

博士論文

計算機シミュレーションを用いた連続鋳造における
冷却過程での凝固不均一の改善に関する研究

山崎 伯公

目次

第 1 章 序論	1
1.1 本研究の背景	1
1.1.1 凝固シェル変形解析手法	14
1.1.2 2次冷却スプレー水挙動解析手法	15
1.1.3 2次冷却凝固解析手法	17
1.2 本研究の目的と構成	18
第 2 章 鋳型内凝固シェルの変形解析を用いた凝固不均一の改善	20
2.1 緒言	20
2.2 鋳型内凝固シェル変形解析手法	21
2.2.1 凝固解析モデル	21
2.2.2 凝固シェル変形解析モデル	26
2.3 短辺テーパ形状が凝固シェル成長に及ぼす影響の解析による解析モデルの精度検証	32
2.4 幅可変スラブ連鋳機へのマルチテーパ短辺の適用による凝固不均一の改善	44
2.5 結言	53
第 3 章 粒子法による鉄鋼連続鋳造のスプレー水挙動解析による凝固不均一生成の現象解明	54
3.1 緒言	54
3.2 スプレー水挙動のモデル化	57
3.2.1 MPS 法	57
3.2.2 MPS 法によるスプレー水挙動のモデル化	60
3.2.3 計算結果と計算精度検証	72
3.3 軸受け部垂れ水, ロール溜まり水挙動の解析	81
3.4 計算結果の可視化と計算時間	86
3.5 結言	91

第 4 章 2 次冷却の凝固解析を用いた凝固不均一の改善	93
4.1 緒言	93
4.2 2 次冷却におけるスプレー水挙動のモデル化	94
4.2.1 鋳片温度不均一の実態	94
4.2.2 スプレー水挙動のモデル化	96
4.3 粒子法によるスプレー水挙動解析	100
4.4 2 次冷却の凝固解析モデルと精度検証	104
4.4.1 熱伝達係数の測定	104
4.4.2 スプレー, 垂れ水溜まり水を考慮した 2 次冷却の 凝固解析モデルと精度検証	112
4.5 2 次冷却の凝固解析を用いた凝固不均一の改善	115
4.6 結言	124
第 5 章 結論	126
参考文献	129
謝辞	140

第 1 章 序論

本章では、鉄鋼連続鋳造プロセスの操業上および品質上の課題と今までの対策について述べる。さらに、冷却過程での凝固不均一生成機構と、その現象解析のための従来の数値解析手法とその課題について述べる。また、計算機シミュレーションを用いた凝固不均一改善の研究についてその目的を述べる。

1.1 本研究の背景

鉄鋼製造プロセスにおいて、連続鋳造は液体状態の溶鋼をスラブと呼ばれる固体状態に連続的に凝固させるプロセスである。生産性を向上させるために 1960 年にスラブ連続鋳造機が八幡製鐵（株）光製鉄所に日本では初めて導入された。現在では連続鋳造比率は 98% 以上で、スラブ製造の主要プロセスである。焼結鋼とコークスを層状に積み重ねた所に熱風を吹きかけて鉄を還元して溶銑を製造する高炉プロセスの次に、溶銑の炭素分を転炉プロセスで酸素を吹き込むことで調整し、他の成分調整などのプロセスを経て溶鋼が製造される。溶鋼は、4 面を冷却銅板で囲まれた鋳型内に耐火物性の浸漬ノズルを介して注入され、外周部から凝固していく。凝固した外周部はスラブの幅・厚みと比べて薄く、凝固シェルと呼ばれる。この状態では 4 面の外周部は薄く凝固しているが、内部には液相の溶鋼が存在する。鋳型の鋳造方向の長さは 1m 程度で、鋳型の下には、薄い凝固シェルをサポートするロールが複数配置されている。完全に凝固させるために、ロール間には冷却のためのスプレーノズルが配置されており、水や水とエアを混ぜたミストによる冷却が行われている。鋳型を 1 次冷却帯、鋳型下のスプレー冷却帯を 2 次冷却帯と称する (Fig.1-1)。

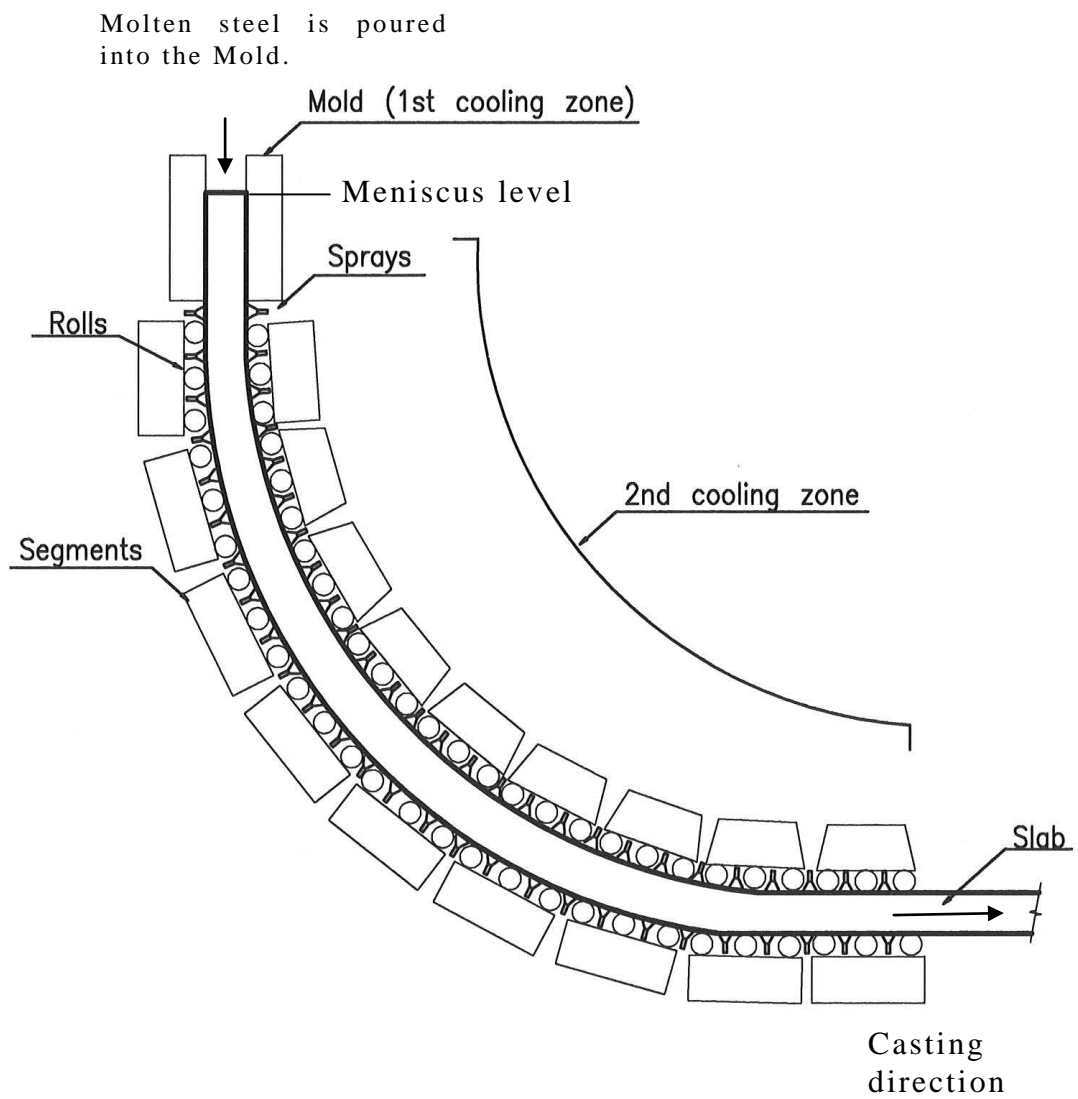


Fig.1-1 Continuous casting process.
(1st and 2nd cooling zone)

連続鋳造プロセスの操業上、品質上の課題とその対策について述べる (Table 1-1). Fig.1-2 にスラブの品質欠陥の模式図を示す. 連続鋳造において操業上の一番の問題はブレイクアウト(BO)¹⁾という凝固シェルが破れて中の溶鋼が漏れだすトラブルである. 溶鋼が漏れると鋳型の下に複数設置してあるロールやスプレーといった設備を汚染し, 設備の復旧に多大な費用と復旧時間がかかるという問題がある. BOには大きく分けて2つの原因がある. 拘束性 BO と割れ性 BO である. 拘束性 BO¹⁾は, 高温の表面温度である凝固シェルが鋳型の中で拘束されてシェルが破れるという現象で, 鋳型とシェル間の潤滑を良くする目的で鋳型の上部から投入されているパウダーが, 鋳型とシェルの間に不均一に流入したり, 流入しなかったりした場合にシェルの焼き付きが生じる. パウダーを均一に鋳型と凝固シェルの中に流入させ, 潤滑を良くする目的で鋳型には振動が加えられている. 鋳型の振動とパウダーの流入の関係等に関する多くの研究がなされており, 種々のパウダーが開発された²⁾. また, 拘束性 BO については, 拘束により鋳型の中でシェルが破れることから, 鋳型の中に設置した熱電対による銅板の温度測定により検知が可能である. 銅板の温度変化を処理して拘束性 BO を検知するシステムが幅広く導入されている¹⁾. シェル破れを検知して鋳造速度を急減速させるシステムであるが, 高速鋳造の場合は検知して減速しても破れた凝固シェルの回復が間に合わないという課題があり, システムに頼るのではなく, 拘束しにくいパウダーや振動条件を最適化するのが重要である³⁾. 割れ性 BO は, 鋳型の中で凝固シェルが不均一に生成し, 鋳型を出た所での溶鋼による静圧に凝固シェルが耐えられずに割れて, 溶鋼が漏れだすという現象である. 鋳型の中では凝固シェルが薄く, 凝固の不均一が生じて周囲と比べて更に薄い凝固シェル厚になった場合, 凝固シェルが溶鋼の静圧に耐えられずに破断する場合がある. シェルの破断は未凝固の溶鋼の流出に繋がり, 最悪の場合は鋳型の下から溶鋼が漏れだす BO トラブルになる. 割れ性 BO の一つの原因である凝固遅れは様々な要因で発生する. 凝固シェルの成長は鋳型銅板による抜熱と, 溶鋼流動による入熱の差に相当する液相が固相に変態するとき発生する凝固潜熱と凝

固シェルの顕熱に影響される⁴⁾。凝固潜熱とシェルの顕熱は鋼の物性値で決まる値であるので、プロセス上で制御できるのは鋳型抜熱と溶鋼からの入熱である。つまり、この二つが凝固遅れに大きく影響している。溶鋼からの入熱は、鋳型内の溶鋼と凝固シェル間の熱伝達で、凝固シェル前面での溶鋼流速とシェルの凝固界面温度と溶鋼温度の差で整理できる⁵⁾⁻⁸⁾。溶鋼流速が速い部位や、浸漬ノズルからの溶鋼が直接衝突する部位（溶鋼の温度自体も高い）等で高い入熱になり、凝固シェルが薄くなる。鋳型抜熱は、凝固シェルと鋳型の接触状況により大きく変化する。通常の連続鋳造の操業では、凝固シェルと鋳型の間の潤滑を目的に、パウダーが用いられている。粉末状のパウダーを鋳型の上面（メニスカス）から投入し、溶鋼の温度で融解した液体状のパウダーが、鋳型に付与している振動に伴って、凝固シェルと鋳型の間に流入する(Fig.1-4(a))。この流入の不均一により鋳型抜熱に不均一が生じる。また、凝固シェルはシェル成長に伴って温度低下（顕熱が抜熱される）し、熱収縮する。長方形型のスラブの場合、長辺側（スラブの幅方向と定義）が短辺側（スラブの厚み方向と定義）に比べて収縮量が多い。そのため、通常のスラブ連鋳機においては、幅を決めている短辺の鋳型銅板にテーパ（傾き）をつけ、鋳型下方にいくほど幅が小さくなるように設定されている。しかし、このテーパを凝固シェルの収縮に完全に合わせることは難しく、長辺短辺の合わせ面であるスラブのコーナー部近傍で凝固シェルと鋳型の間に隙間ができやすい。この隙間部にはパウダーが充填される場合と空気層ができる（エアギャップ）場合があるとされているが詳細は観察が不可能なため分かっていない。ただし、いずれの場合も凝固シェルと鋳型の間の熱抵抗が増加することになり、抜熱は低下する。つまり、スラブのコーナー近傍の抜熱は低下するため、凝固の不均一が発生しやすい。特に鋳型テーパの不適は凝固不均一を助長し、最悪の場合は凝固シェルが破断する BO のトラブルが発生する。シェルが破断に至らない場合でもコーナー部近傍の凝固シェルが薄い部位でシェルに割れが発生する場合がある。これは内部欠陥になり、スラブの圧延時に品質上の問題になる。

操業上の2つ目の問題は、鋳型の上面である湯面の変動である。Fig.1-3に湯面変動の模式図を示す。湯面は凝固の開始点であり、流動状態の自由表面である。浸漬ノズルからの溶鋼流量を制御して湯面を安定化させる操業が一般的に行われている⁹⁾。湯面の大きな変動は安定鋳造が不可能になり、溶鋼が鋳型から溢れたり、鋳造方向の凝固シェル成長が不安定になったりする。高速鋳造時は特に凝固シェルが薄く、鋳型下に配置されている凝固シェルをサポートするロールの配置ピッチに応じた湯面変動が生じる場合がある¹⁰⁾⁻¹¹⁾。また大きな湯面変動は、湯面の上部から投入しているパウダーを溶鋼の中に巻き込んだりして介在物系の欠陥になり品質のトラブルを生じる。ロールのピッチを不規則にしたりする開発が行われ、実機化されている。湯面変動の制御については、浸漬ノズルからの吐出流を自由表面である湯面の位置を計測することで流量とのフィードバック制御がなされている。湯面位置の計測には渦電流型の湯面レベル計などが開発され導入されている¹²⁾。

次に、品質上の課題とその解決策について述べる。課題は大きくわけて、介在物、偏析と割れの問題がある。連続的に鋳造することになるため、浸漬ノズルから持ち込まれた溶鋼中の介在物（不純物）を除去する最後のプロセスが連鋳機であり、溶鋼の流動制御の開発が行われてきた。鋳型内に電磁コイルを設置して溶鋼の流れを制御する開発が主流である¹³⁾。スラブ表層に介在物を取り込まれて凝固しないように、湯面近傍で溶鋼に電磁力を作用させて攪拌する電磁攪拌という技術が開発されて実機適用されている。また、介在物が鋳造方向下部の深い所まで侵入しないように、溶鋼吐出流に制動力を作用させる電磁ブレーキ技術も開発されている。設備上は、介在物の浮上除去を十分行うために、垂直曲げ型の連続鋳造機が開発されている。初期の連鋳機は垂直型であったため十分な浮上高さが得られていたが、生産性の向上のために湾曲型連鋳機が提案され、浮上高さが十分でないという問題が生じた。そこで垂直型の介在物浮上性と湾曲型の生産性を両立させた垂直曲げ型の連鋳機が提案されて実機化されている。

また、偏析は厚板などの製品で品質上の問題になる。偏析により材質

がスラブの厚み方向で変化し、最終製品に影響を及ぼす。偏析は最終凝固部位であるスラブの厚み中心で発生するため中心偏析と表現している。中心偏析は最後に溶質が濃化した溶鋼が固まることで生じるため、最終凝固の末期にスラブに圧下を加えて濃化溶鋼を押し出す軽圧下という操業が行われている¹⁴⁾⁻¹⁵⁾。しかし、凝固シェル成長に不均一があると、凝固遅れ部には最終的に濃化した溶鋼が取り残されて中心偏析が悪化するという問題があり、凝固を均一化することが偏析の改善には有効である。

品質上の課題である割れは、大きくわけて表面割れと内部割れに分類できる。表面割れには縦割れとコーナー部横割れが問題になる。縦割れは鋳型内の凝固不均一が原因で発生する、鋳造方向に沿った割れで、凝固遅れが発生しやすい中炭素鋼で生じる。中炭素鋼で発生するのは、 δ γ 変態に伴う大きな体積変化で凝固シェルと鋳型の間に隙間ができる変形が生じるためと考えられている。対策としてはメニスカス部の緩冷却が有効で、緩冷却パウダーの適用などが実機化されている¹⁶⁾。コーナー部の横割れは2次冷却が起因して発生する。一般的な連鋳機においては、鋳片（凝固途中のスラブ）の曲げや曲げ戻しの工程がある。曲げや曲げ戻しを行うと短辺近傍の長辺コーナー部の曲げの外側に引張り応力が作用する。とくに鋳片の温度が低下して脆化域温度になると割れが発生しやすい¹⁷⁾。コーナー部の温度低下を防止するために、コーナー部近傍を冷却しなかったり、冷却強度をおとしたりする幅切りという操業が行われている(Fig.1-4(b))。この対策で横割れは防止できるが、エッジ部近傍の冷却が弱くなることで、その近傍の凝固の成長が遅れて凝固不均一が発生する。幅方向の均一化については、スプレーノズルの配置、スプレー単体での冷却範囲、幅切り水量の最適化等が行われてきているが、近年、ロールが幅方向に分割されたものが一般的に使用されている関係で、ロール上に溜まった水や、分割ロールの幅方向分割部の軸受け部から流れる水等によって、幅方向に冷却の不均一が生じやすくなっている。この凝固不均一は前述の中心偏析の分布に影響を及ぼし、厚板等では品質の欠陥として問題になる。

内部割れは、凝固シェルと溶鋼の界面、つまり凝固界面で発生する割

れである。凝固シェルは 2 次冷却帯のロール間で、溶鋼静圧により膨れ変形（バルジング変形）する。Fig.1-3 にバルジング変形の模式図を示す。膨れた凝固シェルがロールで元に戻される時に凝固界面に引張り応力が作用する、連铸機の曲げ曲げ戻しでも曲げの外側の凝固シェルの凝固界面に引張り応力が作用する。また、ロールのアライメントの整備が悪いと、ロール位置の不整により、ロールでシェルが押し込まれたり、逆にバルジングしたりするため、凝固界面の引張り応力が増加する¹⁸⁾⁻¹⁹⁾。凝固の不均一が発生しシェル厚が十分でないと割れは発生しやすい。これら原因で発生する凝固界面での引張り応力を低減するためには、ロールのピッチの短縮化（ロール間のバルジング量の低減）、曲げ曲げ戻しの多点化（徐々に曲げや曲げ戻し半径をかえて、曲げで生じる歪を小さくする）、ミスアライメントの低減などの対策が検討されている。

このように、連铸機の操業上、品質上の課題には、拘束性 BO と介在物による品質トラブルを除けば、1 次 2 次冷却過程での凝固不均一生成が大きく影響している。1 次冷却帯の铸型の中においても 2 次冷却帯においても、凝固シェルの成長挙動を直接観察することは難しく、BO で破断した凝固シェルを観察してシェルの厚みを測定して凝固不均一を定量化したり、メニスカスから不純物を故意に投入して凝固させシェル厚を測定したりする方法が実施されてきた²⁰⁾。これらの方法は色々な操業条件で複数の測定を頻繁に実施することは難しく、凝固不均一の実態を把握するには不十分である。そこで、凝固シェルの不均一生成機構を解明するために、計算機シミュレーションが適用されてきた。1 次冷却帯である铸型内においては、前述のようにコーナー近傍部での凝固遅れが割れ性の BO トラブルに関係しており、凝固シェルの変形により生じる铸型と凝固シェル間のギャップ等により凝固遅れする現象を数値解析モデルによる現象解明が有効である。ギャップの制御には铸型のテーパ設計が重要であるが、凝固シェルの変形解析モデルを適用することで、凝固不均一を改善する铸型テーパ形状等の効果の定量的な解析が可能である。2 次冷却帯では、スプレーによる冷却の均一性を把握することが重要である。2 次冷却帯の中でも铸片の表面温度は 800℃ 以上あること、通常スプ

レーはセグメントという構造物の中に設置されていることから、水の噴射状態を直接観察することは難しい。また凝固シェルの成長挙動を直接測定することも難しく、一部箇所の鋳片の表面温度測定等で、シェルの成長を観察している。鋳片にどのように水が噴射され、鋳片に衝突した水が下流側にどのような分布で流れたりロール上に溜ったりするのかを数値解析で表現できれば、冷却不均一生成の現象解明が可能である。また、スプレー水による冷却の不均一現象が解明できれば、その現象を模擬した冷却水の熱伝達係数を測定することができる。測定した熱伝達係数を境界条件にして凝固計算をすることで、スプレー水の不均一流動が凝固不均一に及ぼす影響が検討できる。

次に、それぞれの計算手法に関する現状と、その課題について述べる。

Table 1-1 Operational and slab quality problems and these countermeasures.

		Countermeasures
Operational problems	Breakout(BO) Sticking BO Crack-induced BO	Improvement of lubrication(Powder) Mold taper, Powder -- <u>Homogenization of solidification</u>
	Mold level fluctuation	Irregular pitch of rolls, Level control -- <u>Homogenization of solidification</u>
Slab quality problems	Inclusions	Molten steel fluid control
	Segregation	Soft reduction, <u>Homogenization of cooling of spray</u>
	Cracks Surface cracks (Longitudinal, Transverse cracks) Inner cracks	<u>Homogenization of solidification</u> in mold, Temperature control of corner edge of slab <u>Enough shell thickness</u> , Roll gap alignment

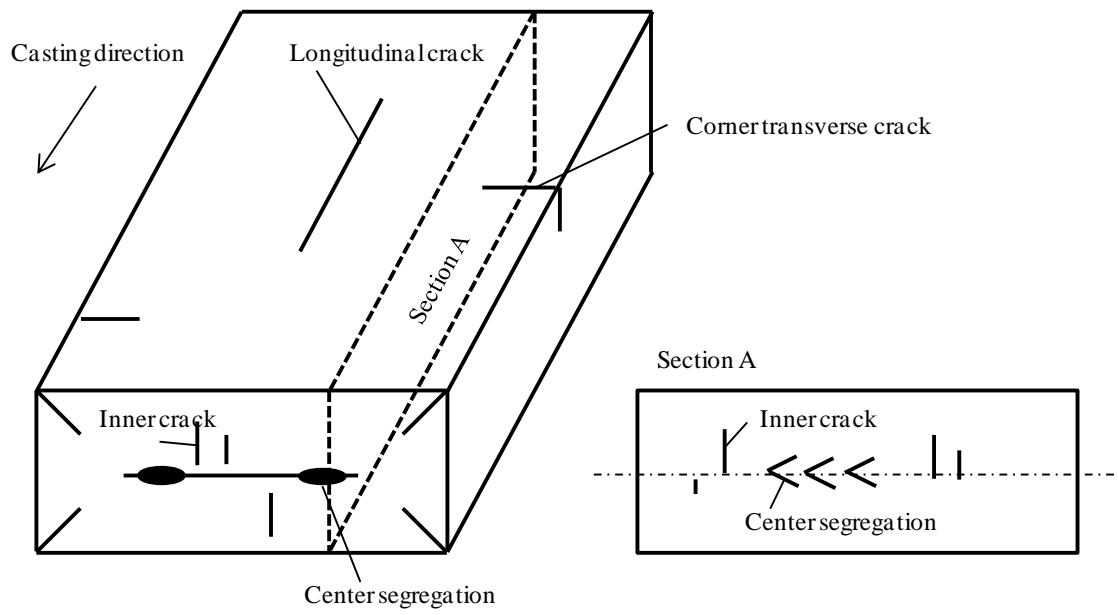


Fig.1-2 Variety of defects of slab quality.

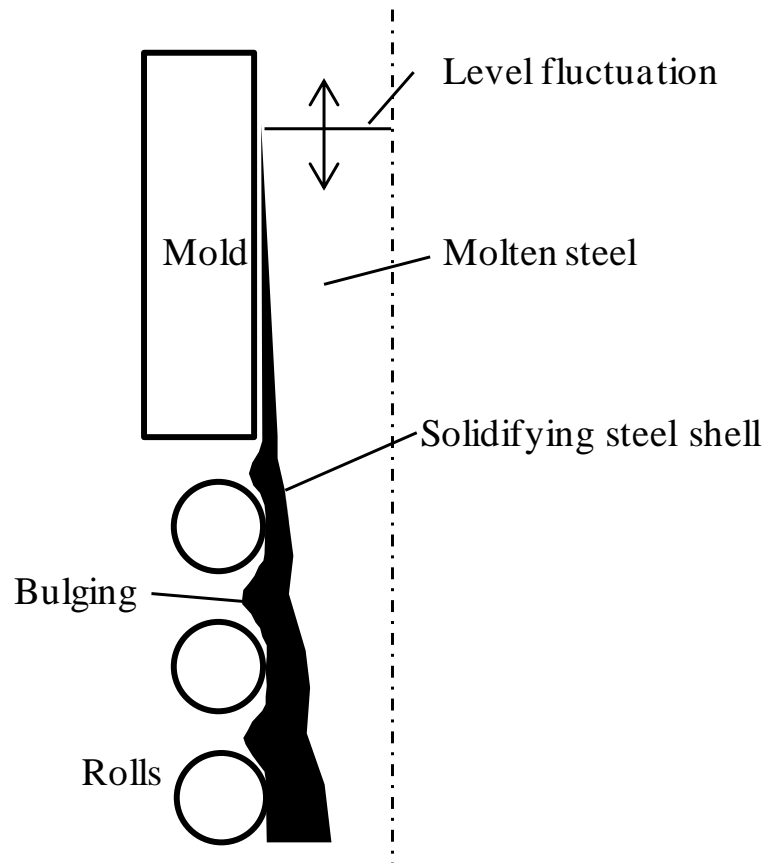
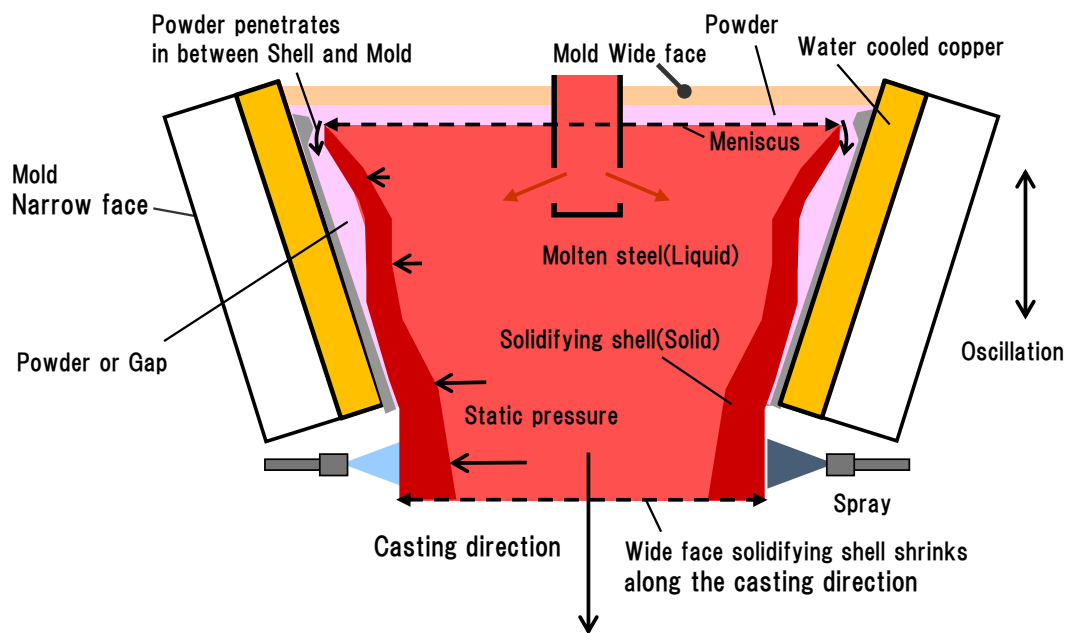
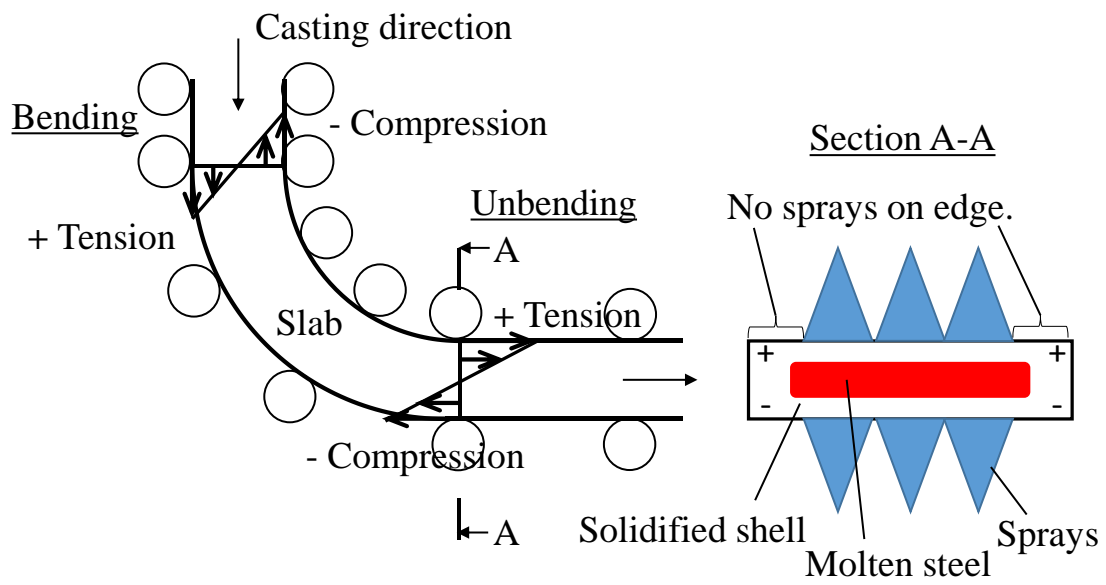


Fig.1-3 Mold level fluctuation and bulging of solidifying steel shell.



(a) Solidifying shell in the mold.

Fig.1-4 Behavior of the solidifying shell.



(b) Stress distribution at bending and unbending positions of slab and spray arrangement in width.

Fig.1-4 Behavior of the solidifying shell.

1.1.1 凝固シェル変形解析手法

変形解析手法としては、有限要素法(FEM)が一般的であるが、鋳型内の凝固シェルの変形解析の場合、液体状態の溶鋼が周囲から冷却されて凝固シェル（固相）に変態し、鋳造方向に移動しながらシェルが成長し変形する挙動を解析する必要があるため、汎用の FEM 解析ソフトの適用を難しくしている。そのため、独自に開発したコードや、汎用ソフトとサブルーチンを組み合わせた方法が提案されている。

鋳造方向に移動しながら凝固シェルが成長する挙動を表現するために、鋳造方向に垂直な 2 次元断面を取り出して、温度・凝固・変形を連成させて鋳造方向に動かしながら（境界条件を変更しながら）計算する方法が検討されている²¹⁾⁻²⁴⁾。一般化平面歪み仮定での解析になるため、鋳造方向の応力歪みの解析精度に問題がある。鋳造方向のサポートの影響の考慮も難しく、特に鋳型下のサポートロール間の変形などを解析することはできない。

3 次元の解析例では、Bellet²⁵⁾らの方法がある。鋳型の上端の湯面（メニスカス）から鋳造方向に凝固シェルを足しながら、液相と固相を完全に連成させる手法であり、凝固シェルの変形挙動を解析する上では最も精緻な計算である。鋳造方向にもメッシュ分割が必要かつ、凝固シェル成長過程でのリメッシュなど、複雑な操作が必要で、計算時間が膨大になるという欠点がある。

これらのモデルに対して、一定速度で鋳造中はメニスカスから一定位置のシェル厚やシェル温度は時間によらず変化しないと仮定した定常状態をオイラー座標系で計算するモデルが提案されている²⁶⁾。シェルの厚みに対してスラブの幅や厚みが十分大きいことから、シェルの厚み方向と鋳造方向で形成される 2 次元断面を計算したもの、3 次元で計算したものがある。

凝固シェルは、凝固界面で液相～固相温度、表層で 800℃～1000℃程度の高温度状態である。そこで、粘塑性挙動を考慮する必要がある。弾塑性だけで近似したもの、粘塑性まで考慮したモデルがいくつか提案されている²⁷⁾⁻²⁹⁾。

鋳型の中での凝固シェル変形を解析する場合、シェルと鋳型の接触状態を計算する必要がある。FEMにて接触を考慮する方法としては、Penalty法³⁰⁾が一般的である。

1.1.2 2次冷却スプレー水挙動解析手法

流動の解析手法としては、非圧縮性流体の基礎式であるナビアストークス式と連続の式を連成させて差分法や有限体積法、有限要素法等で解析する方法が一般的である。連続鋳造2次冷却のスプレー水の挙動を解析するためには自由表面を取り扱う必要がある。格子法（メッシュ法）により自由表面を取り扱う手法としては、自由表面近傍のメッシュで液体と気体の体積割合を考慮して計算するVOF(Volume of Fluid)法³¹⁾や、自由表面境界を動かしながらメッシュを都度変形させるALE(Arbitrary Lagrangian Eulerian)法³²⁾が用いられている。スプレーのように飛散する飛沫を数値解析したものとしては、Level set法を用いた流体噴流解析があるが、スプレー1本から噴射される噴流の計算においても計算が大規模になりスパコン等の利用が必須となっている³³⁾。特に自由表面の解析に優れる流体解析手法として、メッシュを用いないメッシュレス手法が提案されている。その一つとしてSPH(Smoothed Particle Hydrodynamics)は、物理量の空間分布を粒子の重ね合わせでカーネル関数により表現したモデルとして開発された³⁴⁾⁻³⁵⁾。SPHは圧縮性流体を陽解法で解く手法として、宇宙物理の分野で長い間適用されてきた³⁶⁾。自由表面流れの非圧縮性流体にも応用された³⁷⁾。格子法と粒子法による自由表面解析の精度については、船首が海面をかき分ける波の挙動をLevel set法（格子法）とSPH法（粒子法）で比較したものがあり、自由表面の大きな変形を解析するには格子法では解像度が不足していることが報告されている³⁸⁾。もう一つのメッシュレス手法として、MPS(Moving Particle Simulation)が、自由表面をもつ非圧縮性流体の解析手法として提案された³⁹⁾。SPH法でのカーネル関数と同じ役割の関数として重み関数を用いている。自由表面粒子の圧力はディレクレ条件を与えて解き、自由表面の位置を定義する必要がなく、メッシュを用いる手法に比べて単純な計算が可能である。

粒子法は種々の工学関係の問題に適用され、日本では **MPS** 法のユーザグループも設立されている⁴⁰⁾。

MPS 法を用いた研究事例としては、液柱の崩壊（ダムブレイク）の計算が行われており、実験による自由表面挙動の観察結果と突合せを実施し、計算精度が確認されている⁴¹⁾。タンク内のスロッシング流れの解析例もある⁴²⁾⁻⁴⁴⁾。多相流の解析にも優れることから、核沸騰による気泡の成長挙動の解析なども試みられている⁴⁵⁾。表面張力の考慮も可能で、水滴の振動挙動やサブクール沸騰の解析などが行われている⁴⁶⁾⁻⁴⁷⁾。スプレアの解析例はないが、水浴へのジェットの浸透やジェットの崩壊を計算した例があり⁴⁸⁾⁻⁴⁹⁾、いずれも実測と良い一致を示している。水滴の液膜への衝突挙動の解析例⁵⁰⁾もある。

また、映画等で用いられるコンピュータグラフィックスに、粒子法による流体解析が適用されている。複雑な自由表面挙動やスプラッシュなどを粒子法による流体解析により表現している⁵¹⁾⁻⁵⁶⁾。

MPS 法は商用コードも開発されており、様々な工業分野で利用されている⁵⁷⁾。ギアボックスの中のオイルの挙動など、実際には見るのが難しい流動挙動の計算による可視化が可能である。可視化だけでは計算の精度を向上させることは難しく、実際に設計等に用いる場合は、精度の確認と検証が不可欠である。

粒子法における数値解析手法の更なる開発としては、壁面のポリゴン壁での表現⁵⁸⁾⁻⁵⁹⁾、圧力変動の抑制⁶⁰⁾⁻⁶¹⁾、乱流モデルの適用⁶²⁾⁻⁶⁵⁾、壁関数⁶⁶⁾などの研究開発が行われている。

