

(MF-4) では前部が強く突当壁では一部が前から後に廻っており、小天井が外上りの炉では天井と突当りの隅部に上向の派生渦を生じている。

3. 考 察

小天井の外上りの傾斜は流入部でも流出部でも突当り壁との隅部に派生渦を生じ、流出時にはこの部の損傷因を作り流入時には遊んだ空間となり何等の役割も演じないのでむしろ外下りを得とする。

後壁の傾斜はどの炉型においても、やはりこれと天井迫との隅部に派生渦—損傷因を作るので鉛直乃至は内傾斜がよい。

V. 結 言

この実験の対象とした単(燃料)噴流の重油焚平炉においては、炉腔内の流れの様相はどの炉型にあつても本質的な差異はないものと見られ、いずれも炉の横断面は噴流を浴面に押えつける一対の渦で占められ、中心縦断面は浴面を流下して天井を逆流する循環流に占められ、これが流入部において気流を噴流に押え込んでいる。

炉腔空間の配置と噴流とによつて逆流や渦の発達域が決り、逆流がどう発達するかで流型が決り、これが焔の向きをも支配する。

隅部には派生渦が現われ、これは形は小さいがダスト分離力は強く耐火物の損傷を起すことになるので隅部を作ることは好ましくない。

スクラップの山があるとき、流れの形は自ら変つたものとなる。しかし山の形は一定に作られるものでもなくまた刻々に変化してゆき、ある程度低くなれば浴面を形成したときと大差のない流型を示す。

炉型による差異は流入部で如何なる機構によつて空気が早く燃料流に混入されるかにある。複気道型が上面混合型であるに対し、単気道型では下面混合が加えられており、後者がより重油炉向でありそしてまた今後の展開もシングル型に残されている。(昭31—7月寄稿)

文 献

- 1) K. Morikawa, & S. Tsuda: *Sumitomo metals*, 1954, Vol. 6, No. 4, p. 49
- 2) I. M. D. Halliday, & A. R. Philip: *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1949, Vol. 162, Aug., p. 405
- 3) R. P. Heuer, & M. A. Fay: *Open Hearth Proceedings*, 1951, Vol. 34, p. 208

三帯式鋼塊加熱炉の改造による加熱作業の改善について*

大塚武彦**・松本晴雄**・吉成大治**

IMPROVEMENTS OF OPERATION BY REMODELLING OF THE TRIPLE-FIRED INGOT-REHEATING FURNACE

Takehiko Otsuka, Haruo Matsumoto and Daiji Yoshinari

Synopsis:

Summarized are the details of remodelling a triple-fired furnace which heats ingots of 400mm square or larger, together with the improvements obtained and the further problems to be overcome. The remodelling consisted mainly of increasing space of the bottom-heating zone, changing skid pipe construction, introduction of automatic control and etc. Through which reduced slag accumulation, less temperature gradient within an ingot and improved thermal efficiency have been realized.

Actual operation of the furnace have indicated the following points as a clue to further improvements:

(1) Number of supports of skid should be kept to a minimum and width of the skid should be taken as wide as possible so that the ingots might sufficiently heated from the bottom side.

(2) Space of bottom heating zone should be large enough giving heat release of approxi-

* 昭和 31 年 4 月本会講演大会にて発表 ** 住友金属工業株式会社, 鋼管製造所

mately $100 \times 10^3 \text{ kcal/m}^3\text{h}$.

(3) To avoid a burning on ingot ends, large capacity burners should be arranged directed to the middle of ingots.

I. 緒 言

連続加熱炉で加熱される鋼材の厚さの限度は大体 300 mm である、われわれの工場で断面 400 mm 角以上の鋼塊を加熱するに当り、諸種の事情から均熱炉の設置が困難であつたため、1951 年 5 月に三带式連続加熱炉を築造した。設計に当つては特に均一加熱の点で考慮を払つたが、実際作業面で諸種の問題を生じ、過去 5 年の間数回の改造を加えてこれらの解決をはかつた。ここに主な改造の経過とこれによつて改善された加熱作業上の諸点について述べる。

