

## 連続溶解還元炉の反応特性

論文

福沢 安光\*・笠原 章\*・渡辺 敏昭\*

笠原 和男\*・松本 文明\*・尾崎 太\*

佐藤 彰\*<sup>2</sup>・福沢 章\*<sup>2</sup>・吉松 史朗\*<sup>2</sup>

## Reactions in the Continuous Melting and Smelting Reduction Furnace

Yasumitsu FUKUZAWA, Akira KASAHARA, Toshiaki WATANABE,  
Kazuo KASAHARA, Fumiaki MATSUMOTO, Tsuyoshi OZAKI,  
Akira SATO, Akira FUKUZAWA and Shiro YOSHIMATSU

## Synopsis :

In order to melt pre-reduced iron pellets with high efficiency the continuous melting and smelting reduction furnace, a kind of electric arc furnace, was developed.

According to results using pre-reduced iron pellets with various levels of metallization ratio, it was observed that corrected power consumption in which the reduction heat of iron oxide in pellets was estimated as the equivalent heat for the melting of iron was improved with the decrease of the metallization ratio of pellets. This was due to the CO boiling, which occurred in the bath as a result of reduction of iron oxide in pellets and played very important role for the effective utilization of electric power.

Apparent reaction rates of Si and Mn were estimated by considering their dilution curves. The effect of bath mixing on their rates was considered.

## 1. 緒 言

従来の還元鉄を電気炉で溶解する製鉄法では、スクラップ溶解に準じた方法が採られている結果、還元鉄は高金属化率であることが要求されるため、製鉄プロセス全体として熱経済的あるいは生産性に問題があるといえる。当研究所では、固体還元を行わず予備還元炉と連続溶解還元炉（電弧炉）、連続製鋼炉を直結した連続製鉄プロセスを想定し、システム全体としての効率的な還元鉄プロセスの可能性の検討を行つた。すなわち、予備還元炉では排出する還元鉄の金属化率を下げ、還元・生産効率の向上を図り、連続溶解還元炉では、還元鉄の溶解に最適な高炭素溶湯による溶解<sup>1)2)</sup>と、還元鉄に残存している未還元酸化鉄の還元を分担し、最終段に製鋼工程を配し連続的に成分と温度調整を行う連続プロセスである。本報では、連続溶解還元炉の効率的な溶解還元条件の把握を目的として、各種金属化率還元鉄ペレットを冷間、熱間装入し溶解した操業結果と、炉内の反応特性について報告する。

## 2. 実験装置及び方法

## 2.1 実験装置

実験操業に用いた連続溶解還元炉<sup>3)</sup>は、溶湯滞留量約 1.5 t、電気容量 1500 kVA の 3 相アーク炉である。その特徴として、連続装入する還元鉄ペレットの溶湯表面への供給の均一化、アークスポットから溶湯への熱伝達の均一化、溶湯中におけるボイリング効果の平均化による熱効率の向上、あるいは炉壁耐火物のホットスポットによる損傷の低減を目的として炉体反転機構を、また溶湯、溶滓の連続排出を容易にするため異形炉床<sup>4)</sup>を採用したことがあげられる。

還元鉄ペレット熱間装入実験には、炉内滞留量約 1 t、充填率 60~70%、加熱温度最高 900°C、炉体傾斜角 40°の特殊ロータリーキルン<sup>4)~6)</sup>を使用した。炉内での還元鉄ペレットの再酸化防止のため炭剤を同時に供給した。排出方法は 1 回当たり 17 kg の定量切出し装置が装備されており、連続溶解還元炉への供給量は切出時間間隔により調節した。

昭和 59 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 60 年 3 月 4 日受付 (Received Mar. 4, 1985)

\* 金属材料技術研究所 (National Research Institute for Metals, 2-3-12 Nakameguro Meguro-ku, Tokyo 153)

\*<sup>2</sup> 金属材料技術研究所 工博 (National Research Institute for Metals)

Table 1. Chemical compositions of iron sources (wt%).

Pellets	T.Fe	M.Fe	FeO	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	C	Mn	P	S	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	SiO <sub>2</sub>	Metallization (%)
S1	94.17	90.40	3.39	1.62	1.40	0.045	0.023	0.004	0.76	1.01	0.23	1.51	96.00
S2	94.50	89.92	4.94	1.07	1.48	0.046	0.027	0.005	0.60	0.42	0.90	1.87	95.20
S3	91.79	86.83	4.42	2.16	1.53	0.041	0.020	0.005	0.64	0.73	0.24	1.69	94.60
S4	75.13	41.34	21.60	25.62	0.44	0.040	0.038	0.041	1.69	6.06	0.96	5.09	54.90
S5	73.90	39.86	24.50	21.46	0.54	0.060	0.036	0.039	1.90	7.15	1.48	5.17	53.90
R	77.13	64.53	1.98	15.82	3.53	0.990	0.084	0.280	2.68	4.99	0.97	6.60	83.70
F1	91.34	82.65	8.40	3.06	1.92	0.071	0.014	0.005	0.76	0.60	0.36	1.50	90.51
F2	89.13	79.97	7.92	4.29	2.13	0.045	0.020	0.003	0.90	1.64	0.59	1.93	89.72
Iron ore	66.99	—	0.30	95.45	—	—	0.037	0.014	1.67	0.06	0.04	3.31	—

Table 2. Analysis of carbon sources (%).

