

## 4. 結 言

吹錬条件を統一してかつ定量的に表示するために仮定にもとづいて火点面積、火点酸素分圧およびこれらを組合わせた吹錬条件インディケータの計算を行なった。

これらの数値によつてランス高さ、単孔ノズルと多孔ノズル、炉容などの問題に対する解釈が明確になり、これらの数値が LD 転炉の吹錬反応の解析に有効であることが示された。吹錬条件を吹錬反応と結びつけるためにはこのような考え方が必要であり、ノズル孔数、炉容などが異なつた条件下でも同一の観点から解析することが可能になるであろう。

## 文 献

- 1) 板岡, 他: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p. 188
- 2) Helmut Krainer: 鉄と鋼, 51 (1965), p.1194
- 3) 川上: 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 708
- 4) 川上: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p.513

## (121) インディケータ表示による吹錬反応の解析

(吹錬反応におよぼす吹錬条件の影響に関する研究—II)

日本鋼管, 技術研究所

川上 公成・〇今井寮一郎

〃 水江製鉄所 三好俊吉

〃 福山製鉄所

山鹿 素雄・半明 正之

Analysis of Blowing Reactions Using the Indicator.

(Study on the effects of blowing conditions on blowing reactions—II)

Kiminari KAWAKAMI, Ryoichiro IMAI,  
Shunkichi MIYOSHI, Motoso YAMAGA  
and Masayuki HANMYO.

## 1. 結 言

極低炭リムド鋼吹錬において、吹錬終点における鋼中

Table 1. Operating conditions.

	Experimental converter	Mizue converter
Charged tonnage	13 t/ch	88~91 t/ch
Pig ratio	90 %	83~85 %
Blowing time	15~20 min	20~23 min
V. P. [C]	0.04±0.01 %	0.04±0.01 %
V. P. Temperature	1660±20 °C	1610±10 °C

酸素およびスラグ中酸化鉄は材質を決定する重要な要因であり、これらが高い場合には鋼浴はいわゆる酸化された状態になり、材質およびそのパラッキの点からも好ましくない。

一方、一般にハードブローを行なうことによつて、鋼中酸素およびスラグ中酸化鉄を下げるができるのであるが、吹錬条件の内容、すなわちノズル孔数、ノズル径ランス高さ、吹錬時間などが変化した場合の統一された定量的な取り扱いがなされていないため、おのおの場合について経験的に吹錬条件を決定してきた。

本報告では、これらの点を明らかにするために、12t/hr の試験転炉および 80t/ch の水江転炉において、ノズル孔数、ノズル径、ランス高さ、吹錬時間などを変えた吹錬試験を行なった。この結果を第 1 報に報告したインディケータによつて整理し、インディケータと吹錬結果および吹錬経過との関連を明らかにし、その内容について若干の考察を加えたものである。

## 2. 試験方法

極低炭リムド鋼について、試験転炉で約 50 チャージ、水江転炉で約 120 チャージ、Table 1 に示すような条件で吹錬試験を行なった。

試験水準と各水準のチャージ数を Table 2 に示す。

水江転炉の場合は終点についてのみ試料採取を行なったが、試験転炉においてはこれに加えてサンプリングランスを用いた吹錬中の測温ならびに試料採取を併用した。

## 3. 試験結果

第 1 報で報告した火点面積、火点酸素分圧およびこれらを組み合わせた吹錬条件インディケータの各試験水

Table 2. Levels of the experiments.

	Mark	Kind of nozzle	Dia. of nozzle	Lance height	Oxygen flow rate	Number of heats
Experimental converter	I	1-hole	25.8 mm $\phi$	700 mm	1900 Nm <sup>3</sup> /hr	12
	II		30	400		10
	III		700	2400	6	
	IV	3-hole	14	500	2500	19
	V		16	300		5
Mizue converter	J	1-hole	52	1250	12500	10
	A			1400		19
	E			1700		10
	F			1250		20
	G			1550		10
	H	60	1100	10		
	I		1350	10		
	B	3-hole	52	1400	10700	11
	C		26	900	12300	9
	D			1100		10

Table 3. Results of the calculations.

