

ポーラスレンガにおける溶鋼浸潤の解析的研究

Analytical study of molten steel infiltration in porous bricks

松本成史*, 山田啓介*, 井形徹央**, 米谷亮平***,
山本正樹****, 合田広治****, 森川勝美*****, 福山博之*****

Shigefumi MATSUMOTO*, Keisuke YAMADA*, Tetsuo IGATA**, Ryohei KOMETANI***,
Masaki YAMAMOTO****, Koji GODA****, Katsumi MORIKAWA***** and Hiroyuki FUKUYAMA*****

要 旨

ポーラスレンガにおける溶鋼浸潤は、ポーラスプラグの寿命を左右する現象であるが、耐火物組織を考慮した速度論的議論は十分であるとは言えない。本研究では、実際のポーラスレンガの3次元気孔構造をX線CTにより取得し、その気孔構造を用いた流体解析により、耐火物組織を考慮した溶鋼浸潤の速度論的議論が可能とする手法を開発した。本手法による計算の結果、Hagen-Poiseuille式から導かれる浸潤速度と比較し約1/3から1/2程度であることが判明し、溶鋼浸潤に対する組織の影響の定量化手法として有力であることが示唆される。

Abstract

The infiltration of molten steel in porous bricks is a phenomenon that determines the life of porous plugs, but it cannot be said that the kinetic discussion considering the refractory structure is sufficient. In this study, we obtained the three-dimensional pore structure of actual porous bricks by X-ray CT, and developed a method that enables kinetic discussion of molten steel infiltration considering the refractory structure through fluid analysis using this pore structure. As a result of calculations using this method, it was found that the infiltration rate is about 1/3 to 1/2 compared with the rate derived from the Hagen-Poiseuille equation, suggesting that it is a powerful method for quantifying the effect of the structure on molten steel infiltration.

1 緒言

ポーラスレンガは、製鋼プロセスにおいて溶鋼鍋の底に取り付けられるポーラスプラグに使用される耐火物である。ポーラスプラグは溶鋼へガスを吹き込むために用いられるが、 casting時等ガス供給を止める時がある。その際、ポーラスレンガの気孔には、溶鋼ヘッド圧によりメタルが浸潤することが知られている。浸潤したメタルは通気を阻害するため、ポーラスプラグを再使用する時にはポーラスレンガ中の浸潤層を酸素洗浄等により除去する必要がある¹⁾。そのため、ポーラスプラグの性能と寿命を向上させるためには、メタル浸潤を抑制すること

1 Introduction

Porous bricks are refractories used for porous plugs, which are attached to the bottom of the molten steel ladle during the steelmaking process. Porous plugs are used to blow gas into the molten steel, but there are intervals when the gas supply is stopped, such as during casting. It is known that the pores of the bricks are infiltrated with metal due to the molten steel head pressure. Since the infiltrated metal blocks gas blow, operations to remove the infiltrated layer in the brick, such as oxygen cleaning, are required when the porous plug is reused¹⁾. Therefore, it is important to control metal infiltration in order to improve the total performance of the porous plugs.

In this study, we discussed phenomenon of

* 技術研究所 共通基盤研究センター マネージャー Manager, Fundamental Technology Research Center, Technical Research Institute
** 人事部付 Human Resources Dept.
*** 技術研究所 製品プロセス研究センター Product R&D Center, Technical Research Institute.
**** 品質保証部 品質保証グループ グループ長 Group leader, Quality Assurance Group, Quality Assurance Dept.
***** 技術研究所 共通基盤研究センター センター長 Center Manager, Fundamental Technology Research Center, Technical Research Institute.
***** 技術研究所 エグゼクティブアドバイザー Executive Adviser, Technical Research Institute.
***** 東北大学 多元物質科学研究所 教授 Professor, Institute of Multidisciplinary Research for Advanced Materials, Tohoku University

が重要である。

そこで、本研究では、単純化されたモデルにおけるメタル浸潤現象について考察し、実際のポーラスプラグの使用状況との差異を検討した。さらに、X線CT (X-ray Computed Tomography) 法により取得したポーラスレンガの3次元構造について、有限体積法 (FVM - Finite Volume Method) を用いた数値流体解析により、実際のポーラスレンガへの溶鋼浸潤を調査した。

2 理論的背景

一般に、 Al_2O_3 、 MgO 等のポーラスレンガに使用される酸化物原料は、溶鋼に対しぬれにくく、接触角が 90° よりも大きくなることが知られている。そのため、外力がなければ溶鋼は耐火物の気孔内部へ侵入できない。このとき、単純円筒形状の気孔を仮定すると、外力を P 、溶鋼の表面張力を γ 、溶鋼と耐火物の接触角を θ とし、溶鋼が浸潤しない最大の気孔直径 D とすると、Washburn の式²⁾ から、

$$P = -\frac{4\gamma}{D} \cos \theta \quad (1)$$

と書ける。実際の溶鋼鍋においては、溶鋼ヘッド圧が外力として働くため、

$$P = \rho gh \quad (2)$$

と書ける。ここで、 ρ は溶鋼の密度、 g は重力加速度、 h は溶鋼鍋の湯面高さである。よって、式(1)、(2) から、

$$D = -\frac{4\gamma}{\rho gh} \cos \theta \quad (3)$$

が溶鋼静圧 ρgh によって溶鋼が浸潤しない最大の気孔直径であることがわかる。このとき、溶鋼の密度 ρ を $7000 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ 、表面張力 γ を $1.8 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$ 、溶鋼と耐火物 (Al_2O_3 を想定) の接触角 θ を 110° 、

metal infiltration in simplified model and examined the difference from the actual infiltration in the porous bricks. Furthermore, the mechanism of a molten steel infiltration into actual porous bricks was investigated by a numerical fluid analysis using the finite volume method (FVM), on the three-dimensional structure of porous bricks obtained by the X-ray computed tomography (CT).

