

669.184.244.66:669.184.28:621.039.85

(1)式からわかる通り  $\Delta T$  は出鋼所要時間と、取鍋使用サイクルではほぼ決定されるようであるがこの回帰式は高度に有意で寄与率は50%程度である。なおこの式からの推定値は  $\pm 5^{\circ}\text{C}$  に56%,  $\pm 10^{\circ}\text{C}$  に84% 適中する。(1)式は取鍋使用サイクルを直線回帰で求めたが Fig. 5 にも示す通りその影響は曲線となつてゐるため Fig. 4 に示す単要因(出鋼所要時間)回帰式のバラツキ ( $\sigma=5.3^{\circ}\text{C}$ ) より大となつてゐる。

よつて現場的にはむしろ取鍋使用サイクルで層別して出鋼所要時間で  $\Delta T$  を推定した方がより正確に ( $\pm 5^{\circ}\text{C}$  に62%,  $\pm 10^{\circ}\text{C}$  に91% 適中) 推定できるようである。

b. 130 t 転炉

130 t 転炉についても回帰式を求めたが、特性値そのもののバラツキが比較的小さく ( $\sigma=7.5^{\circ}\text{C}$ ) 有意な式は得られなかつた。

5. 結 言

70 t 転炉と 130 t 転炉について吹錬終から取鍋内までの溶鋼温度の挙動を調査し、ある程度その実態を把握することができたが、出鋼時の溶鋼温度降下についてはさらに検討を進め、最終的には吹錬終から注入までの溶鋼温度推移について体系的に把握すべく現在調査中である。なお今回の調査結果をまとめると次の通りである。

- 1) 転炉々内における溶鋼温度の経過時間による降下速度は 70 t 転炉で  $3.2^{\circ}\text{C}/\text{min}$ , 130 t 転炉で  $2.7^{\circ}\text{C}/\text{min}$  である。
- 2) 冷却材による温度降下は冷却材 100kg 当たり、70 t 転炉で  $6.3^{\circ}\text{C}$ , 130 t 転炉で  $1.8^{\circ}\text{C}$  である。
- 3) 出鋼時の温度降下は出鋼所要時間、取鍋使用サイクルではほぼきまり、70 t 転炉では  $\pm 10^{\circ}\text{C}$  に84% 適中する回帰式を求めることができた。

文 献

- 1) 尼鉄: 第 28 回製鋼部会 (1964)
- 2) 富士広畑: 第 13 回 LD 技術懇談会 (1964)

(85) 転炉内のエマルジョン状スラグの浮上分離

(製鋼工場における RI の利用—VIII)

八幡製鉄所, 技術研究所

理博 森 久・松尾 翠・繩田義訓  
○谷沢 清人・山手 実

Separation of Slag Emulsion from Molten Steel in LD Converter.

(Tracer application of RI to steel works—VIII)

Dr. Hisashi MORI, Midori MATSUO,  
Yoshikuni NAWATA, Kiyohito TANIZAWA  
and Minoru YAMATE.

1. 緒 言

転炉吹錬終了時においては、スラグは溶鋼中にエマルジョンとして懸濁してゐるであろう。このスラグエマルジョンが注入までに完全に浮上分離しないと、転炉鋼塊の外來介在物の 1 因になるであろう。

そこで、 $^{140}\text{La}_2\text{O}_3$  をトレーサーとして、スラグの浮上分離におよぼす諸要因の影響を調査したので、その概要を報告する。

2. 実験方法

2.1 実験対象工場

低炭素リムド鋼を対象として、戸畑第 2 転炉工場の公称 120 t 転炉(製出鋼量は約 150 t)で実験した。

鋼塊単重は 11~19 t であつた。

2.2  $^{140}\text{La}_2\text{O}_3$  によるスラグの標識と試料採取

$^{140}\text{La}_2\text{O}_3$  約 7mC を 2 個の鋼製カプセルにスラグ粉と共に封入したものを、スクラップとともに転炉内に装入した。吹錬終了後炉内より約 1 kg のスラグを採取し、また造塊において、注入終了より約 2 min 後に、各鋼塊より約 1 kg のスカムを採取した。

