ボイラ炉冷蒸発管の事故について

1. まえがき

一般工場用ボイラは発電用ボイラに比べて低圧低温に属する方であり，従つて取扱管理も小型低圧ボイラでは簡単な計器と取扱者の勘によつて運転される所が大部分であるが，大型高圧ボイラでは安全に，且つ効率よく運転するには，あらゆる科学の粋を集めた優秀な管理計器が使用され，我々の感覚によつては最早判断できないような微妙な点まで計器に作用して，自動的に敏速に調整するようになつているので，その効率も極めて高い成果が得られるのである。附随して起るトラブルも工場用ボイラでは比較的単純な原因による場合が多いけれども，高圧ボイラとなればその原因も極めて複雑化したものが多い。

然るに工場用ボイラでも最近は漸次高圧化し，比較的小型の輻射型ボイラが増加する傾向にあるが，附属設備がこれに伴わない場合や，取扱者が従来の低圧ボイラの知識だけで対処される向が多く，そのために切角新構想のもとに設計されたボイラも充分の性能が発揮できず，むしろ多くのトラブルが起り勝ちである。例えば事故に対する考え方も，新旧ボイラを区別なく混同して検討されることが多いので，真の原因がつかめず，対策も徹底しない場合があると思われる。次に記載する事故例は最近工場に新設されつつある高性能ボイラに起り勝ちな代表的な事例であると思われる。

2. 事故発生ボイラの概要

福岡県某市某ゴム工場ボイラ室第2号ボイラの炉冷蒸発管が昭和29年8月25日15時5分頃突然破裂して，重傷者1，設備損害5,546,845円の被害を受けた事故が発生した。このボイラの概要は次の通りである。

a ボイラの種類　横型水管式ボイラ
b 伝熱面積　220m² (うち炉冷側壁蒸発管の面積14m²)
c 制限圧力　25kg/cm² (使用圧力 22kg/cm²)
d 蒸気温度　350°C (過熱器出口にて)
e 給炭機の火床面積　8.4m² (後壁に助燃用として微粉炭バーナの設備あり)
f 燃焼室容積　40m³
g 蒸発量　経済負荷　8,000kg/h
　　最大負荷　10,000kg/h

ボイラの経歴

缶体検査　昭和27年4月17日，落成検査　同年6月20日，使用開始　同年9月16日，第1回性能検査　昭和28年8月5日，側壁蒸発管7本，傾斜水管13本取替を行う。

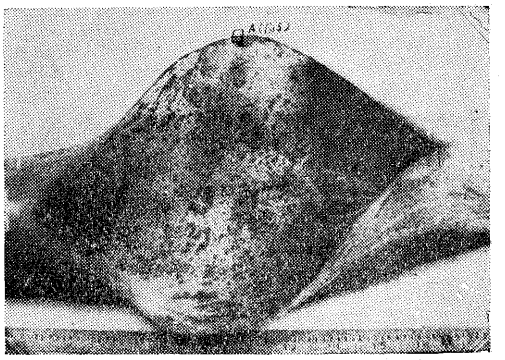
第2回性能検査　昭和29年6月9日　傾斜水管32本取替え（下より1～6段　スケール除去困難なるため）

側壁蒸発管の破裂　昭和29年8月25日（缶前より向つて右，11本目）第2回性能検査からの使用時間は，1,128 時間である。

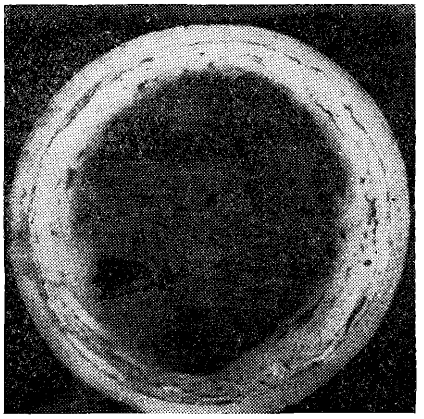
4. 隣接第1号缶の類似事故の概要

同一条件のもとに使用されていた同型の隣接第1号缶は昭和28年11月26日23時50分頃，缶前より向つて左側，前部より4本目の炉冷蒸発管の破裂事故を起している。写真1が破裂管，写真2が隣接膨出管内のスケールの堆積状態を示したものである。

写真 1



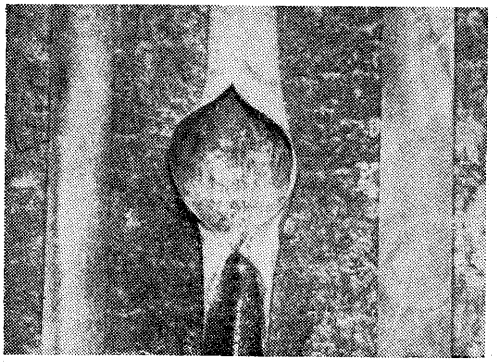
写　真　2



5.　事故発生当時の状況

ストーカの下に落ちた灰を，水で流し出すために押込通風機を停止して，缶前の扉をあけ，灰の水洗作業にかかつたが，断水のためにこの作業を中止して再び押込通風機を始動して２～３分経過したとき，側壁蒸発管が突然破裂した。破裂管は缶前から，向つて右側11本目，裂開部位は下部ヘッダ底部より上方1,600mmの処で，写真３はその裂開状況を示す。また破裂管以外の蒸発管には局部的膨出などの変異は認められない。写真４がこのボイラの構造略図である。

