

## 製鉄所における燃焼技術

技術資料

鈴木 富 雄\*

## Combustion Technology in Steel Industry

Tomio SUZUKI

## 1. はじめに

日本の鉄鋼業におけるエネルギー消費量は、国内の一次総エネルギー消費量の約 15% を占めている。鉄鋼プロセスは、鉍石の事前処理、鉍石の還元、液相精錬、熱間加工など各工程が高温下で行われ、粗鋼 t 当たりのエネルギー原単位は 500 万 kcal 前後に達している。このことは、鉄鋼プロセスが熱プロセスでもあることを意味し、熱を発生させる燃焼技術も重要な位置付けにある。

製鉄所の燃焼技術は、低  $\text{NO}_x$  燃焼法などの公害対策技術および二度にわたる石油危機を契機とした省エネルギー技術の研究開発により、飛躍的に向上してきた。

第二次石油危機後は、石油価格の高騰と石油供給の厳しい制約の予想により石炭への燃料転換が積極的に推進された。その結果、神戸製鉄所加古川製鉄所の例では、1988 年度実績で購入エネルギーは石炭系燃料 93%、石油系燃料 4%、購入電力 3% までになった。とりわけ、製鉄所で消費される石油系燃料の約 30% を占めていた高炉重油吹込みから微粉炭吹込み (PCI) への移行は、オイルレス化を顕著に加速した。

また、石炭系燃料のうちカロリー割合で約 40% が COG, BFG, LDG などの副生ガスになり、加熱炉やボイラーの燃料にも使用されるようになり、石油系燃料が大幅に削減された。

したがって、近年の製鉄所の燃焼技術は、石炭や副生ガスの高効率・低公害燃焼技術の確立が主要課題である。本解説では、各プロセスごとに最近の燃焼技術の進展について概説する。

## 2. 原料事前処理プロセス

原料事前処理プロセスの燃焼設備には、焼結点火炉とペレットキルンがある。焼結点火炉での最新技術は、ガス燃焼のまま高効率化をめざしたスリットバーナーと、ガスから安価な石炭への燃料転換に伴った微粉炭バーナーとがある。また、ペレットキルンでも重油から

石炭への燃料転換が行われ、微粉炭燃焼技術が課題であった。

## 2.1 焼結点火炉のスリットバーナー

焼結点火炉は、層状の焼結原料を天井のバーナーにより直接加熱し、燃料として含まれている粉コークスを表面層で着火させるものである。その後、層の下方に向かって引かれる空気流によって、コークスの燃焼帯が順次下方へ移動して焼結が完了する。したがって、点火炉では、表面層での着火を安定させるために、炉幅方向の均一加熱および伝熱促進が重要となる。

Fig. 1 は、焼結点火炉の新しいタイプのラインバーナーを示す。従来バーナーは、炉幅方向に数本の個別バーナーを配置していたが、ラインバーナーでは多孔式ノズルミックスバーナーを使用し、炉幅方向に均一な線状フレームを形成した。また原料層厚とパレット速度の変動に対応できるようにするためにバーナー高さおよび角度を変更できる構造とした。その結果、焼結鉍品質に影響をおよぼすことなく、点火エネルギーを従来の 11 000 ~ 14 000 kcal/t-s から 6 000 ~ 7 000 kcal/t-s まで半減させることができた<sup>1)</sup>。

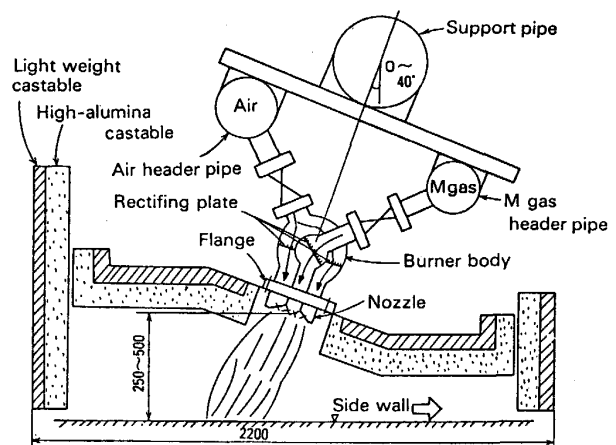


Fig. 1. Sectional view of line burner<sup>1)</sup>.

平成元年 8 月 8 日 受付 (Received Aug. 8, 1989) (依頼技術資料)

\* (株)神戸製鋼所機械研究所主任研究員 工博 (Mechanical Engineering Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 1-5-5 Takatsukadai Nishi-ku Kobe 673-02)

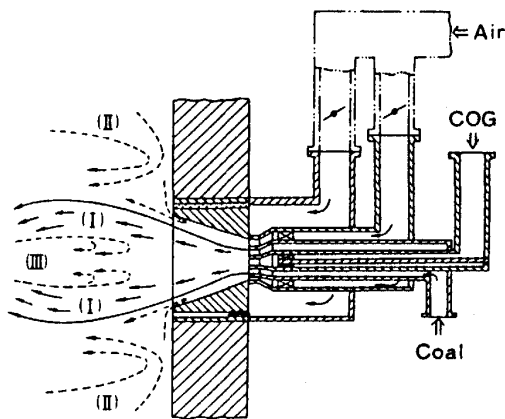
Key words : combustion ; furnace ; burner ;  $\text{NO}_x$  ; coal ; gas ; Combustion efficiency ; simulation ; flame.

また、三次元網目構造パネルを利用した面バーナーを使用して、理想的なスリットフラームを作り、高温短時間着火と均一加熱を同時に実現して COG 原単位を  $1.67 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{s}$  から  $1.35 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{s}$  まで低減できた<sup>2)</sup>。

## 2.2 焼結点火炉の微粉炭バーナー

ガスから石炭への燃料転換では、石炭がガスに比較して燃焼性が悪く、 $\text{NO}_x$  生成量も多くなりやすいので、いかに高効率・低公害燃焼させるかがポイントである。とくに、点火炉の高さが低いため短炎が要求され、かつ均一加熱が要求されるので小容量バーナーを多数設置しなければならない。

Fig. 2 は、焼結点火炉用の微粉炭バーナー<sup>3)</sup>を示す。基本構造は二段燃焼形で排ガス自己循環促進作用を有している。バーナー中心部より COG が旋回流で噴出して



- (I) : Radiant flame formation zone where gasified coal is burned  
 (II) : Combustion gas recirculation zone around the flame  
 (III) : Combustion gas recirculation zone along the central axis of the burner

Fig. 2. Pulverized coal combustion burner in sintering ignition furnace<sup>3)</sup>.

