

669.046.512 : 669.18.046.5 : 669.187.2
 鋼円柱の Fe-C 溶鉄への溶解*

小坂 岑雄**・菱 輪 晋***

Dissolution of Steel Cylinder into Liquid Fe-C Alloy

Mineo KOSAKA and Susumu MINOWA

Synopsis:

Dissolution of solid steel cylinder into molten Fe-C alloy was investigated at the temperature from 1300°C to 1500°C.

In this paper, the viscosity and the density of the melt and the diffusion coefficient of carbon were estimated from the literatures at the solid-liquid interface i. e. at the liquidus concentration of carbon, C_L .

Nondimensional correlation for the mass-transfer was analysed using above estimated physical properties and diffusion coeff.

Correlation for the rotated or static cylinder was obtained as follows:

$$J_D = (k/U)(S_C)^{2/3} = 0.064(Re)^{-0.25}$$

$10^2 < Re < 10^4$: rotated cylinder

$$Sh = 0.11(Gr \cdot m \times S_C)^{1/3}$$

$10^9 < Gr \cdot m \times S_C < 10^{11}$: static cylinder

Utilizing the nondimensional correlation of a model test by benzoic acid-water system, the unknown rates of stirring of molten Fe-C alloy melted by some laboratorial H. F. furnace could be roughly estimated from the rates of dissolution of steel cylinder.

(Received 8, 1966 Nov.)

1. 緒 言

鋼の Fe-C 溶鉄中への溶解は、工業上転炉または平炉に投入されたスクラップの溶解現象に関連して興味ある課題である。とくに近年、転炉などの操業速度が向上するに伴って、スクラップの溶解の完了と吹精の終了とは時間的にかなり接近してきており¹⁾、スクラップの溶解が操業を律速するようになる可能性さえもうかがわれる。このため、鋼材の Fe-C 溶鉄への溶解現象に関する報告例は最近その数をましているが、現在なおも、基礎的に不明確な点が数多く残されている。

本報ではまず、鋼(固体)と Fe-C 溶鉄(液体)との接触界面で、溶鉄側に対応する物性定数および C の拡散係数値について基礎的に検討を加えるとともに、それらを使用して、実験によつて得られた鋼円柱(静止または回転)の Fe-C 溶鉄(1300~1500°C)中への溶解速度を物質移動の立場から無次元的に解析を行なつた。

さらに、予備実験を行なつてたしかめた無次元関係を利用することにより、一般には未知の速度で運動している高周波炉中の溶鉄について、鋼円柱の溶解速度から逆に、この溶鉄の運動速度を間接的にながら推定することを試みた。後に述べるように、溶鉄の物性定数および溶鉄中各成分の拡散係数の実測値は現在なおも不足しており、以下の解析においても非常に障害となつているが、

本報で検討した範囲での実験結果は概して良好と思われたので、以下その概要を述べる。

2. 既往の研究結果

L. A. SHVARTZMAN, et al²⁾は放射性 Co を用いて平炉中のスクラップの溶解速度を測定した。また、P. M. SHURYGIN and V. D. SHANTARIN³⁾は純鉄回転円板の炭素飽和溶鉄に対する溶解速度を測定し、定性的に次の関係を見出した。

$$N \propto \omega^{1/2} \dots \dots \dots (1)$$

N: 溶解速度 (mg/cm²·sec)

ω : 回転速度 (rad/sec)

彼らは固液界面附近の Fe の拡散を溶解の律速段階と仮定することにより、次式を提出している。

$$N = 1.95 (R)^2 (D_{Fe})^{2/3} (\nu)^{-1/6} (\omega)^{1/2}.$$

$$[[Fe]_o - [Fe]_b] \dots \dots \dots (2)$$

R: 円板半径

[Fe]_o: 界面での Fe 濃度

D_{Fe} : Fe の拡散係数

[Fe]_b: 溶鉄本体での Fe 濃度

ν : 溶鉄の動粘度

* 昭和41年10月 本会講演大会にて発表

昭和41年11月 8日 受付

** 名古屋工業技術試験所

*** 名古屋工業技術試験所 工博

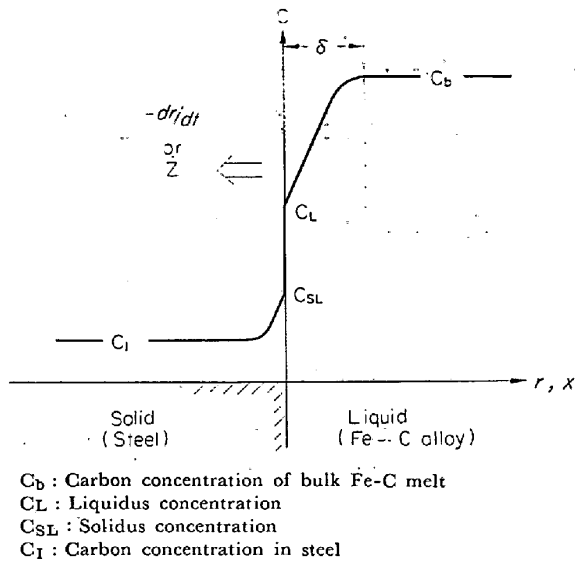


Fig. 1. Explanatory diagram of carbon concentration near the solid-liquid interface.

しかしながら、この場合、大量に存在する Fe を拡散物質と考えるには多少疑問がある。これに対して R. D. PEHLKE et al⁴⁾ は溶鉄に対する鉄円柱の溶解速度を高周波炉中で測定したが、彼らは界面附近での C の拡散を溶解の律速段階と考えている。鋼と Fe-C 溶鉄との界面附近で、C 濃度の分布をたとえば Fig. 1 のように考え、拡散層の厚さを δ と仮定すると、近似的に次の式が成立する。

$$\frac{dn}{dt} = D \cdot A \cdot \left(\frac{dc}{dx}\right)_{x=0} = D \cdot A \cdot \left[\frac{(C_b - C_L)}{\delta}\right] \dots\dots\dots (3)$$

- D: C の拡散係数
- C_b: 溶鉄本体(bulk)での C 濃度
- A: 接触界面積
- C_L: liquidus C 濃度

鋼中の C 濃度を C_I とすると、鋼円柱の半径減少(すなわち溶解)速度 $-dr/dt$ cm/sec は近似的に次式のように与えられる。

$$-dr/dt = k \left[\frac{(C_m - C_L)}{(C_L - C_I)}\right] \dots\dots\dots (4)$$

k: 物質移動係数(=D/δ), cm/sec
C_I: 鋼中の C 濃度

ところで、二成分系合金の溶解速度については、さらに厳密な解析が J. M. LOMMEL and B. CHALMERS⁵⁾ によつてなされている。すなわち、Fig. 1 を参照して

$$D_L \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} + \dot{Z} \frac{\partial C}{\partial x} = \frac{\partial C}{\partial t} \quad x < 0 \dots\dots\dots (5)$$

$$D_S \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} + \dot{Z} \frac{\partial C}{\partial x} = \frac{\partial C}{\partial t} \quad x > 0 \dots\dots\dots (5)'$$

Z: 固液界面の移動速度

添字 L, S はそれぞれ液相中, 固相中を示す。

および、連続の式

$$\dot{Z} C_{(0-)} + D_L \left(\frac{dc}{dx}\right)_{0-} = \dot{Z} C_I \quad x=0 \dots\dots\dots (6)$$

が書ける。(5), (6)式を境界条件

$$C(-\delta, t) = C_b \quad C(\infty, t) = C_I$$

$$C(0-, t) = C_L \quad C(0+, t) = C_{SL}$$

を与えて解くと、近似的に

$$-dr/dt = k \left[1 + \frac{(C_b - C_L)}{(C_L - C_I)}\right] \dots\dots\dots (7)$$

が与えられる。ここに $-dr/dt$ と推進力(濃度差)項について、相異なる(4)式と(7)式が与えられたが、両式の適用性については後に再び検討するとにする。

R. G. OLSSON, et al⁶⁾ は(7)式を採用し鉄回転円柱の炭素飽和溶鉄への溶解を1275~1500°Cで測定している。彼らの結果は M. EISEMBERG, et al⁷⁾ が安息香酸の回転円柱と水系溶媒を使用して実験した次の無次元相関に±50%以内で一致するとされている。

$$J_D = (k/U) (\nu/D)^{0.644} = 0.0791 (LU/\nu)^{-0.3}$$

$$\therefore J_D = (St)(Sc)^{0.644} = 0.0791 (Re)^{-0.3} \dots\dots\dots (8)$$

- J_D: J 因子 (物質移動)
- U: 相対速度, cm/sec
- k: 物質移動係数, cm/sec
- L: 代表長さ, cm
- ρ: 密度 g/cm³
- μ: 粘度, poise
- ν: 動粘度(=μ/ρ), stokes
- D: 拡散係数, cm²/sec
- LU/ν = LUρ/μ: レイノルズ数, Re
- k/U: スタントン数, St
- ν/D = μ/ρD: シュミット, Sc

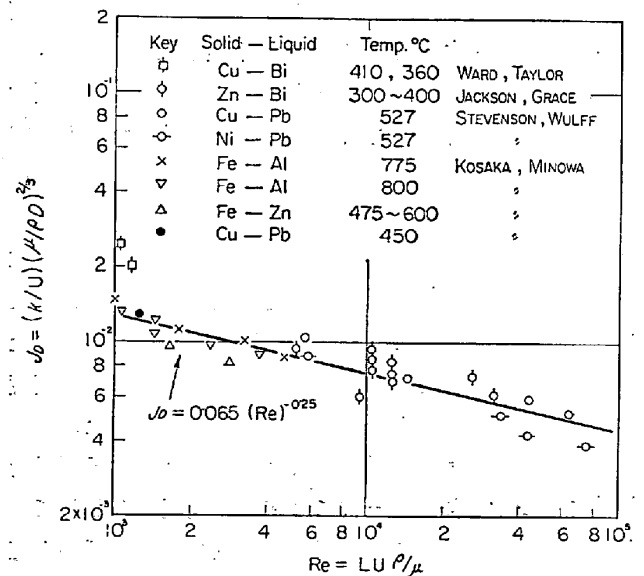


Fig. 2. Nondimensional analogy of mass-transfer in various combinations of solid metal cylinder and liquid metal bath. (after KOSAKA and MINOWA⁸⁾)

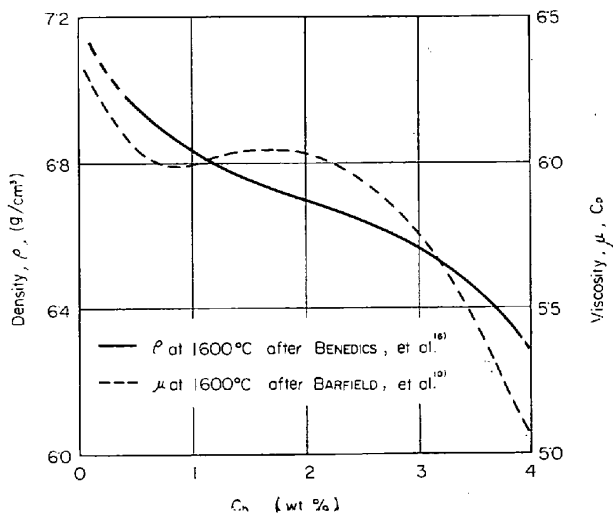


Fig. 3. Variation of density, ρ , and viscosity, μ , of liquid Fe-C alloy with carbon concentration C_b .

