

水モデルによる金属浴中への スラグ滴巻き込みに対する 吹込み臨界ガス流量の評価

井口 学*・隅田 豊*²・岡田 隆介*³・森田 善一郎*

Evaluation of the Critical Gas Flow Rate Using Water Model for the Entrapment of Slag into a Metal Bath Subject to Gas Injection

Manabu IGUCHI, Yutaka SUMIDA, Ryusuke OKADA and Zen-ichiro MORITA

Synopsis : Entrapment of slag into a metal bath at the slag-metal interface in a ladle or an iron bath of smelting reduction process is of practical importance. Cold model experiments were performed to make clear the critical flow rate of injected gas causing the entrapment of slag under bottom gas injection. Water and salt water were used as models of metal, while liquid paraffin, three kinds of silicone oils with much different kinematic viscosity, and n-pentane as models of slag. Air was injected through a centric bottom nozzle into the bath. Entrapment of slag was judged from visual observation. An empirical correlation for the critical gas flow rate was derived as a function of density and kinematic viscosity of slag and metal, interfacial tension between slag and metal, bath diameter, inner diameter of nozzle and bath depth. This correlation could predict the critical gas flow rate for previous hot model experiments as well, provided that the flow patterns in the baths were similar to the present case.

Key words : steelmaking ; injection ; bubbling jet ; entrapment of slag ; cold model.

1. 緒言

清浄鋼への指向と溶銑予備処理の普及にともなって、ガス吹込みを伴う取鍋精錬におけるスラグ-メタル界面での反応機構とスラグ滴巻き込み現象の解明が重要な課題となっている^{1)~4)}。この問題は最近鋭意研究の進められている鉄浴式溶融還元法とも関係が深い^{5)~7)}。従来、界面反応機構に関しては平沢らをはじめとする基礎的研究が活発に行われており、多くの知見が得られている⁸⁾⁹⁾。一方、スラグ滴巻き込み現象については、スラグ滴発生時の臨界面流速や臨界直径の推算式などが報告されているものの¹⁾¹⁰⁾、スラグ滴発生に及ぼす容器の形状、寸法や操作方法の影響は十分明らかにされているとは言い難い。

本研究では、底吹き円筒浴内のスラグ-メタル界面におけるスラグ滴発生の臨界条件に着目し、コールドモデルを用いてスラグ滴の巻き込みが始まる時の臨界液流速ひいては吹込み空気流量に対する推算式をメタル層とスラグ層の物性値、両層の厚さおよび浴径の関数として導出した。

2. 実験

2・1、実験装置と実験方法

Fig. 1 に実験装置の概要を示す。容器はアクリル製円筒で

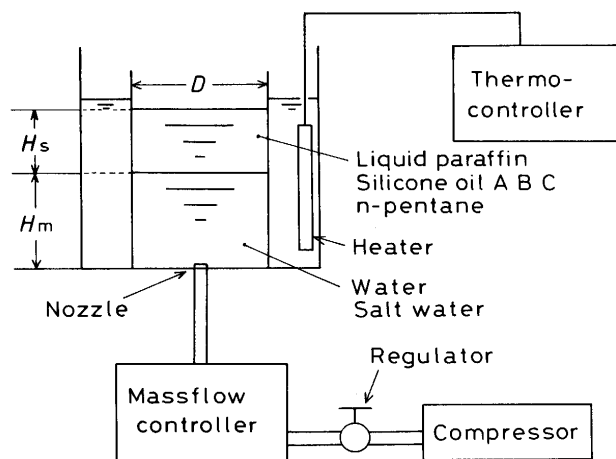


Fig. 1. Schematic diagram of the experimental apparatus.

平成 4 年 8 月 17 日受付 平成 5 年 1 月 8 日受理 (Received on Aug. 17, 1992; Accepted on Jan. 8, 1993)

* 大阪大学工学部 (Faculty of Engineering, Osaka University, 2-1 Yamadaoka Suita 565)

* 2 大阪大学大学院 (現: 松下電工(株)) (Graduate School, Osaka University, now Matsushita Electric Works, Ltd.)

* 3 大阪大学工学部 (現: 日商岩井(株)) (Faculty of Engineering, Osaka University, now Nissho-Iwai Co., Ltd)

あり、容器の底面の中心に設置した黄銅製の単孔ノズルより空気を吹き込んだ。流量制御は質量流量計で行った。浴の温度 T_B は恒温槽を用い、サーモコントローラーによって288～303Kの範囲に設定した。温度変動は ± 0.1 Kである。

スラグ層のモデルとなる上層には流動パラフィン、シリコンオイルA, B, C, n-ペンタンを使用し、メタル層のモデルとなる下層には脱イオン水と25wt%の食塩水を使用した。本論文で用いたおもな記号をまとめてFig. 2に示す。ここで D は浴径、 d_n はノズル内径、 H_s , ρ_s , ν_s はそれぞれスラグ層の厚さ、密度、動粘度、 H_m , ρ_m , ν_m はメタル層のそれらを表わし、 σ_{ms} は界面張力である。Table 1にメタル層が

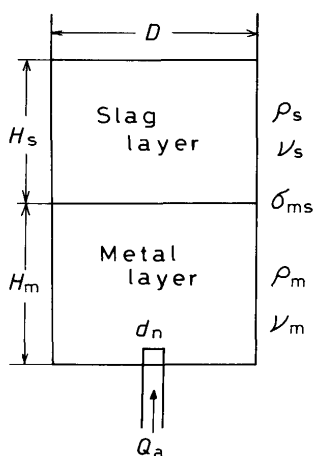


Fig. 2. Main symbols used in the present study.

