

---

 技 術 報 告
 

---

## 形鋼の圧延温度分布について\*

平松洋之\*\*・江頭達彦\*\*\*・油田耕一\*\*\*・中俣伸一\*\*\*\*

## Temperature Distribution of Structural Sections during Hot Rolling

Hiroyuki HIRAMATSU, Tatsuhiko EGASHIRA, Koich YUTA, and Shinich NAKAMATA

## Synopsis:

The calculation of temperature drops and distributions during hot rolling has been carried out using the two-dimensional model and the results are compared with measured results. Reasonable agreements of the two have been achieved within the accuracy of temperature measurement in the reversing rail mill, by considering the metal flow, the radiation heat losses and the generation of heat by deformation. However, a difference may be caused by conduction of heat from the sections to water falling or being sprayed on the web of the structural sections.

(Received Apr. 4, 1970)

## 1. ま え が き

形鋼の寸法精度、形状、材質に対する要求はますます高まっている。形鋼の圧延は形状で複雑であるために、幅方向に温度変化が生じやすく、摩擦係数が部分的に変化し材料の幅広がりにも影響し寸法精度を著しくそこなうことが知られている。さらに、断面内での温度分布による材料の曲がりは最終製品ばかりでなく、圧延作業上に困難を生ずる場合も多い。

形状および寸法精度の問題とともに材質の問題では、最終圧延温度、最終圧下率および製品の冷却速度が性質を大きくかえる。圧延のまま、高張力化、強靱化を達成するために、仕上げパスの低温圧延あるいは controlled rolling がおこなわれている。板圧延においては、この方法はかなり実用化されているが<sup>1)</sup>、複雑な形状をした形鋼では、その断面で大きな温度分布があり簡単ではない。すなわち、形鋼圧延では各孔型の各部分の、また材料の厚い場合には表面と内部の、温度差が大きいことが予想されるからである。

さらに、近年孔型圧延の幅広がりおよび荷重に関する基礎的な研究が進められているが<sup>2)</sup>、実際的には温度分布のある材料の孔型圧延において、圧延温度をどのように評価すべきかは、ほとんど考察がおこなわれていない。

このようにとくに孔型圧延においては、生産能率の向上、品質の向上、孔型設計法、さらに将来の自動制御にとつて圧延温度は重要な要因であり、材料の断面および長さ方向の圧延温度分布を正確に知る必要がある。従

来、ホットストリップの圧延では、自動板厚制御およびコイルの巻き取り温度制御などの計算機制御が採用され、多くの温度解析がおこなわれている<sup>3)4)</sup>。しかしながら形鋼圧延では、E. V. ERSHOV の簡単な研究がおこなわれているだけである<sup>5)</sup>。

このために、形鋼（ここでは 50 Nkg レール）の圧延温度の各孔型における降下、分布を伝熱モデルを使つて計算し、現場実測値と比較した。

## 2. 孔型圧延における伝熱現象

形鋼は孔型による圧延がおこなわれるため、板やストリップの圧延と違って材料の形状が各孔型で変化する。孔型圧延では、加熱炉から抽出されたブルームの表面は一樣に冷却されるが、断面形成パスを通過すると、一般に内部の高温部分が急激に露出する。したがつて、各孔型における材数のメタルフローをできるだけ正確にとらえておくことが重要である。断面形成パスにおける圧延が終了すると、急激なメタルフローが起こらないのが普通であるから、各部の温度の違いはそのまま後半のパスにもたらされる。さらに、断面の各部の厚さの異なる場合には、たとえば、レールのように足部が頭部よりも急速に薄くされる場合には、急激にその部分の温度分布は降下し、仕上げパスでの温度差は大きくなる。

\* 昭和44年10月12日第78回本会講演会にて発表  
昭和45年4月4日受付

\*\* 新日本製鉄(株)八幡製鉄所

\*\*\* 新日本製鉄(株)工作本部

\*\*\*\* 新日本製鉄(株)建設本部

圧延における 伝熱現象としては 次の項目があげられる。

- 1) 材料周囲空気との放射, 対流による熱伝達
- 2) デスクローラ-高圧水およびロール, ガイド冷却水による強制対流熱伝達
- 3) 塑性変形による発熱
- 4) ロール接触による熱伝達
- 5) ロールと材料の相対すべりによる摩擦熱
- 6) 材料内部の熱伝導

