

$$SP = K_1 [C]_0 [O]_0 (K_2 [O]_0 + 1) / P \dots (14)$$

$$\log K_1 (= \log P_{CO} / a_C \cdot a_O) = 1160 / T - 2.003^{15)}$$

$$\log K_2 (= \log P_{CO_2} / P_{CO} \cdot a_O) = 8718 / T - 4.762^{15)}$$

Table 1 の鋼塊の結果を用いて、Mn 脱酸の起きている時には (3), (4), (6), (8), (9), (10), (11), (12), (13), (14) 式から SP を計算し、Mn 脱酸のない場合には (8), (9) 式の $[O]_{Mn} = 0$ として計算した。求められた SP を凝固面組織と最も関係があると思われる f に対して図示したのが Fig. 3 である。今回の条件下では過飽和度 SP は下式で示すように、 f のみによつて定まった。

$$SP = 17 \cdot 2 f^{0.437} \dots (15)$$

以上の式を用いると凝固中の CO, FeO, MnO の発生量や、C, Mn, O の凝固濃度も鑄込み成分濃度がわかれば、計算で求めることができる。C の異なる鋼塊 No. 1, No. 2, No. 3 について計算し、実測値をプロットした結果を Fig. 4 に示した。圧力の相違で、底部、中央部、頭部の 3 本の計算値が求まる。Fig. 4 の結果からみて、われわれのモデルは妥当なものであると思われる。

4. 結 言

14 t 下注リムド鋼塊の凝固時における諸反応のモデル式を考え、鑄込み成分から CO 反応量、Mn 脱酸量およびリム層の各成分濃度を求められるようにした。リムド鋼の凝固時における現象は複雑で、それを簡単化するには多くの仮定を必要とし、さらに化学定数、物理定数はいまだ精度に欠けているため、われわれの式は大きく条件を異にする場合には多くの修正を必要とするが、われわれの取り扱い範囲ではかなりの精度が得られ、今後のリムド鋼材質改善に期待できると思う。

文 献

- 1) A. HULTGREN, et al.: Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 135 (1939), p. 133
- 2) A. HAYES and J. CHIPMAN: *ibid.*, p. 85
- 3) 石原: 鉄と鋼, 40 (1954) 4, p. 403
- 4) 石原: 鉄と鋼, 40 (1954) 5, p. 487
- 5) SCHÜRMAN, et al.: Stahl u. Eisen, 85 (1965), p. 61
- 6) P. NILLES: J. Iron and Steel Inst. (U. K.), (1964), p. 601
- 7) 松野, 岡野: 鉄と鋼, 52 (1966) 9, p. 1522
- 8) J. A. BURTON, et al.: J. of Chemical Physics, 21 (1953) 11, p. 1987
- 9) Thermochemistry for Steelmaking (II), p. 702
- 10) 川合: 鉄と鋼, 42 (1956) 9, p. 514
- 11) W. A. FISCHER, et al.: Arch. Eisenhüttenw., 35 (1964), p. 586
- 12) W. A. FISCHER, et al.: *ibid.*, 31 (1960) 6, p. 365
- 13) 斎藤, 他: 選研彙報, 12 (1956), 27
- 14) 学振 19 委; 19 委 7942
- 15) 学振 19 委; 19 委 6372

(123) 反応モデルによるリミングアクションなどの解析

(リムド鋼の凝固に関する研究—II)

日本鋼管, 技術研究所

○榊井 明・佐藤秀樹・大久保益太

日本鋼管, 水江製鉄所 三好俊吉

Theoretical Study of Rimming Action and Position of Blowholes

(Study of the solidification of rimming steel—II)

Akira MASUI, Hideki SATO

Masata OHKUBO and Shunkichi MIYOSHI

1. 結 言

前報¹⁾で下注大型リムド鋼の凝固時における諸現象のモデル式を検討し、そのモデルが妥当なものであることが判つたので、当報告では前報の試験鋼塊について凝固の進行とともに、CO 反応および Mn 脱酸がどのように変化しているのかを検討し、CO 発生量と管状気泡の発生状態との関係について調べた。さらに一般に鑄込み成分濃度がいろいろと変つた時のリミングアクションの強度がどのように変わるかについても計算し、従来のデータと一致するかどうかを調べた。

