

高炭素溶鉄中でのスクラップ溶解速度の解析

磯部 浩一*・前出 弘文*・小沢 浩作*²
 梅沢 一誠*³・斎藤 力*⁴

Analysis of the Scrap Melting Rate in High Carbon Molten Iron

Kohichi ISOBE, Hirobumi MAEDE, Kosaku OZAWA,
 Kazushige UMEZAWA and Chicara SAITO

Synopsis :

A mathematical model has been developed for analyzing scrap melting process, considering operation conditions and thermal interaction between molten iron and scrap. This model is composed of a model for single-scrap melting and heat & mass balance model. Furthermore, experiments on melting of rotating steel rod in 300 kg heating furnace and on scrap melting in 5t converter, were carried out to obtain data required for model calculations. The results obtained by model analyses and the experiments, are as follows.

(1) Nondimensional correlation for mass transfer obtained in melting of rotating steel rod is $Sh=0.163 Re^{0.78} Sc^{0.356}$.

(2) Correlation between heat and mass transfer coefficients has been obtained. This correlation approximately coincides with Chilton-Colburn's analogies¹⁸⁾.

(3) In 5t converter tests, the following value was obtained about heat (h) and mass transfer coefficient (u). $h: 20\,000\sim 40\,000$ (kcal/m²h°C), $u: 0.3\sim 0.7$ (m/h), [$3\,500 \leq \dot{\epsilon} \leq 12\,000$ (W/t)]

Further, the results obtained from model analyses concerning the effect of some operation conditions are summarized as follows :

(4) Increase of mixing power is effective for reducing melting time and bath temperature, but isn't so effective beyond a certain range.

(5) For stable operation, melting in the iron with high C is preferable than in the one with low C, in respect to bath solidification.

(6) Increase of charging rate of scrap improves the productivity of scrap melting process, within the range where excess solidification doesn't occur.

Key words : scrap melting ; high carbon molten iron ; heat transfer ; mass transfer ; mathematical model.

1. 緒 言

最近、転炉型精錬容器において炭材と酸素を同時に供給して多量のスクラップを溶解し、転炉精錬用の高炭素溶鉄を製造するプロセスが開発されつつある¹⁾。このようなプロセスの操業安定あるいは生産性の改善には、高炭素溶鉄中でのスクラップの溶解挙動とその挙動に及ぼす各種要因の影響を明らかにすることが重要である。

従来スクラップ溶解に関し以下の研究がなされてい

る。

転炉でのスクラップ溶解速度を直接調査する試み²⁾³⁾がなされているが、定量的な解析は十分なされていない。

また、小規模実験で一定温度でのスクラップ溶解速度を調査した研究^{4)~7)}で得られた知見は、浴温等がダイナミックに変化する転炉などの系へは直接適用できない。

一方、熱と物質の同時移動を考慮してスクラップ溶解を解析するモデル^{8)~10)}が提案されている。しかし、こ

平成元年 10月・2年 4月 本会講演大会にて発表 平成 2年 3月 20日 受付 (Received Mar. 20, 1990)

* 新日本製鉄(株)室蘭技術研究部 (Muroran R & D Lab., Nippon Steel Corp., 12 Nakamachi Muroran 050)

*² 新日本製鉄(株)広畑技術研究部 (Hirohata R & D Lab., Nippon Steel Corp.)

*³ 新日本製鉄(株)広畑技術研究部 工博 (Hirohata R & D Lab., Nippon Steel Corp.)

*⁴ 新日本製鉄(株)製鋼研究センター (現:吉川工業(株)) (Steelmaking Technology Lab., Nippon Steel Corp., Now Yoshikawa Kogyo Co., Ltd.)

これらのモデルで採用された物質移動係数や熱伝達率はかなり異なり、浴とスクラップの熱的相互作用や熱供給条件、攪拌等の影響について十分配慮されていない。

集中熱容量法的取扱い¹¹⁾は、その適用範囲はピオー数が0.1未満の範囲に限定される¹²⁾。

そこで本研究では、溶解理論を再検討して単一スクラップの溶解を解析する新たな数式モデル(単一溶解モデル)と、さらに、本モデルと精錬炉での熱、物質収支モデル¹⁴⁾を組み合わせた解析モデル(総合解析モデル)を開発し、熱供給等溶解プロセスの各種操業条件や浴とスクラップの熱的相互作用を考慮した解析を可能とした。

また、実際のスクラップ溶解挙動の把握と理論解析上必要なデータを得るため、300 kgの高周波溶解炉と5 tの転炉型溶解炉でスクラップの溶解実験を行った。

これらの実験結果と数式モデルによる解析で、高炭素溶鉄中でのスクラップの溶解挙動とその挙動に及ぼす各種要因の影響について検討を加えた。

2. 解析方法

2.1 総合解析モデル

溶鉄中でのスクラップ溶解は、スクラップと浴が相互に熱的影響を及ぼし合い、また、実際のプロセスでのスクラップ溶解挙動は熱供給や攪拌等の操業条件に依存す

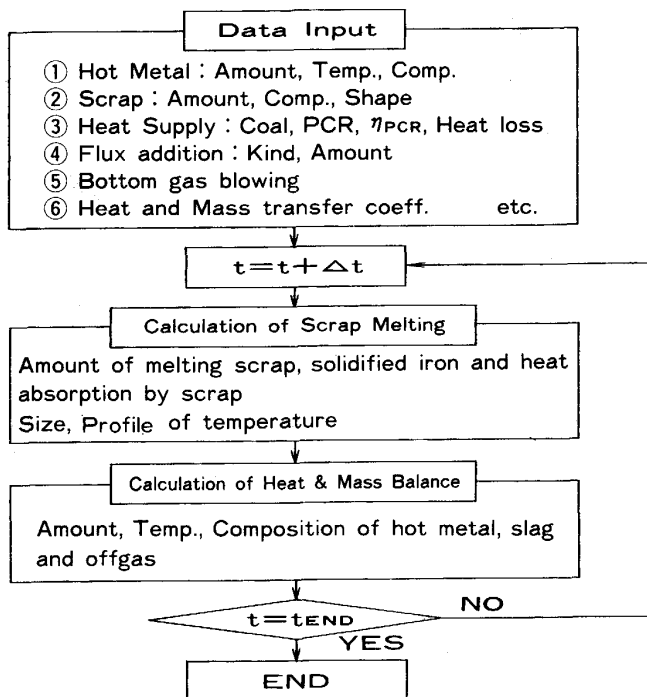


Fig. 1. Calculation flow of total analysis model of scrap melting.

