論 説

石炭および酸素によるスクラップの脱電力溶解法の研究

湯浅悟郎*, 林 清英*, 出向井登*, 杉浦三朗**

Non Electric Power Steelmaking with Carbon Powder and Oxygen

Goro Yuasa, Kiyohide Hayashi, Noboru Demukai
and Saburo Sugiura

Synopsis

A new scrap melting technology depending on combustion of carbon powder has been designed and operated in the Central Research Laboratory of Daido Steel. The experimental melting furnace having a capacity of 1 ton is named Reactor, and uses pulverized coke or coal and oxygen for the heat source. They are simultaneously injected into the molten iron. A considerable part of the generated CO gas is burnt to CO₂ by the upper blown oxygen, for heating up the bath to melt the continuously added scrap.

Further, the energy of the waste gas is utilized to scrap pre-heating.

As the volume of the molten iron increases to a prearranged level, a part of the melt is tapped. Through the test melting, the important operation factors to be controlled became clear to produce successful results.

The heat efficiency has attained to the level of 32%, which is expected to be more than 45% in larger furnaces.

1. 結 言

日本におけるエネルギーコストは諸外国に比して高く、特に電力は米国、西独等に比べて格段に高い。この電力を主たるエネルギー源とする電気炉製鋼では、省エネルギー及び、石炭エネルギーへの置換の推進が研究課題として大きな意義を有する。

大同特殊鋼中央研究所では脱電力を目的とし、粉炭等の炭材と酸素の燃焼熱を熱源とする溶解炉を試作して現在まで主にスクラップ溶解の研究を進めてきたが、良好な成果を得たので本稿では本プロセスの基本理念と1トン規模での実験結果を報告する。

2. 脱電力製鋼法の考え方

Table 1 に各種製鋼プロセスのエネルギー原単位を示す。大別すれば高炉—転炉に代表される鉄鉱石スタートのプロセスとアーク炉に代表されるスクラップスタートのプロセスがある。前者につ

昭和59年10月22日 受付

*大同特殊鋼中央研究所

**大同特殊鋼技術部

Table 1. Energy consumption of various steelmaking processes.

Process	Raw material (%)		Energy consumption (per ton)					Total energy (Mcal/ch t)
	Ore	Scrap	Coke (kg)	Coal (kg)	Oil (kg)	Oxygen (Nm ³)	Electric power (kWh)	
BF-BOF	85	15	400	60		50		3 280
Krupp process	100			530		470		4 240
BF-OBM	60	40	290		120	70		3 290
EAF		100	15			30	400	1 120
Cupola-EAF		100	55			25	235	990
Reactor		100		105		120		890
Converted energy			7.0 ($\frac{\text{Mcal}}{\text{kg}}$)	6.5 ($\frac{\text{Mcal}}{\text{kg}}$)	9.5 ($\frac{\text{Mcal}}{\text{kg}}$)	1.7 ($\frac{\text{Mcal}}{\text{Nm}^3}$)	2.4 ($\frac{\text{Mcal}}{\text{kWh}}$)

Fig. 1. Price change of electricity, coking coal and coke.

Index of price : Electricity and coke S39=100

: Coking coal S44=100

いては鉄鉱石を還元するためのエネルギー（ $\approx 3500 \text{ Mcal/t}$ ）が必要であるが、後者は鉄の溶解のためのエネルギーのみ（ $1000 \sim 1500 \text{ Mcal/t}$ ）で鋼を製造できる。したがって鉄鉱石スタートのプロセスよりも、スクラップスタートのプロセスのほうがエネルギー面で有利である。

スクラップあるいは固体鉄スタートの量産型溶

解技術としては、電気炉以外にキュボラ法があるが、キュボラについては大塊の上質コークスを必要とするので、エネルギーの融通性に欠けるきらいがある。

Fig. 1 に各種エネルギー価格の推移を示す。電力については昭和54～55年にかけて急騰しており製鋼電力の低減がますます重要となってきた。

Fig. 2. Conception of the development of reactor process.