Table 1. Physical properties of slag models, critical velocity V_{min} and diameter of oil droplet, $d_{p,c}$, (Water was used as a metal model).

	ν_s (cSt)	ρ_s (g/cm ³)	σ_{ms} (mN/m)	$\rho_m - \rho_s$ (g/cm ³)	V_{min} (cm/s)	$d_{p,c}$ (cm)
Liquid paraffin	88	0.864	45.7	0.136	25.0	2.0
Silicone oil A	100	0.968	53.0	0.032	17.1	4.5
Silicone oil B	50	0.960	52.7	0.040	18.1	4.0
Silicone oil C	10	0.935	52.7	0.065	20.7	3.2
n-pentane	0.37	0.62	57.8	0.38	40.5	1.4

(298K)

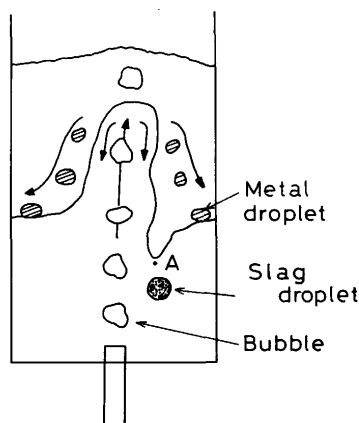


Fig. 3. Flow pattern of slag-metal model system during air injection.

水の場合のスラグ層の液体の物性値を示す。浴の温度は298Kである。

Fig. 2のようにメタル（水）とスラグ（油）が層を成して静止している浴内に空気を吹き込むと、ノズル出口で形成された気泡がスラグ-メタル界面を通して、下層のメタル層の液体をスラグ層にまで移動させる。その結果、Fig. 3に模式的に示すように界面は水平方向だけでなく、垂直方向にも存在するようになり、気泡の断続的な到来によってメタル-スラグ界面に揺らぎが生じる。吹き込む空気流量 Q_a の増加につれて、界面の揺らぎが大きくなり、 Q_a がある値を超えると、スラグ滴（油滴）がA点近傍で生成しメタル中へ進入する。なおスラグ層があまり厚くなると、気泡によって移動したメタルは気泡について行けなくなり、スラグ層の中をメタル滴（水滴）となって落下する。すなわちスラグ層が薄い場合には、最初にスラグ滴が発生するが、厚い場合にはスラグ滴が発生するよりも前にメタル滴の生成がある。本研究ではスラグ滴のみが発生する場合に着目し、目視観察によってスラグ滴発生時の臨界空気流量 $Q_{a,c}$ を決定した。実験方法としては、空気流量を徐々に増加させていき、Fig. 3のA点近傍でスラグ滴がはじめて発生するときの空気流量を質量流量計で読みとった。この測定を3回行い、その平均流量を臨界空気流量 $Q_{a,c}$ とした。なお最初に生成するスラグ滴の直径は10mm前後であるが、気泡噴流部での強い乱流せん断応力によって分裂し、時間の経過とともに徐々に直径の小さなものが現れるようになる。

2・2 実験条件

本研究で考慮すべきパラメーターにはスラグ層の厚さ H_s 、メタル層の厚さ H_m 、スラグ層の密度 ρ_s と動粘度 ν_s 、メタル層の密度 ρ_m と動粘度 ν_m 、両層の界面張力 σ_{ms} 、容器径 D およびノズル内径 d_n がある。これらのうち、 H_s , H_m , D , d_n は以下のように変化させた。

- (1) H_s : 10, 16, 20, 30, 40, 50, 60mm
- (2) H_m : 35, 50, 70, 75, 100, 120, 140mm
- (3) D : 74, 80, 123, 126, 200mm
- (4) d_n : 1, 1.5, 2, 4mm

3. 実験結果と考察

3・1 臨界空気流量 $Q_{a,c}$ に及ぼす各パラメーターの影響

3・1・1 スラグ層の厚さ H_s と動粘度 ν_s の影響

臨界空気流量 $Q_{a,c}$ をスラグ層の厚さ H_s に対してFig. 4に示す。 H_s の増加につれて $Q_{a,c}$ は小さくなっている。スラグ層の厚さ H_s が大きくなればそれだけスラグ-メタル界面の揺らぎが大きくなって、油滴が形成され易くなるものと考えられる。また、スラグの動粘度 ν_s が大きくなればスラグの運動は抑制され、油滴の形成は難しくなるであろう。動粘度のみが顕著に異なっている3種類のシリコンオイルに関する実験結果はこの予測の妥当性を示している。

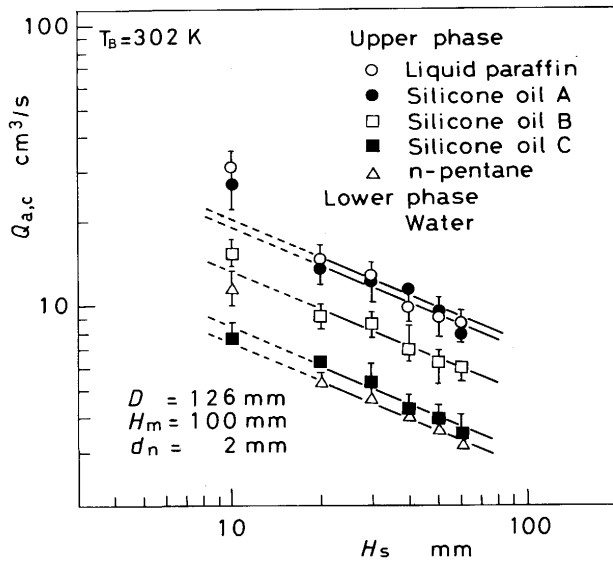


Fig. 4. Relation between critical air flow rate $Q_{a,c}$ and slag depth H_s .

