

669.162, 267.642: 621, 746.32-119

Reversible Shaking Ladle (D. M. Converter)

による製鋼溶銑の脱硫および低硫鋼の製造*

大黒 竹司**・友松 秀夫***・飯浜宇一郎****

林 登***・矢倉林之助***・自在丸二郎***

On the Desulphurization of Molten Pig Iron for Steelmaking
in the Reversible Shaking Ladle (D. M. Converter)
and the Production of Low Sulphur Steels.

Takeshi ŌKURO, Hideo TOMOMATSU, Uichiro IIHAMA,

Noboru HAYASHI, Rinnosuke YAGURA and Jiro JIZAIMARU

Synopsis;

The authors have studied the practical aspects of the D. M. Converter for the production of low sulphur steels containing decreased sulphur of under 0.010% by the duplex method with L. D. Converter, and compared these steels of extra low sulphur content with those of normal sulphur content by the ordinary L. D. Converter process.

Test results are summarized as follows.

(1) It is easy to desulphurize the molten steelmaking pig iron (even of comparatively low temperature) to the low sulphur pig iron of under 0.010% by use of the D. M. Converter in two or three minutes' mixing treatment with suitable eccentricity, number of revolutions, inner diameter of the ladle, and with suitable time cycle of clockwise revolution, halt, and counter-clockwise revolution given to the ladle alternately; using calcium carbide of under 1.0 wt.% as a desulphurizing agent.

(2) It is also technically possible to desulphurize the whole molten steelmaking pig iron from blast furnace to the low sulphur pig iron and to produce the corresponding quantity of low sulphur steels of under 0.010%S by the duplex method with L. D. Converter.

(3) The merit of desulphurizing normal sulphur steels to low sulphur steels of under 0.010%S is not always clear, but the low sulphur steels (JIS SM50 grade) have proved the marked improvement of notch impact toughness and of plastic deformation characteristics, being probably caused by the remarkable decrease of amount of sulphide inclusions.

(4) It is possible to apply desulphurizing process with the D. M. Converter widely, which proved the profitable means for the production of each low sulphur high grade of steels. Desulphurization by the D. M. Converter does not result in variation of other elemental contents.

It is supposed that the low sulphur steels of under 0.010%S should become more and more needed in the fields of production of each low cost high grade special steel (of heat treating type) and of quality improvement in the products requiring much less sulphur segregation in future.

(Received 6 Sept. 1965)

1. 緒 言

特殊な用途を別にして、Sが鋼の諸性質に対して有害に作用することは、周知の通りであり、そのため鉄鋼の脱硫の原理および方法については多くの研究が行なわれて来た。他面、Sを通常程度の含有量から、0.010%以下に減少せしめた場合に鋼の諸性質がどのように改善されるかについての实用鋼材に関する研究は比較的少ないように思われる。

ただ著者たちは、Sの有害な面に着目し、(1) 先ず、溶銑中のSを最も効果的に除去するための新しい装置ならびに方法を確立することを基本的目標とし(2) このような手段に基づいて、その目的分野の1つとして低硫鋼

* 昭和39年10月、昭和40年4月本会講演大会にて発表
昭和40年8月6日受付

** 株式会社神戸製鋼所

*** 株式会社神戸製鋼所尼崎研究所

**** 株式会社神戸製鋼所尼崎工場

の開発研究を進めて来た。

(1)の問題についてわれわれは、脱硫に有利な高炭素、高珪素の溶銑状態⁷⁾での炉外脱硫法によつて解決し、この低硫溶銑を L. D. 転炉に装入精錬する、いわゆる合併法によつて低硫鋼を製造することが最も有利であると判断した。この場合の炉外脱硫法として D. M. Converter (シェーキングレードルに対する当社名、Duovortical Mixing Converter の意) による反応物質の機械的混合攪拌法を開発した。これは従来のスウェーデン方式による Shaking Ladle法が偏心一方向回転において認められるブレイク現象を利用するのに対して、ブレイク現象が現れる回転数よりもさらに大きな回転数で適当な interval で回転方向を交互に切換え、渦巻き状運動を効率よく発生させることを特徴とするものであり、この渦巻き状運動が最も効率よく発生する条件においてカルシウムカーバイドなどの脱硫剤を溶銑と反応させる方式である。

この D. M. Converter による製鋼溶銑の炉外脱硫方式と L. D. 転炉との合併法によつて、現在までに多量の鋼(リムド鋼より特殊キルド鋼まで)を溶解してきたが、当報告では、低硫鋼とすることによる実際効果の主題として、これら各チャージの中から鋼種として SM 50 クラスを選定した研究結果について報告する。

2. 脱硫実験

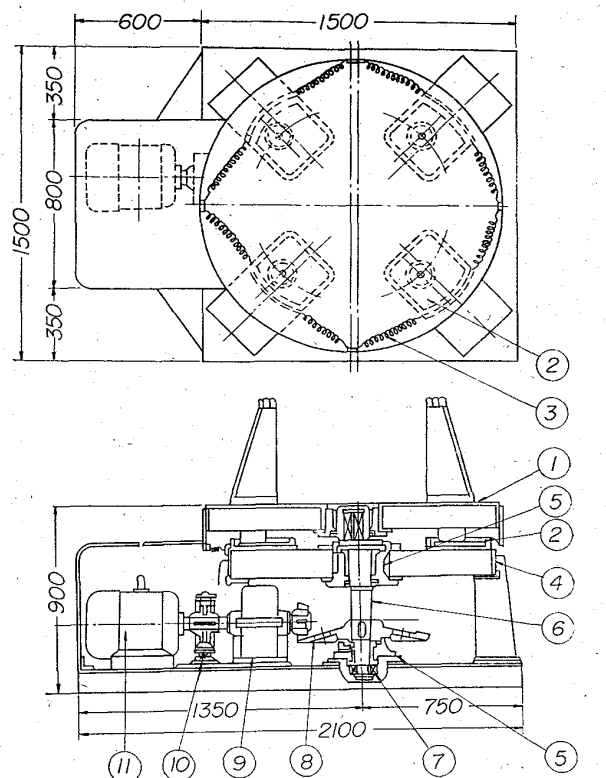
D. M. Converter の研究初期における実験装置、方法、結果⁸⁾およびキューボラ溶銑に対する炉外脱硫結果については、当報告で再びふれることは省略する。

ここに報告する D. M. Converter による溶銑の脱硫実験結果は、前報⁷⁾ですでにのべた通り、キューボラ溶湯と異なり、化学成分上も C% が高く Si% が低く、また温度も低くて粘性もより大きいと予想される高炉よりの製鋼溶銑に対して、500kg ないし 12t 型 D. M. Converter による炉外脱硫が極めて効率よく行なわれることを明らかにしたものであるが、その後、炉外脱硫処理の実用面から残留高炉溶滓の影響なども検討したので、ここにまとめて報告する。

2.1 予備実験

L. D. 転炉(公称 30t)との合併法において供給すべき低硫溶銑は、工業上は L. D. 転炉の能力に見合った大容量の D. M. Converter で生産さるべきものであるが、溶銑脱硫に関する基本的データを得るために、先ず 600kg 容量(公称 500kg)の D. M. Converter を用いて予備実験を行なった。

予備実験にあたっては、すでにこれまでの研究から、



① Shaking table, ② Flat metal, ③ Spring, ④ Frame, ⑤ Plain bearing, ⑥ Vertical crank shaft, ⑦ Thrust bearing, ⑧ Bevel gear, ⑨ Reducer, ⑩ Brake, ⑪ Motor 7.5HP

Fig. 1. Outline view of the reversible shaking ladle equipment for nominal capacity of 500kg (mm).

揺動中に偏心量を変化させる方法は、渦巻き状運動発生⁹⁾の必須条件ではないことが判明しており、実用上も装置を複雑化するという欠点があるので、偏心量(e)一定という条件下で、D. M. Converter 内側半径(R)および e/R 比、回転数、溶銑装入高さ H と R との比(H/R)の影響、一方向偏心回転との相異、 CaC_2 による溶銑脱硫状況、処理に伴う温度低下などを明らかにする目的で当社尼崎工場第2高炉下に設置して実験を行なった。

2.1.1 装置および方法

Fig 1 に装置本体の概略を示す。この装置は設計上は前報⁸⁾の実験に使用したと同じ系列に属するもので、1本のクランクシャフトで揺動台盤を偏心回転させ、均一な偏心回転のために周囲をスプリングで引張るという形式である。

この装置の作動方式は次の通りである。

先ず電動機⑪により起された回転は、減速機⑨を経て傘歯車⑧に伝えられる。これによりクランクシャフト⑥が回転し、揺動台盤①に偏心回転運動が伝えられる。取鍋を揺動台盤に装着することにより、取鍋が偏心回転運動を行ない、正逆回転の繰返しにより溶湯に渦巻き状運動を発生させるものである。慣性バネ③は前述のごと

Table 1. Chemical composition of steelmaking pig iron used (wt%).

| | T.C. | Si | Mn | P | S | As | Ti | Sn | Cr |
|---------|-----------|-----------|-----------|-----------------|-----------------|-------|-------|-------|-------|
| Range | 3.90~4.99 | 0.18~1.05 | 0.52~1.04 | 0.115 ~0.210 | 0.021 ~0.080 | — | — | — | — |
| Average | 4.58 | 0.48 | 0.80 | 0.140 | 0.043 | 0.026 | 0.030 | 0.034 | 0.045 |

Table 2. Chemical analysis and size distribution of calcium carbide used (wt.%).

| Chemical analysis | CaC ₂ | Free CaO | Free C | SiO ₂ | S | P |
|-------------------|------------------|------------|------------|------------------|--------------|-----------|
| | 77.40 | 14.9 | 1.29 | 2.83 | 0.78 | 0.007 |
| Size distribution | <16 mesh | 16~32 mesh | 32~60 mesh | 60~115 mesh | 115~200 mesh | 200< mesh |
| | 0.4 | 0.5 | 1.2 | 12.6 | 24.6 | 61.0 |

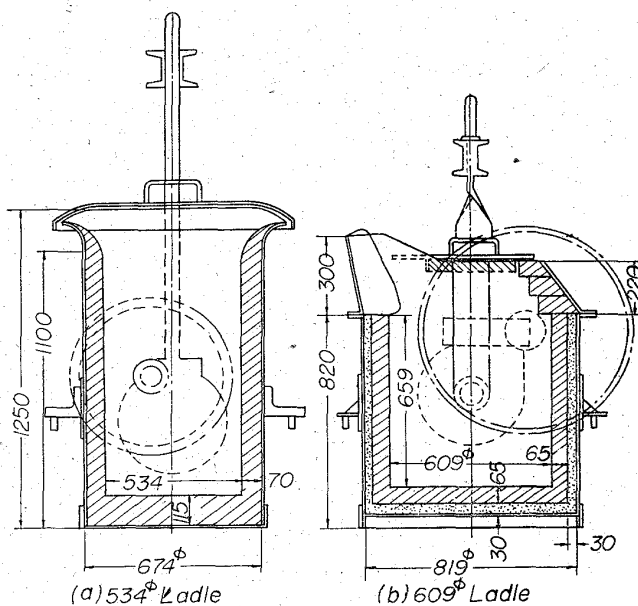


Fig. 2. Outline view of the ladles used for the reversible shaking equipment of Fig. 1 (mm).

く、揺動台盤に各部均一な偏心回転運動を行なわせるためのものである。ブレーキ⑩は揺動停止時の時間短縮のためにとりつけた。

偏心量 (e) は 45 mm, 回転数は空の取鍋を装着した状態で 97 r.p.m. である。これらの値は筆者らが、最良の渦巻き状運動発生の諸条件を求めるための多数の模型実験の結果に基づいて決定したものである。

取鍋は前報⁵⁾の実験結果から円筒型とした。また e/R , H/R の脱硫に対する影響を明らかにするため、内径 534 mm および内径 609 mm の取鍋の両者について検討を行なった。Fig. 2 にこれらの取鍋の概略を示す。

実験に供した製鋼溶鉄は、およそ Table 1 に示す範囲の化学成分を有するものである。

脱硫剤には市販のインジェクション用の微粉状カーバイドを使用した。Table 2 にその化学成分および粒度分

布を示す。

脱硫剤として CaC₂ 単独を選んだ理由は、将来工業的に見て、さらに有効な脱硫剤が開発される可能性が大きいとしても、著者等の実験では最も工業的に有効であると考えられたためと、CaC₂ による脱硫反応が発熱型である⁹⁾という利点を有するからである。また CaC₂ として微粉状のものを使用したのは、実用上、多少の問題点はあるとしても、著者等の実験のような固相-液相反応では、固相の表面積を大にして、接触表面積を大きくすることが反応速度を大にするためには良いとされているからである。

正逆偏心回転は、6.8 sec 通電、1.5 sec 休止のサイクルとした。また温度測定には浸漬温度計を用いた。

2.1.2 内径 534 mm 取鍋での実験

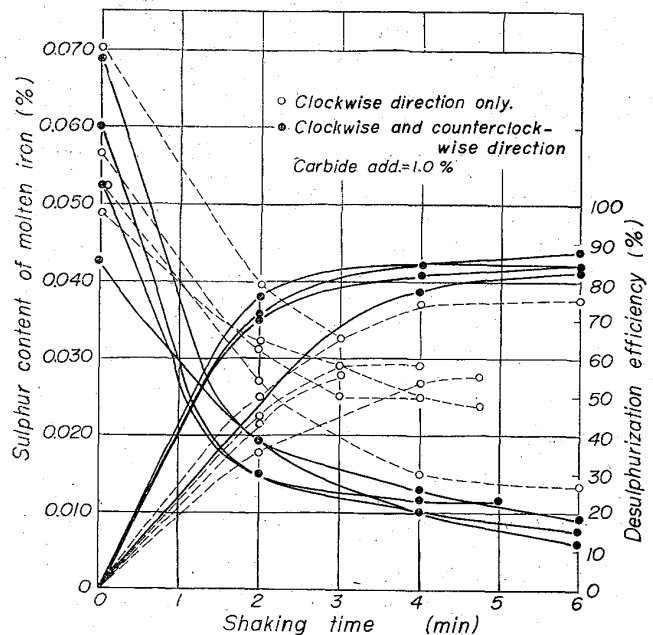


Fig. 3. Effect of duo-vortical mixing on the desulphurization velocity or efficiency in 534mmφ ladle ($e/R=0.169$).

