

第 9 2 研 究 部 会
ボ イ ラ 外 部 汚 れ に 関 す る 基 礎 調 査
報 告 書

昭 和 4 4 年 3 月

社 団 法 人
日 本 造 船 研 究 協 会

は し が き

本報告書は、日本船舶振興会の昭和43年度補助事業「船舶の経済性向上に関する調査」の一部として日本造船研究協会第92研究部会においてとりまとめたものである。

第92研究部会委員名簿 (敬称略、五十音順)

部会長	石谷清幹 (大阪大学)		
委員	池田学 (川崎重工業)	委員	伊丹伸雄 (三井造船)
	伊藤寿夫 (三菱重工業)		沖田正 (三菱重工業)
	小尾雅俊 (日立造船)		加藤泰弘 (石川島播磨重工業)
	川瀬好郎 (東京タンカー)		北野直治 (川崎汽船)
	木脇充明 (神戸商船大学)		久津間裕良 (運輸省)
	佐々木康夫 (日本海事協会)		真田良 (日本船主協会)
	杉山興三 (昭和海運)		鈴木信二郎 (三菱重工業)
	瀬尾正雄 (船舶技術研究所)		徳屋章彦 (日本鋼管)
	西川栄一 (大阪大学)		野村信義 (日本船用工業会)
	樋口勝彦 (大阪商船三井船舶)		藤掛勝正 (新和海運)
	布留川信止 (日本郵船)		堀田秀夫 (東京商船大学)
	堀合郁雄 (函館ドック)		森川悠爾 (三菱重工業)
	森田駿樹 (神戸商船大学)		三沢禎 (日本鋼管)
	吉田和夫 (浦賀重工業)		脇川忠彦 (佐世保重工業)
討議参加者	池田敏 (佐世保重工業)	討議参加者	伊藤征矢 (川崎重工業)
	江浦浩 (大阪大学)		高田攸文 (日本鋼管)
	田上健 (石川島播磨重工業)		谷井宏光 (三井造船)
	西岡和正 (三井造船)		山崎真彦 (浦賀重工業)
	今西又治 (日立造船)		

目 次

第1章	まえがき	1
1.1	昨年度までの調査結果の概要と今年度の方針	1
1.2	作業経過	2
第2章	ボイラ外部汚れの現状調査	3
2.1	就航船のボイラ外部付着物の調査	3
2.2	就航船の風圧、蒸気温度等の調査	20
第3章	燃焼および燃焼生成物付着状況に関する調査	51
3.1	模型ファーンレスによる燃焼生成物の性状に関する実験	51
第4章	スートブロワに関する基礎実験	70
4.1	実験の概要	70
4.2	実験装置と方法	70
4.3	実験範囲	73
4.4	単管の除去実験	75
4.5	管群の除去実験	86
4.6	結論	108

附 録 ポイラ外部汚れ関係文献集

第1章	ボイラ外部汚れ関係文献の調査	109
第2章	ボイラ外部汚れ関係文献名一覧	111
第3章	ボイラ外部汚れ文献抄録集	135

第 1 章 ま え が き

1.1 昨年度までの調査結果の概要と今年度の方針

一昨年、昨年に引きつづき同様の項目をあげて調査を進めた。

今年度は本部会の最終年度にあたるので、3年間の作業をまとめる方向で作業をすすめた。以下各項目別にその概略について述べる。

1.1.1 ボイラ外部汚れの現状調査

(1) 就航船のボイラ外部付着物の調査

昨年までに実船5隻、陸上ボイラ3缶(内1缶は石炭だき)について調査してきた。これらの調査によって大略実缶の各伝熱面に付着する付着物の性格、構造を知ることができた。しかし調査した実船ボイラは蒸気温度が480℃までのものなので、最近船の方でも問題になり出している高温汚れについてもその実態を把握するため、今年度は蒸気温度500℃以上のものを調査することとした。またディーゼル船排ガスエコノマイザについてもできるだけ調査することとした。

採取した付着物は昨年は定量分析にかけたただけであったが、付着物の層状構造をより詳しく知るために、今年度はX線回折分析にもかけ、付着物の化合物の形もできれば調査する方針とした。なお標準ノズルによる付着力の調査は、調査の対象となり得る汚れについては大体の実態を知り得たので今年度は行なわなかった。

(2) 就航船の風圧、蒸気温度の変化の調査

過去2年間、主として就航船のログブックを中心にして、また二、三の船では航海中必要事項の直接計測を依頼して、タービン船主ボイラ、ディーゼル船排ガスエコノマイザについて外部汚れ調査を行なって来たが、二、三の例をのぞいて、汚れの影響が端的にガス温度、蒸気温度にあらわれてくるものは少なかった。しかし外部汚れが非常にけいしい船が現実存在しているのも事実である。

よって本年度は昨年度と同様の調査を継続すると共に、外部汚れのとくに著しい船を対象にして、その汚れの時間的变化、汚れの原因などの詳しい調査と考察を行なった。

1.1.2 燃焼生成物付着状況に関する調査

(1) 模型ファーンレスによる燃焼生成物の性状に関する調査

昨年度は伝熱面温度250℃までの汚れについては汚れの発達状況、汚れの層構造、付着物の性状を調査し、汚れの生成機構について知見をうることができた。

今年度は高温汚れについてもデータを得ることが可能なように装置を改良し、伝熱面温度250～550℃のはん囲の付着物の性状、構造について調査する方針とした。

(2) 実物ボイラにとりつけたテストピースによる調査

テストピース取付可能なボイラがなかなかないので調査は困難であるが、昨年までに二、三のデータを得ることができた。実缶調査、横型ファーンレスによる調査でかなり詳しく汚れの性状を知ることができるので、テストピースによる調査は負担が軽くなったが、しかし今年度も調査可能なボイラがあれば調査を続行することとした。

1.1.3 付着物除去方法に関する調査

(1) スートブロウに関する基礎実験

一昨年は平板に模擬付着物を塗布した模擬付着面を作成し、これに空気噴流をあて、噴流による付着物除去の機構について調査した。また昨年は小規模な模型管群を作成し、平板と同様に模擬付着物によって同様に空気噴流によって管群内の管表面付着物がどのような条件の時に除去されるかを調査し、大略その傾向を把握することができた。

今年度はこれらの結果をもとにして実物大模型管群を作製し、これによって昨年と同様の実験を行なうこととした。小規模模型管群の実験により、管群内の除去特性には上流側の管から除去された飛散粒子が大きく影響することがわかったので、今年度はこの点に留意して実験を進める方針とした。

1.1.4 外部汚れに関する文献調査

昨年度調査した文献集に新しく発行された雑誌について調査した資料も加え、文献集およびアブストラクト集を作製する方針とした。

1.2 作 業 経 過

本年最初の第11回委員会を大阪で開催して本年度の作業方針を決定するとともに、本年度新しく作製する実物大管群実験の装置、方法について検討した。ついで43年7月、10月、44年1月に第12回、13回、14回の委員会をもち、各実験作業の進展状況の報告、内容の討論を行なった。本年最後の第15回委員会は44年3月大阪にて開き、本部会の作業結果についてのとりまとめを行なった。

以下その結果について述べていく。

第 2 章 ボイラ外部汚れの現状調査

2.1 就航船のボイラ外部付着物の調査

昨年度までと同様、船に搭載された実伍の汚れの調査を行なった。昨年までで主ボイラ 5 隻の調査を行ない、蒸気温度 480℃ までのボイラの付着物についての一般的性状を知ることができた。今年度はしたがって蒸気温度の高いものを調査することとした。調査船数は 1 隻である。

ディーゼル船の排ガスエコノマイザについても調査した。調査船数は 6 隻である。

調査方法は昨年までと同様で、外観観測（肉眼と写真）および付着物の化学分析（定量分析と X 線回折分析）である。なお標準噴射装置による付着力の調査は行なわなかった。

2.1.1 主ボイラ調査結果

(1) 船の要目

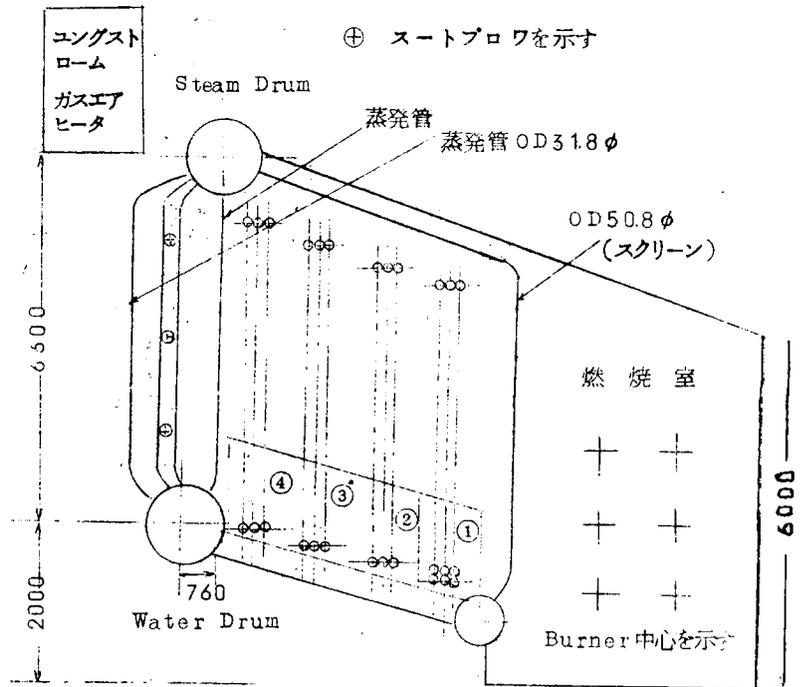
船名 明扇丸 (三井造船、明治海運)
 船種 タンカー 145000 DWT
 引渡 1967年8月

(2) ボイラ要目

蒸発量 95/79 t/h
 過熱器出口蒸気圧力 60.8 Kg/cm²
 蒸気温度 513℃
 空気予熱器 (ガス式ユングストロームヒータ)
 入口出口空気温度 52/270℃

(3) 燃料油性状 (1967・8~10 平均)

比重 0.92~0.96
 粘度 SRW50℃
 142~1099
 硫黄 2.3~3.1 wt %
 ヴァナジウム 20~50 ppm



(注) ボイラ形状の概略を第 2.1 図に示しておく。

第 2.1 図 明扇丸ボイラ形状概略

上図中 ① SH1 } 管壁温度 ~ 340℃
 ② SH2 }
 ③ SH3 }
 ④ SH4 } ~ 540℃

この SH1 ~ 4 が調査した箇所、次頁以下ではこの記号で場所を示す。

(4) 外観観測結果

(a) 燃焼室

正面 (FF)

第1層、第2層 (管壁側から数える)

第1層乳白色、その上に第2層としてうす茶色の層がある。これらはいずれもうすいが非常に強く付着しており、また別々に採取不可能である。(写真2.3参照)

第3層

表面層(第4層)のない部分はこげ茶色。層は薄く簡単にとれる。この場合これが表面層となる。(写真2.1)

第4層のある部分の下側はきれいな緑色層。この層は火炎にあたる部分はとけており、とけた状態のところは非常に固く除去困難。(写真2.3)

第4層 (表面層)

部分的に付着しているカサブタ状のものでこれは簡単にとれる。色は黒かっ色系だが、茶色など種々ある。

(写真2.1、2.2)

側面 (FS)

第1層、第2層はFF面と同じである。

第3層

FF面よりも第4層が少ないので、FFと同じこげ茶色の第3層が表面の大部分を占める。第4層の下はFFと同じ緑色層である。

第4層

FFに同じであるが、このカサブタ状の付着物はFFよりもずっと少ない。

※ 一般に水壁管の裏側(耐火壁側)は付着物の構造は上述してきたものと大差ないが、付着力が強く簡単にとれる。

(b) スクリーン (写真2.4)

第1層

白色粉末層でFF、FSの第1層と同様のものと考えられるが、かなり量が多く厚く付着している。そして下流側にいくほど厚くなっていく。

第2層

緑色層 これもFF、FSの緑色層と同じものであるが、スクリーンではほぼ全面にわたって形成されている。

第3層

黒色粉末層、FF、FSの第3層のものと同じと思われる

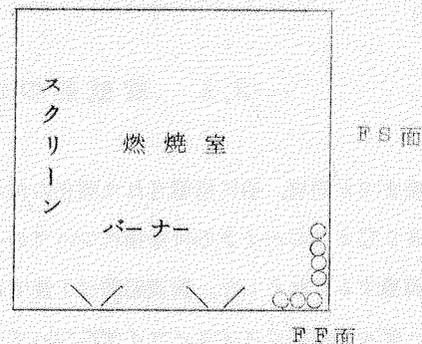


写真 2.1

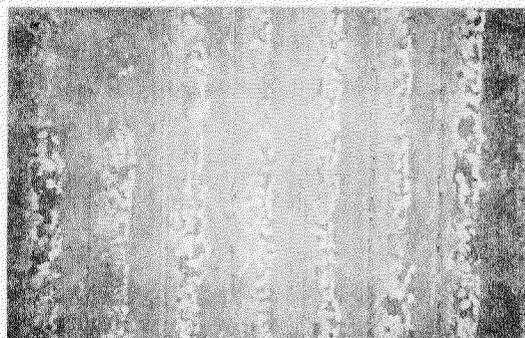


写真 2.2

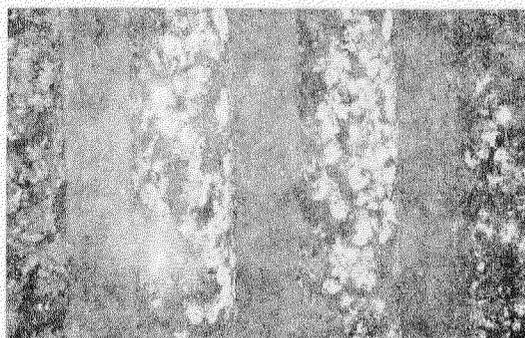


写真 2.3

るが、付着力はFF、FSほど強くない。

※ FF、FSでみられた表面(第4層)のカサブタ状のものはスクリーンでは極めて少なく、表面層の大部分は上記の第3層の黒色のものから成っている。

(c) 過熱器 SH1

付着物の構造はスクリーン管と同様であるが、第2層のスクリーンで緑色であつた結晶層はここでは黄色に近い。また表面の第3層は茶色といつた方がよい。

なおストブロウの軸線上にあるものとないもので外観は大差ない。(写真2.5、2.6参照)

SH2 (下流側)

2層構造で第1層は青みがかった白色、第2層黒色層でいずれも粉末。(写真2.7)

SH3 (上流側)

第1層SH1と同じ、第2層ヴァナジウム色の粉末層で2層構造。

第2層のヴァナジウム色の層は板状にバリバリとはがれる。

全体に層はうすく、かつ最下段から最上段(蒸気温度513℃~460℃)で変化はない。またSB線上とそれ以外でも差はない。(写真2.8、2.9)

SH4 (下流側) (写真2.10、2.11)

第1層

暗赤かつ色で非常にうすい。

第2層

青みがかった白色粉末層でこれもうすい。

第3層

黒かつ色粉状でやわらかい。



写真 2.4

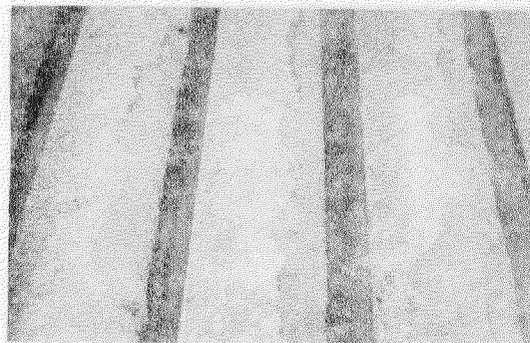


写真 2.5

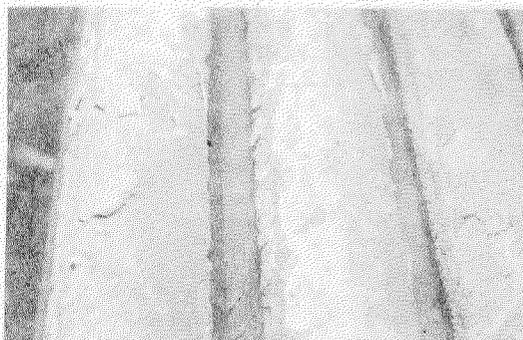


写真 2.6

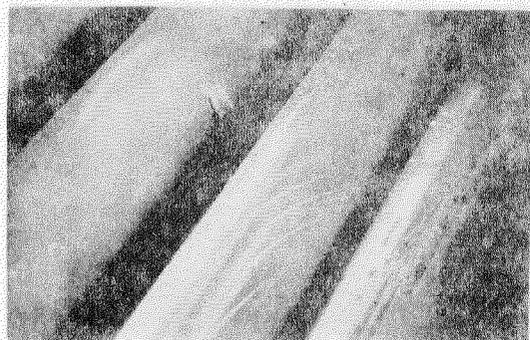


写真 2.7

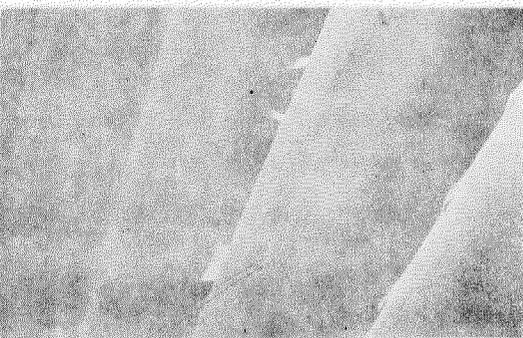


写真 2.8

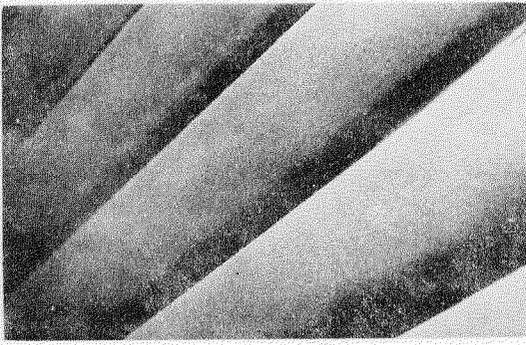


写真 2.9

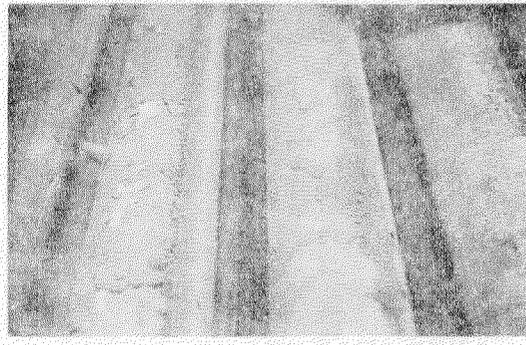


写真 2.10

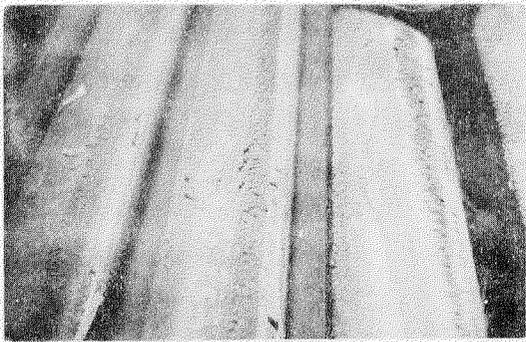


写真 2.11



写真 2.12

第 4 層

粉状でやわらかく、ヴァナジウム色。

(d) 蒸発管 (写真 2.12、2.13)

第 1 層

白色粉末層でうすく固い。

第 2 層

緑色結晶層。

第 3 層

赤かつ色粉末層。

第 4 層

ヴァナジウム色の粉末層。

全体として構造はスクリーン管とよく似ている。

※ ここまでで過熱器、蒸発管はいずれも水分をくんでベタベタしていたが、これは調査前に行われていた水圧試験の影響が強いと考えられる。

(e) ガスエヤヒター

エナメルコーティングされたエレメントが使用されているが、空気入口部の外観は非常にきれいであり、写真 2.14 に見るとおり、コーティングされたエナメルの青色が見えるほどである。

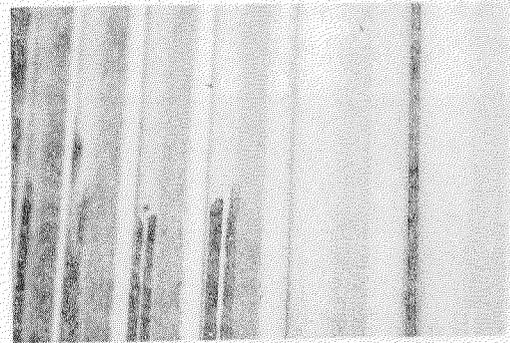


写真 2.13

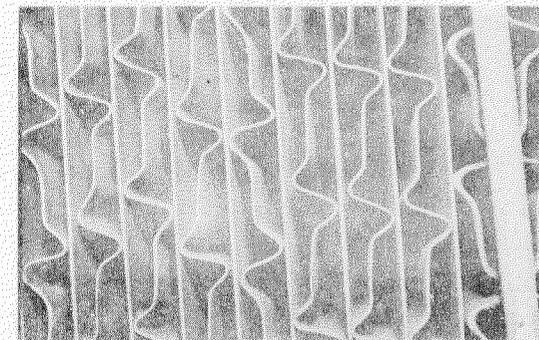


写真 2.14

以上全体の外観はこれまでの調査ボイラと同様であるが、相異は過熱器管高温部分と、エヤヒータが全然よれていないことの2点である。

(5) 付着物分析結果

前項で観察した各位置の付着物の定量分析結果を第2.1表に示す。

全体を通じていえることは付着物の主要成分はV、Na、S系の化合物であることである。化合物としては、各種硫酸ナトリウム、ヴァナジウム酸化物と硫酸ナトリウムとの複合物、ナトリウムヴァナジルヴァナデート、ソディウムヴァナデートが考えられ、酸化ヴァナジウム単体の存在は考えられない。

燃焼室の表面層と下層(第1、2層)では下層のほうが鉄が多く、ヴァナジウム成分は少なくなる。これのX線回折分析の結果を第2.2図a、bに示す。表面層は α Na_2SO_4 -土と $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ が主要成分であるが下層では $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ に加えて $\text{Na}_3\text{Fe}(\text{SO}_4)_3$ が入ってくる。しかしナトリウムヴァナジルヴァナデートの回折分析データは少なく、(ここではT. A. Tsyikova(1)、W. R. Foster(2)の実験データを利用している)同定は困難である。とくに第2.1表に示すように「 SO_3 」或は「 SO_4 」成分の量が多く、現行の資料ではこれを考慮した化合物の存在が示めされてなく、今後研究されるべきである。

いずれにしても下層において鉄分が多く、これは Na_2SO_4 、 V_2O_5 系の複化合物による腐食作用が進行していることはまちがいない。

蒸発管は試料 $\#$ 3と $\#$ 19がそうであるが、これらの試料は付着物が少なく、全層ひっくるめたものである。回折分析図は第2.2図c、第2.2図dである。上流側は同定できない。Na、V、S系化合物と硫酸鉄、下流側は $\frac{1}{2}(3\text{Fe}_2\text{O}_3 \cdot 4\text{SO}_3 \cdot 7\text{H}_2\text{O})$ と FeSO_4 であり、下流側の付着物の構造は非常にはっきりしている。下流側は最後列でガス温度が320~330°C程度の非常に低いところで、この温度ではNa、V系燃焼生成物はほとんど付着しないという模型ファーネスや他の実任のデータの傾向をうらずけている。

試料 $\#$ 6、7はここでのボイラ、およびこれまでのボイラの同じ場所、すなわち燃焼室、スクリーン、蒸発管のガス温度の高温部、過熱器低温部でみられた緑色の結晶層である。

昨年のおりおん丸のデータと同様、NaとSが主成分である。硫酸ナトリウムの一種と推定されるが、第2.2図eの分析図では同定しうる Na_2SO_4 の他に別の化合物の形のものが入っており、これについては形は不明である。

試料 $\#$ 9~18は過熱器管各所の付着物である。一般的にはつきのようなようである。

- ① Na、V、S系化合物が主成分であることは明らかであるが、外層に近いほどV系が多く、内層に近いほどNa系が増えてくる。 Na_2SO_4 の一種、 Na_2O と V_2O_5 の複化合物、およびこれに遊離〔 SO_3 〕ないしは〔 SO_4 〕の加わったものであると思われるが同定し得ない物質が多い。試料 $\#$ 9~14は蒸気温度300~340°C程度、 $\#$ 15~18は500~510°C程度のところである。試料 $\#$ 9~14の回折分析スペクトルは大略同じであるが、少しずつ異なっており、 $\#$ 15~18も同様の傾向である。

分析の一例を第2.2図f~jに示す。

- ② 腐食成分はFeとNiと考えられるが、試料 $\#$ 9~14の蒸気温度300~340°Cの場所ではわずかなものである。しかし $\#$ 15~18の蒸気温500~510°Cでは10%をこえるFe、Niが含まれており、この程度の温度になるとかなりの腐食成分がみられる。

付着物全体の量が少ないので層区分はあまりきれいに採取されなかつたが、 $\#$ 17と18、 $\#$ 15と16を比較して下層のほうが腐食成分の多いことがうかがえる。

腐食作用の化学反応がどのような形であるかは、現状の資料では解つておらず、回折分析でも硫酸ナトリウムや硫酸ニッケルあるいはその水化物でないことは確かめられたが、それではどのような形なのか明らかでない。

ここでの回折分析結果では $\text{Na}_3(\text{Fe})(\text{SO}_4)_3$ と思われるものであるが確実ではない。この種の化合物に

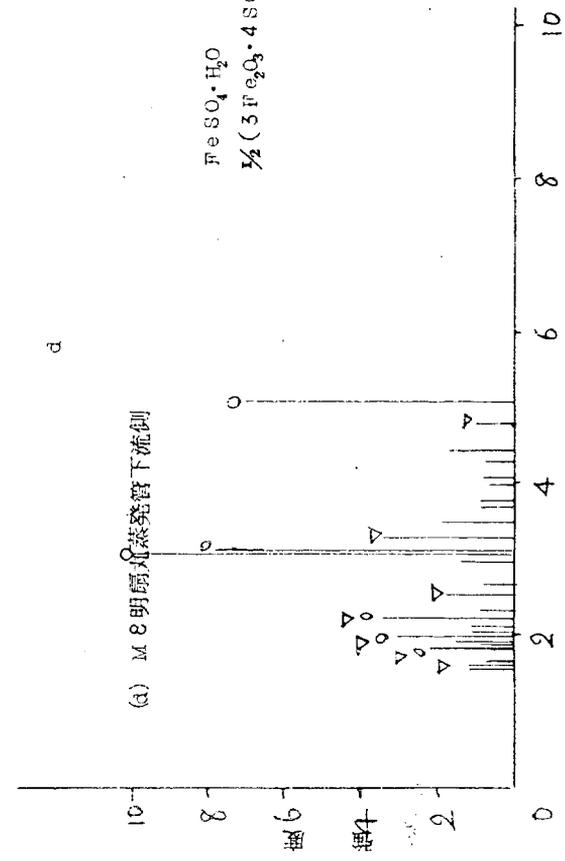
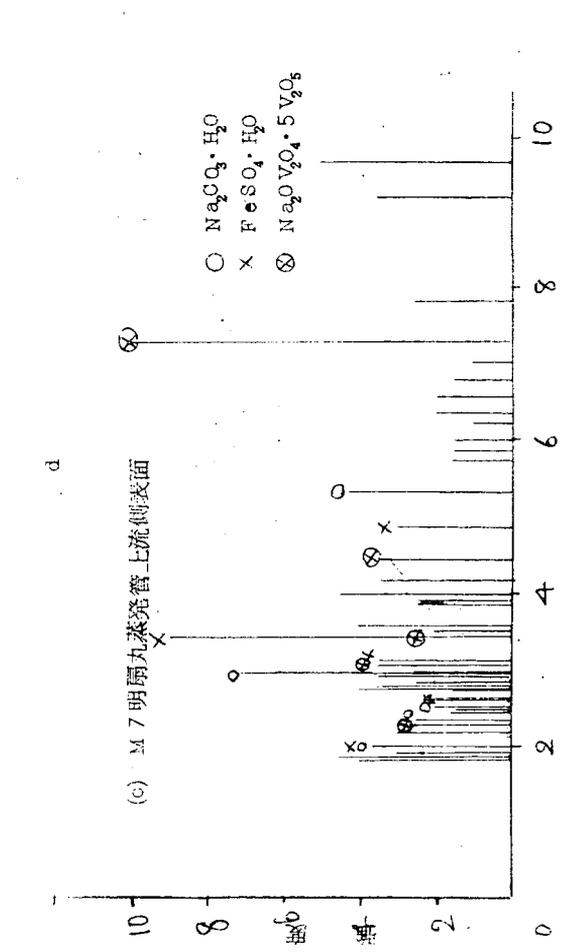
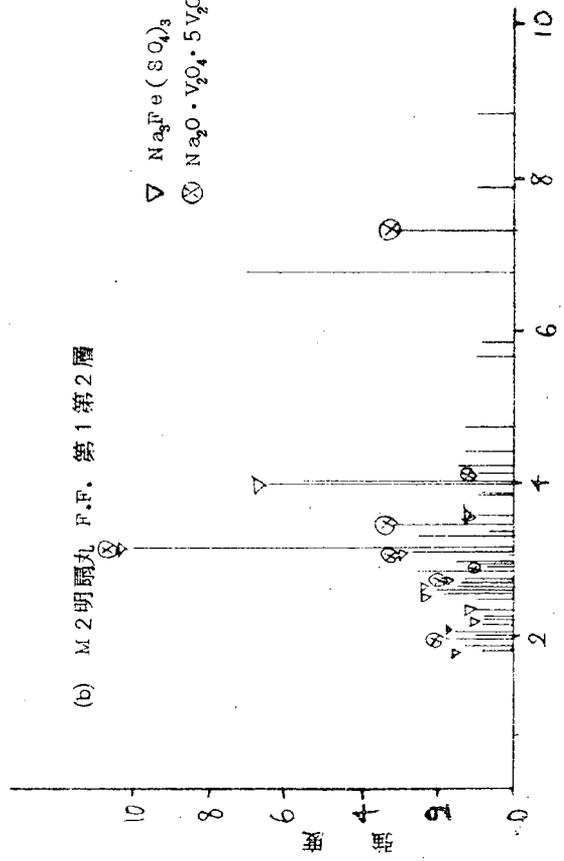
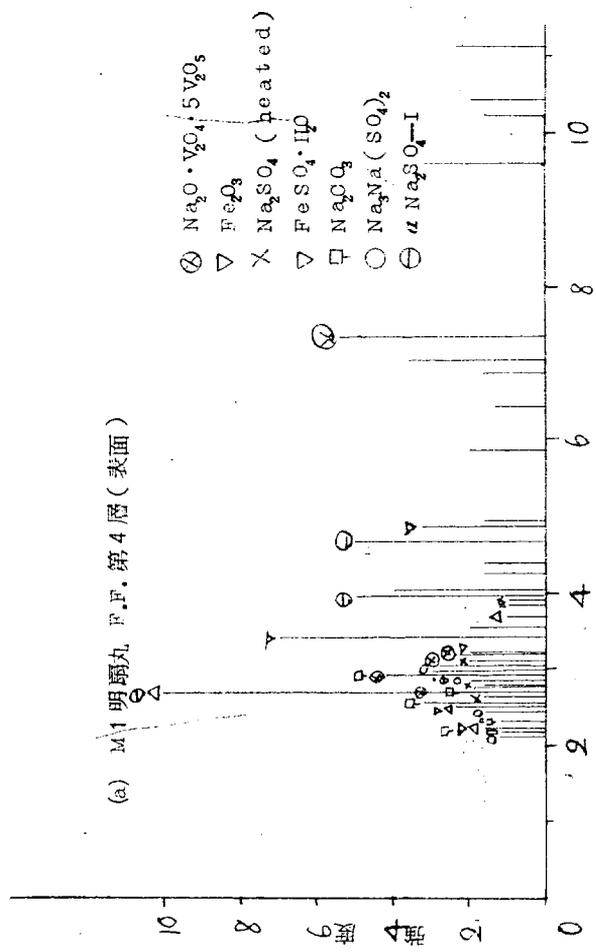
については回折分析のデータが少ないので調査範囲は限られる。なお模型実験では $\gamma\text{-Fe}_2\text{O}_3$ が第1層としてみられるので、これがベースになった化合物であるとも考えられる。たとえば先述した蒸発管では $\frac{1}{3}$ ($3\text{Fe}_2\text{O}_3 \cdot 4\text{S O}_3 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$) の形でみられたが、この種の化合物のデータも少ないので調査範囲が限られる。

一般に行なわれている高温腐食の研究では、 $\text{Na}_2\text{S O}_4$ と V_2O_5 の混合物による人工アツシュについて調査するものが多い。そして腐食実験においては $\text{Na}_2\text{S O}_4$ と V_2O_5 の混合比がモル比にして1:6のとき、この人工アツシュの腐食性をもつとも強い^(1,2)とされている。この場合人工アツシュを800℃程度に加熱した後には混合物は $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ に変化し、その反応の際 S O_3 と発生機の酸素を放出する。

ここでも付着物中に $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ がかなり存在するので、上の実験で得られた結果と同様の腐食作用が起つていると考えられる。高温腐食のメカニズムはこの辺に主たる問題が残っているようである。

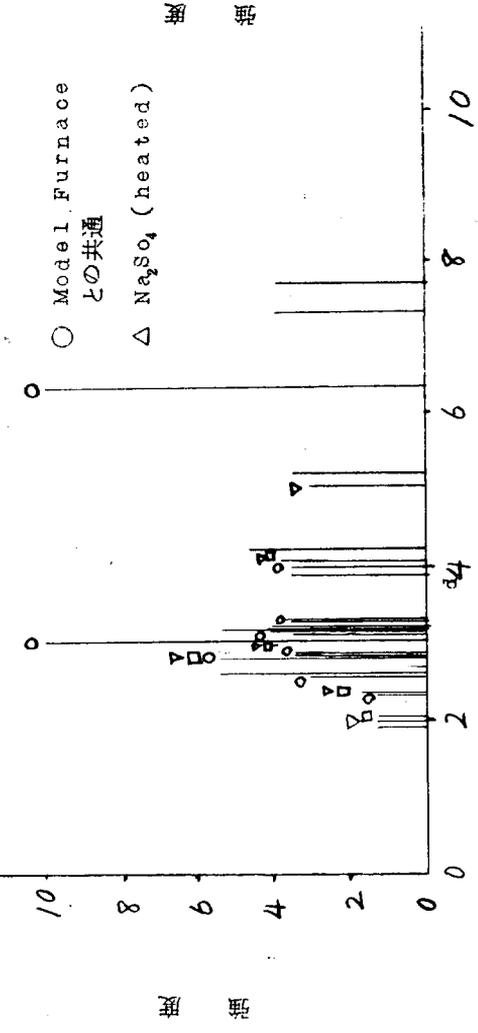
〔文 献〕

- (1) ЧУЙКОВА, Т. А., 'РЕАКЦИИ И СОСТАВ ПРОДУКТОВ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ОСНОВНЫХ КОМПОНЕНТОВ ЗОЛЫ НЕФТЯНОГО ТОПЛИВА,' ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА, 1968, 10, P53~55
- (2) Foster, W. R., 'A Simple Phase Equilibrium Approach to the Problem of Oil-Ash Corrosion', Corrosion, Nov. 1956, P539~548

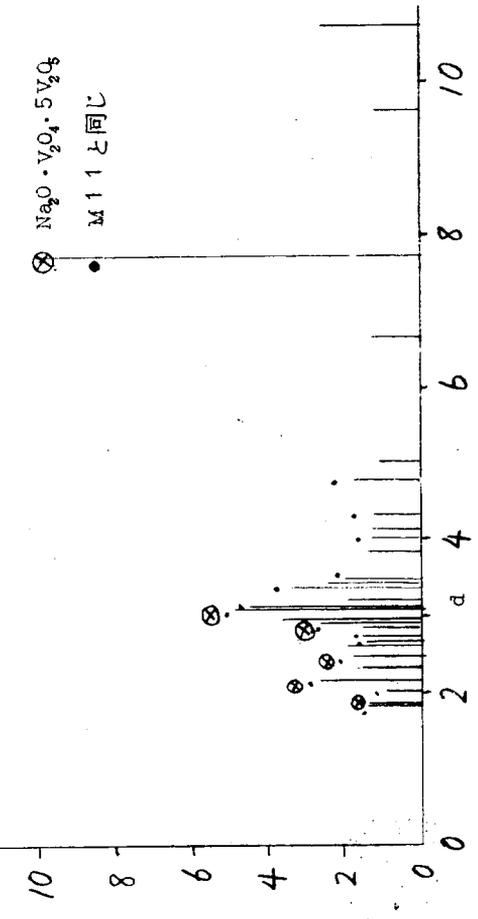


第2.2圖 X線回折のスペクトル線図

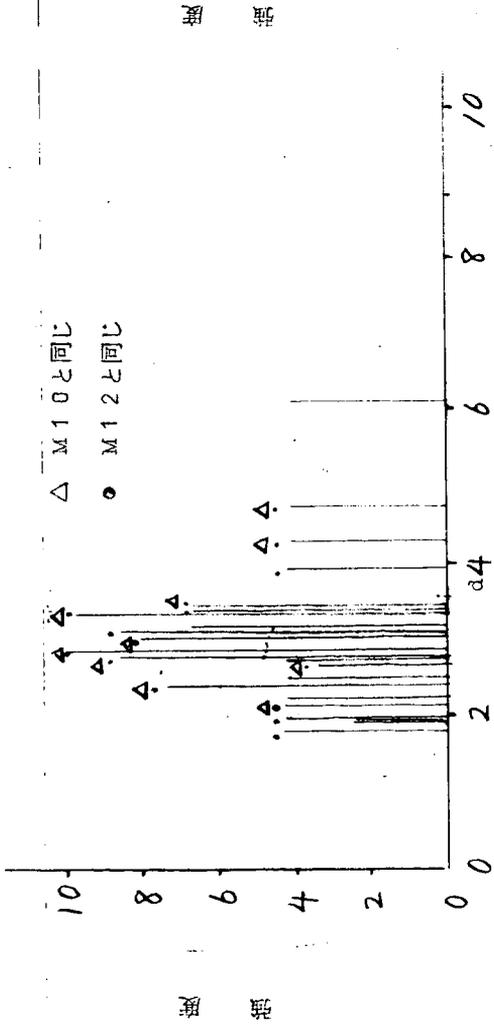
(a) M4.明礬丸 F.F., F.S. 第3層(綠色)
チユーブ側面



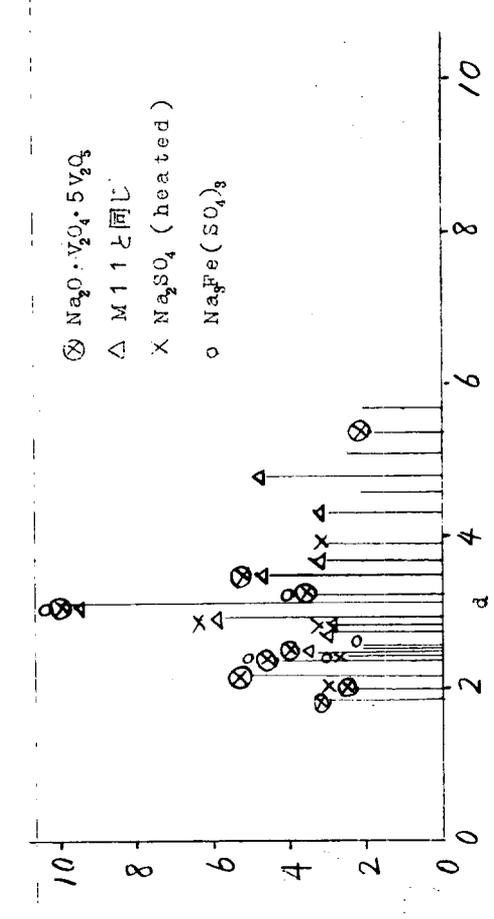
(x) M12明礬丸 S.H.1 上流側第1層



(g) M11明礬丸 S.H.1 上流側第1・第2層

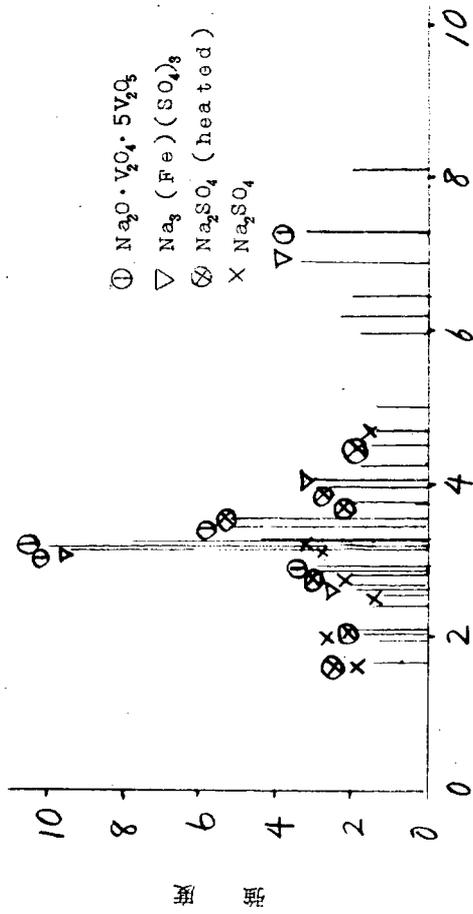


(h) M10明礬丸 S.H.1 上流側第3層(表面)



