

## 技術報告

UDC 662.614.2 : 621.783 : 621.771.22

## 均熱炉の燃料原単位低減に関する研究\*

## — 逆 L 字型 加熱 法 —

田村 庸一\*\*・国岡 計夫\*\*\*・芳賀 行雄\*\*\*\*

A Study on a Reduction in Fuel Consumption in Soaking Pits  
— Inverted-L Type Heating Method —

Yooichi TAMURA, Kazuo KUNIOKA, and Yukio HAGA

## Synopsis:

Conventional ordinary methods of heating steel ingots in soaking pits consist in setting the furnace temperature at about 1300°C upon charging hot steel ingots into a soaking pit, feeding the fuel at a maximum flow rate at the early period of heating, and gradually reducing the amount of the fuel when the furnace temperature has reached a set value. When the steel ingots heated for a definite period of time have reached the uniform temperature throughout, the soaking process is completed and they are extracted and rolled. For this reason, large quantities of heat are given off as the sensible heat of exhaust gas and as heat radiation from the furnace. Thus this situation is not desirable from the standpoint of energy-saving. To cope with this high fuel price age after the oil shock, the authors have studied heating methods and developed "the inverted-L type heating method", a new method entirely different from conventional heating methods.

This method consists in heating steel ingots with the fuel at a minimum definite flow rate required for heat balance until the latent heat of solidification has spread throughout the steel ingots, increasing the fuel flow rate just before extraction, and thereby abruptly heating the surface.

The average unit fuel consumption decreased from  $183 \times 10^3$  kcal/t in 1973 to  $111 \times 10^3$  kcal/t in 1977 when this method was adopted, thus showing a decrease of 34%.

## 1. 結 言

当社、福山製鉄所分塊工場均熱炉の燃料原単位は昭和48年、実績で平均  $183 \times 10^3$  kcal/t であった。石油危機以降の高価格燃料時代に対処すべく、第1、第2分塊工場では、燃焼方式の改善、操業改善、設備改善などの具体的な燃料原単位低減対策を漸次実施してきたが、さらに、昭和48年11月に稼働した第3分塊工場をモデルに加熱パターンの改善に着手し、「鋼塊保有熱の積極的利用」を研究し、新しい加熱パターンとして「逆L字型加熱法」の安定操業を確立した。その結果、第3分塊工場の燃料原単位は昭和49年実績  $119 \times 10^3$  kcal/t から、昭和52年実績  $69 \times 10^3$  kcal/t へと、42%もの低減をはたした。また、これらの総合効果として、分塊工場全体の燃料原単位も、昭和49年実績  $167 \times 10^3$  kcal/t から昭和52年実績  $111 \times 10^3$  kcal/t へと、34%もの低減を

達成した。以下、「逆L字型加熱法」による当社、福山製鉄所分塊工場均熱炉の燃料原単位低減の研究成果について報告する。

## 2. 均 熱 炉 操 業

## 2.1 上部一方向焚均熱炉の特性

均熱炉には各種の型式があるが、わが国の均熱炉の約73%は上部一方向焚の均熱炉である<sup>1)</sup>。この理由は設備的にコンパクトであり、大容量の炉に適しているためである。また、近年になつて、急速に発達したメタリックレキュペレータの採用により従来のタイルレキュペレータでは実現困難であつた高速の燃焼空気による高速バーナが実用化されたことによるところも大きい。

しかし、こうした利点にもかかわらず、上部一方向焚均熱炉はその機構上、燃焼ガスの流れが水平U字型の一方向流であるため、炉内各部の温度差が大きく、温度の

\* 昭和53年3月15日受付 (Received Mar. 15, 1978)

\*\* 日本鋼管(株)本社 (Nippon Kokan K.K., 1-1-2 Marunouchi Chiyoda-ku Tokyo 100)

\*\*\* 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K.K.)

\*\*\*\* 日本鋼管(株)福山製鉄所 (Fukuyama Works, Nippon Kokan K.K.)

高い反バーナ側と温度の低いバーナ側下部の排ガスポート近くでは  $50 \sim 120^\circ\text{C}$  もの温度差を生じやすい<sup>2)3)</sup>。こうした欠点を解消するため、従来からバーナなどの燃焼装置に種々の改善が行なわれており、その主なものとしては、燃焼用空気や燃料にスピンをかけ炉内の攪拌をよくする方式<sup>4)</sup>、加熱時期によつてバーナのフレイム長さを調節するバリエブル・フレイム・バーナなどがあげられる。こうした改善によつて炉内の温度差はかなり小さくなったが、燃料原単位低減に対しては大巾な効果は得られていない。

## 2.2 燃料原単位低減の方策

燃料原単位の低減対策としては、大きく4つに分類できる。すなわち、(1)均熱炉に装入する鋼塊の保有熱量を高めること、(2)均熱炉から抽出する鋼塊の保有熱量を小さくすること、(3)均熱炉での熱効率を向上させること、(4)空炉時の損失熱量を低減させることである。ほかに、スケールの生成熱の影響も大きいスケールは鉄源として再利用されるので、ここでは低減方策から除外して考え、上記の4項目について若干の補足説明を加える。

### (1) 均熱炉に装入する鋼塊の保有熱量を高める。

均熱炉に装入する鋼塊のほとんどは熱塊であり、しかも内部に未凝固部分を有する鋼塊が多い。こうした鋼塊の鑄込み終了からの温度履歴<sup>5)</sup>を Fig. 1 に示す。鑄込み終了から均熱炉装入までの時間(この時間をトラックタイムという)により均熱炉での鋼塊温度推移が異なる。したがって、トラックタイムによつて焼き上げに要する燃料の原単位が大きく変わるが、Fig. 2 に、当社におけるトラックタイムと燃料原単位の関係を示した。

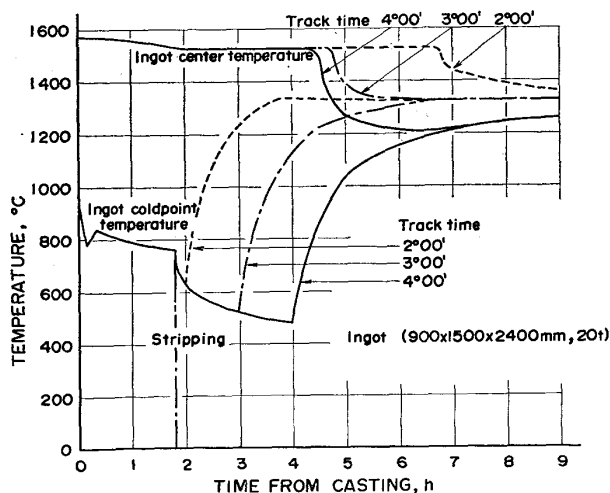


Fig. 1. Relationship between ingot temperature and time from casting (by ordinary heating practice).

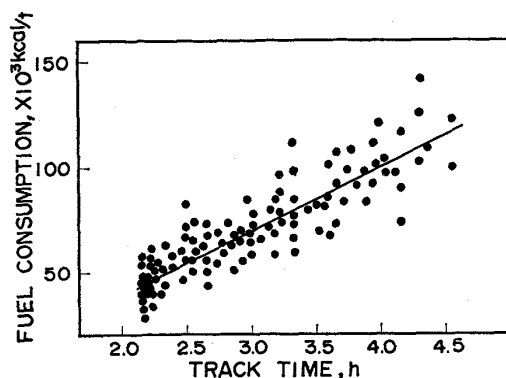


Fig. 2. Relationship between fuel consumption and track time.

