

タンディッシュ上ノズル内孔形状変化による耐付着性改善

溝部有人*, 安田隆博**, 続木哲生***, 栗栖譲二†, 有光英三郎††

黒崎播磨㈱ 〒806-8586 北九州市八幡西区東浜町1-1

Improvement in Adhesive Resistance of Tundish Upper Nozzle
by Modifying the Inner Bore Profile

Arito Mizobe, Takahiro Yasuda, Tetsuo Tsuduki, Jouji Kurisu and Eizaburo Arimitsu

Krosaki Harima Corporation, 1-1, Higashihama-machi, Yahatanishi-ku, Kitakyushu-shi 806-8586, Japan

Abstract : Suppression of a turbulent flow of molten steel in the pouring nozzle for the continuous caster is known as one of the effective countermeasure for improving not only the durability of the refractories but the quality of the steel. Fundamental concept of the suppression was explained based on the fluid dynamics of the molten steel in the tundish, then, from the energy minimum principle, the optimum inner bore profile minimizing the turbulent energy (flow) was determined. Remarkable improvements in the nozzle with the optimum shape obtained were confirmed by both the simulation using flow analysis and water model and the actual tests in the steel works.

Key words : tundish upper nozzle, adhesion resistance, inner bore profile, turbulent flow

要 旨：連続铸造装置に用いられる注鋼ノズルにおける溶鋼の乱流化を抑えることは、耐火物の耐久性ばかりでなく鋼の品質の向上に有効な改善策の一つであることが知られている。乱流抑止の基本的概念をタンディッシュ内溶鋼の流体力学に基づいて述べ、さらに、エネルギー最小の原理から、乱流を少なくする最適内孔形状を決定した。得られた最適形状ノズルにおける著しい諸改善点を、流動解析及び水モデルを用いたシミュレーションと製鉄所での実機試験の両方によって確認した。

キーワード：タンディッシュ上ノズル、耐付着性、内孔形状、乱流

1 緒言

連続铸造タンディッシュに用いられる上ノズルの内孔には溶鋼中の Al_2O_3 系介在物の付着が発生する。付着が発生すると内孔の断面積が縮小され、さらに付着が多くなるとノズル閉塞を起こし操業を中断せざるを得なくなる。上ノズル材質は Al_2O_3 系または Al_2O_3 -C系耐火物が主として用いられ、これらの成分の相違により耐付着性は僅かに異なる可能性はあるものの根本的な解決には至っていない。また、貫通孔設置やポーラス材質の適用により不活性ガスを吹き込み溶鋼中の介在物の耐火物表面への接触確率を小さくすることにより耐付着性を付与する技術もあるが、吹き込みガスが耐火物表面全体をカバーすることは困難であり、結果としてこれのみでは十分な耐付着性の改善が得られていないのが現状である。また、ノズルの形状に関しては1950年代のHalliday¹⁾によるいわゆる渦なしノズル以外にほとんど報告されていないのが実情である。

そこで本研究では、さきの「渦なしノズル」とは異なる方法によって溶鋼流において、乱流によるエネルギー損失を最小に抑えるための内孔形状の設計に関して基礎となる概念を述べ、その効果を流動解析および水モデル実験を通して検討した。さらに解析及び実験を通して検討した結果

に基づいて試作したノズル内孔形状を有する上ノズルを実機にて使用し、上ノズルの内孔表面のみならず、その下流側に設置される浸漬ノズルの内表面における耐付着性改善効果も調べた。

2 乱流抑制のためのノズル内孔形状に関する基本的概念

ノズル内孔の溶鋼流動において、乱流によるエネルギー損失が最小となるノズル内孔形状決定の基本的概念について図1で説明する。ノズル内孔を流れる溶鋼の流速 V は、タンディッシュの湯面高さ、 H_r で決まる位置エネルギーが速度エネルギーに変換されることにより得られる。エネルギー保存則²⁾から、この系の静的圧力を P とすると、溶鋼密度を ρ 、重力加速度を g として、次の(1)式(ベルヌーイの式)が成立する。

$$\rho \cdot V^2 / 2 + \rho \cdot g \cdot H_r + P = \text{一定} \quad (1)$$

タンディッシュ液面(添字「₀」)とノズル出口(添字「₁」)