2.3 試料の放射能計数

スラグおよびスカム試料は、それぞれ小型のジョークラツシャーで粉碎して混入してゐる鉄を磁選分離したのち、80mm  $\phi$   $\times$  100mm のブリキ罐に入れて、神戸工業製 SA-230 型シンチレーションカウンターで数回計数をくりかえし、各種の補正<sup>1)</sup>を行なつて真の計数率を求めた。

これから、スラグの比放射能に対するスカムの比放射能の比を求め、スカム中のスラグに起因する割合を求めた。

2.4 実験方法に関する問題点

上述した実験法を採用した理由は、スカムの比放射能を測定することによつて、各鑄型に注入された溶鋼に含まれるスラグ起源介在物量が求められると考えたからである。鑄型に注入された溶鋼中の転炉スラグ量は、スカムの比放射能にスカム重量を乗じ、これをスラグの浮上率で除したものであるはずであるから、スカムの比放射能から注入された溶鋼中のスラグ量を求めるためには、スカム重量とスラグ浮上率を知るか、もしくは一定値とみなせることが必要である。

ところが、前報<sup>2)</sup>でもふれたように、溶鋼 t 当たりのスラグ重量はチャージおよび鋼塊ごとに変動しており、またスラグ浮上率は 90% 以上と想像されるものの、リミシングアクションの強さや注入温度などによつて変動するであろう。また、スラグはリミシングアクション初期にほとんど浮上してしまうためか、2 min 後に採取したスカムの比放射能は、8 min 後に採取したスカムのその約 2~3 倍であつた。ところが、試料採取は注入終より 2 min 後に行なつたものの、実際作業において採取時期がある程度不正確になることはさげられなかつた。

以上のごとく、実験法には、いくつかの問題点があることに留意されたい。

3. 実験結果と考察

溶鋼内に懸濁してゐる転炉スラグ濃度の時間的变化は、1 次脱酸生成物の浮上の場合<sup>3)</sup>と同様に、(1)式にしたがうものと考えられる。

$$C_t = C_0 \cdot \exp(-kt) \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $C_t$ : 吹錬終から t 時間後の溶鋼中スラグ濃度

$C_0$ :  $t=0$  におけるスラグ濃度

k: みかけの浮上分離速度係数

$C_0$  の値は吹錬条件やスラグ組成によつて変動するで

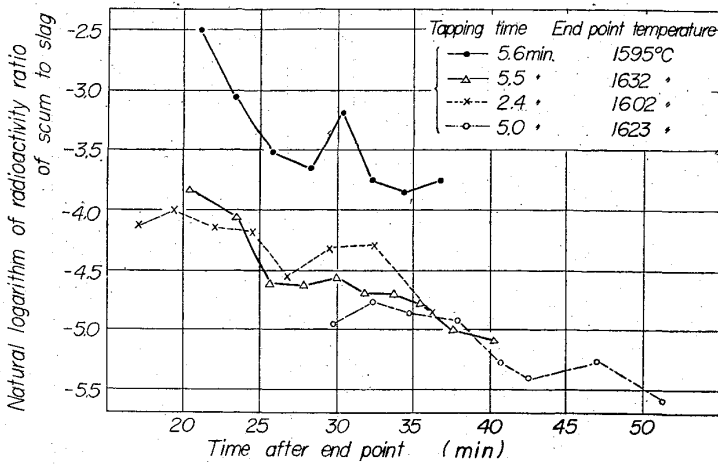


Fig. 1. Relation between time after end point and natural logarithm on radioactivity ratio of scum to slag.

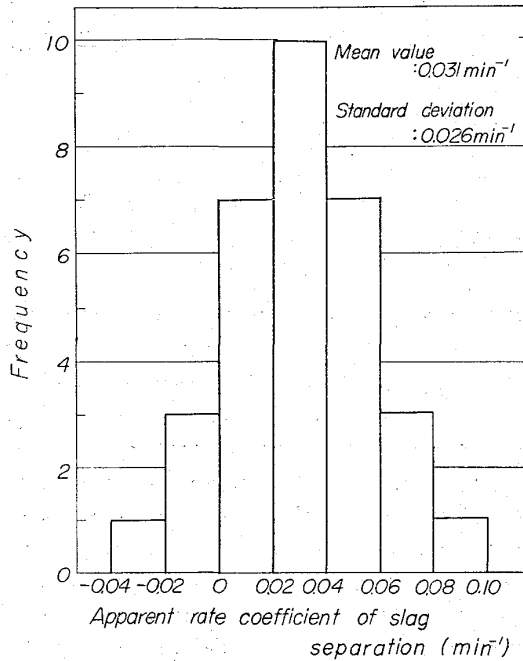


Fig. 2. Histogram of apparent rate coefficient of slag separation.

