

第 2 表 酸化期における酸素の舉動 (平均値)

		全酸化期	礫石期	石灰期
供給	鐵礫石より	41.8%	60.3%	
	雰圍氣より	52.8%	39.7%	79.7%
	鋼滓より	4.7%		16.7%
	SiO <sub>2</sub> 等の戻りより計	99.3%	100.0%	100.0%
消費	Cの酸化	76.4%	64.8%	99.3%
	Siの酸化	20.0%	29.7%	
	Mnの酸化	3.1%	4.6%	
	Slagの酸化		0.5%	
	鋼浴酸素の増加計	100.0%	99.9%	100.0%

下した点も多々あるが大方の御批判御教示を賜われれば幸いである。

終りに本研究の発表を許可せられたる株式会社日本製鋼所室蘭製作所々長取締役皆川孝光氏、御指導を賜った同所技師長泉谷彌一氏並びに細部にわたり御指導御教示下された同所研究部第3課長前川静彌博士、製鋼部熔鋼工場長館野万吉氏、亦試料採取その他種々御援助を戴いた熔鋼工場守川平四郎氏に深く感謝する。

(昭和 29 年 5 月 寄稿)

文 献

- 1) G. R. Fitterer 等はこの種の研究を行つている様である。
- 2) 守川, 下川, 田上: 日本鐵鋼協會昭和 27 年春季講演大會講演。
- 3) 柴田: 日本金屬學會誌, 6 (1942), 109.

## 炭素鋼壓延材の高温酸化に関する研究 (II)

(焼減り量並びに高温酸化及びスケール・オフの深さの関係)

(昭和 27 年本会第 43 回講演大会にて講演)

佐々木茂式\*

### STUDIES ON OXIDATION OF THE CARBON STEEL FOR ROLLING AT HIGH TEMPERATURE (II)

(Scaling Loss and Relation between Scaling and the Scale-off Depth)

Shigeichi Sasaki

#### Synopsis:

This report treated of the results of studying the formula of calculating the scaling loss of rolled carbon steel based on the oxidation degree, on the correlation among shapes, size and the scaling loss of rolled steel and on the scale-off depth of steel surface due to oxidation at high temperature in the case of several degrees of heating temperature and heating rate.

A formula was set up, by which the scaling loss could be calculated by applying an empirical formula showing the relation between temperature and oxidation degree mentioned in the previous report. The relation between the scaling loss and the shape and size of heated steel could be expressed in a simple formula.

The formula of  $y = A \cdot t^B$ ,  $B < 0$  was set up by which the approximate value of oxidation degree ( $y$ , g/cm<sup>2</sup>) could be calculated by applying it to several degrees of heating temperature and heating rate ( $t$ , °C/min), if the temperature of extracting ingots and the time of keeping it in the furnace were known. The formula  $D = 1/(f-1) \times y/7.8$  was obtained, by which the scale-off depth ( $D$ , cm) due to oxidation at high temperature in the furnace could be calculated, and the correlation between the oxidation degree, the heating temperature, the heating rate and the scale-off depth was made clear. Then some consideration was given to the relation between the sca-

\* 日本鋼管 K.K. 川崎製鐵所, 技術研究所

ling and defects in rolled products.

I. 緒 言

圧延材の焼減り量は、実測によつて一般に求められるが現場作業の上から制限をうけ正確に掴み難い場合が多い。又加熱及び圧延条件の変る度毎に実測することは實際上不可能に近い。条件が与えられた場合に、それに相応した焼減り量を実測によらずに何等かの方法で予め求めることが出来れば非常に便利である。筆者はその試みとして実験室的に予め知る事の出来る酸化増量値を用いて算出できる簡単な計算式を立てた。

又、従来より焼減り量と圧延材の形状及び大きさとの関係に就ては殆んど考慮が払われておらず、加熱速度(抽出温度及び在炉時間)との関係に就ても明瞭さを欠いていた。種々の形状及び大きさの圧延材の夫々の場合に於ける焼減り量計算式を求め、前報で記した酸化増量対温度の実験式を併用することにより各種形状及び大きさ焼減り量との関係を具体的に取扱い明瞭とした。又炉内高温酸化による圧延材表面のスケール・オフの深さを近似的に算出できる関係式を導き、酸化増量、加熱速度及び加熱温度とスケール・オフの深さとの関係を明らかにし、更にスケール・オフの深さと圧延製品の表面欠陥の関係に就て 1, 2 の考察を行つた。

II. 酸化増量値から焼減り量を求める方法

一般に圧延材の焼減り量は重量減の実測による直接実測法で多くの場合に求められる。又スケールの実測比重から成分比率を求め焼減り量を換算する間接実測法の発表がある<sup>1)</sup>。筆者は、これ等の方法によらずに生成スケールの化学組成及び酸化増量値から炉内焼減り量を算出できる次の一方法をたてた。

