

転炉法の酸素ジェット火点における蒸発現象 技術報告

川上 公成*

Evaporation Phenomena at the Hot Spot of Oxygen Jet in BOF Process

Kiminari KAWAKAMI

Synopsis:

By the measurements of radiation temperature of the hot spot of oxygen jet and by the calculation of the radiation coefficient in the field of vision of single-hole oxygen nozzle, definition of the "luminous radiation temperature" is made as the temperature of the hot spot of oxygen jet ejected onto the molten steel bath surface in BOF process. The luminous radiation temperature thus obtained is ranged from 2 000 to 2 600°C. Evaporation phenomena of iron at the hot spot are calculated following to the HERZ-KNUDSEN-LANGMUIR's equation, and values of evaporation rate constant of iron, K_{Fe}^0 , is obtained. Evaporation of manganese is controlled by the rate of diffusion in the bath, and the asymptote by R. G. WARD is introduced to calculate the values of K_{Mn} under an assumption of $K_{Fe}^0 = K_{Mn}$ at the boiling point of iron.

The difference on the evaporation phenomena of iron researched as the "Counter-Flux-Transfer" theory and those at the hot spot of oxygen jet of BOF process are made clear. Effects of oxygen dissolved in iron on surface activation and relation between fume formation and decarburization reaction are discussed.

Key words: evaporation phenomena; hot spot; oxygen jet; BOF; luminous radiation temperature.

1. 緒 言

少量スラグ吹錬の採用や転炉炉内での合金鉱石の熔融還元法の開発などにより、転炉製鋼法における酸素の使用量と使用方法が変化してきている。ここでは酸素ジェットの火点の温度測定データを検討して光輝輻射温度を定義し、火点における金属の蒸発現象について解析したので報告する。

2. 火点の光輝輻射温度の実測 (Luminous radiation temperature)

底吹き酸素転炉法については、酸素吹込み火点の温度は二色高温計などを用いて直接実測することが可能である。しかし酸素上吹き転炉に関しては、火点温度の直接測定は極めて困難である。ここでは文献に示す種々な温度測定^{1)~3)}のなかから、永岡ら³⁾が昭和41年に12t試験転炉と当時の水江転炉において実施した測定が最も精度が高くかつ信頼度が高いと判断し、このデータを採用して検討を行った。

この測定においては、酸素ジェット噴出用には単孔ノ

ズルを用い、ランス頂部の光電セル、分光器および二色高温計による測温を実施した (Fig. 1)。今回光電セルによる測定結果について輝焰の輻射率をつぎのごとく求めた。輝焰の輻射はガスによるものよりも微粒子が高温で放出するものの方が大きい。転炉内の排ガス中の微粒子としては FeO の固体または液体の微粒と考えられ、これはヒューム・ダストと考えられることができる。輝焰輻射の輻射率 ϵ と粒子密度 d との関係について HOLLIDAY の式⁴⁾より

$$\epsilon = 1 - e^{-0.0025 \cdot d \cdot L} \dots \dots \dots (1)$$

が求められている。ここで、 d : mg/l, L : 特性長さ (cm) で、それぞれ次のごとく求められる。

酸素ジェットはノズルから噴出して炉内雰囲気中を進行する際にジェットの“拡散現象”により炉内ガスを巻き込む (Fig. 2)。Fig. 2 のごとき Three-dimensional なジェットにおいて (流れは Turbulent flow とする)、1) ジェット内部において運動量は一定である、2) ジェット内部において速度分布関数は一定であると仮定する⁵⁾。2) の仮定は次式で表すことができる。

$$\bar{u} / u_{max} = f(\eta), \quad \eta = \gamma / X \dots \dots \dots (2)$$

昭和 61 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 62 年 9 月 7 日受付 (Received Sep.7, 1987)

* 国際協力事業団派遣 (アレキサンドリヤ大学工学部), 日本鋼管(株)技術開発本部 工博 (Japan International Cooperation Agency (Faculty of Engineering, Alexandria University), Engineering, Research and Development Division, Nippon Kokan K. K., 22 EL-HADARA, Alexandria, Egypt)

また上記仮定によればジェット各部の運動量はつねに一定(實際上ほとんど正しい)であり、次式が導かれる。

$$M / M_0 = 1 = \int_0^\infty (\bar{u})^2 \cdot dA / (U_0^2 \cdot A_0) \dots\dots\dots (3)$$

より、ジェット軸上の流量は

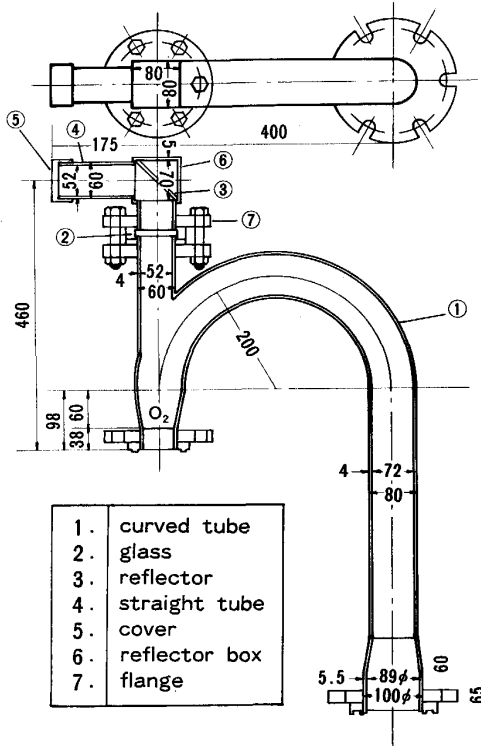


Fig. 1. Oxygen-lance-top used for measuring luminous radiation temperature of hot spot.

