

.....  
**論 文**  
 .....

UDC 669.162.221.2 : 620.193/194 : 620.193.93 : 536

## 高炉羽口の溶損機構に関する実験と伝熱解析による考察\*

松永 省吾\*\*・山岡 弘\*\*  
 川崎 守夫\*\*・原田 幸一\*\*\*

### On the Experimental Study of Tuyser Model Ablation and Its Heat Transfer Analysis

*Syōgo MATSUNAGA, Hiroshi YAMAOKA,  
Morio KAWASAKI, and Kōichi HARADA*

#### Synopsis:

Through the examination of blast furnace tuyers failed and replaced by new one, it was found that 43% of the failure occurred at upper wall, 45% at lower wall, 12% at side wall and 73% at outer wall of tuyser. The ablated failure occurred at the upper and lower part of outer wall and edge wall of tuyser, and the failure of this type exceeded almost 80% of the total failures.

The experimental studies of ablation failure of the blast furnace tuyser were made by the model tuyers of wall thickness 15 mm which made from Cu, PBC, BS materials and the cooling water velocity was kept to 3~4 m/sec at the inner surface of model tuyers, and molten iron was poured onto the side wall of model tuyers.

On the basis of the experimental ablation data of model tuyers, the heat transfer simulation model of ablation was established, in which the heat transfer coefficients were determined by the results of electronic computer calculations.

By this heat transfer simulation model, the cooling water velocity must be over 13 m/sec by the consideration of burn-out data already published by McADAMS.

Further, an investigation was also made on the effects of thickness of tuyser wall and its thermal conductivity effect on the ablation speed of tuyser.

(Received Jan. 29, 1973)

## 1. 緒 言

高炉羽口の破損は突発的な休風を生じさせ、生産に大きな影響を与える。とくに近年建設される大型高炉では、その損失は大きい。

本報告では、羽口の破損防止対策を確立する前段階として、(1)現用羽口の破損状況の把握、(2)模型羽口への溶銑流下実験、(3)羽口の伝熱モデルによる溶損状況の計算、を行ない高炉羽口の溶損機構について検討を行なった。さらに、この数式モデルを用い、羽口材質の相違、肉厚の差異が溶損に及ぼす影響についても検討を行なった。

## 2. 当社における羽口破損の状況

### 2.1 破損原因

当社における最近2年間の羽口の破損状況を原因別に示すと Table 1 のようになる。高炉により破損原因にかなりの差があるが、全高炉の平均値をとると、溶損による破損が全体の約 80% をしめていることがわかる。

\* 昭和47年10月本会講演大会討論会にて発表  
昭和48年1月29日受付

\*\* 住友金属工業(株)中央技術研究所

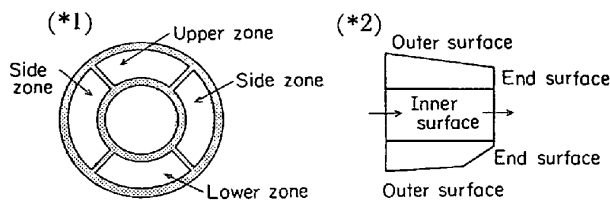
\*\*\* 住友金属工業(株)鹿島製鉄所

Table 1. Classification of blast furnace tuyer failures, and number of failed tuyers in each examined period.

No of blast furnace	1	2	3	4	5	6	7	8	Mean value (%)
Period from to	1970·4 1972·3	1970·7 1972·6	1970·1 1971·12	1970·4 1972·3	1970·4 1972·2	1970·9 1972·7	1970·4 1972·3	1971·1 1972·3	
Ablation failure	85	39	92	77	59	100	97	100	80
Worn out failure	15	53	5	16	31	0	3	0	15
Failure by crack	0	8	3	7	10	0	0	0	5

Table 2. The failure positions of blast furnace tuyers.

No of blast furnace		1	2	3	4	5	6	7	8	Mean value (%)
Peripheral direction (*1)	Upper zone	21	50	11	49	59	83	42	100	43 + 45 = 88%
	Side zone	19	33	13	5	6	13	21	0	
	Lower zone	60	17	76	46	35	14	37	0	
Radial direction (*2)	Outer surface (*3)	70	44	83	85	67	46	42	100	73 + 17 = 90%
	End surface	17	44	14	8	14	46	38	0	
	Inner surface (*4)	13	12	3	7	19	8	20	0	



- (\*1) Peripheral direction.
- (\*2) Radial direction.
- (\*3) Outer surface includes outer edge of end surface.
- (\*4) Inner surface includes inner edge of end surface.

