

離散モデルを活用した高炉プロセス解析

Process Analysis of Blast Furnace by Discrete Element Method

野内 泰平 NOUCHI Taihei JFE スチール スチール研究所 製鉄研究部 主任研究員(課長)・工博
佐藤 道貴 SATO Michitaka JFE スチール スチール研究所 製鉄研究部 主任研究員(部長)・工博
武田 幹治 TAKEDA Kanji JFE スチール スチール研究所 製鉄研究部長・Ph. D.

要旨

高炉炉内の応力分布と固体流れの解析を目的に、2つのDEM(離散要素法)モデルを開発した。本モデルは気液による固体への抗力は考慮していないものの、計算結果は模型実験と高炉解体調査結果によく一致する。シミュレーション結果より、比較的強い応力を受けている粒子が形成するネットワークが高炉内充填層を支えており、粒子間接触点での応力はコークス圧潰強度を超える可能性があることが示された。また、高炉のシャフト角度が固体流れと応力分布に強く影響すること、炉床コークス充填層の停滞域に粉コークス層が形成され炉底レンガの浸食を抑制する可能性があること、粉コークス層の厚さは炉床の深さと装入物の荷重に大きく影響されることなども示された。

Abstract:

Discrete element method (DEM) calculation revealed the following: A packed bed in a blast furnace is supported by the formation of a network structure by particles receiving heavy stress. And the stress at the contact point of coke in the network can exceed the compressive strength. Shaft angle strongly affects solid flow and strength of stress in a blast furnace. On the assumption that the particle size of coke in molten pig iron decreases due to carbon dissolution, a coke powder layer is formed in the stagnant zone. The layer can protect the refractory of hearth against erosion, and its thickness is strongly affected by the depth of hearth and load of burden.

1. はじめに

近年のCO₂ガス削減要求の高まりから、製鉄所における生産性とエネルギー効率の向上は社会的責任となっており、大量の石炭により鉄鉱石を還元・溶融するとともに可燃性ガスとして製鉄所内にエネルギーを供給する製鉄工程への削減要求は非常に強いものとなっている。高炉法による製鉄では、鉄鉱石と石炭をそれぞれ塊成化した焼結とコークスを高炉上部から装入し、炉下部から熱風を吹き込む向流移動層型反応により高エネルギー効率、高生産性を達成している。高圧化、熱風吹き込み、羽口還元材吹き込みなどの技術開発に加え、内容積5500m³を超える大型化により、還元材比低減と出鉄量増大を指向してきたが、さらなる改善には高炉操業の限界現象を定量的に把握しそれを回避する技術の開発が不可欠である。

限界現象の発生機構とその発生限界の定量的把握には、連続体モデルと離散モデルの両方による検討、あるいはそ

れらの融合が必要であると思われるが、連続体モデルに比べると離散系モデルの高炉分野への適用は新しく、また計算対象も高炉の全体ではなく、現時点では一部の現象に着目した部分モデルの段階である。そこで本報告では、主にJFEスチールのこれまでの高炉分野への適用事例を報告するとともに、離散要素法適用の課題について述べる。

2. 離散要素法の高炉適用

離散要素法(discrete element method: DEM)は1970年代にCundallらによって土木工学の分野に導入され、粉体挙動の特徴を忠実に再現することから、混相流を含めて現在では代表的な粉体シミュレーション法の1つになっている¹⁾。原料が粒状体である製鉄プロセスにおいても1980年代には田中らがホッパーからの重力排出、高炉炉芯形成、炉頂偏析、レースウェイなどへ適用している²⁻⁶⁾。また、1990年代からは、加納らが焼結過程に⁷⁾、有山らがコークス押し出し過程に適用するなど⁸⁾、離散要素法の応用は製鉄プロセス全体に使用されるようになってきている。高炉では田中ら以降にも、炉頂原料装入⁹⁾、原料装入面での偏