2. 試 験 要 領

前報の鋼塊切断試験結果を用いた。

3. 凝固にともなう CO 反応および Mn 脱酸の推移

モデル式にしたがうと凝固初期においては凝固速度が速いので、CO ガスを発生するために必要な過飽和度は高く (前報 Fig. 3 参照)、CO ガス発生は抑制され、凝固速度が無限大の急冷状態では CO ガスの発生はなくなる。また逆に f が小さくなると過飽和度は減少し、やがては 1 に等しくなるものと考えられる。したがつて鋼塊の表層からの距離によつて CO 発生量は変化する。また Mn 脱酸もそれと対応して変化する。その変化の状態を鋼塊 No. 4 の底部と頭部について示すと Fig. 1 のようになる。Fig. 1-(a) の縦軸には CO ガスとして反応する酸素量 (%) と Mn 脱酸により消費する酸素量をそ

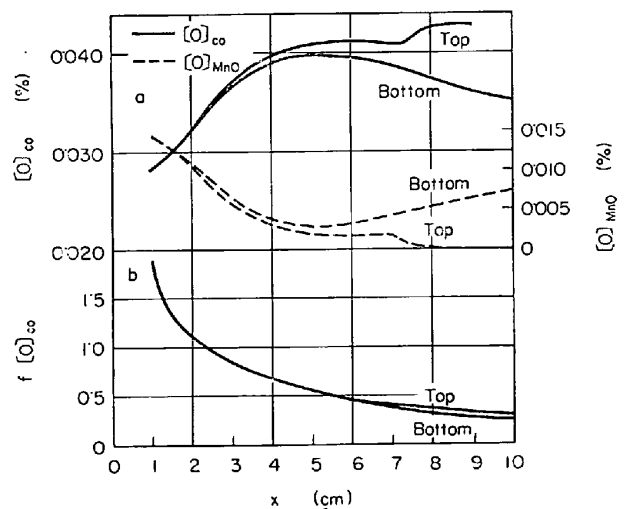


Fig. 1. Relation between C-O reaction, Mn-O reaction and distance x from ingot surface.

れぞれ示し、Fig. 1-(b) の縦軸上には単位時、単位凝固面積当りの CO ガスとして消費する酸素量が示されている。横軸は凝固厚さを示す。鋼塊底部では凝固が進行するにしたがつて、CO ガスとして消費する酸素量 $[O]_{CO}$ は増加し、やがて極大となつてから減少する。これは凝固速度の減少による過飽和度の減少と、鑄込みが進行することによる静圧の増加によつて説明できる。また頭部については鑄込み終了により、静圧の増加が停止するので CO ガス発生量は再度増加してくる。単位時間に発生する CO ガス量は凝固速度の減少とともに漸次減少する。

4. 鑄込み成分濃度のリミング強度におよぼす影響

リミングアクションは静圧および凝固速度にも支配されるが、今回は鑄込み成分だけの影響を調べるために、静圧および凝固速度を一定 ($f=1.41 \times 10^{-2}$ cm/sec, $P=1.23$ atm) とし、鑄込みの C, Mn, O の濃度が変つた場合の CO ガス発生量を計算して Fig. 2-(a) に示した。この結果は松野ら²⁾の結果と比較的一致しており、NILLES³⁾の結果とは全く異なつている。Fig. 2-(a) で明らかのように、ある一定の酸素濃度で炭素濃度を増していくと CO 発生量が増加する領域と、あまり増加しない領域とがある。前者は炭素の増加により Mn 脱酸が弱まり、CO 反応が増す領域である。これに対して後者の領域では Mn 脱酸が全く行なわれていない。この両領域の境界を示した図が Fig. 2-(b) である。この両領域はそれぞれ特色を持つていて、前者の領域では酸素のパラッキが大きくてもリミングアクションの強度はあまり変わらないが後者の領域では酸素の変化が大きくり

