



入門講座

鉄鋼精錬プロセス工学概論 3  
Introduction of Steel Refining Process Engineering 3

北村信也  
Shin-ya Kitamura

東北大学 多元物質科学研究所  
教授

前号 (Vol.15 No.6 P.333) からの続き

(3.1.1) 式で記述される<sup>34)</sup>。尚、 $\theta$  は一般的には $12^\circ$ とされる。

3 要素技術の指標とモデル

$$v_{\max} = \frac{4d v_0}{2x' \tan \theta + d} \dots\dots\dots (3.1.1)$$

精錬は溶銑を溶鋼へ作り変える操作であり、限られた設備と時間の中で、いかに効率的で高速に作業が進められるかが重要である。基本的な精錬設備は転炉であり、それに、予備処理や2次精錬をおこなうため、トピードカーや取鍋を反応容器として用いている。この章では、各反応容器に共通した要素技術について、その考え方、指標、モデルを示す。

転炉上吹きノズルのようにガス流速が非常に大きく超音速の場合には、ノズルから噴出された直後にガスは急に減圧され断熱膨張を起こす。このため、図37に示すような末広型ノズル(ラバルノズルと称する)を用いて圧力損失を抑制してガスの背圧を有効に流速に変えている<sup>34)</sup>。ここで、 $P_p$ は酸素ガスの背圧(MPa)、 $P_a$ は雰囲気圧力(MPa)、 $A_t$ は最も

3.1 上吹きジェット

3.1.1 単孔からの噴流

超音速ジェットとして酸素ガスを上吹きすることは、転炉精錬で最も重要な要素技術であり、脱炭酸素効率のような冶金反応だけでなく、ダストやスピッキング、2次燃焼等の現象とも密接に関連するため、特に、噴流の浴面到達時の流速やエネルギーを推定する試みが広くおこなわれている。

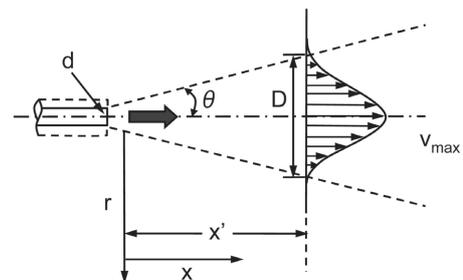


図36 上吹きジェットの噴流流速分布の模式図(文献<sup>34)</sup>による)

ノズルからの気体噴流に関する研究は化学工学で広くおこなわれている。軸対象自由噴流の場合、ノズルから噴出方向を  $x$  (m)、ノズル中心軸から半径方向の距離を  $r$  (m) として、ある位置  $x'$  での  $r$  方向における噴流流速  $v$  (m/s) の分布を測定すると、中心軸で最大 ( $v_{\max}$ ) で周辺部ほど小さくなり、また、ノズルから離れるほど  $v_{\max}$  が小さくなる挙動を示す(図36)<sup>34)</sup>。また、 $x$  によらず  $v/v_{\max}$  と  $r/r_h$  の関係は1つの曲線となることが知られている。ここで  $r_h$  は  $v$  が  $v_{\max}$  の1/2になる  $r$  の値(半値幅)である。

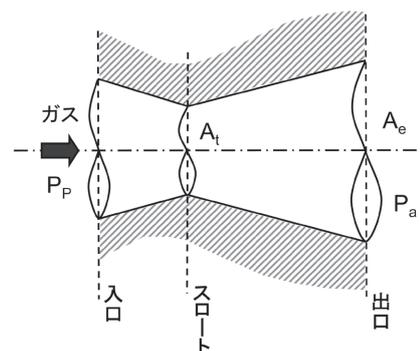


図37 上吹きランスノズル断面の模式図

円孔ノズルでは、 $x'$  での中心流速  $v_{\max}$  と平均流速  $\bar{v}$  との間には  $v_{\max} = 4\bar{v}$  の関係があり、ノズル直径を  $d$ 、気体の初速を  $v_0$  とし、 $x'$  での噴流が直径  $D$  で広がるとすると、運動量保存則から  $d v_0 = D \bar{v}$  の関係が成り立つ。また、噴流の広がり角度を  $\theta$  とすると  $D = 2x' \tan \theta + d$  となり、これより、 $v_{\max}$  は

