

---

RH 還流式真空脱ガス装置による高速脱炭技術

Development of High-Speed, High-Efficiency Vacuum Decarburization Techniques in RH Degasser

高柴 信元(Nobuyoshi Takashiba) 岡本 浩志(Hiroshi Okamoto) 相沢 完二(Kanji Aizawa)

---

要旨：

脱ガス装置において槽内の反応界面積と還流量を増加させるほうが排気能力を大容量にして設備費、運転費を負担するよりも脱炭速度の向上に有利との検討に基づき下部槽断面を長円化した。これに伴い還流管径を円筒下部槽の 1.5 倍以上に拡大し、内部にフォグ冷却技術を開発・適用することにより耐火物損耗が防止でき、従来以上の長寿命下が可能になった。これらを工程化した結果、還流量が 2 倍以上、脱炭速度定数  $K > 0.31 \text{min}^{-1}$  に向上、 $[\text{C}] < 15 \text{ppm}$  の極低炭素鋼が容易にかつ高速に溶製できた。

---

Synopsis：

Study results indicated that increasing the reaction area and circulation rate of the vacuum degassing vessel was more advantageous in securing high-speed, high-efficiency decarburization than installing a high-volume exhaust capacity which also entailed higher equipment and running costs. Kawasaki Steel, therefore, enlarged the lower Vessel of a degasser to an elliptical shape and, in line with this change, expanded the snorkel diameter by 50% over that used cylindrical vessels. An internal fog cooling technique was developed and applied in order to prevent thermal cracking of the larger snorkels, thereby substantially extending the service life of these parts. Adoption of these improvements has more than doubled the circulation rate and increased the rate constant of decarburization to  $K > 0.31 \text{min}^{-1}$ , thus contributing to efficient production of ultra-low carbon steel with a carbon content of under 15 ppm.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

## Development of High-Speed, High-Efficiency Vacuum Decarburization Techniques in RH Degasser



高柴 信元  
Nobuyoshi Takashiba  
水島製鉄所 プロセス  
開発部開発設計室 主  
査(課長)



岡本 浩志  
Hiroshi Okamoto  
水島製鉄所 プロセス  
開発部開発設計室



相沢 完二  
Kanji Aizawa  
千葉製鉄所 西工場新  
設備建設班 主査(課長  
補)

### 要旨

脱ガス装置において槽内の反応界面積と環流量を増加させるほうが排気能力を大容量にして設備費、運転費を負担するよりも脱炭速度の向上に有利との検討に基づき下部槽断面を長円化した。これに伴い環流管径を円筒下部槽の1.5倍以上に拡大し、内部にフォグ冷却技術を開発・適用することにより耐火物損耗が防止でき、従来以上の長寿命化が可能になった。これらを工程化した結果、環流量が2倍以上、脱炭速度定数  $K > 0.31 \text{ min}^{-1}$  に向い、 $[C] < 15 \text{ ppm}$  の極低炭素鋼が容易にかつ高速に溶製できた。

### Synopsis:

Study results indicated that increasing the reaction area and circulation rate of the vacuum degassing vessel was more advantageous in securing high-speed, high-efficiency decarburization than installing a high-volume exhaust capacity which also entailed higher equipment and running costs. Kawasaki Steel, therefore, enlarged the lower vessel of a degasser to an elliptical shape and, in line with this change, expanded the snorkel diameter by 50 % over that used cylindrical vessels. An internal fog cooling technique was developed and applied in order to prevent thermal cracking of the larger snorkels, thereby substantially extending the service life of these parts. Adoption of these improvements has more than doubled the circulation rate and increased the rate constant of decarburization to  $K > 0.31 \text{ min}^{-1}$ , thus contributing to efficient production of ultra-low carbon steel with a carbon content of under 15 ppm.

### 1 緒 言

環流式真空脱ガス法(以下RHと略記)は処理中の溶鋼流れが一方循環流で攪拌エネルギーが小さい割には鋼浴面の更新が効率よく行われ、脱炭素、脱水素、脱酸素はもとより、成分・温度の均一化に優れ、高純度鋼の溶製に欠かせない二次精錬機能である。

炭素濃度が20 ppmレベルの極低炭素鋼は冷延鋼板の連続焼鈍化や材料特性の一層の向上のために必要であるが、極低炭素域への脱炭には長時間を要して溶製コストの増加を招くことから、より一層の高速・高能率処理が要求されている。

RHにおける脱炭速度の向上には、反応界面積と環流量の増大、CO分圧の低下、酸素ポテンシャルの増大が有効である。しかし、環流量増大に直接結びつく浸漬管径拡大は下部槽と取鍋との空間的な制約から限界に達しているとされ、これまでは排気能力の向上とAr吹込量、吹込位置の適正化による環流量の増大に重点がおかれ種々の開発が行われてきた。主な技術例として真空槽内純酸素上吹法(KTB法)による高炭素濃度域での酸素供給律速の解消<sup>1,2)</sup>あるいは低炭素濃度域での水素ガスインジェクション法<sup>3,4)</sup>があり、周辺技術として槽内加熱による溶鋼汚染防止法がある。

