

技術資料

UDC 669.046.544-982 : 669.046.5-982

ASEA-SKF プロセスについて\*

西岡 武三郎\*\*・江本 寛 治\*\*

On the ASEA-SKF Process

Takesaburo NISHIOKA and Kanji EMOTO

1. 結 言

ASEA-SKF プロセスはスウェーデンの ASEA (Almenna Svenska Elektriska Aktibolaget) と軸受メーカーとして著名な SKF (Svenska Kullagerfabriken) の共同開発によるもので、1965 年 1 月、SKF の Hellefors において最初の設備が稼動した<sup>1)</sup>。

この設備は従来の取鍋脱ガス法に電磁誘導攪拌装置と 3 相交流アーク加熱装置を組み合わせ構成された冶金炉の一種と見なすことができる。

Bochumer-Verein 真空鑄造法<sup>2)</sup>を発端とする溶鋼の真空処理は、LD 転炉と並ぶ製鋼技術上の大きな革新であったが、その目的は初期の脱水素主眼からしだいに脱酸機能が重視されるようになり、最近では真空脱炭の領域にまで展開されるに至っている。

製鋼における冶金操作は製鋼炉から注入過程までが包含されるが、真空処理法の出現まで取鍋は受鋼、注入操作における製鋼炉と鑄型との媒介が主たる役割であった。これに対して、真空鑄造法を除くほとんどの脱ガス法は取鍋における冶金操作であつて、広義に解釈すれば、取鍋を一種の冶金炉と見ることもできる。しかし、一般に各種の冶金操作には溶鋼に対する熱収支を伴うものであるから、外部熱源を有しない RH 法、DH 法および取鍋脱ガス法などは溶鋼の温度制御の点から制約を受け、その精錬機能はおのずから限定される。

この観点から見れば、3 相交流アーク加熱装置を具備した ASEA-SKF プロセスおよび VAD 法(Finkl 法)<sup>3)</sup>は取鍋内における溶鋼の滞留時間の延長を可能にし、脱ガス装置の精錬機能を著しく拡大した点で、従来の単純な脱ガス法の範疇から区分されるべきと考えられる。すなわち、これらのプロセスは取鍋精錬法と呼ぶのが適切であり、この意味から当社では本設備を Ladle Refining Furnace (以下 LRF と略称) と呼ぶことにした<sup>4)</sup>。

一方、取鍋脱ガスにおいては、脱ガス反応が鋼浴面近傍で行なわれるため溶鋼の攪拌が必要であり、その方法として Ar 気泡による攪拌および電磁誘導攪拌が適用されたが、これは取鍋内鋼浴のアーク加熱を可能にし、取鍋脱ガス法の適用範囲を著しく拡大した。

J.C.C. LEACH<sup>5)</sup>は、溶鋼精錬のうち表 1 に示す冶金操作を二次精錬と呼んでいるが、LRF はステンレス製鋼に改革をもたらしている真空脱炭法(Witten 法)<sup>6)7)</sup>、AOD 法(Union-Carbide 法)<sup>8)</sup>などの極低炭素鋼の精錬を含めてほとんどの冶金操作を同一取鍋内で実施できる極めて適用範囲の広い設備である。これらの特質は、転炉との組合せでは転炉により溶製困難な鋼種を補なつて一貫製鉄所における受注範囲の拡大を容易にし、一方電気炉との組合せでは、還元期の省略により製鋼能率の向上に寄与する。

本稿は、開発以来 8 年を経過した本プロセスの特徴、現状の技術水準を筆者らの 4 年間にわたる操業経験をまじえながら展望したものである。

2. 設 備

2.1 設置状況

1974 年までのこの種の設備の設置基数は 25 基である。(表 2)<sup>9)</sup> 炉容としては、300 t 鍛造用鋼塊の製造を目的とするソ連の 150 t 炉×2 基が最大である。母溶鋼供給炉としての溶解炉は多岐にわたっているが、電気炉では、比較的炉用変圧器容量の小さい既設炉との組合せにより、品質効果とともに還元期の省略による生産能力の増強を意図しているようである。LD 転炉との組合せ(以下 LD-LRF と略称)を主体とした川鉄水島は LD-RH で溶製困難な圧延および鍛造用合金鋼鋼塊の供給を目的としているのに対して、Kaldo 炉-連鑄に結合

\* 昭和49年4月8日受付(依頼技術資料)

\*\* 川崎製鉄(株)水島製鉄所

表 I 二次精錬の冶金プロセス<sup>5)</sup>

必 要 性	目 的	適 用	操 業	方 法
脱 酸	(i) 過剰酸素の除去 (ii) 清浄鋼の製造	キルド鋼	(i) 真空下における CO の生成 (ii) Al+乱流による Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> の生成 (iii) Si+低 $\alpha_{SiO_2}$ に よる SiO <sub>2</sub> の生成	(i) 真空脱ガス (ii) ある種の真空及 混合プロセス (iii) 混合プロセス及 スラグメタル混 合
脱 炭	極低C含有量	(i) 電気鋼板 (ii) リムド代替鋼 (iii) ホウロー用鋼 (iv) オーステナイト ステンレス鋼	真空下におけるC-O 反応 Ar-O 吹精など	ある種の真空プ ロセス (DH, RH, etc.) Witten 法 Union Carbide 法
成分調整	(i) 所要分析値に調 整 (ii) 狭い規格を満す こと (iii) 合金歩留の改善	(i) 諸鋼種 (ii) 諸プロセス	(i) 正確に合金鉄を 秤量すること (ii) 混合	ある種の真空及 混合プロセス
脱 硫	(i) S規格を満すこ と (ii) 清浄鋼の製造	同 上	(i) スラグメタル反 応 (ii) 特殊脱硫材の添 加	(i) スラグメタル混 合プロセス (ii) ASEA-SKF (iii) 他の真空プロセ スでもある程度 可能
脱 水 素	(i) ヘヤクラック の防止 (ii) 熱処理の軽減	鍛鋼及圧延品の 一部	真空処理	ほとんどの真空 プロセス
酸素調整	溶解Oの一部除 去	リムド及セミキ ルド鋼	CO, Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> or SiO <sub>2</sub> の生成	DH, RH 法
温度調整	命令注入温度に 調整すること	諸鋼種, 特に連 鑄	(i) 調整冷却 (ii) 取鍋内溶鋼の加 熱	(i) ある種の脱ガス または Ar バブ リング法 (ii) ASEA または Finkl 法

した Oxelösunds は、厚板向けを主眼にしている<sup>10)</sup>。

Hagfors では、50 t 設備で 20 t 取鍋処理も可能であり<sup>11)</sup>、水島は 100 t 設備に対して特殊なスパーサーを設けることによつて 30 t 電気炉の溶鋼を処理できるようにし、25~35 t/ch および 60~110 t/ch の広範囲にわたるヒートサイズを同一設備で処理できるという特色をもっている。真空脱炭可能な設備も Allegheny Ludlum の 80 t を筆頭にすでに 7 基あり、順調に稼動している。設備基数が平均 3 基/年程度で、RH, DH 方式に比較して著しく普及度が低いのは、開発当時すでにこれらの大量生産方式に適した脱ガス法が普及していたという背景のほかに、設備費が高価なこと、処理サイクルが長いことが原因と考えられる。

## 2.2 設備概要

### 2.2.1 レイアウト

設備は、①電磁誘導攪拌装置 (スターラー)、②加熱

装置、③脱ガス装置、④ストッパー予熱、挿入装置、副原料投入装置などの付帯設備に大別される。設備配置は取鍋台車走行線を基準にして左右に適切に振り分けられればよいが、既設工場に設置されることが多いため各社まちなちである。代表例として、水島 100 t LRF を図 1 に示す。台車線を中心にして、右側 1 階に MG セット、純水循環装置、2 階に操作室、副原料バンカー、左側 1 階に油圧ユニット、2 階に炉用変圧器を配置し、蒸気エジェクターは、第 1 ブースターを 1 階におき、第 2 ブースター以降は、第 2、第 3 ブースターを 4 分割して柱を兼ねたエジェクター塔としてまとめられている。これらの設備が約 700m<sup>2</sup> の中におさまっている。副原料投入装置は、すべて遠隔操作され、加熱、脱ガスいずれの時期にも添加可能なように振り分けホッパーが設けられている。集塵装置は、ほとんどの工場が設けていないが、加熱中の赤煙、白煙は必ずしも無視できないので当社では小容量の集塵装置を設置した。ストッパーは、電熱炉

表 2 ASEA-SKF Process の設置状況<sup>9)</sup>

No	工場名	設置年	炉容 (t)	溶解炉	変圧器 (MVA)	スターラー (KVA)	真空脱炭	備考
1	SKF STÅL, Hellefors Jernverk, Hällefors, Sweden	1965	30	Arc	3.0	515		S.C.
2	AB Bofors, Bofor, Sweden	1967	50	Arc	6.0	700		
3	Fagersta Bruks AB, Fagersta, Sweden	1967	40	LD+Arc	4.4	700		
4	SKF STÅL, Hellefors Jernverk, Hällefors, Sweden	1968	60	OH(Arc)	6.5	740		
5	Stora Kopparbergs Bergslags AB, Domnarvets Jernverk, Domnarvets, Sweden	1968	30	Arc(Kaldo)	4.4	700		S.C.
6	Aços Villares S. A., San Paulo, Brazil	1969	20	Arc	3.0	500		
7	Grängesbergsbolaget, Nyby Bruks AB, Nyby Bruk, Sweden	1969	30	Arc	4.0	700		P.C.
8	Uddeholms AB, Hagfors Jernverk, Hagfors, Sweden	1969	50	Arc	5.9	700	○	20 t 兼用
9	Kawasaki Steel Corp., Mizushima, Japan	1970	100	LD+Arc	8.0	700		30 t 兼用 (1971) S.S.
10	Falconbridge Dominicana C por A, Dominicana Republic	1970	30	Smelting fie	6.0	500		
11	Stora Kopparbergs Bergslags AB, Spöcialstålverken, Söderfors, Sweden	1970	30	Arc	4.4	700	○	
12	Grängesbergsbolaget, Oxelösunds Järnverk, Oxelösunds, Sweden	1970	140	Kaldo	10.2	2×700	○	S.C. S.S.
13	Allegheny Longdoz, Genk, Belgium	1970	50	Arc	5.9	700	○	
14	Allegheny Ludlum, Backenbridge, Pa., U.S.A.	1970	80	Arc	8.0	700	○	
15	Kawasaki Steel Corp., Nishinomiya, Japan	1970	60	Arc	5.9	700	○	
16	Fabrica Italiana Tubi, S. p. A., Sestri Levante, Italy	1971	50	Arc	5.9	700		
17	Aços Finos Piratini S. A., Porto Alegre, Brazil	1971	40	Arc	4.4	700		15 t 兼用
18	Fagersta Bruks AB, Fagersta, Sweden	1971	50	Arc	5.9	2×700		S.C. S.S.
19	Firth Brown Ltd., Sheffield, England	1971	60	Arc	5.9	700		
20	Taiheiyo Kinzoku K. K., Hachinohe, Japan	1972	20	Smelting fie	2.6	700		
21	S. A. Echevarria, Bilbao, Spain	1973	40	Arc	4.4	700	○	
22	Falconbridge Dominicana C por A, Dominican Republic	1973	30	Smelting fie	6.0	500		
23	V/O Metallurgimport, Moscow, USSR	1974	2×150	OH	2×11	2×630		S.C.
24	B. S. C., Clydeodale Works, England	1974	70	Arc	7.0	700		S.C.
25	Italicider Covere Italy	1974	50	Arc			○	

(注) S.C.=static convertor (特記なき項は M-G 方式)  
P.C.=pressure casting, C.C.=continuous casting  
S.S.=straight stirrer

により 350°C 程度に予熱され、その位置でストッパークレーン (油圧シリンダー) により吊り上げ、精錬を終了した取鍋内に溶鋼の浮力に打ちかちて挿入される。

2.2.2 加熱装置

(1) 取鍋

取鍋は本法の成否を決める重要な設備構成要素である。周知のように、このプロセスでは、取鍋は精錬炉としての役割と注入の役割を兼ねるが、その形状はむしろ攪拌効果と経済性の観点から決められている。

B. HANÅS<sup>12)</sup> によれば、取鍋内鋼浴の直径 (D)/高さ (H) 比と攪拌力の関係は図 2 に示すとおりであり、また設備費は取鍋直径が大きくなるに従って増加する。一方、電気炉においてよく議論の対象になる耐火物指数  $R_i$  を適用して、耐火物寿命 (L) を (1) 式のように表わしている。

$$L = k + \frac{1-k}{R_i} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 $R_i (=P \cdot U/a^2)$  : 耐火物指数、 $a$  : 電極一取鍋壁間の距離、 $P$  : アーク電力、 $U$  : アーク電圧、 $k$  : 補正項 (耐火物寿命に影響する耐火物の材質、使用フラックスの組成などを考慮したもの)。

上式から、 $k$  値を適当に想定することにより、電極の P.C.D (pitch circle diameter) を一定としたときの  $L$  を算出すれば、取鍋直径の拡大による耐火物原単位の低減を推定できる。したがって、経済性では、 $D/H$  の増大による設備費の増加と耐火物寿命との均衡点が最適になるが、 $k$  値の選定は今後の操業経験に負うところが大きく、また攪拌力と冶金効果との関係もまだあまり明確にされていないため、ASEA では、図 3 に示すように、 $D/H \cong 1$  を基準においている<sup>13)</sup>。極端な例として、水島