あろうが一応一定と仮定し、また  $k$  の値は、時間の経過、スラグ粒度、溶鋼温度によつて大きく変化すると想像されるが、短い時間間隔内では  $k$  は一定とみなしうるであらう。

このような仮定に基づき、実験した 32ch のデータのうちから、吹錬終からの時間と放射能比（スカムの比放射能/スラグの比放射能）の自然対数値との関係の代表的な数例を Fig. 1 に示す。図から明らかなように、多少の変動はあるが、時間の経過（すなわち注入順序）にしたがつて放射能比が順次減少してゆく傾向がみられる。この両者の関係について、最小自乗法により回帰式を算出し、その勾配からみかけの浮上分離速度係数 ( $k$ ) を求めた。

実験した 32ch の  $k$  の値の分布図を Fig. 2 に示す。

図中に示すように、 $k$  の平均値は  $0.031 \text{ min}^{-1}$  でその標準偏差は  $0.026 \text{ min}^{-1}$  であつた。取鍋内における湯動きはかなり著しいとはいえ、厳密には各鋼塊に注入される溶鋼はその時期の取鍋内溶鋼の代表試料とは考えられないが、Fig. 2 に示した  $k$  の値は、一応取鍋内での転炉スラグの注入時期における浮上分離速度係数のオーダーを与えるものと考えられる。

つぎに、注入時期までのスラグの浮上分離におよぼす諸要因の影響をしらべるため、上述した回帰式から、吹錬終より 30min 後および 40min 後の放射能比の値を算出し、この値をもとにして若干の検討を行なつた。30min および 40min 後なる時期をえらんだ理由は、吹錬終から注入までの時間がおおよそこの範囲内にあつたため、回帰式から内挿して求め得たからである。

### 3.1 炉内保持時間と放射能比との関係

炉内保持時間（吹錬終から出鋼開始までの時間）と吹錬終から 30min および 40min 後の放射能比との関係を Fig. 3 に示す。図からも明らかであるが、相関係数を求めた結果は下記のものであり、相関は認められない。（サフィックスは吹錬終からの時間を示す。）

$$r_{30} = -0.0025$$

$$r_{40} = -0.076$$

この結果からすれば、吹錬終から注入までの時間が一定であれば、炉内に保持しても取鍋内に保持しても差異はないことになり、常識的に考えられるように、より高温で鋼浴の深さも浅い炉内で長時間保持した方がスラグの浮上分離に有効であろうという予測に反するが、この

