第 3 会 場 (平炉・転炉・電気炉・製鋼基礎・真空脱ガス・その他)

(53) 40t 逆転式揺動とりべによる
製鋼用鉄の脱硫について

神戸製鋼所, 尼崎工場

飯浜 宇一郎・〇塩 鮎 潔

Desulphurizing Pig Iron by the 40t Reversible
Shaking Ladle

Uichirō IIHAMA and Kiyoshi SHIWAKU

1. 緒 言

鉄鉄を原料として製鋼過程で酸化精錬により脱硫を行なう場合、スラグ・メタル間の S の分配から脱硫には限界があり、平炉転炉における脱硫率は一般に 60% が限度と考えられている。したがって高炉鉄の S が高い場合や、溶製する鋼に対して特に低硫を要求される場合は、一般に溶鉄の予備処理により溶鉄の段階で、ある程度脱硫するか、または電気炉で還元精錬する方法が採用されている。炉外脱硫の方法としては従来はソーダ灰の添加が主として行なわれていたが、最近ではさらに脱硫率を高める目的でカルシウムカーバイドの吹込み法、シーキングレードル法などが開発され、主として鑄物工場や合金鉄メーカーで採用され、また製鋼工場でも採用されつつある。われわれは短時間で高度の脱硫率を得るために、自動的に正逆転する揺動とりべを開発した。小容量の逆転式揺動とりべの実績については、すでに製鋼部会その他で報告したが、1966 年 5 月に 40 t 容量の逆転式揺動とりべを尼崎転炉工場に設置し製鋼用鉄の脱硫を実施している。この操業方法と脱硫結果について報告する。

2. 設備の概要

40 t 逆転式揺動とりべの本体の仕様は次のとおりである。

最大溶鉄装入量； 42000 kg
揺動回転数； 43 rpm
揺動偏心量； 175 mm
揺動モーター容量； 150 kW A.C 440 V
傾動モーター容量； 40 kW A.C 440 V
炉体煉瓦積内径； 2350 mm

本体の概略図 Fig. 1 をに示した。この装置の作動は次のとおりである。すなわち揺動用モーター①の回転がウォームギア②を経てベベルギア③に伝えられる。これによりクランクシャフト④が回転し 4 組のパラボールにより支えられた揺動フレーム⑤およびこれに固定された炉体⑥が偏心運動を行なう。この偏心運動の回転方向は①の回転方向を一定間隔で交互に変えることにより、逆転偏心運動を行なわせることができる。なお炉体がフレームで 360° 回転できるように傾動装置⑦および揺動中の炉体の振れを防止する固定装置⑧を備えている。

3. 脱硫処理工程

現在月間約 2500 t の溶鉄を脱硫処理しており、これは当転炉工場の溶鉄使用量の約 7% を占めている。処理工程は次のとおりである。すなわち混鉄炉から溶鉄を

Fig. 1. Schema of the 40t reversible shaking ladle.

Table 1. Size and chemical analysis of calcium carbide used.

Size (mesh)	<16	16~65	65~150	150<		
	0.2	45.0	29.1	25.7		
Chemical analysis	CaC ₂	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	C	S
	77.9	16.1	2.3	1.4	0.8	0.7

40 t 溶鉄なべに払出し、除滓後揺動とりべに注鉄する。注鉄終れば脱硫剤を投入し 6 min 間揺動後溶鉄なべに払出し、除滓後転炉へ装入している。この場合揺動とりべへの注鉄開始から払出し終了まで 15 min を要し、揺動前後の除滓時間および重量調整を含めても全処理時間は 30 min 以内であり、現状の転炉のサイクル (30~35 min) を超えることはなく、脱硫処理による溶鉄待ちは皆無である。したがって転炉で使用する溶鉄の全量を脱硫処理することも可能である。

4. 脱硫剤

脱硫剤としてはカルシウムカーバイドを使用した。カ

ーバイドの粒度および品位については、脱硫率、溶銑歩留、および炉壁への付着などの諸点について検討を行なったが、現状では Table 1 のものが総合的に最も良好であり、この粒度、品位のものを使用している。

5. 操 業 結 果

5-1 脱硫状況

5-1-1 正逆転時間の影響

逆転式揺動とりべはシェーキングレードルと異なり、偏心運動の方向をあるインターバルで正逆交互に変え得る点にその特長があり、このインターバルは脱硫率の最も良くなる所に決めなければならない。これは揺動回転数、炉体内径、偏心量などにより変ってくるはずであるから実験して確認する必要がある。40 t 炉で実験した結果は Fig. 2 の通り、一方方向の運転時間は 17 sec の場合が脱硫率が最も良好であり、これより長くしても短くしても脱硫率は低下することを確認した。上記の理由としては、一方方向回転が 17 sec 未満では溶湯に与える精力が不十分で、そのため逆転後におきる大波が持続せず、攪拌が不十分となり、また 17 sec 以上で脱硫率が低下するのは、逆転の際に発生する波の大きさを支配する溶湯のエネルギーが、17 sec 以上に延しても、それ以上大きくなり、逆に正逆サイクル数が減少するためと考えられる。上記の結果から 17 sec を最適インターバルと決めた。

5-1-2 揺動時間およびカーバイド添加量の影響

40 t 逆転式揺動とりべの脱硫特性を調べるため、揺動時間の経過に伴う溶銑 S % の挙動を調査した。その結果を Fig. 3 に示す。Fig. 3 から明らかに、S 0.040~0.060% 程度の溶銑を脱硫する場合、カーバイド添加量 5~10 kg/t の範囲では、6 min 間で溶銑 S は大体一定値に達していることがわかる。なお揺動時間 6 min でカーバイド添加量を種々変えて脱硫処理を行なった実績を Table 2 に示す。

5-2 脱硫処理中における温度降下

混鉄炉から溶銑を払出した時、および脱硫処理後の除滓時の 2 回に測温を行なったが、その間における溶銑の温度降下は Fig. 4 に示したごとく、処理前温度が高い時ほど温度降下が大きくなっている。また温度降下はカーバイドの添加量には無関係で、添加量 5 kg/t、10 kg/t いずれの場合も平均温度降下は 26°C となつている。カーバイドによる脱硫反応は一般に次式で示される⁹⁾

$$\Delta F^\circ = -60480 - 36.7\text{T}$$

上記の反応は本質的には発熱反応であり、脱硫処理中における温度降下は主として溶銑の移しかえ中における

輻射熱の放散および炉壁の熱吸収によるものと考えられる。

5-3 溶銑歩留

脱硫処理中には粒鉄を含んだ滓が発生するので、ある程度の溶銑ロスを生ずる。この場合溶銑歩留を左右する最大の因子はカーバイド添加量であり、Fig. 5 にカーバイド添加量と溶銑歩留との関係を示した。これから明らかにカーバイド添加量の増加に伴って歩留は

Fig. 2. Effect of the shaking interval on the desulphurization efficiency.

Fig. 3. Changes of % S in pig iron during shaking at various carbide additions.

Table 2. Extractions of sulphur at various carbide addition.

Calcium carbide added kg/pig ton	Number of heats	Sulphur in pig iron (%)				$\frac{A-B}{A} \times 100$
		Befor treating		After treating		
		Range	Mean ^(A)	Range	Mean ^(B)	(%)
5.0	9	0.030~0.062	0.040	0.003~0.017	0.010	75
7.5	9			0.003~0.009	0.005	88
10.0	16			0.003~0.008	0.004	90

Fig. 4. Relation between temperature of pig iron before charging and temperature drop during treatment.

Fig. 5. Relation between calcium carbide addition and yield of the pig iron.

