

© 1986 ISIJ

酸素上吹き-アルゴン底吹き法による ステンレス鋼溶製法の開発

論文

増田誠一*・多賀雅之*²・中島英雅*²・家田幸治*³

Development of Oxygen Top Blowing and Argon Bottom Blowing Method in Refining of Stainless Steel

Seiichi MASUDA, Masayuki TAGA, Hidemasa NAKAJIMA and Kouji IEDA

Synopsis :

Refining of stainless steel by oxygen top blowing and argon bottom blowing was investigated by using a 2.5 t laboratory scale converter. It was found that stainless steel can be produced in a top and bottom blowing converter by using argon bottom blowing as well as in AOD method because agitation of molten steel and dilution of CO gas with argon bubble are satisfactory. This method was successfully applied to the 15 t pilot scale converter and the 160 t industrial scale converter on the basis of the experimental results at the 2.5 t laboratory scale converter. From the study of decarburization rate and chromium oxidation at low carbon region, it was found that coefficient of decarburization rate was mainly controlled by interfacial area of argon bubbles and also could be increased by strong bath agitation. It was also seen that chromium oxidation proceeds with oxygen which was not consumed for decarburization.

1. 緒 言

ステンレス鋼の精錬は、電気炉法から真空脱炭を利用した VOD 法へ、そしてアルゴンガスによる CO ガス希釈脱炭を利用した AOD 法へと発展してきた。この AOD 法によるステンレス鋼の脱炭精錬とは、酸素ガスにアルゴンガスを混合することにより、反応生成物である CO ガスを希釈し、Cr の酸化を抑制しつつ脱炭を行うことを特徴とする精錬法である。従つて酸素を含むガスを羽口から溶鋼中へ吹き込むため羽口の溶損が大きく、またアルゴンガスを羽口の冷却ガスとして使用しているため、吹き込みガス中の酸素比率を上げることができず、脱炭最盛期でも送酸速度を上げることができない。それに対して、高炭素領域の脱炭時間を短縮する試みとしては、AOD 炉に上吹きランスを設置する方法¹⁾が報告されている。

その他の試みとしては、プロセスを分離した、LD-RHOB 法²⁾や、最近では複合吹錬-VOD 法³⁾が報告されている。いずれも転炉で粗脱炭を短時間に行う方法であるが、低炭素領域では RH または VOD 法を用い、

真空脱炭を行つている。一方、取鍋内で酸素ガスを間欠的に上吹きするとともに、ポーラスプラグによるアルゴンバブリングで希釈脱炭を行う試み⁴⁾も報告されている。これらの報告より、酸素ガスをアルゴンガスと混合し吹き込むことは、十分なアルゴンガス攪拌のもとでは、必ずしも必要とは言えない。そこで、本研究では純酸素上吹き転炉の炉底部にアルゴンガス吹き込み用羽口を設置し、酸素とアルゴンを分離供給するステンレス鋼の脱炭実験を行つた。その結果、AOD 法と同様にステンレス鋼の精錬が可能であることが判明した⁵⁾。さらに、炭素による還元力が低下するため、Cr 酸化に対して最も重要と考えられる低炭素領域の脱炭速度について解析を行つた。

2. 実験方法

2.1 2.5 t 試験転炉の実験条件

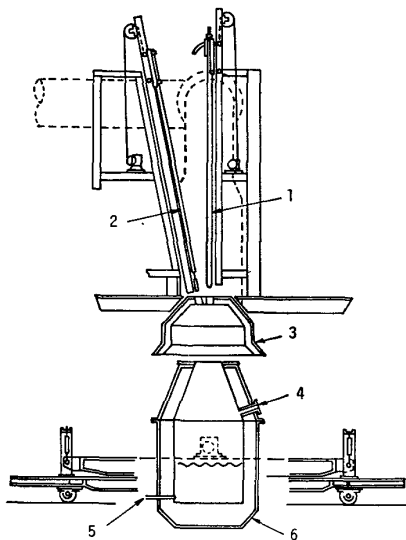
基礎実験を実施した 2.5 t 試験転炉の概略図を Fig. 1 に示す。鋼浴形状は AOD 炉と異なり、炉底部に絞りのない内径 1015 φmm の円筒形で、2400 kg のステンレス粗溶鋼を装入すると浴深は 420 mm となる。ア

昭和 55 年 4 月・56 年 4 月・56 年 11 月本会講演大会にて発表 昭和 60 年 4 月 1 日受付
(Received Apr. 1, 1985)

* 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagasuhondori Amagasaki 660)

*² 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 住友金属工業(株)和歌山製鉄所 (現: 日本ステンレス(株)) (Wakayama Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd., Now Nippon Stainless Steel Co., Ltd.)



1. Oxygen top blowing lance, 2. Sampling lance,
3. Dust collecting hood, 4. Tapping hole,
5. Tuyere for argon injection (8 IDmm x 2).
6. Converter

Fig. 1. Schematic profile of a 2.5 t laboratory scale converter.

