

IIII 原著論文 IIII

国際宇宙ステーションでの液滴振動法による溶融スラグ／溶融鉄界面張力の測定に関する数値解析的検討

上野翔也¹・久保正樹¹・塚田隆夫¹・杉岡健一²・渡邊匡人³

Numerical Investigation for Measuring Molten Slag / Molten Iron Interfacial Tension by an Oscillating Drop Technique in the International Space Station

Shoya UENO¹, Masaki KUBO¹, Takao TSUKADA¹, Ken-ichi SUGIOKA²
and Masahito WATANABE³

Abstract

The measurement of interfacial tension between molten slag and molten iron under microgravity in the International Space Station (ISS) is planned, where an oscillating drop technique with an electrostatically-levitated compound droplet will be used. In this work, numerical simulations for oscillation behaviors of a compound droplet composed of molten iron core and molten slag shell phases were performed using OpenFOAM, to determine the operational conditions for measuring the interfacial tension under microgravity. Here, the effects of viscosity and radius ratios of shell to core phases on the oscillation frequency of the compound droplet, i.e., on the interfacial tension evaluated from the frequency, were investigated. As a result, it was found that the oscillating drop technique is available to measure the interfacial tension if the appropriate condition of the radius ratio is selected.

Keyword(s): Numerical simulation, Interfacial tension, Oscillating drop technique, Compound droplet, Microgravity

Received 6 Sept. 2015, accepted 9 Oct. 2015, published 31 Oct. 2015

1. はじめに

鉄鋼材料の連続鋳造プロセスやアーク溶接プロセスにおいては、金属酸化物の混合物である溶融スラグと溶鋼が接する界面が存在し、界面を介しての輸送現象さらには界面形状の変動がプロセスの制御性あるいは製品の品質に影響を及ぼす場合が多く見られる。従って、これらプロセス及び製品の品質の制御に当っては、溶融スラグ／溶鋼間の界面現象の理解、さらにはその基盤となる溶融スラグ／溶鋼界面張力の取得が重要である。溶融スラグ／溶鋼界面張力の測定には、溶融スラグ内に溶鋼を設置し、X線透視法を用いて、表面張力の一般的測定法である静滴法と同様の手法が取られているが^{1, 2)}、測定対象が高温かつ反応性が高いため、界面張力に影響を及ぼす基板あるいは容器壁

から混入する不純物の制御が難しい等の問題があった。以上の背景に鑑み、鉄鋼プロセスの溶融スラグ／溶鋼界面で起こる現象の理解及び溶融スラグ／溶鋼界面張力に関する知見獲得を目的として、国際宇宙ステーション (ISS) の長時間微小重力環境を利用し、溶融スラグと溶融鉄を対象として、無容器プロセスである静電浮遊技術による両融体間の界面張力の測定実験が計画された³⁾。

近年、高温融体の高精度な表面張力測定法として、電磁浮遊技術あるいは静電浮遊技術を利用した液滴振動法が注目され、溶融金属や溶融半導体の表面張力が測定されている⁴⁻⁷⁾。液滴振動法は、浮遊液滴の振動周波数から表面張力を決定する方法であるが、無容器プロセスである浮遊法を利用することから、容器から試料への汚染の影響が無

1 東北大学大学院工学研究科化学工学専攻 〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉 6-6-07

Department of Chemical Engineering, Tohoku University, 6-6-07, Aramaki, Aoba-ku, Sendai-shi, Miyagi 980-8579, Japan

2 富山県立大学工学部機械システム工学科 〒939-0398 富山県射水市黒河 5180

Department of Mechanical Systems Engineering, Toyama Prefectural University, 5180, Kurokawa, Imizu-shi, Toyama 939-0398, Japan

3 学習院大学理学部物理学科 〒171-8588 東京都豊島区目白 1-5-1

Department of Physics, Gakushuin University, 1-5-1, Mejiro, Toshima-ku, Tokyo 171-8588, Japan

(E-mail: tsukada@pcel.che.tohoku.ac.jp)

く、また容器壁での不均一核生成を回避できることから過冷却域を含む広範な温度範囲での測定が可能である。最近、Egry ら^{8,9)}は、液滴振動法を二液相間界面張力の測定に適用できるよう拡張した。彼らは、過冷却域に準安定な二液相分離域を有する溶融 CuCo 合金を対象として、微小重力環境下で電磁浮遊法を利用し、相分離した Cu-rich 相 / Co-rich 相界面張力の測定を行った。ここで、相分離により形成されたコア相とシェル相からなる複合液滴の振動挙動に対して、非粘性のコア相、シェル相から構成される同心複合液滴の自由振動に関する Saffren ら¹⁰⁾の理論が適用された（以下、この手法を複合液滴振動法とよぶ）。

ISS における溶融スラグ / 溶融鉄の界面張力の測定には、Egry ら^{8,9)}の複合液滴振動法（シェル相：溶融スラグ、コア相：溶融鉄）を利用する予定であるが、測定結果に及ぼすシェル相 / コア相の粘度比や半径比の影響等、試料あるいは測定条件の設定において未解明な部分が残されている。例えば、Egry らが用いた理論は、非粘性二液体からなる複合液滴の微小振幅振動を仮定しているため、本計画が高粘性の溶融スラグを対象としていることを考えると、振動挙動に及ぼす粘性の影響を検討することは重要である。そこで、本研究では、ISS での溶融スラグ / 溶融鉄界面張力の測定に資するため、複合液滴振動法による界面張力測定に及ぼすシェル相 / コア相粘度比、シェル相 / コア相半径比及び複合液滴の初期形状の影響を数値シミュレーションにより検討した。なお、複合液滴の振動挙動に関する理論的、実験的な研究として、Saffren ら¹⁰⁾の研究以降、回転の影響¹¹⁾、粘性の影響^{12, 13)}、コア相のセンターリング挙動¹⁴⁻¹⁸⁾等に関する研究が報告されているが、本研究の目的に沿う系統的な研究が実施されていないことも、本研究を行った動機の一つである。

