UDC 621.746.047:669.14-412-147:620.184.4

正方形断面を持つ連続鑄造鋼片の冷却過程 における温度変化計算

渡 辺 一 雄*, 水 野 正 志*

Calculation of Thermal Conduct of Continuous Casting Steel Billet with Square Section in Cooling Process

Kazuo Watanabe and Masashi Mizuno

Synopsis

Thermal conduct of continuous casting billet has been calculated by the calculus of finite differences for estimating sump length and shell thickness of ingot.

The coefficients of heat transfer between spray water and ingot surface were obtained by repeated calculation changing the coefficients until the surface temperature obtained by the calculation and the measurement could be observed almost equal.

Using these coefficients the temperature distribution of ingot was calculated in the case of various water ratio and calculated temperature of ingot surface was coincident with measured temperature.

1. 結 言

造塊工程において、鋼塊各部の温度変化を知ることは適切な操業条件を決める上で重要である。

一般に鋼塊の温度変化を求めるには熱電対や放射温度計などを用いて直接温度を測定したり、バーテストや RI などを用いて間接的に凝固速度を求めるなど測定による方法がある。しかし、このような測定を行うには多くの時間や経費を要し、危険を伴う場合もあり、種々の操業条件のもとでの多くのデータを得ることは難しい。とくに連続鑄造鋼塊の内部温度にいたっては少数の測定値を得ることすら困難である。したがって、種々の操業条件下での温度変化を知るために多くのデータが必要な時、あるいは測定困難な場所の温度変化

を知りたい時には限られた測定値を用いて計算によりこれらを求める方法が採られてきた。

連続鑄造鋼塊の温度計算に関して、積分プロファイル法による数式モデル^{1), 2)}、未凝固液相内の攪拌を1次の拡散方程式で表わし、鑄片内の濃度分布から拡散係数を決定する方式による液相内攪拌を考慮した計算法³⁾、計算値と測定値の対比によるモールドスプレー水などに関する各係数の詳細な検討などの研究がこれまでに多く発表されている。また筆者のうち1人は炭素濃度による凝固過程の変化について計算を行なった⁴⁾。

しかし、これらの大部分はスラブを対象にしたものであり、ビレットを対象にしたものはごくわずかである。スラブとビレットでは凝固速度したがってズンプ長やシェル厚みに大きな違いがあると思われるので、本報告では大同製鋼株式会社川工場の連続鑄造鋼塊（ビレット）を対象にして、その冷却過程での温度変化を計算により求め、ズンプ

昭和50年11月20日受付

*大同製鋼株式会社研究開発本部中央研究所

長さやシェル厚みを推定した。計算は熱伝導方程式から導びかれる2次元差分方程式により数値計算を行なった。また計算結果および計算結果の実測値や経験式などとの比較検討を行なった。

2. 計 算 方 法

差分法はよく知られた方法であるのでここで詳細に記述せず計算式の概略を記す。

連続铸造鋼塊の熱伝導は鋼塊の形状を考慮すれば長さ方向の熱伝導はほとんど無視できるので無限長角柱とみなして横断面内の熱伝導のみを計算した。すなわち熱伝導方程式は2次元であり、鋼塊の熱伝導率 k および比熱 c が温度の関数である場合にはつぎのようになる。

$$c\rho\frac{\partial\theta}{\partial t}=\frac{\partial}{\partial x}\left(k\frac{\partial\theta}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(k\frac{\partial\theta}{\partial y}\right)\cdots\cdots(1)$$

ここで ρ は密度、 θ は温度、 t は時間、 x, y は鋼塊断面上での辺と平行な2方向の座標である。この式は線形でないので次式で表わされる基格化温度 ϕ および含熱量 H を導入する。

$$\phi=\int_{\theta_d}^{\theta}\frac{k}{k_d}d\theta \quad H=\int_{\theta_d}^{\theta}c\,d\theta\cdots\cdots(2)$$

