Regular Article

Behavior of Jet from Nozzle Set on Side Wall of Lance

Nobuhiko ODA^{1)*}, Shinji KOSEKI¹⁾, Yuichi UCHIDA²⁾, Yuta HINO¹⁾ and Naoki KIKUCHI¹⁾

1) Steel Research Laboratory, JFE Steel Corporation

2) Nippon Institute of Technology

Abstract: In a top-blowing converter, when a distance between the top-blowing lance and the molten metal surface increases, post-combustion ratio increases, but its heat transfer efficiency to the molten metal decreases. Therefore, a fundamental study of behavior of a gas jet from the lance nozzles was carried out in order to develop a new oxygen top-blowing lance with side nozzles with the aim of achieving both higher post-combustion ratio and higher heat supply to the molten metal in converter.

In order to design the shape of the side nozzles and blowing conditions, cold model experiments and numerical calculations were carried out to investigate the effect of the inclination angle of the side nozzles and the flow rate on the gas jet behavior of the nozzles. It was found that the gas jet from the side nozzles was deflected to the direction away from the side wall of the lance due to a difference in the pressure distribution at the nozzle outlet. The deflection angle can be estimated by an equation using the supply pressure, atmospheric pressure and inclination angle of the nozzle.

Keywords: converter; lance; nozzle; jet; post-combustion; deflection.

Received on Jun. 26, 2019 ; Accepted on Sep. 24, 2019

* Corresponding author. E-mail : no-oda@jfe-steel.co.jp, Address : JFE Steel Corporation, 260-0835 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba

ランス側壁に設置された単孔ノズルから吐出されたジェットの挙動

小田 信彦^{1)*}・小関 新司¹⁾・内田 祐一²⁾・日野 雄太¹⁾・菊池 直樹¹⁾

Behavior of Jet from Nozzle Set on Side Wall of Lance

Nobuhiko ODA, Shinji KOSEKI, Yuichi UCHIDA, Yuta HINO and Naoki KIKUCHI

1. 緒言

製鋼プロセスにおいてスクラップ使用量を増加した低溶銑配合操作を行うことでCO₂排出量削減が可能となる^{1,2)}。この場合、スクラップを溶解するための熱余裕創出が課題である。これまでに、転炉における熱余裕創出のための技術開発として、二次燃焼を促進させる種々の酸素上吹きランスが検討されてきた³⁻⁷⁾。しかし、一般に上吹きランス高さ、すなわちランス先端と溶鉄浴面との距離を大きくすると、二次燃焼率は増加するが、溶鉄への着熱効率が低下するという課題があった⁵⁾。

一方で、主に転炉炉口付近の地金溶解を指向して、ランス先端に配置した酸素供給ノズルに加え、ランス本体側面にも酸素を供給するノズルを配置したランスが開発されてきた⁸⁾。この地金溶解用側孔付きランスは、側孔がランスの炉内挿入方向に対して垂直方向となるよう設計されており、側孔からの酸素は炉口付近で二次燃焼するため、溶鉄への着熱は殆どない。よって、熱余裕創出には結びつかない技術とみなされていた。

本研究では、側孔ノズルで熱余裕を創出するという機能を付与することを目的に、側孔ノズルに溶鉄側への傾角を与えることで、二次燃焼帯を拡大し、かつ着熱効率を高める二次燃焼用側孔付きランスを考案した。

二次燃焼用側孔付きランスの開発にあたり、二次燃焼率と着熱効率の両立、炉体への噴流直撃回避、および側孔酸素の精錬酸素への合流回避という観点から、側孔ノズルの孔径、傾角を設計し、側孔から供給するガスの流量・圧力の条件を決定する必要がある。そこで、コールドモデル実験および数値解析により、ランス側面に設置された単孔ノズルから吐出される噴流の偏向挙動に及ぼすノズル傾角およびガス流量・供給圧力の影響について調査した。

2. コールドモデルによる側孔からの噴流吐出挙動

2.1 実験方法

Fig.1に本実験で用いたコールドモデル装置の概略図を示す。鉄製半割パイプの内部に内径1.7 mmのノズルをパイプ壁面に対して傾角をつけて設置し、窒素ガスを供給した。実験条件をTable 1に示す。代表長さをノズル内径とし、質量流量および室温での粘性からレイノルズ数を算出した。ノズルの傾角 (Fig.1中の θ) は通常のノズルと同様に、ランス中心軸からの傾きとし、45°から90°まで変化させた。ノズルの傾角とピトー管の測定部の角度は合致させて測定を行った。パイプ側面からピトー管先端までの距離

Fig. 1. Schematic diagram of cold model experiments. (Online version in color.)