2 Theoretical background

It is generally known that oxide raw materials used for porous bricks, such as Al_2O_3 and MgO , are less wettable by molten steel with contact angles higher than 90° . Therefore, molten steel cannot infiltrate into the pores of the porous bricks without external force. Assuming that the pores are simple cylindrical shape, the external force P can be written using the Washburn equation²⁾, with the surface tension of the molten steel γ , the contact angle between the molten steel and the refractory material θ , and the maximum pore diameter D without molten steel infiltration as follows:

$$P = -\frac{4\gamma}{D} \cos \theta \quad (1)$$

Since the head pressure of the molten steel acts as an external force in the actual ladle, the external force P can be also written as:

$$P = \rho gh \quad (2)$$

Where ρ is the density of the molten steel, g is the gravitational acceleration, and h is the height of the molten steel level in the ladle.

Thus, from equations (1) and (2):

$$D = -\frac{4\gamma}{\rho gh} \cos \theta \quad (3)$$

is found to be the relation between D and h . Applying the ρ and γ for the molten steel as $7000 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ and $1.8 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$, respectively³⁾, together with the value of θ for the molten steel against refractory material (ex. Al_2O_3) as 110° ⁴⁾ and g as $9.8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$, the relation between the h and the D is shown as an asymptotic

重力加速度 g を $9.806 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ とすると、溶鋼鍋湯面高さ h と、溶鋼が浸潤しない最大の気孔直径 D の関係は図 1 のようになる。それぞれの物性値はデータブック^{3,4)}を参考に設定した。

一般に、精錬に必要なガス流量を確保するため、ポーラスレンガの平均気孔直径は $100 \mu\text{m}$ を超えることが多い一方、溶鋼鍋の湯面の高さは、鍋容量にもよるが、実際の作業では 1 m を超えることが多い。そのため、ポーラスレンガの気孔直径を小さくすることで溶鋼の浸潤を完全に防ぐ事は困難であることがわかる。

そこで、浸潤する速度について考える。実際の浸潤現象は過渡的現象であるが、簡単のために、Hagen-Poiseuille 流れであると仮定する。この時、Hagen-Poiseuille の式から、

$$\Delta P = \frac{32\mu l u}{D^2} \quad (4)$$

となる。ここで、 ΔP は圧力差、 μ は溶鋼の粘度、 l は浸潤深さ、 u は浸潤速度である。ただし、 l, u

curve in Fig. 1. In the figure, the quadrant area expressed by the h and the D is divided by the curve into the infiltration and the non-infiltration areas for upper and lower of the curve, respectively.

In general, to ensure the gas flow rate required for refining, the average pore diameter of the porous bricks is often larger than $100 \mu\text{m}$, while the molten steel level of the steel ladle in the actual operation (shown as zone in Fig. 1) is often higher than 1 m , depending on the ladle capacity. Therefore, it is difficult to inhibit completely the infiltration of molten steel by reducing the pore size of the brick.

On the basis of the knowledge thus obtained we consider rate of infiltration. Although the infiltration phenomenon is a passing phase itself actually, for simplicity we assume a Hagen-Poiseuille flow for it. In this case, from the Hagen-Poiseuille equation,

$$\Delta P = \frac{32\mu l u}{D^2} \quad (4)$$

where ΔP is the pressure difference, μ is the viscosity of the molten steel, l and u are the depth and the rate of the infiltration, respectively. Since l and u are both time-dependent quantities, they are denoted hereafter

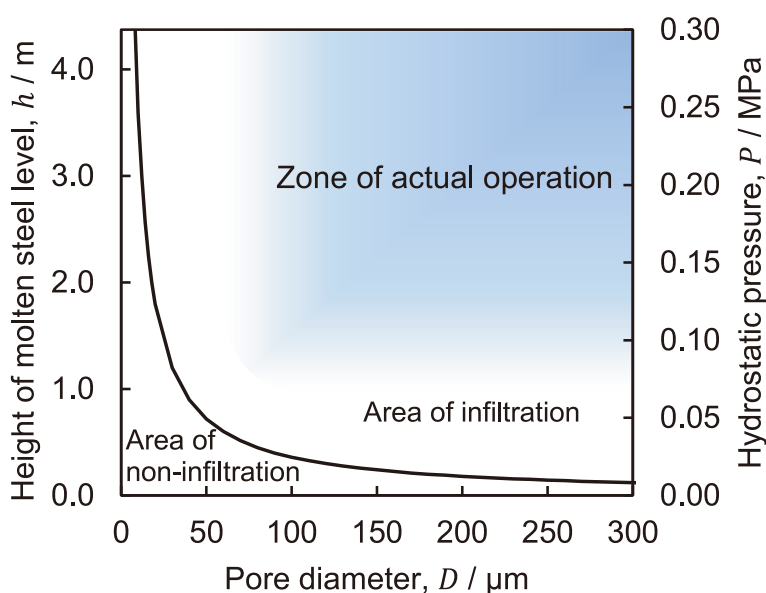


Fig. 1 Relationship between the height of the molten steel level and corresponding hydrostatic pressure and the pore diameter through which the molten steel can infiltrate into the pore.

は時間 t に依存する量であるため、以下は $l(t)$, $u(t)$ と示す。このとき、気孔の両端にかかる圧力差 ΔP は、溶鋼静圧による圧力 P_h 、ガスバブリングによるガス圧力 P_g 、ぬれによる圧力 P_c を用いて、

$$\Delta P = P_h - P_g - P_c \quad (5)$$

と書ける。ここで、簡単のために、ガスバブリングを完全に停止した状態を仮定し、 $P_g = 0$ とする。

よって、式 (1)(2) より、

$$\Delta P = \rho g(h - l(t)) + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \quad (6)$$

となり、式 (4)(6) から、

$$u(t) = \frac{D^2}{32\mu l(t)} \left[\rho g(h - l(t)) + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \right] \quad (7)$$

となる。ここで、一般に、 $h \gg l(t)$ であることから、簡単のために $\rho g(h - l(t)) \cong \rho gh$ とすると、

$$u(t) = \frac{D^2}{32\mu l(t)} \left(\rho gh + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \right) \quad (8)$$

となる。

$$u(t) = \frac{dl(t)}{dt} \quad (9)$$

であることを考慮し、式 (8) を $l(t)$ について解くと、

$$l(t) = \frac{D}{4} \sqrt{\frac{\rho gh + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta}{\mu}} \cdot \sqrt{t} \quad (10)$$