粒子法において解析の精度を確保するためには格子法と同様、粒子サイズを小さくする（格子法の場合はメッシュサイズを小さくする）必要がある。そのために、一般的には解析に必要な粒子数が多くなり、計算時間が長くなるという問題がある。この問題を解決するために、**Graphic Processing Unit(GPU)**を用いた計算の並列化による高速化の研究が進められている⁶⁷⁾⁻⁷²⁾。

このように、粒子法の一手法である **MPS** 法は、様々な自由表面挙動の解析に適用されているが、連続鋳造の 2 次冷却で用いられているスプレ

一水の挙動を解析した例はなく、解析精度の検証方法についても確立されたものはないのが現状である。

1.1.3 2次冷却凝固解析手法

スプレー流れの可視化ができれば、流動挙動を模擬した実験で熱伝達係数を測定することが可能である。測定された熱伝達係数を境界条件にして、凝固計算をすることができるが、連続鋳造の2次冷却の凝固計算においては、鋳造方向をいくつかの冷却ゾーンに分割し、ゾーンごとの冷却水の水量に応じて、熱伝達係数を決定する方法が一般的である⁷³⁾。しかし、この方法では、幅方向の熱伝達係数の分布を考慮することができない。また、スプレー冷却による熱伝達は、鋳片の表面温度が800℃から1000℃程度と高温であるため、沸騰伝熱を考慮して求める必要がある⁷⁴⁾。スプレーの水量密度、鋳片の表面温度、スプレー冷却水温度等の影響で熱伝達係数がどのように変化するかについて数多くの実験的なアプローチが実施されている⁷⁵⁾。しかし、近年、ロールが幅方向に分割されたものが一般的に使用されている関係で、ロール上に溜まった水や、分割ロールの幅方向分割部の軸受け部から流れる水等によって、幅方向に冷却の不均一が生じやすくなっているが、これらのスプレー水の挙動が熱伝達係数に及ぼす影響については十分な研究がなされていない。

凝固現象の解析的な取り扱い方法としては、厳密解⁷⁶⁾⁻⁷⁸⁾、近似解⁷⁹⁾⁻⁸⁷⁾、数値解析⁸⁸⁾⁻⁹⁸⁾がある。連続鋳造の2次冷却過程での凝固現象である鋳片の幅方向の不均一生成メカニズムを解明するためには、厳密解や近似解の1次元的な解析では不十分であり、2次元あるいは3次元による凝固計算が必要であるが、幅方向のスプレーの配置や軸受けの配置をすべて考慮した解析は実施されていない。

1.2 本研究の目的と構成

本研究の目的は、連続鋳造プロセスにおける操業上および品質上の課題に大きく影響している鋳型内および2次冷却過程における凝固不均一生成について、計算機シミュレーションにより、その原因を解明し、設備の最適化により凝固不均一を改善することである。

以下に、本研究の構成について述べる。

鋳型内の凝固状態を計算するために、一定鋳造速度の定常状態を仮定したオイラー座標系で凝固シェル変形を速度場で解く方法を適用する^{26),99)}。3次元計算をするために、凝固シェルを厚肉のFEMシェル要素でモデル化する。開発した数値解析モデルにより、鋳型形状が凝固シェル不均一生成に及ぼす影響を検討し、鋳型の短辺テーパ形状の最適化により凝固不均一を改善した結果を2章に述べる。

2次冷却過程でのスプレー水の挙動を計算するために、粒子法解析手法であるMPS法の汎用商用コードであるParticleworks¹¹⁰⁾を適用する。計算で用いる粒子径、表面張力等の影響を検討する。解析の精度については水モデルを用いた流量測定結果との突合せを実施する。本計算モデルにより可視化した結果によりスプレー水挙動を把握し、不均一冷却生成のメカニズムについて検討した結果を3章に述べる。

幅方向の不均一凝固を計算するために、鋳造方向に垂直な断面の2次元断面を、周囲の境界条件を時間に応じて変更しながら計算する手法を適用する⁹⁸⁾。境界条件としては熱伝達係数を定義する必要がある。幅方向に複数配置されているスプレー1本1本の水量を個別に考慮して熱伝達係数の境界条件として入力できるモデルを開発する。更に、鋳片の支持に用いられているロールによる接触冷却、分割ロールの軸受け部を流れるスプレー水による冷却、ロール上に滞留する水による冷却、冷却水が全くかからない部位での輻射冷却を位置ごとに考慮できるモデルを開発する。スプレーのタイプ（噴射形状等）によっても熱伝達係数は異なるため、ここでは、実際の連続鋳造で用いられているスプレーを使って、熱伝達係数の実測を行う。開発した凝固解析モデルに、粒子法解析により得られたスプレー水挙動を模擬した実験で得られた熱伝達係数を境界

条件として用いることで，幅方向の凝固不均一発生メカニズムを解明し，その改善方法について提案する．その結果を 4 章にて述べる．

これらの開発した数値解析モデルにより，連続鋳造における冷却過程での凝固不均一生成原因を究明し，実機設備の最適化により凝固不均一を改善した結果について 5 章で総括する．

第 2 章 鋳型内凝固シェルの変形解析を用いた凝固不均一の改善

2.1 緒言

連鋳機の操業上，品質上の課題には，冷却過程での凝固不均一生成が大きく影響している．特に 1 次冷却過程である鋳型において，鋳型短辺の傾き（テーパ）形状は凝固シェル成長に大きく影響すると考えられている．従来から，短辺のテーパが十分でないとき鋳片のコーナー近傍で凝固シェルの成長が遅れ，テーパがきつすぎると凝固は均一になるものの鋳型の下端部での銅板摩耗が早くなり鋳型による鋳片の拘束力が増加し，どちらの場合も凝固シェルが破れるブレイクアウトが発生する頻度が高くなると経験的に示されている¹⁰¹⁾．この問題を解決するためには短辺のテーパ設計が重要であり，マルチテーパ¹⁰²⁾やパラボリックテーパ等が提案され適用されてきたが，短辺形状が凝固に及ぼす影響については十分な定量的な検討がなされていない．数値解析モデルにより凝固シェルの変形挙動を定性的に解析したものや，コーナー近傍での応力状態を計算したものはあるが，実際の凝固シェルの変形やコーナー近傍の凝固シェルの応力場を測定することは困難であり，モデルの精度の検証ができなかった．また，従来の研究によるマルチテーパやパラボリックテーパ短辺は，凝固過程での凝固シェルの収缩量に応じて形状を設計していたが，スラブの鋳造で一般的に使用されている幅可変型の連続鋳造機においては，幅に応じて収缩量が変化するため，明確な形状設計指針がなかった．

これらの課題を解決するために，実スラブでの観察が可能なコーナー部近傍の凝固遅れに着目し，この凝固不均一を指標にして，3次元凝固シェル変形有限要素法解析により，マルチテーパ短辺の凝固不均一改善効果を定量的に検証する．また，短辺と凝固シェルの接触状態を表現する摩擦拘束力を新たな指標として提案し，実機試験によりその限界値を設定する．これら 2 つの指標である凝固均一度と摩擦拘束力を用いて，鋳片幅に応じた短辺テーパの変化を考慮したマルチテーパ短辺形状の最適化を実施し，本研究の目的である凝固不均一の改善を検討する．

2.2 鋳型内凝固シェル変形解析手法

2.2.1 凝固解析モデル

凝固計算の方法としては、エンタルピ法、等価比熱法等の種々の方法があるが、ここでは、凝固シェル厚方向の温度分布を2次式で近似できるとして、熱伝導方程式をルンゲクッタ法で解く方法¹⁰⁰⁾を採用した。

凝固シェル内の非定常熱伝導式を式(2-1)に示す。この式を、メニスカス（溶鋼の自由表面である凝固開始位置）から鋳型下端まで計算する。鋳型内においては、凝固シェル厚みは鋳片長辺幅・短辺幅に比べて小さく、凝固シェル厚み方向の1次元伝熱が支配的だと仮定した。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho C} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (2-1)$$

T は温度、 λ は凝固シェルの熱伝導率、 ρ は密度、 C は比熱、 z は、凝固シェル厚み方向の位置を示す。ここで、境界条件として、鋳型と凝固シェル間の熱流束(q_0)と、溶鋼と凝固シェル間の熱流束(q_δ)を設定する必要がある。この関係を Fig.2-1 に示す。 λ, ρ, C の値は温度によらず一定とした。

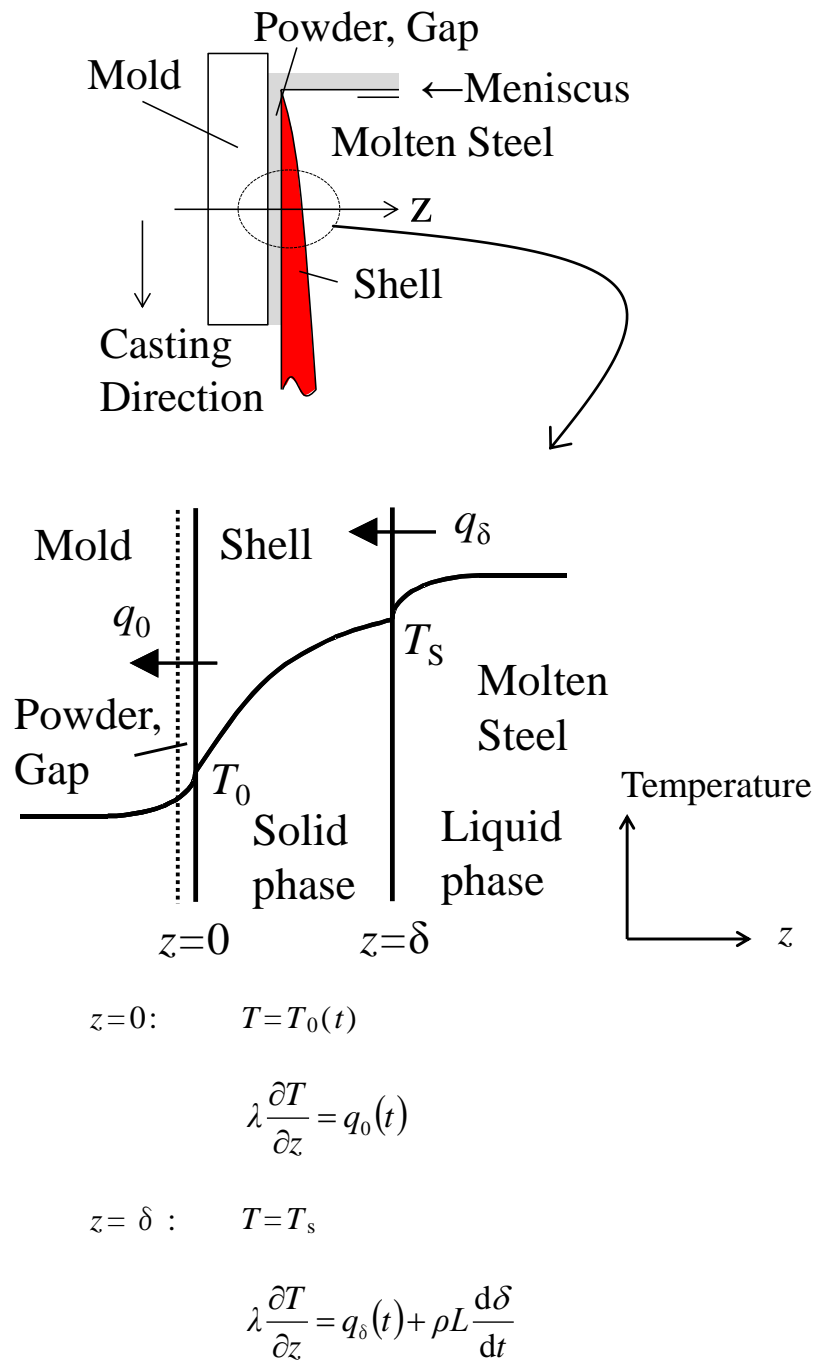


Fig.2-1 Boundary conditions of solidification model.

$z=0$ は凝固シェルの鑄型側の境界， $z=\delta$ は凝固シェルと溶鋼の境界を示す．

この境界条件を定式化すると，

$$z=0: \quad T=T_0(t) \quad (2-2)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = q_0(t) \quad (2-3)$$

$$z=\delta: \quad T=T_s \quad (2-4)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = q_\delta(t) + \rho L \frac{d\delta}{dt} \quad (2-5)$$

ここで， λ は熱伝導率， T_s は固相線温度， L は凝固潜熱である． $q_0(t)$ については，鑄型に設置した熱電対温度と鑄型給排水温度差から抜熱量を計算しメニスカスからの時間の関数として式(2-6)のように設定した．ここで l はメニスカスからの距離， V は鑄造速度， a, b は実測の抜熱量からフィッティングで求めた． $q_\delta(t)$ は溶鋼から凝固シェルへの入熱で，式(2-7)で表現できる．

$$q_0(t) = a(l/V)^{-b} \quad (2-6)$$

$$q_\delta(t) = h \Delta T \quad (2-7)$$

ここで， h は溶鋼と凝固シェル間の熱伝達係数で， ΔT は溶鋼のスーパーヒート（溶鋼温度－溶鋼液相線温度）である． h を測定することは難しいため，鑄型内の h 分布を一様かつ鑄造状態によらず一定と仮定し，実際に種々の鑄造速度，スーパーヒートの条件でシェル厚を測定して求めた．具体的には，Fig.2-2 に示すように，鑄造速度 1.24m/min ・ ΔT 40°C の条件と鑄造速度 1.99m/min ・ ΔT 20°C の条件で，鑄型下端のシェル厚が同じであったことから一定値の $h=9000\text{W/m}^2\text{K}$ を求めた．Fig.2-2 の横軸はメニスカスからの経過時間，縦軸は抜熱量を示す．鑄型による抜熱量は式

(2-6)に示すように、メニスカスからの時間で整理できる。鑄造速度が1.99mpmの時は鑄型の下端までに約25秒、1.24mpmの時は約40秒の時間がかかる。 $q_0(t)$ と $q_\delta(t)$ との差が凝固潜熱と同等と考えると、それぞれの鑄造速度での鑄型抜熱と溶鋼からの入熱の差は図示した面積であり、鑄型下端でのシェル厚が両ケースで同じであったので、シェル成長に必要な凝固潜熱に相当するこの面積は同じである。そこで図に示した面積が同じになるように h をフィッティングした。実際には鑄造方向、幅方向で h に分布があり、溶鋼流動の状態によっても変化する値であると考えられるが¹⁰⁴⁾、凝固シェルの変形に及ぼす影響は小さいと仮定し、一様一定値とした。

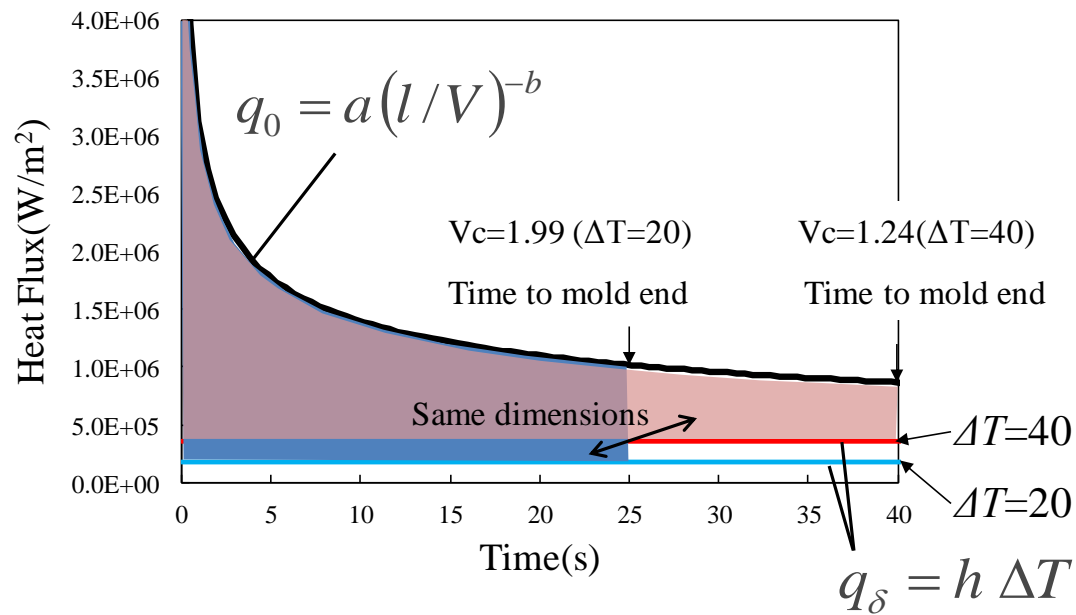


Fig.2-2 Comparison of heat flux between casting speeds (V_c) of 1.99mpm and 1.24mpm.

式(2-1)は、式(2-2)～(2-5)を境界条件として適用し、凝固シェル厚み方向の温度分布を2次式で仮定することで、凝固シェルの表面温度（凝固シェルの鋳型側の境界位置）と凝固シェル厚を変数とした常微分方程式となり、ルンゲクッタ法で解析が可能である¹⁰⁰⁾。2次元的な伝熱を考慮するために、幅方向の隣接点からの熱流束をシェル厚み方向の熱流束に付加して計算し、長辺と短辺の境界点には長辺からも短辺からも冷却される2面冷却の効果で熱流束を $\sqrt{2}$ 倍とした。

2.2.2 凝固シェル変形解析モデル

凝固シェルの変形を解析するモデルは、単位切片を鋳造方向に動かしながら解析する物質座標での解析が一般的であったが、ここでは空間座標を用いる手法を用いた。鋳造速度一定の状態では、空間のすべての点で、時間によらず物理量の変化がないとした準定常問題として扱える。粘塑性挙動を扱うことから、変形速度を考慮できるように、歪み速度によるモデル化を適用した。物質微分を時間項と対流項に分離し、時間項を零として消去して応力ひずみの式を導出する方法もあるが、ここでは速度形の式をそのまま使い、定常状態の境界条件を適用して計算した。全歪み速度ベクトルは、下記の式で表現できる。

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^t + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^m \quad (2-8)$$

ここで、 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e$ は弾性歪み速度、 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp}$ は粘塑性歪み速度、 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^t$ は熱歪み速度、 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^m$ は変態歪み速度のベクトルを表す。

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e = \frac{1+\nu}{E} \dot{\boldsymbol{\sigma}} - \frac{\nu}{E} (\text{tr } \dot{\boldsymbol{\sigma}}) \mathbf{1} \quad (2-9)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^t = \alpha \dot{T} \mathbf{1} \quad (2-10)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^m = \sum \beta_i \dot{\xi}_i \mathbf{1} \quad (2-11)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \frac{1}{3\mu} F \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (2-12)$$

粘塑性歪みについては、王ら²⁶⁾が提案したモデルを用いた。\$F\$は静的な降伏関数を表し、ここではミーゼス型を採用した。\$E\$はヤング率、\$\nu\$はポアソン比、\$\boldsymbol{\sigma}\$は応力、\$\mathbf{1}\$は成分がすべて1の列ベクトル、\$\mu\$は粘性係数、\$\alpha\$は線膨張係数、\$T\$は温度、\$\beta\$は変態膨張係数、\$\xi\$は\$\delta\$、\$\gamma\$相の体積分率を表す。

$$F = \left[\frac{3}{2} \text{tr} \mathbf{S}^2 \right]^{1/2} - \sigma_0 \quad (2-13)$$

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \frac{1}{2\mu} \left\{ 1 - \sigma_0 \left[\frac{3}{2} \text{tr} \mathbf{S}^2 \right]^{-1/2} \right\} \mathbf{S} = \omega \mathbf{S} \quad (2-14)$$

ここで、\$\mathbf{S}\$は偏差応力テンソル、\$\sigma_0\$は静的降伏応力を表す。式(2-14)の\$\omega\$を、高温引張試験結果¹⁰⁵⁾を応力と歪速度の関係で整理した時の係数として定義した。

次に有限要素法による定式化を述べる。凝固シェル厚が鋳片のサイズ（鋳片幅、鋳造方向長さ）に比べて薄く、凝固シェル内の温度分布も比較的単純に表現できる（2次式近似）こと、凝固シェルの変形が溶鋼静圧と鋳型拘束および熱収縮による曲げ変形が支配的であることから、変形を有限要素法(FEM)で解析する際に、計算要素として、4節点の厚肉殻（シェル）要素を用いた定式化を行うこととした。Fig.2-3に、本FEM計算で用いたシェル要素を示す。凝固シェル厚方向を\$z\$、鋳造方向を\$x\$、鋳片幅方向を\$y\$とした。

温度分布や塑性変形領域は、要素の厚み方向のいくつかの積分点で考慮した。

この要素を使用したFEM計算により、物質移動、凝固を含む相変態、および高温域の粘塑性挙動までを考慮した3次元解析が可能になった。

FEMの定式化について簡単に述べる。形状関数\$N\$により、要素内の変

位速度ベクトルは次式で表現できる．ここでは一部ベクトルの成分を記載する関係で列ベクトルを $\{\}$ ，マトリクスを $[\]$ で表記する．

$$\{\dot{u}\} = \sum_{i=1}^4 N_i \begin{Bmatrix} \dot{u}_i \\ \dot{v}_i \\ \dot{w}_i \end{Bmatrix} + \sum_{i=1}^4 N_i z \begin{Bmatrix} \dot{\theta} y_i \\ -\dot{\theta} x_i \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2-15)$$

ここで， $(\dot{u}_i, \dot{v}_i, \dot{w}_i, \dot{\theta} x_i, \dot{\theta} y_i, \dot{\theta} z_i)$ は要素節点で定義された変位速度と回転速度で， z は凝固シェル厚方向位置である． z 軸周りの回転はないので，回転速度 $\dot{\theta} z_i$ はゼロとした．仮想仕事の原理を用いると，全体剛性マトリクスは，以下のようなになる．

$$[K]\{\dot{u}\} = \{\dot{L}_t\} + \{\dot{L}_T\} + \{\dot{L}_m\} + \{\dot{L}_{vp}\} \quad (2-16)$$

$$[K]^e = \int_V [B]^T [D][B] dV \quad (2-17)$$

$$\{\dot{L}_t\}^e = \int_S [N]^T \{\dot{t}\} dS \quad (2-18)$$

$$\{\dot{L}_T\}^e = \int_V [B]^T [D]\{\bar{\alpha}\} \dot{T} dS \quad (2-19)$$

$$\{\dot{L}_m\}^e = \sum \int_V [B]^T [D]\{\bar{\beta}_i\} \dot{\xi}_i dV \quad (2-20)$$

$$\{\dot{L}_{vp}\}^e = \int_V \omega [B]^T [D]\{s\} dV \quad (2-21)$$

ここで， $[K]$ は剛性マトリクス， $[B]$ は歪変位マトリクス， $[D]$ は弾性マトリクス， $\{\dot{L}\}$ は節点力ベクトルを示す．下添え字 t, T, m, vp はそれぞれ，表面力，熱応力，相変態応力，粘塑性応力の増分値である．鋳型～

凝固シェル間の接触はペナルティー法³⁰⁾を用いてモデル化した。

解析には、物質移動を伴う微小変形理論を適用した。前述の凝固計算で求めた温度分布を、要素内の各積分点(面内4点+シェル厚方向n点)に与え、式(2-16)を剛性マトリクスは一定に保ったまま、荷重速度ベクトルを変更しながら反復計算により、変位速度が収束するまで繰り返し計算を行う。変位速度が計算されれば、歪速度および応力速度が計算できる。歪および応力速度を casting 方向に沿って積分することによって、空間各点での歪と応力が計算できる。変位速度が収束し、変形状態が計算できると、鋳型と凝固シェル間の接触状態がわかる。ギャップがあいた所では、熱伝達が悪くなり、熱流束が小さくなる。小さくなった熱流束を考慮して、凝固を再計算し、上記の変形解析を繰り返す。この手順を反復して、最終的に温度分布、シェル変形挙動が収束するまで計算する。凝固シェルと鋳型冷却水の間熱抵抗は、凝固シェルと鋳型間が一番大きい¹⁰⁶⁾ので、抜熱はギャップに応じてリニアに低下すると仮定した。一定以上ギャップが大きくなると潤滑のために供給しているパウダーでは満たされずエアギャップが生成し、抜熱は空気層による断熱に近くなり、放射による抜熱が支配的になると考えた。つまり、抜熱量は次式のように、ギャップ量の関数として表現でき、次節で説明する凝固均一度が実測に合うようにフィッティングを実施した。ここで求めたフィッティング関数は操業条件によらず同じとした。

$$q' = f(z_g) \cdot q \quad (2-22)$$

ここで q' はギャップを考慮した抜熱量、 z_g は凝固シェルと鋳型間のギャップ量、 q は初期に設定した casting 速度に応じた抜熱量である。 $f(z_g)$ は、 $z_g = 0.1\text{mm}$ まで 1.0、 $z_g = 0.1\text{mm} \sim 0.9\text{mm}$ の間でギャップ量にリニアで 0.5 まで低下し、 $z_g = 0.9\text{mm}$ 以上で 0.5 一定となるようにフィッティングした。凝固シェル厚の実測値に合うようにギャップ量による抜熱低下をフィッティングした結果、ギャップ量 1.0mm 程度以下で抜熱が大きく変化することになった。短辺テーパは casting 方向 1m あたり、鋳片幅が 1.0~1.5% 程

度収縮するように一般的には設定されており，例えば 1200mm 程度の鋳片幅の場合，メニスカスから 100mm 位置で 0.6~0.9mm 程度，短辺は傾いている（片側の短辺）．この程度の傾きが凝固の成長に大きく影響することから，1.0mm 以下程度で抜熱が変化するとしたフィッティングは妥当性があると考えている．0.9mm 以上で抜熱低下を一定としたのは，ギャップがパウダーで満たされずエアギャップが生成し，放射による抜熱が支配的になりギャップ量が関係しなくなると考えた． $f(z_g)$ が解析で用いた唯一のフィッティングパラメータで，物性値等は高温引張り試験等による測定データ¹⁰⁵⁾を用いた．

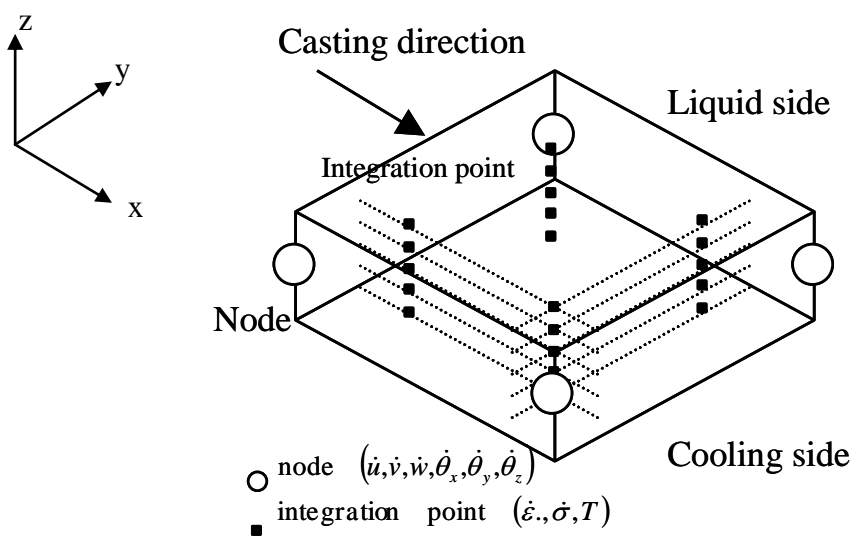


Fig.2-3 FEM 4-nodes thick shell element.

2.3 短辺テーパ形状が凝固シェル成長に及ぼす影響の解析による解析モデルの精度検証

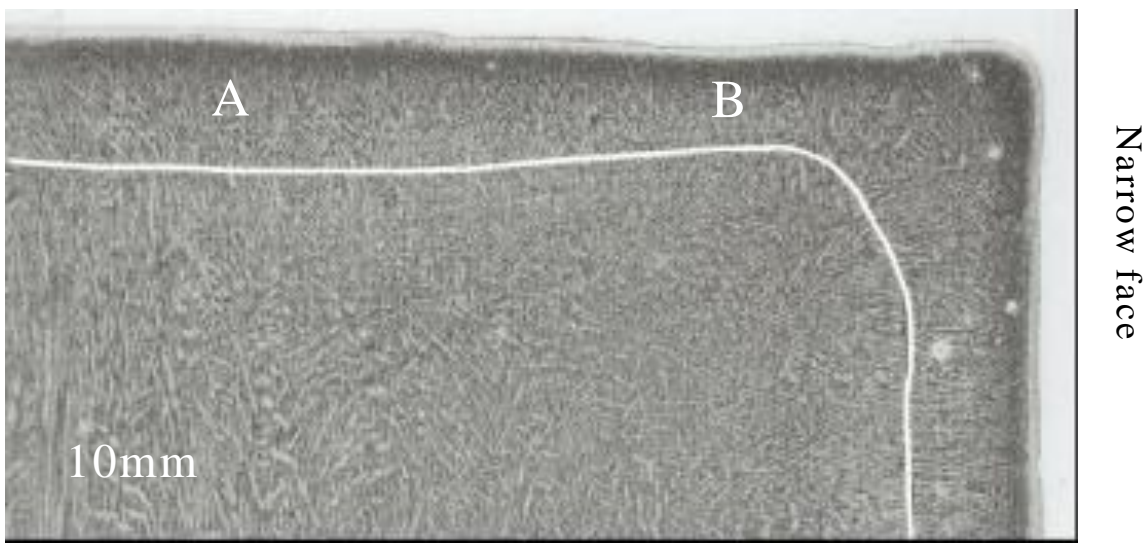
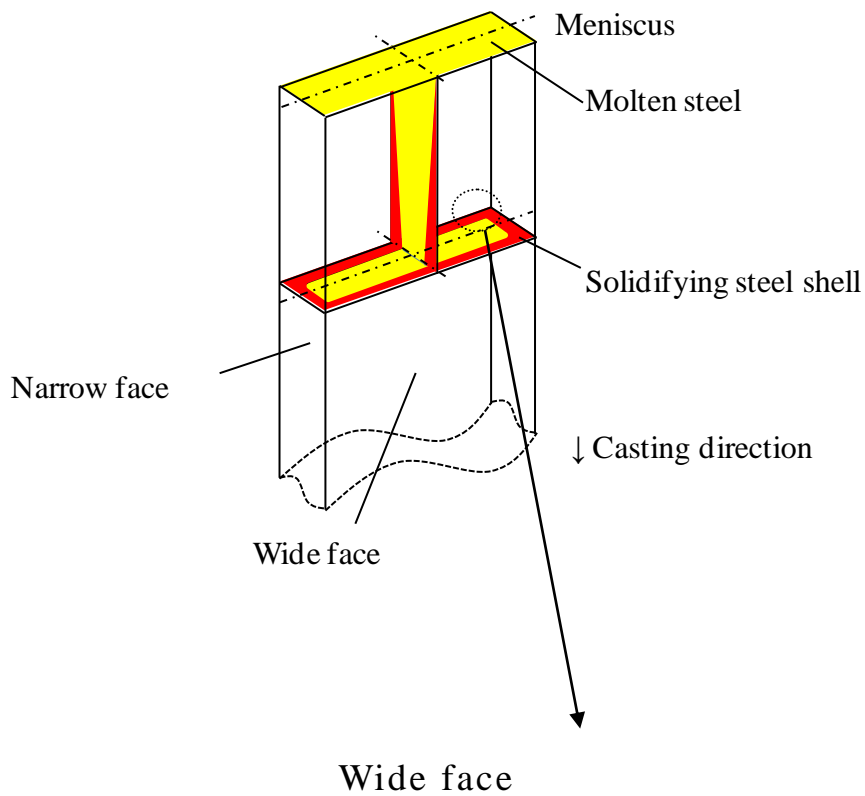
凝固シェル変形解析モデルの精度検証のために，次の 2 つの評価指標を提案した．

(1)凝固均一度

吐出流が短辺に衝突し，流れが反転する位置で生じたと考えられる鋳片の鋳造方向に垂直な断面のホワイトバンド形状から，コーナー部での凝固遅れ度合いを評価することができる．コーナー近傍の凝固遅れ部の最小シェル厚(B)を正常部のシェル厚(A)で除した値を，凝固均一度として定義した．Fig.2-4 に，この定義を示す．

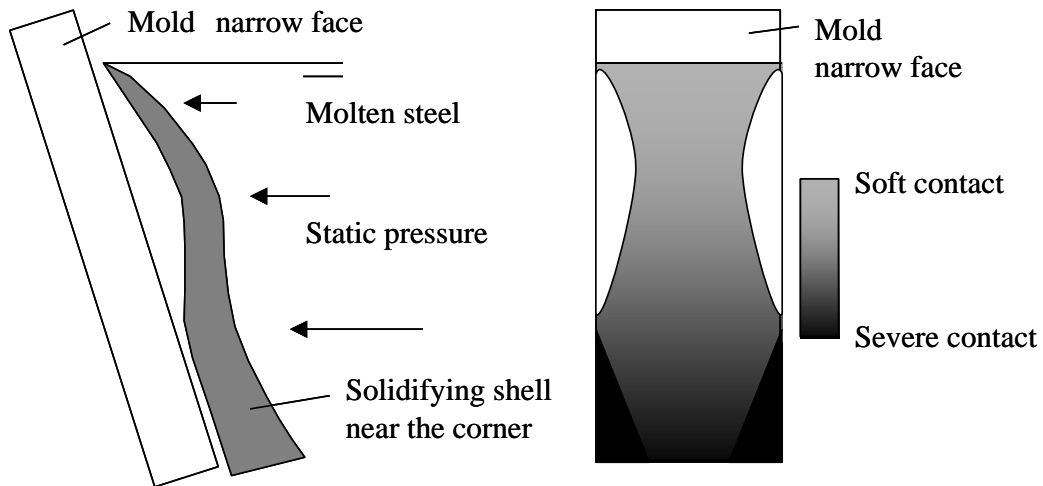
(2)摩擦拘束力

テーパをきつくすると，鋳型と凝固シェルの中の拘束力が増加する．この拘束力を測定することは困難であるため，モデルでの計算結果から推定することとした．計算モデルでは，鋳型と凝固シェルの中にバネを設置している．バネは鋳型の面に垂直な方向と，水平方向（鋳片幅方向と鋳造方向）の 3 自由度を設定できるようにしたが，解析では水平方向のバネ定数は零とした．垂直方向バネの撓み量から，鋳型と凝固シェル間の反発力が計算でき，その計算された反発力を短辺全面で積分した値を，摩擦拘束力とした．Fig.2-5 にイメージを示す．



$$\text{Uniformity ratio} = B/A$$

Fig.2-4 Uniformity ratio of the shell.
(Observed shell thickness near the corner.)



$$\text{Friction Force} \propto \int (\text{Contact Force}) dS_N$$

S_N : Surface of Narrow Face

Fig.2-5 Definition of friction force.