この関係の回帰式を求めると式(1)のようになる。

$$Q = 30 \times 10^3 \cdot T_t + \alpha \quad \text{..... (1)}$$

ただし、 $Q$  : 燃料原単位 (kcal/t)

$T_t$  : トラックタイム (h)

$\alpha$  : 定数 (kcal/t)

このことはトラックタイムが1 h長くなると燃料原単位が約  $30 \times 10^3 \text{ kcal/t}$  高くなることを意味しており、燃料原単位低減のためには、トラックタイムの短縮が不可欠である。しかし、このトラックタイムは、型抜き、搬送という物理的問題と鋼塊の内質上の問題から極端に短縮することはできず、またトラックタイムを短かくしすぎると鋼塊内部の完全凝固がおくれるため、かえつてピットタイムが長くなる<sup>5)</sup>ので、一般的には鋼種別、鋼塊の大きさによつて基準トラックタイムと称する最低基準値を設定して作業管理が行なわれている。

### (2) 均熱炉から抽出する鋼塊の保有熱量を小さくする。

この方法は大きく二つに分けられる。すなわち、一つは設定温度を下げたり、ピットタイムを短くして鋼塊の持ち出す熱量を少なくするものであるが、表面疵の増大、圧延中の片のび、割れなどが生じやすいので注意が必要である。もう一つの方法は、必要以上にピットタイムを長くしたり、高い温度に焼き過ぎたりすることを防ぐことである。鋼塊を焼き過ぎることは、バーニング (burning) の発生やスケール量の増大をまねくので、抽出予測を適確にして、これを防がねばならない。しかし、突発的な故障など、やむをえない場合には、炉の設定温度を下げたり、燃料を遮断したりして原単位の悪化を防ぐ必要がある。Fig. 3 に当社におけるピットタイムと燃料原単位の関係を示した。これによると、ピットタイムが1 h長くなると燃料原単位は約  $10 \times 10^3 \text{ kcal/t}$  高くなるといえる。

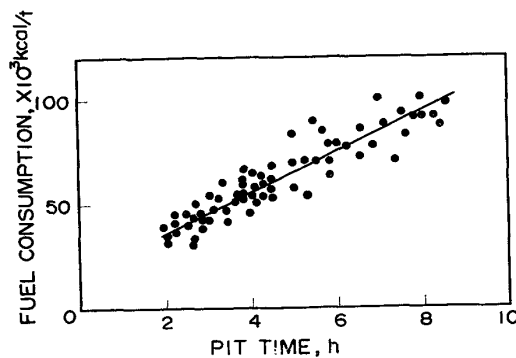


Fig. 3. Relationship between fuel consumption and pit time.

### (3) 均熱炉での熱効率を向上させる.

燃焼に用いた燃料の発熱量を、いかに効率よく加熱に用いるかということである。そのためには、適正空燃比燃焼<sup>6)</sup>、炉温の高温維持期間の短縮、レキュペレータによる回収熱量の増大<sup>7)</sup>など排ガス損失、炉体損失熱量の低減が重要である。とくに均熱炉では、短時間のうちに最大流量からその数分の1以下の低流量にまで燃料や空気の流量が変動する操業の繰りかえしであるので、計装設備上からも極めて不安定で、常に適正な空燃比で燃焼用空気を送り込むことは非常に困難である。そのため、排ガス中の酸素量を測定して過剰な空気を送り込まないよう自動制御をしている例も多い<sup>8)</sup>。また、加熱方法の違いにより排ガス温度やレキュペレータによる予熱空気温度が大巾に異なるので加熱パターンの改善も重要な課題となる。

### (4) 空炉時の損失熱量を低減させる.

空炉時でも適当な燃料を焚いていないと炉温は大きく低下し、そのため、次の加熱時に過大の燃料と加熱時間を必要とする。したがって、いかに合理的に空炉状態を保つかも重要な課題であり、空炉時の温度管理が大切であるが、根本的には、生産量に見合った稼働ホール数の選定と適正なホール運用および計画性の高い出鋼スケジュールにより、空炉時間を低減することが最も大切である。

## 2.3 加熱理論解析

均熱炉に鋼塊を装入し、圧延可能温度まで加熱するサイクルは Fig. 4 のようになる。このサイクル間で使用した燃料（図の斜線部の面積）が鋼塊の加熱に要した燃料の使用量となる。こうした燃料原単位は、鋼塊の保有熱量、加熱トン数、設定温度および装入前の空炉時間の長さにより大巾に異なってくる。しかし、加熱時間、すなわち、装入から抽出までの燃料使用量に対応する燃料原単位をとつて見ると、この値は、鋼塊の種類、トラッ

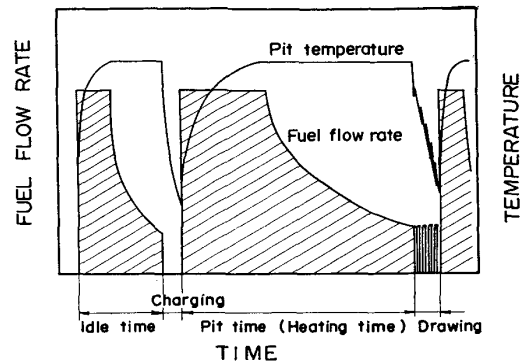


Fig. 4. Pit cycle in heating ingots by ordinary heating practice.

クタイム、および加熱方法が同じなら、かなり一定の値を示す。したがって、燃料原単位のデータを計算機により解析すると、燃料原単位に影響する主因子を相当明確にすることができる。これによると、燃料原単位に影響する最も大きな要因は鋼種の違いによるトラックタイムの差異である。当所分塊均熱炉の燃料原単位はキャップド鋼で  $80 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ 、セミキルド鋼で  $120 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ 、キルド鋼（ハイテン鋼を除く）で  $160 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ 、ハイテン鋼では  $300 \times 10^3 \text{ kcal/t}$  であつた。このことから鋼種による目標燃料原単位設定値を以下の式(2)で算出することとした。

$$y = A \cdot a + B \cdot b + C \cdot c + D \cdot d \dots \dots \dots (2)$$

ただし、 $a + b + c + d = 1$

$y$  : 目標燃料原単位 (kcal/t)

$A$  : キャップド鋼標準燃料原単位 (kcal/t)

$B$  : セミキルド鋼標準燃料原単位 (kcal/t)

$C$  : キルド鋼（ハイテン鋼を除く）標準燃料原単位 (kcal/t)

$D$  : ハイテン鋼標準燃料原単位 (kcal/t)

$a$  : キャップド鋼構成率

$b$  : セミキルド鋼構成率

$c$  : キルド鋼（ハイテン鋼を除く）構成率

$d$  : ハイテン鋼構成率

これは、単純な多項式で鋼種の構成差の変動を見込んだ日間、月間の目標燃料原単位を設定できるので、日常管理に大いに活用できる。またこの式にトラックタイムの遅れや延長などの要素を導入することにより、さらに精度の高い管理が可能となる<sup>9)</sup>。

このような管理も必要不可欠であるが、鋼塊の铸込みから均熱炉での加熱終了までの鋼塊内部温度の履歴を知ることができれば、合理的な加熱方法を導きだすことができる。しかし、鋼塊内部の温度履歴を実測で求めることは極めて困難である。そこで、これを計算により推測

