

転炉上吹きランス噴流現象の解明

Behavior of Jet from Top-Lance in BOF

内 藤 憲一郎*
Ken-ichiro NAITO
北 川 逸 朗
Itsuro KITAGAWA

浅 原 紀 史
Norifumi ASAHARA
井 本 健 夫
Takeo INOMOTO

開 澤 昭 英
Akihide KAIZAWA
佐々木 直 人
Naoto SASAKI

小 川 雄 司
Yuji OGAWA
松 尾 充 高
Michitaka MATSUO

抄 録

上底吹き転炉の導入により、上吹き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が大幅に向上し、また、転炉型予備処理の適用拡大により、上吹きランス噴流のさらなる最適化ニーズが高まっている。一方、近年の計算機能力の向上に伴い、数値流体力学(Computational Fluid Dynamics: CFD)解析技術が、製鋼分野でも普及し、複雑な現象のシミュレーションが可能になってきている。実験、CFD解析を通して、不適正膨張、噴流の干渉や合体、浴との相互作用、燃焼場での挙動等の上吹きランス噴流が関与する現象の解明を進めてきており、定量的な推測が可能になりつつあるが、そこで得られた知見に基づき、実機の上吹きランス設計や操業条件を検討し、高速吹錬等の実操業に反映している。

Abstract

While the role of top-blown jet as a source of stirring energy has decreased with the introduction of the combined blowing technology to BOF, the flexibility of lance design and its operation has considerably increased. Besides, with the expanding application of hot metal pretreatment using BOF, the demands for the optimization of top-blown jet has been increasing. Meanwhile, computational fluid dynamics (CFD) has become popular in steelmaking area owing to the recent advancement of computational capacity and has enabled the numerical simulation of complicated phenomena. Nippon Steel Corporation, through experiments and CFD analysis, has been promoting to elucidate the phenomena related to top-blown jet such as incorrect expansion, interference and coalescence of jets, interaction with liquid bath and behavior in the combustion field and the quantitative estimation is becoming possible. Based on the obtained knowledge, dimension of top-lance and its operating condition are designed and applied to the commercial production such as high-speed blowing.

1. 緒 言

転炉の上吹きランス噴流は、酸素の供給源、溶鉄の攪拌動力源としての役割を有している。上吹きランス噴流が関与する主な転炉内現象として、溶鉄との物理的相互作用によるキャビティ形成、攪拌、スピittingやダストの発生、脱炭で発生するCOガスと酸素の反応による二次燃焼等が挙げられる。従来、転炉操業の最適化を図る中で、上記のような現象を制御すべく、上吹きランスの形状や操業に対しては様々な工夫や改善がなされてきており、例えば、上吹きランスには溶鉄の攪拌促進のため圧力エネルギーを高効率で噴流の運動エネルギーに変換できるラバー

ルノズルや、上吹きランス噴流を分散させてスピittingやダストの発生を抑えつつ、高速で送酸が可能な多孔ランスが一般に採用されている。

1980年台以降、上底吹き転炉の導入により、上吹き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向上した。一方、新日本製鐵では1990年台後半以降、MURC (Multi-Refining Converter)^{2,3)}に代表される転炉型予備処理の適用拡大を進めてきたが、例えば、MURCにおいては、1種類のランスによる脱りん吹錬と脱炭吹錬の両立、また、中間排滓やスラグ固め等の工程増に伴う生産性低下抑制ための高速吹錬の実現等、上吹きランス噴流のさらなる最適化ニーズが高まった。

* プロセス研究開発センター 製鋼研究開発部 主幹研究員 千葉県富津市新富20-1 〒293-8511

他方、近年の計算機能力の向上に伴い、数値流体力学 (Computational Fluid Dynamics: CFD) 解析技術が鉄鋼分野でも普及し、従来困難とされていた圧縮性流体、混相現象、反応等の複雑な現象のシミュレーションが可能になってきている。

そこで、本論文では、新日本製鐵における上吹き噴流現象の解明の一貫として行ってきた噴流挙動測定の冷間実験、燃焼実験、CFD 解析について述べる。

2. 単孔ノズルの噴流挙動⁴⁻⁶⁾

2.1 概要

前述のように転炉の上吹きランスには圧力エネルギーを高効率で噴流の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) が一般に採用されている。ラバールノズルのディメンションから適正マッハ数、適正圧、適正流量が決定され、通常はその適正条件 (適正膨張) 近傍で操業されている。一方、適正膨張から外れた領域で操業された場合、衝撃波や膨張波の発生により噴流のエネルギーロスが大きくなることが知られており、これを不適正膨張と呼ぶ。

本章では、不適正膨張時を含む単孔ノズルの噴流挙動についての実験および CFD 解析について述べる。

2.2 実験および解析方法

冷間で、スロート径は同一で出口径が異なる 5 種類の単孔ノズルを使用し、ノズル入側圧 (流量) を変更して、噴流の流速分布をピトー管により測定した。

なお、噴流の広がりの評価については、使用した測定機器の測定下限値が 5.7m/s であったため、流速がこの下限値以上となる領域の径を噴流径として採用した。

また、CFD 解析には、商用 CFD コードである FLUENT⁷⁾ の 2 次元軸対称モデルを使用し、入側および出側の境界条件として質量流入条件、圧力流出条件を使用した。気相側には空気 の物性値を使用し、圧縮性を考慮した。