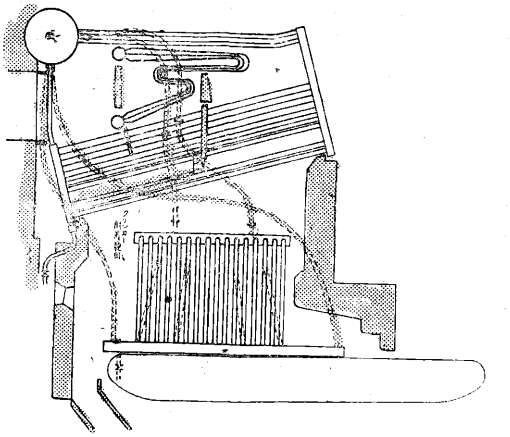
写　真　3



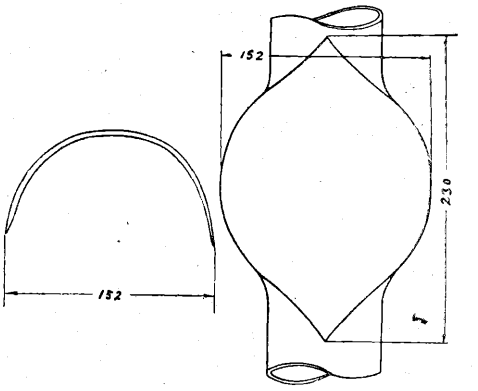
6.　破裂管及び隣接管の機械的試験成績

破裂管は内外とも腐蝕は極めて少なく，また裂開部以外は特に膨出変形した部分はないが，ただ裂開部の内面に異物の衝突による局部的傷が１ケ所ある。これは裂開後に傷いたものと思われる。裂開部附近の管内面にはスケールは附着していないが，少し離れると1.0～1.5mm局部的には1.8mm 厚の緻密な硬いスケールが附着していた。裂開部は第１図に示すように，軸方向に 230mm，その直角方向に152mm開口し，且つ軸方向に29%，直角方向に18%の伸びがある。従つて裂開部は過熱されて破裂したものと想像される。破裂管の強度は第１表に，隣接管の強度は第２表に示す通りである。第１表の試料は裂開部附近で採つたもので軸方向の強度である。

写　真　4



第　1　図



第1表　破　裂　管　の　強　度

項　　目		火焔側	炉壁側
引張強さ	kg/mm²	5.	52
降伏点	kg/mm²	—	38
伸　び	%	10.6	30.8

第2表　隣　接　管　の　強　度

項　　目		火焔側	炉壁側
引張強さ	kg/mm²	47.1	49.6
降伏点	kg/mm²	34.8	37.6
伸　び	%	37.6	35.0

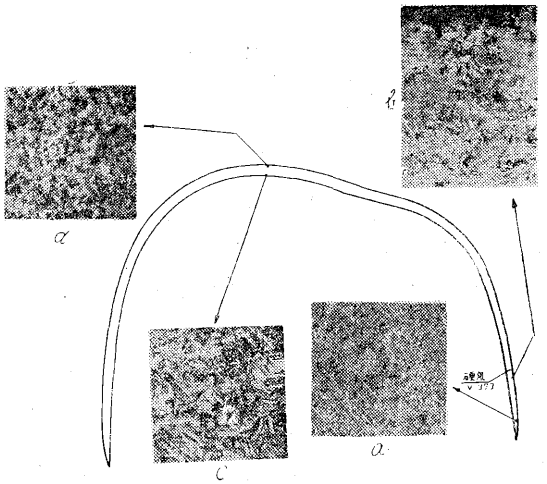
破裂管は隣接管に比べて，はるかに材質が硬化し，且つ炉壁側より火焔側が著しく硬化していることが知

られる。隣接管の方は却つて炉壁側が幾分硬化しているようである。なお，隣接管の900°Cの加熱状態のもとにおける引張強さは5 kg/mm²であつた。

7. 破裂管及び隣接管の顕微鏡組織

（i） **破裂管** 写真5のa及びbは裂開部中央横断面の裂開端，c，d，は炉壁側の顕微鏡組織であつて

写 真 5

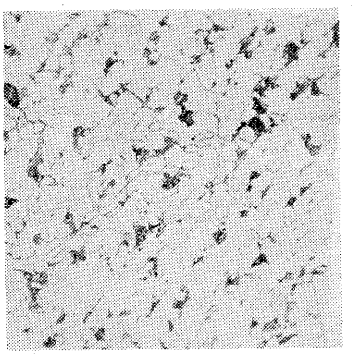


管外側よりも内側の方が硬く焼入れられており，写真5のb附近の硬度はビッカースの373である。aの試料を850°Cで焼鈍，炉冷した組織が写真6である。

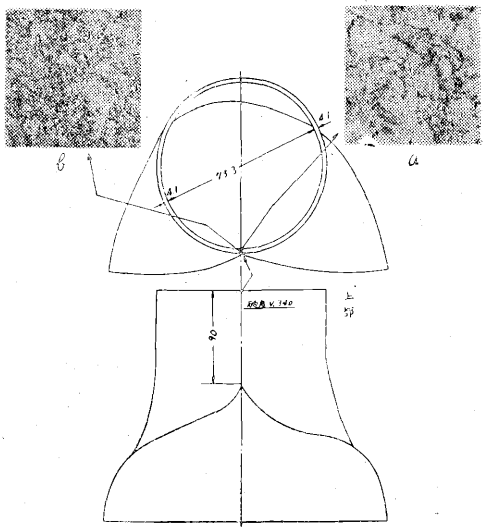
写真7のa，bは上部裂開端より，90mm離れた部位の，火焔側の組織で，aが内側，bが外側である。