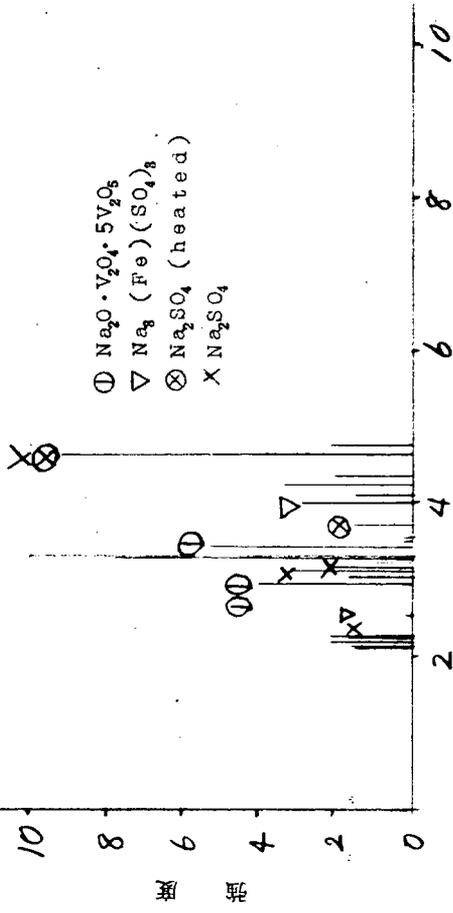
第2.2図 X線回折のスペクトル線図

(i) M17明礬丸S.H.4表面茶褐色板状



d

(j) M19明礬丸S.H.4第1層



d

第2.2図 X線回折のスペクトル線図

第 2.1 表 明扇丸船用ボイラ付着物化学分析結果

分析項目	M 1	M 2	M 3	M 4	M 5	M 6
	F.F. 第4層 (表面)	F.F. 第1、第2層	F.S. 第4層 (表面)	F.F., F.S. 第3層 (緑色層) tube 側面	F.F., F.S. 第4層 (淡緑色) tube 正面	F.S. 黒色層
pH1% / 100 ml (21°C)	3.7	2.4	4.9	2.6	2.6	3.10
水溶成分 (%)	78.7	92.5	76.7	94.2	93.9	35.0
酸不溶分 (%)	2.80	0.44	1.08	0.54	0.72	0.44
V ₂ O ₅ (%)	15.40	6.84	19.00	15.80	12.20	7.07
Na ₂ O (%)	31.00	27.60	34.40	26.80	33.00	8.36
SO ₃ (%)	43.60	50.90	43.40	48.90	51.60	15.50
Fe ₂ O ₃ (%)	1.72	8.16	1.00	0.77	2.02	1.44
NiO (%)	1.70	0.47	1.32	2.16	0.84	1.34
CaO+MgO as CaO (%)	4.48	1.06	3.75	1.34	2.07	1.90
C (%)	0.06	1.98	0.25	0.16	0.45	38.40
Total	100.76	97.45	104.2	96.47	102.5	74.45

分析項目	M 7	M 8	M 9	M 10	M 11	M 12
	蒸発管 (上流側)	蒸発管 (下流側)	スクリーン (下流側)	S.H. 1 第3層 上流側表面 1st pass ストアワ線上 300°C	S.H. 1 第1.2層 上流側 1st pass ストアワ線上 300°C	S.H. 1 第1層 上流側表面 2nd pass ストアワ線上 330~340°C
pH1% / 100 ml (21°C)	2.5	2.3	2.6	2.8	2.7	—
水溶成分 (%)	63.9	22.4	74.8	39.5	72.9	—
酸不溶分 (%)	1.10	1.08	0.46	0.64	0.64	0.60
V ₂ O ₅ (%)	27.80	7.76	27.80	56.00	1.34	27.20
Na ₂ O (%)	12.70	2.92	15.70	13.00	0.81	27.00
SO ₃ (%)	33.80	30.40	37.10	20.90	40.80	37.30
Fe ₂ O ₃ (%)	2.52	37.60	1.22	1.13	26.40	1.14
NiO (%)	3.12	0.70	4.38	3.06	0.37	4.17
CaO+MgO as CaO (%)	1.96	0.34	2.58	2.41	0.1以下	2.17
C (%)	0.29	0.36	1.03	0.56	0.75	—
Total	83.29	81.16	90.27	97.7	70.63	99.58

第 2.1 表 (続)

試料 分析項目	M 13 S.H.1 第3層 上流側表面 2nd pass スートブロワ線外 330~340°C	M 14 S.H.1 第1.2層 上流側 2nd pass スートブロワ線外 330~340°C	M 15 S.H.2 第2層 下流側 1st pass 下から10列目 300°C	M 16 S.H.3 第2層 上流側表面 黒色粉末 510°C	M 17 S.H.3 第4層 表面 茶褐色 510°C
pH1g/100ml (21°C)	3.0	2.8	2.8	2.7	2.7
水溶成分 (%)	85.0	78.7	66.0	31.8	41.0
酸不溶分 (%)	3.20	0.60	0.40	0.58	0.28
V ₂ O ₅ (%)	13.80	19.40	23.60	29.60	28.80
Na ₂ O (%)	34.00	29.20	10.30	9.72	15.70
SO ₃ (%)	48.00	43.00	34.70	18.10	22.90
Fe ₂ O ₃ (%)	1.47	2.14	2.14	8.20	3.84
NiO (%)	1.80	2.70	2.38	4.34	3.18
CaO+MgO as CaO (%)	2.41	2.97	1.51	2.30	1.79
C (%)	1.00	0.47	3.62	16.90	0.24
Total	103.68	100.48	78.65	89.74	76.73

試料 分析項目	M 18 S.H.4 第4層(表面) 第3層 下流側 500°C	M 19 S.H.4第2層 下流側 500°C
pH1g/100ml (21°C)	2.7	
水溶成分 (%)	58.60	
酸不溶分 (%)	1.38	1.60
V ₂ O ₅ (%)	2.71	22.10
Na ₂ O (%)	11.40	14.60
SO ₃ (%)	29.30	31.20
Fe ₂ O ₃ (%)	3.70	6.20
NiO (%)	5.44	6.85
CaO+MgO as CaO (%)	4.03	4.48
C (%)	0.74	
Total	83.09	87.03

2.1.2 排ガスエコノマイザ調査結果

調査船数は6隻で、下記のとおり。

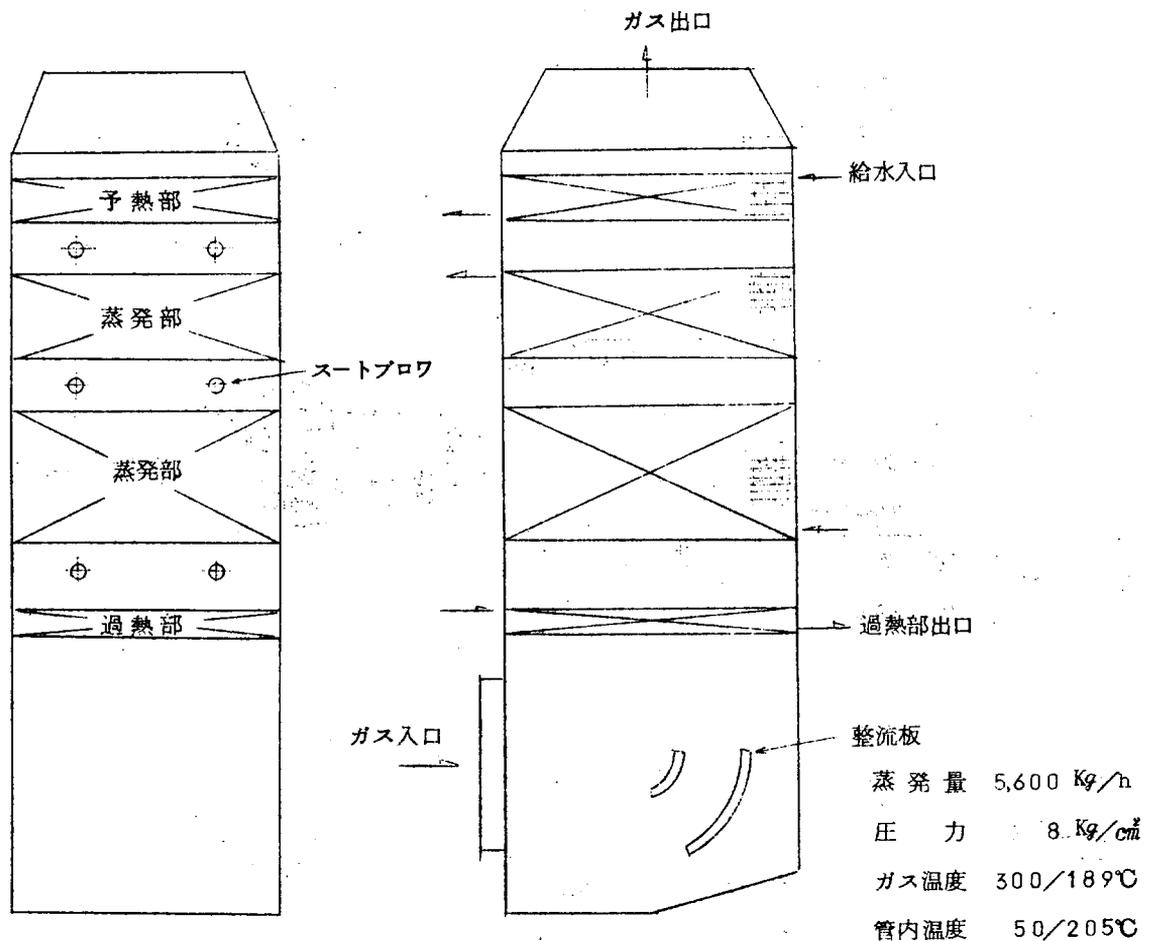
- A. ぼろとらつた丸 (浦賀重工調査、付着物分析阪大)
- B. 不 明 (川重調査)
- C. 山 月 丸 (阪大調査)
- D. SELMA DAN (三井造船調査)
- E. KINA DAN (三井造船調査)
- F. 諾 威 丸 (阪大調査)

(1) 船、主機、排エコ要目

第2.2表にまとめるとおりである。同表には燃料油の性状も示してある。1例としてA. ぼろとらつた丸排エ
コの概略を第2.3図に示す。

第2.2表 調査船排ガスエコノマイザの要目

船 名		A 浦賀	B 川重	C 日立	D 三井	E 三井	F 川汽
竣工年度		1968	1967	1952	1964	1966	1966
汚れ調査年度		1968. 5	1968. 8	1968. 8	1968. 6	1968. 6	1968. 10
主機 (max. BHP)		Sulzer 20,700BHP	MAN 16,100 BHP	B&W 7,375 BHP	B&W 20,700BHP	B&W 20,700 BHP	MAN 10,000BHP
排 エ コ 要 目 (計 画)	蒸 発 量 Kg/h	5600	4800	750	5500	5500	1100
	圧 力 Kg/cm ²	8	4.5	5	8.5	8.5	7
	温 度 °C	205	214	Sat.	Sat.	Sat.	Sat.
	入口ガス温度 °C	300	285	270	325	325	285
	管 形 状	Plane	finned	Plane	Plane	Plane	Plane
燃 料 油	比 重	0.948	*	0.956	0.958	*	~0.95
	粘度 RWNO1	122°F 473 sec	*	50°C ~500 sec	50°C 584 sec	*	50°C ~640 sec
	硫 黄 wt %	2.96	*	3.35	2.62	*	2.5~3.7
	添 加 剤	Neos No. 451	*	ガムレノール	なし	なし	なし
シリンダ油		日石スーパー DCL (S)	*	モビルガード No. 570	モビルガード No. 570	モビルガード No. 570	ダフニー シー スマスタA40



第 2.3 図 A 船排ガスエコノマイザの断面概略

(2) 外観観測結果

付着物の外観および層構造を第 2.3 表に示す。各船によって管壁温度が少しずつ異なるが、これによる付着物の差はそれほど顕著でない。大別して、蒸発管とダンパ、側壁など運転中ガス温度に近くなるものとで外観は多少異なっている。前者では層変化ははつきりせず、たとえば B 船のように付着の仕方が少し異なる程度で、色や粉状などの性質は同じである。

後者、伝熱面でない所のものは、茶かつ色のあばた状のべとべとした表面層と白色系の粉状で強く付着した内層（第 1 層）の 2 層構造になるのが一般である。B、D、E 船では層構造の調査が行なわれていないのはつきりしない。

A 船の過熱器管は管壁温度が他より高く、むしろ構造物の汚れに近い性状をしているが、これは管壁温度の高いことによるものであろう。

第 2.3 表 a 付着物外観 (A、B、C 船)

試料番号	A-1	B-1	C-1	C-2	C-3
観測場所	過熱部	蒸発部下部 フィン間	入口側 ダンパ表面	蒸発部下部 (ガス入口側)	蒸発部上部 (ガス出口側)
管内流体温度	210~215℃	不明	*	155~160℃	155~160℃
排ガス入口温度	300~305℃	不明	350~370℃	350~370℃	*
付着物外観	第 1 層 (管壁側)	(層変化不明) 外層は黒色 すず状 軽い	白色 管壁に密着 薄い	層変化なし 茶色 粉状 湿潤	層変化なし 黒かつ色 すず状 軽い 1~15mm
	第 2 層		黒かつ色 あばた状 0.2~0.5mm		
	第 3 層		黒色 すず状 軽い 1~15mm	なし	

第 2.3 表 b 付着物外観 (D、E 船)

試料番号	D-1	D-2	E-1	E-2	E-3	E-4
観測場所	最下段管 下側	ガス出口側 ダクト表面	ガス入口側 床面	最上段管 上側	最下段管 上側	最下段管 下側
管内流体温度	180~200℃	左同	左同	左同	左同	左同
過給機出口温度	387℃	*	387℃	*	*	*
付着物外観 (外層)	(層変化不明)					
	茶色 粉状	黄土色 あばた状	灰茶色 あばた状	茶色 粉状	茶色 粉状 湿潤	茶色 粉状

第 2.3 表 c 付着物外観 (F 船)

	F-1	F-2	F-3	F-4
観測場所	ガス入口側 ダンパ床面	ガス入口側 ダンパ側壁	ガス入口側 ダクト表面(船首より)	ガス入口側 ダクト表面(船尾より)
管内流体温度	170~175℃	左同	左同	左同
排ガス入口温度	350℃	左同	*	*
付着物外観	第 1 層 (管壁側)	(層変化不明) 黒茶褐色 あばた状 湿潤	白色 管壁に密着 ふくれ上り、中は空洞	第 2、第 3 層を固く した様である。
	第 2 層		黒茶褐色 あばた状 湿潤	暗赤褐色 粉末状
	第 3 層		なし	灰味がかつた暗赤褐色 粉末状

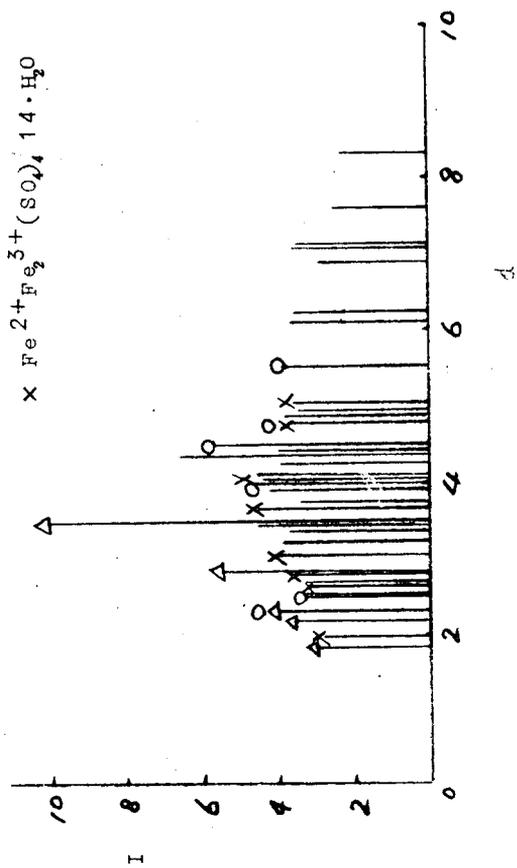
(3) 付着物分析結果

A、B、C、D、E 船の採取付着物の定量分析結果を第 2.4 表に示す。

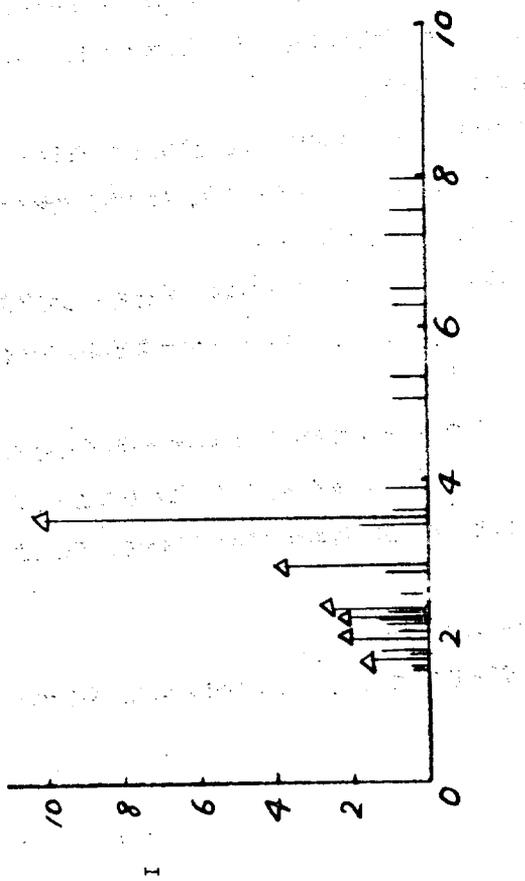
主機にはアルカリ価の高いシリンダ油が使用されるが、付着物にはこれの影響が Ca 成分となつてあらわれる。第 2.4 表では $\text{Ca} + \text{Mg}$ 成分として調査されているが、第 2.4 図に例を示した X 線回折分析のスペクトルをみてわかるように、これは Ca 成分とみてよい。一般的にはつぎのことがいえる。

- ① シリンダ油の中和作用による硫酸カルシウムが多量に存在する。硫酸カルシウムは水化物として存在する (B 船 第 2.4 図 c) 場合もある。層構造的には外層のほうが多く (A 船の試料 A-1)、伝熱面上で形成されるのではなく、上流から燃焼生成物として飛散してくるものであることがわかる。
- ② 伝熱面上の Fe 成分 (腐食成分) は第 2.4 図 a、c、d にみられるように硫酸鉄の種々の水化物として存在している。しかし蒸発管における付着物中の Fe 成分は大したものではなく、ダンパヤステーなど温度の高くなるものほうが腐食の程度は大きい。
- ③ 腐食の程度の大したものではない蒸発管では層構造がはつきりしない。そして層構造のみられる構造物および A 船過熱器で腐食の程度が大きい。また化学的に安定な CaSO_4 は外層に多くみられる。これらのことから層状構造の発生するのは付着面上での付着物相互の化学反応によることが、排エコの汚れにおいても認められる。
また、腐食は低温域でおこるいわゆる硫酸腐食であることは明らかである。
- ④ いずれの付着物も V、Na 成分は主要でなく、この程度の雰囲気温度では V、Na に対する考慮は必要でない。

Δ CaSO_4
 \circ $\text{FeSO}_4 \cdot 4\text{H}_2\text{O}$
 \times $\text{Fe}^{2+} + \text{Fe}^{3+}(\text{SO}_4)_4 \cdot 14\text{H}_2\text{O}$

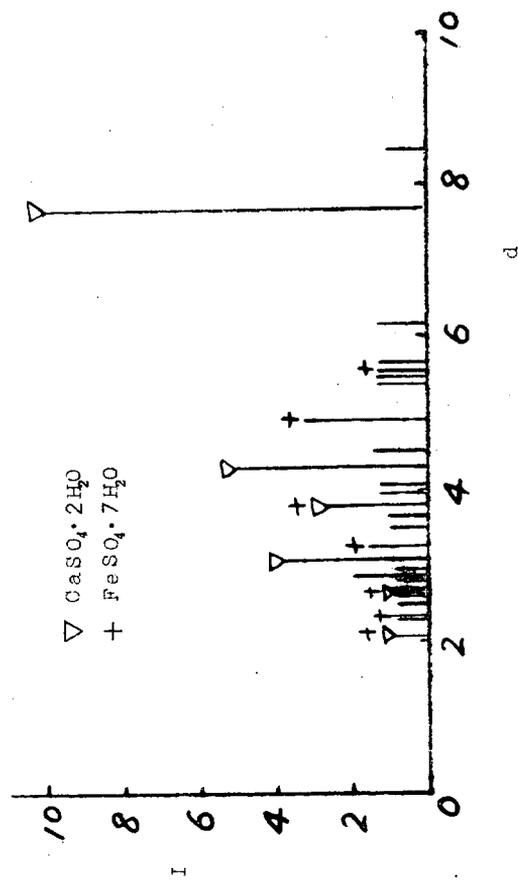


(a) A-1 第2層



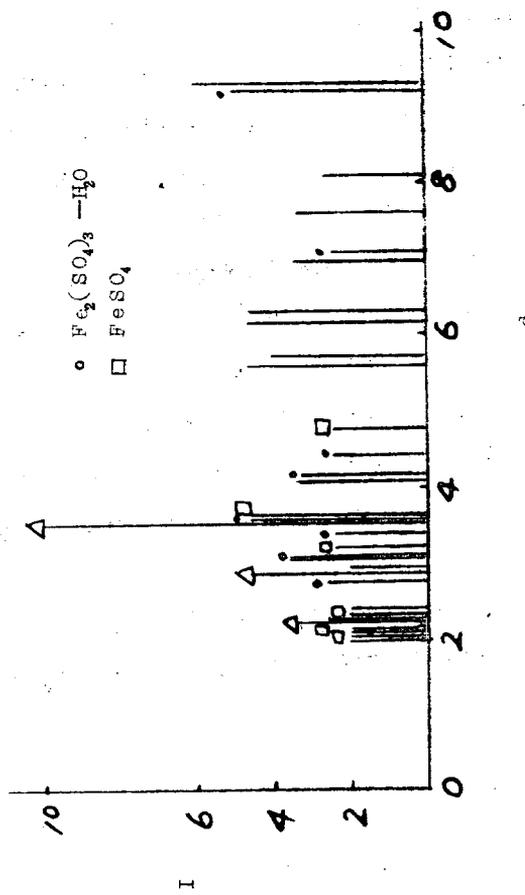
(b) A-1 第3層

∇ $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$
 $+$ $\text{FeSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$



(c) B-1

\circ $\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3 \cdot \text{H}_2\text{O}$
 \square FeSO_4



(d) C-1

第2.4図 X線回折のスペクトル線図

第 2.4 表 a

附着物定量分析結果 (A、B、C 船)

試料 分析項目	A - 1 第 2 層	A - 1 第 3 層	B - 1	C - 1 第 1、2 層	C - 3
	PH (1g/100 ml)	2.20	3.30	2.60	2.25
Ig loss (%)	62.3	27.8	79.7	70.6	79.8
Acid in sol. (%)	0.2	0.2	0.2	1.22	0.62
Total S as SO ₃ (%)	45.0	45.0	9.24	35.2	24.8
Total F as Fe ₂ O ₃ (%)	4.12	1.27	13.1	19.8	14.7
Total V as V ₂ O ₅ (%)	5.04	5.16	0.55	2.69	0.83
Total Ni as NiO (%)	0.68	0.91	0.08	0.55	0.16
Total Ca+Mg as CaO (%)	10.3	28.0	3.58	3.92	1.79
Total Na as Na ₂ O (%)	1.14	1.76	0.30	1.03	0.35
Total C (%)	1.07	8.8	3.12	3.10	2.09
Total (%)	77.18	91.10	58.25	67.51	64.15

第 2.4 表 b

附着物定量分析結果 (D、E 船)

試料 分析項目	D - 1	D - 2	E - 1	E - 2	E - 3	E - 4
	Ig loss (%)	65.01	31.96	42.22	37.38	42.20
SO ₃ (%)	21.90	49.98	42.05	37.63	38.63	30.38
Fe ₂ O ₃ (%)	1.98	22.18	27.91	3.46	4.50	2.33
V ₂ O ₅ (%)	9.32	4.46	2.24	7.26	8.13	5.34
CaO (%)	7.53	8.02	3.43	19.37	14.64	12.96
MgO (%)	0.73	1.10	0.86	0.44	0.39	0.31
NiO (%)	2.47	1.12	0.60	1.92	2.28	1.41
SiO ₂ (%)	0.46	0.90	3.40	0.26	0.49	0.27
Cr ₂ O ₃ (%)	0.03	0.14	—	—	—	—
Na ₂ O (%)	—	—	—	1.77	1.62	1.58
TiO ₂ (%)	—	—	1.25	—	—	—
Total (%)	44.42	87.90	81.74	72.11	70.68	54.58

2.2 就航船の風圧、蒸気温度等の調査

2.2.1 ま え が き

過去2年間就航船のログブックあるいは航海中必要事項の直接計測等をお願いして、タービン船の主ボイラおよびディーゼル船の主ボイラおよびディーゼル船排ガスボイラの外部汚れ状況の調査を行ない、その経年変化の様子を検討してきたが、2、3の例を除いて大部分の船舶では長期間の計測によっても風圧、ガス温度、蒸気温度等にあまり大きな変化は見られなかった。しかし、タービン船、ディーゼル船とも堆積物、付着物が多量に生成している船舶も見受けられ、中には約1カ年の稼動でガス通路の大部分が閉塞され、航海中ボイラケーシングの隙間から燃焼ガスの漏洩を経験している船舶もある。したがって、本年度は昨年度と同様の調査を継続すると同時に外部汚れの著しい原因と思われる事項等について考察を行なった。

調査対象船はディーゼル船については3隻、タービン船については1隻であつて船名は次のとおりである。

ディーゼル船排ガスボイラ………田島丸 どーばー丸 新大阪丸

タービン船………大王丸

2.2.2 調査結果

(1) ディーゼル船排ガスボイラ

ディーゼル船の排ガスボイラについては前回の報告にも述べたとおり、一般に蒸発量が多く、生成蒸気の一部を直接コンデンサに落している状況であつて、ほとんどの船舶でログブックには汚れ状況をとらえるに必要な事項の記載がされていない。したがって、上記3船の調査に当つては各々運航中の必要事項の計測を依頼したものである。

(a) 田島丸

昨年度からの継続測定結果を第2.5図a～cに示す。図aは排ガスボイラ入口、出口温度ならびに出入口温度差を、また、図bはボイラ入口、出口ガスの圧力およびボイラ出入口圧力差を示したものであつて、掃除後の使用時間0～850時間の期間は昨年度のデータと同一でありストブロー回数は1回/4hrである。データには燃料消費量の記載はないが、掃除直後の往航時および1600時間経過付近での低速運転時を除いて回転数がほぼ109rpmで一定していること、43年3月報告の第2.3図aおよびcのデータから燃料消費量はほとんど一定であると指定される。図に示すように時間の経過とともに排ガス入口、出口温度差の減少および入口、出口圧力差の増大が見られ、排ガスボイラの外部汚れによつて熱吸収量が減少しかつ通風抵抗が増加していることがうかがわれる。しかし、図に見られるように温度差、圧力差は掃除後の使用初期においてその変化が著しいが、700～800時間を経過したのちはほぼ一定となり、それ以後の温度差および圧力差の変化はわずかである。この現象は煙管ボイラにテストピースを取り付けてすすの付着実験を行なつた43年3月の報告(P.60)と一定になるまでの時間がいく分異なるのみでその傾向は類似しており、これから、ボイラにおける外部汚れは掃除後の使用初期ほど著しく、一定期間後にはほとんど飽和することがわかる。使用初期における汚れ速度は圧力差で $3.5 \text{ mm Aq} / 100 \text{ hr}$ 程度であるが43年3月の報告にも述べたように使用初期における燃油消費量が少ないので抵抗増加割合はこれよりいく分少ないと考えられる。また、これらの図から外部汚れの影響はボイラ入口圧および出口ガス温度変化として表われ、ボイラ出口圧にはあまり変化のなのが認められる。

図cはストブロー回数増加の影響を見るため42年3月報告のデータ(ストブロー1回/24hr)と今回のデータ(ストブロー1回/4hr)の同一使用時間における値を比較したものであるが、42年度のデータが図a、bから推定して汚れ増加の大きい期間を過ぎたと思われる1000時間以後のものであるため、温度差の減少あるいは圧力差の増大が強く表われると推定される運転初期の比較はできず必ずしも適切な資料

とはいい難いが、この図の出入口温度差および出入口圧力差から推定する限りでは、2の点を除いて両者の傾向はよく一致し、汚れが飽和したあとの汚れの進行にはスートブロウの回数増加もあまり影響を与えないように思われる。しかし、図のようにスートブロウ回数の増加によって同一使用時間内で出入口温度差は5~10℃上昇し、通風抵抗は約40mmAq減少している等飽和後の汚れ状態に大きな影響を与えているのが見られる。また、掃除直後のきれいな場合の出入口圧力差が42年度においても今回と同様120~125mmAqとするとスートブロウ回数1回/24hrのときの初期汚れ速度はほぼ7mmAq/100hrくらいと推定されその速度はスートブロウ回数1回/4hrのときはほぼ2倍くらいになると思われる。

(b) どーばー丸

本船では新造後の第1次航ですでに2度のスートファイヤを起し、タンカー船であるため重大な問題となっている。1次航帰航後の点検では蒸発管フィンその他に焼損は認められなかったが、排ガスボイラ最上段にすすの堆積が多く、その原因の一部が付表ブロウ位置に示す排ガスボイラ最上段3本のスートブロウの位相のずれ(90°)によることが判り、その修正が行なわれた。図a、b、cはこのブロウを正規の位置に修正したあとの第2次航におけるデータをまとめたもので、図aはボイラ掃除後の運転初期における各部の計測値を、また、図bは出港後約3,000時間におけるボイラ入口、出口差圧の変化および汚れが増加したために行なつた水洗あるいは圧縮空気による掃除時期を示したものであつて、船側の経験によれば差圧220mmAq以上になるとスートファイヤを起し易く、また航海中、主機過給機用ガスタービンの水洗を行なうと排ガスボイラ蒸発管の汚れが早くなるといわれ、図bのように差圧が210~220mmAqになれば蒸発管の水洗を行なっている。水洗によって毎回石油缶10杯程度のすすが除去され、約100mmAq程度の抵抗の減少が得られる。圧縮空気による清掃では抵抗の減少は約40mmAq程度であつて水洗による掃除効果の大きいことがうかがわれる。ただ停泊時における水洗では出港時一時的に多量の火の子を伴うすすを排出することがあるので船側としては排ガスのバイパス路をもうけて航海中水洗ができるよう望んでいる現状でもある。

スートブロウの使用は原則として1回/4hrであるが、差圧急上昇時には3~4回/4hrあるいはそれ以上の使用も行なわれており、さらに噴射蒸気圧の影響を見るために図bに示すように蒸気圧を順次9atg~11atg~14atgに変化させてその効果をたしかめており、停泊時の開放検査の結果蒸気圧の上昇によって除去効果がいく分上昇することが認められている。

図aにおける実線はスートブロウ使用前の状態を、点線はスートブロウ後40~50分における状態を示したものである。図のように時間の経過とともにガス入口圧力および出入口圧力差の増加が見られ、汚れによる通風抵抗の増加が認められるが、蒸気温度、出入口ガス温度差にはあまり大きな変化は見られない。また、スートブロウによる効果は1月30日のデータを除いて実線と点線の差で示すように圧力差で0~5mmAq、温度差で0~5℃程度の回復であつて、しかも開放検査の結果、スートブロウからの第1段目の加熱管では付表の図に示すように約80mmの間隔ですすの堆積と除去されたあとが見られ、第2段目は横から反対側にかけてすすの付着があり、第3段目ではほとんど除去されていないことおよび圧縮空気ではすすの大部分が除去できることから航海中のスートブロウの効果にあまり大きな期待はできないようである。

図bの出入口圧力差の測定結果によれば、圧力差はいずれも水洗後500時間内外で200mmAq以上に達しその上昇率は20mmAq/100hrで他船に比べて著しく大きい。排ガスボイラの外部汚れは、その設置場所にも影響され、本船の排ガスボイラのように主機とほぼ同一床面にあつて煙突までの排気管が長く、しかもボイラへの煙路の接続が直角に挿入されているものでは通風抵抗が大きくダストコレクターの傾向を呈し、管の汚れが多いといわれている。ことに螺旋状のフィン付き管では乱れが大きく汚れの進行が速く抵抗の増加が著しいことが予想される。

図cは各管渠ごとの汚れ状況を付表に示す位置に取りつけたマンメーターによって測定した結果を示したも

のであつて図中の1段当りの抵抗は各圧力測定区間にある段数で測定値を除いたものである。水洗直後では各グループとも1段当りの抵抗は大差ないが約500時間の使用で上、下グループに相当な差が生じ、ことに加熱管最下段の抵抗増加が大きいところからこの段における汚れの進行が著しいことが認められ、その原因としてスートブロワが設置されていないことが上げられる。

しかし、スートブロワが設置されている他のグループにおいてもその汚れ進行速度は大きく、本船のような密集したフィン付き蒸発管を使用した排ガスボイラではスートブロワの効果もあまり期待できないと思われる。過熱管では図中○印に示すように圧力測定管2の位置にいく分問題はあるにしても裸管使用のためかその汚れは少ないことが認められる。

(a) 新大阪丸

本船では蒸発管にフィン付き管を使用していたがすすの堆積が多く、長期使用後は煙突から火の粉が吹き出し、消火用水の吹込みによつて随時消火しながら運航していたが、43年1月29日 Soot-fire のためフィンの焼損、蒸発管破裂事故を惹き起したため43年10月全蒸発管を裸管に換装した。排ガスボイラは煙突内に設置されており、換装後の排ガスのボイラ内通過速度は8.2%負荷のとき約16 m/s でかなり大きい。排ガスボイラ管系、ボイラ概要スートブロワの設置場所は付記のとおりであつて、新蒸発管は付記に示すように2本1組として管寄せに取りつけられ管束は四つ目状で流れと直角方向のピッチに比べて流れ方向のピッチが小さく、8.2%負荷における通風抵抗の計算値は約150 mmAq である。

図は改装後の実測データであつてスートブロワの使用は当初1回/12hr であつたが途中点検の結果すすの付着が多く約230時間後に1回/4hr に改められ出渠後1航海終了の830時間後に水洗が行なわれている。図aは出渠後1航海の、また図bは水洗を行なつた後の2航海目のデータを示す。本船での排ガスボイラの汚れ状況は燃焼ガス出入口温度差で一番はつきり認められ、ことに燃料消費量の変動している1次航よりも燃料消費量がほぼ一定である2次航でよりよく認められ、汚れは水洗後ほぼ400~500時間でほぼ一定となりこの間における温度差の降下は約17℃程度である。

図では過熱蒸気出入口温度差は時間の経過につれて上昇しているように見受けられるが、過熱器入口蒸気温度をパテ付けの温度計で測定したため温度の測定誤差が大きく、いま、入口蒸気温度として入口圧に相当する飽和温度であると見なせば図中△印で示すようにほとんど変化がないから温度差の変化はむしろ出口蒸気温度の変化で検討すべきだと思われる。発電機出力、したがつて蒸気量による誤差はいく分含まれるが、この考えからすると、1次航における出口温度の上昇は燃焼量増加のためと思われ、2次航のように燃料消費量一定の場合には目立つほどの変化は見受けられない。また、排ガスボイラ出入口圧力差は水銀マンオメータを使用したため読みの誤差が大きいことも予想されるが、それにしても差圧変化があまり認められないのは、フィン付き管では汚れ現象がまず通風抵抗の形として表われ、フィンがある程度埋るまでは熱抵抗の形として大きく表われないのに反して、本船のような裸管ではすすの付着が通風抵抗よりもすぐ熱抵抗の形として表われ、ある程度の汚れ以上では管列間を流れるガス流にのつてすすは煙突外に排出され通風抵抗の増加はあまり大きくないのではないかと考えられる。図cはスートブロー後から次のブローまでの各部の変化を計測したものであるが、排ガス出入口温度差がいく分低下してくることを除いてこの程度の時間では各部にあまり変化は見出せない。

(2) タービン船ボイラ

前回までの報告ではログブックの記載事項から汚れ状況の推移がはつきり表われている船はあまり見受けられなかつた。本年度は汚れが特に甚だしいと報告のあつた大王丸のみについての調査を行なつた。

大王丸：本船は昭和28年タンカーとして新造後42年チツブ専用船に改造された戦後始めて40atg、450℃クラスのボイラを装備したタービン船であつて機関の細目、試運転時の成績およびボイラ、スートブロワの現状については付表に示すとおりであつて、また、図aに煙路各部における燃焼ガスの流速、温度の新造設計

