

離散要素法に基づく高炉内コークス充填層の応力分布と固体流れの解析

野内 泰平*・佐藤 健*・佐藤 道貴*・武田 幹治*

Stress Field and Solid Flow Analysis of Coke Packed Bed in Blast Furnace Based on DEM

Taihei NOUCHI, Takeshi SATO, Michitaka SATO and Kanji TAKEDA

Synopsis : The stability of blast furnace operation, such as blast pressure, burden descending, liquid holdup and residual amount of slag in hearth, are dominated by the permeability of coke packed bed. The coke degradation in packed bed is caused by abrasion. Then the stress field is calculated by simulation based on discrete element method (DEM) to make clear the abrasion mechanism. Coke free space shape affects on the liquid drainage efficiency and hearth refractory erosion. Then the effects of hearth depth, burden load and coke consumption on the coke free space shape is considered by using the DEM simulation also.

The calculated results show that a force network is formed in the whole of BF and supports the load of burden. The stress of particle in the network is much larger than the average, which can be estimated by continuous simulation. A coke in force network is abraded until the contact cross section larger and contact stress is less than the compressive stress. After then another coke particle participates in force network. Coke abrasion is caused by such force network reconstructions. Coke free space shape is dominated by the solid flow caused by coke consumption in hearth. The coke free space shape, hearth refractory erosion and drainage efficiency can be affected by the hearth depth, burden load and coke consumption in hearth.

Key words: blast furnace; buoyancy; liquid flow; mathematical model; scale model; free space; paced bed; solid flow; stagnant zone; low permeability zone; coke deterioration; coke powder; force network; DEM simulation; hearth; stress; circumferential flow; life extension; hearth profile; refractory.

1. 緒言

一貫製鉄所におけるエネルギー効率は既に高いレベルにあるが、CO₂排出量削減を目的としてさらなる省エネルギーが求められている。中でも製鉄所内最大の炭素消費工程である高炉での使用量削減は最重要課題である。石炭を原料とするコークスは炉内において、熱源、還元材、通気確保材（スパーサー）の役割を担っている。熱源と還元材は、理論的には電力や含水素エネルギー（重油、天然ガス、コークス炉ガス）により代替可能であるが、向流充填層反応炉である高炉に不可欠なスパーサーはコークス以外にないため、還元材比の大幅な削減にはコークス粉化機構の解明と粉化抑制が不可欠である。

送風圧、原料降下、液ホールドアップ、排銹滓などの操業安定性は、コークス充填層の通気・通液性に依存する。Fig. 1に示されるように、衝撃、磨耗、ソリューションロス、アルカリ反応、熱衝撃、送風衝風、などの様々な要因によってコークスは粉化するが¹⁾、中でも磨耗は炉内全体で発生するため、送風衝風による粉化と並んでもっとも量が

大きいと考えられる。コークス強度評価で広く用いられるドラム試験は衝撃粉化を再現することから剪断試験機を用いた磨耗強度評価も行われているが^{2,3)}、矩形箱による繰り返し剪断は炉内降下中に加わる力とは明らかに異なると考えられる。したがって、剪断試験結果から実炉での粉化量を推定するためには、実炉の原料降下を再現し、接触力を評価する必要があると思われる。また、コークスフリースペース形状と充填層通液性分布は、炉床排銹滓性と炉床耐火物損耗に強く影響するため、応力分布に基づくフリースペース形状と充填層粒度分布の推定も重要であると考えられる。

コークスの磨耗挙動を調べるには接触点での応力を知る必要がある。模型あるいは実機の応力を土圧計により測定することは可能であるが^{4,5)}、それは個々の接触点における応力ではなく計測面での平均値であるため、シミュレーションによる推定が不可欠である。数値シミュレーションは大きく連続体モデル⁶⁾と離散系モデル⁷⁻¹³⁾に分けられるが、連続体モデルで算出されるのは平均応力であり個々の接触点における応力ではない。また、コークスフリース

原著論文：ISIJ Int., Vol. 45 (2005), No. 10, pp. 1426-1431

平成18年3月31日受付 平成18年5月30日受理 (Received on Mar. 31, 2006; Accepted on May 30, 2006; originally published in ISIJ Int., Vol. 45, 2005, No. 10, pp. 1426-1431)

