

UDC 669.187.26 : 669.046.554

論 文

## 取鍋精錬炉における高級鋼の溶製について\*

江本 寛治\*\*・山本 武美\*\*・飯田 義治\*\*  
大井 浩\*\*\*・西岡武三郎\*\*

## Production of High Grade Steel by Ladle Refining Furnace

Kanji EMOTO, Takemi YAMAMOTO, Yoshiharu IIDA  
Hiroshi OHI, and Takesaburo NISHIOKA

## Synopsis:

Since April 1970, a ladle refining furnace (ASEA-SKF process) with 100 t capacity has been operating at Mizushima Works of Kawasaki Steel Corp.

Through the LD-LRF process, i.e., a combined process of a 180 t LD converter with ladle refining furnace, high quality steels for forgings and extra heavy plates have been produced successfully instead of using the conventional electric arc furnace-degassing process.

This plant can treat mother metal from 100 t (half heat of LD converter) to 30 t (electric arc furnace).

The typical operational pattern of this process consists of the carbon dioxide at degassing period and the sequent aluminium deoxidation with effective induction stirring. The hydrogen content is effectively reduced at the rimmed or semi-killed state.

All this paper, some operational results, especially the deoxidation behavior during induction stirring and hydrogen removal technique are reported.

## 1. 緒 言

Bochumer-Verein 真空鑄造法を 発端とする 溶鋼の真空処理は、大量処理を可能にしたRH法、DH法などに発展し、一方では取鍋脱ガス法に多様な機能を賦与したASEA-SKF法、VAD法などが開発されるにおよんで、取鍋内における溶鋼処理、いわゆる取鍋精錬炉(Ladle Refining Furnace、以下LRF\*と略称)の考え方が生まれ、脱酸、脱硫などを目的とした脱ガス機能を具備しない保持炉<sup>1)</sup>あるいはLF<sup>2)</sup>などが実用化されている。

水島製鉄所は、製造鋼種の高級化、多様化を目的に、取鍋精錬炉として1970年ASEA-SKF法を導入し、主に転炉から母溶鋼を供給することにより、各種の合金鋼ならびに鑄鍛鋼を溶製し、その操業技術を確立した。このプロセスは、周知のとおり、電磁誘導攪拌装置とアーク加熱装置を備えており、真空処理に伴う溶鋼の温度低下を容易に補償しうるばかりでなく、加熱、攪拌によるフラックス処理も可能にし、その精錬機能は多様であ

る。

LRFの一般的な問題については既に報告<sup>3)</sup>したので、本報では水島製鉄所における操業実績について述べる。

## 2. 設 備 概 要

## 2.1 レイアウトおよび設備仕様

LRFは転炉工場から約3km離れた電炉工場内に設置され、母溶鋼は180t転炉の分割出鋼(先鍋受鋼)、あるいは30t電気炉により供給される。

設備の配置および主な仕様はそれぞれFig. 1およびTable 1に示すとおりアーク加熱、脱ガス、およびスrapper装填、電磁誘導攪拌装置(以下スターラーと略称)などにより構成されている。スターラーは円筒型で取鍋輸送台車に固定されており、取鍋は上方から挿入され台車に積載される。取鍋の鉄皮はスターラー高さに相当する胴部のみ18-8ステンレス鋼で製造されている。

## 2.2 加熱装置

加熱装置は通常の電気炉と類似しているが、変圧器容

\* 当社ではASEA-SKFプロセスをLRFと呼ぶ。

\* 昭和52年4月本会講演大会討論会にて発表 昭和52年3月4日受付 (Received Mar. 4, 1977)

\*\* 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp., 1-1 Kawasakidori Mizushima Kurashiki 712)

\*\*\* 川崎製鉄(株)水島製鉄所 工博 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

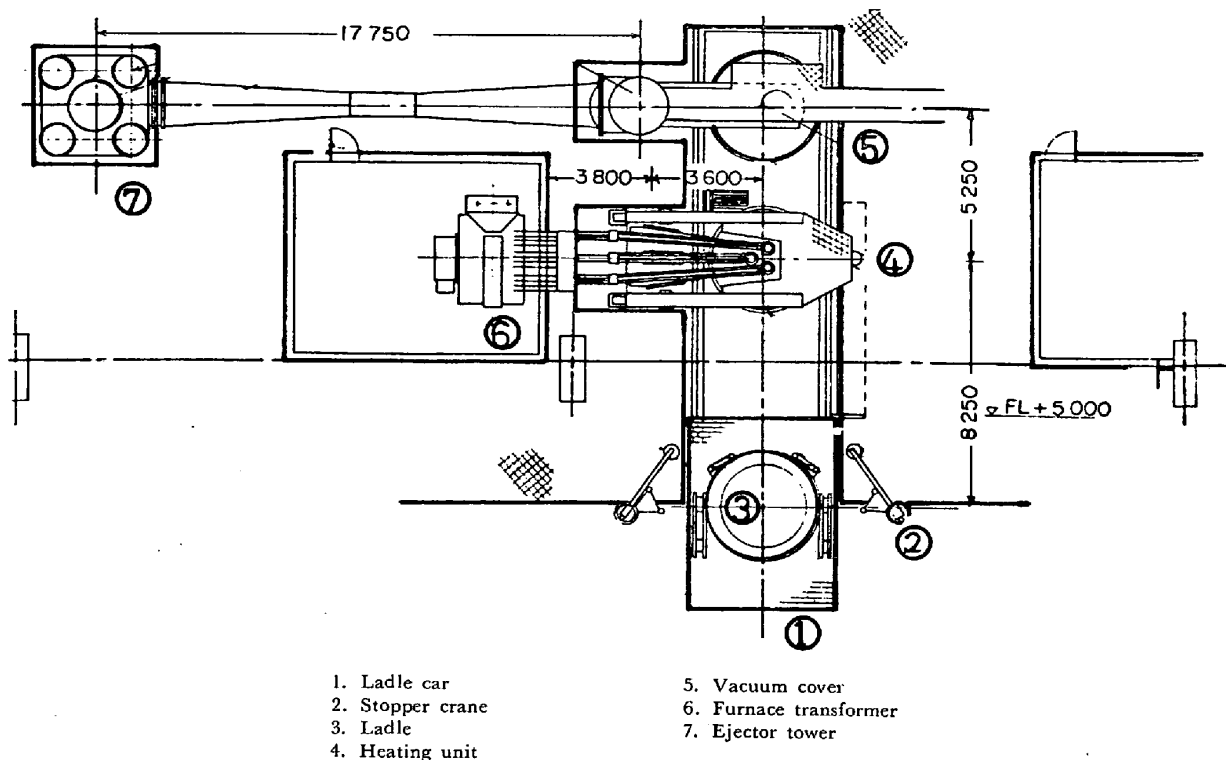


Fig. 1. Layout of 100 t LRF at Mizushima Works.

