

高炉操業に及ぼすスラグ Al_2O_3 成分の影響

砂原 公平*・中野 薫*・星 雅彦*²・稲田 隆信*・小松 周作*・山本 高郁*

Effect of High Al_2O_3 Slag on the Blast Furnace Operations

Kohei SUNAHARA, Kaoru NAKANO, Masahiko HOSHI, Takanobu INADA, Shusaku KOMATSU and Takaiku YAMAMOTO

Synopsis : Increasing the Al_2O_3 content in the blast furnace slag, the blast furnace operations tend to make troubles such as excess accumulation of molten slag in the blast furnace hearth and increasing pressure drop at the lower part of the blast furnace. So, it will be important to keep good slag fluidity at the blast furnace operations such as, drainage of tapping and keeping good permeability. In order to clarify the effect of high Al_2O_3 slag fluidity on the blast furnace, high Al_2O_3 slag (20%) test operations of experimental blast furnace have been carried out. Investigation results of the test operation are as follows;

- 1) Slag MgO improves the hearth drainage rate at high Al_2O_3 slag operation.
- 2) Permeability of the dripping zone is improved by decreasing slag CaO/SiO_2 , at high Al_2O_3 slag operation of the blast furnace.
- 3) It was verified that the slag drainage phenomena were able to be described by the fluid model.
- 4) The optimum composition of high Al_2O_3 slag of the blast furnace is high MgO and low CaO/SiO_2 .

Key words: blast furnace; experimental blast furnace; Al_2O_3 ; slag; viscosity; drainage; dripping; permeability.

1. 緒言

高炉内におけるスラグの流動性は、融着帯の軟化収縮挙動、滴下帯における液ホールドアップを介した炉下部通気性、さらに炉床液流れ、及び、出銑孔からの排滓性に影響する。このスラグ流動性は温度と組成に影響され、後者は鉍石脈石及び、炭材灰分に支配される。スラグ組成の中でも、スラグ中 CaO/SiO_2 は、流動性及び脱硫能の観点から副原料によって、国内では1.2~1.3程度の範囲で調整が行われている。また、スラグ中 Al_2O_3 濃度は、スラグ流動性を悪化させる要因として考えられ、従来から残銑滓蓄積や炉下部通気性の悪化を回避すべく、国内では15%程度の上限值が半経験的に設定されている。

一方、近年の高炉操業において、高炉通気改善を指向した焼結鉍低 SiO_2 化、スラグ処理量低減等や環境対応の観点から高炉低スラグ化を推し進めているが、スラグ量減少に伴い、鉍石中 Al_2O_3 が変化しなくても、スラグ中 Al_2O_3 濃度は相対的に上昇する。さらに、最近逼迫している原燃料需給の観点からも、今後の高 Al_2O_3 化は避けられず、このスラグ中 Al_2O_3 濃度上限に対する明確な指針を精度良く提示することが課題となる。そのためにはスラグの高炉内挙動を把握することが重要となるが、これに関しては、従来より種々の研究が行われている。高炉内のスラグ流動性に関しては、液物性としての粘度推定に関する研究¹⁻⁴⁾、また、模型実験、数値解析による炉床における出銑、出滓現象の定量評価⁵⁻⁸⁾、滴下帯における液流れが圧損に及ぼ

す影響評価^{2,9-11)}などがある。また、鉍石 Al_2O_3 上昇は、焼結鉍強度¹²⁾だけでなく、融着帯における高温性状へ影響することも指摘されている¹³⁻¹⁵⁾。また、実高炉における評価事例については、1968年に室蘭1BFにおいて約1ヶ月間のスラグ Al_2O_3 上昇 (20%) テスト¹⁶⁾が行われており、脱硫性とスラグ粘度の関係について考察されているが、高炉スラグ中 Al_2O_3 濃度上限については言及されていない。以上は、いずれも単独の現象に限定された検討結果であり、炉内現象を系統的に整理されたものはない。

そこで、筆者らは、 Al_2O_3 に着目したスラグ流動性が高炉内各部位に及ぼす影響について、高炉炉下部通気性、炉床排滓性に着目し、それらを総合的に評価するために、試験高炉¹⁴⁾による高 Al_2O_3 スラグ操業テスト^{17,18)}を実施した。結果に基づいて、スラグ流動性を支配する粘度と結晶化温度が、排滓性、炉下部通気性に及ぼす影響を部位別に評価した。排滓性については数値解析による実験結果の流動性評価から、実高炉における残銑滓について考察した。また、炉下部通気性について、試験高炉結果を溶融スラグのコークス充填層滴下実験、高 Al_2O_3 焼結鉍の荷重軟化滴下実験結果と併せて評価し、滴下帯と融着帯について考察した。さらに、高 Al_2O_3 スラグ操業時における総合的な炉内評価から、 CaO/SiO_2 、MgO を含めたスラグ設計について考察する。

2. 試験条件

前節の視点に基づき、試験高炉による高 Al_2O_3 スラグ操

平成18年5月9日受付 平成18年7月20日受理 (Received on May 9, 2006; Accepted on July 20, 2006)

* 住友金属工業 (株) 総合技術研究所製銑研究開発部 (Ironmaking Research & Development Department, Corporate Research & Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16-1 Sunayama Kamisu 314-0225)

* 2 (株) 住金鋼鉄和歌山製銑部製銑管理室 (Ironmaking Department, Ironmaking Control Section, Sumikin Iron and Steel Corporation)

Table 1. Sinter property of experimental blast furnace.

Sinter/Ore/Flux	T.Fe (%)	FeO (%)	CaO (%)	SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	MgO (%)	CaO/SiO ₂ (%)	KS [*] ×10 ⁵	RDI (%)	RI (%)
Sinter BASE	58.0	5.16	8.39	4.13	1.65	0.89	2.03	971	35.9	69.4
Sinter A	58.4	8.21	8.74	4.40	2.55	1.16	1.99	995	42.4	65.9
Sinter B	58.3	9.50	8.13	4.42	2.04	1.26	1.84	750	41.2	64.7
Ore	63.10	0.110	0.19	3.56	1.65	0.04		* High temperature permeable resistance index of sinter ¹⁵⁾		
Limestone	0.12	0.030	55.7	0.14	0.03	0.08				
Dolomite	0.18	0.085	36.3	0.27	0.06	16.7				
Serpentinite	5.68	3.110	1.61	39.0	1.18	36.3				
Silicestone	0.74	0.585	0.28	97.1	1.51	0.10				

Coke / Coal	Ash (%)	VM (%)	FC (%)	Ash composition				
				SiO ₂ (%)	Al ₂ O ₃ (%)	CaO (%)	MgO (%)	T.Fe (%)
Coke	12.3	1.30	86.0	58.0	26.0	2.90	1.10	4.50
Oil-Coke	0.25	0.90	98.9	31.2	9.56	7.91	1.98	15.1
Pulverized coal	8.10	36.5	55.4	72.3	14.9	1.06	0.00	0.00

Table 2. Conditions of experimental blast furnace operation.

Blast conditions	
1) Flame temperature	: 1900 °C
2) Blast temperature	: 1900 °C
3) Blast volume	: 528 Nm ³ /h
4) O ₂ volume	: 82 Nm ³ /h
5) Pulverized coal	: 159 kg/h
Charging conditions	
1) Sinter / Ore ratio	: 78 % / 22 %
2) Coke / Oil-coke ratio	: 50% / 50%
3) Sinter diameter	: 10~25 mm
4) Coke diameter	: 15~30 mm
5) Slag ratio	: 225 kg/ tap

減、および、スラグ低減のために全コークスのうち50%を使用した。焼結鉱は、通常高炉使用品のBASEに対し、高Al₂O₃焼結鉱を2種類製造し、焼結鉱Aは高MgO、焼結鉱Bは、高MgO且つ低CaO/SiO₂とした。スラグ設計のための副原料は、珪石、蛇紋岩、ドロマイト、石灰石を用いた。また、焼結鉱粒径は、10~25 mm、コークスは15~30 mmとした。

