UDC 669.14.018.821-194.046.5:533.9:621.365.9

プラズマ・ジェットによる高Cr鋼の脱炭・脱窒*

手塚 廣吉**, 藤根 道彦***

Decarburization and Denitrogenization of High-Chromium Stainless Steel by Plasma Jet

Hiroyoshi Tezuka and Michihiko Fujine

Synopsis

By using a plasma furnace whose lining is MgO and the inside diameter is 170 ϕ , the experiment was performed to eliminate carbon and nitrogen in molten Fe-26Cr-1Mo steel. Various experimental conditions were examined.

During the experimental period (less than 150min), the concentrations of carbon and nitrogen became from 0.5% to less than 0.002% and from 0.03% to less than 0.010%, respectively. It is suggested that high-chromium ferritic stainless steel with the lowest impurity content ($[C] + [N] \leq 0.0150\%$) may be produced successfully by a plasma furnace as well as an electron-beam furnace.

1. 結 言

フェライト系ステンレス鋼の溶製には靱性等に悪影響を及ぼす侵入型固溶元素CおよびNの著しい低減が必要である¹⁾。しかし、20%以上のCrを含有する鋼において $[C]$ 、 $[N]$ の総量を0.0150%以下に低減することは、従来の方法、たとえば真空誘導炉・真空脱ガス装置などでは極めて困難である。Airco社では真空誘導炉に多段の電子・ビーム(EB)炉を組合せることにより、高純度のFe-26Cr-1Mo鋼の溶製に成功している²⁾。

最近、松下ら³⁾は $(H_2 + Ar)$ プラズマによっても高クロム鋼の脱炭・脱窒が可能であることを報告している。プラズマ炉ではEB炉のように炉内を真空にする必要がないので設備費用が少な

く、また比較的容易に超高温が得られる利点がある。

著者らはこのような点に鑑み、Fe-26Cr-1Mo鋼の脱炭・脱窒をプラズマ炉で検討したので、その結果を報告する。なお、SUS304、SUS430についても若干検討したので、その結果も併記した。

2. 実験装置および実験方法

Fig. 1に実験装置の概略を示す。ライニングはMgO、炉内径は170mmである。プラズマ・トーチはタングステン陰極径が10mmの移送型のもを用いた。陽極は黒鉛棒であり、炭素の溶出防止のために溶湯と黒鉛電極との間に耐火レンガが挿入してある。なお、Ar、 H_2 、 O_2 等のガスはとくに精製処理を行わず、ボンベからのものを直ちに使用した。

実験はあらかじめ高周波誘導炉で大気溶解した成分既知(Table 1 参照)のFe-26Cr-1Mo鋼約8.5 kgをArプラズマで再溶解後(あるいは $[C]$ を調節後)直ちに開始した。実験操作条件はTable 2に示す条件の各種組合せであり、実験時間は正

昭和50年11月25日 受付

* 日本鉄鋼協会第90回講演大会にて一部発表

** 大同製鋼㈱研究開発本部中央研究所

*** 大同製鋼㈱研究開発本部中央研究所、工博

味のプラズマ照射時間で最大 150 min である。

溶湯バルク温度はほとんどの実験で1650~1850℃に保ち、かつ、できる限り高温に保持することを目標とした。分析用試料は 5~30 min 間隔で石英管により吸引採取し、炭素は電量測定法(JIS 法)、

Table 1. Chemical composition of Fe-26Cr-1Mo steel for charge into a plasma furnace.

(wt%)						
C	N	Cr	Mo	Si	P	S
0.048	0.030	26.03	0.97	0.52	0.023	0.018

Fig. 1. Schematic diagram of plasma furnace.

Table 2. Experimental conditions.

