

JFE スチール西日本製鉄所（倉敷地区）における軸受鋼の清浄度向上技術

Recent Developments to Improve Cleanliness of Bearing Steel in West Japan Works (Kurashiki), JFE Steel

渡邊 佑介 WATANABE Yusuke JFE スチール 西日本製鉄所（倉敷地区） 製鋼部製鋼技術室 主任部員（係長）
鍋島 誠司 NABESHIMA Seiji 水島合金鉄 BN 事業推進部 主査・博士（工学）
寺島 知道 TERABATAKE Tomomichi JFE スチール 東日本製鉄所（千葉地区） 製鋼部製鋼技術室長

要旨

高炭素クロム軸受鋼の疲労寿命向上を目的とした製鋼工程における至近の酸化物系介在物低減技術を紹介する。二次精錬工程において、スラグ起因の介在物を低減するために LF（取鍋精錬設備）での溶鋼攪拌ガス流量を適正化した。また、連続鋳造工程での溶鋼の汚染を防止するために、取鍋開孔時にタンディッシュ内へ流入する詰砂をタンディッシュ外へ排出する設備を導入した。加えて、詰砂排出実施に伴いタンディッシュへの詰砂中 SiO₂ の混入を低減するため、タンディッシュフラックスの組成を見直し、タンディッシュフラックスの溶解性を向上させ、タンディッシュスラグによる大気へのシール性、およびタンディッシュ内で浮上した介在物の吸収性を向上させた。以上の手法を用いて、軸受鋼のスラスト寿命は従来の 3.9 倍まで向上した。

Abstract:

Recent developments to reduce oxide inclusions in steelmaking process to improve fatigue life of high carbon chromium bearing steel are described. In the secondary steelmaking process, flow rate of stirring gas in ladle furnace is optimized to minimize oxide inclusions originating from slag. In the continuous casting process, nozzle sand is discharged to outside the tundish to prevent contamination. With the combination of techniques introduced above, the fatigue life of bearing steel extended to 3.9 times.

1. はじめに

高炭素クロム軸受鋼は、転動疲労強度特性に優れており、軸受鋼用途のレース、ころがり軸受、鋼球として主に使用される。軸受が適用される機械の小型化、軽量化の伸展に伴い、軸受の長寿命化へのニーズは高まってきている。軸受鋼の疲労による剥離の起点の多くは介在物であり、寿命向上のためには鋼の清浄度向上による酸化物低減が有効とされている。JFE スチール 西日本製鉄所（倉敷地区）では、2007 年 12 月に LF（取鍋精錬設備）を導入するなど、清浄度向上に取り組んできた¹⁾。本報では軸受鋼長寿命化のための製品清浄度向上に関する最近の取組み状況について紹介する。

2. 製鋼工程における清浄度向上の取組み

2.1 軸受鋼中の介在物が寿命に及ぼす影響

軸受鋼の疲労寿命に影響を及ぼす介在物としては酸化物

系介在物と Ti 系介在物が挙げられ、これらの介在物径は寿命へ及ぼす影響が大きいことから²⁾（図 1）、酸化物および鋼中 [Ti] の低減が効果的と考えられ、軸受鋼素材メーカー各社にて低酸化物化、および低 [Ti] 化の技術開発が行われてきた³⁾。酸化物系介在物の生成起源としては、脱酸生成物、取鍋やタンディッシュ内スラグの巻き込み、耐火物起

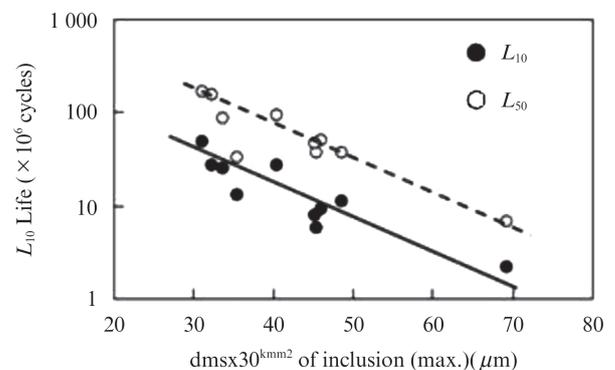


図 1 軸受鋼中の介在物径と疲労寿命の関係²⁾

Fig. 1 Relationship between maximum radius of inclusion and fatigue life of bearing steel²⁾