Table 3. Upper and lower parts failure, outer and end surface failure, and failure by ablation of the blast furnace tuyer.

No of blast furnace	6	8	7	3	1
Failure by ablation (%)	100	100	97	92	85
Upper and lower parts failure (%)	97	100	79	87	81
Outer and end surface failure (%)	92	100	80	97	87

2.2 破損位置

破損位置についてまとめた結果を Table 2 に示す。円周方向については、上部43%、下部45%、側部12%となつている。半径方向については、外筒部が大半をしめていて、73%を示している。

以上の高炉の中から、溶損率の大きな高炉を選び、まとめると Table 3 のようになる。溶損は外筒の上下面と端面に集中して発生していると考えてよいであろう。その発生率はいずれも80%を越えていることがわかる。

3. 模型羽口の溶銑流下溶損実験

羽口の溶損状況を再現するために、模型羽口を作り、

これに溶銑を流下せしめて溶損実験を行なつた。

3.1 実験装置と実験方法

実験装置の概要を Fig. 1 に示す。この装置は1次トラフ、2次トラフおよび模型羽口の支持部より成つている。高周波炉で溶解した高炉銑 20 kg をストッパーつき1次トラフに保持する。この溶銑はストッパーを開くことによつて2次トラフに注入され、このトラフの10 mm φのノズルを通過して一定流速の溶銑が模型羽口に流下する。一定時間溶銑を流下させた後、あるいは、模型羽口が溶損し、冷却水が噴出したときに、模型羽口を引き出した。トラフ内の溶銑温度は1400°Cであり、羽口厚さは15 mm である。

溶銑の使用量は毎回約 10 kg (2次トラフ)であつた。冷却水量は約 13.6 l / min であり、模型羽口内面に沿つた冷却水の流速は約 3~4 m / sec であり、毎回の実験時間は約 10 sec であつた。

3.2 実験結果

溶銑流下溶損実験結果を Table 4 に示す。この結果を伝熱解析結果と一緒にして図示すると Fig. 2 のようになる。ここで横軸は温度伝導度であつて、これは熱伝導率を比熱と密度にて除した値である。縦軸は溶損に要した時間であつて、これは模型羽口に溶銑が流下しはじ

Table 4. The experimental results of model tuyer ablation by molten iron blowing.

Material of tuyer model	Cooling water	Molten iron blowing time	Ablation area (mm <sup>2</sup> )	Temperature of molten iron
Cu 1	No	5.0 sec	30 × 50	1 320°C
Cu 2	Yes	4.0	No	1 340
	//	6.0	No	1 330
	//	7.2	30 × 35	1 300
	//	7.6	30 × 35	1 380
PBC (Sn 10%)	//	4.0	50 × 60	1 370
BS (Zn 25%)	//	3.0	50 × 60	1 380
Cu-Cr (Cr 0.5%)	//	4.0	20 × 30	1 270
Cu-Cr-Zr (Cr, Zr 0.5%)	//	4.0	40 × 60	1 230

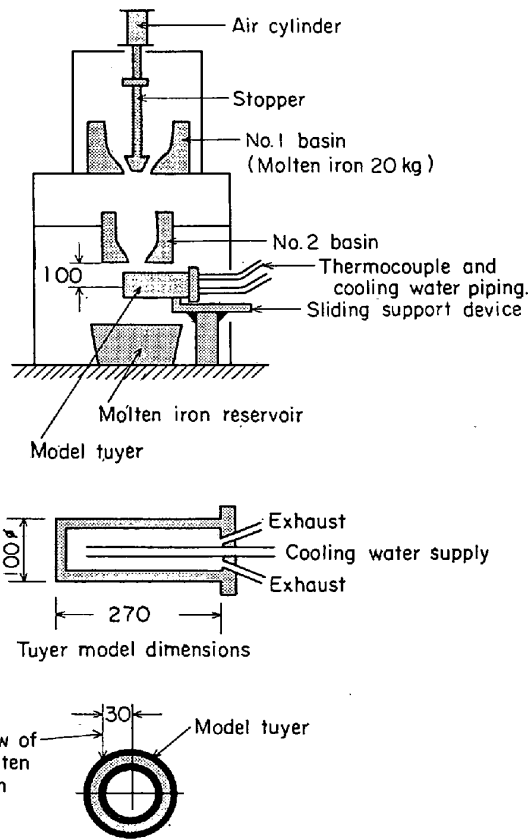


Fig. 1. Schematic expression of ablation test device for model tuyer.