ルゴンガスは、炉底部側壁に設置した2本のステンレス製 8 φmm 単管ノズルより 1.0~2.0 Nm³/min で供給した。酸素ガスは、スロート部径 5.6 φmm の3孔ラバール型上吹きランスより 0.5~6.0 Nm³/min で上吹きした。

ランス-湯面間距離はスプラッシュ防止と浴攪拌によるランス先端部の溶損防止のため 550~600 mm とした。実験に使用した粗溶鋼は高周波誘導溶解炉で溶解、成分調整し、1.2~1.3% C の SUS 304 相当のステンレス鋼で [Si]=0.25~0.35%, [Mn]=1.4~1.6%, [P]≤0.030%, [S]=0.010~0.015% とした。

実験手順は Table 1 に示すように、初期約 8 min, [C] が 0.4% 付近まで上吹き酸素 6 Nm³/min, 底吹き Ar 1.0 Nm³/min で脱炭し、その後上吹き酸素は 1 Nm³/min と一定にした実験 (Heat 3, 4), 1~0.5 Nm³/min (Heat 5), 2~1.5~1.0~0.5 Nm³/min (Heat 6)

と順次低下させた実験を行つた。底吹き Ar は、1 Nm³/min と一定にした実験 (Heat 3, 4), 1~1.5 Nm³/min と増加させた実験 (Heat 5), および 2 Nm³/min と一定にした実験 (Heat 6) を行つた。終点 [C] は Heat 3 が 0.05%, Heat 4, 5 が 0.02%, Heat 6 が 0.01% まで脱炭した。また、初期より Cr 酸化物の活量係数増大とスラグの流動性を確保するために生石灰 63 kg/t, 蛍石 30 kg/t を投入した。

これにより脱炭期のスラグ塩基度 (CaO/SiO₂) は 3.0~3.5 となる。脱炭精錬の後、Fe-Si, 生石灰, 蛍石を添加し還元精錬を実施したが、スラグ中の Cr 酸化物の還元と脱硫は十分に進行し、AOD 法とほぼ同一の精錬ができたので、本研究では記述を省略する。(後述する Fig. 2 において、還元挙動に差異があるように見えるのは、比較のため行つた AOD 精錬において、[Cr] 濃度を 1% 低下させ、実験を行つたためである。)

全実験時間中、約 2 min 間隔で石英 サンプラーを用いてメタルサンプルを採取した。測温は消耗式の 6% Ph, Pt-30% Ph, Pt 熱電対を用い、約 3 min 間隔で実施した。メタルの分析は、炭素を高周波燃焼赤外線吸収法で、クロムを過硫酸アンモニウム酸化硫酸第 1 鉄還元滴定法で、酸素を不活性ガス溶解赤外線吸収法で、それぞれ行つた。

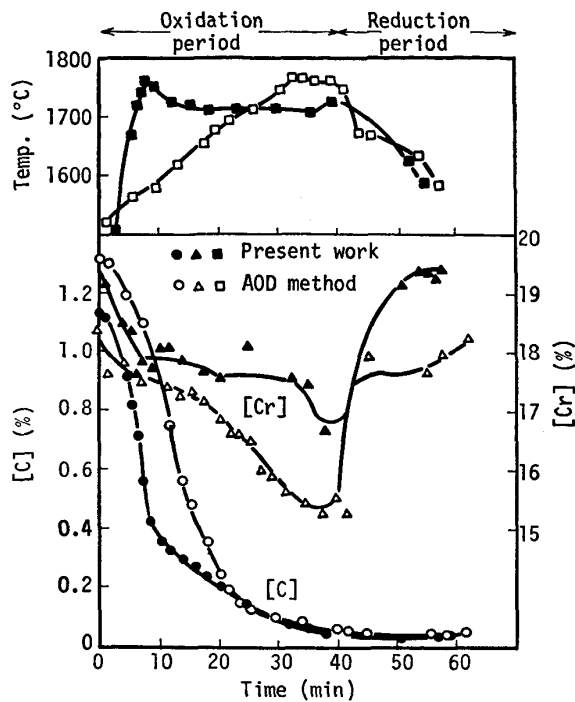
2.2 15 t 試験転炉及び 160 t 転炉の実験条件

2.5 t 試験転炉の実験結果に基づき、大型化実験として 15 t 試験転炉および 160 t 転炉でも同様の実験を行つた。

おのおの実験条件は、浴直径 2100 φmm 及び 4970 φmm, 浴深 1000 mm 及び 1700 mm, 底吹き羽口は 12.5 φmm 2本及び 15 φmm 4本, Ar 底吹き流量は 0.44~0.75 Nm³/min·t 及び 0.16 Nm³/min·t, 上吹きランスは 12.1 φmm 3孔及び 36 φmm または 17 φmm 3孔のラバール型ランス, 送酸速度は 1.5~0.3 Nm³/min·t 及び 0.8~0.2 Nm³/min·t とした。大型炉の実

Table 1. Experimental procedure.

Period	Time (min)	O ₂ /Ar	Gas flow rate (Nm ³ /min)		Addition
			Oxygen top blowing	Argon side blowing	
Teeming	2	—	—	1.0	2400 kg/heat
Decarburization period	I	8	6/1	6.0	Burnt lime, Fluorspar
	II	20	2/1	2.0	
	III	35	1/4	0.5	
	IV	35	1/4	0.5	
Reduction period	5	—	—	1.0	Fe-Si, Burnt lime, Fluorspar
	15	—	—	2.0	
Tapping	3	—	—	1.0	



Present work	$O_2 = 6$ Ar = 1	$O_2 = 1, Ar = 1$		$Ar = 1$
	$O_2 = 2.2$ Ar = 0.7	$O_2 = 1.5$ Ar = 1.5	0.7 2.2	$Ar = 3$

(Unit; Nm³/min)

Fig. 2. Changes in carbon, chromium content and temperature in present method compared with AOD method.