2019年6月26日受付 2019年9月24日受理 (Received on Jun. 26, 2019; Accepted on Sep. 24, 2019)

1) JFEスチール(株)スチール研究所 (Steel Research Laboratory, JFE Steel Corporation)

2) 日本工業大学 (Nippon Institute of Technology)

* Corresponding author. E-mail: no-oda@jfe-steel.co.jp, Address: JFE Steel Corporation, 260-0835 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba

(Fig.1中のX) を20, 50, 100 mmで一定とし、パイプ側面と平行方向でノズル先端からの距離Hを変えながら測定した。例えばX=20 mmの条件ではX=20 mmを一定に保ちながら、H方向の測定を行うために、Fig.1中にあるA, Bを調整した。

2・2 実験結果

Fig.2に傾角45°, 流量0.2 Nm³/minとした際の流速分布測定結果を示す。Fig.2は、横軸に流速、縦軸にH方向の距離を示している。この3つの流速分布はX軸方向の距離を(a) 20, (b) 50, (c) 100 mmとした際の流速分布を示している。ノズルからX方向の距離が大きくなるにつれて最大流速が減少し、最大流速位置がFig.1中のHが増加する方向へ推移することが確認された。各X軸方向の距離における最大流速位置をFig.3に示す。パイプ側面からの距離が700 mm以下の範囲では、噴流は直線的に吐出されていることがわかる。この傾きを噴流の吐出角度 θ' とした。Fig.3にはノズルの傾角である、45°の軌跡も同時に示した。噴流の吐出角度 θ' は傾角 θ よりも大きく、噴流はパイプから離れる方向に偏向していた。

ノズル傾角 θ と噴流吐出角度 θ' の差である $\Delta\theta$ を偏向角

Table 1. Experimental conditions.

Diameter of side holes	1.7 mm
Model gas	N ₂
Flow rate	0.10-0.20 Nm ³ /min
Inclination angle, θ	45-90°
Distance from nozzle exit, X	0-700 mm
Reynolds number, Re	$1 \times 10^5 \sim 2 \times 10^5$

Fig. 2. Examples of velocity distribution of jet. (Flow rate 0.2 Nm³/min, (a) X=20 mm, (b) X=50 mm, and (c) X= 100 mm)

として、ノズル傾角に対してプロットしたものをFig.4に示す。供給ガスの流量は0.2 Nm³/min一定とした。吐出方向がパイプ側面と垂直方向となる、傾角が90°となる条件では噴流は偏向せず、傾角が小さい場合ほど、偏向角が大きくなった。また、ノズル傾角を45°一定とし、流量を変化させた際の偏向角をFig.5に示す。ノズル傾角が一定の条件では、供給ガスの流量が大きいほど偏向角が大きくなる傾

Fig. 3. Measurement of deflection angle.

Fig. 4. Relationship between inclination angle and deflection angle. (Online version in color.)

向が見られた。

3. 先端非対称ノズルから吐出される噴流偏向挙動に関する数値解析

今回測定された側孔ノズルからの噴流の偏向現象は、先端を切り落とした非対称ノズルから吐出される不足膨張噴流が偏向するという Kojima らの報告⁹⁾と一致する。また、傾角が小さくノズル先端の形状が鋭角になるほど、またガスの供給圧力が大きくなるほど、すなわち、同一ノズルに

Fig. 5. Relationship between flow rate and deflection angle. (Online version in color.)