	Fixed carbon	Ash	Volatile matter	S	Moisture
Coke 1 (C1)	87.3	11.1	1.0	0.65	0.7
Coke 2 (C2)	90.4	8.1	0.9	0.65	0.5
Graphite (G)	98.88	0.65	0.5	0.03	—
Coal (C3)	81.90	8.0	8.9	0.20	5.00

## 2.2 原料と実験方法

連続溶解還元炉の初湯として、溶湯滞留量相当の鉄鉄約 1t、鋼屑約 500kg を溶解した。このとき炉況安定用に石灰、シリカ粒、蛍石、ボーキサイトを混合したものを約 50kg 添加したが、溶落時のスラグ塩基度 (CaO/SiO<sub>2</sub>) は、大部分の操業において 0.6~0.8 の間にあつた。連続装入実験時には造滓剤は特に添加しなかつたので、スラグ組成はペレットの保有する脈石分に依存した。溶落時の炭素濃度は 3.0~3.5% の範囲に調整した。溶落後、所定の浴温 (1600~1650°C) に昇温後溶解原料の連続装入を開始した。連続装入実験時の電力の投入は、全操業を通して最大電力を投入するよう努めた。還元鉄ペレットの装入速度は、溶湯温度を 1500~1550°C に保持しうる量に設定した。

実験に用いた鉄原料の代表的な化学組成を Table 1 に示す。表中、S1~S5 は移動層法、R は回転炉法、F1、F2 は固定層法で製造されたものである。表記以外の金属化率を有する還元鉄ペレットの入手は困難であつたため、高金属化率還元鉄ペレットと鉄鉱石を所定量混合し、見掛けの金属化率を低下させることにより低金属化率還元鉄ペレットの代用とした。見掛けの金属化率は次式で定義した。

見掛けの金属化率 (%) = 装入ペレット中の金属鉄 × 100 / (装入ペレット中の全鉄 + 鉄鉱石中の全鉄)

ペレットに残存する未還元酸化鉄あるいは鉄鉱石の還元用として、また溶湯中の炭素濃度を 2.5% 以上<sup>2)</sup>に保持することを目的として装入した炭剤の組成を Table 2 に示す。予熱炉に供給した炭剤は、コークス 1 または黒鉛であつた。

還元鉄ペレット、鉄鉱石及び炭剤の装入は炉天井電極孔間に設置した 2 孔より自由落下させたが、鉄鉱石と炭

剤の装入については、一部あるいは全量を炉壁に設置した吹込装置により、間欠的な吹き込みで行つた。

装入原料の大きさは、還元鉄ペレットは 5~20 mm、天井装入用としてコークスは 25~30 mm、黒鉛は 5~15 mm、同じく鉄鉱石は 15 mm 以下のものを用い、間欠吹き込み用として黒鉛、無煙炭、鉄鉱石それぞれ 5 mm 以下程度のものを用いた。

溶湯、溶滓の排出は連続的に行い、溶湯、溶滓のレベルを一定に保持するようにした。溶湯深さは 150~170 mm であつた。

熱間装入時のペレットの採取および溶湯と溶滓の採取はいずれも通常 10 min 間隔で行つた。溶湯の測温は消耗型熱電対を用いて 5 min 間隔で行つた。排ガス分析としては、赤外線吸収式分析計による CO、CO<sub>2</sub> の連続測定と、ガスクロマトグラフによる H<sub>2</sub>、N<sub>2</sub>、CO、CO<sub>2</sub>、CH<sub>4</sub> の間欠測定を併用した。

操業結果にもとづく実験条件の一覧を Table 3 に示す。第 11 回操業までは冷間装入による操業、第 12 回操業以後は予熱炉を使用した熱間装入操業である。表中、溶湯滞留量は操業前に実測した出湯口以下の炉容積より算出した。予熱炉は充填層雰囲気中の CO/CO<sub>2</sub> を 0.4~0.6 程度に調整した結果、Table 3 に示すように排出ペレットの炭素濃度と金属化率に低下がみられた。排出溶湯流量は鉄収支により求めた。

## 3. 実験結果と考察

### 3.1 操業結果

通電開始からの操業時間と連続装入操業時の主な炉内成分の挙動と浴温変化についての操業例 (第 25 回操業) を Fig. 1 に示す。いずれの操業においても、初湯溶解での溶落 (M. D) までに 50~60 min 要した。所定の浴温に昇温後連続装入 (C. F, 以下連装) を開始した。図にみられるように大部分の操業は、連装開始後約 20 min で 100°C 前後の浴温の低下を示すが、それ以後はほぼ一定の温度を保っている。溶湯中の Si の酸化による減少は、溶落ちから継続して起こっているのに対し、Mn は連装開始以後に低下を開始している。また P も

Table 3. Experimental conditions.

