

製鋼精錬プロセスの生産性
および効率の向上に関する研究

内 藤 憲 一 郎

平成 26 年 1 月

博士論文

製鋼精錬プロセスの生産性
および効率の向上に関する研究

金沢大学大学院自然科学研究科

システム創成科学専攻

次世代鉄鋼総合科学講座

学籍番号 1323122007

氏名 内藤 憲一郎

主任指導教官名 松宮 徹

目 次

第 1 章 序論	1
1.1 本研究の背景および目的	1
1.2 本研究の対象とする技術課題	2
1.3 本論文の構成	9
参考文献	11
第 2 章 転炉上吹きランスの噴流特性	15
2.1 緒言	15
2.2 コールドモデル実験	16
2.2.1 実験方法	16
2.2.2 実験結果	17
2.2.3 考察	21
2.3 ダスト発生評価試験	29
2.3.1 実験方法	29
2.3.2 実験結果	29
2.3.3 考察	30
2.4 結言	32
参考文献	34
第 3 章 上底吹き条件が溶鋼の過酸化抑制に及ぼす影響	35
3.1 緒言	35
3.2 実験方法	36
3.3 実験結果	36
3.4 考察	39
3.4.1 転炉の脱炭機構	39
3.4.2 上吹き噴流が火点域の物質移動に及ぼす影響	40
3.4.3 底吹きが火点域の物質移動に及ぼす影響	43
3.4.4 スラゲーメタル界面の物質移動	44

3.4.5	過酸化に及ぼす上底吹き条件の影響	45
3.4.6	シミュレーション	46
3.5	結論	48
	参考文献	50
第4章 減圧下における上底吹きの挙動		51
4.1	緒言	51
4.2	減圧下における上吹き噴流の挙動	51
4.2.1	実験方法	51
4.2.2	実験結果	52
4.2.3	考察	54
4.3	減圧下における底吹きの挙動	59
4.3.1	実験方法	59
4.3.2	実験結果	60
4.3.3	考察	62
4.4	結言	65
	参考文献	67
第5章 MURC法の中間排滓中の流体挙動		68
5.1	緒言	68
5.2	水モデル実験	69
5.2.1	実験方法	69
5.2.2	実験結果	71
5.3	簡易モデルによる考察	76
5.3.1	メタル流出限界	76
5.3.2	排滓速度	82
5.4	数値流体解析(CFD解析)による検討	85
5.4.1	数値流体解析方法	85
5.4.2	数値流体解析結果	86
5.5	結言	87

参考文献	88
第 6 章 結論	89
6.1 本研究の総括	89
6.2 本研究の工学的意義と今後の課題	91
参考文献	93
参考論文	94
副論文	95
謝辞	96

第 1 章 序論

1.1 本研究の背景および目的

純酸素上吹き転炉は 1953 年にオーストリアの Linz と Donawitz で初めて工業化され、その頭文字を冠して LD 転炉とも呼ばれるが、その生産性の高さゆえ、製鋼精錬プロセスはそれまで主流であった平炉法から純酸素上吹き転炉法に驚異的なスピードで転換した¹⁾。純酸素の利用により、それまでの空気底吹き式のベッセマー転炉法やトーマス転炉法で課題とされていた窒素ピックアップや熱裕度の問題を一気に解決できたためである。しかし、純酸素を利用した場合、底吹き羽口から酸素を吹き込むと反応熱により羽口の異常溶損が発生するため、鉄浴と直接接触しない上吹きの水冷ランス(以下、上吹きランスまたはランスと称する)を通して酸素が供給される。そのため、ランスからの酸素噴流は脱珪、脱りん、脱炭などに必要な酸素の供給源や熱源としてだけでなく、鉄浴の攪拌動力源として重要な役割を担ってきた。それゆえ、ランスには鉄浴の攪拌に必要な噴流エネルギー効率の最大化を目的として、単孔のラバーノズル(超音速ノズル)が一般に採用されていた。その後、生産量の増加や転炉の炉容拡大に伴って送酸速度が増加すると、単孔ランスでは炉底耐火物の異常溶損、ダスト、スピitting(溶鉄粒滴の飛散)、スロッピング(炉口からのスラグや溶鉄の溢出)などの課題が顕在化した。そこで、キャビティ(噴流衝突部の凹み)形成等の研究を通してハードブロー、ソフトブローの考え方が生まれ、それをもとに多孔ランスが開発され、上記の課題の改善が図られた¹⁻³⁾。

その後、1970 年代~1980 年代前半に底吹き技術を導入して登場した上底吹き複合吹錬法^{4,5)}の普及により鉄浴の攪拌を底吹きで担保できるようになったため、ランス噴流の攪拌動力源としての役割は減少し、その設計や操業の自由度は大幅に増加した。

一方、時を同じくして、高級鋼化のニーズやオイルショックを契機とした省エネルギー、省資源のニーズを受け、1980 年代前半から転炉装入前段階での溶銑予備処理が導入され始めた⁶⁾。溶銑予備処理の普及により、転炉では脱りんのためのスラグを多量に確保する必要がなくなり、それに伴ってカバースラグが減少したことからダスト、スピittingの発生の課題が再浮上し、ランス噴流の自由度増加を活かしたソフトブロー化指向が一層進行した⁷⁻¹¹⁾。

さらに、1990年代後半以降、原料事情の変化による溶銑中[Si]増、フッ素環境規制によるホタル石(主成分は CaF_2 で生石灰等の脱りん用副原料を溶融させるための滓化剤)の使用制約、国際競争の激化によるコスト削減圧力等に伴う新たな課題が発生し、転炉型溶銑予備処理への転換が図られた^{12,13)}。特に転炉型溶銑予備処理の中でも、新日本製鐵で開発されたMURC(Multi-Refining Converter)法¹⁴⁻¹⁶⁾のように脱珪、脱りん、脱炭を同一炉で処理する方式の場合、1本のランスによる脱珪・脱りん吹錬と脱炭吹錬の両立、中間排滓等の工程増加に伴う転炉生産性の低下防止のための高速吹錬の実現等、転炉吹錬のフレキシビリティ向上のニーズがさらに高まった。

そこで、本研究では、上記のようなニーズに対応すべく、製鋼精錬の基幹プロセスである転炉を主な対象としてプロセスの生産性および効率を向上させることを目的とした。特に、転炉の吹錬工程においては上吹きランスからのガス供給、底吹きによるガス攪拌が支配的かつ制御性の高い操作端であり、それらの特性の定量的評価ならびにそれらが精錬プロセスの生産性や効率に及ぼす影響を検討した。さらに、製鋼精錬プロセスの生産性や効率の向上方策は必ずしも前述したようなプロセスの操作端の改善のみに限られるものではなく、1990年代後半以降急速に普及したMURC法のように脱珪、脱りん、脱炭を同一炉で処理する方式の場合、途中で転炉を傾動して脱珪・脱りんスラグを排滓する中間排滓等の非吹錬工程の高効率化によりプロセスの生産性および効率の向上を図ることも可能であると考えられ、そのような視点からの検討も行った。

1.2 本研究の対象とする技術課題

製鋼精錬プロセスの操作端には、上吹きランスからのガス供給、底吹きや横吹きによるガス攪拌、上方からの副原料投入、上吹きランスや浸漬ランスからの副原料インジェクション¹⁷⁾、インペラーによる攪拌¹⁸⁾、圧力操作(減圧処理)¹⁹⁾、電磁気利用²⁰⁾等がある。

転炉内現象の模式図をFigure1.1に示す。転炉内では、ガス-ガス反応、ガス-メタル反応、スラゲーメタル反応のような精錬反応の他に、スクラップ溶解、粒滴生成、ダスト、スピitting発生等の各種相互作用が生じているが、図からもわかるように、これらの中でも上吹き噴流、底吹きガス攪拌が主要な操作端であり、本研究ではそれ

らの特性の定量的評価ならびにそれらが精錬プロセスの生産性や効率に及ぼす影響を主な対象とした。以下、上吹き噴流、上底吹きガス攪拌に関連する技術課題について述べる。

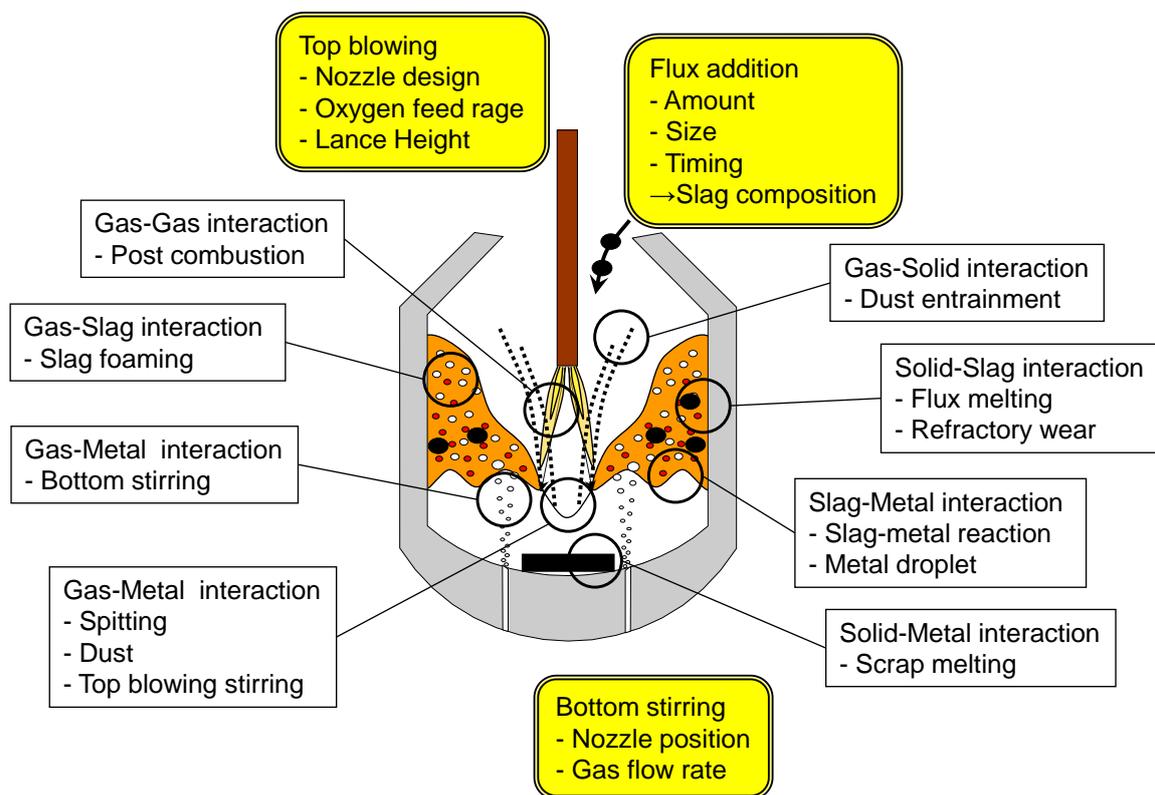


Figure1.1 Schematic illustration of the phenomena during BOF operation.

・上吹き噴流に関連する課題

転炉の生産性、効率の向上にはダスト、スピットイングを低減して鉄分歩留を向上させつつ、高速の上吹き送酸により吹錬時間を短縮することが必要である。転炉はそのガス発生量の多さから装入溶鉄体積の約7倍の容積を有するにもかかわらず、ダスト、スピットイング、スロッピング等の内容物が炉外に飛散したり、溢出したりする現象がネックとなり、経験的に送酸速度の限界が決定されている。以降、転炉の上吹き噴流に関する技術の変遷および課題について述べる。

LD 転炉の導入当時、上吹きランスからの酸素噴流は酸素の供給源としてだけでなく、鉄浴の攪拌動力源として重要な役割を担っており、ノズル入側圧を有効に噴流の

運動エネルギーに変換できる単孔のラバールノズルが用いられた¹⁾。その後、生産量の増加や転炉の炉容拡大により送酸速度が増加すると、単孔ランスでは炉底耐火物の異常溶損、ダスト、スピittingの問題が生じ、さらには、鉄浴運動の不均一からスロッシング、スロッピングなどの課題が顕在化した¹⁻³⁾。

そこで、1960年頃から多孔ランスの研究^{2,21-24)}が行われ、1962年3月に稼働した八幡製鐵所戸畑2転炉において、世界初の3孔ランス(多孔ランス)が採用された。その結果、スピittingやスロッピングの減少による鉄分歩留の向上、脱りん能の向上等が報告され²¹⁾、以降、多孔ランスは急速に広まった¹⁾。また、キャビティ形成等の研究²⁵⁾を通して、ハードブロー、ソフトブローの概念が確立し、反応解析が行われた。

その後、1980年代前半から、転炉装入前段階での溶銑予備処理の普及により、転炉では脱りんのためのスラグを多量に確保する必要がなくなり、それに伴って鉄浴を被覆するカバースラグが減少したことからダスト、スピittingの発生の課題が再浮上した⁷⁾。一方で、底吹き技術を導入して登場した上底吹き複合吹錬法^{4,5)}により鉄浴の攪拌を底吹きで担保できるようになったため、ランス噴流の攪拌動力源としての役割は減少し、ソフトブロー化によるスピitting抑制の研究が行われた。例えば、多孔ランスから吐出する複数の噴流の火点(噴流が浴面と衝突する部位)の重なり度合を指標としたキャビティオーバーラップ率の概念が提案され、重なり度合を小さくすることにより、すなわち、キャビティオーバーラップ率を低下させることによりスプラッシュ量が大幅に低減するという水モデルの結果が得られた²⁶⁾。その知見に基づいて設計されたランスの使用により、ダストの低減効果があったことが報告されている。ただし、さらに多孔化する、キャビティオーバーラップ率が増加するため、多孔化には限界があった。そこで、吐出角度や径の異なるノズルを組み合わせることで交互に配置することにより、多孔化と低キャビティオーバーラップ率を両立できるランス(千鳥ランス)が提案され、ダスト低減や高速送酸に効果があることが報告されている²⁷⁻²⁹⁾。

転炉のダスト、スピittingの発生機構については、多くの研究があり、それらを発生機構別に分類すると概ね以下のようなになる^{25,30-35)}。

①スプラッシュ系:酸素噴流の浴面衝突等の運動エネルギーにより発生するダスト。スプラッシュ系ダストには粗粒ダストが多いと考えられる。

②バブルバースト系:脱炭反応で発生するCOガス気泡が破裂する際のエネルギーにより発生するダスト。バブルバースト系ダストのうち、浴面でのCOガス気泡破裂時に

飛散する粒鉄を 1 次バーストダストと呼び比較的粗粒のものが多くと考えられる。さらに、浴面からの飛散後に炉内雰囲気により酸化されて再度破裂するものを 2 次バーストダストと呼び、これは細粒化されると考えられる。

③ヒューム系：高温の火点における鉄の蒸発によるダスト。細粒ダストになると考えられる。ヒューム系ダストの成分としては、鉄より蒸気圧の低いものの含有量は低下し、蒸気圧の高いものは凝縮される。

尚、スプラッシュ系とバブルバースト系の区分は通常難しいため、それらを併せてバブルバースト系と称する場合もある。転炉のダストは上記の発生機構が複合して発生しているが、どの機構が支配的かを判別する事は容易ではない。平居らはヒューム系ダストには Fe に比べて蒸気圧の低い成分が含まれないことを利用して、ダストの発生機構を分離し、吹錬前半はバブルバースト系の比率が、後半はヒューム系の比率が高くなることを報告している³³⁾。

その他にも、ダスト発生機構に関する報告は多数あるが³⁶⁻⁴²⁾、ダスト低減のための吹酸条件については不明な点も多く、上吹きランス噴流特性の定量的評価に基づき、ダスト発生の機構を明確化し、上吹きランスの設計や操業の条件を最適化する必要がある。

さらに、1990 年代後半以降の転炉型溶銑予備処理への転換に伴い、例えば MURC 法では、1 本のランスによる脱珪・脱りん吹錬と脱炭吹錬の両立、生産性の低下防止のための高速吹錬の実現等、上吹きランスに要求されるフレキシビリティがさらに増大し、上吹きランス噴流特性の解明と最適化ニーズが高まっている¹⁴⁻¹⁶⁾。

・上底吹き攪拌に関連する課題

転炉内反応の促進には、目的とする反応に合わせて転炉内の攪拌を最適化することが重要である。例えば、脱炭吹錬で吹錬末期のスラグ中酸化鉄の低減を図る場合は、攪拌を強化して反応サイトである火点に供給される炭素量を増やして過酸化を抑制することが有効であり⁴³⁾、一方、高炭素濃度域の脱りんを促進する場合は、りんの物質移動を維持しつつも、脱りに必要なスラゲーメタル界面の酸素ポテンシャルが過度に低減しないように上吹き送酸速度と攪拌のバランスを適正に維持する必要がある⁴⁴⁾。以降、転炉の上底吹き攪拌に関する技術開発の変遷および課題について述べる。

LD 転炉導入以前からベッセマー転炉法やトーマス転炉法においては空気底吹きが採用されており、転炉炉底からガスを底吹きすることにより高い攪拌性能が得られ、それにより反応効率や鉄分歩留が向上することは知られていたが、純酸素の底吹きによる高熱の発生で炉底羽口近傍の耐火物の溶損により炉底寿命が著しく短いという課題があった。

1967年に二重管羽口の内管から酸素を、外管から炭化水素ガスを冷却ガスとして吹き込む底吹き技術がドイツ Maxhutte 社の純酸素底吹き転炉 OBM(Oxygen Bottom Blown Maxhutte)で最初に工業化され⁴⁵⁾、我が国でも1977年に川崎製鉄千葉製鉄所(現 JFE スチール東日本製鉄所千葉地区)に230tの底吹き転炉 Q-BOP(Quick refining, Quiet blowing, Quality-Basic Oxygen Process)が導入された⁴⁶⁾。

転炉への底吹きの導入とほぼ時を同じくして、製鋼精錬プロセスにおける攪拌の研究が盛んに行われるようになった。中西らは各種精錬プロセスや水モデルの攪拌エネルギーを計算して均一混合時間と比較し、それらの中に良い相関があることを見出したが、これが製鋼分野において攪拌エネルギーと混合特性の関連を調査した最初の試みである⁴⁷⁾。その後、水モデル等により、攪拌に関して多くの実験研究が行われ、攪拌エネルギーの定式化が図られるとともに、装置スケールの影響も考慮した混合特性(均一混合時間、メタルスラグ間の物質移動)の定式化が行われた⁴⁸⁻⁵⁴⁾。

特に転炉の上底吹き攪拌については、中西らが水モデルにより上吹きと底吹きの比較を行い、均一混合時間、2液相間の物質移動係数ともに底吹きにより著しく改善されることを報告している⁵⁵⁾。また、甲斐らは上吹きと底吹きがそれぞれ攪拌に及ぼす影響を定量化するため、水モデルで上底吹きでの均一混合時間を測定し、上吹き噴流の混合へのエネルギーの寄与率は上吹きの全運動エネルギーの10%に過ぎないことを報告している⁵⁶⁾。さらに、これらの混合特性と転炉内反応の関係を整理するための指標として、ISCO(index for selective carbon oxidation)⁵⁷⁾やBOC(balance of oxygen and carbon feed rate)⁴³⁾などが提案され、これらの指標により、上底吹き転炉の冶金特性が評価された結果、上吹きの10%程度のガスを底吹きすることで全量底吹きとほぼ同等の精錬特性が得られることがわかった⁵⁸⁾。

しかし、従来の研究では上吹き酸素と溶鉄中の炭素の反応に伴うCOガス発生で供給されるエネルギーについては考慮されておらず、実炉の攪拌状況を評価するには

不十分である。さらに、混合特性は均一混合時間に代表されるようなマクロ混合の観点からの評価が中心であり、上底吹き転炉のスラグ-メタル界面、特に火点域におけるマイクロ混合について検討された例⁵⁹⁾はわずかである。

・その他の生産性、効率の向上に関する技術課題

以上、転炉吹錬工程の上吹き噴流、上底吹きガス攪拌に関連する技術課題について述べてきたが、転炉型溶銑予備処理の普及に伴い、MURC法¹⁴⁻¹⁶⁾のように脱珪、脱りん、脱炭を同一炉で処理する方式の場合、転炉の生産性の低下が課題となり、装入量増や高速吹錬等の対策が実施されてきた。一方で転炉を傾動して脱珪・脱りんスラグを排滓する中間排滓工程のような非吹錬工程の高効率化により、プロセスの生産性、効率の向上を実現することも可能であり、重要な開発課題である。以下、転炉型予備処理への転換の経緯および中間排滓の技術課題について述べる。

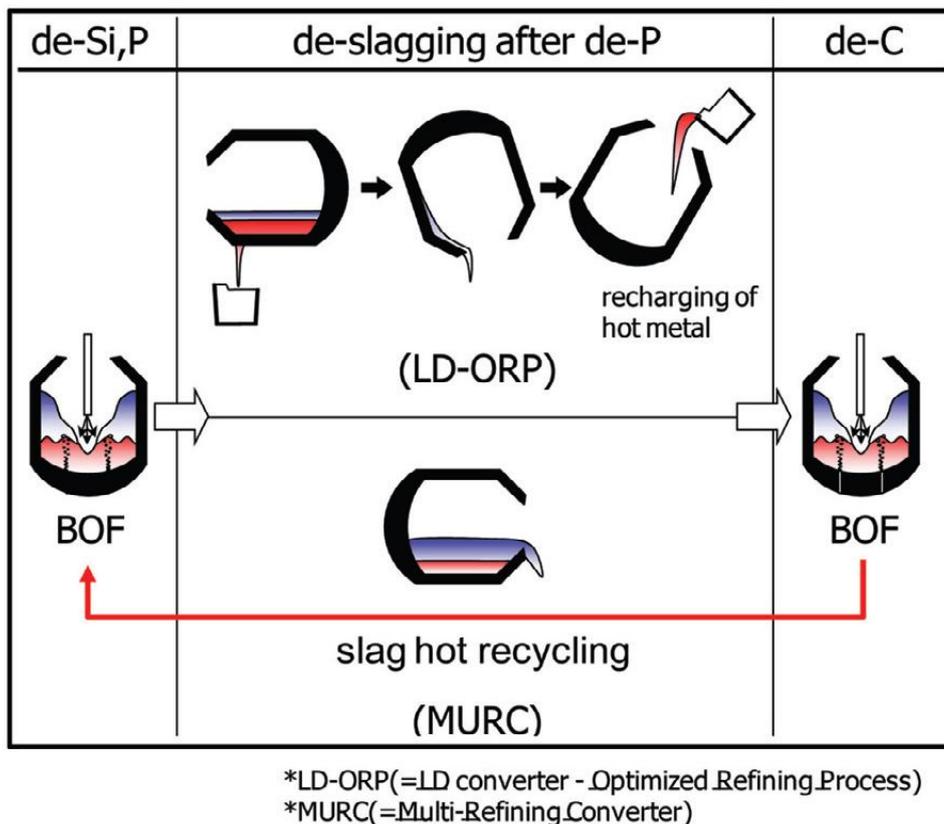


Figure1.2 Schematic illustration of BOF type hot metal dephosphorization process flow⁶⁰⁾.

1980年代以降、高純度鋼の安定製造や精錬効率化によるコスト削減を狙い、転炉装入前段階での溶銑予備処理が開発、導入されてきたが⁶⁾、従来のトープードカーや溶銑鍋等を反応容器として利用する方式は、転炉の生産性には悪影響を及ぼさない一方、容器体積が小さいためスロッピングが発生しやすく、それに伴う様々な制約(気体酸素の使用制限やスラグ組成の制限)を受けていた。その後、環境規制や原料事情の変化に伴いそれらの制約がネックとなり、1990年代後半以降は、転炉型溶銑予備処理への転換が急速に進展^{12,13)}した一方で、従来は脱炭専用炉として使用していた転炉の生産性が圧迫されることになった。転炉型予備処理は、Figure1.2⁶⁰⁾に示すように、脱珪・脱りん後に出湯排滓を伴う方法(例えば、LD-ORP法: LD Converter - Optimized Refining Process、SRP法: Simple Refining Process)⁶¹⁻⁶⁴⁾、脱珪・脱りん後に出湯せずに排滓し、脱炭を連続的に行う方法(MURC法)¹⁴⁻¹⁶⁾に大別されるが、MURC法では、メタルを炉内に残したまま転炉を傾動して上層の脱珪・脱りんスラグを排滓するため、排滓時間の短縮、排滓量の向上等は生産性向上、副原料削減、スラグ削減等に直結する重要な課題であり、そこに改善の余地が残されている。MURC法の物質収支から計算した中間排滓率と副原料(CaO)使用量の関係をFigure1.3¹³⁾に示すが、中間排滓率の向上によりCaO使用量が削減されることがわかる。尚、図中ではBlow-1は脱珪・脱りん吹錬、Blow-2は中間排滓工程後の脱炭吹錬を表し、また、脱炭吹錬後のスラグの次チャージの脱珪・脱りん吹錬へのリサイクル有無の比較も示している。

このように、中間排滓工程の高効率化の重要性は認識されていたが、オペレータの経験等に依存している部分が多く、系統的な検討がなされた例は見当たらず、その機構等の詳細は不明な点が多い。

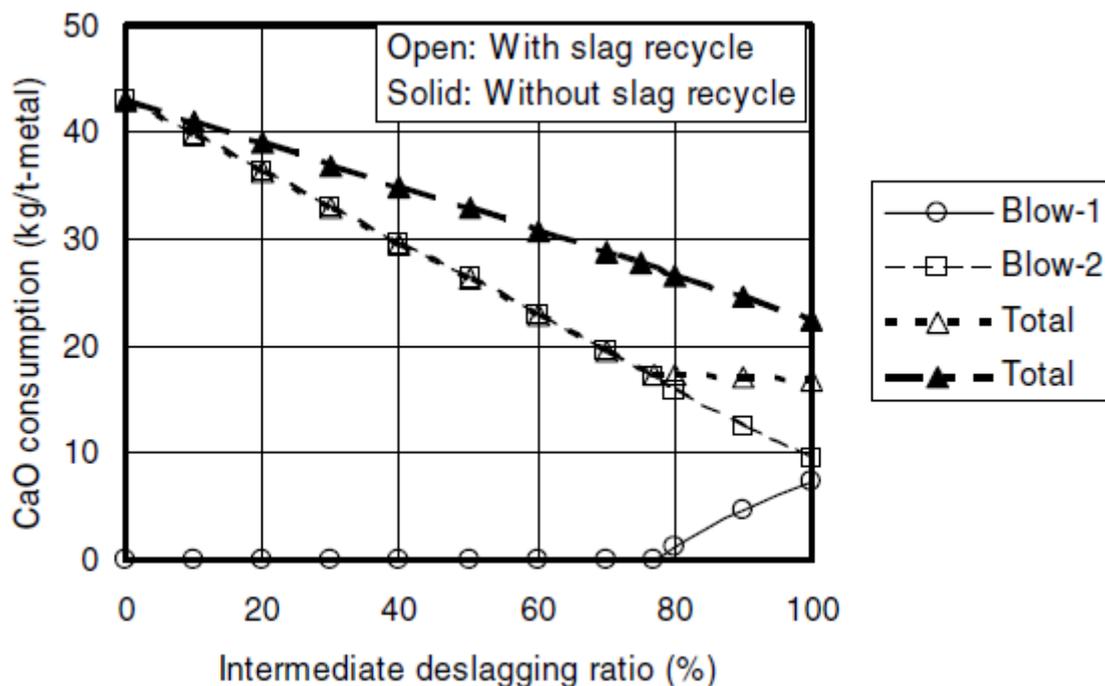


Figure 1.3 Calculated CaO consumption as a function intermediate deslagging ratio¹³⁾.

1.3 本論文の構成

本論文は第 1 章の序論と第 6 章の結論を除くと、4 つの章で構成される。

第 2 章では、転炉上吹きランス噴流の特性について述べる。転炉内反応制御のため、上吹きランス噴流は重要な操作端であるが、前述したように転炉精錬においてはラバールノズルが使用されている。しかし、それが本来の適正膨張条件ではなく、広範囲の操業条件(不適正膨張条件)で使用された場合の噴流特性に関する知見、また、多孔ランスの複数噴流間の干渉に関する知見は本研究開発実行当時にはほとんどなかった。そこで、コールドモデルを用いてそれらの噴流特性の調査研究を行った。また、6t 規模の転炉を用いてホットモデル試験を実施し、不適正膨張時の噴流特性とダスト発生との関係を調査した。

第 3 章では、過酸化に及ぼす転炉上底吹き条件の影響について述べる。転炉吹錬の脱炭末期においては溶鋼中[C]が低下すると、雰囲気中の CO ガス分圧と平衡するように溶鋼中[O]が上昇する。しかし、攪拌が強い場合、見かけの CO ガス分圧([C]と[O]の積に平衡定数を掛けたもの)は 1 気圧以下となり、過酸化が抑制できること知ら

れている。そこで、6t 規模の転炉を用い、低上吹き送酸速度、強底吹き攪拌の条件での過酸化抑制試験を実施した。また、その現象を火点で脱炭に消費されない酸素が溶鋼とスラグに移行して分配されるというモデルで検討し、さらに溶鋼－スラグ間の物質移動、火点域の物質移動のパラメータに関する検討を加えた。

第 4 章では、減圧下における上底吹き挙動について述べる。第 2 章、第 3 章では転炉のランス噴流や底吹き攪拌の挙動に関する研究を行ってきたが、二次精錬で多用される減圧処理でも、ランス噴流や底吹き攪拌は操作端として使用されている。特に、減圧処理においては、例えばランス噴流の場合、ノズルの入側圧と出側圧の比は、減圧槽内の圧力変化により数十倍～数百倍と大きく変化し、大気圧処理時の数倍とは大きく異なる。また、底吹き攪拌においても、鉄浴表面近傍で圧が急激に解放されるため、大気圧下での挙動とは大きく異なる可能性が高い。そこで、コールドモデルを用いて減圧下でのランス噴流特性ならびに底吹き攪拌による鉄浴の盛り上がり高さの調査研究を行った。

第 5 章では、MURC 法の中間排滓中の流体挙動について述べる。製鋼精錬プロセスの生産性や効率の向上方策は必ずしも前章までに述べてきたようなプロセスの操作端の改善のみに限られるものではなく、MURC 法では中間排滓工程の高効率化によりプロセスの生産性および効率の向上を図ることは可能であると考えられる。そこで、中間排滓中の流体挙動に関する基礎的知見を得ることを目的に、傾動が可能な転炉型容器を用いた水モデル実験、簡易モデル、数値流体解析により、中間排滓をシミュレートし、中間排滓中の流体挙動に及ぼす各種因子の影響を検討した。

第 6 章は結論であり、本研究を総括し、今後の展開について述べる。

参考文献

- 1) 例えば、日本鉄鋼協会編：「わが国における酸素製鋼法の歴史」、日本鉄鋼協会、(1982).
- 2) 例えば、武田喜三：「純酸素上吹き転炉法の歴史」学位論文.
- 3) 例えば、瀬川清：「鉄冶金反応工学」、日刊工業新聞社、(1977).
- 4) 例えば、T. Ueda, K. Marukawa, S. Anezaki: *Tetsu-to-Hagané*, 69,1(1983), 24.
- 5) 例えば、野崎努：「底吹き転炉法」、日本鉄鋼協会、(2000).
- 6) S. Kitamura, Y. Mizukami, T. Kaneko, T. Yamamoto, R. Sakomura, E. Aida and S. Onoyama: *Tetsu-to-Hagané*, 76(1990), 1801.
- 7) M. Kimura, H. Matui, S. Ito, T. Saito, T. Soejima and M. Kitamura: *Tetsu-to-Hagané*, 69(1983),1893.
- 8) 中村康久，山本里見，大隈正義，阿留泰久： *Tetsu-to-Hagané*, 68(1982), S13.
- 9) 中尾安幸，大野唯義，三村満俊，武田安夫，堀内弘雄，大浦俊明：
Tetsu-to-Hagané, 68(1982), S14.
- 10) 古垣一成，高島靖，松永久，南昭喜，梅沢一誠，中村康久：
Tetsu-to-Hagané, 68(1982), S15.
- 11) 喜多村実，副島利行，伊東修三，松井秀雄，平橋英行，木村雅保：
Tetsu-to-Hagané, 69(1983), S246.
- 12) S. Kitamura: *CAMP-ISIJ*, 23 (2010), 527.
- 13) K. Naito and M. Wakoh: *Scand. J. Metall*, 34(2010), 326.
- 14) Y. Ogawa, M. Yano, S. Kitamura and H. Hirata: *Tetsu-to-Hagané*, 87 (2001), 21.
- 15) H. Hayashi, M. Arai, H. Ishii, N. Masumitsu, Y. Ogawa and F. Koizumi:
CAMP-ISIJ, 15 (2002), 139.
- 16) K. Kume, K. Yonezawa, M. Yoshimi, H. Hondo and M. Kumakura: *CAMP-ISIJ*, 16 (2003), 116.
- 17) 例えば、K. Mori and M. Sano: *Tetsu-to-Hagané*, 67 (1981), 672.
- 18) K. Kanbara, T. Nisugi, O. Shiraishi and T. Hatakeyama: *Tetsu-to-Hagané*, 58 (1972), S34.
- 19) 例えば、梶岡博幸：「取鍋精錬法」、地人書館、(1997).

