

論 文

UDC 669.162.221.2 : 669.162.264.8 : 536

羽口溶損過程の伝熱解析*

森 山 昭**・荒 木 和 男**

Heat Transfer Analysis on Burning-Out of Tuyeres

Akira MORIYAMA and Kazuo ARAKI

Synopsis:

Data on the temperature of tuyeres in operation, hitherto reported, were analysed to estimate some thermal properties of the tuyere and its environment.

For any material, thermal behaviors of the tuyere were theoretically discussed during the stationary blast furnace operation, as well as just after and in subsequently contacting with molten pig iron. The methods and their results are useful in searches for materials and in designing proper thickness of the tuyere.

Copper, aluminum and steel tuyere, as examples, were calculated and shown to be safely applicable to ordinary blast furnace conditions. It may be not preferable to reduce the wall thickness for preventing burning-out of copper and aluminum tuyeres.

Contrarily, a definite thickness of the wall of steel tuyere remains unmelted in contact with molten pig iron: the surface temperature of its nose wall, particularly less than 0.9 cm of thickness, cannot attain to melting point of the material.

1. 緒 言

近年の操業実測²⁾³⁾に基づき、溶銑と接触した羽口の冷却水は膜沸騰の状態となり、羽口表面が材料融点に達して溶損にいたるという古くからの考え方¹⁾が妥当なものになったが、問題の解決には、溶損の時間的経過に関する研究が必要である。最近、松永ら⁵⁾は模型羽口に溶銑を流下したモデル実験の結果を伝熱の差分数式モデルによつて解析し、いくつかの知見を示している。

本報では、主として、実操業に関する SCIULLI²⁾と三塚ら³⁾の実測値に基づき、定常操業時および溶銑接触時の羽口周辺の熱的状況を、実際問題への適用性を考慮して、できるだけ一般的、かつ、解析解を導出する形で解析する。例として、銅、鋼およびアルミ羽口の各場合の計算結果を示した。

2. 定常操業下の羽口壁内温度分布

定常操業中の銅羽口壁内温度分布についてSCIULLI²⁾と三塚ら³⁾の実測値が知られている。SCIULLI²⁾によれば、

炉内から羽口冷却水に逃れる熱の大部分は羽口先端部を経由するが、三塚ら³⁾は羽口先端の上、中および下部の各局所を横切る熱流束にかなりの差があることを認めた。両者²⁾³⁾の報告に基づけば、壁温が直線分布となるので羽口先の炉内雰囲気温度を 2100°C 、また、冷却水温を 30°C で一定と考え*、炉内および冷却水側表面の伝熱係数 h_g および h_w と表面温度を Table 1 および 2 のように計算できる。表中 * 印を付した数値は原報²⁾³⁾で示されたものである。

なお、この計算と本報の他の計算で使用する特性値を Table 3 に、また、Fig. 1 に羽口壁周辺の定常的な熱的状况を示した。

Table 1 および 2 の比較から、SCIULLI²⁾の羽口が三塚ら³⁾のそれにくらべて、やや苛酷な条件下にあるようにみえるが、どちらも、羽口表面温度が十分低く、高炉の定常操業下で銅羽口が安全であることを示している。

さて、 h_g および h_w は羽口材の種類にほとんどよ

* 炉内温度および冷却水温を正確に知ることは困難であるので、これらを標準値と定めて使用する。

* 昭和 50 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 50 年 1 月 20 日受付 (Received Jan. 20, 1975)

** 名古屋工業大学材料開発研究施設 工博 (Materials Research Laboratory, Nagoya Institute of Technology, Gokishochō Showaku Nagoya 466)

Table 1. Calculated results from SCIULLI's data ($d=6.67$ cm).²⁾

Heat flux through tuyere nose, [cal/cm ² ·sec] q		Heat transfer coefficient, [cal/cm ² ·sec·°C]		Surface temperature of nose wall, [°C]		Temperature gradient across nose wall, [°C/cm] $\Delta T/\Delta x$
		h_w	h_g	$T_{c,x=0}$	$T_{c,x=-d}$	
21.1	*	0.254	0.012	270	93	26.5
24.8	*	0.303	0.014	329	114	32.2
27.2	*	0.255	0.016	353	128	33.7
33.1	*	0.272	0.019	400	146	38.0

Table 2. Calculated results from MITSUTSUKA et al.'s data ($d=2$ cm).³⁾

Relative portion in tuyere nose	Heat flux through tuyere nose, [cal/cm ² ·sec] q	Heat transfer coefficient, [cal/cm ² ·sec·°C]		Surface temperature of nose wall, [°C]		Temperature gradient across nose wall, [°C/cm] $\Delta T/\Delta x$
		h_w	h_g	$T_{c,x=0}$	$T_{c,x=-d}$	
Upper	22.5 *	0.163	0.012	222	168	27 *
Middle	15.8 *	0.195	0.008	149	111	19 *
Lower	11.7 *	0.211	0.006	114	86	14 *

Table 3. Properties of materials.

Material	Pig iron	Copper	Alumi- num	Steel
Subscript notation, i	M	C	A	F
Density, ρ_i [g/cm ³]	6.6	7.9	2.3	7.3
Specific heat, c_i [cal/g·°C]	0.21	0.11	0.26	0.15
Conductivity, k_i [cal/cm·sec·°C]	0.07	0.83	0.25	0.09
Latent heat, L_i [cal/g]	45	47	91	65
Freeze-or melting point, $T_{i,f}, T_{i,m}$ [°C]	1140	1080	660	1450

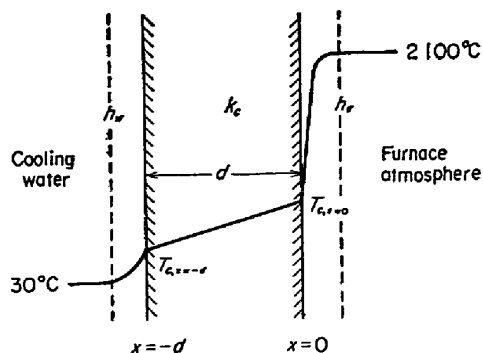
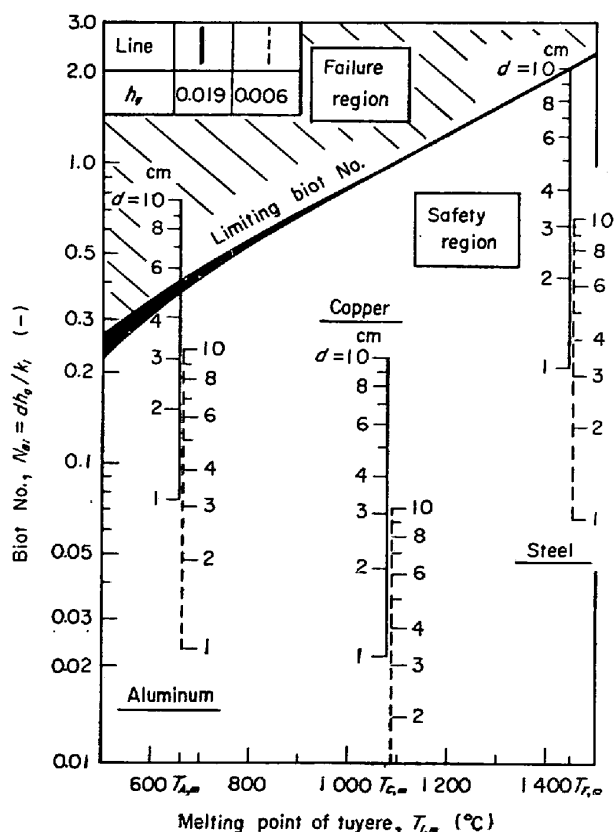


