

双ロール式連鑄機における ロール/凝固シェル間熱伝達係数の算定

平野 聡*・安田 健*・児玉 英世*・木村 智明*²・福井 克則*³・松永 滋*³

Calculation of Heat Transfer Coefficient at Roll-Solidified Shell Interface of Twin-Roll Type Caster

Satoshi HIRANO, Ken YASUDA, Hideyo KODAMA, Tomoaki KIMURA, Katsunori FUKUI and Shigeru MATSUNAGA

Synopsis : Strip casting experiments on type 304 stainless steel have been carried out in a steel twin-roll caster with rolls 300 mm in diameter and 80 mm wide. The casting speed was 6.6~8.0 m/min. Thickness of the strips was about 2.4 mm.

Roll temperature was measured at 1mm deep from outer surface of the roll during casting. Abnormal acceleration behavior of temperature change was detected. The anomalous acceleration of the thermo-electromotive force is caused by reduction in solidified shell thickness during squeezing. Calculation by finite difference method agreed with the result of temperature measurements. Simulation revealed that the heat transfer coefficients are, respectively, 2.5~4.2 and 10~16.7 kW/m²K before and after squeezing.

Key words : stainless steel ; twin-roll caster ; heat transfer coefficient ; numerical analysis.

1. 緒言

近年、省エネルギー、省工程を目的とした NNSC (Near Net Shape Casting) の一種である、双ロール法の開発が進められている。ストリップキャスターの鑄片形状は最終製品に近い、より高い寸法精度と良好な表面品質が要求される。

このうち、双ロール法における鑄片の寸法精度に関しては、鑄型内(ロール面上)における凝固シェルの成長およびロールの変形挙動の影響が大きく、これらを数値計算により推定する場合、ロール/凝固シェル間熱伝達係数を把握することが重要である。

ロール/凝固シェル間熱伝達係数の推定に関してはいくつかの報告例があり、山内ら¹⁾²⁾は鑄造中のロール表面温度と鑄片表面温度の測定結果から数値計算により求めている。また、宮崎ら³⁾は鑄造中のロール冷却水温度の変化より求めた熱流束とデンドライトアーム間隔から求めた鑄片の冷却速度から熱伝達係数を推定している。その他、鑄片の柱状晶厚み測定など、種々の方法により熱伝達係数を推定した報告がされている^{4)~11)}。しかし、これらはいずれも平均的な熱伝達係数を推定したものであり、ロール回転に伴って変化する熱伝達係数を求めたものは見当らない。一方、K. Yasudaら¹²⁾は組織観察から熱伝達係数が一定でないことを

指摘している。

ロール回転に伴って変化する熱伝達係数を求めることは、ロール回転に伴う凝固の挙動やロールの変形挙動の推定を可能にし、最適鑄造条件の設定および寸法精度の高度な制御に反映させることができる。本研究ではロール表面近傍の温度を測定してロール/凝固シェル間熱伝達係数を求め、鑄片およびロールにおよぼす影響について調べた。

2. 研究方法

2・1 鑄造実験

Fig. 1 に実験に用いた鑄造ロールの模式図を示す。ロールは外径300mm、幅(胴長)80mm、肉厚(スリーブ厚み)20mmで、材質はS45Cであり、ロールスリーブの内側に30 l/min の水を流して冷却した。

ロールスリーブの外表面より1mm、ロール端面より35mmの位置にロール軸に平行にφ0.6mmの穴を開け、φ0.5mmのKシース熱電対に銀ペーストを塗布して挿入した。このように、①ロール軸に対して平行に熱電対を挿入し、熱流束方向と垂直にする、②銀ペーストにより熱電対とロールの接触を良好にする、③細い熱電対を使用する、という工夫により測定精度と応答性の向上を図った。

Table 1 に実験装置の主仕様と実験条件の概略を示す。

平成4年8月26日受付 平成5年1月8日受理 (Received on Aug. 26, 1992; Accepted on Jan. 8, 1993)

* (株)日立製作所日立研究所 (Hitachi Research Laboratory, Hitachi, Ltd., 3-1-1 Saiwai-cho Hitachi 317)

* 2 (株)日立製作所日立工場 (Hitachi Works, Hitachi, Ltd.)

* 3 日新製鋼(株)周南製鋼所 (Shunan Works, Nissin Steel Co., Ltd.)

