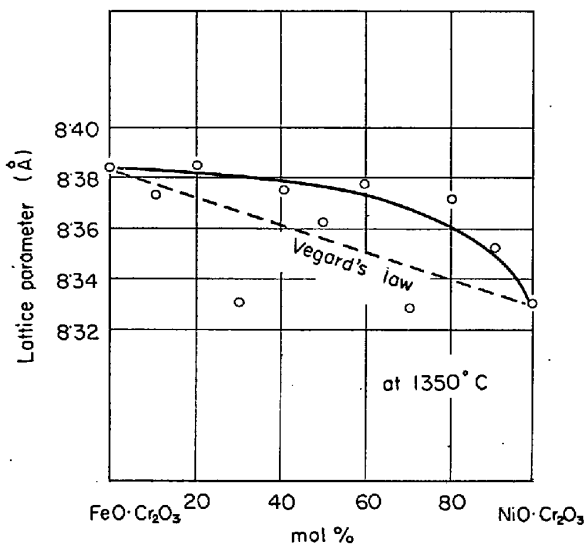


Table 2. X-ray result of inclusions extracted from 18-8 steel quenched.

I	d(Å)	Spinel (h k l)	Cr ₂ O ₃ (h k l)
W	3.635		(102)
W	3.068	(220)	
W	2.881	(202)	
W	2.668		(104)
VS	2.587	(131)	
M	2.476		(110)
S	2.386	(113)	
M	2.173	(400)	(113)
W	1.815		(024)
W	1.741	(242)	
S	1.674		(116)
S	1.662	(151)	
W	1.605	(333)	
M	1.535	(440)	
W	1.464		(214)
S	1.446	(404)	
W	1.430		(300)

W: weak, M: medium, S: strong,
VS: very strong

Fig. 1. Variation of lattice parameter of solid solution between FeCr₂O₄ and NiCr₂O₄.

nickel chromite が固溶した場合に正方晶度がどう変化するかは、興味ある問題であるが、Ni は Fe と異なつて 2 価のイオン Ni²⁺ としてのみ安定であるため正方晶化に寄与しないものと考えるのが妥当と思われる。

炉冷および熱処理を施した試料では立方晶スピネルおよび c/a=0.97 のスピネルを得た。これは凝固時に c/a=0.89 の正方晶スピネルが反応により立方晶化の傾向をもつことを示すものである。

人工的に合成した iron chromite FeCr₂O₄ と nickel chromite NiCr₂O₄ 固溶体の格子定数の変化を Fig. 1 に示す。これより、iron chromite と nickel chromite は高温で完全固溶し、格子定数の変化は FeCr₂O₄ の a₀=8.383Å と NiCr₂O₄ の a₀=8.329Å の間で L. VEGARD の法則より正に偏し、iron chromite 中への

nickel chromite の固溶は格子定数を小さくするが、その固溶量の少ないところでは格子定数の変化はわずかである。

上述の二抽出法を比較すると正方晶スピネルの回折像は 10% 塩酸アルコール電解抽出よりも臭素メタノール抽出で鮮明に得られた。

また、金属顕微鏡による試料表面上の介在物の観察では急冷鋼試料のすべてにわたり、(a)特異な形状のもの(b)不規則な形状で(a)より大きく、偏光下で異方性を示すものの 2 種類に大別された。

4. 結 言

18 wt% クロム鋼にニッケルを 0 から 25 wt% の範囲にわたつて添加量を変えた試料に生成される酸化物介在物は、添加ニッケル量にかかわらず、わずかにニッケルを固溶する c/a 軸比が 0.89 の正方晶 iron chromite と Cr₂O₃ であり、ニッケルは生成介在物にほとんど影響を与えず、したがつてスピネルの正方晶化には関与しないようである。

文 献

- 1) D. C. HILTY, D. FORGENG and R. L. FOLKMAN: J. Metals, 7 (1955), p. 253
- 2) W. KOCH, J. BRUCH and H. ROHDE: Arch. Eisenhüttenw., 31 (1960), p. 279
- 3) 足立, 岩本: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 20
- 4) A. WOLD, R. J. ARNOTT, E. WHIPPLE and J. B. GOODENOUGH: J. Appl. phys., 34 (1963), p. 1085
- 5) 坂尾, 佐野: 日本金属学会誌, 26 (1962), p. 596