II. 設計時の加熱炉の概要

設計に当つて立地条件から炉長を 24 m に制約されたので、所要の加熱容量を得るためには重油バーナの性質からも二带式は困難であり、圧延機の故障あるいは休憩時に抽出口附近の鋼塊を所定温度に保持し、しかも作業再開後に加熱状況を悪化せしめないためにも三带式が必要である。また上記のように炉長の制約を受けるに拘らず、加熱容量は出来る限り大なることが望まれるため、炉内平均温度を上昇せしめて熱伝達率を増大する必要がある。この場合炉内温度が高くなり、その排熱を回収するためには優秀なレキュペレータが必要となつてくるが場所の狭隘なため設置困難である。そのため加熱表面積を出来るだけ大きくとらねばならない。鋼塊の断面が大きいので、鋼塊表面と中心の温度差をなくすることは事

実上不可能なことと思われるが、圧延作業において問題となる鋼塊上下面の温度差だけは極力小さくする必要がある。しかし水冷スキッドの径が強度の面から一般加熱炉より大となり、鋼塊下面の加熱を困難にする。一般の三带式加熱炉では上部および下部加熱帯で充分加熱し前部で均熱を行うため、ソリッドハースを長くつているがこの炉では前記の理由のために、ソリッドハースの長さはスキッドマークを消滅し得る最小長さとし、下部バーナを上部バーナの直下より前に出して加熱容量の増大をはかつた。

Fig. 1 に設計時および改造後の炉の構造を示す。設計時の加熱容量は 40 t/h、使用鋼塊は平均断面 415 mm 角、重量 2000 kg である。

計測設備については当初から自動制御を計画したのであるが、当時国内に適当な自動制御装置が得られなかつたことと、炉の計測操業に充分慣熟してから自動制御に移行するとの考えから、Fig. 2 に示すような計測設備とし、計器盤前にベンチボードを設けて、重油、蒸気、煙道ダンパーの操作を計器盤前で行えるようにした。

III. 主な改造の経過

1. 炉体の改造

下部加熱帯の熱負荷は実際操業時 $200 \times 10^3 \text{ kcal/m}^3\text{h}$ 以下であり、一般加熱炉としては無理のない値であるが操業開始後 2 箇月位で下部炉床にスラッグが平均 300 mm 以上も堆積して燃焼室容積を狭小にし熱負荷を増大する。このためバーナの燃焼状況を不良にし、焰の流れが乱れて鋼塊下面からの加熱が充分行われぬようになると共に側壁煉瓦を損傷した。そこで下部加熱室の深さを従来の 1,600 mm から 2,000 mm に増大し予熱帯の傾斜部を炉尻の方へ後退せしめ水平部の深さを 910 mm に深くした。この改造による能力の増大のためソリッドハース上にある時間の短縮を考え、スキッドマークを消失させるためソリッドハースの長さを従来の 2,700 mm から 3,500 mm に増大した。

2. スキッドパイプの改造

加熱鋼塊の断面が大であるため、スキッドの受ける荷重が大きく、鋼塊の送りによ

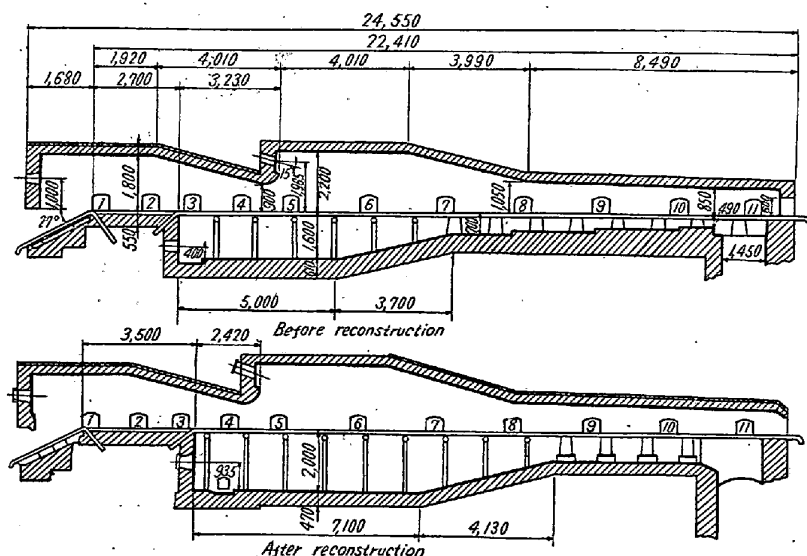


Fig. 1. Triple-fired ingot-reheating furnace.

