

討3

羽口破損について

川崎製鉄 千葉製鉄所

長井保 ○栗原淳作

近藤幹夫

技術研究所

福武剛

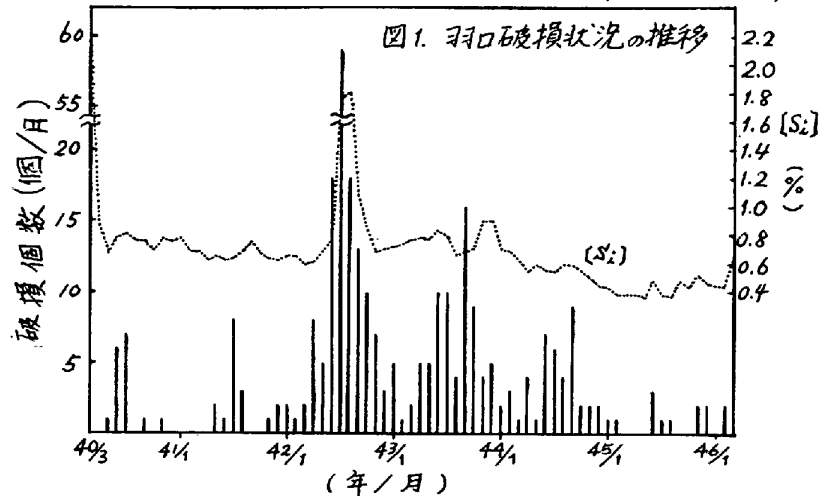
稲谷稔宏

1. 緒言 羽口が破損すれば、減風-休風-増風といった非定常過程が生ずるので、出銑量の減少、燃料比の増加、銑質の悪化は避けられないし、操業上や設備上の事故も発生し易く、羽口破損の頻度を少なくしたいと願うゆえんである。当所では、羽口形状、寸法、冷却方式などについて改良を重ねた結果、昭和45年より羽口破損は激減した。本報では千葉と高炉(一次)の羽口破損状況と対策の評価、重油吹込みと羽口破損の関係、伝熱解析による羽口破損条件の検討および羽口破損に関するracewayの挙動に関する模型実験の結果を報告する。

2. 高炉の羽口破損状況と対策

2.1 羽口破損状況の推移 高炉は

昭和40年3月に火入れした。羽口数は24個、羽口径160mm^φ、突出400mmであり、羽口破損防止対策として、後述する各種の羽口を順次採用した。一次操業期間中冷却水には約27t/(hr・羽口)の海水を使用した。図1に示す月間の羽口破損数の推移には、次の二つの特徴がある。(1)一次操業期間の全般を通じて、羽口破損は



夏に多い。(2)昭和44年9月以後、銑中[Si]の低下とともに、羽口破損が減少した。(1)の一般的な原因として、海水温度の上昇、海水の質の悪化が考えられるが、42年夏には、(a)相次ぐ熱風弁の事故による漏水、(b)長時間休風による冷え込み、(c)高塩基度、高アルミナによるスラグ性状の悪化、(d) overflowing による棚、スリップの頻発などの結果炉床よじれを起し、43年夏には、(a)アンザツの付着、除去による炉内プロフィールの変化が原因と思われる棚、スリップ、(b)炉床の冷え込みなどの特殊な事情もあった。(2)については、炉況の安定による寄与が大きい。低炉熱レベルの操業と可能にしたのは、(a)装入物粒度、通気分布、スラグ性状の改善、(b)設備保全の強化、(c)各種羽口の採用などであった。

2.2 各種羽口の使用状況と破損部位 羽口形状、冷却方法の改善は羽口破損頻度の低下に直接的に寄与したと思われるので、表1に示す43年4月以後の各種羽口について検討した。破損と取換え状況と表2に、破損部位を表3に示す。

2.2.1 炉況不調時での破損部位 表3(最下段)に示すデータから、先端下部の溶損が多く、55%を占める。また特定の羽口が短期間にくり返し溶損しているのが羽口下部の炉壁付着物、湯溜りの汚れなどにより、羽口付近に降下した溶銑滓が円滑に流下せずこれが下方より羽口に接触したことを示唆する。

2.2.2 突出300mm 羽口の採用 朝顔部レンガの損耗により、溶銑物が羽口先端部に接触する機会が増すと判断し、突出を100mm減少させた。しかし破損率に変化がなく、また平均寿命も短くなり、有効な手段とはいえない。ただ先端下部の溶損割合が若干低下している。

2.2.3 8°下向き羽口の採用 羽口まわりレンガのせり上がりによって、大小冷却面、羽口が上向きになる傾向があるので、レーズウェイの下方への移動、羽口下方部での付着物形成を防止する目的で、羽口角度(羽口の軸の水平面からの傾き)を従来の-3°から-8°に変更した。その結果突出300mm羽