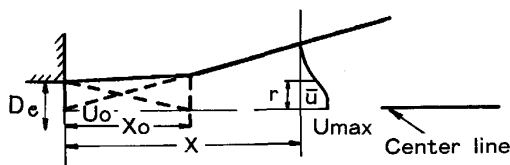


Fig. 2. Definition sketch for diffusion of jet.

$$\left. \begin{aligned} u_{max} / U_0 &= D_0 / \sqrt{X \cdot 8I_m} \\ I_m &= \int_0^\infty f^2(\eta) \cdot d\eta \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

で求められる。ここで u_{max} / D_0 の値は(4)式において $f(\eta)$ の関数が定まらないことには解くことはできない。しかし一方、このような乱流ジェットの拡散現象について、正確にその拡散状況を説明できる関数はまだ見出されておらず、それぞれ仮定にもとづいてつぎの2手法がある。1)は“Monentum transfer theory”であり、2)は“Error curve theory”であり、ここでは計算の容易な Error curve theory を用いた。すなわち乱流ジェットにおいて第3の仮定として、3)ジェット内部の流速分布関数は Gauss の正規分布関数である。そうすれば(2)式は

$$f(\eta) = \exp\{-J\}, \quad J = \eta^2 / 2C^2, \quad \sigma = C \cdot X \dots\dots\dots (5)$$

で表され、(4)式に(5)式を代入すれば

$$u_{max} / U_0 = (D_e / X) \cdot (1 / 2C) \dots\dots\dots (6)$$

が求められる。(6)式において $u_{max} = U_0$ を代入すれば、これは Fig. 2 においてジェットの拡散がちょうど中心軸上に達したこと、すなわちジェットのコアー長さを意味し(6)式より

$$X_0 / D_e = 1 / 2C \dots\dots\dots (7)$$

から、 X_0 / D_e を実測して求めることにより積分定数 C (コアー係数) が決定でき上述の理論式がすべて決定される。巻込み体積比については(3)式より

$$\left. \begin{aligned} Q_0 / Q &= (U_0 \cdot A_0) \int_0^\infty \bar{u} \cdot dA \\ &= (D_e / X) \cdot (1 / 4C) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

が求められる。文献5)における実則によればコアー一定数は

$$X_0 / D = 1 / 2C = 2.47 \times P_0 \dots\dots\dots (9)$$

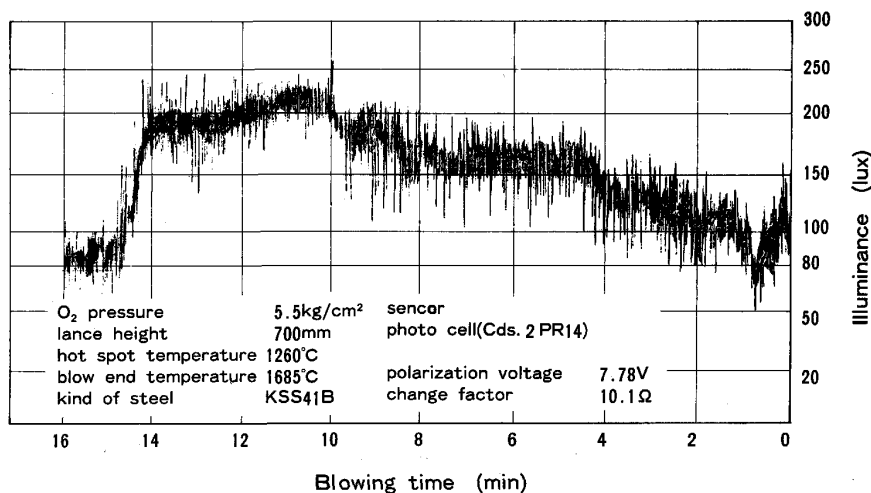


Fig. 3. Change in illuminance of photo cell during oxygen blowing.

$$C = 0.202 \times P_0^{-1} \dots\dots\dots (10)$$

が得られている。ここで試験転炉の操業条件である (Fig. 3), ノズル出口直径 $D_e=5.16$ m, ランス高さ $X=70$ cm, $C=0.037$ ($P_0=5.5$ kgf/cm²) と (6) 式より, $u_{max}/U_0=1.00$ が求められる。これはこの測定条件では, ランス高さ 70 cm と超音速コア先端がたまたまほぼ一致したことを示すもので, ジェット軸心上の酸素の容量パーセントは 100% となっていることを示す。火点における光電セルの視野はノズル・スロートの直径 D_0 (=5 cm) そのままの平行光線によるものとみなせるので, この視野内への炉内ガスの巻込み体積比は (8) 式において $\tan \theta=2.58/70$ なる角度に対して求めれば, 0.105 が得られる。厳密に言えば, 炉内ガスと酸素ジェットの温度差によるガス密度差の補正を行う必要があるがここでは行っていない。一方当時水江転炉について測定されたダスト量は 13 kg/t 溶鋼であり, これをこの実験にトランスファーすると, ダストの全量がヒュームとなつて輝焰に関わるとしても,