2. 複合液滴振動の数値シミュレーション

本研究では、微小重力環境下での界面張力測定であることを考慮し、重力を含む外力の影響は無いものとして、Fig. 1 に示すように、気相（密度 ρ_0 [kg/m³]、粘度 μ_0 [Pa·s]）中に浮遊する密度 ρ_1 [kg/m³]、粘度 μ_1 [Pa·s]のコア相と密度 ρ_2 [kg/m³]、粘度 μ_2 [Pa·s]のシェル相からなる複合液滴の2次モードの軸対称振動を考える。ここで、平衡時（球形状）のコア相及びシェル相の半径はそれぞれ R_1 [m]及び R_2 [m]であり、コア相 / シェル相界面張力及びシェル相表面張力はそれぞれ σ_{12} [N/m]及び σ_2 [N/m]である。解析に当り、円筒座標系を適用し、2次モードの振動であることを考慮し

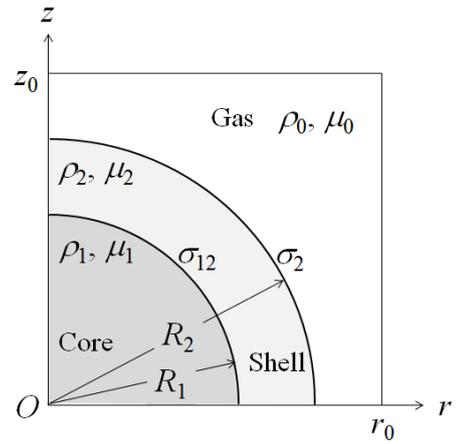


Fig. 1 Coordinate System.

て、系は軸対称、かつ $z[m] = 0$ の面に対して鏡像対称を仮定した。以上の仮定のもと、複合液滴のシェル相 / コア相界面及びシェル相表面形状の解析法としてVOF (Volume of Fluid) 法を使用すると、基礎式は以下のように与えられる。

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0 \quad (1)$$

$$\rho \left(\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \mathbf{U} \cdot \nabla \mathbf{U} \right) = -\nabla P + \mu \nabla^2 \mathbf{U} + \mathbf{F}_\sigma \quad (2)$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha \mathbf{U}) = 0 \quad (3)$$

ここで、 P [Pa]、 t [s]、 \mathbf{U} [m/s]及び ρ [kg/m³]は、それぞれ圧力、時間、速度ベクトル及び密度である。また、 α はVOF関数であり、解析領域に占める各相（コア相、シェル相、気相）の体積分率（ $0 \leq \alpha \leq 1$ ）として定義される。VOF法では、界面張力あるいは表面張力 σ の影響を体積力 \mathbf{F}_σ [N/m³] (= $\sigma \kappa \nabla \alpha$)として考慮するCSF (Continuum Surface Force) モデル¹⁹⁾が用いられるため、式(2)の運動方程式の最終項にこれを考慮した。ただし、曲率 κ [1/m]は

$$\kappa = -\nabla \cdot \left(\frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|} \right) \quad (4)$$

で与えられる。

式(1)~(3)に対する境界条件は、以下のように与えられる。中心軸 (at $r = 0$) :

$$u = \frac{\partial w}{\partial r} = \frac{\partial \alpha}{\partial r} = 0 \quad (5)$$

鏡像面 (at $z = 0$):

$$\frac{\partial u}{\partial z} = w = \frac{\partial \alpha}{\partial z} = 0 \quad (6)$$

周囲境界面 (at $r = r_0$):

$$u = \frac{\partial w}{\partial r} = \frac{\partial \alpha}{\partial r} = 0 \quad (7)$$

周囲境界面 (at $z = z_0$):

$$\frac{\partial u}{\partial z} = w = \frac{\partial \alpha}{\partial z} = 0 \quad (8)$$

ここで、 u [m/s]及び w [m/s]は速度ベクトル \mathbf{U} の r 及び z 方向成分である．初期条件は、静止状態($\mathbf{U} = \mathbf{0}$)で、シェル相／コア相界面及びシェル相表面形状を楕円形（両界面形状は同位相）とし、その後の複合液滴の振動挙動（平衡形状：Fig. 1の半径 R_1 及び R_2 の球形状）を解析した．

以上の基礎式及び境界条件の数値シミュレーションを行うに当たり、本研究では有限体積法に基づいたオープンソースの流体解析ツールボックス OpenFOAM²⁰⁾を利用した．三相以上からなる多相流を VOF 法で解析する場合、OpenFOAM 中の multiphaseInterFoam ソルバーを使用することになるが、通常は界面幅 (VOF 関数 α) の数値拡散を抑制するために、式(3)の代わりに界面への圧縮項を導入した次式を使用する．

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha \mathbf{U}) + \nabla \cdot [(1 - \alpha) \alpha \mathbf{U}_c] = 0 \quad (9)$$

ここで、圧縮速度 \mathbf{U}_c [m/s]は制御変数 C_α を用いて次式で与えられる．

$$\mathbf{U}_c = \min [C_\alpha |\mathbf{U}|, \max(|\mathbf{U}|)] \left(\frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|} \right) \quad (10)$$