析¹⁰⁾、原料降下・炉芯形成^{11,12)}、コークスフリースペース形成¹³⁾、レースウェイ内旋回・消滅^{14,15)}などのDEMシミュレーションが開発されている。これらは、連続体シミュレーションでも再現可能な現象であるが、DEMの特徴は、粒状体の自由表面形状、停滞領域形状、粒度偏析、応力ネットワーク構造の算出が可能であることである。たとえば、堆積形状の推定では模型実験に基づく表面関数と任意定数の調整が必要であり、炉芯形状も形状そのものの仮定または変数チューニングが必要である。また、偏析現象に関しても模型実験や実機調査による偏析係数の調整をしなければならない。連続体モデルは定常状態での実炉現象の再現や操業設計への応用などには実用上十分であるが、本来流体力学では説明できない粒状体の挙動計算に連続体の物性値を導入する以上、粒状体の運動を近似したものとならざるを得ない。また、粒状体の充填構造を支える応力のネットワーク構造は不連続現象であるため、連続体シミュレーションで再現することは非常に難しいと推定される。

以上述べたように、DEMは連続体シミュレーションにない特徴を持つことから、高炉の部分的なモデルに限られるものの、高炉解析の適用範囲を広げつつある。以降の章では、当社のDEMによる高炉内現象解析事例を紹介する。

計算時間短縮のため、炉全体と炉床の二つのシミュレーションを使い分けることとした。計算条件と計算領域を表1と図1に示す。また、両シミュレーションともに、流体の抗力は無視している。炉床モデルでは、スラグ中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^{16,17)}、溶銑中では浸炭により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図2に示す

表1 DEMによる高炉内解析の計算条件

Table 1 Simulation conditions of analysis of blast furnace based on DEM

		Whole blast furnace	Hearth
Diameter, d_p	(m)	0.2	0.1*
Particle density, ρ_s	(kg/m ³)	1 000	1 000
Liquid density, ρ_L	(kg/m ³)	6 700	6 700
Particle number, N		30 000	30 000
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	(s)	10^{-4}	10^{-4}
Discharging rate at raceway (s ⁻¹)		500	
Discharging rate at hearth (s ⁻¹)		0, 33, 50, 143	1 300**

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

** Correspond to 0.1 m diameter particle volume

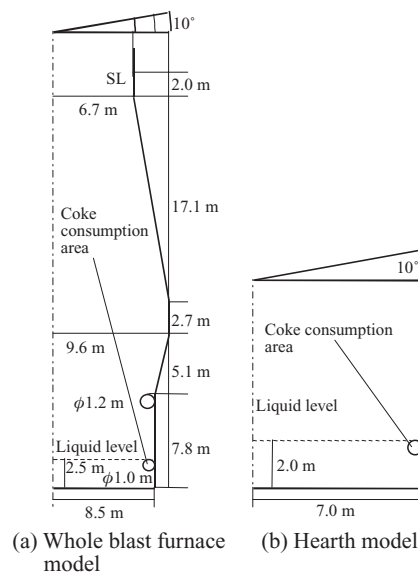


図1 高炉固体流れのDEMシミュレーションで使った形状 ((a)高炉全体, (b)炉床)

Fig.1 Geometries used in DEM simulation of blast furnace solid flow

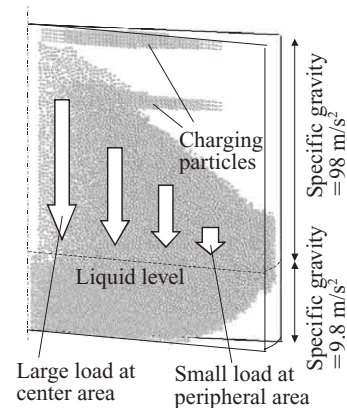


図2 堆積粒子と大重力による荷重分布再現

Fig.2 Reproduce burden load distribution by particle piling and large gravity

ように粒子を堆積させることにより再現した。

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。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¹⁸⁾と比較して図3に示す。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ことが分かる。また、炉床でのコークス消費の影響を計算した結果を図4に示す。炉床コークス消費がないと(図4(a))、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(図4(b)~(d))。西日本製鉄所(倉敷)第4高炉解体調査結果と、炉床固体流れ計算結果を図5に示すが、シミュレーションの等時間線の特徴(図4(b)~(d))が炉床コークス黒鉛化度分布(図5(a))と同様であることが分かる。溶銑中のコークスは浸炭により次第に小さくなると仮定した結果、解体調査と同様の粉コークス層