低下している。なお発生した滓は高炉および焼結工場に還元している。

6. 結 言

40 t 逆転式揺動とりべの操作方法および脱硫結果について述べたが総括すると次のようになる。

(1) 脱硫剤としてカルシウムカーバイドを使用すれば、S 0.040~0.060% 程度の製鋼用鉄を 6 min 間の揺動で、0.004% 程度まで安定して低下せしめることができる。

(2) 脱硫率はカーバイドの添加量の増加に伴って向上するが、溶鉄歩留は逆に低下する。

文 献

- 1) S. D. BAUMER; J. Metals, 9 (1951), p. 732
- 2) Bo. KALLING; Giesserei, 46 (1959), p. 905
- 3) 大黒, 他; 鉄と鋼, 50 (1964) 11, p. 1795
- 4) 大黒, 他; 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 867
- 5) 沢村; 理論鉄冶金学 基礎理論編 p. 324

(54) 塩基性平炉におけるサルファ バランス

川崎製鉄, 千葉製鉄所

太田豊彦・飯田義治・○数土文夫
Sulphur Balance on the Basic Open Hearth Furnace

Toyohiko Ota, Yoshiharu Ida
and Humio Sudo

2. 結 言

現在, 千葉製鉄所第 1 製鋼における精錬は, ほとんど高級鋼に限られている。したがって必然的に P S の精錬に力める比重が大きい。

当所における高溶鉄配合のヒートの S に関して従来よりその溶鉄の [S] % と MD 時の [S] % が大きくかけはなれていることに疑問がもたれ種々調査が行われてきたが解明されるまでにはいたらなかった。

そこで今回, 平炉燃料 (Cgas+Oil) からの S に重点をおいて, 平炉 S のバランスシートを作成し, 今まで不明確であった S の増加量とその侵入経路を明らかにするため, 以下の実験を行なった。

2. 実験方法

実験ヒート 7 チャージ

S のバランスシートを作るため, 平炉に装入される材料の重量および S % はすべてチェックされた。

また, 溶鉄は 7 チャージとも 2 杯鍋とし, 冷材はすべてスラブ屑を使用した。実際の場合になるべく似た状況のバランスを作る目的から溶鉄鍋中のスラグをかき出し, その重量を測定して再装入した。しかし精錬に入り差物が多くなつてから出鋼までの炉中の S 量の追跡は困難であるので溶落ちまでとした。もちろん溶落前の排滓量は実質し, 必要とする化学分析値は求められた。

なお, MD 時の炉中スラグ量は, 全装入 CaO と MD 時の CaO 分析から求め, 溶鋼量は全装入鉄分とスラグ中の鉄分から算出した。

3. 実験結果

実験 7 ヒートのうち 1 ヒートの結果を Table 1 に示す。ここでアウトプットの合計量からインプット(溶鉄, スラブ, 石灰, 鉍石, 溶鉄スラグ, 補修用マグナー)の S 量を引いた S 量を燃料から入った S 量とした。

実験ヒートのインプットおよびアウトプットの平均 S バランス % は Table 2 に示す。

なお実験 7 ヒートの鉄配合率は最低が 75%, 最高が 79%, 平均 77.5% である。

また, Table 3 には燃料の S の炉中での吸収率を示す。

4. 考 察

以上の実験結果から溶鉄スラグから入る (S) 量は思っていた以上に少なく, 結果的には燃料からの S 量が驚く程大きな数字になった。

まず, 溶鉄スラグから入った (S) について言えば, 一樣にバランス % に占める比重が小さく, かつ一定していることから実験誤差とは考えられない。ただし, 溶鉄鍋から溶鉄スラグを完全にかき出すことは困難であつたため, 実際にはデータ以上のスラグが炉内に装入されていたかもしれない。しかしその量が倍としても全体の 1 割

Table 1. Details on sulphur balance.

heat No. 1

Killed steel

		Weight (kg)	CaO (wt%)	CaO (kg)	Total Fe (wt%)	Total Fe (kg)	S (wt%)	S (kg)	S balance (wt%)
In put	Lime stone	2,800	59	1,650			0.006	0.17	0.21
	Lime	1,100	68	750			0.007	0.08	0.10
	Fe ore	2,400			65	1,560	0.004	0.10	0.13
	Slab A	34,950			100	34,950	0.013	4.54	5.72
	Slab B	12,900			100	12,900	0.009	1.16	1.46
	Hot metal A	74,000			92.5	69,000	0.029	21.46	27.05
	Hot metal B	59,500			94.5	55,600	0.033	19.46	24.75
	Slag from hot metal A	1,400	25	350	24	330	0.258	3.61	4.55
	Slag from hot metal B	500	9	50	24	100	0.099	0.46	0.58
	Magnesia clinker	6,500	61	3,960	4	260	0.005	0.33	0.42
	Fuel							27.79	35.03
	Total			6,760		174,010		79.34	100.00
Out put	Slag at MD	3,100	37	1,150	13	400	0.090	2.79	3.51
	Slag in the furnace	14,500	39	5,610	13	1,920	0.103	14.93	18.82
	Steel in the furnace	171,690			100	171,690	0.036	61.62	77.67
	Total			6,760		174,010		79.34	100.00
	Reference								
	Oil	5.110 kg					0.560	28.60	
	C gas	3.460 Nm ³					5g/Nm ³	17.30	

Table 2. Sulphur balance from 7 heats (weight %).

In put					Out put	
Hot metal	Slab	Slag from hot metal	Lime stone, Fe-ore and magner		Fuel	Hot metal
48.56	9.60	4.96	0.68		36.20	89.30
						10.70

Table 3. Yields of fuel S in the furnace.

Heat No.	1	2	3	4	5	6	7	Average
Total S from oil (kg)	29.50	31.60	28.60	35.40	30.01	26.20	38.30	32.37
Total S from C gas (kg)	5.45	4.20	17.30	18.50	2.70	4.45	11.00	6.51
S absorbed in the furnace (kg)	32.05	27.51	27.79	23.17	21.41	23.36	31.02	26.61
Yield of fuel S in the furnace (%)	91.5	77.0	59.0	55.5	81.0	62.0	63.0	68.5

弱であり、大巾に変るとは考えられない。溶銑スラグから入る (S) を MD 時の溶鋼中の [S] に換算すれば、わずかに 0.002~0.003 [S] % にすぎない。

次に、燃料中の S の炉内での歩止、いいかえれば装入から MD までに炉内の冷材、鋼浴およびスラグに吸収された割合は実験結果から約 69% になる。(Table 3 参照)

もし実際にこれだけ入つたものとすれば、MD 時の溶鋼中の [S] 0.0165 に相当する。しかし、燃料中の S の炉内での吸収率が 69% と大きい値となつたので排ガス中に SO₂ となつて大気に逃げる S をチェックしてみた。次に排ガスから逃げる S について調べた結果を示す。

排ガス中の SO₂ 分析は煙道的气体を採取し、3 回行なつた。結果は 121 ppm, 92 ppm, 124 ppm であつ

た。平均 $\bar{X}=112$ ppm。重油, C ガス, 酸素吹精による総実質排ガス量 G は、過剰空気率 1.2 として

$$G=112740 \text{ Nm}^3/\text{ch} \sim \text{MD}$$

排ガス中の SO₂ は 112 ppm であるから [S] 重量は

$$112 \cdot 740 \times 0.0012 = 12.60 \text{ Nm}^3$$

$$12.60 \times 32122.4 = 17.8 \text{ kg} \text{ となる。}$$

Table 3 より燃料からの合計 S 重量平均は 38.88 kg であつたから排ガスとなつて大気に逃げた S は全体の 46.0% である。したがつて、炉中で吸収されたのは 54.0% と考えられる。これは MD 時の溶鋼中の [S] 0.0127% に相当する。

以上述べたように、S のバランス実験では燃料の S は炉内で約 69% 吸収され、排ガスの面からは 54% 吸収されたことになり、ここに約 15% の開きがあり一見矛

Table 4. Relation between (S)% in hot metal slag and [S]% in molten steel at MD point, ($\times 10^{-3}\%$).

