

田中 秀幸^{*2} 岩谷 明之^{*3} 陶山 謙一^{*4} 有吉 政弘^{*5} 秋山 信治^{*6} 武 英雄^{*7}

Planning and Execution in Reconstruction of Combined Blowing Process (K-BOP) from LD Process

Hideyuki Tanaka, Toshiyuki Iwatani, Ken-ichi Suyama, Masahiro Ariyoshi, Shinji Akiyama, Hideo Take

要旨

水島製鉄所では、第2製鋼工場の転炉3基を1984年3月までにK-BOP化して、順調な操業を続けている。この改造工事にあたっては、炉体改造のための強度検討をはじめ、配管設備、非常設備、ボトムメンテナンス設備等の付帯設備に関しても可能な限り社内施工とするように努めた。その結果、LD転炉のK-BOP化を計画から製作まで、一括して施工できる技術を確立した。強度検討は、FEMを用いて温度分布を考慮した応力解析を実施し、工事は、設備停止をすることなく6回の炉修期間を利用して実施した。予想された炉体振動は、操業方法や羽口配列の改善等の対策により解決し、高い生産性と優れた経済性を維持している。

Synopsis:

In Mizushima Works, all three LD converters of No. 2 BOF shop were remodeled into K-BOP's (combined blowing processes) by March 1984, and have continuously been operating satisfactorily. Way of design and execution in bulk for remodeling LD's into K-BOP's was successfully established through this reconstruction by organizing self-executing formation, for instance, the dynamic analysis of the vessel, arrangement of environmental equipment and decision of specifications of incidental facilities which include piping, stand-by equipment and bottom maintenance equipment. To remodel the vessel, dynamic analysis was done by heat and stress analysis using FEM. The reconstruction was executed during two times of relining for each converter, without incurring any operation disturbance. Although vessel vibration was expected, it was fully solved by improvement in operation and design of tuyere arrangement. Three K-BOP's have been maintaining high productivity and economy in steel making.

1 緒言

長期にわたるLD転炉の全盛期を経て、近年転炉の主流は上底吹き転炉に変わりつつある。当社が1977年に千葉製鉄所の第3製鋼工場に底吹き転炉Q-BOPを導入して以来、底吹き転炉の強撹拌特性に基づく、低炭素鋼の優秀な操業結果とその解析は、製鋼プロセスにおける撹拌の重要性について、転炉技術者にあらためて強い認識と刺激を与えた。そしてその後の転炉操業技術、設備および理論の研究は、多様な展開をみせることになった¹⁾。

そのひとつが、ガスの底吹きによる撹拌力の利用を目的として、上吹きとの併用をはかる複合吹錬技術の方向であり、当社が開発したK-BOPをはじめ、上底吹転炉法の開発が各所で進められている²⁻⁴⁾。

水島製鉄所第2製鋼工場では、1980年に4号LD転炉をK-BOP化し、さらに1983年より残る2基のK-BOP化をすすめてきたが、1984年3月工事を完了し、順調な操業を続けている。

本論文では、5号、6号の改造工事にあたり実施した炉体鉄皮の応力解析をはじめ、LD転炉K-BOP化のための各種検討結果と工事内容、操業状況について、設備的見地から集約して報告する。

2 K-BOPの概要

2.1 K-BOPの概念

Fig. 1にK-BOPの全体構成を示す。LD転炉と最も異なる点は、炉底部が着脱式炉底（以下ボトムと称する）となっており、ここに底吹きガスやフラックスを吹き込むための複数の底吹き羽口を備えていることである。底吹き羽口は、Q-BOPと同様に2重管を採用している。また、Fig. 2に示すように、Q-BOPについて大きな底吹きガス量を有している。

2.2 K-BOPの特長

K-BOPの冶金的特性は、これまでに詳しく報告²⁾されているが、要約すると次のとおりである⁵⁾。

- (1) 撹拌力の増大による、鋼浴およびスラグの過剰な鉄酸化的抑制と、スラグ-メタル反応の促進。
 - (2) 炉底からのフラックススインジェクションによる脱炭反応の促進とスロッピングの抑制。
 - (3) 上吹きランスおよび上底吹き吹錬パターンによる滓化制御
- つまり、K-BOPは上吹きと底吹きを自在に使い分けることにより、両者の長所を巧みに活用して、所望の吹錬効果を得ることので

