

## 抄

## 録

## —製 銑—

1500°C における炭素飽和珪素含有鉄と CaO-SiO<sub>2</sub> スラッグ間の Mn 反応平衡に及ぼす MgO ならびに Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の影響 (H. SCHENCK and F. NEUMANN: Arch. Eisenhüttenw., 31 (1960) Heft. 2, p. 83~86)

すでに著者らは炭素飽和熔鉄と CaO-SiO<sub>2</sub> スラッグ間の Mn 反応の平衡について研究し報告したが、本研究ではこの Mn 平衡が MgO または Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> を添加することによっていかに影響されるかを調べた。実験装置ならびに方法はすでに報告したものと全く同じである。(Arch. Eisenhüttenw., 30 (1959) s. 705/11)

本実験では Si 含量がかなり変動するから、この影響を除去するために前報文と同様に Mn 分配を修正し  $\log N_{\text{MnO}}/N_{\text{Mn}} - f(N_{\text{Si}})$  の形で表現した。

CaO-MnO-SiO<sub>2</sub> 系のこの修正された Mn 分配は塩基度  $B_N$  と直線的な関係があり、MgO (8~20%) を添加した場合も MgO 成分を塩基性成分として考慮した塩基度を用うれば CaO-MnO-SiO<sub>2</sub> 系と全く同一の直線関係となる。しかるに、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (10, 20%) を添加した場合は添加量にしたがいこの直線関係より次第に偏差する結果となる。

Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> を添加した場合について  $\log \gamma_{\text{MnO}} - B_N$  の直線関係式をもとめ、ついで  $\log \gamma_{\text{MnO}}$  と  $N_{\text{Al}_2\text{O}_3}$  の関係を図示し、この結果を用いて準三元系 (CaO+MnO)-SiO<sub>2</sub>-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> における MnO の等活量係数曲線を、さらには等塩基度曲線をもとめて図示した。ある量までの Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の添加は MnO の活量を増大せしめるが、その大量は逆にそれを減少せしめる。

前報の  $K_{\text{Mn,Si}} (= N_{\text{MnO}} \cdot N_{\text{Si}}^{1/2} / N_{\text{Mn}})$  の値におよぼす Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の影響を調べた結果によれば、塩基度が小さいほど Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の影響が大きく  $K_{\text{Mn,Si}}$  は減少する。また、炭素飽和熔鉄の C-SiO<sub>2</sub> 反応の平衡における  $N_{\text{Si}}$  を温度と塩基度に関してもとめた。(岡嶋和久)

添加元素による炭素飽和近傍の熔鉄中炭素の活量変化 (F. NEUMANN, H. SCHENCK: Arch. Eisenhüttenw., 30 (1959) Heft. 8, p. 477~483)

まず熔鉄中の炭素溶解度が著者らの研究ならびに二、三の文献値を用いて決定され、ついで Fe-C 合金に第三元素 X を添加した場合の炭素溶解度変化  $\Delta N_{\text{C}}^{(\text{X})}$  (重量パーセントの場合は  $\Delta \% \text{C}^{(\text{X})}$ ) をもとめ、第三元素のモル分率  $N_X$  (または  $\% X$ ) に関して総括的に図示された。

第三元素添加による Fe-C 系の活量係数の変化はモル分率表現の場合は次式で表わすことができる。

$$\ln \gamma_{\text{C}} = \ln \gamma_{\text{C}}^{(0)} + N_{\text{C}} \epsilon_{\text{C}}^{(0)} + N_X \epsilon_{\text{C}}^{(\text{X})} + \dots \quad (1)$$

ここに、 $\epsilon_{\text{C}}^{(0)} = \partial \ln \gamma_{\text{C}} / \partial N_{\text{C}}$ ,  $\epsilon_{\text{C}}^{(\text{X})} = \partial \ln \gamma_{\text{C}} / \partial N_X$

また、

$$\ln \gamma_{\text{C}} = \ln \gamma_{\text{C}}^{(\text{Fe})} + \ln \gamma_{\text{C}}^{(\text{X})} \dots \quad (2)$$

重量パーセント表現の場合は  $\gamma, \gamma'$  の代りに  $f, f'$  を用う。

作用係数  $\gamma_{\text{C}}^{(\text{X})}$  (または  $f_{\text{C}}^{(\text{X})}$ ) が  $N_X$  (または  $\% X$ ) に関し図示された。

作用パラメーター  $\epsilon_{\text{C}}^{(\text{X})}$  は炭素飽和溶液では  $\epsilon_{\text{C}}^{(\text{X})} = -\partial \ln N_{\text{C}(\text{max})} / \partial N_X$  となるが、この値を第三元素の原子番号に関し図示すればきわめて規則的に排列し、週期律に関係づけられる。かくして、実験値ならびに推定値を用いて多くの元素につきこの関係が図示された。この関係が確定的なものであるならば実験困難な元素の作用パラメーターを知りうる。

Fe-C 系の炭素の活量は幾多の研究者によつてもとめられているが、CO/CO<sub>2</sub> 混合ガスによる実験は高炭素濃度範囲の測定が困難であるに反し、H<sub>2</sub>/CH<sub>4</sub> 混合ガスではこの濃度範囲の測定が容易である所から、TURKDOGAN らによる H<sub>2</sub>/CH<sub>4</sub> 混合ガスの測定値が高炭素濃度範囲では最も信頼できる。TURKDOGAN らによる活量曲線からえられた作用パラメーターは週期律的關係からえられた値と大よそ一致するが、他の文献値ではかなりの相違がある。

上記した炭素飽和における作用パラメーター、作用係数が炭素不飽和溶液にそのまま適用できるとすれば、炭素の全濃度範囲にわたる活量曲線がもとめられる。ここには 1550°C における Fe-C-Si と Fe-C-Si-Mn 熔融合金中の炭素活量をもとめる図式的ならびに計算的方法の二、三の例が示された。(岡嶋和久)

#### 熔融鉄ニッケル合金の炭素の溶解度

(R. G. WARD, et alii: J. Iron & Steel Inst. (UK), 194 (1960) Part 3, p. 304~306)

