

論 文

UDC 669.18-932 : 669.046.545.2

連続脱磷炉による溶銑の予備処理について*

福沢 章**・中川 龍一***・吉松 史朗***

佐藤 彰***・三井 達郎**・尾崎 太**

On the Pre-Treatment of Pig Iron by the Continuous
Dephosphorization Furnace

Akira FUKUZAWA, Ryuichi NAKAGAWA, Shiro YOSHIMATSU

Akira SATO, Tatsuro MITSUI, and Tsuyoshi OZAKI

Synopsis:

Continuous pre-dephosphorization process with 300 kg trough type furnace was examined; with the hot metal input rate: 33~38 kg/min, oxygen blowing rate: 0.7 Nm³/min, and flux rate: 4~5 kg/min. The slag was co-current with the metal. As the result of one and two lance-operations, it became clear that the two lance-operation was more advantageous for slag-metal reactions as predicted from the characteristics of the resistance model. Moreover, from a theoretical analysis it was proved that the slag-metal reactions could proceed most effectively when the gas-liquid flow rate ratio {(oxygen blowing rate+CO gas generating rate)/hot metal rate} of each lance was kept equal.

By utilizing the result of this investigation it would be possible to develop a continuous pre-treatment process of hot metal with higher dephosphorization ability by optimizing the physical conditions of the process and by the operation such as the adoption of countercurrent.

1. 緒 言

近年、製鉄原料中の磷濃度が上昇する傾向にあり、また鋼質の面から低磷鋼の需要増大という情勢の間にあつて、製鋼過程におけるより効果的な脱磷法の開発が強く望まれている。これまでダブルスラグ法を始め多くの脱磷法が発表されたが^{1)~3)}、いずれも技術的には低磷鋼の溶製は可能であるが、経済的普遍性を有するプロセスの確立はまだのように思われる。

金材技研で開発された多段式樋型連続製鋼法^{4)~6)}は、その高脱磷能が特徴の1つである。これは各段で排滓するため、ダブルスラグ法を連続的に行つていると見なせることによる。しかし、最近の10操業の結果を見ると第1段炉において出湯炭素量が3%程度と高いにもかかわらず、60~90%の脱磷率が得られたことは、転炉法に比較してこの炉が脱磷に有利な性格を有することを示唆するものと思われる。この特徴を生かし、脱炭を押し脱磷を優先させる連続予備脱磷法の可能性の検討を目的

として、小規模の樋型脱磷炉を製作、操業した。操業にあつては、先に開発した連続製鋼法の数学モデル⁷⁾⁸⁾から導出された、ランス本数とスラグ・溶湯反応の関係に留意した。

2. 実験装置と方法

連続脱磷実験装置の全体を Fig. 1 に、脱磷炉本体を Fig. 2 に示す。脱磷炉の炉内幅は 25 cm で、静止溶湯深さが 15 cm となるように出湯口位置を決めた。滞留量は約 300 kg である。ランスは溶湯流入側から 36 cm の位置に垂直に取付け、2 本ランスの場合は、さらに 25 cm 離して取付けた。静止浴面からのランス高さは 1 本ランスの場合 15 cm、2 本ランスの場合 5 cm とした。ノズル径は 4.9 mmφ と 3.4 mmφ のストレートノズルを用いた。

溶銑流入量は計算より求めた保持炉の傾動角速度と、タンディッシュ底部の 9 mmφ のノズルによる液頭で制御した。吹精酸素流量は既報⁴⁾の酸素供給系を用いて調

* 昭和 51 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 52 年 11 月 9 日受付 (Received Nov. 9, 1977)

** 金属材料技術研究所 (National Research Institute for Metals, 2-3-12 Nakameguro Meguro-ku Tokyo 153)

*** 金属材料技術研究所 工博 (National Research Institute for Metals)

節した。造滓剤は入口側ランスの火点付近に落下するようにシューターを取付け装入した。粒径は2~7 mm程度とした。初込め造滓剤として石灰：螢石：前回のスラグ=5:1:2の割合のものを40 kg、操業開始約1 h前に投入した。連続装入分の造滓剤は石灰：珪砂：鉄鉾石：螢石：ボーキサイト=10:2:3:3:3の割合とした。各原料の成分をTable 1に示す。

使用溶銑量は1.7 tでエルー炉溶解し、1.4 tを保持炉へ、残りを脱磷炉へ注入した。操業開始は半回分法⁷⁾を採用した。すなわち実験準備完了まで0.5 Nm³/minの酸素量で予備吹精し、保持炉から目標流量40 kg/minの溶銑の脱磷炉への流入開始と同時に、酸素を目標流量0.7 Nm³/minに上げ本操業に移る方法である。流出溶湯とスラグの試料採取、および測温は5 min間隔で行った。なお予備吹精時に滓化促進のため、攪拌棒による強制攪拌を行った。

3. 実験結果と考察

上述の脱磷炉を用い6回操業実験を行った。その操業条件と結果をTable 2に示す。第1回実験の酸素流量が多いのは、小規模実験の隘路である熱的問題を避け、操業に慣れるためである。第2回からは連続製鋼⁴⁾の第1段炉を参考にした酸素流量で操業した。第2回実験の吹精条件は連続製鋼の第1段炉のランス1本の吹精条件

とほぼ等しい。第3, 4回は2本ランス実験で、第4回はノズル径を細くしハードブローとした。第5回は1本ランスでのハードブロー実験である。また第6回は第2回の再実験である。

