

高炉炉床の排滓性に及ぼす操業と出鉄方法の影響

野内 泰平*・佐藤 道貴*・武田 幹治*

Effects of Operation Condition and Casting Strategy on Drainage Efficiency of the Blast Furnace Hearth

Taihei NOUCHI, Michitaka SATO and Kanji TAKEDA

Synopsis : A mathematical model is developed to quantify the effect of operation conditions and casting strategy on residual amount of slag and metal in hearth. The model is validated by a physical scale model experiment. Calculated results show that the residual amount of slag increases in proportion to the square of production. The effect of hearth permeability on the residual amount of slag is larger than slag viscosity. Then high permeability is necessary under high productivity operation condition. Although a load is not small, increasing tapping rod diameter and shortening cast duration are the effective way to decrease maximum slag level. High durability filling mud is necessary to keep cast duration.

Key words: blast furnace; hearth; liquid; tow-phase flow; drainage; residual; slag; mathematical mode; scale model; coke; packed bed; tapping; casting.

1. 緒言

設備の大型化と集約は省エネルギーに有効であり、高炉も例外ではない。JFE スチールも粗鋼生産量の増加にも関わらず、ここ3年間で2つの小型高炉を休止している。一方、旺盛な需要に対応するためには、残された高炉での高出鉄比、安定操業技術が不可欠である。

高出鉄比下での安定操業の課題の一つに、出鉄比に対応して増大する炉内残鉄滓量が挙げられる。液面レベル上昇は送風圧上昇や炉下部吹き抜けなどの原因となるだけでなく、羽口レベルに達した場合は羽口溶損・閉塞、送風不能といった重大トラブルの原因ともなる。このような問題を回避するためには、炉内残鉄滓量の正確な推定と適切な出鉄方法の適用が重要である。

大型高炉で一般的な連続交互出鉄は、充填層中3次元3相非定常自由界面問題であり、計算には膨大な時間を要するため¹⁻⁴⁾、高炉ごとに異なる様々な操業条件をリアルタイムに再現するのは困難である。そこで模型実験結果に基づく残鉄滓量推定方法が提案されているが^{5,6)}、単液相条件下、出鉄速度固定、初期液面レベル一定などの条件下で推定されたものであり、連続交互出鉄を十分に再現しているとは言いがたい。そこで、本研究では連続交互出鉄を再現する模型実験を実施し、実験結果をもとに実機スケールの残鉄滓推定モデルを開発した。さらに本モデルを用い、出鉄比と出鉄方法が炉内残鉄滓量に及ぼす影響を定量的に検討したので報告する。

2. 実験方法

実験装置を Fig. 1 に示す。内径0.4 mの半裁円筒炉床模型にコークス充填層を模擬して直径6 mmのプラスチックビーズを充填した⁷⁾。擬似溶鉄、擬似スラグとしてそれぞれ、フッ素系不活性流体 (HCFC) と流動パラフィンを用いて模型上部から均一に注入滴下した。充填層内で比重差により分離した二液は、出鉄孔を模擬した流調弁を経由して排出 (出鉄滓) され、回転式サンプラーで回収される。排出速度は模型内圧と流調弁開度によって変化するが、本実験では模型内圧は30 kPa一定とし、排出開始速度と出鉄時間が実機測定値と一致するように、初期開度と開速度をそれぞれ65%、0.097%/sに決定した。液排出開始直後は、排出速度が液供給速度より小さいが、流調弁が次第に開くため、

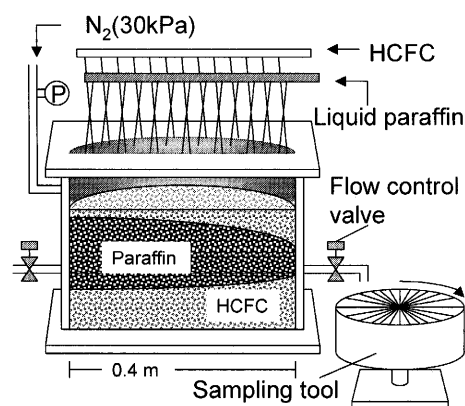


Fig. 1. Schematic illustration of the physical model of BF hearth.

