

論 文

上底吹き転炉特性のコールドモデルによる検討

甲斐 幹*・大河平和男*²・樋口 満雄*³・平居 正純*³

Cold Model Study of Characteristics in LD Converter with Bottom Blowing

Tsuyoshi KAI, Kazuo OKOHIRA, Mitsuo HIGUCHI, and Masazumi HIRAI

Synopsis :

Cold model experiments have been conducted to evaluate the influences of flow rate of bottom-blown gas, number and configuration of tuyeres, bath depth and top blowing conditions on mixing characteristics and splash behavior in top blowing converter with bottom blowing.

In such shallow bath as that in LD converter, mixing rate depends mainly upon flow rate of bottom-blown gas, and is not strongly influenced by other factors.

Splash behavior is determined, however, by top blowing conditions.

Combined blowing can be optimized when ca. 10% of total oxygen is blown from the bottom, the balance being blown from the top with lance situated higher than normal.

Efficiency of utilization of the energy of top-blown gas for the mixing of the bath is considered to be much smaller, about one tenth, of that of bottom-blown gas.

1. 緒 言

上吹き転炉¹⁾での、鋼浴の攪拌強さと精錬特性については、特に脱リン反応との関連で、渡辺ら²⁾と加藤ら³⁾により、早くから検討され攪拌の強化が反応を促進することが報告されている。

すなわち、渡辺ら²⁾は、田尻ら³⁾が上吹き転炉について水モデル実験で求めた、浴の平均流速と上吹き条件との関係式を実炉に適用し、鋼浴の平均流速が大きい程脱リンがよいことを示している。さらに加藤ら³⁾は 100 kg 小型転炉の側壁より窒素ガスを吹き込み、鋼浴に回転運動を付与することにより脱リン反応が改善されることを報告している。

最近では底吹き転炉法の発展に刺激されてか、上吹き転炉に底吹きを併用し、精錬特性を改善する試みが国内外から相次いで報告され⁴⁾⁵⁾、急速に上底吹き法の実用化が進んでいる。このような状況を反映して、浴中での気泡の生成ならびにガスジェット挙動や、これにより生ずる浴の流動現象についての関心は深く、基礎的なあるいは、実炉をシュミレートするモデル実験が数多く報告されている。

たとえば佐野ら^{6)~9)}は、一連の基礎的研究により、ガス吹き込み条件から生成気泡径、浮上速度、ガスホール

ドアップの推算が可能な関係式を導いている。また近藤ら¹⁰⁾は電気抵抗探針法で、ガスホールドアップを実測して、その分布が修正フルード数により決まることなどを明らかにしている。石橋ら¹¹⁾は、ガス吹き込み時に低圧側で気泡が後退する底たたき現象があり、その頻度は吹き込み圧とともに減少するものの、気泡の後退距離は修正フルード数とともに大きくなるが、修正フルード数が約 30 以上で、この現象が急激に消滅することを見出している。さらに青木ら¹²⁾は底たたき現象がノズル形状により影響され、扁平比が 25 以上の薄平たいノズルでは起こらないことを報告している。

浴の流動現象に関しては、K. NAKANISHI ら¹³⁾により浴中に吹き込まれたガスの浮力と膨張による仕事で評価した、浴の単位重量当たりの投入エネルギー (ϵ) により、浴の均一混合時間 (τ) が決まることが見出された。その後森ら¹⁴⁾により理論的に、また鞭ら¹⁵⁾により理論的、実験的に、 τ は ϵ のみならず、装置の大きさにもよることが示されている。

中西ら¹⁶⁾はコールドモデル実験により、底吹き法と上吹き法について、均一混合時間、メタルスラグ間の物質移動速度を比較し、底吹き法が勝っていることを確認している。さらに底吹き法で、羽口個数、配列、浴深、ガス流量の影響について検討し、 τ が羽口本数の 1/3 乗

昭和 55 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 7 月 10 日受付 (Received July 10, 1981)

* 新日本製鉄(株)八幡製鉄所 (現: 日新製鋼(株)) (Yawata Works, Nippon Steel Corp., Now Nisshin Steel Co., Ltd.)

*² 新日本製鉄(株)八幡製鉄所 Dr. Ing (Yawata Works, Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yawatahigashi-ku Kitakyushu 805)

*³ 新日本製鉄(株)八幡製鉄所 (Yawata Works, Nippon Steel Corp.)

に比例して大きくなること、浴深が浅いと吹き抜け現象により、吹き込まれたガスの有するエネルギーが十分に浴に伝わらないことを示している。さらに上吹きガスの運動のエネルギーを評価する式を導き、その攪拌混合への利用効率は、底吹きエネルギーの効率と等しいとして、 τ と ϵ の関係を上底吹き法や上吹き法にまで拡張適用できることを示している¹⁷⁾。しかし著者らは上吹きに関する式の運用において疑問を持っており、考察の章で詳述した。

A. ETIENNE¹⁸⁾も底吹き法について、羽口本数、配置、形状などの、スプラッシュや浴の動きに対する影響を検討し、羽口が中心に集まると浴が振動し、スプラッシュも激しくなることなどを報告している。

以上のようにこれまでの研究は、浴中に吹き込まれたガスの挙動の基本現象の解明と、底吹き法の特性的評価に関する研究が主体であつた。

本研究は、上底吹き転炉の適正条件を明らかにするため、攪拌混合特性とスロッピング挙動に対する浴深(L_0)、底吹きガス量(Q_B)、底吹き羽口本数、配置等の底吹き条件と、上吹きガス量(Q_T)、ランス孔数、角度(θ)、高さ(x)等の上吹き条件の影響を定量的に検討したものである。

2. 実験方法

2.1 攪拌混合特性の評価法

実験装置の模式図を Fig. 1 に示した。炉体は内径 500 mm ϕ の透明アクリル樹脂製であり、75 t 炉の 1/6.5、175 t 炉の 1/11、320 t 炉の 1/14.4 の模型に相当する。底吹き用の羽口は、背面に風箱を有する交換可能な炉底に 1.7 mm ϕ の孔を多数開け、目的に応じ一部の孔を密閉し、Fig. 2 に示したような 13 種類の羽口配列が選べるようになっていた。

さらに上吹きランスは 4 mm ϕ の 4 孔で、ノズル開き

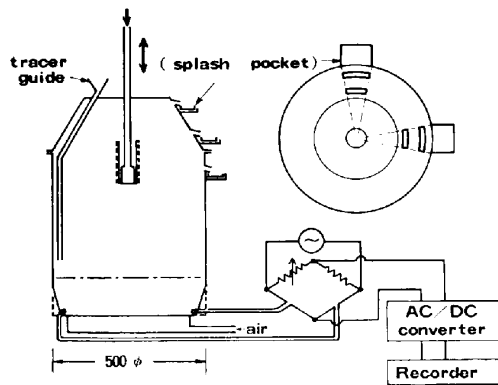
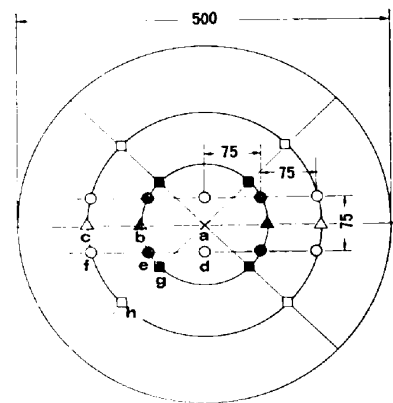


Fig. 1. Apparatus for cold model experiments and set-up for measurement of mixing time.



