

論 文

羽口溶損機構に関する研究*

三塚 正志**・森瀬 兵治**・津田 勉久***

Study on the Burn-Out Mechanism of Tuyere

Masashi MITSUTSUKA, Heiji MORISE, and Katsuhisa TSUDA

Synopsis:

To protect tuyeres from failures which were mainly caused by burn-out, their thermal states and burn-out were studied. The temperature and heat flux distributions in tuyeres and cinder notches were measured in operation, and burn-out tests were also made on water-cooled Cu-plates on which molten steel was poured.

The results obtained are as follows;

1. In normal operation, measured temperatures of a tuyere are about 200°C in the upper portion of its nose; and about 100°C in the lower one and its inner wall. The heat flux is $40\sim 100 \times 10^4$ kcal/m²·hr in the tuyere nose.

2. In normal slag-tapping operation, temperatures of a cinder notch are ranged from 140 to 190°C in its nose and ranged from 110 to 150°C in its inner wall. The heat flux in its nose indicates the maximum value, about 200×10^4 kcal/m²·hr.

3. From the experiment of burn-out of Cu-plates, burn-out heat flux (q_{BO}) is derived as a function of the temperature and velocity of the cooling water. In the case of inlet water at 27°C and 1 m/sec, q_{BO} of Cu-plate with 20 to 30 mm in thickness is about 750×10^4 kcal/m²·hr.

4. The burn-out heat flux of actual tuyeres is estimated above $400\sim 700 \times 10^4$ kcal/m²·hr, which is obtained only during contact with a great amount of molten metal. Hence, it is assumed that burn-out of a tuyere in operation occurs only when it contacts with a great amount of pig iron.

(Received May 8, 1970)

1. 緒 言

羽口破損は高炉誕生以来の課題である。すなわち、研究・開発によつて破損がある程度まで解消されると、炉の操業がさらに高度化され、また破損が多発するという歴史を繰り返してきたわけである。たとえば、大正末期から昭和初期における羽口破損防止に関する平川¹⁾の論文には、“急速操業を行なう高炉では羽口破損が多発し、それによる損害は非常に大きい”と記述してある。

平川¹⁾は羽口破損(溶損)防止法を研究し、破損原因を“溶銑と羽口の接触によるスーパー・ヒート”とし、その防止策として“羽口材料には、熱抵抗(厚さ/熱伝導率)が大きく、表面の滑らかな材料がよく”上記材料はAlで満足され、“Al羽口は、溶損防止のほか作業性(軽量)の点でもCuよりすぐれている”と報告した。

この研究によって、当所では大正12年からAl羽口の現場試験を開始し、昭和初期には全面使用に踏み切つ

た。しかし、戦後Alが不足し再生Alを使用せざるを得ない状態になると、純度が低下し、亀裂破損が急増した。当時国内の他製鉄所ではCu羽口が使用されており、その成績は当所のAl羽口よりすぐれていたようである。そこでふたたびCu羽口への切替えが検討され、昭和27年頃からCu羽口を使用するようになった。一方、当所の羽口冷却水については、用水事情が悪化した大正8年から海水を使用している。

その後、羽口破損は減少したとはいえ、破損防止の研究は行なわれていたようであるが、文献は見当たらない。昭和30年代後半、高炉が大型化し、操業が高度化(高圧操業、重油使用、酸素富化、高温送風など)すると、ふたたび羽口破損が多発し、しかも大型高炉のため、羽

* 昭和44年3月本会講演大会にて発表
昭和45年5月8日受付

** 新日本製鉄(株)八幡製鉄所技術研究所

*** 新日本製鉄(株)八幡製鉄所八幡製造所

口破損に起因する突発休風による減産量は多大で、再度羽口破損防止法の研究が重要になつた。

当社においては、吉田と石橋²⁾が昭和 30 年代前半から、透明ビニール羽口を用い、冷却水の流動状態を観察し、冷却強化法や溶銑と接触しにくい形状などの研究を行なつた。昭和40年代にはいり、筆者ら³⁾は cold test と hot test を組み合わせる必要を痛感し、縮尺 1/2 の Cu 羽口やステンレス鋼羽口を実験用ガス炉に取り付け、hot test を開始した。

この実験を発展させ、昭和 41 年にはシース熱電対を現場羽口に埋め込み、稼動中の羽口温度を連続測定した⁴⁾。その結果、羽口溶損の原因は、平川¹⁾の説と同様“多量の溶銑と羽口の接触によるパーン・アウト現象”であることを確認した⁵⁾。筆者ら³⁾はこれを確認するため、昭和 43 年から実験室において約 2 t の溶鋼を用いる沸騰熱伝達実験を行ない、上記現象を実証した。

国内外における羽口破損防止の研究も多く、最近の報告を調べると、昭和 40 年ソ連の B.I. ギンズブルグら⁶⁾は高流速羽口の優秀性を、B.I. ラーギン⁷⁾は羽口の臨界熱負荷は $600 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr}$ であり、これに耐えるには 7 m/sec の流速が必要と報告している。昭和 43 年 U.S. Steel の C. M. SCIULLI¹⁰⁾ は、筆者らと同じような燃焼炉による hot test によって、羽口先端部の温度と温度勾配を測定し、羽口破損の原因は“先端部の熱応力によるクラックおよび溶銑接触による冷却水の膜沸騰である”とし、その防止対策として先端部の薄肉化と高流速化を提案した。昭和 44 年千原ら¹¹⁾は、稼動中の羽口と冷却水の連続測温および約 50 kg の溶銑流下実験から、羽口の溶損原因は“羽口と溶銑の接触によるパーン・アウト”と報告した。

本報では、これまでに講演発表したデータを中心にし羽口の溶損機構を定量的に説明する。

2. 羽口破損の状況

2-1 破損原因

筆者らが本研究を開始した当時（昭和40年）の当所における羽口破損の原因を Table 1 に示す。溶損が全体の約 2/3 を占め、しかも溶損の約 90% は突発休風の原因になつている。一方、破損 1 個当たりの平均休風時間は 150~160 min で、それによる減産量は多大である。第 2 位の亀裂は、予定休風時の定期取替えによつて発見されることが多く、突発休風の原因になることは少ない。

以上のような状態から、溶損防止の研究を第一に行なうべきことは明らかであつた。もちろん溶損が減少すれば、別の原因、たとえば亀裂、腐食、摩滅などによる破損割合が増大しよう。しかし、これらは、定期取替えによつて防止することができる。

2-2 溶損位置

溶損の発生位置は大部分が先端部で、先端部のうちでは下部が多く、普通型羽口で 77%、下切型羽口でも 63% である。これは、溶銑レベルが上昇し羽口と接触することが溶損の主原因であることを示唆している。つぎに内外筒方向では、Table 2 に示すように中央部（前方部）が 45%、内筒寄り 27%、外筒寄り 28% で中央部に多い。これは外筒寄りは付着物でおおわれているため溶銑と接触する割合が少ないうえに、低温部（付着部分）への熱拡散が多く、また内筒寄りは熱風によつてある程度まで溶銑の流入が阻止されるため、いずれも中央部より熱的条件が有利なためと考えられる。これに対し、中央部は常時露出しており、しかも内外筒方向への熱拡散も少ないため、溶損割合が多いものと考えられる。

3. 羽口の熱的状态の把握

3-1 羽口測温法の開発

稼動中の羽口の熱的状态を把握するため、羽口測温法

Table 1. Causes of tuyere failures in Yawata works during 1964 to 1965.

