

論 文

UDC 662.92 : 621.771

連続鋼片加熱炉の数式モデル*

渡 辺 一 雄**

A Mathematical Model of Continuous Billet Heating Furnace

Kazuo WATANABE

Synopsis:

A mathematical model of the continuous billet heating furnace simulating the dynamic behavior of billet temperature in the furnace as a function of the fuel flow rate and billet speed has been developed.

Flame and combustion-gas temperatures along the furnace are calculated from the combustion heat and heat transfer from both the flame and the combustion-gas. Temperatures of individual billets are calculated from heat transfers from the flame or the combustion-gas and the furnace wall.

The calculated dynamic response of the billet temperature at the extracting time with a change in the fuel flow rate from this model gives a good agreement with the response obtained by the correlation method.

1. 緒 言

連続鋼片加熱炉は、常に冷鋼片を装入しながら、鋼片の加熱を行なうが、装入される鋼片の寸法は必ずしも同一でなく、また、炉内における鋼片の移動速度も変動するため、鋼片の加熱状況は常に変動している。しかし、このような条件下で鋼片を一定の温度で抽出することが必要であり、操業中に炉内の鋼片温度を正確に知ることが望まれる。

F. S. BLOOM¹⁾は、炉内の輝炎や燃焼ガスの影響を避けるため、鋼片表面近くまでタンマン管を挿入し、タンマン管を通じて放射温度計で鋼片表面温度を測定することを試みた。また、大塚ら²⁾は、先端の閉じたタンマン管を炉の各所に挿入し、各タンマン管の内面温度と抽出鋼片温度との相関関係を求め、相関の最も大きい場所の温度を制御の検出端として使用する方法を行なった。

一方、数式モデルに関して種々の研究がなされている。数式モデルの基礎となる炉内伝熱については、従来より多く研究されており、特に連続鋼片加熱炉内の伝熱については日本鉄鋼協会熱経済技術部会加熱炉小委員会の報告³⁾がある。この報告³⁾では、炉天井に挿入した熱電対温度を炉内の熱源温度とし、次の(1)式によつて求められる総括熱吸収率にて個々の炉の伝熱特性を表わすという方法をとつている。

$$q'_B = \sigma \phi_{BG} (T_G^4 - T_B^4) \dots \dots \dots (1)$$

また、鋼片移動速度と燃料流量が一定である定常状態下の伝熱、すなわち、静的モデルについて述べており、動特性には触れていない。

また、松永⁴⁾は、炉天井より 100 mm 下方の位置における熱電対の指示温度を燃焼ガス温度とし、 q'_B 、 T_G 、 T_B の測定値から(1)式によつて求めた ϕ_{BG} と、炉壁を反射壁として求めた ϕ_{BG} の理論値とがよく一致することを指摘している。

一方、自動制御用モデルを目的とした動的モデルについては、W. T. KODZ らによる研究がある⁵⁾⁶⁾。KODZ らは、まず、鋼片厚さと鋼片移動速度をパラメータとして各帯の天井に挿入した熱電対の温度から、各帯出口における鋼片温度を求める静的モデルを作成し、次に静特性と測定によつて得られた挿入熱電対の温度の時間おくれとを使用し、アナログ計算機によつて動的モデルを構成することを行なった。

以上は、いずれも、炉内に挿入した熱電対の温度をモデルの入力変数としているものと考えられるが、これに対し、K. SCHNEIDER⁷⁾は均熱炉について、燃料流量を入力変数とする動的モデルを作成した。

また、H. E. PIKE Jr.⁸⁾は、厚みの異なる鋼片が続いて装入される場合、各鋼片の抽出温度を所定の範囲内に収めるような制御方法を最適制御理論により求めてい

* 昭和50年12月5日受付 (Received Dec. 5, 1975)

** 大同製鋼(株)中央研究所 (Central Research Laboratory, Daido Steel Co., Ltd., 30, 2-chome Daido-cho Minami-ku Nagoya 457)

る。守末⁹⁾は厚さの異なる各鋼片の温度上昇をオンライン計算機により計算し、この計算結果に従って抽出鋼温度を制御する方法を述べている。

HOLLANDER ら¹⁰⁾は、放射温度計による炉内鋼片温度の測定とモデルを併用して実際のスラブ加熱炉の制御を行ない、また、K. TODA ら¹¹⁾は、モデルによりスキッドマークの消去時間、あるいは均熱時間を予測制御する制御方式をスラブ加熱にて実施した。

筆者は、以前から連続鋼片加熱炉の動的モデル作成の研究¹²⁾を行なってきた。本報告では、モデル作成にあたっては、次のような方針を採った。i) 炉内鋼片温度を正確に測定することは困難な技術であり、むしろ、測定しやすい圧延ロールの数パス後の鋼片温度を参考値として採用する。ii) 炉内挿入熱電対の温度は加熱源を総合的に表わすには便利であるが、熱電対温度は挿入位置によって変わること、熱伝導の面からみて定式化が困難であることから採用せず、入力変数として燃焼流量を採用する。iii) モデル作成過程では実際の炉の測定データは使用せず、モデル作成後、モデルによる炉内鋼片温度の計算値と測定値とを照合して、未知のパラメータを決定する。

作成したモデルにより、抽出鋼片温度の動特性を計算し、相関法によつて求めた動特性と比較検討した。

2. モデルの作成方針

対象とした連続鋼片加熱炉は Fig. 1 に示すように、予熱帯、加熱帯、均熱帯の3帯からなる比較的小型の重油焚きの炉である。均熱帯はこの場合特に均熱の目的には使用されず、加熱帯と同様、昇温の目的で使用されている。予熱帯にはバーナは装備されていない。鋼片1本の寸法は長さ2m、断面は85mm角である。

モデル作成にあたり、炉および炉内の輝炎と燃焼ガスの流れを模型的に Fig. 2 のように考えた。

モデルの作成方針は次のようである。

1) 炉を長さ方向に15の区間に分割し、伝熱は原則として同一区間内で行なわれるものとする。また、炉幅方向の温度分布は一様とする。

2) 鋼片の移動は1区間内の鋼片(1区間に12本の鋼片が存在する)を単位とし、計算機の鋼片温度を記憶している番地の移動によつて実行する。

3) 均熱帯バーナによる輝炎は Fig. 2 に示すように第1～第4区間に存在し、第5～第11区間では燃焼ガスとして存在する。加熱帯では、均熱帯バーナによる燃焼ガスが鋼片上面付近を流れ、加熱帯バーナによる輝炎はさらにその上方にあり、それぞれから熱放射があるものとする。予熱帯では均熱帯バーナによる燃焼ガスと加熱

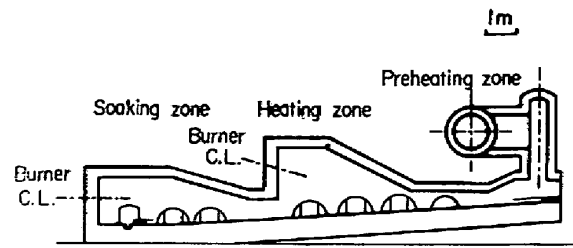


Fig. 1. Continuous billet heating furnace.