Table 1. Main specification of LRF

(1) Heat capacity	100 t
(2) Heating equipment	
(a) Transformer	8 000 kVA Primary voltage 66 kV Secondary voltage 280-180V
(b) Dia. of electrode	12 inch dia.
(3) Ladle	
(a) Inner shell dia.	3 250 mm
(b) Total height	4 450 mm
(c) Material	SUS 304
(d) Stopper	Electromotive stopper manipulator
(4) Electromagnetic induction stirrer	
(a) Induction coil	Inner dia. 3 450 mm Height 3 100 mm
(b) Motor generator	Generator, motor 350 kVA×2, 345 kW
(c) Frequency	1.0~1.2 Hz
(5) Vacuum system	
(a) Type	Five stages steam ejector Three stages condenser
(b) Operating pressure	0.05 Torr
(c) Ejection rate	45 kg/h (calculated in terms of dry air) at 0.05 Torr
(d) Steam consumption	Max 11 900 kg/h

どの因子のほかに、耐火物溶損指数  $R_i$ <sup>4)</sup> も考慮に入れて決定すべきであるが、本設備の場合、最高電力水準（有効電力=9.6 MW, アーク電力=7.7 MW, アーク電圧 114V,）で  $R_i=380$  になり通常電気炉でホットスポットが発生するといわれている  $R_i=400$ <sup>4)</sup> に近い値になる。しかしながらわれわれの操業経験から見て、これより低い水準でもホットスポットが生ずることがあるので本設備の場合変圧器容量は 8 000 kVA が限度と思われる。

### 2.3 スターラー

スターラーは他の取鍋精錬炉にない装置で本設備を最も特徴づけるものである。周波数は 1~1.2Hz で、低周波の発生はMG方式により行ない、攪拌用コイルは取鍋外周をとりまく円筒形である。

スターラーによる攪拌力は Y. SUNDBERG<sup>5)</sup> の理論的な解析結果によれば、本設備の場合  $\bar{f}=256\text{N/m}^2$  と計算されるが、一方、大井ら<sup>6)</sup> が  $^{60}\text{Co}$  を用いて測定した環流速度から逆算すれば、平均攪拌力  $\bar{f} \cong 52\text{N/m}^2$  となり、かりにこの比を効率とみなせば約 20% になる。

測定結果から 100 t LRF の環流速度は 85 t/min であり、RH 脱ガスにおける 60-100 t 取鍋の 20 t/min, 150 t-200 t 取鍋の 40 t/min にくらべて、かなり大きな値であるといえる。

量はスクラップ溶解ほどの投入電力は必要としないため小さい。変圧器容量は、合金鉄投入量、目標昇温速度な

2.4 取鍋

取鍋は精錬炉としての役割りもかねるので本プロセスでは重要な設備構成要素である。取鍋内溶鋼の、 $D/H$  ( $D$ :直径,  $H$ :高さ)は、スターラーによる攪拌効率, 耐火物溶損指数の兼ねあいから決定されており  $D/H \cong 1$  である。耐火物は他の取鍋にない苛酷な条件下におかれるためその選定は重要であるが、現在超高温焼成ダイレクトボンドのマグクロ煉瓦を使用し、平均寿命40回、原単位は8~9 kg/tである。

精錬終了時点では取鍋煉瓦は、十分蓄熱が進行しているので、注入を通じて溶鋼の温度降下は少なく、注入温度を正確に制御できることとあいまつて、後述の非金属介在物の低減と品質の安定性に対して大きく寄与している。

3. 操 業

LRFで溶製される製品は、脱酸とともに脱水素に留意することが必要である。精錬の基本的なパターンは、Fig. 2のとおりで、各段階で留意すべき点は、

- (1) 加熱期は溶鋼を高酸素の状態に保持するとともに脱ガス効率の観点からアークの安定に必要な最小限のスラグ量として加熱中の水素の再吸収を抑える。
- (2) 脱ガスでは特に低水素を要求される鋼材には末期の弱沸騰時あるいは第2脱ガス時に Ar ガスバブリングにより溶鋼の露出面積の増大をはかる。
- (3) 脱ガスで CO 脱酸を行なった後 Si, Al 脱酸をしてスターラーによる強力な攪拌で溶鋼を清浄化する。等である。

脱ガス後の加熱は、溶鋼温度および成分の微調整のために行なわれることがあるが、その頻度は少ない。

水素含有量があまり問題にならない鋼種では脱ガスを省略して加熱、攪拌のみで脱酸するのが経済的である。

3.1 母溶鋼

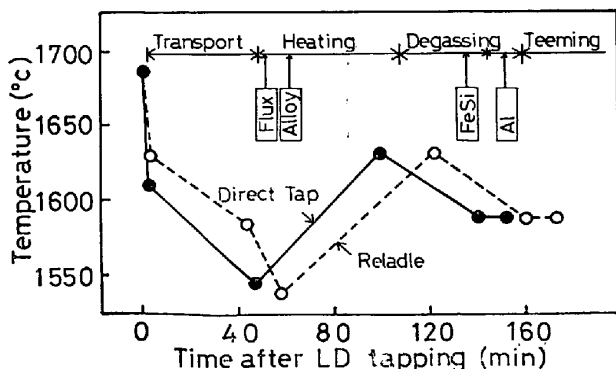


Fig. 2. Typical pattern of LRF process.

LRFに供給される母溶鋼はおもに180t転炉から分割出鋼される。先鍋受鋼のため、LRFの専用取鍋で直接受鋼する場合でも転炉スラグの混入は非常に少なく以降の精錬に全く支障をきたさないが、大量加炭を行なう場合には、リレードル法がとられる。したがって、LRFにおける復リン量は少なく、炭素鋼の場合、最大0.002%に抑えられ、溶銑脱硫による極低硫化、低水素吹錬法(転炉副原料に対する配慮、リムド出鋼、低水分加炭材の使用)による低水素とともに、0.010%以下の低リン鋼を溶製できる。

3.2 加熱

加熱期には、少量のフラックスを添加したのち、脱酸剤を除く合金鉄が目標組成まで添加されるが、脱ガスを2回行なう大型鍛鋼以外は脱ガス時の脱炭量を安定させ

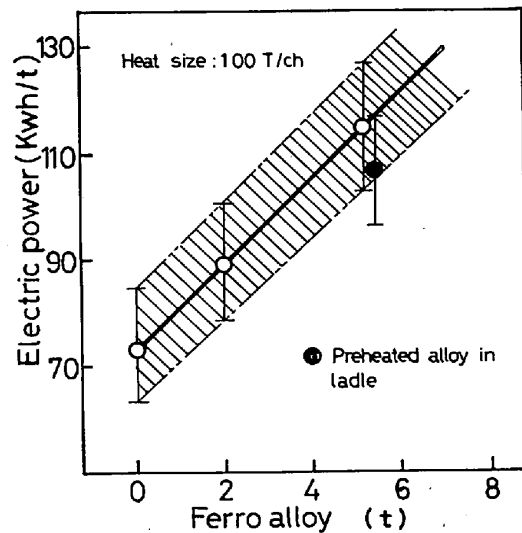


Fig. 3. Relation between amount of ferro-alloy and specific electric power.

