

論 文

リミングアクションについて (I)

(リムド鋼塊の凝固機構 (その2))

(昭和 25 年 10 月及び 28 年 4 月本會講演大會にて講演)

石 原 重 利*

ON THE RIMMING ACTION (I)

(Solidification of Rimming-Steel Ingot-Part 2)

Shigetoshi Ishihara

Synopsis:

Refer to the Part 1, p. 403 (April, 1954 issue of Tetsu-to-Hagané)

VIII. 鋼塊大小に対する実験式の補正

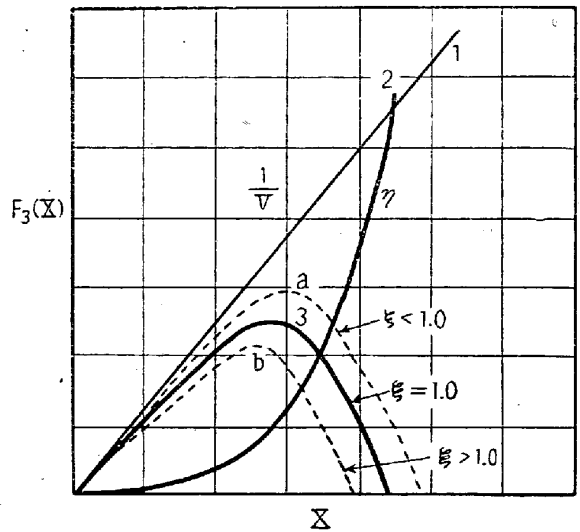
(14) 式は本鋼塊に対して得られた実験式である。勿論各数値は普遍的なものであると考えられるが、前項考察(ii)に示した短鋼塊の例よりも推定される如く、函数 $F_3(X)$ に於ける X^2 と V との関係は鋼塊大小によつて、又成分によつて、或は注入条件によつても相違してくるであろう。何となれば、之等の条件にも拘わらず、外殻の量には大きな差が生じない。即ち $F_3(X) = 0$ を満足すべき X の値には特に大きな変化は見られないからである(註9)。

これについては以下のように考えてよい。

第 13 図に於て実線は第 12 図よりプロットせるものである。この場合は $\eta = X^2$ に相当する。之に対し $F_3(X)$ 曲線が a なる場合を考えると、この場合は η 曲線は当然曲線 2 の右側になければならない。即ち $\eta = \xi X^2$ を仮定すれば、 ξ の値は 1.0 より小さい。従つて又 $F_3(X) = 0$ を満足すべき X の値も右側に移る。逆に又 $\xi > 1.0$ では曲線 3 は下方にさがつて曲線 b となる。

凝固速度の変化についても同じように考えられる。このように、外殻凝固時の X の値 ($F_3(X) = 0$ を満足する X) は、凝固速度及び η によつて変化し、これが大きくかわれば、必然的に左右に大きく移動することとなる。しかし、普通のリムド鋼塊では通例 $X = 0.6 \sim 0.7$ 以外に於て $F_3(X) = 0$ を満足することは殆んどなく、 η 曲線はこの X に於て必ず $1/V$ 直線と交叉する。

之は現象としては $X = 0.6 \sim 0.7$ に於てガス発生が少



第 13 図 $V\eta$ の変化による $F_3(X)$ の変化についての定性的関係

くなくなつてくることが原因であるが、例えば、鋼塊が大きくなつて $1/V$ が増大しても (外殻凝固終了時に於ける) 同時に η の作用が強くなり働くためである。このことは縁の生長状況よりも観察される所である。

即ち、函数 $F_3(X)$ は (13) 式の代りに次の様に補正する方が合理的である。

$$F_3(X) = -\xi X^2 + 0.00155/V \dots (17)$$

要するに、 η の本質については不明の点も多いが、種々の見地よりして、その作用力は鋼塊大小により異つており、総合的に見て ξ なる係数によつて函数 $F_3(X)$ を

* 八幡製鐵所製鋼部

表現した方がより合理的と考えられるのである。ξ の大きさは外殻，内質境界部分に於て $F_2(X) = 0$ を満足するように定めればよい。従つて，鋼塊が大となつてVも増大するに従つて一般にξの値も大きくなる。

