

田岡 啓造^{*2} 野村 寛^{*3} 駒村 宏一^{*4} 江本 寛治^{*5} 数土 文夫^{*6} 藤井 徹也^{*7}

Progress of Stainless Steel Production by Top and Bottom Blown Converter

Keizo Taoka, Hiroshi Nomura, Koichi Komamura, Kanji Emoto, Fumio Sudo, Tetsuya Fujii

要旨

ステンレス鋼の精錬部門を合理化するために、昭和56年に千葉製鉄所第1製鋼工場の既存上吹き転炉を上底吹き転炉(K-BOP)に改造するとともに溶解炉を新設し、千葉製鉄所への集約をはかった。

製造コスト削減の基本方針を脱電力によるエネルギーコストの低減、広範囲な原料選択、生産性向上に定め、これらを実現するための溶鉄脱P技術、安価な熱補償技術、上吹きランスを使用した高速吹錬技術を開発し実操業に適用した。これらの結果としてステンレス鋼溶製コストの削減が達成された。

Synopsis:

Taking the chance of stainless steelmaking integration at Chiba Works in April 1981, an 85 t new UHP melting furnace (MF) was erected and existing LD converters were converted into top and bottom blown converters at Chiba No. 1 steelmaking shop for rationalization of the stainless steelmaking process.

Saving energy by replacing electric power with coke and enlarging flexibility in material choices were considered to be the basic concept of cost reduction. To achieve this objective, hot metal dephosphorization, an inexpensive heat compensation system and high speed refining process using the top lance were developed.

As a result, optimization of the stainless steel making process and hence cost reduction were achieved.

1 緒 言

我が国の鉄鋼生産量は、石油ショックを契機として減少し、今後とも大幅な増加は望めない。一方、ステンレス鋼生産量は過去20年間著しく増加しており、今後もその用途拡大がはかれると予想されることから、需要は増大する傾向にある。

このような背景のもとに、当社では昭和56年、ステンレス鋼精錬部門の千葉製鉄所への集約化をはかり、第1製鋼工場85t LD転炉の上底吹き転炉(K-BOP)への改造を中心とした設備更新工事を実施した¹⁾。この結果、鉄鋼一貫体制のもとで、電気炉K-BOPを利用したステンレス鋼の溶製が可能となり、溶製プロセスの合理化によるコストダウンおよび生産性の向上を推進してきた。これらの目的を実現するための基本理念は、安価かつ広範囲な原料の使用、脱電力および精錬時間の短縮であり、それにはさまざまな技術の開発を必要とした。

その結果、現在では鋼種に応じたステンレス鋼の最適溶製プロセスが確立され、合理的で安定した生産を行っている。また、これらの技術の蓄積は一部の特殊鋼、高炭素鋼へも応用されており²⁾、転炉精錬分野の技術力向上に大きく貢献している。ここでは、K-BOPによるステンレス鋼の溶製技術について述べる。

2 ステンレス鋼溶製プロセスの特徴と設備仕様

2.1 ステンレス鋼溶製プロセスの特徴

ステンレス鋼製造コストの中で原料費の占める割合は最も大きく、安価でかつ広範囲な原料をいかにして自由に選択できるかが、コストダウンの観点から重要である。ステンレス鋼用の原料として一般的には、スクラップと合金鉄があげられるが、当社ではこれらに加えて溶鉄の利用および合金鉄削減のための鉬石の使用技術の確立に取り組んだ。そして、これらを達成するために必要不可欠な炭材添加および2次燃焼による熱補償技術を確立した。

また、K-BOPの上吹きランスの送酸条件をコントロールすることにより、脱炭時間の短縮と気化脱硫の促進を両立させ、加えて還元期の脱硫能向上を目的とした還元期生石灰粉吹込みを行うことにより、高生産性を兼ね備えたK-BOPによるステンレス鋼の最適吹錬条件を確立することができた。

すなわち、K-BOPによるステンレス鋼精錬の基本条件は以下の3点に集約される。

- (1) 溶鉄、鉬石などの広範囲な原料選択
- (2) 安価な熱補償技術による脱電力
- (3) 上吹きランスおよび還元期生石灰粉吹込みを組合わせた最適吹錬パターンの確立

Fig. 1にはこれらの基本理念を実現するための要素技術の構成を

*1 昭和60年5月7日原稿受付

*2 千葉製鉄所製鋼部製鋼技術室主査(掛長)

*3 千葉製鉄所製鋼部第1製鋼課掛長

*4 千葉製鉄所製鋼部第1製鋼課課長

*5 千葉製鉄所製鋼部部長

*6 東京本社鉄鋼技術部製鋼技術室主査(課長)