因の介在物や溶鋼の汚染などが考えられてきた。本報では、取鍋内スラグの巻き込み対策として行なった LF 攪拌ガス流量の最適化や、脱酸生成物の低減を行なうために行なった取鍋の詰砂のタンディッシュ外への排出の技術に関して概要を示す。

2.2 製造プロセスの改善

2.2.1 LF 攪拌ガス流量の最適化

酸化物系介在物の起源のひとつとして取鍋スラグが挙げられる。取鍋スラグは LF 工程にて強攪拌されると溶鋼中に巻き込まれ、RH で浮上し切れなかった場合は CaO-Al₂O₃ 系介在物として疲労寿命へ悪影響を及ぼすため、攪拌ガスは低流量のほうが望ましい。一方で、成分調整の主工程である LF での攪拌力不足は LF での成分的な中を困難とするため、LF の次工程である RH での合金投入量を増やすことに繋がり、合金の不純物由来の介在物生成起源となってしまう可能性がある。そこで、スラグが巻き込まず、攪拌も確保可能なガス流量に適正化するにあたり、スラグ巻き込みが発生する鋼浴面の臨界流速と溶鋼内の三次元定常流動解析による浴面流速の計算を行なった。スラグ-メタル界面における巻き込みスラグのエネルギー収支式は (1) 式で示され、巻き込みが発生する臨界流速 V_{CR} は (1) 式を展開した (2) 式で表される⁴⁾。ここで R_p : スラグ滴径 (m), V : 流速 (m/s), σ : スラグ-メタル界面張力 (mJ/m²), ρ : 密度 (kg/m³) を示す。(2) 式を用いて計算を行なった結果、臨界流速は 0.75 m/s と推定できた。

$$\frac{1}{2} \cdot \frac{4\pi R_p^3}{3} V^2 \geq 4\pi R_p^2 \sigma + g(\rho_m - \rho_s) \frac{4\pi R_p^3}{3} R_p \quad (1)$$

$$V_{CR} = \left\{ \frac{48g(\rho_m - \rho_s)\sigma}{\rho_s^2} \right\}^{\frac{1}{4}} \quad (2)$$

計算により求めた臨界流速と浴面流速を比較するため、三次元定常解析を実施した。解析モデルを図 2 に示す。溶

鋼量 190 t に対して取鍋底吹き Ar ガスの流量を 0.005~0.023 m³-norm./s の条件で変化させた場合の浴面流速と均一混合時間を評価した。浴面流速は浴面位置の水平方向の流速を用い、スラグ巻き込み臨界流速との比較を行なった。また、均一混合時間の評価として、図 2 に示す位置に溶鋼と同じ物性のトレーサーを配置し、取鍋内全体でのトレーサー濃度の時間変化を求め、その濃度分布の標準偏差 σ を用いた。

Ar ガス流量ごとの浴面流速の解析結果を図 3 に示す。太線で囲まれた領域が臨界流速である 0.75 m/s 以上の流速になっている箇所を示している。Ar ガス流量を上昇させるに従い臨界流速以上になる領域が増えていく、すなわちスラグの巻き込みが発生しやすい状態になっていることがわかる。この計算結果を基に臨界流速以上になる面積の比率と均一混合時間 ($\sigma=10^{-3}$ となるまでの時間) を整理した結果を図 4, 5 にそれぞれ示す。浴面流速については Ar ガス流量の増加に伴い巻き込み臨界流速以下になる面積の比率が低下していく傾向が見られたのに対し、均一混合時間は Ar