2.3 試験高炉条件

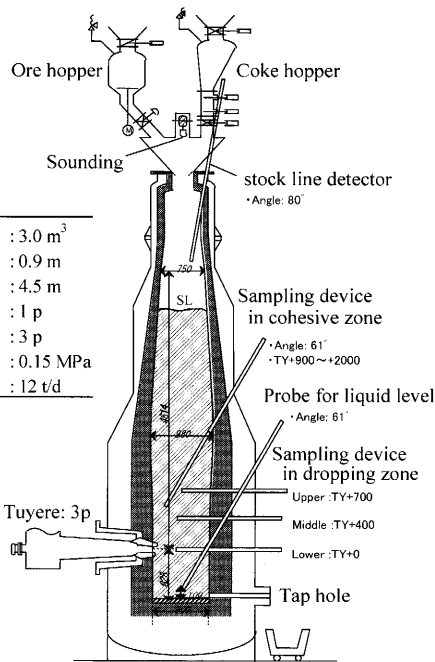
Fig. 1に示す試験高炉¹⁴⁾は、内容積3m³、炉床径0.9mで円周方向120°間隔で3本の羽口を擁し、出鉄孔を炉底最下部に1本設置している。炉頂にはコークスと鉱石の各専用ホッパーが設置され、ストックレベルは、羽口上4.5mに設定し、おのおの層状装入する。

その際、炉内全面にわたる層厚の実測により半径方向、円周方向に均一であることを確認した。炉体には高さ方向に150~300 mmピッチに静圧計が設置されており、操業中の炉内サンプリングのためのゾンデ、およびストックレベル計、液面レベル計を擁する。火入れ後、諸元の安定を確認し、試験ケースに移行した。所定送風条件において約2時間の溶解操業後、出鉄時には、減圧下で炉内に蓄積した約1tの溶銑滓を全量排出し、出鉄孔閉塞後に所定送風条件に回復する。このサイクル(1TAP)を繰り返した連続操業を実施する。Table 2に示すように、通気評価のため、1TAPあたりのスラグ量は、225 kg一定とし、実高炉相当(酸素過剰係数等価)で微粉炭200 kg/ptレベルの送風条件は全ケースで同一とした。

2.4 実施ケース

実施ケースの設定をTable 3に示す。Table 2に示す2種類の焼結鉱により、高Al₂O₃スラグ下において、スラグMgOとCaO/SiO₂を変更する。CASE1(ベース)でスラグAl₂O₃濃度を13~14%とし、その他のCASEでは17~21%まで増加させ、CASE2は、MgO増加により、高結晶化温度、CASE3は、CaO/SiO₂低下により、高粘度条件を設定した。CASE4は、比較のため副原料調整なしの高Al₂O₃、低スラグ量条件とし、CASE5では、MgO増加およびCaO/SiO₂低下により、粘度と結晶化温度をベースまで低下させた。なお、CaO/SiO₂のベース値が1.45と実高炉よりも高めに設定しているのは、前述の変更範囲内で低下幅を確保するため、また、高還元材比操業下でスラグ量増加を抑制するためである。

Fig. 1. Experimental blast furnace.



業テストを実施するにあたり、試験条件設定の考え方、設備条件を含めた操業条件について述べる。

2.1 スラグ設計

スラグ流動性の評価指標としてのスラグ粘度とスラグ結晶化温度を操作因子とするため、星ら³⁾の推定式により、それぞれを独立に変更するスラグ設計を行った。推定式によるとCaO/SiO₂が、1.1~1.5付近では、粘度の変化は小さく、結晶化温度は、CaO/SiO₂の増加により、直線的に増加するため、この範囲では、高Al₂O₃下においてCaO/SiO₂の減少とMgOの増加によって粘度と結晶化温度が独立に変更可能となる。そのためにCaO/SiO₂とMgOを調整した高Al₂O₃焼結鉱を製造し、試験に供した。

2.2 使用原料

試験操業に使用する高Al₂O₃焼結鉱、および鉱石、副原料、コークス、微粉炭の組成をTable 1に示す。灰分がなく発熱量の高いオイルコークスは試験高炉の還元材比低

Table 3. The test case condition of experimental blast furnace.

	CASE1	CASE2	CASE3	CASE4	CASE5
Slag viscosity (poise)	Base (1.5-3.5)	Base (1.5-3.5)	High (5.0-7.0)	High (5.0-7.0)	Base (1.5-3.5)
Slag crystallization temperature (°C)	Base (1345-1355)	High (1420-1440)	Base (1345-1355)	High (1400-1420)	Base (1345-1355)
Sinter	Base	B	A	A	B
Flux	Limestone Silicestone	Dolomite Serpentinite	Silicestone	(non)	Serpentinite
Slag Al ₂ O ₃ (%)	Base (13.0-14.0)	High (17.0-19.0)	High (19.0-21.0)	High (19.0-21.0)	High (17.0-19.0)
Slag MgO (%)	Base (4.5-5.5)	High (7.5-8.5)	Base (4.5-5.5)	Base (4.5-5.5)	High (10.0-11.0)
Slag CaO/SiO ₂ (-)	Base (1.40-1.50)	Base (1.40-1.50)	Low (1.15-1.25)	Base (1.40-1.50)	Low (1.15-1.25)

Table 4. The results of experimental blast furnace operation.

	CASE1	CASE2	CASE3	CASE4	CASE5
Pig output kg/tap	784	695	734	873	666
Slag output kg/tap	225	225	225	225	225
Melting time min	97.7	96.6	96.8	100.5	112.5
RAR kg/pt	742	783	823	773	848
Top gas temp. °C	360	347	406	410	397
Top gas η _{CO} %	40.5	40.5	37.1	40.5	41.9
KR 1/m	3080	3366	3323	3190	2815
Pig temperature °C	1457	1446	1428	1418	1390
[C] %	4.75	4.73	4.56	4.48	4.44
[Si] %	0.77	0.7	1.35	0.63	0.72
[S] %	0.025	0.023	0.056	0.05	0.057
Slag temperature °C	1533	1541	1503	1500	1498
(Al ₂ O ₃) %	13.4	18.6	20.4	19.2	16.5
(MgO) %	5.36	8.5	4.75	4.63	10.6
(CaO/SiO ₂) %	1.49	1.46	1.21	1.44	1.18
Viscosity poise	2.35	2.5	5.93	6.03	1.45
Viscosity 1500°C poise	3.07	3.51	6.04	5.64	1.43
Crystallization temperature °C	1354	1430	1376	1404	1366
ΔTc °C	179	111	127	96	132
Drainage rate kg/s	4.93	5.17	3.24	3.15	5.99

ΔTc= Slag temperature - slag crystallization temperature

3. 試験結果

本操業4日間(全35tap)の試験操業を実施した(Table 4)。Fig. 2, Table 4に示す粘度, 結晶化温度の測定値は, 各ケースの出滓スラグを粉碎後, 予備溶解により作製したテストピースを1550°Cまで再昇温後, 冷却過程(-2°C/min)における振動片による連続測定による。なお, 本測定値は, スラグ組成から推定値と比較すると, 推定式導入時の推定範囲(粘度±2 poise, 結晶化温度±20°C)内に存在し, Table 3の設定条件が満たされていることを確認した。また, 本試験CASE間で設定した, 粘度差約6 poise以上, 結晶化温度差約100°C以上の条件は, 上記の推定精度で優位な影響評価が可能であることを示している。Table 4には, 各ケースの高炉通気抵抗指数KR¹⁴⁾と排滓性指数となるスラグ排出(排滓)速度を記した。CASE1に比較し, スラグAl₂O₃が高く結晶化温度が高いCASE2は, 排滓速度は低下していないが, KRが上昇している。スラグAl₂O₃が高く粘度が高いCASE3は排滓速度が

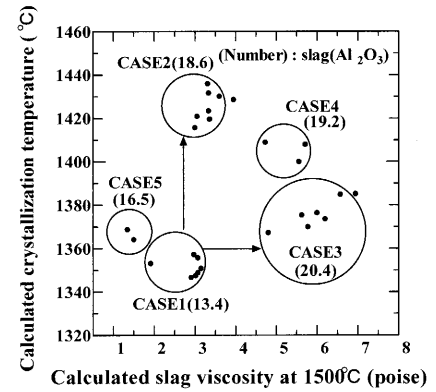


Fig. 2. Slag viscosity and crystallization temperature of the experimental cases (measured by oscillating-plate viscometer).