前記で定義した凝固均一度，摩擦拘束力を指標に，鋳型の短辺テーパ形状が，凝固シェル成長に及ぼす影響について検討することでモデルの精度検証を検討した．短辺テーパ形状は，長辺の熱収縮形状に近付けることで，鋳片と鋳型の間の接触状態が良くなり，凝固が均一になることが一般的に知られている．Fig.2-6 に示すように，鋳型の短辺側は収縮に合わせて傾けて使用されるのが一般的で，通常は鋳型の上端から下端まで一定の勾配の 1 段テーパの鋳型（Fig.2-6 の右側短辺）が用いられている．しかし，熱収縮量は凝固初期に大きく，後期で小さくなるため，より収縮量に合わせた上部強テーパのマルチテーパ鋳型（Fig.2-6 の左側短辺）が提案されている¹⁰²⁾．Fig.2-6 に示すように，マルチテーパ短辺により，凝固シェルと鋳型とのギャップ量が小さくなると考えられている．

凝固シェル変形解析モデルの精度検証を目的に，このマルチテーパ短辺による凝固均一化効果を，開発した数値解析モデルにより凝固シェル厚を計算することで検証した．計算の条件としては，実際の連鋳機での試験実績のある鋳造速度 1.5m/min，長辺幅 1200mm，短辺幅 250mm とした．対称性を考慮し長辺および短辺の半分の 1/4 モデルとした．メッシュのサイズは長辺短辺の幅方向に 5mm，シェル厚み方向は 20mm 厚みを 20 分割した．Fig.2-7 に計算に用いたメッシュ図を示す．Fig.2-8 に解析に用いた境界条件を示す．メニスカス部は z 方向（鋳造方向）を拘束し，長辺・短辺の中心位置は対称条件とした．鋳型の下端はすべての回転を拘束した．

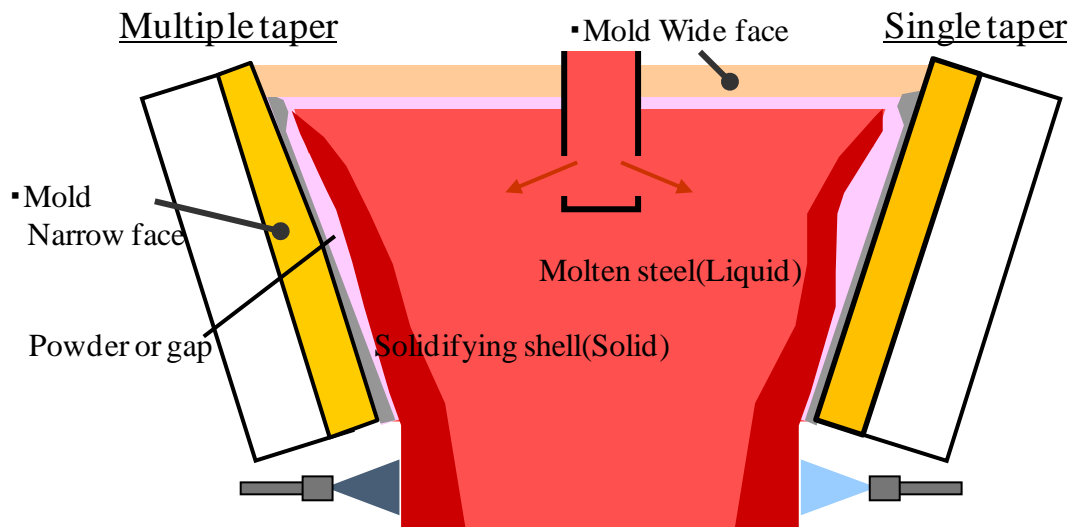


Fig.2-6 Difference of solidification of molten steel in Single and Multiple taper narrow face mold.

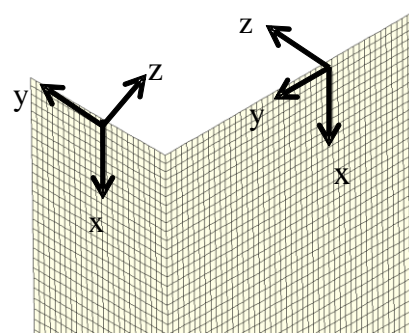
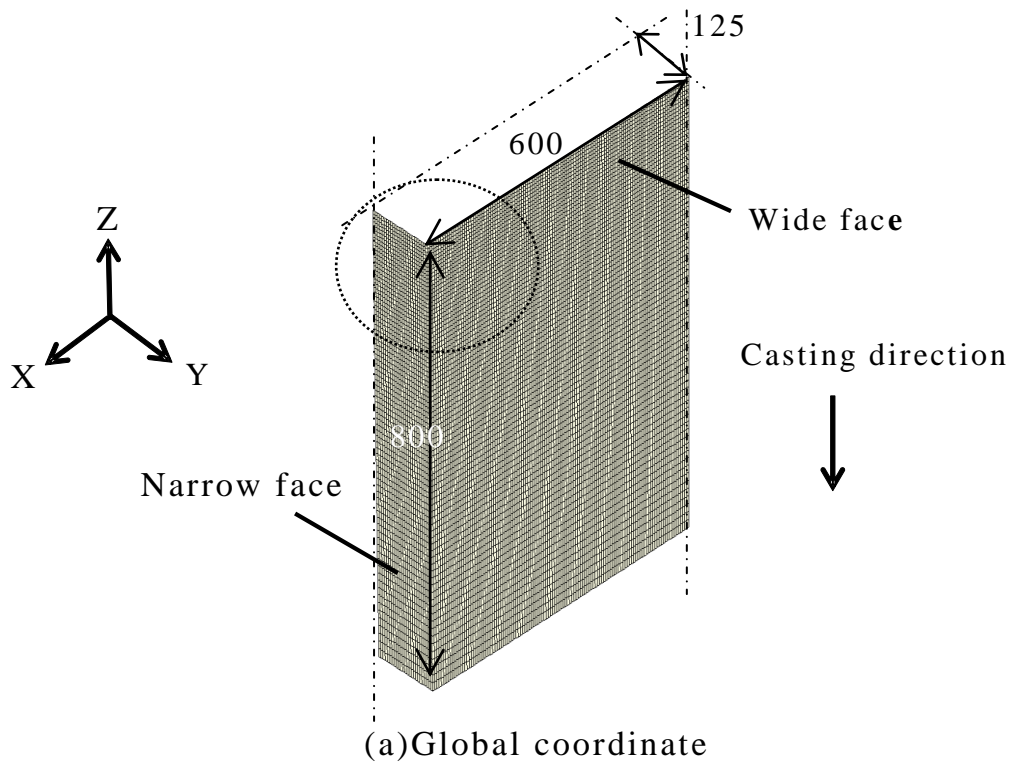


Fig.2-7 Computational mesh((a)Global coordinate (b)Local coordinate)).

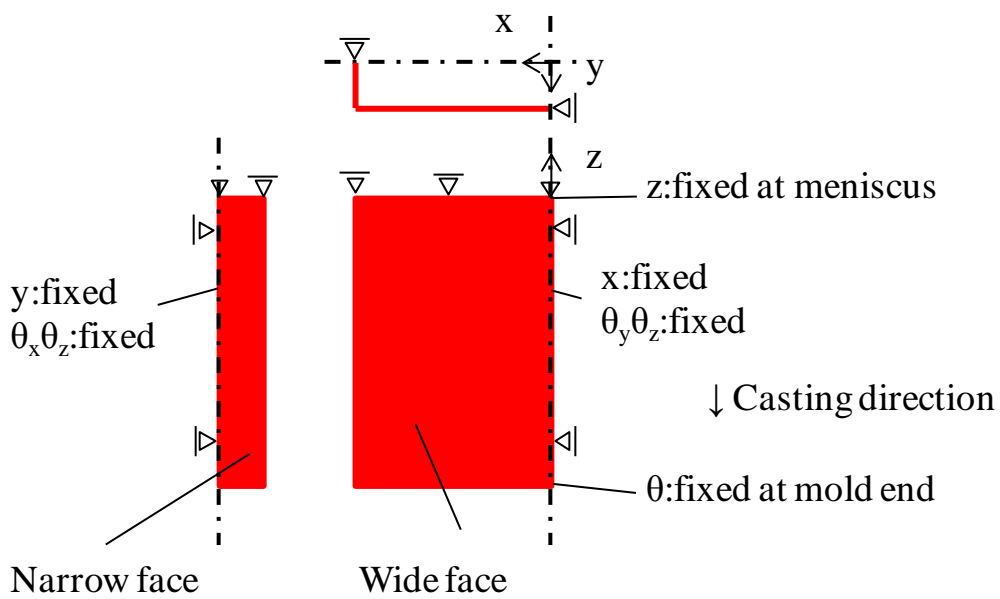
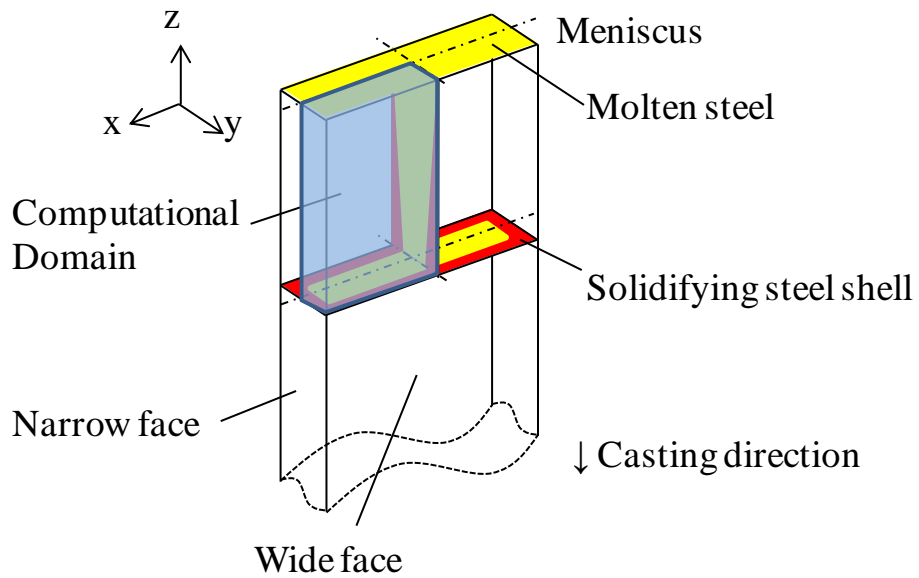


Fig.2-8 Boundary conditions of computational model.

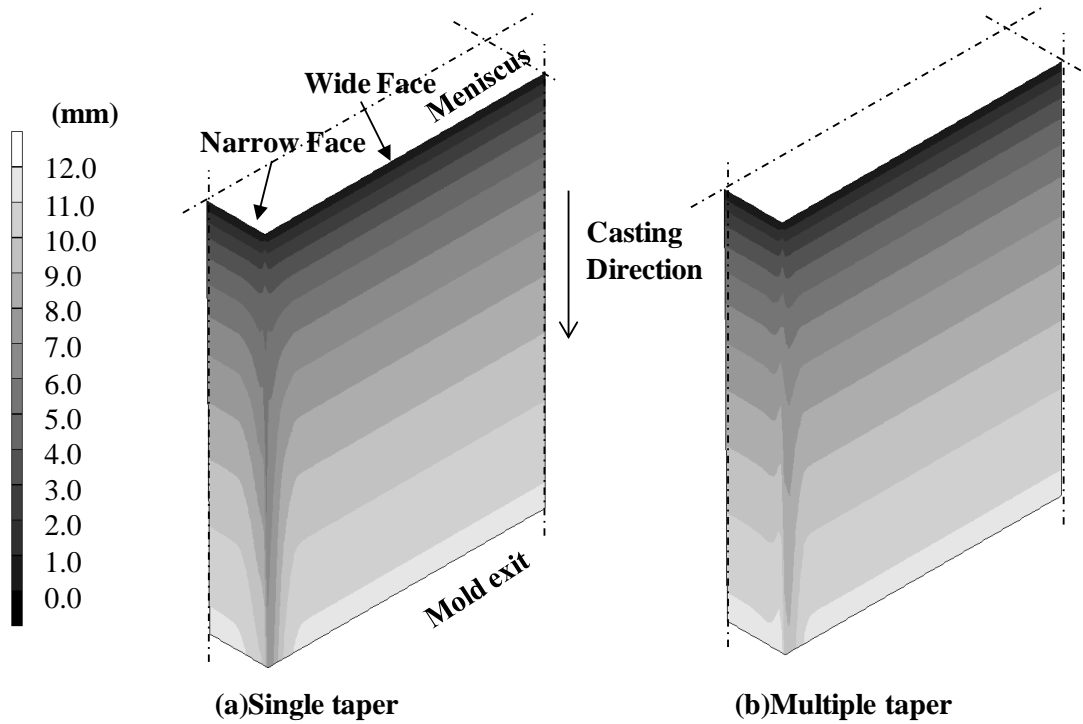
Fig.2-9(a)は短辺の傾き（テーパ）が一定である1段テーパ時の凝固シェル厚と、鋳型と鋳片間のギャップ量の計算結果を示す。ギャップ量は鋳型と接触している範囲を接触力に応じた色付けをしている。ギャップ量が正の時は鋳型と鋳片の間にはギャップが生じている。鋳片と鋳型の間に計算上バネを設置しているため、鋳片の鋳型側への変形を許容しているため、負のギャップも生じる。実現象では、鋳片と鋳型の間にはパウダー層があり、ギャップが負で計算された位置では、パウダー層の厚みが薄くなっていると考えられる。コーナー部近傍にギャップが生じているため、鋳型上部のエッジ部で凝固遅れが発生している。凝固シェルの変形は、長辺短辺のそれぞれの幅方向での凝固シェルの熱収縮によるものが支配的であり、ギャップが生じている部位で凝固シェルに曲げ変形が生じている。鋳型下部では上部で出来たギャップが溶鋼静圧で押し戻されて鋳型と再接触している。Fig.2-9(b)は鋳型の上部を強テーパに、下部を弱テーパにしたマルチテーパ時の計算結果で、コーナー部のギャップが小さくなり、シェルの均一度が増加している。これは凝固の進行に伴う熱収縮速度が、鋳型上部で大きく、下部で小さいことが関係している。1段テーパでは傾きが上部から下部まで一定であるために、鋳造初期の収縮量が大きい所でのテーパが不足している。そのためコーナー部でギャップが生成し、凝固が遅れている。これに対して、マルチテーパの場合は、初期の収縮量に対して十分なテーパがあり、コーナー部のギャップが小さくなり抜熱が改善されたと考えられる。後述するトータルテーパ率は1段、マルチテーパで同じとしている。

凝固均一度の計算結果と実測値の比較を Fig.2-10 に示す。実測値については、鋳片 C 断面のコーナー近傍をエッチングし、短辺に衝突したノズル吐出流が上下に分かれる際に発生したと思われる位置（ホワイトバンド）で評価した。実測の例を Fig.2-11 に示す。実測にはばらつきがあるが、スラブの4コーナーを測定し、最も凝固均一度が小さいケースを図にプロットしている。計算値、実測値ともに、マルチテーパ化で凝固均一度が向上している。開発した凝固シェル変形解析手法は、テーパ設計に用いるには十分な精度であることが分かった。

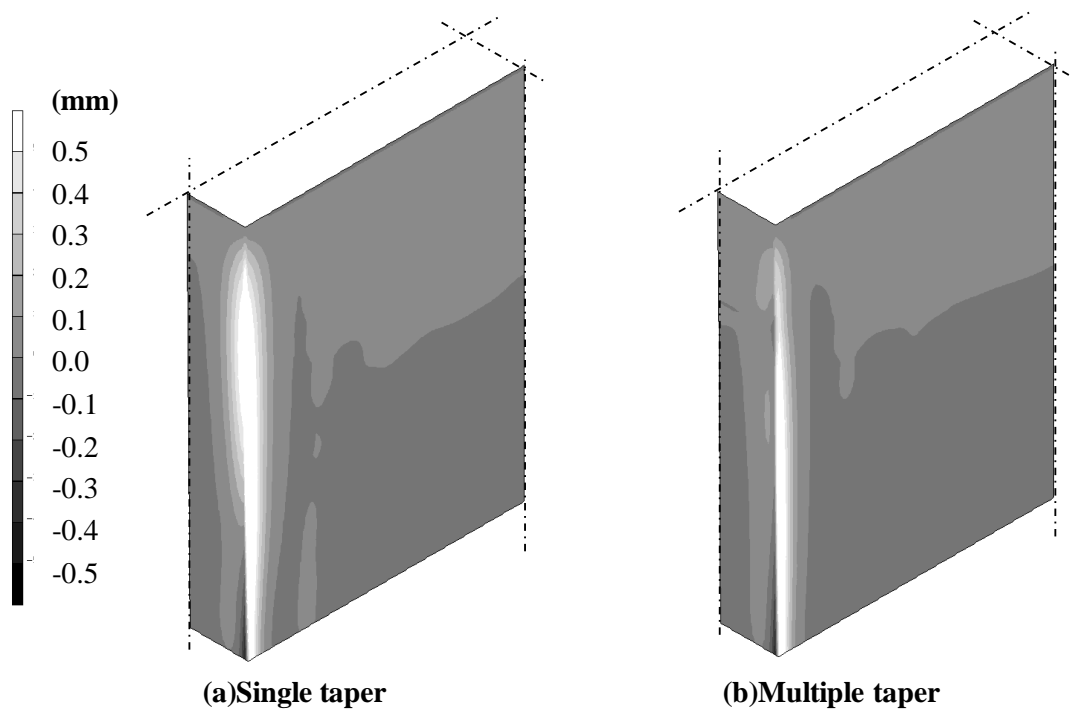
もう一つの指標である摩擦拘束力については、実機での測定が困難であることから、鋳片側の鋳型との拘束による表面割れ（C割れ）で判断することにした。一部の包晶域合金鋼でC割れが発生した。C割れ発生時の計算された摩擦拘束力を限界値に設定し、マルチテーパ時の摩擦拘束力がこの限界値以下になるように設計した。

マルチテーパ化により、拘束力を極端に上げることなく、凝固均一度を上げることが可能であることが分かった。ただし、上部強テーパ部と下部緩テーパ部の境界、かつ長辺との合わせ面近傍の短辺エッジ部での銅板の局所摩耗が問題になった。マルチテーパ化（上部強テーパ）で、鋳型上部かつコーナー部で銅板と凝固シェルの接触が大きくなっていることが原因と推定される。

開発した凝固シェル変形解析手法の精度が検証でき、マルチテーパの凝固シェル変形に及ぼす影響を定量的に計算可能なことが分かったので、次に実際の連鋳機にマルチテーパを適用する場合の鋳型短辺形状設計を計算機シミュレーションにより検討する。



Thickness of shell



Gap between shell and mold

Fig.2-9 Calculated shell thickness and gap between shell and mold ((a)Single taper (b)Multiple taper).

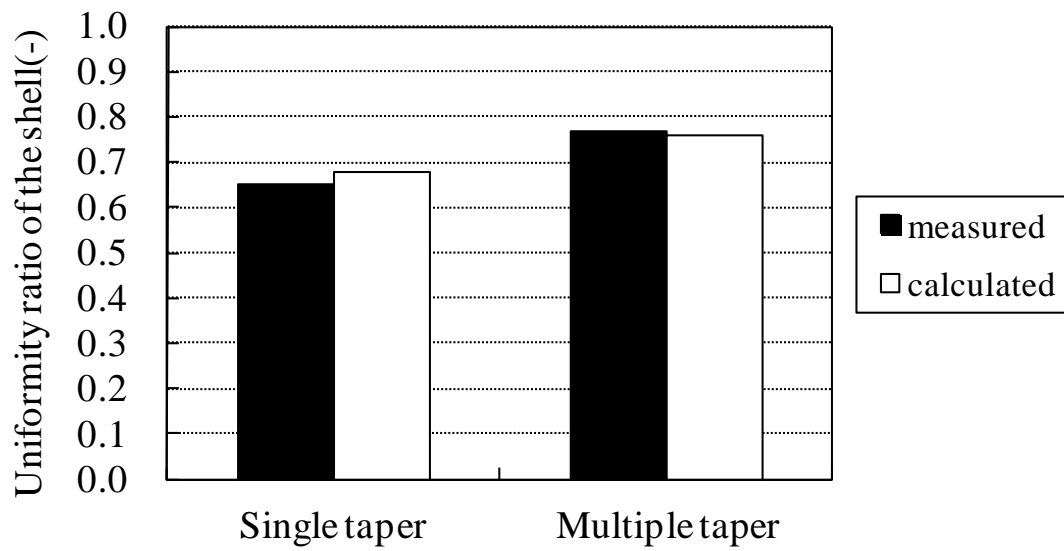
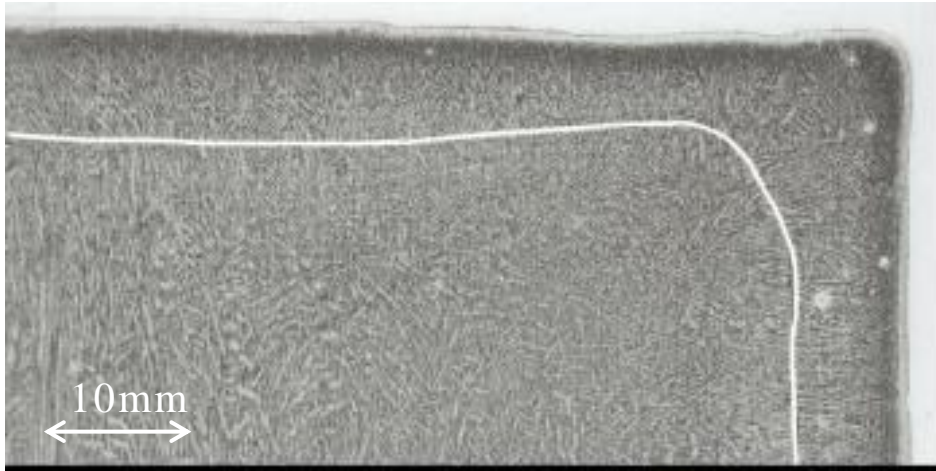
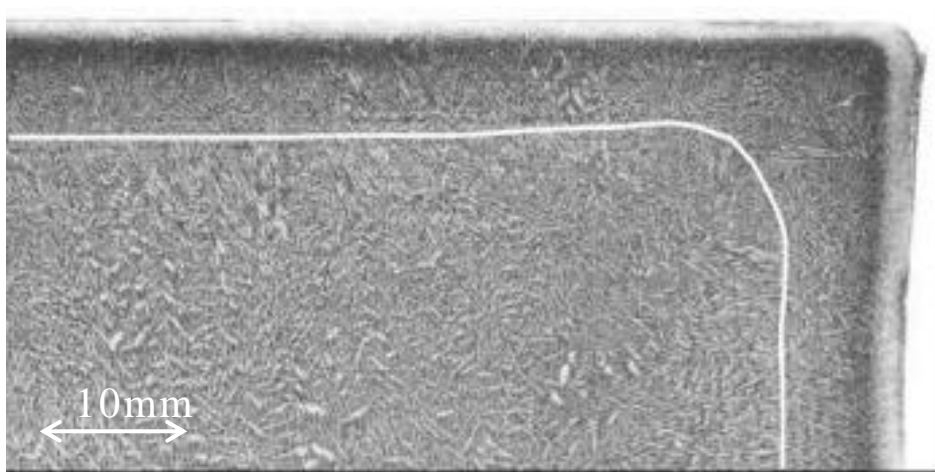


Fig.2-10 Comparison between calculated and measured uniformity ratio of the shell.



(a)Single taper



(b)Multiple taper

Fig.2-11 Measured shell thickness near the corner.

(a)Single taper (b)Multiple taper

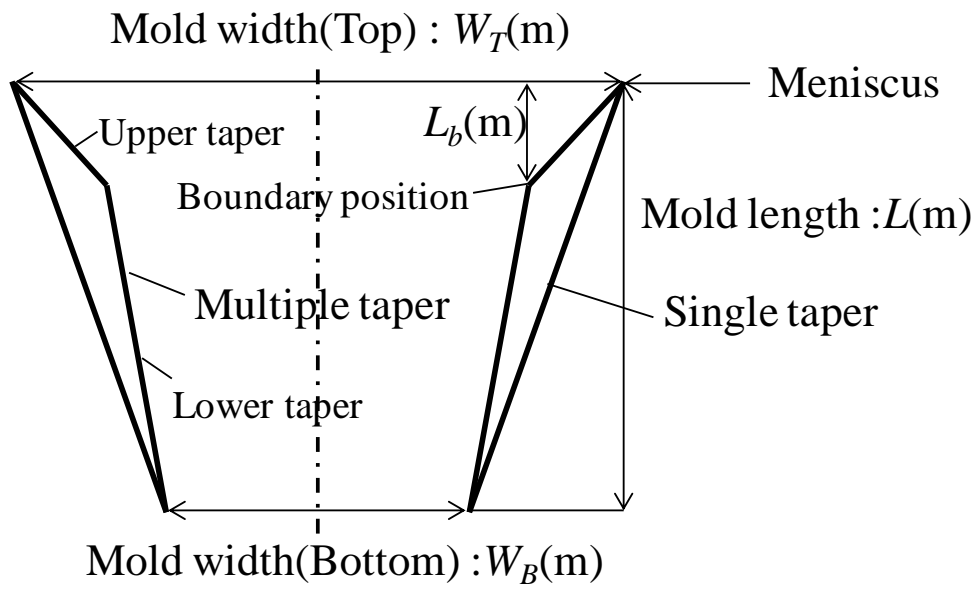
2.4 幅可変スラブ連鋳機へのマルチテーパ短辺の適用による凝固不均一の改善

スラブ連鋳機は一般的に一つの鋳型で様々な幅の鋳造を行う。そのために、長辺に挟まれた短辺は、長辺幅方向に移動できる構造になっている。マルチテーパ短辺を幅可変型のスラブ連鋳機に適用するためには、次に挙げる2点を決定する必要がある。1つ目は傾きの境界の位置、2つ目にそれぞれの長辺幅でのテーパ率である。これらの定義を Fig.2-12 に示す。トータルテーパ率はメニスカス部から鋳型下端までの間に、長辺幅が鋳造方向の単位長さあたり何%小さくなるかを表した指標である。 L はメニスカスから鋳型下端までの距離、 L_b はマルチテーパの短辺の傾きが変化する点のメニスカスからの距離を示す。

1つ目のマルチテーパの傾きの変更位置は、前述の摩擦拘束力に大きく関係する。Fig.2-13 はテーパ変更位置と摩擦拘束力の関係を同一の操業条件のもとで計算したものを示す。同一の操業条件とは、長辺幅、鋳造速度、トータルテーパ率が同一の条件である。ここで x 軸のテーパ変更位置は、Fig.2-12 で示す変更点位置までの距離を鋳型の下端までの距離で除して正規化した値 L_b/L である。 y 軸は、計算で求められた摩擦拘束力を、鋳片に割れが発生した時の摩擦拘束力の限界値で正規化している。摩擦拘束力は、変更点位置が鋳型の下側に移動するほど大きくなることが分かった。これは、上部の強テーパ部の範囲が拡がり、この部位で凝固シエールと鋳型の接触が良くなっているためであると考えている。この摩擦拘束力を、すべての長辺幅において、限界値以下に設計することが重要である。

2つ目の設計事項であるテーパ率に関しては、上テーパ率、下テーパ率ともに長辺幅が変更になるとそれに応じて変化する。これは、Fig.2-14 に示すように長辺幅に応じて形状の違う短辺を使うことが出来ないため、広幅時には狭幅時に比べて短辺を大きく傾ける必要があり、上下テーパ率はそれに応じて変化する。広幅時の長辺幅の $1/2$ を W_w 、狭幅時のそれを W_n とする時、広幅と狭幅でトータルテーパ率を一定とした場合に、メニスカスから鋳型下端までの短辺の傾き量を広幅時 D_w 、狭幅時 D_n と

定義すると、 D_w/W_w と D_n/W_n は同じであるが、Fig.2-14 に示すように、広幅時の上部の傾き (U_w/W_w) は狭幅時のそれ (U_n/W_n) より小さくなり、下部の傾きは逆に広幅時の傾き (L_w/W_w) は狭幅時の傾き (L_n/W_n) よりも大きくなる。このことから、Fig.2-15 に示すように、長辺幅が狭くなると、上のテーパ率は大きくなり下のテーパ率は小さくなる。逆に、長辺幅が広くなると、上のテーパ率は小さくなり下のテーパ率は大きくなる。この図では、トータルテーパ率はどの長辺幅でも同じであり、上テーパ率と下テーパ率は、トータルテーパ率で正規化している。ここでもすべての長辺幅において摩擦拘束力が限界値以下に設計することが重要である。



$$\text{Total taper ratio} = \frac{W_T - W_B}{W_T L} \times 100 \quad (\% / m)$$

Fig.2-12 Taper definition.

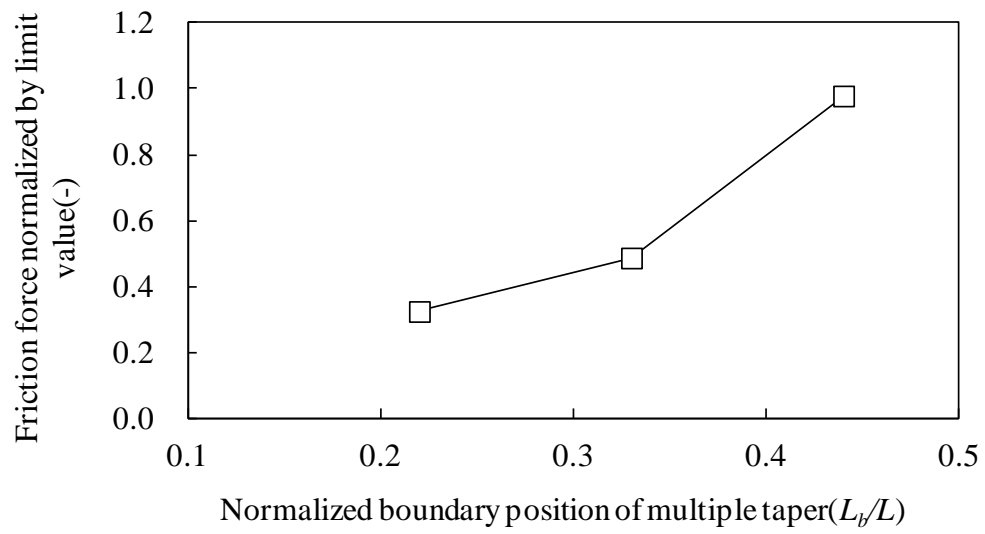


Fig.2-13 Calculated friction force normalized by limit value compared with boundary positions of multiple taper.

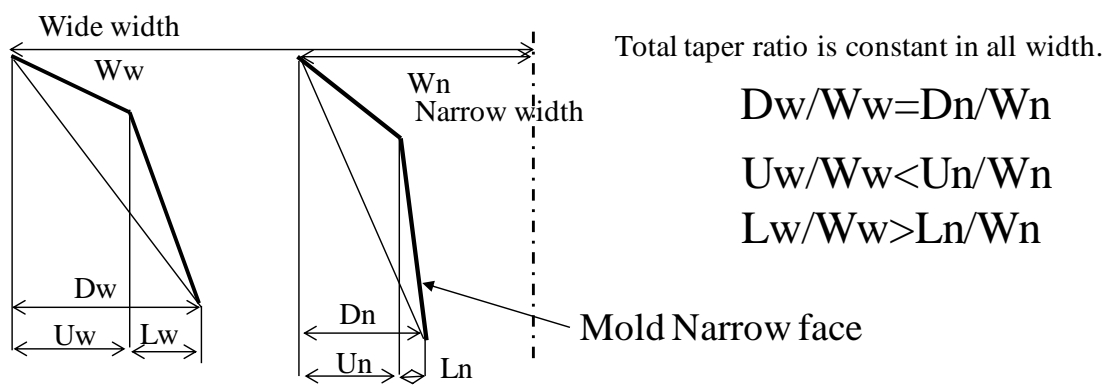


Fig.2-14 Taper change in different slab width.

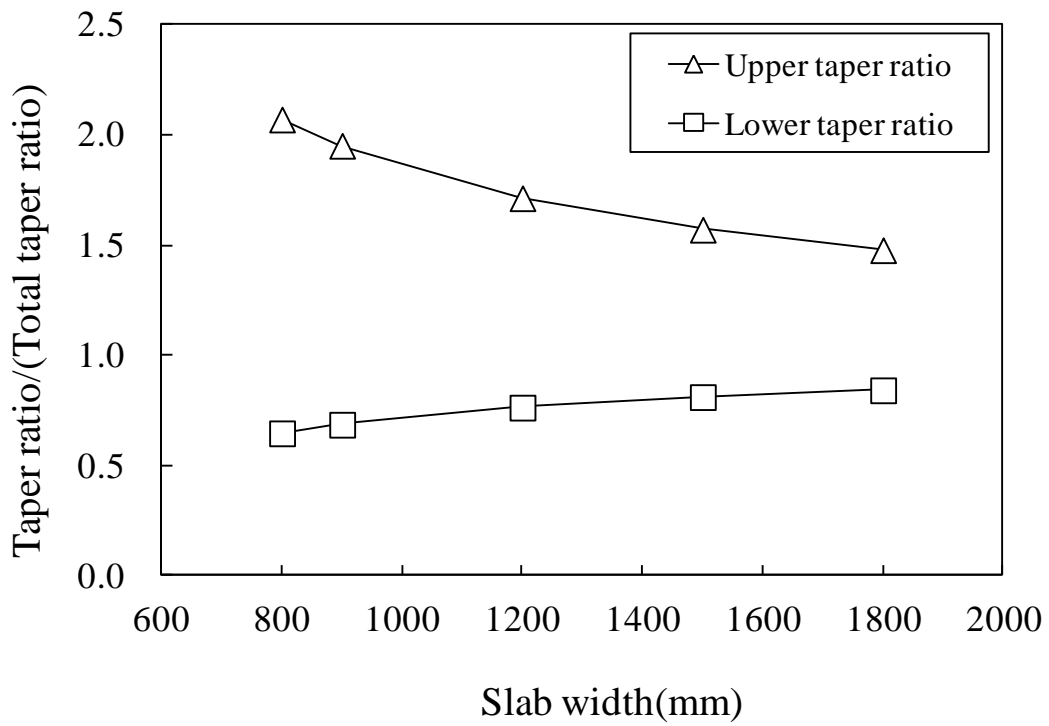


Fig.2-15 Taper ratio's change in variable width of the wide face.

Fig.2-16, 2-17 に, 800mm から 1800mm の長辺幅において, 計算で求めた凝固均一度と摩擦拘束力をそれぞれ示す. 1 段テーパでの結果を□, マルチテーパでの結果を○で示す. Fig.2-16 より, 長辺幅が広がるほど, 凝固均一度が上昇することが分かった. これは, 長辺幅が広がるほど, スラブコーナー近傍の鑄片と鑄型間のギャップが小さくなっているためである. 実測でも同様に, 1 段テーパおよびマルチテーパにおいて, 長辺幅が広がるほど均一度が上昇した. 1 段テーパとマルチテーパの結果を比較した結果, すべての幅で, マルチテーパの方が 1 段テーパよりも凝固均一度が大きいことが分かった. また, 摩擦拘束力に関しては 1 段テーパ時よりもマルチテーパの方が小さいことが分かる. つまり, 摩擦拘束力を上げることなく, 凝固均一度を上昇させることが, すべての幅で可能になった. 摩擦拘束力がマルチテーパで大きくならなかった理由は, 強テーパ部では鑄片と鑄型間のギャップは 1 段テーパと比較して小さくなり拘束力が大きくなっているが, その領域は鑄型の全長から比較すると半分以下で, 1 段テーパ時の鑄型下での強接触の方が大きいためだと考えている.

マルチテーパ短辺適用により, 幅可変型のスラブ連鑄機においても一つの形状で種々の幅に対して凝固均一度を確保しつつ摩擦拘束力を限界値以下に設計できることが分かったので, 本モデルを用いて実機用の短辺マルチテーパを設計した. 各製鉄所の連鑄機用にそれぞれ最適なテーパ形状を設計し, 実機化した.

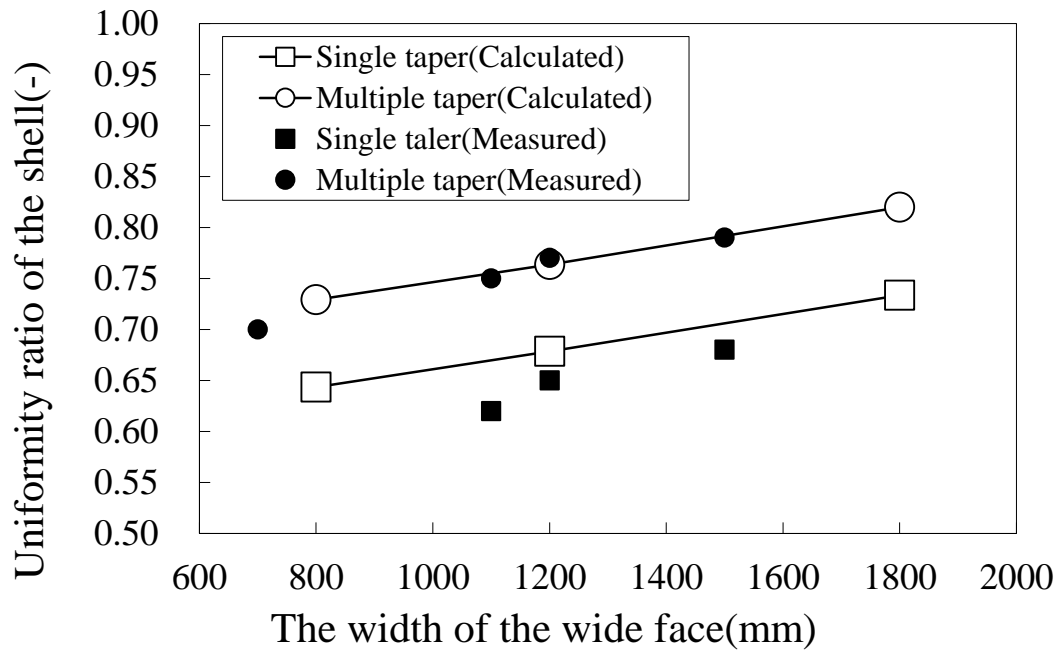


Fig.2-16 Calculated and measured uniformity ratio of the shell compared with the width of the wide face.

