

論 文

UDC 621.746.047 : 621.746.011 : 536.421.4

ス ラ ブ の 連 続 鑄 造 の 模 型 実 験*

宮 沢 憲 一**・ 鞭

巖***

Model Study of the Continuous Casting of Slab

Kenichi MIYAZAWA and Iwao MUGHI

Synopsis:

A simulation study has been made of the continuous casting of slab using potassium chloride solution. Solidification profiles from the meniscus to the bottom of a mushy zone, the regions of forced convection caused by the inlet stream and the temperature distribution in the slab have been observed under the various casting speed by the use of a straight nozzle and a bifurcated nozzle, respectively.

Experimental results show that there exist some differences between the profile of liquidus line in the region of the forced convection for the run with a straight nozzle and that with a bifurcated nozzle. It may be considered that such differences are caused from the differences in the flow patterns and the temperature distributions in a liquid pool for each run mentioned above.

Furthermore, it has been found that the differences in the profiles of solidus line for each run are almost negligibly small and that the primary dendrite arm spacings in the region being affected by the forced convection are different between the runs with each nozzle.

Solidification profiles obtained in these experiments are compared with the profiles predicted by the mathematical model which was previously presented by the authors.

1. 緒 言

鋼の連続鑄造における凝固プロファイルの推算に従来より提出されている数学的モデル^{1)~3)}を適用する際には、これら数学的モデルによる凝固プロファイルの推算結果の妥当性についてあらかじめ検討しておく必要がある。そのためには、湯面から凝固完了位置にわたって固液共存領域を明確にした凝固プロファイルおよび鑄片表面の冷却条件などの実操業データが必要となる。

鋼の連続鑄造を対象にした凝固プロファイルの実測に関しては、従来、溶鋼排出法⁴⁾⁵⁾、R Iなどを用いたトレーサー法⁴⁾⁶⁾、および高速鋳打込法⁷⁾などが報告されているが、高速鋳打込法以外の方法によつて得られたプロファイルの実測値によつて固液共存相を明確に知ることが困難であると推察される。高速鋳打込法によつても、クレータ底部でのプロファイルの実測値については、精度が若干悪くなるといわれている。

一方、結晶成長の形態^{8)~11)}や巨視的な凝固界面の移動速度¹²⁾¹³⁾の実測にあつては凝固界面が透視できるよ

うな模型による水溶液の凝固実験が行なわれている。さらに、このような実験系を使用した場合の実験結果に基づいて、等軸晶の形成や偏析などのような鋼塊内の凝固現象を説明しようとする試み^{14)~19)}もある。

従来、鋼の連続鑄造を対象にした模型実験については、凝固させない場合の水モデル実験を除いて、水溶液系の場合の報告は極めて少なく、注入流の流動効果や介在物の浮上などに最適なノズル形状を提案しているMILLSらの水の凝固研究²⁰⁾、および、鑄型部における伝熱過程を検討している渡辺らのパラフィン凝固の研究²¹⁾があるにすぎない。

本研究では、KCl 溶液を用いてスラブの連続鑄造の模型実験を行ない、湯面から凝固完了位置までの共存相を考慮した凝固プロファイル、注入流による強制対流領域、および、スラブ内の温度分布の実測結果に基づいて、引き抜き速度やノズル形状などの操作条件が、凝固プロファイル(凝固速度)および凝固組織に及ぼす効果について検討する。さらに、著者らが先に報告した数学的モデル²⁾によるプロファイルの推算結果の妥当性や、本実験と鋼の

* 昭和 48 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 50 年 6 月 16 日受付 (Received June 16, 1975)

** 名古屋大学工学部 (Faculty of Engineering, Nagoya University)

*** 名古屋大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Nagoya University, Furo-cho, Chikusa-ku Nagoya 464)

連続鋳造との間の熱移動に関する相似性についても考察する。

2. 方 法

2.1 実験方法

実験装置全体の模式図と凝固装置の断面図を Fig. 1 (A), (B) に、また実験条件を Table 1 に示す。冷却槽内のエチルアルコールをドライアイスで冷却しながら、サイフォンを通して円筒容器内の一定温度のKCl溶液を鑄込み部へ注入し、湯面上昇に伴ってノズルを引き上げるといった実験方法を採用した。したがって、このような凝固実験は、実際の連続鋳造の場合と相対的に同じである。なお、サイフォンを通して溶液を鑄込んだ理由は、注入流量の変動を低減して液相内の流動状態を安

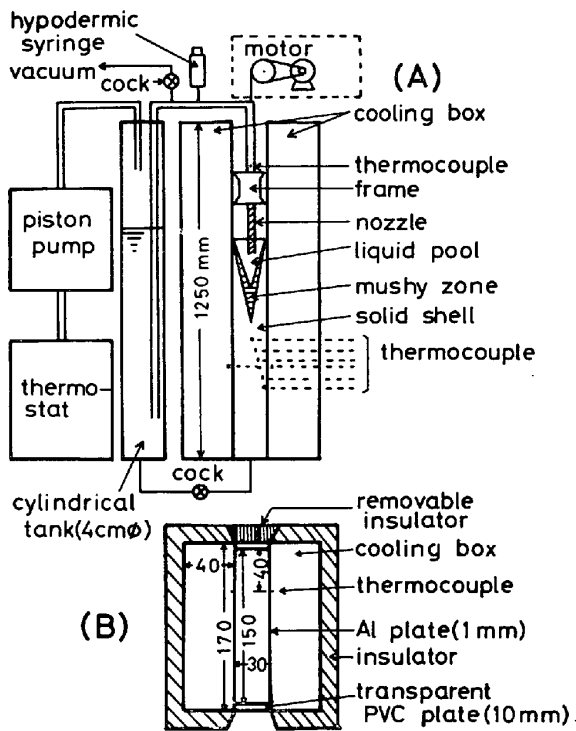


Fig. 1. Schematic representations of apparatus :
(A) line diagram of apparatus,
(B) cross section of mold.

Table 1. Experimental conditions.