平成22年2月18日受付, 平成22年11月10日受理

*黒崎播磨㈱ 技術部

**黒崎播磨㈱ 連铸耐火物技術センター装置グループ

***黒崎播磨㈱ 連铸耐火物技術センターSNグループ

†黒崎播磨㈱ 連铸耐火物技術センターAGグループ

††黒崎播磨㈱ 海外営業部

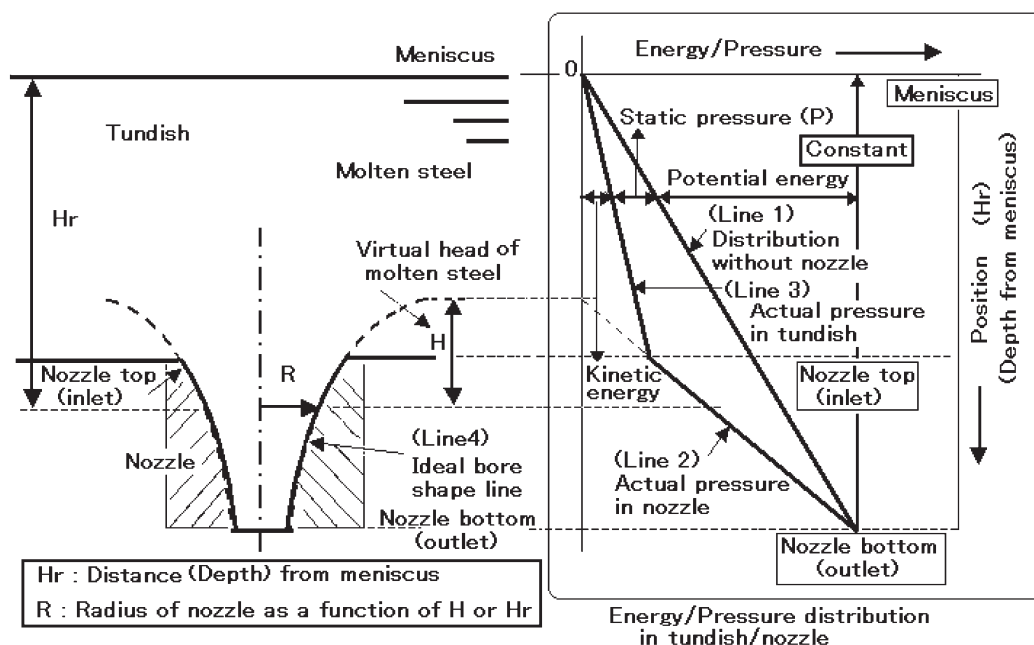


Fig. 1 Schematic illustration of the vertical section of a tundish and its upper nozzle to explain a fundamental concept for suppression of intensified kinetic energy for the turbulent flow in the nozzle based on the pressure distribution in the tundish shown in the right hand figure.

に(1)式を適用すると、次の(2)式の関係が成り立つ、

$$\rho \cdot V_0^2 / 2 + \rho \cdot g \cdot H_t + P_0 = \rho \cdot V_1^2 / 2 + P_1 \quad (2)$$

ここで、液面の広がりに対してノズル孔径は十分に小さいため $V_0 = 0$ と見なすことができ、タンディッシュ液面の圧力もノズル出口の圧力も大気圧と見なす場合、 $P_0 = P_1 = 0$ (ゲージ圧) となり、(2)式は、

$$V = (2 \cdot g \cdot H_t)^{1/2} \quad (3)$$

となる。

つまり、(1)式で左辺第1項が運動エネルギー、第2項が位置エネルギーである。そこで、ノズルを含めた全体構造において、タンディッシュの深さ方向つまりノズル内孔高さ方向で位置エネルギーは図1右図に示すLine 1より右の領域を表わすもので、運動エネルギーをLine 1のように一次関数(直線)的に変化させることが出来れば、Pが一定となり全エネルギー分布が安定し、理想的と考えられる。しかし、タンディッシュは、連続鋳造操作における溶鋼流量の安定化や溶鋼中の介在物浮上の目的で設置されるものであり、十分に大きな容量を持つため、前述したようにタンディッシュ内部ではノズル入口のごく近傍以外では溶鋼流速はゼロと考えることができる。従って、位置エネルギーから運動エネルギーへの変換はノズル内部だけで発生し、ノズル内部での運動エネルギー変化は図1右図Line 2で示されるように大きい、そこに至るまでのタンディッシュ内での溶鋼流動においては同じく図1右図Line 3で示すように比較的小さな運動エネルギー変化である。なお、

図1右図においてLine 2またはLine 3の右側で、Line 1よりも左側の領域が、前記した静的圧力Pに相当する。つまり、溶鋼がノズル入口部に到達した時、急激なエネルギー変換が起こることを意味している。従って、ノズル入口を含めたノズル内孔でのこのエネルギー(圧力)変化を極力小さくすることが出来れば、全体的にエネルギー損失が小さくなり、ノズル内孔での溶鋼流における乱流によるエネルギー損失を最小に抑えることが可能となる。そうすることにより、溶鋼中の介在物の生成および発達の抑制、及び、介在物がノズル内孔表面へ接触する確率を小さく出来、結果として介在物の耐火物への付着を抑制することが可能になると考えられる。

タンディッシュ内の溶鋼が、上ノズルを通して流れることは、流体力学で一般的な「断面が急縮小する細まり管におけるエネルギー損失」の問題³⁾と同様に考えることが可能であり、この際の管入口におけるエネルギー損失が、ある曲率を持たせた(ラッパ状に開いた)細まり管(ノズル)において小さいことは、経験上知られていた。しかしながら、図1において、Line 4で示すような曲線の形状に関して、これを厳密に求める試みは、未だになされていない。