脱磷を効率的に進める上で重要な因子であるランス条件は、Table 2に見られるように、1本ランスの場合はランス高さ150 mm、2本ランスの場合50 mmとした。これらの値は金材技研式連続製鋼法のランスに関する報告⁴⁾で見られるように、4.9 mmφノズルを用いた場合、静止浴面での酸素流速がほぼ100 m/secとなるように決めた。2本ランスの場合1本当たり0.35 Nm³/minとなるが、この時のランス高さは上述の報告のFig. 5⁴⁾で流量と流速が比例関係にあるとして算出した値である。第4, 5回実験に3.4 mmφノズルを用いたのは、それぞれ第3, 2回実験よりハードブローな炉況を得るためである。第6回実験は第2回と同一条件である。第4, 5回実験の造滓剤の目標流量を5 kg/minとしたのは、ともにハードブローによる脱磷率の低下を防ぐ意味からである。他は4 kg/minを目標流量とした。

操業例として第3回実験の時間経過をFig. 3に示す。半回分時の反応の進行は、着火の遅れ、滓化の進行程度、準備時間の長短で大きく変るが、この例に見られるように半回分時の吹精が適正ならば、連続操業開始直後から安定した出湯成分と温度を得ることは可能と言える。半

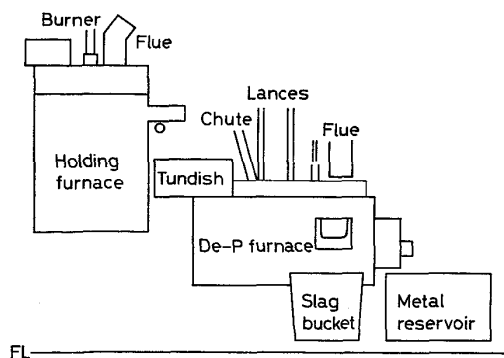


Fig. 1. Experimental equipment for continuous dephosphorization process.

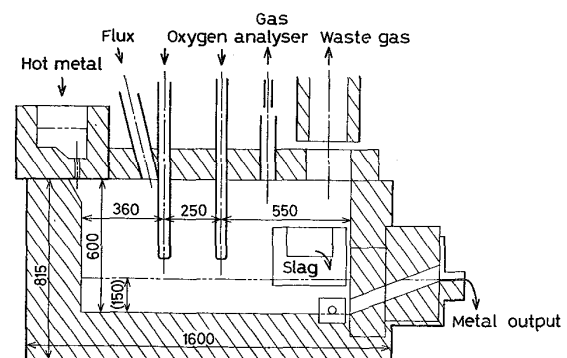


Fig. 2. Construction of the continuous dephosphorization furnace.

Table 1. Chemical compositions of flux materials.

Materials	Chemical compositions (%)								
	CaO	CaCO ₃	CaF ₂	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	TiO ₂	P	S
Lime	83.80	1.08	70.89	0.25	0.04	1.67	2.48	0.006	0.11
Fluorite		2.97		21.90				0.003	0.13
Silica sand	0.06			95.30	0.29			0.037	0.32
Iron ore				3.31	95.44				0.014
Bauxite				4.08	5.21	58.90			

Table 2. Results of experiments.

Number of experiment		1	2	3	4	5	6	NRIM*
Lancing conditions								
Number		1	1	2	2	1	1	4
Nozzle diameter (mm)		4.9	4.9	4.9	3.4	3.4	4.9	4.9
Lance height (mm)		150	150	50	50	150	150	150
Distance bet. lances (mm)				250	250			250
Input rate of pig iron (kg/min)		33.5	37.6	33.5	37.8	37.2	37.7	130
Flux rate (kg/min)		4.47	(4)	4.06	5.31	5.23	4.21	10.5
Oxygen blowing rate (Nl/min)		1 011	687	651	694	716	680	2 340
Temp. of hot metal (°C)	In	1 330	1 260	1 270	1 360	1 350	1 310	1 406
	Out	1 497	1 477	1 457	1 465	1 468	1 503	1 504
Composition of pig iron (%)	C	3.67	3.95	3.96	4.04	3.98	4.05	3.89
	Si	0.46	0.51	0.64	0.62	0.61	0.60	0.57
	Mn	0.52	0.56	0.56	0.52	0.56	0.56	0.56
	P	0.13	0.13	0.14	0.12	0.14	0.14	0.13
	S	0.018	0.016	0.042	0.049	0.047	0.051	0.034
Composition of output metal (%)	C	1.55	3.03	3.16	3.11	3.40	3.09	2.88
	Si	0.014	0.044	0.051	0.047	0.10	0.082	<0.01
	Mn	0.059	0.10	0.10	0.085	0.16	0.12	0.28
	P	0.020	0.041	0.037	0.037	0.065	0.049	0.025
	S	0.014	0.012	0.022	0.029	0.026	0.030	0.019
Composition of slag (%)	T.Fe	21.20	23.77	20.94	14.03	19.68	21.89	5.42
	Fe ₂ O ₃	13.84	13.56	13.10	8.59	8.67	14.73	2.64
	CaO	38.30	33.97	37.18	41.71	34.34	39.49	57.50
	SiO ₂	12.44	15.10	21.67	23.05	19.50	18.80	15.71
	MnO	2.91	4.67	4.20	5.71	3.59	4.92	3.90
	P ₂ O ₅	1.06	1.38	1.39	1.65	1.33	1.34	2.19
	CaS	0.07	0.12	0.15	0.16	0.14	0.16	—
	CaF ₂	6.42	5.26	5.97	6.63	6.54	6.83	8.05
	Al ₂ O ₃	9.93	6.98	7.70	7.74	7.86	6.87	—
	MgO	0.88	0.58	0.70	0.78	0.60	0.97	3.01
	TiO ₂	0.74	0.87	0.82	0.99	0.89	0.90	—
	CaO/SiO ₂	3.08	2.25	1.72	1.81	1.76	2.10	3.66
Oxygen efficiency (%)		83.7	76.7	72.0	82.0	57.1	82.3	82.0
Rate of removal (%)	C	57.8	23.3	20.2	23.0	14.6	23.7	26.0
	Si	97.0	91.4	92.0	92.4	83.6	86.3	>98.2
	Mn	88.7	82.1	82.1	83.7	71.4	78.6	50.0
	P	84.6	68.5	73.6	69.2	53.6	65.0	80.8
	S	22.2	25.0	47.6	40.8	44.7	41.2	44.1
Relative removal rate of P to other elements (—)	P/C	1.46	2.94	3.64	3.01	3.67	2.74	3.11
	P/Si	0.872	0.749	0.800	0.749	0.641	0.753	>0.823
	P/Mn	0.954	0.834	0.869	0.827	0.751	0.827	1.62

