

Table 3. Composition of nail scrap.

Composition	C	Si	Mn	P	S	Oils & fats
Percentage	0.14	0.006	0.39	0.022	0.026	0.17

Table 4. Effect of nail scrap addition on temperature drop.

Nail scrap addition (kg/heat)	No. of heat	Average temperature drop (°C)	Theoretical temperature drop (°C)
400	3	5.0	5.7
700	3	13.3	10.0
1100	2	15.0	15.7
1400	3	20.0	20.0

鉄投入と首振りによつては (1) 鋼浴温度が約 30°C 低下する. (2) [C], [S] は変らない. (3) [Mn] は 2~3×10⁻²% 低下する. (4) [P] は下がるものもある. (5) (T. Fe) は 1~2% 上昇し, (MnO) はわずかに低下する.

また出鋼状況の近似を図つた第 2 回目の首振りでは, (6) [C], [S], [P] は変らない. (7) (T. Fe), (MnO) はほとんど変らない.

したがつて, 砂鉄投入によつて明らかにされたのは, [Mn] の低下, (T. Fe) の上昇であり, 取鍋 [Mn] 値はこれを見込んで調整を行なわねばならない.

4. 取鍋への冷却材の投入

高温吹止をそのまま出鋼し, 出鋼中に取鍋の中にスクラップを投入して溶鋼を冷却, 温度調整すれば操業面上からは大きなメリットがあるが, その際の冷却効果を取鍋内の溶鋼を測温することによつて調査した.

4.1 調査方法

試験ヒートはいく分高温に吹止, 出鋼中に冷却材を投入し, それと隣接する比較ヒートのおのおのについて出鋼前後の温度降下量を求め, その差から冷却材の冷却効果をつかんだ. 両ヒートとも出鋼量は約 118 t-*ingot*/heat であり, しかも取鍋は連続回転鍋を使用した. 出鋼前後の測温は前述した方法と同一である. 対象は極軟リムド鋼である. 取鍋冷却材として投入したスクラップは製釘の際発生する屑で Table 3 に示す成分をもち, 大きさは米粒大である.

4.2 結果と検討

約 20 t の試験用スクラップを 400, 700, 1100, 1400 kg/heat の 4 水準でおのおの 2~3 回取鍋へ投入した. 比較ヒートと試験ヒートの温度降下量の差が冷却材による温度降下量である. 試験結果を Table 4 に示した.

データ数が少ないため得られた数値の裏付けを理論計算を行なつてみた. スクラップの熱バランスを考えると

$$\frac{x \left(\int_{293}^{T_2} C_p dT + \sum Q_T \right)}{M_{Fe}} = W \cdot C_S \cdot (T_1 - T_2)$$

x : 冷却材投入量 (t), C_p : 純鉄の比熱 (cal/°K mol)

Q_T : 変態熱 (cal/°K mol), M_{Fe} : 鉄の原子量

W : 溶鋼重量 (t), C_S : 溶鋼比熱 (cal/°K·kg)

T_1 : 溶鋼温度 (°K), T_2 : 冷却材投入後の温度 (°K) となる.

上式に数値 (鉄鋼便覧より) を代入して計算したものが Table 4 の理論値である. これによると理論値と実測値はよく一致し投入したスクラップは完全に溶解し, 溶鋼を冷却しているものと考えてよい.

このように取鍋冷却効果が定量的に把握でき, 完全な冷却が得られることがわかつた.

この方法は炉内へのスクラップ投入, 砂鉄投入よりも種々の点でメリットがあるので以後サイズの小さいスクラップを確保して積極的にこの方法を採用することにした.

5. 総 括

転炉における高温吹止時の溶鋼温度調整法に関して炉内スクラップ投入以外の 2, 3 の方法について取鍋内の測温を行なつて調査し, 以下の結果を得た.

(1) 吹止時に砂鉄を投入し, 砂鉄投入量と溶鋼温度降下量を定量的につかんだ. (2) その際, 溶鋼が均一に冷却されていることを確認した. (3) 砂鉄投入 (1000 kg/heat) により鋼浴 [Mn] が 0.02% 下り, 鋼滓 (T. Fe) が 1~2% 上る. その他の成分には大きな変化がない. (4) 出鋼所要時間 (x : min) と出鋼前後の温度降下量 (y : °C) の間には $y = 8.79x - 6.75$ の関係がある. (5) 出鋼中に取鍋にスクラップ (釘屑) を投入して, 投入量と溶鋼温度降下量をつかんだ. この冷却効果は理論値とよく一致する.