Plasma heating method	Carrier gas from plasma torch	Blowing gas into a plasma furnace
A. on and off	a. Ar; 30 l/min	1. Nothing
B. continuous	b. H ₂ + Ar; total 30 l/min	2. Ar; 70~120 l/min
	c. Ar; 100 l/min	3. Ar; 70 l/min and O ₂ ; 0.4~3 l/min

窒素は不活性ガス中融解熱伝導度測定法により分析した。

3. 実験結果および考察

3.1 Ar プラズマによる脱炭

実験結果の一例を Fig. 2 に示す。実験初期では

Fig. 2. Behavior of [C] during plasma refining. Expression of experimental condition is identical to that in Table 2.

〔C〕は時間に対してほぼ直線的に減少しているが、〔C〕がある程度低下してしまうと次第に直線から偏倚してくる。Fig. 3 はプラズマ作動電力が 19 kW と一定の場合の脱炭速度と〔C〕との関係を示したものである。

Fig. 3. Relation between rate of decarburization and [C] at constant electric power of plasma (19kW). Expression of experimental condition is identical to that in Table 2.

低炭素側では脱炭速度は $[C]$ に比例しており、ふん囲気の O_2 分圧等の実験条件にはほとんど依存していない。これは低炭素領域の脱炭速度が C の拡散律速であることを示唆する。

一方、高炭素領域(炉内の O_2 分圧やプラズマ作動電力によって異なるが少なくとも0.02%以上)の脱炭速度は $[C]$ には無関係に一定となっているが、実験条件によって大幅に変動している。Fig. 4は炉内ふん囲気中の O_2 分圧 PO_2 (炉内圧力: 1atm)との関係を示したものであり、 PO_2 の増大に伴って脱炭速度は著しく大きくなっている。比

Fig. 4. Relation between rate of decarburization and PO_2 in atmosphere of plasma furnace. The concentration of carbon is at least higher than 0.02%, in which the decarburization rate is constant.

較のために示した高周波誘導炉の結果⁴⁾と傾向は類似しているが、本実験の方が低い PO_2 の領域で顕著な効果が現われている。Fig. 5は脱炭速度とプラズマ作動電力との関係を示したものであり、脱炭速度はほぼ電力に比例して増大している。なお、これは炉内へ O_2 吹込みを行わなかった場合の $PO_2 < 0.60$ vol.%における結果である。

このように本実験では、従来認められなかったプラズマの脱炭効果が現われている。高周波誘導炉の結果との比較から、プラズマ炉における脱炭はジェットに巻込まれた炉内ふん囲気中の酸素およびその化合物によって進行していると考えられる(ガス巻込み現象はアーク溶接時の窒素吸

Fig. 5. Relation between rate of decarburization and electric power of plasma, where O_2 is not blown into plasma refining furnace. The concentration of carbon is at least higher than 0.02%, in which the decarburization rate is constant.

収⁵⁾によっても実証されている)。また、Fig. 5の現象も作動電力の増大につれてプラズマ照射部のくぼみが大きくなることを考慮すると、つぎのように説明される。すなわち、作動電力を増すとプラズマ・ジェットの運動量が大きくなり、同時に2次効果としてのジェットへの巻込みガス量が大きくなる。従って、炉内の PO_2 が一定であれば、ジェットに巻込まれた酸素量は作動電力が大きいほど多くなり、脱炭速度も大きくなる。

本実験では小さな炉容積(約5 l)に対して、100 l/minのガス(吹込み $Ar + O_2$ およびプラズマ作動ガスの総量)を吹込んでいるので、酸素効率は20~30%と低い(なお、この値は O_2 供給速度を考慮すると転炉における外挿値⁶⁾とほぼ一致する)。それでも、吹込み O_2 量の増加につれて、脱炭速度が大きくなっていることは、ジェット中へのガス巻込みの存在を裏付けている。一方、松下ら³⁾の($CO_2 + Ar$)プラズマの結果では酸素効率⁶⁾が100%となっているので、ジェットに巻込まれた O_2 、 CO_2 、 H_2O 等の酸素はほとんどすべて脱炭に利用されるとみなされる。従って、高炭素側での脱炭挙動は、転炉・電炉における O_2 供給律速と