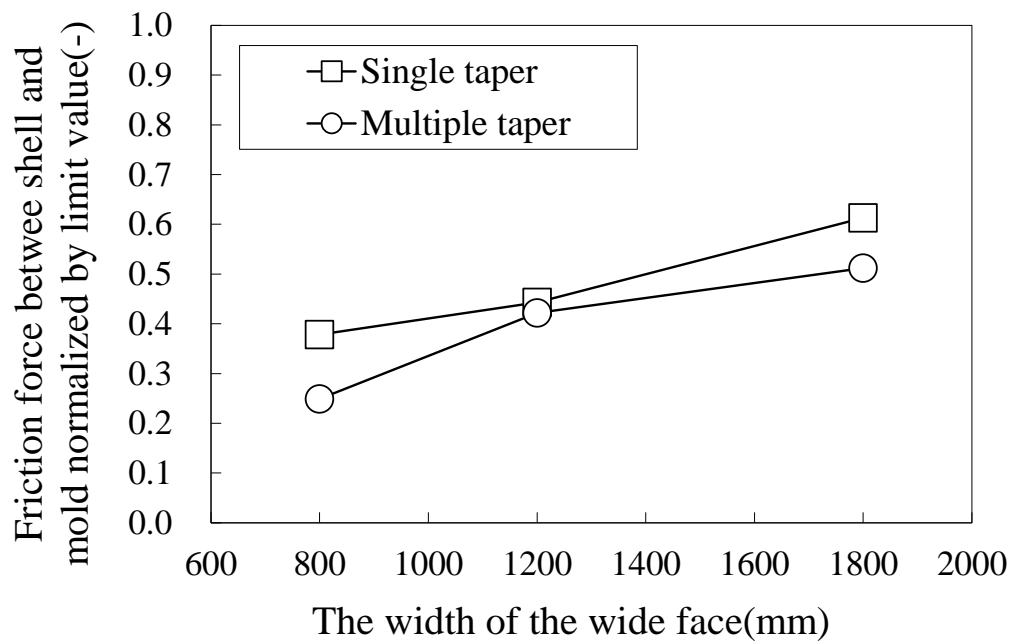


Fig.2-17 Calculated friction force between shell and mold normalized by limit value compared with the width of wide face.

2.5 結言

連続鋳造鋳型内の凝固シェル変形挙動を解析する 3 次元モデルを開発し、鋳型短辺テーパ形状が凝固シェル成長に及ぼす影響を定量的に評価した。解析精度の検証方法や幅可変鋳型でのマルチテーパ（上部強テーパ）短辺形状の設計方法について検討し、次のことが明らかになった。

- ・凝固シェル変形解析モデルの精度を検証する方法として、長辺側のコーナー近傍の凝固遅れ部のシェル厚を健全部シェル厚で除した値で定義した凝固均一度による評価を提案した。また、凝固シェルと鋳型間の接触力を評価する指標として計算で得られた接触力を短辺の面全体で積分した値を摩擦拘束力と定義し、限界値との比較を行うことで鋳片の鋳型による拘束の有無を判定することを提案した。
- ・短辺テーパ形状が凝固シェル成長に及ぼす影響を解析し、短辺が 1 段テーパの場合はコーナー部近傍に凝固シェルと鋳型の間にギャップが生じて凝固遅れが発生することが分かった。マルチテーパ（上部強テーパ）を採用することで、コーナー部のギャップが減少し、凝固が均一になることが分かった。凝固均一度の実測値は計算値と定量的に一致し、凝固シェル厚の解析の精度が十分であることが分かった。
- ・幅可変型のスラブ連鋳機にマルチテーパを適用する場合、トータルテーパ率一定の時、幅に応じて上下のテーパ率が変動することが分かった。幅が狭い場合は上テーパが強くなり、下テーパが弱くなる。また、上テーパと下テーパの傾きの変更位置が下流側になる程、鋳片と鋳型間の摩擦拘束力が大きくなることが分かった。凝固均一度は、幅が大きくなるほど上昇し、それに応じて摩擦拘束力も上昇することが分かった。幅拡大による凝固均一度の増加傾向は実測でも同様であった。鋳造する幅の範囲に応じて、テーパ形状を設計するのが有効であることが分かった。
- ・開発したモデルを用いて、すべての幅で凝固均一度が 1 段テーパよりも大きくなり、摩擦拘束力が限界値以下になるようにマルチテーパ短辺形状を設計し、複数の製鉄所において実機に適用した。

第3章 粒子法による鉄鋼連続 casting のスプレー水挙動解析による凝固不均一生成の現象説明

3.1 緒言

連続 casting は、溶鋼を鋳型により間接冷却で周囲だけ薄く凝固させた鋳片を、2次冷却帯にてスプレー水により冷却する。この冷却に必要な機能は、周りが薄く固まった鋳片を中心部まで完全に凝固完了させること、鋳片を均一に凝固させることである。鋳片の casting 方向に垂直な断面での形状が長方形の場合、幅方向（長辺側）のスプレー冷却の不均一が原因で凝固の不均一が生じる。幅方向の凝固の均一性は鋳片の品質に大きく影響するため、スプレー冷却の不均一発生メカニズムを説明することが重要である。

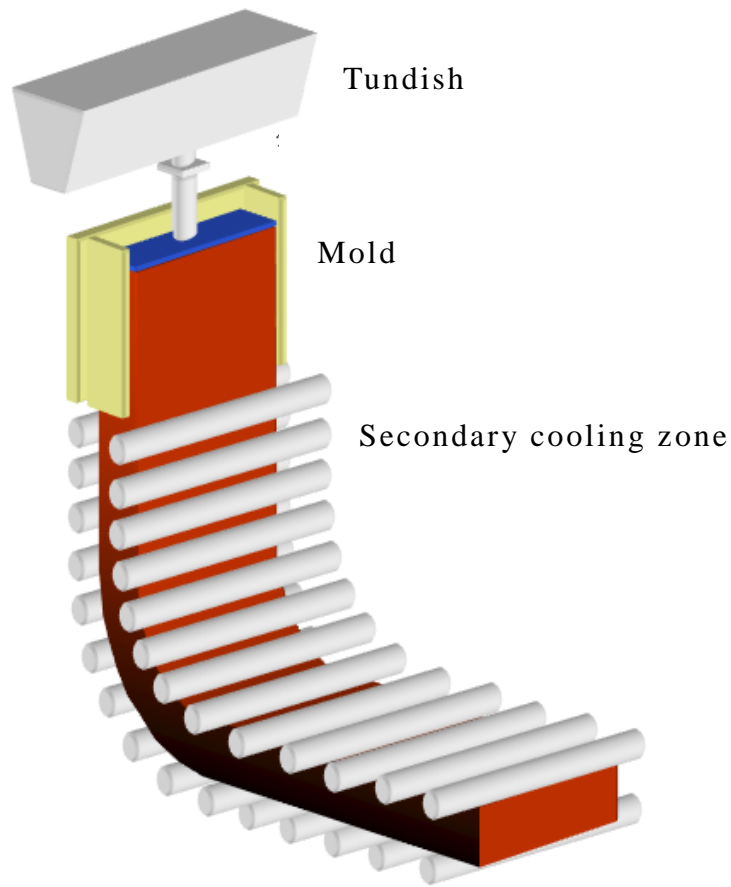
一般的な連続 casting 機(Fig.3-1(a))において、鋳片は複数のロールでサポートされており、ロール間にスプレーが幅方向に数本設置されている。整備性を考慮して、なるべく少ないスプレー本数で鋳片を冷却するために、スプレーは幅方向に大きく広がるものが広く使用されている。冷却の均一性を確保するために、スプレー単体や複数本並べたときに水量密度が均一になるように設計されている。しかし、幅方向で完全に均一にすることは難しく、スプレーの種類や水量、配置等が鋳片凝固の不均一に影響している。また、鋳片の溶鋼静圧による変形を抑制するために支持ロールのピッチは短縮されてきた。ロールピッチの短縮は、小径ロール化につながり、剛性が小さくなったロールの変形を抑制するために、幅方向に分割された分割ロールが一般的に使われている。しかし、分割ロールを支持する軸受けが幅方向に複数設置されることにより、鋳片冷却のスプレー水が軸受け部と鋳片の間の隙間を通して下流側に不均一に流れるという問題が生じた(Fig.3-1(b))。ロールは数本を1単位にセグメントと呼ばれるフレームに取り付けられており、外部から鋳片あるいはスプレー冷却水の流れを直接観察することはできない。鋳片にあたったスプレー水が、どのようにロール上に溜まって流れ、軸受けと鋳片の間の隙間やロールの端を伝って流れているかを観察した例はなく、冷却水の不均一流動が凝固の不均一に及ぼす影響についての研究が十分ではな

かった。

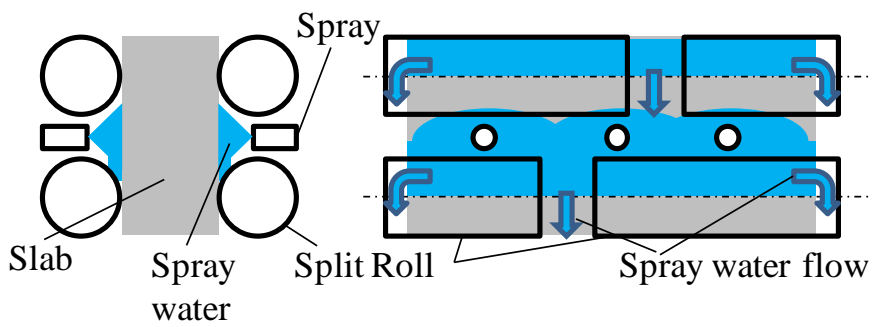
また、従来の 2 次冷却の凝固過程の研究では、スプレー単体での沸騰冷却による熱伝達係数に関する研究例はあるが、軸受けと鋳片の間を流れる水とスプレー水の干渉、ロール上に溜まる水とスプレー水の干渉等、それぞれの干渉流動現象の冷却不均一に及ぼす影響は十分に研究されていなかった。

そこで本研究では、数値流動解析によりスプレー水の挙動を計算することを検討する。流動解析手法として、有限差分法や有限体積法といった空間に計算格子（メッシュ）を配置した手法では自由表面が複雑で、実用的な計算ができないと考えた。そこで粒子法(MPS)⁴⁰⁾の適用を考える。粒子法で連続鋳造における 2 次冷却のスプレー水挙動を解析した例はなく、鋳片に衝突したスプレー水がロール上に溜まったり、溜まった水が中間軸受け部と鋳片の間を通じて下流側に垂れて流れたり、スプレー水とこれらの溜まり水や垂れる水が干渉したりする現象を解析できるモデル化を検討する。粒子法により計算で求めたい現象がロール上に溜った水や、軸受けと鋳片間を伝って下流側に流れる流動等のマクロな流動挙動であることから、それぞれの箇所に流れる流量に着目し、その流量を水モデルによる実験計測結果と比較することで計算の精度を検証することを提案する。

また、スプレーと軸受け垂れ水やロール上の溜まり水との干渉流動現象については、粒子法による計算モデルを用いて流れを詳細に解析し、それらの流れが冷却不均一に及ぼす影響を検討する。さらに、水モデルと同等の視覚的な現象把握を目的に計算結果の CG 化、計算時間の短縮のための GPU の導入を検討する。



(a) Continuous casting machine.



(b) Schematic view of spray water flow.

Fig.3-1 Continuous casting machine and spray water flow in secondary cooling zone.

3.2 スプレー水挙動のモデル化

3.2.1 MPS 法

MPS 法^{39),108)}は，粒子法⁴⁰⁾による流動解析手法の一つである．有限体積法等で流動を計算するのと同様に連続の式(式(3-1))及び Navier-Stokes 式(式(3-2))を解く際に，粒子間相互作用モデルを用いて離散化を行っている．

$$\frac{D\rho}{Dt}=0 \quad (3-1)$$

$$\frac{D\mathbf{u}}{Dt}=-\frac{1}{\rho}\nabla p+\nu\nabla^2\mathbf{u}+\mathbf{f} \quad (3-2)$$

ここで，式(3-2)の \mathbf{u} は流速ベクトル， p は圧力， ρ は密度， ν は動粘性係数， \mathbf{f} は外力ベクトル（重力と表面張力）を示す．表面張力は近藤ら¹⁰⁹⁾の粒子間にポテンシャル力を用いる方法で考慮した．

粒子間相互作用は，MPS 法では式(3-3)で示す重み関数 $w(\mathbf{r})$ に基づいて計算される．

$$w(\mathbf{r})=\begin{cases} \frac{r_e}{r}-1 & (0\leq r<r_e) \\ 0 & (r_e\leq r) \end{cases} \quad (3-3)$$

粒子間距離がパラメータ r_e より短い場合に粒子間で相互作用を計算する重み関数になっている．

粒子 i の位置での物理量 ϕ の勾配とラプラシアンはそれぞれこの粒子間相互作用によって式(3-4),(3-5)で計算される．

$$\langle\nabla\phi\rangle_i=\frac{d}{n^0}\sum_{j\neq i}\left[\frac{\phi_j-\phi_i}{|\mathbf{r}_j-\mathbf{r}_i|^2}(\mathbf{r}_j-\mathbf{r}_i)w(|\mathbf{r}_j-\mathbf{r}_i|)\right] \quad (3-4)$$

$$\langle\nabla^2\phi\rangle_i=\frac{2d}{\lambda^0 n^0}\sum_{j\neq i}[(\phi_j-\phi_i)w(|\mathbf{r}_j-\mathbf{r}_i|)] \quad (3-5)$$

$$\lambda = \frac{\sum_{j \neq i} |\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|^2 w(|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|)}{\sum_{j \neq i} w(|\mathbf{r}_j - \mathbf{r}_i|)} \quad (3-6)$$

ここで、 \mathbf{r} は粒子の位置ベクトル、 d は空間次元数、 n^0 は粒子数密度を示す。粒子数密度 n^0 は、非圧縮性流れでは一定値であり、重み関数の半径 r_e 内に自由表面がない状態で計算初期に計算した。<>は粒子間相互作用モデルであることを表現する記号を示す。式(3-6)は分散を解析解と一致させるための係数であり粒子間距離の 2 乗の重み平均値であり、 n^0 同様計算初期に設定した一定値である。

非圧縮流体の計算アルゴリズムとしては **SMAC** 法と類似の半陰解法を用いた。外力項、粘性項を陽的に計算して仮の速度を求めて粒子を移動し、下記の圧力のポワソン方程式を陰的に計算して圧力勾配を計算して粒子の速度と粒子位置を修正する方法である。圧力のポアソン方程式は陽的な計算の結果から得られた粒子数密度 n^* を用いて、下記の式で表せる。

$$\nabla^2 P^{k+1} = -\frac{\rho_0}{\Delta t^2} \frac{n^* - n^0}{n^0} \quad (3-7)$$

自由表面の判定には、粒子数密度を各タイムステップ各粒子で計算し、一定値である粒子数密度 n^0 の 0.97 倍未満になったときに自由表面粒子と判定し、判定された粒子に関しては圧力のポアソン方程式を解く際に $P_i^{k+1} = 0$ と固定することで圧力ゼロのディレクレ条件を課している。

壁面の境界条件については、原田ら⁵⁹⁾の壁をポリゴン壁として扱うモデルを用いた。複雑形状の 3D-CAD データをそのまま用いることができ、壁面に粒子を配置する必要がない。

また、表面張力を考慮している。粒子間のポテンシャルを用いた表面張力モデル¹⁰⁹⁾を用い、表面張力は液体粒子間のポテンシャルにより計算し、固体との濡れ性についても接触角から液体と固体粒子間のポテンシ

ヤルとして与えて計算している．表面張力は界面を形成するのに必要なエネルギーであり，粒子間に次式で示すポテンシャル力が働くものと仮定する．

$$P(r) = \begin{cases} C_{ff} \frac{1}{3} \left(r - \frac{3}{2} r_{\min} + \frac{1}{2} r_e \right) (r - r_e)^2 & (r \leq r_e) \\ 0 & (r > r_e) \end{cases} \quad (3-8)$$

ここで，粒子間距離 r が影響半径 r_e 未満の粒子間のみでポテンシャル力が作用するとしている． r_{\min} は粒子間距離の最小値を表す．係数 C_{ff} は，流体を引き離して新しい界面を生成するために必要な力から式(3-9)より求める．同種の流体 1,2 が界面を境に接しているとし，格子状に間隔 r_{\min} で粒子が配列されているとする．流体 1 における界面と垂直な一列の粒子 A と，流体 2 のすべての粒子 B との間のポテンシャルの合計が，界面 $r_{\min} \times r_{\min}$ を 2 個形成するのに必要なエネルギーとなり，これが表面張力と等しいので，次式が成り立つ．

$$2\sigma r_{\min}^2 = - \sum_{i \in A, j \in B} P(r_{ij}) \quad (3-9)$$

ここで r_{ij} は粒子 i と j の間の距離， σ は表面張力係数である．全粒子の間で影響範囲内の粒子の間にポテンシャルの勾配であるポテンシャル力が作用するので，式(3-8)を空間で微分してポテンシャル力を求めると，次式のようになる．

$$m \frac{du_i}{dt} = \sum_{j \neq i} C_{ff} (r_{ij} - r_{\min}) (r_{ij} - r_e) \frac{r_i - r_j}{r_{ij}} \quad (3-10)$$

ポテンシャルモデルでは同じ考え方で，個体壁と流体の間の接触角の影

響を考慮することができる。接触角を θ とするとき、同じ考え方で求めたポテンシャル関数の係数 C_{fs} （流体と固体間のポテンシャル関数係数）と C_{ff} （流体間のポテンシャル関数係数）の関係は次式で表現できる。

$$\frac{1}{2}(1 + \cos \theta) = \frac{C_{fs}}{C_{ff}} \quad (3-11)$$

つまり、固体と流体間の接触角を定義すれば、固体と液体間のポテンシャル係数 C_{fs} を求めることができる。

3.2.2 MPS 法によるスプレー水挙動のモデル化

MPS 法によるスプレー水挙動の解析例としては、ジェットの分散挙動を解析したもの⁴⁸⁾⁻⁴⁹⁾があるが、連続鋳造の冷却で用いられているような広範囲に噴射するようなスプレー水や、多数本のスプレー水の流動現象を解析した例はない。また、沸騰冷却現象に着目した解析例^{45),47)}はあるが、沸騰により生成した気泡の挙動に着目した基本的なもので、ここで対象にしている鋳片の幅方向の冷却不均一といったメートルオーダーでの解析には適したモデルではない。そこで、汎用粒子法流体解析ソフト「Particleworks Version4.01」¹¹⁰⁾を用いて、複数本のスプレーの噴射を模擬し、スプレー水が鋳片にあたり、どのように流れるかをマクロに計算することにした。

スプレー水挙動を粒子法でモデル化するにあたり、次の 3 点を詳細に検討した。

(1) スプレー水挙動に及ぼす粒子径の影響検討

計算の粒子径を決定する必要があるが、粒子径を小さくすると粒子数が膨大になり計算時間が長くなるという問題、逆に大きくすると小さな隙間に流れにくくなるという問題がある。そこで、Fig.3-2 に示すモデルを用いて種々の粒子径が流動パターンに及ぼす影響を検討した。

粒子直径 2,3,4mm において Fig.3-2 に示す位置で流量を計算した。Fig.3-3(a)に region A (スラブ端), Fig.3-3(b)に region B (中間軸受け部)を流れる冷却水の時間平均流量 (2~5 秒の 3 秒間) と流量標準偏差を示す。モデルの対称性により region C は, region A と同じ挙動であったため, ここでは結果を省略した。Fig.3-4 に流動解析の結果を可視化した例を, 粒子直径 2,3,4mm についてそれぞれ示す。流体が流れる最小の隙間はロール軸受け天板と鋳片の間であり, 実際の連続鋳造機を模擬して 10mm に設定した。平均流量は粒子径に大きく影響されないが, 流量変動は粒子が大きくなるほど大きくなり, 隙間への流れ込みが不安定になり流量の標準偏差が大きくなっていることが分かる。Fig.3-5 に計算で使用した粒子数と計算時間を示す。計算時間の実用性と, 狭い隙間への流入安定性を考慮して粒子径 3mm を採用することにした。軸受けと鋳片の隙間は 10mm なので, 隙間に直径 3mm の粒子が最大で 3 つ入ることができる。

(2) ロール・鋳片に対する水の接触角の流動に及ぼす影響

冷却水のロール・鋳片に対する接触角の影響を検討した。軸受けを通過した水がロールに沿って流れる等の流動現象が, 接触角の影響を受けるかを粒子法による数値解析モデルにて検討し, 解析に必要な接触角を決定する。

Fig.3-6(a)に示すモデルを用いて, 軸受けと鋳片の間の隙間 10mm を自由落下する水の流れを解析した。新品のロール, 使用中の表面が汚れたロールを想定し接触角 60° , 30° で比較したが, どちらの計算結果も, 軸受け部を垂れて下流側に流れる流れが, 表面張力によりロールに巻きつく流れはなく, 顕著な差がなかった(Fig.3-6(b),(c))。これは, 自由落下の水の流速が大きく, 慣性力が支配的な流れになっているためと考えられる。計算結果に差はないが, 今回の計算では使用中の汚れたロールを想定し 30° を採用した。

(3)スプレー噴射形状の表現

鋳片の 2 次冷却においては、整備コスト削減のためにスプレー本数を極力少なくしたい。そのため、広い範囲を少ないスプレーで均一に冷却することが求められる。そこで、一般的に鋳造方向に対して幅方向に広がり角度の大きい楕円状に噴射するスプレーノズルが使用されている。今回解析に使用した汎用ソフトには円状に一定の広がり角度で噴射する機能はあったが楕円状に噴射する機能がなかった。そこで、プログラムを改造し、直交する 2 方向に広がり角度を別々に設定できるようにした。楕円噴射の範囲内では通常水量密度に分布があるが、ここでは、鋳造方向及び幅方向に角度を与えてその範囲内でランダムな角度で粒子が噴射されるようにした。Fig.3-7 に円状噴射 (Fig.3-7(a)) と楕円状噴射 (Fig.3-6(b)) の差を示す。

あくまでも粒子は計算点であり、実際の水の粒滴を表現しているものではない。本解析は、スプレー水が鋳片に衝突してからのマクロな流動挙動を解析することが目的であり、楕円内での水量密度分布までは考慮しなかった。

これら 3 つの検討の結果、粒子径 ϕ は 3mm、水とロール・鋳片との接触角は 30° 、スプレー噴射は楕円形状でモデル化することにした。流体解析を行う上での水の物性値や計算の境界条件について Table 3-1 に示す。

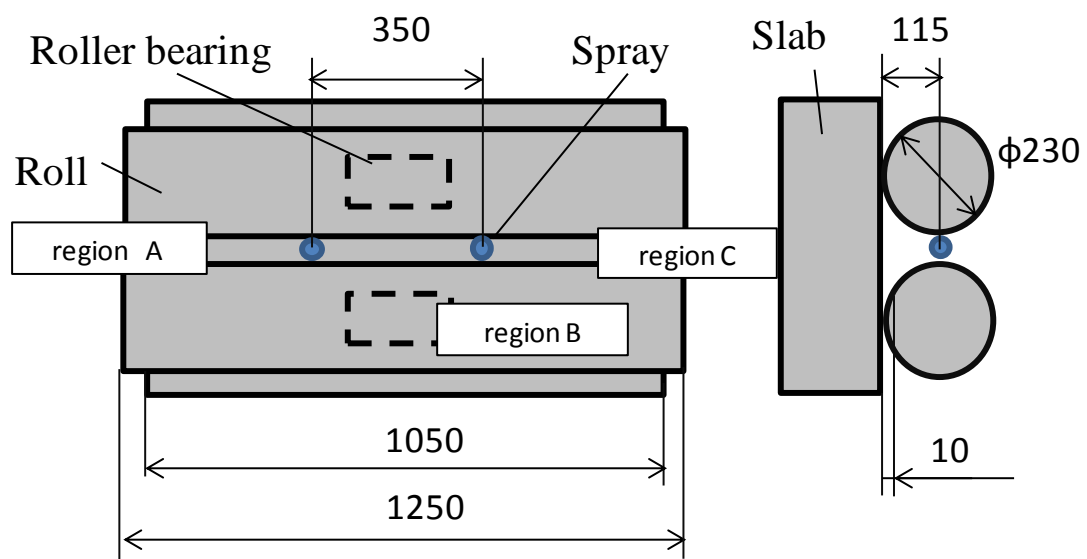


Fig.3-2. Simulation model to set particle diameters (unit:mm).

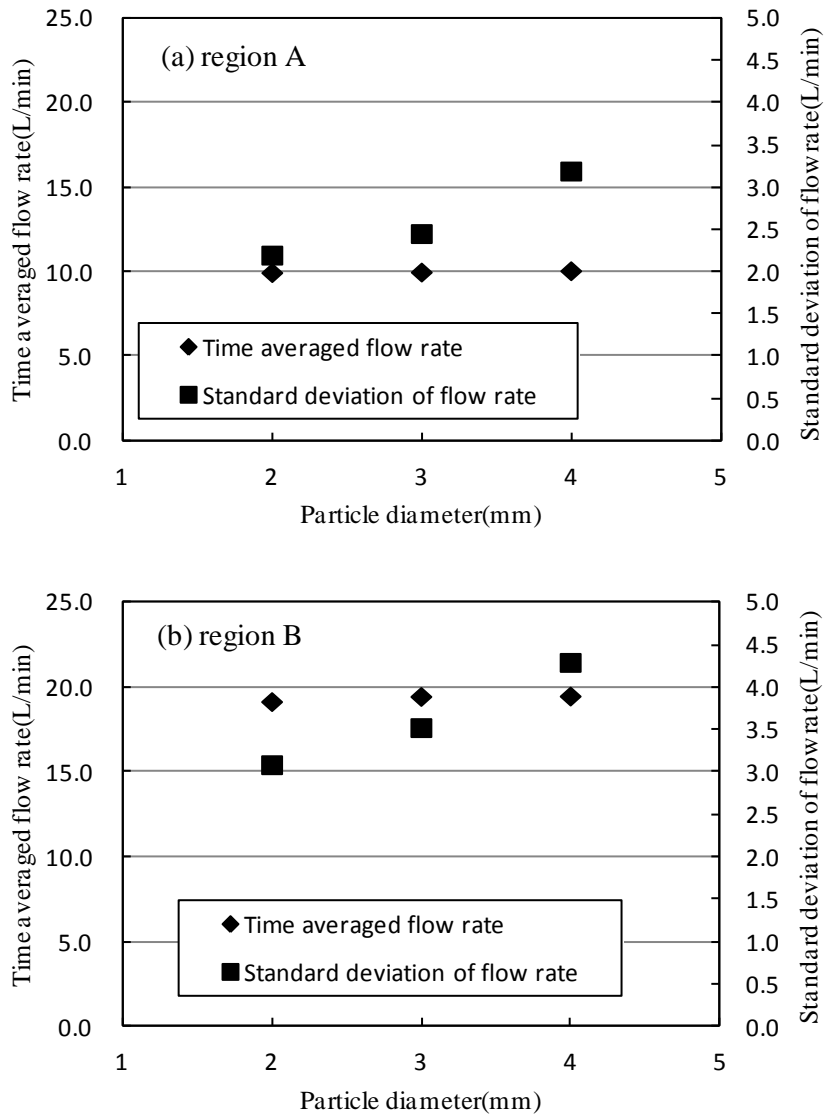
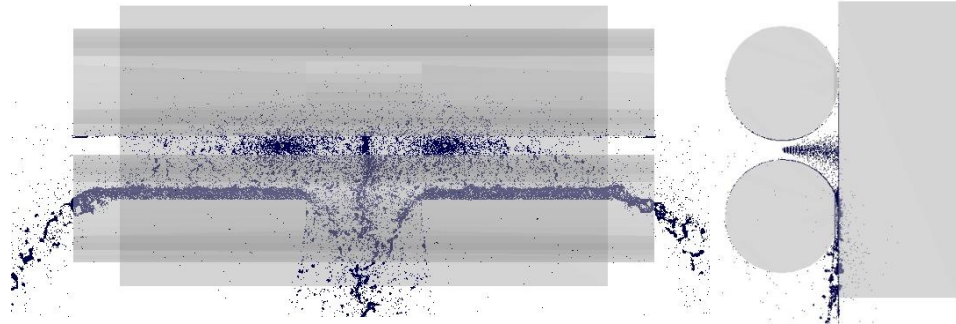
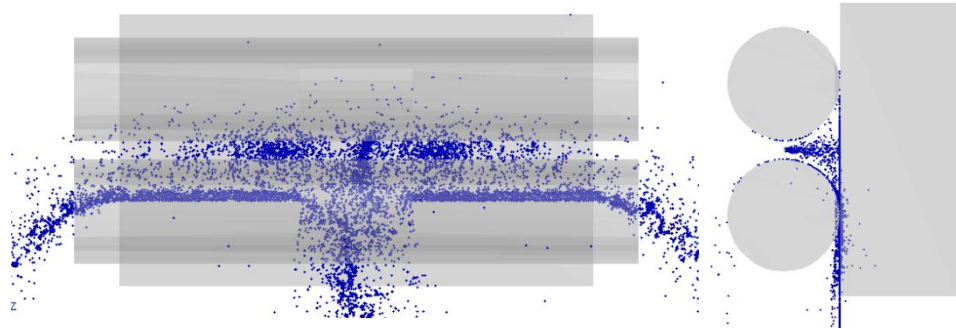


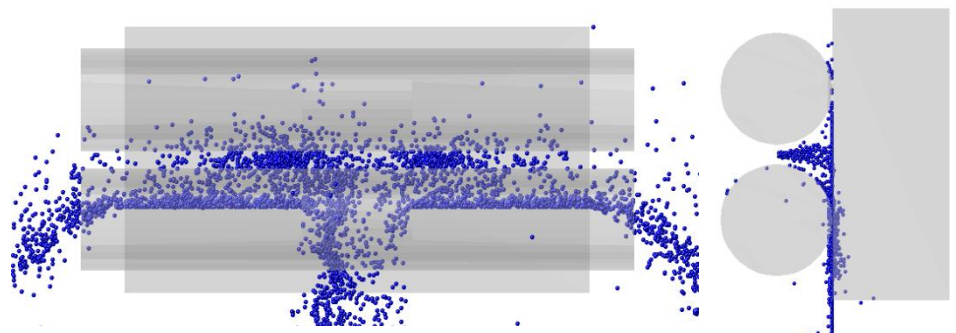
Fig.3-3 Relationship between particle diameters and time-averaged water flow rates or standard deviation of water flow rate at (a) region A and (b) region B shown in Fig.3-2.



(a) Particle diameter is 2mm.



(b) Particle diameter is 3mm.



(c) Particle diameter is 4mm.

Fig.3-4 Spray flow pattern when the particle diameter is 2,3 and 4 mm.

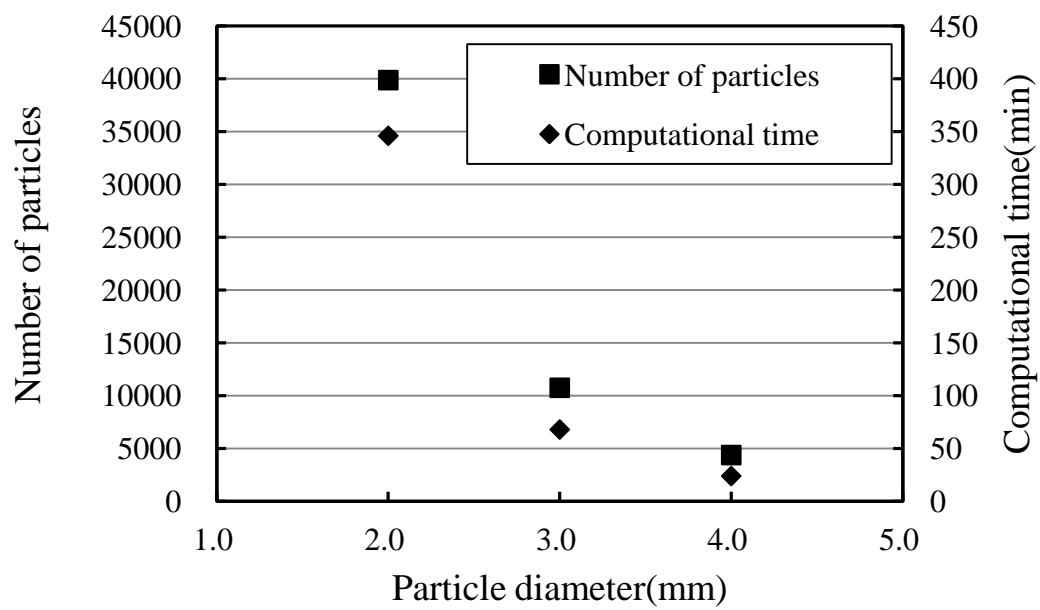
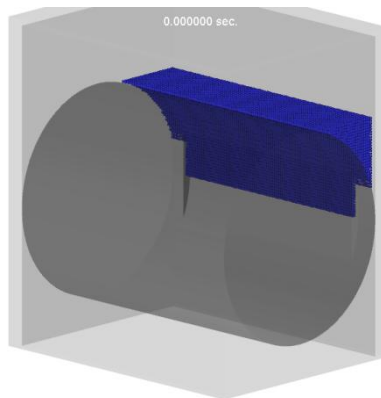
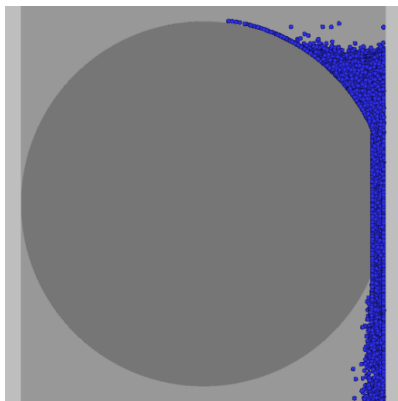


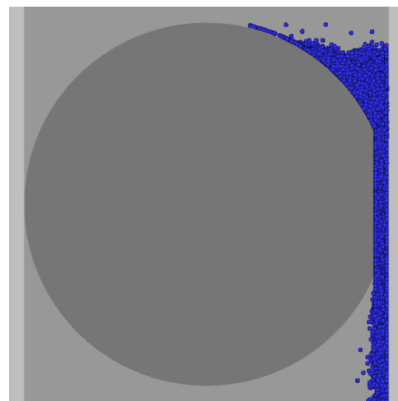
Fig.3-5 Change in number of particles or computational time with particle diameter.



(a)Simulation model

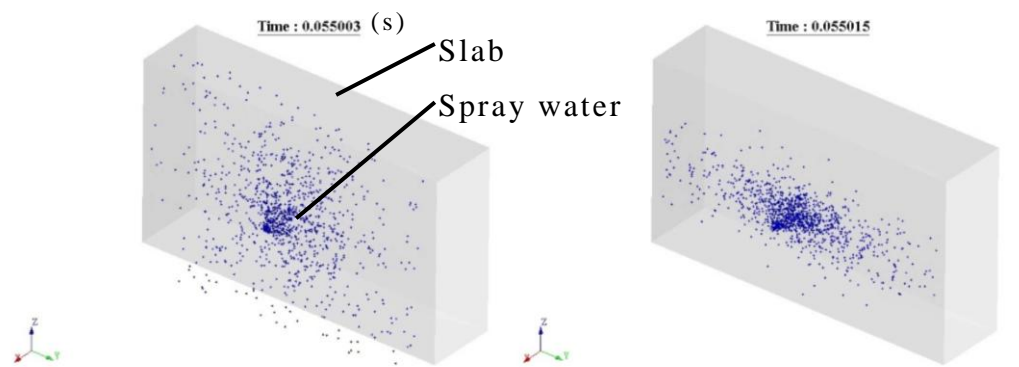


(b)Calculated flow pattern(Contact angle is 30 degree)



(c)Calculated flow pattern(Contact angle is 60 degree)

Fig.3-6 Effect of contact angle on water flow.



