
底吹き転炉と RH 環流式真空脱ガス装置による極低炭素鋼の製造

Production of Ultra Low Carbon Steel by Combined Process of Bottom Blown Converter and RH Degasser

住田 規夫(Norio Sumida) 藤井 徹也(Tetsuya Fujii) 小口 征男(Yukio Oguchi) 森下 仁(Hitoshi Morishita) 吉村 啓助(Keisuke Yoshimura) 数土 文夫(Fumio Sudo)

要旨：

炭素濃度が 20ppm 以下の極低炭素溶鋼の製造法について検討し、底吹き転炉と RH 真空脱ガス装置との組合せによる、高能率で経済的な製造技術を確立した。まず、RH 真空脱炭処理時の脱炭反応を反応モデルに基づいて解析し、操業条件と脱炭速度の関係を明らかにした。解析結果に基づいて、真空脱炭時の操業条件の改善を図り、リムド処理時間が 10-15min 以内で 20ppm 以下まで脱炭可能な技術を確立した。この技術は、連続焼鈍処理 (KM-CAL) 技術と組合せることによって、超深絞り鋼板や深絞り用の高張力鋼板など、優れた材料特性を有する冷延鋼板の製造に寄与している。

Synopsis：

To meet increasing demands for improved mechanical properties of cold-rolled sheet products, attempts have been made to decarburize molten steel to less than 20ppm by the combined process of Q-BOP and RH degasser. Effects on the decarburization rate of the operational conditions, such as circulating flow rate of molten steel and volumetric coefficient for mass transfer in the vacuum chamber, were made clear by fundamental calculations of the vacuum decarburization in RH degasser. On the basis of the calculated results, operational conditions were optimized regarding the diameter of the snorkel and Ar gas flow rate, and the process has been placed in the commercial production.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

底吹き転炉と RH 環流式真空脱ガス装置による 極低炭素鋼の製造

川崎製鉄技報
15(1983)2, 152-157

住田 則夫* 藤井 徹也** 小口 征男** 森下 仁*** 吉村 啓助**** 数土 文夫*****

Production of Ultra Low Carbon Steel by Combined Process of Bottom Blown Converter and RH Degasser

Norio Sumida, Tetsuya Fujii, Yukio Oguchi, Hitoshi Morishita, Keisuke Yoshimura, Fumio Sudo

要旨

炭素濃度が20 ppm 以下の極低炭素溶鋼の製造法について検討し、底吹き転炉と RH 真空脱ガス装置との組合せによる、高能率で経済的な製造技術を確立した。まず、RH 真空脱炭処理時の脱炭反応を反応モデルに基づいて解析し、操作条件と脱炭速度の関係を明らかにした。解析結果に基づいて、真空脱炭時の操作条件の改善を図り、リムド処理時間が10~15 min 以内で20 ppm 以下まで脱炭可能な技術を確認した。この技術は、連続焼鈍処理 (KM-CAL) 技術と組合せることによって、超深絞り鋼板や深絞り用の高張力鋼板など、優れた材料特性を有する冷延鋼板の製造に寄与している。

Synopsis:

To meet increasing demands for improved mechanical properties of cold-rolled sheet products, attempts have been made to decarburize molten steel to less than 20 ppm by the combined process of Q-BOP and RH degasser.

Effects on the decarburization rate of the operational conditions, such as circulating flow rate of molten steel and volumetric coefficient for mass transfer in the vacuum chamber, were made clear by fundamental calculations of the vacuum decarburization in RH degasser. On the basis of the calculated results, operational conditions were optimized regarding the diameter of the snorkel and Ar gas flow rate, and the process has been placed in the commercial production.

1. 緒 言

冷延鋼板の材料特性の向上、あるいは、焼鈍プロセスのバッチ焼鈍から連続焼鈍への変更に伴って、極低炭素溶鋼の製造技術の確立が望まれている。特に、超深絞り冷延鋼板や深絞り特性に優れた高張力冷延鋼板の安価な製造のためには、製鋼工程で炭素濃度が20 ppm 以下の極低炭素溶鋼を得ることが必要である。

極低炭素溶鋼は、転炉で約300 ppm まで脱炭された溶鋼を RH 環流式真空脱ガス設備 (以下、RH と略記する) に移し、減圧下で CO ガス分圧を低下させ、 $C+O \rightarrow CO(gas)$ なる反応で真空脱炭することによって製造される。極低炭素溶鋼製造上の問題点は、目的の極低炭素濃度までの真空脱炭に長時間を要し、この間の溶鋼の温度降下を転炉の出鋼温度で補償すると、耐火物などを含めた製鋼コストが増大することにあった。一方、RH での真空脱炭処理時間を短縮するために転炉の出鋼炭素濃度を低下させると、転炉内での鉄の酸化損失量が増大し、溶鋼歩留りが低下する。さらに、転炉出鋼後の処理工程が長く、連続製造の多連铸化に難点があった。