ここで θ_d は基準温度、 k_d は θ_d での k の値である。 ϕ, H を用いて(1)式を変形した式が(3)式で、それをさらにテーラ展開により近似差分方程式に変換した式が(4)式である。

$$\frac{\partial H}{\partial t}=\frac{k_d}{\rho}\left(-\frac{\partial^2\phi}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\phi}{\partial y^2}\right)\cdots\cdots(3)$$

$$H_{x,y,t+\Delta t}=H_{x,y,t}+\frac{2\cdot k_d\cdot\Delta t}{\rho\cdot\Delta x_1\cdot\Delta x_2(\Delta x_1+\Delta x_2)}\{\Delta x_1\cdot\phi_{x+1,y,t}+\Delta x_2\cdot\phi_{x-1,y,t}-(\Delta x_1+\Delta x_2)\phi_{x,y,t}\} \\ +\frac{2\cdot k_d\cdot\Delta t}{\rho\cdot\Delta y_1\cdot\Delta y_2(\Delta y_1+\Delta y_2)}\{\Delta y_1\cdot\phi_{x,y+1,t}+\Delta y_2\cdot\phi_{x,y-1,t}-(\Delta y_1+\Delta y_2)\phi_{x,y,t}\}\cdots\cdots(4)$$

ここで $\phi, \Delta x$ および Δy のとり方は Fig. 1 に示す。

この(4)式を用いて計算する場合にはある基準時間 t における H, ϕ の値を求めておけば右辺は計算でき、したがって微小時間後 $t+\Delta t$ における H の値が求まり、 H と θ の関係式より θ が、また、 ϕ と θ の関係式より ϕ が求まることになり、以後同じ繰り返しにより任意の時刻での温度 θ が求まる。連続铸造鋼塊の場合には時間の経過とともに長さ方向の位置も移動するので、ある一断面についての時間に対する温度変化を求めれば、鋼塊

Fig. 1. Explanation of $\phi, \Delta x$ and Δy on coordinate.

の長さ方向の温度変化が求まることになる。

また、 Δx (または Δy) と Δt の選定方法はまったく任意ではなくつぎのような制限があり、この条件を満足しない場合は解が発散あるいは振動する。

$$\text{鋼塊内部 } \Delta t \leq \frac{1}{2a\left(\frac{1}{\Delta x_1\cdot\Delta x_2}+\frac{1}{\Delta y_1\cdot\Delta y_2}\right)}\cdots\cdots(5)$$

鋼塊表面 $\Delta t \leq$

$$\frac{1}{2a\left(\frac{1}{(\Delta x)^2}+\frac{h}{k_d\cdot\Delta x}+\frac{1}{(\Delta y)^2}+\frac{h}{k_d\cdot\Delta y}\right)}\cdots\cdots(6)$$

ここで、 h は異物質間の伝熱係数で a は $k/c\rho$ である。

3. 計 算 条 件

Fig. 2 に計算対象の連続铸造鋼塊の略図を示す。

計算諸条件はつぎの通りである。

1) 鋼塊寸法は $0.165\text{m} \times 0.165\text{m}$ の正方形断面で

Fig. 2. Schematics of continous casting ingot.

あり、各辺につき10分割した。すなわち、(4)式の $\Delta x_1 = \Delta x_2 = \Delta y_1 = \Delta y_2 = 0.0165\text{m}$ である。

2) Δt は(5)、(6)式を満足する範囲で決定した。

(5)式より $\Delta t \leq 0.0024\text{hr}$

(6)式より $\Delta t \leq 0.0011\text{hr}$

を満足すればよいから $\Delta t = 1\text{sec} \approx 0.00028\text{hr}$ とした。ただしこの場合 $h = 2000\text{kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$ と仮定しているがスプレー冷却の場合の h はこれより大きくはないと推定されるので、上記の Δt の値で解が発散、振動するおそれはない(これは後で確認できた)。

3) 境界条件

(a) モールド領域での冷却は異種物質間の熱伝達である。連続鋳造機メーカー(日立造船)がスラブ用連鋳機について、モールド内の温度測定から求めた鋼塊→モールド(銅)→冷却水間の総合の伝熱係数、すなわち総括伝熱係数を用いて放熱量を計算した(Fig. 3 参照)。

(b) スプレー領域の冷却も鋼塊→スプレー水間の熱伝達を考えた。しかしスプレー水量と伝熱係数の関係はまだ明確ではないので、後述するように表面温度の測定値と本モデルによる計算値との比較から求めた。

(c) 空冷領域は熱放射による放熱であるのでステ

ファン=ボルツマンの法則により計算した。ただしクーリングチャンパー内は水蒸気が充満していて通常の状態により冷却しやすいと考え空気中における放射量より10%増とした。

(d) その他の条件

鋳込速度: 1.4m/min したがって Δt の間に鋼塊は 0.023m 移動することになる。

鋳込み温度: 1510°C

凝固開始温度: 1500°C

凝固終了温度: 1480°C

鋼種: S35C ただし、炭素鋼、構造用鋼または 750°C 以上のオーステナイト系ステンレス鋼では熱的性質は大きく変化しないので、この計算結果はこれらの鋼種についても適用できると思われる。