ここでは、この曲線(立体的には曲面)の形状を次のような方法で、求めてみたい。ノズル内孔では、流量をQ、流速をV、断面積をAとすれば、ノズルのどの高さ位置においても流体の連続性²⁾から次の関係が成立する。

$$Q = V \cdot A = \text{一定} \quad (4)$$

ここで、実際的には溶鋼流量 Q はノズル底部に設置されるスライディングノズル(図1中表記なし、以下SNと記す)により制御(制限)されるためノズル内での流速は制限されること及びエネルギー損失が最小となるノズル内孔形状設計を行う目的から図1左図に示すような仮想の溶鋼ヘッド H 、そしてエネルギー損失などの影響も考慮し流量係数 k を用いることにより、(3)式を次のように表わすことができる。

$$V = k \cdot (2 \cdot g \cdot H)^{1/2} \quad (5)$$

ノズルの半径 R から、 $A = \pi \cdot R^2$ であるので、(4)式は次のように表わせる。

$$k \cdot (2 \cdot g \cdot H)^{1/2} \cdot \pi \cdot R^2 = \text{一定} \quad (6)$$

そして、上式をノズル半径 R と仮想溶鋼ヘッド H の関係として整理すると、最終的に次式の関係が成立する。

$$R \propto H^{-1/4} \quad (7)$$

つまり(7)式は、エネルギー損失を最小にするノズル内孔形状を表わす曲線である図1左図に示すLine 4を初めて数式で表わしたものであり、4次(Biquadratic)曲線であることが解かる。また、(5)式から $V^2 \propto H$ が成り立ち、つまり運動エネルギー(V^2)と高さ(深さ) H は直線関係にあるので、全エネルギーからの差分である静的圧力 P も高さ(深さ) H と直線関係にある(図1右図のLine 2参照)。

3 流動解析

3.1 計算条件

計算には、Fluent6.3.26(有限体積法)システムソフトウェアを用い、要素数約10万とした。解析モデル化はタンディッシュから上ノズルとその下のスライディングノズル(SN)を通過するまでとし、座標の取り方は高さ方向を Z とし下方がプラス側とし、ノズル上面中心を原点($X=Y=Z=0$)とした。また、SN摺動方向を X とし、 Z 及び X に対して垂直な方向を Y とした。そして、タンディッシュ湯面高さは底から1m深さとした。計算流体は、後述するような理由で水とし、流量(mass flow rate)は、低速1.76そして高速 $4.485 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ の2条件とし、 k - ω 粘性モデルで計算した。ここでSNは前記のように、摺動させることにより開度を変化させて流量制御を行う装置であり、計算にあたってはその開度は50%と一定にした。

ここで採りあげるノズル内孔形状をさきの半径 R と高さ H の関数(関係)として図2のように表わすことができる。つまり、ノズル高さは230mmであり、ノズルの上端(入口)から下方への距離である高さ位置を Z とすると、Shape①が、これまで注鋼ノズル(タンディッシュ上ノズル)に用いられてきている基本形状であり、ノズル出口半径35mm(直径70mm)で、出口から高さ方向上方に

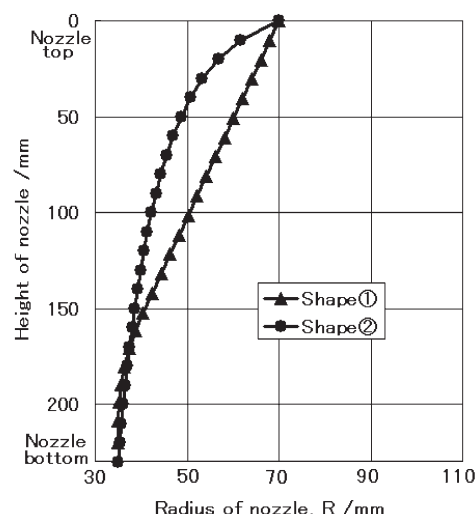


Fig. 2 Representations of two nozzle bore shapes tested in the present work as the function of the nozzle height and radius.

50mmまで半径35mmである。そして、その高さ位置($Z=180\text{mm}$)からノズル最上端($Z=0\text{mm}$)まで断面において直線的なテーパが設けられ、ノズル最上面での半径は70mmで、 $Z=180\text{mm}$ 位置で形状が急激に変化しないようにコーナー部に曲率(曲率半径295mm)を設けている。Shape②は、さきに式(7)及び図1左図のLine 4で示した4次曲線形状であり、出口半径35mm、入口半径70mmはShape①と同一とした。

3.2 レイノルズ数の検討

本シミュレーションモデルにおけるノズル(円管)内の溶鋼および水の流れについて、そのレイノルズ数、 Re の観点から考えてみる。つまり、平均流速を U として、ノズルの直径 $d (= 2R)$ そして、動粘性係数を ν とした場合、 Re は、次式で表わされる。

$$Re = Ud / \nu \quad (8)$$

Fe-0.18%C鋼における $1500 \sim 1650^\circ\text{C}$ での粘性係数⁴⁾ $5.35 \sim 5.76 \text{ cP}$ ($5.35 \sim 5.76 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$)から、類似組成鋼(0.35%C)における同温度域での密度値⁴⁾ $7.0 \sim 6.8 \text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$ を用いて、 $0.84 \sim 0.76 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ という ν の概算値を得た。これに基づき(8)式から算出したレイノルズ数の概算値を、低速及び高速条件のそれぞれについて表1に示す。各条件における場合とも溶鋼のレイノルズ数は水のそれとほとんど同様な値であることが判る。