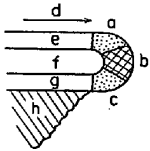
Name of works	Duration	Occurrences of tuyere failures	Causes of failures (%)			Number of blowing down due to tuyere failures
			Burn-out	Crack	Others	
Higashida	Nov. '64~ Oct. '65	80	73.3	6.3	20.4	64
Kukioka	Jun. '64~ Oct. '65	26	54.0 (86.7)*	11.4	34.6	22
Tobata	Dec. '64~ Sep. '65	115	66.1 (74.2)*	20.0	13.9	83

* Parentheses show the percentage of failures in lower portion of nose.

Table 2. Burn-out failure position in tuyere nose of Tobata blast furnace during 1964~1965.

	Number of burn-out failures	Position*		
		Inner wall side	Middle	Outer wall side
Upper portion	3	1	2	0
Middle portion	9	2	5	2
Lower portion	41	11	17	13
Total	53	14	24	15
Mean life of tuyeres (day)	117	76	150	102

* a : Failure of inner wall side
 b : " of middle
 c : " of outer wall side
 d : Hot blast
 e : Inner wall
 f : Cooling water chamber
 g : Outer wall
 h : Solidified material



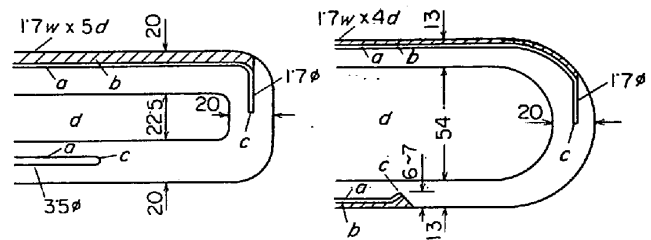
を検討した。熱電対を羽口に取り付けるに際しては、

- (1) 燃焼ガスから熱電対を保護すること。
- (2) 熱電対の取付けによつて、羽口内外の熱流を乱さないこと。
- (3) 熱電対の取付けによつて、羽口を脆弱化しないこと。
- (4) 熱伝導誤差を防止すること。
- (5) 冷却水を温接点部に浸水させないこと。
- (6) 時定数を小さくすること。

を考慮した。(1)はメタリック・シース熱電対の使用で、(2)と(3)は羽口に小さい孔または溝を作り、その中に細い熱電対(シース外径 1.0~3.2 mm φ)を埋め込み、表面を平滑にすることで、(4)は熱電対を等温面に沿つて取り付けることで、(5)は孔や溝を外側(ガス側)から作ることによつて、(6)は熱電対の温接点を羽口に点溶接することや細い熱電対の使用によつて解決した。これらの条件を満足する熱電対取付け法をFig. 1に示す。溝に埋め込んだ熱電対は、その外側をろう付けするのが望ましいけれども、作業を容易にするため溝幅より若干太い銅線をたたき込んで固定した。また、現場羽口の場合には、羽口を炉体に取り付けるとき鏡部分を強打するから、熱電対は給排水管の近傍に取り出した。なお、現場羽口の測温法については前報⁹⁾を参照されたい。

3.2 稼働中の羽口温度

3.1 に記述した方法で稼働中の羽口温度を連続測定した。記録紙の一例を Fig. 2 に、羽口温度(肉厚中央)を Table 3 に示す。Fig. 2 から、先端温度はかなり変動し



(a) 1/2 hot model tuyere (b) Actual tuyere
 a : Metallic sheathed thermocouple, b : Copper wire,
 c : Temperature measuring point, d : Cooling water chamber
 Fig. 1. Installing method of thermocouples into tuyere wall and nose.

ていること、Table 3 から、羽口の平均的な温度分布は
 外筒(先端から約 100 mm)下部……水温+10~20 deg
 “ (“) 上部……水温+30~40 deg
 内筒下部……………85~100°C
 先端下部……………90~110°C
 “ 中部……………110~150°C
 “ 上部……………180~210°C

であることがわかる。内筒は熱風で加熱されるのに対し外筒は付着物でおおわれているから、前者が高温になること、また、外筒下部は流速の大きい冷たい水で冷却されているから、上部より低温になることなどは予想どおりである。

これに対し、定常操業時の羽口先端温度は、溶損の多発する下部が約 100°C と低く、上部が約 200°C と高いのは予想外の現象である。これは加熱と冷却の両面から説明できる。加熱に関しては当研究所の島田ら¹⁰⁾の研究によると、羽口近傍のレースウェイは Fig. 3 のようにな

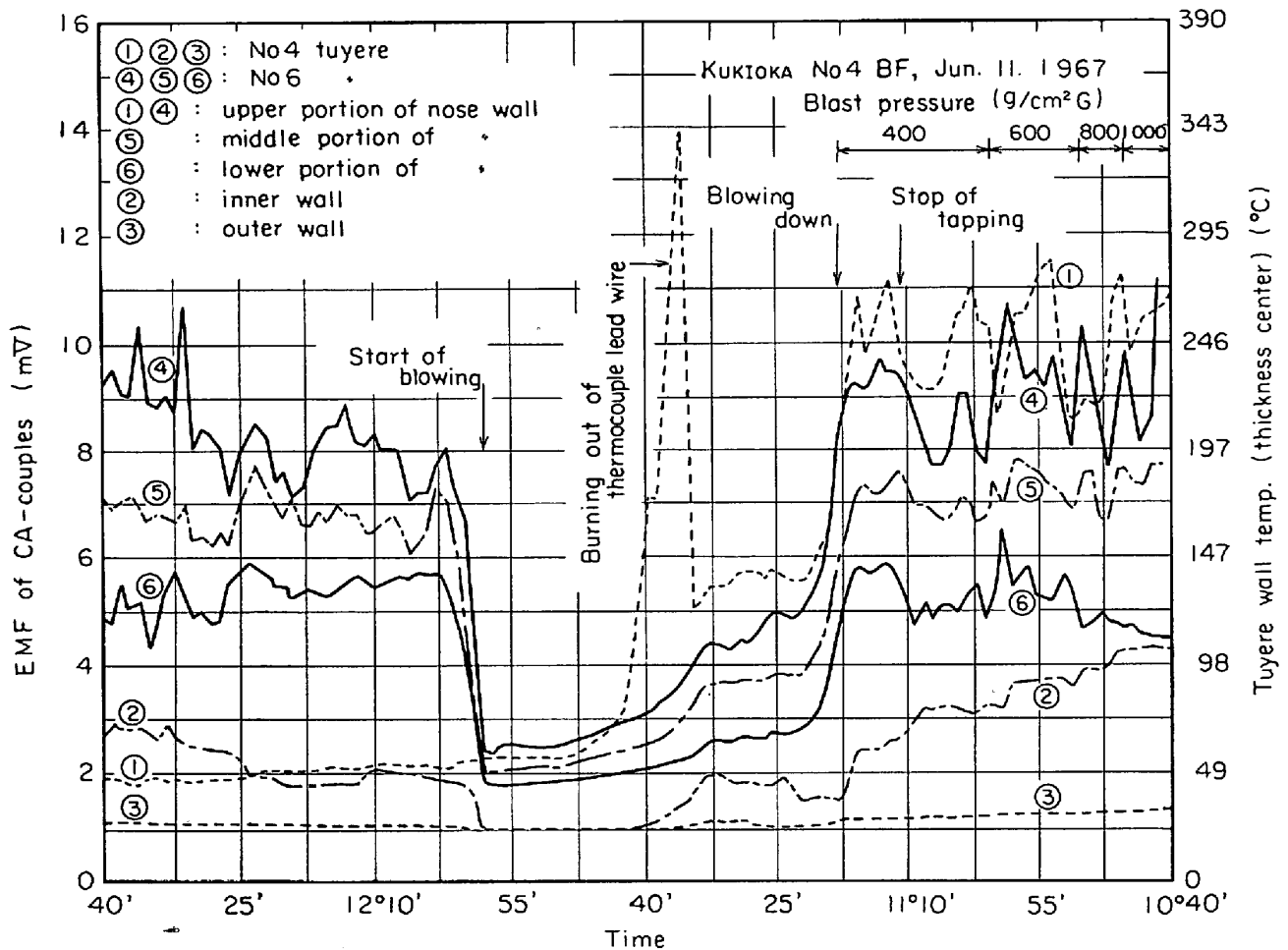


Fig. 2. An example of temperature transients of actual tuyere wall (water flow rate : 200 l/min, inlet water temp. : 13°C).