光輝ダスト量 (d)=1.8 mg/l・ジェット
 となる。ここで, ダスト発生量 $13 \text{ g} \times 10^3/\text{t}$ を高温 CO ガス量 ($60 \text{ NI} \times 10^3/\text{t} \times 2 \times 273/(1600+273)$) 当たりに換算し, 巻込み体表比 0.105 を掛けた値が, 視野内ジェット気流単位当たりのヒューム重量となる。

検出器に入る輻射光線はほとんど平行光線であり, ランス高さに対しても光路は十分に長いので半無限円筒の仮定を用いることができる。この場合特定長さ L は $D_0 \times 0.9$ (=5×0.9) と求められる。これらの値を (1) 式に代入すれば, 輝焰輻射率は $\epsilon=0.012$ と低い値であるこ

とが求められる。ガス輻射は無視。

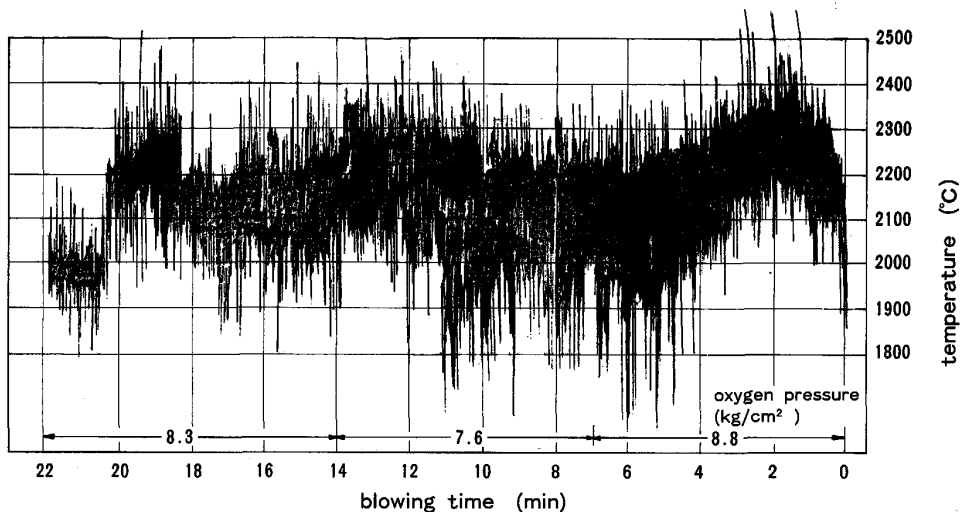
光電セルによる測定結果の一例を Fig. 3 に示す。縦軸は照度 (lx) に換算して目盛つてある。この測定照度は, 実際にはランス内管の反射を考慮する必要があり, これは二色高温計の測定において 6.5 倍に達することが測定されている。得られた照度 80~220 lx を 6.5 で割つて 11.8~29.6 lx が得られる。この値に輝焰輻射率 $\epsilon=0.012$ を適用すれば, 火点における輻射温度としては輻射率補正はほとんどなく, 2000~2600°C が得られる。

今回はこのように, スロート直径 5 cm の単孔ノズルを用い, ランス高さが 70 cm と極めて低く超音速酸素ジェット・コアの先端での測定であること, さらにはこ

Table 1. Temperature of hot spot by spectral measurement.

Blowing time	Heat A		Heat B	
	R	Temperature(°C)	R	Temperature(°C)
1	—	—	—	—
2	—	—	1.46	2400
3	—	—	1.02	2600*
4	—	—	1.33	2450
5	—	—	—	—
6	—	—	1.45	2380
7	1.34	2450	—	—
8	1.20	2520	—	—
9	1.32	2450	1.38	2430
10	1.41	2410	—	—
11	1.41	2410	1.30	2460
12	1.43	2410	—	—
13	1.38	2425	1.11	2600*
14	—	—	—	—
15	—	—	1.21	2500
16	—	—	—	—
17	—	—	1.23	2490
18	—	—	1.24	2480

* Extrapolated $R=D(\lambda_1)/D(\lambda_2)$



Kind of steel : CT2 O₂ pressure : 8 kgf/cm² Lance height : 1400 mm Temperature at blow end : 1600°C Length of lance : 17 m Nozzle diameter : 50 mm

Fig. 4. Change in temperature by two color pyrometer during blowing.