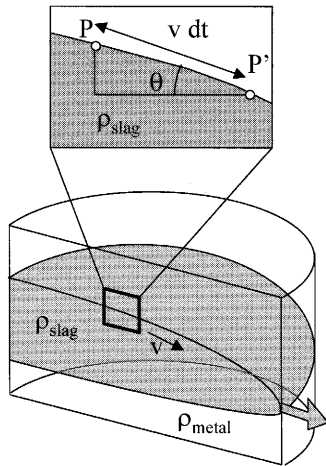


Fig. 2. Schematic diagram of the force balance at slag surface.

やがて供給速度を上回る。液面が下がり、液と共にガスが噴出しはじめたら流調バルブを閉めて、対面のバルブを開け始める。数回、連続交互出銚を行い、周期定常状態に達した後に2液を回転式サンプラーで回収した。

緒言で述べたように、液面高さが操業上重要であることから、液面形状を再現する相似条件を設定した。造銚滓速度と出銚滓速度が釣りあい、表面形状が一定の状態の模式図を Fig. 2 に示す。このとき、液表面の P と P' は炉内圧と等しいから、P-P' 間の圧損 ΔP_{flow} (Pa) は、高低差による静水圧 $\Delta P_{\text{gravity}}$ (Pa) により補償されなければならない。出銚口付近を除けば液流速は十分小さいことから、 ΔP_{flow} は Kozeny-Carman 式を用いて次式で与えられる。

$$\Delta P_{\text{flow}} = \frac{180\mu_{\text{slag}}}{d_p^2} \cdot \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3} v(v dt) \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 d_p (m)、 ε (-)、 μ_{slag} (Pa·s)、 v (m/s) はそれぞれ、粒子径、空隙率、スラグ粘度、流速である。また、静水圧 $\Delta P_{\text{gravity}}$ は次式で与えられる。

$$\Delta P_{\text{gravity}} = \rho_{\text{slag}} \cdot g \cdot \sin \theta (v dt) \dots\dots\dots(2)$$

ここで ρ_{slag} (kg/m³) はスラグ比重であり、上記2式が等しいことから (3) 式が導かれる。

$$\sin \theta = \frac{180\mu_{\text{slag}}}{\rho_{\text{slag}} g d_p^2} \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} v \dots\dots\dots(3)$$

液の表面形状を一致させるには、実機と模型で無次元数 θ (rad) を一致させる必要があるから、(3) 式の右辺も実機と模型で等しくしなければならず、(4) 式が得られる。

$$\frac{180\mu}{\rho g d_p^2} \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} v = \frac{180\mu'}{\rho' g d_p'^2} \cdot \frac{(1-\varepsilon')^2}{\varepsilon'^3} v' \dots\dots\dots(4)$$

ここで、 v' (m/s)、 ρ' (kg/m³)、 μ' (Pa·s)、 ε' (-)、 d_p' (m)、 D_H' (m) は、模型の、流速、擬似スラグ比重、粘度、空隙率、粒径、

Table 1. Experiment conditions.

	Blast furnace (10000 t/d)	Scale model (Half Cylinder)
Hearth diameter D_H	15.0 m	0.4 m
Particle diameter d_p	2.4×10^{-2} m	6.0×10^{-3} m
Packed bed porosity ε	0.300	0.383
Slag density ρ_{slag}	2800 kg/m ³	828 kg/m ³
Slag viscosity μ_{slag}	4.35×10^{-1} Pa·s	9.5×10^{-3} Pa·s
Slag productivity V_{slag}	1.24×10^{-2} m ³ /s	1.00×10^{-5} m ³ /s
Metal density ρ_{metal}	6700 kg/m ³	1780 kg/m ³
Metal viscosity μ_{slag}	6.0×10^{-3} Pa·s	1.42×10^{-3} Pa·s
Metal productivity V_{metal}	1.72×10^{-2} m ³ /s	1.39×10^{-5} m ³ /s
Scale factor of superficial velocity v^*	0.441	
Scale factor of volume velocity v^*	620	
Scale factor of length l^*	37.5	
Scale factor of time t^*	85.0	