炭素の溶解度は Fe-Ni 溶液の理想性からのずれを示すものと考えられるが、以前の実験はあまり詳細ではないので、特にその偏差が甚しいと思われる 1350°C でこの値を再測定した。

実験方法としては、酸素を除去した N<sub>2</sub>F で純鉄線と電解ニッケルの箔を適当な割合で黒鉛ルツボに熔かし、1350°C ± 3°C で 1.5 h 平衡に保つた後、(30% および 75% Ni では 5 h) 石英管で吸い上げて試料を採り、水に焼入れ、更にやすりをかけてから三試料につき炭素を分析した。(燃焼法、精度 ± 0.06%)

求めた炭素の溶解度は  $\log_{10}$  (炭素の原子率) を Ni の原子比を横軸にしてプロットしているが SCHICHEL & PIWOWARSKY の測定値とよく一致している。

この結果を説明するために、正規溶液の炭素の溶解度が次式で表わされること、

$$\log x_{\text{C}}^{\text{Fe-Ni}} = x_{\text{Fe}} \log x_{\text{C}}^{\text{Fe}} + x_{\text{Ni}} \log x_{\text{C}}^{\text{Ni}} + \Delta G_{\text{Fe-Ni}}^{\text{E}} / 2 \cdot 303 \text{ RT}$$

(理想溶液では最終項を除く) 但し

$\Delta G_{\text{Fe-Ni}}^{\text{E}}$  は混合熱、 $x_{\text{C}}$  は炭素の溶解度、 $x_{\text{Fe}}$ ,  $x_{\text{Ni}}$  は

それぞれの成分のモル分率および  $\gamma_A' = \log x_A^{\text{Fe-Ni}} - \log x_A^{\text{Fe}}$  の記号を利用している。これによれば Fe-Mn-C 系および Fe-Co-C 系で理想性にあまりすぐれがなく、 $\gamma_C^X$  が小さい（それぞれ最大  $-0.16$ ,  $+0.19$ ）のは溶媒と溶質原子の相互作用の差が小さいためであるが、Fe-Ni-C 系の場合は  $\gamma_S^{\text{Ni}} (-0.35)$  も  $\gamma_C^{\text{Ni}} (+0.31)$  と同じ挙動をすることから相互作用よりはむしろ Fe-Ni 合金自身の非理想性によるものと説明される。一方 Fe-Ni-O 系の場合は  $\gamma_O^{\text{Ni}} (+1.61)$  が非常に大きく、C と S の場合と対照的なので相互作用の差が原因と考えられる。

上記の説明に従い、また、C、S で相互作用の差が無視できると仮定すれば、前述の式から負の偏差は混合熱が負であることを意味するので、グラフからこの値を求めると  $-0.53 \text{ kcal/mole}$  ( $8.4\% \text{ Ni}$ , ただし  $75\% \text{ Ni}$  で最大値  $-1.1 \text{ kcal/mole}$  をとる) となり、熱量法で求めた値とよく一致する。

次いで、炭素の溶解度に  $\text{Fe}_2\text{Ni}$  および  $\text{FeNi}_3$  の点で屈曲点が現われている点につき、この組成の附近で short-range order が存在しているとして説明している。これについては、固体の同一組成に規則格子を有しまた液相液がその附近で極小になつていることからも支持される。

(佐野信雄)

湯溜径 9m の新高炉 (CHRISTOPH WINTER: Stahl u. Eisen, 80 (1960) 8, p. 465~473)

August Thyssen 製鉄所において、湯溜径 9m, 有効内容積  $1424 \text{ m}^3$  の第 10 高炉が 1959 年 5 月 4 日に火入れされた。この高炉では、同製鉄所での従来の操業実績および現寸大の模型を用いての装入物分布実験により炉頂の装入装置の構造が決められ、M 型の分布となるような方法が採用された。装入はスキップで行われ、 $25 \sim 45 \text{ 回/h}$  の装入が可能である。炉体は Self-standing で炉頂の装入装置および斜塔は別の架台の上に乗っている。3 層に煉瓦が積まれた 3 基の熱風炉により、 $2500 \text{ Nm}^3/\text{mn}$  の送風量を  $1000^\circ\text{C}$  まで予熱することが出来る。炉頂ガスは予備洗滌の後、電気式フィルターにより  $0.005 \text{ g/Nm}^3$  まで清浄化される。火入れ後の操業は順調に行われ、出鉄量は数ヶ月にして  $2000 \text{ t/day}$  を記録した。コークス比は月間平均で  $650 \sim 670 \text{ kg/t}$  でダスト発生量は約  $70 \text{ kg/t}$  と低い。装入鉱石はスウェーデン鉱 27%, その他の外地塊鉱 13%, 焼結鉱 50% その他で外地鉱の大部分は破砕、篩分の予備処理を受けている。焼結鉱は Fe 53~55% という高品位鉱から作られる。石灰石使用量は  $50 \sim 60 \text{ kg/t}$ , 滓量は約  $500 \text{ kg/t}$  である。建設費、燃料費、作業費を減少させることにより、この大型高炉では製造原価が  $12 \text{ DM/t}$  節約された。

(藤井行雄)

Fe-P 合金浴中の O の活量 (D. DUTILLOX and J. CHIPMAN: Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 218 (1960), p. 428~430)

今までの発表によれば、P が入れば溶鉄中の O の活量係数を減ずると言われていたが、本研究によつて、逆に増すことがわかった。

実験方法はアルミナルツボで 0~3% P の試料を誘導

加熱により溶かし、 $1600^\circ\text{C}$  において、その比率を色々変えた  $\text{H}_2\text{-H}_2\text{O}$  混合ガスと平衡させた後、分析試料を採取した。H ガスの流量は  $150 \text{ cm}^3/\text{mn}$  で、熱拡散の影響を無視できるように A ガスと 1:6 の割合で混合した。

測温は 3% P まで輻射率に変化がないものとして光高温計で行なつた。

試料採取法は 2 種類の方法を用いたが、そのうち A の方法は溶けた試料を (30 g) を炉底に落とし、He ガスを吹付け急冷した後カッターで切断する。B の方法は試料 (120 g) 中に 6mm 径のバイコールチューブを浸漬して吸引採取するのである。