* National Research Institute for Metals

回分時の試料は排滓孔から採取した。図中 P が 30 min 以降上昇したのは、造滓剤の供給が停止したためである。なお Table 2 に示した連続操業時のデータは、操業開始後約 20 min 経過したほぼ定常と見なせる時間帯の 3 測定の平均である。各実験とも滓化は十分進んでおり、第 5 回を除き残存石灰は、ほとんど認められなかった。

3.1 吹精条件と各元素の除去率

3.1.1 ランス本数の影響

Table 2 に見られるように、酸素吹精量がほぼ等しい第 2 回以降の実験の各元素の除去率について、1 本ランス (第 2, 5, 6 回実験) と、2 本ランス (第 3, 4 回実験) を比較すると、スラグ・溶湯反応である Si, Mn, P の酸化は 2 本ランスの方が進むという結果が得られた。一方、ガス・溶湯反応に関連する脱炭率には両者の差はほとんどなく、第 5 回を除けば 2 本ランスの方が低いと言える。これらの結果は、既報⁸⁾ の抵抗モデルの性格から予測されたことである。すなわち、脱炭反応は酸素供

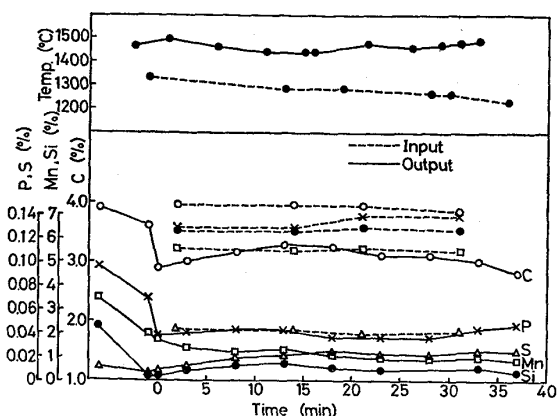


Fig. 3 a. Operational results of experimental No. 3: metal.

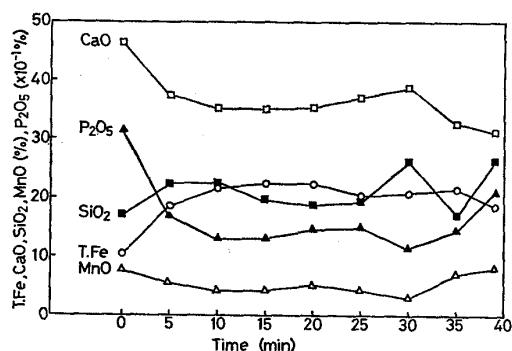


Fig. 3 b. Operational results of experimental No. 3: slag.

給速度と比例関係にあるのに対し、スラグ・溶湯反応では酸素供給速度と CO ガス生成速度の和と各元素の残留率が一種の双曲線関係にある。このため、脱炭反応の場合は、単孔、多孔ランスを問わず、溶湯を十分攪拌しうる条件ならば、炉は 1 槽ですむのに対し、スラグ・溶湯反応では本実験のように、樋型炉に複数本のランスを直列に配置するか、各々ランス 1 本を有する槽型炉を複数段直列に並べた方が、効率的であることの例証と言える。

補遺に示したように、抵抗モデル⁸⁾に基づいて Si の残留率 ϕ は、ランス 1 本で 1 つの完全混合槽を形成する

として次式で与えられる。

$$\phi = 1 / (1 + A / \alpha_{Si}) \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 $\phi = Si_{out} / Si_{in}$, $A = (V_{CO} + V_{O_2}) / Q$

溶湯流量 Q はほぼ一定と見なせるので、 ϕ は $V_{CO} + V_{O_2}$ 、つまりランス 1 本当りの気体流量の関数である。この関係から、 n 個の完全混合槽からなる槽列モデルあるいは n 本のランスを直列配置した樋型モデルで、最大の脱珪率（最小の Si 残留率）を得るための気体流量条件は補遺で導出したように、各ランス（槽）の気体流量を均等にすることであり、残留率 ϕ_n は次式で与えられる。

$$\phi_n = 1 / \{1 + A / (n\alpha_{Si})\}^n \quad \dots\dots\dots (2)$$

(1), (2) 式に実験結果を代入し、 α_{Si} を求めると Table 3 のようになる。個々の値に差はあるが、既報⁷⁾ の $\alpha_{Si} = 0.007$ の上下に分散していると言える。この値を流用して、 $V_{O_2} = 1 \text{ kg/min}$, $V_{CO} = 0.8 \text{ kg/min}$, $Q = 37 \text{ kg/min}$ として Si の残留率を求めると $\phi_1 = 0.126$, $\phi_2 = 0.05$ となる。これらの値を脱珪率に直すと 1 本ランスで 87.4%, 2 本ランスで 95% となり、それぞれ第 2, 6 回実験の平均 88.9%, 第 3, 4 回実験の平均 92.2% に近似しており、 $\alpha_{Si} = 0.007$ という値は脱珪反応の抵抗係数として妥当な値とみなせる。なお上述の条件で 3 本ランスの場合、脱珪率は 97.3% となる。Table 3 によると第 1 回実験の値が低い、これは脱珪反応に見合う量以上の酸素吹精量のため、攪拌が激しかったことによるとと思われる。