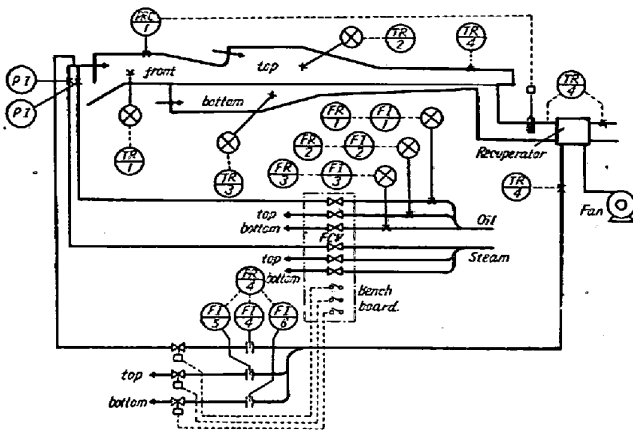


Fig. 2. Instrumentation of furnaces.

る振動で断熱材が脱落し、下部加熱帯の高温の焔にさらされてパイプの温度が上昇して熱歪を生じ、また炉床に堆積したスラッグが排水管を侵蝕して漏水を起す等の悪条件下にあるため、一般の加熱炉に比し高温部のパイプの寿命が非常に短かつた。建設当初は Fig. 3 A に示す如く水平支持管は2本の支柱で支えていた。上記の理由により各水冷管がしばしば損傷するので支柱を各水平管に対し4本とし各管の径を大きくした。(Fig. 3 B) しかしこれにより支柱が燃焼状況におよぼす悪影響は極めて大きく、下部よりの加熱が充分に行われず、燃料使用量も増大したので再び支柱を2本とし、主スキッドの間隔も 750 mm から 1,050 mm に拡げて下部からの加熱を良好ならしめた。(Fig. 3C) スキッドパイプの断熱については、ハイアルミナ煉瓦、特殊耐火モルタル、その他種々のものを用いたが、断熱性および寿命共に優れた性能を有するものはまだ得られておらず、現在ライテックス煉瓦の溶接による取付で寿命の増大をはかっている。

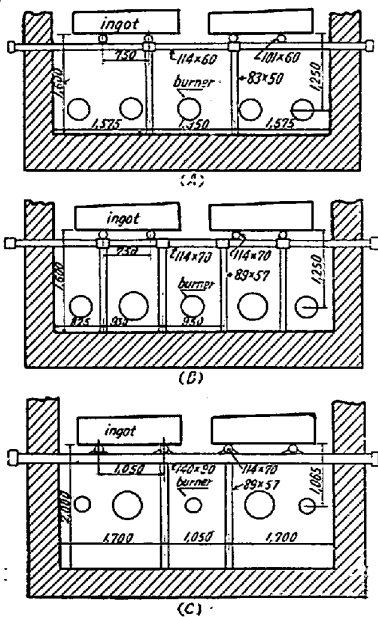


Fig. 3. Construction of water-cooled skid pipes.

3. パーナ
下部加熱帯のバーナはスキッドおよび炉型と関連して操業上多くの問題を生じ数回の改造を行つた。最初同容量の5本のバーナを取付けていたが、外側の2本と

中央の1本は鋼塊端部の過熱溶損を起させるため通常は重油量を少く焚き、鋼塊中心線下の2本を主に焚く必要がある。そのためこの2本を 600 l/h の大型のものと取換え、風箱も改造して充分な2次空気を得られるようにした。上部加熱帯のバーナは4本であるため、これも鋼塊端部の過熱を起すので近く5本に改造の予定である。

4. その他

上記の他、下部加熱帯炉床の2段目に Cr-Mg 煉瓦を使用してスラッグの侵入を防止し、均熱帯スキッドレールに鋳鋼製のものを使用していたのをコルハルト煉瓦に取換え、Fig. 4 に示す如き自動制御装置を設置する等の改造を行つた。

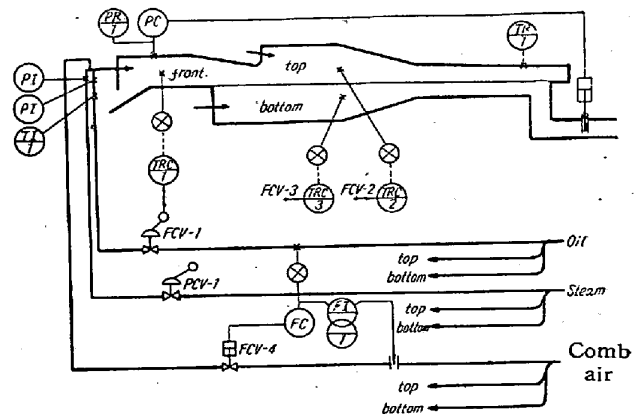


Fig. 4. Automatic control system.