溶銑 500kg ($H=320$ mm, $H/R=1.20$) を取鍋に装入し、脱硫実験に先立つて、正逆偏心回転による溶湯の動きを観察したが、目的とする渦巻き状運動はごく短時間しか認められなかつた。

脱硫実験は、溶銑 500kg に対してカーバイド 5kg (1.0%) を添加して、一方向偏心回転と正逆偏心回転の両者について行なつた。揺動開始時の温度は $1270\sim 1360^\circ\text{C}$ であつた。

Fig. 3 に結果を示す。図で明らかごとく、一方向偏心回転と正逆偏心回転の間には、脱硫速度、脱硫率に明瞭な差がある。いずれの場合も、脱硫前の硫黄含有量が大きいほど、初期の脱硫速度が大きくなる傾向が認められるが、正逆偏心回転では特にこの傾向が著しい。このため脱硫前の硫黄含有量にかなりの差があるにもかかわらず 4 min 後ないし 6 min 後にはほぼ近似した硫黄含有量となつた。脱硫前の硫黄含有量が同一の場合の脱硫率にも明瞭な差があり、正逆偏心回転は、すべて一方向偏心回転よりもその値が大きい。しかし、正逆偏心回転の場合でも、脱硫は十分ではなく、 0.010% S とするには 4 ないし 5min を要しており、また 6min 揺動後の脱硫率も 90% を超えなかつた。この原因は、揺動条件 ($R=267$ mm, $e=45$ mm, $e/R=0.169$, 97r.p.m) が適当でなく、このため渦巻き状運動の発生が不十分であつたためと考えられる。渦巻き状運動のメカニズムは非常に複雑で、現段階では理論的解明が困難であるが、定性的にはおよそ次のように考えられる。

(1) 正方向の偏心回転を行なつていた取鍋を急に停止させると、溶湯は慣性により、正方向に流れ続けるが、なお十分に大きな量の運動エネルギーを有している状態に対して、

(2) 取鍋に逆方向の偏心回転を起させて、溶湯に逆方向の運動エネルギーを与えると、

(3) 両運動エネルギーを合成した結果として、取鍋側壁側の溶湯は逆方向に流れ、内側の溶湯は正方向に流れるという状態が現出する。内側の正方向の流れが渦巻きあるいは捲込み状運動として観察されるのである。

当実験条件下では(1)の運動エネルギーが比較的小さいのに対して、(2)の逆方向の運動エネルギーが大であつたため、直ちに流れの方向が変換し、渦巻き状運動がほとんど発生しなかつたものと考えられる。

また、処理中の温度低下も比較的大きく、2 min 後 $15\sim 45^\circ\text{C}$ 、4min 後 $55\sim 75^\circ\text{C}$ の低下を見た。温度低下について、一方向偏心回転

と正逆偏心回転の間には差を認め難く、温度低下は主として取鍋予熱の程度に左右された。

2.1.3 内径 609 mm 取鍋での実験

前述の結果から、取鍋内径を 609 mm に拡大し、 $e/R=0.148$ と減少させた。この値は、模型実験の観察と前述の 534mm 取鍋での結果とを考慮して決定した。また断熱レンガを使用して熱伝導による温度低下を防止するとともに、蓋をして熱損失を防止した。

脱硫実験に先立ち、正逆偏心回転による溶湯の動きを観察したが、比較的良好な渦巻き状運動の発生を認めた。そこで溶銑に対してカーバイドを添加して脱硫を試みたところ、良好な結果を得たので、引き続き、製鋼溶銑の脱硫におよぼす 2, 3 の影響について検討した。

(i) 製鋼溶銑温度の影響

溶銑量 600kg ($H/R=1.00$)、カーバイド (Table 2 と同じ) 添加量 6kg (1.0%) で、揺動開始時の温度を $1310\pm 15^\circ\text{C}$ 、 $1270\pm 15^\circ\text{C}$ 、 $1230\pm 15^\circ\text{C}$ の 3 段階にとり、正逆偏心回転における脱硫に対する溶銑温度の影響を調べた。

Fig. 4 に結果を示す。図に明らかごとく、いずれの温度でも脱硫は急速に進行し、対象範囲内の温度では、脱硫は溶銑温度にほとんど左右されなかつた。すなわち、脱硫前 $0.036\sim 0.050\%$ S のものが、2min 後 0.010% S、4min 後 0.005% S、6min 後 0.005% S 以下と急速に脱硫が進行した。脱硫率としては、2 min 後約 80%、4min 後約 90%、6min 後 90% 以上となつた。

脱硫中の温度低下は取鍋予熱の度合に大きく影響され、 $6\sim 15^\circ\text{C}/\text{min}$ であつた。また溶銑の化学成分は硫

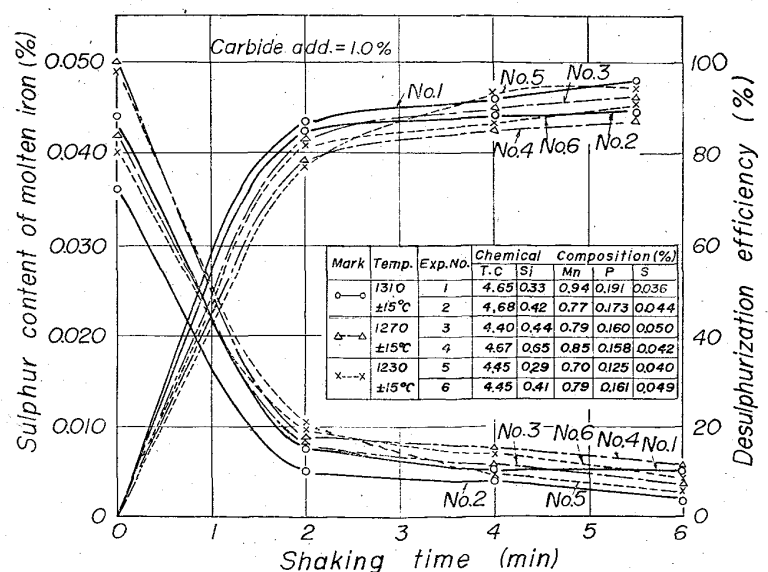


Fig. 4. Relation between initial temperature of molten iron and desulfurization velocity or efficiency in duo-vortical mixing with 609mm ϕ ladle ($e/R=0.148$).

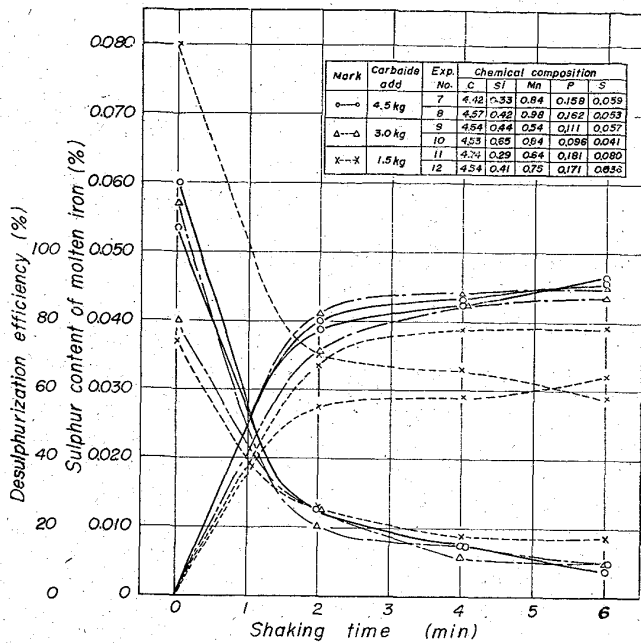


Fig. 5. Relation between carbide addition percentage and desulphurization velocity or efficiency in duo-vortical mixing with 609 mm φ ladle (cf. Fig 4).

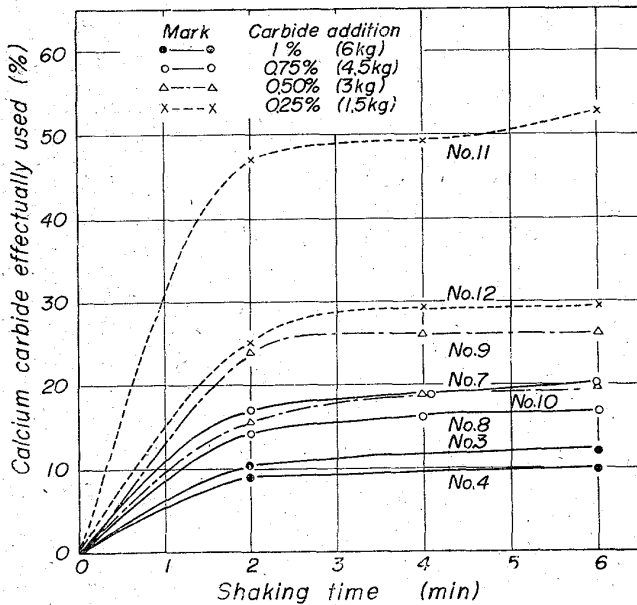


Fig. 6. Relation between carbide addition percentage and its actually reacted part with sulphur, shaken initially at 1270 ± 15°C. with 609mm φ ladle. (cf. Fig. 4 and Fig. 5)

黄以外は処理による変化がほとんど認められなかつた。

(ii) カーバイド添加量の影響

溶銑量 600 kg に対してカーバイド添加量を 4.5 kg (0.75%), 3.0 kg (0.5%), 1.5 kg (0.25%) と変化させて、脱硫状況を調べた。揺動開始時の溶銑温度は1270 ± 15°Cである。Fig. 5 に結果を示す。図にみるよう

に、添加量 4.5 kg と 3.0 kg との場合は、ほとんど同じような状況を示した。ただ 6 kg 添加の場合と比べると、脱硫速度、特に揺動初期のそれがやや遅いように思われる。しかし 6 min 後には 0.005% S となっている。1.5 kg 添加の場合は、前二者よりも脱硫状況が悪く、6min 後 0.007~0.008% S となつた。脱硫前0.080% S の場合には 6min 後でも 0.029% となつたにすぎない。

Fig. 6 はこの実験におけるカーバイド有効利用率の概略値を示したものである。すなわち、脱硫反応が $CaC_2 + S \rightarrow CaS + 2C$ と簡略化されるものと仮定したとき、揺動開始温度 1270 ± 15°C の溶銑 S に対して、カーバイド添加量 6.0, 4.5, 3.0, 1.5kg の場合の反応に関与した CaC_2 の割合を示したものである。同図から、カーバイド添加量の増大とともに、 CaC_2 有効利用率が低下することがわかるが、2~4 min 間の短時間処理で急速に脱硫させるには有効利用率を 20% 程度に見込む必要があることがわかる。この実験における最大有効利用率は 1.5kg (0.25%) 添加の場合で、6min 間揺動後53.7%であつたが、この場合には前述のように低硫銑は得られなかつた。

(iii) 混入高炉滓量の影響

前述の結果はいずれも高炉滓を完全に除去した後のカーバイドによる脱硫状況であるが、工業的には多少の高炉滓の混入が許容できる方が望ましいことは論ずるまでもないことである。この点を明らかにするため、浮遊溶銑厚さ 10 mm および 30 mm の場合について溶銑 600 kg に対するカーバイド添加量を 6.0kg (1.0%), および 3.0kg (0.5%) として脱硫状況を検討した。

Fig. 7 および Fig. 8 に結果を示す。図に見るように、カーバイド 1.0% 添加の場合には、スラグ厚さ 30 mm でも脱硫状況は良好であるが、カーバイド 0.5% 添加の場合には、スラグ厚さ 10 mm でも脱硫状況は不十分となる。結局この問題は、溶銑の除去とカーバイド添加量増大とのバランスの個々の場合における工業的評価によつて決定されるものと結論できよう。