狭い部分（スロートと称する）の断面積 (m<sup>3</sup>) で、A<sub>e</sub> (m<sup>3</sup>) は出口断面積である。

このようなノズルから高速で気体を噴出させると、中心軸上の流速が変化しないポテンシャルコアと呼ばれる領域が存在し (図 38)、ポテンシャルコアが消えた後に自由噴流と同様の減衰が始まるため、中心軸での流速は図 39 のように変化する。ここで縦軸は測定された流速を音速で無次元化した値 (マッハ数; M) である。M = 1 になる x を仮にジェットコア長さと呼び X<sub>JC</sub> (mm) とすると、この値は (3.1.2) 式で計算できる<sup>35)</sup>。

$$X_{JC} = M_P (5.88 + 1.54M_P^2) d_t \dots\dots\dots (3.1.2)$$

ここで、d<sub>t</sub> はノズルのスロート直径 (mm) であり、M<sub>P</sub> はラバールノズルに対してその形状 (スロート径と出口径の比) で決まる適正マッハ数であり (3.1.3) 式で計算される。尚、d<sub>e</sub> はノズルの出口直径 (mm) である。

$$\frac{d_e}{d_t} = \left\{ \frac{1}{M_P} \left( \frac{1 + 0.2M_P^2}{1.2} \right)^3 \right\}^{1/2} \dots\dots\dots (3.1.3)$$

M<sub>P</sub> と、その時の酸素ガスの背圧 (P<sub>P</sub>; MPa)、酸素流量 (F<sub>O<sub>2</sub>,P</sub>; Nm<sup>3</sup>/h) の関係は (3.1.4)、(3.1.5) 式で示される。ここで P<sub>a</sub> は大気圧では 0.1013 になるが、減圧下ではその時の操業真空度になる。

$$M_P = \left\{ 5 \times \left( \frac{P_{P,P}}{P_a} \right)^{2/7} - 1 \right\}^{1/2} \dots\dots\dots (3.1.4)$$

$$F_{O_2,P} = 4.65 \times d_t^2 \times P_P \dots\dots\dots (3.1.5)$$

この流量で供給する場合は、最もエネルギー損失なくガスが噴出できる (適正膨張) ため、いわばノズルの設計流量とも言える値であるが、これと異なる背圧 (P) で酸素を供給した場合には不適正膨張がノズル先端で起こり、それによるエネルギーロスのためジェットコア長さ X'<sub>JC</sub> (mm) が図 40 のように変化する<sup>35)</sup>。この挙動については、P/P<sub>P</sub> (=  $\zeta$ ) と、(3.1.2) 式で計算される適正膨張条件でのジェットコア長さ X<sub>JC</sub><sup>P</sup> (mm) との関係で (3.1.6) 式のような実験式が得られている。

$$\left. \begin{aligned} X_{JC}/X_{JC}^P &= 0.571 \times \zeta - 0.043 && (0.4 < \zeta \leq 0.7) \\ X_{JC}/X_{JC}^P &= -1.935 \times \zeta^4 + 12.65 \times \zeta^3 && \\ &\quad - 29.28 \times \zeta^2 + 28.78 \times \zeta && \\ &\quad - 9.21 && (0.7 < \zeta \leq 2.1) \\ X_{JC}/X_{JC}^P &= 0.078 \times \zeta^3 - 1.023 \times \zeta^2 && \\ &\quad + 4.737 \times \zeta - 4.54 && \\ &&& (2.1 < \zeta \leq 5.0) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.1.6)$$

