expressing yourself). I am also interested in expanding the reach of my research and would like to invite faculty and staff to collaborate with me to identify areas where higher education and academic research could be meaningfully improved.

参考文献

- 1) K. Sato, K. Hamamoto, D. Wright, and H. Nakagawa, Virtual Reality-Based Language Learning Environment to Teach Sentence Word Order, *Journal of Advances in Humanities and Social Sciences*, Vol. 5, TAF Publication, pp. 196-206 (2020).
- 2) D. Wright, Simulation-based Language Education: A Theoretical Framework, *The Report of the International Education Center*, Vol. 37, Tokai University Publication, pp. 63-72 (2017).
- 3) D. Wright, The Effects of Visual and Text-based Feedback on Oral Proficiency Assessment Rubrics, *Bulletin of the Foreign Language Center*, Vol. 35, Tokai University Publication, pp. 1-15 (2015).
- 4) D. Wright, Recast Timing and Learner Participatory Role during Narrative Tasks, *Bulletin of the Foreign Language Center*, Vol. 34, Tokai University, pp. 15-28 (2014).
- 5) Y. Sheen, D. Wright, and A. Moldawa, Differential effects of focused and unfocused written correction on the accurate use of grammatical forms by adult ESL learners, *System*, Vol. 37, No. 4, Elsevier, pp. 556-569 (2009).

新任教員紹介

理系教育研究センター（機械システム工学科兼務）

・特任准教授・堀澤 早霧

略歴

1993.03	東海大学工学部航空宇宙学科卒業
1995.03	東海大学工学研究科航空宇宙学専攻博士課程前期修了
2000.03	東海大学工学研究科機械工学専攻博士後期課程修了 博士（工学）
1998.04-2001.03	日本学術振興会特別研究員
2001.04-2001.12	東京大学先端科学技術研究センター研究員
2002.01-2002.12	テキサス大学オースティン校ポスドク研究員
2003.01-2018.03	カリフォルニア大学バークレー校ポスドク研究員&客員研究員
2009.10-2026.03	東海大学非常勤講師（その他玉川大学、国士舘大学）
2026.04-	現職



担当科目

機械のための力学，機械力学基礎，情報処理，プログラミング，プログラミング基礎，プログラミング応用，データサイエンス入門など

研究活動内容

1. はじめに

揚力を利用して空中を飛行する飛行体においてこれを可能にする機構として，現在，固定翼，回転翼，羽ばたき翼，もしくはこれらの組み合わせが知られている．MAV (Micro Air Vehicle) と呼ばれる小型飛行体では，一般的にも「ドローン」という名称で知られるほど（航空法で定められている「ドローン」とは使用が異なる），現在，回転翼が主流である．ドローンの用途は，当初想定されていた軍用，災害支援だけではなく，インフラ点検，農業，物流から空撮，映像制作，ドローンショーなどのエンターテインメントに至るまで多岐にわたる．しかしながら，さらなる小型化を目指し，かつ機動性やロバスト性，長時間飛行など高効率で高機能をも目指すには，飛行昆虫の羽ばたき運動を模倣した羽ばたき翼を有する MAV が有効であると考えられる．

2. これまでの研究内容

羽ばたき型 MAV の開発や高機能・高効率の小型アクチュエータの開発を目的として，飛行昆虫の羽ばたき運動に着目し，バイオメタニクスの観点から，生物学的アプローチを行いながら，工学的アプローチも進めてきた．その概要を紹介させていただく．

2.1 飛行昆虫の胸部 2 次元画像

飛行昆虫の羽ばたき運動には，飛行筋の形態の違いによる駆動方式の違いがあることが知られている．トンボなど翅の基部に飛行筋が接続していて直接駆動できるタイプと

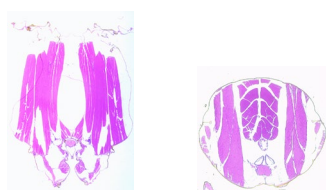
ハチやハエなど飛行筋が外骨格に接続していて外骨格を振動させることで間接的に翅を駆動するタイプである．しかしながら，1990 年代当時，いずれの形態も模式図で表現されるのが主流で飛行筋の様子を捉えた例がなかったことから，複数の種における飛行筋の形態の違いを画像に収めることを目的として，本学医学部病理学教室の堤教授のご指導を賜り，病理標本を作製する手法を用いてトンボやハチやハエなどの胸部の断層画像の撮影に成功した¹⁾ (図 1)．

2.2 飛行昆虫の胸部 3 次元画像

飛行筋の形態と機能の関係を深く理解するためには，飛行筋の形態を 3 次元的に明らかにする必要がある．そこで，理化学研究所の横田研究員のご指導を賜り，3 次元内部構造顕微鏡 (3D Internal Structure Microscope, 3D-ISM) を用いて，トンボ，セミ，バッタ，ハエ，ハチなど多種にわたる飛行昆虫の胸部の連続断層像を撮影し，飛行筋の 3 次元構造を明らかにした．その結果，上記 2 つのタイプに加えて両方を併せ持つタイプがあることを明らかにした²⁾ (図 2)．