ると考えられる。よって、このような溶解挙動やそれに及ぼす各要因の影響を解析するには Fig. 1 に示すフローで計算するモデルが必要となる。本モデルは各時刻の浴温、 C 濃度に基づき、微小時間 Δt 間の溶解量や溶鉄の凝固量、吸熱量やサイズ、温度分布の変化を単一溶解モデルで計算し、上記計算結果と熱供給条件等を考慮して、 Δt 時間後の浴温や溶鉄、スラグ、排ガスの組成変化を熱、物質収支モデル¹⁴⁾で計算する。上記計算を Δt 時間ごとに繰り返すことにより、スクラップと浴の熱的相互作用、熱供給等の操業条件を考慮した解析が可能となる。

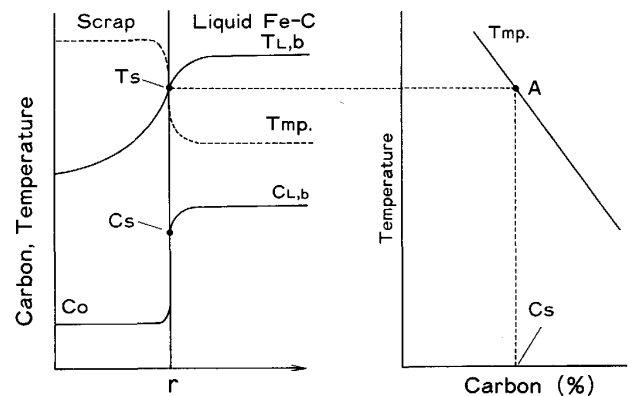
2.2 スクラップの溶解機構

スクラップの溶解機構は以下のように考えられる^{8)~10)}。Fig. 2 に模式的に示したように、溶解時には浴本体から C が界面へ拡散して界面のスクラップ融点を低下させ、それと同時に浴本体からスクラップへ供給された熱は融解熱とスクラップ内部の昇温に消費される。この際のスクラップの表面の C 濃度 (C_s) と温度 (T_s) は液相線上において熱移動と物質移動が均衡する点 A として定まる。鋼円柱を等温の高炭素溶鉄中で溶解した実験結果^{4)~7)} は基本的に上記溶解機構を支持している。

2.3 単一溶解モデル

上記機構で進行するスクラップの溶解挙動を記述する数式モデルとして以下のモデルが考えられる。

本モデルでは簡単化のため移動現象を1次元的に取り扱い、さらに、界面近傍液側の熱、物質移動は境界層理論の考えに基づき、その領域で熱伝達率 (h)、物質移動係数 (u) を定義して流入する流束を評価した。固相内拡散はその速度が熱移動や液側物質移動の速度に比べ小さい¹⁰⁾ ため無視した。本数式モデルの基礎式を以下に



(a) Temperature and carbon concentration profile (b) Carbon-Liquidus Temperature ($T_{m,p}$)

Fig. 2. Mechanism of scrap melting and boundary condition of mathematical model.

示す。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \left(\frac{x}{C_p \rho} \right) \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{n}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) \dots\dots\dots (1)$$

$$h(T_{L,b} - T_s) = x \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_s - L\rho \left(\frac{dr}{dt} \right) \dots\dots\dots (2)$$

$$- \left(\frac{dr}{dt} \right) = u \cdot \ln \left\{ 1 + \frac{(C_{L,b} - C_s)}{(C_s - C_0)} \right\} \dots\dots\dots (3)^{13)}$$

(1)式はスクラップの温度分布を計算する非定常熱伝導方程式で、 $n = 0, 1, 2$ は1次元、円柱、球座標系に対応する。(2)式は溶解、凝固を伴う場合の界面でのヒートバランス式である。物質移動の基礎式(3)は、J. M. LOMMEL ら¹³⁾ が境界層の拡散が溶解を律速している場合に、拡散と界面移動による物質移動を考慮して導出した式である。 u は静止界面に対する物質移動係数であり、相互拡散係数を D 、境膜厚みを δ とすると D/δ に相当する。

従来モデルの一部⁹⁾¹⁰⁾ は次の移動界面に対するマスバランス式を適用している。ここで u' は移動界面に対する物質移動係数である。溶解速度が小さい場合は、(3)式は(4)式で近似される。

$$- \left(\frac{dr}{dt} \right) = u' \cdot \frac{(C_{L,b} - C_s)}{(C_s - C_0)} \dots\dots\dots (4)$$

また、界面の移動速度を $v (= -dr/dt)$ とすると u と u' の関係は次式になり、 $(v/u) \ll 1$ のとき $u' \approx u$ であるが、 v が大きい場合は u' は u より小さい。

$$u' = v / \{ \exp(v/u) - 1 \} \dots\dots\dots (5)$$

(5)式は u' が界面の移動速度に影響されることを示し、 u はその影響を受けない分、推定および攪拌条件との関係定量化は容易である。熱伝達率については界面移動の影響は非常に小さい¹⁰⁾。

スクラップ溶解は、 C 濃度と液相線温度の関係を用い、(1)~(3)式を連成して解析する。凝固付着層の生成や、その溶解は熱移動の基礎式(1)、(2)式で解析した。