Tuyere configuration	1	2	3	4	5	6	7
No. of tuyeres	1	4	4	4	5	6	6
Selected positions	a	o	g	h	a+h	d+e	d+f
Tuyere configuration	8	9	10	11	12	13	
No. of tuyeres	6	6	6	6	10	12	
Selected positions	b+e	c+f	b+g	c+h	d+e+f	c+d+e+f	

Fig. 2. Tuyere configurations examined.

角度 12° を主体に 6° のものも使用した。

浴は水浴であり、標準的な浴深は 125 mm で、その体積は 22.2 l であり、吹き込むガスは上吹き、底吹きともに圧縮空気を使用した。この装置は上吹き法、底吹き法、上底吹き法のいずれの条件でも実験ができるものである。

混合特性の定性的な評価法として、浴上に 1 mm ~ 2 mm 相当径のコルク小片を約 15 mm 厚さに浮かせた擬似スラッグの巻き込み深さを、透明な側壁から観測し、静止時の浴面を基準にして、浴深に対する相対値として評価した。

さらに羽口配列をはさんで、炉底部の 2 カ所に、相対してセットした白金電極とホワイトストンブリッジを交流電源と組み合わせて、水浴の均一混合時間を測定した。すなわち電極の一方側の炉壁近くに、水浴 22.2 l に対し、KCl の飽和水溶液 3 cc を添加し、白金電極間の電気伝導度の経時変化を記録させた。そのピーク値の $\pm 2\%$ 以内に収まるまでの時間 ($\tau_{2\%}$) または、平滑になり安定するまでの時間 (τ) を測定した。 $\tau_{2\%}$ または τ を攪拌混合特性の代表値として、羽口配列、底吹きガス量、浴深、上底吹き併用効果などを評価した。

2.2 スプラッシュ発生量の評価法

Fig. 1 に示すごとく、羽口配列に平行と直角の 2 方向について、浴径 D の 0.75、1.0、1.25 倍の各高さの炉壁部に、スプラッシュを捕集するポケットを設置した。ポケットは円周方向の開孔率を一定にして、炉口部への地金付着量の大小、ならびにスピitting量を推

定するため、単位時間当たりのスプラッシュ発生量を測定した。

さらに上吹きランスへの地金付着量を推定するため、ランス先端より 100 mm 幅にわたり、吸取紙を巻きつけ、単位時間当たりに吸収された水滴重量を秤量した。

このような測定法と、スプラッシュ発生状況の観察から、上吹き法と上底吹き法とのスプラッシュ発生特性の差、ならびに水浴とエチルアルコール浴との対比により、スプラッシュ発生に対する浴の表面張力の影響について評価した。

2.1 と 2.2 節における、上吹き法と底吹き法については、羽口孔径、ランス孔径、浴深等は、モデルと 320 t 炉の相似比 (1/14.4) より定めた。したがってモデルでの標準的な浴深は、320 t 炉の浴深 1800 mm の 1/14.4 倍で 125 mm である。ガス流量は修正フルード数 ($Fr' = \rho_g v^2 / (\rho_l \cdot g d_e)$) を実炉と等しく取り、実炉での 80000 Nm³/h に対して 40.5 Nm³/h (67.5 NI/min) を標準とした。以後の図中で Ratio of top blow (T, B), あるいは Ratio of Bottom blow (B, B) とは、この標準ガス流量に対する上吹きあるいは底吹きガス量をパーセントで表示したものである。

また上吹きランス高さは、実炉について静止浴での浴深 (L_0) と上吹きガスジェットにより発生するキャビティ深さ (L) との比 (L/L_0) が 0.8, 0.4, 0.2 になるように、ランス～浴面間距離を計算し、これに相似比 1/14.4 を乗じて定めた。なお L は次式¹⁹⁾により計算した。

$$L = 0.00999 \{ Q_T / (nd_t) \}^{2/3} \cdot \exp[-780x / \{ 9.99 (Q_T / (nd_t) \}^{2/3})] \dots \dots (1)$$

3. 実験結果

3.1 攪拌混合特性の評価

3.1.1 底吹き羽口配列の影響

Fig. 2 に示した点対称に配置された 13 通りの羽口配列について、浴深 125 mm で、上吹き転炉の標準的送酸量の 10% に相当する 67.5 NI/min のガスを底吹きした際の混合時間を Fig. 3 に示した。各点は 3 回の測定の平均値である。 τ と $\tau_{2\%}$ はよく対応していることを確認したので、均一混合時間の代表値として、以後の評価では τ を用いた。

羽口個数が多い程、吹き込みガス流量が一定であれば、混合時間が長くなるという報告¹⁶⁾もあるが、そのような傾向は認められなかつた。羽口個数 4 (Fig. 2 の配列 2, 3, 4) ないし、6 (配列 6, 7, 8, 9, 10, 11) において、配列の少しの違いで τ が大幅に異なつたが、

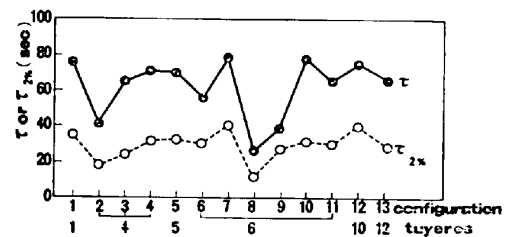


Fig. 3. Effect of number and configuration of tuyeres on mixing time at constant flow rate of 67.5 NI/min.

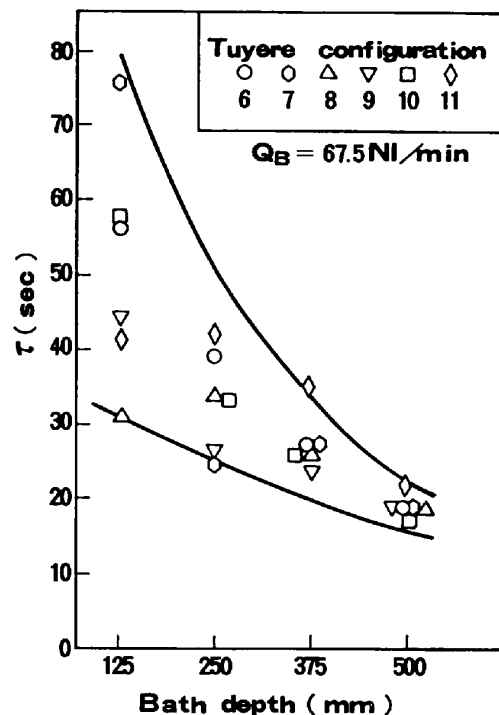


Fig. 4. Effect of tuyere configuration on the relationship between perfect mixing time and bath depth.