即ち、高温酸化した Fe 量を  $x$  kg, 加熱圧延材の単重及び全表面積を  $W$  kg 及び  $S$  cm<sup>2</sup>, 任意温度に於けるある条件下の酸化増量を  $y$ , g/cm<sup>2</sup> とおけば、 $x$  及び焼減り量  $A$ , %は次の如く表わされる。

$$\text{焼減り量, } A = (x/W) \times 100, (\%) \dots\dots\dots(1)$$

$$\text{酸化した Fe 量, } x = \{(\text{スケールの全 Fe 量}) / (\text{スケールの全 O}_2 \text{ 量})\} \times (y \times S) / 1000, (\text{kg}) \dots\dots(2)$$

(1), (2) の両式から

$$\text{焼減り量, } A = \{(\text{スケールの全 Fe 量}) / (\text{スケールの全 O}_2 \text{ 量})\} \times (y \times S) / (W \times 1000), (\%) \dots\dots\dots(3)$$

加熱炉スケールの化学組成は、普通 2FeO·Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> か

ら、3FeO·Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>の範囲内にあるものが多い。又加熱炉の条件如何によつて FeO·Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>の組成のものもみられる。圧延スケールでは、圧延条件により、圧延の各段階により 4FeO·Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 5FeO·Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 或いは又 6FeO·Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 等の如き組成のスケールをも発生する場合がある。これ等の各組成に該当する焼減り量計算を(3)式から求めたのが第1表である。任意の加熱条件下の任意温度の酸化増量  $y$  の値が既知であればスケールの組成に応じた夫々の計算式を適用して概算できる。

第1表 酸化増量値より求める焼減り量計算式

スケールの種類	スケールの組成		焼減り量計算式
	FeO	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	
FeO·Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	31.07	68.93	$A = \frac{y \times S}{380 \times W} \times 100(\%)$
2FeO·Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	47.36	52.64	$A = \frac{y \times S}{357 \times W} \times 100(\%)$
3FeO·Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	57.44	42.56	$A = \frac{y \times S}{342 \times W} \times 100(\%)$
4FeO·Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	64.28	35.72	$A = \frac{y \times S}{333 \times W} \times 100(\%)$
5FeO·Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	69.25	30.75	$A = \frac{y \times S}{326 \times W} \times 100(\%)$
6FeO·Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	72.96	27.04	$A = \frac{y \times S}{321 \times W} \times 100(\%)$

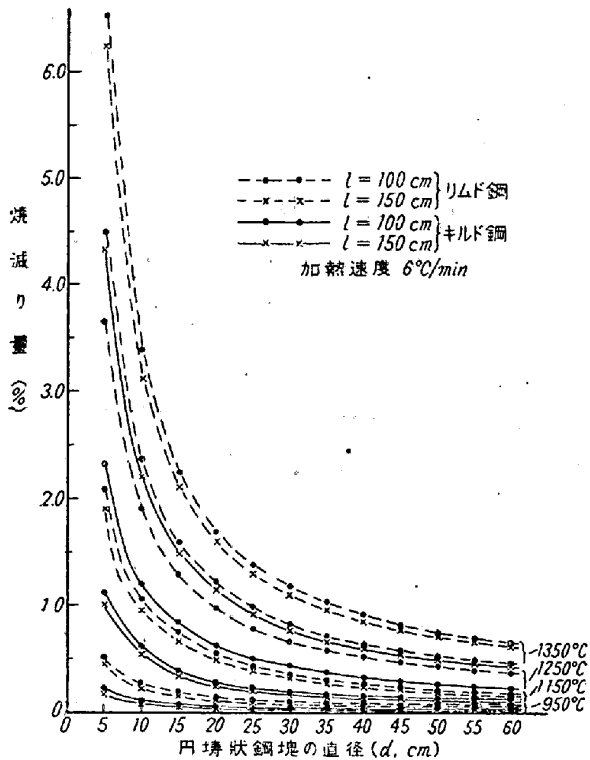
III. 形状及び大きさを異にする圧延材の焼減り量

炉内焼減りに影響を及ぼす因子としては、炉内雰囲気加熱条件等の幾多の条件が考えられるが、圧延材の形状及び大きさも焼減り量として求められる数量を左右する因子である。単位面積当りの酸化による重量増加を表わす酸化増量は一定条件で一定であると見做し得る数値であるのに反して焼減り量は上記の計算式から明らかなように酸化した鉄量のみでなく圧延材の重量及び全表面積、従つて形状大きさの如何によつて左右される数量である。

(1) 円筒体状圧延材の大きさと焼減り量の関係

円筒体状圧延材の長さを 100 及び 150cm にとり一定とし、直径を 5cm から 50cm まで変えた場合の焼減り量を第1表の計算式を用い、前報で記した転炉鋼のリムド鋼及びキルド鋼の両試料の酸化増量対温度の実験式(加熱速度 6°C/min の式)から求めた酸化増量値を併

用して算出した。スケールの組成を  $2FeO \cdot Fe_2O_3$ 、炭素鋼の密度を  $7.8 \text{ g/cm}^3$  として算出した。第1図の如く圧延材の長さに比べて直径の大小が焼減り量を左右する程度が大きいことが分る。小形のものほど加熱温度が高いほど焼減り量は大きい。又、酸化性の著しいリムド鋼の方がキルド鋼に比べて当然に大きくなっている。