Mark	$d_{max}$ (mm)	$\sigma_d$ (mm)	R (mm)	$S_f$ ( $cm^2$ )	$CO_2$	$P_{max}$ ( $kg/cm^2$ )	$PO_2$ (atm.)	$S_f \cdot PO_2^{-0.5}$ ( $cm^2 \cdot atm^{-0.5}$ )
I	227	27.7	69.3	476	0.427	0.159	0.492	679
II	266	21.1	52.8	410	0.625	0.186	0.738	477
III	232	29.6	74.1	517	0.444	0.164	0.514	721
IV	236	14.4	36.0	735	0.444	0.165	0.515	1024
V	282	10.6	26.5	639	0.669	0.197	0.797	716
J	564	34.4	86.0	1400	0.668	0.395	0.924	1455
A	527	38.5	96.3	1430	0.597	0.368	0.802	1596
E	412	46.8	117.0	1450	0.491	0.288	0.628	1831
F	527	38.1	95.3	1460	0.650	0.369	0.882	1555
G	426	47.3	118.3	1510	0.524	0.298	0.675	1837
H	545	37.2	93.0	1470	0.713	0.381	0.976	1488
I	454	45.6	114.0	1540	0.581	0.316	0.758	1768
B	426	42.9	107.3	1360	0.536	0.297	0.690	1637
C	420	20.9	52.3	1890	0.557	0.294	0.716	2234
D	346	25.6	64.0	1932	0.456	0.244	0.564	2570

準における吹錬条件についての計算結果を Table 3 に示す。

水江転炉における吹錬試験の結果、各水準の終点鋼中  $O$  およびスラグ中  $\Sigma Fe$  の平均値と吹錬条件インディケータとの間に Fig. 1 のような関係が得られた。図中の各点は各水準の平均値を表わしている。

鋼中  $O$  およびスラグ中  $\Sigma Fe$  は終点  $C$  の影響を受けやすく、水準間の比較を行なう場合は  $C$  一定の条件で比較する必要がある。しかしいわゆるハードブローを行なった場合は鋼中  $O$  およびスラグ中  $\Sigma Fe$  も下がるが、同時に吹錬末期の脱炭効率が良く、 $C$  の下りが良いので、水準間にその効果を相殺するような終点  $C$  のかたよりを残す傾向がある。したがって  $C$  の影響を受けない次のような表示をすることが適当であろう。

$C'_O - C_O^{CE}$  ..... 鋼中  $O$  に対応

$C_O^{SE} - C_O^{CE}$  ..... スラグ中  $\Sigma Fe$  に対応

$C'_O$ : 鋼中  $O$  値

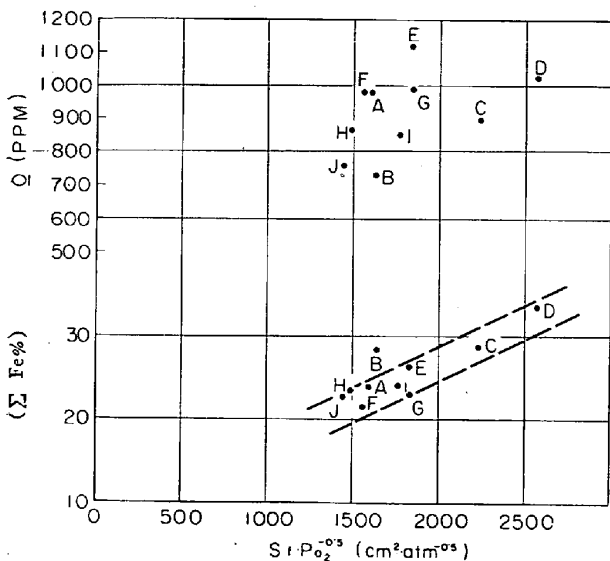


Fig. 1. Oxygen content in bath and total iron content in slag at blow end as a function of the indicator  $S_f \cdot PO_2^{-0.5}$ .