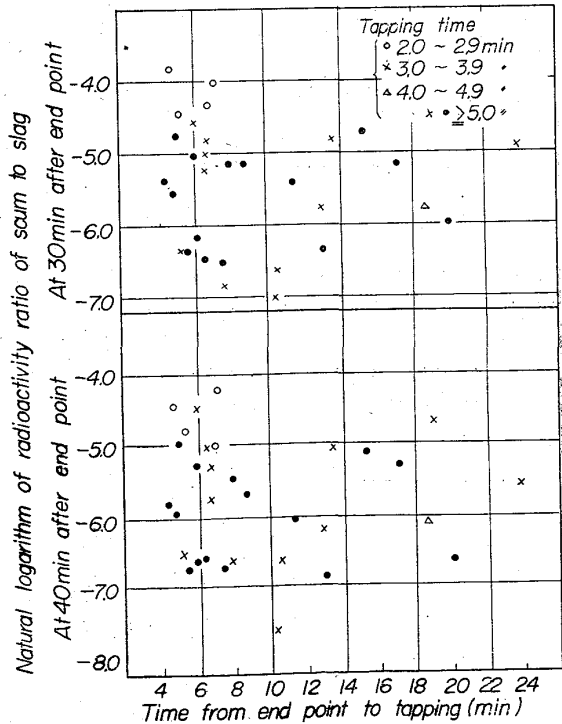
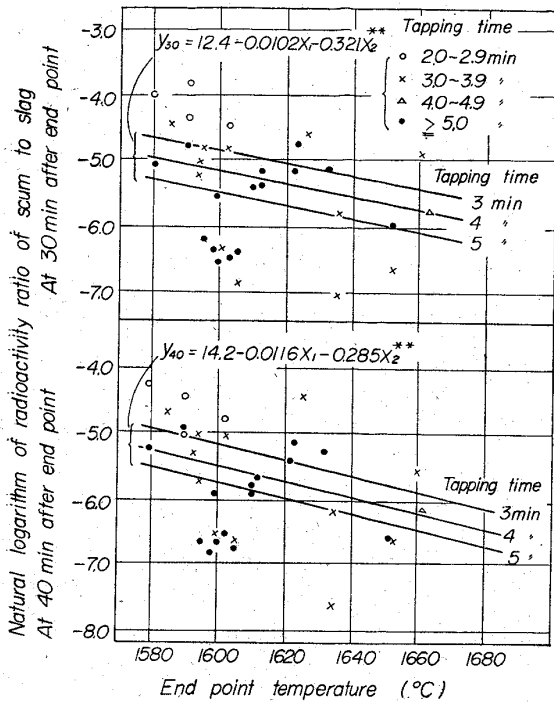
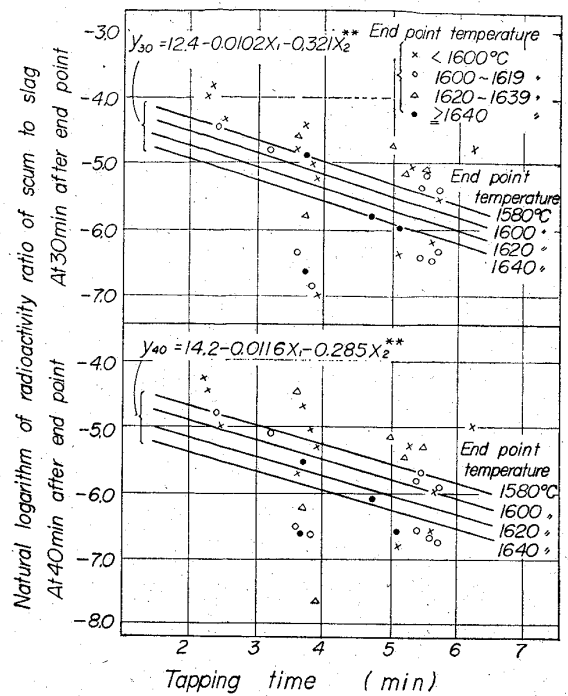


Fig. 3. Relation between time from end point to tapping and natural logarithm of radioactivity ratio of scum to slag.



$X_1$ =End point temperature( $^{\circ}$ C),  $X_2$ =Tapping time(min.)  
 $y_{30}(y_{40})$ =Natural logarithm of radioactivity at 30 min. (40 min) after end point.

Fig. 4. Relation between endpoint temperature and natural logarithm of radioactivity ratio of scum to slag.



$X_1$ =End point temperature( $^{\circ}$ C),  $X_2$ =Tapping time (min.)  
 $y_{30}(y_{40})$ =Natural logarithm of radioactivity at 30 min (40 min) after end point.

Fig. 5. Relation between tapping time and natural logarithm of radioactivity ratio of scum to slag.

原因については後述する。

3.2 吹錬終温度および出鋼所要時間と放射能比との関係

吹錬終温度もしくは出鋼所要時間と放射能比との関係を、それぞれ Fig. 4 および Fig. 5 に示す。このおのおのについて、単相関係数を求めた結果は以下の通りである。

吹錬終温度と放射能比  $\begin{cases} r_{30} = -0.315 \\ r_{40} = -0.352^{**} \end{cases}$

出鋼所要時間と放射能比  $\begin{cases} r_{30} = -0.462^{**} \\ r_{40} = -0.422^{**} \end{cases}$

このように相関が認められたので、吹錬終温度( $x_1$   $^{\circ}$ C) 出鋼所要時間( $x_2$  min), 吹錬終より 30min および 40 min後の放射能比 ( $y_{30}$  および  $y_{40}$ ) の間の重相関分析を行ない、試料重相関係数を求めて検定し、高度に有意であるという結果を得たので母寄与率も求めた。これらの結果を次に示す。

