

# MPS 法による玉軸受内グリース挙動数値解析の基礎検討

## Fundamental Study on Numerical Analysis of Grease Behavior in Ball Bearings by Using MPS Method

- 根岸 秀世, JAXA/研究開発部門, 茨城県つくば市千現 2-1-1, negishi.hideyo@jaxa.jp
- 藤原 大典, (株)菱友システムズ, 愛知県名古屋市港区大江町 6-19
- 間庭 和聡, JAXA/研究開発部門, 茨城県つくば市千現 2-1-1
- 小原 新吾, JAXA/研究開発部門, 茨城県つくば市千現 2-1-1
- 柴田 和也, 東京大学工学系研究科, 東京都文京区本郷 7-3-1
- 政家 一誠, プロメテック・ソフトウェア(株), 東京都文京区本郷三丁目 34-3
- Hideyo Negishi, JAXA/Research and Development Directorate, 2-1-1 Sengen, Tsukuba, Ibaraki
- Hironori Fujiwara, Ryoyu Systems Co.,Ltd., 6-19 Oe-cho, Minato-ku, Nagoya-shi, Aichi
- Kazuaki Maniwa, JAXA/Research and Development Directorate, 2-1-1 Sengen, Tsukuba, Ibaraki
- Shingo Obara, JAXA/Research and Development Directorate, 2-1-1 Sengen, Tsukuba, Ibaraki
- Kazuya Shibata, School of Engineering/the University of Tokyo, 7-3-1 Hongo, Bunkyo-ku, Tokyo
- Issei Masaie, Prometech Software, Inc., 34-3 Hongo 3-chome, Bunkyo-ku Tokyo

Understanding of grease macroscopic behavior in ball bearings is a key to enhance lubrication performance and lifetime of future spacecrafts. In the current study, grease macro flow phenomena in an angular contact ball bearing is investigated by Navier-Stokes simulation based on Moving Particle Simulation (MPS) method as a preliminary study. In the calculation, non-Newtonian property of grease is modeled by using Herschel-Bulkley-Papanastasiou equation and the rotating motion of the components such as balls, rings, and retainer is prescribed. The computed result shows development of three-dimensional grease distribution in the ball bearing and the capability of the employed approach.

### 1. はじめに

玉軸受におけるグリース潤滑は、その高い潤滑性能と保油性から自動車等の一般産業界のみならず人工衛星等の宇宙機でも近年利用が拡大している<sup>(1,2)</sup>。地上の一般産業機械と異なり、宇宙機は宇宙空間での運用中に修理やメンテナンスが困難であるため、太陽電池パドル等の駆動部が動作不良を起こすと、ミッションの成否に大きく影響する。人工衛星等の宇宙機には駆動部を有する機器が多く搭載され、その数は宇宙機 1 機当たり数 10 箇所以上にもなる。実際、これらの軸受における早期の摩擦トルク増大や摩擦が宇宙機の運用停止につながるケースもある。また、宇宙機では搭載機器が使える電力に限られ、さらに観測センサ等の高い位置決め精度を実現する必要もあり、低く安定した摩擦トルクかつ長寿命なグリース潤滑軸受が強く求められている<sup>(2,3)</sup>。

Fig. 1 に玉軸受の概要図を示す。宇宙機に限らず、玉軸受の潤滑設計はこれまで試験に基づく経験的な設計が行われてきたため、玉軸受内グリース挙動の詳細は十分に理解されておらず、また予測手法も確立されていない。一般的に知られている大まかなメカニズムは、実験による摩擦トルクや油膜厚さの観察等により、充満潤滑と枯渇潤滑の 2 形態が存在するというものである<sup>(4)</sup>。充満潤滑状態は、軸受の初期の回転によりグリース全体が激しく攪拌される状態であり、その後は転動体の軌道面から徐々にグリースが排除され残存するわずかなグリースで潤滑が行われる枯渇潤滑状態に移行する。充満潤滑状態は高トルク・高発熱の状態であり、枯渇潤滑状態は低トルク・低発熱の状態であるため、潤滑の運転状態としては枯渇潤滑状態が長期間保持されることが望ましい。一方で、枯渇潤滑状態では軌道面から排除されたグリースが軌道面に再補給されにくいいため、潤滑に寄与しないグリースを残したまま潤滑寿命を迎えてしまう。したがって、このような残存グリースを有効に潤滑に寄与させることができれば、潤滑寿命の延長が可能となる。そのため、充満潤滑状態におけるマクロなグリース挙動と枯渇潤滑状態に至った際の初期グリース分布を把握することはグリース潤滑の低摩擦化・長寿命化に向けて必要不可欠で

