
上底吹き転炉 (K-BOP) によるステンレス鋼の溶性

Production of Stainless Steel by Top and Bottom Blown Converter

大谷 尚史(Takashi Otani) 柴田 勝(Masaru Shibata) 朝穂 隆一(Ryuichi Asaho)
浜田 俊二(Shunji Hamada) 矢治 源平(Motoyasu Yaji) 加藤 嘉英(Yoshiei Kato)

要旨：

ステンレス製鋼部門の、千葉製鉄所第1製鋼工場への集約に際し、上吹き転炉から上底吹き転炉 (K-BOP) への改造、および 85t UHP 溶解炉の新設を行った。昭和 56 年 3 月に K-BOP の稼働を開始し、普通鋼の溶製と並行して、ステンレス鋼溶性における冶金反応を研究し、量産プロセスの開発を行った。また、溶銑予備処理設備を設置し、ステンレス鋼溶製時の普通鋼スクラップを脱燐溶銑に置き換えることにより、大幅な操業時間の短縮、および溶製コストの削減を達成した。

Synopsis：

At Chiba Works, an 85t new UHP melting furnace (MF) was erected and the existing LD converter was converted into a top and bottom blown converter (K-BOP) at its No.1 steelmaking shop. This was in line with a stainless steelmaking integration program modified from the former setup involving two steel works of Nishinomiya and Chiba. An entirely new process came on stream in March 1981 for the bilateral production of carbon steel and stainless steel by K-BOP and MF-K-BOP. Furthermore, equipment for hot metal treatment was installed to supply dephosphorized hot metal instead of iron scrap in MF practice. Due to this change, a significant increase in productivity and cost reduction were achieved. Studies on the reaction model and standardization regarding decarburizing practice and metallurgical behavior in reduction period are also presented.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

大谷 尚史* 柴田 勝** 朝穂 隆一*** 浜田 俊二**** 矢治 源平***** 加藤 嘉英*****

Production of Stainless Steel by Top and Bottom Blown Converter

Takashi Otani, Masaru Shibata, Ryuichi Asaho, Shunji Hamada, Motoyasu Yaji, Yoshiei Kato

要旨

ステンレス製鋼部門の、千葉製鉄所第1製鋼工場への集約に際し、上吹き転炉から上底吹き転炉 (K-BOP) への改造、および85 t UHP 溶解炉の新設を行った。昭和56年3月に K-BOP の稼動を開始し、普通鋼の溶製と並行して、ステンレス鋼溶製における冶金反応を研究し、量産プロセスの開発を行った。また、溶銑予備処理設備を設置し、ステンレス鋼溶製時の普通鋼スクラップを脱磷溶銑に置き換えることにより、大幅な操業時間の短縮、および溶製コストの削減を達成した。

Synopsis:

At Chiba Works, an 85t new UHP melting furnace (MF) was erected and the existing LD converter was converted into a top and bottom blown converter (K-BOP) at its No. 1 steelmaking shop. This was in line with a stainless steelmaking integration program modified from the former setup involving two steel works of Nishinomiya and Chiba.

An entirely new process came on stream in March 1981 for the bilateral production of carbon steel and stainless steel by K-BOP and MF-K-BOP.

Furthermore, equipment for hot metal treatment was installed to supply dephosphorized hot metal instead of iron scrap in MF practice.

Due to this change, a significant increase in productivity and cost reduction were achieved. Studies on the reaction model and standardization regarding decarburizing practice and metallurgical behavior in reduction period are also presented.

1. 緒 言

ステンレス鋼製造プロセスの合理化の一環として、阪神製造所と、千葉製鉄所の両製鋼工場に分かれていた従来の生産方式を、千葉製鉄所第1製鋼工場へ集約した。その際に、既設85 t 上吹き転炉の上底吹き転炉 (K-BOP) への改造、85 t UHP 溶解炉(以下 MF と記す)、および周辺関連設備の新設を行った。昭和56年4月から、MF と K-BOP によるステンレス鋼の生産を開始し、同年7月末には阪神製造所の製鋼工場の生産を停止した。

本計画の目的は、多目的な操業が可能な K-BOP プロセスを活用し、既設連铸機と組合せることにより、ステンレス製鋼プロセスの合理化を図ることにあった。その際、ステンレス鋼製造コストの中で大きな比重を占める製鋼原料の選択に柔軟性を持たせるため、UHP 溶解炉を新設した。

一方、K-BOP 転炉の設計においては、第1製鋼工場の鋼種構成を勘案し仕様を決定した。転炉耐火物に関する改善・開発の経過は、別報にて詳細に述べるが、冷却用プロセスガスの適正化、築炉技術・煉瓦材質の改善により、操業成績の向上を達成した。これらの技術開発・改善により、ステンレス鋼の生産を順調に増加させることができた。

2. ステンレス鋼量産プロセスの主設備

2.1 溶 解 炉

ステンレス鋼の溶製に際し、安価なスクラップを多量に使用

することはコスト的に有利である。特に、含 Ni 鋼においてこの効果は大きい。スクラップおよび合金鉄類を迅速に溶解し、K-BOP に供給する目的で、MF を設置した。Table 1 に MF の主仕様を示す。