従つて (17) 式より (14) 式を次の如くに補正する。

$$C_s/C_l = 1 - [3 \cdot 2(1-p)^2 + 0 \cdot 63(1-p)] \times (-\xi \cdot X^2 + 0 \cdot 00155/V) \cdot G \dots (18)$$

(18) 式は η-V 關係を基として，固液兩相の濃度比をより一般的に補正せるもので，リムド鋼塊の凝固を示す最終式である。

恐らく，極く特殊のもの除けば，リムド鋼塊の凝固に関する定量的な問題は，これによつて検討出来るであろう。

IX. 實驗式の適用例

以上に於て基本的な検討を終つた。次に實際の鋼塊について検証してみよう。

今 (18) 式に於て

$$3 \cdot 2(1-p)^2 + 0 \cdot 63(1-p) = F(p)$$

$$-\xi X^2 + 0 \cdot 00155/V = F_2(X)$$

$$G = F_2(X) \text{ とおき}$$

$$F_2(X) \cdot F_3(X) = F(X) \text{ とすれば}$$

$$C_s/C_l = 1 - F(p) \cdot F(X)$$

故に

(イ) 非逸散元素では

$$C_l = \frac{1}{1-X} \left(C_{l-0} - \int_0^X C_s dX \right)$$

(但し， C_{l-0} は初めの熔鋼中濃度)

なる故 $\frac{1-X}{1-F(p)F(X)} \cdot C_s = C_{l-0} - \int_0^X C_s dX$

之を微分し更に定積分を求めれば

$$\log C_s/C_{l-0} = \log \frac{1-F(p)F(X)}{1-X} - 0 \cdot 433 \int_0^X \frac{1-F(p)F(X)}{1-X} dX \dots (19)$$

(19) 式は C_s と C_{l-0} との比を $X \cdot p$ の函数として表わしたもので，函数 $F(X)$ を知りうれば逆に凝固の進行による C_s の変化即ち偏析曲線を求めることが出来る。

(ロ) C の場合は

$$C_l = \frac{1}{1-X} \left(C_{l-0} - \int_0^X C_s \cdot dX - \int_0^X g_s \cdot dX \right)$$

茲に， g_s は任意の X に於ける逸散 C 量 (g 量) をその瞬間の凝固量に対して % で表わしたもので，実測せるガス量及び成分を基として計算により求めることが出

来る。

従つて $\int_0^X g_s \cdot dX$ は X までの凝固に於て鋼塊外に逸散せるガス中の C 量を % にして示したものである。

故に

$$\frac{dC_s}{dX} + \left\{ \frac{1-F(p)F(X)}{1-X} \frac{1}{1-X} + \frac{F(p)F'(X)}{1-F(p)F(X)} \right\} C_s + \frac{1-F(p)F(X)}{1-X} g_s = 0$$

こゝに第2項の C_s にかゝる係数 (之を $Fa(X)$ とする) 及び第3項 (之を $Fb(X)$ とする) は何れも X のみの函数である。従つてこの解は次式によつて与えられる。

$$C_s = C_{e-0} \cdot e \left(- \int_0^X Fa(X) dX \right) - e \left(- \int_0^X Fa(X) dX \right) \times \int_0^X Fb(X) \cdot e \left(\int_0^X Fa(X) dX \right) \cdot dX \dots (20)$$

(20) 式は C の偏析曲線を示す式である。

さて (19), (20) 式を用いて實際のデータから計算すると次の如くである。

(イ) R 94 の C の例

計算に必要な数値は第3表の如くで，之を用いて (20) 式をとけば最下段の値が得られる。

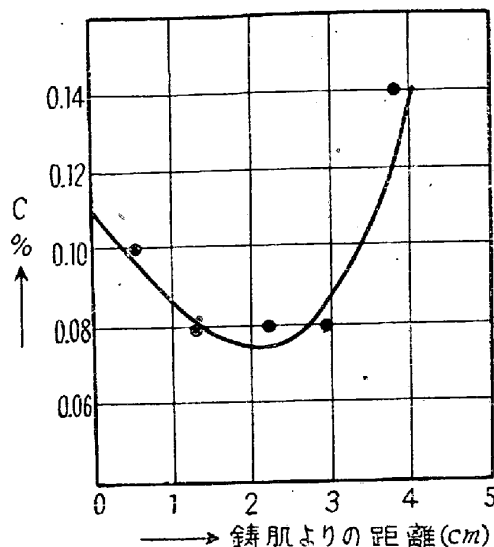
第3表 R 94 の各函数値

X	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
g_s	0.0047	0.0082	0.0110	0.0118	0.0084	0
$G = F_2(X)$	1.9	1.58	1.39	1.14	0.77	0
$F(p)$			2.97			
$F(X)$	0.0808	0.101	0.127	0.121	0.0778	0
C_s	0.092	0.079	0.073	0.076	0.098	0.140