の結果, 測定視野内にヒューム・ダスト, ガスなどによる輻射補正がほとんどないことより, 火点温度の直接測定に近い値が得られたものと判断できる。

そこで, この温度を酸素ジェット火点の“光輝輻射温度”(Luminous radiation temperature)と呼び, この光輝輻射温度が火点温度の実態であると定義した。

分光スペクトルでの測定結果の一部を Table 1 に示す。分光スペクトルについて特定の二つの波長 λ_1, λ_2 の光量の比と温度を関係づける方法を取り, 濃度比 $D(\lambda_1)/D(\lambda_2)$ について $\lambda_1=0.6438 \mu\text{m}, \lambda_2=0.580 \mu\text{m}$ と定めて濃度比 $D(\lambda_1)/D(\lambda_2)(\equiv R)$ と温度との関係を求めたのが Table 1 である。Table 1 によれば火点における光輝輻射温度は $2400\sim 2600^\circ\text{C}$ と求められる。

二色高温計に対しては, 測定光量がいずれも不足気味であるが, Fig. 4 に示されるように $2100\sim 2600^\circ\text{C}$ が得られた。温度の変動の幅が大きいのは火点のエマルジョン変動によるものと考えられる。

3. 火点における冶金現象

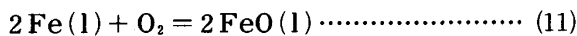
酸素ジェットの火点はエマルジョン状であると想定されている。エマルジョン状の火点においては次の二つの冶金反応が進行していると考えられる。

1) 光輝輻射温度において, 酸素が鋼中に $\text{FeO}(l)$ の形で吸収される。

2) 火点は多量の粒滴の飛散を伴ったエマルジョン状で形状的にも変化が激しく, 上記 $\text{FeO}(l)$ フィルムは一部破れて, 熔融金属の表面から光輝輻射温度において Fe および Mn の蒸気が発生する。

3.1 火点における酸素の吸収

火点においては酸素は(11)式に従って鋼浴に吸収され, 低温度域については(12)式が得られている⁶⁾。



$$\begin{aligned} \Delta G^\circ &= -RT \cdot \ln a_{\text{FeO}}^2 / P_{\text{O}_2} \cdot a_{\text{Fe}}^2 \\ &= -111.240 + 21.66 \cdot T \dots\dots\dots (12) \\ &\quad (1537 \sim 1700^\circ\text{C}) \end{aligned}$$

(6)式が光輝輻射温度にまで外挿できるとすれば, 光輝輻射温度と(6)式の反応界面における酸素のポテンシャルすなわち酸素分圧 P_{O_2} の関係は Fig. 5 のごとく求められる。図中 $a_{\text{FeO}}=1.0$ と $a_{\text{FeO}}=0.5$ の二水準に対して P_{O_2} を求めたが, 火点においては $a_{\text{FeO}}=1.0$ と考えても妥当であろう。

3.2 蒸発の律速段階

酸素ジェットの火点で Fe と Mn の蒸発の律速段階はどのようであろうか。R. G. WARD⁷⁾ によれば, 金属の蒸発現象の律速段階は二通りあり, 1) 熔融金属中を境界

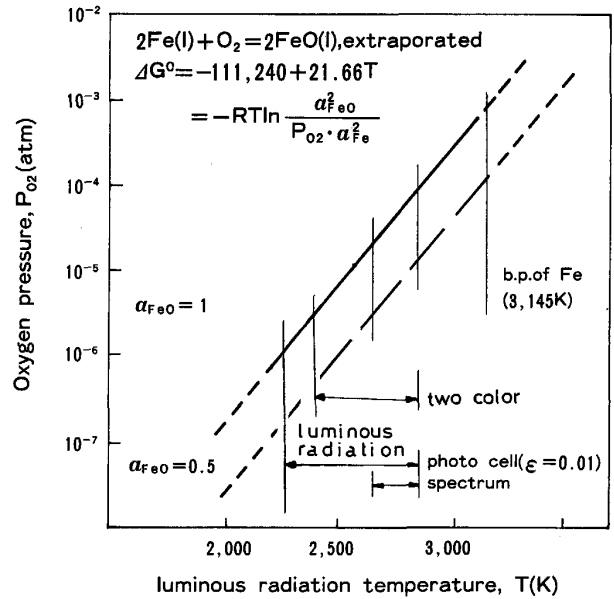


Fig. 5. Relation between temperature of luminous radiation and oxygen potential at hot spot.

層へ移動するフラックス (ϕ) として次式で表される場合と,

$$\phi = \left(\frac{4 \cdot D^m \cdot t'}{\pi} \right)^{1/2} (C^m - C^s) \dots\dots\dots (13)$$

D_m : 金属中の拡散係数

t' : 界面における存続時間

C^m : バルク中の蒸発成分の濃度

C^s : 蒸発界面での蒸発成分の濃度

一方, 2) 表面からの原子の蒸発について前述の HERTY-KNUDEAN-LANGMUIR 式より

$$\phi = \alpha \cdot P^0 \cdot \gamma \sqrt{\frac{M}{2\pi RT}} C^s \dots\dots\dots (14)$$

で表される場合とである。定数 K_1, K_2 を用いれば両式はそれぞれ

$$\phi = K_1 (C^m - C^s) \dots\dots\dots (15)$$

$$\phi = K_2 \cdot C^s \dots\dots\dots (16)$$

で表される。雰囲気圧力が $0\sim 70 \mu\text{m}$ の範囲では

$$\phi = K_1 (C^m - C^s) = K_2 \cdot C^s \dots\dots\dots (17)$$

$$C^s = \left(\frac{K_1}{K_1 + K_2} \right) C^m = K \cdot C^m \dots\dots\dots (18)$$