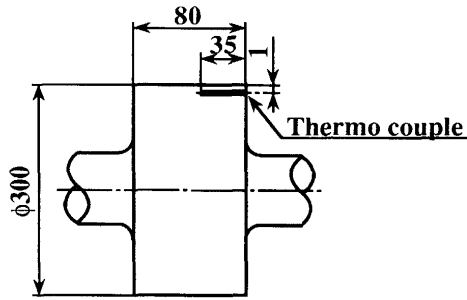


Fig. 1. Schematic drawing of casting roll.

Table 1. Experimental conditions and apparatus specifications.

Steel grade	SUS304
Roll size	$\phi 300 \times 80 \text{ mm}$
Casting speed	6.6~8.0 m/min
Roll material	Steel (S45C)
Roll gap (initial)	2.4 mm
Meniscus height	95~105 mm
Pouring temperature	1773 K (in the crucible)

鋳造材料はSUS304, 初期ロール・ギャップ2.4mm, 湯面高さ95~105mm, 注湯温度(るつぽ内)1773Kとし, 鋳造速度を操作変数として6.6~8.0m/minの範囲で四水準変化させた。ロール表面は機械加工後#600エメリー紙で表面粗さは $Ra = 2 \sim 3 \mu\text{m}$ に仕上げた。

2・2 数値計算方法

Fig. 2 に計算モデルの概要を示す。計算手法は一次元軸対称モデル, 直接差分法とし, 潜熱の扱いは等価比熱法とした^{13)~15)}。また, 固相率と温度の関係は直線と仮定した。双ロール法では, 鋳型が鋳造方向に対して絞り込まれる形状

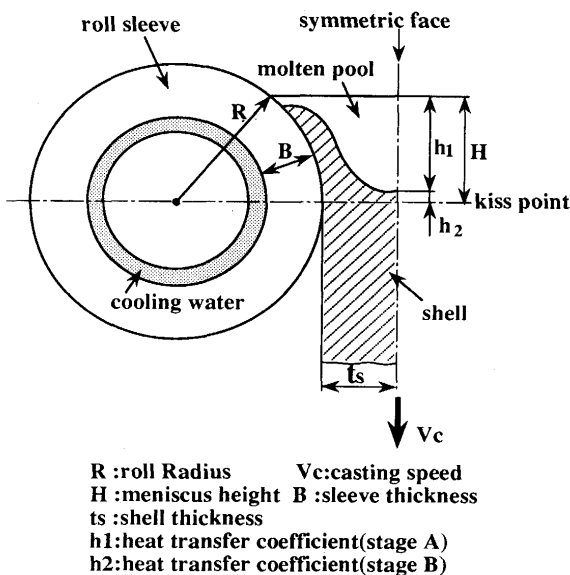


Fig. 2. Mathematical model for twin-roll type caster.

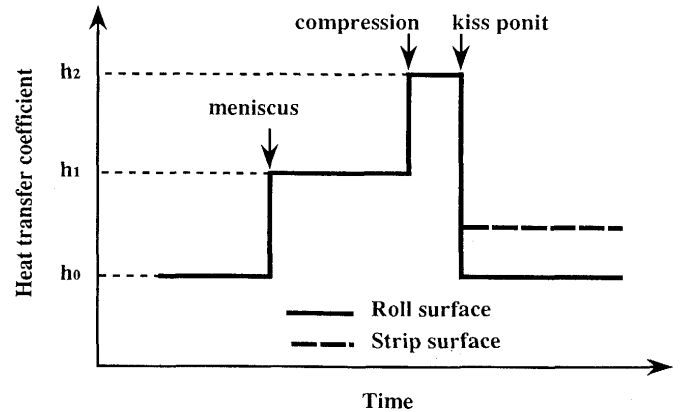


Fig. 3. Model of heat transfer coefficient change.

Table 2. Thermal properties used for calculations.