(第14図) は之を图示したもので，曲線は計算によるもの，●印は実測の結果である。之より見て，計算の結果は實際の値に極めてよく一致しているといえる。即ち (18) 式の凝固式はよく事實を表わすと考えてよい。尚以上は R 94 の一例であるが，他の鋼塊に於てもよく一致している。

(ロ) 大型鋼塊の例について

大型鋼塊の例では，J. Chipman のデータ²⁴⁾を使用出来る。これは鋼塊単重 5・100 kg のもので，以下 J 5100 鋼塊と称する。計算に必要な数値は次の如くで



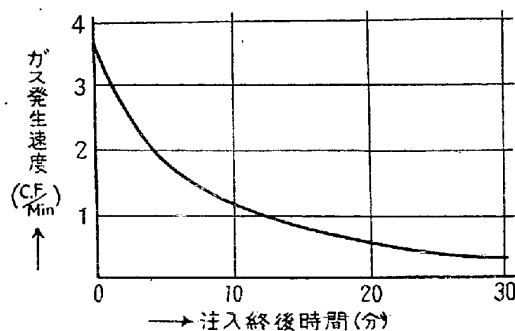
第 14 図 計算による C 偏析曲線 (R 95)

ある。

鋼塊は偏平型で中央高さに於ける断面は 43.8×97.8 cm, 凝固速度は $D(\text{in}) = -0.12 + 0.9\sqrt{t}$ (sec) として与えられているが, 近似的にかき直して $D(\text{cm}) = 0.293\sqrt{t}$ (sec) とする. 又計算より

$$1/V = \frac{35.3 - 32.7\sqrt{1.165 - X}}{0.0429}$$

更に $F_3(X) = 0$ を満足する X は 0.60 に相当する故 $\xi = 3.15$, 即ち $F_3(X) = -3.15X^2 + 0.0361(35.3 - 32.7\sqrt{1.165 - X})$