*7 鉄鋼研究所プロセス研究部製鋼研究室主研員(課長)・工博

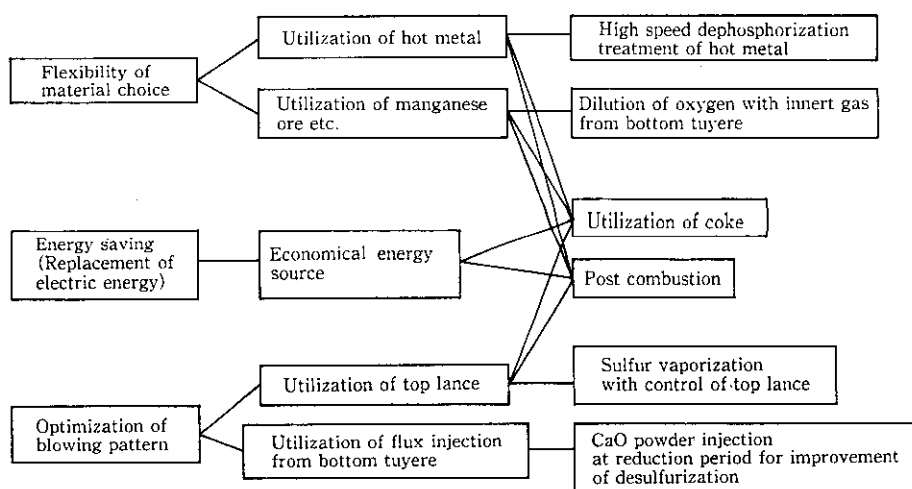


Fig. 1 Principle of cost reduction for stainless steelmaking

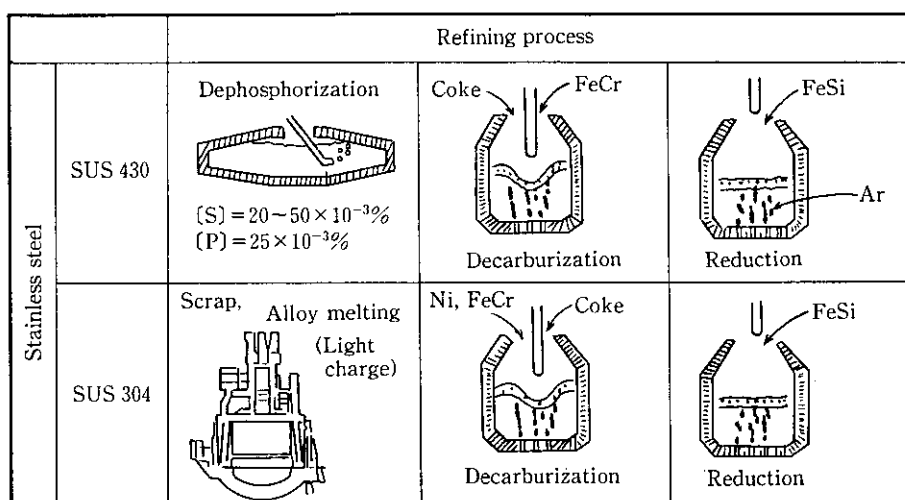


Fig. 2 Refining process of stainless steel at Chiba Works

示した。これらの技術の確立により、当所におけるステンレス鋼の製造は、環境変化、鋼種に応じて最適溶製プロセスを選択することが可能となった。

Fig. 2 にはステンレス鋼の溶製プロセスを示す。フェライト系ステンレス鋼は脱P溶銑を使用し、小塊コークスを熱源として K-BOP 炉内で高炭素 FeCr の溶解脱炭を行うことにより製造している。一方、オーステナイト系ステンレス鋼は電気炉で安価なステンレス鋼屑を溶解した粗溶鋼を K-BOP で脱炭精錬するプロセスを基本としている。しかし、状況に応じて電気炉での溶解量を減少し K-BOP で多量のスクラップおよび合金鉄を投入するプロセス、あるいは電気炉を省略した溶銑を使用するプロセスを選択することも可能である。また、フェライト系およびオーステナイト系ステンレス鋼種とも、K-BOP において脱炭後、脱硫および Cr 酸化物の還元・回収を同時に行うシングルslag法を採用している。

2.2 ステンレス鋼溶製設備

当所第1製鋼工場におけるステンレス鋼溶製設備の主仕様を Table 1 に示す。電気炉は連々銑に対処するため、変圧器容量を 65 MVA と大きくした。混銑車での溶銑予備処理は、斜め吹き方式を採用しており、生石灰系の脱P剤を 450 kg/mm の速度で吹込んでいる。

また、K-BOP は、底吹き羽口から Ar または N₂ 等の不活性ガ

Table 1 Specifications on the main equipment of stainless steel making facilities at Chiba Works

Items	Specifications
(1) EF	85 t UHP furnace
Capacity of transformer	65 MVA
Electrode	24 inches (3° slanted)
Dust collector	Bag filter, clean house
Noise reduction	Clean house
Wall and roof	Water cooling jacket, pipe
(2) Converter	85 t × 2 (combined blowing)
Combination of gases	{ Center: O ₂ , O ₂ + Ar(N ₂), Ar(N ₂) { Annulus: Pr, Pr + Ar(N ₂), Ar(N ₂)
Oxygen flow rate (max.)	{ Top lance: 175 Nm ³ /min { Bottom tuyere: 100 Nm ³ /min
Flux injection (max.)	CaO or CaCO ₃ : 300 kg/min
Waste gas treatment	OG type
(3) Hot metal treatment	Torpedo injection
Flux	CaO based fluxes
Injection rate (max.)	500 kg/min (pneumatic control type)
Oxygen gas mixing (max.)	5 Nm ³ /min (O ₂ /N ₂ = 5)

スを O_2 と混合することにより、AOD と同等な希釈脱炭が可能であり、加えて以下の利点を有する多機能な精錬炉である。

- (1) 上吹きランスを備えているため、加炭吹錬、炉内 2 次燃焼などの熱補償に有利でかつ生産性が高い。
- (2) プロパン、その他の冷却ガスが使用できるので羽口保護に有利である。
- (3) 生石灰粉インジェクションが可能のため、還元期の脱硫に有利である。

K-BOP では、ステンレス鋼以外の特殊鋼の溶製も行っているので、設備の稼働率は極めて高く、またステンレス鋼増産への対応も容易である。

3 上底吹き転炉におけるステンレス鋼溶製技術

3.1 溶鉄の予備処理技術

千葉製鉄所では、大型高炉より溶鉄の供給が可能であること、および生石灰系フラックスを使用した溶鉄脱 P 技術の開発に取り組んできたこと²⁾を活かし、ステンレス鋼の製造に脱 P 溶鉄を利用して。特に、フェライト系ステンレス鋼では、溶鉄の使用により電気炉を省略することが可能で、脱電力による大幅なコストダウンを達成している。

溶鉄を使用してステンレス鋼を溶製するためには下記の技術が必須または有効である。

- (1) 溶鉄の高速脱 P 技術
- (2) コークスを利用した熱補償技術
- (3) ポストコンパクションによる熱補償技術
- (4) 転炉排ガス回収技術
- (5) K-BOP の気化脱硫技術
- (6) K-BOP の高速吹錬技術

溶鉄の高速脱 P 技術については、低 Si 溶鉄の安定供給と脱 P 剤の高速吹込み技術が重要である。当所第 6 高炉は出鉄 [Si] が低く安定していることに加え、銑床脱 Si も行っていることから脱 P 処理に有利である。Table 2, Fig. 3 に脱 P 処理中の温度、成分挙動の一例を示す。量産ステンレス鋼溶製時には K-BOP での気化脱硫および還元期の脱硫を前提としているため、脱硫よりも脱 P を主体とした溶鉄処理を行っている。