Material	SUS304	Steel
Thermal conductivity : W/mK	31.8	48.6
Specific heat : J/kgK	670	519
Density : kg/m ³	7800	7800
Latent heat : kJ/kg	272	—
Liquidus/Solidus : K	1727/1698	—
Initial temperature : K	1733	298

となっているが, この影響は対称面(断熱面)を絞り込み量に応じて変化させることで取り入れた。本モデルは, ロールの温度変化に対応できるように, ①凝固シエルの圧着前後で熱伝達係数を任意に設定できる, ②指定した固相率を凝固シエル前面と定義し, 凝固シエル圧着の判断基準とする, の二点が特徴である。

Fig. 3 に熱伝達係数変化の概念図を示す。ロール/凝固シエル間の熱伝達係数は, メニスカスから凝固シエル圧着までを h_1 , 凝固シエル圧着からロールキス点までを h_2 , ロールと凝固シエルが離れる空冷部は, ロール表面に対して h_0 , 鋳片表面に対してはふく射熱伝達境界を適用した。

計算に用いた物性値をTable 2 に示す。境界熱伝達係数は, ロール/冷却水間を $3.12 \text{ kW/m}^2 \cdot \text{K}$ ($0.0744 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{s}^\circ\text{C}$), 大気/ロール間を $16.7 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ($0.0004 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{s}^\circ\text{C}$) とし, ロール/凝固シエル間に変数とした。大気/鋳片間は $16.7 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ($0.0004 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{s}^\circ\text{C}$) とふく射による熱流束から求まる熱伝達係数の和とした。従って, 大気/鋳片間は鋳片表面温度の変数となっている。ここで, 鋳片表面のふく射率 $\epsilon = 0.8$ を用いた。分割数はロール内部を40等分割, 溶湯部は絞り込みに応じて要素数を減少させているが, メニスカスで32分割, ロールキス点で12分割とした。

3. 結果及び考察

3・1 ロール内部温度測定結果

Fig. 4 に鋳造中の熱電対の熱起電力を示す。Fig. 4 (a) は

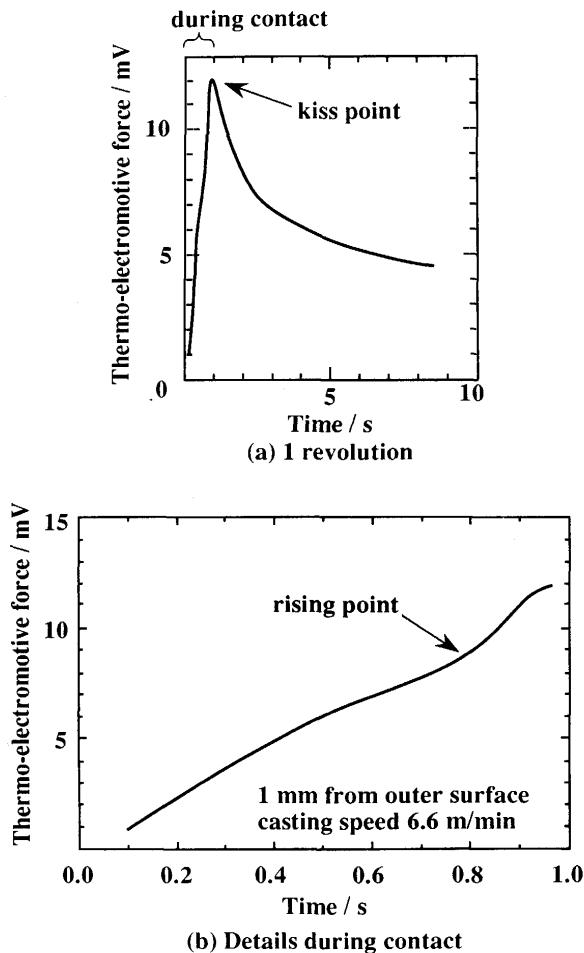


Fig. 4. Thermo-electromotive force with time.

ロール1回転目のもので、ロール1回転間(約8秒)の変化を示す。縦軸は熱電対の熱起電力を示し、1 mVは約25°Cである。時間0.1秒から最高到達温度に達するまでの間がロールが溶湯に接している期間であり、キス点で最高温度に達する。Fig. 4 (b)は溶湯接触中の熱起電力の拡大図である。溶湯接触中のロール温度の上昇は一様でなく、立ち上がり点の存在が確認された。