2.3 自由飛行の飛行昆虫の翅の振動特性

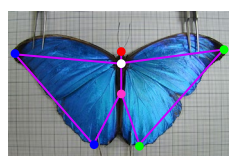
飛行昆虫の羽ばたき駆動方式の違いが羽ばたき運動に及ぼす影響を明らかにするために，自由飛行のトンボとハエにおける翅の質量変化（翅先端部より順次切断）と羽ばたき振動数の関係を調べた．その結果，直接駆動できるタイプのトンボでは，飛行筋と翅の固有振動系を構成し，翅の質量変化に伴って振動数を変化させて飛行を維持するロバスト性を有する羽ばたき機構であり，一方，間接的に駆動するタイプのハエでは，飛行筋と胸部外骨格の固有振動系を構成し，翅の質量変化には依存しない一定の固有振動数で翅を振動させる機構を有することがわかった¹⁾．



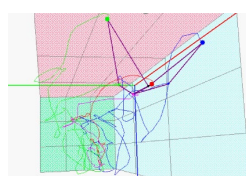
(a) Dragonfly (b) Fly
Fig. 1 2D thorax cross-sectional images



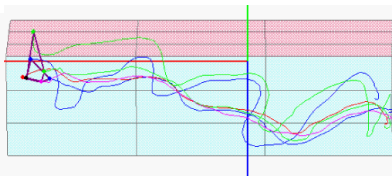
(a) Dragonfly (b) Bee (c) Cicada
Fig. 2 Thorax processed images recorded by 3D-ISM



(a) Morpho butterfly

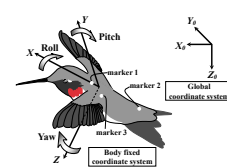


(b) 3D flight trajectory



(c) Side view of flight trajectory

Fig.3 Digitizing of 3D flight trajectory in Morpho butterfly flight



(a) Coordinate system



(b) Infrared highspeed camera
Fig.4. 3D motion capture system

2.4 人工翅の試作による振動実験

直接駆動するタイプのオニヤンマをモデルとした人工翅実験装置を試作し、振動実験を行った。その結果、トンボの翅の振動特性ならびに理論モデルともよい一致が見られた。さらなる小型化が課題である。

2.5 飛翔昆虫の胸部外骨格の弾性特性

間接的に駆動するタイプの胸部外骨格のばね定数を見積もることを目的として、キイロスズメバチとクマバチの外骨格に対して荷重を加え、外骨格のたわみの測定を行い、胸部外骨格の弾性特性を明らかにした³⁾。

2.6 自由飛行のチョウのひらひら飛行軌道

チョウには、鳥などの捕食者にとって、毒をもつような不味くて食べられないチョウ (unpalatable butterfly) と美味しく食べられるチョウ (palatable butterfly) が存在することが知られている。この二者には、翅の形態の違いや色の違いだけでなく、体温の違いや棲息環境の違いが見られるのはもちろんのこと、飛行速度や飛行軌道にも違いが見られる。「ひらひら」といえば、チョウの飛行を連想される方も多いと思うが、この不規則的で予測困難な軌道で飛行するのは、後者の美味しく食べられるチョウの方である。「ひらひら」は捕食者から身を守るための進化的な生存戦略であると考えられる。そこで、ひらひらと自由飛行をしているモルフォチョウとヒメアカタテハを、赤外線付き高速度カメラを複数台使用して撮影し、飛行軌道の特性について評価係数を導入して3次元的に明らかにした。

2.7 自由飛行のチョウのひらひら飛行特性

ひらひら飛行の軌道に加え、ひらひら飛行の発現を明らかにすることを目的として、複数の高速度カメラを使用してモルフォチョウのひらひら飛行を撮影し、翅の6自由度解析に成功した (図3)。

2.8 自由飛行のハチドリの機動特性

ハチドリは、分類学上鳥類に分類されるが、羽ばたき周波数、翼面荷重、羽ばたき方、機動性など羽ばたき運動においては、「脊椎動物の昆虫 (vertebrate insects)」と称されるほど、昆虫のそれに近い。しかしながら、ホバリング (停

滞飛行) や風洞内の前進飛行以外の自由飛行のハチドリの飛行について明らかにされていなかったため、赤外線付き高速度カメラを複数台使用して、閉空間を複雑に飛び回るハチドリを撮影し、6自由度の飛行特性を明らかにした⁴⁾ (図4)。

3. 今後の本学における研究

本年4月より25年ぶりに東海大学で研究をさせていただけの環境を授かり、施設・設備の進歩、ならびに人材の豊富さに感謝するばかりである。学内の手を伸ばせば届くところに、25年前では思い描くばかりで不可能であったことを可能にできる環境が整っており、またアイディアを共有して具現化を共に進めてくださる先生方がおられる。

そこで、羽ばたき型 MAV の開発の第一歩として、トンボ型 MAV の開発、ならびに次世代型高効率化を目的とした羽ばたき型 MAV の開発をいずれも学内の先生方のご協力を賜り、スタートさせた。併せて、生物学的アプローチも学内の先生方や本学イメージング研究センターなどのご指導を賜り、生体が入手でき次第進める予定である。さらに、ポストドク時から進めているハチドリやチョウの飛行特性に関する研究についても引き続き Dudley 教授 (カリフォルニア大学バークレー校統合生物学科) と共同で進めていく予定である。