Fe-P 母合金は電解鉄と赤リンを A ガス中で溶製し、O の分析は真空溶融法を採用した。ただし P の高い試料を分析するときは標準試料を加えて 1.15% P 以上にならぬよう注意した。

まず実験は純鉄浴を  $\text{H}_2\text{-H}_2\text{O}$  混合ガスと平衡させてそれより試料を採取して O 量を分析した。 $\text{H}_2 + [\text{O}] \rightarrow \text{H}_2\text{O}$  なる反応の  $K'$  は  $K' = P_{\text{H}_2\text{O}}/P_{\text{H}_2} \cdot 1/[\% \text{O}]$  となるからこの式より  $\log K'$  を算出する。同様なことを P 3% までの Fe-P 浴についても行い、同じ O 量のときの両者の  $K'$  の比より  $f_O^{\text{P}}$  を求めた。そして  $\log f_O^{\text{P}}$  と  $[\% \text{P}]$  の関係図をかけば、これより  $e_O^{\text{P}} = \partial \log f_O^{\text{P}} / \partial [\% \text{P}] = +0.07$  が求められた。同様に  $e_P^{\text{O}} = \partial \ln \gamma_O^{\text{P}} / \partial N_P = +8.9$  も求めた。なお P 量による  $\log f_O^{\text{P}}$  の変化は 0.8% P までは直線的である。

A, B 2 種の実験方法のうち、A の方法は P が 1% 以上ともなると試料を切断しにくくなり、切断過程で酸化して O の値を高くするのでこのようなところでは B の方法による結果の方がより信頼出来る。

本実験において相互作用助係数  $e_O^{\text{P}} = +0.07$  は正の値となつたが、PEARSON and TURKDOGAN によれば  $e_O^{\text{P}} = -0.032$ , LEVENETS and SAMARIN は  $e_O^{\text{P}} = -0.044$  とすべて負の値を発表している。この理由はよくわからないが、彼らの研究の酸素の溶解度のデータは少しおかしいと思う。そしてさらに著者らは彼らと同じ実験をくり返し行なつて、再現性を確かめようとしたが、どうしても一致した結果は得られなかつた。(藤田清比古)

## — 製 鋼 —

Fe, Ni, Co 合金浴における H と N の溶解度について

(T. BUSCH and R. A. DODD: Trans. Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 218 (1960), p. 488~490)

Fe や Ni およびその合金中の H や N の溶解度についての研究は数多く見られるが、Co や Co 合金についてのそれは余り発表されてないようである。

本実験は Fe, Ni, Co および それらの 2 つを組合せた合金浴中の H と N の溶解度を SIEVERTS の方法によつて測定した。実験装置としては溶解室の構造を少し変えただけで大体既報と同じである。すなわち、高周波炉を用い、試料をアルミナルツボで溶かす。測温は光高温計で行つた。

使用した Fe は 99.95%, Ni は 99.85%, Co は 99.8% のものである。実験はすべて  $1600^\circ\text{C}$  1 気圧で行つた。

純 Fe および純 Ni 中の H と N の溶解度はつぎの通りであり、すでに発表された結果とよく一致する。

|    | H(wt%)                | N(wt%)                | H <sub>2</sub> (cc/100g) | N <sub>2</sub> (cc/100g) |
|----|-----------------------|-----------------------|--------------------------|--------------------------|
| Fe | $2.68 \times 10^{-3}$ | $39.5 \times 10^{-3}$ | 29.8                     | 31.6                     |
| Ni | $3.82 \times 10^{-3}$ | 0                     | 42.5                     | 0                        |

Fe-Ni 合金中の H の溶解度は Ni 量の増加につれて増えるが、直線的でなく、Ni が 90 at% 以上になると成分に無関係にはば一定となる。Fe-Ni 合金中の N については、すでに発表されている結果とよく一致したのでくわしくはしなかったが Ni 量につれて拋物線的に減少し Ni が 80% 以上になるとほとんど溶解度を示さない。

純 Co 浴中の H の溶解度は  $23.2 \text{ cc}/100 \text{ g}$  ( $2.09 \times 10^{-3} \text{ wt\%}$ ) である。Fe-Co 合金中の H の溶解度は大体 50 at% Co 附近が最少である。これは FeCo のためと推定される。同様な現象は Fe-Si 浴中の H についても報告されている。また Fe<sub>3</sub>Co も考えられるが確実なことは言えない。

Co 浴には N は溶解度を示さない。Fe-Co 合金中の N の溶解度は Co の増加につれて大体直線的に減少する。

Ni-Co 合金中の H の溶解度も、大体 Ni<sub>3</sub>Co 組成のところに極小値をもつ。しかし X 線的に Ni<sub>3</sub>Co を確かめることは困難であった。

相互作用助係数は  $\varepsilon_i^{(j)} = \delta \ln f_i / \delta N_j$  で与えられるが、本実験より求めた  $\varepsilon_i^{(j)}$  は下表のようになる。

| <i>i</i> | Fe 浴 中<br><i>j</i> |       | Ni 浴 中<br><i>j</i> |       | Co 浴 中<br><i>j</i> |       |
|----------|--------------------|-------|--------------------|-------|--------------------|-------|
|          | Ni                 | Co    | Fe                 | Co    | Fe                 | Ni    |
| H        | -0.12              | +1.01 | +0.009             | +2.58 | +0.53              | +0.09 |
| N        | —                  | +1.73 | —                  | —     | —                  | —     |

これらの値と各元素の原子番号との関係は、大谷 and GOKCEN の研究とよく一致する。(藤田清比古)

#### 硫化鉄および酸化鉄の混合物の熱力学

(E. W. DEWING & F. D. RICHARDSON: J. Iron & Steel Inst (UK), 194, (1960) Part 4, p. 446~450)

平炉でのスクラップの溶解や含 S ガス中での鋼塊の加熱の際には、FeO と FeS の混合物の性質が問題になる。

このために、本研究では  $(\text{O}^{--}) + 1/2 \text{S}_2 = (\text{S}^{--}) + 1/2 \text{O}_2$  の反応の平衡恒数および酸化物の増加と共に増加する Fe<sup>##</sup> の平衡恒数におよぼす影響を実験的に求めようとした。