* JFEスチール (株) スチール研究所 (Steel Research Laboratory, JFE Steel Corporation, 1 Kokan-cho Fukuyama 721-8510)

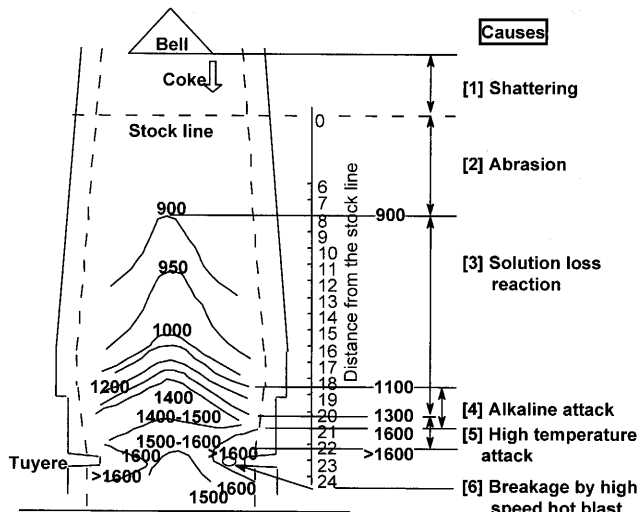


Fig. 1. Coke degradation factors and temperature distribution estimated from Lc of Coke (Kawasaki No. 2 BF).

ペース形状の算出も困難である。そこで本研究では離散系シミュレーションの一つである、離散要素法 (DEM: Discrete Element Method) による検討を行う事とした。

2. 計算方法

コークスが不定形であることから、転がり摩擦を導入した離散要素法を使用する事にした⁸⁻¹²⁾。粒子は接触点 (粒子間, 壁面, 底面) と周囲の流体からの力とモーメントにより, その並進と回転運動を変化させる。厳密には, 再隣接粒子と接触流体からの力とモーメントだけでなく, 少し離れた粒子と流体の影響も受けるが, それらを全て計算することは不可能であるため, 本シミュレーションでは最隣接粒子と接触のみを考慮し, 流体の抗力も無視することとした。すると, 粒子*i*の並進運動は次式で表される。

$$m_i \frac{d\mathbf{V}_i}{dt} = (m_i - m_f)\mathbf{g} + \sum_{j=1}^{k_i} (\mathbf{F}_{c,ij} + \mathbf{F}_{d,ij}) \dots (1)$$

ここで, m_p, m_f, \mathbf{V}_i はそれぞれ, 粒子質量, 粒子と同体積の液体質量, 並進運動ベクトルである。Fig. 2 に示すように, 重力, 浮力 (粒子が溶銑中に有る場合), 粒子間相互作用力 (弾性力 $\mathbf{F}_{c,ij}$ と減衰力 $\mathbf{F}_{d,ij}$) を考慮し, 粒子*i*に接触する k_i 個の粒子との相互作用力の和を計算した。

また, 計算時間短縮のため, 粒子は次式で表現されるフック則に従う弾性体と仮定した。

$$m \frac{d^2x}{dt^2} + kx + c \frac{dx}{dt} = 0 \dots (2)$$

ここで, x, m, k, c はそれぞれ, 変形量, 質量, バネ定数, 減衰定数である。この解の一つは, A を任意定数として,

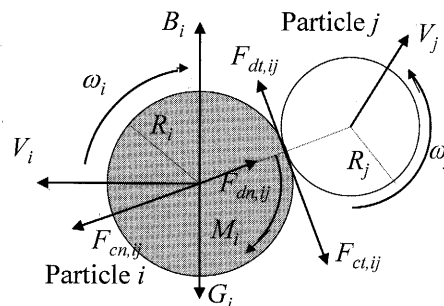


Fig. 2. Two-dimensional illustration of the forces acting of particle *i* in contact with particle *j*.

$$x = Ae^{-(c/2m)t} \sin \sqrt{\frac{k}{m} - \left(\frac{c}{2m}\right)^2} t \dots (3)$$

