

## 論 文

© 1982 ISIJ

上底吹き転炉の冶金反応特性に対する鋼浴攪拌  
強さの影響甲斐 幹\*・大河平和男\*<sup>2</sup>・平居 正純\*<sup>3</sup>  
村上 昌三\*<sup>3</sup>・佐藤 宜雄\*<sup>3</sup>Influence of Bath Agitation Intensity on Metallurgical Characteristics  
in Top and Bottom Blown ConverterTsu Yoshi KAI, Kazuo OKOHIRA, Masazumi HIRAI,  
Shozo MURAKAMI, and Nobuo SATO

## Synopsis :

The influence of bath agitation intensity on metallurgical characteristics in top and bottom blown converter was studied by using 70 ton LD converter and the following main benefits in metallurgical reaction were obtained in comparison with LD converter.

- 1) In this process, iron oxide in slag and the oxygen content, under the same carbon content at turn down, become lower than in LD process.
- 2) The aimed dephosphorization reaction is attainable in spite of lower iron oxide in slag.
- 3) The manganese content at turn down rises.
- 4) The controllable range of iron oxide can be more extended by selecting the relative intensity of the top- and bottom blowing conditions, than by LD or Q-BOP process.

It has been shown that the content of iron oxide in slag is controlled by the newly defined operational index of BOC, which means the balance of the formation rate of iron oxide and the feeding rate of carbon as a reducing agent determined by the time required for fully mixing and carbon content.

$$\text{Balance of Oxygen- and Carbon-feeding rate} = \frac{Q_{O_2S}}{(W/\tau) [\%C]}$$

## 1. 緒 言

純酸素上吹き転炉（以後上吹き転炉と記述する）での炉内反応は、酸素ジェットによる激しい攪拌混合作用により、吹錬末期においては、ほぼ平衡状態に近づいているとの考え<sup>1)</sup>もあつた。

しかし一方では、すでに 1950~60 年代から、鋼浴内に多量のガスを導入したり、吹酸時に炉全体を回転あるいは揺動させ、鋼浴とスラグ間の攪拌混合をさらに促進することにより、脱りん反応等が改善されるという研究結果が H. KOSMIDER<sup>2)</sup> *et al.* や加藤ら<sup>3)</sup>, Von Bo KALLING<sup>4)</sup> や成田<sup>5)</sup>らにより報告されている。さらに渡辺<sup>6)</sup>らは 60 t の上吹き転炉について、鋼浴の攪拌が強い程、脱りん率が高くなることを報告している。また E. SHURMANN<sup>7)</sup> *et al.* は 200 t の LD-AC 炉で、スラグ中の

粒鉄の P レベルは、鋼浴の P より低く推移することを、さらに F. R. ROTE *et al.*<sup>8)</sup> は鋼浴内においても、成分や温度が均一になつていないことを報告している。

1968 年に西ドイツにおいて純酸素底吹き転炉（以後底吹き転炉と記述する）が開発実用化され、さらに微粉石灰の底吹き技術の確立により、低りん銑を溶製する Q-Bop 法へと発展した。この時点で低りん銑の溶製に関して、底吹き転炉<sup>9)</sup> と上吹き転炉の冶金特性を比較することが可能になり、上吹き転炉の鋼浴の攪拌は不十分であり、速度論的にも平衡論的にも改善の余地があることを確信した。一方我が国においては、最新鋭の大型上吹き転炉工場が数多く稼動している現実を直視し、著者らは上吹き転炉の精錬特性を、炉底よりの底吹きガスの導入による攪拌混合強化により改善するという基本思想で、上底吹き転炉の開発に取り組んできた。

昭和 55 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 10 月 2 日受付 (Received Oct. 2, 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.)

\*<sup>2</sup> 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)

\*<sup>3</sup> 新日本製鉄(株)八幡製鉄所 (Yawata Works, Nippon Steel Corp.)

実炉試験に先立ち検討した、コールドモデル実験で<sup>10)</sup>、全送酸量の数%に相当するガスを底吹きすることにより、攪拌混合が著しく促進されることを確認し、70 t 転炉で適正な攪拌を得るための条件を見出す実験を実施した。本報告はその結果をまとめたものである。

最近、国内外<sup>11)~14)</sup>で同様な上底吹き転炉に関する冶金反応の改善効果が報告され、今日では、我が国のすべての高炉メーカーで実用化されるに到っている。

また溶鋼の攪拌強さの転炉反応に対する影響については、中西ら<sup>15)16)</sup>の先駆的研究があるが、以下の諸点について、筆者らと考えを異にする。

(1) 攪拌エネルギーの評価に際してのノズル個数の影響

(2) 実炉での浴の均一混合時間を推定する際の装置大きさの効果

(3) 上吹きエネルギーの評価式

本報告では、これらの点を修正し、新たに鋼浴のCの影響を加味して、上吹き転炉操作における  $L/L_0$  に代わる、上底吹き転炉の操作ならびに設計の基本指標について考察し、 $\tau$ あるいは BOC なる指標を提案した。

## 2. 実験方法

70 t 上吹き転炉の炉底に、ステンレス製の単管ないしは、同芯構造の二重管を 1~4 本配置して、100 Nm<sup>3</sup>/h ~ 2000 Nm<sup>3</sup>/h の Ar, N<sub>2</sub>, O<sub>2</sub> ガスを単独あるいは混合して吹き込み、吹酸時の浴の攪拌混合を強化し、その精錬特性に対する影響を検討した。二重管構造のノズルを使用する際には、(Ar-O<sub>2</sub>)-Ar, O<sub>2</sub>-CmHn の組み合わせにより、冷却剤として、Ar または炭化水素を使用した。

溶鋼量は約 75 t、酸素供給速度は上底併せて、11 500 Nm<sup>3</sup>/h を基本条件とし、さらに酸素供給速度増大時の影響を評価するために、40 t/Heat の軽装入で 10 000 Nm<sup>3</sup>/h の吹酸速度の吹錬も実施した。その他精錬用副材の使用量は通常の上吹き転炉操作とはほぼ同じとした。

冶金反応特性に対する鋼浴攪拌強化の影響は、吹き止め直後に倒炉して採取したメタル、ならびにスラグ試料を、メタルはカントバック法、スラグは蛍光X線法により分析し、底吹き転炉<sup>9)17)</sup>ならびに上吹き転炉での吹き止め状態と比較することにより評価した。なお溶解酸素量も固体電解質を用いて測定した。

実験装置の模式図と底吹きならびに上吹き条件の一覧表を Fig. 1 と Table 1 に示した。なお上吹きランスとしては、拡がり角度 10° の 36 mm φ の 3 孔ランスを使

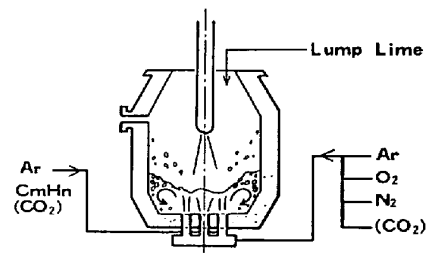


Fig. 1. Schematic view of test furnace.