(iv) 溶銑量 (H/R) の影響

公称 500kg (R=304.5 mm) の D. M. Converter であれば、溶銑量は、500kg (H/R=1.00) ないし 600 kg (H/R=1.20) が最適装入量であることは論をまたない。いま、溶銑量を 300, 400, 500, 600 および 700kg と変化させて H/R を変化させ、カーバイドをいずれも 1.0% 添加した場合の脱硫状況について詳細は省略するが、正逆偏心回転時の溶銑の取鍋上部への飛散の問題を除いては、H/R の増大は急速脱硫および処理による温度低下に不利に作用する方向にはない。ただ溶銑量を 300kg

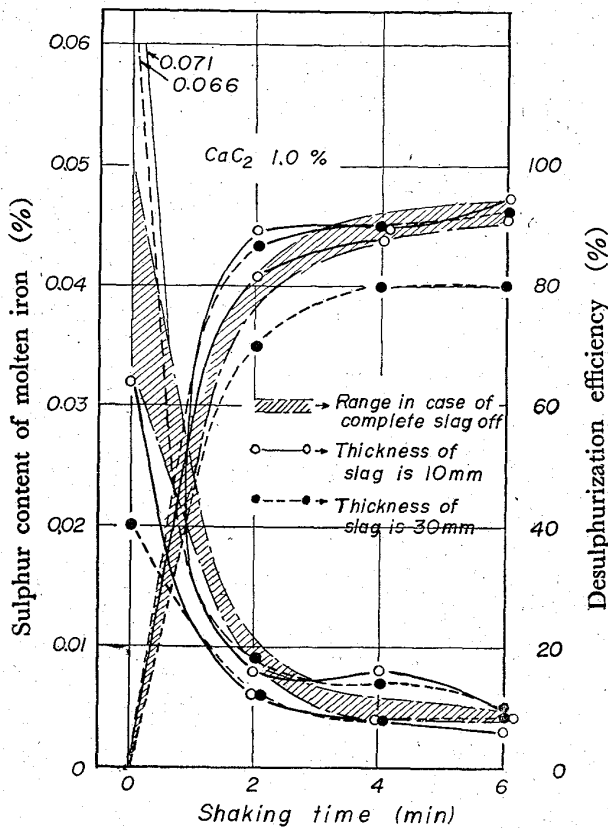


Fig. 7. Relation between slag thickness on molten iron and desulphurization velocity or efficiency in 609 mm ϕ ladle, carbide addition is 1.0%.

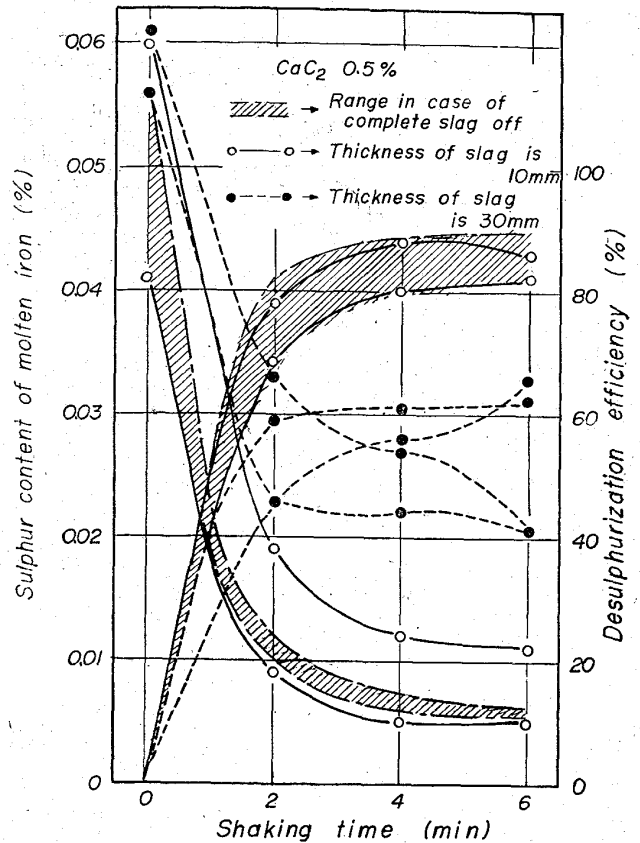


Fig. 8. Relation between slag thickness on molten iron and desulphurization velocity or efficiency in 609 mm ϕ ladle, carbide addition is 0.5%.

程度に下げることには、多少の問題があるように思われる。

2.2 本実験

前述の予備実験から、偏心量、回転数、取鍋内径、正逆回転のサイクルの選定が適切であれば、1230~1310°C程度の比較的低温の製鋼溶鉄に対しても効果的な混合攪拌を行なうことができ、これを応用することによって、短時間で効果的な脱硫が達成できることを知った。これにより大容量装置の本実験でも十分な根拠をもって脱硫実験が実施できることとなった。

本実験の最終目標は、L. D. 転炉（公称30 t）との合併法により、低硫鋼を得るための低硫鉄製造上の問題点の解明にあるので、当社尼崎工場内の転炉工場に公称12 tのD. M. Converterを設置して以下の実験を行なった。

2.2.1 装置および方法

大容量装置では、揺動重量が大なるので、設計上種々の困難な問題が生ずる。本実験装置でも、取鍋重量15 t、溶鉄重量約12 tのほかに、揺動台盤の重量が加算され、しかも揺動により溶鉄の重心が移動するという条

件が加わる。このような条件に対して、堅牢かつ安価という面から Fig. 9 に示す装置を製作した。すなわち、揺動部の重量を6カ所の球群で支持し、三角形の揺動台盤の2点に駆動力を伝えるという方式である。予備実験で、効果的混合攪拌を行なうための取鍋内径、偏心量、回転数の組合せについて大略の情報を得たが、大容量装置にそのまま適用されるか否かに疑問の余地があつた。このため偏心量 (e) を102, 122, 142 mmの3段階に可変とし、回転数も50, 60, 70 r.p.m.の3段階に可変とした。偏心量 (e) の値は、取鍋半径 ($R=789$ mm) に対する比 e/R が0.129, 0.155, 0.180に相当する値である。 $e/R=0.129$ は水による模型実験の観察から、渦巻き状運動を能率よく発生させることができる下限に近い値と考えられ、0.180は偏心量がやや過大と考えられる値である。0.155は、予備実験での0.148に近いこれらの中間の一応妥当と考えられる値で、1 t取鍋での実験⁶⁾の際の最大偏心量に対応する値である。

偏心量と回転数の組合せの中、偏心量142 mmおよび回転数70 r.p.m.との組合せ条件下では、かなり激しい溶湯運動が予想されたので、危険防止の意味から先ず

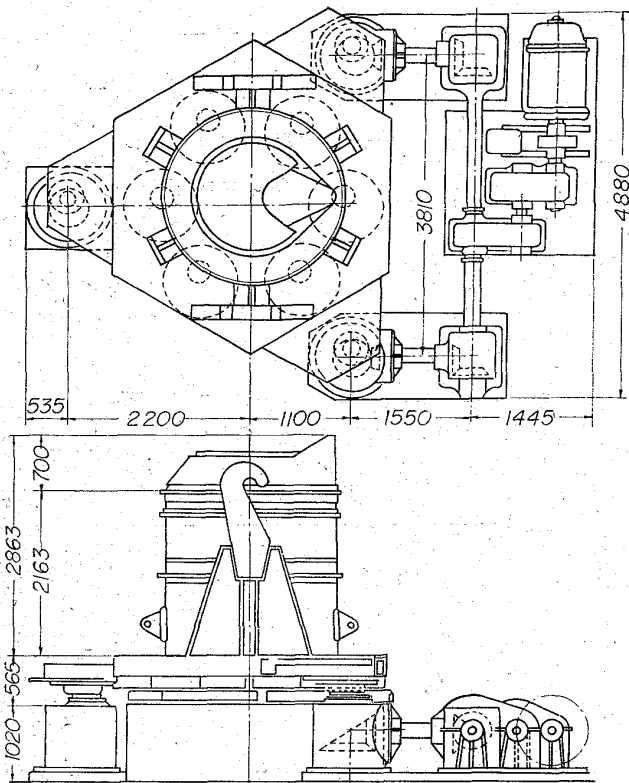


Fig. 9. Outline view of the 12ton reversible shaking ladle. (mm)

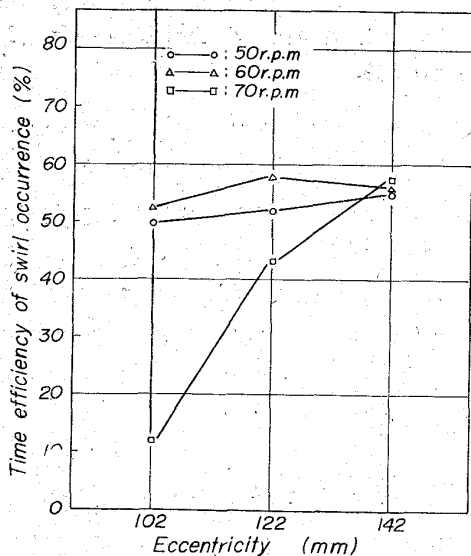


Fig. 10. Relation between eccentricity, number of revolution and time efficiency of swirl occurrence in duo-vortical mixing.

水を用いる模型実験を行ない、揺動条件について大略の情報を得た後、溶銑についての実験を行なった。

脱硫剤には Table 2 と全く同様のカーバイドを主として用い、CaO による実験も一部行なった。

2.2.2 模型実験

取鍋内径に等しい水タンク (1578 mm φ × 1800 mm)

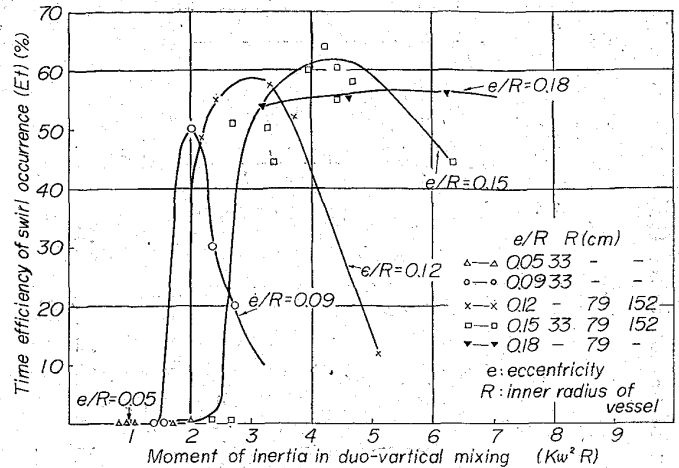


Fig. 11. Schematic relation between Kw^2R and Et in various ratios of e/R .

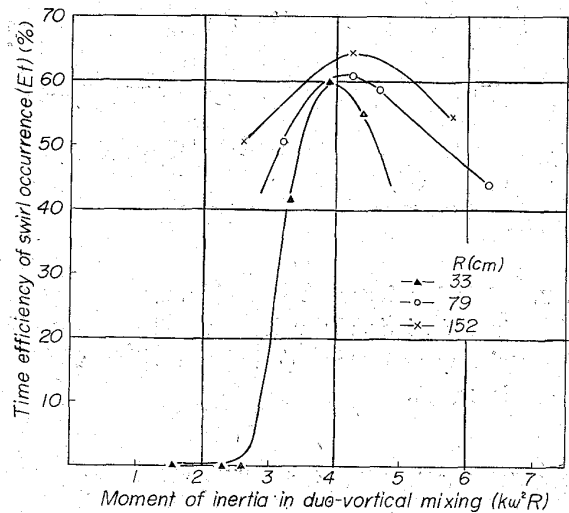


Fig. 12. Schematic relation between Kw^2R and Et in various inner radius of vessel. (but $e/R=0.15$)

に溶銑相当容量の水を入れ、偏心量、回転数を組合せた9つの揺動条件について水の運動状況を観察した。

いずれの場合も渦巻き状運動が発生した。正逆偏心回転による混合攪拌運動は前述のごとく極めて複雑なものであり、その理論的説明は現段階では困難であるので、模型実験の段階でその混合攪拌の効果を測定する一応の物指しとして肉眼による運動の激しさを観測を主として行ない、同時に、渦巻き状運動発生の時間的効率、すなわち揺動中に渦巻き状運動が発生する時間の割合 (%) を測定した。Fig. 10 に結果を示す。図に明らかのごとく回転数 50 r.p.m. の場合は、50% 前後、60 r.p.m. の場合は 50~60%、70 r.p.m. の場合は、偏心量増大とともに急激に大となったが、50 および 60 r.p.m. の場合よりも時間的効率が良好とはならなかった。偏心量 142 mm では各回転数とも 50% 以上となったが、運動が過激で

あり、溶銑処理の場合の危険性から実用上は実施し難いものと考えられた。また回転数 70 r.p.m と偏心量 102 mm, 122 mm とを組合せた場合は、時間的効率が 50% 未満であり、これまた実用上難点があると考えられた。