してみた。鋼塊内の温度履歴は、次に示す非定常二次元熱伝導方程式を所定の初期条件で解くことにより推定できるが、鋼塊の温度履歴は式(3)を差分近似することで推定できる<sup>10)</sup>。

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{\partial T}{\partial y} \right) \dots \dots \dots (3)$$

ただし、 $T$  : 温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

$c$  : 比熱 ( $\text{kcal}/\text{kg}\cdot^{\circ}\text{C}$ )

$\rho$  : 密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

$k$  : 熱伝導率 ( $\text{kcal}/\text{m}\cdot\text{h}\cdot^{\circ}\text{C}$ )

$x, y$  : 座標 (m)

$t$  : 時間 (h)

しかし、物性値が温度に対して変化するとき、式(3)を線形な方程式にするため、次のような変換スケールを用いてかきなおす。

$$\phi = \int_{T_d}^T \frac{k}{k_d} dT \dots \dots \dots (4)$$

$$\partial H / \partial T = C \dots \dots \dots (5)$$

式(4)および式(5)を用いると、式(3)は次式のようにになる。

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{k_d}{\rho} \left( \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \right) \dots \dots \dots (6)$$

ただし、 $k_d$  : 任意の基準温度  $T_d$  における熱伝導率 ( $\text{kcal}/\text{m}\cdot\text{h}\cdot^{\circ}\text{C}$ )

$T_d$  : 任意の基準温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

$H$  : 単位重量あたりの熱容量 ( $\text{kcal}/\text{kg}$ )

各加熱・冷却過程における各境界条件での放射・対流伝熱は次のとおりである。

初期条件  $t=0$  で  $T_i = T_0 = 1550^{\circ}\text{C}$ ,

$T_m = 150^{\circ}\text{C}$

$T_b = 30^{\circ}\text{C}$

境界条件

(1) 鑄型外表面の大気との放射および対流伝熱

$$-q = \sigma \cdot \epsilon_m \{ (T_{ms} + 273.2)^4 - (T_b + 273.2)^4 \} + \alpha (T_{ms} - T_b)$$

(2) 鑄型内表面の鋼塊表面との放射伝熱

$$q = \sigma \cdot \epsilon_i \cdot \epsilon_m \{ (T_{is} + 273.2)^4 - (T_{ms} + 273.2)^4 \}$$

(3) 鋼塊表面の鑄型内表面との放射伝熱

$$q = \sigma \cdot \epsilon_i \cdot \epsilon_m \{ (T_{ms} + 273.2)^4 - (T_{is} + 273.2)^4 \}$$

(4) 鋼塊表面の大気中での放射および対流伝熱

$$-q = \sigma \cdot \epsilon_i \{ (T_{is} + 273.2)^4 - (T_b + 273.2)^4 \} + \alpha (T_{is} - T_b)$$

(5) 鋼塊表面の炉内での放射および対流伝熱

$$q = \sigma \cdot \epsilon_i \{ (T_f + 273.2)^4 - (T_{is} + 273.2)^4 \} + \alpha (T_f - T_{is})$$

ただし、 $q$  : 熱流束 ( $\text{kcal}/\text{m}^2\cdot\text{h}$ )

$\epsilon_m, \epsilon_i$  : 鑄型および鋼塊の放射率

$\sigma$  : ステファンボルツマン定数

( $\text{kcal}/\text{m}^2\cdot\text{h}\cdot\text{K}^4$ )

$T_m, T_{is}$  : 鑄型および鋼塊表面の温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

$T_f$  : 炉内雰囲気温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

$T_b$  : 大気温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

$\alpha$  : 対流熱伝達率 ( $\text{kcal}/\text{m}^2\cdot\text{h}\cdot^{\circ}\text{C}$ )

$T_0$  : 鑄込温度 ( $^{\circ}\text{C}$ )

この計算方法により、各種の加熱パターンに対する理論解析を行った。

## 2.4 従来加熱法について

### 2.4.1 普通加熱法

これまで、一般的に用いられていた加熱法では、均熱炉に鋼塊を装入後、炉温を約  $1300^{\circ}\text{C}$  に設定して、バーナから燃料と空気を投入し燃焼させる。燃料は最初、最大流量まで流れるが、炉温が設定温度に到達すると燃料流量は漸次低減してくる。そして、一定時間加熱され鋼塊が均熱状態になると抽出、圧延される。この方法を普通加熱法と称し、炉の制御が簡単で加熱能力が高いので古くから行なわれている方法である。Fig. 4は普通加熱法による炉温と燃料流量の推移を示している。なお、より高い加熱能率を必要とするときは、最初の設定温度を  $20\sim 30^{\circ}\text{C}$  高くする「急速加熱法」をとることもある。この加熱法の炉温と燃料流量の推移図を Fig. 5 に普通加熱法と比較して示す。しかし、鋼塊の熱伝導は薄い鋼片などの場合と異なり、鋼塊内部の熱が拡散する速さに律速されるため、鋼塊表面温度が上昇して炉の設定温度に近づくと、それ以降は鋼塊の表面から内部へ熱が拡散する量に相当する熱量だけしか伝熱しない。これらの加熱法では、熱が鋼塊内部へ拡散しているあいだ中、炉を高温に維持していることになる。そのため、大部分の燃焼熱は排ガス顕熱として炉外に持ち去られることになり

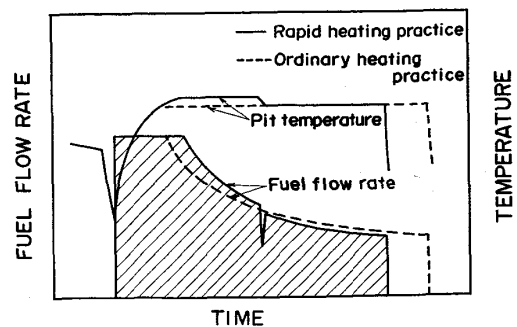


Fig. 5. Comparison of rapid heating practice and ordinary heating practice.

熱効率はあまり良くなく、燃料原単位も高い。

#### 2.4.2 特殊加熱法

##### (1) 最大投入熱量を規制した加熱法

従来の均熱炉は加熱能力を主眼として、最大投入熱量を高く設計している。そのため、燃料消費量が多い。燃料原単位として良好な投入熱量は通例、最大入熱量の60%~80%あたりに、最適な値が得られる。そこで、最大投入熱量を規制し、それに応じた排ガスポート、燃焼用空気の吐出口の縮小などを実施すると、燃料原単位は普通加熱法より約10%低減できる。

##### (2) 二段加熱法

この方法は、前記の方法を発展させたもので、Fig. 6に示すごとく、一次設定温度を最適条件に選定することにより、燃料原単位として、さらに10%程度の低減が可能である。

##### (3) 傾斜加熱法

鋼塊を加熱するとき、割れの発生しやすい高張力鋼、合金鋼の加熱には、加熱速度を抑制して加熱時の鋼塊内、外部の温度差をできるだけ小さくし、鋼塊に過大な内部応力の発生を防止するために、一定の温度勾配( $^{\circ}\text{C}/\text{h}$ )で昇熱する加熱法で、Fig. 7に示す加熱パターンであり、この加熱法は古くから行なわれている。これは特殊な温度設定器(通称、プログラム設定器)を設け、一定温度勾配にて昇熱するよう燃料の流量を自動制御するも

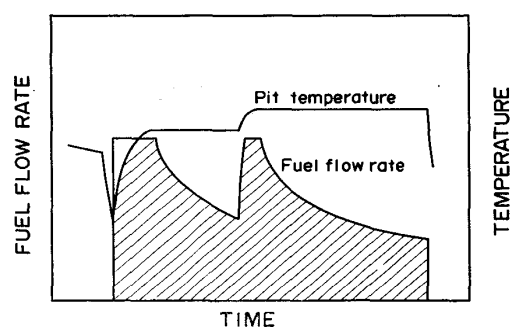


Fig. 6. The patterns in two-step heating practice.