$C_O^{CE}$ : 鋼中  $C$  平衡  $O$  値

$CO = C + O$

$\log K_1 = \log (P_{CO}/a_C \cdot a_O) = 1160/T + 2.003$   
 $\log f_C = 0.298[\%C], \log f_O = -0.421[\%C]$

(学振推奨値)

$C_O^{SE}$ : スラグ平衡  $O$  値

$(FeO) = Fe + O$

$\log K_2 = \log ([\%O]/a_{FeO}) = -6320/T + 2.734$

$a_{FeO}$  は Turkdogan<sup>2)</sup> らのデータを用いた。

試験転炉および水江転炉におけるこれらの値をインディケータによって整理した結果を Fig. 2, Fig. 3 に示す。図中の各点は同様に各水準の平均値を示す。

これらの結果より、第 1 報で提案した吹錬条件インディケータによってノズル孔数、ノズル径など非常に多くの要素を含む吹錬条件を統一して定量的に吹錬結果を整理し得ることが示された。

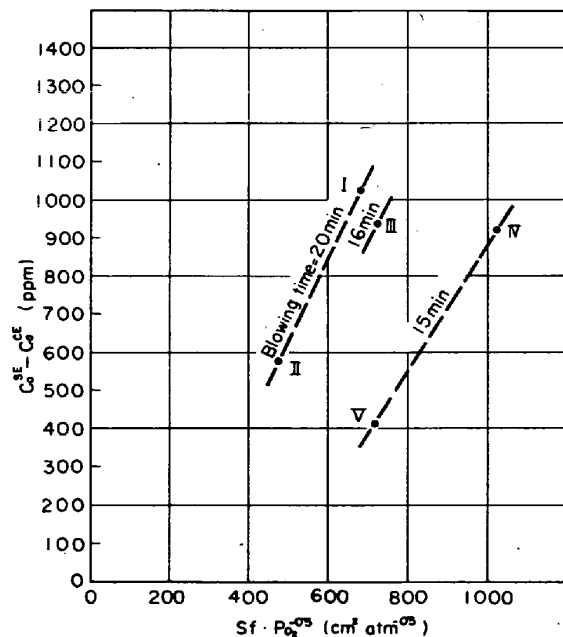


Fig. 2. Relationship between the oxidation degree of the bath and the indicator  $S_f \cdot PO_2^{-0.5}$ .

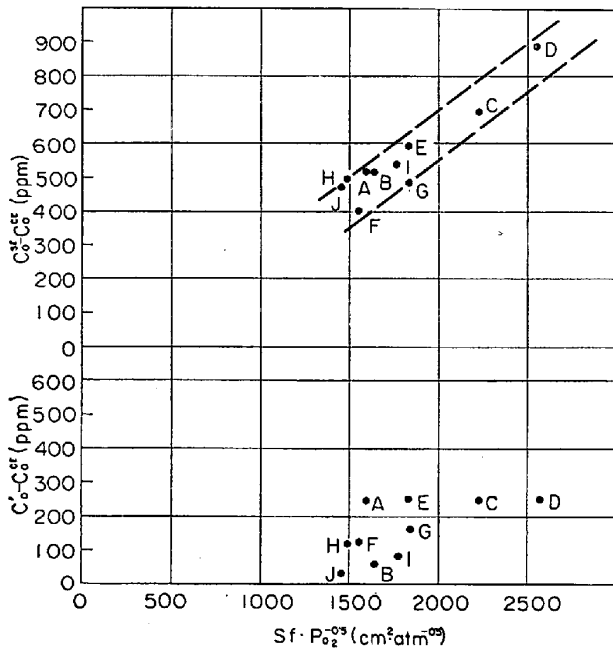


Fig. 3. Relationship between the oxidation degree of the bath and the indicator  $S_f \cdot P_{O_2}^{-0.5}$ .