なお、記述が前後するが、各種の容量の D. M. Converter において、適正な偏心量 (e)、回転数 (r.p.m.)、取鍋半径 (R) を決定するための水による模型実験を行った結果を定性的に示すと、Fig. 11 および Fig. 12 のとおりである。すなわち、揺動処理における回転エネルギーとしての Kw^2R (w : 角速度, K : 定数) と Et (渦巻き状運動発生時間/逆転開始後休止までの全揺動時間 $\times 100\%$) との関係について整理したものである。Fig. 11 に明らかなごとく、 Et には最大点があり、この最大点は偏心率 (e/R) が大きくなるほど Kw^2R の大きい方に移行する。また偏心率 (e/R) が小さくなるにつれて Et の最大値は低くなり、最適とされる回転数範囲が狭くなるものと推測される。Fig. 12 は偏心率 $e/R=0.15$ としたときの取鍋内径と Et との関係について整理したものであつて、取鍋内径が大きくなると Et の最大値自体はやや大きくなるが、最大 Et 値を示す Kw^2R の値はほぼ一定し、取鍋内径にはほとんど無関係となることを示している。このことは、実用上公称容量 500 kg から 80 t までの D. M. Converter においては適正な Kw^2R の値を一定と考えてよいことを示すものとする。

2.2.3 脱硫実験

(i) 揺動条件の影響

模型実験の結果から 偏心量 102 mm, 122 mm と、回転数 50 r.p.m, 60 r.p.m とを組合せた 4 条件について最良の揺動条件を求める実験を行なつた。

溶銑量は 10 t、カーバイド添加量は 100 kg (1.0%) として、2 min 毎に揺動を停止して試料を採取した。正逆偏心回転の切り換えは 14 sec (102 mm, 60 r.p.m の場合のみ 17 sec) 通電、4 sec 休止のサイクルを繰り返した。

カーバイド添加に先立つて、溶湯の動きを観察した。60 r.p.m の場合は比較的良好な渦巻き状運動の発生を認めたが、50 r.p.m の場合は 102 mm, 122 mm とともに、あまり渦巻き状運動が発生しなかつた。

Fig. 13 に脱硫結果を示す。図は各揺動条件でのそれぞれ 2 回の実験の平均値を示したものである。図に明らかなごとく、渦巻き状運動が発生した 60 r.p.m の場合は、102 mm, 122 mm とともに急速に脱硫し、同じ条件での一方向偏心回転と比べて脱硫速度に明瞭な差を認めた。しかし、渦巻き状運動の発生が不良であつた 50 r.p.m. の場合は、その差は前者ほど著しくはなかつた。

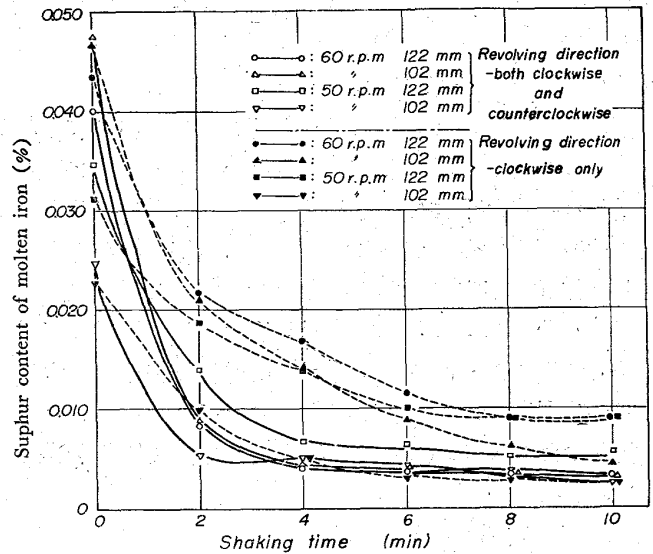


Fig. 13. Effects of duo-vortical mixing, eccentricity and number of revolutions on the desulphurization of molten steelmaking pig iron.

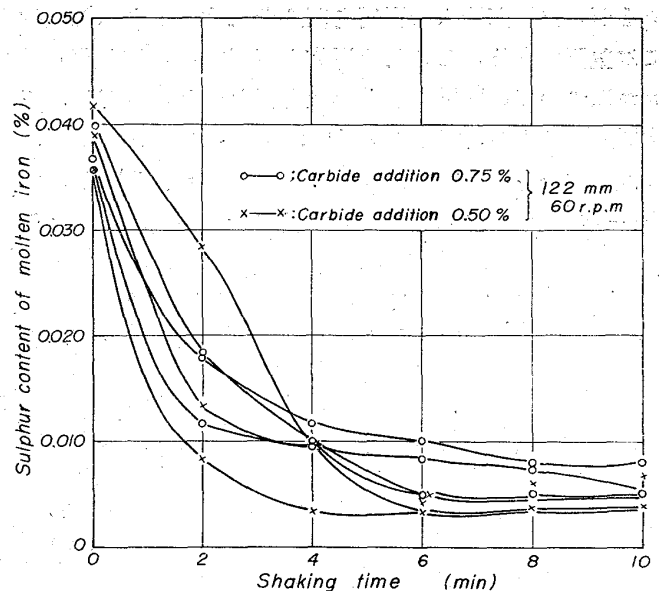


Fig. 14. Effect of carbide addition percentage on the desulphurization velocity and stability in 1578 mm ϕ ladle.

以上の実験結果および予備実験の結果から、この D. M. Converter における揺動条件は、回転数 60 r.p.m, 偏心量 122 mm が最適と考えられた。なお、揺動開始時の溶銑温度は 1185~1283°C, 平均 1246°C で、10 min 間揺動後の平均温度低下は 9°C であつた。この値は揺動中取鍋頂部に蓋をすることによつて更に減少し 5°C 以内となつている。

(ii) カーバイド添加量の影響

溶銑量を 10 t とし、60 r.p.m, 122 mm の最適正逆偏心揺動条件下におけるカーバイド添加量の影響を 75 kg

(0.75%), 50kg(0.50%)の2段階に変化させて、脱硫状況を検討した。

Fig. 14. に結果を示す。図にみるように、0.010% S以下に脱硫するには4~6minを要し、カーバイド100kg(1.0%)添加の場合と比べて明らかに脱硫速度の減少を示した。また予備実験における脱硫状況と比べると、脱硫速度が小であるばかりでなく、その値にバラツキがあり、作業が不安定であることを示した。この原因について、十分とは言えないが、その後検討した結果、正逆回転サイクルにおける休止時間(切電して完全停止するまでの時間)の短縮(急速停止、3.2~3.4secとした)を行なった結果、Fig. 15に示す良好な脱硫結果を得ている。

(iii) 混入高炉滓量の影響

Mixer から D. M. Converter に装入する製鋼溶銑には、多少とも高炉滓が同時に流入する。前述の脱硫結果は、この高炉滓をほぼ完全に除去した場合についてであるが、高炉滓流入の影響を明らかにすることは工業的には重要である。このため通常流入するスラグ厚さ10mmについて、同様の脱硫実験を行なった。ただし、正逆揺動サイクル中の休止時間は3.2~3.4secである。

Fig. 15(カーバイド0.75%添加), および Fig. 16(カーバイド1.0%添加)に結果を示す。図にみるよう

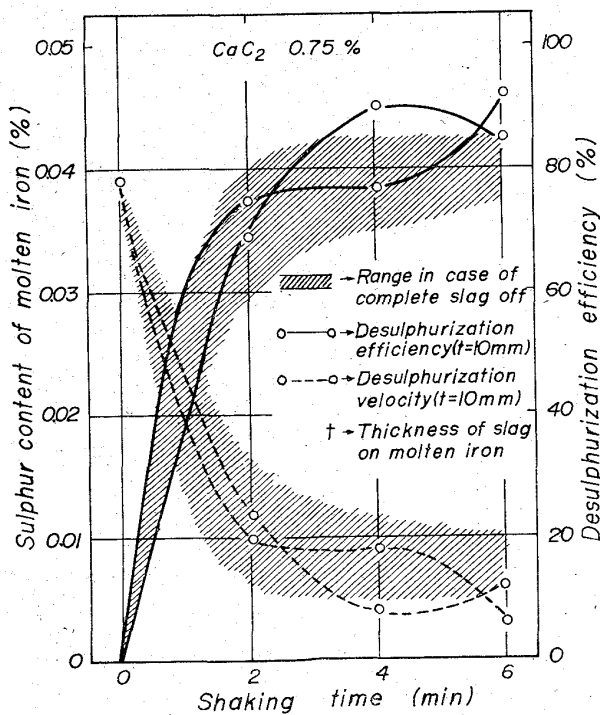


Fig. 15. Relation between slag thickness and desulphurization velocity or efficiency in 1578 mm φ ladle. Carbide addition is 0.75%.

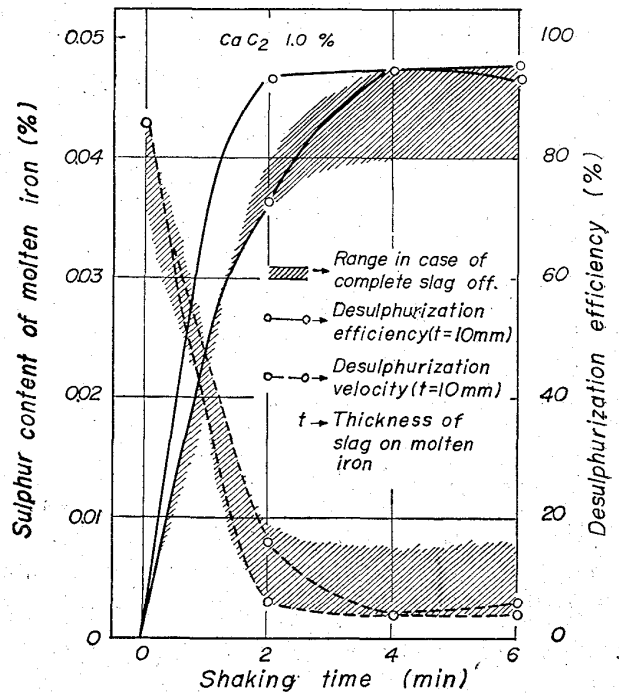


Fig. 16. Relation between slag thickness and desulphurization velocity or efficiency in 1578 mm φ ladle. Carbide addition is 1.0%.

Table 3. Chemical composition of pig iron before and after desulphurization.

| | Chemical composition (%) | | | | | |
|-------------------------|--------------------------|------|------|-------|-------|------|
| | C | Mn | Si | P | S | Cu |
| Before desulphurization | 4.14 | 0.74 | 0.48 | 0.174 | 0.051 | 0.12 |
| After desulphurization | 3.96 | 0.78 | 0.50 | 0.177 | 0.005 | 0.12 |

に、10mm厚程度の混入スラグは実用上支障はないものと考えられる。

(iv) 脱硫処理と溶銑化学成分の変化

揺動脱硫処理によつてS以外の化学成分に変化がないことは(i)にすでに述べたが、12t D. M. Converterにおいてカーバイド1.0%添加、5min揺動前後の溶銑化学成分(18回の平均値)を参考までにTable 3に示す。

3. 低硫鋼の溶製とその諸性質

前述の脱硫基礎実験結果から、12t D. M. Converterにおける揺動条件として、偏心量122mm、回転数60r.p.m、適切な正逆回転サイクル(14sec通電、3.2~3.4sec休止)を選定すれば、カーバイド1%以下の添加により、極めて迅速(2~3min)にS<0.010%の低硫製

鋼溶銑が得られることが明らかとなった。高炉溶銑の全てを迅速容易に低硫溶銑に交換することも可能であるから、L. D. 転炉との合併法により製造された低硫鋼の諸性質が著しく改善され、かつ、その工業的メリットが確認されるならば、工業的に極めて重要な手段となるものと考えられる。この目的からリムド鋼より特殊鋼にいたる多量の低硫鋼を溶製して各種試験に供した。ただしここではこれらの中、SM50材を対象とする比較研究を以下に報告する。

3.1 低硫鋼の溶製

900~1000°Cに重油予熱を行なった12tD.M. Converter に対して Mixer 溶銑 9t ないし 12t を装入し、除滓後、Table 2 に示すカーバイドを 90kg ないし 120kg (1.0%) 添加して上記の最適揺動条件下で 4~5 min 間脱硫処理を行なった低硫溶銑を900~1000°Cに重油予熱を行なった溜鍋にそのまま注入し、これを3回繰返した溜鍋中の低硫溶銑上のカーバイド率を完全に除滓後、所要量を L. D. 転炉(公称容量 30t)に装入して吹錬を行なった。D. M. Converter によつて脱硫した直後の各溶銑中の S は 0.002~0.009% であつたが、L. D. 転炉装入直前の溜鍋溶銑中の S は 0.002~0.008% であつた。これを吹錬後の S の取鍋分析値は、冷却材として低硫スクラップを特に使用しなかつたことに主として基因して 0.007~0.009% に止まつた。これら各 charge の低硫 SM50 材の中、2 charge とこれに対応する通常 S (揺動処理を行なわず) の比較用 SM50 材 2 charge の取鍋分析値および鋼板からのチェックの分析値(Top, Middle, Bottom の平均値)を Table 4 に示す。Ch. No. 1 および No. 2 における脱硫処理後の溶銑中 S は平均で 0.003% および 0.007% であり、転炉装入直前の溜鍋溶銑中の S は、0.005% および 0.008% であつた。