本報ではこのような状況での更なる脱炭速度向上策として、すでに限界に達していると考えられていた下部槽と浸漬管の拡大を図った。すなわち下部槽を長円形状にすることで従来の円筒下部槽に比べて浸漬管径を一挙に1.5倍まで拡大し、かつフォグ冷却により大径浸漬管寿命を延長し、あわせて最近のRHでは増加の一途をたどる排気能力を環流ガス量からみて適正な値に決定する考え方を明確にし、高速脱炭を可能とした。

### 2 高速真空脱炭技術の理論と実際

RHにおける脱炭は減圧下でCOガス分圧を低下させ  $[C] + [O] \rightarrow CO(g)$  なる反応を促進する原理で進行する。鋼中炭素の移動律速領域での反応は取鍋と脱ガス槽をそれぞれ完全混合槽と仮定した脱炭モデルから以下のように記述できる<sup>5)</sup>。

$$C = C_0 \cdot \exp(-K \cdot t) \dots\dots\dots (1)$$

$$K = \frac{Q}{W} \cdot \frac{ak}{Q/420 + ak} \dots\dots\dots (2)$$

(2)式の環流量  $Q$  は桑原らによると(3)式で記述でき<sup>6)</sup>、容量係数  $ak$  と下部槽断面積  $S$  とは(4)式のような関係がある。

$$Q = 114 Gc^{1/3} d^{4/3} \{\ln P_1/P_2\}^{1/3} \beta \dots\dots\dots (3)$$

$$ak = \alpha S \dots\dots\dots (4)$$

$C$ : 取鍋内の時間  $t$  での炭素濃度 (ppm)

\* 平成5年7月26日原稿受付

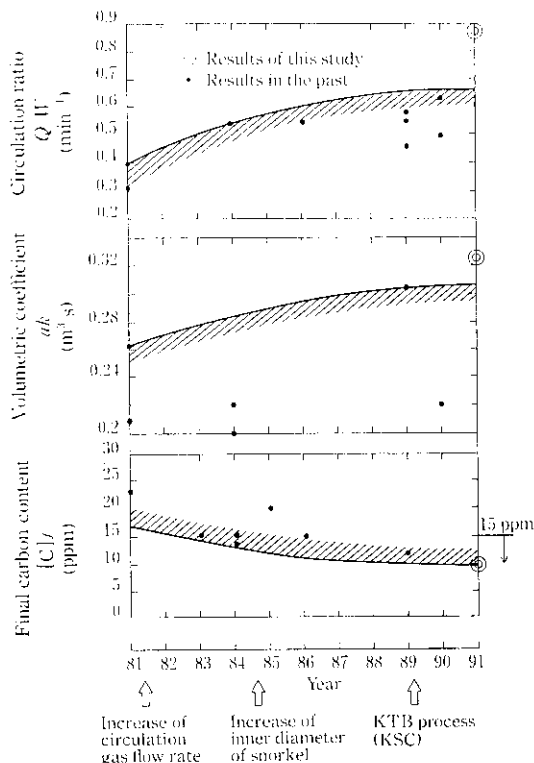


Fig. 1 Change of circulation ratio, volumetric coefficient, and final carbon content in past ten years (Heat size  $W > 200$  t/ch)

- $C_0$ : 取鍋内初期炭素濃度 (ppm)
- $K$ : 脱炭速度定数 (l/min)
- $t$ : 脱炭時間 (min)
- $Q$ : 環流量 (t/min)
- $W$ : 溶鋼量 (t)
- $ak$ : 容量係数 ( $m^3/s$ )
- $G_c$ : 環流ガス量 ( $Nm^3/min$ )
- $d$ : 浸漬管内径 (m)
- $P_1$ : 大気圧 (MPa-abs)
- $P_2$ : 槽内圧 (MPa-abs)
- $S$ : 下部槽断面積 ( $m^2$ )
- $\alpha$ : 比例定数
- $\beta$ : 補正係数

これからの理論がRHに具体化されてきた実際を1980年代以降の年代順にヒートサイズ200 t/ch以上を対象に、開発された技術項目と環流比(=環流量/ヒートサイズ)、容量係数、到達炭素濃度の推移との関係で整理するとFig. 1のようになる。1980年代当初から環流量増大がたびたび試みられたが浸漬管径は下部槽と取鍋の取合上の制約から、環流ガス量は気泡の管内到達距離と充満度から限界となり、処理時間や溶製コスト面から一層の向上が望まれていた。原理的には(1)~(4)式にもとづいて環流量と容量係数を増大させればFig. 2に示すように脱炭速度定数はIからIIの領域へと向上する。そこで改めて下部槽と浸漬管径の拡大を指向すべきであり、また増大する傾向にある真空排気能力に対して脱炭能力とコストから評価して適正な値にすべきとの考えに至った。そして、脱炭能率向上の具体的手段として次の3課題を解決して高速真空脱炭を達成する方針とした。