対しては流量が大きくなるほど、偏向角が大きくなるという傾向も一致した。すなわち、側孔ノズルから吐出される噴流の偏向挙動は、ノズル先端の形状により決定していると考えられる。この偏向挙動を定量的に評価するため、数値解析計算を行った。

3・1 解析条件

先端出口形状が非対称であるノズル出口付近の流速および圧力分布について数値解析を行った。解析ソフトは STAR-CCM+ ver.11.04 を用いた。支配方程式は、圧縮性の Navier-Stokes 方程式、連続の式、エネルギー保存の式、理想気体の状態方程式とし、乱流モデルは Realizable k-ε モデルを採用した。Fig.6 に数値解析における解析領域を示す。解析格子数は約 100 万であり、多面体メッシュを用いた。ここで、ノズル先端部の解析を簡略化するため、Fig.7

Fig. 6. Schematic diagram of simulation model. (Online version in color.)

Fig. 7. Shapes of nozzles used in numerical calculations. (Online version in color.)

に示すようにランス本体の一部を除外し、ノズル先端部分のみを再現して解析を行った。Fig.6において、底面、側壁、およびノズルを構成している壁面はno-slip条件のWall、ノズル内上面は一樣質量流量での流入、天井部は大気圧として境界条件を与えた。また、ノズル内上面および天井部の流入温度を300 Kとした。Table 2に計算条件および、計算されたガス供給圧 P_0 を示す。ガス供給圧は流量が同じ条件で概ね同じ値となった。これはガス供給圧が、ガス流量とノズル最小断面積部の面積により決定されるため、ノズル径を揃えた今回の条件では、ノズル先端形状の影響を受けず、ガス流量に対して一義的に決定されたと考えられる。

3・2 数値解析結果

得られた解析結果の一例をFig.8に示す。左図は、ノズル傾角を意味する先端切り落とし角を 45° 一定として流量を変化させた際の偏向挙動を、右図は流量を $0.2 \text{ Nm}^3/\text{min}$ 一定として切り落とし角を 30° から 60° まで変化させた際の

偏向挙動の解析結果を示している。ノズルの先端位置を破線で示した。コールドモデル実験時と同様に、噴流は直線的に吐出されており、ノズルの設置方向から偏向して吐出されていることがわかる。また、流量を増加させると偏向角度が大きくなり、切り落とし角を小さくすると偏向角度が大きくなる傾向となり、コールドモデル実験での結果と傾向が一致した。

Table 3およびFig.9にコールドモデル実験で得られた偏向角 $\Delta\theta_{\text{obs.}}$ と数値解析結果 $\Delta\theta_{\text{calc.}}$ の比較を示す。数値解析での偏向角度はコールドモデル実験で得られた結果に対して小さい値となった。これは、流速分布測定の際のピトー管の走査方向がノズル軸に対して完全には垂直でなかった可能性があり、流速が最大値となる点が噴流の上流側に寄り、偏向角が大きく見積もられたことに起因すると考えられる。しかし得られた偏向挙動は計算結果とほぼ一致しており、数値計算の結果はコールドモデル実験の結果をよく再現していると考えられる。従って、壁面に設置されたノズルからの噴流偏向は、先端形状によるものだと考えられる。

Table 2. Conditions of numerical calculations.

Conditions of numerical calculations		Supply pressure, P_0 (Pa)
Inclination angle, θ (degree)	Flow rate (Nm^3/min)	
30	0.10	3.9×10^5
	0.15	6.2×10^5
	0.20	8.6×10^5
45	0.10	3.9×10^5
	0.15	6.3×10^5
	0.20	8.6×10^5
60	0.10	3.9×10^5
	0.15	6.3×10^5
	0.20	8.6×10^5

Table 3. Relationship between numerical calculations and experimental results.

Flow rate (Nm^3/min)	Inclination angle, θ (degree)	$\Delta\theta_{\text{obs.}}$ (degree)	$\Delta\theta_{\text{calc.}}$ (degree)
0.10	45	9.4	6.5
0.17	45	13	11.5
0.20	45	14.5	12.4
0.20	60	9.7	9.1

Fig. 8. Results of numerical calculations. (Online version in color.)