脱 P 処理は転炉との同期化をはかる必要があるため、450 kg/min と比較的大きな吹込み速度を採用している。しかし、固気比が 130 kg/Nm³ と高いことに加えて斜め吹きを行っていること、また混銑車の受銑量管理などの改善を重ねたことから、スロッピング、地金飛散などの操業上支障となるトラブルを回避することができた。

Fig. 4 に溶鉄予備処理状況の推移を示すが、現在ではフェライト系ステンレス鋼の 90% 以上に、電気炉を省略した脱 P 溶鉄法を適用している。予備処理後の溶鉄温度は K-BOP での熱補償と関連し重要な管理項目であるが、高速吹込とフリーボード管理の徹底により脱 P 処理終了後の溶鉄温度は 1250°C 以上である。

3.2 熱補償技術

予備処理溶鉄のステンレス鋼への適用および鉍石の溶融還元において、安価な熱補償は必要不可欠な技術である。Fig. 5 に予備処理溶鉄使用時の熱バランスを示すが、溶鉄配合率は 70~75% と低く高炭素 FeCr 中の炭素、珪素の酸化反応を加味しても熱不足の吹錬となる。このため低コストでかつ安定した熱補償技術の開発が必要となるが、当所では小塊コークスの炉上投入と上吹きランスによ

Table 2 Changes in chemical compositions and temperature during hot metal treatment

	Chemical composition (%)					Temp. (°C)
	C	Si	Mn	P	S	
Tapping from BF	4.50	0.25	0.30	0.140	0.035	1480
Before treatment	4.50	0.10	0.25	0.140	0.035	1380
After treatment	4.25	Tr	0.22	0.020	0.020	1280

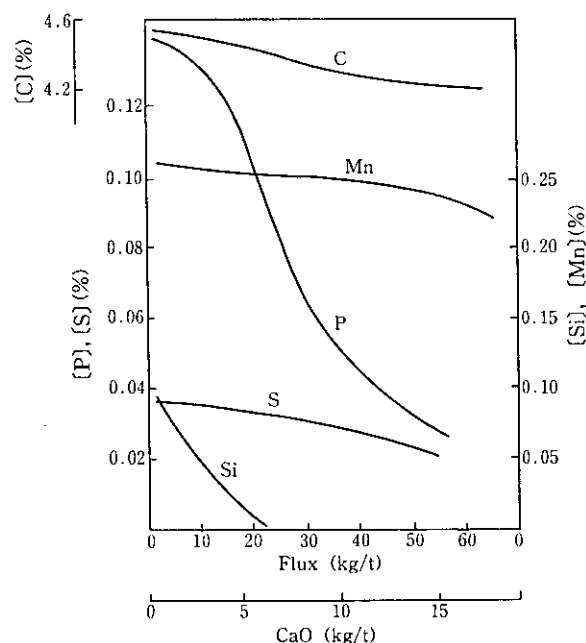


Fig. 3 Chemical changes in composition during hot metal treatment

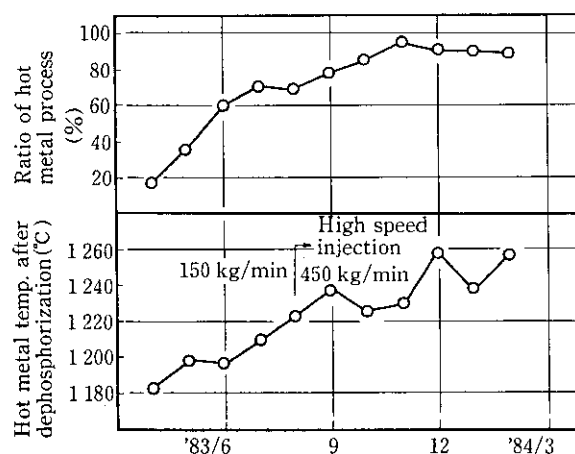


Fig. 4 Increase of ratio of hot metal process with improvement of hot metal dephosphorization operation

るポストコンパクション技術を利用している。

3.2.1 コークス上添加による熱補償技術

コークスを熱源として利用する技術は、一般的な熱源である FeSi 法と比較すると以下の利点がある。

- (1) 製鉄所の余剰品である小塊コークスを利用できる。
- (2) 多量に使用してもスラグ生成量が少ない。

(Input)	(Output)
Shortage (5.7 %)	Vessel, (14.2 %) Lance, etc.
Oxidation (60.0 %)	Waste gas (9.2 %)
	Slag (13.4 %)
	Molten steel (63.2 %)
Hot metal (34.3 %)	

Fig. 5 Heat balance of hot metal process

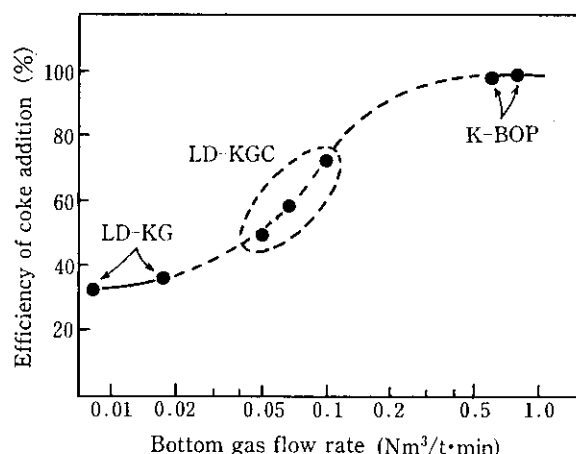


Fig. 6 Relation between bottom gas flow rate and efficiency of coke addition

(3) 発生する CO ガスはエネルギー源として活用できる。

コークスの炉上投入による熱補償においては鋼浴への加炭効率が必要となる。ここに加炭効率は (1) 式で定義される。

$$\eta_1 = \frac{10 \cdot \Delta C + (V_1 - V_2) \times 12/11.2}{W_c \times 0.87} \times 10^2 \quad (1)$$

η_1 : 加炭効率 (%)
 ΔC : 鋼浴脱炭量 (%)
 V_1 : 吹込酸素量 (Nm³/t)
 V_2 : Si, Mn, プロボンの酸化に消費された酸素量 (Nm³/t)
 W_c : コークス添加量 (kg/t)

