

Flooding による溶鉱炉の棚吊*

(溶鉱炉の棚に関する研究—II)

児玉惟孝**・重見彰利***

斧 勝也***・緒方年満***・彼島秀雄***

Hanging in the Blast Furnace Caused by Flooding.

(Studies on hanging of a blast furnace—II)

Koretaka KODAMA, Akitoshi SHIGEMI,

Katsuya ONO, Toshimitsu OGATA and Hideo KANOSHIMA

Synopsis:

Furnace hanging is possibly caused by flooding. It is confirmed as a result of our experiments by a furnace model and a small scale test blast furnace that the flooding condition in packed column is qualitatively applied to the blast furnace by multiplying the correction coefficient. Coefficients are experimentally evaluated to be 0.5 and 0.35 in case of uniform and mixed coke size respectively. Present blast furnaces are operated nearly at the limiting flooding condition. It may safely be said that the furnace approaches the flooding condition, when the increase of blast volume is frequently accompanied with furnace roughness, slip or hanging.

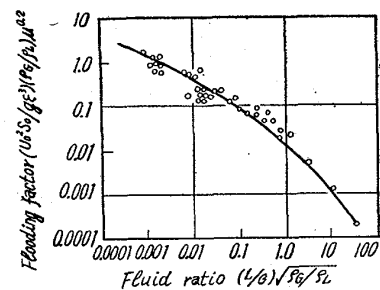
Constitutional improvement of blast and more delicate control of burden preparation must be contemplated for increasing the production rate.

(Received 9 November 1962)

I. 緒 言

溶鉱炉で起る諸現象を化学工学的に解析しようとする研究が最近発展している。溶鉱炉はガスと固体あるいは溶融状充填物との向流による反応炉であり、原料流動機構の面で化学工学で使用している充填塔での条件と原理的に類似している点も多い。それゆえ flooding を溶鉱炉の棚吊りの有力な一原因と考えることができる。溶鉱炉の溶解帯では装入物から生成した溶融スラッグと溶融鉄が固形コークスとまだスラッグに吸収されていない固形の石灰の間を滴下し²⁾ 燃焼帯からでた高温還元性ガスと向流接触し物理的バランスがとれていると考えられる。それゆえ溶鉱炉操業条件の変動に伴い溶解帯で上昇ガスの流速が増加して flooding を起した場合、溶融スラッグや溶融還元鉄が降下できず炉内に停滞し、さらには逆流して上部低温帯へ飛散しコークス粒子間で凝固する。この凝固物はさらに flooding を助長し炉を棚吊り状態に導くことは推察することができる。flooding が棚吊りの重要要因として寄与するか否かを高炉模型および小型試験溶鉱炉を用いて実験したのでその結果を報告する。

充填塔でのガスと液体との向流条件下での flooding



- U_0 Superficial velocity of rising gas m/s
 g Gravity acceleration 9.8 m/s²
 ρ_G Density of rising gas kg/m³
 ρ_L Density of descending liquid kg/m³
 G Superficial mass velocity of gas kg/s m²
 L Superficial mass velocity of liquid kg/s m²
 S_0 Specific surface of solid 1/m
 μ Descending liquid viscosity centipoises
 ϵ Porosity of charge

Fig. 1. Correlation of flooding of packed columns.

については化学工学の分野でかなり詳細に研究されており³⁾⁴⁾、次元解析の結果求めた fluid ratio と flooding factor との間に Fig. 1 のごとく明確な関係のあるこ

* 昭和34年3月本会講演大会にて発表
昭和37年11月受付

** 八幡製鉄株式会社八幡製鉄所技術研究所, 工博
*** 八幡製鉄株式会社八幡製鉄所技術研究所

とが認められ、Fig. 1 の曲線の上方では flooding が起り、下方では起らない。この関係が溶鉱炉にそのまま適用できるかどうかは明かでない。溶鉱炉で flooding が問題になるのは溶解帯の部分であり、この付近では鉱石や石灰石が表面から順次とけていくのであるから flooding に関与する液体は鉱石あるいはスラッグの全量でなく、可溶性物質の粒度や種類によつても変つてくる。ゆえに溶鉱炉内での flooding による棚吊りがいままでに研究されてきた充填塔での flooding と同一条件で起るものかを検討しスラッグおよび鉱石の粒度、混合割合、粘性などの影響について研究すると、操業条件の決定や炉の設計に役立つはずである。