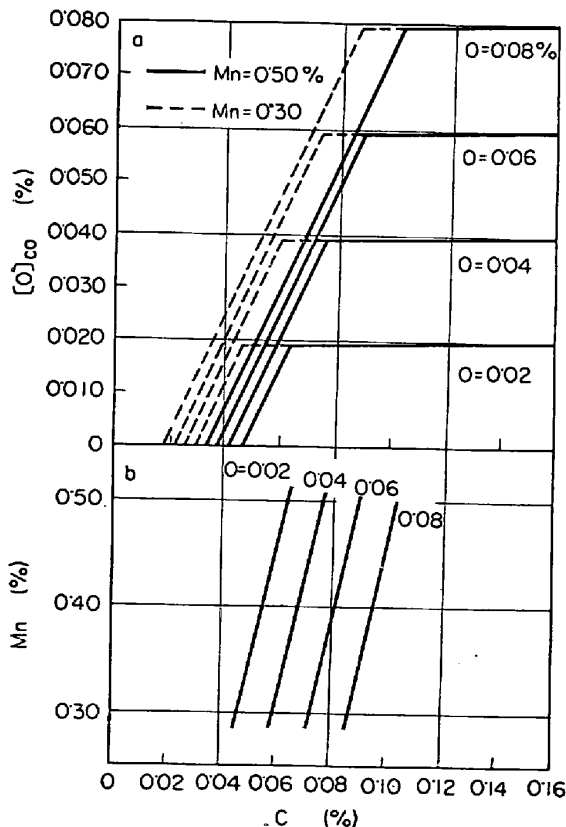


Fig. 2. Influence of C, Mn and O of the liquid steel on the rimming intensity.

ミングアクションの強度に変化をおよぼす。しかし炭素の変動がリミングアクションの強度におよぼす関係は酸素の場合と全く逆である。この両領域の特色を上手に利用すれば、安定なりミングアクションをさせるに非常に役立つであろう。

以上は炭素、マンガン、酸素濃度がそれぞれ独立して変化した場合を考えてきたが、一般には取鍋の酸素と炭素ではほぼ一定の関係がある。したがつて炭素含有量の異なる鋼種のリミングアクションの強さを調べる場合には $[C]_L - [O]_L$ の関係を把握していなければならない。われわれの得ている取鍋酸素濃度と炭素濃度が比較的よく一致する次の関係

$$[O]_L [C]_L = 0.015 [O]_L + 0.00175 O^2$$

を用いて炭素濃度の変化した時のリミングアクションの強さを計算してみると、多くの人がいつているようにある炭素濃度で極大値が得られた。その極大を取る炭素濃度は Mn 濃度によつて若干変化し、下表に示す通りである。

Mn (%)	0.30	0.40	0.50
C (%)	0.06	0.07	0.08

Mn=0.30% の時のリミングアクションの最も強くなる炭素濃度は石原⁴⁾の実験結果では C=0.06% 近傍であり、われわれの計算値はその実測値と全くよく一致している。

5. 鑄込み成分濃度と管状気泡との関係

管状気泡の生成は多くの人が^{5)~8)}により解析されているが、間接的な説明が多い。最近セミキルド鋼の管状気泡の発生位置について浅野ら⁹⁾は気泡成長速度と凝固速度との大小で説明づけている。われわれは前記したモデルにしたがつて CO 発生量を計算し、その量と凝固速度とを用い、浅野らの考え方を参考にしながら、管状気泡との関係を調べてみた結果、次のような考え方を整理するとよく実測値を説明できることがわかつた。

CO ガスの単位時間、凝固単位面積当りに発生するモルパーセントは $\rho_{Fe} \cdot f \cdot [O]_{CO} \cdot l / (16)$ であるので静圧 P で 1550°C におけるその体積、すなわち気泡の成長速度 V は次式のようなになる。

$$V = \{22400 / (16 \times 100)\} (1 + 1530/273) \cdot \rho_{Fe} \cdot [O]_{CO} \cdot f = K \cdot f \cdot [O]_{CO} / P \quad (\text{cm/sec})$$