	1	2	3	4	5	6	7
(S)% in hot metal slag	31	24	22	34	36	31	23
[S]% in molten steel at MD	36	40	40	46	48	40	37

Fig. 1. Relation between Ch-MD time and fuel % in sulphur balance.

Fig. 2. Relation between Ch-MD time and [S] % in molten.

盾しているように思えるがこれは実験誤差の範囲内とも考えられる。

しかし、どちらにしても、重油の S からはわれわれが従来から予想していた以上に入ってくることは確実である。そしてその量は溶鋼の [S] にして、 $0.013 \sim 0.016\%$ である。

このことから考えられることは、もし燃料から多量の S が入ってくるならば装入～溶落までの時間が長ければ長いほど MD, S バランスにしろる fuel % は高くなるはずである。

Fig.1 には、実験ヒートの ch～MD までの時間と燃料から入つて来た S のバランス % を示した。これによるとヒート数が少いけれども上記のこととよく合致している。すなわち、ch～MD time が長くなればなるほど燃料の S バランスに占める % が大きくなっている。

Fig. 3. Relation between Ch-MD time and [S] % in slag.

Fig. 4. Sulphur balance sheet on the basic open hearth furnace.

まだ、Fig.2 の ch～MD time と溶鋼中の [S] % に相関が認められないことについては別の意味が考えられる。すなわち、Table 4 からわかるように溶鉄の [S] % の高低にかかわらず MD 時の溶鋼 [S] % はほぼ一定している。

このことから溶鉄の [S] potential が低ければその分だけ溶鋼中に他相から S が吸収されるものと考えられる。このような考えに立てば、Fig.2 で相関が認められないこともうなづける。

Fig.3 より、ch～MD, time とスラグ中の (S) % の間に相関があると考えられ、これは Fig.1 とならんで燃料から実際相当量の S 量が入っている証拠と思われる。しかし、まえにも述べたように相当量の S が燃料から入ってくるとはいつても、それが $0.013 \sim 0.016\%$ という大きな数字になることには疑問が残される。

それにはまず溶鉄[S]の偏析および溶鉄スラグの(S)の分析方法, それに炉内鋼浴[S]の偏析などがその疑問に答えるものとして残されているが, それにしても今回の実験により得られた結果を大きく変えるとは考えられない。したがって現段階では一応燃料から入ってくるSが全体のSバランスの36%を占めるものと考えたい。

5. ま と め

以上考察したことをまとめると次のようになる。

1. 溶鉄スラグから入ってくる(S)は少く, 鋼浴中に還元されたとしても0.002~0.003%にしかない。したがって溶鉄のろかきは余り意味がなく, 余程の低[S]鋼に限って行なつた方がよい。

2. 多少疑問は残るが, 燃料から入ってくるSの方は非常に多く, 鋼浴中の[S]%を0.013~0.016%アップすることが判つた。

3. したがって低[S]鋼を精錬する場合はch~MDの時間をなるべくみじかくするほうが良いと思われる。すなわち高溶鉄および多量O₂使用によるch~MD, time短縮が考えられる。

4. また, 溶鉄中の[S]%が低ければ, 溶鋼中の[S]%は比較的高くなり, したがってfuel Sの溶鋼への吸収率は高くなるものと思われる。

5. 実験7ヒートの平均SバランスシートはFig. 4に示すものとなつた。

文 献

- 1) 山田, 杉野, 中川, 佐々木, 吉井: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1787, 1788
- 2) 中川: 鉄と鋼, 10 (1952), p. 760
- 3) 下川, 田上: 鉄と鋼, 10 (1952), p. 762
- 4) 村田, 前, 鶴野, 本間: 鉄と鋼, 10 (1952) p. 766, 769
- 5) W. O. PHILBROOK, M. B. BEVER; Basic Open Hearth Steelmaking, p. 233, 234

(55) 転炉鋼滓中に含まれる燐化合物と強磁性鉱物のX線回折について

九州大学, 工学部 ○坂田 武彦

On the X-Ray Diffraction of Phosphor-Compounds and Ferro-Magnetic Minerals in the Converter Slag

Takehiko SAKADA

1. 緒 言

現在の製鉄工学においては, 溶鋼や溶滓の物性について研究が行なわれている。しかし事実としては, 固体の転炉滓中に含まれる燐化合物が化学組成など明らかにされていない。

筆者は, 海底砂鉄中に含まれる。燐化合物の研究を行ないすでに報告した。これら転炉鋼滓中に含まれる燐化合物も海底砂鉄表面の燐化合物の研究に準じて研究を行なつた結果, フッ素燐灰石として存在し, 強磁性鉱物は

Table 1. Chemical analysis of sample. (wt%)

SiO ₂	TiO ₂	Fe ₂ O ₃	FeO	Al ₂ O ₃
13.33	1.33	10.23	12.93	1.95
MnO	CaO	MgO	P ₂ O ₅	
5.92	47.20	4.53	3.89	

ヤコブサイトであることが判明した。これまで行なつた2~3の実験および結果について報告する。なお実験試料としてはTable 1に示す純酸素転炉滓を用いた。

2. 転炉鋼滓中に含まれる燐化合物について

2.1 実験 (A) (燐化合物)

転炉鋼滓を150~200メッシュに粉碎し各粒子中に含まれる燐化合物の存在状態を確かめるために径10cmのシャーレの中に鋼滓を粉碎した微粒子を数十粒散布し, さらに容器の中に, ゼラチン入りモリブデン酸アンモニウムの試薬を約30cc加え各粒子中に含まれる燐化合物の反応を確かめた結果, 各粒子はのこらず球状の黄色反応を示していた。転炉滓をさらに粉末とし, X線回折によつて同定を試みたが, これが燐化合物であるという鮮明なピークは得られなかつた。

2.2 実験 (B) (燐化合物の化学的抽出法)

前回の実験で燐化合物が全粒子に含まれていることは確認されたが, 鋼滓をそのまま砕いてX線で判定しても正しい解析は困難である。したがって, 燐化合物を鋼滓中より化学的に抽出して燐化合物がなんであるかを確かめることにした。

150~200メッシュに粉碎した試料をステンレス製の箱に入れ厚さ約1cmに散布し, これをマッフル型電気炉中で, 約900°Cで3hr焼き, 鋼滓中に含まれる金属鉄などの酸化を完全に行なつて後試料を冷却して, これから約20gを使用し3lのビーカー中に装入しさらに1%のHNO₃溶液2lを加え, 常温のままこれを電動式攪拌機で攪拌し鋼滓中に含まれる燐化合物の希酸による溶解抽出を行なつた。残渣中の燐分は, この残渣をビーカー中からバベットで取り出し, これを蒸留水にて数回洗浄して後ゼラチン入り試薬反応を行ない残渣中に燐反応を示さなくなるまで燐化合物の溶解抽出を行なつた。なお200メッシュ以下の試料に含まれる燐分の抽出はほぼ20minで完了した。抽出完了の残渣については, 日本標準規格にしたがつて燐分の定量を行なつたが残留燐としての値を求めることは痕跡であつたので不可能であつた。これより鋼滓中に含まれている燐化合物のほとんどは1%の希酸に溶出する化合物であることが確認された。抽出完了の滲液をNo. 5Cの滲紙で吸引滲過を行ない, 残渣は強磁性鉱物の判定試料として保存し滲液にはConcのNH₄OHを滴下し, 溶液に燐化合物の白色沈澱をつくりこれをNo. 5Aの滲紙で滲過し再び沈澱をビーカー中にうつし, これにHNO₃を加えて燐化合物の溶解を行なつた。鋼滓中にCaO・SiO₂の化合物が存在すればこれは容易に1%のHNO₃に溶解しCaOはCa(NO₃)₂となつてSiO₂を解離する。この解離したSiO₂はNo. 5Cの滲紙を通して