学内における研究は現在緒に就いたばかりであるが、先生方のご協力を賜りながら、学生さんたちと共に楽しく研究を進めていく所存である。

参考文献

- 1) S. Horisawa and H. Hashimoto, Proc. of ISABMEC2000, pp.221-226 (2000).
- 2) 堀澤早霧他4名, 日本機械学会講演論文集, IV, No.01-1, pp.83-84 (2001).
- 3) 堀澤早霧, 橋本巨, 日本機械学会講演論文集, IV, No.01-1, pp.85-86 (2001).
- 4) S. Horisawa, G.T. Byrnes, J. A. Goldbogen, C. J. Clark, and R. Dudley, Proc. of ISABMEC2003, pp.1-6 (2003).

新任教員紹介

生物工学科・教授・一村 義信

略歴

1993.03 熊本工業大学（現 崇城大学）工学部 応用微生物工学科卒業
1995.03 熊本工業大学大学院（現 崇城大学大学院）工学研究科 応用微生物工学専攻 修士課程修了
1995.04-1998.08 ベーリンガー・マンハイム株式会社 医薬事業部
2002.03 総合研究大学院大学生命科学研究科 分子生物機構論専攻 博士課程修了
2002.04-2005.03 自然科学研究機構 基礎生物学研究所 博士研究員
2005.04-2007.03 千葉大学 医学部 助手
2007.04-2010.03 順天堂大学 医学部 助教
2010.04-2015.05 公益財団法人 東京都医学総合研究所 主席研究員
2015.06-2019.03 新潟大学 医学部 准教授
2019.04-2026.03 順天堂大学 医学部 先任准教授
2026.04- 現職



担当科目

分子生物学，細胞生物学 1，生化学実験，生物工学ゼミ，卒業研究

研究活動内容

1. はじめに

オートファジーは、真核生物に保存された細胞内分解機構である。誘導されると隔離膜が伸長してオートファゴソームを形成し、リソソームと融合して内容を分解・再利用する（Fig. 1）。その生理的役割は、栄養飢餓応答に加え、異常タンパク質や細胞小器官の品質管理、感染防御に及び、機能破綻は神経変性疾患やがんなどの病態形成と関連する。分子機構の解明は、1990年代に大隅良典博士（東京科学大学，2016年ノーベル生理学・医学賞受賞）らによる酵母遺伝学的解析を契機として、オートファジー関連遺伝子群（ATGs）の同定とともに大きく進展した。近年では、選択的オートファジーの分子基盤に加え、液-液相分離（LLPS）という視点の導入により理解が深化し、細胞内シグナル伝達制御への関与も明らかとなってきた。本稿では、Atg8（哺乳動物ホモログはLC3/GABARAPファミリー）および選択的オートファジー受容体 p62 を中心に、翻訳後修飾、構造基盤、膜動態制御機構、ならびに相分離を介した機能について概説する。

2. 研究概要

2.1 Atg8 脂質化反応の発見と *In vitro* 再構成

Atg8 はユビキチン様タンパク質であり、合成後速やかに Atg4 によるプロセシングを受け、C 末端にグリシン残基を露出する。続いて、Atg7 を E1 様酵素、Atg3 を E2 様酵素

とする酵素カスケードを介した転移反応により、最終的に膜リン脂質であるホスファチジルエタノールアミン（Phosphatidylethanolamine: PE）の頭部アミノ基とアミド結合を形成し、Atg8-PE が生成される（Fig. 1）¹⁾。Atg8 の脂質化は可逆的であり、Atg4 による脱 PE 化により Atg8 は膜から解離し、再び細胞質に移行し、脂質修飾を受ける。この可逆的修飾がオートファゴソーム形成には必須である。これらの発見は、「ユビキチン様修飾を介したタンパク質の脂質化」という新規な翻訳後修飾として報告された。さらに、精製タンパク質を用いた *in vitro* 再構成系の確立により、Atg8-PE 結合反応の最小構成要素が明らかにされた²⁾。また、同再構成系を用いた解析から、Atg8-PE が膜間テザリング活性およびヘミフュージョン活性を有することが示され、Atg8 がオートファゴソーム膜形成に直接関与することが明らかとなった³⁾。現在では、酵母 Atg8 および哺乳動物 LC3/GABARAP ファミリーは、オートファジーをモニターする代表的な分子マーカーとして、形態学的・生化学的解析に広く用いられている。