Table 1. Test conditions.

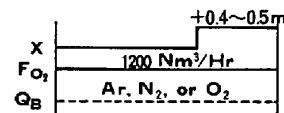
(i) Test Furnace

No. 5. LD (70 Ton/ch) in YAWATA WORKS

(ii) Conditions of Bottom Blowing :

	Campaign	Number of Nozzle	Gas Flow Rate (Nm <sup>3</sup> /Hr)	Kinds of Gas
LD-AB	1	1	~ 100	Ar
	2	3	~ 400	Ar-O <sub>2</sub> -N <sub>2</sub>
	3	3	1000 ~ 1300	Ar-O <sub>2</sub> -N <sub>2</sub>
LD-OB	4	4	1000 ~ 2000	O <sub>2</sub> -CmHn

(iii) Top Blowing Conditions :



用した。  $L/L_0$  の算定には公知文献<sup>18)</sup>にも見られる式†を使用した。

冶金反応への影響を底吹きガスの種類と流量などで決まる底吹きによる攪拌強さと、送酸速度と  $L/L_0$  などにより決まる上吹き攪拌効果の相乗作用を考慮して考察した。

上底吹き転炉を LD with Agitation by Bottom Blowing<sup>19)</sup>の頭文字を取り LD-AB と略称するが、この内特に底吹きに酸素を使用したものを LD with Oxxygen Bottom Blowing<sup>20)</sup>の頭文字を取り LD-OB と略称し区別した。

## 3. 実験結果

### 3.1 溶鋼中 Free O ならびにスラグ中酸化鉄量への影響

吹錬終了時点での溶鋼中溶解酸素を、固体電解質で測定したものを、Free O として、またスラグ中の鉄酸化物としての鉄の含有量を (T. Fe) として、上吹き転炉での実績値あるいは底吹き転炉に関する文献<sup>9)17)</sup>に報告されている値と比較して、LD-AB と LD-OB に分けて Fig. 2, 3 に示した。

†  $L=63.0\{F_{O_2}/(nd)\}^{2/3}\cdot\exp[-0.78h/63.0\{F_{O_2}/(nd)\}^{2/3}]$   
 ここで  $F_{O_2}$ : 上吹きランスからの送酸速度 (Nm<sup>3</sup>/h)  
 $n$ : 上吹きランス孔数,  $d$ : 孔径(mm),  $h$ : ランス高さ(mm)  
 $L$ : キャピティー深さ(mm),  $L_0$ : 静止浴深(mm)

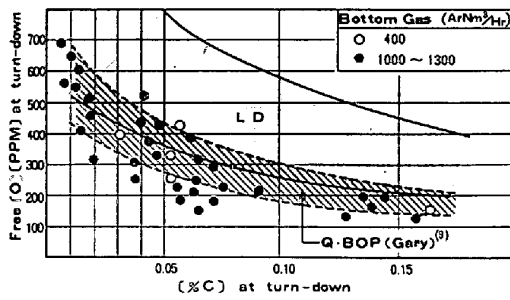


Fig. 2. Relationship between [%C] and Free [O] at turn down in the case of Ar-bottom blowing.

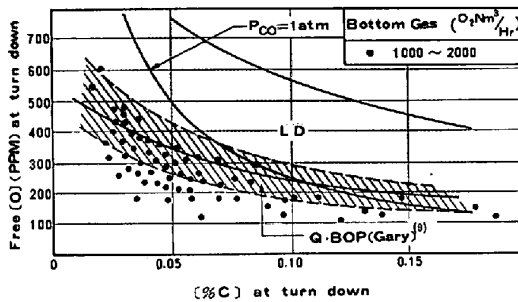


Fig. 3. Relationship between [%C] and Free [O] at turn down in the case of oxygen-bottom blowing.

全送酸量の 10% 以下の少量のガスの底吹きにもかかわらず, C に対する Free-O の量は, 上吹き転炉における Free-O 値より, はるかに低く底吹き転炉での実績にほぼ等しかった。さらに吹き止め時の C が約 0.10% 以上では,  $P_{CO}=1 \text{ atm}$  との平衡値にほぼ対応するが,  $[\%C] \leq 0.05$  では  $P_{CO}=0.5 \text{ atm}$  に相当する値に近くなり, 低炭素域程平衡すべき  $P_{CO}$  が小さくなる傾向であった。

この効果は Fig. 4 に示すごとく, スラグ中の (T.Fe) と C との関係でも確認された。さらに  $0.04 \leq [\%C] \leq 0.06$  の一定 C 領域で, 溶鋼単位重量, 単位時間当たりの底吹きガス流量との関係を, 底吹きガスとして, アルゴンまたは酸素を使用した場合を総合して, Fig. 5 に示した。低炭素域での (T.Fe) 量は, 炉底より吹き込まれたガス流量に比例して低下し, アルゴンと, 酸素は等価の働きをするものと考えられる。

全送酸量の約 90% 程を上吹きランスから供給する上底吹き転炉では, 鋼浴の攪拌強さを規定するものとして, 上吹きの吹酸条件, たとえば  $L/L_0$  といった要因の効果も無視できないはずである。吹き止め時の C と P が  $0.03 \leq [\%C] \leq 0.10$ ,  $[\%P] \leq 0.023$  を満足するヒートに対し, T.Fe と  $L/L_0$  との関係を Fig. 6 に示した。底吹きガス流量が増大すると,  $L/L_0$  への (T.Fe) の依存性はなくなり, いわゆるソフトブローにしても, (T.Fe)