ついているから、当然上部への熱負荷(対流とふく射)は大きい。冷却に関しては、测温した羽口の給水管挿入深さが 150 mm (挿入割合 34%)であるから、下部の冷却が幾分強い。

つぎに、先端部を厚さ方向に 2 カ所(間隔 10 mm)测温して温度勾配を求め、銅鑄物の熱伝導率を $0.83 \text{ cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot \text{deg}$ 、形状を平板、熱流を定常状態と仮定し、熱流束を算出した(Table 4)。先端部の熱流束は温度分布と同様、上部>中部>下部で、その値は $40 \sim 80 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr}$ であり、hot model test で得られた値と同じオーダーである³⁾。なお、最近の測定によると Table 4 の中部温度はかなり低いから、中部の熱流束はこの値より大きいものと考えられる。

温度勾配から冷却面の温度を外挿すると、下部は水の沸点以下、中部は沸点近傍、上部は沸点以上であるから、溶損の多発する下部ではほとんど沸騰していないが、溶損の少ない上部では常時沸騰しているわけである。もちろん、羽口内水圧は約 $0.5 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$ であるから、水

の沸点は約 110°C である。

3.3 出滓中の鉍滓羽口温度および熱流束

送風羽口(本文中では羽口と記述)と形状、冷却方法および破損原因(溶損が多い)が類似している鉍滓羽口の熱的状态を知ることは、羽口溶損機構の解明にとって有意義である。それゆえ、3.1 の方法で鉍滓羽口の温度と熱流束を連続測定した。記録紙の一例を Fig. 4, 出滓中の温度および熱流束を Table 5 に示す。

出滓中の温度パターンは、出滓状態や流銚の状態などによつて大きく変動する。出滓状態が良好なときのパターンは、Fig. 4 のように、前半が若干高温で変動が大きく、後半は徐々に降温するとともに安定化する。出滓中の鉍滓羽口温度は、先端>内筒で、先端部の温度分布は下部=中部>上部である。先端>内筒は、先端部は常時鉍滓と接触しているが、内筒は先広がりになっているため、羽口と鉍滓の間に間隙が生ずること、先端部は加熱面積>冷却面積であることおよび給水管挿入割合が 0% であることなどのため、先端部の冷却効果が小さいこと

Table 3. Actual tuyere wall temperature (measured at Kukioka No 4 BF).

Position of temp. measuring point	Tuyere No	Wall temperature(°C)*			Cooling** Water temp. (°C)	
		Mean	Maximum	Minimum		
Nose wall	Upper portion	4	195	268	154	13~16
		6	192	253	112	〃
		15	206	292	137	〃
		2	188	250	142	25~28
	Middle portion	6	141	187	80	13~16
		2	114	170	78	25~28
Lower portion	6	91	116	66	13~16	
	2	103	130	79	25~28	
Upper portion of outer wall	50 mm from nose tip	5	93	115	69	〃
		5	123	145	102	33
	100 mm	5	57	66	44	25~28
		5	92	97	71	33
	150 mm	5	47	53	37	25~28
		5	75	79	69	33
Lower portion of outer wall	50 mm from nose tip	5	45	55	38	25~28
		5	62	73	52	33
	100 mm	5	34	41	31	25~28
		5	51	53	47	33
	150 mm	5	26	27	24	13~16
		5	33	35	31	25~28
5		51	53	46	33	
Lower portion of inner wall (150 mm from nose tip)		4	87	110	45	13~16

* Measuring position : wall thickness center

** " : inlet

Table 4. Heat flux of actual tuyere nose wall in normal operation (measured at Kukioka No 4 BF).

Position of nose wall	Mean heat flux* (Kcal/m ² ·hr)	Mean temp. gradient (deg/cm)
Upper portion	81×10 ⁴	27
Middle 〃	57×10 ⁴	19
Lower 〃	42×10 ⁴	14

* Thermal-conductivity of tuyere wall : 0.83cal/cm·sec·deg

による。また先端部の下部≧中部>上部は、給排水孔が上部にあるため、上部の冷却が強いことと上部は鉍滓と接触する時間が下部より短いためと考えられる。

上記結果から、鉍滓がはげしく接触しているときでも鉍滓羽口の温度（厚さ15~20mmの中央）は、先端部で約200°C以下、内筒で約150°C以下にすぎないことがわかる。一方、流銑のあるとき先端部は300°C以上に

も昇温し、鉍滓羽口が流銑によって溶損されることを示唆している。

つぎに、厚肉の鉍滓羽口（内筒20mm、先端20mm）を製作し、出滓中の熱流束を測定した（Table 5参照）。その結果、流銑のない出滓中の熱流束は、普通80~100×10⁴、大きいときでも200×10⁴ kcal/m²·hr以下であり、この程度の熱流束では鉍滓羽口（送風羽口もほぼ同じ）は溶損しないことがわかった。

4. 羽口の溶損機構

2においては、現場の記録から羽口破損の大半は溶損であり、しかもそれは先端下部に多発すること、3においては、現場羽口の測温から、定常操業時には、溶損の多発する先端下部では冷却水がほとんど沸騰していないこと、高温ガスや鉍滓接触による熱負荷は、前者が100×10⁴、後者が200×10⁴ kcal/m²·hr以下であり、溶損の原因にはならないことなどがわかった。それゆえ、4

では、溶損の主原因である溶銑接触時の現象を調べ、羽口の溶損機構を検討する。

4.1 羽口溶損時の温度変化

4.1.1 送風羽口

多数の羽口を测温したが、测温部近傍が溶損した例は

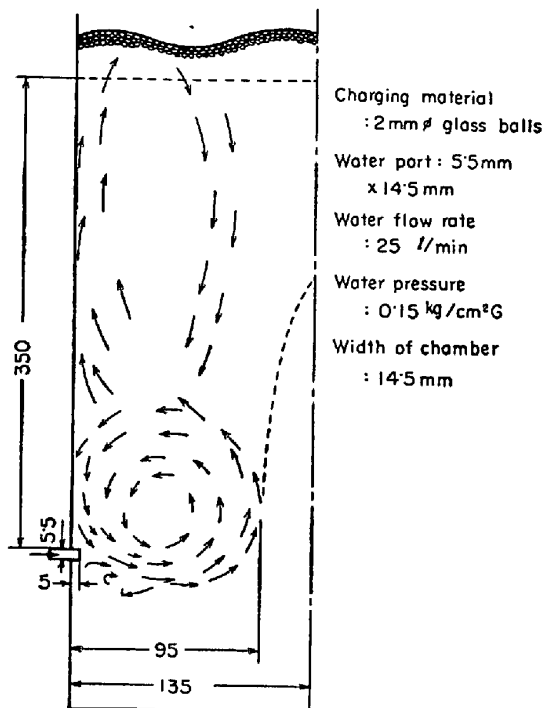


Fig. 3. Race-way in the two dimensional cold model test (M. SHIMADA, et al.¹²⁾).