3・2 凝固シェルの圧着開始基準

ロール温度測定結果から、溶湯接触中のロール温度上昇率は途中から上昇することが確認されている。これに対し、数値計算でロール/凝固シェル間熱伝達係数を一定とすると、時間の経過とともに温度上昇率が低下し、測定結果のような温度の立ち上がりは現われない。従って、測定結果のような温度の立ち上がりはロール/凝固シェル間熱伝達係数変化によるものと考えられる。鋳型内では、キス点に近づくほど溶湯静圧が大きくなる。このため、ロールと凝固シェルの密着度が上がり、熱伝達係数が上昇することが考えられる。しかし、溶湯静圧の上昇は直線的であることより、立ち上がりが現われる原因とは考えにくい。双ロール法では鋳型が鋳造方向に対して絞り込まれるため、二つのロール面上で成長する凝固シェルはキス点で最も近づく。凝固

シェルの成長が大きいときには、キス点到達以前に凝固シェル同士が圧着することになる。二つのロール面上で成長した凝固シェルがキス点に到達する前に圧着すると、その反力としてロールと凝固シェルの接触面圧が大きくなる。従って、熱伝達係数が変化する理由は凝固シェル同士の圧着によるものと考えられる。そこで、本計算ではプログラムに対し数値計算の項で述べたような工夫を加え、測定値とのフィッティングを行った。ここでは、温度変化曲線の他に立ち上がり点が一致するように注意した。以降に述べる測定値とのフィッティングは全てロール1回転目だけを対象とした。ロール1回転目の場合は初期温度が室温であるため、フィッティングが容易となる。

まず、熱伝達係数が変化する時間、つまり凝固シェルが圧着する時間を調べた。検討は凝固シェル前面の固相率(f_s)、すなわち、計算における対称面(断熱面)の固相率を変化させて調べた。絞り込みの過程で、対称面の固相率が指定した固相率に達した時点で熱伝達係数を変化させている。Fig. 5に鋳造速度と立ち上がり点の無次元時間の関係を示す。図中の○印が測定値、曲線は $h_1=4.2\text{ kW/m}^2\cdot\text{K}$ のときの計算値である。ここで用いた h_1 の値は次節で述べる計算結果より求めた値である。 h_1 は次節での検討の結果、 $2.5\sim 4.2\text{ kW/m}^2\cdot\text{K}$ である。この範囲では鋳造速度 6.6 m/min 、凝固シェル前面を $f_s=0$ と定義した場合で、立ち上がり点の無次元時間は $0.85\sim 0.83$ と2%程度の差であり、大きな差が生じない。そこで、本検討では $4.2\text{ kW/m}^2\cdot\text{K}$ 一定で評価した。また、 h_2 は凝固シェル圧着後に関係する数値であり、凝固シェル圧着までの過程を評価する本節では特定する必要はない。

計算では凝固シェル前面の定義を $f_s=0.3$, 0 , $0+$ 仮想シェル1 mmの3ケースについて計算した。仮想シェル1 mmを付加する理由については後で詳述する。凝固シェルの成長は時間の平方根にほぼ比例するため、凝固シェル前面として定義する固相率を変化させることは凝固シェル圧着開始時間に直接影響する。

固相率を大きくすると立ち上がり点はキス点側に移動し、

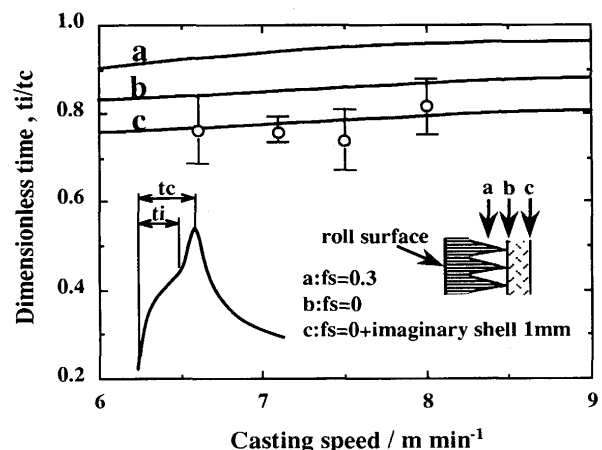


Fig. 5. Casting speed vs. rising point.