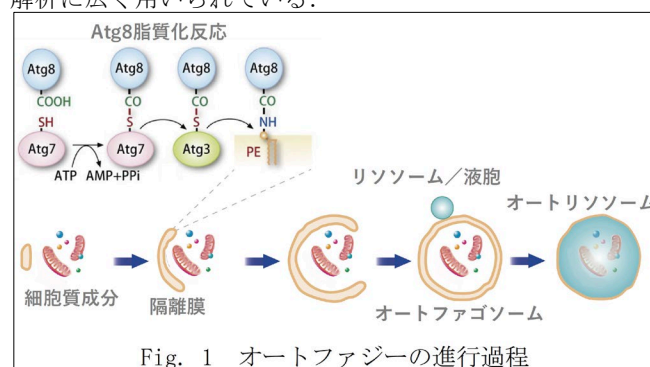


Fig. 1 オートファジーの進行過程

2.2 p62 の構造基盤とシグナル制御機構

2005 年以降、水島昇博士（東京大学）および小松雅明博士（順天堂大学）らにより、オートファジーの組織特異的欠損マウスがそれぞれ独立に作出され、その解析が進められた。これにより、オートファジーの個体における生理的意義、およびその破綻が多様な疾患の発症や病態進行に関与することが明らかとなった。p62 は、ユビキチン化基質を認識してオートファジーへと導く選択的オートファジー受容体であり、基質とともにオートファジーで分解される。実際、オートファジー欠損細胞では p62 の顕著な蓄積が認められる。筆者らは、p62 が LC3-interacting region (LIR) を介して LC3 と直接相互作用することにより、オートファゴソームへ取り込まれる構造的基盤を明らかにした⁴⁾。現在、哺乳動物では、p62 に加えて NBR1, OPTN, NDP52, TAX1BP1 などが選択的オートファジー受容体として同定されている。これらはいずれも LIR を有し、ユビキチン鎖に結合する能力を備えている。今後、各受容体の基質特異性と機能分担の解明が課題である。

さらに、プロテオスタシス（タンパク質恒常性）の破綻に伴いユビキチン化タンパク質が細胞内に蓄積すると、p62 は濃縮された集合体（p62 ボディ）を形成すること、これと並行して p62 のリン酸化が誘導され、ストレス応答の主要制御機構である KEAP1-NRF2 経路が活性化されることが明らかにされた⁵⁾。これらの結果は、オートファジーと細胞内ストレス応答が密接に関連していることを示している。

2.3 液-液相分離による p62 の機能制御と神経変性疾患

前節で述べた p62 ボディは、その形成機構として自己会合およびユビキチン鎖との結合を条件に、液-液相分離 (LLPS) を介して形成される。LLPS とは、均一に混合した溶液が互いに混和しない二相へと分離する現象であり、細胞内ではタンパク質や核酸間の弱い多価相互作用を駆動力として生じる。LLPS により形成される液滴状構造は、細胞内における区画化された反応場として機能し、遺伝子発現、タンパク質翻訳、ストレス応答、タンパク質分解など多様な生命現象の制御に関与している。

p62 ボディの物性と機能の関係を詳細に解析した結果、筋萎縮性側索硬化症 (ALS) 関連変異を有する p62 では、形成される p62 ボディの内部流動性が低下することが認められた。これらの結果は、p62 ボディの物理的性質の変化がその機能に影響を及ぼし、異常な p62 ボディの形成が病態に関与する可能性を示唆している。さらに、ULK1 キナーゼは p62 ボディに局在し、p62 のリン酸化を介してその機能を制御する。この経路は、KEAP1 の酸化修飾に依存する従来の NRF2 活性化機構とは異なり、p62 リン酸化に基づく新規のストレス応答経路である⁷⁾。以上の知見は、LLPS によって形成される p62 ボディが、単なるタンパク質凝集体ではなく、特定分子の選択的集積と制御を通じてシグナル伝達を担う機能的プラットフォームであることを示している。

3. まとめ

現在、オートファジーは単なる分解機構にとどまらない細胞の生存・保護に関わるストレス応答システムと認識されている。特に p62 に関する研究から、分子の物理的性質と翻訳後修飾を基盤とした細胞内情報の統合的制御機構において、オートファジーがその一翼を担うことが示されている。今後は、オートファジーの標的基質となる分子特性の精緻な定義とその選別機構の理解を深めるとともに、神経変性疾患をはじめとする病態発症の解明および治療戦略への展開に向けた研究をさらに進めていく必要がある。

参考文献

- 1) Ichimura Y, Kirisako T, Takao T, Satomi Y, Shimonishi Y, Ishihara N, Mizushima N, Tanida I, Kominami E, Ohsumi M, Noda T and Ohsumi Y: A ubiquitin-like system mediates protein lipidation, *Nature* Vol.408, No.6811, pp.488–492 (2000).
- 2) Ichimura Y, Imamura Y, Emoto K, Umeda M, Noda T and Ohsumi Y: In vivo and in vitro reconstitution of Atg8 conjugation essential for autophagy, *J Biol Chem.* Vol.279, No.39, pp.40584–40592 (2004).
- 3) Nakatogawa H, Ichimura Y and Ohsumi Y: Atg8, a ubiquitin-like protein required for autophagosome formation, mediates membrane tethering and hemifusion, *Cell* Vol.130, No.1, pp.165–178 (2007).
- 4) Ichimura Y, Kumanomidou T, Sou YS, Mizushima T, Ezaki J, Ueno T, Kominami E, Yamane T, Tanaka K and Komatsu M: Structural basis for sorting mechanism of p62 in selective autophagy, *J. Biol. Chem.* Vol.283, No.33, pp.22847–22857 (2008).
- 5) Ichimura Y, Waguri S, Sou YS, Kageyama S, Hasegawa J, Ishimura R, Saito T, Yang Y, Kouno T, Fukutomi T, Hoshii T, Hirao A, Takagi K, Mizushima T, Motohashi H, Lee MS, Yoshimori T, Tanaka K, Yamamoto M and Komatsu M: Phosphorylation of p62 activates the Keap1-Nrf2 pathway during selective autophagy, *Mol. Cell* Vol.51, No.5, pp.618–631 (2013).
- 6) Faruk MO, Ichimura Y, Kageyama S, Komatsu-Hirota S, El-Gowily AH, Sou YS, Koike M, Noda NN and Komatsu M: Phase-separated protein droplets of amyotrophic lateral sclerosis-associated p62/SQSTM1 mutants show reduced inner fluidity, *J. Biol. Chem.* Vol.297, No.6, 101405 (2021).
- 7) Ikeda R, Noshiro D, Morishita H, Takada S, Kageyama S, Fujioka Y, Funakoshi T, Komatsu-Hirota S, Arai R, Ryzhii E, Abe M, Koga T, Motohashi H, Nakao M, Sakimura K, Horii A, Waguri S, Ichimura Y, Noda NN and Komatsu M: Phosphorylation of phase-separated p62 bodies by ULK1 activates a redox-independent stress response, *EMBO J.* Vol.42, No.14, e113349 (2023).