ない。しかし、先端上部の测温中に先端下部の溶損した例が2回あり、そのときの状態を検討する。

例1の場合、Fig. 5 に示すように、先端上部が約 10 minで 220°C (肉厚中央)から 290°C まで直線的(時間に対して)に上昇し、その後先端下部が溶損した。その後は約 7 min で約 80°C まで降下した。溶損直後、排水温度は約 50 deg 急上昇し、この温度を 1~2 min 継続した。

例2の場合、先端上部が約 2 min で 190°C から約 270°C まで急昇温し、3 min 後に先端下部が溶損した。その後は、約 5 min で 130°C まで降下したが、このとき排水温度は測定していない。上記2例とも、先端上部(肉厚20 mmの中央)が、約 200°C から約 300°C まで昇温した後溶損し、その後、数分間で約 100°C まで降下している。

通常約 200°C の先端上部が約 300°C まで昇温し、その状態を数分間持続するには、上部がかなり大きな熱負荷を受けるか、または冷却水の温度がかなり高くなる必要がある。この2つの条件は、鋳滓や溶銑レベルの上昇によつて同時に満足させる。すなわち、冷却水に関しては、溶銑レベルが上昇し下部に接触し始める頃には上層の鋳滓は中部や上部に接触しているはずであり、冷却水は鋳滓や溶銑から多量の熱を受け高温状態で上部に流入する。熱負荷に関しては、上記状態のときには、溶銑と接触する下部への熱負荷は、鋳滓と接触する上部

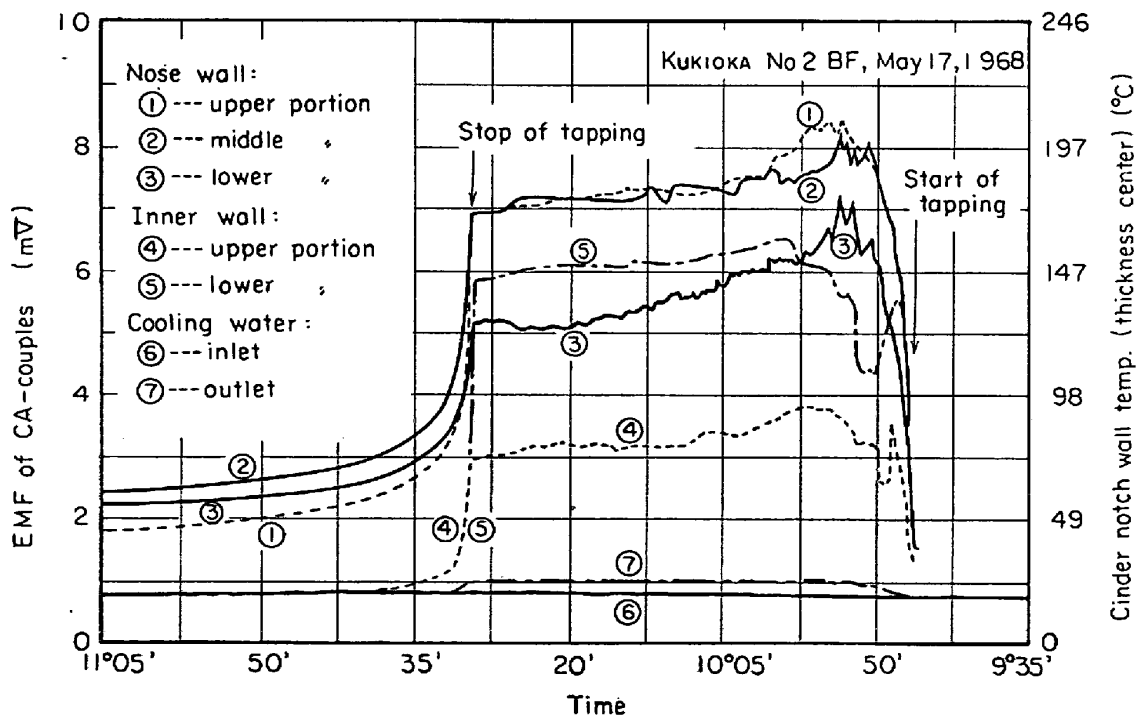


Fig. 4. An example of temperature transients of cinder notch in normal slag tapping.

Table 5. Temperature and heat flux of cinder notch wall in normal slag tapping (measured at Kukioka No 2 BF).

Position of measuring points		Temperature (°C)	Heat flux (kcal/m ² ·hr)	
			Mean	Maximum
Nose wall	Upper portion	157 ± 22	90 × 10 ⁴	136 × 10 ⁴
	Middle portion	177 ± 12	—	—
	Lower portion	173 ± 13	95 × 10 ⁴	156 × 10 ⁴
Upper portion of inner wall (115 mm from nose tip)		90 ± 8	—	—
Lower portion of inner wall (115 mm from nose tip)		129 ± 18	39 × 10 ⁴	63 × 10 ⁴

Inlet water temperature : 17~20°C
 Length of cinder notch : 180mm

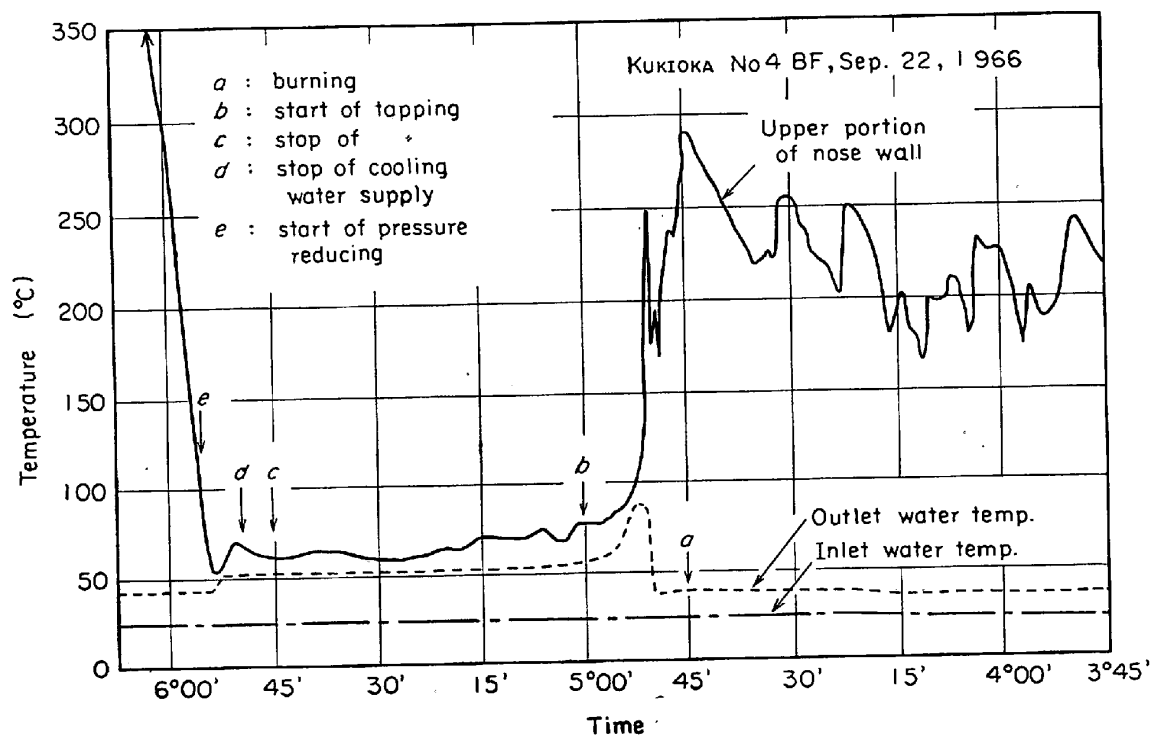
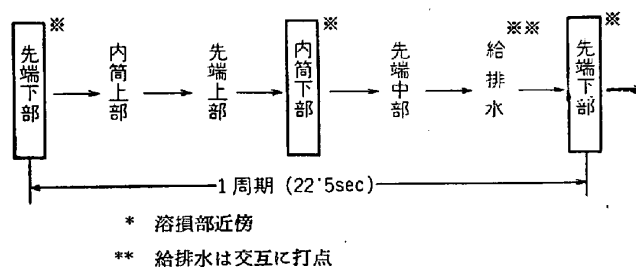


Fig. 5. A temperature transients example of tuyere and cooling water in burn-out of tuyere.

