

純酸素底吹き転炉 (Q-BOP) における羽口配列適正化

Optimization of Tuyere Arrangement in Bottom Blowing Converter

小笠原 太 OGASAWARA Futoshi JFE スチール スチール研究所 製鋼研究部 主任研究員 (副課長)
奥山 悟郎 OKUYAMA Goro JFE スチール 経営企画部 海外事業統括室 主任部員 (部長)・博士 (工学)
菊地 直樹 KIKUCHI Naoki JFE スチール スチール研究所 製鋼研究部長・博士 (環境)

要旨

純酸素底吹き転炉 (Q-BOP) では、通常の上底吹き転炉に比べて底吹きガスの流量が大きいいため、羽口配列の変更などにより浴流動挙動が大きく変化する。しかしながら、その具体的な影響については不明な点が多い。本研究では、実機の 1/15 スケールの水モデル実験により浴振動の振幅及び振動数を測定し、浴振動のモデル化を行った。その結果、実機も同様のモードで浴振動していることを確認した。水モデル実験の結果をもとに実機 Q-BOP の羽口配列の変更を行ったところ、地金噴出が抑制され、出鋼歩留りが 0.2% 増加した。

Abstract:

In bottom-blowing converter (Q-BOP), tuyere arrangement has a large effect on the bath flow due to huge stirring energy of the bottom-blown gas. But the influence of changes in the tuyere arrangement on the bath flow is not well understood. From this viewpoint, effect of the tuyere arrangement on the bath flow in Q-BOP was investigated in a 1/15 scale water model experiment. The amplitude and frequency of bath oscillation were measured. These oscillation phenomena can be modeled by natural oscillation of the 1st order mode. The measured oscillation period in an actual Q-BOP showed good agreement with the result of model calculation. The tuyere arrangement in the actual converter was changed based on the results of the water model experiment. As a result, metal yield improved by 0.2%.

1. はじめに

近年、中国をはじめとする海外鉄鋼メーカーの鋼材供給能力が高くなっており、高品質な製品の生産力を高く維持する必要がある。特に、製鋼プロセスにおいては、転炉における吹錬時間が生産力を律速し、転炉終点条件が鋼材の品質に与える影響が大きい。

純酸素底吹き転炉 (Q-BOP) の特徴として、その強い攪拌力により、弱攪拌型の転炉と比較して、鋼浴の均一混合特性が向上する。そのため、低炭素濃度領域まで脱炭しても、溶鋼の過酸化が抑制されるという利点があり、スラグ中の T. Fe 濃度が低位となるため、出湯歩留まりが高く、また P 分配比などの冶金特性にも優れる¹⁻⁷⁾。

その一方で、強攪拌であるがゆえに、羽口配列や浴形状といった操業条件の変化により浴内流動が大きく変化する。操業阻害を引き起こしやすいという側面がある。生産性向上のための操業改善として装入量の増大や、底吹き酸素流量の増加をするためには、浴内流動への影響を評価する必要がある。しかしながら、浴流動に及ぼす底吹き条件の影響については不明な点が多い。

加藤ら⁸⁾ は 2 列の羽口列での水モデル実験を行い、浴形

状 (浴面深さ H /浴直径 d) 及び羽口配列 (羽口列間隔/1 列の長さ) に応じて振動のモードが変化することを示している。しかしながら、浴振動の振幅や振動数についての羽口配列影響や、底吹き流量影響については、不明な点が多い。そこで、本研究においては、浴振動の振幅及び浴振動の振動数について、水モデル実験にて調査した。また、水モデル実験結果に基づいて、実機 Q-BOP の羽口配列適正化を行った。

2. 実験方法

図 1 に水モデル実験装置の概要を示す。実機 1/15 スケールの透明アクリル製容器を用いた。吹込みガスとして圧縮空気、メタル浴として水を用いた。相似条件として、修正 Froude 数及び実操業における底吹きガス流量/浴体積比を考慮した。修正 Froude 数は (1) 式で与えられる⁹⁾。

$$Fr = \frac{\rho_g u^2}{\rho_l g L} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 ρ_g はガス密度 (kg/m^3)、 u は代表速度 (m/s)、 ρ_l は液体の密度 (kg/m^3)、 g は重力加速度 (m/s^2)、 L は代表長さ (m) である。 u に羽口直上における線流速を用い、 L は浴深の値を用いると、修正 Froude 数近似では、底吹き流