多連連铸のため、MF の出鋼間隔は90分以下とする必要があり、そのため、純通電時間は60分以下、準備時間は30分以下が要求される。したがって、MF のトランス能力は、定格65 MVA (max. 78 MVA) の UHP 仕様とした。また、炉体は高電力投入

Table 1 Specifications of MF and auxiliary equipment

Items	Specification
1 Heat size	85 t
2 Shell diameter	6 300 mm
3 Transformer capacity	Regular 65 MVA Max. 78 MVA
4 Secondary voltage	Min. 350 V Regular 595 V Max. 770 V Tap step 35 V×13
5 Electrode	3' slanting 610 mmφ×2 400 mm Pitch circle diameter : 1 160 mm
6 Charging bucket	70m ³ ×3 36m ³ ×3
7 Gunning machine	150~200 kg/min
8 O ₂ gas lancing	40~60 Nm ³ /min
9 Clean house	Inner volume 5 300 m ³
10 Dust collector	IDF (5 300 Nm ³ /min)

* 千葉製鉄所製鋼部第2製鋼課長
 ... 千葉製鉄所製鋼部第1製鋼課掛長
 ***** 千葉製鉄所エネルギー部エネルギー技術室主査(掛長)
 (昭和58年3月17日原稿受付)

** 千葉製鉄所製鋼部製鋼技術室
 **** 千葉製鉄所設備技術部機械技術室主査(掛長)
 ***** 技術研究所第1研究部製鋼研究室

操業に耐える仕様とし、耐火物原単位の削減のため、炉蓋面積の70%を水冷構造とした。さらに、ホットスポットの負荷軽減策として、電極は3°傾斜の保持方式とし、そのピッチサークル径は1160 mm と、従来の UHP 炉の88%程度に縮めた。

一般に、UHP 炉は溶解初期の騒音が大きく、125 dB (A) にも達する。この対策として、MF 設備全体を吸音構造の包囲体(クリーンハウス)中に設置した。同時にクリーンハウス全体を集塵設備に直結することによって、騒音・粉塵・NO_x ガス対策に万全を期した。また、電極自動継足し装置、熱間補修材吹付機を設備して、省力を図った。

2.2 K-BOP への改造

既設上吹き転炉を上底吹き方式に改造するにあたり、AOD 炉に対する優位性を確保することを前提とした。AOD 炉に対する K-BOP の利点は以下のとおりである。

- (1) 上吹きランスを用いることにより、普通鋼吹錬にも兼用できる。
- (2) プロパン、その他冷却ガスの使用により、羽口保護が強化できる。
- (3) 生石灰粉インジェクションが可能のため、脱硫に有利である。

さらに、ステンレス鋼において、K-BOP の上吹きランスを用いた新しい吹錬技術の開発が期待できる。

以下に、K-BOP の主仕様の検討結果を述べる。

2.2.1 ガス流量の検討

基本条件として AOD 炉と同等以上の Cr 歩留を確保することを前提とした。Cr 酸化ロスについては、5 t 実験炉を使用し、底吹きガスの酸素ガスと窒素ガスの比率(O₂/N₂)を種々変えた実験を行った。Fig. 1 に示すように、O₂/N₂が小さい(O₂の希釈度が高い)方が Cr 酸化ロスが少ないことが確認できた²⁾。

また、O₂流量と[%Cr]/[%C]の関係³⁾を Fig. 2 に示す。Fig. 2 に示した AOD 炉の実績⁴⁾から、底吹きガス流量は最大 1 Nm³/min・t 程度であることが示唆された。さらに、ISCO 値と Cr 酸化ロスとの関係²⁾(Fig. 3 参照)を調べ、ISCO 値が低いほど、吹錬時の Cr の酸化量が少なく、プロセスガスの選択によ