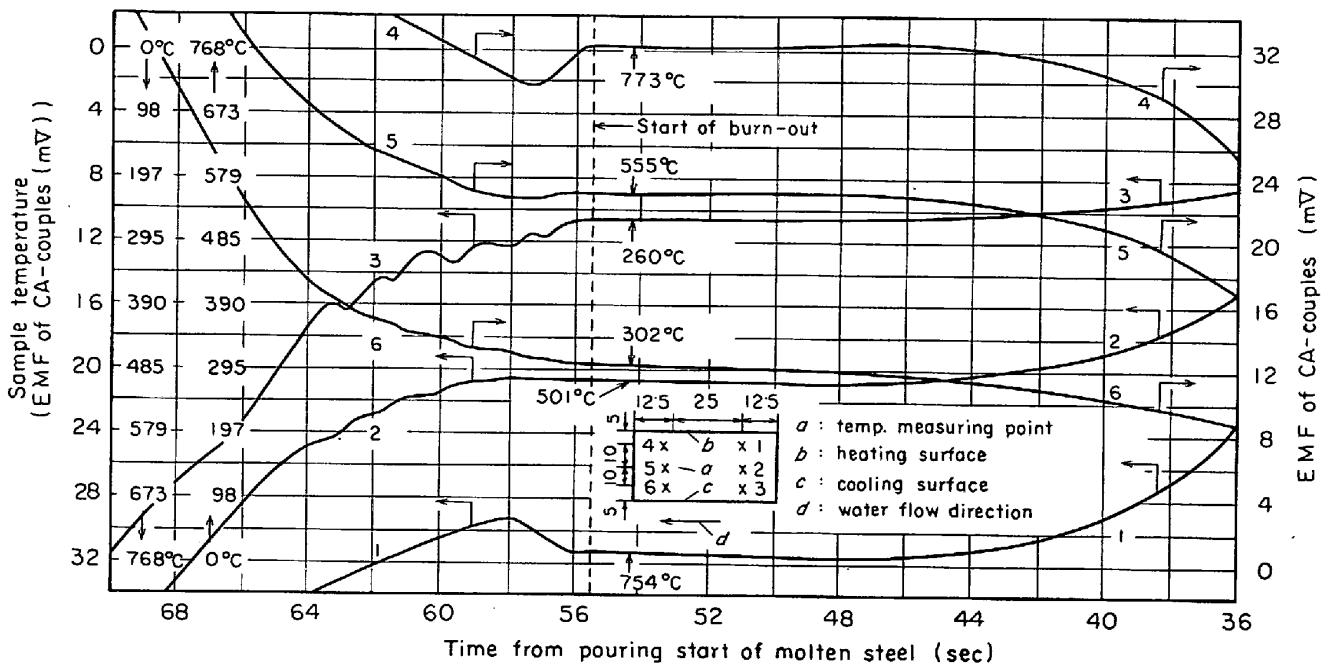
より大きく、冷却水が上部より若干低温としても、下部の温度は上部より高いと推定される。また3.3によると鉋滓だけの接触では先端温度は 200°C 以下だから先端上部が約 300°C になるには、冷却水の昇温または鉋滓以外による熱負荷が必要である。他方下部への溶銑接触がないとすれば、冷却条件のより悪い上部が溶損するはずである。それゆえ、この現象（下部溶損）を説明するには、どうしても下部への溶銑接触を仮定しなければならない。

4.1.2 鉋滓羽口

この例は内筒下部前方の溶損 (25 mm × 45 mm) で、溶損した近傍を測温していたが、打点記録計のため、昇温を記録しないで溶損した。このときの打点順序は、

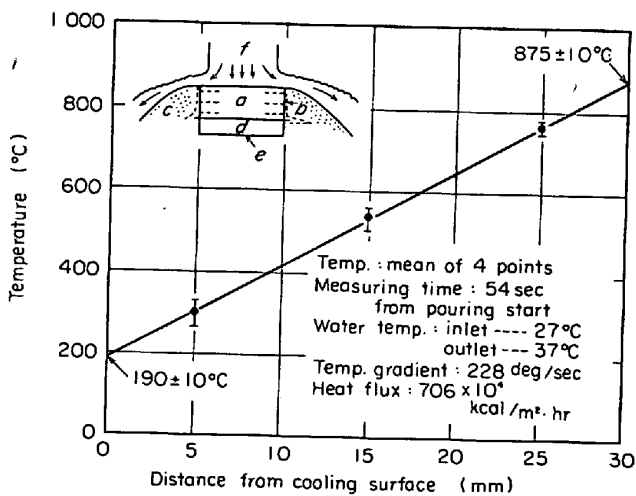


* 溶損部近傍
 ** 給排水は交互に打点



Specimen: rolled copper plate (30t×50×50mm), Molten steel temp. in ladle: 1615°C, Diameter of tundish nozzle: 40mm, Cooling water temp. (inlet): 27°C, Water velocity: 1.0m/sec, The ladle stopper was closed after 17sec from pouring start and re-opened after 33 sec.

Fig. 6. (a) Temperature transient on electro-magnetic oscillograph recorder in burn-out of copper specimen.



a: Specimen, b: Sheathed couples, c: Refractory material, d: Cooling water, e: Al-plate, f: Molten steel

Fig. 6. (b) Temperature distribution in copper specimen in stationary state before burn-out.

であり、溶損部近傍の先端下部と内筒下部は、約 11 sec 間隔で打点していたにもかかわらず、これらが高温を記録しないうちに溶損したことは、溶損現象が短時間で終了することを示唆している。なお、3.1 のように先端絶縁型 1.6 mm φ シース熱電対を銅に埋め込んだ状態での総合的時定数は 1~2 sec である。それゆえ、この遅れも若干影響しているものと考えられる。

4.2 実験室溶損実験

上記のように、現場羽口の測温では、溶損時の現象を観察することは非常にむずかしい。それゆえ、この現象を把握するため、実験室において羽口をシミュレートした溶損実験を行なった。その方法は、50 mm□×(6~30) mm t 試料の下面を流水冷却し、上面に 30~40 mm φ の溶鋼流 (1510~1560°C) を連続的に 1~2 t 注入 (流下) した (注入時間は 2 t で 3~4 min)。試料内の熱流を一次元にするため、試料の周囲は耐火物で断熱し、試料には 12 対の 1.6 mm φ CA シース熱電対 (先端露出) を高さ方向 3 レベル (4 対/レベル) に差し込み、その起電力を電磁オシロに記録した。

溶損時の記録紙と溶損直前の平衡状態時の試料内温度分布の例を Fig. 6 に結果の一部を Table 6 に示す。この図によると、約 10 sec 間平衡状態を持続した後、試料温度が急上昇し溶損した。溶損直前の試料内熱流束は 750×10^4 kcal/m²·hr、温度勾配は 228 deg/cm、冷却面温度は $190 \pm 10^\circ\text{C}$ 、加熱面温度は $875 \pm 10^\circ\text{C}$ である。他の溶損例 (銅試料) によると、熱流束 q が溶損限界値 q_{Bo}^* より大きいときは平衡状態は存在せず、注入の瞬間から、試料温度が急上昇して溶損する。すなわち、 $q < q_{Bo}$ のときには冷却水がはげしく核沸騰し、試料から多

* q_{Bo} : 核沸騰領域の極大熱流束で、 $q > q_{Bo}$ になると、冷却の状態が膜沸騰の状態に移り、このとき、たいていの金属は焼損 (burn-out) する。それゆえ、この値はバーン・アウト熱流束といわれる。

Table 6. Results of burn-out test of copper plate, which was heated by pouring molten-steel and cooled by water.