また、移流方程式である式(9)の解法には TVD 法を使用し、制限関数には van Leer 関数を適用した．

3. 複合液滴振動法に基づく界面張力測定

本研究では、2.の数値シミュレーションにより得られた複合液滴の振動挙動から、以下に示す解析法^{8,9)}に基づきシェル相／コア相界面張力を求めた．

液体の表面張力を測定する一手法である液滴振動法で

は、1 液相からなる非粘性液滴の自由振動解である Rayleigh の式、

$$\omega_0^2 = \frac{8\sigma_0}{\rho_0 R_0^3} \quad (11)$$

を利用し、浮遊する液滴表面の振動周波数 ω_0 [rad/s]の測定から表面張力 σ_0 [N/m]を求める．ここで、 R_0 [m]及び ρ_0 [kg/m³]はそれぞれ平衡時の球状液滴の半径及び液滴の密度であり、 $\rho_0 R_0^3 (=3M/4\pi)$ は液滴の質量 M [kg]から容易に得られる．

ISS での二液相間界面張力の測定法には、Egry ら^{8,9)}と同様に Saffren ら¹⁰⁾の理論に基づいた非粘性のコア相、シェル相から構成される同心複合液滴の振動周波数に関する次式を利用する．

$$\omega_{\pm}^2 = K_{\pm} \frac{W}{J} \quad (12)$$

ここで、

$$K_{\pm} = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma m_1}{\tau^3} + \frac{m_2 \tau^3}{\sigma} \right) \pm \sqrt{\frac{1}{4} \left(\frac{\sigma m_1}{\tau^3} - \frac{m_2 \tau^3}{\sigma} \right)^2 + 1} \quad (13)$$

$$\frac{W}{J} = \frac{\omega_0^2 \tau^8}{\sigma (1 + \Delta\rho_1) \tau^{10} + (2/3) \Delta\rho_1} \quad (14)$$

であり、式(13)及び式(14)中の各パラメータは次式で与えられる．

$$\tau = \sqrt{\frac{R_2}{R_1}} \quad \sigma = \sqrt{\frac{\sigma_2}{\sigma_{12}}} \quad \Delta\rho_1 = \frac{3\rho_1 - \rho_2}{5\rho_2} \quad (15)$$

$$m_1 = (1 + \Delta\rho_1) \tau^5 - \Delta\rho_1 \tau^{-5} \quad m_2 = \frac{3}{5} \tau^5 + \frac{2}{5} \tau^{-5}$$

式(14)中の ω_0 は、シェル相の液体だけからなる液滴(密度 ρ_2 、表面張力 σ_2 、半径 R_2)に関する Rayleigh の振動周波数 (式(11)) である．複合液滴振動法では、複合液滴のシェル相表面形状の振動波形に対して高速フーリエ変換 (FFT) 解析を行い、得られる 2 つのピーク周波数 ω_+ 及び ω_- [rad/s]を用いて、式(12)から界面張力 σ_{12} を求める．

Table 1 Physical Properties and Geometrical Parameters used in Numerical Simulations.

Physical properties	Molten iron ($i = 1$)	Molten slag ($i = 2$)
Density ρ_i [kg/m ³]	7.03×10^3 ²¹⁾	2.85×10^3 ²²⁾
Viscosity μ_i [mPa·s]	5.50 ²¹⁾	21.4, 107, 214 ²⁴⁾
Surface tension σ_i [N/m]	1.76	0.450 ²³⁾
Interfacial tension σ_{12} [N/m]	1.30 ²²⁾	
Geometrical parameters		
Equilibrium radius R_i [mm]	0.549, 0.618, 0.706, 0.760, 0.823	0.988
Initial drop shape $(b_i/a_i)_0$ [-]	1.20, 1.50	