- 20) T. Toh: *Tetsu-to-Hagané*, 90 (2004), 983.
- 21) S. Morita, M. Nishiwaki, T. Yamaguchi, I. Tanaka and M. Ando:
Tetsu-to-Hagané, 50(1964), 1733.
- 22) K. Kawakami: *Tetsu-to-Hagané*, 51 (1965), 708.
- 23) H. Nemoto, A. Matsushiro and Y. Mizuno: *Tetsu-to-Hagané*, 51 (1965), 720.
- 24) M. Shimada, M. Ishibashi and H. Morise: *Seitetsu-Kenkyu*, 266(1969), 8855.
- 25) H. Ishikawa, S. Mizoguchi and K. Segawa: *Tetsu-to-Hagané*, 58(1972), 76.
- 26) 森正晃, 小林功, 中島敏洋, 荻野定志, 吉田学史: *Tetsu-to-Hagané*,
70(1984), S244.
- 27) 真屋敬一, 深川信, 増田誠一: *CAMP-ISIJ*, 6(1993), 192.
- 28) 谷潤一, 尾花友之, 青木伸透: *CAMP-ISIJ*, 6(1993), 193.
- 29) S. Fukagawa: *CAMP-ISIJ*, 19(2006), 125.
- 30) A.F. Ellis et al.: *JISI*, 209(1971), 593.
- 31) 嶋宏, 森正晃, 追田真人, 水上義正: *Tetsu-to-Hagané*, 73(1987), S1018.
- 32) 井下力, 笹川正智, 本宮光, 大野剛正, 辻野良二: *Tetsu-to-Hagané*,
73(1987), S1111.
- 33) M. Hirai, R. Tsujino, T. Ohno, N. Ishiwata, and T. Inoshita: *Tetsu-to-Hagané*,
74(1988), 1954.
- 34) T. Ohno, H. Ono and R. Tsujino: *Tetsu-to-Hagané*, 75(1989), 910.
- 35) K. Kawakami: *Tetsu-to-Hagané*, 74(1988), 831.
- 36) H. Ishikawa and C. Saito: *Tetsu-to-Hagané*, 74(1988), 76.
- 37) S. Kitamura and K. Okohira: *Tetsu-to-Hagané*, 76(1990), 199.
- 38) 平賀由多可, 安井潔, 高橋宏, 竹岡正夫, 塩谷樞夫:
Tetsu-to-Hagané, 73(1987), S223.
- 39) 平賀由多可, 安井潔, 中村一, 竹岡正夫, 山上哲也:
Tetsu-to-Hagané, 73(1987), S1015.
- 40) 花尾方史, 上野明彦, 眞目薫: *CAMP-ISIJ*, 7(1994), 229.
- 41) 内藤憲一郎, 井本健夫, 北村信也, 菊地真: *CAMP-ISIJ*, 9(1996), 230.
- 42) 川畑涼, 井澤智生, 菊池良輝, 新井学, 田中秀栄, 川嶋一斗士:
CAMP-ISIJ, 10(1997), 777.

- 43) 例えば、T. Kai, K. Okohira, M. Hirai, S. Murakami and N. Sato:
Tetsu-to-Hagané, 68(1982), 1946.
- 44) 例えば、S. Mukawa and Y. Mizukami: Tetsu-to-Hagané, 80(1994), 207.
- 45) 野崎努:「底吹き転炉法」, 日本鉄鋼協会, (2000).
- 46) K. Nakanishi and K. Sanbongi: Tetsu-to-Hagané, 65(1979), 138.
- 47) K. Nakanishi, T. Fujii and J. Szekely: Ironmaking. Steelmaking(Quarterly),
n.3 (1975), 193.
- 48) S. Asai, T. Okamoto, J. He and I. Muchi: Tetsu-to-Hagané, 68 (1982), 426.
- 49) S. Asai, M. Kawachi and I. Muchi: SCANINJECT III (1983), 12.
- 50) S. Asai: Nishiyama memorial lecture, Kobe & Tokyo (1984), 65.
- 51) K. Mori and M. Sano: Tetsu-to-Hagané, 67(1981), 672.
- 52) M. Sano and K. Mori: Tetsu-to-Hagané, 68 (1982), 2451.
- 53) D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie: ISIJ int., 35 (1995), 1.
- 54) D. Mazumdar and R. I. L. Guthrie: Iron & Steelmaker, 26 (1999), 89.
- 55) K. Nakanishi, Y. Kato, T. Nozaki and T. Emi: Tetsu-to-Hagané, 66 (1980),
1307.
- 56) T. Kai, K. Okohira, M. Higuchi and M. Hirai: Tetsu-to-Hagané, v.69, n.2
(1983), 228.
- 57) K. Nakanishi, Y. Kato, K. Suzuki and J. Katsuki: Tetsu-to-Hagané, 64(1978),
S169.
- 58) K. Nakanishi: ふえらむ, 3(1996), 421.
- 59) Y. Kishimoto, Y. Kato, T. Sakuraya and T. Fujii: Tetsu-to-Hagané 75(1989),
1300.
- 60) 熊倉政宣: 新日鉄技報, 394(2012), 4.
- 61) K. Kato, M. Kojima, K. Kojima, Y. Akabayashi, Y. Nakamura and S. Onoyama:
CAMP-ISIJ, 4(1991), 1153.
- 62) K. Kato, H. Yamauchi, S. Onoyama, M. Oita, T. Sado and M. Ina: CAMP-ISIJ,
4(1991), 1154.
- 63) T. Matsuo and S. Masuda: Tetsu-to-Hagané, 76(1990), 1809.
- 64) K. Yoshida, I. Yamazaki, Y. Tozaki, N. Aoki, J. Yoshiyama and K. Arai:

Tetsu-to-Hagané, 76(1990), 1817.

第2章 転炉上吹きランスの噴流特性

2.1 緒言

転炉の上吹きランスにはノズル入側圧を高効率で運動エネルギーに変換できるラバールノズル(中細ノズル)が使用されている。ラバールノズルの適正マッハ数、適正圧、適正流量はその設計条件から決定され、通常はそれらの適正值近傍で操業されている。一方、適正条件からはずれた条件下で操業された場合、衝撃波や膨張波の発生により、噴流のエネルギー損失が増加することが良く知られており、これは不適正膨張と呼ばれている。

底吹き技術を導入して登場した上底吹き複合吹錬法の普及により、鉄浴の攪拌を底吹きで担保できるようになったため、ランス噴流の攪拌動力源としての役割は減少した。そこで、不適正膨張の積極的な利用により、上吹きランスの設計や転炉操業の自由度を大幅に向上させられる可能性がある。しかし、適正膨張条件下での噴流挙動は上吹き転炉の導入時に盛んに研究されているにもかかわらず、不適正膨張条件下でのそれはほとんどなされていない。唯一、重回帰により不適正膨張下のジェットコア長さを報告した島田らの研究¹⁾があるが、適用範囲が明確でない。

また、転炉ではスピitting、ダスト、地金付着を減少させるため、ソフトブローを実現できる多孔ランスが使用されている。しかし、多孔ランスから吐出した複数の噴流が浴面に到達する前に相互に干渉・合体した場合、噴流速度の減少効果は発現せず、単孔ランスから吐出した噴流流速とほぼ等しくなってしまう。

既往の研究において、噴流の干渉を推定する方法として、干渉係数²⁾やキャビティオーバーラップ率³⁾など、いくつかのパラメータが提案されてきたが、それらはノズル間の角度やジェットの広がり領域の影響を考慮しているに過ぎない。しかし、ノズル間の距離、ノズル数、ランスから浴面までの距離、ガス流量など、他の因子の影響は考慮されていない。したがって、それらの因子の影響を考慮した噴流の干渉を推定する方法は未確立であり、ランスの最適設計はほとんど経験的に決定されている。

そこで、本章では不適正膨張条件下での噴流挙動および多孔ランスから吐出する複数噴流の干渉挙動をコールドモデル実験での噴流流速測定によって検討した。さらに、6t規模の転炉を用いた熱間試験を行い、噴流挙動とダスト発生の関係を検討した。

2.2 コールドモデル実験

2.2.1 実験方法

本研究で用いたコールドモデル実験装置を Figure2.1 に示す。噴流流速はピトー管で測定した動圧より、(2.1)、(2.2)式のピトー管公式を用いて算出した。モデルガスとしては、空気を用いた。

$$M = \sqrt{5 \left\{ \left(\frac{P_k + P_a}{P_a} \right)^{\frac{2}{7}} - 1 \right\}} \quad (2.1)$$

$$U = U_s \cdot M \quad (2.2)$$

ここで、 M はマッハ数(-)、 P_k は動圧、 P_a は静圧(=雰囲気圧)、 U は流速、 U_s は音速(室温では 320m/s)である。

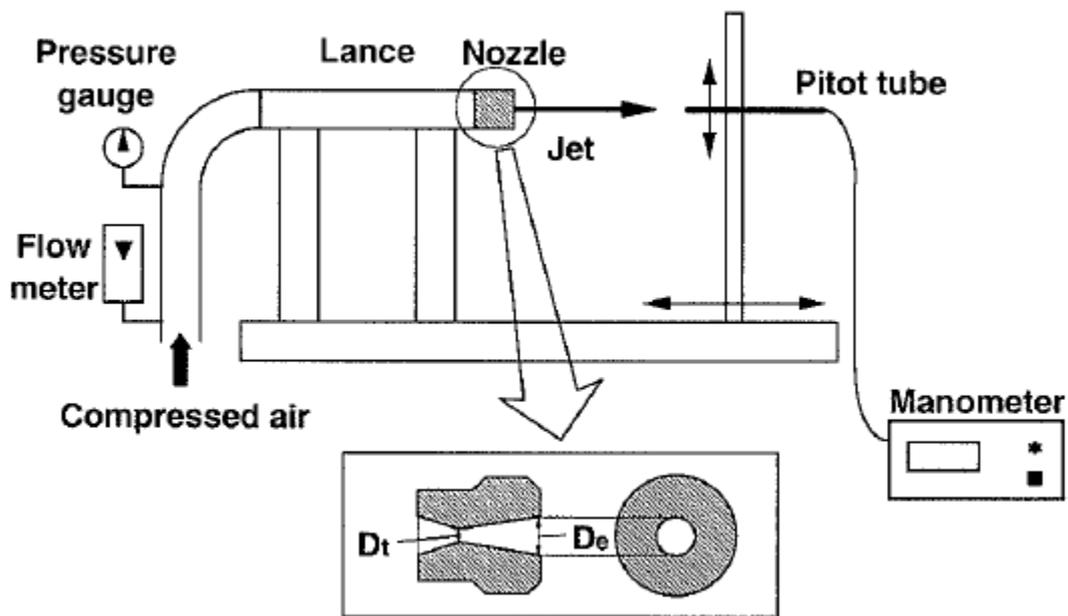


Figure2.1 Cold model experimental apparatus.

不適正膨張条件下の噴流挙動の測定実験で使用したノズルの設計条件を Table2.1 に示す。実験はノズル入側圧が 0.157MPa から 0.883MPa(絶対圧)の範囲で

実施し、中心軸上の流速の減衰を測定した。

Table2.1 Nozzle design conditions for cold model experiments of incorrect expansions.

Nozzle Type	D_t (mm)	D_e (mm)	P_{0P} (MPa)	M_{0P} (-)
Straight	4.00	4.00	0.186	1.00
Laval		4.39	0.392	1.54
		4.82	0.588	1.81
		5.19	0.784	2.00
		5.51	0.980	2.14

D_t : diameter of nozzle throat, P_{0P} : correct pressure at nozzle inlet

D_e : diameter of nozzle outlet, M_{0P} : correct Mach number just after discharge

Table2.2 Experimental conditions for cold model experiments of jet interference.

Nozzle Type	Basic condition	Comparative condition
Distance between nozzles: l (mm)	60	30, 90
Inclined angle of nozzle: ω (deg)	0	5, 10
Operating pressure at nozzle inlet: P_0 (MPa)	0.196	0.294, 0.392

多孔ランスから吐出する複数の噴流の干渉の実験では、2 個のノズルを用いて、2 孔ランスをシミュレートした。噴流の干渉に影響すると考えられる因子を2つの単孔ノズルの配置を変更することで変更した。Table2.2 に示す条件下のもと、ベース条件から因子を一つずつ変更することで各因子の影響を調査した。

2.2.2 実験結果

2.2.2.1 不適正膨張時の噴流挙動

各操業圧のもと、適正圧(P_{0P})が 0.186MPa のノズルから吐出する噴流の減衰挙動

を Figure2.2 に示す。図中で x はノズル先端からの距離(mm)、 D_t はノズルスロート径(mm)、 M はマッハ数(-)である。

吐出した噴流はその周囲の雰囲気ガスを巻き込みながら減衰する。噴流のノズル先端近傍の吐出直後の領域はポテンシャルコアと呼ばれ、その領域では噴流の中心軸上の流速は減衰しない。ポテンシャルコア端以降の下流では噴流は完全発達領域へと遷移し、中心軸上の流速(ここではマッハ数で表記)はノズル先端からの距離に反比例して減衰する。この実験では、0.186MPa が適正膨張条件(○)、そして他(□、◇、●、■)が不適正膨張条件である。適正膨張条件したでは、ポテンシャルコアにおける中心軸上のマッハ数はほぼ一定である。一方、操業圧と適正圧との乖離が大きくなるに従い、衝撃波や膨張波の発生のため、ポテンシャルコアにおける中心軸上のマッハ数は一定ではなく、変動するようになる。しかし、ポテンシャルコアの下流においては、噴流のマッハ数がノズル先端からの距離に反比例して減衰するという特性については各操業圧ともに類似していた。

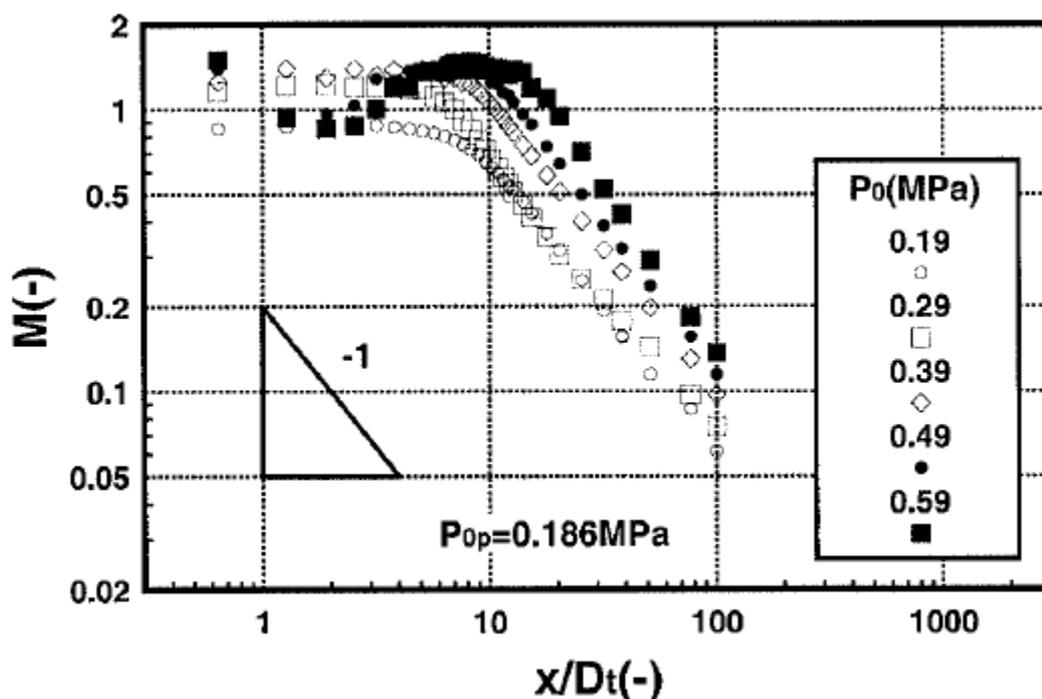


Figure2.2 Jet decaying behavior.

操業圧(P_0)を変更した場合のポテンシャルコアの下流の固定位置($x/D_t=20.5(-)$)で測定した中心軸上の流速(ここではマッハ数で表記)の変化を Figure2.3 に示す。適正圧(P_{0p})がそれぞれ 0.186MPa のノズル(ストレートノズル)および 0.392MPa のノズル(ラバルノズル)の 2 つのノズルの結果を示す。両ノズルとも、操業圧の増加に伴いマッハ数が増加し、適正圧近傍でピーク値をとったのち、マッハ数が増加しない(もしくは減少する)操業圧の範囲があり、その後再度マッハ数が増加するという類似した特性を持つ。尚、0.392MPa のノズルでは、マッハ数のピーク位置が適正圧から若干ずれているが、測定上の誤差と思われる。マッハ数が増加しない(もしくは減少する)範囲においては、操業圧の増加エネルギーは不適正膨張によるエネルギー損失にほぼ等しいと考えられる。操業圧がさらに増加した場合、マッハ数は再度増加するが、操業圧の増加エネルギーが不適正膨張によるエネルギー損失よりも大きくなるためと考えられる。

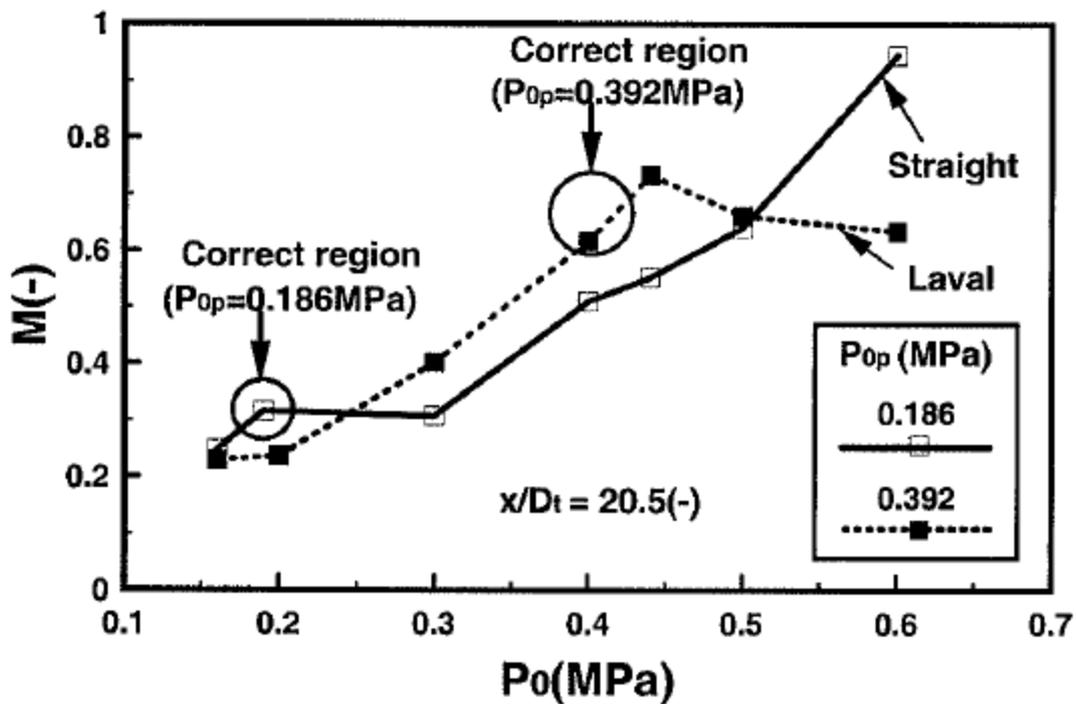


Figure2.3 Relation between operating pressure and Mach number classified by nozzle type.

ここで注目すべき点は、操業圧の増加にもかかわらず、流速が増加しない範囲があることである。これは噴流の中心軸上流速とガス流量の関係が **regular** でない(不規則である)ことを意味している。つまり、ガス流量は操業圧に比例して増加するのに対し、流速は必ずしもそうはならないということである。

従来、ラバールノズルの噴流流速は常にストレートノズルよりも速いと考えられてきたが、操業条件が適正膨張条件からはずれている場合、ストレートノズルの流速の方が、ラバールノズルの流速よりも速くなるケースがあることがわかった。

2.2.2.2 多孔ランスから吐出する複数噴流の干渉挙動

Figure2.4 に示す各種因子を変更した際の噴流の干渉挙動の変化を Figure2.5 に示す。ここで、 r は 2 つのランスノズル間中心からの距離(mm)、 U は噴流の流速(m/s) である。図中には、他に変更した因子も示しているが、 l はノズル出口間の距離(mm)、 ω はノズルの傾斜角(deg)、 P_0 はノズル入側圧(MPa)、 x はノズル先端からの距離(mm) である。

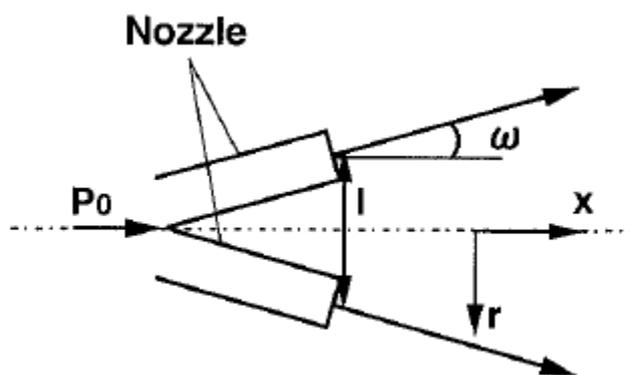


Figure2.4 Factors changed in the experiment of jet interference.

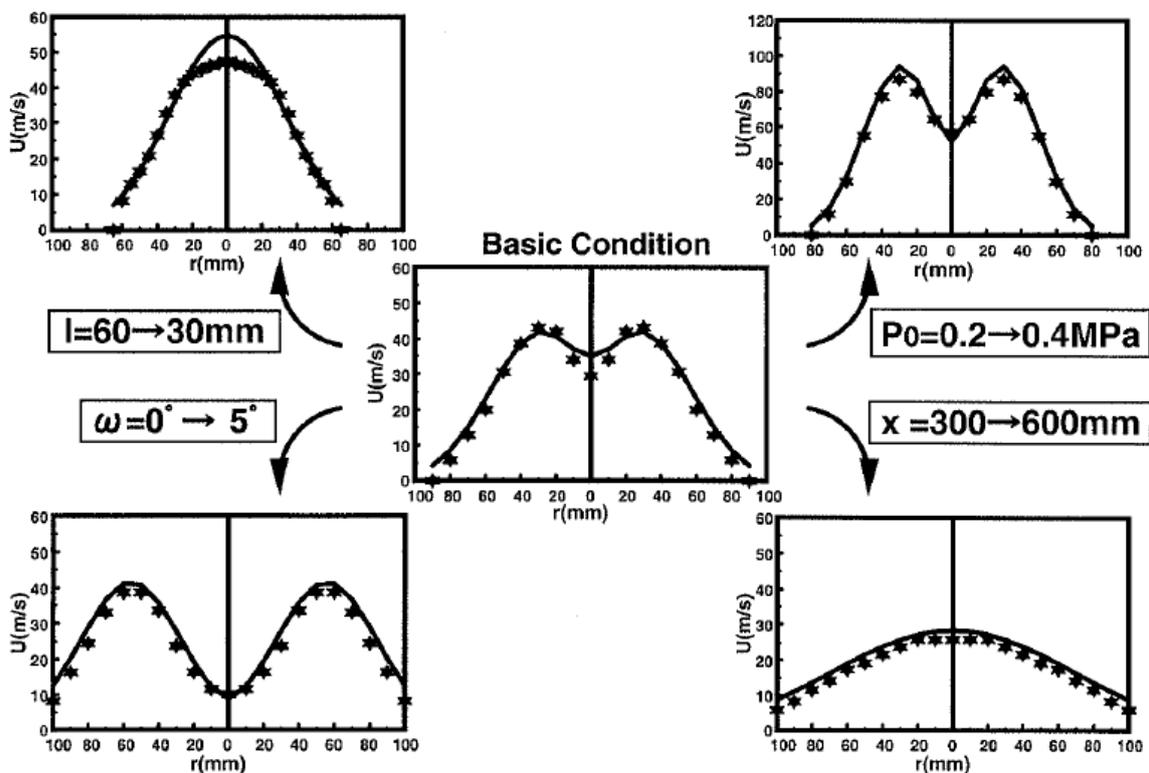


Figure2.5 Effect of each factor on jet interference.

図中、マーカーが測定値、実線が後述するモデルによる計算値である。ノズル出口間の距離が小さくなった場合 ($l=60 \rightarrow 30\text{mm}$)、ノズルの傾斜角度が小さくなった場合 ($\omega=5 \rightarrow 0\text{deg}$)に噴流が合体しやすくなる傾向があるのは当然と考えられるが、一方、ノズル入側圧が大きくなった場合 ($P_0=0.2 \rightarrow 0.4\text{MPa}$)、すなわちガス流量が大きくなった場合に噴流が分離する傾向があること、またノズル出口間の距離が大きくなった場合 ($x=300 \rightarrow 600\text{mm}$)に合体しやすくなる傾向があることは必ずしも予測できない。

これらの結果は干渉係数²⁾やキャビティオーバーラップ率³⁾などの既往の研究で提案された指標では十分に説明できず、噴流の拡がりにより生じる幾何学的な干渉作用以外になんらかの相互作用が噴流間に働いていることを示すものである。

2.2.3 考察

2.2.3.1 不適正膨張下における噴流挙動の定式化

前述の結果より、不適正膨張下における噴流流速を推定するためには、不適正膨

張によるエネルギー損失を考慮することが必要である。

そこでまず、Figure2.6 に示すような噴流の減衰モデルを考えた。ポテンシャルコアの下流においては、噴流の中心軸上流速(以降、中心流速と記載)はノズル先端からの距離に反比例して減衰するため、中心流速はポテンシャルコアの長さ(と吐出直後の噴流流速)の2つのパラメータから計算することができる。従って、中心流速は(2.3)式で表される。

$$\frac{M}{M_0} = \frac{H_p}{x} \quad (x > H_p) \quad (2.3)$$

ここで、 M_0 は吐出直後のマッハ数(-)、 H_p はポテンシャルコアの長さ(mm)である。

しかし、衝撃波や膨張波の発生のため、ピトー管の測定値が不安定となるため、吐出直後のマッハ数とポテンシャルコア長さを高精度で測定することは、不可能である。そこで、ノズル先端からのマッハ数が1となる点までの距離をジェットコアと定義し、ジェットコア長さを実験的に測定することとし、それを吐出直後のマッハ数とポテンシャルコア長さの代用指標として使用した。したがって、中心流速は(2.4)式で表される。

$$M = \frac{H_c}{x} \quad (x > H_p) \quad (2.4)$$

ここで、 H_c はジェットコア長さ(mm)であり、 $M_0 \cdot H_p$ に等しい。

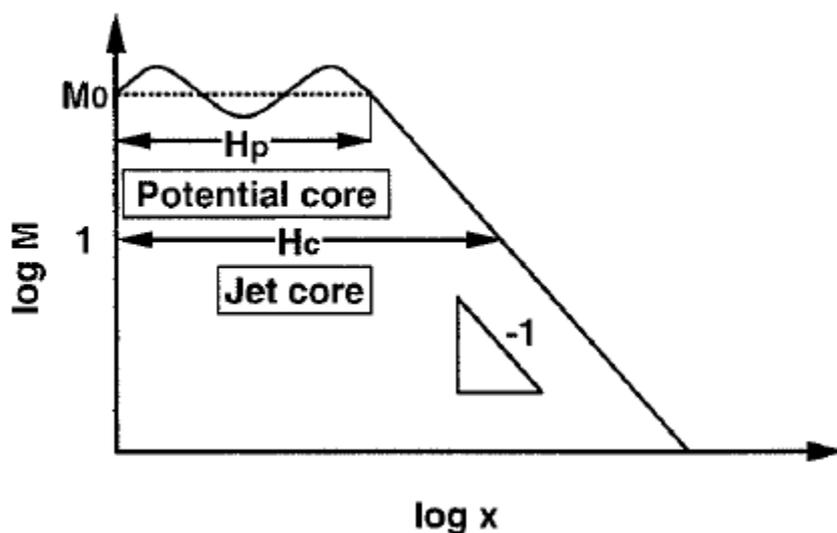


Figure2.6 Schematic illustration of jet decaying model.