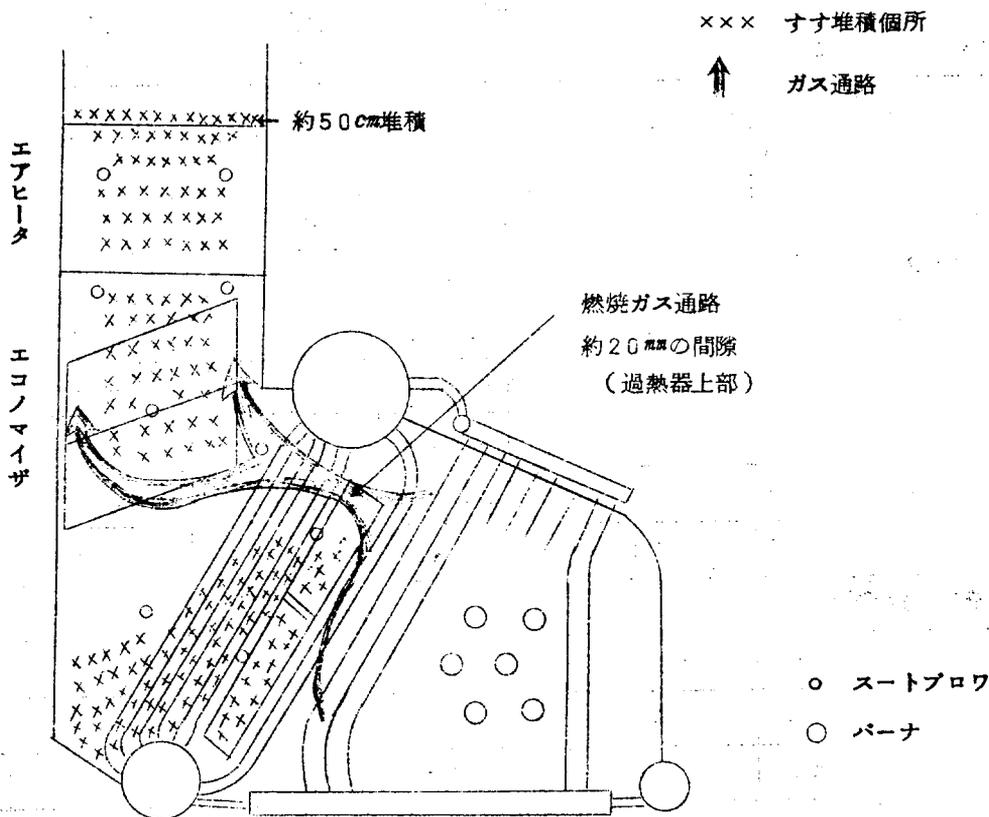
値を示す。現在伊予三島 - クースベイ (片路約2週間)間のチップ輸送に従事しているが、主ボイラの燃焼不良と外部汚れによる煙路の閉塞によつてボイラ室へのガス漏洩が甚だしいため43年2月19日~3月4日の中検入渠の際汚れ状況を点検すると同時に今後の運転方針の検討がなされた。これらの状況については次のとおりである。

(a) 入渠前の状況

1、2号缶とも燃焼状況がきわめて悪く、蒸発量ならびに過熱蒸気温度が低下して後述のように船速を低下させざるを得なかつた。また、外部汚れによる煙路閉塞の結果ケーシングのドラム接合部からのガスの漏洩が著しく、缶室オープニングから吹出したガスのためファンルーム外板は真黒になる状態であり、雨天でオープニングを閉鎖したときは機関室、居住区へもガスが侵入するほどであつて、また、スートブローはマスクなしではできない状況であつた。

(b) 入渠時の状況

1、2号缶ともスートブローは1日2回実施していたが、その効果はあまり見られず、各部とも外部汚れが著しく、空気予熱器上部コイル上には約50cmのすすが堆積し、燃焼ガスの通過部分は予熱器両端約3cm程度であり、エコノマイザでは棒状の突起フィンがかくれるほどの堆積が見られた。過熱器管は付表に示したとおり過熱器用スートブロワが不良のためすすによりコイル間が閉塞され、新造当時から切断されている上部3列の部分を含んだ上部約20cmのみが通路になっているような状況であつた。開放時のガスの通路およびすす堆積の状況は次図のとおりである。



第2.9図 大王丸すす堆積状況

入渠時の各部付着物の分析値は次表に示すとおりであるが、ポーラスな軟質、好剝離性のものであつて上図のような多量の堆積は機械的な衝撃(たとえばスートブロー)不足のためと思われる。さらに、各部でのガス通過流速が新造時においてさえ図aのように低いのでスートブローによつて剝離拡散されてもすすなどが煙突

から排出されずに徐々に堆積してきたものと推察される。分析値中 CaO 、 MgO は重油本来の灰分から来たものでなく、使用した添加剤によるものと思われ、これらを考慮した各成分値はいままでの分析値とよく類似している。ただ、エコノマイザ、エアプレヒータでは灼熱減量が少なく、水溶性物質が多いことから、表層のすすが落下したあとの2、3層における付着成分ではないかと思われ、その値とするといままで分析値とほぼ一致する。

第2.5表 大王丸外部付着物分析結果

(昭和43年2月29日、タイホー工業の分析による)

K.T.P. 2-0 (クリトニツクパウダー 2-0) $\frac{1}{7000}$ 使用
 K.T. MD-51 (クリトニツク MD-51) $\frac{1}{2500}$

項目	試料	1号缶 サイトチューブ	2号缶 炉内水管 付着物中のすす	2号缶 スクリーンチューブ	2号缶 エコノマイザ	2号缶 エアプレヒータ
外 状		緑黒褐色	黒 色	緑黒褐色	(黒 灰 色)	
		ポーラス	粉 末		(板状ポーラス)	
灼 熱 減 量		18.6	87.1	23.7	53.9	56.5
灼 熱 状 態		黒色焼結	黒色ポーラス	黒色焼結	黒赤色ポーラス	黒赤色ポーラス
塩酸不溶分シリカ (SiO_2)		6.0	0.6	5.4	0.2	0.2
酸 化 鉄 (Fe_2O_3)	}	3.4	10.5	3.7	44.4	39.5
ア ル ミ ナ (Al_2O_3)						
酸化カルシウム (CaO)		14.9	0.3	11.1	0.1	Trace
酸化マグネシウム (MgO)		6.7	0.7	8.7	0.3	Trace
酸化ナトリウム (Na_2O)		5.1	0.3	3.9	0.1	0.1
酸化カリウム (K_2O)		0.2	Trace	0.2	Trace	Trace
五酸化バナジウム (V_2O_5)		9.6	Trace	12.5	Trace	Trace
無 水 硫 酸 (SO_3)		38.9	26.5	37.7	51.3	47.1
酸化ニッケル (NiO)		3.1	Trace	Trace	5.1	Trace
酸 化 銅 (Cu_2O)						
水 溶 性 物 質		34.4	45.3	34.7	71.9	92.5
水 溶 性 SO_3		21.1	26.3	23.1	48.6	47.0
PH (1%水溶液)		3.2	1.8	3.3	2.0	2.4
水 分						
炭 酸 ガ ス						

(c) 出渠後の状況

付表に示すように入渠で過熱器用スートブロウの不良が見出されたが、その構造上短期間の入渠ではその抜き補修が不可能なため今回はその修理を見送らざるを得なかつた。したがって外部汚れの防止に当ってはスートブロー回数を3回/dayに増加するとともに、ボイラケーシングからの燃焼ガス漏洩より判定して900～1200時間に一度(ほぼ2航海に1度)の割合でボイラの外部水洗を施行しつつ現在運転を継続中である。入渠前の運転実績に比べ、水洗を施行しつつ運転している現在の実績はつぎのように改良されている。

第2.6表 チップ船に改装後の速力の変化
(7次航以後は上述のような水洗を施行している)

次航	年月日	平均航海速力	次航	年月日	平均航海速力
1A	42. 6. 28 ~ 42. 7. 26	13.83 kt	1B	42. 7. 26 ~ 42. 8. 7	13.25 kt
2A	42. 8. 7 ~ 42. 8. 31	15.01	2B	42. 8. 31 ~ 42. 9. 6	13.72
3A	42. 9. 6 ~ 42. 9. 19	14.62	3B	42. 9. 19 ~ 42. 10. 16	13.36
4A	42. 10. 16 ~ 42. 10. 31	14.65	4B	42. 10. 31 ~ 42. 11. 29	12.03
5A	42. 11. 29 ~ 42. 12. 13	14.29	5B	42. 12. 13 ~ 43. 1. 7	11.75
6A	43. 1. 7 ~ 43. 1. 22	14.03	6B	43. 1. 22 ~ 43. 2. 18	10.14
43. 2. 18 ~ 43. 3. 2 中 検 入 渠					
7A	43. 3. 2 ~ 43. 3. 15	14.04	7B	43. 3. 15 ~ 43. 4. 7	13.19
8A	43. 4. 7 ~ 43. 4. 20	14.72	8B	43. 4. 20 ~ 43. 5. 11	13.74
9A	43. 5. 11 ~ 43. 5. 25	14.51	9B	43. 5. 25 ~ 43. 6. 16	14.43

第2.7表 ボイラ汚損時と水洗後の各部データの比較

	43.1 6次往航(入渠前汚損大)		43.5 8次往航	
	No.1	No.2	No.1 水洗後130hr	No.2 水洗後965hr
操縦弁開度	2.8 ~ 2.9		3.0	
主機出力	8000		9160	
主機回転数	900		928	
速力	13.87 kt		14.89 kt	
過熱蒸気温度	381°C	410°C	392°C	435°C
ファン出口圧	190mmAq		190mmAq	
エアケーシング風圧	115mmAq	110mmAq	55mmAq	35mmAq
パーナ使用状態	42×6	42×5	42×6	42×5
燃料消費量	66.2 ton/day		64.8 ton/day	

表中2号缶のパーナが1本少ないのは過熱蒸気温度が設計値を超えるからであつて、現在は過熱蒸気温度制御が行なわれていないため、この蒸気温度から蒸発量の制限をうけている。出渠後は入渠前に比べ燃料消費が減少しているのに機関の出力が増加し、過熱蒸気温度も上昇していることから、水洗によってボイラの外部汚れがはるかに減少しているのが見受けられる。また、入渠前のエアケーシングの風圧が高いのは、これ以上

ダンプを開放して空気を送入すれば炉内圧が増し缶室内へのガスの漏洩が増加するためと思われ、そのための送気量の減少がますます燃焼を悪化させ、汚れを進行させたものと解される。

出渠後の1、2号缶各部のデータは図b、c、d、c'、d'に示すとおりであつて、予熱空気の温度がガス式空気予熱器と直列に配置された蒸気式空気予熱器の使用状況によつて大きく変化していることを除いては温度、通風力とも時間的にあまり目立つた変化は見られない。ただ1、2号缶とも水洗により多少過熱蒸気温度が上昇していることからある程度の汚れがうかがわれるが、2号缶では水洗直後、空気量、燃油量等を調節して、蒸気温度が設計値を超えないような操作を行なつていたので、図からだけで汚れ状況を推定することはできない。船側の経験によれば、1、2号缶とも水洗後500時間ぐらいから缶室への燃焼ガスの漏洩が始まり、1000時間前後、すなわち次回の水洗前にはスタートブロー時にことに多量のガス漏洩が見られ、この漏洩は1号缶のほうが甚だしいと観測されている。図の1、2号缶の炉内圧の推移および炉内—アツプターキ間の差圧、したがつて抵抗変化はガス漏洩の多いといわれる時期においてもそれほど増加は見られないことから、缶囲いの気密が悪く、わずかの抵抗増加でも、ガスの漏洩が始まることが考えられ、また、新造時の計画にも示されているように各部の通過流速が低く、通風抵抗も小さいと思われるので、少しの汚れでは動揺を伴う船内で、はつきりと差が読みとれるほどの変化は見られないのではないかとと思われる。この漏洩のため前述のように充分な燃焼用空気が入り込まず、燃焼不良を増加し、水洗を行なわなければ汚れが加速度的に進行してくると思われる。

1、2号缶を比較すると、1号缶における平均炉内圧は約10mmAqで2号缶の約15mmAqに比して低く、また、1号缶のエアケーシングの風圧は55~70mmAqで2号缶の40~50mmAqに比して15~20mmAqも高い。これは1号缶では2号缶に比しガス漏洩が多いために炉内圧を下げなければならないのではないかと想像され、これについて船内でのガス漏洩の観測では前述のように1号缶のほうが多いことが認められている。また、各ボイラにおける個々の燃料消費量の実測はないが、バーナ数は1号缶6本、2号缶5本で燃油量は1号缶が多いことが予想されるのに上述のことから空気量が少ないことが想像され、1号缶の燃焼状況は2号缶に比べあまりよくないのではないかとと思われる。漏洩ガスの中最も問題になるSO₂濃度は船側の計測によると次のとおりである。

○3月29日(7次復航 両缶水洗後 約800時間)

計測箇所	通常	すず吹時
缶室上段(缶前側)	1.0 p.p.m	計測せず
◆ 中段(缶前側)	2.7 ◆	1.6 p.p.m
◆ 中段(缶裏側)	0 ◆	計測せず
◆ 下段(缶前側)	0.2 ◆	計測せず

3月5日(7次往航、水洗後約120時間)では上段0.8 p.p.m、中段0.5 p.p.m、下段0でスタートブロー時にもあまり変化はなかつたが約700時間の経過で相当量の増加を示している。なお、漏洩量の大部分は1号缶からのものと思われる。

また、SO₂メータは簡易式のもので精度はあまりよくないが相対的な評価はできるとと思われる。

○5月3日(8次復航、1号缶水洗後約650時間、2号缶水洗後約250時間)

計測箇所	通常	すず吹時
缶室上段(缶前側)	1.0 p.p.m	計測せず
◆ 中段(缶前側)	2.8 ◆	11.0 p.p.m
◆ 中段(缶裏側)	0.8 ◆	計測せず
◆ 下段(缶前側)	0.2 ◆	計測せず

また、入港時には適宜ボイラの点検が行なわれているが、その観察結果によれば汚れの状況は次のとおりである。

○ 1号ボイラ

4月5日（水洗後900時間経過次回水洗前の点検）：空気予熱器管群上部に3～5cmのすすが堆積し、全チューブの約1/4は完全に目詰りを起していた。過熱器管群は中央部全体にスラッグの付着が見られ上部および奥に汚れが多い。また、スクリーンチューブ、蒸発管群、エコノマイザにはそれほど汚れが目立たない。

5月25日（水洗後1070時間経過次回水洗前の点検）：前回の水洗前の開放にくらべ空気予熱器管群上部のすすの堆積は少なくチューブの目詰りには至っていない。これは前回開放の結果発見された予熱器上部のL型ストブロウの腐食孔が補修されたこと、船内工作によつてストブロウの操作が容易になったことと、蒸気式空気予熱器使用によつて燃焼が良好になったためと思われる。過熱器管群は中央部よりやや後方にスラッグの付着が見られるが通路閉鎖までには至っていない。

○ 2号ボイラ

3月16日（水洗後約400時間）：蒸発管、節炭器、側部および後部水冷管の汚れは少ないが空気予熱器管上部には約1cmのすすの堆積が見られる。過熱器管群では中央部よりもやや焚口よりに約50cm巾でスラッグが下から上に成長しているのが見られる。

4月21日（水洗後約1,200時間経過 水洗前の点検）：蒸発管、節炭器、側部および後部の汚れは前回同様少なく空気予熱器管群上部の汚れもその進行の度合は少ない。過熱器管群では前回に見られた中央部よりやや焚口側のスラッグがいく分成長しているのと同じに後部にも新らしてスラッグの堆積が見られる。しかし、全般的に1号缶の水洗前の点検時にくらべ汚れの度合は少ないようである。

以上の結果から本船の外部汚れの原因を推測すると、その主因は燃焼不良によるすすの多量発生にあり、さらにストブロウの故障、操作の不自由さが伝熱面へのすすの付着、通路の閉塞を助長し、この閉塞のために空気の送りが制限されることが燃焼不良に拍車をかけたと見ることができる。ただ、出帆後は適当な水洗によつて入渠前のような煙路へのすすの堆積は防止され、汚れはある程度のところで止められている状況である。また、分析によれば外部付着物は非常に剝離し易いものが多いが、ボイラ外に排出されないのは煙路でのガス流速が低過ぎ気流に乗れないのではないかと思われ、このような状況のもとではガスの流れに逆向きにストブロウからの蒸気の噴射はチューブ上の付着物を取除くことはできてもそれをボイラ外に排出することはできないように思われる。本船の経験で、空気予熱器管群上のL型ストブロウが腐食し上向きに約1cm大の穴があいたときすすが蒸気流にすい寄せられ穴の部分に堆積していた例もあり、この場合適度な上昇気流を与えればこれらも排出できたのではないかと推測される。

2.2.3 ま と め

昭和41年4月から3カ年に渡つてタービン船のべ11隻の主ボイラ、およびディーゼル船のべ10隻の排ガスボイラについて、主としてログブック記載事項の時間的变化をもととし、乗組員からもその汚れ状況を聞きながらボイラ外部汚れの実態を調査してきた。当初、汚れ現象は41年度報告にものべたようにボイラ効率、出力、蒸気温度の低下あるいは排ガス温度の上昇等で示される吸熱量の減少あるいは燃焼ガス通路閉塞による通風抵抗の増加で示されるのではないかと推測した。しかし実船調査の結果、船では運航の経済性すなわち、燃料消費量および速力の測定と機関保安上の計測が優先的になされ、個々の機関の性能を判定するための測定の行なわれているものは少なく、ことにディーゼル船での排ガスボイラでは大部分の船舶で発生蒸気が過剰気味であつて、ほとんどボイラ各部データの測定は行なわれていなかった。ただ、容量の不足、極度な汚れ等特別な事情にある船舶あるいは特に

今回計測を依頼したもののみが調査の対象となり得たのみである。タービン船ではこれに比しある程度の測定が行なわれていたが、これとても性能変化を判定するには不十分であつて、ボイラ効率変化を算定できたものは唯1船のみであつた。また過熱蒸気温度も一部の船を除いて温度制御を行なつてゐるため、その変化は少なく、また、燃料消費、出力も、積荷したがつて排水量の変化あるいは風向、潮流等によるもの影響のほろが大きくこれらから汚れの状況を判定するのは困難であつた。ただ、タービン船主ボイラ、ディーゼル船の排ガスボイラを通じて通風抵抗の増加および排ガス出口温度またはボイラ出入口温度差の減少からある程度の汚れ状況を調べることができた。

これらの計測結果によるとディーゼル船排ガスボイラでは一般にすすを主体とする付着物が多く、その多くは400~700時間で汚れが飽和し、それ以後の汚れの進行はあまり早くないことが認められる。これらの現象は調査範囲内では、フィン付き管の場合は通風抵抗の増加として、また、裸管を使用する場合には入口、出口温度差の減少としてよりはつきり表われるようである。この飽和状態が存在する一つの理由として、付着物にすすを主体とするものが多くストブローによつて除去し易いこと、および、一般に主ボイラに比べ煙路内での流速が速くすすのボイラ外排出が容易なためではないかと推察される。ただ、排ガスボイラの配置、フィン付き管の形状、配置等によつてはストブローの効果も小さくすすが異常に堆積して飽和状態に至る前に煙突から火の粉を発生したりストブライヤを起す例もあるのでこれらについてはさらに検討する必要がある。

タービン船の主ボイラでは排ガスボイラに比し一般に出口ガス温度変化も通風抵抗変化も小さく、その汚れは時間の経過とともに進行し、排ガスボイラでのような飽和状態は認められない。これは主ボイラでの燃焼がディーゼル船に比べて割に良好であること、長拔差式のストブローの使用によつて伝熱面の表層付着物がむらなく伝熱面全体にわたつてよく除去されるために、付着物のうちストブローによつては除去され難い第2層、第3層の成長が汚れの主体をなすためではないかと思われるこれらのことは入渠掃除前の主ボイラの観察でも全般的に汚れが少なく第1層と見られる部分の少ないことから推測せられる。しかし調査船のうち昭和30年以前建造のタービン船では煙焼装置やストブローその他ボイラ補機の老朽や損傷のため燃焼も悪く、汚れも甚だしいものが見受けられた。これらはおおむね固定式のストブローを備えているため dead corner を生じ付着物の除去も充分でなくまた、煙路のガス流速も低いために飛散したすすが充分ボイラ外に排出できないようである。主ボイラでの各部のガス流速は1船だけしか調査できなかったが、炉内圧が昭和30年くらいまでの約10 mmAq、30年代の40~50 mmAq、40年以後の100 mmAq以上の上昇していることから最近のボイラではフィン付き管節炭器、ユングストローム空気予熱器等の使用による抵抗増加と同時にガス流速も大きく設計されていることが想像され、ストブローによつて剝離された付着物の船外放出が良好に行なわれているように思われる。

これらの汚れ状況を数値的に表わすには吸熱減少率あるいは抵抗増加率等が考えられるが、上述の考察からクリーン状態の煙路断面積に対する汚れによる閉塞の割合を汚れ率として採用するのが最も適切のように思われる。このように考えた汚れ率は煙路の抵抗計算式から次のように算出できる。

いま蒸発管群、過熱器、節炭器、空気予熱器等すべてを含んだ煙路における抵抗を $\Delta P \text{ Kg/m}^2$ 、ガスの平均流速を U 、 m/s 、ガスの比重量を $\gamma \text{ Kg/m}^3$ 、 K を常数とすれば ΔP は近似的に

$$\Delta P = K \cdot U^2 \cdot \gamma$$

いま、燃料消費量を $G \text{ Kg/s}$ 、発生ガス量を $V_G \text{ Nm}^3/\text{Kg}$ 、ガス比重量を $\gamma_0 \text{ kg/Nm}^3$ 、通路断面積を $F \text{ m}^2$ 、ガスの平均温度を $T_G \text{ }^\circ\text{K}$ とし煙路内は大気圧と見なせるとすれば、

$$\Delta P = K \cdot \left(\frac{G \cdot V_G}{F} \cdot \frac{T_G}{273} \right)^2 \cdot \gamma_0 \cdot \frac{273}{T_G} = K \cdot \left(\frac{G \cdot V_G}{F} \right)^2 \cdot \gamma_0 \cdot \frac{T_G}{273}$$

燃焼状況にあまり変化がなければ上式中の V_G 、 γ_0 を定数の内を含めることができるから、 ΔP の一般式は次のようになる。

$$\Delta P = K_1 \cdot \left(\frac{G}{F} \right)^2 \cdot T_G$$

したがってクリーン状態における抵抗 ΔP_1 と汚れ状態における抵抗 ΔP_2 の比は

$$\frac{\Delta P_1}{\Delta P_2} = \left(\frac{G_1 \cdot F_2}{G_2 \cdot F_1} \right)^2 \cdot \frac{T_{G_1}}{T_{G_2}}$$

で表わされ燃焼ガスの通過面積比Aは

$$A = \frac{F_2}{F_1} = \left(\frac{\Delta P_1}{\Delta P_2} \cdot \frac{T_{G_2}}{T_{G_1}} \right)^{1/2} \cdot \frac{G_2}{G_1}$$

したがって閉塞面積割合を汚れ率Dと呼ぶことにすれば

$$D = \frac{F_1 - F_2}{F_1} = 1 - A$$

このように考えた汚れ率を調査船の水洗直後の状態を基準として表わすと次のように求まる。

○ 竜田丸(排ガスボイラ)	約500時間で飽和	A=88%	D=12%
	(スートブロー 1回/day)		
○ 田島丸(排ガスボイラ)	約800時間で飽和		
	スートブロー 1回/4hr	A=90.4%	D=9.6%
	スートブロー 1回/2hr	A=79.6%	D=20.4%
○ どーば丸(排ガスボイラ)	約500時間ごとに水洗	A=70.6%	D=29.4%
	(スートブロー 1回/4hr)		
○ おりおん丸(主ボイラ)	4000時間経過	A=90%	D=10%
	(スートブロー 3回/day)		
○ 東京丸(2号主ボイラ)	4000時間経過	A=88.5%	D=11.5%
(1号主ボイラ)	4000	A=92.3%	D=7.7%
	(スートブロー 2回/day)		
○ 日洋丸(主ボイラ)	2000時間経過	A=71%	D=29%
○ 利根川丸(主ボイラ)	1000時間経過	A=92.3%	D=7.7%

このうちディーゼル船の排ガスボイラについては実測の出入口圧力差を使用した。タービン船については空気予熱器出口圧を測定しているものが少なく伝熱面での通風抵抗変化が求められないので炉内圧の変化によつて計算を行なつた。また、炉内圧あるいは出入口差圧の小さいものたとえば日洋丸のように炉内圧10mmAq内外では測定誤差が汚れ率に大きくひびいてくる。上記の日洋丸の値はこの影響を含んだものではないかと思われる。調査結果から汚れ率が20%を超えるものは、燃焼および付着物除去について一考を要するのではないかと思われる。

以上の考察および3カ年の調査の結果つぎのことが判明した。

- (1) 外部汚れの最大原因である燃焼状況に各船で相当な相違があり、燃焼状況の改革が急務である船も見受けられた。
- (2) ディーゼル船排ガスボイラの汚れは400~700時間の間に急上昇し、以後の増加はあまり顕著ではなく、その汚れはボイラ入口、出口差圧の上昇あるいは温度差の減少で知ることができる。
- (3) タービン船主ボイラでは汚れは時間的に増加し調査範囲内では排ガスボイラのような飽和状態は認められずその汚れは炉内圧、あるいは伝熱面入口、出口差圧の上昇で知ることができる。
- (4) ガス流速の遅いボイラでは付着物の剝離と同時に飛散した付着物が再び伝熱面上に落下することのないようボイラ外に排出するためのガスの流れを起すことも必要である。モデル実験によれば付着物の剝離には壁面での動圧が問題でプロワの照射時間は2次的であることが認められているが、このようなボイラにおいては上昇流の形

成のため照射時間もある程度長くする必要があるように思われる。

- (5) 高温部に設置するスートブロワは焼損や広領域な除去効果を考え長拔差方式が望ましい。固定式は噴射範囲が限定されdead cornerを生じてすすの堆積しているものも見受けられた。
- (6) スートブロワの使用回数の増加によって汚れの進行の度合が遅くなる。この傾向はディーゼル船排ガスボイラで大きい。
- (7) スートブロワの配置、噴射圧、管列への影響等について適切な研究成果が望まれる。現在ではまだ、ブロワの適切な噴射圧、噴射の有効範囲などについて未知なことも多く、ブロワ効果が不十分ですすなどの堆積を起している船も多く見受けられた。

(第2.5図付記)

日本郵船

M. S. 田島丸

(昭和39年10月新造)

○ 機関型式

I. H. I. Sulzer 9RD90

出力

20,700 PS

○ 排ガスボイラ

型式

I. H. I. 強制循環式スパイン型

圧力

16 atg.

蒸発量

5440 Kg/hr

○ スートブロワ

型式

空気駆動自動旋回蒸気噴射式(引田製)蒸気圧力 15 atg.

ブロワ使用回数

1回/4hr

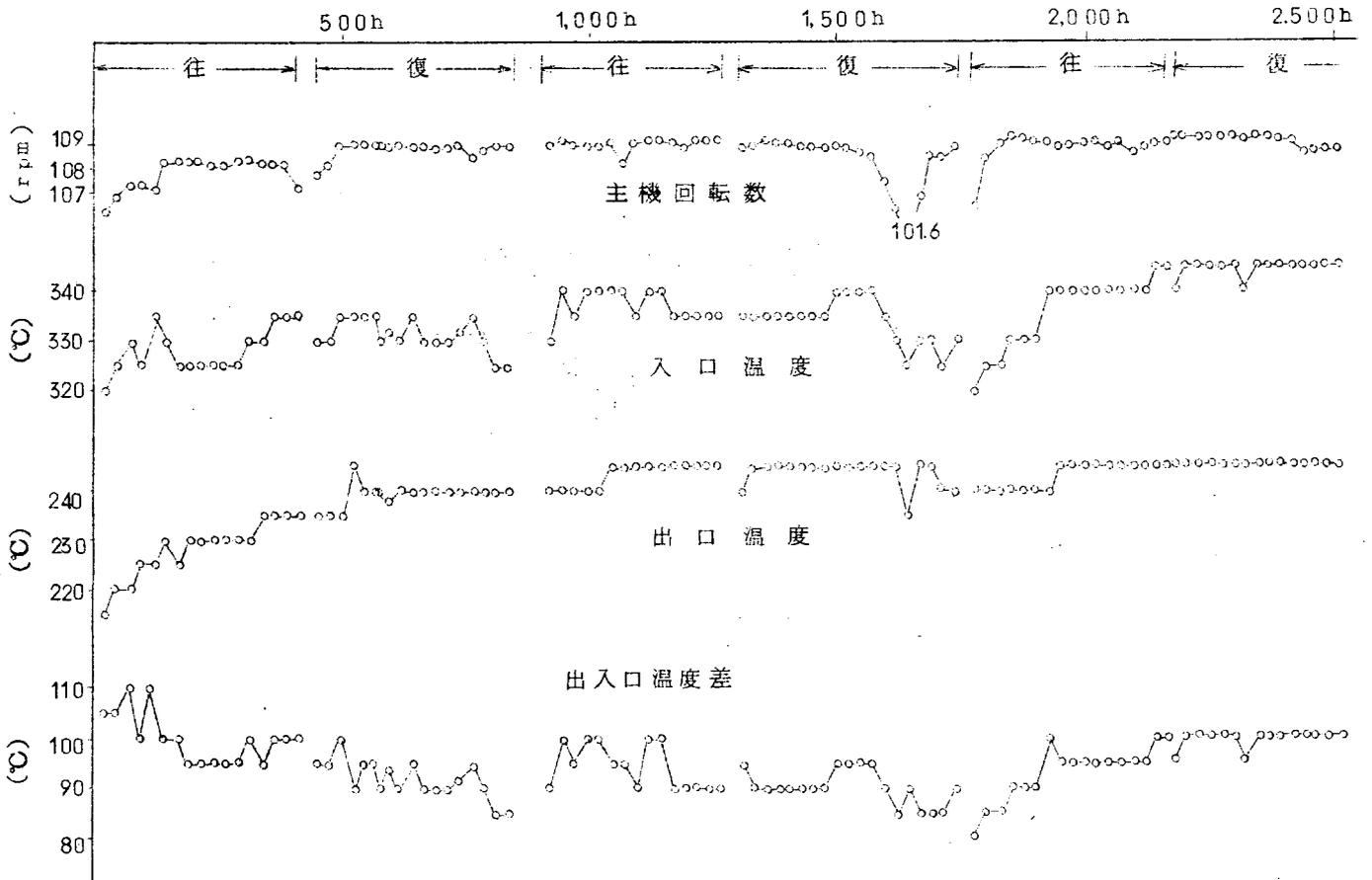
○ 排ガスボイラ外部掃除施行年月日

昭和42年9月20日

○ 実測期間

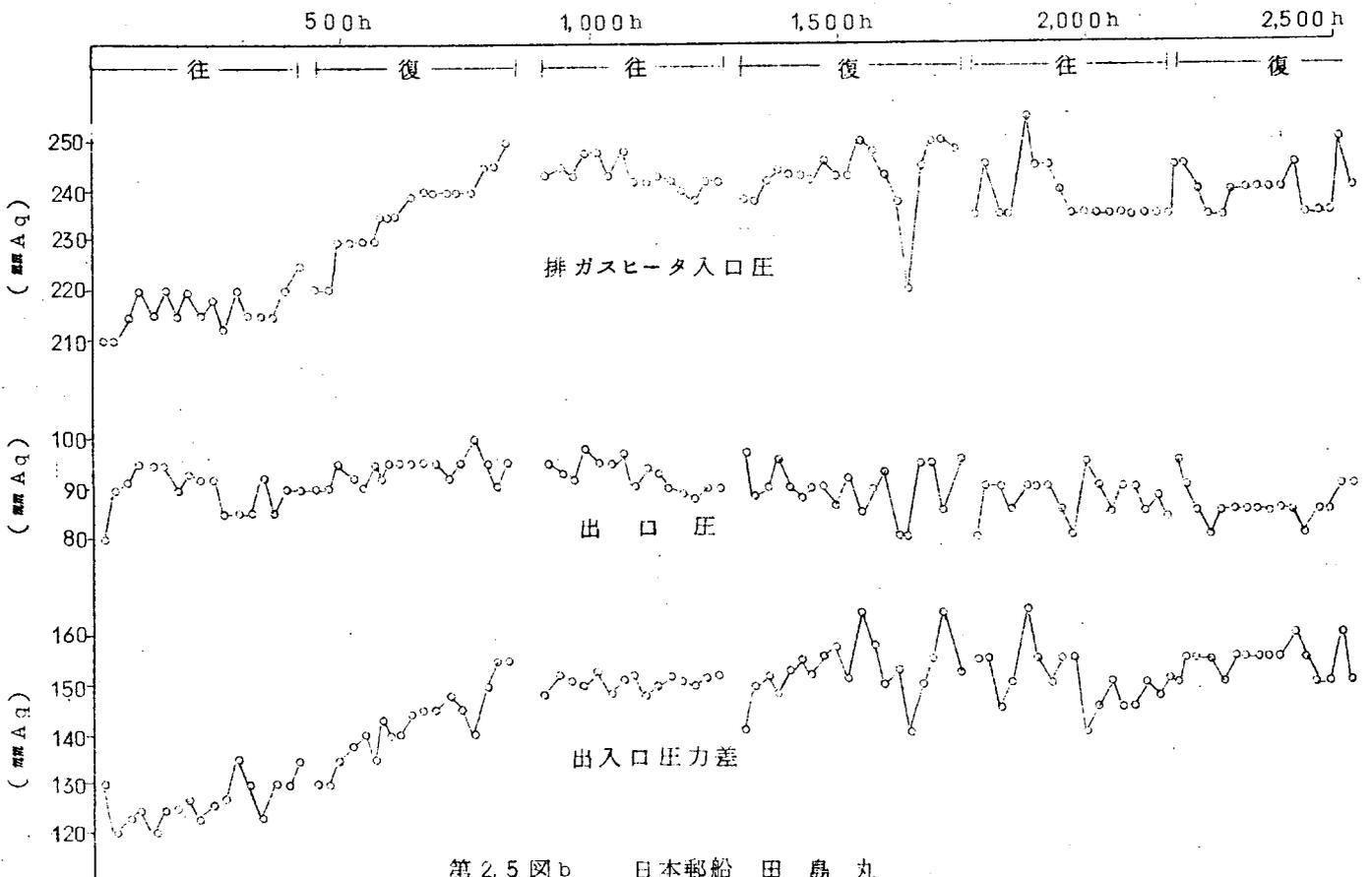
昭和42年9月29日~昭和43年1月26日

掃除後の使用時間



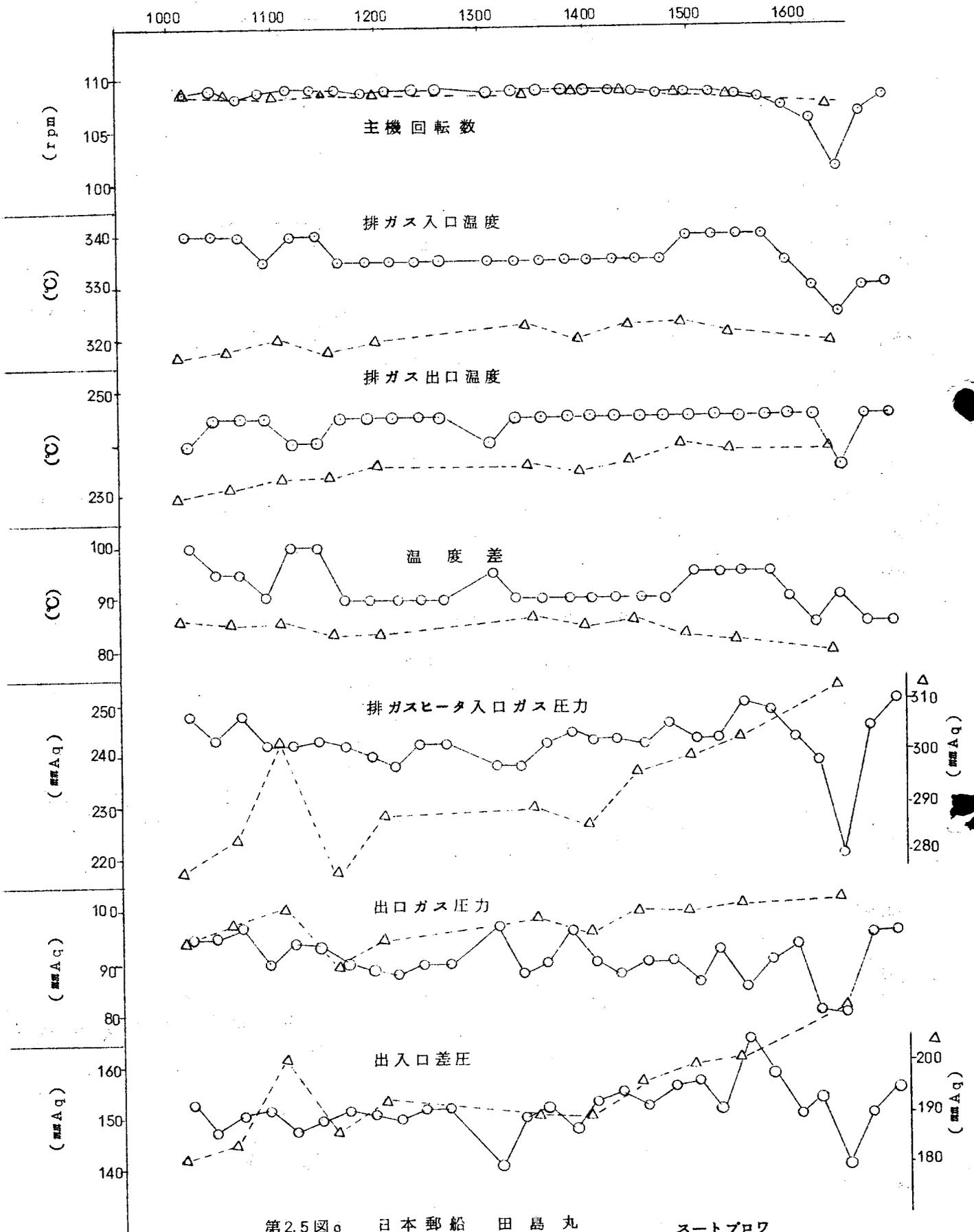
第 2.5 図 a 日本郵船 田島丸

掃除後の使用時間



第 2.5 図 b 日本郵船 田島丸

掃除後の使用時間 (hr)



第2.5図。 日本郵船 田島丸

ストロブ
 ○ 1回 / 4h
 △ 1回 / 24h

(第2.6図 付記)

大阪商船三井船舶

M.S. どーばー丸 (昭和42年6月新造)

DW 58,780トン

○ 機関型式

I.H.I. Sulzer 8RD 90

出力

MCR 18,400 PS × 122 rpm

Norm 15,640 PS × 116 rpm

○ 排ガスボイラ

型式

I.H.I. 強制循環式セレイテッドフィン型

圧力

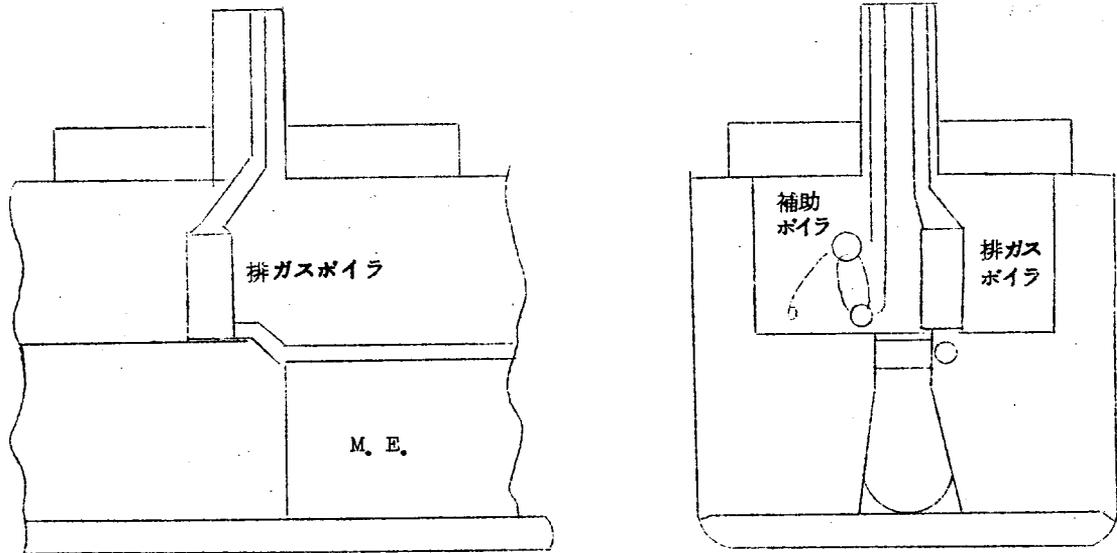
蒸発管 17 atg.