4. 結果と考察

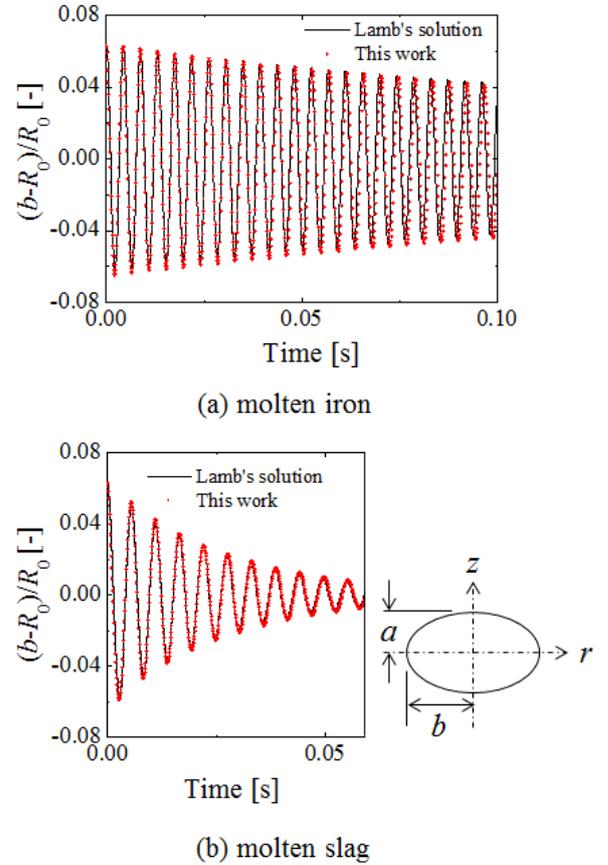
4.1 解析対象

本研究では、熔融鉄（コア相）と熔融スラグ（シェル相）から構成される複合液滴を対象として、複合液滴の振動の数値シミュレーションを行い、シェル相表面形状の振動波形のFFT解析から2つのピーク周波数 ω_+ 及び ω_- を求める。さらに、 ω_+ 、 ω_- 及びこれらを用いて式(12)から求められる界面張力 σ_{12} に及ぼすシェル相/コア相半径比 R_2/R_1 、シェル相/コア相粘度比 μ_2/μ_1 及び初期液滴形状 $(b_1/a_1)_0$ 、 $(b_2/a_2)_0$ (a [m]: z 軸長, b [m]: r 軸長, 添え字 1: コア相, 添え字 2: シェル相)の影響を検討した。Table 1 に数値シミュレーションに使用した熱物性値及び幾何学パラメータを示す²¹⁻²⁴⁾。スラグ粘度には製錬系スラグの文献値²⁴⁾である214 mPa·sに加え、比較的低粘度の溶接用スラグを想定し、製錬系スラグの1/2の値、1/10の値を与えた。また、4.2の数値シミュレーションの妥当性の検討において、熔融鉄の表面張力を1.76 N/mとしたが、この値は既往の多くの測定値²⁵⁾と比較すると低い部類に相当する。気相については、20°Cの乾燥空気の値（密度 $\rho_0 = 1.21$ kg/m³, 粘度 $\mu_0 = 18.2$ μ Pa·s）を与えた²⁶⁾。

4.2 数値シミュレーションの妥当性の検討

前述したように、OpenFOAMでは界面への圧縮項を導入した式(9)を使用することで界面幅（VOF関数 α ）の数値拡散を抑制することができるが、数値シミュレーションの妥当性の検討を目的とした以下の計算の過程で、制御変数 $C_\alpha (= 0.0 \sim 1.0)$ の値の影響を検討したところ、 $C_\alpha \neq 0$ の場合、十分時間が経過しても振動が減衰しない、あるいは過度の振動振幅の減衰が起こるなどの問題が発生したので、本研究では全て $C_\alpha = 0$ とした。なお、その結果生じる界面幅の数値拡散の影響については後述する。

Figure 2は、平衡時の球半径 R_0 が0.988 mmの(a)熔融鉄（粘度：5.50 mPa·s, 表面張力：1.76 N/m）、(b)熔融スラグ（粘度：21.4 mPa·s, 表面張力：0.450 N/m）の1液相からなる液滴の振動挙動に関する数値シミュレーション結果を示す。いずれも初期液滴形状 $(b/a)_0$ は1.2、メッシュ分割は r 及び z 方向に200×200の等分割とした。なお、数値シミュレーションにおける表面の位置 b は、 r 軸上のVOF関

**Fig. 2** Free Oscillation Behaviors of Molten Iron and Molten Slag Droplets.

数 $\alpha = 0.5$ の位置に相当する. また, 比較のために2次モードの自由振動に関する Rayleigh の解に粘性の影響を考慮した Lamb の解析解²⁷⁾ (式(16)) も合わせて示している.

$$b = b_0 \cos(\omega_0 t) \exp\left(-\frac{5\mu_0}{R_0^2 \rho_0} t\right) \quad (16)$$

ここで, μ_0 [Pa·s]は液滴の粘度である. 溶融鉄, 溶融スラグのいずれの場合も, 数値シミュレーション結果は式(16)とよく一致していることがわかる.

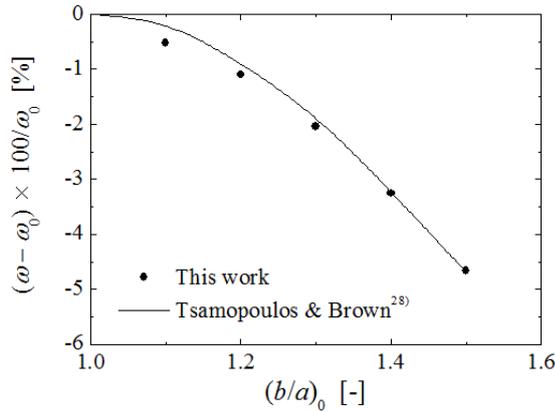


Fig. 3 Effect of Initial Drop Shape on Oscillation Frequency of a Molten Iron Droplet.

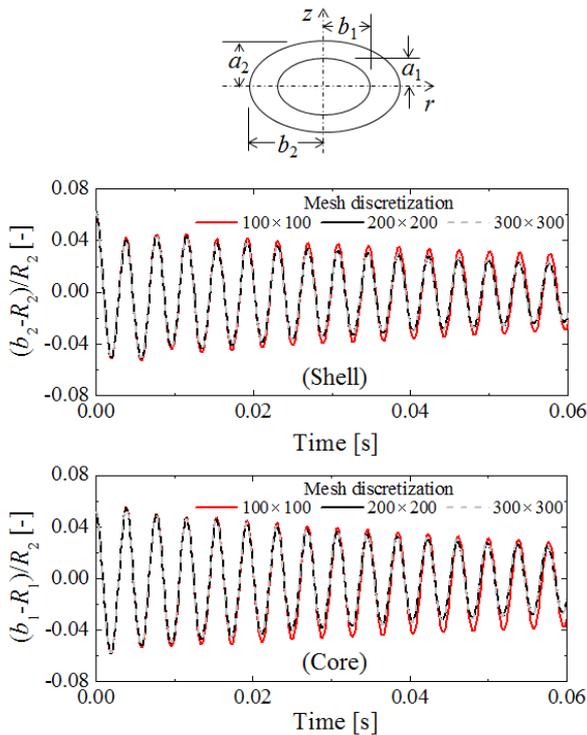


Fig. 4 Effect of Mesh Discretization on Oscillation Behavior of a Compound Droplet.