で表され, 振動半周期である接触時間とその最小値はそれぞれ,

$$T_{\text{contact}} = \frac{\pi}{\sqrt{\frac{k}{m} - \left(\frac{c}{2m}\right)^2}} \dots (4)$$

$$T_{\text{contact min.}} = \pi \sqrt{\frac{m}{k}} \dots (5)$$

で表される。時間刻み Δt を大きくすると計算時間を短縮できるが, それは接触時間より十分小さくなければならない。 Δt を最小接触時間の 1/10 とすると (5) 式より,

$$k_n = m \left(\frac{\pi}{10\Delta t} \right)^2 \dots (6)$$

の関係が得られる。また, 対象粒子を等方弾性体と仮定すると, 剪断方向バネ定数は,

$$k_t = \frac{k_n}{2(1+\nu)} \dots (7)$$

で表される。また, 衝突前後の速度差である反発係数 e と減衰定数 c との関係は (3) 式から次式で表すことができる。

$$e = e^{-(c/2m)T_{\text{contact}}} \dots (8)$$

$$c^2 = \frac{4mk}{(\pi/\ln e)^2 + 1} \dots (9)$$

粒子*i*に接触した粒子*j*は接触点でトルク \mathbf{T}_i を与え, 半径 R_i の粒子*i*が受けるトルクは

$$\mathbf{T}_i = \mathbf{R}_i \times (\mathbf{F}_{ct,ij} + \mathbf{F}_{d,ij}) \dots (10)$$

で表される。ここで, \mathbf{R}_i は粒子中心から接触点に向かう大きさ R_i のベクトル。 $\mathbf{F}_{ct,ij}$ と $\mathbf{F}_{d,ij}$ はそれぞれ, 剪断方向の弾性力と減衰力である。よって, 粒子*i*の回転運動は次式で表される。

$$I_i = \frac{d\omega_i}{dt} = \sum_{j=1}^k (\mathbf{T}_{ij} + \mathbf{M}_{ij}) \dots\dots\dots(11)$$

ここで、 ω_i は角速度ベクトル、 I_i は $0.4m_i R_i^2$ で表される慣性モーメント、 M_{ij} は転がり摩擦トルクである。粒子間接触と壁との接触による転がり抵抗は回転と反対向きのトルクで表現することができるが、ここでは簡単に、

$$\mathbf{M}_i = -\mu_r \mathbf{F}_{cn,ij} \omega_i / |\omega_i| \dots\dots\dots(12)$$

で表した。 μ_r は粒子の物性に依存する転がり摩擦係数、 $\omega_i / |\omega_i|$ は単位角速度ベクトルである。

計算時間短縮のため、炉全体と炉床の2つのシミュレーションを使い分けることとした。計算領域と計算条件をFig. 3とTable 1に示す。また、両シミュレーションともに、流体の影響は無視している。炉床モデルでは、スラグ中

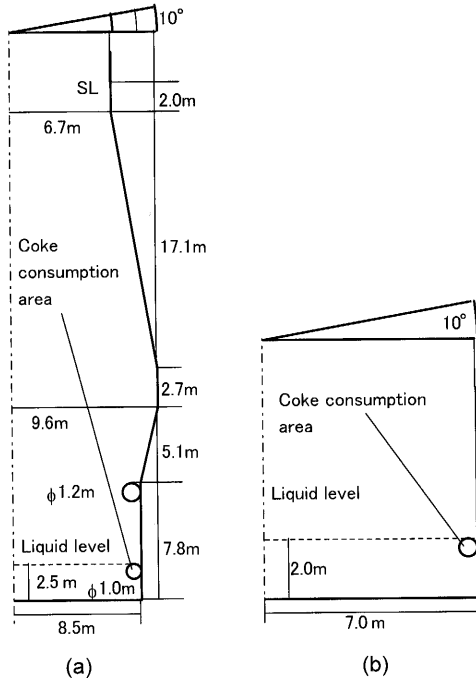


Fig. 3. Geometries used in DEM simulation of blast furnace solid flow: (a) whole BF model and (b) hearth model.

Table 1. Simulation conditions.

Parameter	Whole BF	Hearth
Diameter d_p	0.2m	0.1m*
Particle density ρ_s	1000 kg/m ³	1000 kg/m ³
Liquid density ρ_L	6700 kg/m ³	6700 kg/m ³
Particle number N	30000	30000
Poisson's ratio ν	0.2	0.2
Restitution coefficient e	0.46	0.46
Sliding friction coefficient μ_s	0.7	0.7
Rolling friction coefficient μ_r	0.06 d_p	0.075 d_p
Normal stiffness k_n	$m\pi^2/(10\Delta t)^2$	$m\pi^2/(10\Delta t)^2$
Shear stiffness k_t	$k_n/[2(1+\nu)]$	$k_n/[2(1+\nu)]$
Time step Δt	10^{-4} s	10^{-4} s
Discharging rate at raceway	500 /s	
Discharging rate at hearth	0, 33, 50, 143/s	1300 /sec**

*Particle diameter is decreased in proportion to residence time under liquid level.
 $d_p = \text{Max}(0.1 - 0.01t, 0.06)$
 **Correspond to 0.1m diameter particle volume.