(1) 反応界面積と環流量増大のために下部槽形状を設備制約条件

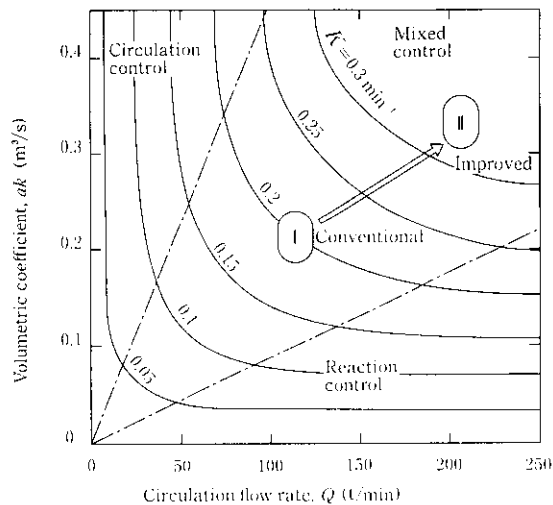


Fig. 2 Effects on  $K$  of circulation flow rate and volumetric coefficient

限界まで拡大できる長円形状とし、浸漬管径を下部槽径増大に伴う最大限にまで拡大する。

- (2) 大径浸漬管でも従来以上の長寿命化が可能な浸漬管主板の冷却技術を開発する。
- (3) 槽内から発生する排気ガス量に見合う適正な排気能力を設定する方策を見出す。

### 3 反応界面積拡大・環流量増大技術

従来の脱ガス槽は大気圧相当の外圧を均等に受けることを目的とした円筒シェル構造で円筒下部槽、円筒浸漬管の組合せが通例であった。下部槽の外径は処理中の溶鋼面の観察、測温、サンプル採取等のスペースを確保できるように上限が定められ、浸漬管形状をいろいろ工夫しても大幅な反応界面積の向上は見込めなかった。Fig. 3に浸漬管と下部槽の形状・寸法と断面積の関係を示す。円筒下部槽では浸漬管の長円化、フランジレス化を行っても数%の向上しか期待できないにもかかわらず、製作、メンテナンス、操業原単位の点で問題がある。しかし、下部槽形状を長円化すれば300 t/chのヒートサイズでは円筒浸漬管でも2倍以上に断面積が増加できる。この幾何学的有利性を生かすために従来の常識から脱却して反応界面積と環流量増大を目的に長円下部槽と大径浸漬管の組合せを基本とし、構造解析と伝熱解析を行い基本設計のための検討を行った。

#### 3.1 長円下部槽の構造

下部槽の拡大に際して、上端の中部槽との接続部は従来と同様の円筒断面とし、下端の下部鏡板との接続部は2本の浸漬管を通る軸線方向に長径を有する長円断面(円形部の曲率は上方と同一)としてこの両断面を合致・接続する方法で実現した。したがって取鍋鋼浴面の監視や測温・サンプル採取などに対しては円筒断面と同一条件を確保できるが下部槽に平板面を有するために真空容器としてははなはだ不利な構造となる。これを回避するために鏡板との接続部を長円とし漸次滑らかな曲率で接続する形状を想定したが、真空容器としての構造上の不利の解消に比べて製作が難しく採用しなかった。各部の詳細な仕様は平板部の補強要領を主体に細部の曲率、板厚を変更して汎用構造解析プログラムNASTRANによる変位・応力を比較・評価しながら決定した。その例はFig. 4のようになり

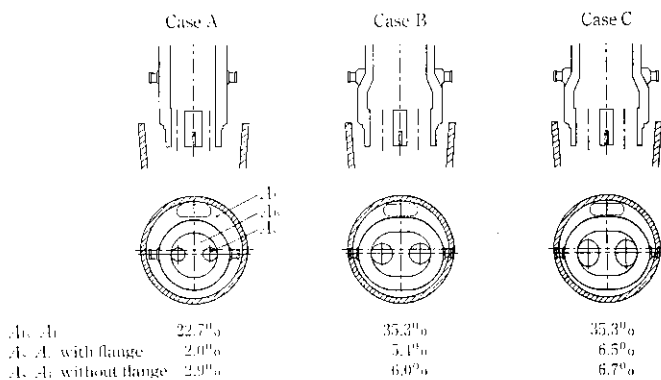


Fig. 3 Superiority of elliptical lower vessel and large diameter snorkel (heat size  $\approx 300$  t/ch;  $A_1$ , ladle area;  $A_2$ , lower vessel area;  $A_3$ , snorkel area)

Calculation conditions  
 Internal pressure 0 MPa abs  
 External pressure 0.1 MPa abs  
 Upper and lower ends of elliptical lower vessel are restricted.