 : Flame
 : Combustion-gas

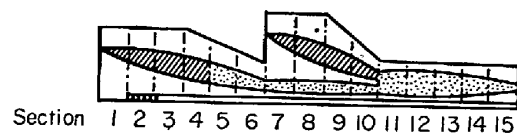


Fig. 2. Schematic diagram of flame and combustion-gas flows.

帯バーナによる燃焼ガスが混合して存在するものとする。

4) 輝炎の温度は、重油燃焼による発熱量および燃焼用空気の内容熱量から炉壁と鋼片への伝熱量を差し引いた熱量を輝炎熱容量で除した温度とし、燃焼ガスの温度は燃焼ガスが炉中を通過するとき、各区間で炉壁と鋼片に放射された熱量を燃焼ガスの熱容量で除した温度だけ順次降下するものとする。

3. 炉内における伝熱の考え方

炉内における伝熱は原則として各区間内だけの伝熱を考慮する。

また、側壁温度が、天井から側壁への放射伝熱量と側壁から鋼片への放射伝熱量が等しくなるような温度であるとすれば、側壁は反射壁と考えることができる。このようなことから、炉壁から鋼片への伝熱を無限平行平面間の伝熱と近似する。

次に、炉壁鋼片間の総括吸収率 ϕ_{BW} について検討する。放射率の異なつた3つの面が閉じている場合、そのうちの2面間の総括吸収率を求める計算式¹³⁾により、第 i 区間以外の炉壁と鋼片を1つの面とし、鋼片から炉壁(側壁と天井)をみる ϕ_{BW} を $\epsilon_B = \epsilon_W = 0.8$ 、1区間の鋼片または天井の大きさを $1\text{m} \times 2\text{m}$ 、天井高さを 1.5m として求めると、 $\phi_{BW} = 0.29$ となる。また、鋼片から炉壁をみた角関係 $F_{BW} = 0.45$ である。放射率の影響のみを表わす値 ϕ_{BW}/F_{BW} は 0.65 となる。また、無限平行平面間では、 $\epsilon_B = \epsilon_W = 0.8$ の場合、 $\phi_{BW} = 0.67$ 、 $F_{BW} = 1$ であるので、 $\phi_{BW}/F_{BW} = 0.67$ となる。両者の

場合の ϕ_{BW}/F_{BW} はほぼ同様な値であるので、鋼片への伝熱は天井と鋼片を無限平行平面とした場合の伝熱に置き換えても放射率の影響はそれほど異なるものではないと考えられ、 ϕ_{BW} として、無限平行平面の場合の式 $\phi_{BW} = 1/(1/\epsilon_W + 1/\epsilon_B - 1)$ を使用すればよい。

さらに、各区間の間の輝炎と鋼片間の伝熱の計算¹⁴⁾をとり入れると極めて複雑になる。以上のことから、ここでは取扱いを簡単化するため、同一区間内の伝熱だけを考慮することとした。ただし、第1区間と第2区間では相互の干渉を考慮することとした。(5.1で後述)

次に、加熱帯を例にとつて、同一区間内の輝炎、燃焼ガス、炉壁、鋼片間の伝熱について述べる。Fig. 3は加熱帯の断面図である。

まず、天井放射面積は鋼片受熱面積に等しいとする。ただし、輝炎によつてさえぎられるため、有効放射面積は天井(または鋼片)の面積 A_B に有効天井放射係数¹⁵⁾ $(1 - K_{F,h})$ を乗じたものとなる。また、天井と鋼片間の放射伝熱量の一部は均熱帯バーナによる燃焼ガスに吸収されるとし、 $a_G = \epsilon_G$ とする。

以上の条件のもとで、天井から鋼片への放射伝熱速度 $q_{W \rightarrow B}$ は

$$q_{W \rightarrow B} = \sigma(1 - \epsilon_G)(1 - K_{F,h})A_B\phi_{WB}(T_W^4 - T_B^4) \dots\dots\dots (2)$$

と表わされる。ここで、

$$\phi_{WB} = \phi_{BW} = 1/(1/\epsilon_W + 1/\epsilon_B - 1)$$

である。

次に、燃焼ガスと鋼片間の伝熱速度は、放射伝熱と強制対流伝熱の両者を考慮し、燃焼ガスの放射面積は鋼片の受熱面積に等しいとすると、

$$q_{G \rightarrow B} = \sigma A_B \phi_{GB}(T_G^4 - T_B^4) + h_C A_B (\theta_G - \theta_B) \dots\dots\dots (3)$$

と表わされる。ここで、 ϕ_{GB} は H. C. HOTTEL ら¹⁶⁾により

$$\phi_{GB} = \phi_{BG} = \epsilon_G(1 + \epsilon_B)/2,$$

とした。

Fig. 2, Fig. 3に示したように、均熱帯バーナによる

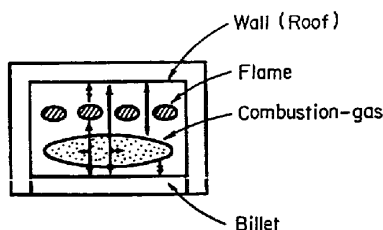


Fig. 3. Radiant heat transmission in Section 7~10.

燃焼ガスは鋼片表面近傍を流れているため、鋼片への強制対流伝熱を考慮したが、燃焼ガスが天井からへだたつた場所を流れているため天井に対する強制対流伝熱は考慮しないことにした。しかし、予熱帯では、天井高さが低いため、炉壁および鋼片への各強制対流伝熱を考慮する。

4. 輝炎温度と燃焼ガス温度

均熱帯バーナによつて発生した燃焼ガスを例にとり燃焼ガス温度の計算方式について述べる。

第 $i-1$ 区間で $\theta_G(i-1)$ の温度であつた燃焼ガスが次の第 i 区間を δt 時間で通過するとした場合、 $\theta_G(i)$ は $\theta_G(i-1)$ より、第 i 区間で燃焼ガスより δt 時間に放出した熱量を燃焼ガスの熱容量で除した温度だけ降下する。

まず、第 i 区間における燃焼ガスから炉壁と鋼片への δt 時間内の放射伝熱量は

$$\{\sigma A_B \phi_{GW}(T_{G,s}^4 - T_W^4) + \sigma A_B \phi_{GB}(T_{G,s}^4 - T_B^4)\} \delta t$$

である。ただし、 $\phi_{GW} = \phi_{WG} = \epsilon_G(1 + \epsilon_W)/2$ である。

燃焼ガスから鋼片への δt 時間内の強制対流伝熱量は

$$h_C A_B (\theta_{G,s} - \theta_B) \delta t$$

である。また、 δt 時間内に炉壁と鋼片間の伝熱量から燃焼ガスに吸収される熱量は、 $a_G = \epsilon_G$ として、

$$\sigma \epsilon_G A_B \phi_{WB}(T_W^4 - T_B^4) \delta t$$

である。

ある時点で1区間内に存在する燃焼ガスは δt 時間の重油の燃焼によつて生じたものであるから、1区間内に存在する燃焼ガスの熱容量は

$$M_s f_s \delta t$$

である。

よつて、 $\theta_{G,s}(i)$ は、 $\theta_{G,s}(i-1)$ より次の(4)式によつて求められる。

$$\begin{aligned} \theta_{G,s}(i) = & \theta_{G,s}(i-1) - \{\sigma A_B \phi_{GW}(T_{G,s}^4(i) - T_W^4(i)) \\ & + \sigma A_B \phi_{GB}(T_{G,s}^4(i) - T_B^4(i)) + h_C A_B (\theta_{G,s}(i) - \theta_B(i)) \\ & - \sigma \epsilon_G A_B \phi_{WB}(T_W^4(i) - T_B^4(i))\} / M_s f_s \dots\dots\dots (4) \end{aligned}$$