669.184.294.66
: 669.184.232.142.001.57

(127) LD 転炉の火点周辺でのガスの挙動

名古屋大学工学部

○大槻 満・工博 鞭 巖

The behavior of Gas Flow around the Fire Point of LD Converter

Mitsuru ÔTSUKI and Dr. Iwao MUCHI

1. 結 言

超音速ジェットによつて作られる鋼浴の凹み周辺でのガス流の挙動や、その物理的形狀は LD 転炉の理論解析において重要な問題である。なお、LD 転炉の反応を考える場合に、鋼浴の混合の効果はガス流の鋼浴におよぼす摩擦力の影響が大であろうと思われる。そこでまず、実験により求めたジェット軸の速度式と Fig. 1 の炉内モデルに基づいて、凹みの形状、凹み周辺のガスの挙動ガス流の鋼浴に与える摩擦力を操作条件であるタンク圧 P₀ とランス高さ L に対するこれらの変化を求めた。

2. 理 論

2.1 ノズル出口におけるガスの状態

ノズル中のガスの流れを等エントロピーとすると、ノズル出口のガスの挙動は次のように求められる。

$$M_1 = \left[\frac{2}{\gamma - 1} \left\{ \left(\frac{P_0}{P_1} \right)^{(\gamma - 1)/\gamma} - 1 \right\} \right]^{1/2} \dots \dots (1)$$

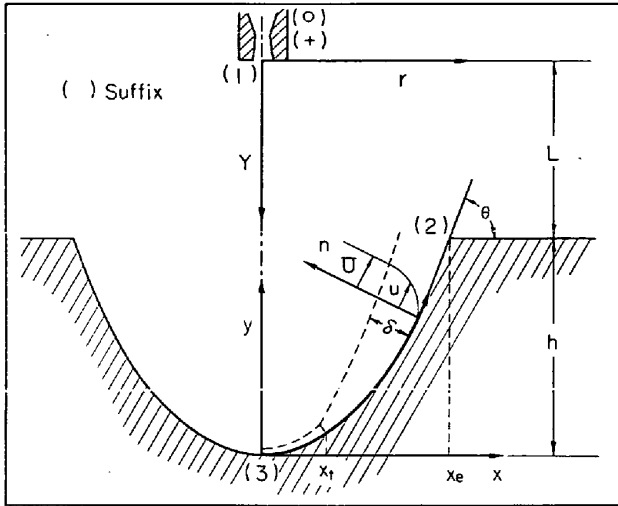


Fig. 1. Model of a cavity in LD converter.

$$U_1 = \left[\frac{2\gamma}{\gamma-1} (RT_0 g_c) \left\{ 1 - \left(\frac{P_0}{P_1} \right)^{(1-\gamma)/\gamma} \right\} \right]^{1/2} \quad (2)$$

$$G_1 = \left\{ \gamma \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{(\gamma+1)/(\gamma-1)} \frac{RT_0}{g_c} \right\}^{1/2} \left(\frac{\pi}{4} D^{*2} \right) P_0 \quad (3)$$

記号

M : マッハ数, G : 質量流量 [kg/sec], P : ガス静圧 [kg/m²], T : 絶対温度 [°K], R : 気体定数 [kg m/kg°K], γ : 比熱比, U : 速度 [m/sec], D : ノズル内径 [m], g_c : 重力換算係数 [kg m/kg sec²]

2.2 ジェット流について

ジェットの研究¹⁾²⁾は数多くなされている。ジェット軸速度式は凹みの形状を決定する上で、とくに重要であり、模型実験により求め(4)式で表わされる。また、ジェットの構造式として(5)式を採用する。

$$\frac{U_{Ym}}{U_1} = \frac{K}{(Y/D^* - Y_0)} \quad (4)$$

$$Y_0 = 1.817 \times 10^{-4} P_0 - 3.434$$

$$\frac{U_y}{U_1} = \frac{K}{(Y/D^* - Y_0)} \exp \left\{ -2K^2 \left(\frac{\gamma}{Y} \right)^2 \right\} \quad (5)$$

Kはタンク圧の函数である。ここでは8.9とした。

2.3 凹みの形状およびガス流の挙動

凹みの最大浸入深さ h を求めるために次式を用いる。

$$(k/2) \rho U_{Ym}^2 = \rho_L g h \quad (6)$$

(4), (6)式により h が求められる。ここで k は衝突面の形状、衝撃波、反応効果を含めたパラメータである。ここでは0.9として計算した。ρ はガス密度 [kg/m³], ρ_L は鋼浴密度 [kg/m³] である。