第1図 円塊状鋼塊の大き(直径)と焼減り量の関係

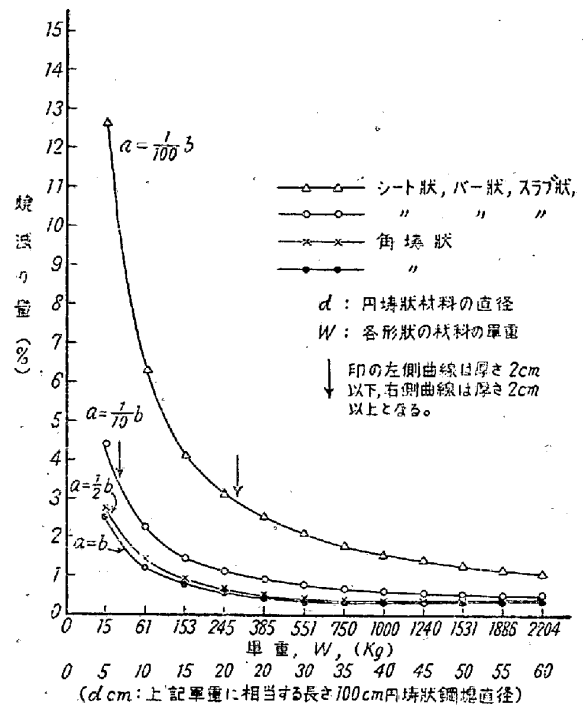
(2) 圧延材の形状の種類と焼減り量の関係

円塊体状を標準形状に選び、角塊体状、バー状及びシート状等の各形状の焼減り量を比較した。各形状の圧延材の一边Cを100cm一定とし、他の二辺a及びb間の比率を角塊体状の場合に  $b=a$ 、バー状の場合に  $b=2 \cdot a$ 、シート状の場合に  $b=10 \cdot a$  及び  $b=100 \cdot a$  と夫々仮定して各形状の焼減り量を第1表の計算式から算出した。

第2図より知られるように、同一単重の圧延材の場合でも全表面積の大きい形状のものでは焼減り量が高く、その差は重量の小さくなるほど著しくなる。なお、同図の横軸dは、W(kg)の重量に相当する円塊体状圧延材(長さ100cm)の直径を表わす。又、同図の曲線は、転炉キルド鋼の酸化増量対温度の実験式を用いスケール組成を  $2FeO \cdot Fe_2O_3$  として  $1250^\circ\text{C}$  の焼減り量を算出した値である。

(3) 各種形状の圧延材焼減り量計算式

各種形状の圧延材の単重 W(kg) 及び全表面積 S ( $\text{cm}^2$ ) は寸法との関係として表わすことが出来る。従



第2図 シート状、バー状角塊状材料の大きと焼減り量との関係 (1250°C, キルド鋼の場合、一邊Cの長さ100cm)

つて第1表の焼減り量計算式から W 及び S を消去して第2表の如く寸法との間の関係式として表わせる。

第2表中の(4)式は、角塊体状、スラブ状、バー状及びシート状の一般計算式であり、正角塊体状の場合に  $b=a$ 、スラブ状の場合に  $b=10 \cdot a$ 、バー状の場合に  $b=10 \cdot a \sim 100 \cdot a$ 、シート状の場合に  $b=1000 \cdot a$  等と仮定できるから、これ等の各々の場合の計算式は同表の(4)'~(4)''''の如くなる。

半径  $r$ 、長さ  $l$  の円塊体状圧延材の計算式は第2表の(5)式となり、棒状の場合の計算式は(5)式の  $(1/l + 1/r)$  の  $1/l$  項が極めて小さい値に近づいた特殊な場合であると考えられるから  $1/l \div 0$  とおき求まる(6)式となる。

帯状の場合では、最長辺を C とおけば C が他の二辺 a, b に比べて極めて長く大きな数値となり、(4)式の  $(1/a + 1/b + 1/c)$  の  $1/c$  項を無視でき(7)式で表わすことが出来る。又、 $b=10 \cdot a$ 、 $b=100 \cdot a$  の如き比率を有つ薄物の場合を考えると(7)式の  $B'$  は  $(1 \cdot 1/a)$  及び  $(1 \cdot 01/a)$  と見做すことができ(7)', (7)'' 両式で焼減り量 A を表示できる。厚さが薄くなるに従つて、A は単に厚さ a のみを考えに入れるだけで足りることとなる。