Fig. 1. Stationary thermal condition for tuyere nose wall.

Fig. 2. Limiting Biot number, $N_{Bi}=dh_g/k_i$, of tuyere in stationary operation.

ないので、任意の材料および厚さ d の壁内定常温度分布を (1) 式で表わすことができる (Fig. 1 参照).

$$T_i^0 = 2100 - \frac{2070(1 - xh_g/k_i)}{1 + h_g(d/k_i + 1/h_w)} \quad (1)$$

$x=0$ で.

$$T_{i,x=0}^0 = 2100 - 2070 / \{1 + h_g(d/k_i + 1/h_w)\} \quad (2)$$

(2) 式の $T_{i,x=0}^0$ が融点をこえない条件を (3) 式の Biot 数にまとめることができる.

$$N_{Bi} = \frac{dh_g}{k_i} < \frac{T_{i,m} - 30}{2100 - T_{i,m}} - \frac{h_g}{h_w} \quad (3)$$

$x=-d$, すなわち羽口冷却面温度 $T_{i,x=-d}^0 > 170^\circ\text{C}$ の場合は (3) 式の h_w に代えて後述の h_v と H を使うが, Fig. 2 に (3) 式の制限を示した. 表の h_g/h_w が, 0.0284~0.0736 の幅をもつので (3) 式も一定の幅をもつ曲線で区切られた領域となる. 図中に銅, アルミ, および鋼羽口の Biot 数を記入したが, $d > 4.8\text{cm}$ のアルミ羽口を除けば, 溶融のおそれはない.

3. 溶銑接触直後の羽口先端壁温度

羽口が溶銑と接触すると熱的に種々の場合がおきる可能性がある. 問題を溶銑接触直後に限定すると, 接触界面近傍の温度場は羽口冷却面の熱的条件の影響をほとんど受けないので, 羽口と溶銑それぞれの半無限次元熱伝導問題として扱うことができる. 接触界面のごく近傍では, 溶銑の対流が無視できる.

(4) および (5) 式は溶銑側 ($0 < x < \infty$) および羽口側 ($0 > x > -\infty$) の伝熱基礎式である.

$$\partial T_M / \partial t = \alpha_M \partial^2 T_M / \partial x^2, \quad \alpha_M = k_M / c_M \rho_M \quad (4)$$

$$\partial T_i / \partial t = \alpha_i \partial^2 T_i / \partial x^2, \quad \alpha_i = k_i / c_i \rho_i \quad (5)$$

溶銑温度は炉床付近のそれ, 羽口壁は溶銑接触以前の定常高温面温度と一様と考えられるので, 初期条件は,

$$t=0, 0 < x < \infty \quad T_M = T_{M,0} \quad (6)$$

$$0 > x > -\infty \quad T_i = T_{i,x=0}^0 \quad (7)$$

境界条件は (8) および (9) 式となる.

$$x=0, t > 0 \quad T_M = T_i \quad (8)$$

$$\text{および} \quad k_M \partial T_M / \partial x = k_i \partial T_i / \partial x \quad (9)$$

(4)~(9) 式を厳密に解き, 羽口の高温側表面温度が (10) 式で与えられる.

$$T_{i,x=0} = (T_{M,0} + \omega_i T_{i,x=0}^0) / (1 + \omega_i) \quad (10)$$

$$\text{ここで,} \quad \omega_i = \sqrt{k_i c_i \rho_i / k_M c_M \rho_M} \quad (11)$$

(10) 式の $T_{i,x=0}$ が材料融点をこえる場合に羽口の溶融の可能性がある. $T_{M,0} = 1600^\circ\text{C}$ と定めて (10) 式を図示したのが Fig. 3 である. 例として, $T_{i,x=0}^0$ に関する (2) 式を使用し, 前述の 3 種の羽口について,

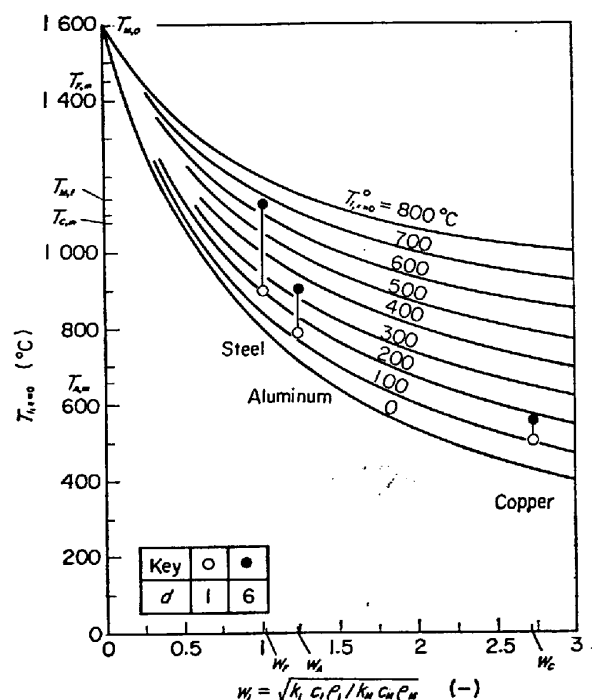


Fig. 3. Surface temperature of tuyere just after contacting with molten pig iron (without taking into account of phase changes).

Table 2 の $h_w = 0.211$ および $h_g = 0.006$ に基づき, (10) 式の計算を行なった結果を Fig. 3 に記入した.

この結果, $d \leq 6\text{cm}$ 以下の銅および鋼羽口では, 溶銑接触とともに, 自身は溶融することなく, 溶銑が凝固するが, 一方, アルミ羽口は 1cm の薄肉の場合でも表面が融点に達する. この時, 溶銑の凝固がつねに伴っている.