逆に固相率を小さくすると立ち上がり点は湯面側に移動する。Fig. 5 に示されるように、凝固シェル前面が $fs \leq 0$ の領域で生じており、仮想シェルを 1 mm 付加した場合にほぼ対応している。ここでいう凝固シェルの圧着とは、計算における対称面が指定した固相率に達したことを意味している。また、計算における固相率は温度に対応しており、 $fs = 0$ は液相線温度、 $fs < 0$ は液相線温度よりも高いことを意味している。一般に、 $fs = 0$ で凝固層は強度を示さないとされている¹⁶⁾。従って、計算結果との対応に示されるように凝固シェル前面が $fs \leq 0$ の領域、すなわち未凝固層同士の圧着により反力が発生するとは考えにくい。 h_1 を大きくすることにより、 $fs > 0$ で立ち上がり点のデータとフィッティングさせることは可能である。しかし、この場合にはロール温度測定結果とフィッティングしなくなる。従って、Fig. 5 のような結果は本計算で考慮されていない現象により、凝固シェルが過大に成長したか、あるいは凝固シェル以外の物質の存在により見かけ上凝固シェルが大きくなっているものと考えるのが妥当であろう。これについて、二つの現象が考えられ、以下にそれらを記す。

一つは近年報告されている SUS304 の過冷凝固現象である。Fig. 6 に過冷が生じている場合と生じていない場合のモデルを示す。圧着までのロール側への熱流束を過冷の生じていない場合を q_1 、過冷の生じている場合を q_2 とすると、それぞれ以下の式で表される。

$$q_1 = h_1 \cdot \Delta T \cdot t_i \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$q_2 = h_{uc} \cdot \Delta T \cdot t_{uc} + h_1 \cdot \Delta T (t_i - t_{uc}) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 h_{uc} ：過冷中の熱伝達係数、 t_{uc} ：過冷状態の時間、 ΔT ：溶湯とロールの温度差であり、 ΔT は同じと仮定した。(1) 式と (2) 式の差が過冷による効果であり、次式となる。

$$q_2 - q_1 = (h_{uc} - h_1) \Delta T \cdot t_{uc} \quad \dots\dots\dots (3)$$

過冷状態では溶湯は凝固していないため、溶湯とロールは液体-固体接触となり、熱伝達係数が大きくなる。水上ら¹⁷⁾は、過冷状態は約 10 ms でこのときの熱伝達係数は $40 \text{ kW/m}^2 \cdot \text{K}$ 程度であると報告している。これによると、本研究による h_1 の約 10 倍であるため、(3) 式の過冷による熱流束増分は約 10% となり、より多くの凝固が生ずることを示唆しているが、過冷状態の時間が短いことから、その効果は小さいと考えられる。

もう一つの現象は溶湯プール内を浮遊していると考えられる等軸晶の存在である。Birat ら¹⁸⁾は、低過熱度の鋳造実験で等軸晶が鋳片中に存在するとの報告をしている。本研究で鋳造実験中に測定した溶湯プールの温度は 1727～1733 K (過熱度 0～6 K) であり、過熱度が低いことを確認している。Fig. 7 に本研究の鋳造実験 (鋳造速度 8.0 m/min) で得られた鋳片の横断面組織を示す。写真に見られるように鋳片中には等軸晶が散在しており、Birat らの報告と同様の組織となっている。このように等軸晶が存在している場合には、凝固シェル前面に等軸晶が癒着し、見かけ上凝固シェルの成長が促進されることになる。

このように、現実の凝固過程では以上述べた現象が生じていることが考えられる。過冷現象については上述したように、 h_1 の評価からその効果が小さい。いっぽう、等軸晶の存在については、Fig. 7 に示されるように等軸晶帯の幅が約 1 mm と観察される。そこで、固液界面に柱状晶を分断した等軸晶が生成されると推定し、本モデルの仮定とした。以降の検討では $fs = 0$ に仮想シェル 1 mm を加えた領域を凝固シェル圧着の判断基準として検討した。

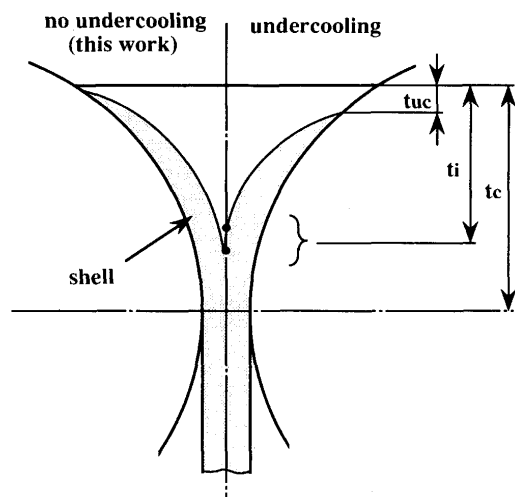


Fig. 6. The difference between undercooling and no one.