新任教員紹介

生物工学科・教授・小野 肇

略歴

1995.3 北海道大学農学部農芸化学学科 卒業
2000.3 京都大学大学院農学研究科応用生命科学専攻 修了 博士（農学）
2000.7-2004.3 JT 生命誌研究館 奨励研究員
2004.7-2006.12 ミネソタ大学/ハワードヒューズ医学研究所 博士研究員
2007.01-2020.10 京都大学大学院農学研究科応用生命科学専攻 助手/助教
2020.11-2026.3 京都大学大学院農学研究科応用生命科学専攻 准教授
2026.04 現職



担当科目

理論化学, 応用有機化学 2, 基礎情報処理, 基礎有機化学 1, 基礎化学実験, 有機化学実験

研究活動内容

1. はじめに

私は、昆虫の生理活性物質に着目して、化学と生物学の境界分野の研究に取り組んできた。昆虫と植物の関係に生態・進化の点から着目した研究、昆虫ホルモンの生合成や作用機構を追究する研究等を進めてきた。そのなかで“生物工学”に比較的近いと思われる内容の害虫ミバエの化学生物学的研究を紹介したい。

2. 研究概要

ミバエ科昆虫では、雌成虫が果実に産卵し、孵化した幼虫は果実内部で成長するため、被害果は食用に適さなくなる。さらに、食害が果実内部で進むため被害の発見が遅れやすく、幼虫（ウジ）が果実から脱出する様子は極めて不快感を与える。このため、ミバエ類は世界各国で重要な検疫対象とされており、経済的損失も極めて大きい。一方で、化学物質を介したミバエ科昆虫と植物との興味深い関係が知られている¹⁾。例えば、ミカンコミバエの雄はランの花香成分であるメチルオイゲノールに強く誘引され、この性質は防除にも利用されている。また、雌は果実由来の揮発成分を手掛かりに産卵場所を探索する。このような植物二次代謝物質に着目したミバエ科昆虫の行動や化学受容機構に関する研究を紹介する。

2.1 ナスミバエの誘引物質の開発

ナスミバエ (*Bactrocera latifrons*) は2010年に沖縄への侵入が確認されたナス科野菜の果実を食害する防除困難な害虫である。蔓延防止に向けた対策が必要であるが、その生態

には未知の部分が多く、野外で実際に利用されているフェロモン等の生理活性物質は明らかにされていない。興味深いことに、ナスミバエの雄成虫はナス科果実に含まれるイオノン類を摂取し、その代謝物を直腸フェロモン腺に蓄積することが知られている。ナス果実には摂食刺激物質 P1 が含まれており、直腸フェロモン腺からは、その還元体である P2 が検出されている (Fig. 1A)²⁾。これらの化合物は誘引物質のリード化合物として利用されてきた³⁾。そこで、様々な類縁体を合成した結果、P3 および V1 がそれぞれ顕著な誘引活性と摂食刺激活性を示した。さらに、合成品から光学異性体を分離して生物試験を行ったところ、P3 および V1 の各異性体のうち、側鎖の立体配置が互いに一致する異性体のみが活性を示した (Fig. 1B)⁴⁾。嗅覚受容と味覚受容の関係を考える上で興味深い結果である。

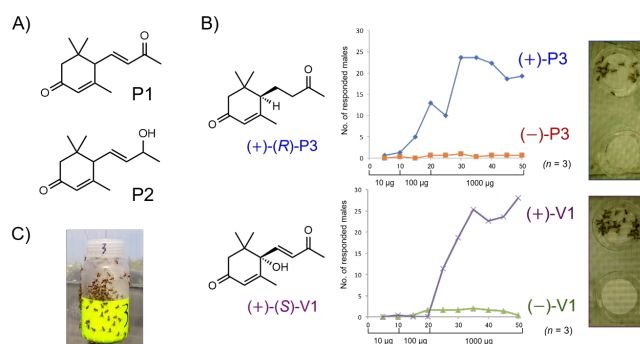


Fig. 1 Tested compounds and attractancy and phagostimulant bioassays. (A) α - Ionone/ionol analogs. (B) Mean male response ($\pm$ S.E.) to the enantiomers of P3 and V1. Photographs show the attracted male flies at 40 min after the bioassay. (C) Males attracted to and congregating on a trap baited with attractants.