となる。式 (10) より、この仮定のもとでは浸潤深さは $l(t) \propto \sqrt{t}$ であることがわかる。そこで、鍋湯面高さ $h=2,4$ m、そして気孔直径 $D=50,100,150,200,250$ μ m の場合の時間に対する浸潤深さの計算結果例を図 2 (a), (b) に示す。

as $l(t)$ and $u(t)$, respectively. Then, the pressure difference ΔP , at both ends of pores can be expressed by the static pressure of molten steel P_h , the pressures caused by gas bubbling P_g and wetting P_c , respectively, as follows;

$$\Delta P = P_h - P_g - P_c \quad (5)$$

Now, for the sake of simplicity, we assume a state that the gas bubbling is completely stopped as $P_g = 0$. Thus, from the equations (1) and (2) it can be written as:

$$\Delta P = \rho g(h - l(t)) + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \quad (6)$$

and from the equations (4) and (6),

$$u(t) = \frac{D^2}{32\mu l(t)} \left[\rho g(h - l(t)) + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \right] \quad (7)$$

is held. In general, since $h \gg l(t)$, we can simplify as $\rho g(h - l(t)) \cong \rho gh$, therefore,

$$u(t) = \frac{D^2}{32\mu l(t)} \left(\rho gh + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \right) \quad (8)$$

is held. Now, the $u(t)$ is also expressed by the following equation:

$$u(t) = \frac{dl(t)}{dt} \quad (9)$$

and from the equations (8) and (9), we can express $l(t)$ as follows;

$$l(t) = \frac{D}{4} \sqrt{\frac{\rho gh + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta}{\mu}} \cdot \sqrt{t} \quad (10)$$

The equation (10) shows that under this assumption, the infiltration depth is expressed as $l(t) \propto \sqrt{t}$. **Figure 2** (a) and (b) shows examples of the calculated infiltration profiles with the time for the heights of the molten steel levels, $h=2$ and 4 m respectively, for the pore diameters $D=50,100,150,200$ and 250 μ m respectively.

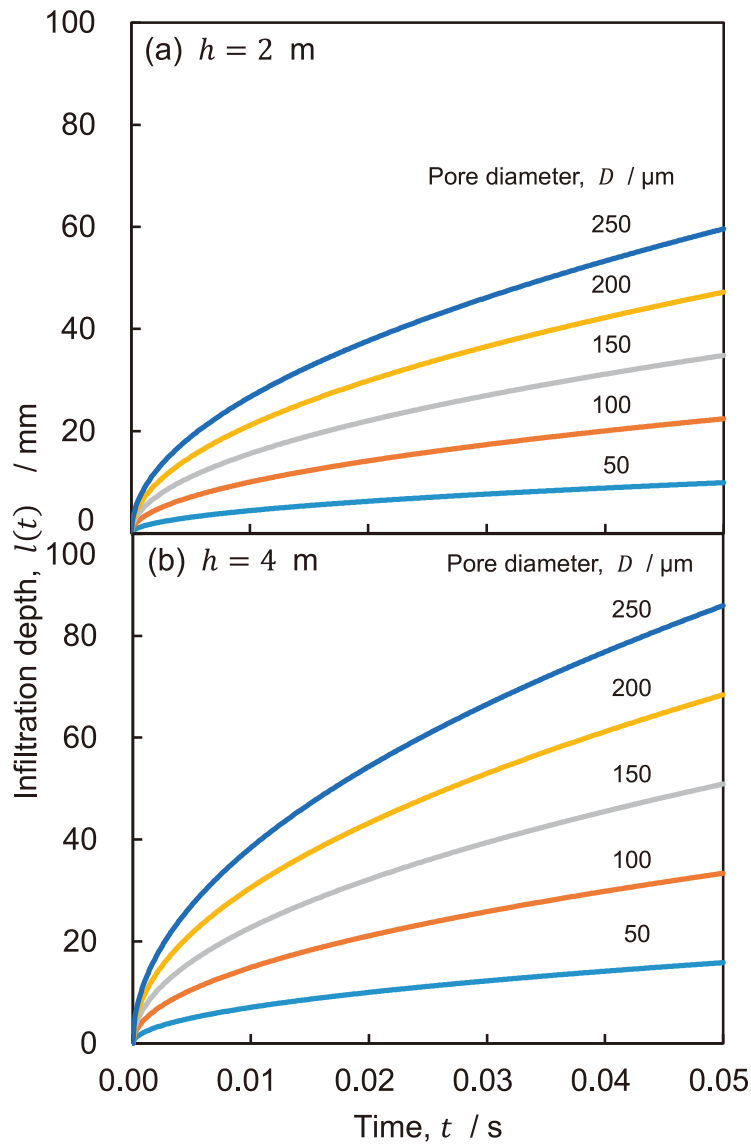


Fig. 2 Calculated relationship between penetration depth and time with Hagen-Poiseuille equation for the heights of the molten steel level at $h=2 \text{ m}$ (a) and 4 m (b).

これらの計算結果は、 $h=2 \text{ m}$ 、 $D=50 \mu\text{m}$ と浸潤が発生し難い条件であったとしても、時間 t がわずか 0.05 s 程度であっても浸潤量が 10 mm 程度と大きくなることを示している。Matsushitaらは、溶鋼、熔融銀、水銀を加圧する事でポーラスレンがに浸潤させ、その様子をX線透過像によりその場観察する実験を行った。彼らは、浸潤速度はポーラスレンがの組織の影響を受けるとして、迷路係数 ξ を用いて、

$$u(t) = \frac{D^2}{32\mu l(t)} \left[\left(\rho gh + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \right) \xi - \rho gl(t) \right] \quad (11)$$

The results of these calculations show that the amount of infiltration is about 10 mm even at the time of about 0.05 s for the condition of $h=2 \text{ m}$ and $D=50 \mu\text{m}$, where infiltration is difficult to occur. Matsushita et al. have conducted the experiments that molten steel, silver, and mercury were infiltrated into the porous bricks by pressurizing⁵⁾, and observed in situ the infiltration by X-ray radiography images. They introduced the labyrinth coefficient ξ for the infiltration rate to correct the structure difference in the porous brick, and proposed the following modified equation:

$$u(t) = \frac{D^2}{32\mu l(t)} \left[\left(\rho gh + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \right) \xi - \rho gl(t) \right] \quad (11)$$

