

工 学 部

Vol.59, No.2 2019

目次

# 論文

放射性廃棄物埋設処分に係る移流分散方程式解析解の導出と解析
樺沢さつき・若杉圭一郎・大江俊昭 1
再生細骨材を使用した高流動高靱性セメント複合材料の強度特性および膨張収縮特性
塑性ポテンシャルと正規圧密粘土の K <sub>0</sub> 値
鉄道車両特性が乗り上がり脱線に及ぼす影響
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
服部泰久31
PEFC ガス拡散層内の繊維間隔が排水挙動に与える影響
あらせ衛星搭載の電子計測機器(HEP)への高エネルギープロトン入射モデル計算
戸田穂乃香・三宅 亙・三谷烈史・高島 健・三好由純・Park Inchun・堀 智昭45
アルトリコーダーで得られた重音波形の時間構造に見られた特徴

# PROCEEDINGS OF THE SCHOOL OF ENGINEERING OF TOKAI UNIVERSITY CONTENTS

# VOL.59, No.2 2019

# **Technical Papers**

Analysis and Derivation of Advection Dispersion Equation for Radioactive Waste Disposal
Satsuki KABASAWA, Keiichiro WAKASUGI and Toshiaki OHE 1
Strength Properties and Expansion-Shrinkage Properties of High-Fluidity Ductile-Fiber-Reinforced Cementitious Composite Using Recycled
Fine Aggregate
Takumi ANZAI and Ken WATANABE 9
Plastic Potential Related to Earth Pressure at Rest for Normally Consolidated Clays
Characteristics of the Railway Vehicles for the Prevention of the Derailment
Satoshi AMATANI, Hiroki SUZUKI, Hirotarou TSUCHIYA and Ryuichi KOIZUMI23
Feasibility Study on Measuring Real Contact Area Using Complex Refractive Index as an Indicator
Yasuhisa HATTORI31
Effect of Fiber Interval on Drainage Behavior of Gas Diffusion Layer in Polymer Electrolyte Fuel Cells
Junning WEN and Zhili CHEN37
Calculation of High-energy Proton Injection to High-energy Electron Experiments (HEP) on board the Arase Satellite
Yoshizumi MIYOSHI, Inchun PARK and Tomoaki HORI45
Observation of Temporal Structure of Multiphonic Sound in the Alto Recorder

# 放射性廃棄物埋設処分に係る移流分散方程式解析解の導出と解析 樺沢 さつき<sup>\*1</sup> 若杉 圭一郎<sup>\*2</sup> 大江 俊昭<sup>\*3</sup>

# Analysis and Derivation of Advection Dispersion Equation for Radioactive Waste Disposal

by

Satsuki KABASAWA<sup>1</sup>, Keiichiro WAKASUGI<sup>\*2</sup> and Toshiaki OHE<sup>\*3</sup> (Received on Sep. 27, 2019 and accepted on Nov. 7, 2017)

#### Abstract

Numerous evaluations have examined the public impacts resulting from the leakage of radionuclides from disposal facilities. In this study, an analytical solution of the advection dispersion equation was derived. Then, in order to simplify the analytical solution for practical use, approximate solutions were derived and their applicable ranges were examined. In addition, we evaluated the influence of dispersion coefficient based on sensitivity analysis.

Keywords: Radioactive waste, Advection dispersion equation, Burial disposal, C-14, Radioactivity concentration

# 1. 序言

低レベル放射性廃棄物のうち放射能レベルの比較的低 い廃棄物は,深度数m程度の浅地中に人工構築物を設け, 埋設処分される.この浅地中処分における安全評価では, さまざまなシナリオに基づく公衆への被ばく線量が評価 されている.このうち放射性核種が処分施設に浸入して きた地下水によって施設外へ漏えいし,地層中を移流・ 分散により移行するとともに,この汚染された地下水を 公衆が利用することを想定する地下水利用シナリオの安 全評価では,これまで分散の影響を無視した移流方程式 に基づく解析解が導出されている<sup>1)</sup>.

一方,浅地中処分の安全評価に関する日本原子力学会 標準委員会<sup>3)</sup>でも示されているように,地層中の核種の 移行は移流のみならず分散の影響も受けるため,これを 考慮することにより,現実に即した核種移行評価を行う ことが可能となる.また,既存の評価モデルが移流プロ セスのみを考慮していることから,このモデルの保守性 の程度を定量的に把握する意味でも,分散の効果を把握 することは重要である.

以上の事から、本検討では、移流分散方程式の解析解 を導出し、分散効果に注目して汚染地下水中の放射能濃 度を評価する.さらに、分散の影響を定量的に把握する ための感度解析を行う.なお、得られた解析解の利便性 を向上させるために近似式の導出についても検討する.

2. 方法

- \*1 工学研究科応用理化学専攻修士課程
- \*2 工学部原子力工学科教授
- \*3 東海大学名誉教授

地下水移行シナリオにおける被ばく線量の評価では, 埋設施設から地下水中を経由して河川等の地表水系へ流 出する核種濃度を評価する必要がある.核種濃度に,外 部被ばくであれば被ばく期間や遮蔽,内部被ばくであれ ば摂取量や希釈などを考慮して導出した線量換算係数を 乗じることで被ばく線量が評価できる.本研究では,埋 設施設からの核種の漏えいを想定し,地下水流速による 核種の移行,岩盤への核種の吸着など様々なプロセスを 伴いながら核種が地下水中を経由して河川へ流入する場 合の核種濃度を計算し,これに想定される被ばくの条件 に合わせた線量換算係数を乗ずることで人間への影響を 評価する.なお解析では,浅地中処分の安全評価におけ る代表的な核種である放射性炭素 14 (以下 C-14)を対象 として解析を行う.

#### 2.1 支配方程式と想定モデル

浅地中処分の安全評価における移流方程式は地下水流 による物質の移動を表し、それに拡散の概念を加えたも のは移流拡散方程式で表される.それに対し移流分散方 程式は拡散に機械的散乱の概念を加え、分散という一つ の現象にまとめて扱うものである.ここでは、一般的な 移流分散方程式に放射性壊変と処分施設からの流入を考 慮した次の1次元2階偏微分方程式で地下水中の放射能 濃度[Bq/m<sup>3</sup>]を表した.

$$\varepsilon \cdot R_f \frac{\partial c}{\partial t} = D_h \frac{\partial^2 c}{\partial x^2} - U_d \frac{\partial c}{\partial x} - \varepsilon \cdot R_f \cdot \lambda \cdot c + (u(x) - u(x - L)) \cdot K \cdot e^{-(\eta + \lambda)t}$$
(1)

- c : 地下水中の放射能濃度[Bq/m<sup>3</sup>]
- t : 経過時刻[y]
- ε :土壤の間隙率[-]
- R<sub>f</sub> : 土壌の吸着に起因する遅延係数[-]
- *D<sub>h</sub>* : 実効分散係数[m<sup>2</sup>/y]
- *U<sub>d</sub>* : 地下水のダルシー流速[m/y]
- λ : 壊変定数[1/y]
- *L* : 流れ方向への処分施設長さ[m]
- *K* : 廃棄物からの核種漏出速度係数[Bq/m<sup>3</sup>/y]
- η :地下水への核種放出速度係数[1/y]

$$R_f = 1 + \frac{(1-\varepsilon)\rho_a}{\varepsilon} K_d \tag{2}$$

$$K = \frac{\eta \cdot Q_{tot}}{L \cdot W \cdot H} \tag{3}$$

$$\eta = \frac{R_{in}}{D_a} \cdot r_{leach} \tag{4}$$

$$D_h = D \cdot \varepsilon \tag{5}$$

$$D = U \cdot \alpha_L \tag{6}$$

$$U = \frac{U_d}{\varepsilon} \tag{7}$$

$$\alpha_L = \frac{x}{10} \tag{8}$$

- : 土壌の真密度[kg/m<sup>3</sup>] : 核種の吸着分配係数[m<sup>3</sup>/kg]
- K<sub>d</sub>
   : 核種の吸着分配係数[1

   Q<sub>tot</sub>
   : 核種処分量[Bq]
- W : 処分施設幅[m]
- H
   : 帯水層厚さ[m]

 $\rho_a$ 

- R<sub>in</sub> :雨水の浸透水量[m/y]
- *D<sub>a</sub>* : 処分施設深さ[m]
- r<sub>leach</sub> :核種の放出分率[-]
- D :分散係数[m<sup>2</sup>/y]
- *U* : 実流速[m/y]
- *α*<sub>L</sub> : 分散長[m]
- x :流れ方向への処分施設始点からの距離[m]

式(1)の右辺第3項は放射性核種の壊変による濃度変化 を表す壊変項であり、右辺第4項は処分施設からの核種 漏えい速度を表す流入項である.右辺第4項については 処分施設直下である( $0 \le x \le L$ )の範囲外ではゼロとなる. なお項に含まれる関数uはヘヴィサイドの階段関数であ り、ここでは次のように定義する.

$$u(x) = \begin{cases} 0(x < 0) \\ 1(0 \le x) \end{cases}$$
(9)

Fig. 1 に本検討で想定する処分施設からの核種の漏え い体系の模式図を表す.



Fig. 1 System diagram.

浸透雨水により核種が処分施設から地下水へ移行する ことを想定し,流れ方向への距離x地点での汚染地下水 の放射能濃度を算出する.この図のように,地下水が上 流側から処分施設直下に流入し,流入地下水中は汚染さ れていない,つまり核種が含まれていないとする.また 地下水を半無限媒体と想定した場合, $x = \infty$ においての 境界濃度 $c(t,\infty)$ もまたゼロとみなすことができる.加え て汚染発生開始時に地下水の汚染はゼロであるため,t =0において初期濃度c(0,x)はゼロである.従って支配方程 式である式(1)の束縛条件は Table 1 の通りである.

Table 1 Conditions of governing equations.

Condition	Assumption in this study				
Medium	Semi-infinite medium				
Initial conditions	c(0,x) = 0				
Boundary	In	c(t,0) = 0			
condition	Out	$c(t,\infty)=0$			

#### 2.2 解析解の導出

2 階偏微分方程式である式(1)を解析的に解くに当たって2度のラプラス変換を利用した.ラプラス変換および 逆変換を行う際には変換表を利用した<sup>3)</sup>.

#### 1) ラプラス変換

ラプラス変換を時間tについて行う. 媒介変数をsとし, 次のように表記する.

$$\int_0^\infty e^{-st} \cdot c(t, x) dt = N \tag{10}$$

初期条件*c*(0,*x*) = 0を用いると,式(1)は次のように書き換えられる.

$$\frac{D_h}{\varepsilon \cdot R_f} \frac{dN}{dx^2} - \frac{U_d}{\varepsilon \cdot R_f} \frac{dN}{dx} - \lambda \cdot N + \frac{[u(x) - u(x - L)]}{\varepsilon \cdot R_f} \cdot \frac{K}{s + (\eta + \lambda)}$$
$$= s \cdot N \tag{11}$$

ここで,  $\xi \equiv \eta + \lambda$ ,  $D^* \equiv \frac{D_h}{\varepsilon R_f}$ ,  $U^* \equiv \frac{U_d}{\varepsilon R_f}$ ,  $K^* \equiv \frac{K}{\varepsilon R_f}$  と おくと初期条件により1回目のラプラス変換の結果は以 下の通りになる.

$$D^* \frac{d^2 N}{dx^2} - U^* \frac{dN}{dx} - (s+\lambda)N + [u(x) - u(x-L)] \cdot K^* \frac{1}{s+\xi}$$
  
= 0 (12)

続いて原点からの距離xについて式(12)を再度ラプラス変換する.今度は媒介変数をpとおき、ラプラス変換を 次のように表記する.

$$\int_0^\infty e^{-px} \cdot N dx = \widetilde{N} \tag{13}$$

ラプラス変換後の式(12)は,

$$\{D^*p^2 - U^*p - (s+\lambda)\}\widetilde{N} - \{D^*p - U^*\}N_0 - D^*N'_0 + \frac{1}{p}(1 - e^{-Lp}) \cdot \frac{K}{s+\xi} = 0$$
 (14)

ここで $\alpha \equiv \frac{U^*}{2D^*}$ ,  $\beta \equiv \sqrt{\frac{U^{*2}+4D^*(s+\lambda)}{4D^{*2}}}$ とおくと,式(14)は次のように整理される.

$$\widetilde{N} = N_0' \frac{1}{(p-\alpha)^2 - \beta^2} - \frac{K^*}{D^*(s+\xi)} \left\{ \frac{\frac{1}{p}}{(p-\alpha)^2 - \beta^2} - \frac{\frac{1}{p}e^{-Lp}}{(p-\alpha)^2 - \beta^2} \right\}$$
(15)

#### 2) ラプラス逆変換

式(15)を逆変換すると, (0 < *x* < *L*)と(*L* ≤ *x*)それぞれ の領域について次の式が得られる.

$$(0 < x < L):$$

$$N_{1} = N_{0}^{\prime} \frac{e^{\alpha x}}{\beta} \sinh(\beta x)$$

$$-\frac{K^{*}}{D^{*}(s+\xi)} \frac{1}{2\beta} \left[ \frac{e^{(\alpha+\beta)x} - 1}{\alpha+\beta} - \frac{e^{(\alpha-\beta)x} - 1}{\alpha-\beta} \right]$$
(16)

$$(L \le x) :$$

$$N_{2} = N_{0}^{\prime} \frac{e^{\alpha x}}{\beta} \sinh(\beta x)$$

$$-\frac{K^{*}}{D^{*}(s+\xi)} \frac{1}{2\beta} \left[ \frac{e^{(\alpha+\beta)x} - 1}{\alpha+\beta} - \frac{e^{(\alpha-\beta)x} - 1}{\alpha-\beta} \right]$$

$$+\frac{K^{*}}{D^{*}(s+\xi)} \frac{1}{2\beta} \left[ \frac{e^{(\alpha+\beta)(x-L)} - 1}{\alpha+\beta} - \frac{e^{(\alpha-\beta)(x-L)} - 1}{\alpha-\beta} \right] (17)$$

ここで $x = \infty$ の場合,式(17)はこのままでは $\infty$ となり発散してしまうため,式(17)の合計がゼロとなるような $N'_0$ を求める.式(17)の式変形により, $N'_0$ は次式で表される.

$$N_0' = \frac{K^*}{D^*(s+\xi)} \frac{1 - e^{-(\alpha+\beta)L}}{\alpha+\beta}$$
(18)

よって1回目の逆変換の結果は以下の式となる.

(0 < x < L):  $N_{1} = \frac{K^{*}}{D^{*}(s+\xi)} \frac{1 - e^{-(\alpha+\beta)L}}{\alpha+\beta} \frac{e^{\alpha x}}{\beta} \sinh(\beta x)$   $-\frac{K^{*}}{D^{*}(s+\xi)} \frac{1}{2\beta} \left[ \frac{e^{(\alpha+\beta)x} - 1}{\alpha+\beta} - \frac{e^{(\alpha-\beta)x} - 1}{\alpha-\beta} \right] \quad (19)$ 

$$(L \le x) :$$

$$N_{2} = \frac{K^{*}}{D^{*}(s+\xi)} \frac{1 - e^{-(\alpha+\beta)L}}{\alpha+\beta} \frac{e^{\alpha x}}{\beta} \sinh(\beta x)$$

$$-\frac{K^{*}}{D^{*}(s+\xi)} \frac{1}{2\beta} \left[ \frac{e^{(\alpha+\beta)x} - 1}{\alpha+\beta} - \frac{e^{(\alpha-\beta)x} - 1}{\alpha-\beta} \right]$$

$$+\frac{K^{*}}{D^{*}(s+\xi)} \frac{1}{2\beta} \left[ \frac{e^{(\alpha+\beta)(x-L)} - 1}{\alpha+\beta} - \frac{e^{(\alpha-\beta)(x-L)} - 1}{\alpha-\beta} \right] (20)$$

N<sub>2</sub>について2回目の逆変換を行う.

 $\left(\alpha^{2}-\frac{\lambda-\xi}{D^{*}}\right) \equiv \phi, \kappa \equiv \frac{K^{*}e^{\alpha x}}{2D^{*}}$ とおき、部分分数分解とヘヴ

ィサイドの展開定理を用いると 4 つの項 $N_{21}$ , $N_{22}$ , $N_{23}$ , $N_{24}$ にまとめられる. これらの項をそれぞれ逆変換すると解 析解が得られる.なお導出した解析解は長く煩雑なため, 4 つの項( $C_{21}$ , $C_{22}$ , $C_{23}$ , $C_{24}$ )にまとめて記述した.したが って,最終的に求める放射能濃度 $C_2$ は下記のように表す ことができる.

$$C_2 = C_{21} + C_{22} + C_{23} + C_{24} \tag{21}$$

また、4つの項はそれぞれ以下の4式で表される.

 $C_{21} = \kappa \cdot e^{-\alpha L} \cdot e^{-(\alpha^2 D^* + \lambda)t}$ 

$$\cdot \left\{ \frac{1}{2\sqrt{\phi}} \cdot e^{\phi D^{*}t} \\ \cdot \left[ \frac{e^{\sqrt{\phi}(x+L)}}{\alpha - \sqrt{\phi}} \cdot \operatorname{erfc}\left(\sqrt{\phi D^{*}t} + \frac{x+L}{2\sqrt{D^{*}t}}\right) \\ - \frac{e^{-\sqrt{\phi}(x+L)}}{\alpha + \sqrt{\phi}} \cdot \operatorname{erfc}\left(-\sqrt{\phi D^{*}t} + \frac{x+L}{2\sqrt{D^{*}t}}\right) \right] \\ - \frac{e^{\alpha^{2}D^{*}t}}{\alpha^{2} - \phi} \cdot e^{\alpha(x+L)} \\ \cdot \operatorname{erfc}\left(\alpha\sqrt{D^{*}t} + \frac{x+L}{2\sqrt{D^{*}t}}\right) \right\}$$
(22)

 $C_{22} = -\kappa \cdot e^{-(\alpha^2 D^* + \lambda)t}$ 

$$\cdot \left\{ \frac{1}{2\sqrt{\phi}} \cdot e^{\phi D^{*}t} \\ \cdot \left[ \frac{e^{\sqrt{\phi}x}}{\alpha - \sqrt{\phi}} \cdot \operatorname{erfc}\left(\sqrt{\phi D^{*}t} + \frac{x}{2\sqrt{D^{*}t}}\right) \\ - \frac{e^{-\sqrt{\phi}x}}{\alpha + \sqrt{\phi}} \cdot \operatorname{erfc}\left(-\sqrt{\phi D^{*}t} + \frac{x}{2\sqrt{D^{*}t}}\right) \right] \\ - \frac{e^{\alpha^{2}D^{*}t}}{\alpha^{2} - \phi} \cdot e^{\alpha x} \\ \cdot \operatorname{erfc}\left(\alpha\sqrt{D^{*}t} + \frac{x}{2\sqrt{D^{*}t}}\right) \right\}$$
(23)

 $C_{23} = -\kappa \cdot e^{-\alpha L} \cdot e^{-(\alpha^2 D^* + \lambda)t}$ 

$$\cdot \left\{ \frac{1}{2\sqrt{\phi}} \cdot e^{\phi D^* t} \\ \cdot \left[ \frac{e^{-\sqrt{\phi}(x-L)}}{\alpha - \sqrt{\phi}} \cdot \operatorname{erfc}\left(-\sqrt{\phi D^* t} + \frac{x-L}{2\sqrt{D^* t}}\right) \\ - \frac{e^{\sqrt{\phi}(x-L)}}{\alpha + \sqrt{\phi}} \cdot \operatorname{erfc}\left(\sqrt{\phi D^* t} + \frac{x-L}{2\sqrt{D^* t}}\right) \right] \\ - \frac{e^{\alpha^2 D^* t}}{\alpha^2 - \phi} \cdot e^{-\alpha(x-L)} \\ \cdot \operatorname{erfc}\left(-\alpha\sqrt{D^* t} + \frac{x-L}{2\sqrt{D^* t}}\right) \right\}$$
(24)

 $C_{24} = \kappa \cdot e^{-(\alpha^2 D^* + \lambda)t}$ 

$$\cdot \left\{ \frac{1}{2\sqrt{\phi}} \cdot e^{\phi D^{*}t} \right.$$
$$\cdot \left[ \frac{e^{-\sqrt{\phi}x}}{\alpha - \sqrt{\phi}} \cdot \operatorname{erfc}\left(-\sqrt{\phi D^{*}t} + \frac{x}{2\sqrt{D^{*}t}}\right) \right.$$
$$\left. - \frac{e^{\sqrt{\phi}x}}{\alpha + \sqrt{\phi}} \cdot \operatorname{erfc}\left(\sqrt{\phi D^{*}t} + \frac{x}{2\sqrt{D^{*}t}}\right) \right] \right.$$
$$\left. - \frac{e^{a^{2}D^{*}t}}{a^{2} - \phi} \cdot e^{-\alpha x} \right.$$
$$\left. \cdot \operatorname{erfc}\left(-\alpha\sqrt{D^{*}t} + \frac{x}{2\sqrt{D^{*}t}}\right) \right\}$$
(25)

## 2.3 近似解の導出

導出された解析解は長く複雑なため利用しやすいよう に簡素化することを考える.まず各項の合算結果C<sub>2</sub>に与 える影響を検討する. Fig.2に3章に示した解析条件を 用いて算出した各項の値とC<sub>2</sub>の値を示す.



Fig. 2 Calculation result of C<sub>2</sub> and each term.

Fig. 2 から*C*<sub>2</sub>に支配的に影響を与える項は*C*<sub>23</sub>と*C*<sub>24</sub>であることがわかる.

次に,補誤差関数の評価結果に与える影響を検討する ため Fig.3 に補誤差関数値の図を示す.



Fig. 3 Calculation result of complementary error function  $[\operatorname{erfc}(\mathbf{x})].$ 

Fig. 3 より,項に含まれる補誤差関数*erfc*の因数が正 にしかならないものは直ちにゼロに漸近することがわか る.そのため式(24)および式(25)に含まれる項のうち補誤 差関数の因数が正になるものを無視することができる. 以上の考え方を適用して構築した近似式を次に示す.

— 4 —

$$C \approx \kappa \cdot e^{-(\alpha^2 D^* + \lambda)t} \left[ \frac{1}{2\sqrt{\phi}} e^{\phi D^* t} \frac{e^{-\sqrt{\phi}x}}{\alpha - \phi} \left\{ erfc\left(-\sqrt{\phi D^* t} + \frac{x}{2\sqrt{D^* t}}\right) - e^{-(\alpha - \sqrt{\phi})L} erfc\left(-\sqrt{\phi D^* t} + \frac{x - L}{2\sqrt{D^* t}}\right) \right\} - e^{\alpha^2 D^* t} \frac{e^{-\alpha x}}{\alpha^2 - \phi} \left\{ erfc\left(-\alpha\sqrt{D^* t} + \frac{x}{2\sqrt{D^* t}}\right) - erfc\left(-\alpha\sqrt{D^* t} + \frac{x}{2\sqrt{D^* t}}\right) - erfc\left(-\alpha\sqrt{D^* t} + \frac{x - L}{2\sqrt{D^* t}}\right) \right\} \right]$$
(26)

#### 2.4 近似解の適用範囲の検討方法

式(26)は補誤差関数erfcの因数が正の項に着目し、こ れがゼロに漸近することを利用したものであるため、利 用に際しては予めこの近似が成立する適用範囲について 検討しておく必要がある. Fig.3 より補誤差関数は、正の 範囲で因数が小さいほど値が大きくなるため、正の因数 を持つ補誤差関数のうち最も小さな因数に注目し、その 補誤差関数を含む項が無視できるほど小さいかどうかを 確認することで適用性を判定する.

 $C_{21}$ から $C_{24}$ のうち,正の因数を持つ補誤差関数は 6 つ 存在する.tが十分に大きいとき,補誤差関数に乗じられ る係数のうち指数関数exp以外は定数であり 増大するtと比較して十分に小さなものになるため,正の因数を持 つ補誤差関数は無視できる.

また $\sqrt{\phi}$ の代わりに $\alpha$ を因数にもつ補誤差関数は $\phi$ の定 義より $\sqrt{\phi} < \alpha$ であるため、最も小さな正の因数にはなら ない.このためこの補誤差関数は除外できる.また0 < x, 0 < Lであるため、最も小さな正の因数を持つ補誤差関数

は
$$e^{\phi D^* t} \cdot erfc\left(\sqrt{\phi D^* t} + \frac{x-L}{2\sqrt{D^* t}}\right)$$
である

以上のことから,時間*t*と距離*x – L*に注目し,因数を以下の式で置き換える.

$$\theta \equiv \sqrt{\phi D^* t}, \ \omega \equiv \frac{(x-L)\sqrt{\phi}}{2}$$
 (27)

式(27)で置き換えた記号を用いて式(26)の補誤差関数 に係る一部分を書き換えると、以下の式が得られる.

$$e^{\phi D^{*}t} \cdot \operatorname{erfc}\left(\sqrt{\phi D^{*}t} + \frac{x-L}{2\sqrt{D^{*}t}}\right)$$
$$= e^{\theta^{2}} \cdot \operatorname{erfc}\left\{\theta\left(1 + \frac{\omega}{\theta}\right)\right\}$$
(28)

 $\omega/\theta$ をパラメータとして $\theta$ と $e^{\theta^2} \cdot erfc\left\{\theta\left(1+\frac{\omega}{\theta}\right)\right\}$ の関係を図示したものを Fig. 4 に示す.



 $(e^{\theta^2} \cdot erfc\left\{\theta\left(1+\frac{\omega}{\theta}\right)\right\}).$ 

Fig. 4 から $\omega/\theta$ が高いほど補誤差関数の項は速やかに 0 に漸近する. すなわち近似式の適用性が高くなる. なお,  $\theta$ は定義より $\phi$ ,  $D^*$ , tに影響されるため、実際の解析に おいてこの関係を適用するためにはtに各経過年数を代 入し、これにより $\omega/\theta$  を求める必要がある. また $\omega/\theta$ の 曲線は $\omega/\theta$ の値によって形を変えるが、全体の傾向とし て $\theta$ が小さく $\omega$ が大きいほど精度が良くなると言える. ま た、Fig. 4 に後述の解析ケースの $\omega/\theta$ も示したが、ピーク 付近の時刻を用いて描いた曲線は速やかに 0 に漸近して いることから、本近似解の適用範囲に収まっていると判 断した. なお、近似解の妥当性についてはシミュレーシ ョンソフト GoldSim12<sup>®</sup>の数値解による計算結果と整合 していることも確認している.

# 3. 分散効果の影響評価

移流方程式の解析解を用いた感度解析は地下水流速や 分配係数について既往論文<sup>2)</sup>で行われている.本検討で は移流分散方程式の解析解を導出したことから,分散係 数が最大放射能濃度に与える影響に注目した.

