

高炉内充填層の応力解析

片山 賢治*・若林 悟*²・稲田 隆信*²・高谷 幸司*²・山岡 秀行*²

Stress Analysis of the Packed Bed in Blast Furnace

Kenji KATAYAMA, Satoru WAKABAYASHI, Takanobu INADA, Kouji TAKATANI and Hideyuki YAMAOKA

Synopsis : Experimental study using a small scale blast furnace model as well as theoretical study based on the elastic-plastic theory were made to elucidate the characteristics of the stress field formed inside blast furnace and following results were obtained.

- 1) The stress distributions both on the furnace wall and on the furnace bottom measured in the experiment agreed approximately with those obtained through the numerical analysis based on the elastic-plastic theory.
- 2) The shape of deadman and the vertical distribution of the horizontal stress inside the cold model furnace observed in the experiment also agreed with those obtained through the same analysis.
- 3) Followed by the results presented in 1) and 2), the elastic-plastic theory was confirmed to be useful to elucidate the stress field formed inside blast furnace.

Key words : blast furnace ; stress field ; burden descent ; elastic-plastic theory.

1. 緒言

高炉内充填層に形成される応力場は、装入物の粉化や融着層の形成、棚吊り等の降下異常を含む荷下がり挙動、炉壁近傍における混合層の形成や炉体摩耗、炉芯や湯溜まり内のコークスフリー層の形成等、操業の安定性や炉寿命に影響を及ぼす多くの炉内現象と深く関係する因子である。従って、高炉内充填層に形成される応力場の実態を把握し、制御する上で、炉体プロフィールや操業条件の影響をも考慮した統一的な解析手法の構築は必須の課題である。

従来、高炉内充填層における応力場と荷下がりに関しては、冷間模型実験に基づいた研究が多くなされて¹⁻⁵⁾、高炉内充填層における応力場の特徴は概ね把握されつつある。しかし、理論面に関しては、充填層内の応力状態(主働、遷移、受働)を高さ方向に仮定した上での塑性理論に基づく1次元の応力場解析^{1,3)}や、炉芯形状の推定を目的としたすべり線解析³⁻⁷⁾がなされてはいるものの、何れも静的状態を仮定した力の釣り合いに基づくものであり、充填物の動的な状態(荷下がり)を考慮した炉内応力場の2~3次元的な分布を統一的に解析し得る理論が提示された例はない。

固体を連続体として取り扱う場合、一般的にその力学的特性を基に弾性体、塑性体および双方の特性を有する弾塑性体に大きく分類できる。ここで、高炉内充填層も一種の固体とみなした場合、羽口近傍の縮流域や炉壁近傍の混合

層形成域は、荷下がり速度勾配を有するため、塑性的な状態にあるが、シャフト部の中心近傍やベリ一部等、ピストンフローに近い領域では、荷下がり速度勾配がなく一団として移動しているため、弾性的な状態にある可能性もある。従って、高炉内充填層の応力場を連続体として考える場合、弾塑性体とみなすべきである。

そこで、本研究では弾塑性理論に着目し、全周模型実験と理論解析との比較により、その高炉内充填層における応力場解析への有効性の検証を試みた。

2. 全周模型実験

充填層内の応力場に関しては、多くの研究がなされ、その特性は概ね把握されつつあるが、その再確認および弾塑性理論との比較検証を目的として、全周模型実験を実施した。

2.1 実験条件

2.1.1 実験装置

実験装置をFig. 1に示す。

本体炉壁部はアクリル製で、鹿島3高炉(2次)の1/20縮尺の全周模型であり、上部に原料装入装置、下部に15個の切り出し装置と15本の空気吹き込み羽口を設置している。

応力測定にはダイヤフラム型の土圧計(直径50mm)を使用し、底部垂直応力(羽口レベルにおける鉛直応力)、壁面垂直応力(炉壁における垂直応力)の測定用として、底盤直径

平成8年6月26日受付 平成8年11月12日受理 (Received on June 26, 1996; Accepted on Nov. 12, 1996)

* 住友金属工業(株) 総合技術研究所 (現: 鹿島製鉄所) (Corporate Research and Development Laboratories, now Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16-1 Oaza-Sunayama Hasakimachi Kashima-gun Ibaraki-ken 314-02)

* 2 住友金属工業(株) 総合技術研究所 (Corporate Research and Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