鋼塊はすべて 4t 扁平型であり、slabbing を経て、

19 mm 鋼板に、ほぼ同一条件で straight rolling を行なつた。

これら供試鋼板の圧延ままおよび 870°C × 3/4hr 空冷後の引張試験結果 (Top, Middle, Bottom からそれぞれ 2~3 個所の試料の平均値) は Table 5 に示すとおりであり、これらについて 3.2 項にのべる諸性質の比較検討を行なつた。

3.2 低硫鋼の諸性質

低硫鋼 (SM 50) について判明した諸性質について報告すれば以下の通りである。

3.2.1 非金属介在物

低硫鋼とすることによつて、いわゆる A 系介在物特に硫化介在物 (A₁系) が減少することが当然予想される。この点を明らかにするために清浄度の測定 (JIS G 0555) および一部サンド定量分析を行なつた。結果を Table 6 に示す。

Table 6 に明らかなように硫化物系介在物は、低硫鋼とすることによつて通常鋼の 1/3 以下に減少している。なお顕微鏡的に A₁ 系と A₂ 系とを厳密に識別することは困難であり、dA₂ は一応の参考値にすぎないので、A₂ 系に相当する SiO₂ を定量分析した結果、低硫鋼と通常鋼とにほとんど差がないので、A 系介在物の減少は硫化物系介在物の減少に基因するものと結論できる。なお硫化物に関連して、スラブおよび鋼板についてサルファープリントの比較を行なつた結果は、S の減少を明らかに示しているが、当鋼種の場合、S の偏析そのものには差が認められなかつた。

なお、B 系および C 系介在物については揺動処理による影響は認められなかつた。

3.2.2 切欠靱性

圧延まま、焼ならし (均質化処理後、行なつたものを含む)、および焼入れ焼戻し状態におけるシャルピー V

Table 4. Ladle and check analysis of low and normal sulphur steels. (SM50)

| | Ch. No. | | C | Mn | Si | P | S | Cu | Sol. Al | Insol Al | B/A+B* % |
|-----------------------|---------|-------------|--------------|--------------|--------------|----------------|----------------|--------------|---------------|----------|-------------|
| Low sulphur steels | 1 | Ladle Check | 0.17 0.17 | 1.39 1.49 | 0.35 0.33 | 0.014 0.015 | 0.008 0.007 | 0.11 0.11 | 0.02 0.022 | 0.004 | 19.6 |
| | 2 | Ladle Check | 0.17 0.16 | 1.41 1.50 | 0.34 0.34 | 0.020 0.017 | 0.009 0.008 | 0.14 0.14 | 0.03 0.030 | 0.004 | 15.5 |
| Normal sulphur steels | 3 | Ladle Check | 0.17 0.18 | 1.35 1.46 | 0.39 0.40 | 0.013 0.016 | 0.023 0.022 | 0.18 0.18 | 0.03 0.027 | 0.004 | |
| | 4 | Ladle Check | 0.15 0.15 | 1.39 1.44 | 0.33 0.34 | 0.019 0.019 | 0.021 0.020 | 0.12 0.13 | 0.02 0.032 | 0.004 | |

* A: Weight of molten steelmaking pig iron desulphurized.

B: Weight of steel scrap used.

Table 5. Tensile properties. (average value)

| | Ch. No. | Heat treatment | Sampling direction | Tensile properties | | |
|-----------------------|---------|----------------|-------------------------|-------------------------------------|-----------------------------------|----------------------------|
| | | | | Tensile strength kg/mm ² | Yield strength kg/mm ² | Elongation (G.L.=200 mm) % |
| Low sulphur steels | 1 | As rolled | Lengthwise Crosswise | 57.6 57.3 | 37.4 37.1 | 27.9 26.8 |
| | | As normalized | Lengthwise Crosswise | 57.1 57.2 | 40.4 40.0 | 30.2 29.7 |
| | 2 | As rolled | Lengthwise Crosswise | 56.5 56.5 | 37.4 36.9 | 28.7 27.2 |
| | | As normalized | Lengthwise Crosswise | 55.7 55.4 | 38.0 37.9 | 30.1 28.8 |
| Normal sulphur steels | 3 | As rolled | Lengthwise Crosswise | 56.6 56.6 | 33.1 33.4 | 28.8 25.5 |
| | | As normalized | Lengthwise Crosswise | 56.3 56.1 | 37.8 37.7 | 28.9 25.5 |
| | 4 | As rolled | Lengthwise Crosswise | 54.4 54.4 | 34.4 35.3 | 29.5 27.0 |
| | | As normalized | Lengthwise Crosswise | 53.8 53.9 | 37.1 37.4 | 31.6 27.0 |

Table 6. Non-metallic inclusions determined.

| | Ch. No. | Sampling | $d A_{60 \times 400}$ | | $d B_{60 \times 400}$ | $d C_{60 \times 400}$ | $d_{60 \times 400}$ | SiO ₂ wt.% | Remarks |
|-----------------------|---------|----------|-----------------------|---------|-----------------------|-----------------------|---------------------|-----------------------|---------|
| | | | $d A_1$ | $d A_2$ | | | | | |
| Low sulphur steels | 1 | Top | 0.015 | 0.006 | 0.006 | 0.023 | 0.050 | — | n=2 |
| | | Middle | 0.007 | 0.006 | 0.002 | 0.075 | 0.090 | 0.0008 | // |
| | | Bottom | 0.019 | 0.004 | 0.002 | 0.031 | 0.056 | 0.0006 | // |
| | Average | 0.014 | 0.005 | 0.003 | 0.043 | 0.065 | 0.0007 | n=6 | |
| 2 | Top | 0.011 | 0.006 | 0.002 | 0.058 | 0.077 | — | n=2 | |
| | Middle | 0.025 | 0.004 | 0.002 | 0.036 | 0.067 | 0.0014 | // | |
| | Bottom | 0.002 | 0.006 | 0.006 | 0.015 | 0.029 | 0.0008 | // | |
| Average | 0.013 | 0.005 | 0.003 | 0.036 | 0.058 | 0.0011 | n=6 | | |
| Normal sulphur steels | 3 | Top | — | — | — | — | — | — | — |
| | | Middle | 0.067 | 0.006 | 0.002 | 0.046 | 0.121 | 0.0015 | n=2 |
| | | Bottom | 0.032 | 0.002 | 0.002 | 0.027 | 0.064 | 0.0012 | // |
| | Average | 0.050 | 0.004 | 0.002 | 0.037 | 0.093 | 0.0014 | n=4 | |
| 4 | Top | 0.038 | 0.010 | 0.004 | 0.063 | 0.115 | — | n=2 | |
| | Middle | 0.042 | 0.008 | 0.002 | 0.060 | 0.112 | 0.0015 | // | |
| | Bottom | 0.053 | 0.010 | 0.002 | 0.033 | 0.098 | 0.0008 | // | |
| Average | 0.044 | 0.009 | 0.003 | 0.052 | 0.108 | 0.0012 | n=6 | | |

ノッチ衝撃試験を行なった。圧延ままでは、圧延条件の多少の差異から、室温(20°C)以上の温度における吸収エネルギーまたはその飽和値自体は明らかに大きく改善されているが、室温以下の温度においてS含有量の影

響を明らかにすることはできなかった。

これに対して圧延後焼ならしを行なった場合には、吸収エネルギーの飽和値自体も圧延状態よりもさらに改善されているが、室温以下の実用的温度範囲において切欠

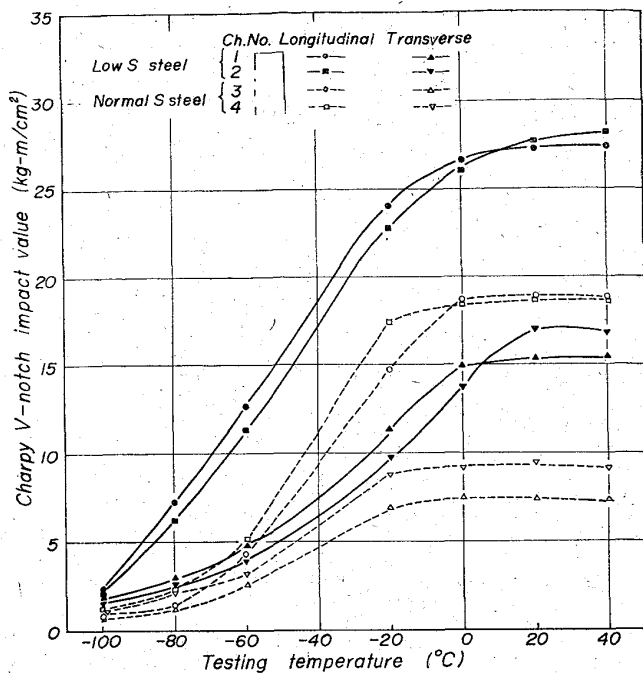


Fig. 17. Charpy V-notch impact properties of low and normal sulphur steels normalized at 870°C x 3/4hr.

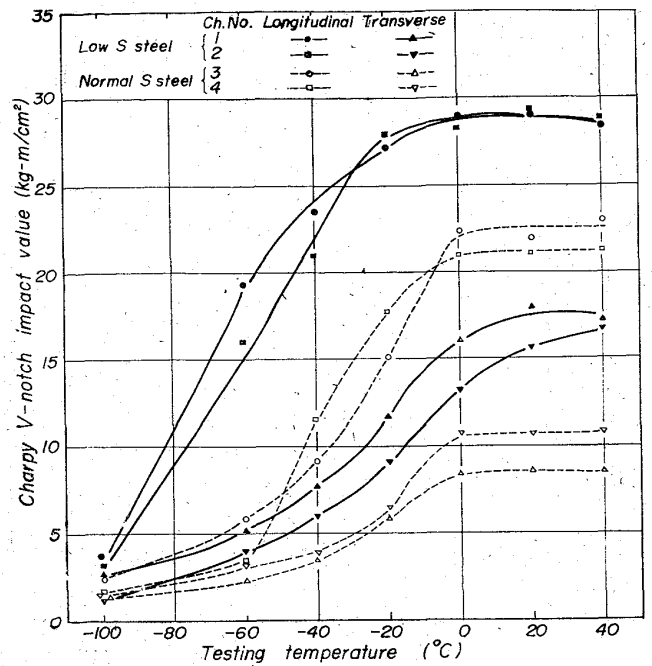


Fig. 19. Charpy V-notch impact properties of low and normal sulphur steels normalized at 870°C x 3/4hr after homogenizing of 1100°C x 1hr A. C.

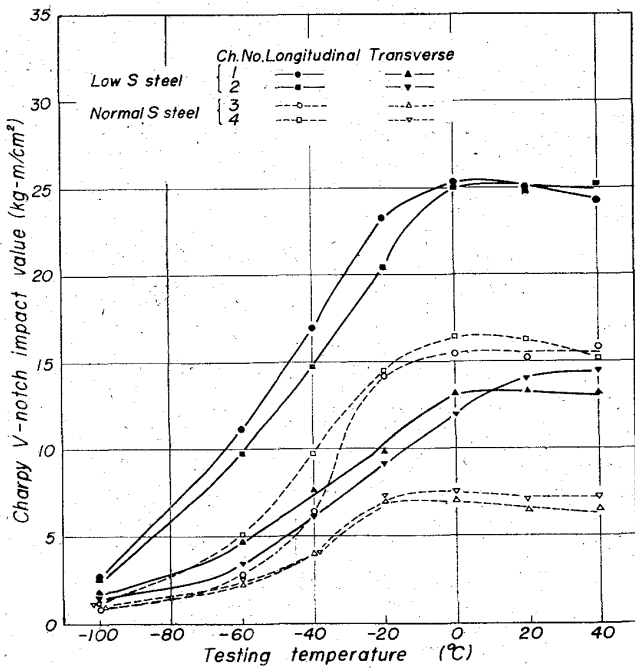


Fig. 18. Charpy V-notch impact properties of low and normal sulphur steels normalized at 900°C x 3/4hr.