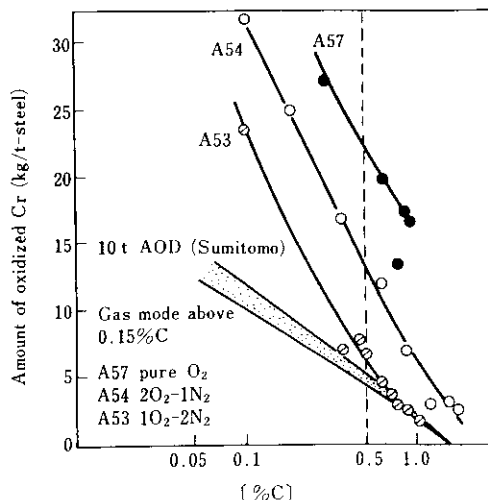


Fig. 1 Amount of chromium oxydized bottom blowing²⁾

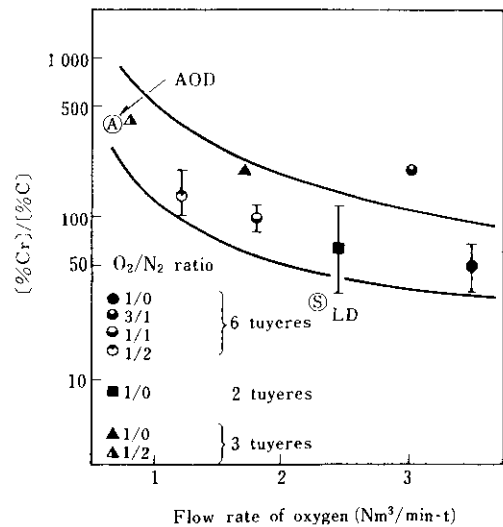


Fig. 2 Influence of the flow rate of bottom blown oxygen on the partition of [%Cr]/[%C] at 1715°C

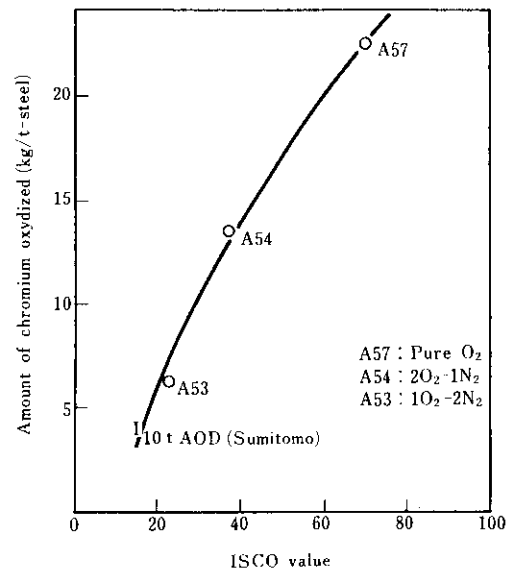


Fig. 3 Amount of oxydized chromium vs. ISCO values²⁾

り、AOD 炉と同程度の Cr 酸化量に抑えられることがわかった。底吹き流量が、最大 1 Nm³/min・t に制約されることによる、K-BOP 炉の精錬時間への影響については、Table 2 に示すような操業条件で検討を行ったが、1 Nm³/min・t であっても約 80 分で精錬を完了させることができる。さらに、高炭素域で上吹きランスを使用すると脱炭時間を短縮できるので、これを加味すれば、十分連続鑄にマッチングできる見通しが得られた。

2.2.2 羽口サイズの決定要因

羽口内管径決定のため、次の 3 条件を設定した。

- (1) ステンレス鋼吹錬時のガス流量は最大 1.0 Nm³/min・t を確保する。
- (2) 普通鋼吹錬用に、約 5 kg/min・t の生石灰粉の吹込みを可能とする。
- (3) ガスホルダー圧力は 23 kgf/cm²、供給圧力は 17 kgf/cm²、

Table 2 Process gas flow rate and estimated refining time

		Decarburization step				Reduction	Sampling	Desulfurization	Total time
		Step I	Step II	Step III	Step IV				
$O_2/(Ar \text{ or } N_2)$		4/1	2/1	1/2	1/3				
[%C]		2.0	0.6	0.25	0.12	0.06			
Gas flow rate (Nm ³ /min)	O ₂	80	67	33	25	—	—	—	
	Ar, N ₂	20	33	67	75	42~60	—	42~60	
	Propane	2.4	2.0	1.0	0.8	—	—	—	
O ₂ *	(Nm ³)	1 919	676	262	208	—	—	—	
O ₂ **	(Nm ³)	133	69	51	102	—	—	—	
Total O ₂	(Nm ³)	2 052	745	313	310	—	—	—	
Process time (min)		25.7	11.1	9.5	12.4	6.0	10.0	6.0	80.7

* Amount of O₂ gas for decarburization of bath carbon** Amount of O₂ gas for decarburization of carbon from dissociated C₃H₈ gas

羽口ベース圧力は最大15 kgf/cm²とする。

2・2・3 羽口配列・炉体プロフィールの決定要因

当所230 t Q-BOP が安定したボトム寿命を示しているので、羽口間隔はこれと同一とした。また、羽口本数は、ボトム径が2 800 mm であることから、最大7本とした。羽口位置の決定に際しては、①上吹きランスへの地金付着、②炉口からのスピitting、③鋼浴の攪拌強度、④トラニオン軸方向の振動、⑤溶銑装入時に羽口が溶銑へ浸らない配置とすること、等を考慮した。水モデル実験により、羽口配列を種々変化させ、上記項目について比較検討して羽口配列を決定した。

炉体プロフィールについては、ボトム、および炉底絞りの煉瓦溶損対策を最重点に点検した。Q-BOP の操業結果から、煉瓦溶損状況は鋼浴振動の影響を強く受けるので、炉底絞りの補強が必要となった。また、ステンレス鋼の脱炭反応を促進するためには、鋼浴深さが大きい方が有利である。これらのことから、Fig. 4 に示すように、LD の傾斜積み方を改め、K-BOP では炉底ステイショナリー部から炉壁煉瓦を垂直に積み上げる方式を採用した。