ここでも管内側は完全にマルテンサイト組織となつている。

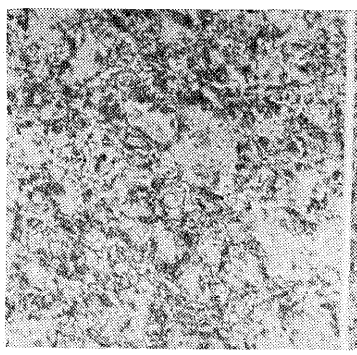
写 真 6



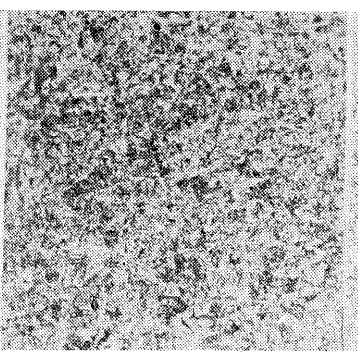
写 真 7



写 真 8



写 真 9



写 真 10

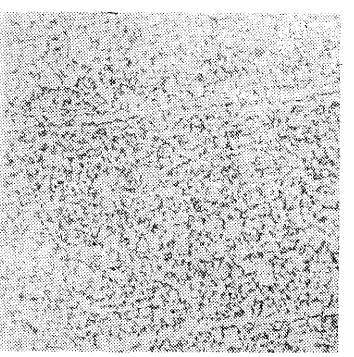
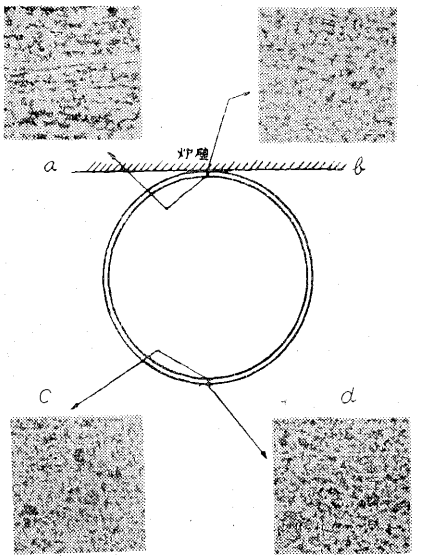


写真8～10は夫々下方裂開端より 30mm，60mm，220mm の部位の組織であるが220mm程度離れると殆んど熱影響は受けてはいない。従つてこの管が熱影響を受けた範囲は約550mm の長さに亘つている。

しかし，これは提出された部分だけで見たものであるから，実際は裂開部の上方はまだ相当上まで熱影響を受けていると考えられる。

(ii) **隣接管** 写真11のa，b，c，d は隣接管の顕微鏡組織であつて，a，bが炉壁側，c，dが火焔側の組織であり，何れも何等熱影響を受けていない。

写　真　11



8.　破裂管の化学的成分

破裂管の化学的成分は第3表に示す通りである。

第3表　破裂管の化学成分

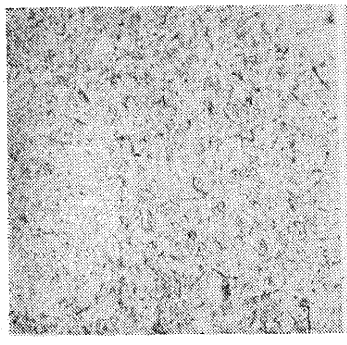
成分	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr
%	0.13	0.273	0.55	0.011	0.026	0.155	tr

この成分から見ると，管材はボイラ用鋼管第2種に該当するもので，成分的には何等欠陥のない材料といえる。

9.　破裂時における管の上昇温度の推定

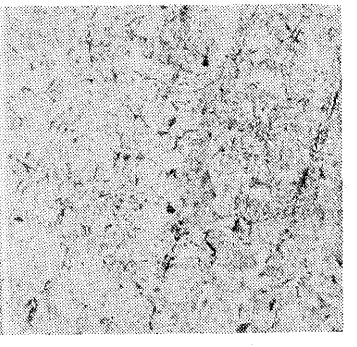
裂開部断面の顕微鏡組織によつて見られるように，裂開時における管の温度は材料の A_3 変態点以上になつていたことは明白であるが。なおこれを立証するために破裂管を A_3 変態点近くの各温度に熱した上で水冷してみると900°Cに加熱した場合が写真12及び13であつて，裂開部の組織に最も近く，硬度もまた近い硬さを示している。