FeOによる直接還元と浸炭により羽口直下の周辺部でコークスが消費され^{14,15)}、溶銑中ではゆっくりと粒径が低下すると仮定した。また炉床への荷重分布はFig. 4に示すように粒子を堆積させることにより再現した。

3. シミュレーションの検証

離散要素法を含めて、数値シミュレーションには検証が不可欠である。ガス無しの条件下でレースウェイ位置から粒子を排出したときの計算結果を、原料降下模型実験¹⁶⁾と比較してFig. 5に示すが、炉芯体積と等時間線の形状は模型実験と同様の傾向を示している事が分かる。また、炉床でのコークス消費の影響を計算した結果をFig. 6に示すが、炉床コークス消費が無いと(Fig. 6a)、炉芯が更新しないことが分かる。また、炉床での等時間線は、炉周辺部と炉中心部で狭く、中間部で広い計算結果となった(Fig.

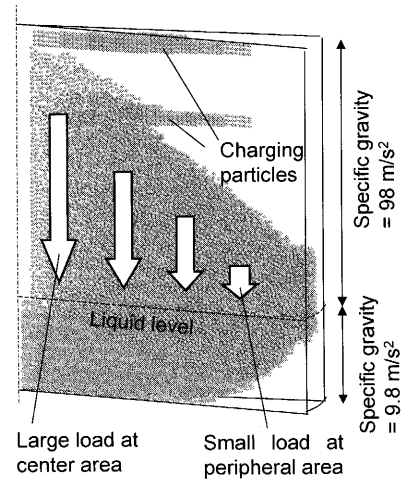


Fig. 4. Reproduce burden load distribution by particle piling and large gravity.

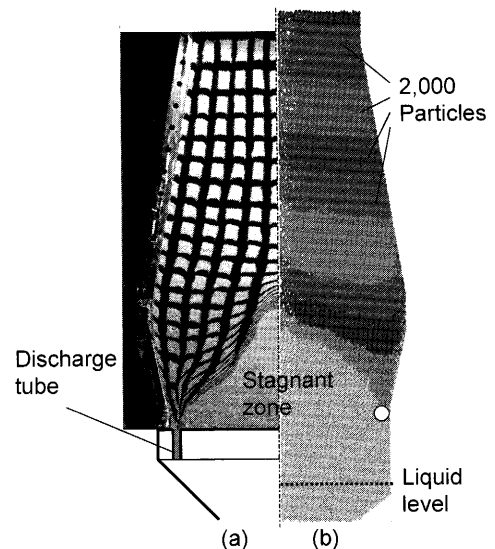


Fig. 5. Burden descending timeline and stagnant zone shape: (a) 1/30 scale model experiment and (b) simulation.

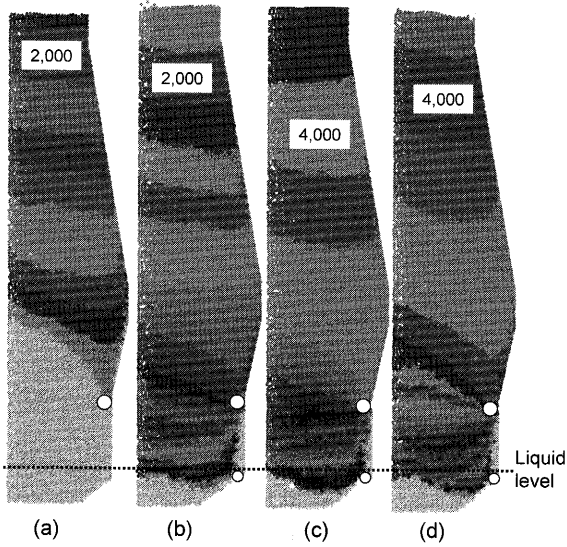


Fig. 6. Effect of hearth coke consumption on stagnant zone renewal: (a) 0/s; (b) 143/s; (c) 50/s and (d) 33/s. Particle colors are changed every certain number shown in the figure.