過熱器出口 7.5 atg.

蒸発量

4.96 ton/hr

排ガスボイラ設置場所



○ 補助ボイラ

型式

2胴D型 水管ボイラ

圧力

16 atg.

蒸発量

35 ton/hr

停泊中の移油ポンプ駆動用、および雑用蒸気として使用され、航海中は排ガスボイラのドラムとして兼用する。

○ 排ガスボイラ用スートブロー

型式

空気駆動自動旋回蒸気噴射式

蒸気圧力

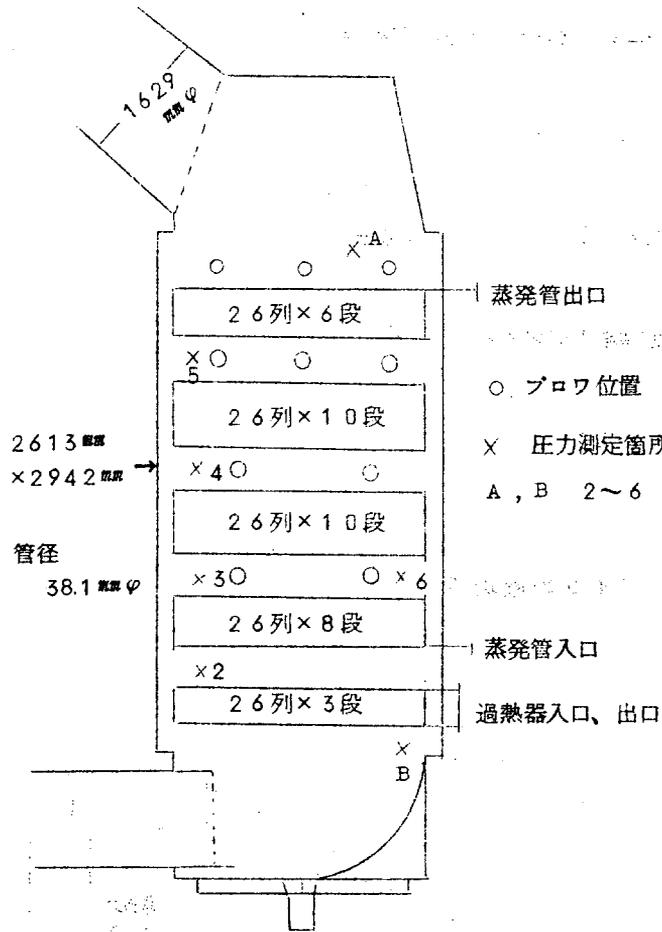
最初9 atg で噴射していたが、順次11 atg、14.5 atg. に変更してブロー効果検討中

ブロー使用回数

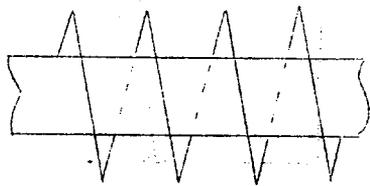
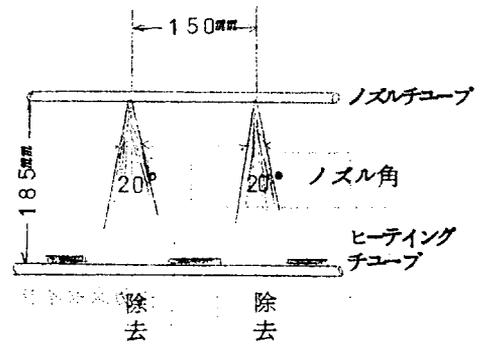
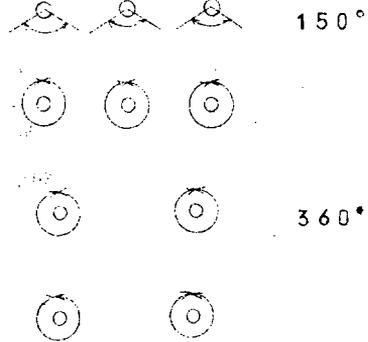
1回/4 hr

運転中排ガスヒーターの入口、出口間差圧の急増によつては適宜2~4回/4 hr のブローを行なうこともある。

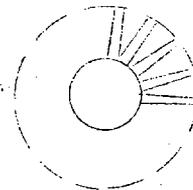
ブロー設置場所およびブロー回転角度、圧力計測箇所



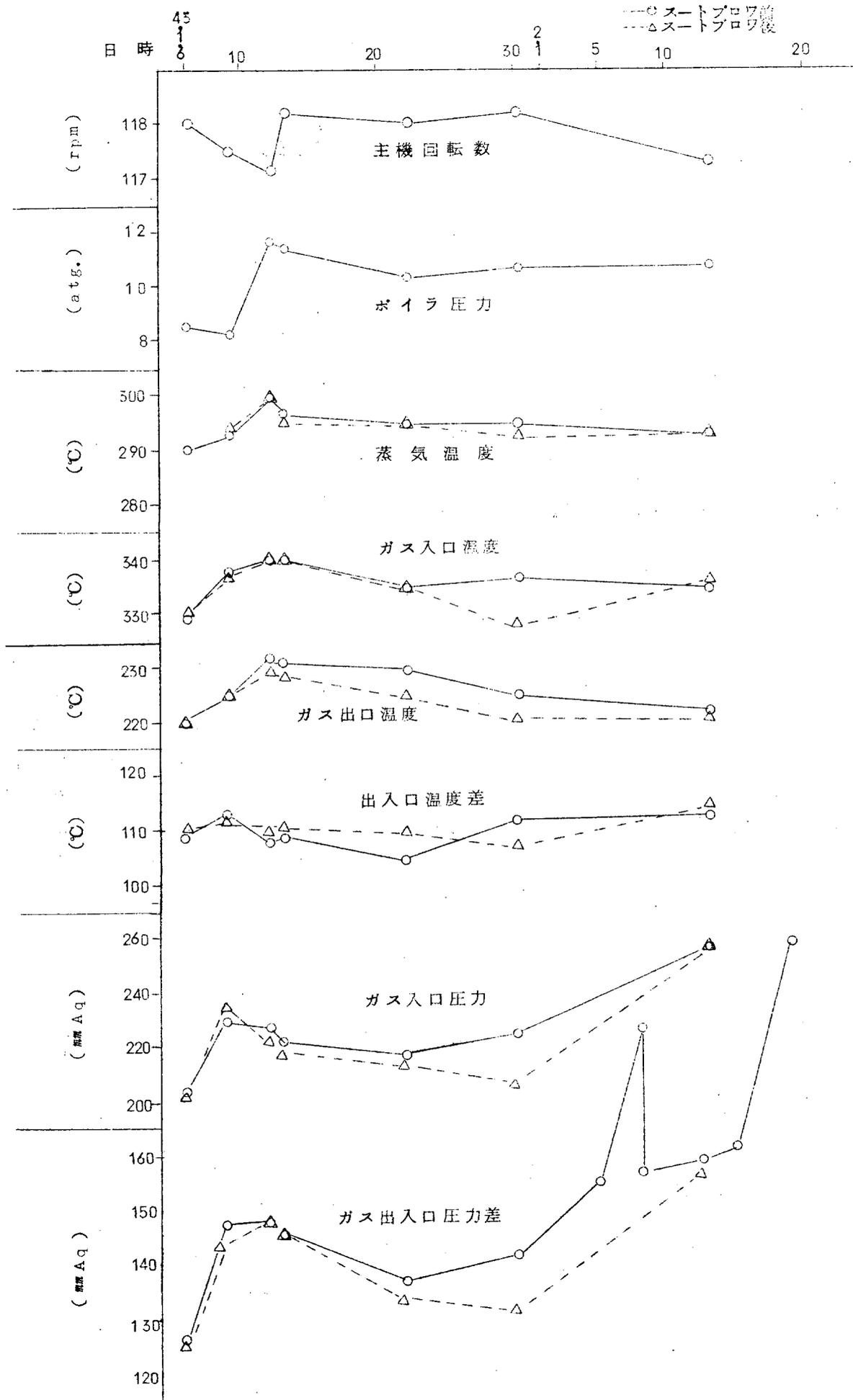
スートブロー回転角



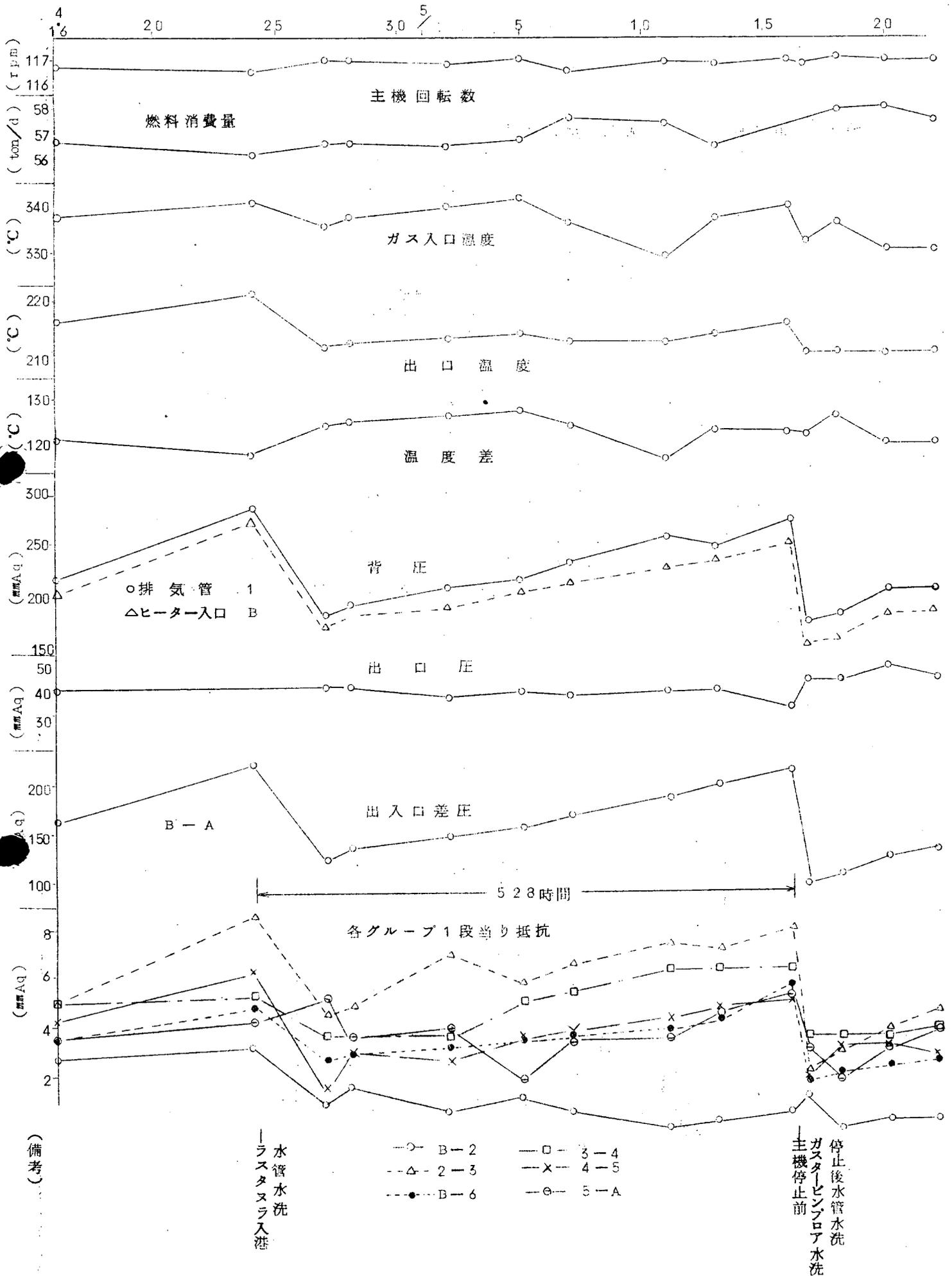
蒸発管……フィン付き管
過熱器管……裸管



フィン付き蒸発管 管径 38.1 mm φ
フィン高さ 25.5 mm φ
フィン数 17枚/円周



第 2.6 図 a どーばー丸



第2.6図。 どーばー丸汚れ状況測定結果(4.16~5.22)

(第 2.7 図 付記)

大阪商船三井船舶

M. S. 新大阪丸
 (昭和41年12月新造)
 DW 103500トン

○ 機関型式 日立 B & W 1084VT2BF-180
 出力 MCR 23000 P.S. × 114 r/m
 Nor 19550 P.S. × 108 r/m

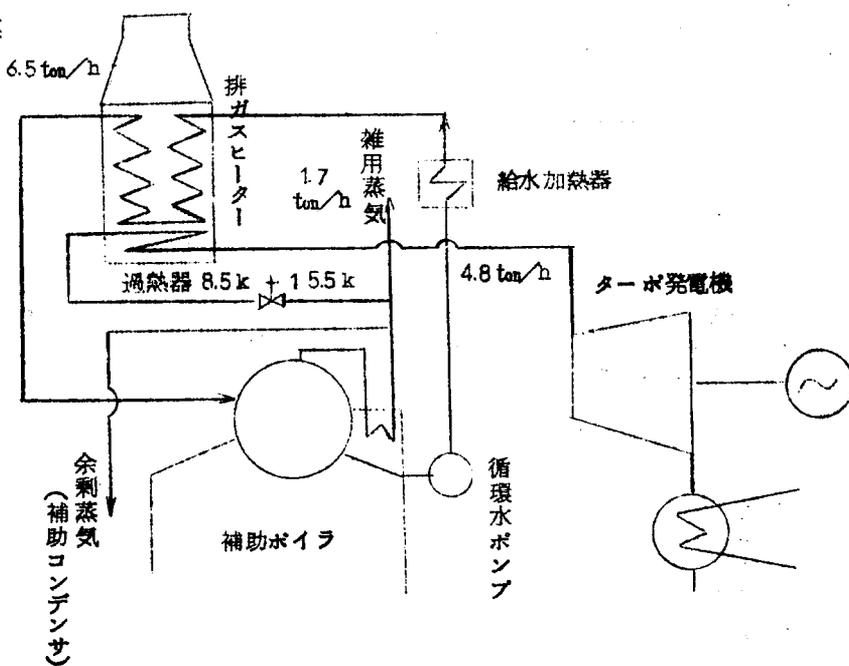
○ 排ガスヒーター
 型式 日立強制循環式
 圧力 蒸発管 17.5 atg.
 過熱器 8 atg.
 蒸発量 蒸発管 6.5 ton/h
 過熱器 4.8 ton/h 蒸気温度 245℃

蒸発管は新造当時フィン付き管であったが、昭和43年1月スートファイヤによって焼損したため昭和43年10月裸管に改装データは裸管に改装後のものである。過熱蒸気4.8 ton/hはターボ発電機用、飽和蒸気1.7 ton/hは雑用である。

排ガスヒーター設置場所 煙突内

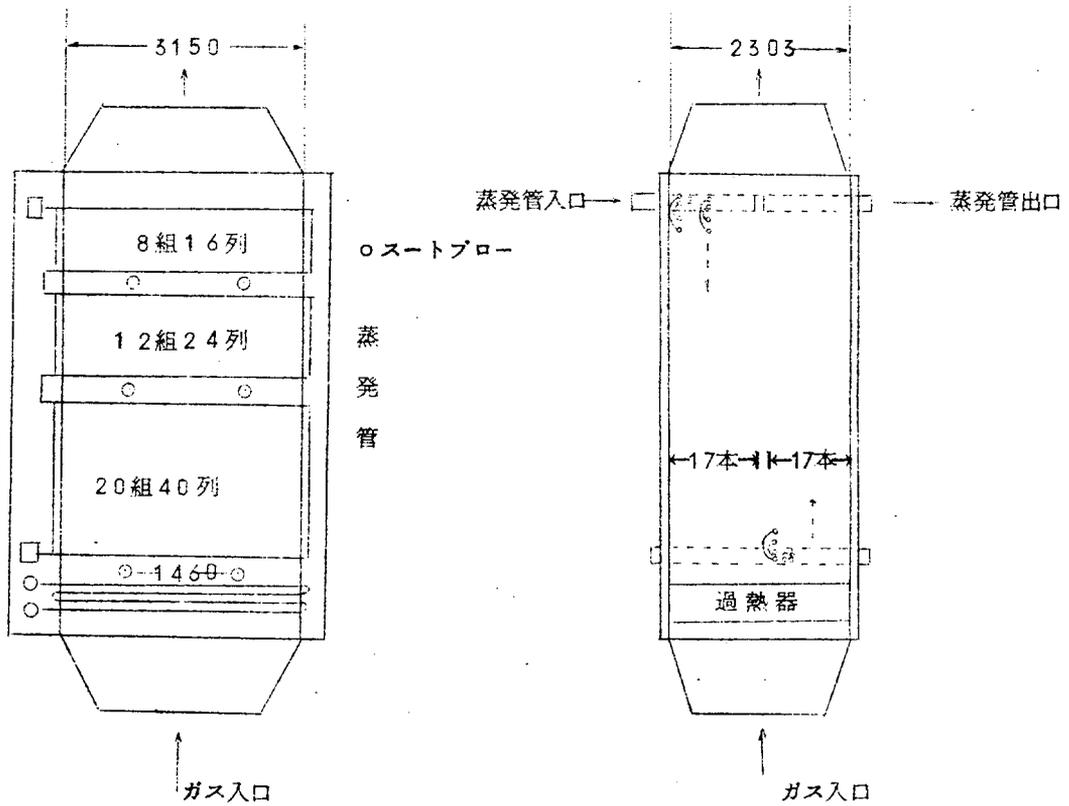
○ 補助ボイラ
 型式 2胴D型 水管ボイラ 1基
 圧力 15.5 atg.
 蒸発量 62 ton/h

○ 管系

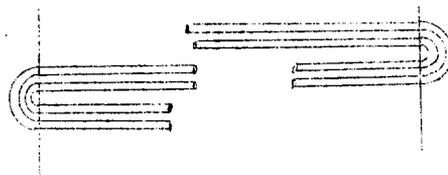


○ 排ガスヒーター略図およびストロー設置場所

蒸発管 外径 31.8mm
 流れと直角方向のPitch 67mm
 流れ方向のPitch 50.8mm



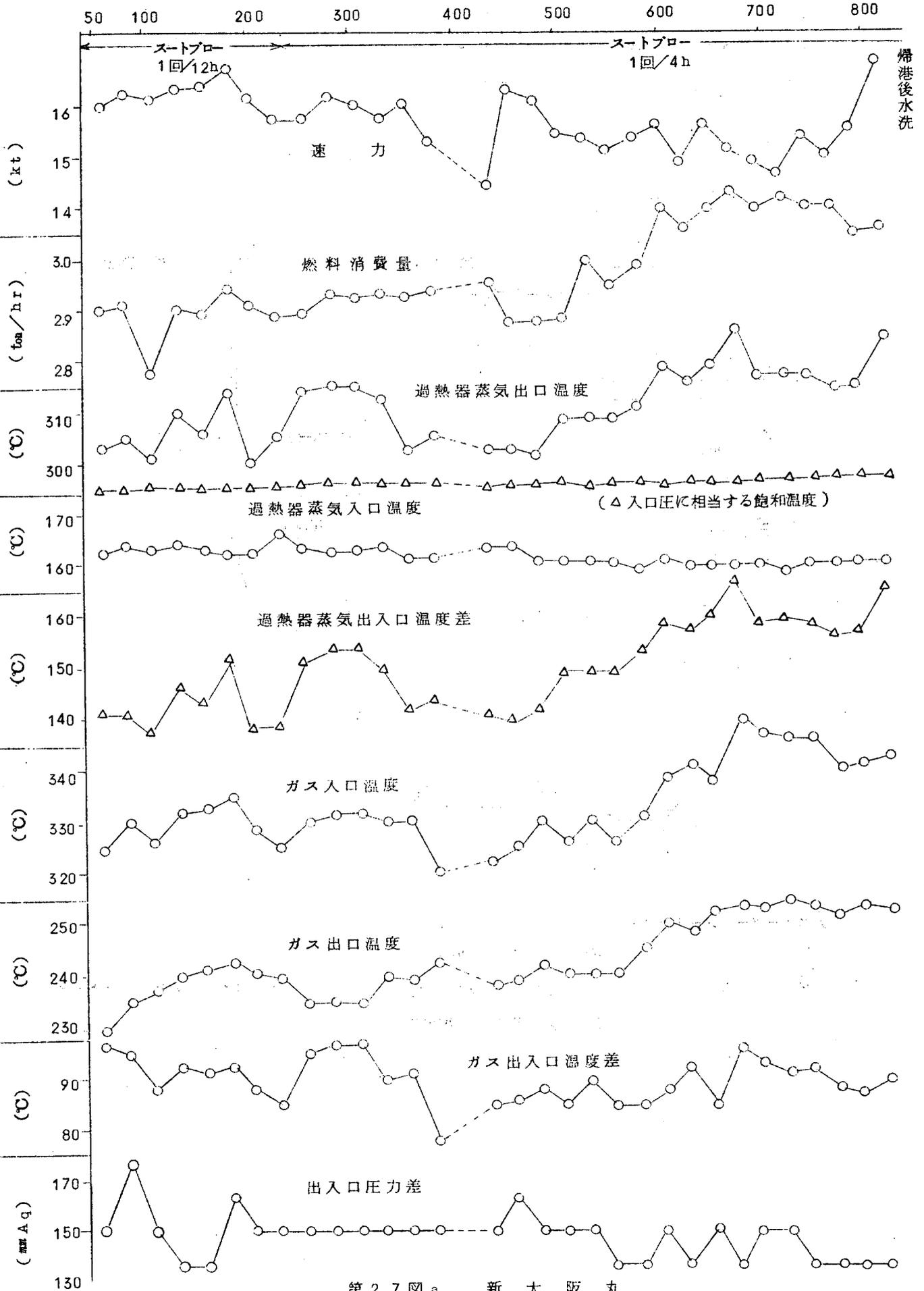
蒸発管 略図 (2本1組)



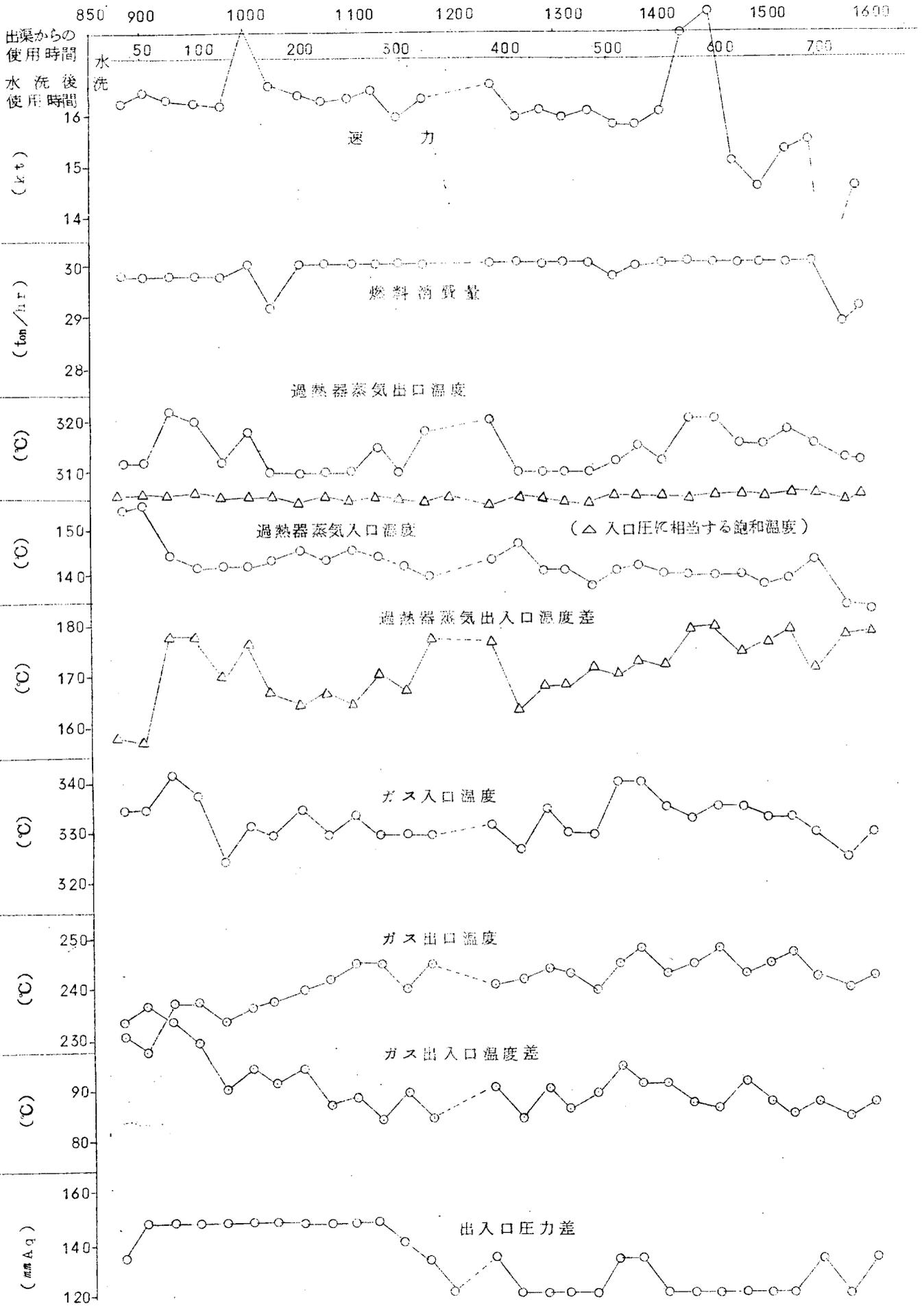
○ 排ガスヒーター用ストロー

型 式 空気駆動自動旋回蒸気噴射式
 ストロー使用回数 改造出渠後250時間まで 1回/12時間なるも 11月12日点検の結果すす付
 着多く 1回/4時間に変更実施中

使用時間 (hr)

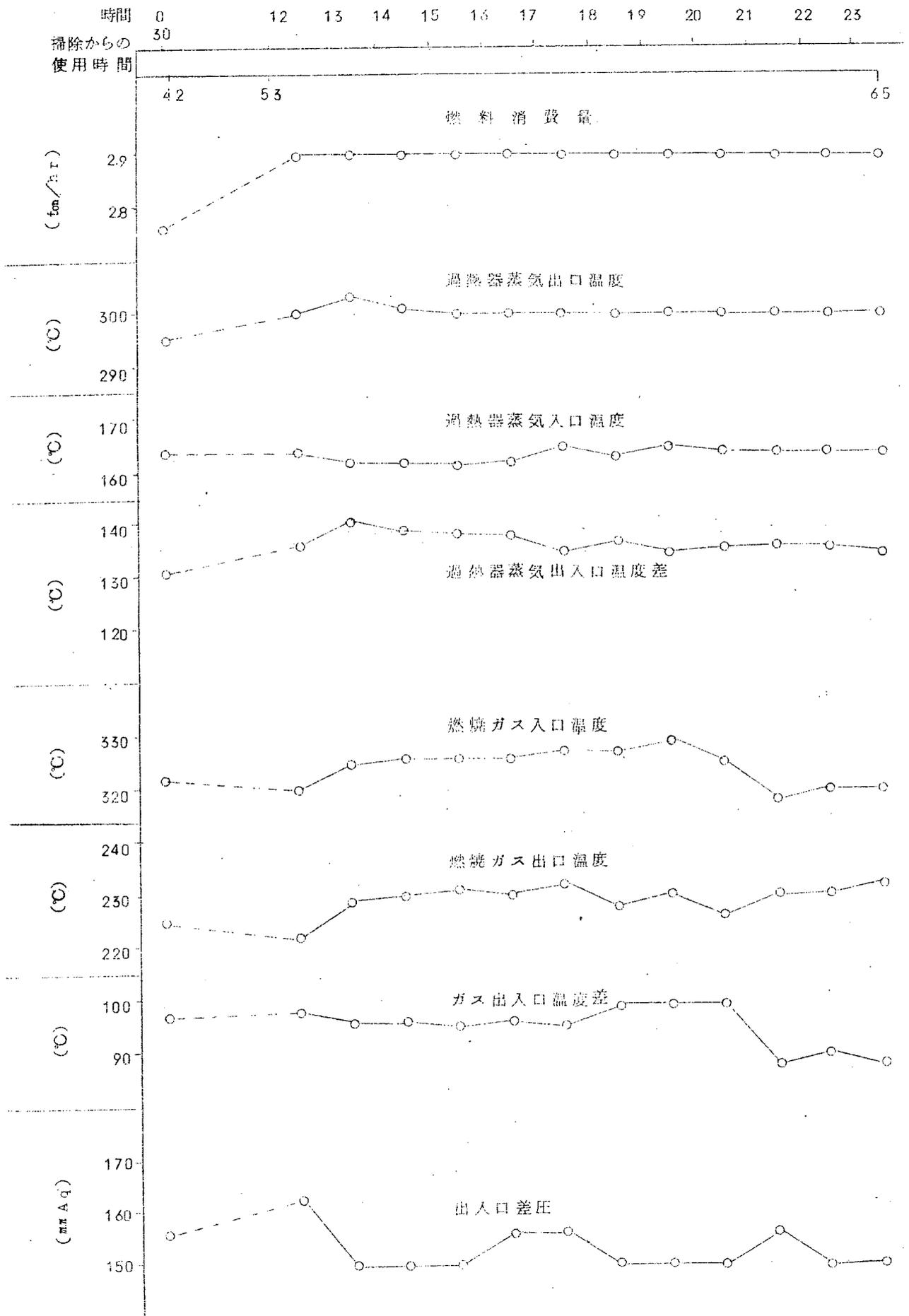


第 2.7 図 a 新 大 阪 丸



第 2.7 図 b 新 大 阪 丸

プロワ 1 回 / 4 hr



第 2.7 図 c 新大阪丸 (43.11.4 0時~24時)

(第2.8図 付記)

大阪商船 三井船舶

S.S. 大王丸

昭和28年6月 新造 (タービタンカー) 旧名 高 邦 丸

昭和42年6月 チップ専用船に改造 大王丸 と改名

(伊予三島 ↔ クースベイ)

- 機 関 型 式 石川島衝動式蒸気タービン
- 出 力 Max 14000 P.S
- Nor 12500 P.S
- タービン入口蒸気条件 40 atg. 440℃
- ボイラ 型 式 船用3胴式水管缶 2 缶
- 蒸気圧力(過熱器出口) 41 atg.
- 蒸 気 温 度 450℃
- 蒸 発 量 最大連続 42 ton/hr × 2
- 経 済 23 ton/hr × 2

○ 試運転時成績

	出 力	速 力	燃油消費量	燃油消費率
新造時(28年6月)	14305 PS	17.2 kt	3640 kg/hr	254 gr/SHP hr
	12160 ♪	16.2 ♪	2990 ♪	246 gr/SHP hr
改造時(42年6月)	10940 ♪	16.27 kt		288 gr/SHP hr

	蒸発量 2缶	蒸気温度	給水温度	排ガス温度	CO ₂
新 造 時	52.6 ton/hr	451℃	172℃	152℃	13.0%
	42.76 ton/hr	450℃	160℃	145℃	12.2%
改 造 時		1号缶 420℃			
		2号缶 477℃			

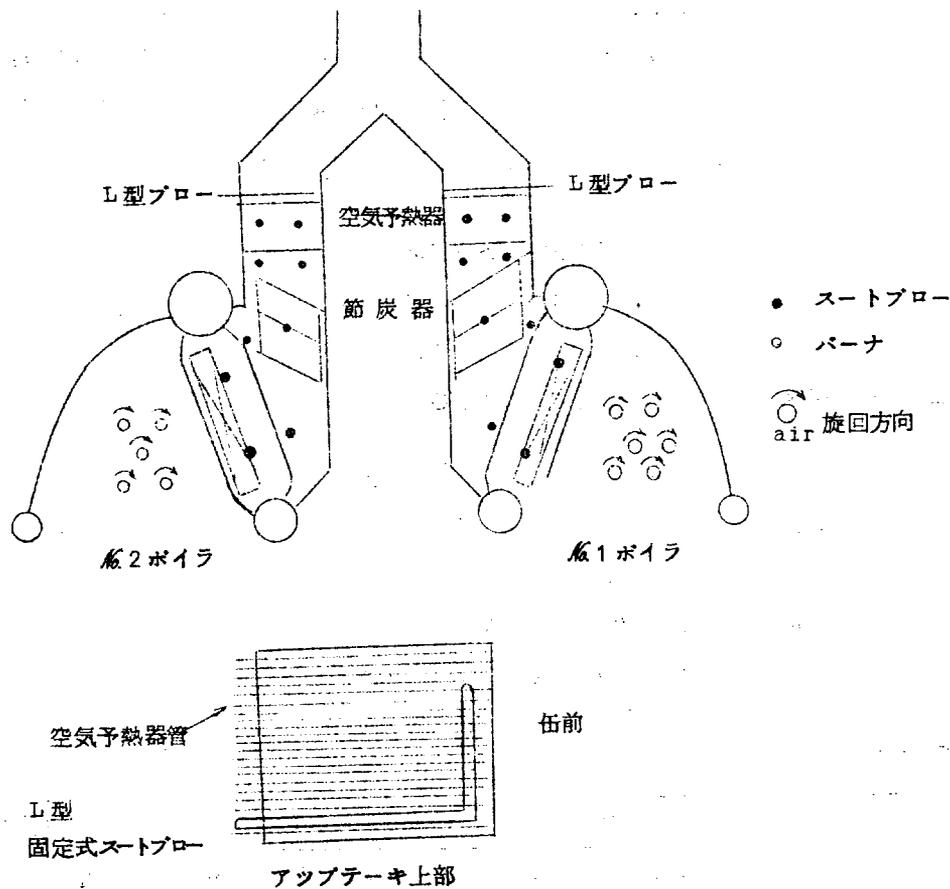
2号缶では上述のように過熱蒸気温度が設計値を上廻るため42年6月以降後述のように1号ボイラよりもバーナ1本減らして運転中である。