当社の千葉製鉄所で稼働中の底吹き転炉では、精錬用酸素ガスの全量が底吹きされるので溶鋼が強撹拌され、従来の上吹き転炉と比較して、鋼浴の酸化損失を抑制しつつ低炭素濃度域までの脱炭が可能である。そこで、底吹き転炉で溶製した100~200 ppm の炭素濃度の溶鋼を RH で真空脱炭処理を行うことによ

って、高能率で安価な極低炭素溶鋼の製造技術を確立した。

2. 脱炭反応速度の増大法に関する解析

RH における真空脱炭速度の増大法について数式モデルに基づいて解析し、装置寸法と操作方法の決定のための基礎資料を求めた¹⁾。

解析に用いた反応モデルを Fig. 1 に示す。モデルの設定に際して以下の仮定を設けた。

- (1) 取鍋、真空槽ともに溶鋼は完全混合とする。
- (2) 脱炭反応は真空槽内でのみ進行する。
- (3) 脱炭反応速度は溶鋼中の C 濃度に比例し、溶鋼側の C の物質移動律速とする。

後述する放射性同位元素を用いたトレーサー実験によれば、(1)の仮定は妥当である。(2)に関しては、著者らの3本の浸漬管を有する RH の実験結果²⁾によれば、脱炭反応への上昇管内反応の寄与率は10%以下であり、脱炭反応はおもに真空槽内で生じる。(3)に関しては、極低炭素領域での酸素濃度は C 濃度の数倍であること、およびガス側の CO 分圧が1 mmHg 以下であることから妥当なものと考えられる。

(1)~(3)の条件下で、取鍋内と真空槽内の C に関する物質収支を求めると(1)、(2)式が得られる。

$$V \frac{dC_L}{dt} = Q' (C_v - C_L) \quad \dots\dots\dots (1)$$

* 技術研究所第1研究部製鋼研究室主任研究員 (掛長)

*** 千葉製鉄所製鋼部製鋼技術室

***** 千葉製鉄所製鋼部製鋼技術室主査 (課長)

** 技術研究所第1研究部製鋼研究室主任研究員 (課長)

**** 千葉製鉄所工程運輸部計画課掛長

[昭和57年12月13日原稿受付]

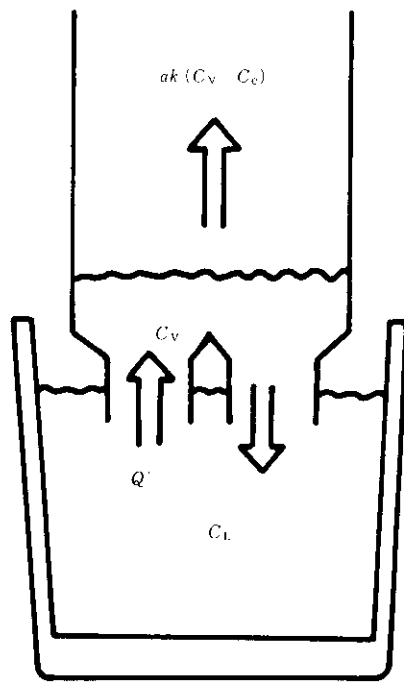


Fig. 1 Decarburization model for calculation

$$v \frac{dC_v}{dt} = Q' (C_L - C_v) - ak (C_v - C_e) \quad (2)$$

初期条件は、

$$t = 0 \text{ で } C_L = C_v = C_e^0 \quad (3)$$

V, v : 取鍋内, 真空槽内の溶鋼体積 (m^3)

ak : 脱炭反応の容量係数 (m^3/min)

C_L, C_v : 取鍋内, 真空槽内の C 濃度 (%)

C_e : 処理開始時の C 濃度 (%)

C_e : ガス側の CO 分圧と平衡する溶鋼中の C 濃度 (%)

Q' : 溶鋼の環流速度 (m^3/min)

t : 経過時間 (min)