さらに、揮発性の高い P3 類縁体 E0P を合成し、P3 とともに誘引試験に供試したところ、屋外網室内においてもナスミバエを顕著に誘引することが明らかとなった (Fig. 1C)。これらの誘引剤は沖縄県での試験研究に用いられている。

2.2 ミバエ科昆虫の嗅覚受容体の同定

植物由来の揮発性物質やその類縁化合物はミバエ科昆虫の行動に大きな影響を及ぼしており、その化学受容機構の解明は、新たな誘引剤の開発に結びつくことが期待される。昆虫の嗅覚受容体は、細胞膜を 7 回貫通するイオンチャネル型タンパク質であり、その特徴を持つ遺伝子を探索することで、コードする遺伝子の同定が可能である。そこで、世界的な重要害虫であるミカンコミバエ (*Bactrocera dorsalis*) の化学感覚器官について RNA シーケンス解析を行い、60 個の嗅覚受容体 (odorant receptor) 遺伝子を同定した。そのうち、発現量の大きい 10 個の OR を、アフリカツメガエルの卵母細胞に異種発現させ、24 種類の誘引物質や寄主果実由来の揮発性物質に対する応答を膜電位固定法により解析した (Fig. 2A)。その結果、BdorOR13a は 1-octen-3-ol に、BdorOR82a は geranyl acetate をはじめとする数種のテルペン類縁体に応答した (Fig. 2B)。

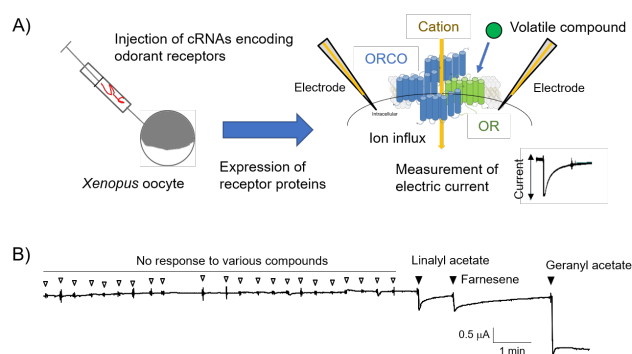


Fig. 2 Functional analysis of odorant receptors. (A) Overview of the two-electrode voltage clamp recording system. (B) Response profile of BdorOR82a to various compounds.

さらに、これらの揮発性物質に対する誘引試験を行った結果、1-octen-3-ol, geranyl acetate, farnesene が、ミカンコミバエの行動に影響を及ぼすことが明らかとなった。興味深いことに、未交尾の雌では匂いの有無によって影響を受けないが、交尾済みの雌では、これらの物質に対する誘引性が高まった。そのため、同定した嗅覚受容体が寄主果実の探索や産卵行動に関与することが示唆された⁵⁾。実際に、他の研究グループから、BdorOR13a をゲノム編集により欠損させた雌成虫では 1-octen-3-ol によって引き起こされる産卵行動が抑制されることが最近報告されている⁶⁾。さらに、筆者は独特の香りを持つ eugenol 類縁体を受容するミカンコミバエ嗅覚受容体を同定した⁷⁾。また、ミバエ科近縁種 3 種を対象として、直腸フェロモン腺に蓄積される 1-nonanol 類縁体に応答する嗅覚受容体の同定と機能解析を

行った⁸⁾。これらの研究は、誘引剤の開発のみならず、香りを介したミバエ科昆虫の行動や生活環の理解にも貢献することが期待される。

3. おわりに

本稿では、ミバエ科昆虫を対象とした研究を紹介したが、他に、モデル生物であるショウジョウバエや潜葉性昆虫の蛾類を対象として、生理活性物質に着目した研究を進めている。様々な現象に着目し、有機化学を基軸として、生態系や生命現象の根底にある化学的・分子的基盤の解明を目指していきたい。