類似の現象を示したために、脱炭速度が O_2 分圧の影響は受けるものの $[C]$ には無関係になったと説明される。

一方、本実験装置では溶湯の攪拌力はプラズマ・ジェット運動量のみであるので比較的小さい。それでも、炭素濃度が高い場合には溶鋼内 C の拡散速度の方が O_2 供給速度より大きいとみなしうる。しかし、脱炭が進行し、炭素濃度が低下するにつれて次第に拡散速度が小さくなり、ついには脱炭速度が溶鋼内 C の拡散律速となったと推察される。この考えは Fig. 3 に一例を示すように、 PO_2 やプラズマ作動電力の大きいほど、換言すれば O_2 供給速度の大きいほど脱炭速度と比例関係にある炭素濃度の限界が高くなっていることから妥当性が裏付けられる。

3. 2 (H_2+Ar) プラズマによる脱炭

Fig. 4, 5 では (H_2+Ar) プラズマと Ar プラズマの脱炭速度にほとんど差が認められず、(H_2+Ar) プラズマの方が精錬効果が大いとはいえない。そこで、真の (H_2+Ar) プラズマの精錬効果をみるために、SUS304 に Ti , Al を添加して $C-O$ 反応を抑制した条件下で脱炭を行った。結果は Fig. 6 に示すように Ti , Al 添加の場合には無添加の場合に比較して脱炭速度は極端に小さく、本実験条件下では $C-H$ 反応による脱炭効果は

Fig. 6. Behavior of $[C]$ during (33% H_2+Ar) plasma refining of SUS 304, where experimental condition is A—b—2 in Table 2.

ほとんど期待できないことが明らかとなった。

$[C]$, $[O]$ を一定とした場合の C の活量は $Fe-26Cr-1Mo$ 鋼では Ti , Al を添加した SUS304 鋼の約 $1/2$ である。従って、 $C-O$ 反応以外で脱炭が進行するとすれば、 $Fe-26Cr-1Mo$ より含 Ti , Al の SUS304 の方が脱炭しやすいこととなり実験結果と矛盾する。なお本結果と同様に (H_2+Ar) プラズマでは脱炭があまり進行しないことを示す報告例⁷⁾も見うけられる。

Fig. 7 は脱炭速度とプラズマ作動ガス中への水素の混入率との関係を示したもので、比較のために松下³⁾の純鉄、18-8 ステンレスの結果もプロットした (文献³⁾から読み取った値の再計算値)。

Fig. 7. Relation between rate of decarburization and ratio of H_2 in carrier gas of plasma. The concentration of carbon is at least higher than 0.02% in which the decarburization rate is constant.

本実験結果は H_2 混入率には無関係に一定となっており、18-8 ステンレスの結果より若干大きい。純鉄の結果は H_2 混入率に大きく依存しているが、Fig. 5 に示すように (実際の脱炭速度の $1/10$ の値をプロットした) 作動電力に対する依存性は本実験結果とはほぼ一致している。従って、脱炭速度が極めて大きいことは Cr を含有していないためと推察されるが、 H_2 混入率の上昇につれて脱炭

速度が増大している現象は作動電力の変化に起因するとも考えられ、必ずしも H_2 混入率の増大に起因するとは断定しがたい。

以上のように、 (H_2+Ar) プラズマの脱炭効果が Ar プラズマの場合より顕著であることを示すデータは本実験では得られなかった。これは (H_2+Ar) プラズマにおいても $C-H$ 反応による脱炭より $C-O$ 反応の方が支配的であることを示唆している。なお、 (H_2+Ar) プラズマの精錬効果を期待するためには、単位作動ガス流量当りの作動電力を大きくし、プラズマ・ジェット中の H^+ の比率を高める必要がある。本実験では $1.0 [kW \cdot min/Nl]$ 程度であるので、 H_2 分子を H 原子に解離することはできても H^+ の比率を増大させることは困難であり、これが (H_2+Ar) プラズマの精錬効果を顕著にしなかった一原因とも推察される。

3.3 脱窒について

Fig. 8 に $[N]$ の経時変化をプロットした。これらはいずれも溶湯にプラズマを連続照射した結果であり、断続照射の場合にはプラズマ電流を切った際に炉内へ空気が混入しほとんど $[N]$ の低下が認められなかった (Fig. 10 参照)。また、同じ連続照射法においても、炉内へ Ar あるいは $Ar+$

Fig. 8. Behavior of $[N]$ during plasma refining of Fe-26Cr-1Mo. Expression of experimental condition is identical to that in Table 2.