験ではあらかじめ粗溶鋼を準備することはできないので、脱珪、脱りん溶銑を脱炭昇温し、その後高炭素 Fe-Cr を投入することにより実施した。実験は 13%Cr 鋼及び 18%Cr 鋼で行った。

3. 実験結果

3.1 脱炭挙動

Fig. 2 に [C], [Cr], 温度の挙動を同じ 2.5t 試験転炉で行った AOD 精錬と比較して示す。(Heat 3) 脱炭は 0.05%[C] まで進行しており、その間の Cr 酸化は 2~3% と AOD 法と同程度である。脱炭は、高炭素領域 ($[C] \leq 0.4\%$) では初期の遅れを除き時間に対しほぼ直線的に進行している。すなわち、この時期の脱炭速度は酸素供給律速となっており、送酸速度が AOD 法の約 3 倍となっている本法の方が、脱炭速度が速い。低炭素領域 ($[C] < 0.4\%$) では、送酸速度、Ar 供給速度とも一定にしたにもかかわらず、脱炭速度が徐々に低下している。そこで鋼中 [O] の挙動を Fig. 3 に示すが、[C] に対する [O] の変化は AOD 法と類似しており、Cr 酸化物がほぼ飽和となつた低炭素領域では [C] と

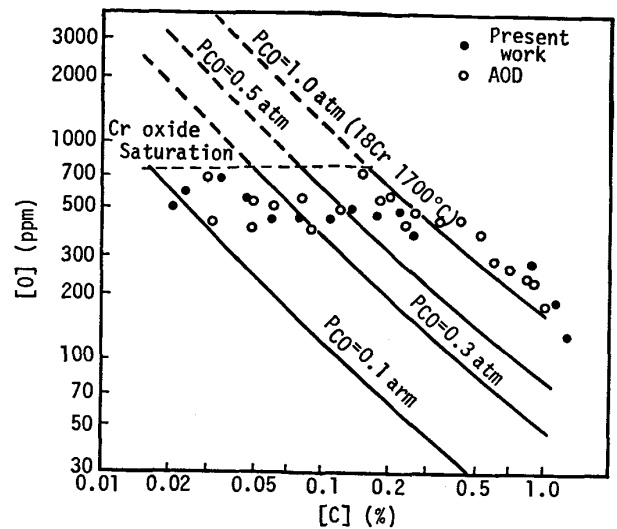


Fig. 3. Relation of carbon and oxygen content in decaurization period.

[O] の平衡関係より算出される⁶⁾ p_{CO} が順次減少し、アルゴンガスの希釈効果により脱炭が進行している。AOD 法の脱炭は、一般に Ar- O_2 混合気泡の表面で生成する Cr 酸化物が、Ar ガスの希釈効果により [C] で還元され進行するものとされている⁷⁾。本法においても AOD 法と類似の酸素挙動を示し、かつ [C] と [O] の平衡関係より求められる p_{CO} が 1 atm より 0.1 atm まで減少することから、鋼浴表面で生成した Cr 酸化物から溶鋼へ酸素が供給され、Ar ガスの希釈効果により Ar 気泡と溶鋼の界面で脱炭が進行したものと考えられる。なお、Fig. 3 の高炭素領域 ($[C] = 1.0\%$ 付近)において、本実験および AOD 法の両者のプロットが、温度差が約 100°C あるにもかかわらず (Fig. 2 参照)、1700°C, $P_{CO} = 1$ atm の線に近いのは、(すなわち $P_{CO} < 1$ atm) Ar の希釈効果の影響と思われる。

3.2 Cr の酸化挙動

脱炭期全域における Cr の酸化量 (%) を AOD 法

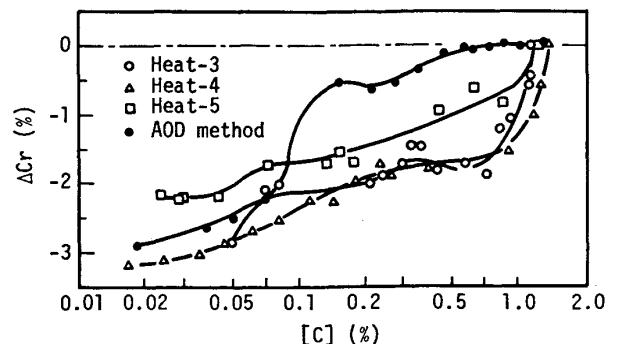


Fig. 4. Relation between chromium loss by oxidation and carbon content in decarburization period.

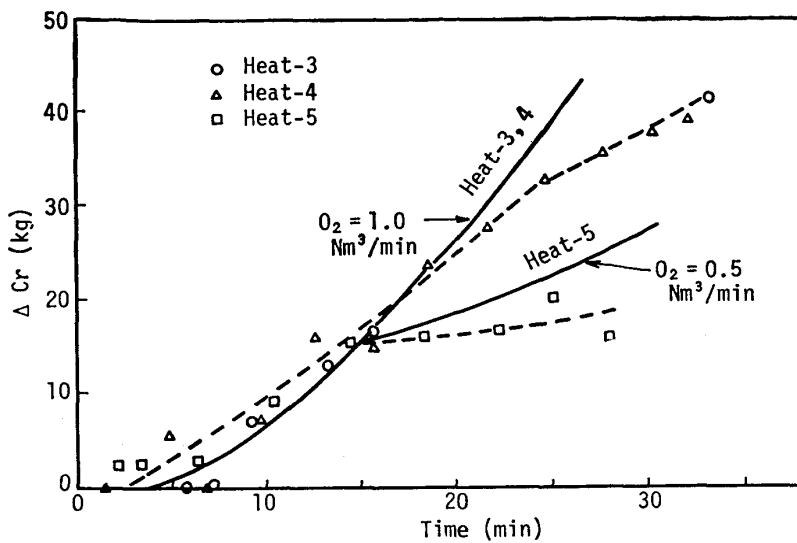


Fig. 5. Relation between calculated chromium loss by oxidation and experimental results at low carbon range ($[C] < 0.4\%$).