4. 考察

4・1 ノズル出口近辺におけるX軸方向への流速変化挙動

ここで、ノズル先端部の形状により偏向挙動が決定される現象を、ノズル出口近傍における静圧および流速の変化に着目して考察した。Fig.10に切り落とし角 45° 、 $0.20 \text{ Nm}^3/\text{min}$ とした際のノズル近傍における静圧分布および、X軸方向（紙面右方向）、Y軸方向（紙面下方向）への流速の分布を示す。また、同断面での流速ベクトル図を合わせて示した。一般に、ストレートノズルにおいて、雰囲気圧 P_a とガス供給圧 P_g の比が臨界圧力比以上である場合、供給されたガスは出口近傍にて雰囲気圧以上の静圧を保ったまま音速状態となる。ここで、臨界圧力比は比熱比 $\gamma=1.4$ のときに 0.528 となり、ガス供給圧が $1.9 \times 10^5 \text{ Pa}$ 以上であるときに上記の条件を満たすこととなる。Table 2に示したように、今回扱った条件は全てこの条件に該当し、ガスは音速状態で吐出される。その後、ノズル出口から吐出されたガスの静圧はガスが吐出方向に進行するにつれて減

少し、圧力減少分は噴流の運動量に変換される。先端非対称ノズルを用いた場合での静圧分布は、Fig.10に示すようにA断面での静圧分布は大気圧に対して一様に高くなっており、ノズル先端部であるC断面においては、静圧が低下し外部の圧力に近い値となっていることが確認できる。また、切り落とし部中央のB断面では、ノズル壁面が短く、先に雰囲気気に吐出されるXが正の範囲において、先に静圧減少が起こっていることがわかる。Y軸方向への流速は、A断面からC断面にかけてすべての領域で概ね一様になっているのに対し、X軸方向への流速は、Xが正の範囲から徐々に加速していることが確認できる。その結果、ベクトル図に示したように、A断面でY軸方向へ吐出された噴流は、Xが正の範囲から徐々に偏向し、最終的にC断面から下流側では概ね一定方向に偏向して吐出される。

Fig.11 (a) にはFig.10中に示したA、BおよびC断面における静圧分布を、(b)、(c) にはA、BおよびC断面におけるX軸方向、Y軸方向への流速の分布をそれぞれ示した。静圧分布は前述のように、A断面では 0.25 MPa 程度の概ね一様な矩形分布をしており、C断面では大気圧に近い値となっている。また、B断面においてはX軸が正の部分において先に静圧が低下している。A断面におけるX軸方向への流速は小さく、噴流は概ねY軸方向に吐出されていた。B断面ではノズル出口の端部において、X軸方向への流速が増加した。この流速増加位置はA断面において静圧差が最も大きかった位置と一致している。同じくC断面におけるX軸方向への流速分布はノズル中央部で増加しており、この流速増加位置はB断面でノズル中央部にて最も静圧差が大きくなっていた位置と一致した。これらのことから、ノズル出口近傍でのX軸方向への静圧差が流体のX軸方向への運動量に変換されたことで、X軸正方向への流速が発生し噴流が偏向したと考えられる。なお、Y軸方向への速度分布はX軸方向への速度分布と比較して概ね矩形分布となっており、Y軸方向への静圧分布はY軸方向への流速分布に大きく影響しないことが確認できた。

Fig. 9. Relationship between numerical calculations and experimental results.

Fig. 10. Contours of static pressure and velocity and a velocity vector diagram. (Online version in color.)

4・2 噴流偏向挙動の定量化

噴流の偏向角がノズル近傍でのX軸方向静圧分布に起因するとして定量化を行った。Fig.12に示すように、Y軸方向に音速で吐出される噴流が切り落とし部の壁面から吐出時の静圧 P_e [Pa] と大気圧 P_a [Pa] の差に比例した力積を受けると考えた。ノズル先端の切り欠け部におけるガスの運動量収支について着目すると、Y軸方向の運動量 p_y

Fig. 11. Distributions of (a) static pressure, (b) X-axis velocity, and (c) Y-axis velocity. (Online version in color.)

Fig. 12. Mechanism of change of momentum at edge of nozzles. (Online version in color.)