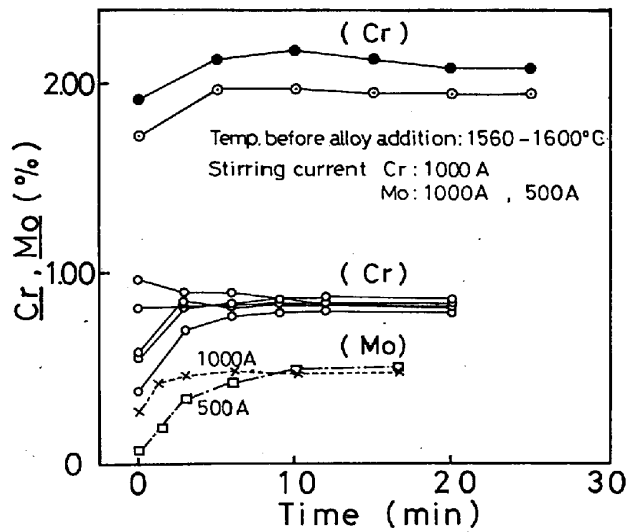


Fig. 4. Homogenizing rate of alloy element.

るため、加熱終点で 0.05% 程度の Si を添加する。(Fig. 2)

加熱期の作業は合金鉄添加と昇熱であるが、通常の電気炉と異なり、常に flat bath であるため熱効率はおおよそ 30% である。合金鉄投入量と電力原単位は Fig. 3 の関係があり、合金鉄 1% の添加により原単位はおおよそ 9 kWh/t steel の増加となる。また、取鍋内で合金鉄を 800~900°C に予熱した場合は約 6% の添加レベルで 10 kWh/t steel の低減が可能である。

炉の投入電力は、耐火物溶損指数の点から取鍋の直径により制約され、平均 1.5°C/min の昇熱速度(定常昇熱時は 2°C/min)が通常の操業状態である。合金鉄添加量は理論的には上限はないが、当所では最高投入量で 16% までの経験を有し、この場合の全操業時間は約 4h であった。

溶鋼の攪拌を行なっているため合金鉄投入後の溶解均一化が迅速に行なわれる。Fig. 4 に FeCr および FeMo を投入した場合の均一化時間の測定結果を示しているが、0.8% では添加完了後 9 min 程度、さらに、2% Cr では、FeCr の溶解に要する時間を含めて、20 min で均一化し、その後の分析値の変動はきわめて小さい。また、スターラーによる攪拌力の目安となる電流値の影響も明らかで、0.5% Mo 添加の場合、1000A では 3 min で均一化するのに対し 500(A)では約 10 min を要する。ちなみに中西ら<sup>7)</sup>の方法により計算した比攪拌力(以下  $\epsilon$ )は 1000 および 500A の場合、それぞれ 430 および 120 (W/t steel) である。

一方、加熱中注意すべき点は、大気からの水素再吸収である。加熱終点における水素値と大気湿度の関係は従来(1)式<sup>3)</sup>で表わされているが、アーク加熱における水

$$H = 0.53\sqrt{P_{H_2O}} + 2.2 \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 $P_{H_2O}$  : mmHg

$H$  : ppm

素の再吸収は、アーク直下における水蒸気の分解により鋼浴面から直接吸収される場合と、スラグを介する場合が考えられる。しかし、いずれにしろ Fig. 5 に示すように溶鋼をリムド状態に保持すれば水素の再吸収は 0.3 ppm 程度に抑えられ、さらに炉内雰囲気窒素ガスを置換すれば、これをほぼ完全に防止することができる。

3.3 脱ガス

脱ガスは  $Si \leq 0.10\%$  のセミキルドあるいはリムド状態で行ない、脱水素を促進するとともに、 $C-O$  反応により溶鋼を十分低酸素状態にしたのち、Si, Al による脱酸を効果的に行なう。とくに低水素を要求される大型

鍛鋼の場合、Ar 吹込みによる 2 回脱ガスを適用する。

3.3.1 脱水素

Fig. 6 に代表的な水素の推移を示す。とくに水素対策をとらなかつた 1 回脱ガス法にくらべ、前述のように転炉吹錬、LRF 加熱において諸策を講じ、さらに Ar 吹

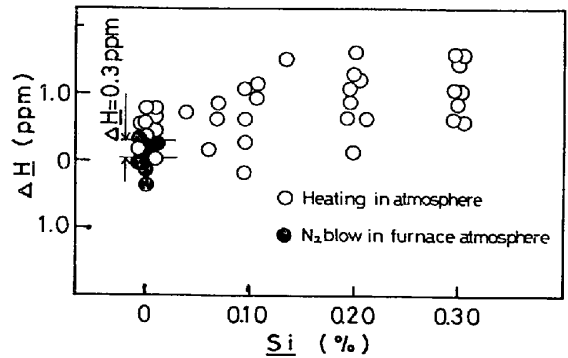


Fig. 5. Influence of silicon content in steel and furnace atmosphere on hydrogen absorption during arc heating.

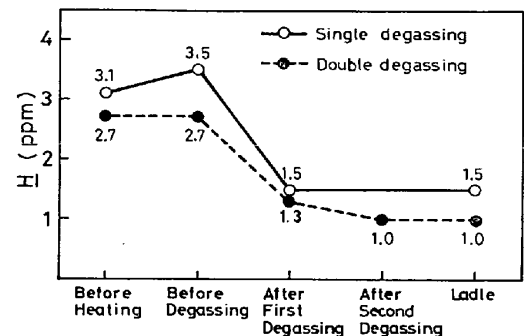


Fig. 6. Evolution of hydrogen from heating to pit pouring and effect of Ar injection during second degassing.

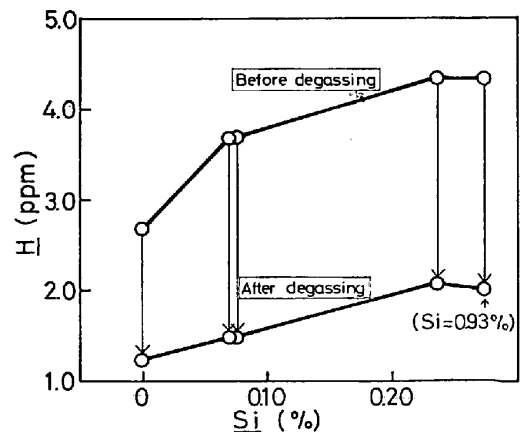


Fig. 7. Influence of silicon content in steel before degassing on hydrogen removal during degassing.