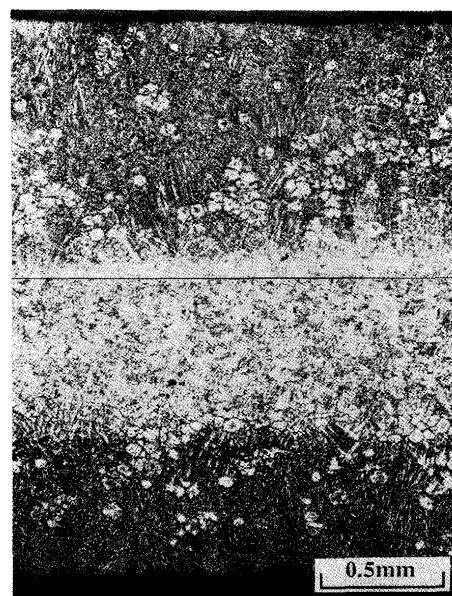


Fig. 7. Microstructure of cast strip in transverse cross section (Casting speed 8.0 m/min).

3・3 ロール/凝固シェル間熱伝達係数の推定

Fig. 8 に鑄造速度6.6m/minのときのロール温度の測定値と計算値の対応の一例を示す。熱伝達係数は $h_1=2.5, 4.2$ (凝固シェル圧着前), $h_2=10\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$ (凝固シェル圧着後) とし, 凝固シェル前面の定義は前節までの検討結果に基づき $f_s=0$ に仮想シェル1mmを加えた領域とした。Fig. 8 では立ち上がり点までの温度変化は $h_1=2.5\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$ の計算結果に近い値となっている。他の測定結果について同様にフィッティングを行った結果, h_1 は $2.5\sim 4.2\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$ であると推定される。

Fig. 9 に鑄造速度と最高到達温度の関係を示す。図中の曲線は計算値である。鑄造速度が大きくなるに従い最高到達温度は小さくなる傾向にある。この理由として二つのことが考えられる。一つは鑄造速度の増加に伴う溶湯との接触時間の減少であり, もう一つは熱伝達係数の低下である。測定結果と計算結果の鑄造速度に対する温度低下の度合いは, 測定結果の方が大きい傾向にあり, 鑄造速度の上昇に伴い熱伝達係数が低下する結果となっている。このことは, 鑄造速度が小さい場合はロールとの接触時間が大きく凝固シェルの成長が大となる結果, 凝固シェルの圧着点が上方

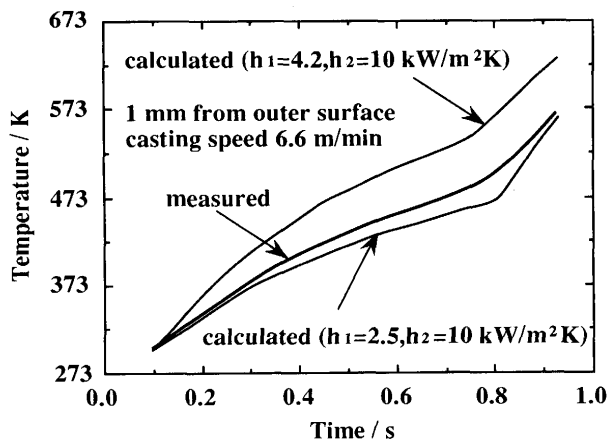


Fig. 8. Temperature changes with time in the roll.

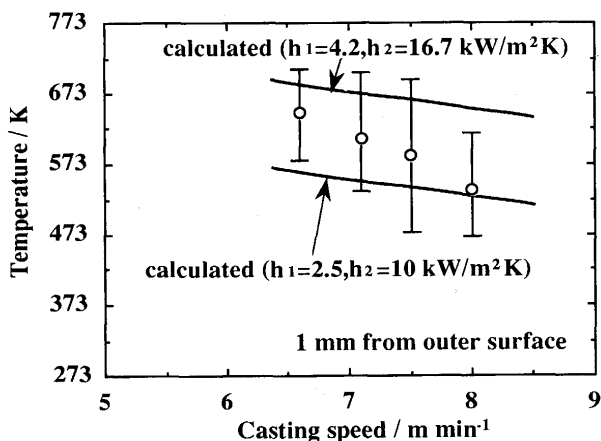


Fig. 9. Relationship between casting speed and maximum temperature.