試料重相関係数  $\begin{cases} r_{y_{30} \cdot x_1 \cdot x_2} = 0.536^{**} \\ r_{y_{40} \cdot x_1 \cdot x_2} = 0.524^{**} \end{cases}$

母寄与率  $\begin{cases} \rho_{y_{30} \cdot x_1 \cdot x_2} = 0.238 \\ \rho_{y_{40} \cdot x_1 \cdot x_2} = 0.225 \end{cases}$

そこで、これらの関係をあらわす回帰式を求め、回帰分析を行なつて検定した結果を以下に示す。

$y_{30} = 12.4 - 0.0102x_1 - 0.321x_2^{**}$

$y_{40} = 14.2 - 0.0116x_1 - 0.285x_2^{**}$

これから吹錬終温度が  $20^{\circ}$ C 低下すると注入される溶鋼中のスラグ濃度は約 1.25 倍に増加し、出鋼所要時間が 1 min 短くなると約 1.35 倍に増加することがわかる。出鋼所要時間が短くなるほど放射能比が増加する原

因は、出鋼時間が短いほど出鋼流による取鍋内溶鋼の攪拌が激しくなるため、炉内スラグが再び出鋼中に取鍋内溶鋼にまきこまれる確率が大きくなるためと推測される。

このように考えると炉内保持時間が長いほど出鋼開始までの炉内溶鋼中のスラグの浮上は促進されるであろうが出鋼終から注入までの取鍋内保持時間は短くなるため出鋼時に新たにまきこまれたスラグの浮上は不良となり、この両効果が相殺した結果、先に述べたように、吹錬終から一定時間後における放射能比と炉内保持時間との間に相関が認められなかつたものと推測される。

その他の諸要因の影響についても検討したが、チャージ間の要因変動範囲が小さかつたため、影響を認めることはできなかつた。

なお、各図には放射能比の自然対数値を示したため放射能比の絶対値が見にくいであろう。“スカムの比放射能/スラグの比放射能”の各ch.内の平均値は、最高2%, 32chs.の平均は0.59%, その標準偏差は0.52%であつた。リムド鋼塊の注入終より2min後のスカム量を溶鋼t当たり0.4kg以下<sup>2)</sup>とすると、本実験条件の範囲内では、鑄型に注入される溶鋼中の転炉スラグ重量は、 $2\% \times 0.04\% = 8 \times 10^{-4}\%$ 以下となる。

4. 結 言

転炉吹錬中に溶鋼内にエマルジョン状に懸濁するスラグの、注入時期までの浮上分離を検討する1手段として、吹錬前に転炉内に  $^{140}\text{La}_2\text{O}_3$  を装入しておき、注入終より2min後に各リムド鋼塊スカムを採取し、スカムの比放射能の炉内スラグの比放射能に対する比を求めた。

実験条件の範囲内では、吹錬終から注入までの時間を一定としたとき、鑄型内に注入される溶鋼中のスラグ量は、吹錬終温度が 20°C 低くなると 1.25 倍に増加し、出鋼所要時間が 1 min 短くなると 1.35 倍に増加したが、炉内保持時間の影響は認められず、出鋼流によつてスラグが再び溶鋼にまきこまれるものと推測された。なお、注入時期の取鍋内におけるスラグの見掛けの浮上分離速度係数は  $0.03 \text{ min}^{-1}$  の程度であり、鑄型に注入される溶鋼中の転炉スラグ重量 % は  $8 \times 10^{-4} \%$  以下と推定された。

文 献

- 1) 森, 他: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1411
- 2) 森, 他: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1848
- 3) 例えば川和, 他: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1859

(86) 転炉吹錬の数式モデルの検討

東海製鉄

小川清一郎・森田 和  
大西 保之・直川 博俊

Some Attempts to Improve the Mathematical Model of LD Process.

Seiichiro OGAWA, Yawara MORITA,  
Yasuyuki ONISHI and Hirotoishi NOKAWA.