によつて蒸発速度の律速段階が求められる。ここで $1/K = 1/K_1 + 1/K_2, K = (K_1 \cdot K_2) / (K_1 + K_2)$ 。 $K_1 \gg K_2, C^s/C^m \rightarrow 1$ では蒸発速度が律速段階であり, $K_2 > K_1, C^s/C^m \rightarrow 0$ ではバルク中の拡散が律速段階となる。R. G. WARD⁸⁾ によれば, 鉄浴中の Fe については $K_1 \gg K_2$ すなわち $C^s/C^m \approx 1$ で蒸発律速であり, 鉄浴中の Mn については $K_2 \gg K_1$ で拡散律速となる。

3.3 火点における Fe の蒸気圧

鉄の蒸気圧は次式より⁹⁾

$$\log P_{Fe}^0 = -\frac{A}{T} + B + C \cdot \log T \dots\dots\dots (19)$$

(A=21 080, C=-2.14)

鉄の沸点において, T=3 145 K, P_{Fe}⁰=1.013×10⁵ Pa を代入して定数 B を求めれば

$$\log P_{Fe}^0 = -\frac{21\ 080}{T} + 19.194 - 2.14 \cdot \log T \dots (20)$$

にて表される. 光輝輻射温度域に対して求めた P_{Fe}⁰ を Fig. 6 に示す.

3.4 火点における Fe の蒸発フラックス

光輝輻射温度範囲において, 鉄の単位当たりの蒸発の

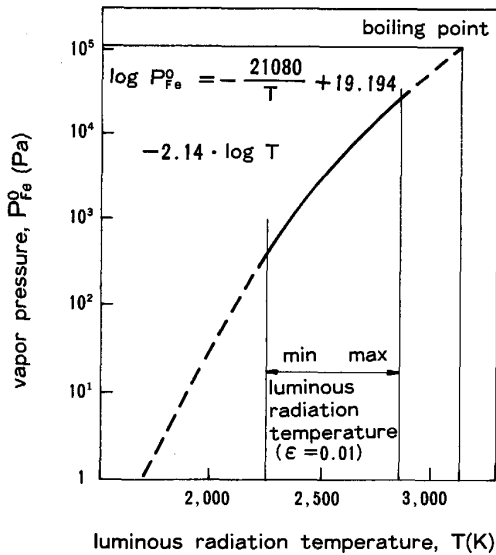


Fig. 6. Relation between temperature of luminous radiation and vapor pressure of molten iron.

フラックス ϕ_{Fe} は(14)式より

$$\begin{aligned} \phi_{Fe} &= \frac{\alpha \cdot P_{Fe}^0 \cdot \gamma_{Fe}}{\rho} \left[\frac{M_{Fe}}{2\pi RT} \right]^{1/2} \cdot C^s \\ &= K_{Fe}^0 \cdot C^s \dots\dots\dots (21) \end{aligned}$$

$$K_{Fe}^0 = \frac{\alpha \cdot P_{Fe}^0 \cdot \gamma_{Fe}}{\rho} \left[\frac{M_{Fe}}{2\pi RT} \right]^{1/2} \dots\dots\dots (22)$$

で表され P_{Fe}⁰ に(20)式を代入すれば K_{Fe}⁰ はすべて算出することができる. ここで $\alpha=1, \gamma_{Fe}=1$ とする. (20)式は蒸気圧がパスカル表示であるので [Pa]=10⁵ [g·cm·s] を用いて単位換算が必要である. このようにして算出した K_{Fe}⁰ を Fig. 7 に鉄の理論最高蒸発速度定数として示す.

3.5 火点における Mn の蒸発フラックス

鉄中に微量に含有される Mn の蒸発は液側の攪拌を伴う拡散によつて律速されると考えられる. しかし攪拌の程度によつて液側の律速条件が異なるため, 実験室実験の結果から転炉吹錬中の液側の拡散を推測することは困難である.

Fig. 8 に示した R. G. WARD の漸近線の思想⁷⁾はこの問題を解決するためのヒントを提供してくれる. すなわちここで仮定として次の三条件を立てた.

- 1) Fe の沸点においては Mn の蒸発速度定数 K_{Mn} は K_{Fe}⁰ と等しいとする.
- 2) K_{Mn} は温度 1 703 K までは Mn の理論最高蒸発速度 K_{Mn}⁰ と等しいとする.
- 3) Mn の蒸発フラックスについては

$$K_{Mn} \cdot C_{Mn}^s = m \cdot K_{Fe}^0 \cdot C_{Mn}^m \dots\dots\dots (23)$$

$\gamma_{Mn}=1$ (全温度域について)