Concentration of KCl solution : 1 mol/l
Slab size : 3×15 cm
Type of submerged nozzle : straight (7 mmφ), bifurcated (4 mmφ)
Casting speed : 3~7 cm/min
Teeming temperature : 6°C
Temperature in cooling box : -58~-62°C
Room temperature : 5~10°C

定化するためである。Table 1 に示したエクステンドノズルは銅パイプを加工したもので、2つの流出口の開き角は 180° である。(以下、エクステンドノズルを B ノズルと略記する。)

凝固プロファイルが定常的に進行していることを確かめてから観測面の透明塩化ビニル板を通して凝固プロファイルを測定した。また、Fig. 1 に示すように、装置下端より 30 cm の位置から上方へ 1 cm おきに、また、鑄壁からは 1, 3, 6, 9, 12, 15 mm の位置へ 0.1 mm φ の銅-コンスタンタン熱電対を設置し、各位置の温度を一 hr ごとに実測した。さらに、ノズルに連結した上流側の管内へトレーサーの黒インキを注射器で注入し、液相内の流動状況や注入流による強制対流領域の観測を行なった。

2.2 KCl 溶液の凝固および凝固潜熱の推算

従来、報告されているデータ²²⁾²³⁾に基づいて、KCl-H₂O 系の平衡状態図を作成して Fig. 2 に示した。Fig. 2 の平衡状態図によれば、0~3.3 mol/l の濃度の場合、KCl の平衡分配係数は常に 0 となり、凝固進行中における共存相内の固相と液相は、それぞれ、氷のデンドライトと濃化された KCl 溶液であると推察できる。また共晶温度において、共晶組成の KCl 溶液が氷のデンドライト間で氷の結晶と KCl の結晶とからなる機械的混合物(Cryohydrate²³⁾)に変化する。したがって、初濃度 C_0 の KCl 溶液が凝固する際に発生する潜熱 λ は、水の凝固潜熱 ΔH_w と共晶濃度 C_e の KCl 溶液の凝固潜熱 ΔH_e だけを考慮することによつて、近似的には (1) 式で示される。

$$\lambda = \Delta H_w \cdot (C_e - C_0) / C_e + \Delta H_e \cdot C_0 / C_e \dots\dots (1)$$

一方、共晶濃度以上の KCl 溶液を用いて凝固実験を行なった場合、凝固進行中の共存相内の固相と液相は、それぞれ、KCl の結晶と希釈された KCl 溶液である。

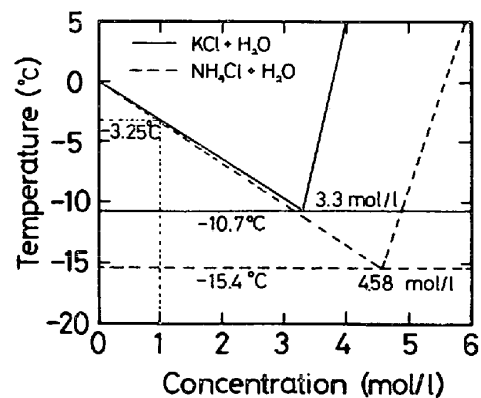


Fig. 2. Phase diagram for KCl-H₂O and NH₄Cl-H₂O systems.

したがって、この場合に発生する潜熱は、水溶液からの KCl の結晶生成熱 ΔH_c と ΔH_e を考慮することによつて、(2)式で示される。

$$\lambda = \{\Delta H_c(C_0 - C_e) + \Delta H_e(100 - C_0)\} / (100 - C_e) \dots\dots\dots(2)$$

Fig. 2 には、従来報告されたデータ²²⁾に基づいて作成した $\text{NH}_4\text{Cl}-\text{H}_2\text{O}$ 系の平衡状態図も示した。従来、鑄鋼塊内の凝固で等軸晶の生成やマクロ偏析などの現象を説明するために使用された NH_4Cl 溶液の濃度は、Fig. 2 に示した共晶濃度より大きな値のものが多い^{14)~19)}。したがって、このような濃度領域における凝固では、凝固進行中の共存相内の固相は NH_4Cl のデンドライト状結晶であり、鋼の凝固と対応させた場合には NH_4Cl が Fe に対応する。一方、本実験で採用した KCl 溶液(1 mol/l)の凝固では、水が Fe に対応することになる。

3. 結果および考察

3-1 実験結果

本実験において得られた凝固プロファイルの一例を Photo. 1 に示す。写真撮影時に採用した照明用の光線のために液相は中央部に黒く見えているが、肉眼では、固相が白色、共存相が半透明、および、液相が透明に観察された。本実験における凝固プロファイルの測定では、Photo. 1 ではつきり識別できる固相と共存相の間の境界線を固相線として、また、水のデンドライトの先端の位置を液相線とみなして実測した。

凝固プロファイルは、実験の初期には非定常状態であるが、湯面上昇に伴つて次第に定常状態へ移行する。この移行はクレータ下部ほど遅れるが、引き抜き速度(湯面上昇速度)が約 6 cm/min 以下の場合には、凝固完

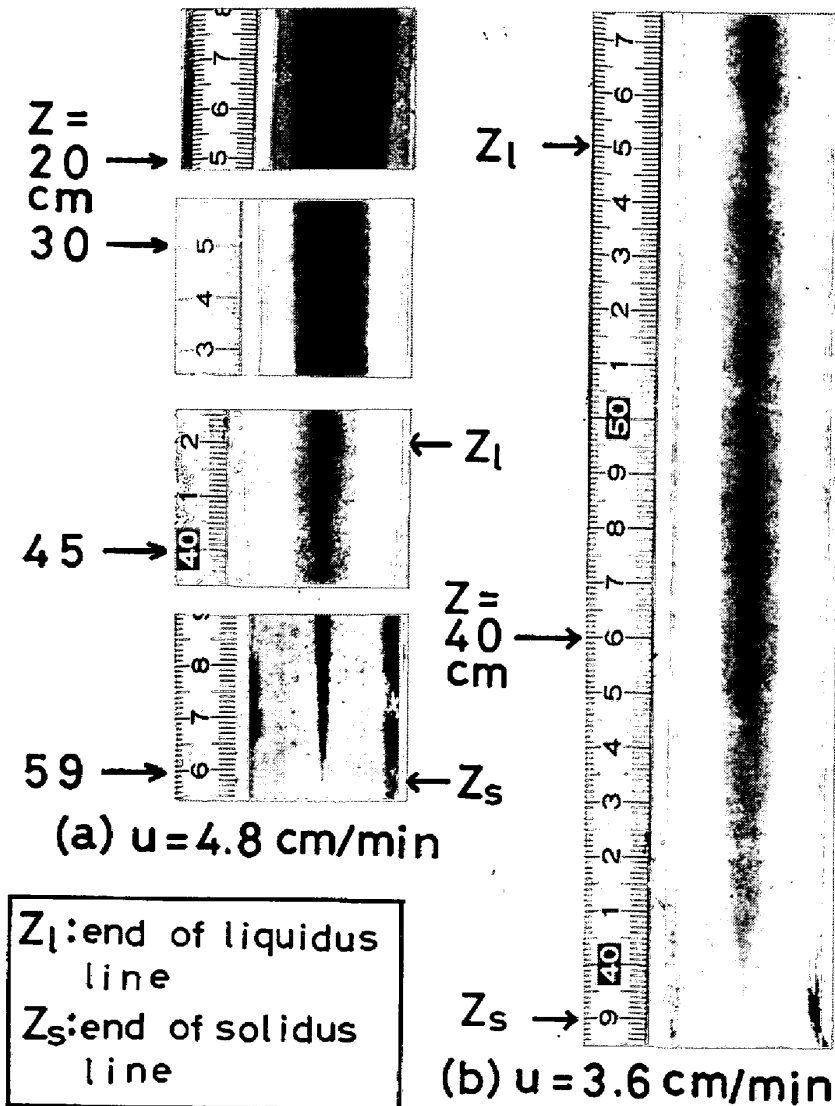


Photo. 1. Solidification profiles obtained in the casting runs performed by the use of straight nozzle.