写　真　12



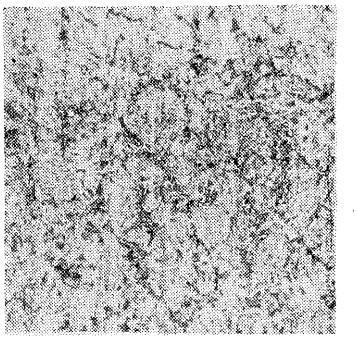
900°C　水　冷
試験片　破裂管
800°Cにて熱間加工
硬　度　V．385

写　真　13



900°C　水　冷
試験片　破裂管
800°Cにて熱間加工
硬　度　V．379

写　真　14



写　真　15

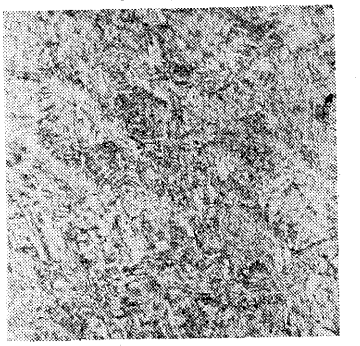


写真14及び15は隣接管から採つた試験片を酸素—アセチレン焔で900°C附近に熱しながら試験機で引張り，破断すると同時に水冷したもので，事故発生現象に可及的近い条件のもとで実験したものである。何れも前掲の破裂管断面の組織に近いものが表われている。

この実験の結果によつて管は900°C附近まで上昇して破裂し，急冷されたものと推定される。附着したスケールは900°Cで破断した場合，破断部附近は鉄肌から剝離するが，その他の部分はスケールの表面が脆くはなるが剝離するまでには至らない。従つて管が破裂しないうちは，たとえ何回か，加熱されることがあつたとしても脆くなつたスケールは次に罐水から析出される新しいスケールが接着剤となつて，再び硬着するものとみられる。

10. 給水，ボイラ水及びスケールの分析

（i） **給水** 給水は筑後川の水を急速沪過しただけで別に薬外処理をされないので，その成分は時期によつて変化の多いものと思われるが，昭和29年2月19日に採取したものの分析値は第4表に示す通りである。

第4表 給水の分析値

項目	分析値
PH	6.8
P 値	0
M 値	0.75cc
全硬度	2.84°dH
炭酸塩硬度	2.10°dH
非炭酸塩硬度	0.74°dH
Cl	8 ppm
SO_3	12 〃
イオン状 SiO_2	38.4 〃
コロイド状 SiO_2	0
全塩量	132

三菱化成工業株式会社黒崎工場分析

この水はイオン状硅酸塩が特に多量に含まれていることが注目される。なお事故を起した8月中の全硬度の平均は 3.2°dH となつている。

（ii） **ボイラ水** 事故直前のボイラ水の分析値は不明であるが，同型のボイラで同一条件のもとで使用されていた第一号缶の側壁下部ヘッダから採つたボイラ水の分析値は第5表の通りである。

これによつて，事故発生缶のボイラ水の性状も大体想像できるものと思われる。ボイラ協会で規定されたボイラ水の制限値では，硅酸塩は 100ppm以下とされているから，このボイラ水は硅酸塩が余りにも多すぎるといえる。給水中に含まれる硅酸塩の量がもともと多いので，制限値以下に維持しながら運転することは到底不可能として，辛うじて運転を継続できる範囲にボイラ水の濃度をさげるため，1日8噸に余る大量のボイラ水をブローせねばならなかつたとのことである。

第5表 1号缶缶水の分析値（昭和29.8.27.採取）

項目	分析値
PH	9.64
硬度	0.20°dH
有機物	35.5mg/l
Pアルカリ度 ($CaCO_3$)	160.4 〃
Mアルカリ度 ($CaCO_3$)	69.0 〃
沈澱物	1,627.0 〃
全固形物	1,353.4 〃
SO_4	291.8 〃
Cl	115.8 〃
P_2O_5	1.2 〃
SiO_2	335.8 〃
Fe_2O_3	tr
Al_2O_3	tr
CaO	0.6mg/l
MgO	tr

三菱広島造船所分析

なお，ボイラに使用した清缶剤は木下工業株式会社の「ハーゲン」であつたが，ボイラの使用開始後8カ月目に洗缶した際これは余り効果が認められなかつたので栗田化学工業の 105 号（重合燐酸ソーダ）に変更したのである。第5表はこの清缶剤を使用したボイラ水である。「ハーゲン」に比ぶればはるかに効果はあつたといわれるが，硅酸塩の多い水を清缶剤のみで完全に処理することは不可能なことである。

（iii） **スケール** 昭和29年6月第2回性能検査のとき採取したスケールの分析値は第6表に示す通りである。この表でみると蒸発管内のスケールは特に硅酸塩類が 65.2% の多きを占めている。

第6表 スケールの分析値（%）

項目	蒸発管	マッドボックス	ドラム
外状	灰色 硬質 / ネズミ灰色 岩状	灰褐色 硬質板状 0.2mm厚	灰褐色 軟質板状 0.1～0.2mm厚
石灰 (CaO)	9.4	29.0	20.6
苦土 (MgO)	0.7	2.8	1.9
酸化鉄及アルミナ (Fe_2O_3, Al_2O_3)	16.2	18.5	20.3
シリカ (SiO_2)	65,2	37.9	39.0
無水硫酸 (SO_3)	微量	微量	微量
燐酸 (P_2O_5)	3.9	6.2	6.7
灼熱減量	3.9	5.1	3.0
水分	1.2	0.6	2.1

昭 29.5.15. 栗田化学工業株式会社分析

これは給水中の硅酸塩が大量のブローによつても充分排出できずに残つたものが析出したものである。

また破裂管から採つたスケールの分析値は第7表の通りである。

第7表　破裂管に附着したスケールの分析値（%）

項　　目	分　析　値
石　　灰　(CaO)	33.55
苦　　土　(MgO)	tr
酸化鉄アルミナ　(Fe_2O_3・Al_2O_3)	5.96
シ　リ　カ　(SiO_2)	51.79
無水硫酸　(SO_3)	1,97
燐　　酸　(P_2O_5)	4.00
灼熱減量	1.64