2.3 結果および考察

2.3.1 不適正膨張時の挙動

ノズル出口からの距離 x をノズルのスロート径 d_t で無次元化した x/d_t が 20.5 の位置において測定した、単孔ノズルの噴流測定結果の一例を図 1 に示す。ここでは、ノズルのスロート径と出口径の比から決定される適正膨張時のノズル入側の適正圧 P_{0p} がそれぞれ 0.186MPa (ストレートノズル)、0.392MPa (ラバールノズル) の 2 種類のノズルについて、ノズル入側の操業圧 P_0 を変化させた場合の噴流の中心軸上流速 (マッハ数) の変化を比較した。いずれのノズルにおいても操業圧の増加に伴い一旦流速が増加するが、適正圧近傍で流速がピーク値をとった後ほとんど流速が変化しない領域があり、その後再度流速が増加するとい

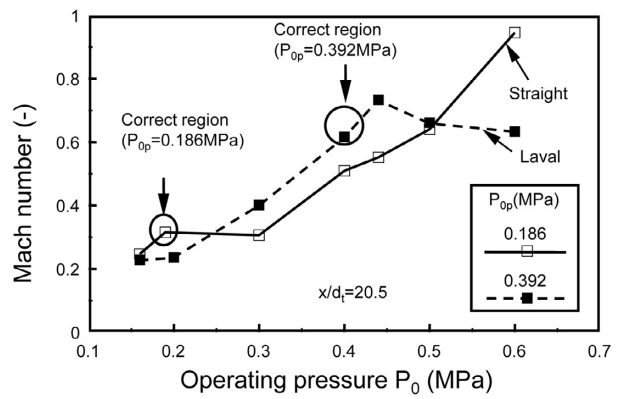


図 1 ノズル入側の操業圧と中心軸上噴流流速 (マッハ数) の関係

Relation between operating pressure and central axial jet velocity (Mach number)

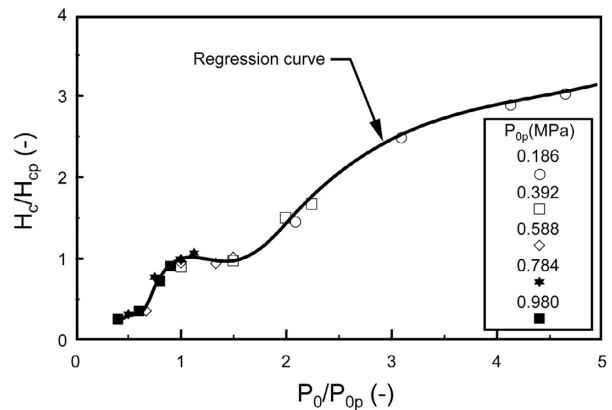


図 2 不適正度 (P_0/P_{0p}) と H_c/H_{cp} の関係
Relation between P_0/P_{0p} and H_c/H_{cp}

う傾向が見られた。操業圧が増加しているにもかかわらず流速が増加しない領域では、不適正膨張によるエネルギー損失が圧力エネルギーの増加を相殺しているためと考えられる。

そこで、ノズル入側の操業圧と適正圧の比 P_0/P_{0p} を不適正度と定義し、各ノズルの中心軸上流速を整理した結果を図 2 に示す。ここで、噴流の中心軸上流速はノズルからの距離に反比例して減衰することが知られているため、流速が音速と等しくなる (マッハ数 = 1 となる) 位置をジェットコア長さ H_c とすると、任意の中心軸上位置における流速 (マッハ数 M) は式 (1) で表わされることが知られている。従って、縦軸にはジェットコア長さ と適正膨張時のジェットコア長さの比 H_c/H_{cp} をとり、中心軸上流速を代表させた。なお、適正膨張時のジェットコア長さは式 (2) で表わされるが、詳細はここでは割愛する。

$$M = H_c / x \quad (1)$$

$$H_{cp} = M_{0p} \cdot (5.88 + 1.54M_{0p}^2) \cdot d_t \quad (2)$$

ここで、 H_{cp} は適正膨張時のジェットコア長さ、 M_{0p} は適正膨張時のノズル吐出時のマッハ数である。

図 2 に示すように、各ノズルの不適正膨張時の中心軸上

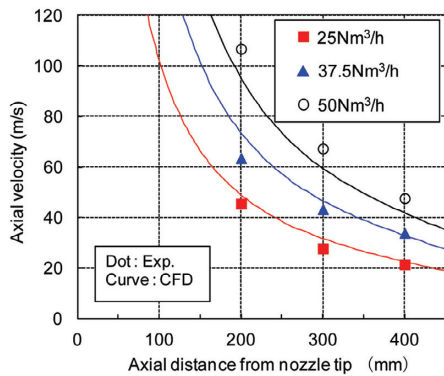


図3 中心軸上流速のCFD計算値と測定値の比較
Comparison between CFD simulated and measured central axial jet velocity

流速は概ね一元的に整理でき、不適正膨張時の流速が予測可能となった。本結果を適用し、不適正膨張を積極的に利用した噴流のソフトブロー化を図ることができる。

2.3.2 CFD解析

中心軸上流速について、FLUENTで採用されている各乱流モデルによるCFD計算値と測定値とを比較した結果、計算精度と計算コストの観点から、以降の解析では標準k-εモデルを採用することとした。