*1 昭和59年8月11日原稿受付

*2 水島製鉄所設備部設計室主査（課長）

*3 水島製鉄所設備部設計室主査（掛長）

*4 水島製鉄所設備部設計室

*5 水島製鉄所設備部設備技術室

*6 水島製鉄所設備部工機課

*7 水島製鉄所製鋼部製鋼技術室主査（掛長）

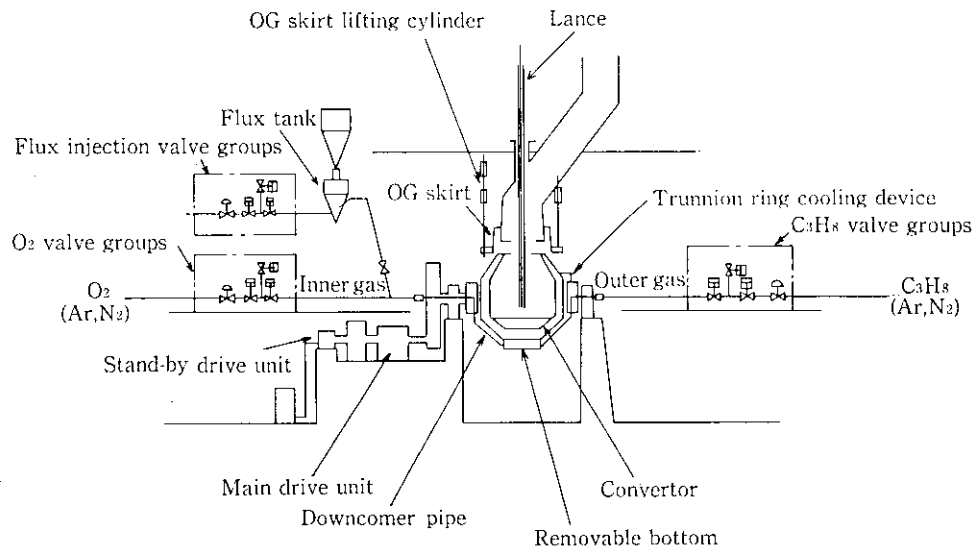


Fig. 1 Profile of K-BOP

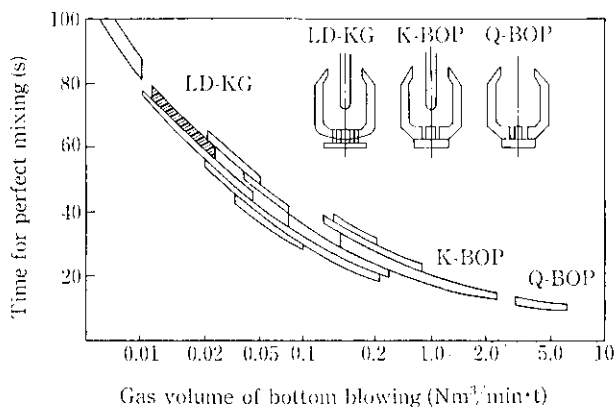


Fig. 2 Comparison of bottom blowing gas volume of combined blowing process

きる優れた吹錬方法である。

3 設備仕様

Table 1 に水島第2製鋼工場の K-BOP の主仕様を示す。炉体は、LD 転炉を流用して、炉底部のみを改造した。このため、形状は、既設設備との取合い条件等から $H/D \approx 1.25$ である。ボトムは3基

Table 1 Major specifications of Mizushima No. 2 BOF shop

Shell	Heat size		250 t
	Inner volume of shell		424 m ³
	Shell profile (H/D)		1.25
	Shell cooling system	Top shell	Water
Shell barrel		Air	
Blowing	Maximum oxygen blowing rate		1 000 Nm ³ /min
	Maximum bottom blowing ratio		30%
	Maximum CaO injection rate		49 kg/t
	Number of tuyere		6 & 10

とも互換性をもたせて全体個数を減らした。操業は、1 炉代に対して2組のボトムを使用する1バレル-2ボトム方式を基本とした。

底吹きガスは、吹錬時における O₂ (内管), C₃H₈ (外管) に加えて、必要に応じて内管, 外管ともに N₂, Ar が使用できる構成である。底吹き酸素比は、フラックス全量底吹きの条件より、最大 30% としている。

4 炉体設計

4.1 炉体プロフィール

炉底部改造時の鉄皮切断位置は、既設 LD 転炉の炉体がストレート型であることから Table 2 に示す2つの位置が考えられた。Type 1 は、ボトムの取り付けに必要な最小限の鉄皮を切断する方法で、改造規模は最小である。しかし、現地工事期間が長く、ボトム締付け金具の精度や信頼性に問題があり、必ずしも有利ではない。Type 2 は、ボトム締付け金具をあらかじめ工場溶接した炉底部鉄皮を一括更新する方法で、改造規模は大きくなるが、炉底部を

Table 2 Shell cutting line

	Cutting line	Merit	Demerit
Type 1		Small area reforming & minimum cost	1. Long period at site works 2. Low precision
Type 2		Free design High precision & high confidence	1. Check of shell intensity 2. Shell deformation (probability)

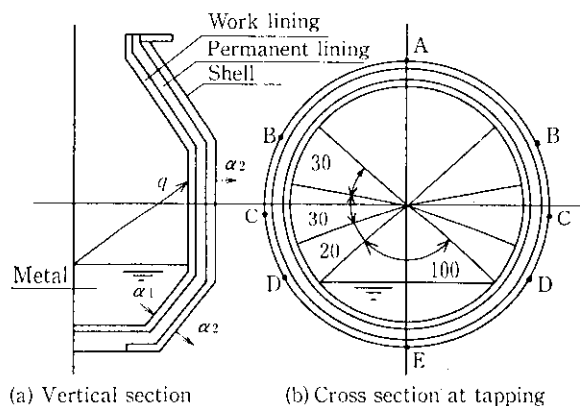


Fig. 3 Model of heat transfer analysis

自由に設計できること、精度、信頼性が高い等有利な面が多い。そこで、実験的性格が強かった4号については Type 1 を、5, 6号については Type 2 を採用した。なお、Type 2 採用にあたっては、ステーションリ部分のレンガ節約効果と傾動トルク減少を狙い、以下に述べるように応力解析により強度を確認したうえで、炉底部鉄皮を円錐形状とした。

4.2 炉体の強度検討

4.2.1 温度解析

Fig. 3 に温度解析モデルを示す。このモデルは2次元であるが、転炉は出鋼状態を考慮すると非対称条件となるので、出鋼時については Fig. 3 (b) に示すように、炉の周囲を A~E の5つの範囲に分けて解析した。ワークレンガ厚みは、パレル部ライニング寿命の末期を想定して 100 mm とした。境界条件として炉内の鋼浴部は接触熱伝達を、それ以外は輻射を考慮し、炉外は対流と輻射による放熱を考慮した。溶鋼とレンガの接触熱伝達係数 $\alpha_1 = 1500 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ とした。炉内の輻射伝熱は、形態係数 F を求めたのち、(1) 式で熱流束 q を算出した。

$$q = \frac{C_B}{\frac{1}{C_1} + \frac{1}{C_2} - 1} \left\{ \left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right\} \times F \quad (\text{kcal/m}^2\text{h}) \quad (1)$$