急速燃焼し、その外周の微粉炭を着火、ガス化して燃焼促進し安定な輝炎ゾーン (I) を形成する。ゾーン (II) は、火炎外周部の燃焼ガス逆流循環ゾーンであり、微粉炭がバーナータイルに接触するのを防止し、クリンカトラブルを解決している。ゾーン (III) は、燃焼ガスの内部循環ゾーンであり、保炎性能を高めている。本バーナーは、石炭燃焼量  $30 \text{ kg/h}$ 、COG 混焼率 10% で火炎長が  $0.8 \text{ m}$  となり低  $\text{NO}_x$  性と燃焼安定性が優れている。

更に、微粉炭と微粉コークスを混焼し、微粉炭を 60% 以上混焼すれば着火バーナーが不要となり、火炎長も最適になる。また、実機で微粉炭専焼を採用した結果、微粉炭原単位は約  $1.4 \text{ kg/t}$  で推移し、点火炉縮小、系列別燃焼量制御等により消費熱量は重油燃焼時と比較して約  $600 \text{ kcal/t}$  減少し、良好な結果が得られた<sup>4)</sup>。

## 2.3 ペレットキルンの微粉炭燃焼

ペレットキルンの燃料は、従来石油燃料に依存していたため製造原価が焼結プロセスより高く、エネルギーコストの低減が最重点課題であった。

Fig. 3 は、グレートキルンシステムペレットプラントのフローシートを示す。キルンバーナーの容量は、石炭約  $10 \text{ t/h}$  であり単一バーナーとして国内最大規模である。燃焼空気温度が  $1100^\circ\text{C}$  と高いため Thermal  $\text{NO}_x$  を発生しやすく、また石炭中には重油よりも多くの N 分を含有しているため Fuel  $\text{NO}_x$  の発生が問題となる。また、石炭中には 6~15% の灰分を含有しており、キルン内面への石炭灰分が付着するリングの問題も懸念され、炭種選定も極めて重要である。一方、 $\text{SO}_x$  は、重油と石炭の硫黄分がほぼ等しいので問題にならない。

Fig. 4 は、キルン燃焼条件における  $\text{NO}_x$  へ及ぼす微粉炭混焼比率の影響を示す。微粉炭と COG との混焼では、微粉炭の噴射孔数を少なくして緩慢燃焼を行うか、微粉炭の混焼割合を増すほど  $\text{NO}_x$  は低下する。この結

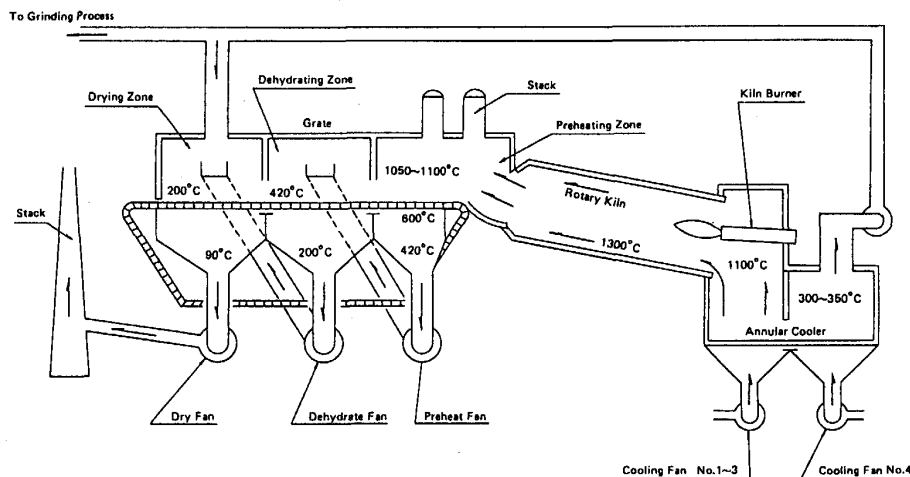


Fig. 3. Schematic flow diagram of grate kiln system pelletizing plant.

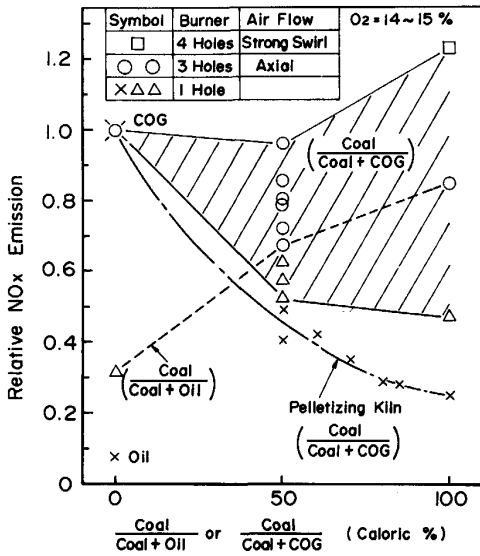


Fig. 4. Effect of multi-fuel firing on NO<sub>x</sub> emission.

果より、高温、高酸化性雰囲気中で燃焼が行われるペレットキルンの NO<sub>x</sub> 生成は、Fuel NO<sub>x</sub> よりも Thermal NO<sub>x</sub> が支配的であることがわかる<sup>5)6)</sup>。

すなわち、高温燃焼設備の NO<sub>x</sub> 発生順位は、一般にいわれている石炭 > 重油 > ガスのとおりには必ずしもならない。このように、燃焼法を最適化すれば微粉炭燃焼による Fuel NO<sub>x</sub> 生成量をガス燃焼による Thermal NO<sub>x</sub> 生成量よりもはるかに少量に抑制できる。

石炭灰の付着トラブルは、キルン内の高温域で発生するリングとグレート予熱室、シュート、キルン入口など比較的低温部で発生するデポジションとに大別される。これらは、石炭の灰分量、発熱量、石炭灰中の成分などから求めるリング指数とデポジション指数で管理される。また、最近では予熱室へ COG を吹き込みペレットの乾燥室、離水室、予熱室でのヒートパターンを改善している。この結果、予熱強度を向上でき、生産性をも高めることができ、エネルギーコストおよび品質の面で焼結プロセスと比肩し得るレベルまで改善された。

### 3. 製鉄プロセス

製鉄所の中で最も燃料消費量が多い工業炉は高炉であり、その割合は全製鉄所で使用する燃料のおよそ 57% に達する。高炉の燃料比は、昭和 20 年代に始まる装入原料条件の改善、昭和 30 年代に始まる送風諸条件の改善と重油吹込み、昭和 40 年代に始まる炉内反応の解明と科学的管理への移行、等を通じて 900 kg/t から約 470 kg/t まで大幅に低減できた<sup>7)</sup>。

しかし、1979 年に発生した第 2 次石油危機で石油価格が石炭の 2~3 倍になり、製鉄所で消費する石油系燃料の約 30% を占める高炉重油吹込みを停止せざるを得

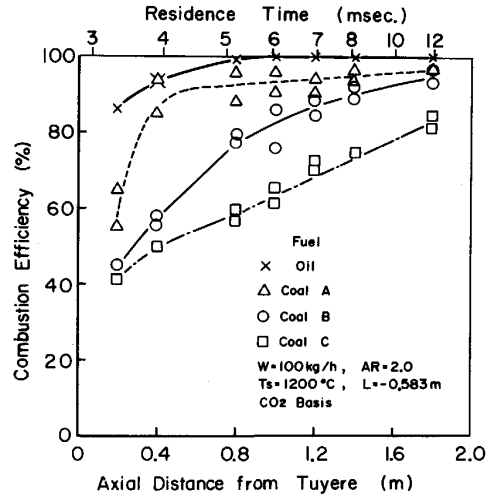


Fig. 5. Relation between fuel type and combustion efficiency.