O_2 を吹込んだ場合の方が吹込まなかった場合より脱窒速度が大きく、さらに到達 $[N]$ も低くなっている。従って、低窒素鋼を溶解する場合には炉の密閉度を向上させることにより窒素分圧 P_{N_2} を極力低下する必要がある、さもないとプラズマ・ジェットに巻込まれた N_2 により加窒が起る可能性がある。

炉内へ Ar 或いは $Ar+O_2$ を吹込んだ場合の脱窒速度は Fig. 9 に示すように、Fe-26Cr-1Mo の結果が SUS430 の結果より若干低くなっている。図中の実線・破線は次式からの計算値であるので、両鋼種の間に認められる差は Cr 含有量の相違に起因する平衡値 $[N]^*$ の違いによることがわかる。

Fig. 9. Relation between rate of denitrogenization and $[N]$. The electric powers of (H_2+Ar) and Ar plasma in the present study are nearly equal to each other.

$$-W \frac{\Delta [N]}{\Delta t} = 1.08 \times 10^4 ([N]^{1.5} - [N]^*{}^{1.5}) \quad [mg/min] \quad \cdots \cdots (1)$$

ここで、 W は溶鋼重量、 t は時間である。なお、平衡値 $[N]^*$ は Sievert 則の平衡定数に学振推奨値⁸⁾の $1800^\circ C$ における値を、 N の活量係数に Pehlke and Elliott⁹⁾の結果を、 P_{N_2} にガスクロマトグラフィーで測定した $5.0 \times 10^{-4} atm$ の値をそれぞれ用いて求めた。

Fig. 9 から、脱窒操作においても (H_2+Ar) プラズマの効果は認められないことがわかる。比較のためにプロットした松下ら³⁾の Fe-25Cr の結果も溶鋼重量の違いを考慮すると本実験結果と良好な一致を示している。

(H_2+Ar) プラズマと Ar プラズマとの間にはほとんど脱窒効果の差が認められなかったことを考慮すると、脱窒反応は $2N=N_2$ が支配的であり、NH 化合物の生成は期待できないと推察される。さらに、プラズマ・ジェットは超高温であるので脱窒速度が化学反応律速であるとは考え難く、ガス側および溶鋼側窒素の混合拡散律速であると考えた¹⁰⁾。事実、脱炭の場合ほどには明確ではないが、プラズマ作動電力を増大するほど(脱炭の結果から、これはガス側窒素の拡散速度を相当に、また溶鋼内窒素の拡散速度を幾分増大すると推察される)、次式から求めた容量係数 $K_m a$ が大きくなる傾向が認められた。

$$\frac{K_m a}{2V} t = \frac{1}{\sqrt{[N]}} - \frac{1}{\sqrt{[N]_0}} \dots\dots\dots (2)$$

これは脱窒速度が $[N]^{1.5}$ に比例する場合の $[N] \gg [N]^*$ の結果であり、 K_m は総括物質移動係数、 a は反応面積、 V は溶湯容積、 $[N]_0$ は窒素の初濃度である。

3.4 到達 $[C]+[N]$ と操作条件との関係

本実験時間内に到達した $[C]$ 、 $[N]$ および $[C]+[N]$ と操作条件との関係についての Ar プラズマの結果を Fig. 10 に示す。 $[C]$ はいずれの操作にても十分低減でき平均 20ppm となっているが、 $[N]$ は P_{N_2} を低下させようような操作においては低減しているものの、プラズマ断続照射法のように P_{N_2} の低下がほとんど期待できない場合には初濃度とほぼ同じである。