一般に円管内の流れにおいて、 $Re = 2320$ で、流れの様相が変化し、それ以上の大きな値の Re では、圧力損失は平均流速の約2乗に比例して増加する。そして、この領域の流れは「乱流」と呼ばれ、乱流においては流れの中に3次元的な渦が存在し、それが分裂や合体をし、局所的に時間的変動をしている⁵⁾もので、この乱れが損失の増加を

Table 1 Calculated Reynolds number of the molten steel and water for two flow velocity conditions

Material/Temp. /°C Flow velocity		(×10 ³)		
		Molten steel		Water
1.76kg(ℓ)・s ⁻¹	0.46m・s ⁻¹	38	42	32
4.485kg(ℓ)・s ⁻¹	1.17 m・s ⁻¹	97	107	82

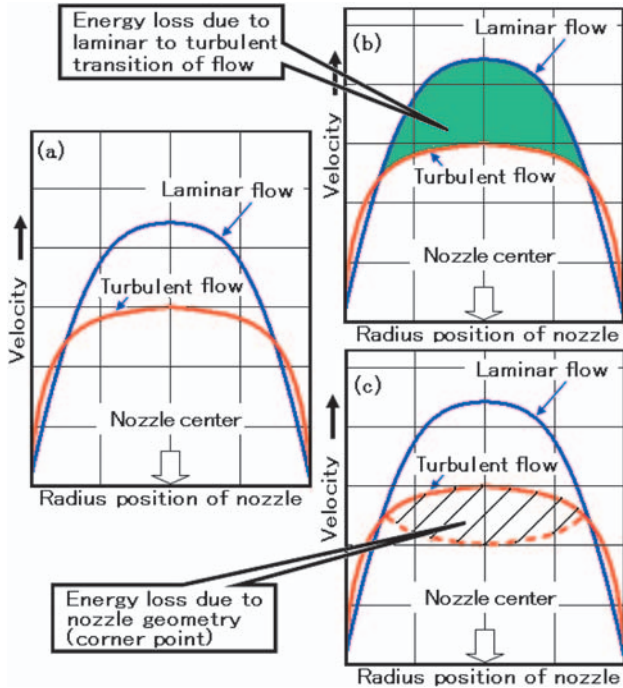


Fig. 3 Schematic illustration of difference in flow velocity distribution of the laminar and the turbulent flow (a), concept of energy loss due to flow transition (b) and the energy loss due to nozzle geometry in the turbulent flow (c).

もたらすと考えることができる。つまり、本研究で取り扱うノズル内の流れは、表1に示したように溶鋼あるいは水に限らず何れもレイノルズ数が $3.2 \sim 10.7 \times 10^4$ 程度の乱流域でのものである。

一方で、レイノルズ数が2320以下の「層流」域においては、円管内の速度分布は、図3(a)に示すように放物線(1/2乗則)の形態を示しているが、乱流域になると同じく同図に示すように、円管中心部での流速が低下し、扁平な速度分布(1/7乗則)となることが一般に知られている⁵⁾。

3・3 計算結果

図4に計算で得られたノズル内流速分布(a)とベクトル図(b)を示す。いずれの図も、ノズル中心断面(SN摺動方向をX、その垂直方向をYとした場合のY=0mm断面)での分布である。Shape①ではコーナー部(Z=180mm)で

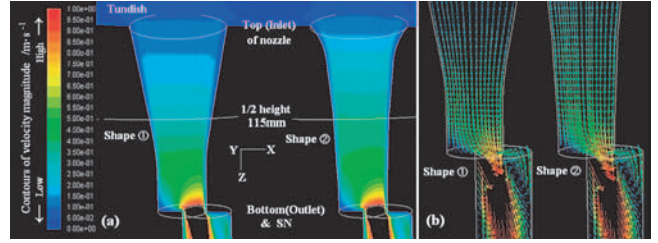


Fig. 4 Comparison of calculated velocity of the molten steel flow in the tundish upper nozzle of Shape① and Shape②(a), and the flow velocity vectors colored by the velocity magnitude for both shapes (b).