しかしながら彼らの場合、上述した温度範囲でただ一つの拡散係数値、 $D=9 \times 10^{-5}$ cm²/sec、を仮定して採用しており、詳細にはなお問題のあるところである。

著者ら⁹⁾はさきに比較的低融点の金属浴に対する固体金属円柱からの物質移動について検討を行ない、数種類の物質系についてほぼ同一の無次元相関が成立することを確かめ、さらにこの相関は約 1400°C における鋼-Fe-C 溶鉄の系まで拡張して使用できることを示した。

参考のため、既報⁹⁾の結果(回転円柱)の一部を Fig. 2 に示す。この図からもわかるように、レイノルズ数 ($LU\rho/\mu$) やシュミット数 ($\mu/\rho D$) のごとく無次元数を計算するに際して、溶融金属の基礎的な諸物性定数の値、各成分の拡散係数の数値などは非常に重要な意義を持つものであるが、今日、これらの実測は大いに不足しており、とくに高温の溶融合金系において不備の感が深い。

3. 溶融 Fe-C 合金の密度、粘度および拡散係数

Fe-C 系状態図¹⁰⁾から知られるように、鋼中の微量成分の影響を無視すれば、鋼と溶鉄との界面における C 濃度(すなわち C_L)は温度によつて定まるが、 C_L は温度によつてかなり大きく変動する。すでに知られているように、溶鉄の物性は C 濃度に大きく影響され、たとえば Fig. 3 に一例¹¹⁾¹²⁾を示したように、物性値と C 濃度の関係はかなり複雑である。このため、鋼の Fe-C 溶鉄への溶解を考える場合、界面の附近(濃度 C_L)と溶鉄の本体(濃度 C_b)とでは、溶鉄の密度、粘度にかなりの差があることは Fig. 3 から明らかであるが、上述した

無次元数の計算にどの数値を採用するかが問題となる。

R. G. OLSSON, et al¹³⁾はこの点をかならずしも明確にしておらず、さらにいえば彼らの使用した炭素飽和溶鉄に関する密度および粘度はこれまで実測された例にとほしい。

そこで本報では、一定の温度で一定の物性定数値を採用できる利点を考えて、これらの数値を境膜基準に、すなわち濃度 C_L に対応させるように選ぶことにした。いうまでもないが、高温における測定の困難さから、もつとも基本的な溶融純鉄の密度¹²⁾および粘度¹³⁾についてさえも、測定者による差異はかなり大きく、現在は実測例が集積されつある段階といつてよい。本報で問題とする Fe-C 系溶鉄の密度¹¹⁾¹⁴⁾および粘度¹²⁾¹⁵⁾についても、すでにいくつかの報告例があるがなお検討の余地が多い。とくに本報では濃度 C_L を基準とした数値を必要とするので、既存の測定例から、かなり近似的な取扱いにより必要な数値を取出して計算に使用した。以下は本報で用いた密度、粘度および拡散係数の数値について簡単に説明する。

3.1 粘度 μ と密度 ρ

溶融 Fe-C 合金の粘度は上述¹⁵⁾のように、数多い測定があるが、これらは定性的にもあまりよく一致していない。とくに新しい測定ほど、全般に低い値を与えている傾向がみられる。本報では測定された C 濃度の範囲を考慮して、比較的に新しい N. V. VALOLIN, et al¹⁵⁻¹⁷⁾の結果によつた。彼らは C 濃度 0.054~4.86 wt% の溶鉄 10 種類について 1350~1700°C で測定を行なつている。

本報では、彼らの数値から Arrhenius 関係を用いて温度を外挿し、対数平均法で濃度を内挿して液相線上の C_L に対応する粘度値を求めた。

次に、密度 ρ についてはこれまでの測定¹⁴⁾における差異もあまり大きくないので、有効数字および測定された C 濃度範囲の大きさを考えて、少しく古い G. C. BENEDICS et al.¹¹⁾の結果を採用し、粘度と同様に直線関係を用いて温度を外挿し、濃度を内挿することによつて C_L に対応する密度値を求めた。この数値は比容¹⁶⁾から求めることもできる。

3.2 拡散係数 D

Fe-C 溶鉄中の C の拡散係数はこれまで実測された例も少なく、基礎数値の中では最も問題を含むものである。現在までに測定された 2, 3 の例を示すと

R. E. GRACE, G. DERGE¹⁷⁾

$43 \sim 27 \times 10^{-5}$ cm²/sec at 1500°C

D. W. MORGAN, J. A. KITCHNER¹⁸⁾

$7.9 \sim 6.7 \times 10^{-5}$ cm²/sec at 1550°C

W. F. HOLBROOK et al¹⁹⁾

440 × 10⁻⁵ cm²/sec at 1564°C

などがあり、これらの間の差異は非常に大きい。このように大きな差異を生ずる原因について考えるに、第一に拡散係数に対する C の活量の影響があげられる。拡散係数と溶質の活量との間には、一般に

$$D = D_0(1 + \partial \ln \gamma / \partial \ln N) \dots\dots\dots (9)$$

D₀: 自己拡散係数 N: モル分率

γ: 活量係数

なる関係²⁰⁾が知られているが、周知のように Fe-C 系では $\partial \ln \gamma / \partial \ln N$ の値はかなり大きく、したがって拡散係数に対する C 濃度の影響が大きいことになる。

第二に C 濃度が粘度におよぼす影響が考えられる。液体においては一般に $D\mu = \text{const.}$ (等温下で) なる関係が見出されており、これまで提出されたいくつかの拡散係数の推算式²¹⁾も多くはこの型にしたがっている。以上からすると C 濃度の異なる 2 つの素子 (拡散対) を接合して行なう一般的な拡散実験では界面附近に本来の濃度勾配と同時に、活量と粘度の大きな勾配を生ずることになるから、Fe-C 系における拡散係数の実測は技術的にもかなり困難な実験といわねばならない。上述のように、本報で必要なのは、固液界面上の濃度 C_L に対応する数値であるが、これまでの実測例にはこの条件に適合するものは見当らない。しかしながら、R. G. OLSSON et al⁶⁾ の行なつたように、1270~1500°C で $D = 9 \times 10^{-5}$ cm²/sec に仮定してしまうのにも、全く理論的な根拠にとぼしい。そこで本報では次に述べる二通りの方法で鋼の Fe-C 溶鉄中への溶解に対して有効な拡散係数値を推定し、以下の計算において使用することにした。

a) 推算式と活量補正式を使用する方法

炭素原子の半径 (0.771 Å)²²⁾ は鉄のそれと比較してかなり小さいので推算式導出にさいしての仮定を考慮してここでは Li-Chang の推算式²³⁾を採用した。

$$D\mu = KT/8r_a \dots\dots\dots (10)$$

K: ボルツマン定数 r_a: 移動単位の半径

T: 絶対温度

(10) 式は希薄溶液に対応しているので、理論上の根拠にはとぼしいが、(10) 式を (9) 式の D₀ に代入すると次式のようなになる。

$$D_{(11)} = (KT/8r_a\mu)(1 + \partial \ln \gamma / \partial \ln N) \dots\dots (11)$$

各温度においてさきに求めた粘度値と活量係数の値²⁴⁾を代入して計算すると Fig. 4 に示すような曲線がえられる。

高温側では C_L が低下するので、溶鉄の粘度 μ が増大し、同時に $\partial \ln \gamma / \partial \ln N$ の値は小となるので 1500

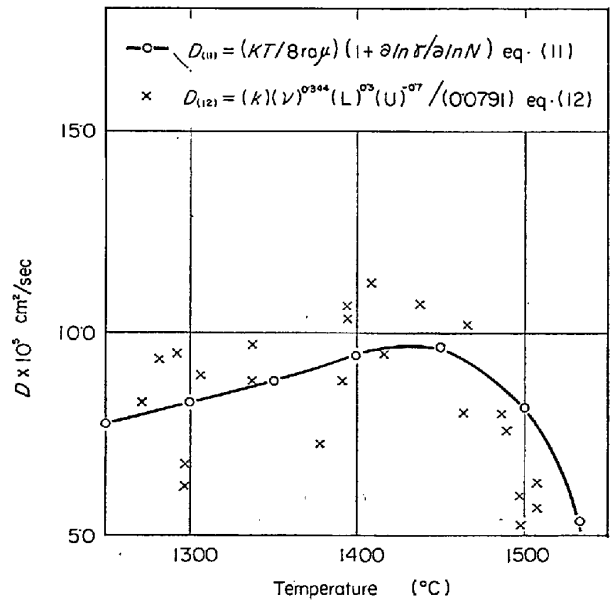


Fig. 4. Comparison of effective diffusion coeff., D₍₁₁₎, from eq.(11) and estimated value, D₍₁₂₎, from eq.(12) using the data of R. G. OLSSON, et al⁶⁾.