ここで $C_1 = \varepsilon_1 C_B$

$C_2 = \varepsilon_2 C_B$

C_B : ステファンボルツマン定数 ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K}^4$)

ε_1 : 溶鋼輻射率

ε_2 : レンガ輻射率

T_1, T_2 : 輻射面温度 (K)

この計算結果に基づく各断面の熱流束の分布を Fig. 4 に示す。

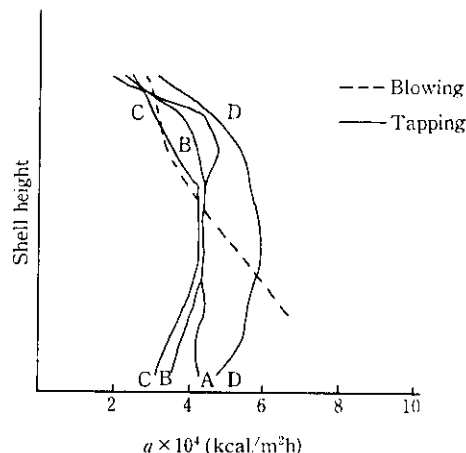


Fig. 4 Distribution of heat flux

炉外の鉄皮から外気への輻射と対流による熱伝達係数 α_2 は、鉄皮温度により $15 \sim 45 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ の範囲で変化させた。温度解析におけるシミュレーションパターンは、操業状態に合わせて決定する必要があるが、操業は諸条件により大幅に変化し、炉のメンテナンス等を考慮すると無数に存在する。そこで、最も一般的なパターンとして Fig. 5 のようなサイクルを考えた。空炉中は自然放冷を考慮し、装入時 (溶銑+スクラップ) の湯温は、両者の重量比率を考慮して、 1260°C とした。また、各状態は瞬時に変わるものとして計算した。初期温度はレンガ 350°C 、鉄皮 50°C とし、鉄皮温度が定常状態に近づくまで計算を続けた。

その結果、操業開始後 450 分、すなわち 9 チャージで鉄皮温度の上昇がわずかとなったため計算を終了した。

4.2.2 温度分布

Fig. 6 に温度が定常状態に近づいた操業開始後 450 分後の C および E 断面 (Fig. 3) の鉄皮外面の温度分布の計算結果を示す。コーナー部に特徴的な低温部がみられるが、これはコーナー部の放熱が他の部分に比べて大きいためである。この温度分布は、Fig. 6 に示すように実測結果ともよく一致しており、信頼できる値といえる。つぎに周方向の温度分布の精度であるが、解析結果によれば、A~E 断面のうち、たがい隣り合う部分の温度差は、 10°C 以下と小さいため、これらの値を用いて 3 次元の炉体温度分布を近似してもさしつかえないと判断した。

4.2.3 応力解析

応力解析は、有限要素法汎用プログラム (NASTRAN) を用い、温度分布と外力としての機械荷重を与えた。Fig. 7 に解析モデルと機械荷重を示した。モデルでは鉄皮付属物として、炉体支持部

Time	10 min	15 min	20 min	5 min	Total 50 min
Condition	Empty	H.M. + Scrap	Blowing	Tapping	

Fig. 5 Simulation pattern of operation

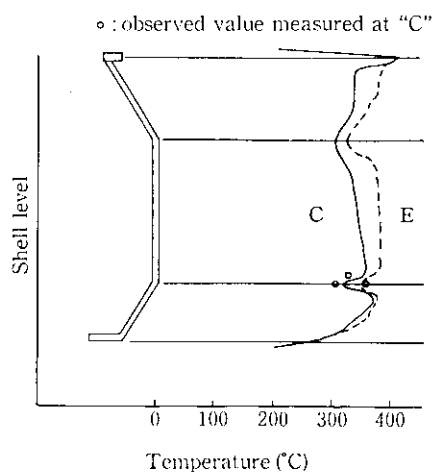


Fig. 6 Temperature distribution at 450 min after operation start

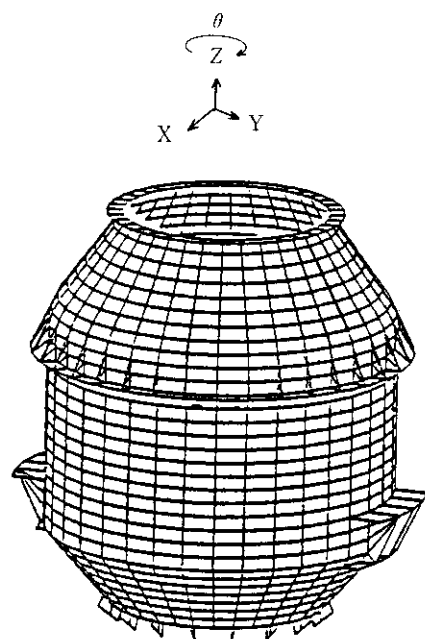


Fig. 7 Shell model and mechanical load

	Mechanical load (tf)
H.M. + Slag	300
Barrel lining	218
Bottom lining	45

材、ボトム締付け金具を考慮しているが、レンガ受金物、防滓カバー、出鋼口は省略した。機械荷重には、Fig. 7 に示す荷重のほか、ボトムを保持するために鉄皮に作用する締付け力も加えた。拘束条件は、駆動側の炉体支持部材を必要に応じて拘束し、実炉に近似させた。