有効熱伝導率: 液相の有効熱伝導率は、溶鋼の攪拌効果により、固相より大きな値を採るのが一般的である⁵⁾。

液相での有効熱伝導率を固相の5倍にして試算したところ、中心線上における鋳込表面から液相線までの長さが、固相と同じ値の場合の40%程度になり、それ以上増加してもあまり大きな変化はなかったため、ここでは5倍の値を採用した。

なお、固相線は5倍の場合と、固相と同じ値の場合でほとんど同様であった。

なお、 H と θ および ϕ と θ の関係は文献⁶⁾の値を参照した。

4. 表面温度の測定と熱伝達率の推定計算

鋳込みから凝固までの伝熱は連続鋳造では、モールド領域とスプレー領域で大部分を占めている。したがって、精度良く温度変化を計算するにはこの両領域での放熱量を正確に知らねばならない。とくにスプレー領域では放熱がはげしいので鋼塊とスプレー水間の伝熱係数は正確な値が必要であるが、この種の値は連鋳装置により異なった値を示すものである。また、ここで対象とした連

Fig. 3. Distribution of total coefficient of heat transfer in mould by Hitachi Zosen Co. Ltd.

鋳装置は、一般のスラブ用におけるスプレー冷却部のように多くのピンチローラは無くスプレーの配置が異なっている。そのため、とくにスプレー冷却については伝熱係数の正しい値を求めておく必要がある。

そこで、まず、この熱伝達率を求めることにした。方法は、まず、表面温度を測定しておき、計算で適当と思われる伝熱係数を設定して表面温度を求め、測定による表面温度と比較し差があればその差が小さくなる方向へ伝熱係数を変化させる。これを繰り返して、測定値と計算値がほぼ等しくなった時の値を伝熱係数として採用した。

4.1 表面温度の測定

下記のような操業条件のもとで表面温度を測定した。比水量（鋼塊1kg 当りのスプレー水量）

0.85 l/kg

平均鋳込速度：1.4m/min

スプレー水量分布比 6：3：1（第1、第2および第3スプレーゾーンの水量比）

測定場所は第1、第2、第3スプレーゾーンの下端と5.5m、8m（クーリングチャンパの終端）、12m、15mの7点である。このうち第1スプレーゾーン下端はとくに水蒸気が多いので測定器とし

て2色温度計を用いた。2色温度計は水蒸気や煙の影響による誤差が少ないといわれている。その他の6点については光高温計を用いた。鋳込み開始から終了までは約60 min で、その間を2 min 間隔で測定し、これを3チャージについて実施した。測定結果の平均値は下記のとおりである。

第1スプレーゾーン直下：1010℃

第2スプレーゾーン直下：1005℃

第3スプレーゾーン直下：1040℃

5 mの点：1090℃

8 mの点：1050℃

12mの点：980℃

15mの点：940℃

4.2 スプレー領域の伝熱係数推定計算

計算による表面温度が前述の表面温度測定値と一致するように伝熱係数を変化させて計算を繰り返した結果、下記の値の時両者の差がほとんど無くなった。

第1スプレーゾーン：1050(kcal/m²・hr・℃)

第2スプレーゾーン：595 "

第3スプレーゾーン：350 "

この値を伝熱係数として計算した時の各部温度と表面温度の測定値をFig.4 に示す。またこの値と各スプレーゾーンの水量wとの関係を図示すると

Fig. 4. Calculated temperature of continuous casting ingot, and measured surface temperatures. The coefficients of heat transfer are as follows.

No.1 spray zone : 1050 kcal/m²・hr・℃

No.2 spray zone : 595 kcal/m²・hr・℃

No.3 spray zone : 350 kcal/m²・hr・℃

Fig. 5 のようになり、データ数は少ないがこの関係を数式化するとつぎのようになる。

$$h = 530 \log_{10} w - 410 \dots \dots \dots (7)$$

参考までに文献^{7), 8)}に示されている図表に1000℃での値を外挿したデータから得た水量と伝熱係数の関係を Fig. 5 に示した。両データの差はスプレ

一方法の違いや、鋼塊形状の違いによるものと思われる。

Fig. 5. Relationship between coefficient of heat transfer between spray water and steel surface and flow rate of water per unit area.

Fig. 6. Calculated and measured surface temperature of ingot.

Fig. 7. Effect of water ratio on the liquidus and solidus line.