めてから、溶損により冷却水が噴出するまでの時間を示す。

この表および図より、現用の羽口と同じ材質の純銅で作った模型羽口では、溶銑流（約10 kg）の接触により局部的に溶損し、この時点でジャケット内の冷却水が噴出したが、他の合金は、純銅にくらべて溶損がはやく、また溶損面積も広いことがわかる。さらに、純銅で水冷を行わない場合には、溶損までの所要時間は 5 sec で

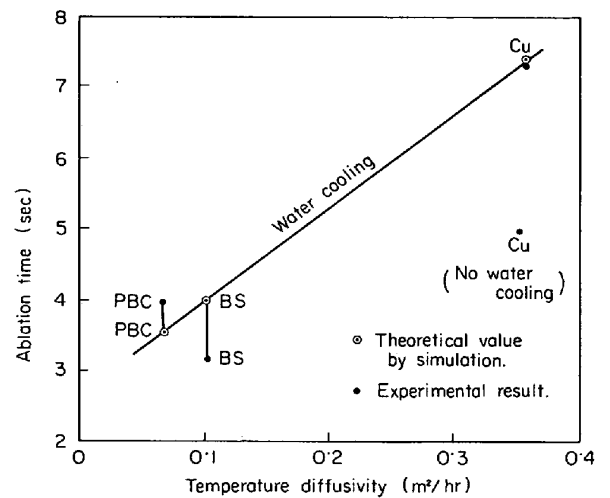


Fig. 2. The effect of temperature diffusivity on the ablation time of tuyer model.

あつて、溶損がいくらか速くなつている。

#### 4. 羽口の溶損伝熱数式モデル

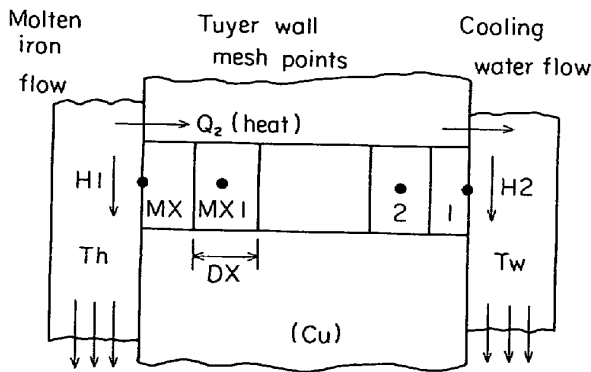
模型羽口の側面に衝突する溶銑流の直径は、約10 mmであつた。したがつて、伝熱解析においては、この溶銑流の直径を考慮すべきであるが、このような三次元伝熱モデルを作成することは困難なので、本報告においては羽口の一次元伝熱式を近似的に使用することにした。

このような近似的な取扱いを行ない、羽口の溶損実験結果と伝熱シミュレーション結果を一致させるのであるから、調整すべきシミュレーション数式中の熱伝達係数には、これらの近似取り扱い方法による誤差がふくまれることはいうまでもない。

##### 4.1 羽口の表面が銅の熔融温度 (1083°C) になるまでの伝熱計算

一次元伝熱モデルにおけるメッシュ点の配置状況を Fig. 3 に示す。

羽口の表面の点 (MX) の温度が  $DT$  時間に  $T(MX)$  °C より  $TD(MX)$  °C に上昇したものとすると、それに



H1, H2: Heat transfer coefficient

Fig. 3. Heat transfer simulation model at the heating up time before ablation starts.