文 献

- 1) 富士広畑: 第 13 回 LD 技術懇談会, (1964)
- 2) 森田, 他: 鉄と鋼, 51 (1965) 10, p. 1928

669,184,244,66;669,184,232,12

(62) LD法の鋼浴温度の経過について

(吹錬中計測による LD 反応の研究—I)

日本鋼管, 技術研究所

川上 公成・○藤井 隆

川崎製鉄所 内堀 秀男

Change of the Bath Temperature in LD Converter.

(Study on reactions in LD converter by sampling method during blowing—I)

Kiminari KAWAKAMI, Takashi FUJII and Hideo UCHIBORI.

1. 緒 言

従来転炉製鋼における反応機構の解析は吹錬後のデータをもとに行なつていた. しかし最近より精密な炉内反応の解析を行なうために吹錬中の情報を得る努力がなされてきている. 今回 12 t/ch の試験転炉に酸素ランスとは別のサンプリングランスを設置し, 計測用ヘッドを鋼浴中へスポット的に降下させ, 試料の採取および測温を実施した. 本報では採取した 15 チャージのデータをもとに, とくに鋼浴温度の経過に焦点をしばつて報告する.

2. 操業条件および測定方法

データは試験転炉で最も標準的な操業を対象に採取し

た. Table 1 に主要な操業条件を示す. サンプルングランスによる 1 回の計測に要する時間は約 1.5 min で, 同ランスと酸素ランスの中心線間の距離は 500 mm, 計測ヘッドは位置計によつて鋼浴下の所定の深さへ押込まれる. ランスの昇降速度は 20 m/min, 揚程は約 8m である. 試料はカントバックまたは湿式分析により, スラグはヘッド表面に付着したものを分析した. 温度は浸漬型で電子管式温度計で記録した.

3. 実験結果および考察

3.1 スラグの生成経過と温度上昇

スラグの生成経過を Fig. 1 に示す. Fig. 1(a) はス

Table 1. Conditions of blowing.

Factors	Values
Charging tonnage (t/ch)	13.0
Pig ratio (%)	90.0
[Si] in pig iron (%)	0.70 (const.)
Nozzle (single hole) (mm φ)	25.8
Lance height (mm)	700
Oxygen pressure (kg/cm ² G)	5.5
Oxygen mass flow rate (Nm ³ /min·t)	2.4
Burnt lime (kg/ch)	860
Scale (kg/ch)	300
[C] at blow end (%)	0.03~0.05
Temperature at blow end (°C)	1660±20
Blowing time (min)	about 20

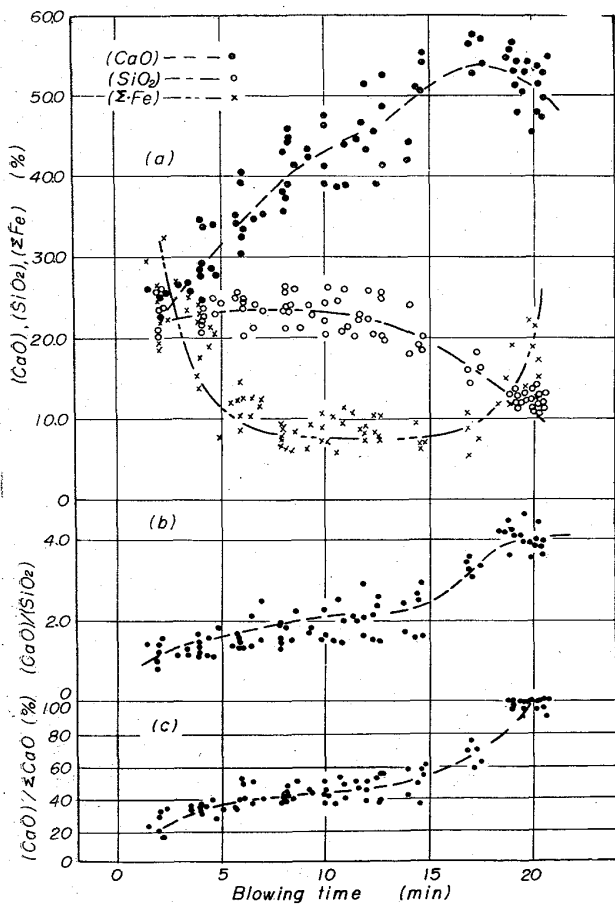


Fig. 1. Changes of components, basicity, and melting speed of lime in slag.