(2.4)式はジェットコア長さが、吐出直後のマッハ数とポテンシャルコア長さに比べて比較的測定が容易であり、中心流速を計算する際に、それらの代用指標として使用できることを意味する。したがって、不適正膨張下でのジェットコア長さを推定することができれば、不適正膨張下でのポテンシャルコアの下流において、任意のノズル先端からの距離の位置における中心流速を計算することができる。ラバーノズルに関しては、適正マッハ数、適正圧、適正流量は(2.5)、(2.6)、(2.7)式より理論的に計算される。

$$\frac{D_e}{D_i} = \sqrt{M_{0P} \left(\frac{1 + 0.2M_{0P}^2}{1.2} \right)^3} \quad (2.5)$$

$$M_{0P} = \sqrt{5 \left\{ \left(\frac{P_{0P}}{0.1013} \right)^{\frac{2}{7}} - 1 \right\}} \quad (2.6)$$

$$F_{O_2P} = 4.65 \cdot n \cdot D_i^2 \cdot P_{0P} \quad (2.7)$$

ここで、 D_e はノズル出口径 (mm)、 D_i はノズルスロート径 (mm)、 M_{0P} は吐出位置における適正マッハ数 (-)、 P_{0P} はノズル入側の適正圧 (MPa)、 F_{O_2P} は適正酸素流量 (Nm^3/h)、 n はノズル孔数 (-) である。

ここで、 P_0/P_{0P} (ノズル入側の操業圧を適正圧で割った無次元数であり、不適正度と定義) と H_C/H_{CP} (測定ジェットコア長さを適正膨張時のジェットコア長さで割った無次元数) の関係を Figure 2.7 に示す。適正膨張時のジェットコア長さ (H_{CP}) は(2.8)式から計算されるが、これは Lau ら⁴⁾の式に基づいており、本研究での実験結果と前述の噴流モデルにより改良修正を加えたものである。

$$H_{CP} = M_{0P} \cdot (5.88 + 1.54M_{0P}^2) \cdot D_i \quad (2.8)$$

図から、不適正度 (P_0/P_{0P}) と無次元化したジェットコア長さ (H_C/H_{CP}) の間には良い相関があることがわかる。図中の曲線は(2.9)式から計算される重回帰曲線である。

$$\frac{H_C}{H_{CP}} = \begin{cases} 0.571f - 0.043 & (0.4 < f \leq 0.7) \\ -1.935f^4 + 12.65f^3 - 29.28f^2 + 28.78f - 9.21 & (0.7 < f \leq 2.1) \\ 0.078f^3 - 1.023f^2 + 4.737f - 4.54 & (2.1 < f \leq 5.0) \end{cases} \quad (2.9)$$

ここで、 f は不適正度 (P_0/P_{0P}) である。

したがって、噴流の中心流速は前述の結果に基づき(2.10)式で表される。

$$U_{\max} = U_s \frac{H_c/H_{CP} \cdot M_{0P} \cdot (5.88 + 1.54M_{0P}^2) \cdot D_t}{x} \quad (2.10)$$

ここで、 U_{\max} は噴流の中心流速 (m/s)、 U_s は音速 (m/s) である。

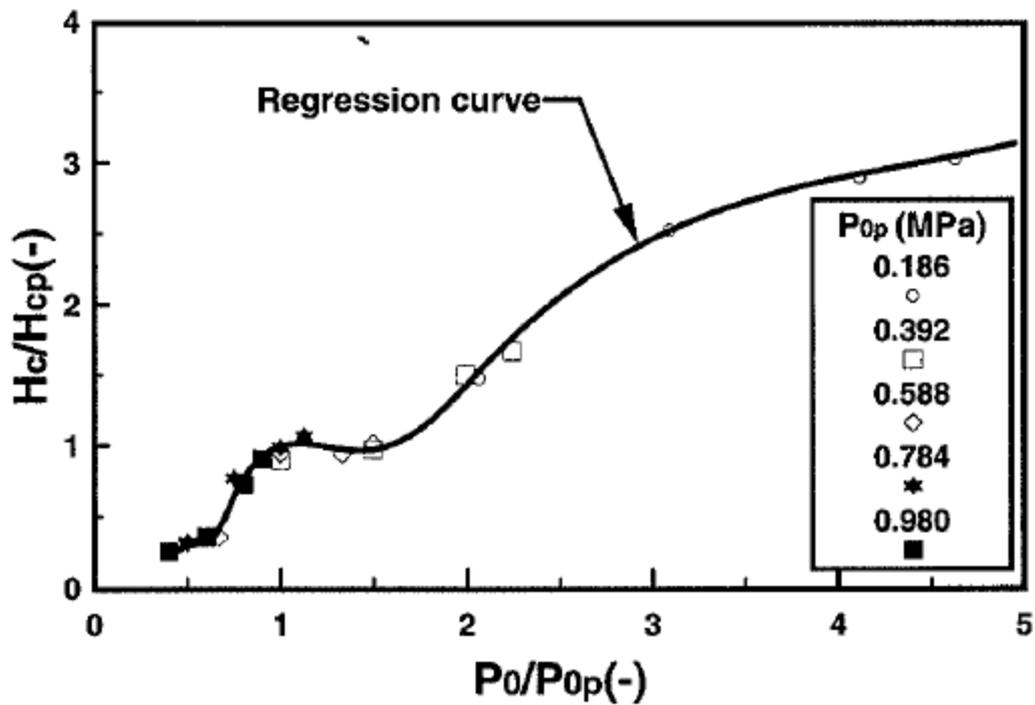


Figure 2.7 Relation between the degree of incorrectness and dimensionless length of jet core.

中心流速の測定値 ($U_{\max, \text{exp}}$) と計算値 ($U_{\max, \text{cal}}$) の比較を Figure 2.8 に示すが、不適正膨張時も含め、噴流流速の推定が可能となった。

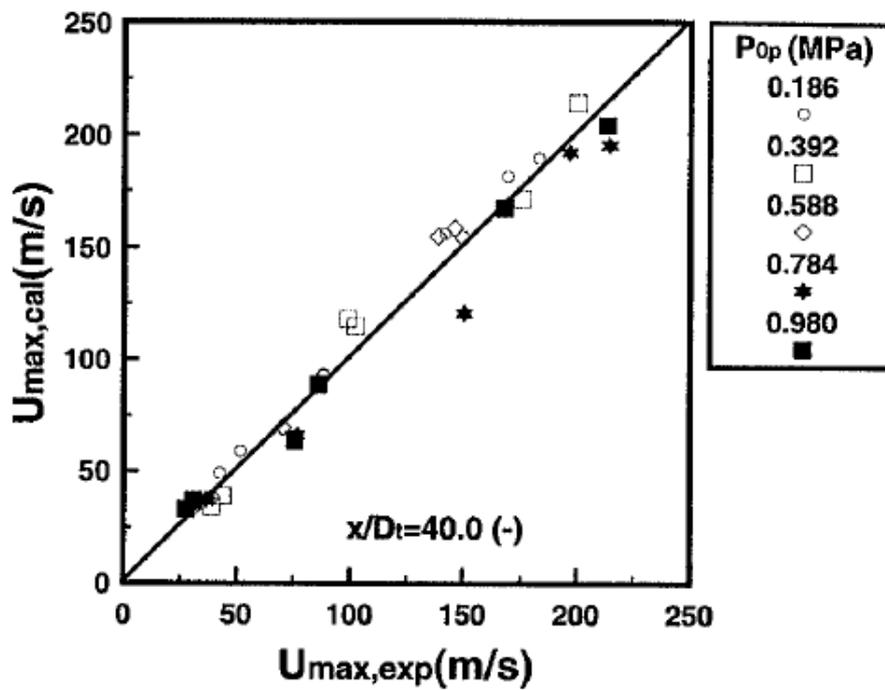


Figure 2.8 Comparison of experimental and calculation values of jet velocity.

2.2.3.2 複数噴流の干渉挙動に関するモデル

前述の結果に基づき、2つの仮定を置いて Figure 2.9 に示すような複数噴流の干渉挙動に関する簡易モデルについて検討した。

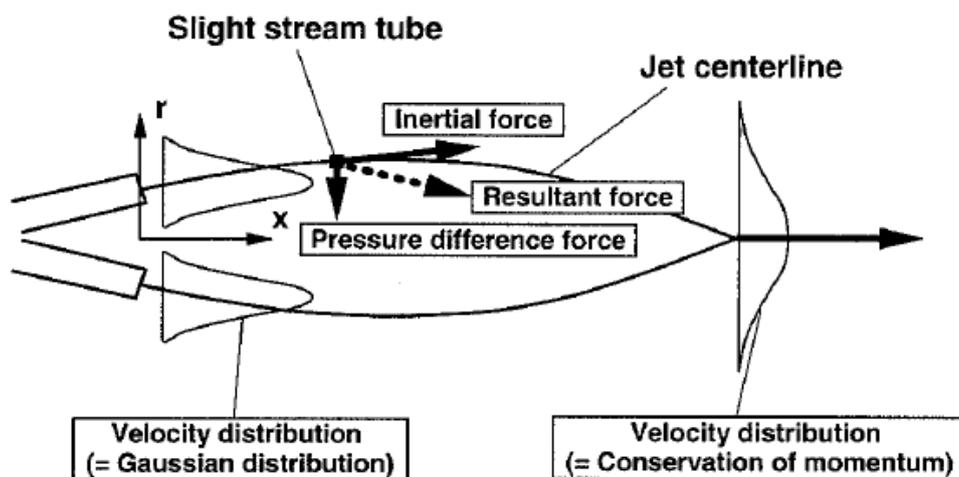


Figure 2.9 Schematic illustration of jet interference model.

(仮定 1)

周囲の雰囲気ガスを噴流に巻き込むことにより、噴流間に圧力差が生じ、相互作用が噴流間に作用する。したがって、噴流は互いに引き合い、噴流の進行方向が変化する。モデルでは、噴流の進行方向は単一噴流の慣性力と噴流間の圧力差による力(負圧力)の合成力による決定されると仮定する。

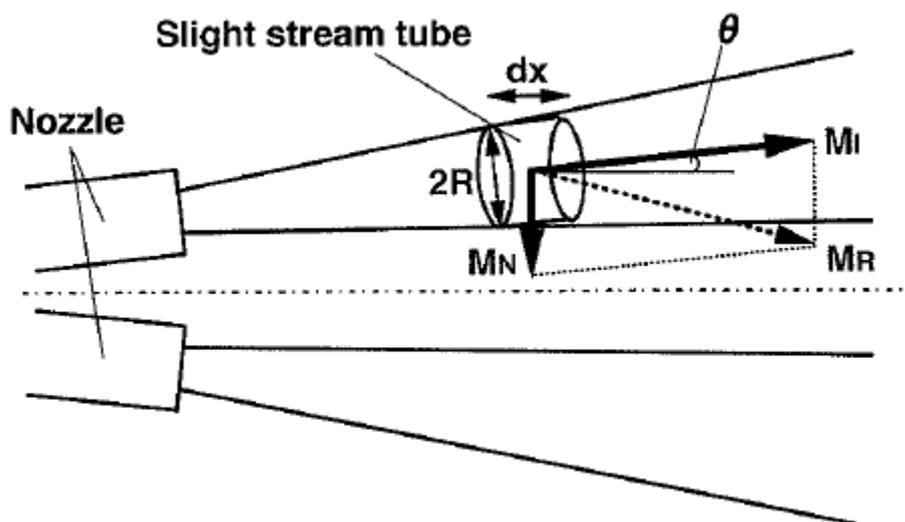


Figure2.10 Schematic illustration of slight stream tube and forces that affect slight stream tube.

Figure2.10 に示すように、単一噴流中に長さが dx 、直径が $2R$ (R は広がっている噴流の半径であり、ノズル先端からの距離に比例する)の流管を仮定すると、流管の慣性力(運動量)(M_I ($\text{kg} \cdot \text{m/s}$)のベクトルは(2.11)式で表される。

$$\mathbf{M}_I = \left(\rho \cdot \pi R^2 \cdot dx \cdot C_1 \cdot U_{\max} \cdot \cos \theta|_x, \rho \cdot \pi R^2 \cdot dx \cdot C_1 \cdot U_{\max} \cdot \sin \theta|_x \right) \quad (2.11)$$

ここで、 ρ はガス密度、 C_1 は中心流速と流管の平均流速の比を表す比例定数、 $\theta|_x$ は x 位置における流管の進行方向角度である。

流管に作用する圧力差による力(力積)(M_N ($\text{kg} \cdot \text{m/s}$))のベクトルは(2.12)式で表される。

$$\mathbf{M}_N = (0, -P_N \cdot 2R \cdot dx \cdot dt) = \left(0, -P_N \cdot 2R \cdot dx \cdot \frac{dx}{(C_1 \cdot U_{\max})} \right) \quad (2.12)$$

ここで、 P_N は圧力差、 dt は流管が長さ dx を通過するのに要する時間、 $2R \cdot dx$ は圧力差による力が作用する流管の投影面積である。また、 dt は $dx/(C_1 \cdot U_{\max})$ で置換できる。

従って、流管に作用する慣性力と圧力差による力合成力のベクトルは(2.13)式で表され、流管の進行方向は(2.14)式で表される。ここで、 $\theta|_{x+dx}$ 流管が微小距離 dx 進行した後の進行方向(流管の進行方向と中心軸の間の角度)を表す。

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_R &= \mathbf{M}_I + \mathbf{M}_N \\ &= \left(C_1 \cdot \rho \cdot \pi R^2 \cdot dx \cdot U_{\max} \cdot \cos \theta|_x, C_1 \cdot \rho \cdot \pi R^2 \cdot dx \cdot U_{\max} \cdot \sin \theta|_x - 2P_N \cdot R \cdot \frac{dx^2}{(C_1 \cdot U_{\max})} \right) \end{aligned} \quad (2.13)$$

$$\tan \theta|_{x+dx} = \tan \theta|_x - \frac{2 \cdot P_N \cdot dx}{C_1^2 \cdot \rho \cdot \pi \cdot R \cdot U_{\max}^2 \cdot \cos \theta|_x} \quad (2.14)$$

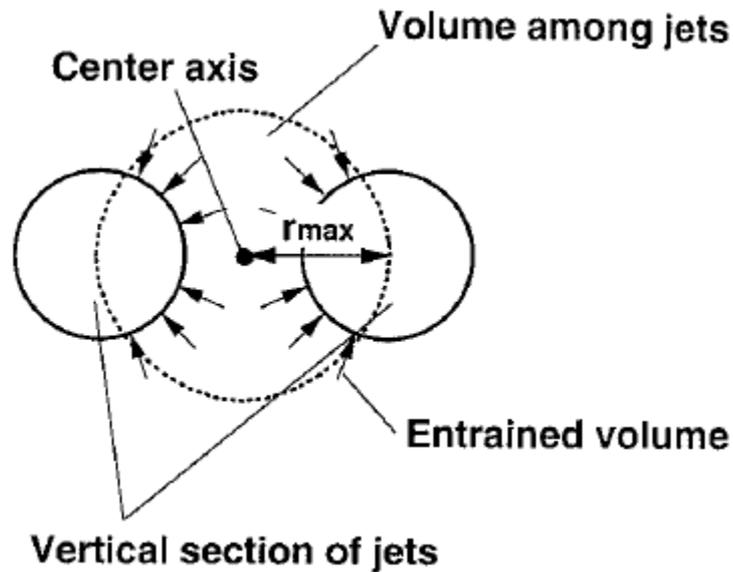


Figure2.11 Schematic illustration on mechanism of generating pressure difference.

さらに、Figure2.11 に示すように、噴流間に生じる圧力差が噴流間の空間から巻き込まれる雰囲気ガスの体積に比例すると仮定すると、巻き込まれる体積は(2.15)式⁵⁾

で示されるので、圧力差は(2.16)式で表されることになる。

$$\frac{dQ}{dx} = C_2 \cdot U_{\max} \cdot x \quad (2.15)$$

$$P_N = C_3 \cdot P_e \frac{dQ}{\pi \cdot r_{\max}^2 \cdot dx} = C_2 \cdot C_3 \cdot P_e \frac{U_{\max} \cdot x}{\pi \cdot r_{\max}^2} \quad (2.16)$$

ここで、 r_{\max} は r 方向の噴流中心の位置、したがって、 $(\pi \cdot r_{\max}^2 \cdot dx)$ は噴流間の空間体積、 dQ は中間が微小距離 dx 進行する間に巻き込まれる雰囲気ガスの体積、 C_2 、 C_3 はそれぞれ比例定数、 P_e は雰囲気圧を表す。

(2.14)式ならびに(2.16)式および噴流の半径 R がノズル先端からの距離 x に比例すること ($R = C_4 \cdot x$) から、流管の進行方向は(17)式で表される。

$$\frac{d(\tan \theta)}{dx} = \frac{C}{U_{\max} \cdot \cos \theta \cdot r_{\max}^2} \quad (2.17)$$

$$C = -\frac{2 \cdot P_e \cdot C_2 \cdot C_3}{C_1^2 \cdot C_4 \cdot \rho \cdot \pi^2}$$

C に含まれる比例定数は不明のため、パラメータ C を実験結果からパラメータフィッティングで求める必要がある。

(仮定 2)

単一噴流の流速分布 (U) がガウス分布で表され、噴流の干渉前後で噴流の運動量が保存されるとすると、噴流が互いに干渉した後の流速分布 (U_{int}) は(2.18)式および(2.19)式から計算される。

$$U = \exp \left\{ -K \left(\frac{r - r_{\max}}{x} \right)^2 \right\} \cdot U_{\max} \quad (2.18)$$

$$U_{\text{int}} = \sqrt{\sum U^2} \quad (2.19)$$

ここで、 K はガウス分布の定数である。

本モデルによる計算結果の一例を Figure 2.5 に示す。図中、マーカーが測定値、実線が本モデルによる計算値である。各条件において、本モデルで計算された流速分布は測定結果とほぼ一致し、特に、2つの噴流が噴流間に生じる圧力差により互いに引き寄せられる挙動が再現できている。

2.3 ダスト発生評価試験

コールドモデルによる検討で、不適正膨張時も含めたランス噴流の挙動が推定できるようになった。そこで、噴流挙動が転炉のダスト発生に及ぼす影響を調査した。

2.3.1 実験方法

熱間の脱炭試験は 6t 規模の転炉を用い、Table2.3 に示す条件で行った。試験で用いた 3 種類のランスノズルの設計条件を Table2.4 に示す。吹錬期間中、転炉から発生するダストの集塵水を 2 分毎に採取し、ダスト発生量を集塵水中のダスト濃度と集塵水の流量から求めた。吹錬初期と末期には吹錬が不安定になることがあるため、溶鉄中 [C] が 0.4~4mass% の範囲のデータを解析に供した。また、蒸気圧の低いモリブデンを [Mo] が 0.2mass% となるように溶鉄に添加し、後述するバブルバースト系ダストとヒューム径ダストを分離評価できるようにした。

Table2.3 Experimental conditions for decarburization experiments.

Metal weight	6t
Bottom blowing stirring energy	3.0~3.5kW/t
Blowing time	18~20min
Initial carbon conc.	approx. 4.3mass%
Final carbon conc.	0.01~0.2mass%
Initial metal temp.	1150~1200℃
Final metal temp.	1650~1700℃

2.3.2 実験結果

脱炭最盛期のダスト発生速度は [C] の影響を受けず、ダスト発生速度は基本的には脱炭速度に比例すると考えられている⁶⁾。そこで、ダスト発生 of 指標として、脱炭量当たりのダスト発生量 (W_d (kg/t/[%C])) により評価することとした。

実験結果を Table2.4 に示すが、ダスト発生がランスノズルの影響を受けていることがわかる。

Table2.4 Nozzle design conditions and dust generation rate.

Nozzle Type	D_t (mm)	D_e (mm)	n (-)	P_{0P} (MPa)	F_{O2P} (Nm ³ /h)	P_0 (MPa)	F_{O2} (Nm ³ /h)	x (mm)	W_d (kg/t/[% C])
conventional (correct-expansion)	12.0	13.5	4	0.441	1186	0.441	1200	1108	2.85
								865	3.94
								695	4.23
under-expansion		12.5		0.294	797			1100	2.88
								850	3.63
								706	4.66
over-expansion		15.6		0.794	2139			1098	2.41
								863	3.05
								597	3.40

n: number of nozzles, F_{O2} : oxygen feeding rate

F_{O2P} : correct oxygen feeding rate, x: distance from nozzle tip

P_0 : operating pressure at nozzle inlet, W_d : dust generation rate per decarburized carbon

2.3.3 考察

Table2.4 に示した 3 種類のランスノズルの出口径と中心流速計算値の関係を Figure2.12 に示す。計算条件はノズルスロート径が 12mm、ノズル数が 4 孔、送酸速度が 1200Nm³/h、ノズル入側圧が 0.441MPa、ランス先端からの浴面までの距離が 850mm、である。ノズルの傾斜角度は 20 度であり、噴流が互いに干渉しないようにしている。

図では、中心流速が低下する領域が 2 つあり、これらの領域ではソフトブローが実現できると考えられる。領域 1 では不適正度 (P_0/P_{0P}) が 1.5 近傍であり、不足膨張条件である。一方、領域 2 では不適正度 (P_0/P_{0P}) が 0.7 近傍以下であり、過膨張条件である。計算結果から、ソフトブロー効果は領域 1 (不足膨張条件) より領域 2 (過膨張条件) でより顕著であるが、ノズル出口の過度な拡大は流れの剥離等のような噴流の不安定性の原因となるため、さらなる検討が必要と考えられる。

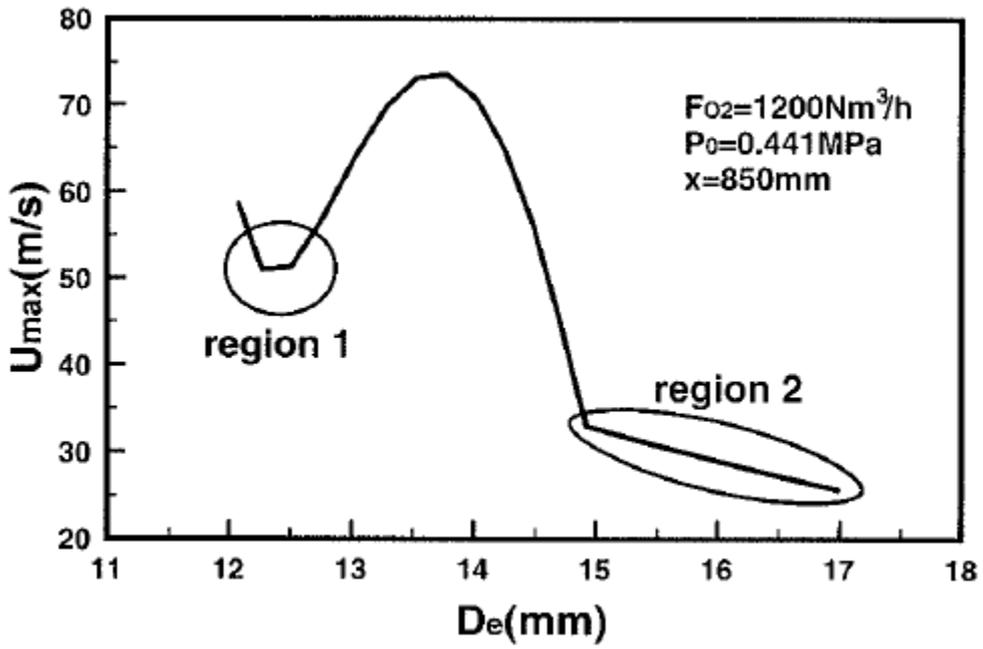


Figure 2.12 Relation between diameter of nozzle-outlet and jet centerline velocity

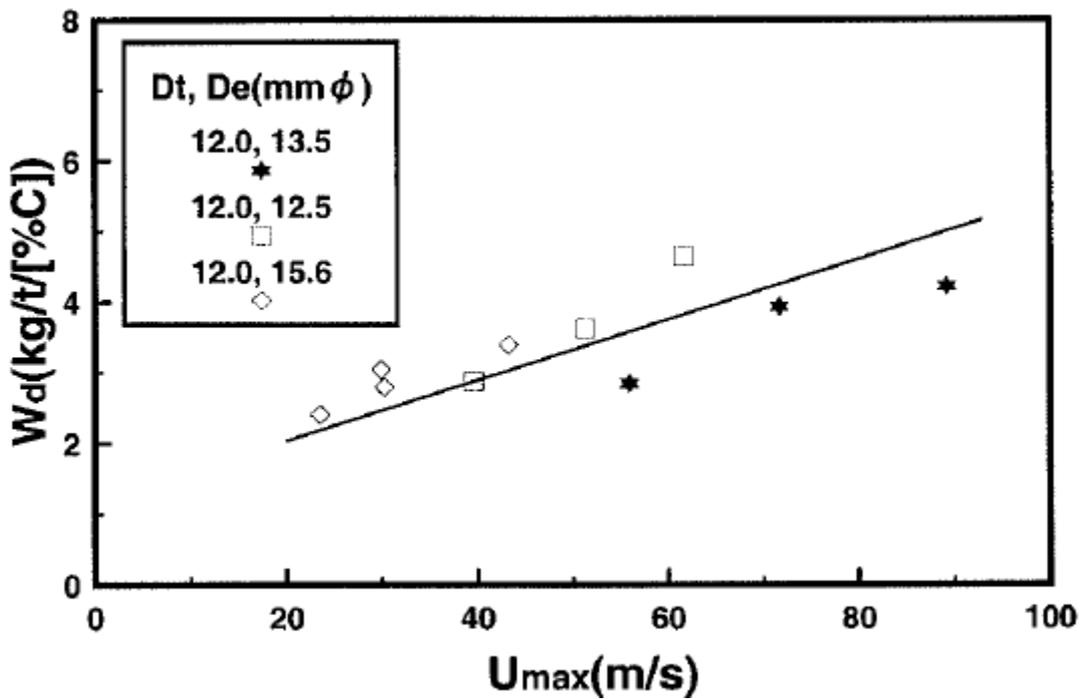


Figure 2.13 Relation between jet centerline velocity and dust generation.

(2.10)式より計算した噴流中心流速とダスト発生を Figure2.13 に示す。図より、中心流速とダスト発生の間には良い相関があり、ソフトブロー化によりダスト発生が減少する傾向があることがわかる。特に、ソフトブロー効果の高い過膨張条件下でダスト発生が顕著に低減している。

ダストの発生機構はバブルバースト系ダストとヒューム系ダストの 2 つに分類できることが知られている。ここでは、平居らと同様の方法⁶⁾により、ダスト中の Mo 濃度を測定することでダストを分類した。ダストの分類結果を Figure2.14 に示す。バブルバースト系ダストの発生速度は各条件でほぼ同程度であるのに対し、ヒューム径ダストは使用したランスノズルにより異なる。噴流流速の低下により、火点域の温度が低下し、ヒューム系ダストの原因となる金属の蒸発が抑制されたものと考えられる。

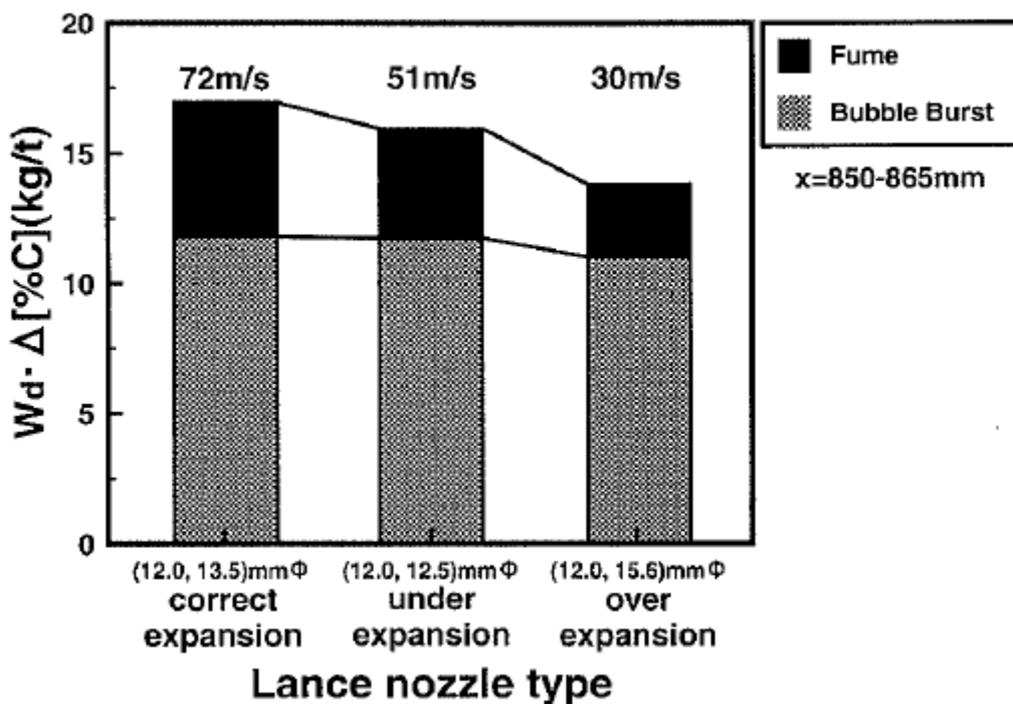


Figure2.14 Separation of dust.

2.4 結言

コールドモデル実験により、不適正膨張条件下での噴流特性および多孔ランスから吐出する複数噴流の干渉挙動の検討を行った。さらに、噴流挙動とダスト発生に関

係を検討するため、6t 規模の転炉を用いた熱間試験を行った。その結果、以下のことがわかった。

- 1)不適正度 (P_0/P_{0P})と無次元化した噴流のジェットコア長さ(H_C/H_{CP})の間には良い相関がある。さらに、不適正膨張時も含め、中心流速の推定が可能となった。
- 2)複数噴流間の圧力差および運動量の保存を仮定することにより、複数噴流の干渉挙動を説明する簡易モデルを構築した。本モデルにより、2つの噴流が互いに徐々に引き寄せられる挙動が再現でき、流速分布の計算結果と測定結果はほぼ一致した。
- 3)ダスト発生と噴流流速には良い相関があり、不適正膨張条件を利用してソフトブロー化することでダスト発生が減少する。これは、噴流流速の低下により、火点域の温度が低下し、ヒューム系ダストの原因となるメタルの蒸発が抑制されたためと考えられる。

参考文献

- 1) M. Shimada, M. Ishibashi and H. Morise: Seitetsu-Kenkyu, 266(1969), 8855.
- 2) H. Ishikawa, S. Mizoguchi and K. Segawa: Tetsu-to-Hagané, 58(1972), 76.
- 3) M. Mori, I. Kobayashi, T. Nakajima, S. Ogino and G. Yoshida: Tetsu-to-Hagané, 70(1984), S244.
- 4) J. C. Lau, P. J. Morris and M. J. Fisher: J. Fluid. Mech., 9 (1979), 1.
- 5) JSME Mechanical Engineers Handbook: Jpn. Soc. Mech. Eng., Tokyo, (1986), A5-65.
- 6) M. Hirai, R. Tsujino, T. Ohno, N. Ishiwata and T. Inoshita: Tetsu-to-Hagané, 74(1988), 1954.