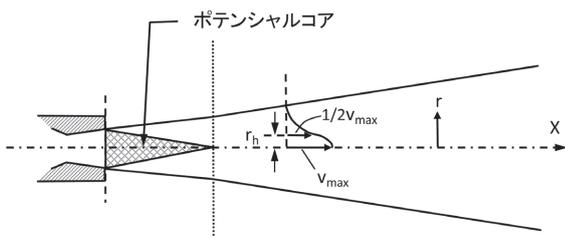


図 38 高速で噴射されたジェットに生成するポテンシャルコア

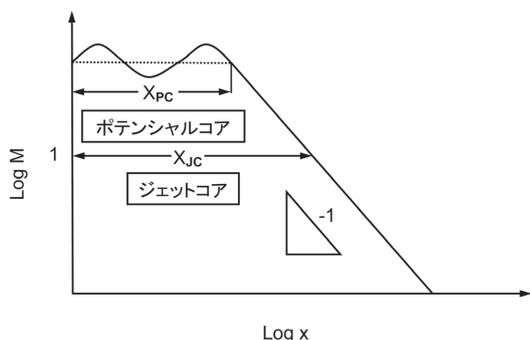


図 39 ジェット中心軸上の最大流速の変化 (文献<sup>35)</sup>による)

### 3.1.2 多孔ランス

転炉上吹き多孔ランスは我が国で開発された技術であり 1962 年に実用化されている。これにより、転炉大型化、高速吹錬化が可能になり、その後、世界的に転炉製鋼法が普及したことに大きな貢献をした。多孔にした場合、ノズルの傾角を十分に大きくしないと、各ノズルからの噴流が合体する。

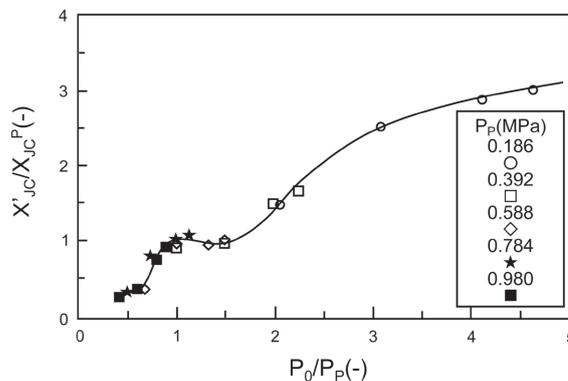


図 40 適正膨張圧力に対して背圧を変化させた場合のジェットコア長さの変化 (文献<sup>35)</sup>による)

これは、噴流が周囲のガスを巻き込んで減衰するときに、各ノズルから出た噴流に囲まれた閉鎖的な空間が存在すると負圧が発生し、周囲の噴流が互いに引き寄せられるためである(図41)<sup>35)</sup>。図42に示すのは冷間で2つのノズルから出た噴流の、ある位置xでの流速分布であるが、2つのノズル間の傾角( $\xi$ )が小さい場合やノズルの間隔( $l_N$ )が短い場合、あたかも1つのノズルからの噴流のようにになっている<sup>35)</sup>。このようになると多孔化した効果が失われるため、ランスの設計では各ノズルの間隔や傾き角度に注意が必要である。どのような条件で合体が起こるのかについては簡単には計算できず、モデル式による検討<sup>35)</sup>や流動解析ソフトによる計算<sup>36)</sup>がなされている。

### 3.1.3 高温場、反応場、減圧下での噴流

実際の転炉では噴流は高温場にさらされ、また、 $O_2$  ガス噴流が雰囲気中のCOを巻き込むため、噴流内で $O_2 + 2CO = 2CO_2$ という発熱反応が起こる。さらに、2次精錬では減圧雰囲気の上吹きをする場合もある。

噴流挙動に対する雰囲気温度の影響は、雰囲気温度を変化させた加熱炉中で噴流の動圧を測定することで調べるこ

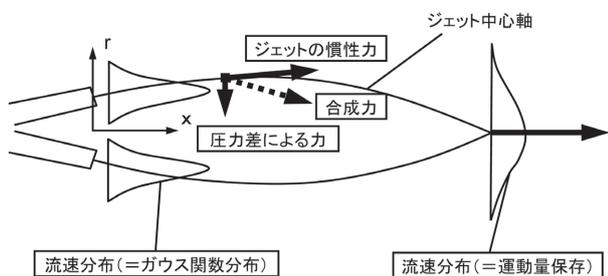


図41 近接する2つのノズルから出た噴流が合体する機構(文献<sup>35)</sup>による)