当社の K-BOP は底吹きガス流量が大きく、鋼浴攪拌力が強いので、Fig. 6 に示すように高い加炭効率を得ることができる。したがって Fig. 7 に示すようにコークスの炉上投入による安定した熱補償が可能である。また 2 次燃焼を加味したコークスの理論発熱量のうち、溶鋼に利用される着熱効率は Table 3 に示すように 85% と非常に高い。コークスを熱源として使用する際には、コークスからの加硫が懸念されるが、後述する様に K-BOP では上吹きランスコントロールにより気化脱硫の促進が可能であり、非常に有利である。

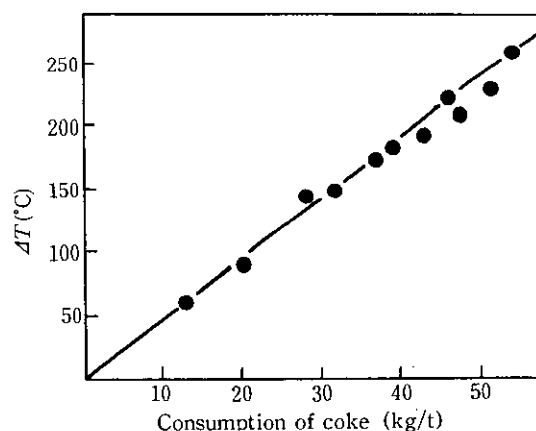


Fig. 7 Relationship between consumption of coke and increase of temperature of molten steel

Table 3 Heat efficiency of coke

Chemical reactions	Chemical content	
C → CO	83%	2 034 kcal/kg·coke
CO → CO ₂	7.2%*	341 kcal/kg·coke
Sensible heat of CO	—	—785 kcal/kg·coke
Sensible heat of H ₂	—	—
Sensible heat of N ₂	—	—4 kcal/kg·coke
Moisture decomposition	6.0%	—331 kcal/kg·coke
Sensible heat of ash	10.8%	—45 kcal/kg·coke
Reaction heat of coke (cal.)		1 210 kcal/kg·coke
Reaction heat of coke (obs.)		1 029 kcal/kg·coke
Heat efficiency of coke		85.0%

* Without post combustion practice

3.2.2 ポストコンバッションによる熱補償

コークスは安価な熱源ではあるが吹錬時間が長くなるという問題点がある。そこで、コークス原単位の削減を目的として炉内で発生する CO ガスを積極的に 2 次燃焼させ、鋼浴に熱を付与する操作を行っている。ラパールノズルの一部をストレートノズルに変更したランスチップを用いることにより、2 次燃焼の促進および着熱効率の向上をはかっている。2 次燃焼率と着熱効率は (2), (3) 式で表わされる。

$$\Delta O_2 = \Delta C \left(\frac{11.2}{12} (1 - \eta_2) + \frac{22.4}{12} \cdot \eta_2 \right) \quad (2)$$

$$\frac{Q_{obs}}{\alpha} = (Q_{C \rightarrow CO} + \eta_2 \cdot \beta \cdot Q_{CO \rightarrow CO_2}) \quad (3)$$

ΔO_2 : 酸素原単位 (Nm³/t-steel)

ΔC : 脱炭量 (kg/t)

η_2 : 2 次燃焼率 (%)

Q_{obs} : 実績熱回収量 (kcal/kg)

$Q_{C \rightarrow CO}$: カーボンの酸化発熱量 (kcal/kg)

$Q_{CO \rightarrow CO_2}$: CO ガスの " (kcal/kg)