第3章 上底吹き条件が溶鋼の過酸化抑制に及ぼす影響

3.1 緒言

転炉への底吹き技術の導入により、過酸化を抑制するという観点から高い精錬能を有する上底吹き複合吹錬法が登場して以降、約30年が経過した。転炉の複合吹錬において、ISCO(index for selective carbon oxidation)¹⁾やBOC(balance of oxygen and carbon feed rate)²⁾などの精錬指標が提案され、吹錬末期の送酸速度は通常これらの指標に基づいて調整されている。例えば、BOCは(3.1)式で定義される。

$$BOC = \frac{Q_{O_2}}{(W/\tau) \cdot [C]} \quad (3.1)$$

ここで、 Q_{O_2} は送酸速度(Nm^3/s)、 W は溶鉄量(t)、 τ は均一混合時間(s)、 $[C]$ は溶鉄中のC濃度(mass%)である。

(3.1)式において、分子と分母はそれぞれ酸素と炭素の供給速度を表しており、式は反応サイトに供給される2つの反応物質の比である。酸化の指標、例えば、溶鉄中の溶解酸素、スラグ中の鉄分はBOCの値が小さいほど抑制されることが報告されている²⁾。

Bergmanは低炭鋼を直接転炉で溶製する実験を、低流量ランスと底吹きにより、6t転炉で実施し、溶鉄中の $[C]$ および $[O]$ から計算される見かけのCOガス分圧(P_{CO})がほとんどの実験で0.4atm以下に達したことを報告している³⁾。これは、適当な操業条件下では酸化の程度をかなり低いレベルにまで抑制できることを示している。

しかし、上吹きと底吹きの複合化による攪拌や物質移動への定量的な影響がよくわかっておらず、操業条件の最適化は従来経験的に行われてきた。大河平らは水モデル実験に基づき、上吹きエネルギーの攪拌への寄与は上吹きの全運動エネルギーの10%に過ぎないことを報告している⁴⁾。しかし、脱炭反応に伴うCOガス発生で供給されるエネルギーについては考慮されておらず、コールドモデル実験では攪拌状況を評価するには不十分であるといえる。さらに、混合特性は均一混合時間に代表されるようなマクロ混合の観点からの評価が中心であり、上底吹き転炉のスラゲーメタル界面、特に火点域におけるマイクロ混合についてはあまり広く検討されてない。

そこで、本章では、上底吹き条件が溶鋼の過酸化抑制に及ぼす影響を6t規模転

炉で調査し、実験結果を上底吹き条件とスラグーメタル界面における物質移動の関係、すなわち、スラグーメタル界面の攪拌条件に基づき解析した。この解析から上底吹きの効果を実量的に推定し、岸本らにより提案された脱炭モデル⁵⁾の改良を検討した。

3.2 実験方法

6t 規模の試験転炉に誘導溶解炉で溶解した溶銑を装入して、脱炭試験を実施した。溶銑中の[Si]に応じて、吹錬開始直後に生石灰を(%CaO)/(%SiO₂)が約 3.5 となるように添加した。

吹錬初期~中期の上吹き送酸速度は 1200Nm³/h とし、吹錬末期に[C]が所定値(約 0.4%)に達した時点で上吹き送酸速度とランス先端から浴面までの距離(以下、ランス高さと呼ぶ)を各実験で予め規定しておいた条件に設定した。いくつかの実験では、上吹き酸素に窒素ガスを添加し、攪拌強化と火点域(酸素噴流が鉄浴と衝突する場所)の物質移動促進を狙った。

溶鉄とスラグのサンプルをサブランスで採取して溶鉄中[C]、[O]およびスラグ中鉄分の濃度を分析し、吹錬末期の酸化挙動を調査した。実験条件を Table3.1 に示す。

Table3.1 Experimental conditions.

Weight of initial pig iron	6t
Weight of initial slag	30kg/t
Top blown oxygen feed rate	250~1200Nm ³ /h
Top blown nitrogen feed rate	0~500Nm ³ /h
Height of lance	650~1000mm
Bottom stirring gas and flow rate	N ₂ : 100~250Nm ³ /h
Bottom stirring energy	1.2~3.6kW/t

3.3 実験結果

上吹き送酸速度別の[C]および[O]の推移を Figure3.1 に示す。底吹き攪拌エネルギーは 3.0~3.4kW/t の範囲であり、上吹き送酸速度は 1200、400、250Nm³/h である。通常の実機転炉の上吹き送酸速度は 200Nm³/h/t 程度であり、1200Nm³/h の条件が

通常操作条件に相当する。Figure3.1 中の曲線は図中の各 CO 分圧下での[C]と[O]の 1600°Cでの平衡を示しており、(3.2)、(3.3)式で計算される 6)。

$$\underline{C} + \underline{O} = CO(g) \quad (3.2)$$

$$P_{CO} = 10^{1160/T+2.003} a_c a_o \approx 10^{1160/T+2.003} [C][O] \quad (3.3)$$

ここで、 P_{CO} は CO ガス分圧 (atm)、 a_c および a_o はそれぞれ溶鉄中 C および O のヘンリー基準活量(-)、 T は絶対温度 (K) である。C および O の活量係数は本系においてはほぼ 1 であり、活量補正は無視できる。

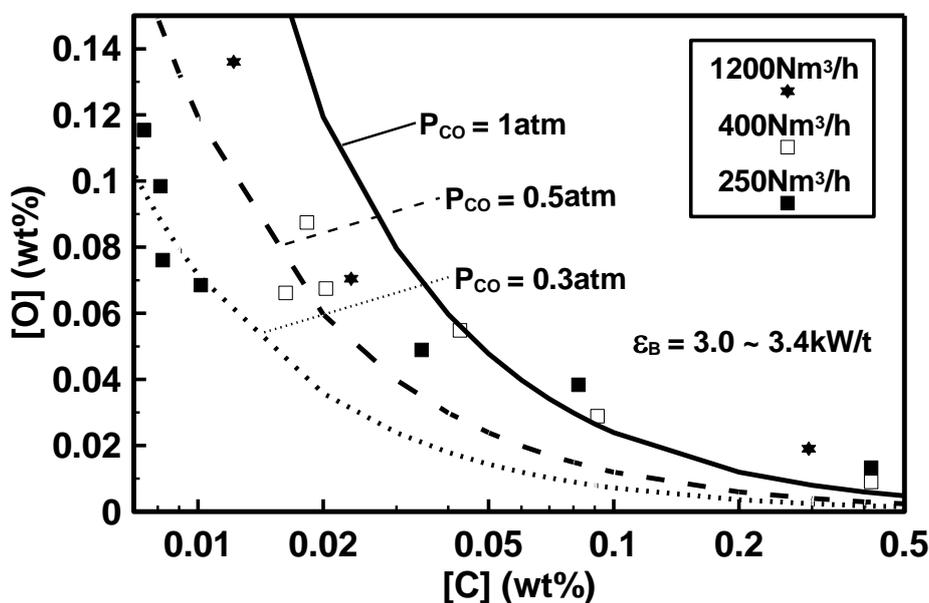


Figure3.1 Changes in [C] and [O] classified by top blown oxygen feed rate.

図より、全ての条件で[O]が[C]の減少に伴い増加していることがわかる。[C]>0.2%の領域では、[C]と[O]の推移は同等であるが、[C]>0.05%の領域では、上吹き送酸速度が低い条件ほど[O]の増加がより抑制されている。また、[C]および[O]から計算される見かけの CO ガス分圧 (P_{CO}') が 1atm 以下に抑えられていることも着目すべき点である。

Figure3.2 に吹錬期間中の最小の見かけ CO ガス分圧 ($P_{CO}'_{min}$) に及ぼす上吹き送酸速度および底吹き攪拌エネルギーの影響を示す。底吹き攪拌エネルギーは(3.4)式

で計算される⁷⁾。

$$\varepsilon_B = \frac{6.18QT}{W} \left\{ \ln \left(1 + \frac{\rho g H}{P} \right) + 0.06 \left(1 - \frac{T_n}{T} \right) \right\} \quad (3.4)$$

ここで、 ε_B は底吹き攪拌エネルギー(w/t)、 Q は有効底吹きガス流量(Nm³/min)⁴⁾、 W は溶鉄重量(t)、 ρ は溶鉄密度(kg/m³)、 g は重力加速度(m/s²)、 H は浴深(m)、 P は雰囲気気圧(Pa)、 T_n 、 T はそれぞれ吹き込みガスの温度、溶鉄温度(K)を表す。

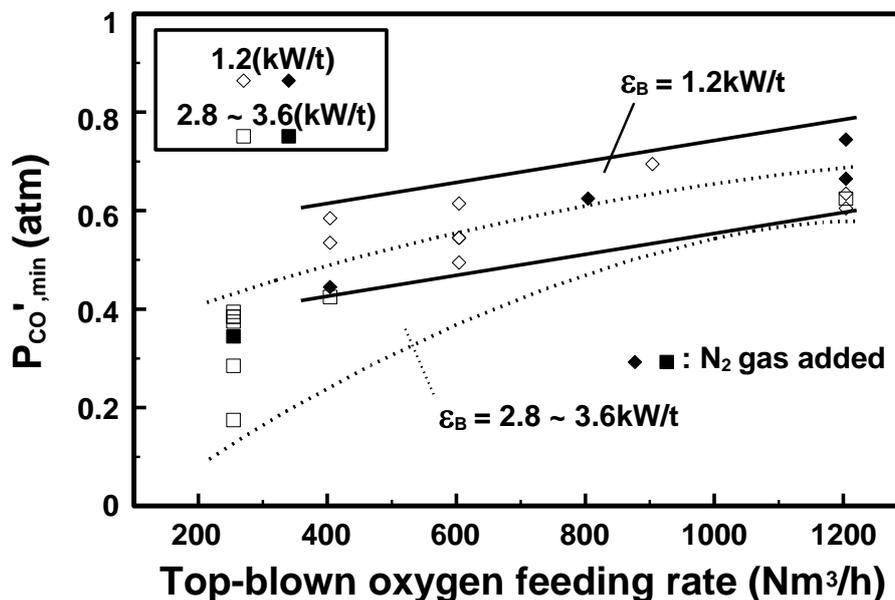


Figure3.2 Effect of top blown oxygen feed rate and bottom stirring energy on $P_{CO',min}$.

図より、 $P_{CO',min}$ が上吹き送酸速度の減少と攪拌エネルギーの増加に伴い、低減していることがわかる。これは、酸化が[C]と[O]の間の平衡だけでなく、反応サイトへの炭素と酸素の供給にも影響を受けることを意味する。上吹き酸素に窒素ガスを添加した条件も図中にプロットされているが、窒素の添加は $P_{CO',min}$ の低減には効果がないことがわかる。これらの結果は、過酸化の抑制のためには、上吹き送酸速度を減少させ、攪拌を強化することが重要であることを示している。しかし、上吹き酸素への不活性ガスの添加は、顕著に物質移動を促進するものではない。

3.4 考察

3.4.1 転炉の脱炭機構

岸本らは転炉吹錬末期の低炭域における脱炭モデルを提案した(Figure3.3)⁵⁾。図において、 q はバルクメタルの循環流量(kg/min)、 k はスラゲーメタル界面における物質移動係数(m/min)、 A はスラゲーメタル界面積(m²)、下付き文字の b 、 r 、 s 、 e は濃度に付加され、それぞれバルクメタル、反応領域、バルクスラグ、平衡状態を表す。また、下付き文字の 1 、 2 は物質移動パラメータ(物質移動係数、スラゲーメタル界面積)に付加され、それぞれスラゲーメタル反応領域内、反応領域外を表す。このモデルでは、以下の仮定を採用している。

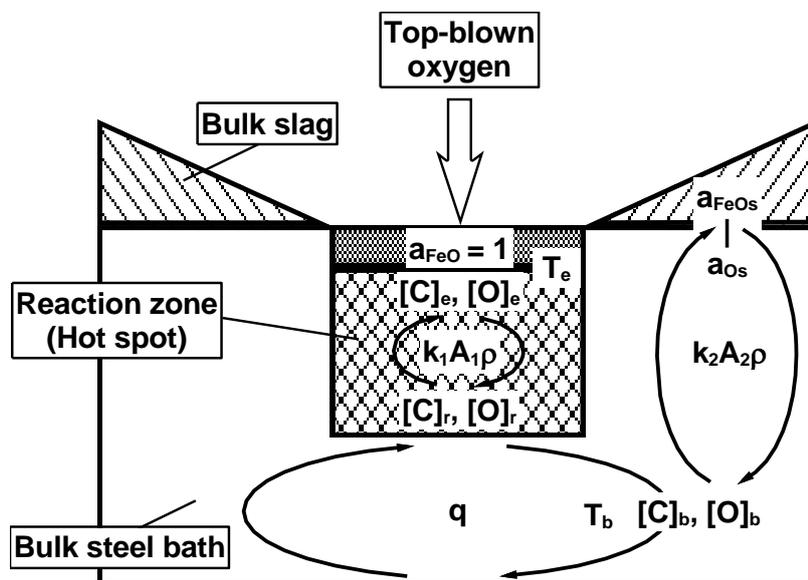


Figure3.3 Schematic diagram of decarburization model for low carbon concentration region in BOF⁵⁾.

- (1) 転炉内の溶鉄は 2 つの領域、すなわち、反応領域(一般に火点といわれ、酸素噴流が鉄浴と衝突する場所)とバルクからなり、反応領域の体積はバルクに比べて無視できる。溶鉄は循環流によって反応領域に運ばれ、酸素噴流と反応し、バルクに戻って完全に混合する。
- (2) 反応領域におけるスラグは純 FeO であると仮定し、その活量 a_{FeO} は 1 である。

反応領域において、溶鉄は FeO と懸濁している。反応領域のスラグーメタル界面における物質移動パラメータを物質移動係数、界面積、密度の積として、 $k_1 A_1 \rho$ で表す。

- (3) 供給された酸素のうち、脱炭に消費されなかった酸素は溶解酸素としてバルクメタルに蓄積するか、 FeO としてバルクスラグに蓄積する。反応領域外ではバルクメタルとバルクスラグの間で酸素ポテンシャル差を駆動力として酸素の物質移動が生じるが、反応領域外のスラグーメタル界面における物質移動パラメータを $k_2 A_2 \rho$ で表す。

モデルにおいて、3 つの速度論パラメータ q 、 $k_1 A_1 \rho$ 、 $k_2 A_2 \rho$ があるが、 q は(3.5)、(3.6)式から計算される⁸⁾。

$$q = \ln\left(\frac{1}{1-0.95}\right) \frac{W_m}{\tau/60} \approx 1.80 \times 10^2 \frac{W_m}{\tau} \quad (3.5)$$

$$\tau = 100 \left\{ \left(\frac{D^2}{H} \right)^2 \frac{1}{\varepsilon_B} \right\}^{0.337} \quad (3.6)$$

ここで、 W_m は溶鉄重量(t)、 τ は均一混合時間(95%のバルク混合に相当すると定義)(s)、 D は精錬容器(転炉)の内径(m)である。

未知パラメータである $k_1 A_1 \rho$ 、 $k_2 A_2 \rho$ は、それぞれのスラグーメタル界面における上吹きおよび底吹きによる攪拌条件の影響を受けると考えられる。しかし、上吹きおよび底吹きがこれらのパラメータに与える影響はこれまで十分には検討されていない。以下、本研究の実験結果に基づき、これらのパラメータについて考察する。

3.4.2 上吹き噴流が反応領域(火点域)の物質移動に及ぼす影響

前述したメカニズムに基づき、脱炭速度は(3.7)、(3.8)式で表される。

$$\begin{aligned} W_m \frac{d[C]_b}{dt} &= k_1 A_1 \rho ([C]_e - [C]_r) = q ([C]_r - [C]_b) \\ &= K W_m ([C]_e - [C]_b) \end{aligned} \quad (3.7)$$

$$\frac{1}{K W_m} = \frac{1}{q} + \frac{1}{k_1 A_1 \rho} \quad (3.8)$$

ここで、 t は時間 (min)、 K は総括物質移動容量係数 (min^{-1}) である。

Figure3.4 に示すように、転炉内の脱炭速度は、低炭域では炭素の物質移動律速、高炭域では酸素供給律速となる。したがって、律速過程が酸素供給から炭素の物質移動に遷移する点がある。遷移点の炭素濃度を $[C]_B$ と表すと、炭素濃度が $[C]_B$ となる点では、酸素供給速度と物質移動速度が釣り合うことになり、それは(3.9)式で表される。

$$\eta \frac{F_{O_2}}{60} \frac{12}{11.2} = KW_m \frac{[C]_B - [C]_e}{100} \quad (3.9)$$

ここで、 η は上吹き酸素の鉄浴への到達効率 (-)、つまり、二次燃焼に消費されず溶鉄に到達する酸素の比率、 F_{O_2} は上吹き送酸速度 (Nm^3/h) を表す。また、左辺は酸素 $0.5\text{kmol}(=11.2\text{Nm}^3)$ が炭素 $1\text{kmol}(=12\text{kg})$ と反応するとして換算したものである。

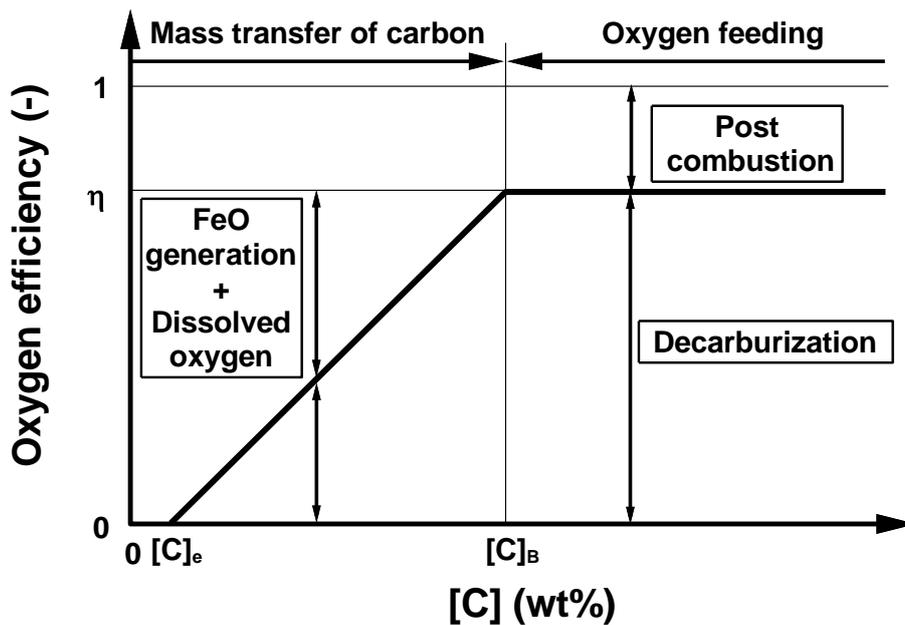


Figure3.4 Rate determining step of decarburization in BOF.

高温の火点 ($2000\sim 2600^\circ\text{C}$) において、 $a_{\text{FeO}}=1$ という仮定⁹⁾のもとでは、 $[C]_e$ は無視できるほど小さい。また、 η は二次燃焼率から実験的に決定できる。そこで、低炭域における脱炭速度を外挿して $[C]_B$ を決定すれば、 K は(3.9)式より求めることができる。結果として、 $k_1 A_1 \rho$ の値は各条件における K および(3.5)式より求めた q を(3.8)式に代入

することで求められる。

$k_1 A_1 \rho$ と上吹き条件、すなわち、噴流の中心流速¹⁰⁾と到達酸素流量($=\eta F_{O_2}$)との関係をそれぞれ Figure3.5 および Figure3.6 に示す。 $k_1 A_1 \rho$ と噴流の中心流速の間には窒素を添加した条件も含めて相関が認められないのに対し、 $k_1 A_1 \rho$ と到達酸素流量の間には良い相関が見られる。これは反応域の物質移動促進に対し、鉄浴に到達する酸素の効果が噴流の運動エネルギーの効果よりかはるかに大きいことを示している。おそらく、脱炭反応で発生する CO ガスのエネルギーが反応域の物質移動に主に寄与しており、噴流の運動エネルギーの影響はそれよりも弱いと考えられる。酸素流量のべき乗に比例する仮定すると、(3.10)式のように表される。

$$k_1 A_1 \rho \propto (\eta F_{O_2})^{0.5-0.7} \quad (3.10)$$

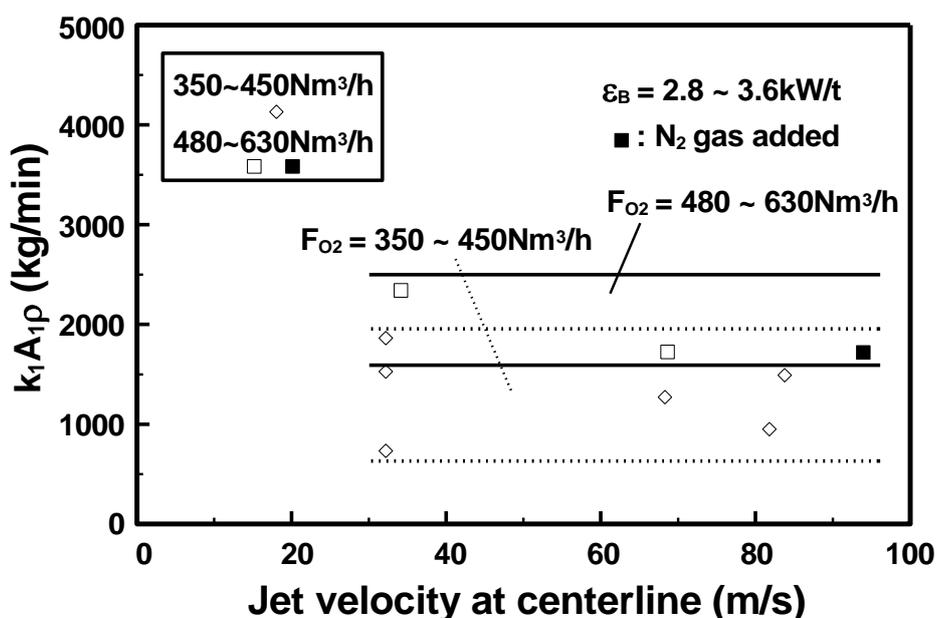


Figure3.5 Relation between jet velocity at centerline and mass transfer parameter at reaction zone.

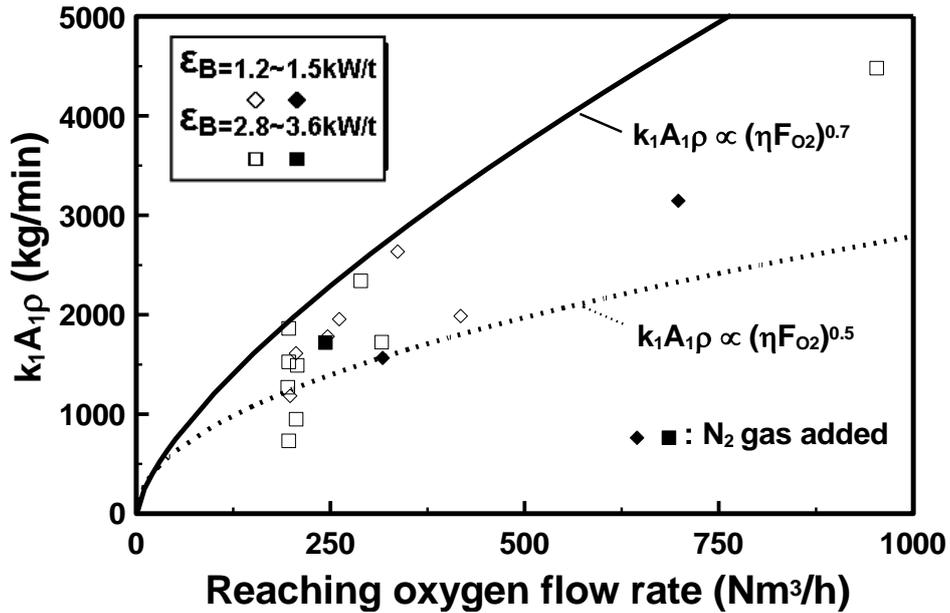


Figure 3.6 Relation between reaching oxygen flow rate and mass transfer parameter at reaction zone.

3.4.3 底吹きが反応領域(火点域)の物質移動に及ぼす影響

上吹きと異なり、一定の容器スケールで広範囲に循環流量を変更してその影響を評価することが難しいため、Figure 3.6において、底吹きが $k_1A_1\rho$ に及ぼす影響は明確ではない。したがって、ばらつきの多いデータの中で、底吹きの影響は不明確である。しかし、底吹きがスラグ-メタル界面の物質移動を促進することは良く知られており¹¹⁾、間違いなく反応領域の界面の物質移動、すなわち $k_1A_1\rho$ に影響を与えていると考えられる。しかし、その影響を 6t 転炉実験の結果から定量的に評価することは難しい。

したがって、 $k_1A_1\rho$ が ηF_{O_2} と q のべき乗に比例するとして、6t 転炉実験と 350t 実機転炉操業のデータを用い、回帰分析にて底吹きの影響を見積もり、(3.11)式を得た。

$$k_1A_1\rho = 0.0109(\eta F_{O_2})^{0.652} q^{0.713} \quad (3.11)$$

(3.11)式は底吹きが $k_1A_1\rho$ に及ぼす影響も大きいことを示している。また、上吹きが $k_1A_1\rho$ に及ぼす影響、すなわち、 ηF_{O_2} のべき乗数は(3.10)式と合致する。

また、底吹きはバルクメタルを反応領域に供給し、(3.8)式で表されるように溶鉄の総括物質移動係数を向上させるのに重要な役割を果たしている。

3.4.4 スラグーメタル界面の物質移動

$k_2A_2\rho$ は反応領域外のスラグーメタル界面、すなわち、バルクメタルとバルクスラグの界面における物質移動を表すが、両相間の酸素平衡から乖離を考慮する必要がある。

6t 転炉実験と 350t 実機転炉操業における[O]と(T.Fe)の関係を Figure3.7 に示す。ここで、図中の線は[O]と(T.Fe)の平衡計算値を表す。尚、(T.Fe)は(FeO)に換算し、(CaO)/(SiO₂)が約 3.5 の条件における FeO の活量係数 γ_{FeO} を 1.1~1.5 と置いた¹²⁾。図より、バルクメタルとバルクスラグの酸素ポテンシャルはほぼ等しいことがわかる。これは、上底吹き転炉において、反応領域外のスラグーメタル界面における物質移動が十分大きく、ほぼ平衡に達していることを表す。供給酸素のうち脱炭に消費されなかった酸素がバルクメタルとバルクスラグ間で分配され、瞬時に平衡に達するとすれば、(3.12)、(3.13)式を用いることで、 $k_2A_2\rho$ をフィッティングする必要はなくなる。

$$W_m \frac{d[O]_b}{dt} + \frac{d\{W_s(FeO)\}}{dt} \frac{16}{71.9} = \eta \frac{F_{O_2}}{60} \frac{16}{11.2} - W_m \frac{d[C]_b}{dt} \frac{16}{12} \quad (3.12)$$

$$[O]_b = 10^{\left(-\frac{6150}{T_b} + 2.604\right)} \gamma_{FeO} \cdot \frac{\frac{(FeO)}{71.9}}{\frac{(FeO)}{71.9} + \frac{(CaO)}{56.1} + \frac{(SiO_2)}{60.1}} \quad (3.13)$$

ここで、 W_s はスラグ重量を表し、FeO、CaO、SiO₂以外の成分は無視した。

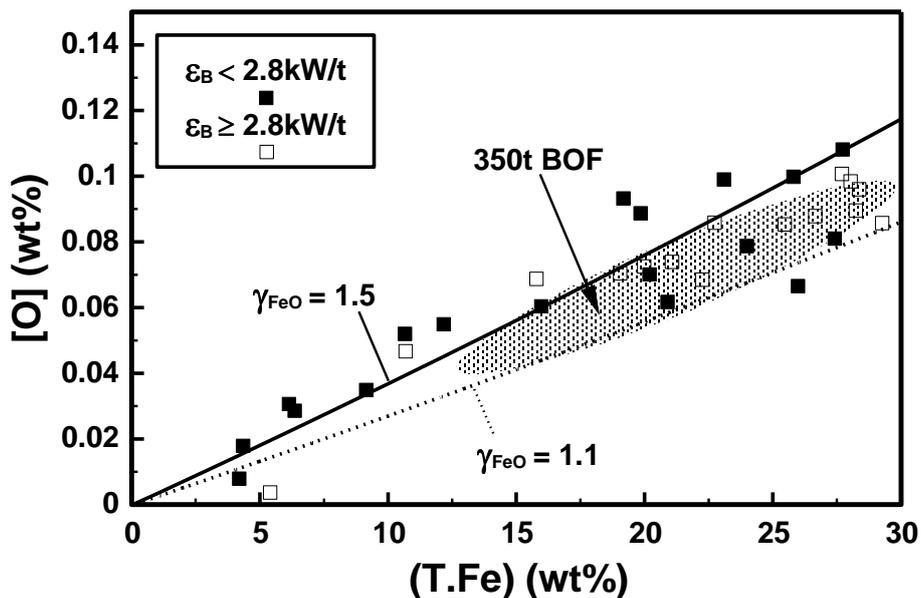


Figure3.7 Relation between [O] and (T.Fe).