$C_e = 0$ とし, (3)式の条件下で(1), (2)式を解くと, 近似解として(4), (5)式が得られる。

$$C_L = C_e^0 \exp(-Kt) \quad (4)$$

$$K = \frac{Q'}{V} \cdot \frac{ak}{Q' + ak} \quad (5)$$

取鍋内の C 濃度変化の測定値は見かけ上 1 次反応速度式に基づいて整理できることが知られているが, (4)式は従来の知見と一致する。

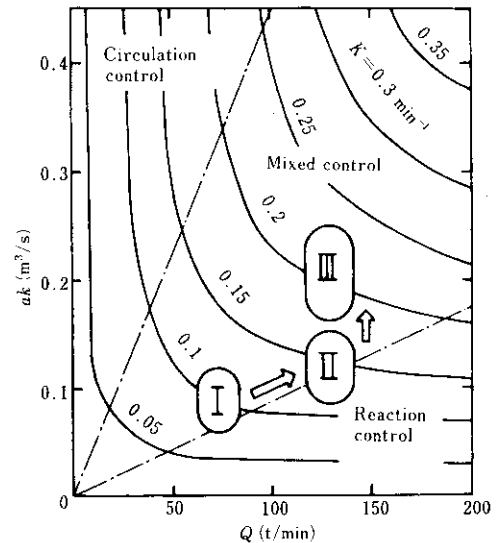
ここで, 環流速度 Q' と反応の容量係数 ak が脱炭反応速度に及ぼす効果に関し, 反応律速と環流律速の両極端の場合について検討する。反応律速とは, 溶鋼の環流速度が十分に大きく, 真空槽内での脱炭反応速度が, 全体の脱炭反応速度, 換言すれば C_L の時間変化を律する条件である。一方, 真空槽内での脱炭反応が十分に速く, 環流速度が全体の脱炭反応速度を律する条件を環流律速と定義すると, これらの律速過程に応じて(4), (5)式は(6), (7)式ようになる。

$$\text{反応律速: } C_L = C_e^0 \exp(-akt/V) \quad (6)$$

$$\text{環流律速: } C_L = C_e^0 \exp(-Q't/V) \quad (7)$$

すなわち, C_L は, 反応律速の場合には ak のみによって決まり, 環流律速の場合には Q' のみで決まる。

見かけの速度定数 K に及ぼす Q と ak の効果を(4)式で計算し Fig. 2 に示す。図より, Q (Q' の単位を t/min に変換した値)が増加しても K の増大が小さい領域(反応律速)と, ak が増加しても K の増大の小さい領域(環流律速), および Q と ak の K への影響が同程度の領域(混合律速)の 3 領域が存在する。 K を増大し, 脱炭処理時間を短縮するための操作条件の改善方法は Fig. 2 に基づいて検討できる。

Fig. 2 Effects on K of circulating flow rate, Q , and volumetric coefficient of mass transfer of carbon, ak

3. 脱炭速度の増大実験結果と考察

Fig. 2 の①, ②, ③は, 脱炭速度増大実験の段階を示す。実験開始時には①の領域であったが, 環流管の直径を拡大して Q を増加することにより, ②に改善された。ついで, 真空槽内の溶鋼攪拌力の強化と気液反応界面積の増加とによる ak の増大によって, ③に改善された。以下に, これらの脱炭速度の増大実験について述べる。

3.1 環流速度の増大実験

3.1.1 環流速度の測定

前章の解析によって, 環流速度の脱炭速度への影響が定量化された。しかしながら, 従来の環流速度の測定は, 小型の RH に関するものが大多数であり³⁻⁶⁾, 最近の大断面環流管に対する測定値は少ない。そこで, 放射性同位元素 (RI) を用いて溶鋼の環流速度を測定した⁷⁾。

Fig. 3 に示す測定法は従来法とほぼ同一であり, ピーク面積法⁸⁾によった。測定は千葉製鉄所 No. 3, 水島製鉄所 No. 1, No. 2 の 3 基の RH 設備を対象とした。実験条件を Table 1 に示す。

3.1.2 測定結果と考察

シンチレーションカウンターによる放射能強度の経時変化の測定結果例を Fig. 4 に示す。これらの測定結果に基づき, (8)式を用いて環流速度を算出した。

$$Q = \frac{W(I_2 - I_1)}{\int_{t_1}^{t_2} \{I(t) - I_1\} dt} \quad (8)$$

Q : 環流速度 (t/min)

W : 処理溶鋼量 (t)