(a) Circle-shaped pattern.

(b) Oval-shaped pattern.

Fig.3-7 Spray patterns.

Table 3-1 Calculation conditions of the spray water flow model.

Density(kg/m ³)	1000
Dynamic coefficient of viscosity(m ² /s)	1.0×10 ⁻⁶
Coefficient of surface tension(N/m)	0.072
Boundary condition of wall	Non-slip
Turbulence model	None

連続鋳造機内の特徴的な部位を抜き出し，ロール 3 段と，その間のスプレー 2 段をモデル化して解析することにした．Fig.3-8 に解析モデルを示す．スプレーは上段 8 本，下段 7 本で鋳造方向には千鳥で配置した．重力方向と鋳造方向が一致する垂直部位をモデル化した．ロールは 3 本に分割されており，幅中心部に 2 箇所の中間軸受けが配置されている．スプレーと鋳片の距離は 155mm，スプレーの噴射角度は幅方向 100° ，鋳造方向 0° とした．つまり鋳造方向（重力方向）に垂直な面で平面的に噴射させた．この角度の範囲内でランダムな方向に水が噴射されるように設定した．スプレー 1 本あたりの流量は 5,10,20L/min の 3 ケースとした．この水量は後述の水モデルで使用したスプレーノズルの使用範囲の最小・最大水量と，その中間値とした．

スプレーノズルから噴射される計算粒子はすべて自由表面として扱いノズル出口から等速運動し，鋳片や鋳片上の水に衝突するまでは圧力ゼロとしている．ノズルの噴射範囲（衝突範囲）は後述の水モデル試験で用いたノズルと同じとしているので，衝突範囲内での計算で得られる平均的な水量密度は実験のノズルのそれと同じである．水量密度の平均値を合わせることでノズルからの水の噴射範囲（鋳片との衝突範囲）を実ノズルと合わせたことになっていると考えている．

3.2.3 計算結果と計算精度検証

Fig.3-8 のモデルにて解析した結果を Fig.3-9(a),(c),(e)に示す．スラブ側から可視化した．軸受けと鑄片の隙間やロール端から流れる流量が定常になるスプレー噴射後 5 秒後の結果で，スプレー1 本あたりの流量を 5,10,20L/min と 3 ケース計算した．

流動状態や各部位を流れる流量の解析精度については，水モデルにより確認した．水モデルは，アクリル製のパイプを，スラブを模擬したアクリル板に押し当て，パイプの間に設置したスプレーから水を噴射した．計算に対応した実験結果の可視化例を Fig.3-9(b),(d),(f)に示す．

Fig.3-9 の計算結果と実験結果の比較により，軸受けを通してスプレー水が下部に流出する挙動や，ロール上に溜まる水の挙動が定性的に計算で良く表現できていることが分かった．軸受けを通して流れる垂れ水に，軸受け下に配置されたスプレーから噴射される水が衝突していることや，ロール上に溜まった水が，直上のスプレーから噴射されて鑄片に衝突した水により流れが乱されていることが計算により示唆された．ノズルからのスプレー水の鑄片への衝突範囲と水量を実験と合わせたので，上記の計算で示唆された現象は，水モデルによる実測（Fig.3-9(b),(d),(f)）でも同様に観察することができた．

また，1 本あたりのスプレー水量が多い 20L/min の水量で噴射した結果では，鑄片に噴射された冷却水が軸受け部を通過して下流側に垂れ水として不均一に流出し，その水が下流側ロールの上部に溜まり背面に溢れ出ることが分かった．ロール側から可視化した結果を Fig.3-10 に示す．

スプレー水量が 10,20L/min の場合は，隣接するスプレーの鑄片に対する衝突範囲が重なっていることが計算でも実測でも観察できた（Fig.3-9(c),(d),(e),(f)に図示）．スプレーノズルの設置高さ 155mm で，幅方向の噴射角度が 100° なので，衝突範囲は幅方向で約 370mm であり，ノズルの幅方向ピッチである 270mm より大きいので，衝突範囲が重なっている．5L/min の場合は，実測ではスプレー同士の重なりが少し見られるが，計算では水の勢いがなく重なりがない．これは，水の噴射速度が計算と水モデルで異なっている可能性がある．計算の水の噴射速度が小

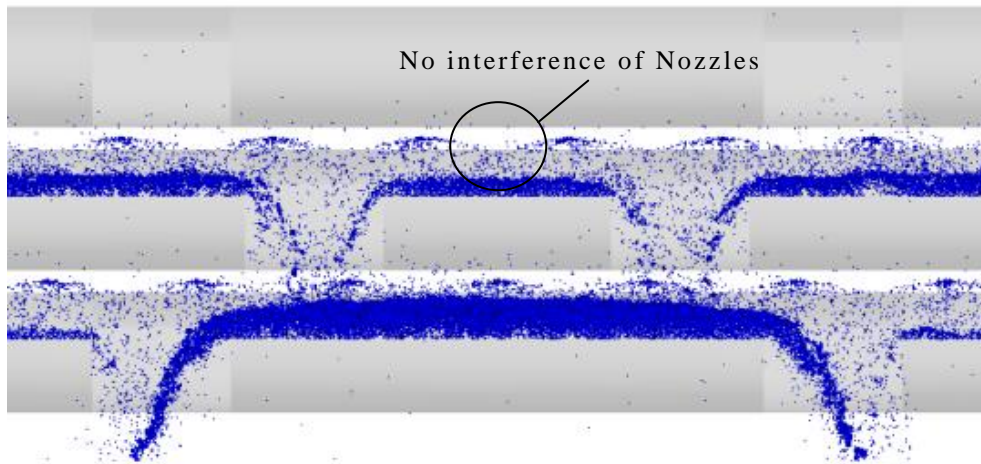
さいために、鋳片に到達する前に重力の影響で下流側に垂れる流れになっている。水モデルにおいて流速を測定することはしていないが、1本1本からの噴射挙動を詳細に検討する場合は、実測の流速に合うように計算の粒子径および流出孔径を調整したり、ノズルをモデリングしてノズルの中の構造を考慮した計算をしたりする等の工夫が必要である。計算では直径3mmの粒子を直径8mmの流出孔から噴出している。流量5L/minの場合、粒子の流速は1.7m/s(5L/minを直径8mmの面積で除して求めた流速)になっている。計算での水の垂れ量の実測より大きいことを考えると、実際のスプレー水の流速は1.7m/s以上になっていると考えられる。流量が実測のものと合致していれば、軸受け隙間やロール端に流れる流量に大きな誤差が生じないと考えたため、ここではノズルからの吐出流速までを正確に合わせることはしなかった。

自由表面流れの精度検証を定量的に実施することは難しく、自由表面形状を定性的に水モデル等と比較したものが多^{108),111)}。ここでは、ノズルから噴射された水が鋳片にあたり、どのようにロール上に溜まり軸受け隙間やロール端から排出されるかを解析することが目的である。つまり、軸受け隙間やロール端にノズルからのスプレー水がどのように分配されて流れるかを表す指標が計算と実験で合えば、流動挙動の数値解析の妥当性が検証できると考えた。そこでノズルから噴射されたスプレー水の鋳片に衝突してからの流動挙動を表す指標として、軸受け隙間とロール端から流れる水の流量に着目した。Fig.3-8に示すRegion1~8で流量を測定し、計算値と実験値を比較した。それぞれのRegionに四角の流量測定領域を設定し、その領域を単位時間に通過する粒子数をカウントすることで流量を求めた。通過する粒子をカウントしたので、逆流している粒子も流量として積算したことになっているが、系外への排出方向および重力方向への流れが支配的で大きな誤差は生じないとし、正逆を判定することはしなかった。

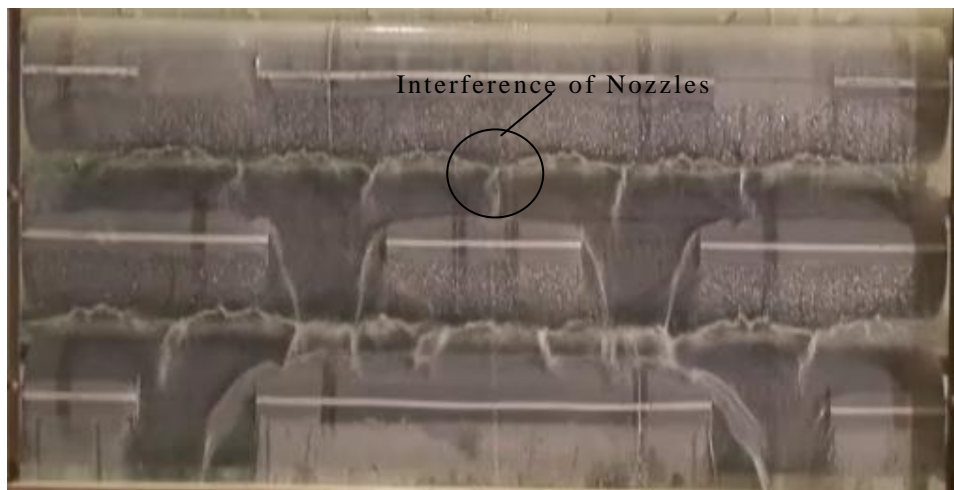
Fig.3-11(a),(b),(c)に1本あたりの流量それぞれ5,10,20L/minの時の計算で得られたRegion2位置の流量の時間変化を示す。他のRegionでも流量の変動と定常になるまでの挙動は同じであった。3秒程度で流量は定常状

態になっており，3～5秒を時間平均して流量を求めた．Fig.3-12に各Regionでの流量の測定結果の計算値と実測値の比較を示す．Fig.3-12(a),(c),(d)はノズルからの1本あたりの水量がそれぞれ，5,10,20L/minの計算結果，(b),(d),(e)は水モデルによる測定結果である．

ロール端から流れる流量(region1,4,5,8)と，軸受けと鋳片間の隙間を流れる流量(region2,3,6,7)は，計算と実測で良く一致した．高水量時は，region6,7で実験と計算の差が大きくなっている．これは，スプレー水の噴射速度が実験と計算で異なり，鋳片面に衝突する力に差が出たためと考えている．実験の方が速度が大きく，鋳片面に衝突して反射する流れや，ロール上の溜まり水と干渉して，より多くの溜まり水をロールの背面に押しつけ，系外に流れる水が多くなったためと考えられる．しかし，各regionの計算と実測の流量の差は，ノズル1本あたりの流量が最大の20L/min時に，最大で13L/min程度(region6)であり，総流入量300L/min(20L/min×15本)の約4%程度となった．本計算の目的であるスプレーが鋳片に衝突してからの流路の把握には十分な精度があることが分かった．



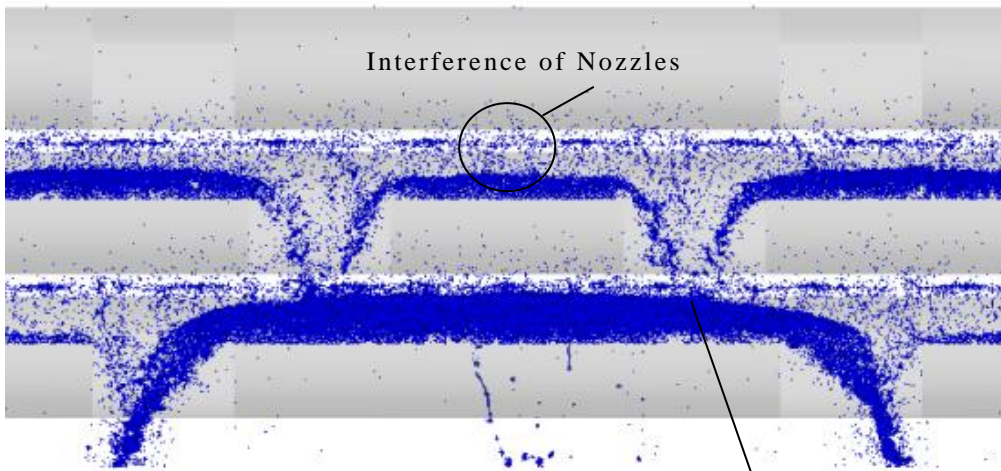
(a) Calculated result(5L/min/nozzle)



(b) Experimental result(5L/min/nozzle)

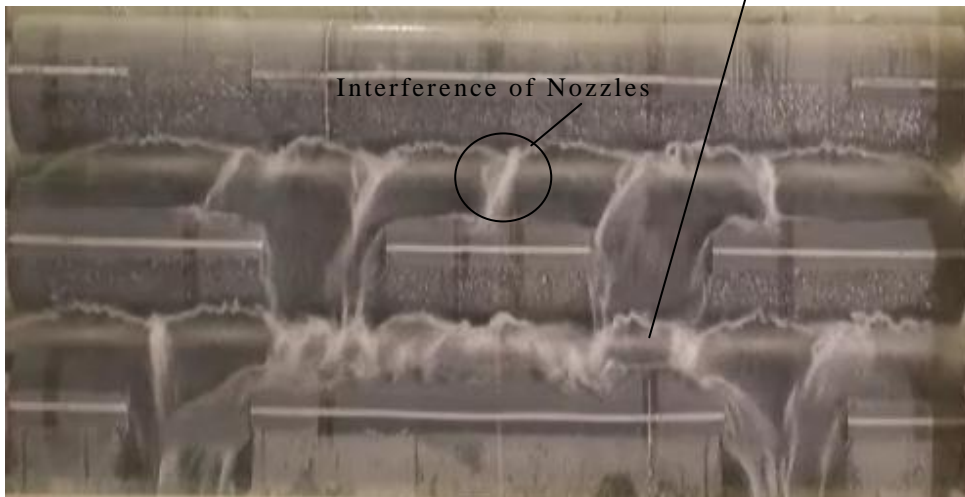
Fig.3-9 Calculated and observed spray water flow patterns (View from slab side).

The flow rate is 5L/min/nozzle.



(c) Calculated result(10L/min/nozzle)

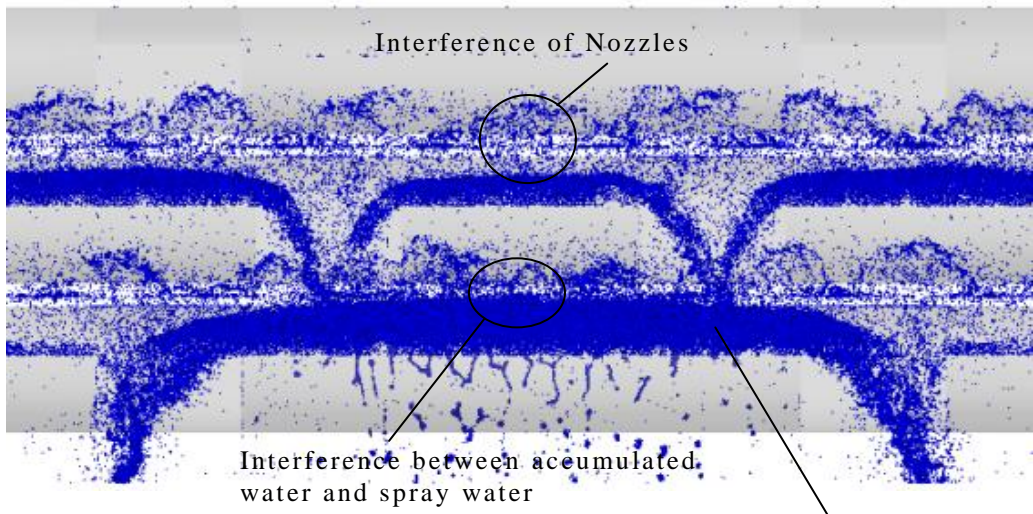
Interference between dripping water and spray water



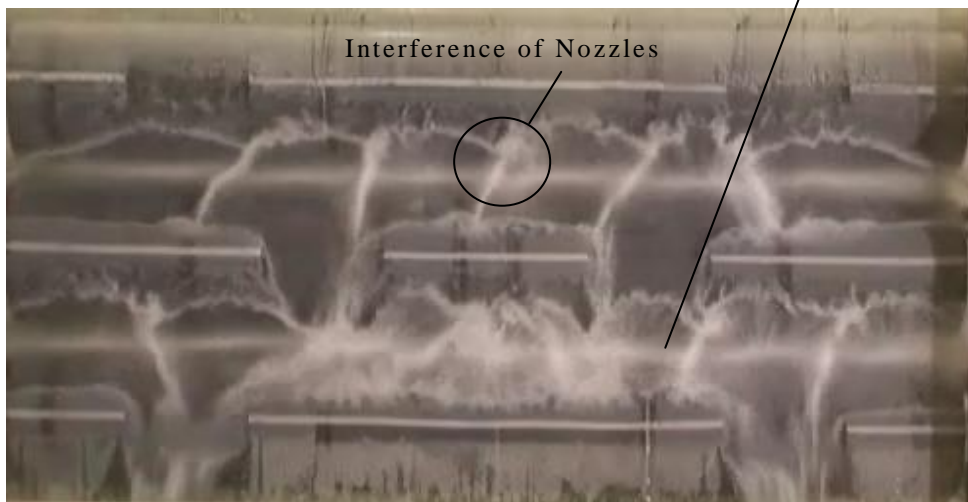
(d) Experimental result(10L/min/nozzle)

Fig.3-9 Calculated and observed spray water flow patterns (View from slab side).

The flow rate is 10L/min/nozzle.



(e) Calculated result (20L/min/nozzle)



(f) Experimental result (20L/min/nozzle)

Fig.3-9 Calculated and observed spray water flow patterns (View from slab side).

The flow rate is 20L/min/nozzle.

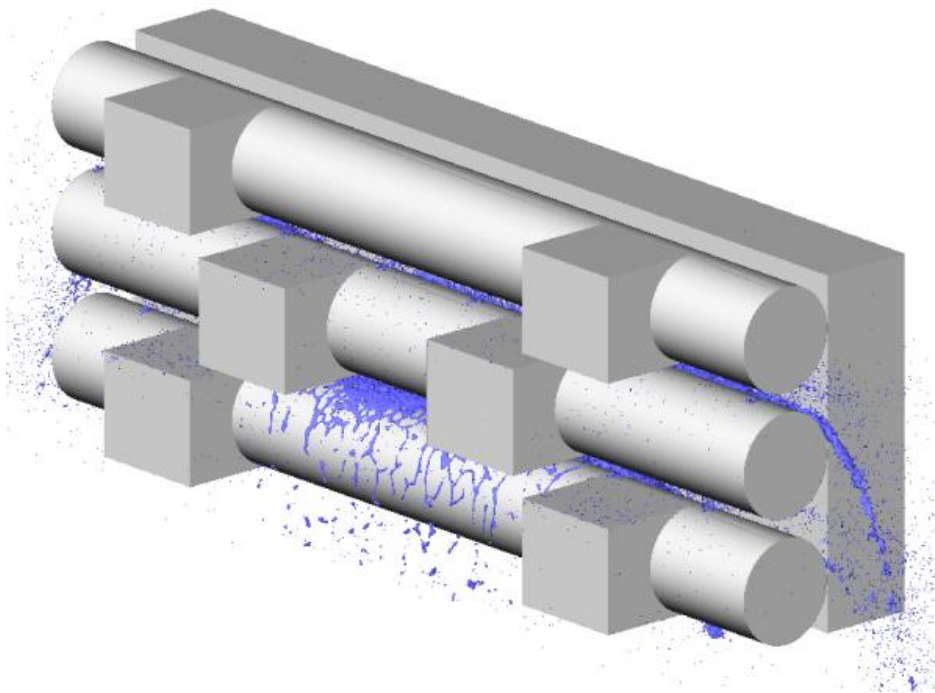
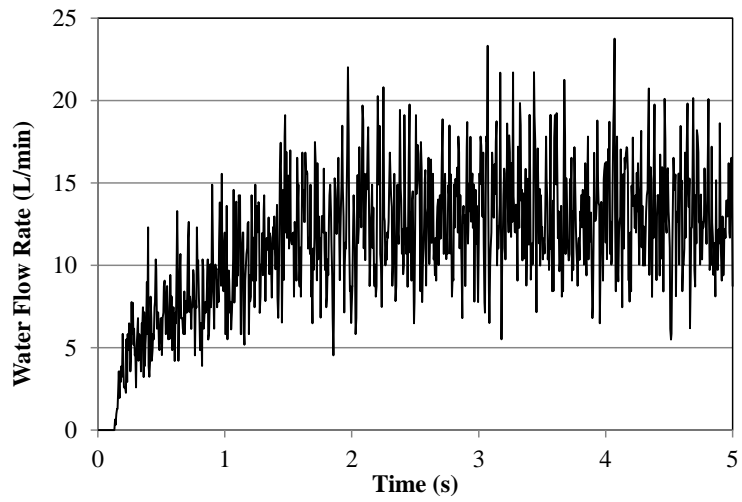
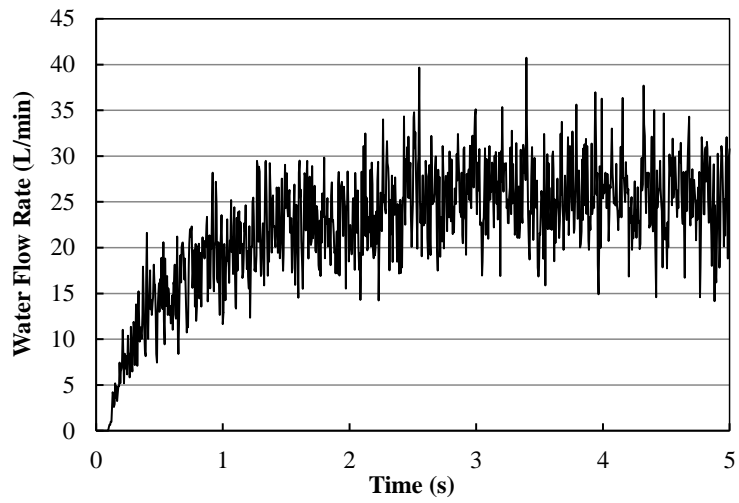


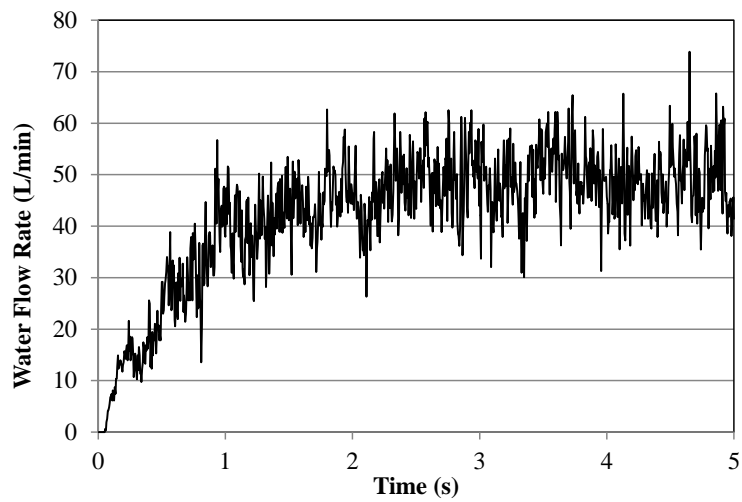
Fig.3-10 Calculated flow pattern with overflowed water from roll.
The flow rate of the spray nozzle is 20L/min.



(a) 5 L/min/nozzle

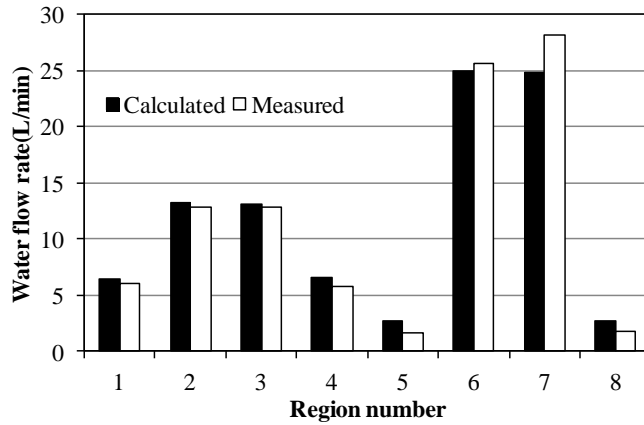


(b) 10 L/min/nozzle

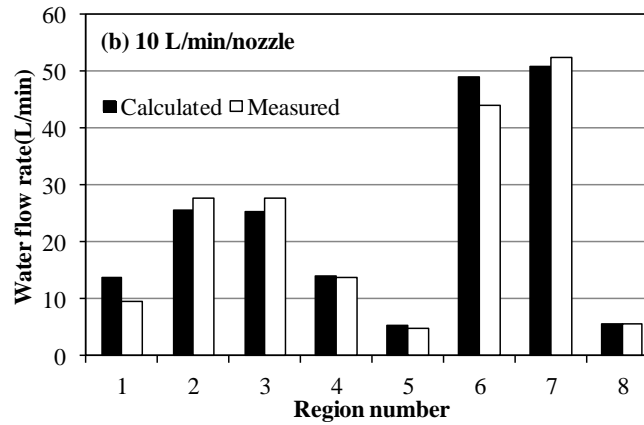


(c) 20 L/min/nozzle

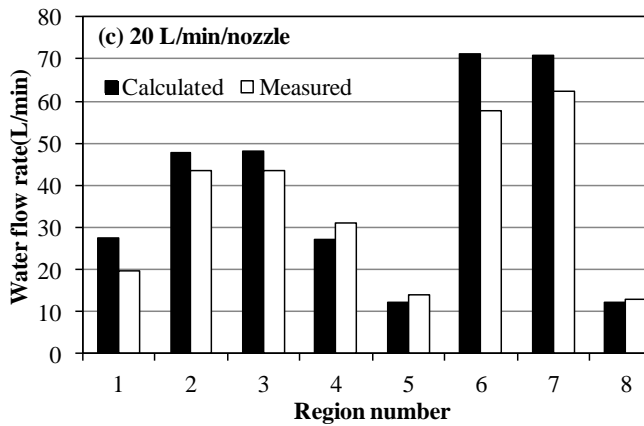
Fig.3-11 Calculated water flow rate at region2(defined at Fig.3-2).



(a) Water flow rate of a nozzle is 5L/min



(b) Water flow rate of a nozzle is 10L/min



(c) Water flow rate of a nozzle is 20L/min

Fig.3-12 Comparison between the calculated and the measured water flow rates at steady-state conditions. Water flow rate of each nozzle is (a)5L/min,(b)10L/min and (c)20L/min.

3.3 軸受け部垂れ水，ロール溜まり水挙動の解析

本解析モデルの自由表面を含む流動状態を計算する精度が，スプレー水の鑄片に衝突してからの流路を解析するのに十分であることが分かったので，本手法を用いて鑄片の幅方向の冷却不均一に影響を及ぼすと考えられる軸受け部を通過して下流側に流れる垂れ水の流れ，ロール上の溜まり水の流れについて詳細に検討した。

スプレー冷却による冷却能力である熱伝達係数は，スプレーの水量密度によって整理されてきた¹¹²⁾⁻¹¹⁴⁾。スプレー単体で噴射試験をして，複数の升で仕切られた容器により水量密度を測定し，別の試験で得られた熱伝達係数との関係を整理する方法が一般的である。

しかし，前述の粒子法による流動解析の結果から，軸受け間の垂れ水がスプレー水と衝突している事が分かったので，垂れ水がスプレーによる水量密度を，スプレー単体時よりも大きくしているのではないかと考えた。そこで，垂れ水ありなしで水量密度がどのように変化するかを計算で求めた。Fig.3-8のモデルでは溜まり水等の影響もあり現象が複雑なので，Fig.3-13(a),(b)のようなモデルを考案した。Fig.3-13(a)は上段のスプレー水が下流側に垂れない中間軸受けのないモデルで，Fig.3-13(b)は下段ロールの幅中央部に設置した中間軸受け部より下流側に垂れ水が発生し，軸受け直下に配置したスプレー水と衝突するモデルである。本解析でのスプレー水量は10L/min/本で，Fig.3-13(b)では中間軸受け部からは下流側に27.8L/min流出している。これはFig.3-12で示した1本あたり10L/min噴射しているケースの軸受け部region2,3とほぼ一致した水量の垂れ水があるケースに相当する。鑄片直上で水量を測定すると，鑄片で反射する水や鑄片上を流れる水と，スプレーから直接噴射される水の区別ができない。そこで，1段目のロールと接触する位置より下流側の鑄片を削除して，スプレーから直接噴射される水と垂れ水だけの効果を測定することを考えた。Fig.3-13(a),(b)に示すように，鑄片は2段目のロールとの接触部までしかない。下段のスプレーは自由空間に噴射されているモデルである。

Fig.3-13の点線のライン上にスプレー噴射方向に垂直な面に10mm四方

の領域を隙間なく鋳片の表面を下方に延長した面上に配置し、各領域を通過する粒子の数をカウントし流量を求め、面積で除して水量密度を測定した。噴射 3 秒から 5 秒の間の流量を各点で平均してプロットした結果を Fig.3-14 に示す。スプレーは幅方向 100° 、鋳造方向 30° の拡がり角度とした。前述の水モデルの試験では鋳造方向 0° のノズルを使用していたので計算もそれに合わせたが、ここではより実際の連続鋳造機で使用されているノズルに近い噴射のものをモデル化した。

垂れ水と、スプレーから噴射される水が衝突し合体することで、鋳片に衝突する水の真の水量密度が増加する可能性があることが分かった。つまり、この部位での熱伝達係数は軸受け垂れ水がない部位と比較して大きくなる可能性があることが懸念される。熱伝達係数と水量密度の関係については種々の研究がなされており、文献¹¹³⁾によれば、表面温度 800°C 程度の時、水量密度の 0.5 乗に比例する関数で整理されている。この式を適用すると、垂れ水とスプレー水が干渉することで、Fig.3-13 より、水量密度はノズル中心 (Fig.3-14 のノズル中心での水量密度を近傍の測定点から線形補間して計算) で約 1.3 倍になっているので、1.3 の 0.5 乗で、熱伝達係数が約 1.1 倍になる可能性がある。

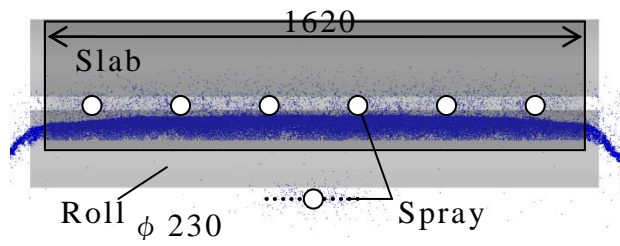
熱伝達係数については、4 章で述べる方法で加熱した鋼板にスプレーを噴射して温度低下を測定して求めた¹⁰⁷⁾。ノズル流量 $10\text{L}/\text{min}$ 時にノズル中心において、スプレー単体の場合の熱伝達係数は $1852\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ であったが、垂れ水を模擬した試験（完全に模擬することは難しく、ノズルの水量の 0.3 倍の水量を中心部に集中的に滴下して測定）を実施すると $1995\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ （表面温度 800°C ）となっており、約 1.1 倍の熱伝達係数になっている。これらより、軸受け垂れ水が発生している部位でスプレーとの衝突によりスプレー単体の部位よりも過冷却が生じていることが示された。垂れ水やスプレー水の水量により熱伝達係数の増加分（過冷却）は変化すると考えられるが、その量は垂れ水を考慮した水量密度計算結果より簡易に推定できる可能性がある。

次にロール上の溜まり水の流れについて考察する。ロール上の溜まり水の熱伝達係数に及ぼす影響については、支配的な流れが鋼板に垂直な

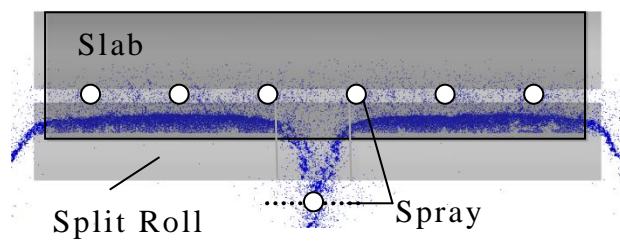
流れではないため、水量密度による定量的な整理は難しい。そこで、計算結果の可視化により流動状態を観察することにした。Fig.3-15に溜まり水の様子を示す。これは Fig.3-8 のモデルの最下段のロールだけを抜き出して計算結果を可視化したもので、スプレーの1本あたりの水量は20L/minである（スラブ幅、ロールピッチやロール径、スプレー噴射角度は実際の連铸機で使用されているものを模擬したが、Fig.3-8と同等のモデル）。

ロール上に溜まった水が溢れ出す様子、スプレーと溜まり水が衝突して、自由表面が乱されている様子が計算された。スプレーによりかき乱された溜まり水がスプレー間隔の中間部よりロールから溢れ出している。前述のようにスプレー水の衝突範囲はスプレーの噴射角度を実際の連続鑄造に用いられているスプレーノズルと同じに設定したので、衝突範囲や水量密度の平均値は実スプレーと一致していると考えている。つまり、溜まり水とスプレー水が衝突する位置についてはモデル化できていると考えており、計算で示唆された現象は実際にも起こっている可能性が高い。計算上、ロール上に溜まる水の量は幅方向に不均一になっており、溜まり水でも鑄片が冷却されると仮定すると、幅方向冷却不均一の原因になっている可能性が高い。軸受けやスプレーの配置等の最適化を考えていく上で、粒子法による解析が実用的に役立つと期待できる。

垂れ水とスプレーの衝突時の熱伝達係数上昇を水量密度増加で説明できたように、溜まり水とスプレーの衝突による溜まり水の攪拌が熱伝達係数に及ぼす影響について、解析結果から得られる物理指標で整理することが今後の課題である。



(a) Simulation model without split roll



(b) Simulation model with split roll

Fig.3-13 Simulation model to calculate water low density of spray nozzle with or without split roll.

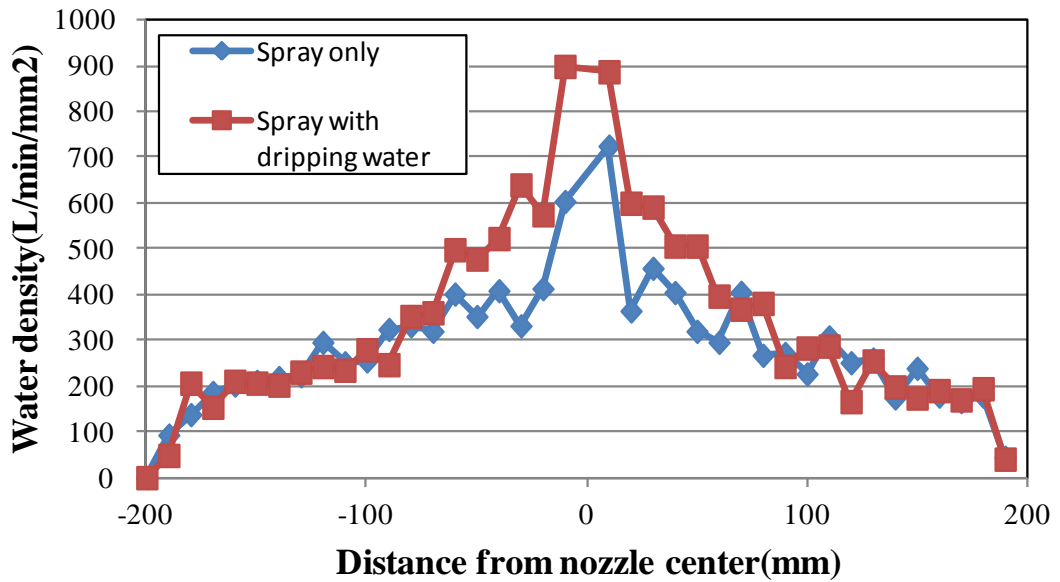
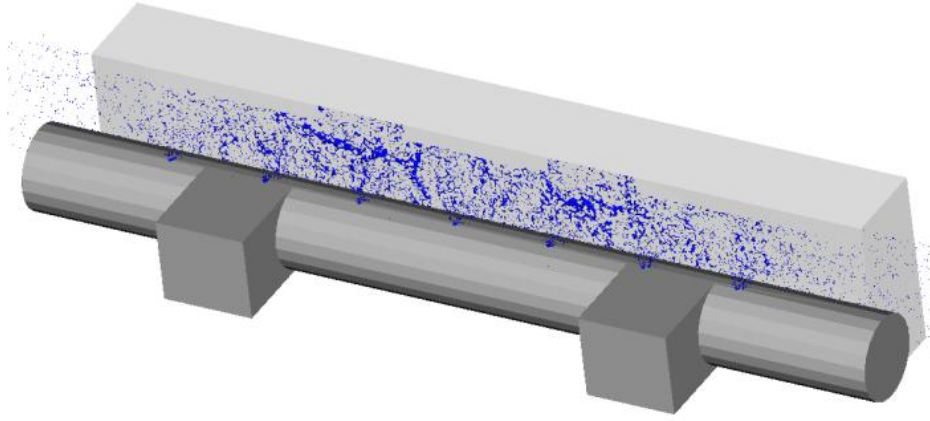
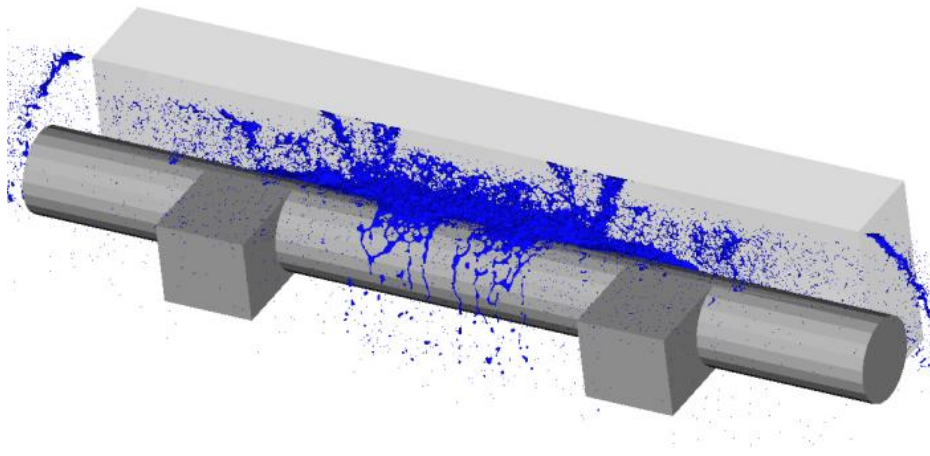


Fig.3-14 Calculated water density with or without dripping water.