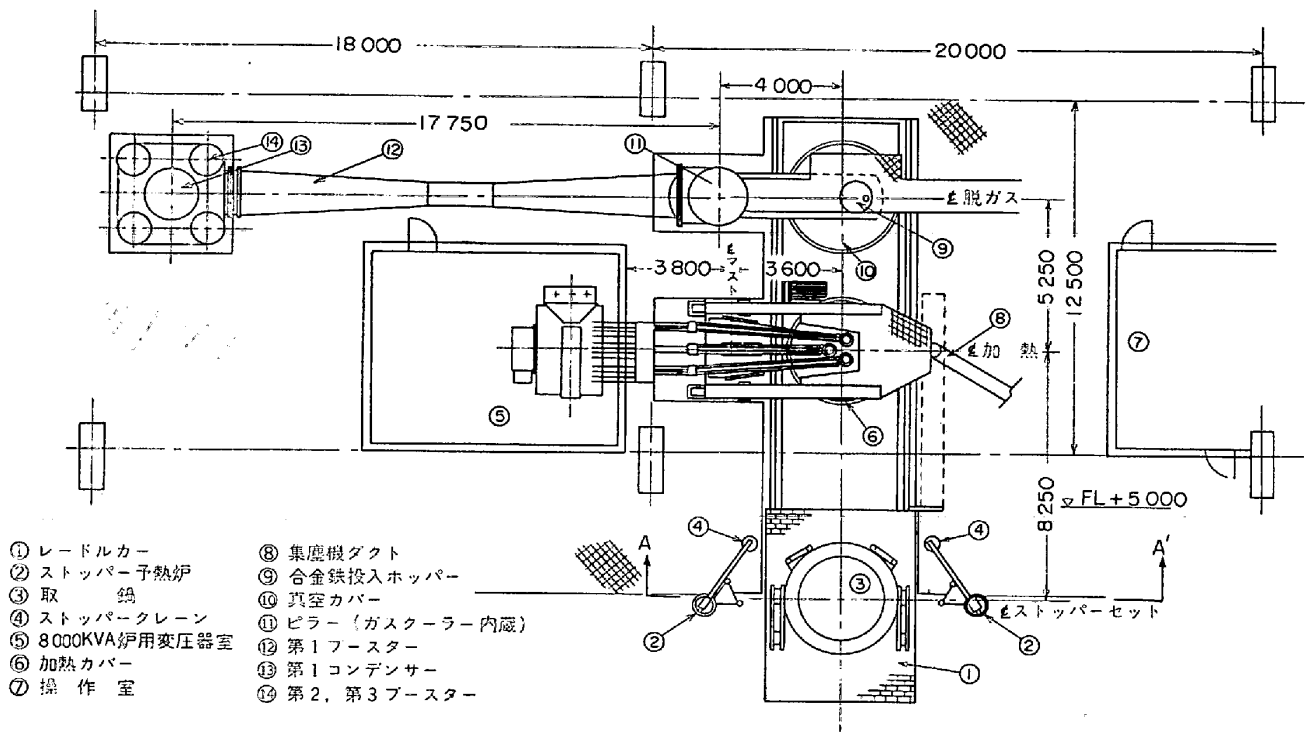


図1 川鉄水島 100t LRF 配置図 (a)

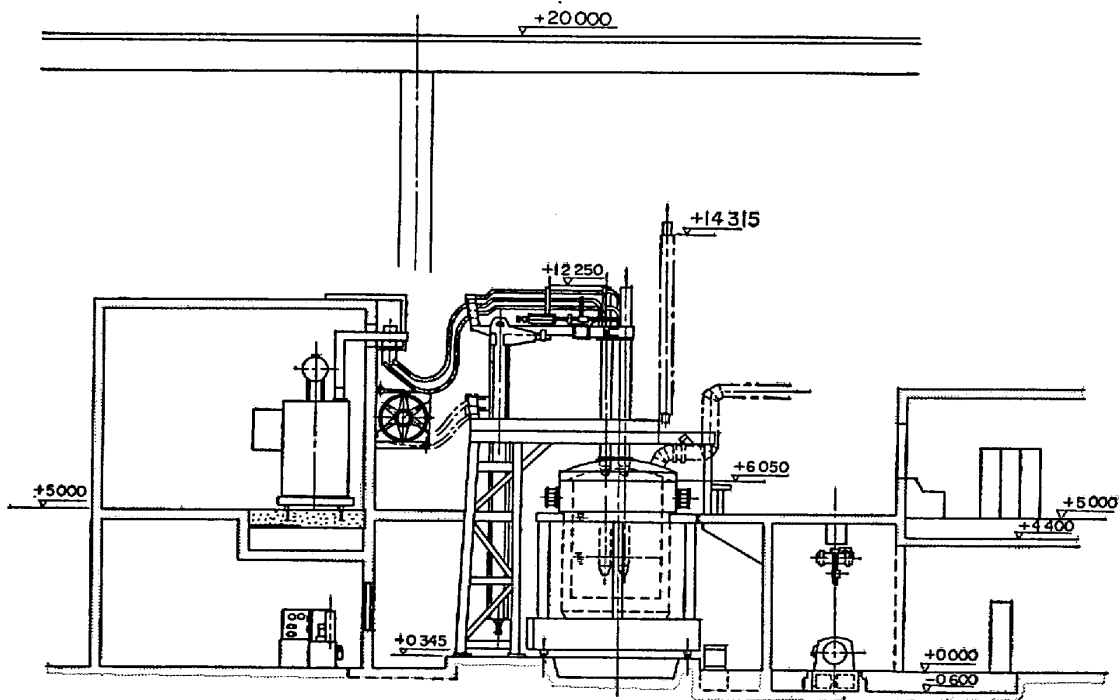


図1 A-A' 視 (b)

100 t LRF を兼用する 30 t 取鍋では、 $D/H \cong 3.8$  であるが、操業および品質上問題ないことから考えると、形状の決定に対しては、経済性を重視すべきだと思われる。

取鍋形状は普通の逆錐形を採用せず、円筒形が標準に

なっている。これは、①取鍋価格の上昇、②スターラーの逆錐化による製作上の困難さと価格の上昇などの問題を考慮しているためである<sup>12)</sup>が、②は後述の直線形スターラー (straight stirrer) を採用することによつて解決されるので本質的な問題とは思われない。

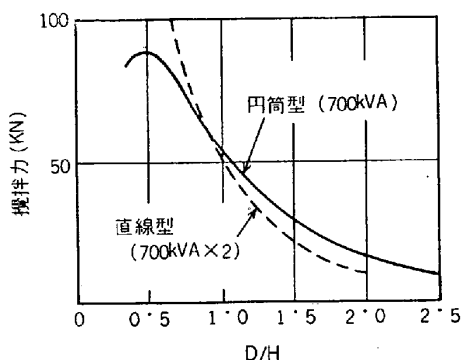


図2 鋼浴直径Dとコイルの高さHとの比と全攪拌力の関係<sup>12)</sup>

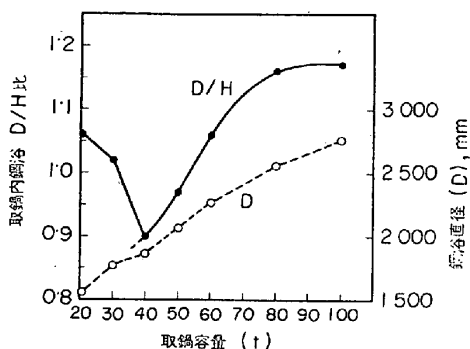


図3 取鍋容量と D/H 比およびDの関係<sup>13)</sup>

取鍋はスターラーの高さに相当する胴部が非磁性鋼板(18-8 ステンレス鋼)製で、上端フランジは水冷され、脱ガスカバーのV形パッキングの焼損防止と経年変化による歪の発生を抑える配慮がなされている。

ストッパーは精錬終了後セットされるので、精錬前にはあらかじめ調整した位置に確実に嵌合するようにガイドが設けられ、ペンシル形電動モーター(electric cylinder)により昇降する構造である。

(2) アーク加熱装置

加熱装置は電気炉と類似しているが、台車走行式の場合は炉蓋旋回の必要がないので、構造は簡単であり、変圧器容量はスクラップ溶解ほどの投入電力を要せず、したがって電極も小径でよい。しかし、電極の昇降ストロークは、取鍋の free board および処理溶鋼量の範囲を大きくするのが通例であるから、比較的大きく、小径電極のわりに電極把持器下が長いので、折損の危険性が増す。

変圧器容量は工場の特殊性、たとえば合金鉄添加量、目標昇温速度などの因子のほか耐火物指数も考慮に入れて決定すべきである。水島 100 t を例にとつて指数を試算すると、最高電力水準の場合(有効電力=9.6MW, アーク電圧7.7MW, アーク電圧 114V),  $R_i=380$  にな

り、通常電気炉においてホットスポットが発生するといわれている  $R_i=400$ <sup>14)</sup>に近い値になる。われわれの操業経験から見て、これより低い電力水準でも耐火物の選定によつてはホットスポットが生ずることもあるので、変圧器容量を大きくするには、D/H を大きくするか、電極の P.C.D をできるだけ小さくする必要がある。

一方、熱効率は 100 t 取鍋の場合通常 30% 程度で、大量の合金鉄を添加する場合でも 50% 程度である。これはスクラップ溶解と異なり、常に flat bath であるため、被熱物に対する熱伝達がよくないこと、熱放散量が大きいこと、毎回耐火物がかなり低温まで冷却されることなどの理由による。

Y. SUNDBERG<sup>15)</sup>は、耐火物による電力損失を(2)式により算出している。

$$W_h \cong \lambda \cdot \frac{\theta_p}{\Delta_2} + (\theta - \theta_p) \cdot 2 \sqrt{\frac{C\lambda t}{\pi}} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $W_h$ :ライニングの単位面積当りに放散される熱量(電力換算,  $W_s/m^2$ ),  $\lambda$ :ライニングの熱伝導度( $W/m \cdot ^\circ C$ ),  $\theta_p$ :ライニングの表面予熱温度( $^\circ C$ ),  $\Delta_2$ :ライニング半径方向の厚み(m),  $t$ :溶鋼が装入された瞬間からの時間(sec),  $\theta$ :装入時の溶鋼温度( $^\circ C$ ),  $C$ :ライニングの比熱( $W_s/m^3 \cdot ^\circ C$ ).

上式から、100 t 取鍋について、 $\Delta_2=0.2m$ ,  $t=1hr$ ,  $\lambda=1.5 W/m \cdot ^\circ C$ ,  $\theta_p=800^\circ C$ ,  $\theta=1600^\circ C$ ,  $C=2.1 \times 10^6 W_s/m^3 \cdot ^\circ C$ として平均電力損失を算出すれば、1400 kW, 65 $^\circ C$ の温度降下)になる。

つぎに、2次電圧の選定が重要であるが、一般的な考え方としては、精錬全期を通じて flat bath のため、低力率 short arc 操業が望ましい。したがって、取鍋直径と耐火物指数などから決まる容量に対して、電極の許容限界電流を適用して決定されるべきである。ちなみに、水島 100 t は、180~280 V (2次電流 22 600 A), Allegheny Ludlum は、同容量の 8 000 kVA に対して、161~259 V になつている<sup>16)</sup>。

2.2.3 脱ガス装置

脱ガス装置は、取鍋自体を真空容器とし、内面をキャスタブル耐火物でライニングした真空カバー(取鍋上端との接触面にV形パッキングが取り付けられている)、合金鉄投入ホッパー、ガスクーラー、蒸気エジェクターなどから構成されている。

取鍋は真空容器を兼ねるから、通常取鍋と異なつて通気孔がなく、またノズル取付部分もモルタルによつて気密が保たれるように配慮しなければならない。このためノズル羽口周りを薄鋼板でシールすることもあるが、保守が面倒なため、むしろエジェクターの排気能力に余

裕をもたせ多少のリークを吸収できるようにすることが望ましい。

真空カバー下端のV形パッキングを遮熱するため、真空カバーの昇降に従って開閉可能な水冷構造の flange protector および空冷装置が備わっている。真空カバー上端-lid bridge (排気ダクトを兼ねた真空カバーの支持梁) とのシール部 (O-リング) と取鍋フランジの調整は大径のベローズによつて行なわれ、O-リングの面圧はスプリングによつて与えられる構造である。

蒸気エジェクターの排気能力は沸騰の強さが顕著な圧力範囲を大きくとる必要がある。操業経験からいつて、沸騰が最も強い時期は 30~0.5Torr であり水島 100 t では、1 Torr で 300 kg/hr (空気換算)、0.05 Torr で 40 kg/hr の能力をもたせている。到達真空度に関して、T. E. PERRY<sup>17)</sup>は、製品の非金属介在物が真空度とその保持時間に影響されることを報告しているが、冶金効果については明確な結論は得られておらず、むしろエジェクターの経年劣化あるいはリーク量の増大の点からゆとりをもたせて設計すべきだと考える。

2.2.4 電磁誘導攪拌装置

(1) 攪拌原理

最も多用されている円筒形スターラーの攪拌原理について考える。コイルは4層とし、図4のように A<sub>1</sub>-A<sub>2</sub>, B<sub>1</sub>-B<sub>2</sub> がそれぞれ一対になつて、Ⓐ, Ⓑの発電機に結合されて 1~2Hz の交流が供給され、これらは  $\pi/2$  の位相差 (ここでは、BがAより  $\pi/2$  進んでいるものとする) をもたせてある。いま、X-X' 断面に注目して電流の向きを図のように定め、N極付近における取鍋壁近傍の溶鋼を考えれば、この付近ではフレミング右手の法則により溶鋼中にⓄ方向の誘導電流が流れる。(磁界は固定で溶鋼が下向きに動くと仮定する) この電流と磁界によりフレミング左手の法則による力(F)が上向きに働ら

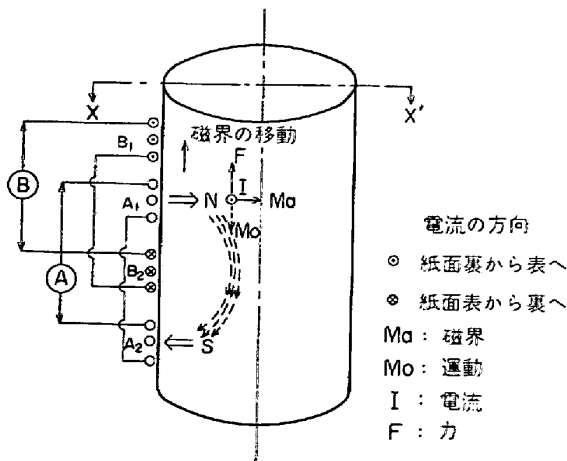


図4 溶鋼攪拌原理説明図

き、これが溶鋼の攪拌力になる。したがつて、磁界を上向きに移動できれば、溶鋼は同じ方向の力を受けて移動磁界と同一方向に運動し、押し上げられた溶鋼によつて取鍋中心付近の溶鋼は自然に下降する。

図5は移動磁界発生の説明図である。図中○印はコイル断面を示しており(実際の一層当りコイル数は約40巻)、波形との対応から磁界 N-S の移動が理解される。この説明は、溶鋼を取鍋側壁に沿つて上昇させ、中心付近に下降流を生ぜしめる場合(この運動を正転と呼ぶ)であるが、これを逆転させるには、Aの位相をBに対して  $\pi/2$  進めればよい。