口と比較して、定期取換えまでの平均使用日数が20日間延び、破損率は18%低下し、破損羽口の寿命は15日延びた。突出300

表1. 千葉5高炉で使用した送風羽口

No.	名称	使用期間(年.月.日)	羽口径(mmφ)	突出(mm)	羽口角度(°)
1	突出400mm	40.3.15~45.12.24	120,140,160,180	400	-3
2	突出300mm	43.1.9~44.7.16	160,180	300	-3
3	8°下向き	43.4.26~45.6.17	160	300	-8
4	*先端強冷排水分離型	44.12.9~45.9.27	160	300	-8
5	**先端強冷排水合流型	45.6.16~46.3.9	140,160	300	-8

* 先端部を内径25mmφの流路が一周し、給排水と胴体部と別系統にした羽口
 ** 先端部を一周した冷却水は先端下部で胴体部に入り、排水は合流する型の羽口

mm羽口と同様に、先端部の溶損部位には差がない。最近 clendenan⁽¹⁾も羽口の向きは下部の溶損と避けるため、下向きにするとよいと報告している。以上の種類の羽口では、ともに先端部の溶損が約90%を占め、大破の比率が20~30%にも達し、先端部の水冷効果の悪いことを示唆する。

表2. 各種羽口の使用状況

No.	破損数	定期取換数	全取換数	破損率	破損までの平均使用日数	定期取換までの平均使用日数
1	42	32	74	0.58	54	113
2	19	14	33	0.58	45	102
3	46	70	116	0.40	60	122
4	3	20	23	0.13	79	121
5	9	26	35	0.26	81	120

表3. 破損部位

2.2.4 先端強冷羽口の採用

(1)排水分離型 大中に破損率が低下し、平均寿命が延びた。先端部の溶損が激減し、先端部の冷却水流速を高めることが、非常に有効である。
 (2)排水合流型 分離型羽口先端下部には、給排水管が入っているためその近傍は冷却効果が悪いと判断し、かつ排水管を1本にして作業性を高めるためこの羽口を採用した。分離型と比較して、先端部と流れる水量がさほど減少しないことにもかかわらず、45年末の炉況悪化および吹却し操業の影響で、破損率は2倍に増加した。分離型と同様に、先端部が溶損した羽口は少なく、かつ胴体部が破損した羽口に比べて、平均寿命は長い。先端強冷型羽口により、折期の目標はほぼ達成しているが、

羽口種 No.	調査個数	溶 損							その他		合計
		*大破	先端部			胴体部			先端部	胴体部	
			上	中	下	上	中	下			
1	28	8 0.29 46	*9 0.30 63	7 0.23 53	13 0.43 59	0 0.02 48	1 0.02 48	0 0 48	0 0 48	30	
2	14	1 0.07 44	4 0.19 61	7 0.33 46	5 0.24 37	3 0.14 46	1 0.05 69	0 0 69	1 0.05 2	21	
3	35	7 0.20 62	12 0.32 58	14 0.37 57	9 0.25 56	1 0.02 35	0 0 35	1 0.02 75	1 0.02 134	38	
4	3	0 0 189	1 0.25 189	0 0 107	1 0.25 107	0 0 107	0 0 107	2 0.5 25	0 0 25	4	
5	6	0 0 55	1 0.14 55	1 0.14 141	2 0.29 118	0 0 118	2 0.29 48	0 0 48	1 0.14 53	7	
合計(平均)	86	16 0.19	27 0.27	29 0.29	30 0.30	4 0.04	5 0.05	3 0.03	1 0.01	2 0.02	101
1 炉況不調時		10 0.24	29 0.24	14 0.12	64 0.55	5 0.04	4 0.03	4 0.03	0 0	0 0	120

* 上段は該当個数、中段は割合、下段は平均寿命(日)を示す。ただし大破を除いて破損部位がない場合は、重複して数えた。
 ** 大破とは突出部の半分以上が消失した場合とし、中段の比率は調査個数に対する値である。

胴体部の溶銹接触に対しては、まだ問題を残しているといえよう。

2.3 羽口破損に及ぼす重油吹込みの影響 42年夏の炉況不調で重油吹込みを停止したが、その後の炉況回復期に、前後5回にわたって、5~10本の羽口から重油吹込みの再開を試みた。しかしその都度羽口破損が多発し、重油を停止しても、しばらく羽口破損が続いた。千葉1,2高炉で試みた羽口前が