とができる。それによれば、高温ほどポテンシャルコアが長くなり中心流速も速くなるが、ガス密度が低下するため動圧として見ると温度の影響は大きくないという結果が出ている(図43)<sup>37)</sup>。しかし、酸素ガスをCO雰囲気中に噴出させた実験では、中心軸上のガス組成はノズルから遠ざかるほど $CO_2$ が増加しており(図44)、噴流の温度も $1600^\circ C$ 以上まで上昇している<sup>38)</sup>。このように、転炉での噴流挙動は複雑なものと思われるが、操業指針としては、3.1.1節で示したような冷間実験の結果が用いられる。

一方、2次精錬のように減圧雰囲気での噴流挙動も重要である。この場合には、真空度によってノズルのスロート径や出口径を変えることはできず、同じノズルで様々な真空度で上吹きするため、設計条件(適正膨張)とは大幅に異なる条件(不適正膨張)で使用されることになる。減圧下では雰囲気から巻き込まれるガス密度が下がるためポテンシャルコアが伸び、噴流の減衰も遅くなる。ある位置xとノズル出口でのマッハ数をM、 $M_0$ とすると、噴流は(3.1.7)式で記述できる<sup>39)</sup>。

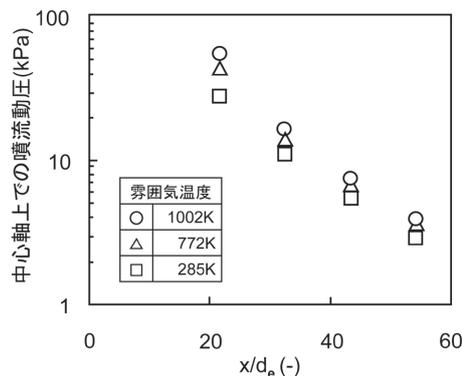


図43 中心軸の動圧変化に対する雰囲気温度の影響(文献<sup>37)</sup>による)

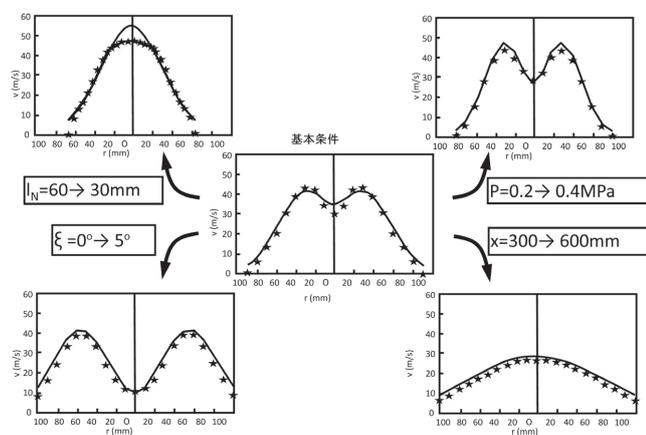


図42 近接する2本の噴流の相互作用による動圧分布の変化(文献<sup>35)</sup>による)

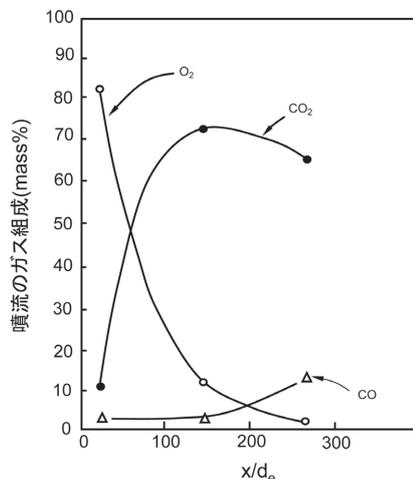


図44 中心軸部のガス組成の変化(文献<sup>38)</sup>による)