実験方法としては、 $\text{N}_2 + \text{S}_2 + \text{SO}_2$  を適当に混合して必要の  $\text{O}_2$  と  $\text{S}_2$  の分圧にした雰囲気下で、白金容器 (スパイラル) に FeO 源として Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> を 200mg 溶解し 2~3 h で平衡に致らした後焼入して、S は H<sub>2</sub>S, O は Fe の形で分析補正して求めた。(O/S=0.15~1.43, NFe<sup>##</sup><0.1)

その結果、平衡恒数は次のようになり、

$$\log K = \log \frac{\text{NO}^{--}}{\text{NS}^{--}} \left( \frac{p\text{S}_2}{p\text{O}_2} \right)^{1/2} = 5460/T - 0.340 + (2362/T) \text{NFe}^{\#}$$

但し  $\text{NFe}^{\#} = n\text{Fe}^{\#}/n\text{Fe} + n\text{Fe}^{\#}$

$\log K$  と  $\text{NFe}^{\#}$  の間には直線関係が得られる。

これについては、oxide→sulphide 反応の  $\Delta H$ , したがって  $\log K$  が Fe<sup>##</sup> の共存下では (Fe<sup>##</sup> のイオン半径が Fe<sup>##</sup> のそれに比べ小さいことによる) 大きくなることから説明され、1206°C,  $\text{NFe}^{\#}=0.1$  の理論値  $\Delta \log K=0.2$  は実験値の 0.16 とよく一致する。また Fe<sup>##</sup> の共存しない場合の  $\Delta G$ , および製鋼温度における FeO ないし FeO+Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の sulphide capacity (%S)/(pO<sub>2</sub>)<sup>1/2</sup>(pS<sub>2</sub>)<sup>1/2</sup> を上式から計算しているが、いずれも以前の測定値や計算値に合致している。

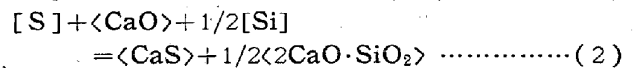
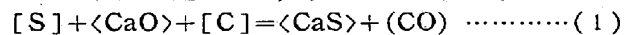
つぎに実験結果を平炉に応用するために、1.2% S の重油使用の 100 t 平炉から、場所と時間を変えて酸化鉄スラグを採取し、その Fe<sup>##</sup>/Fe<sup>+</sup> に平衡する CO<sub>2</sub>/CO および S を計算してスラグが気相から S を吸収する機構を捉えようとした。平衡 S 量は分析値と大して差がないことが見出されている。また逆にこの重油の燃焼ガスの CO<sub>2</sub>/CO に平衡する酸化物の S 量を計算しているが、これによれば温度および CO<sub>2</sub>/CO の増加と共に酸化鉄の S 量は甚しく減少する。この結果から、現場的に鋼浴上の CO<sub>2</sub>/CO の分布 (CO<sub>2</sub>/CO<1 が 5%, 1~5 が 10%) を考慮して FeO に吸収される S 量を求め、100 t 平炉では、直接酸化で生ずる 5.6 t の FeO は温度により 20~30 lb の S を吸収すると計算している。

このように平炉製鋼では、浴上にできる酸化鉄の S の吸収が最も重要な機構で、その程度は酸化鉄の量と温度ガスの S と O の potential (平衡には普通達していない)、装入物 S に依存し、したがって焰が短く、また速く完全燃焼するほど S の吸収は少い。また重油の S が少く、雰囲気により酸化性ならば、逆に装入物からガスへの脱硫も考えられる。(佐野信雄)

#### 真空熔解における熔鋼の固体石灰による脱硫

(R. G. WARD and R. HALL: J. Iron & Steel Inst.(UK) 195, (1960) May Part 1, p. 75~78)

真空溶解の際に固体石灰を添加して Si および C によるつぎの反応を進ませて、脱硫試験を行った。



実験方法としては、Lowmoor 鉄 (0.04% C, 0.07% Mn, 0.03% Si, 0.024% S, 0.023% P) をあらかじめショットブラストを施してから真空誘導加熱炉 (0.11 μ ~ 1 atm) で 28 lb 溶解し、FeS, C 添加後 1560°C に保ちながら 15 分置きに 300 g の試料を 6 回鑄込み、最後に 12 kg の鋼塊とし、おのおのの試料につき各元素の分析を行った。使用ルツボは “Basic A” (海水マグネシア) または “Thermax FNB” (海水マグネシア 80% + アルミナ 20%) に石灰を色々な方法でライニングしたものである。

その結果によれば、石灰の添加方法および形態により同じ組成の鋼 (0.3% C, 0.3% Si, 0.07% S) でも脱硫効果が異なり、煅焼大理石片を浴面に落としたものは直ちにルツボ壁に集まって、浴との接触面積が小さくなるために 1 h で 0.022% S にしかならないのに反し、市販の生石灰のペースト更に砕きたての細い消石灰のペーストを塗つたものは、壁全体によく固着し、接触面積

が大きくなるために、最も効果的で 0.003% S になった。ただし FNB のルツボでは石灰とルツボの反応生成物のために径が小さくなる欠点が見られ、また大気溶解したものは石灰がスラッグになるために全然効果がなかった。

これらの脱硫反応を説明するために、前出の反応の平衡 S 量をつぎの式にしたがつて計算した。

$$\text{wt}\% \text{ S} = \frac{7.6 \times 10^{-2} P_{\text{CO}}}{\text{wt}\% \text{ C} \cdot f_{\text{C}} \cdot f_{\text{S}}} \dots\dots\dots (3)$$

$$\text{wt}\% \text{ S} = \frac{1.3 \times 10^{-3}}{f_{\text{S}} (\text{wt}\% \text{ Si} \cdot f_{\text{Si}})^{1/2}} \dots\dots\dots (4)$$

$f_{\text{C}}, f_{\text{S}}, f_{\text{Si}}$  = 活量係数 (3) による S 量は非常に小さく、分析値がほぼ (4) による S 量と一致したために、脱硫は大抵の場合石灰とシリコンとの反応で起ると考えられる。C による脱硫が起きないのは、CO の気泡の核生成が難しいためと考えている。