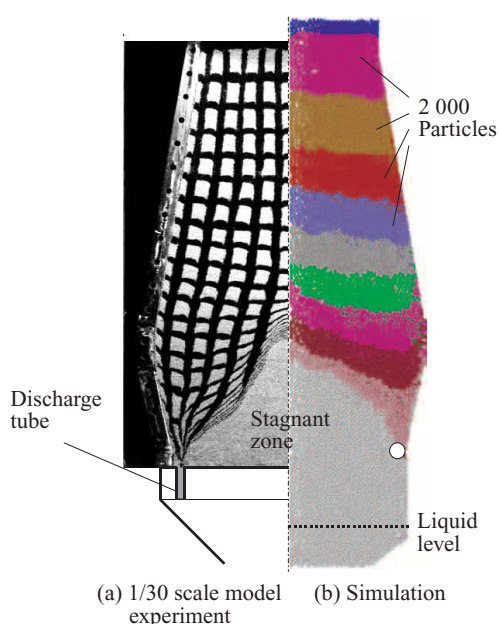


図3 装入物降下等時間線と炉芯形状 ((a) 1/30 縮尺模型実験, (b) 計算結果)
Fig.3 Burden descending timeline and stagnant zone shape

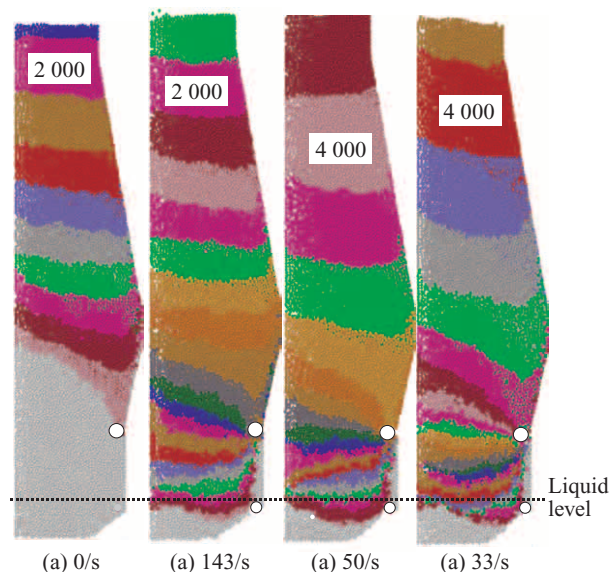


図4 コークス消費が炉芯の更新に及ぼす影響 (一定数ごとに粒子色は変化)
Fig.4 Effect of hearth coke consumption on stagnant zone renewal (Particle colors are changed every certain number shown in the figure.)

が炉芯底部に形成されることを確認した (図 5(b), (c))。

3. 計算結果と考察

高炉の炉体設計は、原料降下の安定性、ひいては高炉操業の安定性と炉体寿命の観点から非常に重要である。安定した原料の降下には、高炉の炉体プロフィール、特にシャフト角が重要であると考えられるが、模型実験では、シャフト角が小さいと周辺部の降下が中心部より速く、シャフ