労働省産業安全研究所分析

11.　燃料及び燃焼装置並びに事故発生当日の熱負荷

燃料は石炭，その発熱量は5,030kcal/kg，燃焼装置は缶前方からチェングレートストーカを，缶の後壁から助燃用微粉炭バーナを併用し，ストーカが約70%の燃焼を担当し，助燃バーナが30%に設計され，事故当日の燃焼量はストーカが1,212kg/h，バーナは275kg/h合計1,487kg/h の燃焼状態であつた。従つて当日のバーナの燃焼負荷は$\frac{275}{1,487}\times 100=18.5\%$で，当初の計画よりはるかに軽負荷であつた事は明かである。側壁蒸発管の前方寄りの大半は主としてストーカの燃焼による熱を受け，後部のものはバーナの燃焼熱を受けるものとみて差支えないと思う。バーナから出る火焔は缶前方より向つて右に旋回し，破裂管側が丁度旋回方向に当つている。また，バーナチップにクリンカが附着すると火焔が幾分偏ることもあつたといわれる。しかし，平常火焔は右側に偏る傾向があつたので第2回性能検査のとき，稍左方に転位してみたが余り効果はなかつたとのことである。

バーナの拡散角度は30度であるから，管は後部から4～5本までは直接火焔に接し，写真2に示すように5本目位までクリンカが附着するので，これを放置すると一部は反対側の壁のクリンカと接してアーチを形造ることもあつた。それでクリンカは毎週1回必ず掃除しており，今回の事故は掃除後3日目のできごとである。

燃料の燃焼によつて発生される理論的熱量は 5,030×1,487=7,479,610kcal/hであり，このうち33%を燃焼室で吸収するように設計されている。燃焼室の有効投影輻射伝熱面が 12.6m² であるから，事故直前の蒸発管の平均の熱負荷は大体 7,479,610×0.33÷12.6=195.000kcal/m²h となる。側壁の後方についたクリンカの状態から察すると破裂管は主としてバーナの熱を受けていたといえる。当日のバーナの燃焼量は極めて軽負荷であつたことや，破裂管以外は特に膨出変形等の兆候のある管は見られない点などから考察すると，ある一局部のみの熱負荷が特に高かつたというような事はないようである。

12.　事故発生原因の想定

蒸発管の裂開状態ならびに管の化学成分などからみて材質の欠陥に起因するものでないことは明白である。破裂管の断面の顕微鏡組織を基として，これを再現する管の熱処理実験の結果によれば，管は900°C附近まで過熱されて破裂し，続いて急冷されたことが明かである。しからば如何なる原因によつて過熱されたかという点について一般的には次のようなことが考えられる。

（i）　蒸発管内の水循環の不良にもとずく過熱

（ii）　管内にスケールが堆積したための過熱

（iii）　（i）と（ii）とが重合して起つた過熱

（i）の水循環が悪い場合は，ある適当な条件が満されると管内に気体の量が増して，蒸発管のある部分に気泡の溜りが停滞することが起ると考えられるので，その間に管が過熱されるものと想像される。この水循環不良を起す原因について更に検討してみると，

a.　構造（設計）上の欠陥による場合，b.　取扱いの欠陥による場合，などがある。

aについては側壁蒸発管に連絡される上昇管や，降水管の断面積と，蒸発管の断面積の比が0.1以下，或はこれに近くなると水循環の不良が起るといわれる。このボイラではこの比が何れも0.21となる。この程度の面積比では現在何等支障なく運転されている幾多の実例があるし，また設計上の欠陥に基く場合は，同じ事故を頻繁に繰返すものとみられる。

然るにこのボイラで蒸発管の破裂はこれが初めてである点などから考察すると，設計上の欠陥を明確に指摘し得る根拠は極めて薄弱である。併しボイラの容量が比較的小さく，従つて炉幅も狭いのであるが，燃焼装置は低質炭使用の目的でチェングレート・ストーカの他に，特に助燃用として微粉炭バーナが設備されている。

限られた炉容積と，バーナの拡散角度など，設計上幾分無理な点があつたかも知れない。

bの取扱いの欠陥によつて起る水循環の乱れは次のような場合に起るものと考えられる。

ブローについて　先づボイラ水のブローについて検討してみると，ボイラの運転を開始した当初は後部の

マッドボックスから各直（24時間運転で3直）毎に3回ブローし，その他は側壁の下部ヘッダからブローする方法がとられていた。その結果傾斜水管の下から2～3段までは後部ヘッダから 1～1.5m の処にスケールが堆積して，遂には管が局部的に過熱膨出を起し，或はスケールの剝脱不能などのために多くの水管を取替えねばならなかった。