2・3 溶銑予備処理設備の設置

主原料としての普通鋼スクラップ、あるいは購入ステンレス鋼スクラップの市況価格の変動は大きい。このため、市況に応じて溶銑も使用できるように配慮した。溶銑の脱磷機能も考慮し、トピード・インジェクション法方式の予備処理設備を採用

した。本設備の特徴は、脱磷剤吹込みライン (N₂ガス) に O₂ ガスを混合し、溶銑中へ直接吹込むことによって、脱磷処理時の温度降下の緩和、および脱磷効率の向上を図っていることにある。Fig. 5 に設備概要、Table 3 に操業条件の例を示す。

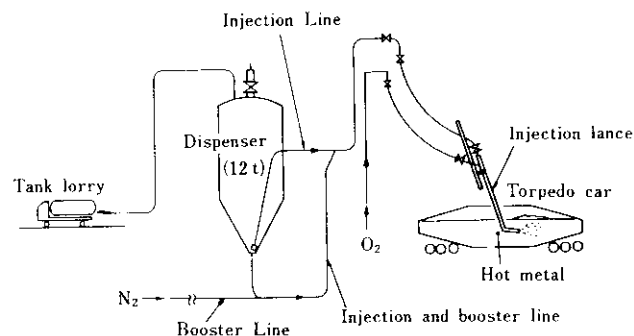


Fig. 5 Schema of pretreatment of hot metal

Table 3 An example of hot metal treating conditions in torpedo car

Weight of hot metal	150~180 t
Injection rate	200 kg/min
N ₂ gas blowing rate	0.9 Nm ³ /min
O ₂ gas blowing rate	3.0 Nm ³ /min

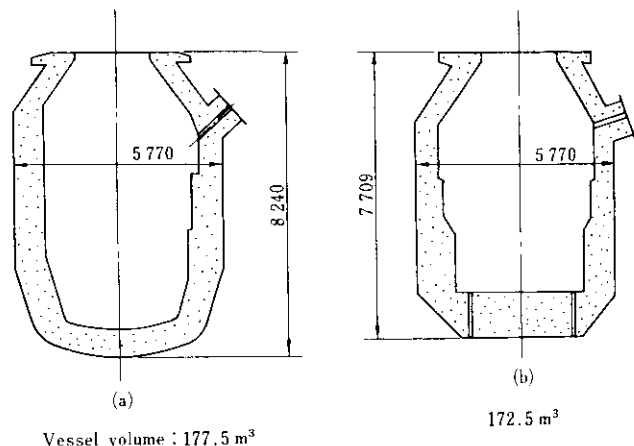


Fig. 4 Profile of converters (a) LD, and (b) K-BOP modified from LD

3. 操業結果

3・1 溶解炉の操業結果

Fig. 6 に MF-K-BOP プロセスによるステンレス鋼の生産量の推移を示す。また、Fig. 7 には MF の溶解通電パターンを示す。電極折損を防止するため、点弧期・ポーリング期は低力率操業としてアークの安定を図り、主溶解期はフルパワーを投入して操業時間を短縮し、昇温期は低電圧操業により炉壁ホットスポット部の耐火物溶損防止を図っている。このときの耐火物実効磨損係数 Rep は 250 以下 (スラグ有り) である。また、酸素ガスの吹精は、溶解 III 期終了前に開始し、操業時間の短縮を図っている。また、クリーンハウスを採用した場合の騒音レベ

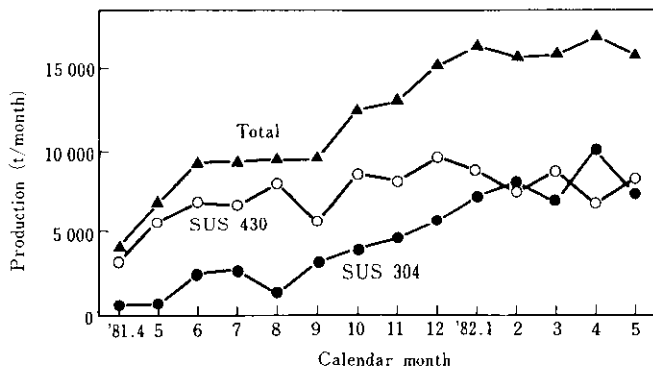


Fig. 6 Change of stainless steel production

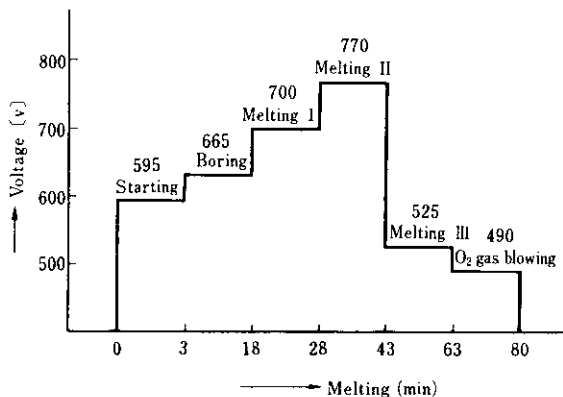


Fig. 7 Schematic presentation of tap voltage change

Table 4 Noise reduction by clean house (C.H.)