ここで気泡の成長速度 V が凝固速度よりもある量 (α) だけ速い場合に気泡が浮上するとすれば、

$$(V - f) \geq \alpha \dots \dots \dots (1)$$

となり、(1) 式は (2) 式のように書き換えられる。

$$[O]_{CO} / P \geq 1/K + \alpha / K \cdot f \dots \dots \dots (2)$$

また凝固厚さ x と f は $f = A^2 / 2x$ の関係があるので、(2) 式は次のように示される。

$$[O]_{CO} / P \geq 1/K + (2\alpha / A^2 K) x \dots \dots \dots (3)$$

われわれの扱っている管状気泡の発生位置は $x = 2 \sim 5$ cm であり、その時の $[O]_{CO} / P$ は $1.5 \times 10^{-2} \sim 4.0 \times 10^{-2}$ であるから、(3) 式は (4) 式のように近似できる。

$$[O]_{CO} / P > (2\alpha / A^2 K) x \dots \dots \dots (4)$$

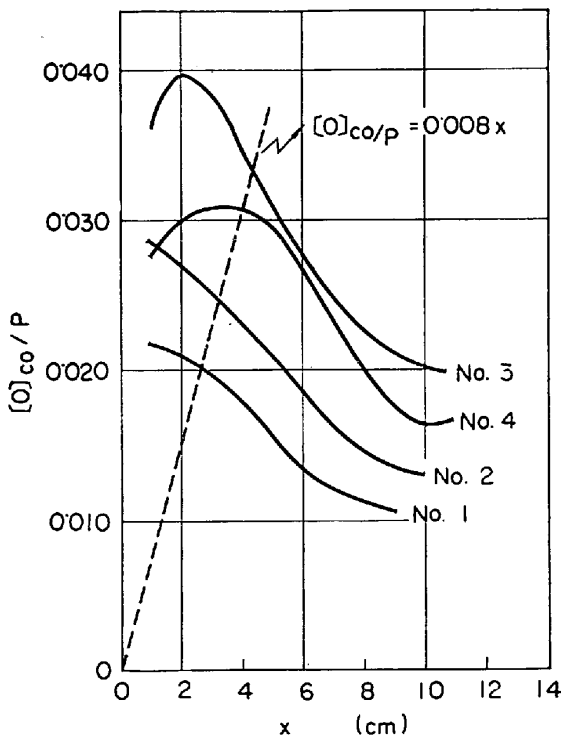


Fig. 3. Relation between $[O]_{co/P}$ and solid skin thickness.

Table 1. Composition of calculated and observed solid-skin thickness.

Ingot No.	Solid-skin thickness (mm)		Ingot No.	Solid-skin thickness (mm)	
	Calculated	Observed		Calculated	Observed
1	26	29	3	43	44
2	32	32	4	40	43

試験鋼塊 No. 1, No. 2, No. 3, No. 4 についてそれぞれ底部における $[O]_{co/P}$ を計算し, x に対して図示すると Fig. 3 のようになる. これに対して管状気泡の発生位置を決定できるように (4) 式の定数 ($2\alpha/A^2K$) を定めると 8×10^{-3} ($1/cm \cdot atm$) となる. Fig. 3 ではその直線は原点を通る直線で表わされている. この直線より $[O]_{co/P}$ が高い値を示している範囲では管状気泡は発生せず, 気泡は全て浮上してしまい, $[O]_{co/P}$ がこの直線と交差する点から管状気泡帯となる. このような考え方で, 試験鋼塊の全てについて Fig. 3 から x を読み, 実測のソリッドスキンと対比すると Table 1 に示すとおりよく一致した.

また管状気泡発生開始の $[O]_{co/P}$ の値と管状気泡帯中央部の管状気泡の面積密度との関係を調べてみると Fig. 4 のような関係が得られた.

管状気泡の発生の条件は上記に示した説明の他に, 溶鋼の対流 (これは上注法, 下注法によつて大きな差がある.) や洗浄効果を考慮せねばならず, 今回はそれらの影響を考慮に入れていないため, 鋼塊底部ではこのように整理できたが, これだけでは管状気泡不発生圏高さの説明はできない.