なかった。その結果、オールコークス操業へ移行したが炉熱の低下、高炉内におけるガス流れの乱れ、通気抵抗の増大、スリップの発生などにより操業が不安定化し、燃料比が悪化した。そこで、炉況制御の向上と燃料源の多様化という長期的視点から、価格の安い石炭を重油の代替燃料として高炉へ吹き込む試みがなされた<sup>8)9)</sup>。この高炉微粉炭吹込みに関しては、多くの研究報告がある<sup>10)~25)</sup>。

#### 3.1 高炉 PCI における石炭の燃焼性

高炉の燃料吹込み部は、出銑口より上側の炉下部の円周上に 20~40 か所設けられている。その燃料吹込み部は、耐火物構造のプロパイプ、水冷構造の羽口、炉内の燃焼空間となるレースウェイおよび燃料吹込みバーナー(ランス)で構成されている。

熱風は 1000~1300°C まで予熱され、速度は非燃焼時に羽口先端で 250 m/s 程度に達する。すなわち、高炉 PCI の燃焼条件は、非常に高温高速であり、レースウェイを出るまでの燃焼時間は 10 ms 以下にすぎず、ボイラーやキルンなどの 2~3 s に比較すると極端に短いことになる。したがって、このような短時間で、重油よりも大幅に燃焼性の悪い石炭をいかに効率よく燃焼させるかが重要な課題である。

Fig. 5 は燃焼試験炉における微粉炭と重油の燃焼性の比較を示す<sup>19)</sup>。従来の重油吹込みでは、羽口内で大部分が燃焼して、レースウェイ深さに相当する羽口先端から 0.8~1.2 m で完全燃焼する。微粉炭吹込みでは、羽口内及びその近傍で主として急激な揮発化燃焼が起こり、その下流では燃焼速度の低いチャー燃焼となる。このため、石炭によって燃焼性が大幅に異なり、例えば、羽口先端から 0.8 m での燃焼率は石炭 A (揮発分 40%) が 93%、石炭 B (揮発分 33%) が 77%、石炭 C (揮発分 20%) が 59% となり、未燃分がレースウェイ外へ流出

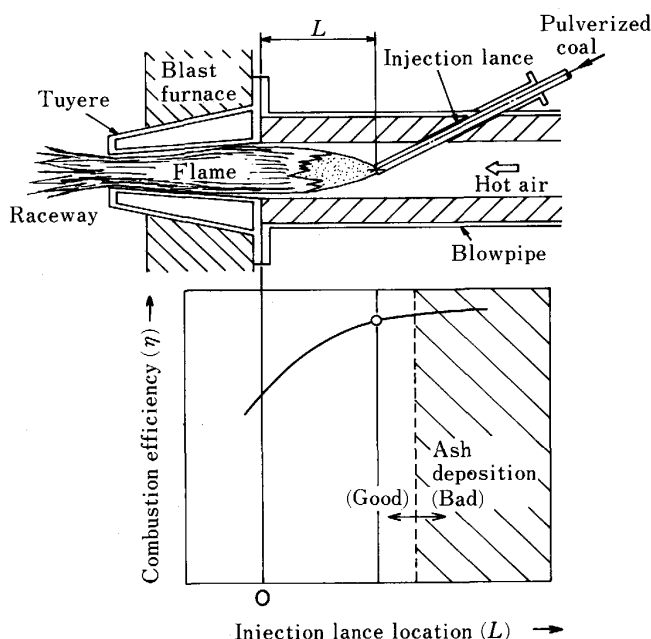


Fig. 6. Effect of injection lance location on combustion efficiency and ash deposition.

することになる。

### 3.2 高炉 PCI における石炭の燃焼制御法

燃焼特性へ及ぼす影響因子には、設備条件、操業条件および石炭条件とがあり、これらが複雑に絡み合っている。

設備条件の一つとして、微粉炭吹込み位置の移動による燃焼制御法がある<sup>20)</sup>。Fig. 6 は、微粉炭吹込み位置と燃焼率および灰堆積の関係を模式的に示す。吹込み位置を上流側へ移動させる（図中の  $L$  を大きくすると）、レースウェイ出口での微粉炭の燃焼率はしだいに上昇する。しかし、更に吹込み位置を上流へ移動させても、レースウェイ内の燃焼が反応性の低いチャーの燃焼へ移行するだけであるので、燃焼率は大幅に向上せず飽和してくる。一方、吹込み位置を上流へ移動させることにより、燃焼がブローパイプ内でも起こるようになる。この場合、ブローパイプ内の火炎温度が灰融点以上となりかつ微粉炭粒子がブローパイプ内面に接触すると、その耐火物面に灰堆積が発生して問題となる。また、羽口およびブローパイプ内の燃焼量が増加するために、燃焼ガス温度が高まり高速になるので圧力損失が大きくなる。したがって、操業条件、石炭条件および炉況に応じて微粉炭吹込み位置を最適化することが重要である。

Fig. 7 は、COG と微粉炭を混焼させた場合の、COG 混焼量の微粉炭燃焼率へ及ぼす影響を示す<sup>21)</sup>。COG 混焼量が  $10 \text{ Nm}^3/\text{h}$  (熱量換算 6%) 以下では、COG 混焼量が増加するほど微粉炭の燃焼率は上昇する。しかし、 $10 \text{ Nm}^3/\text{h}$  以上では COG の混焼量の影響は小さく、熱風温度が  $1000^\circ\text{C}$  でも、熱風温度  $1200^\circ\text{C}$  の燃焼率と

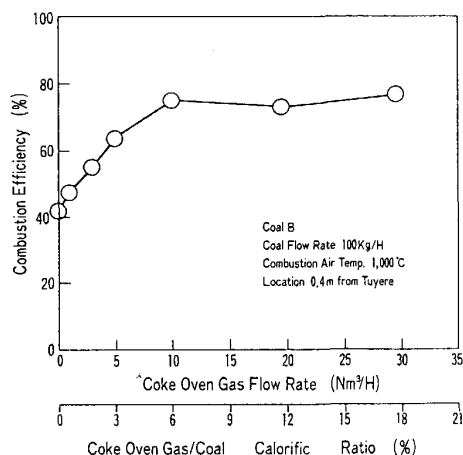


Fig. 7. Effect of coke oven gas flow rate on combustion efficiency of pulverized coal.