中心軸上流速のCFD計算値と測定値の比較を図3に示す。流速はノズル出口からの距離にはほぼ反比例して減衰しており、計算値と測定値の傾向は概ね一致するが、流量を増加させた場合の流速の増加の傾向には差異が見られる。ここでは、適正膨張時の適正流量が52Nm³/hのノズルを使用しているため、流量が50.0Nm³/hではほぼ適正膨張、25.0, 37.5Nm³/hでは過膨張となるが、計算値は測定値に比べて適正膨張時は低め、過膨張時は高めとなっている。すなわち、不適正膨張時の挙動はCFD解析では再現できておらず、今後更なる検討が必要である。

なお、噴流径については、3.3で述べる。

3. 多孔ノズルの噴流挙動⁴⁻⁶⁾

3.1 概要

前述のように転炉の上吹きランスには噴流を分散させてスピittingやダストの発生を抑えつつ、高速で送酸が可能な多孔ノズルが一般に採用されている。しかし、多孔ノズル噴流の干渉や合体が発生すると、上記のようなソフトブロー効果が得られない。

本章では、多孔ノズルの噴流挙動についての実験およびCFD解析について述べる。

3.2 実験および解析方法

実験方法は2.2と同様である。多孔ノズルの仕様を表1に示すが、各ノズルのスロート部の総断面積、スロート径

表1 多孔ノズルの仕様
Dimension of multi-hole nozzles

	Number of holes (-)	Inclined angle (deg)	Throat diameter (mm)	Outlet diameter (mm)
3 h	3	14	5.77	6.36
4 h 14 d	4	14	5.00	5.51
4 h 18 d	4	18	5.00	5.51
6 h	6	14	4.08	4.50
8 h	8	14	3.54	3.90

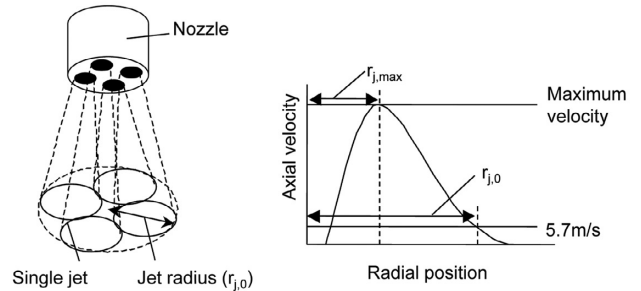


図4 噴流径の概略図
Schematic illustration of jet radius

と出口径の比は等しい。

なお、多孔ノズル噴流の広がりの評価については、図4に示す模式図のように、各孔からの噴流について流速が5.7m/s以上となる部分のうち、最外周を囲む円の径を噴流径とした。

また、CFD解析については、FLUENTの3次元モデルを使用し、孔数がn孔であるノズルについてノズルの周方向に1/2nに分割された領域についてメッシュを作成し、分割面を対称境界条件として解析した。

3.3 結果および考察

多孔ノズル噴流の流速測定結果の一例を図5に示す。横軸はノズル中心軸に垂直な半径方向距離、縦軸は軸方向流速であり、4孔14度と8孔14度のノズルの流速分布を比

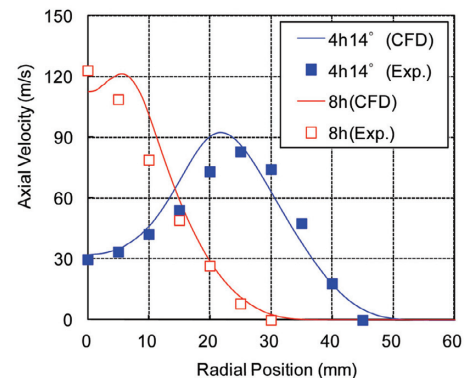


図5 多孔ノズル噴流の流速分布
Axial jet velocity profile of multi-hole nozzles

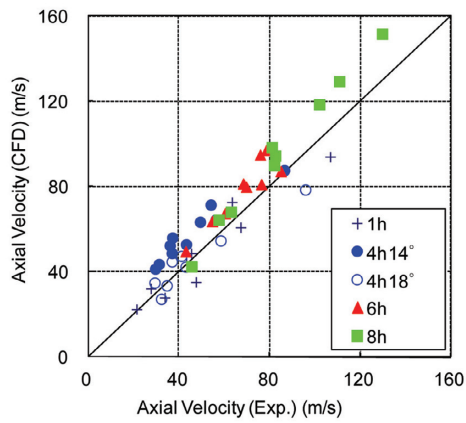


図6 多孔ノズルの中心軸上流速のCFD計算値と測定値の比較
Comparison between CFD simulated and measured central jet velocity of multi-hole nozzles

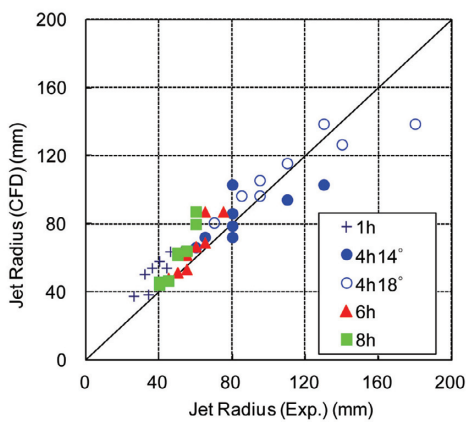


図7 多孔ノズルの噴流径のCFD計算値と測定値の比較
Comparison between CFD simulated and measured jet radius of multi-hole nozzles

