気孔構造を考慮した離散要素法による
高炉内コークス破壊現象のモデル化

高橋 功一1)・吉野 純2)・野内 泰平3)・加納 純也3)・石原 真吾3)・有山 達郎4)

Modeling of Coke Particle Breakage in Blast Furnace Considering Pore Structure by Discrete Element Method

Synopsis : Cokes in a blast furnace play an important role as a spacer for keeping gas permeability. Currently blast furnaces with large inner volume, exceeding 5000 m³, become common in Japan. Consequently, use of high strength coke is a crucial issue for modern blast furnaces. However, general methods for evaluating coke strength, for example drum test, are not enough for understanding the breakage behavior of cookes in detail. In order to evaluate the coke breakage behavior in blast furnaces, coke breakage model based on discrete element method (DEM) with cluster particles and bonds was developed. According to the experiments of indirect tensile test, the tensile strength of cookes shows wide distribution because of the randomness of the coke pore arrangement. Then, the DEM simulation model for coke breakage was developed by considering pores with random position. DEM simulations of indirect tensile test condition, with 10 cases of random pore arrangement for each Coke A (small porosity) and Coke B (large porosity), were carried out. The tensile strength obtained from experiments and DEM simulations were compared by using Weibull analysis. The simulation results show an agreement with the experimental results including distribution of coke strength. Finally, the probability distributions of coke breakage obtained from Weibull analysis was applied to a DEM simulation result of material flow in 5000 m³ blast furnace and percentages of coke breakage at deadman region were evaluated for Coke A and B.

Key words: ironmaking blast furnace; coke breakage; tensile strength; indirect tensile test; discrete element method (DEM); Weibull analysis.

1. 緒言

高炉は鉄石・コークスを交互に装入して層状充填した向
流型充填層反応器であるため、炉内通気性は安定操業確保
の重要な操業因子となる。コークス粒子は充填層内の装入
原料による荷重を支えて通気性を確保するスペーサー
としての役割を果たしている。一方、鉄石粒子に関して
は、高炉内で落下に伴い膨張・軟化・溶融現象を起こすた
め、スペーサーとしての役割は期待できない。したがって、
コークス粒子には高炉内全域においてスペーサーとしての
機能を保つことが求められる。

我が国の鉄鋼業においては、経済合理性を追求すべく長
い年月をかけて高炉内容積拡大による生産性向上を推進し
てきた。現在日本の高炉の半数は内容積5000 m³を超える
大型高炉となっている。しかし、高炉内容積の拡大と並行
して高品質原料、特に十分な強度を有する高品質コークス
が必要となってきた。さらに近年は羽口からの微粉炭吹込
みが一般的に用いられるようになってきたため、装入鉄石
／装入コークスの比が高さ操業条件、すなわち低コークス
比操業では、通気性を確保するために適したコークス状
設計が必須となる。以上の背景より、高炉内のコークス粒
子挙動を力学的観点より正確に把握することが必要とされ
る。

コークス品質に関しては、高炉の安定操業のためのコー
クス強度管理指標としてドラム指数 (DI)、タンブラー指
数 (TI) および反応後コークス強度 (CSR) が操業管理にて
用いられている。これらの強度指標は、高炉内コークス粒
子の衝撃による粉化(2)、充填層の応力による粉化(3)、ガス
化等による劣化粉化(4) に影響されるのである。しかし、これら
強度指標は実際の生産管理においては明確な使いやすさ指
標であることから、実際の高炉現象、例えば圧縮応力下における
コークス圧潰などの力学的現象を直接的に表しているわけ
ではない。前述のとおり近年の高炉操業におけるニーズを
鑑みると、高炉内コークス粒子に生じる実際の現象と本質
的に一致した新たな考え方が求められている。

近年、高炉内の装入原料粒子の移動、応力分布、粒子追
跡の解析に離散要素法 (Discrete element method, DEM) が
適用されるようになったことである(5)。DEMは粒子群を圧縮

2019年5月30日受付 2019年7月30日受理 (Received on May 30, 2019 ; Accepted on Jul. 30, 2019)
1) JFEスチール(株)スチール研究所(Steel Research Laboratory, JFE Steel Corporation, 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba 260-0835)
2) JFEスチール(株)スチール研究所(Steel Research Laboratory, JFE Steel Corporation, 1 Kokan-cho Fukuyama Hiroshima 721-8510)
3) 東北大学多関科学研究所(Institute of Multidisciplinary Research for Advanced Materials, Tohoku University)
4) 東北大学名誉教授　(Professor Emeritus, Tohoku University)
* Corresponding author : E-mail : koi-takahashi@jfe-steel.co.jp
DOI : https://doi.org/10.2355/tetsutohagane.TETSU-2019-060