式(1)中で用いられる実効分散係数D<sub>h</sub>はそれ自体に流 速や間隙率の概念を含んでおり、このようなパラメータ を操作するとD<sub>h</sub>以外のパラメータを動かすことになり 同条件下でなくなってしまう.そこでD<sub>h</sub>のみに含まれる パラメータとして分散長α<sub>L</sub>を操作することで実効分散係 数に対する放射能濃度の応答を検討した.

Table 2 に今回の感度解析で用いた各パラメータの条件を示す.

Parameter	Value	Symbol	Unit	Source	
Porosity	0.47	3	-	3)	
Darcy Velocity	1	Ud	m/y	3)	
Density	2800	$\rho_a$	kg/m <sup>3</sup>	3)	
Partition	0.002	K.	$m^{3}/ka$	4)	
Coefficient	0.002	ĸd	III / Kg	4)	
Repository	500	I	m	5)	
Length	500	Ц	111	5)	
Nuclide	1.6	0	Ba	5)	
Quantity	$\times 10^{13}$	Qtot	ЪЧ	3)	
Repository	500	W	m	5)	
Width	500	**	111	5)	
Repository	5	н	m	5)	
Depth	5	11	III	5)	
Precipitation	0.01	R.	m/v	а	
Rate	0.01	r in	III/ y	u	
Thickness of	5	D.	m	а	
Aquifer Layer	5	Da	III	u	
Leach	0.5	rleash	-	4)	
Coefficient	0.0	- ieach		1)	
Distance	600	х	m	1)	

Table 2 Parameters used for the analysis.

a : Set in consideration of mass balance of groundwater in order to be consistent with Reference <sup>3)</sup>.

また Fig. 5 に同条件下で実効分散係数を操作したとき の放射能濃度の時間経過を,各実効分散係数別の最大放 射能濃度を抜き出したものを Fig. 6 に示す.実効分散係 数を操作するにあたっては,分散長の基準を処分施設の x軸方向 0 [m]地点から計測地点xまでの距離 600 [m]の 10 分の 1 の 60 [m]とし,10 [m]刻みに増減させた.なお実 効分散係数を 0 [m]とした場合の結果は,既往研究<sup>2)</sup>の解 析解を用いて示した(Fig. 6 の白抜きの点).



Fig. 5 Relationship between dispersion coefficient and concentration.



Fig. 6 Relation between dispersion coefficient and maximum concentration.

Fig. 5 より,実効分散係数の増大により初期の濃度の 立ち上がりに大きな変化が見られる.これは,分散によ る効果が増大することにより核種の地下水移行が大きく なり,評価地点xへの到達が早くなることに起因するた めである.また,実効分散係数の増加に伴って最大放射 能濃度が減少するという結果が Fig. 6 より確認された. これは,地下水の流れによって移行した核種が分散効果 により空間的に広がった結果,プルームの濃度が薄まっ たためであると考えられる.反対に分散が小さければ核 種の広がりは小さくなり,プルームの濃度の低減は抑え られることから,最大放射能濃度の観点からは分散は濃 度を低下させる効果があると考えられる.

このような最大放射能濃度の変化は処分施設からの核 種の流入量に依存すると考えられることから,核種流入 濃度の変化によって分散効果の最大濃度に与える影響が どう変化するかを検討した.具体的には,流入濃度に係 るパラメータのうち放出係数*rleach*を変化させ,各*rleach*に おいて再度実効分散係数を変化させて最大濃度を求めた. 結果を次ページ Fig. 7 に示す.



Fig. 7 Relationship between maximum concentration and dispersion coefficient (By  $r_{leach}$ ).

Fig.7より, r<sub>leach</sub>が 0.5 の場合から 0.001 になるにつれ て実効分散係D<sub>b</sub>数の増加, すなわち分散効果の影響によ る最大濃度の低下は小さくなっていることがわかる. し たがってr<sub>leach</sub>が小さくなる、つまり処分場からの核種の 流出速度が遅くなるに伴って分散効果の影響も小さくな ることがわかる.これは、処分場からの核種の放出期間 が短いほど核種の移行が非定常状態となり分散の効果が 顕在化するが、<br />
放出期間が長くなるほど核種の移行が定 常状態に近づき最大濃度への分散の影響が小さくなるた めであると考えられる.なお、ここでのrleachは核種ごと に定義されており、最大で H-3 と C-14 の 0.5、最小では ほとんどの核種の 10-3 とされている. 学会標準 いでは核 種は廃棄体から瞬時放出されるとして評価されているた め、放出分率1に相当すると考えられる. これらの放出 期間の設定と分散の感度解析結果を合わせて考察すると, 廃棄体からの放出期間が長くなるにしたがって、分散の 効果は小さくなり、一方保守的に核種の廃棄体からの瞬 時放出を想定する場合には分散の影響が大きくなると考 えられる.

以上のことから,保守的な安全評価を行う際は,廃棄 体からの核種の放出モデルと分散効果の関係を考慮する ことが重要であることがわかった.

# 4. まとめ

放射性廃棄物の埋設処分後の公衆に与える影響とし て評価される被ばく線量を求めるため、地下水の放射能 濃度を算定するのに用いられている移流分散方程式の解 析解を導出および近似解を導出する事により以下の結果 を得た.

- 分散係数の増大は、初期の濃度の立ち上がりを早め、 最大濃度については低下させる効果をもつ。
- 分散の最大濃度に係る影響は小さなものであるが、流入条件を変更した場合にはこの限りではなく、安全評価の考え方に応じた適切な流入条件の設定が重要となる。
- 分散効果の影響は常に濃度の減少に寄与することから、移流プロセスのみを考慮した既往の評価モデルは保守側に評価されることを確認した。

# 参考文献

- 一般社団法人日本原子力学会,「浅地中処分の安全評価手法:2016」(2013).
- 田中由弥ほか、「放射能汚染土壌等の中間貯蔵施設からの被ばく線量に与えるパラメータ値変動の影響」 (2015).
- 3) 日本原燃産業株式会社、「六ヶ所村低レベル放射性廃 棄物貯蔵センター廃棄物埋設事業許可申請書」 (1990).
- International Atomic Energy Agency, IAEA-TECDOC-401, Viena (1987).
- 5) 原子力安全委員会,「低レベル放射性固体廃棄物の埋 設処分に係る放射能濃度上限値について」(2007).
- 6) GoldSim Technology Group : GoldSim contaminant transport module. Version 12.1.3 (2019).

# 再生細骨材を使用した高流動高靭性セメント複合材料の 強度特性および膨張収縮特性 安西 拓巳<sup>\*1</sup> 渡部 憲<sup>\*2</sup>

# Strength Properties and Expansion-Shrinkage Properties of High-Fluidity Ductile-Fiber-Reinforced Cementitious Composite Using Recycled Fine Aggregate

by

# Takumi ANZAI<sup>\*1</sup> and Ken WATANABE<sup>\*2</sup> (Received on Sep. 30, 2019 and accepted on Nov. 7, 2019)

#### Abstract

Research on recycled aggregate is actively being carried out in the concrete industry. To promote the recycling of concrete more extensively, it is necessary to develop new technologies for effectively using recycled aggregate. As an example, research on ductile-fiber-reinforced cementitious composite (DFRCC) using recycled fine aggregate has been reported. DFRCC has multiple cracking characteristics and much improved toughness during bending, tension and compression fracture. However, due to large shrinkage strain, there are few examples of construction using DFRCC. A conceivable method for controlling the shrinkage strain is to add an expansive additive and a shrinkage-reducing admixture. To evaluate the effects of the additive and admixture on the strength properties and expansion-shrinkage properties of high-fluidity DFRCC using recycled fine aggregate (R-HFDFRCC), we conducted a compressive test, three-point bending test, restrained expansion test and free expansion-shrinkage test on the R-HFDFRCC. As a result, we conclude that the amount of expansive additive added, the difference of expansive additive, the mixing of expansive additive, and the addition or removal of shrinkage-reducing admixture have an influence on the mechanical properties of R-HFDFRCC such as the compressive toughness and flexural toughness. R-HFDFRCC with water-binder ratios ranging from 40% to 60% showed sufficient flexural toughness and crack dispersion performance even when an expansive additive or shrinkage-reducing admixture was added.

Keywords: Recycled fine aggregate, DFRCC, Expansive additive, Shrinkage-reducing admixture

# 1. はじめに

近年,地球環境問題に対する社会的関心の高まりから, コンクリートの分野においても,再生骨材コンクリート の研究が活発に実施されている. 今後, コンクリートの リサイクルを更に推し進めるためにも、再生骨材の新た な有効利用技術を開発しておく必要があり、その一例と して,再生細骨材を使用した高靭性セメント複合材料(以 下, DFRCCと略記)に関する研究なども報告されている<sup>1)</sup>. DFRCC とは、セメント系材料を繊維で補強した複合材料 で,曲げ応力下において複数ひび割れ特性を示し,曲げ, 引張, 圧縮破壊時の靱性が大幅に向上した材料である<sup>2)</sup>. この材料は、一般的なコンクリートの脆性的な性質を克 服していることから、コンクリート系構造要素の性能や 耐久性の大幅な向上が見込めるほか、従来のセメント系 材料にかわる高性能な補修用材料,衝撃緩衝材料など, 新しい各種の用途が期待されている.しかし、実際に DFRCCを使用した施工例は報告されているものの<sup>3)</sup>, そ

\*2 工学部建築学科教授

の数は未だ少ないのが現状である.その理由として,流動性等の施工性が劣る,収縮ひずみが大きくなる等の問題が挙げられる.今後,DFRCCの利用を推進していくためには,既存の材料の改良を含む新しい材料の開発が必要であると考えている.

このような背景から,筆者の一人らは,DFRCCのワー カビリティの改善および再生骨材の用途拡大を目的とし, 再生細骨材を使用したモルタルベースの高流動 DFRCC (以下,R-HFDFRMと略記)を開発した<sup>4)</sup>. 次の段階とし て,収縮ひずみ低減に関する検討が必要である.既往の 研究<sup>5)</sup>では,水結合材比を50%としたR-HFDFRMの乾燥 収縮ひずみは,乾燥材齢6ヶ月において3500µ以上とな ることがわかっている.JASS5<sup>6</sup>によれば,一般的なコン クリート(計画供用期間の級が長期および超長期)の乾燥 収縮ひずみは,乾燥材齢6ヶ月で800µ以下と規定され ており,R-HFDFRMの収縮ひずみ低減は重要な課題であ る.一般的なコンクリートの収縮ひずみ低減手法として, 膨張材および収縮低減剤の添加が挙げられる.超高強度 ひずみ硬化型セメント系材料や合成短繊維を混入した高 強度軽量骨材コンクリートへの,膨張材および収縮低減

<sup>\*1</sup> 工学研究科建築土木工学専攻修士課程

Specimen	Water-binder ratio (W/B) (%)	Sand-binder ratio (S/B) (%)	Fiber volume fraction (V <sub>f</sub> ) (vol.%)	Replacement ratio of fly ash (%)	Unit expansive additive amount (EX) (kg/m <sup>3</sup> )	Expansive additive mixing ratio (LB:CSA)	Addition amount of shrinkage reducing admixture (Cwt.×%)	Restrained expansion test	Free expansion- shrinkage test			
RHM40-EX0	40	40			0	0:0		-	-			
RHM 40-EX80-10:0	40	40			80	10:0	0	-	-			
RHM 50-EX0				-	0 0:0	0.0		0	0			
RHM 50-EX0-SRA2						0:0	2	0	0			
RHM 50-EX40-10:0					40	10:0	_	0	-			
RHM 50-EX40-0:10						0:10		-	-			
RHM 50-EX80-10:0							10:0	0	0	0		
RHM 50-EX80-0:10	50	65	3	20		0:10		0	0			
RHM 50-EX80-5:5					80	5:5		0	0			
RHM 50-EX80-10:0-SRA2									10:0	2	0	0
RHM 50-EX80-0:10-SRA2						0:10	2	-	-			
RHM 50-EX120-10:0					120	10:0		0	-			
RHM50-EX120-0:10	0			120	0:10	0	-	-				
RHM 60-EX0	60	90			0	0:0		-	-			
RHM 60-EX80-10:0	00	90			80	10:0		-	-			

Table 1 Outline of specimens.

剤の適用性に関する研究報告もなされている<sup>7,8)</sup>が,今後, DFRCC への適用性に関する研究事例をさらに蓄積して おく必要がある.

以上より,本研究では,R-HFDFRMの収縮ひずみ低減 を目的とし,一般的なコンクリートにおける標準使用量 以上の膨張材を添加した R-HFDFRM において,膨張材 を添加していない場合と比較して1000µ以上の収縮ひず みを低減することを目標とした上で,強度特性および膨 張収縮特性について検討を行った.なお,一般的なコン クリートでは,標準使用量の膨張材を添加した場合(文 献<sup>9</sup>では 30kg/m<sup>3</sup>),膨張材を添加していない場合と比較 して,150µ以上の収縮ひずみ低減効果が期待できるとさ れている<sup>10</sup>.

## 2. 実験概要

本研究では, Table 1 に示す R-HFDFRM の 1 軸圧縮試 験, 3 等分点曲げ試験, 拘束膨張試験および自由膨張収 縮試験を行った.

# 2.1 調合概要

#### (1) 使用材料

骨材は、等級が M 相当(今回実施している密度及び吸 水率試験の結果から判断 11)の再生細骨材 {中目(最大骨 材寸法:2.5mm, 表乾密度:2.51g/cm3, 絶乾密度:2.45g/cm3, 吸水率: 3.66%, 粗粒率: 2.40)と細目(最大骨材寸法: 0.6mm, 表乾密度: 2.54g/cm<sup>3</sup>, 絶乾密度: 2.42g/cm<sup>3</sup>, 吸水率: 4.34%, 粗粒率:1.20)を混合}を使用した.セメントは,普通ポル トランドセメント(密度: 3.16g/cm<sup>3</sup>)を使用した. 繊維は, PVA 繊維(径:0.2mm,長さ:18mm,弾性係数:27kN/mm<sup>2</sup>, 引張強度: 975N/mm<sup>2</sup>)を使用し, 繊維体積混入率(Vf)を 3% とした. 混和材料は, 高性能 AE 減水剤, 分離低減材, フライアッシュⅡ種(密度:2.29g/cm<sup>3</sup>, セメント置換率 20%で使用), 膨張材(EX)および収縮低減剤(SRA)を使用 した. EX は, コンクリートに一般的に使用されている<sup>12)</sup> 石灰系(LB, 密度: 3.14g/cm<sup>3</sup>)およびカルシウム・サルフ オ・アルミネート系(CSA, 密度: 2.93g/cm<sup>3</sup>)の2 種類を 単独または混合使用した.なお,LBと CSA は,混合使







(a) Compressive load-compressive deformation relationship





用することにより,エトリンガイトと水酸化カルシウム の両方の結晶成長を促し,従来よりも少ない添加量で同 等の膨張性能を得られる<sup>12)</sup>とされている. SRA は, ポリ オキシエチレンアルキルエーテル系(密度:1.01g/cm<sup>3</sup>)を 使用した.

#### (2) 調合

本研究では、R-HFDFRM の水結合材比(W/B)を40,50 および60%とした.EX は単位量で添加し、単位 EX 量は 0,40,80 および120kg/m<sup>3</sup>とした.EX 混合比(LB:CSA) は10:0,0:10 および5:5 とした.SRAは、セメント質量 に対して0および2%を水置換で添加した.

#### 2.2 1軸圧縮試験

Fig.1に,1軸圧縮試験の概要を示す.載荷は,2000kN 耐圧試験機を使用して行った.試験体は100φ×200mmの 円柱試験体とし,鋼製型枠を使用して各要因6体製作し た.1軸圧縮試験は,文献<sup>1)</sup>に準じて行い,計測項目は, 荷重,コンプレッソメーターによる試験体中央部の縦・ 横ひずみおよび載荷盤間変位とした.なお,試験体は打 込み後2日で脱型し,試験時(材齢28日)まで標準養生と した.

Fig. 2 に, 圧縮破壊エネルギー(*G<sub>Fc</sub>*)の評価方法について示す. 評価方法は, 文献<sup>1,13</sup>に示す以下の手法により 算出した.

まず,実験により得られた圧縮荷重( $P_c$ )-載荷盤間変 位( $\delta_c$ )関係(Fig. 2(a))を圧縮応力( $\sigma_c$ )-塑性変形( $\delta_c$ ')関係 (Fig. 2(b))に変換する.次に, $\sigma_c - \delta_c$ '関係から, $\delta_c$ '=3.0mm までの微小  $\delta_c$ '増分量とその時点の  $\sigma_c$  との積の総和(Fig. 2(b)中の着色部)を求める.本研究ではこれを  $G_{Fc}$ として 評価した.

#### 2.3 3等分点曲げ試験

Fig. 3 に, 3 等分点曲げ試験の概要を示す.載荷 は,100kN AUTOGRAPH型精密万能試験機を使用して行 い,クロスヘッド速度を0.2mm/minに制御した.試験体 は100×100×400mmの角柱試験体とし,鋼製型枠を使用 して各要因6体製作した.3等分点曲げ試験は,文献<sup>14)</sup> 付属書(参考)に準じて行い,計測項目は,荷重,スパン中 央部のたわみおよび曲率とした.なお,試験体は打込み 後2日で脱型し,試験時(材齢28日)まで標準養生とした. 曲げ靱性は文献<sup>15)</sup>に準じて,以下の手法で評価した.

まず,曲げ強度は以下の式により求めた.

$$f1_b = \frac{P \cdot \ell}{b \cdot h^2} \tag{1}$$

ここに, fl<sub>b</sub>:曲げ強度(N/mm<sup>2</sup>), P:荷重(N), l:スパン(mm), b:破壊の幅(mm), h:破壊断面の高さ(mm)である.

次に,曲げタフネスは曲げ靱性係数で表され,以下の 式により求めた.

$$f2_b = \frac{T_b}{\delta_{tb}} \times \frac{\ell}{b \cdot h^2}$$
(2)

ここに、 $f_{2b}$ :曲げ靱性係数(N/mm<sup>2</sup>)、 $T_b$ :原点から  $\delta_{lb}$ までの曲線下の面積(N・mm)、 $\delta_{lb}$ :スパン中央部のたわみ(mm)、 $\ell$ :スパン(mm)、b:破壊断面の幅(mm)、h:破









Fig. 4 Restrained expansion test.



Fig. 5 Free expansion-shrinkage test.

壊断面の高さ(mm)である.

なお,本研究では, $f_{2b} \delta_{tb}$ が7.5mmとなる時点での 値とした.

# 2.4 拘束膨張試験

Fig.4に,拘束膨張試験<sup>10</sup>の概要を示す.試験体は1000 ×200mmの円柱試験体とし,ブリキ製円筒型枠を使用し て各要因3体製作した.計測項目は,ひずみゲージによ る型枠円周方向の拘束膨張ひずみとした.試験体は,打 込み後,恒温恒湿室内(20℃,60%RH)での封緘養生とし た.なお,計測は材齢7日までとした.

#### 2.5 自由膨張収縮試験

Fig. 5 に,自由膨張収縮試験の概要を示す.試験体は,100×100×400mmの角柱試験体とし,各要因2体製

	Fresl	h test		Compression test		Bending test			
Specimen	Slump flow (cm)	Air content (%)	Density (g/cm <sup>3</sup> )	Compressive strength (F <sub>c</sub> ) (N/mm <sup>2</sup> )	Compressive fracture energy (G <sub>Fc</sub> ) (N/mm)	Flexural strength $(fl_b)$ $(N/mm^2)$	Flexural toughness (f2 <sub>b</sub> ) (N/mm <sup>2</sup> )	Number of cracks	
RHM40-EX0	73.0	1.4	2.01	48.8	50.3	8.71	3.66	4	
RHM 40-EX80-10:0	72.5	1.5	2.03	48.4	49.3	7.59	2.70	4	
RHM 50-EX0	69.0	0.6	1.99	35.7	44.9	7.89	4.34	4	
RHM 50-EX0-SRA2	71.5	2.1	1.97	32.0	39.6	6.72	3.91	5	
RHM 50-EX40-10:0	74.0	1.3	1.98	32.0	43.3	7.24	4.54	4	
RHM 50-EX40-0:10	75.5	0.8	1.97	33.1	42.4	7.72	5.03	4	
RHM 50-EX80-10:0	74.0	1.0	1.97	31.1	40.3	7.45	4.79	5	
RHM 50-EX80-0:10	72.5	1.1	1.96	31.6	44.3	6.68	4.31	5	
RHM 50-EX80-5:5	75.0	1.3	1.98	34.1	41.9	7.34	4.63	5	
RHM 50-EX80-10:0-SRA2	68.0	1.5	1.99	32.2	41.5	7.71	6.02	7	
RHM 50-EX80-0:10-SRA2	73.0	1.3	1.96	30.0	42.9	7.44	4.47	4	
RHM 50-EX120-10:0	75.5	1.3	1.96	28.0	34.3	7.43	4.81	5	
RHM 50-EX120-0:10	73.5	0.8	1.95	30.3	41.5	7.49	4.73	5	
RHM 60-EX0	76.5	1.1	1.93	22.1	28.7	6.60	4.86	5	
DUM 60 EV 80 10.0	75.2	1.6	1.02	21.9	20.2	6.42	1.06	6	

W/B=50%

y = 0.7663x + 13.904

 $R^2 = 0.93$ 

30

Compressive strength (N/mm<sup>2</sup>)

W/B=50%

y = 0.7663x + 13.904

 $R^2 = 0.93$ 

(a) Effect of W/B

40

40

50

W/B=60%

W/B=60%

60W/B=40%

50

40

30

20

50

40

30

20

20

20

6%W/B=40%

Table 2 Mechanical properties.



Fig. 6 Compressive strength.

amount (W/B=50%) Fig. 7 Compressive fracture energy.

30

Compressive strength (N/mm<sup>2</sup>)



Fig. 8 Flexural strength.

作した. 計測項目は、検長 100mm の埋め込み型ひずみゲ ージによる自由膨張収縮ひずみおよび熱電対による試験 体温度とした.型枠の内側と試験体との摩擦抵抗を低減 するため,型枠の内側にはテフロンシート(厚さ:0.1mm) を2枚重ねて敷設し、その間にシリコンオイルを塗布し た. 試験体は, 打込み後2日(湿布養生)で脱型した. そ の後,標準養生とし,材齢7日で恒温恒湿室内(20℃, 60%RH)での空中養生とした.

# 結果と考察

#### 3.1 強度試験結果

50

Table 2 に, 各種試験により得られた R-HFDFRM の材 料特性一覧を示す.

#### (1) 1 軸圧縮試験結果

Fig. 6(a)および(b)に、1 軸圧縮試験により得られた R-HFDFRM の圧縮強度(Fc)-W/B 関係および Fc-単位 EX 量関係を示す.

まず, Fig. 6(a)によれば, W/B を変化させた場合の Fc は、EXの有無に係らず、W/Bの増加に伴い低下してい る. また, 同一 W/B であれば, EX を添加した場合の Fc



Fig. 9 Flexural toughness.



(b) Effect of unit expansive additive amount (W/B=50%)

Fig. 10 Compressive fracture energy – compressive strength relationship.



(b) Effect of unit expansive additive amunt (W/B=50%)

Fig. 11 Flexural toughness – flexural strength relationship.

は, EX および SRA 無添加(EX0)と比較して低下(0.910~12.9%)している.

次に, Fig. 6(b)によれば, EX や SRA を添加した場合の F<sub>c</sub>は, EX0と比較して低下(4.46~21.4%)している.また, 単位 EX 量を変化させた場合の F<sub>c</sub>(図中の 10:0 および 0:10)は,単位 EX 量の増加に伴い低下している.

以上, R-HFDFRM の  $F_c$  においても, コンクリート<sup>例えば, 17,18)</sup>と同様の傾向が確認できた.

Fig. 7(a)および(b)に、1 軸圧縮試験により得られた R-HFDFRM の  $G_{Fc}$ -W/B 関係および  $G_{Fc}$ -単位 EX 量関係 を示す.

まず, Fig. 7(a)によれば, W/B を変化させた場合の  $G_{Fc}$ は, EX の有無に係らず, W/B の増加に伴い低下している.また,同一 W/B であれば, W/B=60%を除き, EX を添加した場合の  $G_{Fc}$ は, EX0 と比較して低下(2.09~10.3%)している.

次に、Fig. 7(b)によれば、EX や SRA を添加した場合の  $G_{Fc}$ は、EX0 と比較して低下(1.30~23.7%)している.ま た、単位 LB 量を変化させた場合の  $G_{Fc}$ (図中の 10:0)は、  $F_c$ と同様、単位 LB 量の増加に伴い低下している.単位 CSA 量を変化させた場合の  $G_{Fc}$ (図中の 0:10)は、EX0 と 比較して低下(1.30~7.59%)するものの、単位 CSA 量の増 加に伴う  $G_{Fc}$ の傾向は不明瞭である.

以上, R-HFDFRMの GFcは, Fcと同様, EXや SRAを

添加することで低下する傾向にあることがわかった.

(2)3等分点曲げ試験結果

Fig. 8(a)および(b)に, 3 等分点曲げ試験により得られた R-HFDFRM の *f*1*b*-W/B 関係および *f*1*b*-単位 EX 量関係 を示す.

まず, Fig. 8(a)によれば, W/B を変化させた場合の $fl_b$ は, EX の有無に係らず, W/B の増加に伴い低下している.また,同一 W/B であれば, EX を添加した場合の $fl_b$ は, EX0 と比較して低下(2.57~12.9%)しており,  $F_c$ と同様の傾向を示すことがわかった.

次に、Fig. 8(b)によれば、EX のみを添加した場合の  $f_{1b}$ は、EX0 と比較して低下(2.16~15.3%)している.また、単位 LB 量を変化させた場合の  $f_{1b}$ (図中の 10:0)は、EX0 と比較して低下(5.50~8.28%)するものの、単位 LB 量の増加に伴う低下は確認できない、単位 CSA 量を変化させた場合の  $f_{1b}$ (図中の 0:10)は、EX0 と比較して低下(2.16~15.3%)するものの、単位 CSA 量の増加に伴う  $f_{1b}$ の傾向は不明瞭である.なお、SRA を添加した場合の  $f_{1b}$ (図中の SRA2)に注目すると、SRA のみを使用した場合、EX0 と比較して低下(14.8%)している.しかし、EX と SRA を 併用することで、SRA のみを使用した場合と比較して、 $f_{1b}$ が大きく増加(10.7~14.6%)した.

Fig. 9(a)および(b)に,3等分点曲げ試験により得られた R-HFDFRMのf2b-W/B関係およびf2b-単位 EX 量関係 を示す.

まず, Fig. 9(a)によれば, W/B を変化させた場合の $f_{2b}$ は, EX の有無に係らず, W/B の増加に伴い増加している.また,同一 W/B であれば, W/B=40%を除き,EX を添加した場合の $f_{2b}$ は,EX0と比較して増加(2.15~10.6%)しており, $G_{Fc}$ と異なる傾向を示すことがわかった.以上のことは,W/B の増加や EX を添加したことによりマトリックスの強度が低下した一方で,繊維による架橋が容易になったこと等が考えられるが,今後,詳細な検討が必要である.