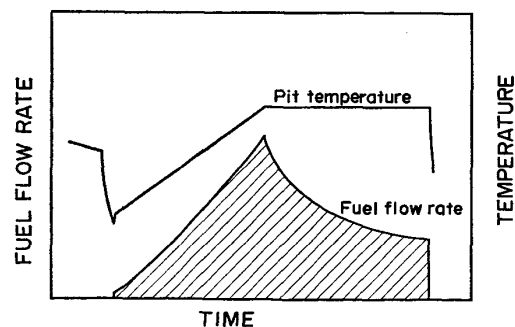


Fig. 7. The patterns in gradient heating practice.

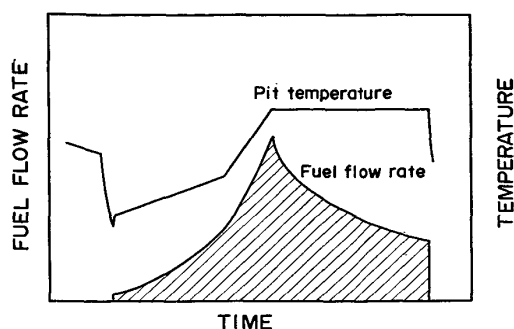


Fig. 8. The patterns in double-gradient heating practice.

のである。高級鋼に対しては一般的には  $30\sim 100^{\circ}\text{C}/\text{h}$  の昇熱速度をとるが、この勾配を  $80\sim 2000^{\circ}\text{C}/\text{h}$  の適当な値にすることにより、キャップド鋼、セミキルド鋼の熱塊の加熱にも適用され、これによつても約15%の燃料原単位の低減が可能である。

##### (4) 二段傾斜加熱法

傾斜加熱法において、温度勾配があまりに緩やかであり過ぎると、加熱初期に鋼塊表面温度が炉温より高くなり、鋼塊の保有熱量を放出することになる。また、逆に温度勾配が急すぎると炉温が高くなりすぎ、前述のように排ガス損失などが増大する。また、加熱後期には、鋼塊温度と炉内温度の差が小さくなるため鋼塊への入熱速度が鈍くなる。そのため、同一温度勾配で加熱開始から設定温度到達まで加熱することは、合理的でないので加熱途中で昇熱速度を変更するものであり、Fig. 8にその加熱パターンを示した。

二段傾斜で昇熱できるプログラム設定器をメーカーと共同開発し、昭和51年3月より一部の炉に設置した。この傾斜を適正に選定すると、各種の鋼塊が合理的に加熱できるようになり、燃料原単位も普通加熱にくらべて15~20%の低減となった。

ここで述べた燃料原単位低減のための加熱法はプログラム設定器のない炉には適用できず、鋼塊の保有熱量によつても異なつた設定をする必要があるので、ピットタイムの短い鋼塊には、もつと簡便な加熱法が望まれる。

### 3. 逆L字型加熱法

#### 3.1 新加熱法の開発

均熱炉に装入される鋼塊の保有熱量が圧延時に必要な熱量以上であれば、この鋼塊を完全断熱状態に維持し、鋼塊内部の温度分布を均一にすることにより、圧延可能状態を作りだすことができる。キャップド鋼、セミキルド鋼などは一般に鋼塊内部が完全凝固する以前に均熱炉

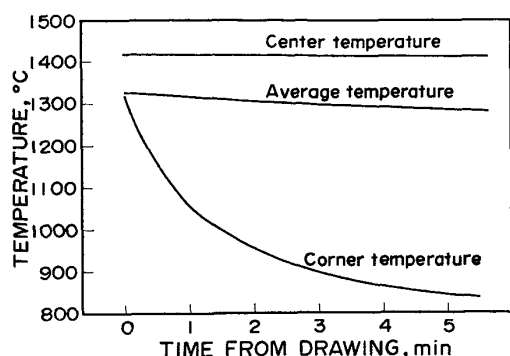


Fig. 9. Temperature from drawing for 20-ton ingot.

に装入されるので、この未凝固部分の凝固潜熱を含めた保有熱量が圧延可能な熱量以上であれば、この考え方がそのまま成り立つ<sup>11)</sup>。均熱炉で加熱された鋼塊が抽出され圧延可能となるためには、第1に鋼塊のすべての部分が、適正な圧延力で圧延できる温度以上になつていないこと、第2に鋼塊の圧延中に低温による表面疵が生じないような表面温度を維持していることが必要である。

従来の均熱炉作業としては、高い圧延能率を上げるために、鋼塊をいかに早く均一に加熱するかに重点が置かれ、圧延に必要な高い表面温度で内部まで均一に焼き上げるための努力が払われていた。そのため、長い均熱時間を要し、また、燃料原単位も高かつた。しかし、圧延を完了したスラブなどの鋼片は通常そのまま冷却され、その高い内部熱をただ放散してしまうので、鋼塊内部はそれほど高い温度に焼き上げる必要はない。一方、鋼塊が炉から抽出され、圧延されるまでには通常 3~4 min の時間を要する。この間に鋼塊表層部の温度は Fig. 9 に示すように急激に低下する。そのため、圧延までの所要時間（移送時間、秤量時間など）を短縮するとともに圧延時のロール冷却水の水切り強化、圧延能率の向上などを実施するが、表層部の温度低下はまぬがれない。そこで、この表層部の温度低下を軽減するために、あらかじめ表層部のみ内部よりいくぶん高い温度に焼き上げておくことが望ましい。

Fig. 10 に非定常二次元熱伝導式で解いた装入時の鋼塊温度分布の模式図を示す。圧延可能温度を  $1250^{\circ}\text{C}$  とすると、このような考えから、この図の一点鎖線のような温度分布が保有熱量の点から最も低い抽出時の温度分布といえよう。一方、普通加熱法で加熱された鋼塊の温度分布は Fig. 11 のような分布となつていることが計算で求められるので、最小限の加熱をした場合は図の梨地の部分の熱量が節約可能であるといえる。