以下で相変化の潜熱を考慮してさらに検討する.

3.1 溶銑が凝固して羽口が溶融しない場合

基礎式 (4), (5) のほかに溶銑凝固相の (12) 式が必要である.

$$\partial T_M' / \partial t = \alpha_M \partial^2 T_M' / \partial x^2 \quad (12)$$

α_M は溶銑のそれと同一とみなす. 初期条件は (6), (7) および凝固相厚さ $X(t)$ に関する (13) 式である.

$$t=0 \quad X(t) = 0 \quad (13)$$

羽口と凝固相の接触面上の条件として,

$$x=0, t > 0 \quad T_M' = T_i \quad (14)$$

$$\text{および} \quad k_M \partial T_M' / \partial x = k_i \partial T_i / \partial x \quad (15)$$

溶銑と凝固相の接触面上では,

$$x=X(t), t > 0 \quad T_M' = T_M = T_{M,f} \quad (16)$$

および

$$k_M (\partial T_M' / \partial x - \partial T_M / \partial x) = \rho_M L_M dX(t) / dt \quad (17)$$

(4)~(7) および (12)~(17) 式から羽口高温面の温度は,

$$T_{i,x=0} = (T_{M,f} + \omega_i T_{i,x=0}^{\circ} \cdot \operatorname{erf} \beta_M) / (1 + \omega_i \operatorname{erf} \beta_M) \quad (18)$$

ここで, β_M は (19) 式に基づく溶鉄凝固数で, (20) 式の根として算定される.

$$X(t) = 2\beta_M \sqrt{\alpha_M t} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} & \{(1 + \omega_i) T_{M,f} - \omega_i T_{i,x=0}^{\circ} - T_{M,0}\} \\ & - \omega_i (T_{M,0} - T_{i,x=0}^{\circ}) \operatorname{erf} \beta_M \\ & = \sqrt{\pi} \beta_M (L_M/c_M) (1 + \omega_i \operatorname{erf} \beta_M) e^{\beta_M^2} \cdot \operatorname{erfc} \beta_M \end{aligned} \quad (20)$$

(18)~(20) 式に基づく溶鉄接触直後の銅および鋼羽口の表面温度を Fig. 4 に示す. 比較のため, 潜熱を考慮しない (10) 式の結果を図中に記入した. 前者は後者に比較して最大 45°C ていど高くなるが, $d=1\sim 6\text{ cm}$ の範囲で溶鉄接触直後に羽口溶融の危険がない点はかわらない. 鋼羽口の初期温度 $T_{F,x=0}^{\circ} \geq 700^{\circ}\text{C}$ ($d \geq 6.8\text{ cm}$) の場合は $\beta_M=0$ となり, 凝固相が形成されない.

3.2 羽口が溶融し, 同時に溶鉄が凝固する場合

アルミ羽口がこの場合である. (4), (5) および (12) 式に加えて羽口溶融相の (21) 式も基礎式となる,

$$\partial T_i' / \partial t = \alpha_i \partial^2 T_i' / \partial x^2 \quad (21)$$

α_i は羽口のそれと同一としたが, 初期条件は (6), (7), (13) および (22) 式となる.

$$t=0 \text{ で } Y(t)=0 \quad (22)$$

境界条件は (16), (17) および (23)~(26) 式で与えられる.

$$x=0, t>0 \text{ で } T_M' = T_i' \quad (23)$$

$$\text{および } k_M \partial T_M' / \partial x = k_i \partial T_i' / \partial x \quad (24)$$

$$x=-Y(t), t>0 \text{ で } T_i = T_i' = T_{i,m} \quad (25)$$

および

$$k_i (\partial T_i' / \partial x - \partial T_i / \partial x) = \rho_i L_i dY(t)/dt \quad (26)$$

$Y(t)$ は羽口の溶融深さである. 以上の基礎式および条件に基づき羽口と溶鉄の接触面温度は (27) 式となる.

$$T_{i,x=0} = T_{i,m} + (T_{M,f} - T_{i,m}) \operatorname{erf} \beta_i / (\operatorname{erf} \beta_i + \omega_i \operatorname{erf} \beta_M) \quad (27)$$

β_M および (28) 式に定義した羽口溶融定数 β_i は (29) および (30) 式によつて見積られる.

$$Y(t) = 2\beta_i \sqrt{\alpha_i t} \quad (28)$$

$$(T_{M,f} - T_{i,x=0}^{\circ}) \operatorname{erf} \beta_i + \omega_i (T_{i,m} - T_{i,x=0}^{\circ}) \operatorname{erf} \beta_M = (T_{M,f} - T_{i,m}) - \sqrt{\pi} \beta_i (L_i/c_i)$$

$$(\operatorname{erf} \beta_i + \omega_i \operatorname{erf} \beta_M) e^{\beta_i^2} \cdot \operatorname{erfc} \beta_i \quad (29)$$

$$(T_{M,0} - T_{M,f}) \operatorname{erf} \beta_i + \omega_i (T_{M,0} - T_{i,m}) \operatorname{erf} \beta_M$$

$$= \omega_i (T_{M,f} - T_{i,m}) - \sqrt{\pi} \beta_M (L_M/c_M)$$

$$(\operatorname{erf} \beta_i + \omega_i \operatorname{erf} \beta_M) e^{\beta_M^2} \cdot \operatorname{erfc} \beta_M \quad (30)$$

Fig. 5 にそれぞれ (10) および (27) 式に基づく, $T_{A,x=0}$ を示した. $d < 1\text{ cm}$ のアルミ羽口では溶鉄凝固潜熱効果が大きく, 潜熱無視の場合にくらべて接触面温度が高くなるが, $d > 1\text{ cm}$ (初期温度が 130°C 以上に相当) で, 溶融潜熱効果が優勢となり, $d=6\text{ cm}$ の場合, 接触面温度が潜熱無視の場合より約 35°C 低下する. いずれにせよアルミ羽口は溶鉄接触とともに溶融しはじめる.

4. 持続的溶鉄接触時の羽口の熱的挙動

溶鉄接触直後に羽口溶融の危険がなくても, 接触が持続すると溶損する可能性が考えられる. まず, 実測データ²⁾³⁾を検討して必要な特性値をとりまとめ, そのあと本題につき考察する.