次いで、En 40 (3% Cr, 0.5% Mn) につき、高 S (0.027%) と低 S (0.006%) の真空溶解鋼塊から試料を切りとり、焼入焼戻した後、引張および V 切欠シャルピー試験を行った結果、前者にはほとんど差異がないが、後者では低 S の方が特に -120°C でいちじるしくすぐれていた。しかしこれは真空溶解で O, N, As, Sb, Cu などが減少したためと思われる。(佐野信雄)

### 一 鑄 造

#### ワークサンプリングの鑄造作業への応用

(H. A. KRALL: Giesserei, 47 (1960), Heft 10, s. 251~259)

工場管理者には速に解決しなければならない多くの問題があり、ことに多種、多様の本型を使い、困難な運搬上の問題をかかえている鑄造工場では、その作業の多様性、複雑性のため徹底した作業分析が必要である。しかし作業改善、新設備の予備調査のために必要な作業研究の従来の方法は、調査期間が長くかかり、それに伴って経費がかかる点に問題があった。しかし近代統計数学の利用によつて、僅かの時間と経費で、一定の確実性をもつ結果が得られるようになった。その代表的なものは米国の H. C. TIPPET 氏により発達した方法で、今日ではワークサンプリングと呼ばれている。ストップウォッチにより連続して作業時間を測定記録するタイムスタディに対し、この方法はストップウォッチを使用することなく、一定時刻に何回か巡回して作業を観察し、各種作業の生起回数を数えるので“Häufigkeitsstudie”とも呼ばれる。

ワークサンプリングの実施例として、サンドスリンガーの稼働率をワークサンプリングと時間計と 2 つの方法で測定した結果、つぎのように前者では 28.83%、後者では 28.14% で、よく一致した結果がえられたこと、および H. REININGER による中規模の鑄造工場における作業改善の前と後の作業内容の比較結果について 1, 2 表のように報告している。

結論として、作業を連続して観察、検討することは、長時間を要し高価につくが、ワークサンプリングは統計的任意抽出法による巡回観測によつて、必要な観測結果が得られること、および種々の観測結果より、鑄造作業

1 表

|    | 1 交代<br>の作業<br>時間<br>mn | 観 測 数<br>全 数 | スリン<br>ガーの<br>稼働回<br>数 | ワークサン<br>プリングによる<br>スリンガーの<br>稼働状況 | 時間計による<br>スリンガーの<br>稼働状況 |     |       |
|----|-------------------------|--------------|------------------------|------------------------------------|--------------------------|-----|-------|
|    |                         |              |                        | %                                  | mn                       | mn  | %     |
| 1  | 525                     | 51           | 11                     | 21・56                              | 113                      | 104 | 19・80 |
| 2  | 〃                       | 55           | 11                     | 20・00                              | 105                      | 150 | 28・57 |
| 3  | 〃                       | 52           | 15                     | 28・84                              | 151                      | 180 | 34・28 |
| 4  | 〃                       | 50           | 14                     | 28・00                              | 147                      | 120 | 22・85 |
| 5  | 〃                       | 55           | 14                     | 25・45                              | 134                      | 138 | 26・28 |
| 6  | 〃                       | 55           | 20                     | 36・36                              | 191                      | 186 | 35・42 |
| 7  | 〃                       | 64           | 16                     | 25・00                              | 131                      | 108 | 20・57 |
| 8  | 〃                       | 67           | 25                     | 37・31                              | 196                      | 162 | 30・85 |
| 9  | 〃                       | 65           | 17                     | 26・15                              | 137                      | 144 | 37・42 |
| 10 | 525                     | 63           | 25                     | 39・68                              | 208                      | 186 | 35・42 |
|    |                         | 577          | 168                    | 28・83                              |                          |     | 28・14 |

2 表

|   | 種 類             | 百 分 率 |       |
|---|-----------------|-------|-------|
|   |                 | 改善前   | 改善後   |
| 1 | 成 型             | 61.2  | 85.3  |
| 2 | 芯 入             | 3.2   | 2.1   |
| 3 | 砂 運 搬           | 8.7   | 1.5   |
| 4 | 鑄 込 待 機         | 14.3  | 2.7   |
| 5 | 湯 待 機           | 1.8   | 0.8   |
| 6 | 木 型, 倉庫, 炉との連絡等 | 6.5   | 4.2   |
| 7 | 故 障, 修 理        | 4.3   | 3.4   |
| 計 |                 | 100.0 | 100.0 |

にも応用することが可能で、経費および抵抗が比較的少く作業内容の検討に寄与することが証明されたと結んでいる。(安原四郎)

### 一 加 工

#### 圧延用鋼ロールの表面を肉盛溶接により更生した例

(H. STOLL: Stahl u. Eisen, 80 (1960), Nr. 8 s. 483)

St 70-2 の分塊用の直径 1,200mm, 胴長 2,900mm 全長 6,500mm, 重量 34t のロールの摩耗したものの胴部を 1,030mm に削った上へ、2% Mn 0.5% Mo の溶接棒で 15mm の厚さの緩衝層と 10mm の厚さの保護層を溶接した上へ 6% Cr, 0.65% Mo の溶接棒で 60mm の厚さの摩耗層と 5mm の削り代を溶接した例と、形鋼用の直形 990mm, 重量 17t の鑄鋼ロールに 2% Mn, 0.5% Mo の溶接棒で 10~15mm の厚さに保護層を溶接した上へ、6% Mn, 18% Cr, 8% Ni の溶接棒を使つて 45mm の厚さに摩耗層を溶接した例をあげている。溶接応力の除去のために、炉中で 640~650°C で 8h 加熱後 350°C まで炉冷し、風にあたらないように石綿でカバーして 320°C で溶接を行う。溶接の条件は 1 表の通りである。