II. 溶鉱炉模型による flooding の検討

(1) 実験装置

充填物としてコークスの代りにガラス玉、鉱石の代りに固形パラフィンを用いた。Fig.2(a)に示すように内径 38mm φ の硬質ガラス製容器の上部からガラス玉とパラフィン粒を適当に混合して装入し、装置の下部にある 3 本の羽口から圧縮機によつて約 90°C に予熱した空気を吹きこんだ。実験には 6.8mm φ, 10mm φ, 15mm φ の 3 種のガラス玉と 2.5mm φ, 5mm φ, 7.5mm φ, 10mm φ の立方形の 4 種類の固形パラフィンを使用した。

(2) 実験結果および考察

羽口から送風を開始すると熱風によりパラフィンが溶け始めて円筒内を滴下する。熱風流速を次第に増加させていくと溶融パラフィンが flooding を起す。この flooding によつて上部へ吹き上げられたパラフィンが凝固すれば棚吊が起るのであるが、この実験では完全に棚吊りになる場合は非常に少ないことが認められた。完全

に棚吊を起す場合の円筒上下の差圧と風速との関係を Fig. 2 (b) に示すが完全に棚吊りを起す場合が少いため flooding を起す限界流速を求めて実験データとした。ただし流速を増した場合円筒の同一断面で同時に flooding を起さぬことが認められた。これはガラス円筒周辺部は中心部よりも低温であり、パラフィンの粘性が周辺部と中心部とで異なることと横断面上の通気分布が必ずしも均一でないためであろうと考えられる。内部の flooding は観察しにくいので、ここでは周辺部で flooding を起す流速を測定し flooding の限界流速とした。

高炉内では装入物が降下して固形物の間に溶融物が滴下している。このため装入物支持台に連結した小型モーターで装入物を 0.59cm/mn, 0.96cm/mn, 1.73 cm/mn の一定の速度で降下させ flooding の限界流速を測定した。充填物の間を滴下する液体量は充填塔の場合に flooding に大きな関係があることが認められるので当実験でも溶融パラフィン量によつて flooding 条件がどのように影響されるかを検討した。この実験では固形パラフィンが円筒内で溶融しこれがガラス玉の間を滴下するのであるから滴下量を定量的に知ることは困難である。このため溶融パラフィンの滴下速度のかわりに単位体積に含まれるパラフィン容量と flooding 限界流速の関係を求めると Fig. 3(a) のごとく比例関係が認められた。ここで $(1-\epsilon)/(N+1)$ は単位体積あたりのパラフィン容量、 N はガラス玉とパラフィンの容積比、 ϵ はその空隙率である。次にガラス玉粒度、パラフィン粒度、空隙率および降下速度と flooding 流速との関係を検討した。flooding におよぼす各因子がすべて積の形で影響すると仮定すると限界流速 U_0 は次のように表すことができる。

$$U_0 \propto V^a \cdot D_g^b \cdot D_p^c \cdot \epsilon^d \cdot n^e \dots \dots \dots (1)$$