炉床径である。この式から、流速、長さ、体積速度、時間の相似比はそれぞれ、

$$v^* \equiv \frac{v}{v'} = \frac{\rho\mu'}{\rho'\mu} \left(\frac{d_p(1-\varepsilon')}{d_p'(1-\varepsilon)} \right)^2 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon'} \right)^3 \dots\dots\dots(5)$$

$$l^* \equiv \frac{l}{l'} = \frac{D_H}{D_H'} \dots\dots\dots(6)$$

$$v_{\text{vol}}^* \equiv l^{*2} v^* = \frac{\rho\mu'}{\rho'\mu} \left(\frac{d_p(1-\varepsilon')D_H}{d_p'(1-\varepsilon)D_H'} \right)^2 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon'} \right)^3 \dots\dots\dots(7)$$

$$t^* \equiv \frac{t}{t'} = \frac{l^*}{v^*} = \frac{\rho'\mu D_H}{\rho\mu' D_H'} \left(\frac{d_p'(1-\varepsilon)}{d_p(1-\varepsilon')} \right)^2 \left(\frac{\varepsilon'}{\varepsilon} \right)^3 \dots\dots\dots(8)$$

であることが分かる。ここで、 v_{vol} (m³/s)、 l (m)、 t (s) は体積速度、代表長さ、時間である。炉床径 15 m、出銚量 10000 t/d 相当の実験条件を Table 1 に示す。

3. 実験結果と考察

液の排出速度、HCFC 比、液面高さの時間変化を計測した結果を Fig. 3 に示す。HCFC 排出速度は排出開始 60 秒間で急激に増加するが、その後は停滞する。一方パラフィン排出速度は 60 秒以降に増加するため、HCFC 比は 60 秒で最大となる。また、パラフィン液面高さが出銚時間の半分である 90 秒で最大となるのに対し、HCFC 液面は 60 秒で最大となる。Fig. 4 に実機計測結果例を示す。Table 1 の相似比に従い、出銚時間は模型の 85 倍となっており、出銚滓速度、溶銚比率の時間変化も模型実験に一致していることから、模型実験は十分実機現象を再現していると考えられる。また、後述の異なる実験条件においても、HCFC 比と HCFC 液面高さは常に同じ時間で最大となったことから、HCFC 比は HCFC 液面高さに比例すると仮定できると判断された。

次に、出銚量が液面高さとスラグ比の時間変化に及ぼす影響を調べるために、液供給量を増加させた実験結果を Fig. 5 に示す。供給量が 11000 t/d 相当より大きい条件では、回

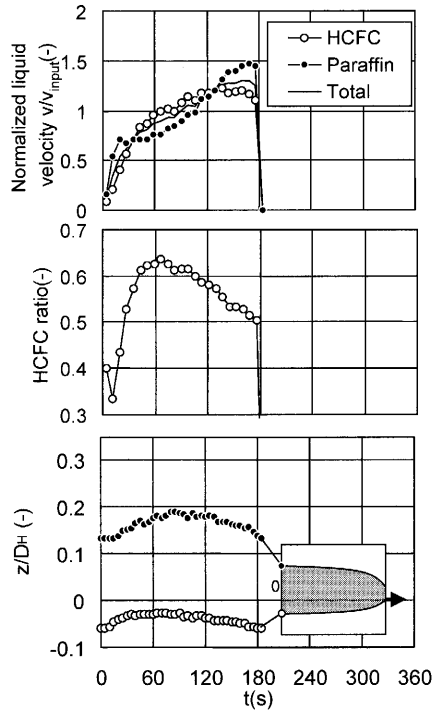


Fig. 3. Time dependent of liquid velocity, HCFC ratio and levels.

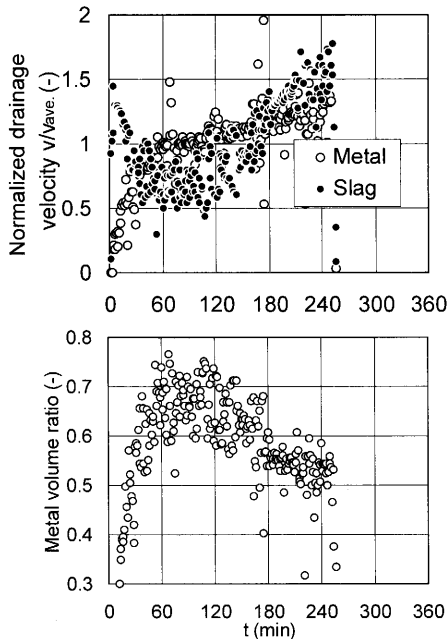


Fig. 4. Measured casting velocity of actual BF.