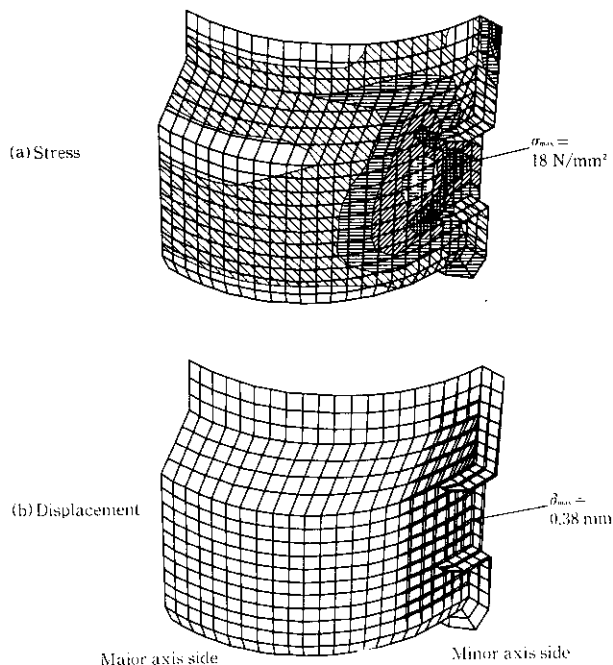


Fig. 4 Distribution of stress and displacement

従来の円筒下部槽の設計許容条件であるシェルの変位 $<0.5$  mm, 最大応力 $<20$  N/mm<sup>2</sup>で, 十分な強度が保証できた。

### 3.2 大径浸漬管の冷却技術

長円下部槽の実現で環流管径は従来の1.5倍以上まで拡大可能となり環流量は2倍以上に増加することが確認できたが, 浸漬管主板の冷却不足から Fig. 5 に示すような熱変形, 耐火物の縦割れが発生し寿命の低下が顕在化した。このときの主板の温度推移を Fig. 6 に示す。そこで, 浸漬管の温度分布の把握と熱応力の緩和を目的に伝熱解析を行い, 冷却部の構造と冷媒の種類を主体に検討を行った。Fig. 7 に温度分布とその履歴を, Fig. 8 に主板温度と耐火物熱応力の関係を冷却方式と合わせて示す。これらから以下の知見が得

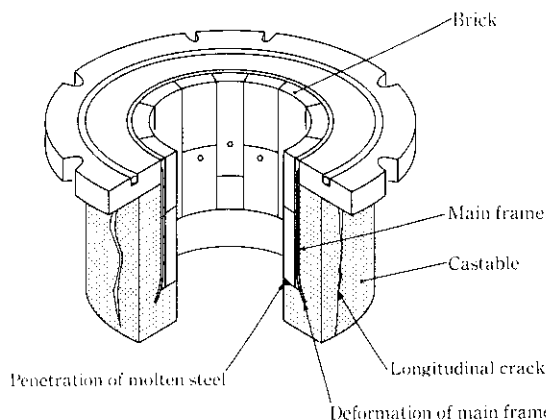


Fig. 5 Schematic diagram of large diameter snorkel after considerable operation

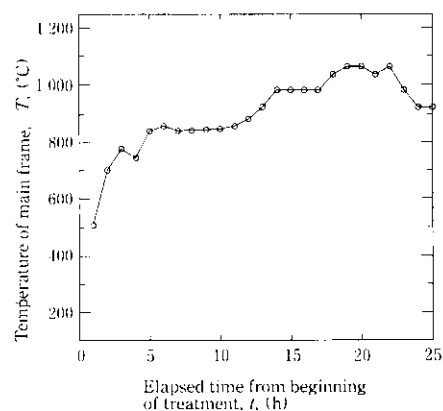


Fig. 6 An example of main-frame temperature fluctuation (without fog cooling)

られた。

- (1) 冷却方式による温度履歴は Fig. 7 から明らかなように, 操業開始後6時間経過した時点の主板の温度は非冷却の場合1330°C, 空冷の場合880°Cにも達し, なお上昇傾向にある。それに対してフォグ冷却の場合には3時間程度で定常状態となり温度も500°Cに抑制できる。
  - (2) 耐火物熱応力に及ぼす冷媒の影響は Fig. 8 からわかるように, 縦割れ防止には主板温度を1170°C以下にする必要があるが, 非冷却の場合には1330°Cにも達しその発生が不可避である。
  - (3) (1), (2)より縦割れは, 大径化時の冷却不足で主板の温度が上昇し浸漬管耐火物に生ずる引張熱応力に起因すると思われる。
  - (4) フォグ冷却はガスに比べて比熱が大きく蒸発潜熱による抜熱も大きいことから冷却能に優れ耐火物に圧縮応力が生じるので縦割れが発生しない。
  - (5) 冷媒が浸漬管主板に接する直接冷却方式は間接冷却方式と比べ45%の抜熱量で主板の温度を下げるができる。
- 以上の知見から搬送中の管壁への付着がなく, 蒸発時の体積膨脹が小さいので水蒸気爆発の危険がなく, 単位抜熱量当たりのコストも安価などの特徴を有するフォグによる直接冷却方式を大径浸漬管に適用することとし, Fig. 9 に示す装置構成で, 流量0.3 kg-H<sub>2</sub>O/kg-airのフォグを供給した。その結果, 従来寸法のガス冷却浸漬