○ ストープロー

型 式 固定および旋回蒸気噴射式

ストープローの配置は次のとおりである。

○ スートブロー配置



ボイラの状況

炉1ボイラ

バーナ6本使用中、燃焼状況によつては(主として燃焼用空気による)側部スクリーンチューブが真赤に焼けることがある。

過熱用スートブローは改装時より1本不良、1本のみ使用可能。

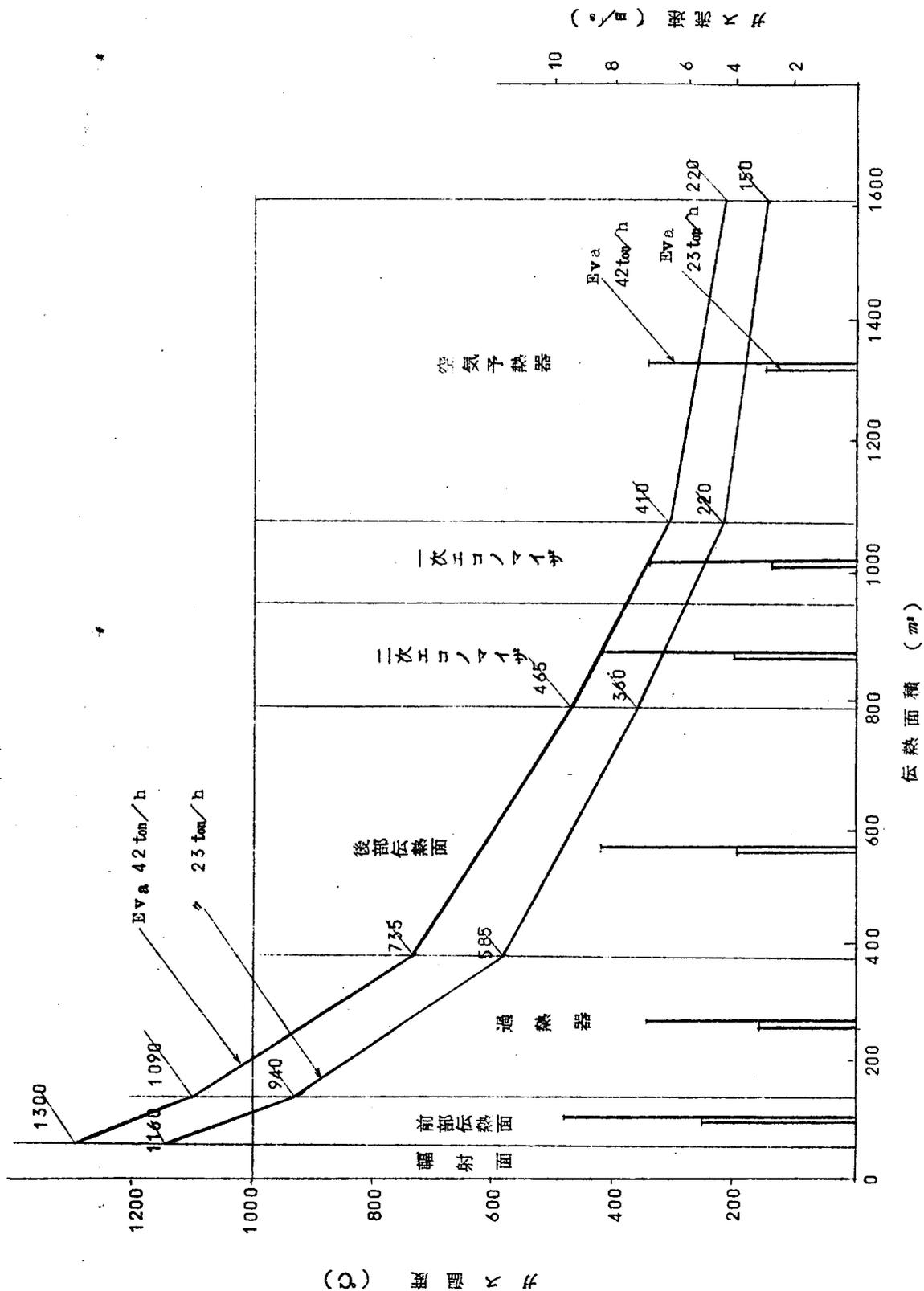
炉2ボイラ

過熱蒸気温度過昇のため現在バーナ1本を減らし5本使用中過熱器用スートブローは2本とも曲損不良、1本はなんとか使用できるがあまり効果は期待できない。

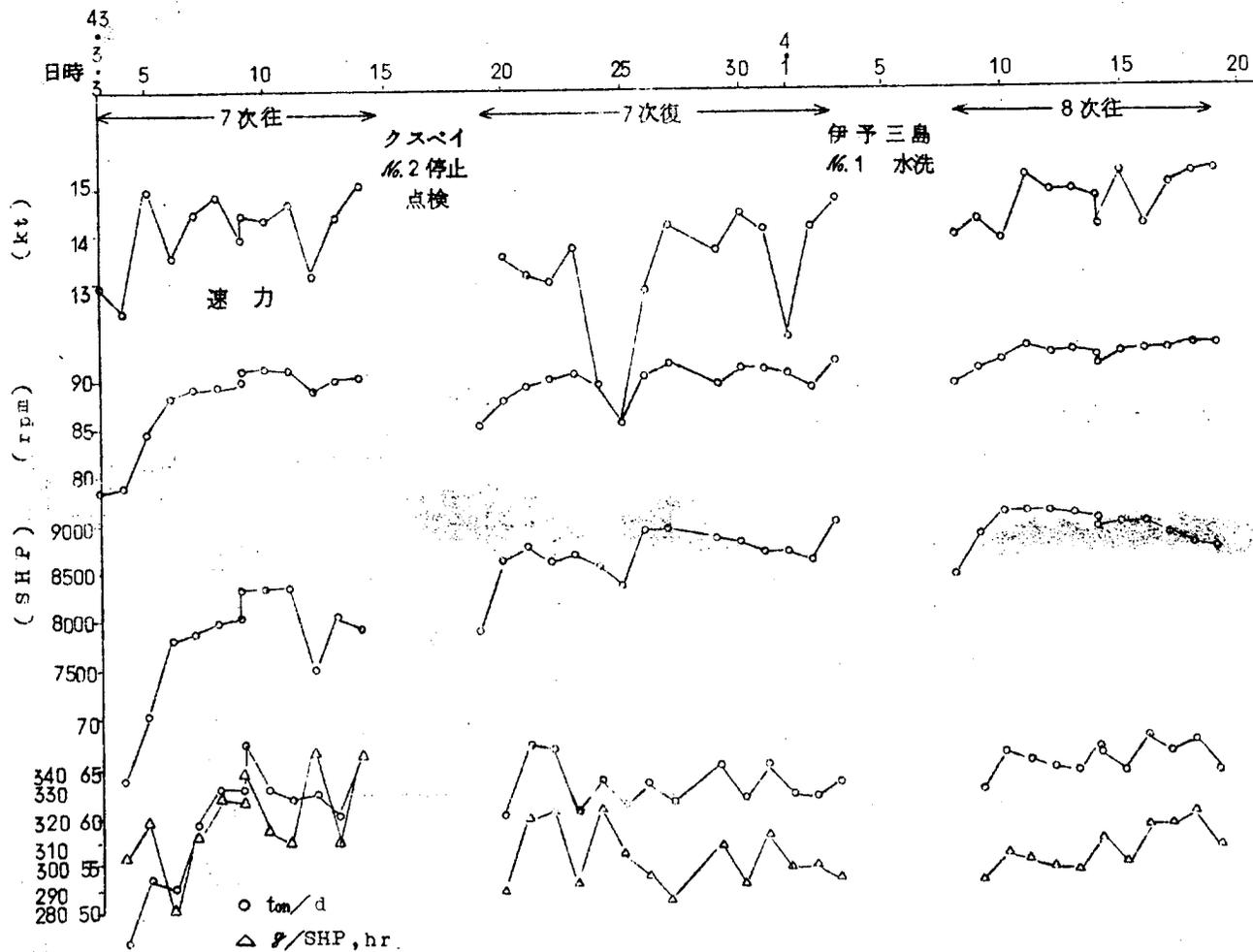
両缶とも過熱器用スートブロー改装のためには蒸発管の一部を取外す必要があるため改装不能のため上記状態のまま使用中。

○ スートブロー使用状況 2回/day

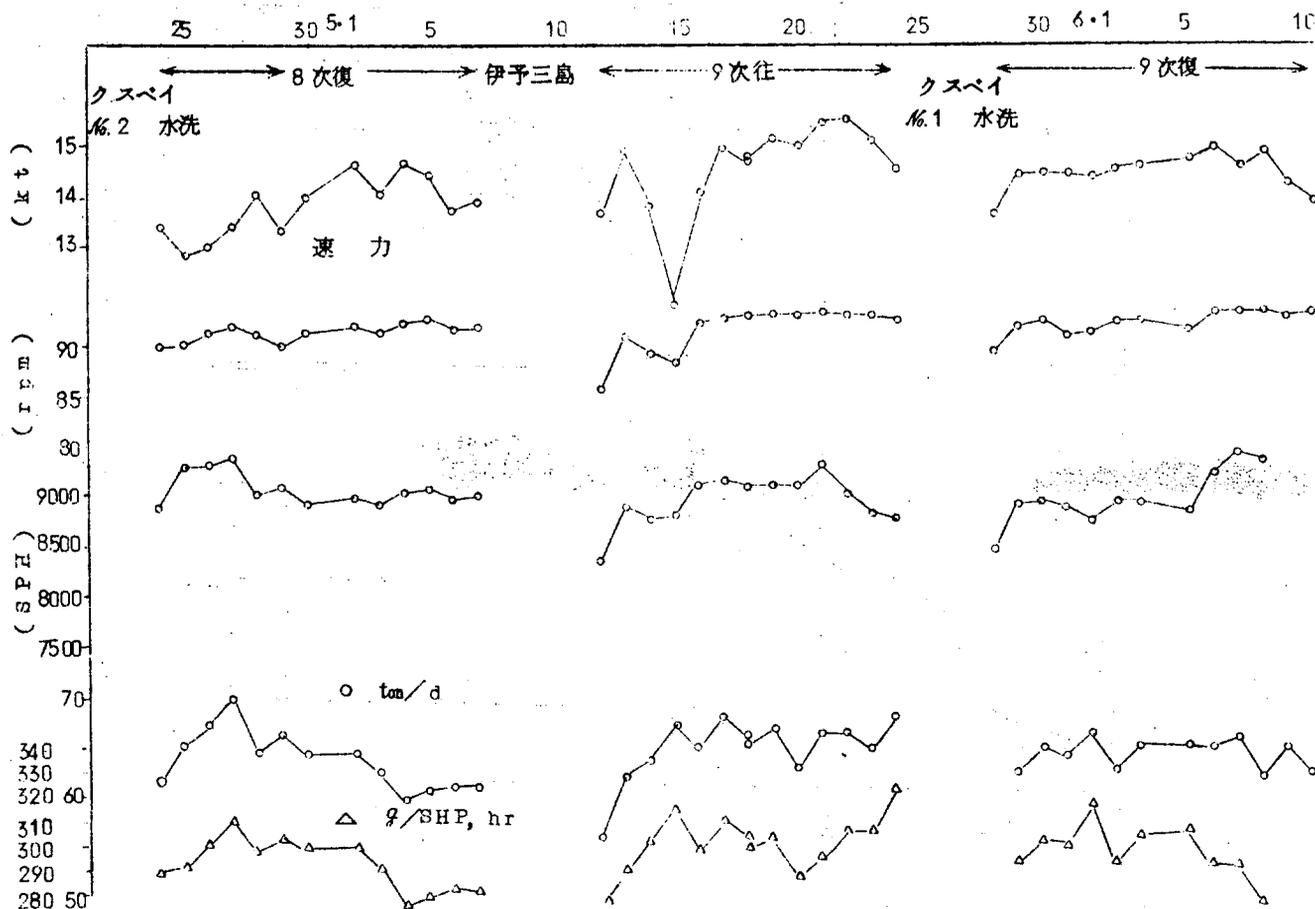
付着物の除去効果は充分でなくガス洩れの状況によつて900~1200時間に1度外部水洗施行中。



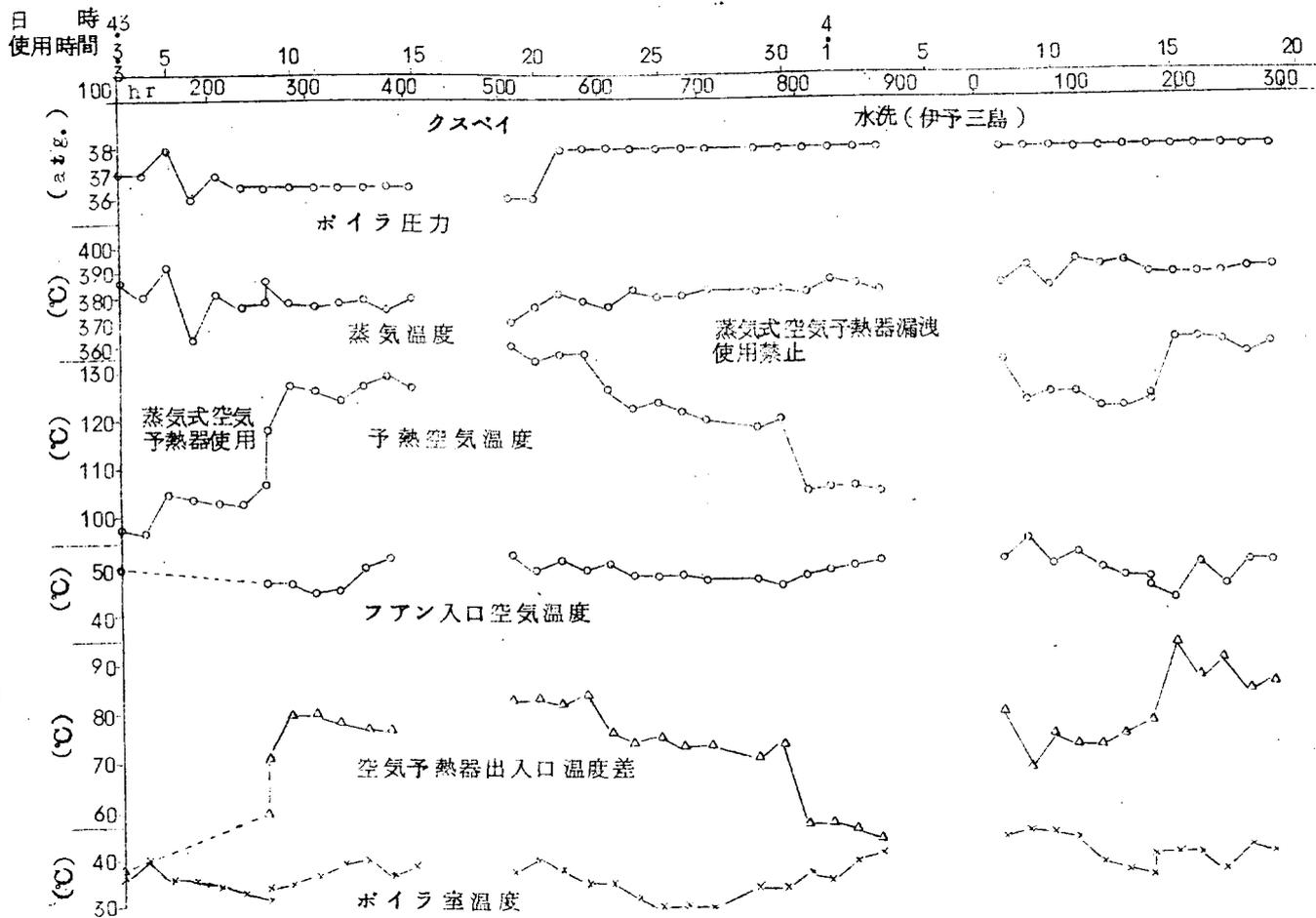
第2.8図a 大王丸ボイラ新造設計値



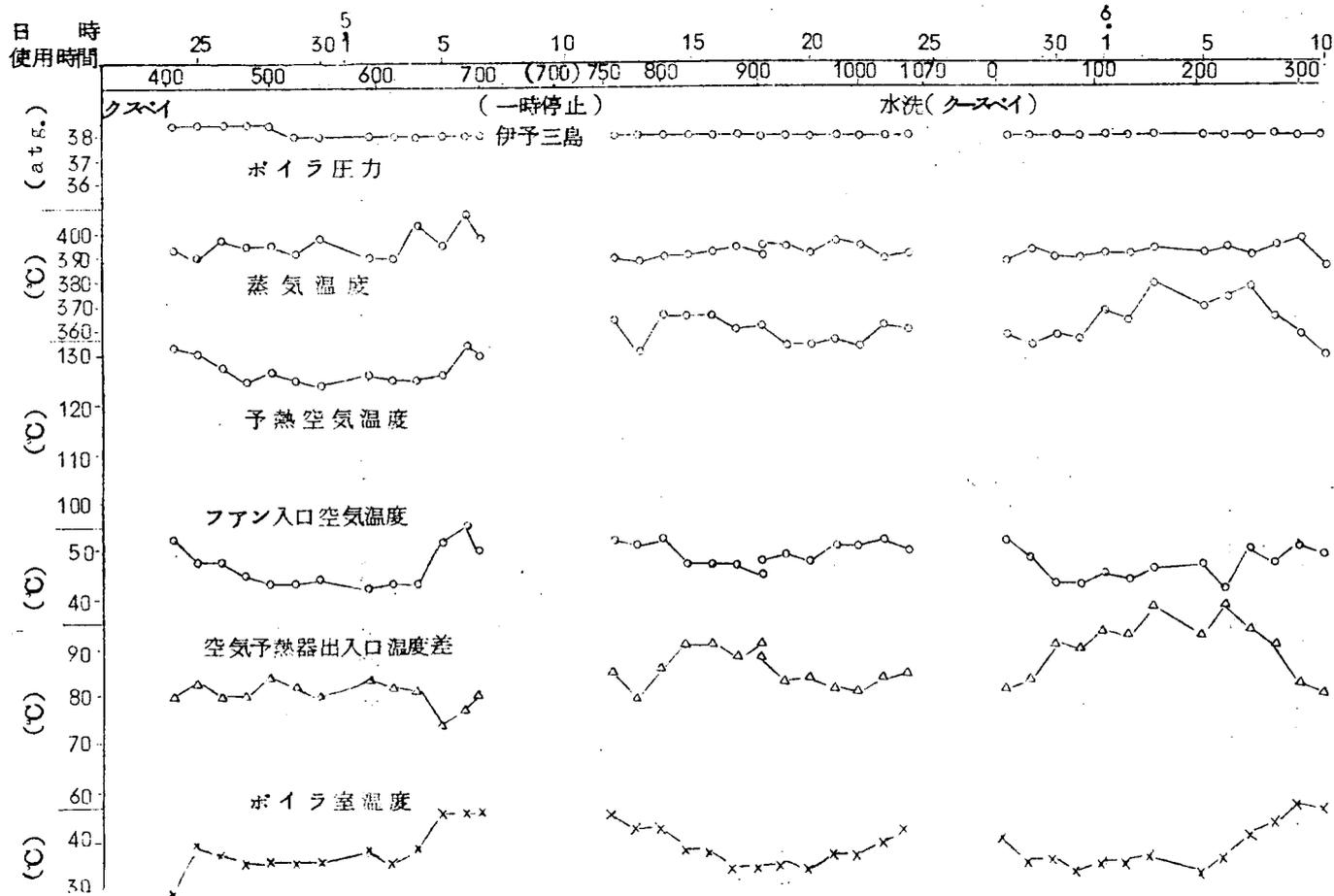
第2.8図b 大王丸



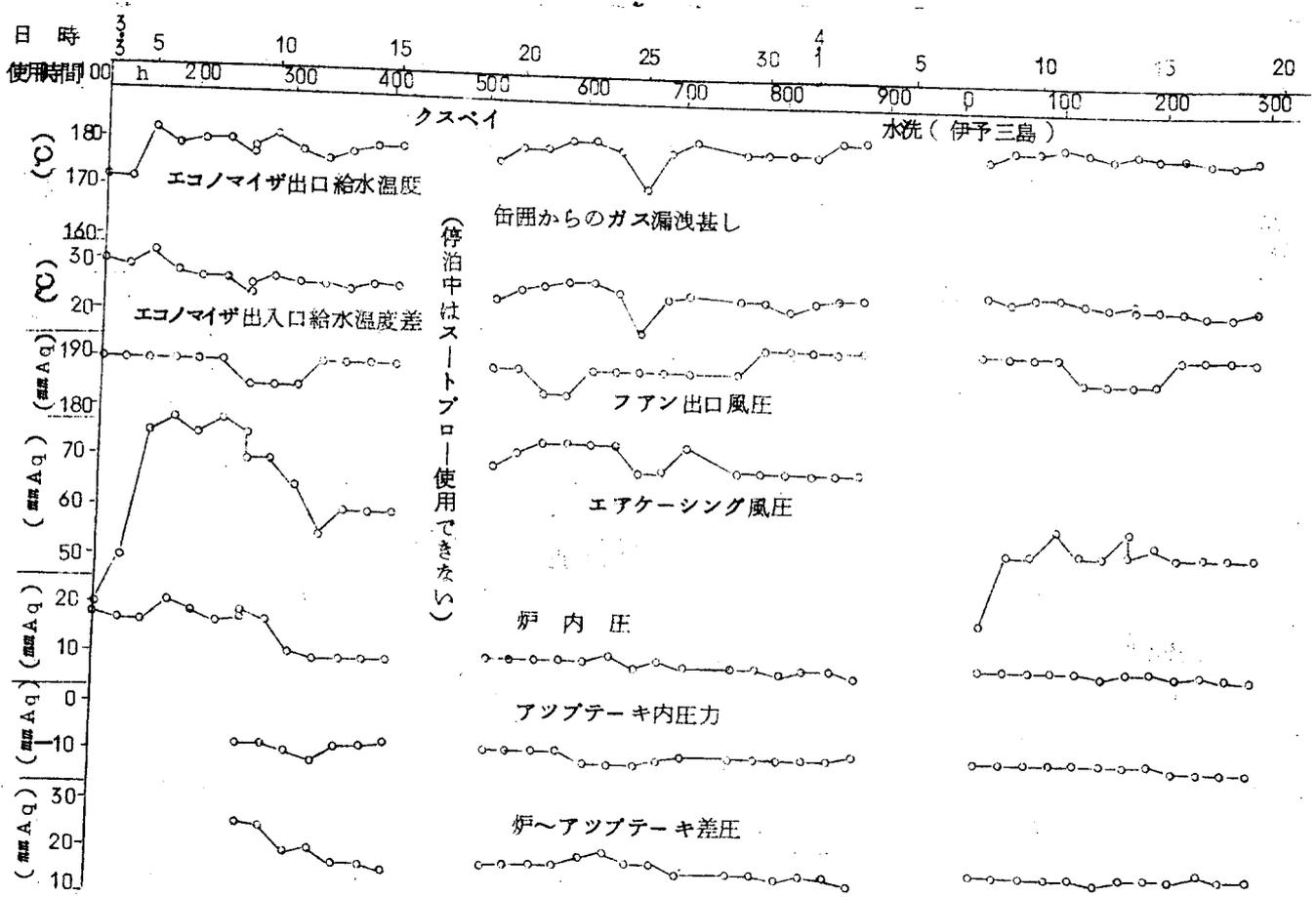
第2.8図b 大王丸



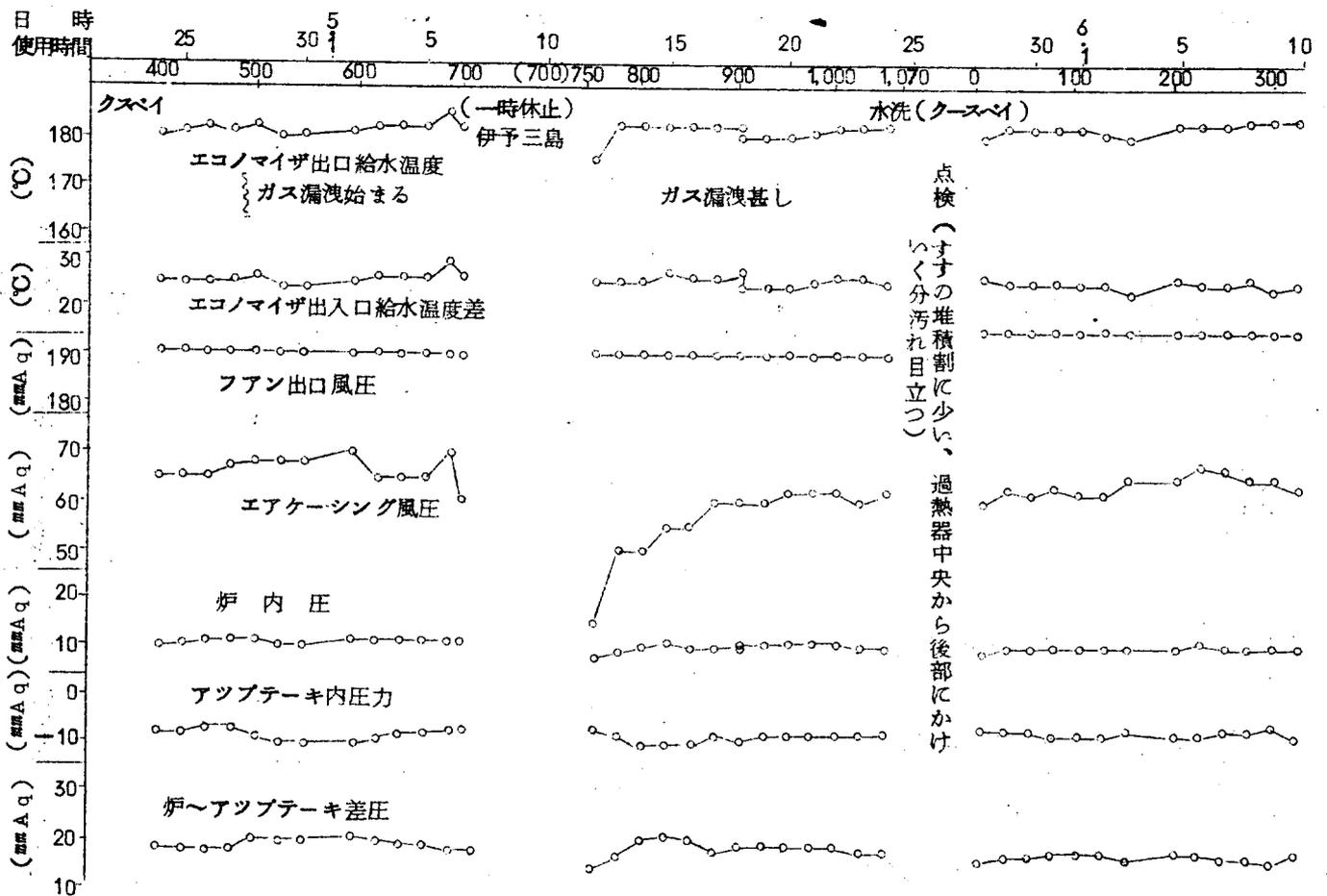
第2.8図c 大王丸 1号缶



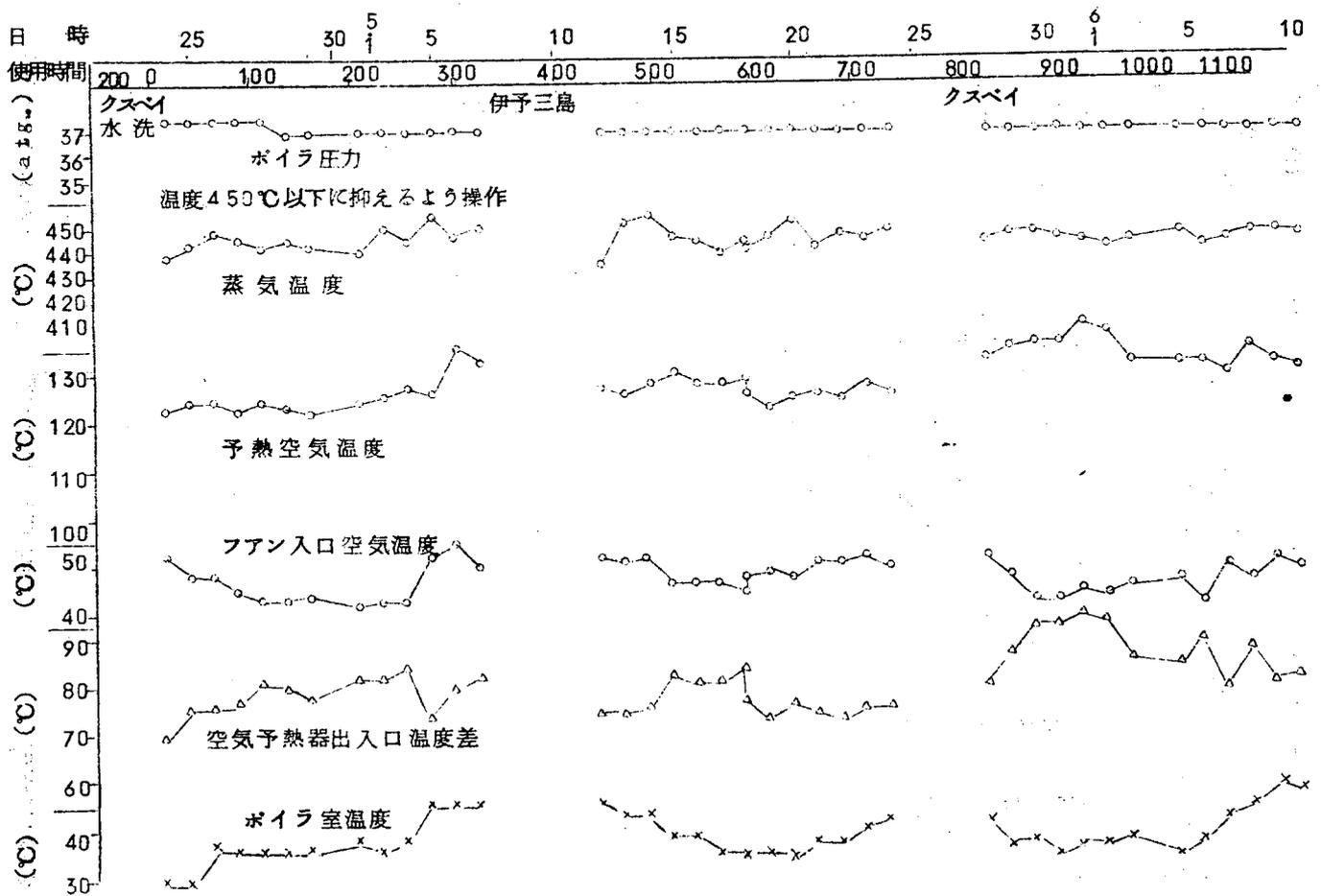
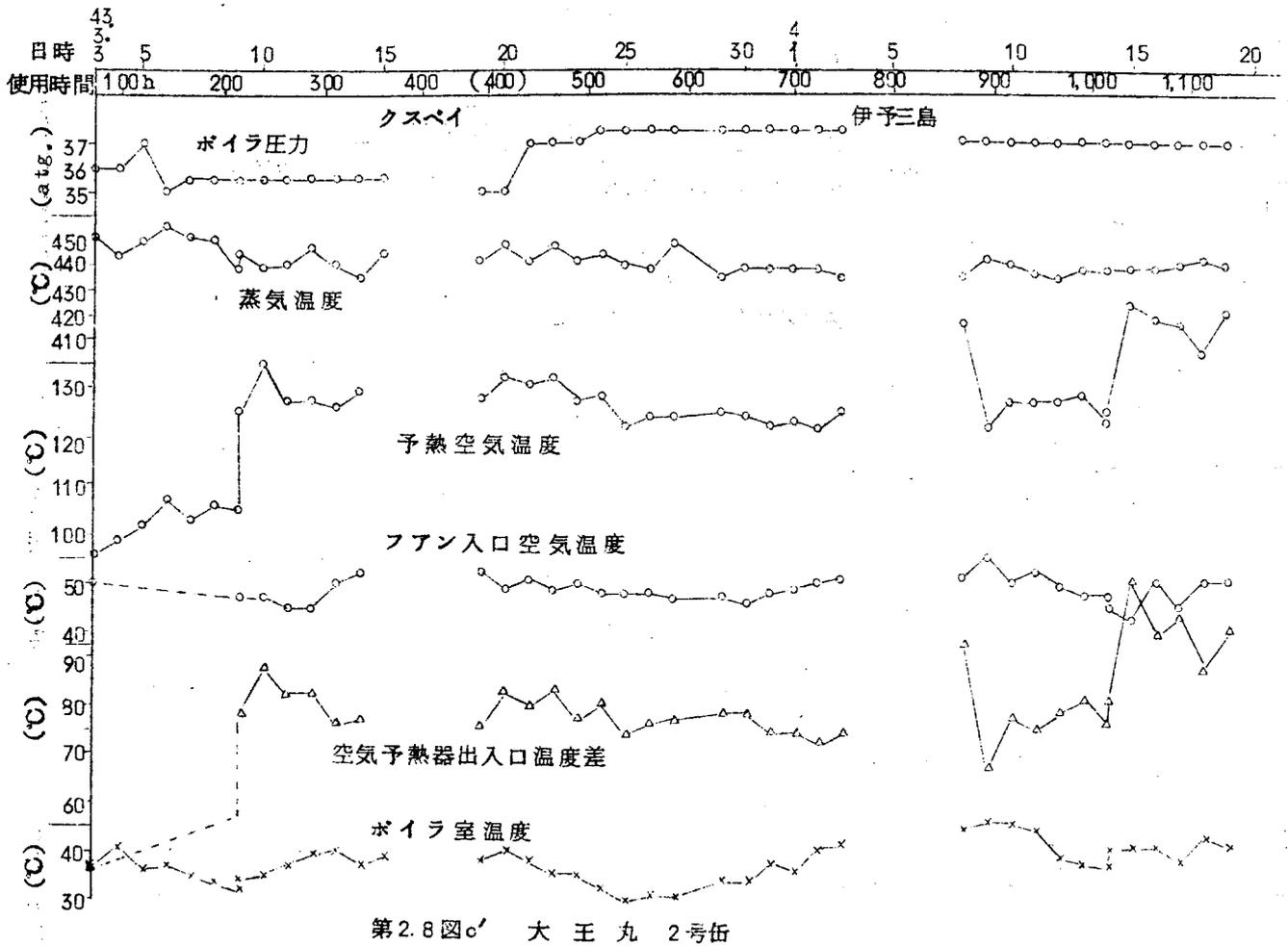
第2.8図c 大王丸 1号缶

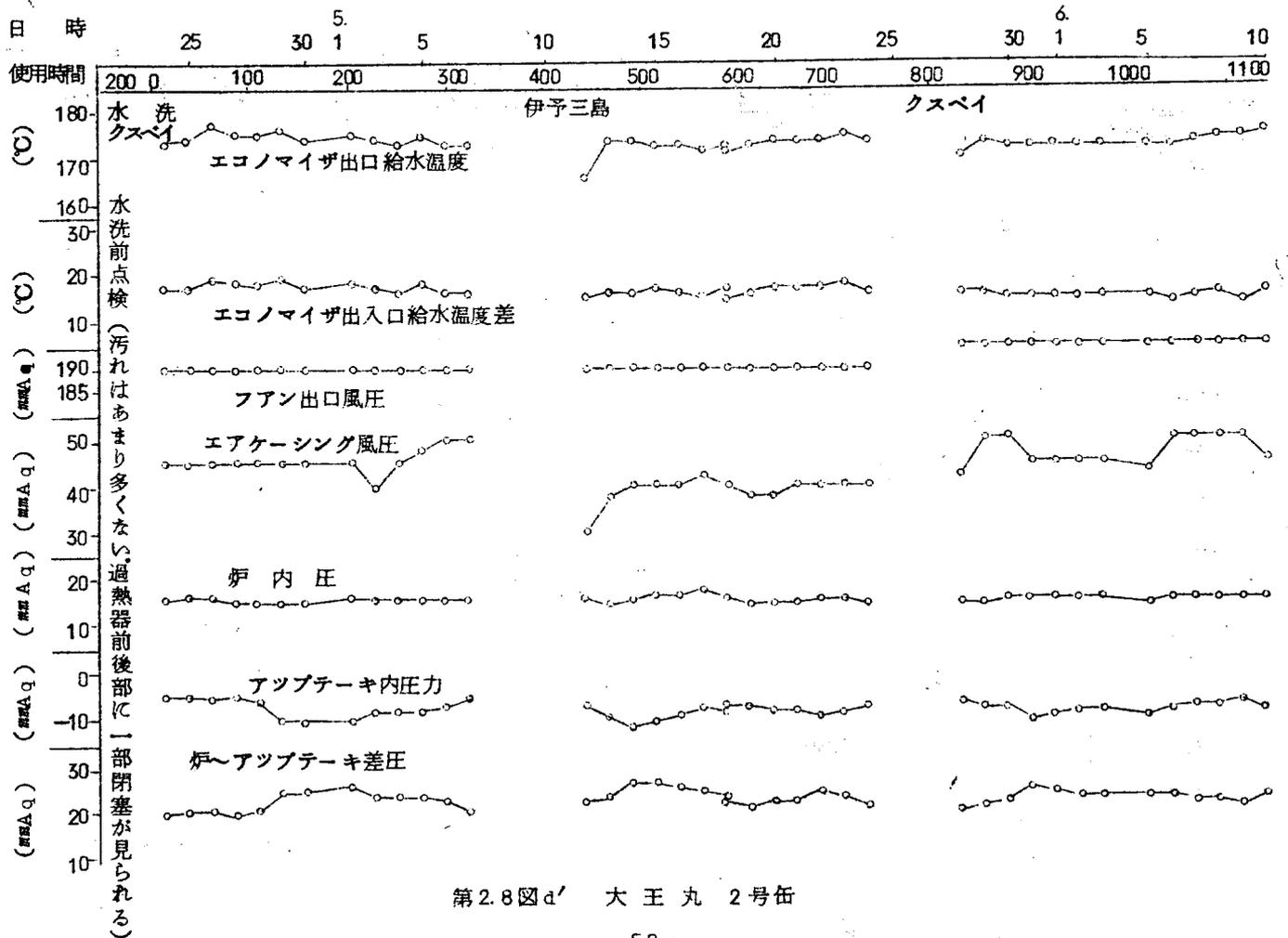
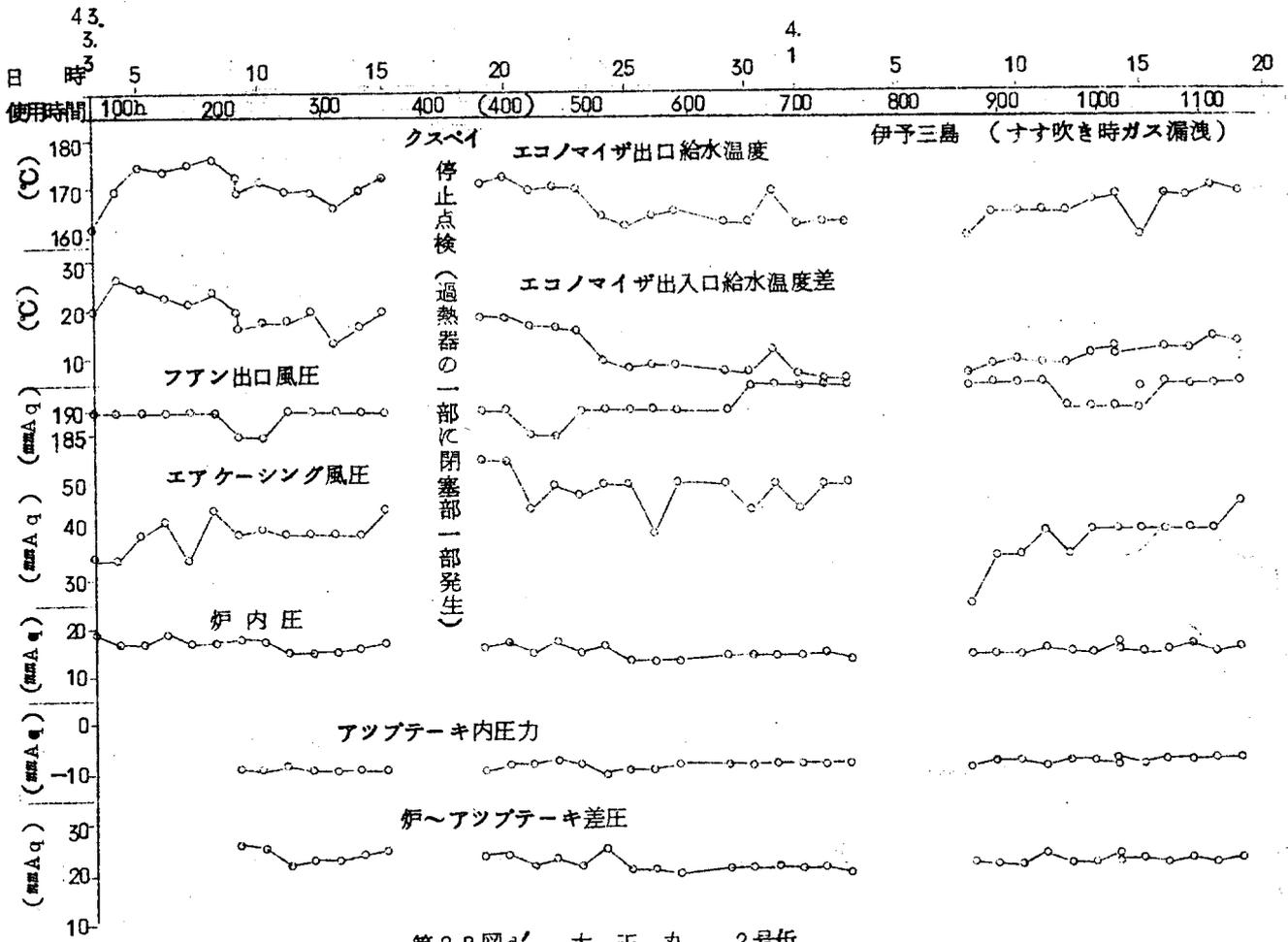


第 2.8 図 d 大 王 丸 1 号 缶



第 2.8 図 d 大 王 丸 1 号 缶





第3章 燃焼および燃焼生成物付着状況に関する調査

3.1 模型ファーンレスによる燃焼生成物の性状に関する実験

3.1.1 ま え が き

昨年度では管壁温度250℃までの低温領域について、汚れの発達過程および腐食過程について調査することができた。しかし高温領域は添加薬品の添加法が適当でなく、十分なデータを得ることができずに終つた。今年度は添加法を改良し、高温領域に主眼をおき、管壁温度225～680℃の範囲で調査した。これらの調査によつて管壁温度70～680℃の、現行使用されているボイラ伝熱面、構造物の温度範囲について、汚れの発達過程をみることができたと考える。