$[N]$ の最低値は実験時間が 150min 以内では 90ppm であったが、時間をさらに延長したところ 70ppm まで低下した。これは、プラズマ炉によって $[C]+[N]$ が 100ppm 以下の Fe-26Cr-1Mo が十分溶製できることを示している。Fig. 9 に示したように、 P_{N_2} を目標とする $[N]$ の平衡分圧より低く保持しておかないと、 $[N]$ の低下に伴って脱窒速度も小さくなってしまいますので、精錬時間を短縮するためには P_{N_2} を極力低くすることが必要となる。

Fig. 10. Dependence of final concentrations of C, N and C+N on experimental conditions.

Fig. 11. Relation between $[O]$ and $1/T$, where O_2 is not blown into furnace.

3.5 酸素濃度

Fig. 11 にガス吹込みを行わなかった場合の $[O]$ vs. $1/T$ を示した。Fig. 12 は炉内への Ar + O_2 吹込み ($P_{O_2}=1$ vol.%) および Ar 吹込みの場

Fig. 12. Relation between $[O]$ and $[C]$ at $1700^{\circ}C$. Expression of experimental condition is identical to that in Table 2.

合の $1700^{\circ}C$ における $[O]$ vs. $[C]$ を示したものである。なお、溶湯温度はバルクの値であり、 $[O]$ は実験途中における吸あげ試料の分析結果である。

$[O]$ は溶湯温度 T および Po_2 に大きく依存していることが認められ、 $[C]$ の到達濃度が平均 0.002% と低かったことはこの高酸素に起因していると思われる。しかし、脱窒速度および到達窒素濃度については溶湯温度を極力高めたためか Ar 吹込みと $Ar+O_2$ 吹込みとの間に差が認められず、従来多くの研究者¹¹⁾により指摘されている $[O]$ の影響は本実験ではほとんどないと推察される。

Fig. 13. Decreases of $[Cr]$, $[Ni]$ and $[Mo]$ during plasma refining for various steels.

3. 6 歩 留 り

本実験における溶解歩留りは平均 98.6% であった。 Cr , Ni , Mo 等の主成分については、Fig. 13に溶解前と出鋼後の平均濃度差を溶解前濃度に対してプロットした。鋼種および成分には無関係に勾配 0.011 の直線で表わされ、溶解歩留りを考慮すると主成分の歩留りは平均 97.5% となる。

炉内へ $Ar+O_2$ を吹込んだ場合には、 $2.5 vol\% O_2$ にて微量の酸化膜の生成が認められたのみであり、歩留りには何ら変化はなかった。ただし、 $[Si]$ は $Po_2 < 1.0 vol\%$ では変化しなかったが、 $Po_2 > 1.0 vol\%$ では低下し、 $2.5 vol\% O_2$ では 0.36% まで減少した。

4. プラズマ照射部の温度

プラズマ・ジェットの平均温度は一般に $1万^{\circ}K$ 以上といわれているが、溶湯照射部の温度は約 $2300^{\circ}K$ と推察されており³⁾、両者の間にはかなりの差がある。本実験にても、 C のみが選択的に酸化され Si , Cr の酸化がほとんどなかったことを考慮すると、定性的ではあるがプラズマ照射部の温度はかなり高いと推察される。なお、脱窒反応では $1800^{\circ}C$ と仮定したが、Sievert則の平衡定数の温度依存性が小さいため必ずしも信頼すべき値とはいえない。

プラズマ作動電力を増すと溶湯面のくぼみが次第に大きくなることは、プラズマ照射部の溶湯がジェットにより攪拌されていることを示唆する。そこで、以下のような仮定がなりたつ極めて単純化したモデルを用いて、プラズマ照射部の温度上昇についての解析を行った。