較した。単孔ノズルの場合、ノズル径が小さいほど噴流は減衰しやすく流速が低下するが、多孔ノズルの場合、孔数を増やして個々のノズル径を小さくしても複数の噴流が相互に干渉し合体することで、減衰が抑制され、むしろ流速が高くなることもあることがわかる。図中にCFD計算値を併せて示すが、上記のような噴流の干渉・合体現象を概ね再現できている。

また、中心軸上流速と噴流径について、図6と図7にそれぞれ測定値とCFD計算値の比較を示すがノズルの種類によらず概ね一致しており、CFD解析手法が妥当なものであることがわかる。

4. 噴流と浴の相互作用^{5,6)}

4.1 概要

上吹きランス噴流と溶鉄浴との物理的相互作用は転炉操業を最適化する上で重要な要素である。特に、キャビティ形成やスピitting発生は精錬特性やダスト発生に関わる現象であるため、過去にも単孔ノズルを用いた水モデル実験が行われ、上吹き条件の影響について検討されてきた

が⁸⁻¹⁰⁾、多孔ノズルを用いた実験の報告例¹¹⁾は少ない。

本章では、噴流と浴の相互作用について、キャビティ形状とスピitting発生挙動を調査した実験およびCFD解析について述べる。

4.2 実験および解析方法

水モデルを用い、円筒容器内の水浴に上方から各種ノズルで空気を吹き付け、その様子をビデオカメラにて撮影し、記録された映像からキャビティ形状(深さ、径)を測定した。その結果と上吹き噴流との関係を調査した。なお、多孔ノズルにより形成されるキャビティについては、噴流径と同様にキャビティの最外周の径をキャビティ径とした。

スピittingについては、円筒容器側面に水面から所定の間隔でサンプリング孔を設け、上吹き噴流の衝突により飛散した水滴を捕集し、各サンプリング孔における単位面積当たりのスピitting捕集速度を算出した。

CFD解析については、混相流モデルであるVOF (Volume of Fluid) モデルを使用し、ガス噴流による自由表面形状の変化を計算した。

4.3 結果および考察

4.3.1 水モデルによるキャビティ形状測定

4孔ノズルのキャビティ形状を一例として図8に示す。なお、キャビティ形状(深さ、径、キャビティ角度)はそれぞれ図に示すように定義した。

単孔ノズル噴流が液面に衝突して形成されるキャビティについては、その深さの推定式が式(3)として報告されている^{9, 12, 13)}。

$$M / \rho_l g h^3 = (\pi / \beta) (L / h) (1 + L / h)^2 \quad (3)$$

M は噴流の運動量、 L はキャビティ深さ、 h はランス高さ、 ρ_l は液体の密度、 g は重力加速度である。 β は定数で、 $\beta = 125$ ¹²⁾と報告されている。

各ノズルにより形成されたキャビティ深さの測定結果を図9に示す。単孔、3孔、4孔ノズルによるキャビティ深さについては、式(3)による計算値は測定値と良く一致する

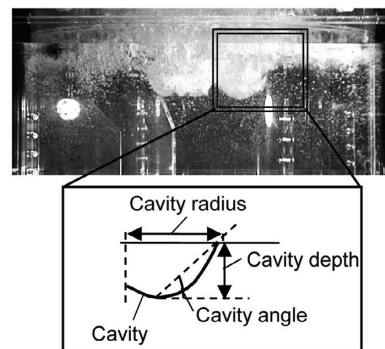


図8 キャビティ形状
Image of observed cavity

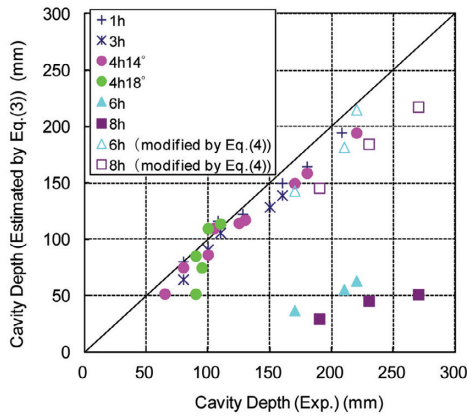


図9 キャビティ深さの計算値と測定値との比較
Comparison between calculated and measured cavity depth

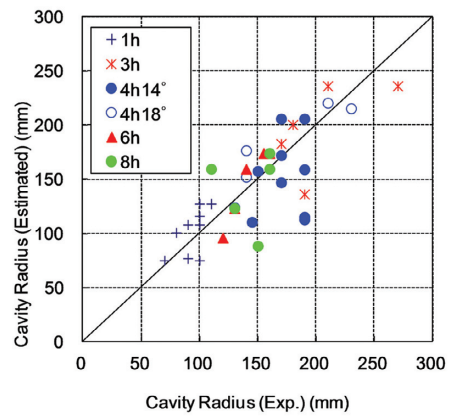


図10 キャビティ径の計算値と測定値との比較
Comparison between calculated and measured cavity radius

一方、6孔、8孔ノズルでは、測定値は計算値に比べて大きな値となった。これは式(3)では各孔からの噴流が独立していることを前提としているのに対し、実際には孔数の多い多孔ノズルでは噴流の干渉や合体により噴流流速が高く維持されているためである。そこで、多孔ノズルの噴流が合体する条件では、同等のスロート断面積をもつ単孔ノズルを使用したときと同様のキャビティ深さとなると仮定し、式(4)による予測式の補正を試みた。