と対比して Fig. 4 に示す. Fig. 4 の AOD 法のプロットは, 本実験の Heat 4, 5 と最終 $[C]$ 値を一致させるために, Fig. 2 のデータとは異なる, $[C] = 0.02\%$ まで脱炭した比較実験の結果を使用した.

Cr 酸化は高炭素領域でやや多く, $1 \sim 1.5\%$ 程度となっており, その後低炭素領域でも進行している.

溶鋼温度もこの Cr 酸化に対応して, 初期に 1700°C まで上昇する. (Fig. 2 参照) 高炭素領域の Cr 酸化は, 本実験で送酸速度を上げ, 上吹きランスより 1 か所に酸素を供給したため, および脱炭初期より造滓剤を添加したために多くなつたものと考えられる. 従つてこの時期の Cr 酸化は, 攪拌力の増加や, 事前脱珪処理などである程度防止できると思われる. しかし, 低炭素領域では溶鋼中の $[C]$ が低いため, 本来 Cr 酸化物を還元することはできない.

従つてステンレス鋼の精錬では, 低炭素領域の Cr 酸化の方が, 高炭素領域のそれに比べて重要であると考えられる. そこで, この時期の Cr 酸化を定量化するため, $[C]$ など各成分の酸化ロスによる溶鋼重量変化を考慮し, 絶対量 (kg) として求め Fig. 5 に整理した. Fig. 5 には, 供給された酸素のうち脱炭に消費される以外の酸素により Cr が酸化されると仮定し, 酸化生成物を Cr_2O_3 と仮定して計算した Cr 酸化量も示す. 両者が比較的良く一致していること, Heat-5 では後半送酸速度を低下させた効果も一致していることから, 低炭素領域の Cr 酸化は供給された酸素の内脱炭に消費されなかつた酸素により進行することがわかる. すなわち, 低炭素領域の脱炭速度に見合った送酸速度の選択が Cr 酸化防止には重要と考えられる.

4. 考 察

4.1 Ar ガスの希釈効果

上底吹き転炉の反応においては, 最近鋼浴の攪拌を評価している研究が多く⁸⁾, ステンレス鋼の脱炭に対しても同様の取り扱いがなされている⁹⁾. しかし, AOD 法に始まるステンレス鋼の脱炭法は, Cr の存在下で Cr 酸化を抑制しつつ脱炭することを目的とし, このために Ar ガスの CO ガス希釈効果を利用したことに特徴がある. そこで確認の意味で本研究において, 上底吹き酸素によるステンレス鋼の脱炭実験を行った. 実験条件は, 本研究の底吹き Ar を単に酸素に変え, $1 \text{ Nm}^3/\text{min}$ の流量で底吹きし, 冷却ガスとして $180 \text{ Nl}/\text{min}$ のメタンガスを使用した. 脱炭と Cr 酸化の関係を Fig. 6 に示す. また, Fig. 6 には HILTY¹⁰⁾ によつて実験的に求められた $[C]-[Cr]-p_{\text{CO}}$ の平衡式より算出した p_{CO} の変化を示す. 高炭素領域では Cr 酸化も少なく脱炭が進行しているが $[C] = 0.2\%$ 付近より急激に Cr が酸化している. HILTY¹⁰⁾ の式により算出される p_{CO} は $1.2 \sim 1.3 \text{ atm}$ で減少が停止している. その後黒丸で示すのが, 炉底より Ar ガスを $1 \text{ Nm}^3/\text{min}$ で導入した脱炭で, Ar の存在により p_{CO} が 1 atm 以下の脱炭に移行している. すなわち, 低炭素領域の脱炭は Cr 酸化物の存在下で Ar の CO ガス希釈効果により, はじめて Cr 酸化の少ない状態で進行するのである.

4.2 脱炭速度

低炭素領域での脱炭挙動を調べるために, 全精錬域にわたる $\log[C]$ と時間の関係を AOD 法と比較して Fig. 7 に示す. $0.3 \sim 0.4\% [C]$ 付近より両者とも直線

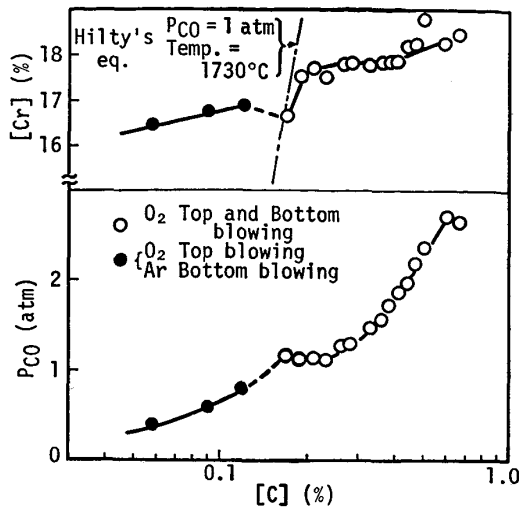


Fig. 6. Changes in chromium content and calculated CO partial pressure in oxygen top and bottom blowing.