込みを併用した2回脱ガスを行なうことにより、 $\underline{H} = 1$  ppm が得られる。

脱ガス前の  $\underline{Si}$  % と脱水素の関係は Fig. 7 に示すごとく、 $\underline{Si}$  % が低い場合には、脱ガス前後の水素値も低い。一方、脱ガス前  $\underline{Si}$  % と脱ガス中脱炭量  $\Delta C$  % の関係は(2)式のごとくなる。

$$\log[\Delta C\%] = -1.01 \log[Si\%] - 2.64 \dots (2)$$

この脱炭量はスラグ中 (FeO), (MnO), などからの酸素供給があるため、溶鋼の脱酸量との等量関係から推定される値よりかなり大きい。そのためリムド処理の場合には大きな沸騰を示し、取鋼のフリーボードが小さい場合には、操業はきわめて困難である。これを解決するため、前述のように加熱中、炉内を窒素雰囲気保つことによつて、これらの酸化物の生成を抑制した結果、 $\Sigma$  (Fe, Mn) O は大気中加熱時の平均 28.0% から 19.6% に減少し、操業可能な沸騰状態が得られ、リムド処理が可能になった。

しかしながら、このような処理を行なつても沸騰は、25 min 程度で停止し、平均的には  $\underline{H} = 1.3$  ppm が限度であるため、その後ランスによる Ar ガス吹込みにより再脱ガスを行なう方法<sup>8)</sup>を開発した。(Fig. 6) この Ar 吹込みによる脱水素は、Ar 流量は 40-100 l/min とわずかであること、ランスを 1m 以上深く浸漬して鋼浴面を広く露出させた方が脱水素に有利なこと、などから考えて、Ar 気泡への水素の拡散によるよりも露出した鋼浴面積の増加によるものと推定される。

### 3.3.2 脱酸

Fig. 8 に脱ガス前から Al 脱酸までの代表的な酸素量の推移を示す。スラグからかなりの量の酸素供給があるにもかかわらず C-O 反応による脱酸は比較的初期の

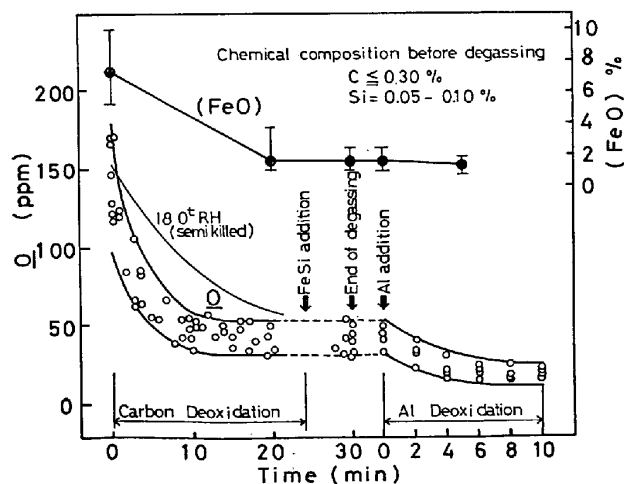


Fig. 8. Oxygen content during degassing and Al deoxidation.

10-15 min に急速に進行し、(3)式により初期の物質移動容量係数  $K_a$  を算出すると、 $1 \sim 5 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$  が得られ、環流式脱ガス法で知られる値<sup>9)</sup>に比較すると最も大きな方に属する。

$$C = C_i + (C_0 - C_i) \exp(-k_a t) \dots (3)$$

ただし、

$C, C_0$  : それぞれ時刻  $t, t_0$  におけるバルク  
中溶質濃度

$C_i$  : 気液界面における液相側溶質平衡濃度

$K_a$  : 物質移動容量係数 ( $\text{sec}^{-1}$ )

一方、このプロセスは浴面脱ガス法のためスラグも同時に脱ガス、還元され、Fig. 8 に示すように脱ガスにより (FeO) は 7% から FeSi 添加前で 2% 以下に低減される。このことは脱ガス後の酸素再吸収という観点から見て重要であり、その後の Al 脱酸が効果的に行なわれる。

このように本プロセスでは、スターラーを併用した C-O 脱酸のみで溶鋼、スラグとも迅速に脱酸されるため、以降に添加する脱酸剤の歩止りも著しく良好で、生成する介在物量も少なく、攪拌による浮上促進効果とあいまって溶鋼の清浄化がはかられる。

### 3.4 Al 脱酸

通常、脱ガス終了約 5 min 前に Si を添加、攪拌して処理を終るが、(Fig. 8) Al 添加の必要な鋼種については、その後に Fig. 9 に示す迅速添加法によつて Al を添加し、スターラーを最高出力にして数分間攪拌後注入に移る。

この方法は中心孔のある菊型 Al 鋳塊をロッドにセットし、油圧シリンダーで所要量を一挙に添加する方法で、溶解に要する時間も含めて所要時間は約 2 min で

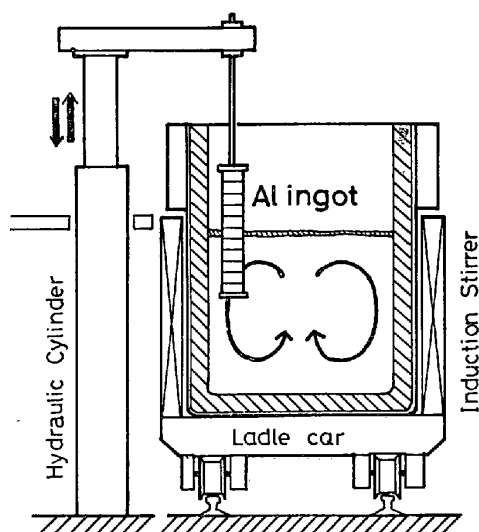


Fig. 9. New method of aluminium addition.

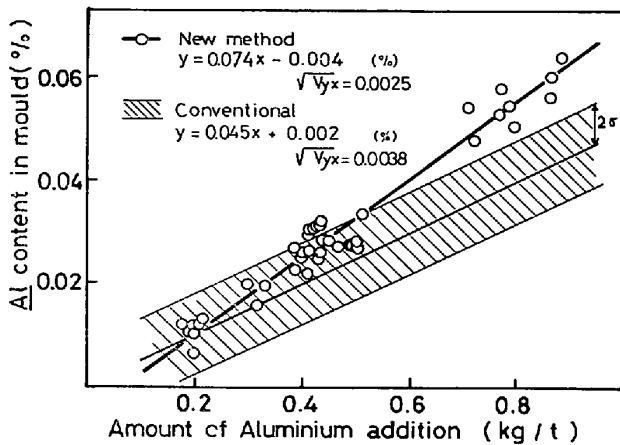


Fig. 10. Aluminium yield of quick addition in LRF compared with conventional.