$$M_{total} = nM \quad (4)$$

ここで、 M_{total} は多孔ノズルの噴流の総運動量、 M は多孔ノズルの各孔の噴流の運動量、 n は孔数である。

式(3)で M の代わりに M_{total} を用いることにより、図9に示すように噴流が合体した場合のキャビティ深さを予測することができた。

一方、キャビティ径は噴流径よりも大きな値をとる傾向にあるが、これは浴面に衝突した噴流がキャビティ底面で反転する際、キャビティを押し広げる方向に力が働くためと考えられる。そこで、キャビティ径(r_c)の予測式として式(5)を検討した。

$$r_c = r_{j,max} + 2(r_{j,0} - r_{j,max}) \quad (5)$$

$r_{j,max}$ は流速が最大値をとる半径方向の位置、 $r_{j,0}$ は噴流径であるが、その模式図を図4に示した。ここで、単孔ノズルの場合は $r_{j,max} = 0$ のためキャビティ径は噴流径の約2倍となると仮定し、多孔ノズルの場合には同様の仮定で噴流の中心からのずれを考慮に入れた値となる。

キャビティ径の測定値と式(5)による計算値を比較したところ、図10に示すように概ね一致し、噴流のCFD解析結果からキャビティ径の予測も可能であることがわかる。

4.3.2 CFDによるキャビティの直接解析

単孔ノズル噴流によるキャビティ形状について、CFDによる直接解析を試みた結果の一例を図11に示すが、噴流により水面にキャビティが形成されている様子が定性的には再現できる。ただし、キャビティ深さの測定結果と

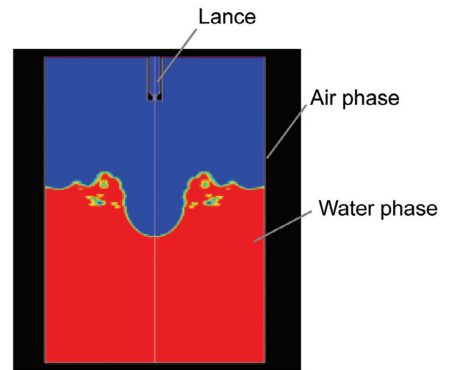


図11 キャビティ形成のCFDシミュレーション
CFD simulation of cavity formation

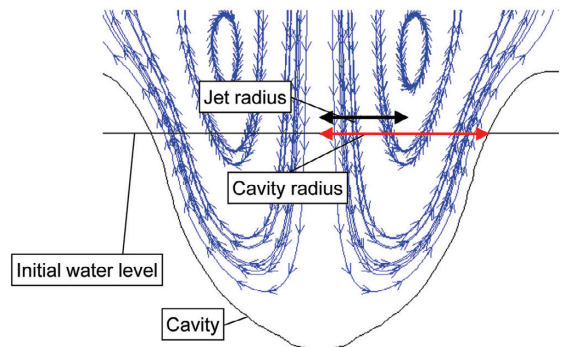


図12 キャビティ近傍の流れ
Flow pattern near cavity

CFD解析結果を比較すると、両者に相関はあるものの、CFD解析値の方が小さく予測される傾向があることがわかり、CFDによるキャビティ深さの定量的予測については今後更なる検討が必要である。

一方、キャビティ径の測定結果とCFD解析結果は概ね一致した。キャビティ近傍の流線を図12に示すが、噴流はキャビティ表面に到達した後に反転流として上向きに流れ、この流れがキャビティを半径方向に押し広げるため、噴流径よりも大きなキャビティが形成される様子がわかる。また、図でもキャビティ径は噴流径の約2倍となっており、式(5)の仮定は妥当であるといえる。

4.3.3 スピットティング

スピットティング捕集速度の高さ方向の分布の一例として、3孔ノズル、ランス高さ400mmの条件での実験結果を図13に示すが、捕集高さ h (m) における単位面積当たりの捕集速度 R ($\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{s}$) は式(6)のような指数関数で表わされることがわかった。

$$R = R_0 \cdot \exp(-h/h_0) \quad (6)$$

ここで、 R_0 は捕集高さ $h=0$ での捕集速度であり、スピットティング発生速度を代表する値と考えられる。また、 h_0 は捕集速度が R_0/e となる高さ（ここで、 e は自然対数の底を表す）と定義できる。以下ではパラメータ R_0 および h_0 を実験結果からのフィッティングで求め、前述の噴流流速やキャビティ形状との関連について検討した。

単孔ノズルを使用した場合、スピットティング発生速度は衝突噴流の総運動量との相関があることが報告されている¹⁰⁾。一方、多孔ノズルを使用した場合には噴流が軸対称とならないため、スピットティングの飛散方向も軸対象とはならない。そこで、方向依存性を考慮した運動量を式(7)により定義した。

$$M = \int \rho_g \cdot u(r)^2 \cdot 2\pi r \cdot dr \quad (7)$$

ρ_g は噴流気体の密度、 $u(r)$ は半径方向位置 r における軸方向流速であり、 $u(r)$ としてスピットティングを捕集した方向の流速分布を用いる。

水モデル実験で求めたパラメータ R_0 をCFD解析で求めた流速分布と式(7)から計算される噴流運動量を用いて整理したところ、図14に示すように良好な相関が得られ、CFD解析により流速分布を求めることで、スピットティング発生速度を予測できることがわかった。

