

存在するものとすれば、 k^* は現在得られている測定値より大きくなると考えられる。

また P の k^* 実測値については先に示した 1 t 鋼塊の例やその他のデータ²³⁾を参照すれば 0.5~0.7, あるいはそれ以上の値にもなる。この値は表 1 の計算値に比べてかなり高い値である。

文 献

(荒木氏らの引用文献)

- 1) 未発表
- 2) 大久保, 榊井, 佐藤, 三好: 学振報告 19 委 8352
- 3) 鉄鋼基礎共同研究会非金属介在物資料:
資料番号 5-10~15 (昭和42年2月)

【回答】 4. 森(名大工学部), 松永(富士鉄広畑),
荒木(住金中研)らに対する回答

凝固過程の攪拌強度を明確にした Al-Cu 合金の研究結果⁷⁾と CO ガス発生を伴うリム鋼のドリム層の凝固機構との関連については、最初からはつきりした根拠があつて解析したものではなく、問題点を明確にするために適用したところ、ほとんど問題がなく、Al-Cu 合金の最大洗滌における限界 S_p がそのまま鋼の最大洗滌における S_p に適用できることを見出したもので、Al-Cu 合金のデンドライトの幾何学的形態は鋼でも同様なものと考えざるを得ない。

また名大森氏の実験に関しては、凝固条件による攪拌強度が明確でないと簡単には比較できない。

凝固表面から k^* の減少する理由については名大森氏の質問 2 への回答を参照されたい。さらに補足するならば CO ガスの発生速度の大なる凝固初期よりも凝固が幾分進んだ段階で母相全体の環流の慣性力がつくものと考えられる。またその慣性力はガス放出速度が弱まっても幾分継続され、洗滌効果に寄与するものと考えられる。

一方凝固初期の温度勾配が急で凝固遷移層の短い範囲と、さらに凝固が進んで温度勾配が低下して遷移層が拡大される場合では、乱流強度が一定で δS が同じであつても乱流の侵入する Δh に相違が生ずると考えなければならぬ。すなわち b/h の値とともに b や h の絶対値にも関係して、乱流の侵入する深さ Δh が変化するものと解釈される。要するに k^* は乱流強度と液相溶質濃度とデンドライト形態によつて決まるものである。

現在 CO 攪拌の定量化は困難であるから、最小実効分配係数の値を得る段階を攪拌強度 100% と見て、リミングアクションを定量化したほうがよいのではないかと考える。

遷移層内の気泡の生成については、鋼塊下部では静圧が高いのでガス発生はガス圧の関係でデンドライトの根元近くで生じ、上部ではデンドライト先端で生ずるものと考えられ、したがつて底部ほど捕捉されやすくなるものと思う。

リムド鋼の凝固様式において、管状気泡の内面は肉眼的に平滑か、顕微鏡的に平滑であるかわからないが、気泡はデンドライト間に、デンドライトの発達と対応して成長し、温度場として輻射伝熱の隔壁をつくる。またガス気泡内からは湯の補給はできないので、気泡膜は凝固進行の限界面をつくることにもなる。

一般には 0.15% C 以下のものではデンドライト形態

を現出し難いとされている。このことは炭素などの成分含有量のほかにリムド鋼ではキルド鋼のようにデンドライトが大きくないことが一層現出を困難にしているものと思う。またデンドライトがキルド鋼と同一状態でないにしても、管状気泡的成長形態が得られるのはある凝固範囲をもつて成長している結果と考えるべきである。積極的な裏付としては E. SCHÜRMAN and W. GROTSCHTEL²³⁾ が低炭素リムド鋼 (0.049~0.083% C) のデンドライト形態を示す組織写真を報告している。この腐食方法は A. HULTGREN and G. PHRAGMEN²⁴⁾ が使用した特殊な方法である。

炭素および燐の実効分配係数においては、炭素の最小実効分配係数の計算値と実験値が近似するのは、CO ガスとして逸出する炭素量が多くないことを示すものと考えられる。たとえば CHIPMAN らの例によればリム層で放出した CO ガス量より計算した炭素の逸出量は全炭素量の 10% 前後である。