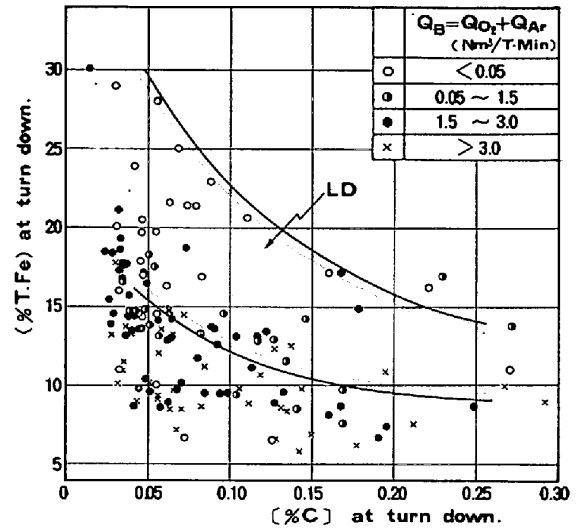


Fig. 4. Relationship between [%C] and (%T.Fe) at turn down.

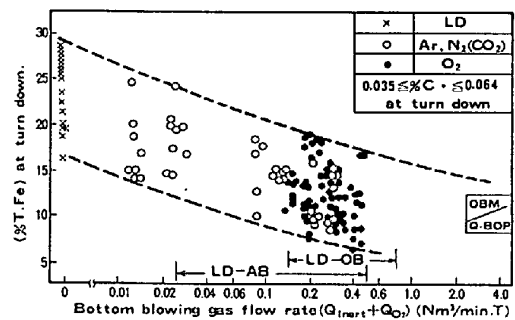


Fig. 5. Relationship between bottom gas flow rate and (%T.Fe) in slag.

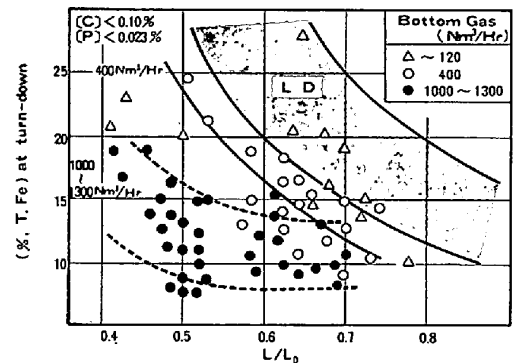


Fig. 6. Influence of the bottom gas flow rate on the relationship between  $L/L_0$  and (%T.Fe) at turn down.

量は 10% 程に保たれ, 鋼浴の攪拌混合に対する上吹き寄与が相対的に小さくなることがうかがえた。さらに実用的には, 底吹きガス流量の適正な選択により, 上吹き条件を変更してスラグ中 (T.Fe) を大幅に変更できる。また底吹きガス流量を多くして, 超ソフトブローで吹酸することにより, 上吹き転炉での超ソフトブロー時

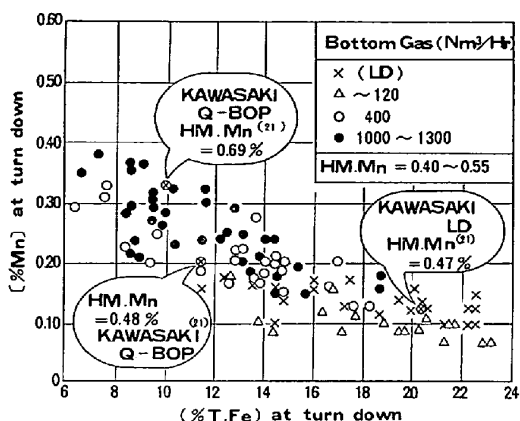
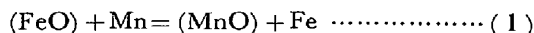


Fig. 7. Relationship between (%T.Fe) and [%Mn] at turn down.

に起こるような突沸現象を回避し、かつスピittingの発生やスラグ中の (T.Fe) の上昇を抑制し、効率よく脱炭させることも可能であり、吹錬のフレキシビリティが大きくなるものと期待される。

### 3.2 脱 Mn 反応

スラグ中の酸化鉄量の低減により、次式で表示される脱 Mn 反応は抑制され、吹き止め時の Mn が上昇することが期待できる。



溶銑成分や、CaO など精錬用副材料の使用量がほぼ一定の操業条件下では、Mn はスラグ中の (T.Fe) に反比例の関係にあるはずである。Mn と (T.Fe) との関係を底吹きガス流量で層別して、Fig. 7 に、上吹き転炉での実績、溶銑 Mn レベルの異なる底吹き転炉での実績<sup>21)</sup>とともに示した。溶銑 Mn レベルが等しければ、上吹き転炉、上底吹き転炉、底吹き転炉での Mn の値は (T.Fe) により、ほぼ決まることが確かめられた。Mn 値は統計的に解析すると、溶銑 Mn, (T.Fe), C により重相関係数(r)が 0.872 と精度よく(2)式で推定できる。

$$[\%Mn] = 0.543[\%Mn]_{H.M.} + \frac{1.59}{(\%T.Fe)} - \frac{0.00219}{[\%C]} - 0.155 \dots\dots\dots (2)$$

さらに見掛けの平衡定数  $K'_{Mn} = (MnO) / \{[\%Mn] \cdot (\%T.Fe)\}$  からみても、Fig. 8 に示すように 400 Nm<sup>3</sup>/h 以上の底吹き攪拌強さでは、上吹き転炉より改善され、底吹き転炉とほぼ同じになっていることが確認された。

### 3.3 脱りん反応

吹錬終了時点での P のレベルは溶銑 P で代表されるインプット P 量と、スラグボリュームと塩基度を支配する溶銑 Si と、生石灰の使用量、スラグ中の (T.Fe) ならびに反応系の温度により決まる。

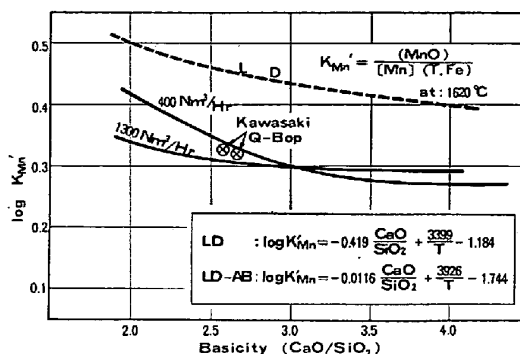


Fig. 8. Comparison of equilibrium coefficients in demanganization reaction.