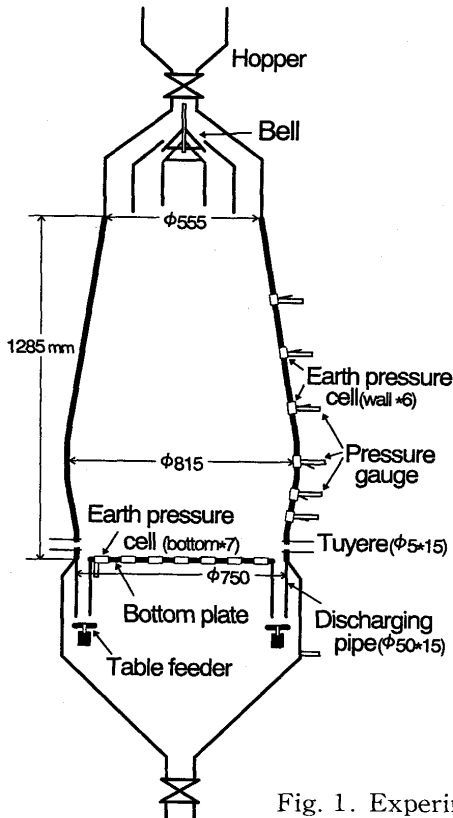


Fig. 1. Experimental apparatus.

Table 1. Properties of coke used in the experiment.

Coke	Particle diameter(mm)	Bulk density(kg/m ³)	Angle of internal friction(deg.)
	0.5~1.0	620	32

方向に7個、炉壁高さ方向に6個設置した。土圧計にかかるガス圧力の影響を補正するため、土圧計設置位置には静圧口も設置した。また、荷下がり追随して充填層内に土圧計を降下させ、充填層内の応力も測定できるようにした。

2.1.2 実験方法

原料としてコークスを使用した。物性値をTable 1に示す。ダイヤフラム型の土圧計では、土圧計の直径に対し粒度が1/50より大きくなると出力値に誤差が生じ易くなるため⁹⁾、土圧計の出力の安定性を考慮し、0.5~1.0mmの粒度を採用することとした。

実験では、まず、手作業で原料を炉頂まで少量ずつ均等に装入して静止状態での底部垂直応力と壁面垂直応力を測定し、次に、装入により層高を維持しつつ下部からの原料排出を開始して、移動状態での応力値を測定することにより、応力場に及ぼす荷下がりの影響を調査した。また、あらかじめ着色粒子を下部に装入しておき、実験終了後解体することで炉芯形状も調査した。ここで、排出速度は、模型装置と実炉のシャフト部における降下速度についてFroude数(Fr=1.6×10⁻⁴:代表長さは炉口径、鹿島3高炉炉口径=11.1m)がほぼ一致する条件で、約3 kg/minに設定した。

次に、移動状態で羽口から一本あたり0.15Nm³/minで空気を吹き込み、応力場に及ぼす送風の影響も調査した。こ

のとき各土圧計にはガス流れにより形成されるガス圧力が加えられるため、同位置で測定したガス圧力(静圧値)を土圧計で計測される応力値から差し引いた値をその部位にかかる応力値とした。なお、上記送風量は層頂部にて装入物の流動化現象が発生しないように決定した。

3. 弾塑性理論に基づく解析

3.1 弾塑性理論と解析手法

弾塑性理論に基づく運動方程式を(1)式に、固体の構成方程式を(2)式に示す⁹⁾。歪み速度は、弾性領域成分と塑性領域成分との和として記述される。さらに、降伏判定条件が加わり、応力-歪挙動が計算される。

$$\rho \ddot{u}_i = \frac{\partial \sigma_{ki}}{\partial x_i} + \rho f_i \dots \dots \dots (1)$$

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{ij} &= \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^p \\ &= \frac{1}{2G} \left(\dot{\sigma}_{ij} - \delta_{ij} \frac{\nu}{1+\nu} \dot{\sigma}_{kk} \right) + \hat{G} \frac{\partial F_s}{\partial \sigma_{pq}} \dot{\sigma}_{pq} \frac{\partial F_s}{\partial \sigma_{ij}} \\ G &= \frac{E}{2(1+\nu)} \dots \dots \dots (2) \end{aligned}$$