次にモデル実験³⁾などにより次のガスの流れを想定した。すなわちジェットは溶鋼に衝突し、その凹みの高圧部である最深部から鋼浴面にそつて吹き出される。

Fig. 1 の(1)~(2)間のガスの流れに運動量保存則を適用し、

$$G_1 U_1 + \alpha G_1 U_2 \sin \theta = (F_{cy} + F_{fy}) g_c \quad (7)$$

(3)~(2)間のガスの流れを完全流体とすると、

$$U dU = -(1/\rho) dP \quad (8)$$

ここで、F_{cy}, F_{fy} は凹みのガスに与える y 方向の体積力

[Kg], 摩擦力 [Kg] である。また α はガスの流量の変化を示すパラメータで、噴流中の周囲ガスの巻き込みは(9)式となる。衝突後の酸素と Fe, C との反応によるガス流量の変化は反応機構の解明とともに明らかとなる。

$$\alpha = 2\pi \rho \int_0^\infty K U_1 \left(\frac{D^*}{Y - D^* Y_0} \right) \exp \left\{ -2K^2 \left(\frac{\gamma}{Y} \right)^2 \right\} \gamma d\gamma / G_1$$

$$= \pi \rho U_1 D^* Y^2 / 2K G_1 (Y - D^* Y_0) \quad (9)$$

(7), (8)式を解くにあたり、次の仮定を設ける。

- (1) 凹みの形状を放物状とし、y = ax² とする。
- (2) 凹み界面でガスの静圧は鋼浴の静水圧と等しい。

仮定(2)と(8)式より凹みにそつての主流の U(x) は

$$U(x) = (2\rho_L a g / \rho)^{1/2} x = m x \quad (10)$$

また仮定(1)より tan θ = 2√(a h), F_{cy} = πρ_Lgh²/2a であるので F_{cy} ≫ F_{fy} の場合、(7)式は a のみの方程式となり、a は求められる。この時凹みの全表面積は

$$S_t = \frac{4}{3} \pi a \left[\left(\frac{h}{a} + \frac{1}{4a^2} \right)^{3/2} - \frac{1}{8a^3} \right] \quad (11)$$

2.4 摩擦力の影響

ガスの流れはその運動量の一部を鋼浴に与え、鋼浴の混合に寄与する。鋼浴面にそつたガスの流れに対して境界層理論を適用し、鋼浴面に与える摩擦力を算出した。境界層内運動量方程式：

$$\frac{d}{ds} \int_0^\delta \rho u^2 dn - U \frac{d}{ds} \int_0^\delta \rho u dn = -\delta \frac{dP}{ds} - \tau_0 \quad (12)$$

ガスの主流には(8)式を用いる。

また、s, x の関係は次の式で表わされる。

$$s = a \left[x \sqrt{x^2 + A} + A \ln \{ 2a(x + \sqrt{x^2 + A}) \} \right] \quad (13)$$

$$A = (1/2 a)^2$$

(12)式の τ₀ は剪断応力である。ここで、運動量層厚 θ, 排除厚 δ* の導入により(12)式は(16)式となる。

$$\theta = \frac{1}{U^2} \int_0^\delta u(U-u) dn \quad (14)$$

$$\delta^* = \frac{1}{U} \int_0^\delta (U-u) dn \quad (15)$$

$$\rho U \frac{dU}{ds} (2\theta + \delta^*) + \rho U^2 \frac{d\theta}{ds} = \tau_0 \quad (16)$$

2.4.1 層流境界層領域 (R_e = Uρδ/μ < R_{ecr})

POHLHAUSEN はよどみ点の存在する平板上の流れを解いている。仮定として層内速度分布を(17)式とする。

$$\frac{u}{U} = \left\{ 2 \left(\frac{n}{\delta} \right) - 2 \left(\frac{n}{\delta} \right)^3 + \left(\frac{n}{\delta} \right)^4 \right\} + \lambda \left\{ \frac{1}{6} \left(\frac{n}{\delta} \right) \left(1 - \frac{n}{\delta} \right)^3 \right\} \quad (17)$$

$$\text{形状係数: } \lambda = (\delta^2 \rho / \mu) dU/ds \quad (18)$$

$$\text{また, } \tau_0 = \mu \left(\frac{du}{dn} \right)_{n=0} = \mu U \left(\frac{12 + \lambda}{6\delta} \right) \quad (19)$$