と補正する式を提案した。ただし、彼らの実験において浸潤する方向は重力と反対方向であるため、 $\rho gl(t)$ に負の符号がついている。ここで、先程と同様に、 $h \gg l(t)$ であるとして $-\rho gl(t)$ の項を無視すると、

$$u(t) = \frac{D^2}{32\mu l(t)} \left(\rho gh + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \right) \xi \quad (12)$$

となり、式(8)の ξ 倍となることがわかる。また、Matsushitaらは ξ を気孔率 ε に依存するものとした以下の式⁵⁾で実験結果を説明することを試みた。

$$\xi = 0.04 + 0.238\varepsilon \quad (13)$$

しかしながら、式(13)は溶融銀の実験結果は合致したものの、溶鋼や水銀においては合致しなかった。浸潤には気孔径や気孔形態等も大きく影響すると考えられ、気孔率のみでは耐火物の微構造が浸潤に及ぼす影響を表現するには不十分であるためであると考えられる。また、Matsushitaらの実験は、印加した圧力が0.01-0.06 MPa程度であり、これは溶鋼ヘッドに換算すると0.15-0.88 mと実機の溶鋼鍋の湯面高さと比較して小さい。そのため、必ずしも $h \gg l(t)$ が成り立つとは限らず、 $-\rho gl(t)$ の項を無視できない。そこで、彼らは浸潤速度 u が0となり、浸潤が停止する高さ $l(\infty)$ を実験によって測定することで迷路係数の見積もりを試みた^{5,7)}。彼らの実験において、印加圧力を ΔP_0 とし、時間 $t=0$ のとき浸潤高さ $l(0)=0$ すると、式(11)から、

$$l(\infty) = \frac{\Delta P_0}{\rho g} + \frac{4\gamma \cos \theta}{\rho g D_{\max}} \xi \quad (14)$$

となる。ここで、 D_{\max} は最大気孔直径である。更に、印加圧力 ΔP_0 によって溶融金属が浸潤できる経路がサンプルの端から端まで繋がった状態になると、その経路で最も狭い流路の直径の円筒への浸潤と同じ挙動になるとし、 $\xi = 1$ になるとした。しかし、

Note that the term $\rho gl(t)$ has a negative sign because the direction of infiltration in their experiment is opposite to gravity. Now, as same as the former case, assuming that $h \gg l(t)$ and the term $\rho gl(t)$ is negligibly small,

$$u(t) = \frac{D^2}{32\mu l(t)} \left(\rho gh + \frac{4\gamma}{D} \cos \theta \right) \xi \quad (12)$$

is held, and $u(t)$ is ξ times that in equation (8). In addition, they have expressed ξ as a function of porosity ε ⁶⁾:

$$\xi = 0.04 + 0.238\varepsilon \quad (13)$$

The equation (13) agreed with the experimental results for silver, but did not with those for both steel and mercury. Because the size and the morphology of the pore have also a significant influence on the infiltration, the equation (13) is insufficient to explain the effect of the structure of refractories on the infiltration. In their experiment, the applied pressure was about 0.01-0.06 MPa, which is 0.15-0.88 m in terms of molten steel head, which is too small to compare to the heights for the molten steel level in the actual ladle. Therefore, $h \gg l(t)$ does not necessarily hold, and the term $\rho gl(t)$ is not negligible. Thus, they attempted to estimate the labyrinth coefficient ξ by experimentally measuring $l(\infty)$, the height at which the infiltration rate u becomes zero and the infiltration stops^{5,7)}. In their experiment, applied pressure is defined as ΔP_0 and the infiltration height $l(0)=0$ at the time of $t=0$, from the equation (11),

$$l(\infty) = \frac{\Delta P_0}{\rho g} + \frac{4\gamma \cos \theta}{\rho g D_{\max}} \xi \quad (14)$$

where D_{\max} is the maximum pore diameter. Furthermore, they determined as $\xi = 1$ when the path through which the molten metal can infiltrate due to the applied pressure ΔP_0 are connected from one end of the specimen to the other, the infiltration behavior is the same as the simple cylindrical shape pores with the narrowest channel diameter in that path. However, in the actual use of the porous bricks, the infiltration occurs downward, the gravity never stop infiltration,

Table 1 Properties of porous brick samples

Sample No.		1	2	3	4
Apparent porosity / %		20.2	29.6	30.7	29.5
3D-CT image analysis	Porosity / %	21.2	30.7	31.6	28.5
	Mean pore diameter / μm	170	135	130	184
	Maximum pore diameter / μm	500	318	354	380

実機で使用されるポーラスレンがでは、浸潤は下方に向かって発生するため重力で浸潤が停止することはない上、実際の溶鋼鍋使用されるポーラスレンがにかかる静水圧は彼らの実験の圧力よりも1桁程度大きく、**図2**のように、浸潤する速度が非常に速いと考えられる。そのため、浸潤する過程の速度論的議論が重要だと考えられる。

また、Yamadaらは、後述する**表1**に示す種々のポーラスレンがを溶鋼に浸漬し、溶鋼ヘッド $h=1.5\text{ m}$ 相当の圧力差で吸引することでメタルを浸潤させる実験を行ったが、浸潤深さは20 mm程度であった。もし $\xi=1$ であれば、**図2**の計算結果と比較して浸潤深さは小さい。

そこで、ポーラスレンがに対するメタル浸潤現象について、耐火物組織の影響を考慮した速度論的議論を可能にするために、X線CTにより実際のポーラスレンがの3次元構造を取得し、有限体積法によりその気孔構造に対し溶鋼を浸潤させるシミュレーションを行った。

3 計算手法

計算に用いたポーラスレンがは、Yamadaらと同一のサンプル1-4を用いた。**表1**にそれぞれの物性を示す。

これらのポーラスレンがに対し、X線CTにより3次元構造を取得した。X線CTによる測定の大略図を**図3**に示す。

and the hydrostatic pressure on the bricks is about one order of magnitude higher than the pressure in their experiment. As shown in **Fig. 2**, the infiltration rate is considered to be very high. Therefore, a kinetic discussion of the process of the infiltration is important.