5. 温度変化計算

前項で求めた伝熱係数と水量の関係式を用い

て、比水量が1.0, 0.85, 0.7 ℓ/kg の場合の冷却過程温度変化を計算した。その結果のうち表面温度を Fig. 6 に示す。また凝固プロファイルを Fig. 7 に示す。

また鑄込み速度を決める上で重要になるモールド下端でのシエル厚み(凝固層の厚さ)はモールド下端での横断面温度分布から推定できる。Fig. 8 にその結果を示してあるが、言うまでもなくこの値はスプレー領域より前の値であるので比水量には関係せず、鑄込み速度により変化する。

Fig. 8. Temperature distribution at the end of mould (about 0.7 m distance from meniscus).

6. 計算結果の検討

計算結果の妥当性を検討するには測定値と比較する方法が最良であるが、連続鑄造の場合には、すべての値を測定することは容易ではない。したがって測定できる範囲のデータと経験式により以下の3項目について計算値の妥当性を検討した。

6.1 表面温度

計算に用いた値と同じ条件の比水量(1.0, 0.85, 0.7 ℓ/kg)での測定表面温度を Fig. 6 にプロットしてある。この値は光高温計で測定したものである。0.85 ℓ/kg の実測値は伝熱係数の推定に用いたデータとは別のものである。Fig. 6 から明らかに0.7, 0.85 ℓ/kg の場合の2.5mの点での測定値が計算値よりかなり低くでている。これは水蒸気による光高温計の測定誤差と考えられる。他のデータについてはあまり差がなく計算値と実測値はよく一致している。

6.2 ズンブ長

ズンブ長とは鋼塊の中心部が凝固終了する点の鑄込み面からの距離であり、Fig. 7 に点線で示

してある。本報告のような熱伝導計算を行わずにズンプ長を推定する方式としてつぎのような経験式が用いられている。

$$l = 50 \times S \times V \times (7.2 - K/0.4) \dots (8)$$

ここで l はズンプ長(m), S は鋼塊の断面積(m^2), V は鑄込み速度 (m/min), K は比水量 (l/kg) である。(8)式に $V=1.4$, $S=0.165^2$ を代入した時の l と K の関係を図示すると Fig. 9 のようになる。Fig. 9 中に計算で求めたズンプ長と比水量の関係を×印で示す。Fig. 9 によれば、経験式とここで求めた値を結んだ曲線の変化傾向はよく一致しているが、両者の値は0.5~0.6mの差がある。ズンプ長の測定値は得られなかったので真の値は判明しないが、差の原因の一つとしてつぎに述べるような経験式の欠陥があげられる。

Fig. 9. Relationship between sump length and water ratio.

(a)経験式には各スプレーの水量比により変化する項がない。

(b)経験式には断面形状により変化する項がなく、長方形断面と正方形断面で同じである。連铸鋼塊は一般に長方形断面が多く、この式もそれをもとにして得られた経験式と思われるが、本報告の場合は正方形面であり、長方形断面より中心が冷却されにくい。

以上二つの理由のうち、とくに(b)の影響が大きくて計算値の方が経験式による値より長くなったと思われる。

6.3 モールドからの放熱量

モールド内での単位面積当り、単位時間当りの放熱量 Q はつぎようになる。

$$Q = ht \times \Delta T \text{ (kcal/m}^2 \cdot \text{hr)} \dots (9)$$

ここで ht は総括伝熱係数, ΔT はモールド内面に接している鋼塊(溶鋼)の温度とモールド冷却水の温度との差である。モールド内面に接している鋼塊の温度の平均値は Fig. 10 のとおりであり、

Fig. 10. Temperature distribution of ingot surface in mould zone.

ht は前に Fig. 3 に示してある。この2曲線の L (鑄込み面からの距離) に対する関係を $ht(L)$, $\Delta T(L)$ とすればモールドからの全放熱量 QT はつぎの計算式により求められる。

$$QT = 4 \times D \times \int_0^{0.7} ht(L) \times \Delta T(L) dL \dots (10)$$

ここに D は鋼塊の辺の長さ (=0.165m) である。

一方、モールド冷却水の温度上昇と流量からモールド内における鋼塊の放熱量を計算することができる。冷却水の温度上昇と流量は、それぞれ5.5°C, 80 m^3/hr であり、モールドからの放熱がすべて冷却水に吸収されたとすれば全放熱量はこの二つの値の積となる。