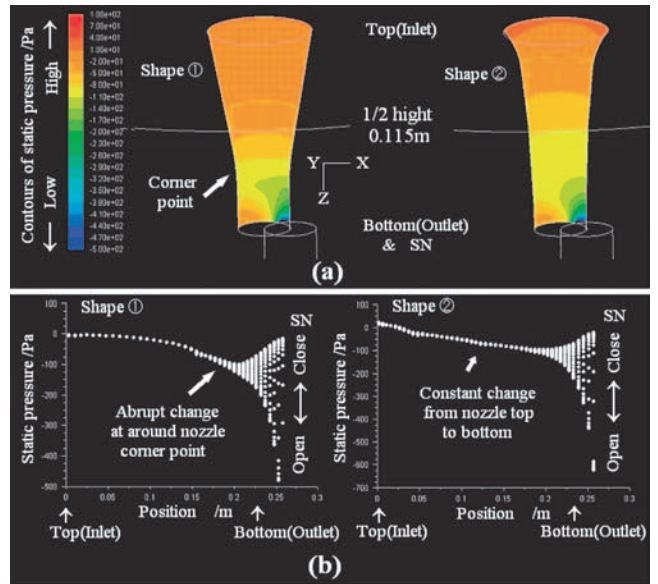


Fig. 5 Comparison of calculated pressure of the molten steel flow in the tundish upper nozzle of Shape① and Shape②(a), and the graphic presentation of the pressure change with position from top to bottom of the nozzle for both shapes (b).

の流速変化が著しいがShape②では、ノズル入口近傍を含め入口から出口まで徐々に速度が変化していることが判る。

図5に計算で得られたノズル内の圧力分布図(a)とノズル(高さ)位置による圧力の変化(b)を前図と同様にShape①と②で比較して示す。前者はノズルの内表面での圧力分布で、後者はノズル中心断面(Y=0mm断面)での圧力分布である。図4に示した速度分布と同様にShape①ではコーナー部(Z=180mm)で圧力が急激に低下しているが、Shape②では、入口から出口まで徐々に(直線的に)圧力が低下していることが判る。このことは、さきに、静的圧力と位置の関係として図1右図(縦軸と横軸が入れ替っている)においてLine 2として示した直線関係が、4次曲線形状ノズルであるShape②において成立すること

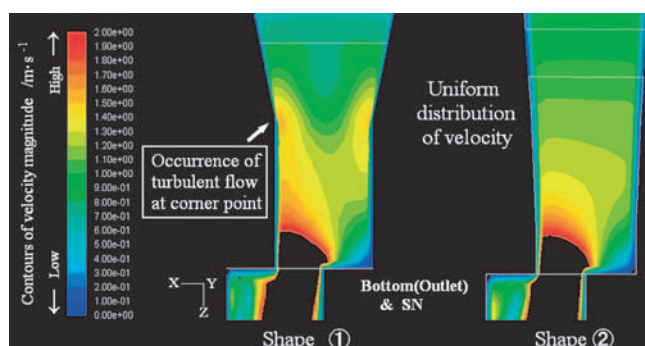


Fig. 6 Comparison of calculated velocity of the molten steel flow in the tundish upper nozzle of Shape① and Shape② for the higher throughput condition of $4.485\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$.

を計算結果としても示したものである。なお、ここで、両形状ノズルとも底部において、圧力分布がSN摺動方向(X方向)で大きく変化しているのは、SNの流量制御機構により、SN開側と閉側で圧力が大きく異なるためである。

次に、実操業での平均流量に近い $4.485\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ での高速条件での計算を行った。それぞれの形状のノズルの速度分布図を図6に示す、Shape②では速度分布は均一であるが、Shape①ではコーナー部($Z=180\text{mm}$)でノズル壁に近い部分に高速域が見られノズル中心部に低速域が存在する特異な半径方向速度分布が得られた。次に、両形状ノズルにおいてコーナー部位置に相当する部位での速度分布を、さきに図3(a)において示したようにそれぞれの場合を比較して図7(a)のように示すことができる。速度分布は、Shape②の場合、乱流特有な「扁平」なもので、ノズル外壁に近い部分から中心部までほぼ均一な速度分布であるが、Shape①ではノズル中心部で速度が低くノズル表面近

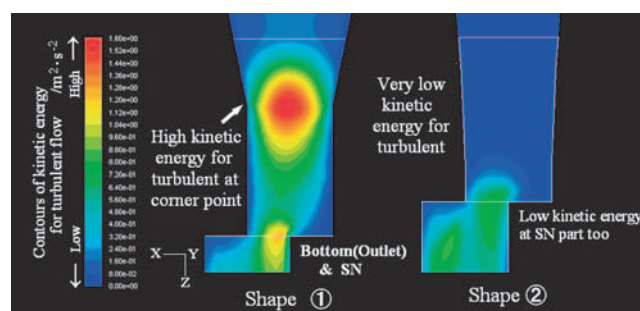


Fig. 8 Comparison of calculated turbulent kinetic energy at the higher throughput condition of $4.485\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ in the tundish upper nozzle of Shape① and Shape②.