One of the present authors⁸⁾ have also conducted the experiment in which porous bricks shown in **Table 1** were immersed in the molten steel and infiltration depth was only about 20mm under the vacuum evacuation with the pressure difference equivalent to molten steel head $h=1.5\text{ m}$. If $\xi=1$, the result shows the lower infiltration depth compared to the calculation in **Fig. 2**.

Therefore, in order to discuss a kinetics on the molten steel infiltration phenomenon in porous bricks with considering the effect of the structure of the bricks, we have analysed numerically by the FVM to simulate the infiltration of molten steel into the three-dimensional structure of the actual porous bricks by X-ray CT.

3 Numerical analysis

The calculations were carried out using the porous brick samples 1 to 4 shown in **Table 1** with same porosity data determined both by experiment and image analysis using the X-ray CT. **Figure 3** shows the schematic diagram of the X-ray CT measurements system.

The radiography image measured by the X-ray CT was reconstructed into a three-dimensional tomographic image. An example of the tomogram is

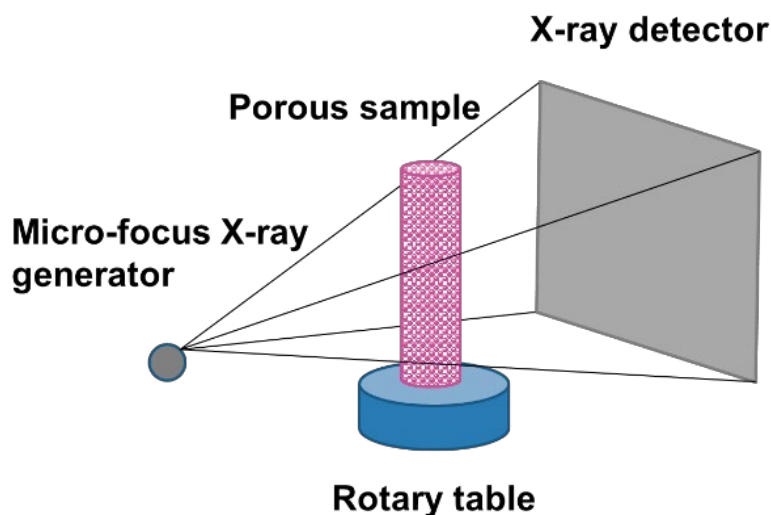


Fig. 3 Schematic image of 3-dimensional X-ray CT.

X線CTにより測定した透過像は、3次元の断層画像に再構成した。その断層画像の例を図4(a)に示す。この断層画像に対し、輝度により2値化し、耐火物と気孔に識別した(図4(b), (c))。これにより得られた3次元的な気孔構造を図5に示す。また、2値化した3次元画像を用いて、画像解析により気孔率、気孔径分布を算出した。表1より、アルキメデス法により測定した見掛け気孔率と、X線CTの測定データから画像解析により算出した気孔率が概ね一致していることがわかる。このことから、今回X線CTにより取得した構造は、全体

shown in Fig. 4 (a). The tomogram was binarized by the brightness value to distinguish the pores from refractory materials (Fig. 4 (b), (c)). The resulting 3D pore structures are shown in Fig. 5 for samples 1 to 4, respectively. As described previously, Table 1 showed the calculated porosity by image analysis based on the X-ray CT data which agreed well to the measured apparent porosity by the Archimedes method. Therefore, the structure obtained by the X-ray CT is considered to be a representative of the entire structure.

The numerical calculation was performed with OpenFOAM 4⁹⁾ using the Volume of Fluid (VOF) method. The density and kinematic viscosity of the

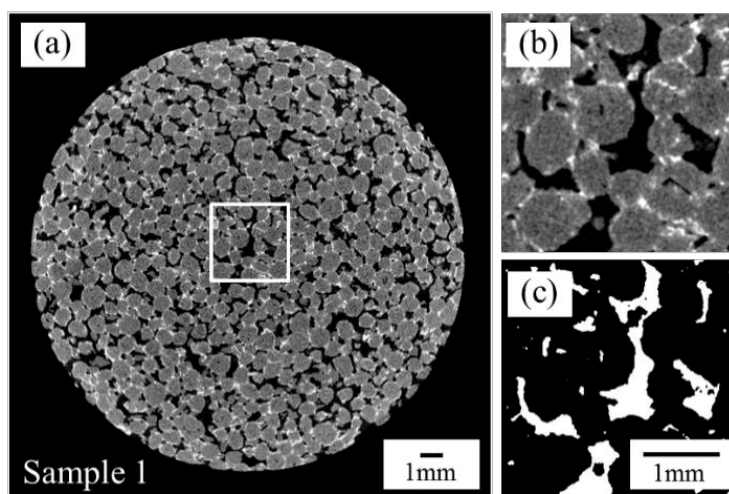


Fig. 4 2D-CT images of porous brick sample 1, showing raw image (a), cropped image (b), and binarized image (c).

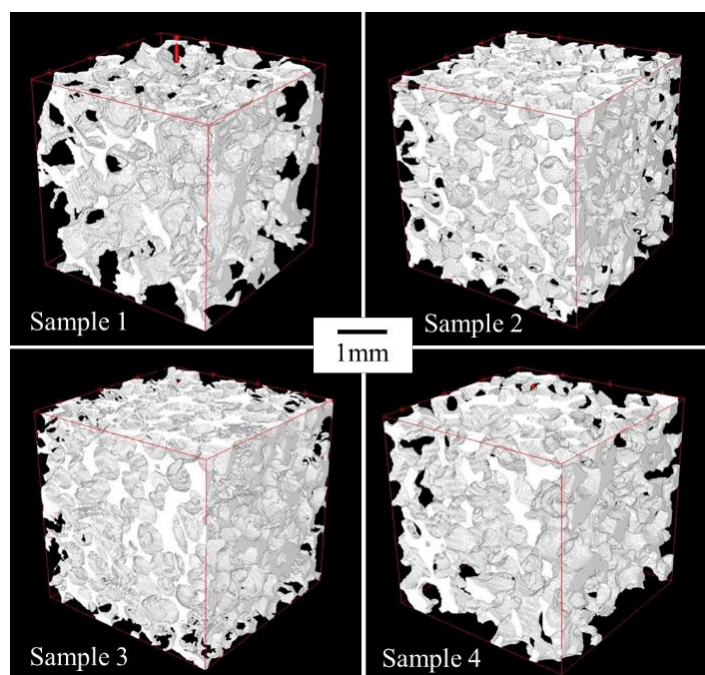


Fig. 5 3D-CT images for porous bricks for samples 1 to 4.