低下し, KRも上昇している。CASE4はCASE3と同様であるが, 高Al₂O₃でもCASE1よりも粘度が低く, 結晶化温度に変化がないCASE5では, 排滓速度が上昇し, 通気抵抗が低下した。

4. 考察

4.1 排滓性評価

4.1.1 排滓速度の評価方法

試験高炉の炉底最下部に水平に設置された出銑孔は, 開孔機により開孔する。まず, 溶銑が排出され, 続いて溶滓が排出されるので, 銑滓排出速度を独立に測定することが可能である。Fig. 3は, 出銑滓中に溶銑鍋下に設置したロードセルによる秤量および銑滓温度(エマージョン測温及び放射温度計)を示す。実線および黒丸で示す高粘度条件(CASE3)と破線および白丸の基準条件(CASE1)の比較事例を示した。銑滓排出速度は, 荷重の時間的変化の割合(図中の勾配)であり, 荷重が約650 kg以上で勾配が変化しているのは, 銑滓密度が変化したことを示している。同時刻で温度が上昇していることから開孔当初からの溶銑排出からスラグ排出への切り替えタイミングを検知していることがわかる。

本検討では, 排滓性の指標として排滓速度を定量化する。しかしながら, 排滓速度の測定値は各TAPの出銑孔条件, 特に操業条件や開孔作業による出銑孔径の影響を受けるため, 粘度が排滓速度に及ぼす影響を評価するためには, 実測値を同一出銑孔径条件へ変換する必要がある。そこで, 粘度変化の小さい溶銑排出速度から各ケースの出銑孔径を推定した後, 同一出銑孔径基準の出滓速度を算出する。

$$A_1 u_1 = A_2 u_2 \dots \dots \dots (1)$$

$$\frac{u_1^2}{2} + gZ_1 + \frac{P_1}{\rho} = \frac{u_2^2}{2} + gZ_2 + \frac{P_2}{\rho} + F_{loss} \dots \dots \dots (2)$$

$$F_{loss} = \frac{\Delta P_b + \Delta P_f}{\rho} \dots \dots \dots (3)$$

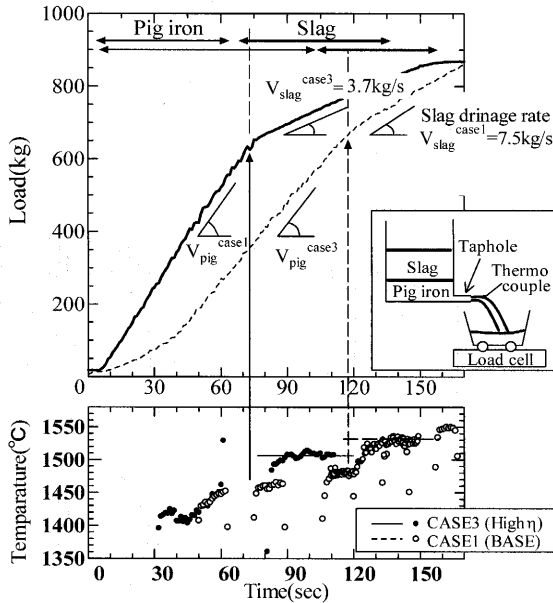


Fig. 3. Change of pig-iron and slag load and temperature at experimental blast furnace drainage.

$$\left(\frac{\Delta P_b}{L_1}\right)_{\text{Cokebed}} = 150 \left(\frac{(1-\epsilon)^2 \eta u_1}{\epsilon^3 d_p^2} \right) + 1.75 \left(\frac{(1-\epsilon)^2 \rho u_1^2}{\epsilon^3 d_p} \right) \dots (4)$$

$$(\Delta P)_{\text{taphole}} = 4f \left(\frac{u_2^2}{2} \right) \left(\frac{L_2}{D_{TH}} \right) \rho \dots (5)$$

$$f = \frac{16}{Re} \quad (Re < 2000) \dots (6)$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 2.28 - 4 \log_{10} \left(\frac{e}{D_{TH}} \right) \quad (Re > 10000) \dots (7)$$

$$Re = \frac{\rho u D_{TH}}{\eta} \dots (8)$$

まず、試験高炉炉床部の溶銑，溶滓排出挙動を記述するため湯溜まり部と出銑孔管内圧損を考慮した自然流出を仮定し，等温系において，物質収支式(1)とベルヌーイの式(2)を構成した。

(1), (2)式の添え字1, 2はそれぞれ，湯溜まり部，出銑孔内を示す。

(3)式は，圧損項であり，(4)式の湯だまり部，(5)式の出銑孔部から構成される。ここで，(4)式の計算にあたり，操業中のコークスフリー層レベルを推定した。Fig. 4に示すように出銑中のストックレベル連続測定により，排出された銑滓体積は，コークスフリー層に存在する溶銑量とほぼ一致した。その際，推定される液面レベルは，出銑直前の液面レベル計による測定値と一致した。したがって，溶銑はコークスフリー層にのみ存在し，スラグはコークス充填層に存在していると仮定することができ，(4)式を充填層部分だけに反映する。

まず，溶滓に比較して粘度変化が小さい溶銑の排出速度測定値から，実績出銑孔径を各TAP毎に算出する。Table 5には，全測定値33TAPについて算出した実績有効出銑孔径を示す。開孔機のキリ径が40mmであるのに対し，計算結

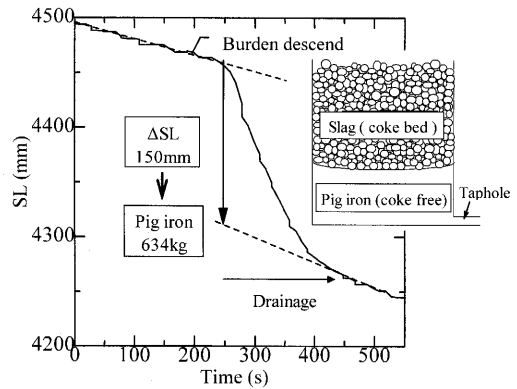


Fig. 4. Change of stock level with the drainage of experimental blast furnace.

Table 5. Calculated tap-hole diameter of experimental blast furnace estimated of drainage flow analysis.

Calculated taphole diameter (mm)	Frequency (TAP)
32.5~37.5	8
37.5~42.5	8
42.5~47.5	9
47.5~52.5	7
52.5~57.5	0
57.5~62.5	1

果は35~60mmの範囲に分布している。次に，溶滓について(1)~(8)式により，上記で得られた出銑孔径に対する粘度と計算排滓速度の関係に基づき，各TAP毎に計測された実績排滓速度を基準出銑孔径(=40φmm)に換算する。Fig. 5に換算前後の排滓速度を示す。本手法により，排滓速度の計算値との相関性が大幅に向上した。

4.1.2 粘度，結晶化温度が排滓性に及ぼす影響

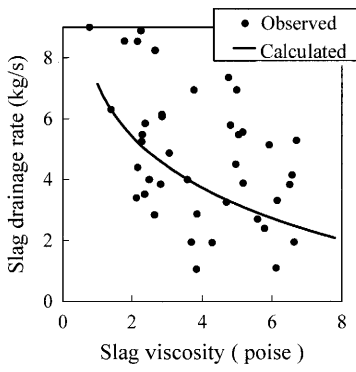
Fig. 6は，実績スラグ化学分析値より推算したスラグ推定粘度，およびスラグ推定結晶化温度が，排滓速度へ及ぼす影響を示す。

スラグ粘度の増加により排滓速度は低下し，その勾配は，計算値と一致する。また，結晶化温度とスラグ温度の差でデータを層別すると，試験高炉ではスラグ結晶化温度が，排滓性に及ぼす優位な影響差はみられなかった。Fig. 7は，排滓速度の温度による影響を排除し，1500°C基準に補正し，スラグ組成だけの影響を示した。

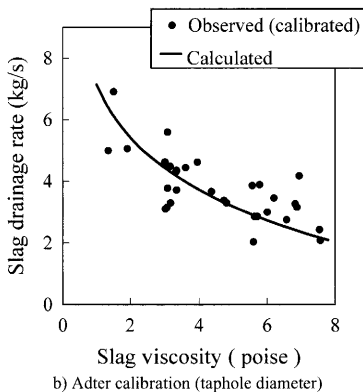
Table 4によるとCASE1からCASE4, 3または，CASE5からCASE2のようにスラグAl₂O₃が上昇すると粘度上昇を介し，排滓速度は低下するが，MgO上昇により粘度は，低下し，排滓速度は上昇する。以上より，本報で使用した粘度推定式³⁾が妥当であることを裏付けると共に，スラグ組成変化による粘度制御が可能であることを示した。

4.1.3 実高炉出銑滓に及ぼすスラグ流動性の影響

排滓挙動は，粘度を介した流動現象であることが判明したため，以下に実高炉を対象とした評価を行う。試験高炉の場合，出銑孔が底部に配置し，溶銑とスラグが別々に排出されるため，(1)~(8)式で，1次元的な取り扱いが可能であったが，実炉の場合は，スラグ，メタル界面付近に出銑孔が位置しているため，スラグ，メタル界面変化を考慮



a) Before calibration (taphole diameter)



b) After calibration (taphole diameter)

Fig. 5. The effect of slag viscosity on the drainage rate.