要した熱量  $Q_0$  (kcal) は次式にて示される.

$$Q_0 = C\rho V(\text{MX}) \cdot [TD(\text{MX}) - T(\text{MX})]$$

ここに

$C$  = 銅の比熱 (kcal/kg °C)

$\rho$  = 銅の密度 (kg/m<sup>3</sup>)

$V(\text{MX})$  = (MX) 点のメッシュ部の体積 (m<sup>3</sup>)

である.

また, (MX) 点より (MX<sub>1</sub>) 点へ流出する熱量  $Q_1$  (kcal) は次式にて示される.

$$Q_1 = [\lambda/DX] \cdot [T(\text{MX}) - T(\text{MX}_1)] \cdot DT$$

ここに  $\lambda$  = 銅の熱伝導率 (kcal/m hr °C)

$DX$  = メッシュの間隔 (m)

である.

さらに, 溶銑より (MX) 点へ強制対流によつて流入する熱量  $Q_2$  (kcal) は次式にて示される.

$$Q_2 = H_1 \cdot [T_h - T(\text{MX})] \cdot DT$$

$H_1$  = 溶銑と羽口表面の間の熱伝達係数 (kcal/m<sup>2</sup>hr °C)

$T_h$  = 溶銑の温度 (°C)

である.

これらの関係を熱バランスの式

$$Q_0 = Q_2 - Q_1$$

に代入すると次式を得る.

$$TD(\text{MX}) = T(\text{MX}) + \frac{DT}{C\rho V(\text{MX})} \cdot \left[ \frac{\lambda}{DX} \cdot \{T(\text{MX}_1) - T(\text{MX})\} + H_1 \cdot \{T_h - T(\text{MX})\} \right]$$

同様にして羽口の内部の I 点の温度が (DT) 時間に  $T(I)$  °C より  $TD(I)$  °C になるものとするとき次式を得る.

$$TD(I) = T(I) + \frac{DT}{C\rho V(I)} \cdot \frac{\lambda}{DX} \cdot [T(I+1) + T(I-1) - 2T(I)]$$

さらに羽口内面の点 I が (DT) 時間に  $T(I)$  °C より  $TD(I)$  °C に温度変化するものと考え、 $TD(I)$  は次式にて示される.

$$TD(I) = T(I) + \frac{DT}{C\rho V(I)} \left[ \frac{\lambda}{DX} \cdot \{T(2) - T(1)\} + H_2 \cdot \{T_w - T(1)\} \right]$$

ここに  $T_w$  = 冷却水の温度 (°C)

$H_2$  = 冷却水と羽口内面の間の熱伝達係数 (kcal/m<sup>2</sup>hr °C)

である.

#### 4.2 羽口表面のメッシュ点が溶融を終了するまでの伝熱計算

銅の溶融潜熱を  $L$  (kcal/kg) とすると, 表面のメッシュ点 (MX) の溶融に必要な熱量は

$$L \cdot \rho \cdot V(\text{MX})$$

にて示される. したがつて, メッシュ点 (MX) が溶融温度に達した後は,  $L\rho V(\text{MX})$  から順次に,  $DT$  時間ごとに ( $Q_2 - Q_1$ ) を差し引いていき,  $L\rho V(\text{MX})$  が 0 になるまで伝熱計算をくり返す. このとき,  $T(\text{MX})$  なる温度は一定温度に保たれているものとする. くり返し計算が進行して,

$$L\rho V(\text{MX}) - (Q_2 - Q_1) = 0$$

となつた時点で (MX) 点が溶融を完了したものと考えて表面のメッシュ点を (MX) 点より (MX<sub>1</sub>) 点へ移す. すなわち, (MX) 点は溶融し, 流れ去つたものとし, 新しく (MX<sub>1</sub>) 点が露出したものとして伝熱計算をすすめる.

#### 4.3 羽口表面が溶損を開始した後の伝熱計算

溶損が進行している羽口の表面には, 溶融直後の流れのおそい溶融銅の層が存在していると考えられるが, この厚さなどについてははつきりしていない. したがつてここでは, 単に熱貫流率 ( $H_3$ ) として取り扱うものとする.

伝熱モデルのメッシュ点の配置状況を Fig. 4 に示す. 図では, 溶融せる銅の表面層が厚さ  $\delta$  の速度境界層 (または温度境界層) を形成しているものとしている. 流下している溶銑の温度  $T_h$  が一定なる場合には, この部分の熱貫流率  $H_3$  は ( $K/\delta$ ) にて示されることになる. ここに  $K$  は溶融せる銅の熱伝導率である. 一般には,  $H_3$  は, このように簡単に求めることはできないのであるから,  $H_3$  は伝熱シミュレーションで決定することにした.