Exp. No.	Continuous melting and smelting furnace						Pre-heat furnace			**** (%)	Output metal rate (kg/min)
	Hold-up weight (kg)	Start-up melting		Continuous feed			Output pellet		Output carbon source (kg/min)		
		Pig iron (kg)	Steel scrap (kg)	Pellet (kg/min)	Iron ore (kg/min)	Carbon (kg/min)	Temp. (°C)	Carbon (%)			
2	1 420	930	470	S1** 28		C2***1.0				96.0	26.7
3	1 550	930	470	S1 27		C2 1.0				96.0	26.1
4	1 670	1 060	590	S1 27		C2 0.8				96.0	26.4
5	1 520	995	505	R 19		C2 1.0				83.7	14.6
6	1 430	995	505	S4 19		G 1.5				54.9	14.3
7	1 460	995	505	S4 20		G 1.6				54.4	15.2
8	1 420	1 154	346	S4 18		G 1.2, 0.4*				51.2	13.3
9	1 610	995	505	S1, S4 20		G 1.2				79.9	17.8
10	1 440	995	505	S5 19		G 1.5				53.9	13.7
11	1 600	995	505	S5 21		G 1.5				59.8	14.9
12	1 360	995	505	S2 35		G 0.6, 0.4*	220	0.86	C1*** 1.3	94.9	33.2
13	1 460	995	505	S2 36		G 0.3*	530	1.19	C1 0.4	91.7	32.2
14	1 470	995	505	S2 36		G 0.3*	390	1.00	C1 1.4	88.4	34.9
15	1 630	995	505	S3 37		G 0.5*	550	1.00	C1 1.6	85.0	35.1
16	1 550	995	505	S3 37	3.9	G 0.5*	560	0.98	C1 1.9	80.7	36.5
17	1 630	1 095	505	S3 27	5.7	G 1.1*	640	1.01	C1 2.4	76.6	28.7
18	1 470	1 095	505	S3 24	6.9	G 0.3*	630	1.00	C1 1.8	67.0	24.9
19	1 480	1 095	505	F1 27	6.9	G 2.7*	500	1.10	G 1.2	69.6	28.4
20	1 550	1 095	505	F1 31	0.2*	G 1.6*	680	0.54	G 1.1	79.9	28.2
21	1 440	1 095	505	F1 29	1.9*	G 1.4*	640	1.15	G 1.0	80.6	27.9
22	1 550	995	505	F1 22	1.8, 1.9*	G 2.9*	700	0.37	G 0.4	71.3	22.2
23	1 500	995	505	F1 29	1.0*	G 0.6*	720	0.65	G 0.6	80.1	26.2
24	1 740	1 130	570	F1 23	3.2*	G 2.1*	780	0.10	G 0.5	72.6	22.2
25	1 800	1 200	600	F1 21	2.2, 2.4*	G 2.1*	660	0.84	G 0.6	77.8	22.0
26	1 780	1 200	600	F1 30		G 0.8*	630	0.92	G 0.6	88.3	27.2
27	1 750	1 200	600	F1 24	2.6*	G 1.4*	690	0.43	G 0.5	79.4	23.6
28	1 750	1 200	600	F2 28		G 1.8*	720	0.51	G 0.6	87.7	25.7
29	1 500	1 175	475	F2 28		G 1.0*	680	0.77	G 0.5	86.6	25.4
30	1 500	1 175	475	F2 28	3.2	G 1.9*	780	1.10	G 0.5	79.7	24.4
31	1 680	1 175	475	F2 25	3.7	G 2.0*	680	0.80	G 0.5	74.1	24.8
32	1 480	1 175	475	F2 24	2.1	G 1.9*	710	0.52	G 0.5	81.7	23.2
33	1 440	1 175	475	F2 25	2.6*	C3 2.0*	600	1.18	G 0.6	82.9	24.4
34	1 480	1 175	475	F2 26	2.6*	C3 1.7*	750	0.28	G 0.6	71.0	24.5
35	1 450	1 175	475	F2, S3 28	1.2*	C3 1.1*	680	0.71	G 0.6	87.2	26.2

\*: Intermittent injection, \*\*: Refer Table 1, \*\*\*: Refer Table 2, \*\*\*\*: Corrected metallization

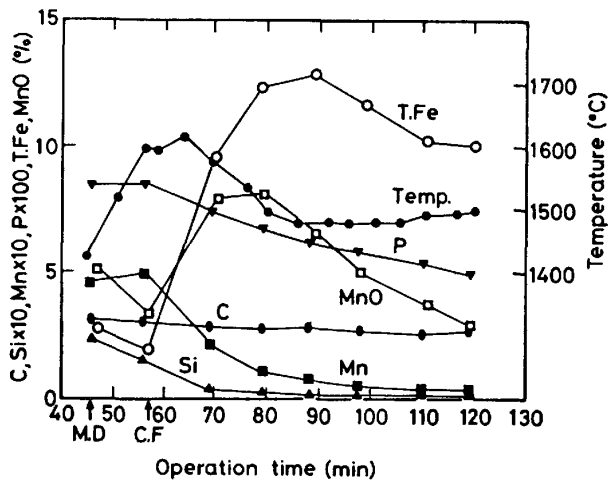


Fig. 1. Example of operation results (No. 25), M.D: melt down, C.F: continuous feed.