一方、 h_0 は高さ方向の分布に関するパラメータであるが、水モデル実験ではキャビティが深くなるほど発生した水滴が上方に向かって飛散する傾向が観察されたことから、 h_0 はキャビティ形状と関係があると考えられる。そこで、単孔ノズルについて、キャビティ角度(図8参照)と

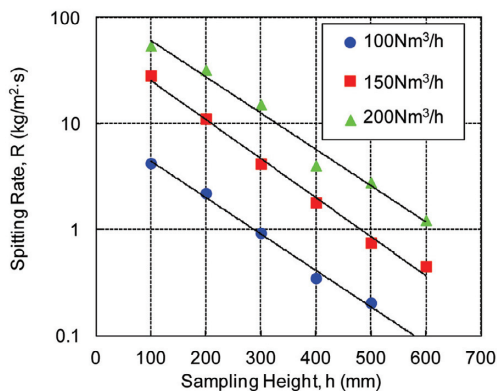


図13 スピットティング捕集速度の高さ方向分布
Vertical direction distribution of spitting rate

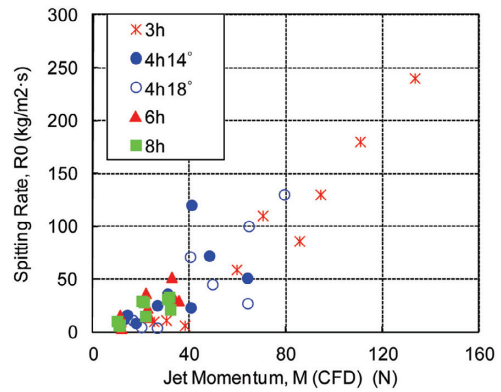


図14 噴流運動量とスピットティングパラメータ R_0 の関係
Relation between jet momentum and spitting parameter R_0

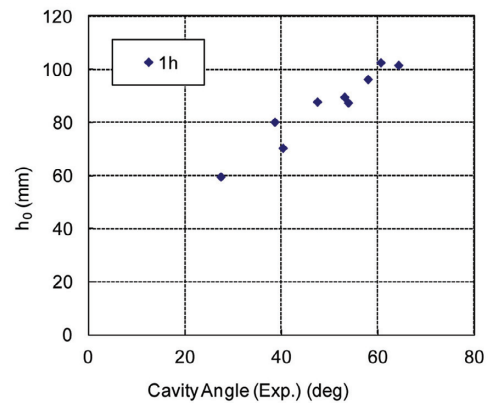


図15 キャビティ角度とスピットティングパラメータ h_0 の関係
Relation between cavity angle and spitting parameter h_0

h_0 との関係を整理したところ、図15に示すようにキャビティ角度が大きいくほど h_0 が大きくなり、また両者には良好な相関が見られた。

以上の結果より、噴流と浴の相互作用に関しては、CFDによる直接解析では十分に再現できないものの、噴流流速分布のCFD解析により衝突噴流の運動量やキャビティ形状(深さ、径)は予測できるため、それらを用いて間接的にスピットティング発生速度やスピットティング飛散高さを定量的に予測できることが示された。

5. 燃焼場での噴流挙動¹⁴⁾

5.1 概要

前章までは室温の反応のない条件での噴流挙動について述べてきたが、転炉内は高温の燃焼反応場であり、上吹きランス噴流特性がCOガスと酸素噴流の反応による二次燃焼に影響するとともに、二次燃焼自体も噴流挙動に影響を及ぼしている。非燃焼高温下での超音速噴流挙動¹⁵⁾、上吹き条件が二次燃焼に及ぼす影響¹⁶⁻¹⁸⁾については過去に研究がなされてきたが、燃焼噴流でのガス組成変化の影響については、知見が少ない。

本章では、燃焼場における噴流挙動についての実験およ

びCFD解析について述べる。

5.2 実験および解析方法

燃焼実験においてガス濃度と温度を測定するとともに、CFDによって実験結果を再現するモデルを構築し、噴流挙動の予測を試みた。

燃焼実験では酸素噴流によるCOガスの燃焼挙動を調査した。装置内部のガス燃焼空間は高さ1400mm、内径300mmの円筒形であり、内径4mmの単孔上吹きランスから20NI/minの酸素を、底面に設置したポーラスプラグから60NI/minのCOガスを各々流入させ、内部に設置した発熱抵抗体によって着火させて、所定位置で雰囲気ガスの採取、分析、測温を実施した。

CFD解析ではFLUNETを用いて、実験条件での流れおよび燃焼を計算し、定常状態におけるガス濃度および温度を評価した。計算は2次元円筒座標系で行い、乱流モデルには標準k-εモデルを、燃焼反応はCOとO₂の混合律速であると、渦消散モデルを用いるとともに、COとO₂からCO₂が生成する不可逆反応のみを考慮した。その他、圧縮性、輻射等の条件を変更して計算を行ったが、圧縮性を考慮し、輻射モデルにはDOモデル(球面方向を方位角φと天頂角θで離散化し、輻射強度の方向依存性を詳細に解いたモデル)を用いた条件で実験結果との合致が最も良く、以降の計算ではその条件を採用した。