羽口位置 e を包含する配列では、いずれも混合が速かつた。さらにこの 6 種類の 6 孔配列について、浴深の影響を検討した結果を Fig. 4 に示した。浴深が 125 mm ($L_0/b=0.25$) と浅い際には、最も混合の速い 8 の配列と、最も遅い 7 の配列で τ に倍以上の大きな隔りがあるが、浴深が深くなるとその差がだいに少なくなり、500 mm ($L_0/D=1$) の浴深では、その差がほとんどなくなつた。さらに浴の単位容積当たりの攪拌エネルギーは、後述の (3) 式により評価すると、浴深 500 mm の方が 125 mm の際より約 2% 少ないにもかかわらず、 τ は 30~76 s から約 20 s と非常に短くなつた。

中西¹⁶⁾は底吹き法において、浴深が大きい ($L_0/D \geq 0.34$) と、ガス流量の増大により τ は短くなるが、小さい ($L_0/D \leq 0.29$) と逆に τ が長くなることを示しており、これを吹き抜け現象との関連で説明している。し

かし本実験条件では底吹きガス流量が少なく、浴深も深いので、吹き抜けがない上に、浴の流動の拡がりが大きくなることにより、混合が改善されたものと考えられる。

次に 20 本の羽口を有する底吹き法について、羽口配置、炉底部形状、吹き込みガス流量の τ に対する影響を検討した。取り上げた羽口配置はトラニオン軸に沿って平行に二列に配した A 配置、炉底全体に広く分散した B 配置、炉底中央部に集めた C 配置である。炉底形状はコーナーに丸味のあるものと、ないものの二種類である。底吹きガス流量は、標準送酸量に対応する $40.5 \text{ Nm}^3/\text{h}$ の $1/2, 1, 2$ 倍の三通りとした。

結果を Fig. 5 に示したが、炉底形状 (a) の方がいずれの羽口配列でも τ が短かつた。以後のデータはすべて炉底形状 (a) についてのものである。羽口配列の影響については、中西ら¹⁶⁾は非対称偏心配列にして、浴の流動がマクロ的な単一ループとなると、攪拌が最も強まると報告している。標準ガス流量では、この三種類の配置はいずれも対称配列であつたためか、 τ は $10 \sim 16 \text{ s}$ とあまり大きな差はなかつた。 τ はガス流量とともに短くなる。しかし標準ガス量以上では、浴全体が揺動する現象が観察された。揺動の振幅は浴深の 50% にも達し、その周期は $1 \sim 2 \text{ s}$ であり、A. ETIENNE¹⁸⁾ が指摘するように羽口が中央に集まつた C 配置で、特に揺動が大きく、 τ が長くなつた。

以上のように、底吹きのみを実施した際には、 τ は投入エネルギーと羽口本数だけで決まる¹⁶⁾¹⁷⁾のではなく、浴深によつては、羽口配置や、炉底形状などの要因によつても大きく変動することを確認した。

3.1.2 吹き込みガス流量と上底吹き併用の効果

以上の実験は、特に表示のない限り、実炉との相似条件下すなわち、浴深 125 mm 、上吹き (Q_T) と底吹き (Q_B) とのガス流量の和が $40.5 \text{ Nm}^3/\text{h}$ という標準ガス

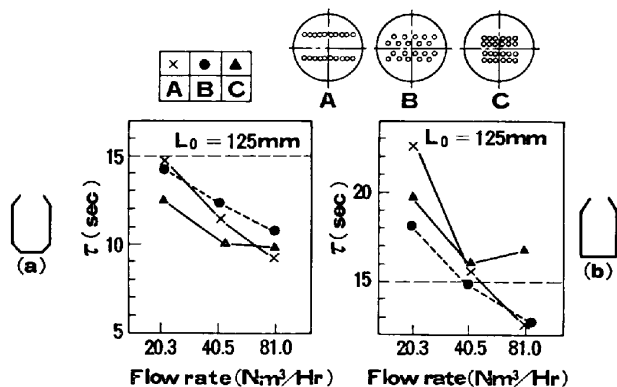


Fig. 5. Effect of gas flow rate, tuyere configuration and shape of vessel bottom on perfect mixing time for bottom blowing.

流量で実施した。

底吹きガス流量を標準ガス流量の $2\%, 10\%, 20\%, 40\%$ と増大した時の τ を 6 本羽口の 前述の 6 種類の配列について、Fig. 6 に示した。底吹きガス流量が少ない程羽口配列による τ のばらつきは大きい。Fig. 5 に示した 100% 底吹き時の τ 、 $10 \sim 16 \text{ s}$ を考慮すると、2 本の点線で示したように、底吹きガス流量の増大とともにばらつきは小さくなる。

さらに、底吹きに加えて標準ガス流量の $98\%, 90\%, 80\%, 60\%$ 相当の上吹きガスを、 $L/L_0=0.4$ で底吹きとの総和を $40.5 \text{ Nm}^3/\text{h}$ 一定とした際につき、各条件下での τ に対する羽口配列の影響を黒印で Fig. 6 に示した。図中の灰色の帯は、上底吹き法での羽口配列による τ のばらつきを、点線で示した底吹き法での結果と対比して示したものである。

上底吹き法での τ は、上吹き法での約 $60 \sim 90 \text{ s}$ に比べて、大幅に短縮される。また羽口配列の影響は底吹きのみを実施した場合に比して小さくなり、上底吹き法での τ は底吹きガス量ではほぼ決まると考えられる。

上吹き条件の影響を評価するため、 L/L_0 を 3 水準、ランス孔拡がり角を 2 水準とつて、 $L_0=125 \text{ mm}$ 、(Q_T+Q_B) = $40.5 \text{ Nm}^3/\text{h}$ の条件下で、 τ を測定した結果を

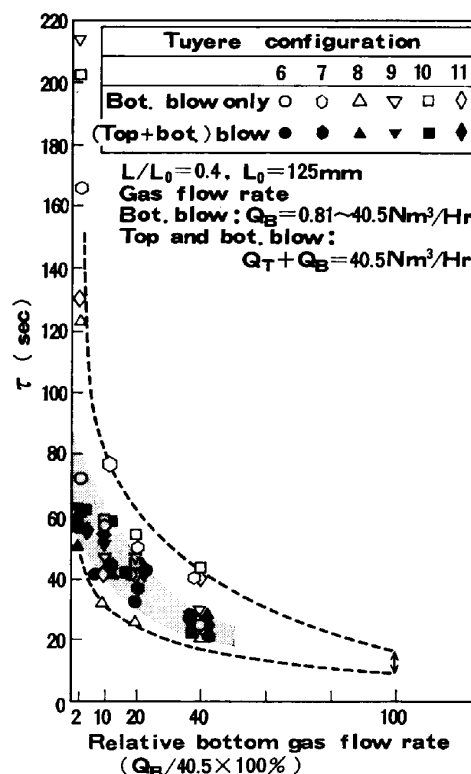


Fig. 6. Effect of bottom gas flow rate, tuyere configuration and blowing methods on perfect mixing time.