Mn と同様に連装開始以後に減少しているが、これは後述するように希釈効果によると考えられる。溶湯炭素濃度は、前述のように炭剤を供給した結果、大部分の操業において 2% 以上の濃度を保つことができた。

還元鉄ペレットの装入速度にくらべ炉内溶湯滞留量が大きいので、平均滞留時間は 40~80 min となり、すべての操業は連装開始から終了まで定常状態への遷移域に終始しているが、成分によつてはかなり初期から見掛け

上の定常化が認められた。

### 3.2 還元反応と電力消費

連続溶解還元炉の主役割である装入ペレットに残存する未還元酸化鉄の還元については、鉄に結びついた酸素のうち、炭素により還元された酸素量を被還元酸素量 ( $\Delta O_C$ ) とし(1)式で、その還元率 ( $R$ ) を(2)式で定義した。

$$\Delta O_C = \frac{O_{Fe} - O_S - O_M}{T_F \times W} \dots\dots\dots (1)$$

$$R = \frac{O_{Fe} - O_S - O_M}{O_{Fe} - O_M} \times 100 \dots\dots\dots (2)$$

ここで  $\Delta O_C$ : 溶湯滞留量  $t$  当たりの被還元酸素量 (kg/min·t),  $O_{Fe}$ : 装入鉄原料の鉄酸化酸素量 (kg),  $O_S$ : 排出スラグ中の鉄酸化酸素量 (kg),  $O_M$ : 溶湯中に残存する Si, Mn の酸化に消費された酸素量 (kg),  $T_F$ : 鉄原料装入時間 (min),  $W$ : 溶湯滞留量 (t),  $R$ : 炭素による鉄酸化酸素の還元率 (%)

Fig. 2 に見掛けの金属化率と被還元酸素量の関係を示した。図より装入鉄原料の見掛けの金属化率の低下すなわち装入酸素量の増加とともに被還元酸素量も増加しているが、金属化率 50~60% での被還元酸素量が金属化率 70% 前後のそ

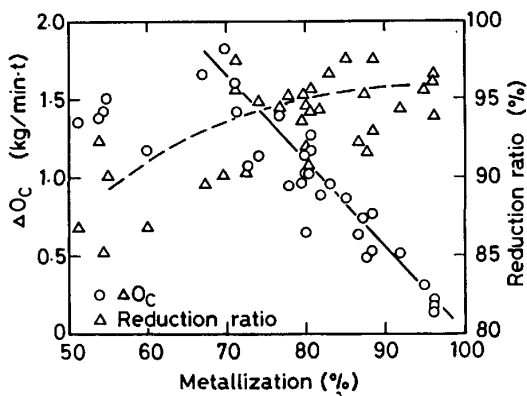


Fig. 2. Relations between metallization and the rate of oxygen reduced by carbon ( $\Delta O_C$ ), and the reduction ratio.

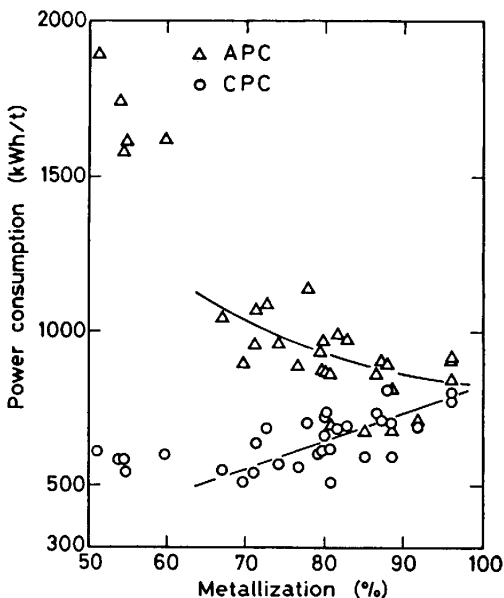


Fig. 3. Comparison of apparent power consumption (APC) and corrected power consumption (CPC: reference temp. 1500°C) for the metallization.