Inside of C.H.	Outside of C.H.
Boring period Max.125 dB	Vicinity of C.H.*80~85 dB
Melting period 100~119 dB	Pulpit 67~76 dB

* 1 m apart from C.H. wall

ルは、Table 4 に示すように大幅に低下している。

3.2 溶銑予備処理プロセスのステンレス鋼製造への応用

連銑の生産能率の向上のため、MF-K-BOP法におけるMFの溶解時間を極力短縮する必要が生じた。このため、高炉一貫製鉄所の利点を活かし、脱燐処理後の溶銑をステンレス母溶鋼の鉄源とすることにより、MFの負荷を軽減し、連銑能率の向上を目指した。

本プロセスの作業例をFig. 8に示す。その特徴は、MFでCr・Ni合金鉄およびステンレススクラップの溶解のみを行うことである。その結果、MFの装入量が軽減され、作業時間は大幅に短縮される。溶銑を合せ湯することによる転炉での初期[%C]の上昇に対しても、上吹きランスを用いることで、精錬時間を60分以下にすることができた。

3.3 K-BOPの操業結果

3.3.1 上底吹き吹錬と溶鋼成分の挙動

Fig. 9に、SUS304の操業パターンと、溶鋼成分の挙動の一例を示す。吹錬開始後、上吹きランスから、初期[%C]に応じた

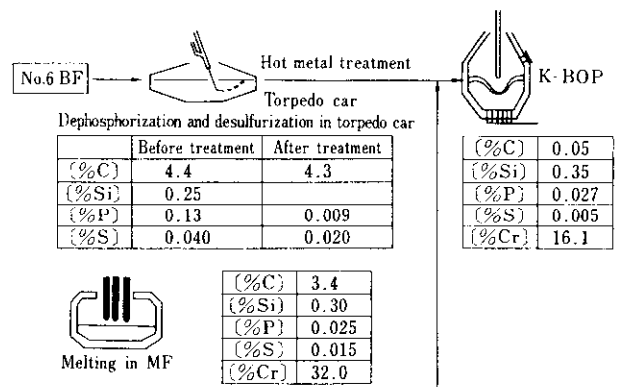


Fig. 8 Schematic illustration of process and operating results for stainless steelmaking

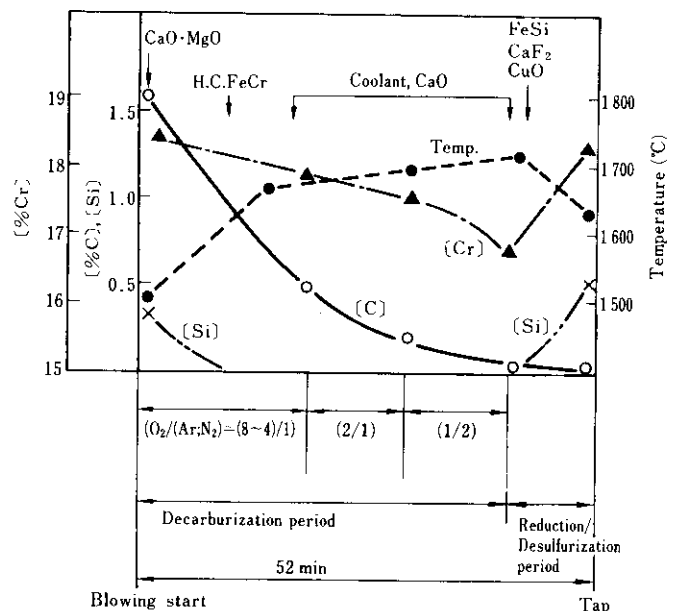


Fig. 9 Typical refining procedures and results of stainless steelmaking (SUS 304)

量の酸素を吹込む。0.6%程度まで脱炭する第1期での $O_2/(N_2, Ar)$ 比率は、炉底からのガスを含めると(8~4)/1である。第2期以降では底吹きのみとし、上吹きランスを使用せず、[%C]に応じて段階的に N_2, Ar の比率を増大し、Crの酸化を抑制している。第1期の高炭素域では、上吹きランスを用いてもCr酸化はきわめて少ないが、第2期以後で0.2%以下になると、Cr酸化は急増する。Fig. 10に、上吹きランスからの送酸速度を種々変化させた場合の、[%C]と[%Cr]の関係を示した。高炭素域では、最大 $1.5 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$ の酸素吹込みを行っても、Crの酸化ロスに対して大きな影響は認められなかった。

Table 5に、底吹き法と上底吹き法の、高炭素域における操業結果の比較を示した。上底吹き法においては、溶鋼温度の上昇速度および脱炭速度は、著しく大きい。また、脱炭精錬に要する時間の比較をFig. 11に示す。上底吹き法では、酸素供給速度を大きくすることができるので、底吹き法に比較して約10~25分短かい。