°C 以上になると D₍₁₁₎ はかえつて低下する傾向を示している。

b) 実測例からの逆算による方法

さきに述べた R. G. OLSSON et al⁶⁾ の実験結果は $D = 9 \times 10^{-5}$ cm²/sec と仮定することにより解析されたが、このとき D を未知数とし (8) 式が成立するものと考えるとき、(8) 式から次式

$$D_{(12)} = (k)(\nu)^{0.344}(L)^{0.3}(U)^{-0.7}/0.0791\dots (12)$$

のように変形されるが、彼らの実験条件を (12) 式に代入して計算を行なうと、この場合に有効な拡散係数値を逆算して求めることになる。計算結果を Fig. 4 に示す。

Fig. 4 によると、D₍₁₂₎ のばらつきはかなり大きく、 9×10^{-5} cm²/sec に対してはほぼ ±50% の誤差となるが、D₍₁₁₎ の曲線に対しては ±24% 程度の誤差であり、定性的な傾向もかなりよく一致している。D₍₁₁₎ と D₍₁₂₎ のこのような一致は理論的に厳密な帰結ではないが、上述のように溶鉄側の粘度および C の活量の変化を考慮すると、C_L に対応する拡散係数値は温度の影響が比較的小さいことになり、R. G. OLSSON, et al が広い温度範囲に一定の拡散係数値を仮定しても一応の成功をおさめ得た理由の一端がうかがわれる。本報においては、実験結果との誤差が小さい D₍₁₁₎ の数値を用いて以下の計算を行なうことにする。

3.3 浮力係数, Δρ

後述するように、鋼円柱を静止したまま Fe-C 溶鉄に浸漬すると、溶鉄中で濃度 C_L と濃度 C_b の液相ができ

るが、この間の密度差に対応して自然対流 (natural or free convection) が発生して溶解速度に影響を与える⁹⁾。このような対流の“強さ”を表わす指数が浮力係数である。

$$\Delta\rho = (\rho_L - \rho_b) / \rho_b \dots\dots\dots (13)$$

ρ_L : 濃度 C_L の溶鉄の密度

ρ_b : 濃度 C_b の溶鉄の密度

本報では C. BENEDICS, et al¹¹⁾ の実測結果から、内挿して ρ_b を求め、 $\Delta\rho$ を計算した。結果の代表例を Fig. 5

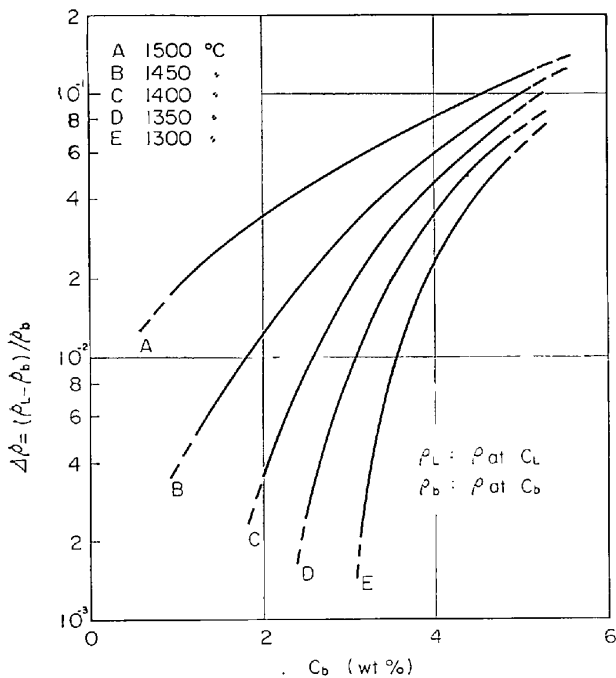


Fig. 5. Relation between Buoyancy factor, $\Delta\rho$, and carbon concentration of Fe-C melt, C_b , (calculated after BENEDICS et al¹¹⁾)

に示す。著者らの前報⁹⁾においても 2, 3 の物質系で $\Delta\rho$ を計算したが、これらがほとんど 10^{-3} の order であつたのに比べると、Fe-C 系での数値はかなり大きく、自然対流が起きやすいことがわかる。

3.4 物性定数および拡散係数のまとめ

3項でこれまで検討してきた基礎数値を Table 1 にまとめて示す。またこれらの数値から計算した動粘度 $\nu = \mu / \rho$ およびシュミット数 $Sc = \nu / D = \mu / \rho D$ の値を Fig. 6 に示す。一般に水溶液系²⁵⁾での Sc 数は数 100~千数 100 程度であるから、溶鉄における Sc 数はかなり小さい値となつている。

いうまでもなく、Table 1 の数値は現在までの実測値からかなり大胆な外内挿法を用いて推定したもので、概略の数値であるから、今後実測値が集積されるにしたがいさらに検討を加えて行く必要がある。液体構造などの理学的見地からはもちろん、物質移動の解析など工学的立場からも、溶融鉄合金の物性、拡散係数について信頼性のある実測値のさらに数多い集積が切望されるところであるが、この点、本協会内に最近設立された溶鋼、溶滓部会の幅広いご活躍に期待したい。

4. 供試材料および実験装置

4.1 供試材料

供試鋼円柱は直径 1.5 および 1.0 cm のミガキ炭素鋼を長さ約 20 cm に切断し、研磨後トリ クレンで脱脂して使用した。鋼の化学組成を Table 2 に示す。

Table 1. Estimated viscosity, μ , density, ρ , and effective diffusion coefficient, D , at liquidus concentration of carbon, C_L .

Temp. °C	C_L wt %	Viscosity μ cp	Density ρ g/cm ³	Diffusion coeff. $D \times 10^5$, cm ² /sec
1534	0.00	7.1 ₃	7.2 ₃	5.2 ₈
1500	0.43	5.7 ₃	7.1 ₀	8.0 ₉
1493	0.51	5.8 ₃	7.0 ₈	8.7 ₄
1450	1.21	6.7 ₀	7.0 ₂	9.5 ₄
1400	1.83	7.6 ₂	7.0 ₃	9.6 ₂
1350	2.46	9.1 ₇	7.0 ₅	8.7 ₁
1300	2.94	10.1	7.0 ₇	8.2 ₃
1250	3.42	11.4	7.0 ₉	7.6 ₃
1200	3.86	12.1	7.1 ₁	7.2 ₁

Table 2. Chemical composition of steel, wt%

Steel (diam.)	C	Si	Mn	P	S
A (1.5 cm ϕ)	0.42	0.26	0.74	0.011	0.010
B (1.0 cm ϕ)	0.15	0.02	0.44	0.022	0.016
C (1.0 cm ϕ)	0.32	0.03	0.63	0.008	0.012

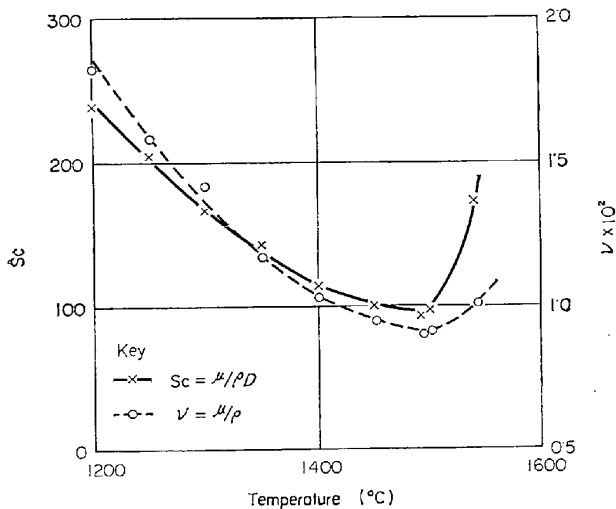


Fig. 6. Schmidt's No., Sc , and kinematic viscosity ν , of liquid Fe-C alloy at liquidus concentration, C_L , (calculated from Table 1)

Fe-C 合金は電解鉄と高純度黒鉛粉末を使用し、高周波炉で別に溶製した母合金を使用した。本実験においては Al_2O_3 質 (>98%) と電極材から作製した人造黒鉛質 (>99.6%) の 2 種類のるつぼを使用した。るつぼの種類、寸法、鋼の種類などは後述する各々の実験について後で述べることにする。

4.2 実験装置

4.2.1 SiC 抵抗炉および試料回転装置

静止溶鉄浴をうる目的で、内径 6.5cm の SiC 管状発熱体を用いた抵抗炉を作製して使用した。この炉の均熱部になるつぼを配置し、Fe-C合金を溶解する。炉の上方から、鋼円柱を溶鉄中に浸漬するのであるが、試料は東京理化KK製G14型攪拌器を改造した回転装置と連結しており、試料自体の昇降、および炉内での回転 (5~1850 rpm 可変、当然ながら静止状態でも) 可能となっている。

温度制御は発熱体に近く設置された熱電対と電子管式調節器により $\pm 4^\circ C$ 以内に行ない、温度は別に溶鉄中に浸漬した熱電対 [Pt-Rh 20~Pt-Rh 40] によって行なつた。

また、鋼試料と溶鉄の酸化を防止するため、精製 Ar

(300cc/min) を溶鉄表面に流入させた。

この装置の主要部分を Fig. 7 (a) に示す。

4.2.2 高周波炉

高周波炉中で溶解されている溶鉄は高周波の電磁力により攪拌されるが、その程度は高周波周波数に大きく影響される。ここでは本研究室で使用しているものうち、次の 3 種類について調べた。

- a. 水銀間隙火花式 30~40Kc 30kW
- b. 真空管式 500Kc 12kW
- c. SCR 式 約 3Kc 12kW

装置の主要部分を Fig. 7 (b) に示す。この場合、るつぼに黒鉛質と Al_2O_3 質の 2 通りを使用して、攪拌程度の変化についても検討した。熱電対、Ar の流入については上述と同様である。ただし、500Kc の炉においては熱電対に対する誘導起電力の影響があつたので、主として光高温計により測定を行なつた。上記の高周波電源に対する、るつぼの種類、寸法および鋼材などの組合せは後に Table として掲げることとする。

5. 実験操作と観察結果

上述した各種の炉を使用して Fe-C 合金を溶解し、所定の温度とした後で、不透明石英棒をへて回転装置と連結した鋼円柱 (試料) を炉内に降して、溶鉄の直上で約 5 min 予熱した。次にこの試料を所定の条件 (静止または所定の回転速度) で所定時間、溶鉄の中心部に浸漬した後で、急速に引き上げ水中に急冷した。浸漬の前後で溶鉄の一部を不透明石英管 (4 mm ϕ) に吸い上げて採取し、高周波燃焼容量法による炭素の定量を行なつた。

冷却後の試料を切断、研磨して顕微鏡観察したところでは、試料表面に残存する Fe-C 合金は非常に薄いもので平均 2~3 μ の程度である。参考のため鋼と Fe-C 合金の境界附近の顕微鏡写真を Photo. 1 に示す。

ところで、浸漬後の鋼円柱試料の外観をみると、実験を行なつた条件によって特徴ある溶食のされ方が見られる。すなわち、抵抗炉 (静止溶鉄) で試料を回転させた場合には、溶食は試料の全面にわたつてほぼ均一に進行するが、試料を静止すると自然対流の影響により、試料の上部 (溶鉄表面に近い側) での溶食が大