$$\frac{M}{M_0} = \frac{K}{(x/d_e - \alpha)} \dots\dots\dots (3.1.7)$$

Kは噴流の減衰速度を示すパラメータで、M = M<sub>0</sub>になる位置をポテンシャルコア (X<sub>PC</sub>) とするとK + αは無次元化されたポテンシャルコア (X<sub>PC</sub>/d<sub>e</sub>) になる。これらは雰囲気圧力 P<sub>a</sub> と背圧 P の比で整理でき (図 45)、以下の実験式が得られている<sup>39)</sup>。

$$K = 6.02 \times 10^{-5} \times \left(\frac{P}{P_a}\right)^2 + 5.40 \dots\dots\dots (3.1.8)$$

$$K + \alpha = -150.4 \times \left(\frac{P}{P_a}\right)^{-1} + 27.8 \dots\dots\dots (3.1.9)$$

ここで M<sub>0</sub> は設計条件 (M<sub>P</sub>) から不適正膨張によるロス (M<sub>loss</sub>) を差し引いた値であり、適正膨張を得られる背圧 P<sub>P</sub> と雰囲気圧力との比で図 46 のようなデータが得られている。

3.1.4 上吹きガスによる攪拌エネルギー密度

上吹きガス噴流を簡易的に図 47 のように近似すると、噴流の流速分布は (3.1.10) 式で与えられる。ここで v (r, x) は中心軸方向に x、半径方向に r の点の流速であり、r<sub>∞</sub> は噴流

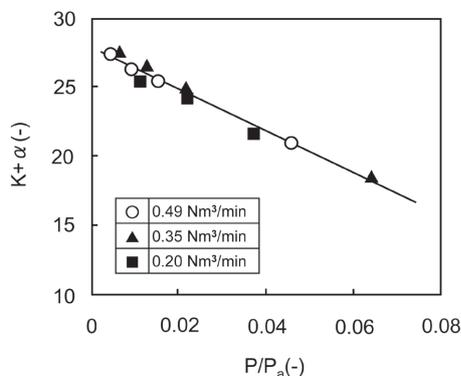


図 45 雰囲気圧力とポテンシャルコア長さの関係 (文献<sup>39)</sup>による)

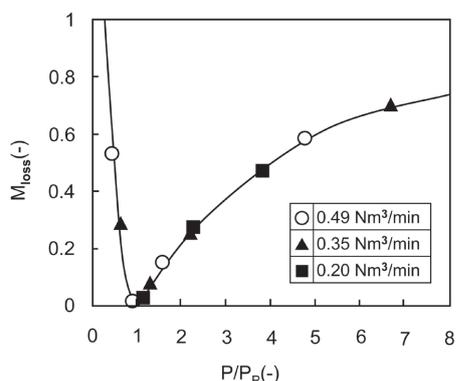


図 46 減圧下での不適正膨張による流速ロス (文献<sup>39)</sup>による)

が広がる半径である。

$$\frac{v(r, x)}{v(0, x)} = \frac{r_\infty - r}{r_\infty} \dots\dots\dots (3.1.10)$$

ガス密度を ρ<sub>g</sub> (kg/m<sup>3</sup>) とすると、運動量収支は (3.1.11) 式で記述され、運動エネルギー E<sub>T</sub> (w) は (3.1.12) 式のようにになる。ここで v<sub>0</sub> = v (0, 0) はノズル出口での初速であり (3.1.13) 式で計算される。

$$\pi \rho_g d_t^2 v_0^2 / 4 = \rho_g \int_0^\infty 2 \pi r v^2 (r, x) dr \dots\dots\dots (3.1.11)$$

$$E_T = \frac{\pi \rho_g}{20} \left(6.313 \frac{d_t}{x}\right)^3 \left(x \tan \left(\frac{\theta}{2}\right)\right)^2 v_0^3 \dots\dots\dots (3.1.12)$$

$$v_0 = \left\{ \frac{\gamma g R}{m} T_g \left(\frac{P_a}{P}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \right\}^{1/2} \frac{2}{\gamma-1} \left\{ \left(\frac{P}{P_a}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1 \right\} \dots\dots\dots (3.1.13)$$