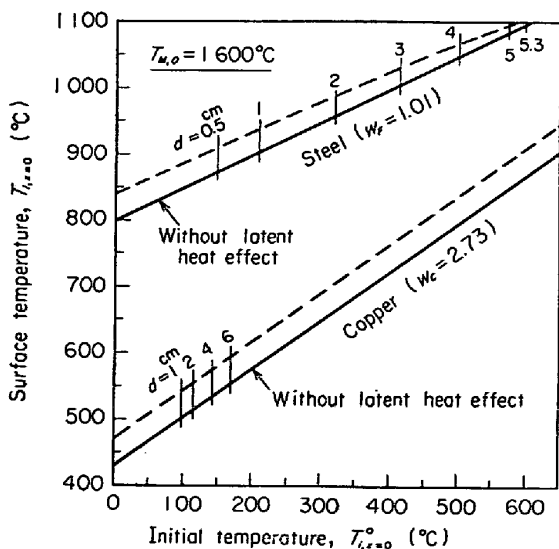


Fig. 4. Surface temperatures of copper and steel tuyeres just after contacting with molten pig iron.

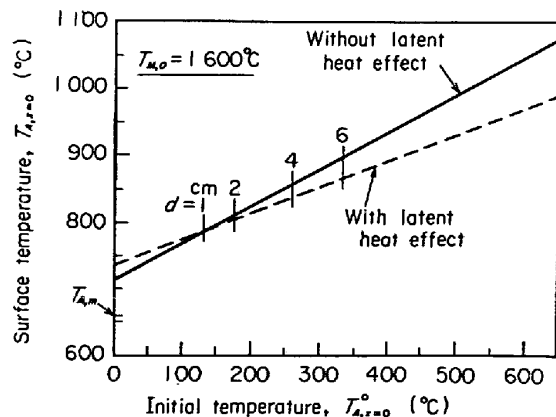


Fig. 5. Surface temperature of aluminum tuyere just after contacting with molten pig iron.

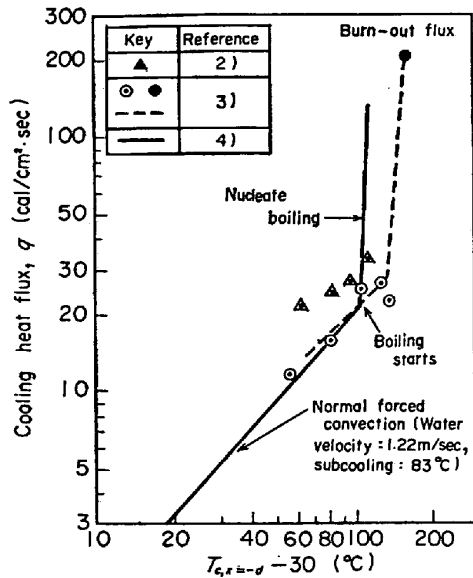


Fig. 6. Cooling heat flux vs. thermal driving force relation for copper tuyere.

4.1 羽口冷却熱流束および熱負荷

4.1.1 冷却熱流束

稼動中の銅羽口で実測された冷却熱流束²⁾³⁾を羽口の冷却面温度と水温の差に対してえがいたのが Fig. 6 である。 $T_{c,x=-d}=190^{\circ}\text{C}$ (図の横軸の 160°C) に相当する黒丸で示す値は $d=3\text{ cm}$ の銅試片に溶鋼を注いで行なわれた実験値³⁾である。この場合の冷却水流速は 1 m/sec で、溶損例として最小の熱流束であるところから、この値をバーン・アウト熱流束と考える。Fig. 6 中の実線は 2 重円筒管に関する別の実験結果⁴⁾を示しているが銅羽口のデータ点に類似傾向を示すので、両者の対応から実測値²⁾³⁾を次式にまとめた。

$$T_{i,x=-d} \leq 170 \quad \text{で} \quad q = 0.211(T_{i,x=-d} - 30) \quad (31)$$

$$170 < T_{i,x=-d} \leq 190 \quad \text{で} \quad q = 8.523(T_{i,x=-d} - 30) - 1163.68 \quad (32)$$

$$T_{i,x=-d} > 190 \quad \text{で} \quad q = q_B = 200 \quad (33)$$

(31)~(33) 式を Fig. 6 中の点線で示した。2 重円筒管冷却水では、冷却面が約 135°C に達して核沸騰が始まるので、対応から、羽口冷却面が 170°C となつて核沸騰が開始されると解釈できる。 170°C 以下では強制対流伝熱、また、 $170 \sim 190^{\circ}\text{C}$ の範囲が核沸騰、 190°C で膜沸騰となり $q=200\text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec}$ の極大熱流束に到達すると考えられるが、現在、羽口冷却操作の“沸騰曲線”の実測例がないので、この領域解釈には議論の余地が残る。

4.1.2 熱負荷

溶銑から羽口への熱負荷、ひいては溶銑接触状況について確実な知見はない。溶銑接触の瞬間には無限の熱負荷が加わり、羽口表面温度は有限一定のレベルに飛躍しその後、凝固相と溶銑流動の状態に応じて、刻々、熱負荷が変化するのが一般的である。しかし、この考え方に沿った解析は必然的に不定な推定を伴うので、むしろ、次の推論に基づく熱負荷の概念の使用が妥当と考えられた。すなわち、溶融開始直前の銅羽口表面は融点に、また、冷却面は少なくとも 190°C のバーン・アウト点上にある³⁾。厚さ 2 cm の銅羽口が実際に溶損する事実³⁾に基づき、溶銑から羽口への熱負荷が直線温度分布を前提として (34) 式で見積られる。

$$q_L = 0.83(1080 - 190)/2 = 383\text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \quad (34)$$

実際の温度分布の直線からのずれの効果は冷却面温度を最小に見積ったことから一定の割合で相殺される。本報では溶銑凝固を伴う溶損時の熱負荷として (34) 式の q_L を使う。

羽口表面に溶銑が直接接触する場合の計算に必要な溶銑側対流伝熱係数 h_M は擬定常仮定に基づき、

$$h_M = 383/(1600 - 1140) = 0.833\text{ cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^{\circ}\text{C} \quad (35)$$

となる。この値は松永ら⁶⁾のシミュレーションの結果とよく一致している。

4.2 伝熱モデル

4.2.1 羽口の高温面が融点に達するまで

(1) 式の定常温度分布をもつ羽口に、突然、相対的多量の溶銑が接触すると、羽口壁は (34) 式の熱負荷と (31)~(33) 式の冷却熱流束にさらされるので、基礎式は (5) 式 ($-d \leq x \leq 0$)、初期および境界条件は (36)~(38)' 式となる。

$$t=0, -d \leq x \leq 0 \quad \text{で} \quad T_i = f(x) \quad (36)$$

$$x=0, t>0 \quad \text{で} \quad k_i \partial T_i / \partial x = q_L, \quad (T_{i,x=0} \leq T_{M,f}) \quad (37)$$

$$\text{または,} \quad k_i \partial T_i / \partial x = h_M(T_{M,0} - T_i), \quad (T_{i,x=0} > T_{M,f}) \quad (37)'$$

$$x=-d, t>0 \quad \text{で} \quad k_i \partial T_i / \partial x = h(T_i - 30) + H, \quad (T_{i,x=-d} \leq 190) \quad (38)$$

$$\text{または,} \quad k_i \partial T_i / \partial x = q_B, \quad (T_{i,x=-d} > 190) \quad (38)'$$