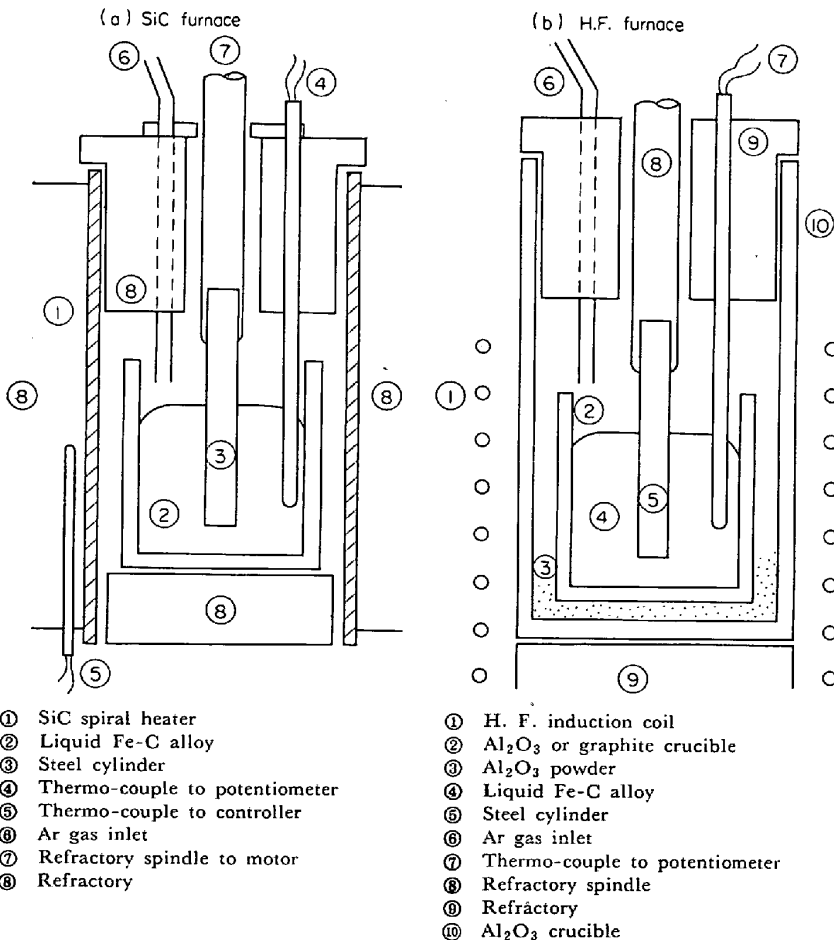


Fig. 7. Schematic representation of experimental apparatus.

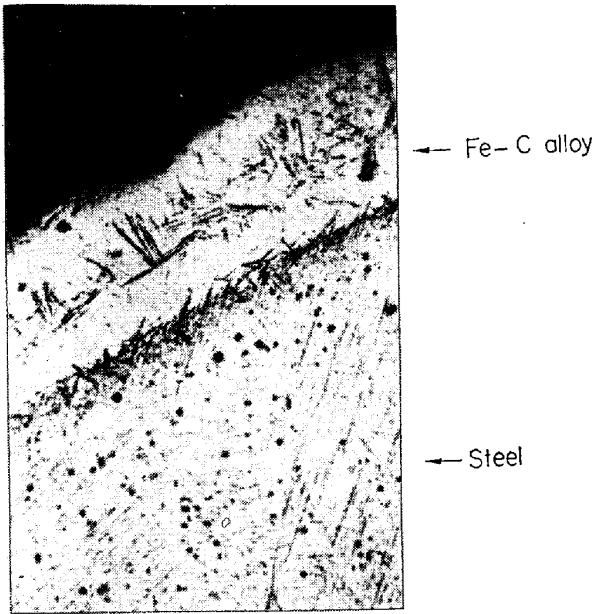


Photo. 1. Interface of Steel and Fe-C alloy. $\times 800$ (2/3)

を計算した。これらの方法の詳細は既報⁸⁾に述べたから詳述しない。ただし、上述した溶食の不均一によつて、測定位置による $-dr/dt$ の誤差は平均値に対して $\pm 8\%$ 程度に達した。なお、溶鉄の温度は試料の浸漬直後に $10 \sim 15^\circ\text{C}$ の降下を示したので、本報では降下後の指示を読んで表示した。この温度降下は大部分予熱の不足によると考えられるが長時間予熱すると鋼試料の表面が酸化し悪影響をおよぼすことがあつたので、本実験においては 5 min に止めた。このため、比較的到低温度または低炭素濃度の実験では溶鉄の一部が鋼試料の表面に凝固し、短い浸漬時間ではかえつて \bar{d} が増加するような結果もみられた。ただし後述するように、 $-dr/dt$ の数値はすべて $\bar{d} \sim t$ の直線関係の勾配から求めたので、初期の凝固による $-dr/dt$ の誤差は比較的小さいと考えられる。なお、浸漬時間の測定にストップウォッチを、重量減少の測定には化学天秤をそれぞれ使用して計測を行なつた。

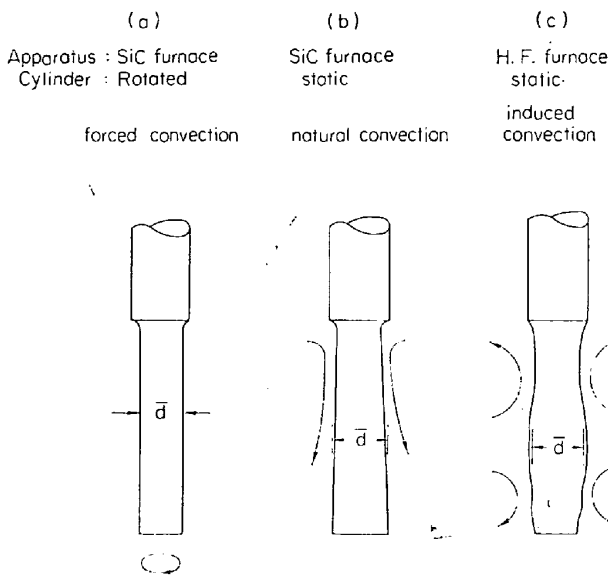


Fig. 8. Schematic shape of corroded steel cylinder in various conditions.

となる。また高周波炉ではそれに特徴的な電磁攪拌のため、鋼円柱を静止した場合は試料の上部と下部が中央部分に比較すると溶食が大になる傾向がある。上述のような溶食の不均一は各実験条件に対応する溶鉄側の“流れ”に対応するものと思われるが、参考のため図形的にこれらの特徴を Fig. 8 に示し、予想される溶鉄の流れを書き添えてみた。

さきに述べたように試料表面の Fe-C 溶鉄は少なく、比較的平滑であつたので、本報ではマイクロメータによる直接測定と重量減少量からの計算とを併用して時間 t に対する平均直径 \bar{d} の変化を求め、これから $-dr/dt$

6. 結果とその考察

6.1 $-dr/dt$ の測定および(4)、(7)式の検討

浸漬時間 t と鋼円柱の平均直径 \bar{d} との代表的な関係を Fig. 9 と Fig. 10 に示す。これらの実験で用いた鋼の種類、るつぼ、実験条件などは同時に図上に示した。図からわかるように、数値のばらつきは大きい、いずれの場合にも直線関係が成立すると考えてよく、最小二乗法で

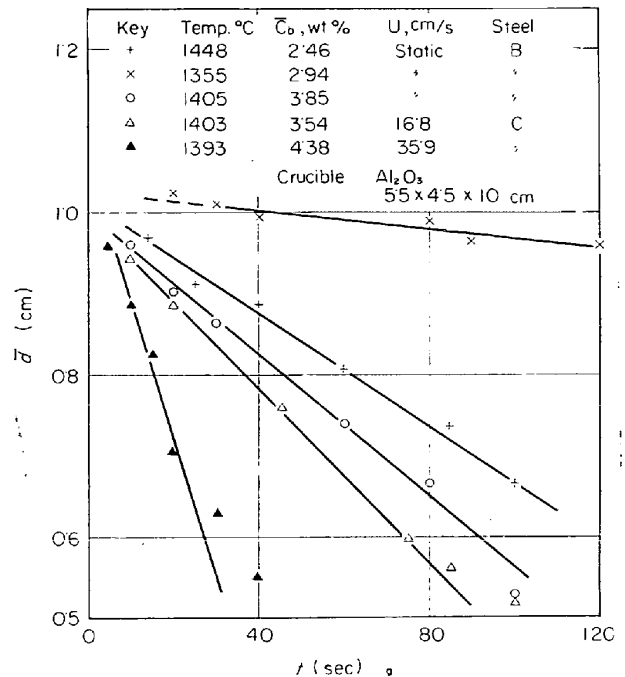


Fig. 9. Typical relation between average diameter of steel cylinder, \bar{d} and immersed time t , in SiC resistance furnace.

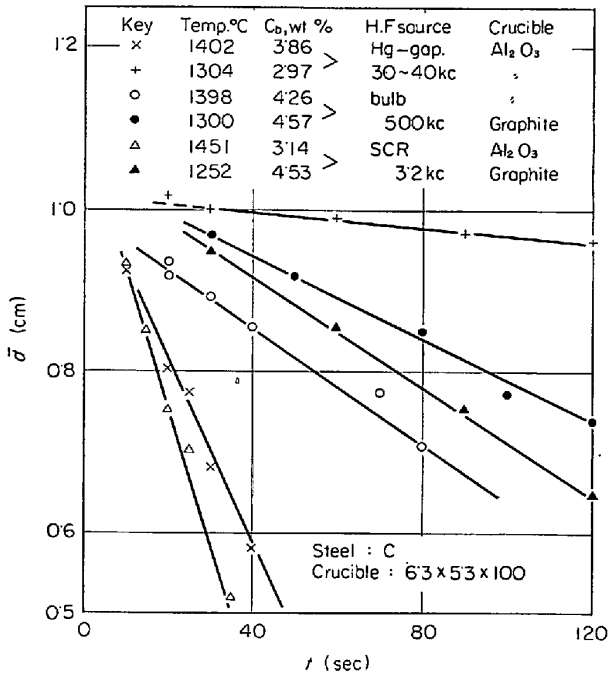


Fig. 10. Typical relation between averaged diameter of steel cylinder, \bar{d} , and immersed time, t , in H. F. furnace.