また参考例の燐の最小実効分配係数 k^* 値のことであるが、これを求めるために、(2)式において適用する燐の平衡分配係数の値についてさらに文献調査したところ表 1 にかかっているものよりさらに高い値のものまで適用されていることを知った。たとえば R. L. SMITH²⁵⁾ によれば $k_0=0.2\sim 0.5$ であり、この範囲では同一鋼塊で燐は、最大洗滌における最小実効分配係数の計算値が $k^*=0.46\sim 0.67$ となり、硫黄と同様に実験値と一定の範囲で一致することになる。

このように洗滌作用というものは各溶質元素の分配に対応して同一の効果をもたらす可能性を示唆している。

文 献

- 1) R. J. GROSH and R. D. CESS: Trans. ASME, 80 (1958), p. 667
- 2) 高橋, 萩原: 日本金属学会誌, 29 (1965), p. 1152
- 3) E. SCHÜRMAN and W. GROTSCHTEL: Arch. Eisenhüttenw., 36 (1965), p. 619
- 4) A. HULTGREN and G. PHRAGMEN: Arch. Eisenhüttenw., 12 (1939), p. 577

講演 キルド鋼凝固時の熱対流について*

富士中研 満尾利晴 工博 堀籠健男

北村征義 河野六郎

広畑 工博 宮川一男 野村悦夫

【質問】 鋼管技研 永岡典義

1. オートラジオグラフで、凝固線付近は内部に比べて RI が多く分布しているのがよく観察される。これは RI が湯流れとともに凝固面に沿つて流れて固液共存相に捕捉されたものと考えられる。したがつて、この RI 分布が凝固相前面での湯流れを表わすことは間違いないと思うが、湯流れの起こる原因は液相部の温度分布、注入流の影響、偏析による不純物濃化の効果など複雑である。貴報告の bulk と固液共存相との比重差にもとづく下降流も当然その 1 つの原因に数えられるが、実用鋼塊

* 鉄と鋼, 55 (1969) 11, S 728~731

と思われる 6 t 鋼塊で観察したオートラジオグラフによる湯流れがこの要因だけによるものと考えて解析結果と比較しているのは多少無理な感じがする。この点についてのお考えをうかがいたい。

2. 前の質問と関連するが、湯流れの原因として R I の添加そのものによる影響が無視できないのではないかと、これは水モデルの実験でわれわれは氷点に近いガラス棒を挿入すると直ちに下降流が起こることを観察している。この流れは実際の R I の添加では最も R I 濃度の高い湯流れに対応するわけで、特に R I 添加が凝固面付近で行なわれた場合この影響は大きいと思われる。この点についてご意見をうかがいたい。

3. 凝固速度が高さに対して一定という仮定は簡単化しすぎているように思う。この鋼塊は押湯つきであるがこのような鋼塊の凝固速度は一般に下部は定盤で冷却され、上部は押湯で保温されることにより下部の方が上部よりはやくるのが普通である。このことは 6 t 鋼塊で 3 次元の計算を行なった例¹⁾からもうかがえる。こうした凝固速度の相違は、貴報告の対流速度の測定法からみて測定結果に大きな影響をもつと考えられる。この点についてご意見をうかがいたい。

文 献

- 1) 千原, 白井: 日本鋼管技報, No 36 (1966), p. 1~10

【回答】

1. 質問の内容によつては、筆者らの実験により確かめてない点もあるので、これまでのこれらの問題に関する研究結果、文献を引用し説明させていただく。

(1) 液相部の温度分布の影響

筆者らの対流計算は、温度勾配は境界層のみに存在し、バルクでは均一な温度であるという仮定のもとにおこなつた。これは、鈴木氏の講演¹⁾にもあつたように「鑄塊の場合には、鑄造後非常に早い時期に過熱が失なわれ、液相の温度は柱状デンドライト先端の温度になり液相中には温度勾配が存在しない」という結果にもとづいている。また、筆者らは、高温・低温注入両鋼塊の凝固過程を図 1 に示す位置で测温し図 2 に示すように同様な結果をえている。ただ、高温注入の凝固初期は、図 2 に示すように 6~8 min 間にわたり過熱が認められるので、厳密にはこの期間は本モデルはあてはまらない。