ここに U_0 : flooding 限界流速 cm/s

V : 単位体積当りのパラフィン容量

D_g : ガラス玉粒度 mm

D_p : パラフィン粒度 mm

ϵ : 空隙率

n : 装入物降下速度 cm/s

(1)式で a, b, c, d, e を求めれば各因子の影響が求められるが a はおよそ -1 であることが認められているので (1) 式より

$$U_0 V \propto D_g^b D_p^c \epsilon^d n^e \dots \dots \dots (2)$$

この関係を利用して $U_0 \cdot V$ と D_g, D_p, ϵ, n の関係を実験的に求め Fig. 3 (b) (c) に示した。この図から

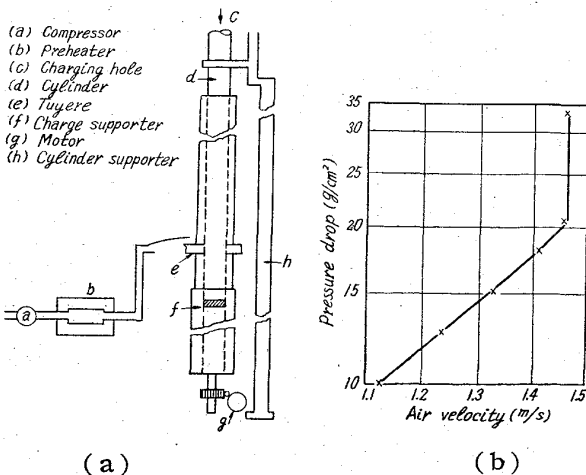


Fig. 2. Experimental apparatus and typical pressure curve during hanging.

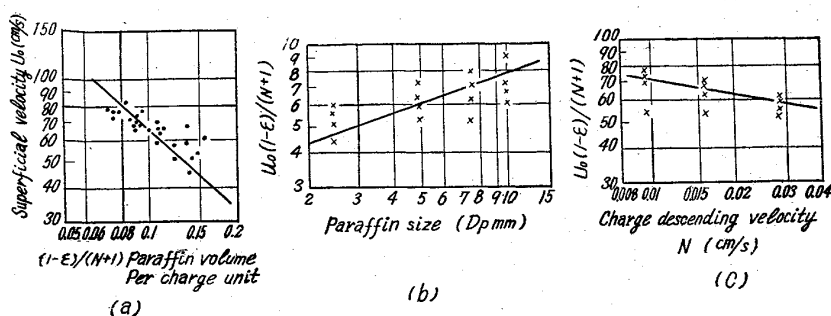


Fig. 3. Relations between critical blast volume, paraffin volume, size, and charge descending velocity.

D_g, ϵ の影響は認められなかつたが $c = 1/4, e = -1/5$ を得た。従つてこの実験条件での flooding 限界流速は

$$U_0 \propto (N+1) D_p^{1/4} / (1-\epsilon) n^{1/5} \dots (3)$$

全実験データから U_0 と $(N+1) D_p^{1/4} / (1-\epsilon) n^{1/5}$ の関係をプロットすると Fig. 4 のようになり、この図から

$$U_0 = 4.4(N+1) D_p^{1/4} / (1-\epsilon) n^{1/5} \dots (4)$$

充填塔では Fig. 1 に示すように flooding の限界条件が明らかにされているが、溶鋳炉の場合には充填塔と異り降下の途中で溶融するのであるからかなり条件が変つてくるものと考えられる。したがつて固体から溶融した場合の flooding 条件が充填塔の場合とどのような差異があるかを知ることは非常に興味のある問題である。ここでは次のような仮定のもとで flooding factor と fluid ratio を実験値から求めてみた。

(1) 溢汪温度は 60°C である。

(2) 溢汪液体の降下質量速度はガラス塔内の単位体積当りのパラフィン量と装入物の降下速度の積で表わす。

(3) 装入固体の単位体積あたりの表面積 $S_0 = 6(1-\epsilon)/D$ ここに D は装入物の平均粒度であつて $D = (ND_g + D_p)/(N+1)$ で表わされるものとする。

以上の仮定から flooding factor と fluid ratio の関係を示すと Fig. 5 のようになる。当実験値より求めた各点は上方に実線で示した充填塔での関係と平行的な関係が認められる。

III. 小型試験溶鋳炉による flooding の検討

上述の模型での実験式がそのまま実際の高炉に適用できるかどうかは模型と溶鋳炉との内部条件が相当異なつているから更に詳細な検討が必要である。

(1) 実験装置

小型試験溶鋳炉を使用し、通常操作時の flooding による棚吊りの検討を行なつた。試験中最大送風量の点で問題が生じたため、この点を改良し引きつづき 2 次試験を行なつた。実験に使用した高炉

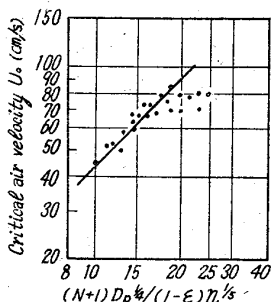


Fig. 4. Effect of related factors on critical flooding velocity.