ラグ中 CaO%, SiO₂%, ΣFe% の濃度を示したもので, 吹錬反応の進行につれ CaO% は次第に増加するが吹錬末期においてはやや減少する. これは造滓剤として使用される焼石灰(粒度 20~60 mm) が漸次溶解するためであり, 吹錬末期は ΣFe% の増加により相対的に減少するためであろう. SiO₂% は吹錬初期にすでにほぼ最高濃度に達し, 吹錬後半には石灰の溶解, および ΣFe% の増加にしたがつて減少する. ΣFe% は吹錬初期における溶銑中鉄の酸化および造滓剤として用いられるスケールの滓化によつて最初は非常に高いが, 脱炭反応の進行とともに急激に減少し, 吹錬中期は 8~10% でほぼ一定値を保つ.

Fig. 1 (b) はスラグ塩基度 (CaO/SiO₂) の推移を示す. 従来より吹錬終了時におけるスラグの塩基度は鋼中 P, S 等の除去調整の一指標となつてはいるが, 今回は終点塩基度を 4.3 目標として行ない 4.0 を得た. Fig. 1 (c) は造滓剤として最初に装入した CaO 全重量に対する滓化 CaO 重量比の推移を示したものである. 造滓剤として用いる石灰はすべて焼石灰を使用し, 吹錬開始と同時に全量を装入しているがその滓化は遅い. すなわち石灰の滓化速度は吹錬初期において速く, 中期にゆるやかとなり, 終期にふたたび速くなる. これは Fig. 2 に示す CaO-SiO₂-FeO(Fe₂O₃) 三元状態図²⁾ から推測されるように吹錬中スラグの推移が吹錬初期の FeO 側の融点の低い組成から融点の高い 2CaO-SiO₂ 域へと移行し, 終期にふたたび低融点の組成となるループを描くことによるものと考えられる. このため吹錬中期においてはスラグは Melt-焼石灰(固)-2CaO-SiO₂(固) の混合状態にあることも予想される.

測定した全チャージの鋼浴温度変化を Fig. 3(a) に示す. これを吹錬時間に関する 3 次式と仮定し IBM-7074 で回帰式を求めたところ図に示す式が得られ, かつこの式は高度に有意となつた. その内容を各チャージの温度上昇カーブ Fig. 3(b) に見れば, 100% 溶銑操業

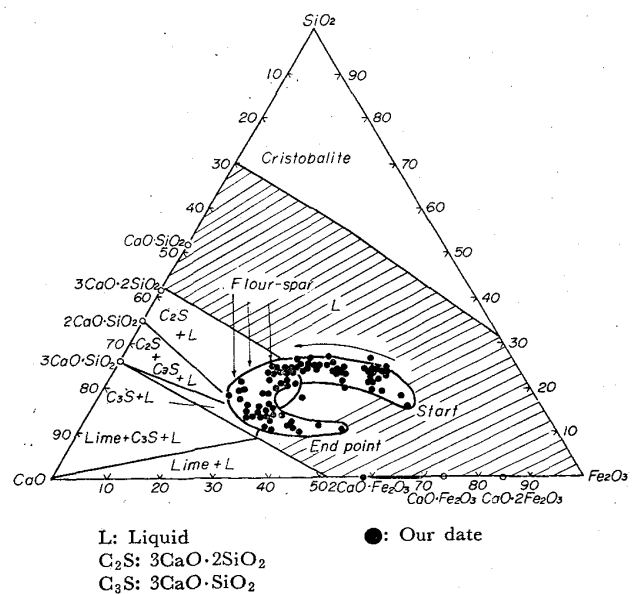


Fig. 2. Change of slag component in phase diagram for the system CaO-SiO₂-Fe₂O₃.