Mn, P については Si のようにスラグに平衡する濃度を 0 と見なせないため、Si より低い除去率となるが、スラグ・溶湯反応の特徴は脱珪反応同様に備えているといえる。

3.1.2 1 本ランス実験の比較

同一操業条件で行った第 2 回と第 6 回実験を比較すると、各元素の除去率は前者が、酸素効率 (C, Si, Mn, P の酸化に要した酸素量/吹精酸素量) は後者がよいという結果となった。これは第 6 回実験の流入 C, Si, P 濃度が第 2 回実験より高く、また溶銑温度も高かったことによると考えられる。

Table 3. Calculation of α_{Si} .

Number of experiment	1	2	3	4	5	6
n	1	1	2	2	1	1
V_{O_2} (kg/min)	1.44	0.981	0.930	0.991	1.02	0.971
V_{CO} (kg/min)	1.66	0.807	0.625	0.820	0.503	0.844
Q (kg/min)	33.5	37.6	33.5	37.8	37.2	37.7
ϕ	0.0304	0.0862	0.0797	0.0758	0.172	0.137
α_{Si}	0.0030	0.0045	0.0091	0.0091	0.0085	0.0076

第1回実験は脱磷炉としては酸素吹精量は過剰で、第5回と同じくハードブローであるが、最高の酸素効率を得ている。この第1回と第5回実験の違いは、前者の吹精量が脱炭をかなり進行させる範囲だったため、CO ボイルによる炉内の攪拌が後者より強かったこと、および3.5のTable 6に示した吹精酸素の流速の計算値に見られるように、後者の吹精条件がハードすぎたことがあげられる。しかし、第1回実験の流出炭素濃度範囲であれば、T. Fe は激しいCO ボイルにより他の実験結果より低くなつてよいはずであるが、結果的にはほかとの差はなかった。このハードブローの割にT. Fe が高かった原因は、使用した脱磷炉が1本ランス吹精には長すぎ、長手方向の攪拌が十分ではなかったためと思われる。これは第5回実験についても同様であり、炉底に衝突したジェットが浴内で十分捕捉されず上に逃げる傾向となり、長手方向の攪拌への寄与が少なかつたと考えられる。ランスおよび天井レンガへの鉄粒の付着は、第5回実験が最も多く、他と明らかな差異が認められた。

第2, 6回実験は第1, 5回実験にくらべ、炉形状に合った操業条件だったと言えるが、1本ランスの樋型炉で広範な操業条件を満たすことは難しいと言える。この点ランス本数を複数にすれば、1つの樋型炉でも種々の操業条件に対応させることが可能である。

第5回実験の脱炭率が特に低いのは、上述のように酸素の捕捉がたりずSi, Mn, Pの酸化が優先し、スラグ・溶湯間の攪拌も不十分だったため、酸化鉄の酸素を脱炭反応に利用できなかつたためと思われる。

3.1.3 2本ランス実験の比較

ランスを2本用いた第3, 4回実験を比較すると、対的に前者はソフトブローと言える。Table 2に見られるように、第3回のT. Feは第4回より高く、第1回を除き最高の脱磷率を示した。しかし、流出磷濃度は両実験とも同じ値となつた。これは第4回の造滓剤量が多かつたため、T. Feの減少による脱磷率の低下を、CaOの増量で補つたためと思われる。

第3回実験の酸素効率が第5回に次いで低い。一見溶湯流量が少ないことが原因と考えられるが、炉内滞留量は他の実験と同様であることから、3.5のTable 6に見られるように、この実験が最もソフトな吹精条件だったことが酸素効率の低い原因と言える。しかし、T. Feが第4回以外の実験と同等の濃度であることから、第3回実験は極端なソフトブローではなく、高脱磷率が得られた原因は高めのT. Feと2本ランスの効果によると思われる。

操業条件の異なる第3, 4回実験を同一基準で比較す

Table 4. Comparison of dephosphorization on the 2-lance operations.

Number of experiment	3	4
Input rate of lime to that of hot metal (kg lime/kg HM)	0.0577	0.0669
Input rate of P (kg/min)	0.0469	0.0454
Removal rate of P (kg/min)	0.0345	0.0314
T. Fe (%)	20.94	14.03
Effective concentration of T. Fe* (%)	20.94	17.54
O ₂ efficiency (%)	72.0	82.0

* Calculated by assuming that the output rate of slag in Exp. No. 4 is 25% more than that of Exp. No. 3, since the aimed flux rate of Exp. No. 4 is 5 kg/min while that of Exp. No. 3 is 4 kg/min.

る目的で、溶湯流量当りの石灰流量、脱磷量、T. Fe量を計算した。その結果をTable 4に示す。ただしT. Fe量は第3回のスラグ量に対する第3, 4回のT. Feの割合(%)で示し、計算に際しては表注の仮定に基づいた。連続脱磷法に望まれる条件は、脱炭を押え、石灰の使用量とT. Feの発生量を押え、酸素効率を高く保ちつつ脱磷を最大限行うことのできる最適操業条件の確立にある。この観点からTable 2, 3の両実験を見ると、脱炭、石灰、脱磷量で第3回が、T. Fe、酸素効率では第4回が有利と言える。

以上の検討から、本炉での最適操業条件は両実験の間にあると思われるが、炉容が大きくなれば造滓剤中の石灰量を増しても滓化が可能のため、より高塩基度なスラグによる、本実験より低磷な溶湯の溶製は可能と言える。また、脱磷の経済的最適条件を考える上でハードブローで石灰を増すか、ソフトブローでT. Feを増すかのいずれに操業の主体をおくかという問題を、第3, 4回実験は提起していると思われる。