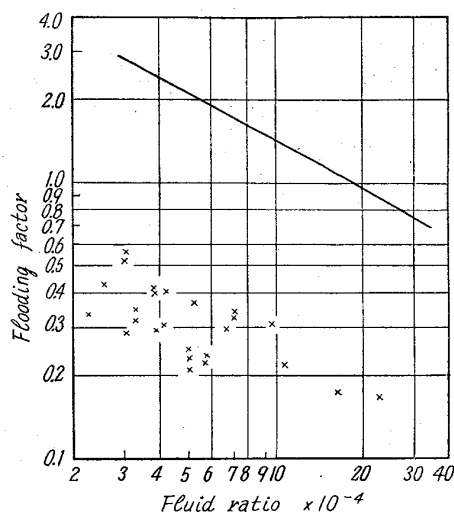


Fig. 5. Correlation of flooding of blast furnace model.

は内容積 0.21m^3 で形状寸法は Fig. 6(a) に示す。送風機は最大風量 $1.90\text{m}^3/\text{mn}$ しか得られず flooding による棚吊りが明確に判定できなかつたため、2 次試験では送風系統各所の圧力損失を検討した結果、圧力損失が相当大きい羽口部を改良し 1 次試験で $1/2'$ 径の羽口を 2 次試験では $3/4'$ に改め最大送風量を 1 次操作の 1.5

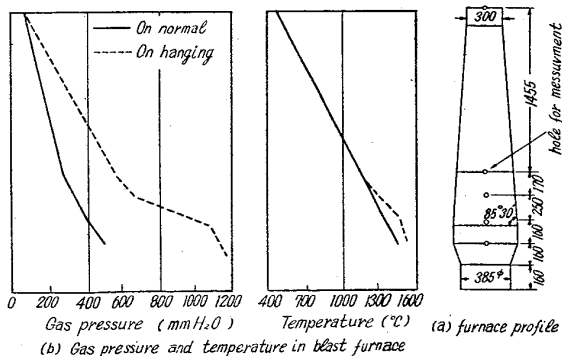


Fig. 6. Typical pressure and temperature curves during hanging period and profile of test blast furnace.

Table 1. Chemical composition of coke and ore.

| Coke | Size (mm) | Ash (%) | Volatile matter (%) | Fixed carbon (%) | Total sulphur (%) |
|-------|-----------|---------|---------------------|------------------|-------------------|
| | 30~20 | 12.01 | 1.41 | 86.58 | 0.626 |
| 20~10 | 12.51 | 1.49 | 86.00 | 0.623 | |
| 10~3 | 14.19 | 1.71 | 84.10 | 0.649 | |

| Goa ore | Size (mm) | T.Fe (%) | FeO (%) | Fe ₂ O ₃ (%) | SiO ₂ (%) | Al ₂ O ₃ (%) | CaO (%) | S (%) |
|---------|-----------|----------|---------|------------------------------------|----------------------|------------------------------------|---------|-------|
| | 5~3 | 55.93 | 2.33 | 77.69 | 2.56 | 6.43 | 0.11 | 0.024 |
| 3~1.5 | 55.71 | 1.75 | 77.72 | 2.53 | 6.06 | 0.10 | 0.023 | |
| <1.5 | 54.77 | 1.02 | 77.18 | 3.79 | 6.76 | 0.11 | 0.045 | |

倍になるよう送風量増加をはかった。装入原料は1次,2次試験共ゴア鉱石を使用した。コークスは20~30mm, 10~20mm, 3~10mmの3種類に篩分けしたものを使用し,その粒度構成および化学成分をTable 1に示した。

装入はコークスベースで行い一回コークス装入量は10kgとしコークス粒度の異なつたものを単味あるいは混合して用いこれに対して最適ore/cokeをみつけ,この条件下で次第に風量を増加し炉の下部で棚吊りを生じたときの限界風量を求めた。送風温度はなるべく一定に保つたが炉況によつて430°C~480°Cに変化させた。試験溶鉱炉での操業条件はその研究対象によつて大型高炉へのスケールアップへの配慮から変化させねばならず,この実験でも銑鉄の成分調整については特に考慮を払わなかつたので品質の変動がかなり認められた。溶鉱炉の棚がfloodingによるものか否かの判定は一般に困難である。そこでFig. 6(a)に示すように炉の下部に圧力測定孔を設け,常時炉内圧力を測定し棚吊状態を判定した。floodingによると考へられる棚吊りを生じた場合の炉内圧力の変化および温度変化の代表的な例をFig. 6(b)に示す。