管状の場合では、管の厚さを  $d_0$  と置けば第2表中の(8)式の近似式を得る。帯状の場合の厚さが薄い場合

第2表 各種形状, 大きさの圧延材の焼減り量計算式

角塊體状, バー状, シート状,		
一般式	$A = 100,000/357 \times 7.8 \times y \times 2 \times \underbrace{(1/a + 1/b + 1/c)}_B \dots\dots\dots (4)$	
角塊體状の場合	$b = a$	$B = (2/a + 1/c) \dots\dots\dots (4)'$
スラブ状の場合	$b = 10 \cdot a$	$B = (1.1/a + 1/c) \dots\dots\dots (4)''$
バー状の場合	$b = 10 \cdot a \sim 100 \cdot a$	$B = (1.1/a \sim 1.01/a + 1/c) \dots\dots\dots (4)'''$
シート状の場合	$b = 1000 \cdot a$	$B = (1.001/a + 1/c) \dots\dots\dots (4)''''$
凹塊體状	$A_i = 100,000/357 \times 7.8 \times y \times 2 \times (1/l_i + 1/r_i) \dots\dots\dots (5)$	
棒状	$A = 100,000/357 \times 7.8 \times y \times 2 \times (1/r) \dots\dots\dots (6)$	
帯状	$A_s = 100,000/357 \times 7.8 \times y \times 2 \times (1/a + 1/b) \dots\dots\dots (7)$	
$b = 10 \cdot a$ の場合	$B = (1.1/a) \dots\dots\dots (7)'$	
$b = 100 \cdot a$ の場合	$B = (1.01/a) \dots\dots\dots (7)''$	
* 管状	$A_p = 100,000/357 \times 7.8 \times y \times 2 \times (1/d_p) \dots\dots\dots (8)$	

(表註: \* 管状の場合, 重量を  $W = 2\pi r l d \times 7.8/1000$ , 表面積を  $S = 4\pi r l$  として  $A_p$  を求む.)

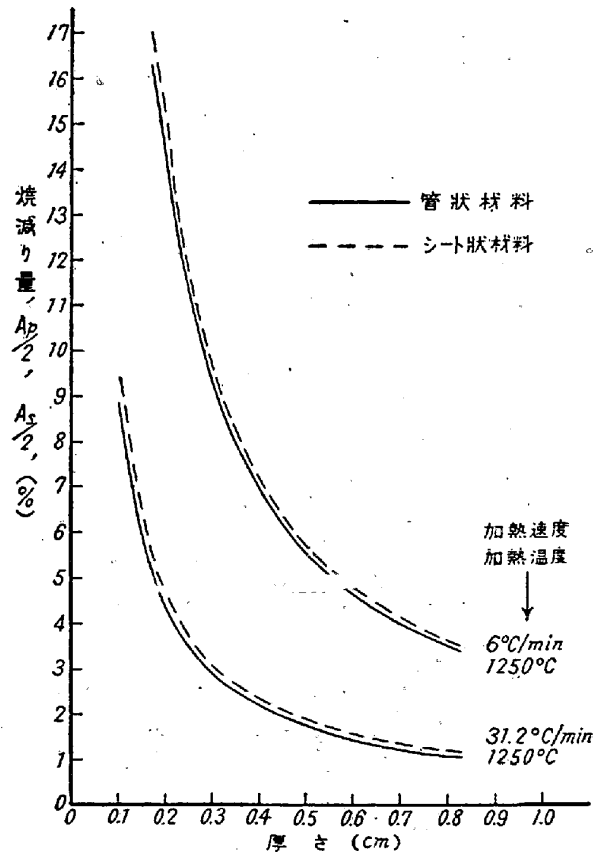
の関係式に類似する。

上記の如く, 種々の形状を有する圧延材の焼減り量は第1表の計算式から求める場合と異り単に形状寸法が既知であれば重量及び全表面積を計算せずとも容易に第2表の各計算式から算出することが出来る。又, 帯状, 管状及びシート状等の場合の計算式は類似しており, 厚さの如何によつてのみ焼減り量は左右されることが分る。これ等の関係を具体的に説明するための例として, 管とシート状の両者について加熱速度  $6^\circ\text{C}/\text{min}$ ,  $1250^\circ\text{C}$  にキルド鋼の圧延材を加熱した場合の酸化増量  $y$  の実測値を用い夫々の計算式から算出した焼減り量を第3図に示す。両者の焼減りは厚さ約  $0.40\text{cm}$  以下で急激に増大し, 略々同じ傾向と大きさを有することが分る。同図に加熱速度  $31.2^\circ\text{C}/\text{min}$ ,  $1250^\circ\text{C}$  加熱条件の場合の焼減り量を併記してあるが,  $6^\circ\text{C}/\text{min}$  の場合に比べて著しく低くなつてゐる。加熱速度による差異については詳しく後述する。

第2表の各計算式は, スケール組成が  $2\text{FeO} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$  の場合であるが, その他の組成の場合には各式中の357の数字を夫々に相応する数字に変えるだけでよい。

IV. 加熱速度と酸化増量の関係

加熱炉で圧延材を加熱する際の加熱速度は, 炉の型式圧延材の種類及び大小等によつて相異し, 又その他の作業上の諸事情により相当な広範囲に渉るのが普通である。当所で実測した例では, 冷圧延材を  $500 \sim 600^\circ\text{C}$  の炉尻温度の装入口から装入する関係で加熱初期の約  $600$



第3図 管状及びシート状材料の厚さと焼減り量の関係 ( $6^\circ$  及び  $31.2^\circ\text{C}/\text{min}$ ,  $1250^\circ\text{C}$  の場合)