次に、Fig. 9(b)によれば、EX のみを添加した場合の f2b は、EX0 と比較して同程度(-0.623%)または増加(4.72 ~15.9%)している.また、単位 LB 量を変化させた場合 の f2b(図中の 10:0)は、単位 LB 量の増加に伴い増加して いる.単位 CSA 量を変化させた場合の f2b(図中の 0:10) は、EX0 と比較して同程度(-0.623%)または増加(9.02 ~16.0%)するものの、単位 CSA 量の増加に伴う f2bの傾 向は不明瞭である.なお、SRA を添加した場合の f2b(図 中の SRA2)に注目すると、SRA のみを使用した場合、EX0 と比較して低下(9.91%)している.しかし、EX と SRA を 併用することで、SRA のみを使用した場合と比較して、 f2b が大きく増加(14.3~54.0%)し、特に、LB と SRA を併 用した場合に、大きな曲げ靭性改善効果が確認できる (EX0 と比較して 38.8%増加).

以上, R-HFDFRMの f2bは, EX 添加量, EX 種類の相違, EX 混合使用および SRA の有無により変動するもの の,優れた曲げ靭性を有していることがわかった.また, 前掲, Table 2 によれば, R-HFDFRM のひび割れ本数は, EX 添加量, EX 種類の相違, EX 混合使用および SRA の 有無に係らず,4~7本となっている.文献 14)によれば, 曲げ応力下で独立した複数ひび割れの発生とは,最大荷 重に達する以前に供試体の純曲げ区間内に,目視で確認 できる 2 本以上の独立したひび割れが発生する場合を指 すとしている.本研究では,試験後に,純曲げ区間内に 発生した独立したひび割れ本数を目視により計測し,ひ び割れ本数としているが,最大荷重に達する以前に複数 ひび割れを確認しており, R-HFDFRM は,十分なひび割 れ分散性を有していることがわかった. 即ち、本研究の範囲において、EX や SRA を添加した 場合においても、R-HFDFRM は、優れた曲げ靭性および ひび割れ分散性を有していることがわかった.

今後,長期材齢における,EXおよびSRAを添加した R-HFDFRMの強度特性について検討する必要がある.

#### (3) 破壊靭性と強度の相関

Fig. 10 に、1 軸圧縮試験により得られた R-HFDFRM の  $G_{Fc} - F_c$ 関係、Fig. 11 に、3 等分点曲げ試験により得られた R-HFDFRM の  $f_{2b} - f_{1b}$ 関係を示す.

それぞれ相関係数を算出すると、Fig. 10(a)では 0.97、 Fig. 10(b)では 0.67、Fig. 11(a)では-0.58、Fig. 11(b)では 0.58 となった. W/B の変化に伴う  $G_{Fc}-F_c$ 関係、EX や SRA の添加に伴う  $G_{Fc}-F_c$ 関係および EX や SRA の添加に伴 う  $f_{2b}-f_{1b}$ 関係は正の相関を示すが、W/B の変化に伴う  $f_{2b}-f_{1b}$ 関係は負の相関を示すことを確認できた.

#### 3.2 拘束膨張試験結果

Fig. 12 に、拘束膨張試験により得られた R-HFDFRM の材齢7日までの拘束膨張ひずみー材齢関係を示す.

まず, EX 混合比の影響(Fig. 12(a))に注目すると, 材齢 7日における拘束膨張ひずみは、単位 EX 量が同じであ れば、LB 単独使用(EX80-10:0, 647µ)>LB と CSA を混 合使用(EX80-5:5, 597µ)>CSA 単独使用(EX80-0:10, 524µ) となっている. 単位 EX 量が 80kg/m<sup>3</sup>の場合, LB 単独使 用の拘束膨張ひずみが最も大きくなることがわかった. また、単位 EX 量の影響(Fig. 12(b))に注目すると、材齢 7 日における拘束膨張ひずみは、単位 EX 量を 40kg/m<sup>3</sup> か ら 80kg/m<sup>3</sup>に 2 倍とすることで約 2.8 倍, 40kg/m<sup>3</sup>か ら 120kg/m<sup>3</sup>に 3 倍とすることで約 4.8 倍に増加してい る. さらに, SRA の影響(Fig. 12(c))に注目すると, 材齢 7日における拘束膨張ひずみは、LBを単独使用した場合 (EX80-10:0)が 647µ, LB と SRA を併用した場合(EX80 -10:0-SRA2)が 600µ となっている. EX を添加した R-HFDFRM の拘束膨張ひずみに及ぼす SRA の影響は、小 さいことがわかった.

#### 3.3 自由膨張収縮試験結果

Fig. 13 に、自由膨張収縮試験により得られた R-HF



Fig. 12 Restrained expansion strain-age relationship.



DFRM の材齢 7 日までの試験体温度-材齢関係を示す. SRA を添加した場合(図中の SRA2)の最高温度は, 22.7~ 22.8℃となっており, その他の場合(23.6~24.7℃)と比較 して低くなっている. なお,本研究では,試験体の最高 温度が 22.7~24.7℃であったため,温度上昇に伴う各ひ ずみの補正は行っていない.

Fig. 14 に,自由膨張収縮試験により得られた R-HFDFR M の自由膨張収縮ひずみー材齢関係を示す.ここでは, 打込み直後を初期値とした.

まず, EX 混合比の影響(Fig. 14(a))に注目すると, 材齢 7日における自由膨張ひずみは, CSA 単独使用(EX80-0:10, 2537µ)>LB と CSA を混合使用(EX80-5:5, 1945µ)>LB 単 独使用(EX80-10:0, 1288µ)>無添加(EX0, 156µ)となって いる. 今回使用した EX(同一添加量)の場合, CSA 単独使 用(RHM50-EX80-0:10)の自由膨張ひずみが最大となった. このことは, 前掲, Fig. 12(a)の傾向(拘束膨張ひずみは, LB 単独使用が最大)と相違している. 一因として, 硬化 過程における膨張のタイミングの影響等が考えられる. また, 材齢 189 日における自由収縮ひずみは, 無添加(EX0, 3327µ)>LB 単独使用(EX80-10:0, 1342µ)>LB と CSA を 混合使用(EX80-5:5, 685µ)>CSA 単独使用(EX80-0:10, 265µ)となっており, 材齢 7 日における自由膨張ひずみの 影響を受けていることがわかった.

次に, SRAの影響(Fig. 14(b))に注目すると, 材齢7日 における自由膨張ひずみは, LB と SRA を併用(EX80 -10:0-SRA2, 1683µ)>LB 単独使用(EX80-10:0, 1288µ)> SRA 単独使用(EX0-SRA2, 200µ)>無添加(EX0, 156µ)と なっている. SRA を添加することで, 材齢 7 日における 自由膨張ひずみは, 若干増加することがわかった.また, 材齢 189 日における自由収縮ひずみは, 無添加(EX0, 3327µ)>SRA 単独使用(EX0-SRA2, 2234µ)>LB 単独使用 (EX80-10:0, 1342µ)>LB と SRA を併用(EX80-10:0-SRA2, 339µ)となっている. EX と SRA を併用することで, 材 齢 189 日における自由収縮ひずみは, 大幅に低減 (RHM50-EX0 と RHM50-EX80-10:0-SRA2 間の自由収縮ひ ずみの差で 2988µ)できることがわかった.

Fig. 15 に,自由膨張収縮試験により得られた R-HF DFRM の乾燥収縮ひずみ-乾燥材齢関係を示す.ここでは,乾燥開始時を初期値とし,初期値からのひずみを乾燥収縮ひずみとした.

まず, EX 混合比の影響(Fig. 15(a))に注目すると, 乾燥 材齢 182 日における乾燥収縮ひずみは, 無添加(EX0, 3477µ)>CSA 単独使用(EX80-0:10, 2798µ)>LB と CSA を 混合使用(EX80-5:5, 2628µ)=LB 単独使用(EX80-10:0, 2628µ)となっている. 乾燥開始時を初期値とした場合, EX を添加することで, 乾燥収縮ひずみは EX0 と比較し て低下するものの, CSA 単独使用(RHM50-EX80-0:10)の 乾燥収縮ひずみは, 他の場合(EX 添加)と比較して, 若干 増加することがわかった.

次に, SRA の影響(Fig. 15(b))に注目すると, 乾燥材

齢 182 日における乾燥収縮ひずみは、無添加(EX0,3477µ)
>LB 単独使用(EX80-10:0,2628µ)>SRA 単独使用(EX0-SRA2,2435µ)>LB と SRA を併用(EX80-10:0-SRA2,2021
µ)となっている. EX と SRA を併用することで、乾燥材
齢 182 日における乾燥収縮ひずみは、大幅に低減
(RHM50-EX0 と RHM50-EX80-10:0-SRA2 間の乾燥収縮ひ
ずみの差で1456µ)できることがわかった.

以上, R-HFDFRM の各種収縮ひずみは、コンクリート と同様<sup>19</sup>, EX や SRA を添加することで大幅に低減でき る.

# 4. まとめ

本研究の範囲において得られた知見を,以下に示す.

- 膨張材や収縮低減剤を添加した場合においても、R-HFDFRMは、優れた曲げ靭性およびひび割れ分散性 を有していることがわかった。
- 2) 圧縮靭性や曲げ靭性などの高靭性材料を特徴付ける R-HFDFRMの力学特性には、膨張材添加量、膨張材 種類の相違、膨張材混合使用および収縮低減剤の有 無が大きく影響する.
- 3) 材齢 189 日(乾燥材齢 182 日)における R-HFDFRM の 自由収縮ひずみは,膨張材と収縮低減剤を併用する ことで大幅に低減でき,目標とした 1000µ以上の収 縮ひずみ低減を達成することができた.

今後、収縮ひずみの更なる低減のため、EX や SRA を 添加した R-HFDFRM への鋼繊維や粗骨材の混入を考え ている.また、天然骨材を使用した場合についても、検 討する予定である.

## 謝辞

本研究を行うにあたり助力を得た,元東海大学大学院 生の飯島友貴氏をはじめ,元東海大学学生の倉内将君, 光増優真君,現東海大学学生の若佐知仁君,菊地晃久君, 藤原賢吾君,山村優太君,佐藤英和君,柳下敬正君,藤 井孝幸君,穴井大智君,岩崎史英君,長谷川真悠さんに 謝意を表します.なお,本研究の一部はJSPS 科研費(課 題番号:18K04442,代表者:渡部憲)の助成を受けて行わ れたものである.

# 参考文献

- 渡部憲,大岡督尚,白都滋,加藤雄介:再生細骨材を 使用した高靱性セメント複合材料の圧縮破壊挙動, コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.1, pp.485-490 (2006.7).
- 2) 高靭性セメント複合材料の性能評価と構造利用研究 委員会:高靭性セメント複合材料を知る・作る・使 う,高靭性セメント複合材料の性能評価と構造利用 研究委員会報告書,日本コンクリート工学協会, pp.1-10 (2002.1).
- 3) 高強度・高靱性コンクリート利用研究委員会:高強

度・高靱性コンクリート利用研究委員会報告書,日本コンクリート工学協会, pp.74-85 (2009.3).

- 4) 大津直人,渡部憲:再生細骨材を使用した高流動繊 維補強モルタルに関する基礎的研究,コンクリート 工学年次論文集,Vol.38, No.1, pp.357-362 (2016).
- 丸山裕生,渡部憲,飯島友貴,大瀧諄:再生骨材を使用した高流動高靱性コンクリートの強度発現および収縮特性,東海大学紀要工学部,Vol.57, No.2, pp.9-16 (2018).
- 6) 日本建築学会:建築工事標準仕様書・同解説 JASS 5 鉄筋コンクリート工事, pp.12,194,372 (2018).
- 7) 田中亮一,網野貴彦,國枝稔:超高強度ひずみ硬化型 セメント系材料の収縮低減に関する検討,コンクリ ート工学年次論文集, Vol.39, No.1, pp.259-264 (2017).
- 河野克哉,二羽淳一郎,大滝晶生,村田裕志:高強度 軽量骨材コンクリートはりのせん断特性に及ぼす合 成短繊維と収縮低減材料の併用効果,土木学会論文 集 E, Vol.63, No.4, pp.575-589 (2007.10).
- 9) 土木学会: コンクリート標準示方書[施工編], pp.247-255 (2012).
- 10) 日本建築学会:鉄筋コンクリート造建築物の収縮ひ び割れ制御設計・施工指針(案)・同解説, pp.106-124 (2006).
- 11) JIS A 5022:再生骨材 M を用いたコンクリート (2018).
- 12) 日本建築学会:膨張材・収縮低減剤を使用したコン クリートに関する技術の現状, pp.111-129, 196-235 (2013.7).
- 13) 渡部憲,大岡督尚,白井伸明,森泉和人:各種コンク リートの圧縮軟化挙動,コンクリート工学年次論文 集, Vol.22, No.2, pp.493-498 (2000.6).
- 14) JCI 規準: 繊維補強セメント複合材料の曲げモーメン トー曲率曲線試験方法(JCI-S-003-2007), コンクリー ト工学協会, pp.1-8 (2007).
- 15) 土木学会:コンクリート標準示方書[規準編]平成11 年度版, JSCE-G552 繊維補強コンクリートの曲げ 強度および曲げタフネス試験方法, pp.217-219 (1999.11).
- 16) JCI 規準: 円筒型枠を用いた膨張コンクリートの拘束 膨張試験方法(JCI-S-009-2012), コンクリート工学協 会, pp.1-8 (2012).
- 17) 松本健一,谷村充,佐竹紳也:水セメント比の異なる 膨張コンクリートの基礎的性状,日本建築学会大会 学術講演梗概集 A-1, pp.223-224 (2006.9).
- 18) 鈴木好幸,三谷和裕,浦川和也,井戸康浩,木村仁治,飯田康介,宮野和樹,山田人司:コンクリートの乾燥収縮ひずみ制御方法に関する実験的研究(その2 収縮低減剤および膨張材を使用したコンクリートの強度性状および膨張・収縮性状),日本建築学会大会学術講演梗概集 A-1, pp.673-674 (2015.9).
- 19) 丸田浩,長塩靖祐:膨張材と収縮低減剤を使用した コンクリートの膨張収縮特性(その 2.膨張収縮特性), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-1, pp.235-236 (2017.8).

# 塑性ポテンシャルと正規圧密粘土の K<sub>0</sub>値 池谷 真希<sup>\*1</sup> 赤石 勝<sup>\*2</sup> 外崎 明<sup>\*3</sup> 杉山 太宏<sup>\*4</sup>

# Plastic Potential Related to Earth Pressure at Rest for Normally Consolidated Clays

by

Maki IKEYA<sup>\*1</sup>, Masaru AKAISHI<sup>\*2</sup>, Akira TONOSAKI<sup>\*3</sup> and Motohiro SUGIYAMA<sup>\*4</sup> (Received on Sep. 30, 2019 and accepted on Nov. 7, 2019)

#### Abstract

This paper examines the influence of the plastic potential function Q on the coefficient of earth pressure at rest  $K_0$  for normally consolidated clays. By using an anisotropic plastic potential on a simple elasto-plastic clay model, the observed  $K_0$  value is calculated under the condition of no lateral deformation. The calculated results are compared with the observed  $K_0$  values and also with the empirical correlations using the effective stress friction angle ( $\phi$ ') and the plasticity index ( $I_p$ ). It is shown that the proposed plastic potential function Q accurately simulates the  $K_0$  stress state for compression and that empirical estimations lead to noticeable errors.

Keywords: Plastic potential function, Coefficient of earth pressure at rest  $K_0$ , Elasto-plastic soil model

# 1. まえがき

盛土基礎地盤の変形挙動を予測するため、精緻な弾塑 性構成式を導入した有限要素プログラムが利用されている<sup>1)</sup>.予測精度の向上には、精緻な土の構成式とともに 盛土前の地盤内初期応力状態の適切な設定も重要と考え られる.水平地表面の基礎地盤内初期応力の設定には、 土の密度と静止土圧係数 K<sub>0</sub>値が利用される.実務では、 粘性土の密度測定は実施されても、K<sub>0</sub>値はせん断抵抗角 ø'や塑性指数 I<sub>p</sub>から推定されることがある.経験式から 推定した K<sub>0</sub>値による地盤内初期応力が,有限要素解析結 果に及ぼす影響にも配慮する必要がある.また、弾塑性 構成式がその初期応力状態が実際と異なるのでは、その 後の弾塑性有限要素解析結果は信頼できない.

この論文では、土要素の圧縮応力状態が再現可能な塑 性ポテンシャルを提案し、その妥当性を検討している. 粘性土の代表的な弾塑性構成式として知られているカム クレイモデルにより計算される Ko値を実測値と比較し、 その塑性ポテンシャルの不具合を明らかにする.また、 せん断抵抗角 ø'や塑性指数 Ipから推定される Ko値と実 測値との差を明確にする.

# 2. 塑性ポテンシャルと応力ひずみ関係

#### 2.1 塑性ポテンシャルと粘塑性流動則

土要素に生じる全ひずみ速度 *ɛ* は,弾性ひずみ速度成分と塑性ひずみ速度成分の和として式(1)で表わす.

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_p \tag{1}$$

ここに、"・"は時間についての微分を意味する.

この論文では,弾性ひずみ速度成分はフックの法則, 塑性ひずみ速度成分は超過応力型の粘塑性流動則式(2) を用いて計算する.粘塑性流動則を用いても定常状態で あれば弾塑性解析である<sup>2)</sup>.

$$\dot{\varepsilon}_p = \langle F \rangle \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \tag{2}$$

ここに, F は降伏関数, Q は塑性ポテンシャル,  $\sigma$ は 応力成分である.  $F \leq 0$  ならば 〈 〉 内の値はゼロとし, F >0 ならば通常の括弧として扱う.

式(2)から明らかなように、塑性ひずみ増分は塑性ポテ ンシャルQの応力勾配に比例するので、一次元圧縮にお いて計算される水平有効応力、すなわち静止土圧係数は 塑性ポテンシャルQに影響される.Qへの影響を比較検 討するため、代表的な弾塑性構成式としてよく知られて いる式(3)と式(4)、それぞれオリジナルと修正カムクレイ モデルと、提案する式(5)の塑性ポテンシャルを用いる<sup>3-5)</sup>.

$$Q_0 = (F_0) = q - M * p \ln(p_0/p)$$
(3)

<sup>\*1</sup> 工学研究科建築土木工学専攻修士課程

<sup>\*2</sup> 東海大学名誉教授

<sup>\*3</sup> 金沢工業大学名誉教授

<sup>\*4</sup> 工学部土木工学科

$$Q_M = (F_M) = q^2 - M^2 (p^2 - p * p_0)$$
<sup>(4)</sup>

$$Q_P = (F_P) = q^2 - 2\gamma_p * p * q + \gamma_p^2 * p * p_0 + M^2(p^2 - p * p_0)$$
(5)

ここに, q は偏差応力, p は平均有効応力,  $p_0$  はそれ ぞれ塑性ポテンシャルのサイズパラメーター, M は限界 状態線 CSL の勾配,  $\gamma_p$  は  $K_0$  値から決定される定数であ る.式(5)の  $\gamma_p = 0$  とした  $Q_p$ は, 修正カムクレイモデルと 一致する.

Fig. 1の◎印の応力で K₀ 圧密されたカムクレイモデル の降伏面は、一点鎖線がオリジナル、破線が修正カムク レイモデルである.カムクレイモデルは関連流動則 F= Q が採用されており、この論文の検討でも関連流動則を用 いる.式(3)~(5)の塑性ポテンシャル F(=Q)=0として、 Fig. 1の降伏面を描いた.次節ではこれら各モデルによ る弾塑性応力ひずみ関係により、粘土の静止土圧係数 K₀ 値を計算する.

#### 2.2 弾塑性モデルと K<sub>0</sub>値計算例

弾塑性応力ひずみ関係を用いて,粘土の静止土圧係数 K<sub>0</sub>値と塑性ポテンシャルの関係を調べる.検討対象の粘 土として, 森脇らの論文に記述された柳井IVの土質定数 を採用した(後述 Table 2 を参照)<sup>6</sup>. 鉛直有効応力 σ<sub>v0</sub>=98.1 kPa で K<sub>0</sub> 圧密された初期間隙比 e<sub>0</sub>=1.57 の粘土要素に, 排水条件で鉛直有効応力増分 dov=98.1 kPa, 水平有効応 力増分  $d\sigma_{\rm H}$  (= $K_0^* d\sigma_{\rm v}$ ) をそれぞれ 10 等分して載荷する 計算を行い、弾性係数Eとポアソン比 $_{V}$ はそれぞれ $\kappa$ と K<sub>0</sub>から算定した.K<sub>0</sub>線に沿う有効応力増分であるため, 鉛直ひずみ εv(=体積ひずみ υ)が約 14.4%に計算される ことを期待する. Fig. 2 は, 各モデルで計算した体積ひ ずみと軸ひずみの関係を示したものである.図中の○印 が提案した式 (5)の定数 yp を試行計算によって yp=0.47 とした計算結果で、粘塑性流動則式 (2) を数値積分する ことで K<sub>0</sub>線に沿って変化する応力と, ε<sub>v</sub>≒v=14.3 %とな る結果が得られた.これに対して、▲と●印で示したカ ムクレイモデル式(4), (5)の塑性ポテンシャルでは, 過大 なひずみが計算されて  $\varepsilon_v > v$  となっている.

式(2)を  $K_0$  圧密条件,ひずみ制御で数値積分して求めた鉛直ならびに水平有効応力関係が Fig. 3 である.よく知られているように、カムクレイモデルで計算した  $K_0$ 値は、実測値の 0.4 よりもかなり大きく計算された<sup>5)</sup>. これに対して、提案式(5)の塑性ポテンシャルの定数 $\gamma_p=0.47$ と設定した場合には、Fig. 2 の結果を反映して  $K_0$ 値が初期値ならびに実測値と同じ大きさに計算される.

これら数値積分による計算結果の確からしさを調べる ために、同じ条件で計算した弾塑性有限要素法プログラ ム CRISP による結果を Fig. 3 中に半塗記号で示した<sup>7)</sup>. 黒色記号で示した著者らの数値積分プログラムの計算結 果とほぼ一致することが確認された.

## 3. 試料および実験方法

シンウォールサンプリングで得られた乱れの少ない 3 種類の沖積粘土ならびに液性限界以上の含水比で練り返



Fig. 2 Relations of calculated axial and volumetric strain.



Fig. 3 Relations of calculated vertical and horizontal effective stress.

し,一次元圧密した粘土から三軸 K<sub>0</sub>圧密試験用供試体を 作成した.

直径 5 cm,高さ 12.5 cm の円柱供試体周囲に濾紙を巻いて,放射状排水条件,鉛直有効応力 98.1 kPa で約 24時間 K<sub>0</sub> 予圧密した.その後,非排水状態で鉛直,水平 応力増分 98.1 kPa の等方圧密圧力を載荷し,圧密開始後,体積ひずみと軸ひずみが等しくなるように水平応力を調

Site	$ ho_{ m s}$	WL	$I_p$	Clay	Silt	Sand	λ	κ	М	eo	Ko	Remarks
	(g/cm <sup>3</sup> )	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)						
Soka	2.67	83	39	54	41	5	0.192	0.029	1.54	1.439	0.43	Remoulded
Kashiwa	2.64	112	50	47	38	15	0.200	0.030	1.48	1.374	0.40	soils
Miyazaki	2.64	67	31	34	55	11	0.095	0.015	1.60	1.140	0.40	
Atsugi	2.67	69	32	24	52	24	0.114	0.018	1.61	1.408	0.43	
Moriya	2.64	131	78	58	29	13	0.754	0.094	1.34	2.840	0.46	Undisturved
Hitachi	2.66	121	69	18	72	10	0.460	0.120	1.57	2.543	0.46	soils
Yokohama	2.66	73	32	32	38	30	0.074	0.021	1.57	1.635	0.44	





Fig. 4 Volumetric strain and K<sub>0</sub> value vs. time relations.

整(減少)した.放射状排水のため供試体中心部の圧密 が遅れ,供試体上下の剛体に近いペデスタルによって均 等鉛直ひずみとなる点が土質試験法で定められた一般的 なK<sub>0</sub>圧密試験と異なる<sup>の,8)</sup>.K<sub>0</sub>圧密後,非排水条件でせ ん断し計算に必要なせん断抵抗角 ø'を求めた.こうして 求めた K<sub>0</sub>値について 2章で述べた計算値と比較した.実 験に用いた粘性土試料の物理的・力学的性質は Table 1 に示した.

## 実験結果と考察

#### 4.1 K<sub>0</sub> 圧密試験結果

三軸装置を用いた K<sub>0</sub> 圧密試験における圧密量ならび に水平有効応力 σ<sub>H</sub>と時間の関係の一例として,柏粘土の 試験結果を示したのが Fig.4 である.図から明らかなよ うに圧密中の軸ひずみと体積ひずみが一致しており,一 次元圧縮状態で圧密されている.圧密時間 120 分以降二 次圧密挙動が観察されるが,その圧密時間以降の水平方 向の全応力はほぼ一定である.著者らの実験では,供試 体内の過剰間隙水圧を測定していないため有効応力が明 らかでない.水平方向の全応力が一定となった圧密試験 終了時頃の全応力を有効応力と判断して K<sub>0</sub> 値を求めた.

また、Table 1 に示すすべての試料で顕著な二次圧密が 観察されているが、圧縮指数 λ をはじめとする弾塑性構 成式による沈下計算に必要な土質定数は、圧密試験終了 時(1 日経過以上)の圧密量から定めている.

Table 2 Elasto-plastic parameters and K<sub>0</sub> value.

Site	$I_p$ (%)	λ	κ	М	е о	K <sub>0</sub>	Referenc es
Hiroshim a	31	0.246	0.020	1.65	1.19	0.42	
Yanai III	36	0.304	0.022	1.89	1.28	0.38	6)
Yanai IV	52	0.532	0.032	1.61	1.57	0.40	
Ariake	68	0.800	0.080	1.90	3.47	0.43	
Ma13	58	0.440	0.044	1.28	2.20	0.54	9)
Ma12	59	1.160	0.039	1.40	1.97	0.52	
Tobetsu	-	0.200	0.070	1.16	1.44	0.57	10)
UN	-	0.231	0.050	0.98	1.51	0.50	11)
Oda	-	0.130	0.033	1.13	0.85	0.47	12)



Fig. 5 Comparison between measured and calculated  $K_0$  value.