(a) Just after injection of spray water on roll.



(b) 5 seconds after injection of spray water.

Fig.3-15 Calculated accumulated water on rolls.

3.4 計算結果の可視化と計算時間

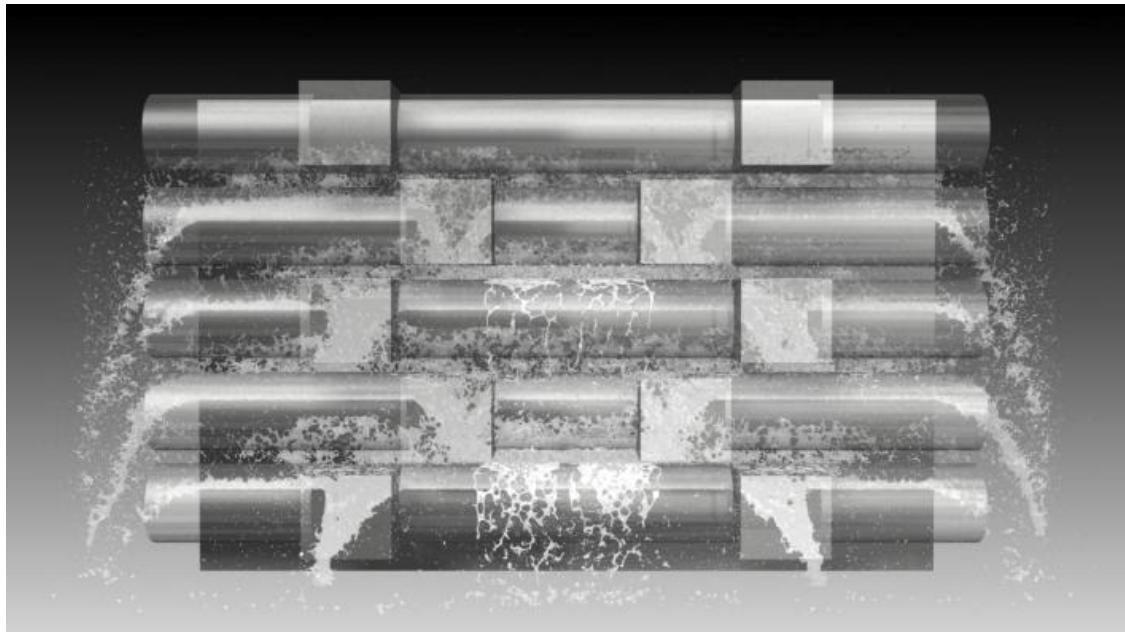
粒子法解析の結果を Fig.3-16 のように CG⁵¹⁾で表現すると、実際の水の流れをイメージしやすい。Fig.3-16 はスプレーとロールの段数を増やして垂れ水溜まり水の流れがどうなるかを可視化した例で、この規模の実験を水モデル等で行うのは水量や設置スペース、アクリル板の強度等から考えても現実的ではない。幅方向の流動不均一を可視化するのが目的であれば、計算だけで十分軸受け間の不均一流れやロール上の溜まり水不均一を捉えることが可能である。ロールや軸受け部を透明化した処理等も可能で、溜まり水の様子をロール側からみたりすることも可能になり、水モデルよりもより詳細に観察できる。

計算に用いたマシンスペックを Table3-2 に示す。高速化のために GPU を用いている。CPU は 8core であるが、計算には 4core 用いている。

スプレー2段、4段のそれぞれのケースで、5秒間計算するのに必要な粒子数と計算時間を Table3-3 に示す。どちらのケースも計算の時間刻みは 5.0×10^{-5} 秒である。粒子法計算にかかった時間だけを記載している。

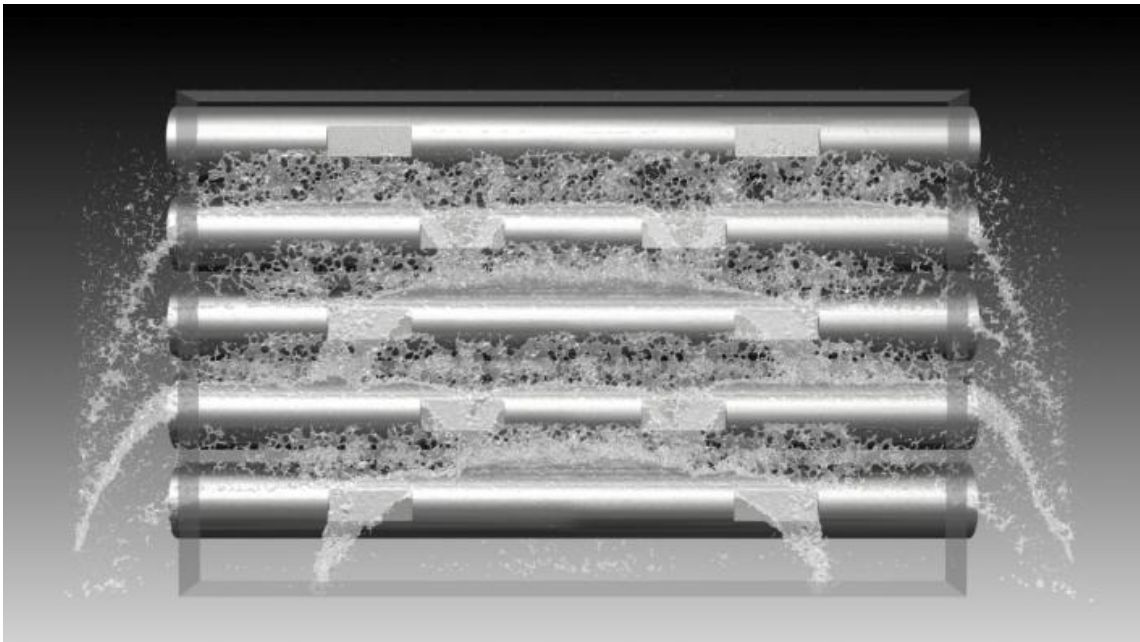
Fig.3-15 に示す CG 化は計算結果の粒子をマーチングキューブ法⁵¹⁾でレンダリングしたが、その処理には Table3-3 の2段のスプレーのケース（粒子数約24万個）で、Table 3-2 の計算機で6時間18分必要であった。出力されたレンダリングされたデータを静止画（動画のフレーム）にするのに4時間3分かかった。

2段の場合は5秒の計算が1日以内に完了する。Fig.3-11からも分かるように、2秒程度で定常流になっているため、4段の計算でも1日程度（60時間×2秒/5秒）である程度の結果を見ることができ、実用的には十分な計算時間である。



(a) View from roll side.

Fig.3-16 Calculated results rendered by 3D CG.



(b) View from slab side.

Fig.3-16 Calculated results rendered by 3D CG.

Table 3-2 Computer specification.

CPU	Intel Corei7-3960X 3.30GHz 8 cores (4 cores are used for the calculations.)
Main Memory	64GB DDR3 SDRAM
GPU	NVIDIA Tesla C2075 × 1
OS	Microsoft Windows7

Table 3-3 Number of particles and calculation time.

Case	Number of sprays(Total volume of flow)	Number of particles	Calculation time
2 columns of sprays	15 (300 L/min)	238,856	21hr50min 47sec
4 columns of sprays	30 (600 L/min)	561,719	60hr2min 34sec

3.5 結言

連続鋳造の2次冷却のスプレー水の流動挙動を、粒子法(MPS法)による数値解析にて明らかにすることを検討した。その結果、以下のことが明らかになった。

- ・ スtrand内の2次冷却水の挙動を粒子法で検討する場合、計算に使用する粒子直径は $\phi 3\text{mm}$ が最適であることが分かった。また、水とロール・鋳片間の接触角がスプレー水の挙動に及ぼす影響は小さいことが分かった。
- ・ ロール3段とその間に配置された15本のノズルをモデル化し、1本あたりの流量を5~20L/minの条件で粒子法による流動解析を実施した。計算された軸受け部を不均一に流れる流れやロール上に溜まった水が溢れだす流動パターンが、水モデル実験の可視化結果と定性的に良く一致することが分かった。
- ・ 粒子法解析の精度について、水モデル実験にて検証した。その結果、軸受けを垂れる水や端部に流れるスプレー水の流量は計算と実測で定量的に良く一致した。スプレー水の鋳片に衝突してからの流動挙動を解析する手法として粒子法が有効であることが示された。
- ・ 粒子法によるスプレー水挙動解析により、軸受け部でスプレー水が下流側に流出する垂れ水挙動や、ロール上にスプレー水が溜まる挙動が明らかになった。また、垂れ水とスプレーが衝突することによって、水量密度がスプレー単体の時と比べて大きくなることが計算で示された。水量密度増加は熱伝達係数増加につながり、軸受け部で過冷却になっている可能性がある。また、ロール上の溜まり水はスプレーが衝突することで流れが乱されていることが計算された。この部位でも熱伝達係数が増加し過冷却になっていると考えられる。
- ・ 解析結果をCG化することで、実機では見ることができない鋳片に衝突したスプレー水の流れを水モデルよりも詳細に観察することができるようになった。
- ・ 粒子法解析の計算時間は、GPUを使用することで、4段のスプレーのケースにおいて粒子数約56万個で5秒計算するのに約60時間必要で

あった．定常状態になる 2 秒程度の計算の場合は 24 時間での計算が可能であり，実用上十分な計算速度である．

第4章 2次冷却の凝固解析を用いた凝固不均一の改善

4.1 緒言

連続鋳造プロセスにおいて、凝固の均一性を確保すること、つまりは冷却の均一性を確保することは、操業上、鋳片の品質上の大きな課題である。2次冷却における冷却不均一生成メカニズムについて3章で述べた。一般的なスラブ連鋳機において2次冷却帯での実際の鋳片の表面温度を測定すると、幅中心部の温度がコーナー部近傍に比べて極端に温度が低いという現象が観察された。原因として3章で述べたロール軸受けと鋳片間を流れる垂れ水や、ロール上の溜まり水がスプレーと干渉して過冷却になっていると推定されるが、実機でスプレー冷却水がどのように流れているのかが分からなかった。この冷却の不均一の原因を究明するためには、実機の系でのスプレー冷却水の挙動と、不均一な流れが凝固に及ぼす影響を明らかにする必要がある。そのためには、冷却と凝固の関係を表すスプレー冷却の熱伝達係数を求める必要がある。鋳片の表面は数 100°C ~ 1000°C であり、水による鋳片冷却は沸騰冷却である。沸騰冷却による熱伝達係数を実スラブの系の大きさで数値解析で求めることは難しく、加熱した鋼板にスプレー水を噴射して温度を測定して熱伝達係数を計算する実験的な手法が従来から行われている。スプレー単体の熱伝達係数の測定については種々の実験があり、スプレーによる熱伝達係数を、水量密度や鋼板表面温度の関数として定式化した研究が多く行われている¹¹²⁾⁻¹¹⁴⁾。しかし、軸受けと鋳片間を流れる垂れ水がスプレーと干渉した領域や、ロール上の溜まり水とスプレーが干渉した領域についての熱伝達係数については、実測した研究例がなかった。

また、従来の凝固解析¹¹⁴⁾⁻¹¹⁶⁾は鋳片幅方向中心の1次元の計算や鋳造方向に垂直な断面の2次元の解析が一般的であるが、幅方向不均一を考慮した解析は十分定量的になされていなかった。

そこで、本研究では、実機の系でのスプレー水の挙動を把握するために、実機で用いられているスプレーの噴射形状を模擬して粒子法を用いた流動解析を実施する。また、垂れ水やロール上溜まり水を考慮したスプレー熱伝達係数の測定方法を提案する。熱電対を複数設置した鋼板に

上部からの垂れ水やロール溜まり水を模擬できるようにして、そこにスプレーが干渉するようにして熱伝達係数を測定する。種々のスプレー水量や鋼板の表面温度の条件で熱伝達係数を測定し、スプレーによる熱伝達係数を、水量密度や鋼板表面温度の関数として定式化する。さらに、垂れ水や溜まり水とスプレーの干渉部位については、干渉することにより干渉なしの時と比べてどれくらい熱伝達係数が増加するかを割合として求める。

凝固解析については、幅方向に配置されているスプレー 1 本 1 本の位置やスプレーの噴射形状、ロール 1 本 1 本の幅方向の中間軸受け位置、軸受けと鋼板の間を流れる垂れ水やロール上の溜まり水とスプレーの干渉による熱伝達係数増加の影響を考慮できるモデルを開発する。このモデルにより、幅方向凝固不均一発生の原因について検討するとともに、凝固不均一を改善する設備対策を提案する。

4.2 2次冷却におけるスプレー水挙動のモデル化

4.2.1 鋳片温度不均一の実態

一般的な垂直曲げ型スラブ連鋳機のスランド内の鋳片表面温度を放射温度計により測定した例を Fig.4-1 に示す。

鋳造速度は 1.0m/min の一定速度において、鋳片サイズ 300mm×2200mm の条件で、メニスカスから 18m の位置に幅方向スキャン式の放射温度計を設置し、鋳片の表面温度を測定した。連鋳機の 2 次冷却帯は一般的にロールを複数配置したセグメントにより構成されており (Fig.1-1)、鋳片の表面はセグメント間でしか観察することができない。ロールのピッチも小さいことから、セグメントの整備時の抜き出しを考慮して比較的大きな隙間がある鋳片の曲げ戻しセグメントの上流側で測定した。放射温度計は走査式の単色放射温度計 (測定波長 1.0 μ m) を用いた。Fig.4-1 に示すように、幅方向中央部の温度がエッジ部に比べて 100℃ 以上低くなっていることが分かった。鋳造速度や鋼種、2 次冷却条件の違う条件での測定を実施したが、程度の差はあるが同様の傾向で、幅方向中心部の温度がエッジ部よりも低かった。このような幅方向不均一の原因としては、従

来から溶鋼流動や 2 次冷却特にエッジの過冷却防止の目的でエッジ部の水量を減らす操業の影響¹¹⁷⁾が考えられている。一つ目の溶鋼流動の影響について述べる。鋳型の中に溶鋼を鋳入するのに、浸漬ノズルを用いているが、通常このノズルには短辺と相対する面に 2 つの孔があいており、そこから溶鋼が吐出される。吐出した溶鋼は短辺に垂直にあたる方向に流れるため、吐出した早い流れが短辺に衝突し、長辺と短辺の合わせ面であるコーナー部に周囲に比べて早い流速で流れる。また、吐出流は温度が高く、高い温度と早い流速により、凝固シェルに周囲に比べて大きな入熱を与えることになる。入熱が多いために、凝固シェルの成長は遅くなり短辺近傍の幅エッジ部での表面温度は高くなる。二つ目のエッジ部の水量を減らす操業の影響について述べる。Fig.1-4(b)に示すように、一般的な垂直曲げ型の連鋳機においては、鋳片を曲げる工程と曲がった鋳片を真直ぐに戻す工程がある。曲げる際は曲げの外側の鋳片の表面に引張り応力が作用する。曲げ戻す際は曲げの内側で表面に引張り応力が作用する。短辺近傍の長辺エッジ部は短辺幅中心部も含めてすべて凝固完了しているので梁の曲げと同じ効果で表面に大きな引張り応力が作用する。つまり、曲げや曲げ戻し時には、鋳片の長辺の幅エッジ部の表面に引張り応力が作用することになる。そのため、エッジ部の温度が冷えすぎて鋳片の脆化域温度になると横割れが発生し鋳片の品質上のトラブルになる。この割れを回避するために、Fig.1-4(b)に示すように、長辺のエッジ部に水をかけずに温度を下げないようにする操業が一般的に行われている。つまり、この影響により長辺エッジ部近傍の鋳片の表面温度は、中心部よりも高温になる。どちらの影響も、長辺エッジ部のごく近傍だけが長辺幅中心部に比べて温度が高くなることは説明できるが、これらの従来の考え方では本例のような中央部の極端な温度低下を説明することはできていない。そこで、不均一冷却の原因として、Fig.4-2 に示す分割ロール軸受けの配置や、そこを流れるスプレー水の挙動の影響を検討する。分割ロールは連続鋳造プロセスに広く適用されており、ロールは幅方向に数本に分割され、幅方向の端だけではなく中間部にも軸受けが設置されている。この中間部の軸受けと鋳片の間には空間があり、

鋳片の冷却水が，この軸受け部を下流側に流れて幅方向の冷却不均一が発生していると考えられ，その影響についてスプレー水挙動を数値解析によりモデル化して検討する．

4.2.2 スプレー水挙動のモデル化

スプレー水挙動を計算で求めるために，粒子法(MPS)^{39),108)}を適用し，汎用粒子法流体解析ソフト「Particleworks」¹¹⁰⁾に一部機能を追加して解析を行った．解析に用いる粒子径等は3章で決定した値を用いた．

実際の連続鋳造ストランド内の特徴的な軸受け配置部位を抜き出し，ロール3段と，その間のスプレー2段をモデル化して解析することにした．Fig.4-3に解析モデルを示す．スプレーは上段8本，下段7本で幅方向に270mmピッチで配置し，鋳造方向には千鳥で配置した．ロールは3本に分割されており，幅中心部に2箇所の間軸受けが配置されている．スプレーと鋳片の距離は155mm，スプレーの噴射角度は幅方向100°，鋳造方向30°とした．スプレーの鋳造方向角度が，3章で用いたモデルとは異なり，実際の連続鋳造で用いられているスプレーの噴射角度に近い角度にしている．

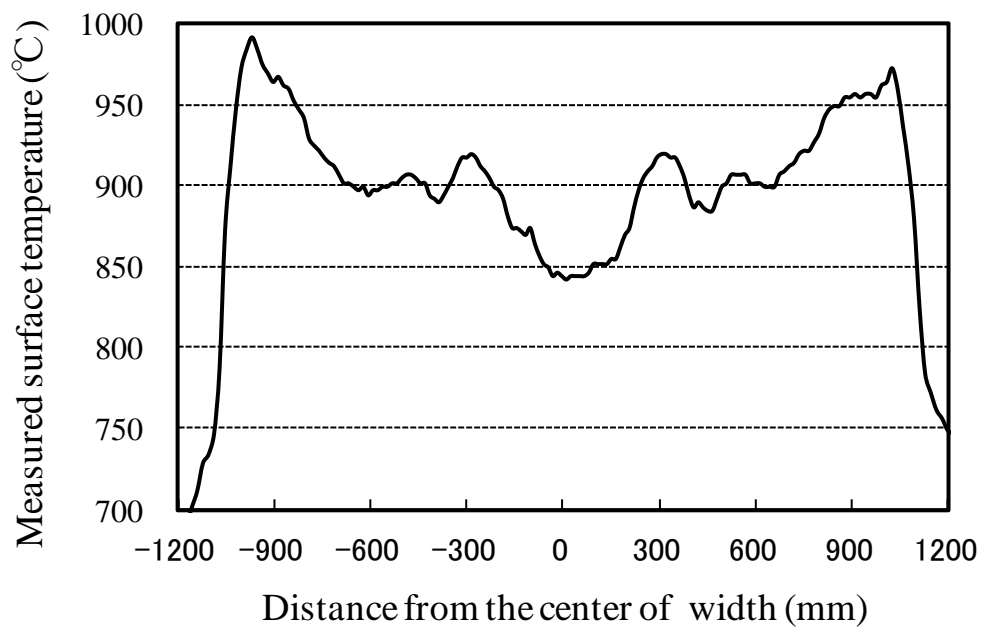


Fig.4-1 Measured surface temperature at 18m below the meniscus.

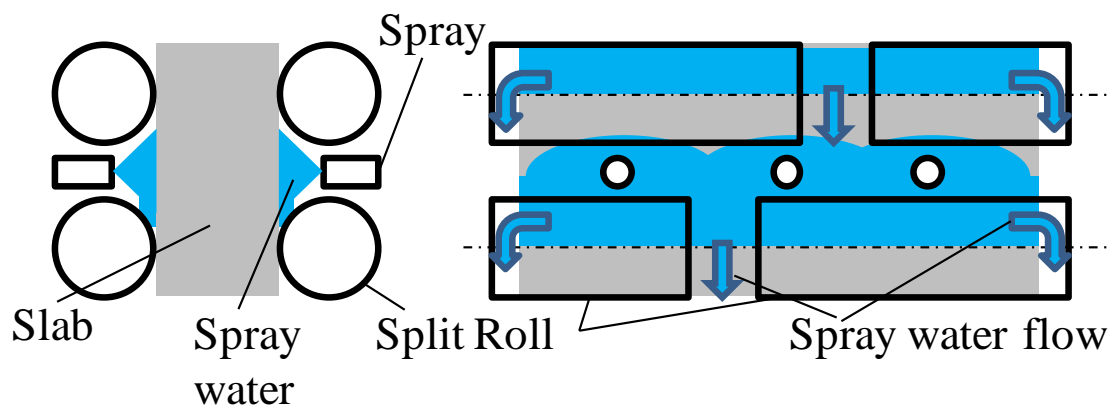


Fig.4-2 Schematic view of the flow pattern of spray water.

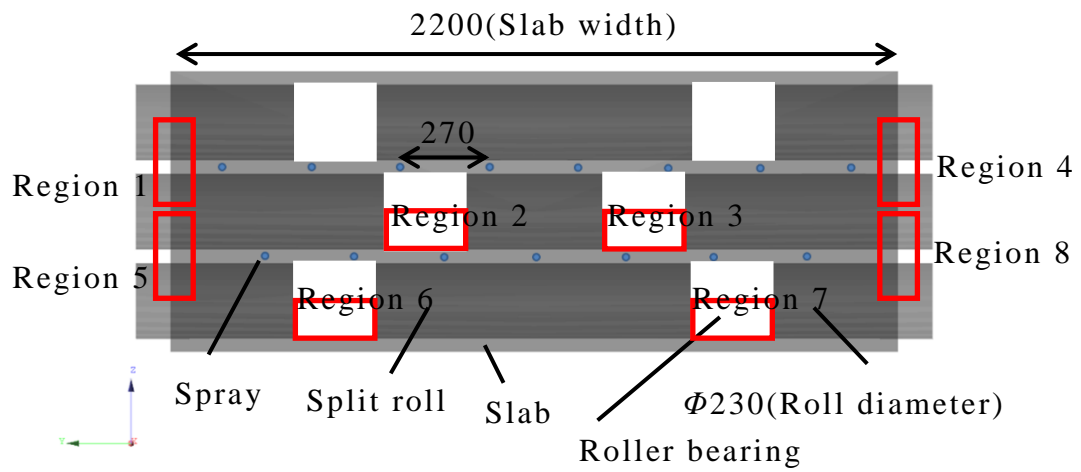


Fig.4-3 Simulation model for spray water flow between rolls(unit:mm).

4.3 粒子法によるスプレー水挙動解析

Fig.4-3 のモデルにて解析した結果を Fig.4-4 に示す. スプレー噴射開始 5 秒後をスラブ側から可視化した.

スプレー1 本あたり 20L/min の水量で噴射した結果であるが, 鋳片に噴射された冷却水が軸受け部を通過して下流側に垂れ水として不均一に流出し, その水が下流側ロールの上部に溜まり背面に溢れ出ることが 3 章での解析結果からと同じように分かった. また, 軸受け部を通過して下流側に流れる垂れ水は下段のスプレーの噴射と干渉していること, ロール上に溢れるほど溜まった溜まり水にスプレーが噴射されて干渉していることも分かった.

ロールとスプレーの段数を増やし, 垂れ水の下流側への蓄積の影響を検討した. ロール 5 段とロール間 4 段のスプレーをモデル化し, スプレー1 本あたりの流量を 20L/min としてスプレー水挙動を解析した. スプレー噴射開始 5 秒後の結果を Figs.4-5,4-6 に示す.

Fig.4-5 はスラブ側から, Fig.4-6 はロール側から可視化した図である. 中間部ロールでの溜まり水が背面に溢れ出している様子が分かる. 下流側に行くほど水量が多くなっているが, スラブ端部での排出量が多くなり, 幅中心部近傍の軸受け位置での流量には大きな影響はないことが分かった. つまり, 特徴的な 2 段程度のスプレーのモデル化で十分スプレー水挙動を解析できる.

本解析により, 分割ロールの中間部のロールで溜まり水が多く発生していること, ロールに溜まった水が軸受け位置から下方に流れることが分かり, これらの冷却水の挙動が鋳片幅中心部近傍の過冷却に影響しているのではないかと考えた. そこで, スプレー水挙動を考慮した熱伝達係数の測定と, 測定した熱伝達係数を境界条件にした凝固解析を行うことにした.

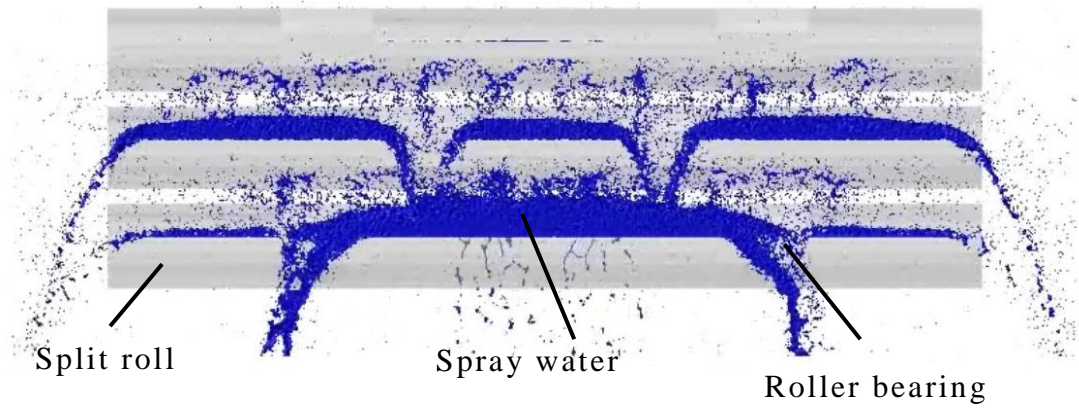


Fig.4-4 Calculated spray water flow (View from slab side).

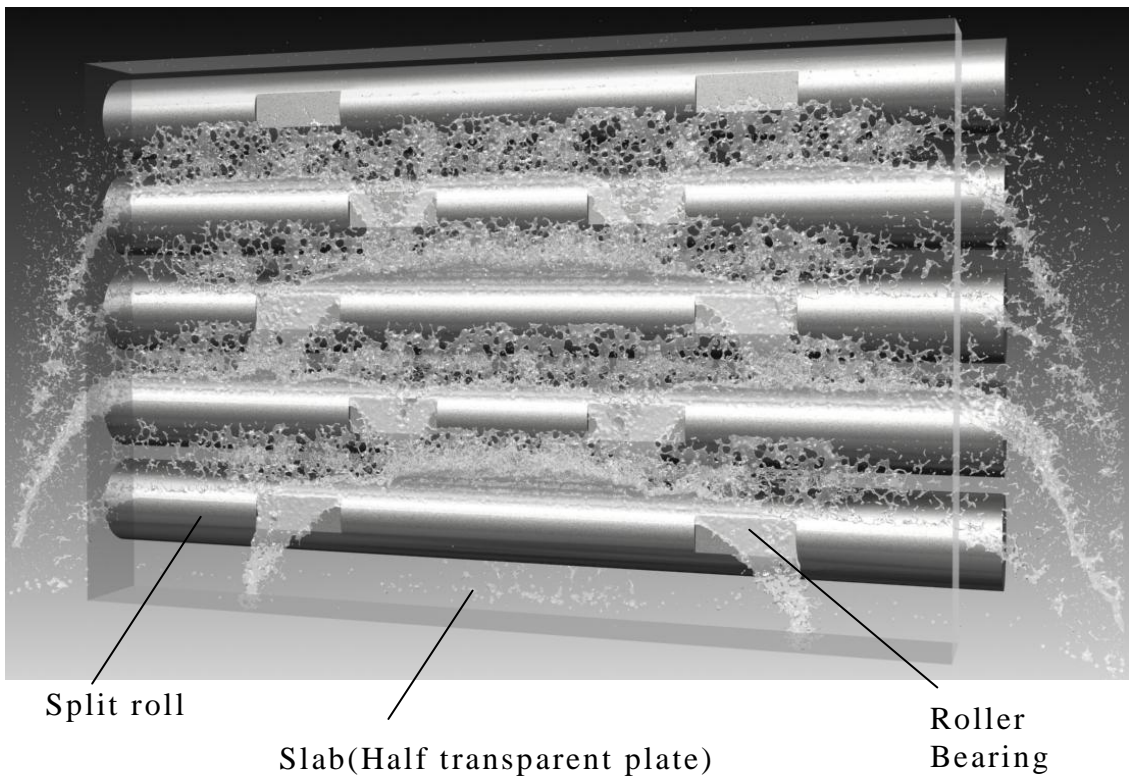


Fig.4-5 Calculated spray water flow pattern (View from slab side).

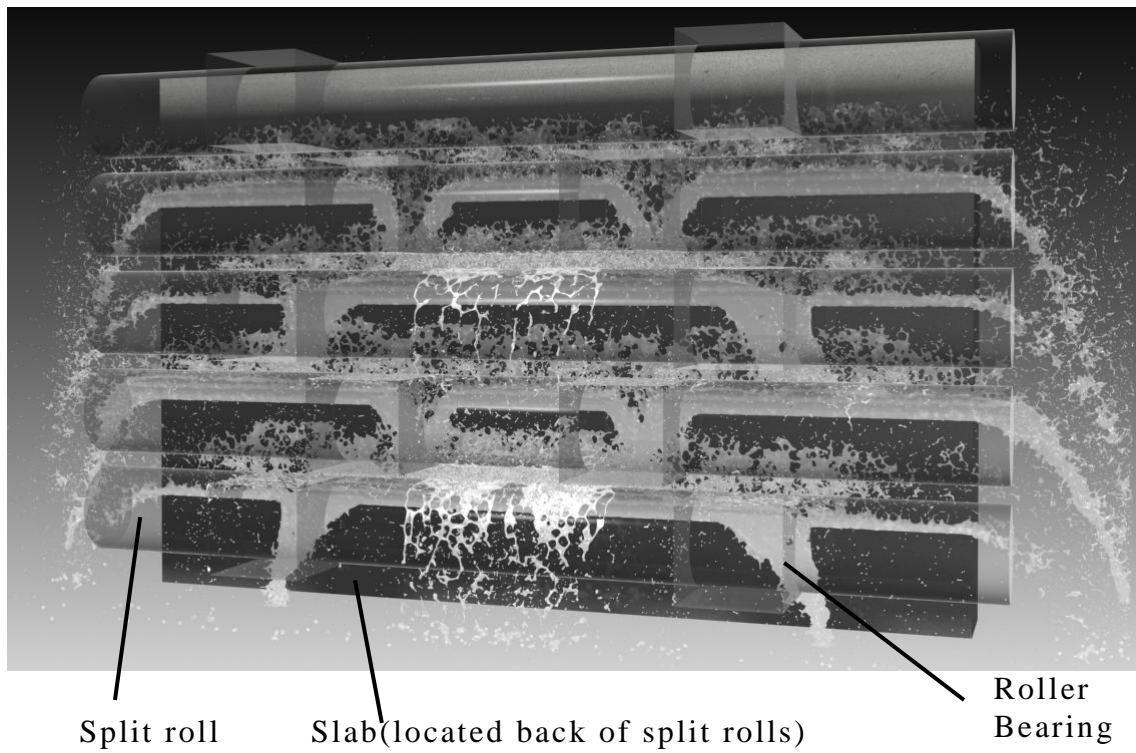


Fig.4-6 Calculated spray water flow pattern (View from roll side).