を代表する部分であると考えられる。この気孔構造を用いて有限体積法による流体解析を行った。

流体解析は、有限体積法ソルバー OpenFOAM 4.x⁷⁾ の interFoam により行った。interFoam は VOF (Volume of Fluid) 法により 2 相流の計算を行うソルバーである。メッシュ生成は、OpenFOAM のメッシュ生成用ユーティリティである blockMesh により構造メッシュを作成し、これを 6 面体メッシュ生成用ユーティリティの snappyHexMesh を用いて気孔構造にフィットさせた。計算する流体は、空気、溶鋼の 2 相とした。空気の密度を $1 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ 、動粘度を $14.8 \text{ mm}^2\cdot\text{s}^{-1}$ 、溶鋼の密度 ρ を $7000 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ 、表面張力 γ を $1.8 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$ 、動粘度 μ / ρ を $1.0 \text{ mm}^2\cdot\text{s}^{-1}$ 、溶鋼と耐火物 (Al_2O_3 を想定) の接触角 θ を 110° とし、重力は考慮せずに計算を行った。境界条件は図 6 に示す条件とし、空気で満たされた気孔に対し 0.1 MPa (溶鋼ヘッド高さ 1.5 m 相当) の圧力差を与え、図中左側から溶鋼を浸潤させた。側面や耐火物との接触部を滑りなしの壁とした。解析は非定常解析とし、計算時間は 1 ms とした。

air are set to $1 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ and $14.8 \text{ mm}^2\cdot\text{s}^{-1}$, respectively, while the density ρ , surface tension γ and kinematic viscosity μ/ρ of the molten steel are set to $7000 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$, $1.8 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$ and $1.0 \text{ mm}^2\cdot\text{s}^{-1}$, respectively, and contact angle θ between molten steel and refractory material is set to 110° , and the gravity is not considered. The boundary conditions are shown in Fig. 6. The molten steel was infiltrated from the left side of the figure by applying a pressure difference of 0.1 MPa (equivalent to the molten steel head height of 1.5 m) to an air-filled pore. The sides and the contact area with the refractory were assumed to be non-slip walls. The non-steady state analysis was performed with the computation time of 1 ms .

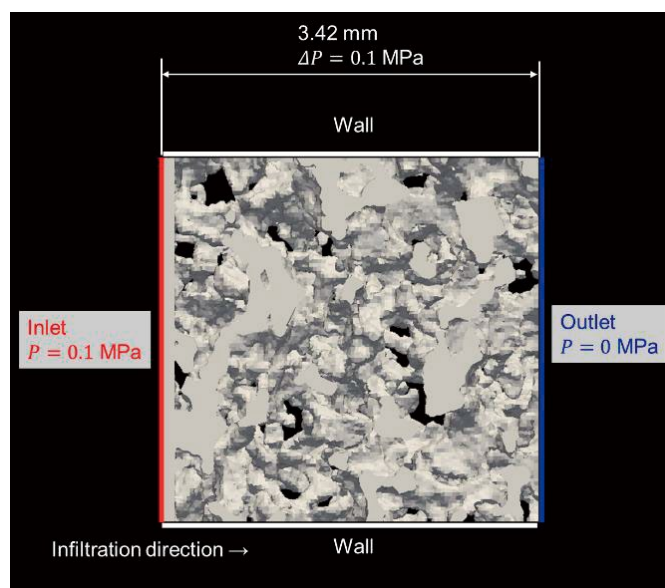


Fig. 6 Schematic illustration of the boundary conditions for numerical analysis using the finite volume method.

4 結果と考察

流体解析による溶鋼浸潤シミュレーションの結果を図7に示す。図7は、1 ms 経過後の浸潤の状態である。これを見ると、気孔に浸潤する溶鋼の形態はサンプルによって異なり、例えば Sample 3 は全体で均一に浸潤しているのに対し、Sample 1 は浸潤した気孔と浸潤していない気孔とが混在し

4 Results and discussion

The simulation results of molten steel infiltration by fluid analysis are shown in **Fig. 7**, as the state of the infiltration after 1 ms.

The infiltration morphology into the pores and the rate of infiltration seems different from sample to sample. For example, in the sample 1 infiltration proceeds in the selective pores with heterogeneous front whereas in the sample 3 the infiltration proceeds

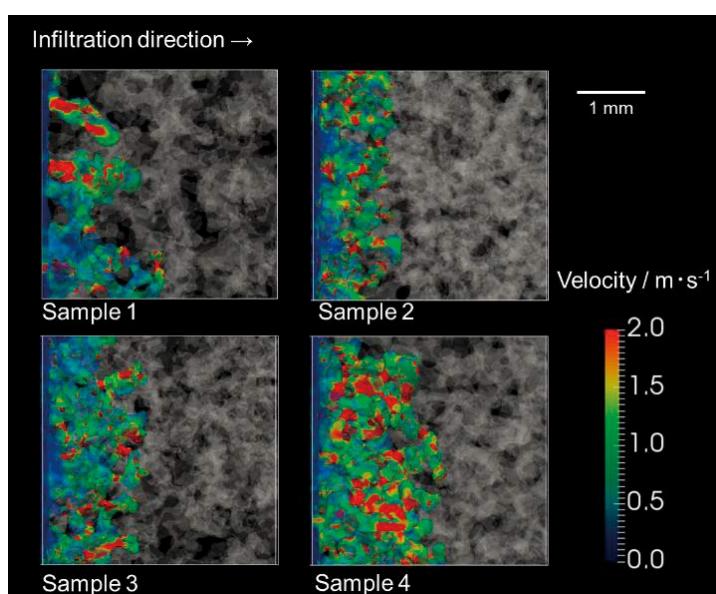


Fig. 7 Calculation results of molten steel infiltration simulation of porous material samples with 3D-CT.