4.2.4 解析結果

Fig. 8 に炉底フランジ部、円錐部および下部炉体支持部材付近の鉄皮応力の経時変化を、Fig. 9 に操業開始後 250 分の出鋼時の鉄皮応力分布を示す。この解析により得られた知見はつぎのとおりである。

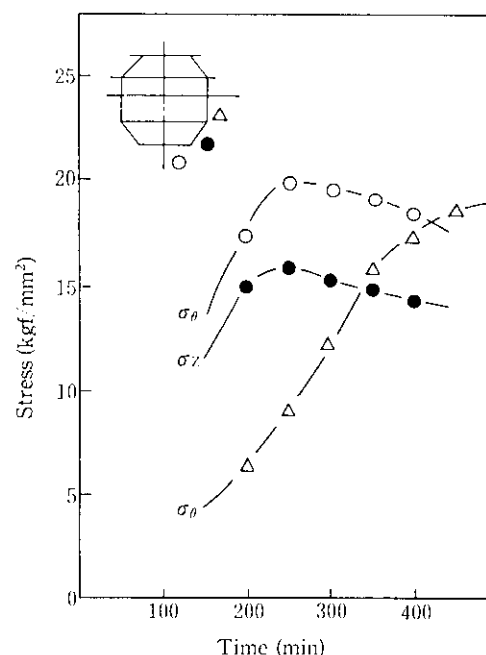


Fig. 8 Stress transition after operation start

- (1) 機械荷重による応力は、熱応力に比べて無視しうるほど小さい (全応力の 10% 以下)。
- (2) 応力は吹錬中よりも出鋼中が高い。
- (3) 応力のピークが発生する時期は、炉体の場所により異なる。
- (4) 炉底部が球状でも円錐状でも応力はほとんど変わらない。
- (5) 炉底フランジと円錐部の板厚の組合わせには、最適な組合わせが存在する。

4.2.5 鉄皮の強度評価

転炉鉄皮は、従来高温強度を重視して材料の選定が行われることが多かったが、最近では靱性値を重視して SM 材が採用されることが多い。今回の改造でも更新部鉄皮は SM41C を採用したが、最近では高温強度と靱性を兼ねそなえた材料の開発が試みられており、将来は材料特性とコストの面から選択をすすめてゆくことになる。

鉄皮の許容応力は、ASME CODE SEC III によれば、許容応力 σ_a は一般部で 13.7 kgf/mm²、局部で 22.5 kgf/mm² となる。解析で得られた応力値はいずれも σ_a を下まわっているため強度上の問題は無い。

また、鉄皮解析のモデルを用いて、ワークレンガ脱落により部分的に鉄皮が過熱されるホットスポットの周辺応力を解析した。その結果、ホットスポット部の鉄皮温度は 600°C をこえ、正常部との境界付近に大きな曲げ応力が生じ、その値は 30 kgf/mm² をこえることがわかった。このことから、レンガ脱落が鉄皮に及ぼすダメージは大きく、上部鉄皮の変形原因となることが確認できた。したがって、鉄皮冷却は変形防止に有効な手段といえる。

4.3 炉体傾動計算

底吹き羽口を有する転炉では、羽口の閉塞を防ぐため、常にガスを通して、溶銑装入時に羽口が浸漬すると、溶銑飛散が激しく、装入が不可能となる。また、傾動角が大きいと炉口からのオーバーフローが起こるので、傾動角の管理が重要である。そのために、常に炉内の湯面位置と傾動角の関係を把握しておく必要がある。さらに傾動トルクの変化確認の必要性から、計算プログラムを作成し、炉体傾動時の湯面レベルとトルクの変化を求めた。レンガ