ある。

玉軸受内のグリース挙動の把握については、グリースが半透明の半固体であること、また漏れや飛散防止を目的に装着されるシールのため直接観察はこれまで困難であった。近年になり種々の工夫で実験的にグリース挙動の直接観察が可能となっており、X線CT撮影によるグリースマクロ挙動の可視化<sup>(5)</sup>や、転動体接触部近傍を対象に蛍光粒子と PIV(Particle Image Velocimetry)計測を組み合わせた二次元流速分布と三次元膜厚計測<sup>(6)</sup>など先駆的な取り組みが見られるようになってきた。一方、より詳細なグリース挙動把握のためには CFD(Computational Fluid Dynamics)解析が有効と期待されるが、研究事例はほとんどなく、グリースをビンガム塑性流体と見なした VOF(Volume Of Fluid)法による CFD 解析例<sup>(7)</sup>が見られるのみである。

玉軸受内グリース挙動の CFD 解析を実現する上での大きな課題の一つは、流体と固体の性質を合わせたグリースのレオロジー特性、言い換えれば非ニュートン流体としての特性の考慮である。具体的には、①塑性(内部応力が降伏応力を越えて初めて流

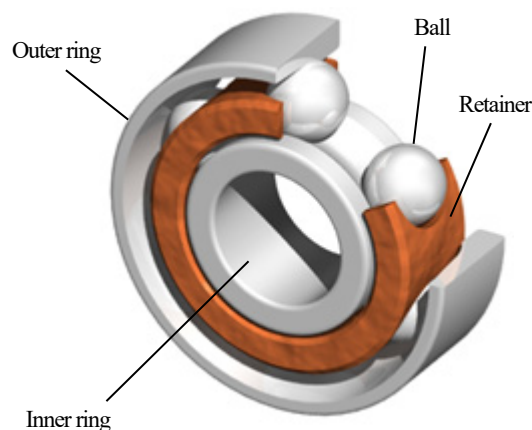


Fig. 1 Schematic of ball bearing.

動が発生する), ②せん断速度依存性(せん断速度に対してせん断応力が非線形性を示す), ③チキソトロピー性(前述の①②が負荷履歴に応じて変化する)という 3 つの特異な性質を考慮する必要がある.<sup>4)</sup> グリースは, ①の点ではビンガム塑性流体と類似であるが, ②の性質では Shear-thinning 粘性(せん断ひずみ速度が増加するほどせん断応力が減少する性質)を示す事からビンガム擬塑性流体に分類され, Fig. 2 に示す様に非ニュートン流体の中でも特に特異な流動特性を示す。

非ニュートン流体のCFD解析は, メッシュレスで複雑形状に対する適合性が高く, 固気液混相流の取り扱いが比較的容易なMPS(Moving Particle Simulation)法をベースとした数値計算法の研究が近年盛んである。例えば, 擬塑性流体の並行平板ポアズイユ流について理論解と比較したもの,<sup>7)</sup> フレッシュコンクリートをビンガム塑性流体としてモデル化してL字フロー試験を再現したもの<sup>8)</sup>やスランプ試験を再現したもの,<sup>9)</sup> 更には土石流をビンガム塑性流体としてモデル化し地滑り津波を解析した事例<sup>10)</sup>などがある。また著者らもグリースを用いたダム崩壊実験を実施し, MPS 法によりそれを再現している。<sup>11)</sup> ただし, これらの研究は比較的単純な系での解析であり, 玉軸受の様な複雑形状を有する機構部品内の解析事例は見られない。

そこで本研究では, 玉軸受内グリースマクロ挙動把握と初期分布予測手法確立を目的として, MPS 法を用いた玉軸受内グリース挙動解析を試行し, グリースのマクロ挙動の把握を試みた。なお本研究では, 汎用粒子法ソルバーParticleworks<sup>12)</sup>を使用した。

## 2. 数値計算手法

### 2-1. 支配方程式

本研究ではグリースを非圧縮性流体と仮定し, 以下の 3 次元非圧縮性 Navier-Stokes 方程式を支配方程式とした。

$$\nabla \cdot \bar{u} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{D\bar{u}}{Dt} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \frac{1}{\rho} \nabla \cdot (2\mu(\dot{\gamma})\bar{S}) \quad (2)$$

ここで  $p, \rho, t, \bar{u}, \dot{\gamma}, \mu, \bar{S}$  はそれぞれ静圧, 密度, 時刻, 流速ベクトル, 平均せん断ひずみ, 粘性係数, ひずみ速度テンソルである。

式(2)の右辺第二項は粘性応力項であり, 非圧縮性流体を仮定すると以下の様に与えられる。

$$\frac{1}{\rho} \nabla \cdot (2\mu(\dot{\gamma})\bar{S}) = \frac{\mu(\dot{\gamma})}{\rho} \nabla^2 \bar{u} + \frac{2\bar{S}}{\rho} \nabla \mu(\dot{\gamma}) \quad (3)$$