$\text{Ca}(\text{NO}_3)_2$ とともに溶液中にくるので、 NH_4OH で中和すると溶液中の SiO_2 は燐化合物と共沈する。しかしながら conc の HNO_3 で再び沈澱の溶解を行なうことによつて SiO_2 は HNO_3 に溶けずに燐化合物は HNO_3 に溶けるので、沈澱中の両者を分離することができる。この母液に NH_4OH 水を滴下（燐化合物の再沈を行ない、母過して十分洗淨したのち母紙よりはらずして白沈を 900°C で焼結し、さらにこれを粉末にして X 線で同定した結果フッ素酸カルシウムとしての解析値を示した。この実験方法は海底砂鉄の表面に吸着している燐化合物の抽出法とほぼ同一の操作によつて鋼滓中の燐化合物を化学的に分離抽出したものである。鋼滓中に含まれる燐化合物の化学抽出によつて得られた X 線回折の結果から判断して、鋼滓中に含まれる燐化合物も化学抽出の燐化合物に等しいものであろうと推定することができた。

2.3 実験 (C) (燐化合物の機械的分離法)

鋼滓中に含まれている燐化合物も砂鉄表面の燐化合物のように両者がうまく沈降差によつて分離されるものと思ひ何度か実験を行なつたが、遊離した CaO が水溶液中で $\text{CaO} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{Ca}(\text{OH})_2 + \text{CO}_2 \rightarrow \text{CaCO}_3 + \text{H}_2\text{O}$ の反応で CaCO_3 を析出し水中分離は不可能であることが判明した。鋼滓中の燐化合物らしいものは顕微鏡観察によると非常に微細であるので鋼滓中よりこのまま機械的に分離することは不可能であると思われる。これは鋼滓が転炉より出滓されるさいに急冷されたためであろうと考えられる。したがつて、鋼滓の再溶解を行ない炉中の徐冷によつて鋼滓の結晶化を行なうことにした。転炉滓を碎き 3 kg を溶解できる黒鉛ルツボにこれを装入しクリプトルの電気炉中で溶解した後鋼滓の徐冷を行なつた。鋼滓をルツボから取り出し鋼滓の破面を肉眼で調べた結果、炉内が還元性雰囲気だつたためにルツボに一部金属鉄の析出が認められた。しかし試料は再溶解と炉中の徐冷によつてその結果は成長ルツボの中心上部にカルシウムの化合物らしい偏析を見ることができた。これを 50~150 メッシュに粉碎し水洗を行なつて超微粉

を除去したのちに鉱石用の電磁分離器にかけて非磁性の粒子を得ることができた。この非磁性の粒子をシャーレ中に 20~30 粒散布し顕微鏡の下で試薬反応を行ない燐化合物の存在を確かめたところ、ほとんどの粒子が燐反応を示した。しかしながらそのなかに燐化合物らしい透明の結晶が多量含まれていることが顕微鏡観察によつて認めることができた。それで非磁性粒子をそのまま粉末にして X 線で同定して Fig. 1 の結果を得た。ルツボの上部に偏析している灰白色の集合体のみを碎き X 線にて判定した結果からもまったく同様の解析値を得ることができた。この X 線回折の結果は 2.2 の結果とまったく一致しフッ素燐灰石としての解析値を示した。2.2 および 2.3 の結果により転炉鋼滓中に含まれる燐化合物の形を確認することができた。

2.4 考察

鉄鉄中に含まれている燐分が純酸素製鋼反応によつて P_2O_5 を生じ溶鉄の表面に存在する $\text{CaO} \cdot \text{CaF}_2$ と結合を行ない次の配位によつて次の燐化合物を生成したものと考えられる。

すなわち、 $3\text{Ca}_3(\text{PO}_4)_2$ の中央に 1 分子の CaF_2 が侵入して 2 分子のフッ素燐酸カルシウムをかたちづくつたものとして考えられる。

転炉鋼滓中に含まれる燐化合物は CaF_2 の投入によつてフッ素燐灰石を形成したものであると考えられる。燐化合物としてのアバタイト $[\text{Ca}_3(\text{OH} \cdot \text{Cl} \cdot \text{F})(\text{PO}_4)_3]$ は自然界では火成岩中に含まれていて最も安定な燐化合物であることが鉱物の本に記されている。鋼滓中に含まれる燐量に対する CaF_2 の投入は脱燐に対して燐化合物を最も安定な燐化合物としているものと考えられる。

これまで製鋼の多くの本には燐は $\text{Ca}_3(\text{PO}_4)_2$ または $\text{Fe}_3(\text{PO}_4)_2$ として脱燐されるであろうと記されている。しかし筆者の研究によると市販の第三燐酸石灰はいずれも $\text{Ca}_3\text{OH}(\text{PO}_4)_3$ の X 線回折値を示し、まさしく水酸

Fig. 1. The X-ray diffraction diagram of phosphor compounds in the slag of converter.

アバタイトであつて、 $\text{Ca}_3(\text{PO}_4)_2$ の正しい回折値を示す試薬は唯今のところ内外ともに製薬会社で造られていないようである。また $\text{Fe}_3(\text{PO}_4)_2$ という試薬はまだ市販されていないので両者の試薬による研究はこれからの製品をまつて行なう予定である。しかし転炉鋼滓中に含まれる燐化合物の X 線回折では $\text{Ca}_3(\text{PO}_4)_2$ および $\text{Fe}_3(\text{PO}_4)_2$ のピークの存在は認められなかつた。以上の結果から転炉鋼滓中に含まれている燐化合物のほとんどはフッ素燐酸カルシウムと考えられる。しかし CaF_2 を加えない時の鋼滓中の燐化合物についてはさらに異なつた結果が得られるものと考えられる。

3. 転炉鋼滓中に含まれる強磁性鉱物について

転炉や平炉の鋼滓の粉末に磁石を近づけると粉末は容易に磁石に吸引され

Fig. 2. The X-ray diffraction diagram of ferro-magnetic minerals in the converter-slag.

Fig. 3. $\text{Ca}_3\text{F}(\text{PO}_4)_3$, Constitutional or structural formula.