この模式図から、最小燃料で焼き上げる理想的な加熱

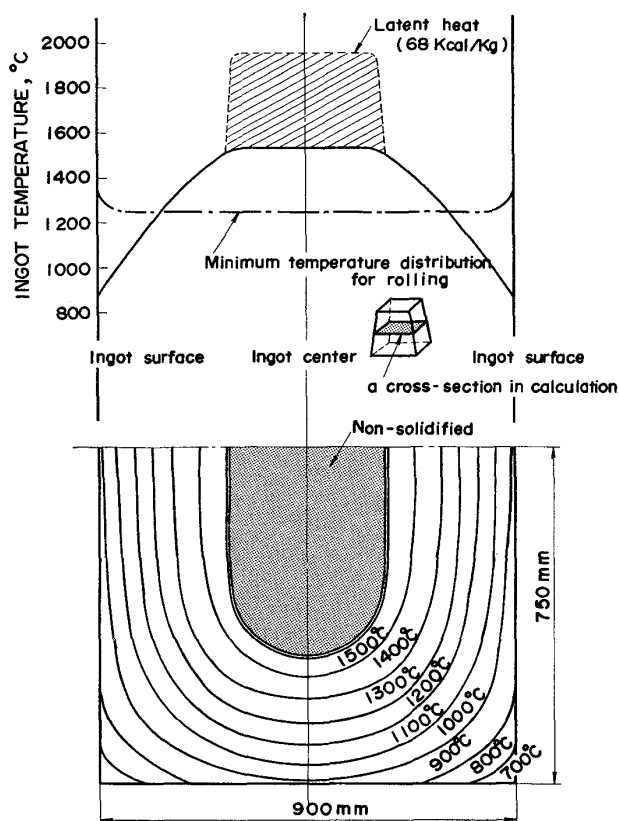


Fig. 10. Calculated internal temperature distribution at charging into soaking pit. (20-ton ingot, track time: 2h 30 min)

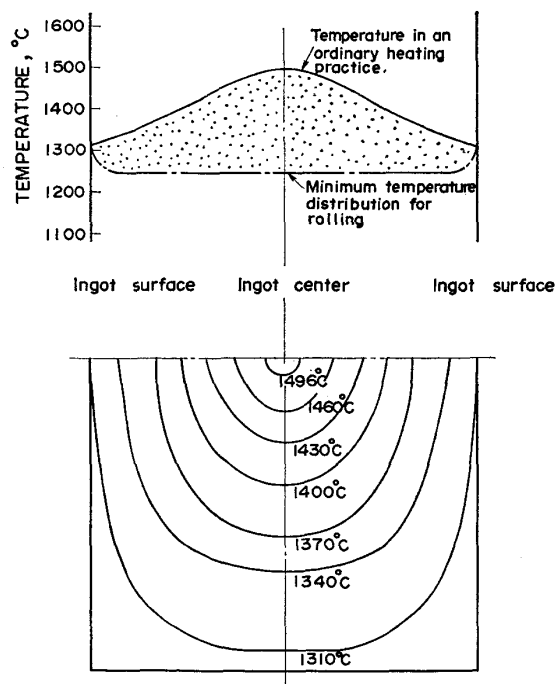


Fig. 11. Internal temperature distribution at drawing in an ordinary heating practice. (20-ton ingot, track time; 2h 30 min, pit time; 3h 30 min)

をするためには、鋼塊内部の保有熱を表層部の加熱にいかにも有効に活用するかが重要な点であることがわかる。

以上の考えから、まず均熱炉に装入する時点で前述の Fig. 10 に示すような温度分布を有する鋼塊を完全断熱状態で放置した時の温度推移を計算により求めた。その結果を Fig. 12 に示したが、最終的には図の①、②、③の各点とも同一温度になるはずである。ここで、この鋼塊の表層部でもつとも温度の高い②の部分の温度に常に炉温を維持するような状態を作れば鋼塊表層からの熱の放散はなく、しかも炉温を必要最低に保つことができることになる。

この②の温度を得るための燃料投入量を実作業から求めたものを Fig. 13 に示した。Fig 12 は鋼塊中央横断面についてのものであるので、実炉時は温度の低い鋼塊頭・底部の影響もあつて同一の燃料流量では Fig. 13 の点線で示すように、いくぶん低い温度になるが、同様の傾向が得られた。

このようにして得られた、ほぼ均一な温度の鋼塊表層

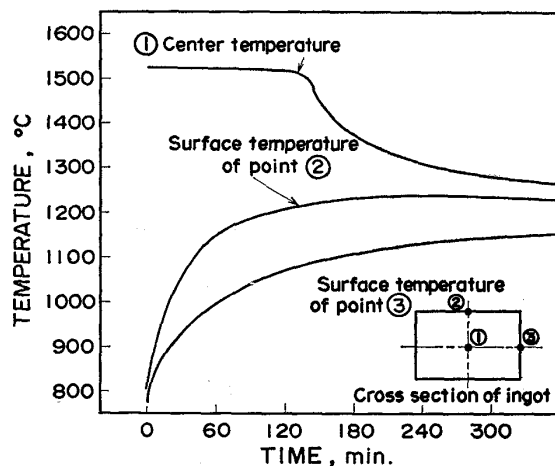


Fig. 12. Calculated temperature of ingot after charging under the perfectly insulated condition. (20-ton ingot, track time; 3h00 min)

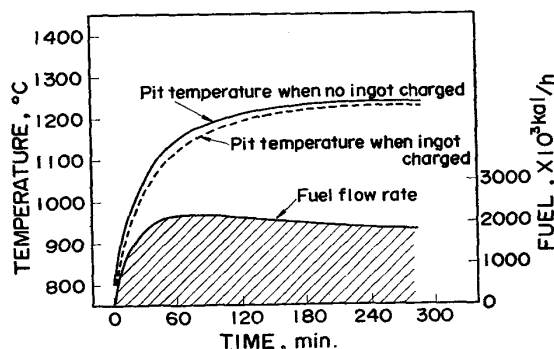


Fig. 13. Temperature and fuel flow rate under the nearly insulated condition.

部を、圧延までの温度降下を見込んで余分に加熱するため、抽出直前にごく短い時間高流量を流す。この燃料投入量が多い時には抽出時の表層部の温度分布は Fig. 14 の①図の実線のように、投入量が少ない時には点線のようになり、圧延時にはそれぞれ②図のごとき分布となる。点線の温度分布の場合は表層部の温度が低くなりすぎ、疵の発生原因となるので、投入熱量を増大する必要がある。このようにして、工場実験により、表層部加熱アップに必要な投入熱量、すなわち、「燃料流量×投入時間」を決定した。

これらの考えを総合して、Fig. 15 のごとき理想加熱のモデル・パターンを作り上げたが、ピットタイムを長くするということは、炉を長時間高温に維持することになり、その間、炉体からの熱放散や排ガスによる熱損失を生ずるので、この高温期はできるだけ短いことが望ましい。そのため、(1)鋼塊内の偏熱が圧延可能な範囲であること、(2)品質上の問題から、抽出時には内部が完全に凝固していること、(3)抽出時には表面温度が所定の温度以上を有すること、を満足する最短時間を目標ピットタイムとした。すなわち、内部が完全に凝固する時

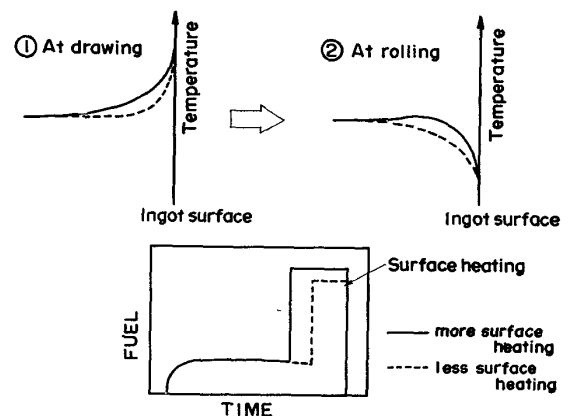


Fig. 14. Diagrammatic representation of ingot surface temperature.