Fig. 4 において、各スラグに対する $Q_{a,c}$ の測定値は $H_s = 20 \sim 60 \text{ mm}$ の範囲で直線的に減少しており、直線近似すると傾きはいずれの場合についても -0.46 となった。ところが $H_s = 10 \text{ mm}$ の測定値はこれらの直線の延長線上に位置せず、たいていの場合大きめの値をとった。目視によっても $H_s = 10 \text{ mm}$ と $H_s \geq 20 \text{ mm}$ における界面の挙動には大きな相違がみられた。 $H_s = 10 \text{ mm}$ では、気泡がスラグ層を吹きぬけ、スラグ-金属界面の垂直方向の揺らぎが非常に小さくなったが、 $H_s = 20 \sim 60 \text{ mm}$ のときには、厚さが増すにつれ揺らぎが水平方向、垂直方向ともに大きくなった。

浅井¹⁾の提案した非粘性理論に基づくスラグ滴生成機構によると、初めて発生するスラグ滴の直径 $d_{p,c}$ は

$$d_{p,c} = 2 \left[3\sigma_{ms} / g (\rho_m - \rho_s) \right]^{1/2} \quad (1)$$

となり、スラグ-金属間の界面張力 σ_{ms} 、密度差 $(\rho_m - \rho_s)$ の関数となっている。本実験条件下の $d_{p,c}$ を式(1)より計算すると Table 1 に示すようになるが、観察された $d_{p,c}$ は約 10 mm であり、予測値と必ずしも一致しない。なお臨界空気流量における気泡径を佐野らの式¹¹⁾によって計算すると約 10 mm となり、観察されたスラグ滴の径にほぼ一致している。したがってスラグ層の厚さ H_s が最初に選択的に発生するスラグ滴の直径 $d_{p,c}$ よりも小さければ、スラグ滴の発生は起こりにくくなると考えられる。

3.1.2 メタル層の厚さ H_m の影響

浴底からのガス吹き込みによって形成される、スラグが存在しない場合の気泡噴流領域は、Fig. 5 に示すようにノズル出口から順に、慣性力が支配的な運動量支配領域、慣性力支配から浮力支配へ至る過渡的な遷移領域、浮力が支配的な浮力領域、浴表面の影響が顕著となる表面流領域の四つに大別される^{12)~14)}。運動量支配領域では気泡に誘起され

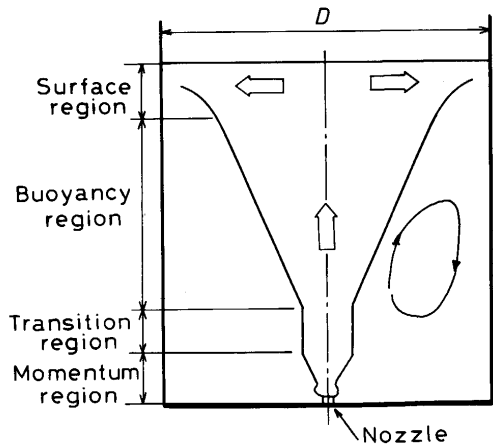


Fig. 5. Classification of the flow in the bath without slag.

る液体の速度の中心軸上の値はノズルからの距離とともに減少するが、浮力領域では軸方向にほとんど変化しなくなる。

遷移領域と浮力領域の境界の軸位置 z_t は文献14)の式(6)において $\alpha_{cl} = 10\%$ とおくことにより次式で表される。

$$z_t = 9.4 (Q_a^2 / g)^{1/5} \quad (2)$$

ここで Q_a は吹込み空気流量である。

各 H_m について得られた臨界空気流量 $Q_{a,c}$ を上式の Q_a に代入して z_t を求め、Fig. 6 に z_t のとりうる値の範囲を縦長の長方形で示す。 $H_m > 50 \text{ mm}$ のとき z_t の位置はメタル層の厚さ H_m よりも下側にあり、スラグ-金属界面は浮力領域に位置することになる。したがってこの場合、上昇するメタルの速度は H_m にほとんど依存せず¹⁵⁾、結果として $Q_{a,c}$ は H_m の影響を受けないことが予想される。Fig. 7 はこの予測の妥当性を示している。一方、 $H_m < 50 \text{ mm}$ のときスラグ-金属界面のほとんどは遷移領域から運動量支配領域にあり、 $Q_{a,c}$ は H_m の影響を受けることが予想される。この点については後で詳しく述べる。