溶接が完了したら 540°C で 8~10h 加熱後 50°C まで炉冷する。溶接前後の分塊ロールの圧延量の比較は 2 表の通りである。

1 表

| 溶接棒の直径<br>mm | 同時に使用する<br>溶接棒の数 | 電流<br>A | 溶 接 速 度 |      |      |
|--------------|------------------|---------|---------|------|------|
|              |                  |         | m/mn    | kg/h | 比率   |
| 6            | 1                | 650     | 0.5     | 7.2  | 1.00 |
| 6            | 1                | 900     | 0.5     | 9.2  | 1.28 |
| 5            | 2                | 1,350   | 0.85    | 13.0 | 1.88 |

2 表

|          | A     |       | B     |       | C     |       |
|----------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
|          | 溶接前   | 溶接後   | 溶接前   | 溶接後   | 溶接前   | 溶接後   |
| 圧延量 t/mm | 5,420 | 7,100 | 3,160 | 5,230 | 4,460 | 6,210 |
| 増加率 %    | 31.0  |       | 65.5  |       | 39.2  |       |

溶接に必要な設備はつぎの通りである。

|              |          |
|--------------|----------|
| 電気溶接機        | 40,000DM |
| ロールの加熱炉      | 60,000DM |
| 溶接中のロールの回転装置 | 35,000DM |
| その他          | 25,000DM |

計 160,000DM

結論として溶接の施行に必要な条件が満足されれば、摩耗した鋼ロールを溶接によって更生し、再び使用することが出来る。この場合溶接肉盛した層の材質の改善による圧延成績の向上の程度と、溶接肉盛に要する費用の比較によつて、この方法の経済性が判断される。溶接の施行については危険はなく、技術的に疑問の点はない。現在より圧延成績のすぐれたロールが適当な価格で購入出来るようになれば、現在の材質の溶接は無意味になる。しかし溶接材料の製造法も進歩するだろうから、この方法は将来も亦その意義を失わないだろう。

(安原四郎)

固態二元ならびに三元鉄-炭素合金中の炭素の活量に関する研究 (H. SCHENCK, H. KAISER: Arch. Eisenhüttenw., 31, (1960), 4, p. 227~235)

試片は 0.3~0.5 mm 厚, 1.5 cm 角の正方形で重量は約 0.5 g, 実験方法は所定温度に保つた試片に H<sub>2</sub>/CH<sub>4</sub> 混合瓦斯を循環させる方法で, 実験時間は 1~3 日。

まず, β-黒鉛の CH<sub>4</sub> 平衡について実験し, つぎの結果をえた。CH<sub>4</sub> の生成自由エネルギーは

$$\Delta G^* = -21270 + 25.95T \quad (1)$$

この値は二, 三の文献値とよく一致する。

ついで, 800°C と 1000°C で Fe-C 系の炭素の活量を測定したが, この結果は SMITH の値とよく一致する。さらに, この結果を SMITH の測定値より導出した DARKEN と GURRY の式, ならびに原子的概念からえた TEMKIN と SCHWARZMAN の式と比較してみると, その相違は前者の方が大きく, 後者では僅かであつた。

著者らの結果は次式で表現できる。

$$\log a_C^S = \log \{N_C / (1 - 5N_C) + 0.9N_O^2\} + 2105/T - 0.6735 \quad (2)$$

ここに,  $a_C^S$  は炭素飽和を標準とした炭素活量

炭素の活量の測定に CO/CO<sub>2</sub> または H<sub>2</sub>/CH<sub>4</sub> 混合

瓦斯を使用した場合, 測定値に酸素または水素の溶解による誤差が生ずるものか否かを確かめてみた。

炭素の活量におよぼす水素の影響について, Ar 添加によつて水素分圧を変化し炭素活量を測定することにより調べてみるに, 水素の溶解の影響は認められなかつた。一方, 酸素の影響については, SMITH の CO/CO<sub>2</sub> ならびに著者らの H<sub>2</sub>/CH<sub>4</sub> の測定値と, DARKEN と GURRY, TEMKIN と SCHWARZMAN, 著者らによる活量を用い, 平衡恒数を検討し, 溶解した酸素は炭素を排除するように影響することを知つた。

ついで, 炭素の溶解度におよぼす第三元素の影響について研究した。Al, Cr は炭素の溶解度を増大せしめ, Ni はそれを減少せしめる, Al 添加による炭素含量の変化量を  $\Delta N_C^{Al}$  とすれば  $\Delta N_C^{Al}/N_C$  と  $N_{Al}$  との関係は炭素の活量に無関係な曲線となる。Ni, Cr についても同様である。(岡嶋和久)

導磁率の経時変化による α-Fe 中への炭素の固溶度の決定 (J. SINGER, E. S. ANOLICK: Trans. Met. Soc. Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 218, (1960), 3, p. 405~409)

導磁率の経時変化現象は磁気余効の一型式で, 消磁直後の導磁率を  $\mu_0$ , 長時間放置後の導磁率を  $\mu_\infty$  とするとき,

$$\Delta(1/\mu) = 1/\mu_\infty - 1/\mu_0$$

を導磁率の経時変化係数 (time decay) とよび, その値は侵入型固溶原子の濃度に比例すると考えられている。この現象を利用して α-Fe 中への炭素の固溶度の決定を試みた。

試料はつぎのようにして調製した。真空溶解した高純度の鉄のインゴットを熱間および冷間圧延して厚さ 0.35 mm の板とし, それから 25 cm エプスタイン試験片を切りとり 750°C で水素中脱炭焼鈍を行つた。その試験片に約 5 容積%のアセチレンを混入した水素中で 710°C × 4~8 h 浸炭処理を行つた後, 水素またはアルゴン中で 710°C × 8~12 h の均質化焼鈍を行い, 0.0023, 0.0030, 0.0039, 0.0043, 0.0066 各%の炭素を含有する試料 (N 含有量は 0.0004~0.0020) を調製した。これらの試料を種々の温度 (T°K) に保持して平衡に達せしめた後急冷し, つぎのようにして実効導磁率の測定を行つた。

100 C/S 発振器により  $2.36 \times 10^{-3}$  oe. (rms) 一定の磁場を加え, 試料内の磁束密度 Brms により誘起される二次コイル出力を増幅および整流し, D. C. 記録器で連続自動記録させ, 実効導磁率 Brms/ $2.36 \times 10^{-3}$  を求めた。急冷試料の消磁はオートトランスを電磁クラッチで操作して行い, 消磁後 1 秒以内に最初の  $\mu_0$  の測定を -40°C で行つた後, 常温に上げて  $\mu_\infty$  の測定を行つた。