転式サンプラーの容量限界のためHCFC比の計測はできなかったものの、供給量が増加すると最大HCFC比が増加し、その時間も遅れる、いわゆるスラグ遅れが確認された。また、最大液面高さとお銑時間が増加することも確認された。このような炉内液面高さの上昇を防止するため、通常の高出銑比操業では出銑開孔径を拡大する対策が採られる。13000 t/d相当で、開孔径に対応する出銑初速度を増加させた実験結果を Fig. 6 に示す。流調バルブの開速度は維持し

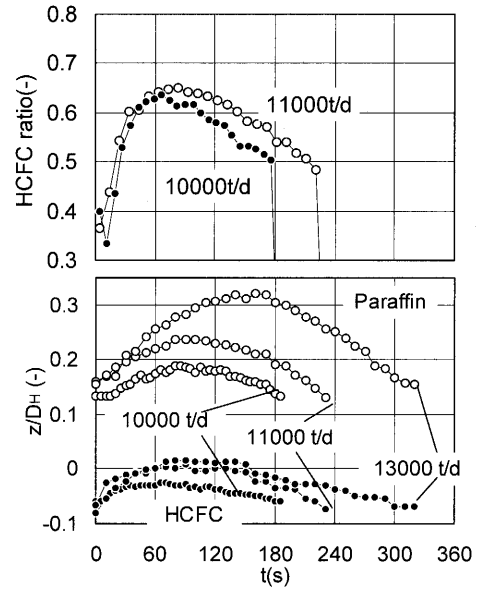


Fig. 5. Effects of high production on HCFC ratio and liquid levels.

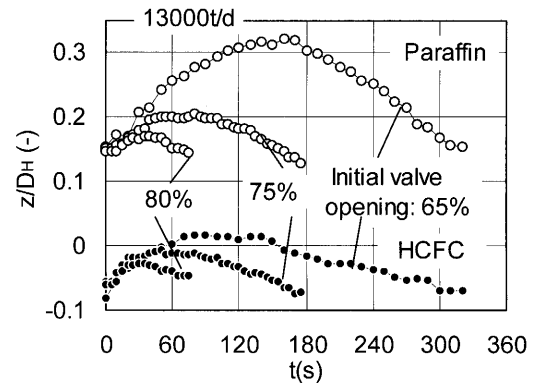


Fig. 6. Effect of initial opening on liquid levels.

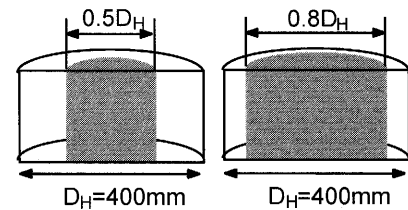


Fig. 7. Low permeability zone in model hearth.

たまま、初期開度を大きくすると、出銑時間、最大液面高さ共に減少した。この実験結果は、高出銑比操業時の出銑開孔径拡大が適切な対応であることを証明している。

以上の実験は炉床が均一充填層である事を前提としているが、国内外の複数の高炉では、炉床に通液性が悪い領域(低透過層)が存在することが報告されている⁸⁻¹²⁾。そこで基礎検討として Fig. 7 に示す半裁円筒を設置した実験を行った。液面高さとお銑時間の測定結果を Fig. 8 に示す。出銑時間は一定であるが、最大液面高さとお銑時間は低透過層の大きさと共に増大する。この結果は低透過層の

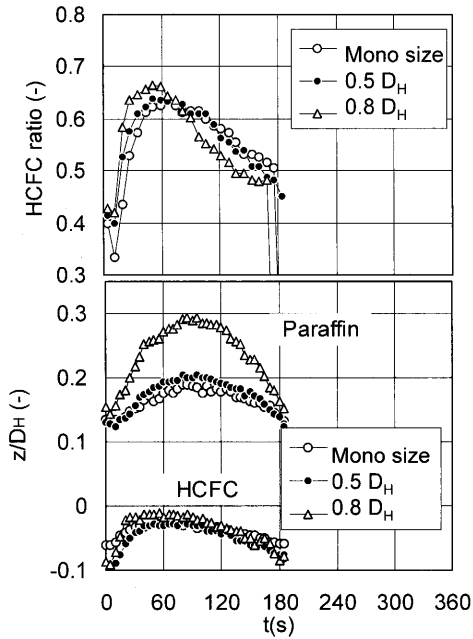


Fig. 8. Effect of LPZ size on liquid levels.