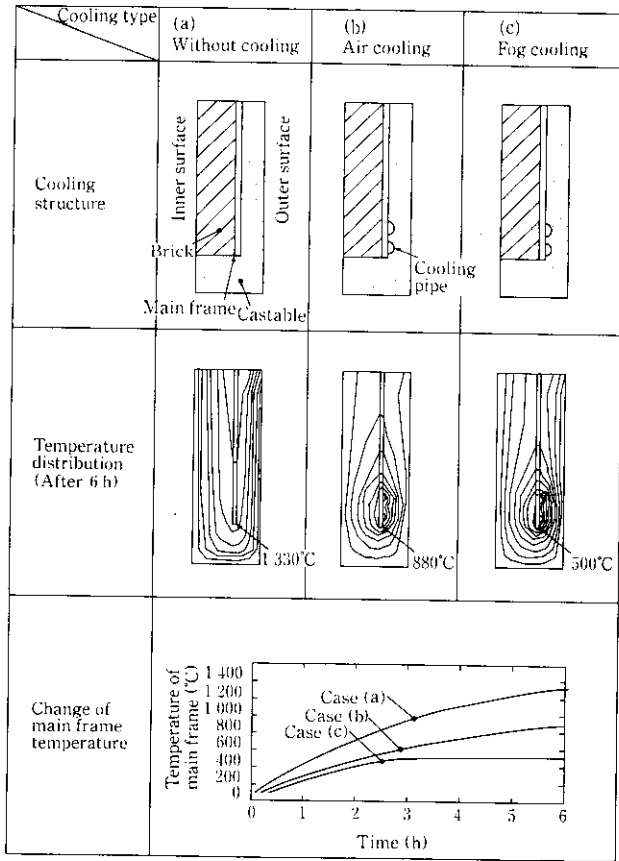


Fig. 7 Relation between main frame temperature and cooling type, cooling structure

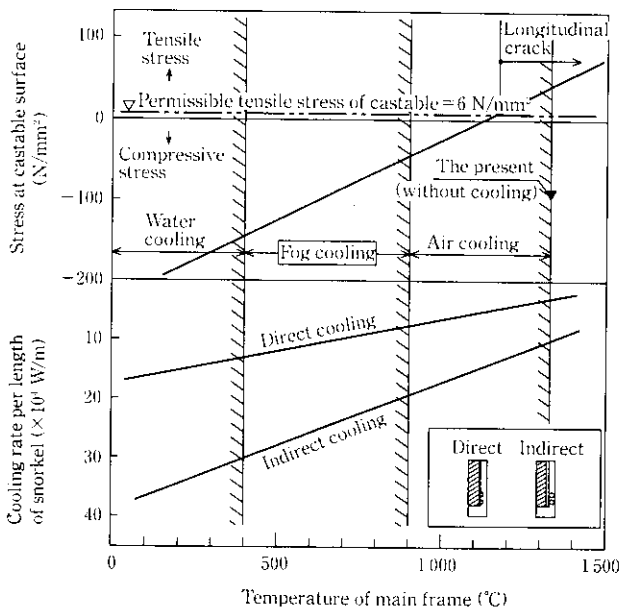


Fig. 8 Relation between coolant, cooling method and stress at outer surface of snorkel