また、一部の解析では凝固付着層とスクラップの界面で接触熱抵抗を以下の式で考慮した。

$$x_0 (\partial T_0 / \partial r)_i = hc (T_{i,f} - T_{i,0}) \dots\dots\dots (6)$$

$$x_f (\partial T_f / \partial r)_i = hc (T_{i,f} - T_{i,0}) \dots\dots\dots (7)$$

熱と物質の同時移動で進行するスクラップ溶解では、

熱および物質移動で規定される溶解速度は一致する。(1)~(3)式を用いて計算する際、この条件を満足する表面状態 (C_s, T_s) を逐次探索しながら計算を進めた。なお、計算は差分法を採用し、Table 1 の物性値と液相線温度推定式を用いた。過共晶側の式は Fe-C 状態図¹⁵⁾ から定式化した。

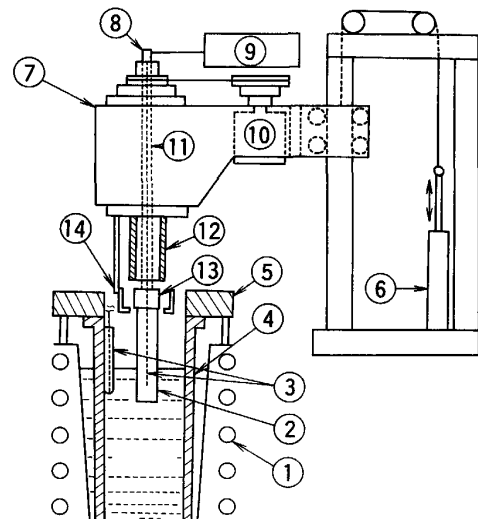
2.4 熱、物質収支モデル

本モデルの具体的計算方法は既に報告¹⁴⁾ されており、ここでは単一モデルとの組合せで変更した点についてのみ述べる。本モデルは溶鉄中の C, Si, Mn, P, S, Fe, O に関する収支式と酸化鉄以外のスラグ成分を一括して取り扱った八つの収支式と熱収支式を組み合わせたモデルである。溶解モデルとの組合せでは、 Δt 時間のスクラップと溶鉄間の熱伝達量、溶解や凝固にともなう顕熱や各成分の変化を上記収支計算に考慮した。

3. 実験方法

スクラップ溶解をモデル計算で解析するには熱伝達率 (h)、物質移動係数 (u) の値が必要であり、 h, u に対する攪拌や浴流動の影響が把握されることが望ましい。また、実験結果をモデルで解析し h, u を把握する場合、あらかじめ h と u の相関関係がわかればその推定はより容易となる。

そこで本研究では、スクラップの溶解挙動やその際の h, u の把握、それらに及ぼす攪拌や流動の影響、さらに、 h と u の相関関係把握を目的に以下の実験を行った。



① 300 kg H.F. induction furnace ② Sample ③ Thermo-couple ④ Graphite tube ⑤ Weight ⑥ Air cylinder ⑦ Apparatus for rotation ⑧ Slipring ⑨ Recorder ⑩ Motor ⑪ Hollow cylinder ⑫ Cylinder with cooling jacket ⑬ Chuck ⑭ Cover for heat insulation

Fig. 3. Schematic diagram of experimental apparatus for melting of rotating rod.

Table 1. Properties used in calculation.

| |
|---|
| ρ : 7 600 kg/m ³ ¹⁷⁾ , x : 27 kcal/mh°C ¹⁷⁾ |
| C_p : 0.18 kcal/kg°C ¹⁷⁾ , L : 66 kcal/kg ⁸⁾ |
| $T_{mp.} = -8.13C^2 - 54C + 1 536^\circ\text{C} (C \leq 4.34\%)$ ⁸⁾ |
| $T_{mp.} = 104.4C + 1 147^\circ\text{C} (C > 4.34\%)$ |

Table 2. Composition of liquid iron and samples for melting of rotating rod (wt%).

| | C | Si | Mn | P | S |
|---------------|-----------|-----------|-----------|-------------|-------------|
| Liquid iron | 4.34~4.69 | 0.23~0.24 | 0.41~0.51 | 0.092~0.110 | 0.011~0.014 |
| Sample (S25C) | 0.24~0.26 | 0.19~0.21 | 0.38~0.56 | 0.014~0.020 | 0.012~0.017 |

Table 3. Experimental conditions, results and analytical conditions of 5 t plant furnace tests.

| Test | A | B | C | D | E | F | G | H | I | J | K | L | M | Analysis* |
|----------------------------|------|-------|-------|-------|-------|-------|------|------------|------|------|------|------|------|-----------|
| Hot Metal (t) | 4.32 | 3.37 | 3.08 | 4.20 | 3.68 | 3.70 | 2.88 | 3.53 | 3.81 | 4.11 | 3.84 | 3.58 | 4.25 | 4.00 |
| Scrap | Rail | BT | Rail | Rail | BT | BT | BT | BT | BT | BT | BT | BT | BT | BT |
| (t) | 2.00 | 1.50 | 1.50 | 2.00 | 1.05 | 2.00 | 2.00 | 2.07, 0.30 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 2.00 | 2.00 |
| Sc carbon (%) | 0.65 | 0.22 | 0.65 | 0.65 | 0.22 | 0.21 | 0.21 | 0.20, 0.21 | 0.40 | 0.45 | 0.40 | 0.45 | 0.45 | 0.45 |
| S/M Ratio (—) | 0.46 | 0.45 | 0.49 | 0.48 | 0.29 | 0.54 | 0.69 | 0.67 | 0.52 | 0.49 | 0.52 | 0.56 | 0.47 | 0.50 |
| Init. HM Temp. (°C) | 1374 | 1539 | 1548 | 1523 | 1500 | 1465 | 1410 | 1446 | 1470 | 1460 | 1420 | 1480 | 1440 | 1460 |
| (C_L) _m (%) | 3.60 | 3.33 | 3.62 | 3.01 | 2.88 | 2.70 | 4.22 | 3.83 | 4.03 | 4.06 | 3.75 | 3.91 | 3.65 | 4.00 |
| Coal (kg/min) | 9.5 | 11.3 | 15.0 | 15.0 | 14.0 | 14.0 | 14.3 | 15.4 | 12.3 | 9.8 | 12.5 | 12.0 | 12.5 | 12.5 |
| $\dot{\epsilon}$ (W/t) | 7922 | 11997 | 11161 | 10183 | 12139 | 12330 | 9243 | 12309 | 5121 | 9420 | 3537 | 5105 | 4985 | — |
| PCR ¹⁴⁾ (%) | 19.1 | 17.7 | 14.6 | 29.0 | 22.4 | 12.7 | 23.1 | 27.1 | 29.3 | 25.0 | 14.7 | 29.2 | 12.7 | 25.0 |
| Melting Time (min) | 23.0 | 20.0 | 28.0 | 21.0 | 16.0 | 43.0 | 23.0 | 30.0 | 25.0 | 29.0 | 28.0 | 27.0 | 27.0 | — |