ひずみ速度テンソルはテンソル表記すると

$$\bar{S} = S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (4)$$

であり, 平均せん断ひずみ  $\dot{\gamma}$  は

$$\dot{\gamma} = \sqrt{2\Pi} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \Pi &= S_{ij} S_{ij} \\ &= S_{xx}^2 + S_{yy}^2 + S_{zz}^2 + 2(S_{xy}^2 + S_{yx}^2 + S_{xz}^2) \end{aligned} \quad (6)$$

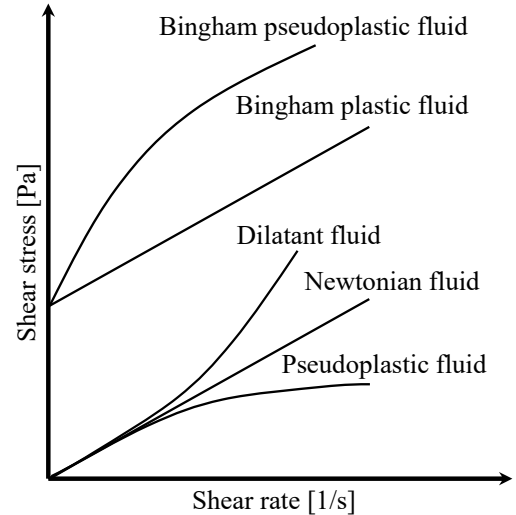


Fig. 2 Flow curves for different types of non-Newtonian fluids.

で表される。

### 2-2. グリースの粘度モデル

グリースは前述の通り非ニュートン流体であり, ビンガム擬塑性流体に分類される。その流動特性は, 内部応力が降伏応力を超えるまでは弾性変形はしても流動せず, 降伏応力を超えて初めて流動する。

本研究では, 既往研究<sup>6,7,11)</sup>と同様に流動時を主な解析対象とし, 不動時は非常に粘度の高い流体として扱うものとして, グリースの代表的なレオロジー特性式である Herschel-Bulkley 式<sup>13)</sup>に Papanastasiou の修正式<sup>14)</sup>を加えた Herschel-Bulkley-Papanastasiou 式<sup>13)</sup>により粘性係数を与える。

$$\mu(\dot{\gamma}) = K |\dot{\gamma}|^{n-1} + \frac{\tau_Y}{|\dot{\gamma}|} (1 - e^{-m|\dot{\gamma}|}) \quad (7)$$

ここで  $K$  は粘ちゆう度,  $n$  は構造粘性指数,  $\tau_Y$  は降伏応力,  $m$  は応力成長指数である。粘ちゆう度  $K$  はグリースが流動を開始した瞬間の見かけの粘性係数に相当し, 構造粘性指数  $n$  はグリースの Shear-thinning 粘性を示すパラメータである。また, 応力成長指数  $m$  はモデルパラメータであり, その指数関数項と降伏応力  $\tau_Y$  を乗じることで, 低ひずみ速度においては粘性係数が非常に高い流体を表現し, 高ひずみ速度ではビンガム擬塑性流体を連続的に表現できる様に工夫されている。

Fig. 3 は本研究で想定した供試グリースについて, せん断応力-ひずみ速度曲線を示したものである。図では, 回転式粘度計による計測値と, 式 (7) の粘性係数に平均せん断ひずみを乗じて得られるせん断応力を示している。また参考のため供試グリースの基油のデータも示している。式 (7) については, パラメータ同定により  $K = 3.93, n = 0.61, \tau_Y = 57 \text{ Pa}, m = 8.0$  とすることでグリースの粘度計測値を再現した。図から分かるように, 基油は傾き一定のニュートン流体の特性を示しているが, 供試グリースは降伏応力を持ち, ひずみ速度が増加するにつれてせん断応力の増加量が低下する Shear-thinning 特性を示している。

Fig. 4 は粘度計計測から得られる見かけの粘性係数 (Fig. 3 で示した曲線の勾配に相当) と式 (7) を比較したものである。ここでも参考までに基油の粘性係数 ( $8.31 \times 10^2 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ ) も示しているが, 供試グリースは 1 桁以上大きな見かけの粘性係数を示している。特

に低ひずみ速度域では、 $10^2$  Pa·s オーダーに達し、非常に高い粘性係数を示すことが見て取れる。

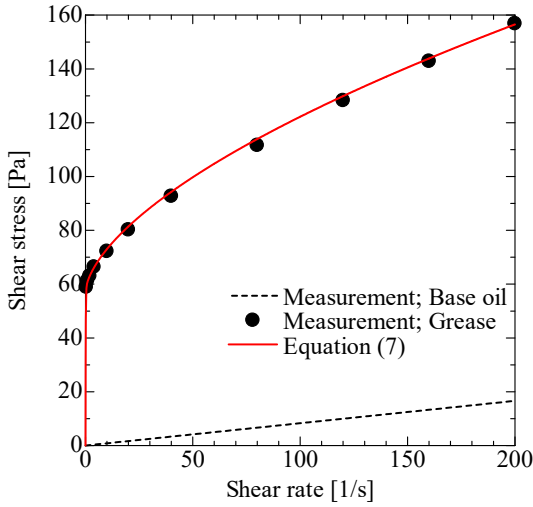


Fig. 3 Shear stress-shear strain behavior of considered grease and base oil.