ここで、γ は比熱比で純酸素であれば 1.4、P、P<sub>a</sub> は背圧、雰囲気圧力、m はガスの分子量、T<sub>g</sub> はガス温度 (K) である。

(3.1.12) 式より、溶鉄の質量を W (t)、上吹き酸素流量を Q<sub>T</sub> (Nm<sup>3</sup>/min) とし、ランス先端から浴面までの距離 (ランス高さ) を h (m)、ランスのノズル数を n<sub>L</sub>、ノズル傾角を ξ とすると、多孔ランスでの上吹きガスによる攪拌エネルギー密度 ε<sub>T</sub> (W/t) は (3.1.14) 式となる<sup>40)</sup>。

$$\epsilon_T = 0.0453 \times Q_T \times \frac{n_L \times d_t \times v_0^2}{W \times h} \cos^2 \xi \dots\dots\dots (3.1.14)$$

また、ガスの水平方向の運動エネルギーも考慮した上で、より簡易に計算できる (3.1.15) 式も提案されている<sup>41)</sup>。

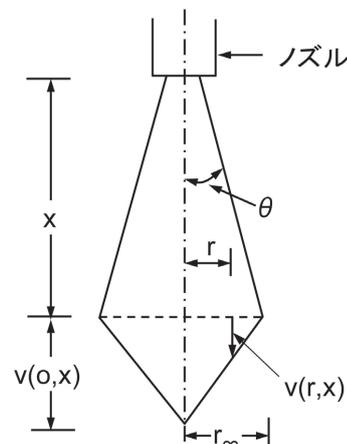


図 47 上吹きガスによる攪拌エネルギー密度 (文献<sup>40)</sup>による)

$$\dot{\epsilon}_T = \frac{0.632 \times 10^{-6}}{W} (\cos \xi) \frac{Q_T^3 m}{n_L^2 d_i^3 h} \dots\dots\dots (3.1.15)$$

尚、後記のように上吹き攪拌エネルギー密度のうち、鋼浴の攪拌に寄与する割合は10%程度にすぎないとされている。

3.1.5 キャビティー深さ

上吹きガスの特性において操作上、最も良く使われる概念がキャビティー深さL(m)である。これは図48のように、上吹きガスの動圧で鋼浴表面にできる凹み深さであるが、これを浅くする吹錬をソフトブロー、深くする吹錬をハードブローと呼び、日本で確立され世界で用いられている操業指針である。

Lは(3.1.16)式で計算される<sup>34)</sup>。

$$\left. \begin{aligned} L &= L_h \exp(-0.78 (h \times 10^3) / L_h) \times 10^{-3} \\ L_h &= 63.0 \left\{ k \frac{Q_T/60}{n_L (d_i \times 10^3)} \right\}^{2/3} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.1.16)$$

kは多孔ノズルでの重なりを補正する係数であり3孔ノズルの場合は傾角との関係として表2で与えられる。この式は、式の形式は次元解析に基づく理論式であるが、係数は試験転炉での実験値に合わせこんで得たものである。

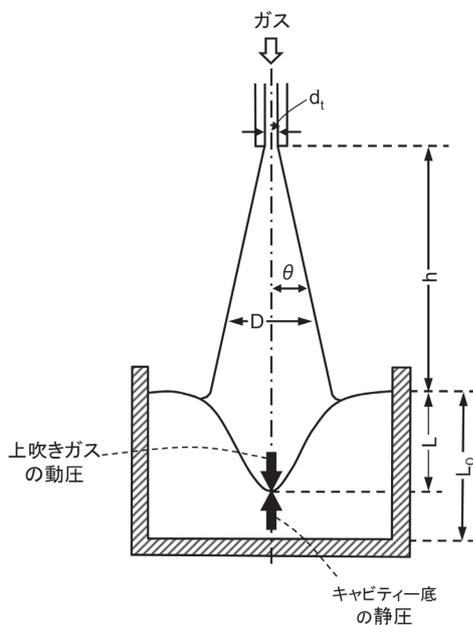


図48 上吹きガスによるキャビティーの形成 (文献<sup>34)</sup>による)