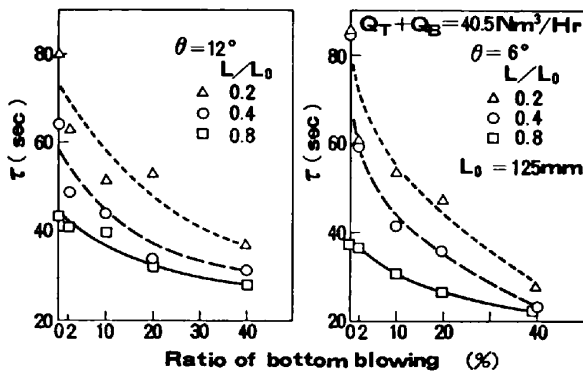


Fig. 7. Effect of L/L_0 and θ on the relationship between perfect mixing time and ratio of bottom blowing.

Fig. 7 に示した。

いずれの場合にも L/L_0 が小さい程、 τ は長くなる。たとえば $\theta = 12^\circ$ での上吹き法では、 τ は $L/L_0 = 0.2$ と 0.8 とで $80\text{s} \sim 43\text{s}$ と大きな差が認められる。しかし底吹き比率 ($Q_B / (Q_T + Q_B) \times 100$) の増大とともに、その差は小さくなり、 10% 底吹きを併用する上底吹き法では $52\text{s} \sim 40\text{s}$ となる。さらに上吹きランスの拡り角が 12° と 6° との 2 条件では、 L/L_0 が大きい際に 6° の方が若干 τ は短くなるが、 L/L_0 が小さい際には大きな影響は認められない。

少量ガス (Q_B) の底吹き法と、($Q_T + Q_B$) = $40.5 \text{ Nm}^3/\text{h}$ を標準ガス流量とした上底吹き法とでの τ の比較から、上底吹き法において攪拌動力の主体を担っているのは底吹きガス流量である。

後述の (3) 式に示すごとく、底吹きガスによるエネルギーは温度 (T_L) に依存するので、実炉では一層底吹

きガス流量の影響が顕著になると考えられる。

3.1.3 スラグメタルの混合特性

中西ら¹⁶⁾は上吹き法と底吹き法との混合特性を、色の異なる 2 種類のスチロール球の分布の均一化時間と、擬似スラグとして使用したパラフィン中の β ナフトールの水浴への溶解速度を定量し比較している。

本項では水浴上に浮かべたコルク小片の擬似スラグの巻き込み深さを実測する簡便法で評価した。

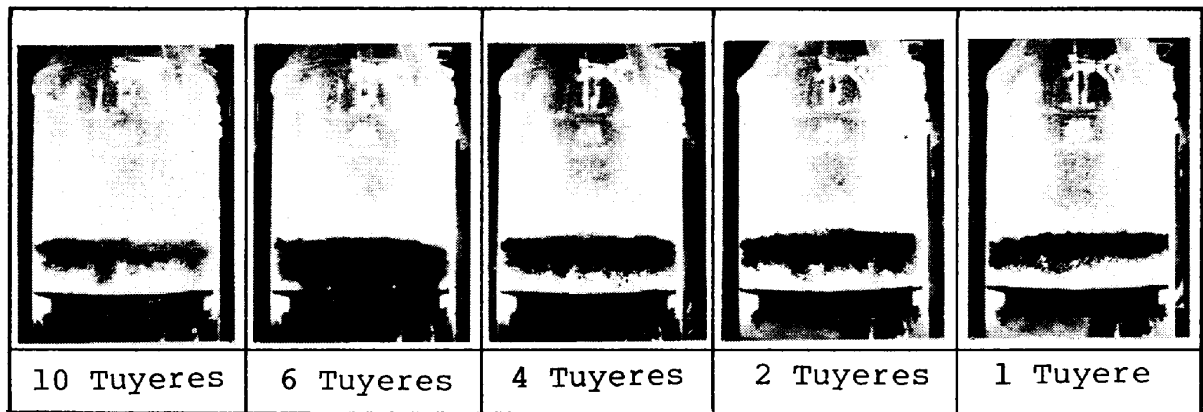
Photo. 1 には、底吹き、上吹き、上底吹き法の各条件下でのコルクの巻き込み状況と、主に上吹きジェットにより発生する水滴飛散状況を示した。浴深は 125 mm であり、上吹きは 4 孔、上底吹きは 10 本羽口、底吹きは 20 本羽口である。

標準ガス量 ($40.5 \text{ Nm}^3/\text{h}$) の 10% 相当の底吹きだけではコルクの巻き込みは非常に少ない。また 100% 上吹きの条件より 10% 底吹き、 90% 上吹きの上底吹き法において、巻き込み深さが大きくなり混合特性が大幅に改善され、底吹き法に相当する混合状態に近付くことが認められた。なお写真で容器の側壁が白く光っているのは、上吹きジェットによる水滴の飛散が激しい状態に対応する。 L/L_0 を 0.4 とした上底吹き法はこの水滴飛散が少なくしかも混合が良く、実用的に好ましい条件に対応するものと期待された。Photo. 2 は 10% 底吹きを併用する浴深 125 mm $L/L_0 = 0.4$ の標準ガス量下での上底吹き法につき羽口本数の影響を示している。6 本羽口が若干混合がよいように観察されるが、羽口本数の影響はあまり大きくないようである。

Fig. 8 には、各条件につき巻き込まれたコルクが視

Gas flow rate: 100%: $40.5 \text{ Nm}^3/\text{h}$ $L_0 = 125 \text{ mm}$ No. of tuyeres 10 or 20					
Ratio of bot. blow	10	0	10	10	100 Bot. blow
Ratio of top blow	0	100 Top blow	90	90	0
(L/L_0)	—	0.8	0.8	0.4	(20 tuyeres)

Photo. 1. Comparison of mixing intensity among different blowing methods.



($L/L_0=0.4$, 10% Bottom blow)

Photo. 2. Effect of number of tuyeres on mixing intensity.