同等程度になり約 35% 上昇する。これまでの研究結果によると、COG がパイロット火炎の役割をし、いったん微粉炭に着火すると急速な揮発化燃焼が起こり燃焼促進されることが明らかとなった。この COG 混焼の効果は、熱風温度  $850^\circ\text{C}$  以上で認められ、熱風温度の低い高炉で微粉炭燃焼率を高める場合には有効と思われる。

この他の燃焼制御法には、石炭種類と粒度、熱風温度と流速、酸素富化量などの調整やプラズマ加熱などがあり、技術的および経済性の両面から検討して採用すべきである。

### 3.3 高炉 PCI の燃焼シミュレーション

燃焼は、化学反応、流体力学および伝熱が複雑に絡み

あった現象である。微粉炭の燃焼過程は、さらに燃料そのものの性状が大幅に異なり、粒度分布を有した固体と気体の二相流のため非常に複雑となる。したがって、燃焼シミュレーションモデルを作成する場合、その燃焼過程と得ようとする結果に何が最も律速（影響因子）となっているかを知ることが重要であり、目的が達成される範囲で単純化すべきである。

Fig. 8 は、一次元モデルによる燃焼率の計算値と実験値の比較である<sup>22)</sup>。本モデルでは、微粉炭粒子は可燃分、灰分および水分からなり、炉内に噴射された粒子は火炎、熱風、炉壁から熱を受け揮発化が起こると仮定している。揮発化過程は二つの一次反応式に従い、一部はチャーへ

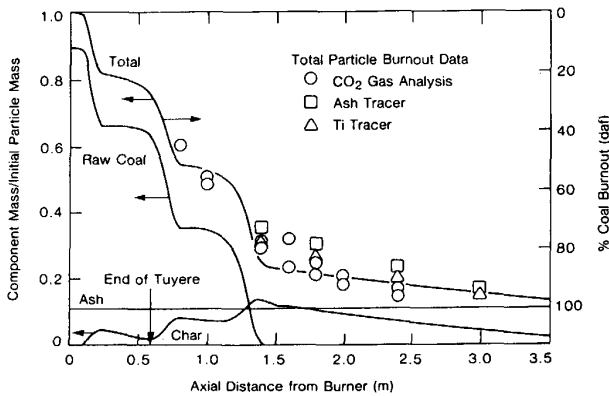


Fig. 8. Comparison of predictions and measurements of coal particle burnout.

変化する。また、微粉炭と燃焼空気との混合は、一次流（微粉炭+気流輸送空気）の広がり角度で評価し、微粉炭の粒子径は実際の粒度分布を三分割近似している。解析場のモデルは、燃焼炉の軸方向に要素分割し、粒子、気相、炉壁などとの熱、物質交換について考える。

図から明らかなように、バーナーから噴射された微粉炭は、高温の燃焼空気、炉壁および火炎で加熱され、バーナーから 0.2 m 下流から急速に揮発化が始まり、1.35 m の位置で終了する。また、揮発化過程でチャーを発生し、その量は揮発化の終了位置で最大となり、それより下流ではチャーのみの燃焼となる。したがって、微粉炭の完全燃焼位置はチャーの燃え尽きで決定されることが良くわかる<sup>23)</sup>。

Fig. 9 は、前述の一次元モデルを拡張した二次元モデルによる炉内  $O_2$  濃度分布を示す<sup>24)</sup>。円筒軸対象であり、 $k-\epsilon$  二方程式乱流モデルを採用すると共に、粒子の流動はラグランジェの解法、ガスの流動はオイラーの解法で解いている。この入力データは、Fig. 8 のデータと同じである。Fig. 8 では軸方向に対する微粉炭の燃焼挙動を良く示しているが、Fig. 9 では半径方向をも含めた局所的な燃焼挙動を理解できる。すなわち、羽口内および炉内上流域で急激な揮発化燃焼が起こっており、半径方向の急峻な濃度勾配を示すことから  $O_2$  の拡散も律速になっていることがわかる。

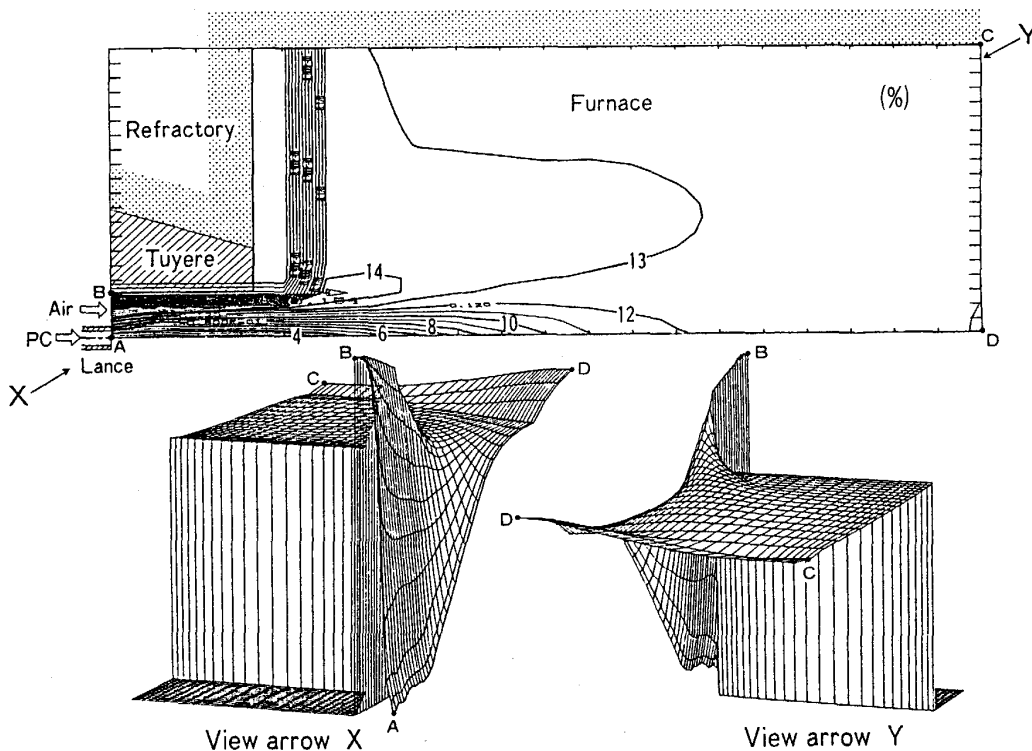


Fig. 9. Prediction of  $O_2$  distribution in furnace.