ここで、 $f(x)$ は初期温度、 h および H は、

$$\left. \begin{aligned} T_{i,x=-d} \leq 170 \quad \text{で} \quad h &= h_w = 0.211, \quad H = 0 \\ 170 < T_{i,x=-d} \leq 190 \quad \text{で} \\ h &= h_0 = 8.523, \quad H = -1163.68 \end{aligned} \right\} \quad (39)$$

羽口表面温度に依存する 4 種の解を Table 4 にまとめた。

Table 4. Solutions to temperature distributions of tuyeres at the earlier stage of contacting with molten pig iron.

$T_{i,x=-d} \leq 190$	$T_{i,x=0} \leq T_{i,m} < T_{M,f}$	$T_i =$	$(30-H/h) + \left\{ \frac{1}{h} + \frac{1}{k_i} (d+x) \right\} q_L$ $+ 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\left[\lambda_n^2 \int_{-d}^0 f(x) \cos \lambda_n x dx - q_L/k_i - \frac{1}{k_i} (30h-H) \cos \lambda_n d \right]}{\lambda_n \{ \lambda_n d + (h/k_i \lambda_n) \cos^2 \lambda_n d \}} \cos \lambda_n x \cdot e^{-\alpha_i \lambda_n^2 t} \dots\dots\dots (40)$ $(\lambda_n : \tan \lambda_n d = h/k_i \lambda_n \dots\dots\dots (41))$
	$T_{M,f} < T_{i,x=0} \leq T_{i,m}$		$\frac{k_i(30h-H) + T_{M,0}h_M(k_i+hd) + \{T_{M,0}h - (30h-H)\}h_Mx}{hk_i + h_M(k_i+hd)}$ $+ 2 \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{k_i \mu_n^2 (k_i^2 \mu_n^2 - hh_M) \int_{-d}^0 f(x) \left(\cos \mu_n x - \frac{h_M}{k_i \mu_n} \sin \mu_n x \right) dx}{(k_i^2 \mu_n^2 - hh_M) \{k_i d \mu_n^2 + h_M(2 + h_M d/k_i)\} + (k_i^2 \mu_n^2 + h_M^2)(h-h_M) \cos^2 \mu_n d} \right.$ $\cdot \{ \cos \mu_n x - (h_M/k_i \mu_n) \sin \mu_n x \} e^{-\alpha_i \mu_n^2 t} \dots\dots\dots (42)$ $(\mu_n : \tan \mu_n d = k_i \mu_n (h+h_M) / (k_i^2 \mu_n^2 - hh_M) \dots\dots\dots (43))$
$T_{i,x=-d} > 190$	$T_{i,x=0} \leq T_{i,m} < T_{M,f}$	$T_i =$	$\frac{2}{d} \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \int_{-d}^0 f(x) \cos \frac{n\pi x}{d} dx \right\} \cos \frac{n\pi x}{d} \cdot e^{-n^2 \pi^2 \alpha_i t/d^2}$ $+ \frac{\sqrt{\alpha_i}}{k_i \sqrt{\pi t}} \sum_{n=0}^{\infty} \left[q_L \{ e^{-(x-2nd)^2/4\alpha_i t} + e^{-[x+2(n+1)d]^2/4\alpha_i t} \} \right.$ $\left. - q_B \{ e^{-[x-(2n+1)d]^2/4\alpha_i t} + e^{-[x+(2n+1)d]^2/4\alpha_i t} \} \right] \dots\dots\dots (44)$
	$T_{M,f} < T_{i,x=0} \leq T_{i,m}$		$\left(T_{M,0} - \frac{q_B}{h_M} \right) + \frac{q_B}{k_i} (2d+x)$ $+ 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\left[\gamma_n^2 \int_{-d}^0 f(x) \cos \gamma_n (d+x) dx - (h_M/k_i) \left\{ T_{M,0} - q_B \left(\frac{1}{h_M} - \frac{d}{k_i} \right) \right\} \cos \gamma_n d \right]}{\gamma_n \{ \gamma_n d + (h_M/k_i \gamma_n) \cos^2 \gamma_n d \}}$ $\cdot \cos \gamma_n (d+x) \cdot e^{-\alpha_i \gamma_n^2 t} \dots\dots\dots (45)$ $(\gamma_n : \tan \gamma_n d = h_M/k_i \gamma_n \dots\dots\dots (46))$

銅羽口の場合 (Fig. 7) $d=1 \sim 6$ cm の際の高温表面は 3.4~4.8 sec で融点に達した。Fig. 3 から銅羽口は瞬時に 500~560°C まで上昇すべきであるが、この温度レベルまでの Fig. 7 に見る昇温挙動が壁厚によらず類似し、所要時間も 0.6~0.8 sec であるので、表面が融点に達するために必要な時間は 3.4~4.8 sec より 0.6~0.8 sec 少ないと考えてよい。すなわち、 $d=1 \sim 6$ cm の銅羽口は 2.8~4.0 sec でいどの溶融の危険にさらされると考えられる。一方、比較的薄肉 ($d \leq 3$) の銅羽口冷却面は高温面が融点に達する時点でバーン・アウト点をこえるので、溶銑接触後、ごく短時間で冷却水操作に顕著な異常が現われることを示している。

銅より伝導性に劣り、低融点のアルミ羽口では、 $d=1$

cm でも溶銑接触後 0.3 sec 以内に高温面が融点に到達する。この場合、冷却面は 170°C 以下にとどまる。

銅羽口 (Fig. 8) では小さい熱伝導度を反映して高温面の温度上昇が比較的急速で、 $d \geq 1$ の範囲で表面は融点に到達する。所要時間は $d=1$ で 7.1 sec であつた。しかし、壁厚を 0.9 cm とすると 100 sec を要して融点に達することがない。この種の挙動は一般に材料融点が溶銑凝固点を上まわる場合に特有であることが次項で明らかとなる。結局、 $d < 0.912$ の銅羽口は溶銑と接触しても溶損を免れる。冷却面は $d \geq 1$ の範囲で 170°C 以下にとどまる。 $d=0.9$ の場合、100 sec で 181.3°C となつた。