降伏条件に関しては、高炉内充填層がコークス、焼結鉱などの粒子で構成されているので、一般の土質力学等で用いられているDrucker-Pragerの降伏条件式の採用が妥当と考えられる¹⁰⁻¹²⁾。(3)式に降伏条件式を示す。Drucker-Pragerの式では、Mohr-Coulombの式と三軸圧縮・引張りと同じ破壊条件を与えるように、(4)式を用いて摩擦角βを内部摩擦角より変換した。

$$\begin{aligned} F_s &= t - p \tan \beta - d \\ t &= \frac{1}{2} q \left[1 + \frac{1}{K} - \left(1 - \frac{1}{K} \right) \left(\frac{r}{q} \right)^3 \right] \\ d &= 0 \dots \dots \dots (3) \end{aligned}$$

$$\tan \beta = \frac{6 \sin \phi}{3 - \sin \phi} \dots \dots \dots (4)$$

以上に示す弾塑性理論に基づく運動方程式(1)式、構成方程式(2)式、および降伏条件式(3)式を基に境界条件を代入し、有限要素法により非定常数値解析を行うこととした。

3.2 解析条件

解析に使用した物性定数をTable 2に示す。降伏判定において重要な意味を持つ内部摩擦角に関しては、Fig. 2に示すせん断試験を実施し、移動層における内部摩擦角は、その圧密状態より一面せん断結果に近いと考え32度とした。壁面摩擦角は、鉄板等で用いられている値を参考とし、また、ヤング率とポアソン比については、砂質土などにおいて使用されている値¹²⁾を参考とし、それぞれ、Table 2に示す値とした。

有限要素法を用い、要素数260(半径方向10分割、高さ方向26分割)からなる2次元軸対称モデルで計算した。また、境界条件として、壁面および底面には摩擦が発生するよう

Table 2. Physical properties used in the calculation.

Item	Material	Coke
Bulk density (kg/m ³)		620
Angle of		
internal friction (deg.)		32
Angle of friction between		
solid and wall (deg.)		20
Young's modulus (MPa)		5.0
Poisson's modulus (-)		0.3

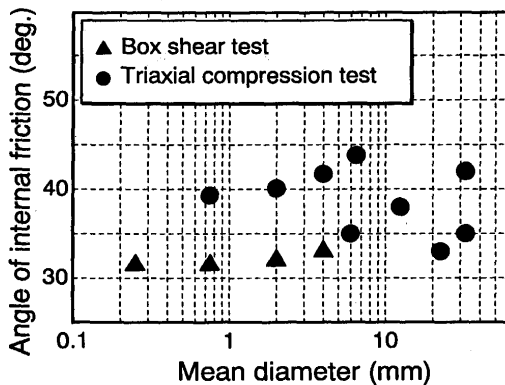


Fig. 2. Angle of internal friction of coke measured by box shear and triaxial compression test.

に設定した。

計算では、まず、静止状態での炉内応力場を計算し、次に、切り出しを開始した後の応力場の時間変化を計算した。ここで、切り出しは、排出口に対応する炉壁側の排出口径を幅とする環状部底面を一定速度で降下させることで表現した。このとき応力場は降下速度に依存せず同じであったため、降下速度は $1 \times 10^{-4} \sim 1 \times 10^{-3} \text{ m/sec}$ の範囲で計算した。

3.3 実験結果と解析結果の比較

3.3.1 応力場の時間変化

計算では、静止状態で、原料の自重による収縮過程を経て応力場の定常分布が形成される。次に、静止層の状態から切り出しを開始する(炉壁側底面を降下させる)と、炉内応力場は変化しはじめ、時間を経て定常状態に到達する。この非定常過程における底部垂直応力の推移に関する計算結果を実験結果と対比してFig. 3に示す。計算における中心、中間、壁側の底部垂直応力の変化挙動は、一度ピークを示した後に定常値に到達することを示しているが、この特性は、時間スパンの相違を除き、概ね実験結果と一致している。

計算での時間スパンが短い原因として、コークス充填層のヤング率は計算に用いた値より小さく、応力の伝播速度が遅い可能性が考えられる。ただし、計算時間が膨大になるため、ヤング率を小さくした計算は実施していない。