またこれらの結果より、極低炭リムド鋼吹錬において終点鋼中  $O$  およびスラグ  $\Sigma Fe$  中を下げるためには、吹錬条件インディケータを小さくするような吹錬条件、すなわち火点における酸素のフラックスを上げるような吹錬条件を採ることが有効であることが示された。また試験転炉のデータによれば、データは吹錬時間によつて層別されインディケータが等しい場合には吹錬時間が短くなるにつれてスラグ中  $\Sigma Fe$  が下ることが示された。

4. 考 察

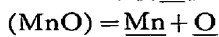
試験転炉における吹錬試験では吹錬中のサンプリングを併用し、吹錬中の鋼浴成分、鋼浴温度およびスラグ成分などの経過を得ることができた。これによつて水準間の比較を行なつた結果次の2点が注目された。

- 1) インディケータが小さい場合のほうが吹錬全般にわたつてスラグ中  $\Sigma Fe$  が低い。
- 2) インディケータが小さい場合の方が吹錬開始後3~7 min にある鋼中  $Mn$  の極小値が低く、 $Mn$ -buckelの位置が吹錬時間の後のほうにずれる傾向がある。

これらの点は単孔および多孔ノズルにかかわらず認められている。またこれらは脱炭反応およびそれに伴う攪拌状況と密接な関連があると推定され、前述の  $C_O^E$ ,  $C_O^{SE}$ ,  $C_O^{NE}$  の吹錬中の経過を知ることは意味のあることであろう。

鋼中酸素を直接得ることは困難であり、製鋼過程で鋼中  $Mn$  はスラグの酸素ポテンシャルより鋼中  $O$  と平衡しているとされているので、 $Mn$  平衡によつて鋼中  $O$  の推定を行なつた。

$$C_O^{MnE} : Mn \text{ 平衡 } O \text{ 値}$$



$$\log K_3 = \log (a_{MnO} / a_{Mn} \cdot [\%O]) = 12760 / T - 5.86$$

(学振推奨値)

$f_{Mn} = 1$  とし、 $\gamma_{MnO}$  は Elliott<sup>2)</sup>らのデータを用いた。

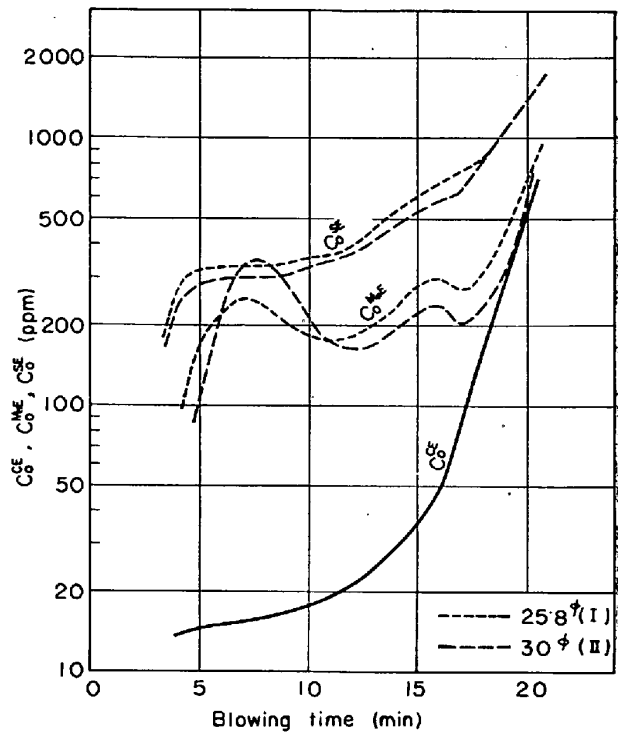


Fig. 4. Behavior of oxygen potential during the blow with 1-hole-nozzles.