#### 4.2 弾塑性モデルと K<sub>0</sub>値

既往の研究の中から,粘性土の $K_0$ 値と弾塑性パラメー ターに関する実験結果を調査し Table 2 にまとめて示し た  $^{6,9-12)}$ . Fig. 5 は,これらの定数を使用し,式(2)の粘塑 性流動則によってカムクレイモデルで計算した  $K_0$ 値と 実測値を黒丸と白丸印で表し比較したものである.両モ デルの計算値が図中の実線上にあれば,実測値に一致し たことになるが,カムクレイモデルの塑性ポテンシャル による  $K_0$ 値は,いずれも実測値より過大に計算され,特 にオリジナルカムクレイの値が大きい.提案式(5)の塑性 ポテンシャル関数では,定数  $\gamma_p$ 値の設定次第で実測  $K_0$ 値と一致する  $K_0$ 値が計算され,黒実線上に位置した.

by the Cam cray model.							
Cam clay model	Fig.3	Eq. (6)	Eq. (7)	Eq. (8)	FEM		
Original	0.86	0.82		0.84	0.84		
Modified	0.55		0.51		0.52		

Table 3Comparison of calculated  $K_0$  values $h_0$  $h_0$ 

K<sub>0</sub>値は、本来実験により決定されるべき値である.K<sub>0</sub> 値を再現できない弾塑性モデルの塑性ポテンシャルには 不具合な点があると言える.カムクレイの塑性ポテンシ ャルに基づく弾塑性 FE 解析では、予測する変形量も影 響を受けるので、地盤内応力変化の計算結果も信頼性は 低い可能性がある.しかしながら、実務ではK<sub>0</sub>値を直接 求める実験がなされていない場合も多い.土のせん断抵 抗角や塑性指数など用いた経験式から推定する K<sub>0</sub>値は, どの程度信頼できるのかを十分に把握しておく必要があ る.

#### 4.3 近似 K<sub>0</sub> 値推定法の検討

オリジナルカムクレイモデルでは,近似 K<sub>0</sub>値の推定式 として式(6)が提案されている<sup>13)</sup>.

$$K_0 = \frac{6 - 2M + 3(1 - \kappa/\lambda)}{6 + 4M - 6(1 - \kappa/\lambda)}$$
(6)

式(6)の誘導過程では、塑性せん断ひずみ dep は全せん 断ひずみ de と等しいと仮定している.すなわち、弾性せ ん断ひずみをゼロとしても Ko 値には影響しないとする 仮定に基づくものである.この仮定によれば、修正カム クレイによる Ko 値の近似値も式(7)で計算可能である.

$$\eta_0{}^2 + 3\left(1 - \frac{\kappa}{\lambda}\right)\eta_0 - M^2 = 0 \tag{7}$$

Atkinson の提案法では,式(6),(7)と異なり弾性せん断 ひずみをゼロと仮定しなくても  $K_0$ 値を算定できるので, 弾性せん断ひずみをゼロとする仮定が  $K_0$ 値に及ぼす影 響を調べた.2.2 節と同じように,森脇らの論文に記述 された  $K_0=0.4$ の柳井Wの土質定数を用いた.

Atkinson により提案されたオリジナルカムクレイモデルの  $K_0$  値は,式(8)から計算される<sup>14)</sup>.

$$M - \frac{1}{F} = \frac{3 - \frac{2}{KH} - \frac{2}{F}}{2 - \frac{1}{GH} - 3F} = \eta_0 = \frac{3(1 - K_0)}{1 + 2K_0}$$
(8)

ここに、K (=(1+e<sub>0</sub>) $\kappa/\lambda$ ) は体積弾性係数, G はせん断 弾性係数,  $\eta_0$  (= $q_0/p_0$ ) は  $K_0$  圧密時の応力比,  $\lambda$  は圧縮指 数,  $\kappa$  は膨張指数,  $f_0$  は初期体積比として,  $H=(\lambda-\kappa)/(M \cdot f_0 \cdot p_0)$ である.式(8)の F は降伏関数ではなく  $F=d\epsilon_p/dv_p$  す なわち, 塑性せん断ひずみと塑性体積ひずみの比である. ここでは, 文献と同じ表記を採用した.式(8)は 1/F の二 次式となり, その解から  $K_0$  値が得られる.式(8)の計算 結果は, 実測値  $K_0=0.4$  に対して, Table 3 のように倍近 く過大に計算される.カムクレイモデルも実測値よりか なり大きく, またそれぞれ異なる  $K_0$  値となる.これは塑



性ポテンシャル関数の違いによるものと考えられる.弾性せん断ひずみをゼロと仮定する式(6),(7),ゼロとしない式(8)による  $K_0$  値はいずれも実測値と大きく異なるので、これらの塑性ポテンシャルの仮定では、正確に  $K_0$  値を表現できなかった.

#### 4.4 塑性指数, せん断抵抗角と K<sub>0</sub> 値の関係

今回実施した試料 (Table 1) ならびに既往の研究 (Table 2) に対して, せん断抵抗角や塑性指数から推測される *K*<sub>0</sub> 値と実測 *K*<sub>0</sub> 値の関係を調べたのが Fig. 6 と Fig. 7 である<sup>15), 16).</sup>

この論文で調べた範囲の実測 K<sub>0</sub>値は, これら経験式からの推定 K<sub>0</sub>値とかなりの差が認められる. Fig. 6 に示したせん断抵抗角と推定 K<sub>0</sub>値には一定の傾向が認められるが, Fig. 7 に示した塑性指数から推定する K<sub>0</sub>値は過大で,実測値と大きく異なる. 精緻な弾塑性構成式用いた 有限要素解析における初期応力の設定には,実測 K<sub>0</sub>値を 用いるのが望ましい.

Fig. 8 は,各試料に対して試行計算により実測値とほ ぼ等しい  $K_0$  値を与える提案式(5)の係数  $\gamma_p$  とせん断抵抗 角の関係を示している.図の回帰直線の相関係数は 0.5 程度で相関性は高くないが,Fig. 6 の  $K_0$  値とせん断抵抗 角との同程度の相関性は認められる.提案式(5)の係数  $\gamma_p$  とせん断抵抗角の関係については、物性の異なる粘土で さらに調べることも必要である.



Fig. 8 Coefficient  $\gamma_p$  in equation (5) and K0 value.

## 5. 結言

この論文で得られた検討結果は,以下のとおりである.

- カムクレイモデルの塑性ポテンシャルでは、実測 K<sub>0</sub>値を再現できない.カムクレイモデルの塑性ポテ ンシャルに基づき塑性せん断ひずみと全せん断ひ ずみを等しいと仮定した K<sub>0</sub>値算定式も、実測値と 異なる K<sub>0</sub>値を与える.
- 提案した塑性ポテンシャルに含まれる定数 γ<sub>p</sub> 値を 適切に選定すれば、一次元圧縮時の実測 K<sub>0</sub> 値を再 現できる.
- 3) 実務で利用されることも多いせん断抵抗角や塑性 指数から推定する K<sub>0</sub>値は、今回の検討の範囲内で は実測値と大きく異なる。

# 参考文献

- 藤山哲雄,杉江茂彦:複数のFEM プログラムによる 解析結果の比較と考察,土と基礎, No.571, 53-8, pp.13-15 (2005).
- 2) D. R. J. Owen and E. Hinton: Finite elements in plasticity, Pineridge Press (1980).

- K. H. Roscoe and J. B. Burland: On the generalized stress strain behavior of wet clay, Engineering Plasticity, Cambridge University Press, 535-609 (1968).
- F. Y. Dafalias, M. T. Manzari and M. Akaishi: A simple anisotropic clay plasticity model, Mechanical Research Communication, Vol.29, pp.241-245 (2002).
- 飯沼孝一,今井誉人,赤石勝,杉山太宏:一次元圧密 における有効応力経路と塑性ポテンシャル,土木学 会論文集 C(地圏工学), Vol71, No.2, pp.119-124 (2015).
- 森脇武夫,藤井秀憲,網干寿夫:飽和粘土の K0 値に 関する実験的研究,土質工学会論文報告集,Vol.28, No.2, pp.205-215 (1988).
- A. M. Britto and M. I. Gunn: Critical state soil mechanics via finite elements, JOHN WILLY & SONS (1987).
- 松井保,安部信晴:三軸粘土供試体の圧密過程,第17 回土質工学研究発表会講演集,pp.141-144 (1982).
- 20 土田孝:港湾・空港施設を対象とした統一様式による地盤性能報告書の作成方法に関する研究,平成20年度(財)港湾空港技術サービスセンター研究助成報告書 (2010).
- 林宏親: 泥炭地盤の変形挙動解析に用いる地盤定数の評価法に関する研究, 寒地土木研究所報告 No.400, pp.1-138 (2007).
- 柴田徹, 関口秀雄:盛土基礎地盤の弾・粘塑性挙動 解析と破壊予測,土木学会論文集, No.301, pp.93-104, (1980).
- K. Arai: Relationship between time effects in triaxial test and secondary compression, Soils and Foundations, Vol.34, No.3, pp.59-69 (1994).
- 13) 地盤工学会編:弾塑性有限要素法がわかる, p.211 (2003).
- J. H. Atkinson: Foundations and slopes, McGraw-Hill, p107 (1981).
- 15) I. Alpan: The empirical evaluation of the coefficient  $K_0$  and  $K_{0R}$ , Soils and Foundations, Vol.VII, No.1, pp.31-40 (1967).
- 16) 太田秀樹, 鍋谷雅司, 藤井信二, 山本松生: 弾・粘塑 性有限要素解析の入力パラメーター決定における 一軸圧縮強度の利用, 土木学会論文集, No.400, Ⅲ -10, pp.45-54 (1988).

鉄道車両特性が乗り上がり脱線に及ぼす影響 天谷 知司\*1 鈴木 大貴\*1 土屋 寛太朗\*2 小泉 隆一\*1

# Characteristics of the Railway Vehicles for the Prevention of the Derailment

by

Satoshi AMATANI<sup>\*1</sup>, Hiroki SUZUKI<sup>\*1</sup>, Hirotarou TSUCHIYA<sup>\*2</sup> and Ryuichi KOIZUMI<sup>\*1</sup> (Received on Sep. 30, 2019 and accepted on Jan. 9, 2020)

#### Abstract

Ordinarily, the causes of derailment are clear. However, there have been rare cases where derailment was caused by multiple conditions overlapping, even though safety was satisfied. One such derailment is flange climb derailment. To identify the factors causing flange climb derailment, various causes were considered. Since it would be necessary to conduct many actual vehicle tests to identify the root cause, it is more efficient to conduct simulations using parameters based on actual railway vehicles. In this study, we calculated the derailment coefficient using the wheel load and lateral pressure. Railway vehicles were simulated on sharp curves and at low speed that could cause flange climb derailment. Three types of railway vehicle model and three types of track were assumed and simulated. The cause of flange climb derailment was clarified by considering the derailment coefficient under various conditions. As a result, it was found that the derailment coefficient of the entire railway vehicle reached the maximum value immediately after exiting the stationary curve. In some cases, the derailment coefficient exceeded the dangerous value of 1.0. Suppressing this maximum value would be an effective way to prevent derailment accidents.

Keywords: Railway vehicles, Flange climb derailment, Bogie, Curve, Track

# 1. 諸言

鉄道の脱線は 1833 年のハイツタウン鉄道事故以降頻 繁に発生し<sup>1)</sup>,2000年代以降においても福知山脱線事故 やアムトラック脱線事故など全世界で脱線事故により多 くの人命が失われる例は後を絶たない<sup>2)</sup>.脱線の要因は 障害物との衝突,列車の速度超過,整備不良による軌間 の拡大,台車等車両の破損によるものなど多岐にわたる. これらは要因が明確であり,それぞれの事象に対応する 的確な改善策をとれば脱線を防止することが可能である. ただし,すべて検査基準内に管理されているにも関わら ず,ごくまれに車両,軌道,運転等の条件が重なり合い 脱線する場合がある<sup>3)</sup>.そのため車両や路線の設計およ び計画段階にこれらの条件の重なり合いを十分に考慮す る必要がある.

2000年3月8日に帝都高速度交通営団の日比谷線中目 黒駅構内で発生した列車衝突脱線事故は,死者5名,負 傷者 63 名という日本における鉄道事故史上非常に大き な事故であり,複合的要因による脱線事故の研究が始ま る契機ともなった.この事故の要因は脱線した車両の車 輪,車軸等に折損等の異常が見られなかったことから, 比較的低速で走行中に車輪がレールに乗り上がって脱輪

\*1 工学部精密工学科

\*2 工学部精密工学科助教

に至る、いわゆる乗り上がり脱線と推定されている 4. このような複合的要因による脱線事故の個々の要因と その相互作用は未だ十分に解明されておらず, 今後も研 究が必要である.大野らはフランジ角の変化が乗り上が り脱線に与える影響を評価し,車両を構成する各部分が 乗り上がり脱線に与える影響を明らかにしている<sup>5)</sup>. 一 方で,実際に使用される車両および走行条件の下で脱線 係数の検討を行い既存の設備の改良を目指そうとする 報告は少ない.また,乗り上がり脱線等の複合的要因に よる脱線は車両側, 軌道側ともに考慮すべき要因が多岐 にわたり,実際の軌道や車両の条件も様々であり,膨大 な回数の実車試験を行うことは効率的ではない.近年自 己操舵により車輪とレールの接触角を低減する自己操 舵台車<sup>の</sup>,スリーピース構造の台車枠により線路への追 従性を改善する輪重減少抑制台車<sup>7)</sup>等の研究が進めら れている.しかしながら、すべての台車の取り替えには 相当の時間を要し,置き換えが完了するまでは既存の台 車を改良した上で,既存車両での安全性の評価も必要で ある. さらに、これらの台車の設計には脱線の要因とな る各種パラメータを解明することが不可欠であるため, 実車試験に加え実車を構成する各部位のパラメータを 利用し,任意の条件を設定して安全性の検討を行うこと ができるシミュレーションが有効である.

本研究では急曲線部を低速で走行する鉄道車両の乗り 上がり脱線に対する安全性を評価するために,推定脱線 係数を算出した.輪重横圧測定式を用いて車両の先頭軸 外軌側車輪の輪重と横圧を推定し,その後車両モデルを 用いて推定脱線係数を算出し検討を行った<sup>8)</sup>.車両モデ ルは通勤型車両,特急型車両,単行運転用一般型車両(以 下,一般型車両とする.)の3種類の汎用的な在来線車両 を想定し,速度,曲線半径の各条件における推定脱線係 数を算出した.この推定脱線係数により乗り上がり脱線 に対する安全性への様々な影響を効率的かつ体系的に評 価し,それぞれの推定脱線係数について検討することで 脱線要因の解明を行った.

# 2. 解析方法及び条件

#### 2.1 輪重横圧推定式<sup>8)</sup>

曲線走行時の先頭軸外軌側車輪において,横圧推定式 から求めた横圧QNを輪重推定式から求めた輪重PNで 除することによって推定脱線係数(Q/P)を求める.この時 Q/Pは輪重横圧推定式を示している.なお,推定脱線係 数が1.2以下であることが,脱線を引き起こさない条件 の目安とされている.実際には安全率20%をとり推定脱 線係数比が1.0を超える場合には脱線防止ガードを設置 するなどの対策が施される<sup>3</sup>.

Fig. 1 に輪軸に働く力の模式図を示す.外軌側車輪の フランジがレールと接触して釣り合っている状態の輪軸 に各力が作用している.本論文では内軌側の値に対して

'(ダッシュ)を記し、区別する. Fig. 1 のように一定速度 で回転する輪軸には、左右力Fy・上下力Fz・回転モーメ ント M が作用する. Fy, Fz, M は一定方向への運動を維 持しようとする台車枠と、左右・上下・回転の各方向へ 変位する輪軸との間で発生する力である. 各モーメント の釣り合い式は左右方向が式(1)、上下方向が式(2)、ロー ルモーメントが式(3)のように示される.

左右方向の力  $-Q + Q' + F_y = 0$  (1)

上下方向の力  $P + P' - F_z = 0$  (2)

 $\Box - \mu \Xi - \lambda \vee \vdash \qquad bP - rQ - b'P' + r'Q' + M = 0$ 



Fig. 1 Acting force for wheelset.

式(1)および式(2)の釣り合いによって式(4),式(5)が求められる.

$$Q = Q' + F_y \tag{4}$$

$$P = F_z - P' \tag{5}$$

また, *b*≈*b*′, *r*≈*r*′とした場合,式(4)より式(6)が求められる.

$$P = P' + (rF_{\gamma} - M)/b \tag{6}$$

準静的な釣り合いでは、上下力 $F_z$ Nは輪重に等しいため、 輪軸重心に作用する左右力 $F_y$ Nと輪軸重心まわりのロー ルモーメントMNmを推定することが出来る.また、式(5)、 式(6)から内外軌側輪重を推定することができ、内軌側の 横EQ'Nが求められれば、式(4)により外軌側横圧を推定 出来ることが分かる.

しかし,輪軸重心に働く左右力F<sub>y</sub>Nは,外軌側横圧のみでなく,外軌側輪重PNも増加させる.この時の車輪とレール間の関係について外軌側をFig.2,内軌側をFig.3 にそれぞれ示す.また,外軌側と内軌側の釣り合い式についてはそれぞれ以下のように示される.

<外軌側車輪(左側)>
$$Q = N \sin \alpha - f_v \cos \alpha$$
(7)

$$P = N\cos\alpha + f_{y}\sin\alpha \tag{8}$$

または,

$$f_{\rm v} = P \sin \alpha - Q \cos \alpha \tag{9}$$

$$N = P\cos\alpha + Q\sin\alpha \tag{10}$$

<内軌側車輪(右側) ※
$$\alpha = 1/20$$
とする. >  $Q' = N'\sin\alpha' + f'_y\cos\alpha' \approx N'\alpha' + f'_y$  (11)

$$P' = N'\cos\alpha' + f_{\nu}'\sin\alpha' \approx N' - f_{\nu}'\alpha' \tag{12}$$

$$Q'/P' = \alpha' + (f'_y/N')/1 - \alpha' + (f'_y/N') \equiv \kappa$$
(13)

クリープ力とは、転送する車輪とレールの間の微小な すべりにより生じる接線力のことである.式(11)におい て内軌側車輪の横圧Q'Nは、主たる成分が横クリープ力  $f'_{y}$ Nである.なお、式(13)の $\kappa$ を内軌側横圧輪重比と呼ぶ. 輪軸への左右力 $F_{y}$ による外軌側横圧の増分を $\Delta Q$ ,輪軸 および法線力の増加に伴うフランジ部の横クリープ力 $f_{y}$ の変化を無視すると、式(7)、式(8)、式(9)、式(10)におい て $\Delta f_{y} = 0$ と置くことにより式(14)、式(15)が求められる.

$$\Delta P = \Delta Q / \tan \alpha \tag{14}$$

$$\Delta N = \Delta Q / \sin \alpha = \Delta P \cos \alpha \qquad (15)$$

(3)



#### (inside rail).

#### 2.2 解析条件

本解析では、Matlab/Simulink を利用し、輪重横圧推定 式の計算を行った.解析に用いたモデルは、7 剛体・42 自由度のモデルであり、各部品を剛体要素として定義し、 これにバネ・ダンパ・ストッパ等の支持要素を加えた静 的な車両モデルとした.解析に用いた車両モデルは通勤 型車両、特急型車両、一般型車両の汎用的な車両モデル であり、輪重横圧推定式を用いてそれぞれの推定横圧、 推定輪重、推定脱線係数を求めた.なお、車両のパラメ ータについては文献値<sup>8)</sup>を参照し、実際の鉄道車両の各 数値<sup>9)</sup>を加え、各車両のモデルとした.使用した車両モ デルの基本的な共通条件を Table 1、通勤型車両のパラメ ータを Table 2、特急型車両のパラメータを Table 3、一般 型車両のパラメータを Table 4 に示し、Fig. 4 に車両モデ ルにおける部品配置の概略を記載した.Table 1 に記載し た静止輪重比とは、P:P'を指す.

また,走行速度は一定として解析を行った.日比谷線 脱線事故では走行速度 *V* = 15 km/h 以下において乗り上

Table 1 Common conditions <sup>8)</sup> .						
Length of straight before curve [m]	30					
Length of entrance transition curve [m]	45					
Length of stationary curve [m]	90					
Length of exist transition curve [m]	45					
Length of straight before curve [m]	30					
Radius of stationary curve [m]	100, 160, 200					
Cant [m]	0.125					
Gauge [m]	1.067					
Level irregularity	0					
Speed [km/h]	10, 15, 20					
Ratio of stationary wheel load [-]	1					
Tread center position wheel radius [m]	0.43					
1/2 left and right contact	0.56					
point spacing [m]						
Bogie frame mass [kg]	1600					
Wheelset mass [kg]	1300					
1/2 left and right primary	2/2					
suspension spacing [m]						
1/2 left and right secondary	2/2					
suspension spacing [m]						
x direction displacement	0					
of the center of gravity [m]						
y direction displacement	0					
of the center of gravity [m]						
Anti-roll bar rotation spring	0					
constant [Nm/rad]						
Distance from bogie center	0					
to torsion bar [m]						
Carbody equivalent torsional	inf(∞)					
rigidity [Nm <sup>2</sup> /rad]						
Bogie torsional rigidity [Nm <sup>2</sup> /rad]	inf(∞)					

Table 2 Commuter type railway vehicles parameter <sup>8, 9)</sup>.

Inside pressure wheel weight	0.4
ratio [-]	
Flange angle [rad]	65
1/2 carbody mass [kg]	32900/2
Body center of gravity height on	1.8
the rail surface [m]	
Vertical primary suspension	$1000 \times 10^{3}$
spring constant / axlebox [N/m]	
Vertical secondary suspension	$350\! imes\!10^3$
spring constant / one side bogie	
[N/m]	
Secondary suspension	$150\! imes\!10^3$
longitudinal rigidity [N/m]	
1/2 bogie center distance [m]	13.8/2
1/2 axle distance [m]	2.1/2

がり脱線が発生したことが大野の研究よりわかっている<sup>5)</sup>. そこで、本研究における推定横圧、推定輪重の解析では 走行速度 V=15 km/h の条件で解析を行った. さらに、推 定脱線係数の解析のみ V=10 km/h, V=15 km/h, V=20 km/h と段階的に変化させ、速度により変化する挙動の 比較も行った.

	-
Inside pressure wheel weight	0.4
ratio [-]	
Flange angle [rad]	65
1/2 carbody mass [kg]	42300/2
Body center of gravity height on	1.2
the rail surface [m]	
Vertical primary suspension	$1000 \times 10^{3}$
spring constant / axlebox [N/m]	
Vertical secondary suspension	$350\! imes\!10^3$
spring constant / one side bogie	
[N/m]	
Secondary suspension	$150\! imes\!10^3$
longitudinal rigidity [N/m]	
1/2 bogie center distance [m]	13.8/2
1/2 axle distance [m]	2.1/2

Table 3 Express type railway vehicles parameter <sup>8, 9)</sup>.

Table 4 General type railway vehicles parameter <sup>8-10</sup>).

	-
Inside pressure wheel weight	0.4
ratio [-]	
Flange angle [rad]	65
1/2 carbody mass [kg]	43000/2
Body center of gravity height on	1.8
the rail surface [m]	
Vertical primary suspension	$1000 \times 10^{3}$
spring constant / axlebox [N/m]	
Vertical secondary suspension	$350\! imes\!10^3$
spring constant / one side bogie	
[N/m]	
Secondary suspension	$150\! imes\!10^3$
longitudinal rigidity [N/m]	
1/2 bogie center distance [m]	14.0/2
1/2 axle distance [m]	2.1/2





Fig .4 Outline of model.



Fig. 5 Rail and track.

## 2.3 走行条件

#### 2.3.1 軌道条件

Fig. 5 は解析で用いた軌道を示しており,各部の詳細 を以下に示す.走行開始から 30 m 地点までの曲線に入 る前の直線を曲線前直線とし,30 m から 75 m 地点まで の直線から曲線に入るまでの緩やかな曲線を入口緩和曲 線とする.次に,75 m から 165 m 地点までの軌道上の曲 線を定常曲線とする.さらに,165 m から 210 m 地点ま での緩やかな曲線から直線に入るまでの曲線を出口緩和 曲線とし,210 m から 240 m 地点までの出口緩和曲線終 了後の直線を曲線後直線とする.

#### 2.3.2 曲線半径

推定横圧,推定輪重の解析では分岐附帯曲線を除く普 通鉄道の最小曲線半径である 160 m の条件で解析を行っ た<sup>11)</sup>. また,推定脱線係数の解析のみ普通鉄道の分岐附 帯曲線の最小曲線半径である 100 m<sup>11)</sup>,乗り上がり脱線 への対策が必要とされている最大曲線半径 200 m<sup>4)</sup>,以 上 2 つの異なる定常曲線半径 *R* での解析も行い,定常曲 線半径により変化する推定脱線係数の比較も行った.

## 3. 解析結果

## 3.1 推定横圧

Fig. 6 は通勤型車両,特急型車両,一般型車両の V=15 km/h, R = 160 m における解析結果であり,縦軸は推定横 圧,横軸は走行距離とし,推定横圧の経過を示している. 推定横圧の傾向についてはいずれの車両においても以下 のように概ね同様であった.まず,入口緩和曲線の走行時において推定横圧は直線的に減少し,定常曲線(図中 a)に入ると瞬間的に増加し一定値で推移する.次に,出 口緩和曲線に進入すると進入直後(図中 b)に推定横圧 は最大値を示した後減少し,曲線後直線までに収束した. Fig.7に定常直線通過時の推定横圧(図中 a)と出口緩和 曲線進入直後の推定横圧の最大値(図中 b)をまとめた. Fig.7より特急型車両と一般型車両の出口緩和曲線進入 直後の推定横圧の絶対値を比較すると,いずれの横圧も 一般型車両の方が約0.4 kN大きいが,2つの車両の値に 大きな差はみられなかった.一方,通勤型車両と他の車 両の推定横圧を比較すると,いずれも通勤型車両の方が 約3.3 kN値が小さかった.Table 2,3,4より車両のパラ メータを比較すると,通勤型通両は特急型車両と比較し て 9.4 t, 一般型車両と比較して10.1 t 車体重量が軽く,



Fig. 6 Supposition lateral force (V = 15 [km/h], R = 160 [m]).



Fig. 7 Value of lateral force.

この車体重量の差が推定横圧の差をもたらす最大の要因 として考えられる.車体重量の軽い通勤型車両は特急型 車両および一般型車両と比較し,軌道に与える推定横圧 が小さくなったと考えられる.また,一般型車両の推定 横圧が特急型車両よりもやや大きい要因は,特急型車両 よりも台車中心間距離が長く曲線進入時の接触角が大き いためと考えられる.以上のことにより,推定横圧を抑 えるためには車体重量を軽くし,台車中心間距離を短縮 することが効果的と考えられる.

#### 3.2 推定輪重

Fig. 8 は通勤型車両,特急型車両,一般型車両の V=15 km/h, R=160 m における解析結果であり,縦軸は推定輪 重,横軸は走行距離とし,推定輪重の経過を示している. 推定輪重の傾向については以下のようにいずれの車両も 概ね同様であった.まず,曲線前直線(図中 c)走行後, 入口緩和曲線の進入時に最大値をとり,入口緩和曲線走 行時は直線的に減少する.次に,定常曲線(図中 d)に



Fig. 8 Supposition wheel road (V = 15 [km/h], R = 160 [m]).