3.4.5 過酸化に及ぼす上底吹き条件の影響

Figure3.1, 3.2 に示すように、上吹き送酸速度が低く、底吹き攪拌エネルギーが高い条件ほど、見かけの CO ガス分圧 P_{CO}' が低いことがわかる。これより、[C]と[O]は単純にバルクメタル中の平衡で決定されるものではないことがわかる。転炉内の脱炭と酸化の機構は以下のように説明できる。

- (1) 反応領域からバルクメタルに戻る溶鉄中の[C]は低く、[O]は高い。
- (2) 炭素と異なり、酸素は直接バルクメタルに戻るのではなく、バルクメタルとバルクスラグの間で分配される。すなわち、バルクメタルからバルクスラグへの脱酸が生じる。したがって、[O]はバルクメタル中の[C]と[O]の平衡ではなく、バルクメタルとバルクスラグ間の酸素の分配平衡によって決まる。
- (3) 上吹き送酸速度が低く、底吹き攪拌エネルギーが高い条件では、脱炭に消費される酸素が増加する一方で、溶解や FeO 生成に消費される酸素が減少する。その結果、見かけの CO ガス分圧 P_{CO}' が大気圧条件下においても 1 atm よりも小さくなる。

底吹き窒素ガスが系内の実際の CO ガス分圧 P_{CO} を希釈している可能性がある可能性も考えられるが、不活性ガスが見かけの CO ガス分圧 P_{CO}' を低減させる効果につ

いては、底吹きガスとして二酸化炭素とアルゴンを使用して比較した実験で、影響はなかったとの報告がある^{4,5)}。

3.4.6 シミュレーション

改良した脱炭モデルによるシミュレーション結果を Figure3.8~3.10 に示す。尚、Figure3.8, 3.10 の計算では、吹錬初期~中期の上吹き送酸速度は $1200\text{Nm}^3/\text{h}$ 一定、吹錬末期に[C]が 0.4%に達した時点で上吹き送酸速度を所定値に変更して計算を行った。本モデルにより、上吹き送酸速度が低く、底吹き攪拌エネルギーが高い条件ほど過酸化が抑制される挙動を再現でき、6t 転炉実験および 350t 実機転炉操業の結果ともよく合致する。

一方で、(3.10)式および(3.11)式にあるように、反応領域におけるスラグーメタル界面の物質移動に対し、上吹き酸素が重要な役割を担うため、上吹き送酸速度を低減することは、Figure3.10 に示すように脱炭速度を低下させ、吹錬時間の延長を招く。底吹き攪拌エネルギーを増加させることが吹錬時間の延長を防止するために有効であると考えられるが、上底吹き吹錬条件下で底吹き攪拌が反応領域におけるスラグーメタル界面の物質移動に及ぼす影響についてはさらなる検討が必要である。

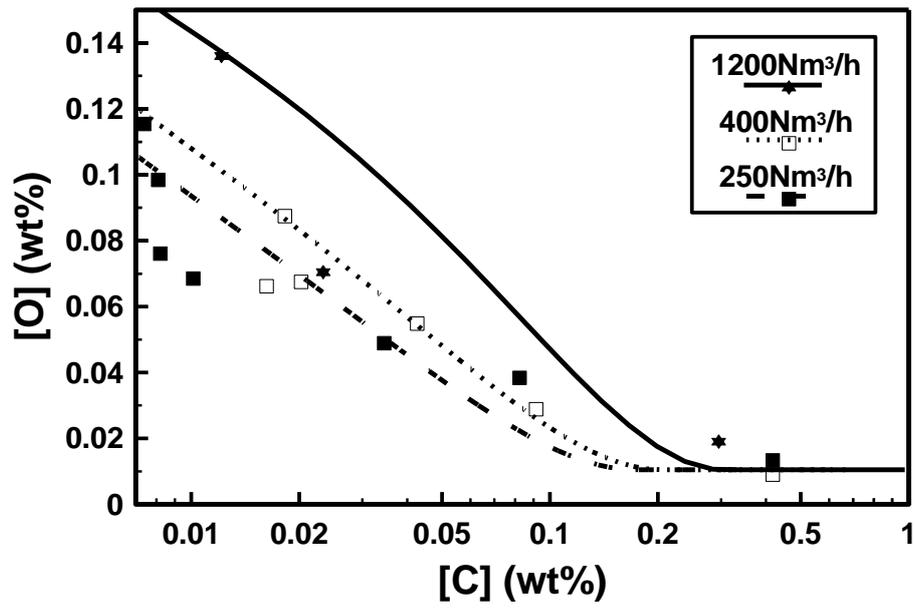


Figure 3.8 Comparison between calculated and experimental changes in [C] and [O] (6t BOF)

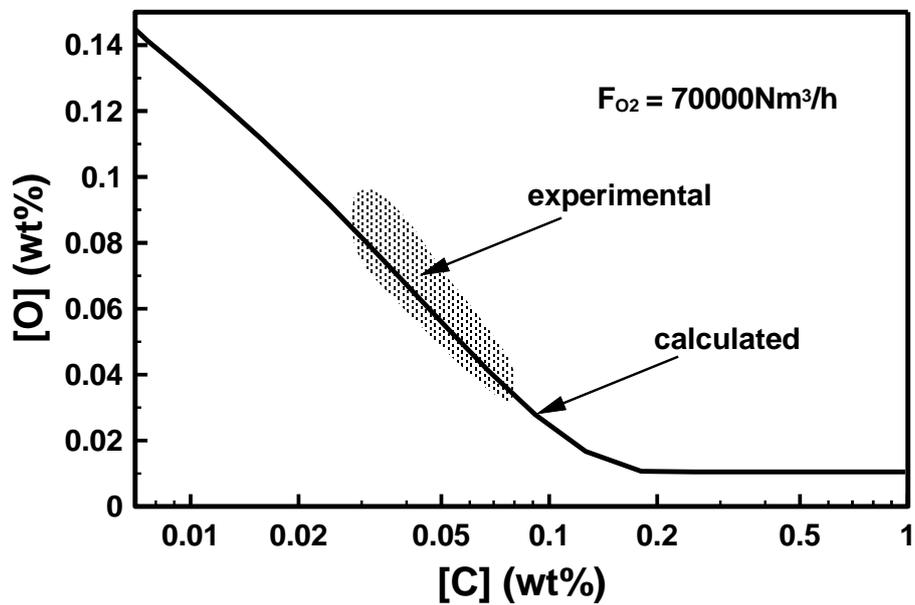


Figure 3.9 Comparison between calculated and experimental changes in [C] and [O] (350t BOF).

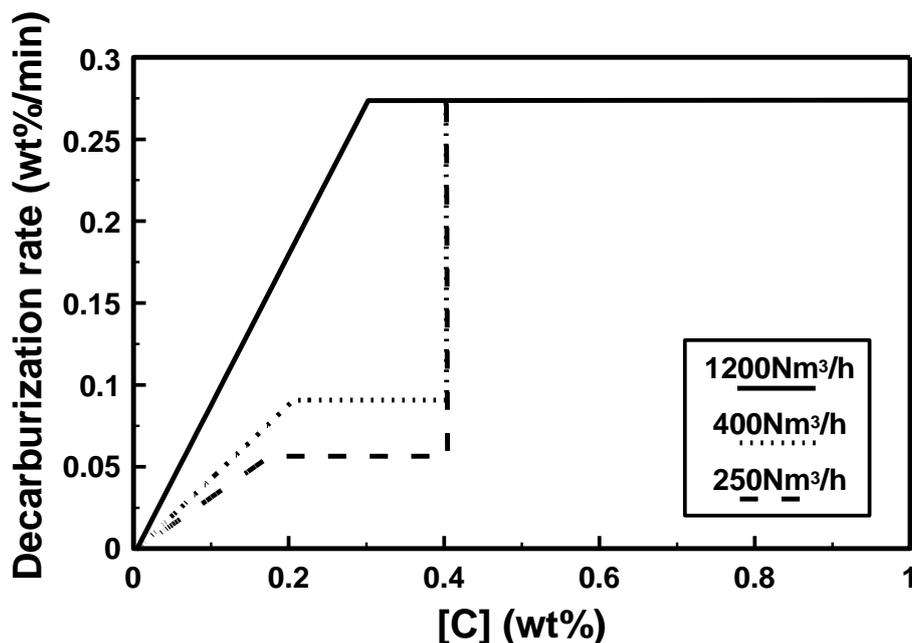


Figure 3.10 Comparison of calculated decarburization rate at different top blown oxygen feed rates.

3.5 結言

上底吹き条件が溶鋼の過酸化抑制に及ぼす影響を 6t 規模転炉で調査し、実験結果を上底吹き条件とスラゲーメタル界面における物質移動の関係、すなわち、スラゲーメタル界面の攪拌条件に基づき解析した。その結果、以下のことがわかった。

- 1) 過酸化を抑制するためには、上吹き送酸速度を低減するとともに、底吹き攪拌エネルギーを高めることが重要である。そのような条件下では、見かけの CO ガス分圧 P_{CO} が 1atm より低いレベルまで抑制される。
- 2) 反応領域の攪拌条件には、噴流の運動エネルギー以上に脱炭反応で発生する CO ガスのエネルギーが大きく影響していると考えられる。
- 3) 反応領域のスラゲーメタル界面における物質移動パラメータ $k_1 A_1 \rho$ が鉄浴に到達する酸素流量 ηF_{O_2} のべき乗に比例し、そのべき乗数は 0.5~0.7 の範囲である。
- 4) $k_1 A_1 \rho$ に及ぼす底吹きの影響を 6t 転炉実験と 350t 実機転炉操業のデータを用い

て回帰分析にて見積もった結果、底吹きの影響も大きいことが推察された。

- 5)バルクメタルとバルクスラグの酸素ポテンシャルはほぼ等しく、これは、上底吹き転炉において、反応領域外のスラゲーメタル界面における物質移動が十分大きく、ほぼ平衡に達していることを表す。
- 6)脱炭に消費されなかった酸素はバルクメタルとバルクスラグ間で分配される。すなわち、[O]はバルクメタル中の[C]と[O]の平衡ではなく、バルクメタルとバルクスラグ間の酸素の分配平衡によって決まる。上吹き送酸速度が低く、底吹き攪拌エネルギーが高い条件では、脱炭に消費されない酸素が減少し、見かけの CO ガス分圧 P_{CO} が大気圧条件下においても 1atm よりも小さくなる。
- 7)改良した脱炭モデルでは、上吹き送酸速度が低く、底吹き攪拌エネルギーが高い条件ほど過酸化が抑制される挙動を再現でき、6t 転炉実験および 350t 実機転炉操業の結果ともよく合致する。
- 8)上吹き酸素は反応領域におけるスラゲーメタル界面の物質移動促進に対して重要な役割を担うため、上吹き送酸速度を低減することは、吹錬時間の延長を招く。底吹き攪拌エネルギーを増加させることが吹錬時間の延長を防止するために有効であると期待される。

参考文献

- 1) T. Nozaki: 'Bottom blown converters', 99; 2000, Tokyo, Iron and Steel Institute of Japan.
- 2) T. Kai, K. Okohira, M. Hirai, S. Murakami, and N. Sato: Tetsu-to-Hagané, 68(1982), 1946.
- 3) D. Bergman: Proc. Scaninject VI, Part I, 417; 1992, Lulea, Jernkontorets.
- 4) K. Okohira, M. Hirai, S. Murakami, and T. Kai: Seitetsu-Kenkyu, 314(1984), 91.
- 5) Y. Kishimoto, Y. Kato, T. Sakuraya, and T. Fujii: Tetsu-to-Hagané, 75(1989), 1300.
- 6) 19th Steelmaking Committee: 'Recommended equilibrium values for steelmaking reactions'; 1984, Tokyo, Japan Society for Promotion of Science.
- 7) K. Mori and M. Sano: Tetsu-to-Hagané, 67(1981), 672.
- 8) M. Sano and K. Mori: Tetsu-to-Hagané, 68(1982), 2451.
- 9) K. Kawakami: Tetsu-to-Hagané, 74(1988), 831.
- 10) K. Naito, Y. Ogawa, T. Inomoto, S. Kitamura, and M. Yano: ISIJ Int., 40(2000), 23.
- 11) K. Nakanishi, Y. Kato, T. Nozaki, and T. Emi: Tetsu-to-Hagané, 66(1980), 1307.
- 12) E. T. Turkdogan: Proc. Turkdogan Symp., 1994, ISS, 253.

第4章 減圧下における上底吹き of 挙動

4.1 緒言

上吹き噴流は吹錬工程において溶鉄や火点の攪拌、ダスト、スピitting発生に影響するため、上吹き噴流の流速分布などの特性を定量的に把握することは、吹錬の制御や最適化において重要な意義を持つ。第2章では転炉を対象として、大気圧下の上吹き噴流の特性について述べたが、減圧下での研究例は少ない¹⁾。特に、二次精錬の真空精錬工程におけるRH-OB²⁾やVOD²⁾等の酸素吹きにおいては、操業中に真空度(雰囲気圧)が大きく変化するため、大気圧下に比べて噴流挙動がより大きく変化し、複雑な噴流挙動を示すと考えられる。

また、底吹き攪拌についても、第3章で述べたように上吹きと同様、溶鉄の攪拌に重要な影響を及ぼす。特に、減圧下では底吹きエネルギーの主要素であるガスの膨張が大きくなるため、大気圧下とは挙動が異なることが予想される。また、二次精錬の精錬容器にはフリーボードの小さい溶鋼鍋を使用することから、底吹きガスによる浴面の盛り上がり高さは設備および操業の設計において重要となる。加藤ら³⁾は水モデル実験により、盛り上がり高さが底吹きエネルギーの2/3乗に比例するとして盛り上がり高さの推定式を提案しているが、底吹きエネルギーが大きくなる減圧下での適用可否については明確になっていない。

そこで、本章では、減圧下における上吹き噴流および底吹きの挙動を定量化することを目的に検討を行った。まず、減圧下における上吹き噴流挙動の定量化については、コールドモデル実験により、ノズル形状や雰囲気圧を変更して噴流流速の測定を行い、それらが噴流流速に及ぼす影響を検討した。

また、減圧下における底吹きの挙動については、真空試験炉実験で減圧下での浴面の盛り上がり高さを測定し、その定量化について検討した。

4.2 減圧下における上吹き噴流の挙動

4.2.1 実験方法

コールドモデル実験方法の概要をFigure4.1に示す。減圧チャンバー内に単孔ノズルを装着したランスを設置し、チャンバー内の雰囲気圧を調整後、ガスを吐出させ、ピトー管で噴流流速を測定した。ガスには空気を用い、流量は540Nl/min一定、雰囲気

気圧を 101.3kPa(=大気圧)~5.3kPa の範囲で変更した。噴流測定位置は、ノズル出口からの距離が 300mm の位置とした。実験に使用したノズルの寸法を Table4.1 に示す。また、ピトー管測定結果の噴流流速への換算方法は第 2 章に示した方法と同様である。

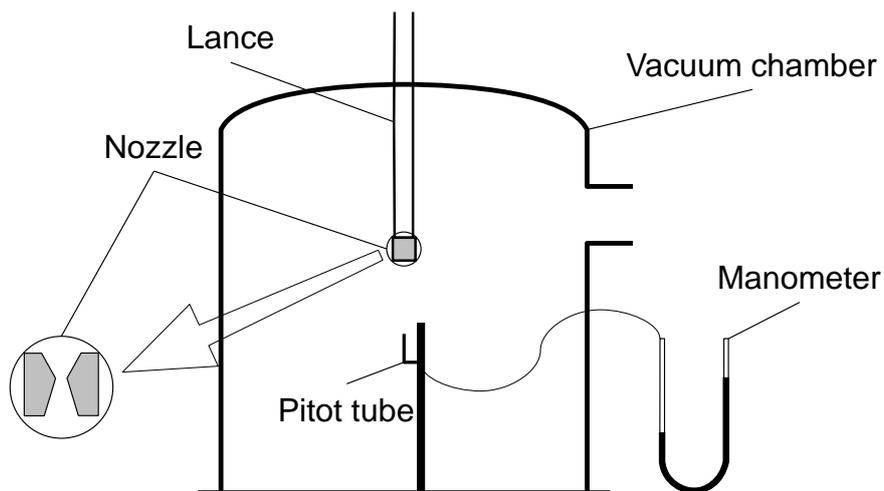


Figure4.1 Cold model experimental apparatus.

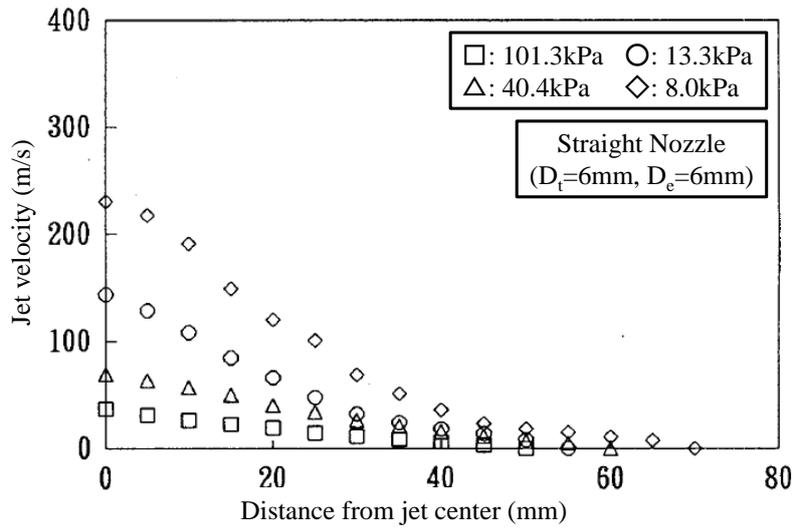
Table4.1 Nozzle design conditions for cold model experiments.

No.	Nozzle Type	Throat Diameter D_t (mm)	Exit Diameter D_e (mm)
1	Straight	12.0	12.0
2		9.6	9.6
3		6.0	6.0
4	Laval	3.4	11.4
5		6.0	11.4
6		3.4	13.4

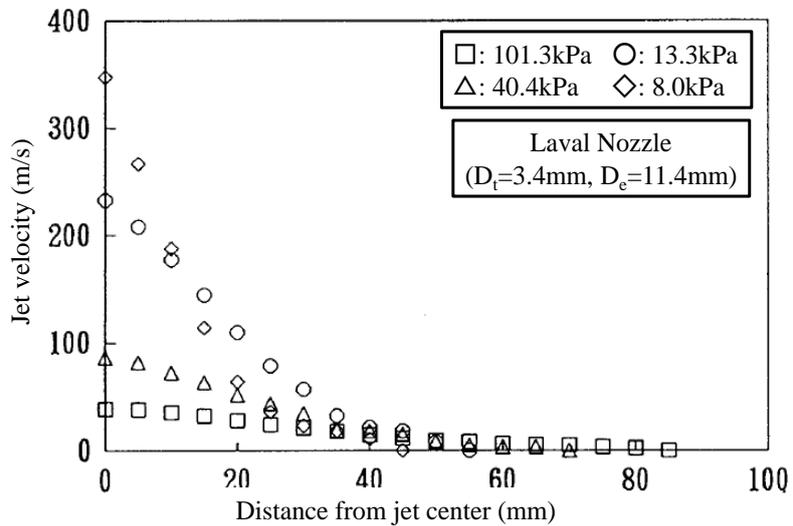
4.2.2 実験結果

Figure4.2 にノズル出口からの距離が 300mm の位置における雰囲気気圧別の流速

分布の一例を示す。ストレートノズル、ラバールノズルともに自由噴流部の流速分布は大気圧条件下と同様ガウス分布に従い、雰囲気気圧の低下に伴って中心流速は増加し、噴流の拡がりは縮小する。



(a) Straight nozzle



(b) Laval nozzle

Figure4.2 Example of jet velocity distribution classified by surrounding pressure under vacuum condition.

Figure4.3 に雰囲気圧と噴流中心流速(=U_{max})の関係の一例を示す。ストレートノズル、ラバールノズルともに雰囲気圧の低下に伴い流速が増加するが、これは雰囲気圧の低下によりノズルの入側圧と出側圧(=雰囲気圧)の比が大きくなり、出口マッハ数が大きくなるためである。また、雰囲気圧が 101.3kPa(=大気圧)の場合は、ストレートノズルの流速が速いのに対し、雰囲気圧の低下に伴いラバールノズルの流速が速くなるなど、ノズル間の流速の大小関係が逆転する。これは、大気圧下で出口径の大きなラバールノズルを用いると、不適正膨張(この場合は過膨張)となり、エネルギー損失が大きくなるためである。

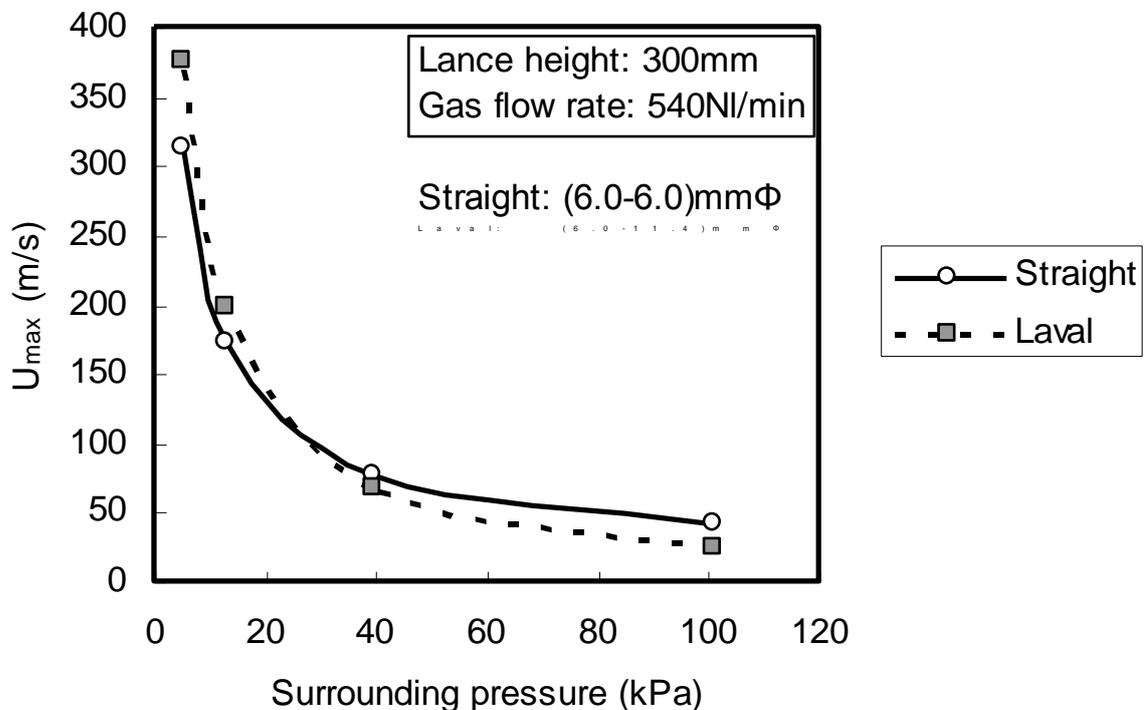


Figure4.3 Relation between surrounding pressure and jet centerline velocity

(U_{max}).

4.2.3 考察

大気圧下での不適正膨張時の噴流挙動の予測式については第 2 章で述べたが、減圧下での噴流挙動の予測の課題としては、大気圧吹錬(転炉)に比べて、減圧吹

錬(二次精錬)では、流量の変化幅が大きく、またそれ以上に雰囲気圧の変化幅が大きいたことが挙げられる。したがって、操業圧と適正圧の比の幅は大気圧吹錬ではたかだか約 2 倍であるのに対して、減圧吹錬では約 40 倍以上となり、第 2 章で構築した不適正膨張時の噴流挙動の予測式の範囲外となる。そこで、減圧下にも適用できる予測式の構築を試みた。

上記の試験結果および文献データ¹⁾から、減圧下における不適正膨張時の噴流流速を整理した。まず、操業条件(ノズルの入側圧と出側圧の比)とノズル設計条件(ノズルスロート径と出口径の比)が(4.1)、(4.2)式の関係を満たす場合は適正膨張となり、適正膨張時のジェットコア長さ(適正ジェットコア長さ)は 1 章で示したように、(4.3)式⁴⁾で表わされる。

$$\frac{D_e}{D_t} = \sqrt{M_{0P} \left(\frac{1 + 0.2M_{0P}^2}{1.2} \right)^3} \quad (4.1)$$

$$M_{0P} = \sqrt{5 \left\{ \left(\frac{P_0}{P_e} \right)^{\frac{2}{7}} - 1 \right\}} \quad (4.2)$$

$$H_{CP} = M_{0P} \cdot (5.88 + 1.54M_{0P}^2) \cdot D_t \quad (4.3)$$

ここで、 D_e はノズル出口径、 D_t はノズルスロート径、 M_{0P} は出口位置の適正マッハ数、 P_0 はノズル入側圧、 P_e はノズル出側圧、 H_{CP} は適正ジェットコア長さである。

一方、操業条件とノズル設計条件が(4.1)、(4.2)式の関係を満たさない場合は不適正膨張となるため、「操業条件から計算される適正ジェットコア長さ($H_{CP,O}$)」と「ノズル設計条件から計算される適正ジェットコア長さ($H_{CP,N}$)」は一致せず、それぞれ(4.4)、(4.5)式および(4.6)、(4.7)式で計算される。

・操業条件から計算される適正ジェットコア長さ($H_{CP,O}$)

$$M_{0P,O} = \sqrt{5 \left\{ \left(\frac{P_0}{P_e} \right)^{\frac{2}{7}} - 1 \right\}} \quad (4.4)$$

$$H_{CP,O} = M_{0P,O} \cdot (5.88 + 1.54M_{0P,O}^2) \cdot D_t \quad (4.5)$$

・ノズル設計条件から計算される適正ジェットコア長さ($H_{CP,N}$)

$$\frac{D_e}{D_t} = \sqrt{M_{OP,N} \left(\frac{1 + 0.2M_{OP,N}^2}{1.2} \right)^3} \quad (4.6)$$

$$H_{CP,N} = M_{OP,N} \cdot (5.88 + 1.54M_{OP,N}^2) \cdot D_t \quad (4.7)$$

ここで、 $M_{OP,O}$ は操業条件から計算される適正マッハ数、 $H_{CP,O}$ は操業条件から計算される適正ジェットコア長さ、 $M_{OP,N}$ はノズル設計条件から計算される適正マッハ数、 $H_{CP,N}$ はノズル設計条件から計算される適正ジェットコア長さである。

そこで、不適正膨張の度合の指標となる「不適正度」を「『操業条件から計算される適正ジェットコア長さ($H_{CP,O}$)』と『ノズル設計条件から計算される適正ジェットコア長さ($H_{CP,N}$)』の比($H_{CP,O}/H_{CP,N}$)」と定義し、「不適正度($H_{CP,O}/H_{CP,N}$)」と「『実ジェットコア長さ(H_C)』と『操業条件から計算される適正ジェットコア長さ($H_{CP,O}$)』の比($H_C/H_{CP,O}$)」の関係を整理した。その結果を Figure4.4 に示すが、図からわかるように、バラツキはあるものの、不適正度が1、すなわち、適正膨張時に $H_C/H_{CP,O}$ は最大となり、それから外れると $H_C/H_{CP,O}$ は1未満となる。

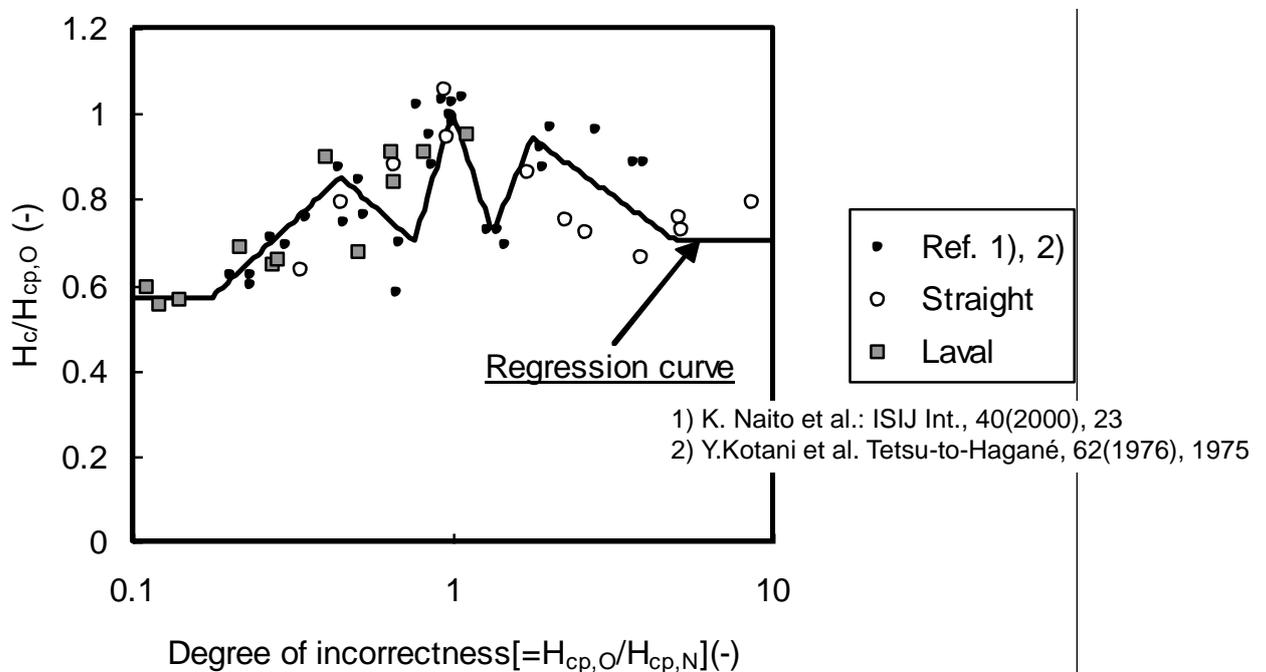


Figure4.4 Relation between degree of incorrectness and $H_C/H_{CP,O}$.

この測定結果をもとに($H_{CP,O}/H_{CP,N}$)と($H_C/H_{CP,O}$)との関係を関数化し、(4.8)、(4.9)式に示す流速推定式を構築した。

$$\frac{H_C}{H_{CP,O}} = \begin{cases} 0.57 & (-1 < X < -0.75) \\ 0.7X + 1.095 & (-0.75 < X < -0.35) \\ -0.652X + 0.622 & (-0.35 < X < -0.12) \\ 2.5X + 1 & (-0.12 < X < 0) \\ -2.24X + 1 & (0 < X < 0.125) \\ 1.76X + 0.5 & (0.125 < X < 0.25) \\ -0.533X + 1.073 & (0.25 < X < 0.7) \\ 0.7 & (0.7 < X < 1) \end{cases} \quad (4.8)$$

$$\text{ここで、} X = \log\left(\frac{H_{CP,O}}{H_{CP,N}}\right)$$

$$\begin{aligned} U_{\max} &= U_s \frac{H_C}{x} \\ &= U_s \frac{H_C/H_{CP,O} \cdot M_{0P,O} \cdot (5.88 + 1.54M_{0P,O}^2) \cdot D_t}{x} \end{aligned} \quad (4.9)$$

ここで、 U_{\max} は噴流の中心流速(m/s)、 U_s は音速(m/s)、 x はランスノズル先端からの距離である。

本推定式による計算値($U_{\max,cal}$)と実測値($U_{\max,obs}$)の比較を実験 Figure4.5 および、Figure4.6 に示すが、雰囲気気圧の変化に伴い、ノズル間の噴流流速の大小関係が逆転する傾向も再現でき、減圧下での広範囲での不適正膨張条件下での噴流挙動をある程度の精度で予測できることがわかる。

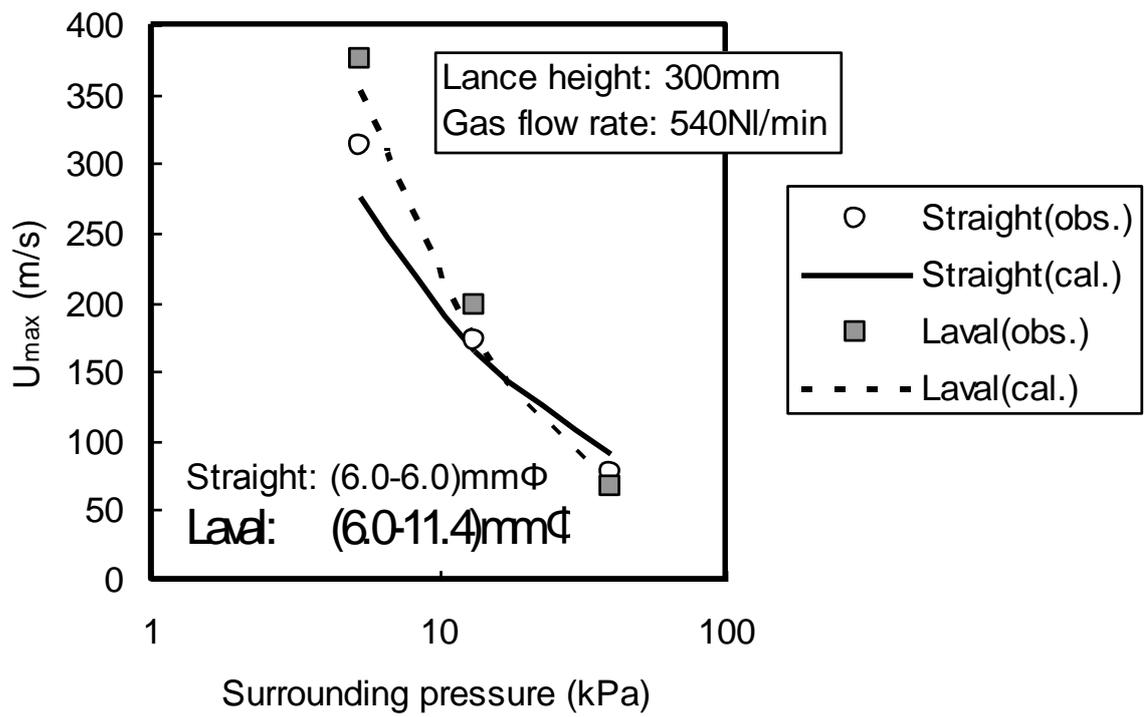


Figure 4.5 Comparison between observed and calculated jet centerline velocity (U_{max}) under different surrounding pressure.