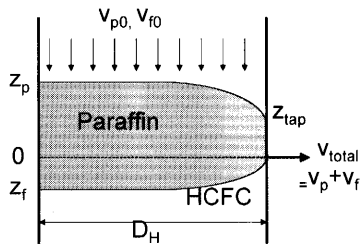


Fig. 9. Schematic diagram of mathematical model.

大きさは、出鉄時間では検知不可能であるが、出鉄中のスラグ比変動から推定可能であることを示している。

4. 模型実験の数学モデル化

HCFC比がその液面高さに比例するとの実験結果に基づき、前報⁷⁾で報告した数学モデルを改良した。本モデルの模式図をFig. 9に示す。流速による液面の傾斜は出鉄口付近に集中しているため、パラフィンとHCFCの高さを z_p (m), z_f (m) とすると、模型内のパラフィンの体積はその層厚 ($z_p - z_f$) で推定できると仮定した。また、総液排出速度とHCFC比はそれぞれ、時間とHCFC高さに比例すると仮定した。以上の条件は(9)~(13)式で表現される。

$$v_p + v_f = v_{total} \dots\dots\dots (9)$$

$$v_{total} = a_{tap} t + v_{total0} \dots\dots\dots (10)$$

$$v_f / v_{total} = 1 + z_f / (k_f D_H) \dots\dots\dots (11)$$

$$\epsilon S (1 - R_{lp}) (dz_p / dt) = v_{f0} - v_f \dots\dots\dots (12)$$

$$\epsilon S (1 - R_{lp}) (dz_p / dt) = v_{p0} + v_{f0} - v_{total} \dots\dots\dots (13)$$

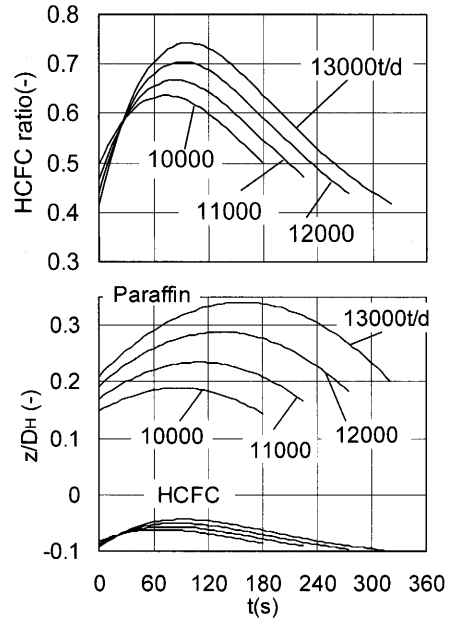


Fig. 10. Effects of high production on HCFC ratio and liquid levels.

ここで、 v_p (m³/s), v_f (m³/s), v_{p0} (m³/s), v_{f0} (m³/s), v_{total0} (m³/s), a_{tap} (m³/s²), k_f (-) はそれぞれ、パラフィンとHCFCの排出体積速度、パラフィンとHCFCの供給体積速度、液排出の初速度と加速度、無次元任意定数である。また S (m²) と R_{lp} (-) は炉床断面積と円筒型低透過層の断面積比である。(3)式で示されるように、パラフィンの平均傾斜は総液排出速度に比例すると考えられるため、液表面 z_p と z_{tap} (m) の高低差は次式で表される。

$$z_p - z_{tap} = (k_h D_H / 180) \sin \theta = (k_h D_H) \frac{\mu}{\rho g d_p^2} \cdot \frac{(1 - \epsilon)^2}{\epsilon^3} \cdot \frac{v_{total}}{S} \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 k_h (-) は無次元任意定数である。これら一連の全微分方程式を完全陽解差分法により計算した。初期条件の影響は数回の連続交互出鉄の後消滅し、周期定常状態が算出された。模型実験結果に基づき2つの無次元数は $k_f \approx 0.17$, $k_h \approx 7.0$ に設定された。

液供給量、排出初速度、低透過層がそれぞれHCFC比と液面高さに及ぼす影響を、Fig.10~12に示す。Fig. 5, 6, 8の模型実験結果をよく再現していることが分かる。