3.1.3 ノズル内径 d_n の影響

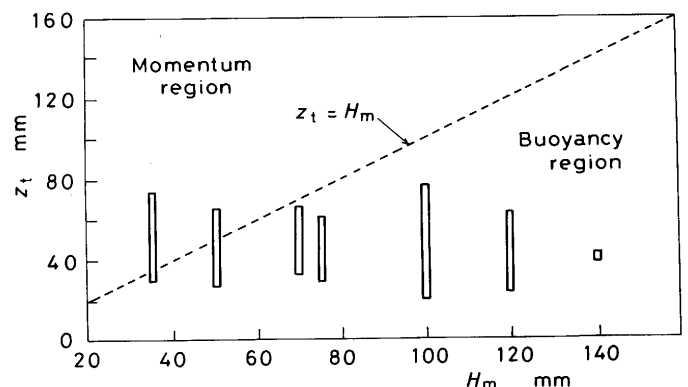
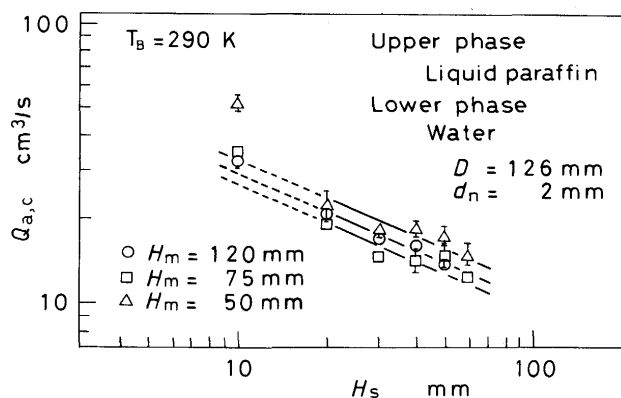
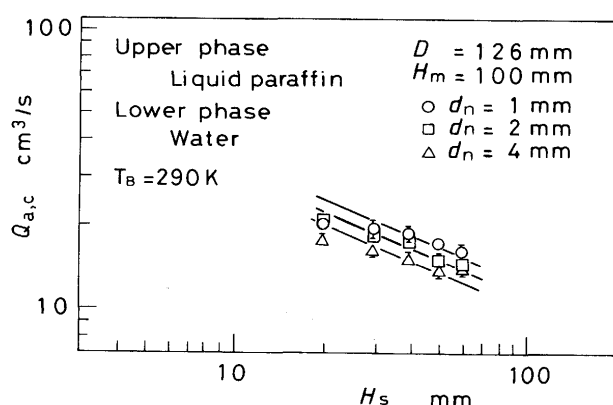


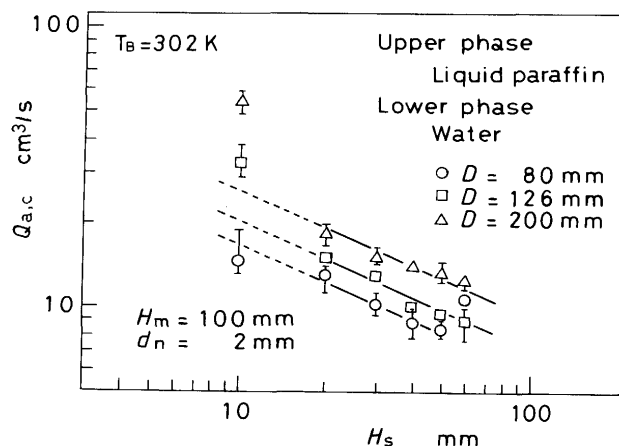
Fig. 6. Relation between z_t and metal depth H_m .

Fig. 7. Effect of metal depth H_m on $Q_{a,c}$.Fig. 8. Effect of the inner diameter of nozzle d_n on $Q_{a,c}$.

浮力領域を上昇する液体の速度は d_n の影響をほとんど受けないことが知られており¹⁵⁾, スラグ-メタル界面が浮力領域にあれば $Q_{a,c}$ の d_n への依存性は弱いと考えられる。 $H_m=100$ mmについて, ノズル内径 d_n を1, 2, 4 mmと変化させた場合の臨界空気流量 $Q_{a,c}$ と H_s との関係をFig. 8に示す。 $Q_{a,c}$ に対するノズル内径 d_n の依存性はほとんど見られない。しかし, 後で示すように H_m が運動量支配領域にある $H_m=35$ mmのとき, $Q_{a,c}$ はノズル内径の影響を強く受けるようになる。

3.1.4 浴の直径Dの影響

内径Dを変えて得られた臨界空気流量 $Q_{a,c}$ をFig. 9に示す。浴の内径Dが大きくなるほど, 臨界空気流量 $Q_{a,c}$ も大きくなっている。この事実は, 浴径Dが大きいほどスラグ層は半径方向に排除されやすくなり, 界面の揺らぎが起りにくくなることを示唆している。Fig. 9において臨界空気流量 $Q_{a,c}$ はDの0.46乗に比例している。ただし, $D=80$ mmのときには, スラグ層の厚さ H_s が大きくなると臨界空気流量 $Q_{a,c}$ は最小値をとったのち増加に転じている。本実験では, スラグ層の厚さ H_s が40~50 mmより厚くなると, メタル滴が発生し, スラグ-メタル界面の上側にたまるという現象が起こった。直径Dが123 mm以上の場合には問題ないが, $D=80$ mmのときは, たまったメタル滴がスラグ-メタル界面の揺れを抑制する効果を持つようになり, 臨界空気流量 $Q_{a,c}$ が大きく

Fig. 9. Effect of bath diameter D on $Q_{a,c}$.