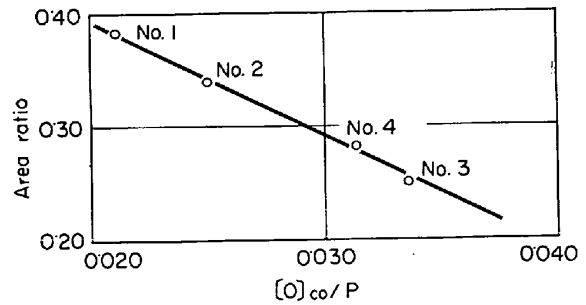


Fig. 4. Relation between area ratio of blow-holes and $[O]_{co/P}$.

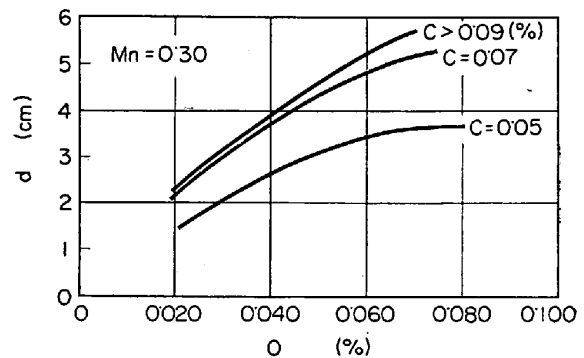


Fig. 5. Influence of C and O on solid skin thickness d at Mn constant.

以上のようにして鑄込み条件を一定とすれば, ソリッドスキンの厚さを鑄込みの C, O, Mn 濃度によつて決定できる. われわれは鋼塊高さ 213cm, 鑄込み時間を 15 min とし, 凝固速度恒数 $A=2.60$ (cm/\sqrt{min}) とし, C, O, Mn 濃度からソリッドスキンの厚さがどのようになるかを計算してみた. Fig. 5 は $Mn=0.30\%$ の時のソリッドスキンの厚さが C, O によつてどのように変わるかを示したものである.

4. 結 言

前報のモデル式を用いて CO 発生量を計算し, 鑄込時の C, Mn, O 濃度によりどのような影響を受けるかを調べた. その結果, 安定なリングアクションを得るにはどのようにすればよいかを推定できるようになった.

炭素と酸素の間に一定の関係があるとして, CO ガス発生量の計算を行なったところ, 従来の結果と同様にある炭素濃度で CO ガス発生量は極大を持つような関係が得られ, その炭素濃度は石原の実験値と一致した.

試験鋼塊の管状気泡について調べた結果, モデル式より計算された CO ガス発生量でソリッドスキンの厚さ, または管状気泡の長さが計算できることがわかった. しかし管状気泡の生成は凝固速度の他に, 洗浄効果や鑄込流などの複雑な影響を受けるので条件が当試験のような条件より大きく異なる場合にはさらに検討せねばならない.

文 献

- 1) 榊井, 大久保, 他: 本講演大会発表予定
- 2) 松野, 岡野: 鉄と鋼, 52 (1966) 9, p. 1522
- 3) P. NILLES: J. Iron and Steel Inst. (U. K.), (1964), p. 601

- 4) 石原: 製鉄研究第 201 号, p. 38
- 5) M. WARD: J. Iron and Steel Inst. (U. K.), (1965) 6, p. 486
- 6) 伊藤, 他: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p. 463
- 7) S. J. SMITH: J. Iron and Steel Inst. (U. K.), (1953) p. 16
- 8) 浅野, 大橋: 鉄と鋼, 51 (1965) 10, p. 1874

(124) セミキルド鋼塊の粒状気泡帯の長さについて

(セミキルド鋼塊の凝固組織に関する研究—Ⅶ)
富士製鉄, 広畑製鉄所

○渡辺省三・浅野鋼一・大橋徹郎

On the Length of Honeycomb Blowhole Zone in Semi-Killed Steel Ingot

(Study on solidification structures of semi-killed steel ingot—Ⅶ)