コークスおよび原料炭の最近の価格推移はゆるやかでありこれらは价格的に安定したエネルギー源であることがわかる。また、原料炭はコークスに比べて安価であり（1\$=250円として18円/kg, S58年）経済的なエネルギー源と言える。

以上の背景から、スクラップを鉄源とし、石炭を熱源とする脱電力製鋼法の開発に着手した。

本製鋼法では鉄浴に加炭吹酸し、発生したCOガスを炉内でCO₂まで燃焼させ、炭素源の燃焼効率を高めることを特徴としている。また高温の排ガスをスクラップの予熱に使用し、系内にて炭素燃焼熱を利用しつくすことをねらったシステムを採用している。

炉内容湯を激しく攪拌し反応を促進させるという意味から本溶解炉はリアクターと称している。

Fig. 2にリアクター開発の考え方を示す。

技術開発要素としては、i) 溶湯中への加炭方法、ii) 石炭の燃焼率の向上および、iii) 熱効率の向上が挙げられる。具体的な方策としてはそれぞれ、i) ボトムインジェクションによる急速な加炭、ii) 鉄浴上部空間への酸素ガス吹込みおよびガス燃焼空間の確保によるCO→CO₂燃焼の促進およびiii) 溶湯攪拌、炉体断熱、スクラップ予熱等による熱効率の向上を図る必要がある。

そこで、まず $\frac{1}{2}$ スケールの水モデルにより容器内の攪拌状態を調査し、炉体形状の諸元を求める

ことにした。

3. 水モデル実験結果

Fig. 3に $\frac{1}{2}$ スケールの水モデル実験装置の概略図を示す。水モデル内に水を18ℓ入れこれに4ccの1N-NaOHを添加する。着色剤としてアリザリンSを滴下すると水は紫色に着色する。

羽口から空気を吹き込みつつ1N HClを20cc加えたと水は酸性に転じPH3.7以下の部分は黄色に変色する。容器内の水がすべて黄色に変化した時点を均一混合時点とし、実験条件と均一混合所要時間の関係を調査した。

Fig. 4は容器の傾斜角度を変えて空気流量と均一混合時間の関係を表わしたものである。

同図より空気流量の増加とともに均一混合時間が短くなることがわかる。また、同一の空気流量であれば炉体が10°後傾し、羽口部分が深くなっているほうが均一混合時間が短いことがわかる。

Table 2に実機と水モデルの諸元を比較する。実機は水モデルの結果から10°後傾するようにした。溶湯量は最大1000kg(種湯約500kg)であり、底吹ガス流量を200~1000Nℓ/minとすれば、均一混合時間は35~7secと推定され¹⁾、炉内の溶湯攪拌は相当強いと言える。

Fig. 3. Schematic diagram of 1/2 scale water model.

Fig. 4. Relation between the flow rate of air and the perfect mixing time.

4. 実験用リアクターの概要

Fig. 5 に実験用リアクターの模式図を示す。水平より 10° 後傾した横型炉体底部に酸素を吹込む羽口を有する。また、酸素羽口に隣接して炭素粉（黒鉛、コークス、石炭）吹出し用の羽口を有する。

炉体天井部には酸素吹込羽口があり、鉄浴から発生する CO ガスを CO₂ まで燃焼させる。

炉体上部にはスクラップ予熱用シャフトが設置でき実験内容に応じて脱着可能である。

スクラップ予熱シャフト底部には水冷式のダンパーを有し、これの開閉により予熱したスクラップを炉内に投入する方式である。

なお、炉内鉄浴の测温およびサンプリングをするため、炉体上部にサンプリング口を有する。

Fig. 6 にリアクターの操業パターンを示す。誘導炉にて約 500kg の溶銑を溶解し、これをリアクター炉内にチャージして種湯とする。

種湯に炭素源と酸素を吹込み炉内で反応熱を発生させる。溶解を円滑に行うためには鉄浴の C 濃度を安定に維持するとともに、鉄浴温度を適正にコントロールする必要がある。本実験では消費量に見合った C 量を過不足なく添加し、鉄浴 C 濃度を 2～3% に保持するようにつとめた。また、スクラップは少量ずつ装入し、スクラップによる冷却効果で鉄浴全体の温度を 1500～1600℃ に保持するようにつとめた。スクラップを 500kg 溶解し、鉄浴重量が 1000kg に達したら 500kg だけ出湯した後、溶解を再開することを基本的なパターンとした。このようにして連続 8 時間の溶解作業も可能であった。