4.2.2 高温面が羽口融点に達したのち

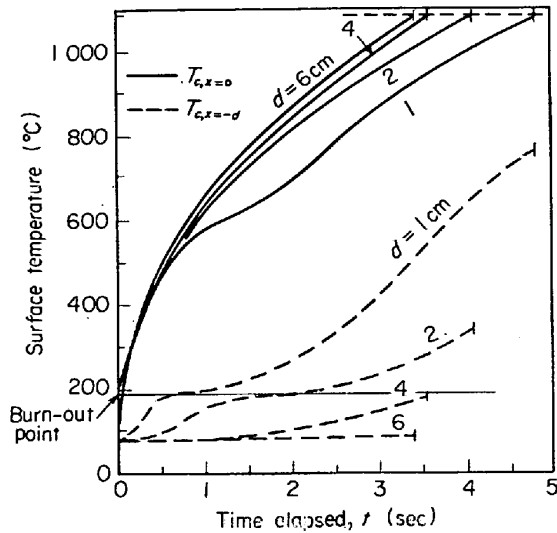


Fig. 7. Surface temperature progression of copper tuyere contacting with pig iron.

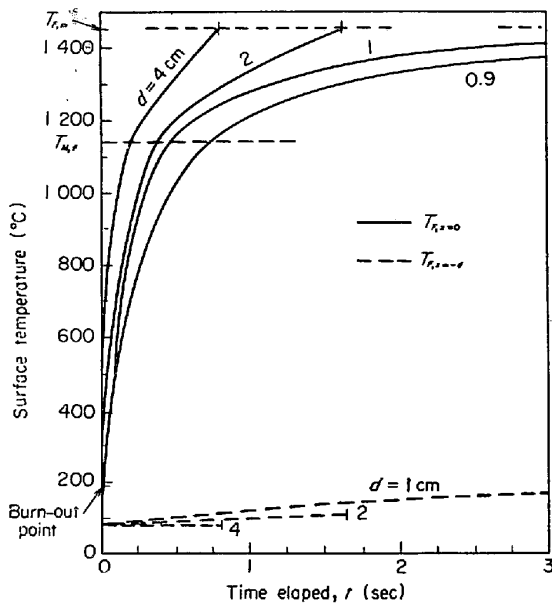


Fig. 8. Surface temperature progression of steel tuyere contacting with pig iron.

羽口融点が溶銑凝固点以下の場合、高温面が材料融点に達した時点（あらためて $t=0$ と定める）で Fig. 9 の擬定常状態に移行すると考える。界面 $x=X(t)$, 0 , $-Y(t)$ および $-d$ 上の熱収支式は (47)~(50)' で表わされる。

$$\rho_M L_M dX(t)/dt = k_M (T_{M,f} - T_{i,x=0})/X(t) - q_L \quad (47)$$

$$T_{i,x=0} = \{k_i T_{i,m} X(t) + k_M T_{M,f} Y(t)\} / \{k_i X(t) + k_M Y(t)\} \quad (48)$$

$$\rho_i L_i dY(t)/dt = k_M (T_{M,f} - T_{i,x=0}) / X(t) - k_i (T_{i,m} - T_{i,x=-d}) / \{d - Y(t)\} \quad (49)$$

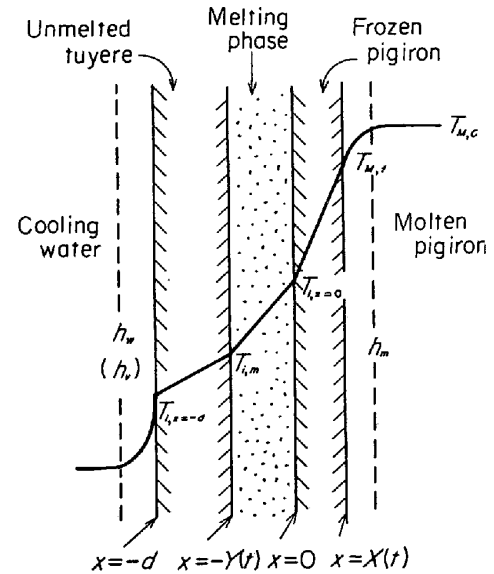


Fig. 9. Assumed temperature distribution in melting tuyere and its environment.

$$T_{i,x=-d} = [(30h - H) \{d - Y(t)\} + k_i T_{i,m}] / [h \{d - Y(t)\} + k_i], \quad (\leq 190) \quad (50)$$

$$\text{または, } T_{i,m} - q_B \{d - Y(t)\} / k_i, \quad (> 190) \quad (50')$$

$x=0$ での熱収支から初期条件が,

$$t=0 \text{ で } X(t) = k_M d (T_{M,f} - T_{i,m}) / k_i (T_{i,m} - T_{i,x=-d}) \quad (51)$$

$$Y(t) = 0 \quad (52)$$

4.2.1 項の計算結果から $t=0$ の $T_{C,x=-d}$ と $T_{A,x=-d}$ を使用すると、銅およびアルミ羽口の $X(0)$ は、それぞれ、 $0.016 \sim 0.031$ cm および 0.23 cm といどとなる。(47)~(52) 式を数値的に解くと両羽口とも 0.3 sec 以内に溶銑凝固相が消失する結果となつた。同時に、 $d=1 \sim 6$ の銅およびアルミ羽口の表面は、それぞれ、 $0.03 \sim 0.07$ および $0.13 \sim 0.17$ cm だけ溶融した。この時点以後の溶融進行過程について 2 つの極限状態が考えられる。1 つは、羽口溶融相がもとの空間から排除され、つねに、羽口の溶融進行面が溶銑と、接触を保つ場合である。融点が溶銑凝固点より低いので、たえず、溶融進行面に溶銑凝固相が付随し、これを介して、熱負荷が加わる。この熱負荷は 4.1.2 項の $q_L = 383$ と考えることができるが、このものは極大冷却熱流束 $q_B = 200$ より大きく、したがって溶損孔の壁を貫通するまで溶融は停止しない。

一方、他の極端として羽口溶融部がもとの空間にとどまる場合が考えられる。ここでは溶融相の伝熱抵抗に基づき、溶融進行がもつとも緩和される。この状況の解析には (47)~(50)' 式で (47)~(49) 式に代えて (53) 式を導入する。

Table 5. Equilibrium depth of molten phase in tuyere nose ($T_{i,m} < T_{M,f}$).