する必要がある。したがって、スラグ相，メタル相，ガス相の3相よる3次元等温系において流動解析を行った。(9)式は連続の式，(10)は，Navier-Stokesの式，(11)は，流体と充填層の相互作用を表す。(9)~(13)の構成式をSOLA法により解き，それぞれの界面について，(14)式で示される収支に従い，(16)式で示す各相高さ h_{ij}^l を下から高さ方向に密度の大きい順に連続的に存在し，同一相については2つ以上の領域に分離しないと仮定した。また，溶銑滓の排出は出銑孔側の圧力境界条件として(5)式に相当する出銑孔通液抵抗を与え，炉内ガス圧力に対する自然流出とした。

$$\frac{\partial}{\partial t} \epsilon + \frac{\partial}{\partial x_j} (\epsilon u_j) = 0 \dots\dots\dots (9)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\epsilon u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\epsilon u_i u_j) = -\frac{\epsilon}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\epsilon}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\eta \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + f_{pi} + \epsilon g \dots\dots\dots (10)$$

$$f_{pi} = F_p \epsilon u_i \dots\dots\dots (11)$$

$$F_p = \frac{\eta(1-\epsilon)}{\rho \epsilon^2 d_p^2} (150(1-\epsilon) + 1.75 Re) \dots\dots\dots (12)$$

$$Re = \frac{\epsilon \rho u d_p}{\eta} \dots\dots\dots (13)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (x_i^k) + \frac{\partial}{\partial x_j^k} (x_i^k \epsilon u_j) = 0 \dots\dots\dots (14)$$

$$h_{ij}^l = \frac{x_i^k V_{ijk}}{S_{ij}} \dots\dots\dots (15)$$

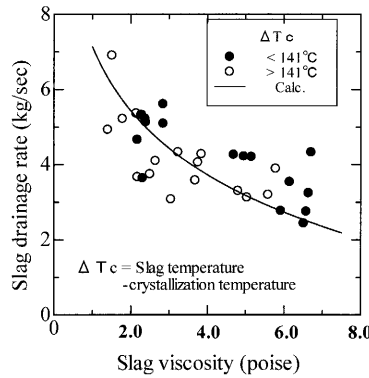


Fig. 6. The effect of the slag viscosity and slag crystallization temperature on the drainage rate.

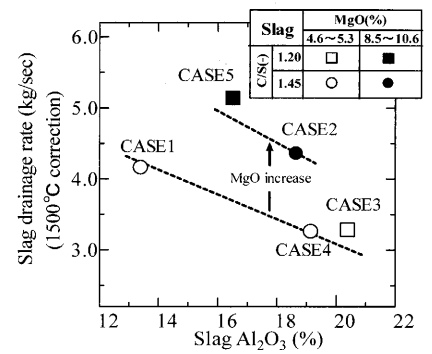


Fig. 7. The effect of the slag content on drainage rate.

Table 6. Calculation condition.

Properties of fluids				
Properties and conditions	unit	Gas	Slag	Pig
Density	kg/cm ³	1.2	2650	6500
Viscosity	poise	1.8×10 ⁻⁴	5~10	0.05
Initial liquid surface level (Height from taphole)	m	3.5	2.3	1.1
Blast Furnace hearth conditions				
Conditions	unit	Value		
Number of taphole	-	2 (face each other)		
Cross section of taphole	m ²	0.124		
Pressure in blast furnace	kPa	100		
Liquid occupancy rate in cokebed	-	0.35		
Pig generation rate	kg/s	116		
Slag rate	kg/pt	300		

$$H_{ij} = \sum_l h_{ij}^l \dots\dots\dots (16)$$

(Einstein summation convention)

Table 6に計算前提条件を示した。表中の初期液面レベルより，出銑，出滓を開始し，ガス相が出銑孔に達した時点で，出銑滓を終了すると同時に180°対面側の出銑孔から出銑滓を開始する。この出銑孔切り替えを10回程度繰り返し，定常状態になった際の各相の液面レベルをFig. 8に示す。Fig. 9には出銑滓量の経時変化を示す。スラグ粘度が上昇すると通液抵抗増加により，出銑後半に炉内ガス-スラグ液面の出銑孔へ向かった湾曲率が上昇する。その結果，出銑滓時間（ガス吹きまでの時間）が短縮され，スラグの炉内滞留量が増加することになる。この炉内滞留量増加は，特にスラグ粘度増加直後の残銑滓量増大に繋がる。Fig. 10は，実高炉における1日あたりの残滓量（スラグ装入量-排出量）の推定スラグ粘度との相関を示す。図中にデータの代表的な経時変化を示した。

状態aで粘度が上昇し，状態bまで残滓量が増加すると，一般的には，出銑孔径の拡大，または，出銑間隔時間の短縮などの出銑滓操作により，徐々に残滓量は減少し，状態cのレベルまで回復する。このような，出銑孔条件，操業条件の変動下においても，スラグ粘度が残滓量に影響を及ぼしている。図中に示す計算結果の勾配は，実績と傾向が

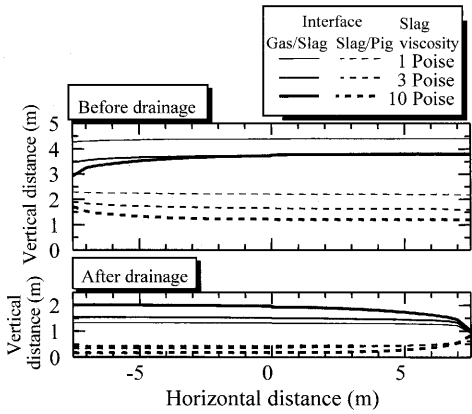


Fig. 8. The effect of the slag viscosity on liquid level shape at start and end of drainage (calculated).

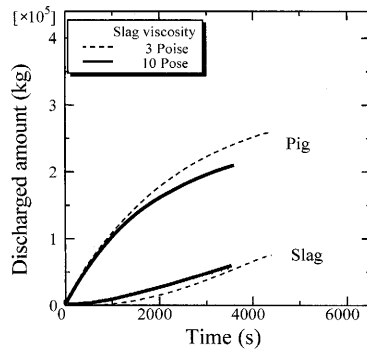


Fig. 9. The time variation of discharged amount of slag and pig (calculated).

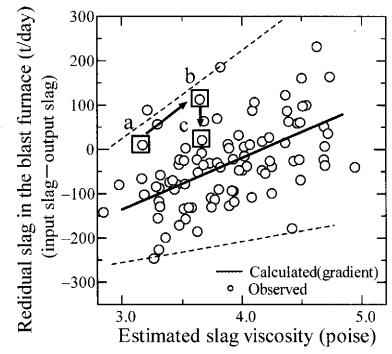


Fig. 10. The effect of the slag viscosity on residual slag in the commercial blast furnace.