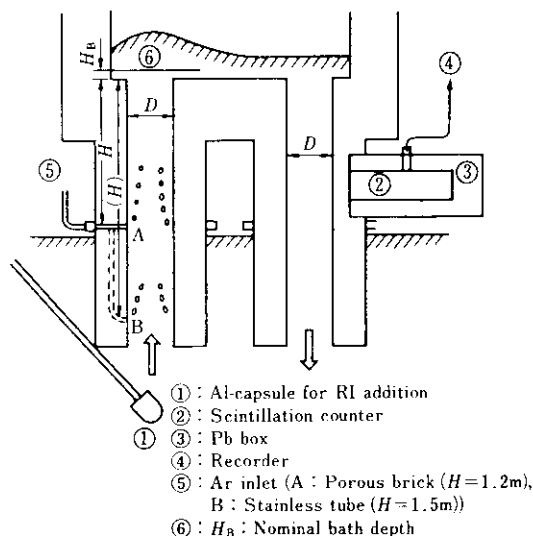


Fig. 3 RH degasser and arrangement for measuring circulation flow rate

Table 1 Experimental conditions for measurement of circulating flow rate

RH degasser	Chiba No. 3	Mizushima No. 1	Mizushima No. 2
Ladle capacity (t)	240	200	280
Inner dia. of snorkel, D (cm)	45	30~40	36~45
Ar flow rate, G (Nl/min)	300~1500	400~1700	500~2000
Nominal bath depth in vacuum vessel, H_B (cm)	-17~20	0~15	0~15
Operational pressure, P_v (Torr)	0.5~20	0.5~20	0.5~20
Ar inlet {A: Porous brick ($H=1.2$ m) B: Stainless tube ($H=1.5$ m)}	A, B	A, B	B

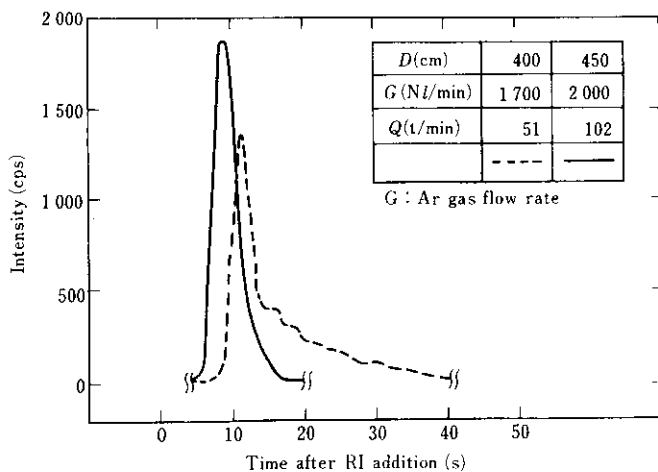


Fig. 4 An example of radio activity measurement

I_1, I_2 : RI 添加前および RI が均一混合された後の放射能強度 (cps)

t_1, t_2 : 放射能強度が増加を開始した時刻およびピーク値を経過して最小値を示す時刻 (s)

$I(t)$: 時刻 t における放射能強度 (cps)

Ar ガス吹込み流量 G と環流速度 Q の関係を Fig. 5 に示す²⁾。 G が 800 Nl/min 以上では G の Q に及ぼす影響は小さく、飽和傾向がみられる。図中に併記した計算値は、直径 D が 30 cm の環流管に対する測定値とよい一致を示すが、 $D=45$ cm の大径の環流管については、測定値は計算値より約 20 t/min 大きい。また、Ar ガスの吹込み方法に関して、ステンレスパイプと細孔レンが間の差は明瞭ではない。さらに、0.3~20 mmHg の範囲では槽内の真空度が環流速度に及ぼす影響は小さいことが明らかとなった²⁾。

Fig. 6 には、 G が 800 Nl/min 以上のデータに限定して、環流管断面積 A と Q の関係を示す。図より、 Q は A に比例する。すなわち、環流管を大径化しても、Ar ガス気泡の偏在などによる気泡ポンプ効率の低下は認められない。

なお、これらの環流速度の測定実験と同時に、一部の実験では取鍋内の放射能強度の経時変化から取鍋内溶鋼の均一混合時間を測定し、千葉製鉄所 No.3 RH では 2 min という値を得た。