これらのうち 1), 2), 4), は温度の降下に寄与し, 3), 5) は上昇に寄与する。デスクローラ-水による強制対流熱伝達については, 材料に衝突したあとの水は膜状沸騰を呈し, 材料の上を流れる。しかも形鋼の場合は孔型の形状にもよるが, 水が材料上から除去できず, かなり長時間滞留することもある。同時に, 圧延中ロールおよびガイドの冷却水も同様材料の上に流れ込む。これらの水による温度降下はかなり大きく無視できないと考えられるが, その熱伝達係数は 5 000~15 000 kcal/m<sup>2</sup>hr°C と大きな範囲をとり<sup>9)</sup>, 正確な値を知ることが困難であるので今回の計算においては, 冷却水による強制対流熱伝達による温度降下は無視したが, 計算値と実測値の差について考察した。圧延加工において, 理想的な場合, 圧延材とロールの接触面の温度は接触部全長にわたって, ほぼロールと材料の平均温度にまで低下する。しかし, ロールと材料の接触時間は単純な計算をおこなうと, 約 10<sup>-6</sup> hr という短時間であり, しかもその影響範囲は材料の最表面 (約 2 mm 以内と考えられる) であり<sup>7)</sup>, 断面全体からみると非常にわずかであり, 温度降下は無視できるほどのものである。また, ロールと材料の相対すべりにより摩擦熱が発生し, 材料の温度降下を緩和する<sup>8)</sup>。しかし一般に熱間圧延ではロールと材料の摩擦状態は, 先進率の測定からすべり摩擦の占める割合は無視できないが, かなりの部分は付着摩擦状態と考えてよいので<sup>9)</sup>, 摩擦熱の発生量は全体からみれば大きくないものと考えられ, さらに, 摩擦熱による材料の温度上昇は最表面層であり影響範囲は小さい。以上のことから, 温度測定精度 (±15°C と考えられる) を考えて, 結局, 1) 周囲空気との放射, 3) 塑性変形による発熱, および 6) 材料内部の熱伝導について計算する。

### 3. 計算方法

#### 3.1 記号

- $c$  : 比熱 kcal/kg°C
- $\rho$  : 密度 kg/m<sup>3</sup>
- $k$  : 熱伝導率 kcal/mhr°C
- $D$  : 温度伝導率 m<sup>2</sup>/hr
- $Q$  : 含熱量 kcal/kg
- $\theta$  : 温度 °C
- $t$  : 時間 hr

- $H$  : 熱負荷 kcal/m<sup>2</sup>hr
- $J$  : 熱の仕事当量 kgm/kcal
- $Km$  : 平均変形抵抗 kg/mm<sup>2</sup>
- $i, j$  : 代表点の座標
- $\Delta x, \Delta y$  :  $x$  および  $y$  方向の代表点間隔  $m$
- $\epsilon$  : エミッシビティ
- $\sigma$  : ステュファンボルツマン定数 kcal/m<sup>2</sup>hr°C
- $F$  : 形状係数
- $\phi$  : 修正温度係数 °C
- $\epsilon$  : 歪
- $\dot{\epsilon}$  : 歪速度 1/sec

#### 3.2 計算式および計算方法

二次元の非定常熱伝導の方程式は次式で与えられる。

$$c\rho \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial Q}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( K \frac{\partial Q}{\partial y} \right) \dots\dots (1)$$

熱特性が変化する場合, すなわち熱伝導  $K$  が場所 ( $i, j$ ) および温度 ( $\theta$ ) によつて変化する場合, 簡単のために修正温度係数  $\phi$  を定義する。

$$\phi = \int_{\theta_d}^{\theta} \frac{K}{K_d} d\theta \dots\dots (2)$$

ここで,  $\theta_d$  および  $K_d$  はある一定の温度およびその温度における熱伝導率を示す。

(2) 式を (1) 式に代入すると,

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = D(\phi) \left( \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \right) \dots\dots (3)$$

$c = \partial Q / \partial \theta$  より

$$\frac{\partial Q}{\partial t} = \frac{Kd}{\rho} \left( \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \right) \dots\dots (4)$$

この方程式の数学的な解を求めるのは困難であるから, 数値解法をおこなう。材料を Fig. 1 および Fig. 3 に示すように適当な大きさの  $\Delta x, \Delta y$  の辺を持つ矩形 (おおよそ正方形) に分割し, それぞれの矩形の中点を代表点に選び, これらの点における熱収支を二次元的に考える。ただし, 材料の長さ方向の熱流は無視する。Fig. 1 (1) の内部の中心点 ( $i, j$ ) に注目すると, ( $i, j$ ) 点の含熱量  $Q(i, j)$  は微小時間  $\Delta t$  後  $Q'(i, j)$  に変化する。

$$Q'(i, j) = Q(i, j) + \frac{Kd\Delta t}{\Delta x^2 \rho} \{ \phi(i+1, j) + \phi(i-1, j) - 2\phi(i, j) \} + \frac{Kd\Delta t}{\Delta y^2 \rho} \{ \phi(i, j+1) + \phi(i, j-1) - 2\phi(i, j) \} \dots\dots (5)$$

同様に表面 (2)

$$Q'(i, j) = Q(i, j) + \frac{Kd\Delta t}{\Delta x^2 \rho} \{ \phi(i+1, j) + \phi(i-1, j) - 2\phi(i, j) \} + \frac{2Kd\Delta t}{\Delta y^2 \rho} \left\{ \phi(i, j-1) + \frac{H}{Kd} \Delta y - \phi(i, j) \right\} \dots\dots (6)$$