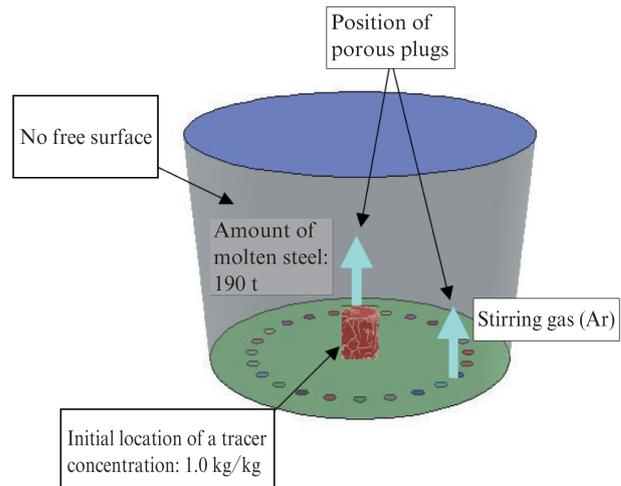


図 2 三次元シミュレーションの解析モデル

Fig. 2 Schematic model of three dimensional simulations

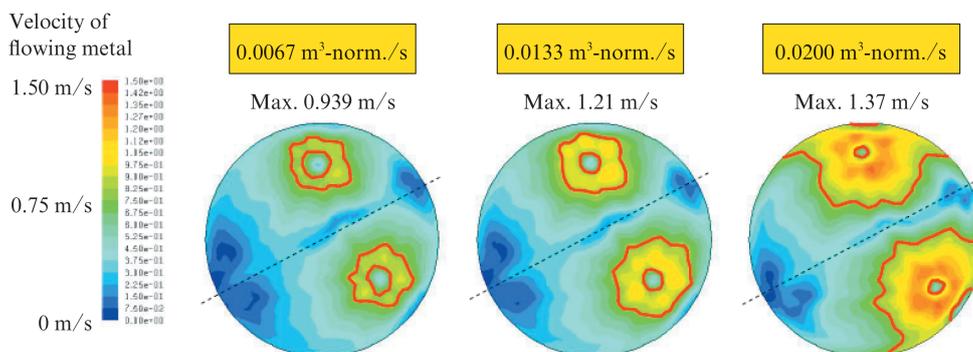


図 3 攪拌ガスが鋼浴面の流速に及ぼす影響

Fig. 3 Effect of flow rate of stirring gas on velocity of flowing metal

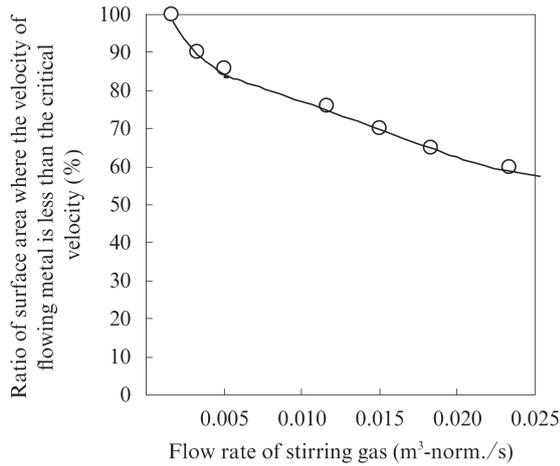


図4 攪拌ガス流量が鋼浴面流速に及ぼす影響

Fig. 4 Effect of flow rate of stirring gas on velocity of flowing metal

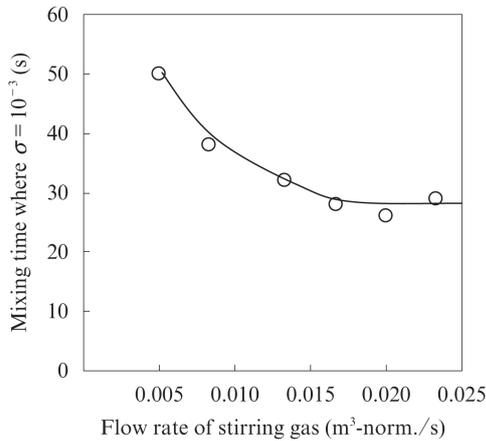


図5 攪拌ガス流量が均一混合時間に及ぼす影響

Fig. 5 Effect of flow rate of stirring gas on mixing time

ガス流量が増加するに従い均一混合時間が短くなる傾向が確認されたが、流量が0.017 m³-norm./sの範囲では均一混合時間に著しい変化は認められなかった。以上の結果より、Ar ガス流量を0.017 m³-norm./sとして操業を行なった。

2.2.2 取鍋の詰砂排出操業

介在物生成機構のひとつとして、取鍋の詰砂による汚染が考えられる。取鍋の開孔率を向上させるため取鍋のノズル内に砂を詰めることが一般的に行なわれているが、取鍋の詰砂は低級酸化物であるSiO₂を含んでおり、タンディッシュ内の溶鋼に詰砂が混入することにより以下の反応のように溶鋼中[Al]や[Mg]が酸化し介在物を生成すると考えられている。