$^\circ\text{C}$  までの圧延材表面温度が稍急激な上昇を示す場合多く, 又圧延材の種類によつて種々な加熱経過を辿つてゐるが, 全加熱時間を通じて平均した加熱速度としては最

低の  $2.2^{\circ}\text{C}/\text{min}$  から最高の  $10\sim 13^{\circ}\text{C}/\text{min}$  という範囲内にあつた。又中口径管の粗管再熱という特別の場合であるが、 $70^{\circ}\text{C}/\text{min}$  という極めて速い加熱速度で加熱が行われており、広範囲に涉つていた。

斯様な広範囲に渉る各加熱速度の焼減り量を実測によらず計算によつて求めるためには前述の如く夫々の加熱速度に相当した酸化増量  $y$  の値が既知でなければならない。前報(その1)に記したキルド鋼の加熱速度  $6^{\circ}$  及び  $20^{\circ}\text{C}/\text{min}$  の両場合に実測結果から求めた酸化増量対温度実験式を基にして加熱速度及び酸化増量の関係式を次ぎの如く求めることが出来た。

酸化増量対温度の間に第4図中の(A)で示す  $y = a \cdot T^b$  なる拋物線関係(前報その1の第4図参照)が存在する。又任意温度に於て加熱速度が無限に大きい場合に  $y$  が零に近ずき、極めておそく零に近づけば  $y$  が無限に大きくなると考えることができるから、酸化増量  $y$  と加熱速度  $t$  との間に同図中(B)の如く  $y = A \cdot t^B$  なる双曲線関係が存在することを推定できる。

加熱速度  $t_n$  及び  $t_m$ ,  $T^{\circ}\text{C}$  に於ける酸化増量を  $y_n$  及び  $y_m$  とすれば次ぎの如く  $y_n$  及び  $y_m$  は表わされる。

$$\begin{cases} y_n = a_n \cdot T^{b_n} \\ y_m = a_m \cdot T^{b_m} \end{cases} \quad \begin{cases} y_n = A \cdot t_n^B \\ y_m = A \cdot t_m^B \end{cases} \dots\dots(9), (10)$$

(9) 及び (10) から、

$$\frac{y_n}{y_m} = \frac{a_n \cdot T^{b_n}}{a_m \cdot T^{b_m}} = \frac{t_n^B}{t_m^B} \dots\dots(11)$$

(11) の対数から  $B$  を、(9) 及び (10) から  $A$  を求めると、

$$B = \frac{\log y_n - \log y_m}{\log t_n - \log t_m}, \quad A = \frac{y_n + y_m}{t_n^B + t_m^B} \dots\dots(12), (13)$$

加熱速度  $t_n$  及び  $t_m$  に於ける  $y_n$  及び  $y_m$  の両者が実測によつて既知であれば、 $y = a \cdot T^b$  の式から求め得る各温度の  $y_n$  及び  $y_m$  の値を用いて  $B$  が算出され、又  $A$  を算出でき、任意温度に於ける  $y = A \cdot t^B$  の関係式を導くことが出来る。

空气中高温酸化実験によるキルド鋼(No.1)の  $6^{\circ}\text{C}/\text{min}$ 、及び  $20^{\circ}\text{C}/\text{min}$  の両加熱速度の場合の  $y = a \cdot T^b$  実験式は、

$$y_6 = 2.9 \times 10^{-30} \cdot T^{9.2}$$

$$y_{20} = 5.4 \times 10^{-24} \cdot T^{7.2}$$

であるから、キルド鋼の場合の  $y = A \cdot t^B$  が求まる。900~1450 $^{\circ}\text{C}$  間の各温度に於ける関係式は第3表の如く、図示すると第4図の如くなる。任意の加熱速度の酸化増量  $y$  の値は本関係式から容易に知ることが出来る。

リムド鋼、或いは又他の鋼種の場合、並びに空气中高

温酸化以外の他の雰囲気の場合、各種の加熱条件の場合についても同様な方法で夫々の関係式をたてることが出来る。

第4表の如く当所庄延工場に於ける炉内焼減り量の2, 3を本関係式を用い算出し、実測による値と比較して本計算方法が妥当であるか否かを検討した。今回の実測値は少数であり、又鋼種の不明なもの、加熱速度の数値が正確でないものもあり、妥当性を決める上に幾らかデータ不足であつたが、計算値は大体に於て実測値に近い数値であること、設案、岡田両氏<sup>1)</sup>が発表している鋼種形状大きさ及び加熱条件等が明瞭にされている線材連続式加熱炉の場合の焼減り量実測値は同表の如く本方法による計算値とよく合致したこと等から正確な値を厳密に求める目的でなく目安を得る上には本計算方法を充分に応用できることを知ることが出来た。

炉内焼減り量と加熱速度乃至在炉時間及び抽出温度との間に存在する有機的關係に就てはこれまで十分に把握されていながつたが、上記の如き関係式を立てることによつて明瞭にすることが出来るし、又かくして庄延作業上の一因子の安定化を計り得るものと思ふ。