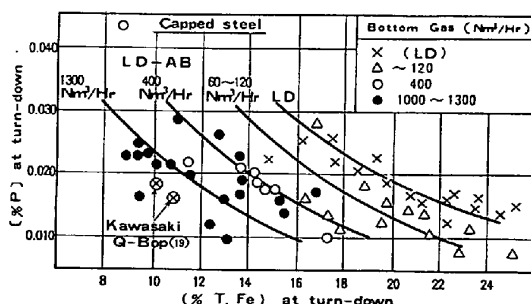


Fig. 9. Influence of the bottom gas flow rate on the relationship between (%T.Fe) and [%P] at turn down.

特定工場で、特定の鋼種を溶製する際には、溶銑成分、石灰等の副材の使用量、吹き止め温度は、ほぼ一定に定まるので、吹き止め時の P と (T.Fe) との間にはある関係が成立するはずである。Fig. 9 に底吹きガス流量で層別して、吹き止め P とスラグ中 (T.Fe) との関係を示した。底吹きガス流量を増大し、攪拌混合を強化することにより、より低いスラグ中 (T.Fe) で、所定の吹き止め P が得られ、脱りん反応が有利になることが認められた。脱りん反応に関する平衡式は数多く報告されており、いずれの式が妥当であるかはいまだ議論の余地がある。

スラグ-溶鋼間の P の分配関係を、HEALY<sup>22)</sup> の式(3式)と水渡<sup>23)</sup>らが、BALJIBA<sup>24)</sup>の平衡式を前提として、E. T. TURKDOGAN<sup>25)</sup>らと C. R. TAYLOR<sup>26)</sup>らの平衡式を組み合わせ導き、(FeO) と (P<sub>2</sub>O<sub>5</sub>) の活量係数を、平衡実験よりスラグ組成の関数として定めた(4)式を用いて比較検討した。

$$\log \{(\%P) / [\%P]\} = 22350/T - 16.0 + 2.5 \log(\%T.Fe) + 0.08(\%CaO) \dots (3)$$

$$\log [(\%P_2O_5) / \{[\%P]^2 \cdot (\%FeO)^5\}] = 8.42 \log \{(\%CaO) + 0.3(\%MgO) - 0.05(\%FeO)\} + 22740/T - 27.2 - 4 \log \sum (\%i) / (Mi) \dots\dots\dots (4)$$

ここで  $\Sigma ((\%i)/Mi)$  は(5)式のように定義される.

$$\Sigma \left\{ \frac{(\%i)}{Mi} \right\} = \frac{(\%FeO)}{71.9} + \frac{(\%Fe_2O_3)}{159.8} + \frac{(\%SiO_2)}{60} + \frac{(\%CaO)}{56} + \frac{(\%MgO)}{40.3} + \frac{(\%MnO)}{70.9} + \frac{(\%P_2O_5)}{142} + \dots \dots \dots (5)$$

なお (Fe<sup>2+</sup>) と (Fe<sup>3+</sup>) の値は, (T.Fe) の分析値より, 山本ら<sup>27)</sup>が上吹き転炉で求めた(6), (7)式により算出し, 使用した.

$$(\%FeO) = 0.857(\%T.Fe) - 0.95 \dots \dots \dots (6)$$

$$(\%Fe_2O_3) = 0.471(\%T.Fe) + 1.41 \dots \dots \dots (7)$$

Fig. 10 は HEALY の式による (P)/[P] の計算値と実

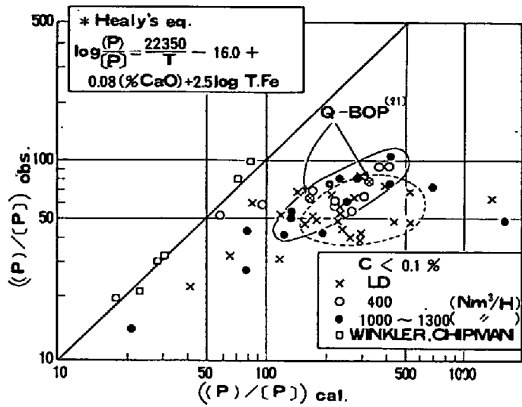


Fig. 10. Comparison of phosphorus partition ratios between calculated values and observed values.

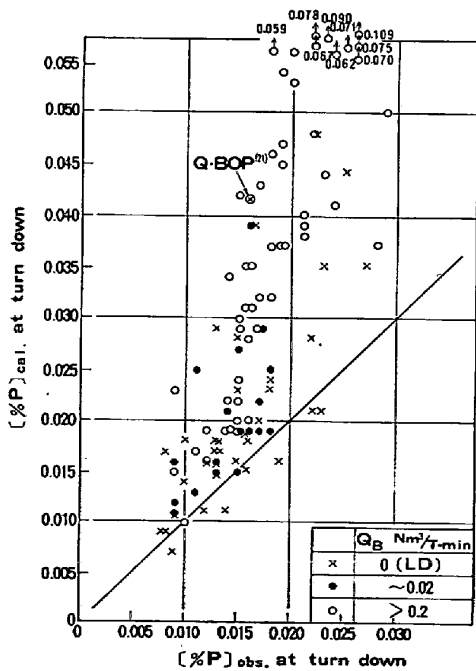


Fig. 11. Comparison of phosphorus contents observed values and the values calculated by SURTO's equation.

績値とを対比したものである. なお図中に WINKLER<sup>28)</sup>らの脱りん平衡実験結果の内, 実用スラグ組成に近い実験値を選び出し□印で示したが, これらは HEALY の式によく適合している. これに対して, 実用炉での (P)/[P] の実績値は計算値より非常に低いが, 底吹きガスの吹き込みによる攪拌強化により, 上吹き転炉での実績値より高くなり, 代表的な底吹き転炉の実績値<sup>21)</sup>のレベルまで向上することが確認できた.