1108
2.2 間接接続型試験によるコーキス粒子の強度測定

一般的に、鋼材などの材料強度を測る引張試験では一定の長さの試験片が必要となる。しかし、数十mmの粒状体であるコーキスでは、引張試験が可能な形態の試料を多数採取することは困難である。そこでコーキスの引張強度の測定には、同じ靭性材料であるコンクリートの強度測定に用いられている間接引張試験を採用した。以下に間接引張試験の実験方法を示す。

2.2.1 実験方法

間接引張試験の構成をFig.1に示す。試験片を円筒状に加工し、円筒側面に対し直径方向に圧縮荷重をかけると、Fig.1に示すように圧縮軸上断面に均一な引張応力が発生する。脆性材料のコーキス試験片においても、破壊に至る前の微小変形段階では弾性体と類似した力学挙動を示すと考えられる。よって試験片を均質な弾性体と仮定すると、この断面に働く引張応力は、次式（1）により求められる。

\[
\sigma = \frac{2P}{\pi dl}
\]  

ここで、\(P\)は圧縮荷重、\(d\)は円筒試験片の直径、\(l\)は円筒試験片の高さである。試験片に付与する荷重を増加していくと、やって円筒試験片は圧縮軸を含む断面を境に左右2片に破断する。この時の圧縮荷重\(P\)と式（1）から試験片の引張強度を算出することができる。

均質な材料の場合、試験片が破断する引張応力は試験片の寸法と無関係である。しかし、多孔性脆性材料であるコーキスは内部の構造が亀裂発生源となってしまうため、引張強度は円筒試験片の寸法によって変化する。逆井らは、コーキス構造体に内蔵する亀裂を試験片にコーキス構造を「セメント構造（マクロ構造）」、「ミリ構造（医構造）」および「ミクロ・ナノ構造体（微視的構造）」としてスケーリングし、各構造体の力学的強度を推定している。このスケーリングは、構造体の強度が構造体寸法の増大と共に減少することを表しており、逆井らは高炉操業において本質的な役割を担うコーキス粉体の基質構造は「ミリ構造」によって表されると述べている。そこで、本検討では高炉内のコーキス破壊挙動を対応させるため、ミリ構造（構造体寸法：10 mmのオーダー、内在亀裂の平均径：0.5～1 mm）となるようなコーキス試験片を作製することとした。

本研究では、Table 1に示す2種類の石灰石Coal A、Coal Bを用意し、それぞれ乾留して2種類の試料コーキスCoke A、Coke Bを作製した。乾留条件は750℃で装炭、18 hで1100℃まで昇温、2 h保持ののち焼出しとした。ここで、Table 1のRoは石炭のビトリニット平均反射率、MFは石炭のガスプラストメータ法による最高流動度、VMは

\[
\sigma = \frac{2P}{\pi dl}
\]
石炭の無水ベースの揮発分質量割合を表す。破壊挙動の違いが明確に表されるようにするため、Coal A には緻密な高強度コークス製造に適した代表的な炭種を、Coal B には気孔が発生しやすくコークス強度が低くなるやや劣質の炭種を選定した。作製した試料コークス Coke A および Coke B に対し樹脂埋め・研磨にて顕微鏡で観察した組織写真を Fig.2 に示す。Fig.2から明らかのように、Coke A は気孔が小さく、気孔率が小さい。一方 Coke B は粗大な気孔が存在し、気孔率も大きい。両コークスの気孔構造の違いを定量化するため、コークス組織写真からコークス基質に対する気孔の面積比および気孔の円相当平均径を算出した。Coke A および Coke B の気孔面積比、平均気孔径を Table 2 に示す。ここで、高圧内のコークス破壊挙動にはコースのミリ構造が支配因子となることを考慮し、Fig.2の気孔のうち直径0.5 mm以上の気孔のみが破壊挙動に寄与する気孔と考え、これより面積比および平均径の算出を行った。

これら2種の試料コークスに対し、直径10 mm、高さが6 mmの円筒形試片を切り出して間接引張試験の試験片とした。なお、強度のばらつきを評価可能とするため、Coke A および Coke B の試料それぞれに対し20個ずつの円筒形試片を切り出して試験に用いた。間接引張試験には島津製作所製オートグラフ AGS-H 型材料試験機を使用し、圧下速度は0.016 mm/sとした。