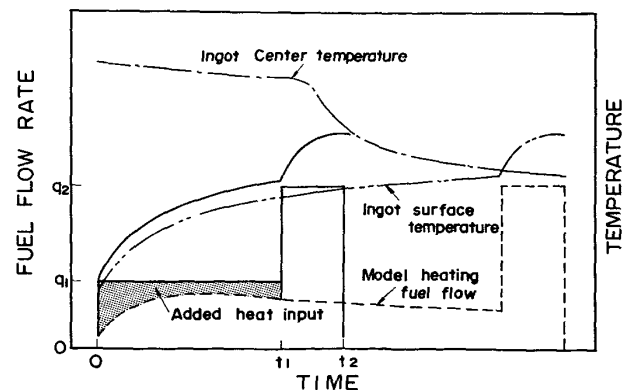


Fig. 15. The ideal heating practice.

間を目標ピットタイムとし、その少し前に高流量に切替えるというものである。しかし、このようなピットタイムで抽出された鋼塊の温度分布は均一化されていないため、圧延可能温度を下まわる部分が生じやすい。また、個々の鋼塊の保有熱量にもバラツキがあり、さらに、鋼塊頭・底部の保有熱量不足の問題もある。そこで、経験的に投入燃料を余分に付加することにより、逆L字型の燃料投入パターンを決定した。この  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $q_1$ ,  $q_2$  は鋼塊の保有熱量や操業条件で最適な値を選定した。

Fig. 16 に前述の計算方法で求めた逆L字型加熱法での焼き上り鋼塊の温度分布を示したが、完全にフラットの温度分布ではないにしても、普通加熱法に比べてかなり平坦な分布となっていることがわかる。

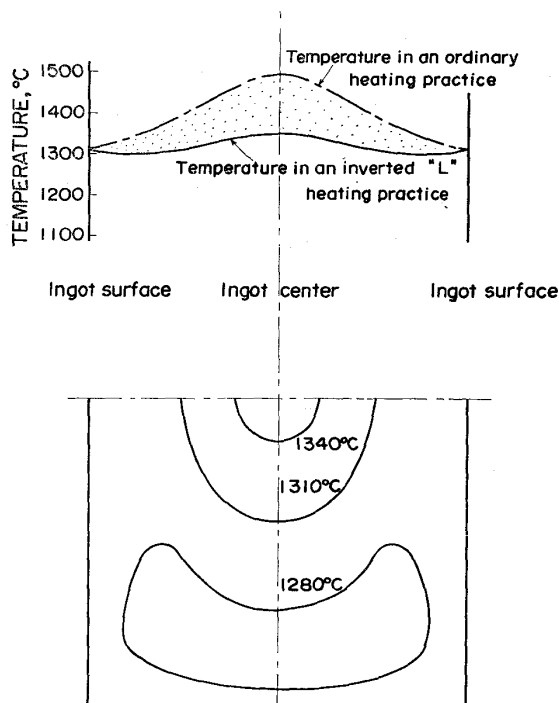


Fig. 16. Internal temperature distribution at drawing in an inverted "L" heating practice. (20-ton ingot, track time; 2h30 min, pit time; 3h30 min).

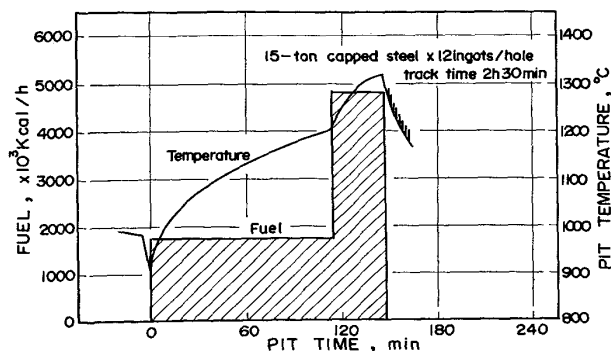


Fig. 17. The inverted "L" heating pattern.

### 3.2 逆L字型加熱法の実施例と効果

キャップド鋼を逆L字型加熱法で加熱した例をFig. 15 に示した。15 t 鋼塊 12 本装入の場合の燃料原単位は  $46 \times 10^3 \text{ kcal/t}$  で普通加熱法にくらべ 35~40% もの低減となつている。この逆L字型加熱法の実施に際しては、低流量の設定値と、低流量から高流量への切替える時点の炉温が特に重要な点である。また、操業上において、基準トラックタイムで炉に装入できず、装入遅れの生じたものや、基準トラックタイムが長く、装入時に内部が完全に凝固しているキルド鋼などにも適正なパターンを選定することにより適用が可能である。このようなものについては、低流量期と高流量期の間に中流量期を設ける三段定流量加熱により、より有効な加熱が期待できる。

一方、逆L字型加熱法で加熱して圧延された鋼片の品質および圧延特性について普通加熱法との比較をFig. 18 に示す。圧延された鋼片の表面品質を定量的に見るために鋼片の表面の何割の部分を疵手入する必要があるかでこの鋼片の評点をつけた。Fig. 18 から、普通加熱法による鋼片と逆L字型加熱法の評点では多少の差異が見られる。圧延に要する電力原単位の比較を見ると、逆L字加熱法による場合は約  $1.0 \times 10^3 \text{ kWh/t}$  高くなつていることがわかる。また、均熱炉でのスケールロスはいっ

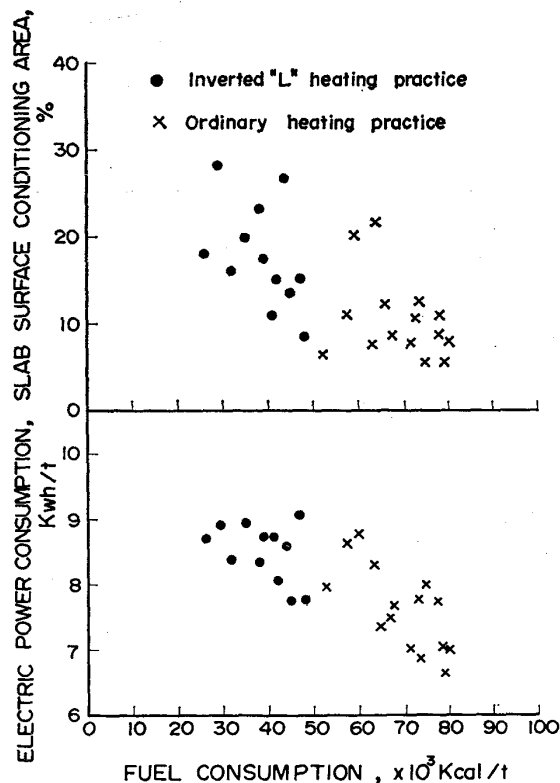


Fig. 18. Influence of fuel consumption on slab conditioning and electric power consumption.



タイムと大きな相関があるが Fig. 19 に示すように、逆 L 字型加熱法の方が約 0.1% ほど少なくなっている。これらのことは、逆 L 字型加熱法によつて焼き上げた鋼塊は平均温度が約  $30\sim 60^{\circ}\text{C}$  低いという計算結果から容易に説明づけられる。また、炉の高温期が短いため、均熱炉での鋼塊表面のスケールロス量が減少し、そのため、鋼片の表面評点に多少の差異が生じているものと考えられる。

Fig. 20 に逆 L 字型加熱法と普通加熱法の場合の、炉内温度、排ガス温度（レキュペレータ入口部および出口部）、予熱空気温度の経時変化を示した。普通加熱法に

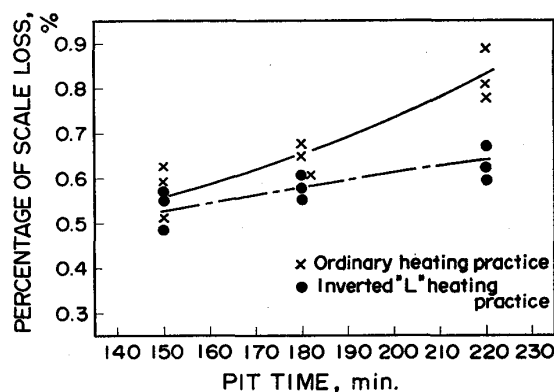


Fig. 19. Influence of pit time on scale loss.