液滴振動法による表面・界面張力の測定に利用される式(11)あるいは式(12)は微小振幅振動に関する解析解であるが, 実際の測定では有限振幅の液滴振動が対象となる. そこで, Fig. 2(a)と同様の溶融鉄液滴の振動現象に関し, Tsamopoulos & Brown²⁸⁾による2次モードの自由振動に及ぼす初期液滴形状(振幅)の影響に関する解析結果と本数値シミュレーション結果との比較を行い, Fig. 3に示した. 図の横軸は初期液滴形状 $(b/a)_0$, 縦軸は Rayleigh の解(式(11))からの無次元周波数シフト

$(\omega - \omega_0) \times 100/\omega_0$ [%]である. Table 1に示す本研究の解析条件である $(b/a)_0 = 1.5$ までの数値シミュレーション結果は, Tsamopoulos & Brown²⁸⁾の結果とよく一致した.

Figure 4に数値シミュレーション結果に及ぼすメッシュ数の影響を示す. 解析対象は, Table 1に示す条件のうち, 最も表面の数値拡散の影響が顕著であった $(b_1/a_1)_0 = (b_2/a_2)_0 = 1.2$, $R_2/R_1 = 1.2$, $\mu_2/\mu_1 = 3.9$ の複合液滴の振動であり, メッシュ分割は 100×100 , 200×200 , 300×300 の等分割である. 図はシェル相/コア相界面(図中の Core)及びシェル相表面(図中の Shell)の振動振幅, すなわち $(b_1 - R_1)/R_2$ 及び $(b_2 - R_2)/R_2$ の経時変化を示す. ここで, 数値シミュレーションにおける界面, 表面の位置 b_1, b_2 は, r 軸上のVOF関数 $\alpha = 0.5$ の位置に相当する. メッシュ数 200×200 と 300×300 の結果がよく一致していることから, 本研究の数値シミュレーションにおいては 200×200 で十分と判断した.

制御変数 $C_\alpha = 0$ に設定したことが界面幅にどの程度影響するかを示すために, メッシュ数 100×100 , 200×200 , 300×300 におけるシェル相表面厚さ δ/R_2 の経時変化を Fig. 5に示す.

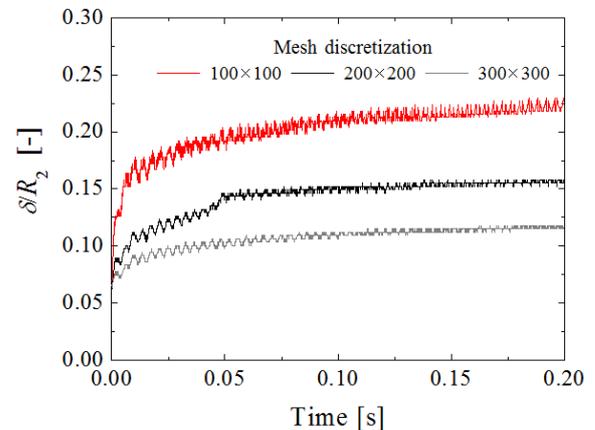


Fig. 5 Effect of Mesh Discretization on Surface Thickness of a Compound Droplet.

計算条件は **Fig. 4** と同じである。ここで、表面厚さは、 r 軸上における $0.001 \leq \alpha \leq 0.999$ の領域の幅 δ を R_2 で規格化した値で定義した。シェル相表面厚さは、時間の経過に伴い増加し、やがて一定値に収束する。また、表面厚さの増加の程度は、メッシュ数の増加に伴い減少した。なお、 100×100 及び 200×200 では、それぞれ 0.005 s 及び 0.05 s 付近で表面厚さが不連続に増加しているが、これは VOF 関数 α の数値拡散の結果、 r 軸上に $\alpha > 0.999$ の領域が無くなり、表面厚さが急激に増加したためである。以上、メッシュ数 200×200 と 300×300 では、表面厚さの収束値に多少の差は生じたが、**Fig. 4** に示すように本研究の計算時間内では 200×200 と 300×300 の振動挙動が同じであることから、前述したようにメッシュ分割は 200×200 で十分と判断した。

以上、**Fig. 2** 及び **Fig. 3** より本シミュレーション手法は妥当であることがわかり、また **Fig. 4** の結果に基づき以降の複合液滴の計算では 200×200 のメッシュ分割を使用することとした。また、時間ステップは、解析条件に応じて $1.001 \times 10^{-7} \sim 1.079 \times 10^{-5}$ s とした。