関係が成り立っていることから脱炭速度が [C] 濃度に依存していると考えられる。従つて脱炭速度は(1)式により表される。

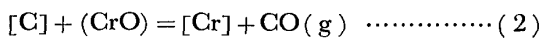
$$-d[\%C]/dt = \alpha([\%C] - [\%C]_e) \dots\dots\dots (1)$$

ここで α は脱炭速度係数を示す。

AOD法の脱炭速度についてはFRUEHANが解析をしており⁷⁾、以下同様の取り扱いを試みた。

今 Ar 気泡で [C]-[Cr]-[O]- p_{CO} が平衡していると仮定すると(2)式の平衡定数より(1)式の $[\%C]_e$ は(3)式で表される。

ここで Cr 酸化物を (CrO) としたのは、後述するHILTY¹⁰⁾の実験式を利用するためである。



$$[\%C]_e = \frac{[\%Cr] \cdot p_{CO}}{K} \dots\dots\dots (3)$$

また、(CrO)の活量は1と仮定している。

(3)式の平衡定数はHILTY¹⁰⁾によつて実験的に求められており、Ni含有量により補正された式¹¹⁾が通常使用されている。

$$\log K = \log \frac{[\%Cr] \cdot p_{CO}}{[\%C]} = -\frac{13800}{T + 4.2[\%Ni]} + 8.76 \dots\dots\dots (4)$$

さらに(3)式の p_{CO} は(5)式で表され、

$$p_{CO} = \frac{N_{CO}}{N_{CO} + N_{Ar}} P \dots\dots\dots (5)$$

P: 全圧 (1 atm と仮定) N_{CO} : COガスのモル数

N_{Ar} : Arガスのモル数

(5)式中の N_{CO} は脱炭速度より(6)式で表される。

$$N_{CO} = -\frac{d[\%C]}{dt} \times \frac{10^{-2} \cdot W}{M_C} \dots\dots\dots (6)$$

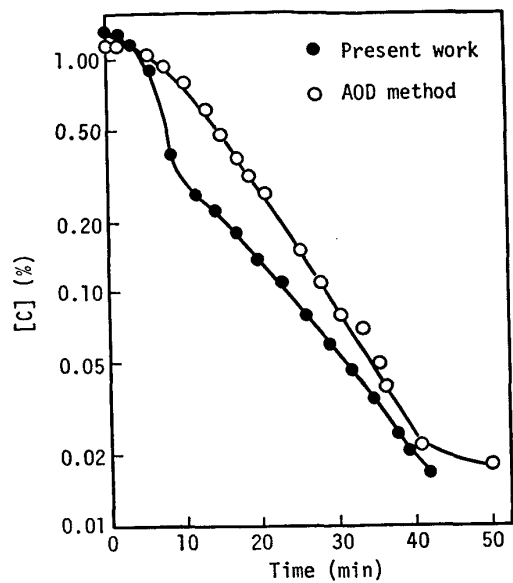


Fig. 7. Relation between log[C] and time in decarburization period.

W: 溶鋼重量 M_C : Cの原子量

以上の(3)(5)(6)式を(1)式に代入すると(7)式となる。

$$-\frac{d[\%C]}{dt} = \alpha \left[[\%C] + \frac{[\%Cr]}{K} \times \frac{10^{-2} \cdot W}{M_C} \times \frac{d[\%C]}{dt} \right] \dots\dots\dots (7)$$

(7)式中の脱炭速度係数 α を順次変化させ脱炭曲線を求め、実験結果と最もよく一致する α 値を求め、おのおの実験結果とともに Fig. 8 に示す。(7)式はよく実験値を表しており、鋼浴温度の違い (Heat-3, 4) による物質移動係数 (拡散係数など) の温度依存性、あるいは Ar 流量の変化 (Heat-5) による反応界面積および物質移動係数の変化が(7)式で定性的に説明できる。以上より低炭素領域では、脱炭反応は鋼浴内の物質移動に律速されており、酸素を Ar から分離して上吹きしても Ar ガスの浴攪拌と CO ガスの希釈効果によりステンレス鋼の脱炭精錬が可能であることがわかる。(7)式を用いて 2.5t 試験転炉、15t 試験転炉、160t 転炉のすべてのデータを整理し、 α と底吹き Ar ガス流量の関係を Fig. 9 に示す。2.5t AOD 法のデータも Fig. 9 中に示したが、実験規模にかかわらず脱炭速度係数 (α) と Ar 流量の関係はほぼ同じで、Ar 流量の増加とともに α は増加している。