5. 実機出鉄滓数学モデル

理論的には、模型と実機で無次元数が一致するため、2つの無次元数 $k_f \approx 0.17$, $k_h \approx 7.0$ は実機で保たれると仮定した。出鉄滓体積速度の時間変化の模式図をFig.13に示す。出鉄時間 T (s) と最大出鉄滓体積速度 v_{max} (m³/s) は次式で表される。

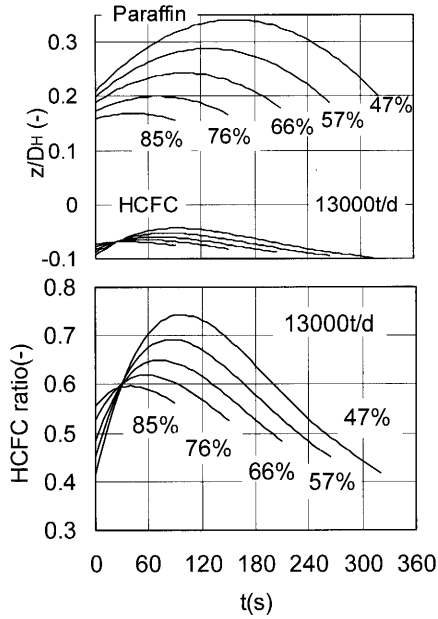


Fig. 11. Effect of initial drainage velocity on HCFC ratio and liquid levels. Percentages show ratio of initial drainage velocity to supply velocity.

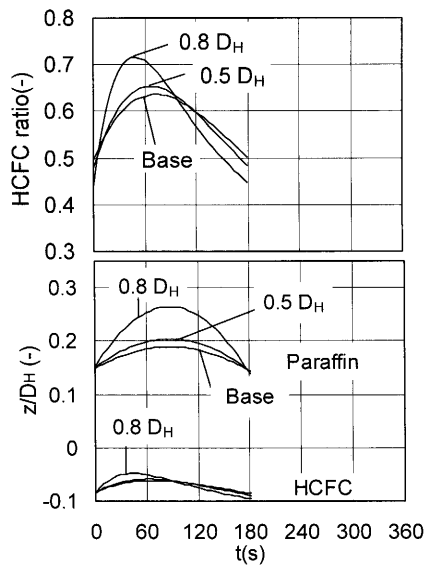


Fig. 12. Effect of LPZ size on liquid levels.

$$k_{tap} T = 2(v_{p0} + v_{f0} - v_{total0}) \dots \dots \dots (15)$$

$$v_{max} = 2(v_{p0} + v_{f0}) - v_{total0} \dots \dots \dots (16)$$

ガス吹き出銑止めの時点では、出銑滓体積速度 v_{total} (m³/s) と出銑口位置での液面高さ z_{tap} (m) はそれぞれ、最大 v_{max} (m³/s) と 0m である。この境界条件を (14) 式に代入すると、出銑末期の最小液面高さは (17) 式で与えられる。

$$z_{p \min} = (k_H D_H) \frac{\mu}{\rho g d_p^2} \cdot \frac{(1 - \epsilon)^2}{\epsilon^3} \cdot \frac{2(v_{p0} + v_{f0}) - v_{total0}}{S} \dots \dots (17)$$

(13) 式を積分し、この境界条件を代入することにより、スラグ液面高さ z_p の時間変化と最大値 $z_{p \max}$ の (18), (19) 式を得る。

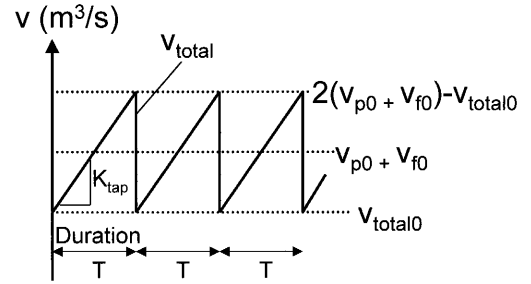


Fig. 13. Schematic diagram of total drainage velocity.