4.3 複合液滴の振動挙動に及ぼす諸因子の影響

Figure 6 は、初期液滴形状 $(b_1/a_1)_0 = (b_2/a_2)_0 = 1.2$ に関して、複合液滴の振動挙動に及ぼすシェル相/コア相粘度比 μ_2/μ_1 及びシェル相/コア相半径比 R_2/R_1 の影響を示す。各図は、 r 軸上におけるシェル相/コア相界面及びシェル相表面の振動の無次元振幅、すなわち $(b_1 - R_1)/R_2$ 及び $(b_2 - R_2)/R_2$ の経時変化を示す。 μ_2/μ_1 の増加、すなわちシェル相の粘度 μ_2 の増加、及び R_2/R_1 の増加、すなわち複合液滴のシェル相が占める体積割合の増加に伴い、シェル相の粘度の影響が大きくなり、シェル相/コア相界面（図中の Core）及びシェル相表面（図中の Shell）の振動振幅の減衰率が大きくなるのがわかる。また、**Table 1** に示すように、シェル相（溶融スラグ）/コア相（溶融鉄）界面張力 σ_{12} がシェル相表面張力 σ_2 より大きい場合、 R_2/R_1 が比較的小さい場合はシェル相/コア相界面の振動が支配的となり、シェル相表面の振動はシェル相/コア相界面の振動に同期した振動挙動を示す。しかし、 R_2/R_1 が増加すると、シェル相/コア相界面とシェル相表面は、それぞれの界面、表面張力に応じた振動挙動を示すようになる。なお、 μ_2/μ_1 の増加に伴い速度境界層の厚さが増加するため、界面張力の大きいシェル相/コア相界面の影響は、より大きな R_2/R_1 にまで及ぶことがわかる。

Figure 7 は、粘度比 $\mu_2/\mu_1 =$ (a) 3.9, (b) 19 及び (c) 39 に関して、複合液滴の振動周波数スペクトルに及ぼすシェル相/コア相半径比 R_2/R_1 の影響を示す。ここで、周波数スペクトルは、 r 軸上におけるシェル相表面の無次元振動振幅、すなわち **Fig. 6** の $(b_2 - R_2)/R_2$ の経時変化に対する FFT 解析結果である。いずれの粘度比においても、 R_2/R_1 の増加に伴い、 ω_+ （高周波側）から ω_- （低周波側）の振動が支配的となり、ある R_2/R_1 の範囲で検出可能な 2 つの振動周波数 (ω_+ 及び ω_-) のピークが出現することがわかる。

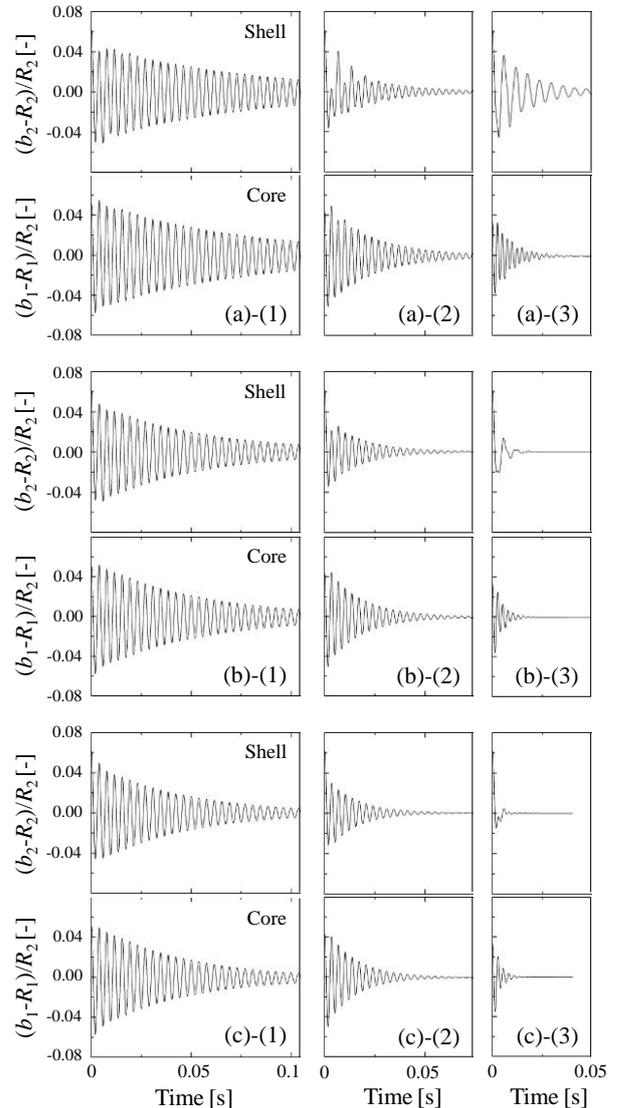


Fig. 6 Effects of Viscosity Ratio and Droplet Radius Ratio of Shell to Core Phases on Oscillation Behaviors of Compound Droplets, where μ_2/μ_1 is (a) 3.9, (b) 19 and (c) 39, and R_2/R_1 is (1) 1.2, (2) 1.4 and (3) 1.8.

Figure 8 に、ピーク周波数 ω_+ 及び ω_- に及ぼす半径比 R_2/R_1 及び粘度比 μ_2/μ_1 の影響を示す。図中には、Table 1 の値を用いて式(12)により計算した ω_+ 及び ω_- も合わせて示した。まず、 ω_+ に着目すると、半径比 R_2/R_1 及び粘度比 μ_2/μ_1 の増加に伴い、数値シミュレーション結果は式(12)による結果よりも小さくなる。一方、 ω_- の数値シミュレーション結果は、半径比 R_2/R_1 の減少に伴い、式(12)による結果より小さい値を示しており、