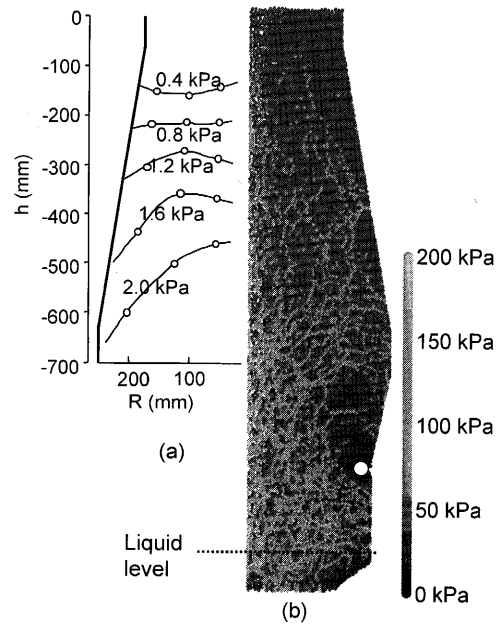


Fig. 8. Stress field of packed bed: (a) 1/30 scale model experiment and (b) simulation.

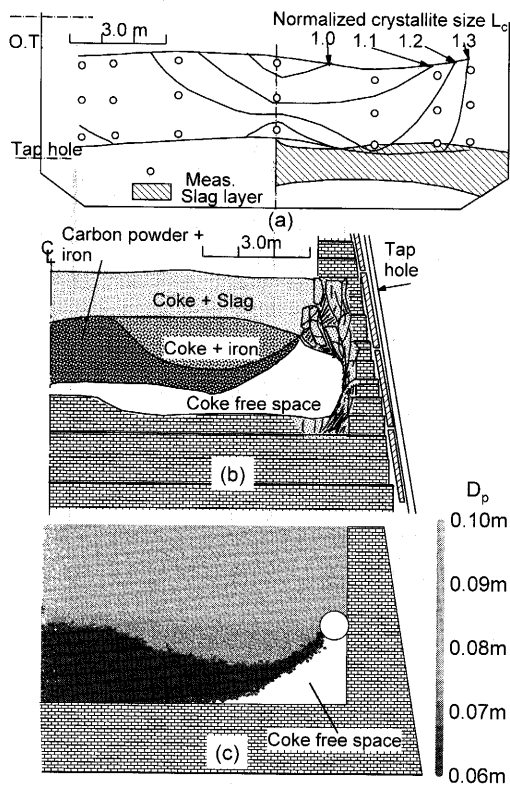


Fig. 7. Dissection analysis Results of Mizushima No. 4 BF: (a) crystallite size distribution; (b) packed bed structure and coke free space shape and (c) calculated particle diameter distribution.

6c-d). 水島4高炉解体調査結果と、炉床固体流れ計算結果をFig. 7に示すが、シミュレーションの等時間線の特徴が炉床コークス黒鉛化度分布(Fig. 7a)と同様であることが分かる。Table 1に示されるように、溶銑中のコークスは浸炭により粒径が低下すると仮定した結果、解体調査と同様の粉コークス層が炉芯底部に形成される事を確認した(Fig.

7b, 7c)。次に、次式で定義される圧縮応力分布を、模型実験結果とともにFig. 8に示す。

$$\sigma_n = \left(\sum f_{nk} \right) / (\pi D_p^2) \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 f_{nk} は粒子kから受ける粒子中心方向の力である。計算結果では強い応力を受ける粒子が炉下部中心に集中しており、模型実験と同様の応力分布を再現できることが分かる。また、応力の変化は連続的ではなく、強い応力を受ける粒子がネットワーク構造を形成して充填層を支えている事も分かる。