β : 着熱効率

α : 定数

Fig. 8 にランス高さと 2 次燃焼率の関係を、Fig. 9 に (2), (3) 式で表わした 2 次燃焼率と着熱効率の関係を示す。同一送酸条件下

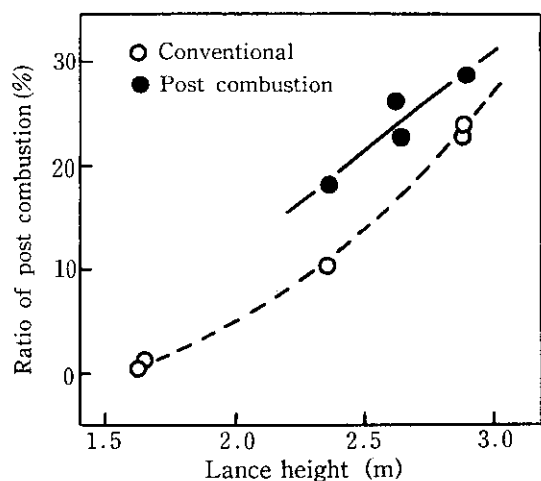


Fig. 8 Relation between lance height and ratio of post combustion

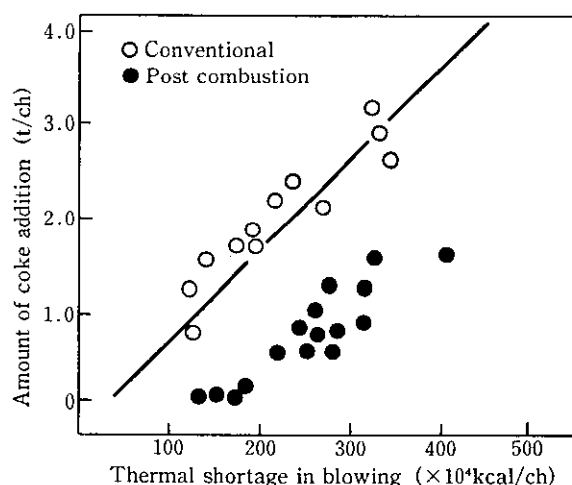


Fig. 10 Relation between thermal shortage in blowing and amount of coke addition

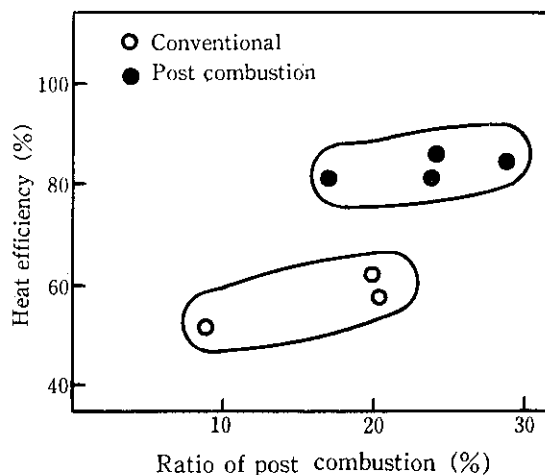


Fig. 9 Relation between ratio of post combustion and heat efficiency

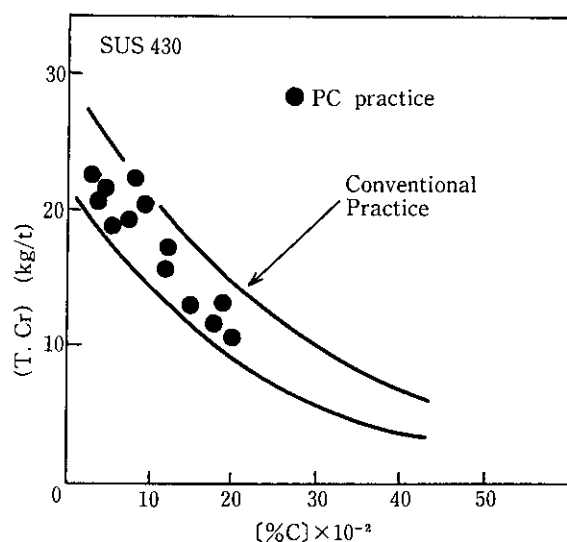


Fig. 11 Relation between [%C] and amount of (T,Cr) in slag

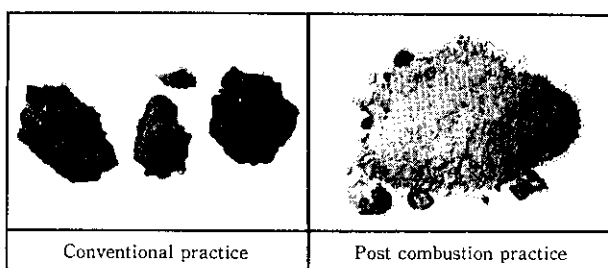


Photo 1 Macroscopic view of slag during decarburization period

はストレートノズルを設けた2次燃焼用ランスチップの方が2次燃焼率、着熱効率とも高く、特に着熱効率の向上は経済的な熱補償という観点から重要である。

また、着熱効率の向上は、熱バランス面のみでなく、スラグ性状にも反映されている。Photo 1 にフェライト系ステンレス鋼の脱炭期のスラグ外観を示す。工程ランスで吹錬した時のスラグは焼石灰が地金にくるまれたボール状であるのに対し、2次燃焼を促進させた場合は、焼石灰への地金付着量は少なく、サンプリング後数分で粉化した。これは、2次燃焼ランスを用いた場合、鋼浴近傍で2次

燃焼を生じ、スラグ表面が高温となり焼石灰への地金付着量が少なくなるためと考えられる。

Fig. 10 にフェライト系ステンレス鋼の不足熱量とコークス投入量の関係を示すが、2次燃焼ランス使用による着熱効率上昇のため、コークス原単位を約 15 kg/t 削減することができた。その結果、吹錬時間が約 9 分短縮され、生産性向上に貢献することができた。

Fig. 11 に2次燃焼ランスを使用時の鋼浴 [%C] と Cr 酸化量の関係を示すが、2次燃焼促進による Cr 酸化への影響は認められない。これは、K-BOP の底吹きガス流量が大きく、鋼浴攪拌力が強いためと考えられる。

また、2次燃焼ランス使用による付随的な効果として、炉口の地金付が解消し、製出鋼歩留の向上へも寄与することができた。

3.3 上吹きランス併用による高速脱炭技術と気化脱硫

3.3.1 高速脱炭技術

K-BOP でのステンレス鋼吹錬における操業時間の短縮には上吹きランスの効果が大きい。上吹きランスの併用効果は、とくに炭素濃度が高い時にその効果を発揮し、電気炉法に比べ脱炭量の多い脱

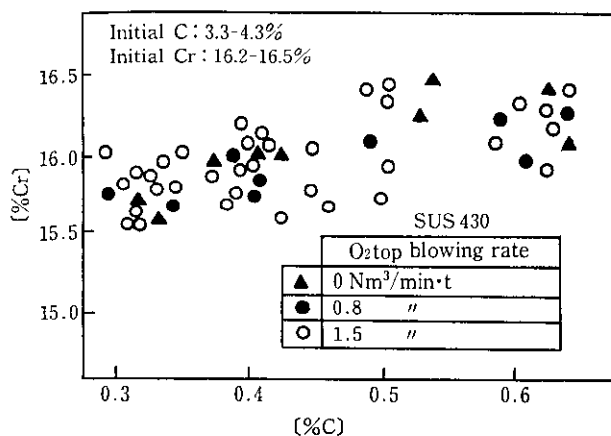


Fig. 12 Influence of oxygen top blowing rate on chromium oxidation during decarburizing period

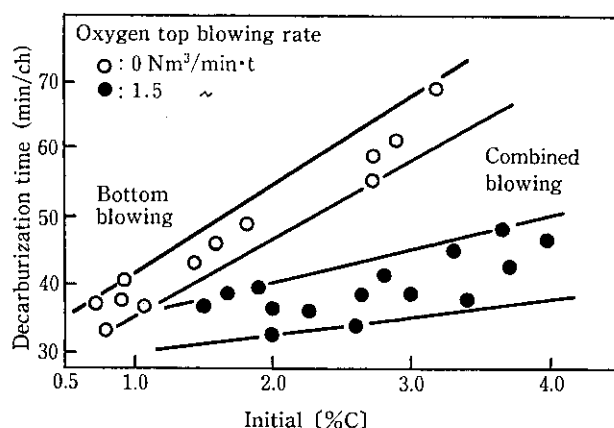


Fig. 13 Influence of oxygen top blowing on time required for decarburization

P溶鉄を使用したステンレスの製造において連々銑との同期化の観点から上吹きランスは不可欠である。

一方、上吹きランスを使用し送酸速度を増大させると火点での酸素ポテンシャル上昇によるCr酸化損失の増大が懸念された。Fig. 12に種々の上吹き送酸速度に対する[%C]と[%Cr]の関係を示す。鋼浴[%C]≥0.40%では、上吹きランスを併用しても、Cr酸化損失の増大は認められない。すなわち、上吹き送酸時期を適正化すれば、高速脱炭が可能となる。