他元素の除去率は、第4回の脱炭が若干進んでいるほかは、差はないと言える。

3.2 脱磷進行率

脱磷率の他元素の除去率に対する割合を脱磷進行率と定義し、その値をTable 2の最下欄に示した。この値が高いことは、他元素の酸化反応にくらべ脱磷が進んでいることを意味し、脱磷に適した操業法を判定する上の1つの指標と言える。しかし、流出磷濃度、酸素効率、次段の熱源である炭素の残留量の比較検討が、脱磷法の判定にあたつて優先するのはもちろんである。

以上の点を考慮してTable 2を見ると、第3回実験が6回の実験のうち最良の脱磷条件で行われたと言える。すなわち、脱磷進行率が高いだけでなく、流出磷濃度が低く、Table 4に見られるように脱磷の絶対量が多いことから、第3回が最良と結論できる。

1本ランスの第2, 6回実験と2本ランスの第4回実験の Si と Mn に対する脱磷進行率は、ほぼ等しい結果となった。第5回実験の C に対する脱磷進行率が第3回同様高い値を示しているが、これは酸素効率が低く、酸素が Si, Mn の酸化に優先的に使われ、脱炭反応の進行が遅れたためである。第1回実験の Si, Mn に対する脱磷進行率が最大となったが、これは供給酸素量が多いため脱磷も進行したためである。このことは C に対する脱磷進行率が最低なことからも明らかで、次段の製鋼過程の熱源として C を残すという、予備脱磷炉の目的からは離れた操業と言える。

しかし、第1回実験の脱磷が、T.Fe は他と同等であるにもかかわらず最も進んでいる。CaO/SiO₂は大であるが、CaO/SiO₂=2.5で脱磷のピークが得られるとする中島ら⁹⁾の報告からすれば、本実験のスラグはいずれも脱磷能力は同程度と言える。それにもかかわらず第1回の脱磷が進んだのは、供給酸素量が多くCOボイルが盛んになったため、炉内の攪拌が強まりスラグ・溶湯反応が促進されたことによると考えられる。このことから、転炉の脱磷促進について加藤ら¹⁰⁾が報告しているように、連続予備脱磷炉においても、脱炭を押えて脱磷を優先させるため、酸素吹精量は必要最小限に押え、不活性ガスを酸素に混合して吹込むか、あるいは単独に排滓孔の手前に吹込むことは、鉄収支を改善する上からも意味があると言える。

3.3 金材技研式連続製鋼法との比較

Table 2 の NRIM の欄は、金材技研式連続製鋼法の第57~66回実験^{4)~6)}の第1段炉の操業結果の平均値である。この10回の実験の操業条件は各々異なり、その範囲は酸素吹精量 2.2~2.4 Nm³/min、造滓剤流量 9~13 kg/min その組成は石灰：螢石=5~9:1であつた。

この第1段炉の脱磷進行率を本実験と比べると、Cについては同等と言える。Siについても大差はない。しかし Mn に対する脱磷進行率は約2倍の値となった。この原因は、第1段炉の造滓剤供給は粉体造滓剤を酸素同時吹込みしたためと考えられる。溶銑流量に対する酸素吹精量は、本実験、第1段炉ともに 18 Nm³/kgHM であるが、第1段炉の脱珪が進んでいるのは、3.1.1で述べたように4本ランスの効果が現われたためと見なせる。一方、Mn の酸化が遅れたのは、粉体造滓剤の使用により脱磷が優先したことと、T.Fe の少い操業のためスラグとの Mn 平衡濃度が高い(0.12%)ためである。このため、酸素効率は本実験と差がないにもかかわらず他元素の酸化が優先した。

第1段炉の T.Fe が本実験の 1/4 程度と低いのは、

この炉の特徴と言えるが、これはランス1本当りの対溶銑流量酸素量が、第1段炉は4.6 Nm³/kg HM であるのに対し、本実験はその2~4倍吹いていることによる。すなわち、第1段炉の酸素吹精量が少いため、(FeO)の生成存続が困難な吹精範囲にあることと、前述のように4本ランスのためスラグ・溶湯反応が促進され、(FeO)の生成が押えられたためである。ジェット侵入深さが第1段炉と近い第4回実験の T.Fe が少いことも、同様に説明できる。両者の侵入深さを近いと仮定したのは、第1段炉のランス1本当りの酸素量は 0.6 Nm³/min で第2, 6回実験の 0.7 Nm³/min に近く、Table 6に見られるように第4回の侵入深さは、第2, 6回より若干浅いことによる。

以上を総合すると、予備脱磷実験は小規模の上、粒状造滓剤を用いたため、滓化促進用の添加剤が多く、溶湯量に対する CaO 量が少ないにもかかわらず、第1段炉の C に対する脱磷進行率と同等の値が本実験でも得られたと言える。このことからランス本数の増加、粉体造滓剤の使用、吹精条件の検討により、より高脱磷進行率の操業法の開発が可能と思われる。また、第1段炉で Mn が残ったことから、スラグの成分と温度を管理することにより、Mn も次段の熱源とする操業法の可能性も考えられる。

3.4 スラグ平衡濃度

各実験のスラグと平衡する O, Mn, P 濃度を Table 5 に示す。O_{eq}, Mn_{eq} については学振¹¹⁾, P_{eq} については HEALY¹²⁾ の平衡関係式を用いた。

2本ランスの第3, 4回実験をみると、T.Feが少いため O_{eq} が低く、Mn_{eq}, P_{eq} の高い第4回の方が Si, Mn の除去は進み、脱磷も第3回と同程度に進行している。これは、3.1.3で述べたように攪拌の違いによると言える。第4回実験の Mn_{eq} が、流出 Mn 濃度に近いが、このことから Mn を残留させる可能性はあると思われる。

一方、P の平衡濃度は、いずれの実験も P の 1/50~1/100 であるため、物質移動律速反応の1因子である、反応界面濃度の変動による脱磷反応速度への影響は無視できる。このため、HEALY の式が本実験のような高炭

Table 5. Equilibrium concentrations with slag.