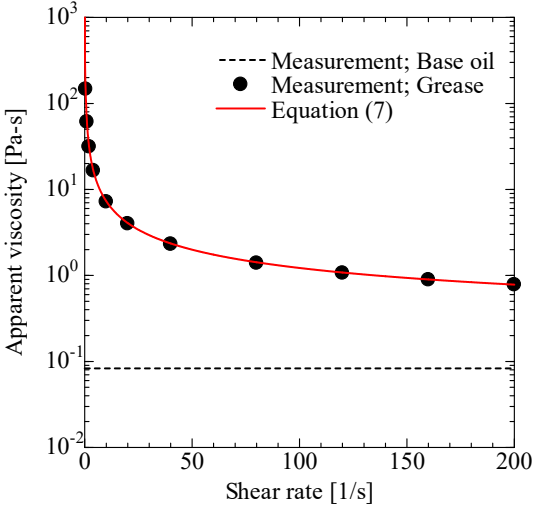


Fig. 4 Apparent viscosity of considered grease and base oil.

### 2-3. 離散化モデル

粒子法では、支配方程式に現れる勾配やラプラシアン、発散などの微分演算子について、ある粒子  $i$  とその近傍にある粒子  $j$  との間で粒子間相互作用モデルを与えて離散化する。前述の式 (1) もしくは (2) に現れる粒子  $i$  に対する物理量の勾配およびラプラシアンは次式で評価する。なお記号  $\langle \cdot \rangle_i$  は粒子  $i$  の位置において  $\langle \cdot \rangle$  内の式を粒子間相互作用モデルにより近似することを意味する。

$$\langle \nabla \phi \rangle_i = \frac{d}{n^0} \sum_{j \neq i} \left[ \frac{(\phi_j - \phi_i)}{|\vec{r}_j - \vec{r}_i|^2} (\vec{r}_j - \vec{r}_i) w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|) \right] \quad (8)$$

$$\langle \nabla^2 \phi \rangle_i = \frac{2d}{\kappa^0 n^0} \sum_{j \neq i} [(\phi_j - \phi_i) w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|)] \quad (9)$$

ここで  $d$  は次元数 (2 次元の場合は 2, 3 次元の場合は 3 とする)。

$\vec{r}$  は粒子の位置ベクトル、 $w$  は粒子間距離に応じた重み関数である。

また、 $n^0$  は初期粒子配置における粒子数密度の基準値、 $\kappa^0$  は統計的な分散の増加を解析解と一致させるための係数であり、それぞれ初期粒子配置から求める。なお上付き添え字 0 は初期値を示す。

重み関数  $w$ 、粒子数密度  $n$ 、モデル係数  $\kappa^0$  は次式で定義される。

$$w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|) = \begin{cases} \frac{r_e}{|\vec{r}_j - \vec{r}_i|} - 1 & (|\vec{r}_j - \vec{r}_i| < r_e) \\ 0 & (|\vec{r}_j - \vec{r}_i| \geq r_e) \end{cases} \quad (10)$$

$$\langle n \rangle_i = \sum_{j \neq i} w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|) \quad (11)$$

$$\kappa^0 = \frac{\sum_{j \neq i} [|\vec{r}_j^0 - \vec{r}_i^0|^2 w(|\vec{r}_j^0 - \vec{r}_i^0|)]}{\sum_{j \neq i} w(|\vec{r}_j^0 - \vec{r}_i^0|)} \quad (12)$$

ここで  $r_e$  は影響半径であり、本解析では初期粒子間距離の 3.1 倍とした。式(10)の形から明らかな様に、上記の式は全て粒子  $i$  に対して影響半径以内にある近傍粒子全てに対して計算を行う。

式(3)の粘性応力項については、右辺の 2 つの項についてそれぞれラプラシアンモデルとグラディエントモデルを適用することも考えられるが、右辺二項目を付加すると計算が不安定になりやすいとの報告がある。<sup>(10)</sup> 本研究では既報<sup>(7,10-11)</sup>に倣い近似的に以下の離散化モデルを用いた。

$$\begin{aligned} & \frac{1}{\rho} \langle \nabla \cdot (2\mu(\dot{\gamma}) \bar{S}) \rangle_i \\ &= \frac{2d}{\rho \kappa^0 n^0} \sum_{j \neq i} \left[ \mu(\dot{\gamma})_{\frac{i+j}{2}} (\bar{u}_j - \bar{u}_i) w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|) \right] \end{aligned} \quad (13)$$

式(4)のひずみ速度テンソルは、流速ベクトル  $\bar{u} = (\mathbf{u} \quad \mathbf{v} \quad \mathbf{w})^T$  の各成分に対して式(8)のグラディエントモデルを適用して計算した。