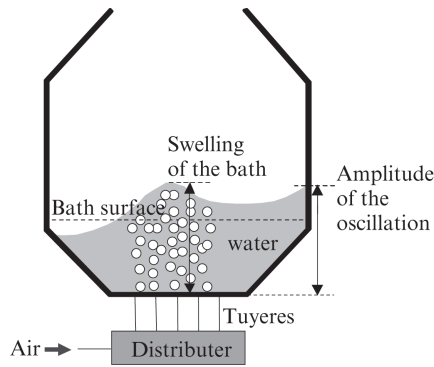


図1 水モデル実験装置概要図

Fig. 1 Schematic diagram of apparatus for water model experiment

量は 144 L-norm./min となる。

また、実機操業条件での底吹きガス流量/浴体積の比と合わせた場合、水モデル装置での底吹きガス量は 444 L-norm./min となる。そこで、本実験では、底吹き流量を 100~1000 L-norm./min まで変化させた。なお、水モデル実験で用いた羽口の内径は 2 mm とした。

本研究においては羽口配列変更による浴流動への影響を調査するため、図2に示した羽口配列で水モデル実験を行った。羽口配列は2列の羽口列を基本として、羽口列長さ L_1 一定の条件で羽口列間隔 L_2 を変更した3種類の羽口配列(それぞれ $L_2/L_1=0.227, 0.340, 0.511$) にて、浴振動の振幅及び振動数を測定した。

図1に示すように、底吹きガスの供給によって、炉中心部に盛り上がり部が観測され、炉壁付近では周期的な振幅が生じる。浴振動の振幅は、炉壁での容器底面からの盛り上がり高さを目視にて測定した。炉中心部での盛り上がり高さについては、測定用の治具を水モデル容器中心部に挿入して測定した。

また、浴振動の振動数は、炉壁での盛り上がりについて10回の振動時間の平均から算出した。また、浴面高さ 110 mm, 200 mm の2水準それぞれについて、振動数の測定を行った。

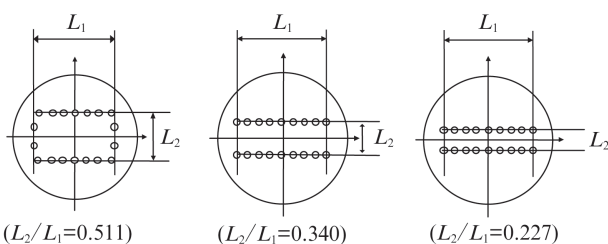


図2 本実験で調査した羽口配列

Fig. 2 Tuyere arrangements used in this experiment

3. 結果と考察

3.1 水モデル実験結果

本実験条件では、容器内の水が L_2 方向に振動する現象が観測された。また、一部の条件においては円筒形の容器壁に沿って、盛り上がり部が回転する現象も観測された。

図3に静止時の浴面高さ 110 mm での各羽口配列における底吹きガス流量と浴振動の関係を示す。底吹きガス流量が増大するほど振幅は増加する傾向となり、また羽口列間隔が小さいものほど振幅が増加する結果が得られた。

図4に底吹き流量と底吹き羽口直上部における盛り上がり高さの関係を示す。炉壁での振幅と同様の傾向を示しており、羽口列間隔の小さい配列ほど容器中心部の盛り上がり高さが大きくなる結果となった。

図5に容器壁面における盛り上がり高さ、容器中心における盛り上がり高さの関係を示す。どの L_2/L_1 でも盛り上がり高さが大きくなると炉底での振幅も大きくなる傾向にある。羽口列間隔が大きいほど、同一の底吹きガス流量でも中心部での盛り上がり高さが低くなり、炉壁での振幅も低下する結果となっている。