Fig. 9 Value of wheel road.

入ると一定値で推移する.続いて,出口緩和曲線進入直後(図中 e) に最も低い値をとり,出口緩和曲線走行中 は徐々に増加し,曲線後直線では元の値に収束する.Fig. 9 に曲線前直線走行時(図中 c)の推定輪重,定常直線通 過時(図中 d)の推定輪重,および出口緩和曲線進入直 後(図中 e)の推定輪重の最小値をまとめた.推定輪重 はいずれの地点でも通勤型車両,特急型車両,一般型車 両の順に小さく,特に通勤型車両の推定輪重の小ささが 顕著であった.通勤型車両の車体重量は他の車両と比較 し軽いため,推定輪重も他の車両と比較し減少したと考 えられる.

また, Fig. 9 より通勤型車両および特急型車両の推定 輪重を比較すると、曲線前直線においては特急型車両の 方が約 12 kN 推定輪重が大きいものの, 定常曲線内では 約 6.6 kN, 出口緩和曲線進入直後で約 7.0 kN と直線走行 時よりも差が縮小している.また,特急型車両および一 般形車両の推定輪重を比較した場合も同様である.曲線 前直線では一般型車両の方が約0.9 kN 推定輪重が大きい ものの、定常曲線内および出口緩和曲線進入直後では約 0.5 kNと直線走行時よりも差が縮小している. このよう な曲線で推定輪重値の差の縮小の原因は、曲線走行時の み変化する上下力により輪重比に変化が生じて輪重が内 軌側車輪に集中し外軌側車輪の輪重を低減させ、車体重 量が重いほど曲線走行時のみに変化する上下力の影響を 受けやすく曲線走行時の推定輪重が減少しづらいことで あると考えられる.曲線走行時のみ変化する上下力とし て、カント量が車体を傾斜させることによる輪重比の変 化、枕ばねによる台車への上下力、軸ばねによる輪軸へ の上下力等が考えられる.

#### 3.3 推定脱線係数

Fig. 10 は通勤型車両,特急型車両,一般型車両の V= 10 km/h, R = 160 m の条件での解析結果である. Fig. 10 の出口緩和曲線進入直後(図中 ƒ)の推定脱線係数の最 大値は通勤型車両で約0.90,特急型車両および一般型車 両で約0.82であった. Fig. 11は通勤型車両, 特急型車両, 一般型車両の V = 15 km/h, R = 160 m の条件での推定脱 線係数の解析結果である. Fig. 11 の出口緩和曲線進入直 後(図中 g)の推定脱線係数の最大値は通勤型車両で約 0.87, 特急型車両および一般型車両で約 0.80 であった. Fig. 12 は通勤型車両,特急型車両,一般型車両の V=20 km/h, R = 160 m の条件での推定脱線係数の解析結果であ る. Fig. 12の出口緩和曲線進入直後(図中h)の推定脱 線係数の最大値は通勤型車両で約0.84,特急型車両およ び一般型車両で約0.77であった.いずれも縦軸は推定脱 線係数、横軸は走行距離とし、推定脱線係数の経過を示 している. 推定脱線係数の傾向はすべての解析で概ね同 様で,入口緩和曲線で減少し定常曲線手前で最小となり, 定常曲線走行時は一定値となった.その後,出口緩和曲 線で最大値をとり,以降は減少し初期値に収束した.ま た, Fig. 13 に出口緩和曲線進入直後(図中f,g,h) にお ける推定脱線係数の最大値と速度との関係を車両別にま とめた. Fig. 13 より,出口緩和曲線での推定脱線係数の 最大値は速度および定常曲線半径がともに等しい場合, 通勤型車両が最も大きく,特急型車両および一般型車両 はほぼ同様であった.この傾向は同一速度かつ同一定常 曲線での解析であれば推定脱線係数の解析すべてにおい て同様であった.3.2 節に記したように通勤型車両の車 体重量が他の車両よりも軽く推定輪重も小さくなるため,



Fig. 10 Supposition derailment coefficient (V = 10 [km/h], R = 160 [m]).



Fig. 11 Supposition derailment coefficient (V = 15 [km/h], R = 160 [m]).



Fig. 12 Supposition derailment coefficient (V = 20 [km/h], R = 160 [m]).





推定脱線係数が大きくなると考えられる. Fig. 13 より, いずれの車両も V = 10 km/h において推定脱線係数が他 の速度より大きい値を示し, V = 15 km/h, V = 20 km/h の 順に下がった.以上のことより,本解析条件で速度の影 響のみ考慮した場合は, V = 10 km/h 付近もしくはそれ以 下の速度で推定脱線係数が最大になると考えられる.上 記の場合に脱線係数が大きくなる原因として,走行速度 が遅いほどカント量の影響を受けて内軌側に輪重が偏り, 外軌側の輪重が減少することが考えられる.

Fig. 14 は通勤型車両,特急型車両,一般型車両の V= 15 km/h, R = 100 m の条件での推定脱線係数の解析結果 である.Fig. 14 の出口緩和曲線進入直後(図中 i)の推 定脱線係数の最大値は通勤型車両で約 1.04,特急型車両 および一般型車両で約 0.95 であった.Fig. 15 は通勤型車 両,特急型車両,一般型車両の V=15 km/h, R = 200 m の 条件での推定脱線係数の解析結果である.Fig. 15 の出口 緩和曲線進入直後(図中 j)の推定脱線係数の最大値は



Fig. 14 Supposition derailment coefficient (V = 15 [km/h], R = 100 [m]).







Fig. 16 Derailment coefficient Maximum value (V = 15 [km/h], R = 100, 160, 200 [m]).

通勤型車両で約 0.81,特急型車両および一般型車両で約 0.74 であった.上記に Fig. 12 も加え,定常曲線半径を 100 m, 160 m, 200 m と変化させた場合,定常曲線半径 が推定脱線係数に及ぼす影響を検討した.Fig. 16 に出口 緩和曲線進入直後 (図中 g, i, j) における推定脱線係数の 最大値と定常曲線半径の関係を車両別にまとめた.

以上の結果より,定常曲線半径が100mのときに推定 脱線係数は最も大きい値を示し,160m,200mの順に 徐々に下がった.すなわち,定常曲線半径が小さいほど 推定脱線係数が大きくなる傾向がみられた.定常曲線半 径が小さいほど推定脱線係数が大きくなる要因として, 曲線通過時の接触角増加による推定横圧増加が考えられ る.定常曲線半径の推定脱線係数への影響が極めて大き い結果となった.このうち定常曲線半径100mのとき通 勤型車両は推定脱線係数の最大値が瞬間的にではあるが 1.0を上回っており,特に乗り上がり脱線のリスクが高 い.また,特急型車両および一般形車両も0.9と高く, 乗り上がり脱線のリスクが高いと考えられる.

# 4. 結言

本研究の解析結果により,想定した3種類の汎用的な 在来線車両モデルの同一条件の解析においては,通勤型 車両,特急型車両,一般型車両の順に脱線係数が大きな 値となった.また,推定脱線係数はいずれの車両でも出 口緩和曲線進入直後に最大値を示すことがわかった.特 に,出口緩和曲線における最大値を抑えることが乗り上 がり脱線事故防止に最も有効であり,具体的な対策とし て以下のことが考えられる.

- (1)軌道側では,推定輪重の解析結果よりカント量を抑えること,推定脱線係数の解析結果より曲線半径の小さな軌道を可能な限り敷設しないことの二点が有効であると考えられる.定常曲線半径100mの定常曲線において高い推定脱線係数を示し,定常曲線半径200mの出口緩和曲線進入時には推定脱線係数が減少したことから,極めて効果的であるといえる.
- (2)車両側では、まず推定横圧の解析結果より車体重量と 台車中心間距離が推定脱線係数の最大値に大きな影響 を与えることが確認できた.そのため、定常曲線半径 の小さな区間では台車中心間距離の短い車両を導入し 横圧を減少させることが有効であり、車体の小型化等

により車体重量を抑えることも乗り上がり脱線の対策 となると考えられる.

(3)車両側では,推定輪重の解析結果より車体重量と輪重の増加が最大値の推定脱線係数に大きな影響を与えることが確認できた.そこで,推定脱線係数を抑えるためには、車体重量と台車間距離を抑えて横圧を低減させるだけではなく、曲線通過時の輪重の増加も抑制する必要があると考えられる.輪重の増加を抑制するために、今後は軸ばねおよび枕ばねの値を調整し、推定脱線係数を検討すべきであると考える.

## 参考文献

- 1) R. John Brockman: Commodore Robert F. Stockton 1795-1866, Cambria Press, pp.317 (2010).
- PRELIMINARY REPORT RAILROAD Amtrak Passenger Train 501 Derailment, National Transportation Safety Board, December 18 (2017).
- 3) 石田弘明:鉄道車両の乗り上がり脱線防止対策,精密 工学会誌, Vol.75, No.3, pp.337-340 (2009).
- 4)事故調査検討会: 帝都高速度交通営団 日比谷線中目 黒駅構内列車脱線衝突事故に関する調査報告 (2000).
- 5) 大野潔: 乗り上がり脱線事故撲滅に向けた研究開発, JR EAST Technical Review-No.3, pp.13-16 (2003).
- 6) Yoshiyuki Shimokawa and Masaaki Mizuno: Development of the New Concept Steering Bogie, NIPPON STEEL & SUMITOMO METAL TECHNICAL REPORT No.105, pp.41-47 (2013).
- 7) Hiroyuki Kato, Ken Iwanami, Hiroshi Arai and Koji Asano: Development of a High Speed Shinkansen Bogie, JR EAST Technical Review-No.8, pp.15-18 (2006).
- 8) 吉田秀久,石田弘明,鈴木晶弘,富岡隆弘,道辻洋平, 宮本岳史:鉄道車両のダイナミクスとモデリング, 日本機械学会, pp.1-202 (2018).
- 9)赤澤良久:国鉄車両一覧,日本交通公社出版事業部 pp.328-510 (1986).
- 10) 石津一正, 井上泰生: 車両技術 161 号, 一般社団人日 本鉄道車輛工業会, pp.24-35 (1983).
- 国土交通省:鉄道に関する技術上の基準を定める省 令の解釈基準, p.3 (平成14年3月8日鉄道局長通達).

# 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

# 服部 泰久\*1

# Feasibility Study on Measuring Real Contact Area Using Complex Refractive Index as an Indicator

by

Yasuhisa HATTORI<sup>\*1</sup>

(Received on Sep. 30, 2019 and accepted on Nov. 7, 2019)

## Abstract

A new method for determining real contact area was attempted by measuring the complex refractive index of the material contained inside the contact surface by using the ellipsometry technique. Taking the contact of a steel ball with a glass plane as an example, the distribution of refractive index as well as extinction coefficient within the contact surface through the glass were successfully measured and the results showed generally good agreement with the physical properties. These measured values were considered independent of the surrounding media and of the image capture conditions, and their transition ranges were narrower than that of brightness change measured by contact microscope. As another example of contact of a glass lens, the ellipsometer successfully measured the distribution of refractive index and extinction coefficient, though the contact microscope failed. These results suggest that complex refractive index could be an effective indicator for determining real contact area.

Keywords: Real contact area, Ellipsometry, Refractive index, Extinction coefficient, Contact microscope

# 1. 諸 言

固体面の接触において表面形状の頂部のみが実際に接触する真実接触は、荷重分布や摩擦特性、伝熱・接触電気特性などに直結する重要な特徴であり、実用面でも研究面でもモニタリングしたいという要求は大きい. 真実接触の測定法については種々の解説があり<sup>1-3</sup>),接触電気抵抗を測定する方法,移着を利用する方法,光学的反射を利用する方法、転写を利用する方法,超音波を利用する方法などが紹介されているが、いずれも一長一短であり万能の方法はない.この中で、光学的反射を利用する方法のひとつの接触面顕微鏡は、比較的簡便に真実接触部の平面内分布が得られ、その空間分解能が高いことから、一方の物体を透明にしなければならない制約にもかかわらずよく利用されており、他の測定法に対する標準にもなっている<sup>4-6</sup>).

接触面顕微鏡は,試料をガラス等の透明体に接触させ, その接触面に全反射が成り立つ角度で光を入射するとき, 真実接触部で一部吸収がおこる性質を利用して,反射光 から明暗の差のある接触面画像を得る手法である.ただ し,この方法では,真実接触部周囲の固体間すき間が連 続的に広がる部分で画像の輝度も連続的に変化するため, 真実接触部を確定するためには画像を輝度により二値化 して境界を定めなければならない.これには何らかの基 準によるキャリブレーションが必要であり,文献 4-6)で はヘルツ接触の接触円半径の実測値が理論値と一致する ように二値化のしきい値を決める操作が行われている. しかしながら,画像取得の設定は経験的に行われている ため画像の輝度には物理的な意味はなく,決定されるし きい値にも明確な根拠はない.また,その値は試料材質 や雰囲気によっても変える必要があり,複数の物質や雰 囲気が混在する場合には定量的な測定は困難となる.

ところで,接触面顕微鏡では,偏光の調節により接触・ 非接触両部分からの反射光の間に明暗のコントラストを 付ける工夫が併用されることが多いが,この光学系はエ リプソメトリー(偏光解析法)のうちの消光法に類似の ものである.エリプソメトリーでは,測定対象の光学物 性や膜厚さ等の測定法が確立されている <sup>7)</sup>.そこで,接 触面顕微鏡においてもエリプソメトリーの手法を利用し て,接触面内の複素屈折率分布を把握することができれ ば,それを指標として物理的に明確な根拠をもって真実 接触の測定が可能になることが期待される.しかしなが ら,真実接触の測定に物質の複素屈折率を指標とする方 法はこれまでに例を見ない.

本論文では,接触面顕微鏡と同一の光学系において接 触面内の複素屈折率測定を行い,真実接触面積測定への 応用可能性について検討する.

\*1 工学部機械工学科准教授

# 2. 実験装置および測定原理

Fig. 1 に実験装置の概略を示す.これは偏光調節機能 を持った接触面顕微鏡である.ガラス平面にガラス側か ら全反射が成り立つ入射角で波長  $\lambda = 525$ nm の LED 光を 入射する.ガラスは N-SF11 を材質とする屈折率  $n_g =$ 1.797 の高屈折率ガラスプリズムであり,入射角  $\phi_i = 60^\circ$ とした場合,相手媒質の屈折率が 1.556 未満ならこの条 件を満たす.このときガラス平面に試料が押し当てられ ていると,非接触部では全反射が保たれるが,接触部で は一部吸収が起こって減衰全反射となるため,両部分の 間に明暗の差のついた接触面画像がカメラでとらえられ る.また,反射光の偏光状態は接触部と非接触部で異な るため,入射側,反射側それぞれの偏光板角度 $\theta_p$ , $\theta_A$ に よって両部分からの反射光強度は相対的に変化し,適切 な角度を選択することによって明暗の差をより大きくす ることができる.

一方,この装置は回転検光子型のエリプソメータにも なっている<sup>7)</sup>.この装置で反射側検光子(偏光板)を回 転させると,カメラで検出される光強度Iは検光子角度  $\theta_{A}$ に対して次のように 180°周期の三角関数状に変化す る.

$$I = I_0 (1 + \alpha \cos 2\theta_A + \beta \sin 2\theta_A) \tag{1}$$

係数 $\alpha$ ,  $\beta$ には装置構成と試料における反射特性が反映 されており、次の関係式で表される $^{n}$ .

$$\alpha = \frac{\cos 2\theta_p - \cos 2\Psi}{1 - \cos 2\theta_p \cos 2\Psi} \tag{2}$$

$$\beta = \frac{\sin 2\Psi \cos\Delta \sin 2\theta_p}{1 - \cos 2\theta_p \cos 2\Psi}$$
(3)

ここで $\theta_{\rho}$ は入射側偏光板角度である.また $\Psi$ ,  $\Delta$ は試料の反射特性を表す角度であり、その意味については後述する.実験では、検光子角度 $\theta_{\lambda}$ に対する光強度変化を 測定し、式(1)より係数 $\alpha$ ,  $\beta$ を決定すれば、式(2)および(3)の関係から $\Psi$ ,  $\Delta$ を算出できる.

反射特性を表す角度 $\Psi$ ,  $\Delta$ は, p 偏光, s 偏光, それ ぞれの振幅反射係数  $r_p$ ,  $r_s$  によって次のように定義され る量である <sup>7</sup>.

$$\frac{r_p}{r_s} \equiv \tan \Psi \exp(i\Delta) \tag{4}$$

本測定では, Fig. 2 のように, 測定対象における反射を ガラス側から単一媒質への入射に対する応答としてとら えている. この場合の振幅反射係数 *r<sub>p</sub>*, *r<sub>s</sub>*は次のフレネ ルの式として与えられる<sup>7</sup>.

$$r_{p} = \frac{(N^{2}/n_{g})\cos\phi_{i} - \sqrt{N^{2} - n_{g}^{2}\sin^{2}\phi_{i}}}{(N^{2}/n_{g})\cos\phi_{i} + \sqrt{N^{2} - n_{g}^{2}\sin^{2}\phi_{i}}}$$
(5)

$$r_{s} = \frac{n_{g}\cos\phi_{i} - \sqrt{N^{2} - n_{g}^{2}\sin^{2}\phi_{i}}}{n_{g}\cos\phi_{i} + \sqrt{N^{2} - n_{g}^{2}\sin^{2}\phi_{i}}}$$
(6)

ここで N は測定対象の複素屈折率である.

$$N = n - ik \tag{7}$$

式(4)に式(5),(6)を代入した形に,実験より求めた $\Psi$ ,  $\Delta$  を代入することで複素屈折率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ることができる.



Table 1 Experimental conditions.

	Case 1	Case 2
Sample	Steel ball	Glass(BK7) lens
Radius R [mm]	5	10.38
Load W [N]	0.25	0.5
Atmosphere	Air, Water	Air, Water
Radius of Hertzian contact <i>a</i> [µm]	23.9	44.2

Glass	$N_g = n_g - 0i$
Target	N = n - ik
Fig. 2 Optical n	nodel of reflection.

 $\phi_{i} = \phi_{i}$ 

Table 2 Material constants.

	Steel	Glass (BK7)	Air	Water	Glass (N-SF11)
Young's modulus <i>E</i> [GPa]	208	80	-	-	91.2
Poisson's ratio v	0.3	0.205	-	-	0.255
Refractive index n	2.43 8)	1.519	1	1.333	1.797
Extinction coefficient k	3.3 8)	0	0	0	0

なお、本装置では入射側偏光板の透過軸角度 $\theta_p$ は 45° に固定している.また、通常のエリプソメータと異なり、 試料面での反射の前後に、空気からガラスプリズムへの 透過、および、その逆向きの透過の過程が追加されてい るが、入射角 $\phi_i = 60^\circ$ 、プリズム頂角 60°である本装置の 場合は光線が垂直入射となるためp偏光、s偏光の透過 特性は同一であり、式(4)の比を変化させることがないこ とから、上記の関係式をそのままの形で用いることがで きる.

# 3. 測定方法および条件

試料として球面を接触させた場合の接触状態について 測定を行う.実験条件を Table 1 に,使用する物質の材料 定数を Table 2 に示す.試料には転がり軸受用鋼球および BK7 を材質とするガラスレンズを選び,雰囲気はそれぞ れ空気と水で行う.試料はばねを介してガラスプリズム 平面に押し当て,ばねの変形量の調節により荷重を設定 する.

測定ごとのばらつきを抑えるために,撮影画像中の最大輝度が一定となるように光源のパワーを調整する.接触面顕微鏡としては,非接触部の明るさが最大となる,入射側偏光板角度 $\theta_p = 45^\circ$ ,反射側偏光板角度 $\theta_a = 45^\circ$ に固定して接触面画像を撮影し,画像内輝度(8ビットデジタル画像256階調中のレベル)の分布を導出する.エリプソメータとしては, $\theta_p = 45^\circ$ として $\theta_A$ を0から180°の範囲を16分割で撮影し,画像の各画素に対して前章の方法にしたがって屈折率nと消衰係数kを算出して接触面内分布を得る.

なお、平滑な球面と平面の弾性接触問題は Hertz により理論解が導かれており、縦弾性係数E、ポアソン比 $\nu$ 、曲率半径Rの球面が、縦弾性係数 $E_g$ 、ポアソン比 $\nu_g$ のガラス平面に荷重Wで接触するときの接触円半径aは次式で表される<sup>9</sup>.

$$a = \sqrt[3]{\frac{3WR}{4} \left(\frac{1 - v^2}{E} + \frac{1 - v_g^2}{E_g}\right)}$$
(8)

球面・平面のひずみが小さく接触円半径 a が十分小さい とき式(8)は精度よく成り立つと考えられるので,これに よって接触面顕微鏡およびエリプソメータによる測定結 果を検証する.2 つの例における接触円半径 a の理論値 を Table 1 に合わせて示す.

# 4. 測定結果および考察

Fig. 3 は Case 1 について接触面顕微鏡で測定を行った 結果で, (a), (b)は空気中で鋼球を接触させたときの接触 面画像と接触円中央位置の輝度ラインプロファイルであ り, (c), (d)はそれらの水中の場合である. x, v は接触面 内の位置で,測定光の入射面に対してそれぞれ垂直方向, 平行方向である.本装置では斜方からの撮影であるため, 接触面画像(a), (c)は y 方向に圧縮されて映り, ピントの 合う範囲も y 方向中央付近の狭い範囲に限られる. 接触 円は周囲に比べて暗く現れるが,それぞれの輝度レベル は空気中と液体中で同一でないことがわかる. ラインプ ロファイル(b), (d)に見られるように接触円外側のすき間 が広がる領域では輝度が連続的に変化するため,明暗に より接触部分を判別するためにはしきい値の設定が必要 となるが,特に液体中では変化は緩やかであり,しきい 値の選定で測定結果が大きく変わることがわかる.また, その選定は実験条件に加えて画像の輝度レベルにも影響 され,固定値を取ることができない.

Fig. 4 (a)~(d)は, Case 1 についてエリプソメータで屈 折率 n を測定した結果で, (a), (b)は空気中の場合の接触 面内分布とラインプロファイルであり, (c), (d)はそれら の水中の場合である.ラインプロファイル(b), (d)におい て,接触部から離れた外側では空気中水中を問わず雰囲 気物質の物性値通りの値が現れており,接触部中央では 周囲とは明確に異なる値を示している.これらの値は画 像の輝度レベルや雰囲気物質の違い等のコンディション には依存せずに同一の値が得られるため,物理的な根拠 をもった接触部分判別の指標となり得る.また,接触部 の外側では屈折率の測定値は連続的に変化しているが, その範囲は接触面顕微鏡による輝度分布 (Fig. 3(b), (d)) の変化の範囲と同程度あるいは比較的狭いように見受け られる.

しかしながら、ラインプロファイル(Fig. 4(b),(d))に おいて、接触部の境界で屈折率の測定値が不連続に変化 する乱れが現れることがある.これは接触面内分布(Fig. 4(a),(c))においても接触部周囲の同心円状の変動として 認められる.この原因としては、接触部周囲のガラス平 面と鋼球の間にわずかなすき間ができている領域で、全 反射光が鋼球表面の影響を受けて変化している可能性が あり、すき間を考慮した全反射の光学モデルの適用を検 討する余地がある.

また、接触部内部で屈折率の測定値が物性値まで及ん でいないが、この原因として、鋼球表面の表面粗さによ りヘルツ接触部内側にも微細なすき間が存在し<sup>\*2</sup>、固体 とすき間媒質の混合した状態(有効媒質)の屈折率が測 定されている可能性が考えられる.その場合、有効媒質 の物性値は表面粗さの程度によって変わり特定できない ため、測定値の検証はできない.ただし、測定値は固体 とすき間媒質の物性値を反映した中間的な値として得ら れており、周囲媒質(空気)の測定値と明確な差が見ら れるので、接触部を判別する指標としては有効であると 考える.

Fig. 4 (e)~(h)は, Case 1 について測定した複素屈折率の虚部から得られた消衰係数 k の結果で, (e), (f)は空気中の場合の接触面内分布とラインプロファイルであり,

<sup>\*2</sup> 表面粗さ形状が測定のサンプリング間隔によって大きく変わるように,真実接触状態も注目するスケールで変わる性 質のものであり<sup>1)</sup>,それは測定法の空間分解能に依存する.ここでの結果も、本装置の光学系の分解能に応じて得ら れた真実接触状態であり、分解能の不足を問題にしているわけではない.



(Case 1: Steel ball).

Fig. 4 Measured results by ellipsometer (Case 1: Steel ball).

服部泰久



— 35 —

(g), (h)はそれらの水中の場合である.本例では,空気中 水中にかかわらず周囲物質では物性値どおりゼロ,接触 部では明らかに一定レベル以上の値が測定されている. 屈折率 n の場合と同様,接触部境界での変動と接触部内 側での低下の傾向は見られるが,こちらも接触部分判別 の指標として併用することが可能である.

Fig. 5 は Case 2 について接触面顕微鏡で測定を行った 結果である. 接触面画像は, 空気中(a), 水中(c)ともに, 接触部と非接触部の明暗が近く、輝度ラインプロファイ ルにおいても,空気中(b),水中(d)ともに両部分間の有意 な差は見られない. しかしながら, エリプソメータによ る Case 2 の 測定結果 (Fig. 6) では, 屈折率 n は空気中(b), 水中(d)ともに、物質ごとにほぼ物性値どおりの値が測定 されており,接触部と非接触部で明確な差が現れている. 消衰係数kについても,空気中(b),水中(d)を問わず物性 値どおりのゼロが測定されている.これは、エリプソメ ータにおいては、式(4)に示すようにp偏光、s偏光の振 幅反射係数の比から物性値として複素屈折率を算出する 操作を, 接触面内の各位置でイメージセンサの単一素子 から検出された光から行っているため、接触面内の光源 照度のむらや素子間の感度のばらつきの影響がないこと が理由として考えられる.また,一つの測定値の算出に 複数枚の画像を合わせて処理しているため、画像間のデ ータのちらつきが平均化されてノイズが軽減しているこ とも挙げられる.このように、画像の輝度を指標とする 接触面顕微鏡では不可能なケースであっても真実接触面 積を測定可能な場合があることは、複素屈折率を指標と するエリプソメータの優位性を示している.

# 結 言

エリプソメトリーの手法を利用して, 接触面顕微鏡と

同一の光学系において,接触面内の屈折率分布,消衰係 数分布を測定することができた.

これらの測定値は測定コンディションによらない,物 質ごとの一定値であり,また接触部境界における遷移領 域は接触面顕微鏡のものと同等,あるいは,それ以下で あるため,真実接触部分判別の有効な指標となり得る.