(2) 注入流の影響

注入流の慣性力による湯動きの継続については、飯島ら²⁾のグリセリン水溶液によるモデル実験がある。その結果によると 6 t 角型鋼塊の場合鑄型中溶鋼は 10~20 min 流動を継続するとしている。しかし、ここで重要なことは、この流動の強さの減衰についてはふれられていないことである。おそらく 10~20 min 以前のどこかで熱対流支配の湯動きに移行するものと思われる。その時期はいつかということになると、前述の流動の減衰の問題、さらに溶鋼の場合について、注入流の慣性力による流動の継続時間が明確でないので、今後の検討課題だと考えている。

3. 溶質対流の影響

溶質対流については WAGNER³⁾の理論式があり、この式を用いて COLE ら⁴⁾が錫-鉛合金の場合について、鉛の実効分配係数におよぼす熱対流と溶質対流の効果を計

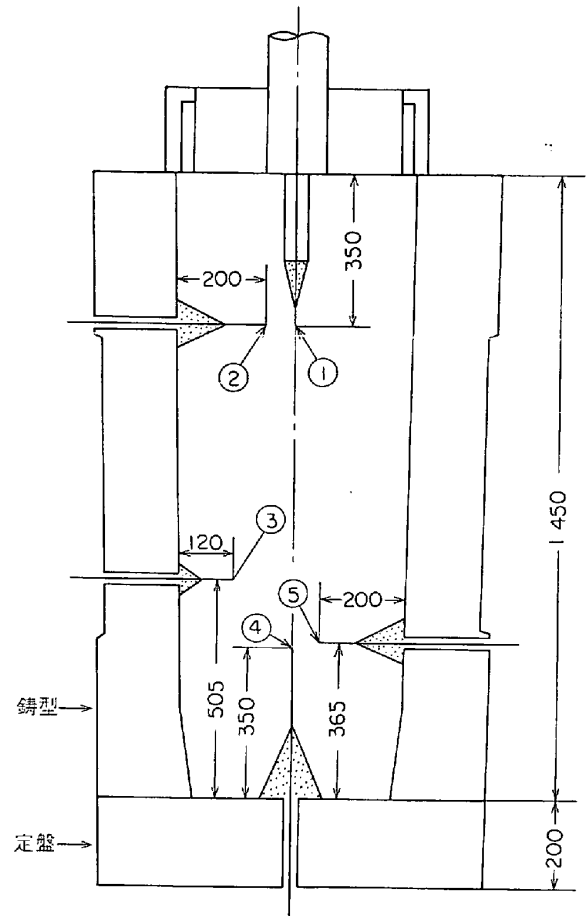


図 1 测温位置

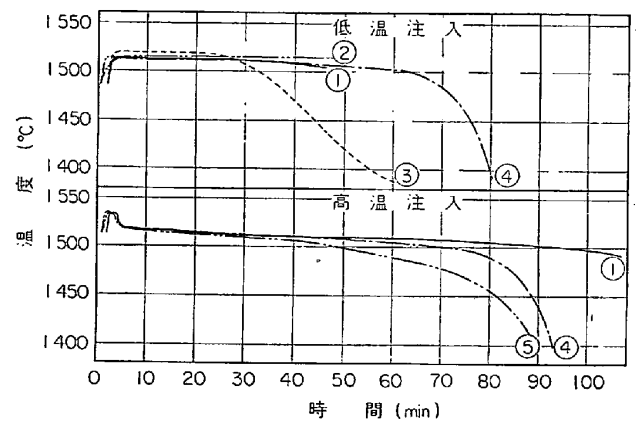


図 2 凝固過程の温度推移

算している。その結果、熱対流が溶質対流に優先するとしている。

また、濃化溶鋼の浮揚速度については、グリセリンとアルコール水溶液を用いた中川ら⁵⁾のモデル実験がある。この結果によると、濃化溶鋼の浮揚速度は 1 mm~1 cm/min のオーダーであり、熱対流速度が小さくなる凝固末期を除いては、熱対流が溶質対流よりも支配的であると思う。

(2) 対流速度を R I 法 (radio-isotope 法) で測定する場合 R I の添加方法がポイントである。このため添加用のカプセルは約 800°C に予熱して実験に供した。