(2) 実験結果および考察

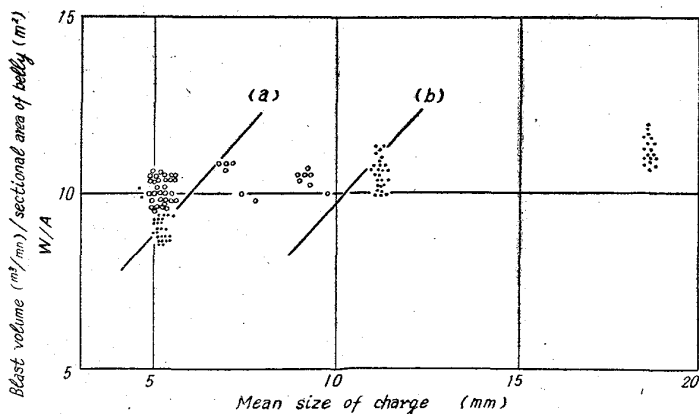


Fig. 7. Experimental results.

Table 2. Frequency of hanging during operating 24 h.

| Dre size (mm) | Coke size (mm) | | |
|---------------|----------------|-------|-------|
| | 3~10 | 10~20 | 20~30 |
| <1.5 | 8 | 0 | — |
| 1.5~3 | 3 | 0 | 0 |
| 3~5 | 0 | 0 | 0 |

1次操業においてコークス, 鉱石の粒度構成をかえて実験を行ないTable 2の結果を得た。Table 2は24h内に生じた棚吊回数を示すものでコークス粒度3~10mm 鉱石粒度<3mmの時のみ棚を生じたが,この場合の棚は送風量制限から確実にfloodingによるものかどうか確認できなかつたので送風設備を改良して2次操業を行なつた。2次操業での原料粒度構成は鉱石は<1.5mmに一定させ,コークス粒度は上記3種に分け,粒度を揃えた場合と混合粒度の場合について検討を行なつた。1次,2次操業試験の総合結果をFig. 7に示した。●印で示したのは棚吊りを生じなかつた場合,○印は棚を生じた場合,また(a)(b)は各々均一粒度,混合粒度の場合で限界送風量との間にかなり明確な関係が認められる。

前項でのべた第(4)式に対応する実験式を試験高炉で求めることはかなり困難であるが, Fig. 5から次のように考えることができる。すなわちFig. 5がそのまま溶鉱炉に適用できなくともflooding条件の類似性から充填塔で求めた式に係数を乗ずることによつて溶鉱炉内のflooding条件に適用することができる。充填塔では非常に広範囲にわたる研究が行なわれているが, fluid ratioの狭い範囲では直線近似ができ, fluid ratio 0.001~0.01の溶鉱炉操業に近い条件では次式が成立する。

$$U_0^2 S^2 \rho_G^{2.5} L \mu^{0.4} / g^2 \varepsilon^0 \rho_L^{2.5} G = 1/1090 \dots\dots\dots (4)$$

そこで(4)式を利用して当実験で求めた結果から

flooding 条件を推定してみると溶鉱炉内で flooding を起す際の炉内温度を 1500°K と仮定し (4) 式における各変数に各々 $g=9.8$, $\mu=20$, $\rho_G/\rho_L=87.5 \times 10^{-6}$, $\epsilon=0.45$, $S=6(1-\epsilon)d \cdot \phi$ (但し $\phi=1$) とおくと次式が得られる。

$$U_0=0.995L^{-1/3}d^{2/3} \dots \dots \dots (5)$$

したがって、一般に溶鉱炉への近似式は係数 f をかけて $U_0=0.995fL^{-1/3}d^{2/3} \dots \dots \dots (6)$

一般に L は後述のように U_0 の函数になるが小型溶鉱炉の場合 U_0 との関係が定量的につかめず当実験条件では $L=0.013$ と一定とし、第 (6) 式と Fig. 7 の実験データとから均一粒度の場合は $f=0.5$, 混合粒度の場合は $f=0.35$ となつた。