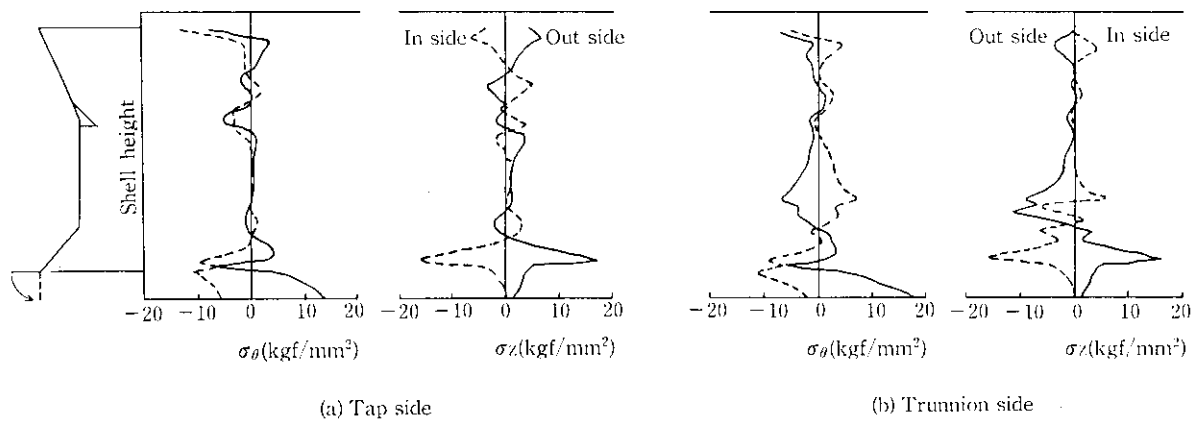


Fig. 9 Stress distribution at 250 min after operation start

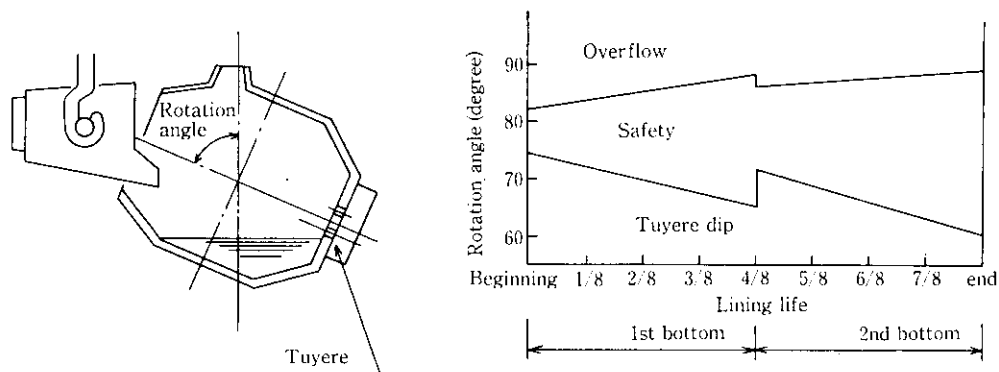


Fig. 10 Change of bath level at charging

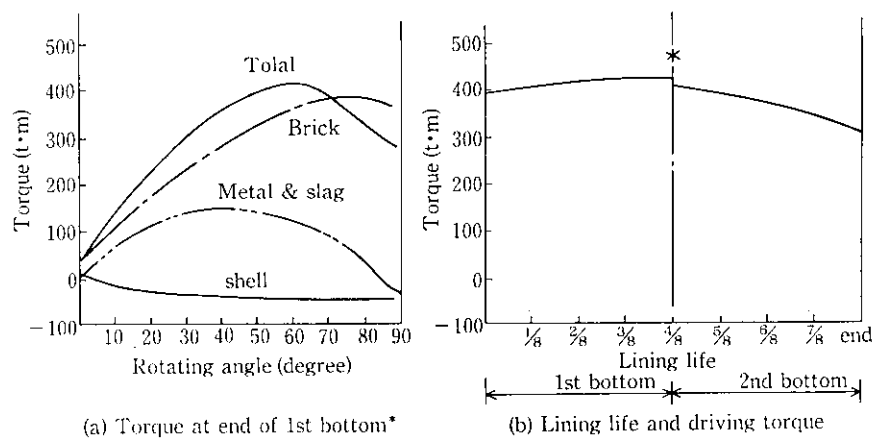


Fig. 11 Driving torque of K-BOP

は操業の度に溶損するので、レーザーによるプロフィール測定器で得られた実測データをもとに、溶損モデルを作成した。Fig. 10 に溶鉄装入時の湯面レベル変化を示す。これによって装入時の傾動角の決定が容易に行えるようになり、安定操業に寄与している。Fig. 11 は傾動トルクの計算結果を示す。(a) は鉄皮、溶鋼、レンガに分けた傾動トルク変化を示し、(b) はレンガ溶損と最大トルクの変化の関係を示す。この図からつぎのことがいえる。

- (1) 傾動トルクに最も大きな影響を及ぼすのは、レンガである。
- (2) 鉄皮は、マイナストルクとして作用する。
- (3) 最大トルクは、傾動角 60 度付近で第 1 ボトム末期に生ずるが、LD 転炉の値より小さい。

このことから、LD 転炉の傾動装置は改造することなくそのまま流用した。

4.4 炉体まわりの改造

4.4.1 トラニオンリング空冷装置

従来の LD 転炉では、トラニオン軸心を通した穴を通して冷風をトラニオンリング内に供給して、リングと炉腹部を冷却していた。K-BOP 化にともない、この軸穴をガス通路として使用することから、冷風を別ルートでトラニオンリング内に供給する必要がある。そこで、従動側トラニオン軸のまわりに、摺動しながら回転する特殊な風洞を開発設置した。この風洞は、スプリング押付け方式とし、熱膨張や軸方向の振動にも追従することが可能で、これまでトラブルなく使用されている。

4.4.2 トラニオン軸内配管

この配管はロータリージョイントを介して軸内に導入したガスや冷却水を、トラニオン軸心に直角に開けた穴を通して炉体側へ引き出すもので、引出し配管とは、ステンレス鋼製のベンドブロックを介して接続した。流体は駆動側が内管ガス、従動側が外管ガスおよび炉口冷却水である。軸内配管で最も重要なことは、振動の激しい軸内で長期間安定したシール性を保つことである。とくにベンドブロックと引出し管との接続部は、軸穴加工の精度とも関係し最もリークを起こしやすい部分であるが、K-BOP では、Q-BOP の実績をもとに独自のシール方式を開発採用することにより、稼動以来軸内配管からのリークを完全に防止している。

4.4.3 ダウンカマー配管

トラニオン軸心からボトムにガスを導く配管で、炉体旋回時に周辺設備と干渉しないよう配置する必要がある。K-BOP では、新方式のたわみサポートを採用して、伸縮継手を最少数量におさえるとともに、ボトム配管との接続作業の簡易化と確実化をはかるため調整式サポートを設置した。また、配管には落下地金による損傷を防ぐため、カバーを取り付けた。

5 粉体吹込設備

5.1 インジェクションタンクの配置と配管長さ

インジェクションタンクの配置は、つぎのような点に注意して決定する必要がある。

- (1) 生石灰は危険物であるので、法令上の制約を受ける。
- (2) 圧損を減らし、制御の応答性をよくするため、配管長さをできるだけ短かくすること。
- (3) 粉体切出し精度を確保するため、振動等をさけること。