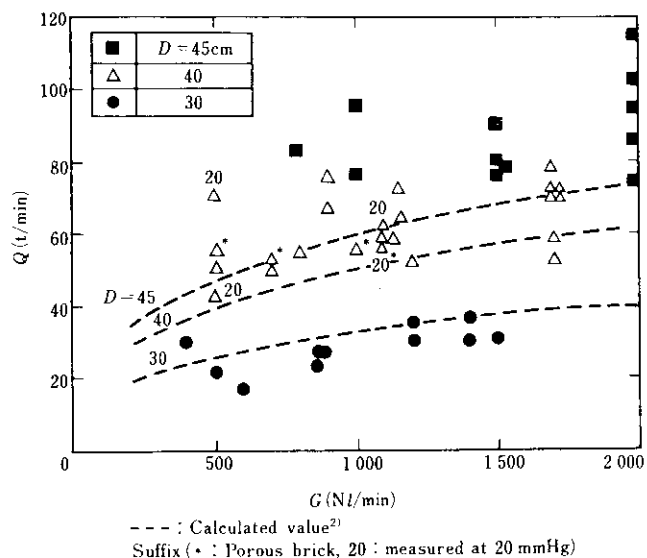


Fig. 5 Relation between Ar gas flow rate G and Q

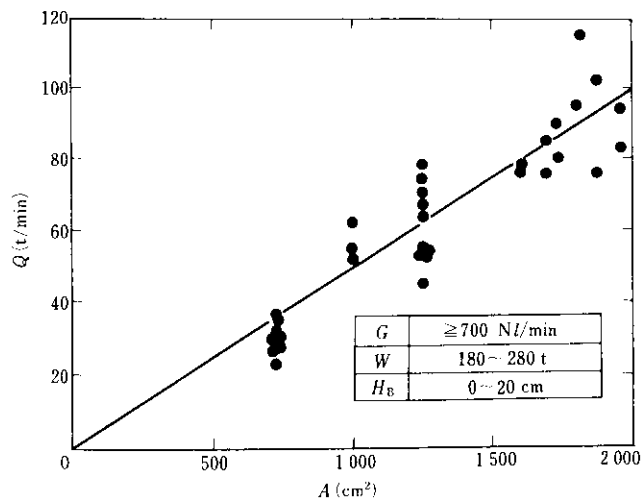


Fig. 6 Relation between cross-sectional area of snorkel A and Q

3・2 脱炭速度の増大実験

3・2・1 環流管直径と Ar ガス流量の増加

極低炭素鋼の製造実験開始時の操業条件は、環流管の直径が 45 cm, Ar ガス流量が 1 000~1 500 Nl/min であり, Fig. 2 の①に示すように, 脱炭反応の見かけの速度定数 K は 0.08~0.10 min^{-1} の範囲であった。この条件下では, 20 ppm 以下の C 濃度の溶鋼を得るのに約 30 min のリムド処理時間を要し, また, これに対応して転がりの出鋼温度を 1 680°C 以上といった高温にする必要があり, 生産能率と製造コストの両面で問題があった。

これらの問題点の解決を目的として, Fig. 2 に基づき, まず Q を増大することとし, 環流管の直径を 600 mm, Ar ガス流量を 2 000~2 500 Nl/min とした。この結果, K は 0.09~0.15 min^{-1} となり, Fig. 2 に示す②の領域まで改善された。

以上の改善によって, 処理開始時に 200 ppm の C 濃度の溶鋼が 20 min のリムド処理によって, 10~33 ppm まで脱炭できた。しかし, 20 ppm 以下の極低炭素溶鋼を得るためには 20 min 以上のリムド処理を必要とするヒートがあり, さらに脱炭速度を増大する必要があった。

3・2・2 H_2 ガス添加実験

Fig. 2 によれば, ②は前述の反応律速と混合律速の境界領域にあり, 環流速度の増加のみでは, K 値を現状以上に増大させることは困難と予想された。そこで, 真空槽内の溶鋼の攪拌力の強化と気液間の反応界面積の増加により, 脱炭反応の容量係数 ak を増大させる方法について検討した。

静的な圧力バランスから求められる真空槽内の鋼浴深さは 100~200 mm と浅いため, 環流ガスの増加によって槽内の溶鋼の攪拌を強化することは困難と考えられる。そこで, 取鍋内の溶鋼中に H_2 ガスを添加し, H 濃度の高い溶鋼を真空槽に供給し, 槽内での H_2 ボイリングを利用して溶鋼の攪拌の強化と反応界面積の増大を計ることとした。

H_2 ガス添加実験に際して, まず, 脱炭速度の向上のために必要な H_2 ガス供給速度について以下のように推算した。

一般に, 脱炭反応は見かけ上 1 次反応の形式で進行するが, C 濃度が 30 ppm 近傍で脱炭速度が急激に低下し, 見かけ上, より高次の反応速度式に移行する。ガス側の CO 分圧は十分に低いので, 平衡値に近づくための速度低下とは考え難い。この現象は, C 濃度低下による CO ガス発生量の減少に起因するものと考えられ, CO ボイリングの鎮静に伴う真空槽内の溶鋼の攪拌力低下と反応界面積の減少によるものと推察される。30 ppm 以上の C 濃度域での CO ガス発生速度に見合う H_2 ガスの発生が 20 ppm の C 濃度に達するまで持続するならば, 脱炭速度の低下を防止でき, K の増大が可能となる。この条件を満足するための溶鋼中の H 濃度と H_2 ガス供給速度を以下のように推算した。

見かけの脱炭, 脱水素速度式は,

$$\frac{dC_c}{dt} = -K_c C_c \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\frac{dC_H}{dt} = -K_H C_H \quad \dots\dots\dots (10)$$

測定値から, 脱炭, 脱水素に対する見かけの速度定数は, $K_c = 0.12 \text{ min}^{-1}$, $K_H = 0.16 \text{ min}^{-1}$ と求まるので (Fig. 8 参照), $C_c =$