測定結果は  $\log \Delta(1/\mu)$  と温度の逆数 (1/T°K) の関係グラフで示し, 各試料についてセメントタイトを完全固溶する温度 (グラフ上では leveling-off temp.) を内挿により求めた。その結果, α-Fe 中への炭素の固溶度は, 内部摩擦法により測定された値よりもはるかに低く下表に示すような値が得られた。

α-Fe 中への C の固溶度

| 平衡温度 (°C) | 本法      | 内部摩擦法   |
|-----------|---------|---------|
| 600       | 0.0065% | 0.010%  |
| 400       | 0.0016% | 0.0019% |

また各試料のC%の対数と leveling-off temp. との関係グラフは直線となり、その勾配から  $\text{Fe}_3\text{C}$  の固溶熱として 8000 cal/mol が得られた。(阿部秀夫)

**高純度珪素鉄板の (100)[001] 二次再結晶集合組織の成因** (C. G. DUNN, J. L. WALTER: Trans. Met. Soc. Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 218 (1960) 3, p. 448~453)

一般に二次再結晶が起るためには、つぎの三つの条件のいずれかによつて、一次再結晶完了後の正常結晶粒成長 (normal grain growth) が阻止されることが必要である。

(1) 一次再結晶集合組織の結晶方位分散度が非常に小さいこと。(texture inhibition)

(2) 微小な不純物相が散在すること。(dispersed phase inhibition)

(3) 再結晶粒の大きさが板厚の 1~2 倍の範囲内にあること。(thickness effect)

3% Si 珪素鉄板において、二次再結晶により立方体組織を発達させるためには、上述の三条件の中で (3) が重要な役割をなすことはすでに DUNN, WALTER らによつて指摘されている。本論文は、その問題について更に詳細に実験した結果である。

試料は不純元素含有量 0.005 wt.% の真空溶解した 3% Si 珪素鉄のインゴットの一部を熱間および冷間圧延により最終厚さ 0.15mm としたものである。最終段圧延率は 50% である。圧延後 750~1000°C において真空焼鈍および 1100°C で乾燥アルゴン中焼鈍を行い、その顕微鏡組織と集合組織の変化を調査した。

最終圧延板の伸長結晶粒の平均寸法は板厚とほぼひとしく、その冷間圧延集合組織には (111)[11 $\bar{2}$ ] 成分が多量にふくまれている。それを 750°C で焼鈍するときは、結晶粒によつて再結晶速度がことなる現象が観察された。750°C で一次再結晶を進行させた後、1 時間かけて徐熱して 1000°C まで焼鈍すると、正常結晶粒成長が起るが再結晶粒の大きさが板厚より多少大きい程度になると結晶粒成長が阻止される。そのときの集合組織には多量の (110)[001] 方位と僅少の (100)[001] 方位が含まれる。注目すべきことは、(100)[001] 方位の再結晶粒の大きさは他の方位の再結晶粒の大きさと比較して決して大きくないことである。この事実は粒界エネルギーによつて (100)[001] 方位の再結晶粒が二次再結晶粒として発達することは不可能であることを示す。(100)[001] 二次再結晶集合組織の成因は (100) 面の表面エネルギーが特殊条件下において最小であることによると結論される。(阿部秀夫)

**3.5% Si 珪素鉄の熱蝕像** (D. S. HUTTON, W. C. LESLIE: Trans. Met. Soc. Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 218, (1960) 3, p. 525~527)

珪素鉄を高温で焼鈍するとき、その結晶表面に生成する熱蝕像は、二方向性珪素鉄の製造上重要な問題であるが、本論文は熱蝕像についての観察結果から、その成因が結晶表面エネルギーによるものとして考察している。

3.5% Si 珪素鉄インゴットを普通の方法で研磨および

腐蝕を行つた後 1204°C × 6h 純水素気流中で焼鈍した。それを再び研磨および腐蝕して熱蝕像を除いてから、純アルゴン気流中で 1204°C × 72h 焼鈍した。各焼鈍後は試料を炉の低温部に急速に引き入れて冷却後炉から取り出して顕微鏡で熱蝕像組織を観察した。

顕微鏡組織には、粒界蝕溝およびそれによる粒界移動の形跡のほかにはいちじくしい脈状組織が現れている結晶粒がある。その脈状組織の細脈の高さは干渉顕微鏡により測定した結果約 80 Å であつた。

水素中で焼鈍した試料において、脈状組織をもつ結晶粒の方位を後方反射ラウエ法により決定したところ、それらは {100} 面が試料表面に対して僅か ( $\pm 5^\circ$  以内) 傾いた方位であることが判つた。また脈状組織は不規則に曲つてゐるが、すべて  $\langle 100 \rangle \pm 5^\circ$  の範囲の方向に並んでいる。

アルゴン中で焼鈍した試料の脈状組織は水素中で焼鈍した試料よりもはるかに直線に近いが、粒界近傍では曲つてゐる。これはアルゴン中で焼鈍した場合に熱処理時間が長かつたので試料表面の平滑度が向上したためと思われる。アルゴン中焼鈍試料において、脈状組織をもつ結晶粒の方位は、試料表面と {100} 面とのなす角度が  $\pm 12^\circ$  以内で、脈状組織の配列方向は  $\langle 110 \rangle \pm 3^\circ$  以内にあつた。

熱蝕像を生成するのは、高指数結晶表面に表面エネルギーの小さい低指数面——上述の場合 {100} 面——の階段を生じて全表面エネルギーが減少する現象であると考えられる。

結晶表面エネルギーは外界条件によつていちじくしく変化し、熱蝕像の形状は加熱雰囲気によつて変る。また試料表面に不純物が存在するときは、不純物周辺は異常蝕刻をうける。(阿部秀夫)

## 一 分 析

### 鋼中の水素定量—スズ溶融法と真空加熱法の比較

(C. C. CARSON: Anal. Chem. 32 (1960) No. 8 936~939)

