

$$y = 1.35x + 6.10$$

y : 温度上昇率

x : 計算塩基度

この原因について、塩基度の上昇はスラグ中の T. Fe を増加させるためであろうと考えられる。副原料による T. Fe の影響について重回帰分析の結果、計算塩基度 (CaO/SiO)<sub>2</sub> の上昇により T. Fe 約 2.40% 上昇することが確認されている。

以上の調査により終点温度を精度よく推定するためには、副原料投入を吹錬終了 4 mm 前までに完了し、吹錬酸素量の 85% 附近にて温度計を投入することにより、その精度は  $\sigma = 8^\circ\text{C}$  で可能である。温度上昇率の変動要因としてランス高さ、塩基度があり、推定終点温度が低い場合にはランスを上昇させることにより、また推定温度が高い場合には冷却材の投入により終点温度調整が可能である。

#### 4. 結 言

投入式温度計の使用方法について述べるとともに、吹錬中の鋼浴温度変化ならびに吹錬末期の温度を測定することにより終点温度を精度よく推定できる。温度上昇率におよぼす諸要因の調査により終点温度制御が可能となった。

#### 文 献

- 1) 岡崎, 他: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 516
- 2) A. E. SCHRAEDER: Iron and Steel Eng., May (1966), p. 137
- 3) W. A. FISHOR: Stahl u. Eisen, 82 (1962), p. 797
- 4) 青山, 他: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1723
- 5) 永岡, 他: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 1493

### (59) 千葉製鉄所における転炉の 2/3 基操業について

川崎製鉄, 千葉製鉄所

古茂田敬一・○岡崎 有登

今井 卓雄・守脇 広治

#### 2/3 Operation of LD Converters in Chiba Works

Keiichi KOMODA, Arito OKAZAKI  
Takuo IMAI and Kōji MORIWAKI

#### 1. 緒 言

昭和 37 年春、千葉製鉄所では年産 150~180 万 t の計画で、150 t 転炉 2 基が稼動を開始したが、その後、多孔ノズルランスの使用、吹錬技術の改善など能率の向上に努め昭和 39 年 10 月には、吹錬時間 16.5 min ch to tap 27.1 min (delay を含む) となり製鋼能率も操業時間当り 345 t になった。その後 11 月からは一部 2/2 基操業も実施し、順調な操業を続け、さらに昭和 40 年 3 月新しく No 3 転炉が稼動した。No 3 転炉の稼動に引続き No 1, 2 転炉の炉体上部の取替え工事、造塊起重機の改造工事などを行なった後、昭和 40 年 8 月よ

り 2/3 基稼動を始めた。しかしながら当時の経済情勢より転炉の 2/3 基フル可動の必要はないと考え、造塊ヤードは単に 4 スパン 46m の延長と注入クレーン 1 台を新設し、3 台とするのみに止め、約 1 年間の粗鋼減産下に新しく第 2 造塊場の建設を進め、昭和 41 年 9 月に完成した。折しも粗鋼減産の解除もあり、転炉の能力を十分に発揮することが可能となり、さらに設備の有効利用を計り、生産性をいつそう向上させる目的から 3/3 基操業を行なうことを計画し 10 月より可能な限り 3/3 基操業をも実施し、初期の目的を達した。Fig. 1 に最近の生産実績の推移を示す。

#### 2. 設 備 概 要

##### 2.1 転炉関係

No 3 転炉の構造は Fig. 2 に示すように既設転炉と同じく全溶接構造支持リング炉底非分離式同心型である。鉄皮内容積は既設転炉の操業経験より歩留り向上による利益と煉瓦原単位増加による損失との差の最も大きい炉容積を目指し、鉄皮内容積を 264m<sup>3</sup> (既設転炉より 22m<sup>3</sup> 増加に鉄皮内径 6880 mm, 炉高 8650 mm とし、炉上部コーン傾斜角度 (垂直に対し) は出鋼傾動角度を大きくすることにより、滓切りを容易にできるよう 30°33' より 38°08' にし出鋼口の位置も 255 mm 高とした。傾動速度も 1.0 より 1.13 rpm および 0.1 より 0.11 rpm と若干早めた。さらに既設転炉の炉体コーン部の変形が著しいことを考慮し鉄皮の厚みを 55 mm より 60 mm とするとともに炉底半径は炉底煉瓦の損傷状況にあわせて 6700 mm より 5200 mm とした。減速装置は既設転炉の差動歯車方式に対し遊星歯車を使用しコンパクトな構造とした。傾動用電動機は高速 350 kW 低速 40 kW 各 1 台である。