30 ppm における CO ガス発生速度と H_2 ガス発生速度が等しくなる H 濃度 C_H を求めると, $C_H = 3.1 \text{ ppm}$ となる。また, 脱炭処理中を通じて 3.1 ppm を維持するために必要な H_2 ガスの供給速度は 1.4 Nm^3/min と求まる。

実験方法の概略を Fig. 7 に示すが, H_2 ガスの添加には, 取鍋底部のボラスレンがからの底吹き, および鋼浴中に浸漬したランスからの吹込みの 2 方法を用いた。

水素吹込み実験時の H 濃度の推移を Fig. 8 に示す。 H_2 ガス吹込み量は 6~25 Nm^3 , 平均吹込み速度は 0.5~1.0 Nm^3/min であり, H_2 ガス吹込みの効果によって, 処理後半まで, 3~6 ppm のほぼ一定の水素濃度が維持されている。また, これらの H_2 ガス添加実験では, 見かけの脱炭速度定数 K が Fig. 2 の②から④に改善され, H_2 ガス添加の効果が確認された。しかし, 水素ガス添加法では, 取鍋底部のボラスレンがに異常溶損が

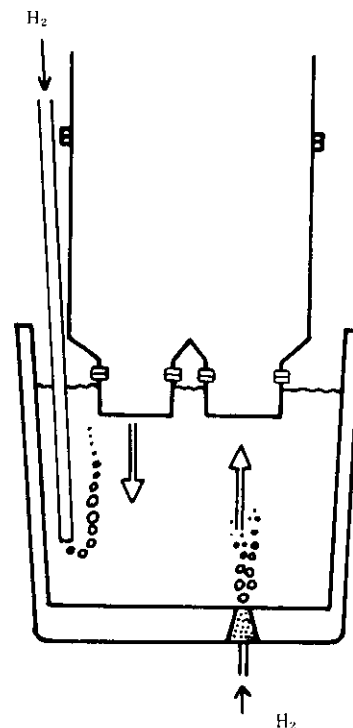


Fig. 7 Experimental method of hydrogen addition

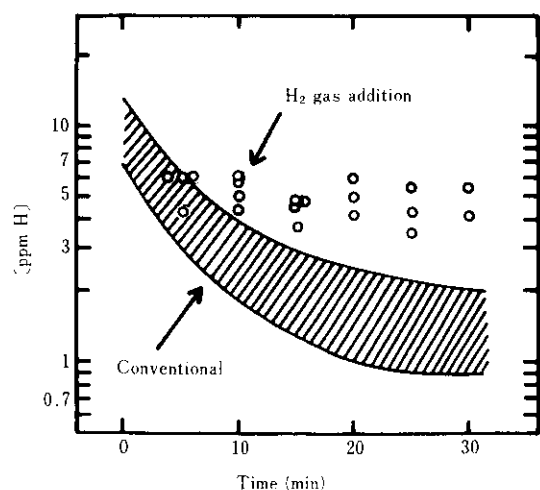


Fig. 8 Hydrogen concentration changes during decarburization treatment

認められ、また、浸漬ランスの耐用性など、ガス吹込みの安定性に問題があり、工学的な実施には至っていない。

3・2・3 槽内 Ar ガス吹込み実験

以上に述べた水素添加実験と同時期に、 H_2 ガス添加と同じ目的で真空槽内に 500~1000 Nl/min の Ar ガスを吹込み、脱炭速度の向上実験を行った。真空槽内の地金付き増加や下部槽敷れんがの損耗増加などの問題はあが、Ar ガス吹込み実験においても Fig. 2 の⑪から⑬への改善が生じ、脱炭速度が向上した。

以上に述べた実験ヒートについて、代表的な脱炭曲線を Fig. 9 に示す。⑬の条件では、10 min のリムド処理で 20 ppm 以下の C 濃度の溶鋼が得られ、実験開始当初の目標が達成された。

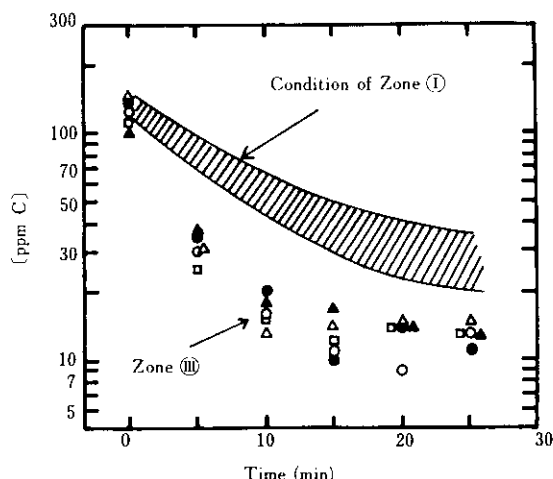


Fig. 9 Decarburization curves for conditions of zone ① and ⑬

4. 極低炭素溶鋼の溶製実績

千葉製鉄所第3製鋼工場では、56年4月の連続 casting 機稼動以来、前章に述べた極低炭素溶鋼の溶製実験を重ね、56年12月から本格的な工程生産を開始した。極低炭素鋼の生産実績の推移を Fig. 10 に示す。