ただし、 $i=5, 6$ 。また、 $i=5$ の場合、 $\theta_{G,s}(i-1) = \theta_{G,s}(4) = \theta_{F,s}(4)$ とする。

加熱帯においては、炉壁と鋼片間の伝熱量および燃焼ガスと炉壁間の伝熱量が加熱帯バーナによる輝炎によつて一部さえぎられるため、加熱帯における均熱帯バーナによる燃焼ガスの温度は

$$\begin{aligned} \theta_{G,s}(i) = & \theta_{G,s}(i-1) - \{\sigma(1 - K_{F,h})A_B \phi_{GW} \\ & (T_{G,s}^4(i) - T_W^4(i)) + \sigma A_B \phi_{GB}(T_{G,s}^4(i) - T_B^4(i)) \\ & + h_C A_B (\theta_{G,s}(i) - \theta_B(i)) - \sigma \epsilon_G(1 - K_{F,h}) \\ & \times A_B \phi_{WB}(T_W^4(i) - T_B^4(i))\} / M_s f_s \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

と表わされる。ただし、 $i=7\sim 10$ 。

予熱帯における燃焼ガス温度は次のように求められる。予熱帯において炉壁面に向けた燃焼ガスの放射面積は天井面積と側壁面積を合わせた炉壁面積 A_W に等しく、鋼片に向けた燃焼ガスの放射面積は鋼片面積 A_B に等しいとし、また、1区間に存在する燃焼ガスの熱容量を $(M_s f_s + M_h f_h) \delta t$ とすると、

$$\theta_{G,p}(i) = \theta_{G,p}(i-1) - \{ \sigma A_W \phi_{CW} (T_{G,p}^4(i) - T_W^4(i)) + \sigma A_B \phi_{CB} (T_{G,p}^4(i) - T_B^4(i)) + h_C A_W (\theta_{G,p}(i) - \theta_W(i)) + h_C A_B (\theta_{G,p}(i) - \theta_B(i)) - \sigma \epsilon_G A_B \phi_{WB} (T_W^4(i) - T_B^4(i)) \} / (M_s f_s + M_h f_h) \dots\dots\dots (6)$$

と表わされる。ただし、 $i=11\sim 15$ 。

(6)式で第 11 区間の燃焼ガス温度 $\theta_{G,p}(11)$ を求める場合、実際には第 10 区間には混合燃焼ガスが存在しないので、次の(7)式で表わされる混合燃焼ガスを仮定する。

$$\theta_{G,p}(10) = \{ M_s f_s \theta_{G,s}(10) + M_h f_h \theta_{F,h}(10) \} / (M_s f_s + M_h f_h) \dots\dots (7)$$

(4)式は $\theta_{G,s}(i)$ に関する 4 次方程式となるのでニュートン・ラフソン法によつて解いた。(5)式、(6)式についても同様である。

燃焼ガスの熱容量 M は空気比 m によつて変化する。まず、燃焼ガスは完全燃焼したものであり、 CO_2 ガス、水蒸気および N_2 ガスのみから成つてしているとすると、理論空気量の空気によつて 1 l の重油を完全燃焼した場合に発生する燃焼ガスの熱容量は $3.70 \text{ kcal}/^\circ\text{C}$ と求められる。また、重油 1 l に対する理論空気量の空気の熱容量は $3.41 \text{ kcal}/^\circ\text{C}$ であり、したがつて、過剰空気の熱容量は $3.41(m-1) \text{ kcal}/^\circ\text{C}$ となり、結局、

$$M = 3.70 + 3.41(m-1) \dots\dots\dots (8)$$

と表わされる。

次に、輝炎温度の定式化について述べる。燃焼の機構は複雑であるので定式化することは困難であるが、次のように考える。たとえば、輝炎の長さに沿つたある位置で 50% 燃焼が終つていとすれば、発生熱量は全部燃焼した場合の発熱量の 50% であり、燃焼ガスの容積も全部燃焼した場合の 50% である。また、輝炎の炭素粒子(または重油)の比熱に比べ、それと同量の炭素粒子(または重油)が燃焼して発生した燃焼ガスの比熱は十分大きいので、未燃焼炭素粒子の熱容量を無視すると、輝炎に沿つたある位置までに発生した燃焼ガスの発熱量と容積は比例しているの、燃焼ガスの温度は輝炎に沿つたどの場所でも同一となる。ただし、この場合、周囲の炉壁および鋼片への伝熱量は輝炎のどの場所でも同一と仮定している。

さらに、炭素粒子が輝いている輝炎の部分は共存する燃焼ガスと熱的に平衡状態にあり、両者は同一温度であると仮定すると、輝炎温度は(4)式と同様に表わすことができる。

吸引温度計による重油燃焼輝炎の温度測定例¹⁷⁾では、バーナ口付近で 1300°C 、最高温度 1500°C 、輝炎先端で 1400°C であり、輝炎の温度分布は一樣でないが、輝炎放射率の分布の問題もあり、複雑になるので、ここでは輝炎温度、放射率とも分布は一樣であるとした。

均熱帯バーナを例にとつて、輝炎温度の計算式を示す。 $\theta_{F,s}(1) = \theta_{F,s}(2) = \theta_{F,s}(3) = \theta_{F,s}(4) = \theta_{F,s}$ とすると

$$\theta_{F,s} = \theta_{th,s} - \{ \sigma K_{F,s} A_B \phi_{FW} \sum_{i=1}^4 (T_{F,s}^4(i) - T_W^4(i)) + \sigma K_{F,s} A_B \phi_{FB} \sum_{i=1}^4 (T_{F,s}^4(i) - T_B^4(i)) \} / M_s f_s \dots\dots\dots (9)$$

ただし、 $\theta_{th} = (H_l + m_s H_a) / M_s$ 、また、輝炎と炉壁間の総括吸収率は燃焼ガスの場合と同様に考え、輝炎放射面積が天井面積に等しい場合の総括吸収率を ϕ_{FW} とすると、 $\phi_{FW} = \phi_{WF} = \epsilon_F(1 + \epsilon_W) / 2$ である。また、 $\phi_{FB} = \phi_{BF} = \epsilon_F(1 + \epsilon_B) / 2$ である。