Number of experiment	1	2	3	4	5	6
O _{eq} (%)	0.089	0.091	0.073	0.051	0.072	0.094
Mn _{eq} (%)	0.025	0.033	0.030	0.064	0.029	0.043
P _{eq} (×10 ⁻⁴ %)	4.5	7.0	3.8	6.0	8.7	4.7

素、低温度な溶湯の P_{eq} の計算にも適しているならば、通常の製鋼スラグを用いた操業において、脱磷反応に最も影響を与えるのは攪拌強度と言える。

3.5 ランス条件

同一酸素吹精量の操業において、連続製鋼反応の進行に対するランス本数の影響を検討するには、溶湯に対する攪拌強度が同じになるランス条件を選ぶ必要がある。本実験では先に述べたように、第3回の2本ランス実験におけるジェットの静止溶湯面への侵入速度が、第2回実験と等しくなるようにランス高さを決めたことが、攪拌強度を比較する上での基準となつている。これにより決定された2本ランスの50mmというランス高さは、初期の連続製鋼実験^{13)~15)}で用いた高さであり、操業上の支障はなかつた。

製鋼炉内のような、気体で2相の液体を混合攪拌する装置の、攪拌強度の定量化は難かしいが、ここでは瀬川¹⁶⁾のへこみ深さ L に関する実験式(3)式に基づいて求めた、実験条件の場合のへこみ深さと、種々の仮定に基づいて求めたへこみ深さ L とランス高さ h の関係を、Table 6に示した。

$$L = L_h \cdot \exp(-0.78 h / L_h) \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 $L_h = 63.0(F_{O_2}/d)^{2/3}$

表中 a 欄は、実験条件を(3)式に代入して得られた値で、 v_0 は非圧縮性流体とみなした場合のノズル出口での流速である。この結果からは、第3回を除き、ジェッ

トは炉底に到達していたと言える。第5回実験で、実験後炉底にジェットによる深さ4cmほどの窪みが認められたことから、この計算値は妥当な値と考えられる。

b~e 欄は、第2回の攪拌強度と同じ強度を、第3~5回実験のランス本数とノズル径で得るためのへこみ深さとランス高さを、異なる仮定から求めたものである。b 欄は静止溶湯面での流速を第2回と等しいとした場合で、これによると第3回実験のランス位置は低かつたことになる。c 欄はへこみ部の形状は相似であるとし、その断面積(2本ランスの場合は断面積の和)が第2回と等しいと仮定した場合の値である。この仮定は L^2 を等しいとして計算することから、瀬川¹⁶⁾の水モデル実験にみられるようにへこみ深さと浴の流速が比例するとして、浴中の運動エネルギーを第2回と等しくするとした場合と結果的に同一になる。d 欄はへこみ体積を等しくした場合で、e 欄はへこみ深さを等しくした場合である。第3回実験で採用したランス高さを、b~eの結果と比べるとその中間にあるため、妥当な高さであつたと言える。

3.6 最適操業条件の検討

これまでに考察した結果から、実験数が少い難点はあるが、連続予備脱磷法の最適操業条件を検討すると以下のようになる。

1) ランス条件：吹精条件はソフトブローよりはハードの方が良いと思われる。LD 転炉操業では滓化促進のためソフトブローの必要があるが、連続炉では滓化した

Table 6. Calculated results of cavity depth and lance height.

Number of experiment			1	2, 6	3	4	5
Blowing conditions							
	d	(mm)	4.9	4.9	4.9	3.4	3.4
	h	(mm)	150	150	50	50	150
	V_{O_2} aimed	(Nl/min)	1 000	700	350	350	700
a	v_0	(m/sec)	884	618	309	642	1 284
	L	(mm)	236	170	131	176	238
b	L	(mm)		170	117	142	204
	h	(mm)		150	75	108	216
c	L	(mm)		170	120	120	170
	h	(mm)		150	69	153	289
d	L	(mm)		170	135	135	170
	h	(mm)		150	44	122	289
e	L	(mm)		170	170	170	170
	h	(mm)		150	-11	60	289

a : obtained by substituting actual data into eq. (3).

b : the jet velocity at the surface of still bath is equal.

c : the cross sectional area of the cavity is equal.

d : the volume of the cavity is equal.

e : the cavity depth is equal. The base is No. 2 conditions.

スラグがすでに存在しているため、(FeO) 増加のための吹精の必要はなく、スラグ・溶湯の接触頻度を上げ反応を進めるにはハードブローの方が好ましいと思われる。ランス本数は 3・1・1 で述べたように複数 (2~4 本) がスラグ・溶湯反応には有利である。また溶湯の攪拌を激しくするため、不活性ガス吹込みあるいは粉体造滓剤の酸素同時吹込みは有効な手段と考えられる。酸素吹精量は $15\sim 20\text{Nm}^3/\text{tHM}$ 以下とすることが、次の脱炭炉の熱源を確保する上で望ましいといえる。

2) スラグ組成: 本実験のような低温・高炭素域での脱磷では、LD 転炉でみられる低炭素吹精における溶湯温度上昇を (FeO) の増加で補うことによる、スラグに平衡する磷濃度を押えるという必要性がないため (FeO) を Table 2 の金材技研の操業結果にみるように 10% 以下に押えることは可能である。この結果 (CaO) の増加が計られ $\text{CaO}/\text{SiO}_2 \geq 3$ の高塩基度スラグの生成が容易となり、脱磷に寄与する。しかし低温域操業のため、スラグの流動性に留意する必要がある。