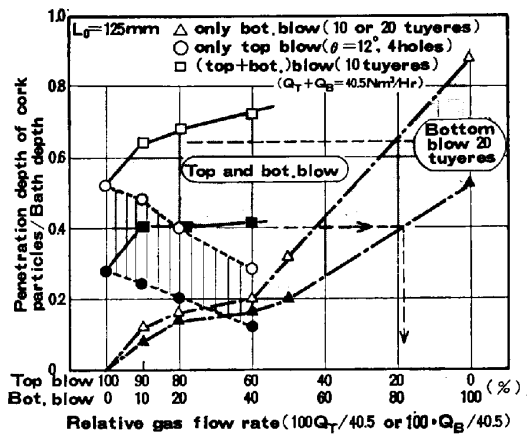


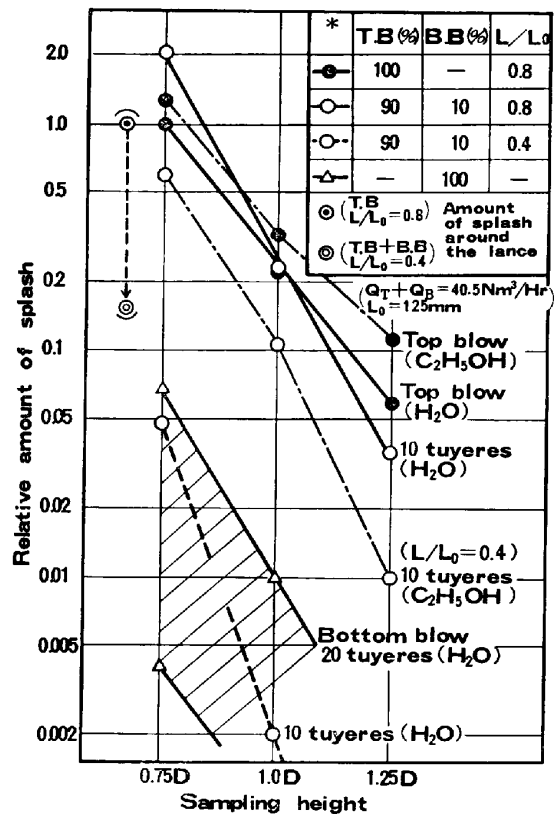
Fig. 8. Effect of blowing conditions on penetration depth of cork particles.

界を遮る程に激しい巻き込み領域の、静止浴面下の深さの浴深に対する相対深さを黒印で、弱い巻き込み領域を白印で示した。

底吹きのみを適用した際には、吹き込み量が増大するに従い、巻き込み深さは増大し、100% 底吹きの条件下では、浴深の 50~90% 深さまで巻き込まれる。これに対し 100% 上吹き時には 30~50% と浅いが、10~20% の底吹きを併用する上底吹き法では、巻き込み深さが 40~70% と深くなり、上吹き法に比較してスラグメタルの混合特性が大幅に改善されることが期待された。浴の均一混合促進への影響とは異なり上吹きの併用が顕著な効果をもたらすのは、上吹きにより生じたスプラッシュにより、コルク小片がたたき込まれ、混合が促進されているからであることが観察された。

3.2.1 スプラッシュ発生特性

容器側壁に設けたポケット、あるいはランス開りでのスプラッシュ量を上吹き法 (4 孔), 上底吹き法 (10 本羽口), 底吹き法 (20 本羽口) につき対比して Fig. 9 に示した。



(* T.B=Top blow, B.B=Bottom blow)
Fig. 9. Relative amount of splash vs. sampling height, where blowing condition is varied as a parameter.

$L/L_0=0.8$ の条件下では、上底吹き法でのスプラッシュ量は $0.75D$ の低い位置で、上吹き法より多く、 $1.25D$ の高い位置では少なくなる。これは底吹きによる浴の湧き上りと、上吹きジェットとの干渉によりスプラッシュの方向が水平に近づくことによることが観察された。さらに上底吹き法で $L/L_0=0.4$ とすることにより、スプラッシュ量は大幅に低減され、底吹き法に対応する程に少なくなる。ランス開りのスプラッシュ量につ

いても、 $L/L_0=0.4$ とした標準的な上底吹き法では、 $L/L_0=0.8$ の標準的上吹き法の約 1/10 と著しく少なくなつた。

Fig. 9 にはさらに水浴をアルコール浴に代えた際の上吹き法と上底吹き法のスプラッシュ量を一点鎖線で付け加えた。いずれの条件下でも表面張力の小さいアルコール浴でのスプラッシュ量が大幅に増大した。上吹き転炉において、梶井ら²⁰⁾も同様の傾向を報告している。

前節までに確認できたように、上底吹き法における L/L_0 は上吹き法より小さく設定しても浴の混合を促進する面からは支障がない。 L/L_0 の標準条件として、上吹き法については 0.8、上底吹き法では 0.4 を採用し、40.5 Nm³/h の標準ガス量に対する底吹き比率 (Ratio of B.B) あるいは上吹き比率 (Ratio of T.B) の影響を Fig. 10 に、羽口本数の影響を Fig. 11 に示した。

Fig. 10, 11 には 0.75D 高さのポケットならびに、ランス囲りのスプラッシュ量を示した。

Fig. 10 に示すように、上吹き法で L/L_0 を 0.8 から 0.4 にすることにより、スプラッシュ量は大幅に減少し、さらに上底吹き法とすると、ランス囲り (×印) ならびに羽口配列 (10 本) に直角位置 (○印) での側壁へのスプラッシュ量は一層減少した。 Fig. 11 に示したごとく、スプラッシュ量に対する羽口本数の影響においては、底吹き法について加藤ら²¹⁾が指摘したような明白な相関は認められない。

すなわち、底吹き法では羽口本数が少ない程スピitting量は増大するが、10% 底吹きを併用した上底吹

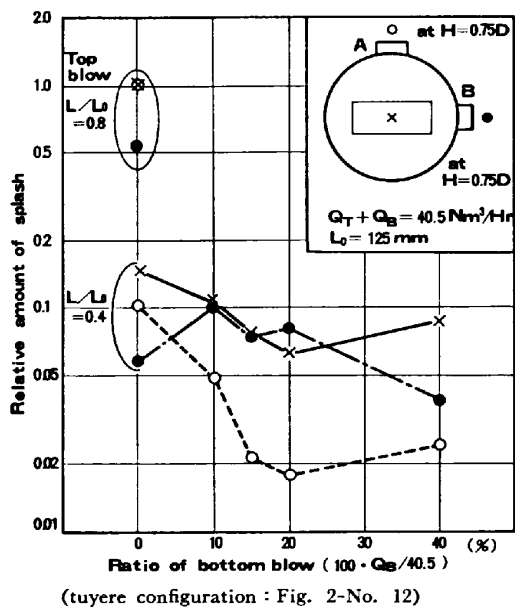


Fig. 10. Effect of bottomblowing ratio on amount of splash.