##### 2.2 原料関係

###### 2.2.1 溶銑関係

溶銑の handling は当初 1500 t 混銑炉 1 基、220 t 天井走行起重機 1 台で行なっていたが<sup>2)</sup> 転炉 1/2 基操業の能率向上により 110 t (捲速度 14m/min) 溶銑受入専用起重機を 38 年 6 月に増設した。No 3 転炉の増設に当たり容量 1850 t 鉄皮内径 8000 mm 長さ 12,100 mm の混銑炉 1 基を増設するのみで 480 万 t/year の操業ができることが確かめられ、混銑炉 1 基を増設した。

###### 2.2.2 スクラップ関係

(1) 2/3 基操業時のスクラップ処理についてはスクラップヤードを 4 スパン 46m 延長し (計巾 28.1m × 長さ 103.5m) 80 t のスクラップ秤量器を 2 台増設計 4 台) するとともに屑鉄積込専用の 35 t 起重機 1 台を新設した。さらに既設の 45/35 t 起重機を 60/45 t に改造しシュート (内容積約 42m<sup>3</sup>) 1 コを増加し合計 4 コとした。

(2) 2/3 基のフル操業時 15~16 min の出鋼サイクルに対して 2 台の屑鉄起重機のみでは積込能力が不足するため、平炉工場の 25 t 天井走行起重機 1 台を転炉工場に移設するとともに減速比の変更のみにより捲上速度 12m/min, 横行 50 min, 走行 100m/min に増速し本年 9 月リフマガ付 15 t の屑鉄積込専用起重機とした。これと同時に原料事情もあり従来の内容積 35.5m<sup>3</sup> のシュート 3 コを、長さ 500 mm 延ばして 11,000 mm と

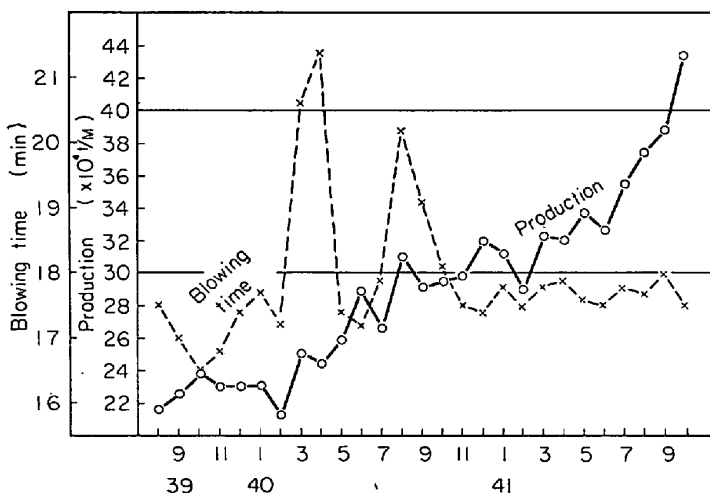


Fig. 1. Transition of production and blowing time.

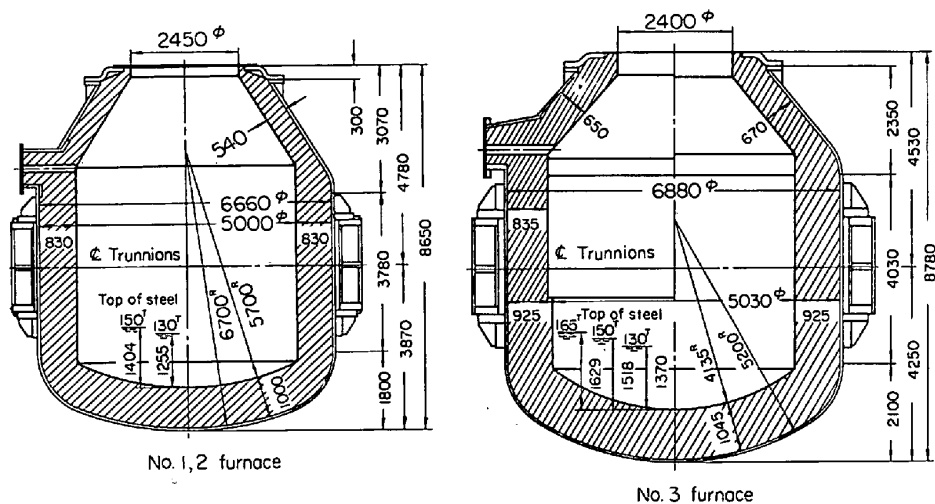


Fig. 2. Profile of converter No. 1, 2 and 3.