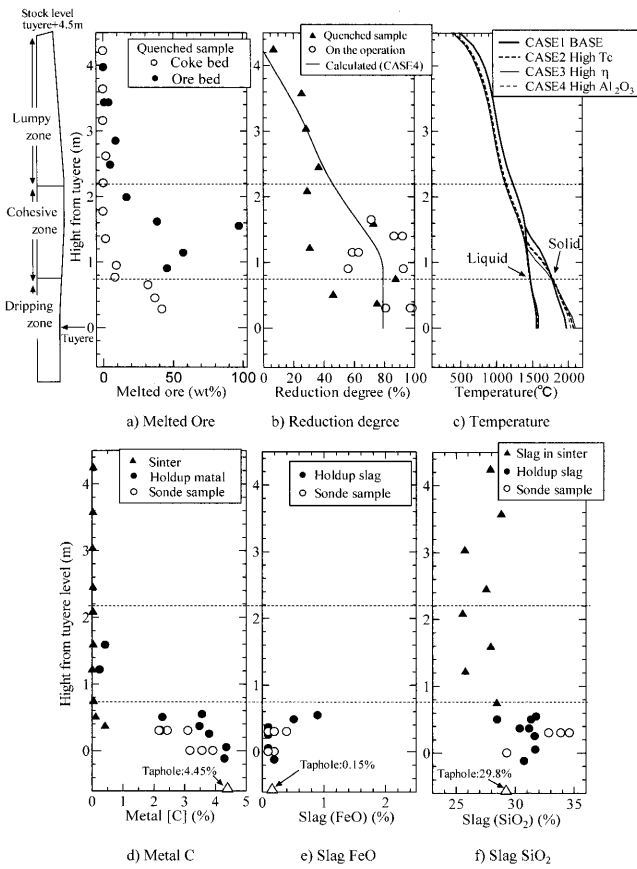


Fig. 11. Change of reaction state and metal, slag content in vertical direction (Quenched and sonde sample of experimental blast furnace in the operation).

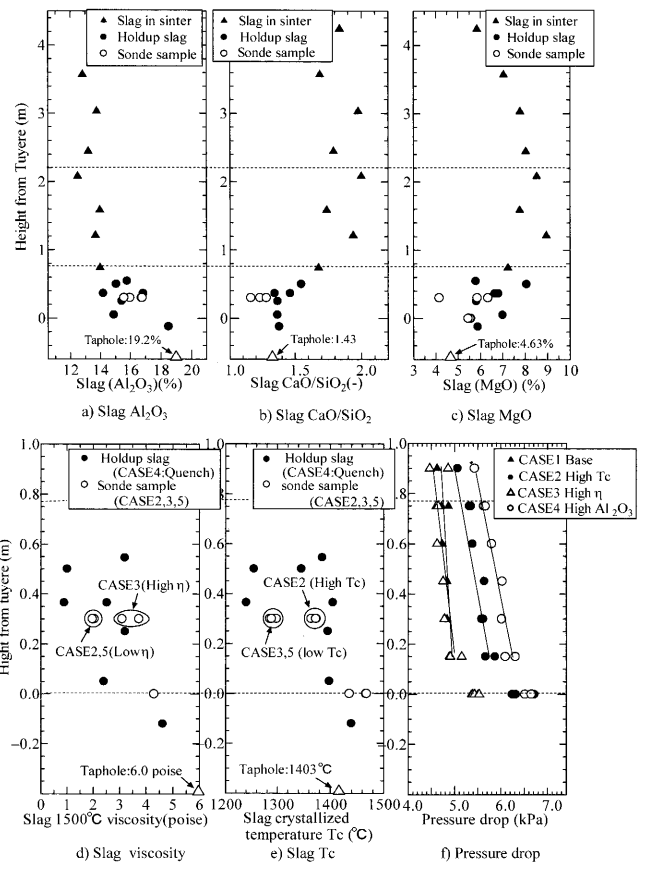


Fig. 12. Change of slag content in vertical direction (Quenched and sonde sample of experimental blast furnace in the operation).

良く一致しており、試験高炉結果で得られた知見同様、出鉄滓現象を流動現象として取り扱えることがわかった。

また、試験高炉では、結晶化温度の影響が見られなかった (Fig. 6) が、実高炉においては、炉下部に温度分布、組成分布が存在するため、半径方向分布など、領域による影響差を考慮する余地があるものの、基本的には排滓性は粘度支配の現象であると考えられる。したがって、Fig. 7に示すように高 Al₂O₃ スラグにおける高 MgO 化は、結晶化温度を上昇させるにもかかわらず、高炉操業における排滓性に有効であると考えられる。

4.2 炉下部通気評価

炉内滴下帯、および融着帯におけるスラグ流動および滴下性状に及ぼすスラグ性状の影響を試験高炉解体調査および試験高炉操業中炉内サンプル、通気評価結果、また、基礎実験 (コークス充填層におけるスラグ滴下実験、鉬石高温荷重軟化滴下実験) より考察する。

4.2.1 試験高炉炉内サンプリングおよび解体調査

試験高炉は、稼働中にシャフト下部より滴下帯にかけた内容物のサンプリング可能な融着帯サンプラー、および滴下帯に高さ方向3レベルの滴下帯サンプラーを有し、それぞれ炉内コークス、鉬石、熔融物の採取が可能である。各

ケースの炉内サンプリング結果および解体調査結果を Fig.11, 12 に示す。なお、解体調査は、Table 4 の CASE4 条件にて吹き止め後実施した。稼働中の融着帯は、溶融物存在率 (Fig.11a)、還元率分布 (Fig.11b) より、羽口上 0.75~2.2m 間に存在すると推測できる。そこで、高さ方向ごとの通気評価を行うため、以下、炉高方向を滴下帯 (羽口~0.75m)、融着帯 (羽口上 0.75~2.2m)、塊状帯 (羽口上 2.2~4.5m) の3領域に着目して検討する。融着帯では、焼結鉱の還元率が上昇し (Fig.11b)、鉱石層中に溶融物が現れ、滴下帯には、溶融物がコークス粒子間にトラップされている (Fig.11a)。また、残留メタル中 C 濃度分布 (Fig.11d) より、浸炭の開始を起点に滴下が開始され、その後は、急速に進行していると推定できる。また、スラグ FeO は、滴下開始まもなく出滓値レベルまで低下している (Fig.11e)。初期融液生成時にスラグ中に FeO が残留していたとしても、滴下開始後、すぐに溶融還元により除去されていると考えることができるため、ここでは、滴下スラグは、FeO のない系として扱うこととした。

スラグ塩基度 CaO/SiO₂ は、炉上部では、焼結鉱脈石分等価の 2.0 程度であるが (Fig.12b)、滴下帯では、ほぼ排滓スラグレベル (1.4) まで低下している。Al₂O₃ も、滴下帯上部で上昇開始している (Fig.12a) ことから、羽口からの Ash 由来スラグ (SiO₂, Al₂O₃) の滓化が滴下帯上部で開始されている。Fig.12d)~f) は、滴下帯を拡大して示し、分析組成から算出したスラグ 1500°C 粘度、およびスラグ結晶化温度の分布を示す。下部ほど Al₂O₃ が高く、MgO が低いため、1500°C 粘度は炉下部ほどやや高くなるが、羽口レベルまでは温度上昇のために、ほぼ 1~3 poise の範囲にある。また、結晶化温度は、ばらつきがあるものの、羽口上 0.4m 以下では変化が小さい。したがって、スラグ性状による滴下帯通気を評価する領域 (温度、組成) を滴下帯中間部 (羽口上約 0.4m) とする。この地点のスラグ組成は、装入原料からのスラグ成分との差分から炭材灰分由来スラグの滓化の程度を見積もると、約 30% に相当し、これをもって滴下帯の代表スラグ成分とした。また、羽口以上の炉内温度計算結果と出銑滓温度の実績値 (Fig.11c) より、滴下帯中央部の温度はほぼ出銑滓温度に等しいとした。したがって滴下帯の代表スラグ成分組成、および滴下帯代表温度を以下のように定義し、通気評価を行う。

滴下帯スラグ組成：装入スラグ + (炭材灰分由来スラグ) × 0.3

滴下帯スラグ温度：(出銑温度 + 出滓温度) / 2

以上より各ケースの滴下帯代表スラグ (ボッシュスラグ) 成分、および推定粘度、結晶化温度を算出し、滴下帯における通気評価を行う。

4.2.2 炉下部通気性評価指数

炉下部通気評価には、試験高炉操業中各ケースのガス量の影響を考慮した絶対通気抵抗指数¹⁴⁾ KR_L , KR_M を滴下帯領域、および融着帯領域において用いる。

$$KR_{L,M} = \frac{\Delta P}{\Delta L} \dots \dots \dots (17)$$

$$\frac{1}{g_c} \left(\frac{215}{(\phi d_p)/(1-\epsilon)} \mu \right)^\beta \rho^{1-\beta} u^{2-\beta}$$