その勾配 $-\bar{d}d/dt = -2dr/dt$ を計算することができる。 $-dr/dt$ は実験の条件 (温度, C_b , 溶鉄側の攪拌など) によつて大きく変動するが, これらの直線は上述した浸漬初期の凝固によつて $t=0$ のとき正しく $-dr=0$ とならぬものが多い。さらに回転円柱の実験では, 時間の経過 (すなわち \bar{d} の減少) とともに直線関係が成立しなくなる傾向があるが, これは \bar{d} とともに円柱の代表長 L と周速度 U が同時に変化するためと考えられ, 回転円柱では直線関係の成立する範囲で L を指定して $-dr/dt$ を定める必要²⁾があつた。

また, 溶鉄の炭素濃度 C_b は実験時間中の算術平均値をとつて表示したが, 鋼材の溶け込みのため, C_b は 3~8% 程度の低下を示した。

さて, 以上のごとくして $-dr/dt$ が求められたので, 次は溶解速度式を用いて, おのおの実験における物質移動係数 k の値を求めるのであるが, すでに 2 項で述べたように, 濃度差 (推進力) 項の相異なつた (4) 式と (7) 式とが与えられている。

そこで, 両式の適用性を検討するために次の実験を行なつた。すなわち, 溶解装置として水銀間隙火花式 (30~40kC, 30kW) を使用し, Al₂O₃ りつぼ (OD 8.5 x ID 7.5 x H 15.0cm) に Fe-C 合金約 1.5 kg を取つて Fig. 9, Fig. 10 と同様に $-dr/dt$ の測定を行なつた。実験温度は 1400±5°C である。

いま, 溶鉄の炭素濃度 C_b による攪拌強度への影響を

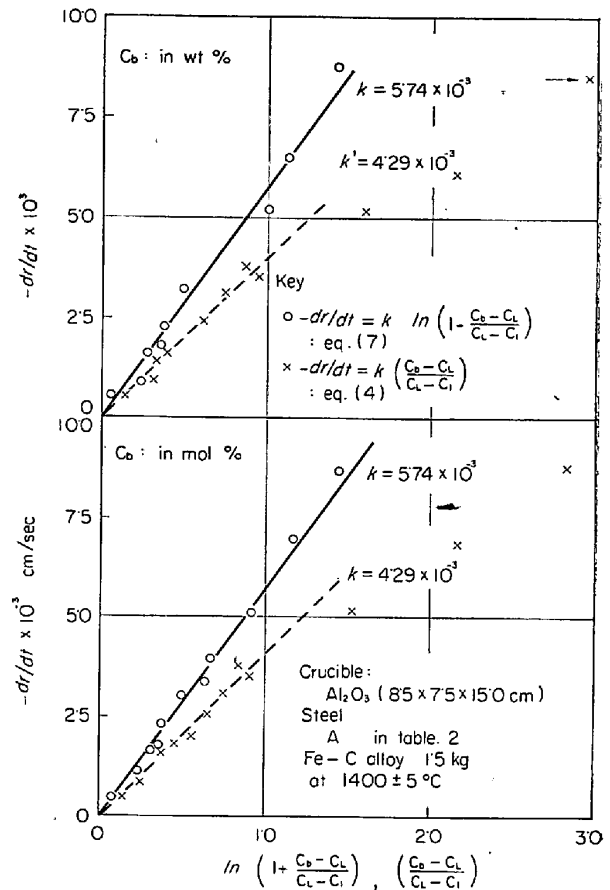


Fig. 11. Relation between $-dr/dt$ and driving (concentration difference) term in eq. (4) and eq. (7) at 1400±5°C in Hg-gap Type H. F. furnace.

無視できるとして考えると, 得られた $-dr/dt$ と (4), (7) 式の濃度差項との関係は Fig. 11 のようであつた。ただし, ここでは, C_b に wt% と mol% の 2 通りをとつて計算してみた。Fig. 11 によれば C_b のとり方による k 値への差異は比較的の小さいが, (4) 式を用いると (7) 式より約 34% 小さい k 値をうる事がわかる。さらに (4) 式では C_b が大 (すなわち, $(C_b - C_L) / (C_L - C_L)$ が大) のとき, 直線関係からの偏倚が大きくなつて, C_b の広い範囲にわたつて k の一定値を求めることができなくなつている。以上のように検討した結果から, 本報では厳密解である (7) 式に簡略のため, wt% を使用して k 値の計算を行なつた。ただし, この実験において k 値の再現誤差は ±7% 程度であつたので, 以下の実験において k 値には上述程度の誤差を見込む必要があると思われる。

6.2 回転円柱による実験結果

SiC 抗抵炉を使用し, 鋼 (Table 2-B) 円柱を回転させて行なつた実験の代表的な例を Table 3 に示す。測定は 1300~1500°C の間で 50°C ごとに 5~8 点の測定

Table 3. Typical values of mass-transfer coeff., k , and related non-dimensional terms in rotated cylinder.

Mean temp. °C	Exp. No.	Exact temp. °C	$-dr/dt \times 10^3$ cm/sec	Cb wt %	$k \times 10^3$ cm/sec	U cm/sec	L* cm	$Re \times 10^{-3}$	Sc	$J_D \times 10^3$
1500	R L K-1	1502	17.7	2.43	8.45	18.7	0.852	1.84	99.9	9.68
	R L R-6	1498	3.22	2.34	1.56	1.84	0.910	0.193		18.1
1450	R L L-3	1454	6.13	3.18	5.84	10.2	0.880	0.938	100	12.3
	R L L-7	1451	11.9	2.40	15.7	38.4	0.735	2.96		8.55
1400	R L M-3	1403	1.15	3.87	1.53	2.12	0.935	0.183	113	16.8
	R L N-1	1398	11.4	2.94	22.5	71.3	0.786	5.18		7.28
1350	R L O-8	1352	1.56	3.62	3.83	7.24	0.974	0.526	149	14.8
	R L P-5	1347	2.17	3.17	12.3	33.3	0.873	2.24		10.3
1300	R L Q-4	1306	0.301	3.99	1.06	2.20	0.973	0.150	173	14.9
	R L S-2	1298	6.04	4.13	17.1	68.0	0.847	4.02		8.1

* averaged diam. of cylinder

を行なつた。この場合、数°C 程度の差は無視することとして、Table 1 の数値を用いて無次元項の計算を行なつてある。また、代表長 L (回転円柱では直径 d をとる) は、Fig. 9 または Fig. 10 で直線関係の成立した範囲の算術平均値を採用し、周速度 U もこの値を用いて計算した。

以上のように近似的な計算を行なつたため、Table 3 の数値に多少の誤差を招いたことが予想され、とくに $-dr/dt$ の大きい高温、高炭素濃度の測定ではそのおそれが大きくなる。また本実験で用いたるつぼ (Al₂O₃ O D5.5×ID 4.5×H15 cm, 溶鉄量約 800 g) は回転円柱の実験を行なうには、比較的に小型のため、 $-dr/dt$ に

対するつぼ壁の影響も無視できないと考えられるが、いま、回転円柱についての無次元相関を近似的に

$$J_D = (k/U)(Sc)^{2/3} = A \cdot (Re)^{-m} \dots\dots\dots (13)$$

A, m: 定数

が成立するものとして、全ての実験結果を対数紙上に示すと Fig. 12 のようになった。なお、Fig. 12 には R. G. OLSSON, et al⁶⁾ の結果も Table 1 の諸数値を使って再計算することにより、あわせて示した。本実験の結果は

$$J_D = (k/U)(Sc)^{2/3} = 0.064(Re)^{-0.25} \dots\dots\dots (14)$$

のようにまとめられ、実験値の平均誤差は ±21% 程度となつた。本報の結果は R. G. OLSSON, et al⁶⁾ に比較すると約 10% 大となつており、おそらく、つぼ壁の影響が表われているものと考えられるが、本報の範囲からは明らかでない。なお (14) 式は著者らの既報⁹⁾ とよく近似している。

このように、物質移動に関する無次元相関が、近似的にながらよく成立するので、鋼円柱の溶解速度が界面での C 拡散に律速されており、さらに Table 1 の諸数値を物質移動の解析に使用しても大きな誤差を招かないことを知ることができる。

6.3 静止円柱による実験結果

SiC 抵抗炉を用い、鋼 (Table 2-B) 円柱を静止のまま実験を行なつた結果の代表的な例を Table 4 に示す。この場合、代表長 L は試料の浸漬深さをとり、浮力係数 4ρ は Fig. 5 から、各実験について読みとつて、計算に使用した。

一般に静止円柱では、溶鉄側に密度差を起因とする自然対流が発生し、これが物質移動に影響するが、このような条件下での物質移動について、次のような無次元相

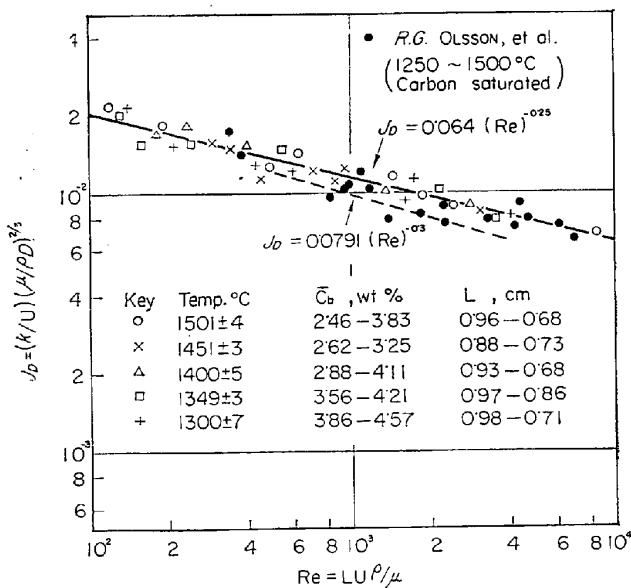


Fig. 12. Nondimensional correlation of mass-transfer from rotated steel cylinder into liquid Fe-C alloy. (forced convection)

Table 4. Typical values of mass-transfer coeff., k , and related non-dimensional terms in static cylinder.