(2) 装置

a. 形式

スターラーの形式は、攪拌コイルと低周波の発生装置について次のように分類される。



b. 低周波の発生

MG方式の概念図を図6に示す。機械的に  $\pi/2$  の位相差をもたせた2台の低周波発電機で1~2Hzの低周波を発生させ、その交流を整流、平滑化し、この出力を磁気増幅器および励磁機で増幅した後、2台の発電機の界

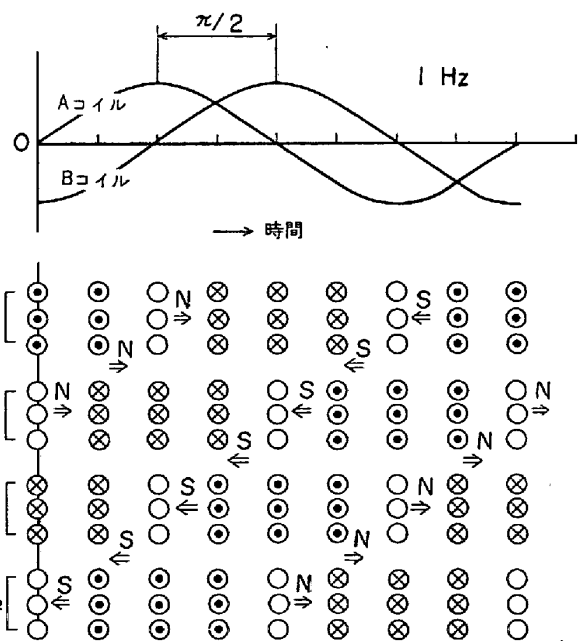
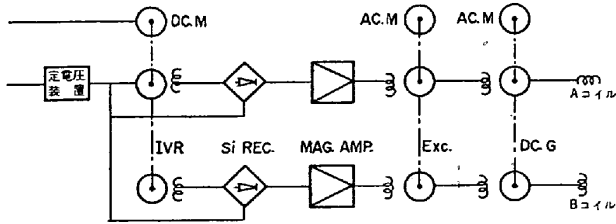


図5 移動磁界発生の説明図



DC. M : DC モーター, AC. M : AC モーター, IVR : 低周波発生装置, Si. REC : Si 整流器, MAG. AMP : 磁気増幅器, Exc : エキサイター, DC. G : DC 発電機

図6 スターラー低周波発生装置概略図

磁巻線に加え、その出力を攪拌コイルに与えて移動磁界をつくる。

c. 攪拌コイル

サイリスタ方式は高価であるが、回転機を使用しない点で保全が容易であり、今後しだいに多く採用されていくであろう。

攪拌コイルは円筒形の使用実績が多い。しかし二面方式の直線形は円筒形に比較して高価ではあるが、いくつかの特徴をもっている。すなわち、

- ① 取鍋を側面からスターラーまで移動できるので、クレーンの揚程が低くてよく、取鍋吊り上げトラクションの配置が容易、取鍋傾動装置の取付が可能など、構造的に有利である。
- ② 取鍋から漏鋼した場合、スターラーと取鍋の分離

が容易にできる。

- ③ 二面方式の場合、4種の攪拌方法が可能。(フローパターンについては、図7参照)などの利点をもっている(10)(12)(18)、今後は多く採用されていくであろう。

攪拌コイルは、円筒形の場合、通常4層に分割されており、各層は絶縁されたAlフラットバーが螺旋状に巻かれ、5~6枚おきにこれを冷却する水冷角銅管が挿入された構造で、内側は取鍋からの輻射熱および漏鋼時のコイル溶損防止を目的とした耐火断熱ライニングが施され、外側は磁束を集束する働らきをもつ軟鋼板製ラミネートヨークが一定の間隔で取り付けられている。

(3) 攪拌速度

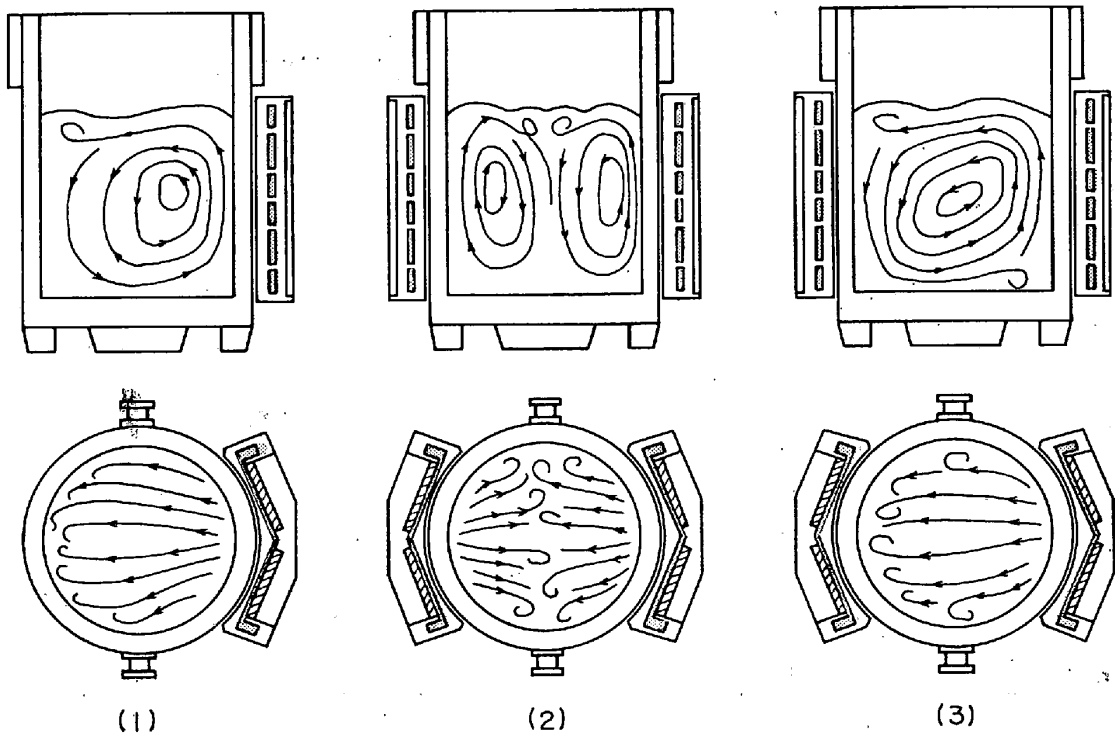
スターラーの攪拌力と溶鋼の流動速度について、Y. SUNDBERG<sup>18)</sup>は次のように解析している。

円筒形スターラーと取鍋内鋼浴との位置関係を図8のように定める。スターラー表面における移動磁界の振幅  $H_{z0}$  は(3)式により、またその時間、位置による変化は(4)式で表わされる。

$$\hat{H}_{z0} = A_s \sqrt{2} \cdot f_1 \dots\dots\dots (3)$$

$$H_{z0} = \hat{H}_{z0} \cos\left(\frac{\pi Z}{\tau} - \omega t\right) \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $A_s$  : AT/m,  $\tau$  : スターラーの pole pitch (スタ



(注) 円筒型は(2)または(2)の逆(平面パターンは全周から中心へ向かう流れ)  
 一面直線型は(1)または(1)の逆  
 二面直線型は(2)、(3)またはそれらの逆が可能

図7 スターラーによるフローパターン<sup>18)</sup>

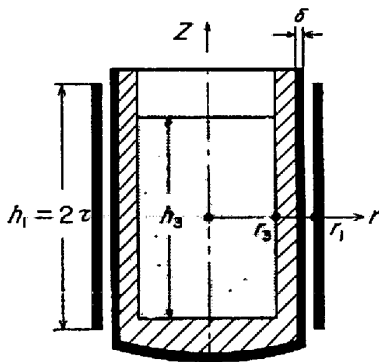


図 8 円筒型スターラーの基本構成<sup>18)</sup>

ラーの全高は  $2\tau$ ),  $f_1$ : 巻線係数 (winding factor),  $\omega_1$ : 角速度,  $t$ : 時間,  $Z$ :  $Z$  方向の距離.

次に移動磁界により溶鋼中に誘起される電界によつて流れる電流密度  $S$  は, MAXWELL の第 2 法則から計算される. ((5)式)

$$\rho \cdot \text{curl } S = -\mu_r \mu_0 \frac{\delta \vec{H}}{\delta t} \dots\dots\dots (5)$$

ここで,  $\rho$ : 溶鋼の固有抵抗率,  $\mu_r$ : 比透磁率,  $\mu_0$ : 真空透磁率.

一方, 磁界成分  $H_z, H_r$  は, MAXWELL の電磁方程式から計算され, それぞれ(6)式および(7)式で表わされる.

$$H_z = \hat{H}_{z0} \frac{I_0\left(\frac{\pi r}{\tau}\right)}{I_0\left(\frac{\pi r_1}{\tau}\right)} \cos\left(\frac{\pi Z}{\tau} - \omega_1 t\right) \dots\dots\dots (6)$$

$$H_r = \hat{H}_{z0} \frac{I_1\left(\frac{\pi r}{\tau}\right)}{I_0\left(\frac{\pi r_1}{\tau}\right)} \sin\left(\frac{\pi Z}{\tau} - \omega_1 t\right) \dots\dots\dots (7)$$

ここで,  $I_0, I_1$ : それぞれ 0 次および 1 次の変形ベッセル関数,  $r_1$ : コイルの内半径.

これらの移動磁界と電界との相互作用によつて単位体積の溶鋼に作用する力  $\vec{f}$  は(8)式によつて計算される. さらに上述の諸式から, この力の  $Z$  方向成分は(9)式で表わされるが,  $f_z$  は単位体積当りの力であるから, 取鍋ライニング-溶鋼の接触面積  $1\text{m}^2$  当りを通して溶鋼に働らく力  $\vec{f}_z$  を求めると, (10)式が得られる.

$$\vec{f} = \vec{S} \times \vec{B} \dots\dots\dots (8)$$

$$f_z = \mu_r \mu_0 \cdot 2\alpha_3^2 \frac{\tau}{\pi} \hat{H}_{z0}^2 \left[ \frac{I_1\left(\frac{\pi r}{\tau}\right)}{I_0\left(\frac{\pi r_1}{\tau}\right)} \right]^2 \sin^2\left(\frac{\pi Z}{\tau} - \omega_1 t\right) \dots\dots\dots (9)$$

$$\vec{f}_z = \mu_r \mu_0 \alpha_3^2 \frac{r_3 \tau}{\pi} \hat{H}_{z0}^2 \left[ \frac{H_{z3}}{H_{z0}} \right] \Phi\left(\frac{\pi r_3}{\tau}\right)$$

$$\sin^2\left(\frac{\pi Z}{\tau} - \omega_1 t\right) \dots\dots\dots (10)$$

ただし,

$$\Phi\left(\frac{\pi r_3}{\tau}\right) = \left[ \frac{-J_1\left(j \frac{\pi r_3}{\tau}\right)}{J_0\left(j \frac{\pi r_3}{\tau}\right)} \right]^2 - \frac{-J_2\left(j \frac{\pi r_3}{\tau}\right)}{J_0\left(j \frac{\pi r_3}{\tau}\right)} \dots\dots (11)$$

$$\alpha_3 = \sqrt{\frac{\omega_3 \mu_r \mu_0}{Z \rho}} \dots\dots\dots (12)$$

ここで,  $J_0, J_1, J_2$ : それぞれ 0, 1, 2 次のベッセル関数,  $B (= \mu_r \mu_0 H)$ : 磁束密度.

つぎに, (10)式を一周期について平均すると(13)式が得られ, これが平均攪拌力である.

$$\bar{f} = \mu_r \mu_0 \alpha_3^2 \frac{r_3 \tau}{2\pi} \hat{H}_{z0}^2 \left[ \frac{H_{z3}}{H_{z0}} \right]^2 \Phi\left(\frac{\pi r_3}{\tau}\right) \dots\dots\dots (13)$$

一方, この力によつて流動する溶鋼の速度分布を(14)式のように仮定する. ただし,  $\bar{V}$  は溶鋼円柱表面におけ

$$V = \bar{V} \left[ 2 \left( \frac{r}{r_3} \right)^2 - 1 \right] \dots\dots\dots (14)$$

る速度である.

高さ方向  $1\text{m}$  当りの溶鋼が受ける電磁力は,  $1\text{m} \times 2\pi r_3 \times \bar{f}$  であるから, 取鍋底部から鋼浴表面まで移動する間になされる機械的仕事  $W_m$  は, (15)式で表わされる.

$$W_m = \bar{f} \cdot 2\pi r_3 \cdot 2\tau \dots\dots\dots (15)$$

つぎにこの溶鋼に蓄えられる運動エネルギー  $W_r$  は(16)式で表わされ,  $W_m$  と  $W_r$  を等置すれば, 攪拌力と線速度の関係が得られる.

$$W_r = \int_0^{r_3} 2\pi r dr \cdot \frac{\rho_d V^2}{2} = \frac{\pi}{6} \rho_d \bar{V}^2 \cdot r_3^2 \dots\dots\dots (16)$$

$$\bar{f} = \frac{\rho_d \bar{V}^2 r_3}{24 \tau} \dots\dots\dots (17)$$

(13)式から, 攪拌力は  $(H_{z3}/H_{z0})^2$  に比例し, したがつて,  $r_3/\tau$  と  $r_1/\tau$  の差が小さいほど, またスターラーの高さ ( $2\tau$ ) が高いほど強く, (12)式から周波数に比例することが理解される.