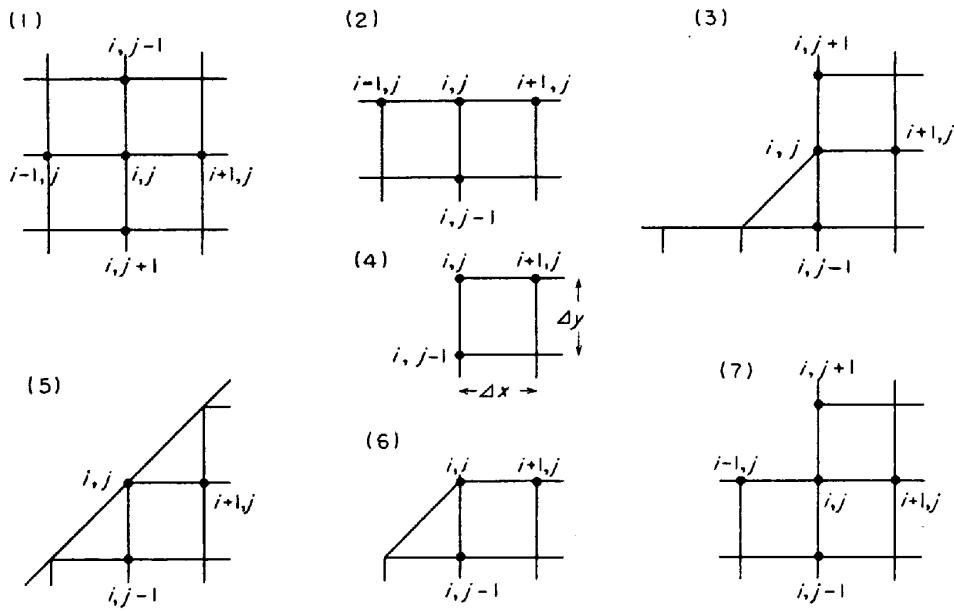


Fig. 1. Mesh points and symbols.

表面 (3)

$$Q'(i, j) = Q(i, j) + \frac{4Kd\Delta t}{5\Delta x^2\rho} \{ \phi(i+1, j) - \phi(i, j) \} + \frac{8Kd\Delta t}{5\Delta y^2\rho} \{ \phi(i, j+1) + 2\phi(i, j-1) - 3\phi(i, j) \} + \frac{8\Delta t}{5\Delta x\Delta y\rho} H \left( \frac{\Delta y}{2} + \sqrt{\Delta x^2 + \Delta y^2} \right) \dots\dots\dots (7)$$

表面 (4)

$$Q'(i, j) = Q(i, j) + \frac{2Kd\Delta t}{\Delta x^2\rho} \left\{ \phi(i+1, j) + \frac{H}{Kd} \Delta x - \phi(i, j) \right\} + \frac{2Kd\Delta t}{\Delta y^2\rho} \left\{ \phi(i, j-1) + \frac{H}{Kd} \Delta y - \phi(i, j) \right\} \dots\dots\dots (8)$$

表面 (5)

$$Q'(i, j) = Q(i, j) + \frac{2Kd\Delta t}{\Delta x^2\rho} \{ \phi(i+1, j) - \phi(i, j) \} + \frac{2Kd\Delta t}{\Delta y^2\rho} \{ \phi(i, j-1) - \phi(i, j) \} + \frac{2\Delta t}{\Delta x\Delta y\rho} H \sqrt{\Delta x^2 + \Delta y^2} \dots\dots\dots (9)$$

表面 (6)

$$Q'(i, j) = Q(i, j) + \frac{4Kd\Delta t}{3\Delta x^2\rho} \{ \phi(i+1, j) - \phi(i, j) \} + \frac{8Kd\Delta t}{3\Delta y^2\rho} \{ \phi(i, j-1) - \phi(i, j) \} + \frac{4\Delta t}{3\Delta x\Delta y\rho} H (\Delta x + \sqrt{\Delta x^2 + \Delta y^2}) \dots\dots\dots (10)$$

表面 (7)

$$Q'(i, j) = Q(i, j) + \frac{4Kd\Delta t}{6\Delta x^2\rho} \{ 2\phi(i+1, j) + \phi(i-1, j) + \frac{H}{Kd} \Delta x - 3\phi(i, j) \}$$

$$+ \frac{4Kd\Delta t}{6\Delta y^2\rho} \{ 2\phi(i, j-1) + \phi(i, j+1) + \frac{H}{Kd} \Delta y - 3\phi(i, j) \} \dots\dots\dots (11)$$

(6)~(11) 式中の計算時間間隔  $\Delta t$  には許容最大値がありそれ以下の時間間隔であることが必要である。また  $H$  は材料周囲空気との放射による伝熱量である。すなわち、ステファン・ボルツマンの法則より

$$-H = F(i, j) \sigma e \left[ \left\{ \frac{\theta(i, j) + 273}{100} \right\}^4 - \left\{ \frac{\theta_{amb} + 273}{100} \right\}^4 \right] \dots\dots\dots (12)$$