Fig. 11 には水渡らの提出式で,  $P_{cal}$  と  $P_{obs}$  とを対比して示した. 上吹き転炉での実績値は  $P_{cal}$  と  $P_{obs}$  がほぼ対応するが, 底吹きを併用したものは  $P_{obs}$  が  $P_{cal}$  より, はるかに低い値となり, 脱りん反応が上吹き転炉に比較して非常に有利に進行していることが理解できる. HEALY の平衡式で評価すると底吹きの併用により脱りん反応は平衡状態により接近することがわかるが, 水渡らの式で評価すると平衡関係以上に脱りんが進行していることになる. このように平衡値との関係は脱りん平衡式として, いずれの式を採用するかにより変わる. しかし上底吹き転炉での脱りん反応が, 上吹き転炉のそれより有利に進行しているのは事実である.

このように脱りん反応が有利に進行するのは,

- (1) スラグとメタルの混合接触が促進される.
- (2) スラグとメタルの成分ならびに温度が鋼浴温度より数十度高いという状態が解消される.

ことなどが考えられる.

さらにりん分配の経験式としては, 野崎<sup>29)</sup>らが指摘したごとく, Mn の関与する項も考慮する方が, よいことを確認し, 本実験での経験式として(8)式を得た.

$$\log \frac{(P)}{[P]} = 1.55 \log (\%T.Fe) + 3.60 \log (\%CaO) + \frac{5367}{T} + 0.580 \log (\%MnO) - 0.388 \log [\%Mn] - 8.905 \dots \dots \dots (8)$$

以上のように上底吹き転炉での精錬の特徴は, スラグ-メタル間の接触混合を促進することにより, 反応を経済的に有利な方向に導くことができるとともに, 適正な底吹きガス流量と上吹き吹酸条件の選択により, 必要に応じスラグ中の酸化鉄量を自由にコントロールでき, 上吹き転炉と底吹き転炉の両方の精錬特性を併せ持つ高い精錬能を有することにあるといえる.

3.4 酸素供給速度の影響

本実験では, 軽装入を実施することにより, 装入 t 当たりの送酸速度を 2.7 Nm<sup>3</sup>O<sub>2</sub>/min・t ~ 4.2 Nm<sup>3</sup>O<sub>2</sub>/min・t と大幅に増大し, その影響を検討した.

Fig. 12 には酸素供給速度で層別して, 吹き止め時の

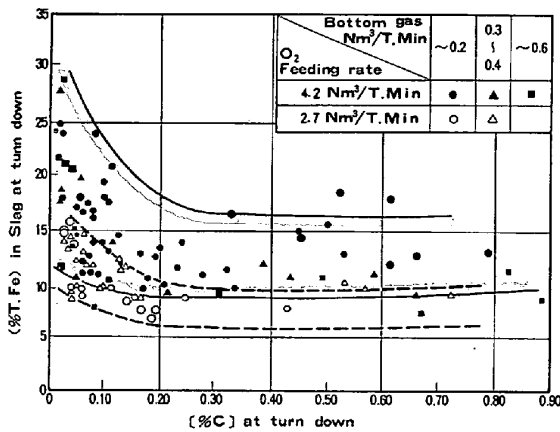


Fig. 12. Influence of oxygen feeding rates on (%T.Fe) in slag.

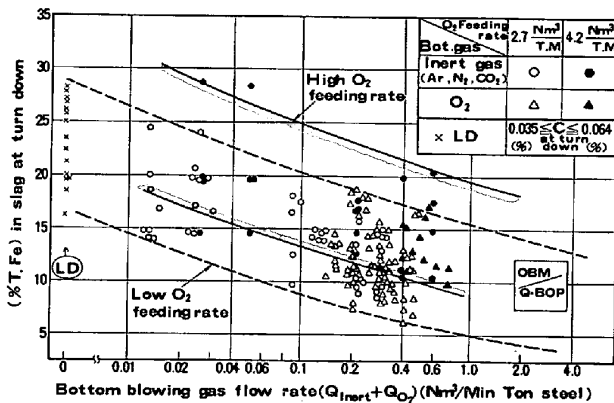


Fig. 13. Influence of oxygen feeding rates on the relationship between bottom blowing gas flow rate and (%T.Fe) in slag.

$\underline{C}$ とスラグ中の (T.Fe) との関係を示した。吹酸速度を大きくすることにより、 $[\%C] \geq 0.20$  の高炭素域でも (T.Fe) 含有量が大幅に高くなることが認められた。吹き止め時の  $\underline{C}$  が  $0.04 \leq [\%C] \leq 0.06$  の低炭素域について、底吹きガス流量と (T.Fe) との関係を示すと Fig. 13 のごとくなる。

高送酸レベルの実験は、軽装入であり浴深が浅いので、同一の底吹きガス流量でも攪拌力が相対的に弱くなっている影響も考慮しなくてはならないが、適正な攪拌ガス流量値は酸素供給速度により大幅に変化することが理解される。

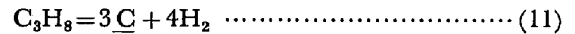
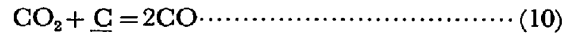
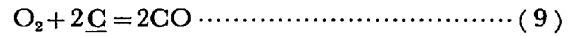
#### 4. 考 察

上底吹き転炉の特徴は、底吹き条件と上吹き条件の選択により、スラグ中の (T.Fe) 量を大幅にコントロールできることにある。精錬の経済性の主要な指標となる、吹錬終了時点でのスラグ中 (T.Fe) 量を支配する要因について以下に考察する。

#### 4.1 攪拌用ガスの種類の影響

本実験では底吹き用ガスとして、主に Ar, N<sub>2</sub>, Ar-N<sub>2</sub>, (Ar-O<sub>2</sub>)-Ar, O<sub>2</sub>-C<sub>3</sub>H<sub>8</sub> などを用いたが、その他に CO<sub>2</sub>, (O<sub>2</sub>-CO<sub>2</sub>)-CO<sub>2</sub>, などの使用も考えられる。

O<sub>2</sub> や CO<sub>2</sub> ガスは鋼浴と次のような反応をすることが考えられ、C<sub>3</sub>H<sub>8</sub> も熱分解により 1 mol から 4 mol の H<sub>2</sub> を発生するものと考えられる。



高炭素域では O<sub>2</sub> や CO<sub>2</sub> は (9) (10) 式に則り、1 mol のガスが 2 mol の CO に変化するものと考えられる。