了位置が装置下端より 20~30 cm の位置に達した時点でほぼ完了した。

ストレートノズルを使用して種々の引き抜き速度で得られた凝固プロファイルの実測値を Fig. 3 に示したが、この図から、引き抜き速度によつて凝固プロファイルが大きく変化することがわかる。(以下、ストレートノズルを S ノズルと略記する。) Fig. 3 で、スラブの中心付近で固相線の形状には加速性が認められるが液相線の形状には加速性がそれほど認められない。

凝固実験の末期に黒インクのトレーサを使用して注入流の侵入深さを測定したが、これらの実測値も Fig. 3 の横軸に矢印で示してある。黒色の注入流はノズルから流出後速やかに減速されて、かなり短時間内に侵入深さの位置がわかるが、これら侵入深さは注入流による強制対流領域を示すものと考えられる。強制対流領域の KCl 溶液は、トレーサがノズルから流出後約 10~15 sec でほぼ完全に黒色になつた。その後湯面が上昇しても、インクの停滞位置はほとんどそのままに留まつているが、自然対流によつて次第に着色液が両側の共存相前面に沿つて非常にゆつくりと流下するのが観察された。

なお、凝固プロファイルに及ぼすノズル径の効果を調べるために、管内径が 3, 5, 7, 9 mm φ である 4 種類の

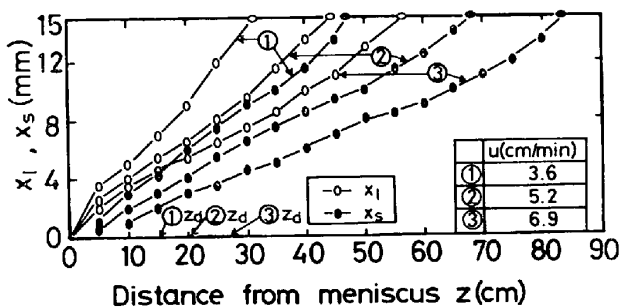


Fig. 3. Solidification profiles observed in the casting runs performed by the use of straight nozzle.

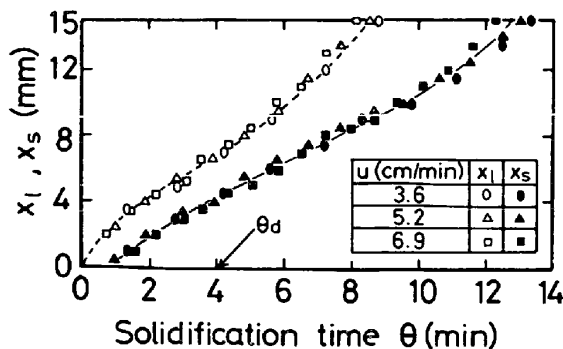


Fig. 4. Progress of the liquidus and solidus lines observed in the case of straight nozzle.

S ノズルを使用し、引き抜き速度を一定にして実験した。その結果、液相線および固相線の凝固完了位置はノズル径が変化してもほとんど変化しないが、ノズル径が小さくなるほど注入流の侵入深さが深くなり、3 mm φ のノズル径の場合にはノズルからの噴流が凝固前面にかなり強く衝突し、いわゆる注入流による局所的な洗い現象が顕著に観察された。しかし、ノズル径が 7 mm φ 以上の場合には、共存相前面はほぼ平滑であり、局所的な洗い現象はほとんど認められなかつた。

Fig. 3 に示した種々の引き抜き速度における液相線と固相線の実測値を、凝固時間 (z/u) に対してプロットした結果を Fig. 4 に示す。この図から、液相線および固相線の経時変化は引き抜き速度にほぼ無関係と考えられる。これは、本実験における鋳片表面の冷却条件を引き抜き方向および時間に対してほぼ一定に維持できたこと、また、引き抜き速度を変えても液相内の流動が凝固プロファイルに及ぼす効果はほとんど変わらないことを意味している。

Fig. 4 には、注入流の侵入深さに対応する凝固時間 ($\theta_d = z_d/u$) も示したが、 θ_d は引き抜き速度に無関係にほぼ一定の値になる。このことは、S ノズルを使ったこれらの実験条件下では、侵入深さが引き抜き速度にほぼ比例していることを意味している。

次に、B ノズルを使った場合の凝固プロファイルの実測値を Fig. 5 に示した。この図は、実験条件として引き抜き速度だけが異なる 3 種類の実験で得られた結果を示したものであるが、S ノズルの場合と同様に、凝固時間に対する液相線と固相線の変化は引き抜き速度によらずほぼ一定であることがわかる。B ノズルを使用した場合の注入流の侵入深さは S ノズルの場合よりもかなり浅くなつた。また、 θ_d は各引き抜き速度の場合ともほぼ同じで $\theta_d = 2 \text{ min}$ であつた。したがつて、S ノズルの場合と同様に、ノズルが同一ならば、引き抜き速度を考え

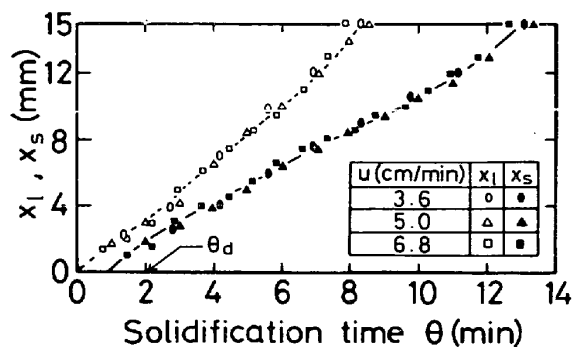


Fig. 5. Progress of the liquidus and solidus lines observed in the case of bifurcated nozzle.