ここで  $\theta_{amb}$  は周囲空気温度である。

また、材料表面からの大気への形状係数  $F$  は、次式で与えられる。(Fig. 2)

$$F(i, j) = (\cos \lambda_1 + \cos \lambda_2) / 2 \dots\dots\dots (13)$$

形状係数は材料表面のおおのこの代表点について計算をおこない、たとえば計算値を Fig. 3 (b) に示す。以上の (6)~(13) 式によつて、一定の形状の冷却計算をおこなうことができる。

さらに、圧延塑性変形による発熱が起こる。圧延による温度上昇は塑性仕事量の約 90% が費やされることが、

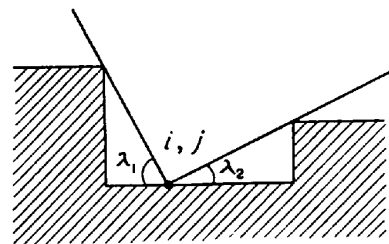


Fig. 2. Geometric factor.

実験によつて確かめられている<sup>10)11)</sup>。断熱条件を仮定すると、含熱量上昇量は

$$\Delta Q = \frac{K m \epsilon}{J \cdot \rho} \dots \dots \dots (14)$$

で与えられる。鋼材の平均変形抵抗は歪速度，歪，絶対温度によつて表示され，たとえば<sup>12)</sup>

$$K m = e \{ 0.126 - 1.76c + 0.594c^2 + 2.851 + (2.969c - 1.120c^2) / T_K \} \cdot e^{0.21 \dot{\epsilon}^{0.18}} \dots \dots \dots (15)$$

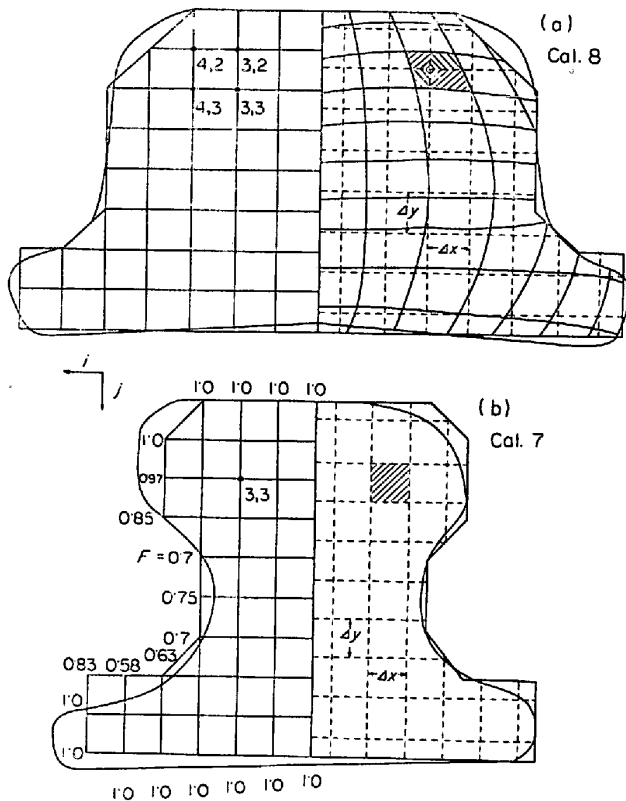


Fig. 3. Division of the formed section into rectangles and method of evaluating the metal flow for calculating rolling temperature conditions.

ここで、 $c$  は炭素含有量%， $T_K$  は材料の絶対温度 °K である。孔型圧延においては、各孔型で材料の形状が変化する。したがつて、圧延で瞬間的に変形がおこなわれるとして、前孔型の形状の含熱量分布を次の孔型形状に置き換える。Fig. 3 に孔型 8 から孔型 7 へのメタルフローを示す。これらはプラスチックなどのモデル圧延結果を参考にしたが、実際、メタルフローは圧延条件によつていくぶん変化するが相隣する微小領域の温度には、大きな差があるはずがなく、それほど厳密にする必要はない。孔型の点 (3, 3) の代表する領域は孔型 8 の斜線の部分に相当する。その部分は孔型 8 の点 (3, 2), (4, 2), (3, 3), (4, 3) の 4 点の領域より構成されている。したがつて、孔型 7 の点 (3, 3) の含熱量孔型 8 の 4 点の面積の大きさと重みをつけた、含熱量の平均値と考え

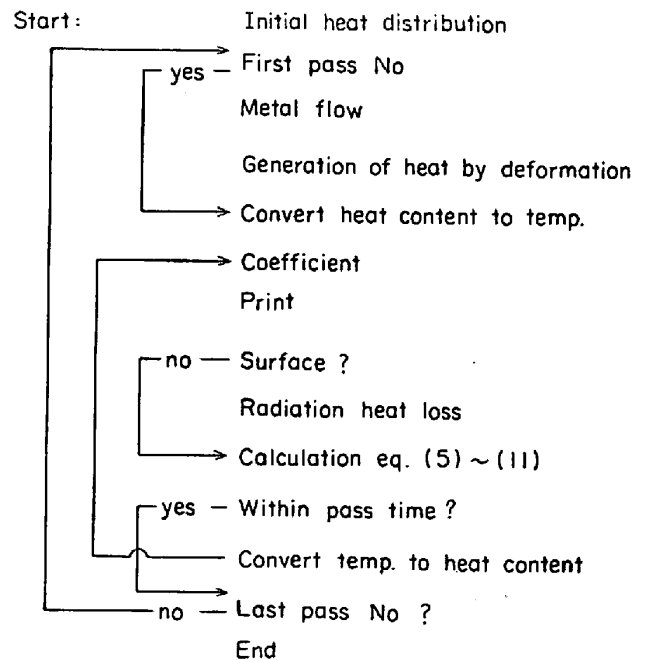


Fig. 4. Flow chart for calculation.