Fig. 13に脱炭時間におよぼす上吹きランスの効果を示す。吹錬開始時の炭素濃度が高くても、K-BOPでは電気炉法と同程度のCr酸化損失で精錬時間を短縮し、連々銑と同期化させることが可能である。

3.3.2 上吹きランスと気化脱硫

小塊コークスによる熱補償では、コークスからの加硫が問題となるが、この点においても上吹きランスは有効で、送酸条件をコントロールすることにより、コークスからの加硫を抑制することが可能である。

Fig. 14に底吹き転炉Q-BOPと上底吹き転炉K-BOPのSバランスの一例を示す。両者を比較すると、K-BOPの方が不明S量が大きく、この傾向は上吹きランスからの送酸条件がソフトになるほど著しい。

この不明Sを調査する目的で、集塵水のサンプリングを行った。その結果の一例をTable 4に示す。コークスを投入しソフトブロー

Q-BOP		Unidentified (6.4)	
Molten steel (82.4)	Slag (11.2)		

K-BOP (Conventional blow)		
Molten steel (64.6)	Slag (10.7)	Unidentified (24.7)

K-BOP (Soft blow)		
Molten steel (33.4)	Slag (24.0)	Unidentified (42.6)

Fig. 14 Comparison of sulfur balance between Q-BOP and K-BOP

Table 4 Sulfur content in the waste gas and in the water of dust collector

	S	Phase of S
Waste gas (after dust collector)	40 ppm	COS, H ₂ S
Water of dust collector	50 ppm	SO ₄ ²⁻
Metal	0.023%	

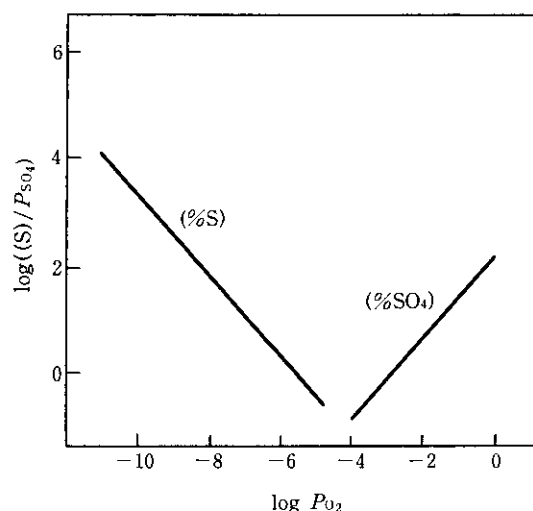


Fig. 15 Relation between P_{O_2} and $(S)/P_{SO_4}$

ーを行った場合は、コークスなしの吹錬に比べ集塵水中に約5倍の濃度のSが検出された。このことから不明Sは気化脱硫によるものと考えられる。

一般に、溶鋼から直接Sの気化が生じることは考えにくい、スラグからの気化は熱力学的にも可能性が高く、多くの報告がある⁴⁻⁶⁾。Fig. 15にTurkdoganらによるスラグ-気相間の酸素分圧とS分配比の関係を示す。 P_{O_2} の増加に伴いスラグ-気相間のS分配比は小さくなり $P_{O_2}=10^{-5}$ 付近でSは最も気化しやすい。しかし、 P_{O_2} が 10^{-5} を超えさらに上昇すると、Sは(SO₄)の形でスラグ中に安定となるので気化しにくくなる。

K-BOPにおいてもソフトブローにより不明Sが増大するのは、スラグ気相界面の P_{O_2} が上昇し、Sの気化が促進されるためと考

えられる。しかしながら、スラグ-ガス界面の P_{O_2} の実測値がないので、ここではスラグ分析値からスラグ相の P_{O_2} を推定し^{7,8)}、 P_{O_2} と不明S量の関係を調査した。Fig. 16 に P_{O_2} とスラグ中 (%S) の関係を示す。ソフト・ブローを行うことにより P_{O_2} は上昇し、スラグ中のS濃度は減少する傾向を示す。また、Fig. 17 には P_{O_2} と不明S量の関係を示すが、 P_{O_2} が 10^{-9} ~ 10^{-8} へと増加するにつれ、

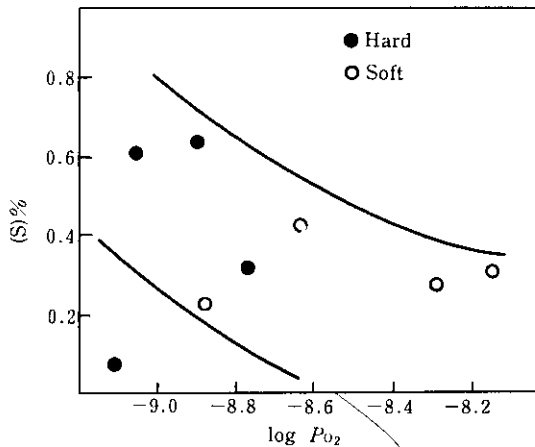


Fig. 16 Relation between P_{O_2} and (%S) in slag

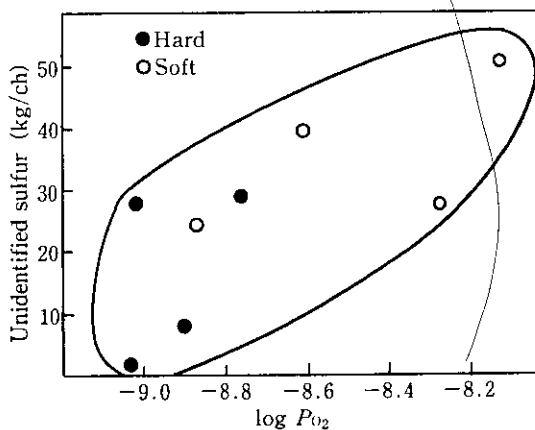


Fig. 17 Relation between amount of unidentified sulfur and P_{O_2}

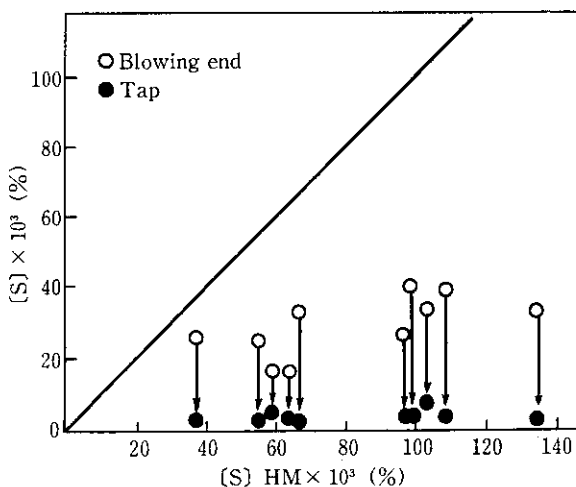


Fig. 18 Relation between hot metal sulfur and molten steel sulfur after reduction period