なったものと思われる。

次節では $Q_{a,c}$ が H_s に対して両対数グラフ上で直線的に減少している範囲を対象として $Q_{a,c}$ の実験式を導く。したがって, メタル滴が $Q_{a,c}$ に影響を及ぼす場合, すなわち $H_s/D > 0.5$ の場合は解析から除く。また3.1.1項で述べたように $H_s/d_{p,c} \approx H_s/d_B < 1$ の場合も対象外となる。

3.2 スラグ滴発生時の臨界空気流量に対する推算式

前節に示した実験結果から, スラグ-メタル界面が浮力領域にある場合, $Q_{a,c}$ に及ぼす H_m , d_n の影響はほとんどないことがわかった。そこで残るパラメータ H_s , D, ρ_s , ρ_m , ν_s , ν_m , σ_{ms} のうち, 比較的大きく変化させることのできた H_s , D, ν_s , ν_m の $Q_{a,c}$ への依存性を求めるとつぎの関係が得られた。

$$Q_{a,c} = k (\nu_s/\nu_m)^{0.30} (H_s/D)^{-0.46} \quad (3)$$

ここで比例定数kは ρ_s , ρ_m , σ_{ms} の関数である。

上式に基づいて整理した結果をFig. 10, 11にまとめて示す。各スラグに対する $Q_{a,c}$ の測定値はこの整理法で比較的良好にまとめられている。ただしkの値はスラグによって異なる。

なお, kと ρ_s , ρ_m , σ_{ms} との関係については, ρ_s , ρ_m , σ_{ms} の変化の範囲が比較的小さく, kへの依存性を純実験的に見出すことは難しい。そこでこれらのパラメータをすべて含み, 速度の次元を有する特性量として V_{min} が浅井¹⁾によって導かれていることに着目し, まずこれを用いて $Q_{a,c}$ の整理を試みた。ただし速度の次元を持つ量として, 流量 $Q_{a,c}$ で上昇する気泡群に誘起される液体の浴中心軸上の上昇速度 $\bar{u}_{cl,c}$ を採用した。

浮力領域における臨界空気流量 $Q_{a,c}$ と中心軸上速度 $\bar{u}_{cl,c}$ の関係は次式で与えられる¹⁵⁾。

$$\bar{u}_{cl,c} = 1.2 u_r P^{-0.28} \quad (4)$$

$$u_r = (g Q_{a,c} / H_m)^{1/3} \quad (5)$$

$$P = \{ Q_{a,c}^2 / (g H_m^5) \}^{1/5} \quad (6)$$

この式によれば $\bar{u}_{cl,c}$ は H_m の-0.05乗に比例することになり,

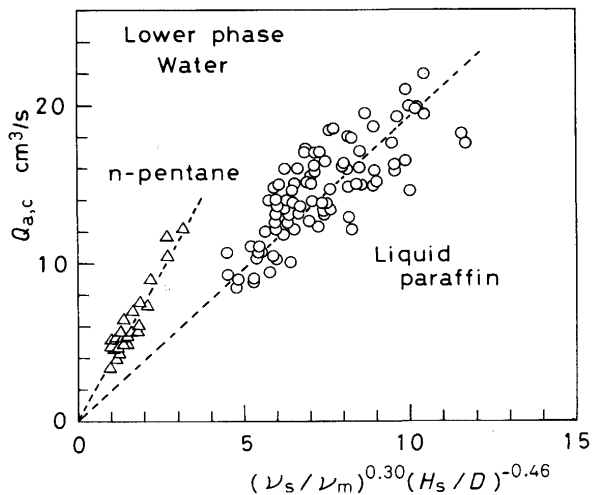


Fig. 10. Relation between $Q_{a,c}$ and $(\nu_s/\nu_m)^{0.30}(H_s/D)^{-0.46}$ for liquid paraffin-water and n-pentane-water systems.

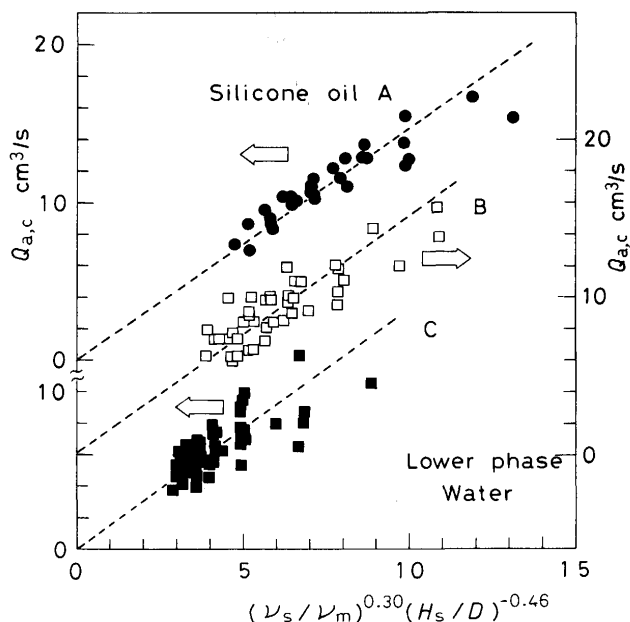


Fig. 11. Relation between $Q_{a,c}$ and $(\nu_s/\nu_m)^{0.30}(H_s/D)^{-0.46}$ for three kinds of silicone oil-water systems.