[kg・m/s] は吐出時のガス密度 ρ_e [kg/m³], 体積および吐出速度 V_y [m/s], つまり音速の積で式 (1) のように表される。ここで, d [m] はノズル直径であり, 図中に示した斜切円柱状の体積は $(\pi/8) d^3 \cos \theta$ で表される。次に, 偏向方向であるX軸方向への運動量はノズル壁面から受ける力積 I [kg・m/s] に等しく, 式 (2) のように吐出時の圧力差 $P_e - P_a$ [Pa], 壁面面積, および切欠け部を進むのに必要な時間 Δt [s] と定数項 C の積で表される。偏向角 $\Delta \theta$ は小さく $\tan \theta$ におおよそ等しいと仮定すると, $\Delta \theta$ はX・Y方向それぞれの運動量の比とすることができる。 $\Delta \theta$ はガス供給圧 P_o [Pa], 比熱比 γ [–]およびパラメータ C [–]を用いて式 (3) で表すことができると考えられる。また, 比熱比 γ が1.4のとき, 定数項を C_o として式 (4) のように整理することもできる。ここでは, ストレートノズルの吐出時は臨界状態になっていると考え, 完全気体の音速を表す式 (5), 気体の状態方程式 (6), および臨界状態の圧力とガス供給圧の比を示す式 (7) を用いて式を変換した。なお, R は気体定数 [J/kg・K], T_e は吐出時におけるガスの温度 [K] である。

$$p_y = \rho_e \times \frac{\pi}{8} d^3 \cos \theta \times V_y \dots\dots\dots (1)$$

$$p_x = I = C (P_e - P_a) \times d^2 \cos \theta \times \Delta t \\ = C (P_e - P_a) \times d^2 \cos \theta \times \frac{d \cos \theta}{V_y} \dots\dots\dots (2)$$

$$\Delta \theta \doteq \frac{180}{\pi} \tan \theta = \frac{180}{\pi} \frac{p_x}{p_y} \\ = \frac{1440 \times C \left(\left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} P_o - P_a \right) \times \cos \theta}{\pi^2 \gamma \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} P_o} \dots\dots\dots (3)$$

$$\Delta \theta \doteq C_o \cos \theta \times \frac{0.528 P_o - P_a}{P_o} \dots\dots\dots (4)$$

$$V_y = \sqrt{\gamma R T_e} \dots\dots\dots (5)$$

$$P_e = \rho_e R T_e \dots\dots\dots (6)$$

$$\frac{P_e}{P_o} = \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} \dots\dots\dots (7)$$

数値解析結果での $\Delta \theta$ を式 (4) の右辺におけるパラメータ C_o 以降の項を横軸にプロットしたものをFig.13に示す。概ね直線で表すことが可能であり, 噴流偏向角 $\Delta \theta$ は傾角 θ とガス供給圧 P_o [Pa] で整理できる。ここで, 式 (3), (4) に示したように C_o のうちフィッティングパラメータは C のみであり, C は0.20となる。式 (2) において, 斜切円柱状の流体が円筒壁面から受ける力積を示すために C を用いた

Fig. 13. Relationship between deflection angle and supply condition of gas.

ため、 C は流体の形状と壁面の形状に依存する項であると考えられる。よって、円筒形状の切欠けノズルにおいては同一の C を用いることができると考えられる。

以上の結果から、ノズル壁面に設置されたノズル単孔から吐出される噴流の吐出角度を定量的に予想可能となった。今後、ノズルの多孔化や配置を決定するにあたっては、壁面の隣接した噴流同志の干渉¹¹⁾、ノズル下面に設置した精錬用酸素噴流の影響を考慮して、詳細に検討する必要がある。さらに、二次燃焼熱を効率よく着熱させるための噴流と浴面の関係についても調査を行い、実操業へ適用するランスを設計する。