5. 炉内各部における伝熱および炉壁温度、鋼片温度の計算式

5.1 輝炎または燃焼ガス、炉壁、鋼片間の伝熱

均熱帯、加熱帯における輝炎または燃焼ガスから鋼片および炉壁への伝熱と、炉壁と鋼片間の伝熱を表わす各式は次のようである。

$$q_{F,s \rightarrow W} = \sigma K_{F,s} A_B \phi_{FW} (T_{F,s}^4 - T_W^4), \quad i=1\sim 4 \dots\dots (11)$$

$$q_{G,s \rightarrow W} = \sigma (1 - K_{F,h}) A_B \phi_{CW} (T_{G,s}^4 - T_W^4), \quad i=5\sim 10 \dots\dots\dots (12)$$

ただし、 $i=5, 6$ では $K_{F,h} = 0$ とする。

$$q_{F,s \rightarrow B} = \sigma K_{F,s} A_B \phi_{FB} (T_{F,s}^4 - T_B^4), \quad i=1\sim 4 \dots\dots\dots (13)$$

$$q_{G,s \rightarrow B} = \sigma A_B \phi_{CB} (T_{G,s}^4 - T_B^4) + h_C A_B (\theta_{G,s} - \theta_B), \quad i=5\sim 10 \dots\dots\dots (14)$$

$$q_{F,h \rightarrow W} = \sigma K_{F,h} A_B \phi_{FW} (T_{F,h}^4 - T_W^4), \quad i=7\sim 10 \dots\dots\dots (15)$$

$$q_{F,h \rightarrow B} = \sigma (1 - \epsilon_G) K_{F,h} A_B \phi_{FB} (T_{F,h}^4 - T_B^4), \quad i=7\sim 10 \dots\dots\dots (16)$$

$$q_{W \rightarrow B} = \sigma (1 - K_{F,s}) A_B \phi_{WB} (T_W^4 - T_B^4), \quad i=3, 4 \dots\dots\dots (17)$$

$$q_{W \rightarrow B} = \sigma (1 - \epsilon_G) A_B \phi_{WB} (T_W^4 - T_B^4), \quad i=5, 6 \dots\dots\dots (18)$$

また、第7～第10区間における $q_{W \rightarrow B}$ は前述の(2)式で表わされる。

第1区間と第2区間における炉壁と鋼片間の伝熱は他区間と事情が異なる。すなわち、第1区間には鋼片が存在せず、代わりに炉床が露出している。また、第1区間では他区間のように鋼片の移動によつて熱が持ち去られることがないので、第1区間のみの伝熱を考慮するだけでは第1区間の天井温度、炉床温度は第2区間の天井温度より、はるかに高温となる。このため、第1区間と第2区間の伝熱においては、他区間において考えている伝熱経路以外に、Fig. 4に示すよう第1区間の天井と第2区間の鋼片間の伝熱、第2区間の天井と第1区間の炉床間の伝熱をも考慮することにした。

第1区間または第2区間の天井からの放射伝熱量は、それぞれ2分されて第1区間の炉床と第2区間の鋼片に放射され、第1区間の炉床または第2区間の鋼片からの放射伝熱量もそれぞれ2分されて第1区間の天井および第2区間の天井に放射されるとすれば、

$$q_{W \rightarrow B}(i) = \sigma(1 - K_{F,s}) A_B \phi_{WB} \{ (T_w^4(1) + T_w^4(2))/2 - T_b^4(i) \} \dots (19)$$

$$q_{B \rightarrow W}(i) = \sigma(1 - K_{F,s}) A_B \phi_{WB} \{ (T_b^4(1) + T_b^4(2))/2 - T_w^4(i) \} \dots (20)$$

と表わされる。ただし、 $i=1, 2$ 。また、 $q_{W \rightarrow B}(i)$ 、 $q_{B \rightarrow W}(i)$ はそれぞれ第*i*区間の鋼片(または炉床)への伝熱速度、第*i*区間の炉壁への伝熱速度を表わすものとする。

なお、輝炎の放射面積は重油流量および空気比によつて異なると考えられるが、ここでは重油流量に無関係に一定とした。しかし、特に、 $f_s=0$ 、または $f_h=0$ の場合には、(11)式～(13)式、(15)式～(17)式、(19)式、(20)式において、それぞれ、 $K_{F,s}=0$ または $K_{F,h}=0$ とし、また、 $f_s=0$ の場合には、(16)式および(18)式において $\epsilon_G=0$ とした。

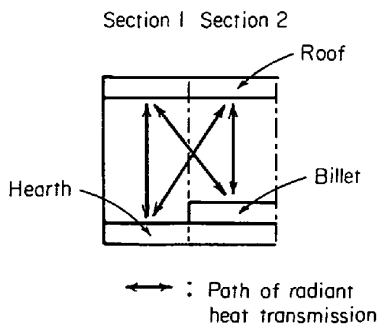


Fig. 4. Pathes of radiant heat transmission between roof, billet and hearth in Section 1 and Section 2.

予熱帯においては

$$q_{G,p \rightarrow W} = \sigma A_W \phi_{GW} (T_{G,p}^4 - T_w^4) + h_c A_W (\theta_{G,p} - \theta_w) \dots (21)$$

$$q_{G,p \rightarrow B} = \sigma A_B \phi_{GB} (T_{G,p}^4 - T_b^4) + h_c A_B (\theta_{G,p} - \theta_b) \dots (22)$$

$$q_{W \rightarrow B} = \sigma(1 - \epsilon_G) A_B \phi_{WB} (T_w^4 - T_b^4) \dots (23)$$

である。ただし、 $i=11 \sim 15$ 。

次に、以上のように求められた輝炎、燃焼ガス、炉壁、鋼片それぞれの間の伝熱速度より、鋼片表面における単位面積あたりの伝熱速度を求めると、たとえば、加熱帯では

$$q_B' = (q_{G,s \rightarrow B} + q_{F,h \rightarrow B} + q_{W \rightarrow B}) / A_B \dots (24)$$

である。

また、3に述べたように炉壁を反射壁として考えているが、天井から鋼片への伝熱によつて天井と側壁の温度は同様に変化するので、炉壁表面における単位面積あたりの伝熱速度は炉壁への伝熱速度を天井面積でなく、炉壁面積 A_W で除したものであり、

$$q_W' = (q_{G,s \rightarrow W} + q_{F,h \rightarrow W} - q_{W \rightarrow B}) / A_W \dots (25)$$

であるとした。

5.2 炉壁温度および鋼片温度の計算式

炉壁レンガ内の熱伝導については、炉壁内面の耐火レンガだけを対象とし、1次元熱伝導方程式を差分計算して解いた。レンガ厚さは23cmであり、これを8等分した。

境界条件は、耐火レンガ外表面温度が一定という条件である。耐火レンガ外表面温度は一定ではないが、耐火レンガ内表面温度の変化が外表面まで伝播するには長時間を要するので動特性を求める目的のモデルでは、耐火レンガ外表面温度を一定とする境界条件は実用面からみて妥当であると考えられる。

鋼片表面温度は炉壁表面温度に比べてかなり応答が速いので、差分計算は行なわず、次の(26)式によつて計算した。 θ_B を θ_{B1} と θ_{B2} の2項に分け、各項について時点 t における値から時点 $t + \Delta t$ における値を求めるものである。

$$\left. \begin{aligned} \theta_B(t + \Delta t) &= \theta_{B1}(t + \Delta t) + \theta_{B2}(t + \Delta t) \\ \theta_{B1}(t + \Delta t) &= (\Delta t / c_B \rho_B l_B) q_B'(t) + \theta_{B1}(t) \\ \theta_{B2}(t + \Delta t) &= (l_B / 3k_B) \{ 1 - \exp((-6k_B \Delta t / c_B \rho_B l_B^2)) \} q_B'(t) \\ &\quad + \exp(-6k_B \Delta t / c_B \rho_B l_B^2) \theta_{B2}(t) \end{aligned} \right\} \dots (26)$$