3.3.2 底部垂直応力の半径方向分布

静止層および移動層(定常状態)における底部垂直応力の半径方向分布の計算結果を、実験結果と対比して、Fig. 4に示す。静止層での底面の応力分布はフラットに近く、移動

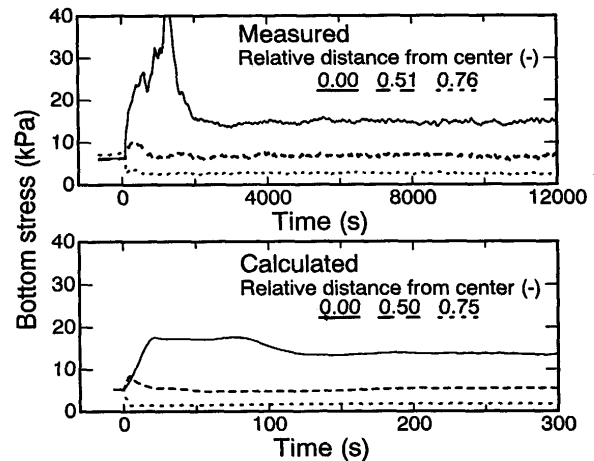


Fig. 3. Comparison of calculated results with experimental ones for transitions of bottom stress.

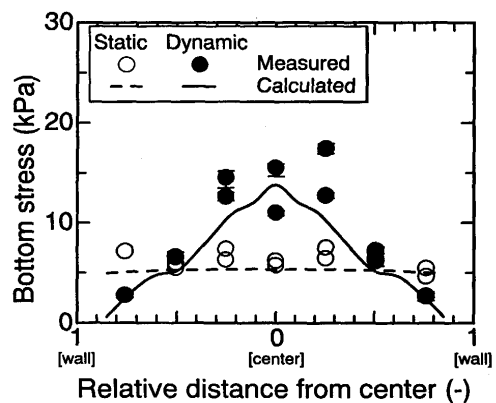


Fig. 4. Comparison of calculated bottom stress with experimental results.

層では凸型の分布を呈する。計算結果は、実験結果と比較して応力値がやや低くなっているが、それぞれの状態における応力分布の特徴を説明することができている。

3.3.3 壁面垂直応力の高さ方向分布

静止層および移動層(定常状態)における壁面垂直応力の高さ方向分布の計算結果を、実験結果と対比して、Fig. 5に示す。計算による壁面応力はベリーとボッシュの境目近傍でピークを持つ分布を呈する。

実験では、ボッシュとベリーの境目近傍に土圧計(直径50mm)の設置ができないため、その境界でのシャープなピーク値を検出できていないが、計算結果は、それぞれの状態における応力分布の特徴を説明することができている。特に清水ら³⁾が川砂を用い全周模型で得た結果とも、シャフト下部で一端減少後に増加し、ベリー部下端でピークとなるパターンを持つ点で良く一致している。

3.3.4 送風の影響

送風下では充填層内にガス圧力場が形成されるため、充填層はガス圧力損失に相当する力を受ける。そこで、測定された静圧分布からガス圧力勾配を算定し、外力として(1)式右辺に加算することにより送風の影響を評価することと

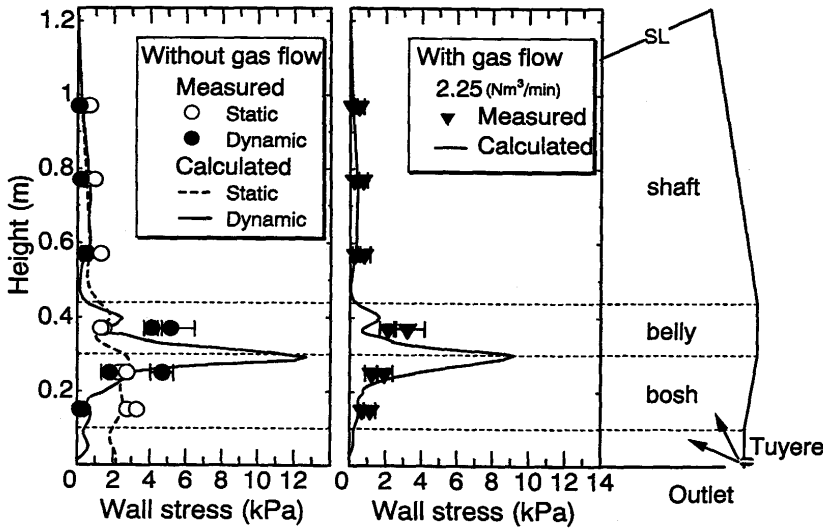


Fig. 5. Comparison of calculated wall stress with experimental results.