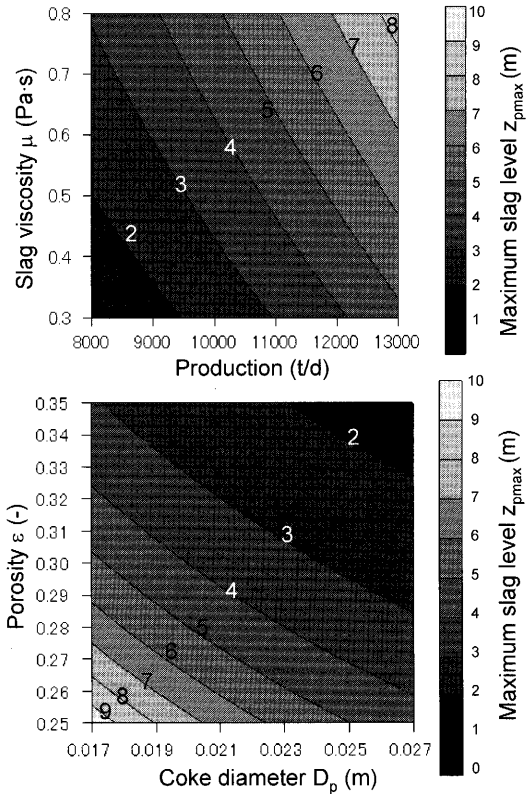


Fig. 14. Effects of casting strategy on cast duration and maximum slag level. Although the duration is same at point A and B, the maximum slag level of A is lower than B.

$$\epsilon S(1 - R_{lp})(z_p - z_{p \min}) = (v_{p0} + v_{f0} - v_{total0})t - 0.5k_{tap}t^2 \dots \dots \dots (18)$$

$$z_{p \max} = z_{p \min} + \frac{(v_{p0} + v_{f0} - v_{total0})^2}{2\epsilon S(1 - R_{lp})k_{tap}} \dots \dots \dots (19)$$

6. 考察

出銑量 ($v_{p0} + v_{f0}$)、スラグ粘度 μ 、粒径 D_p 、空隙率 ϵ が最大スラグ液面高さ $z_{p \max}$ に及ぼす影響を計算した結果を Fig.14 に示す。これらの4つの要因は全て最大液面高さに影響するが、スラグ粘度に較べると他の因子の影響が大きいことが分かる。これは (17), (19) 式より、最大液面高さに及ぼす粘度の影響が 1 乗であるの対し、出銑量が 2 乗、粒径と空隙率が -1 乗で影響するためである。例えば、出銑

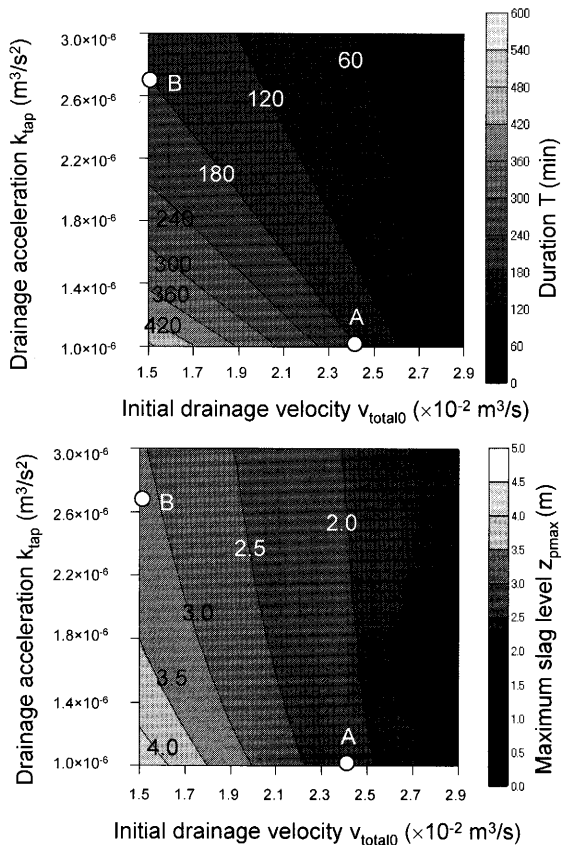


Fig. 15. Effect of production and permeability on maximum slag level.