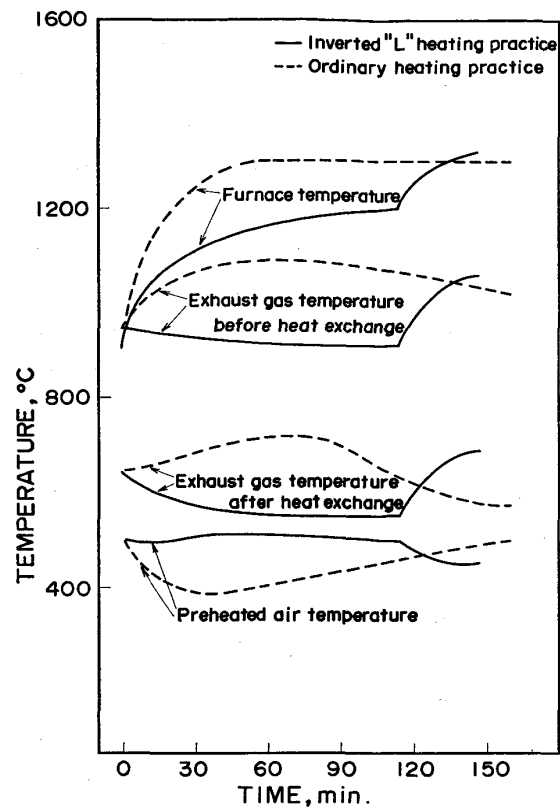


Fig. 20. Comparison of temperature in an ordinary heating practice and in an inverted "L" heating practice.

Table 1. Characteristics of the inverted "L" heating pattern.

| Features                                            | Advantages                                                                                                                                                               |
|-----------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| 1. Constant fuel flow rate heating                  | Simple air/fuel ratio setting                                                                                                                                            |
| 2. Low fuel flow rate at the early stage of heating | Uniform distribution of furnace temperature<br>Reduction of fuel consumption at prolonged pit time<br>Earlier solidification<br>Decrease of sensible heat of exhaust gas |
| 3. Short period of high temperature heating         | Decrease of heat absorbed by furnace body and radiated from furnace surface<br>Prolongation of life of furnace body<br>Decrease of scale loss                            |

においては、炉温が低く燃焼ガス量が多い。いわゆる加熱期には必要空気量が大であるため、レキュペレータで換熱される予熱空気の温度が低くなり、熱効率を悪くしている。また炉温が高く燃焼ガス量が少ない、すなわち、均熱期には逆に排ガス温度が高くなり、必要空気量も減少する。そのため、レキュペレータ保護上、排ガス中にダイリューション・エアを投入して排ガス温度を下げねばならず、そのため熱の回収効果が下ってくる。

逆L字型加熱法は、排ガス温度の低いときには燃料が低流量であるため必要空気量も少ないので、温度の高い予熱空気が得られ、炉が高温になつてからは逆に高流量の空気を必要とするため、予熱空気温度はやや低くなるのでダイリューション・エアは不必要となり、熱回収が効果的である。

さらに、逆L字型加熱法の付帯的な効果を上げると、Table 1 に示すとおりである。すなわち、第1に定流量加熱であること。そのため空燃比の設定が容易であり、排ガス酸素自動制御装置なしに適正な排ガス酸素のコントロールが可能である。第2に加熱初期は低流量加熱であること。そのため炉内の温度分布が均一であり、またスローヒートであるため鋼塊内部の温度分布も比較的フラットで、加熱時の鋼塊内部応力が小さく、熱ワレのでやすい高級鋼の加熱にも適用が可能である。また、普通加熱法にくらべ平均炉温が低いと鋼塊内部の凝固が促進され、完全凝固時間は短縮される。計算によると80%凝固状態で装入された15~18t鋼塊では約10~20min早く凝固が完了する。したがって、後述するように内質面に変化を与えることなく、基準トラックタイムを短くすることができる。第3に炉温の高温期間が短いことである。そのため排ガスおよび炉体からの熱損失が大巾に減少し、熱効率が向上する。それにより、鋼塊表面のスケールの発生も少なくなり、スケールロス減少による歩留は約0.1%向上する。

### 3.3 逆L字型加熱法によるトラックタイムの短縮

均熱炉の加熱パターンを逆L字型加熱とすることにより、基準トラックタイムを従来より短縮しても凝固の進行状況は変わらないことが伝熱計算から求められる。Fig. 21 に18t鋼塊内部の厚み方向の凝固状況の経時変化を示した。トラックタイム2h30minと同一トラックタイムで装入したものの、逆L字型加熱によるものは、普通加熱によるものより9min早く凝固が完了する。

鑄込みから凝固完了までの時間を規制する必要があるとしても、Fig. 21 に示すごとく、鋼塊のトラックタイムを短縮して装入し、ほぼ275minで凝固する点を求めると、トラックタイム2h30minと普通加熱法の場合に

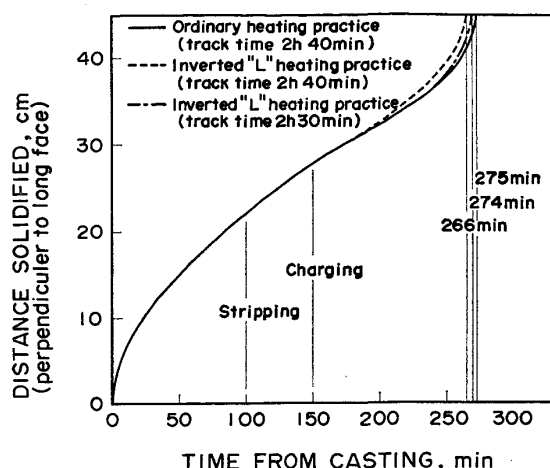


Fig. 21. Solidification time at a cross-section of 17.5-ton ingot.