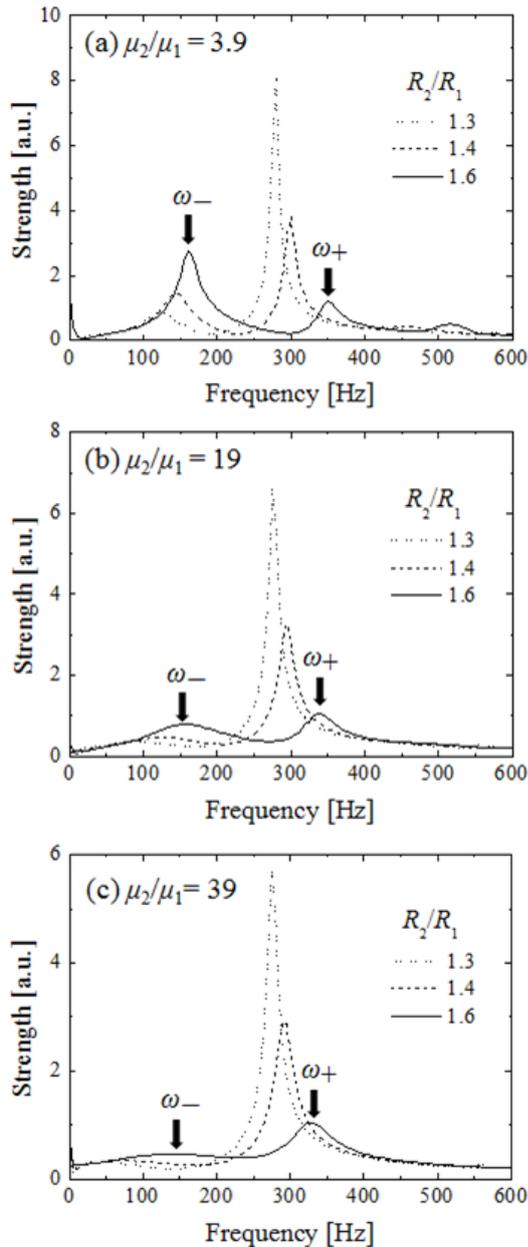


Fig. 7 Effect of Radius Ratio of Shell to Core Phases on Frequency Spectrum of a Compound Droplet for Three Different Viscosity Ratios.

特に粘度比の大きい場合に顕著となる。式(12)が非粘性複合液滴の微小振動であることを考慮すると、シェル相の粘度の増加とともに、その影響が振動挙動、特に ω_- に大きな影響を及ぼすことがわかる。

Figure 9 は、数値シミュレーションにより得られた Fig. 8 の ω_+ 及び ω_- を実験と同様に式(12)に代入して求めたシェル相/コア相界面張力の値 $\sigma_{12,num}$ と数値シミュレーションの入力値 σ_{12} (= 1.30 N/m)との偏差 $(\sigma_{12,num} - \sigma_{12}) \times 100/\sigma_{12}$ に及ぼす半径比 R_2/R_1 及び粘度比 μ_2/μ_1 の影響を示す。すなわち、Egry ら^{8,9}の方法(式(12))による溶融スラグ/溶融鉄の界面張力測定の誤差解析結果を示したものである。なお、周波数解析の結果、 ω_+ あるいは ω_- が読み取れなかった場合(例えば、 $\mu_2/\mu_1 = 19$ および $\mu_2/\mu_1 = 39$ における $R_2/R_1 = 1.2$)については示していない。図から、 R_2/R_1 の増加に伴い、

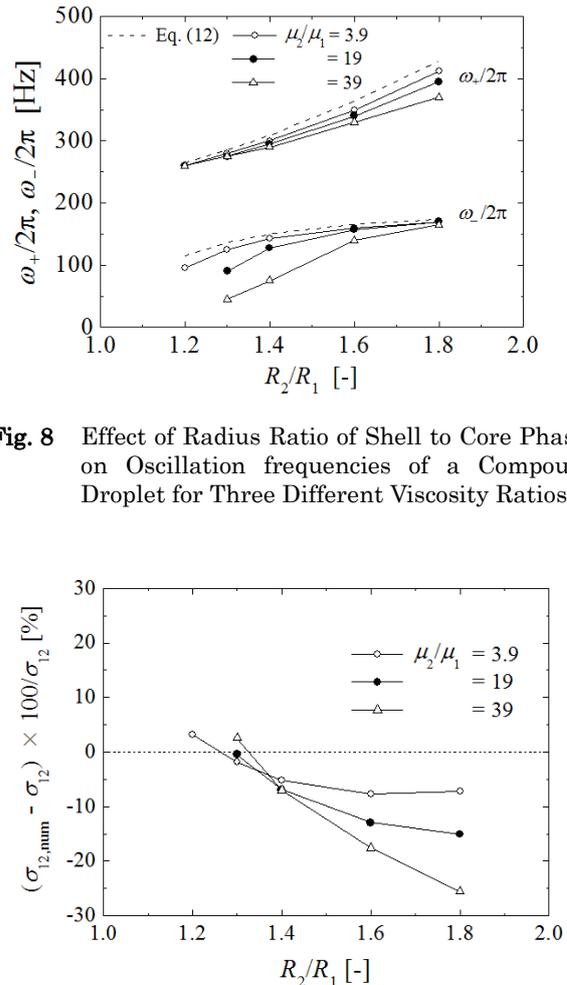


Fig. 8 Effect of Radius Ratio of Shell to Core Phases on Oscillation frequencies of a Compound Droplet for Three Different Viscosity Ratios.

Fig. 9 Effect of Radius Ratio of Shell to Core Phases on Interfacial Tension Evaluated by Eq.(12) for Three Different Viscosity Ratios.

Table 2 Effect of Radius Ratio of Shell to Core Phases on Oscillation Frequency of a Compound Droplet and Interfacial Tension Obtained by Eq. (12) for $\mu_2/\mu_1 = 3.9$.