H_m への依存性は非常に弱く、前節で導いた結論と矛盾することはない。スラグのある場合にもこの式の成立することをレーザードップラー流速計による測定で確認している。

スラグ層からメタル層へスラグ滴を引出すときの臨界面流速 V_{min} は次式で与えられる¹⁾。

$$V_{min} = [48\sigma_{ms}g(\rho_m - \rho_s)/\rho_s^2]^{1/4} \quad (7)$$

V_{min} で臨界流速 $\bar{u}_{cl,c}$ の測定値を除し、式(3)の右辺の無次元数に対して Fig. 12 に示す。測定値は三つのグループに分かれており、この整理法では十分といえない。

そこで多くの整理法を検討した結果、 V_{min} の代りに次式で与えられる代表速度 V を用いて無次元化を行うと最もよ

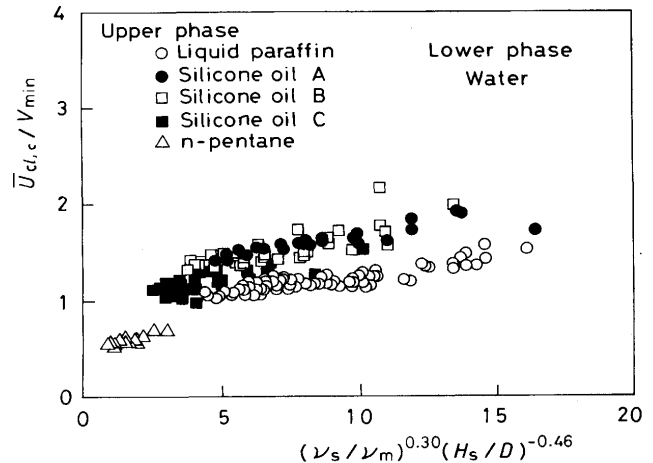


Fig. 12. Relation between dimensionless critical liquid velocity $\bar{u}_{cl,c}/V_{min}$ and $(\nu_s/\nu_m)^{0.30}(H_s/D)^{-0.46}$.

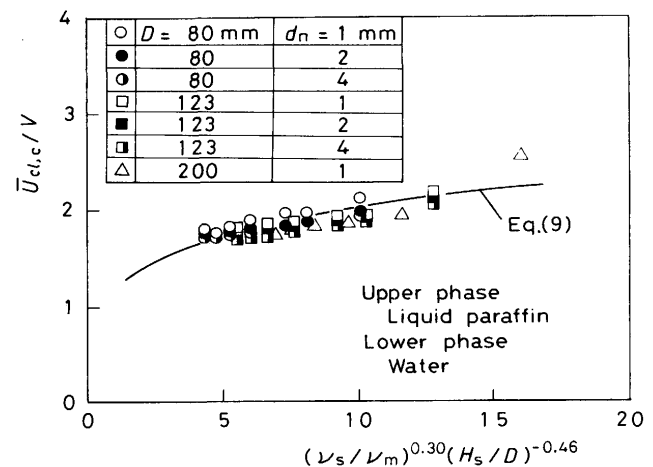


Fig. 13. Relation between dimensionless critical liquid velocity $\bar{u}_{cl,c}/V$ and $(\nu_s/\nu_m)^{0.30}(H_s/D)^{-0.46}$ for liquid paraffin-water system.

く整理できることが判明した。

$$V = (\sigma_{ms}g/\rho_s)^{1/4} \quad (8)$$

気泡のすべり速度 $\bar{u}_s$ と V との比をとって 4 乗した量は、気泡に働く流動抵抗の 2 乗を気泡の浮力とスラグ-メタル界面での界面張力によって気泡に上向きに働く力とで除した形となる。したがって V は気泡がスラグ-メタル界面を通してスラグ層内へ入るとき、界面張力と浮力によって誘起される上昇速度の目安を与える。

水と流動パラフィンの組合せに対する実験結果を上記整理法に基づいて整理し Fig. 13 に示す。測定値はこの整理法でよくまとめられ、図中に実線で示した次の推算式と $\pm 15\%$ の偏差で一致する。

$$\bar{u}_{cl,c}/V = 1.2 (\nu_s/\nu_m)^{0.068} (H_s/D)^{-0.11} \quad (9)$$

$$d_B/D < H_s/D < 1/2, \quad 0.6 < \rho_s/\rho_m < 1,$$

$$0.3 < \nu_s/\nu_m < 120, \quad 45 \text{ mN/m} < \sigma_{ms} < 63 \text{ mN/m}$$

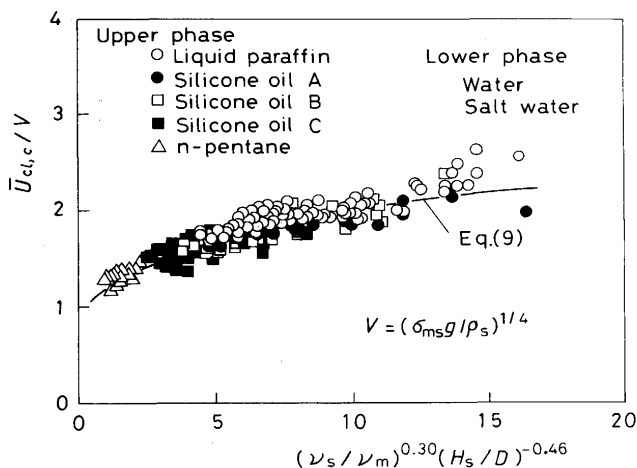


Fig. 14. Relation between dimensionless critical liquid velocity $\bar{u}_{cl,c}/V$ and $(\nu_s/\nu_m)^{0.30}(H_s/D)^{-0.46}$.