しかし脱炭酸素効率<sub>2</sub>は鋼浴  $\underline{C}$  の低下とともに変化するが底吹き転炉での脱炭酸素効率<sub>2</sub> ( $\eta_{O_2}$ ) と  $\underline{C}$  との関係<sup>30)</sup> を滑らかな曲線で近似したものを前提として、Ar 1 m<sup>3</sup> と (O<sub>2</sub> (0.92 m<sup>3</sup>) - C<sub>3</sub>H<sub>8</sub> (0.08 m<sup>3</sup>)) を吹き込んだ際の有効ガス流量を、鋼浴内  $\underline{C}$  の関数として計算し Fig. 14 に示した。なおここでは H<sub>2</sub> ガスは C<sub>3</sub>H<sub>8</sub> 1 mol より 4 mol 発生するものとした。

この結果、鋼浴内  $\underline{C}$  が 0.20% 以上の場合には、O<sub>2</sub> は Ar に対し、約 2 倍の攪拌力を有するが、これより  $\underline{C}$  が低くなると、急速に減衰し、 $\underline{C} = 0.05\%$  程で Ar と O<sub>2</sub> の有効ガス容積はほぼ等しくなるものと推察される。先に Fig. 5 に示した結果も、 $0.04 \leq [\%C] \leq 0.06$  の範囲では Ar と O<sub>2</sub> は等価の働きをしていることを実証している。

したがって底吹きガス量として酸化性のガスを使用した際の有効ガス量 (Q<sub>B</sub>) は、鋼浴内  $\underline{C}$  により変化して、(12) 式

$$Q_B = 2 \cdot \eta_{O_2} Q_{O_2} + Q_{Ar} + 4 Q_{C_3H_8} \dots\dots\dots (12)$$

で評価できるものとする。なおガスの温度はその種類を問わず鋼浴の温度に等しくなっていると考えた。

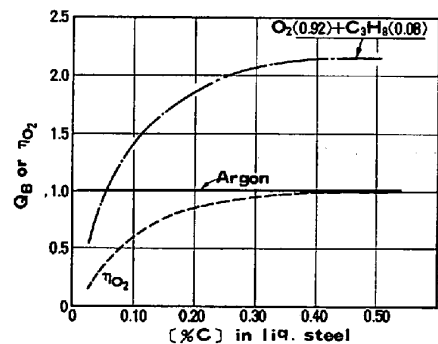


Fig. 14. Relationship between [%C] and effective bottom gas volumes and  $\eta_{O_2}$  depending upon the kinds of gas.

4.2 上底吹き転炉での攪拌力の評価

先に標準的な送酸速度のもとでは、吹酸量の約 10% 程のガスを底吹きすることにより、 $L/L_0$  で代表される上吹き吹酸による鋼浴攪拌の寄与が相対的に非常に小さくなることを、底吹きガス流量で層別した際の  $L/L_0$  と (T.Fe) との関係 (Fig. 6) より示した。さらに続報<sup>10)</sup>の水モデル実験による上底吹き転炉での攪拌混合特性に関する検討結果において、比較的少量の底吹きガスの併用により、浴の均一混合時間  $\tau$  が大幅に短縮されることを示した。水モデル実験結果を総合して底吹きの攪拌のエネルギーを(12)式、上吹きの浴面に与える運動のエネルギーを(13)式で評価した時、上底吹き全体の攪拌のエネルギーは(14)式で評価でき、水と溶鋼の差ならびに容器の大きさの効果を考慮して、浴の均一混合時間 ( $\tau$ ) は(15)式で与えられることを示した。さらにこの式により、炉容の異なる 3 種類の実用規模の上吹き転炉の  $\tau$  を、低炭素鋼を溶製する標準的な吹酸条件について算出すると、Table 2 のごとく 97~104 s と、ほぼ同じ値になり、上吹き転炉における標準的吹酸条件は、炉容によらず、浴の混合速度がほぼ等しい条件に対応しているものと考えられることも示した。

$$\dot{\epsilon}_{v,B} = 6.18 \frac{Q_B \cdot T_L}{V_L} \left\{ 2.3 \log \left( \frac{P_2 + \rho H}{P_2} \right) + \left( 1 - \frac{T_n}{T_L} \right) \right\} \dots\dots\dots (13)$$

$$\dot{\epsilon}_{v,T} = \frac{6.32 \times 10^{-7} \cos \xi}{V_L} \cdot \frac{Q_{O_2,T} \cdot M}{n^2 \cdot d^3 \cdot X} \dots\dots\dots (14)$$

$$\dot{\epsilon}_S = \dot{\epsilon}_{v,B} + 0.1 \dot{\epsilon}_{v,T} \dots\dots\dots (15)$$

$$\tau = \left( \frac{H}{12.5} \right)^{2/3} \left( \frac{\rho}{1} \right)^{1/3} \cdot 540 \cdot (\dot{\epsilon}_{v,B} + 0.1 \dot{\epsilon}_{v,T}) \dots\dots\dots (16)$$

70 t 上底吹き転炉について、上吹き強さを  $L/L_0=0.2 \sim 0.8$  まで大幅に変化して、底吹きガス量と  $\tau$  との関係を(13)式~(16)式を用いて評価した結果を Fig. 15 に示した。底吹きガス流量が約 10% 程で、上吹きの  $L/L_0$  の影響はほぼなくなり、Fig. 6 で示した、底吹きガス量をパラメータとして示した、 $L/L_0$  と (T.Fe) の関係が定性的には  $\tau$  との関係として説明できることが推察された。

Table 2. Evaluation of  $\tau$  in LD.

Capacity (t/ch)	75	175	320
$O_2$ -rate (Nm <sup>3</sup> /min)	200	500	1 000
$d_c$ ( $\times 10^{-3}$ 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 ( $\alpha$ )	3 996	5 415	34 574
$\dot{\epsilon}_{v,T}$ (w/m <sup>3</sup> , s)	15 654	30 955	34 574
$\tau$ (s)	101	97	104

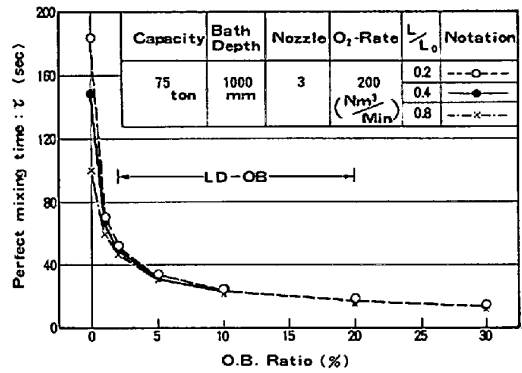


Fig. 15. Influence of O. B. Ratio and  $L/L_0$  on  $\tau$ .