4. 計算結果および考察

応力の高さ方向分布を2次元的な分布図と共にFig. 9に示す。実線で示される平均応力は常に100kPa未満であるが、応力ネットワーク上の粒子に加わる応力ははるかに大きく、1MPaを超える粒子も存在する。以上のように、応力ネットワーク構造や大きな応力分布を再現できることは離散要素法の大きな利点である。1MPaの応力を受ける直径0.2mの粒子が、他の粒子と4箇所で接していると仮定すると、各接触点で受ける力は31.4kN(=1MPa $\pi D_p^2/4$)である。この計算結果は、粒子の圧潰強度が15MPaである場合、接触点が圧潰して接触面積を $2.1 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ (=31.4kN/15MPa)までを増加させることを示す(Fig.10)。ネットワーク上の粒子がこの粉化により小さくなると、Fig.11に示すように当該粒子はネットワークから外れ、隣接する粒子がネットワークに参加すると考えられる。充填層中の磨耗はこのようなネットワークの崩壊と再構築により引き起こされていると考えられる。また、荷重の増加に

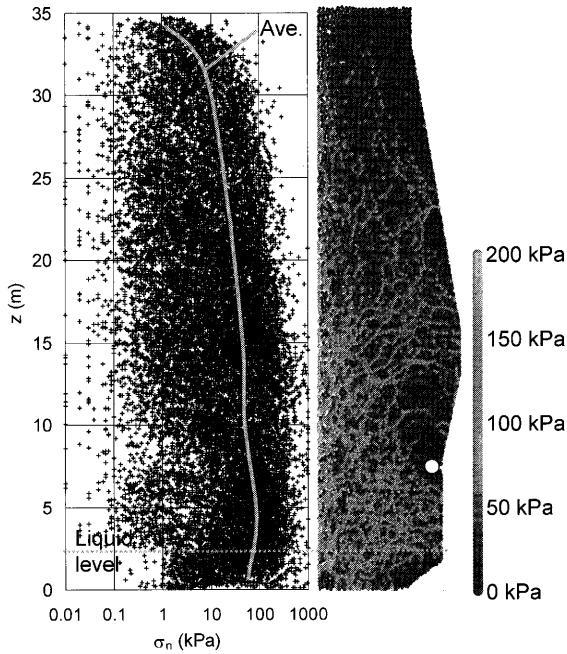


Fig. 9. Calculated normal stress distribution and stress field.

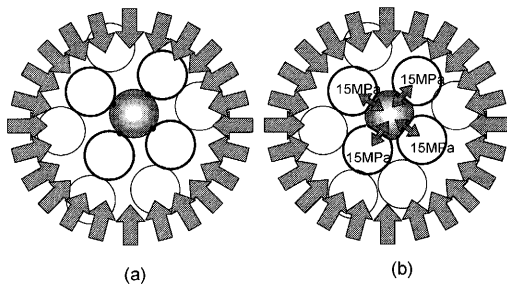


Fig. 10. Schematic diagram of coke abrasion in BF: (a) before abrasion and (b) after abrasion.

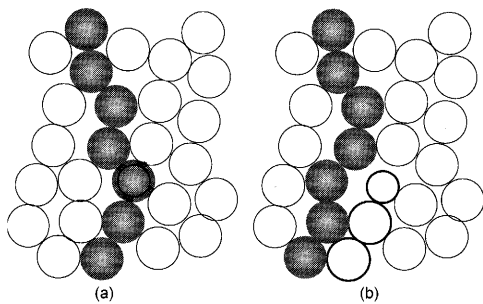


Fig. 11. Schematic diagram of force network reconstruction: (a) original force network and (b) reconstructed force network.

に伴い急激に粉化量が増大することが剪断試験により示されていることから (Fig.12)²⁾, 広い応力分布, 応力ネットワークを再現可能な剪断試験はドラム試験より炉内環境に近いと考えられ, 剪断試験に基づくコークス強度指数の提案が今後必要であると思われる。

炉床コークスフリースペースについては, ガス無しの条件においても, 炉床コーナー部に形成されることが Fig. 6

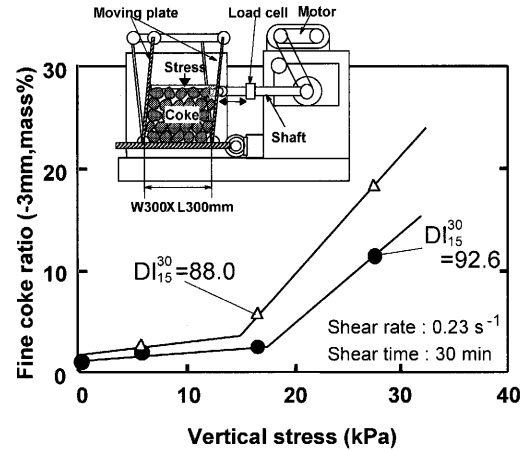


Fig. 12. Effect of vertical stress on fine coke ratio.