Mean temp. °C	Exp. No.	Exact temp. °C	C _b wt %	$-dr/dt \times 10^3$ cm/sec	$k \times 10^3$ cm/sec	L* cm	$\Delta \rho \times 10^2$	$Gr \cdot m \times 10^{-8}$	Sc	Sh
1500	S L G-3	1497	3.82	9.14	3.44	9.55	7.63	9.99	99.7	4.06
	S L G-4	1503	3.78	9.12	3.42	4.74	7.48	1.19		
1450	S L F-5	1448	2.45	1.85	2.33	10.28	1.89	2.21	100	2.51
	S L I-3	1449	2.40	1.63	2.13	6.73	1.81	0.594		
1400	S L H-1	1403	4.25	2.73	3.05	6.86	5.53	1.49	113	2.17
	S L H-2	1405	3.85	2.35	2.94	3.37	4.22	0.135		
1350	S L C-1	1355	2.94	0.322	1.70	9.07	0.865	0.361	149	1.77
	S L D-6	1351	3.64	0.963	2.31	3.31	2.50	0.533		
1300	S L K-2	1308	3.42	0.278	1.75	8.10	0.903	0.231	173	1.70
	S L E-4	1301	3.60	0.383	1.78	9.05	1.34	0.457		

* immersed length of cylinder

関が知られている。

$$Sh = A(Gr \cdot m \times Sc)^m \dots \dots \dots (15)$$

$$\therefore kL/D = A[(gL^3 \Delta \rho \rho^2 / \mu^2) \times (\mu / \rho D)]^m \dots \dots \dots (15)'$$

Sh = kL/D: シャーウッド数

$Gr \cdot m = gL^3 \Delta \rho \rho^2 / \mu^2$: グラシ ョ フ数(物質移動)

物質移動と熱移動は互に相似的な関係にあるが、森、吉田²⁶⁾によれば「垂直円柱、平板」の熱移動について

$$Nu = 0.59 (Gr \cdot h \times Pr)^{1/4} \dots \dots \dots (16)$$

$$10^9 > (Gr \cdot h \times Pr) > 10^4$$

$$Nu = 0.12 (Gr \cdot h \times Pr)^{1/3} \dots \dots \dots (16)'$$

$$10^{12} > (Gr \cdot h \times Pr) > 10^9$$

Nu: ヌッセルト数, Pr: プラントル数

$Gr \cdot h$: グラシ ョ フ数(熱移動)

なる相関が成立しており、本報の場合も (16) 式もしくは (16)' 式と近似するであろうと考えてよい。著者らの既報²⁵⁾では物質移動係数 k に最大の溶食量に対応する k_{max} と平均値としての k_{av} の 2 通りをとって検討したが、本報では平均値 k_{av} についてのみ、計算を行なった。なお C_b などの取扱いは前項と同様に算術平均値を使用している。

(15)式にしたがつて全測定点を対数紙上に示すと、Fig. 13のようである。図のように実験値のばらつきは大きい、1300~1500°C における静止円柱による溶解実験においても (16)' 式によく近似した結果がえられている。本実験の結果は最小 2 乗法を用いて

$$Sh = 0.11 (Gr \cdot m \times Sc)^{1/3} \dots \dots \dots (17)$$

のようにまとめることができ、平均誤差は ±24% 程度となつた。(17)式の結果は (16)' 式に比較して約20%小さいが、あきらかに $(Gr \cdot m \times Sc)^{1/3}$ の相関となり自然対流の存在を示している。高温における自然対流の実験

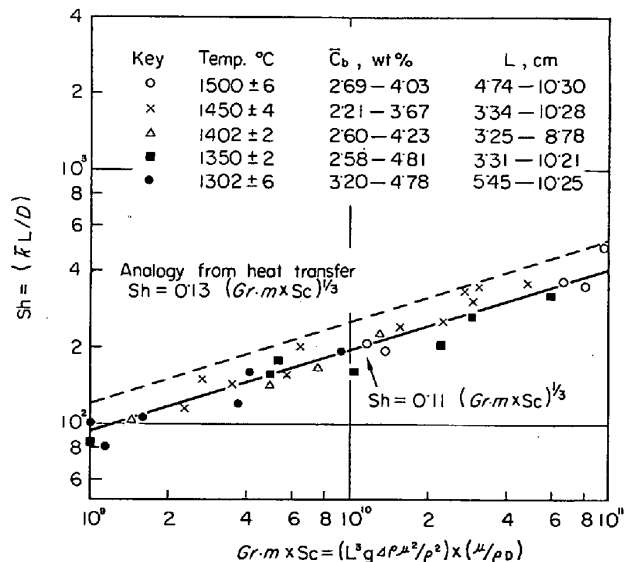


Fig. 13. Nondimensional correlation of mass-transfer from static steel cylinder into liquid Fe-C alloy (natural or free convection)

には鋼試料からの冷却や抵抗体を流れる電流による弱い誘導攪拌がかなり大きく影響するので、技術的にも非常に困難があり、本報の結果でもすでに知られている無次元関係とよく近似したものと考えてよいであろう。ちなみに自然対流の実験で用いたるつぼは前項と同一であり、溶鉄は 600~800 g を使用した。

なお附言するならば、以上の解析においては、温度の変化を無視し等温溶解を仮定して、鋼材の直径を比較的に小さく選んで実験を行なったが、さらに厳密には鋼材の溶解潜熱、C濃度の希釈熱を考慮して非等温の取扱いをすべきである。また溶解速度 $-dr/dt$ と C濃度の関係は二次元で解いたが、物質移動係数への表面曲率の影響も考えられるので円柱座標などの三次元的取扱いかも必要

であろう。これらの点については別に検討することとする。

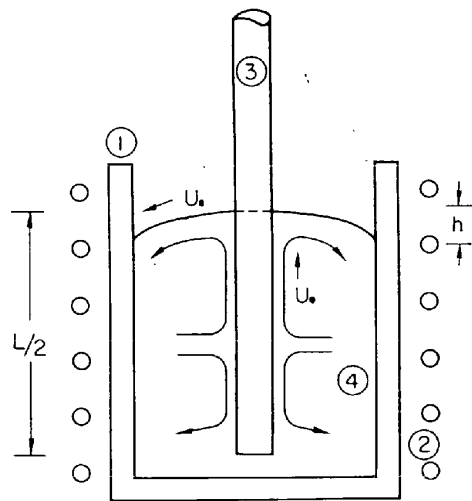
6.4 高周波炉による実験結果

高周波炉で溶解されている溶鉄は、高周波の電磁力により、かなりつよく攪拌されていることは周知の通りであるが、この場合の攪拌のつよさについては現在まであまり検討されていない。上述した2, 3の例からも知られるように、溶鉄の速度Uは他の製鋼、製鉄反応の研究においても、非常に重要な因子となりうるが、現在まで、このようなUはほとんど未知のまま、高周波炉が研究室においても各種の実験に使用されている。最近、H. KNÜPPEL, et al²⁷⁾ は高周波溶解時の溶鋼の盛り高さhから、鋼浴の表面速度Usを計算しているが、実用上にはなお問題が多い。Uは結局、何らかの方法で実測できれば確実な値がえられるが、その方法には未解決の点も多い。本報では6.2および6.3項でえられたような無次元関係を利用して間接的に溶鉄の速度Ueを推定することを試みた。模型実験の不完全さ、基礎数値(Table 1)の信頼性に問題が残るが、方法としては、高周波炉中で鋼円柱の溶解速度を測定するだけという簡便さもあるので、以下簡単に結果について述べる。

6.4.1 模型実験

一般に、常温附近の流体について「円柱、壁、平板に対する平行流」の物質移動は

$$J_D = (k/U)(S_C)^{2/3} = 0.664 (Re)^{-0.5}; \text{層流} \dots\dots\dots (18)$$



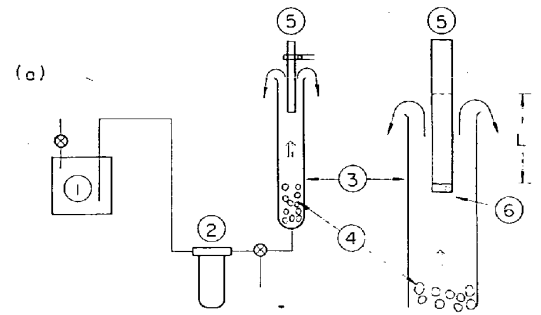
① Crucible ② Induction coil
 ③ Steel cylinder ④ Fe-C melt
 U_e: estimated velocity of liq. Fe-C
 U_S: surface velocity of liq. Fe-C
 L: Characteristic length
 h: height of liq. Fe-C caused by induction power see eq.(22)

Fig. 14. Schematic representation of induction furnace and flow pattern of molten iron.

$$J_D = (k/U)(S_C)^{2/3} = 0.037 (Re)^{-0.2}; \text{乱流} \dots\dots\dots (18)'$$

のような無次元関係が知られているが、高周波炉中の溶鉄は、たとえば Fig. 14 に示したように上向流と下向流とが共存しており、さらに試料の一部が直接気相中に出るので、完全な平行流とは考え難い。とくに液相の自由表面附近での流れについては、これまでの解析例からはにわかに予測できない。このため、不完全ではあるが、次のような模型実験の結果を利用することにした。

すなわち、上端開放のガラス管から蒸溜水があふれている Fig. 15(a) のような実験装置を用い、水流の中心部に安息香酸円柱を立てて溶解実験を行なった。この場合、水温は 20°C とし、水の物性定数、溶解度は文献²⁹⁾により、拡散係数は WILKE の式³⁰⁾を用いて計算した。実験結果を Fig. 15(b) に示す。この結果によると Re < 5 × 10³ ではほぼ (18) 式に従うが Re > 5 × 10³ では



- ① Water tank ⑤ Benzoic acid cylinder (0.7~1.8 cm φ)
- ② Flow meter ⑥ Paraffin seal
- ③ Glass pipe (20.32 cm φ)
- ④ Pebble 10~2.5 cm φ ↑↑ Water flow
- U: Flow velocity

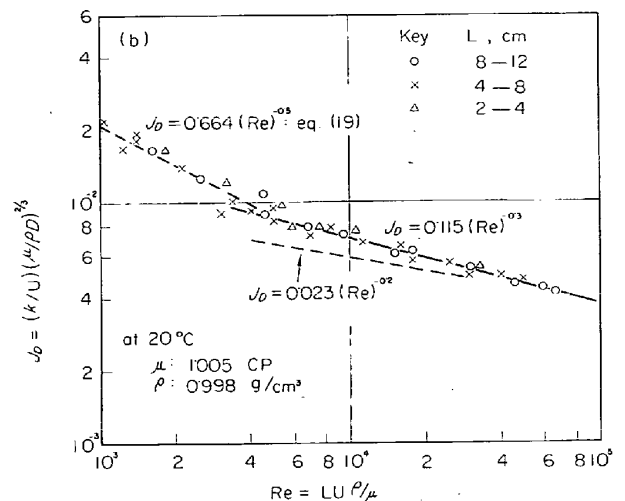


Fig. 15. Model test
 (a) Schematic diagram of apparatus.
 (b) Nondimensional correlation of mass-transfer from benzoic acid cylinder into water at 20°C.

(18)' と少しく異なり

$$J_D = 0.115 (Re)^{-0.3} \dots \dots \dots (19)$$

となつた. Reの大きい範囲では自由表面附近の乱れが, 物質移動にかなり大きく影響するものと思われる.

いま, 非常に大きい近似として, 試料の代表長Lを浸漬深さの1/2にとり, 主として鋼円柱の上半分の溶解について考えると, Fig. 15(b)の相関が近似的に支持されるところと考えることができる.