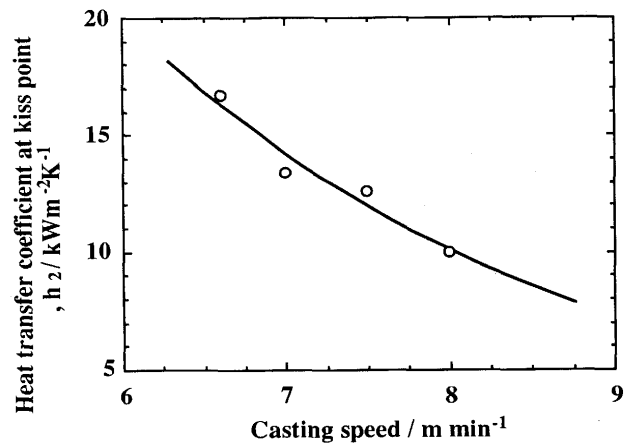


Fig. 10. Relationship between casting speed and heat transfer coefficient at kiss point.

に移動し, 下方に向かって絞り込まれている鑄型形状により, 凝固シェルはより多くの変形を受けるため, ロールと凝固シェルの接触面圧が大きくなり, 熱伝達係数が大きくなるものと考えられる。鑄造速度が大きい場合には逆に熱伝達係数が小さくなる。Fig.10に測定値とのフィッティングにより求めた, 鑄造速度と h_2 の関係を示す。測定の範囲では $h_2=10\sim 16.7\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$ となっている。このように, ロールと凝固シェル間の熱伝達係数は凝固シェルの圧着前後で大きく変わり, 圧着前の h_1 に比べ圧着後の h_2 は4倍程度の大きさであることが明らかとなった。

3・4 ロールおよび鑄片表面温度の変化

Fig. 11, 12に鑄造速度8 m/minのときのロール表面および鑄片表面のロール回転に伴う温度履歴の計算結果を示す。タイプAはFig. 8～10で求めた圧着前の熱伝達係数 $h_1=2.5\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$, 圧着後の熱伝達係数 $h_2=10\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$ を用いて計算したものであり, タイプBはロール回転による熱伝達係数の変化を考慮しない計算である。タイプBはロールキス点から 180° の位置のロール表面温度をフィッティングしたもので, 平均熱伝達係数として $2.9\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$ を用いた。

Fig. 11に示すロール表面温度の変化では, ロールキス点

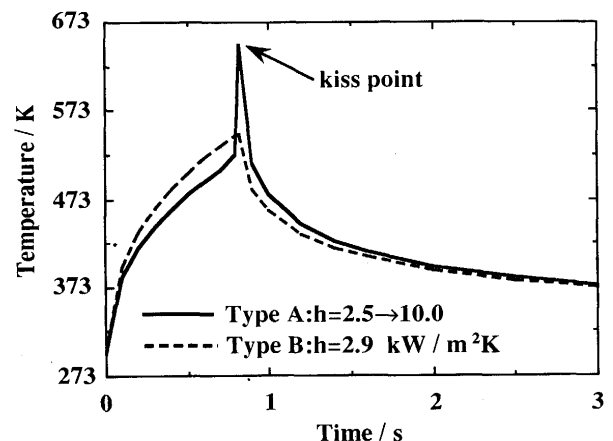


Fig. 11. Thermal profile of roll surface.

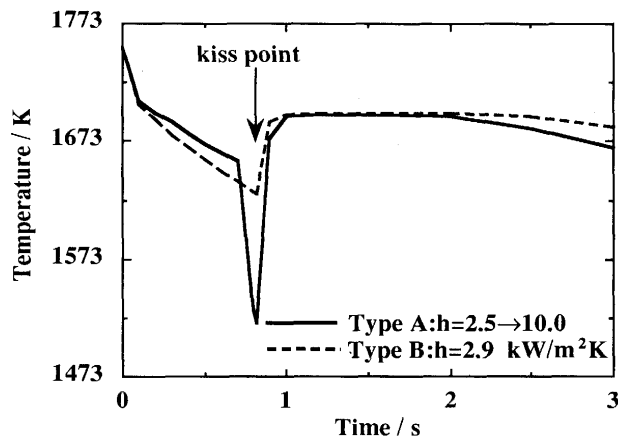


Fig. 12. Thermal profile of shell surface.