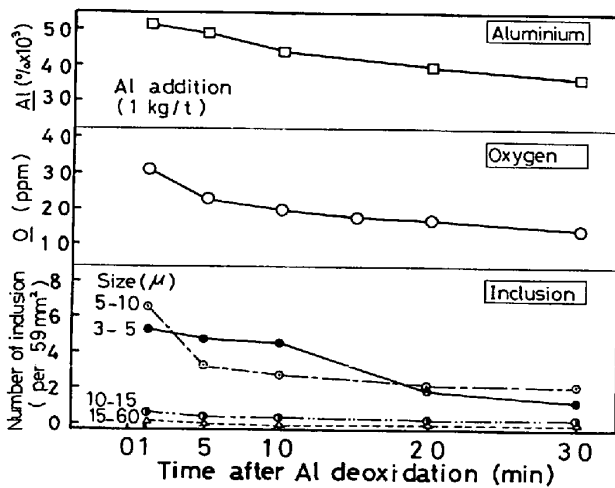


Fig. 11. Change of oxygen content and number of inclusion on aluminium deoxidation.

Fig. 11. Change of oxygen content and number of inclusion on aluminium deoxidation.

ある。従来の棒鋼尖端に 1 kg Al 鑄塊をとりつけて鋼浴中に挿入、添加する方法と比較して本法の Al 歩止りを Fig. 10 に示す。Al を 0.6 kg/t 添加した場合、歩止り (鑄型内/添加量×100%) は従来法の 48% に対し 66% に、標準偏差  $\sigma$  も 0.0038% から 0.0025% に向上し、 $\pm 0.005\%$  の範囲内に適中する確率は 95% である。

普通の添加量レベルでは、Al は約 3 min で均一化を終るが、QTM で測定した Al 脱酸後の介在物の個数と酸素値の推移は Fig. 11 に示すとおり、両者とも初期の 5~10 min で急速に低減し、その後、漸減する。また、Al 添加直後でも超音波探傷検査、カラーチェックで問題となるような大型介在物はなく清浄鋼が得られる。

以上より考えて Al 添加後の攪拌時間は通常の鋼種では 5 min 以上確保すれば十分と考える。さらに低酸素

が必要な場合、20 min 攪拌すれば酸素は 15 ppm 以下になり介在物個数もきわめて少なくなる。

### 3.5 脱酸条件の検討

#### 3.5.1 電磁誘導攪拌の影響

析出脱酸の律速段階は脱酸生成物の凝集、分離過程であり、攪拌は介在物の粒子間、耐火物、およびスラグ層などの衝突回数を増加させるため、分離速度を増大せしめる。中西ら<sup>7)</sup>によれば、LRF における電磁誘導攪拌力は RH 法あるいは取鍋底部からの Ar 吹込みによる攪拌に比較して大きく、したがって脱酸速度が大きいことが期待される。

攪拌力と脱酸の関係を定量的に表現しようとする試みは H. SANDBERG ら<sup>10)</sup>、R. OLSSON<sup>11)</sup>、および S. LINDER<sup>12)</sup> などの報告に見られるが、次に H. SANDBERG らのモデルにより LRF の脱酸を解析した結果を示す。

彼らは脱酸生成物の吸着界面として、取鍋底部、側壁耐火物、および鋼浴上のスラグ層の三つの界面を考え、これらの界面に輸送される酸素量と bulk への酸素の再吸収量の酸素バランスより (4) 式を導き出した。

$$\log \frac{C - C^\infty}{C_i - C^\infty} = - (K_1 \cdot \epsilon^n + K_2) \cdot t \dots \dots \dots (4)$$

- ここで、 $C$  : 時間  $t$  における酸素濃度 (ppm)
- $C_i$  : 初期 ( $t=0$ ) 酸素濃度 (ppm)
- $C^\infty$  : 到達酸素濃度 (ppm)
- $t$  : 時間 (min)
- $\epsilon$  : 比攪拌力 ( $W/m^3$ )

$K_1, n, K_2$  : 脱酸曲線から得られる定数

上式から酸素濃度と時間との関係は指数関数であり、その勾配はスターラーの攪拌力  $\epsilon$  できまる。

Fig. 12 はスターラー電流を 3 段階に変化させた時の酸素値の推移とこれを (4) 式の関係で整理した曲線を示

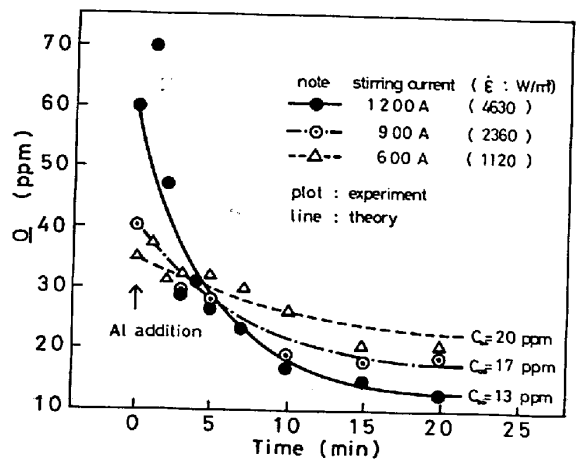


Fig. 12. Effect of stirring current on aluminium deoxidation rate.

Table 2. Result of Al deoxidation test.

Heat No.	Direction of stirring	Al addition (kg/t)	Slag composition		Initial O	Final value		$k(0\sim 10\text{min}) \text{ min}^{-1}$
			CaO/SiO <sub>2</sub>	(FeO) (%)		O (ppm)	time (min)	
1	Normal	0.6	0.36	4.9	33	13	30	0.061
2	"	0.6	0.79	1.7	31	12	30	0.054
3	"	1.0	0.82	1.8	32	11	20	0.069
4	"	0.6	2.31	0.9	46	13	20	0.083
5	"	1.0	2.51	0.5	48	15	20	0.083
6	Reverse	0.6	0.78	2.0	37	15	58	0.032
7	"	1.0	2.94	1.0	57	13	20	0.126

(Remarks) Direction of stirring  
 Normal : Upper direction along side wall of ladle  
 Reverse : Lower direction along side wall of ladle

す。同図より、電流値の影響は明瞭で、攪拌電流 1200 A の場合は初期の酸素値が高いにもかかわらず 10 min 後には 20 ppm 以下、15 min 後には 15 ppm にまで下つているが、900, 600 A では 10 min 後でそれぞれ 20, 25 ppm である。