R_2/R_1	$(b/a)_0 = 1.2$			$(b/a)_0 = 1.5$		
	$\omega_+/2\pi$ [Hz]	$\omega_-/2\pi$ [Hz]	σ_{12} [N/m]	$\omega_+/2\pi$ [Hz]	$\omega_-/2\pi$ [Hz]	σ_{12} [N/m]
1.3	280	125	1.28	275	120	1.24
1.4	300	142.5	1.23	295	142.5	1.19
1.6	350	160	1.20	345	160	1.17

シェル相の粘性の影響により測定誤差が大きくなること, また Egry らの方法により界面張力を測定するには, R_2/R_1 を約 1.3 に設定する必要があることがわかる。

Table 2 に初期液滴形状 $(b_1/a_1)_0 = (b_2/a_2)_0 = 1.2$ 及び 1.5 に関し, 粘度比 $\mu_2/\mu_1 = 3.9$ の場合の 2 つのピーク周波数 ω_+ 及び ω_- に及ぼす R_2/R_1 の影響を示した。 $(b/a)_0$ の増加に伴い, **Fig. 3** と同様に ω_+ 及び ω_- が減少し, 式(12)により得られる界面張力の値も過小評価されるが, その差はそれほど大きくないことがわかる。

5. おわりに

国際宇宙ステーションの微小重力環境を利用した複合液滴の静電浮遊実験による溶融スラグ/溶融鉄界面張力測定に資するため, 溶融スラグ/溶融鉄からなる複合液滴の振動現象に関する数値シミュレーションを行い, 界面張力測定に利用される解析解 (式(12)) の妥当性について検討した。振動周波数に及ぼすシェル相/コア相粘度比, シェル相/コア相半径比及び初期液滴形状の影響を検討した結果, いずれの粘度比においても適切な半径比の選択により, 式(12)に基づいた界面張力測定が可能であることがわかった。

謝辞

本研究は, 平成 24 年度「きぼう」利用選定テーマ「静電浮遊法を用いた鉄鋼精錬プロセスの基礎研究 ～高温融体の熱物性と界面現象～」の軌道実験準備として実施されたものであり, 関係各位に感謝いたします。

参考文献

- 1) K. Ogino: Tetsu-to-Hagane, **61** (1975) 2118 (in Japanese).
- 2) P.V. Riboud and L.D. Lucas: Can. Metall. Quart., **20** (1981) 199.
- 3) M. Watanabe, T. Tanaka, T. Tsukada, T. Ishikawa, H. Tamaru and A. Mizuno: Int. J. Microgravity Sci. Appl., **32** (2015) 320102 (in Japanese).
- 4) J.T. Okada, T. Ishikawa, Y. Watanabe and P.F. Paradis: J. Chem. Thermodynamics, **42** (2010) 856.
- 5) T. Ishikawa, J.T. Okada, P.F. Paradis and Y. Watanabe: Jpn. J. Appl. Phys., **50** (2011) 11RD03.
- 6) S. Ozawa, S. Suzuki, T. Hibiya and H. Fukuyama: J. Appl. Phys., **109** (2011) 014902.
- 7) S. Ozawa, K. Morohoshi and T. Hibiya: ISIJ Int., **54** (2014) 2097.
- 8) I. Egry: J. Mater. Sci., **40** (2005) 2239.
- 9) I. Egry, L. Ratke, M. Kolbe, D. Chatain, S. Curiotto, L. Battezzati, E. Johnson and N. Pryds: J. Mater. Sci., **45** (2010) 1979.
- 10) M. Saffren, D.D. Ellmann and W.K. Rhim: Proc. 2nd International colloquium on drops and bubbles, Monterey, USA, 1981, 7.
- 11) M.J. Lyell and T.G. Wang: Phys. Fluids, **28** (1985) 1023.
- 12) K.A. Landman: AIChE J., **31** (1985) 567.
- 13) M.J. Lyell and T.G. Wang: Phys. Fluids, **29** (1986) 481.
- 14) J.A. Tsamopoulos and R.A. Brown: Phys. Fluids, **30** (1987) 27.
- 15) A.V. Anilkumar, A.B. Hmelo and T.G. Wang: J. Colloid Interf. Sci., **242** (2001) 465.
- 16) T.G. Wang, A.V. Anilkumar, C.P. Lee and K.C. Lin: J. Colloid Interf. Sci., **165** (1994) 19.
- 17) N.A. Pelekasis, J.A. Tsamopoulos and G.D. Manolis: J. Fluid Mech., **230** (1991) 541.
- 18) D.V. Lyubimov, V.V. Konovalov, T.P. Lyubimova and I. Egry: Eur. J. Mech. B/Fluids, **32** (2012) 80.
- 19) J.U. Brackbill, D.B. Kothe and C. Zemach: J. Comput. Phys., **100** (1992) 335.
- 20) <http://www.openfoam.com/>.
- 21) Smithells Metals Reference Book, eds. W.F. Gale and T.C. Totemeier, Elsevier, 2004.
- 22) H. Sun, K. Nakashima and K. Mori: ISIJ Int., **46** (2006) 407.
- 23) M. Hanao, T. Tanaka, M. Kawamoto and K. Takatani: ISIJ Int., **47** (2007) 935.
- 24) L. Wu, J. Gran and D. Sichen: Metall. Mater. Trans. B, **42** (2011) 928.
- 25) B.J. Keene: Int. Mater. Rev., **33** (1988) 1.
- 26) National Astronomical Observatory of Japan: Chronological Scientific Tables, Maruzen Co., Ltd., 2015
- 27) H. Lamb: Hydrodynamics, Cambridge University Press, 1932.
- 28) J.A. Tsamopoulos and R.A. Brown: J. Fluid Mech., **127** (1983) 519.