近傍で大きな差があり、タイプAではロール表面が急熱され、最高到達温度の差は100K程度となっていることがわかる。

Fig. 12に示す鋳片表面温度の変化では、同様にタイプAの場合キス点近傍で鋳片表面は急冷されていることがわかる。

このように、ロール回転に伴う熱伝達係数の変化を考慮したタイプAの計算では、ロール表面および鋳片表面の温度履歴を精度良く推定することが可能である。

4. 結言

鋳造中のロール内部温度を測定し、鋳型内凝固過程を推定する上で重要なロール/凝固シェル間熱伝達係数を数値計算により推定した。その結果、以下の結論を得た。

(1) 溶湯接触中のロール温度上昇は一様でなく、途中で急上昇する。

(2) ロール/凝固シェル間熱伝達係数は凝固シェル前面の圧着を境に変化する。そのときの凝固シェル前面の固相率は0以下(液相線温度以上)で計算と一致する。

(3) ロール/凝固シェル間熱伝達係数は凝固シェル圧着前が $2.5 \sim 4.2 \text{ kW/m}^2 \cdot \text{K}$ 、凝固シェル圧着後が $10.0 \sim 16.7 \text{ kW/m}^2 \cdot \text{K}$ であり、圧着後の熱伝達係数は圧着前の約4倍である。

(4) 鋳片およびロールの表面温度は、凝固シェル圧着前後の熱伝達係数変化を考慮した計算により、キス点近傍で急冷、急熱を受けていることが明確となった。

文 献

- 1) 山内 隆, 中乗敬之, 長谷川守弘, 矢葦 隆, 大西脩嗣: 日新製鋼技報, **61** (1989), p. 1
- 2) T. Yamauchi, T. Nakanori, M. Hasegawa, T. Yabuki and N. Ohnishi: Trans. ISIJ, **28** (1988), p.23
- 3) 宮崎雅文, 水地 功, 田中重典, 竹内英麿: 材料とプロセス, **4** (1991), p.998
- 4) 溝口利昭, 宮沢憲一: 材料とプロセス, **2** (1989), p.356
- 5) 奈良正功, 三宅 苞, 行本正雄, 小沢三千晴: 鉄と鋼, **73** (1987), S1473
- 6) 小北雅彦, 谷口一幸, 安中弘行, 小山伸二, 中山公規: 材料とプロセス, **3** (1990), p.210
- 7) 山根浩志, 行本正雄, 三宅 苞, 小沢三千晴: 材料とプロセス, **3** (1990), p.1682
- 8) 田中重典, 梶岡博幸, 松村省吾, 竹内英麿, 山本恵一: 材料とプロセス, **3** (1990), p.213
- 9) R. J. O' malley and M. E. Karabin: Model Control Cast Weld Process, (1986), p.149
- 10) S. Miyake, H. Yamane, M. Yukumoto and M. Ozawa: Trans. ISIJ, **31** (1991), p.689
- 11) J. A. Burgo, T. J. Conarty and J. W. Hinka: Iron and Steel Engineer, (1990) July, p.51
- 12) K. Yasuda, H. Kodama, A. Okayama and M. Suwa: Trans. ISIJ, **28** (1988), p.645
- 13) K. Miyazawa and J. Szekely: Met. Trans. A, **12A** (1981), p.1047
- 14) 佐成弘毅, 井上達雄: 日本機械学会論文集(A編), **56** (1990), p.984
- 15) 姜 忠吉, 北條英典, 斎藤武雄, 矢口 仁: 日本機械学会論文集(A編), **53** (1987), p.2459
- 16) 申 健, 梶谷敏之, 鈴木俊夫, 梅田高照: 材料とプロセス, **3** (1990), p.1231
- 17) 水上英夫, 鈴木俊夫, 梅田高照: 鉄と鋼, **78** (1992), p.767
- 18) J. P. Birat, P. Blin, J. L. Jacquot, P. Riboud and B. Thomas: La Revue de Metallurgie-CIT, (1989) Nov, p.919