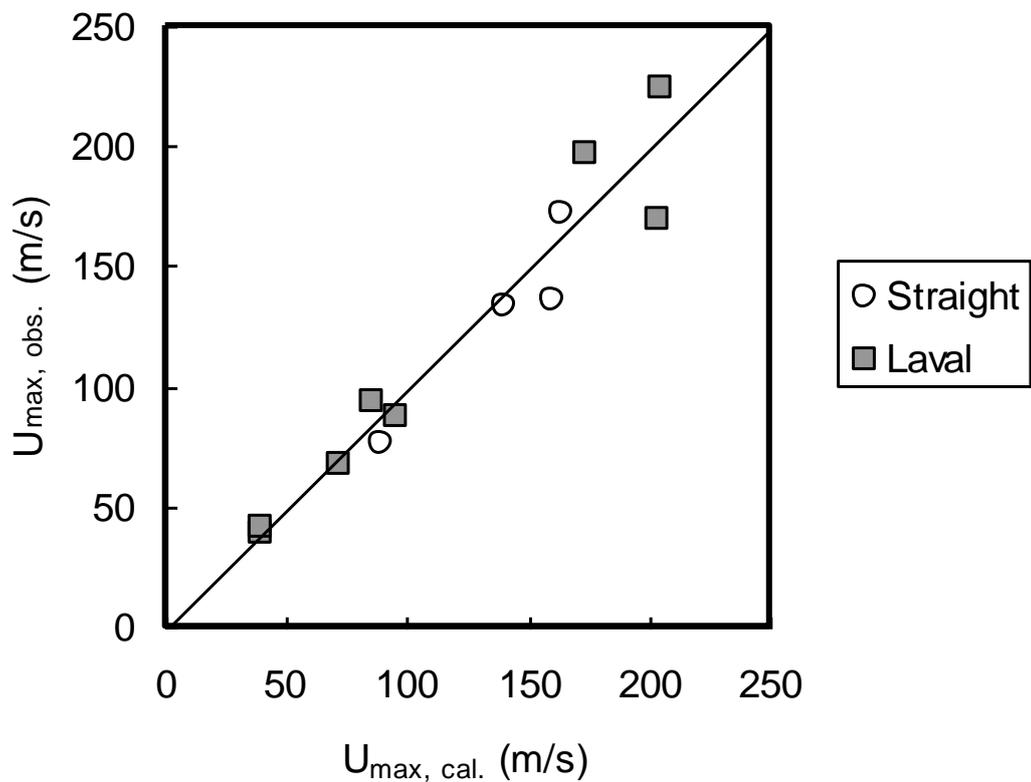


Figure4.6 Comparison between observed and calculated jet centerline velocity (U_{\max}).

4.3 減圧下における底吹き挙動

4.3.1 実験方法

8t および 1t 規模の真空精錬炉を用いて、底吹きガス流量と雰囲気圧を変更して浴面の盛り上がり高さを測定した。実験状況を天蓋のガラス窓から観察、ビデオ撮影するするとともに、格子状の測定器具をポーラスプラグ上の浴面直上に設置し、盛り上がり高さを目視で測定した。Figure4.7 に実験装置、方法の概要、Table4.2 に実験条件を示す。

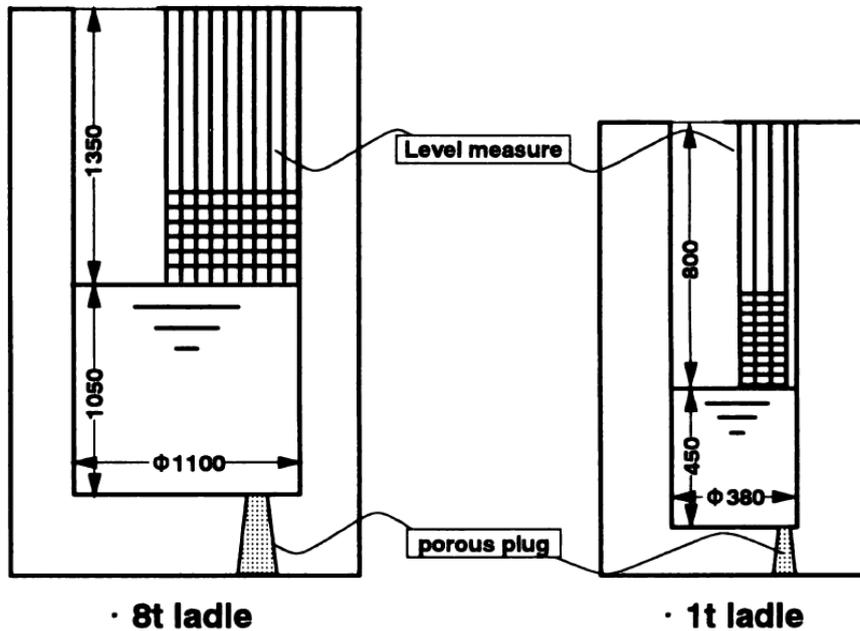


Figure4.7 Experimental apparatus and method.

Table4.2 Experimental conditions.

8t ladle	
Metal weight	7t
Bath diameter	1100mm
Bath depth	1050mm
Temperature	1580°C
Ar gas flow rate	20Nl/min
Pressure	1.3~101.3kPa (10~760torr)
1t ladle	
Metal weight	360kg
Bath diameter	380mm
Bath depth	450mm
Temperature	1600°C
Ar gas flow rate	5, 10Nl/min
Pressure	0.27~101.3kPa (2~760torr)

4.3.2 実験結果

8tおよび1t真空精錬炉それぞれの実験について、ガス流量および雰囲気圧が盛り上がり高さに及ぼす影響を Figure4.8, 4.9 に示す。当然のことながら、ガス流量が多いほど、また雰囲気圧が低いほど盛り上がり高さが高くなることがわかる。これは、雰囲気

圧の低下に伴い、ガス膨張率が増加し、底吹きエネルギーが増加するためである。尚、Figure4.9 において、雰囲気気圧が高い場合にガス流量が増加しているにもかかわらず、盛り上がり高さが若干低下している点があるが、これは盛り上がり高さが低く、目視による測定の誤差であると思われる。

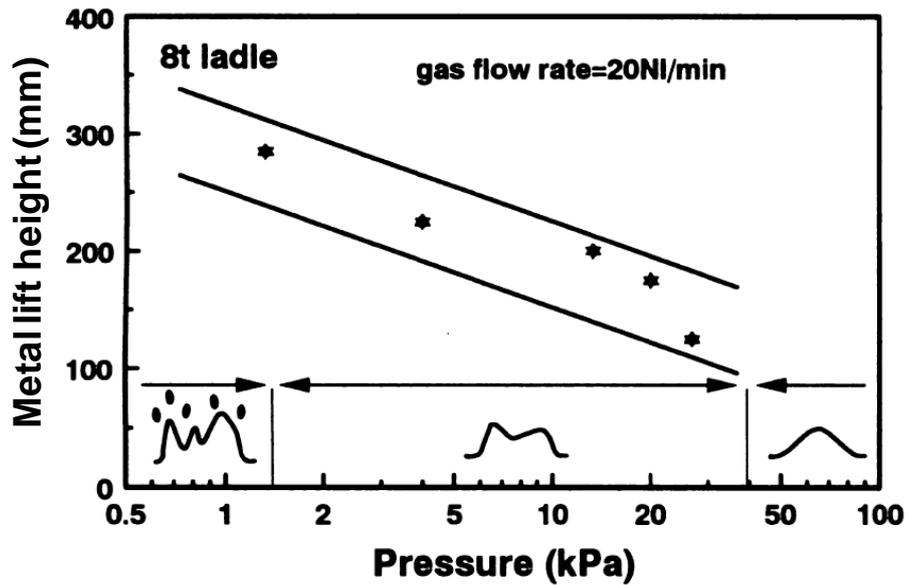


Figure4.8 Relation between surrounding pressure and metal lift height.

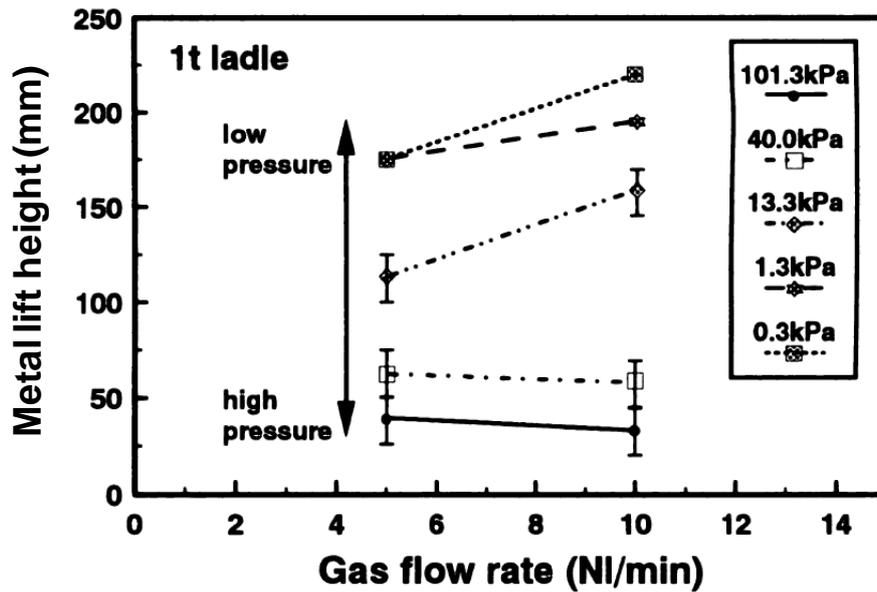


Figure 4.9 Relation between gas flow rate and metal lift height classified by surrounding pressure.

目視観察では、Figure 4.8 に示すように雰囲気圧が高い場合には定常的な盛り上がりが見られたが、雰囲気圧の低下に伴って、40~10kPa の間で浴面が激しく揺動し始め、突沸のような非定常的な盛り上がりとスプラッシュの発生が生じた。さらに雰囲気圧を下げるとその現象は激しくなり、1~2kPa 以下では定常的な盛り上がりは消失した。この現象は、減圧下では底吹きガスのエネルギーが自由表面直下で急激に解放されるためであると思われる。また、このような状況での盛り上がり高さを目視で測定することは不可能であったため、測定治具が溶損した位置をもって盛り上がり高さとした。

4.3.3 考察

底吹きガスによる浴の慣性力と盛り上がり部にかかる重力の釣り合いに着目する。ここで、底吹きガス吹き込み位置からプルーム(=底吹きガスによる気液混相流の浴柱)が広がるが、Castillejos らのデータ⁵⁾をもとにプルームの中心線からの拡がり角を 12 度と見積って、プルーム径を決定し、その部分のみが盛り上がるとした。

まず、底吹きガスのエネルギーは(4.10)式で表される⁶⁾。

$$E_g = \rho_l A v^3 = 0.01423 Q_g T \log \left(1 + \frac{\rho_l g H}{P} \right) \quad (4.10)$$

(4.10)式より、底吹きガスのエネルギーで励起される溶鉄の慣性力は(4.11)式で表される。

$$F_I \propto \rho_l A v^2 = \left(\rho_l A E_g^2 \right)^{1/3} \quad (4.11)$$

また、湯面盛り上がり部にかかる重力は(4.12)式で表される。

$$F_G \propto \rho_l g A h \quad (4.12)$$

底吹きガスによる浴の慣性力と盛り上がり部にかかる重力が釣り合うとすると、(4.13)式が成立し、盛り上がり高さは底吹きエネルギーの 2/3 乗に比例することになるが、これは加藤らの推定式³⁾とも合致する。

$$h = a E_g^{2/3} \quad (4.13)$$

ここで、 v は底吹きガスのエネルギーで励起される浴運動の代表流速 (m/s)、 E_g は底吹きエネルギー (W)、 F_I は底吹きガスによる溶湯の慣性力 (N)、 F_G は盛り上がり部にかかる重力 (N)、 A は盛り上がり部プルーム面積 (m²)、 g は重力加速度 (m/s²)、 Q_g は底吹きガス流量 (Nl/min)、 T は溶鉄温度 (K)、 ρ_l は溶鉄密度 (kg/m³)、 H は浴深 (m)、 P は雰囲気気圧 (Pa)、 h は盛り上がり高さ (m)、 a は比例定数を表す。

底吹きエネルギーの 2/3 乗と盛り上がり高さの関係を Figure4.10 に示す。ここで、括弧付きのマークは後述する補正を行ったものであるが、補正前のデータでは、雰囲気気圧が高い場合、底吹きエネルギーの 2/3 乗と盛り上がり高さは比例関係にあるが、雰囲気気圧の低下に伴い、比例関係からははずれ、盛り上がり高さが小さくなることがわかる。これは、雰囲気気圧が低い場合、底吹きエネルギーが自由表面直下で急激に解放されるため、浴面を盛り上げる力として有効に作用しないためと推察される。

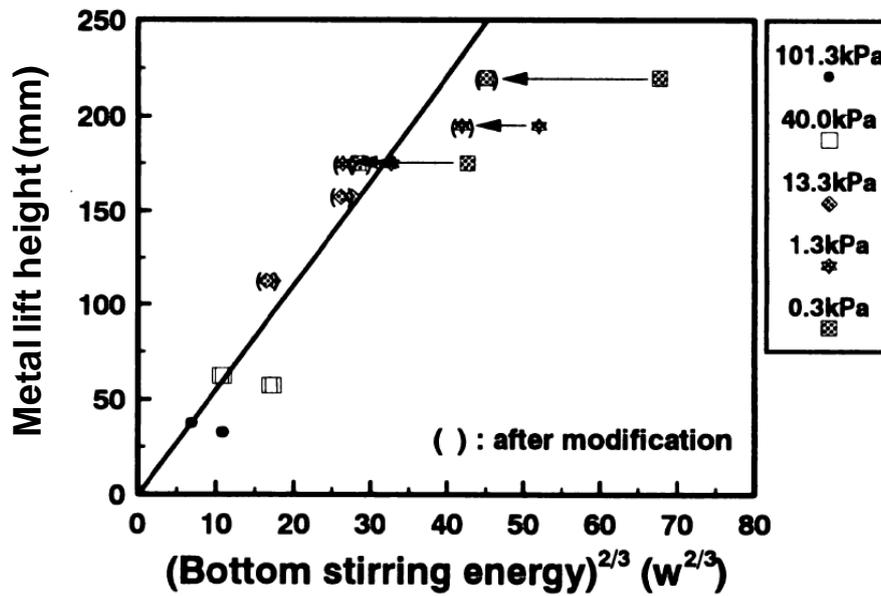


Figure4.10 Relation between bottom stirring energy and metal metal lift height.

上記の結果を定量的に説明するため、Figure4.11 に示すようなモデルを仮定した。本モデルでは底吹きガス気泡の上昇に伴い、溶鉄静圧と釣り合うように気泡が膨張するとし、その気泡の上端が浴面に到達した位置から上では気泡の破裂が生じ、そのガス膨張分は浴面を盛り上げる力として寄与しないとした。その時の気泡径と等しい浴深を無効浴深と定義すると、それは(4.14)式で表される。

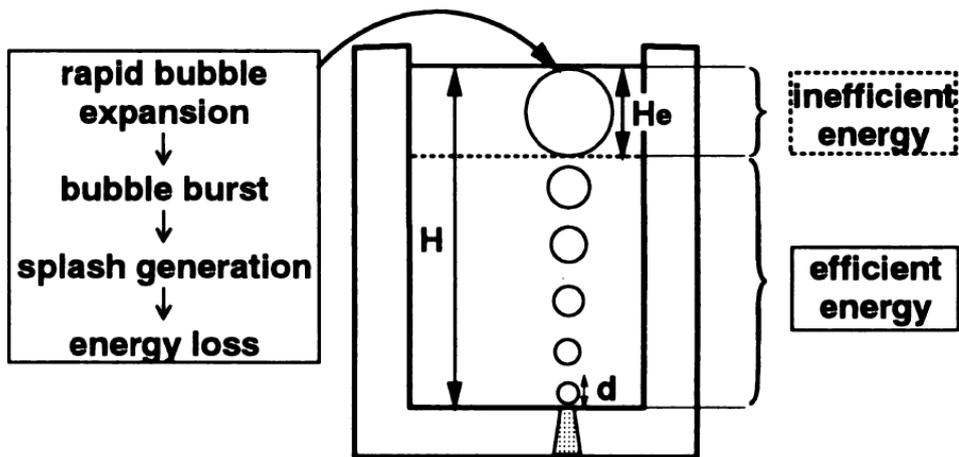


Figure4.11Schematic illustration of model.

$$(P + \rho_l g H_e) \frac{\pi}{6} H_e^3 = (P + \rho_l g H) \frac{\pi}{6} d^3 \quad (4.14)$$

ここで、 H_e は無効浴深(m)、 d は底吹き吐出直後の初期気泡径(m)を表す。

(4.14)式は H_e に関する 4 次方程式となるが、4 次方程式の解の公式(Ferrari の方法)により、 H_e は求められる。また、初期気泡径 d がパラメータとなるが、本解析では溶鉄の表面張力(1.84mN/m)と浮力とのバランスから離脱時の気泡径を計算して 12.7mm とした。ここで、底吹きエネルギーの有効分および慣性力の有効分は(4.15)、(4.16)式で計算される。

$$E_{g,e} = 0.01423 Q_g T \log \left(\frac{P + \rho_l g H}{P + \rho_l g H_e} \right) \quad (4.15)$$

$$F_{l,e} \propto (\rho_l A E_{g,e}^2)^{1/3} \quad (4.16)$$

ここで、 $E_{g,e}$ は有効底吹きエネルギー(W)、 $F_{l,e}$ は底吹きガスによる溶湯の慣性力の有効分(N)を表す。

Figure4.10 中にこの無効浴深分を補正した底吹きエネルギーの 2/3 乗と盛り上がり高さの関係を括弧付きのマーカで示すが、この補正を行うことによりほぼ比例関係が得られ、本モデルの仮定は妥当なものであると言える。

4.4 結言

減圧下における上吹き噴流および底吹きの挙動の定量化を目的とし、上吹き噴流挙動についてはコールドモデルで、底吹き挙動については真空試験炉で、雰囲気圧を変化させて減圧下の挙動を調査した。その結果以下のことがわかった。

- 1) 上吹き噴流流速は雰囲気圧の低下に伴い増加する。また、雰囲気圧の変化に伴い、ノズル間の噴流流速の大小関係が逆転する場合もあるなど、不適正膨張下でのエネルギー損失により、噴流流速は複雑な挙動を示す。
- 2) 測定結果に基づき、不適正度がジェットコア長さに及ぼす影響を関数化し、噴流流速推定式を構築した。減圧下での広範囲での不適正膨張条件下での噴流挙動をある程度の精度で推定できた。

- 3)底吹きガスによる浴面の盛り上がり高さは雰囲気圧の低下に伴い増加する。理論的には盛り上がり高さは底吹きエネルギーの $2/3$ 乗に比例するはずであるが、雰囲気圧の低下に伴い、比例関係からははずれ、盛り上がり高さが小さくなる。これは、雰囲気圧が低い場合、底吹きエネルギーが自由表面直下で急激に解放されるため、浴面を盛り上げる力として有効に作用しないためと推察される。
- 4)自由表面直下で急激に解放されるガス膨張分のエネルギーは浴面を盛り上げる力として寄与しないとしたモデルで補正を行うことにより、高真空下(=雰囲気圧が低い場合)にも適用できる盛り上がり高さの推定式を構築した。

参考文献

- 1) Y. Kotani, T. Ikeda, K. Ishihara: *Tetsu-to-Hagané*, 62(1976), 1795.
- 2) 例えば、梶岡博幸:「取鍋精錬法」, 地人書館, (1997).
- 3) Y. Kato, T. Nozaki, K. Nakanishi, T. Fujii and T. Emi: *Tetsu-to-Hagané*, 70(1984), 380.
- 4) K. Naito, Y. Ogawa, T. Inomoto, S. Kitamura, and M. Yano: *ISIJ Int.*, 40(2000), 23.
- 5) A. H. Castillejos and J.K. Brimacombe: *Metall. Mater. Trans.B*, 18B(1987), 659.
- 6) K. Mori and M. Sano: *Tetsu-to-Hagané*, 67(1981), 672.

第 5 章 MURC 法の中間排滓中の流体挙動

5.1 緒言

1980 年代以降、高純度鋼の安定製造や精錬効率化によるコスト削減を狙い、溶銑予備処理が開発、導入されてきたが¹⁾、従来のトーピードカーや溶銑鍋等を反応容器として利用する方式は、フリーボードが小さいためスロッピングが発生しやすく、気体酸素の使用制限(酸化鉄の使用、処理時間延長)や高塩基度操業(事前脱珪必要)等の制約を受け、転炉の熱裕度低下という問題を抱えていた。さらに、ふっ素の環境規制を受け、従来の高塩基度操業では必須であったホタル石の使用が制限され、また、原料事情の変化に伴い溶銑中[Si]が上昇するなどの問題も徐々に顕在化し、1990 年代後半以降、転炉型溶銑予備処理への転換が急速に進展した。転炉型溶銑予備処理では、転炉の容積の大きさを利用してスロッピングを防止しつつ、気体酸素の高速送酸や強攪拌による反応促進が可能となり、熱裕度や生産性が大幅に改善された。また、高速送酸により酸素ポテンシャルを高位に維持できるため、低塩基度化によるふっ素レス化も可能となった。

転炉型予備処理は、脱珪・脱りん後に出湯排滓を伴う方法(例えば、LD-ORP 法: LD Converter - Optimized Refining Process、SRP 法: Simple Refining Process)²⁻⁵⁾、脱珪・脱りん後に出湯せずに排滓し、脱炭を連続的に行う方法(MURC: Multi-Refining Converter)⁶⁻⁸⁾に大別される。MURC 法では、メタルを炉内に残したまま転炉を傾動して上層の脱珪・脱りんスラグを排滓するため、出湯排滓を行う LD-ORP 法や SRP 法に比べてスラグの分離性に劣る反面、熱裕度、重量スクラップ使用、固定費等の面で優位となっている。一方、MURC 法の脱珪・脱りんスラグの排滓工程(以降、中間排滓と称する)において、排滓時間の短縮、排滓量の向上等は生産性向上、副原料削減、スラグ削減等に直結する重要な課題であり、そこに改善の余地が残されているのも事実である。

そこで、本研究では、中間排滓中の流体挙動に関する基礎的知見を得ることを目的に、傾動が可能な転炉型容器を用いた水モデル実験、簡易モデル、数値流体解析(CFD: Computational Fluid Dynamics)により、中間排滓をシミュレートし、中間排滓中の流体挙動に及ぼす各種因子(傾動パターン、物性、炉口形状)の影響を基礎的に検討することを試みた。

5.2 水モデル実験

5.2.1 実験方法

傾動が可能な転炉水モデル装置の概要を Figure5.1 に示す。モデルのスケールは実機転炉の約 1/24 であるが、容器製作の簡便化のため、炉底部は平面、また炉口傾斜部は八角錐台状の亚克力製容器とした。モデルメタル(以降、“メタル”と称す)として水または塩化亜鉛水溶液を、モデルスラグ(以降、“スラグ”と称す)として 3 種類のオイルを使用し、観察しやすいようメタル層は着色した。メタルとスラグの量は、実機転炉のメタルおよびスラグの体積相似で装入した。

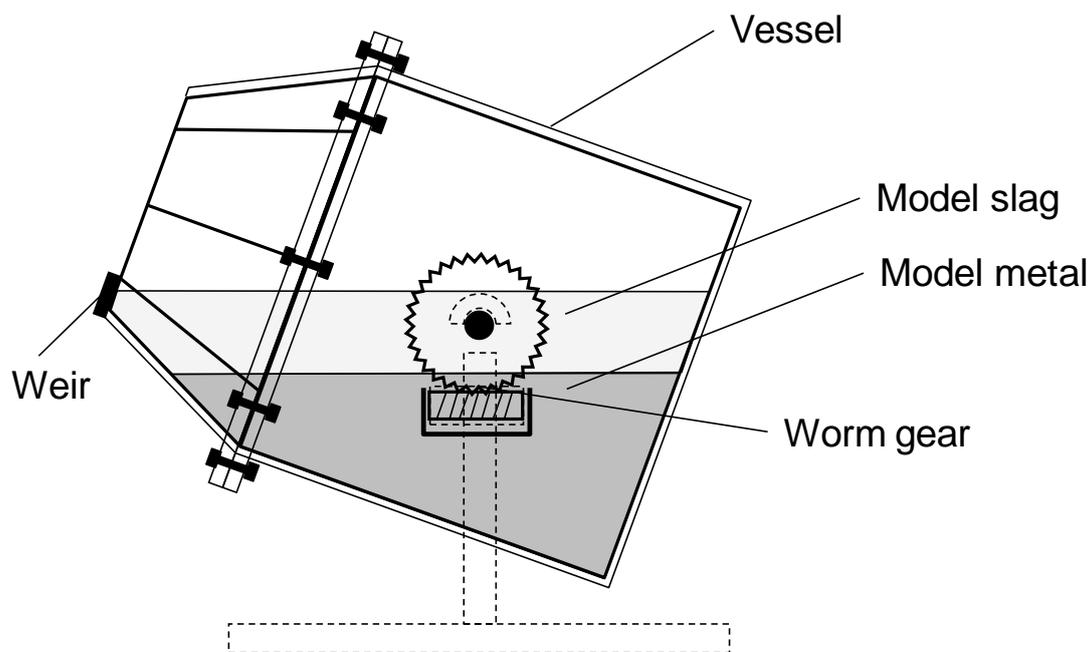


Figure5.1 Experimental apparatus for water model.

Table5.1 Tilting patterns in the experiments.

Tilting pattern	Tilting rate (deg/min)	Remarks
Constant tilting rate	60, 30, 20, 15, 10	
Variable tilting rate	Combination of above-mentioned tilting rate (Slowdown pattern)	Slowdown timing was changed

Table5.2 Vessel mouth shapes (with / without weir) in the experiments.

Weir height (mm)	Weir height /Vessel mouth diameter ratio (%)	Remarks
0	0	Without weir
30	19.0	With weir

Table5.3 Properties of model liquids.

(a)Density of model metal.

	Liquid	Density (kg/m ³)
Model metal	Water (tap water)	1000
	ZnCl ₂ aqueous solution	1400

(b)Properties of model slag.

	Liquid	Density (kg/m ³)	Kinematic viscosity (m ² /s)
Model slag	Silicone-50cSt	940	50x10 ⁻⁶
	Silicone-100cSt	950	100x10 ⁻⁶
	Liquid paraffin	860	150x10 ⁻⁶

実験では 60°傾動させた状態からスラグの排出が始まるようにスラグを装入し、そこを排滓開始点、その後傾動して排滓を行い、メタルが流出し始めた時点を排滓完了点とし、排滓開始から排滓完了までの排滓時間、排滓量、メタル流出開始角度を測定

した。ただし、炉口に堰を設置した実験では排滓開始時の傾動角度が 60° よりも大きくなるため、排滓開始を確認した時点をもって排滓開始点とした。

また、実験条件として、傾動パターン(傾動速度、変速傾動時の切り替えタイミング)、炉口形状(堰の設置)、メタル、スラグの物性(密度、粘度)を変更して、排滓挙動を調査した。条件の詳細を Table5.1~5.3 に示す。

5.2.2 実験結果

5.2.2.1 観察結果

堰のない条件の実験で観察された現象の模式図を Figure5.2 に示す。排滓前期(Figure5.2(a)、傾動角度= $60\sim 70^\circ$)では上層のスラグのみが排出され、特に下層のメタルへの影響は見られないが、排滓中期(Figure5.2(b)、傾動角度= $70\sim 75^\circ$)になると、スラグ厚さが薄くなり、下層のメタル先端部が隆起を始める。さらに傾動角度が大きくなるにつれ、メタルが炉口傾斜部を遡上し、排滓末期(Figure5.2(c)、傾動角度 $78\sim 82^\circ$)にメタル流出が始まり、排滓完了となる。準静的に傾動した場合、幾何学的な炉内の残容積からは 84° でメタル流出が始まるが、上記のようにメタル先端部が隆起して傾斜部を遡上するため、実際には 84° よりも浅い傾動角度でメタルが流出する。

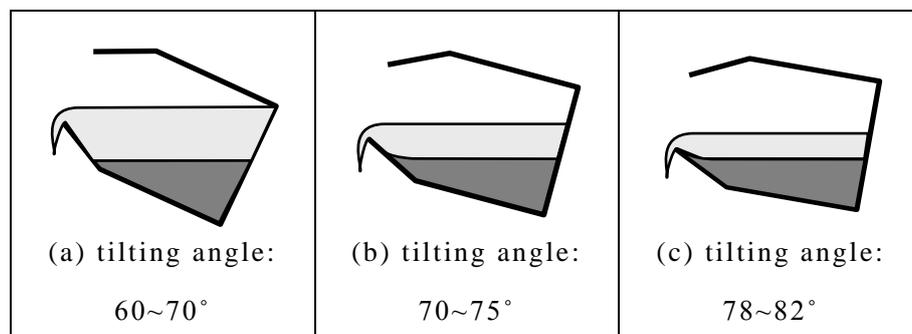


Figure5.2 Schematic illustration of visually observed fluid phenomena.