(26)式の誘導については付録参照。

なお、計算に使用した各数値を Table 1 に示す。 c_B 、 k_B は温度により大幅に変化するため、1次式近似にて表わした¹⁶⁾。

6. モデルによる計算値と測定値の比較

6-1 輝炎放射面積の決定

モデルに使用する各定数のうち輝炎の放射面積は不明確であるため、鋼片昇温曲線のモデルによる計算値と測定値とを比較して、放射面積を決定した。

鋼片に長尺のシーテ熱電対を取りつけ、鋼片とともに炉内に送り込み、鋼片昇温曲線の測定を行なった。熱電対の先端を鋼片表面にあけた 5 mm 深さの穴に取りつけた。この熱電対による測定値は鋼片表面温度を表わすものとした。

鋼片 2 本の各測定とモデルによる計算値を Fig. 5 に示した。この場合、重油流量は $f_s=209$ l/hr, $f_h=209$ l/hr, 鋼片の平均移動速度は 2.57 本/min である。

Fig. 5 に示した計算値は $K_{F,s}=0.2$, $K_{F,h}=0.2$ とした場合である。実際に、目で炉内を観察すると、 $K_F=0.5$ 程度と観察され、また、輝炎の存在する区間は 2 区間程度と観察された。しかし、実際の炉では、輝炎のない区間でも別の区間にある輝炎からの熱放射を受けているので、本モデルでは、輝炎の存在する区間を 4 区間とし、 $K_F=0.2$ とした。

6-2 モデルによる炉の特性の計算

抽出鋼片温度の調節は、通常、均熱帯バーナの調節によつて行なつているので、ここでは、操作量は均熱帯重

Table 1. Data used for calculation.

| |
|--|
| $\epsilon_W=0.8$ |
| $\epsilon_B=0.8$ |
| $\epsilon_F=0.7$ |
| $\epsilon_G=0.22$ |
| $\sigma=4.88$ kcal/m ² ·hr·°K ⁴ |
| $h_C=10$ kcal/m ² ·hr·°C ³⁾ |
| $c_B=$ $\begin{cases} 0.10+0.000135\theta, & 0<\theta<700 \\ 0.368, & 700<\theta<750 \\ 0.211, & 750<\theta<800 \\ 0.10+0.000044\theta, & 800<\theta<1300 \end{cases}$ |
| kcal/kg·°C |
| $\rho_B=7630$ kg/m ³ |
| $h_B=$ $\begin{cases} 37.5-0.0093\theta, & 0<\theta<400 \\ 44.2-0.0263\theta, & 400<\theta<800 \\ 16.0-0.0083\theta, & 800<\theta<1200 \end{cases}$ |
| kcal/m·hr·°C |
| $l_B=0.085$ m |
| $c_W=0.27$ kcal/kg·°C ¹⁹⁾ |
| $\rho_W=2200$ kcal/m ³ ¹⁹⁾ |
| $k_W=1.0$ kcal/m·hr·°C ¹⁹⁾ |
| $l_W=0.23$ m |
| $H_1=9870$ kcal/l |
| $H_2=1023$ kcal/l (at 300°C) |

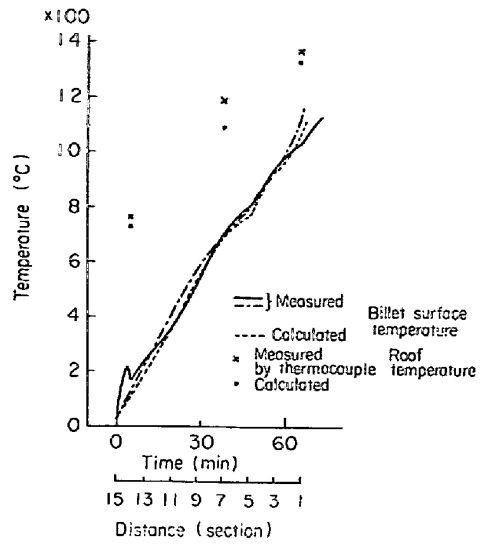


Fig. 5. Measured and calculated results of transient temperatures of billet surface and roof temperatures.

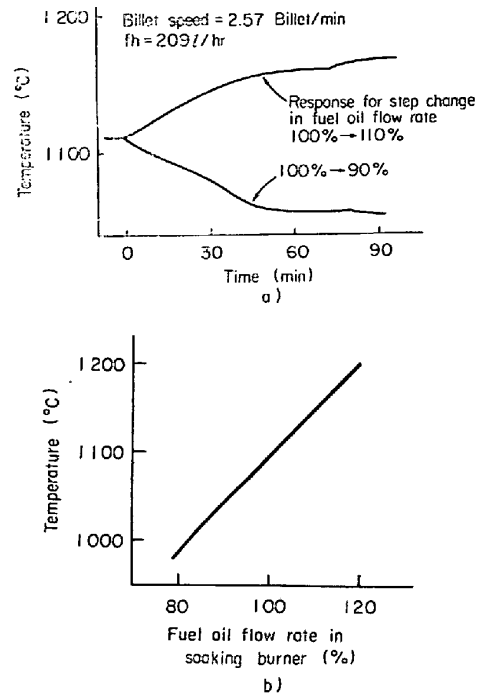


Fig. 6. a) Calculated step response and b) static characteristic of billet surface temperature at extracting time for fuel oil flow rate in soaking burner.

油流量 (以下簡単に重油流量) のみとした。

重油流量のステップ状変化に対する抽出鋼片表面温度の応答の計算例を Fig. 6 a) に示す。

Fig. 6 a) によれば、重油流量の 10% の変化に対する抽出鋼片温度の変化速度は、重油流量が増加した場合は 1.1°C/min, 減少した場合は 1.3°C/min, 平均して 1.2°C/min である。

Fig. 6 a) に示した応答をみると、重油流量が変化した時点から約 60 min 後に一定値に落ち着いている。このことは、重油流量がステップ状に変化した時点で炉内に存在していた鋼片全部が重油流量変化の影響を受け、重油流量が変化した時点の直後に炉内に装入された鋼片が抽出される時点に至つて、はじめて、炉内温度が安定することを示している。したがつて、重油流量変化の時点から抽出鋼片温度が一定値に落ち着くまでの時間は鋼片の炉内滞留時間と一致するはずである。実際、Fig. 5 の鋼片の炉内滞留時間は 65 min であり、上記の 60 min とほぼ一致している。

Fig. 6 b) に、重油流量を変化してから 65 min 後の時点における温度を最終値とした場合の静特性を示した。重油流量は 209 l/hr を 100% として表わした。Fig. 6 b) において、重油流量が 80% から 120% の間では静特性はほぼ直線状であり、重油流量の 10% の変化に対する抽出鋼片温度の変化は 50°C である。