## 4. 製鋼プロセス

製鋼プロセスの燃焼技術には、最近注目されている溶融還元製鉄法、転炉熱補償技術などで重要な二次燃焼技術や、冷鉄源の溶解法、タンディッシュの蓄熱加熱法などがある。

### 4.1 二次燃焼技術

溶鉄予備処理プロセスの普及やマンガン鉱石の炉内添加法の開発に伴い、転炉内での熱補償技術が重要となっている。この対策として、二次燃焼技術があり、転炉内で生成したCOを、上部のランスから酸素を高速ジェットで吹き込み燃焼させ、この燃焼熱を溶鉄とスラグに着熱させる技術である<sup>26)~33)</sup>。不活性ガス攪拌による5t上底吹き転炉で、酸素ガスジェットをパルス的に噴射した結果、20~40 c/sのパルス周波数で最大55%の二次燃焼率が得られ、着熱効率も向上した<sup>27)</sup>。

溶融還元製鉄法においては、還元反応速度、二次燃焼率、着熱効率、フォーミング、ダスト発生などの特性値が重要となる。とりわけ、二次燃焼率は経済性の面からも重要であり、二次燃焼率が約60%で高炉法相当のエネルギー構成となり、60%より低くなると副産余剰エネルギーが大量に発生することになると予測されている<sup>30)</sup>。

Fig. 10は、溶融還元炉内圧力、石炭中揮発分の二次燃焼率(O. D.)へ及ぼす影響を示す。揮発分(VM)の多い石炭ほど二次燃焼率は低下するが、加圧することにより炭材の飛散量の低減、O<sub>2</sub>ジェットのソフトブロー化および精度の良いC、O<sub>2</sub>バランス算出による炭材投入量の適正化(過剰なVM量の削減)などにより、どの石炭においても二次燃焼率の改善が得られ着熱効率は90%に達した<sup>29)</sup>。

また、二次燃焼率が上昇すると、ある値から急激に着熱効率が低下する限界二次燃焼率が存在し、その値はコークスの場合には約60%であるのに対して、高揮発

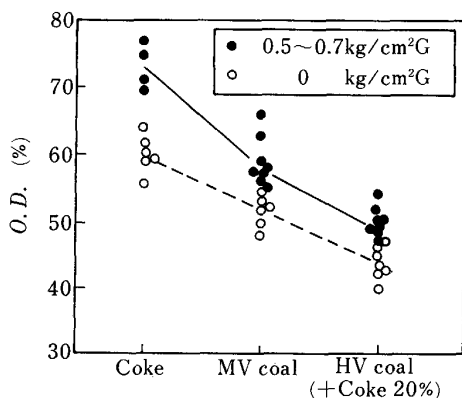


Fig. 10. Effect of pressure and volatile matter in coal on oxidation degree O. D. of off-gas<sup>29)</sup>.

分炭では約30%であることが明らかとなった<sup>31)</sup>。

### 4.2 タンディッシュ高蓄熱加熱法

連铸用タンディッシュの予熱は、短時間に効率良く均一高蓄熱加熱することが重要である。そこで、タンディッシュ内の流れ解析を行い、耐火物の高温均一加熱を図るためにコーナーバーナーを設置し、さらに排ガスの顕熱回収によって燃焼空気温度を450°Cまで予熱するレキューバーナーを採用した例がある。この場合、従来3h加熱が必要であったのに対して、2h加熱で150°C耐火物温度が上昇し、COG総投入量を30%削減することができた<sup>32)</sup>。

### 4.3 冷鉄源の溶解技術

スクラップ、冷鉄などを溶解して溶鋼を製造する方法として、電気炉や転炉が用いられている。しかし、電力を用いる場合にはそのエネルギー単価が高いため、石炭やコークスで溶解する方法が提案されている。しかし、これらの燃料中には灰分や硫黄分が含まれており、種々のデメリットが生ずる。そこで、電気炉、溶解炉とは別置き脱灰式燃焼システムが開発されつつある。このシステムは、微粉炭を旋回流燃焼炉で、高い燃焼率で燃焼ガス化させ、同時に灰分を除去し、炉内脱硫してクリーンな還元性ガスを電気炉または溶解炉内で完全燃焼させる方法である。このシステムは、石炭固有の燃焼性の低下、灰分の発生、SO<sub>x</sub>の発生の問題を解決できる可能性がある<sup>33)</sup>。

## 5. 圧延プロセス

圧延プロセスの工業炉としては、加熱炉や均熱炉などがある。しかし、近年は連続鑄造機が広く普及したので溶鋼を鑄型に注入して凝固させ、圧延のために均熱する工程は少なくなり、ほとんどの均熱炉は休止している。したがって、圧延プロセスの燃焼技術の研究開発は、加熱炉を対象にしたものが多く、省エネルギーと低NO<sub>x</sub>を両立し、均一加熱および幅広いターンダウン性能をもつバーナー開発が課題である。

### 5.1 加熱炉の低NO<sub>x</sub>燃焼

一般に、NO<sub>x</sub>対策と省エネルギーは相反するものと考えられる傾向があった。すなわち、NO<sub>x</sub>対策によって火炎温度が低下するが、それが即、加熱効率の低下と誤解されやすいこと、未燃分の増加によって加熱効率が低下する可能性があること、ブローや燃料圧力等の能力アップが必要なケースがあること、などのためである。

しかし、適切な燃焼技術を導入することにより、省エネルギーと低NO<sub>x</sub>は十分可能である。

Fig. 11は、緩慢燃焼形低NO<sub>x</sub>バーナーの一例である<sup>34)</sup>。燃料流(F)と空気流(A)の噴出に一定の角度をつけ、燃焼初期における燃料と空気との急速混合を抑制する。また、燃焼初期に燃えなかった燃料は、前半で燃焼に寄与しなかった空気と漸次混合していき燃焼が完

了する。したがって、均一な燃焼状態を得ることができ、最高火炎温度の低下、局所酸素分圧の低下によって Thermal NO<sub>x</sub>、Fuel NO<sub>x</sub> の両者に抑制効果があり、NO<sub>x</sub> 生成値は大幅に低減される。

本バーナーの性能を Fig. 12 に示す。いずれの燃料でも NO<sub>x</sub> 低減効果が認められ、燃焼空気温度の影響も受けにくい。また、排ガス酸素濃度の影響も受けにくいことも併せて考えると、これらの値の変動幅の大きい実炉では非常に有利である。また、省エネルギー対策で空気予熱温度を上げても、NO<sub>x</sub> は増加しないので問題にならない。

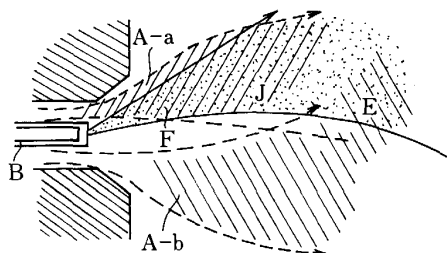
5.2 加熱炉の燃焼伝熱

加熱炉の伝熱に関して、基礎理論の整理から省エネルギー技術まで幅広くまとめられた優れた報告書<sup>35)</sup>がある。ここでは、燃焼による伝熱に限定して説明する。

Fig. 13 は、燃焼法の火炎輻射率へ及ぼす影響を示した例である<sup>38)</sup>。燃料はブタンである。急速燃焼では、燃料を円錐状に高速で噴射して燃焼空気との拡散混合を早めている。このため、炉温が低く火炎温度が低い場合