5. 実験結果

5.1 溶鉄 C 濃度の迅速測定

本実験炉では C 燃焼量は約 0.7kg/min に達する。鉄浴平均湯量を 700kg とすれば加炭を行わない場合の C 減少は 0.1%/min ときわめて速い。したがって何らかの方法で溶鉄中の C 濃度を迅速に

測定し、プロセスの安定化をはかる必要がある。そこで、サンプリングした溶鉄の冷却曲線から凝固温度を検出し、C含有量を炉中測定するようにした。このようにして求めたC濃度と化学分析により求めたC濃度はFig.7に見られるとおり良い相関を示している。

5.2 加炭速度

前述のようにリアクターでのC燃焼速度は速く、これに追従する加炭速度を得るために加炭条件の検討を行った。

Fig.8に種々の加炭条件での加炭結果を示す。加炭方法としては鉄浴表面へ炭素源を投入する方法と、鉄浴中に底吹羽口から粉状炭素源を吹込む方法とを比較した。加炭実験中には酸素供給は停止し、酸素羽口からはArガスを流して、実験条件の安定化をはかった。鉄浴表面への加炭では炭素

Fig. 5. Schematic illustration of reactor.

Table 2. Comparison of the water model and the actual furnace.

Items	$\frac{1}{2}$ scale water model	Actual furnace
W : Weight (kg)	18 (Water)	1 000 (Molten iron)
Q : Gas flow rate (Nl/min)	47~93	200~1 000
Z : Bath depth (cm)	19	38
V : Bath volume (m ³)	0.018	0.14
$\dot{\epsilon}$: Stirring energy (Watt/ton)	87~175	520~2 620
τ : Perfect mixing time (sec)	7.2~5.0	Estimation 35~7

$$\dot{\epsilon} = 0.0142 \frac{QT}{W} \log \left(1 + \frac{Z}{Z_0} \right)$$

$$\tau \propto \dot{\epsilon}^{-2/3}$$

T : Bath temperature (K)
 Z_0 : Water $\rightarrow$ 1 000cm
 Molten iron $\rightarrow$ 146cm

Fig. 6. Operation pattern of the reactor.

源粒径が小さいほど歩留が良く、加炭速度が速いことがわかった。また黒鉛と無煙炭では歩留に大差がないことも確認している。なお、Table 3 に黒鉛と無煙炭の分析結果を示す。

次に、インジェクション加炭方法においては黒

Fig. 7. Comparison of carbon contents by chemical analysis and melting point measurement.

鉛および無煙炭を吹込んだが、その粒径はいずれも 0.4mm 以下の微粒であり、両者とも歩留は高く、鉄浴表面への添加と比べて加炭速度がきわめて速かった。

ちなみにインジェクション時の加炭量を 10 kg、加炭時間 3 分、歩留 90%、鉄浴重量 700kg とすると、加炭速度は 0.43%/min となり、C 消費量の 4 倍以上の速度となる。したがって C インジェクションを間欠的に行うだけで鉄浴中の C 濃度を一定に保ち続けることが容易であることがわかる。

鉄浴表面への加炭の場合、炭素源と鉄浴接触面積は計算可能であるから、加炭速度について定量的な検討ができる。

Table 3. Composition of carboneous material. (%)

Material	Fixed carbon	Volatile matter	Ash	Sulfur
Graphite	98.6	0.9	0.5	0.02
Anthracite	80.2	10.0	8.9	0.22

Fig. 8. Comparison of yield of carbon.