以上の諸式から, 水島 100 t LRF における  $\bar{f}$  および  $\bar{V}$  を下記の数値を使つて試算すれば,  $\bar{f} = 256 \text{ N/m}^2$ ,  $\bar{V} = 0.92 \text{ m/sec}$  になる. この流速は, 速度分布を(14)式とすれば,  $1.34 \text{ m}^3/\text{sec}$  ( $\cong 550 \text{ t/min}$ ) の環流速度に相当することになる. この値は, 大井ら<sup>20)</sup>が水島 100 t LRF において  $^{60}\text{Co}$  を用いて測定した環流速度(表 3)

表 3 水島 100 t LRF の循環速度<sup>20)</sup>

モデル	循環時間 (sec)	環流速度 (t/min)
完全混合槽列	65.6~73.3	91.4~81.4
拡散	84.0	71.4



表 4 スターラー形式と見掛混合係数の関係<sup>18)</sup>

スターラー形式	見掛混合係数* $\times 10^{-3}$	備 考
1 面式直線形スターラー	9.35	攪拌形式図-7 (2) 〃 (3)
2 面式直線形スターラー (a)	9.71	
〃 (b)	12.36	
円筒形スターラー (a)	7.39	$h_1 = h_3$ $h_1 = 0.77 h_3$ $h_1 = 0.61 h_3$
〃 (b)	5.73	
〃 (c)	4.59	

\* KOH 水溶液の表面に CO<sub>2</sub> を導入し、pH 値の変化の速さから求めたもので、相対的な値である。

と比較すると著しく過大である。ちなみに、測定結果から環流速度を 85 t/min として、 $\bar{V}$ 、 $\bar{f}$  を逆算すると  $\bar{V} \cong 0.13 \text{ m/sec}$ 、 $\bar{f} \cong 52 \text{ N/m}^2$  となり、かりにこの値と前述の  $\bar{f}$  の計算値の比を効率とみなせば、約 20% になる。 $(\bar{f}, \bar{V})$  の計算に使用した数値は次のとおり;  $r_1 = 1.77 \text{ m}$ 、 $r_3 = 1.36 \text{ m}$ 、 $\tau = 1.28 \text{ m}$ 、攪拌コイルの巻数 = 61 T/m、 $\mu_r \mu_0 = 1.26 \times 10^{-6} \text{ H/m}$ 、 $\rho = 1.4 \times 10^{-6} \Omega \text{ m}$ 、 $\omega_3 = 2\pi \text{ sec}^{-1}$ 、 $\rho_d = 6900 \text{ kg/m}^3$ 、スターラーの電流 = 1200 A、 $f_1 \cong 1$ )

いずれにしても LRF の環流速度は、RH 脱ガスにおける 60~100 t 取鍋の 20 t/min、150~200 t 取鍋の 40 t/min にくらべ、かなり大きな値であるといえる。

中西ら<sup>21)</sup>は各種脱ガス法の均一混合時間  $\tau$  を溶鋼に与えられたエネルギー密度  $\epsilon$  (w/t) によつて図 9 のように整理し、 $\tau \propto \epsilon^{-0.45}$  によつて統一的に表現している。この事実は、後述の Al 脱酸と攪拌エネルギーとの関係と符合して興味深い。

実際操業上重要なことは、表 4<sup>18)</sup> に示されたスターラーの長さ ( $h_1$ ) と鋼浴の長さ ( $h_3$ ) の相対的な関係であつて、過装入によつて  $h_1 < h_3$  になると鋼浴表面層付近の流動が不十分になり、アーク熱が鋼浴全体に伝えられず、いわゆる上熱現象を起こすことがある。また、表 4 によれば、二面方式の直線形スターラーによる見掛混合係数が最も大きく、Y. SUNDBERG の円筒形との比較計

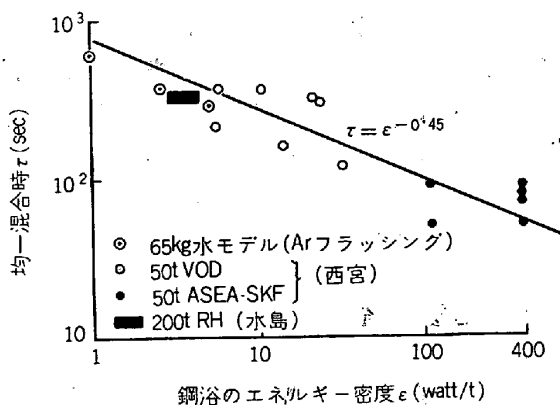


図 9 各種プロセスの均一混合時間と攪拌力<sup>21)</sup>

算結果と必ずしも一致していない。このことは前述の攪拌効率の試算結果と考えあわせて取鍋内溶鋼の流動状態が複雑であることを示唆している。

### 2.2.5 付帯設備

#### (1) ストッパー挿入装置

このプロセスでは、アーク加熱を行なうこと、溶鋼の滞留時間が長いことなどから、精錬中にストッパーを装填しないことが必須条件になるため、空鍋であらかじめストッパーを調整しておき、精錬終了後油圧により溶鋼中へ挿入する独特の方法が特異なものとして注目されたが、Oxelösunds ではスライディングゲートを採用しており、これが普及した現在では、意義が薄れてきた。

この操作は、当初非常にむずかしいように思われたが、通常のストッパーセットと何ら変わらず、事故率は 100 t 取鍋で、0.2% 程度である。したがつて、旧来のストッパーかスライディングゲートのいずれを採用するかは、精錬中の漏鋼防止、注入性、および経済性の観点から検討さるべき問題である。

#### (2) その他

アーク加熱を行なうのであるから、溶鋼およびスラグの状態によつて、加熱中赤煙または白煙を多少発生することは避けられない。電極孔周り、取鍋と炉蓋間のシーリングを完全にすることはむずかしいので、小型の集塵装置を取りつけることが望ましいが、通常の電気炉と異なり、侵入空気も少ないため小容量の排風機を備えればよい。ちなみに、水島 100 t LRF では、200m<sup>3</sup>/min (at 130°C) のバグフィルターを設けているが、実際のダンパー開度は 20% 程度で完全に集塵できる。

## 3. 操 業

### 3.1 操業概要

このプロセスは、すでに特徴の一つとして述べたように融通性に富む装置であるから、適用鋼種、溶解炉との関係などその工場の特殊性によつて、精錬の進め方は各種の方法が生まれる。したがつて、ここでは、水島での操業経験を中心に述べる。

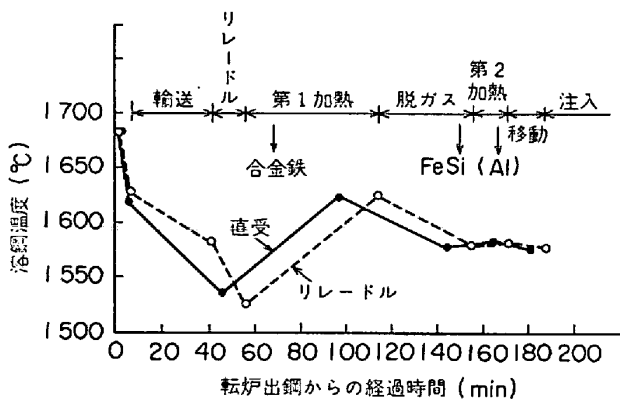


図 10 100t ASEA-SKF プロセスにおける溶鋼温度推移

図 10 は、水島 100 t LRF における標準的な精錬プロセスと溶鋼温度推移を示す。200 t LD 転炉の母溶鋼を 1/2 heat 受鋼するが、鋼種によつて LRF 専用取鍋を転炉下まで運搬して直接受鋼する場合(直受)と普通取鍋にいつたん受鋼した後、LRF において専用取鍋に移し替える場合(ノズルによるリレードル)の二通りの受鋼方式をとつている。除滓方法としては、リレードルかあるいは電気炉との組合せでは除滓出鋼を行なつていくところが多いが、取鍋内に容器を押しこんで表層のスラグを吸いこむ pressure pot 方式 (Hellefors)<sup>22)</sup>、取鍋を台車上で傾動して除滓する方式<sup>23)</sup>などの方法も用いられている。

第 1 加熱における昇温曲線は、受鋼方式によつて異なり、直受の場合には、約 3km の距離を輸送する間にライニングが蓄熱するため、加熱開始とともに昇温するが、リレードルの場合には約 10~15 min 程度昇温が見られない。この期間の消費電力は、約 1 100~1 600 kWh に相当し、前述の Y. SUNDBERG<sup>16)</sup>が試算したライニングへの損失熱にほぼ一致する。昇温速度は、初期を除けば、100 t の溶鋼に対する投入有効電力 6.5MW のとき約 2°C/min である。

脱ガス時間は、100 t で 30 min、30 t では 15 min を標準にしている。脱ガス前が半脱酸のときは、溶鋼は取鍋壁付近で大きな波になつて立上り、中心付近に落下するような強い沸騰状況を示し、時には取鍋が揺れることがある。脱ガスによる温度降下は、この沸騰程度に左右されるほか、脱ガス前の加熱時間、処理重量などにも影響され、100 t 取鍋-半脱酸処理の場合、(17)式で表わされる<sup>24)</sup>。

$$\Delta T = -660 - 0.086x_1 - 0.26x_2 + 0.45x_3 \dots (18)$$

$\Delta T$ : 脱ガス前後の温度差 (°C)

$x_1$ : 第 1 加熱時間 (min)

$x_2$ : 処理重量 (t)

$x_3$ : 脱ガス前の溶鋼温度 (°C)

[Si]  $\cong$  0.05% 程度の半脱酸では、30 Torr 付近からしだいに沸騰が強くなり、5~0.5 Torr 付近で最大になつた後、時間の経過とともに弱まり、取鍋壁付近だけの小さい動きになる。沸騰が激しく、真空カバーまで大きなスプラッシュがはねることがあるので、状況によりエジェクターの段落しあるいはリーク弁によつて真空度の調整を行なう必要がある。

脱ガス時の脱炭量は、脱ガス前の脱酸度、スラグ量ならびに組成、溶鋼中の Cr% などによつて左右される。一例として、100 t 取鍋における脱ガス前溶鋼の [Si%] と脱炭量 [4C%] の関係を示せば、(19)式のとおりである<sup>25)</sup>。

$$\log [4C\%] = -1.01 \log [Si\%] - 2.64 \dots (19)$$

脱炭量は、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。これは半脱酸処理の場合、[C] は [Si] の一部とともにスラグ中の (FeO)、(MnO)、(Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) の還元に寄与しているためであり、また脱炭量のばらつきは、[Si%] の減少とともに大きくなるが、これはスラグの組成変動が大きくなるためと考えられる。

第 2 加熱は、成分、温度調整の有効な一つの段階であるが、鋼種と経験によつては、必ずしも必要ではない。

成分、温度調整後、保温材を投入してストッパーが挿入されるが、ストッパーセットの良否はあらかじめ定められたストロークとの比較から判断できる。

溶鋼の攪拌は、測温時以外の精錬全期を通じて行なわれるが、ストッパーセット 10~20 秒前には停止しなければならない。これはスターラー停止後も溶鋼の運動が若干継続するためストッパーが流されるからである。また、溶鋼の運動方向は、正逆転自在であるが、加熱中はアークによつて加熱された高温の溶鋼およびスラグが取鍋壁方向に流れ、耐火物の溶損が増大するのを避ける意味から、正転を選択する必要がある。

注入に先だつて、ノズル充填物を適当な治具で完全に除去し、捨湯を行なつて、ノズルの洗滌とストッパーの開閉を確認した後注入に移行する。注入に当つて、空気による再酸化を避けるため、Ar 雰囲気、その他の方法で溶鋼の保護に努めることは通常の造塊作業と同じである。溶鋼の温度は均一で、取鍋耐火物も十分蓄熱しているので取鍋地金付は全く起こらない。

### 3.2 耐火物

図 11 は、水島 100 t 取鍋の煉瓦張要領を示す。数回にわたる改訂を重ねた現在の標準であるが、耐火物の寿

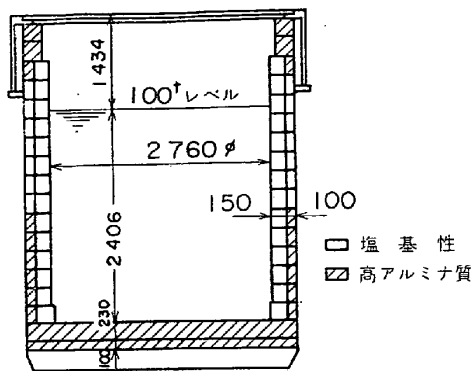


図 11 100t 取鍋煉瓦張要領

命は、使用条件、製造メーカーなどによつて大きく左右されるので、築炉方法、煉瓦材質の選定は、その工場の使用条件に適合するよう試行錯誤によつて進めていくべきものと考えられる。一般的にいつて、LRFの取鍋内張煉瓦として備えるべき条件は、

- ① 苛酷な加熱・冷却サイクルに耐えること。
- ② 高温の溶鋼、溶滓に長時間さらされ、かつ煉瓦表面層は常に溶鋼流に洗われるので、強い耐食性を有すること。
- ③ スラグライン上方の壁もアークの影響を強く受けるので、電気炉のホットスポットと同様の配慮が必要。

などに要約される。①と②の条件は、一般的に同時に満足させることはむずかしく、経済性を考慮に入れて選定すべきであろう。

B. SJÖDINら<sup>26)</sup>は、マグネシア煉瓦に対する実際の使用条件の影響を解析し、寿命に影響する因子として、(i) 溶剤使用量、(ii) スラグ量、(iii) 合金鉄添加量、(iv) 在炉時間、(v) スラグ中の $(Al_2O_3\%)$ 、などを認めている。(i)~(iv)は当然予想されるところであるが、特に $Al_2O_3$ の影響は、実験室における回転炉試験の結果でも明らかにされている。しかし、当社では加熱カバーは耐スポール性、取鍋底部は側壁の塩基性レンガの耐用回数とのバランスから高アルミナ質煉瓦を採用している。

水島で使用中の塩基性煉瓦は、下記の品質特性を有する高温焼成ダイレクトボンドのMg-Cr煉瓦であるが、これに次いで良好な寿命を示したのは、タール含浸ドロマイト配合マグネシア煉瓦( $MgO \cong 90\%$ 、 $CaO \cong 7\%$ )であり、マグネシア煉瓦はスポーリングのため使用に耐えなかつた。

<Mg-Cr 煉瓦の品質特性>

耐火度	SK>36	MgO	76(%)
見掛気孔率	15%	$Al_2O_3$	7

嵩比重	3.06	$Cr_2O_3$	10
圧縮強さ	472 kg/cm <sup>2</sup>	$SiO_2$	2
荷重軟化点	> 1650°C	CaO	1

水島 100 t 取鍋の平均煉瓦原単位は、8.9 kg/t、在炉時間当りで6~7 kg/min、電力量当りで見ると、0.10~0.12 kg/kWHの実績である。

ノズル、ストッパーの材質は、ブローティング性のシャモット質を使用しているが、全く問題ない。ストッパーは、精錬中約350°Cに予熱しているが、溶鋼中に挿入する際の熱衝撃の点だけから見れば、必ずしも必要ないと思う。