5.3 結果および考察

5.3.1 ガス濃度分布、温度分布

図16にCFD解析によるガス濃度、温度、流れパターンを示す。図16では酸素噴流がCOガスと衝突し、酸素噴流の周辺でCOの燃焼によりCO₂が生成している様子がわかる。

また、図17、18に噴流中心軸上と半径方向の各種ガス濃度および温度の測定値、CFD計算値を示す。ここで、 x はノズル先端からの距離、 r は中心軸からの半径方向の距離であり、いずれもノズル内径 d で無次元化している。測定値とCFD計算値を比較すると、若干の乖離が認められる

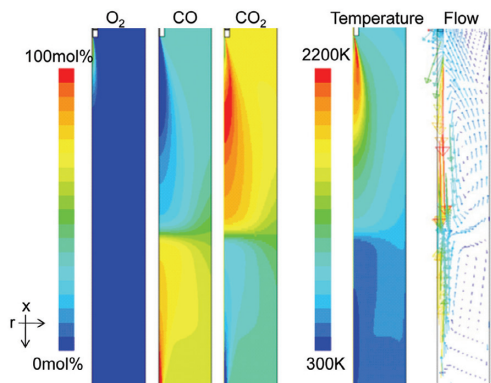


図16 CFD解析によるガス濃度、温度、流れパターン
Profile of gas species, temperature and flow pattern by CFD simulation

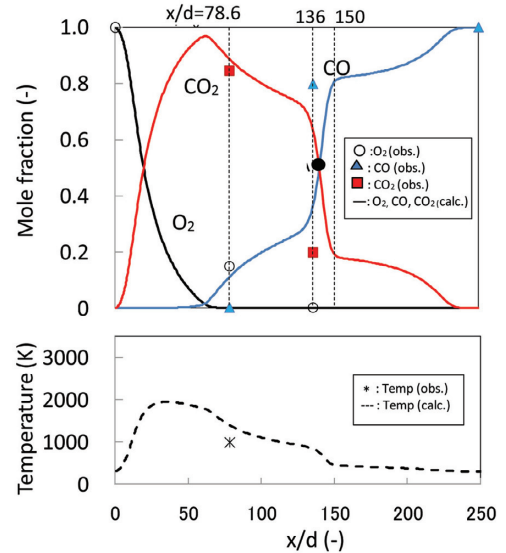


図17 中心軸上のガス濃度、温度のCFD計算値と測定値との比較

Comparison between CFD simulated and measured profile of gas species and temperature on central axis

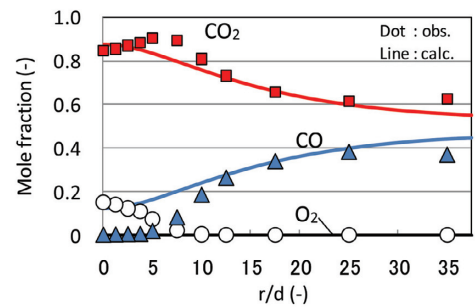


図18 半径方向のガス濃度のCFD計算値と測定値との比較
Comparison between CFD simulated and measured profile of gas species in radial direction

部分はあるが、概ね一致しており、ガス濃度分布や温度については測定値を再現できるモデルが構築できたと考えられる。ただし、上吹き噴流の酸素濃度分布に関しては、まだ乖離が解消されておらず、今後の検討課題である。

5.3.2 燃焼場における流速、動圧、ガス密度

前項で示したモデルを採用し、燃焼場における噴流と非燃焼室温下での噴流の特性値(流速、動圧、ガス密度)をCFDで解析し、比較した。

図19にそれぞれ x/d と中心軸上の流速、動圧の関係を示す。実機での湯面に相当する $x/d = 50$ 近傍において、燃焼下における噴流流速は室温下での値の約2倍大きな値となる。一方、攪拌力やスピitting発生に影響すると考えられる動圧については燃焼下と非燃焼室温下の差は小さくなり、特に $x/d = 50$ 近傍ではほぼ同等であったが、これは流速の増加が高温化による密度の減少で相殺されたためである。

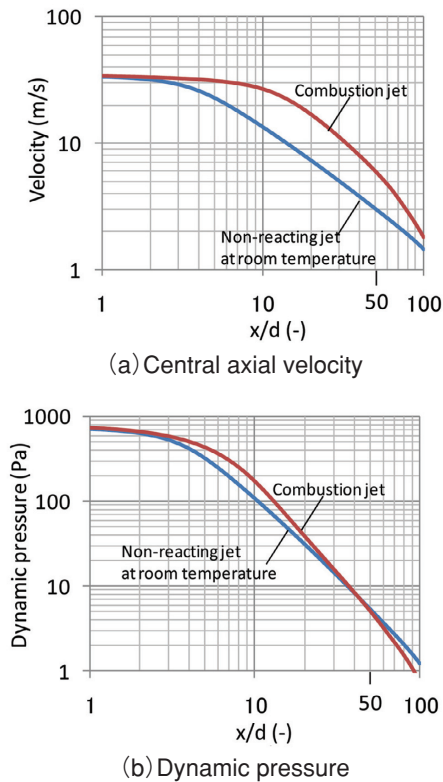


図19 燃焼場と非燃焼室温下での噴流の比較
Comparison between combustion jet and non-reaction jet in room temperature