# 参考文献

- 川口尊久・畑沢鉄三・鏡重次郎:真実接触面の計 測と評価、トライボロジスト, Vol.50,, No.7, pp.499-504 (2005).
- 2) 新田勇:真実接触面積の可視化技術,トライボロジ スト, Vol.52, No.12, pp.843-848 (2007).
- 3) 中野健・田所千治・前川覚:弾性体の摩擦振動と 接触面の可視化,日本ゴム協会誌,Vol.85,No.10, pp.313-318 (2012).
- 大谷親・木村好次:湿式ペーパ摩擦材の接触状態の解析、トライボロジスト、Vol.39, No.12, pp.1042-1046 (1994).
- 5) 新田勇・諸橋明・大谷親: PET 薄膜を用いた真実 接触面積の分布の測定,トライボロジスト, Vol. 44, No. 2, pp.128-134 (1999).
- 大谷親・木村好次:湿式ペーパ摩擦材の接触特性(第 1 報)一未使用摩擦材の接触一,トライボロジスト, Vol.44, No.11, pp.898-905 (1999).
- 7) 藤原裕之:分光エリプソメトリー,丸善(2003).
- 8) H. G. Tompkins, A User's Guide to Ellipsometry, Academic Press (1993).
- 9) K. L. Johnson, Contact mechanics, Cambridge University Press (1985).

# PEFC ガス拡散層内の繊維間隔が排水挙動に与える影響 温 君寧\*1 陳 之立\*2

# Effect of Fiber Interval on Drainage Behavior of Gas Diffusion Layer in Polymer Electrolyte Fuel Cells

by

Junning WEN<sup>\*1</sup> and Zhili CHEN<sup>\*2</sup> (Received on Sep. 30, 2019 and accepted on Jan. 9, 2020)

#### Abstract

When a large amount of generated water stays in gas diffusion layers (GDL), flooding will occur as the drainage of the GDL deteriorates, degrading the output performance of polymer electrolyte fuel cells (PEFCs). The fiber interval in the GDL is an important factor for preventing flooding, and many studies have been reported. However, experimental studies have not been able to obtain sufficient knowledge because of limited case studies. Many analytical studies use a uniform fiber interval model, so the accuracy of analysis is low and the GDL fiber interval is not represented correctly. Therefore, this study proposed a non-uniform fiber distribution model based on SEM photographs of the fiber structure of a commercial GDL. After verifying the validity of this model, the effects of the average and maximum fiber interval on anti-flooding performance were investigated. The mechanism of this influence was investigated using liquid water behavior theory in which the flow in porous pores is called "capillary fingering". As a result, it was found that the average fiber interval of GDL did not have a monotonous effect on the water content ratio in GDL, but the effect reversed at a certain value. It was also found that large spaces in the GDL degraded the anti-flooding performance.

Keywords: Polymer electrolyte fuel cells, Gas diffusion layer, Fiber interval, Drainage behavior, Flooding

# 1. まえがき

燃料電池は従来の熱機関などと比較して地球環境やエ ネルギー問題などへの負荷が少なくエネルギー効率も良 いため, 次世代のパワーソースとして注目されている <sup>1)</sup>. 中でも固体高分子形燃料電池 (Polymer Electrolyte Fuel Cells, PEFC) は作動温度が低く,小型化しやすいので, 多くの分野において応用されている<sup>2)</sup>. しかし, PEFC の 本格的な普及に際して、出力密度を向上するため、電流 密度を上げる必要がある<sup>3,4)</sup>.また,PEFC はさまざまな 物質が供給されたり、排出されたりするという複雑な系 であり, 膜電極接合体 (Membrane Electrode Assembly, MEA)の外側に配置される多孔質のガス拡散層 (Gas Diffusion Layer, GDL)が、この複雑な物質の収支バラン スを良好に保つために重要な役割を担っている 5. 電流 密度が高い時,激しい電気化学反応が MEA で発生し, それに伴って大量の反応ガスの供給と多くの生成水の排 出が必要となる. 生成水が GDL 内で滞留すると, 反応ガ スの供給が阻害されるフラッディング現象が起き, PEFC 出力性能の低下を招いてしまう.

GDL 内の排水挙動を解明するために,GDL 内の可視 化実験が行われて検討された<sup>6-8)</sup>. DEEVANHXAY Phengxay らと許斐らによると, GDL の耐フラッディング 性能が繊維間隔の疎密に影響されることがわかった 6.7). さらに、林らによると、繊維間隔が密の場合、フラッデ ィングが起こりにくい傾向があると実証された<sup>8)</sup>.しか し,いずれも,耐フラッディング性能が繊維間隔の疎密 に影響されるが, 密のほうだけフラッディング傾向を示 したのみで, 疎の結果が示されていなかった. また, GDL はそのペーパー基材の特性から、可視化計測が極めて困 難であるため, 軟 X 線イメージングとトレーサ液なども 利用された. それが可視化実験の大変さと不便さを示唆 する. そこで,実験の制約を受けることなく GDL 内の排 水挙動が予測計算できる数値流体解析(Computational Fluid Dynamics Simulation, CFD 解析) や格子ボルツマン 法が上條らによって提案された<sup>9)</sup>. Tranter らはカーボン 繊維が均一に分布されたモデルを作成し、数値計算を行 うことで、その影響が検討された<sup>10)</sup>.しかし、繊維配置 が均一分布のモデルを用いた場合, GDL 内でのフラッデ ィング時の典型的なフィンガリング現象が表現できなか った.

そこで、本研究では、等間隔のモデルを用いて GDL 内 の排水挙動を評価した場合に存在する問題(フラッディ ング時のフィンガリングが表現できない問題)を改善す るために、不均一繊維分布モデルを提案した.さらに、 この自作したモデルの妥当性を検討した上で、GDL 内の 繊維間隔を変化させ、異なった GDL 繊維間隔の排水挙

<sup>\*1</sup> 総合理工学研究科総合理工学専攻博士後期課程

<sup>\*2</sup> 工学部動力機械工学科教授

動を検討し、繊維間隔がフラッディング挙動へ及ぼす影響を明らかにした.

## 2. 数値計算の方法および条件

本研究ではFLUENTの2相流モデルを利用して計算を 行うので、一般的に用いられているためモジュール前処 理、ソルバーおよびポストプロセッサーの紹介を省略す る.

#### 2.1 不均一繊維分布モデルの作成

本研究の繊維配置は、市販 GDL の SEM 断面像から読 み取ったものをベースにして、不均一繊維分布モデルに 適用した.GDL の繊維平均間隔を 3 ケース (10.5  $\mu$ m, 14.0  $\mu$ m, 17.5  $\mu$ m) 検討した.その時の繊維最大間隔が 56.0  $\mu$ m である.そして、GDL の繊維最大間隔を 2 ケース (56.0  $\mu$ m, 42.0  $\mu$ m) 検討した.その時の繊維平均間隔が 14.0  $\mu$ m である.また、繊維直径はほとんど同じで 7.0  $\mu$ m とした. 当然ながら繊維同士が接触している場合があるので、最 小繊維間隔を 0  $\mu$ m とする.

GDL のモデルなら、本来は3次元であるべきだが、ほぼ等方性であるので、本研究ではGDL の断面の2次元でモデルを作成し、計算に用いた.

繊維配置をランダムにするために, Excel の乱数発生 関数を用いて,繊維のx座標とy座標として,最大値56 と最小値0の間で乱数を発生させる.繊維平均間隔は下 記手法によって最大値と最小値を保ちながら任意に調整 できる.

変更前の最大値を max, 最小値を min, 平均値を AvOld とし, 変更後の平均値(目標値)を AvNew とする.

まず max が 100, min が 0 になるように変更前の全て の座標 s を正規分布平均値に変換する.

座標の正規分布
$$s' = \frac{(s-min)\times 100}{(max-min)}$$
 (1)

平均値の正規分布=
$$\frac{(AvOld-min)\times 100}{(max-min)}$$
 (2)

次に変更後の平均値の正規分布を求める.

$$AvNew' = \frac{(AvNew - min) \times 100}{(max - min)}$$
(3)

変更後の座標の正規分布を求める.

$$s'' = 100 \times \left(\frac{s'}{100}\right)^r \tag{4}$$

$$r = \frac{\log(AvNew') - 2}{\log(AvOld') - 2} \tag{5}$$

最後に変更後の座標を求める.

$$sNew = s'' \times \frac{(max - min)}{100} + \min$$
(6)

式(1), (4)と(6)をまとめる.

sNew = 
$$\left\{\frac{(s-min)}{(max-min)}\right\}^r \times (s-min) + min$$
 (7)

変更後の繊維平均間隔を求め,目標値とのズレが生じた場合,試行錯誤法でrを調整する.

横 1500 μm, 縦 400 μm の領域の左下を原点とし, 順次 に上記で求めた座標に繊維を配置させ, 横は領域一杯, 高さ方向は 200 μm までの GDL 断面に繊維を配置させ る. 高さ方向の 200 μm から 400 μm までは排水通路とす る. 繊維間隔が繊維直径より小さい場合, 繊維は重なる ものとして処理する.

#### 2.2 生成水の流量と入口での生成水流速の計算

上記モデルの下面に電極表面とすれば、生成水がこの 面から流入する. 体積流量と入口での生成水流速を下記 のように求める. 電流密度を $1 \text{A/cm}^2$ とすれば、1秒間の 電荷量は $1 \text{ C/cm}^2$ sである. 一方、1 molの水素が反応す ると 2 mol の電子を放出するので、生成水のモル数は  $5.2 \times 10^{-6} \text{ mol/cm}^2$ s である. 従って、生成水の質量は  $9.4 \times 10^{-8} \text{ kg/cm}^2$ s である. これを体積に変換すると、  $9.4 \times 10^{-11} \text{ m}^3/\text{cm}^2$ sとなる.

本研究では繊維径 7.0 µm, 繊維平均間隔 14.0 µm であ るので,反応面積 1 cm<sup>2</sup> の 2/3 (0.667 cm<sup>2</sup>) が入口面積と なるので,入口流速は 1.4×10<sup>-6</sup> m/s である. ただし,計 算コストを削減するために,本研究では上記流速の 5342 倍の 0.01 m/s を電流密度 1 A/cm<sup>2</sup> に相当する流速とした. 同様に 2 A/cm<sup>2</sup> と 10 A/cm<sup>2</sup> の流速はそれぞれ 0.02 m/s, 0.1 m/s とした.加速計算の妥当性は 2.3 で説明する.

#### 2.3 数值計算条件

**T** 1 1 **T** 

本研究の数値計算条件を Table 1 に示す.

.....

Table 1 The condition of CFD simulation.			
Inlet flow rate (m/s)	0.01, 0.02, 0.1		
Air flow rate (m/s)	1		
Contact angle of GDL (°)	135		
Surface tension (N/m)	0.0624		
Kinetic viscosity of water $(Pa \cdot s)$	3.5×10 <sup>-4</sup>		
Kinetic viscosity of air $(Pa \cdot s)$	2.0×10 <sup>-5</sup>		
Temperature of water (°C)	80		
Average fiber spacing (µm)	10.5, 14.0, 17.5		
Maximal fiber spacing (µm)	42, 56		

COPP : 1

上記入口流速が遅すぎて,FLUENTの解析において計 算コストの制限で,入口流速 5000 倍程度の加速計算を しなければならない.次に,Lenormand らの研究に基づ いて,加速計算の妥当性について説明する<sup>11,12)</sup>.

多孔質内の流れ状態は式(8), (9)に示すようにキャピラ リ数 Ca と粘性比 M に依存している.

$$Ca = \frac{\mu_w U}{\sigma} \tag{8}$$

$$M = \frac{\mu_w}{\mu_a}$$

(9)

ここで、式(8)において、Caはキャピラリ数で、粘性力 と液水とガスの境界に作用する表面張力との比である.  $\mu_w$ は生成水の粘度で、Uは入口での生成水流速で、Gは 生成水の表面張力である.式(9)において、Mは粘性比で、  $\mu_g$ はガスの粘度である。GDLの多孔質内では、Caと M は Fig. 1 の赤枠に示された値の範囲であれば、キャピラ リフィンガリング(Capillary fingering)と呼ばれる挙動 をする。すなわち、流れは運動量に起因する慣性力や粘 性に起因する摩擦力と無関係で、流れが発達につれ、枝 分かれのように先に進む。本研究の GDLの諸元を式(8) と(9)に代入すれば、Caと M はそれぞれおおよそ 1×10-<sup>8</sup>と17.5 である。Uを 5000 倍程度にしても、Caは 1×10-<sup>4</sup>となり(M は変わらず)、すなわち、本研究の Caと M は Fig. 1 に青枠で示された範囲内にあり、キャピラリフ ィンガリングが適用できる。



Fig. 1 Classification of drainage state in porous media.

# 結果および考察

## 3.1 不均一繊維分布モデルの妥当性確認

本研究の自作した不均一繊維分布モデルに妥当性があ ることを確認するために,自作モデルの再現性確認と文 献との一致性確認を行った.

Fig. 2(a)のパターン1とFig. 2(b)のパターン2はランダ ムに作成した不均一繊維分布モデルの CFD 解析結果で ある.入口流速は10 A/cm<sup>2</sup>相当の0.1 m/s である.パタ ーン1は計算スタートから1.75×10<sup>-3</sup>s,パターン2は計 算スタートから1.80×10<sup>-3</sup>s時点の液水の分布であり(フ ァイル保存の都合で計算時間が少し異なっている),赤が 液水領域,青が空気領域,白が繊維を示した.パターン 1 の矢印で指している両サイドの大きな空気領域がパタ ーン2の矢印のところに相当し,パターン1の中央の丸 で囲む液水領域がパターン2の右側の丸のところに相当 する. すなわち, この2つのモデルが液水領域と空気領 域の場所が異なっても水分布が同じように表現できてい るので,再現性があると判断した. さらに,2つのモデ ルの液水領域面積,空気領域面積,排出された液水面積 (排水通路の中の液水)を算出し,Table2に示した.パ ターン1とパターン2の算出結果が定量的にもほぼ同じ であったので,本研究の不均一繊維分布モデルは再現性 があることがわかった.また,液水の生成量(1秒間の 流量に排水時間をかけた値)と排水量(パターン1で得 られた液水領域面積から求めた体積)の値を比較した. 生成量が 0.875×10<sup>-13</sup> m<sup>3</sup>で,排水量が 0.963×10<sup>-13</sup> m<sup>3</sup>で あった.オーダー的に一致し,ほとんど差がないため, 本研究の不均一繊維分布モデルに再現性があることを示 唆した.

Fig. 4(a), (b) は異なった電流密度による圧力分布図で ある. 黄色の丸で囲む領域は典型的なチャンネリングで あるが,赤丸で囲む領域は典型的なフィンガリングであ る. GDL を通り抜けずに行き詰った水の流路のことをフ ィンガリング, GDL をブレイクスルーできる水の流路の ことをチャンネリングという<sup>13)</sup>. 同様なチャンネリング とフィンガリングが,本研究の結果[Fig. 4(a), (b)]に同様 なチャンネリングとフィンガリングが確認されたので, 本研究のモデルは妥当だと判断した.

以上のことから,自作モデルに再現性と一致性がある ので,本研究の不均一繊維分布モデルが GDL 内の排水 挙動が模擬でき,妥当性があると考えた.



(a) Pattern 1



(b) Pattern 2 Fig. 2 Result of random CFD simulation by using nonuniform fiber distribution model.

Table 2 Calculation result of li	quid water a	rea of random
CFD simula	tion.	

	Pattern 1	Pattern 2
Liquid water area in GDL	59.6%	57.5%
Air area in GDL	40.4%	42.5%
Evacuated liquid water area	26.1%	27.6%



Fig. 3 Result of CFD simulation with different current density (Average fiber interval: 10.5 μm, Maximal fiber interval: 56.0 μm).



(b)  $2 \text{ A/cm}^2$ 

Fig. 4 Result of pressure distribution with different current density (Average fiber interval: 10.5 μm, Maximal fiber interval: 56.0 μm).







Fig. 6 Image of water and fiber interval in GDL.

# 3.2 GDL 排水挙動の判断指標

本研究の不均一繊維分布モデルの数値解析に用いた FLUENT の2相流モデルは、フラッディング現象を直接 に模擬することができないので、GDL の排水挙動を分 析するにあたって、GDL 内の含水率とフィンガリング の面積をGDL の排水性(フラッディングの起こりやす さ)の判断指標として導入した.

Fig. 3 は異なった電流密度による解析結果(繊維平均 間隔:10.5 μm)で, Fig. 5 は Fig. 3 をベースにして算出 した電流密度と GDL 含水率の関係図である. GDL 内の 含水率とは GDL 断面に占める GDL 内の液水領域の割合 のことを定義した. 図示のように,電流密度を増やした ら,GDL 内の含水率が増加した.同じような現象も14.0 μm と 17.5 μmの繊維平均間隔からも確認された.その一 方,電流密度が 1 A/cm<sup>2</sup> 以上の場合において,電流密度 を増やしたら,フラッディングが起こりやすくなると思 われる. 従って,GDL 内の含水率が高いことは,フラッ ディングが起こりやすいことを示唆した.よって,GDL 内の含水率の変化を GDL の排水性(フラッディングの 起こりやすさ)の判断指標として用いることができる.

さらに, GDL 内の含水率の変化要因について考察した. Fig.5はGDLカーボン繊維間への水滴が侵入する時の概 念図である. Fig.4 と Fig.5 に示したように, 電流密度の 増加に伴った生成水の増加は GDL 内の液水の圧力上昇 を引き起こし、その圧力が表面張力を上回ったら、GDL 内で新たなチャンネリングあるいはフィンガリングを形 成することができる.しかし、チャンネリング(黄色の 丸で囲む領域)は電流密度の増加につれて太ささえほと んど変わっていない. それは水がチャンネリングの壁の 全体さえも水没させていないことを意味し,当然ながら, チャンネリングが GDL の含水率の増加に寄与しないと 考えられる. その一方, フィンガリング(赤丸で囲む領 域)の面積は電流密度の増加につれて顕著にが増えた. 従って、フィンガリングの面積増加は GDL 内の含水率 の増加要因になるので,フィンガリングの面積変化も GDL の排水挙動(フラッディングの起こりやすさ)の判 断指標として用いることができる.

#### 3.3 異なった繊維平均間隔の GDL 排水挙動

Fig. 7 は異なった繊維平均間隔の解析結果である. Fig. 9 は Fig. 7 をベースにして算出した繊維平均間隔と GDL 含水率の関係図である. 繊維平均間隔 14.0 μm の含水率 が一番高かった. それよりも密の場合(10.5 μm)でも疎 の場合(17.5 μm)でも, GDL 内の含水率は少なくなっ た. 1 A/cm<sup>2</sup> と 2 A/cm<sup>2</sup> から同じような現象が確認された ので,解析結果に再現性があると判断した. Fig. 8 は異な った繊維平均間隔による圧力分布図である.繊維平均間 隔 10.5 µm と 17.5 µm に比べて,14.0 µm のフィンガリン グ面積が一番大きかった.赤丸で囲む領域はフィンガリ ングである.それらの結果は繊維平均間隔 14.0 µm によ る排水性が一番悪くてフラッディングが起こりやすいこ とを示唆した.

$$\int \gamma = \frac{\int T \cos \theta}{\pi L} \tag{10}$$

Fig.6に示した GDL カーボン繊維間に侵入する水滴が 受けた表面張力 (γ) は式(10)で表現することができる. T は表面張力 γ による力で,θ は繊維の壁に対する接触 角で,L はカーボン繊維間間隔である.

10.5 µmの繊維平均間隔に比べて、14.0 µmのほうは液 水内の圧力が顕著に変わらないが[Fig. 8(a), (b)],繊維間 隔が大きいことで、表面張力が小さい(式(10)).それで、 繊維間への水の侵入が容易になり(Fig. 6)、フィンガリ ング面積が大きくて GDL内の含水率が多い.それに対 して、17.5 µmの繊維平均間隔に比べて、14.0 µmのほう は液水内の圧力が著しく大きいので[Fig. 8(b), (c)],繊維 間隔が小さいことで、表面張力が大きくても、繊維間へ の水の侵入が容易になり、フィンガリング面積が大きく て GDL 内の含水率が多い.

以上のことより、繊維の疎密がフィンガリング面積に 影響を与え、14.0 µm を境目に密でも疎でもフィンガリ ング面積が小さくなり、すなわち、密の場合(10.5 µm) でも疎の場合(17.5 µm)でも、GDL 内の含水率は少な く、14.0 µm の時の含水率が一番高い.



(d) Average fiber interval 10.5 µm (2 A/cm<sup>2</sup>)



(e) Average fiber interval 14.0 µm (2 A/cm<sup>2</sup>)



(f) Average fiber interval 17.5  $\mu$ m (2 A/cm<sup>2</sup>)

Fig. 7 Result of CFD simulation with different average fiber interval (Current density: 1 A/cm<sup>2</sup>; 2 A/cm<sup>2</sup>, Maximal fiber interval: 56.0 μm).



(a) Average fiber interval 10.5  $\mu$ m (1 A/cm<sup>2</sup>)



(b) Average fiber interval 14.0 μm (1 A/cm<sup>2</sup>)



(c) Average fiber interval 17.5  $\mu$ m (1 A/cm<sup>2</sup>)



(a) Average fiber interval 10.5 μm



(b) Average fiber interval 14.0 µm



(c) Average fiber interval 17.5 µm

Fig. 8 Result of pressure distribution with different average fiber interval (Current density: 1 A/cm<sup>2</sup>, Maximal fiber interval: 56.0 μm).



Fig. 9 Relation between average fiber interval and water content ratio in GDL (Maximal fiber interval: 56.0 µm).

#### 3.4 異なった繊維最大間隔の GDL 排水挙動

実際の GDL では所々に桁外れの大きな繊維間隔が存 在する.これは GDL の製造上の理由によるものだと思 われるが,このような繊維間隔をなくすべきかを判断す るため,含水率への影響を検討した.

Fig. 10 は異なった繊維最大間隔の解析結果である. Fig. 12 は Fig. 10 をベースにして算出した繊維最大間隔と GDL 含水率の関係図である. Fig. 11 は異なった繊維最大 間隔による圧力分布図である. 繊維最大間隔 42.0 µm に 比べて, 56.0 µm の含水率は高くてフィンガリング面積 は大きかった. 赤丸で囲む領域はフィンガリングである. それは繊維最大間隔 56.0 µm の排水性が悪くてフラッデ ィングがを起こりやすいことを示唆した.

42.0 μm の繊維最大間隔に比べて, 56.0 μm のほうは 液水内の圧力が著しく大きくて[Fig. 11(a), (b)], 繊維最大 間隔が大きいことで,表面張力も小さい. それで,繊維 間への水の侵入が容易になり,フィンガリング面積が大 きくて GDL 内の含水率が多い.

以上のことから, GDL 内の所々に桁外れの大きな繊維 間隔が GDL の含水率に上昇をもたらしたことがわかっ たので,できるだけなくすべきである.



(a) Maximal fiber interval 42.0 μm (1 A/cm<sup>2</sup>)



(b) Maximal fiber interval 56.0 µm (1 A/cm<sup>2</sup>)





(d) Maximal fiber interval 56.0 μm (2 A/cm<sup>2</sup>)

Fig. 10 Result of CFD simulation with different average fiber interval (Current density: 1 A/cm<sup>2</sup>; 2 A/cm<sup>2</sup>, Average fiber interval: 14.0 μm).



(a) Maximal fiber interval 42.0  $\mu$ m (1 A/cm<sup>2</sup>)



(b) Maximal fiber interval 56.0 μm (1 A/cm<sup>2</sup>)
 Fig. 11 Result of pressure distribution with different maximal average fiber interval (Current density: 1 A/cm<sup>2</sup>, Average fiber interval: 56.0 μm).



Fig. 12 Relation between maximal average fiber interval and water content ratio in GDL (Average fiber interval:  $14.0 \ \mu$ m).

# 4. 結論

本研究は異なった GDL 繊維間隔の排水挙動を調べた. 主な結論は以下である.

- (1) GDL の繊維疎密は GDL の排水性に影響を与えるこ とを確認した.本研究の検討範囲では、繊維平均間 隔 14.0 µm の含水率が一番高い.それを境目に、密 の場合(10.5 µm)でも疎の場合(17.5 µm)でも、 GDL 内の含水率は低い.すなわち、耐フラッディン グ性を高めるために、GDL の繊維平均間隔を思い切 り疎または密にする必要がある.
- (2) 繊維平均間隔 14.0 μm の含水率が一番高い理由は, 表面張力と液体水内の圧力はちょうどバランスが 良いためである.繊維平均間隔が小さい場合,表面 張力が大きくなるため,フィンガリング面積が小さ く,含水率が下がる.繊維平均間隔が大きい場合, 液体水内の圧力が低下するため,フィンガリング面 積が小さく,含水率も下がる.
- (3) 繊維最大間隔も GDL の排水性に影響を与え,本研 究の検討範囲では,56.0 µm より 42.0 µm のほうが 耐フラッディング性が高い.すなわち,GDL 内の桁 外れの大きな繊維間隔が望ましくない.
- (4) 本研究が提案した不均一な繊維分布モデルは、再現 性、文献との一致性があるので、GDL内の排水挙動 を模擬することができ、妥当性があると考える。

# 謝辞

本研究の遂行にご協力を頂いた東海大学工学部動力機 械工学科陳之立研究室に所属した熊谷知紀氏,木下誉也 氏,加藤拓也氏,林恭平氏,および大堂晋太朗氏に感謝 の意を記します.

#### 参考文献

- Y. Wang, K. S. Chen, J. Mishler, S. C. Cho and X. C. Adroher: A review of polymer electrolyte membrane fuel cells: Technology, applications, and needs on fundamental research, Applied Energy, Vol.88, No.4, pp.981-1007 (2011).
- 西川尚男:燃料電池の技術 固体高分子形の課題と 対策,東京電機大学出版局, p.31 (2010).