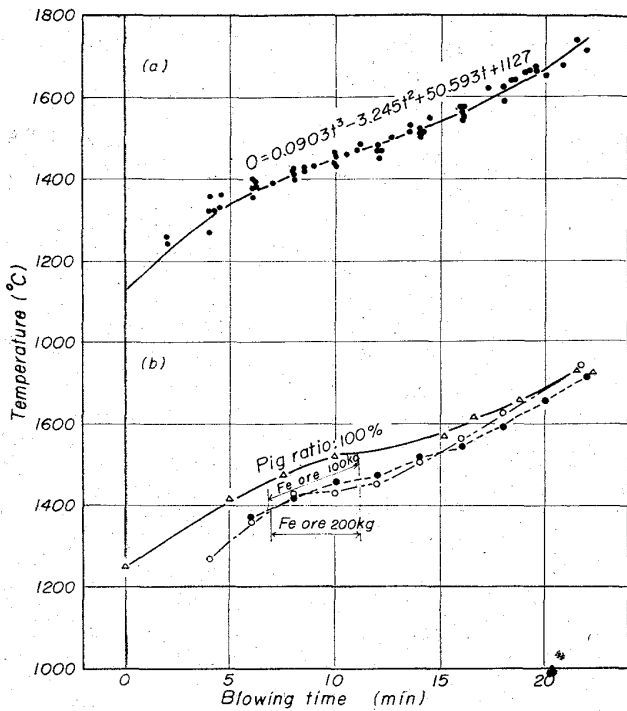


Fig. 3. Change of temperature in the bath during blowing.

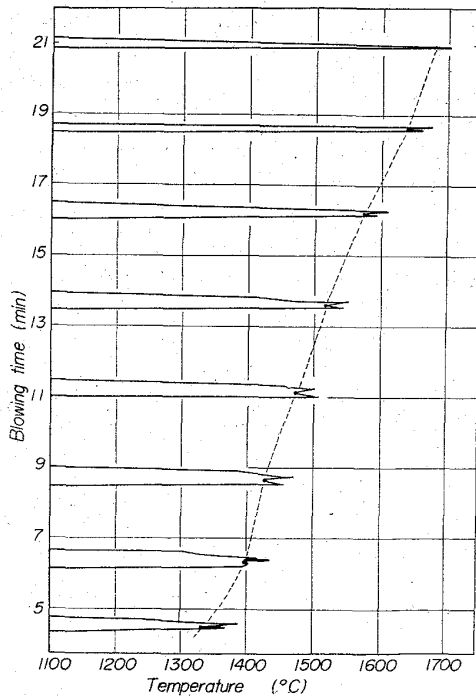


Fig. 4. Schema of temperature chart.

(第1チャージ) 以外では吹錬後約 7 min から投入される冷却剤としての鉄鉱石の影響が顕著にあらわれ、その効果は経験的な値と一致している。鋼浴温度の上昇は同一吹錬条件では再現性良く示されることが判つた。温度のチャートは Fig. 4 のごとくで、浴内滞在時間は約 5 sec, スラグ層では鋼浴より約 30°C 高い温度を示した。

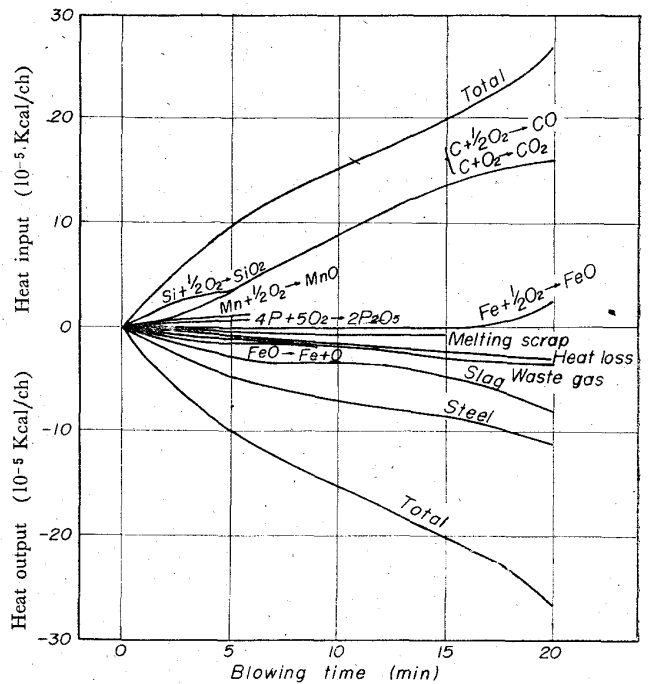


Fig. 5. Change of heat balance during blowing in LD converter.