れと同程度かむしろ低い, この原因はこれらの操業に使用した還元鉄ペレットが Table 1 中での S4, S5 であり脈石量が他に比べ 13% 程度多く実質装入鉄酸化物酸素量が少なく金属化率 70~75% の操業とほぼ同量の鉄酸化物酸素量であった結果である。

還元率については, 金属化率 50~60% の操業では生成スラグ量が多いため還元率は低くなっているが, 他の操業では 90% 以上確保された。なお上式の計算にもちいたスラグ量は, Ca に関する物質収支から求めた。スラグ中の T. Fe は全操業を通してほぼ 15% 以下であった。また, Si, Mn の酸化に消費された酸素量は全操業を通してほぼ同量で, 装入鉄酸化物酸素量の 1~7% 程度であった。連続装入時における排出溶湯量と投入

電力量から得られた電力消費量 (APC) と金属化率の関係を Fig. 3 に△印で示した。図より, 金属化率の低下に伴い電力消費量は増加することが認められ, 全体としてかなり高い電力消費量を示している。初湯溶解時の電力消費量は全操業平均で 700 kWh/t 程度であったが, 連続時のそれは高金属化率ペレットにおいては同程度か約 100 kWh/t 程度高いが, 金属化率 50~60% の各操業には前述のように脈石量の多いペレットを使用したため, また脈石成分の  $CaO/SiO_2$  が 1.2~1.4 の範囲にあり生成スラグに流動性を保持させる目的で蛍石を 1 kg/min の割合で連続添加したことも原因となり特に高くなった。

本炉の主役割が未還元酸化鉄の還元であることから, 還元消費された電力は有効利用分と考えその還元熱をまた, 同一基準での比較のためペレットの加熱分, 低金属化率ペレットの過剰脈石分, 溶湯温度などの補正を熱量として行い, それら熱量を鉄量に換算し電力消費量を修正した。

$$CPC = \frac{E}{\frac{Q_W + Q_{FeO} + Q_F + Q_{\Delta T} + Q_G - Q_P}{T_S \times C_P}} \quad \dots (3)$$

ここで CPC: 修正電力消費量 (kWh/t), E: 投入電力量 (kWh),  $Q_W$ : 平均溶湯温度での排出溶湯熱量 (Mcal),  $Q_{FeO}$ : 酸化鉄の還元熱量 (Mcal),  $Q_F$ : 蛍石の分解熱量 (Mcal),  $Q_{\Delta T}$ : 浴温変化分の熱量 (Mcal),  $Q_G$ : ペレットの過剰脈石分の加熱熱量 (Mcal),  $Q_P$ : ペレット加熱熱量 (Mcal),  $T_S$ : 標準温度 (°C),  $C_P$ : 鉄の平均比熱 (Mcal/t·°C)

標準温度を 1500°C として行つた修正電力消費量 (CPC) と金属化率の関係を Fig. 3 の○印で示した。図中, 金属化率 50~60% の各操業は Fig. 2 でも述べたように, 実質装入酸化鉄の酸素量でみると金属化率 70~75% の操業に相当するのでプロットを右へ平行移動させると, 金属化率 70~75% の電力消費量と同程度となり, 結果として金属化率の低下に伴い修正電力消費量が減少する傾向にあることが認められた。次に Fig. 2 の被還元酸素量  $\Delta O_C$  と修正電力消費量 CPC の関係を見ると, Fig. 4 に示されるように  $\Delta O_C$  の増加に伴って修正電力消費量がほぼ直線的に減少していることがわかる。 $\Delta O_C$  がすべて CO になるとすると, 本実験の  $\Delta O_C$  は 0.2~2.6 Nm<sup>3</sup>/min-t の CO 発生量に相当し, CO 発生量の増加に伴い修正電力消費量が減少しているといえる。このことは, 既報<sup>4)</sup>の小型電弧炉実験でも認められたように, 装入酸化鉄の還元時に起こる CO ボイルにより炉内が攪拌され, 物質と熱の移動及び反応が

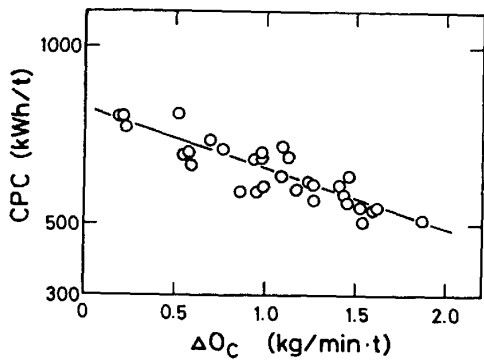


Fig. 4. Effect of the rate of oxygen reduced by carbon ( $\Delta O_C$ ) on corrected power consumption (CPC).

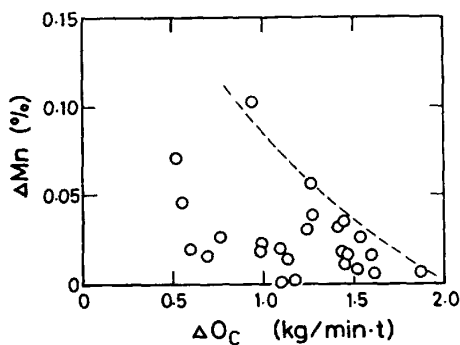


Fig. 5. Effect of the rate of oxygen reduced by carbon ( $\Delta O_C$ ) on the difference between observed manganese content ( $Mn_{ob}$ ) and calculated one in equilibrium with slag ( $Mn_{eq}$ ).