Table 1. Data used in the numerical calculation.

Caliber	Section area	Reduction of area	Mesh		Calculated std. pass time
			$\Delta x$	$\Delta y$	
Bloom	45 400 mm <sup>2</sup>	— %	41 mm	46 mm	— sec
11	38 500	11.6	41	38	5
10	34 200	11.2	41	40	22
9	22 200	17.6	16	15.5	4
8	16 100	21.2	20	28	32
7	12 100	27.3	14	15	5
6	11 800	25.0	10	12	29
5	9 300	2.3	10	9	7
4	9 300	20.7	13	9	35
3	7 800	16.9	10	9	4
2	7 000	9.8	8	7	43
1	6 500	7.2	8	7	—

Emissivity of surface  $e=0.65$ , Carbon content of rail  $c=0.68\%$ , Strain rate  $\dot{\epsilon}=50$  1/sec  
Calculation time  $\Delta t=1$  sec

ることができる。この方法により、孔型7の各点および各孔型についても同様に計算することができる。孔型圧延では断面の各部分で歪量が異なるため、(14)式で示される含熱量上昇量が異なる。そこで、Fig. 3のメタルフローおよびTable 1の減面率を参考にして各部分の歪量を計算した。こうして得られた各孔型の断面の含熱量分布から(5)~(8)式を用いて材料の冷却を計算する。