管に比べて15%以上の長寿命化が図れ浸漬管寿命150ch以上を達成した。

3.3 長円下部槽と大径浸漬管の評価

上記の検討結果をもとに長円と円筒の下部槽における脱炭反応特

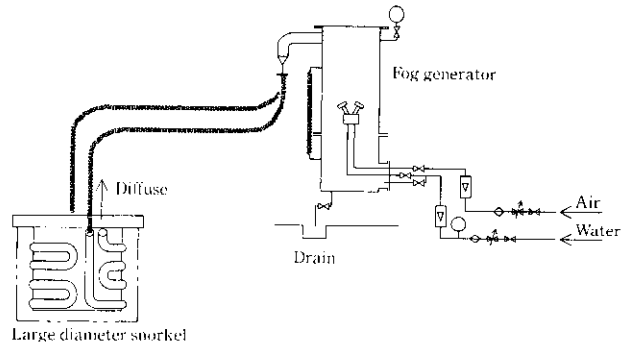


Fig. 9 Fog cooling equipment for large-diameter snorkel

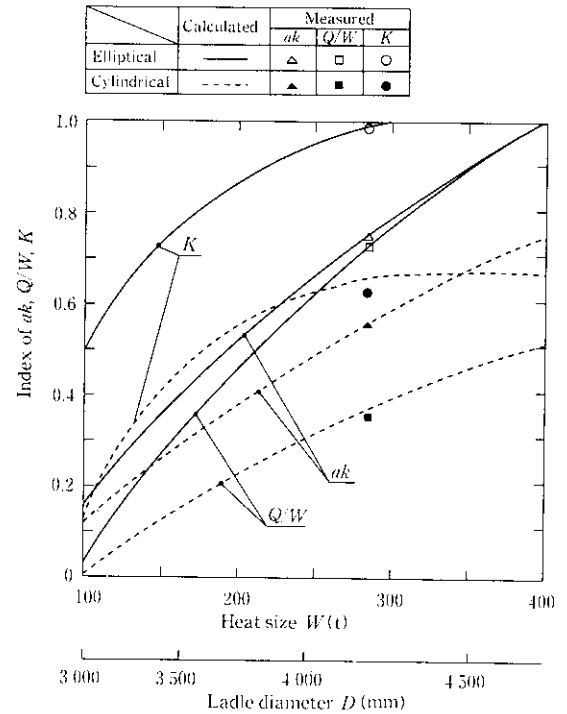


Fig. 10 Relation between heat size,  $ak$ ,  $Q/W$  and  $K$

性の評価をすると、ヒートサイズと容量係数(下部槽断面積)、環流比(浸漬管径)、脱炭能力の関係はFig. 10のようになり以下の知見が得られた。

- (1) 容量係数は長円形状の方が円筒形状より1.3倍に増大し、その効果はヒートサイズに比例して大きくなる。
- (2) 環流比にも同様な傾向があり、長円は円筒の2倍となる。
- (3) ヒートサイズが300t以上で脱炭速度定数はほぼ一定値になり長円は円筒の1.5倍となる。
- (4) 長円化により脱炭能力は総じて1.5倍に向上し、その結果として処理時間は0.7倍に短縮できる。

以上のように長円下部槽はヒートサイズにかかわらず、円筒下部槽に比べて反応界面積と環流量増大による効果、すなわち脱炭速度定数が向上するので、高速真空脱炭処理に有利である。

4 排気能力決定の考え方

脱ガス槽内の到達真空度の影響に関する従来の知見は、133 Pa

以上の高真空下ではCO気泡の受ける静圧は溶鋼静圧が支配的であり、それ以上に真空度を上げてCO発生量に差がなく効果は少ないとの説が有力であった<sup>9)</sup>。しかし、真空度の影響を加味した脱炭反応モデルによる計算や実操業実験によると、早期に到達真空度を高くするほど脱炭能力が向上し、処理時間が短縮することが明らかとなった<sup>9)</sup>。

このように環流量と排気量のいずれを増加させても脱炭の高速化が可能であるが、その各々の寄与を実績にもとずいた計算から評価するとFig. 11のようになる。Fig. 11において①の条件の $Q$ (環流量) = 1,  $V$ (排気能力) = 1なる脱炭曲線は300 t/ch規模の設備で15 ppmの極低炭素鋼の溶製を目標に工程化している脱ガス設備で、その他の条件は環流量、排気量のどちらか一方もしくは両方を1.5~2倍に増加させた場合の脱炭曲線である。処理時間、到達炭素濃度ともに大きな差はないが環流量を増加させた方がより短い時間で低い炭素レベルが達成できることがわかる。しかし、排気量の大きい場合は設備費ばかりかランニングコストも増加することから排気能力を多少抑制しても環流量を増大するほうが有効である。もちろん、更なる極低炭素鋼の溶製に対しては排気量の増大で対処してもよいが、処理量が少ない場合が一般的なもので、比較的排気量が小さくても環流量を大きくして処理時間を若干延長して溶製するほうが実際的である。

#### 4.1 適正排気能力の決定

RHの排気量は処理開始時の槽・ダクトおよび排気系の減圧に必要な排気ガス、環流ガス、COなどの鋼中からの発生ガス、そして装置全体からのパージガス、リークガスの総和であり(6)、(7)式のように表され、任意時間の排気能力はこれらのガスの総和として(8)式のように求まる<sup>10)</sup>。

$$(\Sigma G_i)_a = \Sigma G_i \cdot (M_a / \bar{M})^{1/2} \quad (6)$$

$$\Sigma G_i = G_c + G_g + G_p \quad (7)$$

$$G > \{G_0 + (\Sigma G_i)_a\} / \eta \quad (8)$$

$G$ : 排気能力 (kg/h)

$(\Sigma G_i)_a$ : 常温空気換算総発生ガス量 (kg/h)

$M_a$ : 空気の平均分子量 (kg/kmol)

$\bar{M}$ : 排気ガスの平均分子量 (kg/kmol)

$G_0$ : 減圧時に排出する槽、ダクト内ガス (kg/h)

$G_c$ : 環流ガス量 (kg/h)

$G_g$ : 発生ガス量 (kg/h)

$G_p$ : パージガス、リークガス量 (kg/h)

$\eta$ : 排気効率

脱ガス処理工程における排気ガス量をFig. 12に示す。処理開始直後は槽内減圧に必要なガスの排気割合が大きい処理後半のいわゆる定常状態(リムド処理末期~キルド処理)に達するとその大部分が環流ガスの排気に費やされる。従来排気能力は、この状態での排気能力の少なくとも2倍以上の能力に決定し、[C] < 15 ppmを得ているが大きい程よいという定性的な考え方が支配的で、明確な考え方は示されていない。