表2 多孔ノズルでの補正係数 (文献<sup>34)</sup>による)

ノズルの傾角(ξ);度	0	5	10
補正係数(k)	約1.72	約1.51	1.00

また、噴流の吹き付け圧がキャビティー底の静圧とバランスするとすれば(3.1.17)式が書ける。ここでρ<sub>L</sub>は溶鉄密度(kg/m<sup>3</sup>)、gは重力加速度(=9.807m/s<sup>2</sup>)である。v<sub>max</sub>を(3.1.1)式(x' = L+h)で与えると(3.1.18)式が得られる<sup>34)</sup>。尚、ζはエネルギー損失を示す補正係数である。

$$\frac{\rho_g v_{max}^2}{2g} = L \rho_L \dots\dots\dots (3.1.17)$$

$$d_i v_0 = \zeta \left\{ \left( \frac{2g \rho_L}{\rho_g} \right)^{1/2} / \left( \frac{4}{2 \tan \theta} \right) \right\} \times (L+h) \sqrt{L} \dots\dots\dots (3.1.18)$$

3.1.6 スピットイングの発生

上吹きガスによる操作上の大きな問題はスピットイングと呼ばれる現象である。これは微小な溶鉄が転炉の炉口から飛散する現象で、鉄分歩留の低下だけでなくランスに付着して操業トラブルを引き起こす原因になる。水モデルで実験するとスピットイング高さや量はキャビティー深さと良い対応を持つことから、上吹きガスにより物理的に引きちぎられた粒子と考えられている<sup>42)</sup>。従って、スピットイングを減らすには上吹きガスのエネルギーを小さくする必要がある。特に、多孔ランスでは前記のように、ノズル傾角やノズル間隔を適正にしないと、各ノズルからのガスが合体し大きなエネルギーで浴面に到達する。このため、各ノズルからの噴流が片側12°の角度で広がって浴面に到達すると仮定して浴面に到達面(火点)を描き、それらが重ならないようにランスを設計することがおこなわれている(図49)<sup>43,44)</sup>。

前節で示した(3.1.18)式は、上吹きガスの運動エネルギーε<sub>T</sub>(W)がキャビティーを生成するエネルギーε<sub>CV</sub>(W)にのみバランスすると仮定しているが、実際には、浴の攪拌ε<sub>AG</sub>(W)やスピットイングの発生ε<sub>SP</sub>(W)にも消費される。

$$\epsilon_T = \epsilon_{CV} + \epsilon_{AG} + \epsilon_{SP} \dots\dots\dots (3.1.19)$$

今、ε<sub>AG</sub> = a · ε<sub>T</sub>、ε<sub>SP</sub> = b · ε<sub>CV</sub>と仮定し、各種液体での実験結果から(3.1.20)式で定義されるパラメータfを算出す

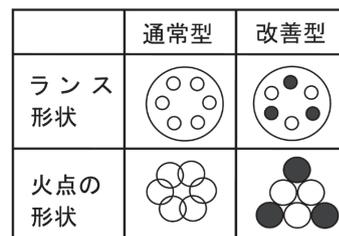


図49 多孔ランスでの浴面の形成される火点の模式図 (文献<sup>44)</sup>による)

ると図 50 のようになる。

$$f = \left( \frac{1+b}{1-a} \right)^{1/2} \dots\dots\dots (3.1.20)$$

ここで、3.1.4 節で記したように a = 0.1 (つまり上吹きガスのエネルギーのうち攪拌混合に使われる割合は 10%) とすると、水のように軽い液体の場合 b は 1 程度になり、キャビティーを生成するエネルギーと同程度のエネルギーがスピittingの発生にも消費されているのに対し、溶鉄の場合の b は非常に小さな値になり、上吹きガスの運動エネルギーはキャビティーの生成と浴の攪拌でほとんどが消費され、スピittingの発生には寄与しないことになる<sup>45)</sup>。