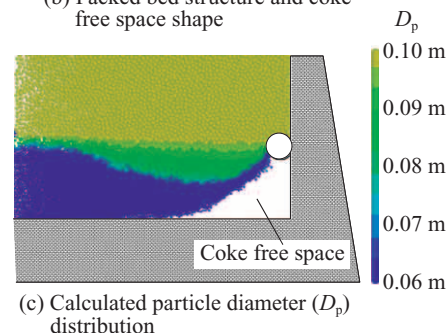
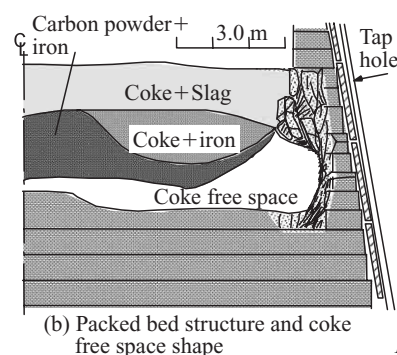
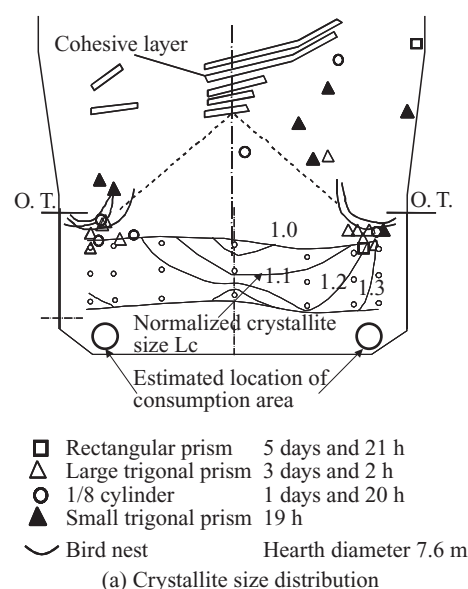


図5 西日本製鉄所(倉敷地区)第4高炉解体調査結果 ((a)黒鉛化度分布, (b)充填層構造とコークスフリースペース, (c)粒度 (D_p) 分布計算結果)

Fig.5 Dissection analysis Results of No. 4 blast furnace, West Japan Works (Kurashiki)

ト角が大きいと周辺部の降下が遅くなることが示されている¹⁹⁾。そこで、本シミュレーションにより、シャフト角が原料降下に及ぼす影響を計算し、結果を図6に示す。シャフト角が75°では、周辺部の降下が中心より速いことが分かる。一方、85°の場合は炉壁近傍で原料降下の遅れが発生しており、先の実験結果とほぼ一致している。炉芯の高さはシャフト角が大きくなると小さくなる傾向を示しており、これはシャフト角と炉口径拡大による内容積増大の結果、炉芯に加わる装入物の荷重が増大し、炉芯を形成する滑り線の角度が低下した結果である。このことは、大きなシャフト角の高炉では、より高強度の原料が必要であるこ

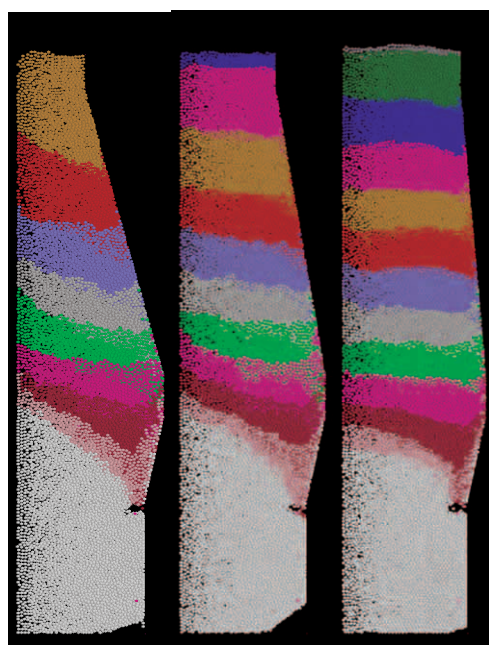


図6 シャフト角が固体流れに及ぼす影響の計算結果
Fig.6 Calculated effects of shaft angle on solid flow

とを示していると考えることができる。国内高炉のシャフト角は79°～84°の範囲に含まれており、以上の計算結果から実績シャフト角が装入物の安定降下と粉化抑制の観点から適していると推定される。