不明S量は増加している。このことから不明SはSの気化の促進によるものと推定できる。

このような気化脱硫の促進により、Fig. 18 に示すようにコークスからのSが増大しても吹止時の鋼浴Sは0.020%と比較的低く、この後の還元処理により、ステンレス鋼の低硫化を容易に達成できる。

3.4 鉱石の還元技術

第1製鋼工場では、希釈脱炭機能を有する K-BOP に溶鉄予備処理と熱補償技術を組み合わせることにより、Mn 鉱石等の鉱石類を炉内で効率良く還元することが可能である。このためステンレス鋼および高炭素鋼等では Mn 源として Mn 鉱石を使用しており、FeMn 合金を必要としないいわゆる FeMn フリー操業を工程化している。Mn 歩留は (4) 式で示される。

$$M_{nY} = \frac{[\%Mn] \times 10^3}{W_{Mn} \times 0.342 + [\%Mn]_{HM} \times 10} \quad (4)$$

M_{nY} : Mn 歩留

W_{Mn} : Mn 鉱石原単位 (kg/t)

$[\%Mn]_{HM}$: 溶鉄中の Mn

$[\%Mn]$: 吹止 Mn

Fig. 19 に鋼浴 [%C] と (4) 式で定義する Mn 歩留の関係を示す。鋼浴 [%C] $\geq 0.20\%$ では Mn 歩留は 90% と安定して高い。一方、鋼浴 [%C] $\leq 0.20\%$ では Mn 歩留は低下するが、希釈脱炭

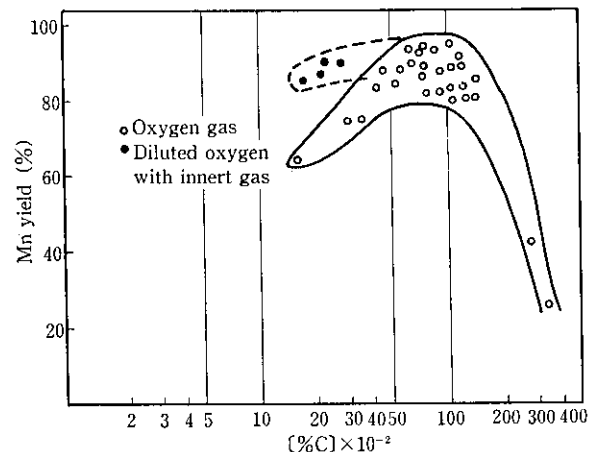


Fig. 19 Relation between [%C] and Manganese yield

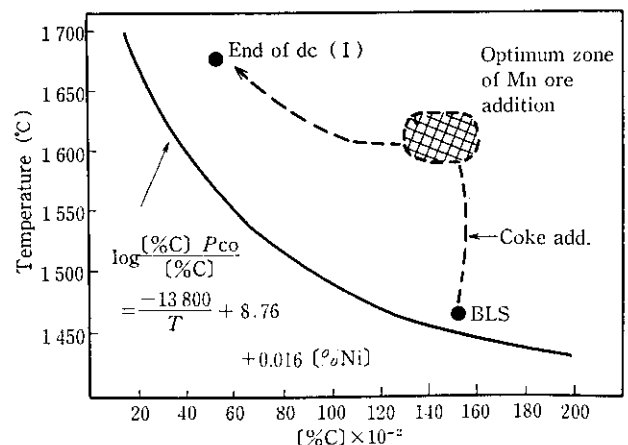


Fig. 20 Optimum zone of manganese ore addition

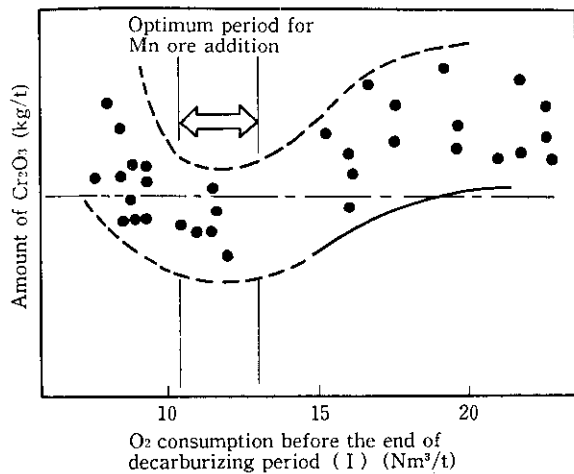


Fig. 21 Relation between manganese ore addition period and amount of Cr_2O_3

の実施により Mn 歩留の低下は抑制できる。このため、低炭域まで脱炭の必要なステンレス鋼においても、Mn 鉱石の炉内還元が容易である。

しかし、製造プロセス、鋼種によっては Mn 鉱石の添加により Cr 酸化損失が増大する。したがって、製造プロセス、鋼種に応じた適切な Mn 鉱石投入パターンを設定することが必要となる。Fig. 20 に Hilty の式⁹⁾で与えられるオーステナイト系ステンレス鋼の Cr 酸化平衡図を示す。吹錬開始直後の低温高炭域での Mn 鉱石の投入は鋼浴 [%C] のコントロールが、また、吹錬末期の高温低炭域では鋼浴温度のコントロールが難しい。すなわち、Mn 鉱石の最適投入時期は、Hilty の Cr 酸化平衡からのズレが大きい時期を選択することが望ましい。