(4) 式の右辺 ( $K_1 \cdot \dot{\epsilon} + K_2$ ) を同図の勾配より求め、各電流値から比攪拌力  $\dot{\epsilon}$  を算出し、さらに  $\dot{\epsilon} = 0$ 、すなわち静止浴の場合の勾配  $K_2$  を水島 LRF の実測値より  $K_2 = 15.8 \times 10^{-3}$  として、 $n$ ,  $K_1$  を算出すれば次のとおりである。

$$n = 0.99, \quad K_1 = 2.21 \times 10^{-5} \dots \dots \dots (5)$$

### 3.5.2 スラグ組成および攪拌方向の影響

Al 添加量、スラグ組成、および溶鋼の攪拌方向を変えて酸素含有量が定常値に達するまでの時間を測定し、

(3) 式による脱酸速度定数を算出した結果を Table 2 に示す。到達酸素量に対する諸因子の影響はあまり明確ではないが、速度定数はスラグの塩基度 (CaO/SiO<sub>2</sub>) が大きいほど大きくなる傾向が明らかである。攪拌を Ar バブリングにより行なう方式の取鍋精錬炉においては到達酸素値におよぼすスラグ塩基度の影響が認められており、 $O \leq 15 \text{ ppm}$  を得るには、CaO/SiO<sub>2</sub> が 3.0 以上の高塩基度を必要としている<sup>13)</sup>が、本結果によれば、CaO/SiO<sub>2</sub> が 1.0 以下の比較的低塩基度でも良好な脱酸速度が得られ、20 min の攪拌で  $O \leq 15 \text{ ppm}$  が可能である。このことは両者間の操業条件の差、すなわち、比攪拌力<sup>7)</sup>、溶鋼の流動状況などの相異に起因するものと思われる。

一方、攪拌方向の影響を見ると、低塩基度の場合、流

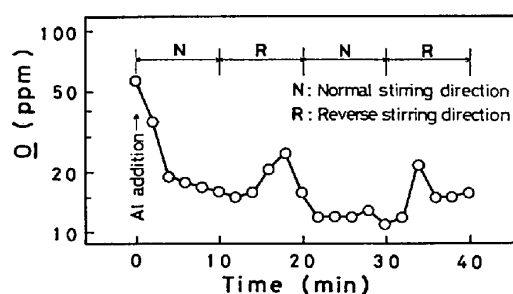


Fig. 13. Effect of stirring direction on aluminium deoxidation.

動方向を逆転 (取鍋側壁に沿って下降する流動) した方が脱酸速度が低下する傾向があるのに対して、高塩基度の場合には、初期酸素値が高いことを考慮しても、少なくとも同等の速度定数が得られている。

低塩基度の場合の逆転の影響を確認するため、同一ヒートで正逆転をくりかえして溶鋼中の酸素の挙動を調べたところ、Fig. 13 に示すように、正転から逆転流動へ移行すると酸素量は徐々に増加し、正転に戻すと再び低減する傾向が明瞭に認められた。

このような逆転によつて起こる酸素の再吸収は、溶鋼表面スラグの巻きこみ、および Al による SiO<sub>2</sub>, MnO, FeO などの還元に起因するものと考えられる。すなわち、前者については、溶鋼流動を逆転した場合、CaO/SiO<sub>2</sub> が 1 以下の比較的低粘度スラグでは取鍋中心から外周へ向う流れが、スラグ-メタル界面付近の取鍋側壁に衝突して渦流を発生し、ここで溶鋼界面付近のスラグを巻きこんで側壁を下降する現象が想定され、CaO/SiO<sub>2</sub> が 3 程度の高塩基度では粘性係数がかなり大き

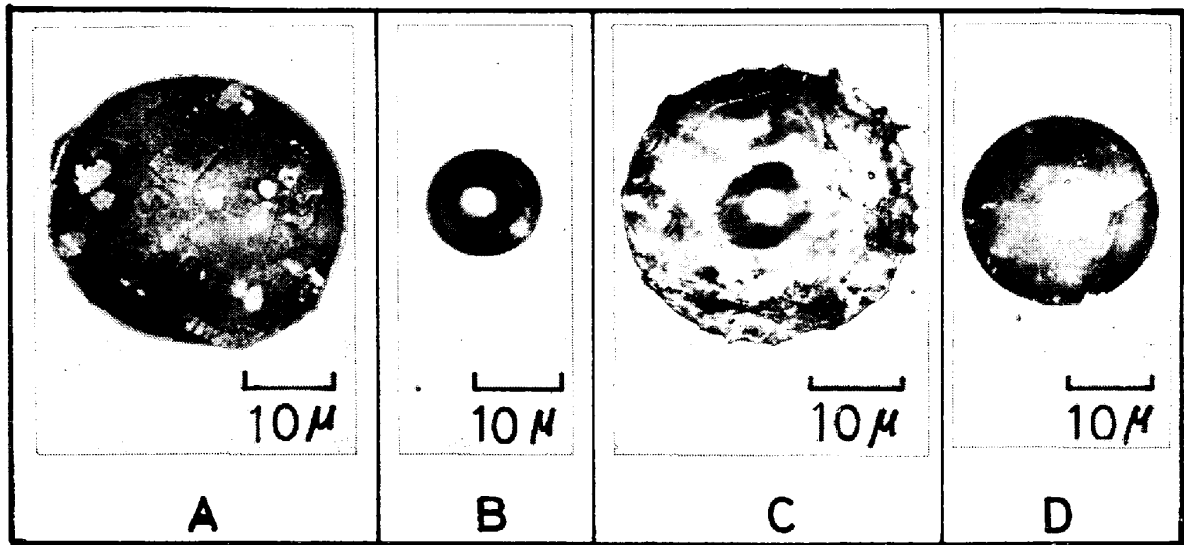


Photo. 1. Typical inclusions during stirring in LRF.

Table 3. XMA result of inclusions.

Specimen	Time after Al deoxidation (min)	Result of XMA (%)				
		MgO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	SiO <sub>2</sub>	CaO	MnO
A	1	1.1	52.2	—	26.0	5.0
B	5	0.8	58.5	—	26.5	—
C	10	3.4	11.7	36.2	21.1	9.9
D	20	3.9	40.1	—	34.6	2.7

い<sup>15)</sup>ため巻きこみによる再吸収が起こり難いとして説明される。また後者については、逆転の場合、溶鋼の流動速度が約 1/2 に低下する<sup>14)</sup>ことから考えて、スラグ-メタル界面を接触して通過する速度が遅いために、スラグ中の SiO<sub>2</sub>, MnO, FeO などが Al により還元されて酸素源になるという考え方ができる。

先に示した攪拌電流の影響を確認する実験において、脱酸過程の溶鋼の急冷サンプルを XMA により分析した例を Photo.1 および Table 3 に示す。介在物は最大 50μ で小型であり、大型のものは存在しない。SiO<sub>2</sub> が少ないことは溶鋼中の Al とスラグ中の SiO<sub>2</sub> が反応して Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> に変化したためと思われる。いずれも CaO を含有しており、SiO<sub>2</sub> を含有している例が少ないが、この分析結果から見る限り上述の機構の寄与の程度までは明らかでない。