4.3 (T.Fe) 量を支配する要因

Y. KATO<sup>16)</sup> らは、底吹き転炉における吹錬特性の指標として、(17)式で示す ISCO 値なる指標を提案し、さらにその後の研究<sup>16)</sup>で、右辺第一項の酸素の項 ( $Q_{O_2}$ ) に上吹きされる酸素と底吹きされる酸素の和を取れば、底吹き、上底吹き、上吹き転炉を包括した精錬の指標になり得ることを示している。

$$ISCO = \frac{2Q_{O_2}}{2Q_{O_2} + Q_d} \left( \frac{Q_{O_2}}{W/\tau'} \right) \dots\dots\dots (17)$$

この式の右辺第一項は、底吹き転炉においては、吹き込まれた  $O_2-C_3H_8$  が反応し  $O_2$  が  $2CO$  になり、その  $CO$  が、 $C_3H_8$  が分解して生成する  $H_2$  で稀釈されたと考える際の  $P_{CO}$  に対応する値であり、鋼浴と接触する気相系の酸化ポテンシャルを表すものとして意味があるが、前述のように脱炭酸素効率 ( $\eta_{O_2}$ ) は鋼浴中の  $C$  により大幅に変動するので、 $\{2\eta_{O_2} \cdot Q_{O_2} / (2\eta_{O_2} Q_{O_2} + Q_d)\}$  とする方が好ましい。さらに酸素の大半を上吹きにより供給する上底吹き転炉において、第一項のもつ化学的意味を底吹き転炉と同様に考えるのには若干疑問が残る。

そこで上底吹き転炉ならびに上吹き転炉の精錬指標として、均一混合時間 ( $\tau$ ) が鋼浴の循環速度にも対応することを考慮し、 $FeO$  の生成速度を決める酸素の供給速度と、鋼浴の循環速度と鋼浴中の  $C$  により決まる  $FeO$  の還元剤としての  $C$  の供給速度のバランスを与える指標として、Balance of Oxygen-and Carbon-feeding rate (BOC) なる値を(18)式のように定義した。

$$BOC = \frac{Q_{O_2}s}{(W/\tau) \cdot [\%C]} \dots\dots\dots (18)$$

冶金反応特性の代表値としてのスラグ中 (T.Fe) と BOC 値との関係を、 $0.04 \leq [\%C] \leq 0.06$  と吹上時の  $C$  がほぼ一定のデータにつき、 $\tau$  と(17)式を脱炭酸素効率を考慮して修正した ISCO で整理した結果とともに Fig. 16, 17, 18 に示した。

(T.Fe) は鋼浴の混合強さ  $\tau$  により大きく影響される

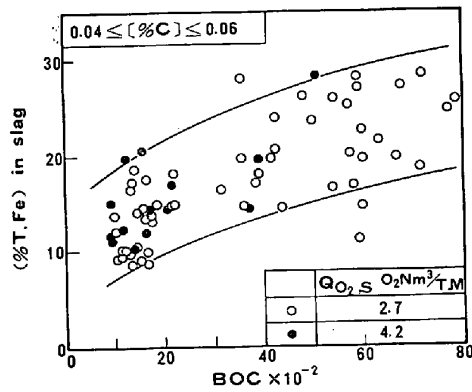


Fig. 16. Relationship between BOC and (%T.Fe) in slag.

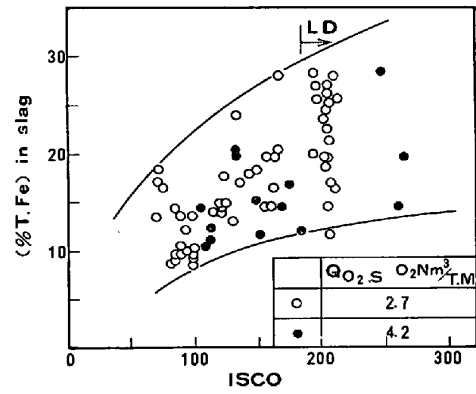


Fig. 18. Relationship between ISCO and (%T.Fe) in slag.

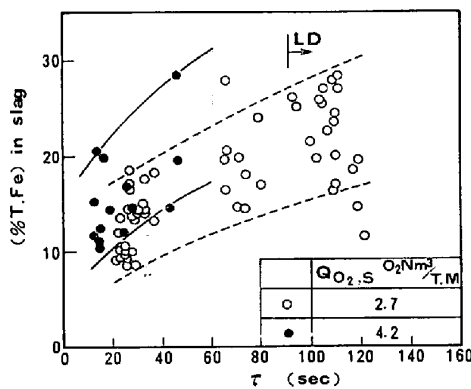


Fig. 17. Relationship between  $\tau$  and (%T.Fe) in slag.

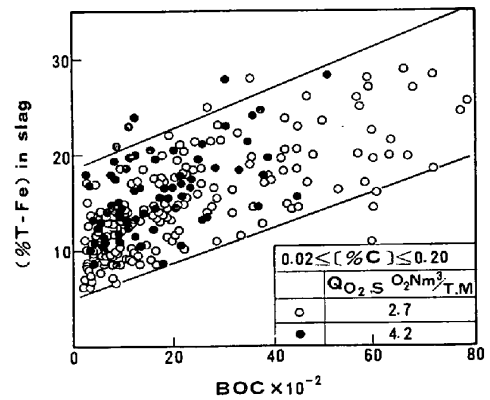


Fig. 19. Relationship between BOC and (%T.Fe) in slag.