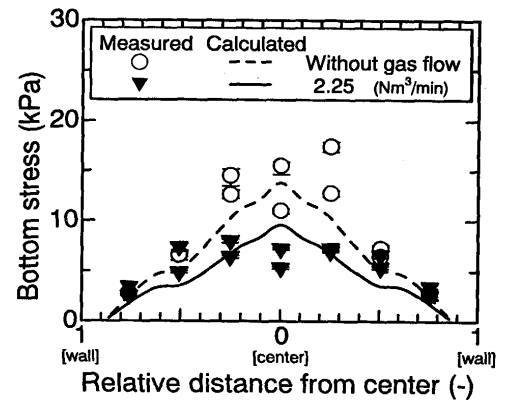


Fig. 6. Effects of gas flow on distribution of bottom stress.

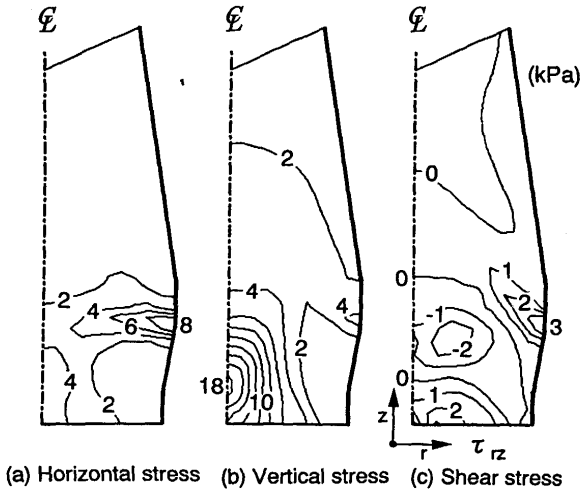


Fig. 7. Distributions of horizontal(a), vertical (b) and shear(c) stresses calculated by elastic-plastic theory.

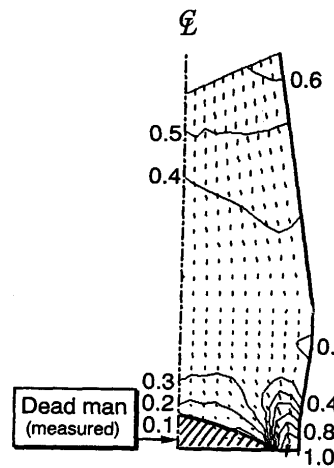


Fig. 8. Velocity distribution in moving bed calculated by elastic-plastic theory.

した。

実験および計算された炉壁と底面での応力分布をFig. 5, Fig. 6に示す。実験では、底部垂直応力、壁面垂直応力の何れも、送風により応力のピーク値が減少しているが、その特徴を上記の前提の下に計算した結果は概ね説明できている。

以上、弾塑性理論解析により、高炉を模擬した全周模型での炉壁および底面に加わる応力値の特性を、一部定性的にはあるが、説明できることが確認された。

4. 考察

4.1 移動層内応力場解析への適用の妥当性

無風下、移動層での充填層内の応力場および荷下がり速度場の計算結果をFig. 7, Fig. 8に示す。

充填層内の応力場に関しては十分な測定ができなかった

が、土圧計を垂直に挿入する水平方向応力値では、コードワイヤによる外力の影響が少なく、また、下部における縮流への影響も少ないため、比較的信頼性が高いデータが得られると考えられる。実際に炉半径をRとして0.5Rの位置から挿入した土圧計(測定面φ25mm:高さ6mm)は、ワイヤコードの繰り出し速度一定で、かつ実験終了後解体したところ毎回ほぼ測定面の法線は水平方向となることから、層内部において近似的に水平応力を捕らえながら一定速度で降下していると推定される。そこで、水平方向の応力分布に関し、実験結果と計算を比較した結果をFig. 9に示す。計算においてベリーからボッシュ近傍で応力値はピークを示し、以降減少する特徴が、実験結果でも概ね捕らえられている。