Fig. 12 に水島第2製鋼工場転炉ヤードのレイアウトを示す。4号 K-BOP は実験的性格が強かったこともあって、できるだけ配管長さを減らすため、タンクを転炉近くに配置し、駆動側トラニオン軸よりフラックスを供給した。タンクの切出し部からボトムまでの等価管長は、(2) 式で求められる。

$$L_{eq} = L + L_{eq1} + L_{eq2} \quad (2)$$

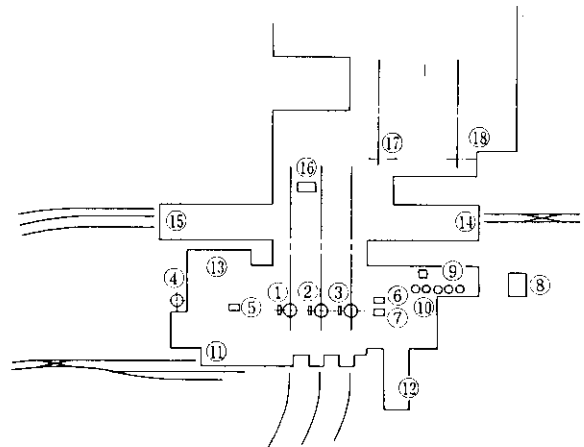
ここで L_{eq} : 合計の等価管長 (m)

L : 管路軸長 (m)

L_{eq1} : ベンド部の抵抗を軸長に換算した長さ (m)

L_{eq2} : 管路の立上り高さを軸長に換算した長さ (m)

5号と6号の K-BOP の場合、Fig. 12 に示すように平面的にはタンクが従動側に位置するので、フラックスは従動側から供給するのが有利と思われるが、Table 3 に示すように等価管長を比較すると、条件の最も厳しい5号では駆動側、従動側ともに大差はない。このことからボトムに互換性をもたせるため、駆動側から供給する



- | | |
|---------------------------|--------------------------|
| ① No. 4 K-BOP | ⑩ Lance maintenance yard |
| ② No. 5 K-BOP | ⑪ H.M. yard |
| ③ No. 6 K-BOP | ⑫ Scrap yard |
| ④ Flux storage tank | ⑬ Ladle yard |
| ⑤ No. 4 injection tank | ⑭ No. 5 casting yard |
| ⑥ No. 5 injection tank | ⑮ No. 6 casting yard |
| ⑦ No. 6 injection tank | ⑯ Degassing process |
| ⑧ Propane tank | ⑰ No. 5 CC machine |
| ⑨ Bottom maintenance yard | ⑱ No. 6 CC machine |

Fig. 12 Layout in Mizushima No. 2 steel making shop

Table 3 Supplying direction & equivalent pipe length of flux injection line

(unit: m)

No. of K-BOP Side	No. 4		No. 5		No. 6	
	Drive	Follow	Drive	Follow	Drive	Follow
Length	44.4	88.1	78.0	64.8	44.6	
$L_{eq1} + L_{eq2}$	133.6	177.6	188.4	176.5	149.2	
L_{eq}	178.0	265.7	266.4	241.3	193.8	

こととした。ボトムを共用した結果、ボトムの保守管理が容易となり、大きな効果が得られた。

5.2 吹錬系の圧損

Table 3 に示すように、5、6号は4号に比べて粉体輸送距離が長い。ため、圧損計算は純気流範囲と粉体輸送の範囲にわけて、(3)、(4) 式により計算し、計算結果に基づいてバルブ流量特性値 $C_v = 390$ 、 O_2 ホルダ圧力 = 17 kgf/cm^2 に決定した。

純気流範囲の圧力損失

$$\Delta p_1 = \lambda \frac{L_{eq}}{d} \cdot \frac{\gamma v^2}{2g} (p+1) \frac{273}{273+t} \quad (3)$$

粉体輸送範囲の圧力損失

$$\Delta p_2 = K \cdot L_{eq} \cdot v(p+1) \frac{273}{273+t} \quad (4)$$

ここで Δp_1 , Δp_2 : 圧損 (kgf/m^2)

λ : 管摩擦係数

L_{eq} : 等価管長 (m)

d : 管内径 (m)

p : ガス圧力 (kgf/cm^2)

t : ガス温度 ($^{\circ}\text{C}$)

v : ガス流速 (m/s)

K : 粉体とガス量の比によって定まる定数

その結果、フラックスおよび O_2 の流量や制御の応答性は 5 号、6 号ともに全く問題ない。

5.3 ガスの種類と配管系統

Fig. 1 に示すように、底吹きガスは二重管羽口の内管に供給する内管ガスと、外管に供給する外管ガスに分けられる。内管ガスは、フラックスインジェクションおよび吹錬用で O_2 , Ar, N_2 の 3 種である。外管ガスは、 CaH_2 , Ar, N_2 の 3 種で、 CaH_2 は吹錬中の羽口の冷却保護を目的としている。また、これらはガスを圧力で区分すると、静鉄圧を受ける状態で使用するハイフローガスと、静鉄圧を受けない状態で使用するローフローガスの 2 種となる。内管、外管とも同じ管路に同時に 2 種類以上のガスを流さないようにするため、それぞれのガス配管には自動遮断装置を設けた。この遮断装置を境に上流側は高圧ガス設備としている。

6 付帯設備

6.1 防熱設備

底吹き機能をもつ転炉の防熱設備は、上吹き転炉のそれと比べて高い耐熱性と耐久性が要求される。4 号では炉前、炉裏とも水冷ジャケット方式の防熱板を設置した。とくに炉前は、スラグや地金付着による扉の固着を配慮して、最大 20t の開閉力が得られる油圧シリンダ駆動としたが、固着の実績はほとんどなかった。そのため 5 号、6 号では軽量化をはかるため、メンブレン方式を採用し駆動も電動モータ式とした。これにより炉前防熱板の重量は約 1/2 に軽量化できた。