IV. 大型高炉における flooding の検討

小型試験溶鉱炉実験の結果から大型溶鉱炉の flooding 条件を推定してみる。まず (5) 式を導くために用いた各因子の値を検討してみると小型溶鉱炉でも大型溶鉱炉でも g , μ , ρ_G/ρ_L , ϵ にはほとんど変化はないが L は相当差があり小型高炉の時のごとく一定とすることはできない。flooding に関係する炉内の液体はほとんどスラッグであると考えられ、通常操作の場合 (スラッグ量)/鉄量はほぼ一定であり、出鉄量は一般に送风量に比例するから $L=f(U_0)$ とおき、 L を推察してみる。当所洞岡および東田溶鉱炉の昭和32年1~12月迄の鉄鉄 t あたりの平均送风量およびスラッグ量は各々 2143m³, 0.469 tであつた。したがってこれらの値を用いて L を計算してみると次のようになる。

$$L=0.0273 U_0 \dots \dots \dots (7)$$

この関係を (5) 式, (6)式に代入するとそれぞれ

$$U_0=43.5 d^{1/2} \dots \dots \dots (8)$$

$$U_0=43.5 f d^{1/2} \dots \dots \dots (9)$$

当実験結果ではコークス粒度が揃っている場合は $f=0.5$ 混合粒度の場合は $f=0.35$ であることが認められたからこの結果を (8) 式, (9) 式に代入すると Fig. 8 が得られる。Fig. 8 のたて軸は東田および洞岡の実績ではおのおの20~25, 25~30であるから現在の大型溶鉱炉操作はかなり

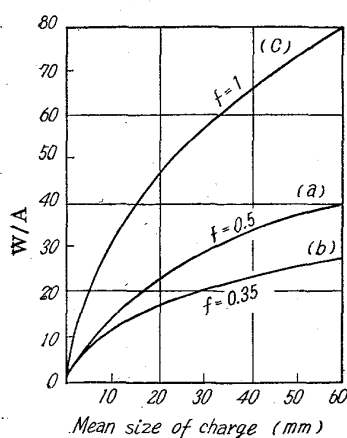


Fig. 8. Flooding condition in the commercial blast furnace.

flooding の限界に近い条件で操作されているものと考えられる。それゆえ送风量を増して増産する際、棚吊が多くなつてきたときには一応 flooding 限界に近いと考えてよく、なお出鉄量増加が望まれる場合、同一风量でもエネルギーを多量に発生する手段を講じること、および装入物の改善により重荷重を可能にすること、さらに粒度を揃へ、許される範囲内で粒度の大きい装入物を使用することが flooding の立場からみて有効である。

V. 結 言

(1) 模型による flooding 実験の結果、化学工学で使用される充填塔での flooding を溶鉱炉に適用することができる。

(2) 模型による限界送风量は充填塔のそれより小さいが充填塔の限界条件と平行的な関係が認められる。これは炉内条件に両者の相違があるも原理的には類似性をもっており係数補正をすることによつて充填塔の実験式を溶鉱炉に適用することができる。

(3) 小型溶鉱炉でも送风量をある限界以上に増加させると棚吊り現象を起すことを認めた。

(4) この場合、減圧やその他の手段で棚落しを行なつても同一风量に戻して操作すると再び強固な棚が発生する。一方他の条件を同じにしても送风量を少し減少させると棚は解消する。このことから、この棚は flooding によるものと考えてよいと思われ模型による基礎研究の結果が実証された。

(5) 限界流速を大型高炉に適用すると $U_0=43.5 f d^{1/2}$ となり、補正係数 f はコークス粒度構成によつて異なり均一粒度の場合は 0.5, 混合粒度の場合は 0.35 となる。

(6) この関係を現在稼動中の高炉操作条件から検討すると、いずれも flooding 限界条件近傍で操作されていることがわかる。従つて送风量増加に伴い棚吊りが頻繁になれば flooding 限界に近いと考えて、その対策を考慮する必要がある。

(7) flooding 限界から離れ、円滑な荷下りをうるためには、原料の整粒強化、装入物の性状の改善ならびに炉内流速を増加させることなく、有効送风量を増加させること。すなわち送風の質的改善を講ずることが flooding の立場からみて有効である。