IV. 加熱作業上の改善

1. スラッグ堆積の減少

改造前にはスラッグは下部水平炉床全般に発生し、特にバーナ壁から 3~4m のところの中央部ではスキッド附近まで達することもあつた。このため下部バーナの燃焼が不良となり鋼塊下面の加熱が充分に行われぬため、これを補おうとすると下部加熱帯への重油量が極端に多くなり、原単位を増大しさらにスラッグの生成を助長した。堆積したスラッグは焔を突上げ鋼塊端部の過熱溶損と炉体煉瓦の局部的損傷を来した。炉床でスラッグが溶融するとスキッドの支柱の保護耐火物を侵蝕し、炉床に埋設した排水管を侵蝕して漏水を起させた。前記の改造もこのスラッグ堆積を減少することと、堆積によつて起る種々のトラブルを解決するためのものが殆どであり、この炉における最も大きな問題点であつた。改造後のスラッグの堆積の状況は、改造前に比し減少しており加熱作業全般に好結果を与えているが、押湯付鋼塊を加熱する機会のあること等のために未だ完全には解決されておらず、今後炉型その他で改善を要する点が残されている。

2. 鋼塊の加熱状況

炉内における鋼塊温度上昇の代表的な例を Fig. 5 に示す。休憩時における鋼塊の位置が異なること、および鋼塊の抽出ピッチが異なるので在炉時間が同一でないため、一概に比較することはできないが、下部加熱帯における加熱の効果が現われて均熱帯に入る鋼塊の温度が改造前よりも高くなり、均熱帯でかなりの均熱が行われている状況が見られる。また鋼塊上下面の温度差については、改造前には通常 40~50°C、最高 80°C にも達したことがある。そのため圧延中の曲りによつて圧延能率を低下させ、品質的にも悪影響をおよぼした。最近では上下面の温度差は 30°C 以内となり、圧延中の曲りも殆ど見られぬようになった。

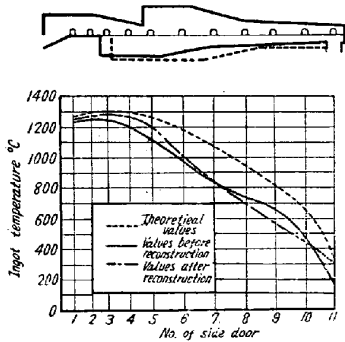


Fig. 5. Heating curves of ingots.

3. 燃焼状況其の他

改造後の下部加熱帯における焰の流れは良好となり、炉横断面における炉内燃焼ガス温度の分布の一例は Fig. 6 の如くである。スキッド支柱の影響により最高温部は鋼塊中心線より幾分それているが、鋼塊端面附近の燃焼ガス温度が下つて端面の過熱を防いでいる状況がわかる。

改造前後の各加熱帯の熱負荷は Table 1 の通りであ

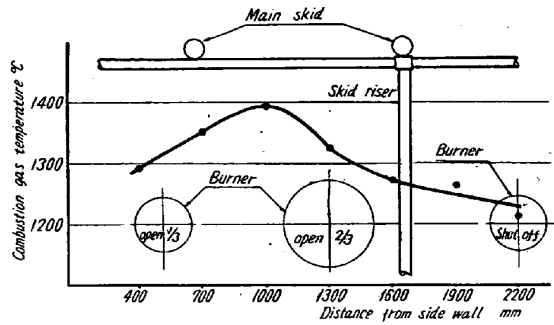


Fig. 6. Temperature distribution of combustion gas across the bottom heating zone, at a distance of 4,000 mm from burner wall.

り、改造前には上部加熱帯の熱負荷が少く、下部加熱帯の熱負荷が極端に大きかつたものが、改造後は下部加熱帯の熱負荷が非常に減少した。下部加熱帯の容積を増大したに拘らず時間当り給油量は改造前より減少している。全入熱量を有効炉床荷重 (kg/m²h) に対して改造前後の比較をすると Fig. 7 の如くである。

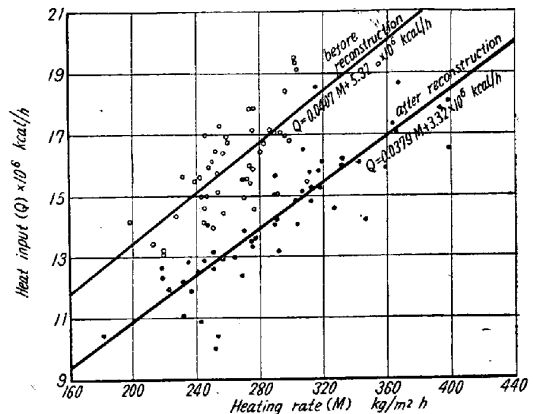


Fig. 7. Heat input at various heating rate.