* Other analytical conditions; Heat loss¹⁴⁾: $3.0 \cdot 10^5$ (kcal/h), Heat efficiency of post-combustion (η_{PCR})¹⁴⁾: 70 (%)

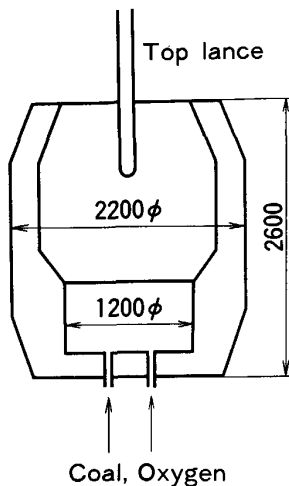


Fig. 4. Schematic diagram of 5 t plant furnace.

3.1 回転円柱溶解実験

本実験は熱伝達率 (h) と物質移動係数 (u) に及ぼす流動の影響の定量化, h と u の相関関係把握を目的とし, 300 kg 高周波溶解炉と Fig. 3 に示す実験装置を用いて行った。

モーターとプーリーにより溶解試料を高速で回転しながら溶鉄中へ浸漬し溶解した。誘導攪拌の影響を避けるため, 炉内へ黒鉛スリーブを浸漬して高周波の浸透を抑制した。所定時間経過後, エアーシリンダーで試料を迅速に引き上げ, 試料直径の変化から溶解速度を算出した。熱電対により浴温と一部試料中心温度を測定した。

溶解試料は S25C40 ϕ 300 mm の炭素鋼丸棒とし, 浴 C 濃度は約 4.5% に調整した。浴温は 1250, 1300, 1350, 1400, 1450°C の各温度で, 回転数 0, 322, 598, 923 rpm で溶解した。溶解試料と溶鉄の成分を Table 2

に示す。

3.2 5 t 溶解炉実験

溶鉄中へ炭材と酸素を供給してスクラップを多量溶解するプロセスでの溶解挙動とその際の熱伝達率, 物質移動係数を把握するため, 5 t 規模で溶解実験を行った。実験は Fig. 4 に模式的に示した炉底部に石炭と酸素供給用の羽口を 2 または 4 本設けた転炉型溶解炉を用いて行った。あらかじめ成分, 温度調整した約 2.9~4.3 t の高炭素溶鉄中へ, 約 1~2.4 t の立方体に切断したピレット, または, 所定の長さに切断したレール屑を装入した。装入完了後, 石炭と酸素を炉底部から吹き込み, 同時に酸素を上吹きしてスクラップを溶解した。吹錬中は排ガスを分析して 2 次燃焼率 (PCR) を逐次推定し, ランス操作等で PCR の制御を行った。設定目標や上底吹き条件の大幅な変更のため各試験の PCR は 12~30% の範囲でばらついた。溶解量はスクラップ装入前に添加した Cu の希釈挙動から推定した。実験条件を Table 3 に示す。

4. 実験結果

4.1 回転円柱溶解実験

回転円柱溶解実験での炭素鋼丸棒半径の時間変化を Fig. 5 に示す。回転した場合は回転しない場合と異なり, 凝固付着層はほとんど生成せず, 溶解速度は時間経過につれしだいに増加し一定に収束した。

また, Fig. 6 に示すように溶解速度は回転数, 浴温共に高いほど増大し, 浴温が高いと回転数に対する溶解速度の増加勾配は高回転側で減少する傾向が認められた。

4.2 5 t 溶解炉実験

5 t 炉でのスクラップ溶解挙動の 1 例を Fig. 7 に示す。

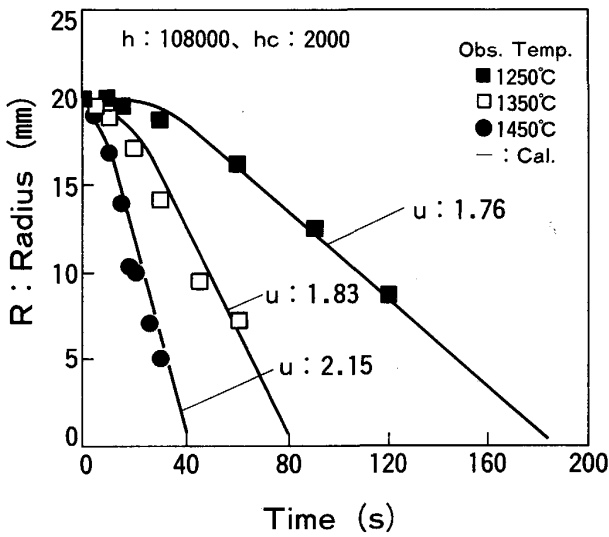


Fig. 5. Change of radius of carbon steel rod immersed in liquid Fe-C (S25C, 40 φ, 923 rpm).