以上のことから、高炭素域での上底吹きによるステンレス鋼の溶製プロセスは、きわめて生産性が高く、SUS304, SUS430

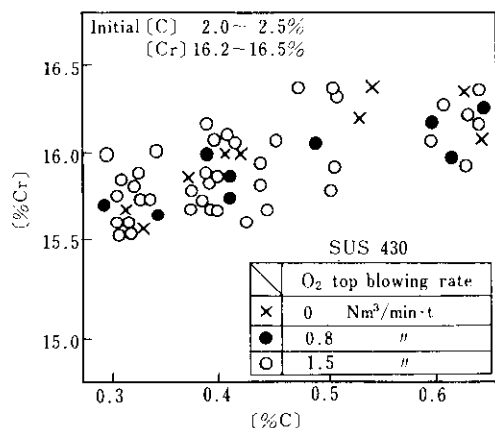


Fig. 10 Influence of oxygen top blowing rate on Cr oxidation during decarburizing period

Table 5 Comparison of results between bottom blowing and combined blowing

		Bottom	Combined
O ₂ gas blowing rate (Nm ³ /min·t)		0.84	2.10
Temperature increasing rate (°C/min)		12.9	32.6
Decarburization rate (%/min)		0.062	0.149
Refining time (min/heat)	SUS 430	85.5	62.8
	SUS 304	71.2	58.7
Si consumption for reduction (kg/t)	SUS 430	10.1	10.3
	SUS 304	11.1	11.2
Cr yield		Base	+0.2%

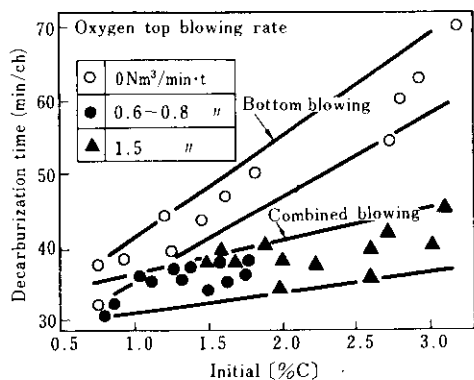


Fig. 11 Influence of oxygen top blowing rate on decarburization time required

クラスの製鋼時間を、従来の70~80分から45~60分まで短縮できる。

3.3.2 無倒炉操業技術の確立

当所 K-BOP には、サブランス装置を設置している。Fig. 12 にステンレス鋼操業パターンを、従来法とサブランスを用いた無倒炉操業法とを比較して示す。稼動当初から、積極的にサブランスを利用していたが、①プローブ折れ、サブランス本体への地金溶着など、サブランスに関する問題、②脱炭、および昇熱モデルに関する問題、などがあり、精錬の途中で1~2回倒炉して、测温・サンプリングしていた。

上記のサブランスの問題に対しては、プローブの曲げ強度の確保、プローブ浸漬深さ・時間の管理、温度検出端子部および

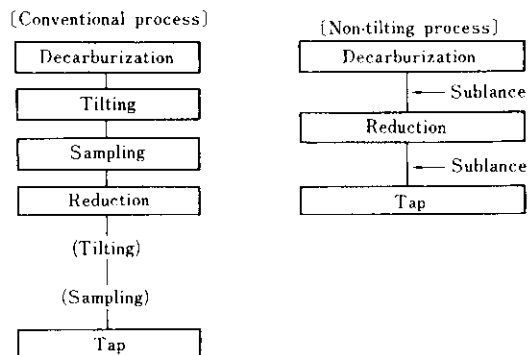


Fig. 12 Schematic comparison of process with respect to sampling method

溶鋼サンプリング鑄型の形状変更、などの改善を行った結果、安定した测温・サンプリングが可能となった。また、採取したサンプルを迅速分析し、脱炭モデルにより必要酸素量を算出し、倒炉することなく、直ちに還元・脱硫工程へ移行する、いわゆる無倒炉操業が可能になった。無倒炉操業法の確立により、製鋼時間は、7~8分短縮し、吹上温度を約20°C低下できた。これにより、転炉寿命の延長、熱ロスの減少等の効果を得た。最近の無倒炉操業実施率は、60%に達している。

4. ステンレス鋼溶製時のスラグ組成

4.1 還元期におけるCr酸化物と脱硫挙動

Fig. 13 に、還元精錬後のスラグ中の(%T.Cr)と実績塩基度(%CaO)/(%SiO₂)との関係を示す。実績塩基度が高いほど還元期に回収されるCrが増し、(%CaO)/(%SiO₂)≥1.6で、(%T.Cr)は0.5以下となる。いま、Cr₂O₃の還元速度を、スラグ中でのCr₂O₃の物質移動律速とすると、次式が成り立つ。

$$-\frac{d(\%Cr_2O_3)}{dt} = \frac{k_s \cdot a \cdot \rho_s}{W_s} \cdot \{ (\%Cr_2O_3)_t - (\%Cr_2O_3)_e \} \quad \cdots (1)$$

t : 経過時間 (min)