2.2 実験結果

間接引張試験によって得られた荷重～変位データを用いて、コークス試験片にかかる引張応力～ひずみの関係を得た。ここで、コース試験片にかかる引張応力は試験片の荷重から式 (1) を用いて算出し、ひずみは(コース試験片のE下変位)／(コース試験片の直径)として算出した。

Coke A、Coke B の応力～ひずみ曲線のデータ群から代表的3例ずつ(引張強度が高め、中間、低めとなるサンプル)を抽出してFig.3に示す。どの試片片でも、圧縮ひずみが増加するに伴い引張応力が増加し、その後試験片が破壊して引張応力が急激減少する。なお、多くの試験片において引張応力が急激減少点は2点以上現れるが、間接引張試験中の試験片の外観変化的詳細な観察では、最初に引張応力の急低下が起こった時点で試験片の破壊が生じており、その後の引張応力の増加は破壊した複数の試験片をさらに圧縮することにより発生した見かけ上の引張応力であることがわかった。よって本研究では最初に引張応力が0.1 MPa以上急激減少点(Fig.3において矢印で示した点)を試験片が破壊した点と考え、この破壊点における引張応力を引張強度とした。

なお、Fig.3は3例の表示であるが、同じCoke A、Coke Bから切り出した試験片各20個の引張応力～ひずみ曲線を比較すると、同種コースであっても試験片ごとに引張応力～ひずみ曲線が異なり、また引張強度値も異なることが確認できた。一方、ばらつきの存在はするが、Coke AとCoke Bの差異は明確に表されており、破壊点より前の時点において引張応力～ひずみ曲線の傾き、すなわちコース試験片剛性をみると、Coke A はCoke Bよりも大きい傾向があり、また引張強度もCoke Aのほうが高い傾向があることが確認できた。

続いて引張強度のばらつきを比較するため、Coke AとCoke Bに対して引張強度分布をヒストグラムで表した結果をFig.4に示す。
3. コークス粒子DEMモデルによる破壊挙動解析

前章の実験により、平均気孔径および気孔率が異なるコークスにおいて引張強度に違いが現れること、また同種コークスから切り出された試験片であっても試験片ごとに引張強度にばらつきが生じることが確認できた。そこで本章ではコークスの気孔構造がコークス引張強度分布に与える影響を明らかにするために、離散要素法（DEM）を用いたコークス破壊モデルを構築し、間接引張試験の再現解析を行った。

3・1 DEMによるコークス破壊モデル

DEMにより物体の破壊解析を行う手法として、本研究では粒子同士の接合体として破断可能な円筒形の弾性体（パラレルボンド）を用いる方法を用いた。パラレルボンドを用いた物体破壊モデルの概念図をFig.5に示す。物体に荷重がかかっていない初期状態では、疑似粒子間の全接触点がパラレルボンドを構成されている。物体に力が加わると疑似粒子がそれぞれ運動し、パラレルボンド両端の粒子の変位に伴いパラレルボンドには圧縮力（$F_{\text{pb}}^n$）、せん断力（$F_{\text{pb}}^s$）、曲げモーメント（$M'$）、ねじりモーメント（$M''$）が働く。このとき、パラレルボンドに生じる最大引張応力$\sigma$および最大せん断応力$\tau$は、円筒梁にかかる応力の考え方により以下の式で表すことができる。

$$\sigma = \frac{-F_{\text{pb}}^n}{A} + \frac{M'}{I} \tag{2}$$

$$\tau = \frac{F_{\text{pb}}^s}{A} + \frac{M''}{J} \tag{3}$$

ここで、$R$はパラレルボンドの半径である。また$A$はパラレルボンドの断面積、$I$はパラレルボンドの断面二次モーメント、$J$はパラレルボンドの断面二次極モーメントであり、それぞれTable 3に示す値にてパラレルボンド半径$R$から算出できる値である。パラレルボンドの最大引張応力

Table 3. Calculation parameters for DEM simulation.

| Parameters                  | Value |
|-----------------------------|-------|
| Particles Number            | 2833-3610 |
| Radius [m]                  | $0.25 \times 10^{-3}$ |
| Density [kg/m$^3$]          | 1500 |
| Normal stiffness [N/m]      | $1.6 \times 10^6$ |
| Shear stiffness [N/m]       | $1.6 \times 10^6$ |
| Friction coefficient        | 1.0 |
| Damping Coefficient         | 0.7 |
| Parallel bonds Normal stiffness [(N/m)/m$^2$] | $4.1 \times 10^{12}$ |
| Shear stiffness [(N/m)/m$^2$] | $4.1 \times 10^{12}$ |
| Tensile strength, $\sigma$ [Pa] | $36 \times 10^6$ |
| Shear strength, $\tau$ [Pa] | $36 \times 10^6$ |
| Radius, $R$ [m]             | $0.25 \times 10^{-3}$ |
| Area, $A$ [m$^2$]           | $\pi R^2$ |
| Moment of inertia of area, $I$ [m$^4$] | $\pi R^4/4$ |
| Polar moment of inertia of area, $J$ [m$^4$] | $\pi R^4/2$ |
| Time step [s]               | $4.5 \times 10^{-8}$ |