参考文献

- 1) H. Ono, A.K.H. Hee and H. Jiang, Recent advancements in studies on chemosensory mechanisms underlying detection of semiochemicals in Dacini fruit flies of economic importance (Diptera: Tephritidae), *Insects* Vol. 12, Article 106 (2021).
- 2) R. Nishida, H. Enomoto, T.E. Shelly, T. Ishida, Sequestration of 3-oxygenated α -ionone derivatives in the male rectal gland of the solanaceous fruit fly, *Bactrocera latifrons*, *Entomol. Exp. Appl.* Vol. 131, pp.85-92 (2009).
- 3) H. Enomoto, T. Ishida, A. Hamagami, R. Nishida, 3-Oxygenated α -ionone derivatives as potent male attractants for the solanaceous fruit fly, *Bactrocera latifrons* (Diptera: Tephritidae), and sequestered metabolites in the rectal gland, *Appl. Entomol. Zool.* Vol. 45, pp.551-556 (2010).
- 4) Y. Yoshida, D. Haraguchi, R. Ukuda-Hosokawa, T. Andou, T. Matsuyama, T. Kohama, T. Eguchi, S. Ohno, H. Ono and R. Nishida, Synthesis and activity of 3-oxo- α -ionone analogs as male attractants for the solanaceous fruit fly, *Bactrocera latifrons* (Diptera: Tephritidae), *Biosci. Biotechnol. Biochem.* Vol. 85, pp.2360-2367 (2021).
- 5) H. Miyazaki, J. Otake, H. Mitsuno, K. Ozaki, R. Kanzaki, A.C.T. Chieng, A.K.W. Hee, R. Nishida and H. Ono, Functional characterization of olfactory receptors in the Oriental fruit fly *Bactrocera dorsalis* that respond to plant volatiles, *Insect Biochem. Mol. Biol.* Vol. 101, pp.32-46 (2018).
- 6) L. Xu, H.B. Jiang, J.L. Yu, D. Pan, Y. Tao, Q. Lei, Y. Chen, Z. Liu and J.J. Wang, Two odorant receptors regulate 1-octen-3-ol induced oviposition behavior in the oriental fruit fly, *Commun. Biol.* Vol. 6, Article 176 (2023).
- 7) H. Ono, Functional characterization of an olfactory receptor in the Oriental fruit fly, *Bactrocera dorsalis*, that responds to eugenol and isoeugenol, *Comp. Biochem. Physiol. B.* Vol. 258, Article 110696 (2022).
- 8) H. Ono, H. Miyazaki, H. Mitsuno, K. Ozaki, R. Kanzaki and R. Nishida, Functional characterization of olfactory receptors in three Dacini fruit flies (Diptera: Tephritidae) that respond to 1-nonanol analogs as components in the rectal glands, *Comp. Biochem. Physiol. B.* Vol. 239, Article 110346 (2020).

新任教員紹介

航空宇宙学科・航空操縦学専攻・特任講師・初谷 友希

略歴

2011.03 東海大学工学部航空宇宙学科航空操縦学専攻 卒業
2014.03 関西大学大学院社会安全研究科博士課程前期課程 修了
2019.03 関西大学大学院社会安全研究科博士課程後期課程 修了 博士(学術)
2019.04-2020.03 株式会社社会安全研究所 研究員
2020.04-2025.03 防衛省航空自衛隊航空安全管理隊 研究職
2025.03-2026.03 防衛省航空自衛隊航空医学安全研究隊 研究職
2026.04- 現職



担当科目

航空機基本システム, 航空推進装置, 飛行安全など

研究活動内容

1. はじめに

筆者は、ヒューマンファクターズの観点から、航空分野における安全管理および操縦士訓練における人材養成に関する研究に取り組んでいる。

前職では、安全管理システム (Safety Management System: SMS) の運用を支援するための安全データの分類・体系化に関する業務に従事していた。現在は、そこで得た知見を基盤として、安全データの活用による航空安全の向上に関する研究を進めている。

また、操縦士訓練の効率化および訓練効果の向上を目的として、フライトシミュレータを用い、未熟練者の技能習得過程に着目した研究に取り組んできた (Fig. 1)^{1,2)}。これらの研究は、航空操縦学専攻における操縦士養成とも密接に関係しており、今後は教育と研究の両面からさらなる展開を目指す。

本稿では、研究分野を取り巻く現状と課題について概説するとともに、今後の研究展望について述べる。



Fig. 1 Experimental flight simulator.

2. 研究背景

2.1 航空安全の現状と課題

国際民間航空機関 (International Civil Aviation Organization: ICAO) が公表した世界航空安全報告書 (State of Global Aviation Safety 2025) では、2024 年には航空旅客数が新型コロナウイルス感染症拡大前の水準を上回るまで回復した一方で、事故件数および死亡事故率は前年より増加しており、安全性の維持・向上が引き続き重要な課題であることが示されている³⁾。

民間航空分野における安全性向上のための国際的な戦略指針 (Global Aviation Safety Plan: GASP) では、航空事故による死亡者数および死亡リスクの継続的な低減を目指し、「2030 年以降、商業運航における死亡事故ゼロ」を長期安全目標として掲げている⁴⁾。この目標の達成に向けては、各国・地域において安全データを活用したリスクベースの安全管理の推進が求められている。

このような国際的な動向を踏まえ、わが国では、2026 年に航空安全プログラム (State Safety Programme: SSP) が改訂され、リスクベースの安全管理の推進に向けて、リスクの高い分野へ資源を重点的に配分する「リスクベース監視」の導入が明記された⁵⁾。リスクベース監視を実効的に行うためには、安全上の問題や潜在的なハザードを客観的なデータに基づいて特定し、そのリスクを評価することが必要不可欠となる。そのため、わが国においては、リスクベース監視を支える安全データの収集・分析・活用のあり方が、今後の航空安全の推進における重要な検討課題となっている。

2.2 人材確保・養成を取り巻く現状と課題

(1) 航空需要の増加と操縦士不足

我が国の航空旅客需要は、新型コロナウイルス感染症の影響による減少後、回復傾向を示している⁶⁾。一方で、操縦士の高齢化に伴い、2030年ごろに大量退職期を迎えることが予想されている（Fig. 2）⁷⁾。また、世界的な航空需要の増加に伴い、操縦士不足の深刻化が懸念されている。