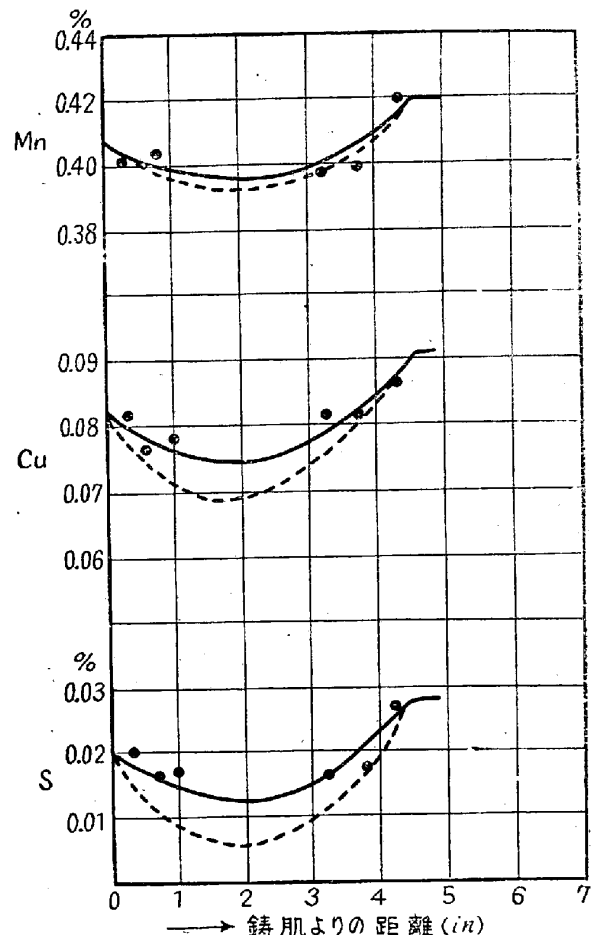


第 15 図 J.5100 のガス発生速度

又, $F_2(X)$ は数式としては簡単に表わし得ないので, 第 15 図の曲線よりよみとることとする. 以上により各 X に於ける $F_2(X)$, $F_3(X)$ 及び $F(X)$ を計算すれば第 4 表の如くなる. 又第 16 図はこれを基として(19)式より計算せる結果を図示せるもので, ●印は分析値, 点線は計算によるものである. この両者には相当の距りが存在している. 之は計算に使用した $F_2(X)$ の値が大きすぎた為である. 即ちガス発生速度を内壁表面積にて除した値は中央高さに於ける $F_2(X)$ としては値が大きすぎるのである. 何んとなれば, 本鋼塊の高さは約 1550

第 4 表 J. 5100 の函数値

X	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
$F_2(X)$	2.11	1.75	1.08	0.85	0.64	0.57
$F_3(X)$	0.0556	0.1094	0.1864	0.1966	0.1499	0.0137
$F(X)$	0.117	0.191	0.201	0.167	0.096	0.008



第 16 図 計算による Mn, Cu, S 偏析曲線 (鋼塊中央高さに於ける)

mm で, 発生するガスは一部分しか中央高さのリミングアクションにはあずからないからである. そこで今仮りにこの $F_2(X)$ の値が第 4 表の値に一律にある係数を乗じた値である (この係数を α とする, $\alpha < 1.0$) と仮定し計算の結果が Cu の偏析曲線上の一点に合致するように α の大きさを定め, 之によつて, Cu, Mn, 及び S の偏析を計算すると, 実線の如くなり, 分析値と極めてよく一致する. (この場合 $\alpha = 0.5$ である) 即ち, 我々は中央高さに於けるリミングアクションの強さを適当に見積ることにより, 凡ゆる成分元素の偏析を求め得るのであつて, 之は明かに (18) 式の凝固実験式が妥当なることを示すものである. 尙この問題はリミングアクションの分布を検討すれば解決される.

X. 鋼塊大小による偏析の差異について

鋼塊大小による偏析程度の多少は同一成分について、(18)式よりも明かなように $F_2(X)$ 及び $F_3(X)$ によつて左右される。

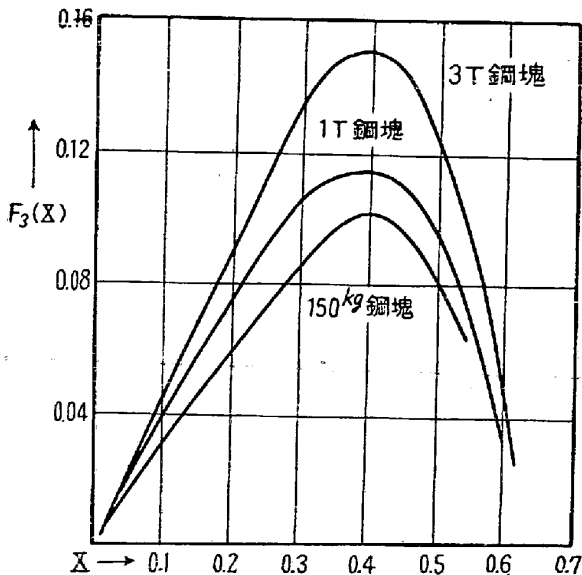
即ち、因子としては、ガス発生速度、凝固の速度及び外殻凝固後半に於ける熔鋼の物理的状態の3つである。

これについて前述の J. 5100 と本鋼塊を比較してみよう。第5表はリミングアクションの強さ G についてのものである。

第5表 鋼塊大小と G との関係

X	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
J. 5100	2.11	1.75	1.03	0.85	0.64	0.50
J. 5100 ($a=0.5$)	1.06	0.87	0.54	0.43	0.32	0.25
G R 94	1.90	1.58	1.39	1.14	0.77	0.10
R 99	2.46	2.46	2.53	1.73	0.87	0.12
R 107	0.76	0.95	0.74	0.63	0.70	0.65

又、凝固速度及び η は何れも函数 $F_3(X)$ の大きさを決定するもので、相互に不即不離の関係にあるが、今、外殻凝固が同一の X に於て完了するものとして、 $F_3(X)$ の大きさを図示すると第17図の如くである。(但し、計算は角型鋼塊として行つた) 之より明かな如く鋼塊が大となるに従つて $F_3(X)$ は大きくなる(註10)。