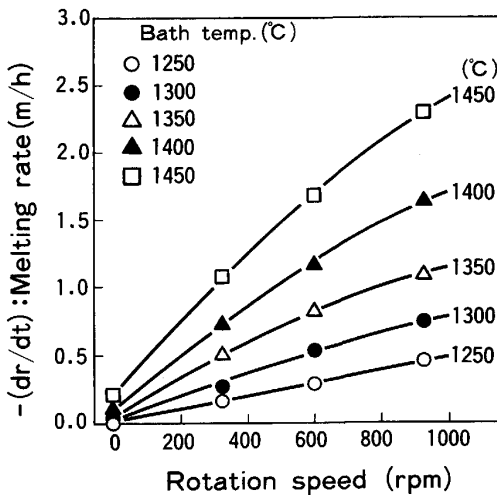


Fig. 6. Relation between rotation speed and melting rate (S25C, 40 φ).

溶解率は重量比で定義した。本試験Mでは10 min ころから時間経過につれ溶解率がほぼ直線的に増加し、約27 min で溶解が完了した。浴温は初期1200°C以下まで低下し、10 min 経過後から緩やかに上昇している。

今回調査した範囲では攪拌力の溶解時間に及ぼす影響は小さい (Fig. 8)。 $\dot{\epsilon}$ は佐野らの底吹き攪拌の式¹⁶⁾で算出した。Fig. 9 に示すように C 濃度の影響も必ずしも明瞭でないが、低 C 域では溶解時間のばらつきが大きい。

5. 解析結果

5.1 回転円柱溶解実験の解析

回転円柱溶解実験を解析し、スクラップ溶解時の熱伝

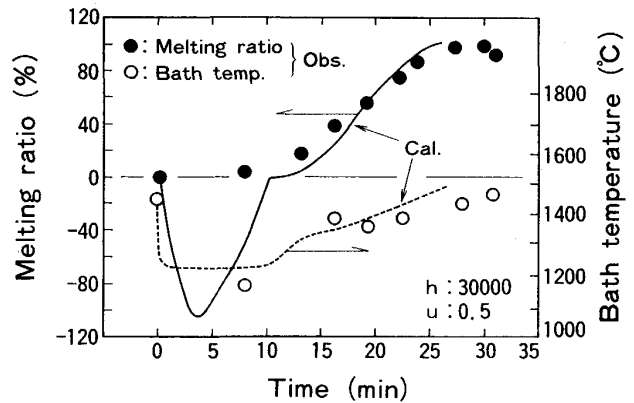


Fig. 7. Change of melting ratio and bath temperature as the time proceeds (5 t plant furnace, test : M).

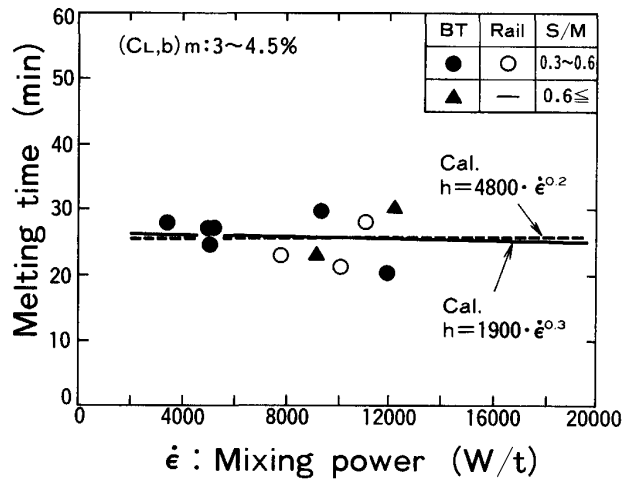


Fig. 8. Relation between mixing power ($\dot{\epsilon}$) and melting time.

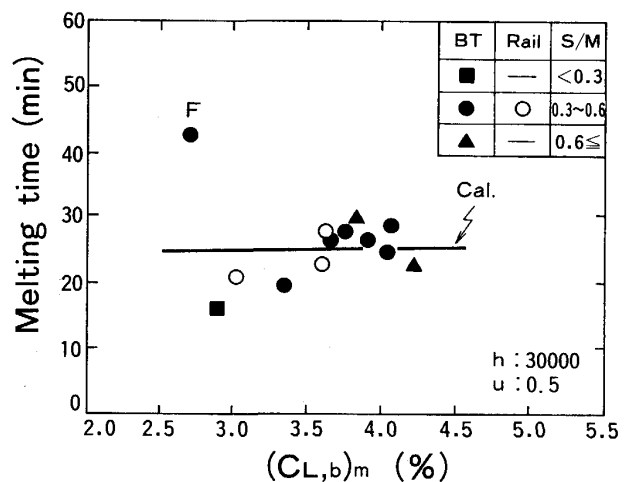


Fig. 9. Relation between mean carbon concentration of bath ($(C_{L,b})_m$) and melting time.

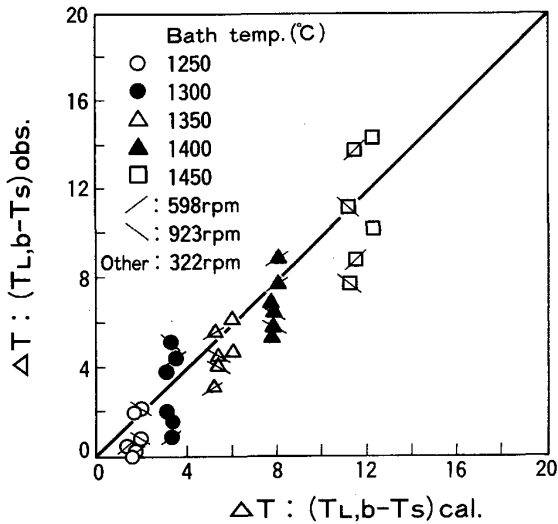


Fig. 10. Comparison between calculated and observed ΔT .