$DT$  時間にメッシュ点 (MX) に流入する熱量  $Q_3$  は次式にて示される.

$$Q_3 = (H_3) \cdot [T_h - T(\text{MX})] \cdot DT$$

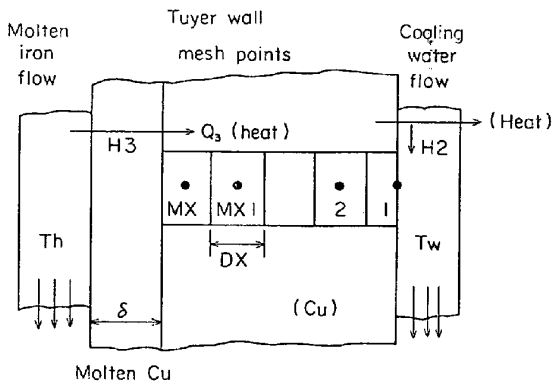


Fig. 4. Heat transfer simulation model in the period of ablation proceeds.

[ $H_2, H_3$  : Heat transfer coefficient]  
 $\delta$  : Thickness of molten Cu]

この  $Q_3$  を用いて、羽口表面のメッシュ点(MX)の昇温計算を行なう。

本計算においては、メッシュ間隔  $DX=1$  mm, 時間間隔  $DT=1 \times 10^{-5}$  hr とした。

5. 伝熱計算の条件と計算結果

羽口の模型実験の条件は、羽口肉厚 15 mm, 冷却水温度 25°C, 冷却水の水量 13.6 (l / min) である。羽口の初期温度は 20°C, 溶鉄の温度は 1350°C, 銅の熔融温度は 1083°C, 熔融潜熱は 49kcal / kg, 密度は 8960 kg / m<sup>3</sup>, 熱伝導率は 0°C にて 340kcal / mhr°C, 1000°C にて 290kcal / mhr°C とし、この間の温度における熱伝導率は内挿して求めた。また比熱は 0.1kcal / kg °C にとつた。

5.1 熱伝達係数および熱貫流率の決定

純銅の模型羽口の溶損実験結果に着目し、熱伝達係数および熱貫流率に種々の値を与えて、伝熱シミュレーションを行ない、得られた溶損開始直前までの時間が実測時間に合うという条件、さらに溶損終了までの時間が実測時間に合うという条件より、熱伝達係数、熱貫流率を求めた結果を Table 5 に示す。この表より

(1) No 221 が溶損実験結果に近いので

$$H_1 = 13\,000, H_2 = 2\,000, H_3 = 30\,000 \text{ kcal/m}^2 \text{hr}^\circ\text{C}$$

を用いることにした。

(2) 溶損の進行状況の解析結果の例を Fig. 5 に示す。羽口の外面(A点)が溶損を開始する時点では、羽口内面は 850°C に達し、膜沸騰になっていることを示す。

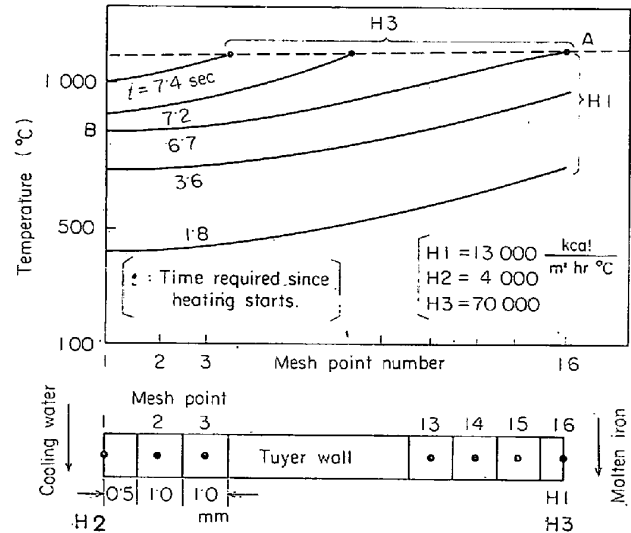


Fig. 5. Simulation result of tuyere ablation.