これは明かに下 2～3 段までの水管はブロー中に水循環が乱れ，逆流してスケールを後部ヘッダの方に押し流して沈積したものである。このことに気付いてからは後部のマッドボックスからのブローは各直1回に減じたので，必然的に両側ヘッダからのブローの量が多くなったのである。併しブローによる水循環の乱れの現象は側壁蒸発管にも当然同じように起る筈であるから，主として行うブローの位置の変更によって，側壁蒸発管は却つて循環を阻害される機会が多くなつた訳である。熱経済の面からは，ボイラ水濃度の許容範囲内で成るべくブローの量は少い方が良いのは当然である。また，水冷壁型のボイラでは運転中にはヘッダからは決してブローしてはならないとされている。このボイラのように給水は悪質であり，しかも昼夜連続運転のものでは，如何にして安全に作業を継続するかについて，取扱関係者の苦労の存した点は充分察せられるが，根本的な対策である給水の缶外処理の問題を放置して，清缶剤や，ブローのみに依存していたことは極めて無謀であつたという言を否定できないであろう。

負荷の変動について　次に考えられることは負荷の変動である。ボイラ取扱上の理想としては，負荷はなるべく一定で，変動の少いことが望ましいのである。

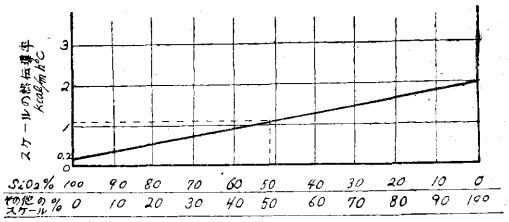
若し，負荷が急に増大して，蒸気を大量に使用すると，蒸発がこれに伴わず蒸気圧力が急に低下する。従つてボイラ水は急激な圧力の低下によつて，圧力と保有熱量との均衡が破れて，全部のボイラ水が一時に自己蒸発を起す。この現象によつて降水管内に多くの気泡を発生するため，降水管内の水の下降が鈍り，水循環が停止の状態となることもあり得る。従ってストップバルブなども余り急激に開閉すると，これと同じ結果となる虞れがある。特にバルブを開ける場合にこの現象を起し易い。

缶水位の低下について　何等かの理由によつて缶の水位が低下すると，多くの気泡と共に上昇管から汽水胴に流入したボイラ水は，気泡を完全に分離するいとまもなく降水管中に吸い込まれるので，降水管中に直接汽水混合物が流入して，蒸発管内と降水管内との水の比重の差が少くなつて水循環が阻害される。一般にはドラム内に汽水分離装置が設備されているから，かような心配は無用であると考えられるが，水位が低下した場合は，普通の装置では殆んどその用をなさなくなる。また自動給水加減器が設備されていれば，これが故障を起さない限り，ボイラ水位の低下はあり得ないと考える向もあるが，自動給水加減器が単に水位の上下のみによつて作動する一要素型であると，過負荷の場合などは缶内水の異常沸騰のために正確な水位が示されないことがしばしば起る。すなわち見かけ上の水位と真の水位との誤差が起るのである。従つてこのようなときは降水管内に盛んに気泡が流入しつつあることに留意すべきである。事故直前にブローはされていないが，蒸気流量自動記録計のチャートによれば，灰の流出作業に関連して事故の直前にストップバルブを急に開かれた形跡が顕著に表われている。

（ii）の管内にスケールが堆積したための過熱については，スケールは熱の不良導体であることは既に周知のことであり，硅酸塩のスケールは特に熱伝導の悪いことも知られている。

破裂管についたスケールの化学分析の結果は，硅酸塩類が約51.8%である。第2図に示すグラフが成立するものと仮定すると，この混合スケールの熱伝導率は大体 1.03kcl/mh°C. となる。

第2図　混合スケールの熱伝導率



事故直前の側壁蒸発管の平均熱負荷は第11項に述べたように 195,000kcal/m²h である。スケールの厚みを 1.5mm として蒸発管の温度を次の近似式によつて理論的に計算してみると次のようになる。

近似式

管内温度　$T_2=T_0+\left(\frac{1}{a}+\frac{\delta}{\lambda_2}\right)Q$

管外面温度　$T_3=T_0+\left(\frac{1}{a}+\frac{\delta}{\lambda_2}+\frac{t}{\lambda_1}\right)Q$

式中

T_0：管内水温 °C　218°C(22kg/cm²において)

a：管内表面熱伝導系数 kcal/m²h°C　4,000kcal/m²h°C

δ：スケールの厚み m　0.0015m

λ_2：スケールの熱伝導率 kcal/mh°C　1.03kcal/mh°C

t：管の肉厚 m　0.004m

λ_1：管の熱伝導率 kcal/mh°C　　40kcal/mh°C

Q：熱負荷 kcal/m²h　　195,000kcal/m²h

故に　$T_2 = 218 + \left(\frac{1}{4,000} + \frac{0.0015}{1.03}\right) \times 195,000 = 550°C$

$$T_3 = 218 + \left(\frac{1}{4,000} + \frac{0.0015}{1.03} + \frac{0.004}{40}\right) \times 195,000 = 570°C$$

すなわち，事故前，管は大体550～570°C に熱せられていたもので，スケールによる熱伝導率の阻害だけでは破裂当時の温度まで上昇させることはできなかつたことが判る。

(iii)　前述のように破裂管の熱影響範囲が長い点からみると，スケールが広範囲に附着していた事が事故の遠因と考えられ，このスケールのために管は前述の計算のような温度となつていた。次に事故直前の操業状態を検討してみる必要がある。