第17図 鋼塊大小と $F_3(X)$ との関係

さて以上の G 及び $F_3(X)$ は何れも捲込みに影響し、これ等の値がそれぞれ大になれば偏析の程度もそれに依つて大きくなるわけである。

従つて鋼塊大小による偏析の大きさは G の変化と F_3

(X) の変化によつて定まつてくる。

しかしてこの関係は第5表及び第17図より明かである。即ち、大型鋼塊では、本鋼塊の一般的なもの (R94 R99) に較べて G の値は相当に小さく且つその差は $F_3(X)$ の増大程度を超えている。

換言すれば大型鋼塊では $F_3(X)$ は大きくなるが、 G の方がそれよりも更に強く減少し、結局 $F(X)$ は小さくなつて偏析を減少することとなる。

このことは第1表にも示したように R 107 の偏析度が R 94, R 99 に比してかなり小さいことと併せ考えれば尙明かとなるであろう(註11)。

尙、このような比較によれば鋼塊頭部程偏析は大きくなるが、之は一般に周知の所である。

XI. 頭部面からの深さによるリミングアクションの分布

第X項に於て融れたように、リミングアクションは頭部面からの深さによつて何等かの分布をしていると考えられる。これは、発生するガス量が熔鋼の静圧のために頭部程多いこと、従つて又頭部面に近い程任意水平面を通過するガスの総量が飛躍的に多くなること、等から当然である。

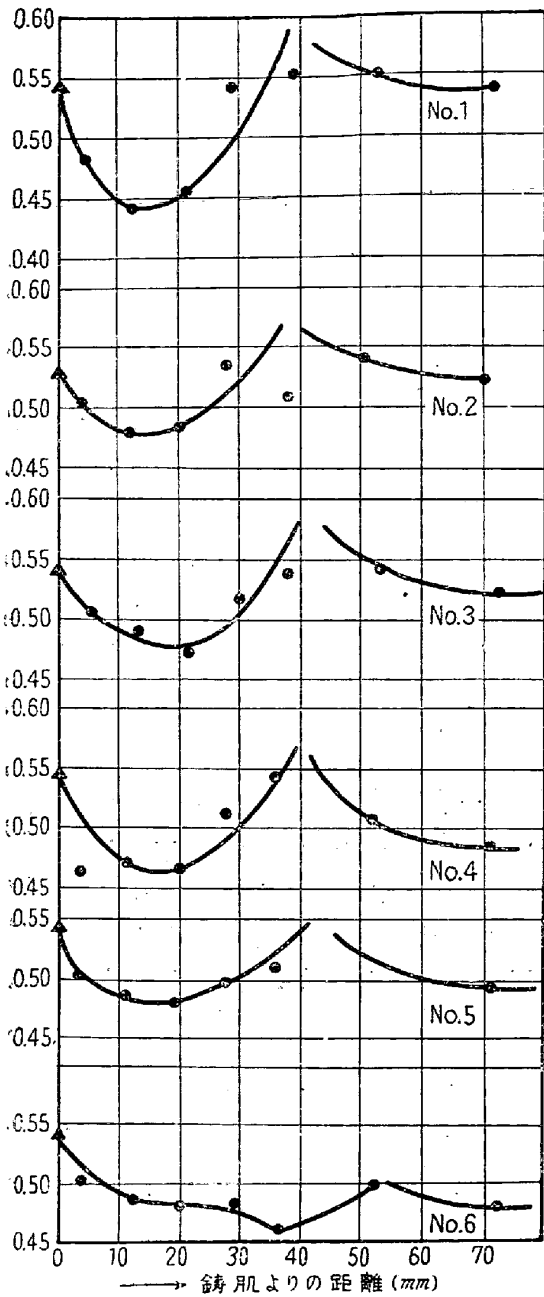
さて、度々のべたように偏析曲線の彎曲度はリミングアクションの強さによつて異つている。このことは同一鋼塊については頭部に近い程偏析曲線の彎曲度が大きくなることを約束するもので、従つてこれを用うれば我々はリミングアクションが如何なる分布をしているかを知ることが出来る。即ち、分布係数を a とし、(18)式の代りに

$$C_s/C_t = 1 - [3 \cdot 2(1-p)^2 + 0.63(1-p)] \times (-\xi X^3 + 0.00155/V) \cdot aG \dots \dots \dots (21)$$