ここで $m=[Mn]_{fume}/[Mn]_{melt}$ で, 鉄の沸点では $m=1$ とする. このような条件を設定して求めた K_{Mn} の値を

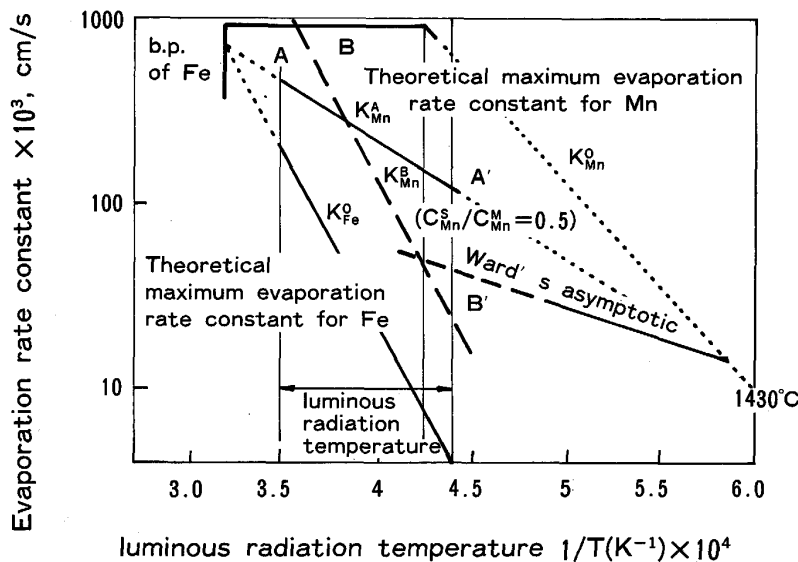


Fig. 7. Relation between temperature of luminous radiation and evaporation rate constant for iron and manganese.

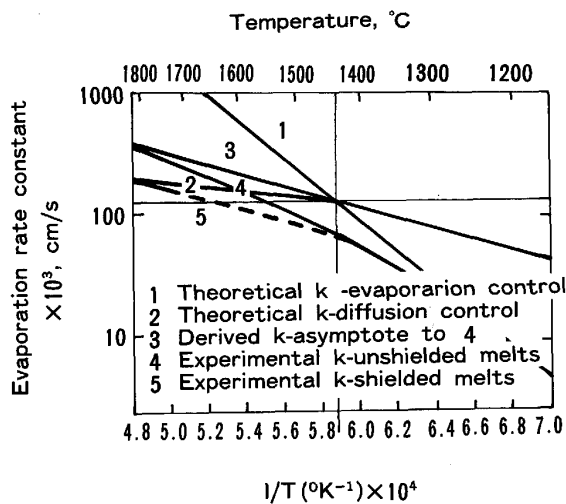


Fig. 8. Experimental and calculated evaporation rate constants as a function of temperature⁷⁾.

Fig. 7 中の曲線 A-A' で示す。参考までに Fig. 7 の点線 B-B' は全温度域について $m=3$ 一定, $C_{Mn}^0/C_{Mn}^m=0.5$ 一定とした場合の K_{Mn}^0 を示すが、光輝輻射温度域に対する変化に非現実性があるため、このような実態ではないと考えられる。

3.6 火点の温度変化による蒸発フラックスの変化

転炉法において発生するダスト・ロスについて、三崎ら¹⁰⁾ はスプラッシュ・ロスとヒューム・ロスに分類して詳細な解析を行っている。少量スラグ吹錬においてのスプラッシュ・ロスを低減する対策については新日鉄グループなど^{11)~16)} が詳細な研究を行っている。発生ダスト全量に占めるスプラッシュとヒュームの構成比率やスラグによる飛散防止などの定量的な把握については三崎らの推定計算以外まだ行われていない。

(19)式から、火点温度付近での火点の温度変化が蒸発フラックスに与える変化を求めると、火点の光輝輻射温度が約 200°C だけ低い方に変化すると K_{Mn}^0 は約 1/2 になることが示される。いうまでもなく、火点温度が高いほど、 K_{Fe}^0 の光輝輻射温度変化による変化は大きい。

底吹き転炉における火点の温度計測とガス・液体添加による冷却効果については実験値がいくつか示されている^{17)~23)}。一方興梠²⁴⁾ によれば上吹き転炉において CO₂ ガスを酸素ジェットに混入することにより鉄ヒューム・ロスが大幅に低減したことが示された。この実験結果は CO₂ の顕熱がすべて火点冷却に有効として求めた値より大きなヒューム低減が得られているので、CO₂ を酸素ジェットに添加した場合には顕熱冷却以外に脱炭反応などへの影響も考えられる。各種粉末の熱容量による冷却効果を算出し Table 2 に示す。石炭粉末

Table 2. Comparison of cooling capacity between various flux materials.

Formula	Specific heat C_p [J·K ⁻¹ ·mol ⁻¹]	Heat of fusion [kJ/mol]
Fe ₂ O ₃ /O ₂ Fe ₂ O ₃ (FeO)	1.013 [s/g·K] at 900°C	Fe ₃ O ₄
	164.9 (298~1760°C)	138 (m. p. 1870 K)
CaO/O ₂ CaO·Fe ₂ O ₃	229.7 (1510~2000°C)	108.3 (at 1513 K)
MnO/O ₂ MnO	0.174 [kcal/kg·K] ~1600°C	54.38 (m. p. 2058 K)
	Heat content (at m. p.) kJ/mol	Cooling capacity ratio to methane
Fe ₂ O ₃	303+138=441 (1870 K)	0.27
CaO	338+108=446 (1513 K)	0.27
MnO	105+54 =159 (2058 K)	0.42 (Evaporation loss)