Fig. 4. Tensile strength distribution of Coke A and B by the experiment of indirect tensile test. (Online version in color.)

Fig. 5. Schematic diagram of the modeling of material breakage using parallel bond.
力が引張強度を超えた場合（σ₂ ≥ σ₁）、もしくは最大せん断応力がせん断強度を超えた場合（τ₂ ≥ τ₁）にパラレルボンドは切断される。破断したパラレルボンドが増えるに従い亀裂が進展し、物体の破壊に到達する。なお、疑似粒子同士の衝突に関しては線形ばねとダッシュボードによるVoigtモデルを用いた。疑似粒子はコーキースの主な気孔構造が再現できる粒子としなければならないが、一方で疑似粒子を小さくしすぎると計算負荷が著しく増加してしまう問題がある。高炉内のコース破壊挙動に支配的な気孔径は0.5-1 mm程度であるので、本研究では疑似粒子径を0.5 mmに決定した。また、パラレルボンド径に関してはコース破壊挙動に影響を及ぼす明確な制約がないので、疑似粒子径と同じ0.5 mmで固定し、実験で得られたコース破壊挙動と整合するためにパラレルボンドの剛性および強度を合わせることとした。本研究ではコース試験片が約3000個の疑似粒子集合体にてモデル化した。

続いて、気孔構造のモデル化の考え方を次で述べる。Kim and Sasakiはコース試験片モデルを疑似粒子集合体にて構成する際に、疑似粒子中に気孔と同サイズの粒子をあらかじめ設けており、充填後に気孔粒子のみを取り除くことで気孔空隙を構成する手法を用いている。しかし、この手法では気孔配置を変えた際に、コース基質部分を構成する疑似粒子の配置を変化させることになる。疑似粒子集合体の破壊挙動は疑似粒子の配置によっても影響を受けることから、気孔構造の影響を精緻に解析する目的には適さない。そこで、本研究では以下のような手法で気孔のモデル化を行った。

本研究の気孔のモデル化の概念図をFig.6に示す。最初に疑似粒子を自重充填して試験片形状の円筒状充填体を形成する。これは気孔の無いコース試験片に相当する。続いて気孔を模擬した仮想球（以下、気孔球と呼ぶ）を円筒状充填体と重ねて配置する。ここで気孔球の位置は乱数を用いて決定することとした。そして、気孔球と重なった疑似粒子のみ円筒状充填体から削除することで気孔を再現した。この手法によれば、コース基質部分の疑似粒子配置はどの解析条件でも同一とされるので、純粋に気孔構造の影響のみを評価することが可能となる。

最後に、気孔部材を削除した円筒状充填体に対して全ての疑似粒子間の接触点をひずみゼロのパラレルボンドで接合し、コース試験片モデルとした。

本研究の数値計算には汎用DEMシミュレーションソフトPF3Dを用いた。

3.2 解析条件

本研究のDEMシミュレーションのパラメーターをTable 3に示す。パラレルボンドのパラメーターは2章のコーススの間接引張試験の荷重-変位曲線のデータ群を用いて以下のように決定した。パラレルボンドの剛性は、Coke Aの実験結果と解析結果のデータ群において、最も引張強度が最も高いデータ同士を抽出し、両者の破壊前の応力-ひずみ曲線の傾きがほぼ同様となるようにして定めた。パラレルボンドの強度σₚ、τₚは、Coke Aの実験結果と解析結果のデータ群においてそれぞれ引張強度の平均値を求め、両者がほぼ同一となるようにして決定した。

なお、本研究ではCoke AとCoke Bは気孔率・平均気孔径のみが異なり基質部分は同一特性であると仮定し、疑似粒子およびパラレルボンドのパラメーターは同一値を用いた。