ノズルは、精錬中珪砂などで充填されているが、その要領は操業経験から各社とも工夫しているようである。図12はAllegheny Ludlumの方法<sup>16)</sup>で、とくに85%アルミナプラスチック製のプラグを介させた漏鋼対策が注目される。これに対して水島では下部のエンドプラグにキャストブル製のプラグを用い、内部は黒鉛と珪砂を混合したものを充填する方法をとっているが、とくにエンドキャップは漏鋼防止の点から工夫を要する。下部のスティールウールは、充填される珪砂と黒鉛の混合物のつき固めを適度にするための緩衝の役を果たす。この充填物は、注入直前に除去されるが、開孔の難易は、黒鉛の配合比、充填の時期、搗き固め方などによつて左右されるので、よく習熟しなければならない。

一方、加熱カバーは、毎回つぎの精錬まで完全開放の状態になるので、とくに耐スポール性を重視しなければならない。このため各社とも $Al_2O_3$ 含有量の差はあつても高アルミナ質煉瓦を一致して採用している。水島では、75% $Al_2O_3$ 質煉瓦を採用し、平均寿命160回、原単位0.47 kg/tの成績を得ている。

真空カバーは、高アルミナ質のラミングまたはキャス

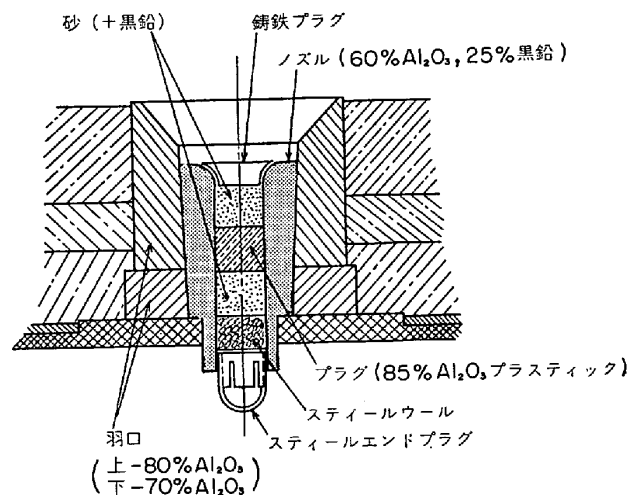


図 12 ノズルセット要領例 (Allegheny Ludlum)<sup>16)</sup>

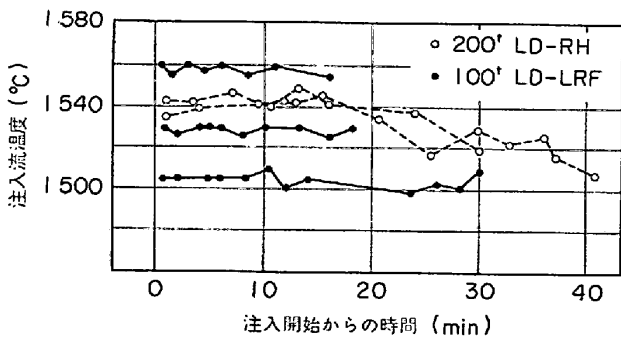


図 13 注入中における注入流の温度変化<sup>24)</sup>

ダブル耐火物でライニングされているが、およそ 60~100 回ごとに吹付補修することによつて 700~800 回程度の寿命が得られる。補修後は取鍋とともに真空排気により乾燥することが望ましい。これに使用する耐火物は、耐食性よりもむしろスプラッシュが付着しにくい材質を選定すべきであろう。

### 3.3 溶鋼温度および成分調整

#### 3.3.1 溶鋼温度調整

LRF は精錬中攪拌が行なわれているので、取鍋内溶鋼の温度分布が一様になり、さらに取鍋煉瓦への蓄熱が十分に進行しているから、注入中の溶鋼流の温度が初期と末期であまり変化しないことが期待される。図 13<sup>24)</sup> は、注入中ノズル直下の溶鋼流に熱電対を挿入して测温した結果である。取鍋容量は異なるが、比較のため RH 法により脱ガスされた 200 t 取鍋の測定結果を併記した。図から明らかのように、注入開始後 20 min 程度までは、200 t 取鍋でもほとんど温度降下が見られないが、それ以降注入完了までに、20~30°C の低下が起こっている。これに対して、LRF 取鍋では、短時間注入の場合はもちろん、30 分でも温度降下は非常に小さい。こ

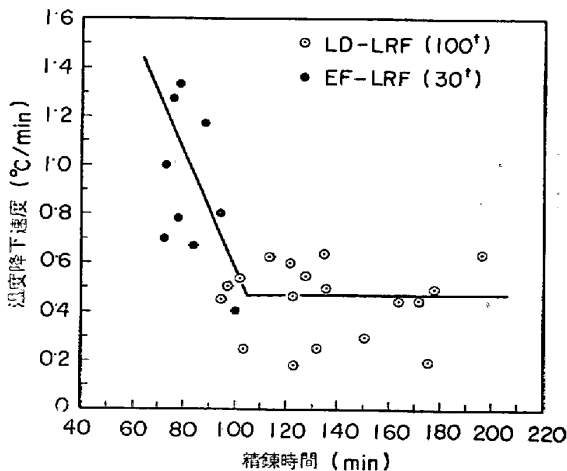


図 14 精錬終了後の取鍋内溶鋼の温度降下速度におよぼす精錬時間の影響

れは RH の場合でも脱ガス中は相当の攪拌があり、均一化は十分行なわれていると思われるが、その後注入完了まで取鍋への蓄熱が進行し、冷却速度が大きいとめと考えられる。図 14<sup>27)</sup> は精錬時間と精錬終了後における取鍋内溶鋼の冷却速度の関係を示しており、温度降下は精錬時間の延長とともに減少し、およそ 100 min 以上でほぼ一定になる。これは前述の注入流の温度変化が小さいことと対応する。

通常、精錬時間は 100 分を超えるから、精錬終了時の溶鋼温度を十分管理すれば、注入温度も管理状態にあるとみなすことができる。われわれの操業経験では、命令精錬終了温度に対する実績温度の差の平均は、+0.8°C (標準偏差=2.3°C, n=200chs.) で尖鋭な分布になつており、±5°C の範囲に十分調整でき、とくに注意深く調整すれば、命令温度に適中できる。この温度調整の正確さと任意の注入温度を選択できることは、後述の非金属介在物の軽減と品質の安定性に対する最も大きな要因の一つと考えられる。

#### 3.3.2 成分調整

溶鋼温度と同様に攪拌による溶鋼成分の均一化も当然期待される。図 15<sup>27)</sup> は水島 100 t LRF における FeCr 溶解均一化時間の測定結果を示しているが、添加完了 9 分後に均一化し、その後の分析値の変動は極めて小さい。

成分調整は、狭い規格範囲に対して意識的に適中させる努力の程度、あるいは溶鋼量の正確な秤量、合金鉄秤量器の秤量精度と炉容との関係などによつて左右されるので、単純に比較できないが、一例として 100 t LRF による A387D の実績を示せばつぎのとおりである。

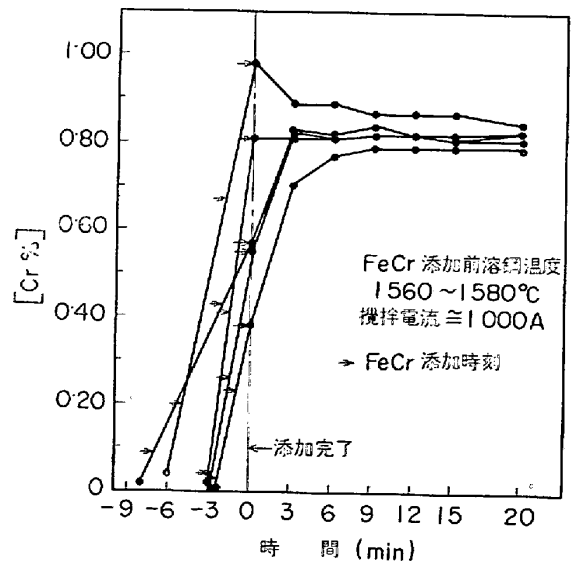


図 15 100t LRF における FeCr 溶解均一化速度

	C	Si	Mn	Cr	Mo	(%)
目標	0.14	0.40	0.55	2.40	1.05	
実績	0.14	0.38	0.52	2.35	1.02	(n=30chs.)
	0.15	0.44	0.56	2.43	1.06	

### 3.4 脱酸

脱酸をどのようなプロセスで行なうかは製造する鋼材の品質要求の主眼をどこにおくかによつて左右される。たとえば、脱ガス効果の主眼を水素におく場合は脱ガス前の脱酸状態を軽度にし、CO 気泡による脱水素反応の促進をはからなければならない。スウェーデンでは、水素があまり問題にならない鋼材に対して、キルド脱ガスあるいは脱ガスを省略して加熱・攪拌のみの精錬を採用しているところが多いが、当社では脱水素を要求される鋼種が多く、したがつてセミキルド脱ガスを基本としている。

#### 3.4.1 C-O 反応

このプロセスのような浴面脱ガスでは、キルド脱ガスの場合でも鋼種によつては僅かながら脱炭が起こるが、これは表面層のスラグが沸騰によつて鋼浴中に巻きこまれてエマルジョン化し、比較的少ない量ながら未還元( $\text{FeO}$ )、( $\text{MnO}$ )などが関与しているためである。脱ガス操作によりスラグの還元がよく行なわれることはその後の酸素再吸収防止という観点から見て重要なことであり、この脱ガス法の一つの特徴である。

LRF における脱ガス後の酸素を脱ガス前の脱酸状態によつて比較すると、図 16 のようであり、キルド状態の脱ガスの方が到達酸素量はおおむね良好で、特に低炭素領域でその差が大きくなつて<sup>27)</sup>。脱ガス中の脱酸の進行状況を真空サンプリング装置によつて測定した結

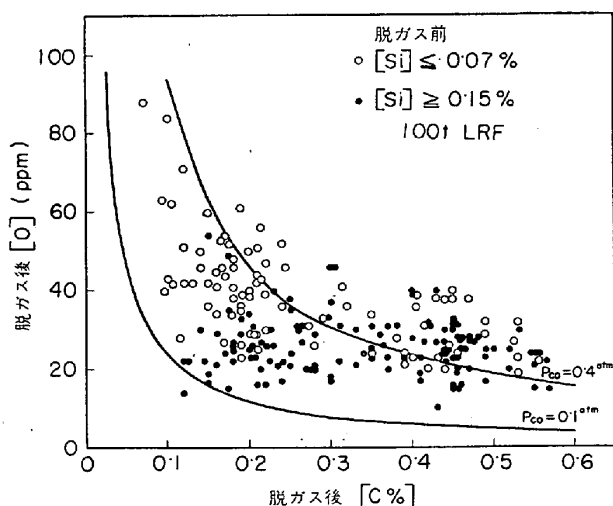


図 16 脱ガス後 [O] と [C], [Si] の関係

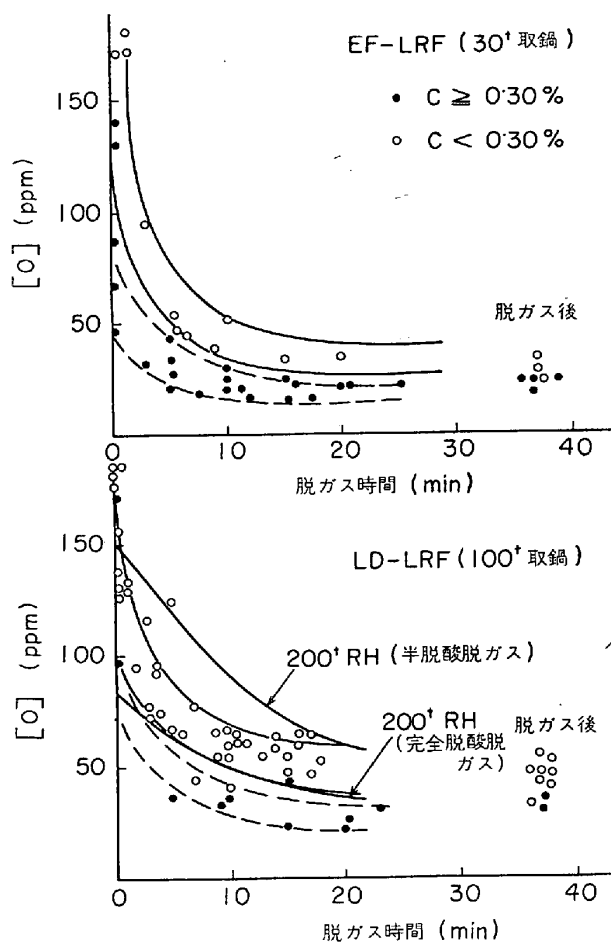


図 17 脱ガス時の脱酸の推移<sup>28)</sup>

果は図 17<sup>28)</sup>に示すとおりである。脱酸は比較的初期の 10~15 min に急速に進行し、その後ゆるやかな推移をたどつており、沸騰状況と対応している。この間、溶鋼中の Si の酸化とスラグ中の ( $\text{FeO}$ )、( $\text{MnO}$ ) の還元が進行している。ちなみに、この脱酸曲線から物質移動容量係数  $k_a$  を求めると、 $1 \sim 5 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$  が得られ、他の脱ガス法と比較して、あまり差はなく<sup>29)</sup>、また  $[\text{C}] \cdot [\text{O}]$  積も  $4 \sim 6 \times 10^{-6}$  程度ではほぼ同水準であり、C-O 反応による脱酸に関して LRF の有利な点は見られない。しかし温度補償が容易なこの脱ガス法では時間的制約を受けることなく確実に脱酸反応を行なうことができる。

通常脱水素を要求しない鋼材は少なく、脱ガスは脱水素を CO 気泡の生成によつて促進するとともに脱酸を進行せしめ、さらに以後の析出脱酸をいかにして行なうかが、品質要求を満足せしめる基本的なプロセスになるものとする。

#### 3.4.2 脱酸と攪拌力の関係

攪拌により脱酸が促進されることは、脱酸過程を考えれば、容易に推定されるところであり、報告も多く見られる<sup>30)~33)</sup>。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、攪拌は介在物粒子間、耐火物およびスラグ層などの衝突回数を増加し、またスラグ層への除去に関してはストークス則による上浮速度に乱流攪拌が加わるため、分離速度を増大せしめる。LRF における電磁誘導攪拌は、プロペラなどの機械による攪拌、Ar 攪拌などに比較すれば、最も再現性の高い方法であるといえよう。