次に、鋼片の移動速度がステップ状に変化した場合の抽出鋼片温度の応答を Fig. 7 a) に示す。鋼片移動速度の 10% の変化に対する抽出鋼片温度の変化速度は、鋼片移動速度が遅くなつた場合は、1.4°C/min, 速くなつた場合は 1.6°C/min, 平均して 1.5°C/min である。ただし、鋼片移動速度は 2.57 本/min を 100% として表わした。

鋼片移動速度の変化に対する静特性を Fig. 7 b) に

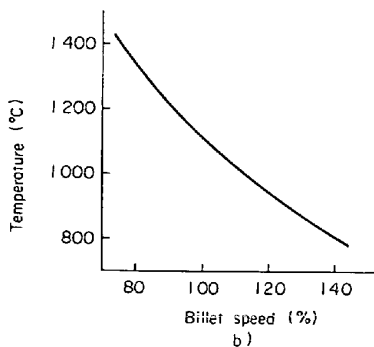
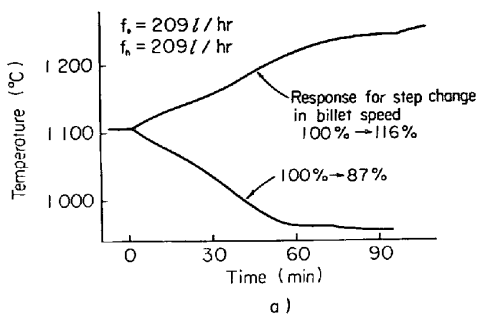


Fig. 7. a) Calculated step response and b) static characteristic of billet surface temperature at extraction for billet speed.

示す。鋼片移動速度の 100% 付近では、鋼片移動速度の 10% の変化に対する抽出鋼片温度の変化は 50°C であり重油流量変化に対する場合と同様である。

6.3 相関法による動特性の同定

プロセスの動特性同定法として、入力に不規則信号を与え、入力信号の自己相関関数および入力信号と出力信号との相互相関関数から動特性を求める方法がある。この方法は比較的狭い範囲に出力信号（この場合、抽出鋼片温度）をおさえて動特性を求めることができ、稼働中のプロセスの動特性同定に適した方法である。ここでは、この方法により、均熱帯バーナ重油流量変化に対する抽出鋼片温度の動特性を求め、モデルによる計算値と比較した。

動特性を表わす重み関数 $g(\lambda)$ と入力自己相関関数 $\varphi_{yy}(\tau)$ と入力出力間の相互相関関数 $\varphi_{yx}(\tau)$ との間には次の(27)式に示す関係がある。

$$\varphi_{yx}(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} g(\lambda) \varphi_{yy}(\tau - \lambda) d\lambda \quad (27)$$

(27)式から $g(\lambda)$ を求めることはできないので、ここでは(27)式を離散的に記述して得られる次の行列方程式を解いて $g(\lambda)$ を求めた。

$$\begin{pmatrix} \varphi_{yx}(0) \\ \varphi_{yx}(1) \\ \varphi_{yx}(2) \\ \vdots \\ \varphi_{yx}(n) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \varphi_{yy}(0) & \varphi_{yy}(-1) & \varphi_{yy}(-2) & \cdots & \varphi_{yy}(-n) \\ \varphi_{yx}(1) & \varphi_{yx}(0) & \varphi_{yy}(-1) & & \\ \varphi_{yy}(2) & \varphi_{yy}(1) & \varphi_{yy}(0) & & \\ \vdots & & & \ddots & \\ \varphi_{yy}(n) & & & & \varphi_{yy}(0) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} g(0) \\ g(1) \\ g(2) \\ \vdots \\ g(n) \end{pmatrix} \quad (28)$$

ただし、 τ または λ の時間のきざみは 1 とし、数値計算の場合、単位は min とした。

均熱帯バーナの重油流量を不規則信号によつて変化させ、抽出鋼片温度の代わりに、圧延中の鋼片の温度を第 3 ロール通過後と仕上 (第 14) ロール通過後において放射温度計により測定した。

Fig. 8 に重油流量に与えた不規則信号と圧延中の鋼片温度の変化を示す。不規則信号は、重油流量変化の操作に便利のようにバイナリ信号とした。

重油流量の自己相関関数 $\varphi_{yy}(\tau)$ を Fig. 9 に、重油流量と鋼片温度との相互相関関数 $\varphi_{yx}(\tau)$ を Fig. 10 に示す。鋼片温度変化の単位は °C であり、重油流量変化は平均値 209 l/hr により無次元化しているため、 $\varphi_{yx}(\tau)$ の単位は °C, $\varphi_{yy}(\tau)$ は無次元量となっている。

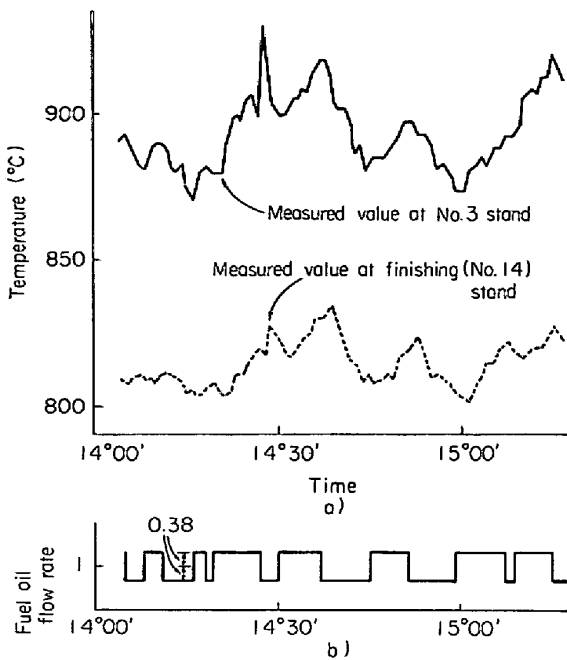


Fig. 8. Measured surface temperature of billets under being rolled and b) binary sequence assigned to fuel oil flow rate.

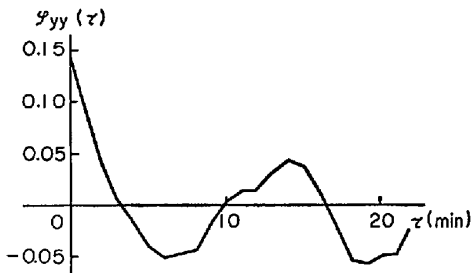


Fig. 9. Auto-correlation function of fuel oil flow rate.

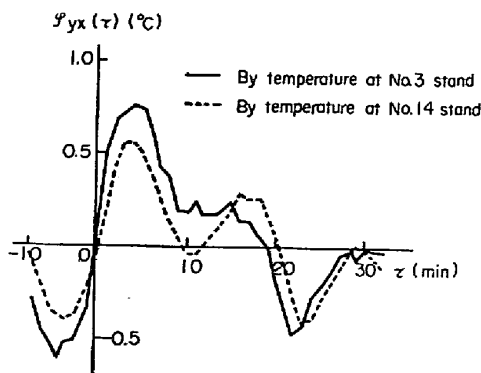


Fig. 10. Cross-correlation function between billets temperature under being rolled and fuel oil flow rate.