以下、滴下帯、融着帯の順に評価する。

4.2.3 滴下帯通気性に及ぼすスラグ性状の影響

(1) 滴下帯通気抵抗

前節で定義した滴下帯代表スラグ成分が KR_L に及ぼす影響を Fig.13~15 に示す。Fig.13 は、滴下帯における推定スラグ粘度と通気性の関係を示す。比較的粘度が低くても高結晶化温度である CASE2 で KR_L が高く、粘度と通気抵抗の相関は小さいといえ、むしろ、高結晶化温度で KR_L が高い傾向がある。したがって、滴下帯温度とスラグ結晶化温度との差が滴下帯通気に及ぼす影響を Fig.14 に示す。CASE1~4 では、結晶化温度が滴下帯温度に近づくと KR_L が上昇する傾向があるが、CASE5 は KR_L が低い。そこで、スラグ CaO/SiO₂ で整理してみると Fig.15 のように CaO/SiO₂ が上昇すると KR_L が上昇する傾向が認められる。したがって、 KR_L はスラグ粘度または結晶化温度による影響は見られず、スラグ CaO/SiO₂ とのよい相関が認められる結果となった。

(2) スラグホールドアップの評価

滴下帯圧力損失に影響を及ぼすスラグ性状として、粘度、結晶化温度だけではなく、CaO/SiO₂ が関係すると考えられる濡れ性を含めた評価を行うため、コークス充填層におけるスラグ滴下実験を行った。底部にロストル付きの黒鉛坩堝 (70mmφ) 内のコークス充填層 (粒径：8~10mm、層高 140mm) を下部より N₂ (50NL/min) を流しながら、所定温度 (1450~1550°C) まで昇温した後、上部より粗粉スラグ (Table 7) を所定速度で連続装入し、スラグが滴下する間の圧力損失を測定した。ここで、粗粉スラグは、実高炉より採取したスラグに試薬調整を施し、-5mm に粉碎したものである。Fig.16 に、実験中の圧力損失の経時変化を示す。スラグ投入後コークス充填層上に落下したスラグ粉は瞬時に溶解し、数分後に滴下を開始する。滴下開始により、圧力は上昇した後、ほぼ一定の圧力を維持し、装入終了後もしばらく続く。このスラグ滴下による圧力の上昇分をスラグ成分ごとに比較した。また、滴下が終了した後、温度を保持したまま、ガス量を 10NL/min 以下に低下させ、坩堝残留スラグを滴下させた後に冷却する。この残留滴下スラグ量 (坩堝内残留分も含む) を体積換算し、コークス充填層に対する空間占有率とし、圧損と比較すると Fig.17 のようにほぼ正相関が得られた。また、実測の圧損から福武ら¹⁰⁾の理論式より液ホールドアップを算出した結果、0.5% から 4.5% 程度となり、スラグ残留量は、静的ホールドアップにほぼ一致しているといえる。したがって表面張

Table 7. Chemical composition of slags.

Slag content	SiO ₂ (%)	CaO (%)	Al ₂ O ₃ (%)	MgO (%)	(C/S) (-)	Viscosity (1500°C) (poise)	Crystallization temperature (°C)
a	34.5	42.8	15.3	6.0	1.24	3.1	1331
b	33.8	42.1	16.3	6.0	1.25	3.5	1344
c	33.2	40.9	18.0	6.3	1.23	4.1	1363
d	32.5	40.5	19.1	6.3	1.25	4.5	1378
e	33.7	41.6	16.3	6.7	1.23	3.1	1347
f	34.9	41.1	16.5	6.1	1.18	3.7	1334
g	34.8	39.1	16.4	7.3	1.12	3.2	1331

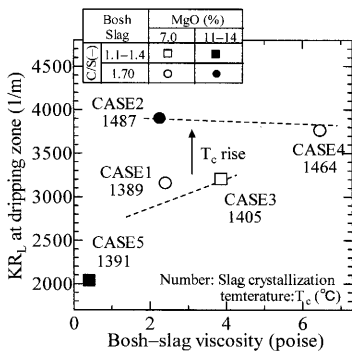


Fig. 13. Effect of bosh-slag viscosity on permeable resistance index KR_L of experimental blast furnace.

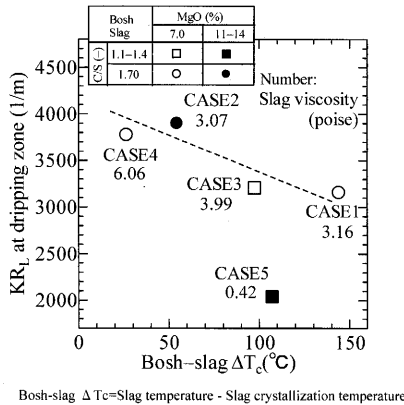


Fig. 14. Effect of bosh-slag crystallization temperature on permeable resistance index KR_L of experimental blast furnace.

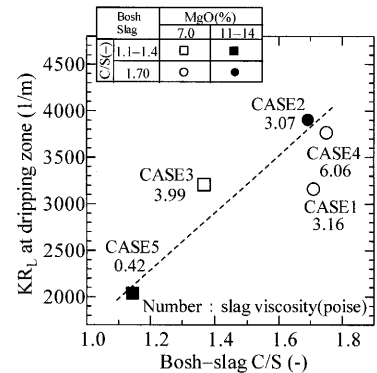


Fig. 15. Effect of bosh-slag CaO/SiO_2 on permeable resistance index KR_L of experimental blast furnace.

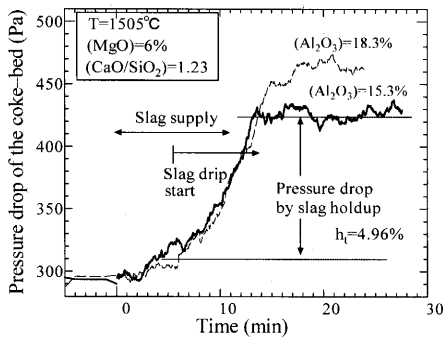


Fig. 16. The time variation of pressure drop of coke-bed (An example of experiment result).

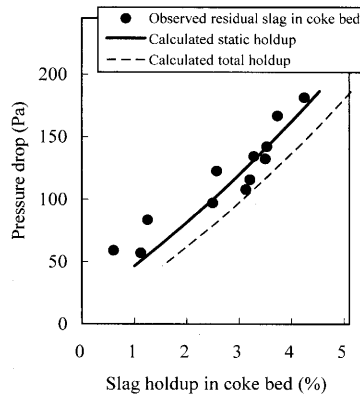


Fig. 17. Effect of slag static holdup on pressure drop at slag dripping experiment.

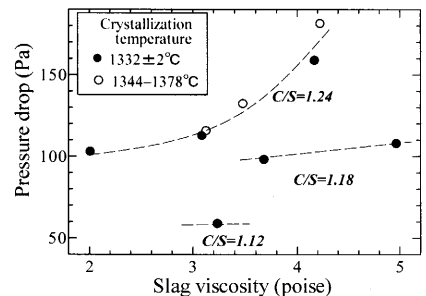


Fig. 18. Effect of slag viscosity on pressure drop at slag dripping experiment.