3.1.2 実験装置と方法

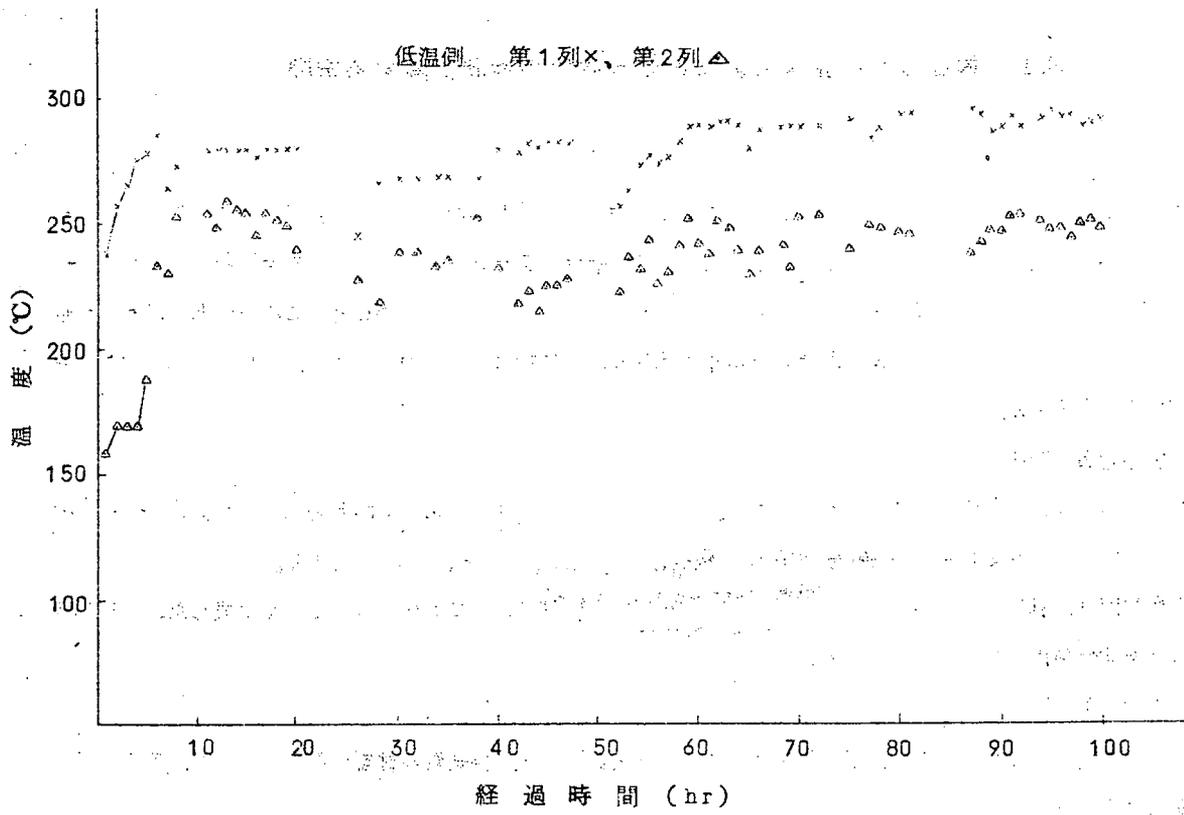
これらについては昨年度の報告に述べたので省略する。薬品添加方法についても同報告に述べておいたので省略する。重油燃焼をシミュレートする灯油への添加薬品は、 V_2O_5 、 $NaOH$ 、 CS_2 である。

横型伝熱面は、外径28φのSUS27管および比較のため、同径のSTPG38によつて構成した。管配列は昨年低温側伝熱面の配列と同様である。

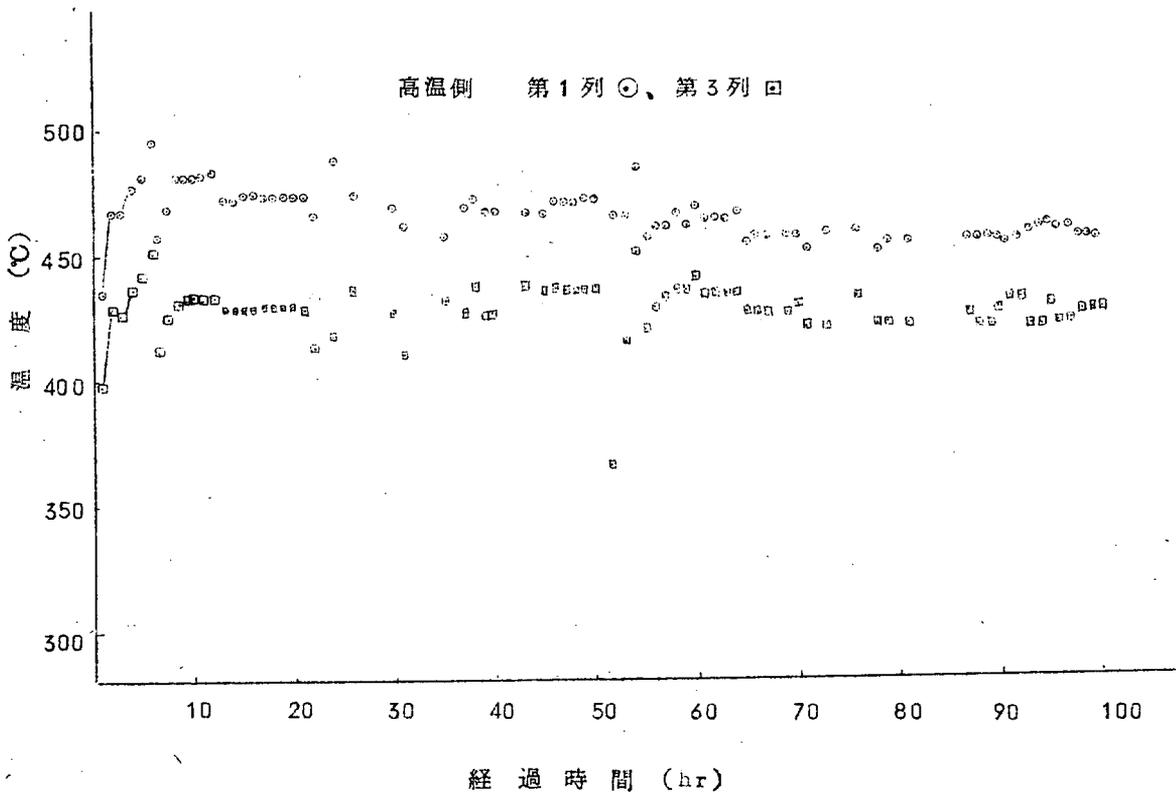
3.1.3 実験条件

実験範囲の燃焼条件を第3.1表、雰囲気温度条件を第3.2表に示す。供試管の材質はJISによれば第3.3表のごとき成分である。

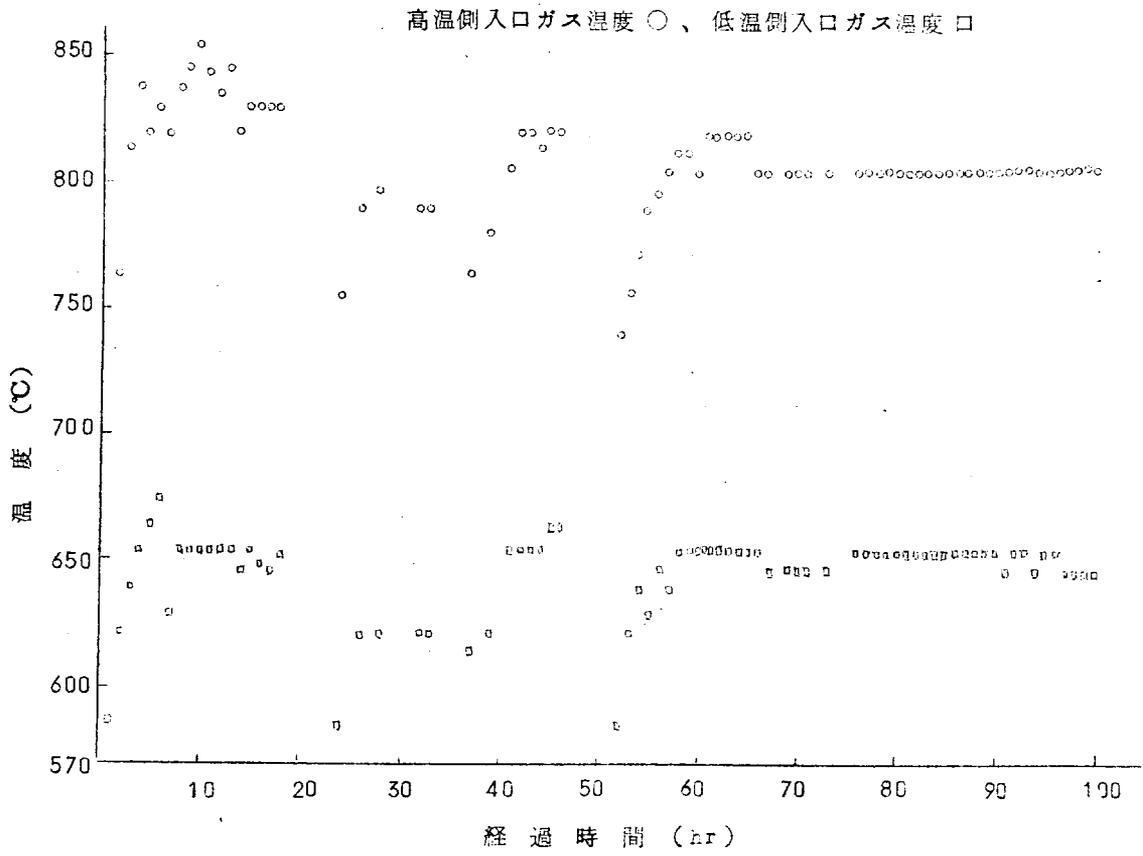
実験中の管壁温度の変化の様子を第3.1図に示しておく。



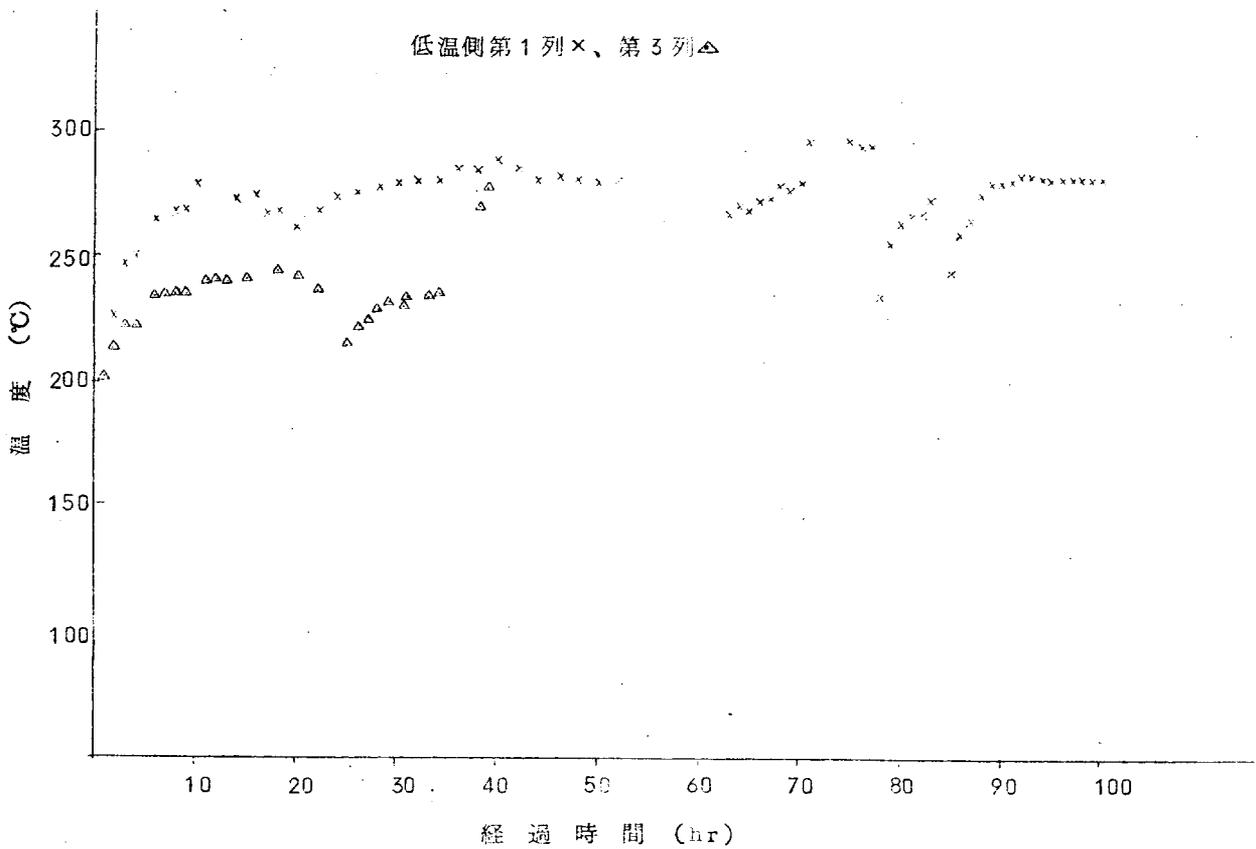
第 3.1 図 a 実験中における温度変化 (実験Ⅲ)



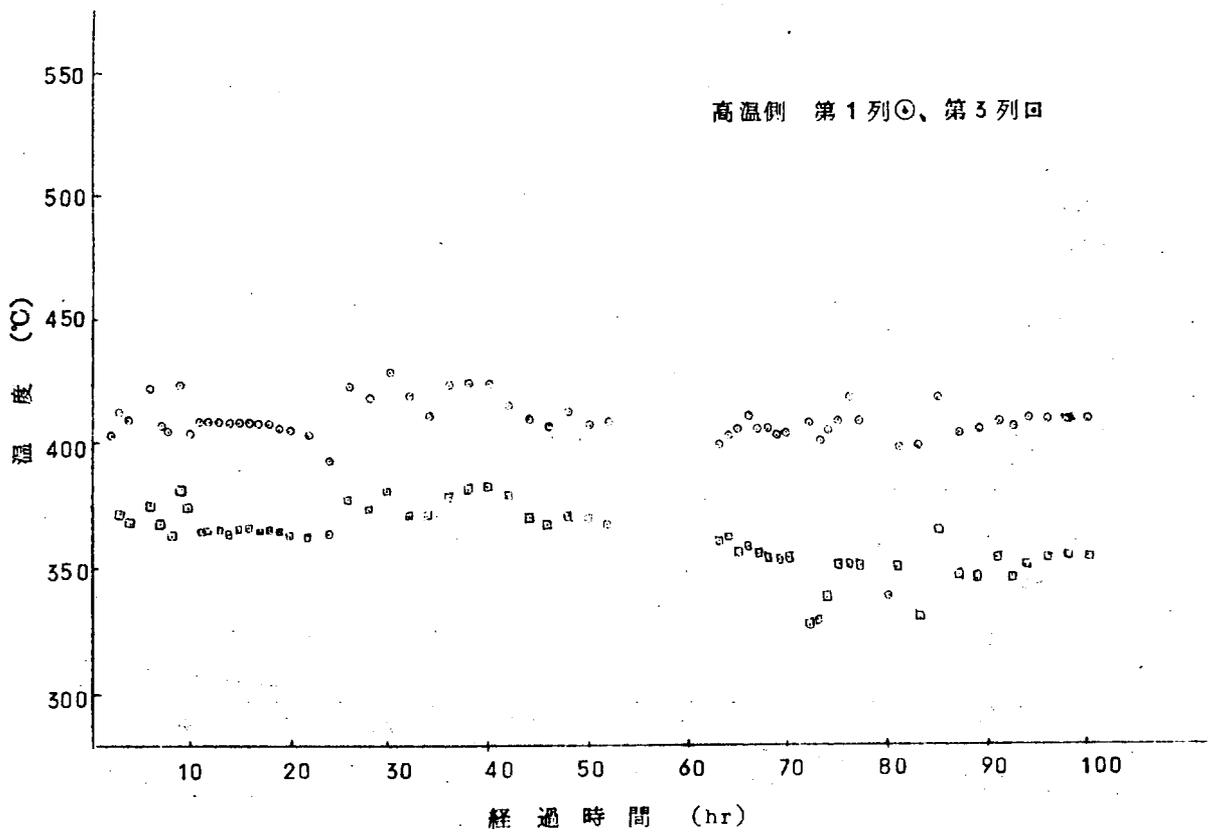
第 3.1 図 b 実験中における温度変化 (実験Ⅲ)



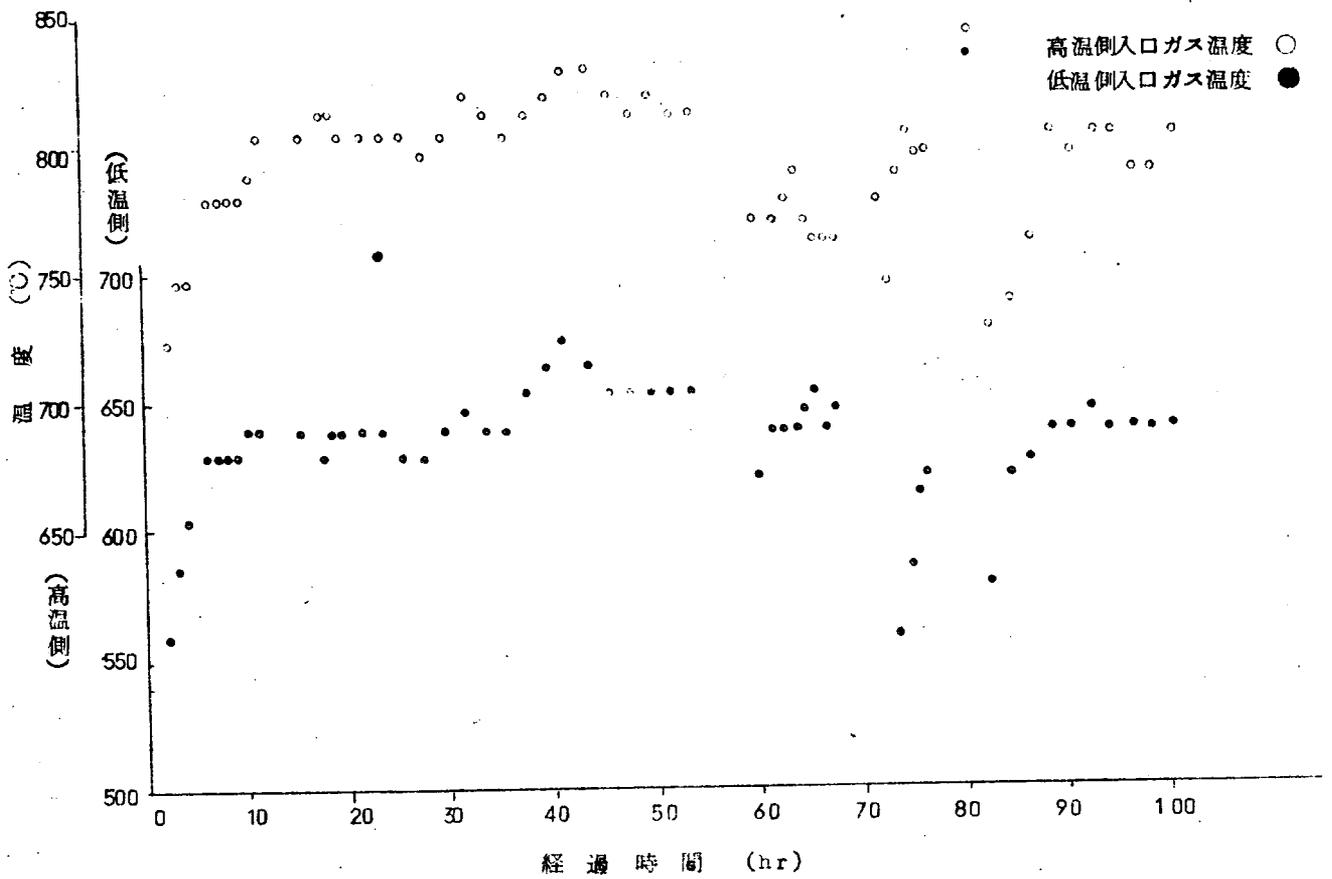
第 3.1 図 c 実験中における温度変化 (実験 III)



第 3.1 図 d 実験中における温度変化 (実験 IV)



第3.1図e 実験中における温度変化(実験N)



第3.1図f 実験中における温度変化(実験IV)

第 3.1 表 燃 焼 条 件

実 験 項 目	薬 品 添 加 量			空 気 過 剰 率 (ε)	燃 焼 時 間 (hr)	燃 料 消 費 量	
	V ppm	Na ppm	S %			ℓ/hr	ℓ
I	500	500	3.0	2.2	100	3.0	300
II	500	500	3.0	1.9	100	3.5	350
III	500	500	3.0	1.9	100	3.5	350
IV	500	500	3.0	1.8	100	3.6	360
V	500	500	3.0	2.2	100	3.0	300

第 3.2 表 温 度 条 件 お よ び 試 験 片 材 質

実 験 項 目	高 温 側 入 口 ガ ス 温 度 (°C)	低 温 側 入 口 ガ ス 温 度 (°C)	高 温 側 管 壁 温 度		低 温 側 管 壁 温 度		試 験 片 材 質	
			第 1 列	第 3 列	第 1 列	第 3 列	STPG 38	SUS 27
I	700~800	450~600	500±25	425±25	225±25	—	◇	◇
II	700~850	450~700	490±20	470±30	290±40	260±30	◇	◇
III	700~850	600~700	465±15	430±10	280±15	240±20	◇	◇
IV	700~800	600~650	410±10	370±10	270±10	—	◇	◇
V	700~750	550~600	680±20	680±20	260±10	250±10	SUS 27	STPG 38

第 3.3 表 供 試 管 の 材 質

材 質	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Ni %	Cr %	Mo %	Cu %
STPG38 (JIS. G3454)	<0.25	<0.35	0.30 ~0.90	<0.040	<0.040	—	—	—	—
SUS27TB (JIS. G3463)	<0.08	<1.00	<2.00	<0.040	<0.030	8.00 ~11.00	18.00 ~20.00	—	—

3.1.4 実 験 結 果

(1) 付 着 状 況 と 外 観

実 験 I

付着物は上流側のみ発達し、下流側にはほとんどつかない。これは管壁温度にかぎらず、また実験Iだけでなく他の場合もそうである。

[高温側]：高温側第1列(ガス流上流側より数える。管壁温度 $T_p = 500 \pm 25$ °C)は第1層チョコレート色、第2層白茶、第3層(最外層)バナジウム色の3層構造である。いずれもわずか付着物は少ない。

(写真3.1、3.2)高温第2列($T_p = 460 \pm 25$ °C)は第1層チョコレート色、第2層白茶、第3層は

巣状の黒色層でこれの一部、一番高温となる部分とはけて銀灰色になっている。名づけるならこの溶解層が第4層（最外層）である。なお第3層黒色層は側面では第1列にみられるバナジウム色のものに変化する。第3列（ $T_p = 425 \pm 25^\circ\text{C}$ ）は第2列と同じだが、表面層の溶解部分はなく、第3層が最外層となる。

なお黒色の第3層はめくれた部分は第4層のように溶解状となり、色も第4層のそれに等しくなっている。第2列の外観写真3.3、第3列の外観を写真3.4に示す。

〔低温側〕：第1～3列（ $T_p = 200 \sim 225 \pm 25^\circ\text{C}$ ）を通じてほとんど汚れない。写真3.5、3.6の例にみるように、供試管の地肌が光って見え、ところどころに黄緑色の付着物がみられるにすぎない。ただ第2列の中央部に黒色の付着物が少しみられる。

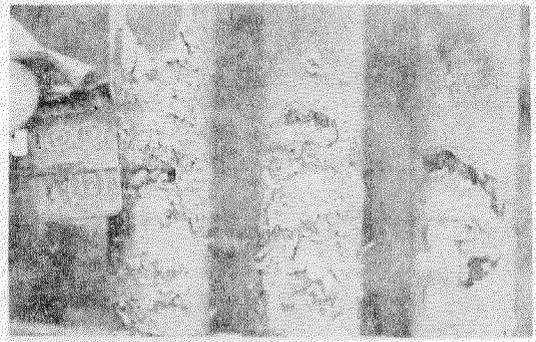


写真 3.1

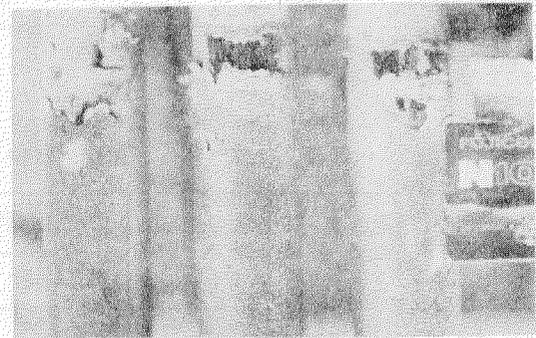


写真 3.2

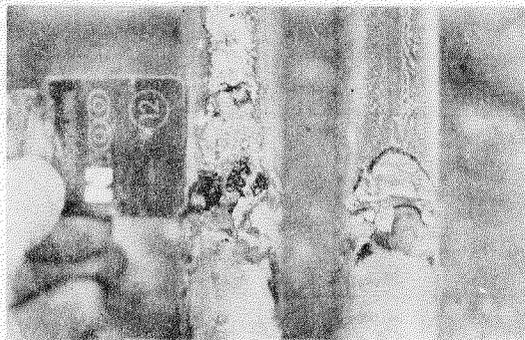


写真 3.3

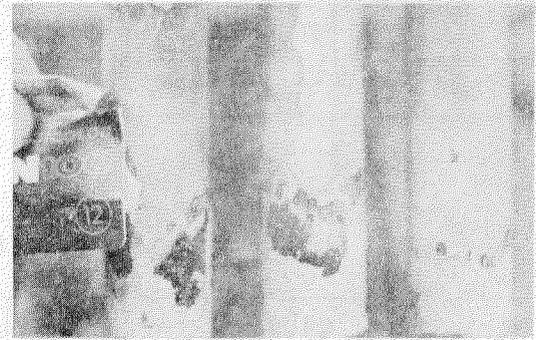


写真 3.4

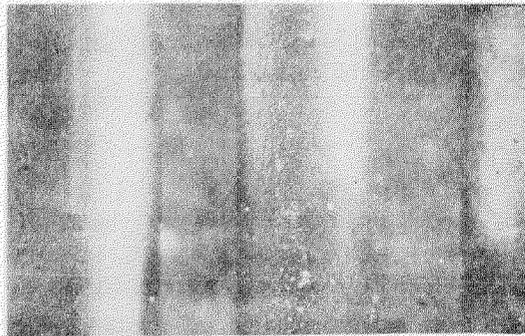


写真 3.5

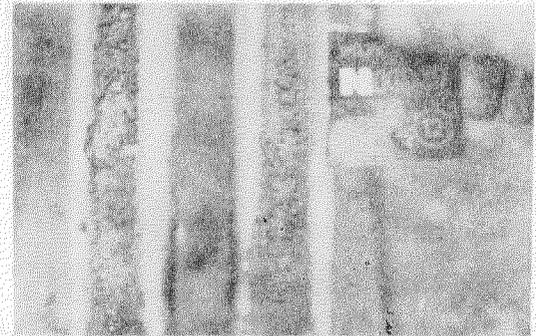


写真 3.6

実験Ⅱ

〔高温側〕：高温第1列 ($T_p = 490 \pm 20^\circ\text{C}$) 付着物の構造は実験Ⅰの高温側第2列と同様である。ただし外側の溶解層の部分がずつと多くなっている (写真3.7)。なお最下層のチョコレート色の方はその上の層をめぐった瞬間はさわめて鮮明なきれいな色であるが、急速に赤かつ色に変色してくる。これは他の実験においてもそうである。高温第2列も同様である。ただこれまでの第2層の白茶のうすい層はなくなる場合もあり、第3層が第2層となる場合が第2列にはみられた。またチョコレート色層と第3層不溶黒色層の間に第2層として純黒のピロード状の光沢をもつ巣状の層が形成されていた。

高温第3列は、第1層暗黄緑色層、第2層白灰層、第3層はこれまでと同様の黒色層であるが、ここではこれまでよりも発達段階として初期的と考えられる。すなわち写真3.8にみられるように、数100ミクロンから2mm程度の黒色の粒が集まったような付着の仕方である。

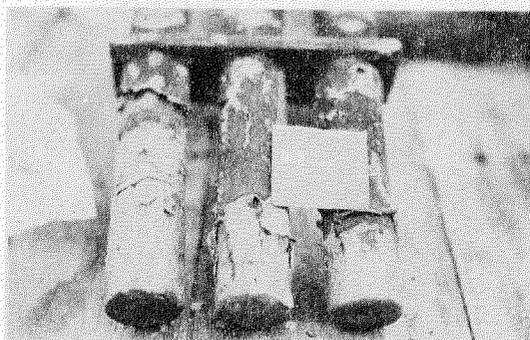


写真 3.7



写真 3.8

〔低温側〕：実験Ⅰではほとんど付着しなかったが、そのまま継続して付着された。ただし後半の100時間すなわち実験Ⅱでは管壁温度は $290 \sim 260 \pm 30^\circ\text{C}$ に上昇させた。

第1列～第3列共通で、第1層は非常にわずかではあるが、暗緑色の層、第2層はバナジウム色の層である。第3層(表面層)は黒色の粒状層で高温側の第3列の表面層と同じものと考えられるが、量的にはもつと少なく、しかも下流に行くほど、つまり1列目→3列目に行くほど減ってくる。なお第2層の黄茶色層は第3層がないところでは外面にでており、あばた状に付着している。第1層の緑色層はこのうらについているもので、部分的には非常に鮮明な緑色である (写真3.9)。

なお観測時には全体に水分を吸収したのかベタベタしている。この実験の低温側の付着の仕方は外観的にも構造的にも実伍の燃焼室の水壁やスクリーンとよく似ている。



写真 3.9

実験Ⅲ

〔高温側〕：第1、第2列 ($T_p = 465 \pm 15$ 、 $445 \pm 15^\circ\text{C}$) の構造はこれまでと同様である。

第2層として純黒色のピロード状の巣状層が一般である。溶解層は第1列ではほぼ全面にわたっており、第2列は部分的で実験Ⅱと同様である。第3列 ($430 \pm 10^\circ\text{C}$) では溶解層はもうない。なお第1層の赤かつ色の層はほとんどみられない、第2層はここでは白灰色の層であった。

〔低温側〕：第1列～第3列 ($T_p = 280 \sim 240 \pm 20^\circ\text{C}$) を通じて構造は実験Ⅱと大略同様である。すなわち第1層は緑色あるいは黄土色の層、その上第2層赤かつ色、第3層(表面層)は黒色の粒状層である。第1層

は黄土色のところと緑色の層のところとがあり、場所によつては非常に鮮明な色をしている。また表面の黒色粒状層は温度とともに付着量は減少し、第3列では点々と付着しているにすぎない。

実験Ⅳ

〔高温側〕：第1列($T_p = 410 \pm 10^\circ\text{C}$)は第2層に純黒色の巢状層をもつこれまでと同じ構造である。管壁温度が低いこともあつて溶解層の部分は狭くなつてゐる。ただし1本だけは冷却が悪く高温になつたようである(写真3.10)。第2列($T_p = 390 \pm 10^\circ\text{C}$)、第1層はこれまでの高温の場合と同様の赤かつ色層の部分でその上に第2層として灰白色層がある。この灰白色層が緑がかつている部分があり、ここでは赤かつ色の管壁密着層がなく、この緑がかつた層が第1層となる。第3層は純黒色の巢状層、その上はこれまでと同様である。第3列はむしろこれまでの低温側に等しい構造である。第1層は赤かつ色層はなく、黄緑層第2層は茶かつ色、第3層(表面層)は黒色粒状の付着物が点々と付着している。第3列の管壁温度は $70 \pm 10^\circ\text{C}$ であり、この辺 $370 \sim 390^\circ\text{C}$ の温度が、いわゆる高温汚れと中間温度部分の汚れとの境界領域であると思われる。これより以上は過熱器高温部、これ以下は燃焼室、スクリーン、蒸発管、過熱器低温部の汚れに対応すると考えられる。

〔低温側〕：実験の最終段階でトラブルがあつてデータ採取ができなかつた。

実験Ⅴ

これまでの実験で管壁温度 500°C までの変化の状態がわかつたので、実験Ⅴでは少し様子を変えることにした。I~Nでは高温側管材はS T P G 38を、低温側にはS U S 27を使用していたが、これをそっくり入れ替へることにした。そして高温側第1列は全然冷さず、ガス温度と管壁温度が等しくなる条件とした。

〔高温側〕：第1列($T_p = 680 \pm 20^\circ\text{C}$)付着物はとんどなく、ぬけたような外観を呈しているだけである。白茶色のうすい層が生じている(写真3.11)程度である。第2列($380 \pm 15^\circ\text{C}$)第1層赤かつ色層、第2層は純黒の巢状層、第3層は溶解した黒色層、第4層はこれまでの溶解層と考えられるが、それほど溶けているということがはっきりしない黒灰色の層、第5層はこれまでと同様の白茶の溶解層である。

第4、5層が非常に厚く、これが極度に発達している。(写真3.12)



写真 3.10

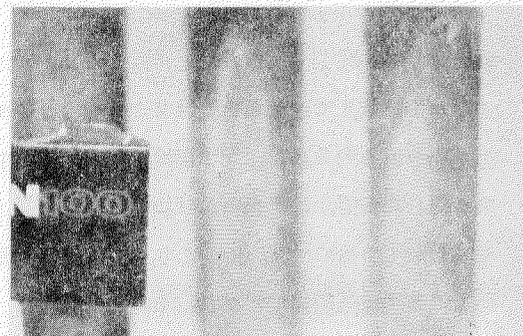


写真 3.11

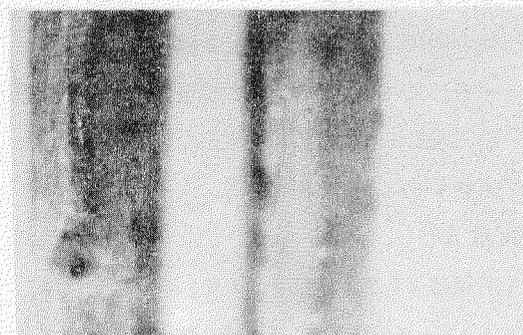
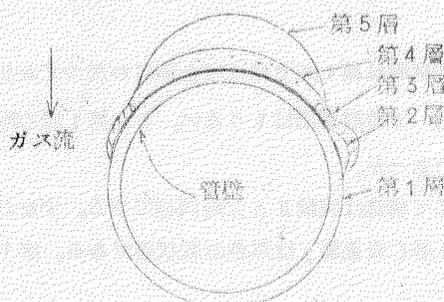


写真 3.12



第3列(350±15℃)は低温側と同様とみられる。第1層はうぐいす色、ないしは黄かつ色の層、その上第2層(表面層)は黒色粒状層で、斑点状にまばらに付着している。

[低温側]: 第1列($T_p = 260 \pm 10^\circ\text{C}$)は第1層緑色、第2層黄かつ色、第3層(表面層)は黒色粒状層であり、基本的にはこれまでとかわらない。しかし写真3.13にみるように黒色粒状層は極めてわずかで、大部分は第2層があばた状に露出して付着している。

そして第1層の緑色層が非常にたくさん付着している。第2列($T_p = 260 \pm 10^\circ\text{C}$)では表面の黒色層が割と多く付着している以外には構造は第1列と同じである。

第3列($T_p = 250 \pm 10^\circ\text{C}$)はこれまでと違い、第1層にきわめてわずかであるが白灰色の方ができており、緑色層は第2層となる。それより外側はこれまでと同様である。ここでも緑色層はかなり多く付着している。

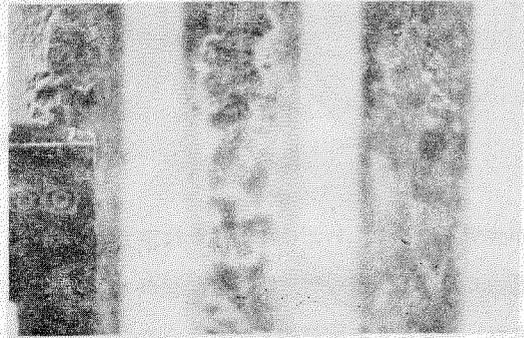
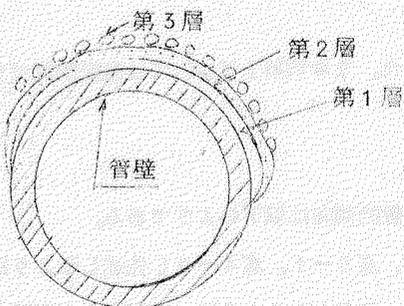


写真 3.13

(2) 付着物層構造のまとめ

以上の実験により温度範囲によつて付着物の構造はつぎのようにまとめることができる。

管壁温度 250~370℃



第1層は緑色層

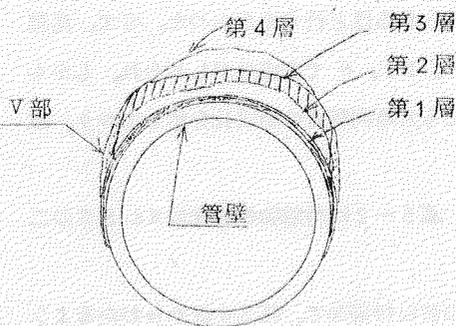
第2層は黄かつ色層

第3層は黒色粒状層

第3層黒色粒状層は温度が下るとともに付着量は少なくなる。温度350℃前後ではびつしりと集つて、完全な層をなすが、温度の低下とともに減少し、260℃前後ではほとんどまばらな程度にしか付着しない。第2層は第3層が少なくなるにつれて表面に出る部分が増え、しかもあばた状にふくらんだり、めくれたりした状態で付着する。その状態によつて色は種々に変化する。

黄かつ色というのは基調にすぎない。緑色の第1層は温度250~300℃程度でよく発達し、300℃をこえるときわめてわずかにしか発達せず、黄土色に変化する場合もある。

管壁温度 370~500℃

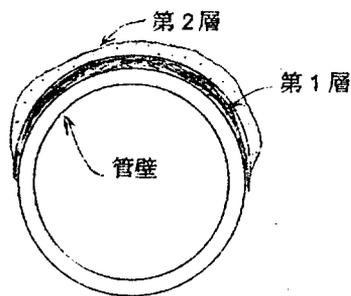


第1層、赤かつ色層でこれは明らかに酸化鉄とみられる層である。これがなくなつて、前述の緑色ないし黄土色層に変化するのは370~390℃辺である。

第2層、純黒のピロード状光沢をもつた巣状の層であるが、これが白灰色の粉状層になるときもあるし、共存する場合もあるがこの辺の条件は明らかでない。第3層は黒色層でこれは前述の温度範囲の黒色粒状層がずっと発達したものと考えられる。第4層の溶解白茶層は第3層が溶解温度に達して溶けたものとみられる。したがつてとける場合には第3層が表面層となる。左図でV部は