70・5m) この第2造塊には 240/40 t 注入クレーン 1 台, 2 t ウォールクレーン 1 台を設置し 240/40 t 7 クレーンには秤量 250/26 t 最小目盛感量 1 t/250 kg の電子管式計重器を装着した. この第2造塊の完成により造塊の注入クレーンは 4 台, 55/20 t の鍋段取り雑用クレーン 1 台, 2 t ウォール 4 台となり注入場所も 6 カ所になった. さらに鍋段取りスタンドも従来の No 1, 2 転炉間の 3 スタンドに加えて, No 2, 3 転炉間にも 2 スタンドを設け合計 5 本の鍋段取りを行えるようにした. さらに注入鍋本数も 14 本に増加した. 鑄型の段取りおよび型抜のため新しく既設の建家とは別に第2型抜場 (巾 32m × 長さ 120m) を新設し 55 t の型抜クレーン 1 台を設置した. なおこれらの増設後の設備配置は Fig. 3 に示す.

2.4 廃ガス処理設備

No 3 転炉の廃ガス冷却設備としては転炉と同じ waagner ボイラーを設置し, フード内配管を 10 数のブロックパネルに分割し, 炉修時の取替え作業を容易にするように改めた. 集塵装置は既設の乾式電気集塵機に系列を増設し 4 系列とした. 廃ガス処理能力は合計 360,000Nm<sup>3</sup>/hr で, 炉の稼動には十分であるが 2 炉同時稼動は不可能であるため, 吹錬ラップを行なうには吹錬炉の発生廃ガス量に応じた吸引量の調節が必要であり, この調節をボイラー出口ダンパーの開度調節によって行なわせるため, 出口ダンパーはリークのない密閉型のダンパーに改造した.

3. 操業経過

3.1 吹錬ラップ操業

転炉の能率を向上させる方法としては吹錬時間の短縮はいうまでもないがこれのみならず, 2 基の転炉の吹錬ラップが考えられる. 前述のように当所の廃ガス処理設備の最終段は 3 基共有の乾式電気集塵機となっているため, 無制限ラップは爆発の危険性の面から不可能であり第2煙道節炭器後で 30sec 置きに廃ガス分析を行ない CO% が 5% 以下になるとみられる 2.5 min の吹錬ラップを計画した. 吹錬時間を 17.5~18.5 min として出鋼サイクルは 15~16 min を目標とすることとした. なお前述のボイラー出口ダンパーの開度調節を炉前操作室のランス昇降の押釦に連動させ自動的に行なわれるように設備した. このようにして 10 月には 2/3 基フル操業で 435,000 t の生産を上げることができた. 吹錬時間平均 17.4 min, 平日出鋼杯数 84 杯であり平均ラップ時間はチャージ当たり 1.6 min であつた. 2.5 min ラップを目標にしたが達成率は 64% にとまつた.

3.2 3/3 基稼動について

炉寿命が延長し炉修理時間が短縮されると新炉と旧炉の切替えまでの間 3 基の転炉を使用し順次吹錬を続行す

するとともに両側面を一部 500 mm 高くして内容積を 42.4m<sup>3</sup> まで増加した.

2.3 造塊関係

転炉工場の造塊場の第1段階としては, できるだけ建家の増築を節約して増産できるように計画し, 第2段階での 2/3 基フル操業に対処できるように計画した.

2.3.1 増設第1期

既設の造塊場を 4 スパン計 46m 延長し (計巾 27m × 長 230m<sup>3</sup>) 240/40 t 注入クレーンを 1 台新設し注入クレーン計 3 台とするに止めた. 同時に既設の 220/40 t 注入クレーン 2 台を減速比を変更し捲上速度を 7.6m/min より 6.5m/min に落とし 240/40 t クレーンに改造した. また既存の 160 t 取鍋も 180 t 鍋に改造するとともに新しく 4 本を製作し鍋本数合計 13 本とした. 一方型抜場は 7 スパン 11.2m 延長 (計巾 32m × 長さ 366 m) し雑用 50 t クレーン 1 台を新設した. (計 50 t クレーン 2 台, 雑用 50 t 3 台)