4.4 2次冷却の凝固解析モデルと精度検証

2次冷却帯の凝固状態を把握するためには、前述の垂れ水等を考慮した凝固計算が必要である。また、凝固計算の境界条件として、スプレー冷却による熱伝達係数や、垂れ水や溜まり水とスプレーが干渉した時の熱伝達係数の増加等を入力する必要がある。そこで、色々な条件下での熱伝達係数の測定を実施した。また、測定で得られた熱伝達係数を境界条件とした凝固解析モデルを開発した。

4.4.1 熱伝達係数の測定

鑄片冷却の熱伝達係数は、沸騰伝熱を考慮する必要がある、数値解析により求めることは難しい。そこで、実験による実測からの定式化を検討した。熱電対を複数設置した鋼板を加熱し、垂れ水や溜まり水を模擬してスプレー冷却による熱伝達係数測定実験を行った¹¹⁸⁾。Fig.4-7に測定実験の模式図を示す。Fig.4-8にスプレー単体での熱伝達係数測定の様子を示す。雰囲気制御された炉で900℃に加熱した鋼板を炉から取り出した後にすぐにスプレーで冷却し、測定した温度を逆解析して熱伝達係数を求めた¹¹⁹⁾。Fig.4-9は鋼板に埋め込んだ熱電対の温度推移の一例で、スプレーノズル直下と、直下から幅方向に210mm離れた位置の測定結果である。直下はスプレーの噴射直後から沸騰膜が破れて核沸騰での冷却になっているが、210mm離れた位置は噴射初期は膜沸騰になっており冷却速度が遅い。75秒程度から温度が急激に低下しており、ここで膜沸騰か核沸騰に遷移したと考えられる。Fig.4-10には逆解析で求めた熱伝達係数の一例を示す。ノズル直下の熱伝達係数が周囲と比べて大きくなっているが、これはスプレー水の水量密度や衝突圧力がノズル直下で大きくなっているためと考えられる。ノズル流量 10.45L/min、熱伝達係数の評価温度は800℃の結果である。逆解析は、1次元の熱伝導解析から境界条件であるスプレー熱伝達係数を熱電対測定結果から逆に求める方法である。熱電対で測定した温度の時間推移に合うように時々刻々のスプレー熱伝達係数を求めることで、温度測定位置での熱伝達係数を表面温度の関数として求めることができる。Fig.4-10は逆解析による計算結果におい

て、表面温度が 800°C になった時の熱伝達係数を評価している。一回の測定試験結果を逆解析することで種々の表面温度に対する熱伝達係数を計算することができるが、ここで実施した逆解析は 1 次元の熱伝導解析から求めており、冷却開始から時間が経った低温時の熱伝達係数は鋼板の 3 次元的な熱伝導が影響して正確な値にならない。そこで、加熱温度から 100°C 低下した温度のみの熱伝達係数を用いた。つまり、例えば表面温度 700°C の熱伝達係数を求める場合は、800°C に加熱した別の試験を実施している。

種々のスプレー水量や鋼板温度で実験を行い、熱伝達係数を、次式のように、スプレー局所水量密度、鋼板表面温度、スプレー衝突圧の関数として整理した。

$$h = C_1 W^{C_2} P^{C_3} T_{surf}^{C_4} \quad (4-1)$$

ここで、 h は局所の熱伝達係数、 W, P, T_{surf} はそれぞれ局所の水量密度、衝突圧力、鋼板表面温度を表す。 $C_1 \sim C_4$ は実験結果から回帰して定数として求めた。局所の水量密度は鋼板上に複数のパイプを設置し、その板の上からスプレーを噴射し、各パイプに入る水の量からもとめた。また、スプレーの衝突圧については、圧力センサーをスプレーの噴射範囲内で移動させて、各点での圧力を測定した。水量密度や衝突圧力の測定は鋼板を加熱する必要はなく、熱伝達係数の測定とは別に冷間で実施した。

垂れ水の影響は、Fig.4-7(b)に示すように、スプレーの上部から軸受け垂れ水を模擬した水流を付与して熱伝達係数を測定した。垂れ水の水量は、粒子法の解析で得られた流量を参考にして設定した。その結果、ノズル 1 本あたり 10.45L/min、上部から 3.5L/min の垂れ水をスプレー中心に集中的に与えた場合、スプレーの中心位置の熱伝達係数はスプレー単体時 1852W/m²K に対して、垂れ水が付与されると 1995W/m²K (表面温度 800°C) となり、倍率で約 1.1 倍の熱伝達係数となった。これは、3 章で示したように、垂れ水とスプレーが干渉することで、水量密度が増加し

たことによると考えている。

溜まり水の影響については、Fig.4-7(c)に示すように、鋼板にロールを模擬した鉄板を付加して冷却試験を実施した。Fig.4-11に示すロール溜まり水とスプレーが干渉する部位の熱伝達係数は、ロールの上面限界まで水が溜まった状態で20L/minのスプレーを噴射した所、溜まり水だけの時の約1.5倍の熱伝達係数が得られた。水がロール上に溜まっているだけでは冷却効果はあまりないが、溜まり水とスプレー水が干渉すると、干渉部位での水が攪拌されて冷却が促進されたと考えている。

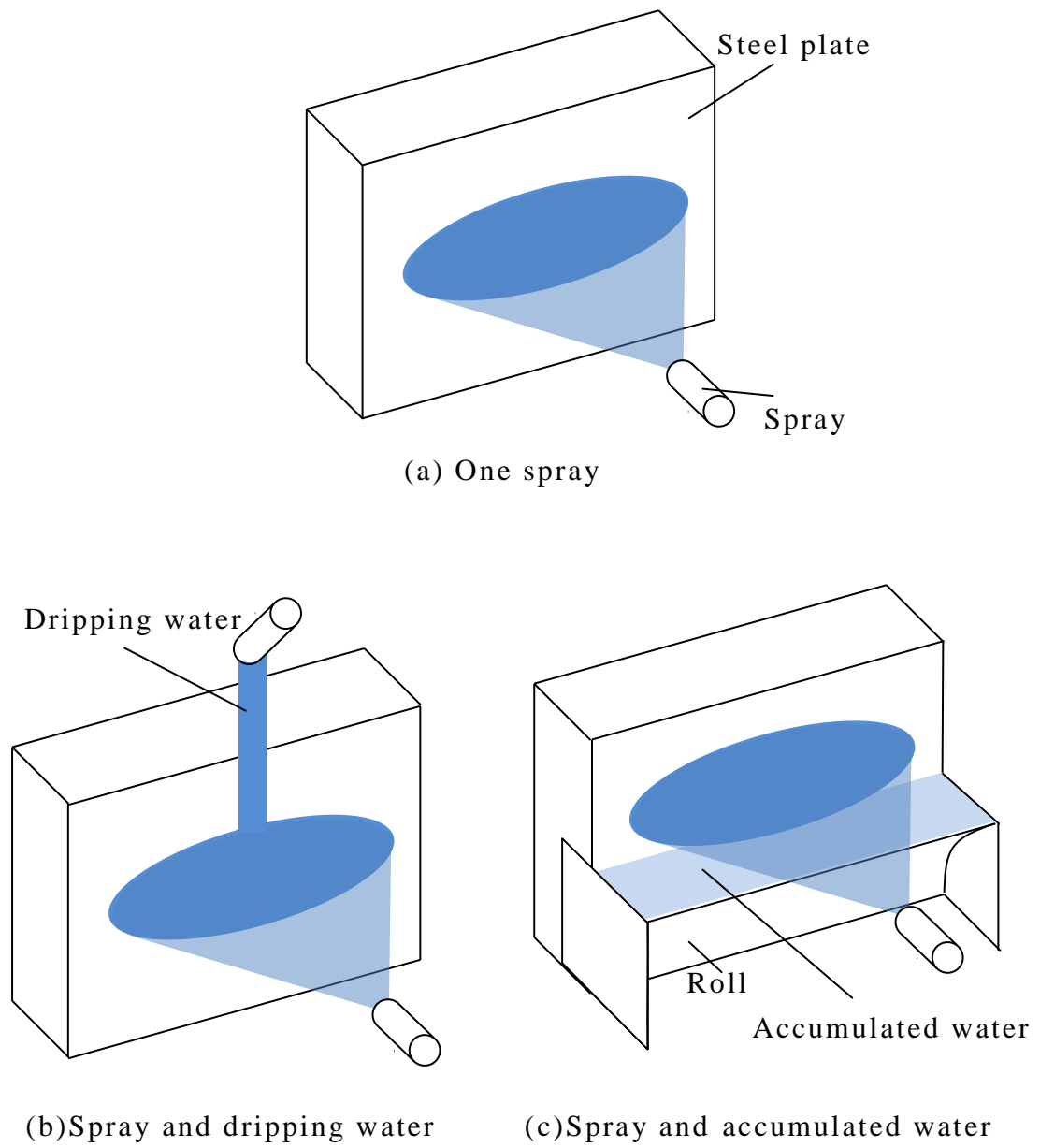


Fig.4-7 Schematic view of measurement test of heat transfer coefficients of spray water.

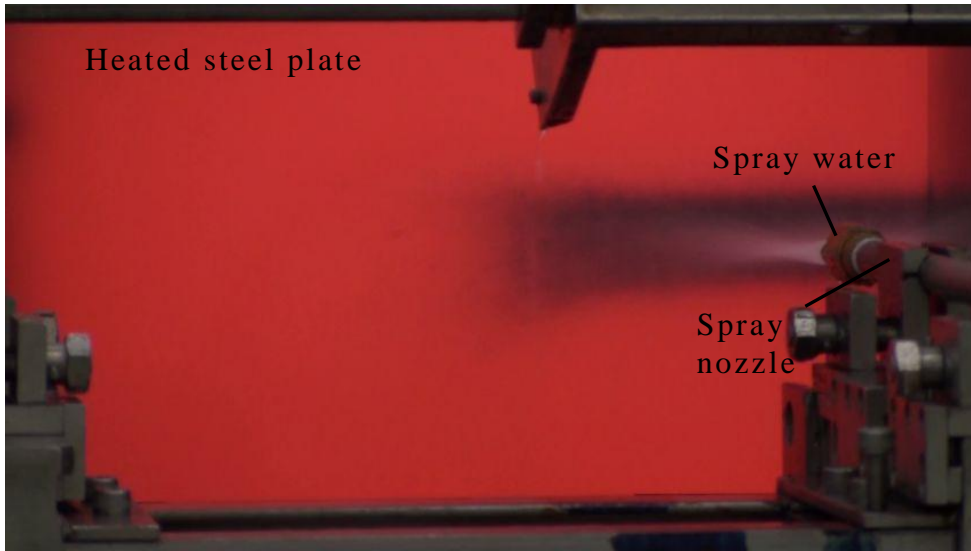


Fig.4-8 Experimental image (Water is sprayed on the heated steel plate).

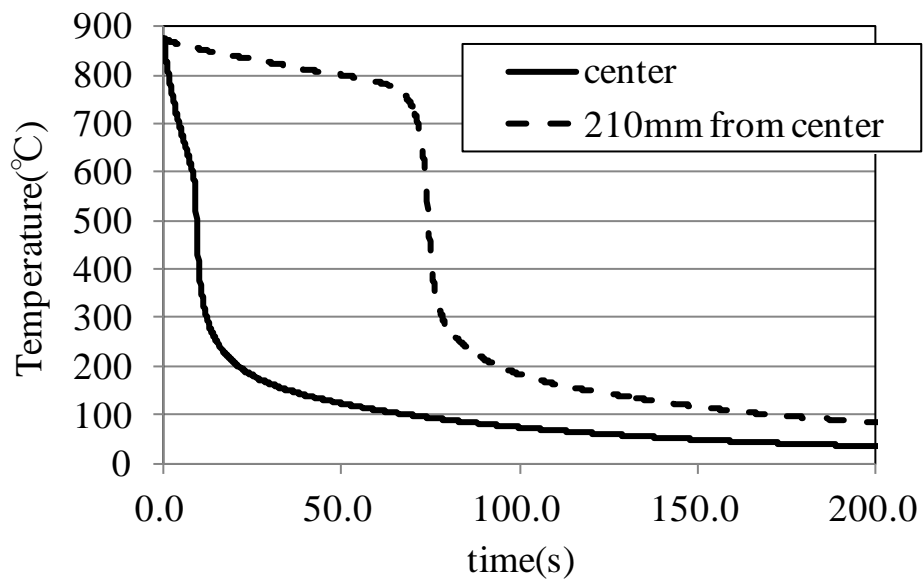


Fig.4-9 Measured temperatures at the center and 210mm from the center of the steel plate.

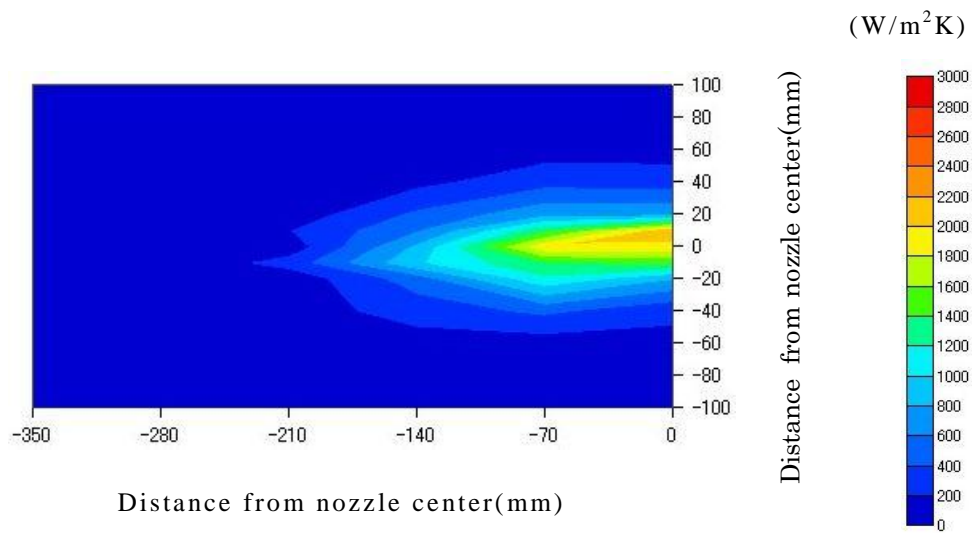


Fig.4-10 The profile of heat transfer coefficients ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$) calculated from the measured temperatures at the cooling test.

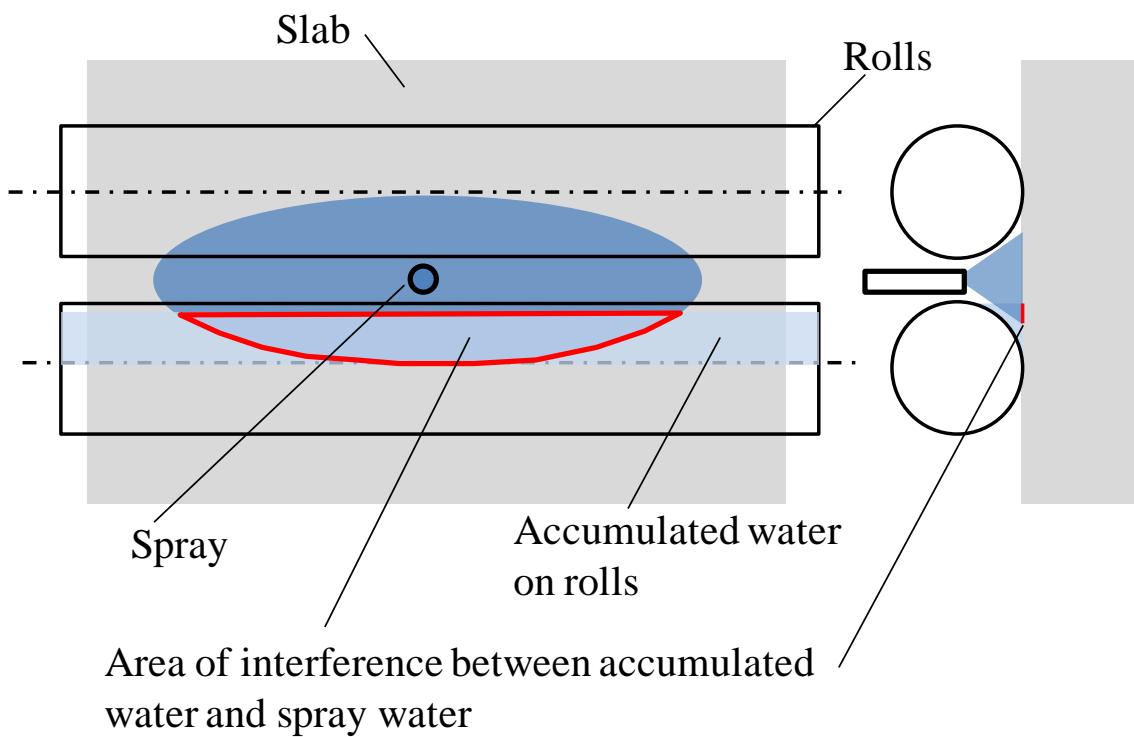


Fig.4-11 Schematic view of interference between accumulated water and spray water.

4.4.2 スプレー，垂れ水溜まり水を考慮した 2 次冷却の凝固解析モデルと精度検証

熱伝達係数の測定試験により，スプレー単体，垂れ水溜まり水とスプレーの干渉部位等の熱伝達係数が計測できたので，その値をストランド内の凝固計算の境界条件とした．熱伝達の境界条件は，ロール間を 4 つの領域に分割した (Fig.4-12)．Ⅰはロール冷却領域，Ⅱは空冷あるいは軸受け垂れ水領域，Ⅲはスプレー冷却領域，Ⅳはロール溜まり水あるいはスプレー垂れ水領域を示す．鋳片の幅方向については，垂れ水とスプレー水の干渉部位 (Ⅱ) に，垂れ水だけの時と比べて 1.1 倍の熱伝達係数を与えた．スプレーの水量や垂れ水の量によって水量密度の増加分は違うので，1.1 倍の増加分は部位に応じて変化する値であると考えられるが，ここでは軸受け垂れ水位置では一様に垂れ水だけの時に比べて 1.1 倍の熱伝達係数になると設定した．同様に，溜まり水とスプレー水の干渉部位 (Ⅳ) に，溜まり水だけの時と比べて 1.5 倍の熱伝達係数を与えた．この倍率は前述の垂れ水と溜まり水を考慮した熱伝達係数測定試験より算出した．倍率はスプレーの水量や溜まり水の量によって変化すると考えられるが，スプレー水の流動解析で明らかになった 3 分割ロールの幅中心ロール位置で多くの溜まり水が発生しスプレーと干渉していることから，この位置の溜まり水領域 (Ⅳ) の熱伝達係数だけを溜まり水だけの時の 1.5 倍として設定した．より精度のある境界条件を設定するためには，各ロール軸受け位置での垂れ水量，各ロール上の溜まり水量，それらの水とスプレーの干渉状態などを定量的に測定あるいは計算し，それを模擬した熱伝達係数測定を実施する必要があると思われるが，ここでは熱伝達係数が増加する 2 つの現象であるスプレーと垂れ水または溜まり水との干渉現象を強調して解析できる境界条件を設定し，熱伝達係数増加による過冷却現象がどこまで説明できるかを検討した．

次に，凝固計算モデルについて述べる．Fig.4-13 に示す鋳造方向に垂直な 2 次元断面を鋳造速度で動かし，Fig.4-12 で示す領域ごとに熱伝達係数を境界条件として入力して凝固を計算した．凝固計算には次のエンタルピ法⁹⁸⁾を適用した．

凝固潜熱を考慮した熱伝導方程式は、下記で表現できる。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \rho L \frac{\partial f_s}{\partial t} \quad (4-2)$$

ここで、 ρ は密度、 C_p は比熱、 T は温度、 t は時間、 x は位置、 λ は熱伝導率、 L は凝固潜熱、 f_s は固相率をそれぞれ表す。

上式を変形し、

$$\rho \left(C_p - L \frac{\partial f_s}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (4-3)$$

凝固変態をする物質の比エンタルピ h は、

$$h = h_0 + \int_{T_0}^T C_p dT + (1 - f_s)L \quad (4-4)$$

ここで、 h_0 は基準の温度 T_0 における比エンタルピを表す。この式を温度 T で微分すると、

$$\frac{\partial h}{\partial T} = C_p - L \frac{\partial f_s}{\partial T} \quad (4-5)$$

となり、次式が得られる。

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (4-6)$$

本式を前進差分法で、タイムステップごとにエンタルピを更新しながら計算する手法がエンタルピ法で、エンタルピと温度の関係から、 Δt 後の

h から新しい T を求め、さらに時間を進めて h を計算していく手法である。1次元の式を例示しているが、凝固を考慮しない熱伝導方程式同様に、2,3次元を考慮することは容易である。

計算に用いた物性値と境界条件について Table4-1 に示す。分割ロールの影響や、粒子法で計算して分かった軸受けやロールによって生じる垂れ水や溜まり水の影響を熱伝達係数分布として幅方向にも与えて計算した。

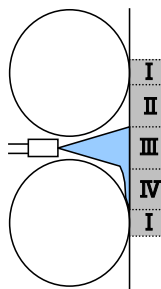
その結果、鋳片の幅中心部で過冷却になっていることが分かり、凝固が幅方向で不均一になっていることが示された(Fig.4-14)。Fig.4-14の横軸はメニスカスからの距離、縦軸は長辺幅中心からの距離を示す。Fig.4-14(a)は表面温度、Fig.4-14(b)は熱伝達係数、Fig.4-14(c)はスラブ厚みの中心固相率を示す。Fig.4-14(b)の熱伝達係数は、メニスカスから5m近傍位置の幅中心部で、前述のロール溜まり水とスプレー水の干渉により大きくなっている。この影響でメニスカスから5m程度位置の表面温度は低下し、Fig.4-14(c)の中心固相率分布から、幅中心部がスラブのエッジ近傍よりも先に凝固が完了していることが分かる。表面温度や熱伝達係数で鋳造方向幅方向に縞模様に見えるのは、ロール冷却やスプレーによる冷却を1本1本境界条件として入力していること、さらにロールについては分割ロールによる冷却を考慮しており、軸受け部は鋳片と接触しないのでロールによる冷却がない。可視化の解像度の影響で、すべてのロールによる冷却が図示できていないが、スプレー冷却、垂れ水溜まり水冷却、放射冷却、ロール冷却を各スプレー位置、ロール位置で境界条件である熱伝達係数を変更して計算している。

前述の放射温度計での表面温度測定結果と計算結果との比較を Fig.4-15 に示す。中心部がエッジ部近傍に比べて100℃以上温度が低くなっている傾向が良く説明でき、2次冷却帯の凝固状態や鋳片の表面温度を解析するのに十分な精度があることが分かった。中心部過冷却の原因は、ロール軸受けを通るスプレー垂れ水がスプレー水と干渉したり、分割ロール中央部の溜まり水とスプレーが干渉したりして熱伝達係数が増加したことによると考えられる。

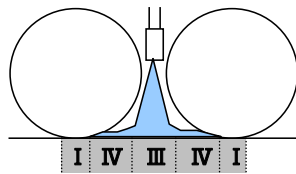
4.5 2次冷却の凝固解析を用いた凝固不均一の改善

実機における中心部過冷却の改善方法について検討した¹²⁰⁾。分割軸受け位置を変更するのは設備に大幅な改造が必要なことから、垂れ水と干渉するスプレーを止水したり、ロール上の溜まり水を除去するためにロールにスリットを設置し、ロールに水が溜まらないようにしたりする対策を実施した。Fig.4-16に3分割ロールの幅中心ロールにスリットを設置したスリットロールと、その垂れ水、溜まり水への影響の模式図を示す。スリットを設置することで、スリット部からスプレー水が下流側に流れるため、スリットロールには水が溜まらない。また、スリットを幅方向に複数設置しているので、スリット部から下流側に流れるスプレー水の流量は軸受け部から下流側に流れる垂れ水よりも少ない。スリットロールの効果を計算した結果を Fig.4-17 示す。スリットロールを設置することで、3分割ロールの中心ロールに水が多く溜まらず、溢れるほどの溜まり水は生じないのでスプレー水との干渉も回避されて、中心部の過冷却が発生しないと考えた。溜まり水部の熱伝達係数をスプレーと干渉することで溜まり水だけ熱伝達係数の1.5倍としていたが、スリットロール設置のケースでは1.0倍として計算した。Fig.4-14(b)と Fig.4-17(b)を比較すると、メニスカスから5m位置程度の幅中心部の熱伝達係数が、溜まり水とスプレーの干渉がスリットロール設置で解消し小さくなっている。Fig.4-14(c)と Fig.4-17(c)の中心固相率の比較からも、中心部が過冷却で凝固が早く完了していたが、スリットロールにより幅方向で均一に凝固するようになった。Fig.4-18に表面温度の幅方向分布の計算結果比較を示す。溜まり水が多く発生している時は鋳片の幅方向で100℃以上の温度差が発生していたが、スリットロールによる対策により、その温度差は50℃程度に低減することができる。実機にスリットロールを導入した試験を実施し、中心部の過冷却が改善することを鋳片の表面温度を測定することで明らかにし、品質が改善することが分かった。スプレーや分割軸受け位置を新規に設計する際には、これらの干渉が生じないように考慮することが重要である。

Vertical & Bending area



Horizontal area



- I : Roll contact
- II : Radiation
- III : Spray
- IV : Water flow on slab

Fig.4-12 Boundary conditions for the simulation model of solidification.

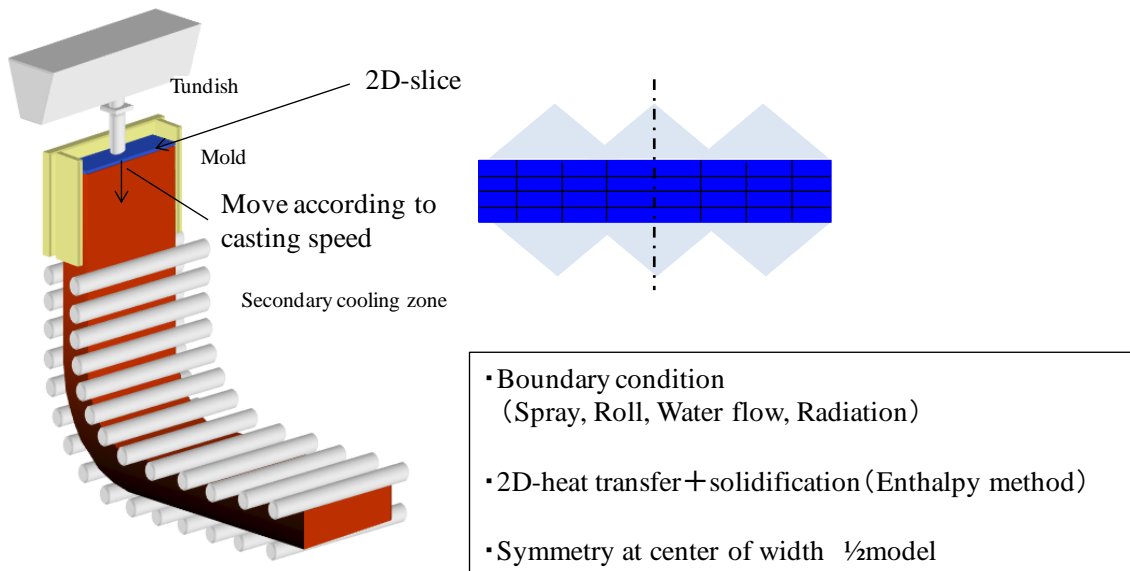
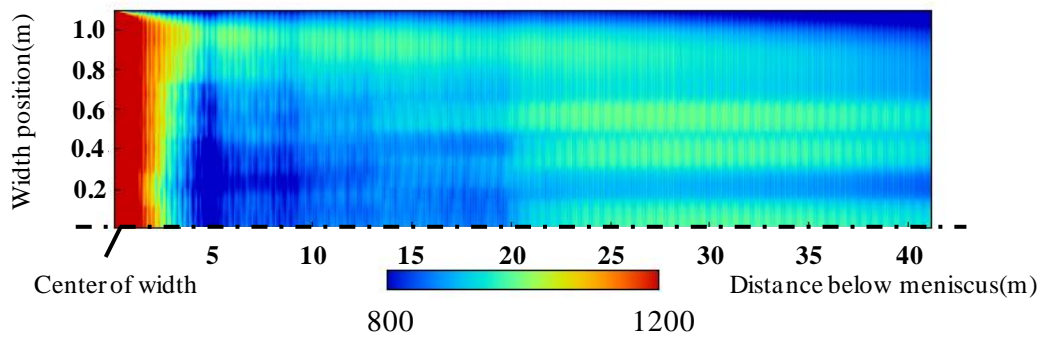


Fig.4-13 Simulation model of solidification.

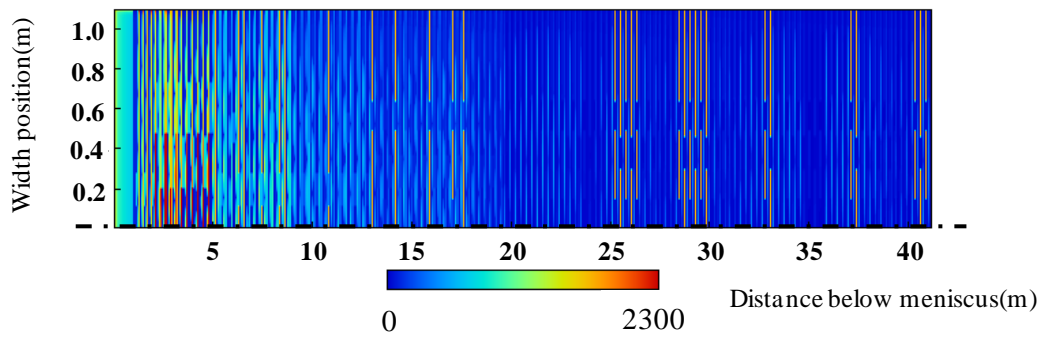
Table 4-1 Calculation conditions of the simulation model of solidification.

Density(kg/m ³)	7800
Reference specific thermal conductivity(W/mK)	59
Reference specific heat(kJ/kgK)	0.47
Latent heat(kJ/kg)	260
Reference temperature(°C)	30
Heat transfer coefficient(W/m ² K)	
Roll-Slab	1700
Spray water-Slab	Measured data

(a) Surface temperatures($^{\circ}\text{C}$)



(b) Heat taransfer coefficients($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$)



(c) Center solidus ratios (—)

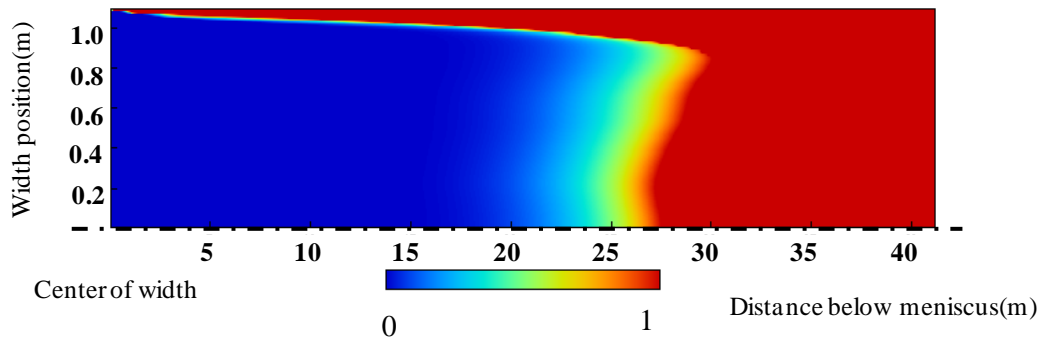


Fig.4-14 Calculated results of solidification.

(a) Surface temperatures.

(b) Heat transfer coefficients.

(c) Center solidus ratios.

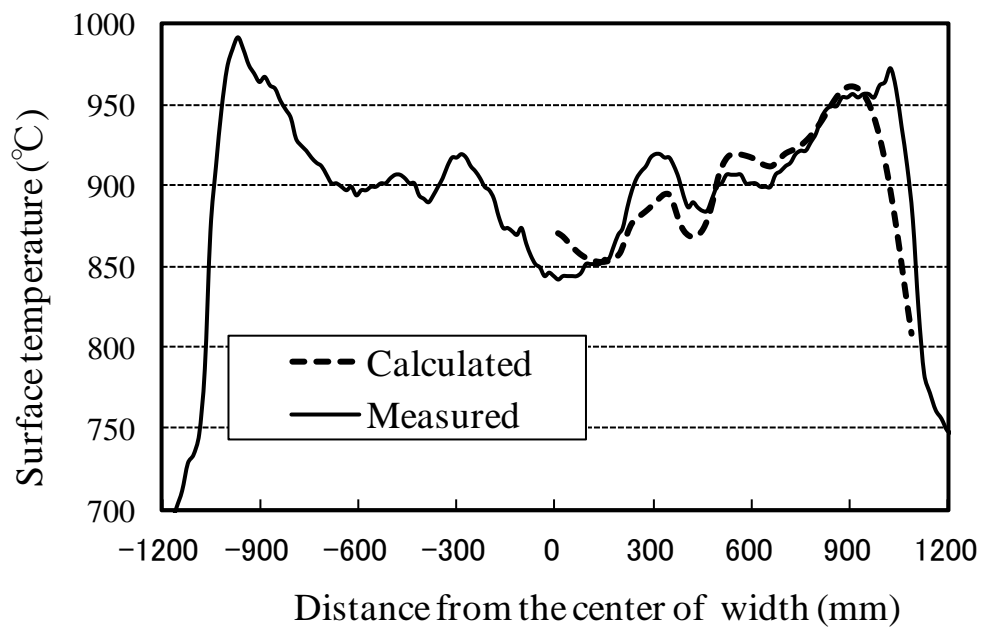


Fig.4-15 Comparison between the measured and the calculated surface temperatures at 18m below the meniscus.

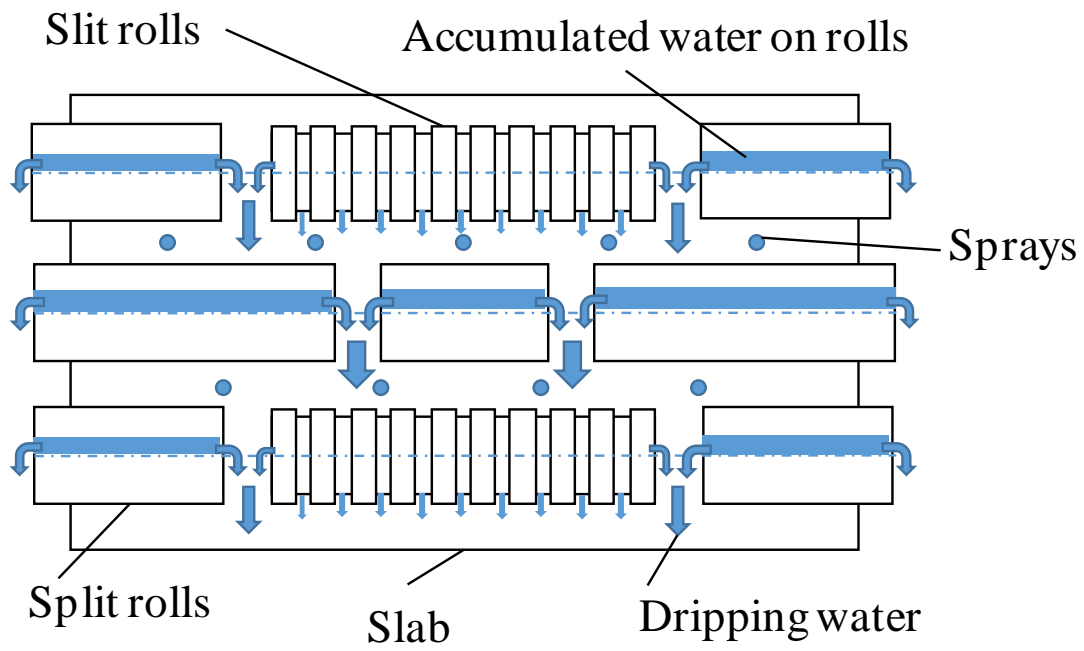
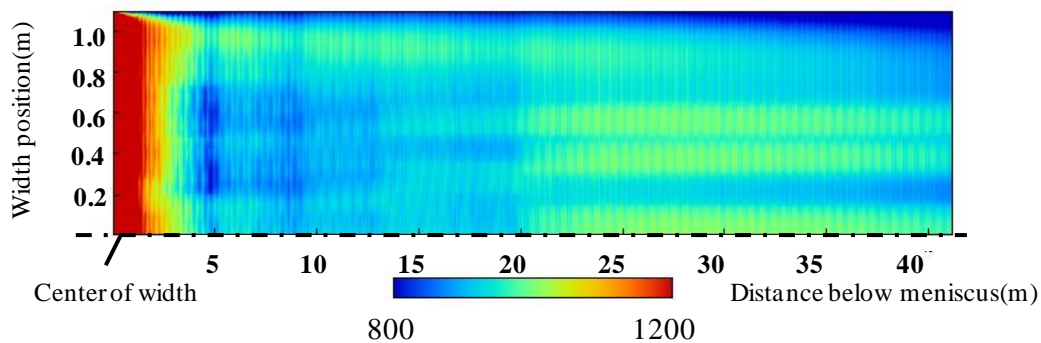
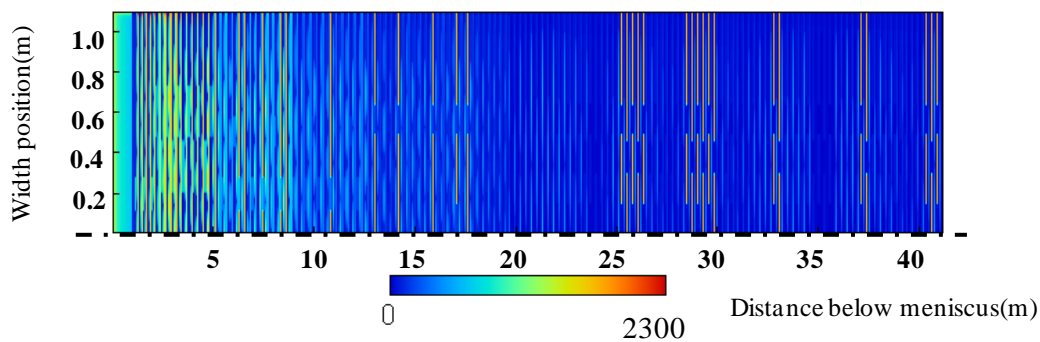


Fig.4-16 Slit rolls and the effect on the spray water flow

(a) Surface temperatures($^{\circ}\text{C}$)



(b) Heat taransfer coefficients($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$)



(c) Center solidus ratios (—)

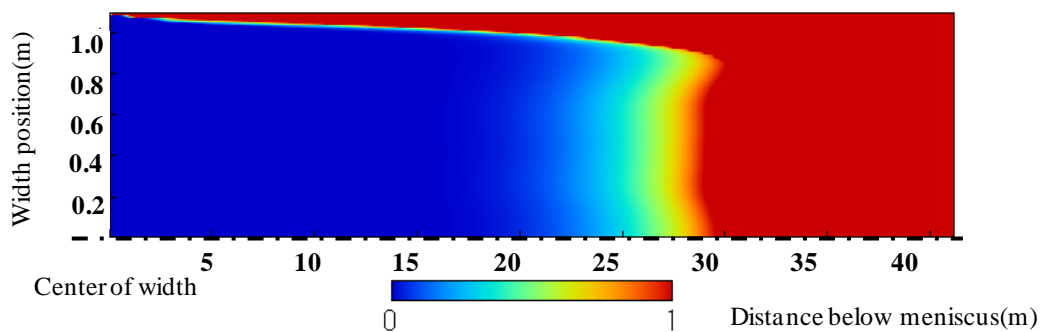


Fig.4-17 Calculated results of solidification without accumulated water on rolls.