6. 実プロセスにおける適用

新日本製鐵では、転炉型溶鉄予備処理の適用拡大に伴い、生産性を向上させるための高速吹錬技術の開発を推進してきた。特に、高速吹錬化に伴い、ダストやスピitting発生量の抑制は溶鋼歩留向上対策の一つとして重要な課題となっており、前述の知見や解析技術を用いてランス設計や送酸パターン（送酸量、ランス高さ等）の最適化を行ってきた。中でも、不適正膨張の知見やCFD解析による噴流の干渉・合体挙動の予測技術を活用して噴流の強度や広がり最適化し、高速吹錬下における歩留低下防止に活用している^{19, 20)}。

7. 結 言

実験、CFD解析を通して、不適正膨張、噴流の干渉や合体、浴との相互作用、燃焼場での挙動等の上吹きランス噴流が関与する現象の解明を進め、以下の知見を得た。

- 1) 単孔ノズル噴流の不適正膨張時の中心軸上流速は不適正度により概ね一元的に整理でき、不適正膨張時の流速が予測可能となった。不適正膨張を積極的に利用することで、噴流のソフトブロー化を図ることができる。
- 2) 多孔ノズル噴流の流速分布のCFD計算値は噴流の干渉・合体挙動も含めて測定値と概ね一致しており、妥

当なCFD解析手法を確立した。

- 3) 噴流と浴の相互作用について、CFDによる直接解析では十分に再現できないものの、噴流流速分布のCFD解析により衝突噴流の運動量やキャビティ形状（深さ、径）を予測し、間接的にスピitting発生速度やスピitting飛散高さを予測できる。
- 4) 燃焼場での噴流挙動について、ガス濃度分布や温度については測定結果を概ね再現できるモデルを構築し、それをもとに噴流特性値を予測した。その結果、燃焼下と非燃焼室温下の動圧はほぼ同等となることが示された。

現在新日本製鐵ではこれらの知見や解析技術を活用して転炉上吹きランスの設計や操業を行っている。しかし、噴流の衝突部位（火点）での反応により発生するガス等の影響²¹⁾、スラグの影響は本来無視できないものであるにもかかわらず、現象の複雑さゆえ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モデル化技術も取り込みながら、上記現象の解明を進め、さらなる転炉精錬の効率化、生産性向上に向け取り組んでいきたい。

参照文献

- 1) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学. 改定新版. 東京, 日刊工業新聞社, 1977
- 2) 小川雄司 ほか: 鉄と鋼. 87 (1), 21 (2001)
- 3) 林 浩明 ほか: 材料とプロセス. 15 (1), 139 (2002)
- 4) Naito, K. et al.: ISIJ Int. 40 (1), 23 (2000)
- 5) 浅原紀史 ほか: CAMP-ISIJ. 23 (2), 554 (2010)
- 6) Asahara, N. et al.: Steel Res. Int. 82 (5), 587 (2011)
- 7) Fluent Inc.: FLUENT User's Guide (CD-ROM). New Hampshire, Fluent Inc., 2006
- 8) 石川英毅 ほか: 鉄と鋼. 58 (1), 76 (1972)
- 9) Turkdogan, E. T.: Chem. Eng. Sci. 21, 1133 (1966)
- 10) 田中 努 ほか: 鉄と鋼. 74 (8), 1593 (1988)
- 11) 森正 晃 ほか: 鉄と鋼. 70 (4), S244 (1984)
- 12) Banks, R. B. et al.: J. Fluid Mech. 15 (1), 13 (1963)
- 13) Cheslak, F. R. et al.: J. Fluid Mech. 36 (1), 55 (1969)
- 14) Kaizawa, A. et al: 8th International Conference on CFD in Oil & Gas, Metallurgical and Process Industries. Trondheim, 2011
- 15) Sumi, I. et al.: ISIJ Int. 46 (9), 1312 (2006)
- 16) 加藤嘉英 ほか: 鉄と鋼. 75 (3), 478 (1989)
- 17) 古賀輝久 ほか: 日本機械学会論文集 (B編). 72 (723), 2798 (2006)
- 18) 平居正純 ほか: 鉄と鋼. 73 (9), 1117 (1987)
- 19) 熊倉政宣: 新日鉄技報. (394), 4 (2012)
- 20) 橋本 肇 ほか: 新日鉄技報. (394), 84 (2012)
- 21) 北村信也 ほか: 鉄と鋼. 76 (2), 199 (1990)



内藤憲一郎 Ken-ichiro NAITO
プロセス研究開発センター 製鋼研究開発部
主幹研究員
千葉県富津市新富 20-1 〒 293-8511



浅原紀史 Norifumi ASAHARA
八幡技術研究部 主任研究員



開澤昭英 Akihide KAIZAWA
プロセス研究開発センター 製鋼研究開発部
研究員



小川雄司 Yuji OGAWA
プロセス研究開発センター 製鋼研究開発部
主幹研究員 工博



北川逸朗 Itsuro KITAGAWA
技術総括部 海外技術支援グループ
マネジャー



井本健夫 Takeo INOMOTO
プロセス研究開発センター 製鋼研究開発部
主任研究員



佐々木直人 Naoto SASAKI
プロセス研究開発センター 製鋼研究開発部
主任研究員



松尾充高 Michitaka MATSUO
プロセス研究開発センター
製鋼研究開発部長 工博