くらべて約10minの短縮が可能であることがわかる。部分的には、従来基準よりいくぶん早く凝固する部分が生ずるが、中心部の凝固時間はほとんど変わらずこの程度では品質上全く差異はない。このような考えから、昭和52年8月以降、キャップド鋼のトラックタイムを短縮した。トラックタイムを10min短縮することにより、鋼塊の保有熱量がより有効に利用でき、燃料原単位で約 $5 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ の低減効果が期待できる。

### 3.4 熱精算

逆L字型加熱法の効果および特性を明確に調査するため、普通加熱法と逆L字型加熱法について、下記の条件で熱勘定を行った。

熱勘定諸元

- (1) 対象炉 第3分塊工場第5ホール(重油焚)
- (2) 設備範囲 均熱炉ダウンテーク部まで
- (3) 測定時の操業条件

装入前の炉内温度(空炉時)は $1200^\circ\text{C}$ キープに統一し、装入鋼塊は18tキャップド鋼、9本、トラックタイムは2h30min。

熱精算の結果はTable 2 に示すとおりである。この結果から、逆L字型加熱法の効果については次のことがいえる。

(1) 燃料原単位：普通加熱法は $74.3 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ 、逆L字型加熱法は $49.7 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ であり、33%の低減となつている。

(2) 排ガス顕熱：普通加熱法は $43.4 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ 、逆L字型加熱法は $22.5 \times 10^3 \text{ kcal/t}$ であり、48%の低減となつている。

(3) 熱効率：普通加熱法は34.3%、逆L字型加熱法は43.5%であり、9.2%向上している。

以上のごとく、逆L字型加熱法は熱効率の大巾な向上

Table 2. Heat balance.

| Ordinary heating practice    |                             |       | Heat efficiency $\frac{33.1}{96.6} \times 100 = 34.3\%$ |                             |       |
|------------------------------|-----------------------------|-------|---------------------------------------------------------|-----------------------------|-------|
| Heat input                   |                             |       | Heat output                                             |                             |       |
| Item                         | $\times 10^3 \text{kcal/t}$ | %     | Item                                                    | $\times 10^3 \text{kcal/t}$ | %     |
| (1) Heat by fuel combustion  | 74.3                        | 76.9  | (6) Heat absorbed by ingot                              | 33.1                        | 34.3  |
| (2) Sensible heat of fuel    | 0.3                         | 0.3   | (7) Sensible heat in scale                              | 2.3                         | 2.4   |
| (3) Sensible heat of hot air | 10.4                        | 10.8  | (8) Sensible heat lost in exhaust gas                   | 43.4                        | 44.9  |
| (4) Heat of atomizer         | 3.1                         | 3.2   | (9) Heat radiated from furnace body                     | 8.3                         | 8.6   |
| (5) Heat by scale formation  | 8.5                         | 8.8   | (10) Heat absorbed by furnace body                      | 9.5                         | 9.8   |
| Total                        | 96.6                        | 100.0 | Total                                                   | 96.6                        | 100.0 |

| Inverted "L" heating practice |                             |       | Heat efficiency $\frac{29.2}{67.2} \times 100 = 43.5\%$ |                             |       |
|-------------------------------|-----------------------------|-------|---------------------------------------------------------|-----------------------------|-------|
| Heat input                    |                             |       | Heat output                                             |                             |       |
| Item                          | $\times 10^3 \text{kcal/t}$ | %     | Item                                                    | $\times 10^3 \text{kcal/t}$ | %     |
| (1) Heat by fuel combustion   | 49.7                        | 74.0  | (6) Heat absorbed by ingot                              | 29.2                        | 43.4  |
| (2) Sensible heat of fuel     | 0.2                         | 0.3   | (7) Sensible heat in scale                              | 1.7                         | 2.5   |
| (3) Sensible heat of hot air  | 7.5                         | 11.2  | (8) Sensible heat lost in exhaust gas                   | 22.5                        | 33.5  |
| (4) Heat of atomizer          | 2.1                         | 3.1   | (9) Heat radiated from furnace body                     | 5.5                         | 8.2   |
| (5) Heat by scale formation   | 7.7                         | 11.4  | (10) Heat absorbed by furnace body                      | 8.3                         | 12.4  |
| Total                         | 67.2                        | 100.0 | Total                                                   | 67.2                        | 100.0 |

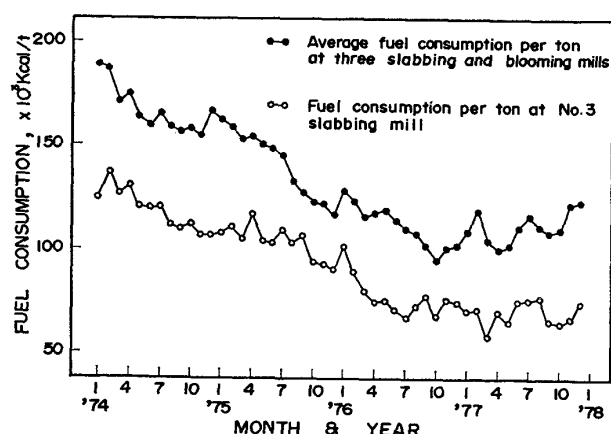


Fig. 22. Fuel consumption per ton of ingots at slabbing and blooming mills in Fukuyama works.

により、燃料原単位の大巾な低減が得られた。

### 3.5 燃料原単位の低減状況

加熱パターンの研究をはじめとする各種の改善によって、福山製鉄所、分塊工場の均熱炉の燃料原単位は次第

に低減されてきた。Fig. 22 に当所、第1、第2、第3分塊工場のトータルの燃料原単位（加重平均値）と第3分塊工場の燃料原単位の推移を示した。

当所の三つの分塊工場のうち、熱延工場向けスラブ専用に圧延している第3分塊工場の燃料原単位がもつとも低い。特に、逆L字型加熱法を本格的に実施した昭和51年3月以降は、大巾な原単位低減を達成している。ちなみに、第3分塊工場の燃料原単位は、昭和51年の平均で  $76 \times 10^3 \text{kcal/t}$ 、昭和52年の平均は  $69 \times 10^3 \text{kcal/t}$  という記録を達成した。月間では昭和52年3月に  $58 \times 10^3 \text{kcal/t}$  を達成している。

## 4. 結 言

本文では、均熱炉の加熱方法として、新しく開発した逆L字型加熱法を中心に記述した。

逆L字型加熱法は、鋼塊を焼き上げるのに長い均熱時間を必要とするという従来の加熱方法とは全く異なった考え方の加熱パターンである。しかし、この方法は作業

的にも単純で、燃料原単位低減に非常に大きい効果をもたらし、その上、多くの利点を有することがあきらかとなった。当所、分塊工場に採用し、多大の効果を上げているが、なお、本方法は一般の加熱炉などにも広く応用できるものと信ずる。

今後は、直接圧延、熱片装入などのトータル・エネルギー節減対策を推進するとともに、均熱炉の排ガス顕熱やスラブなど鋼片の放散熱の有効利用など、分塊工程での省エネルギーをなお一層推進して行きたい。

#### 文 献

- 1) 玉本 茂: 鉄と鋼, 62 (1976) 7, p. 144
- 2) 喜多村実, 浦本明博, 広瀬 勇, 能勢和夫: 鉄と鋼, (1977), S 653
- 3) 逆瀬川浩次, 国岡計夫, 大住 惇, 杉山俊一, 和

- 田 勉: 日本鋼管技報, (1974) 64, p. 12
- 4) A. D. ROBERTSON and R. F. MILTHORP: JISI, (1972) Aug., p. 563
- 5) 日本鋼管技研: 第 57 回熱経済部会資料, 熱57 (1975), p. 6~p. 8
- 6) D. J. SMITHSON and A. T. SHERIDAN: Iron-making and Steelmaking, (1974) 4, p. 288
- 7) 中川暉雄: 燃料及燃焼, 43 (1976) 9, p. 792
- 8) 植村卓郎: 村岡義章, 北村悦夫, 嘉指洋志, 梅ヶ辻好博: 鉄と鋼, 62(1976) 4, S 174
- 9) 日本鋼管福山: 第 42 回分塊分科会資料, 分42 (1976), p. 8
- 10) R. J. SAJANT and M. R. SLACK: JISI, 177 (1954) Aug., p. 441
- 11) 宮内皓一郎, 大住 惇: 熱管理と公害, 29 (1977) 5, p. 41