孔型圧延における圧延温度計算方法のフローチャートをFig. 4に示す。

#### 4. 結果および考察

計算結果を実測値と比較するために、圧延現場で実測をおこなった。圧延機は並列配置で往復パスをおこなう圧延途中の材料を一時停止させ、材料の圧延ボトム側の

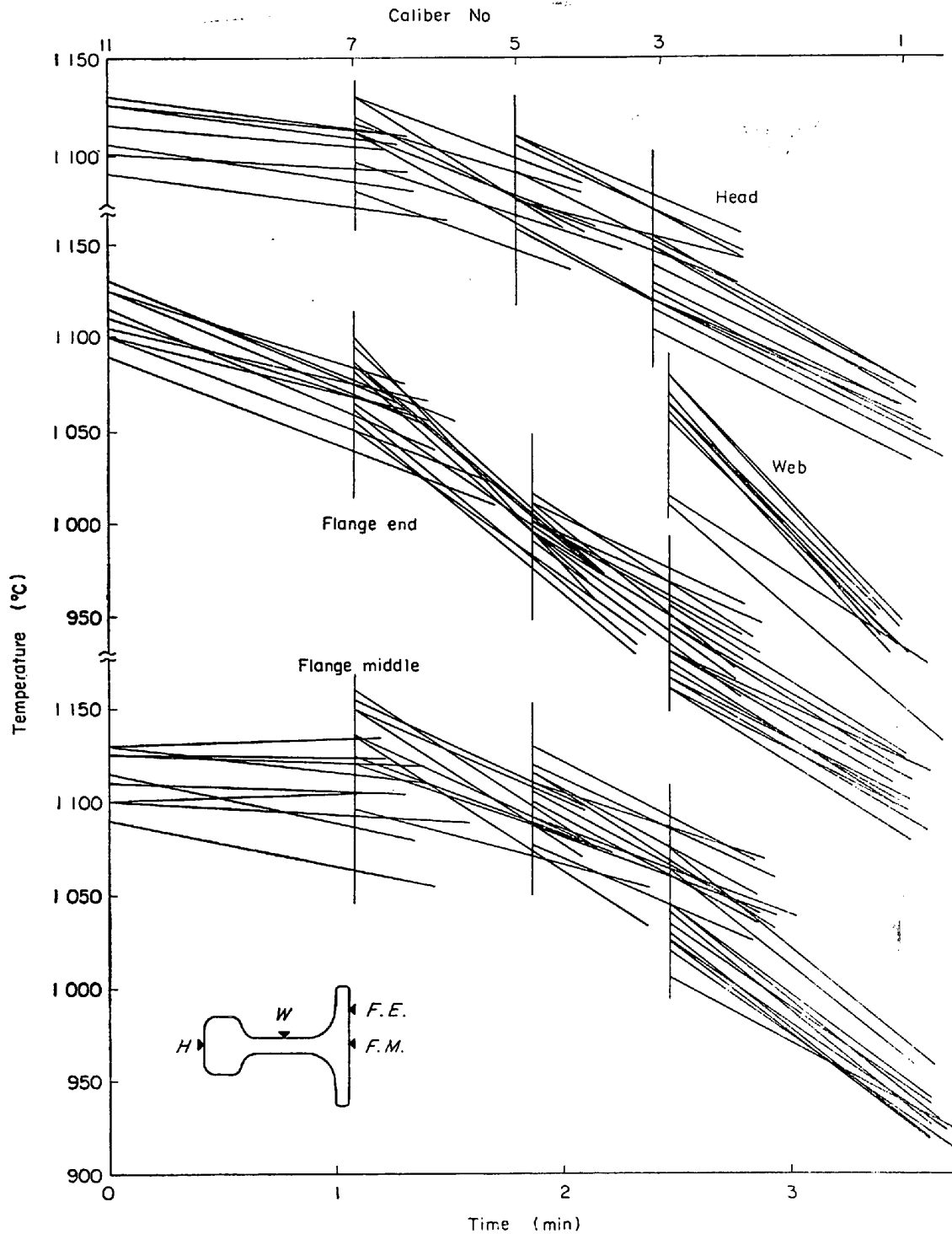


Fig. 5. Measured temperature-drop curves between calibers (11-7, 7-5, 5-3 and 3-1) for rail head, web and flange during rolling process.

表面温度を測定した。温度計は雰囲気状態(粉塵, 水蒸気等), 測定数などを考慮してランド表面温度計を用いた。

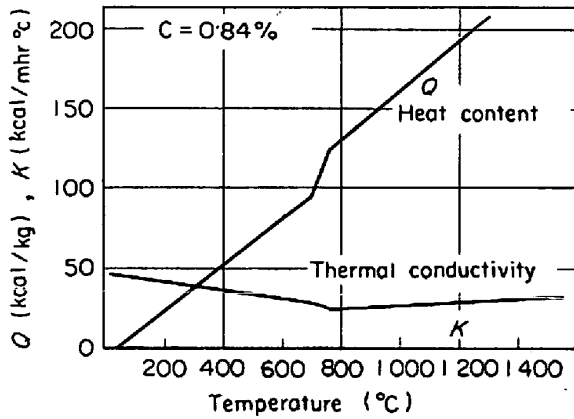


Fig. 6. Thermal properties of steel.

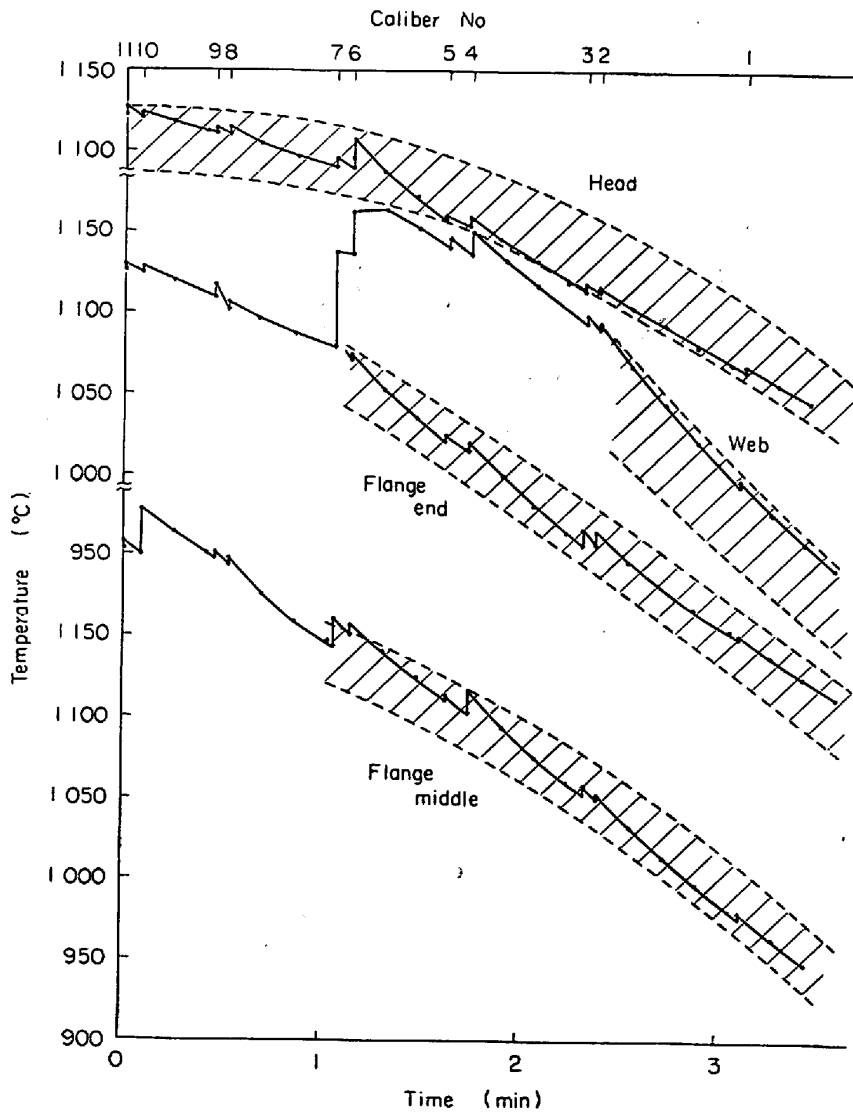


Fig. 7. Typical calculated temperature-drop curves for rail head, web and flange (broken curves represent range of experimental values (Fig. 5)).