高炉の炉芯は更新が遅く、通気性が低いことから、羽口レベルでの断面積は小さい方が好ましいとされる。炉芯はレースウェイに囲まれた範囲であるため、レースウェイ深度拡大は炉芯縮小に有効であるとされる。レースウェイ深度拡大には、羽口前ガス速度上昇と羽口先端位置の炉中心側への移動が考えられる。そこでDEMにてレースウェイ位置を炉中心側に移動した計算を図7に示す。計算上のレースウェイの先端位置を、1.2 m から1.5 m に炉中心側に移動することにより、炉芯の体積は18%縮小するとともにボッシュ部表面にコークス滞留域が形成され、熱負荷低減も期待できることが示された。この結果から、溶損や座屈の問題のない範囲で、羽口の先端位置は炉内側に深いほうが、炉内通気性と熱負荷抑制の面から好ましいことが分かる。

高炉炉床内の充填構造（フリースペース形状、コークス粒度分布）は出鉄滓の安定と炉底損耗防止の観点から重要である。浮力中の固体流れを連続体モデルで近似することは困難であるが、DEMを適用することにより、フリースペース形状、コークス粒度分布を計算することが可能となった。炉床コークスフリースペースについては、炉床コーナー部に形成されることが図4から分かる。このことは、炉床深度（出鉄口から炉底盤までの深さ）がある程度深いと、荷重のみでフリースペースをな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

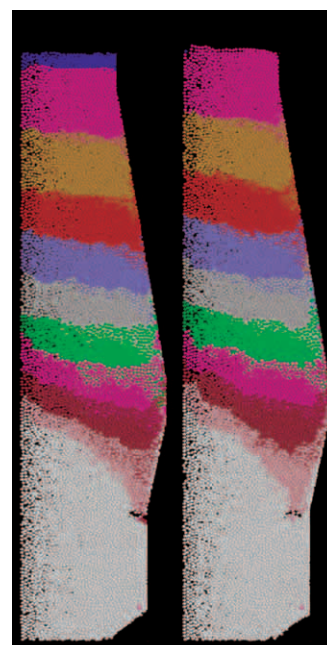


図7 レースウェイ位置の炉芯サイズへの影響の計算結果
Fig.7 Calculated effects of raceway position on dead man size by DEM

ルによる計算結果を図8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（図8(a), (b)）。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ことが分かる（図8(c)）。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^{13,20,21)}、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図9に示す。長期滞留コーク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（図9(a)）。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（図9(b)）。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（図9(c)）、炉芯沈降指数などで示されるように²²⁾、高O/C（装入鉱石重量とコークス重量の比）、低圧損の操業では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（図9(d)）、炉中間部のLo/Lc（鉱石層厚とコークス層厚の比）が極端に大きくなり溶融物滴下も中間部に集中すると、羽口ゾーンの観測例にあるように²³⁾、出鉄滓が悪化する可能性を示していると考えられる。以上の計算結果から、炉底保護の観点から粉コークス層を安定し

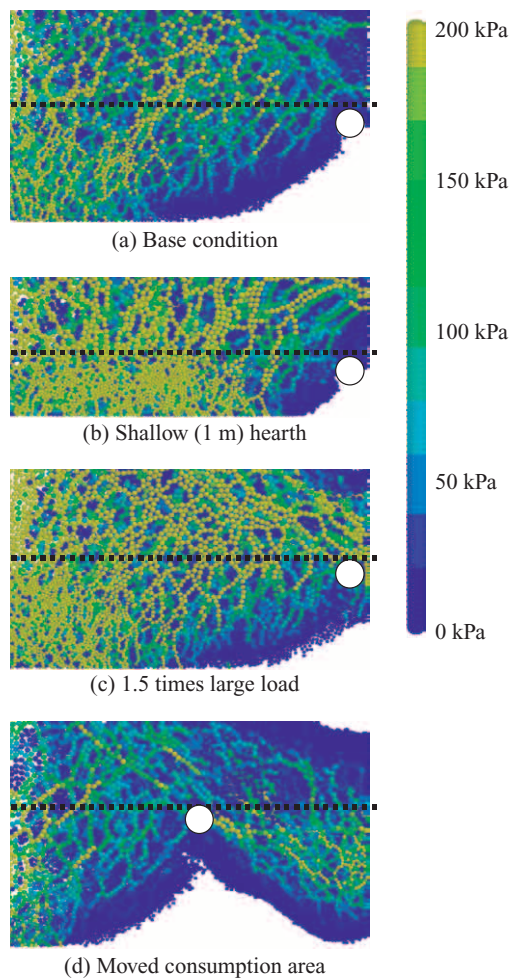


図8 応力分布とフリースペース形状の計算結果 ((a) ベース条件 (b) 炉床浅い (1 m), (c) 荷重 1.5 倍, (d) 消費位置変更)