達率 (h) と物質移動係数 (u) について検討を加えた。

(2)式より定常状態の溶解速度は次式で記述される。

$$-(dr/dt) = h(T_{L,b} - T_s)/L\rho \dots\dots\dots(8)$$

一方, u と溶解速度の間に(3)式の関係がある。(3), (8)式中の C_s と T_s には $T = g(C)$ を液相線温度の式とすると, (9)式が成立する。

$$C_s = g^{-1}(T_s) \dots\dots\dots(9)$$

T_s は定常状態で中心温度 T_c と一致するため, 溶解速度と T_c を実測すれば(3), (8), (9)式により h と u が推定できる。ただし, 本解析では $\Delta T = T_{L,b} - T_s$ の測定精度とそれに付随する h の推定誤差について勘案し, 次に述べる方法を採用した。

第一近似として, h と u に Chilton-Colburn の熱, 物質移動の相似則¹⁸⁾ が成立すると仮定し, それで決まる h と u の関係と $-(dr/dt)$ に実測値を与えた(3), (8)式から T_s, h, u が求まる。さらに, 求めた T_s ($\equiv T_c$) または $\Delta T = T_{L,b} - T_s$ ($\equiv T_{L,b} - T_c$) と実測値を比較して本法の妥当性を検証した。 ΔT の推定値と実測値はほぼ一致しており (Fig. 10), 上記推定方法は妥当と考えられる。

また, 本実験の物質移動の修正 j 因子 (j')⁴⁾⁶⁾ と Re 数の関係を Fig. 11 に示す。本関係は(10)式で表され, 本式から物質移動の無次元相関式として(11)式が得られた。

$$j' \equiv (u/V) Sc^{0.644} = 0.163 Re^{-0.22} \dots\dots\dots(10)$$

$$Sh = 0.163 Re^{0.78} Sc^{0.356} \dots\dots\dots(11)$$

Fig. 12 には今回明らかにした h と u の関係を, 回転しなかった場合の結果と一緒に示す。回転数の増加につれ h と u は顕著に増大する。

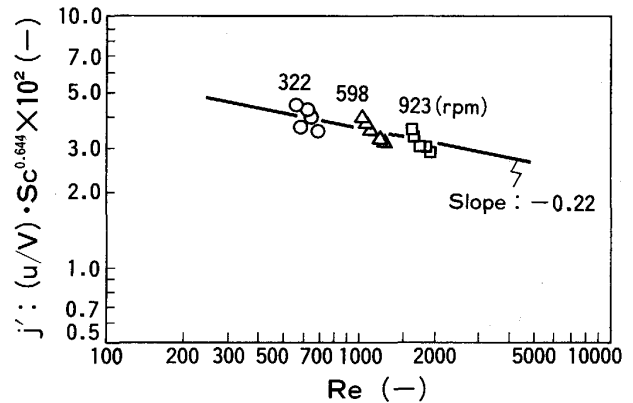


Fig. 11. Relation between Reynolds' number and modified j factor (j').
V: Peripheral velocity (m/h)

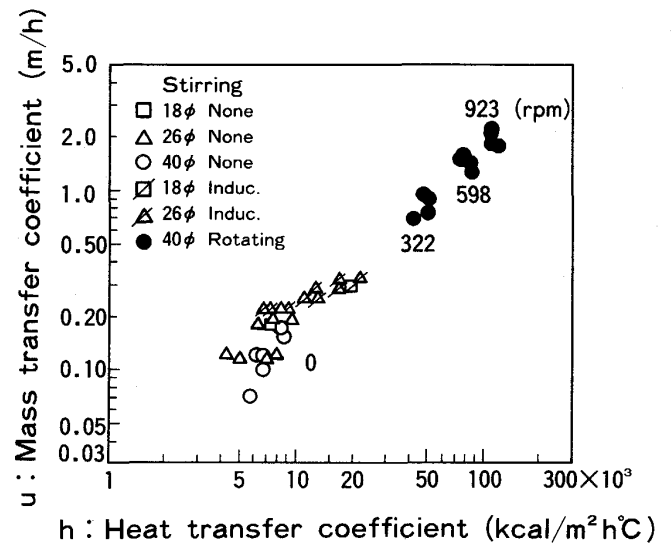


Fig. 12. Relation between heat transfer coefficient (h) and mass transfer coefficient (u) to still interface.

今回求めた h と u を用い単一溶解モデルで計算した結果を Fig. 5 に示す。本計算では中心温度の測定値と計算値の対比から接触熱抵抗を考慮した。計算結果は実際の挙動を良く説明しており, モデルの妥当性が検証された。

5.2 5t 溶解炉実験の解析

Fig. 12 の h と u の相関関係を用い総合解析モデルで 5t 炉での溶解実験を解析し, 本実験での h, u や攪拌等の影響について検討した。

ピレット屑の溶解試験をモデルで解析した結果, 攪拌動力 ($\dot{\epsilon}$) がおよそ 3500~12000 (W/t) の範囲で h が 20000~40000 (kcal/m²hC), u が 0.3~0.7 (m/h) と推定された。試験Mについて h を 30000 (kcal/m²hC), u を 0.5 (m/h) とし計算した結果を Fig. 7 に示す。

計算結果は溶解率と浴温共にほぼ実験結果と一致している。なお、以下の計算では立方体スクラップをそれに内接する球で近似した。

また、 $\dot{\epsilon}$ が 10 000 (W/t) で h が 30 000 (kcal/m²h°C) とし、 h が従来伝達率に関し報告されているよう $\dot{\epsilon}$ の 0.2¹⁰⁾, 0.3⁷⁾ 乗に依存すると仮定すると(12), (13)式が得られる。

$$h = 1900 \dot{\epsilon}^{0.3} \dots\dots\dots(12)$$

$$h = 4800 \dot{\epsilon}^{0.2} \dots\dots\dots(13)$$

上記 2 式が成立するとして Table 3 に示した平均的操業条件で計算した結果は、Fig. 8 に示すように実験結果とおおむね一致している。なお、計算上の溶解時間は溶解時間の測定精度に配慮し、溶解率 98% に達する時間とした。