ても、液相内の流動が凝固プロファイルに及ぼす効果はほとんど変化しないものと考えられる。なお、この場合にもインクの停滞位置下部において顕著な自然対流が観察された。注入流による強制対流領域で溶液がほぼ完全に着色されるまでに要した時間は約 5 sec 程度であつた。したがつて、B ノズルを使用した場合には S ノズルを使用した場合よりも、注入流による強制対流領域は狭くなるが、その領域内における混合の程度は強くなるものと推察される。

B ノズルの場合にも、流出口径を 3, 4, 5 mm φ と変えて実験を行なつたが、これらの条件下では注入流の侵入深さがほぼ同じであり、凝固プロファイルに顕著な差異は認められなかつた。なお、いずれの流出口径のノズルを使用しても、共存相前面はほぼ平滑であり、局所的な洗い現象も認められなかつた。

Fig. 4 と Fig. 5 の比較から、固相線の形状は両ノズルの場合において大きな差異はないが、凝固時間が 4 min 程度までの液相線の形状は B ノズルを使用した場合と S ノズルを使用した場合では異なつてゐることがわかる。ノズル形状が大きく違ふと、液相内のフローパターン、注入流による強制対流領域の広さ、およびその領域内での混合の程度が変わり、そのために液相線前面付近の温度勾配が変化して、上述のような液相線の形状の差異が生ずるものと考えられる。

ノズル形状による液相内の流動の差異が凝固速度に及ぼす効果を明らかにするために、S ノズル ($u = 5.2 \text{ cm/min}$) と B ノズル ($u = 5.0 \text{ cm/min}$) の場合に得られた凝固厚み (x_l, x_s) を凝固時間の平方根に対してプロットして Fig. 6 に示した。この図から、どちらのノズルを使用しても固相線の形状には差異はほとんどないこ

と、また、注入流の強制対流領域よりも下部における液相線の形状もほぼ一致することがわかる。Fig. 6 の横軸には注入流の侵入深さを矢印で示したが、注入流による強制対流の影響が顕著である領域 (I)、その下の液相線がスラブ中心に達するまでの領域 (II)、および、凝固完了位置までの領域 (III) の 3 種類の各領域において、凝固速度係数は、それぞれ、ほぼ一定と見なせることがわかる。さらに、両ノズルを使用した場合に、(I) 領域の広さとそこでの液相線の厚さが異なるが、凝固厚みが $\sqrt{\theta}$ に比例すると見なした場合の液相線の凝固速度係数には大きな差異はないことがわかる。

次に、ノズル形状による液相内のフローパターンの差異が液相内の温度分布に及ぼす影響を明らかにするため、鑄壁表面からの各位置における温度変化の実測値を

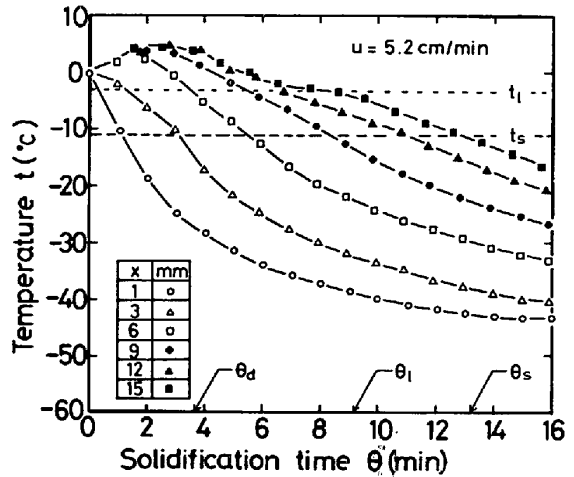


Fig. 7. Temperature change observed in the casting run performed by the use of straight nozzle.

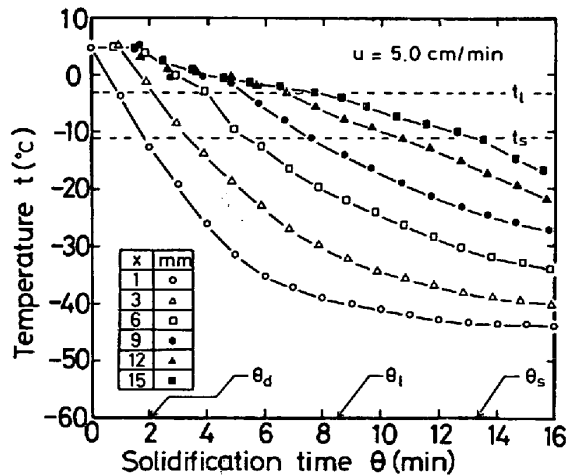


Fig. 8. Temperature change observed in the casting run performed by the use of bifurcated nozzle.

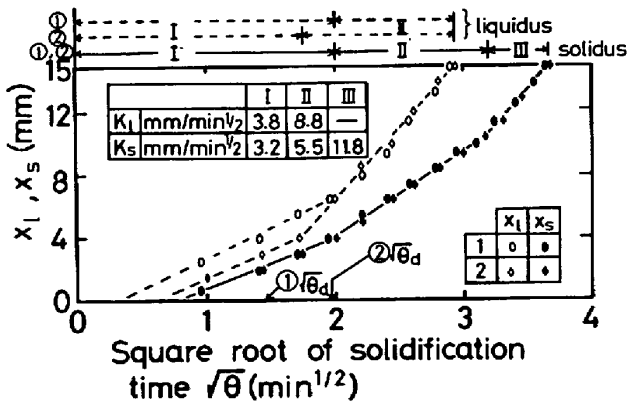


Fig. 6. Relations between the liquidus and solidus line and the square root of solidification time. ① straight ($u = 5.2 \text{ cm/min}$), ② bifurcated nozzle ($u = 5.0 \text{ cm/min}$).

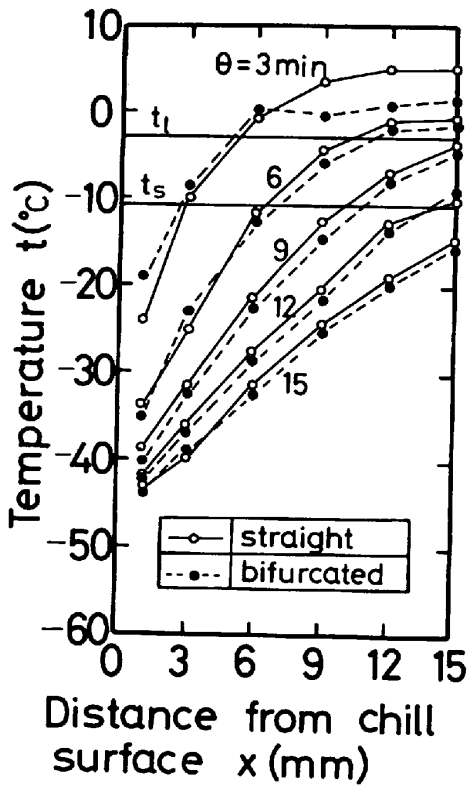


Fig. 9. Comparison of the measured temperature profiles for each run performed by the use of straight nozzle and bifurcated nozzle, respectively.