る。すなわち酸素製鋼の鋼滓中には強磁性鉱物がかたちづくられている。この強磁性鉱物がなんであるかを次の方法によつて認めた。鋼滓を 150~200 メッシュに碎き焼分の抽出を行なつた残渣の約 20 g を使用し 2% HNO_3 2 l 中にて約 30 min 電動攪拌器で攪拌し 2% HNO_3 で溶解するものを溶解して傾斜法によつて溶液中で浮遊物の除去を行なつた。強磁性鉱物は常温での 2% HNO_3 にはほとんど溶解しない。また 2% の HNO_3 で可溶性物を溶解分離することによつて色は黒褐色より多小黒色が強くなり磁石に対する吸着力も大きくなる性質を有する。これは強磁性鉱物中に含まれている非磁性物を 2% HNO_3 で解離するためであろうということが判明した。さらに試料を洗浄乾燥した後電磁分離器にかけて強磁性鉱物のみを分離してこれをX線回折の試料と

して解析した結果 Fig. 2 に示すようにヤコブサイト $[\text{MgO} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3(\text{Mn}, \text{Fe})\text{O} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3]$ であることが判明した。ヤコブサイトは転炉滓、平炉滓など製鋼の鋼滓中に生成されていることが判明した。

ヤコブサイトの生成については、一応次のようにして炉中で生成したものと考えられる。溶鉄の酸化により、酸化生成物として $\text{FeO} \cdot \text{MnO} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$ などが溶鉄より遊離し炉壁の MgO の一部と反応を行ない鋼滓の冷却とともに鋼滓中に晶出して強磁性のヤコブサイトとして形づくられたものと考えられる。

4. 結 言

転炉鋼滓中に含まれる。燐化合物と強磁性鉱物とを各々鋼滓中より機械的に分離し、X線回折によつて、検討した結果各々これらの化学的性質が明らかとなつた。

文 献

- 1) 坂田, 他: 鉄と鋼, 51 (1965) 10, p. 1792

(57) 炉体交換式新転炉について

八幡製鉄, 八幡製造所

中川 一・坂本 正博

* 建設本部 山口 武和

* 八幡製造所 ○黒 岩 康

Replacement of OHF's with the Vessel Exchangeable LD Converter

Hajime NAKAGAWA, Masahiro SAKAMOTO

Takekazu YAMAGUCHI and Yasushi KUROIWA

1. 緒 言

今日, わが国の製鋼設備はすでに転炉が過半数を占めているが, さらに新工場の建設, 既存平炉工場の転炉化が各所で進められている。このような状況下で, 当所に於ても設備合理化計画の一環として, 平炉工場の転炉化を計画し, 生産鋼種, 建屋の利用度などについて各平炉工場を比較した結果, 第一製鋼工場に決定した。

第一製鋼工場は, 昭和 10 年 4 月, 100 t 平炉 4 基, 300 t 予備混鉄炉 1 基をもって操業開始以来今日まで約 1300

万 t の鋼塊を製造して来た。主要製品は, 軌条用, 硬鋼線材用鋼などの高炭素鋼であるが, 設備条件に加えて, これら高炭素鋼の転炉による溶製技術の向上も一因となつて, 5 基の平炉中 2 基を撤去し, 75 t 炉高交換式転炉を設置した。

75 t 転炉では新設大型転炉との競争力が問題となるが, 平炉工場の設備を全面的に利用したこと, 国内初の炉体交換式を採用したこと, コンパクトな未燃焼型排ガス処理装置 (以下 OG と称す) を採用したこと, などにより設備費が低減され十分太刀打ちできる設備とすることができた。ちなみに鉄皮内容積と建設費/年間生産能力の関係を Fig. 1 に示す。

2. 第一製鋼工場転炉設備の特徴

1) 既設平炉の設備を利用し, 溶製炉 (平炉) の転炉化に重点をしぼり, 建設費を大巾に削減した。(炉体交換方式, コンパクト OG の採用により, 同一能力新設工場に比して約 1/3 の建設費である。) 建屋は造塊棟はそのままとし, 装入棟を 2 分して転炉棟を設け, 炉体および排ガス処理設備を 8m スパン内に収めることができた。したがって, 装入棟クレーンは屑鉄, 溶銑, とともに既設の改造使用とした。原料搬入系統も従来の設備を利用している。

- (1) 溶銑 平炉工場に溶銑を供給していた第三混鉄工場より貨車輸送を行なうこととした。
- (2) 屑鉄 所内屑鉄ヤードでシュート積みし, 貨車によるシュート輸送とした。
- (3) 副原料 地上ベンカーは平炉で使用していたものを使用し, 転炉上部への搬上げはベルトコンベアー方式とした。

2) 炉体交換方式を採用し, 炉体を除き諸設備は 1 基分のみとした。すなわち 1/1 基操業である。排ガス処理方式としての OG 装置は, 4 年余りの操業より連続作業に耐え得ることに確信を得て炉体交換方式の採用を決定した。したがって, 炉体傾動装置, OG 装置, 酸養設備, 副原料設備, などはすべて 1 基分ですませ, 非常に稼働率の高い設備を目指した。Fig. 2 に工場レイアウトを示す。

炉体交換システムは, 当社工作本部により多くのアイディアを取り入れて自走式交換車方式を採用し, 炉体はリングレスでトラニオン軸受と炉体は同時に換える方式

Fig. 1. Relation between construction cost per annual producing capacity and vessel volume.

Fig. 2. Layout of No. 1 steel making plant.

を取っている。自走式交換台車は炉体の昇降、旋廻装置を持ち各所に工夫が凝られている。例えば4本のシンダーによつて炉体の昇降を行なう油圧装置は pilot plant による実験に基づき、工作本部が開発したものであり、同期調整装置を持つている。炉体交換は定期修繕日に行なっているが、所要時間は3~4 hr である。

3) 新 OG 装置を備えている。すでに堺転炉工場で効果を明らかにした、改良 OG 装置をさらに小型化した装置を設置した。すなわちガス冷却器は輻射部のみとし、集塵器および放散塔(煙突)も8m スパン内に収容し、フード部分は台車に固定し交換方式とした。Fig.3にOGレイアウトを示す。

ガス回収については、当所エネルギーバランス上必要としないので放散塔より燃焼放出している。将来必要が生じた場合には回収装置を組み込める設備としてある。

集塵装置は堺と同じく、1次は low velocity venturi type quencher, 2次は PA venturi で PA venturi の可動スロート部分で炉内圧コントロールを行なう。集塵効率は放散塔で $0.02 \text{ g/Nm}^3 \sim 0.04 \text{ g/Nm}^3$, ガス冷却器入口では、吹錬前半 ($5' \sim 9'$) 145 g/Nm^3 , 後半 ($10' \sim 15'$) 100 g/Nm^3 であるから 99.9% 以上である。この点 PA venturi による集塵は効果的であることが確認された。

4) 第一製鋼工場の生産鋼種の特徴として高炭素鋼が多いため炉体形状をこれに適したものとした。すなわち高炭素領域における脱磷を行なうため煤溶剤使用量が大きく、かつ高炭素領域において高温となるため、低炭素鋼に比してスロッピングが多くなるため比容積を大きく取り、さらに炉寿命末期に一定の鋼浴深さを確保するために下部を 10° 絞ったセミチュールリップタイプの炉体を採用した。Fig.4に炉体断面図を示す。

Fig. 3. OG Layout of No. 1 steel making plant.

2-5 42年3月より稼働の6ストランド、ピレット用連続鑄造機と結びつき、転炉一連続鑄造機という一連のシステムが確立される。

3. 建設工程

平炉3基の稼働を続けながら2基の撤去および転炉の建設を行ない、工事開始以来1年で完成し、昭和41年8月1日より正式操業開始した。工事工程をFig.5に示す。

4. 操業

生産鋼種は高炭素鋼主体で月産能力 $66,000 \text{ t (t/heat 75, 平均吹錬時間 20 min)}$ で設計したが、高炭素鋼に対する吹錬技術の向上、設備稼働率が通常の転炉工場と変わらない、などの理由により、月産 $70,000 \text{ t}$ の生産が可能となつている。

従来の OG 装置はすべて低、中炭素鋼を主体とした工場に設置されていたため、第一製鋼工場のような高炭素鋼を主体とし、通常よりも苛酷な吹錬を行なう場合については未知の部分があつたが、炉内圧制御、集塵効率などまったく問題のないことが確認された。

Fig. 4. The profile of vessel.