促進され、CO ボイルにより発泡したスラグが溶湯表面を覆うため熱の放散が妨げられた結果、電力消費量の低減がもたらされたといえる。このような現象はこれまでにも報告<sup>7)~10)</sup>されているが、本実験方法（連続排出法）と同様の方法による広範囲の金属化率についての実施例は、ほとんど見受けられない。

### 3.3 攪拌と平衡

炉内の攪拌強度の増加に伴い、スラグ・メタル間の反応は平衡に近づくと考えられることから、Mn について、連装開始後 20~30 min 以後の溶湯中 Mn 濃度  $Mn_{ob}$  とスラグに平衡する Mn 濃度  $Mn_{eq}$  のおの平均値の差を  $\Delta Mn$  として前述の  $\Delta O_C$  との関係を図. 5 に示す。全操業を通して Mn にとっては酸化される炉況であつたことから、 $\Delta O_C$  の増加すなわち攪拌強度の増加に伴い、スラグ・メタル間の Mn ポテンシャルの差が減少し、平衡に近づく傾向が認められる。 $\Delta O_C$  が低いにもかかわらず  $\Delta Mn$  の値の低いものがあるが、これは初期の Mn 濃度に依存している。平衡 Mn 濃度の導出には、TURKDOGAN の等活量線図<sup>11)</sup> 及び CHIPMAN の式<sup>12)</sup>を用いた。

### 3.4 電極消耗量

通電開始から操業終了までの電極消耗量は、装入酸化鉄の酸素量の増加にほぼ比例して多くなり、3.5~12 kg/t の範囲であつたが、他<sup>13)</sup> と比較しても同程度であり、酸素量の多い割には良好な値といえる。これは、還元反応により排ガスの CO/CO<sub>2</sub> が 2~4 に保たれていたことが寄与していると考えられる。

### 3.5 Si, Mn, P の挙動

これまでの、各操業の平均値をもとにして連続溶解還元炉の特性の検討を行つてきたが、Fig. 1 の操業例でも述べたように、操業はまだ定常状態への遷移域にあるため、以下は遷移域での溶湯中の Si, Mn, P の挙動についての検討である。

一般に流通型反応容器において、反応容器が完全混合槽であり、成分の反応が 1 次反応である場合には、成分 A の炉内蓄積は次式で表される。

$$\frac{dC_{Aout}}{dt} = \frac{C_{Ain} - C_{Aout}}{T_{cal}} - k_A C_{Aout} \dots \dots \dots (4)$$

$C_{Ain}$ ,  $C_{Aout}$ : 成分 A の流入, 流出濃度 (-),  $T_{cal}$ : 炉容積と流入量から得られる時定数 (滞留時間) (min),  $k_A$ : 擬 1 次反応速度係数 (min<sup>-1</sup>),  $t$ : 時間 (min)

(4) 式を初期条件,  $t=0, C_{Aout}=C_{A0}$  として解いて整理すると次式が得られる。

$$C_{Aout} = \frac{C_{Ain}[1 - \exp\{-t(1+k_A T_{cal})/T_{cal}\}]}{1+k_A T_{cal}} + C_{A0} \exp\{-t(1+k_A T_{cal})/T_{cal}\} \dots \dots \dots (5)$$

ここで成分 A が反応に関与しないと仮定すると(5)式で  $k_A=0$  とおくことができ(6)式が導かれる。

$$\frac{C_{Ain} - C_{Aout}}{C_{Ain} - C_{A0}} = \exp\left(\frac{-t}{T_{cal}}\right) \dots \dots \dots (6)$$

この(6)式の左辺は希釈率を表し、成分 A の減少は  $T_{cal}$  によつて決まることを表している。

溶湯中の P の減少は、大部分の操業においてスラグ塩基度 (CaO/SiO<sub>2</sub>) が 1 以下であつたことから、脱りん反応は無視しうると仮定すると、(6)式に対応することになる。そこで溶湯中の P は最終的にペレットの保有するりん濃度まで希釈されるとして、P の減少について指数回帰して得られた時定数  $T_P$  と Table 3 に示した溶湯滞留量と溶湯流量から得られる時定数  $T_{cal}$  との関係を Fig. 6 に示した。一群の●印を除き、 $T_P$  と  $T_{cal}$  との間にはほぼ 1 対 1 の対応が認められる。操業中のスラグ塩基度 (CaO/SiO<sub>2</sub>) と  $T_P$  の関係 (Fig. 7) から、Fig. 6 における一群の●印は、CaO/SiO<sub>2</sub> が 1 近傍の操業で得られたものであることが分かる。これらの操業では連装終了時の溶湯 P 濃度がペレット中の P 濃度より