気孔構造のモデル化に関しては、Coke A、Coke Bの気孔形態の違いを反映するため、気孔球の直径および気孔球の総体積比をそれぞれ観察画像にて観測した気孔の平均円相当径、気孔面積比（Table 2に記載）を一致させるように決定した。なお、前述のとおり、実験で観測された引張強度のばらつきはコース試験片ごとの気孔配置の違いによって引き起こされたものと推定される。よって、Coke AおよびCoke Bそれぞれに対して気孔径・気孔体積比を一定とし、気孔配置を乱数を用いて変化させたコース試験片モデルをCoke A、Coke Bそれぞれに10ケースずつ用意した。コース試験片モデルの中央断面図をFig.7に示す。Fig.7においては気孔部分が疑似粒子の空隙として表れている。Coke A、Coke Bの気孔径・気孔体積比の違いを反映したモデルとなっていることが確認できる。また、Coke A、Coke Bに対して気孔配置をランダムに変えたコース試験片モデル（No.1～No.10）をそれぞれ用意しており、Fig.7にはその一部を図示した。気孔径・気孔体積を同一としたまま気孔配置の違いを変えたコース試験片モデルを構成できていることが確認できる。

間接引張試験を再現したDEM解析条件をFig.8に示す。円筒試験片の寸法は実験と同じ直径10 mm、円筒高さ6 mmとした。円筒試験片の上下に剛体板を配置し、上側の剛体板を可動板として円筒直径方向に降下させることで間接引
張試験の条件を再現した。なお、間接引張試験の稼動版の降下速度は、充分小さく慣性力の影響を無視できるので、計算時間短縮のため可動板の降下速度は実験の100倍として解析を行った。重力加速度はFig.8において鉛直下向きに9.8 m/s²を与えた。

3・3 解析結果

本研究ではCoke A, Coke Bそれぞれに対して10ケースずつのコース試験片モデルに対して間接引張試験の解析を行ったが、ここではCoke A、Bそれぞれの解析結果から代表的な3ケースずつ（例①, 2, 3）を抽出して図示する。Fig.9には上記代表例の引張応力一ひずみ曲線を示す。応力一ひずみ曲線はCoke A, Coke Bとともに実験結果（Fig.3）と同一の傾向を示しており、本モデルがコースの圧縮・破壊現象をよく再現できていることが確認できる。グラフ中の矢印は最初に引張応力が0.1 MPa以上急低下した位置を示しており、この点においてコース試験片モデルの主要なパラレルボンドが切断されており、コース破壊が起きている。Coke A, Coke Bともにばらつきはあるが、破壊点における引張応力、すなわち引張強度を比較すると、Coke Aの方が引張強度が高い傾向がある。本解析においてはCoke A, Coke Bの試験片モデルは両者とも同じ粒子パラメーター、パラレルボンドパラメーターおよび同じ疑似粒子配置としているので、両者の引張強度の差異は純粋に気孔径・気孔率の違いのみの影響である。以上より、コースの気孔径・気孔率がコース強度に大きく影響を与える結果をDEMモデルにて再現できた。さらに、Coke AおよびCoke Bそれぞれにおいて気孔配置を変えた各10ケース（Fig.9～11には代表的な3ケースのみ表示）はそれぞれ同じ気孔径・気孔率の条件であり、これらの差異は純粋に気孔配置のみの影響を表している。よって今回の解析により同じ気孔径・気孔率であっても気孔配置が異なると引張強度が変わる結果を再現できることが確認できた。

今回解析を行ったすべてのケースにおいてコース試験片の破壊はひずみが0.010～0.025の間で生じている。そこで、ひずみの増加に対してCoke A, Coke Bの試験片モデルが破壊進展していく様子を調べた。Coke A, Coke Bの代表的な結果3ケースずつに対し、破壊進展の様子をそれぞれFig.10, 11に示す。Fig.10, 11には各ケースに対して破壊前（ひずみ＝0.010）、破壊時点（Fig.9の矢印の時点）、破壊後（ひずみ＝0.025, 0.030）におけるコース試験片モデルの状態を図示した。ここで青色の疑似粒子は、接続されているパラレルボンドが1つも破壊していないものの、灰色の疑似粒子は、接続されているパラレルボンドのうち1つ以上が破壊してしまったものを表している。破壊前（ひずみ＝0.010）はコース試験片のほぼ全域で未破壊の状態である。その後破壊時点、すなわち引張強度の急低下が観測された時点では、コース試験片の上下端にパラレルボンドが破壊している様子が観測された。なお、この時点では破壊部は試験片の一部の部位にしか存在していないが、この時点での引張応力が大幅に低下していることから考えるとこの時点でのコース試験片の構造を支えている主要部位のパラレルボンドが破壊し、コース試験片の破壊が示されたと考えられる。その後、ひずみが増加していくと亀裂が進

Fig.7. Cross section of coke models with random pore arrangement. (Online version in color.)