次に、あらかじめ下部に装入した着色粒子から判定した炉芯と計算で求められた荷下がり速度場の比較をFig. 8 図中に示している(図中の数値は切り出し部の荷下がり速度で規格化したものである。)

計算でも底部に極めて動きの緩慢な領域が形成されるが、荷下がり速度が1/10以下の領域は、実測された炉芯の形状とほぼ一致している。

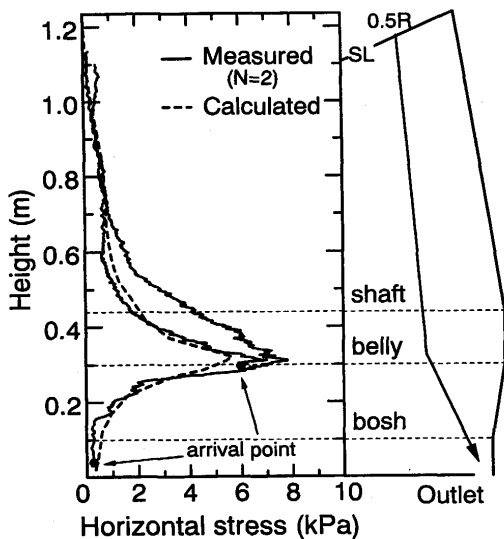


Fig. 9. Comparison of measured horizontal stress in moving bed with calculated result.

以上の2点を、炉壁および底面に加わる応力分布についての妥当性に加味すれば、弾塑性理論は、充填層内の応力場解析に有効な手段であると考えられる。

4・2 移動層における炉内応力場の形成機構と特徴

以上の検証より、弾塑性理論は充填層内における応力場と荷下がりの評価に有効であると見なせば、まず初めに説明する静止層での状態からFig. 7に示された炉内応力場の状態へと以下の機構により形成されると解釈できる。

既にFig. 4およびFig. 5でその特徴を示した様に、速度場が発生しない静止状態では、原料荷重、壁面摩擦、および内部摩擦(いずれも静摩擦)の影響を受けて炉内応力場が形成され、層内を下がるに従い、鉛直応力が増加するため水平応力も増加する。ただし、炉体プロフィールの影響により、下向きの鉛直応力はシャフト部では壁面に作用せず、逆にボッシュ部では壁面に強く作用するため、ベリーないしボッシュ部で壁面垂直応力の増加勾配が大きくなる傾向を示す。また、壁面摩擦の影響は壁面近傍に限定されているため、底部垂直応力の半径方向分布は概ねフラットになる。

上記特徴を持つ静止層から、移動層となると、内部摩擦の影響により切り出し口に向けて縮流が生じるが、縮流が顕著となるベリー下部で、縮流に伴い水平応力が増大し、壁面垂直応力も増加する。また、この壁面垂直応力の増加により壁面摩擦力が増加するため、炉壁近傍で上向きに、炉中心では下向きに作用するせん断応力場が形成される。そのため壁面摩擦力が最も強く発生している部位で原料が支えられる形となり、下方の炉壁近傍では、鉛直応力、水平応力共に減少する。一方、中心近傍では、鉛直応力、水平応力共に増大する。従って、底部垂直応力の半径方向分布は凸型を呈し、炉壁垂直応力の高さ方向分布はベリー部近傍でピークを持つことになる。

また、送風の影響は主に粒子の荷重を軽減する方向に働

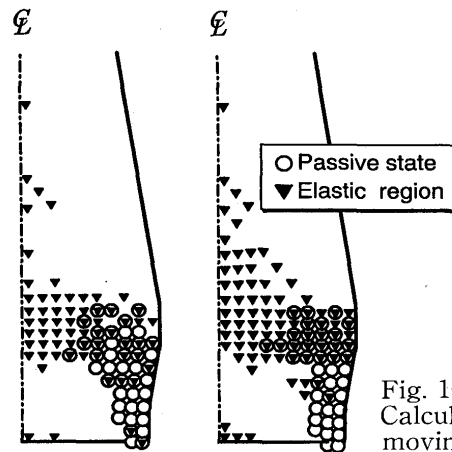


Fig. 10. Calculated stress state in moving bed.