5. 結言

転炉上吹きランス壁面に設置されたノズルから吐出される噴流の挙動をコールドモデル実験および数値解析により調査した。得られた知見を以下に示す。

- (1) ランス側壁に設置されたノズルから吐出される噴流は、ノズル先端形状の影響を受け、ランス側壁から離れる方向へ偏向して吐出された。また、流量が大きいほど、また傾角が小さいほど、その偏向角は大きくなった。
- (2) 数値解析により先端非対称ノズルから吐出される噴流の挙動について調査した。コールドモデル実験時と同様の方向へと偏向した。また、コールドモデル実験時と同様に、流量が大きいほど、また先端形状が鋭角であるほど偏向角が大きくなる結果となった。コールドモデル実験時と偏向角はおおむね同じ値となり、ノズル壁面に設置されたノズルからの吐出噴流が偏向したのはノズル先端形状の影響であることが示唆された。

- (3) 噴流の偏向角について定量的に評価を行うため、ノズル壁面から吐出された噴流が静圧と雰囲気圧の差に比例した力積を受けるという仮定のもとノズル出口近辺での運動量変化を推定し、傾角 θ 、ガス供給圧 P_o を用いた以下の実験式を得た。

$$\Delta\theta = \frac{1440 \times 0.20 \left(\left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} P_o - P_a \right) \times \cos\theta}{\pi^2 \gamma \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} P_o}$$

記号

- d : ノズル内径 (m)
- θ : ノズル傾角 (degree)
- θ' : 噴流の吐出角 (degree)
- $\Delta\theta$: 噴流の偏向角 (degree)
- P_x : 噴流のX軸方向への運動量 ($\text{kg} \cdot \text{m/s}$)
- P_y : 噴流のY軸方向への運動量 ($\text{kg} \cdot \text{m/s}$)
- I : 噴流が壁面から受けるX軸方向の力積 ($\text{kg} \cdot \text{m/s}$)
- V_x : 噴流のX軸方向への流速 (m/s)
- V_y : 噴流のY軸方向への流速 (m/s)
- ρ_o : 噴流吐出時のガス密度 (kg/m^3)
- P_o : ガス供給圧力 (Pa)
- P_e : 吐出時におけるガスの静圧 (Pa)
- P_a : 雰囲気圧 (Pa)
- T_e : 吐出時におけるガスの温度 (K)
- R : 気体定数 ($\text{J/kg} \cdot \text{K}$)
- Δt : 先端部通過時間 (s)

文 献

- 1) K.Kamei, H.Shima, N.Matsumoto, A.Minami, A.Nobumoto, K.Oonuki and K.Umezawa: *CAMP-ISIJ*, **7**(1994), 28 (in Japanese).
- 2) Y.Ikeda, K.Sakurai, H.Yamauchi, M.Miwa and H.Kobayashi: *CAMP-ISIJ*, **13**(2000), 772 (in Japanese).
- 3) M.Hirai, R.Tsujino, T.Mukai, T.Harada and M.Omori: *Tetsu-to-Hagané*, **73**(1987), 41 (in Japanese).
- 4) N.Takashiba, M.Nira, S.Kojima, H.Take and F.Yoshikawa: *Tetsu-to-Hagané*, **75**(1989), 89 (in Japanese).
- 5) Y.Kato, J.Grosjean, J.Reboul and P.Riboud: *Tetsu-to-Hagané*, **75**(1989), 478 (in Japanese).
- 6) M.Mabuchi, H.Kokubu, H.Nakato and T.Nozaiki: *Tetsu-to-Hagané*, **75**(1989), 1139 (in Japanese).
- 7) S.Nishioka, H.Nakamura, K.Takahashi, Y.Kawai and S.Sugiyama: *Tetsu-to-Hagané*, **76**(1990), 2019 (in Japanese).
- 8) T.Sera and K.Hinode: *NKK Tech. Rep.*, **175**(2001), 50 (in Japanese).
- 9) T.Kojima, Y.Liu and J. Inoue: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. B*, **70**(2009), 1972 (in Japanese).
- 10) E.Rathakrishnan, 鈴木宏二郎, 久保田弘敏: 圧縮性流れの理論, 丸善, 東京, (2008), 24.
- 11) K.Naito, Y.Ogawa, T.Inomoto, S.Kitamura and M.Yano: *ISIJ Int.*, **40**(2000), 23.