第3表 キルド轉爐鋼(No.1)の酸化増量( $y, \text{g}/\text{cm}^2$ )  
對加熱速度( $t, ^{\circ}\text{C}/\text{min}$ )の關係式

温度	關係式	温度	關係式
900 $^{\circ}\text{C}$	$y = 0.006 \times t^{-0.18}$	1300 $^{\circ}\text{C}$	$y = 0.312 \times t^{-0.52}$
1000	$y = 0.018 \times t^{-0.24}$	1350	$y = 0.528 \times t^{-0.59}$
1100	$y = 0.051 \times t^{-0.32}$	1400	$y = 0.749 \times t^{-0.65}$
1200	$y = 0.181 \times t^{-0.59}$	1450	$y = 1.326 \times t^{-0.73}$
1250	$y = 0.277 \times t^{-0.63}$		

## V. 爐内高温酸化とスケール・オフの深さ並びに表面缺陷

鋼塊或いは鋼片が加熱炉で加熱されると、焼減りのために表面からスケール・オフしてほそまつてゆく。その結果、往々に表面欠陥の一因となる場合がある。スケール・オフの深さを酸化増量との關係として先ず求め、次いで加熱速度及び加熱温度との關係として検討し、表面欠陥に加熱条件が如何なる關係を有するかに関して考察した。

### (1) 庄延材のスケール・オフの深さ

円筒体状庄延材の場合、直径、長さ及び単重を  $2r(\text{cm})$ 、 $l(\text{cm})$ 、 $W(\text{kg})$  とおき、表面より  $D(\text{cm})$  だけ加熱によりスケール・オフしたとすれば、この時のスケール・オフ層を除いた庄延材の重量  $W'(\text{kg})$  は  $l \gg 2D$  であるから、 $W' = \pi(r^2 - 2rD) \cdot l \times 7.8/1000$ , (kg)

第4表 焼減り實測値及び爐内焼減り計算値

No.	壓延材別	加熱爐	加熱條件	加熱材料	全焼減り實測値	爐内焼減り計算値	備考
1	大形		1400°C, 4.4°C/min	鋼塊, 2ton 43.6~48.5□ ×150cm	%	0.89% (キルドとして) *約 1.17% (リムド " )	
2	中形	3號鋼塊爐	1320°C~1400°C 3.7°C/min	鋼塊, 1ton	1.84	1.36 (キルド " ) * 1.47 (リムド " )	
3	小形	1號加熱爐 爐長1800cm	2列裝入, 136本/hr 1209°C, 10°C/min	鋼片, 148kg 12.3□×90~ 100cm	1.08	0.72% (キルド " ) * 0.69% (リムド " )	リムド鋼 スケルブ 材
4	小形	2號加熱爐	爐内速度=9.3m/hr 1315°C, 13°C/min	鋼片, 110kg 12.5□ ×92.6cm	1.05 (10.5kg/ton)	1.04% (キルド " ) * 0.99% (リムド " )	
5	中口径管	鋼片加熱爐 爐長1800cm	2列裝入, 9.49ton/hr 1292°C, 6.5°C/min	鋼片, 130kg 15cmφ ×110cm	(約 2.70%)	1.29% (キルド " ) 1.70% (リムド " )	
6	中口径管	鋼片加熱爐	爐内温度 650~700°C 1330°C (120min), 11.1°C/min	鋼片, 63kg 13cmφ ×61.1cm	(約 3.00%)	1.32% (キルド " ) * 1.30% (リムド " )	
		再熱爐	約900°Cの粗管を 5min間 1250°C 加 熱. 70°C/min.	粗管厚さ 0.6cm		0.44% (キルド " ) * 1.26% (リムド " )	
7	大口徑管	鋼塊加熱爐	1列裝入, 1380°C, 2.3°C/min	鋼塊, 850kg 13cmφ ×100cm		1.89% (キルド " )	
8	線材	鋼塊連続式 加熱爐	2列裝入, 1列120本 1255~1273°C, 6.5~6.6°C/min,	鋼塊, 85kg 9.6×9.6 ×120cm	1.38	1.41% (キルド " )	C=0.70 Si=0.10
9	線材	鋼材连续式 加熱爐	2列裝入, 1列120本 1193~1239°C, 5.2~5.4°C/min	鋼塊, 85kg 9.6×9.6 ×120cm	1.30	1.10% (キルド " )	實測値に は壓延減 り含まれ ず.