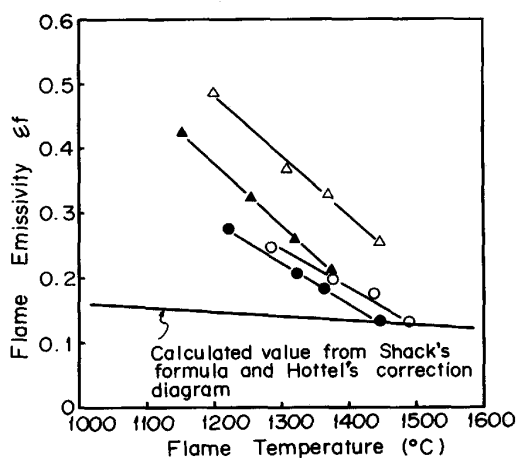
のみわずか輝炎を発生し、火炎輻射率は不輝ガス輻射率よりも少し高くなる。更に炉温が高くなると完全な透明炎となり、火炎輻射率は不輝ガス輻射率に近似する。緩慢燃焼では、燃料を単孔で空気流に平行に噴射し、拡散混合を抑制している。このため酸素が不十分な部分における炭化水素の脱水素、熱分解、重合、不飽和結合の生成、芳香族環の生成過程を経て、粒径が 0.03~0.05 μm の非常に小さい気相析出形のスーツを発生し、輝炎輻射が高まるので火炎輻射率が大幅に高くなる。

Fig. 14 は、連続加熱炉における低 NO<sub>x</sub> バーナー



A-a, A-b: Combustion air stream F: Injected fuel stream J, E: Main region of fuel and air mixture B: Burner

Fig. 11. Principle of combustion of low NO<sub>x</sub> burner.



Symbol	Combustion method	Axial distance
●	Rapid combustion	L/D=1.2
○		L/D=1.8
▲	Slow combustion	L/D=1.2
△		L/D=1.8

Fig. 13. Effect of combustion method on flame emissivity.

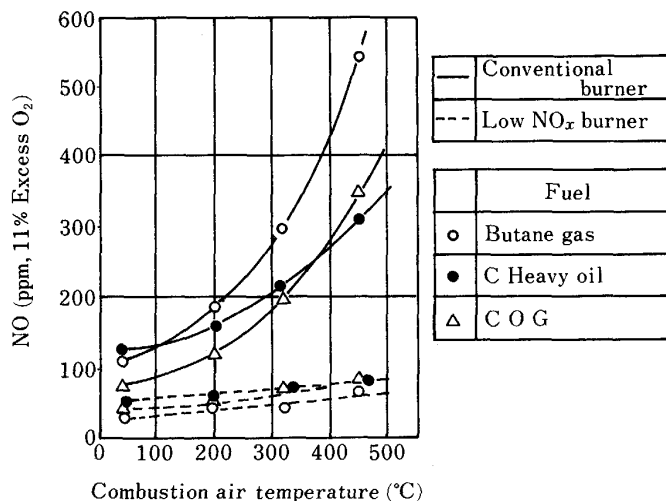
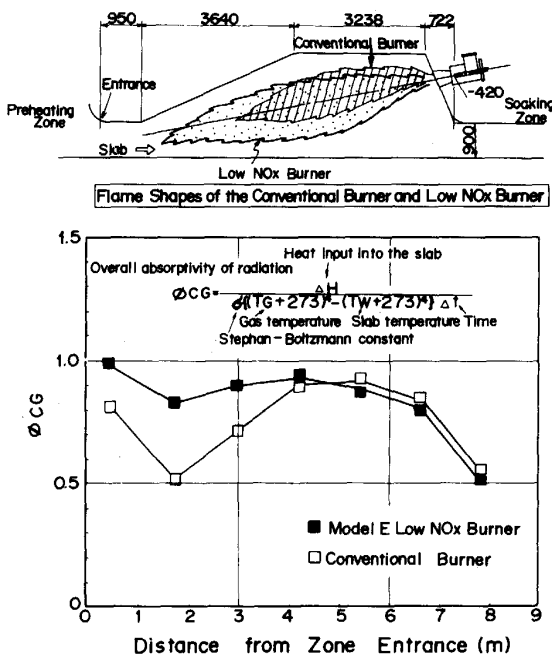


Fig. 12. Effect of combustion air temperature on NO<sub>x</sub> emission (30° burner quarl).



Heating capacity : max 140 t/h Furnace temperature : max 1285°C  
 Fuel : Butane Heat input : max 1500 Nm<sup>3</sup>/h

Fig. 14. Overall absorptivity of radiation in upper heating zone in continuous heating furnace.

(Fig. 11) と従来バーナーを使用した時の総括熱吸収率 ( $\phi_{CG}$ ) の比較を示す<sup>34)</sup>。スラブ表面上のガス温度は、低 NO<sub>x</sub> バーナーのほうが長炎となり、50~100°C 上昇し、加熱特性が改善された。一方、従来バーナーでは短炎となり、輝炎輻射およびガス輻射はバーナー近傍で高くなり、総括熱吸収率も高くなる。しかし、下流域においてはガス輻射のみとなるので、総括熱吸収率は大幅に低下する。この結果、低 NO<sub>x</sub> バーナーを採用することにより燃料原単位は約 5% 低減できた。

### 6. 熱処理プロセス

近年、自動車、家電用などに表面処理鋼板の需要が高まり、省エネルギー、品質向上の観点から薄鋼板用熱処理炉に対する高度な燃焼技術が要求されている。熱処理炉の加熱法には、大別してラジアントチューブによる間接加熱方式と無酸化炉などで採用されている直接加熱(直火)方式とがある。最近では、従来の間接加熱方式に比べて急速加熱が可能な直火方式が目ざされており、無酸化にとどまらず還元までさせる直火加熱が試みられている<sup>36)</sup>。

#### 6.1 ラジアントチューブバーナー

熱処理炉で使用されているラジアントチューブバーナーでは、ラジアントチューブの軸および円周方向の温度の均一性、広範囲ターンダウン比における優れた燃焼安定性が要求される。また、公害対策の面から高負荷燃焼時の NO<sub>x</sub> 低減と低負荷燃焼時のスモーク、未燃分低

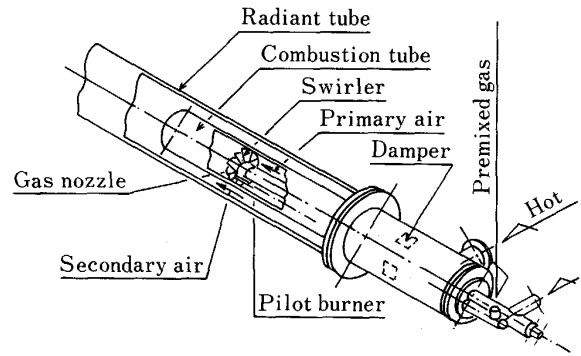


Fig. 15. Construction of new type radiant tube burner<sup>37)</sup>.