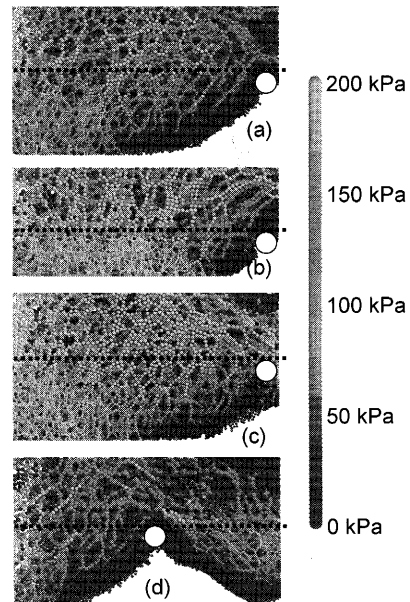


Fig. 13. Calculated result of stress field and coke free space shape in hearth: (a) base condition; (b) shallow (1 m) hearth; (c) 1.5 times large load and (d) moved consumption area.

から分かる。このことは, 炉床深度がある程度深いと, 荷重のみでフリースペースを無くすることが困難であることを示している。より詳細な検討を行うため, 炉床モデルによる計算結果を Fig.13 に示す。炉床を浅くしても, 炉芯やフリースペースは持ち上がり, 単純に炉底盤高さでカットされることが分かる (Fig.13a, 13b)。また, 荷重を 1.5 倍に増加しても, 側壁と炉底盤から延びる応力ネットワークが充填層を支えるため, フリースペースは消滅しない事が分かる (Fig.13c)。また, コークス消費位置が炉中間部にある場合, フリースペースもその直下で最大となるが, 木製ビーズを用いた水模型実験でも同様の結果が観察されており⁹⁻¹¹⁾, フリースペース形状は応力分布より, コークス消費分布に依存することを示していると考えられる。定常状態での粒度分布計算結果を Fig.14 に示す。長期滞留コーク

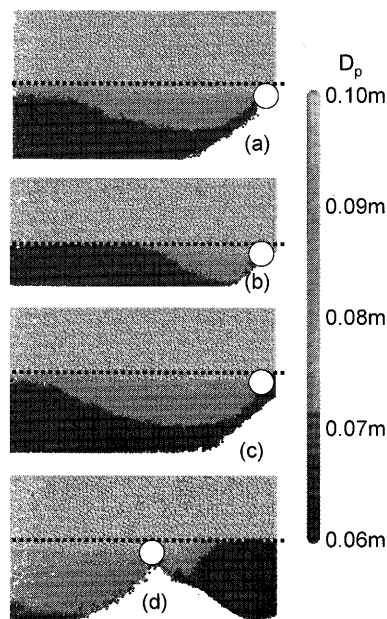


Fig. 14. Calculated result of coke diameter distribution in hearth: (a) base condition; (b) shallow (1 m) hearth; (c) 1.5 times large load and (d) moved consumption area.

スは粒径低下により、解体調査と同形状の粉コークス層を形成する (Fig. 7, 14a)。一方、浅い炉床ではほとんどのコークスは動くことができないため、コークス更新は周辺部に集中する (Fig. 14b)。このことは、浅い炉床では溶銑流が小さなフリースペースに集中し、損耗が促進される可能性を示していると考えられる。また、大きな荷重は炉芯を沈降させ、より厚い粉コークス層を形成することから (Fig. 14c)、炉芯沈降指数などで示されるように¹⁸⁾、高O/C、低圧損のような荷重が大きい場合に損耗が抑制されやすいことを示していると考えられる。コークス消費位置が炉中間部の場合、炉周辺部は粉コークスで占められるが (Fig. 14d)、炉中間部のLo/Lcが極端に大きくなり溶融物滴下も中間部に集中すると、羽口ゾンデの観測例にあるように¹⁹⁾、出銑滓が悪化する可能性を示していると考えられる。