$(\%Cr_2O_3)_t$: 時間 t におけるスラグ中での Cr₂O₃ 濃度

$(\%Cr_2O_3)_e$: スラグ中の平衡 Cr₂O₃ 濃度

k_s : スラグ中 Cr₂O₃ の物質移動係数 (m/min)

a : スラグ-メタル間接触界面積 (m²)

ρ_s : スラグ密度 (kg/m³)

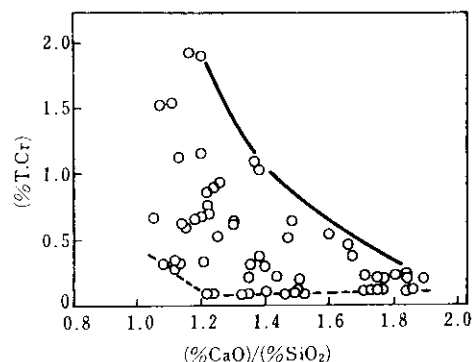


Fig. 13 Relation between (%T.Cr) in slag and observed basicity

W_s : スラグ重量 (kg)

($\%Cr_2O_3$)_eとして、Fig. 14 の破線の値を用い、(2)式で定義される速度定数 K_{Cr}

$$K_{Cr} = \frac{k_s \cdot \rho_s \cdot a}{W_s} \quad \dots\dots\dots (2)$$

と実塩基度の関係を求めると、Fig. 14 が得られる。池田ら⁵⁾と同様に、実塩基度が高くなるほど、還元速度が大きくなる。また、90 tAOD に比較して、同一塩基度で速度定数が多いことから、K-BOP の攪拌能は、AOD より優れていると考えられる。Fig. 15 に、還元後の S 分配比、($\%S$)/($\%S$)₀、と実塩基度の関係を示す。2.5 tAOD のデータと同様、実塩基度が多いほど S 分配比は大きい。したがって、効果的な脱硫、たとえば S 分配15以上を得るためには、実塩基度を1.6以上としなければならない。

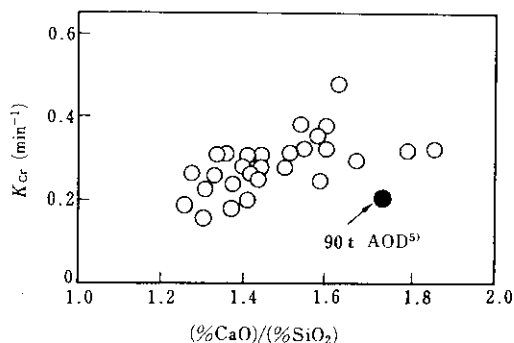


Fig. 14 Relation between rate constant at reduction period and observed basicity

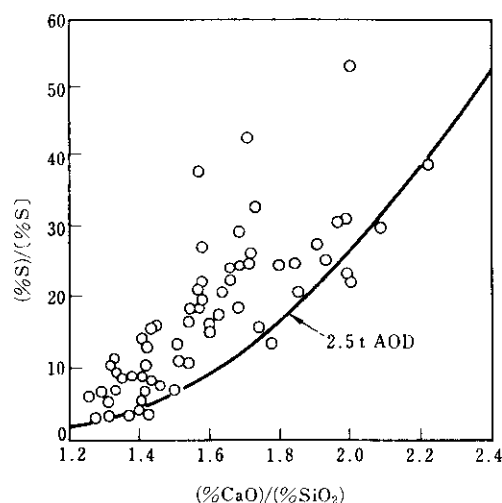


Fig. 15 Effect of observed basicity on sulfur distribution ratio at reduction period

4.2 ステンレス鋼溶製時のスラグコントロール

ステンレス鋼溶製時のスラグコントロールの考え方を以下に示す。

- (1) 酸化期の Cr 酸化を抑制するため、スラグ量を極力少なくする。
- (2) Cr 酸化物の還元・脱硫反応を同時に促進させるため、塩基度を高める。

(3) 転炉耐火物の溶損を極力抑制する。

Fig. 16 に、実塩基度と計算塩基度の関係を示す。両者は一致せず、添加した生石灰、ドロマイト等の CaO の全てが滓化してはいないことがわかる。また、この実塩基度と計算塩基度の差は、媒溶剤である蛍石の投入量を増すと減少する。副原料添加量を少なくして実塩基度を高めるためには、蛍石が必要である。

Fig. 17 に、未滓化 CaO 率とスラグ中の CaF_2 濃度の関係を示す。ここで、未滓化 CaO 率とは、いわば不明 CaO 割合で、添加 CaO 量とスラグ中の CaO 量の差を添加 CaO 量で割った値であるが、ここでは、塩基度を用いて算出した近似値で示した。 CaF_2 濃度が大きくなるにしたがって、未滓化 CaO 率が減少し、 CaF_2 濃度が 3～4 % で未滓化 CaO 率は 0～0.2 の範囲におさまる。