5.2.2.2 傾動パターンの影響

Figure5.3 に傾動パターンの影響を示す。実線は定速傾動パターン、破線は所定角度まで定速傾動した後に、そこから減速(ただし、変速後の傾動速度は一定)した変速傾動パターンを表す。また、各線の終点はその時点でメタル流出が始まったこと、

即ち排滓を完了したことを表す。傾動速度の遅いパターンほど排滓時間は延びるが、深い傾動角度までメタル流出なしに排滓できていることがわかる。また、排滓中に減速したパターンでは、切り替えタイミングが十分早い場合、初期に高速で傾動していてもその影響がほとんど見られず、深い傾動角度までメタル流出なしに排滓できることがわかる。一方、切り替えタイミングが遅れると、より浅い傾動角度からメタル流出が始まるが、これは切り替え前の流動の慣性の影響やスラグ流出の駆動力となる炉口部分でのスラグ高さの位置エネルギー(流出ヘッド)の影響が残るためであると考えられる。

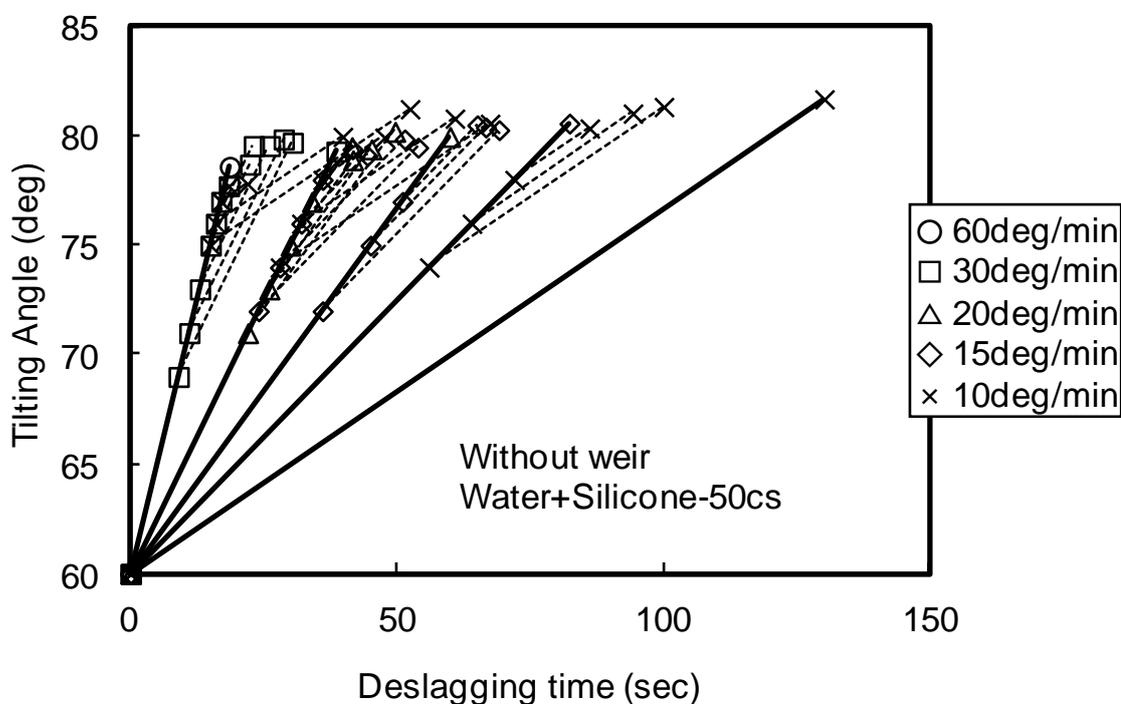


Figure5.3 Effect of tilting pattern on deslagging.

Figure5.4 に各傾動パターンにおける排滓時間と排滓量の関係を示す。尚、ここで排滓量とはメタルが流出するまでに排滓されたスラグ量である。図中の大きなマーカーは定速傾動パターンのデータ、それ以外のプロットは変速傾動パターンのデータを表す。排滓時間が短く、排滓量が多いほど、即ち、グラフの左上側ほど高効率で排滓できていることになる。Figure5.4 においても Figure5.3 と同様、傾動速度の遅いパターン

ほど排滓時間は延びるが、排滓量が向上していることがわかる。また、排滓中に減速したパターンでは、切り替えタイミングが十分早ければ、同一排滓量で排滓時間の短縮が可能であることがわかる。しかし、切り替えタイミングが遅れると前述した理由でメタルが流出してしまうため、それらを考慮した切り替えタイミングの最適化が必要である。

以上より、メタル流出を抑制した排滓量の向上と排滓時間の短縮と両立するためには、流動の慣性や炉口部分でのスラグ高さの位置エネルギーを考慮した傾動パターンの制御が必要であると考えられる。

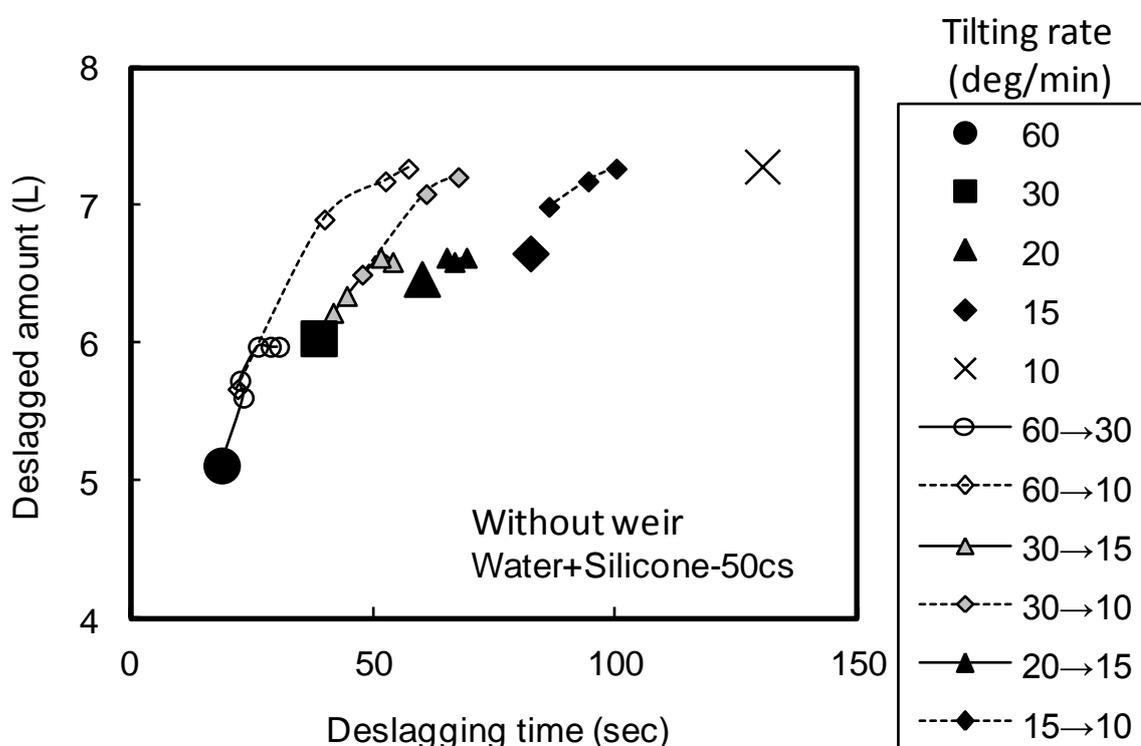


Figure5.4 Relation between deslagging time and deslagged amount under various tilting patterns.

5.2.2.3 メタル、スラグの物性の影響

Figure5.5 にメタルおよびスラグの物性(密度、粘度)を変更した際の排滓時間と排滓量の関係を示す。尚、傾動は定速傾動である。また、図中のマーカーは実験による実測値、線は後で述べる簡易モデルによる計算結果を示す。

モデルメタルが水の場合において、モデルスラグがシリコーン-50cSt とシリコーン-100cSt の条件を比較すると、スラグ粘度の高いシリコーン-100cSt において、メタル流出が生じやすく、排滓量が低下していることがわかる。このことから、メタル流出にはスラグの粘度に起因するせん断力が寄与しており、粘度が高いほどせん断力が大きくなるため、メタルがスラグに引きずられて流出しやすくなるものと思われる。尚、Figure5.2 で示したメタルが炉口傾斜部を遡上して流出する現象は、メタルがスラグ流出時のせん断力に引きずられた結果生じたものであると考えられる。

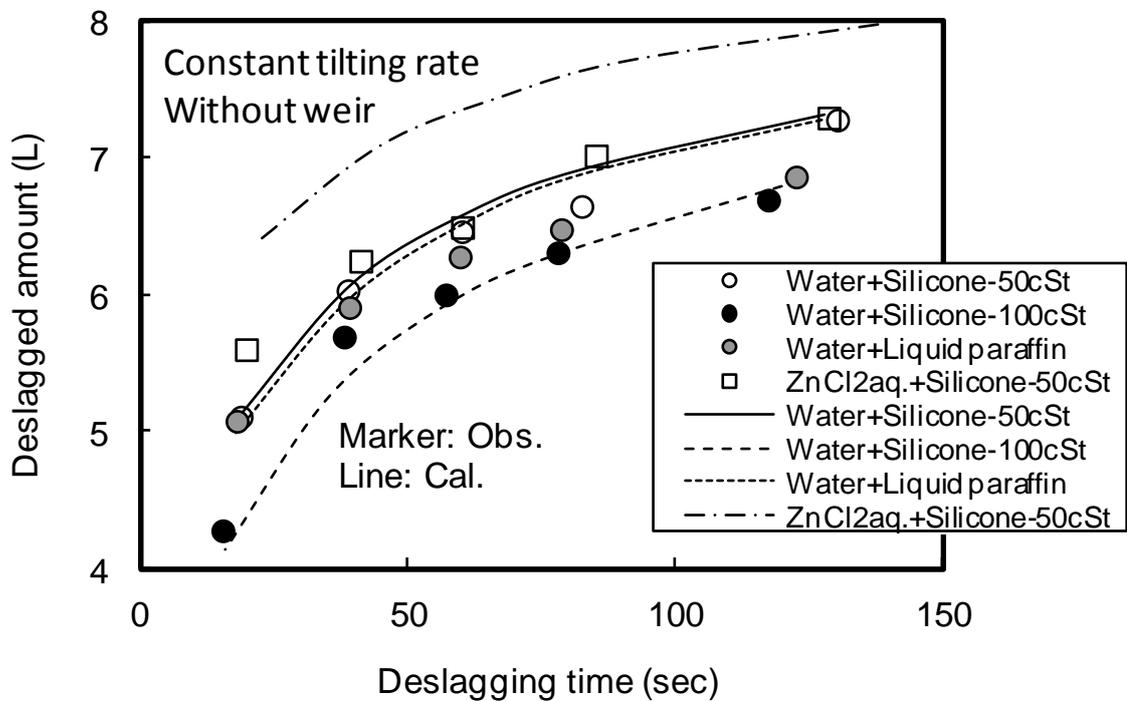


Figure5.5 Relation between deslagging time and deslagged amount under various constant tilting rate and liquid properties.

一方、モデルスラグがシリコーン-50cSt の場合において、モデルメタルが水と塩化亜鉛水溶液の条件を比較すると、メタル密度の大きい(=メタルとスラグとの密度差が小さい)塩化亜鉛水溶液において、メタル流出が生じにくく、排滓量が増加する傾向があることがわかる。これは、メタルとスラグの密度差が大きいほど、メタルにかかる重力が大

きく(浮力が小さく)なり、メタルがスラグに引きずられにくくなるためと考えられる。

最後に、モデルメタルが水の場合において、モデルスラグがシリコーン-50cSt と流動パラフィンと比較すると、大きな差異は認められない。流動パラフィンはシリコーン-50cSt に比べて粘度が高いため、メタルを引きずるせん断力が大きい一方、密度が小さいため、メタルにかかる重力が大きく(=浮力が小さく)なり、メタルがスラグに引きずられにくくなっており、両者の影響が相殺しているものと考えられる。

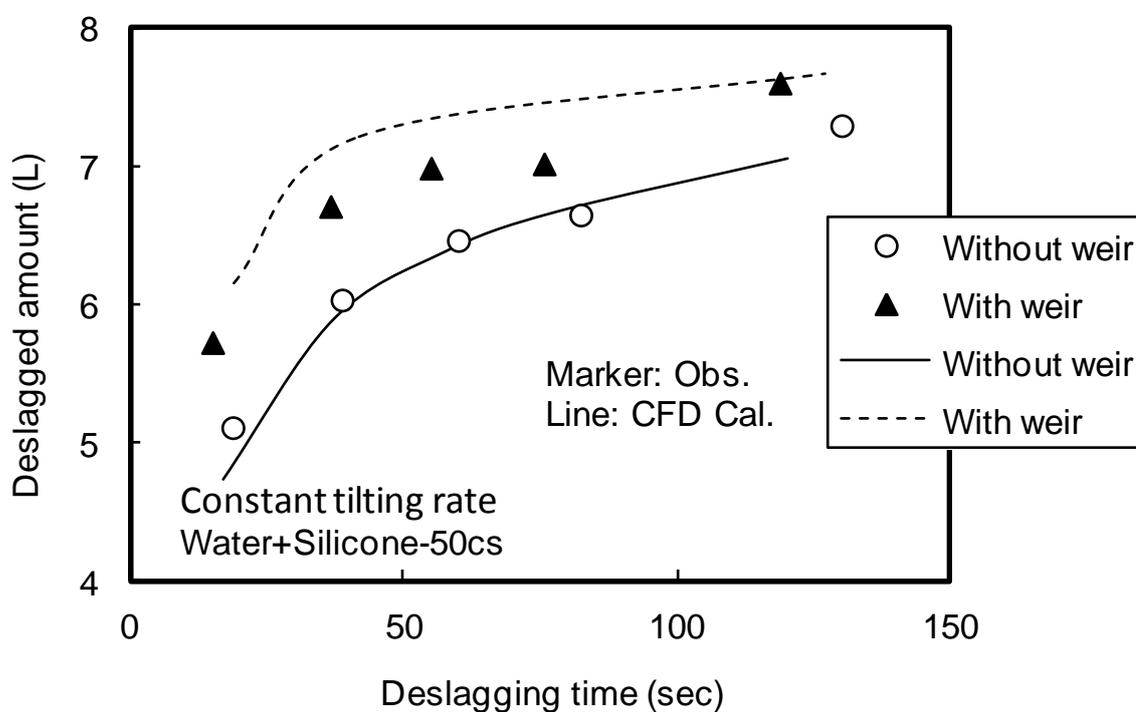
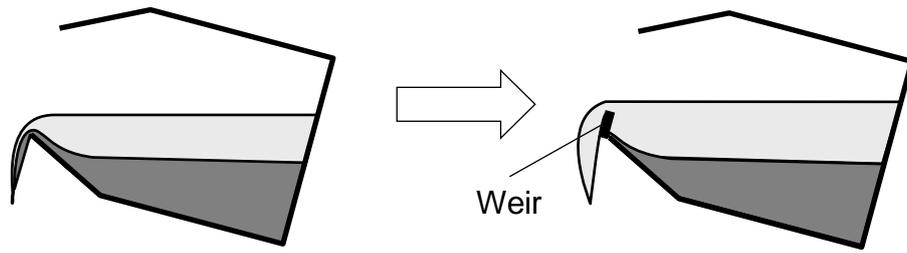


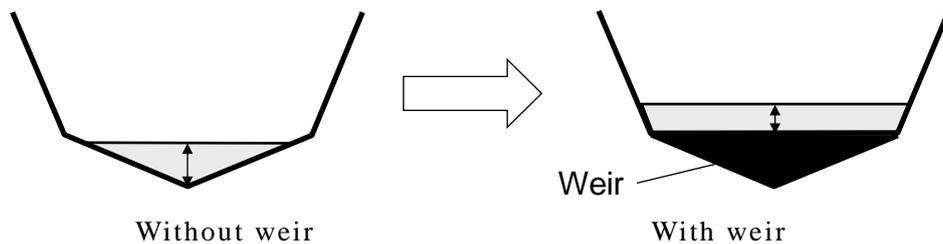
Figure5.6 Relation between deslagging time and deslagged amount with / without weir.

5.2.2.4 炉口形状(堰設置)の影響

Figure5.6 に炉口部に堰を設置した際の排滓時間と排滓量の関係を示す。尚、傾動は定速傾動である。また、図中のマーカーは実験による実測値、線は後で述べる数値流体解析(CFD)による計算結果を示す。



(a)Blocking metal from climbing



(b)Expansion of the flow-out area

Figure5.7 Suppression mechanism of metal spill by weir.

炉口部への堰設置により、同一排滓時間でも排滓量が向上しており、堰の設置は排滓の高効率化に効果があると考えられる。

堰の設置によるメタル流出抑制機構としては、Figure5.7 に示すように、メタルの遡上をブロックする効果(Figure5.7(a))の他、スラグ流出部の断面積が増加することで流出部のスラグ高さが低下し、その位置エネルギーで駆動されるスラグ流出の流速が低下するため、メタルに作用するせん断力が低減する効果(Figure5.7(b)。図は容器を炉口側から見た際の炉口付近の状況を表す)があると考えられる。

5.3 簡易モデルによる考察

5.3.1 メタル流出限界

水モデル実験結果に基づき、メタル流出はスラグの粘度に起因するせん断力に引きずられて発生すると考えられる。そこで、Figure5.8 に示すような、せん断力と重力(浮力)のバランスを考慮した簡易モデルに基づき考察を行う。

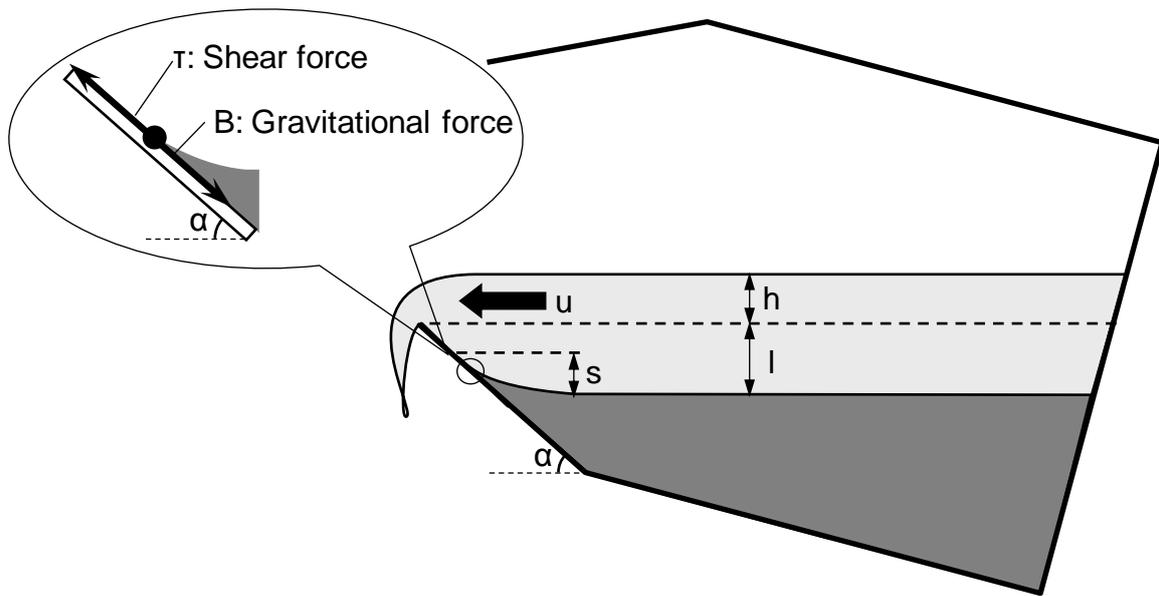


Figure 5.8 Schematic view of simple model for metal spill.

まず、メタル先端部に作用するスラグ流出時のせん断力は、スラグの流速に比例し、スラグ流出部とメタル先端の距離に反比例すると考えられ、(5.1)式のように表される。一方、メタル先端部に作用する重力は、メタルの遡上を妨げる方向に働き、メタルとスラグの密度差に比例すると考えられ(5.2)式のように表される。

$$\text{せん断力:} \quad \tau = \mu_s \frac{u}{l-s} \quad (5.1)$$

$$\text{重力:} \quad B = (\rho_m - \rho_s)gs \quad (5.2)$$

ここで、 τ はせん断力、 μ_s はスラグ粘度、 u は炉口部スラグ流速、 l はメタル面-炉口間距離、 s はメタル隆起高さ、 B は重力、 ρ_m 、 ρ_s はそれぞれメタル密度、スラグ密度、 g は重力加速度を表す。

尚、それぞれの力は傾斜部の形状に沿って分配されるため、傾斜部で力の釣り合いは、(5.3)、(5.4)式で表される。また、それらの力が釣り合う位置が、メタルの隆起高さ s となる。

$$\tau \cos \alpha = B \sin \alpha \quad (5.3)$$

$$\mu_s \frac{u}{l-s} \cos \alpha = (\rho_m - \rho_s)gs \sin \alpha \quad (5.4)$$

(5.4)式を隆起高さ s で整理すると、(5.5)式の s の二次式となる。

$$s^2 - ls + \frac{\mu_s u}{(\rho_m - \rho_s)g \tan \alpha} = 0 \quad (5.5)$$

メタルが流出するという事は力のバランスが失われること、即ち、(5.5)式を満たす隆起高さ s が存在しないということにほかならない。従って、メタル流出防止条件は、(5.5)式において s が実数解を持つこと、即ち、(5.5)式の判別式が 0 以上となることであるが、それは(5.6)式で表され、(5.6)式を満たすような傾動速度制御により、メタル流出が防止できると考えられる。

$$D = l^2 - \frac{4\mu_s u}{(\rho_m - \rho_s)g \tan \alpha} \geq 0 \quad (5.6)$$

(5.6)式から、スラグ粘度 μ_s と流速 u が小さく、スラグとメタルの密度差 $(\rho_m - \rho_s)$ 、傾斜部角度 α 、メタル面-炉口間距離 l が大きいほど、メタル流出が生じにくいことがわかるが、実験結果の傾向は本モデルで説明できる。

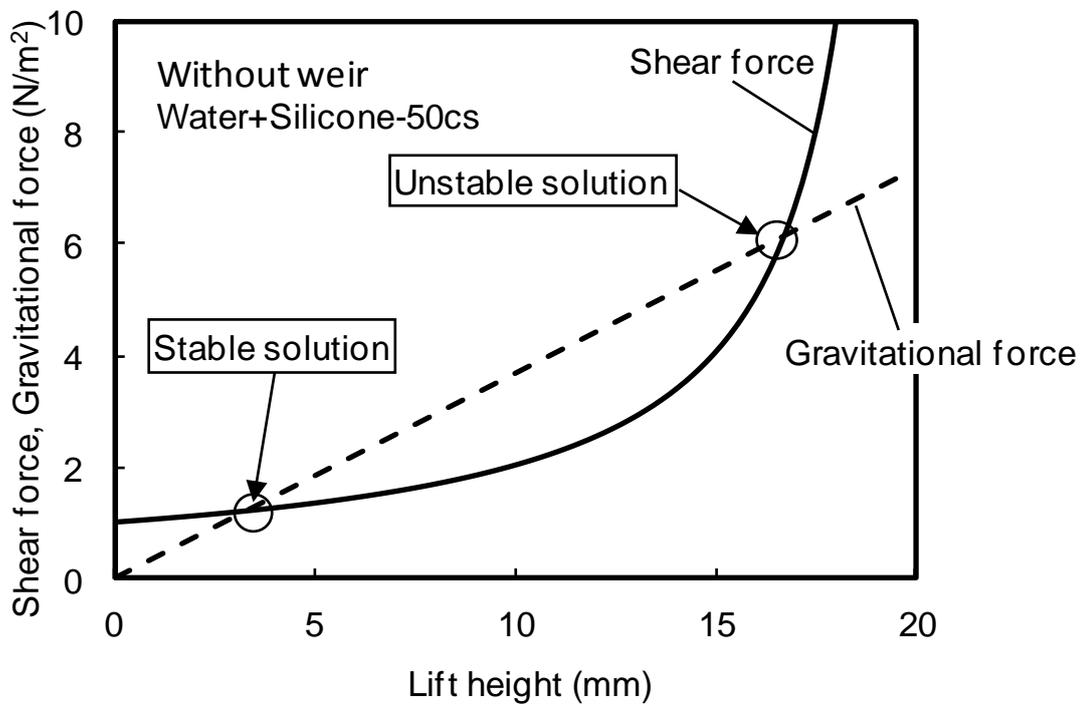


Figure5.9 Relation between uplift height and shear force / gravitational force.

尚、(5.4)式のせん断力と重力の関係を隆起高さで整理すると、Figure5.9 のようになり、両者が釣り合う隆起高さは 2 点あり、それぞれが(5.5)式の解に対応する。ただし、隆起高さが低い方の点近傍においては隆起高さが高くなるに従い、重力が大きく、せん断力が小さくなるため、復元作用があるのに対し、隆起高さが高い方の点近傍においては反対の関係となり、復元作用がないため不安定となる。従って、実質的にメタル流出が防止できる条件は隆起高さが低い方の点のみとなる。

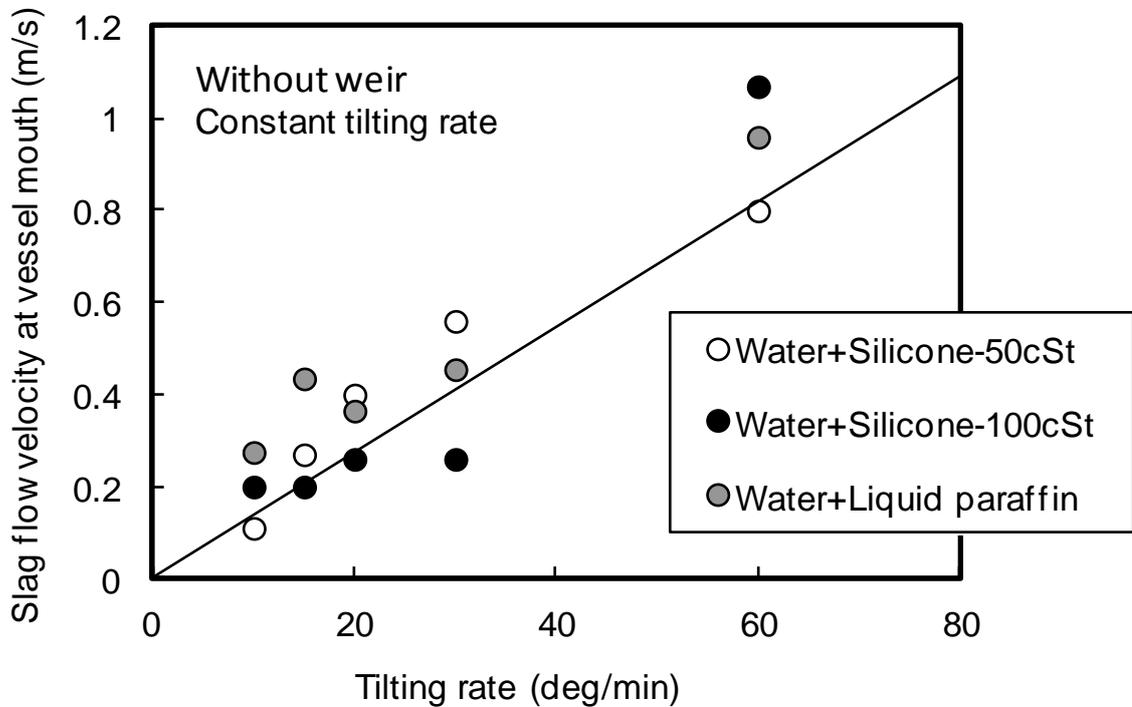


Figure5.10 Relation between tilting rate and slag flow velocity at vessel mouth.

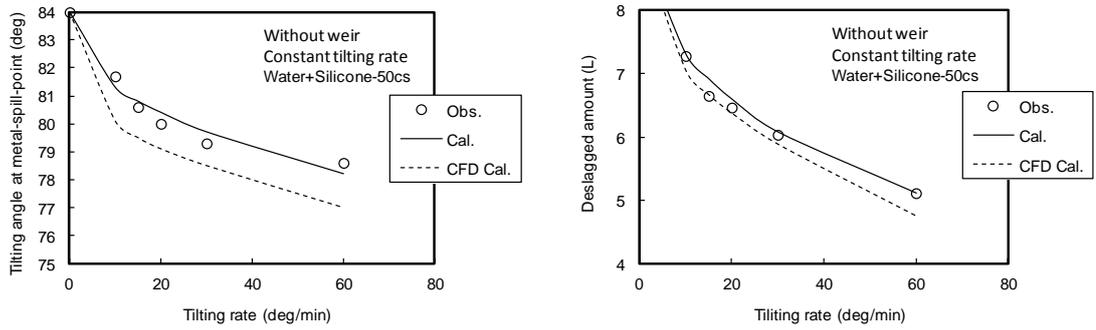
ここで、流速 u が未知パラメータとなるが、これは傾動速度や炉口部分でのスラグ高さの位置エネルギーと関係すると考えられる。そこで、定速傾動でメタル流出限界を測定した実験結果と本簡易モデルからフィッティングで流速 u を求め、それらとの関係を調査した結果、Figure5.10 に示すように、傾動速度にほぼ比例する結果となった。

5.2.2.3 の実験結果と本簡易モデルによる計算結果および後で述べる数値流体解

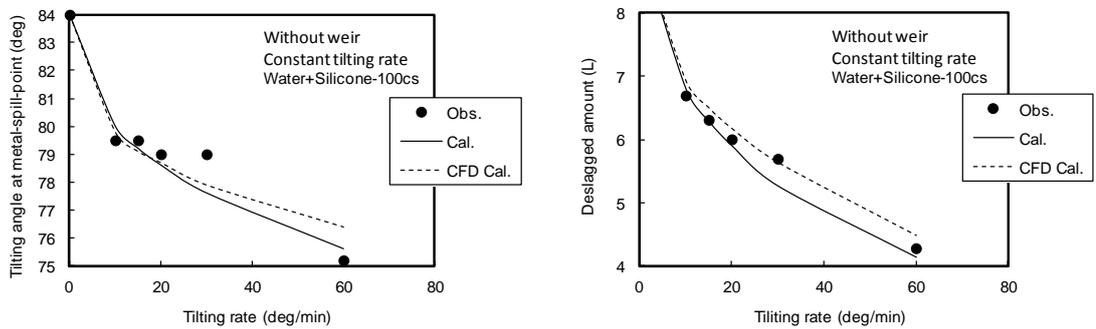
析による計算結果との比較を Figure5.11 に示すが、メタル流出角度、排滓量ともに実験結果と概ね一致している。尚、モデルメタルが塩化亜鉛水溶液のケースでは実測値と本簡易モデルによる計算値の乖離が他の条件に比べて大きく、また、実測値と数値流体解析結果の乖離がそれに比べて小さいのは数値流体解析では考慮されているが、本簡易モデルでは考慮できていない慣性力の影響が表れているものと考えられる。さらに、炉口先端部に向かって容器がすぼまっていることから、炉口先端部付近ではモデルメタル単位体積当たりと接触する壁面積が大きくなるため、界面物性の影響が無視できなくなった可能性もある。一般に We 数(=慣性力/界面張力) $\gg 1$ の場合、界面物性の影響は無視できるとされているが¹⁰⁾、今回使用した水モデルの炉口付近での We 数は、 10^{0-1} のオーダーであり、界面物性の影響が完全には無視できない可能性がある。その場合、水に比べて、塩化亜鉛水溶液はモデルスラグとの界面張力が小さく¹¹⁾、容器と濡れやすいため、流出しやすくなる方向であり、乖離の傾向とは合致する。

ここで、モデルメタルの流出判定は、実験では目視、簡易モデルと数値流体解析では実験結果とのフィッティングで流出判定のパラメータを決定しており、界面物性の影響を考慮せずに水の条件でフィッティングしたため、相対的に塩化亜鉛水溶液では実験値と計算値に乖離が生じたものと思われる。尚、実機の We 数は 10^{3-4} のオーダーとなり、界面物性の影響は無視できる。

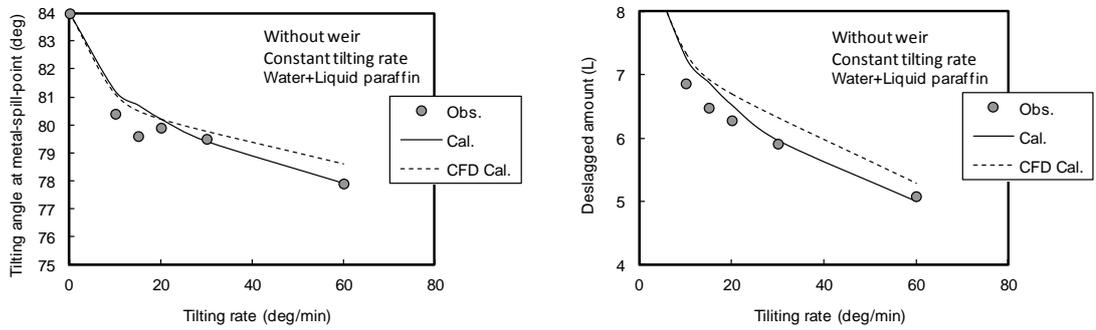
また、前述の Figure5.6 で堰を設置した場合、実測値と数値流体解析結果にも若干の乖離が見られるが、これも同様に界面物性の影響と思われる。堰が無い場合は、炉口先端部付近ではモデルメタル単位体積当たりと接触する壁面積が大きいのに対し、堰を設置した場合はそれが小さく、界面物性の影響を受けにくくなる。容器との濡れ性が悪い水の場合は、堰を設置した条件の方が流出しやすくなる方向であり、乖離の傾向とも合致する。



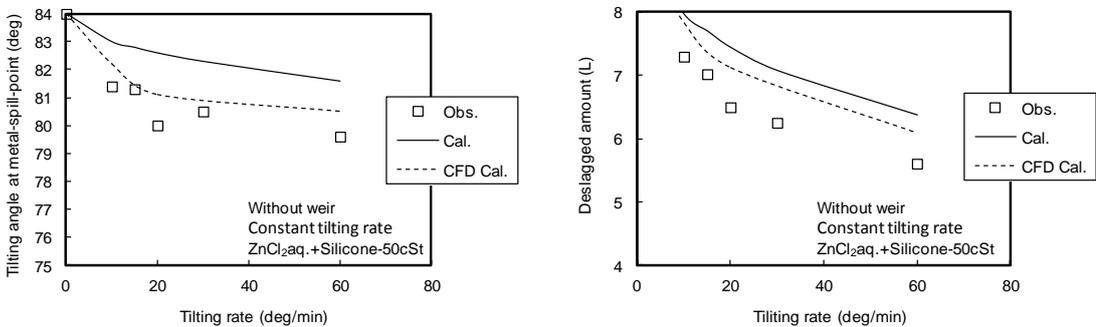
(a)Case1: Water + Silicone-50cSt



(b)Case2: Water + Silicone-100cSt



(c)Case3: Water + Liquid paraffin



(d)Case4: ZnCl₂ aq. + Silicone-50cSt

Figure 5.11 Comparison between observed and calculated values of tilting angle at metal-spill-point and deslagged amount under various constant tilting rate and liquid properties.