これらの相違を検討するため、羽口直上部での流動の様

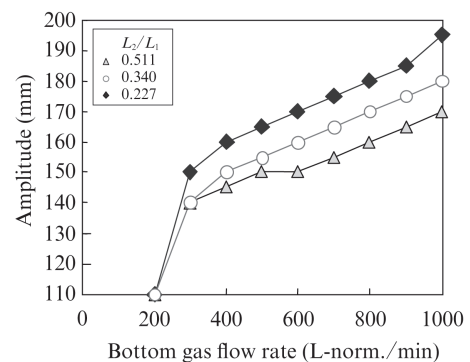


図3 底吹きガス流量と水モデル容器壁面での振幅

Fig. 3 Relationship between bottom gas flow rate and oscillation amplitude along vessel wall

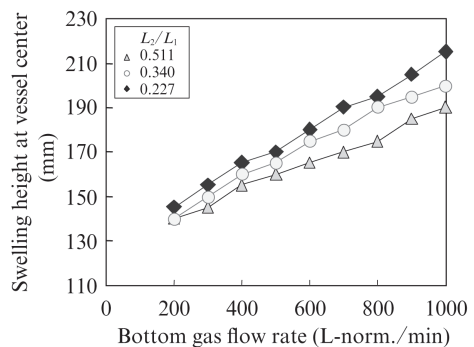


図4 底吹きガス流量と水モデル容器中心での盛り上がり高さ

Fig. 4 Relationship between bottom gas flow rate and swelling height at vessel center

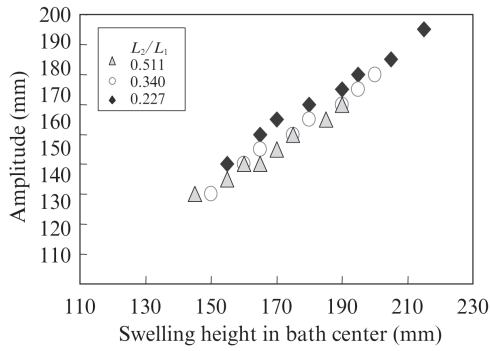


図5 中心部での盛り上がり高さと炉壁での振幅の関係
Fig. 5 Relationship between swelling height at vessel center and oscillation amplitude along vessel

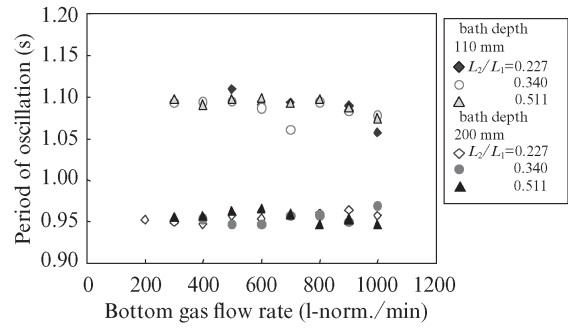


図7 浴振動の周期
Fig. 7 Relationship between bottom gas flow rate and period of oscillation

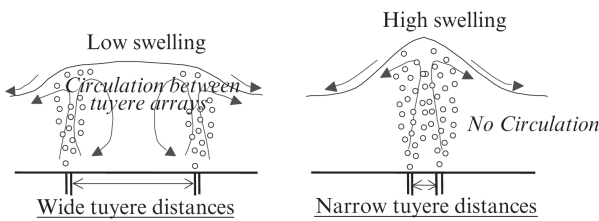


図6 異なる羽口配列での羽口列間の流動の模式図
Fig. 6 Schematic images of bath flow pattern with different tuyere array distances

子を観測した。図6に示すように羽口列間隔が大きい場合では、羽口列間の空間が大きくなるため、底吹きガス供給によって生じた上昇流の一部が、羽口列間で循環流を形成している様子が目視観測された。このため、底吹きガスによって供給されたエネルギーが散逸され、中心の盛り上がり部の位置エネルギーが減少し、炉壁での振幅も低下すると考えられる。一方、羽口列間隔が小さい場合、上昇流のエネルギーがほぼ全て中心の盛り上がり部の位置エネルギーとなり、振動エネルギーへの変換量も大きくなると考えられ、これにより炉壁での振幅が増加すると考えられる。