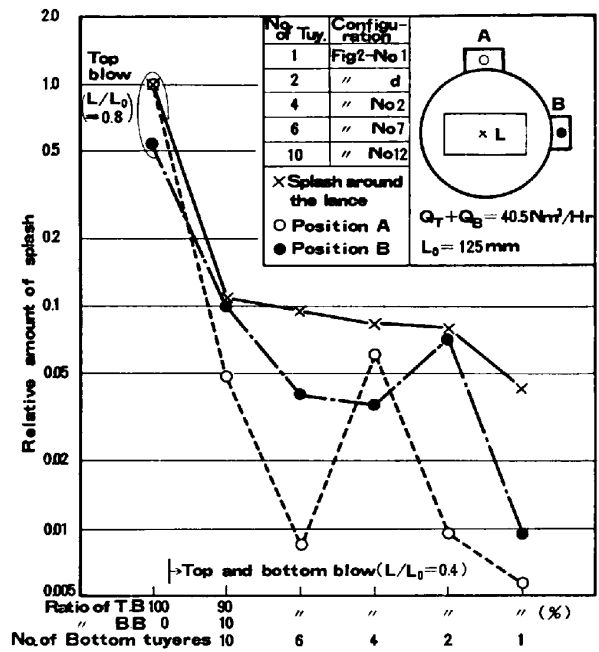


Fig. 11. Effect of number of tuyeres on amount of splash.

き法では、1 本羽口の際にスプラッシュ量が最も少なくなつた。これは底吹き法のごとく、多量のガスを、少数本の羽口より吹き込む際には吹き抜け現象が起こる。これに対し、少量のガスしか底吹きしない上底吹き法では、吹き抜けは起こらない上に、底吹きによる湧き上りを上吹きガスが抑えつることによりスプラッシュ量が少なくなるものとする。

上述のように上底吹き法では、主操作要因として、底吹きガス量と L/L_0 を適正に選択することにより、浴の混合を底吹き法なみに促進でき、しかもスプラッシュ量を上吹き法より大幅に軽減できることがわかつた。この傾向は羽口が中心 1 本の時に顕著に認められ、羽口本数や配置の影響は、本研究で取り上げた上底吹き法の条件下では二次的な要因と考えられた。

4. 考 察

4.1 上吹きと底吹きエネルギーの相乗効果について

加藤ら¹⁷⁾は上吹きガスの有するエネルギーの評価式を提案するとともに、上底吹き法での総エネルギーは底吹きエネルギーと上吹きエネルギーの和と考えている。

これは底吹きと上吹きのエネルギーの攪拌混合への利用効率が等しいことを意味するが、上吹きジェット運動のエネルギーの一部は激しい水滴の発生にも消費されるためその利用効率が悪くなることが考えられる。また LEHRER²²⁾は浴中に吹き込まれるガスジェットでも、その運動のエネルギーの内、攪拌に有効に使用されるの

は、わずか6%と考えている。

水モデル実験結果に基づき、上吹きと底吹きエネルギーの相乗効果につき以下に考察した。

底吹きエネルギーの仕事率は森ら¹⁴⁾により次式で与えられている。

$$\dot{W} = \dot{n}RT_L \ln \frac{P_1}{P_2} + \eta \dot{n}R(T_L - T_n) \dots (2)$$

単位体積当たりの投入エネルギー密度に換算すると、(3)式で評価できるが、水モデルでは浴の温度 T_L と吹き込まれるガスの温度 T_n が大差ないため右辺第二項は無視できる。

$$\dot{\epsilon}_{v,B} = 6.18 \frac{Q_B \cdot T_L}{V_L} \left\{ 2.3 \log \left(\frac{P_2 + \rho_L L_0}{P_2} \right) + \eta \left(1 - \frac{T_n}{T_L} \right) \right\} \dots (3)$$

加藤ら¹⁷⁾²³⁾は浴面に到達する、単孔の上吹きの運動エネルギー速度 E を(4)式で、さらに傾角 ξ の n 孔ランスの総運動エネルギー速度 E_{sum} を(5)式で与え、(6)式を介して、単位質量当たりの上吹きの投入エネルギー密度を(7)式で与えている。ここで $u(0,0)$ は(6)と(8)式で与えられている。

$$E = \frac{\pi \rho_g}{20} \left(6.313 \frac{d_t}{x} \right)^3 \left(x \tan \left(\frac{\theta}{2} \right) \right)^2 u^3(0,0) \dots (4)$$

$$E_{sum} = n \cos^2 \xi E \dots (5)$$

$$\rho_g \pi \left(\frac{d_t}{2} \right)^2 n u(0,0) = \frac{Q \cdot M}{60 \times 22.4} \dots (6)$$

$$\dot{\epsilon} = 0.0453 Q \frac{d_t \cdot u^2(0,0)}{W \cdot x} \cos^2 \xi \dots (7)$$

$$u(0,0) = \left\{ \frac{\gamma \cdot g \cdot R}{M} T_1 (P_2/P_1)^{(\tau-1)/\tau} \right\}^{1/2} \times \sqrt{\frac{2}{\gamma-1} \left\{ \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^{(\tau-1)/\tau} - 1 \right\}} \dots (8)$$

すなわち、加藤らは、式の変形の過程で、(4)式中の $u^3(0,0)$ の内、一乗分は(6)式に見るように見掛けのガス流速を適用し、残りの二乗分としては(8)式で求めた真の流速を使用している。

しかも $\cos^2 \xi$ を乗ずることは、上吹きエネルギーの垂直成分のみを評価していることになるが、浴の攪拌混合には水平方向の成分も有効に働くはずなので、著者らは総運動エネルギー E'_{sum} を(9)式で評価した。

$$E'_{sum} = n \cos \xi \frac{\pi \rho_g}{20} \left(6.313 \frac{d_e}{x} \right)^3 \times \left(x \tan \left(\frac{\theta}{2} \right) \right)^2 u^3(0,0) \dots (9)$$

ここで $u'(0,0)$ は、ランスのスロート部ではなく、径 d_e の最先端での見掛けのガス流速であり、(10)式で

求め、式中の ρ_g も標準状態下での見掛けの密度を取り評価した。

$$u'(0,0) = \frac{4}{n \pi d_e^2} \cdot \frac{Q_T}{60} \dots (10)$$

上式の関係を用いて、浴単位容積当たりの投入エネルギー密度に直し、 Q_T で表示すると(11)式になる。

$$\dot{\epsilon}_{v,T} = \frac{0.632 \times 10^{-6}}{V_L} \cos \xi \frac{Q_T^3 \cdot M}{n^2 d_e^3 x} \dots (11)$$

Fig. 12 には上吹きと底吹きエネルギーを浴深 125 mm, 総ガス流量 40.5 Nm³/h の条件について(11)式と(3)式により算出し示した。

すなわち、ランス浴面間距離を、すべてのガスを上吹きする際の $L/L_0 = 0.8, 0.4, 0.2$ に対応する 217, 410, 604 mm にそれぞれ一定に保持して、上吹きガス流量を総ガス流量の 100, 90, 80, 60, 40% と減じていった時の $\dot{\epsilon}_{v,T}$ をおのおの ●, ○, ×印で、底吹きガス流量を 2, 5, 10, 20, 40, 60, 100% と増大していった時の $\dot{\epsilon}_{v,B}$ を×印で示した。