減が課題となる。

Fig. 15 は、内径 180 mm の 15 × 10<sup>4</sup> kcal/h 二段燃焼形ラジアントチューブバーナーを示す<sup>37)</sup>。このバーナーの特徴は、チューブ内に多孔式燃焼筒を設け、その内部にガスバーナーを設置し、2段燃焼可能にしている点にある。燃焼用空気は、燃焼筒の上流側に設けられた開口により一次および二次に分割される。ガスバーナーから噴出される燃料ガスは一次空気により燃焼筒内で還元一次燃焼し、還元燃焼ガスは燃焼筒の側面に設けられた多孔より一部噴出し二次空気と混合する。残りの燃焼ガスは先端ノズルより噴出し、燃焼筒外側より流入する混合空気により緩慢な二次燃焼をする。また、一次空気を旋回流にすることにより円周方向の均一温度を得ている。

本バーナーでは、COG, M ガス, LNG 等の種々の燃料を使用でき、NO<sub>x</sub> は 110 ppm (11% O<sub>2</sub> 換算) 以下にすることができる。

#### 6.2 直火還元加熱技術

冷延鋼板の連続焼鈍設備をよりコンパクトにするため、加熱時間の大幅短縮を狙いとして無酸化直火炉 (NOF) が採用されている。NOF 雰囲気中の鋼板の酸化、還元挙動を基礎的に調査した結果によると、NOF で生成する酸化皮膜厚さを 600 Å 以下とする必要があり、この時の NOF 条件は加熱速度 50°C/s で雰囲気中の O<sub>2</sub> は 100 ppm 以下にする必要がある<sup>39)</sup>。

更に還元を行わせるためには、COG 排ガスでは空気比 0.45 以下にする必要がある。しかし、最近では、燃焼反応過程の途中で生成されるイオン、ラジカル等の還元性中間生成物を利用して還元する拡散形還元加熱バーナーが開発された<sup>36)</sup>。

Fig. 16 は、鋼板温度、空気比と酸化膜厚さとの関係を示す。使用したバーナーは、Fig. 17 に示した COG と空気の予混合形カップバーナーである。実験方法は、燃焼火炎中へ急激に常温の原板を入れ、数秒で所定温度まで急速加熱し、その後冷却室にて N<sub>2</sub> で冷却した。なお、原板の酸化膜厚さが 10~20 Å であったので、還元の基準を 20 Å とした。この実験結果によると、板温



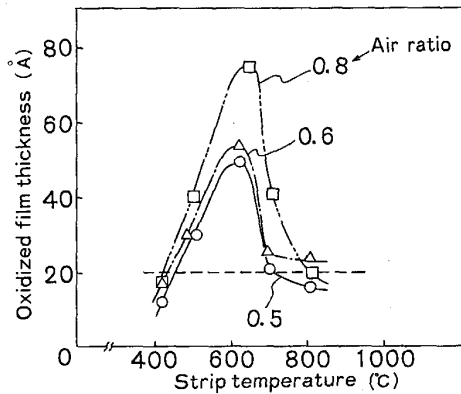


Fig. 16. Oxidized film thickness with strip temperature and air ratio in direct fire heating.

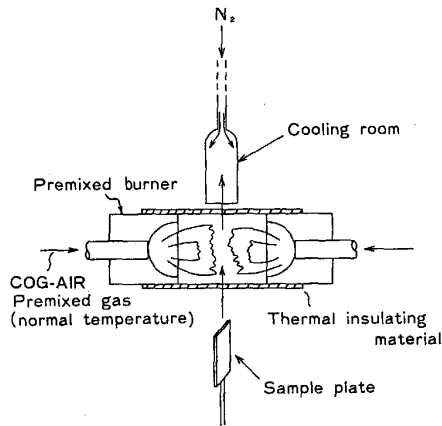


Fig. 17. Direct fire heating experimental equipment.

400°C までは無酸化加熱, 400~600°C まで酸化加熱, 600°C 以上で還元加熱が可能であることが明らかとなった。また, 空気比の影響は酸化加熱範囲で顕著となり, 空気比が高いほど酸化膜が厚くなる。したがって, このような直火還元加熱技術を採用する場合には, 400°C までの無酸化加熱にとどめるか, 酸化加熱時間を最少限にして酸化膜の発生を抑制し, 800°C 程度まで急速加熱するかの二とおりが考えられる。しかし, この小燃焼量の直火還元加熱バーナーを実炉へ適用する場合には, 多数のバーナーが必要であり, 各バーナーの燃焼制御を精度良く行う必要があるために設備費が高くなる欠点がある。

そこで, 設備費を低減するために, COG を空気比 1.0 以下でまとめて燃焼させ, その還元性燃焼ガスを薄鋼板へ高速で噴射し急速加熱するサブストジェット加熱技術などが提案された。

Fig. 18 は, サブストジェット加熱による空気比, 薄鋼板温度と酸化膜厚さの関係を示す<sup>40)</sup>。Fig. 16 の直火還元加熱結果とは酸化加熱域が少し異なるが, 400~450°C までは無酸化加熱が可能であり, 空気比の影響が

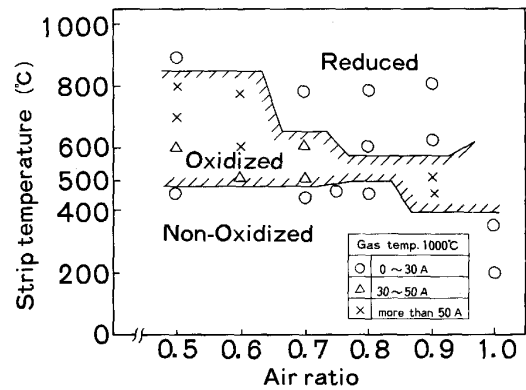


Fig. 18. Oxidized film thickness with strip temperature and air ratio in sub-stoichiometric jet heating.

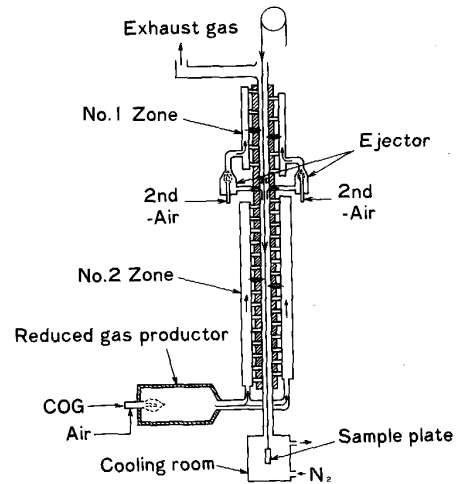


Fig. 19. Sub-stoichiometric jet heating.