3) 溶湯成分: 流入磷濃度が上昇した場合、CaO 投入量を増すと同時に、溶湯の攪拌を激しくすることが流出磷濃度の上昇を押える上で必要といえる。また 3・4 で述べたように Mn をある程度残留させることは、次段の熱源としての意義を持つ。

4) 温度: 本実験規模で出湯温度が 1450°C あれば、溶湯およびスラグの流動性は十分保たれることから、スケールアップした場合は、より低温での操業も可能といえる。

5) その他: ランス本数は多すぎると熱的に不利となる。炉型は樋型あるいは船型⁶⁾ が適している。

4. 結 言

6 回の実験ではあるが、各々特徴ある操業ができた。抵抗モデル⁸⁾ で予測されたとおり、複数ランスの方がスラグ・溶湯反応の進行には有利であることが実証された。この実験から、連続脱磷法の具備すべき条件は、気泡の存在を減らし脱炭反応を押え、スラグと溶湯の混合攪拌は十分に行わせることにありと結論できる。この点に留意すれば、C の酸化を最小限に押え、P を下げる連続予備脱磷法は実現可能と言える。また金材技研式連続製鋼法の第 1 段炉との対比から、Mn もある程度残留させ得る可能性も確かめられた。

脱磷を連続化することによる最大の利点は、スラグが常に存在するため、造滓剤の滓化が容易で、脱磷に最適なスラグ状態を保持することが可能な点にある。また本実験では装置の配置上の制約から行えなかつたが、2 本

ランスの実験で向流操作を行つたならば、従来から指摘されているように⁸⁾¹⁷⁾¹⁸⁾ 酸素効率、脱磷率ともよりよい結果が得られたと思われる。

以上をまとめると、実用の連続予備脱磷法の操業形態としては、下記の条件を備えることが望ましいと言える。

1) 槽型炉の多段直列配置は熱的に不利のため、樋型炉 1 段とする。

2) ランスは 2~4 本を直列に設置し (底吹きの場合羽口数はより多くなる) 各ランスの気液流量比が均等となる吹精条件とする。

3) 造滓剤の酸素同時供給。

さらにスラグと溶湯の向流操作、あるいはスラグ・溶湯間の混合を促進するための不活性ガス吹込みの併用が考えられる。これらの物理的条件の最適化を計ることにより、より脱磷能力の優れた溶銑予備処理法の開発が可能と思われる。

終りに本研究を行うにあたり、有益な助言をいただいた工業化研究部第 2 研究室上田卓弥室長に深謝を表するとともに、実験に協力された工業化研究部諸氏、とくに島村幸男、笠原 章両君に厚くお礼申し上げる。

記号 (含補遺)

- d : ノズル直径 (mm)
- F_{O_2} : 酸素吹精量 (Nm^3/h)
- h : ランス高さ (mm)
- L : ヘコみ深さ (mm)
- n : ランス本数 (または完全混合槽数)
- Q : 溶湯流量 (kg/min)
- R : 移動抵抗 (min/kg)
- t : 時 間 (min)
- V : 気体流量 (kg/min)
- v_0 : ノズル先端での流速 (m/sec)
- W : 滞留量 (kg)
- α : 抵抗係数 (—)
- A : 気液流量比 (—)
- Φ : 残留率 (—)

添 字

- eq : 平 衡
- in : 流 入
- out : 流 出

補 遺

抵抗モデル⁷⁾⁸⁾ の仮定のうち、脱珪反応に関するものは以下のとおりである。

1) ランス 1 本で 1 つの完全混合槽を形成し、溶湯およびスラグ成分の濃度はそれぞれ均一であり、温度は溶

湯、スラグ、排ガスともに同一である。

2) 複数のランスを直列に並べた連続製鋼炉の混合特性は、ランス本数と同数の完全混合槽を直列に配置したもので代表される。

3) 製鋼反応は物質移動律速とする。すなわち反応成分の溶湯中の濃度とスラグに平衡する濃度との差に比例し、移動抵抗に反比例する。

4) 移動抵抗は溶湯・スラグ反応の場合、排ガス生成量と送酸量の和に反比例する。

以上の仮定に従って、連続製鋼法のランス1本当りの物質収支は、Si について次式で表わされる。

$$dWSi_{out}/dt = Q_{in} Si_{in} - Q_{out} Si_{out} - (Si_{out} - Si_{eq})/R_{Si} \quad \text{補1)}$$

ただし、 $R_{Si} = \alpha_{Si}/(V_{O_2} + V_{CO})$

定常状態で $Q_{in} = Q_{out} = Q$, $Si_{eq} = 0$ とすると、Si の残留率 Φ は本文中の (1) 式で与えられる。

n 個の完全混合槽からなる槽列モデルあるいは n 本ランスを直列配置した樋型モデルで、全体の気液流量比 A を一定とした場合、Si の残留率を最小にする A の各ランス (槽) への配分、換言すれば Q は変わらないと見なせるため、 $V_{O_2} + V_{CO}$ の配分条件に関する検討結果を以下に示す。

i 番目のランスの気液流量比を A_i とすれば、残留率 Φ_i は

$$\Phi_i = 1/(1 + A_i/\alpha_{Si}) \quad \text{補2)}$$

で与えられ、全体の残留率は次式で表わされる。

$$\Phi = \Phi_1 \Phi_2 \cdots \Phi_i \cdots \Phi_n = 1/\{(1 + A_1/\alpha_{Si})(1 + A_2/\alpha_{Si}) \cdots (1 + A_i/\alpha_{Si}) \cdots (1 + A_n/\alpha_{Si})\} \quad \text{補3)}$$