図7に底吹きガス流量と浴振動の振動周期の関係を示す。各測定条件においては、羽口列間隔および底吹きガス流量による振動周期の差異は殆ど見られなかった。ただし、浴深の大きいほうが振動周期が低い結果となった。この結果から、容器形状によって決まる固有振動数が存在すると考えられ、次節にて考察を行った。

3.2 浴振動のモデル化

円筒容器中の液体の固有振動数は(2)式で計算される¹⁰⁾。

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2\varepsilon_n g}{d} \tanh\left(2\varepsilon_n \frac{H}{d}\right)} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 f は振動数 (s^{-1})、 n はモード数、 g は重力加速度

(m/s^2)、 d は容器径 (m)、 H は浴深 (m) である。 n 次モードにおける係数 ε_n は一次モードの場合 1.841、二次モードの場合 5.331 となる¹⁰⁾。

(2)式で算出される固有振動数と今回の水モデル実験で得られた振動数の比較を実施した。図8に浴深と振動数の関係を示す。水モデル実験で観測された振動数は(2)式で計算される一次モードの計算値とほぼ一致した。

さらに、実機Q-BOPにおいても同様の振動が発生しているかどうかを検証するため、トランオン部にサーボ加速度計を設置し、吹錬中の装入-出鋼方向の振動測定を実施した。実機にて測定された振動の振動数及び、実機の炉体形状から(2)式で計算される計算値と併せて図8に示す。

その結果、実機での測定結果も計算値とほぼ一致し、今回の水モデルと同様に、一次モードの振動が起きていると考えられる。

実機Q-BOPにおいては、炉回数の進行に伴い浴形状が変化する。具体的には、炉底の損耗が進行し、かつ炉壁に地金が付着するため、(2)式において d が減少し、 H が増加する。すなわち炉回数の進行によって、振動数が増加すると考えられる。

炉回数進行影響による振動の振幅及び振動数を推測する

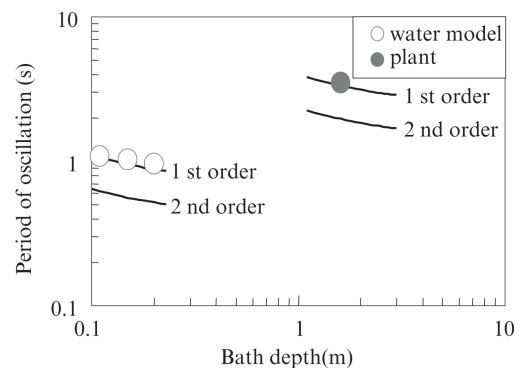


図8 浴深と浴振動周期の関係
Fig. 8 Relationship between bath depth and period of oscillation

ため、以下の仮定を置き計算を行った。羽口損耗と同時に炉壁地金も成長するので、浴面の高さは炉代を通じて一定高さであるとする。そのため、羽口損耗によって浴深 H は1チャージ毎に一定の長さ増加するものとする。浴鋼の体積は一定であるものとして、浴深 H が増加した分、炉内径 d の減少分を算出する。このようにして、炉回数毎の H/d を算出し、固有振動数を算出する。

さらに浴の振動を単振動と仮定すると、振幅と振動数は(3)~(6)式の関係を満たす。 m は質量 (kg), k は比例定数 (N/m), x は変位 (m), a は加速度 (m/s^2), A は振幅 (m), ω は角速度 (s^{-1}), f は振動数 (s^{-1}) である。(6)式から、浴振動の振幅は振動数の2乗に反比例する。

以上の仮定をもとに、炉回数進行に伴う炉形状変化を考慮して、浴振動の振動数及び振幅の変化を計算した。その計算結果を図9に示す。振幅については、新炉時の振幅を1としたときの割合として示す。炉回数の進行とともに振動数は増加し、振幅が減少していきと考えられる。

$$ma = -kx \dots\dots\dots (3)$$

$$\omega = \sqrt{k/m} \dots\dots\dots (4)$$

$$a = A \cdot \omega^2 = A \cdot (2\pi f)^2 \dots\dots\dots (5)$$

$$A = a / (2\pi f)^2 \dots\dots\dots (6)$$

$L_2/L_1=0.227$ の配列における実機での出鋼孔からの地金噴出頻度と炉形状の関係を図10に示す。前述のとおり炉回数の進行により H/d は増加する。地金噴出頻度は吹錬中目視にて出鋼孔からの地金噴出回数を記録し、各チャージにおいて噴出回数を指数化したものである。