4.3 脱炭速度係数

脱炭速度係数 α は、るつぽ実験のような単純な実験では(8)式のように表される。

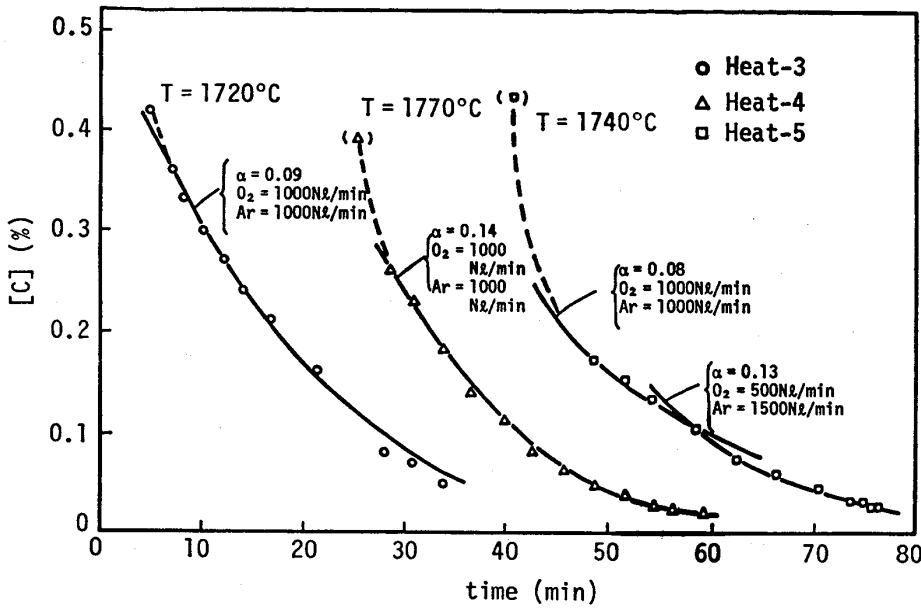


Fig. 8. Comparison between calculated rate of decarburization with experimental results at low carbon range.

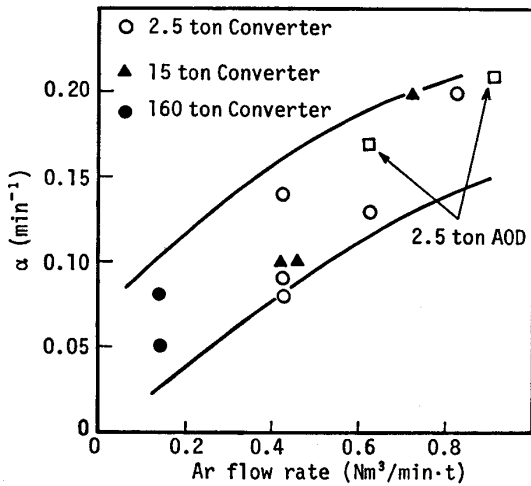


Fig. 9. Relation between coefficient of decarburization rate and argon flow rate.

$$\alpha = \frac{A}{V} \times \bar{m} \dots\dots\dots (8)$$

A: 反応界面積 V: 溶鋼体積 \bar{m} : 物質移動係数(この物質移動係数とは系内の平均的な値を示す.)

すなわち、溶鋼体積当たりの比反応界面積に係わる項と物質移動に係わる項の積と考えられる。しかし、本研究の場合、常に Ar が供給され、一方では鋼浴より離脱しているため正確に反応界面積を見積もることはむずかしい。

そこで、まず物質移動に係わる項が Ar 気泡による攪拌力と相関関係を持つと考え、 α を攪拌エネルギー $\dot{\epsilon}$ で整理した。この $\dot{\epsilon}$ については各研究者が種々のエネルギーで整理している¹²⁾。ここでは、各研究者が共通してその効果を認めている浮力による気泡上昇のエネルギーだ

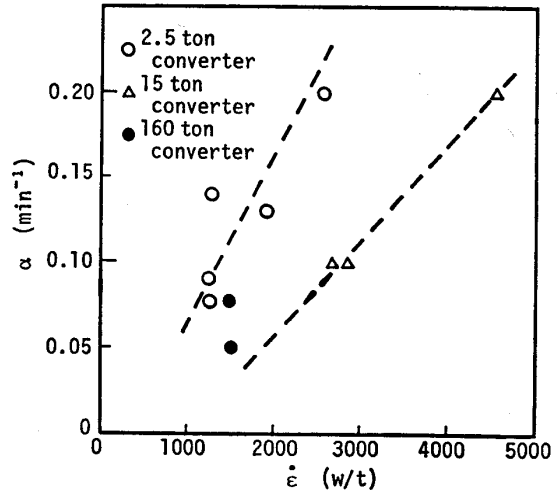


Fig. 10. Relation between coefficient of decarburization rate and applied power density for bath agitation.

けを攪拌エネルギーとして(9)式で整理した。

$$\dot{\epsilon} = \frac{6.18 \times Q \times T_l}{M_l} \ln \left[1 + \frac{\rho_l g h_0}{P} \right] \dots\dots\dots (9)$$

Q: Ar ガス流量 (Nm³/min) T_l: 鋼浴温度 (K)

M_l: 鋼浴重量 (t) ρ_l : 鋼浴比重 (kg/m³)

g: 重力加速度 (N/kg) P: 大気圧 (Pa)

h₀: 鋼浴深さ (m)

結果を Fig. 10 に示す。 $\dot{\epsilon}$ の増加に対して α の増加が認められる。しかし鋼浴深さの違いから各実験の溶鋼量により $\dot{\epsilon}$ と α の関係が分離している。すなわち同一 $\dot{\epsilon}$ でも α は同じとはならず、Fig. 9 で見られた同一 Ar ガス流量に対してほぼ同じ α となつた関係が成り立っていない。これは、脱炭速度係数 α がすべて $\dot{\epsilon}$ に