#### 4. 製 品

LRF により溶製される製品は、鍛鋼、圧力容器、原子炉用厚板、および極厚鋼板、その他多岐にわたるが、ここでは鍛鋼、圧力容器用材、ならびに軸受鋼を事例と

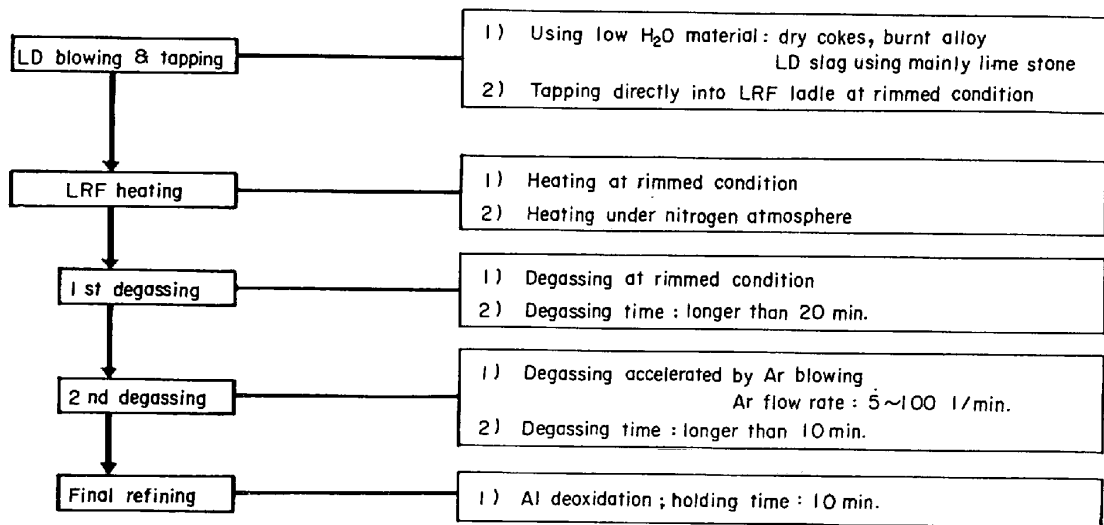


Fig. 14. Standard process of large forging ingot.



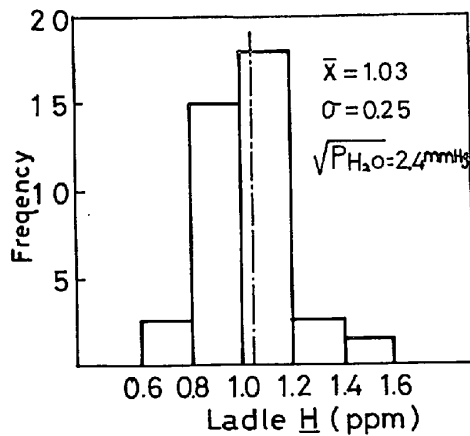


Fig. 15. Hydrogen content.

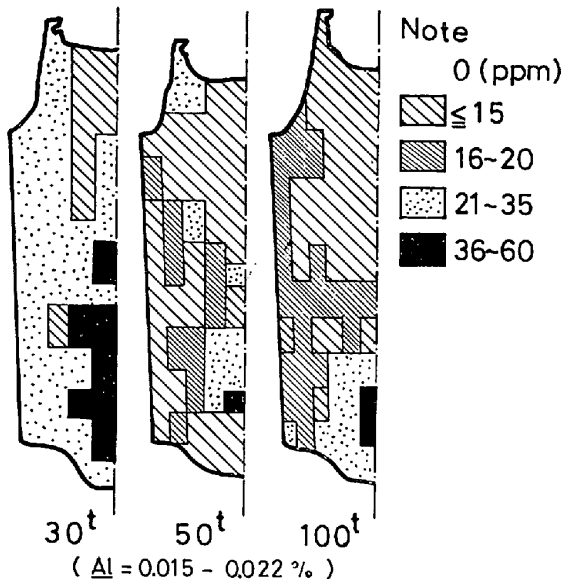


Fig. 16. Distribution of oxygen in forging ingot.

して紹介する。

#### 4.1 鍛鋼

鍛鋼は圧延用鋼材に比較すれば、とくに低水素が要求されるが、前述のように Al 脱酸により十分低酸素が得られるため、転炉吹錬から脱ガスに至る間は脱水素に留意した標準プロセスとしている (Fig. 14)

取鍋下で採取された工程サンプルの水素値は Fig. 15 に示すとおりで、平均値は  $\sqrt{P_{H_2O}} = 2.4 \text{ mm Hg}$  の時約 1 ppm である。

一方、Fig. 16 に上注造塊による鍛造用鋼塊の縦断面における酸素含有量を示す<sup>16)</sup>が、いずれの部位も良好なレベルにあり、沈殿晶帯に大きな集積は認められない。この結果はスターラーによる介在物の浮上分離促進のほか、溶鋼温度の均一化、取鍋耐火物の蓄熱による注入中の温度降下の少ないこと<sup>17)</sup>、さらに任意の注入温度に安定制御できることが大きく寄与しているものと考え

Table 4. Recent results of chemical composition of A387-22 heavy plate.

Heat No.	Plate thickness	Ladle analysis (%)				$\bar{X}$
		P	As	Sn	Sb	
1	185	0.011	0.002	0.002	0.002	0.00130
2		0.009	0.004	0.002	0.002	0.00112
3	268	0.010	0.003	0.002	0.002	0.00121
4		0.009	0.004	0.002	0.002	0.00112

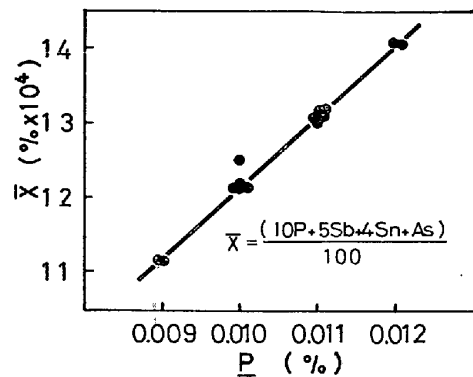


Fig. 17. Relation between P and temper embrittlement sensitivity parameter X.

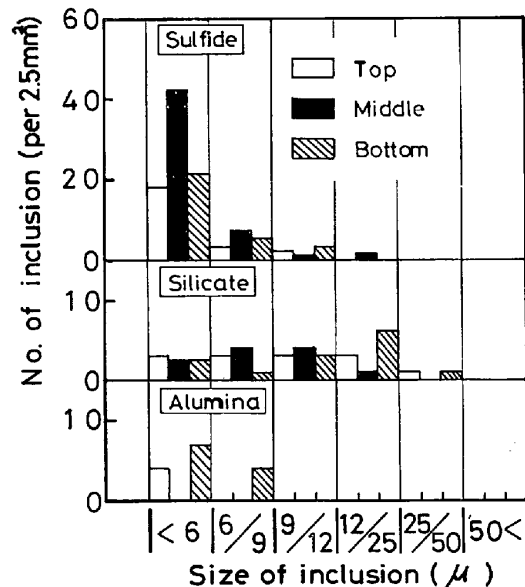


Fig. 18. Distribution of inclusions at A387-22 extra-heavy plate.