Table 1. Heat release of three zones.

Item	Heating zone	Theoretical values 40t/h	Before reconstruction by original design			After reconstruction			After improvement in pipe skid construction		
			39t/h	29t/h	22t/h	36t/h	25t/h	20t/h	50t/h	35t/h	25t/h
Volume of the combustion chamber m ³	Front	36.9	//	//	//	//	//	//	//	//	//
	Top	53.7	//	//	//	//	//	//	//	//	//
	Bottom	54.0	//	//	//	80.7	//	//	//	//	//
Fuel rate l/h	Front	315	295	290	270	240	290	275	315	280	270
	Top	730	440	330	240	390	265	220	515	430	290
	Bottom	1,105	995	890	720	965	750	705	895	785	600
Heat release x 10 ³ kcal/m ³ h	Front	85.4	80.0	78.6	73.2	65.0	78.5	74.5	85.4	75.9	73.2
	Top	136.0	82.0	61.5	44.8	65.2	49.4	41.0	95.9	80.2	54.0
	Bottom	205.0	184.5	165.0	133.2	119.7	93.0	87.4	111.3	97.3	74.3

Table 2. Heat balance.

Items	August 1951		September 1952		June 1954		January 1955		February 1956	
	×10 ³ kcal	%	×10 ³ kcal	%	×10 ³ kcal	%	×10 ³ kcal	%	×10 ³ kcal	%
Input of heat										
a) Heat of combustion of oil	525.00	93.87	452.00	91.26	612.00	95.70	469.54	98.30	430.80	98.53
b) Sensible heat of oil	1.93	0.35	1.99	0.40	2.28	0.36	2.03	0.45	1.58	0.36
c) Sensible heat of combustion air	19.68	3.52	32.69	6.60	23.63	3.69	4.06	0.80	1.77	0.46
d) Heat in steam for atomizing oil	12.63	2.26	8.63	1.74	1.56	0.25	2.04	0.45	3.13	0.71
Total heat input (Q₁)	559.24	100	495.31	100	639.50	100	477.67	100	437.28	100
Output of heat										
e) Heat absorbed by steel	198.00	35.41	210.00	42.40	211.00	33.00	206.00	43.10	208.19	47.70
f) Heat carried by scale	3.27	0.58	2.07	0.42	3.98	0.62	3.34	0.70	2.37	0.54
g) Heat of oxidation of steel	-16.40	-2.94	-10.00	-2.02	-14.30	-2.24	-12.30	-2.57	-11.47	-2.62
Total effective heat (Q_N)	184.87	33.05	202.07	40.80	200.68	31.38	197.04	41.23	199.09	45.62
h) Sensible heat lost in stack gas	220.00	39.36	134.00	27.05	217.00	33.94	136.00	28.50	118.34	27.10
i) Latent heat lost in stack gas	6.40	1.14	2.50	0.51	1.11	0.17	3.27	0.68	3.50	0.80
j) Latent heat lost in water vapor of stack gas	36.60	6.54	26.00	5.25	41.40	6.47	29.50	6.17	29.60	6.70
k) Heat lost to waste gas (Q _E)	263.00	47.04	162.50	32.81	259.51	40.58	168.77	35.35	151.44	34.60
l) Heat lost to cooling water	76.50	13.67	82.60	16.67	100.00	15.64	72.00	15.08	54.95	12.54
m) Heat lost through furnace walls and unaccounted for.	34.87	6.24	48.14	9.72	79.31	12.40	39.86	8.34	31.70	7.24
Total heat output (Q₂)	559.24	100	495.31	100	639.50	100	477.67	100	437.28	100
Heat efficiency										
$\eta_1 = Q_N/a$		35.2%		44.7%		32.7%		42.0%		46.2%
$\eta_2 = Q_N/Q_1$		33.1%		40.8%		31.3%		41.2%		45.6%
Heating rate t/h		32.5		42.0		37.1		32.7		37.6
Remarks	First experiment after construction. Each cross over is supported by two risers. No skid insulation. 1,800kg ingot. Two shifts operation.	After regular repairing. Each cross over is supported by four risers. Skid insulations are good. 1,800kg ingot. Two shifts operation.	Skid insulations peeled away. Cooling water leaked at the bottom hearth. Slag piled at the bottom zone. 2,240kg ingot. Three shifts operation	Volume increase of bottom zone. 2,240kg ingot. Two shifts operation.	Reconstructed skid pipes. Each cross over is supported by two risers. 2,500kg ingot. Two shifts operation.					