Fig. 21 にオーステナイト系ステンレス鋼における Mn 鉱石の投入時期と Cr 酸化損失量の関係を示す。K-BOP における Mn 鉱石の投入時期と Cr 酸化損失量の関係は、吹錬開始時の温度、鋼浴 [%C] の影響を大きく受ける。当所の電気炉出鋼条件では、脱炭 (I) 期終了の 10~12 Nm³/t 前から Mn 鉱石を添加することにより、Cr 酸化損失量を炉内 FeMn 合金投入法と同等とすることができた。

3.5 還元期生石灰粉吹込 (還元期 F/I) による脱硫反応効率の向上

K-BOP では、還元期に Cr 酸化物の還元回収と脱硫を同時に行うシングルスラグ法を採用している。そこで還元期にスラグおよびメタルの連続サンプリングを行い、還元期の反応を調査した。その結果、クロム酸化物の還元反応は (5) 式で示されるスラグ中の Cr 酸化物の移動律速であり、脱硫反応は (6) 式で示される溶鋼中 [S] の移動律速と考えられた¹⁰⁾。

$$-\frac{d\{(W_s/\rho_s)(\% \text{Cr}_2\text{O}_3)\}}{dt} = k_p^s \cdot a_p \{(\% \text{Cr}_2\text{O}_3) - (\% \text{Cr}_2\text{O}_3)_{\text{equiv.}}\} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$-\frac{d[\% \text{S}]}{dt} = \frac{k_p^m \cdot a_T}{W_m/\rho_m} [\% \text{S}] + \frac{k_p^m \cdot a_p}{W_m/\rho_m} \left\{ [\% \text{S}] - \frac{(\% \text{S})}{L_s} \right\} \quad \dots\dots\dots (6)$$

W_s : スラグボリューム (kg)

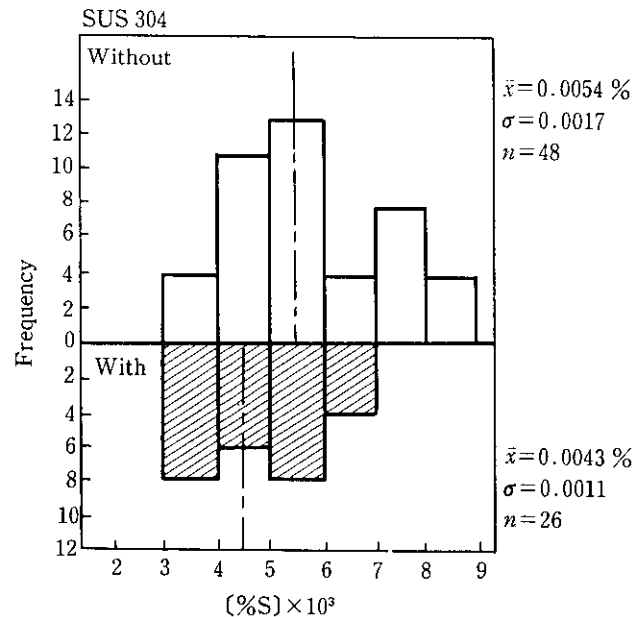


Fig. 22 Frequency of sulfur content after reduction period with and without CaO powder injection (10 kg/t)

- ρ_s : スラグの密度 (kg/m³)
- k_p^s, k_p^m : 物質移動係数 (m/s)
- a_p : スラグと粒子間の表面積 (m²)
- W_m : 溶鋼量 (kg)
- k_p^m : 物質移動係数 (m/s)
- ρ_m : 溶鋼の密度 (kg/m³)
- a_T : 溶鋼と粒子間の表面積 (m²)
- L_s : スラグ、メタル間の S 分配比

(6) 式によれば、脱硫反応の向上はスラグ-メタル間の反応界面積を増大させることが重要であり、これには生石灰粉の吹込が有効である¹¹⁾。

このため、K-BOP では底吹羽口からの粉体吹込機能を利用した還元期の生石灰粉インジェクションを工程的に行っている。

Fig. 22 にその効果を示すが、塊の生石灰に替えて生石灰粉を吹込むことにより、還元後の [S] は低くかつバラツキが減少した。これは生石灰粉の浮上過程での脱硫および滓化の促進によるものと考えられる。また、還元期 F/I の実施により未滓化 CaO が減少した結果、一部の鋼種では生石灰原単位を削減することができ、コストダウンにも寄与することができた。

4 結 言

ステンレス鋼溶製における合理化の基本は、電力エネルギーの低減と広範囲な原料選択にあり、そのためには溶銑の脱 P 技術、安価な熱補償技術および上吹きランスを活用した高速吹錬技術の確立が必要であった。

当社では、これらの技術を開発する努力を重ねた結果、高能率で経済的なステンレス鋼の製造プロセスの開発に成功し、大幅なコストダウンを達成することができた。

参 考 文 献

- 1) 大谷尚史, 柴田 勝, 朝穂隆一, 浜田俊二, 矢治源平, 加藤嘉英: 川崎製鉄技報, **15** (1983) 2, 21
- 2) 田岡啓造, 大谷尚史, 今井卓雄, 朝穂隆一, 広瀬充郎: 鉄と鋼, **68** (1982) 11, S 1032
- 3) 馬田 一, 森下 仁, 数土文夫: 鉄と鋼, **66** (1980) 11, S 730
- 4) E. T. Turkdogan: Trans. Metal Soc. AIME, **227** (1963), 940
- 5) A. D. Pelton, J. B. See, J. F. Elliot: Metal Trans. B, **5** (1974) May, 1163
- 6) T. Mori: Australia-Japan Extractive Metallurgy Symposium, Australian Academy of Technological Science, Sydney (Australia), **7** (1980)
- 7) 学振製鋼第19委員会: 「製鋼反応の惟奨平衡値」, (1984), [日刊工業新聞社]
- 8) E. T. Turkdogan: "Physical Chemistry of High Temperature Technology", (1980), [Academic Press], London
- 9) D. D. Hilty: J. Met. **7** (1955) 7, 253
- 10) 加藤嘉英: 私信
- 11) 加藤嘉英, 原田信男, 仲村秀夫, 桜谷敏和, 藤井徹也, 垣生泰弘: 鉄と鋼, **69** (1983) 12, S 1008