くため、無風時と応力分布のパターンは、ほぼ同じでピークの絶対値が低くなるといえる。

Fig.10には、同時に計算された炉内応力状態の判別結果を示す。この判別は式(3)で表現される降伏条件を満たしているか否かで決定される。なお、応力状態は平衡状態に達した後も、その特徴はほぼ同じであるが一部変化するため、代表的なパターンを2つ選び判別結果とした。

本解析によれば、炉内は概ね主動状態(鉛直応力>水平応力)にあるが、下部炉壁近傍は受働状態であると推定された。従って、層頂からベリー部にかけては主動状態を仮定したJanssenの式¹³⁾により1次元的な応力分布を推定することは可能であるが、半径方向で主動状態(図中○記号なし)と受働状態が共存する炉下部では、Janssenの式を利用することはできないことになる。

また、弾性状態と塑性状態の判別では、シャフト下部からボッシュ上部にかけて弾性状態の領域が存在するが、シャフト上部および炉芯をも含めた炉下部は塑性状態であると判別された。従って、炉芯形状の推定を目的としたすべり線解析は、炉下部が塑性状態にあるという点において妥当であるが、主動状態または受働状態の何れを仮定するかという点に関しては問題が残ることになる。このように塑性体近似に基づく解析では応力状態、たとえば水平応力と鉛直応力の比に関する仮定などが必要であり、弾塑性解析における弾性項の重要性を示しているといえる。

4・3 実高炉における応力場の推定

高炉内充填層における応力場解析に弾塑性理論は有効であると仮定して、高炉3次元数学モデル¹⁴⁾を用いて推定した炉内荷重分布およびガス圧力損失分布(Fig.11)を使用し、実高炉(内容積 5050m³:損耗形状)における炉内応力場を推定した。ただし、物性定数としては、Table 2を使用した。推定結果をFig.12に示す。

計算では、冷間模型と同様、炉下部中心近傍に強い鉛直応力場が形成され、また、ベリー部に強い水平応力場が形成されると推定された。特に融着帯下方中心近傍(炉芯の頂層)における応力集中が著しく、その部位の最大圧縮応力値

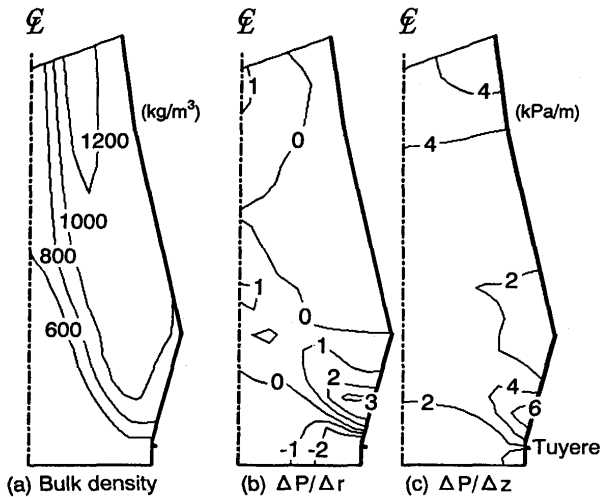


Fig. 11. Estimation of the bulk density(a) and pressure drop(b),(c) in Kashima #3BF by the use of 3-dimensional mathematical model.

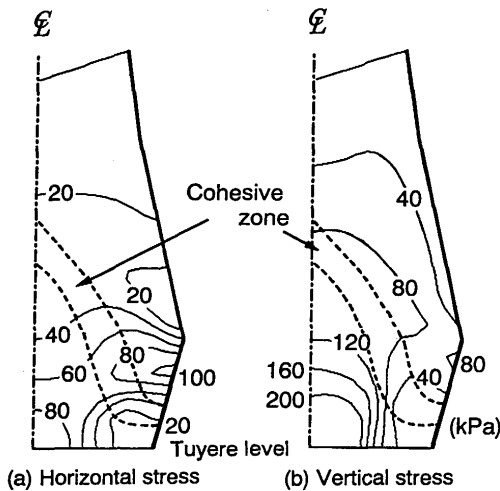


Fig. 12. Distributions of horizontal(a) and vertical(b) stresses in Kashima #3BF calculated by elastic-plastic theory.