大井らは<sup>32)</sup>、攪拌浴の脱酸における到達酸素量はルツボ材質によつて影響され、脱酸生成物とルツボ材の ion-oxygen attraction force の差が大きいほど低酸素量が得られ、ルツボ壁に脱酸生成物が吸着、堆積することを実験室的に認めている。M. TIEBERG ら<sup>34)</sup>も LRF における Al 脱酸の場合、塩基性煉瓦の方が中性とくに酸性ライニングより到達酸素量が低くなることを報告している。われわれも煉瓦選定実験の過程で Mg-Cr 煉瓦の表面層付近の組成変化を蛍光 X 線分析により調査した結果、表面層 5mm 程度が Mn, Al, Si などの脱酸生成物で著しく富化していることを見出した。このことは LRF における脱酸が表面スラグ層への吸着だけでなく、耐火物への吸着過程も大きな割合を占めていることを示唆している。

図 18 は 30 t 取鍋における Al 脱酸と攪拌力の関係を示しているが、攪拌力の増大とともに脱酸速度、到達酸素量ともよくなる様子が明らかである<sup>35)</sup>。また図 19 はステンレス鋼の Al 脱酸速度と攪拌電流の関係を示している<sup>36)</sup>が、これからも同様の効果があきらかである。

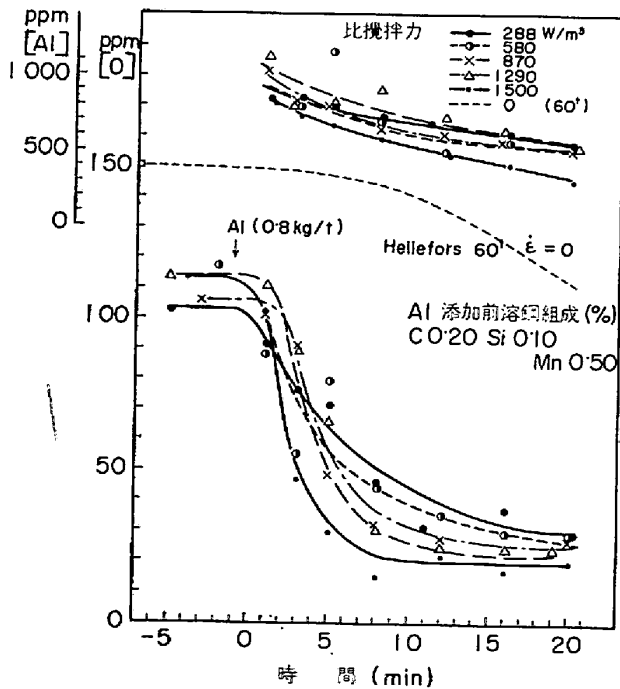
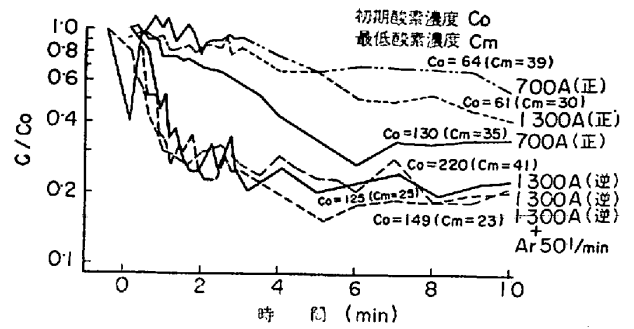


図 18 30t (Domnarvet) における Al 脱酸と比攪拌力の関係<sup>35)</sup>



(溶鋼組成 C 0.05~0.08, Si 0.19~0.42, Mn 0.33~0.68, Cr 15.83~16.56)

図 19 ステンレス鋼の Al 脱酸速度に及ぼす攪拌電流、攪拌方向の影響<sup>36)</sup>

この実験では、溶鋼の攪拌方向を逆転し溶液が取鍋壁に沿つて下降する運動)したほうが良い結果が得られている。いずれの場合も Al 添加後、約 5 min で定常状態に達しており、水島 100 t LRF における測定結果<sup>37)</sup>とほぼ一致している。

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>38)</sup>、R. OLSSON<sup>39)</sup>および S. LINDER<sup>39)</sup>などの報告に見られる。ここでは H. SANDBERG らの解析結果を次に紹介する。

脱酸生成物の吸着界面として、取鍋底部、側面耐火物および鋼浴上のスラグ層の三つの界面を考える。ストークス則と攪拌による取鍋側面またはスラグ方向への粒子の速度  $v$  は (20) 式で表わされるものとする。

$$v = \frac{2a^2g(\rho_0 - \rho)}{9\rho_0} - \kappa \epsilon^n \dots (20)$$

ここで、 $a$ : 粒子半径 (m),  $\rho$ : 粒子密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ),  $\rho_0$ : 溶鋼の密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ),  $\epsilon$ : 比攪拌力 ( $\text{N} \cdot \text{m}/\text{S} \cdot \text{m}^3 = \text{W}/\text{m}^3$ ),  $\kappa, n$ : 経験値 (定数)。

この速度によつてスラグ/メタル界面およびライニング/メタル界面に輸送される酸素量  $\dot{N}_0$  (21 式) と bulk への酸素の再吸収  $\dot{N}_1$  (22 式) から、酸素バランスを考えると、(23 式)のごとくなる。

$$\dot{N}_0 = \left( \frac{2S_1 a^2 (\rho_0 - \rho)}{9\rho_0} + S \cdot \kappa \cdot \epsilon^n \right) \cdot n_i \cdot O_i \dots (21)$$

$$\dot{N}_1 = \sum_{i=1}^3 S_i \cdot \kappa_i (C_i^* - C) \dots (22)$$

$$V \cdot \frac{dC}{dt} = -\dot{N}_0 + \dot{N}_1 \dots (23)$$

ここで、 $S_1$ : スラグ/メタル界面積 ( $\text{m}^2$ ),  $S$ : スラグ/メタル、スラグ/ライニング全界面積 ( $\text{m}^2$ ),  $\kappa$ : 定数,  $n_i$ : 単位容積当りの介在物数 ( $\text{m}^{-3}$ ),  $O_i$ : 介在物 1 個当りの酸素モル数,  $\kappa_i$ : bulk 層  $i$  から bulk 鋼浴への物質移動係数,  $S_i$ : 層  $i$ -溶鋼間界面積 ( $\text{m}^2$ ),  $C_i^*$ : 層  $i$  と平衡する鋼浴の酸素濃度 ( $\text{mol}/\text{m}^3$ ),  $C_0$ : 鋼浴中に溶解し

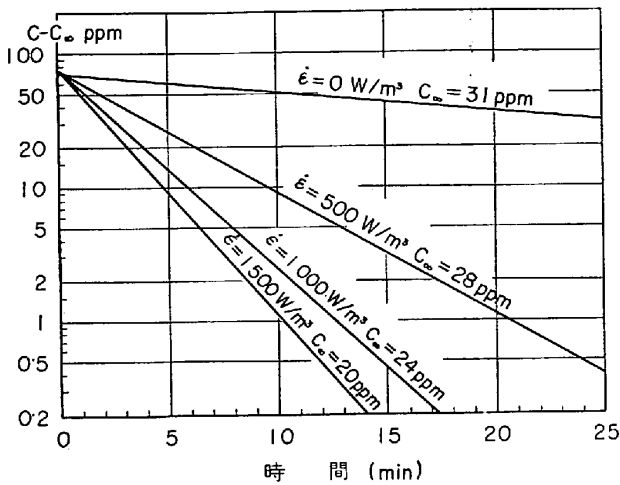


図 20 Al 脱酸における到達酸素量, 時間, 攪拌力の関係<sup>35)</sup>

た酸素濃度 (mol/m<sup>3</sup>),  $V$ : 鋼浴容積 (m<sup>3</sup>),  $C$ : 溶鋼の全酸素含有量 (mol/m<sup>3</sup>).

定常状態における  $C=C_{\infty}$ ,  $t=0$  における  $C=C_1$  として (23) 式を解くと, (24) 式になる.

$$\frac{C-C_{\infty}}{C_1-C_{\infty}} = \exp\left\{-\left(K_1 \cdot \dot{\epsilon}^n + K_2\right) \cdot t\right\} \dots \dots \dots (24)$$

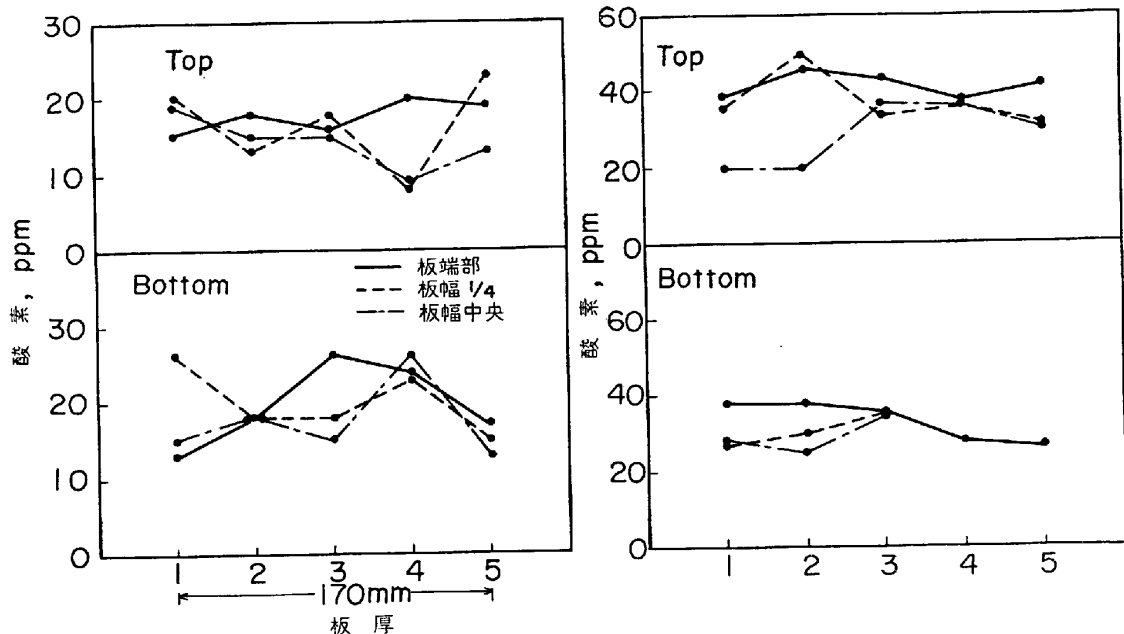
前出図 18 の 30 t および 60 t 取鍋における脱酸曲線から各定数を求めると,  $K_1=1.7 \times 10^{-3}$ ,  $K_2=34 \times 10^{-3}$ ,  $n=0.75$  が得られる. ただし, 各変数の単位は, 酸素濃度  $C$ : ppm, 時間  $t$ : min, 攪拌力  $\dot{\epsilon}$ : W/m<sup>3</sup> であ

る. この定数は 60 t 取鍋についても適合することが認められている. (23) 式とこれらの定数値から  $C-t-\dot{\epsilon}$  の関係図は図 20 に示すとおりであり, 脱酸に対する所要攪拌力の目安が得られる.

3.4.3 鋼材の酸素および介在物

鋼材の酸素分析値は, 一般に溶鋼よりもかなり低い値を示す. 水島 100 t LRF により溶製された原子炉用極厚鋼板 A533B および压力容器用 A387D の酸素, 介在物の大きさ, 清浄度を図 21~23 に示す<sup>40)</sup>. 極厚鋼板は表面, 全端面について染色探傷が実施され, 超音波探傷検査においても全面探傷により無欠陥に近いものが要求されるが, 過去 A387D などの極厚鋼板について不合格が発生した例はなく, また厚板も長期にわたって合格率 100% を継続している. また図 24<sup>41)</sup> は炭素鋼鍛造用菊型鋼塊の縦断面における酸素含有量を示しているが, いずれの部位もかなり良好なレベルであり, とくに沈殿晶帯における低酸素が注目される. このことはわれわれが経験した Bochumer Verein 真空鑄造法と比較して鍛鋼品における砂疵発生頻度がいちじるしく少ないことと符合する.

このような "less inclusions" は電磁誘導攪拌による浮遊介在物の浮上のほかに, 溶鋼温度の均一化, 取鍋耐火物の蓄熱, さらに任意の注入温度を選択できることが大きく寄与しているものと考えられる.