る。

#### 4.2 圧力容器用材

LD-LRF プロセスで製造された極厚鋼板の品質は既報<sup>18)</sup>のように内質、機械的性質、ともに良好で満足すべき結果を得ている。

Table 5. Oxygen content and cleanliness of SUJ-2 test heat.

Corresponding location in ingot	Top				Middle				Bottom			
	O, cleanliness	Cleaness*(%)			Oppm	Cleaness(%)			Oppm	Cleaness(%)		
		dA	dB+dC	Total		dA	dB+dC	Total		dA	dB+dC	Total
LD-LRF	19	0.018	0.018	0.036	20	0.025	0.016	0.041	20	0.022	0.022	0.048
EF-LRF	18	0.020	0.019	0.039	20	0.036	0.015	0.051	17	0.025	0.020	0.045

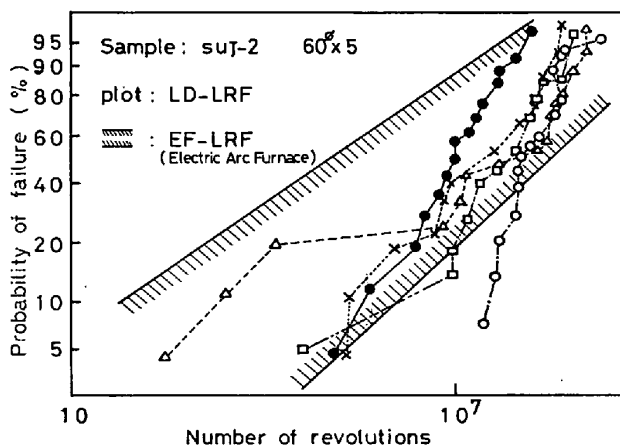
\*  $\phi 60 \times 500$ 

Fig. 19. Weibull probability diagram.

近年、これらの極厚鋼板のうち需要の多い圧力容器用 ASTM A387-22 (2 1/4Cr-1 Mo) は 375-575°C の温度領域で焼戻し、あるいは徐冷した場合、切欠靱性が劣化する、いわゆる焼戻脆性に対する要求が厳しくなつてきている。焼戻脆性には P, As, Sb, Sn, などの微量不純物の影響が大きいが、転炉鋼の場合、As, Sb, Sn が低い点で有利であり、例えば購入スクラップを使用している電炉鋼の場合、As=0.008%, Sb=0.003%, および Sn=0.010% 程度であるのに対し、本プロセスでは Table 4 に示すように極めて低い。従つて焼戻脆性指数  $\bar{X}$  は Fig. 17<sup>19)</sup> に示すように P の含有量によつて整理され、この場合 As, Sb, Sn を定数項として、

$$\bar{X} = \frac{1}{10} P + 0.0002 \dots \dots \dots (6)$$

と置きかえることができる<sup>19)</sup>。

一方、鋼板の介在物も Fig. 18 に示すように、50 $\mu$  以上の大型介在物はなく清浄であり長期間にわたり超音波探傷検査およびカラーチェックによる無欠陥を維持している。

#### 4.3 軸受鋼

転炉および電炉鋼 (30 t EF-LRF プロセス) を母溶鋼とし、LRF 加熱以降の諸条件を同一にして軸受鋼 SUJ-

2 を試作した。転炉における出鋼ならびにリレードル中に目標値にまで加炭するが、LRF におけるコークス粉吹込みによる加炭も可能である。

脱ガスはセミキルド処理とし、C-O 脱酸後、Si, Al を添加し、注入した。Table 5 に電炉鋼と比較して酸素含有量および清浄度の調査結果を示す。同表よりわかるとおり、すべての項目で電炉鋼にくらべ優るとも劣らない成績である。また、もつとも重要な品質特性の転動疲労試験結果も Fig. 19 に示すようにすぐれており、LD-LRF プロセスで軸受鋼を問題なく製造できることを示している。

## 5. 結 言

転炉と取鋼精錬炉を組合せた LD-LRF プロセスにおいて、転炉鋼の利点を生かして従来電気炉で製造していた鍛鋼および高級圧延用鋼の溶製方法ならびにその品質について示した。

操業は、他の脱ガス設備にない電磁誘導攪拌装置を有効に使用し、真空カーボン脱酸、脱水素を行なうとともにその後の Al 脱酸を効果的に行なう方法を基本的なプロセスとしている。品質は十分満足すべきものであり、特に長年の課題である非金属介在物に起因する欠陥に対しいちじるしい向上が見られた。

本プロセスは、合金成分、品質など、すべての面で通常の電気炉-脱ガス法にくらべ遜色がなく、これにより転炉における溶製困難な鋼種はほぼ解消し、受注ロットおよび鋼種を著しく拡大した。

## 文 献

- 1) 新実高保, 岡村正義: 鉄と鋼, 62 (1976), 13, p. 1691
- 2) 新日鉄: 第52回特殊鋼部会資料, 特52-15-
- 3) 西岡武三郎, 江本寛治: 鉄と鋼, 60 (1974), 2, p. 1661
- 4) 安川昭造: 石川島播磨技報, 7 (1967) 36, p. 375
- 5) Y. SUNDBERG: ASEA J. 44 (1971) 4, p. 71
- 6) 大井浩, 松野淳一, 藤井徹也: 川崎製鉄技報, 4 (1972) 1, p. 1

- 7) K. NAKANISHI, T. FUJII, and J. SZEKELY: Iron-making and Steelmaking. 1975. No. 3. 193
- 8) 川崎製鉄: 第 54 回特殊鋼部会資料, 特 54-12-自 7
- 9) 特殊鋼部会特別報告書: No. 8, (1969), 8
- 10) H. SANDBERG, T. ENGH, J. ANDERSSON, and R. OLSSON
- 11) R. OLSSON: Soviet-Swedish Symposium in Sandviken. (1971), Mar.
- 12) S. LINDER: ASEA J., 44 (1971) 4, p. 83
- 13) 梶岡博幸, 塩 紀代美, 新井田 有文, 梅沢一誠: 鉄と鋼, 62 (1976), S 516
- 14) 中西恭二, 藤井徹也, 三原康雄, 岩岡昭二: 鉄と鋼, 59 (1973) 11, S. 456
- 15) I. I. GULT'YAI: Izv. Akad. Nauk SSSR. Otd Tekhn. Nauk. Met. i Toplivo (1962) (5) p. 52
- 16) 大井浩, 松野淳一, 西岡武三郎, 早川泰司: 川崎製鉄技報, 4 (1972) 4, p. 513
- 17) 川崎製鉄: 特殊鋼部会資料: 特45-12-共 8
- 18) 楠原祐司, 吉村茂彦, 荻野泰司, 榎並禎一, 船越督己, 林 忠男: 川崎製鉄技報, 極厚鋼板特集号 6 (1974) 2, p. 44
- 19) 佐々木健二, 小桜芳郎, 関根稔弘, 楠原祐司: 川崎製鉄技報, 極厚鋼板特集号 6 (1974) 2, p. 87