SノズルとBノズルの各場合に対して、それぞれFig. 7と8に示す。Fig. 7と8を比較すると、ノズル形状によつて液相内の温度分布はかなり相違することがわかる。これはSノズルの場合には湯面の方が内部よりも温度が低くなるが、Bノズルの場合には逆になる傾向があることから推察できる。また、両ノズルの場合とも、注入流による強制対流領域以下において、液相内の温度がかなり速やかに降下することがわかる。

さらに、温度分布の差異を明らかにするために、Fig. 7, 8の実測値に基づいて、スラブ短辺方向に平行な断面内の温度分布を Fig. 9 に示した。Fig. 9では、凝固時間をパラメータとしているが、これは湯面からの距離に相当する。湯面に比較的近い位置 ($\theta = 3 \text{ min}$) では鋳壁付近で温度勾配が大きい、湯面から離れるほど温度勾配は小さくなる。また、上述の液相内における温度分布の違いを除けば、共存相や固相内ではノズル形状による温度分布の顕著な差異はないことがわかる。

本実験条件下では、凝固進行中の結晶成長の形態は鋳壁表面から中心までの全区間において dendritic 状であつたが、次に、ノズル形状の相違によつて dendritic

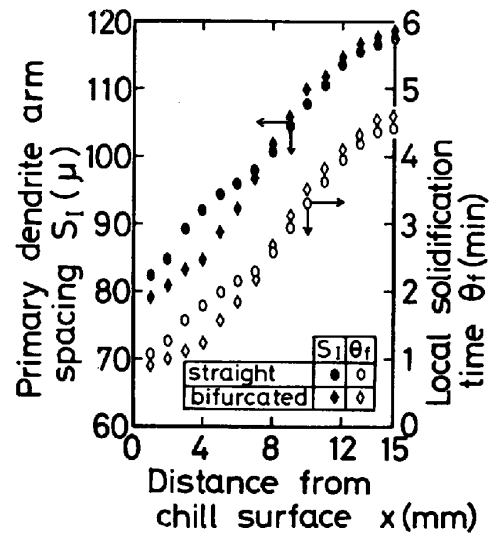


Fig. 10. Observed data of the local solidification time and estimated data of the primary dendrite arm spacings for each case of straight nozzle and bifurcated nozzle.

トのアーム間隔がどの程度異なるかについて検討する。そこで ROHATGI らの実測結果¹⁰⁾に基づいて、1次アーム間隔 $S_1 [\mu]$ を部分凝固時間 $\theta_f [\text{min}]$ の関数として表わすと、本実験で使用した KCl 溶液 (1 mol/l) に対して (3) 式が得られる (Appendix 参照)。

$$S_1 = 33\sqrt{\theta_f} + 48 \quad \dots \dots \dots (3)$$

凝固プロファイルの実測結果 (Fig. 4 と 5) から求めた θ_f 、および、これらを (3) 式へ代入して求めた S_1 を Fig. 10 に示す。ここで、 θ_f は各引き抜き速度の場合に得られた値の平均値である。Fig. 10 から、本実験条件下における S_1 は、どのノズルを使用しても、鋳壁表面から中心まで単調に増加しているが、注入流による強制対流の影響が顕著な領域では、ノズル形状に基づく差異が認められ、Bノズルを使用した場合の方が S_1 は若干小さくなる。ことがわかる。

鋼の連続鋳造においては、デンドライトの二次アーム間隔と部分凝固時間 (または、平均冷却速度) との間に密接な関係があること²⁴⁾から、凝固後の鋳片の二次アーム間隔を実測することにより鋳片の各位置における部分凝固時間を推定することができる。実操業で得られたデンドライトの2次アーム間隔の実測結果^{7)25)~27)}から判断すると、鋼の連続鋳造における部分凝固時間は、鋳片表面から単調に増加するが、鋳片中心よりもかなり手前の位置から一定または減少する傾向がある。一方、KCl 溶液を用いた Fig. 10 の実験結果では、 θ_f が表面から中心まで単調に増加しており、上述の鋼の連続鋳造の場合の傾向は見られない。鋼の連続鋳造の場合には、 θ_f の絶

Table 2. Data for calculations.

$c = 0.75 \text{ cal/g} \cdot ^\circ\text{C}$	$k = 0.0035 \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$
$\rho = 0.95 \text{ g/cm}^3$	$\lambda = 77.3 \text{ cal/g}$
$t_0 = 6^\circ\text{C}$	$t_f = -3.25^\circ\text{C}$
$t_s = -10.7^\circ\text{C}$	$t_w = -60^\circ\text{C}$
$h_1 = 0.003 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$	$h_2 = 0.0015 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$

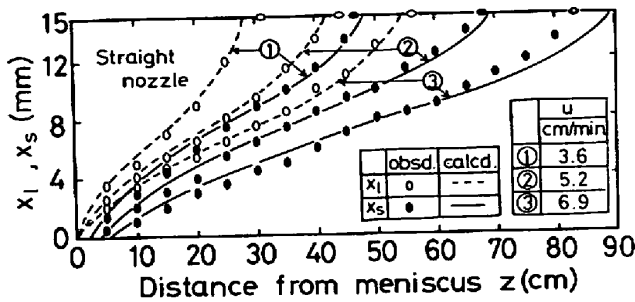


Fig. 11. Comparison of the calculated solidification profiles with the observed ones.

対値や一定または減少する位置が注入温度や冷却条件によつて変化する²⁵⁾²⁶⁾が、 θ_f に関する本実験と鋼の連続铸造との間の差異は、本実験では表面から中心まで dendライト状で凝固が進行するのに対して、鋼の場合には等軸晶の生成があることに関係しているものと推察される。

3.2 実測値と計算値の比較

著者らが既に報告した数学的モデル²⁾の妥当性をさらに検討するために、凝固プロフィールと温度分布に関する実測値と計算値との比較を行なつた。計算に使用したデータを Table 2 に示す。KCl 溶液の濃度が低い場合には、KCl 溶液の凝固の際に存在する固相の物性値は水の物性値とほぼ同じ程度であるとみなされる。したがつて、本計算では、比熱、熱伝導度および密度の値として、KCl 溶液 (1 mol/l) と水とのほぼ平均的な値を採用した。また、凝固潜熱は前述の(1)式に基づいて推算したが、その際、共晶組成の KCl 溶液の凝固潜熱として $\Delta H_e = 71 \text{ cal/g}$ ²²⁾を採用した。

Sノズルを用いて得られた凝固プロフィールの実測値と計算値の比較を Fig. 11 に示した。この図から、両者の間にほぼ満足な一致が得られていることがわかる。なお引き抜き速度が 6.9 cm/min の場合の凝固末期の固相線については、実測値と計算値の間で若干の差異が認められるが、これは、この実測値自体に前述の実験手法に基づく非定常性が含まれているためと考えられる。また、この計算においては、鑄壁表面の熱伝達係数 h_1 は引き抜き方向に対して一定として取り扱つた。さらに、共存相前面における熱伝達係数 h_2 に関しては、強制対