- F. S. Huang, S. S. Wang, Z. Li, J. Peng and J. B. Zhang: Influence of super-cooled water on PEMFC sub-freezing start-up capability and characteristics, J Automotive Safety and Energy, Vol.10, No.1, pp.82-87 (2019).
- 吉田利彦,大丸明正,大間敦史,篠原和彦,飯山明 裕:固体高分子形燃料電池の目標・研究開発課題と 評価方法の提案,燃料電池実用化推進協議会,p.11 (2011).
- 5) 村田 誠: 固体高分子形燃料電池用ガス拡散層 『SIGRACET HyAmp』の開発, 日本機械学会誌, Vol.111, No.1081, p.1006 (2008).
- ディーワンサイ ペンサイ,津島将司,平井秀一郎: 軟X線イメージングによる PEFC 内液水挙動の可視 化技術,日本エネルギー学会誌, Vol.93, No.1, pp.29-34 (2014).
- 許斐敏明,北原辰巳,中島裕典:トレーサ EDX マッ ピングによる PEFC 精製水排出過程に関する研究, 日本機械学会論文集(B 編), Vo75, No.753, pp.237-244 (2009).
- \* 林恭平,陳之立: Fluent を用いた燃料電池流路における水挙動の解析,自動車技術会関東支部 2011 年度学術研究講演会論文集 (2011).
- 9) 上條隆治,田部豊,近久武美:格子ボルツマン法を 用いた固体高分子形燃料電池ガス拡散層内での気 液二相流解析,日本機械学会 2012 年度年次大会講 演論文集, No.12-1 (2012).
- 10) T. G. Tranter, A. D. Burns, D. B. Ingham and M. Pourkashanian: The effects of compression on single and multiphase flow in a model polymer electrolyte membrane fuel cell gas diffusion layer, INETRNATIONAL JOURNAL OF HYDROGEN ENERGY, Vol.40, pp.652-664 (2015).
- R. Lenormand : Liquids in porous media, Journal of Physics, Condensed Matter, Vol.2, pp.79-88 (1990).
- R. Lenormand and E. Touboul: Numerical models and experiments on immiscible displacements in porous media, Vol.189, pp.165-187 (1988).
- S. Litster, D. Sinton and N. Djilali: Ex situ visualization of liquid water transport in PEM fuel cell gas diffusion layers, Journal of Power sources, Vol.154, pp.95-105 (2006).

# あらせ衛星搭載の電子計測機器(HEP)への

# 高エネルギープロトン入射モデル計算

戸田 穂乃香<sup>\*1</sup> 三宅 亙<sup>\*2</sup> 三谷 烈史<sup>\*3</sup> 高島 健<sup>\*3</sup> 三好 由純<sup>\*4</sup> Park Inchun<sup>\*4</sup> 堀 智昭<sup>\*4</sup>

# Calculation of High-energy Proton Injection to High-energy Electron Experiments (HEP) on board the Arase Satellite

by

Honoka TODA<sup>\*1</sup>, Wataru MIYAKE<sup>\*2</sup>, Takefumi MITANI<sup>\*3</sup>, Takeshi TAKASHIMA<sup>\*3</sup>, Yoshizumi MIYOSHI<sup>\*4</sup>, Inchun PARK<sup>\*4</sup> and Tomoaki HORI<sup>\*4</sup> (Received on Sep. 30, 2019 and accepted on Nov. 07, 2019)

#### Abstract

The Arase satellite, launched on December 20, 2016, is equipped with high-energy electron experiments (HEP) to observe high-energy electrons in the earth's radiation belt. High-energy protons are abundant in the inner belt and are known to be an intense contamination source for electron measurement. In this study, we performed Geant4 model calculations of HEP for incidence of energetic protons to investigate such contamination in detail. The results show that protons of >60 MeV can reach the SSDs (particle detector) by penetrating through the HEP cover case and some inner components. They cause significant output signals for all the energy ranges of observation with HEP. It is also revealed that 1-2 MeV and >6 MeV protons can enter the SSDs of HEP through the entrance aperture for electron measurement and generate some amount of output signals. Our results will be used to analyze energetic particle data in the radiation belt.

Keywords: Arase satellite, Radiation belt protons, Geant4 calculation

# 1. はじめに

放射線帯と呼ばれる高エネルギー粒子が留まっている ところが地球周辺に存在する. 放射線帯とは地球を取り 巻く様に存在する高エネルギー荷電粒子の帯状の構造で, 発見者の名を冠してヴァンアレン帯 (Van Allen Belt)と も呼ばれる.地球磁場に捕捉された高エネルギー粒子が 赤道上空にトーラス型に地球を取り囲む形で存在する領 域であり、地球に近い内帯の部分とその外側に存在する 外帯の二つの部分に分けられる. 内帯は, 高度 3,000 km を中心に分布し、主として数 MeV から数百 MeV の高い エネルギーをもったプロトンが地球磁場によって捕捉さ れた領域である.内帯を通過する人工衛星の搭載機器は, 高エネルギープロトンの被ばくにより劣化や故障が起こ ることが報告されており、太陽電池の劣化1)はその顕著 な例である.一方,外帯は高度 20,000 km を中心に分布 し,高エネルギーの電子 (>1 MeV) が主成分である.外 帯の高エネルギー電子は、太陽風の変動やそれに伴う地 磁気嵐の発生により激しく変動し生成と消滅を繰り返し ている.この高エネルギー電子は人工衛星の電子機器に

- \*2 工学部航空宇宙学科航空宇宙学専攻教授
- \*3 JAXA/ISAS
- \*4 名古屋大学/ISEE

対して深部帯電を引き起こし、機器の誤動作や故障などの衛星異常を引き起こす要因として知られている<sup>2)</sup>.

低軌道衛星や国際宇宙ステーションの高度は数百 km で内帯中心部よりも高度は低い.一方,静止軌道は高度 36,000 km であり外帯中心部よりも高度は高い.このた め,重度の被ばくからは逃れられているものの,高エネ ルギー粒子による被ばくは人工衛星の寿命を決める重要 な要因であり,人工衛星の設計には被ばく量の見積りは 欠かせない.この目的で NASA の放射線帯粒子の経験モ デル AP9 や AE9 が開発されており<sup>3)</sup>,その更新が今なお 随時行われている.また,外帯の高エネルギー電子の生 成・消滅の物理過程には未解明な点が多く残されている. 上記の工学上の重要性に加え,宇宙における普遍的な高 エネルギー粒子の加速機構の理解にも繋がると考えられ ており,宇宙物理学においても重要な領域である.

あらせ衛星は 2016 年 12 月 20 日 20:00 (JST) にイプシ ロンロケット 2 号機で打ち上げられたジオスペース探査 衛星<sup>4)</sup>である.機体重量は約 350 kg 軌道傾斜角は 32°, 近地点は 440 km 遠地点は 32,000 km 周期はおよそ 570 分 である.主なミッションは太陽風の擾乱に起因する磁気 嵐にともなって生成と消失を繰り返している放射線帯の 高エネルギー電子がどのようにして生まれてくるのか, そして磁気嵐はどのように発達するのかを明らかにする

<sup>\*1</sup> 工学研究科機械工学専攻修士課程

ことである.この目的を達成するため、4 台の電子計測 機器があらせ衛星には搭載され、19 eV から 20 MeV にわ たる広いエネルギー範囲の電子を計測対象としている.

高エネルギープロトンはこれらの電子計測機器の内部 にまで貫通して侵入し、その検出器に電子と同等の信号 を発生させる. 放射線帯内帯あたりの領域では高エネル ギープロトンが多く存在し、機器への混入を防ぐことは 困難である<sup>5),6)</sup>. それゆえ,放射線帯内帯は電子計測が 最も困難な領域として知られている<sup>7)</sup>. 一方で、あらせ 衛星には高エネルギーのプロトンを計測する機器は搭載 されておらず、高エネルギープロトンの計測値から混入 信号を差し引くなどのデータ処理はできない. 本研究の 目的は、電子計測機器の構造モデルを作成し、これに高 エネルギープロトンを入射させるモデル計算を行い、電 子計測機器の出力データへの高エネルギープロトン混入 を数値計算により検討することである.





Fig. 1 Collimator and SSDs of HEP-L



Fig. 2 Collimator and SSDs of HEP-H.

あらせ衛星には高エネルギー電子を計測するため高エ ネルギー電子観測機器の HEP (High-energy electron experiments)が搭載されている<sup>8</sup>. HEP は HEP-L と HEP-H で構成されている.シリコンストリップ検出器である SSD (Silicon Strip Detector)は,入射電子のエネルギーを 決定するとともに1次元で入射位置も計測する.SSDの ストリップは Fig. 2の左右の方向に並んでおり、コリメ ーターは紙面に垂直方向には HEP-L で 0.63 mm, HEP-H では 2.4 mm の開口しかなく、1次元のピンホールカメ ラを構成している. その焦点面に SSD スタックを配置し て入射位置から粒子の入射角度が決定できる. HEP-L の SSD スタックは,1 枚の 50 µm 厚の Si シートと3 枚の 600 µm 厚の Si シートからなり, Fig. 1 に示す. HEP-H は 1 枚の 50 µm 厚の Si シートと 7 枚の 600 µm 厚の Si シート からなり, Fig. 2 に示す. それぞれの SSD の前にはアル ミシートを配置してある.これはプロトンと低エネルギ ーの電子の入射を排除するために使用される. HEP-L の アルミシートは 12.5 μm, HEP-H のアルミシートは 300 µm である<sup>3)</sup>. 各物質に応じた粒子の飛程があり<sup>9)</sup>, この 厚みが計測可能エネルギー範囲の下限を決定している. HEP-L および HEP-H の SSD の合計のシリコン厚さは, それぞれ 1.85 mm と 4.25 mm である. 各 SSD で吸収され たエネルギーを合計することで入射電子エネルギーが機 上で求められる. HEP-L の電子観測エネルギーは約 0.07 MeV~1.0 MeV, HEP-H は約 0.7~2.0 MeV である. 視野 角は HEP-L および HEP-H ともに 60°×10°である. 感度 に相当する幾何学的因子(Gファクター)は、コリメー ターの開口面積と視野の立体角で決まり, HEP-L で 3.1  $\times 10^{-4} \mbox{ cm}^2 \mbox{ str}, \mbox{ HEP-H } \mbox{ $\heartsuit$} \mbox{ 3.1} \times 10^{-3} \mbox{ cm}^2 \mbox{ str } \mbox{ $\heartsuit$} \mbox{ $\clubsuit$} \mbox{ $\clubsuit$}.$ 



Fig. 3 Structure of HEP.

HEPの基本構造を Fig.3 に示す.HEP は六角柱構造を しており,六角柱の高さが 150 mm、六角の頂点から対 角の頂点までの幅が 204 mm 程である.HEP 全体カバー や大部分の内部構造はアルミでできている.上記の SSD センサーはアルミのケース(図中の橙が HEP-L,赤が HEP-H)の中に収納されており,これを載せるデッキ板 や全体を支える 6 本の支柱が主な内部構造である.HEP の電子回路の基板は熱環境が安定している衛星構体 (satellite body)の中にあるが、粒子を取り込む視野を十 分に確保するために、この六角柱を突出させており HEP-Lと HEP-Hのセンサーを各々3台ずつ装着している. 1 台のセンサーは 60°の視野を持つので,3 台の合計で視 野は 180°となり,衛星のスピンを利用することで4π str の全方向をカバーすることができる.衛星のスピン軸は 上図で横に六角柱の頂点を結ぶ方向である.

# 3. プロトン入射計算

# 3.1 Geant4 でのシミュレーション

Fig. 3 に示した HEP の構造モデルを使用して,そのモ デルに様々な角度から高エネルギープロトンを入射する モデル計算を実施した.本研究ではモデル計算のツール として Geant4 10.04-patch02 を用いた.Geant4 とは放射 線と物質の相互作用をシミュレートするためのソフトウ ェアであり,高エネルギー物理学から医療の放射線利用 分野まで幅広く利用されている.ここで放射線とはプロ トン・中性子・電子・γ線・π粒子・μ粒子などが挙げら れる.物質との相互作用にはγ線などの2次放射線の発 生や各物理過程の確率的な側面も取り込まれている.

本モデル計算においてはプロトンの入射方向を大きく 2つに分けて行った.1つ目はコリメーターの入り口(Fig. 1 と Fig. 2 参照)から入射してアルミシートを通過して SSD に到達する場合であり、2 つ目はコリメーターを通 らずに HEP 全体カバーや内部構造を貫通して SSD に達 する場合である.後者の入射方向の模式図を Fig.4 に赤 丸で示す. 半球の中心に HEP-L あるいは HEP-H の SSD スタックが位置し、これに平行ビームでプロトンを照射 する. HEP-L と HEP-H に対する計算は, 各々個別に行っ た. プロトンビームの発射位置(Fig. 4 の半球の半径) は SSD スタックの中心から 300 mm である. SSD 全体を 覆うようにプロトンの発射場所を配置してある. HEP-L あるいは HEP-H の全 SSD に構造を貫通したプロトンが 当たるように、約11 cm<sup>2</sup>の十分なビームの断面積を取っ て計算をおこなった.1つの入射方向と1つのエネルギ ーについて, 2,000 発のプロトンビームを断面内でラン ダムに初期位置を変えて照射した.一方で前者のコリメ ーターを通る場合, HEP-L あるいは HEP-H のセンサーの 正面から仰角 0°としコリメーターが広がっている方位 角±30°の範囲では1°刻みにプロトンを入射させた.ビー ムの断面積は上記と同じで、また1つの入射方向と1つ のエネルギーについては上記と同様に 2,000 発のプロト ンで計算した.プロトンのエネルギーは0.8 MeVから981 MeV までを対数的に等分割し、300のステップで計算を 行った.入射方向は合計で77であるため、計算した全プ

ロトン数は 2,000×300×77 でおよそ 5 千万弱になる. た だしこれらのプロトンが全て SSD に当たっているわけ ではないことには注意しておく必要がある. 例えば, 仰 角 90°の Fig. 4 の中心の赤丸からの入射の場合, SSD は 非常に薄い (50  $\mu$ m と 600  $\mu$ m) ため, 大多数のプロトン は SSD に当たらずに通過していく.



Fig. 4 Schematic view of incident directions of protons.

#### 3.2 計算結果

Fig. 5には HEP-L への正面方向のみのプロトン入射結 果を1,2,3枚目の各 SSD に分けて示した. 横軸が発射 したプロトンのエネルギーで、縦軸がそれに対する各 SSD での吸収エネルギー,即ち観測されるエネルギーで ある.入射プロトンのエネルギーが1 MeV より低い間は, SSD 前面に設置された 12.5 µm のアルミシートを透過す ることができず、縦軸の観測エネルギーはゼロである. 入射エネルギーが 1 MeV を超えてくるとアルミシート を貫通し、1枚目の SSD でエネルギーが吸収され観測で きるようになり観測プロトンエネルギーが立ち上がり, 入射エネルギーとともに上昇してくる.しかし、さらに 入射エネルギーが上がると、1枚目の SSD を貫通して 2 枚目の SSD の観測エネルギーが立ち上がるのと引き換 えに1枚目のSSDでの観測エネルギーは頂点から低下に 転ずる(橙破線).この時、アルミシートでのわずかなエ ネルギー損失を除けば、1枚目と2枚目のSSDの観測エ ネルギーの合計が入射プロトンのエネルギーにほぼ等し くなっている. さらに入射プロトンのエネルギーが上昇 すると同様なことが2枚目と3枚目のSSDの間で生じる (橙実線).また破線の青丸枠内はコリメータを貫通して

(即ちコリメーターが機能せずに) SSD に到達する場合 が生じていることを示している. 各 SSD で吸収され観測 されるエネルギーには,その厚みに対応した上限がある こともわかる. ぎりぎりで貫通せずにその SSD に入射し たプロトンのエネルギーが全て吸収される場合が観測エ ネルギーの最大値を与える.



Fig. 5 An example of calculation results for each SSD of HEP-L.

実際の HEP の出力データは、全 SSD の観測エネルギ ーを合計し入射粒子のエネルギーを計測するものである. 電子が SSD を貫通するエネルギー(観測上限値)を考慮 するとともに計測回路部の簡素化・高速化のため、1 枚 目の薄い SSD は 0.7 MeV を、2 枚目以降の SSD は 2 MeV を、出力エネルギー値の上限として飽和させている. さ らにこの各 SSD からの出力の合計値を 2 MeV で飽和さ せて最終の観測エネルギー出力値としている. これらの 過程をモデル計算上に組み込み、前述の 2 つの入射方向 の大別を行い、入射プロトンエネルギーに対する観測エ ネルギーの値を HEP-Lと HEP-Hについてまとめたのが、 Fig. 6 と Fig. 7 である. 上のパネルは正面±30°からのプロ トン入射の結果を、下のパネルは Fig. 4 の赤丸からのプ ロトン入射結果を. それぞれ示している.

HEP-Lの結果を示した Fig. 6 の上のパネル(正面から ±30°以内)では、入射したプロトンが 1~3 MeV のとき に入射エネルギーの上昇とともに観測エネルギーが上昇 していく.この領域は Fig.5 で示した1枚目の SSD での 吸収に対応している.1枚目の SSD の飽和エネルギー0.7 MeV で観測エネルギーがフラットになっていることが 分かる.さらに入射エネルギーが上昇して3 MeV を超え るあたりになると,観測エネルギーに2 MeV の飽和が現 れている.コリメーターを貫通する数十 MeV 以上の入 射エネルギーになると,ほとんどの観測エネルギーに出 力が出てくることになる.一方,Fig.6の下のパネルに よると,HEP 全体ケースや内部構造を貫通して SSD にプ ロトンが到達するには,50~60 MeV 以上の入射エネル ギーが必要であることが分かる.この高エネルギープロ トンのカウントデータは全ての観測エネルギー領域で出 てくることになる.

Fig. 7の HEP-H の結果も HEP-L の場合とほぼ同様であ る. ただし, SSD 前面に設置してあるアルミシートの厚 みが 300 µm であるため, 6 MeV 以上の入射エネルギー で観測エネルギーが立ち上がってくる. HEP-L では観測 エネルギーの出力の上限が 1.8 MeV であるため 2 MeV で 飽和されたデータは出力されないが, HEP-H では出力の 上限が 2 MeV であるため, 2 MeV で飽和した入射エネル ギー6~7 MeV 以上のプロトンのカウントデータが出力 されることが分かる. また, およそ 60 MeV 以上の入射 エネルギーのプロトンのカウントデータが全ての観測エ ネルギー領域で出てくることも HEP-L と同様である.







Fig. 7 Calculation results for total SSDs of HEP-H.

#### 4. 考察

本研究の Geant4 によるプロトン入射計算は, Fig. 3 に 示した構造モデルを用いて行われたわけだが, そこでは 計装線や IC チップ, ネジが入ってはいない. これらのパ ーツが内部構造に含まれると, そこを貫通するプロトン に若干のエネルギー損失が生じるため Fig. 6 と Fig. 7 の 下のパネルで入射エネルギーが高い方向にその分のずれ が生じる. しかし, Fig. 3 で無視した上記のパーツはご くわずかの部分にしか存在せず, 入射プロトンのエネル ギーがおよそ 60 MeV 以上で全観測エネルギー領域に出 力カウントが出てくるという結果にはほとんど影響はな いと考えられる.

高エネルギープロトンの入射方向については Fig. 4 に 示したように衛星構体側からの入射は考慮していない. プロトンのエネルギーが数百 MeV になると衛星本体を 貫通して SSD に到達することが予想され, Fig. 6 と Fig. 7 の下のパネルで入射エネルギーが数百 MeV の部分の粒 子カウントは増大するであろう.しかし,すでに2 π str 以上の立体角を Fig. 4 に示すようにカバーしており,そ の増加分は数十%に留まると想定される.また影響を受 けているのは数百 MeV の入射エネルギーの領域であり, 入射プロトンのエネルギーがおよそ 60 MeV 以上で全観 測エネルギー領域に出力カウントが出てくるという結果 には影響はないはずである.

最後にここでの結果を踏まえて,実際の地球周回軌道 上でどのような計測データが出てくるかを検討してみる. 放射線帯内帯の中心部の高度 3,000 km においては,特に エネルギーの高いプロトンが多く存在し、そこでのプロ トンのエネルギースペクトルはかなりハードである. NASA の経験モデル AP9<sup>2)</sup>では1 MeV 以上と 60 MeV 以 上のプロトンフラックスは数倍の違いしかない.一方で, HEP-L と HEP-H ともに数 MeV と 60 MeV 以上の 2 つの 異なるエネルギーのプロトンが混入するのであるが,60 MeV 以上の方が圧倒的にそのカウント数は大きい. 以上 から内帯中心部では 60 MeV 以上の高エネルギープロト ンの混入が支配的であることが想定される.また,近年 の米国の探査衛星 Van Allen Probes の観測 7),10) によると、 内帯には 1 MeV を超えるエネルギーの電子はほとんど 存在しない. このため特に1 MeV 以上の観測エネルギー 領域では、電子も観測されず 60 MeV 以上の高エネルギ ープロトンのみが観測されると予想される.

NASA の経験モデル AP9 によると,内帯の中心部から 高度を上げていくと 60 MeV 以上の高エネルギープロト ンのフラックスは急激に減少するのに対し,1 MeV 以上 のプロトンフラックスはむしろ上昇しエネルギースペク トルはソフトになる.例えば高度 6,000 km では両者のフ ラックス比は数千倍に達する.このような領域では HEP-L と HEP-H ともに数 MeV 領域のプロトンの混入が 60 MeV 以上のものに近づいてくる.特に観測エネルギ ーが 0.7 MeV (HEP-L と HEP-H) と 2 MeV (HEP-H のみ) の飽和しているところでは,数 MeV 領域のプロトンが 卓越して観測される可能性を指摘できる.

具体的にこのカウント値を見積もってみる. HEP-L の 飽和が出るのは 1-2 MeV の入射プロトンに対応し, AP9 では最大の場合で 10<sup>7</sup>/cm<sup>2</sup> s の全方位 (4 $\pi$  str で積分し た)フラックスが見込まれる. 一方 HEP-L の G-factor は 3.1×10<sup>-4</sup> cm<sup>2</sup> str であり,想定カウントは約 200/s とな る. 同様に HEP-H の飽和は >6 MeV の入射プロトンに 対応しており AP9 での最大全方位角フラックスは 3×10<sup>5</sup> /cm<sup>2</sup> s であり,これに HEP-H の G-factor 3.1×10<sup>-3</sup> cm<sup>2</sup> str を使うと,想定カウントは約 100 /s となる. これはどち らも有意なカウント値でありプロトンフラックスが大き い場所ではプロトンのカウントが混入することが想定さ れる.

電子の信号とプロトンの信号を1つ1つ区別すること は、現在の計測スキームではできない.しかし、上述の 飽和はプロトンに対してだけであり、電子はこの飽和に 達するよりも低いエネルギーで貫通して次の SSD に進 行する.つまり、電子の場合は滑らかなエネルギースペ クトルが得られるのに対し、飽和に対応するエネルギー でのみ特にカウントが高ければプロトンの混入が有意で あることは判断できる.

実際の軌道上の計測データの解析も進められつつあり, 高エネルギー電子とは考えられない観測結果が放射線帯 内帯で報告されている<sup>11)</sup>. NASA の経験モデル AP9 によ る様々なエネルギーのプロトンの空間分布との比較から, 全く異なる2つのエネルギー領域でプロトンの混入があ るとうまく説明がつくことが分かっている.本研究の結 果はこの軌道上の計測データの解釈と一致するものであ る.

# 5. まとめ

あらせ衛星に搭載された高エネルギー電子計測器 HEP の構造モデルを作成し,Geant4を使って高エネルギープ ロトンの混入に関するモデル計算を行った.その結果 2 つの HEP のセンサーである HEP-Lと HEP-H のほぼすべ ての観測エネルギー領域で 60 MeV 以上の入射エネルギ ーを持つプロトンの混入が示唆された.これらの高エネ ルギープロトンは,HEP のカバーケースや内部構造を貫 通して検出器の SSD に到達する.また,各々のセンサー 入り口から入射してくるプロトンに関しては,HEP-L で はおよそ 1~2 MeV,HEP-H では 6 MeV 以上のエネルギ ーのプロトンの混入が確認された.特に処理回路上で飽 和させている観測エネルギーが 0.7 MeV と 2 MeV ではこ の数 MeV のプロトンの混入が増大することもわかった.

## 参考文献

- 戸田穂乃香,三宅亙,三好由純,豊田裕之,宮澤優, 篠原育,松岡彩子:「あらせ」の太陽電池劣化とプロ トン放射線帯モデルとの比較,第62回宇宙科学技術 連合講演会,日本航空宇宙学会,3G04, JSASS-2018-4756,久留米シティプラザ(2018).
- 三好由純,加藤雄人,小嶋浩嗣,疋島充:波動粒子相 互作用による放射線帯相対論的エネルギー電子の生 成機構とその人工衛星観測による実証に向けて,J. Plasma Fusion Res. Vol.89, No.8, pp.536-543 (2013).
- G. P. Ginet, T. P. O'Brien, S. L. Huston, W. R. Johnston, T. B. Guild, R. Friedel, C. D. Lindstrom, C. J. Roth, P. Whelan, R. A. Quinn, D. Madden, S. Morley and Yi-Jiun Su: AE9, AP9 and SPM: New Models for Specifying the Trapped Energetic Particle and Space Plasma Environment, Space Science Reviews, pp.579–615 (2013).

- Y. Miyoshi, I. Shinohara, T. Mitani, K. Asamura, N. Higashio, T. Mitani, S. Kasahara, S. Yokota, Y. Kazama, S.-Y. Wang, S. W. Y. Tam, P. T. P. Ho, Y. Kasahara, Y. Kasaba, S. Yagitani, A. Matsuoka, H. Kojima, Yuto Katoh, K. Shiokawa and K. Seki: Geospace Exploration Project ERG. Earth Planets Space, Vol.70 (2018).
- R. S. Selesnick, D. N. Baker, S. G. Kanekal, V. C. Hoxie and X. Li: Modeling the proton radiation belt with Van Allen Probes Relativistic Electron-Proton Telescope data, Journal of Geophysical Research: Space Physics, pp.685–697 (2018).
- 6) J. F. Fennell, J. B. Blake, S. Claudepierre, J. Mazur, S. Kanekal, P. O'Brien, D. Baker, W. Crain, D. Mabry and J. Clemmons: Current energetic particle sensors, Journal of Geophysical Research: Space Physics, pp.8840-8858 (2016).
- 7) S. G. Claudepierre, T. P. O'Brien, M. D. Looper, J. B. Blake, J. F. Fennell, J. L. Roeder, J. H. Clemmons, J. E. Mazur, D. L. Turner, G. D. Reeves and H. E. Spence: A Revised Look at Relativistic Electrons in the Earth's Inner Radiation Zone and Slot Region, Journal of Geophysical Research Space Physics, pp.934-951 (2019).
- T. Mitani, T. Takashima, S. Kasahara, W. Miyake and M. Hirahara: High-energy electron experiments (HEP) aboard the ERG (Arase) satellite, Earth Planets and Space, Vol. 70 (2018).
- 9) 木村逸朗, 阪井英次: 放射線計測ハンドブック, 日刊 工業新聞社 (1991).
- 10) F. Fennell, S. G. Claudepierre, J. B. Blake, T. P. O'Brien, J. H. Clemmons, D. N. Baker, H. E. Spence and G. D. Reeves: Van Allen Probes show that the inner radiation zone contains no MeV electrons: ECT/MagEIS data, Geophys Research Letters, pp.1283–1289 (2015).
- 11) H. Toda, W. Miyake, T. Mitani, T. Takashima, Y. Miyoshi, I. Park and T. Hori: Observation of high-energy particles in the inner radiation belt by the HEP instrument of the Arase satellite, submitted to Trans. JSASS Aerospace Tech. Japan (2019).