文 献

1) J. E. ELLIOTT, R. A. BUCHAMAN, J. B. WAGSTAFF: Blast Furnace Coke Oven and Raw Materials 1952 Proceedings. p. 246~

- 266
W. O. PHILBROOK: J. Metals. (1954) Dec.
p. 1396~1404
- 2) P. E. CAVENAGH: Metals Progress, 57(1950)
Apr. p. 463~467
- 3) 内田俊一, 藤田重文: 工化, 37(1934), 39(1936)
41(1938), 化学機械年報 p. 1, 38, 1938
- 4) T. K. SHERWOOD, G. H. SHIPLEY and F.A.L.
HOLLOWAY: Industrial and Engineering
Chemistry, 30 (1938)

リムド鋼の S 偏析におよぼす鋼塊形状の影響*

加藤 健**・松田亀松***・徳重 勝***

Influence of Ingot Shape on Sulphur Segregation of Rimmed Steel Ingots.

Takeshi KATO, Kamematsu MATSUDA and Masaru TOKUSHIGE

Synopsis:

Ingot weight of steel has increased as a result of recent mass-production and modernization of the steel plant, with such progress, that the reducing of sulphur segregation in the ingot of rimmed steel became an important problem for maintenance of the quality of steel product.

We considered that the segregation of sulphur in the ingot was influenced remarkably by the shape of the ingot, and studied many rimmed steel ingots with different shapes, with the following results:

1) Degree of maximum segregation of sulphur increases with an increasing of the ingot weight, therefore it is necessary to consider the shape of the ingot and pouring pit practices for a large ingot.

2) Increasing of ingot thickness widens the heavy segregation range of sulphur more than the proportional ratio of ingot shape.

3) Maximum segregation of sulphur is shifted to ingot top direction by the decreasing of ingot thickness or increasing of the ratio of width to thickness.

4) It is considered that the heavy segregation of sulphur in rimmed steel ingot results from the rising and coagulation of sulphide during the solidification of molten steel, and that the position and shape of the heavy segregation zone are mainly influenced by the solidifying speed of ingot from top and side to center.

(Received 12 January 1963)

I. 緒 言

リムド鋼塊は分塊歩留がよく安価であり, また清浄な外殻をもち表面性状がよいなどの利点を有している反面鋼塊内質部の偏析が大きく, 特に頭部近くに濃厚な偏析を伴うため局部的には著しく不均質な成品を得るおそれがある. 最近設備の近代化に伴って鋼塊が大型化する傾向にある現在では, これらの偏析の軽減が特に重要な問題となつてきている. しかしリムド鋼塊の大型化による鋼塊性状の変化についての研究調査は本邦はもとより海外においてもその例が少く, この問題に関しては明らかでない点が多い. 米国において最近 Inland steel (J.

F. ELLIOTT¹⁾ C. F. SCHRADER²⁾ U.S. Steel Corp. (W. H. MAYO³⁾ Ford Motor Co. (J. S. MCNAIRN⁴⁾) などの大型リムド鋼塊の S 含有量などの鋼塊性状におよぼす鋼塊形状の影響が報告されているが, 何れも圧延されたスラブ或いは薄板成品について行われた調査であつて, 鋼塊を切断して行う詳細な偏析分布の調査でなく, 鋼塊形状の範囲も狭い. とくに高さについては極く限られた範囲に止まつている. W. H. MAYO³⁾は 10 t~14 t 巾 56", 厚さ 22"~29" の範囲の鋼塊について鋼塊形状の S 偏析におよぼす影響を述べているが厚さが小さい場合には鋼塊内質部の濃厚な S 偏析は 1 カ所であるが 29" となると 2 カ所に分散存在することおよび偏析値はこの範囲でも変化しないことが示されている. また J.F. ELLIOTT¹⁾ の調査結果もほぼ同様な結果を得ている. また注入高さが 1900 mm~2050 mm の範囲ではほとんど

† 推定重量

* 昭和37年4, 10月本会講演大会にて発表
昭和38年1月受付

** 八幡製鉄株式会社本社技術開発部, 工博

*** 八幡製鉄株式会社八幡製鉄所技術研究所