転炉では上吹き酸素と溶鉄の炭素が反応し、浴面から CO ガスが多量に発生する上に、一旦、上吹きガスで物理的に引きちぎられた粒鉄も、その中の炭素がさらに酸化されて CO ガスを発生する。このためスピittingの主因は CO ガス発生速度であるという研究結果もある (図 51)<sup>45)</sup>。ただし、こ

れらの実験室での測定は、上吹きガスの運動エネルギーが実機に比べてはるかに小さい条件であることは留意すべきであり、作業指針としては、キャビティー深さや火点の重なりが用いられている。

(次号 Vol.15 No.8 に続く)

参考文献

34) 瀬川清：鉄冶金反応工学 改訂新版，日刊工業新聞社，昭和 52 年，90。  
 35) K.Naito, Y.Ogawa, T.Inomoto, S.Kitamura and M.Yano：ISIJ Int., 40 (2000) , 23。  
 36) Y.Tago and Y.Higuchi：ISIJ Int., 43 (2003) , 209。  
 37) I.Sumii, Y.Kishimoto, Y.Kikuchi and H.Igarashi：ISIJ Int., 46 (2006) , 1312。  
 38) 平居正純，辻野良二，向井達夫，原田俊哉，大森正直：鉄と鋼，73 (1987) , 1117。  
 39) I.Sumii, G.Okuyama, S.Nabeshima, H.Matuno and Y.Kishimoto：ISIJ Int., 47 (2007) , 73。  
 40) 非公開資料：1980 年  
 41) 甲斐幹，大河平和男，樋口満雄，平居正純：鉄と鋼，69 (1983) , 228。  
 42) 島田道彦，石橋政衛，森瀬兵治：製鐵研究，266 (1966) , 8855。  
 43) 森正晃，小林功，中島敏洋，荻野定志，吉田学史：鉄と鋼，70 (1984) , S244。  
 44) Y.Higuchi and Y.Tago：ISIJ Int., 41 (2001) , 1454。  
 45) 北村信也，大河平和男：鉄と鋼，76 (1990) , 199。

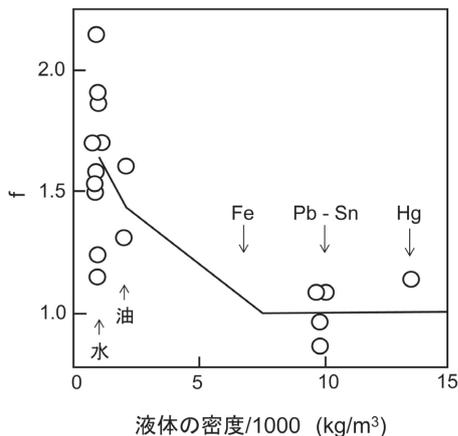


図 50 各種液体を上吹きした場合のエネルギー収支 (文献<sup>45)</sup> による)

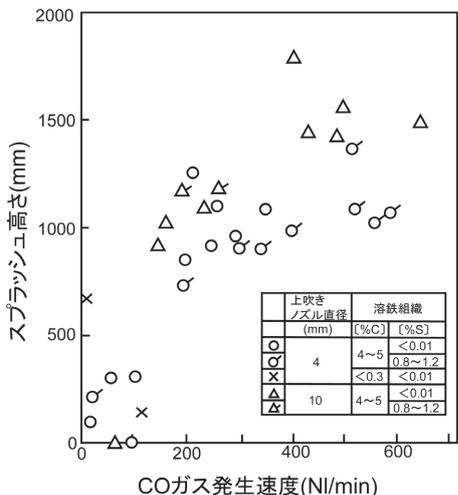


図 51 CO ガス発生速度とスプラッシュ高さの関係 (文献<sup>45)</sup> による)

(2010 年 3 月 25 日受付)