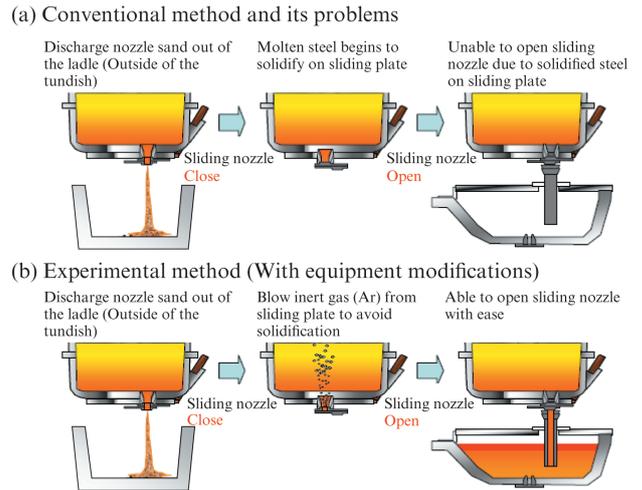
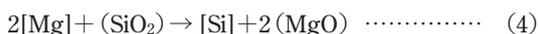
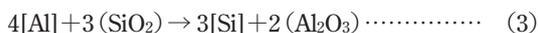
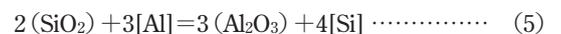


図6 タンディッシュ外への詰砂排出作業の模式図

Fig. 6 Schematic diagram of discharging nozzle sand outside of tundish

したがって、これらの反応を防止する、 casting開始前に取鍋内の詰砂をタンディッシュ外に排出する設備改造を実施した。模式図を図6に示すが、タンディッシュ外へ詰砂排出を行なう場合、スライディングノズル(S/N)を開孔する作業が2回生じることとなり、 casting 2回目の開孔作業で地金がS/Nプレートに固着するため開孔率が低下する。プレートへの地金の固着を回避する1回目のS/N開閉作業終了後に、S/Nプレートより不活性ガスを吹き込めるよう設備改造を行なった。その結果、安定的に詰砂排出操業が行なえ、タンディッシュ内へのSiO₂流入低減ができ、タンディッシュスラグの組成変動を抑えることが可能となる。

一方、CaO-SiO₂-Al₂O₃系スラグでは(CaO)/(SiO₂)が下がることにより融点が下がることが一般的に知られており、詰砂をタンディッシュ外へ排出することでタンディッシュスラグの(CaO)/(SiO₂)が上がり、融点が上昇することで溶融性は悪化する傾向にある。タンディッシュ内へのSiO₂流入低減の影響を考慮して溶融性を確保する場合、タンディッシュフラックスの低(CaO)/(SiO₂)化が考えられる。この際にタンディッシュフラックス自体による溶鋼中[Al]の酸化が発生することが懸念されるため、 casting終了時点で最低限確保しなければならない塩基度を平衡計算により求めた。タンディッシュスラグ中SiO₂による溶鋼中[Al]の酸化は(5)式にて起こるとした。



(5)式の平衡定数Kを学振推奨値⁵⁾を用いて以下の(6)、(7)式を計算した。

$$\log K = -\frac{37\,670}{T} + 6.94 \dots\dots\dots (6)$$

$$K = \frac{a_{\text{Al}_2\text{O}_3}^3 \cdot a_{\text{Si}}^4}{a_{\text{SiO}_2}^2 \cdot a_{\text{Al}}^3} \dots\dots\dots (7)$$

ここで T は溶鋼温度 (K) を示し、 $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ 、 a_{Si} 、 a_{SiO_2} 、 a_{Al} はそれぞれ Al_2O_3 、Si、 SiO_2 、Al の活量を示す。また、 a_{SiO_2} は(8)式に表される Ohta らの式⁶⁾を用い、 f_{Si} 、 f_{Al} は学振推奨値を用いて(9)、(10)式を用いて算出した。また、介在物として生じる Al_2O_3 の活量は $a_{\text{Al}_2\text{O}_3}=1$ として計算した。