流領域とそれ以下の領域において異なることが予想されるが、KCl 溶液の凝固の計算においては採用する物性値(比熱や熱伝導度など)による影響の方が大きくなるため、ここでは、湯面からクレータの先端まで一定の値を用いた。しかしながら、Fig. 11 から、Sノズルの場合の液相線の形状に関しては、 h_2 の値を一定として取り扱つても、液相線の凝固完了点付近を除けば実測値と計算値はよく一致していることがわかる。

次に、Sノズルの場合に得られた温度分布の実測値と計算値とを比較した結果を Fig. 12 に示した。Fig. 12 から、両者の傾向はほぼ一致しているが、凝固の進行に伴つて両者の間に若干の差異が生じてくることがわかる。この差異の原因としては、積分法に基づいて固相と共存相における温度分布を2次曲線近似したということよりも、固相と液相での物性値にかなりの差があるにもかかわらず、両相の物性値を同じ値にして取り扱つたためと推察される。

3.3 熱移動に関する相似性

JACKSON ら⁸⁾⁹⁾は、統計力学的モデルを使用して凝固界面における結晶成長の形態を分類し、結晶成長の形態が金属の場合と似ていると考えられる有機物質を提示している。このような物質を用いた模型実験によつて、凝固プロフィールを調べるような場合でも、模型実験系と実際の鋼の凝固の場合との間の熱移動に関する相似性について、定量的な手法によつて検討することが望ましいと考

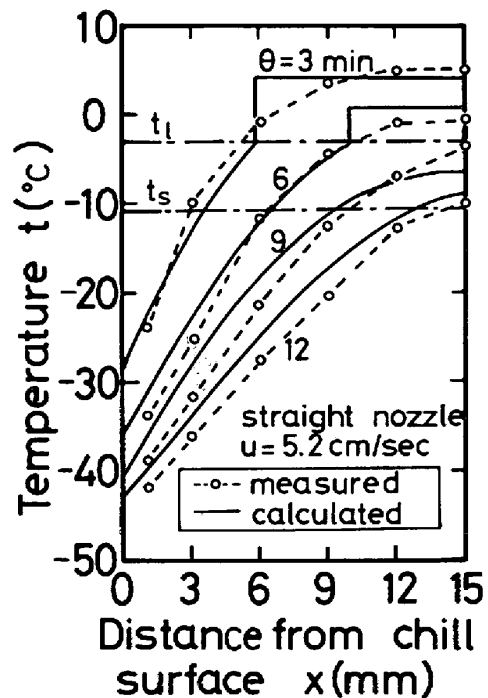


Fig. 12. Comparison of the calculated temperature profiles with the measured ones.

えられる。

著者らが既に提出した垂直型連続鋳造の数学的モデル²⁾における固相、共存相および液相の熱収支と境界条件を、(4)式に示した無次元変数でもつて無次元化すると、熱収支式や境界条件は(5)式に示した無次元の各パラメータでもつて表現できることになる。

$$T = (t - t_s) / (t_l - t_s), \quad X = x / W,$$

$$\theta = kz / \rho c u W^2 \dots\dots\dots (4)$$

$$H = \lambda / c(t_l - t_s), \quad N_1 = h_1 W / k, \quad N_2 = h_2 W / k,$$

$$T_0 = (t_0 - t_s) / (t_l - t_s), \quad T_w = (t_w - t_s) / (t_l - t_s)$$

$$\dots\dots\dots (5)$$

ここで、 T_0 と T_w は無次元化された注入温度および冷却温度であり、操作条件だけに依存する。なお、 H は凝固系の物性だけに依存する。また、 N_1 と N_2 はそれぞれ、鋳片表面および共存相前面の熱伝達係数を含み物性と操業条件の両方に依存する。

無次元時間 θ の経過に伴う凝固厚み (X_l , X_s) や温度 T の変化は、上述の5個のパラメータによって決定される。したがって、実験系におけるパラメータが実際の鋼の連続鋳造の場合のそれと一致するように実験条件を選定すれば、 θ による X_l , X_s や T の変化は両者で同じになる。ここでは、上記の無次元パラメータのうち、固液共存相を考慮した凝固プロファイルに顕著な影響を及ぼすと考えられるパラメータ H に着目して、本模型実験と鋼の場合との比較を行なった。

KCl-H₂O 系および NH₄Cl-H₂O 系における H の値については、Fig. 13 の上部に示した各数値を採用して(1)、(2)式から λ を、また、Fig. 2 に示した平衡状態図から $(t_l - t_s)$ を求めて計算して Fig. 13 に示した。ここで、共晶濃度以上の高濃度領域における計算では、結晶生成熱 ΔH_c としては MULLIN²⁸⁾ の考え方に基づいて、Fig. 13 の上部に示したような値を採用した。凝固時に発生する潜熱は濃度によってそれほど変化しないので、Fig. 13 に示した H の大きな変化は、 $(t_l - t_s)$ の値が濃度によって変化することに基づくものである。また Fig. 13 には、Fe-C 系における炭素濃度と H の関係も曲線で示したが、この曲線を描く際、凝固潜熱と比熱は組成によらず一定とした。

Fig. 13 から、熱移動だけに注目すれば、本実験で採用した KCl 溶液 (1 mol/l) の凝固は、図中の矢印で示したように、炭素濃度がそれぞれ約 0.09, 0.16, 0.2 % の鋼の凝固の場合にほぼ対応することがわかる。また、逆に約 0.5% C 以上の Fe-C 系の凝固に対応する模型実験を行なう際には、KCl-H₂O 系を採用する場合でも、NH₄Cl-H₂O 系の場合でも各共晶濃度以上の溶液を

	C	λ	ΔH_c	ΔH_c
	cal/g ²	cal/g	cal/g	cal/g
KCl - H ₂ O	0.75	Eqs. (1), (2)	71 ²²⁾	59 ²⁹⁾
NH ₄ Cl - H ₂ O	0.75	Eqs. (1), (2)	75 ²²⁾	71 ²⁹⁾
Fe - C	0.16	6.5	—	—

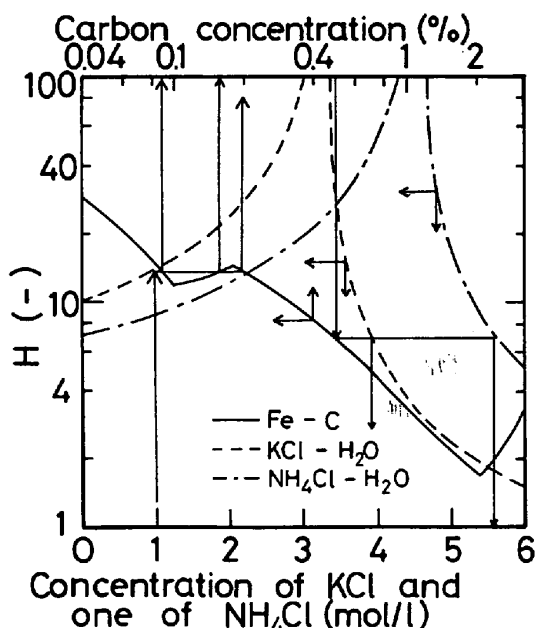


Fig. 13. Variations of the nondimensional parameter H for KCl-H₂O, NH₄Cl-H₂O and Fe-C systems, respectively.