ここで、排滓量については、水モデル実験で測定した傾動角度と排滓量の関係を傾動速度別に整理したものを Figure5.12 に示すが、モデルスラグの種類によらず、排滓量は傾動速度と傾動角度の関数として表すことができ、これをもとに算出した。尚、傾動速度が速い場合は、炉口部分でのスラグ高さが高くなり、同一傾動角度でもその分のスラグが炉内に残るため、排滓量が低位となる。

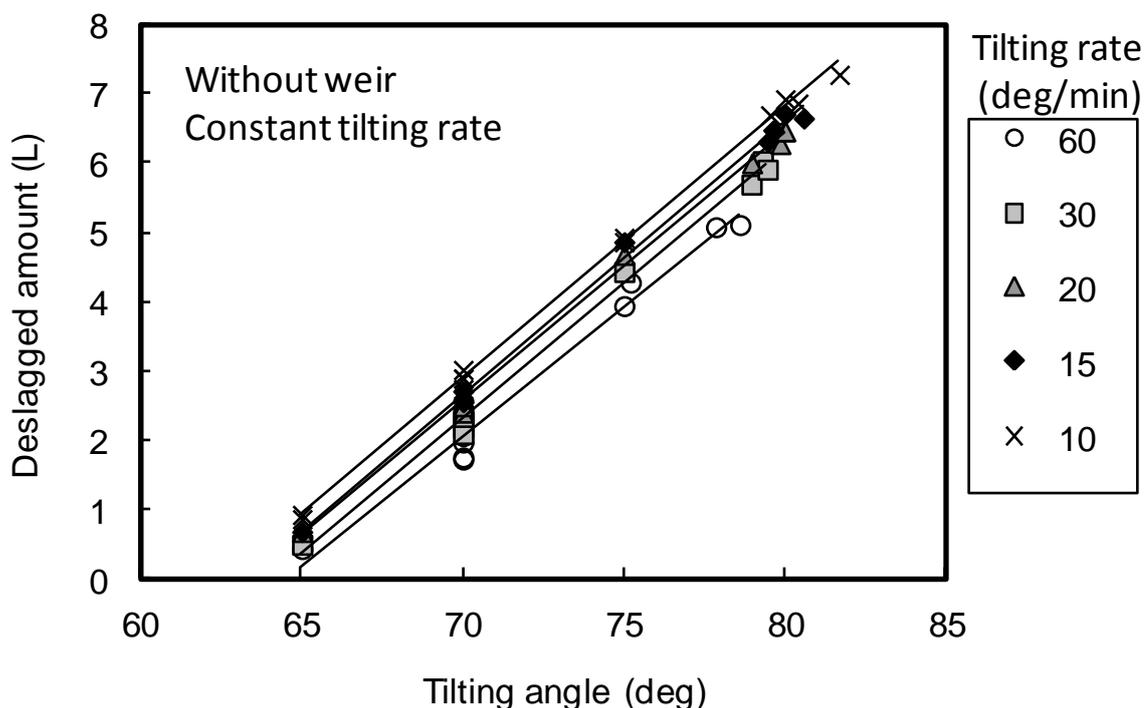


Figure5.12 Relation between tilting angle and deslagged amount classified by tilting rate.

5.3.2 排滓速度

スラグ流出の駆動力は炉口部分でのスラグ高さの位置エネルギー(流出ヘッド)であり、また水モデル実験の容器の炉口形状は角形であるため、Figure5.13 に示すように、三角堰からの流出とみなして排滓速度を整理できると考えられる。

流体 dz の高さを持つ微小面積 dA から流出する体積流量 dQ は、トリチェリの定理から(5.7)式で表される。

$$dQ = v dA \propto \sqrt{2gz}(h-z) dz \quad (5.7)$$

$$Q = \int dQ \propto \int_0^h \sqrt{2gz}(h-z) dz \propto h^{2.5} \quad (5.8)$$

ここで、 v は微小面積 dA から流出する流速である。(5.7)式を z について 0 から炉口部分でのスラグ高さ h まで積分すると、(5.8)式が得られ、理論的には排滓速度は炉口部分でのスラグ高さ h の 2.5 乗に比例することになる。

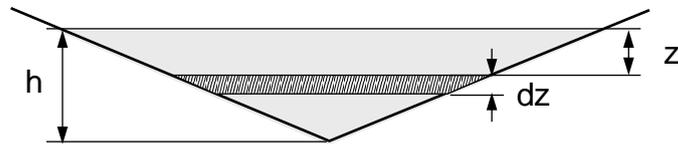


Figure5.13 Schematic view of simple model for deslagged amount.

水モデル実験における炉口部分でのスラグ高さ h と排滓速度の関係を Figure5.14 に示すが、排滓速度はほぼ h の 2.0~2.5 乗に比例している。実際の炉口部は切り立った堰ではなく、傾斜しているため、慣性の影響もあると考えられるが、簡易的には十分整理できることがわかる。

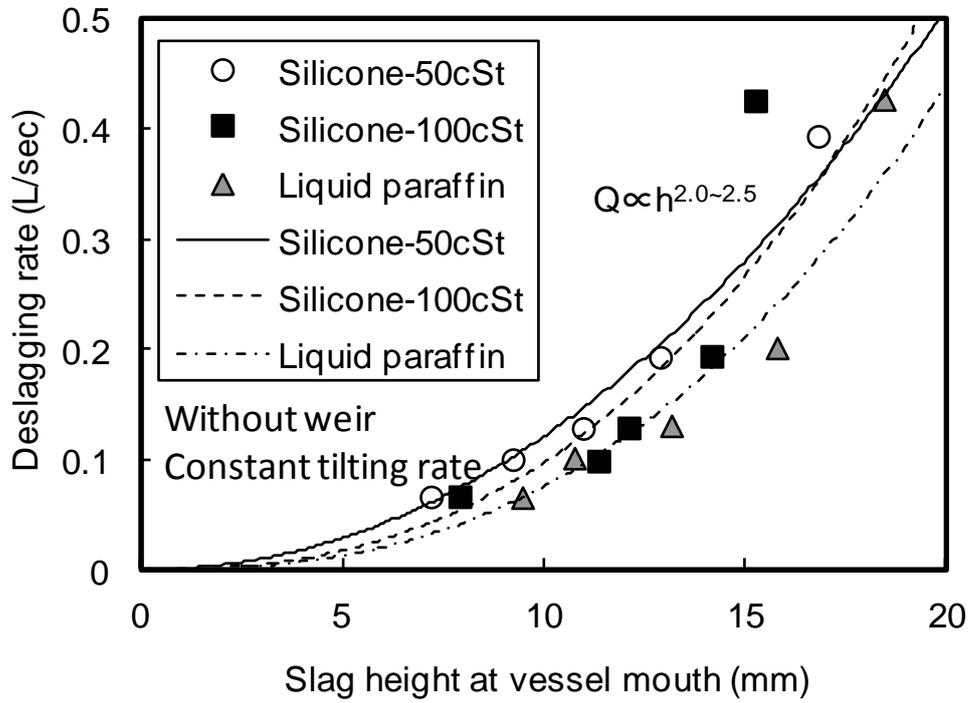


Figure 5.14 Relation between slag height at vessel mouth and deslagging rate.

尚、水モデル実験で得られた定速傾動時の傾動速度と排滓速度の関係を Figure 5.15 に示すが、流体種に依らず、ほぼ比例関係にあった。

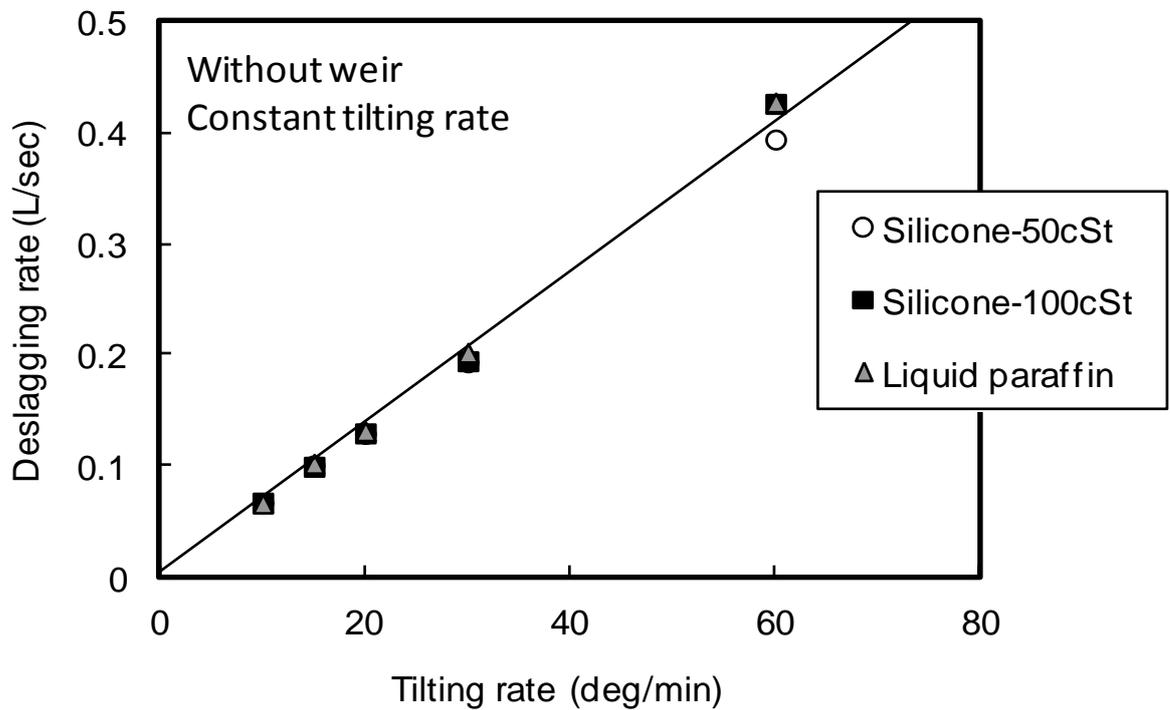


Figure5.15 Relation between tilting rate and deslagging rate.

5.4 数値流体解析(CFD 解析)による検討

5.4.1 数値流体解析方法

数値流体解析により水モデル実験結果の再現を試みた。主な数値計算条件を Table5.4 に示す¹⁰⁾。尚、最大メッシュ間隔(2、5、10mm)、解析範囲(容器外の考慮有無)を変更して解析を実施したが、解析結果に影響は見られなかったため、最大メッシュ間隔は 10mm、解析範囲は容器内として解析を実施した。また、界面物性は考慮していない。

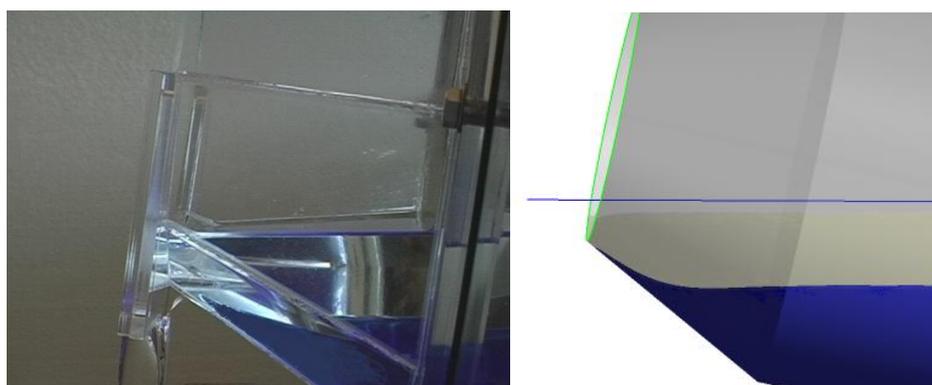
Table5.4 Main CFD calculation conditions.

Software	FLUENT 6.3
Dimension	3D
Turbulent model	Standard k- ω model
Mutliphase flow model	Volume of Fluid model
Time step	0.001~0.01sec
Maximum mesh interval	10mm

5.4.2 数値流体解析結果

実験結果と計算結果の比較として、モデルメタルの動きを Figure5.16 に示す。水モデル実験による観察結果とよく合致している。

また、メタル、スラグの物性の影響や炉口形状(堰設置)の影響について、実験結果と計算結果の比較は先に述べた Figure5.11 および Figure5.6 中に示すが、ほぼ実験結果を再現できていることがわかる。以上により、数値流体解析の妥当性が確認できた。



(a)Observed

(b)CFD calculated

Figure5.16 Comparison between observed and calculated contours of model metal.

5.5 結言

傾動が可能な転炉型水モデルを用いて MURC の排滓現象のシミュレーション実験を行い、1)傾動パターンの影響、2)メタル、スラグの物性(粘度、密度)の影響、3)炉口形状(堰の設置)の影響を評価した。さらに、その結果に基づき簡易モデルを構築し、メタル流出限界や排滓量を予測するとともに、数値流体解析により、より詳細な検討を行った結果、以下のことがわかった。

- 1)傾動パターンの影響を調査した結果、傾動速度の遅いパターンほど排滓時間は延びるが、排滓量が向上する。また、初期に高速で傾動していても、排滓途中で減速することにより、切り替えタイミングが十分早ければ、同一排滓量下で排滓時間の短縮が可能となる。
- 2)メタル、スラグの物性の影響を調査した結果、スラグ粘度が大きく、スラグとメタルの密度差が小さいほど、メタルが流出しやすく、排滓量が低下する。この結果から、メタル流出にはスラグ粘性によるせん断力と重力(浮力)が影響すると考えられる。
- 3)炉口形状の影響を調査した結果、炉口部への堰設置により、排滓性は向上する。堰の設置によるメタル流出抑制機構には、メタルの遡上をブロックする効果、スラグ流出部の断面積が増加することで流出部のスラグ高さが低下し、位置エネルギーで駆動されるスラグの流速が低下するため、メタルに作用するせん断力が低減する効果があると考えられる。
- 4)水モデル実験結果に基づき、メタル流出限界や排滓速度を予測する簡易モデルを構築し、排滓中の流体挙動を再現できた。
- 5)数値流体解析でも、水モデル実験結果を再現でき、数値流体解析の妥当性が確認できた。

尚、本章で示したように、MURC 法の間排滓にはメタル、スラグの物性が大きく影響するが、実プロセスのスラグは気泡、フラックス固相、晶出固相、粒鉄等が分散したマルチフェーズスラグであり、その物性が排滓性に大きく影響すると推察される。今後、マルチフェーズスラグ中の各種相の存在形態(サイズ、存在箇所等)の解明が進めば、本章の知見をもとに実プロセスでの排滓現象の定量的な予測が可能になると考えられる。

参考文献

- 1) S. Kitamura, Y. Mizukami, T. Kaneko, T. Yamamoto, R. Sakomura, E. Aida and S. Onoyama: *Tetsu-to-Hagané*, 76(1990), 1801.
- 2) K. Kato, M. Kojima, K. Kojima, Y. Akabayashi, Y. Nakamura and S. Onoyama: *CAMP-ISIJ*, 4(1991), 1153.
- 3) K. Kato, H. Yamauchi, S. Onoyama, M. Oita, T. Sado and M. Ina: *CAMP-ISIJ*, 4(1991), 1154.
- 4) T. Matsuo and S. Masuda: *Tetsu-to-Hagané*, 76(1990), 1809.
- 5) K. Yoshida, I. Yamazaki, Y. Tozaki, N. Aoki, J. Yoshiyama and K. Arai: *Tetsu-to-Hagané*, 76(1990), 1817.
- 6) Y. Ogawa, M. Yano, S. Kitamura and H. Hirata: *Tetsu-to-Hagané*, 87(2001), 21.
- 7) H. Hayashi, M. Arai, H. Ishii, N. Masumitsu, Y. Ogawa and F. Koizumi: *CAMP-ISIJ*, 15(2002), 139.
- 8) K. Kume, K. Yonezawa, M. Yoshimi, H. Hondo and M. Kumakura: *CAMP-ISIJ*, 16(2003), 116.
- 10) FLUENT 6.3 User's Guide, Fluent Inc., Lebanon, New Hampshire, (2006).
- 11) Z. Lin and R.I.L. Guthrie: *Metall. Mater. Trans.B*, 25B(1994), 855.

第 6 章 結論

6.1 本研究の総括

本研究では、製鋼精錬の基幹プロセスである転炉を主な対象としてプロセスの生産性および効率を向上させることを目的とした。特に、転炉の吹錬工程においては上吹きランスからのガス供給、底吹きによるガス攪拌が支配的かつ制御性の高い操作端であり、それらの特性の定量的評価ならびにそれらが精錬プロセスの生産性や効率に及ぼす影響を検討した。さらに、MURC 法のように脱珪・脱りん、脱炭を同一炉で処理する方式の場合、途中で転炉を傾動して脱珪・脱りんスラグを排滓する中間排滓等の非吹錬工程の高効率化によりプロセスの生産性および効率の向上を図ることも可能であると考え、中間排滓の機構に関する検討を行った。

第 2 章では、転炉上吹きランス噴流の特性について述べた。転炉内反応制御のため、上吹きランス噴流は重要な操作端であるが、転炉精錬においてはラバールノズルが使用されている。しかし、それが本来の適正膨張条件ではなく、広範囲の不適正膨張条件で使用された場合の噴流特性に関する知見、また、多孔ランスの複数噴流間の干渉に関する知見は本研究開発実行当時にはほとんどなかった。そこで、コールドモデル実験により、不適正膨張条件下での噴流特性および多孔ランスから吐出する複数噴流の干渉挙動の検討を行い、不適正膨張時も含めた噴流の中心流速の推定を可能とするとともに、複数噴流の干渉挙動を説明する簡易モデルを提案した。さらに、噴流挙動とダスト発生との関係を検討するため、6t 規模の転炉を用いた熱間試験を行った結果、ダスト発生と噴流流速には良い相関があり、不適正膨張条件を利用してソフトブロー化することでダスト発生が減少することを明らかにした。

第 3 章では、過酸化に及ぼす転炉上底吹き条件の影響について述べた。転炉吹錬の脱炭末期においては溶鋼中[C]が低下すると、雰囲気中の CO ガス分圧と平衡するように溶鋼中[O]が上昇する。しかし、攪拌が強い場合、見かけの CO ガス分圧は 1 気圧以下となり、過酸化が抑制できることが知られていた。そこで、6t 規模の転炉を用い、上吹き送酸速度や底吹き攪拌を変更して、過酸化が抑制される現象を系統的に評価した。さらに、実験結果をもとに上底吹き条件とスラグーメタル界面における物質移動の関係をモデルにより解析し、脱炭末期において、メタルースラグ間の物質移動は上底吹き転炉においては十分速いこと、さらに反応領域(火点域)の物質移動にはラ

ランス噴流のエネルギー以上に脱炭反応で発生する CO ガスのエネルギーが影響していることを明らかにした。従来、水モデル等の試験結果からランス噴流が攪拌に及ぼす影響は底吹きに比べて小さいとされていたが、実際の転炉では脱炭反応で発生する CO ガスによる攪拌が大きく影響していることを新たに見出し、反応領域の攪拌に及ぼす上吹き送酸速度の寄与を示すことができた。

第 4 章では、減圧下における上底吹きの挙動について述べた。第 2 章、第 3 章では転炉のランス噴流や底吹き攪拌の挙動に関する研究を行ってきたが、二次精錬で多用される減圧処理でも、ランス噴流や底吹き攪拌は操作端として使用されている。特に、減圧処理においては、例えばランス噴流の場合、ノズルの入側圧と出側圧の比は、減圧槽内の圧力変化により数十倍～数百倍と大きく変化し、大気圧処理時の数倍とは大きく異なる。また、底吹き攪拌においても、鉄浴表面近傍で圧が急激に解放されるため、大気圧下での挙動とは大きく異なる可能性があると考えられた。そこで、減圧下における上吹き噴流および底吹きの挙動の定量化を目的とし、上吹き噴流挙動についてはコールドモデルで、底吹き挙動については真空試験炉で、雰囲気圧を変化させて減圧下の挙動を調査した。その結果、ランス噴流については、大気圧下と同様に不適正度の概念を用いて、噴流中心軸上の流速が整理できることを見出し、広範囲の減圧条件に適用できる噴流流速の予測式を提案した。また、底吹き攪拌については、自由表面直下で急激に解放されるガス膨張分のエネルギーは浴面を盛り上げる力として寄与しないとしたモデルを提案し、高真空下にも適用できる盛り上がり高さの推定式を構築した。

第 5 章では、MURC 法の間排滓中の流体挙動について述べた。製鋼精錬プロセスの生産性や効率の向上方策は必ずしも前章までに述べてきたようなプロセスの操作端の改善のみに限られるものではなく、MURC 法では中間排滓工程の高効率化によりプロセスの生産性および効率の向上を図ることも可能であると考え、中間排滓中の流体挙動に関する知見を得ることを目的に検討を行った。水モデル実験により、中間排滓をシミュレートし、中間排滓中の流体挙動に及ぼす各種因子の影響を検討した結果、中間排滓性に及ぼす傾動パターン、メタル、スラグの物性、炉口形状等の影響が定量的に評価でき、さらに簡易モデルや数値計算により、中間排滓中の流体挙動を再現することに成功した。

以上、本研究は、精錬プロセスの主要な操作端である上吹きランスからのガス供給、

底吹きによるガス攪拌の定量的評価ならびにそれらが精錬プロセスの生産性や効率に及ぼす影響を検討すること、さらには MURC 法における中間排滓中の流体挙動の定量的解明を進めることを通じて、精錬プロセスの生産性や効率の向上に寄与するものである。

6.2 本研究の工学的意義と今後の課題

第 2 章に示した転炉上吹きランスの噴流特性に関する研究の知見、特に不適正膨張時の噴流挙動に関する知見は、転炉吹錬において不適正膨張の積極的に利用により、噴流のソフトブロー化を図る際のランス設計の指針として広く活用されている。また、噴流特性と精錬特性の関連を評価する際にも利用されている¹⁾。

第 3 章に示した上底吹き条件溶鋼の過酸化に及ぼす影響に関する研究の知見は、反応領域(火点域)の物質移動にはランス噴流のエネルギー以上に脱炭反応で発生する CO ガスのエネルギーが影響していることを明らかにしたという点で意義が大きい。本研究に着手した当初は、上吹き送酸速度の低減と底吹き攪拌エネルギーの増大により、吹錬時間の延長なしに脱炭末期の過酸化を抑制できるのではないかとの目論見があったが、この結果から、上吹き送酸速度の低減により過酸化の抑制は可能であるが、同時に反応領域の攪拌が低下することから、脱炭速度、すなわち転炉の生産性も低下することがわかり、実用化には至らなかった。しかし、反応領域の攪拌に及ぼす上吹き送酸速度の寄与を示すことができ、従来の水モデル実験に基づいた定説を覆すことにつながった。

第 4 章に示した減圧下における上底吹きの挙動に関する研究の知見は、減圧処理時の上底吹き挙動の推定による操業設計やプロセス解析に活用されている。

ここで、第 2~4 章を通じた今後の課題としては、より実現象に即した形で熱間かつ反応場における上吹き噴流挙動の精緻な推測を行い、さらなる最適化方策を検討することであると考えられる。特に、上吹き噴流が鉄浴に衝突するまでに燃焼反応、噴流衝突部位である火点でのガス発生、生成したスラグが上吹き噴流に及ぼす影響は本来転炉内での現象を考える上で無視できないものであるにもかかわらず、これまでは十分に考慮できていない。今後はセンシング技術や新しい数値解析モデル技術も取り込みながら、現象の機構解明と定量化を進め、さらなる精錬プロセスの生産性および効率の向上を図る必要がある¹⁾。

また、第 5 章に示した MURC 法の間排滓中の流体挙動に関する研究の知見は、従来、オペレータの経験等に依存していた部分に対し、初めて系統的に検討を加え、現象の機構解明を行ったという点で意義が大きい。今後の課題としては、実プロセスのスラグは気泡、フラックス固相、晶出固相、粒鉄等が分散したマルチフェーズスラグであることから、マルチフェーズスラグの特性の解明を進め²⁾、本知見を活用した定量的な予測に基づき、中間排滓の時間短縮や排滓率向上を図っていくことであると考ええる。

以上、製鋼精錬の基幹プロセスである転炉を主な対象として、製鋼精錬プロセスの生産性および効率の向上に関する課題について研究を行った結果をまとめた。本研究で得られた知見は、既存の知見および今後のセンシング技術や数値解析技術の進展で得られるであろう知見と合わせて、今後の製鋼精錬プロセスの生産性および効率のさらなる向上の追求につながり、鉄鋼業の発展に寄与するものと確信している。

参考文献

- 1) 内藤憲一郎, 浅原紀史, 開澤昭英, 小川雄司, 北川逸朗, 井本健夫, 佐々木直人, 松尾充高: 新日鉄技報, 394(2012), 33.
- 2) 例えば、K. Yamashita, S. Haruki, S. Sukenaga, Y. Saito, K. Nakashima and M. Matsuo: CAMP-ISIJ, 26(2013), 171.

参考論文

- 1) 著者名: Ken-ichiro NAITO, Yuji OGAWA, Takeo INOMOTO, Shin-ya KITAMURA, Masataka YANO
論文題目: Characteristics of Jets from Top-blown Lance in Converter
学術誌名 卷・号・頁: ISIJ Int., Vol.40, No.1, pp.23-30
発刊年月: January 2000
- 2) 著者名: K. Naito, S. Kitamura, Y. Ogawa
論文題目: Effects of BOF top blowing and bottom stirring conditions on suppressing excessive oxidation
学術誌名 卷・号・頁: Ironmaking and Steelmaking, Vol.29, No.3, pp.209-214
発刊年月: June 2002
- 3) 著者名: 内藤憲一郎, 浅原紀史, 若生昌光, 松宮徹,
論文題目: MURC (Multi-Refining Converter)法における中間排滓中の流体挙動に及ぼす各種因子の影響の基礎的検討
学術誌名 卷・号・頁: 鉄と鋼, Vol.100, No.4, 8頁相当
発刊年月: 2014年4月掲載予定(2013年10月掲載決定通知受領)

副論文

レフェリー付きジャーナル

- 1) 著者名: Ken-ichiro Naito, Masamitsu Wakoh
論文題目: Recent change in refining process in Nippon Steel Corporation and metallurgical phenomena in the new process
学術誌名 巻・号・頁: Scand. J. Metall, Vol.34, No.6, pp.326-333
発刊年月: December 2005
- 2) 著者名: Norifumi Asahara, Ken-ichiro Naito, Itsuro Kitagawa, Michitaka Matsuo, Masanori Kumakura, Masaki Iwasaki
論文題目: Fundamental Study on Interaction between Top Blown Jet and Liquid Bath
学術誌名 巻・号・頁: Steel Research Int. Vol.82, No. 5, pp. 587-594
発刊年月: May 2011

国際会議プロシーディング,学会予稿

- 1) 著者名: 内藤憲一郎, 松尾充高, 北村信也
論文題目: 底吹きによる溶鉄湯面盛り上がり高さの推定
学術誌名 巻・号・頁: CAMP-ISIJ, Vol.12, No.1, pp.130
発刊年月: 1999年3月
- 2) 著者名: S. Kitamura, K. Naito, Y. Ogawa, T. Inomoto
論文題目: Characteristics of jets and their application in the converter top-blowing lance
学術誌名 巻・号・頁: 3rd European Oxygen Steelmaking Conference, Birmingham, U.K., pp.103-113
発刊年月: October-November 2000
- 3) 著者名: 内藤憲一郎, 宮本健一郎, 北村信也
論文題目: 減圧下における上吹き噴流の流速
学術誌名 巻・号・頁: CAMP-ISIJ, Vol.18, No.1, pp.164
発刊年月: 2005年3月

謝辞

本研究の実施ならびに本論文の執筆にあたり、多大かつ懇切なご指導を賜りました新日鐵住金株式会社 顧問、金沢大学大学院自然科学研究科 客員教授 松宮徹博士に心より感謝いたします。

また、大変有益なご指導をいただきました金沢大学大学院自然科学研究科 教授 門前亮一博士、教授 三木理博士、教授 佐々木敏彦博士、准教授 渡邊千尋博士に深くお礼申し上げます。

本研究は新日鐵住金株式会社(旧 新日本製鐵株式會社)技術開発本部にて実施されたものであり、研究の機会を与えてくださるとともに、共同研究者としてご支援、ご協力、ご指導を賜りました北村信也博士、松尾充高博士、小川雄司博士、若生昌光博士、宮本健一郎博士、井本健夫氏、浅原紀史氏、矢野正孝博士に心からお礼申し上げます。

また、本研究の実施に際し、多大なるご支援をいただきました現 新日鐵住金株式会社 製鋼研究開発部、大分技術研究部、本社、各所製鋼部、現 日鉄住金テクノロジー株式会社のOBを含む関係者の皆様に深く感謝いたします。