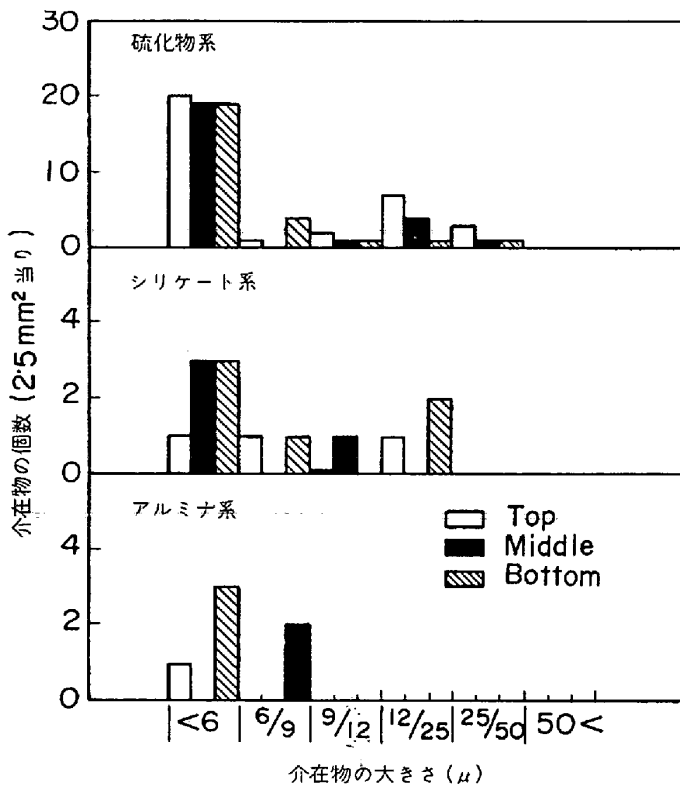


(a) A533B (170mm 極厚鋼板) (b) A387D (400mm スラブ)

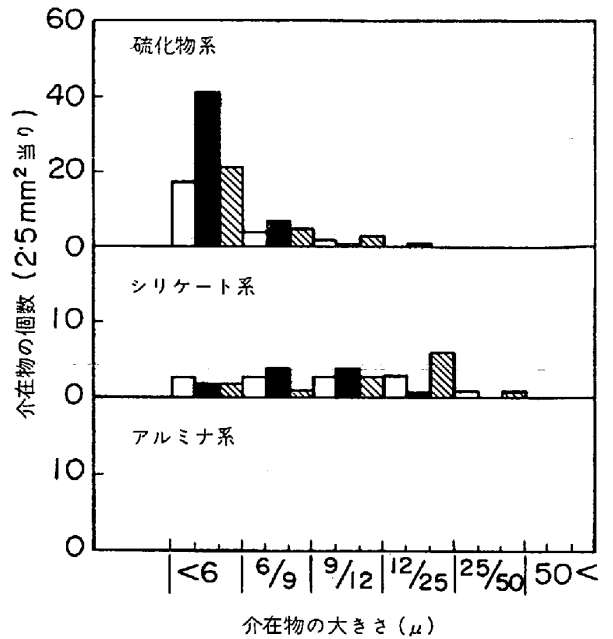
図 21 A533B および A387D 極厚鋼板の酸素分析値

(レドール分析) C Si Mn P S Ni Cr Mo Al (%)

A533B	0.19	0.26	1.35	0.009	0.007	0.69	—	0.54	0.032
A387D	0.14	0.26	0.58	0.010	0.006	—	2.46	0.95	0.001



(a) A533B (170mm 極厚鋼板)



(b) A387D (400mm スラブ)

図 22 A533B および A387D 極厚鋼板の板端部中心における介在物の大きさの分布

(注) 測定: ×400, 250μ 格子, 40 視野

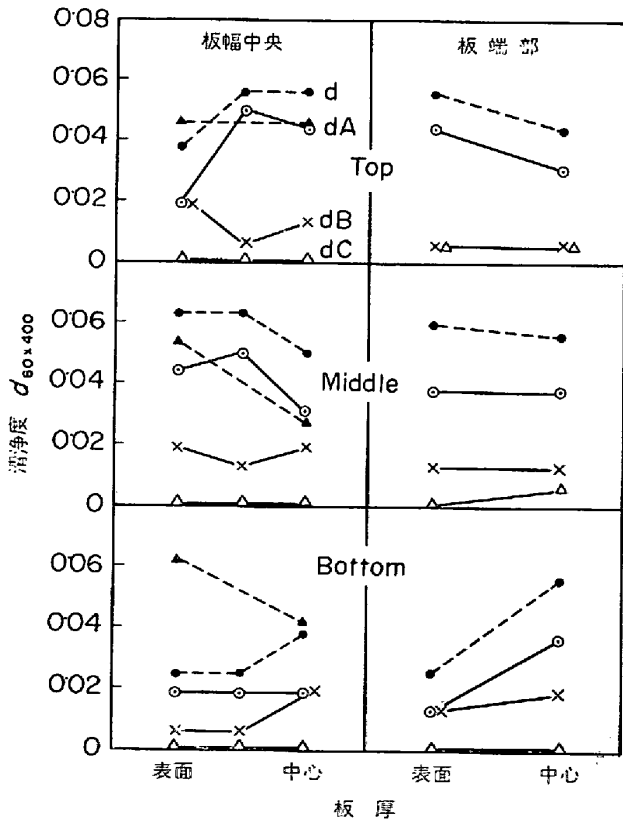


図 23 A533B および A387D 極厚鋼板の清浄度

(注) ▲...▲ A387D d60×400 (スラブ) その他の記号は A533B

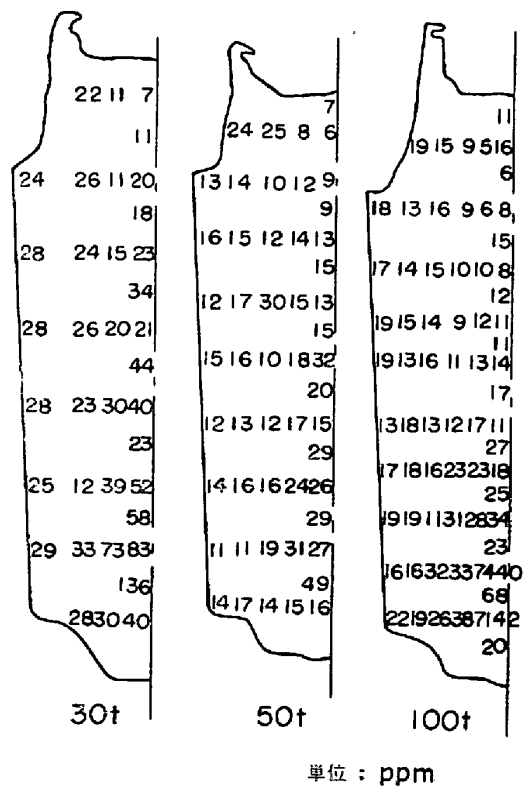


図 24 鍛造用菊型鋼塊の酸素の分布<sup>(4)</sup>



3.5 脱水素および脱窒

水島における最近約2年間に及ぶ水素管理データから月間の水素平均値と平均大気湿度の関係を求めると、表5の回帰式が得られる<sup>42)</sup>。脱ガス後の水素値が大気湿度の影響を受けることは、処理中に溶鋼表面上のスラグが大気と接触するDH法などの脱ガス法では認められているが<sup>43)</sup>、浴面脱ガスの場合にも湿度の高い夏期に高くなることは避け難く、冬期に比べ0.5ppmの差を生ずる。

M. WAHLSTER<sup>44)</sup>によれば、RH脱ガス中のスラグ-溶鋼間の水素分配率  $[H]/(H)$  は、初期から末期まであまり変化せず、今井ら<sup>45)</sup>の平衡値にはほぼ一致し、しかも電気炉の精錬期における平衡値に近い値を示すことが認められている。比較のため図25に30t EF-LRFプロセスにおける水素の挙動を示す。電気炉出鋼時の攪拌によってスラグから溶鋼へ水素の移動が起こり、その後LRFにおける加熱中の(H)の増加はない。精錬過程における分配率の変化は比較的小さく、その値はRH脱ガス法(約0.19)に比べて大きい。このような分配率の差は、

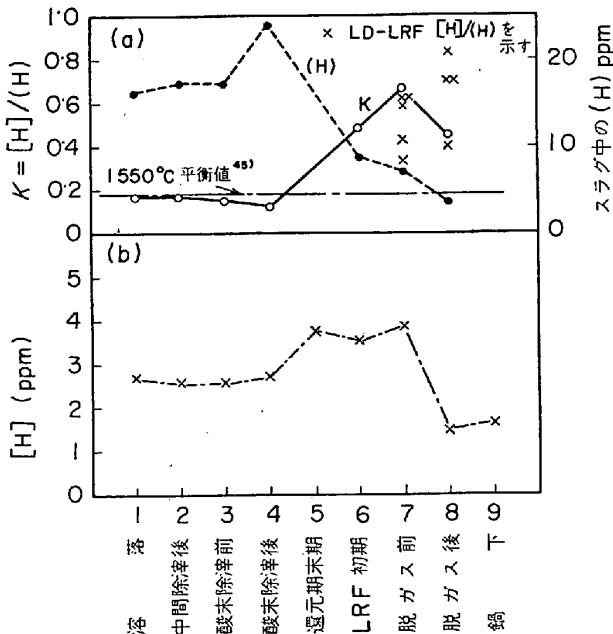


図25 30t EF-LRF プロセスにおける水素の挙動 (調査期間: 1972.3-4)

表5 水素含有量と大気湿度の関係

(単位; [H] = ppm,  $P_{H_2O}$  = mmHg)

時期	プロセス	EF-LRF (30t)	LD-LRF (100t)
脱ガス前		$[H] = 0.70\sqrt{P_{H_2O}} + 2.3$	$[H] = 0.53\sqrt{P_{H_2O}} + 2.2$
脱ガス後		$[H] = 0.20\sqrt{P_{H_2O}} + 1.0$	$[H] = 0.23\sqrt{P_{H_2O}} + 1.0$

(注) サンプルング法 = 10mmφ Cu モールド, 分析法 = 真空加熱抽出法 (後藤式定容測圧法)

RHにおけるスラグの脱水素が溶鋼の脱水素に伴って起こる拡散に依存しているのに対して、本プロセスのような浴面脱ガスでは、スラグの直接脱水素および溶鋼へのスラグの巻きこみによる水素の移動が行なわれ、(H)が低くなるためであろう。しかし、脱ガス後にアーク加熱を行なう場合には、スラグの水素再吸収、したがって溶鋼の水素増加が起こりうるから、再加熱は避けた方がよい。水島における脱ガス直後一造塊取鍋下間の水素増加量について重回帰分析を行なった結果<sup>46)</sup>から、“脱ガス終了からストッパーセット完了までの時間”の偏回帰係数を再吸収速度と見なせば、100tおよび30t取鍋についてそれぞれ0.002および0.006ppm/minとなっており、同一鋼浴面積を有する後者が前者の3倍に相当することは鋼浴重量比と対応して興味深い。

図26は脱ガス時の脱炭量と脱水素量、物質移動容量係数の関係を示している<sup>47)</sup>。脱ガス前の脱酸状態別に見た場合、脱炭量と到達水素値には関係がなく、物質移動容量係数  $k_a$ <sup>29)</sup>は脱炭量とともに増大しているが、前述のように、脱炭の酸素源はスラグが大きな割合を占めていることから、これは脱炭反応が比較的鋼浴面近傍で起こっており、CO気泡が鋼浴面の乱れ、スラグの除去に寄与しているためと考えられる。

EF-LRF(30t取鍋)の  $k_a$  がいちじるしく大きいのは、溶鋼単位重量当りの鋼浴面積が100t取鍋の約3.3倍であることも一つの要因になつており、表5から明らかのように30tの脱ガス率が大きい理由である。

一方、脱ガス時の脱窒率は半脱酸処理の場合、初期窒素含有量によって変化し、(25)式で表わされる<sup>4)</sup>。

$$[N]_D = 0.39[N]_I + 14 \dots \dots \dots (25)$$

ここで、 $[N]_I$ ,  $[N]_D$  はそれぞれ脱ガス前後の溶鋼中窒素含有量。

上式から明らかのように、半脱酸処理の場合はかなり脱窒されるので、窒素添加を必要とする鋼種の場合には、キルド処理または脱ガス後の窒素添加が必要である。

3.6 脱硫

脱硫反応(26)式の平衡定数は(27)式で表わされるから、スラグ脱硫を行なう場合には、高塩基度スラグの存

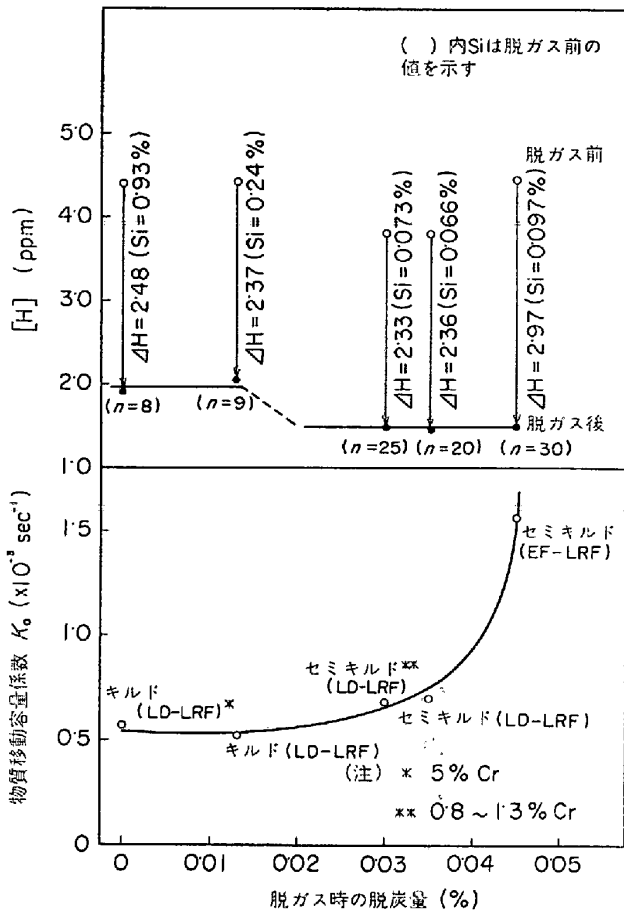
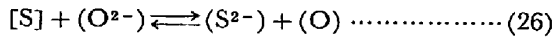


図 26 脱ガス時の脱炭量と脱水素量, 物質移動容量係数の関係

在と溶鋼中酸素の活量が低いことが重要な条件で



$$K_1 = \frac{a_{S^{2-}} \cdot a_O}{a_S \cdot a_{O^{2-}}} \dots\dots\dots (27)$$

あることは明らかである。また脱硫速度はスラグメタル界面積に比例し、工業炉においては硫黄の物質移動によつて律速されることが多い。LRF はスターラーとアーク加熱によつてこれらの条件を比較的容易に満足させることができるから、脱硫プロセスとして適しているといえる。また、Ca, Ce などによるメタル脱硫を行なう場合も適当な添加方法を採用することにより効果的な脱硫が期待できる。

LRF による脱硫の研究は、スウェーデンの Metallurgical Research Plant(Luleå) を中心に 700 kg の ASEA-SKF 実験炉により行なわれ、次いで Bofors において工業的な規模で確立された<sup>48)</sup>。図 27 および図 28 は各種脱硫剤のインジェクションまたはメタル突込 (REM) による添加量と脱硫限界の関係を示す。実験の結果、脱硫剤添加前の [O] を 20 ppm 以下に低減した場合に脱硫がよく進行し、低硫鋼が得られることを認めている<sup>49)</sup>。脱