支配されて変化しているのではないことを示しており、攪拌力だけで脱炭速度を規定することができないことを意味している。

従つて、各研究者が示すように¹²⁾均一混合時間 τ が攪拌エネルギー $\dot{\epsilon}$ により一義的に決定されるものであるならば(例えば $\tau = A \times \dot{\epsilon}^{-n}$ (A, n は定数))均一混合時間 τ も $\dot{\epsilon}$ の場合と同様に、それだけで脱炭速度係数を規定することはできないことになる。

そこで次に、反応界面積について検討を行つた。今、微小時間 Δt における脱炭反応を考えると1個の気泡による脱炭量 ΔC_i は(10)式と仮定できる。

$$-\Delta C_i = \frac{A_i}{V} \bar{m} ([\%C] - [\%C]_e) \cdot \Delta t \dots\dots\dots (10)$$

A_i : 1 個の Ar 気泡界面積

微小時間に n 個の気泡が鋼浴内に吹き込まれたとすると

$$-\Delta C = -\sum^n \Delta C_i = \frac{\sum^n A_i}{V} \bar{m} ([\%C] - [\%C]_e) \Delta t \dots\dots\dots (11)$$

となる。従つて α は(12)式で表すことができる。

$$\alpha = \frac{\sum^n A_i}{V} \bar{m} \dots\dots\dots (12)$$

(12)式において、反応界面積の項に気泡の滞留時間の項が入らないのは、滞留時間がおのおのの気泡の反応時間に当たるためである。

鋼浴中での Ar 気泡の挙動については佐野ら¹³⁾が研究を行つている。そこでこれを使つて本研究の場合の Ar ガスの空塔速度より平均気泡径を算出した。結果を Table 2 に示す。今、微小時間を 1 s として比反応界面積 (A'/V) を求め脱炭速度係数 α との関係を図 11 に示す。両者はほぼ比例関係を示し、溶鋼量による差もあまり認められない。従つて脱炭速度係数 α は、浴の攪拌力と反応界面積により決定されるが、反応界面積の方がより重要な支配要因と考えられる。

さて、物質移動係数 \bar{m} は、拡散係数と拡散距離 (2

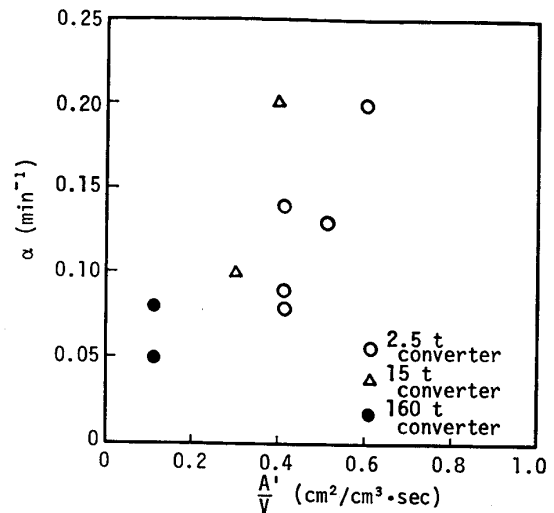


Fig. 11. Relation between coefficient of decarburization rate and calculated specific reaction area¹³⁾.

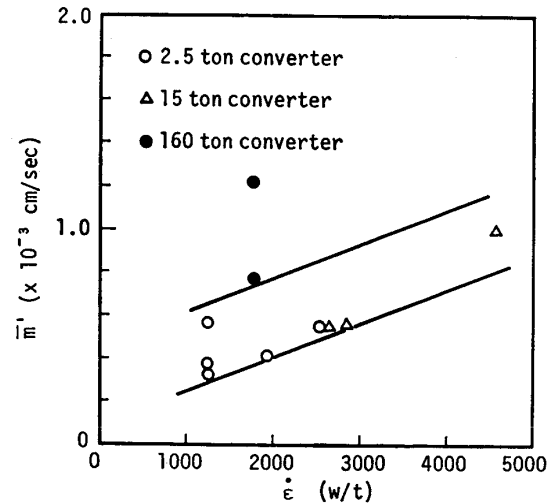


Fig. 12. Relation between calculated mass transfer coefficient and applied power density.

重境膜説における境界層厚みにあたる。)により構成されている。そこで攪拌力の増加による脱炭速度係数の増加は、攪拌が強くなることにより、この拡散距離が短くなることに対応すると考えられる。すなわち \bar{m} と $\dot{\epsilon}$ の関係に攪拌エネルギーの脱炭速度に対する影響が一部含

Table 2. Average diameter of Ar bubble in each experiment.

	2.5t Converter			15t Converter		160t Converter
	1.0	1.5	2.0	7	12	25
Actual metal weight (t)	2.4			16		160
Bath diameter (mm)	1 010			2 100		4 970
Bath depth (mm)	420			1 000		1 700
Ar gas flow rate (Nm ³ /min)	1.0	1.5	2.0	7	12	25
Superficial gas velocity (cm/s)	15.3	22.8	30.5	24.7	42.3	15.7
Average bubble diameter (cm)	4.61	5.50	6.25	5.98	7.57	5.12

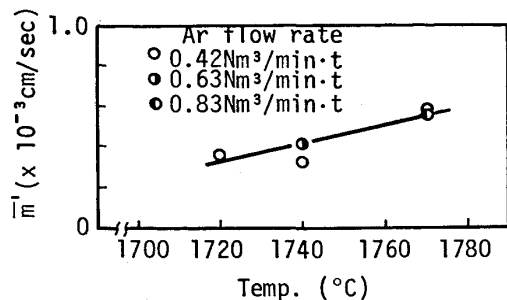


Fig. 13. Relation between assumed mass transfer coefficient and temperature.