6.2 非常設備

底吹き転炉は LD 転炉と異なり、吹錬中炉体が傾動不能となると、底吹きガスを供給し続けなければならない、溶鋼が凝固又は過酸化状態となり、大きなトラブルを生じる。また、復旧も困難で長期間を要する。このため、傾動不能時のための信頼性の高い非常設備が不可欠である。以下に今回設置した非常設備について述べる。

6.2.1 炉体非常傾動設備

主として傾動装置の電気的トラブルが原因で傾動不能となったと

き、別の手段で炉体を羽口浸漬のない位置まで傾動させる設備で、アキュムレータに蓄圧した油圧を放出して、油圧モータを駆動する方式を採用した。アキュムレータ容量は、傾動時トルクカーブと、油圧モータのトルクカーブを重ね合わせることで、決定できるが、4.3 項で計算したトルクカーブを用いて容量を決定した。また、アキュムレータを多段駆動方式にすると容量を小さくすることが可能であるが、信頼性を重視して単段駆動とした。

6.2.2 OG スカート非常上昇装置

OG スカートが上昇不能となると、炉体は傾動できなくなる。とくに、油圧シリンダ駆動の場合は、油圧系トラブルが原因だと、非常用アキュムレータも役立たない。装置の構成は受電ウインチ方式や、並列シリンダ方式等種々考えられたが、既設昇降装置が油圧シリンダ方式であるので、これを利用すべく新開発の複動油圧シリンダ方式を採用した。この方式は 1 本のロッドを共有する 2 本の油圧シリンダを対向配置するもので、その特長は、つぎのとおりである。

- (1) 占有スペースが小さい。
- (2) 遠隔操作が可能で、作動が迅速である。
- (3) シリンダ仕様を常用と同一にしておくことにより、短期間であれば、操業が継続できる。

なお、油圧ユニットは 4~6 号共通で 1 台新設し、各炉にバルブスタンドを配置した。バルブスタンドには同調装置を設けて、スカートの傾斜を防止できるようにした。

6.3 ボトムメンテナンス設備

K-BOP のボトム交換は、1 バレル-2 ボトム方式であることから、2/3 基操業状態で 1~2 回/月の頻度で必要である。ボトムは 5 基保有しているが、このボトムおよびボトム交換機の置場、ボトム反転機、レンガ積み等のボトムメンテナンスのためのスペースが転炉ヤードに隣接して必要である。このメンテナンスヤードは、Fig. 12 の ⑨に示すように、造塊ヤードを転用して確保し、これらを機能的に配置して、高精度で能率のよいボトムメンテナンスを可能とした。

7 改造工事

K-BOP 化の改造工事は、単に炉体改造だけでなく、周辺設備の大規模な改造工事を伴う。また、製鋼工場の構造上、上下作業が多

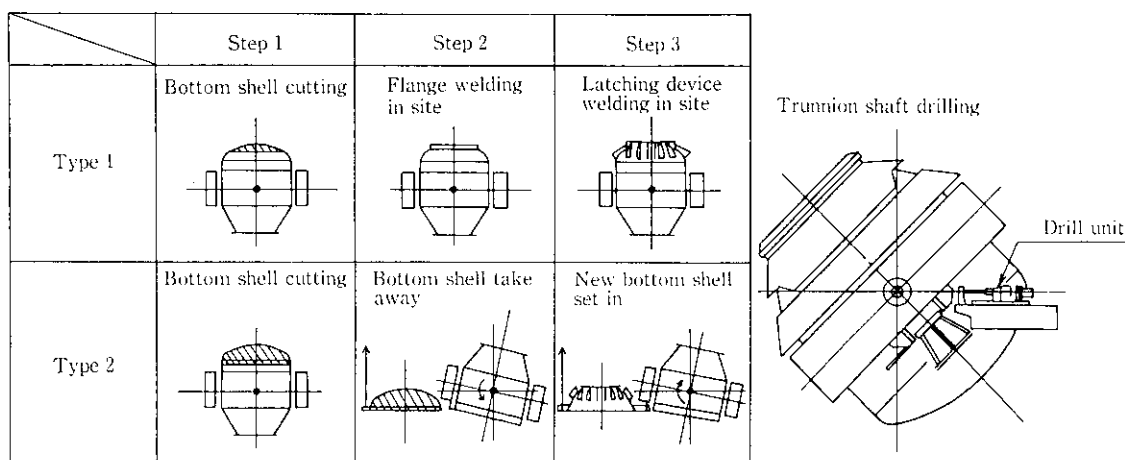


Fig. 13 Reforming of converter

くなり、安全上の配慮から工事期間は長くなる傾向がある。しかし、製鋼工場の如き製鉄所のメインとなる工場においては、改良のためとはいえ生産の中断や長期間の設備休止は許されない。このため、周辺の小改造は定修日を利用してあらかじめ実施した。休止中でなければ工事の不可能な可動部分等は、炉修期間を利用して1基ずつ改造をすすめた。

Fig. 13 に現地工事の概要を示す。Type 1 は4号、Type 2 は5、6号の工事要領である。この図から Type 1 が工事量は少ないが、実際の現地工事は Type 2 が Type 1 より12日間短かく、約1/2であった。Type 2 の Step 2, Step 3 はヒンジ工法と称し、炉体傾動と炉前のクレーンを利用して、狭いスペースにおける鉄皮のハンドリングに威力を発揮した。この工法は、炉体上部鉄皮更新時にも有効に活用することができる。工期は、各炉とも2回の炉修を利用して1回目では事前工事として、約1箇月の期間で軸穴加工と風管改造を行った。その後3~4箇月の稼働後の炉修時に2箇月の期間で、炉体改造や付帯設備設置を実施し、各炉とも着工から完成まで約6箇月を要した。