$$\begin{aligned} \log a_{\text{SiO}_2} = & 0.036 (\% \text{MgO}) + 0.061 (\% \text{Al}_2\text{O}_3) \\ & + 0.123 (\% \text{SiO}_2) - 0.595 (\% \text{SiO}_2) / (\% \text{CaO}) \\ & - 6.456 \dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \log f_{\text{Si}} = & e_{\text{Si}}^{\text{C}} [\% \text{C}] + e_{\text{Si}}^{\text{Si}} [\% \text{Si}] + e_{\text{Si}}^{\text{Mn}} [\% \text{Mn}] \\ & + e_{\text{Si}}^{\text{P}} [\% \text{P}] + e_{\text{Si}}^{\text{S}} [\% \text{S}] \\ e_{\text{Si}}^{\text{C}} = & 0.18, e_{\text{Si}}^{\text{Si}} = 0.103, e_{\text{Si}}^{\text{Mn}} = -0.014\,6, e_{\text{Si}}^{\text{P}} = 0.09, \\ e_{\text{Si}}^{\text{S}} = & 0.066 \dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \log f_{\text{Al}} = & e_{\text{Al}}^{\text{C}} [\% \text{C}] + e_{\text{Al}}^{\text{Si}} [\% \text{Si}] + e_{\text{Al}}^{\text{P}} [\% \text{P}] + e_{\text{Al}}^{\text{S}} [\% \text{S}] \\ e_{\text{Al}}^{\text{C}} = & 0.091, e_{\text{Al}}^{\text{Si}} = 0.056, e_{\text{Al}}^{\text{P}} = 0.033, e_{\text{Al}}^{\text{S}} = 0.035 \\ \dots\dots\dots & (10) \end{aligned}$$

これらの計算を元にスラグ中 (Al_2O_3)、軸受鋼の [Al] 範囲を考慮して casting 終了時に再酸化が抑止できる $(\text{CaO}) / (\text{SiO}_2)$ を求めた。タンディッシュ内酸化物のマスバランス計算より、 casting 初期に添加するフラックスの組成を切り替えた。

2.3 軸受鋼スラスト寿命の変化

以上の内容を実施した際の軸受鋼のスラスト寿命の変化を図7に示す。従来の寿命に対して、LF 攪拌ガス流量の最適化により 1.7 倍に向上、さらに取鍋内の詰砂排出およびタンディッシュスラグ組成の最適化を行なうことにより 3.9 倍まで向上した。

3. おわりに

本稿では、高炭素クロム軸受鋼の疲労寿命向上を目的とした製鋼工程における至近の氧化物系介在物低減技術を紹介した。

(1) LF でのスラグ巻き込み低減防止として、LF 攪拌ガス流

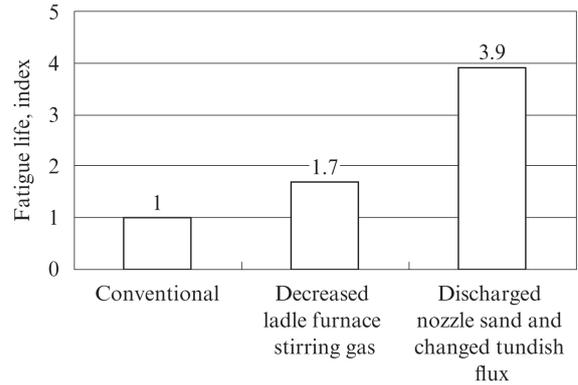


図7 製造プロセスの改善による軸受鋼のスラスト寿命の向上
Fig. 7 Fatigue life of bearing by each experiment

量最適化を行なった。攪拌ガス流量を増加するに従い、浴面流速が臨界流速を超える範囲が増加するのに対して、均一混合時間は $0.017 \text{ m}^3\text{-norm./s}$ の流量では著しい変化は認められなかったため、 $0.017 \text{ m}^3\text{-norm./s}$ で操作を行なった結果、従来に比べ 1.7 倍のスラスト寿命向上効果が確認できた。

(2) タンディッシュ内での [Al]、[Mg] の酸化低減を目的として、タンディッシュ外へ取鍋の詰砂を行なえるよう設備改造を実施し、併せてタンディッシュスラグ組成変更を行なった。上記の LF 攪拌ガス流量最適化と併せることにより、スラスト寿命は 3.9 倍まで向上した。

参考文献

- 1) JFE 技報. 2009, no. 23, p. 55.
- 2) 似内昭夫. 鉄鋼材料の革新的高強度・高機能化起番研究開発プロジェクト 第1回シンポジウム講演予稿集. 2009, p. 105.
- 3) Yamaguchi, T.; Shinkai, M.; Kano, T.; Kishi, M. Electric Furnace Steel. 2002, vol. 73, no. 1, p. 61.
- 4) 浅井滋生. 第100・101回西山記念技術講座. 1984, p. 90.
- 5) 日本学術振興会. 製鋼反応推奨値に関するデータブック. 1984.
- 6) Ohta, H.; Suito, H. Metall. Mater. Trans. B. 1998, vol. 29B, p. 119.



渡邊 佑介



鍋島 誠司



寺島 知道