Cooling surface temperature [$^{\circ}\text{C}$] $T_{i,x=-d}$	Y_s [cm] =	Range Y_s
≤ 170	$\frac{(T_{M,0}-T_{i,m})}{(T_{M,0}-30)} \left(d + \frac{k_i}{h_w} \right) - \frac{(T_{i,m}-30)}{(T_{M,0}-30)} \cdot \frac{k_i}{h_M} \dots\dots\dots (57)$	$\leq d - \frac{k_i(T_{i,m}-170)}{140h_w} \dots\dots\dots (57)'$
> 170 ≤ 190	$\frac{(T_{M,0}-T_{i,m})}{(T_{M,0}-30+H/h_v)} \left(d + \frac{k_i}{h_v} \right) - \frac{\{h_v(T_{i,m}-30)+H\}k_i}{\{h_v(T_{M,0}-30)+H\}h_M} (58)$	$\left. \begin{aligned} &> d - \frac{k_i(T_{i,m}-170)}{140h_v+H} \\ &\leq d - \frac{k_i(T_{i,m}-190)}{160h_v+H} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (58)'$
> 190	$k_i(T_{M,0}-T_{i,m})/q_B - k_i/h_M \dots\dots\dots (59)$	$> d - k_i(T_{i,m}-190)/q_B \dots\dots\dots (59)'$

$$\begin{aligned} \rho_i L_i dY(t)/dt \\ = h_M k_i (T_{M,0} - T_{i,m}) / \{k_i + h_M Y(t)\} \\ - k_i (T_{i,m} - T_{i,x=-d}) / \{d - Y(t)\} \end{aligned} \quad (53)$$

(50), (50)' および (53) 式を $t=t_1$ で $Y=Y(t_1)$ の条件下で解くと, 解として (54) および (55) 式が得られる.

$$\begin{aligned} B(T_{M,0}-T_{i,m})(t-t_1)/\rho_i L_i = \{Y^2(t) - Y^2(t_1)\}/2 \\ + \{h^2 k_i^2 - A h_M^2 (k_i + h d)\} \{Y(t) - Y(t_1)\} / h^2 h_M B \\ - (A^2 k_i / h^3 h_M B^2) \{h k_i + h_M (k_i + h d)\}^2 \\ \ln \left[\frac{B h_M Y(t) - k_i (k_i + h d - A)}{B h_M Y(t_1) - k_i (k_i + h d - A)} \right] \end{aligned} \quad (54)$$

$$\begin{aligned} C h_M (T_{M,0} - T_{i,m})(t-t_1) / \rho_i L_i \\ = - \{Y(t) - Y(t_1)\} + (k_i / C h_M) \cdot \\ \ln \left[\frac{C h_M Y(t_1) - k_i (1-C)}{C h_M Y(t) - k_i (1-C)} \right] \end{aligned} \quad (55)$$

ただし,

$$\left. \begin{aligned} A &= k_i \{h(T_{i,m}-30) + H\} / h_M (T_{M,0} - T_{i,m}) \\ B &= k_i \{h(T_{M,0}-30) + H\} / h (T_{M,0} - T_{i,m}) \\ C &= q_B / h_M (T_{M,0} - T_{i,m}) \end{aligned} \right\} \quad (56)$$

(47)~(52), (54) および (55) 式に基づく銅およびアルミ羽口の溶損率 $Y(t)/d$ と時間の関係を Fig. 10 に示す. 壁厚 1 cm の銅羽口は溶銑接触後 13 sec で溶損するが, 3 および 6 cm のそれは 33 および 26% 侵食されて溶融停止することがわかる.

アルミ羽口は 1 cm 厚さでも溶融が 89% 以上進行しない. 羽口溶融部がもとの位置にとどまり, 溶融がもつとも緩やかな場合の最大溶融深さを平衡溶融相深さと名付け Y_s で表わすと, これらは Table 5 の (57)~(59) 式で予測できる.

(59) および (59)' 式から 4.85 cm 厚以下の銅羽口で d に無関係に $Y_s=1.16$ cm となること, および $d \leq 1.46$ のアルミ羽口で, $Y_s=0.88$ cm 一定となることがわかる. 換言すれば, $d < 1.16$ の銅と $d < 0.88$ のアルミ羽

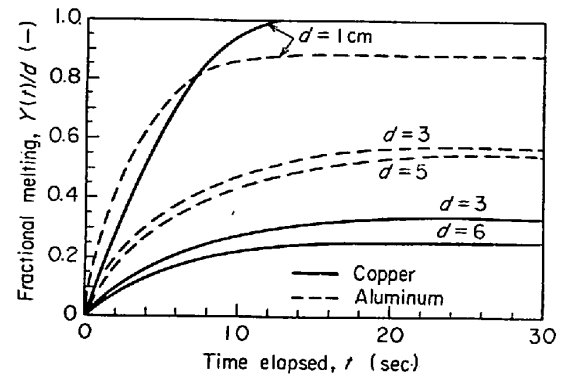


Fig. 10. Fractional melted-depth of copper and aluminum tuyeres.

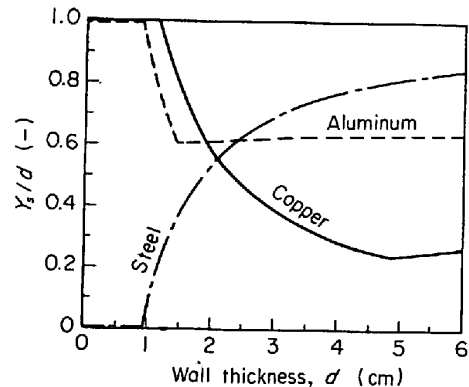


Fig. 11. Equilibrium fractional depth of molten phase of tuyere.

口は溶銑接触で完全に溶損する. (57)~(59) 式に基づく計算結果を Fig. 11 に示した. 図の結果は溶損防止策として羽口壁厚を増さねばならぬとした松永ら⁵⁾の結果と一致するが, SCIULLI²⁾の意見とは逆の結果である.

さて, 鋼羽口は直接溶銑に洗われるので, 基礎式として (50), (50)', および, 次の (60) 式が必要である.

$$\begin{aligned} \rho_i L_i dY(t)/dt = h_M (T_{M,0} - T_{i,m}) \\ - k_i (T_{i,m} - T_{i,x=-d}) / \{d - Y(t)\} \end{aligned} \quad (60)$$

Table 6. Equilibrium thickness of partially melted tuyere ($T_{i,m} > T_{M,f}$).