傍(半径位置が±で大きい位置)で速度が高くなり、半径方向での速度変化が顕著であった。さらに、速度分布を示す曲線下の面積は、エネルギーを表わすと概念的に考えられ、図3(b)に示すように、層流から乱流に変化した際のエネルギー損失を面積差として示すことができる。そこで、ここに示したShape①の場合の、エネルギー損失は、図7(b)に示す斜線部(中心線を隔てて半分のみ図示)で表わすことができる。つまり、図3(c)にも模式的に示しているが、層流から乱流への遷移によるエネルギー損失から、さらに乱流においてもノズルの形状によるエネルギー損失として、これらの斜線部の面積を考えることができる。さらに図8は乱流の運動エネルギー分布の計算結果を示すが、Shape①ではコーナー部の高さ位置におけるノズル中心部で大きな乱流エネルギーが発生し、SN入口部でも大きな乱流エネルギーの発生が見られる。一方、図に見られるようにShape②ではノズル内で大きな乱流エネルギーは認められず、SN入口部でもさほど高くないことが判る。

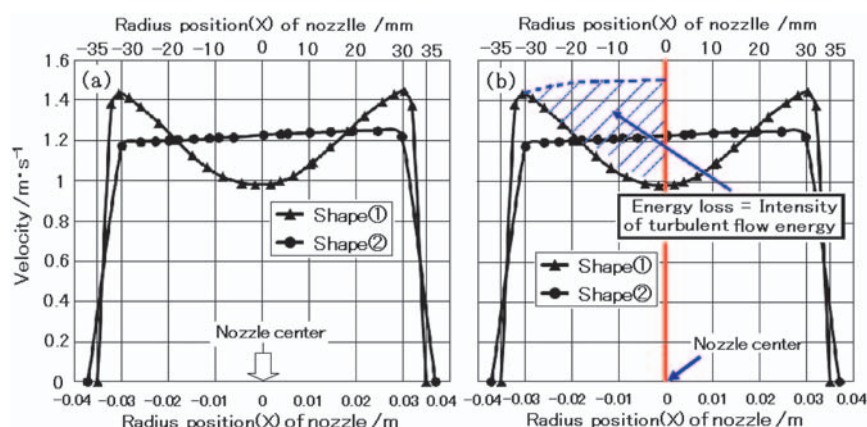


Fig. 7 Comparison of the flow velocity distribution in the horizontal section of the nozzle at the height of 180mm from the top which corresponds to the corner point for nozzle of Shape①(a) and the concept of the energy loss expressed by the shaded part (1/2 of total divided by the center line) due to intensified kinetic energy of the turbulent flow (b).

このことは、上流側での大きな運動エネルギーを持つ乱流発生の有無が下流のSN部まで影響を与えることを示すものと考えられる。

3・4 考察

ここでノズル内の乱流エネルギーが介在物付着に及ぼす影響を考察する。溶鋼中の介在物が乱流により凝集するという説^{6)・7)}から、中岡は⁸⁾介在物粒子の衝突頻度が乱流エネルギー消散速度の1/2乗に比例することを述べている。このことから、ノズル内部で乱流の運動エネルギーが大きいShape①では介在物の衝突頻度が高く、ノズル内孔部での介在物の成長が著しいものと考えられる。また、一方で中岡は⁸⁾衝突頻度が粒子半径の3乗に比例することも同時に述べており、介在物が成長するとノズル壁面との衝突頻度も高まりさらに付着しやすくなるものと考えられる。そして、成長した介在物が下流側のSNプレートや浸漬ノズルに流動した場合、その部位での付着も多くなる可能性を示唆している。次に乱流中における粒子の浮上、沈降などの挙動について嶋崎ら^{9)・10)}は詳細な検討をし、溶鋼中における Al_2O_3 介在物粒子の相対速度が、乱流強度に大きく依存し、乱流が強い部分では相対速度が大幅に減少することなどを明らかにしている。そしてノズル表面への付着挙動について向井ら¹¹⁾は、界面張力泳動に基づく粒子の移動速度(終速度)が、粒子の直径に比例し、粘性に反比例することから、界面張力勾配が一定で粒子が耐火物壁より遠く離れている場合、介在物が発達し径が大きくなると移動速度は大きくなりノズル表面に付着し易くなることなどを述べている。以上の議論から、乱流エネルギーが大幅に抑制されたShape②では介在物の付着が大いに減少するものと期待される。

4 水モデル実験

実機を想定して、実験水槽に上ノズル、SN、浸漬ノズ

ルをセットして、下部にはモールドをセットした。単位時間当たりの水流量(流速)は、さきの流動解析における高速条件と同様に $4.485\text{kg}(\ell)\cdot\text{s}^{-1}$ とし、上ノズルは、通常用いられるポーラスタイプで、ノズル内孔表面全面からガスが流出する構造であり、水モデル実験では $15\text{N}\ell\cdot\text{min}^{-1}$ の空気を吹き込んだ。実機では、約 1550°C の溶鋼中に吹き込まれるためガスの体積膨張が見込まれ容積は数倍になるものと考えられる。従って、ここでの $15\text{N}\ell\cdot\text{min}^{-1}$ の吹き込み量は、実機での $3\sim 5\text{N}\ell\cdot\text{min}^{-1}$ 程度に相当すると思われる。吹き出しガス径はガス圧、吹き出される流体の種類などで変化するが、水に対して $10\text{N}\ell\cdot\text{min}^{-1}$ の空気を吹き出す条件で約1mmである。ここで、緒言でも触れたガス吹き込み技術に関しては、付着防止に万能の効果を期待できるものではないものの、ノズル表面をガスで覆うことによる付着の減少に一定の効果は認められるため、流動解析によるシミュレーションにおいては、考慮していないが、今回の形状改善に際して、ガス吹きこみ技術そのものは併用することとした。