Fig.8. Calculation condition of DEM simulation for indirect tensile test.

Fig.9. Load-displacement curves of Coke A and B calculated by DEM simulation model. (Online version in color.)
展し、中心軸を通る鉛直線上に破断面が表れる。この段階において引張応力が破壊点よりも高くになっているように見えるが、これは破断後の破片をさらに圧潰したために生じたものである。

また、Fig.10, 11において、コークス試験片から1〜2粒子だけ分離して離れていく現象が観測された。これは、定性的にはコークス粉末を表しているものと考えられる。ただし、本研究のモデルでは疑似的粒子が大きくコークス粉
考察

4.1 ワイブル解析による比較

実験およびDEM解析によって得られたコーキス試験片の引張強度に関し、分布を含めて定量的に評価すべくワイブルモデルを用いた解析を行った。ワイブルモデルによって、試験片に引張応力σが付与されている状態における破壊確率F(σ)は以下の式で表すことができる。

\[
F(\sigma) = 1 - \exp \left( -\left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^m \right) \tag{4}
\]

ここでσ₀は試験片の引張強度の代表値、mはワイブル係数と呼ばれ、引張強度の代表値σ₀に対する相対的なばらつき度合いを示すパラメータである。mの値が大きいほど引張強度の相対的なばらつきが小さいことを意味する。Coke AおよびBの間接引張試験の実験結果（Coke A, Coke Bに対し、各20サンプル）および前章のDEM解析結果（Coke A, Coke Bに対し、気孔配置をランダムで変えた各10ケース）に対し、式（4）を変形して得られるワイブルプロットにより整理した結果をFig.12に示す。なお、間接引張試験の実験結果およびDEM解析のデータセットから破壊確率を算出する際には、平均ランク法を用いた。すなわち、実験で得られたn個のデータセットを昇順（σ₁, σ₂, …, σₙ）に並べ、試験片に引張応力σが付与された時の破壊確率F(σ)を

\[
F(\sigma) = i \div (n+1) \tag{5}
\]

として算出した。

ワイブルプロットにおいては、x軸との交点は引張強度の代表値σ₀の対数値ln(σ₀)、倾きはワイブル係数mと一致する。実験結果のワイブルプロットによれば、Coke A、Coke Bの引張強度の代表値σ₀はそれぞれ5.5 MPa、3.1 MPaであり、ワイブル係数mはそれぞれ2.7、2.0であった。また、DEM解析によって得られたワイブルプロットでは、引張強度の代表値σ₀はそれぞれ4.7 MPa、1.9 MPaであり、ワイブル係数mはそれぞれ5.6および4.5となった。実験結果とDEM解析結果を比べると、どちらもCoke Aの方が引張強度の代表値σ₀が大きく、ワイブル係数mの値が大きい、すなわち相対的なばらつきが小さい結果を示しており、本研究のコーキス破壊モデルによりばらつきがより小さくなった。これらの差異は気孔を均一サイズ、球形と仮定し、基質の強度も一定と設定したためと考えられる。今後、気孔径分布や気孔形状などより詳細な気孔構造をDEMモデルに反映させ、石炭性状に関わる基質強度の情報を導入することで精度向上できるものと考えられる。なお、基質強度の推定はモデルの構造からUbeらの提案している硬さ試験が適切と考えられる。精度向上を図る上で今後の課題である。

4.2 高炉内のにおけるコーキス破壊確率の推定

前述の結果を用いて、高炉内におけるコーキス破壊確率の推定を行った。ワイブル解析によって得られたCoke A、Coke Bのパラメータσ₀、mを式（4）に代入することで各コーキスの破壊確率分布を得ることができる。Coke A、Coke Bの引張強度に対する破壊確率分布F(σ₀)をFig.13に示す。すべての引張応力範囲においてCoke AはCoke Bよりも破壊確率が低い。またCoke AはCoke Bよりも荷重が高くなるほど破壊確率が高くなり、5 MPaの引張応力が
かかる。Coke Aで54%、Coke Bでは94%のコースが圧潰してしまうことがわかる。

高炉内の充填コース粒子にかかる荷重は高炉全体の原料粒子流れのDEMシミュレーションにより算出できるが、高炉内では応力分布が非連続となり特徴的なコース粒子に大きな荷重がかかっていることが筆者の研究で確認されている。したがって、高炉内のコース破壊を正しく評価するためには、コースの破壊確率分布に加え、コースにかかる応力の発生頻度分布も考慮する必要がある。本研究では、高炉において最も大きな荷重がかかう炉心部のコースに着目し、コース破壊確率の推定を行った。