(carbon content before addition: 2~3%)
(weight of addition: 5~10kg)

加炭速度は次式で表わされる。

$$\frac{dC}{dt} = K \cdot \frac{A}{V} (C_s - C_o) \quad \dots\dots\dots(3)$$

A : C と鉄浴の接触面積 (cm^2)

V : 鉄浴体積 (cm^3)

C_s : C 飽和溶解度 (4.9%)

C_o : 鉄浴 C 初期濃度 (%)

K : 反応速度常数 (cm/min)

t : 時間 (min)

Fig. 9. Relation between the rate of carbon absorption and the condition of carbon addition.

Fig. 9 に $\frac{A}{V}(C_s - C_o)$ をパラメーターとした場合の K の値を示す。

炭素源の種類等の加炭条件が決まれば K は一義的に決めることができる。

Fig. 9 の結果から考えると、インジェクション時の A はきわめて大きいため K は著しく増大し、速い加炭速度が得られることが推測される。

5.3 炉内 CO_2 燃焼比率

Fig. 10 に上下羽口からの酸素流量を変えた場合の炉内 CO 、 CO_2 濃度の推移を示す。

全酸素量に対する上吹酸素比率が高いほど CO_2 濃度が高くなる傾向がある。この関係を整理すると、Fig. 11 のようになる。

同図より CO_2 燃焼比率を高めるためには、上羽口の酸素比率を大きくする必要があることが明らかである。また、スラグ量が $30\text{kg}/\text{t}$ 程度では CO_2 比率にほとんど影響がないことがわかる。

Kaldo 法²⁾や Rotor 法³⁾では上羽口酸素比率が高く CO_2 比率も高い。リアクター法もこれらのブ

Fig. 10. Change of exhaust gas composition with oxygen blowing condition.

Fig. 11. Effect of top O_2 ratio on CO_2 combustion ratio.

Fig. 12. Relation between the CO_2 combustion ratio and the bath temperature.

ロセスと同じ傾向をもつと言える。

つぎに炉内空間での CO_2 比率と溶湯温度の関係を図 12 に示す。

同図には上羽口酸素比率を 0.44~0.50 と極力一定としたデータのみをプロットしたが、溶湯温度が高い場合 CO_2 比率が若干低くなる傾向が見られる。また、スラグがない場合はこの傾向がより顕著であることがわかる。

以上の実験結果をまとめると以下のようなのである。すなわち、炉内空間での CO_2 比率を高めるた

めには i) 上吹酸素比率を高めること、ii) 溶湯温度を過度に上げないこと、および iii) 適当量の造滓を行うことが重要な条件である。

5.4 熱 効 率

本実験では毎回冷炉からのスタートとなり、連続炉での操業は少ない。そこで、まず炉体の熱履歴により熱効率がどう変化するかを明らかにする必要がある。

Fig. 13 に酸素吹精開始後の溶湯蓄熱速度の経時変化を示す。

同図では炉内での熱収支を純粹に検討するため、スクラップ予熱を行わないデーターのみをプロットした。また、発熱量としては炉内の CO_2 燃焼比率測定結果より炉内での発熱量を算出した値を用いている。

なお、C の完全燃焼発熱量は 7.83Mcal/kg とした。

同図より溶湯蓄熱速度は時間とともに増大し、3 時間を越えるあたりから一定値に収束する傾向がわかる。また、蓄熱速度と炉内発熱速度の比すなわち、炉内での熱効率は炉内発熱速度の増加とともに増加する傾向があるが、ある一定の発熱速度を越えると一定値に収束することがわかった。

例えば、酸素吹精開始後 3 時間経過した時点での炉内熱効率と発熱速度の関係を示すと以下のようである。

炉内発熱 (Mcal/min)	2.5	3.5	4.1	5.1
炉内熱効率 (%)	30	33	39	36

次に炉体の断熱効果について Fig. 14 に実験結果を示す。

通常のライニングではワークレンガ ($MgO-Cr_2O_3$) の厚さを 114mm としているが、断熱を強化したライニングではその厚さを 65mm とし、そのかわり断熱層を厚くしている。