極低炭素鋼の溶製開始当初は RH 処理に約 40 min を要し、転炉の出鋼温度も 1680°C 以上の高温であった。しかし、前章で述べた脱炭速度の増大によって、脱炭時間が 10~15 min となり、

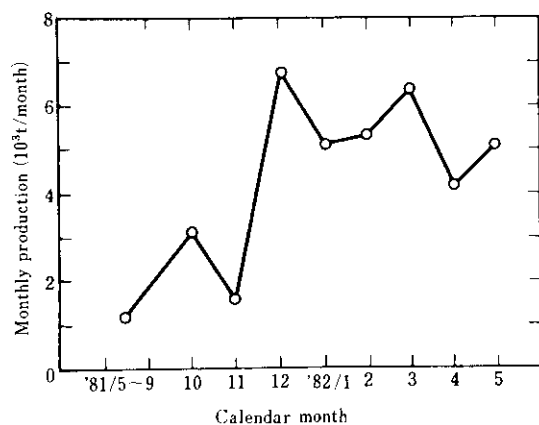


Fig. 10 Monthly production of ultra low carbon steel at Chiba No.3 steelmaking shop

PH 処理時間は大幅に短縮できた。リムド処理に続くキルド処理をも含めた RH 全処理時間の推移を Fig. 11 に示す。現在では、24~25 min の処理時間で、安定して極低炭素溶鋼を製造でき、連続 casting の多連化も可能になった。

以上のような RH 処理時間の短縮に伴い、転炉の出鋼温度を大幅に低下できた。さらに、出鋼温度の低下のために、出鋼中に Al 添加を実施した。Fig. 12 に示すように、RH 脱炭処理に影響を及ぼさない 0.4 kg/t の Al の添加によって出鋼時の温度降下を約 10°C 低減できる。さらに、出鋼時の Al 添加は、取鍋内スラグ中の FeO 濃度の低下に効果があり、RH における添加 Al の歩留や溶鋼温度変化のバラツキを小さくし、RH 処理の安定化に寄与する。

以上のような、RH 処理時間の短縮と出鋼時の Al 添加によって当初 1680°C 以上を必要とした出鋼温度は Fig. 13 に示すように 1640°C に低下でき、転炉、取鍋、および、RH の耐火物の寿命延長に大きく貢献した。

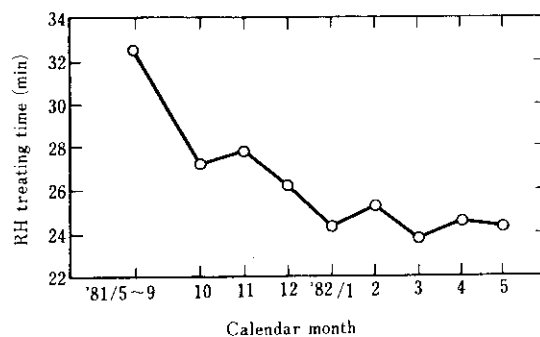


Fig. 11 Monthly change of RH treating time

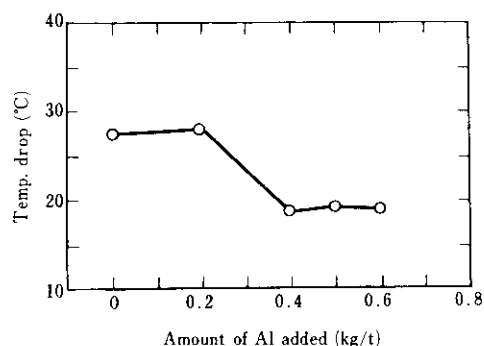


Fig. 12 Effect of Al addition on temperature drop during tapping

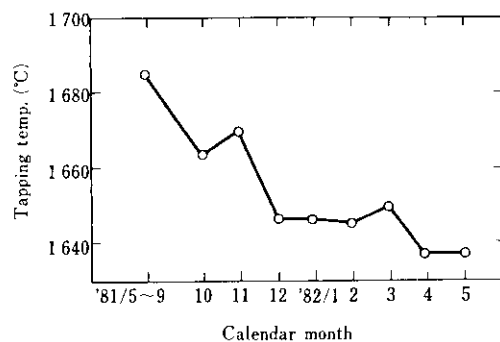


Fig. 13 Monthly change of tapping temperature at Q-BOP for ultra low carbon steel