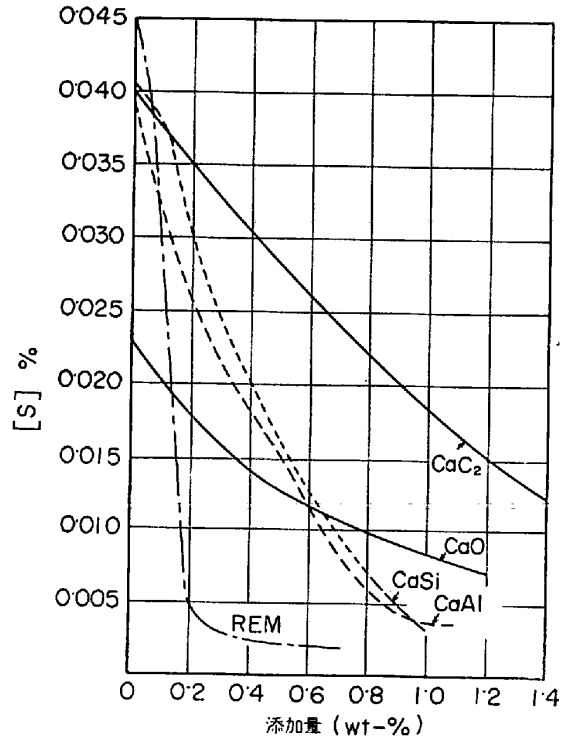


図 27 S 含有量に及ぼす各種脱硫剤の影響<sup>48)</sup>

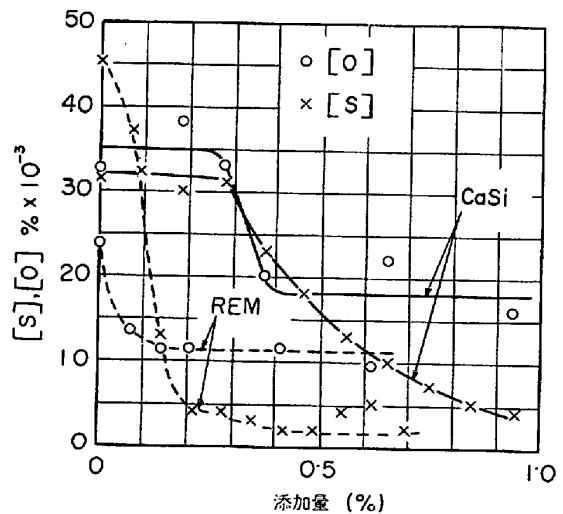


図 28 700 kg ASEA-SKF パイロットプラントにおける脱硫実験結果<sup>49)</sup>

硫剤の中では、REM の脱硫限が最も低く、Bofors はこれにもとづいて図 29 に示す標準プロセスを確立し、REM 0.2% 添加のとき、炭素鋼で [S] ≤ 0.001%, Cr 鋼では ≤ 0.003% の値を安定して得ている。Cr 鋼の到達 [S] が高いのは溶鋼中の残留 Cr 酸化物が連続的に分解するため鋼中の酸素の活量が確実に低くならないこと、[Cr] が [S] の活量を減ずるためであると説明しているが、われわれの経験でも脱ガスによる Cr 鋼の到達酸素値は炭素鋼よりも一般に高いことと符合する。

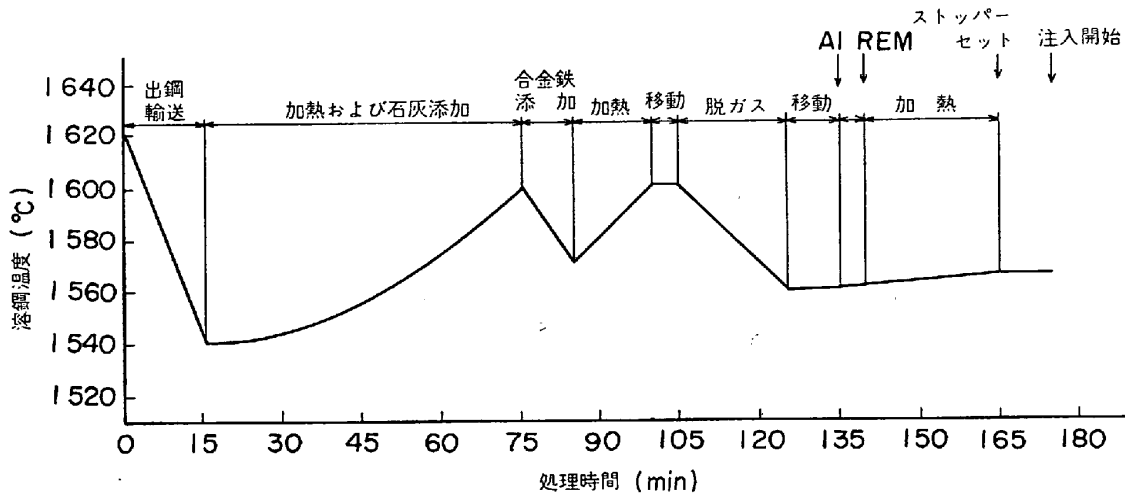


図 29 REM による脱硫精錬要領<sup>48)</sup>

実際の作業要領を図 29 に従って述べれば、つぎのとおりである。まず電気炉の除滓出鋼時に CaO を溶鋼量の約 0.3% 投入し、LRF における加熱中に 0.5% を追装する。このとき少量の Al 粉を混入させることによつて、CaO の溶解を速めるとともに還元滓を保持する。1575°C 以上で  $(CaO+MgO)/SiO_2 \cong 3.5 \sim 4.5$  の高塩基度スラグが生成する。脱ガス後 Al 脱酸、REM 添加を行ない、およそ 15 min で REM 硫化物は完全に除去される。このプロセスの場合、溶鋼中残留 Al 0.002~0.01%、Ce 0.005~0.015% 程度におさまる。

川鉄西宮の 60 t LRF におけるステンレス鋼の CaO 脱硫では、電気炉出鋼前の平均 [S]=0.011% から 0.004% まで低減でき、とくに脱ガス時の沸騰によつてよく脱硫されるが、(MgO%) の増加が最も大きな阻害因子であり、これを 13% 以下に抑える必要があることが認められている<sup>50)</sup>。

脱硫プロセスでとくに問題になるのは、大量の CaO を使用するため、溶鋼の水素が増加することである。Bofors の実績によれば、通常の精錬プロセスの平均水素値 1.7 ppm に対して、脱硫プロセスは 0.7 ppm 高くな

る<sup>48)</sup>。これは CaO の吸収水分の影響のほか、溶鋼が厚いスラグに被われて十分露出せず、脱ガス効率が低下することも一因である。したがつて、水素を重視する鋼材では、前者の問題は、たとえば CaO の hot charge などの方策によりある程度解決されるとしても後者はむずかしい問題として残る。

Bofors では、本法の採用によつて電気炉の還元期の省

表 6 LRF 処理費用<sup>51)</sup>

LRF 処理費用			電気炉の原価低減	
費 目		\$/t	費 目	\$/t
耐火物	火 物	3.20	通常取鍋耐火物	0.62
整 備	賃 <sup>1)</sup>	0.52	券	1.43
電 力	備 力 <sup>2)</sup>	1.10	電 氣 炉 耐 火 物 力	0.30
電 極	力 <sup>2)</sup>	0.88	電	0.56
蒸 氣	極 <sup>3)</sup>	0.40	電	0.34
冷 却	水	0.10	整 備 費	0.46
	水	0.05		
計		6.25	計	3.71

注 1) 2人=3.35\$/man·hr

2) 88kWh/t

3) 0.6kg/t

表 7 LRF 処理費用の内訳

費 目	水 島 (%)	ASEA 資料 <sup>52)</sup> (%)	原 単 位		
			Fagersta 40 t <sup>53)</sup>	Bofors 50 t <sup>53)</sup>	水 島 100 t
耐火物	32.7	40			
電 力	4.3	6	1.0 kg/t	0.8	0.6
電 極	15.7	16	95kWh/t	88	97*
保 全	8.5	4			
経 常	5.1	9			
勞 務	7.0	6			
減 価	20.6	14			
蒸 氣	6.1	5			

\* 取鍋輸送距離≒3km のため温度降下が大きい

略により平均 30 min/ch の時間短縮が可能になり増産に寄与している。したがって、このプロセスは電気炉製鋼能率の向上あるいは極低硫鋼の製造に対しては有意義であるが、溶銑脱硫が確立された現在、LD 転炉との組合せではかならずしも経済的な脱硫法とはいえない。

### 3.7 コスト

処理費用は工場によつて差異があると思われるが、一例として、Bofors の報告を示し (表 6)<sup>51)</sup>、ASEA の資料<sup>52)</sup>および水島の費用別割合を表 7 に示す。

電気炉との組合せでは、低温出鋼、還元期の省略などによる変動費低減、増産による固定費低減を考慮しなければならない。減価償却費は設備費が他の脱ガス設備に比較して大きいので、操業度によつて大きく変動するとともに、処理能力も RH 法などに比べて小さいので高くなるのは避けられない。

表 7 から明らかのように、耐火物、とくに取鍋耐火物の占める割合が最も大きく、ついで電力、減価償却費である。一般的にいつて、全処理費用は他の脱ガス法に比較して高いから、これに対して、電気炉の生産性の向上、品質の向上と安定、製造品種の拡大などのメリットをいかに評価するかが設備計画の論点になるものと思う。

## 4. 結 言

ASEA-SKF プロセスによる製品の品質水準は、筆者らが経験した他の脱ガス法に比して秀れ、かつ安定性が高い。とくに製鋼技術者にとつて長年の難題になつてきた非金属介在物に起因する欠陥に対して、きわめて明るい見通しが与えられたことは特筆されなければならない。

しかし、製鋼設備としては、あくまでも付加価値の高い高級鋼製造を目的とした品質本位のプロセスであつて、生産性の点では、他の脱ガス法に一步を譲る。この最も大きな原因は、アーク加熱による昇温速度の制約である。したがって、今後設備技術の面から、この問題の改善に努めなければならないことはもちろんであるが、操業技術の面についても適用鋼種の拡大、規格別精錬体系の確立などの課題に取り組まなければならない。

終りに本稿の執筆、発表をご許可下さいました当社取締役副社長、工博下山田正俊所長ならびに建設、操業に対して終始ご指導いただきました取締役八木靖浩副所長に謝意を表します。

## 文 献

1) M. TIEBERG, et al.: ASEA J., 39 (1966) 617, p. 87, Iron Steel Eng., 43 (1966) 2, p. 153

- 2) A. TIX, et al.: JISI, 191(1959) 3, p. 260
- 3) Prod. Eng., 41(1970) 1, p. 93
- 4) 西岡, 江本: 川崎製鉄技報, 4(1972) 1, p. 12
- 5) J. C. C. LEACH: Iron Steel, 44(1971)4, p. 105
- 6) M. SCHMIDT, et al.: Stahl u. Eisen, 88(1968) 4, p. 153
- 7) H. BAUER, et al.: Stahl u. Eisen, 90 (1970) 14, p. 725
- 8) SACCOMANO, et al.: J. Metals, 21 (1969) 2, p. 2
- 9) ASEA Reference list, AU 20-108 E, (1973) 2, Ed. 2
- 10) Y. SUNDBERG: ASEA J., 45(1972) 3, p. 67
- 11) Å. ERICSSON: ASEA Pamphlet, No 8556
- 12) B. HANÅS: ASEA J., 44(1971) 4, p. 87
- 13) ASEA 提供標準仕様書による
- 14) 安川; 石川島播磨技報, 7(1967) 36, p. 375
- 15) Y. SUNDBERG; ASEA J., 40(1971) 2/3, p. 33
- 16) V. P. ARDITO, et al: AISI Proc., No 80
- 17) T. E. PERRY: Iron Steel Eng., 42(1965) 10, p. 89
- 18) Y. SUNDBERG: ASEA J., 44(1971) 4, p. 71
- 19) ASEA 私信
- 20) 大井, 松野, 藤井; 川崎製鉄技報, 4(1972) 1, p. 1
- 21) 中西, 藤井; 鉄と鋼, 59(1973) 11, S 460
- 22) ASEA Report, (1970) 3
- 23) ASEA 私信
- 24) 川崎製鉄(江本, ほか); 特殊鋼部会資料, 特 45-12-共 8
- 25) 未発表
- 26) B. SJÖDIN and K. O. JONSSON: Jernkont. Ann., 155(1971)3, p. 115
- 27) 未発表
- 28) 川崎製鉄(小口, ほか); 特殊鋼部会資料, 特 47-12-共 13
- 29) 特殊鋼部会特別報告書 No 8, (1969) 8
- 30) 宮下, 西川; 鉄と鋼, 52(1966) 9, p. 1454
- 31) 川和, 大久保; 鉄と鋼, 53(1967) 14, p. 1569
- 32) 横山, 大井; 鉄と鋼, 55(1969) 6, p. 454
- 33) 中西, 大井; 鉄と鋼, 55(1969) 6, p. 460
- 34) M. TIEBERG and Y. SUNDBERG: ASEA 提供資料
- 35) H. SANDBERG, et al.: 日本スウェーデン冶金シンポジウム資料, (1971), May
- 36) 中西, 藤井, 三原, 岩岡; 鉄と鋼, 59(1973) 11, S 456
- 37) 川崎製鉄(山本, ほか): 特殊鋼部会資料, 特 46-12-共 8
- 38) R. OLSSON: Soviet-Swedish Symposium in Sandviken, (1971), Mar.
- 39) S. LINDER: ASEA J., 44 (1971) 4, p. 83
- 40) 未発表
- 41) 大井, 松野, 西岡, 早川: 川崎製鉄技報, 4(1972) 4, p. 513

- 
- 42) 未発表  
 43) 坂田, ほか: 鉄と鋼, 57 (1971) 4, p. 49  
 44) M. WAHLSTER: Berg-und Hüttenmännische Monatshefte, 111 (1966) 11, p. 553  
 45) 今井, 大井, 江見: 鉄と鋼, 50 (1964) 6, p. 878  
 46) 未発表  
 47) 未発表  
 48) L. E. CARLSSON, et al.: Jernkont. Ann., 154 (1970) 6, p. 241
- Steel Times, 198 (1970) 11, p. 805  
 49) Bo. ÖHMAN: Stahl u. Eisen, 91 (1971) 3, p. 152  
 50) 未発表  
 51) N. GREVILLIUS, et al.: AIME Electric Furnace Proc., 28(1970); p. 57  
 52) ASEA Pamphlet No AU20-106E, (1972), p. 12  
 53) G. VAADAL: ASEA J., 42(1969) 2-3, p. 34  
 Klepzig Fachberichte, 78(1970)4, p. 214
-