を酸素ジェットに混入した場合はかつて LD-AC 法に見られたように、ヒューム・ロスの低減が測定されている²⁾。この理由としては下記の二項目が考えられる。

1) CaO と高温 FeO(l) フィルムの接触溶融により CaO·FeO フィルムが生成し、火点エマルジョンでの溶融 Fe 層の露出が減少した。

2) 固体粉末 CaO の溶融熱容量による冷却。

4. 考 察

酸素ジェットの火点における Fe 蒸発を HERTZ-KNUDSEN-LANGMUIR 式によつて解析するに際して次の三点について検討を行った。1) Counter-flux-transport theory との比較, 2) Fe-O 界面活性の影響の検討, および 3) 脱炭反応との関わり。

酸化雰囲気中で鉄ヒュームの生成に関する研究はいくつか行われている^{25)~30)}。E. T. TURKDOGEN ら³⁰⁾ は Ar + O₂ 気流中に保持した Cu(1200°C), Mn(1400°C), Fe(1600°C) のヒューム発生に関する実験と解析を行った。この実験においては蒸発-酸化過程はガス層境界層内の酸素と金属蒸気の Counter diffusion 現象であることを結論づけた。ここでは酸素分圧が金属の蒸発速度に影響をおよぼすことになる。限界酸素分圧においては、金属の蒸発は真空中で得られる最高速度に近づく。酸素の分圧がこの値を超えると酸素のフラックスは金属蒸気のカウンター-フラックスより大きくなり、金属表面に酸化フィルム層が生成して蒸発は起こらなくなる。

酸素ジェット火点における Fe の蒸発現象と上記実験・解析との比較を Table 3 に示す。すなわち火点では粒滴を伴ったエマルジョン状であること、高温であること、および火点反応は限定された部分現象でその外側では発生ガスがヒュームを伴って急速に系外に逸散することなどにより、火点現象と Counter-flux-transport 現象とはマクロ的には異なつていると考えることができる。

Fe-O 界面活性に関しては、温度が 2000°C 以上に

Table 3. Comparison between counter-flux-transport theory and hot spot of oxygen jet.

Counter-flux-transport theory	Hot spot of oxygen jet
Fe evaporate in oxygen atmosphere; Fe vapor and oxygen stream are at the condition of counter flux.	Outside of oxygen jet are CO gas atmosphere and CO flows out very rapidly.
Experimental conditions are stationary and quiet. Fe vapor movement are possible to observe.	Bath are vigorously stirred, hot spot is at the condition of emulsion.
Constant temperature of 1600°C ($P_{Fe}^0 = 10 \text{ Pa}$)	2000~2600°C ($P_{Fe}^0 = 5/10^2 \sim 3/10^4 \text{ Pa}$)
Counter-flux condition is also achieved with CO ₂ atmosphere.	Fe fume are reported to be possible to be decreased widely by addition of CO ₂ to oxygen jet.

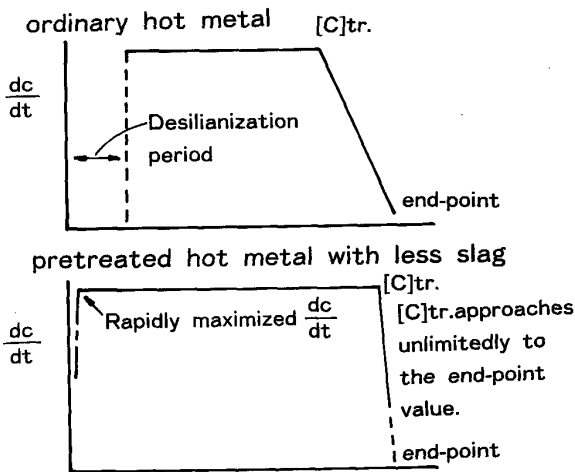


Fig. 9. Change in decarburization reaction between BOF operations by ordinary hot metal and those by pretreated hot metal with less slag amount.

なれば Fe の表面張力に与える酸素濃度の影響は酸素濃度が増加してもほぼ一定となることが F. A. HALDEN³¹⁾, P. KOZAKEVITCH³²⁾, W. von dem ESCHER³³⁾により測定されている。ここでは Fe-O 界面活性の影響の変化は無視できるとした。

酸素の供給量、供給方法は粒滴を伴った火点エマルジョンの形状や大きさを決定する³⁴⁾。一方脱炭反応は CO ガス発生や粒滴飛散により Fe の蒸発界面を支配する因子となる。すなわち Fe の蒸発の量 V は

$$V = \phi \times f(S_{hot\ spot}) \times f(dc/dt) \dots\dots\dots (24)$$

により定められる。一例として Fig. 9 に通常溶銑操業と予備処理溶銑少量スラグ操業についての脱炭反応の差異を図式的に示す。脱珪溶銑においては酸素ジェット着火の瞬間から激しい脱炭反応・粒滴飛散が起こり、少量スラグ吹錬においては脱炭反応の遷移炭素量 ($[C]_{Tr.}$) は終点近傍の値となる。ヒュームもこのような脱炭反応

の変化に追隨した形で生成することになる。

5. 総 括

酸素ジェット火点の温度測定結果について光輝輻射温度を定義し、火点の光輝輻射温度範囲として 2000~2600°C を求めた。火点における金属の蒸発現象について HERTZ-KNUDSEN-LANGMUIR 式により解析を行い、Fe の蒸発速度定数 K_{Fe}^0 を求めた。Mn に関しては液相側攪拌律速であることから、R. G. WARD の漸近線の思想を導入し Fe の沸点において $K_{Fe}^0 = K_{Mn}$ の仮定を設けて K_{Mn} を求めた。