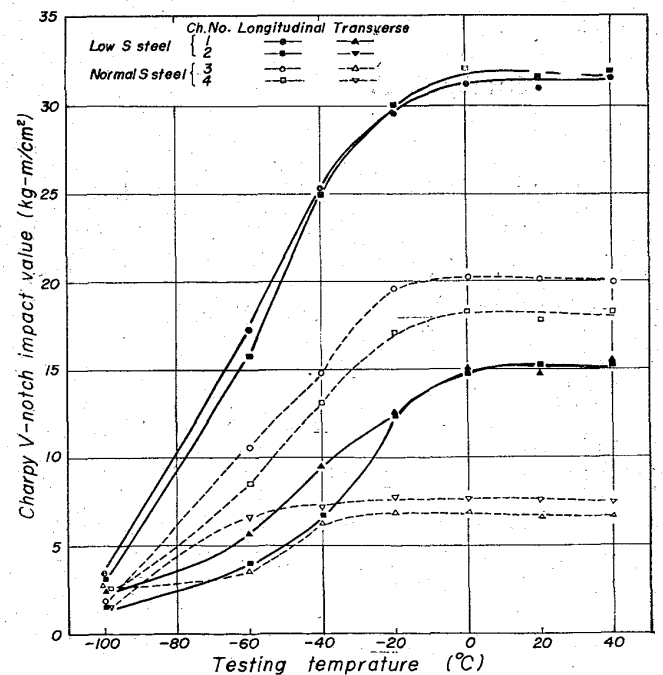


Fig. 20. Charpy V-notch impact properties of low and normal sulphur steels, water quenched from 900°C x 1/2hr and tempered at 650°C x 1hr A. C. without homogenizing treatment.

靱性が大きく改善されている。焼ならし温度（保持時間は一定）によっても多少の違いがあり 870°C x 3/4hr 空冷および 900°C x 3/4hr 空冷後の衝撃試験結果は、Fig. 17 および Fig. 18 に示すとおりである。図に見るように、 A_{c_3} 点以上の必要温度以上に上げるほど結果は

悪い。

一方、圧延材を均質化処理後、焼ならしを行なった場合にはさらに、切欠衝撃特性が改善される。均質化処理

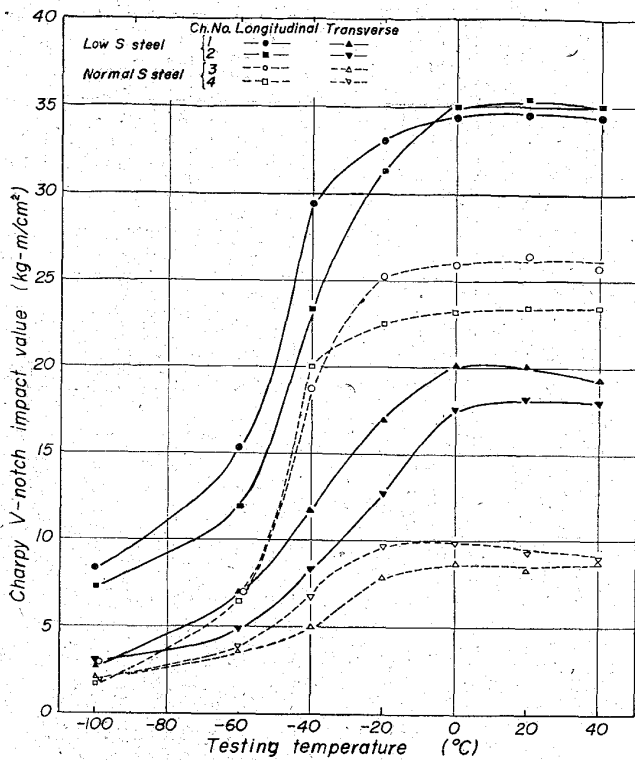


Fig. 21. Charpy V-notch impact properties of low and normal sulphur steels, water quenched from 900°C×1/2hr and tempered at 650°C×1hr A. C. after homogenizing of 1100°C×1hr A. C.

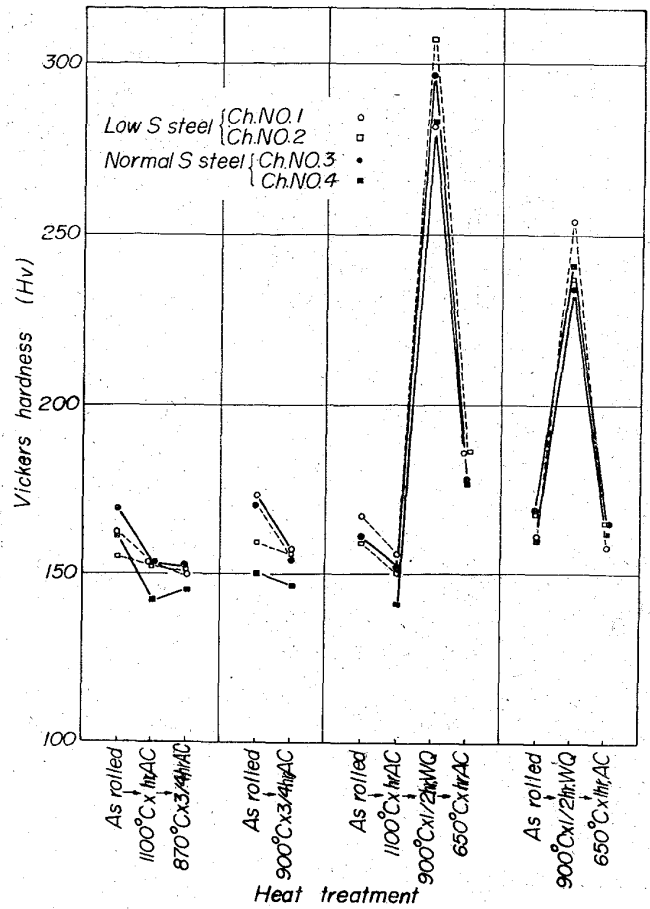


Fig. 22. Hardness (Hv) of specimens for Charpy V-notch impact tests.

として 1100°C×1hr 空冷を行なった後、870°C×3/4 hr 空冷の焼ならしを行なった場合の結果を Fig. 19 に示す。図に明らかごとく、均質化処理を行なわない Fig. 17 に比較して、低温切欠靱性が著しく改善され、熱処理が高度化するほど low S の効果が著しくなることを示している。

この点を更に明らかにするため、圧延材をそのまま、あるいは均質化処理後、焼入れ焼戻しを行なった。均質化処理としては、前述と同様、1100°C×1hr 空冷を行ない、焼入れは 900°C×1/2hr 水冷 (20~30°C 水タンク中で完冷)、焼戻しは 650°C×1hr 空冷を行なった。均質化処理を省略した場合を Fig. 20 に、また均質化処理を行なった場合を Fig. 21 に示す。図に明らかごとく、熱処理が高度化 (組織改善が高度化) するほど low S の効果が著しくなること、および焼入れ焼戻しの場合にも前処理として、均質化処理の効果が極めて大きいことを示している。ただしこれらの切欠靱性の比較においては同一硬度レベルについて論ずべきであつて Fig. 22 に示すように硬度レベルにやや差がある点を考慮すべきと考える。なお、均質化処理は、切欠靱性の異方性の程度の減少自体にはほとんど効果がないと

いう結果を示しており、脱 S による非金属介在物の減少が切欠靱性の異方性程度の減少にほとんど効果がないという結果と総合すれば、鋼塊形状、straight rolling と cross rolling との関係、異方性を助長する化学成分および処理方法などが今後の問題となるものとする。

なお参考のために圧延ままから焼入れ焼戻しにいたる組織改善の状況を低硫鋼および通常鋼について Photo. 1 に示す。

3.2.3 常温および熱間加工性

鋼材の塑性加工性に対して硫化物系介在物 (その種類によつて程度は異なるが) が有害に作用することは定性的には周知の事実であるが、比較的 Mn の高い当鋼種について、硫化物系介在物の影響を定量的に知る一応の目安として、以下の比較研究を行なった。

(i) 密着曲げ特性

圧延ままおよび 870°C×3/4hr 空冷の焼ならしを行なった両者について、鋼塊の Top, Middle, Bottom に相当する鋼板位置の直角方向材 (圧延方向に対して直角方向材) から、それぞれ 2 個の試験片 (JIS 1号) を採

| | | | | | |
|-----------------------|-----------|---------------------------------------|--|---|--|
| Low sulphur steels | Ch. No. 1 | | | | |
| | | Untreated | | | |
| | Ch. No. 2 | | | | |
| | | Untreated | | | |
| Normal sulphur steels | Ch. No. 3 | | | | |
| | | Untreated | | | |
| | Ch. No. 4 | | | | |
| | | Untreated | | | |
| | As rolled | As homogenized (1100°C x 1hr, A.C) | As normalized (870°C x 3/4 hr, A.C) | As quench-tempered (900°C x 1/2hr, WQ+650°C x 1hr, AG) | |

Heat treatment.

Photo. 1. Heat treatment and micro-structure improvement.
(homogenizing treatment is very effective) ×100 (1/3)

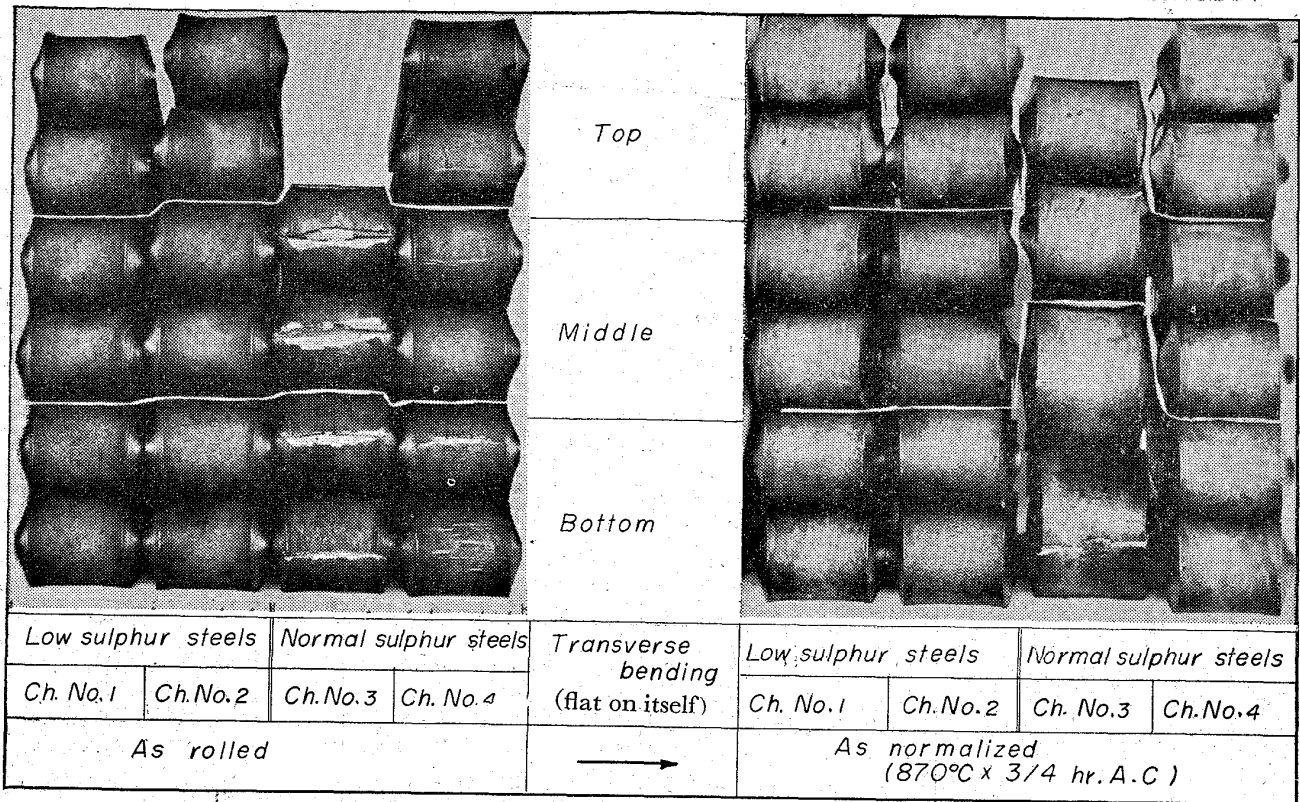


Photo. 2. Bend test results of low and normal sulphur steels. (bent flat on itself)