を用いて偏析曲線を計算し、実際の偏析曲線と比較すれば、頭部面からの深さによつて a が如何なる大きさを示すかを知り得ることとなる。

第18~20図は頭部面からの深さと偏析曲線の彎曲度との関係を示す。小型鋼塊では彎曲度には余り大きな差が見られず、総じて上下の差が少いが、J. 5100 では3つの部位の間に大きな変化があり、明かに頭部面からの深さの絶体値がリミングアクションの分布係数 a と密接なる関係のあることを示唆している。

計算の結果を第6表に示す。これらの値は何れも $X=0.1, 0.2, \dots, 0.6$ の各々の場合に於けるものの平均値であるが、一見してとび離れたものは除いている。比較的揃つた値を示すのは $X < 0.4$ のいわゆる外殻凝固の前



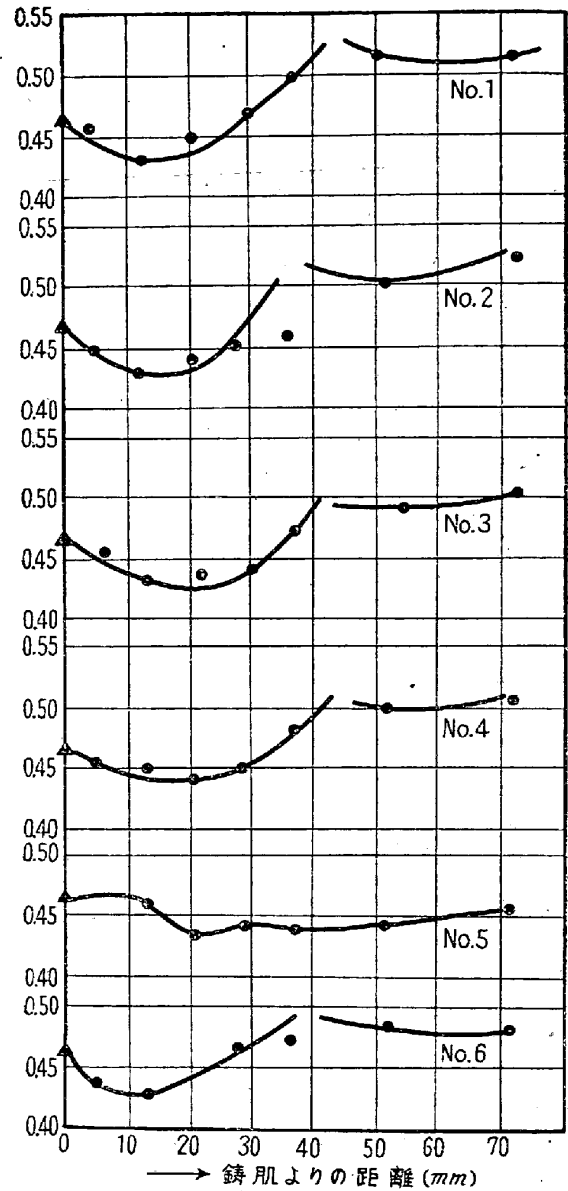
第18圖 鋼塊の各部位に於ける偏析曲線 (Cu)

第6表 a の値

鋼塊	鋼塊の高 (mm)	頭部からの距離 (mm)								
		No.1	No.2	No.3	No.4	No.5	No.6	T	M	B
R94	450	60	130	200	270	340	410	—	—	—
R97	430	60	125	190	260	325	390	—	—	—
J. 5100	1,750	—	—	—	—	—	—	350	875	1,400

a の値 (R 94, R97)

鋼塊	部位	No.1	No.2	No.3	No.4	No.5	No.6
R94		1.72	1.00	0.97	1.34	1.08	0.83
R97		1.07	1.12	1.02	0.83	—	—