Fig. 11に示す脱炭曲線②、③の比較から環流量を増すほうが排気能力を増すよりも、脱炭能力向上、コスト削減の両面から有利で、長円下部槽が実現可能であれば比較的小排気量であっても高速真空脱炭処理が可能である。これをFig. 11の各種設備仕様にもとずく計算脱炭曲線で説明する。 $Q = 1.0$ ,  $V = 1.0$ の基準処理曲線に対して浸漬管径を1.5倍にすると環流量は(3)式に示す $Q = f(G_c^{1/3}, d^{1/4})$ なる関係から約2倍になるが、排気量は同値であるものの環流ガスを1.5倍にしているところから見かけの排気

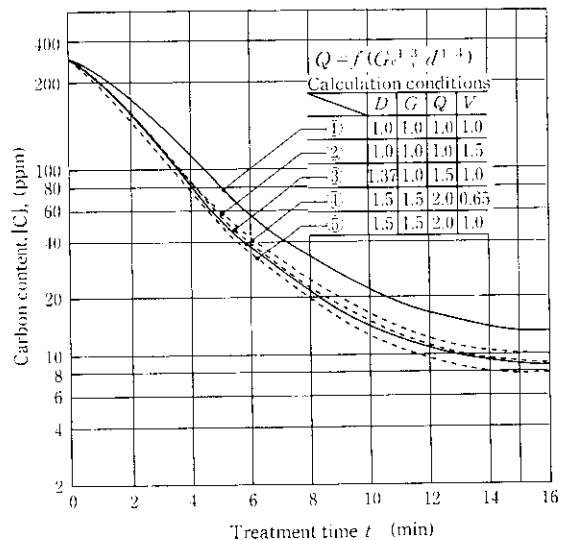


Fig. 11 Influence of exhaust capacity and circulation flow rate on decarburization rate

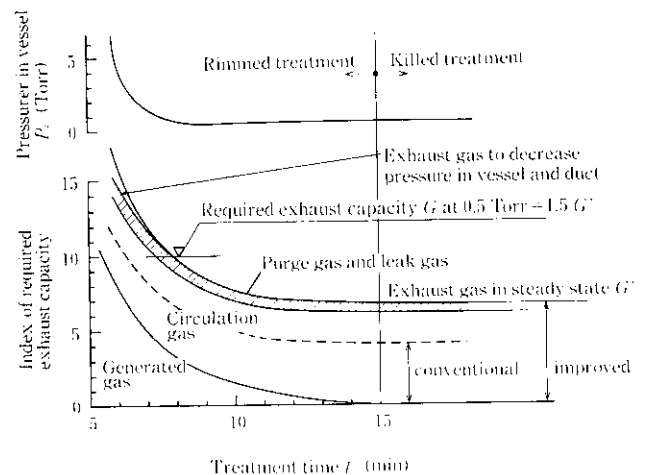


Fig. 12 Example of required exhaust capacity calculated

量は0.67倍に減少し、曲線④に移行する。この曲線は例えば $Q = 1.0$ ,  $V = 1.5$ の曲線②や $Q = 1.5$ ,  $V = 1.0$ の曲線③よりも多少優れる。曲線①の $V = 1.0$ がFig. 12の定常状態の発生ガス量の2倍の排気能力を有しているとする曲線④のように $V = 0.67$ , すなわち処理後半の定常状態の1.5倍でも十分な能力を有する。したがって大径浸漬管を採用した場合の排気能力は定常時の排気量総和の1.5倍程度の能力があれば[C] < 15 ppmの極低炭素鋼は比較的容易に得られることになる。すなわち既存の脱ガス装置においても長円下部槽などにより浸漬管径を拡大すれば排気能力はそのままでもより一層の高速脱炭が可能である。もちろん、槽・ダクトのシール強化や排ガスの流体抵抗が少なく総容積の小さい排気系を設計することも重要である。

## 5 その他の真空脱炭能力向上技術

### 5.1 KTB法

すでに当技報で報告しているKTB法は真空脱炭ガス設備に水冷タイプの純酸素上吹ランスを併設したプロセスで次の2点を目的とし

ている。

(1) 脱炭反応が酸素供給律速であるリムド処理前半に、真空槽内の鋼浴面に酸素を吹きつけ、酸素ポテンシャルを増大させ脱炭を促進する。

(2) 脱炭反応中に発生するCOガスを真空槽内で二次燃焼させその反応熱で溶鋼の熱補償を行う。

本法の工程化により脱炭速度の向上はもちろん転炉出鋼[C]の上昇と出鋼温度の低下を達成している。また浴中に浸漬した羽口から酸素ガスをインジェクションする方法に比べて、リムド処理前期以外の期間は酸素ガス、不活性ガスとも供給しないので排気能力増大策は不要で到達真空度を高く維持できることも特徴である。

## 5.2 槽内加熱技術

脱ガス槽内の耐火物温度が1450℃以下になると真空処理中のスブラッシュ付着が激しくなりその状態で次チャージを処理すると地金が溶融、落下して溶鋼が汚染される。この防止を目的に槽内を上記温度以上に維持できる上部装入式バーナーを設置し、浸漬管を介しエジェクターで燃焼排ガスを吸引する方式を設備化した<sup>11)</sup>。

## 6 操業実績

以上の真空脱炭技術を水島製鉄所の2 RHに改造・適用した。設備の仕様をTable 1にその操業成績をTable 2に示す。浸漬管径をφ600 mmからφ1000 mmに拡大することにより環流量は105 t/