8 設備費

Fig. 14 に設備費全体における各項目の占める割合を示す。炉体改造や非常設備、配管等の占める割合は比較的小さく、ガスやフラックスの吹込み設備とその制御関係の占める割合は1/2をこえる。

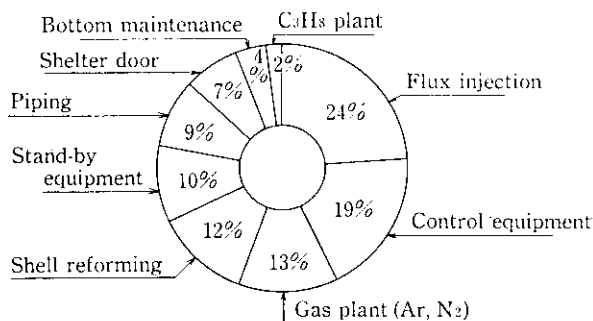


Fig. 14 Ratio of investment

9 操業状況

K-BOP による吹錬実績は、1980年4月、4号 K-BOP が稼働して以来、3基合わせて1984年4月末現在、約17000チャージのほり、高い生産性と優れた経済性を実証している。

稼働当初の若干の問題としては炉体振動があげられる。これは Q-BOP の操業実績から予想していたことであったが、4号 K-BOP 稼働時の炉体振動は、事前検討の予想を上まわった。このため、吹錬パターンに代表される操業方法の改善と羽口配列等の設備改善により、振動を許容範囲内に押さえることができた。以下にその検討

Table 4 Improvement ratio of vibration

	Amplitude		Vibration load			
			Drive side		Follow side	
	Thrust	Horizontal	Thrust	Horizontal	Thrust	Horizontal
Before improvement	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
After improvement	0.5	0.67	0.74	0.66	1.0	0.65

内容の一部を紹介する。

(1) 振動対策

振動波形の観察によれば、トラニオン軸方向では定常時においても溶鋼の振動以外に衝撃的な外力が作用していると推定された。そこで支持系のバネ定数や、測定した振幅を用いて振動方程式により振動荷重を計算した。これらの荷重は、軸方向ではその大半が駆動側に作用し、軸直角方向では駆動側、従動側に1/2ずつ作用する。過大な振動は、軸受寿命をはじめ駆動系歯車列にも悪影響を及ぼす。4号 K-BOP では稼働時の大きな振動を減らすため、吹錬パターン等の操業方法を見直し、さらに水モデルによる羽口配列と湯面変動の関係を調査した。その結果、羽口配列を変えることにより、炉体振動が大幅に減少することがわかった⁷⁾。これらの対策実施後の振動改善割合を Table 4 に示す。対策前に比べ振動は大きく改善され、現状では振動による問題はない。

(2) 軸受寿命

転炉トラニオン軸受のような、低速回転あるいは揺動するところが軸受の寿命算定方法は確立されていないが、一般には

$$\frac{C_a}{P_0} > 2 \quad (C_a: \text{基本静定格荷重}, P_0: \text{静等価荷重}) \dots (5)$$

であればよいとされている。そこでこれを評価するとともに、連続回転の寿命算定法を揺動する場合におきかえた寿命計算も試みた。これは揺動角の総和を揺動角で除した値を回転数と等価に考えるものである。その結果、現状では問題ないが継続的に監視することにした。

10 結 言

水島製鉄所第2製鋼工場の LD 転炉 K-BOP 化工事を、社内施工により完成させたことによって、K-BOP 転炉の一括設計施工技術確立した。この改造工事では、底吹き転炉 Q-BOP の技術を適用するだけでなく、当社開発の技術をあらゆる部分に取り入れており、高い操業技術とあいまって K-BOP の評価を高めるのに大きく役立っている。そのうちでも、炉体応力解析、トラニオン軸内配管、炉体改造工事、炉体振動対策に関する技術は、すべての複合吹錬プロセスに共通な技術であり、その応用範囲は広い。今後これらの技術をさらにレベルアップしていく方針である。

参 考 文 献

- 1) 日本鉄鋼協会:「わが国における酸素製鋼法の歴史」,(1982), 374~375
- 2) 梅田洋一, 青木健郎, 松尾亨, 増田誠一, 植田嗣治:「転炉複合吹錬法の開発」, 鉄と鋼, 68 (1982) 2, A 26~A 28
- 3) 喜多村実, 伊東修三, 松井秀雄, 藤木英明, 小山伸二:「上下吹き転炉

による新しい吹錬法」, 鉄と鋼, 68 (1982) 2, A 33~A 36

- 4) 村上昌三, 工藤和也, 甲谷知勝, 大河平和男, 平居正純, 甲斐幹:「LD-OB 法の冶金, 吹錬特性」, 鉄と鋼, 68 (1982) 2, A 37~A 40
- 5) 永井潤, 山本武美, 山田博右, 橋本三, 中西恭二, 武英雄, 大森尚, 飯

- 田義治:「上底吹き転炉の冶金特性」, 川崎製鉄技報, **14** (1982) 3, 1~9
- 6) 永井潤, 山本武美, 武英雄, 大石泉, 大森尚, 飯田義治:「上底吹き転炉 (K-BOP) の操業技術の確立」, 川崎製鉄技報, **15** (1983) 2, 14~20
- 7) 原田信男, 加藤嘉英, 野崎努, 接谷敏和, 藤井徹也, 数上文夫, 山田純夫:「水モデルによる上底吹き, 底吹き転炉の溶面揺動におよぼす操業要因の影響」, 鉄と鋼, **69** (1983) S 242