### 2-4. 計算アルゴリズム

本研究の供試流体であるグリースは前述の通り非ニュートン流体であり、Fig. 4 で示したように粘性係数が極めて高い。また計算対象となる玉軸受の最小隙間は  $1 \mu\text{m}$  以下と狭い。計算アルゴリズムとして MPS 法で標準的に利用される半陰解法を用いると、粘性項は陽的に計算するため、時間刻み  $\Delta t$  は次式に示す拡散数  $C_D$  の厳しい制約を受ける。そのため計算では極めて小さな時間刻みを取る必要があり、計算時間が增大することが課題である。

$$\Delta t \leq C_D \frac{\rho l^2}{\mu} \quad (14)$$

ここで  $l$  は粒子間距離である。拡散数  $C_D$  は Von Neumann の安定性

解析から安定条件として  $C_b=0.5$  となる。<sup>(15)</sup>

そこで本研究では、上述の課題を回避すべく粘性項と圧力項ともに陰解法で計算するアルゴリズムを使用した。

### 3. 解析形状と条件

本研究の解析対象はボールベアリング(アンギュラ玉軸受)とした。Fig. 5 にその概要図を示す。アンギュラ玉軸受は内輪、外輪、転動体(10 個)、保持器で構成されている。実際の計算は、グリース側面を固体壁でシールし、各パーツで囲まれた閉空間を解析領域とし、計算負荷低減のため 1/10 サイズモデルとした。また最小隙間となる転動体と内輪および外輪の接触部は、通常  $1 \mu\text{m}$  程度のところを  $10 \mu\text{m}$  に拡大した。この場合、転動体直径は約  $0.6 \text{ mm}$ 、内輪内径は約  $1.5 \text{ mm}$ 、外輪外径は約  $3.2 \text{ mm}$  である。

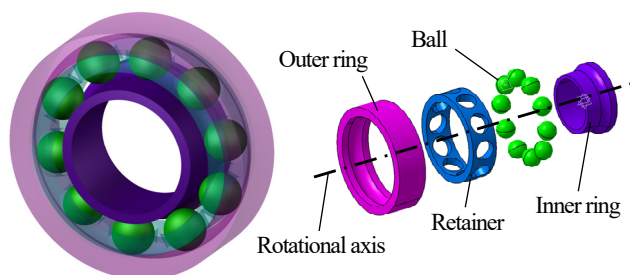


Fig. 5 Schematic of a ball bearing.

今回の解析では、外輪を静止座標系に固定し、内輪を回転軸周りに一定の回転数を与えて自転させた。計算負荷を抑えるため、内輪の回転数は宇宙機としては中程度の  $100 \text{ rpm}$  とした。この内輪の回転に伴い、内輪と転動体間で発生する転がりを考慮し、転動体は自身の回転軸周りに  $201 \text{ rpm}$  (内輪の回転とは逆向き) 自転するとともに、内輪の回転軸周りに  $39 \text{ rpm}$  の公転をすることとした。また保持器は、転動体の公転に伴い自身も同じ回転数で内輪の回転軸周りに公転することとした。

供試グリースは、合成炭化水素油を基油とし、リチウム石けんを増ちょう剤として分散させた一般産業用グリースとした。粘性係数は Fig. 3 と 4 で示した特性を有し、密度は  $870 \text{ kg/m}^3$  とした。初期のグリースは、Fig. 6 に示すように初期粒子間距離  $10 \mu\text{m}$  で内輪壁面上に約 5 層分(厚みで  $50 \mu\text{m}$ )配置した。この時、流体粒子数は計算領域全体で 233,732 である。

計算では、固体壁をポリゴン壁モデルで与え滑りなしとした。また内輪等の回転部の自転と公転は強制的に与え、グリース挙動との相互作用は考慮しなかった。また今回の計算では重力加速度や表面張力も簡単のため考慮しなかった。計算の時間刻みは  $\Delta t = 1.0 \times 10^{-5} \text{ s}$  とした。

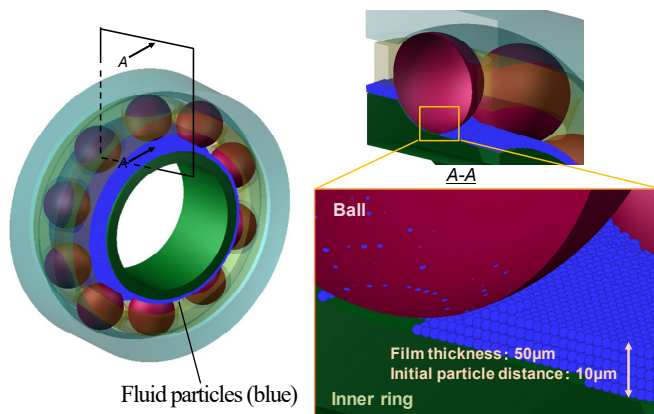


Fig. 6 Initial distribution of fluid particles of grease.