Table 5. Tuyere ablation simulation results and experimental data of model tuyere.

Simulation number	Heat transfer coefficient			Ablation starts $t_0$ (sec)	Ablation finished $t_1$ (sec)	$t_1 - t_0$ (sec)
	$H_1$	$H_2$	$H_3$			
111	11 000	1 000	50 000	6.54	7.44	0.90
112	//	//	70 000	//	7.19	0.65
113	//	//	90 000	//	7.05	0.51
124	//	2 000	150 000	7.14	7.41	0.27
125	//	//	200 000	//	7.34	0.20
211	13 000	1 000	30 000	5.42	7.01	1.59
221	//	2 000	//	5.78	7.45	1.67
232	//	3 000	50 000	6.21	7.22	1.01
243	//	4 000	70 000	6.67	7.47	1.80
244	//	//	90 000	//	7.32	0.65
245	//	//	110 000	//	7.17	0.50
246	//	//	150 000	//	7.06	0.39
311	15 000	//	30 000	5.42	7.36	1.94
322	//	7 000	150 000	7.06	//	0.30
323	//	//	200 000	//	7.28	0.22
411	17 000	9 000	70 000	6.45	7.24	0.79
412	//	//	90 000	//	7.05	0.60
Model experiment	Cooling water	13.6 l / min		6	7.5	1.5

( $H_2$  としては溶損防止の限界値 9 000 より小さい 4 000 kcal/m<sup>2</sup>hr°C を用いた。) 羽口の表面が銅の溶融温度 (1 083°C) に達してから, 約 0.7 sec 後に溶損を終了していると考えてよいであろう。

なお, 溶損開始時刻は次のようにして判断した。すなわち模型羽口の側面にそつて流下していた溶銑流が, 溶損によって発生した模型羽口の側面の小さな凹みによつて流れが乱されて, 飛散するのがみられた時刻を溶損開始時刻とした。また溶損終了時刻は, 模型羽口の中から冷却水が噴出しはじめた時刻とした。

### 6. 羽口の冷却条件が溶損時間に及ぼす影響の解析結果

模型羽口の溶損実験結果を用いて熱伝達係数, 熱貫流率を定めることができたので, 本節においてはさらに冷却を強化した場合などについて, 伝熱シミュレーションを行なつた。

#### 6.1 熱伝達係数, 熱貫流率が正味の溶損時間に及ぼす影響

溶損開始までの溶銑側の熱伝達係数 ( $H_1$ ), 冷却水側の熱伝達係数 ( $H_2$ ), 溶損が進行しているときの溶銑側の熱貫流率 ( $H_3$ ), などが変化したときの, 正味の溶損時間を Fig. 6 に示す。

羽口の溶損速度は主として,  $H_3$  なる溶銑側の熱貫流率によつて左右されるものと考えてよいであろう。

つぎに羽口材料の熱伝導率が溶損時間に及ぼす影響の傾向を試算した結果を Fig. 7 に示す。

#### 6.2 冷却水の冷却効果が羽口の溶損時間に及ぼす効果

羽口の冷却水側の熱伝達係数 ( $H_2$ ) が羽口の溶損時間に及ぼす影響の伝熱解析結果の一例 ( $H_3=70 000$  の場

合) を Fig. 8 に示す。羽口の溶損時間を十分に長くするためには  $H_2$  は

$$H_2 > 9 000 \text{ (kcal/m}^2\text{hr}^\circ\text{C)}$$

にえらぶ必要がある。

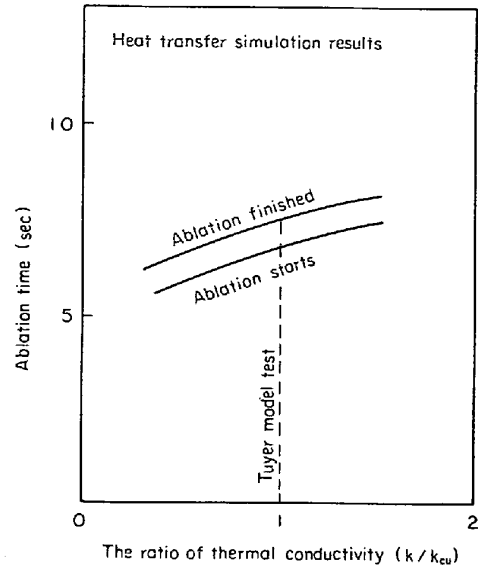


Fig. 7. The effect of thermal conductivity of tuyser wall on the ablation time, and the result of tuyser model ablation test.