炉代前半においては、頻繁に出鋼孔からの噴出が見られるが、炉代後半では出鋼孔からの地金噴出は低減する傾向にある。図11に炉形状影響による浴振動の振幅と振動数変化の模式図を示す。上述のメカニズムにより、炉回数の進

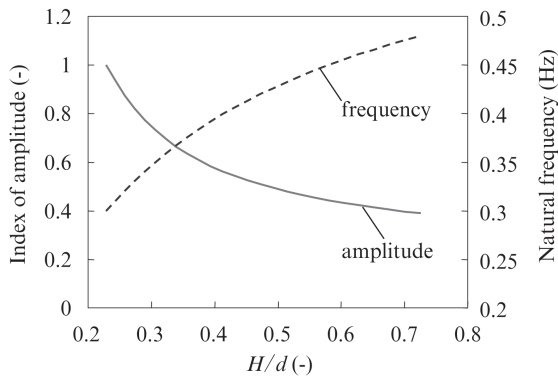


図9 振動数と浴振動振幅の変化

Fig. 9 Change of natural frequency and amplitude of bath

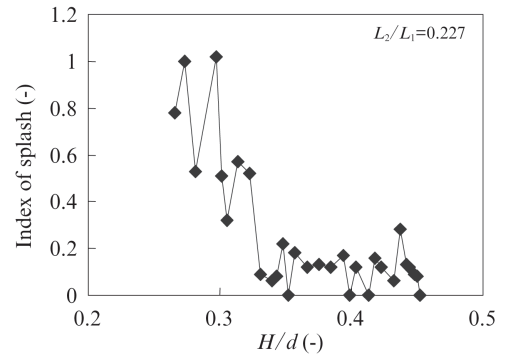


図10 実機でのスプラッシュ発生挙動

Fig. 10 Change of the index of splash in actual plant

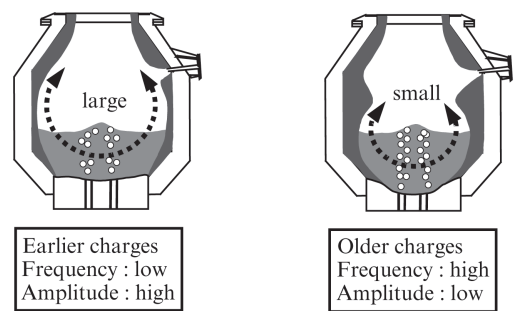


図11 炉形状による浴振動変化の模式図

Fig. 11 Schematic diagram of changes of bath oscillation with bath

行に伴う炉内形状の変化により吹錬中の浴振動の振幅が小さくなると推定される。

4. 実機 Q-BOP での羽口列間隔変更実験

水モデル実験で示したように、羽口列間隔が小さい場合に浴振動の振幅が増加すると考えられる。また、羽口列間隔を拡大することによって、炉壁での振幅すなわち盛り上がり高さが低下し、出鋼孔からの地金噴出が抑制可能であると考えられる。但し、羽口列間隔が大きすぎる場合、出湯等のために倒炉したときに羽口列の一部が溶鋼に浸漬する懸念がある。振幅増大の抑止と羽口列の浸漬抑止を両立するためには、適正な羽口列間隔を選択する必要がある。

そこで、水モデル実験の結果と、倒炉時の浴面と羽口位置を考慮して、実機で $L_2/L_1=0.227$ から 0.340 に変更した試験を実施した。

図12に吹止炭素濃度とスラグ中 T. Fe 濃度の関係を示す。羽口配列の変更によって特に大きな差異は認められない。また、文献¹¹⁾で報告されている値と比較しても、ほぼ同等な結果となっており、冶金特性への影響はなかった。

$L_2/L_1=0.227$ の羽口配列においては、出鋼口からの地金噴出が時折観測されていたが、 $L_2/L_1=0.340$ に変更した結果、出鋼口からの地金噴出は炉代を通じて殆ど観測されなく