Experimental number	Size of specimen (mm)	Velocity of cooling water (m/sec)	Weight of poured steel (t)	Temp. of molten steel in the ladle after tapping (°C)	Burn-out of specimen	Temp. of cooling surface of specimen (°C)	Heat flux in the specimen in stationary state (kcal/m ² ·hr)	Heat transfer coefficient between specimen and water (kcal/m ² ·hr·deg)
001	20t × 50□	10	1.2	1630	non	180	770 × 10 ⁴	5.0 × 10 ⁴
002	"	"	1.5	1600	"	146	630 "	5.3 "
003	"	7	2.0	1655	"	167	880 "	6.4 "
004	"	5	1.7	1585	"	110(?)	620 "	7.5 "
005	"	5	2.0	1665	"	170	740 "	5.2 "
006	"	3	1.0	1655	"	173	970 "	6.5 "
007	"	2	2.0	1600	"	165	635 "	4.6 "
008	30t × 50□	1	1.5	1615	burn-out	190	750 "	4.6 "
009	12t × 50□	3	1.2	1650	"	224	1490 "(?)	7.6 "
010	6t × 50□	14	1.5	1605	non	—	—	—
011	"	7	1.5	1665	burn-out	—	1400~1600	—

Inlet water temp. : 27~29°C, Diameter of pouring stream : about 30mm.
Temp. drop of molten steel from tapping to contact with specimen : 80~100deg.

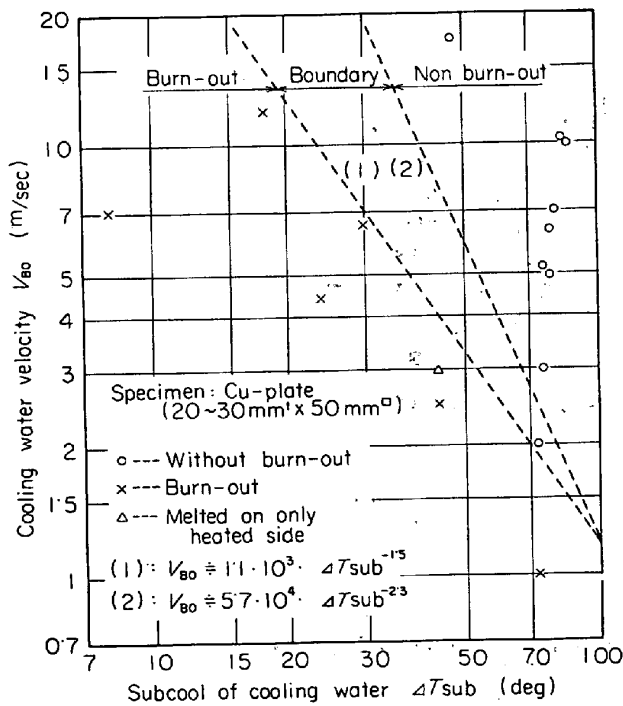


Fig. 7. Effect of temperature and velocity of cooling water on burn-out.

量の熱を奪うから、試料の冷却面は170~200°C を持続し、試料温度も平衡状態を保持するが、 $q \geq q_{BO}$ になると発生蒸気の量がふえ、核沸騰から膜沸騰の状態に移るため、試料から冷却水への伝達熱量が急減し、試料温度は急上昇する。このとき、融点が低いと試料は溶融する。

つぎに、今回の実験結果から、溶損限界流速 V_{BO} と冷却水の入口サブクール温度差 ΔT_{sub} との関係を求めると、Fig. 7 のようになる。すなわち、下面を流水冷

却している(20~30) mm t × 50 mm □ の Cu 試料に約 30 mm φ の溶鋼流 (1 510~1 560°C) を連続注入するときの溶損限界は、Fig. 7 の破線範囲で示される。これを数式化すると、

$$V_{BO} = K \cdot \Delta T_{sub}^{-n} \dots \dots \dots (1)$$

[V_{BO}] : m/sec
[ΔT_{sub}] : deg

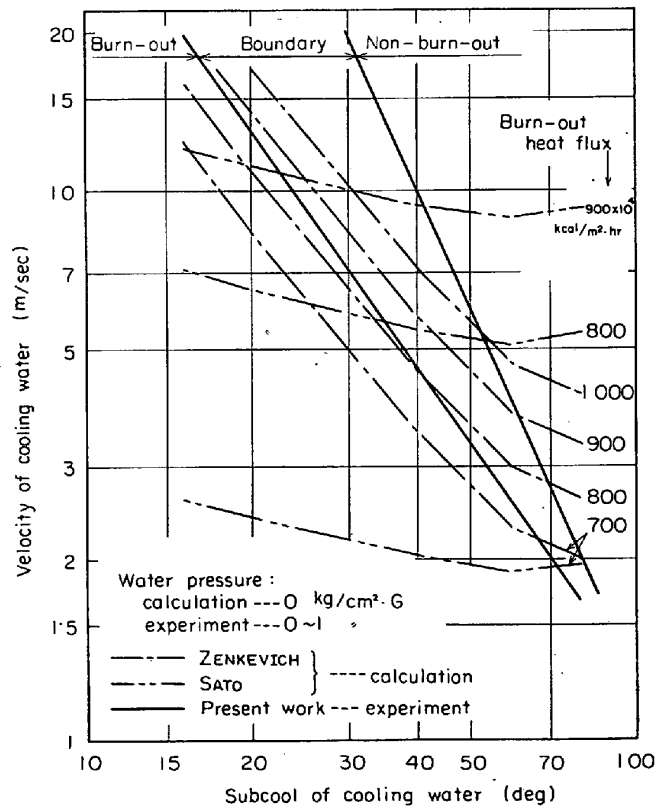


Fig. 8. Relation between subcool and velocity of cooling water and burn-out heat flux.