鋼中の水素定量における真空加熱法とスズ溶融法とを比較した。スズ溶融法の場合 CARNEY らの装置 (Trans. Amer. Inst. Mining, Met. Petrol. Engrs., 188, (1950) 397~403) を簡略化したものを使用した。石英ルツボにスズ 130g とケイ素 0.7g を加え装置を真空としたのち、高周波加熱装置で 1150°C に加熱してガス抜きを行なう。つぎに試料を投入して溶融してガスを抽出する。抽出したガスの圧力をマクレオード圧力計で測定したのち、酸化銅炉と冷却アセトン ( $-85^\circ\text{C}$ ) のトラップの間を循環させて水素を水に、CO を  $\text{CO}_2$  に酸化し、かつ水を凝縮させる。ふたたびガスの圧力を測定し圧力の減少度より水素量を算出する。真空加熱法の場合はガス抽出部を変えただけで定量装置は全く同一のものを使用した。すなわちガスの抽出には石英燃焼管と Hinged type の抵抗炉を用い、炉の温度をあげたのち (加熱温度は 650°C および 975°C とした) 装置を真空とする。

ガス抜きを行なつたのち試料を水銀リフトで石英管中

Table 1. 水素定量結果 (PPM)

| 試料番号      | 真空加熱法<br>(975°C) | 同 左<br>(650°C) | スズ溶融法 |
|-----------|------------------|----------------|-------|
| 1         | 1.28             | 1.26           | 1.17  |
| 2         | 1.50             | —              | 1.38  |
| 3         | 1.36             | 1.40           | 1.45  |
| 4         | 3.33             | 3.20           | 3.14  |
| 5         | 1.20             | 1.20           | 1.31  |
| 6         | 1.24             | —              | 1.10  |
| 7         | 3.54             | —              | 3.61  |
| 8         | 0.82             | 0.80           | 0.86  |
| 9         | 1.30             | 1.38           | 1.49  |
| 10        | 1.10             | 1.13           | 1.22  |
| 11        | 1.18             | 1.07           | 0.97  |
| 12        | 1.48             | —              | 1.33  |
| 13        | 1.59             | 1.68           | 1.78  |
| 14        | 1.34             | —              | 1.17  |
| 15        | 1.66             | —              | 1.82  |
| 16        | 1.47             | 1.41           | 1.33  |
| 17        | 1.37             | 1.32           | 1.26  |
| Std dev.* | ±0.05            | ±0.04          | ±0.14 |

に挿入する。抽出したガスはスズ溶融法と同様に処理して水素を定量する。

試料採取量はいずれの場合も 2~3g である。抽出時間は実験の結果スズ溶融法および 975°C の真空加熱法では 15 分間、650°C の真空加熱法では 30 分間で充分であつた。

試料としては Cr-Mo-V 鋼および Ni-Mo-V 鋼を用い Table 1 に示す結果が得られた。従来の幾つか報告とは反対に 650°C の真空加熱法の結果は他の二法の結果と等しかつた。真空加熱法はスズ溶融法に比し精度がすぐれているばかりでなく、装置も簡単であり、操作も便利である。

(若松茂雄)

\* 水素含有量 0.7~1.8 PPM の範囲の試料についての結果である。

#### (1595ページよりつづく 国内最近刊行誌参考記事)

##### 大阪府立工業奨励館報告 No. 24 (1960)

コールドホッピングの研究(第1報). 岡本健二, 他...4  
低炭素鋼の急熱急冷に関する研究(第4, 5報).

山中久彦...13

金属の高温変形に関する研究(第1報). 浅村 均, 他...24

各種添加剤による球状黒鉛鑄鉄の収縮巣について.

中村 弘, 他...33

##### 熱管理 12 (1960) 8

大型鋼塊加熱炉の操業実績. 深井清治, 他...10

##### —会社刊行誌—

##### 日本鋼管技報 No. 18 (1960)

第2高炉の建設ならびに火入れについて. 林 敏, 他...1

押湯付き大型キルド鋼塊の内質改善に関する造塊作業の変遷. 板岡 隆, 他...10

平炉における R-N iron 使用について. 松代綾三郎, 他...18

鉄鋼の高温振りによる加工性試験について.

両角不二雄...34

軟鋼の時効性について. 久保寺治朗...68

##### 新三菱重工技報 2 (1960) 3

ミーハナイトノジュラ鑄鉄の疲れ強さおよび耐摩耗性に関する研究. 富田昌治...64

##### 品川技報 No. 8 (1960)

メルツ式構造の築造と操業実績. 渡辺省三, 他...3

塩基性キ ュボラの研究. 立岩一男, 他...19

耐火煉瓦に対する一酸化炭素の影響について.

林 武志...77

メルツバーレンス平炉の発展. F. BARTU...102

##### 電気製鋼 31 (1960) 3

電気弧光溶解炉の連続温度測定について(1).

八巻有道...125

ステンレスばね鋼線の研究(第1報). 藤原達雄, 他...130

##### — 31 (1960) 4

鉛快削鋼の研究(第3報—2). 浅田千秋, 他...183

特殊鑄鋼車輪の研究. 遠藤邦彦, 他...190

電気弧光溶解炉の連続温度測定について(2).

八巻有道...200

最近の大型アーク炉の諸問題について. 林 達夫...206

##### 日本製鋼技報 No. 5 (1960)

ファイア・クラックの研究(第1報)渡辺十郎...13

真空鑄造法の概況(第3報). 小野寺真作, 他...23

鉄鋼におよぼす酸素の影響(第1報). 前川静弥, 他...29

層成高圧筒について(第2報). 武田泰政, 他...33

高バナジウム高速度鋼に関する研究. 石塚 実...39

鉄鋼中の微量ホウ素迅速定量法. 前川静弥, 他...55

米国車両部品の材質について. 渡辺 淨...69

##### 日立評論 42 (1960) 9

鑄鋼の疲れ強さにおよぼす鑄肌の影響. 吉武博之...1022

真空アーク溶解せる Nimonic 80 A の諸性質について. 九重常男, 他...1027

##### — 42 (1960) 10

二重分塊圧延設備. 原口成人, 他...1041