Fig.14に内容積5000m³の高炉に対する炉内原料流れのDEM解析結果および、炉心部コースにかかる引張応力の発生確率分布g(σ)を示する。ここで、g(σ)は引張応力が

\[ \sigma = \frac{1}{3} \Delta \sigma \sim \sigma_i + \frac{1}{2} \Delta \sigma \text{の間となるコースの発生確率である。} \]

本研究では、引張応力の発生確率分布ヒストグラムを区間幅\( \Delta \sigma = 0.5 \text{ MPa} \)として作成した。DEM解析の解析条件は既報により示したものと同じである。確率分布g(σ)の算出手順は以下のとおりである。まず、Fig.14左図の四角枠で示した炉芯領域にあるコース粒子（粒子数n=1063）を抽出し、各粒子にかかる圧縮力を算出した。このとき、各コース粒子は三次元的に多数の接触点を持ち複雑な圧縮力を受けており、本研究ではこれら圧縮力の最大値\( f_{\max} \)がコース圧潰に寄与すると考え、またコース粒子を直徑の球形粒子と仮定すると、圧縮力の印加されたコース内部に発生する引張応力は下記式に示すことができる。

\[ \sigma = \frac{2.8 f_{\max}}{\pi D^2} \]  (6)

全ての炉芯部コースに対して印加されている引張応力を算出し、引張応力に対する確率分布とし整理解した結果をFig.14の右に示す。荷重の大きい炉芯部であっても、引張応力1 MPa以下のがコース粒子が78%を占めることが分かれる。これは前述のとおり高炉内では多数のコース粒子が応力ネットワーク構造を構成するネットワーク上のコース粒子のみで充填層構造を支える状態となっているためである。

以上の知見から、高炉内におけるコース破壊確率Hは下記式のように確率分布の総和の形で表すことができる。

\[ H = \sum g(\sigma) F(\sigma) \]  (7)

式(7)を用いて、Coke A, Coke Bを5000 m³高炉に適用した条件における炉芯コース破壊確率を算出した。結果をFig.15, 16に示す。Fig.15, 16には、Fig.13のコース破壊確率分布（赤色線）およびFig.14の炉芯部における引張強度の発生確率分布（緑色グラフ）を示す。炉芯部におけるコースの破壊確率はこれらの積となり、図中の赤色グラフで示した部分となる。引張強度の高いCoke Aを用いた場合は炉芯で圧潰するコースは1.9%程度に抑えられているが、引張強度の低いCoke Bを用いた場合
は8.7%まで増大する結果となる。以上より、妒芯におけるコーチクス压潰においてコーチクスの引張強度が大きく影響することが確認できた。さらに破壊されるコーチクスの破壊を並、実際に圧潰されるコーチクスは引張強度2 MPa付近で最大となっていることがわかる。この結果より、高炉内コーチクスの破壊に関して、2 MPa付近の引張強度を重視したコーチクス設計とすることが好ましいことが推測される。

5. 結言

高炉内コーチクスの破壊現象を定量的に推定するために、DEMに基づくコーチクス破壊モデルの開発を行った。最初に、円筒型のコーチクス試験片に対し間接引張試験の実験を行い、コーチクス試験片の引張強度を強度分布まで含めて詳細に測定した。続いて、コーチクス粒子の破壊挙動をDEMシミュレーションにて再現するために、疑似粒子をバラレルボンドで接続した形態のコーチクス試験片モデルを構成した。さらに、コーチクス試験片引張強度の分布まで再現することを狙い、乱数を用いて気孔のランダム配置を考慮する気孔模型化手法を導入した。実験およびDEMシミュレーションにより得られた引張強度データをワイプロ解釈によって比較した結果、実験と値解釈はよく対応した結果が得られた。気孔配置のモデル化によるコーチクス強度推定モデルはコーチクス破壊を推測する上で、非常に有効と判断される。本モデルを高炉内コーチクス破壊挙動と連携するために、ワイプロ解釈で得られたコーチクスの破壊確率分布を5000 m²の高炉の汚染流DEM解析の結果を適用し、高炉妒芯部におけるコーチクス破壊確率を定量的に求め、妒芯内のコーチクスの破壊に関して、2 MPa付近の引張強度を重視したコーチクス設計とすることが好ましいと推測された。