浴 C 濃度の影響について解析した結果、浴 C 濃度の溶解時間に対する影響は小さく、浴 C 濃度の増加につれ溶解時間はわずかに長くなった (Fig. 9)。浴温一定では、物質移動から浴 C 濃度が高いほど溶解速度は大きい。また、浴温が上がると C_s がより低くても溶解するため溶解速度は増大する。浴との熱的な相互作用を考慮した今回の解析では、低 C で高 C に比べ浴温が高く推移するため最終的には溶解時間がほとんど変わらない結果となった。

Table 4. Analytical conditions of 120 t Sc melting process.

| | | | |
|----------------------------|--------------|-------------------------------|---------------------|
| Hot Metal (t) | 70 | Coal (kg/min) | 500 |
| Scrap (t) | BT162φ 30 | PCR ¹⁴⁾ (%) | 30 |
| Sc carbon (%) | 0.45 | $\eta_{PCR}^{14)$ (%) | 70 |
| S/M Ratio (-) | 0.43 | Heat loss (kcal/h) | 2.0·10 ⁶ |
| Init. HM Temp. (°C) | 1400 | $\dot{\epsilon}$ (W/t) | 10000 |
| (C_L) _m (%) | 4.0 | h (kcal/m ² h°C) | 30000 |
| | | u (m/h) | 0.5 |

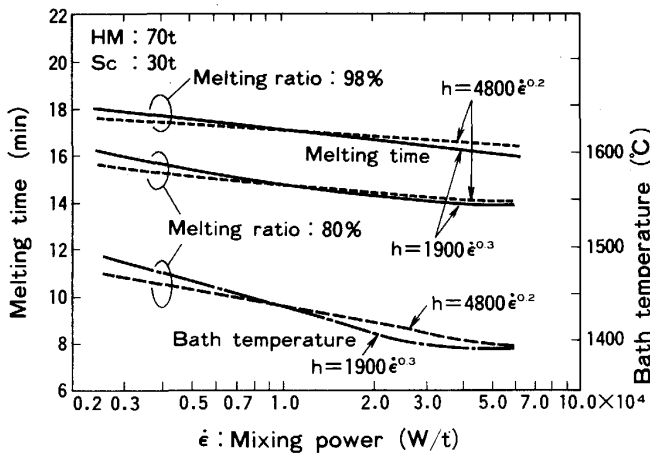


Fig. 13. Relation between mixing power ($\dot{\epsilon}$) and melting time, bath temperature.

6. 考 察

120 t 規模の溶解炉でスクラップを多量溶解する場合について、攪拌力、浴 C 濃度、スクラップ装入量と溶解時間等の関係について総合モデルで解析した。解析条件を Table 4 に、計算結果を Fig. 13~15 に示す。

攪拌の溶解時間や溶解中の浴温に及ぼす影響を(12), (13)式に基づき解析した結果を Fig. 13 に示す。溶解時間は溶解率 80% と 98% の時間を、浴温は溶解率が 80% の温度を示した。 $\dot{\epsilon}$ の増加で溶解時間は短縮され、より低温で溶解が進行する。 $\dot{\epsilon}$ の溶解時間や浴温に及ぼす影響は $\dot{\epsilon}$ が 20 000 (W/t) 程度までは比較的大きいが、それ以上では小さい。すなわち、今回のような溶解プロセスでは、ある程度の攪拌力は溶解時間短縮や低温溶解に寄与するが、ある範囲以上に攪拌力を付与しても

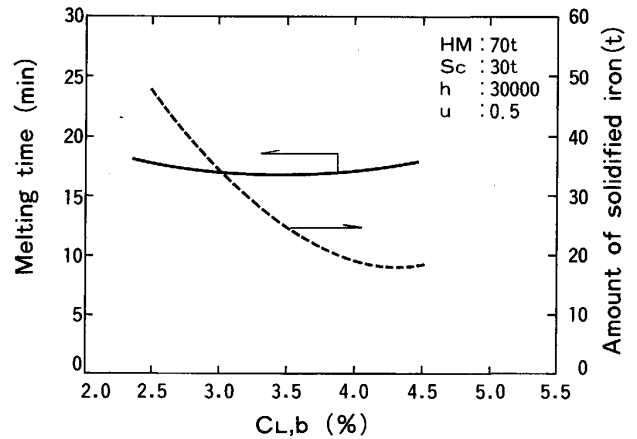


Fig. 14. Relation between bath carbon concentration ($C_{L,b}$) and melting time, amount of solidified iron.

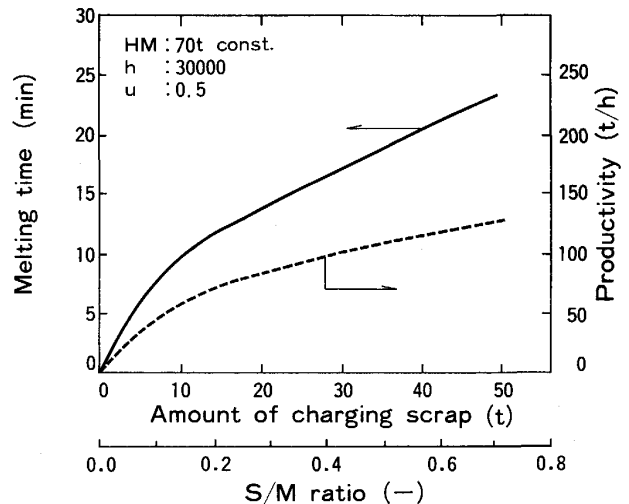


Fig. 15. Relation between amount of charging scrap (S/M ratio) and melting time, productivity.