使用する必要があることなどが推定される。(図中の矢印参照)。

なおパラメータ H に関して本実験と相似とみなされる 0.2% C の鋼 ($t_l = 1520^\circ\text{C}$, $t_s = 1490^\circ\text{C}$) の連続鋳造を想定した場合、 $T_0 = (t_0 - t_s) / (t_l - t_s)$ において、本実験では $t_l = -3.25^\circ\text{C}$, $t_s = -10.7^\circ\text{C}$, $t_0 = 6^\circ\text{C}$ だから $T_0 = 2.2$ となる。そこで、これと同じ値の T_0 の鋼の場合には $t_0 = 1555^\circ\text{C}$ となる。したがって、本実験で採用した注入温度の条件は、注入溶鋼の過熱度が約 35°C の場合の操業条件に対応することになる。

4. 結 言

KCl 溶液を用いてスラブの連続鋳造の模型実験を行ない、湯面から凝固完了点までの凝固プロファイル、スラブ内の温度分布および注入流の侵入深さをストレートノズルおよびエクステンドノズルの各場合について実測した。その結果、(1)本実験条件下で引き抜き速度だけを変化させた場合、凝固プロファイルは引き抜き速度によって大きく変わるが、同一ノズルを使用した場合、凝固時間の経過に伴う凝固厚みの変化は引き抜き速度に無関係にほぼ同じであつた。(2)ノズル形状が大きく異なる場合には、液相内のフローパターンの差異に基づいて注入

流による強制対流領域の広さ、攪拌の強さ、および、液相内の温度分布が異なり、その結果として強制対流領域に相当する部分の液相線の形状が両ノズルで違ってくるのがわかったが、固相線の形状については両ノズルの場合に顕著な差は認められなかった。(3)本実験において得られた部分凝固時間を用いて鑄壁表面から各位置における凝固後の1次アーム間隔を推算した結果、注入流による強制対流の影響が顕著な領域においては1次アーム間隔が両ノズルの場合で若干異なることが認められた。(4)凝固プロフィールとスラブ内の温度分布に関して本実験において得られた実測値と既提出の数学的モデルによる推算結果とを比較した結果、KCl溶液のように凝固の際の物性値の変化がかなりある場合でも、凝固プロフィールの実測値と推算結果の間によい一致が得られた。

なお、数値計算には、大型電算機(名古屋大学大型計算機センター FACOM230-60)を利用した。最後に、本研究の遂行に協力された当時学生の辻秀郷、髪右近正幸の両君に謝意を表します。

記 号

- c : 比熱 (cal/g·°C)
 h_1 : 鑄壁表面の総括伝熱係数 (cal/cm²·sec·°C)
 h_2 : 共存相前面における熱伝達係数
 (cal/cm²·sec·°C)
 k : 熱伝導度 (cal/cm·sec·°C)
 K : 凝固速度係数 (mm/min^{1/2})
 t, T : 温度 (°C), (-)
 u : 引き抜き速度 (cm/sec)
 W : スラブの厚さの1/2 (cm)
 x, X : 厚さ方向の位置 (cm), (-)
 z : 引き抜き方向の位置 (cm)
 α : 熱拡散係数 (cm²/sec)
 θ, Θ : 凝固時間 (min), (-)
 ρ : 密度 (g/cm³)

添 字

- cs : 鑄壁内表面, d : 注入流の侵入深さ, l : 液相線,
 s : 固相線, w : 冷却側, 0 : 注入, 1 : 固相, 2 : 共存相

文 献

- 1) 大井, 松野: 鉄と鋼, 60(1974), p. 807
- 2) K. MIYAZAWA and I. MUCHI: Trans. ISIJ, 15 (1975), p. 37
- 3) S. ASAI and J. SZEKELY: Ironmaking and Steelmaking, 2(1975), p. 205
- 4) 牛島: 第4回西山記念技術講座(1969), p. 107 [日本鉄鋼協会]
- 5) S. N. SINGH and K. E. BLAZEK: J. Metals, 26

- (1974)10, p. 17
- 6) J. E. LAIT, J. K. BRIMACOMBE, and F. WEINBERG: Ironmaking and Steelmaking, 1 (1974), p. 35
- 7) 川和, 佐藤, 宮原, 小谷野, 根本: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 206
- 8) K. A. JACKSON and J. D. HUNT: Acta Met., 13(1965), p. 1212
- 9) K. A. JACKSON, D. R. UHLMANN, and J. D. HUNT: J. Crystal Growth, 1(1967), p. 1
- 10) P. K. ROHATGI and C. M. ADAMS: Trans. Met. Soc. AIME, 239(1967), p. 850
- 11) 岡本, 岸武, 別所: 学振19委資料, No. 9369 (Jan., 1972)
- 12) L. J. THOMAS and J. W. WESTWATER: Chem. Eng. Progr. Symp. Series, 59(1963) 41, p. 155
- 13) D. V. BOGER and J. W. WESTWATER: Trans. ASME, Series C, 89(1967), p. 81
- 14) K. A. JACKSON, J. D. HUNT, D. R. UHLMANN, and T. P. SEWARD: Trans. Met. Soc. AIME, 236(1966), p. 149
- 15) A. OHNO: The Solidification of Metals, ISI-publ. No. 110(1968), p. 349
- 16) W. M. J. SALTER and P. E. WANDLY: ibid, p. 412
- 17) R. J. McDONALD and J. D. HUNT: Trans. Met. Soc. AIME, 245(1969), p. 1993
- 18) P. M. THOMAS and J. A. SPITTLE: J. Inst. Metals, 99(1971), p. 167
- 19) I. G. DAVIES and A. M. TIMMINS: Iron and Steel Intern., 47(1974), p. 39
- 20) N. T. MILLS and L. F. BARNHARDT: J. Metals, 23(1971)11, p. 37
- 21) 渡辺, 原田, 藤田: 鉄と鋼, 58(1972), S 393
- 22) E. W. WASHBURN, et al.: International Critical Tables, (1929), Vol. 1, p. 63, Vol. 4, p. 218, 239, 255, 259 [McGraw-Hill]
- 23) S. T. BOWDEN: The Phase Rule and Phase Reactions, (1938), p. 221 [Macmillan]
- 24) 岡本: 鉄と鋼, 58(1972), p. 1302
- 25) 鈴木(章), 鈴木(武), 野崎: 鉄と鋼, 56(1970), S 272
- 26) 熊井, 浅野, 大橋, 野村, 藤井: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 894
- 27) 藤井, 松野, 大井: 鉄と鋼, 60(1974), p. 1041
- 28) J. W. MULLIN: Crystallization, (1961), p. 62 [Butterworths]
- 29) R. H. PERRY, et al.: Chemical Engineers' Handbook, (1963), p. 3-144 [McGraw-Hill]