使用する前後に温度計の精度をチェックし, 測定誤差は最大  $\pm 15^{\circ}\text{C}$  であつた。測定は圧延中長時間材料を停止させることは, 操業上問題があるので, 孔型 11 と孔型 7, 孔型 7 と孔型 5, 孔型 5 と孔型 3, 孔型 3 と孔型 1 のペアでおこなつた。また測定数は材料約 10 本分で同時に各孔型でのパスタイムおよび測定時間を記録した。Fig. 5 に各孔型間での测温値と测温に要した時間とを組み合わせ, レールの頭, 柱, 足裏の中央および先端の各孔型間の温度降下を示した。粗孔型ではレールの各部の区別は明りようではないが, メタルフローを考慮して各部の相当部の温度測定をおこなつた。圧延が進むにしたがつて温度降下が大きくなる。これは形状がしだいに小さくなり冷却速度がはやくなるからである。圧延途中の冷却カーブは普通の場合と異なつてゐるが, この原因は各孔型での冷却効果の違いが多少影響していると思

われるが, むしろ各孔型での圧延時の露出によるものであることは明らかである。温度測定値にかなりのバラツキがみられるが, これは圧延材温度のバラツキと考えられる。レール圧延中の温度分布の計算は, 上述のとおり, 塑性変形による発熱, メタルフローを各孔型について考慮し, 境界条件として材料周囲空気との放射のみを考慮して, 材料内部の熱伝導を数値解法により計算した。計算の諸条件は Table 1 にまとめて示す。また, レールの圧延は分塊圧延機からの直送圧延であるので, 孔型 11 に噛込むときの断面の温度分布が正確にはわからないが, 計算の初期条件として,  $1300^{\circ}\text{C}$  均一温度の鋼片を表面が  $1180^{\circ}\text{C}$  になるまで放置した温度分布の計算結果を使用した。鋼片の内部は  $1280^{\circ}\text{C}$  となり, 光高温計による実測結果と一致した。また, レール材の熱伝導率および含熱量は Fig. 6 に示す値を使用した<sup>13)</sup>。各孔型の形状は Fig. 3 に示すようにまったく対称ではないが, 計算を簡単にするために片側半分のみについて計算した。

Fig. 7 に冷却計算結果を孔型 11 通過後の経過時間に対して示す。斜線の部分は Fig. 5 の実測結果の範囲を示している。ただし, 粗孔型ではレールの各部の区別は困難であるが, メタルフローを考慮して各部の相当部の温度をとつた。各孔型間の

冷却曲線は凹形であるが、全体的にみれば凸形となつている。材料温度はゆるやかに低下し、仕上げ孔型に近づくにつれて急速に低下し実測結果と同様の傾向を示す。レールの頭頂面、足裏先端および中央部の表面温度はほぼ一致する。レールの柱は計算値の方が高目になつているが傾向としてはよく一致している。これは圧延中に柱の上面側には冷却水、デスクーリング水などがたまり、境界条件として周囲空気との放射のみを考えた場合よりは冷却効果が大きくなり、しかも実測値は上面を測定しているためである。水による冷却の効果は水が材料の上にたまる場合には無視できないが、上面に対して下面にはそのような現象はないし、さらに水たまりによる熱伝達係数は非常につかみにくいものであることを考え、これを無視した。今回の計算では、水による冷却の効果による計算値と実測値の差は約  $20^{\circ}\text{C}$  になるものと思われる。圧延途中の温度の上昇は塑性変形による発熱と、内部の高温部分の露出によるもので、前者による温度上昇は塑性変形の歪量によつてもかわるが、 $5\sim 10^{\circ}\text{C}$  であつた。後者による温度上昇は粗パスにおいて著しい。すなわち、孔型7における温度上昇は、Fig. 7においてもわかるように、柱の急激な割り込みにより内部の温度が露出するためであることは明らかである。