炉内温度は測定位置を種々変更したため改造前後の比較を直接行えないが、均熱帯では30~40°C温度を下げ均熱をはかっている。下部加熱帯において局部的に炉温が高くなることもなくなつた。各窓において吸引式高温計で測定した燃焼ガス温度、光高温で測定した鋼塊

表面および炉内壁温度を Fig. 8 に示す。6番目の窓で燃焼ガス温度が幾分高くなつているが、鋼塊表面温度は大体順調な経過をたどつている。

4. 熱精算

熱精算の結果は Table 2 に示す通りである。修理後

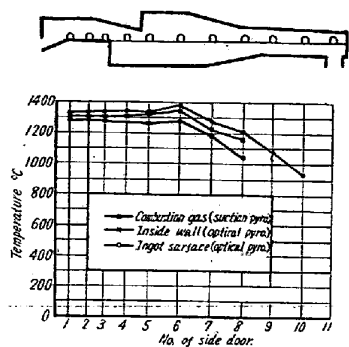


Fig. 8. Temperature distribution of gas, wall and ingot along the furnace.

の経過日数、操炉条件特に抽出屯数が異つているので一概に比較できないが、熱効率の増大、スケール損失の減少、排ガス損失、冷却水による熱損失の減少が目立っている。

V. 結 言

三帯式鋼塊加熱炉の改造の経過とこれによる加熱作業上の改善について述べたが最も大きな問題であつたスキッドパイプの問題、下部炉床のスラッグ堆積による燃焼および加熱状況の悪化の問題は種々の改造によつて概ね解決された。これらの経験から言えることは、

(1) スキッドの支柱は出来るだけ数を少なくし、主スキッドの巾は鋼塊の寸法から許される限り広くとり、下面よりの加熱を充分ならしめること。

(2) 下部加熱帯の容積は熱負荷が 100×10^3 kcal/m³h 程度になるように充分な大きさをとること。

(3) バーナの取付は鋼塊中心線上に大容量のバーナを置き、これを主力に焚いて鋼塊端面の過熱を防がねばならない。

等である。しかしながらバーナその他今後に残された多くの問題については更に研究改善を重ねる必要がある。

(昭 31—8月寄稿)

高炭素鋼の炭化物亀裂による欠陥について (I)*

上 杉 年 一**

STUDIES ON CEMENTITE CRACKS OF HIGH CARBON STEEL (I)

Toshikazu Uesugi

Synopsis:

This investigation deals with the causes of cavities which are occasionally observed at the centre of the rolled high-carbon bearing steel.

Conclusions are as follows:

(1) When some pressed or hammered billets are cooled down, very fine cracks, the width of which are less than $1/10\mu$, are formed in Acm cementite. These "Acm cementite cracks" are considered to be caused by the super-saturated hydrogen contained in the billets (hydrogen content are above $3.0\text{cc}/100$) at the temp of below 200°C .

(2) These "Acm cementite cracks" grow to cavities during rolling process.

(3) These "Acm cementite cracks" can be observed in the form of macro-hair-cracks by etching of HCl, but cannot be observed by etching of oxidizing solutions like HNO_3 and ammonium persulphate.

(4) These "Acm cementite cracks" cannot be observed in the form of flakes on fractured surface as far as the billets are simply cooled down.

I. 軸受鋼圧延鋼材中心部に現われる cavities と水素量の関係

Table 1 の化学成分を有する高炭素クローム軸受鋼の圧延鋼材中心部に Fig. 1 に示すような cavities が発生する事がある。この cavities は、鍛伸鋼片より圧延した鋼材に限り発生し、鋼塊より直接圧延した鋼材、ある

いは鍛伸鋼片より鍛造した鋼材には発生しない。しかも、この cavities は Fig. 1 に見る如く、鋼材端部から約 100 mm 内側より発生し、主として鋼材中心部 1/2 の範囲に出ている。大きさは最大径で 10 mm におよぶことも

* 昭和 31 年 4 月 本会講演大会にて発表

** 山陽製鋼株式会社