SC	$k=14$ kcal/m hr °C
PBC	$k=41$
BS	$k=52$
Cu	$k_{Cu}=332$

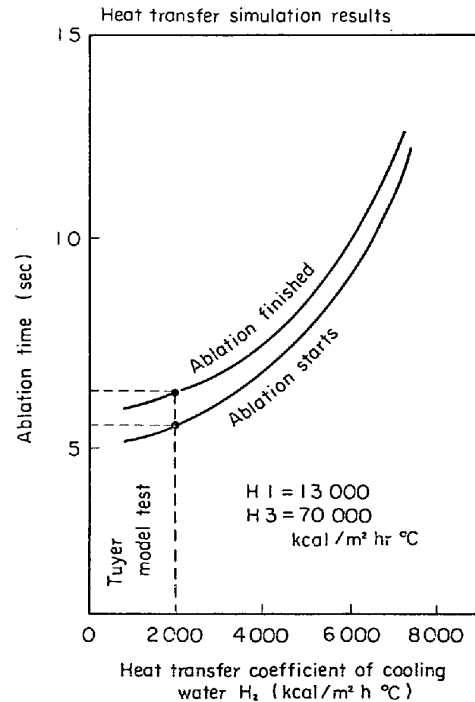


Fig. 8. The relation between ablation time and cooling water heat transfer coefficient  $H_2$  and the result of tuyser model ablation test.

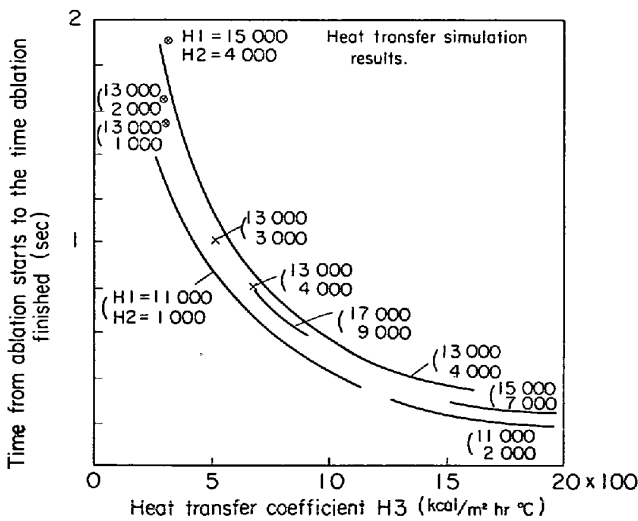


Fig. 6. The relation between ablation time and heat transfer coefficients.

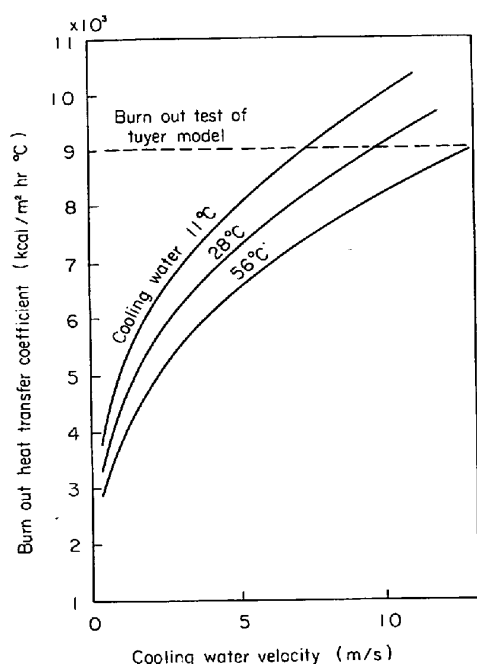


Fig. 9. Burn out condition modified W. H. McADAMS' data, and burn out test result of tuyser model expressed by heat transfer coefficient.