力、接触角が支配要因の一つである可能性が高いが、ここでは、まず、評価対象としているスラグ粘度、結晶化温度の影響について考察し、その後、表面張力、接触角の影響について考察する。

Fig.18にはスラグ粘度、および結晶化温度の影響を示した。CaO/SiO₂一定では粘度上昇で圧損は上昇傾向であるが、CaO/SiO₂が低下すると圧損は大幅に低減する。また、等結晶化温度でもCaO/SiO₂により異なることから、粘度、結晶化温度だけでは整理できない。Fig.19に示すように温度低下による圧損上昇幅は、等CaO/SiO₂では、高Al₂O₃が高いが、高Al₂O₃でも低CaO/SiO₂の場合、圧損上昇幅は低下する。さらにFig.20には、スラグAl₂O₃の影響を示す。図中においてMgOの影響^{21,22)}は、不明確であるが、高MgOかつ低CaO/SiO₂であれば高Al₂O₃でも圧損は十分に低い。したがって、充填層滴下による圧損については、粘度、結晶化温度の影響よりも、特にCaO/SiO₂の影響が強いことが分かった。これらの結果は、前節の試験高炉結果(Fig.13~15)と同傾向を示している。以上の現象は、Al₂O₃、およびCaO/SiO₂ (>1.0)の上昇に応じてコークス充填層中の滴下スラグホールドアップ量が増加する従来の傾向^{11,21,22)}と定性的に一致している。スラグ組成が表面張力や炭材との濡れ性に及ぼす影響については、これまで数々の報告^{20,24)}があるが、大楠ら¹¹⁾は、スラグ、コークス間の

場合、福武ら⁹⁾の実験で示した付着濡れ(無次元界面張力 $Nc=1+\cos\theta$)でなく、浸漬濡れ($Nc=\cos\theta$)が支配的であることを指摘している。そこでFig.17で得られた静的ホールドアップに及ぼす濡れ性について考察する。スラグの表面張力については、各酸化物の表面張力係数 F_i を用いたBoniら¹⁹⁾の推算式を用いる。

$$\gamma = \sum M_i F_i \dots\dots\dots(18)$$

ここで、 F_i は、Table 8に示す各組成の表面張力係数を用いる。また、コークスとスラグの接触角についてもこれまで多数の報告があるが、特に高炉スラグでは、CaO/SiO₂が1.5以上の場合には、コークスとはほとんど濡れず、1.3~1.4以下においては、接触角が低下する測定結果が得られている^{11,21,23)}。したがって、高炉内では、約2.0から1.2程度まで変化する高炉滴下スラグは、濡れない系から濡れる系への移行期にあると考えられ、CaO/SiO₂が重要な因子であると考えられる。ここでは、スラグ、炭材の接触角については、大楠ら¹¹⁾及びMehtaら²¹⁾の測定値に基づき、次式が成り立つものと仮定した。

$$\theta = \begin{cases} 2.79 & 1.25 < C/S < 1.49 \dots\dots(19) \\ 2.79 + 4.36(CaO/SiO_2 - 1.24) & 1.10 < C/S < 1.25 \end{cases}$$

また、表面張力に関する無次元数として、浸漬濡れを考

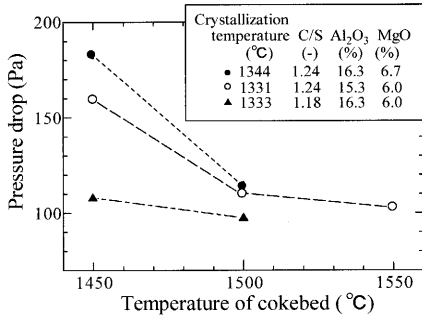


Fig. 19. Effect of coke-bed temperature on pressure drop at slag dripping experiment.

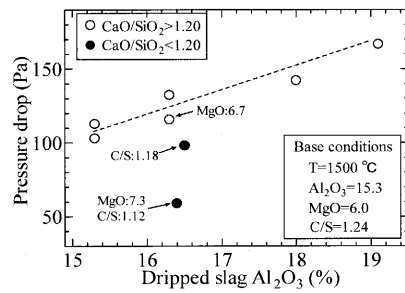


Fig. 20. Effect of Al₂O₃ on pressure drop at slag dripping experiment.

Table 8. Surface tension factors of oxide.¹⁹⁾

Oxide	Surface tension factor (N/m)	
	1400°C	1500°C
CaO	0.602	0.586
MgO	0.512	0.502
Al ₂ O ₃	0.640	0.630
SiO ₂	0.181	0.203

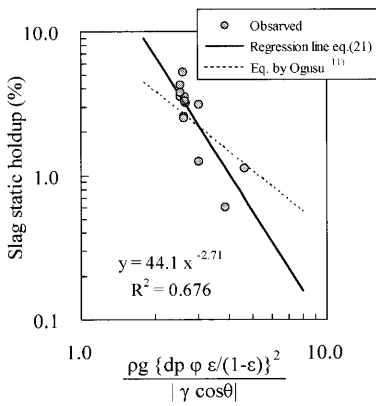


Fig. 21. Effect of static holdup on Capillary number at slag dripping experim.

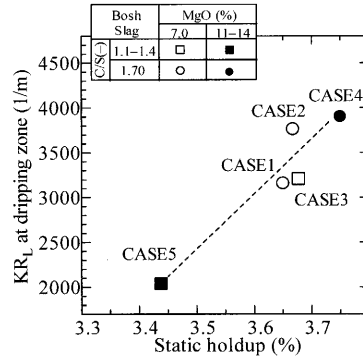


Fig. 22. Effect of calculated static hold-up on permeable resistance index KR_L of experimental blast furnace.

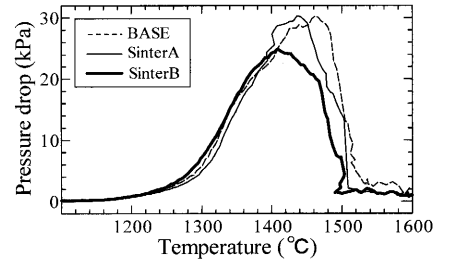


Fig. 23. Experiment results of high Al₂O₃ sinter softening-melting property.

慮した修正キャピラリー数¹¹⁾を(20)式で定義した。

$$Cp_m = \frac{\rho g \left(d_p \phi \frac{\epsilon}{1-\epsilon} \right)^2}{\gamma |\cos \theta|} \dots \dots \dots (20)$$

(18), (19) 式を(20)に代入し、静的ホールアップ h_{up}^s との関係を図21に示すと、ほぼ負相関が得られ、次式を得ることができる。

$$h_{up}^s = 44.1 \cdot Cp_m^{-2.71} \dots \dots \dots (21)$$

また、図中には比較のため、大楠ら¹¹⁾の結果を示したが、ほぼ同様の相関を示している。そこで、(21)式より試験高炉滴下帯の炉下部静的ホールアップを推定すると3~4%程度となり、通気抵抗指数 KR_L との関係は、Fig.22に示すように、正相関が認められる。したがって、本検討の高炉スラグ組成範囲においては、炉下部滴下帯の通気性は、スラグ粘性 (Fig.13) よりも、CaO/SiO₂ 変化を介した表面張力、接触角等の濡れ性の影響が大きいことを示している。

4.2.4 融着帯通気性に及ぼす高 Al₂O₃ 焼結鉱の影響

試験高炉で使用した高 Al₂O₃ 焼結鉱の高温性状が融着帯通気抵抗に及ぼす影響について評価する。Fig.23には、Table 2で示した高 Al₂O₃ 焼結鉱の高温荷重軟化滴下試験結果を示す。通気抵抗指数の温度積分値で表される焼結鉱 KS 値は、従来の知見¹⁵⁾どおり、焼結鉱 Al₂O₃ 増加に対する KS の上昇幅は小さく、特に焼結鉱 B は、高 MgO のため BASE より KS 値は低い (Table 2)。Fig.24には、従来の各種

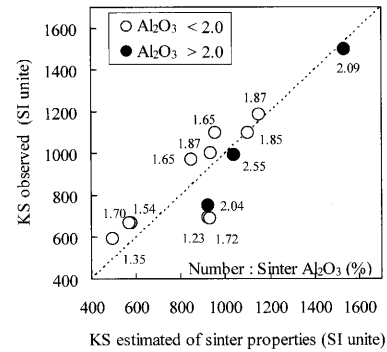


Fig. 24. Relationship between KS observed and KS estimated of sinter with various Al₂O₃.

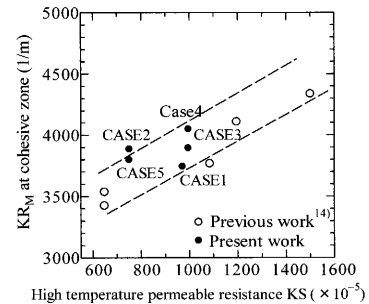


Fig. 25. Effect of sinter high temperature property KS on permeable resistance index of cohesive zone KR_M of experimental blast furnace.