	65	7	8	9	10	11	12	66	1	2	3	4	5	6	7	8
Removal of OHF																
Housing																
Vessel																
O.G.																
Flux conveyor system																
Crane																
Cold run test																
Hot run test																
Operation																

Fig. 5. Construction schedule.

5. 結 言

平炉工場の転炉化に際し、炉体交換方式、小型 OG、など当社の開発した新技術を採用することにより、非常に効率の高い設備とすることができた。

炉体交換方式は排ガス処理設備としての OG 装置が連続操業に耐えることが前提であつて、この点改良 OG は十分な能力を持つことが確認された。

(58) 転炉における吹錬中の鋼浴温度の測定

川崎製鉄、千葉製鉄所

古茂田敬一・岡崎有登・○越川隆雄

Temperature Measurement in BOF during Blow

Keiichi KOMODA, Arito OKAZAKI
and Takao KOSHIKAWA

1. 緒 言

転炉において吹止時に溶鋼温度、成分を同時に適中させることは、品質管理、能率、炉寿命などあらゆる面において最も重要であることは今さら言をまたない。当所転炉工場においては、1963 年 11 月より終点制御のため static model の開発による computer control を行なっており、さらにその精度向上を目的として、吹錬中の諸成分の挙動、温度変化の調査を行なってきた。

吹錬中の鋼浴温度の測定については今までに、投込式温度計¹⁾、炉壁埋込式熱伝対²⁾、輻射温度計³⁾による方法が報告されているが、当工場においても投込式温度計を使用することにより、炉内反応の解明の一助とするとともに、終点温度の推定に対する実用化の見通しを得ることができたので、投込式温度計の使用およびその調査結果について報告する。

2. 投込式温度計およびその使用

現在使用中の投込式温度計は、すべて購入しているもので、ヘッド部の重量は 3 kg、比重は溶鋼とほぼ同じである。熱伝対は補償導線を介してリード線と接続されており、温度計の测温可能時間は約 10 sec である。温

Fig. 1. Behaviour of bath temperature and blowing oxygen.

Fig. 2. Behaviour of rate of bath temperature rise and blowing oxygen.

度計の投入は炉内の真の温度を測定するためにはできるだけ定位置に投入することが望ましい。実験当初は簡単な投入器により炉口より投入していたが、作業性に難点があつたので、自動投入器を作製し、副原料投入シュートに設置することにより任意の時刻に自動的に投入できるよう改良した。このため定位置に投入することができ、また投入ミスによる测温の失敗もほとんどなくなった。

3. 測定結果および考察

投込式温度計の使用にあたって問題となる点は、温度計自体の信頼性および指示温度が炉内温度を代表しているか否かである。実験結果では、温度計が炉内に落下すれば 100% 指示しており、吹止時の投込式温度計と消耗型浸漬温度計の指示と比較で約 5°C 以内で合致していた。

Fig. 1 に数チャージについて吹錬中の鋼浴温度の上昇過程を、Fig. 2 に同一チャージの温度上昇率と吹錬酸素量との関係を示す。温度上昇率は次式で表わす。

$$dt = (T_2 - T_1) / (O_2 / w) \text{ } ^\circ\text{C}/(\text{Nm}^3/\text{t}) \dots\dots\dots (1)$$

T_1, T_2 : 投入式温度計による測定温度

O_2 : 测温 T_1, T_2 の間に吹込んだ酸素量

W : 装入量

Fig. 1 にて吹錬初期および中期においては溶銑温度スクラップ、副原料の投入などのために炉内温度はかなりバラツキているが、吹錬末期の酸素量 80% 以降においては温度のバラツキは小さく、直線的に上昇している。このことは、static model の有用性を裏づけているものと考えられる。

炉内の温度上昇率については Fig. 2 に示すごとく、吹錬酸素量の 20% 付近まで性上昇し、以後ほぼ一定の上昇率を示し、酸素量の 70% 附近より増加している。

これは、初期においては、Si 吹きによつて温度上昇率が増加し、中期において副原料の一部(焼石灰、鉄鉱石)が投入されて冷却されるためであり、吹錬酸素量の 70% 附近においてスクラップ、副原料の溶解がほぼ終了することを

暗示していると考えられる。

よって吹錬酸素量の 80% 以降の時点にて投入式温度計を使用することにより終点温度を推定できる。

Fig. 1 の吹錬酸素量 80% 以降について回帰式を求めると次式で与えられる。

$$y = 5.126x + 1091.6 \quad \dots\dots\dots (2)$$

y : 炉内温度 (°C)

x : 吹錬酸素量 (%)

終点温度を予測して何らかのアクションを取るためには吹錬終了 2 min 前に予測可能でなければならない。

当所転炉においては酸素量にして吹錬終了前の約 1000m³ でありこの時点で測定した結果を Fig. 3 に示す。

回帰式は次式で与えられる。

$$y = -0.979x + 232.5 \quad \dots\dots\dots (2)$$

y : 酸素 1000m³ による温度上昇 (°C)

x : 装入量 (t)

一定酸素量に対して装入量が少ない程温度上昇は大である。

回帰式 (2), (3) における温度上昇のパラッキは 10°C 以上であり, この原因として副原料投入時期, ランス高さなどの要因が考えられる。

当所転炉における副原料投入時期は, 焼石灰, 鉄鉱石を吹錬中に分割投入しているため, 鉄鉱石などの投入時期が遅れば当然温度上昇率に影響をおよぼすと考えられる。吹錬末期のみについて (1) 式を用い温度上昇率を求め, 副原料投入終了時期との関係を調査した結果, 吹錬終了 4 min 前に副原料の投入が完了していれば, 温度上昇率のパラッキは小さくなり, 平均

$$11.1^{\circ}\text{C}/(\text{Nm}^3/\text{t}), \sigma = 1.31^{\circ}\text{C}/(\text{Nm}^3/\text{t})$$

である。よって吹錬酸素量中, 6Nm³/t の酸素を残した時点で炉内温度を測定して終点温度を推定した場合の精度は $\sigma \approx 8^{\circ}\text{C}$ である。

ランス高さの影響について, 副原料投入を吹錬終了 4 分前に完了し, 吹止 C 0.05~0.10%, 計算塩基度 3.5~4.5 のチャージの温度上昇率の関係を Fig. 4 に示す。

回帰式は次式で与えられる。

$$y = 8.45 \times 10^{-2}x + 8.50 \times 10^{-2} \quad \dots\dots\dots (4)$$

y : 温度上昇率

x : ランス高さ (mm)

一般にランス高さを高くした場合, 脱炭速度が低下し, スラグ中の T. Fe は上昇すると言われている。当所転炉においても吹錬酸素量の約 2500m³ 前よりランス高さを 100 mm 変動した場合の T. Fe は約 1.55% 変動している吹錬末期における主要反応は次式が考えられる。

この他にスラグ中の FeO の酸化, CO gas の燃焼も考えられるが, 吹錬酸素量の約 2500m³ 前にてランス高さ 100 mm 上昇させた場合の温度上昇を (4) 式より求めると約 11.4°C となる。一方スラグ中の T. Fe の上昇より (II) 式を用いて温度上昇を求めると 9.7°C となりおおむね一致する。よって T. Fe の上昇によつ

Fig. 3. Relation between temperature rise and heat size.

Fig. 4. Relation between rate of bath temperature rise and lance height.

Fig. 5. Relation between rate of bath temperature rise and calculated CaO/SiO₂.