Fig. 9 の自己相関関数と Fig. 10 の第3ロール通過後の鋼片温度と重油流量との相互相関関数とから(28)式によつて求めた重み関数を Fig. 11 に示す。

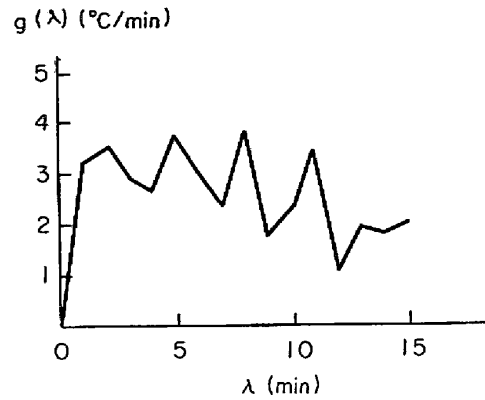


Fig. 11. Weighting function of billet temperature for oil flow rate.

上記の測定では長時間にわたつて安定したデータが得られなかつたので、Fig. 11 に示した重み関数は短時間のデータによるものであり、そのまま、実際の重み関数の値を示していない。そのため、下記のようにして実際の重み関数を求めた。

6.2 に述べたように、重油流量のステップ状変化に対する抽出鋼片温度の計算値は、重油流量変化時点からほぼ直線状に変化し、65 min 後に一定値となる。重み関数はこのステップ応答を微分したものであるから、重み関数は重油流量変化時点から 65 min の時点までほぼ一定の値であり、65 min 以降は零であると考えられる。このことから、(28)式における n は 65 min 以上でなければならない。しかし $n = 15$ min とし重み関数 $g(\lambda)$ を求めているので、 $\lambda = 0$ から $\lambda = 65$ min まで $g(\lambda)$ がほぼ一定値であるとすれば、Fig. 11 に示した $g(\lambda)$ は実際の $g(\lambda)$ の $1/4.3 (= 15/65)$ の値を示していると考えることができる。Fig. 11 に示した $g(\lambda)$ の値はほぼ $3^\circ\text{C}/\text{min}$ であるから、実際の $g(\lambda)$ は $4.3 \times 3^\circ\text{C}/\text{min} = 13^\circ\text{C}/\text{min}$ であると考えられる。

このようにして求められた $g(\lambda)$ は、重油流量を 100% 変化させた場合の抽出鋼片温度の変化速度であるから、重油流量の 10% の変化に対する抽出鋼片温度の変化速度は $1.3^\circ\text{C}/\text{min}$ である。モデルによる重油流量の 10% の変化に対する鋼片温度の変化速度の計算値は、6.2 に述べたように、昇温時と降温時の平均値は $1.2^\circ\text{C}/\text{min}$ であり、ここで求めた $g(\lambda)$ の値と同様な値である。

なお、圧延機の操業上から、鋼片移動速度を大幅に変動させることは許されないので、比較的狭い範囲で鋼片移動速度を変化させ、鋼片移動速度変化に対する動特性を求める実験を行なつたが、重み関数の明確な値は得られなかつた。しかし、その時の鋼片温度のデータから読

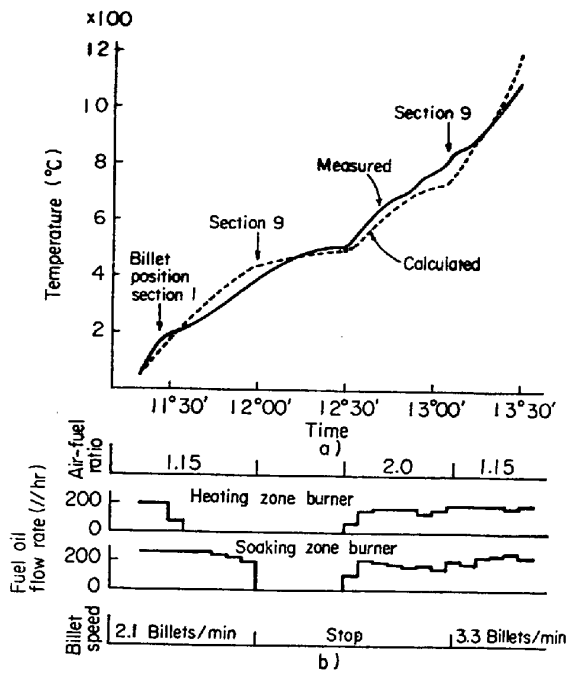


Fig. 12. a) Measured and calculated billet surface temperature curves caused by stop of billet speed and b) data used for calculation.

みとつた鋼片温度の変化速度は、鋼片移動速度の10%の変化に対して 1°C/min であつた。

6.4 炉停止前後における鋼片温度の測定値と計算値との比較

炉の操業が 1 hr 停止する操炉条件の大きな変化時期に伴つて起こる炉内鋼片温度の変化を測定し、モデルによる計算値と比較した。計算に使用した重油流量などのデータおよび鋼片温度の測定値と計算値を Fig. 12 に示す。

Fig. 12 では、鋼片温度の測定値と計算値はほぼ一致している。13°15' 以降の鋼片昇温速度の計算値は測定値より大きな値となつているが、この理由は、12°30' より 13°07' の間通常操業時に比べて非常に多量の燃焼用空気を使用しており (m = 2.0)、その間の燃焼状態が、モデルにて考慮されている通常の燃焼状態と異なつていることであると考えられる。

7. 結 言

重油流量より輝炎温度を計算し、また、燃焼ガスが炉内を通過する際、周囲の炉壁と鋼片への伝熱による燃焼ガスの温度降下を計算し、これらの輝炎あるいは燃焼ガスと炉壁、鋼片間の伝熱から炉内の鋼片温度を計算する連続鋼片加熱炉の数式モデルを作成した。

本モデルにより炉の特性の計算を行ない、均熱帯重油

流量または鋼片移動速度がステップ状に変化した場合、抽出鋼片温度はほぼ直線的に変化し、鋼片の炉内滞留時間後に一定の温度に落ち着くという結果を得た。

一方、実際の炉について、相関法によつて均熱帯重油流量に対する抽出鋼片温度の重み関数を求めた。

この重み関数から得られた均熱帯重油流量の 10% のステップ状変化に対する鋼片温度の変化速度は 1.3°C/min であり、また、モデルによる計算値は 1.2°C/min であり、ほぼ一致した。

また、鋼片移動速度の 10% のステップ状変化に対する抽出鋼片温度の変化速度のモデルによる計算値は 1.5°C/min であり、測定値は 1°C/min であつた。また 1 hr にわたる炉停止に伴う炉内鋼片温度の測定値とモデルによる計算値はほぼ一致した。

この報告は、本モデルの基本的な作成法について述べたものであるが、実際に適用するにあつては、次に述べるような具体的な項目を考慮することが必要であると思う。i) 燃料発熱量(流量)を 1 次変数としているので空気比の影響、炉口開閉などによる浸入空気の影響を考慮する。ii) 鋼片温度の動特性は主として滞炉時間によつて支配されるので、炉壁内面温度の計算は簡単に指数関数項の和の式で表わしてもよく、モデルは簡略化できる。iii) 圧延数パス後の鋼片温度をモデル修正用測定値として使用する。