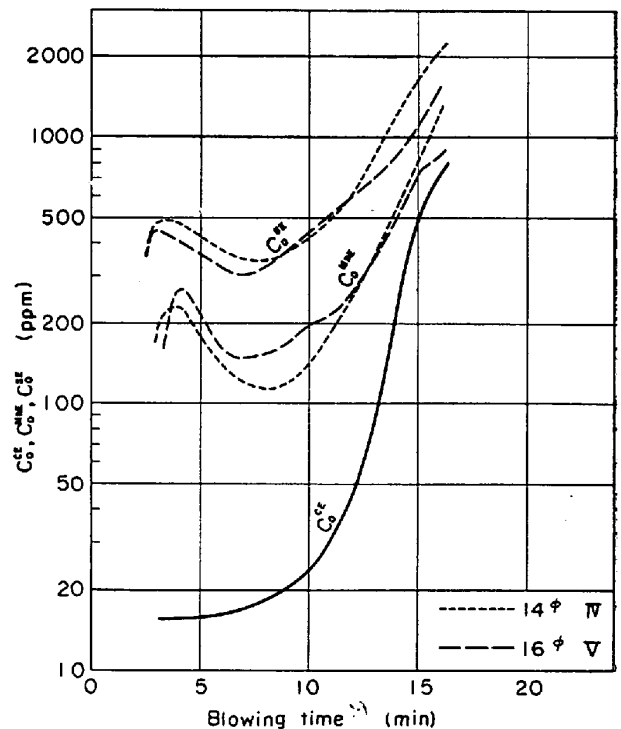


Fig. 5. Behavior of oxygen potential during the blow with 3-hole-nozzles.

$C_O^{SE}$ ,  $C_O^{MnE}$ ,  $C_O^{NE}$  の高炭領域および低温範囲の値は推定した値を用いた。これらの値を水準別に計算した結果を Fig. 4, Fig. 5 に示す。 $C_O^{SE}$  については吹錬時間一定の場合には水準間の差を検出できなかったので一本の曲線で示した。

$C_0^{MnE}$  は興味ある挙動を示しており、単孔および多孔ノズルともに吹錬前半はインディケータの小さい場合のほうが高く、後半では逆転している。逆転の位置は多孔ノズルの方が吹錬時間の後のほうになっているようである。吹錬前半で鋼中  $O$  のレベルが高いことは、鋼浴内部における脱炭反応が活発であることを意味しており、このような場合スロッピングが発生しやすいことは想像できる。後半で逆転するのは鋼浴内部の攪拌が活発になり  $\Delta O$  を小さくする傾向があるためと考えられる。 $C_0^{SE}$  すなわちスラグ中  $\Sigma Fe$  は火点における酸化鉄の生成速度と鋼浴とスラグの攪拌による還元速度とのバランスであり、インディケータが小さい場合には、両者共スラグ中の酸化鉄を低くするような傾向を示すと考えられる。

5. 結 言

試験転炉および水江転炉において実施した吹錬試験の結果を第 1 報で提案した吹錬条件インディケータによつて整理した結果、次のような結論が得られた。

- 1) 吹錬条件インディケータ  $S_F \cdot P_{O_2}^{0.5}$  を用いることによつて吹錬反応を統一して定量的に整理できる。
- 2) 極低炭リムド鋼吹錬において終点鋼中  $O$  およびスラグ中  $\Sigma Fe$  を下げるためには吹錬条件インディケータを小さくするような吹錬条件が有効である。

また吹錬中の経過からもあきらかであるように、このインディケータの脱炭反応の状況と密接な関連があると推定される。今後はこのような観点から解析を進めることが必要であろう。

文 献

- 1) C. R. TAYLOR and J. CHIPMAN : Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met & Pet. Eng., 154(1943) p. 228
- 2) E. T. TURKDOGAN and J. PEARSON : J. Iron & Steel Inst. (U.K.), 173 (1953), p. 217
- 3) J. F. ELLIOTT and F. W. LUERSEN : J. Metals, (1955) 10, p. 1129

(122) 3 孔ノズル寿命の吹錬に与える影響について

住友金属工業, 小倉製鉄所

松永吉之助・古賀 敬造・○平山 俊三

Effect of Three-Hole-Nozzle Life on the Blowing.