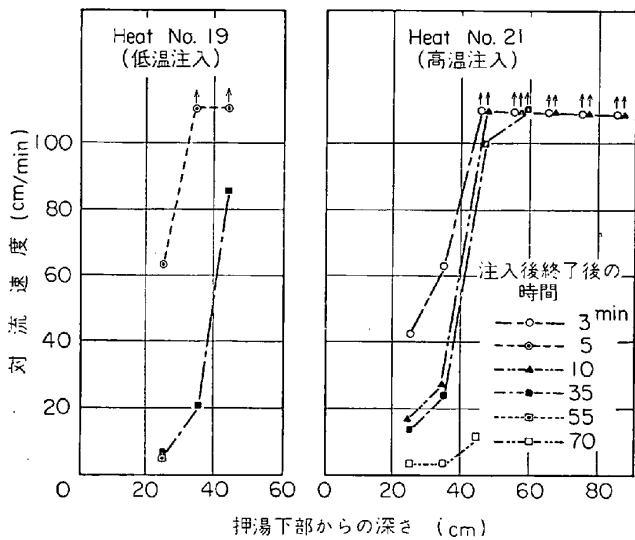


図3 凝固層前面の溶鋼の対流速度 (短辺面右側実測値)

一方、RIは短辺側凝固層前面5cmの位置に添加しているので、添加の影響がほとんどはならない、鋼塊中心軸上の短辺面についても測定した。この結果を図3に示す。これによると、対流速度と深さ・時間との関係、またその値は、講演概要集の図2に示した長辺面RI添加側の測定値と大体同じである。これらの結果より、本実験での添加方法は、対流速度の測定を大きく誤らせることはないものと思う。

(3) 水平方向の凝固速度が、上部と下部でどれくらい異なるのか定量的にわからないので、押湯下20cmの位置でえた凝固式を用いて計算した。しかし、ご指摘のように、一般に凝固速度は下部が上部より早いとされている。この条件を考慮すると、一定として計算した本実験結果は、対流速度を過小評価していることになる。つまり、実際の対流速度は、ここに示した値より大きい速度を有することになる。

文 献

- 1) 鈴木: 日本鉄鋼協会第78回講演大会凝固シンポジウム 討6, (1969), p. 330~333
- 2) 飯島, 稲本: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p. 425~428
- 3) C. WAGNER: Trans. AIME, 200 (1954) 2, p. 154~160
- 4) G. S. COLE and W. C. WINEGARD: J. Inst. Metals, 93 (1964-65), p. 153~164
- 5) 中川, 百瀬: 鉄と鋼, 53(1967) 12, p. 1406~1424

【質問】 川鉄技研 松野淳一

1. RI投入による対流速度測定において、実測されているのはRI到達時点での凝固厚であり、これと凝固速度式を用いて対流速度を決定されておられるが、その際凝固速度式の精度が重要と思われる。本実験においては、すべての高さ位置における凝固速度を押湯下20cmの位置で求めた凝固速度に等しいとしておられるが、初期の凝固は注入流による激しい攪拌のために遅れ、その遅れは攪拌の影響を長い時間にわたって受ける鋼塊の下側ほど著しいと考えられる。すなわち凝固式を

$$D = k\sqrt{t} - \alpha$$

の形で表わせば、 α は高さにより異なつて、底部に近いほど大きいと考えられる。このとき凝固時間の差は

$$\Delta t = t_1 - t_2 = [(D_1 + \alpha_1)^2 - (D_2 + \alpha_2)^2] / k^2$$

$$= (D_1 - D_2 + \alpha_1 - \alpha_2)(D_1 + D_2 + \alpha_1 + \alpha_2) / k^2$$

となり、 $D_1 - D_2$ が非常に小さい(負になる場合も含めて)ときは、 Δt は $D_1 - D_2$ よりはむしろ $\alpha_1 - \alpha_2$ によつて決定されることになる。このように凝固速度の与え方によつて対流速度が大きく変わる可能性があるのであるが、ご見解をお聞かせいただきたい。