2.3.2 増設第2期

フル操業に対処できるように新しく第2造塊場を既設の造塊場の東側に隣接して設置した. (巾 27.7m × 長さ

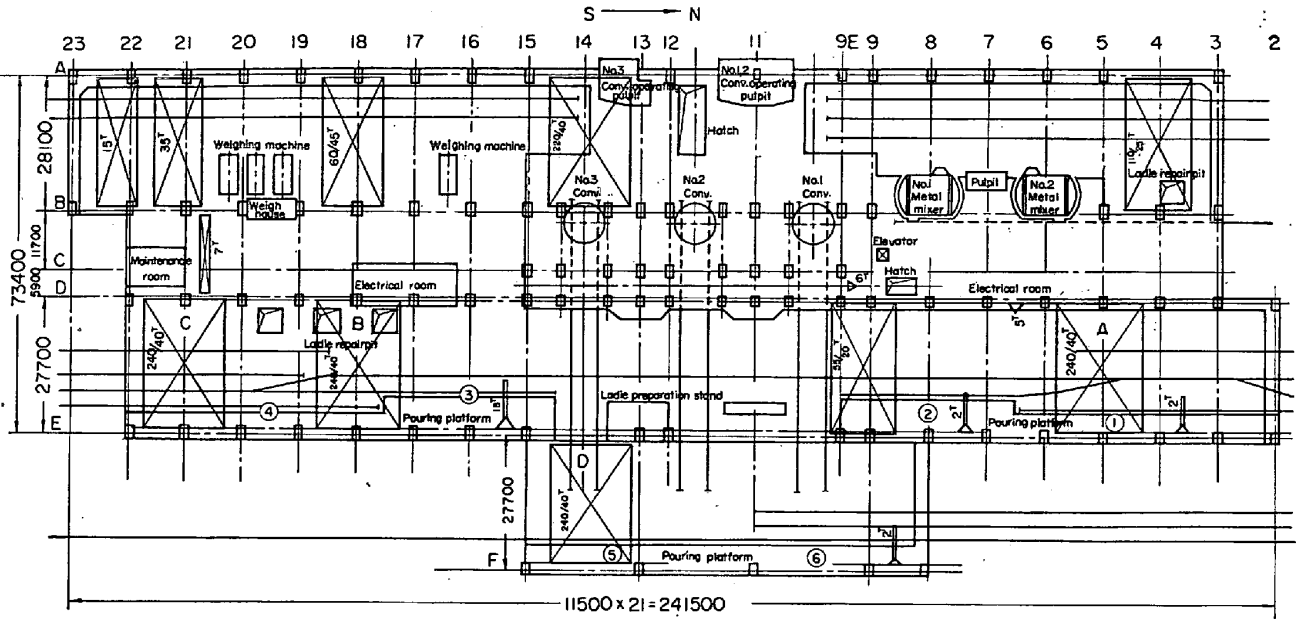


Fig. 3. Layout of B. O. F. plant.

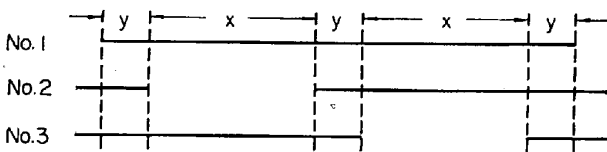


Fig. 4. Schedule of 3/3 converter operation.

ることが可能となる。特に 2/3 基の操作の場合の 2 炉の tap~to~tap は同一時間になることが望ましいが、しかし新炉の起き上りは孔時間が長くこの関係を乱しやすく。また孔補修、再吹錬、冷却などにより次の予定吹錬開始時刻に間にあわず、loss time を作りやすい。これらの問題について 3 基の転炉を使用し順次吹錬を続行すれば 1 炉については 2/3 基の場合より 1 出鋼サイクル時間だけの余裕時間をもつことができるため見掛上 loss time 皆無の操作を行なうことができる。このため 10 月に 3/3 基操作が行なえる機会をみて実施し、95 および 96charge/day の実績を得た。1 炉代を対象とした 3/3 基操作期間は次式によつて求めることもできる。

$$\begin{cases} L = 2x T_2 + 3g T_3 \dots\dots\dots (1) \\ R = 21/20 \cdot x \end{cases}$$

- L : 炉持続回数
- R : 炉修理必要日数
- $T_2$  : 2/3 基操作時の 1 基当たり出鋼杯数 (24 hr 当たり)
- $T_3$  : 3/3 基操作時の 1 基当たり出鋼杯数 (24 hr 当たり)
- x : 2/3 基操作日数 (実働 24 hr 単位)
- y : 3/3 基操作日数 (実働 24 hr 単位)