- (a) Surface temperatures.
- (b) Heat transfer coefficients.
- (c) Center solidus ratios.

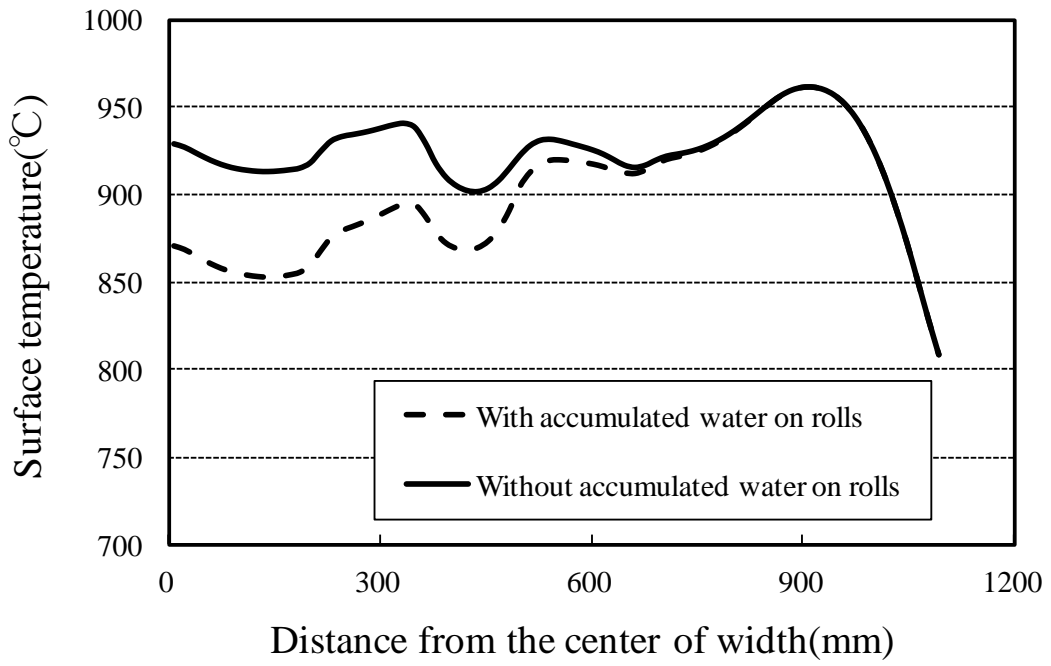


Fig.4-18 Comparison between with or without accumulated water on rolls

4.6 結言

連続鋳造の 2 次冷却で生じる鋳片幅方向の凝固不均一発生原因の究明と、凝固不均一改善の方法を検討するために、スプレー水の流動挙動が鋳片冷却の熱伝達係数に及ぼす影響を考慮した凝固解析を行った。これらの結果から以下のことが明らかになった。

- ・ 熱電対を複数設置した鋼板を加熱しスプレーで冷却する種々の条件下での実験を行い、熱伝達係数を逆解析により求めた。これらの実験結果から、スプレーの水量密度や衝突圧力、鋼板の表面温度の関数として熱伝達係数を計算する式を求めた。粒子法による流動解析で明らかになった垂れ水、溜まり水とスプレー水の干渉を模擬した熱伝達係数の測定試験を実施した。その結果、スプレーと垂れ水が干渉することで熱伝達係数はスプレー単体の 1.1 倍、スプレーとロール上の溜まり水が干渉することで熱伝達係数は溜まり水だけの時に比べて 1.5 倍になることが分かった。
- ・ スプレー水の流動挙動が鋳片冷却の熱伝達係数に及ぼす影響を考慮した凝固計算をした結果、ストランド内の 2 次冷却軸受け間の垂れ水及びロール溜まり水は凝固シェル幅方向不均一に影響していることが分かった。解析で得られた幅方向の温度分布は、放射温度計を用いた測定値と良く一致した。中心部過冷却の原因は、ロール軸受けを通るスプレー垂れ水がスプレー水と干渉したり、分割ロール中央部の溜まり水とスプレーが干渉したりして熱伝達係数が増加したことによると考えられる。
- ・ 中心部過冷却を防止し均一な凝固を実現するために、垂れ水と干渉するスプレーを止水したり、ロール上の溜まり水を除去するためにロールにスリットを設置したりする対策を実施した。スリットロールの効果を開発した凝固解析モデルで検討した結果、鋳片の幅方向で従来 100°C 以上の温度差が発生していたが、スリットロールによる対策により、その温度差は 50°C 程度に低減することが分かった。実際にスリットロールを導入した試験を実施し、中心過冷却が緩和され、幅方向に均一に凝固することが鋳片の表面温度測定により明らかになった。ス

プレーや分割軸受け位置を新規に設計する際には，これらの干渉が生じないように考慮することが重要であることが分かった．

第 5 章 結論

連続鋳造プロセスにおける操業上および品質上の課題に大きく影響している鋳型内および 2 次冷却過程における凝固不均一生成について、計算機シミュレーションにより、その原因を解明し、設備の最適化により凝固不均一を改善することを検討した。

鋳型内での凝固シェルの変形挙動を解析する計算モデルを開発し、鋳型短辺テーパ形状が凝固シェル成長に及ぼす影響を、スラブコーナー部での凝固遅れを指標化した凝固均一度を用いて定量的に評価した。その結果、鋳型の上部の傾きが大きいマルチテーパ短辺を適用することで、凝固が均一化することが開発した計算モデルと実機試験によるスラブの凝固シェル厚みの観察により示された。通常の 1 段テーパ形状では、特に鋳型上部での凝固シェルの収縮挙動に比べて鋳型のテーパが緩く、スラブのコーナー部で凝固シェルと鋳型の間にギャップが生成し抜熱が低下して凝固遅れが発生するが、鋳型上部強テーパであるマルチテーパ短辺を導入することで、コーナー部に生成するギャップが小さくなり凝固が均一化することが分かった。計算モデルの凝固シェル厚の解析精度については、実機試験で得られた実測の凝固シェル厚から計算した凝固均一度を計算結果のそれと突き合わせることで検証し、計算モデルには鋳型短辺形状が凝固シェル成長に及ぼす影響を解析するのに十分なシェル厚計算精度があることが分かった。また、幅の変更が可能な鋳型において、マルチテーパ短辺を適用することで、狭い幅から広い幅まで、鋳型で用いるすべての幅において、凝固均一度が通常の一段テーパよりも大きくなり、鋳型と鋳片の間の摩擦拘束力を小さくすることができることが分かった。開発した数値解析モデルを用いて、鋳型の短辺形状を最適化し、マルチテーパ短辺を複数の製鉄所にて実機に適用し、凝固の不均一が改善した。

2 次冷却過程での凝固不均一生成の原因として、スプレー冷却の不均一性に着目した。鋳片に噴射されたスプレー冷却水の流動現象を明らかにするために、流動解析の適用を検討した。流動解析する際に、複雑な自由表面挙動を解析する必要があり、メッシュレス手法である粒子法 (MPS

法)を適用した。解析精度を確認するために水モデル実験を実施し、各部位を流れる流量を指標にして計算結果と水モデル試験を比較した。その結果、鋳片に噴射されたスプレー水の流動挙動を解析するのに十分な精度があることが分かった。2次冷却過程での過冷却による凝固不均一生成の原因として、ロール上に溜った水とスプレーとの干渉や、分割軸受け部を流れた水が下段に設置したスプレーと干渉する現象が明らかになった。部位によっては、ロール上に溜った水が背面まで溢れる現象も計算と水モデル試験により明らかになった。分割軸受け部を流れた水と下段に設置したスプレー水の干渉については、それによりどの程度過冷却になるかを検討した。軸受け間垂れ水とその下のスプレーを模擬した数値解析を実施することで、スプレーだけで噴射した時と比べて、上部から垂れ水があると、スラブ表面に垂直な方向のスプレー水量の密度が増加することが分かった。スプレー冷却による熱伝達係数は水量密度の関数で整理されており、水量密度が大きくなると熱伝達係数は大きくなる。つまり、垂れ水とスプレーが干渉することで熱伝達係数が増加することが示唆された。また、ロール溜まり水とスプレーの干渉についても数値解析により詳細に検討した。ロール上の溜まり水だけでは冷却能力は大きくないが、スプレーと干渉して溜まり水が攪拌されることによって過冷却が発生することが示唆された。

粒子法を用いた2次冷却のスプレー水挙動解析により、溜まり水や垂れ水とスプレーの干渉現象が明らかになったが、この現象による過冷却については、熱電対を設置した高温に熱した鋼板上で、これらの現象を模擬した実験により、熱伝達係数を測定することで明らかにした。干渉部位で熱伝達係数が大きくなること、幅方向の冷却が不均一になることが分かった。従来の2次冷却過程での凝固解析は、冷却ゾーンごとの水量から平均的な水量密度を求めて熱伝達係数を計算する解析が一般的で、スラブ幅方向のスプレー1本1本やロール軸受け等の配置をすべて考慮した解析モデルはなかった。そこで、解析と実験により明らかになった熱伝達係数の幅方向分布を解析の境界条件として考慮できる凝固解析モデルを開発し、2次冷却で発生する幅方向の凝固不均一現象を明らかにし

た．特に溜まり水とスプレーが干渉する幅方向中央部での過冷却現象は、鋳片の幅方向凝固不均一に大きく影響し、幅中央部で凝固が早いことが分かった．中心部過冷却を改善するために、幅中心部のロールにスリットを設置し、ロール上にスプレー水が溜まらないようにしてスプレーとの干渉がないようにした．凝固計算により本対策の効果を検証した結果、従来は幅中心部で 100℃以上温度が過冷却により低下していたが、スリットロールを導入することで、その温度差は 50℃程度に低減することが分かった．実際にスリットロールを実機に導入して試験した結果、中心部過冷却が緩和され、幅方向に凝固が均一化した．

最後に、本研究内容を総括する．連続鋳造における凝固不均一の生成現象を、計算機シミュレーションを用いて明らかにした．開発した数値解析モデルにより、凝固不均一改善策について検討した．1次冷却では鋳型短辺形状の最適化を実施し、マルチテーパ短辺を幅可変型の実機スラブ連続鋳造機に適用し実機化し、コーナー部の凝固遅れが改善した．2次冷却では、幅中心部の過冷却現象を明らかにし、スプレーと垂れ水や溜まり水との干渉を回避したスリットロールを改善策として提案し、実機試験を実施することで凝固が幅方向で均一化することが明らかになった．

参考文献

- 1)糸山誓司, 垣生泰弘, 反町健一, 川原田昭, 矢部直, 連続鋳造における拘束性ブレイクアウトの発生機構と予知方法, 鉄と鋼, 68, 7, 1982, pp.784-793
- 2)梶谷敏之, 山田亘, 山村英明, 若生昌光, 鋼の連続鋳造における鋳型内潤滑と初期凝固制御, 鉄と鋼, 94, 6, 2008, pp.189-200
- 3)鈴木幹雄, 宮原忍, 北川融, 内田繁孝, 森孝志, 沖本一生, 高速鋳造時の鋳型内伝熱と潤滑挙動におよぼす鋳型振動波形の影響, 鉄と鋼, 78, 1, 1992, pp.113-120
- 4)宮沢憲一, 鞭巖, 垂直型連続鋳造スラブの凝固プロファイルの理論解析, 鉄と鋼, 60, 7, 1974, pp.1000-1006
- 5)S.G.Hernandez, J.J.Barreto, R.D.Morales and H.A.Gutierrez, Numerical simulation of heat transfer and steel shell growth in a curved slab mold, ISIJ International, 53, 5, 2013, pp.809-817
- 6)大仲逸雄, 福迫達一, 西川清明, 液相の流動を考慮した鋼塊の凝固解析, 鉄と鋼, 67, 3, 1981, pp.547-556
- 7)水上英夫, 岡村隆之, 泉進, 草川隆次, 鋳片の表層凝固現象に及ぼす溶鋼流動の影響, 鉄と鋼, 74, 8, 1988, pp.1609-1616
- 8)J.Lee, H.Han, K.OH and J.Yoon, A fully coupled analysis of fluid flow, Heat transfer and stress in continuous round billet casting, ISIJ International, 39, 5, 1999, pp.435-444
- 9)北田宏, 連続鋳造機鋳型内湯面レベル周期性変動制御の自動調整系, 鉄と鋼, 91, 2, 2005, pp.251-258
- 10)外石圭吾, 三木祐司, 連続鋳造における非定常バルジング発生機構-2-非定常バルジング発生機構についての FEM シミュレーション-, 鉄と鋼, 101, 12, 2015, pp.667-672
- 11)J.D.Lee and C.H.Yim, The mechanism of unsteady bulging and its analysis with the finite element method for continuously cast steel, ISIJ International, 40, 8, 1999, pp.765-770
- 12)牛島清人, 古川良治, 吉田昭紀, 岡島弘明, 最近の連続鋳造にお

- ける計測と制御, 鉄と鋼, 67, 8, 1981, pp.1056-1065
- 13)高谷幸司, 連続铸造機铸型内の溶鋼流動制御技術の変遷, 鉄と鋼, 90, 10, 2004, pp.751-757
- 14)荻林成章, 西原良治, 佐藤哲, 凝固末期軽圧下における連铸铸片の変形挙動, 鉄と鋼, 83, 1, 1997, pp.36-41
- 15)磯部浩一, ブルーム連続铸造における各種偏析の生成機構, 鉄と鋼, 98, 8, 2012, pp.405-414
- 16)中井健, 坂下勉, 橋尾守規, 川崎守夫, 中島敬治, 杉谷泰夫, スラブ連铸の凝固殻形成におよぼす铸型緩冷却化の影響, 鉄と鋼, 73, 3, 1987, pp.498-504
- 17)鈴木洋夫, 西村哲, 山口重裕, 凝固組織を持つ種々の鋼の高温域における脆化特性, 鉄と鋼, 65, 14, 1979, pp.2038-2046
- 18)山中章裕, 岡村一男, 金沢敬, 連铸铸片の内部割れ発生機構, 鉄と鋼, 82, 12, 1996, pp.999-1004
- 19)長田修次, 松宮徹, 小澤浩作, 大橋徹郎, 連続铸造スラブの内部割れ発生限界歪みの推定, 鉄と鋼, 76, 2, 1990, pp.214-221
- 20)中島潤二, 福田淳, 清瀬明人, 川瀬敏昭, 大谷康彦, 土岐正弘, 藤崎敬介, 铸型内電磁攪拌適用による铸片初期凝固安定化, 鉄と鋼, 93, 9, 2007, pp.565-574
- 21)A.Grill, K.Sorimachi and J.K.Brimacombe, Heat flow, gap formation and break-outs in the continuous casting of steel slabs, Metall. Trans. B, 7, 2, 1976, pp.177-189
- 22)A.Grill, J.K.Brimacombe and F.Weinberg, Mathematical analysis of stresses in continuous casting of steel, Ironmaking and Steelmaking, 3, 1, 1976, pp.38-47
- 23)K.Sorimachi and J. K. Brimacombe, Improvements in mathematical modeling of stresses in continuous casting of steel, Ironmaking and Steelmaking, 4, 4, 1977, pp.240-245
- 24)反町健一, 江見俊彦, 連続铸造スラブのバルジングによる内部割れに関する弾塑性応力解析, 鉄と鋼, 63, 8, 1977, pp.1297-1304

- 25) M. Bellet and A. Heinrich, A two-dimensional finite element thermomechanical approach to a global stress-strain analysis of steel continuous casting, *ISIJ international*, 44, 10, 2004, pp.1686-1695
- 26) 王志剛, 井上達雄, 物質移動を考慮した連続鋳造過程のシミュレーション (第2報 変形と応力の解析), *日本機械学会論文集 (A編)*, 53, 492, 1987, pp.1739-1742
- 27) J.K.Park, B. G. Thomas and I.V.Samarasekera, Analysis of thermomechanical behavior in billet casting with different mould corner radius, *Ironmaking and Steelmaking*, 29, 5, 2002, pp.359-375
- 28) H.N.Han, J. E. Lee, T. J. Yeo, Y. M. Won, K. Kim, K. H. Oh and J. K. Yoon, A Finite element model for 2-dimensional slice of cast strand, *ISIJ International*, 39, 5, 1999, pp.445-455
- 29) F.G.Rammerstorfer, C.Jaquemar, D.F.Fischer and H.Wiesinger, Temperature fields, Solidification process and stress development in the strand during a continuous casting process of steel, *International Conference on Numerical Methods in Thermal Problems*, 1979, pp.712-722
- 30) N.Kikuchi and J. T. Oden, *Contact problems in elasticity*, SIAM, Philadelphia, 1988
- 31) J.C.Hirt and B.D.Nichols, Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries, *J. Comput. Phys.*, 39, 1981, pp.201-225
- 32) C.W.Hirt, A.A.Amsden and J.L.Cook, An arbitrary Lagrangian-Eulerian computing method for all flow speeds, *J. of Comp. Physics*, 14, 3, 1974, pp.227-253
- 33) 新城淳史, 梅村章, 液体噴流微粒化過程の詳細数値解析, *ながれ, 日本流体力学学会誌*, 29, 2, 2010, pp.91-96
- 34) L.B.Lucy, A numerical approach to the testing of the fission hypothesis, *Astron. J.*, 82, 1977, pp.1013-1024
- 35) R.A.Gingold and J.J.Monaghan, Smoothed particle hydrodynamics: Theory and application to non-spherical stars, *Mon. Not. R. Astron.*

- Soc., 181, 1977, pp.357-389
- 36)W.Benz, Smoothed particle hydrodynamics: A review, The numerical modeling of nonlinear stellar pulsations-problems and prospects, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht/Boston/London, 1990, pp.269-288
- 37)J.J.Monaghan, Simulating free surface flows with SPH, J. comput. Phys., 110, 1994, pp.399-406
- 38)S.Marrone, B.Bouscasse and A.Colagrossi, Numerical modeling of ship wave patterns through a hybrid OpenMP/MPI SPH solver, 2nd International Conference on Violent Flows, September 25-27, Ecole Centrale de Nantes, France, 2012, pp.221-228
- 39)S.Koshizuka and Y.Oka, Moving-particle semi-implicit method for fragmentation of incompressible fluid, Nucl. Sci. Eng., 123, 1996, pp.421-434
- 40)越塚誠一, 粒子法, 丸善, 2005
- 41)S.Koshizuka, A.Nobe and Y.Oka, Numerical analysis of breaking waves using the moving particle semi-implicit method, Int. J. Numer. Methods of Fluids, 26, 1998, pp.751-769
- 42)近澤佳隆, 越塚誠一, 岡芳明, MPS 法を用いた液面と構造物の第変形を伴うスロッシングの数値解析, 日本機械学会論文集(B編), 65, 637, 1999, pp.2954-2960
- 43)Y.Chikazawa, S.Koshizuka and Y.Oka, A particle method for elastic and visco-plastic structures and fluid-structure interactions, Comput. Mech., 27, 2001, pp.97-106
- 44)Y.Chikazawa, S.Koshizuka and Y.Oka, Numerical analysis of three-dimensional sloshing in an elastic cylindrical tank using moving particle semi-implicit method, Comput. Fluid Dynamics J., 9, 2001, pp.376-383
- 45)H.Y.Yoon, S.Koshizuka and Y.Oka, Direct calculation of bubble growth, departure and rise in nucleate boiling, Int. J. Multiphase Flow,

- 27, 2001, pp.277-298
- 46)K.Nomura, S.Koshizuka, Y.Oka and H.Obata, Numerical analysis of droplet breakup behavior using particle method, J. Nucl. Sci. Technol., 38, 2001, pp.1057-1064
- 47)N.Shirakawa, Y.Yamamoto, H.Horie and S.Tsunoyama, Analysis of subcooled boiling with the two-fluid particle interaction method, J. Nucl. Sci. Technol., 40, 2003, pp.123-135
- 48)H.Ikeda, S.Koshizuka, Y.Oka, H.S. Park and J.Sugimoto, Numerical analysis of jet injection behavior for fuel-coolant interaction using particle method, J. Nucl. Sci. Technol., 38, 2001, pp.174-182
- 49)K.Shibata, S.Koshizuka and Y.Oka, Numerical analysis of jet breakup behavior using particle method, J. Nucl. Sci. Technol., 41, 2004, pp.715-722
- 50)玉井秀定, 白川典幸, 高瀬和之, 吉田啓之, 秋本肇, 粒子法によるスプレーサまわりの液滴飛散挙動に関する 3次元解析, 日本シミュレーション学会大会発表論文集, 22, 2003, pp.237-240
- 51)M.Muller, D.Charypar and M.Goss, Particle-based fluid simulation for interactive applications, Proc. SIGGRAPH Symp. On Interactive Animation, 2003, pp.154-159
- 52)S.Premoze, T.Tasdizen, J.Bigler, A.Lefohn and R.T.Whitaker, Particle-based simulation of fluids, Eurographics 2003, Granada, Spain, Sep.1-5, 22, 3, 2003, pp.401-410
- 53)T.Harada, S.Koshizuka and Y.Kawaguchi, Smoothed particle hydrodynamics in complex shapes, Proc. Spring Conf. Computer Graphics, Budmerice, Slovakia, Apr.26-28, 2007, pp.235-241
- 54)T.Harada, M.Tanaka, S.Koshizuka and Y.Kawaguchi, Real-time fluid simulation coupled with cloth, Proc. Theory and Practice of Computer Graphics, Bangor, UK, Jun. 13-15, 2007, pp.13-20
- 55)T.Harada.M.Tanaka, S.Koshizuka and Y.Kawagushi, Real-time coupling of fluids and rigid bodies, Proc. 3rd Asian Pacific Cong. On

- Computational Mechanics in Conjunction with 11th Int. Conf. Enhancement and Promotion of Computational Methods in Engineering and Science, 2007
- 56)越塚誠一, 粒子法シミュレーションー物理ベース CG 入門ー, 培風館, 2008
- 57)藤澤智光, 崎原康平, 室園浩司, 粒子法の産業界での活用, 日本機械学会計算力学部門ニュースレター, 42, 2009, pp.9-12
- 58)原田隆宏, 越塚誠一, SPH における壁境界計算手法の改良, 情報処理学会論文誌, 48, 4, 2007, pp.1838-1846
- 59)原田隆宏, 越塚誠一, 島崎克教, MPS 法における壁境界計算モデルの改良, 日本計算工学会論文集, Paper No.20080006, 2008
- 60)日比茂幸, 藪下和樹, MPS 法の不自然な圧力振動の抑制に関する研究, 関西造船協会論文集, 241, 2004, pp.125-131
- 61)末吉誠, 粒子法による衝撃圧力推定週報の検証, 日本造船学会, 第 18 回海洋工学シンポジウム, Jun.27-28, 2005
- 62)後藤仁志, 酒井哲郎, 芝原知樹, SPS 乱流モデルの導入による新しい粒子法の展開, 水工学論文集, 44, 2000, pp.575-580
- 63)H.Gotoh, T.Shibahara and T.Sakai, Sub-particle-scale turbulence model for the MPS method, Comput. Fluid Dynamics J., 9, 2001, pp.339-347
- 64)S.Shao and H.Gotoh, Pressure analysis of dam-break and wave-breaking by SPH model, Annu. J. Hydraulic Eng., JSCE, 47, 2003, pp.403-408
- 65)H.Gotoh, S.Shao and T.Sakai, SPH-LES model for wave dissipation using a curtain wall, Annu. J. Hydraulic Eng., JSCE, 47, 2003, pp.397-402
- 66)S.Koshizuka, Next generation safety analysis methods for SFRs(1)Brief introduction of the project and basic study for algorithm of particle method, Proc. 17th Int. Conf. on Nucl. Eng. (ICONE-17), Brussels, Belgium. Jul.12-16, 2009, ICONE17-75556, pp.479-485

- 67)原田隆宏, 越塚誠一, 河口洋一郎, GPU を用いた粒子法シミュレーションのためのスライスデータ構造, 日本計算工学会論文集, Paper No. 20070028, 2007
- 68)原田隆宏, 田中正幸, 越塚誠一, 河口洋一郎, 粒子ベースシミュレーションの並列化, 情報処理学会論文誌, 48, 11, 2007, pp.3557-3567
- 69)T.Harada, S.Koshizuka and Y.Kawaguchi, Smoothed particle hydrodynamics on GPUs, Proc. Computer Graphics Int., Rio de Janeiro, Brazil, May 30- Jun.2, 2007, pp.63-70
- 70)T.Harada, M.Tanaka, S.Koshizuka and Y.Kawaguchi, Realtime particle-based simulation on GPUs, DVD Publication at ACM SIGGRAPH Posters, San Diego, USA, Aug.5-9, 2007, sap-151
- 71)T.Harada, S.Koshizuka and Y.Kawaguchi, Sliced data structure for particle-based simulations on GPUs, Proc. GRAPHITE 2007, Perth, Australia, Dec.1-4, 2007, pp.55-62
- 72)原田隆宏, 政家一誠, 越塚誠一, 河口洋一郎, GPU 上での粒子法シミュレーションの空間局所性を用いた高速化, 日本計算工学会論文集, Paper No.20080016, 2008
- 73)野崎努, 松野淳一, 村田賢治, 大井浩, 児玉正範, 連铸スラブの表面欠陥防止のための2次冷却パターンについて, 鉄と鋼, 62, 12, 1976, pp.1503-1512
- 74)H.Fujimoto, N.Hatta, H.Asakawa and T.Hashimoto, Predictable modeling of heat transfer coefficient between spraying water and a hot surface above the leidenfrost temperature, ISIJ International, 37, 5, 1997, pp492-497
- 75)三塚正志, 福久陽三, 和気誠, 岡島正樹, 宮下永, 武田安夫, 連続铸造用ミスト冷却技術の開発, 鉄と鋼, 70, 7, 1984, pp.694-700
- 76)森山昭, 荒木和男, 移動境界面の解析法, 日本金属学会会報, 13, 1974, pp.803-811
- 77)H.S.Carslaw and J.C.Jaege, Conduction of heat in solids, Oxford

- University Press, 1957, p.294
- 78)C.Schwarz, Calculation of cooling and solidification processes with molten metal., Archiv fuer das Eisenhuettenwesen, 5, 1931, pp.177-186
- 79)T.R.Goodman, Heat-balance integral and its application to problems involving change of phase, Trans. ASME, 80, 2, 1958, pp.335-342
- 80)A.W.D.Hills, Generalized integral-profile method for analysis of unidirectional heat flow during solidification, Trans. Met. Soc. AIME, 245, 7, 1969, pp.1471-1479
- 81)G.Poots, Approximate treatment of heat conduction problem involving two-dimensional solidification front, Int. J. Heat Mas Transfer, 5, 1962, pp. 339-348
- 82)R.H.Tien and G.E.Geiger, A heat-transfer analysis of the solidification of a binary eutectic system, Trans. ASME-C, J. Heat Transfer, 89, 3, 1967, pp.230-233
- 83)R.H.Tien and G.E.Geiger, The unidimensional solidification of a binary eutectic system with a time-dependent surface temperature, Trans. ASME-C, J. Heat Transfer, 90, 1, 1968, pp.27-31
- 84)R. H.Tien, and V. Koump, Effect of density change on the solidification of alloys, Trans. ASME-C, J. Heat Transfer, 92, 1,1970, pp.11-16
- 85)S.H.Cho and J.E.Sunderland, Heat-conduction problems with melting or freezing, Trans. ASME-C, J. Heat Transfer, 91, 3, 1969, pp.421-426
- 86)J.C.Muehlbauer, J.D.Hatcher, , D.W.Lyons and J.E.Sunderland, Transient heat transfer analysis of alloy solidification, Trans. ASME-C, J. Heat Transfer, 95, 3, 1973, pp.324-331
- 87)小森友明, 平井英二, 食品冷凍への Neumann 問題の応用, 化学工学, 33, 1969, pp.74-79
- 88)D.J.P.Adenis, K.H.Coats and D.V.Ragone, An analysis of direct-chill-casting process by numerical methods, J. Inst. Met., 91,

- 12, 1963, pp.395-403
- 89)E.A.Mizikar, Mathematical heat transfer model for solidification of continuously cast steel slabs, Trans. AIME, 239,1967, pp.1747-1753
- 90)片山功蔵, 服部賢, 岡田昌志, 小竹進一郎, 熱物性値が温度関数である場合の非定常熱伝導の数値解析, 日本機械学会論文集 (第2部), 38, 307, 1972, pp.574-580
- 91)梅村晃由, 2元合金鋳物の凝固過程に対する非平衡熱力学的取り扱い, 日本金属学会誌, 37, 2, 1973, pp.156-164
- 92)R.J.Sarjant, and M.R.Slack, Internal temperature distribution in cooling and reheating of steel ingots, J. Iron Steel Inst., 177, 1954, pp.428-444
- 93)成田貴一, 森隆資, 大型鋼塊の凝固に関する研究, 鉄と鋼, 56, 10, 1970, pp.1323-1341
- 94)A.B.Crowley and J.R.Ockendon, On the numerical solution of an alloy solidification problem, Int. J. Heat Mass Transfer, 22, 6, 1979, pp.941-947
- 95)J.C.W.Rogers, A.E.Berger and M.Ciment, The alternating phase truncation method for numerical solution of a stefan problem, SIAM J. Num. Anal., 16, 4,1979, pp.563-587
- 96)I.Ohnaka and T.Fukusako, Calculation of solidification of castings by a matrix method, Trans. ISIJ, 17, 7, 1977, pp. 410-418
- 97)大中逸雄, 福迫達一, マトリックス法による鋳物の凝固計算, 鋳物, 48, 3, 1976, pp.139-146
- 98)松野淳一, 中戸参, 大井浩, スラブの連続鋳造における凝固速度と表面温度の解析, 7, 1974, pp.1023-1032
- 99)辰巳尚久, 王志剛, 井上達雄, 連続鋳造過程における温度場および凝固シェルの弾塑性応力場のシミュレーション, 日本機械学会論文集 (A編), 55, 514, 1989, pp.1389-1393
- 100)大中逸雄, コンピュータ伝熱・凝固解析入門ー鋳造プロセスへの応用, 丸善, 1985

- 101)安中弘行, 仲山公規, 蝦名清, 斎藤忠, 木村雅保, 松田廣, 連続
鑄造中炭素鋼スラブ鑄片のコーナー横割れの改善, 鉄と鋼, 81, 9,
1995, pp.894-899
- 102)的場祥行, 岡村一男, 村上敏彦, 山本憲司, 連続鑄造鑄片コー
ナー縦割れの発生機構と防止対策 (高速鑄造用可変型短辺マルチ
テーパ鑄型の開発), 日本機械学会論文集 (A編), 66, 646, 2000,
pp.1127-1133
- 103)B.G.Thomas, and W.R.Storkman, Mathematical Models of
Continuous Slab Casting to Optimize Mold taper, Modeling of
Casting and Welding Processes IV, Metals & Materials Society, 1988,
pp.287-297
- 104)X.Huang, B.G.Thomas and F.M.Najjar, The removal of superheat
from continuous casting molds, Metallurgical Transactions B, 10,
1992, pp.339-356
- 105)松宮徹, 佐伯毅, 田中純, 有吉敏彦, 連続鑄造スラブ表面縦割
れ発生機構に関する数学モデル解析, 鉄と鋼, 68, 13, 1982,
pp.1782-1791
- 106)井上俊朗, 野呂克彦, 秋田靖博, 片野征夫, 連続鑄造の鑄型伝
熱機構, 製鉄研究(新日鉄技報), 293, 1978, pp.12412-12421
- 107)N.Yamasaki, S.Shima, K.Tsunenari, S.Hayashi and M.Doki,
Particle-based numerical analysis of spray water flow in secondary
cooling of continuous casting machines, ISIJ international, 55, 5,
2015, pp.976-983
- 108)S.Koshizuka, H.Tamako and Y.Oka, A particle method for
incompressible viscous flow with fluid fragmentation, Comp. Fluid
Dynamics J., 4, 1995, pp.29-46
- 109)近藤雅裕, 越塚誠一, 滝本正人, MPS 法における粒子間ポテン
シャル力を用いた表面張力モデル, 日本計算工学会論文集, Paper
No.20070021, 2007
- 110)Particleworks Ver.4.0.1 User's Manual, Prometech Software Inc.,

2012

- 111) J.C. Martin and W.J. Mpyce, An experimental study of the collapse of liquid columns on a rigid horizontal plane, *Philos. Trans. R. Soc. London, Ser.A*, 244, 1952, pp.312-324
- 112) 三塚正志, 高温鋼板のスプレ冷却に関する研究, *鉄と鋼*, 54, 1968, pp.1457-1471
- 113) 三塚正志, 水スプレーと高温金属試料間の熱伝達係数の数式化, *鉄と鋼*, 91, 9, 2005, pp.685-693
- 114) 手嶋俊雄, 北川融, 宮原忍, 舟之川洋, 小沢宏一, 沖本一生, 高温, 高品質スラブ製造のための連続鋳造二次冷却技術, *鉄と鋼*, 74, 7, 1988, pp.1282-1289
- 115) B.Petrus, K.Zheng, X.Zhou, B.G.Thomas and J.Bentsman, Real-Time, Model-Based Spray-Cooling Control for Steel Continuous Casting, *Metall. Mater. Trans.*, 42B, 2011, pp.87-103
- 116) 木村雅保, 斎藤忠, 木村司, 上田輝, 大塚秀樹, 綾田研三, 仲山公規, 軽圧下鋳造による連鋳スラブの中心偏析改善, *材料とプロセス*, 2, 1989, pp.1154-1157
- 117) 吉田透, 米田光生, 後藤淳浩, 長橋一彦, 磯上勝行, 金本道隆, クレーターエンドコントロール技術の開発, *材料とプロセス*, 1, 1988, pp.168-169
- 118) S.Kubori and N.Kaguchi, The Sophisticated Air Mist Nozzle for Secondary Cooling of the Continuous Caster, *AISTech 2010 Proceedings*, 2, 2010, pp.93-104
- 119) J.V.Beck, *Inverse Heat Conduction*, Wiley-Interscience Publication, Hoboken, 1985
- 120) 山崎伯公, 嶋省三, 恒成敬二, 奥村恭司, 土岐正弘, 大谷康彦, 林聡, 連続鋳造機の二次冷却装置及び二次冷却方法, 特許登録番号 5598614 号, 2014

謝辞

本論文の作成にあたり，丁寧かつ熱心なご指導を頂きました東京大学大学院工学系研究科システム創成学専攻 越塚誠一教授に心から感謝いたします。

また，有意義なご指導を頂きました，東京大学人工物工学研究センター 増田昌敬教授，東京大学大学院工学系研究科システム創成学専攻 栗飯原周二教授，東京大学大学院工学系研究科レジリエンス工学研究センター 酒井幹夫准教授，横浜国立大学大学院環境情報研究院 山田貴博教授に深くお礼いたします。

本研究は新日本製鐵（株）（現 新日鐵住金（株））の複数の製鉄所で実施され，実機試験や実機化にたいして，加藤雄一郎氏，三木大輔氏，中西健雄氏に多大な協力を頂き，深く感謝します。数値解析モデルの構築や解析精度の確認のためのラボ実験にたいしては，嶋省三氏，恒成敬二氏，土岐正弘氏，林聡氏の協力を深く感謝します。数値解析のプリポスト作業や実行に関しては，産機エンジニアリング（株）森原秀征氏，サイバネットシステム（株）河野稔弘氏に心から感謝します。粒子法解析に関しては，プロメテックソフトウェア（株）の皆様，熱伝達係数の測定に関しては，株式会社共立合金製作所の皆様に多大な協力を頂き，ここに謝意を表します。

また，新日鐵住金（株）設備・保全技術センター機械技術部の先輩，同僚の皆様に深く感謝します。