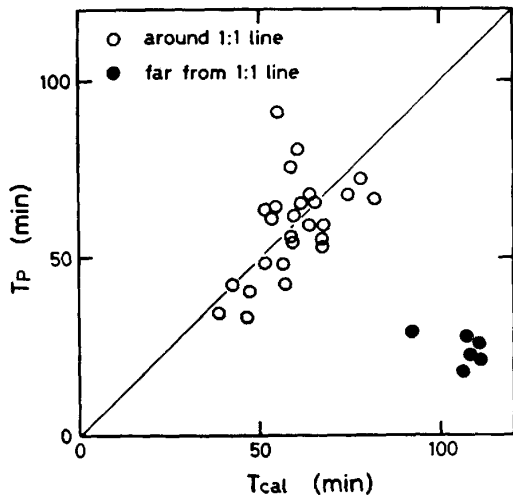


Fig. 6. Relation between the time constant based on furnace volume and flow rate and that calculated from concentration change in phosphorus.

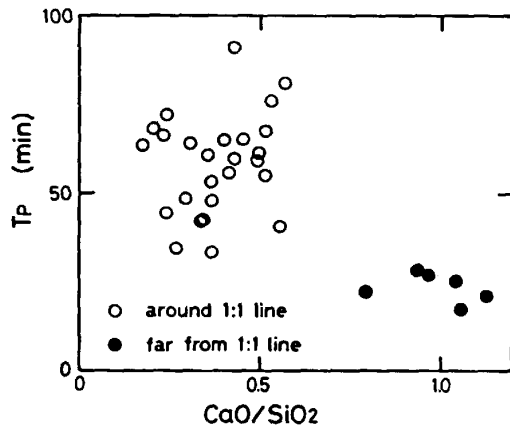


Fig. 7. Effect of CaO/SiO<sub>2</sub> on the time constant calculated from concentration change in phosphorus.

も低い値であつたことから、脱りん反応が起こつていたため  $T_P$  が  $T_{cal}$  より低い値になつたと考えられる。炉内の混合、希釈について上述の取扱いが可能となると、Cu および Ni をトレーサーとして測定した溶湯の均一混合時間が約 3 min 程度であつたことから、炉内は希釈に関してはほぼ完全混合槽に近似できるといえる。

ペレットが保有する Si, Mn は酸化物として存在すると考えられることと、Si, Mn にとり炉内は酸化性であることから、この場合は(5)式において  $C_{Ain}=0$  とみなせるので、右辺第 1 項は消え次式が導かれる。

$$\frac{C_{Aout}}{C_{A0}} = \exp\left\{-\frac{t(1+k_A T_{cal})}{T_{cal}}\right\} \dots\dots\dots (7)$$

また、成分 A の減少曲線を指数回帰することにより次式が得られる。

$$\frac{C_{Aout}}{C_{A0}} = \exp\left(-\frac{t}{T_A}\right) \dots\dots\dots (8)$$

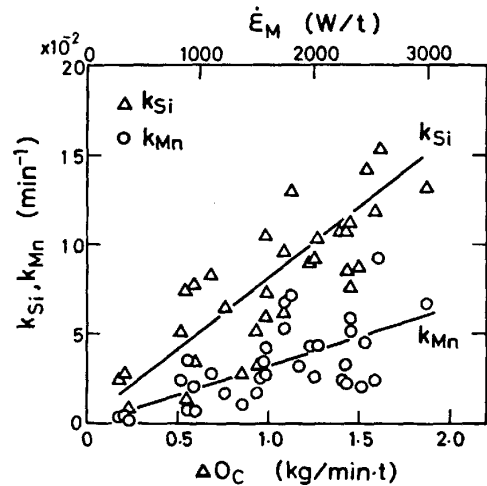


Fig. 8. Effect of the rate of oxygen reduced by carbon ( $\Delta O_C$ ) on the reaction rate constants of Si and Mn:  $k_{Si}$ ,  $k_{Mn}$ .

(7), (8)式を等しいとおくことにより  $k_A$  は反応のある場合とない場合の時定数の逆数の差として次式で与えられる。

$$k_A = \frac{1}{T_A} - \frac{1}{T_{cal}} \dots\dots\dots (9)$$

こうして求めた Si, Mn の見掛けの反応速度係数  $k_{Si}$ ,  $k_{Mn}$  と先の被還元酸素量  $\Delta O_C$  の関係を Fig. 8 に示す。図より  $\Delta O_C$  の増加に伴い  $k_{Si}$ ,  $k_{Mn}$  それぞれ増加することが分かる。このことは、前述のように CO ボイルによる浴の混合、攪拌が成分の反応を促進することを表している。なお脱りん反応を起こしていた操業での  $k_P$  は、Mn のそれと同程度か少し低い値であつた。図中、上の横軸は CO 気泡発生位置を炉床として浮力のみを考慮して求めた攪拌動力<sup>14)</sup>で、本図より  $\dot{\epsilon}_M$  (W/t) と  $k_{Si}$ ,  $k_{Mn}$  の関係を 1 次式で表すと次のようになる。

$$k_{Si} = 5 \times 10^{-5} \dot{\epsilon}_M \dots\dots\dots (10)$$

$$k_{Mn} = 2 \times 10^{-5} \dot{\epsilon}_M \dots\dots\dots (11)$$

これらの値は、類似の反応器がないため直接の比較はできないが、酸化鉄を主体とする溶銑予備処理法における脱 Mn, 脱 P の見掛けの反応速度<sup>15)~17)</sup> とほぼ同程度であつた。