$$\mu = ET^{3/2} / (T+F) \quad (E, F \text{ は定数}) \quad (20)$$

(15)式~(20)式から(16)式は δ のみの微分方程式とな

るが、 U は s の複雑な函数であるので、近似解法⁴⁾により解くと、

$$\Theta^2 = 2\alpha\alpha\mu/mx^6\rho[\sqrt{x^2+A}\{(x^2+A)^{3/7}-2A(x^2+A)^{2/5}+A^2(x^2+A)/3\}-8A^{7/2}/105] \dots\dots\dots (21)$$

よどみ点では

$$\Theta^2_{x=0} = \lim_{x \rightarrow 0} \Theta^2 = \alpha\mu/6\rho m \dots\dots\dots (22)$$

これより、よどみ点から任意位置での δ 、 τ_0 が求まる。

2.4.2 乱流境界層領域 ($Re \geq Re_{Cr}$)

Re 数が臨界レイノルズ数 Re_{Cr} (流れ本体、物体表面の状態によりかなり異なるが、ここでは 2000⁴⁾とする。)を越えると乱流境界層に遷移し、遷移点を x_t とする。

仮定として層内の速度分布を(23)式とする。

$$u/U = (n/\delta)^{1/7} \dots\dots\dots (23)$$

τ_{ot} に対して(24)式を用い近似的に解くと(25)式となる。

$$\tau_{ot}/\rho U^2 = \alpha'/(U\Theta\rho/\mu)^{1/n'} \dots\dots\dots (24)$$

$$(\alpha' = 0.0065, n' = 6)$$

$$\delta = 1.028 \times 10^{-3} [a(\mu/\rho m)^{1/6} x^{-25/6} \{x(8x^4 + 2Ax^2 - 3A^2)\sqrt{x^2+A} + 3A^3 \ln(x + \sqrt{x^2+A}) + C'\}]^{6/7} \dots\dots\dots (25)$$

ここで、 C_i は x_t での δ より求められるものである。上記の τ_0 、 τ_{ot} より凹み全面に働く摩擦力は(26)式となる。

$$F_f = 2\pi \int_0^{x_t} x\tau_0 dx + 2\pi \int_{x_t}^{x_e} x\tau_{ot} dx \dots\dots\dots (26)$$

3. 実 験

理論に用いた超音速ジェット軸速度式を求め、理論にあるパラメータの推算、および凹み形状の仮定の検討のために実験をおこなった。

3.1 実験装置および実験方法

使用したノズルは Table 1 に示した。高压本源は最大圧力 100 kg/cm²・G の空気とし、ピトー管は3方向可動台に固定し、測定を安定にするためにマノメータ(最大測定可能圧力は 1800 mmHg)の前に 300cc のバッフルを装した。ジェット軸での総圧を $Y/D=18\sim 50$ の範囲で測定し、静圧は大気圧とした。 $a=4.226$ 、 $a=8.918$ の二つの放物曲面をもつ衝突面を作り面上の静圧分布を測定して k の値を検討した。

3.2 実験結果および考察

(1) 乱流ジェットの場合(4)式で $Y_0=0$ の場合に相当するが、超音速ジェットでは拡散領域になつてからの速度降下がタンク圧の増加とともに急となる。 Fig. 2 に実験結果を示すが、 $P_0=1.89$ 近くより Y_0 は直線的に増加するが、これは超音速ジェット特有の現象であろうと思われる。 K の値は $P_0=7\sim 10$ で一定値となつた。

Table 1. Design characteristics of the tested nozzle (single hole nozzle) (mm)

No.	D*	D ₁	A ₁ /A*	M ₁	P ₁₀	Remarks
1	4.0	5.2	1.69	2.00	7.82	5.43
2	4.0	6.5	2.64	2.50	17.09	9.28
3	6.0	7.8	1.69	2.00	7.82	5.43
4	8.0	9.0	1.27	1.62	4.38	5.01