ここに(18)式と(19)式を, LとUが温度によつてはあまり大きく変化しない定数と仮定して変形すると

$$k = (0.664) (Re)^{-0.5} (Sc)^{-2/3} \cdot U \dots \dots \dots (20)$$

$$\therefore k \approx K_1 \cdot (\mu/\rho)^{0.5} (\mu/\rho D)^{-2/3}$$

$$k = (0.115) (Re)^{-0.3} (Sc)^{-2/3} \cdot U \dots \dots \dots (20)'$$

$$\therefore k \approx K_2 \cdot (\mu/\rho)^{0.3} (\mu/\rho D)^{-2/3}$$

K_1, K_2 : 定数

となり, 高周波炉中においても物質移動の無次元相関が保たれているとすると, 実験によつてえられるk値の温度による変化は, (20), (20)' 式の温度による変化と相似するはずである. 後述する実験結果の一部(k値)と(20), (20)' 式に Table 1 の数値をいれて計算した結果とを Arrhenius 関係を用いて比較すると Fig. 16 のようであり, 両者の勾配がほぼ等しくなる(k値の勾配がわずかに大きいのはUが温度とともにやや増大することを示す)ので上述の仮定はほぼ支持されているものと思われる.

6.4.2 実験結果

高周波電源として, さきに4.2.2項で示した3種類を使用し, 溶解用をつぼとしてA: Al_2O_3 質 (OD6.3×ID5.3×H10.0cm), B: Al_2O_3 質 (5.5×4.5×15.0) および黒鉛質 (6.3×5.3×10.0) の3種類を組み合わせて実験を行なつた. 実験は 1300~1450°C で 50°C おきに数

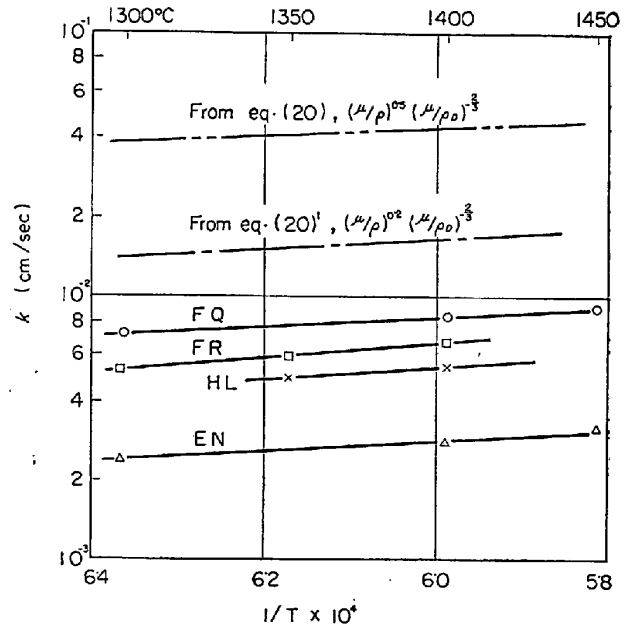


Fig. 16. Relation of observed mass-transfer coeff., k, and 1/T in comparison with eq.(20) or eq. (20)'.

回の測定を行なつたが, 詳細には著者らの既報³¹⁾で述べたので, ここでは主として 1400°C における測定について触れることにする. 溶鉄量は600~1000 gを使用した.

実験装置の組み合わせおよび結果の一部を Table 5 に示す. なお, 参考のため 1400°C における所要電力を計器から読みとつて附記したが, 高周波加熱に特長的な無効電力分の補正ができないので, 単に参考値として扱うべきである.

また, 1400°C において, 溶鉄のC濃度, C_b , を変化させて実験を行なうと, (7)式との関係は Fig. 17 のようである. ここにほぼ同一のk値がえられることからして実験を行なつた範囲で溶鉄のC濃度がUにおよぼす影響は比較的小さいと考えられる. ただしC濃度1%以

Table 5. Typical values of mass-transfer coeff., k, and apparatus arrangement for the experiment using H. F. furnace (1300~1450°C)

Exp. No.	$k \times 10^3$ at 1400°C	C_b , wt%	2L, cm	Crucible*	H. F. furnace		
					Source	Induction coil	Applied power
HK 1-5	7.45	2.87—3.86	5.86	A	Hg-gap 30~40Kc	OD9.5×H20.0 cm (34turn)	3.9
HL 1-5	5.48	3.14—4.13	9.98	B			4.2
HM 1-5	5.32	4.64—4.87	7.18	C			3.8
EN 1-4	2.73	3.56—4.26	6.68	A	Vac.-bulb 500Kc	9.0×18.0 (16)	3.7
EO 1-4	2.12	4.56—4.86	8.90	B			3.8
EP 1-5	1.01	4.82—5.02	6.88	C			3.5
FQ 1-5	8.18	3.13—3.97	8.04	A	SCR 3.2Kc	12.0×23.0 (23)	3.8
FR 1-4	6.78	4.61—4.86	7.46	C			3.7
FS 1-3	9.97	3.55—4.15	6.10	A			3.7

* A: Al_2O_3 (OD6.3×ID5.3×H10.0cm), B: Al_2O_3 (5.5×4.5×15.0), C: graphite (6.3×5.3×10.0)

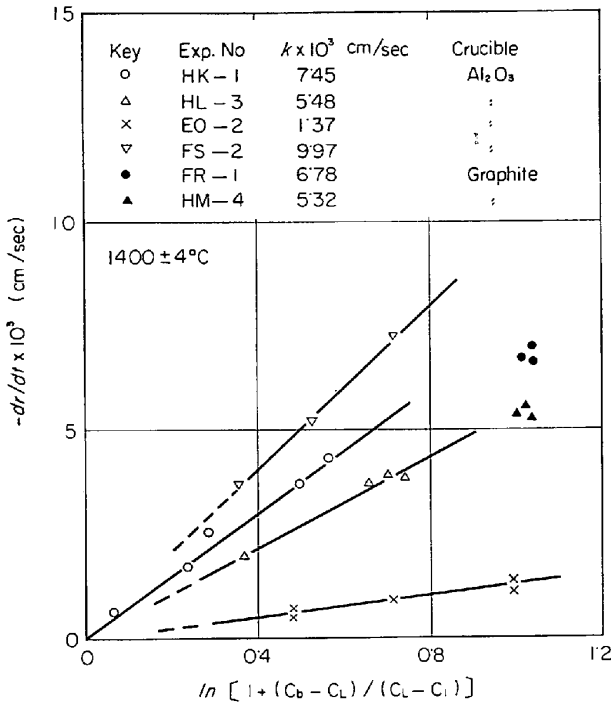


Fig. 17. Variation of $-dr/dt$ with carbon concentration of Fe-C alloy, C_b , according to eq.(7).

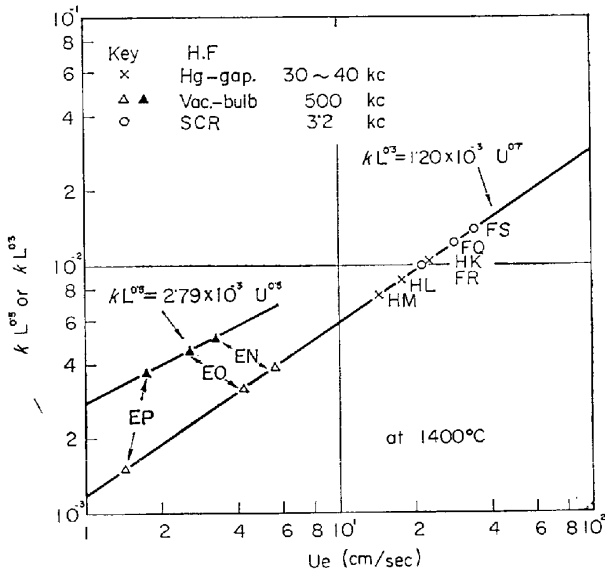


Fig. 18. Working curve for estimating unknown velocity of liquid Fe-C, from Fig. 15(b), at 1400°C.

下では溶鉄の比抵抗が大きく変化³²⁾するので、Uに対するC濃度の影響も無視できなくなると考えられる。

次に、えられた物質移動係数kから1400°Cにおける溶鉄の速度を推定するために、(20)式と(20)'式にTable 1の数値を代入すると次の2式がえられる。

$$kL^{0.5} = 2.79 \times 10^{-3} U^{0.5} \text{ : 層流} \dots\dots\dots (21)$$

$$kL^{0.3} = 1.20 \times 10^{-3} U^{0.3} \text{ : 乱流} \dots\dots\dots (21)'$$

(21)式および(21)'式とTable 5の結果を比較するとFig. 18のようであり、容易に各測定と対応するUe(添字eは推定によることを示す)の値を読みとることができる。

以上の実験結果から一般的にいえることは

- a) 高周波電源の周波数がUeに大きく影響し、一般に周波数の小なるほどUeが大になる。
 - b) 溶鉄のC濃度、および溶鉄の温度は本報の範囲ではUeへの影響が比較的小さい。
 - c) 黒鉛るつぼを使用した場合でも電磁的な攪拌が存在し、静止浴はえられていない。
- などである。ただし、実験EPではk値のばらつきが大きくなり、その大きさからすると静止浴に近いと考えられた。

6.4.3 H. KNÜPPEL, et al²⁷⁾による推算式との比較
H. KNÜPPEL, et al²⁷⁾は高周波炉中の鋼浴の盛り上り高さhから、自由表面の流速Us(添字sは表面流速を示す, Fig. 14参照)を計算できるとしている。

$$h = 31.6 (\mu_i / \rho_i \cdot f)^{1/2} (N_i / F) (1 / \rho) \dots\dots\dots (22)$$

$$U_s = 1/2 (2gh)^{1/2} \dots\dots\dots (22)'$$

h: 盛り上り高さ, N_i : 入力, ρ_i : 比抵抗
 μ_i : 透磁率, F: 被加熱体の側面積, ρ : 溶鋼密度
f: 周波数, g: 重力加速度

ここにいうUsは本報で検討したUeとは異なることはFig. 14からも明らかで直接の比較はできないものの、ほぼ等しいと考えることは可能であろう。しかしながら、(22)式は元来、被加熱体と誘導コイルとの間ほとんど間隙のない、磁束の漏洩が無視できる場合について解かれており³³⁾、本報のようにつぼ径/コイル径が0.44~0.59でかなり大きい間隙を持っているような装置

Table 6. Comparison of estimated Ue, cm/sec from Fig. 18 and calculated Us by eq. (22), (22)' at 1400°C.