Table 6. Burn-out condition between cooling water temperature, cooling water velocity and tuyser inner surface temperature estimated by McADAMS' burn-out diagram.

Cooling water temperature	Cooling water velocity	Tuyser inner surface temperature
56 (°C)	12.8 (m/sec)	200 (°C)
28	9.3	156
11	7.2	144

バーン・アウト熱伝達係数  $h_B$  ( $\text{kcal}/\text{m}^2\text{hr}^\circ\text{C}$ ) と流速の関係を示す。冷却水の温度が  $50^\circ\text{C}$  の場合には、流速を  $12.8\text{m}/\text{sec}$  にすれば、羽口内面の温度は  $200^\circ\text{C}$  になるから、羽口の破損を防止しうる。すなわち、羽口内の水温の上昇を高く見積つて羽口先端で  $50^\circ\text{C}$  にとつた場合の溶損防止のための冷却水の流速は約  $12.8\text{m}/\text{sec}$  であると考えてよいであろう。

一般にバーン・アウト理論では、最大熱流束を考慮しているが、本報告では、McADAMS<sup>2)</sup> によるバーン・アウトの特性曲線を熱伝達係数に書きかえて使用した。(Fig. 9)

羽口の表面の温度が溶融温度に達し、その熱伝達係数が大きいときには溶損が進行する。これは熱流束が大きいからである。

電子計算機で溶損の進行状況を検討する場合には、熱伝達係数を溶損の一条件と考えて解析をすすめることができる。したがって McADAMS の線図の最大熱負荷を

熱伝達係数におきかえておくと便利であると考えた。

McADAMS の線図より、バーン・アウトのときの冷却水温度、限界流速、伝熱面(羽口表面)の温度の関係を求めてみると Table 6 のようになる。これより、冷却水の温度の低い場合には、流速が低くても羽口表面の温度は低くなり、バーン・アウトの危険性が少ないことがわかる。

## 7. 結 言

高炉の羽口の破損状況を調査した結果によつて、羽口の上下面部、端面部に溶損が多いことが判明した。したがつて、溶損防止方法を検討するために、まず、模型羽口を作り、その側面に溶銑を流下し、溶損の実験を行なつた。この結果を用い、溶損伝熱数式モデルを作成し、見かけの熱伝達係数を決定した。これを用いて、溶損に及ぼす各種要因の影響を検討した。

この結果から、次のようなことがわかつた。

(1) 溶銑流下実験結果より、実際の羽口の溶損時間は約 7 sec であると推定される。また、このときの熱伝達係数は溶損伝熱シミュレーションより

$$H_1 = 13\,000 \text{ (溶損開始までの溶銑側の熱伝達係数)}$$

$$H_2 = 2\,000 \text{ (冷却水の熱伝達係数)}$$

$$H_3 = 30\,000 \text{ (溶損進行時の溶銑側の熱貫流率)} \\ (\text{kcal}/\text{m}^2\text{hr}^\circ\text{C})$$

なる値を選定することができた。

(2) 溶損を防止しうるための冷却水の必要な流速は約  $13\text{m}/\text{sec}$  以上である。

(3) 熱伝導率が少々大きな値をもつ銅を使用しても溶損防止に顕著な効果はみられない。

(4) 溶損防止のためには羽口の肉厚を厚くすることが望ましい。

(5) 羽口の冷却水側の熱伝達係数は  $9\,000(\text{kcal}/\text{m}^2\text{hr}^\circ\text{C})$  以上にとることが望ましい。

終りに本会の『高炉の羽口破損の機構について』の討論講演会において、ご指導いただいた八塚健夫氏、山田健夫氏をはじめ各社の皆様、本報告の発表をすすめられ、調査と検討をいただいた住友金属工業(株)本社第一技術開発部および各製鉄所の各位、さらに溶銑流下溶損実験の計画と推進についてご指導いただいた中央技術研究所の佐々木寛太郎氏に深謝いたします。

## 文 献

- 1) 三塚, 森瀬, 津田: 鉄と鋼, 57 (1971) 2, p.201
- 2) W. H. McADAMS: Heat Transmission (1954), p. 391, Fig. 14-21, (McGraw-Hill Book Co. Inc.), Asian Student's Edition.
- 3) 化学工学便覧, (1968), p. 251, 図 3.61, (丸善)