は約240kPaであり、コークスの圧潰強度(約15MPa)¹⁵⁾と比較すれば小さいが、コークス粒子の角が崩壊して粉を発生する可能性は十分考えられよう。

また、融着帯にかかる鉛直応力値に着目すると融着帯の各部位で鉛直応力値は異なるが、この場合の最大値は概ね100kPa程度と見積もられる。従って現在の荷重収縮特性評価に用いられている1 kgf/cm²(=98kPa)の応力条件は概ね妥当であると考えられる。ただし、特に壁側での融着帯の位置は融着帯に加わる応力値に強く影響するため、融着帯の応力条件を安定させるにおいても壁側の融着帯レベル管理が重要である。

5. 結言

高炉を模擬した全周模型実験との照合により弾塑性理論

の高炉内充填層における応力場解析への妥当性について検討し、以下の結果を得た。

(1) 炉内充填層から炉壁および底面に加わる応力の特徴として以下の点があげられる。

- ① 応力は静止状態と移動状態で様相を異にする。
- ② 移動状態で、底部垂直応力の半径方向分布は中心で高い凸型を呈する。
- ③ 移動状態で、壁面垂直応力の高さ方向分布はベリーないしボッシュ部でピークを示す。
- ④ 送風により底部垂直応力および壁面垂直応力のピーク値は共に減少する。

(2) 弾塑性理論に基づく数値解析により上記の特徴を統一的に説明することが可能である。

(3) 充填層内における水平応力分布および炉芯停滞域の形状に関する計算と実測にも一致性が認められる。

従って、弾塑性理論は高炉内充填層の応力場解析に有効である。

今後、本解析結果の知見を原料品質評価、さらには高炉内の物流異常現象との関連性、適正炉体構造の究明等に反映して行く所存である。

記号

d: 材料の粘着力 (Pa), E: ヤング率 (Pa), f_i : 単位質量あたりの物体力成分 (m/s²), F_s : 降伏関数, G: セン断弾性係数 (Pa), $1/\bar{G}$: 硬化関数, K: 3軸引張/圧縮降伏応力 (-), p: 相当静水圧応力 (Pa), q: Misesの相当応力 (Pa), r^2 : 応力の第3不変量 (Pa³), \ddot{u} : 物体の加速度 (m/s²), β : 摩擦角 (deg.), δ_{ij} : クロネッカー・デルタ, $\dot{\epsilon}_{ij}$: 全ひずみ速度 (1/s), $\dot{\epsilon}_{ij}^e$: 弾性ひずみ速度 (1/s), $\dot{\epsilon}_{ij}^p$: 塑性ひずみ速度 (1/s), ρ : 固体のかさ密度 (kg/m³), σ : 主応力 (Pa), τ_{xz} : セン断応力 (Pa), ν : ポアソン比 (-), ϕ : 内部摩擦角 (deg)

文献

- 1) L.Z.Khodak and Yu.I.Borisov: Powder Tech., 4 (1970), 187.
- 2) 桑野芳一, 館 充, 浅村 純: 鉄と鋼, 66 (1980), S633.
- 3) 清水正賢, 山口荒太, 稲葉晋一, 成田貴一: 鉄と鋼, 68 (1982), 936.
- 4) H.Takahashi, K.Kushima and T.Takeuchi: ISIJ Int., 29 (1989), 117.
- 5) 佐藤 健, 宮川昌治, 武田幹治, 板谷 宏: 材料とプロセス, 6 (1993), 887.
- 6) H.Nishio, W.Wenzel and H.W.Gudenau: Stahl u. Eisen, 97 (1977), 867.
- 7) 桑原 守, 磯部浩一, 三尾圭右, 鞭 巖: 鉄と鋼, 74 (1988), 1734.
- 8) 田中 貢: 土木施工, 28 (1987), 194.
- 9) 例えば, 固体力学の基礎, 日本材料学会編, 日刊工業新聞社, 東京, (1981), 77.
- 10) O.C.Zienkiewicz: 基礎工学におけるマトリックス要素法, 吉識 雅夫, 山田嘉昭訳, 培風館, 東京, (1975), 443.
- 11) D.C.Drucker and W.Prager: Quarterly of Applied Mathematics, 10 (1952), 157.
- 12) 新しい土圧入門, 福岡正巳編, 近代図書, 東京, (1982).
- 13) H.A.Janssen: Zeitschrift Verein Deutscher Ingenieure, 39 (1895), 1045.
- 14) 高谷幸司: 鉄と鋼, 81 (1995), 1031.
- 15) コークスノート, 日本エネルギー学会コークス部会編, 東京, (1992), 55.