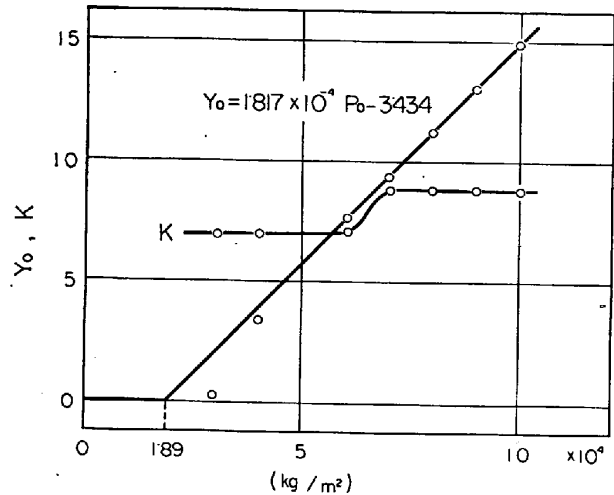


Fig. 2. Relation between Y_0 , K and back pressure P_0 .

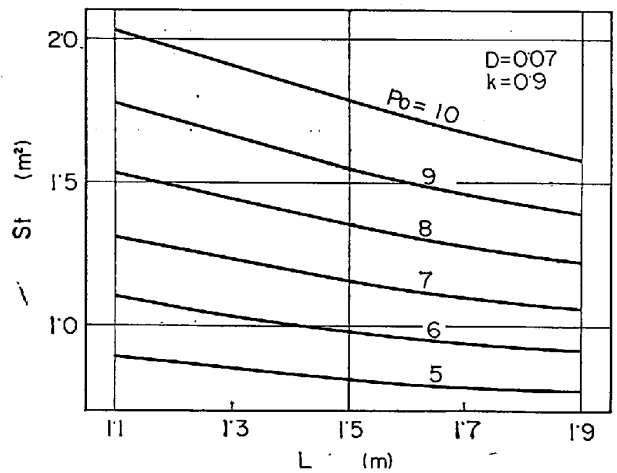


Fig. 3. Relation between cavity area and lance height.

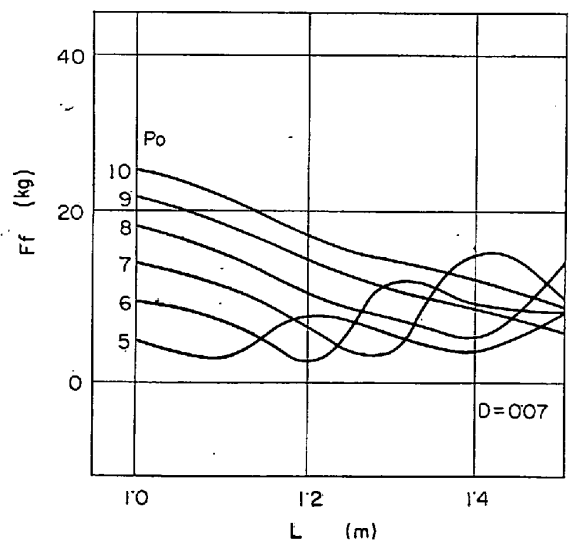


Fig. 4. Relation between drag force and lance height.

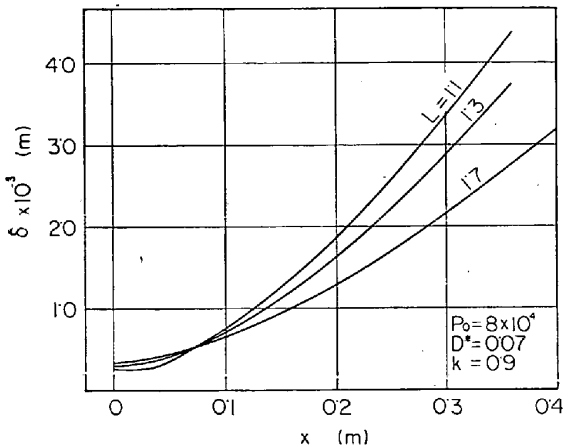


Fig. 5. Variation of boundary layer thickness vs x.