3.2 熱収支

本実験で得られたデータをもとに計算した熱収支を Fig. 5 に示す。転炉反応における入熱はほとんど鋼浴成分の酸化反応熱で、図中の入熱計算は鋼浴 5 成分について次のような仮定をもとに求めた。すなわち C は統計的に求めた脱炭速度から単位時間当りの燃焼炭素量を算出し、炉口排ガス分析による CO, CO₂ 比に各々の燃焼熱を乗じて計算した。Si, Mn, および P は吹錬後 6 min までにその大部分が燃焼するものとし、これららの成分低下は 2 次曲線的に変化しているとして計算した。

S は燃焼熱が微少なので計算から除外した。吹錬末期の鉄の酸化については Fig. 2 に示すスラグ中 ΣFe% の曲線より算出した。吹錬初期の急激な温度上昇は Si をはじめとする鋼浴成分の急激な燃焼と一致し、吹錬中期の一時的な温度停滞は脱炭反応熱と相関を有し、末期の温度上昇は脱炭反応の低下と反比例して増加するスラグ ΣFe% の変化で示される。

出熱の項の大半は溶鋼およびスラグへ蓄積される含熱量で、これらの含熱量変化は当然鋼浴温度の上昇と一致している。本計算では出熱項として上記の外スクラップの溶解度、排ガスの持去る熱、炉体の放散熱を考慮した。排ガス計算に用いた排ガス温度は実測値を用いた。炉体放散熱については試験転炉の温度降下 5.5°C/min が経験的に求められており、この値を用いた。操業条件としては温度調整に欠かせない項目であるスクラップの溶解、鉄鉱石の分解熱、初装入スケールの分解等は溶鋼の顕熱に比べ計算上は小さいが、実操業においてはそのアクションが熱収支へ明確に反映されることから LD 法の基本的なヒートバランスは相当安定しているようである。

3.3 鋼浴温度上昇に関する考察

一般に熔融金属は溶鋼を含め高い熱伝導率と低い粘性係数を有し、Pr 数は 0.001~0.025 の値となつている。

Table 2. Physical properties of molten steel (at 1600°C).

Specific gravity (kg/m ³)	Specific heat (kcal/kg·°C)	Thermal conductivity (kcal/m·hr·°C)	Viscosity (kg·hr/m ²)	Kinematic viscosity (m ² /hr)
7000	0.20	20	0.50×10 ⁻⁷	9.26×10 ⁻⁴

溶鋼に関する物性的な基礎データは不足しているが、大略 Table 2 のごとくと考えられる。このような低 Pr 数流体では流体が乱流であつても速度境界相に比べ温度の境界相が大きくなる。

しかし実測によれば酸素ジェットの影響領域の鋼浴温度が約 2400°C を示すのに対し、本実験での温度測定点の値は経験的に予想される温度を示した。すなわち一般鋼浴は酸素ジェットの影響および CO ボイリングによつて強く攪拌され、かなり均一な温度分布になつてゐることが想像される。

鋼浴の熱移動に関し簡単な一次元のモデルを考え、燃焼反応の発生点における温度境界相厚さを求めた。この場合温度境界相外の温度はずべて一定とし、発生する熱はすべての鋼浴温度上昇のため鋼浴へ蓄積されるとし、炉壁等からの放散熱は無視した。すなわち次式が成り立つと仮定する。

$$MC_P \cdot d\theta/dt = \{(\theta_0 - \theta)/\delta\} \cdot kS \dots\dots\dots (1)$$

M: 溶鋼重量(kg), C_P: 溶鋼の比熱(kcal/kg·°C)

θ: 鋼浴温度(°C), t: 時間(min)

θ₀: 燃焼反応の発生点の温度(°C)

δ: 温度境界相厚さ(m)

k: 溶鋼の熱伝導率(kcal/m·min·°C)

S: 燃焼反応の発生点の総面積(m²)

(1)式を解くと

$$\theta = \theta_0 + C \exp(-kS/\delta) \cdot (1/MC_P) \cdot t \dots\dots\dots (2)$$