茶かつ色ないしは赤かつ色の層である。実験では側面ないし下流側はほとんど汚れないが、上流側とこの汚れない部分との境界附近に生ずる付着物である。

管壁温度 500~600℃



第1層 赤かつ色層

第2層 白茶溶解層

上の600℃という温度は実験していないので推定である。この温度範囲は、上述の黒色層(第3層)の付着物がすべてとけてしまいう温度で、この場合層は2層構造となり、図のようになる。

管壁温度 680℃附近

この温度ではこれまでの温度370~550℃でみられた赤かつ色の第1層もなくなり、また付着物も極めて少なく、白茶のうすい層が生ずるのみで、いわゆる焼けた状態である。

低温における硫酸の付着は硫酸蒸気が vapour diffusion によつて伝熱面に到達するという理論で証明され、実験による確認例もたくさんあつて一般的に認められているが、高温の場合についても、 V_2O_5 や Na_2SO_4 の蒸気が vapour diffusion によつて伝熱面にこれらの物質が到達するという説が広まっている。⁽¹⁾⁽²⁾ よつて vapour diffusion による汚れが支配的ならば、これらの露点が重要な意味をもち、これを越えた場合は、 V_2O_5 や Na_2SO_4 はほとんど伝熱面に到達しないことになり、汚れは発達しにくい。露点温度がいくらであるかはそれらの蒸気濃度によるが、上の文献から考えても600℃とか700℃程度のオーダーにある。上で得られた結果はこの vapour diffusion 説によつて説明できる傾向を示している。

(3) 付着物の分析結果

以上の実験で得た付着物を定量分析およびX線回折分析にかけた。なお実験Iについては温度制御がうまくいかず、信頼すべきデータとは考えられないので分析は省略した。

a. 定量分析結果

定量分析結果を第3.4表に示す。第3.4表のデータより、一般的傾向は以下のようである。

- ① 管壁温度500~550℃の範囲に入る付着物、 $\#2-1$ 、 $\#3-1$ 、 $\#4-2$ (先述したように高温第1列の冷却が悪くて高温になつたもの)、 $\#4-3$ (写真3.1に見られるように、冷却方式が原因であるが、供試管先端部分は一般的な付着物と違つた構造を示す。この試料は実験Nにおける同じ場所のものである)、などは非常に多量の鉄成分がふくまれている。また $\#2-3$ 、 $\#3-2$ 、 $\#3-3$ 、 $\#3-4$ などにも相当含まれている。これらは純粋に目的の場所の付着物だけでなく、上述の場所の付着物が混入せざるを得なかつたためである。
- ② 高温側第1、2層は大部分層がうすくて試料の採取は分析にかけられるほど行なえなかつた。さて、高温側の表面白茶の溶解層以外、そして第1層以外の付着物はすべてV、Na、Sで主成分がしめられ、しかも外観が黒色、黄かつ色、黒色粒状に点々となつた付着物のいずれでも大略同程度の組成比を示しており、注目される。
- ③ 白茶の表面溶解層を採取することができた $\#2-4$ 、 $\#4-5$ 、 $\#5-2$ は付着物の成分はNaとSの二つだけであり、Vの量はわずかでしかない。
- ④ 高温側で注目されるのは、 $\#5-1$ すなわち管壁温度680℃の管の付着物で、第2.4表からわかるように、他のすべての付着物と相異して極端に酸不溶成分が多い。しかも多いはずの鉄成分は定量分析では検出しえない。 $\#5-2$ 以下のものは他の場合と同様である。
- ⑤ 低温側では表面層は高温側の一般の付着物成分と変りないが、第1、2層はモル比をみてわかるように硫黄成分がかなり多いことである。各実験や外観の相異はあまり関係していない。

b. X線回折分析結果

実験Ⅲ、Ⅳ、Ⅴの付着物の分析の代表的なものを第3.2図に示す。以下第3.2図と第3.4表のデータから化合物の形を検討してみる。

第3.2図aは試料 γ -3-1のものであり、主成分は γ - Fe_2O_3 が第一で他に Na_2SO_4 (heated) と $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ が主たる化合物のようである。 γ -4-2は第3.2図dに示してあるが、スペクトルは γ -3-1とほとんど同じであり、両者は同様の化合物の組成から成っている。第3.2図b、cは試料 γ -3-2、3-5のものである。すべてのスペクトルを同定することはできないが、主成分は $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ と Na_2SO_4 (heated) である。図cの γ -3-5、ここには図示しないが、 γ -3-3もほとんど等しいスペクトルを示しており、外観はかなり違いが、化合物の組成は大略は等しいことが明らかである。実験Ⅳの試料 γ -4-1、 γ -4-6、実験Ⅴの試料 γ -5-5の分析結果を第3.2図e~gに示すが、これらのスペクトルにもほとんど同じである。

表面層である黒層の第3層の上の溶解層である実験Ⅳの γ -4-5のスペクトルを第3.2図hに示すが、 Na_2SO_4 (heated) のもので大部分が占められ、この層は純粋の硫酸ナトリウムの結晶層である。

実験Ⅴの γ -5-1は第3.2図iに示すが、これで注目されるのはこれまでの付着物中の鉄成分は γ - Fe_2O_3 の形でみられたのに、 γ -5-1では α - Fe_2O_3 の形になっていることである。定量分析においては鉄成分が少なく、酸不溶分が多かったのはこのため、酸不溶分は α - Fe_2O_3 であろう。これは高温になって強熱されたためと考えられる。

低温側においてもその表面層は高温側でみられたNa、V、S系付着物とあまり変化はなく似たような組成である。一例として実験Ⅲ γ -3-11(第3列表面層)を第3.2図jに示すが、主なスペクトルは高温側の代表的な第3.2図b、cなどと同じであることがわかる。低温側第1層にみられる緑色層のスペクトルを実験ⅢとⅣについて、第3.2図k、lに示すが、これについては主要ピークと同定される物質が見当たらない。このスペクトルは実佐明爾丸の第2.2図eと一致するものが多く、両者はかなりよく似た組成と考えられるが、その形は明らかでない。

(4) 付着物の一般的組成

先の3.1.4(2)の項で一般的な層構造について述べたが、前項の化学分析結果と合せると一般につきのようになる。

管壁温度 370~500°C 第1層は分析しなかつたが、これは外観からみて酸化鉄であることは間違いない。第2、3層および境界域のV部ともに Na_2SO_4 (heated) とナトリウムヴァナジルヴァナデート(主として $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$)の混合物である。外観の相異、温度による相異はそれほど顕著でない。外面の溶解した第4層は純粋の Na_2SO_4 (heated)の結晶であることが多い。

管壁温度 500~550°C 付着層が融融点に過して大部分とけているのが、この温度領域であるが、この場合、最外層といつても γ - Fe_2O_3 (腐食成分)が多量にふくまれる。

表面層は、 γ - Fe_2O_3 と Na_2SO_4 (heated)、 $\text{Na}_2 \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ との混合物である。第1層は酸化鉄である。

管壁温度 680°Cでは、汚れがほとんど発達しない。腐食層は大部分が α - Fe_2O_3 であり、これにNa、V系化合物がまざっている。

管壁温度 250~370°C 第2層および最外層は管壁温度370~500°Cの第2~3層のものと同じ組成である。第2層については、しかし今後もう少し詳しい調査が必要であろう。

第1層の緑色層ないしは黄土色層については化合物の形は明らかでない。しかしこの温度領域ではFe成分はほ

とんどなく、腐食に関しては問題にならないといえる。

(5) ま と め

① 層構造について

ここまでは管壁温度によつて層構造がどう変つていくかを整理して来た。しかし正確には管壁温度と周囲ガス温度によつて決定される、問題の汚れの場所の雰囲気温度によつて整理されるべきであろう。たとえば管壁温度はあまり高くなくても、周囲が燃焼室のように高温の場合、外層に近い付着物は高温の雰囲気にさらされるであろう。であつても、ここで管壁温度で整理して来たのは以下の理由による。

イ。燃焼ガス温度のボイラによる変化は、ボイラの構造があまり大巾に変らない限り、また伝熱面のボイラ内における設置位置が大巾に変化しない限り、それほど大きなものではないであろうこと。

ロ。汚れ、腐食で問題となる付着物は、管壁側から数えて、第1層、第2層の辺であり、この辺はガス温度よりも、管壁温度に支配されるであろうこと。

ハ。管壁温度はかなり正確な数値がつかめるが、ガス温度をも考慮して雰囲気温度を考へる場合には、伝熱面の熱負荷、付着物の熱的性質(熱伝導率)も知らねば把握できず、それほど正確な値をつかむことができないであろうこと。

さて管壁温度によつて付着物の構造がどう変化し、その組成がどうであるかはすでに整理した3.1.4(2)項および(4)項をみられたい。

② 高温汚れの原因

高温領域の汚れの主因子はNa系(Na_2SO_4)、V系(V_2O_5)、S系(Na_2SO_4 として、あるいは遊離 SO_3 、 SO_2 として)であることは明らかであるが、これらがいかにして伝熱面に到達するかについては、最近はvapour diffusion説が提唱されている。この場合露点温度が問題となるが、 600°C 辺にあると考へるのが常識的である。ここで得られた結果はこのように考へるとりなづける傾向を示している。

しかし一般に低温領域の場合もそうであるが、vapour diffusion説だけでは露点温度よりずっと低い温度のときに、Na、Vなどの付着量の減少してくること(この実験でもそうで、温度が低くなるほど汚れが少なくなり、管壁温度 $225\sim 250^\circ\text{C}$ では付着物はきわめてわずかとなる)の説明ができず、高温汚れ、低温汚れの中間領域の汚れについては、また別の考へ方が必要であろう。

③ 高温腐食

管壁温度 $370\sim 390^\circ\text{C}$ 付近で付着物の第1層は大きく変化し、これ以上の温度では第1層に赤かつ色の酸化鉄の層が見られた。ここではよつてこの温度以上で高温腐食がはじまると考へる。事実この温度以下では、どの付着物にも鉄成分はふくまれていてもきわめて少ないこともこのうらづけとなるであろう。

高温腐食が $370\sim 390^\circ\text{C}$ 以上で起るとして、ここでの実験結果からみると、三つの領域にわけられるようである。

管壁温度 $400\sim 500^\circ\text{C}$ 第1層にのみ酸化鉄の層がみられ、他の層にはあまり腐食成分が見られない。

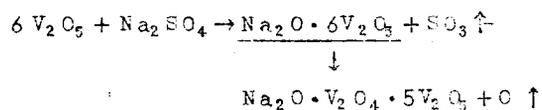
管壁温度 $500\sim 550^\circ\text{C}$ 付着したNa、V系化合物が全面的にとける領域。ここでは腐食成分(鉄成分)は多量に含まれ、しかもNa、V系化合物とまざり合つて存在する。

管壁温度 680°C 附近 Na、V系化合物による汚れがもはや発達しない領域で、腐食成分の鉄酸化物は $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$ の形で見出される。

高温腐食の現象は上のようにわけられると思われる。ただし上に書いた温度領域は多分に便宜的であつて、正確には実験によつて決められるべきであろう。

腐食性を有する付着物としては、Na、V系化合物、つまり $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ を主体とするナトリウムヴァナジルヴァナデートがまず第1番にあげられる。付着物中の鉄成分が大部分 $\gamma\text{-Fe}_2\text{O}_3$ の形で見出されるので、上の付着物は酸化促進の触媒として働くと考えられるが、その辺の機構は明らかでない。

また、 $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ の生成過程は次のようである。⁽³⁾



この反応からわかるように $\text{Na}_2\text{O} \cdot \text{V}_2\text{O}_4 \cdot 5\text{V}_2\text{O}_5$ の形成過程で、 SO_3 および発生機の酸素が放出される。これらが高温領域でどの程度腐食促進に影響するのも今後検討すべき問題であろう。

なお実験ではSUS27とSTPG38との両材料を使用した。後者のほうが腐食されやすいことは明らかに確認された。

(文 献)

- (1) Hedley, A.B., et al, "Vanadium Pentoxide Deposition from Combustion Gases",
Trans. ASME, J. of Eng. for Power, Apr. 1966, P173~178
- (2) Brown, T.B., "The Deposition of Sodium Sulphate from Combustion Gases." J. Inst. Fuel sept. 1966, P378~
- (3) Lipshtein, R.A., "РЕАКЦИИ И СОСТАВ ПРОДУКТОВ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ОСНОВНЫХ КОМПОНЕНТОВ ЗОЛЫ НЕФТЯНОГО ТОПЛИВА," ТЕПЛО ЭНЕРГЕТИКА,
1968.10, P53~55

第 3.4 表 模型ファーンズ実験付着物化学分析結果

分析項目	試料		№2-1	№2-2	№2-3	№2-4	№2-5	№2-6				
	第1列第4層 表面溶解部 (第2第3層も含む)	高温側	第1列第4層 表面不溶解部	高温側	第1列第3層 不溶解部	高温側	第2列第4層 表面溶解部 (少量の第3層含む)	高温側	第2列第2層 真黒色層	高温側		
pH1g/100ml (21°C)		4.0		3.4		5.3		4.3		3.3		3.8
水溶成分 (%)		24.5		48.6		47.9		83.6		51.8		41.7
酸不溶分 (%)		7.94		0.50		0.26		0.30		0.40		0.10
V ₂ O ₅ (%)		13.60		33.60		35.50		10.50		35.90		47.60
Na ₂ O (%)		13.00		27.80		26.00		40.60		29.20		22.20
SO ₃ (%)		13.90		28.70		28.30		46.10		29.20		24.40
Fe ₂ O ₃ (%)		52.80		3.00		12.30		3.99		7.35		2.46
NiO (%)		0.1以下		0.1以下		0.1以下		0.1以下		0.1以下		0.1以下
CaO+MgO as CaO (%)		〃		〃		〃		〃		〃		〃
C (%)		0.17		0.20		0.27		2.15		1.04		0.05
Total		101.41		93.00		102.63		103.64		103.09		96.81
V ₂ O ₅ モル数		0.075		0.185		0.195		0.058		0.197		0.262
Na ₂ O 〃		0.210		0.448		0.419		0.655		0.471		0.358
SO ₃ 〃		0.174		0.359		0.354		0.576		0.335		0.305
Fe ₂ O ₃ 〃		0.330		0.019		0.077		0.025		0.043		0.015

分析項目	試料		№2-7	№2-9	№2-10	№2-11	№2-13	№3-1				
	第3列第3層 表面	高温側	第1列第3、第2層 薄緑色	低温側	第2列第3層 表面	高温側	第2列第2層	低温側	第2列第3、第2層	低温側	第1列第4層 表面溶解部	高温側
pH1g/100ml (21°C)		3.1		2.2		—		2.3		2.2		4.0
水溶成分 (%)		57.2		25.0		—		77.7		74.0		24.9
酸不溶分 (%)		0.20		1.90		0.20		0.72		1.32		1.32
V ₂ O ₅ (%)		36.90		25.90		34.70		30.20		26.00		14.90
Na ₂ O (%)		25.60		15.90		21.00		16.80		14.90		10.50
SO ₃ (%)		31.20		40.60		33.80		41.00		40.50		14.20
Fe ₂ O ₃ (%)		3.28		0.53		0.39		0.34		0.44		60.80
NiO (%)		0.1以下		0.1以下		0.1以下		0.1以下		0.1以下		0.12
CaO+MgO as CaO (%)		〃		〃		〃		〃		〃		0.1以下
C (%)		0.10		0.33		0.19		1.67		2.65		0.15
Total				83.26		90.28		90.73		85.81		102.99
V ₂ O ₅ モル数		0.203		0.142		0.191		0.166		0.143		0.082
Na ₂ O 〃		0.413		0.253		0.339		0.271		0.243		0.172
SO ₃ 〃		0.390		0.508		0.423		0.513		0.506		0.178
Fe ₂ O ₃ 〃		0.021		—		—		—		—		0.380

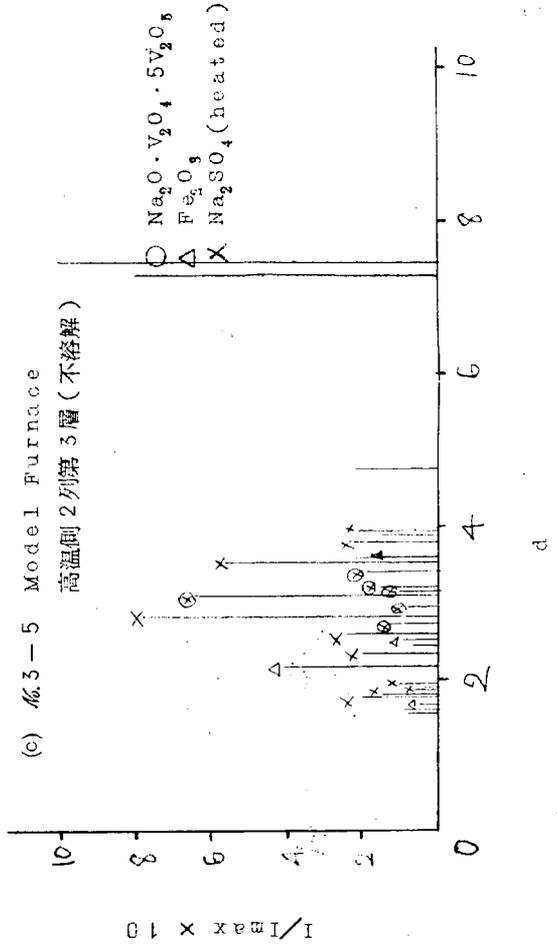
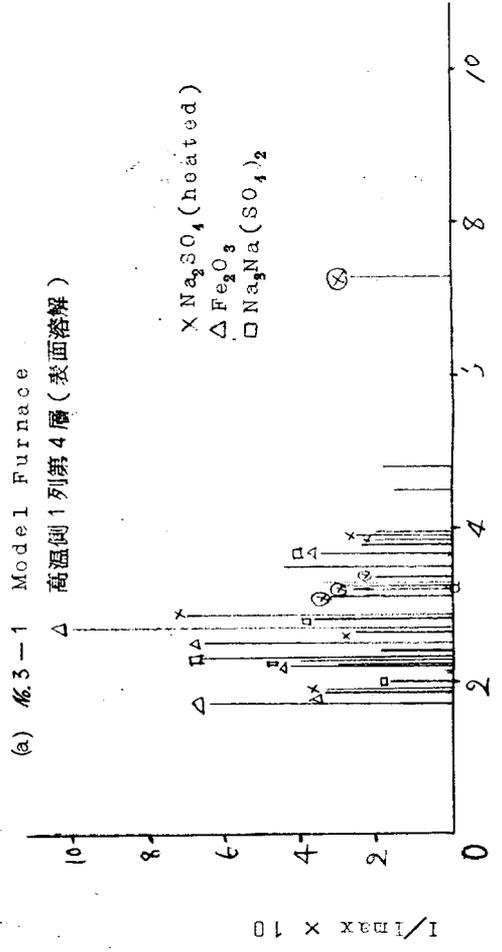
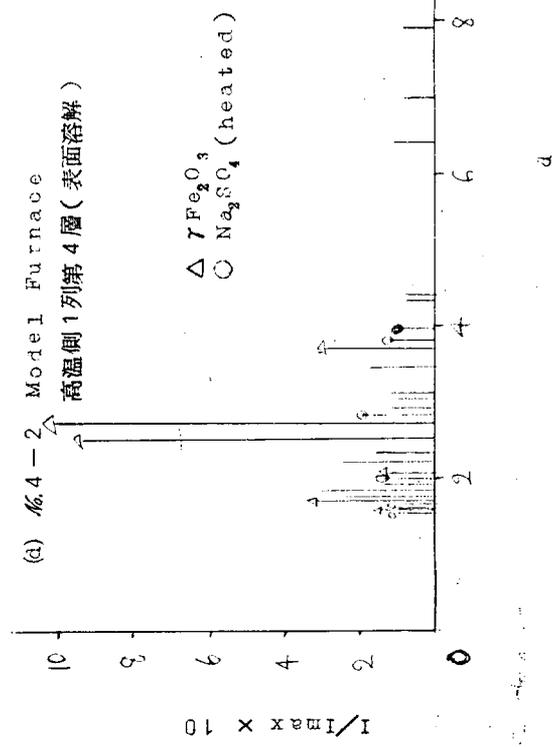
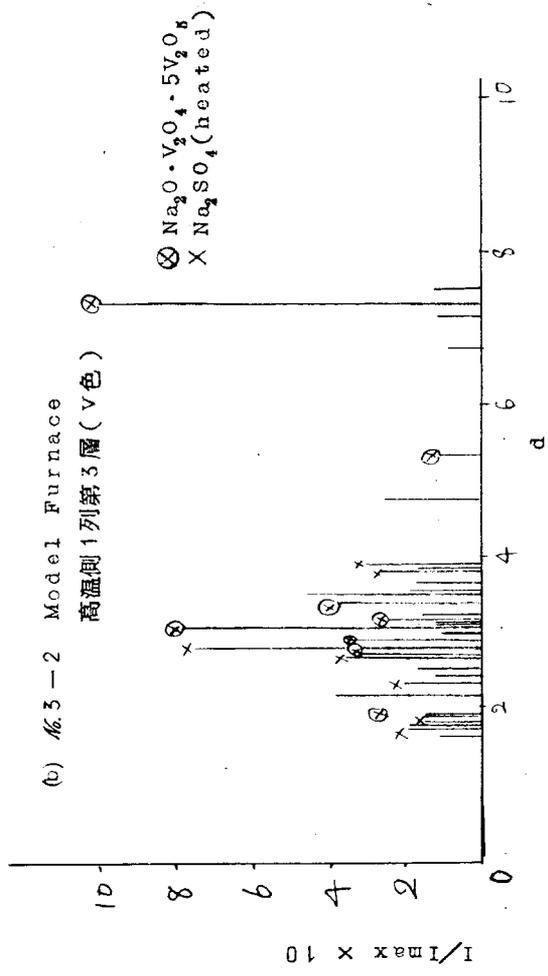
第3.4表(続)

試料 分析項目	№3-2	№3-3	№3-4	№3-5	№3-9	№3-10
	第1列第4層 表面溶解部 高温側	第1列第3層 V色 高温側	第2列第4層 表面溶解部 高温側	第2列第3層 不溶解部分 高温側	第2列第2層 茶褐色 低温側	第2列第1層 黄土色 低温側
pH _{1g/100ml} (21°C)	—		4.2	3.7	2.3	2.20
水溶成分(%)	—		60.5	48.1	72.7	82.3
酸不溶分(%)	0.82	1.46	2.60	0.72	0.60	0.68
V ₂ O ₅ (%)	33.40	25.60	20.40	41.60	27.60	27.00
Na ₂ O(%)	22.60	23.00	30.60	19.50	17.80	20.20
SO ₃ (%)	29.20	31.10	31.90	26.60	40.70	43.70
Fe ₂ O ₃ (%)	11.50	18.40	16.50	4.42	0.26	0.29
NiO(%)	0.1以下	0.1以下	0.1以下	0.1以下	0.1以下	0.1以下
CaO+MgO as CaO(%)	〃	〃	〃	〃	〃	〃
C(%)	0.36	0.57	0.44	0.05	—	3.06
Total	98.28	100.13	102.44	92.89	86.96	94.93
V ₂ O ₅ モル数	0.184	0.141	0.112	0.229	0.152	0.148
Na ₂ O	0.365	0.371	0.494	0.315	0.287	0.326
SO ₃	0.365	0.389	0.399	0.333	0.509	0.546
Fe ₂ O ₃	0.072	0.115	0.103	0.028	0. —	—

試料 分析項目	№4-1	№4-2	№4-3	№4-5	№4-6	№5-1
	第1列第3層 不溶解部 高温側	第1列第4層 表面溶解部 450~500°C 高温側	第1列表面 完全溶解部 約400°C 高温側	第1列 表面〜シロ色層 高温側	第2列第4層 不溶解部 高温側	第1列 1層のみ 高温側
pH _{1g/100ml} (21°C)	3.30	5.50	3.60	4.10	3.8	5.8
水溶成分(%)	59.2	16.0	39.00	87.7	47.3	24.3
酸不溶分(%)	0.30	2.24	1.12	0.18	0.42	52.3
V ₂ O ₅ (%)	35.40	7.16	23.80	7.18	44.80	11.8
Na ₂ O(%)	25.60	6.22	15.70	37.80	23.60	12.7
SO ₃ (%)	32.40	7.66	21.60	50.00	26.20	12.4
Fe ₂ O ₃ (%)	1.65	75.20	45.60	0.33	0.57	10.8
NiO(%)	0.1以下	0.1以下	0.1以下	0.1以下	0.1以下	0.57
CaO+MgO as CaO(%)	〃	〃	〃	〃	〃	0.1以下
C(%)	0.15	0.78	0.42	3.68	0.17	0.39
Total(%)	95.50	99.26	108.24	99.17	95.76	100.96
V ₂ O ₅ モル数	0.195	0.039	0.131	0.039	0.246	0.065
Na ₂ O	0.413	0.100	0.253	0.610	0.381	0.205
SO ₃	0.405	0.096	0.270	0.625	0.328	0.155
Fe ₂ O ₃	—	0.470	0.285	—	—	0.068

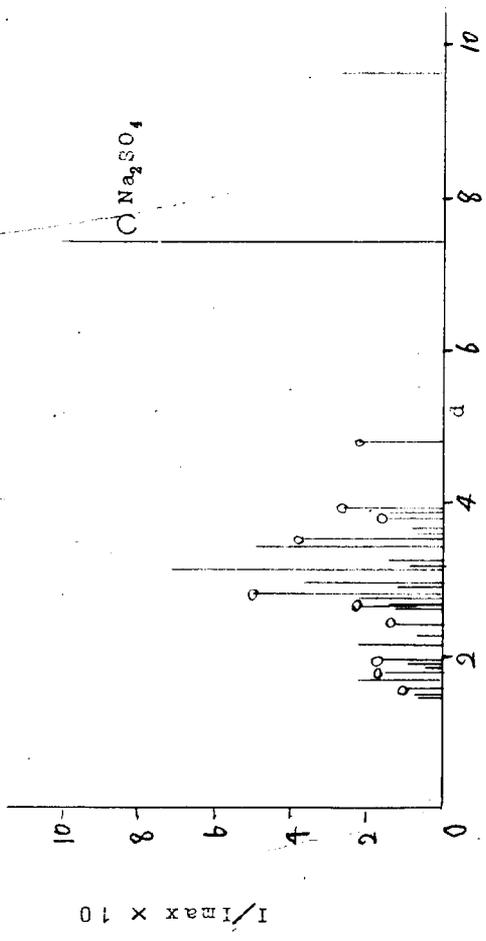
第3.4表(続)

分析項目	試料		No. 5-2 第2列第5層 表面結晶状		No. 5-3 第2列第3層 溶解黒色層		No. 5-4 第2列第4層 不溶黒灰色		No. 5-5 第3列第2層 表面黒色粉状		No. 5-9 全列の 表面黒色粒状		No. 5-13 第3列第1層 緑色層	
	高温側	低温側	高温側	低温側	高温側	低温側	高温側	低温側	高温側	低温側	高温側	低温側	高温側	低温側
PH _{1g/100ml} (21°C)	5.0		3.5		3.8		3.4		—		2.5			
水溶成分 (%)	97.4		34.1		50.4		53.6		—		85.5			
酸不溶分 (%)	0.50		0.40		1.16		0.10		2.76		0.34			
V ₂ O ₅ (%)	4.62		59.20		46.40		41.20		36.00		26.80			
Na ₂ O (%)	39.40		20.00		22.20		23.20		22.60		19.40			
SO ₃ (%)	53.50		17.90		25.40		30.20		32.60		45.80			
Fe ₂ O ₃ (%)	0.49		0.55		0.57		0.37		5.08		2.33			
NiO (%)	0.1以下		0.1以下		0.1以下		0.1以下		0.1以下		0.1以下			
CaO (%)	〃		〃		〃		〃		〃		〃			
C (%)	1.55		0.39		0.19		0.05		0.92		0.51			
Total	100.06		98.44		95.92		95.12		99.16		95.18			
V ₂ O ₅ モル数	0.025		0.325		0.255		0.226		0.198		0.147			
Na ₂ O 〃	0.635		0.323		0.358		0.374		0.365		0.313			
SO ₃ 〃	0.669		0.224		0.318		0.378		0.408		0.573			
Fe ₂ O ₃ 〃	—		—		—		—		0.032		0.015			

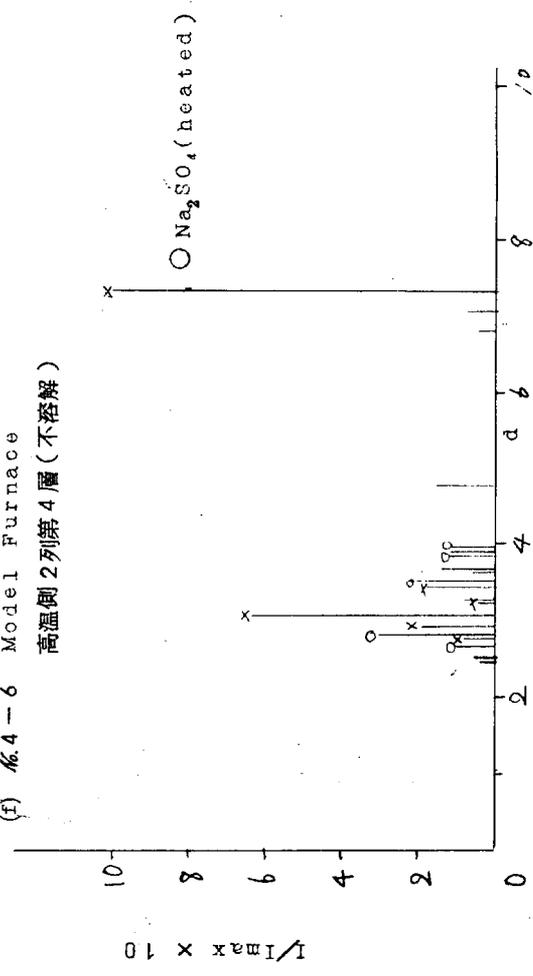


第3.1図 X線回折のスペクトル線図

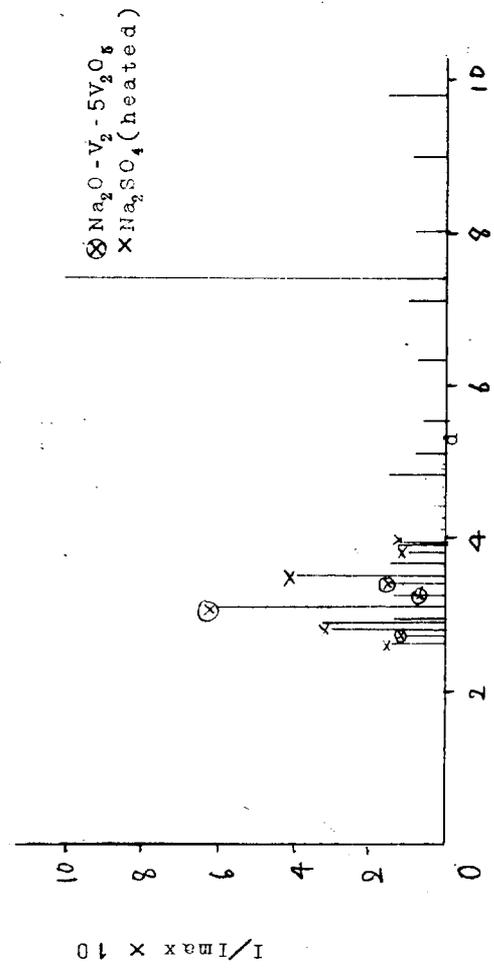
(e) №.4-1 Model Furnace
高温側1列第3層(不溶解)



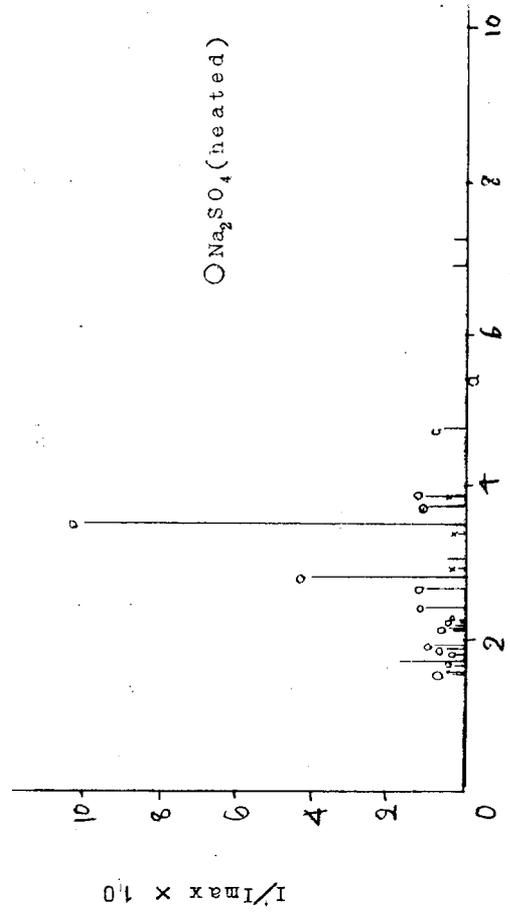
(f) №.4-6 Model Furnace
高温側2列第4層(不溶解)



(g) №.5-5 Model Furnace
高温側3列表面粒状黑色

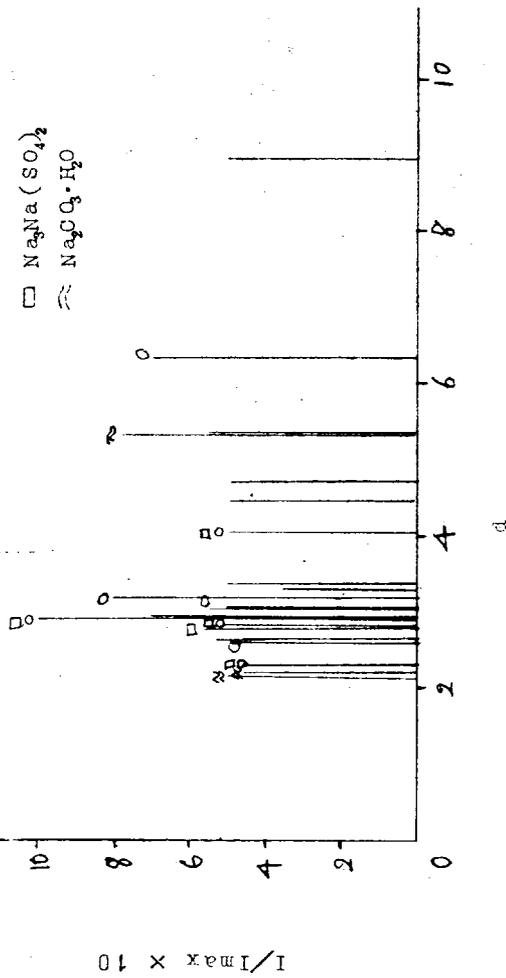


(h) №.4-5 Model Furnace
高温側1列結晶ベージュ色

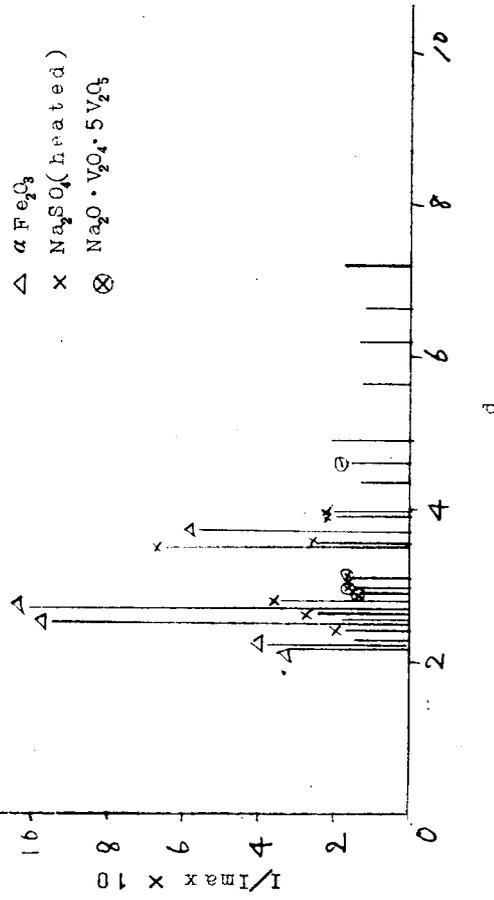


第3.1図 X線回折のスペクトル線図

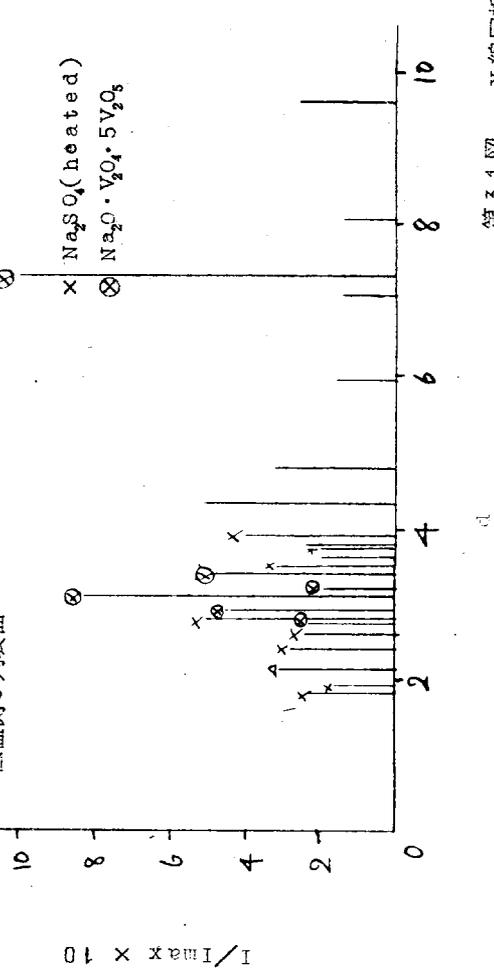
(1) №5-13 Model Furnace
低温側3列第3層(綠色層)



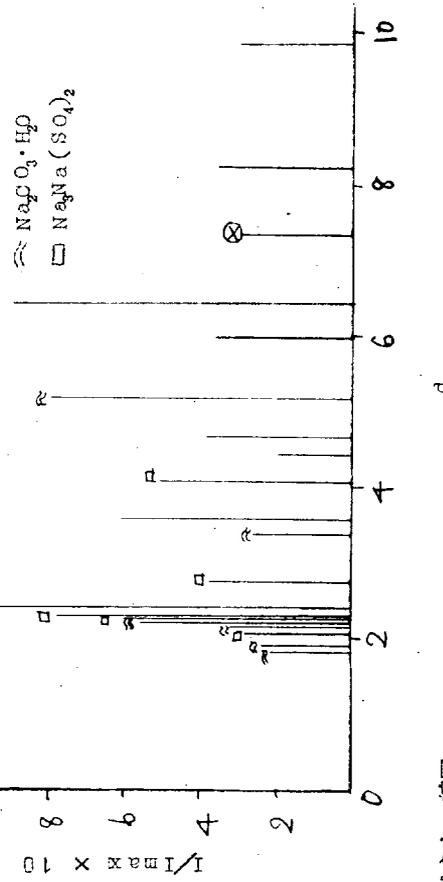
(i) №5-1 Model Furnace
高温側1列表面



(j) №3-11 Model Furnace
低温側3列表面



(k) №3-12 Model Furnace
低温側3列第3層(綠色層)