付録 (26) 式の誘導

以下に述べる内容はすべて鋼片に関するものであるので、各記号において鋼片を表わす添字 B を省略する。

熱伝導方程式

$$\frac{\partial \theta(z, t)}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 \theta(z, t)}{\partial z^2} \dots\dots\dots (A1)$$

を初期条件

$$\theta(z, 0) = 0, t = 0 \dots\dots\dots (A2)$$

と鋼片表面上に単位面積あたりの伝熱速度 $q'(t)$ が投入される境界条件

$$\frac{\partial \theta(z, t)}{\partial z} = -\frac{1}{k} q'(t), z = 0, t > 0 \dots\dots\dots (A3)$$

と炉床側での断熱を表わす境界条件

$$\frac{\partial \theta(z, t)}{\partial z} = 0, z = l, t > 0 \dots\dots\dots (A4)$$

のもとで解く。

(A1)式, (A2)式, (A3)式, (A4)式を t に関してラプラス変換し、 $z = 0$ とすると、

$$\theta(0, s) = \frac{1}{k} \frac{\cosh \sqrt{s/\alpha} l}{\sqrt{s/\alpha} \sinh \sqrt{s/\alpha} l} Q'(s) \dots\dots (A5)$$

となる。

次に、 $q'(t)$ がステップ状に変化する場合、すなわち、

$Q'(s) = q'_c/s$ ($q'_c = \text{const}$) の場合について考える. $s \ll \alpha/l^2$ とすると (A5) 式は

$$\theta(0, s) = \frac{l}{k} \left\{ \frac{\alpha}{l^2} \frac{1}{s} + \frac{1/3}{1 + (l^2 s^2 \alpha)} \right\} \frac{q'_c}{s} \dots\dots\dots (A6)$$

となり, 逆変換により

$$\theta(0, t) = \frac{q'_c}{c \rho l} + \frac{l}{3k} q'_c (1 - e^{-(6\alpha/l^2)t}) \dots\dots\dots (A7)$$

が得られる.

$q'(t)$ が時間の任意の関数である場合の計算式は, 一定時間 dt ごとに階段状に変化する関数によつて $q'(t)$ を近似的に表わすことによつて, (A7) 式から導かれる. (A7) 式の右辺の第1項を θ_1 , 第2項を θ_2 とし, $q'(t)$ が階段状に変化した時点における θ_1 の値 $\theta_1(t)$ を初期値として, $q'(t)$ が次に階段状に変化する時点 $t+dt$ における $\theta_1(t+dt)$ を求め, また, θ_2 に対しても同様にし, 本文中の (26) 式が得られる.

記 号

A : 炉を長さ方向に分割した場合の各分割区間における炉壁または鋼片の面積 (m^2)
 a : 吸収率 (-)
 c : 比熱 ($\text{kcal/kg} \cdot ^\circ\text{C}$)
 F : 角関係 (-)
 f : 重油流量 (l/hr)
 g : 重み関数
 H : 重油の低発熱量 (kcal/l)
 H_a : 重油 1 l あたりの理論空気量の空気の内容量 (基準状態 $= 0^\circ\text{C}$, 1 atm) (kcal/l)
 h_c : 強制対流における伝熱係数 ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$)
 K_F : 有効輝炎放射係数¹⁴⁾, 輝炎放射面積の炉天井面積に対する比 (-)
 $1 - K_F$: 有効天井放射係数 (-)
 k : 熱伝導度 ($\text{kcal/m} \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$)
 l : 鋼片または炉壁レンガの長さ (m)
 M : 重油 1 l あたりの燃焼ガスの熱容量 ($\text{kcal}/^\circ\text{C} \cdot \text{l}$)
 m : 空気比 (-)
 Q' : q' のラプラス変換
 q : 伝熱速度 (kcal/hr)
 q' : 単位面積あたりの伝熱速度 ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{hr}$)
 s : ラプラス変換の演算子
 T : 絶対温度 ($^\circ\text{C}$)
 t : 時間 (hr)
 dt : 時間のきざみ (hr)
 x : プロセス出力
 y : プロセス入力
 z : 鋼片表面よりの距離 (m)
 α : 熱拡散係数 (m^2/hr)
 ε : 放射率 (-)

θ : θ のラプラス変換

θ : 温度 ($^\circ\text{C}$)

θ_{th} : 理論燃焼温度 ($^\circ\text{C}$)

λ : 重み関数における時間 (hr)

ρ : 密度 (kg/m^3)

σ : ステファン・ボルツマン定数

τ : y と x の時間差

φ_{yx} : y と x の相互相関関数

φ_{yy} : y の自己相関関数

ϕ_{ij} : i, j 間の総括吸収率 (-)

[添字] F : 輝炎, G : 燃焼ガス, W : 炉壁, B : 鋼片, s : 均熱帯バーナ, h : 加熱帯バーナ, p : 予熱帯, (i): 区間, \rightarrow : 熱の移動方向を表わす.

文 献

- 1) F. S. BLOOM: Iron Steel Eng., (1949) 11, p. 60
- 2) 大塚, 吉成: 計測, 4 (1954) 7, p. 21
- 3) 日本鉄鋼協会熱経済技術部会加熱炉小委員会: 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算方法, (1971), [日本鉄鋼協会]
- 4) 松永: 鉄と鋼, 59 (1973) 2, p. 119
- 5) W. T. KODZ and A. J. BAILEY: Trans. Soc. Instrument Tech., (1966) 4, p. 239
- 6) Control, (1966) 10, p. 516
- 7) K. SCHNEIDER: Proc. 1st IFAC, (1960) Moscow, p. 453
- 8) H. E. PIKE, Jr.: Proc. 4th IFAC Tech. Sess. 25 (1969) Warsaw, p. 32
- 9) 守末: オートメーション, 11 (1966) 1, p. 39
- 10) F. HOLLANDER and R. L. HUISMAN: Proc. International Meeting on Iron and Steel Making 1970, Düsseldorf, G-2
- 11) K. TODA, K. JONO, A. TANAKA, and K. TAKAHASHI: Proc. International Meeting on Iron and Steel Making 1970, Düsseldorf, G-5
- 12) 野崎, 渡辺: 電気製鋼, 37 (1966) 3, p. 1
- 13) 市川: 工業電気加熱ハンドブック (日本電熱工学委員会編), (1968), p. 36 [電気書院]
- 14) 文献 3) の p. 59
- 15) 文献 3) の p. 63
- 16) Gröber, Erk, Grigull 原著, 坪内, 加藤共訳: 熱伝達の基礎, (1963), p. 440~441 [朝倉書店]
- 17) F. H. HARBERD: J. Inst. Fuel, (1957) 10, p. 564
- 18) 日本学術振興会, 日本鉄鋼協会: 鉄鋼熱計算用数値, (1966), [日刊工業]
- 19) 吉本: 耐火物工学, (1962), p. 164, [技報堂]
- 20) たとえば, 堀田: プロセス動特性測定と推定, (1975), [培風館]