て温度上昇率が増加すると考えられる。

計算塩基度と温度上昇率との関係について, ランス高さ 1400 mm, 吹止 C 0.05~0.10% のチャージについて, Fig. 5 に示す。ランス高さが一定の場合計算塩基度が大きい方が温度上昇率は大きい。回帰式は次式で与えられる。

$$y = 1.35x + 6.10$$

y : 温度上昇率

x : 計算塩基度

この原因について、塩基度の上昇はスラグ中の T. Fe を増加させるためであろうと考えられる。副原料による T. Fe の影響について重回帰分析の結果、計算塩基度 (CaO/SiO₂)・1 の上昇により T. Fe 約 2.40% 上昇することが確認されている。

以上の調査により終点温度を精度よく推定するためには、副原料投入を吹錬終了 4 mm 前までに完了し、吹錬酸素量の 85% 附近にて温度計を投入することにより、その精度は $\pm 8^{\circ}\text{C}$ で可能である。温度上昇率の変動要因としてランス高さ、塩基度があり、推定終点温度が低い場合にはランスを上昇させることにより、また推定温度が高い場合には冷却材の投入により終点温度調整が可能である。

4. 結 言

投入式温度計の使用法について述べるとともに、吹錬中の鋼浴温度変化ならびに吹錬末期の温度を測定することにより終点温度を精度よく推定できる。温度上昇率におよぼす諸要因の調査により終点温度制御が可能となった。

文 献

- 1) 岡崎, 他: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 516
- 2) A. E. SCHRAEDER: Iron and Steel Eng., May (1966), p. 137
- 3) W. A. FISHOR: Stahl u. Eisen, 82 (1962), p. 797
- 4) 青山, 他: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1723
- 5) 永岡, 他: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 1493

(59) 千葉製鉄所における転炉の 2/3 基操業について

*川崎製鉄, 千葉製鉄所

古茂田敏一・○岡崎 有登

今井 卓雄・守脇 広治

2/3 Operation of LD Converters in Chiba Works

Keiichi KOMODA, Arito OKAZAKI

Takuo IMAI and Kōji MORIWAKI

1. 緒 言

昭和 37 年春、千葉製鉄所では年産 150~180 万 t の計画で、150 t 転炉 2 基が稼動を開始したが、その後、多孔ノズルランスの使用、吹錬技術の改善など能率の向上に努め昭和 39 年 10 月には、吹錬時間 16.5 min ch to tap 27.1 min (delay を含む) となり製鋼能率も操業時間当り 345 t になった。その後 11 月からは一部 2/2 基操業も実施し、順調な操業を続け、さらに昭和 40 年 3 月新しく No 3 転炉が稼動した。No 3 転炉の稼動に引続き No 1, 2 転炉の炉体上部の取替え工事、造塊起重機の改造工事などを行なった後、昭和 40 年 8 月よ

り 2/3 基稼動を始めた。しかしながら当時の経済情勢より転炉の 2/3 基フル可動の必要はないと考え、造塊ヤードは単に 4 スパン 46 m の延長と注入クレーン 1 台を新設し、3 台とするのみに止め、約 1 年間の粗鋼減産下に新しく第 2 造塊場の建設を進め、昭和 41 年 9 月に完成した。折しも粗鋼減産の解除もあり、転炉の能力を十分に発揮することが可能となり、さらに設備の有効利用を計り、生産性をいつそう向上させる目的から 3/3 基操業を行なうことを計画し 10 月より可能な限り 3/3 基操業をも実施し、初期の目的を達した。Fig. 1 に最近の生産実績の推移を示す。

2. 設 備 概 要

2.1 転炉関係

No 3 転炉の構造は Fig. 2 に示すように既設転炉と同じく全溶接構造支持リング炉底非分離式同心型である。鉄皮内容積は既設転炉の操業経験より歩留り向上による利益と煉瓦原単位増加による損失との差の最も大きい炉容積を目指し、鉄皮内容積を 264 m³ (既設転炉より 22 m³ 増加に鉄皮内径 6880 mm、炉高 8650 mm とし、炉上部コーン傾斜角度 (垂直に対し) は出鋼傾動角度を大きくすることにより、滓切りを容易にできるよう 30°33' より 38°08' にし出鋼口の位置も 255 mm 高とした。傾動速度も 1.0 より 1.13 rpm および 0.1 より 0.11 rpm と若干早めた。さらに既設転炉の炉体コーン部の変形が著しいことを考慮し鉄皮の厚みを 55 mm より 60 mm とするとともに炉底半径は炉底煉瓦の損傷状況にあわせて 6700 mm より 5200 mm とした。減速装置は既設転炉の差動歯車方式に対し遊星歯車を使用しコンパクトな構造とした。傾動用電動機は高速 350 kW 低速 40 kW 各 1 台である。

2.2 原料関係

2.2.1 溶鉄関係

溶鉄の handling は当初 1500 t 混鉄炉 1 基、220 t 天井走行起重機 1 台で行なっていたが²⁾ 転炉 1/2 基操業の能率向上により 110 t (捲速度 14 m/min) 溶鉄受入専用起重機を 38 年 6 月に増設した。No 3 転炉の増設に当たり容量 1850 t 鉄皮内径 8000 mm 長さ 12,100 mm の混鉄炉 1 基を増設するのみで 480 万 t/year の操業ができることが確かめられ、混鉄炉 1 基を増設した。

2.2.2 スクラップ関係

(1) 2/3 基操業時のスクラップ処理についてはスクラップヤードを 4 スパン 46 m 延長し (計巾 28.1 m × 長さ 103.5 m) 80 t のスクラップ秤量器を 2 台増設計 4 台) するとともに屑鉄積込専用の 35 t 起重機 1 台を新設した。さらに既設の 45/35 t 起重機を 60/45 t に改造しシュート (内容積約 42 m³) 1 コを増加し合計 4 コとした。

(2) 2/3 基のフル操業時 15~16 min の出鋼サイクルに対して 2 台の屑鉄起重機のみでは積込能力が不足するため、平炉工場の 25 t 天井走行起重機 1 台を転炉工場に移設するとともに減速比の変更のみにより捲上速度 12 m/min、横行 50 min、走行 100 m/min に増速し本年 9 月リフマグ付 15 t の屑鉄積込専用起重機とした。これと同時に原料事情もあり従来の内容積 35.5 m³ のシュート 3 コを、長さ 500 mm 延ばして 11,000 mm と

Fig. 3. Layout of B. O. F. plant.

Fig. 4. Schedule of 3/3 converter operation.

ることが可能となる。特に 2/3 基の操業の場合の 2 炉の tap-to-tap は同一時間になることが望ましいが、しかし新炉の起き上りは孔時間が長くこの関係を乱しやすく。また孔補修、再吹錬、冷却などにより次の予定吹錬開始時刻に間にあわず、loss time を作りやすい。これらの問題について 3 基の転炉を使用し順次吹錬を続行すれば 1 炉については 2/3 基の場合より 1 出鋼サイクル時間だけの余裕時間をもつことができるため見掛け上 loss time 皆無の操業を行なうことができる。このため 10 月に 3/3 基操業が行なえる機会をみて実施し、95 および 96 charge/day の実績を得た。1 炉代を対象とした 3/3 基操業期間は次式によつて求めることもできる。

$$L = 2 \times T_2 + 3 \times T_3 \dots \dots \dots (1)$$

$$R = 21/20 \times x$$

L : 炉持続回数

R : 炉修理必要日数

T_2 : 2/3 基操業時の 1 基当たり出鋼杯数 (24 hr 当たり)

T_3 : 3/3 基操業時の 1 基当たり出鋼杯数 (24 hr 当たり)

x : 2/3 基操業日数 (実働 24 hr 単位)

y : 3/3 基操業日数 (実働 24 hr 単位)