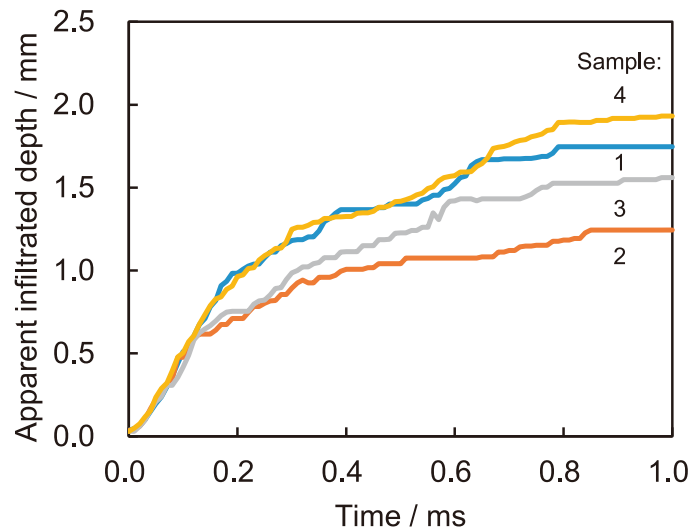


Fig. 8 Calculated infiltration profiles for each sample.

ていることがわかる。浸潤した部分の内、最も浸潤が大きい部分の x 座標を見かけの浸潤長さとし、時間との関係をプロットしたものを図 8 に示す。図 8 より、最初の 0.1 ms 程度はいずれのサンプルも大差ないものの、それ以降はサンプル間で浸潤速度が異なり、Sample 4 > 1 > 3 > 2 の順に浸潤が速いことがわかる。ここで、1 ms 経過後の見かけの浸潤深さを時間で割ったものを浸潤速度とし、各サンプルの平均気孔径との関係をプロットしたものを図 9 に示す。図 9 より、平均気孔径と浸潤速度には相関があるように見受けられる。オレンジ色の点線は、単純円筒の Hagen Poiseuille 流れの式 (10) から求めた浸潤速度であるが、これと比べると、おおよそ 1/3 程度であることがわかる。ここで、式 (13) と比較するために、迷路係数 ξ を求める。ただし、簡単のために、溶鋼ヘッド高さ h は 1.5 m 相当であり $-\rho g l(t)$ の項の影響は非常に小さいとして無視して、式 (12) が成り立つとする。このとき、式 (12) で求めた速度は式 (10) で求めた速度の ξ 倍であるから、各サンプルにおける迷路係数 ξ は表 2 のようになる。表 2 より、本研究により算出された迷路係数は、0.34-0.45 倍程度であった。重力により浸潤が停止する高さから迷路係数 ξ を求めた Matsushita らのモデルでは、サンプルの端から端

rather uniformly. Figure 8 shows the analytical data on the relation between the apparent depth of the infiltration and time for each material obtained by the present simulation. Where the apparent depth of the infiltration is defined as the value of the deepest infiltration. As shown in the figure, the rate of infiltration is same for all samples up to 0.1 ms, but exceeding the time, the rate differs for each sample, with the order of the samples 4-1-3-2. In Fig. 9, the calculated infiltration rates at 1 ms were plotted against mean pore size determined by the 3D-CT image analysis for each sample, showing some correlation between the infiltration rate and the pore diameter.

The orange dotted line in the figure is the infiltration rate determined by the flow equation (8) (Hagen-Poiseuille) for a simple cylindrical shape pore. Comparing the plots with the line, the infiltration rate by numerical simulation with the 3D-CT is roughly 1/3 of the infiltration rate for the simple cylindrical shape pore. Now, the labyrinth coefficient ξ is also determined for comparison with equation (13). For simplicity, since the molten steel head height h is equivalent to 1.5 m, the equation (12) holds with negligibly small effect of the $\rho g l(t)$ term. In this case, since the rate calculated by the equation (12) is ξ times of that calculated by the equation (10), the labyrinth coefficient ξ for each sample is calculated as shown in Table 2. From Table 2, the labyrinth coefficients calculated in the present work were about 0.34-0.45 times higher than those by the equation

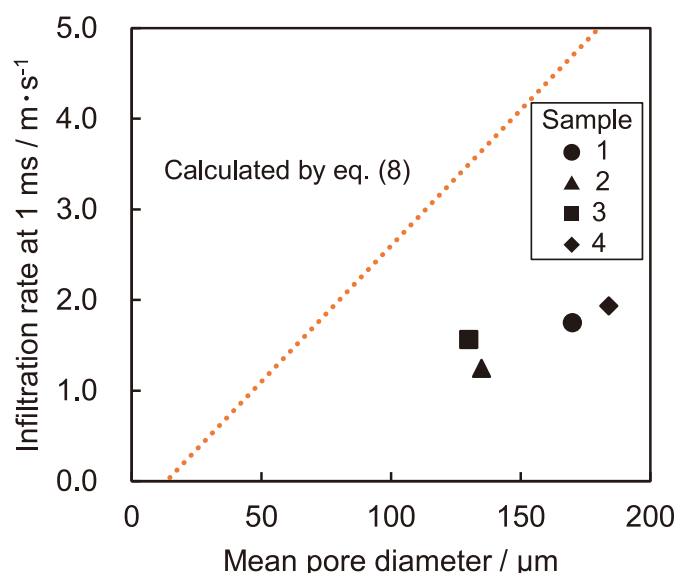


Fig. 9 Relationship between calculated infiltration rate and mean pore diameter for each sample as plots comparing calculated results by equation (8) as dotted line.