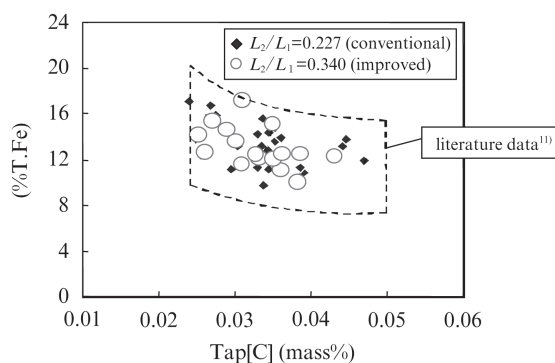


図 12 実機転炉出鋼 [C] とスラグ中 (T, Fe) の関係

Fig. 12 Relationship between (T, Fe) component of slag and [C]

なった。また、倒炉時に羽口列が溶鋼に浸かることもなく、安定操業可能であった。その結果、従来の配列と比較して、出鋼歩留りが0.2%増加した。

5. おわりに

Q-BOPの1/15スケールの水モデル実験にて、2列の羽口列を基本として、羽口列間隔を変化させた3種類の羽口配列について底吹きガス供給による容器内の浴振動の振幅・振動数を調査し、さらに実機Q-BOPにおいて羽口配列を変更した試験を実施し、下記の知見を得た。

- (1) 中心すなわち羽口直上部の盛り上がり高さが高いほど、底吹きガス流量が多いほど、羽口列間隔が小さい配列ほど炉壁での振幅は大きくなった。
- (2) モデル実験において浴振動の振動数は円筒容器における1次モードの固有振動数とほぼ一致する結果が得られた。実機Q-BOPにおいても同様の振動数が認められた。

- (3) 実操業での炉底損耗による浴深の増加や、地金付着による炉内径の減少を考慮し、炉回数進行に伴い、上記に従い求められる浴振動数が増加し振幅が低下すると予想された。これは炉回数進行に伴い出鋼孔からの溶鋼噴出が低減する結果と一致した。
- (4) 実機Q-BOPにおいて羽口列間隔変更実験を行った。羽口列間隔を $L_2/L_1=0.227$ から0.340に変更させた結果、出鋼歩留りが高くなった。

参考文献

- 1) Nagai, J.; Yamamoto, T.; Yamada, H.; Take, H. *Kawasaki Steel Technical Report*. 1982, No. 6, p. 12.
- 2) Kawana, M.; Okazaki, Y.; Nagai, J.; Sudo, F.; Bada, H.; Nakanishi, K. *Tetsu-to-Hagané*. 1978, vol. 64, p. S166.
- 3) Nakanishi, K.; Kato, Y.; Suzuki, K.; Katsuki, J. *Tetsu-to-Hagané*. 1978, vol. 64, p. S169.
- 4) Nakanishi, K.; Kato, Y.; Nozaki, T.; Emi, T. *Tetsu-to-Hagané*. 1980, vol. 66, p. 1307.
- 5) K, Brotzmann.; W, T, Lankford Jr.; A, H, Brisse. *Ironmaking Steelmaking*. 1976, vol. 3, p. 259.
- 6) Saigusa, M.; Nagai, J.; Sudo, F.; Bada, H.; Yamada, S. *Ironmaking Steelmaking*. 1980, vol. 7, p. 227.
- 7) Ota, T.; Saigusa, M.; Sudo, F.; Nozaki, T. *Tetsu-to-Hagané*. 1981, vol. 67, p. 1829.
- 8) Kato, Y.; Nakanishi, K.; Nozaki, T.; Suzuki, K.; Emi, T. *Tetsu-to-Hagané*. 1982, vol. 68, p. 1604.
- 9) 江守一郎. 模型実験の理論と応用. 技報堂出版, 1985, p. 85.
- 10) 巽友正. 流体力学. 培風館, 1985, p. 92.
- 11) 野崎努. 底吹き転炉法. 日本鉄鋼協会. 2000, p. 78.



小笠原 太



奥山 悟郎



菊地 直樹