炉底部のレンガおよび鉄皮の温度さらに熱放散量を測定した。断熱施工をほどこすことにより鉄皮温度は 20℃ 低下し、熱放散量も 1600Kcal/m²h 少くなり、若干の断熱効果が見られた。

炉体そのものの熱効率を以上のように明らかにした上で、スクラップ予熱効果を調査した。

Fig. 13. Change of accumulated heat in the metal bath.
(non-preheating of scrap)

Fig. 14. Lining of the vessel.

スクラップ予熱を実施した溶解実験の結果を Fig. 15 に示す。

同図の上段は排ガス組成の変化を示す。同図の B, C 点は測定位置を示し, B 点はスクラップの直上, C 点は排ガス希釈後の位置である。

下段は溶湯量の変化を示す。

これらの結果より次のことが明らかとなった。

i) B 点においてはまだ CO ガスが存在し下部炉体からの排ガスが充分燃焼しきっておらず (燃焼用空気を過不足なく供給しているが) 排ガス燃

Fig. 15. Change of the metal weight and composition of the exhaust gas.

焼のための工夫が必要である。

ii) このため未反応酸素によるスクラップ酸化があり, スクラップ投入時にボイリングが発生し易い。

Fig. 16. Improvement of thermal efficiency.

また、酸化溶融したスクラップが水冷ダンパーにねばり付き、スクラップ投入作業に困難が生じる。

iii) 溶解速度は410kg/hであり、熱効率(Cの完全燃焼発熱を100%とする)は32%にとどまっている。これは、前述のCO₂燃焼が不完全な以外に水冷ダンパーの吸熱量(全発熱の10~15%)過多にも起因している。

Fig. 16に以上述べた熱効率の推移をまとめた。まず、実験当初の熱効率は14%であり、酸素吹精量増大により26%に向上した。炉体断熱強化により29%に向上し、スクラップ予熱により最終的に32%に達した。30t/hの大型キューボラの熱効率は43%程度でありまだそこまで到達していないが、リアクターの炉容は1t(0.4t/h)であり、小型炉としては比較的良好な熱効率である。

また、スクラップ予熱機構には工夫の余地が充分あり、今後さらに熱効率の改善をはかって行く。

5.5 耐火物損耗量

リアクターは基本的には連続長時間操業の溶解炉であり、炉修チャンスが少いことから耐火物の損耗量を低減することも重要な課題である。

Table 4に耐火物の損耗速度を部位別に示す。炉底部の損耗は非常に僅かであり問題とならない。

Table 4. Wear of refractories.

Location	Refractory	Wear(mm/min)
Roof	High alumina	0.16
Free board	Magnesite-Chrom	0.04
Slag line	"	0.02
Bottom	"	<0.001

スラグラインの損耗は0.02mm/minである。スラグラインの肉厚を例えば500mmとし、残寸法100mmまで使用するとすれば、連続14日間の稼動に耐えることになる。フリーボードおよび天井部の損耗は比較的大きい。これは、炉内でのCO₂比率が転炉⁴⁾、AODと比べて格段に高く、炉内空間でのガス温度が高いことによると考えられる。今後、耐火物の改善によりフリーボードおよび天井部の寿命延長をはかる必要がある。

6. 結 言

脱電力製鋼法として1t容量のリアクターを製作し加炭速度、炉内CO₂比率および熱効率等を調

査した。最終的に、プロセスにとって重要な幾つかの問題を解決し、実用化の可能性を見い出した。今後、本研究で得られた知見をもとに炉体の改造を進め本プロセスの可能性をさらに追究していく。

(文 献)

- 1) 森, 佐野: 鉄と鋼, 67 (1981) 672
- 2) Journal of the Institute of Fuel: (1961) May 172
- 3) Steel Times: Oct. 2 (1964) 492
- 4) K. Brotzmann: Ironmaking & Steelmaking 1980 No. 5