操縦士の養成には長期間の訓練および経験蓄積を要することから、短期間で人材不足を解消することは困難である。さらに、人材不足は、操縦士の業務負荷増加やベテラン操縦士の大量退職に伴う技能継承の困難化を通じて、安全運航へ影響を及ぼす可能性がある。したがって、航空交通の安全性を確保する観点からも、操縦士の確保・養成は重要な課題となっている。

(2) 人材確保・養成に関する取組の方向性

国土交通省は2024年に、航空整備士・操縦士の人材確保・活用に関する検討会を設置し、人材確保策に関する検討を進めている⁷⁾。同検討会では、私立大学等の活用が重点テーマの一つとして位置づけられており、私立大学における操縦士養成機能への期待が高まっている。

東海大学をはじめとする私立大学における操縦士養成課程では、操縦訓練に加えて、航空安全やヒューマンファクターズに関する学術的知識を体系的に修得できる点に特徴がある。これにより、操縦技能の習得に加え、安全運航を支える知識や広い視野を備え、将来の航空分野の発展に寄与できる人材の養成につながっている。

特に、航空事故調査報告書をはじめとする各種安全データの構造化および活用手法に関する研究に取り組む。また、将来的な操縦士不足への対応を見据え、効率的かつ効果的な操縦士養成のあり方について検討を進める。さらに、研究成果を教育現場へ還元することで、航空業界の安全運航と持続的な発展を支える人材養成への貢献を図る。

参考文献

- 1) 初谷友希：航空機の基礎的操縦技能の獲得に関する研究，関西大学博士論文（2019）。
- 2) 初谷友希，中村隆宏：模擬飛行実験における航空機操縦未熟練者の技能習熟度と認知課題成績および自己評価との関連性，ヒューマンファクターズ，Vol.23，No.1（2018）。
- 3) International Civil Aviation Organization (ICAO): State of Global Aviation Safety (2025)。
- 4) International Civil Aviation Organization (ICAO): Global Aviation Safety Plan 2026–2028 (2025)。
- 5) 国土交通省航空局：航空安全プログラム（令和8年国土交通省告示第512号）（2026）。
- 6) 一般財団法人日本航空機開発協会：民間航空機に関する市場予測 2025-2044（2025）。
- 7) 航空整備士・操縦士の人材確保・活用に関する検討会：最終とりまとめ（2025）。

3. 今後の展望

前章で概説した背景を踏まえて、今後は操縦士不足への対応および航空分野における安全性向上の両立を図るため、ヒューマンファクターズの観点から研究を進めるとともに、教育と研究の両面からさらなる展開を目指す。

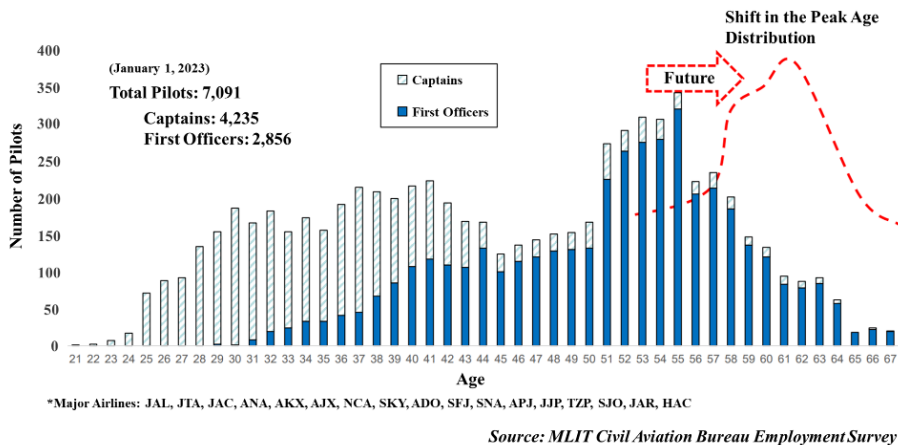


Fig. 2 Age Distribution of Pilots at Major Airlines in Japan.⁷⁾

東海大学工学部紀要委員会

委員長	沖 村 邦 雄		
委 員	沼 田 大 樹	初 谷 友 希	
	内田 ヘルムート貴大	落 合 成 行	
	菊 川 久 夫	高 橋 哲 夫	
	吉 田 茂 生		

EDITORIAL COMMITTEE OF PROCEEDINGS OF THE SCHOOL OF ENGINEERING OF TOKAI UNIVERSITY

Chairman	Kunio OKIMURA	
Members	Daiki NUMATA	Tomoki HATSUTANI
	Helmut Takahiro UCHIDA	Masayuki OCHIAI
	Hisao KIKUGAWA	Tetsuo TAKAHASHI
	Shigeo YOSHIDA	

本紀要は、学術刊行誌である。掲載可と判定された原著論文で工学部紀要委員会で査読・審査を受けている。

東 海 大 学 紀 要 工学部

Vol. 66. No. 1 2026

2026 年 9 月 30 日

発行者 東海大学工学部

〒259-1292 神奈川県平塚市北金目 4 丁目 1 番 1 号
School of Engineering Tokai University
4-1-1 Kitakaname, Hiratsuka-shi, Kanagawa-ken.
Japan