Fig.8 Calculated result of stress field and coke free space shape in hearth

て形成する方法を図 10 に示す。高炉炉底盤に炉芯が接触している場合、炉軸心部の円錐状の領域は炉底盤に強い荷重で押し付けられているので、動くことができず、更新も困難である。それ以外の部分は、上部からのコークス供給と周辺部でのコークス消費によりゆっくりと更新される。粉コークス層の安定形成には、この移動層の更新時間を延ばすことが有効であり、移動層の体積を増加させる方法と周辺部での消費速度を抑制する方法が考えられる。高 O/C や原料通気改善により炉芯を沈降させる、あるいは炉底盤を深く設計し円錐状の固定層の体積を減少することにより、移動層の体積を増加させることができる。また、減産や損耗部位直上の羽口を遮蔽することで、周辺部の消費速度を抑制できると考えられる。

4. おわりに

DEM を用いた高炉内現象の解析事例を紹介した。高炉内の装入物の降下、応力分布、炉床フリースペース形状、

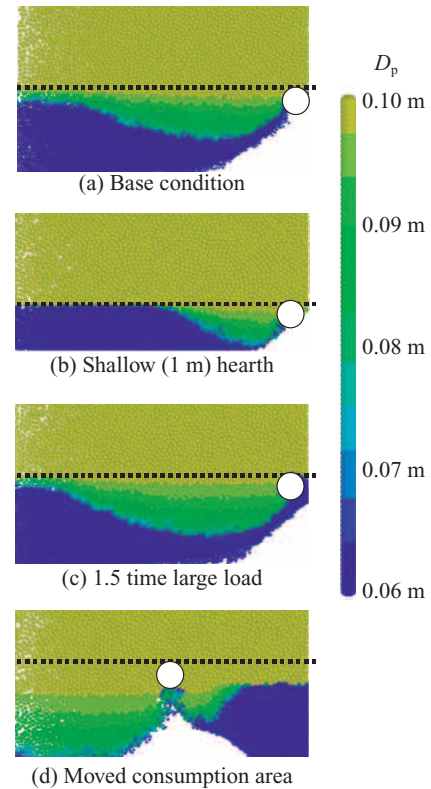


図9 炉床コークス粒度分布計算結果 ((a) ベース条件 (b) 炉床浅い (1 m), (c) 荷重 1.5 倍, (d) 消費位置変更)
Fig.9 Calculated result of coke diameter distribution in hearth

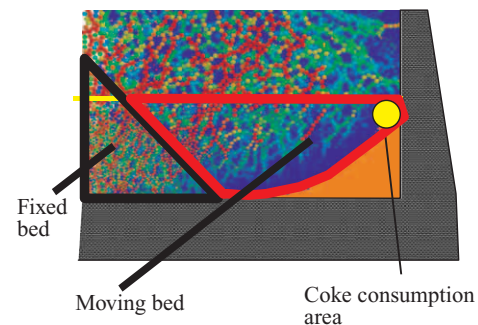


図10 厚い粉コークス層の形成方法
Fig.10 Control methods to form thick coke powder zone

炉床コークス粒度分布を算出することにより、シャフト角度、羽口設計、炉底盤深度などの設備設計の評価が可能となった。今後のコンピューターの性能上昇や、DEM の技術向上により、さらに高精度かつ高速な計算が可能となると思われる。