前章で述べた実験事実の内、上底吹き法での τ がほぼ底吹きガス流量により決まる実験事実は、上底吹き併用時の全攪拌エネルギーを Fig. 12 中に、ランス高さが 410 mm の場合を例に取り、⊗印で示したように、 $\dot{\epsilon}_{sum} = \dot{\epsilon}_{v,B} + \dot{\epsilon}_{v,T}$ と考えると説明できない。

Fig. 6, 7 で示したように、 $L/L_0 = 0.4$ での上吹き法の τ は、10% 相当のガスを底吹きした際の τ にほぼ対応する。両者のエネルギー密度を Fig. 12 で比較する

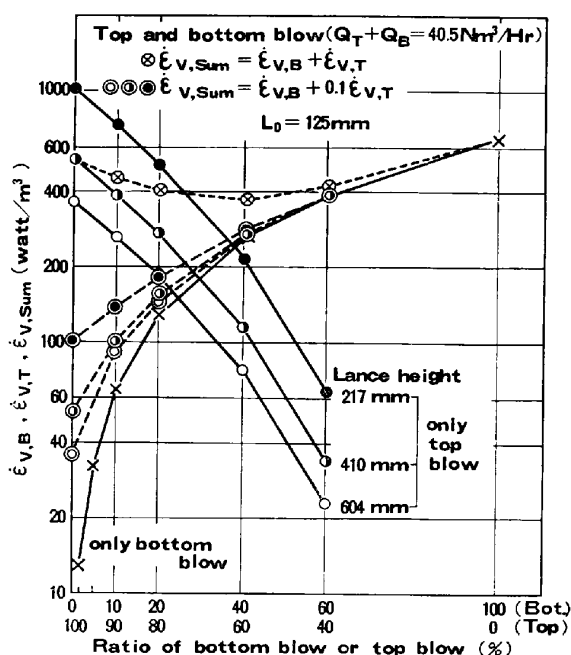


Fig. 12. Agitation energy in top-and bottom-blow converter vs. ratio of bottom blow.

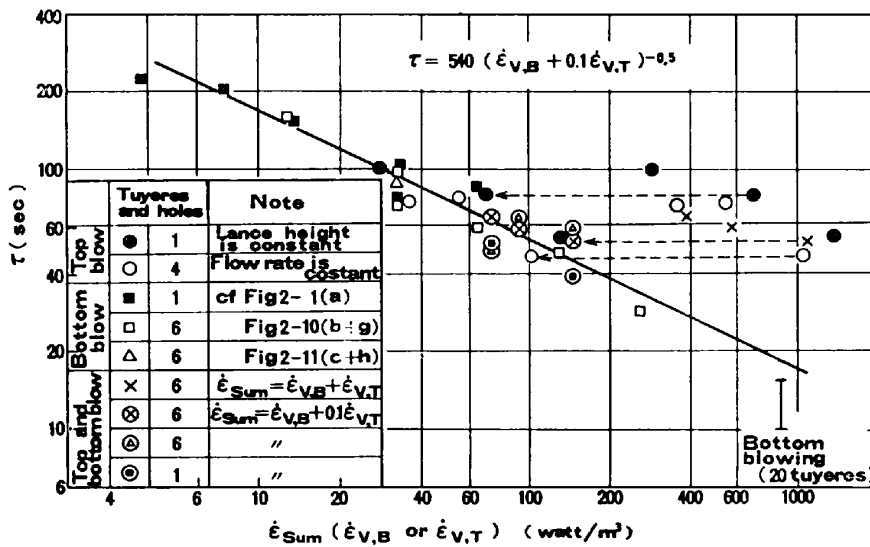


Fig. 13. Evaluation of agitation energy for top-and bottom-blowing.

と、550 W/m³ と 62 W/m³ であり、上吹きのエネルギ-の攪拌混合への利用効率は底吹き約 1/10 と考えられる。このような推察に基づき、ε_{sum} を (ε_{V,B} + 0.1 ε_{V,T}) で評価して、ランス高さ別に⊕, ⊗, ⊙印で示すと、その傾向は、Fig. 7 に示した実験結果とも定性的にはよく適合する。

さらに Fig. 13 には、底吹き 1 孔 (■印)、6 孔 (□, △印)、20 孔 (I 印) と、上吹き単孔 (●印)、4 孔 (○印)、底吹き 6 孔と上吹き 4 孔の上底吹き (×印) につき、エネルギー密度と均一混合時間との関係を示した。

底吹き、上吹きのエネルギ-をおのおの(3)式と(11)式で評価すると、上吹き法(●, ○印)、上底吹き法(×印)ともに底吹き法に比較して投入エネルギ-の割にτが長くなる。

ε_{V,T} の攪拌混合への利用効率は底吹きのエネルギ-効率の 1/10 と評価し、全エネルギ-を(12)式で評価すると、図中に点線で示したように、τ-ε の関係は上吹き法、上底吹き法ともに底吹き法と同様に(13)式で整理できる。

$$\epsilon_{sum} = \epsilon_{V,B} + 0.1 \epsilon_{V,T} \dots\dots\dots (12)$$

$$\tau_w = 540 \cdot \epsilon_{sum}^{-0.5} \dots\dots\dots (13)$$

さらに 4 孔の上吹きと 6 孔の底吹き (⊕印) あるいは 1 孔の底吹き (⊙印) を併用した際の結果も(13)式でよく整理できることを確認した。

実用転炉での浴形状と相似の浅い浴での水モデル実験結果は、(11)式で評価した上吹きのエネルギ-の攪拌混合への利用効率を、(3)式で評価した底吹きでのエネルギ-の利用効率の 1/10 と評価することにより、上吹き法、底吹き法、上底吹き法を包括して、τ を(13)式で評価できることが明らかになった。

4.2 実炉への適用

著者らは、実炉についての均一混合時間の測定データを有しない。しかしこれまで数多く報告されてきた上底吹き転炉や、底吹き転炉でのデータから、同一の吹き止めカーボン濃度に対する、スラグ中の酸化鉄濃度は、浴の攪拌強さが強い程、低くなることが明らかである。

一方従来の上吹き転炉の吹酸条件は、吹き止め時のカーボン濃度に応じ、スラグ中の酸化鉄濃度がほぼ適正なレベルになるように、決められているので、吹錬速度に大差がなければ、炉の大きさによらず、浴の均一混合時間がほぼ等しくなっているものと考えられる。

当所の上吹き転炉の標準操業条件でのτを、有効エネルギー密度、ε_{sum} を(11)式で評価される上吹きエネルギー ε_{V,T} の 1/10 と評価して、浴の形状が相似であることを考慮して、系の大きさの差と、水と溶鋼での密度の差を、鞭ら¹⁵⁾や森ら¹⁴⁾の理論解析での結果を参考に(14)式で補正し、計算した。その結果を条件とともに Table 1 に示した。

$$\begin{aligned} \tau_s &= \left(\frac{L_0^s}{L_0^w} \right)^{2/3} \left(\frac{\rho_s}{\rho_w} \right)^{1/3} \tau_w \\ &= \left(\frac{L_0^s}{0.125} \right)^{2/3} \left(\frac{7}{1} \right)^{1/3} 540 (0.1 \epsilon_{V,T})^{-0.5} \\ &= \alpha (0.1 \epsilon_{V,T})^{-0.5} \dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$

炉容の異なる、75 t, 175 t, 320 t 転炉の標準的吹酸条件では、(14)式で評価したτ_s は、いずれも 100 s 前後と評価され、上吹き条件は浴の均一混合時間がほぼ等しくなるように決められているのではないかと、推論どおりの結果であった。さらにその絶対値は、江見ら²³⁾が上吹き転炉のτ_s と予想している 60 ~ 120 s のほぼ中間値で、15 Nm³O₂/min/5 t という、標準的吹酸条件

Table 1. Evaluation of τ_s for LD.