すべての結果をまとめてFig.14に示す。式(9)は本実験の浮力領域で得られたスラグ滴発生時の臨界流速を±15%の偏差で整理できる。

3・3 式(9)の運動量支配領域への適用性

式(9)はスラグ-メタル界面が浮力領域にある場合を対象として提唱したものであるが、メタル層の厚さ H_m を減少させ同界面が運動量支配領域にくる場合にも適用できるかどうかを調べた。

メタル層の厚さ H_m を変えて得られた実験結果をFig.15に示す。ただし H_m が運動量支配領域にある場合の $\bar{u}_{cl,c}$ は次式で計算した¹⁵⁾が、この式の妥当性もレーザードップラー流速計で確認している。

$$\bar{u}_{cl,c} = 2.3u_r Fr_m^{0.036} \quad \text{..... (10)}$$

$$Fr_m = \rho_a Q_{a,c}^2 / \rho_m g d_n^5 \quad \text{..... (11)}$$

$H_m = 35\text{mm}$ の場合の臨界流速 $\bar{u}_{cl,c}$ はノズル内径の影響を受け、横軸の値が大きくなるにつれて急激に大きくなっている。またノズル内径が小さくなるにつれて、測定値が式(9)

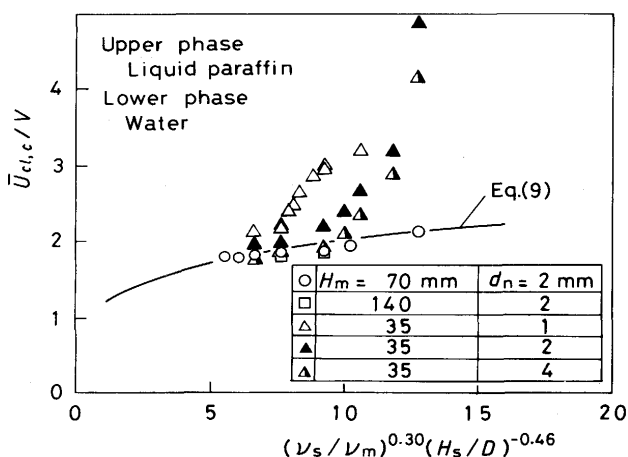


Fig. 15. Comparison of $\bar{u}_{cl,c}/V$ measured in the momentum region with Eq. (9).

からずれ始める横軸の値が小さくなっている。これはスラグ-メタル界面が運動量支配領域にあるため、いわゆる吹きぬけに似た現象が起こり、気体の運動量がスラグ層に十分伝えられていないことによると考えられる。臨界空気流量 $Q_{a,c}$ が本推算式からずれ始めるときの条件式ならびに運動量支配領域に対する推算式の導出は今後の課題としたい。

3・4 従来の実験結果に対する本推算式(9)の適用性

各研究者の実験条件をTable 2に、スラグ滴巻き込み時の臨界流速を本推算式と比較してFig.16に示す。長谷川ら¹⁶⁾は鉄-スラグ系ホットモデルを用い、硫黄の物質移動速度におよぼすArガス流量の影響を調べ、スラグ滴発生時の臨界Ar流量を求めた。中西ら¹⁷⁾は複数ノズルを有する水モデル実験において、流動パラフィンから水への β ナフトールの移動速度の測定と目視観察からスラグ滴発生空気流量を求めた。石田ら¹⁸⁾は電気炉を用い、スラグ-メタル間の硫黄の移動速度の変化に基づいてスラグ-メタル界面における混合様式の変化を示唆した。平沢ら⁸⁾は銅-スラグ系ホットモデルを用いて、溶銅中Si濃度の変化からスラグ滴の発生時のAr流量を求めているが、スラグ滴の発生を直接観察しているわけではない。このように従来の研究はおもに物質移動係数の急激な変化に基づいてスラグ滴の発生を判定している。なお液流速は液体の種類にあまり依存しないと考えられるので、臨界流速の計算には式(4)、(10)をそのまま用いている。

長谷川らの実験条件($\rho_s/\rho_m = 0.42$, $\nu_s/\nu_m = 230$, $H_s/D = 0.072$)は式(9)の成立する条件から大きく離れていないた

Table 2. Physical properties of slag and metal models used in other researchers' investigations.

	ρ_m (g/cm ³)	ρ_s (g/cm ³)	ν_m (mm ² /s)	ν_s (mm ² /s)	σ_{ms} (mN/m)
Hasegawa <i>et al.</i>	6.5	2.7	0.77	180	1290
Nakanishi <i>et al.</i>	1.0	0.85	0.90	88	46
Ishida <i>et al.</i>	6.9	2.5	0.77	34	1100
Hirasawa <i>et al.</i>	7.8	2.5	0.45	4100	1200

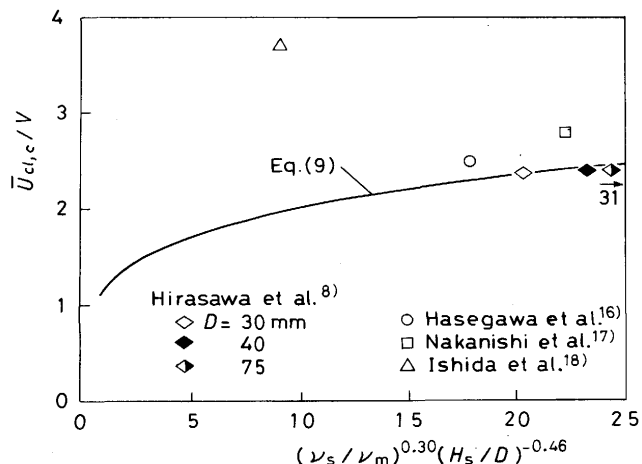


Fig. 16. Comparison of other researcher's critical condition of slag entrapment with Eq. (9).