Fig. 8 に孔型 5, 3, 1 における断面の温度分布を示

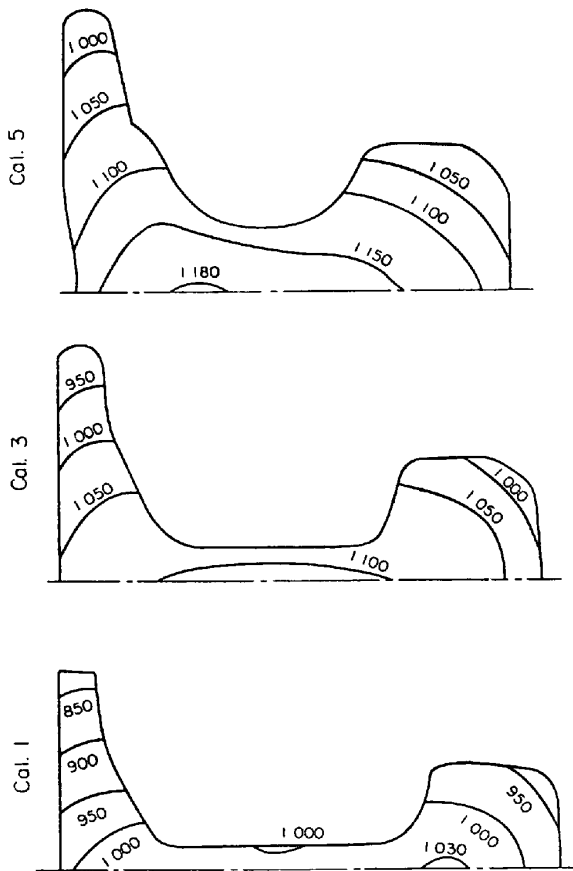


Fig. 8. Temperature distributions of caliber 5, 3 and 1 (JIS 50<sup>N</sup> kg rail).

す。レールの足先端部分は、すでに孔型5において他の部分にくらべて温度が低く、孔型1ではさらに低く頭内部と比較して、温度差は  $150^{\circ}\text{C}$  以上にもなることがわかる。これによると、孔型 5, 3 においては柱内部の温度が高いのに対して、孔型1では柱が他の部分にくらべて厚さが薄くなるために高温部は頭内部へ移る。したがつて以上のことからわかるように、圧延温度はただ表面温度のみで表わすのは問題であり、内部の温度あるいは全体の温度分布を考慮したものでなければならない。

### 5. 結 論

形鋼圧延中の各孔型における材料の温度分布および変化について、二次元の伝熱モデルを使つて計算し実測値と比較して次の結論を得た。

- 1) 実測値と計算値は実測温度の精度の範囲内でよく一致した。
- 2) 圧延途中の温度の上昇は塑性変形による発熱と、孔型圧延の特徴である、形状の変化による材料内部の高温部分の露出によるものであり、とくにメタルフローの推定がもつとも重要である。
- 3) 温度降下の境界条件として材料空気周囲との放射のみを考慮しても大きな誤差はないが、材料の形状により水のたまる場合は、水の効果を無視することはできない。
- 4) 一般に形鋼の断面の温度分布は大きく、レールの場合には  $150^{\circ}\text{C}$  以上にもなる。

この計算方法によつて、孔型圧延における材料の温度変化および分布の推定が可能である。

### 文 献

- 1) たとえば 久保田ほか：日本鋼管技報, 46, (1969), p. 205~212
- 2) たとえば 中島：鉄と鋼, 55(1969) 3, p. S 349~352
- 3) P. W. LEE, et al.: J. Iron Steel Inst., 201 (1963) 3, p. 270~274
- 4) P. C. THOMPSON, et al.: Iron Steel Engr., 43 (1966) 6, p. 129~142
- 5) E. V. ERSHOV: Stal', (1960) 12, p. 914~916
- 6) 甲藤好郎：伝熱概論, (1963), p. 23, 養賢堂
- 7) Von H. PREISENDANZ, et al.: Arch. Eisenhüttenw., 12 (1967) 12, p. 905~913
- 8) 関本：日立評論別冊, (1961) 42, p. 43~49
- 9) 中俣：鉄と鋼, 55 (1969) 13, p. 1285~1286
- 10) 小指ほか：鉄と鋼, 54 (1968) 6, p. 679~680
- 11) 小門ほか：鉄と鋼, 54 (1968) 10, p. S 490
- 12) 住友金属：圧延理論分科会資料, 30-4 (1966) 同本：住友金属, 12 (1960) 1, p. 323
- 13) 日刊工業新聞社：鉄鋼熱計算用数値, (1966)

### 討 論

【質問】 三菱重工広島研 榎 謙一

メタルフローによつて、変形量がちがうが、その部分

の発熱量の分布も考えているか。

【回答】

孔型圧延においては、孔型の各部での変形量がちがうが、これはプラストンなどのメタルフローを考慮して、各メッシュの変形量を求めることで解決できる。ただ、メタルフローは正確にとらえにくいものであり、しかも発熱量はただか 15°C であり、全体からみれば影響は少ないと考えられる。この報告では、メッシュの変形量と各部の減面率を考慮して歪量分布をラフではあるが計算している。

【質問】 京大工 小門純一

最終製品内部の温度分布が計算されているのだから、冷却床での冷却過程から残留熱応力の計算をしてみたらおもしろいのではないか。

【回答】

製品の冷却床上での曲がり は 実際作業上にとつても重要な課題であると考えている。今回の報告では圧延条件におよぼす圧延温度分布の考察を目的にしていたので、今後は製品の曲がり、残留熱応力といった面からも検討してゆきたいと思つている。