2. 対流速度の流体力学的解析において、固液共存相と流動部分(境界層)と非流動部分(凝固層)に分けて考えておられるが、その境界(本解析ではこれを凝固界面としている)の固相率について明確な規定がなされていないことに疑問を感じる。すなわち、bulkにおける固相率を0として境界における固相率 ΔY は平衡関係から $\Delta Y = 0.037 \Delta T$ である。一方本解析においては、境界での温度勾配 G_L^0 を与えると δ が定まるから

$$\Delta T = G_L^0 \cdot \delta / 2 \dots\dots\dots (1)$$

から

$$\Delta Y = 0.185 G_L^0 \cdot \delta (G_L^0) \dots\dots\dots (2)$$

と、パラメータ G_L^0 を与えることによつて境界における固相率を定めている。しかしながら ΔY は、どの程度の固相率まで溶鋼が流動するかという、物性値と流体力学的な条件から定まるべき量であつて、これが温度勾配のみによつて一義的に決定されるというのはきわめて不自然である。表4の $R = 0.001 \text{ cm/sec}$, $\nu = 0.00786 \text{ cm}^2/\text{sec}$ の場合について ΔY を求めてみると

G_L^0	10°C/cm		30°C/cm	
H (cm)	50	100	50	100
ΔY	0.096	0.109	0.233	0.266

のようになるが、流動・非流動の限界をきめる固相率が、温度勾配、溶鋼深さによつてこのように変化しなければならない必然性が、本解析で用いた諸式の中では全く表現されていないのではないだろうか。

このように本来独立であるべき2つのパラメータ G_L^0 と ΔY が、本解析では独立ではなくなつている、すなわち自由度が1個不足しているのであるが、その理由は温度境界層の厚みと速度境界層の厚みと等しくとつたことにあると思われる。なぜならば本解析では凝固面の温度を定めると G_L^0 が定まつてしまうが、 G_L^0 は境界層内の伝熱条件のみならず、凝固層内の伝熱条件の影響も受けるので ΔT と G_L^0 の関係が境界層の解析のみから定まる δ によつて一義的に定まるのは不合理だからである。 G_L^0 と ΔT の関係には凝固層内の伝熱条件を含みうる自由度が必要である。温度境界層の厚みを速度境界層の厚み δ と別にとることにより G_L^0 と ΔT , ΔY の間にそれぞれ1個の自由度が含まれることは(1), (2)式より明らかである。

以上、 ΔY は本解析で用いた以外の条件より定まるべきであること、温度境界層の厚みは速度境界層の厚みとは別にとるべきことを考えるのがいかがであらうか。

【回答】

1. ご指摘のなかで、 α は底部に近いほど大きいと述

べられているが、一般に凝固速度は下部が上部より早いといわれており、ご説明のように k を一定とした場合は α は底部ほど小さくなるのではないだろうか。

凝固速度式の与え方の問題については、永岡氏への回答で述べているので省略する。

2. 熱対流は、流体の温度分布のあるところに密度差ができて、その結果流れが発生するわけであるから、温度境界層と速度境界層の厚さは等しいとおいてさしつかえないと考える。また、結果的ではあるが、筆者らの非定常の対流計算によれば、対流速度の大きい凝固初期 2 分目、深さ 100 cm の位置でのレイノルズ数は約 500 である。

$$Re = \frac{Vm \cdot \delta}{\nu} = \frac{12 \times 0.32}{0.0079} = 490$$

ここで、 ν は通常の溶鉄の値 $0.0079 \text{ cm}^2/\text{sec}$ を用いて計算しているが、凝固界面でのこの値は、より大きいことが予想されるので、レイノルズ数はより小さくなる。つまり十分層流であるので剝離 (separation) の問題もなく、両境界層の厚さは等しいとおいてよいものと考ええる。

つぎに、流動・非流動の限界を決める固相率 ΔY が、温度勾配、溶鋼深さによつて変化しなければならない必然性が、解析に際し表現されていないということであるが、これは提示された(2)式

$$\Delta Y = 0.0185 G_L^0 \cdot \delta (G_L^0)$$

において、 δ を G_L^0 のみの関数としていることによるのではないだろうか。 δ は G_L^0 の関数であるとともに深さ z の関数でもあるので、 ΔY は G_L^0 のみによつては一義的に決定されないものと考ええる。