- (1) 溶湯の微小体積要素(element)は一定速度 v $[cm/sec]$ でプラズマ照射部を通過する。
- (2) 照射部の直径は D $[cm]$ であり、この内側ではジェットの有効熱流束 q $[cal/cm^2 \cdot sec]$ が溶湯に付加されるが、外側では $q = 0$ である。
- (3) 溶湯内の熱移動は深さ方向(x 軸)への伝熱のみである。なお、溶湯深さは無限、深さ方向の攪拌はないとする。
- (4) プラズマ照射部近傍以外の溶湯バルク温度は T_0 で一定である。
- (5) プラズマ・ジェットの温度はバルク温度に比べて無限に高い。

微小体積要素についての熱収支式はつぎのよう

になる。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{k}{C_p \rho} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \dots\dots\dots (3)$$

初期および境界条件は

$$\begin{aligned} t = 0, x \geq 0; T &= T_0 \\ t > 0, x = 0; -k \frac{\partial T}{\partial x} &= q \dots\dots\dots (4) \\ t > 0, x = \infty; T &= T_0 \end{aligned}$$

(3)式をラプラス変換して解くと

$$T - T_0 = \frac{q}{\sqrt{k C_p \rho}} \left\{ 2 \sqrt{\frac{t}{\pi}} e^{-\frac{C_p \rho}{4kt} x^2} - \sqrt{\frac{C_p \rho}{k}} x \cdot \operatorname{erfc} \left(\frac{\sqrt{C_p \rho}}{2\sqrt{kt}} x \right) \right\} \dots\dots (5)$$

(5)式に滞留時間 $t = D/v$ および $x = 0$ を代入すると照射部の最高温度 T^* が求められる。

$$T^* - T_0 = \frac{2q}{\sqrt{v}} \sqrt{\frac{D}{\pi k C_p \rho}} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 k は熱伝導度 [$\text{cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$]、 C_p は比熱 [$\text{cal/g} \cdot ^\circ\text{C}$]、 ρ は溶湯密度 [g/cm^3] である。

(6)式に概略値として $D=2$, $k=0.08$, $C_p=0.18$, $\rho=6$ を代入した結果が Fig. 14 である。なお、 q にはプラズマ作動電力の40%値を用いた。

Fig. 14. Relation between $T^* - T_0$ vs. v .

プラズマ照射部の温度上昇は速度 v が大きくなるにつれて次第に低くなっていく。くぼみ深さと溶湯の流動速度との関係が転炉コールドモデルの結果⁶⁾と一致すると仮定すると、 $v < 100 \text{ cm/sec}$ である。すなわち、照射部の温度は溶湯本体 (bulk) の温度より少なくとも 300°C 以上高く、松下ら³⁾の推定値より高い温度にまで達していると

考えられる。

5. 結 言

8.5kg プラズマ炉 (マグネシア内張り) を用い、Ar および ($\text{H}_2 + \text{Ar}$) プラズマにより Fe-26Cr-1 Mo の脱炭・脱窒実験を行い、以下の事項が明らかとなった。

(1) 本実験条件下では ($\text{H}_2 + \text{Ar}$) プラズマの精錬効果が Ar プラズマの効果より大きいとは認められなかった。単位作動ガス流量当りの作動電力をさらに増大して検討する必要がある。

(2) 脱炭反応は主として C-O 反応であり、プラズマ・ジェットへ巻込まれた O_2 により脱炭反応が進行していると考えられる。脱炭速度は高炭素領域では O_2 の供給律速、低炭素領域では溶湯内 C の拡散律速により説明できる。[C] の到達濃度は平均 0.002% であり、炉内へ少量の O_2 を吹込むことにより高炭素濃度からの脱炭もすみやかに行いうる。

(3) 脱窒反応は $2 \text{N} = \text{N}_2$ であり、脱窒速度は $[\text{N}]^{1.5}$ に比例する混合律速である。炉内ふん囲気中の窒素分圧を、目的とする [N] の平衡分圧より低く維持しておけば、脱窒反応はかなり促進できる。到達 [N] は 0.010% 以下であり、[O] の影響は認められなかった。