表註: 表中 No.1~6 の\*印で示すリムド鋼としての計算値は、假定を設けて求めた酸化増量對加熱速度の關係式を用いて算出した値であり、従つて正確な計算値でない。キルド鋼としての計算値は實驗式より導いた第3表の關係式による値である。全焼減り實測値は壓延減りを含む。No.7 及び8 は設樂、岡田兩氏の報文<sup>1)</sup>から引用

従つてスケール・オフした重量  $\Delta W$  は、

$$\Delta W = W - W' = 2\pi r D l \times 7.8 / 1000, \text{ (kg)}$$

然るに、酸化増量  $y$  (g/cm<sup>2</sup>) と表面積  $S$  (cm<sup>2</sup>) 及び高温酸化による重量増加  $\Delta W \cdot (f-1)$  の間に次の關係があるからスケール・オフの深さ  $D$  は次の如く求められる。

$$y/1000 = \Delta W \cdot (f-1) / S = 2\pi r d l \times 7.8 / 1000 \times 1 / S,$$

$$D = S \cdot y / 2\pi r l \times 1 / 7.8 \times (f-1)$$

表面積  $S$  は、 $S = 2\pi r(r+l)$  であり、 $r \ll l$  であるから、

$$D = 1 / (f-1) \times y / 7.8, \text{ (cm)} \dots \dots \dots (14)$$

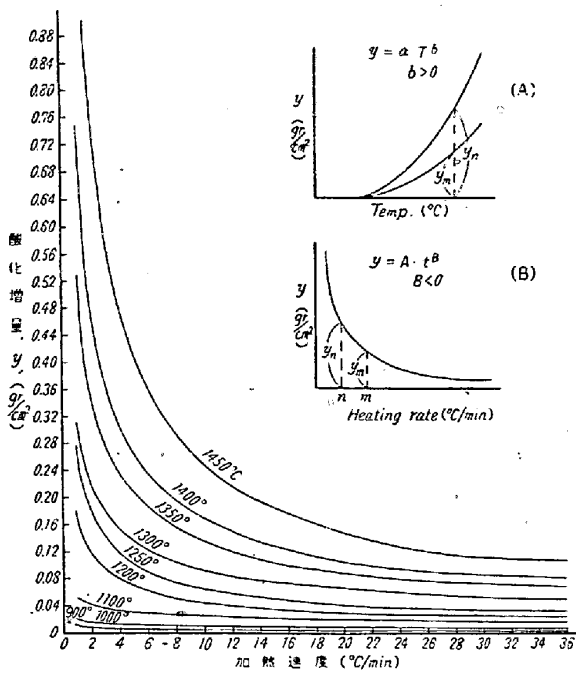
角塊体状、スラブ状及びその他の形状の圧延材の場合のスケール・オフの深さも同様な處理によつて求まり、

近似的にすべて上式 (14) と同じ式で表わされる。

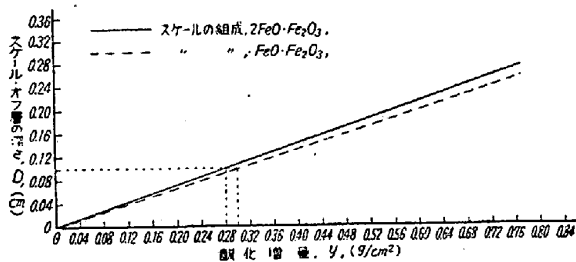
$D$  の (14) 式に於て、 $f$  は生成するスケールの組成如何によつて定まる係数であつて、例えば、スケール組成を  $\text{FeO} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$  及び  $2\text{FeO} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$  とした時に夫々  $f = 1.38$  及び  $f = 1.36$  となる。この  $f$  の數値を  $D$  式に入れ  $y = 0 \sim 0.72$  g/cm<sup>2</sup> 範圍にわたつて  $D$  を算出した結果が第5図である。

(2) スケール・オフの深さと加熱温度及び加熱速度の關係、並びに表面欠陥

スケール・オフの深さは、上記の如く加熱温度のみならず加熱速度、即ち抽出温度及び在炉時間の如何によつて左右されるものであつて、スケール・オフの深さが約



第 4 圖 酸化増量と加熱速度及び加熱温度の関係 (キルド鋼の場合)



第 5 圖 スケール・オフ層の深さと酸化増量の関係

0.14cm である時の加熱条件は、第 4 及び第 5 の両図の関係から、この深さに相当する酸化増量が  $0.40\text{g/cm}^2$  であるからキルド鋼の場合で加熱温度及び同速度として  $1450^\circ\text{C}$  約  $5.2^\circ\text{C/min}$ ,  $1400^\circ\text{C}$  約  $2.5^\circ\text{C/min}$ ,  $1350^\circ\text{C}$  約  $1.6^\circ\text{C/min}$  となることが分る。つまり、上記の加熱条件の場合に深さ約  $0.14\text{cm}$  のスケール・オフが起り得るものと考えることが出来るわけである。キルド鋼に比べて高温酸化性が高いリムド鋼の場合では酸化性が高いからこの深さより幾らか高目となる。

製品の表面欠陥を誘発する一因としてスケール・オフを挙げる事が出来る。スケール・オフによつて表面に現われる圧延材に潜在する疵或いは非金属介在物はすべて欠陥の素因となるが、適切さを欠いた造塊及び圧延作業に基因する疵の場合を除けば外面疵の大部分を鋼塊表面下の気泡を素因とする気泡疵に属するものと見做す事が出来る。スケール・オフによる気泡疵の発生は、表面下気泡が開口し酸化して圧着せずに、又は開口にまで至