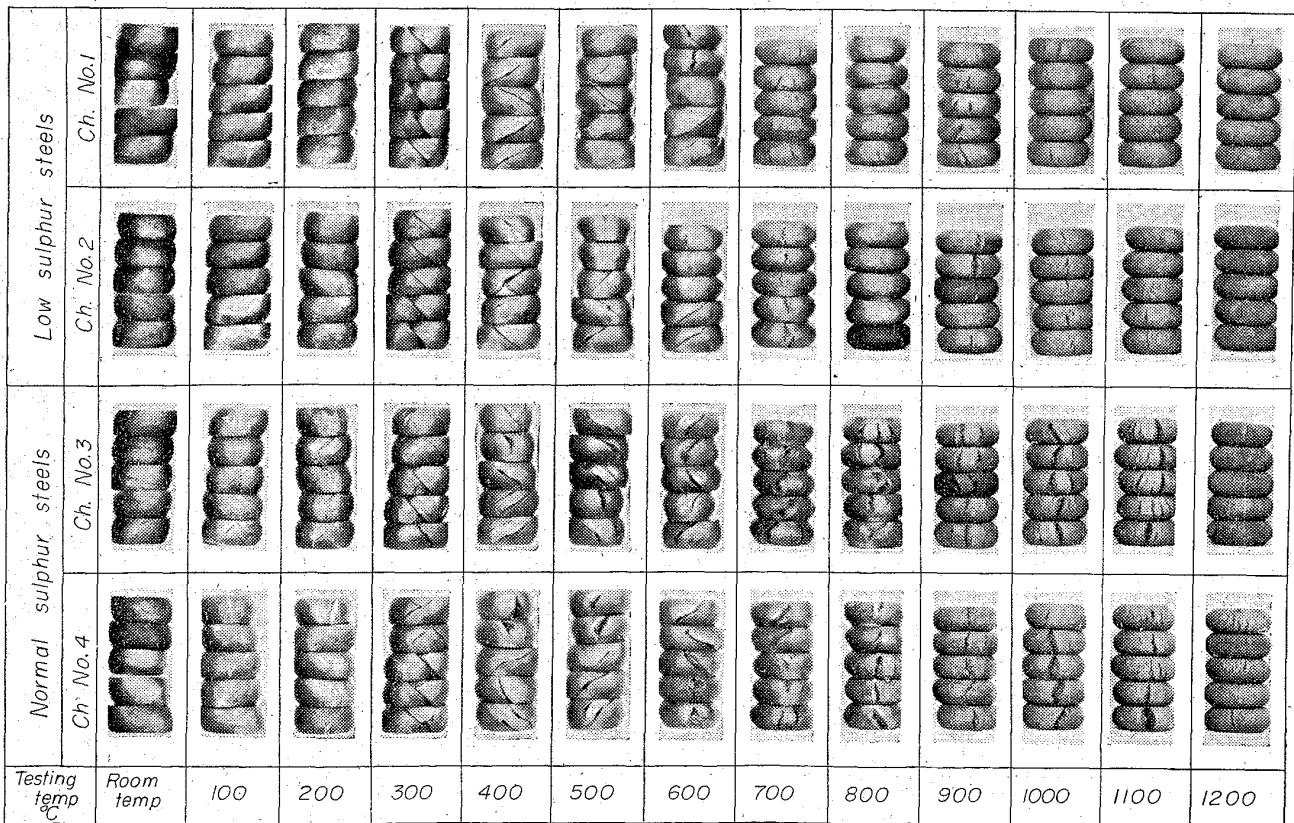


Photo. 3. Upset test results of low and normal sulphur steels between room temperature and 1200°C.

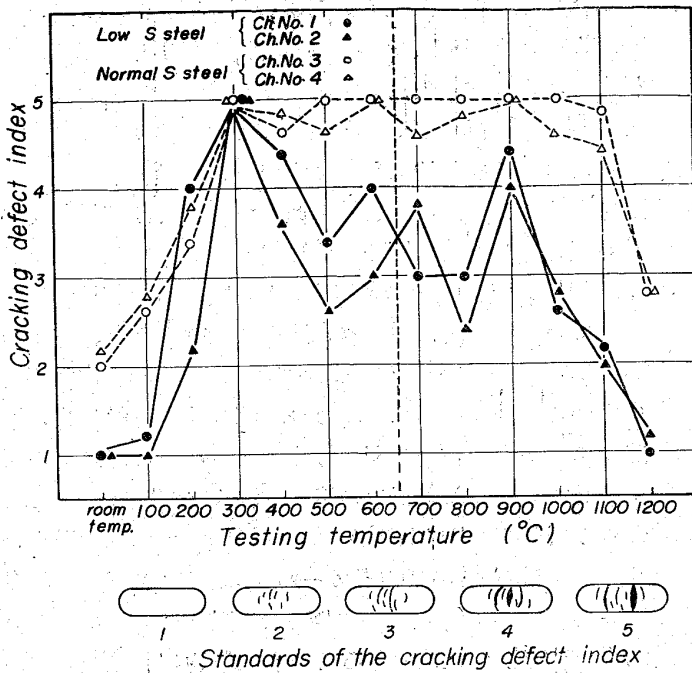


Fig. 23. Upset test results of low and normal sulphur steels.

取して、A系介在物の連続分布方向に対して直角の引張応力の作用する密着曲げ試験を行なった。結果を Photo 2 (圧延まま材、焼ならし材) に示す。写真で明らかのように、圧延状態では低硫鋼には全く亀裂発生を認めなかったが、通常鋼にはいずれも亀裂が発生した。なお、 $r = 1.0t$ (r = 曲げ半径、 t = 板厚) の曲げ条件下では通常鋼においても亀裂は発生しなかった。一方、焼ならし状態においても、通常鋼は Ch. No. 3 に Bottom 材 2 本、Middle 材 1 本の亀裂発生を認めた。Ch. No. 4 にそれが認められない理由は明らかでないが、Ch. No. 3 に比べて強度レベルのやや低い材料であること (Table 5 参照)、 A_1 系介在物がやや少ないこと (Table 6 参照) などが原因しているものと考えられる。なお当然ではあるが $r = 1.0t$ では Ch. No. 3 においても亀裂は発生しなかった。このように、通常鋼では焼ならし状態においても曲げ加工の際の亀裂発生の危険性が大きいことは注目すべき点であると考えられる。直角方向の密着曲げのごとき苛酷な曲げ加工が実用上要求されることがあり、かつ、曲げ加工の場合、板厚に対して板巾を大きくとるほど (板厚の10倍程度までは) 亀裂の発生する曲げ半径が同一板厚について大きくなる (割れやすくなる) といわれているので、低硫鋼の塑性加工に対する実用上の安全性を保證する1つの特性であると考えられる。

(ii) 縦圧特性

鋼材の塑性加工性を計る1つの方法に upset test があ

る。特にリベット用鋼材、その他、ヘッディング加工材、鍛造材などに関連すると考えられる特性評価の1方法である。

このような目的から、鋼塊 Middle の中央部に相当する部分の圧延ままの鋼板から圧延方向に 15 mm ϕ \times 30 mm 長さの縦圧試験片を削り出し、表面を精研磨後、各温度で、長さ 10 mm まで圧縮した。すなわち圧縮方向は鋼板の圧延方向である。試験温度は常温から 100°C ごとに 1200°C までとし、Ch. No. 1~No. 4 を同時に装入して各温度に均一加熱後、炉外に取り出した試験片を、できる限り速やかに一定速度で圧縮して外周部に発生した亀裂の程度を観察した。試験は各温度について5回行なっている。結果を Photo. 3 および Fig. 23 に示す。これらによつて明らかとなり、低硫鋼とすることによつて、縦圧加工性が著しく改善される。すなわち、低硫鋼は通常鋼に比較して特に 600°C 以上の高温において亀裂発生が著しく減少するとともに 500°C 以下の

温度においても 200~400°C を除いた温度でかなり亀裂が減少している。特に常温において亀裂が全く認められないことは、熱間加工性と同時に、冷間加工性の向上を示すものである。熱間においては 900°C で両者の差が小さくなっている。この原因については、S に比較して AlN の析出がかなり大きなファクターとなつたものと推測する。なお Fig. 23 は各5回の試験の平均値を示したものである。

(iii) 高温引張特性

(ii) において認められた熱間縦圧性の著しい向上は引張応力下における挙動にも関連するものと予想された。

この点を明らかにするために 400~950°C おいて、高温引張特性を検討した。供試材としては、化学成分および強度レベルの点から Ch. No. 1 と、Ch. No. 3 とを比較対象材とした。すなわち、鋼塊の Top, Middle, Bottom に相当する部分の圧延ままの鋼板から、圧延方向および直角方向にそれぞれ3個の JIS 4号試験片を採取して、各試験温度に所定時間均熱後、一定荷重速度で引張試験を行ない、引張強さ、伸びおよび絞りを測定した。結果を Fig. 24 に示す。図における各点は、Top, Middle, Bottom の平均値を示したものであり、さらに圧延方向と直角方向との平均値を実線 (低硫鋼) または破線 (通常鋼) で結んである。図にみるように、引張強さはいずれの温度においても殆んど差異が認められないが、伸びについては 800°C 以上の温度、絞りにつ

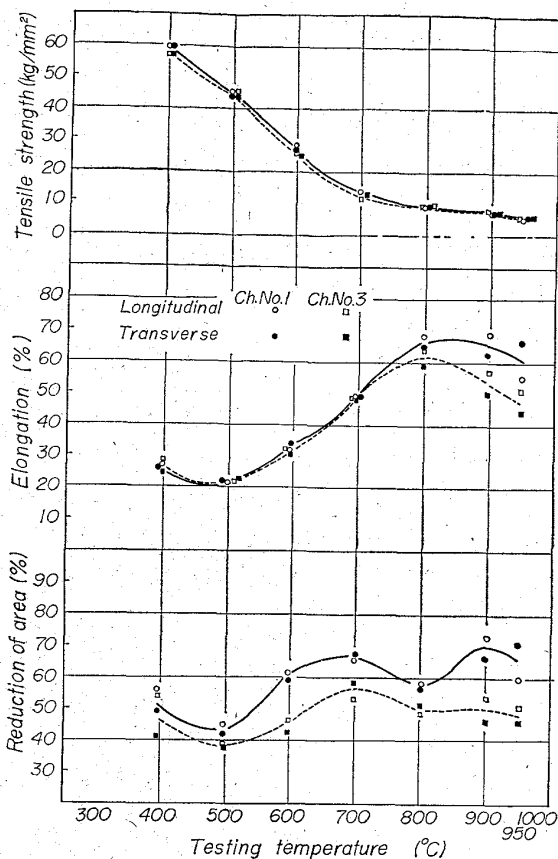


Fig. 24. High temperature tension test results of low and normal sulphur steels.

いては、全ての温度、特に 600°C 以上の温度で低硫鋼とすることによる著しい向上が認められる。

4. 考 察

以上により、D. M. Converter による製鋼溶銑の脱硫における諸特性と、L. D. 転炉との合併法による低硫鋼 (SM50) の諸特性とについて概要をのべた。D. M. Converter についても今後に残された問題点も多く、また、これを製鋼面に適用した場合に得られる低硫鋼の一層の清浄化、および適用鋼種に関する工業的メリットの明確化など、なお多くの問題点を蔵している。特に、低硫鋼の諸特性として当報告がのべた事項はそのごく一部にすぎないものであつて、溶接時の熱間亀裂性、高張力鋼の水素脆性、鋼板のラミネーションないしはサルファーバンドの緩和など、S に関する周知の諸特性をはじめ疲労およびクリープ特性、珪素鋼板の磁気特性、特殊鋼の熱処理特性、各種製品のキズ発生など、必ずしも定量的に S との関連が明らかでないものが多いように思われる。ただ我々の研究結果に、過去の数多くの S 問題に関する諸文献を参考に一応の考察を加えれば次のとおりである。

4.1 鋼中 S 減少のための工業的手段としての評価

現今の通常製鋼法で得られる普通鋼材あるいは高級鋼材中には、通常 0.02% 程度の S (ladle analysis) が含まれており、鋼種 (たとえばリムド鋼) や鋼塊サイズのいかんによつては局部的にさらに高い S 含有量となるのが実際である。このため S を特に低くすることは鋼材品質の信頼度を高める上で極めて重要であることはわかつていながら、工業上ないし経済上、多大の困難を伴う作業とされている。一般に脱 S は、溶鋼の状態よりも C, Si の高い溶銑状態のほうがはるかに容易であることは諸研究^{1)~4)}によつても明らかであり、溶銑状態で脱 S 後、低硫鋼に精錬するのが有利な方法である。これら溶銑、溶鋼に対する脱 S およびその後の S 混入の問題については多くの研究^{10)~40)}があるが、D. M. Converter の場合、S = 0.05% 程度の溶銑をカーバイド 1% 以下の添加攪拌により、2~3min という極めて短時間内に S < 0.01% の低硫溶銑に変換できるという工業的利点を有している。

4.2 低硫鋼 (S < 0.010%) の工業材料としての評価

S < 0.010% の低硫鋼を溶製する場合、D. M. Converter 法によれば通常鋼 (S = 0.02%) に比較して、それほど原価高とはならないから S を 0.010% 以下とすることによる工業材料上の利点について考察する。

4.2.1 切欠靱性

鋼材の具備すべき品質に対する研究が進んだ今日、切欠靱性における信頼性は 1 つの大きな問題点である。S < 0.010% とすることによつて、他の化学成分 (合金成分を含む)、鋼種および加工、熱処理条件との関連もあるが、室温以下の実用的温度域において吸収エネルギー自体はもとより、たとえば 15ft-lb 遷移温度もかなり低温側に移行することは、大きな実用上の利点であると考える。鋼中 S と切欠靱性との関係については、諸種の研究^{41)~53)}があり、低温靱性たとえば 15ft-lb 遷移温度自体も改善されるという研究も多いが、比較的高温域における吸収エネルギーないしはその飽和値の向上のみに関係するという結果も報告されている。我々の結果では、焼ならし状態でも、前処理として均質化処理を行なえば吸収エネルギーの飽和値はもとより、これと関連して Tr 15も -100°C 以下と著しく改善され、一方通常鋼ではいずれも著しく低い。このように低硫鋼においても鋼種と熱処理条件との関係の明確化が、耐切欠靱性鋼への応用面における今後の問題点であると考えられる。