積分定数 C は IBM-7074 で求めた回帰式

$$\theta = 0.0903 t^3 - 3.245 t^2 + 50.593 t + 1127 \dots\dots (3)$$

から t=0(min) における θ=1127°C と火点温度 2400°C を (2) 式に代入して求めると

$$C = 1127 - 2400 = -1273 \dots\dots\dots (4)$$

ここで温度境界相厚さを求めるため(2)式を Taylor 展開すると

$$\theta = 2400 - 1273 \{1 - (kS/MC_P\delta)t + (kS/MC_P\delta)^2 \cdot t^2/2! - (kS/MC_P\delta)^3 \cdot t^3/3! + \dots\} \dots\dots\dots (5)$$

(3)式、(5)式の各次数の係数を比較するため M=13×10³ kg, C_P=0.2 kcal/kg·°C, k=0.33kcal/m·min·°C S=1.0 m² を代入して求めると

$$1 \text{ 次 の 項 } 1273 \cdot (kS/MC_P\delta) = 50.593 \dots\dots\dots (6)$$

$$\therefore 1273 \cdot 0.33 \cdot 1/13000 \cdot 0.2 \cdot \delta = 50.593 \dots\dots (7)$$

$$\therefore \delta = 3.29 \times 10^{-3} \text{ m} \dots\dots\dots (8)$$

$$2 \text{ 次 の 項 } -1273 \cdot (kS/MC_P\delta)^2/2! = -3.245 \dots\dots (9)$$

$$\therefore \delta = 1.77 \times 10^{-3} \text{ m} \dots\dots\dots (10)$$

$$3 \text{ 次 の 項 } 1273 \cdot (kS/MC_P\delta)^3/3! = 0.0903 \dots\dots (11)$$

$$\therefore \delta = 1.68 \times 10^{-3} \text{ m} \dots\dots\dots (12)$$

このように IBM で求めた回帰係数と熱移動モデルの係数から求めた温度境界相厚さ δ の値は各次数について大体一致し、かつ境界相厚さは非常に小さいことが判つた。M, θ₀, S は吹錬中一定では無く、また θ₀, S の測定は実際には困難だが、鋼浴温度の上昇曲線はこのよう

な簡単なモデルによつても効果的に取り扱えるようである。

4. 結 言

吹錬中の炉内反応の情報を得るため、サンプリングランスにより試料の採取および鋼浴温度の測定を行なつた。

平均 20 min 間の吹錬においては吹錬後約 6 min の間に Si, Mn, P は急激に燃焼し、それに伴ない鋼浴温度の上昇も著しく、かつ滓化も促進される。

吹錬中期は温度上昇および滓化は若干停滞し、吹錬末期鋼浴鉄の酸化と共に温度上昇および滓化がふたたび著しくなる。

鋼浴の温度変化は同一吹錬条件では再現性があり、IBM 計算による 3 次の回帰式に良く一致する。

鋼浴内の温度はかなり均一と考えられ、高温の火点と一般鋼浴間には大きな温度勾配が存在し、その境界相厚さは数ミリメートル以下と推定される。

文 献

- 1) 川鉄千葉: 鉄と鋼, 51 (1965) 10, p. 1922
- 2) Arnulf MUAN, E. F. OSBORN: Phase Equilibria Among Oxide in Steelmaking, p. 113
- 3) Warren H. GIEDT: Principles of Engineering Heat Transfer.

669.184.244.66, 669.184.242

(63) ランスノズルの設計について

日本鋼管, 技術研究所

川上 公成・〇今井 寮一郎

〃 プラント部

神保 新一・伊達隆三郎

Model Study on Design of Lance Nozzle.

Kiminari KAWAKAMI, Ryoichiro IMAI, Shinichi JINBO and Takasaburo DATE.

1. 結 言

LD 転炉の酸化反応は、超音速の酸素ジェットによつて推進されており、酸素ジェットの状況の変化は、吹錬反応に大きな影響を持つている。著者らは、超音速の自由噴流の理論を用いて、酸素ジェットを定量的に表示し、吹錬反応との関連を調査してきた¹⁾。一方ランスノズルの設計に関しては、吹錬圧力に適合した設計を行なわなければ、異常波を発生し、流速および動圧が極端に低下し、脱炭効率が低下したり、スラグ中 ΣFe が増加したり、スロッピングが増大したりする原因になると考えられている。

これらを防止し、もつとも効率の良いランスノズルを設計するために、理論的な計算による設計を行なつた場合とそれをはずした設計を行なつた場合について、ラン