が、酸素供給速度が大幅に異なる際には、ISCO や BOC なる指標の方がより統一的なものであることがわかる。特に BOC は  $0.02 \leq [\%C] \leq 0.20$  の広い C 域においても Fig. 19 に示すごとく、酸素供給速度の差を包括して、反応系の酸化度の指標となるスラグ中の (T.Fe) 量を支配する主要因となりうることを確認した。

BOC 以外の要因については、紙面の都合により、次報にゆずることとする。

### 5. 結 言

上吹き転炉の炉底より、ガスを導入し鋼浴ならびにスラグの攪拌混合を強化することにより、スラグ中に残存する過剰の鉄酸化物の還元を促進し、スラグ中への鉄分損失を低減するとともに、吹き止めの Mn を上昇しかつ必要な脱りんは達成できるという点で非常にすぐれた冶金特性が得られることを示した。

上底吹き転炉は、上吹きと底吹きとの条件を選択することにより、自由に反応系の酸化ポテンシャルをコントロールすることもでき、従来の上吹きあるいは底吹き転炉より吹錬のフレキシビリティの大きい吹錬技術といえる。

その吹錬指標につき考慮し、上吹きと底吹きのエネルギーの和で決まる均一混合時間 ( $\tau$ ) を定める式として (15) 式を定めた。さらに系の酸化度が、FeO の生成速度を決める送酸速度と、還元剤としての C の循環速度の比で定義した BOC なる指標で整理できることを示した。

### 記 号

- $d_0$  : 上吹きランス孔の先端出口径 (m)
- $H$  : 鋼浴の深さ (m)
- $M$  : 酸素の分子量
- $n$  : 上吹きランスの孔数
- $P_2$  : 大気圧 ( $1.033 \times 10^4 \text{ kg/m}^2$ )
- $Q_{O_2}, Q_{Ar}, Q_{C_3H_8}, Q_B$  : 炉底より吹き込まれる  $O_2, Ar, C_3H_8$  の流量,
- 全底吹き実効ガス流量 ( $Q_B$ ), CO の稀釈ガス流量 ( $Q_d = Q_{Ar} + 4Q_{C_3H_8}$ )
- $Q_{O_2,T}, Q_{O_2,S}$  : 上吹き酸素流量 ( $T$ ) と上底吹き酸素流量の和 ( $S$ ) ( $\text{Nm}^3/\text{min}$ )
- $T_L, T_n$  : 鋼浴の温度 ( $L$ ) と底吹きガスの初期温度 ( $n$ ) (K)
- $V_L$  : 鋼浴の容積 ( $\text{m}^3$ )
- $X$  : 鋼浴面と上吹きランス先端間距離 (m)
- $W$  : 鋼浴の重量 (t)
- $\dot{\epsilon}_{v,B}, \dot{\epsilon}_{v,T}, \dot{\epsilon}_S$  : 鋼浴容積当たりの投入エネルギー
- B : 底吹き, T : 上吹き, S : その和 ( $W/\text{m}^3 \cdot \text{s}$ )



$\xi$  : 上吹きランス孔の開き角度 ( $^{\circ}$ )

$\rho$  : 鋼浴の密度 ( $7 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ )

$\tau, \tau'$  : (13)式で計算した均一混合時間 (s) と中西らの式で算出した均一混合時間 (s)

### 文 献

- 1) たとえば, 石黒守幸, 宮下芳雄, 根本秀太郎: 鉄と鋼, 57 (1971) 4, S 267
- 2) たとえば, H. KOSMIDER, H. NEUHAUS, and H. SCHENCK: Stahl u. Eisen, 77 (1957) 19, p. 1277
- 3) 加藤 健, 今井純一, 藤原和彦: 鉄と鋼, 48 (1962) 4, p. 465
- 4) たとえば, Von. B. KALLING: Stahl u. Eisen, 73 (1953) 23, p. 1446
- 5) 成田貴一, 富田昭津, 小山伸二, 伊藤孝道, 広岡康雄: 鉄と鋼, 55 (1969) 8, p. 959
- 6) 渡辺章三, 大石持司, 山本志郎, 石橋政衛: 鉄と鋼, 47 (1961) 3, p. 355
- 7) E. SHURANN, C. G. MAHN, J. SCHOOP, and W. RESCH: Stahl u. Eisen, 97 (1977) 22, p. 1069
- 8) F. E. ROTE and R. A. FLINN: Met. Trans. 3 (1972), p. 1373
- 9) たとえば, L. W. FRECH: IISI Meeting Brussel (1976)
- 10) 甲斐幹, 大河平和男, 樋口満雄, 平居正純: 鉄と鋼 (掲載予定)
- 11) G. DNIER and H. GAYE: Rev. Mét, 75 (1978) 6, p. 415
- 12) R. HENRION: Thomas Centenary Anniversary May (1979)
- 13) R. BAKER: Thomas Centenary Anniversary May (1979)
- 14) たとえば, 多賀雅之, 増田誠一: 鉄と鋼, 65 (1979) 11, S 675
- 15) Y. KATO, K. NAKANISHI, and T. NOZAKI: Japan-Sweden Joint Symposium on Ferrous Metallurgy Dec. (1978)
- 16) 中西恭二, 斉藤健志, 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)
- 17) 川名昌志: 鉄鋼界 (1978), p. 56
- 18) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学 (1977), p. 94 [日刊工業新聞]
- 19) 甲斐 幹, 大河平和男, 佐藤宜雄, 越智昭彦, 松崎秀生, 石橋政衛: 鉄と鋼, 66 (1980) 4, S 234
- 20) 甲斐 幹, 中川 一, 平居正純, 村上昌三, 中島陸生, 荒木八郎: 鉄と鋼, 66 (1980) 4, S 235
- 21) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第69回製鋼部会(1978年3月)川崎製鉄(株)(私信)
- 22) G. W. HEALY: JISI, July (1970), p. 664
- 23) H. SUITO, R. INOUE, and M. TAKADA: Trans. ISIJ, 21 (1981), p. 250
- 24) K. BALAJIYA, A. G. QUARRELL, and R. VAJRAGUPA: JISI, 153 (1946), p. 115
- 25) E. T. TURKDOGAN and J. PEARSON: JISI, 175 (1953), p. 398
- 26) C. R. TAYLOR and J. CHIPMAN: Trans. Met. Soc. AIME, 154 (1943), p. 228
- 27) 山本雅彦, 吉井 等, 村上昌三: 製鉄研究, (1978) 264, p. 8397
- 28) T. B. WINKLER and J. CHIPMAN: Trans. Met. Soc. AIME, 167 (1946), p. 111
- 29) 野崎 努, 原田信男, 仲村秀夫, 中西恭二, 数士文夫, 山田純夫: 鉄と鋼, 65 (1979) 4, S 199
- 30) 中西恭二, 鈴木健一郎, 別所永康, 仲村秀夫, 馬田 一: 鉄と鋼, 64 (1978) 4, S 168