5. 結論

離散要素法を用いて、高炉内充填層の圧縮応力分布と固体流れを計算した。応力の変化は連続的ではなく、強い応力を受ける粒子がネットワーク構造を形成して充填層を支えており、ネットワーク上の粒子の受ける応力は連続体モデルなどから推定される平均値よりはるかに大きい事が示された。また、ネットワーク上の粒子が接触点で受ける応

力は圧潰強度である15 MPaを上回るため、接触点の応力が圧潰強度以下になるまで接触点が崩壊して接触面積を広げると推定される。その過程で当該粒子はネットワークから外れ隣接粒子がネットワークに参加する。充填層中のコークス粉化はこのようなネットワークの崩壊と再構築により引き起こされると考えられる。

また、炉床深さ、応力、コークス消費位置がコークスフリースペースと粒度分布に及ぼす影響も離散要素法により計算した。浅い炉床では溶銑流が狭いフリースペースに集中し、損耗が起こりやすいと推定される。高O/C、低圧損のように応力が大きい場合、より安定な粉コークス層が形成され、損耗が抑制される可能性がある。また炉頂での鉱石やコークス等の装入物の半径方向分布、例えば鉱石とコークスの層厚比(Lo/Lc)の最大位置は炉床の排銑滓性に影響を及ぼす可能性がある事などが示された。

文 献

- 1) K.Matsubara, T.Miyazu and R.Takahashi: Proc. Symp. on Gondwana Coals, Comunicac dos Servi Geol os de Portugal, Lisbon, (1983), 161.
- 2) K.Fukada, S.Itagaki, I.Shimomura and M.Sato: *Tetsu-to-Hagané*, **87** (2001), No. 5, 267.
- 3) H.Yamaoka and K.Nakano: *ISIJ Int.*, **43** (2003), No. 1, 36.
- 4) T.Sato, S.Miyazawa, K.Takeda and H.Itaya: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), No. 4, 887.
- 5) T.Inada, Y.Matsukura, M.Yaeda, S.Matsumura, S.Komatsu, T.Yamamoto and M.Ohishi: *ISIJ Int.*, **43** (2003), No. 9, 1376.
- 6) T.Inada, K.Takatani, K.Takata and T.Yamamoto: *ISIJ Int.*, **43** (2003), No. 8, 1143.
- 7) B.D.Wright, P.Zulli, D.Pinson and A.B.Yu: Proc. of 6th World Cong. of Chemical Engineering, Institution of Chemical Engineers in Australia, Melbourne, (2001), 1318.
- 8) Y.C.Zhou, B.H.Xu and A.B.Yu: *Phys. Rev. E*, **64** (2001), #021301.
- 9) T.Nouchi, A.B.Yu and K.Takeda: Proc. of World Cong. on Particle Technology 4, Organising Committee, Sydney, (2002), #750 in CD.
- 10) T.Nouchi and A.B.Yu: Proc. of 9th APCCHE Cong. and CHEMECA 2002, Asian Pacific Confederation of Chemical Engineering, Christchurch, (2002), #593 in CD.
- 11) T.Nouchi, K.Takeda and A.B.Yu: *ISIJ Int.*, **43** (2003), No. 2, 187.
- 12) T.Nouchi, T.Sato, K.Takeda, M.Yasui and A.Yu: Proc. of 3rd Int. Conf. on Science and Technology of Ironmaking in Germany, Steel Institute VDEh, Dusseldorf, (2003), 393.
- 13) H.Kawai and H.Takahashi: *ISIJ Int.*, **44** (2004), No. 7, 1140.
- 14) Y.Kushima, S.Arino, J.Ono, M.Nakamura and K.Tachimori: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), No. 4, 65.
- 15) K.Takeda, T.Eto, Y.Sawa, H.Kokubu, S.Taguchi and H.Itaya: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), No. 4, 868.
- 16) T.Sato, S.Miyagawa, K.Takeda and H Itaya: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), 887.
- 17) T.Sato, K.Takeda and H.Itaya: *CAMP-ISIJ*, **9** (1996), 750.
- 18) K.Tanaka, H.Ohgusu, Y.Tomita, M.Hasegawa, T.Ohishi, T.Funakoshi, N.Ryo and T.Ouchi: *CAMP-ISIJ*, **4** (1991), 1028.
- 19) J.Steiler, R.Nicolle, P.Negro, M.Helleisen, N.Jusseau, B Mets and C.Thirion: Proc. of Ironmaking Conf., ISS, Warrendale, PA, (1991), 715.