焼結鉱の KS 値の実測と組成からの推定値¹⁵⁾を比較して示す。図より、焼結鉱の高 Al₂O₃ 化により KS が増加すると

は限らず、他の成分調整により Al_2O_3 が高くても、KS を低下させることができることがわかる。前節の解体調査結果より定義した融着帯領域の通気抵抗より定義した KR_M ((18) 式) に及ぼす焼結鉍 KS の影響を既報¹⁴⁾の試験高炉操業データと共に Fig.25 に示した。従来の知見どおり融着帯通気抵抗 (KR_M) は、焼結鉍 KS 値に依存していることを確認した。すなわち、高 Al_2O_3 焼結鉍でも高 MgO 化のように KS 値の上昇を抑制することで融着帯通気性の維持が可能となる。

5. 結言

高炉操業に及ぼすスラグ中 Al_2O_3 濃度の影響をスラグ流動性の観点から、炉内部位別毎の排滓性、炉下部通気性に着目した系統的な評価を行うため、試験高炉による高 Al_2O_3 スラグ操業テスト (スラグ Al_2O_3 20%) を実施し、以下の知見を得た。

(1) 炉床の排滓現象は、粘性支配の流動現象であり、スラグ粘度が上昇すれば排滓速度は低下する。したがって、高 Al_2O_3 濃度スラグで排滓性を維持するためには、例えば、スラグ中 MgO 濃度の増加が有効である。また、本試験範囲ではスラグ結晶化温度が排滓速度に及ぼす影響は粘度の影響に比較して小さい。

(2) 滴下帯における圧力損失は、スラグ中 Al_2O_3 濃度が増加すると、上昇する。また、スラグ中 CaO/SiO₂ が増加しても滴下帯圧力損失は上昇する。この圧力損失上昇の原因は、主にスラグの静的ホールドアップを介した濡れ性の影響であり、滴下スラグ粘度、結晶化温度の影響は小さい。高 Al_2O_3 濃度スラグにおいて、滴下帯圧損の上昇抑制のためには、例えば CaO/SiO₂ 低下によるホールドアップの低下が有効である。

(3) 融着帯における通気抵抗は、焼結鉍の高温通気抵抗指数 KS を介して、 Al_2O_3 濃度の影響を受ける。鉍石中 Al_2O_3 濃度が高まると通気抵抗は上昇するが、例えば鉍石中 MgO 増加により通気抵抗の上昇抑制が可能である。

以上より、高炉における高 Al_2O_3 スラグ操業において、スラグ流動性が、炉内各部位に及ぼす影響を調査し、総合的な評価を行った結果、排滓性、通気性を良好に維持するためには、スラグ中 MgO を高め、スラグ中 CaO/SiO₂ 低めにした高炉スラグ設計が有効であることが示された。

記号

$\eta, \eta(T)$: 温度 T における粘度 (poise)
η_{1500}	: 1500° における粘度 (poise)
T_c	: スラグ結晶化温度 (°C)
T	: 温度 (°C)
(X)	: スラグ組成 X の存在率 (wt%)
u_i	: 空塔流速 (m/s)
P	: 圧力 (Pa)
P_{loss}	: 圧損による散逸項 (J/m^3)
L	: 流路 (m)
D_{TH}	: 出銑孔径 (m)
f	: 出銑孔内の摩擦係数 (-)
A_i	: 断面積 (m^2)
Z_i	: 高さ (m)

ΔP	: 圧損 (Pa)
ρ	: 銑滓の密度 (kg/m^3)
Re	: レイノルズ数 (-)
e	: 出銑孔内表面荒さ (m)
t	: 時間 (s)
i, j, k	: 座標 (k : 高さ)
l	: 各相 (メタル, スラグ, ガス)
x, x^l, x^l_k	: 各相の体積分率 (-)
h'_{ij}	: 各相の厚み (m)
H_{ij}	: 各相液面高さ (m)
V_{ijk}	: セル体積 (m^3)
Sz_{ijk}	: セル断面積 (m^2)
u	: 各相線流速 (m/s)
ϵ	: 空隙率 (-)
F_p	: 抵抗係数 (1/s)
d_p	: 粒子径 (m)
KR_L	: 滴下帯の絶対抵抗指数 (1/m)
KR_M	: 融着帯の絶対抵抗指数 (1/m)
ϕ	: 形状係数 (-)
ΔL	: 高さ (m)
g_c	: 重力加速度定数 (-)
μ_g	: ガス粘度 ($kg/m \cdot s$)
ρ_g	: ガス密度 (kg/m^3)
u_g	: ガス空塔流速 (m/s)
β	: ガス流れによる定まる定数 (=0.3)
γ	: スラグ表面張力 (N/m)
M_i	: i 成分のモル分率 (rad)
Fi	: i 成分の表面張力係数 (-)
θ	: スラグ-コークス接触角 (rad)
Cp_m	: 修正キャピラリー数 (-)
h_{up}^s	: 静的ホールドアップ (%)

文 献

- 1) M.Kosaka and S.Minowa: *Tetsu-to-Hagané*, **52** (1966), 1039.
- 2) T.Sugiyama, T.Nakagawa, H.Shibaike and Y.Oda: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 2044.
- 3) M.Hoshi and S.Kawaguchi: *CAMP-ISIJ*, **12** (1999), 709, 710.
- 4) T.Iida, Y.Kita and A.Handa: *CAMP-ISIJ*, **13** (2000), 901.
- 5) T.Fukutake and K.Okabe: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1974), 607.
- 6) W.V.Pinczewski and W.B.U.Tanzil: *Chem. Eng. Sci.*, **36** (1981), 1039.
- 7) T.Fukutake, H.Shikata, I.Chihara, T.Tomiya, K.Okumura and H.Kawarada: *Ironmaking Proceedings AIME*, (1983), 567.
- 8) K.Nishioka and M.Shimizu: *CAMP-ISIJ*, **18** (2005), 768.
- 9) T.Fukutake and V.Rajakumar: *Tetsu-to-Hagané*, **66** (1980), 1937.
- 10) T.Fukutake and K.Okabe: *Tetsu-to-Hagané*, **66** (1980), 1947.
- 11) H.Ohgusu, Y.Sasa, Y.Tomita, K.Tanaka and M.Hasegawa: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 1164.
- 12) K.Kawaguchi, S.Kasama and T.Inazumi: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 1053.
- 13) K.Yamaguchi, H.Ueno, T.Kawaguchi, S.Matsunaga and H.Oda, S.Amano; *ISIJ Int.*, **34** (1994), No. 12, 964.
- 14) Y.Matsukura, K.Nakano, K.Sunahara, Y.Ujisawa and T.Yamamoto: *Tetsu-to-Hagané*, **87** (2001), 146.
- 15) Y.Hadano, T.Umezaki, S.Matsumura, T.Kawaguchi and M.Hoshi: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 631.
- 16) Y.Kanayama, Y.Okuno and A.Okamoto: *Tetsu-to-Hagané*, (1968), S358, 14.
- 17) M.Hoshi, K.Sunahara, K.Nakano, T.Kawaguchi and T.Yamamoto: *La Revue de Metallurgie-ATS-JSI* 2002, (2002), 12.
- 18) K.Sunahara, M.Hoshi, K.Nakano, T.Inada and T.Yamamoto: *CAMP-ISIJ*, **16** (2003), 136, 137.
- 19) R.E.Boni and G.Derge: *J. Met.*, **8** (1956), 1, AIME, 53.
- 20) T.Koshida, T.Ogasawara and S.Kishitaka: *Tetsu-to-Hagané*, (1979), S628, 114.
- 21) A.S.Mehta, V.Sahajwalla and T.F.Wall: *Ironmaking Conf. Proc.* 58th, (1999), 445.
- 22) K.Shimizuno, T.Nagasaka and M.Hino: *CAMP-ISIJ*, **14** (2001), 124.
- 23) K.Saito, K.Ono, T.Miki, K.Sasaki and M.Hino: *CAMP-ISIJ*, **18** (2005), 895.
- 24) 鉄鋼物性便覧製鉄編, 日本鉄鋼協会, 445.