以上2とおりの方法でモールドからの放熱量を計算した結果はつぎのとおりでよく一致した。

⑩式より求めた値: $4.34 \times 10^5 \text{ kcal/hr}$

冷却水の温度上昇と水量の積: $4.4 \times 10^5 \text{ kcal/hr}$

7. 結 言

大同製鋼(株)茨川工場のビレット型連続鑄造鋼塊について、冷却過程での温度変化を差分方程式の数値計算により求め、ズンプ長とシェル厚みを推定した。その準備段階で測定表面温度と計算から得た表面温度との比較により求めたスプレー領域の水量と伝熱係数の関係式は、条件を変えた場合の温度変化計算に適用しても、表面温度の測定値と計算値がよく一致した。

また鋼塊内部の温度変化の計算結果とこの結果

から導びき出されるズンプ長およびシエル厚みの推定値も、上記のごとく表面温度の測定値と計算値がよく一致しているので、実際の値とよく一致していると推測される。

今後の課題は、鋸打ち込み法やR I法などにより、測定データを積み重ねて計算結果を確実なものにすることであろう。

(文 献)

- 1) 宮沢, 鞭: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, 1000
- 2) 宮沢, 鞭: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, 1007

- 3) 松野, 中戸, 大井: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, 1023
- 4) 渡辺: 鉄と鋼, 61 (1975)
- 5) E. A. Mizikar: Trans. Met. Soc. AIME, 239 (1967), 1747
- 6) 熱経済技術部会加熱炉小委員会報告: 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算方法, (1971), P82 [日本鉄鋼協会]
- 7) 三塚: 鉄と鋼, 54 (1968) 12, 1457
- 8) 三塚: 鉄鋼基礎共同研究会第4回凝固部会資料, 熱間圧延材の冷却法, P 8
- 9) 大同製鋼研究報告, No.1092

ステンレス鋼の脱スケール—酸洗—被覆ラインの化学処理の釣合

Wire J., 8 (1975) 8 81~86

この報告は Joslyn Stainless Steel における脱スケール—酸洗—被覆ラインの環境, 品質および生産問題の解決の一例である。このラインのデータと観察は汚染制御において他のメーカーに洞察と援助となる。化学薬品消費と環境問題に関しては時間当りの処理量はいよ比較の基準ではない。流出および放出水準ならびに薬品消費と持糸量は表面積の関数故 8 mm 線の1000sqft (92.9mm²) を基準に使用した。

Joslyn のラインは NaH 脱スケールのつぎの乾燥機のほかに15タンクあり, 脱スケール, 東端群および西端群に3区分されている。タンク No. 1~5 (東端) は市販アルカリクリナー, 水洗, 硝酸, 硫酸および弗化水素—硝酸槽よりなる。タンク No. 6, 7, 8 は NaH 脱スケールと関連水冷タンクを含む。タンク No. 9~15 (西端) は塩酸, 硝酸, 水洗, 化学研磨および食塩—硼砂, テュボナル—硼砂および修酸塩を含む三つの被覆槽よりなる。

ラインの制御は最適薬品消費, 最小汚染および作業者の健康と安全のため作業標準および安全手順が定められている。流出物の重要なパラメータはすべての産業に対して Cr (全), Cr (6価),

Ni, Fe, CN, F, 油, 浮遊固体および pH である。ラインのすべての箇所ですみ込まれるこれらパラメータはその洗浄および急冷タンクに表示されている。

ラインの心臓である脱スケール槽の No. 7 タンクは 1.5~2.0% NaH で 425°C で作業する。1000 sqft の表面が 30.36 lb NaOH, 5.85 lb Na および 3.27 lb NH₃ が必要である。さらに粉炭覆いが塩と空気の接触を減ずるため使用される。流出物 1911 gal は Cr, Ni, F を僅かにまたは含まない。溶解 Fe 量は 0.1 Oz 以下で, 浮遊固体は 6 lb である。極めて少量のシアン化物も発生しない。

東端群の酸の基準消費は受動化に HNO₃ 33 lb, 400 型酸洗に H₂SO₄ 17.84 lb または300型酸洗に HF 0.08 lb と HNO₃ 119.3 lb および 4279 gal の水である。可溶汚物は 1.5 OzCr (3 価), 0.9 OzNi, 28 OzFe, 4.2 OzF + 省量のナニオンであり, 4.4 Oz の浮遊団体が 2.5 pH の流出物中にある。

西端群は基準に対して 66.05 lb HCl が酸洗, 22.88 lb HNO₃ が受動化に必要であり, 洗浄水量は 3315 l である。全汚物は 1.6 OzCr (3 価), 0.9 OzNi, 17.5 OzFe, 0.6 OzF + 低濃度の他のナニオンである。