写　真　16

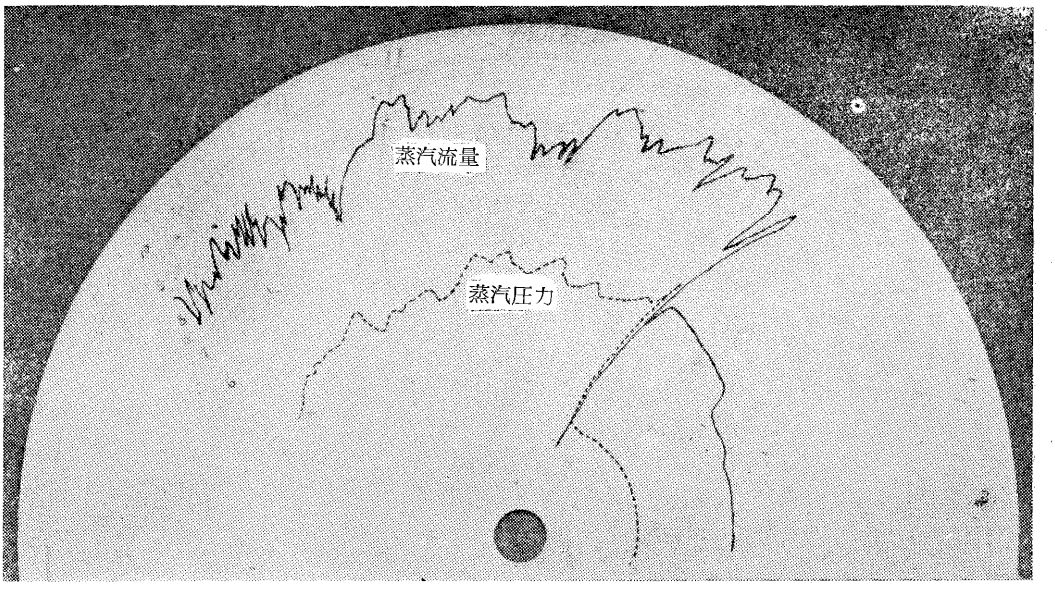


写真16は事故当時の蒸気流量と，圧力との自動記録計の2枚のチャートを1枚にまとめて，比較検討しやすいようにしたものである。このチャートによつて見ると幾分時間的ずれはあるが，大体において，蒸気流量の多くなつたときは蒸気圧力は下つている。このカーブによつて事故直前の状態を判断してみると，灰の水洗作業のために押込通風機を停止して，その後ですぐにストップバルブを絞つてある。それで蒸気流量は8,400kg/h 附近から急に降下している。その頃蒸気圧力の方は稍上昇しはじめた程度である。灰の水洗作業を始めてみたが，断水のためにこの作業は中止せざるを得なかつたので再び押込通風機を始動した。それで炉内は勢よく燃焼をはじめ，蒸気圧力が急騰して25.5kg/cm²になつた。このとき蒸気流量は6.550kg/hとなつていたが，ここでストップバルブを急開したので蒸気流量は急に増し，反面蒸気圧は急降下しはじめた。この圧力の急降下によつて，ボイラ内の水が急に自己蒸発を起し，そのために水循環が乱れて，一時循環停止が起り，蒸発管内に気泡の溜りができて，これが停滞する条件が偶然整つたので管は過熱されて急に900°Cまで上昇した。そのために管の強度は著しく低下して内圧に耐えず，突然破裂したものと想定すると(iii)の取扱いの欠陥に基く水循環の不良と，スケールの堆積との重合説が最も有力な原因とみられる。

しかし破裂管だけに偶発的に気泡が停滞したとは考えられず，幾分の差はあつたとしても，他の管にも同じ現象が同時に起つたと考えるべきであろう。そうすると破裂管だけにバーナの火焔が集中して接触した形跡もないから1本だけが破裂して，他の管は何故に異状が無かつたかという点が疑問とされるのであるが，これは6月のボイラ掃除のとき，チューブクリーナをかけるに際して何等かの理由で，この管だけはスケールが完全に落されずに厚くついたまま残つていたと想定すると，平常破裂管はスケールのために既に他の管よりも，はるかに高温状態にあつたし，熱伝導も特に悪かつたので，この管だけが急速に温度が上昇して破裂したものと思考される。

また，このボイラと同じ給水を使用する旧ボイラはかつてこのような事故を起したことはないのに，新設ボイラだけが特に水に関するトラブルの多いことが疑

間であるといわれるが，旧ボイラの圧力は7kg/cm² の低圧であり，新設ボイラからみれば水冷壁もないはるかに古い型の設計である。進歩的なボイラ程給水，燃料及び燃焼装置，缶体，附属設備など一体となつて完備して始めて完全な操業ができるのであつて，そのうちの一つが欠けても円滑なる運転は望めないのである。

この給水中に含まれる硅酸塩の量は低圧ボイラでは余り問題とならないが，圧力が 18kg/cm² 位から上になると，その害が顕著に表われるようになる。1954年10月号のパワーエンジニヤリングには蒸気圧力に対する硅酸塩の許容量を第8表のように示している。

第8表　ボイラ圧力に対する硅酸塩の許容量

圧力		硅酸塩の許容濃度 SiO_2 としてppm
lb/in²	kg/cm²	
250～600	17.6～42.2	40～50
601～900	42.3～63.3	20～30
901～1,200	63.4～84.5	10～20
1,200以上	84.5以上	5～10
1,800以上	126.7以上	1以下