4.2.2 塑性加工性

鋼材は、圧延、鍛造、型押し、絞り、引抜き、押し出しなどの塑性加工によつて製造されるのが一般であり、塑

性加工性の難易は工業上重要な問題点である。このため、鋼中 S と塑性加工性との関係については諸種の研究^{54)~63)85)}がなされている。

我々の結果では、鋼中 S と常温および熱間加工性との間には、極めて深い関係があり、通常鋼を $S < 0.010\%$ の低硫鋼とすることによる著しい改善を認めた。ただ塑性加工性は、低硫鋼においても鋼種および S 以外の微量成分 (たとえば sol. Al, O₂, N₂ など⁸⁴⁾) のいかんによつて改善度も変化することが考えられ、また、加工温度のいかんによつては、必ずしも S が支配的因子とはならないと考えられる。これらの点については今後更に研究を要するものとする。

4-2-3 鋼材の清浄度

上述の諸特性は基本的には、鋼材の清浄度の向上、特に、硫化物系介在物の著しい減少に基づくものと考えられる。鋼中 S と清浄度、あるいは鋼材の方向性との関係については、もちろん諸種の研究^{64)~72)}があり、いずれも脱 S の効果を示している。ただ D. M. Converter 処理による場合、SiO₂, Al₂O₃ その他の oxide が増える傾向は全く認められなかつたことは注目すべきことと考える。

4-2-4 その他

その他当報告ではふれなかつたが、当然 S が関係するものに、鋼材の溶接性があり、多くの研究^{73)~80)}がある。これらの中には S+P の combined effect を論じたものがあり、高張力合金鋼に対して熱間および冷間亀裂を防止するためには、S, P ともに 0.010% 以下にすべきであるとしている。また疲労に対する S の影響についても多くの研究^{81)~83)}があるようであつて、 $S < 0.010\%$ とすることによる大きな利点をのべたものがある。その他の諸性質に対する脱 S ($< 0.010\%$) の効果についてここで考察することは省略する。

5. 結 言

$S < 0.010\%$ の低硫鋼の製造を目的とした場合の D. M. Converter の諸特性および L. D. 転炉との合併法による低硫鋼 (SM50) の諸特性を、脱硫溶銑を使用しない L. D. 転炉による通常鋼のそれと比較検討した。比較方法に更に研究の余地がないとは確言できないが、結果を要約すれば下記のごとく結論できよう。

(1) D. M. Converter において、公称容量に応じた偏心量、回転数、取鍋半径、正逆偏心回転およびそのサイクルを適切に選択すれば、通常の製鋼溶銑 ($S < 0.05\%$) は、カルシウムカーバイド 1% 以下の添加攪拌によつて 2~3min 間の極めて短時間内に $S < 0.010\%$ の低

硫溶銑に安定して変換できる。

(2) L. D. 転炉との組合せにより、高炉溶銑の全てを用いて $S < 0.010\%$ の低硫鋼を安定して生産することも技術的に可能である。

(3) 鋼材中の S を 0.010% 以下とすることの意義は、鋼種ないしは用途のいかんによつて必ずしも明確ではないが、SM50 材の結果から、少なくとも硫化物系介在物の著しい減少に基づいて、切欠靱性および塑性加工性が著しく改善される。

(4) D. M. Converter による溶銑脱硫は工業上有利な方法であり、S 以外の成分変化は伴わないから、各種の低硫高級鋼に広く応用できる。 $S < 0.010\%$ の低硫鋼は、熱処理を要する各種特殊鋼を経済的に生産する上で、また S 偏析の特に問題とされる製品の品質向上面などで、今後ますますその価値が認められるものと考えられる。

この研究は昭和 36 年度および昭和 38 年度の鉦工業技術試験研究補助金の交付を受けて行なつたものであつて、研究の遂行に当つては当研究所の気田、福島両君および製造現場各位などの協力を得た。ここに深く感謝する次第である。

文 献

- 1) R. ROCCA et al.: J. Metals, 191 (1951), p. 319~326
- 2) C. W. SHERMAN and J. CHIPMAN: J. Metals, 194 (1952), p. 597~602
- 3) J. CHIPMAN: Met. Prog., 62 (1952) 6, p. 97~107
- 4) 佐野幸吉: 学振 19 委-7148 (1963)
- 5) 林 登, ほか: 尼崎製鉄技報, No. 7 (1963), p. 3~21
- 6) 林 登, ほか: 尼崎製鉄技報, No. 8 (1963), p. 26~37
- 7) 大黒竹司, ほか: 鉄と鋼, 50 (1964) 11, p. 1795~1797
- 8) 大黒竹司, ほか: 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 867~870
- 9) J. A. GREGORY, et al.: Iron and Steel., 38 (1965), p. 87~89
- 10) W. LÖSCHER u. W. vor dem ESCHÉ: Stahl u. Eisen., 84 (1964), p. 1382~1392
- 11) F. EBELING u. H.-J. SCHULZ: Neue Hütte., 7 (1962), p. 695~698
- 12) 荒木泰治, ほか: 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 735~737
- 13) 若林一男, ほか: 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 745~747
- 14) 若林一男, ほか: 鉄と鋼, 50 (1964) 11, p. 1797~1799

- 15) *Hans-Jurgen LANGHAMMER*, et al: *Stahl u. Eisen.*, **85** (1965), p. 535~546
- 16) *W. OELSEN*: *Arch. Eisenh.*, **35** (1964), p. 821~825
- 17) 著者略: 学振19委-1374
 " -1755
 " -1761
 " -1768
 " -1831
 " -1874
 " -2642
 " -4558
- 18) 森友行, 鎌倉正司: *鉄と鋼*, **46** (1960) 11, p. 1533~1538
- 19) *L. GEORGIEV* and *J. KASIK*: *Hutn. Listy.*, **16** (1961) p. 236
- 20) *K. KNAGGS*, et al. : *J. Iron & Steel Inst. (U.K.)*, **200** (1962), p. 4~18
- 21) *H. vom Ende* u. *G. WINZER*: *Stahl u. Eisen.*, **84** (1964), p. 1366~1381
- 22) *M. WAHLSTER*: *Stahl u. Eisen.*, **84** (1964), p. 63~73
- 23) *R. G. WARD* and *K. A. SALMON*: *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **201** (1963), p. 202~227
- 24) *H. NEUHAUS*, et al.: *Stahl u. Eisen.*, **82** (1962) p. 1279~1287
- 25) *N. L. EVANS* and *A. LEFEBRE*: *Iron and Steel*, **32** (1959), p. 133~136
- 26) *R. G. WARD* and *R. HALL*: *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **195** (1960), p. 75~78
- 27) 本間正雄, 大野裕一: *日本金属学会誌*, **29** (1965), p. 73~79
- 28) *M. WAHLSTER*: *Tech. Mitt. Krupp. Forschungsber.*, **21** (1963), p. 44~56
- 29) *V. D. SEHGAL* and *A. MITCHELL*: *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **202** (1964), p. 216~236
- 30) *Staff REPORT*: *Met. Prog.*, **75** (1959) 5, p. 91~94
- 31) *R. B. COATES* and *J. V. HARDING*: *B. C. I. R. A. J.*, (1960), p. 89~111
- 32) *С. Г. Афанасьев* и *Д. И. Туркеич*: *Извест Буз чер Металл*, **11** (1961), p. 57~59
- 33) *W. B. BROOKS*, et al. : *Iron & Coal Trade Rev.*, **180** (1960), p. 711
- 34) *C. E. SIMS*, et al. : *Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng.*, **185** (1949), p. 814~825
- 35) *T. E. BRAWER* and *B. M. LARSEN*: *Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng.*, **191** (1951), p. 1163~1171
- 36) *S. D. BAUMER* and *P. M. HULME*: *Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng.*, **191** (1951), p. 313~318
- 37) *B. KALLING*, et al. : *Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng.*, **191** (1951), p. 732~738
- 38) *T. R. MAGER*: *Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng.*, **230** (1964), p. 773~777
- 39) *H. P. HAASTERT* u. *E. KÖHLER*: *Stahl u. Eisen.*, **83** (1963), p. 204~212
- 40) *W. ESCHÉ*, et al. : *Stahl u. Eisen.*, **83** (1963), p. 270~281
- 41) *C. L. M. COTTRELL*, et al. : *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **201** (1963), p. 1032~1037
- 42) *J. M. HODGE*, et al. *Trans. Met. Soc. Amer. Inst. Min. Met. & Pet. Eng.*, **215** (1959), p. 745~753
- 43) *J. A. WRIGHT* and *A. G. QUARRELL*: *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **200** (1962), p. 299~307
- 44) *R. G. WARD* and *R. HALL*: *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **195** (1960), p. 75~78
- 45) *A. G. FRANKLIN* and *W. J. MCG. TEGART* : *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **202** (1964), p. 588~592
- 46) *D. A. COLLING* and *P. J. AHEARN*: *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **200** (1962), p. 211~216
- 47) *S. G. VOINOV*, et al. : *STAL in Eng.*, Mar. 1962, p. 191~196
- 48) *J. ZOTOS*: *Mod. CASTINGS*, **37** (1960), p. 42~46
- 49) *R. D. ENGQUIST*: *Proc. Elec. Furn. Conf.*, **17** (1959), p. 125~147
- 50) 萩原巖: *鉄と鋼*, **28** (1943), 11, p. 1209~1231
- 51) 名舛利昭: *三井造船技報*, No. 24 (1958), p. 37~42
- 52) *D. E. AUSTIN* and *D. D. GOELER*: *Met. Prog.*, **84** (1963) 3, p. 94~97
- 53) 中山龍夫: 学振19委-5127 (1958)
- 54) *C. T. ANDERSON*, et al. : *J. Metals.*, **200**(1954), p. 835~837
- 55) *A. JOSEFSSON*, et al. : *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **191** (1959), p. 240~250
- 56) *C.L.M. COTTRELL* and *M. J. TURNER*: *J. Iron and Steel Inst. (U.K.)*, **200** (1962), p. 380~388
- 57) *A. NIEDENTHAL*: *Arch. Eisenh.*, (1929/30), p.97
- 58) 井上愧, 真壁郁雄: *鉄と鋼*, **50** (1964), 12, p. 2032~2034
- 59) *L. E. WOOD* and *L. H. Van VLACK*: *Trans. Amer. Soc. Metals*, **56** (1963), p. 770~772
- 60) *G. BECK*: *Stahl u. Eisen.*, **83** (1963), p. 1369~1374
- 61) *S. Y. OGAWA*, et al. : *Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng.*, **224** (1962), p. 12~18
- 62) *C. CRUSSARD* and *R. TAMHANKAR*: *Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng.*, **212** (1958), p. 718~730

- 63) G. T. ANDERSON, et al. : Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 197 (1953), p. 525~529
- 64) L. H. Van VLACK, et al. : Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 221(1961), p. 220~228
- 65) I. S. BRAMMAR and R.W.K. HONEYCOMBE: J. Iron & Steel Inst. (U.K.) 202 (1964), p. 335~342
- 66) W. B. BROOKS, et al. : Proc. Elec. Furn. Conf., 18 (1960), p. 136~147
- 67) 牛島清人, 米原貞夫: 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 870~873
- 68) 小島浩, 宇多小路勝: 鉄と鋼, 51 (1965) 5, p. 921~923
- 69) 松原嘉市: 鉄と鋼, 50 (1964) 11, p. 1857~1859
- 70) 高尾善一郎: 学振19委-7841 (1965)
- 71) 荒木透, ほか: 金材研報告, Vol. 8, No. 1, p. 1~18
- 72) 長谷川正義: 金属材料, Vol. 5, No. 6, p. 12~58
- 73) T. BONISZEWSKI and R. G. BAKER : J. Iron and Steel Inst. (U.K.), 202 (1964), p. 921~928
- 74) F. J. WILKINSON, et al. : Brit. Weld. J., 5 (1958), p. 557~562
- 75) F. J. WILKINSON and C.L.M. COTTRELL: Aircraft Product., 22 (1960), p. 313~319
- 76) H. V. HUXLEY: Brit. Weld. J., 8 (1961), p. 514~519
- 77) H. W. MISHLER, et al. : Welding J., 40(1961), p. 1-s~7-s
- 78) 日本溶接協会車輻部会: 溶接技術, 9 (1961), p. 414~421
- 79) 著者略: 学振19委-2421
 // -2427
 // -2643
 // -3862
 // -4014
 // -4221
 // -4381
- 80) 松田常美, ほか: 富士製鉄技報, 10 (1961) 3, p. 31
- 81) F. J. WILKINSON and C.L.M. COTTRELL: Aircraft Product., 22 (1960), p. 322~325
- 82) 宮内弘平, 西岡邦夫: 住友金属, 15 (1963), 1, p. 18~23
- 83) Ya. E. GOL'DSHTEIN, et al. : STAL in Eng., Nov (1964); p. 903~907
- 84) L. A. ERASMUS: J. Iron and Steel Inst. (U.K.), 202 (1964), p. 32~41
- 85) H. W. McQUAID and N. P. Goss: Met. Prog., 71 (1957) 3, p. 65~71