有効でない。

Fig. 14 に示すように本ケースも浴 C 濃度の溶解時間に及ぼす影響はあまり認められないが、溶鉄の凝固量は浴 C に大きく依存し、低 C では大幅に増大する。これは、液相線温度が高いと熱伝達量が減少し、液相線温度付近まで浴温が低下する間にスクラップへ供給される熱量も減少することが大きく影響している。

低 C 域のように初期凝固量が多いとスクラップ層が凝固層で覆われ塊状化し、そのため熱供給や溶解がスクラップ層外表面に限定されたり、炉内流動状況の変化でスクラップ界面の流動が停滞し、溶解が大幅に遅れる可能性がある。Fig. 9 の低 C 域で溶解時間がばらついた理由として上述のことが考えられる。よって、安定なスクラップ溶解の実現には凝固付着によるスクラップ層塊状化の危険性が小さい高 C 域での溶解が有利であろう。

また、熱供給条件と種湯量が一定のもとで、装入スクラップ量の影響について検討した結果、Fig. 15 に示すように装入量の増加につれ溶解時間は増加したが、生産性は逆に向上した。従って、溶湯が過大に凝固しない範囲で装入量を増加することにより生産性は改善される。

7. 結 言

本研究では、単一スクラップの溶解を解析するモデルと精錬炉での熱、物質収支モデルを組み合わせた溶解モデルを開発し、スクラップ多量溶解プロセスの各種操業条件や浴とスクラップの熱的相互作用を考慮した溶解挙動の解析を可能とした。また、上記モデルで必要となる熱伝達率、物質移動係数やこれらに対する攪拌等の影響を、回転円柱溶解実験と 5 t 溶解炉でのスクラップ溶解実験で検討した。さらに、大型炉でのスクラップ溶解挙動に及ぼす種々の操業要因の影響について上記数式モデルで解析した。以上の解析により以下のことを明らかにした。

1) 回転円柱溶解時の物質移動に関し、以下の無次元相関式を得た。

$$Sh = 0.163 Re^{0.78} Sc^{0.356}$$

2) 熱伝達率と物質移動係数の相関関係を明らかにした。この関係は熱と物質移動の相似則をほぼ満足する。

3) 5 t 炉では $\dot{\epsilon}$ が 3 500 ~ 12 000 (W/t) で、 h が 20 000 ~ 40 000 (kcal/m²h°C)、 u が 0.3 ~ 0.7 (m/h) と推定された。スクラップ溶解で熱供給条件、溶湯量が一定の場合についてモデルで解析し以下のことがわかった。

4) 攪拌力の増加により溶解時間が短縮され浴温は低く推移する。しかし、ある限度以上に攪拌力を増加しても、溶解時間短縮や浴温の低下にあまり寄与しない。

5) 浴 C 濃度が溶解時間に及ぼす影響は小さい。ただし、安定溶解を実現するには凝固付着層の生成が少ない高 C が有利である。

6) 溶湯が過大に凝固しない範囲では装入スクラップ量を増加することにより生産性は改善される。

記 号

T : 温度 (°C), t : 時間 (h), α : 熱伝導率 (kcal/mh°C), C_p : 比熱 (kcal/kg°C), r : 中心からの距離 (m), h : 熱伝達率 (kcal/m²h°C), L : 溶解潜熱 (kcal/kg), ρ : 密度 (kg/m³), C : 炭素濃度 (%), u, u' : 静止, 移動界面に対する物質移動係数 (m/h), hc : 接触熱伝達率 (kcal/m²h°C), v : 界面移動速度 (m/h), V : 周速 (m/h), $\dot{\epsilon}$: 攪拌動力 (W/t), PCR : 2 次燃焼率 (%)¹⁴, η_{PCR} : 2 次燃焼着熱効率 (%)¹⁴, T_{mp} : 液相線温度, Re, Sh, Sc : レイノルズ数, シャーウッド数, シュミット数
添え字
 L : 液体, b : バルク, S : 表面, o : スクラップ, f : 凝固付着層, i : 界面, C : 中心, m : 平均

文 献

- 1) L. Von BOGDANDY, K. BROTZMANN and E. FRITZ: *Steelmaking Conf. Proc.*, **65** (1982), p. 287
- 2) 大矢竜夫, 古垣一成, 松永 久, 富永忠男, 宮川一男, 野村悦夫: 鉄と鋼, **51** (1965), p. 1925
- 3) 長谷川友博, 二上 薫, 松田一敏, 小谷野敬之, 安井孝司, 稲本金也: 鉄と鋼, **53** (1967), p. 304
- 4) 小坂岑雄, 袁輪 晋: 鉄と鋼, **53** (1967), p. 983
- 5) R. D. PEHLKE, P. D. GOODELL and R. W. DUNLAP: *Trans. Metall. Soc. AIME*, **233** (1965), p. 1420
- 6) R. G. OLSSON, V. KOUMF and T. F. PERZAK: *Trans. Metall. Soc. AIME*, **233** (1965), p. 1654
- 7) J. K. WRIGHT: *Metall. Trans. B*, **20** (1989), p. 363
- 8) 森 一美, 野村宏之: 鉄と鋼, **55** (1969), p. 347
- 9) 有吉敏彦, 森 久, 谷沢清人, 山手 実: 製鉄研究 (1970) 266, p. 95
- 10) H. GAYE, M. WANIN, P. GUGLIERMINA and Ph. SCHITTLY: *Steelmaking Conf. Proc.*, **68** (1985), p. 91
- 11) 浅井滋生, 鞭 巖: 鉄と鋼, **57** (1971), p. 1331
- 12) J. P. HOLMAN: 伝熱工学 <上> (1982), p. 92 [ブレイン図書]
- 13) J. M. LOMMEL and B. CHALMERS: *Trans. Metall. Soc. AIME*, **215** (1959), p. 499
- 14) 石川英毅, 斎藤 力, 馬場賢一, 西村光彦, 阿部泰久: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 653
- 15) 大中逸雄: コンピュータ伝熱・凝固解析入門 (1985), p. 170 [丸善]
- 16) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2451
- 17) 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算方法 (日本鉄鋼協会編) (1971), p. 80 [日本鉄鋼協会]
- 18) T. H. CHILTON and A. P. COLBURN: *Ind. Eng. Chem.*, **26** (1934), p. 1183