(4) 本実験に使用した程度の酸素分圧 ($\text{Po}_2 < 0.03 \text{ atm}$) では、Cr, Fe 等の酸化損失は認められなかった。これは Cr の歩留りが Ni, Mo の歩留りとほぼ一致したことによっても確認された。

(5) プラズマ照射部の温度はジェットの攪拌力によって影響されることを明らかにした。また、照射部の温度は溶湯本体温度より少なくとも 300°C 以上高いと推定された。

(6) 以上の結果から精錬方法を工夫しさえすれば、高純度の Fe-26Cr-1Mo 鋼がプラズマ炉によっても十分溶製できる見通しを得た。

(文 献)

- 1) J. J. Demo: Met. Trans., 5 (1974), 2253
- 2) R. J. Knoth: Chem. Eng., 29 (1970) June
- 3) 松下, 佐野, 金子: 学振製鋼第19委員会第3分科会提出資料 (昭49年2月, 昭50年7月)
- 4) 藤井: 鉄と鋼, 45 (1959), 1248
- 5) 稲垣, 和田, 宇田: 溶接学会誌, 34 (1965),

322

- 6) 瀬川：鉄冶金反応工学, (1970), p. 108, p. 145 [日刊工業新聞社]
 7) 公開特許公報, 昭48-40607
 8) 学振製鋼19委員会：製鋼反応の推奨平衡値, (1968), p. 158 [日刊工業新聞社]

- 9) R. D. Pehlke and J. F. Elliott: Trans. Met. Soc. AIME, 218 (1960), 1088
 10) 天野, 伊藤, 坂尾：鉄と鋼, 61 (1975) 4, 83
 11) 萬谷, 篠原, 戸崎, 不破：鉄と鋼, 60 (1974), 1443

合金鋼のプラズマ溶解とその性質

Indust. Heat., 42 (1975) 6, 30~35

10 t プラズマ炉の操業に関しては第4回 Vacuum Metallurgical Conference (Tokyo) においてすでに報告済だが、その後この炉で30,000 t 以上の主として高級鋼を3シフトにより連続溶解を行ったので、今回はこの結果について報告する。

この10 t プラズマ炉の天井はピボット式、炉床はマグネサイトの突き固め、天井および炉壁はマグネサイトクロム耐火物で裏付けされ1850℃の連続温度に耐える。寿命は100チャージが可能である。テストの結果、トーチは側壁から2本、天井から1本の計3本に改められた。これらは垂直並びに水平移動が可能なよう設計されている。

ワーキングガスとしてはArを使用した。最大電流は6000 A、電圧は200~600 Vで主として200~450 Vで操業した。これからトーチ当りは電力消費2.5~3.0 MW 連続操業ということになる。トーチにはWカソード使用、トーチ当りAr消費は8 m³/hr である。炉底電極は水冷 Cu ブロックでこれには温度警告装置が付属している。

現状の技術水準ではアーク炉で行われるすべて

の治金的操作がプラズマ炉で遂行できる。各種合金鋼の溶解結果から合金元素の回収率(%)はつぎのようである。

Mn	Cr	Ni	Mo	Ti
97~99	96~98	98~100	98~100	60~80

Fe のロスは約2%である。

3シフト連続操業での現在の運転時間は77.5%であるがこれは増加の傾向にある。メルトダウン能力は6~9 t/hr であるが最終の2カ月では10 t/hr を示している。全操業の所要電力は900 kWh/t 以下でこの内メルトダウン電力は500~700 kWh/t であった。

高合金オーステナイト耐食性 Cr-Ni, Cr-Ni-Mo, 13Cr その他耐熱 Cr-Ni-Si, Cr-Al などプラズマ溶解材について、鋼塊の化学成分分布、マクロおよびミクロ組織、機械的性質、高温における降伏点、低温切欠き靱性、ガス含有量、ミクロ的純度、粒間腐食、溶接性などアーク炉材と比較した試験結果を述べている。