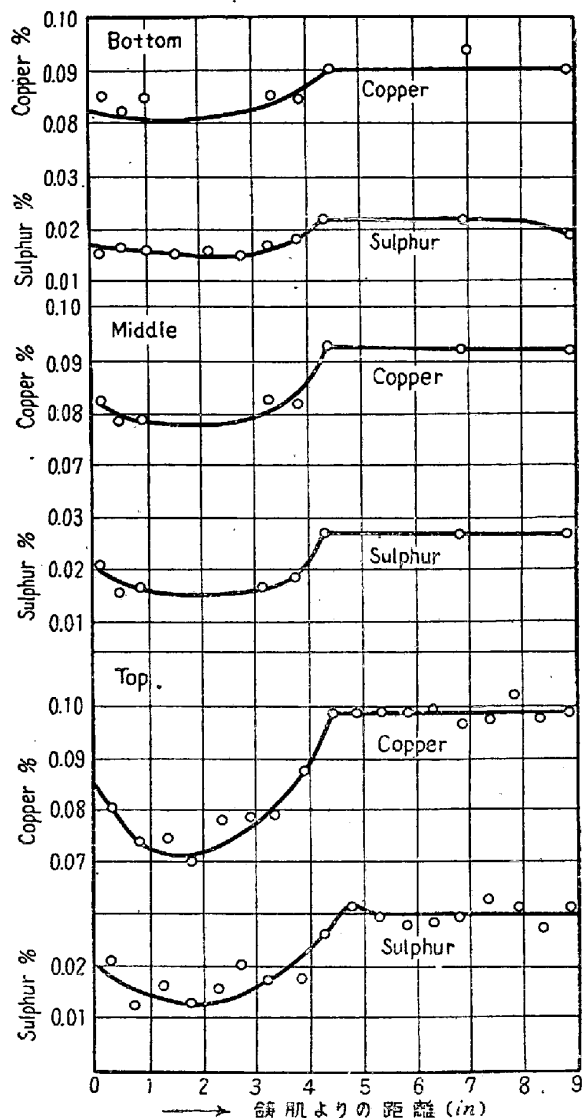
第19圖 鋼塊の各部位に於ける偏析曲線 (Cu)—R97

a の値 (J. 5100)

元素別	部位	T	M	B
S		0.65	0.45	0.17
Cu		0.79	0.53	0.08
平均		0.72	0.49	0.12

半に相当している。これは恐らく後半では溶鋼の物理的状态の変動による影響が大きいことを示すものであろう。

R 94 では a の値はまちまちで一貫性がない。R97 では多少傾向がみられるが、何れも鋼塊高さが低く、底部に於けるリミングアクションもほぼ充分なので、この差は出難いと考えられる。これに対し J.5100 では、Top



第20圖 J. 5100 の偏析曲線

Middle. Bottom の差は明瞭であり、又 S と Cu の開きも大きくないと云えよう。

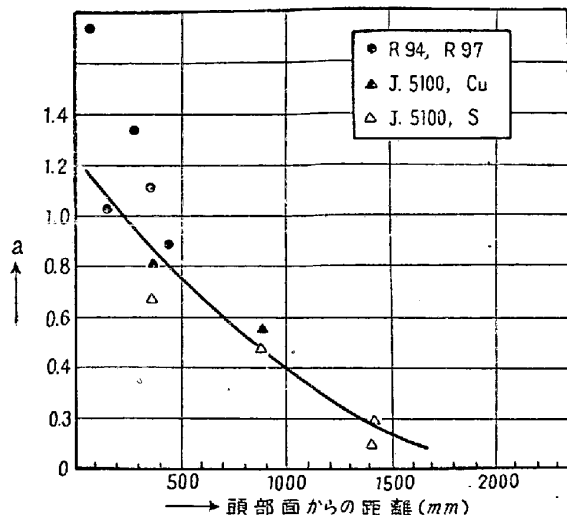
第21圖は第6表の数値を頭部面からの深さに対してプロットしたものである。曲線は一応の見当として引いたものであるが、恐らく間違いない大きさであらうと思われる。

リミングアクションの強さは頭部面からの深さによって大きく減少する。頭部面から1700~1800mm位では殆んど0に近い。これはリムド鋼塊の高さにある限度のあることを示すものといえよう。

以上により、リミングアクションの分布係数を求め得た。この a の値を使用すれば、(21)式によつてリムド鋼塊外殻の凡ゆる点に於ける偏析度が計算出来る。

XII. 結 論

以上にリミングアクションの強さを基として偏析曲線



第21圖 a の變化

その他を検討し、凝固の機構を追及した。

リムド鋼塊の凝固は次式によつて与えられる。

$$C_s/C_i = 1 - [3 \cdot 2(1-p)^2 + 0 \cdot 63(1-p)] \times (-\xi X^4 + 0 \cdot 00155/V) \cdot G$$