現在炉持続回数は 420 回程度、炉修理日数は 4 日程度であるので 1 炉代約 11 日の中で、だいたい前、中、末期にそれぞれ 0.8 日の 3/3 基操業が可能となつている。またこの計画を推進するために炉回数は 420 回程度で計画的に停止、炉修理を行なつている。なお上式より 3/3 基操業を効果的に行なうには炉回数の延長はいうまでも

ないがさらに炉修理期間の短縮が重要であり当所の場合、ボイラーの修理期間を短縮する技術的問題が残されている。

3.3 造塊作業について

3.3.1 注入作業

出鋼サイクル 15~16 min の出鋼に対し Fig. 3 に示すように第 2 造塊場も含めて 4 台の注入クレーンと 6 カ所のデッキで受鋼しなければならない。今かりに注入クレーンに図に示したように ABCD, 注入デッキに ①②③④⑤⑥ の符号をつけると各クレーンに対する注入場所はクレーン A はデッキ ①②, B は ③, C は ③ または ④, D は ⑤⑥ となる。この出鋼ピッチに対してわれわれは次のような注入サイクルをとっている。

$$16' \times 3 = 48$$

注入クレーン

ACDABDACDABD

$$16' \times 3 = 96'$$

デッキ

①④⑤②③⑥①④⑤②③⑥

すなわち ADB クレーンについては 48 min サイクル、C クレーンについては 96 min サイクルで注入を行なうことになる。したがって現在われわれが溶製している鋼種の中、注入に長時間を要するものについてはすべて C クレーンで注入を行ない。その他のクレーンでは [(注入時間) + (鋼移動時間)] ≤ 48 min に入るような鋼種および鋳型構成にしている。

3.3.2 鋼段取り作業

鋼段取り作業はすべて前述の第 1 造塊場の 5 コのスタンドで行なわれる。ストッパーの取付け取外しには専用の 2 t 壁クレーンを使用しノズル取付け取外しのための鋼傾動および鋼移動には 55/20 および B の 240/40 t クレーンを使用している。取鍋本数は 14 本、稼働率は約 50% で常時 6~7 本を使用している。

3.3.3 型抜および型据作業

第 1, 第 2 型抜場で鋳型置場は計 4700 m², 鋳型常備本数 1500 本、平均的には 1 回/day の使用回数である

が、圧延のDロールチャンスなどの関係で必ずしもこの通りではない。型抜クレーンの能力に関しては鑄型構成によってかなり異なるが現在では型抜所要時間 35 min/ch. である。クレーンの干渉その他止むを得ない待ちを10% としても型抜クレーンは第1に2台、第2型抜場に0.5台と考えると計2.5台であり90~96 ch/day は処理できる。鑄型段取についてはクレーンが1台多いので問題ない。

3.3.4 ディーゼル機関車および注入台車

ディーゼル機関車の配置はまず分塊工場から帰ってくる空車を所定の鑄型置場の前まで配車するのに型抜場の北側に1台、段取された台車を所定のデッキの仮置線まで運ぶのに1台、注入後の熱塊台車を引出して次の段取台車を所定の注入線に入れ熱塊台車を型抜場まで運ぶのに2台、計4台のディーゼルの稼働させている。注入台車は160t台車70輛、75t台車20輛、1ch平均160t台車換算で3輛編成で7.5hr サイクルで廻している。

4. 結 言

2/3 基操業に移って以後順調な操業を続け、この間2/3 基フル操業に対して各設備の増強を計り、10月以降2/3 基フル操業に一部3/3 基操業も加え単一の製鋼工場で年間500万ベースの生産を行なうことができるようになった。

文 献

- 1) 岩村, 八木, 他: 鉄と鋼, 49 (1963)3, p. 392

(69) 表面活性成分を含む溶鉄の窒素吸収速度と表面張力の関係

(溶鉄の窒素吸収速度に関する研究—Ⅵ)

名古屋大学, 工学部

工博 井上道雄・○長 隆郎

On the Relationship between Rate of Nitrogen Absorption and Surface Tension of Liquid Iron Containing Surface Active Agents (Studies on the rate of absorption of nitrogen in liquid iron—Ⅵ)

Dr. Michio INOUE and Takao CHOH

1. 緒 言

溶鉄の窒素吸収のような不均一反応では気相および液相内の拡散過程とともに高温とはいえガス-メタル界面における界面反応が問題となる場合がある。たとえば既発表¹⁾にみるように Fe-S 系および Fe-O 系溶鉄の窒素吸収速度はそれぞれ約 0.05% S, 0.03% O においてすでに拡散過程にかわりガス-メタル界面における窒素の吸着過程が律速するとみなすことができる。すなわち溶鉄表面において酸素あるいは硫黄が表面活性の挙動をなしこれが窒素の吸着に対し毒作用をなすため著しい窒素吸収速度の低下がみられるのである。したがってかような表面活性成分による表面張力の低下は直接溶鉄の窒素吸収速度に重大なる影響をおよぼすものとみることができるから、溶鉄の表面張力と吸収速度との間にはかな

り明白な関係が成立するものと思われる。そこでこれまで測定した Fe-S 系, Fe-O 系および Fe-O-S 系についての実験結果を整理し既知の表面張力の測定値と組み合わせる両者の関係を検討してみることにした。

2. Fe-S および Fe-O 系溶鉄の窒素吸収速度と表面張力の関係

溶鉄の窒素吸収速度と表面張力との関係を求めるとき吸収速度の値は既発表¹⁾²⁾³⁾から、また表面張力は P. KOZAKEVITCH et al.⁴⁾ の測定値をもとにして考察してみる。しかしながら本研究において窒素吸収速度を測定した温度とこれらの表面張力の測定温度が必ずしも同じではないので表面張力の値に対して温度の補正をしなければならない。そこで温度と表面張力の間に次の関係を満足するものとして温度変化による補正を行なった。

$$\sigma = \sigma_M [1 - \alpha(t - t_M)] \quad (1)$$

ただし、 σ は温度 t における表面張力、 σ_M は溶融温度 t_M における表面張力、 α は定数を示す。 α は Fe-P 系溶鉄の表面張力の温度変化の値⁵⁾ から算出すれば $\alpha = 4.66 \times 10^{-4}$ となりしたがって (1) 式は (2) 式になる。

$$\sigma = \sigma_M [1 - 4.66 \times 10^{-4}(t - t_M)] \quad (2)$$

Fig. 1 は (2) 式により補正した表面張力 σ と見かけ上の物質移動係数との関係 (以後これを $k'-\sigma$ 曲線とする。) を 1550°C の Fe-S 系および 1600°C の Fe-S 系および Fe-O 系溶鉄について示したものである。Fig. 1 から明らかなように 1600°C の Fe-S 系および Fe-O 系溶鉄の $k'-\sigma$ 関係は同一の $k'-\sigma$ 曲線で表わされ、しかも表面張力が 1100 dyn·cm⁻¹ 以上では直線関係を示す。また温度による影響はかなり大きく表面張力の高い範囲で著しい。このような表面活性成分を含む溶鉄においては単にその溶鉄の表面張力を知ればただちに一定条件下における溶鉄の吸収速度を求めることができる。また Fig. 1 から表面張力の高い範囲 (約 1100 dyne·cm⁻¹ 以上) の $k'-\sigma$ 曲線は 1 次関数とみなすことができるが表面張力がさらに低下するとしだいに k' はこの関係からはずれあまり低下しなくなる。この理由については後で考察する。

3. Fe-O-S 系溶鉄の窒素吸収速度と表面張力の関係

次に硫黄および酸素が共存する場合すなわち Fe-O-S

Fig. 1. Relation between mass transfer coefficient and surface tension.