計算には JAXA Supercomputer System generation 2 (JSS2) の TPP システム(富士通社製 PC サーバ PRIMERGY RX350S8, Intel Xeon E5-2667-v3 3.2 GHz)を使用し、ノード内は Open MP, ノード間は MPI により 192 コアの並列計算を実行した。実時間 1s 間に要する計算時間は約 6 時間であった。

### 4. 結果と考察

計算開始からのグリース分布の時間変化を Fig. 7 に示す。なおグリースを模擬している流体粒子は動粘性係数で色付けした。図で動粘性係数が高い粒子は固体の特性を示し、逆に低い粒子は流体の特性を示すことを意味する。図を見ると、時刻に依らず低動粘性係数を示すのは主に転動体と内輪の隙間、内輪と保持器の隙間、内輪とシール面の隙間と、いずれも相対運動をする二つの固体壁に囲まれて高いせん断ひずみが発生しやすい場所であると言える。全体的なグリース分布の変化としては、内輪に堆積していた初期グリース膜が時間の進行とともに転動体に攪拌され、一部のグリースが外輪側まで到達していることが分かる。また、転動体により攪拌されたグリースは、保持器や外輪に付着するとともに、残りのグリースはまた内輪まで戻っている。内輪に堆積していたグリース膜は、転動体による攪拌により時間の進行とともに膜厚が徐々に減少し、内輪表面上で枯渇する領域も見られるようになっている。

Fig. 8 に転動体と内輪の接触点を通る断面 A で見たグリース分布を  $0.1 \text{ s}$  おきに示す。内輪の回転開始から  $0.1 \text{ s}$  では、転動体と内輪の接触部にグリースが初期膜厚より厚く堆積している様子が見られる。これは回転初期に転動体と内輪の隙間およびそこを迂回する流れよりも、内輪の回転により上流側から到達するグリース膜の量が多いため、転動体によりグリースが一部せき止められている状態である。その後は、時間の進行とともに内輪表面および各転動体の右側に堆積していたグリースが周囲に攪拌されて、この断面では転動体と内輪の隙間を通るグリース膜厚のみ残存している。

Fig. 9 は、別方向から転動体と内輪の接触点を通る断面 B を見たグリース分布を  $0.1 \text{ s}$  おきに示す。転動体と内輪の隙間には常にグリースが存在している。時間の進行とともに転動体の動きにグリースが巻き込まれ、転動体の左右の側面部ではグリース膜厚が初期よりも厚くなっていることが分かる。特に転動体右側の保持器と内輪の隙間にはグリースが満たされ、液だまりの様になっている。また一部のグリースは転動体と外輪の隙間にまで達していることが分かる。

### 5. まとめ

玉軸受内グリースマクロ挙動把握と初期分布予測手法確立を目的として、1/10 スケールとしたアンギュラ玉軸受を対象に MPS 法を用いたグリース挙動解析を試行し、グリースのマクロ挙動の把握を試みた。解析では、3 次元非圧縮性 Navier-Stokes 方程式を支配方程式とし、高粘性係数に伴う拡散数制約を排除するため粘性項も陰解法で計算した。グリースの半固体としての性質は、ビンガム擬塑性流体としての粘性係数を与える構成式を導入し、低ひずみ速度の条件では高粘性係数を与えることで固体としての不動状態をモデル化した。解析モデルは玉軸受の内輪、転動体、保持器、外輪を考慮し、各パーツの回転軸周りの公転および自転を強制的に与える形で移動壁を模擬した。初期条件として、グリースは内輪表面上に一定膜厚で配置して計算した。

本解析により、アンギュラ玉軸受回転時のマクロなグリース挙動を再現した。解析結果から、高ひずみ速度が発生しグリースが流動しやすいのは転動体と内輪の隙間、内輪と保持器の隙間、内輪とシール面の隙間であり、いずれも相対運動をする二つの固体