1. 緒 言

東海転炉の吹錬作業の自動化を進めるに当たつて、その数式モデルを、如何なる方式で決めるかが、当初問題となつたが、

- 転炉の吹錬作業は、比較的再現性が高いこと。
- 炉内反応は、平衡に近い状態で進行すること。
- 連続するチャージの吹錬結果の差違は、インプットおよびアウトプットの諸データの変動以外に、炉回数・休止時間、転炉の特性などにて生ずると考えられること。

を考え方の基礎にして、転炉吹錬に関する数式モデルを組んでみた。将来、実績に基づくプログラム変更が容易なように、これをデジタルの HICOM-2100 に組み込み、40年2月上旬に据付、調整完了、2月中旬から数式モデルの妥当性の検討を行なつた。その中、2、3の項

目につき、解析結果を報告する。なお、制御用計算機 HICOM-2100 を中心としたコンピューティングロガーのハードウェアについては論旨外であるので、この報告では省略する。

2. 調査方法

2.1 各要因の計算結果への影響

数式モデルを、ある仮定の下に、純理論反応式にしたがつて組んだ場合、その変動量に対する冷却材量および酸素量の計算結果の変動量を試算した。

2.2 操業実績からの適正な補正值の設定

転炉操業の各吹錬ヒートは、バッチ的な工程であつても、連続する近接ヒートは、吹錬条件がほぼ一定の場合、種々の吹錬データは非常に近似して、各ヒートの熱および物質バランスを基にした数式モデルでも、前回あるいは前数回の近接チャージの吹錬データの情報を逐次、修正していけば、ほぼ満足できる計算制御が可能である。問題は、修正項目の取り上げ方とその適用方法とである。ここでは、次の3つについて調査する。

炉回数に依る炉内形状の変化は、スラグ T-Fe の変化や製出鋼歩留りの変化にみられるように、転炉操業に大きな波の変動を与えるので、要因の1つとしてこれを取り上げた。また連続操業、非連続操業の転炉吹錬データの差違は、前回ヒート出鋼後、次回ヒート装入までの休止時間中の炉全体の放散熱に依存するものと考え、別に測定した炉体放散熱と併せ、休止時間を検討した。数式モデルを組むに当たり、仮定の中でリニアな設定をしたものがあるが、これが転炉の終点決定に大きな誤差を与える結果となる。例えば、脱炭反応にそのような仮定を設けると、吹止目標 C が低炭域と中炭域とでは、誤差が入るのは当然であり、当初、リニアな仮定で処理した吹止め C についても修正を試みた。

この報告では、以上の3点につき、その修正すべき値を、補正值として求め、それぞれにつき、最適な補正值を操業実績から検討したものである。特に、炉回数、休止時間の要因については、転炉自体が有する特性を考慮して、一号転炉、二号転炉別に検討した。調査方法は数式モデルに、吹錬実績の諸データを与え、冷却材量および酸素量を計算させ、その計算結果と実績とが一致するための最適な補正值を求めた。調査に使用したヒートは一号転炉四代、二号転炉四代および過去の種々の吹止め C レベルの鋼種につき、溶銹配合率の略同一な約 700 ヒートである。

3. 調査結果

3.1 各要因の計算結果への影響

Table 1 に適当な仮定を設定した上に、純理論式のみにて組んだ数式モデルにしたがう場合の、各要因の単独変動に対する計算結果の変動を表示した。

Table 1 の結果からでは、通常の転炉操業の変動内では、溶銹配合率、溶銹 C および Si、転炉ガス中 CO 比、スラグ中 T-Fe および塩基度の各変動が、計算結果に大きな変動を与える。ここに注意しなければならないのは、Table 1 は、各要因の単独変動に対するものであつて、1つの要因の変動に対するその他の要因の変動は無視すると

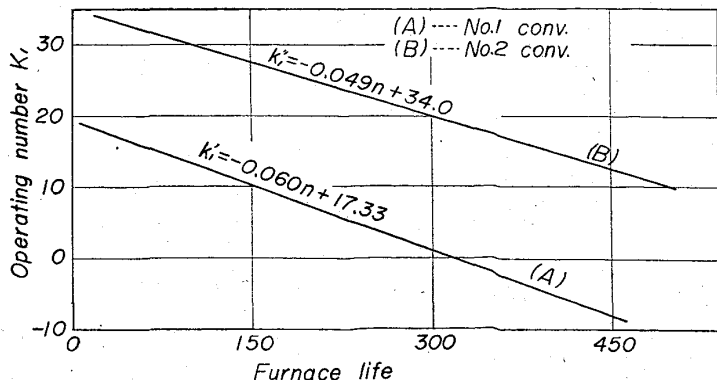


Fig. 1. Relation between the furnace life and  $K_1$ .