Fig. 14 には、最近の極低炭素鋼の製品の炭素濃度を示す。処理時間の短縮にもかかわらず実績の炭素濃度は平均で 19.4 ppm である。

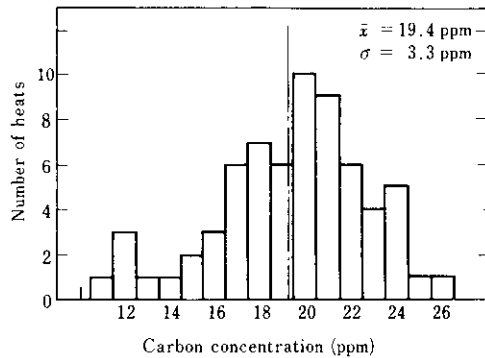


Fig. 14 Distribution of carbon concentration in products

5. 本法による極低炭素鋼の材質特性

前述のプロセスで製造した超深絞り用冷延鋼板、および、超深絞り用高張力冷延鋼板の成分の代表例を Table 2 に示す。

一般に、C 濃度の低減に伴って深絞り性(ランクフォード値： $\bar{r}$ 値)と伸び(EI 値)が向上し、抗張力が低下する。Table 2 に示す超深絞り用高張力冷延鋼板では、C 濃度を 30 ppm 以下として伸びと深絞り性を向上し、また、Nb を添加して C と N を析出固定することによって非時効性を得、さらに、P の添加によって抗張力(TS)を増大させている。このような成分系では、Nb を含有しているために再結晶温度が高く、かつ P の粒界偏析による脆化を防止するために急速冷却が必要であり、従来のバッチ炉でのタイト焼鈍法では製造が難しい。40°C/s の急速冷却が可能な多目的連続焼鈍炉を用いることによって Table 3 に示す材料特性の深絞り用高張力鋼板の製造が可能となった。このようにして製造した深絞り用高張力冷延鋼板の材質実績を Fig. 15 に示す。従来の P 添加高張力冷延鋼板に比べて、降伏点(YS)が低く、延性が良好で、 $\bar{r}$ 値も 2.0 以上である。プレス成形性に優れた自動車用の冷延鋼板として多用されている。

Table 2 An example of chemical composition of ultra low carbon steels (%)

	C	Mn	P	S	Al	Nb
Extra deep drawing steel	0.0015	0.18	0.008	0.009	0.035	0.008
Extra deep drawing high strength steel	0.0017	0.23	0.065	0.008	0.040	0.016

Table 3 Mechanical properties of extra deep drawing high strength steel sheets 0.7 mm in thickness shown in Table 2

YS (kgf/mm ²)	TS (kgf/mm ²)	EI (%)	YR (%)	$\bar{r}$	$\bar{r}'$
19.4	35.5	44.1	54.7	0.250	2.15

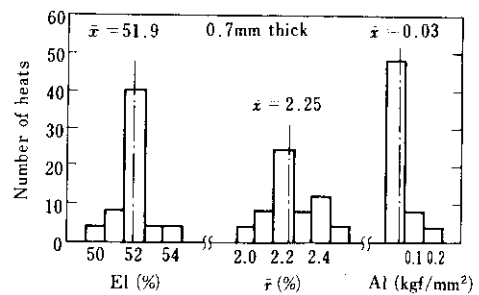


Fig. 15 Distributions of elongation, EI, the Lankford value, $\bar{r}$, and annealing index, Al, of extra deep drawing steel strip continuously annealed

6. 結 言

鉄の酸化損失を抑制して低炭素濃度域まで脱炭吹錬が可能な底吹き転炉と、環流量増大による高能率な RH 環流式真空脱ガス装置、および連続鋳造機からなるプロセスによって、高品質な極低炭素鋼を高能率で製造する技術を確立した。この技術を、連続焼鈍設備(KM-CAL)と組み合わせることによって、超深絞り鋼板や深絞り用の高張力鋼板など、優れた材料特性を有する冷延鋼板の製造に寄与している。

参 考 文 献

- 1) K. Yoshimura, N. Sumida, et al.: *Proc. 7th ICVM* (1982) Tokyo, Japan, p. 1 404
- 2) 江島, 小口ら: 鉄と鋼, **61** (1975) 12, S 543
- 3) 渡辺, 浅野ら: 鉄と鋼, **54** (1968) 13, 1 327
- 4) 松永, 富永ら: 鉄と鋼, **63** (1977) 13, 1 945
- 5) 田中, 柳原, 林: 製鉄研究, (1978) 293, 49
- 6) 木下, 中西: 鉄と鋼, **57** (1971) 11, S 419
- 7) 住田, 斎藤ら: 鉄と鋼, **66** (1980) 4, S 130
- 8) H. Mass: *Rev. Metall.*, **60** (1963), 421