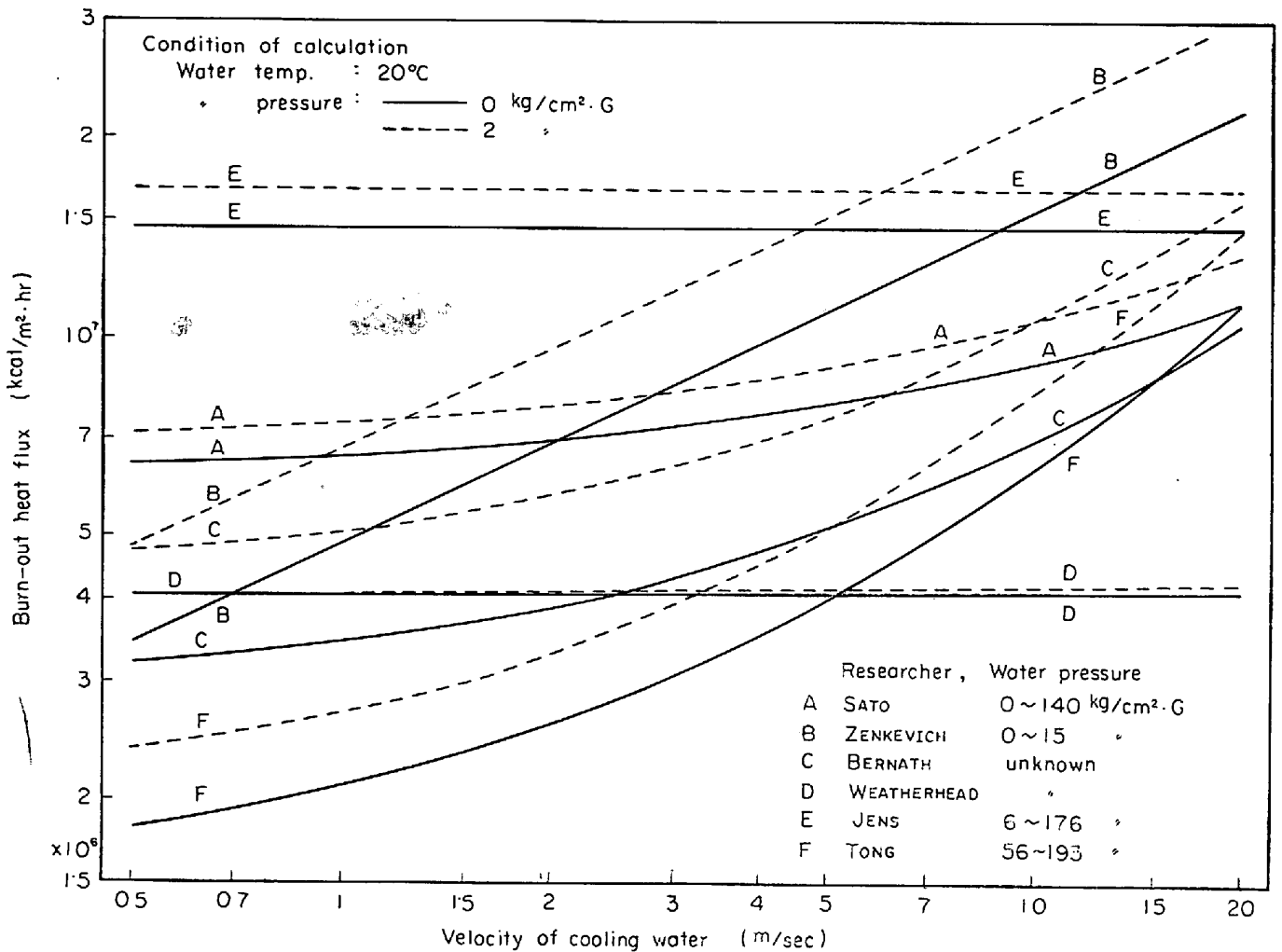


Fig. 9. Relation between cooling water velocity and burn-out heat flux.

K : 定数
 となり, 溶損境界範囲の上下限に対応する値は

	上限	下限
K	5.7 × 10 ⁴	1.1 × 10 ³
n	2.3	1.5

となる。

(1)式の関係を他の研究者の結果と比較すると, Fig. 8 のようになり, ZENKEVICH¹³⁾とはほぼ同じ傾向になるが佐藤¹³⁾とはかなり相違する。Fig. 8 は, 水圧を大気圧として計算したが, 実際には, 流速が増大すると水圧も増大するから, ZENKEVICH の溶損熱流束は, 流速に比例して若干増大する。また, 筆者らの溶損限界に対応する ZENKEVICH の熱流束は 700~1 000 × 10⁴ kcal/m²·hr で筆者らの実測値とほぼ一致する。

4.3 溶損機構の検討

上記実験結果や他の研究者¹³⁾の結果から, 羽口の溶損機構を検討する。これらの結果をまとめると

名称	溶損	熱流束	流速	水温
送風羽口(定常操業時)	無	<100 × 10 ⁴ kcal/m ² ·hr	<1m/sec	10~35°C
鈹滓羽口(鈹滓接触時)	〃	<200 × 10 ⁴	<1m/sec	10~35°C
溶損実験	有	約700 × 10 ⁴	1m/sec	27°C
文献	〃	400~700 × 10 ⁴	1m/sec	20°C
送風羽口(溶銑接触時)	〃	?	<1m/sec	10~35°C

である。文献値は, 羽口に近い条件を各研究者の数式に入れて計算したものである(Fig. 9 参照)。文献値¹³⁾の多くは, 管内に冷却水を流しながら, 管壁を通電加熱しているため, その条件は, 羽口と若干相違している。また, 研究対象がボイラのため, 水圧が 0~200 kg/cm²-abs

であり、羽口の $1.5 \sim 5 \text{ kg/cm}^2\text{-abs}$ より高いものが多い。いずれにしても、羽口は、水温が $20 \sim 30^\circ\text{C}$ 、流速約 1 m/sec のときには、羽口内熱流速が $200 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\cdot\text{hr}$ 以下なら溶損しないが、 $400 \sim 700 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\cdot\text{hr}$ 以上になると溶損するものと考えられる。

高炉内で羽口に多量の熱を与えるものとしては、

- 1) ふく射と対流伝熱
- 2) 固体浮遊物の接触伝熱
- 3) 液体 " "
- 4) 鋳滓の接触伝熱
- 5) 溶銑 "

である。1) は $100 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\cdot\text{hr}$ 以下、2) は実測値はないが 10×10^4 以下、4) は 200×10^4 以下であるから溶損の原因にはならない。3) の液体は滴下(流下)溶銑で、これは先端上部の熱流束を測定すると、ときどき $100 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\cdot\text{hr}$ 以上の値(実測最高は 170×10^4)が得られる。滴下溶銑量が多いとき、熱流束は数百万にも達し、羽口を溶損することもありうるものと考えられる。これは、羽口の溶損が溶銑との接触確率の高い先端下部に集中的に発生するとはいえ、それ以外の部分にもかなり発生することからもうなずける。5) については、羽口が溶銑に浸漬したときの熱流束は、溶銑-冷却水間の熱抵抗に影響されるが、その値は $400 \sim 700 \times 10^4$ 以上になるものと推定される。したがって、5) による溶損がもつとも多いわけである。

最後に、溶損(一般には burn-out) が起こる機構を簡単に説明する。表面を水冷しながら金属を加熱するときの熱流束 q と金属表面温度 T_w の関係は、Fig. 10 のようになる。すなわち、 T_w が水の飽和温度 T_{sat} 以上になると冷却水ははげしく沸騰し(核沸騰)、 q と T_w

の関係は、

$$q \propto (T_w - T_{\text{sat}})^{3 \sim 4} \dots \dots \dots (2)$$

となるから、 q の増大に比較して T_w の上昇は小さい。さらに q が増大すると、金属表面における気化能力が、金属表面に供給される水量を上まわり、金属表面の大部分が蒸気でおおわれる状態になる(膜沸騰)。この状態では、金属から冷却水への熱伝達は、その多くが蒸気層を介して行なわれるようになるから、熱流束は急減して金属の温度は急上昇する。この急昇温が burn-out 現象で金属の融点が低いとこのとき溶融してしまう。現状羽口(流速 1 m/sec 以下)の場合、この臨界熱流束は $400 \sim 700 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\cdot\text{hr}$ 、そのときの冷却面温度は $170 \sim 200^\circ\text{C}$ と考えられる。

5. 溶 損 防 止 法

羽口の溶損が溶銑接触時の大入熱によることを明らかにしたわけだが、この溶損を防止する方法は、溶損機構から明らかなように、

- 1) 溶銑と羽口が接触しにくい炉体および羽口構造
- 2) 溶銑と羽口が接触しないような操業
- 3) 溶銑接触時の羽口への入熱防止
- 4) 羽口からの熱除去の強化
- 5) 溶銑と接触しても溶損しない羽口材料