Fig. 18 に溶出 MgO 率と計算 ($\%MgO$)/($\%SiO_2$) の関係を示す。ここで、溶出 MgO 率 (指数) は、添加した MgO 量とスラグ中の MgO 量の差を添加 MgO 量で割った値で、正符号は MgO が炉内耐火物に付着し、負符号は耐火物中の MgO がスラグ中に溶出することを意味する。図中縦軸には、その近似値を用いている。MgO の溶出、すなわち耐火物の溶損を抑制するためには、計算 ($\%MgO$)/($\%SiO_2$) が 0.3 以上となるように、ドロマイト等の副原料を投入すればよい。

以上から、Cr 酸化を極力抑制し、安定した Cr 酸化物の還元と脱硫を行い、かつ、耐火物の溶損を抑制するためには、実塩基度 ($\%CoO$)/($\%SiO_2$) ≥ 1.6 、スラグ中の (CaF_2) 3～4%、

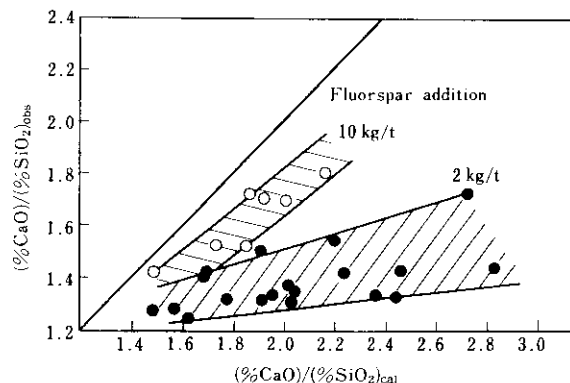


Fig. 16 Relation between observed and calculated basicities

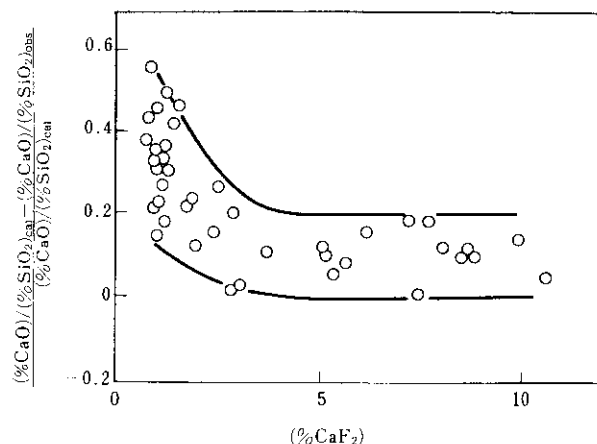


Fig. 17 Effect of fluorspar content in slag on slag formation

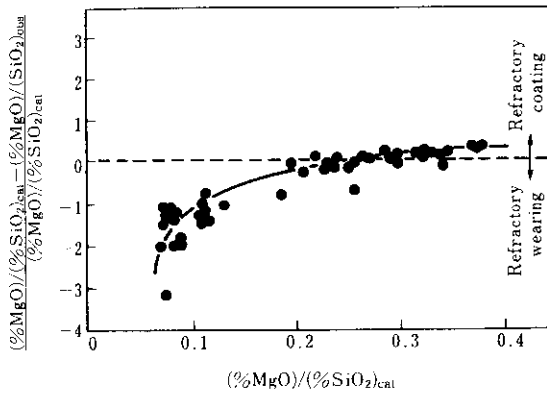


Fig. 18 Influence of calculated $(\% \text{MgO})/(\% \text{SiO}_2)$ on MgO balance at reduction period

計算 $(\% \text{MgO})/(\% \text{SiO}_2) \geq 0.3$ となるように副原料を投入することが望ましい。

5. 結 言

ステンレス製鋼部門の千葉製鉄所第1製鋼工場への集約に際し、85 tUHP 溶解炉の新設、LD 転炉から上底吹き転炉 (K-BOP) への改造を行い、K-BOP で普通鋼を溶製するとともに、MF-K-BOP によるステンレス鋼量産プロセスを確立した。さらに、溶銑予備処理設備を設置し、ステンレス鋼溶製時の普通鋼スクラップを脱磷溶銑に置き換えることにより、大幅な操業時間の短縮、コスト削減を達成した。また、無倒炉操業の確立を目的とした脱炭反応制御技術の確立、シングルスラグ法による最適 Cr 還元・脱硫条件の考察を行い、安定操業確立への指針とした。

参 考 文 献

- 1) 内村良二ら：川崎製鉄技報，15 (1983) 2, 45
- 2) K. Nakanishi *et al.* : Kawasaki Steel Technical Report, (Sept. 1980) 1, 1
- 3) 中西恭二，中村秀夫ら：鉄と鋼，64 (1978) 11, S588
- 4) 石原和雄，阪根武良ら：鉄と鋼，64 (1978) 4, S182
- 5) 池田隆果：日本学術振興会議，製鋼第19委員会，19委-10163, (Feb. 1979)