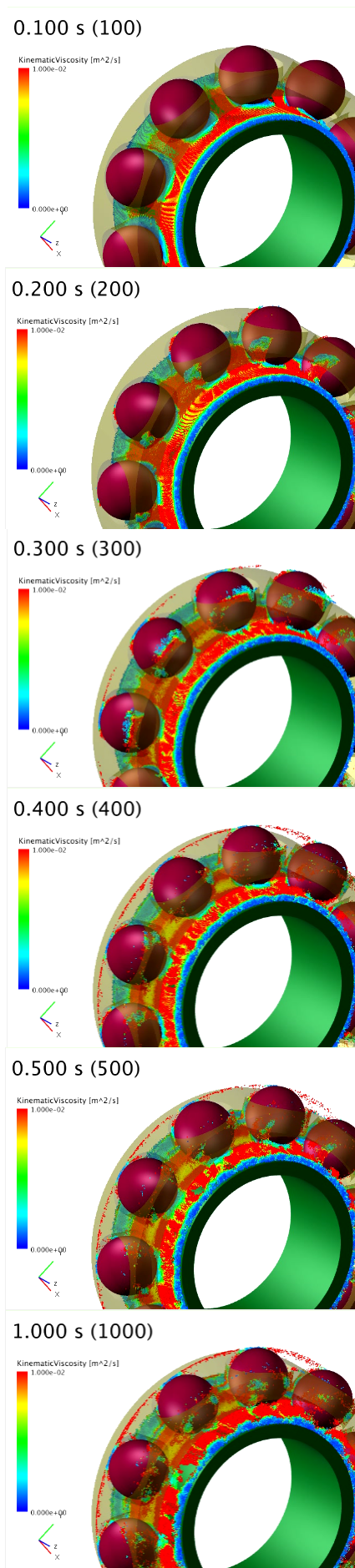


Fig. 7 Development of Grease distribution colored by kinematic viscosity.

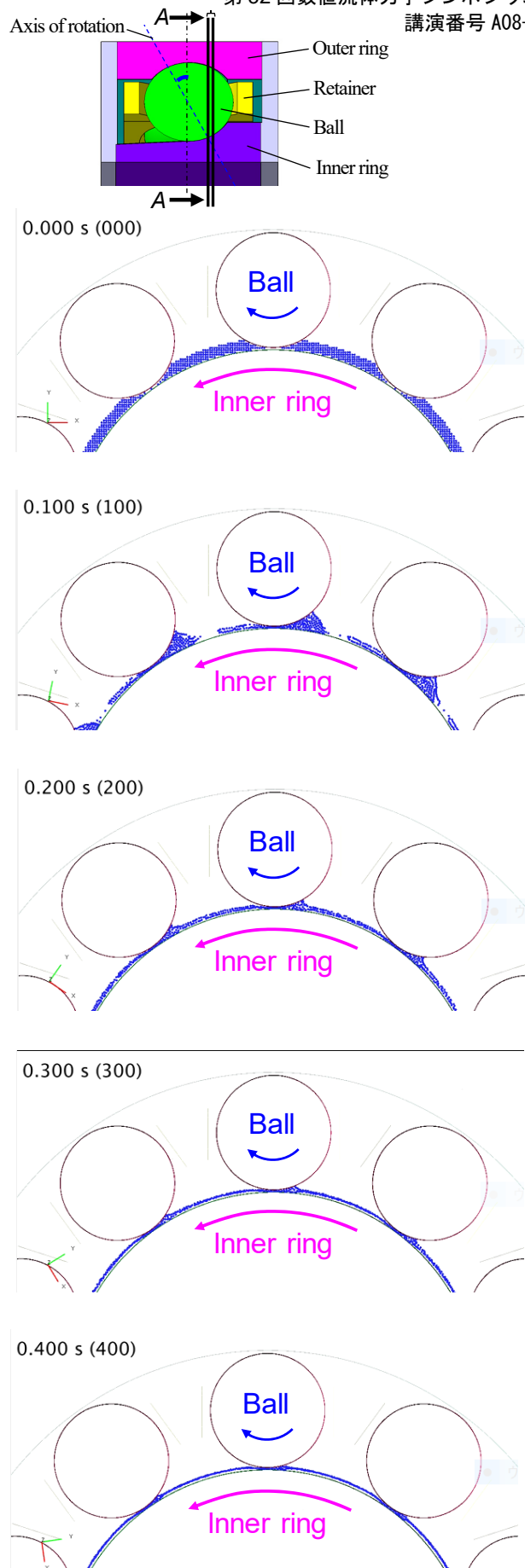


Fig. 8 Grease distribution on the cross-section A passing through the contact points between balls and inner liner at every 0.1s.

壁に囲まれた場所であることが確認された。グリースのマクロな挙動としては、転動体の攪拌効果が支配的であり、初期のグリース膜が変形かつ攪拌され、グリース分布が形成されていく様子が確認された。特に玉軸受内部の 3 次元形状の影響により、初期の膜厚から薄くなる場所と逆に厚くなる場所が現れることも明らかとなった。

今回の計算では、計算負荷を軽くするために必要最小限の粒子数で計算した。今後、玉軸受内のグリースマクロ挙動の詳細を理解するためには、必要十分な粒子数で計算を実施する必要がある。また合わせて、解析結果の妥当性検証も必要と考えており、玉軸受内部のグリース分布を評価可能な可視化実験等も検討していく予定である。

#### 謝辞

本研究の遂行に当たっては、科学研究費(基盤研究(C), 課題番号: 17K06137)の助成を受けている。また、本報で示した解析結果は、全て JAXA Supercomputer System generation 2 (JSS2)を用いて実施した。ここに記し、著者らの謝意を表する。