リムド鋼塊の凝固状況に影響する因子は凝固速度、リミングアクションの強さ並に残溶鋼の物理的状态であり、成分によつては根本的な差はない。

尙、これを基としてガス発生速度、凝固速度等の影響及び鋼塊大小による差異を定量的に検討した。

(昭. 28—12 月寄稿)

脚 註

- (註9) 同一成分 (C%, Mn%) に關する限り、外殻の重量と全重量との比は鋼塊大小には一般的には殆んど左右されない。
- (註10) 茲に鋼塊の大小とは主として V の大小をいう。一般に鋼塊と鑄型の厚さとの關係が普通であれば鋼塊の大小と V の大小との間には明瞭な關係がみられる。又鋼塊高さも断面の大きさに比して標準的なものをつつての話である。
- (註11) 以上の比較は勿論原則的に G の大きさにより異なるものであるが、同一程度の C% であれば、發生ガス量はさして大きくは變わらない。(同一鋼塊の大きさについて)

文 献

- 1) A. Huligren, G. Phragmen: A.I.M.E. I. & S. Div., 135 (1939) p. 133
- 2) A. Hayes, J. Chipman: A.I.M.E. I. & S. Div., 135 (1939) p. 85
- 3) 小平 勇: 八幡技研報告, Vol. 16 No. 1 (1937)

4) K. C. McCutcheon, J. Chipman: A.I.M.E.
I. & S. Div., 131 (1938) p. 206

J. Chipman, C. R. Fondersmith: A.I.M.E.
I. & S. Div., 125 (1937) p. 370

スチーフエル・マンネスマン式穿孔機による 製管法の研究 (V)

(芯金形状の影響)

(昭和 28 年 10 月本会講演大会にて講演)

井 上 勝 郎*・加 藤 信*

STUDIES ON THE PROCESS OF PIERCING SEAMLESS STEEL TUBES BY THE STIEFEL-MANNESMANN PIERCING MILL (V)

(Effects of Piercer Plug Contours)

Katsuro Inouye and Makoto Kato

Synopsis:

By the actual use of the Stiefel-Mannesmann piercer, the authors studied the effects of piercer plug contours designed in various ways upon the piercing phenomena from the practical points of view. The variations of piercer plug contours were, with the other factors kept constant, made upon two theoretical sections, namely reducing section and reeling section respectively. The results obtained were summarized as follows:

As we changed the plug contour in reducing section from the stumpy shape (Q type) into the acute shape (O type),

- (1) The dimension of tubes became larger, with a slight increase of diameter and wall-thickness, while the elongation decreased with the increased twist of tube surfaces.
- (2) While the $kM/sec.$ remained unchanged, the kM rose sensitively.
- (3) The axial moving speed of tubes increased. The authors actually discovered from the recent test that the adoption of O type instead of Q type resulted in increase of the speed equal to that obtained by expansion of the roll inclined angle by approximately three degrees.
- (4) As regards the variations of strain rate in the course of piercing operation, the peak-load considerably rose and the position of the peak moved towards the outlet side owing to the unreasonable deformation in the latter half of piercing operation.
- (5) Both inside and outside defects of tubes tended to be formed.

When plugs of no reeling section were used, the wall-thicknesses of tubes tended to assume undulating shapes with the aggravation of non-uniformity. As outside diameter of tubes became lessened also, the elongation rate fell. The twists of tube surfaces decreased with a slight effect on the whole. the $kM/sec.$, kW and axial moving speed fell. The highest strain rate in the course of piercing operation somewhat decreased and the distribution phase became sharp. Sensitive effects were seen upon the formation of inside defects of tubes. Especially defects tended to be formed when round billets were of inferior quality. Almost no effect upon outside defects was observed, but the defects still tended to increase.

I. 緒 言

前報¹⁾にロール傾斜角²⁾, ロール間隔³⁾, 芯金直径³⁾, 抑え板間隔³⁾及び芯金位置⁴⁾等の影響について述べたが, これに引続き芯金形状の影響に就いて報告する. 第1図

b は穿孔変形の水平断面図であるが, この図より明かな様に芯金の作用は2つに大別できる. 第1部はロールの横圧縮による管材の破壊を中心に局限すると共に, ロール

* 日本特殊鋼管株式会社