(2) k の値については、実験に用いた凹面とほぼ同じ凹み形状となる操作条件での計算値と比較した所 0.9 前後の値となる。また放物面の仮定は、実験誤差を考慮してかなり妥当なものと思われる。

4. 計算結果と考察

$D=0.07$ [m] の場合の計算例を Fig. 3, 4, 5 に示す。Fig. 3 によれば、鋼浴の凹み全面積はランス高さを低くするほど、大となる傾向を示し、一方 P_0 の効果は非常に大きいことを示している。浸入深さも同様のことがいえ、タンク圧の変化は鋼浴の凹みの物理的形状に対して支配的な要素といえる。Fig. 4 は気液界面での乱れや鋼浴側の運動などの問題点を含むが、ランス高さに対してある一定の傾向が見られ、タンク圧により最適の高さが現われ、このことは最適操業への目安となる。またスピッチング現象などの鍵ともなる。Fig. 5 は境界層の厚さの変化を示した例であるが、 δ は凹みの最深部より吹き出されるにしたがい発達している。これは気液界面での熱および物質移動の解明の基礎となり、凹み周辺での温度分布、ガス流にそつての酸素濃度変化を知る手がかりとなるとと思われる。

文 献

- 1) G. C. SMITH: J. Metals, 18 (1966) 7, p. 846
- 2) 川上: 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 706
- 3) 下間, 佐野: 鉄と鋼, 51 (1965) 10, p. 1909
- 4) 玉木: 流体力学, (1960), p. 40 [共立出版]
- 5) H. SCHLICHTING: Boundary Layer Theory (1955) p. 571 [McGraw hill Book Co.]

一 討 論

[質問] 住金和歌山 藤井毅彦

実際の転炉の場合には酸素流と鋼浴中の炭素の反応がおこり、その反応のために高温の反応熱が生成するわけであるが、これらをどのように計算にとり入れているか。

[回答]

今回の報告では噴流の作る鋼浴の凹み周辺での物理的なガスの挙動に着目し、界面で発生する反応熱については考慮していない。

[質問] 住金中技研 赤松経一

凹み形状の算出の場合

a) ガス吸収

b) 合成ガスの容量変化

の影響はどのような形で考えているか。

[回答]

ご指摘のように界面にそつたガスの流れは、反応吸収によつて、その流量や組成が変化していくが、この計算ではその変化をパラメータ α (α =ガス流の周囲ガスの巻込み+反応による流量変化) に含めてあるが、実際の計算に当たつては反応による流量変化の効果は無視している。これらの計算は界面周辺での物質移動、熱移動現象の基礎となるもので、1での反応熱の移動現象、界面温度、2でのガス流量変化、ガス温度の変化、流量変化による凹み形状の変化については、第73回講演会の討論会にて発表する予定になつている。

669.189, 225, 666.763, 42
(129) マグドロクリンカーを原料とした
転炉用レンガについて

黒崎窯業

宮武和海・〇八木 琢夫

B.O.F. Lining Bricks Used of Mag-dolo
Clinker

Kazumi MIYATAKE and Takuo YAGI

1. 緒 言

転炉用炉材の損耗は、炉内における使用個所によつて若干その状態を異にするが、損耗の激しい部分ではスラグの侵食による溶損が大きな割合を占めている。転炉用炉材としてはドロマイトクリンカーとマグネシアクリンカーとを併用したタールボンドあるいはタール浸漬レンガが非常に多く使用されている。そしてスラグ侵食による溶損の激しい部分に対しては、マグネシアクリンカーの配合量を増すことによつて耐食性を向上させるといった方法がとられており、かなりの効果もあげている。

しかしスラグの侵食についてさらに掘り下げて考えてみると、上記のようなレンガでは一個のレンガの中でドロマイトクリンカーの部分とマグネシアクリンカーの部分とでは、組成の違いにより損耗速度が異なると考えられる。すなわち大半が CaO であるドロマイトクリンカーの方がスラグと反応した場合には低融液の生成量が多く、溶損されやすいと考えられ、かつわが国のドロマイトは CaO 含有量が多いので一層不利である。このように考えると耐食性向上のためにマグネシアクリンカーの配合量を増しても、その効果が十分に発揮されているとはいえない。

そこでこのたびは水マグとドロマイトからマグドロクリンカーを合成し、転炉用炉材への使用をこころみた。マグドロクリンカーはマグネシア含有量を多くするとともに組織を均一にして耐食性を向上させることを第一の目的としたものであるが、さらに CaO が少なくしかも均一に分布していることから耐消化性の向上、および酸化鉄などが内部まで均一に分布していることから破碎使用の可能性も期待された。このような合成クリンカーは転炉用炉材の新しい原料として有望であると述べている文献もあり¹⁾、本試作においてはまだ製造コストが高く、その点が使用上の難点であるが、本試験結果からみても材質的にはすぐれていると考えられる。以下にマグドロク