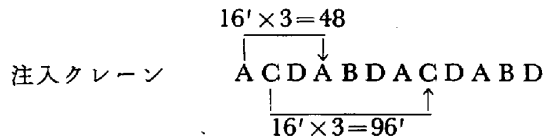
現在炉持続回数は 420 回程度、炉修理日数は 4 日程度であるので 1 炉代約 11 日の中、だいたい前、中、末期にそれぞれ 0.8 日の 3/3 基操作が可能となっている。またこの計画を推進するために炉回数は 420 回程度で計画的に停止、炉修理を行なっている。なお上式より 3/3 基稼動を効果的に行なうには炉回数の延長はいうまでも

ないがさらに炉修理期間の短縮が重要であり当所の場合、ボイラーの修理期間を短縮する技術的問題が残されている。

3.3 造塊作業について

3.3.1 注入作業

出鋼サイクル 15~16 min の出鋼に対し Fig. 3 に示すように第 2 造塊場も含めて 4 台の注入クレーンと 6 カ所のデッキで受鋼しなければならない。今かりに注入クレーンに図に示したように ABCD、注入デッキに ①②③④⑤⑥ の符号をつけると各クレーンに対する注入場所はクレーン A はデッキ ①②、B は ③、C は ③ または ④、D は ⑤⑥ となる。この出鋼ピッチに対してわれわれは次のような注入サイクルをとっている。



すなわち ADB クレーンについては 48 min サイクル、C クレーンについては 96 min サイクルで注入を行なうことになる。したがって現在われわれが溶製している鋼種の中、注入に長時間を要するものについてはすべて C クレーンで注入を行ない。その他のクレーンでは [(注入時間)+(鍋移動時間)] ≤ 48 min に入るような鋼種および鑄型構成にしている。

3.3.2 鍋段取り作業

鍋段取り作業はすべて前述の第 1 造塊場の 5 コのスタンドで行なわれる。ストッパーの取付け取外しには専用の 2 t 壁クレーンを使用しノズル取付け取外しのための鍋傾動および鍋移動には 55/20 および B の 240/40 t クレーンを使用している。取鍋本数は 14 本、稼働率は約 50% で常時 6~7 本を使用している。

3.3.3 型抜および型据作業

第 1、第 2 型抜場で鑄型置場は計 4700m<sup>2</sup>、鑄型常備本数 1500 本、平均的には 1 回/day の使用回数である

が、圧延のDロールチャンスなどの関係で必ずしもこの通りではない。型抜クレーンの能力に関しては鑄型構成によつてかなり異なるが現在では型抜所要時間 35 min/ch. である。クレーンの干涉その他止むを得ない待ちを10%としても型抜クレーンは第1に2台、第2型抜場に0.5台と考えて計2.5台であり90~96 ch/dayは処理できる。鑄型段取についてはクレーンが1台多いので問題ない。

3.3.4 ディーゼル機関車および注入台車

ディーゼル機関車の配置はまず分塊工場から帰つてくる空車を所定の鑄型置場の前まで配車するのに型抜場の北側に1台、段取された台車を所定のデッキの位置線まで運ぶのに1台、注入後の熱塊台車を引出して次の段取台車を所定の注入線に入れ熱塊台車を型抜場まで運ぶのに2台、計4台のディーゼルの稼働させている。注入台車は160t台車70輛、75t台車20輛、1ch平均160t台車換算で3輛編成で7.5hrサイクルで廻している。

4. 結 言

2/3基操業に移つて以後順調な操業を続け、この間2/3基フル操業に対して各設備の増強を計り、10月以降2/3基フル操業の一部3/3基操業も加え単一の製鋼工場で年間500万ペースの生産を行なうことができるようになった。

文 献

- 1) 岩村, 八木, 他: 鉄と鋼, 49 (1963)3, p. 392

(69) 表面活性成分を含む溶鉄の窒素吸収速度と表面張力の関係

(溶鉄の窒素吸収速度に関する研究—Ⅵ)

名古屋大学, 工学部

工博 井上道雄・○長 隆郎

On the Relationship between Rate of Nitrogen Absorption and Surface Tension of Liquid Iron Containing Surface Active Agents (Studies on the rate of absorption of nitrogen in liquid iron—Ⅵ)