ス採取の際に羽口ガスサンプラーに付着したスラグの分析から、重油吹込みの有無によって羽口先のスラグの組成に顕著な差が現われ、とくにスラグ中 CaO/SiO_2 が重油 900 l/hr 羽口では 1.07、重油吹込みなしの場合には 0.65 であった。この値を用いてスラグ成分 (CaO, SiO_2) の収支計算を行うと、重油吹込みによって羽口先で燃焼するコークス量の変化だけでは、この CaO/SiO_2 の差を説明できない。重油吹込み時には、しばしば羽口先に生鉄屑がみられ、レースウェイを通過する溶融物の量が増加すると思われる。したがって、重油を吹込んでいる羽口本数が少ないときには、溶融物の降下とスラグ成分が炉断面で不均一になりやすく、羽口溶損に影響があると考えられる。

3. 羽口溶損の伝熱解析

3.1 先端強冷羽口の最大熱負荷 前述の様に、先端強冷羽口は溶損防止に有効なことがわかった。この種の羽口の先端部に溶鉄が接触しつつ流れている場合でも耐えられる冷却条件について考えよう。強制対流の管内流では冷却水のサブクーリングは加熱開始より、出口に向かって減少し、熱負荷が流れ方向に関して均一である場合、バーニアウトはその系の出口近傍で起り、管路の最大熱負荷の例として、Bernath, Zenkevich のバーニアウト実験式から、(1), (2) 式が得られる。

$$q_{D80} = \frac{T_{W80} - T_{in}}{1/\alpha_{D80} + A \cdot l / Co \cdot W} \quad (1) \quad q_{D80} = \frac{L \sqrt{\sigma \cdot g \cdot G / V} (2.5 + 184 Co / L \cdot \Delta T_{subi})}{10^5 + 184 \sqrt{\sigma \cdot g \cdot G / V} \cdot Co \cdot A \cdot l / (Co \cdot W)} \quad (2)$$

計算に当り、ラセン状円管を直円管と見え、伝熱面は溶鉄が接触する外表面のみとし、 $A = D_e / 2$ と仮定した。一般に、最大熱負荷は沸騰現象および流動状態の時間的、空間的不規則性により低下したり、羽口では、管路内面への沈澱物の付着が冷却効果と障害するので、(1), (2) 式で、正確に羽口について、これを求めるのは困難である。三塚らは、銅板の溶損実験より、銅板の溶損熱流束として、 $7 \sim 10 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr}$ と得ているので、 $10 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr}$ と得る冷却条件と $T_{in} = 20^\circ \text{C}$, $l = 3 \text{ m}$ の場合について求めた。その結果、水圧 10 kg/cm^2 では、(1) 式によれば、 11 m/sec 以上、(2) 式によれば 7 m/sec 以上の冷却水流速が必要と計算される。

3.2 溶損所要時間 森山らが溶鋼の凝固過程の解析に用いた数学的モデルと同種の近似解法により、羽口の溶損現象と非定常伝熱過程として解析した。銅の外表面温度が融点に達した時と溶損開始点とし、銅の厚みが 13 mm の場合、この時の溶損速度(溶融面の進行速度)は 5.2 mm/sec となる。溶損完了まで、この程度の溶損速度が保持されるならば、溶損所要時間は約 2.5 sec となる。上記の三塚らの実験(銅板の厚みは 30 mm)では、明記されていないが約 $5 \sim 6 \text{ sec}$ と推測されるので、おおよその order は一致する。

4. 半裁羽口模型によるレースウェイの観察

4.1 実験装置と実験方法 羽口角度がレースウェイの形状、レースウェイへのコークスの降下状況に与える効果を知るために、図2に示す半裁羽口を備えた模型により、レースウェイの挙動を観察した。充てん物として、 $3 \sim 4 \text{ mm}$ のコークスを用い、羽口から $15, 20, 30 \text{ l/sec}$ の流量で空気と吹き込み、レースウェイを形成させた。コークスはパイプによりレースウェイの直下から排出した。レースウェイの挙動は目視観察と写真撮影により調査した。レースウェイへのコークスの降下状況は、着色粒子とコークスを交互に層状に充てんし、その移動と写真撮影して調査した。

4.2 観察結果 コークスの排出速度を変えてもレースウェイの挙動はほとんど変化しなかった。空気流量が 30 l/sec の場合に、羽口角度によるレースウェイの挙動の変化が最も明瞭に現われたので、この場合について以下に示す。図3に羽口角度によるレースウェイ形状の変化と羽口部分を重ね合わせて示した。レースウェイの形は羽口角度によらずほぼ同じで、大きさのみが異なる。したがって、レースウェイは、羽口を軸として羽口の傾きだけ上または下に動いた位置にある。レースウェイの大きさと

断面積で示すと、コークス排出時には、排出のない場合よりレースウェイが10~50%大きくなる。羽口角度によるレースウェイの大きさの相対値の変化を表4に示す。レースウェイは主として、図4に示す最大と最小の値を周期的に変化する。レースウェイの大きさのこの最大値と最小値の比と羽口角度の関係を表5に示す。この値が小さいほどレースウェイが安定であると考れば、羽口角度が0~-8°の間にレースウェイの最も安定な点があるといえる。以上の観察から、下向き羽口の効果は、レースウェイが下方に移動することによる羽口下部の加熱とレースウェイ形状の安定化により得られたものと推定される。