なお、本炉における浴の均一混合時間を溶落ち後の昇温時に Cu 粉を、また連装時には Ni 粉をトレーサーとして操作口より投入し 20~30s 間隔でサンプリングし測定した結果、昇温時には 2~3 min で均一化が終了したのに対し、連装時のそれは 3~4 min であり昇温時に比べむしろ長い結果が得られた。この原因として、本炉の浴形状が表面積約 1.5 m<sup>2</sup> に対し溶湯深さが約 15 cm と極めて偏平であるため、連装時の CO ボイルが溶湯の横方向への移動を妨げ、上下運動にのみ働いたと

考えられる。このことは、電弧炉で還元を行う場合、CO ボイルが攪拌に有効利用されるよう浴深を深くする必要を示唆するものといえる。

#### 4. 結 言

連続溶解還元炉による金属化率の異なる還元鉄ペレットの連続操業実験を行い、以下の結果を得た。

(1) 還元鉄ペレットに残存する酸化鉄は 90% 以上還元される。

(2) 還元鉄ペレットの金属化率の低下に伴い、修正電力消費量は減少する。また操業上の支障は認められない。

(3) この原因は、未還元酸化鉄の還元により生じた CO ボイルが炉内の攪拌に寄与したためと考えられる。

(4) このことから、電弧炉溶解においても浴の攪拌は反応の促進及び電力の有効利用の点で重要である。

(5) 還元反応を主体とする電弧炉では、CO ボイルによる浴の攪拌を効果的にするため浴深を増す方が良いと考えられる。

(6) 溶湯中の Si, Mn, P の減少曲線から、連続冶金反応器における反応の有無、及び見掛けの反応速度係数の導出を試みた。

#### 文 献

- 1) 佐藤 彰, 中川龍一, 吉松史朗, 福沢 章, 尾崎太, 笠原和男, 福沢安光, 三井達郎: 鉄と鋼, 64 (1978), p. 385
- 2) 佐藤 彰, 笠原和男, 中川龍一, 吉松史朗, 福沢

- 章, 尾崎 太, 岩井良衛, 福沢安光, 三井達郎: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 195
- 3) 中川龍一, 吉松史朗, 福沢 章, 尾崎 太, 笠原和男, 福沢安光: 日本特許登録第 1075983, 56. 12. 25.
- 4) 中川龍一, 吉松史朗, 佐藤 彰, 福沢 章, 尾崎太, 笠原和男, 岩井良衛, 福沢安光, 松本文明, 笠原 章, 荒金吾郎, 三井達郎, 渡辺敏昭: 金属材料技術研究所研究報告集, 2 (1981), p. 1
- 5) 中川龍一, 吉松史朗, 藤川安生, 和氣完治: 日本特許登録第 1100168, 57. 6. 18.
- 6) 松本文明, 笠原 章: 日本特許登録第 1146158, 58. 5. 12.
- 7) 藤岡尚精, 皿田 実, 岡 正雄: 鉄と鋼, 49 (1963), p. 364
- 8) J. G. SIBAKIN, P. H. HOOKINGS and G. A. ROEDER: Blast Fur. Steel Pl., 55 (1967) Sept., p. 816
- 9) H. A. TUCKER, F. X. TARTARON, H. L. GOLDSTEIN and J. J. KOCISCIN: Blast Fur. Steel Pl., 56 (1968) Dec., p. 1070
- 10) 藤田宣治, 中田博也: 電気製鋼, 50 (1979) 4, p. 233
- 11) E. T. TURKDOGAN and J. PEARSON: JISI, 175 (1953), p. 217, p. 393
- 12) J. CHIPMAN, J.B. GERO and T.B. WINKLER: Trans. AIME, 188 (1950), p. 341
- 13) 例えば N. J. CAVAGHAN and T. H. HARRIS: JISI, 208 (1970), p. 529
- 14) 森 一美, 佐野正道: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 672
- 15) 梅沢一誠, 松永 久, 有馬良士, 殿村重彰, 古垣一成: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 1810
- 16) 斉藤健志, 中西恭二, 三崎規生, 中井一吉, 大西正之: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 1802
- 17) 金子敏之, 鈴木洋夫: 鉄と鋼, 70 (1984), S 184