Φ が最小の条件は、(補3) 式の全微分が次式を満たすときに得られる。

$$d\Phi = \sum_{i=1}^n \frac{\partial \Phi}{\partial A_i} dA_i = 0 \quad \text{補4)}$$

$$\partial \Phi / \partial A_i = -1/\{A\alpha_{Si}(1 + A_i/\alpha_{Si})\} \quad \text{補5)}$$

ただし、 $A = (1 + A_1/\alpha_{Si})(1 + A_2/\alpha_{Si}) \cdots (1 + A_n/\alpha_{Si})$ (補4) 式に (補5) 式を代入して、

$$d\Phi = \frac{-1}{A\alpha_{Si}} \sum_{i=1}^n \frac{dA_i}{1 + A_i/\alpha_{Si}} = 0 \quad \text{補6)}$$

また定義から、

$$\sum_{i=1}^n A_i = A = \text{一定} \quad \text{補7)}$$

$$\sum_{i=1}^n dA_i = 0 \quad \text{補8)}$$

(補8) 式を変形して次式が得られる。

$$dA_n = -\sum_{i=1}^{n-1} dA_i \quad \text{補9)}$$

(補6) に (補9) を代入して、

$$d\Phi_n = \frac{-1}{A\alpha_{Si}} \sum_{i=1}^{n-1} \left\{ \left(\frac{1}{1 + A_i/\alpha_{Si}} - \frac{1}{1 + A_n/\alpha_{Si}} \right) dA_i \right\} = 0 \quad \text{補10)}$$

この式が恒等式として成立するには、各項の係数の和が0でなければならない。すなわち、

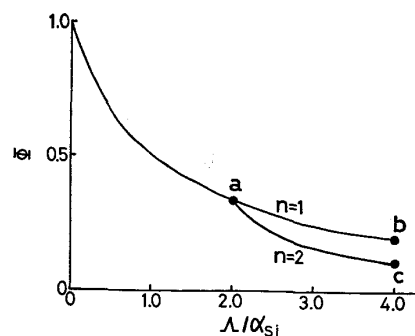


Fig. A1. Comparison of residual rates of Si, Φ , between 1 and 2 lances operations when $A/\alpha_{Si} = 4$: $\Phi_a = 0.333$, $\Phi_b = 0.2$, $\Phi_c = 0.111$.

$$A_i = A/n \quad \text{補11)}$$

の場合 (補10) 式は成立する。また (補7) 式の関係から、 Φ を最小にする A_i は次式で与えられる。

$$A_i = A/n \quad \text{補12)}$$

この解析結果から、各ランス当りの気液流量比を等しくすることにより、脱珪率を最大にできることが証明されたと言える。前述したように Q は一定と見なせるので、脱珪反応が脱炭反応に優先することを考慮すれば、溶銑流入側の酸素吹精量を多めにすることが、 A_i を均等に保つために必要と思われる。ランス本数1本と2本で $A/\alpha_{Si} = 4$ とした場合の A/α_{Si} と Φ の関係を Fig. A1 に示す。この場合、2本ランスにしたことで脱珪率を9%上げることが可能となる。

文 献

- 1) 飯田義治, 今井卓雄, 数土文夫, 鈴木健一郎, 江島彬夫: 鉄と鋼, 62 (1976), A9
- 2) 鷹野雅志, 川見 明, 池田隆果, 岡崎 卓, 松尾亨: 鉄と鋼, 62 (1976), A13
- 3) 片山裕之, 稲富 実, 堀岡博幸, 山本里見, 田中英夫: 鉄と鋼, 62 (1976), A17
- 4) 中川龍一, 吉松史朗, 上田卓弥, 三井達郎, 福沢章, 佐藤 彰, 尾崎 太: 鉄と鋼, 59 (1973), p. 414
- 5) 吉松史朗, 中川龍一, 上田卓弥, 三井達郎, 福沢章, 佐藤 彰, 尾崎 太: 学振第19委員会資料 (1973), No. 9575
- 6) 三井達郎, 渡辺敏昭, 岩井良衛, 遠藤容弘, 杉本弘之, 小島久夫: 耐火物, 29 (1977), p. 291
- 7) 福沢 章, 中川龍一, 吉松史朗, 上田卓弥: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 63
- 8) 福沢 章, 中川龍一, 吉松史朗, 上田卓弥: 鉄と鋼, 64 (1978), p. 1333
- 9) 中島長久, 土肥正治, 堀川 晃, 桑原達朗, 古崎宣: 鉄と鋼, 53 (1967), p. 317
- 10) 加藤 健, 今井純一, 藤原和彦: 鉄と鋼, 48 (1962), p. 465
- 11) 学振製鋼19委: 製鋼反応の推奨平衡値, (1968) [日刊工業新聞社]

-
- 12) G. W. HEALY: JISI, 172 (1970), p. 664
 - 13) 中川龍一, 上田卓弥, 吉松史朗, 三井達郎, 上原功, 福沢 章, 中村保之: 金材技研研究報告, 10 (1967), p. 557
 - 14) 中川龍一, 上田卓弥, 吉松史朗, 三井達郎, 上原功, 福沢 章, 中村保之: 鉄と鋼, 54 (1968), S 481
 - 15) 中川龍一, 吉松史朗, 三井達郎, 上原 功, 福沢章, 中村保之: 鉄と鋼, 56 (1970), S 64
 - 16) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学, (1969), [日刊工業新聞社]
 - 17) J. SZEKELY: Heat and Mass Transfer in Process Metallurgy, (1967), p. 115 [Institute of Mining and Metallurgy]
 - 18) H. K. WORNER, F. H. BAKER, I. H. LASSAM, and R. SIDDONS: J. Metals, 22 (1969) 6, p. 50
-