Kichinosuke MATSUNAGA, Keizo KOGA and Syunzo HIRAYAMA.

1. 緒 言

純酸素上吹転炉における酸素 Jet の噴射角度, 圧力などの物理的要因は直接種々の製鋼反応に影響するとともに炉体溶損, スロッピング, 出鋼歩留, 能率, さらに成品品質まで大きく影響するので, 酸素 Jet を直接支配するノズルの噴射角度, 径などは実炉の経験, 実験式などに基づいて極めて慎重に決定されている。しかし, これらノズル形状は使用経過とともに溶損, ひずみにより変形し操業上および品質上のトラブルの原因になるので,

先端水洩れなどの事故以外にもノズルを廃却せざるを得ない場合が多い。

とくに当所においては昭和 39 年単孔ノズルから 3 孔ノズルに切替えたが, 先端中央部の溶損が目立ち上記トラブルが単孔ノズル時期よりも増加する状態となった。

かかる点に鑑み, 本報告は主に 3 孔ノズル寿命の吹錬に与える影響について調査し, さらにノズルの廃却限界について操業上および品質面から検討したものである。

2. 検討結果および考察

2.1 ノズル廃却原因および寿命について

当所転炉で使用している 3 孔ノズルは無酸素銅棒を切削加工したものでありノズル径 25mm/φ×3, 噴射角度 7° のものである。最近の 3 孔ノズルの廃却頻度を原因別に分類するとつぎのようになる。

先端変形	溶損	58.2%
水洩れ		41.8%

すなわち, 半分以上は水洩れになる前に溶損, 変形のために廃却となっている。この変形および溶損したノズルは大部分 Fig. 1 に示すように先端中央部が凹状に大きくえぐられたものであるが, あるものは外観的には溶損が認められなくても変形によつて, スロッピングの増大, 出鋼歩留の低下, 品質の不安定などを招くため廃却

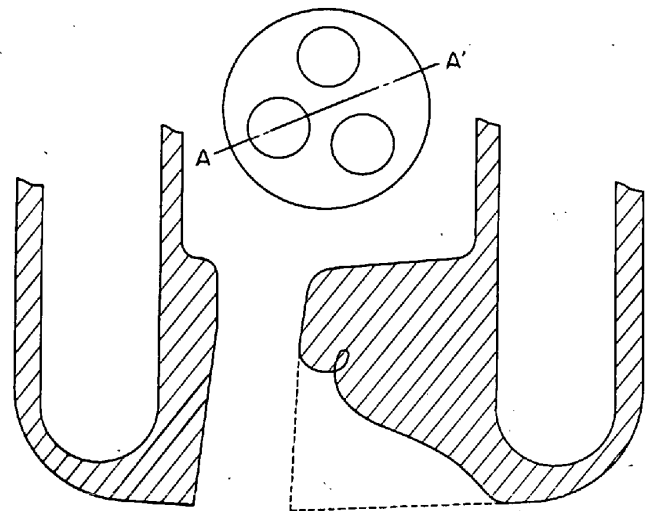


Fig. 1. Eroded state of three-hole-nozzle.

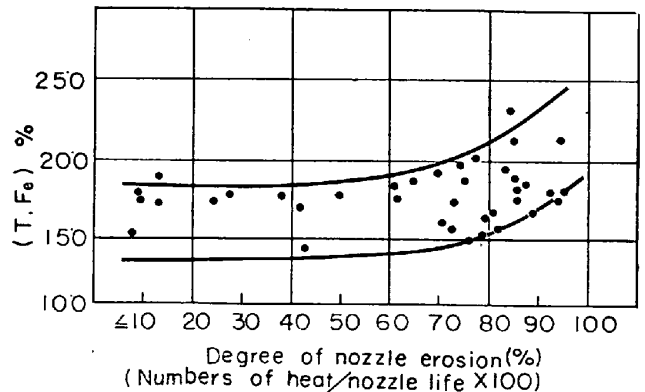


Fig. 2. Relation between degree of nozzle erosion and iron content in slag.