一方、DEM の一般的な課題と限界を除いても、高炉内での粒子の粒度分布や速度分布の広さ、軟化融着現象、滴下現象、不定形粒子の偏析・混合・破壊・粉化、多粒子種、化学反応消費など、高炉内現象には DEM にとって技術的あるいは計算負荷から再現困難な課題が存在する。緒言で述べたように、さらなる DEM の高炉適用には、連続体モデルとの統合が課題となると考えられる。

参考文献

- 1) 粉体シミュレーション入門. 粉体工学会編. 産業図書. 東京. 1998, p. 7.
- 2) 田中努, 梶原義雅, 稲田隆信. 鉄と鋼. 1986, vol. 72, no. 12, S914.
- 3) 稲田隆信, 田中努, 梶原義雅. 鉄と鋼. 1987, vol. 73, no. 4, S1.
- 4) 田中努, 梶原義雅, 稲田隆信. 鉄と鋼. 1987, vol. 73, no. 10, A203.
- 5) 田中努, 梶原義雅, 稲田隆信. 鉄と鋼. 1988, vol. 74, no. 12, p. 2262.
- 6) 梶原義雅, 稲田隆信, 田中努. 鉄と鋼. 1989, vol. 75, no. 2, p. 235.
- 7) 加納純也, 葛西栄輝, 齋藤文良, 早稲田嘉夫. CAMP-ISIJ. 1996, vol. 9, no. 4, p. 821.
- 8) 有山達郎, 下山泉, 板垣省三, 深田喜代志. 製鉄第54委員会本委員会提出資料. 54委-2183, 2000 (私信).
- 9) 井田傑, 藤田昌男. CAMP-ISIJ. 1999, vol. 12, no. 4, p. 704.
- 10) 松崎真六, 田口善弘. CAMP-ISIJ. 1999, vol. 12, p. 127.
- 11) Kawai, H.; Takahashi, H. ISIJ Int. 2004, vol. 44, no. 7, p. 1140.
- 12) Nouchi, T.; Sato, T.; Sato, M.; Takeda, K.; Ariyama, T. ISIJ Int. 2005, vol. 45, no. 10, p. 1426.
- 13) Nouchi, T.; Takeda, K.; Yu, A. B. ISIJ Int. 2003, vol. 43, no. 2, p. 187.
- 14) Nogami, H.; Yamaoka, H.; Takatani, K. ISIJ Int. 2004, vol. 44, no. 12, p. 2150.
- 15) 梅景俊彦, 湯晋一. 計算力学講演会講演論文集. 2004, no. 17, p. 739.
- 16) 九島行正, 有野俊介, 大野二郎, 中村正和, 日月慶治. 鉄と鋼. 1985, vol. 71, no. 4, p. 65.
- 17) 武田幹治, 江渡卓穂, 澤義孝, 国分春生, 田口整司, 板谷宏. CAMP-ISIJ. 1993, vol. 6, no. 4, p. 868.
- 18) 佐藤健, 宮川昌治, 武田幹治, 板谷宏. CAMP-ISIJ. 1993, vol. 6, p. 887.
- 19) 清水正賢, 山口荒太, 稲葉晋一, 成田貴一. 鉄と鋼. 1982, vol. 68, no. 8, p. 936.
- 20) Nouchi, T.; Yu, A. B.; Takeda, K. Proc. of World Cong. on Particle Technology 4, Organising Committee, Sydney. 2002, #750 in CD.
- 21) Nouchi, T.; Yu, A. B.; Proc. of 9th APCCHE Congress and CHEMECA 2002, Asian Pacific Confederation of Chemical Engineering, Christchurch. 2002, #593 in CD.
- 22) Tanaka, K.; Ohgusu, H.; Tomita, Y.; Hasegawa, M.; Ohishi, T.; Funakoshi, T.; N Ryo; Ouchi, T. CAMP-ISIJ. 1991, vol. 4, p. 1028.
- 23) Steiler, J.; Nicolle, R.; Negro, P.; Helleisen, M.; Jusseau, N.; Mets, B.; Thirion, C. Proc. of Ironmaking Conf., ISS, Warrendale, PA. 1991, p. 715.



野内 泰平



佐藤 道貴



武田 幹治