すなわち 250lb/in² 以下の圧力に対しては問題とされていないが，これ以上の圧力に対しては，このように厳しい制限を必要とする。また第6表のスケールの分析値に見られるように硅酸塩類は同一ボイラでも最も熱負荷の高い処に多く附着し，マッドボックスやドラム内では約半量となつている。この点でも熱負荷の低い旧ボイラでは余り問題とならないが，熱負荷の高いボイラでは大いに問題となることが判る。

ボイラに関する技術も戦後長足の進歩をなしつつあり，これに伴つて起る各種のトラブルもまた新しい構想の下に検討されなければならない。この場合も新旧ボイラを区別なく批判するのは不合理であることが諒解できるであろう。

13.　事故防止対策

ボイラの熱効率を高くするには炉内の燃焼温度をできるだけ高温に保ち，熱を輻射伝導せしめて伝熱効果をよくせねばならない。従つて熱負荷が相当高くなるので，従来のボイラ取扱よりもいろいろな面で，もつと細心の注意と，科学的管理とが必要となる。

例えば炉壁蒸発管は高い熱負荷のもとでボイラ水が循環しているから，若しボイラ水中に熱伝導を阻害するような不純物が含まれているとか，或は誤つた操作をすると，それは直ちに缶材の過熱膨出を起す原因となる。

（a）　給水の缶外処理の問題

水は清缶剤を使用することによつて専ら缶内処理のみに依存されているが，当工場用水のように特に硅酸塩類の多い水では清缶剤だけで直接処理することは困難である。

ボイラ水は清缶剤を入れる程溶解固形分の量が多くなるから，ブローの量も多くせねばならない。従つて水循環の乱を起し，水管過熱を起す機会が多くなり，また燃料の不経済ともなる。併しこの水は現在のままではブローの量を減らすどころか，むしろもつと増加せねば完全に操作できない。これ以上ブローの量を増すこともできないとなれば，どうしても水の缶外処理が必要となる。例えばイオン交換樹脂法による缶外処理施設をして全塩脱塩した水を使うことが肝要である。

この方法によるときは水は純水となつて給水されるから清缶剤の使用量も極めて少くなり，ボイラ水の濃度が余り上らないから，ブローの量も極く僅かとなる。従つて水循環の阻害や蒸発管過熱の危険もなくなり加えて燃料は経済となる。

（b）　負荷の変動に関する問題

（i）　アッキュムレータについて　作業の性質上止むを得ない処であろうが，負荷の変動が非常に多いようである。この負荷の急変のとき，ボイラ水が自己蒸発を起して水循環が阻害されることは前述の通りである。負荷の変動に対する適応性も考慮して，微粉炭とストーカによる混焼炉が採用されたのであろう。併し差し当つては蒸気の絶対量の不足などと関連してこの方法も充分活用されていない状態である。

（修理中のボイラが完成すれば蒸気の絶対量は不足しないとのことである）

ボイラの増設ができれば幸であるが，スチームアッキュムレーターを設備することによつても充分対応できるものと思われる。

(ii)　二要素型自動給水加減器について

負荷の変動の多いボイラでは，現在使用されている水位の上下によつてのみ作動する一要素型の自動給水加減器では往々にして間違が起り易い。少くとも水位と蒸気流量との二要素型が必要である。

（c）　ボイラ水ブローの問題

従来実施されて来た側壁蒸発管の下部ヘッダから運転中にブローすることは前述のように，蒸発管の水循環の乱れを起すをそれがあるから，絶対に運転中にブローすべきではない。給水の缶外処理の問題が解決すれば，ブローの量は極めて小量となるであろうし，なお次に述べる蒸発管保護の対策が講ぜられれば，蒸発管過熱のおそれも少くはなると思われるが，ブローに対する最善の策としては，ブローするときは，たとえ一時的にせよボイラの運転を休止してから行う。或

は循環の乱れを起さないところから取り出す連続ブローの方法によるべきである。

（d） **バーナ及び炉壁の問題**

バーナの拡散角度を今少し狭くして火焔が，直接蒸発管に接しないようにすることも保安上必要なことであり，且つまた，クリンカの附着による各種のトラブルをなくするであろう。これに関連して炉幅をできるだけ拡げることも安全上また燃焼上も共に好結果をもたらすものと考えられる。

（e） **蒸発管保護の問題**

バーナの火焔が直接蒸発管に接触しないように拡散角度をせまくできればよいが，それが不可能ならば蒸発管に直接火焔の触れる部分を耐火物で被覆保護することは安全上大いに推奨されることである。

（f） **上昇管及び下降管増加の問題**

蒸発管の被覆保護による蒸発量の減少を補うために蒸発管数が倍加されるので，当然上昇管及び下降管の数はそれぞれ増加された方がよい。

（g） **ボイラ酸洗いの問題**

給水の缶外処理の問題が解決すればスケールの附着は極めて微量となるが，それでも時にはスケール剝脱作業をせねばならない。硅酸塩類を主成分とするスケールはチュウブクリーナでは充分落せないことや，ボイラ改造後の曲管部分の増加などの点を考慮するとボイラ掃除は酸洗い法によることを推奨したい。

（h） **ストーカ下の灰出作業の問題**

ストーカ下の灰を水洗した後で，なお残つた灰を掻き出すために，たとえ短時間と雖も作業者が火床の下に這入ることは絶対に避けるべきである。流出部分の構造を改良することや，その他の点に工夫すれば人力によるこのような危険作業は排除できる筈である。

担当研究員
博物館課長 安藤 正
研究員 石橋公人