Shape①及び②の形状の上ノズルについて、水流中に吹き込まれた空気の流動状況をノズル上部から観察したところ、図9に示すように、Shape①では、吹き込まれた空気がノズル内孔で激しく流動し、渦状の挙動も示し、空気がノズル中心まで達する確率も非常に高く、Shape①ではノズル内孔で運動エネルギーの高い激しい乱流が発生しているものと考えられる。それに対してShape②では、ガスの流動は非常に穏やかで、ノズル内表面から吹き出された空気はノズル出口(下方)に向かいノズル内表面に沿ってほぼ真下に向かって流動した。

このことから、Shape②では運動エネルギーの高い乱流は発生せず、比較的整った流れが得られたものと考えられる。

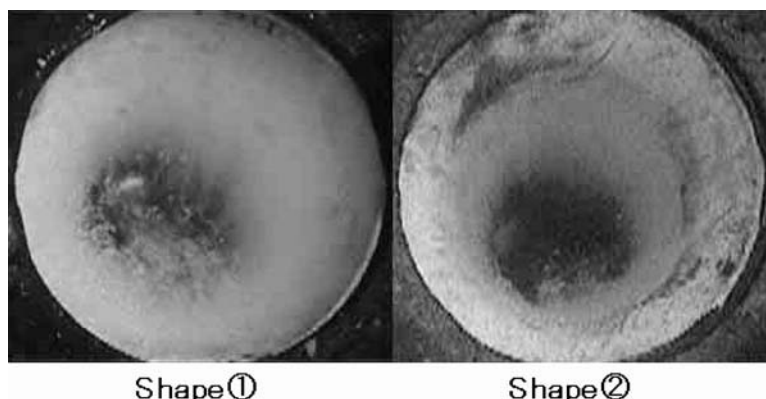


Fig. 9 Comparison of the test results of water model simulation for the nozzle of Shape① and Shape② as the photograph taken from nozzle top with blowing gas.

5 製鉄所実機での試験結果

Shape①及び②について実機で比較するための試験は図10に示すような2ストランドの連続 casting 設備を用い同一タイミングで行われ、Shape①の上ノズルを片方のストランドに、もう一方のストランドにShape②の上ノズルがセットされた。上ノズル以外のSN、浸漬ノズルなどの条件は両ストランド同一として試験した。なお、前項で述べたように、水モデル実験の場合と同様にShape①及び②両方とも上ノズルは全ポーラスタイプで不活性ガス吹き込みが実施された。ガス吹きこみは約100kPaで背圧管理され、取鍋容量は180tonで、1ストランド約2 ton・min⁻¹のスループット（この条件はさきの流動解析及び水モデル実験における高速条件の4.485kg(ℓ)・s⁻¹に相当する）で6鍋鋳込んだ。

鋳造後、上ノズルの損傷状況ならびにその内孔に残った地金を調査した。図11に上ノズル内孔に残った地金を示しているが、Shape①では内孔形状が変化するコーナー部及びノズル下部のSN側面で付着が見られた。それに対してShape②では、付着は全く観察されなかった。また、地金の切断面の品質も非常に滑らかで介在物の巻き込み等は見

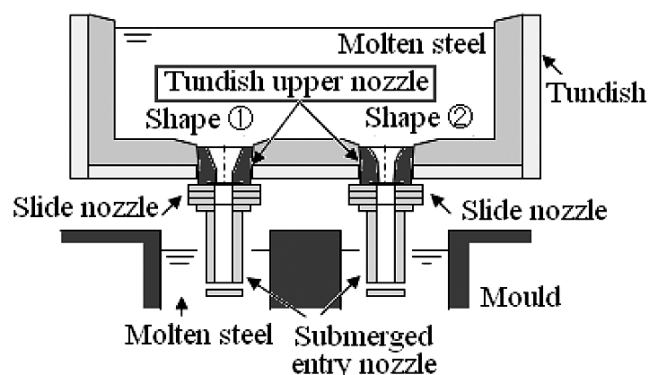


Fig.10 Set-up of test nozzles of Shape① and Shape② for two strands tundish in a continuous caster.

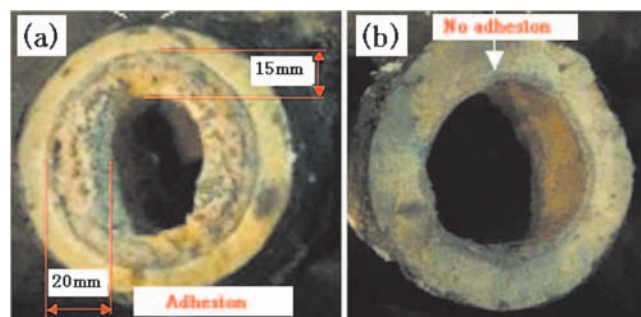


Fig.12 Comparison of the cross section of the submerged entry nozzles connected from the upper nozzles of Shape①(a) and Shape②(b), respectively, 15 to 20mm thick adhesion is observed in (a) but no adhesion is observed in (b).