Shozo WATANABE, Kōichi ASANO and Tetsuro ŌHASHI

1. 結 言

前報¹⁾にセミキルド鋼の粒状気泡帯の生成機構を理論的に取り扱った。ひきつづき、本報では数値計算を行ない、実際鋼塊での測定結果との対比を行なう。

2. 実験方法および結果

試験用セミキルド鋼を塩基性 200 t 平炉にて溶製し、脱酸条件、鑄型形状を種々に変えて試験鋼塊を作成した。試験チャージの出鋼前成分、取鍋成分はすでに報告したので省略する²⁾。

試験鋼塊は冷塊後 1/2 縦断切削を行ない、その凝固組織を調査した。以下に調査結果のうち代表的なものを示す。

Table 1 に脱酸度と粒状気泡帯長さおよび開き角度の関係を示し、Table 2 に鑄型形状と粒状気泡帯長さおよび開き角度の関係を示す。ここでいう、開き角度とは、鋼塊頭部表面と粒状気泡帯との間の角度のことである。

3. 鋼塊各面からの凝固速度

注入終了から粒状気泡帯の形成が完了するまでの時間 t は前報で与えた¹⁾。この式を移行し、改めて Y とおくと、これは過剰ガス量を示す。

$$Y = \frac{RT}{2P} (D_0/\delta) f' [O] \left\{ \frac{KK'}{2} t \right.$$

Table 1. Effect of degree of deoxidation on the length of honeycomb blowhole zone and angle between ingot top surface and the zone. (Mold No. I)

Degree of deoxidation	Length of honeycomb blowhole zone (cm)		Angle between ingot top surface and honeycomb blowhole zone (°)
	Ladle Si (%)	Al added in mold (g/t)	
0.04	0	33	45
	18	30, 28	45, 43
	36	15	45
0.05	0	25	45
	12	22	45
0.06	18	20, 15	47, 44
	30	9	44
	36	10, 5	45, 45
0.07	18	15	45

$$- \frac{2}{3} (aK' + bK) \sqrt{t} + ab \} t - 4\alpha [KK'(K'' + K''')] t^{3/2} - \{ (aK' + bK)(K'' + K''') + cKK' \} t + \{ ab(K'' + K''') + acK' + bcK \} \sqrt{t} + 4\pi r^2 l n h (a + b) \dots \dots \dots (1)$$

K, K', K'', K''' : 鋼塊短辺, 長辺, 底辺および頭部表面からの凝固速度係数, $2a, 2b, c$: 鋼塊長辺, 短辺および高さ, R : 気体定数, T : 温度, P : CO ガス圧, $[O]$: 溶鋼中の酸素濃度, f' : 定数, α : 鋼の凝固収縮率, r : 管状気泡の半径, l : 管状気泡の長さ, n : 管状気泡の鋼塊単位表面積当りの数, h : 管状気泡発生圏の高さ。

この Y は t の関数であり, $Y \leq 0$ なるときの t の値が粒状気泡帯の形成が完了するまでの時間となる。

この式において, K, K', K'', K''' がわかれば各条件の下での粒状気泡帯の長さを求めることができる。

この凝固速度係数の求め方としては, 収縮パイプ形状から求める方法を用いた。すなわち, いま時間 t だけ経過したときの残存溶鋼の長辺長さ, 短辺長さをそれぞれ $2x, 2y$ とすると

$$\left. \begin{aligned} x &= a - K\sqrt{t} \\ y &= b - K'\sqrt{t} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (2)$$

一方, 収縮パイプの上面はそれが形成されたときの残

Table 2. Effect of mold shape on the length of honeycomb blowhole zone and angle between ingot top surface and the zone. (Ladle Si: 0.06%)

No.	Mold shape			Length of honeycomb blowhole zone (cm)	Angle between ingot top surface and honeycomb blowhole zone (°)
	Width 2a (cm)	Thickness 2b (cm)	Height c (cm)		
I	176	86	200	28	45
II	160	80	200	23	45
III	160	52	180	15	40
IV	86	72	180	20	46