Table 2 Calculated labyrinth coefficient ξ for each sample

Sample		1	2	3	4
Infiltration rate at 1 ms / m·s ⁻¹	Simulation with 3D-CT	1.75	1.24	1.56	1.93
	Eq. (8)	4.70	3.65	3.50	5.12
Labyrinth coefficient, ξ / -	Present work	0.37	0.34	0.45	0.38
	Eq. (13)	0.54	0.77	0.79	0.72

まで浸潤可能な圧力差を与えた場合は $\xi = 1$ であったが、浸潤速度から迷路係数 ξ を求めた本研究では異なる結果となった。また、式(13)により求めた迷路係数と比較すると、半分程度であり、サンプルによってその倍率も異なる。本研究の手法は、実際の耐火物組織を用いて計算しているため、実際の溶鋼浸潤現象により近いと考えられる。

ただし、本手法による計算手法の妥当性に関しては、十分検証ができていないため、定量的な議論のためにはさらなる検討が必要であると考えられる。

(13)⁶⁾。In the model of Matsushita et al. in which the coefficient ξ was calculated from the height at which infiltration stops due to gravity, $\xi = 1$ when the sample was applied the pressure difference that can infiltrate from one end to the other, but in the present work, the ξ calculated by the infiltration rate obtained by the numerical simulation results in different values. In addition, the magnification factor is about half of that obtained by using equation (13). The present method is considered to be simulated more closely to the actual molten steel infiltration phenomenon because the calculations are performed using the more realistic structures of the refractory materials obtained by the 3D-CT method. The validity of numerical analysis deployed in the present work, however, has not yet been fully verified, and further extended study will be required for more quantitative discussions.

5 結言

ポーラスレンガの気孔内への溶鋼の浸潤に及ぼすポーラスレンガの構造の影響を動力学的に議論するために、まず、単純な円筒形状の気孔の場合の浸潤を Washburn の式と Hagen Poiseuille の式を用いて解析した。次に、有限体積法 (FVM) を適用し、X 線 CT で得られた 3 次元気孔構造を用いて、ポーラスレンガへの溶鋼の浸潤をシミュレーションした。シミュレーション結果は、簡略化した気孔モデルを用いた解析結果と比較した。

シミュレーションで得られた浸潤速度は、3D-CT 画像解析で得られた平均気孔径と、他のパラメータである気孔率や最大気孔径よりも強い相関を示した。シミュレーションで得られた浸潤速度と迷路係数の値は、単純化した気孔形状を用いた解析で得られた値のそれぞれ約 3 分の 1 から約半分 (34 ~ 45 %) であった。本研究では、X 線 CT により測定した実際のポーラスレンガの構造を用いているため、レンガ内部への溶鋼の浸潤に関してこの分野で以前に行われた従来の解析で得られた結果と比較し、より正確な結果が得られたと考えている。ただし、本研究で採用した数値解析の妥当性検証のためには、今後のさらなる改良が必要である。

文 献

- 1) 大内龍哉：耐火物, **53** [4] 212-219 (2001).
- 2) E. D. Washburn: Phys. Rev. **17** [3] 273-283 (1921).
- 3) The Iron and Steel Institute of Japan: Physical Properties of Molten Iron and Molten Slag, (1972) pp. 6-95.
- 4) Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Slag Atlas (2nd edition), Verlag Stahleisen GmbH, (1995) pp. 522-524
- 5) 松下泰志, 大内龍哉, 向井楠宏, 佐坂勲穂, 吉富丈記：耐火物, **54** [5] 242-248 (2002).
- 6) H. Xihu, The Principles of Ironmaking and Steelmaking, Metallurgy Industrial Press

5 Conclusions

In order to discuss kinetically the effect of structure of the porous bricks on the infiltration of the molten steel into the pores of the bricks, the infiltration in the case of pores of a simple cylindrical shape was analyzed at first using both Washburn's and Hagen-Poiseuille's equations. Then, the finite volume method (FVM) was applied to simulate the infiltration of the molten steel into the porous bricks using a three-dimensional (3D) pore structure obtained by the X-ray computed tomography (CT). The results of the simulation were compared to those of analysis using the simplified model of pores.

The rate of infiltration obtained by the simulation correlated more intensively to the mean pore size determined by the 3D-CT image analysis than the other parameters of both porosity and the maximum pore size. Values of both infiltration rate and labyrinth coefficient determined in the simulation were respectively about one-third to half (34 - 45 %) of those in the analysis using the simplified pore shape.

A realistic structure of the porous bricks determined by the X-ray CT has highly contributed to obtain more accurate simulation results for the infiltration of molten steel into the bricks superior to the results obtained in the conventional analytical works carried out previously in this field. There are, however, still susceptible to further improvements for validation of the numerical analysis deployed in the present work.

References

- 1) T. Ouchi: Journal of Technical Association of Refractories, Japan, **21** [4] 270-275 (2001).
- 2) E. D. Washburn: Phys. Rev., **17** [3] 273-283 (1921).
- 3) The Iron and Steel Institute of Japan: Physical Properties of Molten Iron and Molten Slag, (1972) pp. 6-95.
- 4) Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Slag Atlas (2nd edition), Verlag Stahleisen GmbH, (1995) pp. 522-524.
- 5) T. Matushita, T. Ouchi, K. Mukai, I. Sasaka and J. Yoshitomi: Journal of Technical Association of Refractories, Japan, **23** [1] 15-19 (2003).
- 6) H. Xihu: The Principles of Ironmaking and Steelmaking, Metallurgy Industrial Press, Beijing, (1990) p. 234.
- 7) T. Matushita, K. Mukai, T. Ouchi, I. Sasaka, J.

Beijing (1990) p. 234.

- 7) 松下泰志, 向井楠宏, 大内龍哉, 佐坂勲穂,
吉富丈記: 耐火物, **55** [3] 120-127 (2003).
- 8) K. Yamada, T. Oishi, S. Matsumoto, T.
Ouchi, K. Gouda and K. Morikawa,
Proceedings of UNITECR 2019 (2019) pp.
584-587.
- 9) OpenFOAM Foundation, <https://openfoam.org>

本論文は以下の報文に加筆・再構成して転載したものである。

Matsumoto, S. et al., Proceedings of UNITECR 2023 (2023) pp. 836-839.

Yoshitomi: Journal of Technical Association of Refractories, Japan, **24** [2] 108-113 (2004).

- 8) K. Yamada, T. Oishi, S. Matsumoto, T. Ouchi,
K. Gouda and K. Morikawa , Proceedings of
UNITECR 2019, (2019) pp. 584-587.
- 9) OpenFOAM Foundation, <https://openfoam.org>

This paper is reprinted with some additions and reconstructions to the following paper:

Matsumoto, S et al., Proceedings of UNITECR 2023 (2023) pp. 836-839.