Appendix

ROHATGI ら¹⁰⁾が採用した実験条件では、液相には過熱がなく、また、鑄壁表面の温度は一定と考えられる。そこで、一次元凝固問題において、固相と共存相における物性値は一定とみなして、固相と共存相で熱収支を行なうと、それぞれ、(A-1)、(A-2)式が得られる。

$$\partial t_1 / \partial \theta = \alpha (\partial^2 t_1 / \partial x^2) \dots\dots\dots (A-1)$$

$$\partial t_2 / \partial \theta = \alpha (\partial^2 t_2 / \partial x^2) + (\Delta H_w / c) \cdot (\partial f / \partial \theta) \dots\dots\dots (A-2)$$

ここで、 f は固相率であるが、平衡状態図に従うと、 f は温度の関数として(A-3)式で示される。

$$f = (t_l - t) / [(t_s - t) + (t_l - t_s) / f^*] \dots\dots (A-3)$$

ここで、 f^* は、共存相内の温度が固相線温度になった時の固相率であり、1 mol/l の KCl 溶液の場合には $f^* = (C_e - C_0) / C_e = 0.7$ の値となる。したがって、固相線において単位質量当たり、 $(1 - f^*) \Delta H_e$ の凝固潜熱が発生することになる。

また、鑄壁表面、固相線上、および、液相線上における境界条件として、それぞれ、(A-4)~(A-6)式が得られる。

$$x=0 \text{ で } t_1 = t_{cs} \dots\dots\dots (A-4)$$

$$x=x_s \text{ で } t_1 = t_2 = t_s,$$

$$k(\partial t_1 / \partial x) = k(\partial t_2 / \partial x) + \rho(1 - f^*) \cdot \Delta H_e (dx_s / d\theta) \dots\dots\dots (A-5)$$

$$x=x_l \text{ で } t_2 = t_l, \partial t_2 / \partial x = 0 \dots\dots\dots (A-6)$$

固相と共存相における温度を x の 2 次関数で近似し、積分プロファイル法によつて(A-1)、(A-2)式を解くと、それぞれ、固相線と液相線の経時変化を表わす(A-7)、(A-8)式が得られる。

$$x_s = K_s \sqrt{\theta} \dots\dots\dots (A-7)$$

$$x_l = K_l \sqrt{\theta} \dots\dots\dots (A-8)$$

ここで、 K_s と K_l は凝固速度係数であり、(A-9)、(A-10)式を連立して解くことにより求められる。

$$\frac{12\alpha - K_s^2}{K_s(K_s^2 + 24\alpha)} \cdot \frac{t_s - t_{cs}}{t_l - t_s} - \frac{K_s(1 - f^*) \cdot \Delta H_e}{4\alpha c(t_l - t_s)} = \frac{1}{K_l - K_s} \dots\dots\dots (A-9)$$

$$\left\{ \frac{1}{3} + \frac{\Delta H_w \cdot Q}{c(t_l - t_s)} \right\} (K_l - K_s) + \left\{ 1 + \frac{\Delta H_w \cdot f^*}{c(t_l - t_s)} \right\} \cdot K_s = \frac{4\alpha}{K_l - K_s} \dots\dots\dots (A-10)$$

ただし、(A-10)式中の Q は共存相における固相率の平均値であり、固相率が(A-3)式で示される場合には次式で与えられる。

$$Q = \int_{x_s}^{x_l} f dx / (x_l - x_s) = 1 - 0.785 \sqrt{(1 - f^*) / f^*} \dots\dots\dots (A-11)$$

したがって、鑄壁表面から x の位置における部分凝固時間は、(A-7)、(A-8)式を用いて、(A-12)式で示される。

$$\theta_f = (1/K_s^2 - 1/K_l^2) x^2 \dots\dots\dots (A-12)$$

一方、ROHATGI ら¹⁰⁾の実測結果では、デンドライトの 1 次アーム間隔は鑄壁からの距離とともに増加し、 $S_1 = ax + b$ (ただし、 a, b は定数) なる関係がある。したがって、デンドライトの 1 次アーム間隔と部分凝固時間との関係を(A-13)式で示すことができる。

$$S_1 = (a/\sqrt{1/K_s^2 - 1/K_l^2}) \cdot \sqrt{\theta_f} + b \dots (A-13)$$

ここで、ROHATGI らの実測結果から、1 mol/l の KCl 液溶の場合に対して、 $a = 37.5 \mu / \text{cm}$ および $b = 48 \mu$ が得られる。また、本来、(A-9)、(A-10)式に物性定数および鑄壁表面温度を代入して K_s, K_l を求めるのが一般的であるが、ここでは、ROHATGI らの実測結果から固相線の凝固速度係数 ($K_s = 0.6 \text{ cm} / \text{min}^{1/2}$) が得られること、また、本解析では固相と共存相における物性値を一定にして取り扱っていることから、(A-9)、(A-10)式において K_l と α を未知数と考え、試行錯誤計算を行なつた。その結果、 $t_l = -3.25^\circ\text{C}$ 、 $t_s = -10.7^\circ\text{C}$ 、 $t_{cs} = -70^\circ\text{C}$ 、 $f^* = 0.7$ 、 $\Delta H_w = 80 \text{ cal/g}$ 、 $\Delta H_e = 71 \text{ cal/g}$ 、 $c = 0.75 \text{ cal/g} \cdot ^\circ\text{C}$ の数値を採用した場合、 $K_l = 0.82 \text{ cm} / \text{min}^{1/2}$ 、および $\alpha = 0.0069 \text{ cm}^2 / \text{sec}$ が得られた。なお、この α の値は、KCl 水溶液と水の熱拡散係数のほぼ平均的な数値であると考えられる。これらの K_s, K_l, a, b の数値を(A-13)式へ代入することより(3)式が得られる。