表4. 羽口角度によるレースウェイの大きさ(相対値)の変化

羽口角度	+4°	0°	-8°	-16°
コークス排出無し	0.853	1	0.799	0.868
コークス排出有り	0.741	1	0.576	0.718

表5. 羽口角度によるレースウェイの最大と最小の比の変化

+4°	0°	-8°	-16°
1.243	1.181	1.131	1.205

5. 結言 予備と高炉(一次)では、羽口形状、羽口冷却方式などについて改良を重ねた結果、炉況の安定ともあいまって昭和45年より羽口破損が激減した。突出の400mmから300mmへの変更は有効でなかったが、羽口角度の-3°から-8°への変更により、先端下部の溶損が低下し、模型実験で認められたレースウェイの下方への移動とレースウェイ形状の安定化が奇功を奏したと思われる。羽口破損防止に最も効果があったのは、先端強冷型羽口で、従来の羽口の欠点であった先端部の水冷効果が大に改善された。この種の羽口が溶鉄接触の経路にも耐えられる冷却条件として、水压10^{kg}/cm²では、水の流速が約10m/sec以上必要であると計算される。重油吹き込み再開時に経験した羽口破損の原因についても、レースウェイ内のスラグ組成に基づいて考察した。

(記号) $Q_{Bo}, \alpha_{Bo}, T_{wBo}$: バーンアウト熱負荷 [$Kcal/m^2 \cdot hr$], 一伝熱係数 [$Kcal/m^2 \cdot hr \cdot ^\circ C$], 管壁温度 [$^\circ C$], T_{in} : 冷却水入口温度 [$^\circ C$], ΔT_{Subi} : 入口サブクーリング [$^\circ C$], G, W : 水の質量流量 [$kg/m^2 \cdot hr$], [kg/hr], C_p, L, σ, ν : 水の比熱 [$Kcal/kg \cdot ^\circ C$], 蒸発熱 [$Kcal/kg$], 表面張力 [kg/m], 動粘度 [m^2/hr], A : 管路の加熱濡れ縁長 [m], l, D_o : 管長, 管内径 [m], ρ : 重力換算係数 [$kg \cdot m / Kg \cdot hr^2$]

(文献) 1) R. J. Clendenan: Blast Furn. Steel Pl. 59 (1971) P.205
 2) 岡部, 楢谷: 鉄と鋼, 56 (1970) S.45
 3) 清水, 長井, 岡部, 近藤, 楢谷: 鉄と鋼, 58 (1972) P.589
 4) 日本機械学会: 沸騰熱伝達 (1965)
 5) 三塚, 森瀬, 津田: 鉄と鋼, 57 (1971) P.202
 6) 日本機械学会: 機械工学便覧 (1968) 11-48 7) 化学工学協会: 化学工学便覧 (1968) 11章
 8) 森山, 河合, 靱: 日本金属学会誌, 31 (1967) P.1010

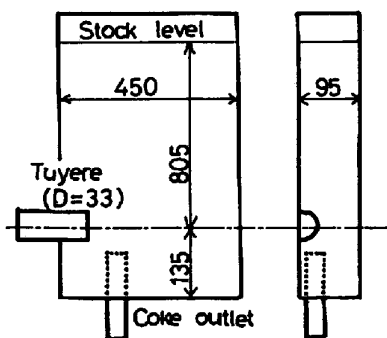


図2. 実験装置

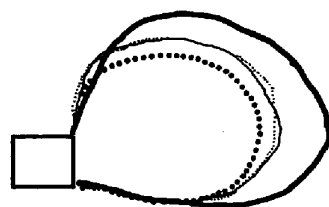


図3. 羽口角度によるレースウェイ形状の変化(ガス流量30^{kg}/sec)

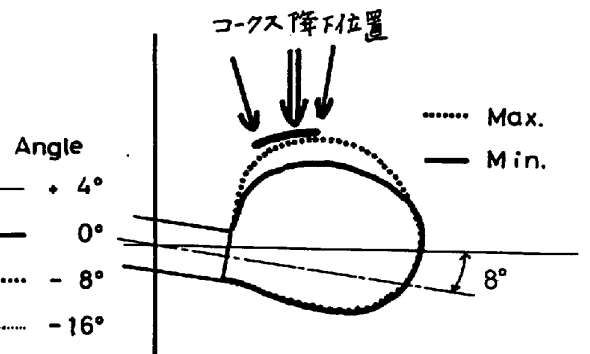


図4. コークス排出時のレースウェイ形状の周期的な変化とレースウェイへのコークスの降下位置(ガス流量30^{kg}/sec)