まれていることになる。そこで仮に試算した反応界面積 A' が正しいと仮定して求めた物質移動係数 \bar{m}' と攪拌エネルギー $\dot{\epsilon}$ の関係を Fig. 12 に示す。160 t の大型炉での結果が他の 2.5 t 炉および 15 t 炉の関係よりずれている。これは、佐野ら¹³⁾の研究において比較的小さなモデル実験で求めた気泡径と空塔速度の関係を、直径約 5 m の大型炉の場合に適用したために、気泡の合体などに誤差を生じたためと思われる。Fig. 12 において示すように、 \bar{m}' と $\dot{\epsilon}$ の間には相関関係が認められた。

しかし \bar{m}' には拡散係数に係わる項が含まれているので実験中比較的一定温度に保持されたことを確認できている 2.5 t 転炉のデータのみについて \bar{m}' と温度の関係を Fig. 13 に示す。攪拌力の差に影響されず、比較的良好な直線関係が得られている。これは、 \bar{m}' に含まれる拡散係数の温度依存性と考えられることから、攪拌力の変化は拡散係数の温度依存性よりも脱炭速度係数 α に与える影響が少ないと思われる。

以上まとめると、仮に試算した反応界面積 A' は言いかえるならば、反応界面更新速度であり、気相系における CO ガス離脱速度でもあることから (本研究では、Table 2 に示すように、Ar 気泡径に大きな差が生じていない。) 脱炭速度係数 α は、気泡径を故意に小さくし、Ar 気泡の比表面積 (体積当たりの表面積) を大きくしない限りにおいて、単位浴鋼量、単位時間当たりの Ar 流量により、炉容、攪拌条件にかかわらず、決定されることになる。

また、脱炭速度係数に対する Ar 気泡の滞留時間の影響は、本研究において認められなかった。(例えば 2.5 t 転炉; 0.34~0.48 s 15 t 転炉; 0.66~0.90 s 160 t 転炉 1.94 s となり、 α と滞留時間は逆相関となる。)

これは、Ar ガス中への CO ガスの移行が対数関数的に進行し、かつ本研究の炭素濃度範囲では速度もはやいので滞留の後半における CO ガスの移行は、他の影響因子と比較し、ごくわずかしかな影響しなかつたためと思われる。

以上の考察より、ステンレス鋼の脱炭精錬において、低炭素領域の脱炭速度を上昇させるには、単に浴の攪拌力を増加させるだけでなく、鋼浴中に導入される Ar の表面積を確保することが重要である。

5. 結 言

今回、Ar 底吹き攪拌を伴う酸素上吹き法によりステンレス鋼の脱炭精錬を行い、AOD 法と同様にステンレス鋼の精錬が可能であることがわかった。すなわち、Ar ガスの十分な鋼浴攪拌力と CO ガスの希釈効果が存在するならば、酸素供給経路を Ar と分離しても精錬を行うことができる。また、低炭素領域の脱炭速度と Cr 酸化を考察した結果、脱炭速度を決定しているのは、主に Ar 気泡と溶鋼の界面積で、攪拌の効果はそれを助けているにすぎない。従って脱炭速度の上昇には、Ar 気泡の表面積を確保することが重要である。Cr 酸化防止には、Cr 酸化が脱炭に使用されなかつた酸素により進行することから、脱炭速度に見合った送酸速度の選択が必要である。

終わりに本研究の発表を許可されました住友金属工業常務取締役中央技術研究所所長西岡邦夫博士、および本研究に際し終始御指導賜りました中央技術研究所所次長池田隆果博士、松尾主任研究員に感謝の意を表します。

文 献

- 1) F. C. LANGENBERG, C. W. McCoy and E. L. KERN: Iron Steel. Eng. (1967) July, p. 116
- 2) 神居詮正, 大久保静夫, 恵藤文二: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 2064
- 3) 甲斐 幹, 星 記男, 上館良興, 山上哲也: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 680
- 4) E. SCHÜRMANN and K. ROSENBACH: Arch. Eisenhüttenwes., 44 (1973), p. 761
- 5) S. MASUDA, Y. UMEDA, T. MATSUO, M. TAGA and H. NAKAJIMA: U. S. Patent No. 4474605 (1984)
- 6) 製鋼反応の推奨平衡値 (学振第 19 委編) (1968), p. 3 [日刊工業新聞社]
- 7) R. J. FRUEHAN: Ironmaking Steelmaking, 3 (1976), p. 153
- 8) 例えば村上昌三, 工藤和也, 甲谷知勝, 大河平和男, 平居正純, 甲斐 幹: 鉄と鋼, 68 (1982), A37
- 9) 例えば北村信也, 大河平和男, 田中 新: 鉄と鋼, 70 (1984), S1019
- 10) D. C. HILTY: JISI, 180 (1955), p. 116
- 11) A. SIMKOVICH and C. W. McCoy: Trans. Metall. Soc. AIME, 221 (1961), p. 416
- 12) 例えば浅井滋生, 岡本徹夫, 赫 翼成, 鞭 巖: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 426
- 13) 佐野正道, 森 一美, 藤田康久: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 1140