#### 参考文献

- (1) 鈴木, “真空中における潤滑技術の現状と課題,” *J. Vac. Soc. Jpn.*, Vol. 51, No. 7 (2008), pp. 472-475.
- (2) 小原, “宇宙機器用グリースの技術動向,” *トライボロジスト*, Vol. 57, No. 6 (2012), pp. 398-405.
- (3) 小原, “宇宙機用システム・サブシステム側から描いたトライボ要素のロードマップ,” *トライボロジスト*, Vol. 61, No. 1 (2016), pp. 19-26.
- (4) 星野, “グリース潤滑の理論,” *トライボロジスト*, Vol. 47, No. 1 (2002), pp. 8-14.
- (5) 野田ら, “玉軸受におけるグリース挙動の X 線観察および多相流解析の妥当性確認,” *トライボロジスト*, Vol. 61, No. 4 (2016), pp. 275-284.
- (6) 春山ら, “蛍光粒子を利用したグリース流動可視化の研究 – 第 2 報: グリース特性の影響,” *トライボロジー会議 2017 春予稿集*, E34, 2017.
- (7) 福澤ら, “MPS 法による高粘性非ニュートン流体の流動解析,” *日本計算工学会論文集*, No. 20140007 (2014).
- (8) 入部ら, “フレッシュコンクリートの流動問題への粒子法の適用,” *コンクリート工学年次論文集*, Vol. 25, No. 1 (2003), pp. 905-910.
- (9) 伊波ら, “MPS 法を用いたフレッシュコンクリートのスランプ推定,” *コンクリート工学年次論文集*, Vol. 35, No. 1 (2013), pp. 1195-1200.
- (10) 五十里ら, “粒子法型非ニュートン流体モデルによる地滑り津波解析,” *土木学会論文集 B2 (海洋工学)*, Vol. 68, No. 2 (2012), pp. 66-70.
- (11) 根岸ら, “宇宙機の長寿命化に向けた転がり玉軸受内グリース流動数値解析技術構築に向けた展望,” 第 31 回数値流体力学シンポジウム, E10-3 (2017).
- (12) <https://www.prometech.co.jp/>
- (13) Mitsoulis, E., “Flows of Viscoplastic Materials: Models and Computations,” *Rheology Reviews* (2007), pp. 135-178.
- (14) Papanastasiou, T. C., “Flows of Materials with Yield,” *Journal of Rheology*, Vol. 31, No. 5 (1987), pp. 385-404.
- (15) 後藤, “粒子法 連続体・混相流・粒状体のための計算科学,” 森北出版(株) (2018).

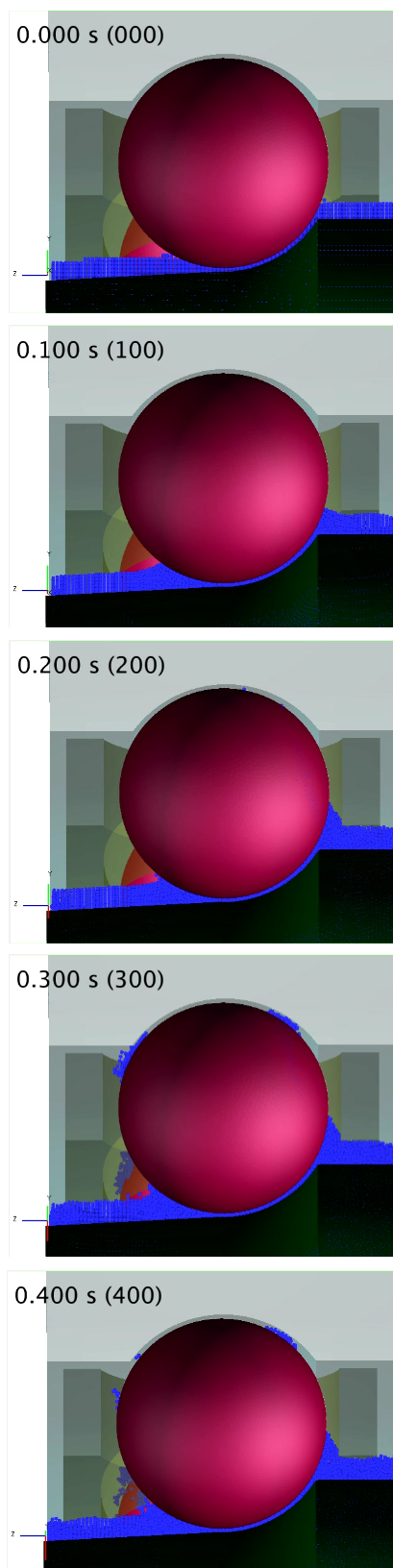
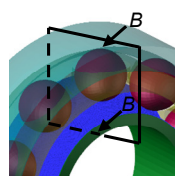


Fig. 9 Grease distribution on the cross-section B passing through the contact points between balls and inner liner at every 0.1s.