大きい還元加熱も可能であることを示している。

Fig. 19 は, サブストジェット加熱装置の一例である<sup>40)</sup>。COG をガス発生炉で部分燃焼させて高温の還元性ガスを発生させ, その還元性ガスを薄鋼板へ高速で噴射して対流伝熱促進により所定温度まで無酸化加熱する装置である。Fig. 18 の例でみられるように, 火炎中ではなくとも還元が可能であることを示唆しており, 今後の詳細な鋼板の還元メカニズムの解明と実用化が期待される。

## 7. おわりに

製鉄所の燃焼技術は, 公害対策および省エネルギー対策の緊急課題に直面し, 飛躍的に進歩してきた。しかし, これらの対策が一巡して, 燃料原単位の低減も限界に近づきつつある。1988 年度のエネルギー消費は, 景気拡大に伴い前年度に比べて 6.8% 増加し, GNP 伸び率の 5.1% を上回り, 粗鋼 t 当たりのエネルギー原単位もわずかながら前年より増加した。

最近、燃料価格が下落しているが、予想以上のエネルギー消費の増加により、中、長期的には反騰が予想される。また、将来、地球温暖化問題による CO<sub>2</sub> 排出量の低減のため、燃焼設備における熱効率の向上のニーズが高まると予想される。したがって、これまで以上に設備および操業技術の改良、改善などの地道な努力を怠らず実施してゆく必要があると思われる。

また、鉄鋼プロセスを熱プロセスの視点から検討し直し、使用燃料の最適化をも含めたエネルギーコストミニマムのプロセスイノベーションが期待される。

### 文 献

- 1) 才野光男, 高橋博保, 田中邦宏, 二上伸宏, 中村 勝: 鉄と鋼, **71** (1985), p. 1895
- 2) 池田順一, 森田光宣, 落合常己: 工業加熱, **24** (1987) 4, p. 32
- 3) 高島啓行, 鈴木 豊, 上仲基文, 鍋木勝彦, 橋川久司: 鉄と鋼, **70** (1984), p. 1370
- 4) 清水三郎, 竹内紀政, 尾内武男, 漁 充夫, 山本毅洋則, 岩本隆夫: 鉄と鋼, **71** (1985), S 37
- 5) 鈴木富雄, 河野達夫, 阿部 亨, 徳嵩国彦, 坂田尅輝: 鉄と鋼, **68** (1982), S 820
- 6) 上仲俊行, 井碕 弘, 徳嵩国彦, 坂田尅輝, 長谷川信弘: 鉄と鋼, **68** (1982), S 821
- 7) 豊田 茂: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 1675
- 8) 川辺正行, 竹村穎二, 和栗真次郎, 梶原豊太, 馬場昌喜, 石川 泰, 長谷川晟, 南 昭三: 鉄と鋼, **68** (1982), A 17
- 9) 日本鉄鋼協会共同研究会第 69 回製鉄部会提出資料 1986 年 11 月, 私信
- 10) 鈴木富雄, 広瀬量一, 阿部 亨, 田村節夫, 田中孝三: 鉄と鋼, **68** (1982), S 762
- 11) 金山宏志, 関 義和, 斉藤武文, 前川昌大, 成田貴一, 田村節夫: 鉄と鋼, **68** (1982), S 763
- 12) 宮崎富夫, 下田輝久, 亀井康夫, 増池 保: 鉄と鋼, **68** (1982), S 4
- 13) 野村伸一郎: 鉄と鋼, **72** (1986), S 76, S 77
- 14) 有山達郎, 光藤浩之, 西尾浩明, 大野陽太郎, 斉藤 汎, 山田 裕, 福島 勤: 鉄と鋼, **71** (1985), S 83
- 15) T. SUZUKI, R. HIROSE, K. MORIMOTO and T. ABE: 20th Symp. (International) on Combustion (1984), p. 1419
- 16) 鈴木富雄, 広瀬量一, 森本浩太郎, 阿部 亨: 日本機械学会論文集, **50** (1984), p. 1067
- 17) 脇元博文, 佐藤健郎, 藤浦正己, 原 久典: 鉄と鋼, **69** (1983), S 105
- 18) 岩永祐治, 高谷幸司: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 64
- 19) 鈴木富雄: 工業加熱, **23** (1986) 3, p. 17
- 20) 阿部 亨, 田村節夫, 森本浩太郎, 坂本雄二郎, 鈴木富雄: 日本機械学会誌, **89** (1986), p. 474
- 21) T. SUZUKI and T. YOSHIGAE: Coal Combustion (1987), p. 615, [JUNKAI FENG]
- 22) T. SUZUKI, L. D. SMOOT, T. H. FLETCHER and P. J. SMITH: Combust. Sci. and Tech., **45** (1986), p. 167
- 23) 鈴木富雄, 広瀬量一: 燃焼研究, **73** (1986), p. 21
- 24) 鈴木富雄: 燃料協会誌, **66** (1987), p. 378
- 25) 中村正和, 杉山 喬, 鶴野建夫, 原 行明, 向井弘一: 鉄と鋼, **74** (1988), p. 1569
- 26) 岡村祥三, 中島英雄, 丸川雄浄, 姉崎正治, 戸崎泰之, 森 明義, 加藤木健, 市原 清: 鉄と鋼, **71** (1985), p. 1787
- 27) 高橋幸雄, 岸本康夫, 竹内秀次, 藤井徹也, 野崎 努: 鉄と鋼, **73** (1987), S 216
- 28) 杉山峻一, 阿部正広, 西岡信一, 中村英夫, 高橋謙治, 河井良彦: 鉄と鋼, **72** (1986), S 1029
- 29) 菊池一郎, 岩崎克博, 室屋正廣, 高橋謙治, 山田健三, 北川 融: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 169
- 30) 高本 泰, 林 洋一, 中村正和: 材料とプロセス, **1** (1988), p. 133
- 31) 松尾充高, 佐藤 満, 斉藤 力, 平田 浩, 石川英毅, 高本 泰: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 161
- 32) 南光 信, 広瀬 勇, 林 真司, 盛次竹治, 竹内正道: 鉄と鋼, **73** (1987), S 250
- 33) 鈴木富雄, 吉ヶ江武男, 立道英夫: 鉄と鋼, **73** (1987), S 914
- 34) T. SUZUKI, K. MORIMOTO, K. OTANI, T. YAMAGATA, R. ODAWARA and T. FUKUDA: J. Inst. of Energy, (1982) Dec., p. 212, p. 216
- 35) 日本鉄鋼協会共同研究会第 71 回熱経済技術部会提出資料加熱炉伝熱研究小委員会報告, 私信 1982 年 11 月
- 36) 福田脩三: 日本燃焼研究会-JFRC 合同研究会 (1987)
- 37) 橋目敏行, 白石典久, 兵頭金章, 吉田安志: 材料とプロセス, **1** (1988), p. 554
- 38) 鈴木富雄: 工業加熱, **24** (1987), p. 31
- 39) 内藤浩光, 吉成一彦, 日戸 元: 鉄と鋼, **68** (1982), S 448
- 40) 吉ヶ江武男, 森西義章, 鈴木富雄, 冨松文男, 福田達衛, 立道英夫: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 1587