Capacity (t/4h)	75	175	320
O ₂ rate (Nm ³ /min)	200	500	1000
d_s ($\times 10^{-3}$ m)	44.5	54.9	73
No. of lance holes	3	4	4
Angle of lance holes	10°	12°	12°
Lance height (m)	1.2	1.2	2.0
Bath depth (m)	1.0	1.5	1.8
Coefficient (α)	3.996	5.415	34.574
$\dot{\epsilon}_{v,T}$ (W/m ³)	15.654	30.955	34.574
τ_s (s)	101	97	104

下での τ_s の実測値 90 s とほぼ一致するものである。

したがって間接的ではあるが実炉においても上吹きエネルギーを(11)式で評価する際には、その攪拌混合への利用効率は、(3)式で評価した底吹きエネルギーの利用効率の 1/10 程とみなしてよいものと考えらる。

5. 結 言

コールドモデル実験により、上底吹き法の攪拌混合特性と、スプラッシュ発生挙動に対する各種要因の影響を底吹き法ならびに上吹き法と対比して検討した。

上底吹き法での攪拌混合特性は主に底吹きガス量により決まり、スプラッシュ量は上吹き条件で決まることを明らかにした。さらに上吹きと底吹きとの τ への相乗作用を定量的に明らかにした。

記 号

- d_s, d_c : スロート部, 先端部でのノズル径 (m)
 D : 浴径 (m)
 E, E_{sum} : ノズル先端から x m 離れた点の運動エネルギー速度, ならびに拡がり角 ξ の n 孔ランスでの総和 (W)
 F'_T : 修正フルード数
 g : 重力の加速度 (m/s²)
 L : 上吹きジェットによるキャピティー深さ (m)
 L_w^0, L_s^0 : 水, 溶鋼の静止浴深さ (m)
 M : ガスの分子量
 \dot{n} : モル流量 (kmol/s)
 n : ノズル孔数
 P_1, P_2 : ガス吹き込み位置での静圧, 液体表面の雰囲気圧 (kg/m²)
 Q_B, Q_T : 底吹き, 上吹きガス流量 (Nm³/min)
 R : 気体定数 (W·s/deg kmol)
 T_L : 浴温 (K)
 T_n : ノズル出口でのガスの温度 (K)
 $u(0,0)$: スロート部での流速 (m/s)
 $u'(0,0)$: ノズル先端部での見掛けの流速 (Nm/s)
 V_L : 浴の容積 (m³)
 \dot{W} : 吹き込みガスの仕事率 (W)
 W : 浴の重量 (t)
 x : ランス高さ (m)
 $\dot{\epsilon}$: 浴単位重量当たりのエネルギー密度 (W/t)
 $\dot{\epsilon}_{v,T}, \dot{\epsilon}_{v,B}, \dot{\epsilon}_{sum}$: 上吹き, 底吹きガスによる浴単位

容積当たりのエネルギー密度, とその総和 (W/m³)

- γ : 比熱比
 η : 攪拌混合への利用効率 (ここでは $\eta=1$ とした)
 θ : ジェットの拡がり角 ($\theta=22^\circ$)
 ξ : 上吹きランスのノズル拡がり角度 ($^\circ$)
 ρ_g, ρ_l : 気体, 液体の密度 (kg/m³)
 τ : 電気伝導度が平滑になり安定するまでの時間 (s)
 $\tau_2\%$: 電気伝導度の変動幅が Max 値の 2% 以内になるまでの時間 (s)

文 献

- 渡辺章三, 大石将司, 山本志郎, 石橋政衛: 鉄と鋼, 47 (1961) 3, p. 355
- 加藤 健, 今井純一, 藤原和彦: 鉄と鋼, 49 (1963) 8, p. 1065
- 田尻惟一, 吉田秋登, 島田道彦, 石橋政衛: 鉄と鋼, 47 (1961) 3, p. 352
- 例えば, G. DENIER and H. GAYE: Rev. Métall. 75 (1978) 6, p. 415
- 例えば, 多賀雅之, 増田誠一: 鉄と鋼, 65 (1979) 11, S 675
- 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 60 (1974) 3, p. 348
- 佐野正道, 森 一美, 佐藤哲郎: 鉄と鋼, 63 (1977) 14, p. 2308
- 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 64 (1978) 12, p. 1714
- 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 65 (1979) 8, p. 1140
- 近藤幹夫, 藤井徹也, 江島彬夫, 住田則夫, 岡部俵児: 学振 19 委-No. 9894 (昭和50年11月)
- 石橋政衛, 山本里見: 鉄と鋼, 65 (1979) 8, A 133
- 青木健郎, 増田誠一, 鳩野哲男, 多賀雅之: 鉄と鋼, 60 (1980) 11, S 822
- K. NAKANISHI, T. FUJII, and J. SZEKELY: Iron-making Steelmaking (1975) 3, p. 193
- 森 一美, 佐野正道: 学振 19 委-No. 10244 (昭和55年5月)
- 靱 巖, 浅井滋生, 岡本徹夫: 学振 19 委-No. 10311 (昭和56年2月)
- 中西恭二, 加藤嘉英, 野崎 努, 江見俊彦: 鉄と鋼, 66 (1980) 9, p. 1307
- 加藤嘉英, 中西恭二, 斎藤健志, 野崎 努, 鈴木健一郎, 江見俊彦: 鉄と鋼, 66 (1980) 11, S 881
- A. ETIENNE: C. R. M. Report, 43 (1975) June, 13
- 瀬川 清: 鉄冶金反応工学 (1977), p. 94 [日刊工業新聞社]
- 榊井 明, W. WENZEL, and F. R. BLOCK: 鉄と鋼, 57 (1971) 11, S 404
- 加藤嘉英, 野崎 努, 中西恭二: 学振 19 委-No. 10143 (昭和53年9月)
- L. H. LEHRER: J & EC, Process Design and Development, 7 (1968), p. 226
- 江見俊彦, 中西恭二, 斎藤健志, 加藤嘉英, 仲村秀夫, 鈴木健一郎: 学振 19 委-No. 10303 (昭和55年9月)