# アルトリコーダーで得られた重音波形の時間構造に見られた特徴 <sup>堀越 哲郎\*1</sup> 藤原 正明\*2

# Observation of Temporal Structure of Multiphonic Sound in an Alto Recorder

by

Tetsuro HORIKOSHI\*1 and Masaaki FUJIWARA\*2

(Received on Sep. 25, 2019 and accepted on Nov. 7, 2019)

#### Abstract

Multiphonics are one of the special techniques of sound production in wind instruments. In woodwind instruments, multiphonics are generated through extraordinary fingerings, embouchures and/or vocal tract control. During multiphonic sounds, it is known that quasi-periodic oscillation is produced, but the physiological mechanisms by which more than two pitches are recognized are not yet well understood. Multiphonics have been analyzed mainly using FFT analysis so far, but based on physiological views of hearing mechanisms at the auditory nerve level, it is argued that temporal coding is much more important for recognition of pitch sensation. In the present study, we observed the temporal structure of the sound waveform of multiphonics obtained by blowing on an alto recorder. We found at least two coexisting temporal wave patterns in one multiphonic sound in which we could recognize two different pitches. The average interval of the peaks of each temporal pattern seems to correspond to each of the two different pitches recognized in the multiphonic sound. These results suggest that analysis based on temporal coding theory may explain the physiological mechanisms of pitch recognition for multiphonics. The waveforms and hypothesis obtained by the present study may provide useful starting points for psychological experiments that explore the recognition mechanisms for multiphonics.

Keywords: Multiphonics, Sound waveform, Temporal coding, Alto recorder

# 1. まえがき

音楽演奏においての重音とは、ひとつの楽器で2つ以 上の音を同時に発することを指す. 鍵盤楽器や弦楽器の ような2つ以上の発音源を有するものでは、一人の奏者 が同時に複数の音を発することは通常の演奏として行わ れる.他方で、多くの管楽器では発音源はリードまたは ロ唇の振動などとひとつのことが多く,これら単音楽器 においては重音を発するという奏法は特殊奏法に分類さ れる. 低音金管楽器で用いられる口唇の振動と同時に奏 者が声帯を振動させ声を発するという重音奏法<sup>1,2)</sup>では, 発音源が2か所にあるため、そうして出された音が2つ の音が同時に発せられていると認識されることは理解し やすい.しかし、フルートやクラリネット、サキソフォ ンなどの木管楽器における重音奏法では、通常奏者は声 を出さず、特殊な運指やアンブシュア、ボーカルトラク トの調整を用いて発音しており,発音源は1つであるも のの管内に生じた複数の不協和的な共鳴周波数をもつ準 周期振動(quasi-periodic oscillation)を発生することで重音 が生じていることが示されている 3-6. 重音が生じる物理 的側面についてはこのように研究が進んでいるが、なぜ 準周期振動が複数の音高を感じさせるのかという聴覚の

生理学的側面については未だに十分な説明がされていな い.楽音は一般に基音に加えて多くの倍音を含んでおり、 その倍音構成により楽器種類に固有の音色を感じさせる. また、倍音構成の変化によって演奏中における音色感の 変化を感じさせていると考えられる.しかしこのような 場合に, 倍音が基音と独立して鳴っていると認識される ことは通常無い.これに対して、重音の場合は明らかに 複数の音高の音が発せられているように感じられる. サ キソフォンを用いて様々なタイプの重音を発生させ、そ れを4グループに大別してそれぞれの音の特徴をパワー スペクトルの面から詳しく分析した報告があるが <sup>7)</sup>,こ の報告においても重音の音色感や質感の分類と周波数ス ペクトルとの関連付けはされているものの、スペクトル のどの周波数ピークが音高の知覚に繋がり特定の複数の 音高が認識されるのか,パワーの高いピークであっても 音高の知覚に直接関わらないと見られるものがあるのは なぜかといった点は完全には説明されずにいる.

そこで本研究では、既に多く行われている FFT による スペクトル解析ではなく、いわゆる時間ピッチ(temporal pitch, temporal coding)と呼ばれる考え方<sup>8,9)</sup>に則って、重 音の音波形が時間構造としてどのような特徴を持つのか を重点に観察した.なぜならば、音声言語の認識<sup>10-12)</sup>や 聴覚末梢での神経生理学的実験<sup>13)</sup>でも示されているよ うに、音波形の時間微細構造である繰返し1周期の中に

<sup>\*1</sup> 工学部医用生体工学科教授

<sup>\*2</sup> MASA Music 音楽事務所主催

見られてくる複数の山谷のタイミング(位相)が聴覚の 知覚において重要だとされるからである.既に我々は同 様の考え方でクラリネットの最低音の音波形の特徴を観 察しており、その波形の特徴がマウスピースのモデルの 違いを示すことや、同一モデルのマウスピースであって も個体差を表示可能であることを報告している 14). 本研 究ではアルトリコーダーを用いて重音を発生させ、その 音波形が時間構造として複数の音高の認識につながる可 能性のある構造を有しているのかという観点から検討し た.本実験でアルトリコーダーを選んだのは次の2点の 理由からである.(1)リード楽器ではマウスピースやリー ドの選択、そして奏者によるコントロールの幅が大きく 実験再現性が低くなる可能性が考えられる.例えば、サ キソフォンでは同じ運指であっても異なる重音を発生で きることが示されている 7. (2)エアリード楽器であれば マウスピースやリードの選択の違いの影響を考える必要 はないが、フルートを用いると歌口への息の吹込みの角 度や息気流の幅を奏者が大きく変えることができ、その 影響を考慮しなくてはならない、しかし、リコーダーで あればエッジ (ラビューム) に当たる息はウインドウェ イに制限されるためにフルートのような自由度は少なく, 奏者の影響は相対的に小さいと考えられる. これらの理 由によってリコーダーを用いると実験再現性が高いと判 断したためである.

# 2. 実験方法

この実験全般を行うにあたっては、一般演奏家が再現 ウエアは使用せず、一般に広く流通している機器等を使 用した. 音波形を記録する際は,環境音や反射音の影響 を抑えるため簡易防音室(ヤマハ社、アビテックスミニ AMAC12H) 内で行った. 高さ約 80 cm の台の上にハン ディレコーダー (Zoom 社, H2n) を置き, その前でアル トリコーダーを立奏した. アルトリコーダーは樹脂製の もの(全音楽譜出版社, 1500BN)を使用した.録音には レコーダー内蔵の MS マイクを使用し、ミッドマイクの 出力だけを記録するモノラル録音とした.録音データの 記録フォーマットは96 kHz, 24-bitのWAV とした. 録音 中はレコーダーのマイクのゲインは一定に保ち,また, リコーダーとマイクの位置関係もできるだけ変化させな いように注意した. リコーダーの足部管のベル先端とレ コーダーマイク部までの距離はおよそ 20 cm であった. 録音したデータは波形編集ソフトウエア(Audacity<sup>®</sup>, ver. 2.2.1)を用いて波形を表示し、解析する部分を Sample Data Export 機能により数値データとして書き出し、それ を表計算ソフト (Microsoft 社, Excel 2016) に読み込み 数値の読み取りやグラフ表示を行った.なお、録音した



Fig. 1 Sound waveform changes from monophonic to multiphonic sound. According as increasing the air speed on the alto recorder, at about 0.05 sec the monophonic sound changed into multiphonic sound in A, and further changed into slightly different multiphonic sound in B.



Fig. 2 Comparison of sound waveform between the monophonic (A) and the multiphonic (B, C) sounds. Red boxes indicate tentative waveform unit of the multiphonic sound (see text for detail).

WAV データは,例えばゲインの変更等も含めて,一切の 加工をせずに解析に使用した.

なお,著者らはこの研究に関連したいかなる利益相反 も無い.

# 3. 結果と考察

予備的な実験を行ったところ、アルトリコーダーでは クロスフィガリングを用いて通常より強い息の吹き込み を行えば、重音が発生する場合が多かった.今回の実験 ではこれらの重音のうち、全閉の運指から右手人差し指 (示指)のトーンホールだけを開けた状態の時に生じた 重音の音波形を解析した.なおこの運指で得られた音は、 弱奏で単音の時は B4 音より 40~50 cent 低い音(480-485 Hz)で、息の量を増やして重音になると元の音に加えて C#6 の約 20 cent 高い音(1120-1130 Hz)が加わったと感じ られる音であった.ただし、2 つの音高を感じたのと同 時に、音が濁ったりうなったりするという印象を受けた. なおこれら 2 つの音高の推定は、スマートフォン (Apple 社, iPhone 5) にインストールしたチューナーアプリ(河 合楽器製作所、KAWAI チューナー Ver.1.0.014)を使っ て実験者が対応させた.

Fig. 1A は今回用いている運指で単音を吹鳴させてい る状態から,息の吹込み速度を上げ重音となった時の音 波形の遷移過程を示している.Fig.1B は更に吹込み速度 を上げ,重音であるが音高の高い音が強調されたと感じ られた重音となるまでの音波形の遷移過程を示している. 単音の場合はほぼ規則的に繰返される周期性の波形が見 られるのに対し、それが重音へと移行する過程ではこの 規則的な周期が乱れ、新たに複雑な波形を示す周期へ遷 移してやがて安定するのが見られている(Fig. 1A). 一 方、更に吹込み速度を上げると音波形が再び変化し、小 さい振幅として見られ複雑であった山と谷が減っていき、 振幅が比較的大きな波に収束していくのが観察された

(Fig. 1B). Fig. 2 は, Fig. 1A 初期に見られている単音時 の波形(Fig. 2A)とそれが吹込み速度増加によって生じ た重音(Fig. 1A 最後期, Fig. 2B)と更なる吹込み速度増 加によって変化した重音(Fig. 1B 最後期, Fig. 2C)の波 形をそれぞれ拡大して比較したものである.波形の時間 構造を比較しやすくするために大きな山のタイミングで 揃えるようにして並べたところ,今回解析した重音は単 音の3周期分が単位となって繰り返される構造になって いることが見られた.加えて、この重音の場合、この大 きな周期内の波形は、例えば Fig. 2B, C の円で囲んだ部 分などに見られるように,経時的に振幅が明らかに変化 する山や谷が見られるという特徴もあった. これに比べ ると単音の波形の経時変化はごく僅かであった.なお, Fig. 2C では大きな周期が時間的に少し短くなっている が、これはリコーダーでは強奏すると音高が上ずってい くという特徴が出ているものと考えられる.

Fig. 3 は単音(Fig. 2A を黒線で表示)と重音(Fig. 2B を赤線で表示)の波形をそれぞれ振幅をほぼ揃え重ね合 わせて表示したものである.これを見ると大きな山と谷 でほとんど共通するタイミングを取っている部分が見ら





れる(図中の波形上下に〇印で示した位置).一方,その 他の山と谷では異なるタイミングを取っている.しかし 全体を大まかに見ると単音3周期の中に重音でも大きな 山と谷が3つずつ入る形を取っていると見ることもでき る. 結果の冒頭で述べた通り、この重音を聴いて受けた 著者らの判断では, B4 の音高が感じられると同時に更に 高い音(およそ C#6 音)が同時に鳴っているというもの であった.加えて、それぞれの音が濁ったりうなったり しているような感覚が同時に得られるものであった.重 音の質感に関わる感じ方、その中にいくつの音高を感じ るかといった感覚や認識の問題は、音楽の経験の度合い などを含めた個人差も大きく関連する可能性があるので, 心理学的な認知試験を含めた詳しい検討が改めて必要で ある.そのため、音高の認識の詳細や音の質感に関する 知覚的な事柄に関しては今後の検討課題と考え、本研究 では厳密な形では扱わないこととした.

次に、今回得た重音波形の中にどのような時間構造的 な特徴があるのかという観点から分析を試みた. Fig. 4 は単音時の波形がどのように繰返されているか示したも のである.ここで基本となると想定した波形(ここでは 振幅ゼロから次の振幅ゼロまでを1周期としている)を 図中の赤色の線で示し、それを他の周期に当てはめたも のを示している.なおこの波形の周期を10周期分計測し た結果は、96 kHz のサンプリング周波数において最大 199、最小 197 サンプルとして計測され、その平均値は 198.0±0.94 サンプル(平均±SD)であった.これを時 間に換算すると2.063±0.010 ms (平均±SD)となり、 これは484.7 Hz の B4 音に相当する. Fig. 4 の波形の山 の部分に見られるように、波形には経時的なわずかな振 幅の変化は見られるものの、小さい山や谷、そして肩と 見られるところのタイミングはほとんど一定であるのが 単音の特徴であった.そしてこの特徴によって、一定の 音高が保たれていると認識されるものと考えられる.

一方,同様のやり方を用いて,重音(Fig. 2B)にどの ような繰返しパターンが見られるのか解析を試みたのが Fig. 5 である.Fig. 5A では Fig. 2 で見られた単音 3 周期 分をひとつの大きな周期と想定し,その波形をずらして 重ねたものを示している.この結果,この 6.189 ms (2.063 ms ×3)の周期で波形がほぼ繰り返されるものの,その中 に見られる山や谷の振幅は変動していくのが見られてい る.つまり準周期的振動になっている.この変動に伴い 山や谷のタイミングもわずかにずれることがあるが,そ のずれ量は Fig. 5A 中に見られるもので最大で約 0.08 ms であった.Fig. 5B は単音 1 周期に近い大きな山と大きな 谷を含む周期を基本周期と想定して,それを大きな山と 谷のタイミングが合うようにして重音波形に重ね合わせ



Fig. 4 Repeating unit of the monophonic sound waveform. Red bold line and rectangular box indicate the unit.



Fig. 6 Timing of peaks in the multiphonic sound. The timing of peaks P1 to P7 indicated in the lower waveform are plotted on the upper graph.

ることを試みたものである.その結果, Fig. 5B に見られ るように、1 周期目(赤線)と3 周期目(青線)はこの 大きな山と谷のタイミングがほとんど保たれていた.一 方、2 周期目は1 周期目の終わりに連続するもの(ピン ク線)と3 周期の始めに連続するもの(緑線)の2 種類 の可能性が考えられた.いずれにしても、ここでの1~3 周期は連続した周期とはならず、重複またはギャップを 仮定しなくてはならないという特徴が見られる.これが 単音と重音との知覚的な違いにつながっている可能性が 考えられる.更に、単音の半周期にほぼ相当するひとつ の大きな山と小さな山を単位とした周期を当てはめるこ とを試みたのが Fig. 5C である.ここでは、重音波形に 対し単位と想定した波形(赤線)の大きな山と谷のタイ ミングができる限り一致すること、かつ、連続的に入っ ていくことを条件に、視覚的に判断して当てはめた.こ の図を見ると、この周期を単位とすると波形の一致度も



Fig. 7 Repeating feature of the temporal structure of the multiphonic sound waveform.On the assumption that the highest peak and the next lowest trough as a tentative unit, 1 to 7 units shifted waveform (red line) are overlaid on the original waveform. Each arrow indicates the starting peak of the shifted waveform. Red boxes indicate tentative waveform unit of the multiphonic sound.

連続性も高くはなく,従って等時間間隔で当てはめるこ とはできないものの,単音3周期分の中に7周期を認め ることは不可能では無いと思われた.なお,この7周期 は強奏によって Fig. 2C で見られた7つの山谷に遷移し ていくのが Fig. 1Bの波形から観察されている.

Fig. 6 上段は Fig. 5C で示した山 1 から山 7 について山 1 を時間の基準として他の山のタイミングを 5 周期に渡って示したものである.既に述べたようにこの 7 つの山は等時間間隔ではないが,経時的なタイミングの変動はほぼ見られなかった.また Fig. 6 に示した山の間隔時間の平均は 0.89±0.16 ms (平均 ± SD, n = 35) であり,これから算出される平均周波数は 1123.6 Hz となった.こ

れは著者らがこの重音のなかで知覚した C#6 音と対応す るものと推測できる. なお,このように時間間隔に大き なばらつきを持っているのに,一定の音高の認識につな がる理由ははっきりしない.しかし,聴神経に見られる 位相同期も繰返し波形のすべて山谷の完全に同じ位相で 活動電位の発火が見られるわけではなく,経時的に発火 のタイミングを積算していくと特定の位相で発火頻度が 高く,位相がずれると発火頻度が下がっていくという形 を取ることは既に知られており<sup>13,15)</sup>,この生理学的性質 から説明可能であると予想できる.つまり,ある程度の ばらつきは許容してその最頻度もしくは平均値から周期 を割り出しているという性質である.重音においてどの



Fig. 8 Shifted overlay of the tentative unit on the multiphonic waveform shown in Fig. 5A. The points of the first peak of the tentative unit waveform are placed on the positions of 2, 2', and 3 indicated in Fig. 5B.

程度のばらつきであればひとつの音高であると判断し, それをどれだけ超えると音高の不安定さを感じるのかと いった点は,音高を認識するのに何周期程度の波形の繰 返しが必要かという問題と共に,音高の知覚という点で 今後心理的実験などを含めて検討すべき課題である.

Fig. 2Cに示した単音約3周期分が重音の大きな山谷の 7 周期に対応する高い音高が強く感じられた重音におい て、更にこの重音の山谷の特徴を見るために波形をずら して重ねたのが Fig. 7 である.山1 つから7 つまでずら しながら波形の重なりを観察すると、山2つ分もしくは 5つ分ずらした場合は波形の一致度が比較的高く,7つ分 ずらすと波形がほとんど一致した.一方,他の場合は振 幅や山や谷のタイミングにずれが見られるものの、山へ の登りと谷への下りへの経過速度は一致程度が高いとい う傾向が見られた.この結果は、重音の繰返し単位(単 音3周期分,図中の赤枠)の中に似た時間経過を持つひ とつの山と谷を単位とした波が7つ入っているとみなす ことができ、それが重音のうちの高い音高の知覚と対応 していると考えることができる.一方同時に、この重音 の繰返し単位の中には波形をずらして重ねた時に波形全 体に渡って比較的高い一致を示すタイミングが 3 ヶ所 (即ち、山2つ分と5つ分、そして7つ分ずらした時) が存在しているという特徴も持っている.この関係は,

Fig. 5 で観察された重音の繰返し単位の中に不等分では あるが3つの周期と7つの周期が共存しているという点 で共通している.ただしFig.5と異なる点は,Fig.7では ここでいう3つの周期を見つけ出すのに比べて7つの周 期の方が判別しやすいと予想されることである.この重 音を著者らが聴いた感覚では,C#6 音が強くその下で弱 く B4 音が鳴っているというものであった.

ここまで述べてきた重音に見られた波形の時間構造の 特徴の解釈では, B4 音と C#6 音の知覚につながると予

想される特徴は説明可能と考えられる. また, 重音が持 つ濁りやうなりといった不安定さは波形単位の非連続的 (不等分時間間隔) な特性や経時的な山谷の振幅変動で 説明できるものと仮定できる.一方, Fig. 5A と Fig. 6 を 見ると単音 3 周期分の 6.189 ms 周期 (161.6 Hz, E3 の約 40 cent 低い音に相当)の繰返しは比較的安定して連続し て存在しているように見える.しかし実験中に著者らに はこの低い音高が明確に意識されることは無かった.た だし著者のうち1名(音楽家)は、この低い音高が D#3 から F3 の間で不安定に存在しているように時として感 じられることがあったという意見であった. なお、この 周波数帯域は可聴域の範囲であり、通常の音声や楽音で あれば音高として問題なく知覚できるはずである. そこ でこの周波数が意識されにくい理由に対する仮説を立て ることを試みた. そのために Fig. 5A を改変し, ここで 基本とした波形を Fig. 5B で示した位置 2, 2', 3 を開始基 準として当てはめて作成したのが Fig. 8 である. この図 に示されるように,位置2,2',3を開始基準として当ては めても波形の山谷のタイミングは多くが一致しており, しかも振幅も含めてほぼ一致するという山や谷も半数程 度見られる.この特徴のために、この 6.189 ms の周期は 繰返しの基本単位として判断しにくく、もう少し短い周 期つまり Fig. 5B や C で想定した周期が基本周期である という判断が優先される可能性が考えられる. この仮説 が正しいかどうかを判定するためには、例えば基本とな る波形の振幅やタイミングのずらし量を変化させるなど, 重音と認識されると仮定できる音波形をいくつか条件設 定して変更を加えながら複数種類作成し、それらを複数 の被験者に聴かせて音高などの知覚を問う心理実験を今 後行う必要があるであろう.また、今回波形を解析した 重音は Riera ら<sup>7)</sup>が分類した 4 種の重音グループの中の 1 種だけであり、様々なタイプの重音についても今回同

様の解析方法で音高の知覚と対応するような複数の波形 パターンの共存を見出せるかどうか検証することが,今 後の検討課題として残されている.

# 4. おわりに

音声言語の知覚<sup>10,11)</sup>や音高の知覚<sup>9)</sup>において, temporal coding の考え方で音波形を分析する方が FFT のみでの分 析(つまり place coding の考え方)によるものより適し ているであろうことは既に指摘されている.これは聴覚 末梢の神経機構を考えると理にかなっているのではなか ろうか. つまり聴神経の活動電位は4kHz程度までの音 には位相同期的に発火すること 13, 15), また波形の谷から 山もしくは山から谷への経過速度はどの周波数帯域を担 当している聴神経に発火を引き起こすのかということと 対応するので、聴神経束に並列的に生じる発火パターン の違いが音波形の時間パターンに対応すると考えること ができる11,12). 今回の重音の音波形の分析の結果は,音 の知覚を理解するには、その基本単位となっている波形 の時間微細的な構造を見ることの重要性とその繰り返し が経時的にどのように構成されているのかを解析するこ との重要性を示していると考えられる.特に今回分析し たような重音では、この基本周期の繰返しの連続性が低 いため、これまで行われてきている FFT による重音の解 析では非連続的な要素が見逃され易く、重音がどう知覚 されるのかについて洞察を与えるには、あまり適さなか った可能性が考えられる.また,重音の知覚機構を正確 に理解するためには、内耳には中枢からの遠心性の神経 支配があり、そのはたらきによって能動的なチューニン グ機構が存在することや16),聴覚中枢での情報処理は例 えば音楽の経験や演奏のための訓練を積み重ねることに より変化することが示唆されていること <sup>12, 17)</sup>なども考 慮しながら、今後更に総合的に検討を進めていく必要が あるであろう.

本研究の結果は、重音の知覚機構に迫るという観点からはごく予備的なものであり、今後、心理実験を含めた検討が必要である.しかし今回の結果は、その実験を行うために必要となるテストすべき音波形の時間構造の特徴について、注意すべき点を明らかにしたという点で一定の知見を与えたものと考えている.

# 参考文献

- 山本裕之、小寺香奈、ユーフォニアムにおける重音 奏法の問題点 ――倍音列との関係を中心に――、 愛知県立芸術大学紀要、Vol.40, pp.97-109 (2010).
- L. Velut, C. Gergez, and J. Gilbert, Measurements and time-domain simulations of multiphonics in the trombone, J. Acoust. Soc. Am., Vol.140, No.4, pp.2876-2887 (2016).

- J. Bakus, Multiphonic tones in the woodwind instruments, J. Acoust. Soc. Am, Vol.32, No.2, pp.591-599 (1978).
- D. Keefe and B. Laden, Correlation dimension of woodwind multiphonic tones, J. Acoust. Soc. Am., Vol.90, No.4, pp.1754-1765 (1991).
- J. Dalmont, B. Gazengel, J. Gilbert and J. Kergomard, Some aspects of tuning and clean intonation in reed instruments, Applied Acoustics, Vol. 46(1), pp. 19-60 (1995).
- 6) J.-B. Doc, C. Vergez, and S. Missoum, A minimal model of a single-reed instrument producing quasi-periodic sounds, Acta Acustica united with Acustica, Hirzel Verlag, Vol.100, No.3, pp.543-554 (2014).
- P. E. Riera, M. Proscia and M. C. Eguia, A comparative study of saxophone multiphonics: Musical, psychophysical and spectral analysis, J. New Music Res., Vol.43, No.2, pp.202-213 (2014).
- B. C. J. Moor, The role of temporal fine structure processing in pitch perception, masking, and speech perception of normal-hearing and hearing-impaired people, J. Assoc. Res. Otolaryngol., Vol.9, pp.399-406 (2008).
- 9) 大串健吾, 音のピッチ知覚 (日本音響学会編, 音響 サイエンスシリーズ 15), コロナ社 (2016).
- 10) M. S. Lewicki, Efficient coding of natural sounds, Nature Neurosci., Vol.5, No.4, pp.356-363 (2002).
- 11) E. C. Smith and M. S. Lewicki, Efficient auditory coding, Nature, Vol.439, pp.978-982 (2006).
- 12) J. N. Oppenheim and M. O. Magnasco, Human time-frequency acuity beats the fourier uncertainty principle,, Physical Review Letters, Vol.110, pp. 044301(1-5) (2013).
- J. O. Pickles, An Introduction to the Physiology of Hearing (3<sup>rd</sup> ed.), Emerald Group Publishing Limited, pp.82-84 (2008).
- 14) 堀越哲郎,藤原正明,スマートフォンを用いたクラ リネットマウスピース比較のための音波形観察の 有用性,東海大学工学部紀要, Vol.57, No.2, pp.41-47 (2018).
- 15) 牧勝弘,赤木正人,廣田薫,聴覚末梢系の機能モデ ルの提案――聴神経の位相固定性及びスパイク生成 機構のモデル化――,日本音響学会誌, Vol.65, No.5, pp.239-250 (2009).
- 16) 小澤瀞司,福田康一郎 (監修),標準生理学 (第 8 版),第 11 章聴覚 (大森治紀著),医学書院, pp.239-240 (2014).
- D. L. Strait and N. Kraus, Biological impact of auditory expertise across the life span: Musicians as a model of auditory learning, Hearing Res., Vol.308, pp.109-121 (2014).

東海大学工学部紀要委員会						
委員長委員	<ul> <li>高橋哲夫</li> <li>苫米地祐輔</li> <li>若杉圭一郎</li> <li>ブンダリッヒビルフリド</li> <li>笠井哲郎</li> <li>落合成行</li> <li>中篠恭一</li> <li>菊川久夫</li> </ul>	竹磯坪 槌坂 鈴 木 二義 之和				

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

Chairman	Tetsuo TAKAHASHI	
Members	Yusuke TOMABECHI	Shu TAKESHITA
	Keiichiro WAKASUGI	Masao ISOMURA
	Wilfried WUNDERLICH	Yuji TSUBOTA
	Tetsuro KASAI	Kazuyoshi TSUCHIYA
	Masayuki OCHIAI	Toshiyuki SAKAMOTO
	Kyoichi NAKASHINO	Masakazu SUZUKI
	Hisao KIKUGAWA	

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	毎	大	学	紀	要	工学部
Vol. 59.	No.	2 20	)19			
2020年3	月 31	日				
発行者	東海ナ	大学工学	<b></b>			
	〒259-1	292 神刻	奈川県平均	家市北金目	4丁目1番	1号
School of Engineering Tokai University						
4-1-1 Kitakaname, Hiratsuka-shi, Kanagawa-ken.						
	Japan					