Cooling surface temperature $[\text{°}]$ $T_{i,x=-d}$	$d - Y_s$ [cm] =	Range Y_s
≤ 170	$\frac{(T_{i,m} - 30)}{(T_{M,0} - T_{i,m})} \cdot \frac{k_i}{h_M} - \frac{k_i}{h_w} \dots \dots \dots (63)$	Eq. (57)'
> 170 ≤ 190	$\frac{k_i}{h_v} \left\{ \frac{h_v(T_{i,m} - 30) + H}{h_M(T_{M,0} - T_{i,m})} - 1 \right\} \dots \dots \dots (64)$	Eq. (58)'
> 190	0 $\dots \dots \dots (65)$	Eq. (59)'

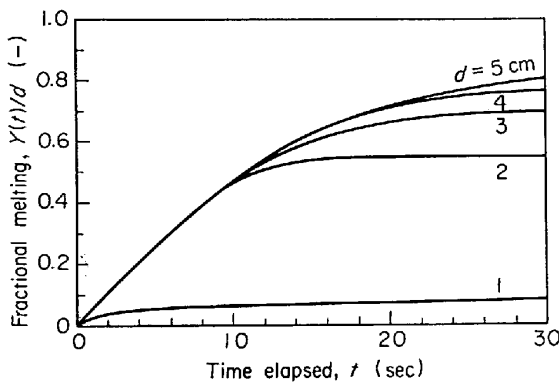


Fig. 12. Fractional melted-depth of steel tuyere.

$Y(0) = 0$ に基づく、基礎式の解は (61) および (62) 式となる。

$$\begin{aligned} & hh_M(T_{M,0} - T_{i,m})t / \rho_i L_i \\ &= hY(t) - A \ln \{1 - hY(t) / (k_i + hd - A)\}, \\ & (T_{i,x=-d} \leq 190) \end{aligned} \quad (61)$$

$$\begin{aligned} Y(t) &= \{h_M(T_{M,0} - T_{i,m}) - q_B\}t / \rho_i L_i, \\ & (T_{i,x=-d} > 190) \end{aligned} \quad (62)$$

$d \geq 1$ の場合、冷却面温度が 190°C を超えることがないので $Y(t)/d$ と時間の関係は Fig. 12 のようになる。 d とともに溶融率も増加する点は他の羽口の Fig. 10 の結果と対照的である。Fig. 12 の各曲線が漸近値をもつのは羽口残存部の伝熱抵抗と熱負荷の低下に起因している。

(60) 式の左辺を 0 として Y_s が求められるが、一般に羽口融点が溶銑凝固点より高く、羽口溶融相が流出する場合に $d - Y_s$ が d にかかわらず一定となることがわかる (Table 6)。ただし、羽口冷却面温度がバーン・アウト点以上となる場合は羽口が完全に溶損する。鋼の場合 (57)'~(59)' 式と両立するのは (63)~(65) 式中 (64) 式だけである。これから $d \geq 0.912$ の鋼羽口は溶銑接触到に際して溶残厚さが 0.912 cm となるまで溶融することがわかる。すなわち、 $d < 0.912$ の鋼羽口は自身の融点まで昇温することがない。これらの結論は溶融過程の

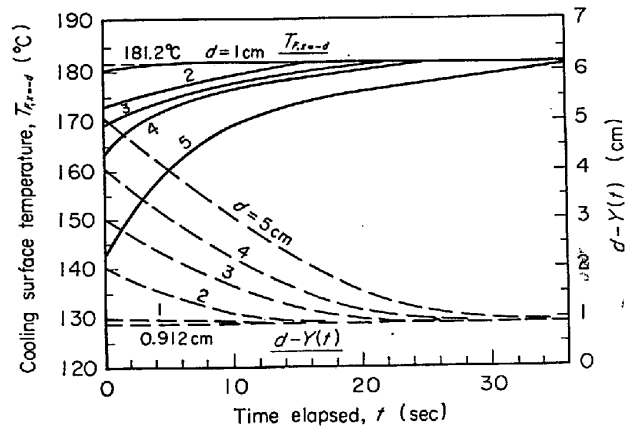


Fig. 13. Equilibrium thickness and cooling surface temperature of melted tuyere in contact with pig iron.

計算結果 (Fig. 13) から確かめられる。また、Fig. 11 に記載した鋼羽口の Y_s/d 対 d の関係から、鋼羽口では羽口の薄肉化が有効な溶損防止指針といえる。

5. 結 言

実操業に関する実測値を検討した羽口周辺の熱的特性値を評価し、定常操業中、溶銑接触直後および持続的溶銑接触時の羽口の表面温度、昇温および溶損経過を解析する手法を示した。本報で与えた理論的な考察、および例として行なつた銅、アルミおよび鋼羽口に関する計算結果は、従来、機構論の域を出ないこの問題の実際的解決に新しい手法と知見を提供する。

記 号

- c_i : 比熱, $\text{cal/g} \cdot ^\circ\text{C}$
- d : 羽口壁厚さ, cm
- $f(x)$: 初期温度分布, $^\circ\text{C}$
- h : 冷却側伝熱係数, $\text{cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$
- h_g : 炉内雰囲気側伝熱係数, $\text{cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$
- h_M : 溶銑側伝熱係数, $\text{cal/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$

h_v : 沸騰伝熱係数, $\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$
 h_w : 冷却水側伝熱係数, $\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$
 H : 定数, $\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec}$
 k_i : 材料 i の熱伝導度, $\text{cal}/\text{cm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$
 L_i : 材料 i の溶融または凝固潜熱, cal/g
 q : 冷却熱流束, $\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec}$
 q_B : バーン・アウト熱流束, $\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec}$
 q_L : 溶銑から羽口への熱負荷, $\text{cal}/\text{cm}^2 \cdot \text{sec}$
 t : 時間, sec
 T_i : 温度, $^\circ\text{C}$
 $T_{i,m}$: 羽口材融点, $^\circ\text{C}$
 T_i^o : 定常操業時の羽口温度, $^\circ\text{C}$
 T_i' : 羽口溶融相の温度, $^\circ\text{C}$
 T_M : 溶銑温度, $^\circ\text{C}$
 $T_{M,0}$: 溶銑本体の温度, $^\circ\text{C}$

$T_{M,f}$: 溶銑凝固点, $^\circ\text{C}$
 $T_{M'}$: 溶銑凝固相の温度, $^\circ\text{C}$
 x : 距離, cm
 $X(t)$: 溶銑凝固相厚さ, cm
 Y_s : 平衡溶融相深さ, cm
 $Y(t)$: 羽口溶融相深さ, cm
 ρ_i : 材料 i の密度, g/cm^3

文 献

- 1) 平川: 鉄と鋼, 16 (1930), p. 595
- 2) C. M. SCIULLI: J. Metals, (1968) 3, p. 53
- 3) 三塚, 森瀬, 津田: 鉄と鋼, 57 (1971), p. 201
- 4) W. H. McADAMS: Heat Transmission, (1954), p. 392 [McGraw Hill]
- 5) 松永, 山岡, 川崎, 原田: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 177