これらの知見および本モデルによって、高炉内のコーチクス破壊の観点から、コーチクス構造設計の有用な情報を得ることができる。

なお、疑似粒子集合体DEMによるコーチクスモデルは、将来的に高炉内の力学的条件を加味した適正コーチクス構造の設計に活用できると考えることができる。

謝辞

なお、研究の一部はH24～26年度独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構助成事業により実施した「原料高強度性高炉の開発による鉄鋼の省エネ達成」の一環として行われたものであることを記し、ここに謝意を表す。

記号

\[ \sigma \] : 引張応力 (Pa)
\[ P \] : 壓縮荷重 (N)
\[ d \] : 円筒試験片の直径 (m)
\[ l \] : 円筒試験片の高さ (m)
\[ \sigma_e \] : バラレルボンドにかかる最大引張応力 (Pa)
\[ \tau_e \] : バラレルボンドにかかる最大せん断応力 (Pa)
\[ F_{pa} \] : バラレルボンドにかかる軸方向圧縮力 (N)
\[ F_{pa} \] : バラレルボンドにかかるせん断力 (N)
\[ M^* \] : バラレルボンドにかかる曲げモーメント (Nm)
\[ R \] : バラレルボンドの半径 (m)
\[ A \] : バラレルボンドの断面積 (m²)
\[ I \] : バラレルボンドの断面二次モーメント (m⁴)
\[ J \] : バラレルボンドの断面二次極モーメント (m⁴)
\[ \sigma_i \] : バラレルボンドの引張強度 (Pa)
\[ \tau_i \] : バラレルボンドのせん断強度 (Pa)
\[ F \] : 破壊確率 (−)
\[ \sigma_i \] : 引張応力の代表値 (Pa)
\[ m \] : ワイプロ係数 (−)
\[ g \] : 引張応力の発生確率 (−)
\[ \sigma_i \] : 引張応力の確率分布ヒストグラム区間の中心値 (Pa)
\[ \Delta \sigma \] : 引張応力の確率分布ヒストグラム区間幅 (Pa)
\[ f_{ma} \] : ケース粒子にかかる圧縮力の最大値 (N)
\[ H \] : コーチクス破壊確率 (−)

文献

1) H.Yamaoka and K.Nakano: Tetsu-to-Hagané, 86(2000), 733 (in Japanese).
2) Y.Iwanaga and K.Takatani: Tetsu-to-Hagané, 74 (1988), 624 (in Japanese).
3) K.Katayama, S.Wakabayashi, T.Inada, K.Takatani and H.Yamaoka: Tetsu-to-Hagané, 83 (1997), 91 (in Japanese).
4) H.Haraguchi, T.Nishi, Y.Miura, M.Ushikubo and T.Noda: Tetsu-to-Hagané, 70 (1984), 2216 (in Japanese).
5) K.Yamaguchi and T.Uno: Tetsu-to-Hagané, 85 (1999), 578 (in Japanese).
6) T.Nouchi, T.Sato, M.Sato, K.Takeda and T.Ariyama: ISIJ Int., 45 (2005), 1426.
7) Z.Fan, S.Igarashi, S.Natsui, S.Ueda, T.Yan, R.Inoue and T.Ariyama: ISIJ Int., 50 (2010), 1406.
8) F.Bambauer, S.Wirtz, V.Scherer and H.Bartusch: Powder Technol., 334 (2018), 53.
9) G.Frenning: Chem. Eng. Sci., 65 (2016), 2464.
10) D.O.Potyondy and P.A.Cundall: Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 41 (2004), 1329.
11) S.Ishihara, Q.Zhang and K.Kano: J. Soc. Powder Technol. Jpn., 51 (2014), 407 (in Japanese).
12) S.Kim and Y.Sasaki: ISIJ Int., 50 (2010), 813.
13) S.Kim and Y.Sasaki: Fuel, 106 (2013), 357.
14) T.Akazawa: J. Jpn. Soc. Civ. Eng., 29 (1943), 777 (in Japanese).
15) M.Sakai, N.Nishimura, M.Nishimura and K.Fukuda: Tetsu-to-Hagané, 92 (2006), 164 (in Japanese).
16) K.Ueho, S.Aizawa and S.Yoshida: Tetsu-to-Hagané, 92 (2006), 177 (in Japanese).
17) K.Takahashi, T.Nouchi, M.Sato and T.Ariyama: ISIJ Int., 55 (2015), 1866.
18) Y.Hiramatsu, Y.Oka and H.Kiyama: J. Min. Metall. Inst. Jpn., 81 (1965), 1024 (in Japanese).