Table 1 Main specifications of No.2 RH degasser at Mizushima Works

Item	Main specifications	
	Improved	Conventional
Diameter of lower vessel (mm)	φ3200×φ3800	φ3200
Diameter of snorkel (mm)	φ1000	φ600
Exhaust capacity (kg/h)	400	400
	(at 0.5 Torr)	(at 0.5 Torr)
Lifting gas flow rate (Nl/min)	1800	1500
Circulation flow rate (t/min)	220	105

## 参考文献

- 1) 亀山恭一, 西川 廣, 荒谷 誠, 朝徳隆一, 田村 望, 山口公治: 川崎製鉄技報, 23 (1991) 2, 136
- 2) 荒谷 誠, 亀山恭一, 西川 廣, 朝徳隆一, 鷺尾 勝, 大西正之: 材料とプロセス, 2 (1989) 4, 1230
- 3) 山口公治, 竹内秀次, 反町健一, 北野義久, 桜谷敏和: 材料とプロセス, 6 (1993) 1, 177
- 4) 桐原 理, 山口公治, 加藤嘉英, 上原博英, 水藤政人, 浜上和久: 材料とプロセス, 6 (1993) 1, 142
- 5) 住田則夫, 藤井徹也, 小口征男, 森下 仁, 吉村啓介, 数上文夫: 川崎製鉄技報, 15 (1983) 2, 152
- 6) T. Kuwabara, K. Umezawa, K. Mri, H. Watanabe: TRANS-ISIJ, 28 (1988), 305
- 7) 平岡照洋: 第143回西山記念技術講座, (1992), 109~135
- 8) 日本鉄鋼協会特殊鋼部会報告: 「鋼の真空溶解および真空脱ガス法の進歩」, (1969)
- 9) 馬淵昌樹, 中戸 参, 野崎 努, 大宮 茂: 材料とプロセス, 2 (1989) 4, 1229
- 10) 奥 芳夫: 鉄と鋼, 53 (1967) 8, 1056
- 11) 岡本浩志, 吉田正弘, 横山康雄, 西原幸一: 材料とプロセス, 4 (1991) 1, 226
- 12) 野口勝弘, 馬田 一, 数上文夫, 吉田正弘: 材料とプロセス, 4 (1991) 1, 224
- 13) 末次精一, 野口勝弘, 馬田 一, 水井亮次, 浜西信行, 山根 明: 材料とプロセス, 4 (1991) 1, 225
- 14) 末次精一, 水藤政人, 大宮 茂, 加藤嘉英, 桐原 理, 藤井徹也: 材料とプロセス, 4 (1991) 1, 227
- 15) 上原博英, 水藤政人, 大宮 茂, 蓮沼純一, 相沢定二, 加藤嘉英: 材料とプロセス, 4 (1991) 4, 1268
- 16) 水藤政人, 黒瀬芳和, 藤村俊夫, 蓮沼純一, 野口勝弘, 数上文夫: 材料とプロセス, 5 (1992) 1, 267

Table 2 Operational results

Item	Results	
	Improved	Conventional
Rate constant for decarburization (min <sup>-1</sup> )	0.31	0.19
Rate constant for dehydrogenation (min <sup>-1</sup> )	0.18	0.086
Rate constant for deoxygen (min <sup>-1</sup> )	0.11	0.105
[C] content after treatment (ppm)	9.5(ave) 6.0(min)	20(ave) 15(min)

minから220 t/minに、排気能力は既設のままにとどめて脱炭速度定数は0.18 min<sup>-1</sup>から0.31 min<sup>-1</sup>に向上した。脱水素、脱酸素速度定数も同様の傾向にあり上述の考え方とその対応が適正であることを確認した<sup>12~16)</sup>。

## 7 結言

高速真空脱ガス処理を目標に槽内の反応界面積と環流量を増大することを試み、以下の達成手段の開発と操業成績を得た。

- (1) 下部槽断面を長円形として反応界面積を拡大し、取鍋の鋼浴面監視、測温・サンプリング採取などには従来の円筒断面と同一空間を確保した。長円下部槽は適正な補強を施すことにより最大変位<0.5 mm, 最大応力<20 N/mm<sup>2</sup>の従来の円筒下部槽の設計許容値を満たしている。
- (2) 長円下部槽の実現により浸漬管径は1.5倍に、環流量は2倍以上に増大できた。この大径浸漬管の耐火物損耗防止法として主板上にフォグ冷却技術を開発・適用して15%以上の長寿命化が図れ浸漬管寿命150 ch以上を達成した。
- (3) 上記方法により反応界面積と環流量を増加した場合には、増大傾向にある排気能力を定常処理時の理論排気量の1.5倍程度で[C]<15 ppmの極低碳素鋼が溶製できる。
- (4) (1)~(3)の技術とKTB法や槽内加熱技術を工程化した結果、200 t/min以上の環流量が得られ脱炭速度定数が0.31 min<sup>-1</sup>に向上した。