量が10000 t/dから11000 t/dのわずか10%でも増加すると、最大液面は約1 m上昇する。出銑口と羽口の高差が4~5 mであることを考慮すると、出銑比を増加させるに当たっては最大液面高さの上昇を常に考慮する必要がある。また、(15)式から分かるように、出銑量の増加は出銑時間の延長を意味する。出銑比増加に伴う出銑時間の延長は炉前作業負荷低減になるが、炉内液面レベルも上昇していることに留意する必要がある。

次に、出銑開孔径 v_{total0} とマッド損耗速度 k_{tap} が出銑時間と最大液面高さに及ぼす影響を Fig.15 に示す。出銑開孔径を拡大、あるいは損耗しやすいマッド材を使用することで、最大液面高さを低下することができるが、出銑時間も短縮する傾向にあることが分かる。しかし、詳細にみても、A点とB点では出銑時間は同じでも、開孔径を大きくして高耐久性マッドを使用したA点で最大液面高さは低いことが分かる。これはマッド損耗速度 k_{tap} が液面高さに-1乗で効くため、ある程度大きくなると効果がほとんど無いのに

対し、出銑開孔径 v_{total0} は2乗で効くためである。

出銑作業以外による炉内液面高さの抑制手段は限られる。Fig.14はスラグ粘度低減の効果は小さく、炉床の通液性の改善以外に手段が無いことを示している。このことは高出銑比操業では、コークス強度が重要であることを示唆している。

6. 結論

模型実験結果に基づき、出銑量と出銑方法が炉内残銑滓量に及ぼす影響を定量化するモデルを開発した。その結果、炉内最大液面高さは出銑比の2乗に比例することが明らかになった。また、炉床充填層通液性が炉内最大液面高さに及ぼす影響はスラグ粘度より大きく、高出銑比操業時はコークス強度が重要であることが示された。

さらに、出銑初速度が炉内最大液面高さに2乗で影響するため、大出銑開孔径と高耐久性マッドの組み合わせにより、出銑時間を維持しつつ高炉内最大液面高さを抑制することが定量的に示された。このことは高耐久性マッドの開発が高出銑比操業において重要であることを示している。

文 献

- 1) T.Fukutake, H.Shikata, I.Ichihara, T.Tamiya, K.Okumura and H.Kawarada: Proc. of Ironmaking Conf., ISS, Warrendale, PA, (1983), 567.
- 2) H.Saxen, J.Brannbacka, J.Torrkulla and M.Waller: Proc. of Int. BF Lower Zone Symp., BHP, Wollongong, (2002), #7.
- 3) W.Kowalski, H.J.Bachhofen, H.P.Ruther, S.Rodl, K.Marx and T.Thiemann: Proc. of Ironmaking Conf., ISS, Warrendale, PA, (1998), 595.
- 4) K.Nishioka, M.Shimizu and T.Maeda: Proc. of 2nd Int. Conf. on Process Development in Iron and Steelmaking (SCANMET II), MEFOS, Lulea, (2004), 113.
- 5) T.Fukutake and K.Okabe: *Trans. Iron Steel Inst. Jpn.*, **16** (1976), 309.
- 6) W.B.U.Tanzil, R.J.Nightingale, P.Zulli, B.D.Wright and I.Bean: Proc. of 2nd Int. Conf. on Process Development in Iron and Steelmaking (SCANMET II), MEFOS, Lulea, (2004), 321.
- 7) T.Nouchi, M.Yasui and K.Takeda: *ISIJ Int.*, **43** (2003), No. 2, 175.
- 8) K.Takeda, S.Watakabe, Y.Sawa, H.Itaya, T.Kawai and T.Matsumoto: *Iron Steel Maker*, (2000), March, 79.
- 9) P.Negro, C.Petit, A.Urvoy, D.Sert, H.Pierret: Proc. of Ironmaking Conf., ISS, Warrendale, PA, (2001), 337.
- 10) J.Torrkulla, J.Brannbacka and H.Saxen: Proc. of Ironmaking Conf., ISS, Warrendale, PA, (2000), 481.
- 11) P.Zulli, F.W.U.Tanzil, Q.He, B.D.Wright, I.Bean and R.J.Nightingale: 3rd Int. Conf. on Science and Technology of Ironmaking (ICSTI), Steel Institute VDEh, Dusseldorf, (2003), 482.
- 12) J.Lee and J.Chung: Proc. of 2nd Int. Conf. on Process Development in Iron and Steelmaking (SCANMET II), MEFOS, Lulea, (2004), 123.