が考えられる。1) は従来から種々の形状が試用または実用されているが、広く使用されているのは下切羽口¹⁴⁾で、最近、堺・渡辺¹⁵⁾らは先端偏平羽口を開発し実用している。2) は炉況を安定・良好に保つことによつて、3) は羽口外面に断熱性物質を付着することによつて、4) は冷却水の流速を大きくすることによつて達成できる。5) は材料の融点だけでは判断できず、炉内物質との化学反応や熱応力による亀裂なども考慮せねばならない。

6. む す び

高炉の突発休風の大きな原因である羽口の溶損事故を防止するため、その機構を解明する実験研究を行ない、つぎの結果を得た。

6.1 送風羽口および鋳滓羽口测温実験

外径 1.6 mm のシース熱電対を送風羽口や鋳滓羽口に埋め込み、長期間連続测温し、つぎのことがわかつた。

1) 定常操業時の送風羽口の温度(肉厚中央)および熱流束は、

位置	温度	熱流束
先端上部	$180 \sim 210^\circ\text{C}$	約 $80 \times 10^4 \text{ kcal/m}^2\cdot\text{hr}$
先端下部	$90 \sim 110^\circ\text{C}$	約 40×10^4 "

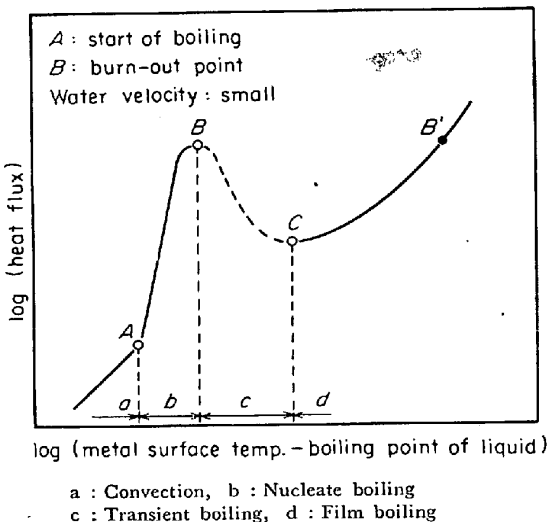


Fig. 10. Illustrative representation of boiling.

内筒 85~100℃ 測定せず
外筒 (水温+10~40)°C //

である。

2) 定常出滓時の鉍滓羽口の温度(肉厚中央)および熱流束は、

位置	温度	熱流束
先端上部	140~180°C	約 90×10^4 kcal/m ² ·hr
先端下部	160~190 //	約 95×10^4 //
内筒下部	110~150 //	約 40×10^4 //

である。

3) 送風羽口、鉍滓羽口とも 200×10^4 kcal/m²·hr の熱流束では溶損しない。

6.2 実験室溶損実験

羽口の溶損をシミュレートするため、銅試料の下面を流水冷却しながら上面に溶鋼流を注入する実験を行ないつぎのことがわかった。

1) 試料は、水温と流速に応じた限界の熱流束以上の熱が流れると溶損する。限界値は、水温 27°C 流速 1m/sec のとき約 750×10^4 kcal/m²·hr である。

2) 熱流束が限界値よりかなり大きいときには、試料は瞬間的に溶損するが、ほぼ等しいときには平衡状態を維持し、加熱と冷却のバランスがくずれると瞬間的に溶損する。

3) 試料が薄くなると熱抵抗が減少し、同一加熱条件でも熱流束が増大するため、試料は溶損しやすくなる。

4) 溶損限界流速 V_{BO} と冷却水の入口サブクール温度差 ΔT_{sub} との間には、

$$V_{BO} = K \cdot \Delta T_{sub}^{-n}$$

の関係がある。

6.3 溶損機構

以上の結果から、現状羽口は $400 \sim 700 \times 10^4$ kcal/m²·hr 以上の熱流束によつて溶損し、この熱流束は多量の溶銑と接触したときのみ存在する。それゆえ羽口は多量の溶銑との接触によつて大きな熱負荷を受け、この熱によつて冷却水が膜沸騰の状態になつた瞬間に溶損するものと考えられる。

終わりに、本研究を遂行するに当たり、種々の助言をいただいた八幡製鉄所技術研究所児玉惟孝氏、島田道彦氏、若山昌三氏および建設本部阿由葉善作氏、実験作業に協力していただいた技術研究所の福田敬爾氏と関係諸氏および洞岡高炉工場の関係諸氏に深く感謝します。

文 献

- 1) 平川: 鉄と鋼, 16(1930)6, p. 595
- 2) 吉田, 石橋: 製鉄研究, No 240(1962), p. 3845
- 3) 三塚, 森瀬: 未発表
- 4) 三塚, 森瀬, 阿由葉, 津田: 鉄と鋼, 54(1968)3, S51
- 5) 森瀬, 三塚, 阿由葉, 津田: 鉄と鋼, 54(1968)3, S52
- 6) 森瀬, 三塚, 津田: 鉄と鋼, 55(1969)3, S9
- 7) 三塚, 森瀬, 福田: 鉄と鋼, 56(1970)4, S41
- 8) B.I. ギンズブルグら: メタルルグ, 6(1965)10, p. 9
- 9) B.I. ラーギン: メタルルグ, 6(1965)12, p. 14
- 10) C. M. SCIULLI: J. Metals, (1968) March, p. 53
- 11) 千原, 山本, 丹羽: 鉄と鋼, 55(1969)11, p. 35
- 12) 島田, 石橋, 栗田: 未発表
- 13) 日本機械学会: 沸騰熱伝達, (1965), p. 194 [日本機械学会]
- 14) 日本鉄鋼協会: 鉄鋼便覧, (1960), p. 153[丸善]
- 15) 堺, 渡辺, 堤, 大智, 山本: 鉄と鋼, 53(1967)2, p. 82

討 論

質問者: 川崎製鉄(株) 秋本栄治

【質問 1】 冷却水流速は 1m/sec 程度としてあるが、羽口のどの部分か、また流量はいくらか。

【回答】 水流テストのトレーサの速さから調べると、先端下部の流速は数 10cm/sec である。そのときの羽口は実物大で、流量は 180~200 l/min である。

【質問 2】 溶銑側熱伝達率はどの程度か。

【回答】 本文の 4.2 の実験によると、注入流が衝突する部分の溶鋼-銅板間熱伝達率は $1 \sim 4 \times 10^4$ kcal/m²·hr·deg である。なお、出滓中のスラグ-鉍滓羽口間は 500~2000, 定常操業時の炉内雰囲気-送風羽口間は 300~700 である。

【質問 3】 羽口の使用期間と先端部摩耗状態および先端温度との関係はどうか。

【回答】 摩滅については定量的に調査していないが、数カ月間の使用では摩滅はほとんどない。また先端温度は、長い間には水温変動の影響を受ける。

【質問 4】 膜沸騰状態になつても、熱伝達率は上昇するのではないか。

【回答】 本文の Fig. 10 において、C点より右側を膜沸騰領域と定義すると、B'より高温側では $q > q_{BO}$ となり、さらに昇温すれば $\alpha > \alpha_{BO}$ になるだろう。しかし、B'まで昇温する前に銅は溶融する。(qは熱流束、 α は熱伝達率、 q_{BO} と α_{BO} のBOはバーン・アウトを示す)。

【質問 5】 羽口の熱解析の際、羽口モデルはどのようにしたか。

【回答】 熱解析たとえば熱流束の算出などの際には、羽口の先端部を半円と平板の両方で扱った。

【質問 6】 ふく射の角関係などについてはどうか。

【回答】 ふく射伝熱は溶損に直接関係しないと考えているから、ふく射伝熱は検討していない。