らずとも気泡が表面に極く接近するために圧延中に引裂かれて疵となる場合が最も多いと思われる。分塊を経た鋼片の場合、分塊用鋼塊の気泡発生位置が可成りの深部に存在するとしても分塊圧延で気泡は表面に極く近い位置に変化しているから、比較的深部に気泡を分布する鋼塊の場合以上に加熱条件及びスケール・オフの深さに注意を払う必要がある。井上、副島両氏<sup>2)</sup>によれば管材の疵の深さが発生疵の程度を支配し、穿孔による疵となる限界は深さ  $0.7\text{mm}$  以内の疵が常にスケール・オフするから無害であり、 $1.4\text{mm}$  以上が常に有害であり、中間の  $0.7\sim 1.4\text{mm}$  の疵がスケール・オフ量の変動範囲内にあるので無害の時も有害の時もあると報じている。この場合の管材は分塊圧延を経た鋼片であることを容易に推察でき、この例から分塊圧延による気泡位置変化、スケール・オフの深さ及び外面疵発生の関係を理解できるところである。

気泡位置の変化は、元の鋼塊気泡位置が一定である場合でも圧延加工条件により相異し、又逆に加工条件が一定でも鋼塊気泡位置のみならずスケール・オフの深さが不定である場合には表面からの距離に変動をみる事となる。鋼塊の気泡位置及び量は、鋼種により或は又鋼塊の大きさ、造塊条件等によつて相異し一言で尽せぬほどであり、同鋼種でも一定でない場合が多い。粒状気泡のみでなく多数の管状気泡が潜在するリムド鋼或は又セミキルド鋼は前述した如く高温酸化性もキルド鋼に比べて著しく、スケール・オフによる気泡の露出を起し気泡疵発生の機会を最も有ち易い鋼種であり、これ等の鋼種の場合では特に鋼塊或は又鋼片の気泡位置並びに加工条件に可及的に応じた適切な加熱条件で加熱することが肝要である。

高温酸化を極力低めるように圧延材を加熱することが焼減り損を低減でき、更に気泡発生並びに前報で記した如く高温酸化に伴う合金々属層生成とその地鉄表面層に及ぼす影響を同時に防止できる点で最良の方法と云えよう。

## VI. 結 言

実験的に求まる酸化増量から圧延材焼減り量を算出できる計算式をたて、種々の形状の圧延材焼減り量計算式を導き形状及び方法と焼減り量との関係を明瞭にした。任意加熱温度の酸化増量 ( $y, \text{g/cm}^2$ ) と加熱速度 ( $t, ^\circ\text{C/min}$ ) の間の関係式  $y = A \cdot t^B$ ,  $B < 0$  を空气中高温酸化実験で求めた酸化増量対温度の実験式から導き炉内焼減り量と加熱速度 (在炉時間及び抽出温度) との

間の関係を数量上から有機的に結びつけることが出来た。又、高温酸化による圧延のスケール・オフの深さ ( $D, \text{cm}$ ) を算出可能な関係式  $D=1/(f-1) \times y/7.8$  を導いてスケール・オフの深さと酸化増量加熱温度及び同速度間の関係も明瞭にし、更に加熱条件と気泡位置及び気泡疵発生との関連性に関して考察した。

(昭和 29 年 2 月寄稿)

文 献

- 1) 設樂, 岡田: 鐵と鋼誌, 第 37 年, 第 8 號, 1~7.
- 2) 井上, 副島: 鐵と鋼誌, 第 38 年, 第 5 號, 24~28.

## 鑄鋼の高温割れ傾向の新試験法

(昭和 28 年 10 月本会講演大会にて発表)

沖 進

### A NEW METHOD FOR EVALUATING OF HOT-TEARING TENDENCY OF CAST STEEL

*Susumu Oki*

## Synopsis:

A type of miniature test casting was devised as the means of investigating the influence of chemical composition of cast steel upon hot-tearing tendency. The test casting consisted of a 40mm diameter vertical cylinder with four horizontal and radial branches, each 70 mm long.

The casting weighed so small as 2kg that it could be poured from an ordinary sampling spoon.

Mould cavity for each branch was made of a 8mm I. D. quartz tube, one end of which penetrated into the central mould cavity for the vertical cylinder, the depth of penetration being 10mm.

The contraction of the branch was restrained by a steel pipe which was inserted in between the vertical cylinder and a small flange at the outer end of the branch. This restrained contraction caused a complete or incomplete hot-tearing at the junction of the branch and the vertical cylinder. The hot-tearing tendency of a cast steel could be evaluated from the load required for the fracture of the branch at room temperature and also from the area of hot-tear on the fractured surface, provided that the mechanical and thermal variables of the casting were kept constant.

Reproducibility and sensitivity of the result were satisfactory. For example the difference between hot-tearing tendencies of two heats of steel containing 0.020% and 0.030% sulphur respectively could be discerned clearly by pouring only a pair of spoon samples of steel. Although the test casting was very small in size, the cooling of the portion where hot-tearing occurred was as slow as that of a 40mm diameter cylinder casting or of a 20mm thick plate casting. So the results of investigation by this test casting might well be applied to castings having wall-thickness of 10-30mm. Another significant advantage of this method was that there was only a limited amount of

\* 日本車輛製造 K.K.