られなかった。また、鋳造後の詳細な観察でも同様な結果であり、Shape②では付着も溶損も全く観察されなかった。

図12は、浸漬ノズルの付着状況を示しているが、Shape①に接続された浸漬ノズルの内孔には15～20mm厚さの付着が観察されたが、Shape②に接続された浸漬ノズルの内孔には付着は全く観察されなかった。

介在物の凝集成長が生じないことで付着防止効果が改善されたが、加えて、内孔部の流速が増加して気泡が流下しやすくなったことも影響しているものと考えられる。

6 結言

鋼の連続 casting 設備におけるタンディッシュ上ノズルの内孔形状を最適化するにあたり、溶鋼流動において発生する運動エネルギーの大きな乱流の発生を抑制することをめざして流体力学の基本原理に立ち返り検討した。エネルギー最小の原理から仮想溶鋼ヘッドとノズル半径の関数として、最適ノズル形状（4次曲線）が決定された。この4次曲線ノズルと従来形状ノズルの両方を対象としてまず、流動解析及び水モデル実験によるシミュレーションを行い、内孔を4次曲（面）線形状にした上ノズルにおいて運動エ

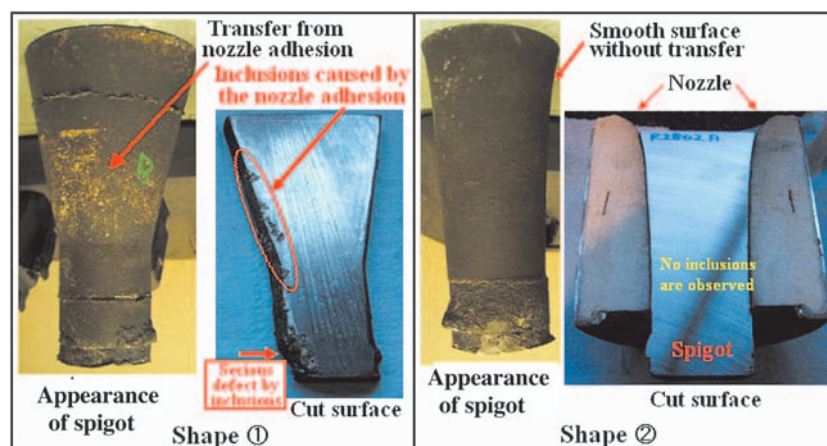


Fig.11 Comparison of the appearance of spigots obtained in the test.

ネルギーの高い乱流の発生が抑制されることを確認し、さらに実際のノズルを試作し、比較のための従来形状品とともに製鉄所での連続 casting 設備において実機試験に供したところ、4 次曲線形状上ノズルでは付着を抑制出来るばかりでなく、下流側に設置された浸漬ノズルにおける付着抑制効果も発揮することが判明した。このことから新規考案したノズルの適用は、溶鋼連続 casting 工程での耐火物耐用向上ばかりでなくアルミナ付着により発生するモールド内での偏流や剥離介在物の混入・巻き込みも少なくなり、鋼の品質向上や操業安定化にも大きく寄与できるものと考えられた。

謝辞

本研究における実機試験にご協力いただいた、オーストラリア国ウーロンゴン市 BlueScope Steel Ltd. に感謝いたします。さらに、本論文をまとめるにあたり、ご指導頂いた黒崎播磨㈱エクゼクティブアドバイザー植木正憲博士に深甚なる謝意を表します。

文献

- 1) I.M.D. Halliday : Journal of the Iron and Steel Institute, Vol.191 [2] 121-163 (1959).
- 2) 富田幸雄：流体力学，養賢堂 112, 115 (1971).
- 3) 山根隆一郎：機械工学基礎コース 流れの工学，丸善，76-78 (2003).
- 4) 森田善一郎，足立 彰：物性研究，Vol.15 [2] 64-72 (1970).
- 5) 渡辺敬三：機械工学基礎コース 流体力学-流れと損失-，丸善，51 (2002).
- 6) 谷口尚司，菊池 淳：鉄と鋼，Vol.78 [4] 527-535 (1992).
- 7) K. Higashitani, K. Yamauchi, Y. Matsuno, G. Hosokawa : Journal of Chemical Engineering of Japan, Vol.16 [4] 299-304 (1983).
- 8) 中岡威博：R&D Kobe Steel Engineering Report, 56 [1] 40-43 (2006).
- 9) 嶋崎真一，和田敏之，谷口尚司：鉄と鋼，Vol.89 [6] 637-644 (2003).
- 10) 嶋崎真一，和田敏之，谷口尚司：鉄と鋼，Vol.90 [8] 538-545 (2004).
- 11) 向井楠宏，辻野良二，沢田郁夫，瀬々昌文，溝口庄三：鉄と鋼，Vol.85 [4] 307-313 (1999).