H. F. furnace	Hg-gap			Vac.-bulb			SCR		
	HK	HL	HM	EN	EO	EP	FQ	FR	FS
Ue from Fig. 18	22	19	14	5.6 (3.3)	4.3 (2.6)	(1.3) (1.9)	28	21	33
Us from eq (22), (22)'	63~58			30~28			110~98		

文 献

に (22) 式をそのまま適用するのは無理のように思われる。試みに $\mu_i=1.0$, $\rho_i=155 \times 10^{-6} \Omega \cdot \text{cm}$ (at 3.8% C)³²⁾, $\rho=7.0 \text{ g/cm}^3$ などの数値を採用して計算すると, Table 6 に示すように Ue 値よりも非常に大きな値となる。この場合, 高周波入力 N_i には Table 5 の数値を代入したが, 上述のように無効電力を補正できないので U_s は近似的な値しか求めることができなかった。

H. KNÜPPEL, et al²⁷⁾ はまた, 溶鋼の表面に浮かべた炭素粒の運動速度を観察して U_s を求めているが, この実測値は計算で求めた値よりも約 40% 小さい。最近, 川和ら³⁵⁾ の報告でもやはり実測値が小さい結果を与えている。このように, (22), (22)' 式は U におよぼす諸元 (周波数, 溶鉄の量および形状など) の効果を定性的に知る上では有効であるが, るつぼ径/コイル径の小さい装置にそのまま適用すると過大値がえられるおそれがある。るつぼ径/コイル径が小となると高周波の加熱効率急速に低下する³⁴⁾ ので, これが差異を生じる主因となるものと考えられる。

ちなみに著者らの既報³⁶⁾ による SiC 焼結体の溶鉄中への溶解においては, 実験 HK と EN とにおける溶解速度の比は約 2.5 であつたが, 本報の Ue 値からすると (19) 式の場合, $(22/5 \cdot 6)^{0.7} = 2.58$ となつてよく近似した値となり, これらの数値はかなり妥当なものと考えられる。

高周波炉中の溶鉄の運動は (22) 式からも知られるように数多くの因子に影響されるので, おのおの実験について実測した上で反応速度の解析に使用することが望ましいのであるが, 本報のように推定した Ue 値を他の溶解条件がほぼ等しい反応の解析に援用することもまた可能であろうと思われる。

7. ま と め

鋼円柱から Fe-C 溶鉄中への物質移動 (溶解) について

1) 鋼と溶鉄界面の C 濃度, C_L , に対応する溶鉄の物性定数と C の拡散係数を既存の数値から推定した。

2) 回転円柱について次の無次元相関をえた。

$$J_D = (k/U) (S_C)^{2/3} = 0.064 (\text{Re})^{-0.25}$$

$$10^2 < \text{Re} < 10^4, 1300 \sim 1500^\circ \text{C}$$

3) 静止円柱について次の無次元相関をえた。

$$\text{Sh} = 0.11 (Gr \cdot m \times S_C)^{1/3}$$

$$10^{11} > Gr \cdot m \times S_C > 10^9, 1300 \sim 1500^\circ \text{C}$$

4) 安息香酸-水系を使用した模型実験結果から, 高周波炉で溶解されている溶鉄の運動速度を概略ながら推定することを試みた。

- 1) 大矢, 古垣, 松永, 富永, 宮川, 野村: 鉄と鋼, 51 (1965), p. 1925
- 2) L. A. SHVARTZMAN, A. I. OSIPOV, et al: Probl. Metalloved i Fiz. Metal. Inst. USSR (Eng. tr.), 6 (1959), p. 326
- 3) P. M. SHURYGIN and V. D. SHANTARIN: Izv. Vyssh. Uchebn. Zavedenii. Chern. Metal., 6 oct. (1963), p. 5
- 4) R. D. PEHLKF, P. D. GOODWELL and R. W. DUNLAP: Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 233 (1965), p. 1420
- 5) J. M. LOMMEL and B. CHALMERS: ibid, 215 (1959), p. 499
- 6) R. G. OLSSON, V. KOUMP and T. F. PERZAK: ibid 233 (1965), p. 1654
- 7) M. EISENBERG, C. W. TOBIAS and C. R. WILKE: Chem. Eng. Progr. Symp. Ser. 51 (1955), p. 1
- 8) 小坂, 裴輪: 鉄と鋼, 52 (1966), P. 1748
- 9) M. HANSEN: "Constitution of Binary Alloys" McGraw Hill N.Y. (1958), p. 353
- 10) R. N. BARTFIELD and J. A. KITCHNER: J. Iron and Steel Inst. (U.K.), 180 (1955), p. 324
- 11) C. BENEDICS, N. ERICSON and G. ERICSON: Archv. Eisenhüttenw., 7 (1930), p. 473
- 12) a. E. WIDAWSKI and F. SAUERWALD: Z. Anorg. Allg. Chemie., 192 (1930), p. 145
b. L. D. LUCAS: Compt. rend.; 250 (1960), p. 1850
c. A. D. KIRCHENBAUM and J. A. CAHILL: Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng. 224 (1962), p. 816
- 13) a. A. M. SAMARIN: J. Iron and Steel Inst. (U.K.), 200 (1962), p. 95
b. H. SCHENCK, M. G. FROHBERG and K. HOFFMAN: Archv. Eisenhüttenw. 34 (1963), p. 93
c. L. D. LUCAS: Compt. rend. 259 (1964), p. 3760
d. 斎藤, 中西: 学振19委報告 7832 (昭和40年5月)
e. N. V. VATOLIN, A. A. VOSTRYAKOV and O. A. YESIN: Fiz. Metal. Metalloved. 15 (1963), p. 22
- 14) a. L. D. LUCAS: compt. rend. 218 (1959), p. 2336
b. P. V. GELD and Y. M. GERTMAN: Probl. Metalloved: Fiz. Metal Inst., (USSR) 10 (1960), p. 793
c. A. KÖNIGER and G. NAGEL: Gieserei Technik Wissen schaft-Beiheft, 13 (1960), p. 53
- 15) a. B. N. TUROVSKIY and A. P. CUBIMOV: Izv. Vyssh. Uchebn. Zavedenii Chern. Metal. 2 (1960), p. 15

- b. Wen LI-SHIH and P. P. ARSENYEV: *ibid.*, 7 (1961), p. 5
- c. L. D. LUCAS: *Compt. rend.* 218 (1964), p. 3760
- d. N. V. VATOLIN, A. A. VOSTRYAKOV and O. A. YESIN: *Phys. of Met., Metallography (Eng. Tr.)*: 15 Feb. (1963), p. 53
- 16) 日本鉄鋼協会編“鉄鋼便覧”丸善, 東京(1953), p. 319
- 17) R. E. GRACE and G. DERGE: *Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng.*, 212(1958), p. 331
- 18) D. W. MORGAN and J. A. KITCHNER: *Trans. Faraday Soc.*, 50 (1954), p. 51
- 19) W. F. HOLBROOK, C. C. FURNAS and T. L. JOSEPH: *Ind. Eng. Chem.* 24 (1932), p. 993
- 20) a. L. S. DARKEN and L. W. GURRY: “*Phys. Chem. of Metals*” McGraw Hill. N. Y. (1953), p. 408
b. 丹羽, 門, 大野: *金属学会誌*, 26 (1962), p. 726
- 21) たとえば丹羽, 門, 伊藤, 土屋: *金属学会誌*, 26 (1962), p. 722; 加藤, 小坂, 山田, 高柳, 蓑輪: *名工試報告*, 15 (1966), p. 301
- 22) M. J. SINNOT(飯田訳): “*技術者のための固体物理*”丸善, 東京(1958), p. 114
- 23) J. C. M. LI and P. CHANG: *J. Chem. phys.* 23 (1955), p. 518
- 24) S. BAN-YA and S. MATOBA: “*Phys. Chem. of Process Metallurgy*” Interscience Pub. N.Y. (1959), p. 373
- 25) 化学工学協会: “*化学工学便覧*”丸善, 東京(1955), p. 63
- 26) 森, 吉田: “*詳論化学工学*”朝倉, 東京(1962), p. 589
- 27) H. KNÜPPEL and F. OESTER: *Archiv. Eisenhüttenw.*, 33 (1962), p. 726
- 28) 平田: *化学工学*, 28 (1964), p. 528
- 29) 化学工学協会: “*化学工学便覧*”丸善, 東京(1962), p. 40
- 30) C. R. WILKE and P. CHANG: *A.I.Ch.E. Journal* 1 (1955), p. 264
- 31) 小坂, 蓑輪: *鉄と鋼*, 52 (1966), p. 1429, 1432
- 32) J. F. ELLIOTT, M. GLEISER and V. RAMAKRISHNA: “*Thermochemistry for Steelmaking*” II. Addison-wesley, London (1963), p. 627
- 33) K. H. BROKMEIER: *Electro wärme*, 18 (1960), p. 13
- 34) 高橋: “*高周波の工業への応用*”東京電機大, 東京(1960), p. 13
- 35) 川和, 大久保, 笹島: *鉄と鋼*, 52 (1966), p. 1460
- 36) 蓑輪, 小坂: *鉄と鋼*, 50 (1964), p. 1175

介在物の組成変化について*

小島 康**・佐野 幸吉***

On the Variations of the Components in the Inclusion

Yasushi KOJIMA and Kōkichi SANO

Synopsis:

After the equilibrium between molten iron and the systems FeO-MnO-SiO₂ and FeO-MnO-CrO-SiO₂ was established in the silica crucible at 1650°C, the temperature was lowered rapidly to 1550°C and this temperature maintained till the equilibrium was attained again. The variations of the concentration of the components in the liquid iron and slag were measured. The results obtained are summarized as follows:

1) MnO and FeO were reduced in the system FeO-MnO-SiO₂ slag by the excess silicon due to the lowering temperature at more than 0.18% manganese in the liquid iron. The relation between reduction ratio of MnO and the concentration of silica was estimated. Up to 0.18% manganese, this excess silicon, however, was not sufficient to deoxidize, MnO was not reduced in this case.

2) FeO, MnO and CrO were reduced in the system FeO-MnO-CrO-SiO₂ slag by the excess silicon same as the system FeO-MnO-SiO₂ in the case of 5% Cr. But in cases of 9% and 14% Cr, the reduction of these oxides did not occur. It was considered that the new phase was formed at the boundary of both phases.

3) It was anticipated from the experimental results obtained above that the equilibrium between inclusion and molten iron was established fast. The mechanism of the formation of oxide inclusions composed of FeO-MnO-SiO₂ system were examined experimentally by addition of deoxidizers. The results showed that if the processes of formation of oxide inclusions composed of FeO-MnO-SiO₂ system were examined experimentally by addition of deoxidizers. The results showed that if the processes of formation of inclusions could be known, based on the equilibrium data, the components of inclusion could be evaluated from

* 昭和40年10月, 昭和41年10月本会講演大会にて発表 昭和42年1月26日受付

** 名古屋大学工学部 *** 名古屋大学工学部 理博