めに、浴内のフローパターンがFig. 3に示したものと似たものになり、式(9)が適用できたと考えられる。

中西らはガス吹込みに18本のノズルを用いているが、上昇過程で一つの気泡に合体することはない。したがって、臨界流速 $\bar{u}_{cl,c}$ はノズル1本あたりのガス流量を基にして計算した。中西らのスラグとメタルの組み合わせは本実験と同じであるが、ノズル数が大きく異なるにもかかわらず、式(9)の適用できる点が興味深い。

石田らの研究に関しては、 $\rho_s/\rho_m=0.36$, $\nu_s/\nu_m=44$, $H_s/D=0.1$ と式(9)の成立条件をほぼ満足しているが、ガスを浴の中心から偏心させて浴壁近傍に設置した直径10cmの多孔質レンガから吹込んでおり、本実験とは流動パターンが異なっていると考えられる。また多孔質レンガからの吹込みに対して著者らの導いた液速度の式が適用できる保証もない。これらの理由によって、臨界流速が式(9)による推算値よりも非常に大きくなったと考えられる。なおノズルを偏心させたとき、スラグ滴の発生しにくくなることがMietzら¹⁰⁾によって報告されている。

平沢らの実験条件は $\rho_s/\rho_m=0.32$, $\nu_s/\nu_m=9100$, $H_s/D=0.53$ と動粘度比が極端に大きい、臨界液流速は式(9)にかなりよく一致している。この場合のスラグ-メタル界面は運動量支配領域にあると考えられ、 $\bar{u}_{cl,c}$ は式(10)で計算している。スラグの動粘度が小さいときに起こる吹きぬけがここでは起こらず、臨界条件が式(9)で近似できたものと考えられる。しかしながら、スラグ滴の発生を直接観察していないので、詳細については今後の課題としたい。

4. 結言

スラグ滴巻き込みの発生条件を水-油-空気系のコールドモデル実験によって調べ、以下の結果を得た。

(1)スラグ-メタル界面が浮力領域にある場合、スラグ滴発生時の臨界流速は次式で与えられる。測定値の偏差は±15%である。

$$\bar{u}_{cl,c}/V=1.2 (\nu_s/\nu_m)^{0.068} (H_s/D)^{-0.11} \dots\dots\dots (9)$$

ただし

$$\begin{aligned} d_B/D < H_s/D < 1/2, \quad 0.6 < \rho_s/\rho_m < 1, \\ 0.3 < \nu_s/\nu_m < 120, \quad 45\text{mN/m} < \sigma_{ms} < 63\text{mN/m} \\ V &= (\sigma_{ms}g/\rho_s)^{1/4} \\ \bar{u}_{cl,c} &= 1.2u_rP^{-0.28} \\ u_r &= (gQ_{a,c}/H_m)^{1/3} \\ P &= \{ Q_{a,c}^2/(gH_m^5) \}^{1/5} \end{aligned}$$

(2)浴内のフローパターンが本研究のフローパターンと比較的よく似ていると考えられる長谷川ら、中西ら、平沢らの実験における臨界液流速も式(9)を用いると±15%の偏差で予測できる。

文 献

- 1) 浅井滋生：第100・101回西山記念技術講座（日本鉄鋼協会編），（1984），p.67, p.90
- 2) 中西恭二，加藤嘉英，野崎 努，江見俊彦：鉄と鋼，**66**（1980），p.31
- 3) 森 一美，佐野正道：鉄と鋼，**67**（1981），p.672
- 4) 森 一美，佐野正道，小沢泰久：鉄と鋼，**69**（1983），p.1714
- 5) 成田貴一：溶融還元製鉄法，（1989），[神戸製鋼所技術開発本部]
- 6) 片山裕之：日本学術会議公開講演会，新材料創製のためのプロセス講演概要，（1991），p.1
- 7) 金属製錬プロセスにおける高温界面移動現象（日本鉄鋼協会鉄鋼基礎共同研究会界面移動現象部会編），（1991）
- 8) 平沢政広，森 一美，佐野正道，圃中朝夫，島谷祐司，岡崎義光：鉄と鋼，**73**（1987），p.1343
- 9) 平沢政広，森 一美，佐野正道，島谷祐司，岡崎義光：鉄と鋼，**73**（1987），p.1350
- 10) J. Mietz, S. Schneider and F. Oeters ; Steel Research, **62**（1991），p.10
- 11) 佐野正道，森 一美，佐藤哲郎：鉄と鋼，**63**（1977），p.2308
- 12) 井口 学，竹内博明，森田善一郎：鉄と鋼，**76**（1990），p.699
- 13) 井口 学，川端弘俊，岩崎敏勝，野沢健太郎，森田善一郎：鉄と鋼，**76**（1990），p.840
- 14) 井口 学，野沢健太郎，富田祐志，森田善一郎：鉄と鋼，**77**（1991），p.1426
- 15) 井口 学，近藤恒夫，森田善一郎：材料とプロセス，**4**（1991），p.977
- 16) 長谷川守弘，遠藤定道：鉄と鋼，**73**（1987），S951
- 17) 中西恭二，加藤嘉英，野崎 努，江見俊彦：鉄と鋼，**66**（1980），p.1307
- 18) 石田二郎，山口国夫，杉浦三朗，山野清市，早川静則，出向井登：電気製鋼，**52**（1981）1，p.2