酸素ジェットの火点現象に関して、Counter-flux-transport 現象との差異を明らかにし、Fe-O 界面活性、脱炭反応との関わりについて考察した。なおこの研究の遂行に当たっては名古屋大学工学部教授森一美先生にご指導いただいたことを感謝いたします。

文 献

- 1) vom H. KRÄINER: 鉄と鋼, 51 (1963), p. 1194
- 2) G. URBAIN: Rev. Métall., 59 (1962), p. 725
- 3) 例えば、永岡典義, 臼井源一, 八反田敏美: 日本鋼管(株) 社内研究報告 (1966年7月) No. 1074
- 4) D. K. HOLLIDAY and M. W. THRING: J. Inst. Fuel., 30 (1957), p. 127
- 5) 例えば、川上公成: 鉄と鋼, 51(1965), p. 708, H. ROUSE: Advanced Mechanics of Fluid (1959), p. 359 [Wiley], A. F. DONOVAN and H. R. LAWRENCE: Aerodynamic Component of Aircraft at high Speed (1957), p. 649 [Princeton]
- 6) BOF Steelmaking, 2 (1975) (Chairman of Edilovial Board: R. D. PEHLKE), p. 44 [ISS, AIME]
- 7) R. G. WARD: J. Iron steel Inst., 201 (1963), p. 11
- 8) R. G. WARD: J. Iron Steel Inst., 204 (1966), p. 920
- 9) W. KANGRO and H. W. WIEKUNG: Z. Phys. Chem., A183 (1938), 199
- 10) 三崎規生, 今井卓雄: 学振 19 委-No. 10690 (昭和 60 年 12 月)
- 11) 山崎 勲, 戸崎泰之, 岡本節男, 浜名孝年: 鉄と鋼, 63 (1977), S 630
- 12) 中村泰久, 山本里見, 大隈正義, 阿部泰久: 鉄と鋼, 68 (1982), S 13
- 13) 古垣一成, 高島 靖, 松永 久, 南部 喜, 梅沢一誠, 中村康久: 鉄と鋼, 68 (1982), S 15
- 14) 森 正晃, 小林 功, 中島敏洋, 荻野定志, 吉田学史: 鉄と鋼, 70 (1984), S 244
- 15) 中村康久, 齊藤 力, 鈴木孟文, 石川英毅, 山本里見, 馬場賢一: 鉄と鋼, 70 (1984), S 244
- 16) 小島政道, 井手 武, 西村光彦, 桜田盛勝, 石川英毅, 阿部泰久: 鉄と鋼, 70 (1984), S 1025
- 17) D. H. HOUSEMAN: Steel Times (1975), p. 990
- 18) D. DENIER, J. -C. GROSJEAN and H. ZANETTA: Ironmaking Steelmaking, 7 (1980), p. 123
- 19) K. SHEIDIG, R. GUTHER and G. FRÜMER: Neue Hütte, 25 (1980), S 207
- 20) V. I. BAPTIZMANSKI, V. I. TRUBAVIN and B. M. BOICHENKO: Steel in the USSR, 10 (1980), p. 530
- 21) 原田信男, 桜谷敏和, 仲村秀夫, 藤井徹也, 垣生泰弘:

- 鉄と鋼, **69** (1983), S1010
- 22) 桜谷敏和, 仲村秀夫, 原田信男, 藤井徹也, 渡辺誠治, 垣生泰生: 鉄と鋼, **70** (1984), S256
- 23) 三崎規生, 武 英雄, 山田隆康: 鉄と鋼, **71** (1985), S184
- 24) 興梠昌平, 松尾 享, 増田誠一: 鉄と鋼, **71** (1984), S986
- 25) E. T. TURKDOGAN and L. E. LEAKE: J. Iron Steel Inst., **197** (1959), p. 162
- 26) J. P. MORRIS, J. P. RIOTT and E. G. ILLIG: J. Met., **18** (1966) 7, p. 803
- 27) A. G. SZEKELY: 96th AIME Annual Meeting, Los Angels, CA. (1967年2月)
- 28) A. BERTHET, G. DENIER, J. -G. GROSJEAN and P. VAYSSIÉRE: Rev. Métall., **75** (1978), p. 13
- 29) A. BLOCK-BOLTEN and T. W. EAGAR: Metall. Trans. B, **158** (1984), p. 461
- 30) E. T. TURKDOGAN, P. GRIEVESON and L. S. DARKEN: J. Phys. Chem., **67** (1963), p. 1647
- 31) F. A. HALDEN and W. D. KINGERY: J. Phys. Chem., **59** (1955), S557
- 32) P. KOZAKEVITCH and G. URBAIN: Hém. Etud. Sci. Rev. Métall., **58** (1961), S401, S517
- 33) W. vom ESCHÉ and O. PETER: Arch. Eisenhüttenwes., **27** (1956), S355
- 34) 例えば, 榊井 明, W. WENZEL and F. R. BLOCK: 鉄と鋼, **57** (1971), S404