Dr. Michio INOUE and Takao CHOH

1. 結 言

溶鉄の窒素吸収のような不均一反応では気相および液相内の拡散過程とともに高温とはいへガス-メタル界面における界面反応が問題となる場合がある。たとえば既発表りにみるように Fe-S 系および Fe-O 系溶鉄の窒素吸収速度はそれぞれ約 0.05% S, 0.03% O においてすでに拡散過程にかわりガス-メタル界面における窒素の吸着過程が律速するとみなすことができる。すなわち溶鉄表面において酸素あるいは硫黄が表面活性の挙動をなしこれが窒素の吸着に対し毒作用をなすため著しい窒素吸収速度の低下がみられるのである。したがつてかような表面活性成分による表面張力の低下は直接溶鉄の窒素吸収速度に重大なる影響をおよぼすものとみることができるから、溶鉄の表面張力と吸収速度との間にはかな

り明白な関係が成立するものと思われる。そこでこれまで測定した Fe-S 系, Fe-O 系および Fe-O-S 系についての実験結果を整理し既知の表面張力の測定値と組み合わせ両者の関係を検討してみることにした。

2. Fe-S および Fe-O 系溶鉄の窒素吸収速度と表面張力の関係

溶鉄の窒素吸収速度と表面張力との関係を求めるとき吸収速度の値は既発表<sup>1)2)3)</sup>から、また表面張力は P. KOZAKEVITCH et al.<sup>4)</sup>の測定値をもとにして考察してみる。しかしながら本研究において窒素吸収速度を測定した温度とこれらの表面張力の測定温度が必ずしも同じではないので表面張力の値に対して温度の補正をしなければならない。そこで温度と表面張力の間に次の関係を満足するものとして温度変化による補正を行なつた。

$$\sigma = \sigma_M [1 - \alpha(t - t_M)] \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 $\sigma$  は温度  $t$  における表面張力、 $\sigma_M$  は熔融温度  $t_M$  における表面張力、 $\alpha$  は定数を示す。 $\alpha$  は Fe-P 系溶鉄の表面張力の温度変化の値<sup>5)</sup>から算出すれば  $\alpha = 4.66 \times 10^{-4}$  となりしたがつて (1) 式は (2) 式になる。

$$\sigma = \sigma_M [1 - 4.66 \times 10^{-4}(t - t_M)] \dots\dots\dots (2)$$

Fig. 1 は (2) 式により補正した表面張力  $\sigma$  と見かけ上の物質移動係数との関係 (以後これを  $k'-\sigma$  曲線とする。)を 1550°C の Fe-S 系および 1600°C の Fe-S 系および Fe-O 系溶鉄について示したものである。Fig. 1 から明らかなように 1600°C の Fe-S 系および Fe-O 系溶鉄の  $k'-\sigma$  関係は同一の  $k'-\sigma$  曲線で表わされ、しかも表面張力が 1100 dyn·cm<sup>-1</sup> 以上では直線関係を示す。また温度による影響はかなり大きく表面張力の高い範囲で著しい。このような表面活性成分を含む溶鉄においては単にその溶鉄の表面張力を知ればただちに一定条件下における溶鉄の吸収速度を求めることができる。また Fig. 1 から表面張力の高い範囲 (約 1100 dyne·cm<sup>-1</sup> 以上) の  $k'-\sigma$  曲線は1次関数とみなすことができるが表面張力がさらに低下するとしだいに  $k'$  はこの関係からはずれあまり低下しなくなる。この理由については後で考察する。

3. Fe-O-S 系溶鉄の窒素吸収速度と表面張力の関係

次に硫黄および酸素が共存する場合すなわち Fe-O-S

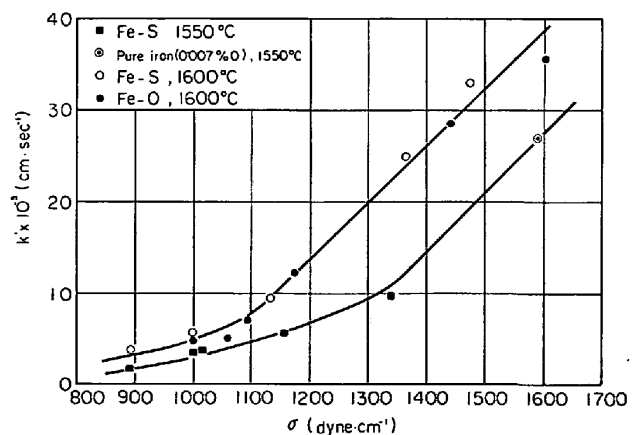


Fig. 1. Relation between mass transfer coefficient and surface tension.