第3.1図 X線回折のスペクトル線図

第4章 スートブロワに関する基礎実験

4.1 実験の概要

昭和41年度は平板に様に塗布した固体粉状付着物を空気噴流で除去する実験を行ない、付着物除去機構について調査した。

昨年42年度はこれをうけて、小規模な管群模型を作製し、空気噴流によって、管群内管表面付着物がどのように除去されるかを調査した。

以上のように昨年までは小規模な空気噴流(ノズル径最大6mmφ、噴射圧力5Kg/cm²・g)による実験を行ない、その結果、大略の付着物除去に関する傾向をつかむことができた。その中で注目すべきは、除去特性に付着物の寸法が影響するという事実であって、ここで行なっている実験においては、それはノズルと付着面との距離が付着力あるいは除去昇昇ノズル噴射圧力に影響するという形で現われてくる。

このため、昨年得られた小規模管群の結果を一般化するためには、実物に近い規模の管群および噴流による実験が必要となった。よって今年度は実物大管群模型を作製し、昨年と同様の実験作業を行なった。

なお昨年の実験装置においても若干の補充実験を行なった。実物大管群模型による実験の結果、昨年得られた小規模管群のデータ整理もやり直す必要が生じたが、これらの結果についても今年のデータと合せて整理した。

4.2 実験装置と方法

管群の規模を大きくしたのが主旨であり、実験の方法は昨年の小規模管群の場合と同様である。

装置の全体を第4.1図に示す。

4.2.1 空気噴射装置

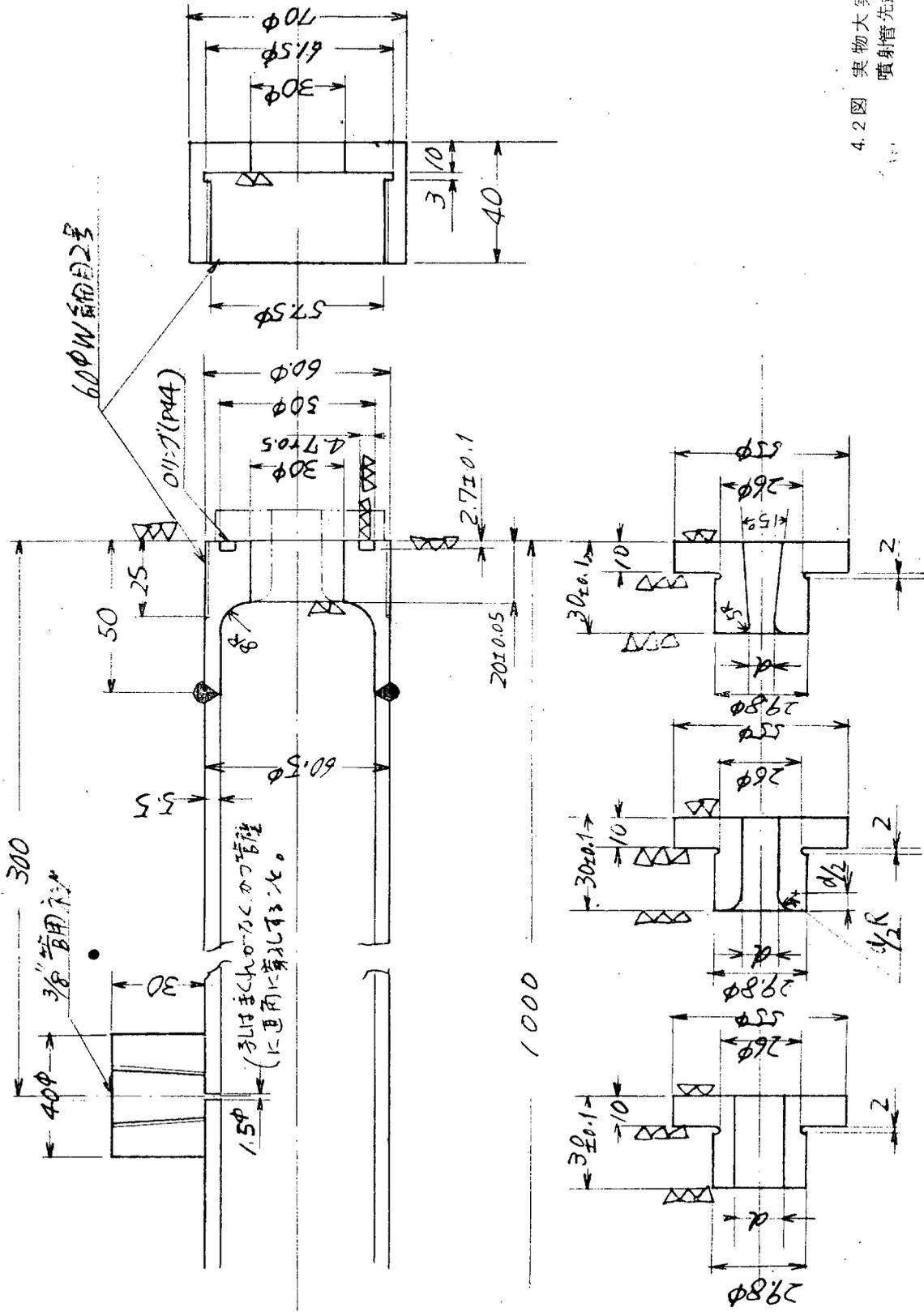
空気噴射ノズルを18mmφ径まで、また圧力を15Kg/cm²まで上げることを考慮した。これまでの実験で所要規模の噴流の持続時間は数秒、高々10秒あれば良いことがわかっているため、空気源は空気だめを採用することとした。

空気だめタンクは内容積1.5m³、耐圧20Kg/cm²である。使用空気圧縮機は、吐出圧20Kg/cm²、吐出量13m³/hrである。

噴射時は非常な騒音を伴うので、吐出バルブの開閉は遠隔操作することを可能とした。図中の制御弁操作用四方弁を遠方にもつていき、これの開閉で吐出弁の開閉を行なった。この場合吐出圧力(ノズル噴射圧)の設定は1 3/8インチのニードル弁の開度で行ない、噴射圧の記録計は最高圧指示針のついた2針ブルドン管圧力計を使用した。

なお噴射ノズル部(図の中央部)は可動式とし、管群とノズルの相対位置はこのノズル部を動かすことによつて決定した。

ノズル部詳細を第4.2図に示しておく。



4.2 図 実物大実験装置
噴射管先端部詳細

(ストレート)
d = 6, 8, 12
14, 16, 1
6個

(四分円)
d = 8, 12
2個

(ペンチユリ)
d = 6, 8, 12
14, 16, 18
6個

4.2.2 模型管群

管群の規模は1.5 m立方体であり、管群周囲は管板部を除いて開放である。

供試管は、表面の腐食がデータに影響することをさけて、アルミ管を使用した。このため強度上の制限があつて、管径は40φと少し大きいものを採用することとなつた。ピッチは管板の交換によつて行なうが、最小ピッチは1.5d (d:管径40φ)であり、この時管群構成管の本数は約500本になる。管径は、模型管群の実験で確認することとして、実物大では40φ一定である。また管配列に関しても、模型管群で、千鳥と格子の差違はないことになつたので、ここでは格子配列のみである。

4.2.3 試験片の作成

(1) 試料

昨年はパーライトの粒度を整えたものを用いたが、実物大では噴流側の強さが増加することもあつて、フライアッシュを試料として用いた。

フライアッシュはJIS試験用粉体の規格に合格するものを、とくに粒度をそろえることなくそのまま使用した。これを水でとき、スプレーガンで供試管に塗布したのは昨年と同様である。試料強度は、接着剤ポンドCZを用い、その使用量で強度を変えることができた。フライアッシュ、水、ポンドの配合については、強度の再現性を得るため、十分注意したのは昨年と同様である。

試料塗布に際しては、供試管を回転させねばならない。そのための回転装置を作製した。

こうして試料を塗布した管によつて管群を構成し、この後管群全体を乾燥室に入れて乾燥し、十分水分を除いた後噴射実験を行なつた。

4.3 実験範囲

実験条件および範囲を第4.1表に示す。これまではノズルは四分円ノズルばかり使用していたが、実物大ではノズルの差についても調査するため、ストレートおよびベンチュリノズルについても実験してみることにした。

なお比較のために、昨年の模型管群において行なつた実験範囲、条件を第4.2表に示しておく。

実験に際しては、場所、実験要員は日立造船技術研究所に、実験装置の内、空気噴射装置は三菱重工に、管群模型は平川鉄工所にそれぞれ多大の御援助を頂いた。感謝の意をこめて付記する。

第4.1表 実物大模型実験実験範囲

○ 四分円ノズル (D=12φ) d=40φ

		Lo (定置距離)				
		60mm	150	300	500	780
ピ ツ チ (p)	1.5d			○		
	2d	○	○	○	○	○
	3d			○		
	4d			○		

S = 0
S = p/2

○ ノズルの差 (d=40φ, p=2d, Lo=300mm)

	ノズル径 D		
	6φ	12φ	18φ
四分円ノズル		○	
ストレートノズル	○	○	○
ベンチュリノズル	○	○	○

S = 0
S = p/2

○ 試料強度 $D=12\phi$ (四分円ノズル)、 $d=4.0\phi$ 、 $p=2d$ (基)
 $L_0=300$ 、 $S=0$ 、 $P/4$

フライアッシュ	6 Kg				
水	6 Kg				
ボンド (CZ)	0	10g	40g	120g	80g
四分円ノズル	○	○	○	○	○
ベンチュリ	○		○	○	○

* 実験はすべて全管付着の状態で行なった。

第4.2表 模型管群における実験範囲

☆ 碁盤目配列 (各符毎付着法)

$d=5.53\phi$ $p=2d$ P30 W120 CZ0.2

L ₀	d S	8 碁盤		10		15		22	
		0	P/2	0	P/2	0	P/2	0	P/2
60 碁盤				○	○	□	□	◇	
90 φ		□	□	△	△	□	□	◇	◇
150 φ				□	□	□	□	◇	

* 印実験における実験範囲

$d=10\phi$ $L_0=90$ 碁盤

P Z	D S	6.44		5.53		4.48		3.22		2.06	
		0	P/2								
1.5d	0.2			○							
2d	0.2	△	△	△○	△○	□	□	◇		☆	☆
	0.4			△	△						
	0.6			□							
	0.8			◇							
3d	0.2			□							

☆ 千鳥配列 (各行毎付着法)

$D=5.53$ $d=10\phi$ P30 W120 CZ0.2

L ₀	P	1.5d	2d	3d
60 碁盤			○	
90 φ		○	△	□
150 φ			□	

☆ 碁盤目配列 (全管付着法)

$D=5.53$ $p=2d$ P30 W120 CZ0.4
 $L_0=60, 90, 120, 150$

4.4 単管の除去実験

単管の除去特性が実験データ整理の基準となるので重要である。実験範囲が広がったので再整理を行なう。

4.4.1 除去限界圧力、 P_{ors}

除去限界圧力とはこれまでと同様、供試管の試料がふきとびはじめる瞬間のノズル噴射圧力 $\text{kg/cm}^2, p$ である。

(1) 四分円ノズルの除去限界圧力

第4.3図に P_{ors} と距離 L (ノズルと供試管前面との距離) との関係を示す。図では横軸を L/D (D はノズル径) としてとつてある。昨年の実験範囲は図中に示されるノズル径 5.53ϕ 付近のみであつた。すなわち L/D がかなり大きい範囲であり、また P_{ors} が臨界噴射圧 (今の場合約 $1 \text{ kg/cm}^2, p$) 以下にわたるものが多かつた。この範囲の場合、昨年示したように P_{ors} は、下式

$$P_{ors} = k \cdot (L/D)^2 \dots\dots\dots (4.1)$$

で整理された。しかし今回の実験によつて、第4.3図にみるように、 L/D が小さな領域になると、あるいは試料強度が強くなると、 P_{ors} と L/D が指数関係にあることは変わらないとしても、指数の値がかなり2からずれることが明らかとなつた。

ノズル径 D は、今回の実験においても D^{-2} で整理されることは変わらないので、第4.3図の関係を一般化すれば、

$$P_{ors} = k \cdot \frac{L^\beta}{D^2} \text{ kg/cm}^2, p \dots\dots\dots (4.2)$$

となる。上式で、定数 k および指数 β は試料強度などによつて変化する。そして β は試料強度が大きいほど小さくなる傾向をもっているし、図をみれば、またべつに L/D が小さいほど β は小さくするとみることもできる。

試料強度と距離の指数とに相関関係のあることは41年度の平板実験において述べてあるが、そのときの考えは以下のものである。すなわち、付着物が噴流によつて除去されるのは、噴流によつて付着面に発生する動圧がある値に達したときで、板の場合、付着面に発生する最大動圧と付着面噴流軸上の岐点圧とは対応関係がある。しかしながら付着物の強度には寸法効果で存在するため、強度は距離 L の関数となる。こう考えた場合、付着物を除去するに要する岐点圧 p_o' は次式で表わせる。

$$p_o' = k_b - L^{\beta_b} \dots\dots\dots (4.3)$$

ここで、 k_b 、 β_b は付着物の強度によつて決つてくる値である。

噴出圧力 P_{or} と p_o' の関係は前年度までに報告したように複雑であるが、しかしその変化を無視すれば P_{or} と p_o' は1対1に対応する。したがつて上式は(4.2)式と同形と考へてよい。以上の平板における限界除去圧力の結果によつて、(4.2)式の関係を説明することができる。

一方、昨年度報告したように、供試管寸法(付着物寸法)と噴流の幾何学的寸法との相対的大きさが問題になる範囲では、管まわりの噴流の流動状況は距離によつてかなり変化することを説明した。すなわち、管寸法に対して噴流寸法が大きくなるほど、つまり距離 L が同じ場合には管径が小さいほど、あるいは管径が同じ場合には L が大きいほど、岐点圧が同じでも付着面に発生する最大動圧は大きくなる。したがつて L/D が小さいところ(ここでの実験で管径 40ϕ のときは、 $L/D \approx 50$ 程度以下)では距離が大きくなるほど除去されやすくなる。(4.2)式の傾向はこのことによつても説明することができる。

実際の現象は多分この両方の影響が同時にきいているのだから、いずれにしても定量的な関係を導出することはできないので整理式としては(4.2)式を採用する。

さて(4.2)式の定数 k 、指数 β とは第4.4図のように相関関係がある。第4.4図にはこれまで行なつたすべ

での実験の値をのせてあり、図にみるように、試料の種類、管径、管と平板などの差にかわりなく1本の線にのつてくるので、一般性があると思われる。同図の相関式は、

$$k = 8.8 \beta^{-12.7} \dots\dots\dots (4.4)$$

であらわせる。よつて(4.2)式は、

$$P_{ors} = 8.8 \beta^{-12.7} \cdot \frac{L\beta}{D^2} \text{ Kg/cm}^2 \cdot \rho \dots\dots\dots (4.2')$$

となる。ここでL、Dはmmである。

上式により単管の限界除去圧力は、四分円ノズルについて、ある値L一点について P_{ors} を求めれば、他のLあるいはDの場合の値を知ることができる。

(2) ノズル形状の影響

$D = 12 \text{ mm} \phi$ の場合で、ベンチュリ、四分円、ストレートの各ノズル形状について P_{ors} を測定した結果を第4.5図に示す。

図にみるように、四分円とストレートの差異はないと考えてよい。ストレートの場合縮流部が発生し、有効流路径はノズル径よりも小さくなり、四分円よりもそれだけ P_{ors} は大きくなると予想されたが、実際の差異はないようである。

ベンチュリの傾向はしかし前二者と比較して特徴がある。すなわち、図で、 $L = 150 \text{ mm}$ 位のところで P_{ors} は不連続に急増し、それ以後のLによる P_{ors} の増加の仕方はゆるやかで、 $L > 480 \text{ mm}$ では、逆にストレート、四分円よりも P_{ors} は小さくなっている。

ベンチュリでDを変えた場合の結果を第4.6図に示す。上述した傾向は他のDの場合についても見られる。ただし、装置上、圧力を 16 Kg/cm^2 以上あげられないので、 $D = 6 \text{ mm}$ については不連続にとび上った後の P_{ors} は測定されていない。

ここで使用しているベンチュリノズルの形状は第4.2図に示すとおりであるが、図の形状に従つて、理想的な等エントロピ流れを仮定すれば、ノズル内の圧力分布が大気圧となめらかにつながる、つまり適正膨脹を行なうに必要な圧力比は下のようになる。

ノズル径D	6	8	12	18
末広比	4.26	3.23	2.35	1.84
圧力比	3.5	2.4	1.4	9

いまノズル出口圧力は 1 Kg/cm^2 であるから、適正膨脹を行なわすためには、 $D = 6, 8, 12, 18 \text{ mm} \phi$ についてそれぞれ、8、13、23、34 $\text{Kg/cm}^2 \cdot \rho$ の噴出圧力が必要となる。実際には、ノズル内で損失を伴うのでもう少し低い圧力が適正圧力となるであろう。この圧力より低い噴出圧の場合は、よく知られているようにベンチュリの末広部はデフューザの働きをなし、ノズル出口での流速はノド部で音速よりも低くなる。その程度は噴射圧が低いほど大きい。

これまで示して来たように、付着物除去の力となるのは付着面にかかる動圧であり、したがって除去力には流速の影響がきわめて大きい。41年度の実験で確認したように、いまの場合のような高圧噴流でも、ノズルを出た後の噴流特性は、大略超音速の自由噴流の特性に従う。すなわちノズル出口における噴流の初速がかなり除去特性に影響をもつと考えることができる。

ベンチュリノズルにおいて、噴出圧力が適正圧力よりもかなり低い範囲では(しかし臨界圧力よりも高い場合、流体が空気で出口が大気圧の場合その値は約 $1 \text{ Kg/cm}^2 \cdot \rho$)、末広部はデフューザとして働くため、ノズル出口での流速は四分円やストレートよりもかえつて遅くなる。噴出圧力が次第に高くなって適正圧力に近くなれば、

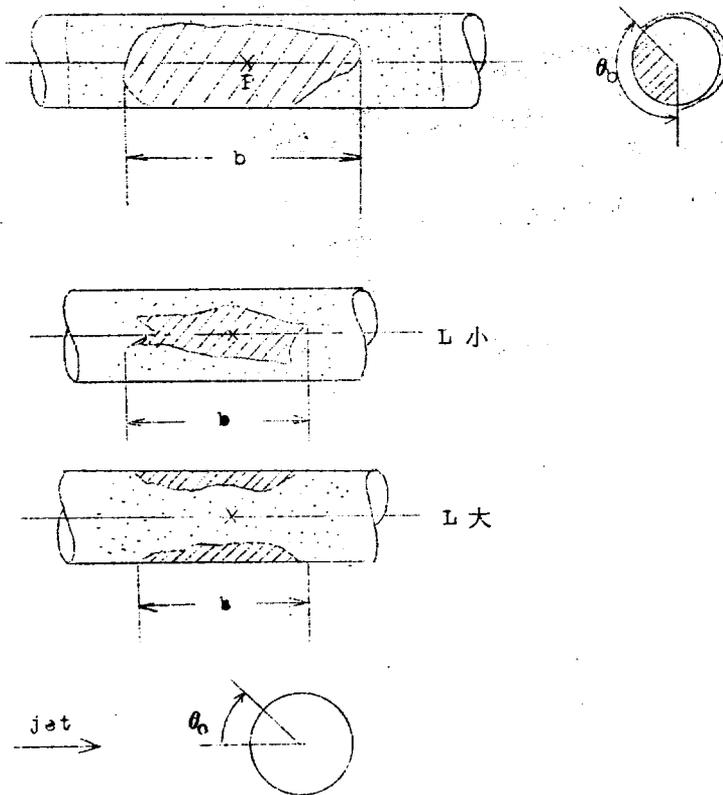
ディフューザとして働く部分は狭くなり、出口流速は音速を越えるようになり、適正圧力に近づくほど流速は大きくなる。

よってベンチュリの場合、ノズル形状に応じてある噴出圧力までは四分円ヤストレートよりも不利であるが、それを越えると逆に今度は有利になってくる。

第4.5図における傾向はまさにこのことを示しているといえ、図において四分円とグラフが交さして逆に有利になる圧力が適正圧力よりも少し低いところに出ているのも理解できる。第4.5、4.6図において P_{ors} が不連続に飛び上るのは上の考えでは理解できないが、あまりにも適正圧力からはずれていることによる、特異な流動現象が起つているのであろう。

ベンチュリノズルにおいては、末広比が大きいほど、出口流速とノド部臨界流速との比は大きくなり、それだけ有利といえるが、しかしそれに応じて増加する適正圧力比は指数関数的に増加するので適当な値が必要である。しかも適正圧力からかなりはずれた、いわゆる超過膨脹の状態ではむしろ四分円ヤストレートよりも不利になるので注意を要する。しかし適正な設計を行えば、四分円ヤストレートよりもかなり有利であると考えられることができる。

4.4.2 単管の除去範囲



除去範囲の定義は昨年と同様に左図のとおりである。

昨年も指摘したように、 $P > P_{ors}$ なる噴出圧力 P を一定に保つていても、 L によって除去巾 b は変化する。すなわち L の小さい範囲では L とともに減少しある値で極小点に達した後、今度は L と共に増大し極大点に達した後急減する。一方管表面の付着物が除去される様子を観察すると被除去面の形が L によって変化し、ある L の値を境にして大きく異なることがうかがえる。すなわち左図に示すように、除去巾 b を支配する角度位置 θ_0 が距離によって変り、 L が小さい範囲では $\theta_0 = 0$ の位置で b は決まり、 L 大では θ_0 がある値にずれたところで b は支配される。

この傾向の変子距離と上述の除去巾極小の距離とは大略一致している。

これは下記の理由による。

平板の実験で考察したように付着面に衝突

した後壁面方向に広がり、それに発生する付着面に平行な動圧成分がある値に達したときに付着物は除去される。しかも動圧最高となる位置によって決ってくる除去半径よりもずっと広い範囲が除去される。

これは動圧最高点で除去された付着物が付着面方向に飛散して、それより外部の付着物を除去するためである。付着面が円管表面の場合、最高動圧点は常に θ_0 がある値の所に生ずるから、長手方向より先に θ_0 のある値の所から除去される。しかしながらこの点で除去された付着物は θ_0 方向に飛散するため、上述のように除去巾を定義する場合、この飛散粒子による除去巾の増加は生じず、除去角度 θ_0 のほうに影響するだけであるので、これの影

響を考慮する必要はない。

さて、 $P_{crs} < P$ なる噴出圧力が付着面にかかっている場合、 $\theta_0 = 0$ の位置でも限界動圧力を越える領域がある。この場合飛散粒子は除去巾に直接影響する。 L が小さい場合、噴流の規模も小さいから、後者によつて除去巾は支配される。しかし P 一定で L を大きくすると $\theta_0 = 0$ の線上で発生する最大動圧は限界動圧以下となる領域に達する。このとき除去巾は θ_0 がある値のところのもの、すなわち前頁の図の下面によつて支配されるのは当然であろう。

これらの説明は、管の位置を噴流軸からずらせて除去巾を計測した第4.7図の結果をみればよく理解されるであろう。図において $T \geq 10$ では極小点は存在しない。これは $\theta_0 = 0$ 近傍では限界動圧に達することがなく、飛散粒子の影響がないため、 $T = 0$ のデータと比較すれば、傾向の差は明らかであろう。

以上のようにして生ずる除去巾極小となる距離 L の値は、噴流と管との相対寸法によつて管まわりの流動様式が変化するから、一義的には決つてこず、噴流の大きさ、管の大きさ、噴出圧力 P 、限界圧力 P_{crs} などによつて変化する。

さて L が大きい場合の除去巾については飛散粒子の影響がなく、気流の流動状況だけで決つてくるので、比較的考えやすい。この領域について考察してみる。この領域で除去されるのは、付着物の限界動圧よりも大きい動圧がかかっている部分であると考えられる。

ここでの噴流は臨界圧力を越えた圧縮性を伴うものであるが、その特性は亜音速の自由噴流の特性と大差ないことは平板の実験で調べたとおりである。よつてここでは自由噴流の特性を適用して検討をすすめる。

除去範囲を上述のように仮定すれば、除去限界は限界速度 u_0 におきかえることができる。

自由噴流の速度分布はいろいろの実験式、理論式が与えられているが、ここでは J.F. Taylor の式を用いる。Taylor によれば、

$$\sqrt{\frac{\bar{u}^2}{\bar{u}_a^2}} = e^{-(r/r_{1/2})} \ln 2 \quad (4.5)$$

$$\frac{\sqrt{\bar{u}_a^2}}{\bar{u}_0} = \frac{1}{2C_1 L/D} \quad (4.6)$$

ここで、 r : 噴流軸からの距離

$$r_{1/2} : \sqrt{\bar{u}^2/\bar{u}_a^2} = 1/2 \text{ とする点の } r$$

$$r_{1/2} = C_2 \ln 4 \cdot L \quad C_2 = 0.0725 \quad (4.7)$$

$\sqrt{\bar{u}^2}$: r における流速 \bar{u}_0 : ノズル噴出速度

$\sqrt{\bar{u}_a^2}$: 距離 L における噴流軸上の流速

上式は乱流噴流を対象にしているため流速は2乗平均で表現されている。よつて先の u_0 はここでは $(\sqrt{\bar{u}^2})_0$ と表わすことにする。除去範囲として $\sqrt{\bar{u}^2} > (\sqrt{\bar{u}^2})_0$ となる領域の大きさを求めればよい。上式において $\sqrt{\bar{u}^2} = (\sqrt{\bar{u}^2})_0$ となる点の r を求め、これを除去巾と考える。 $r_0 = b/2$ である。

$$\text{上式より} \quad \left(\frac{b}{2}\right)^2 = 2C_2^2 L^2 \ln \left(\frac{\bar{u}_0/(\sqrt{\bar{u}^2})_0}{2C_1} \cdot \frac{1}{L/D} \right) \quad (4.8)$$

両辺を D で除して無次元化すると、

$$b/D = 2\sqrt{2} C_2 \frac{L}{D} \left\{ \ln \frac{1}{2C_1} \frac{\bar{u}_0}{(\sqrt{\bar{u}^2})_0} \cdot \frac{1}{L/D} \right\}^{1/2} \quad (4.9)$$

$$\delta = \frac{1}{2c_1} \frac{\bar{u}_0}{(\bar{u}^2)_c}, \quad 2\sqrt{2}c_2 = r$$

として、実験値との相関を考えることができる。 δ には試料強度、噴流側の力が相当に影響してくる。 r は予想されるように一定となる。この場合 $r = 0.48$ である。

一方Lの小さい領域については飛散粒子の影響が入ってくるのであらかじめ傾向を検討するのは困難である。実験値からその傾向を検討する。第4.8図は試料強度を変えた場合の除去巾の変化の様子である。この図で b/D 極小点なる L/D より距離が小さい領域について考える。第4.9図は第4.8図を片対数線図に書き直したものである。同図をみると試料強度に関係なく、そのこう配は一定である。その相関式は、

$$b/D = \alpha \cdot e^{-\frac{1}{62} \cdot L/D} \quad (4.10)$$

ここで定数 α は試料強度、管径、ノズル径、噴出圧力などによって変化すると考えられる。

(4.9)式は $\theta_0 = 0$ の位置で除去され得ないLの大きい領域、(4.10)式はLが小さくて、 $\theta_0 = 0$ の位置で除去される範囲が支配的となる領域の除去巾を与える基本式である。中間領域では(4.9)あるいは(4.10)式のいずれか大きいほうの値で除去巾は決定されると考えられる。

(4.9)、(4.10)式のそれぞれの係数 δ 、 α におよぼす各パラメータの影響を調べる。第4.10図はノズル径Dの影響、第4.11図は管径dの影響をみたものである。第4.10図ではDが大きいほど、第4.11図ではdが大きいほど、 b/D の極小点は L/D の極小点は L/D の大きいほうにずれており、先に考察した流動様式の変化から考えて予想される傾向を示している。またこれも予想されることであるが、第4.11図において(4.9)式で支配される範囲ではdの影響はけん着でなく、ないと考えてもよい結果を示している。

各パラメータの影響をみたのが、第4.12図、第4.13図である。両図の関係を考慮して改めて(4.9)、(4.10)式を書きなおすと、

$$(4.9) \text{ 式} \quad b/D = 0.48 L/D \left\{ \ln \frac{\delta (D/D^2)^{0.35}}{L/D} \right\}^{1/2} \quad (4.11)$$

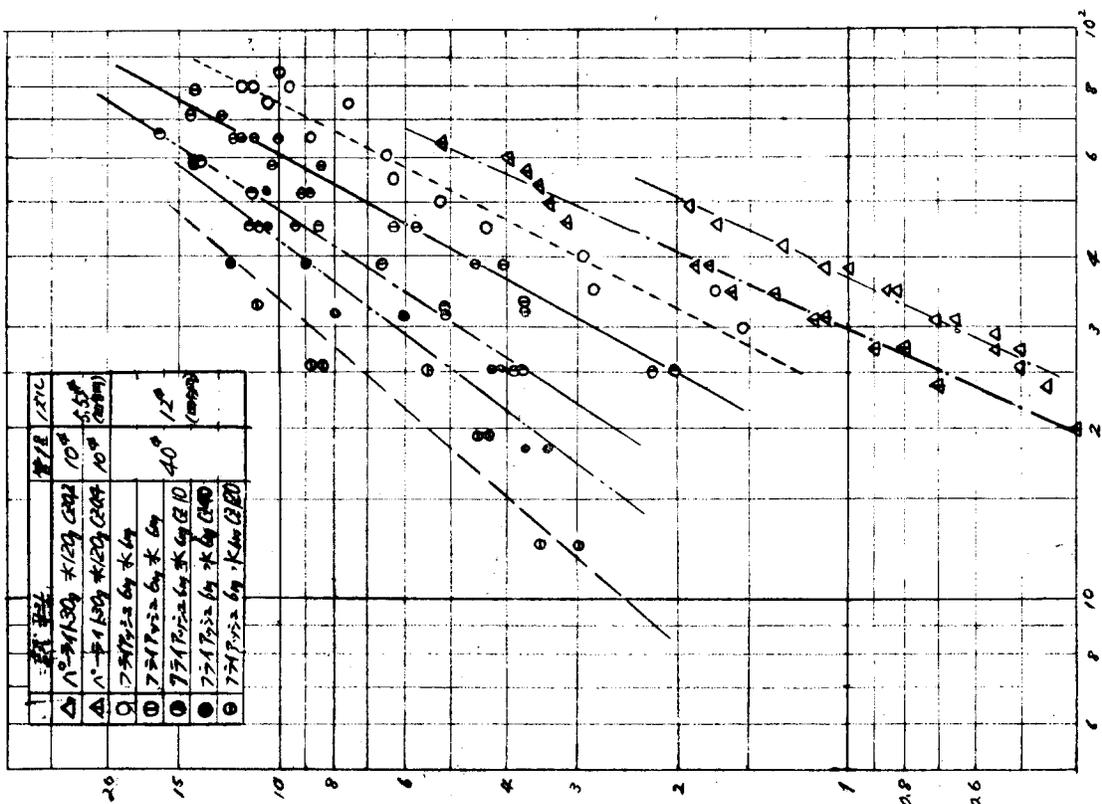
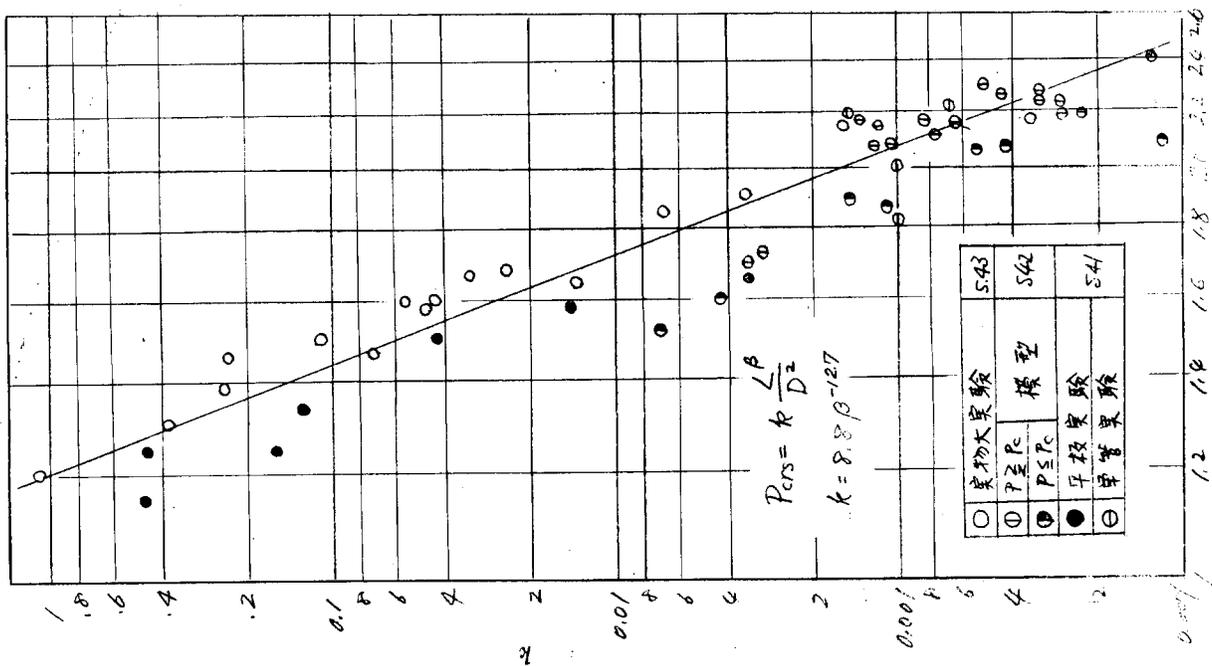
$$(4.10) \text{ 式} \quad b/D = \alpha \cdot d^{0.45} P^{0.35} e^{-\frac{L}{5.3}} e^{-\frac{1}{62} \cdot L/D} \quad (4.12)$$

(4.11)式の δ 、(4.12)式の α はいずれも試料強度の影響を表わすと考えられる。その意味で両者には相関が存在すると考えられる。

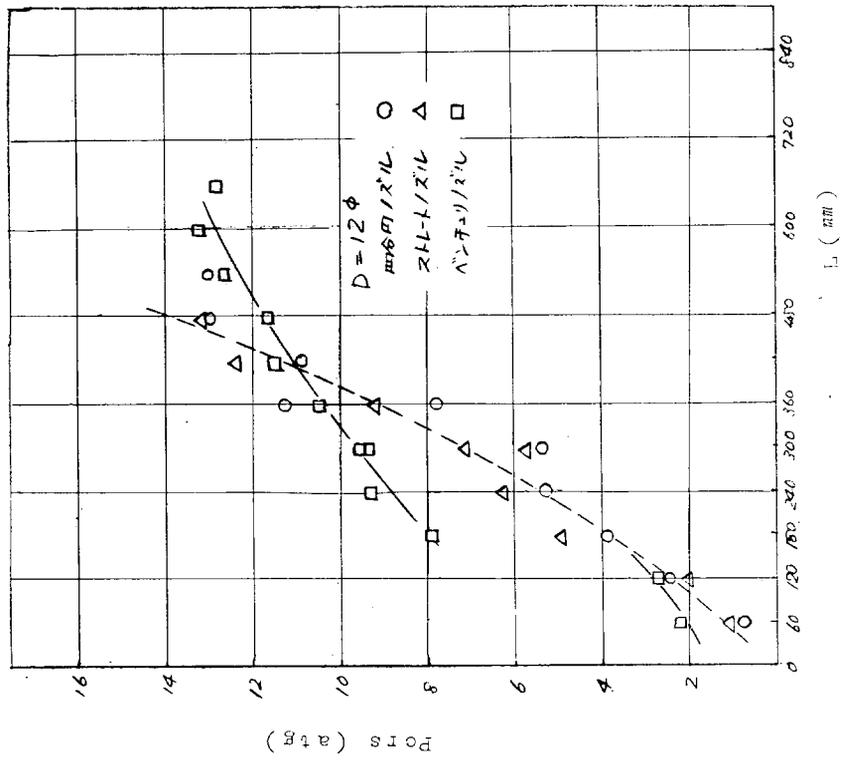
第4.14図はこれを示したものである。第4.15図は α と除去限界圧力の特係数 β との関係をみたものである。

以上によって単管の除去巾に関する性格がかなり明らかになったと思われる。ただし第4.15図にみるように α と β の間の相関が一義的に決つてこないで、一般的定量化はもう少し考察が必要である。

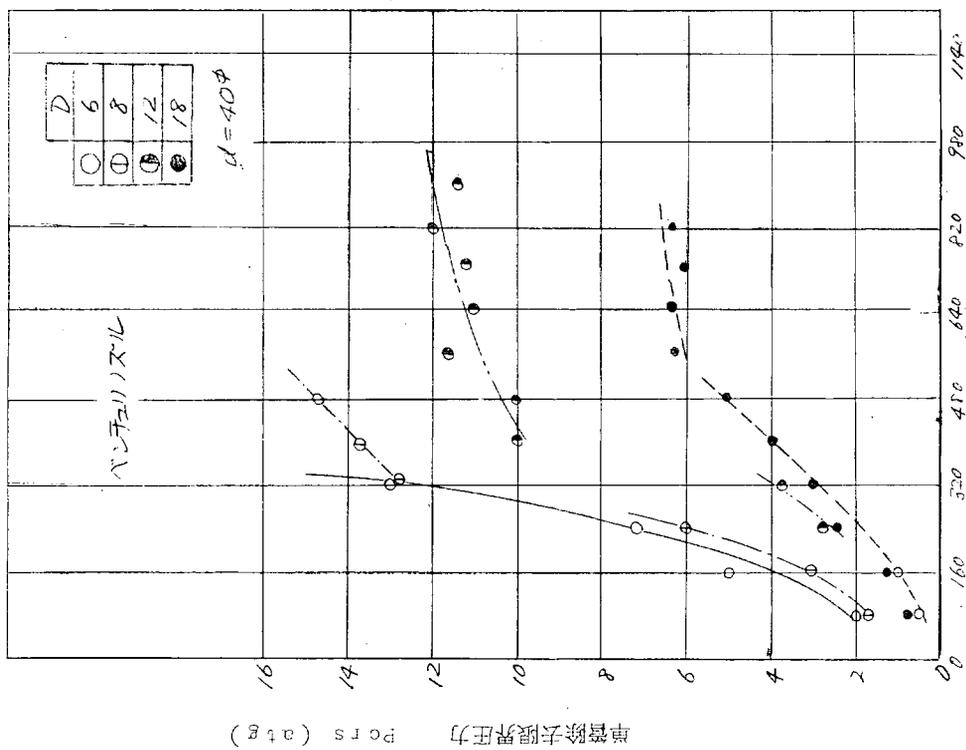
除去角度の低うは単管ではあまり意味はないが、一般的な傾向は管径が大きいと θ_b は小さく、ノズル径Dが大きくなると θ_b は増加する。試料強度によつては除去巾と同様強度とともに減少する。距離による変化の傾向などは昨年度の報告を参照されたい。



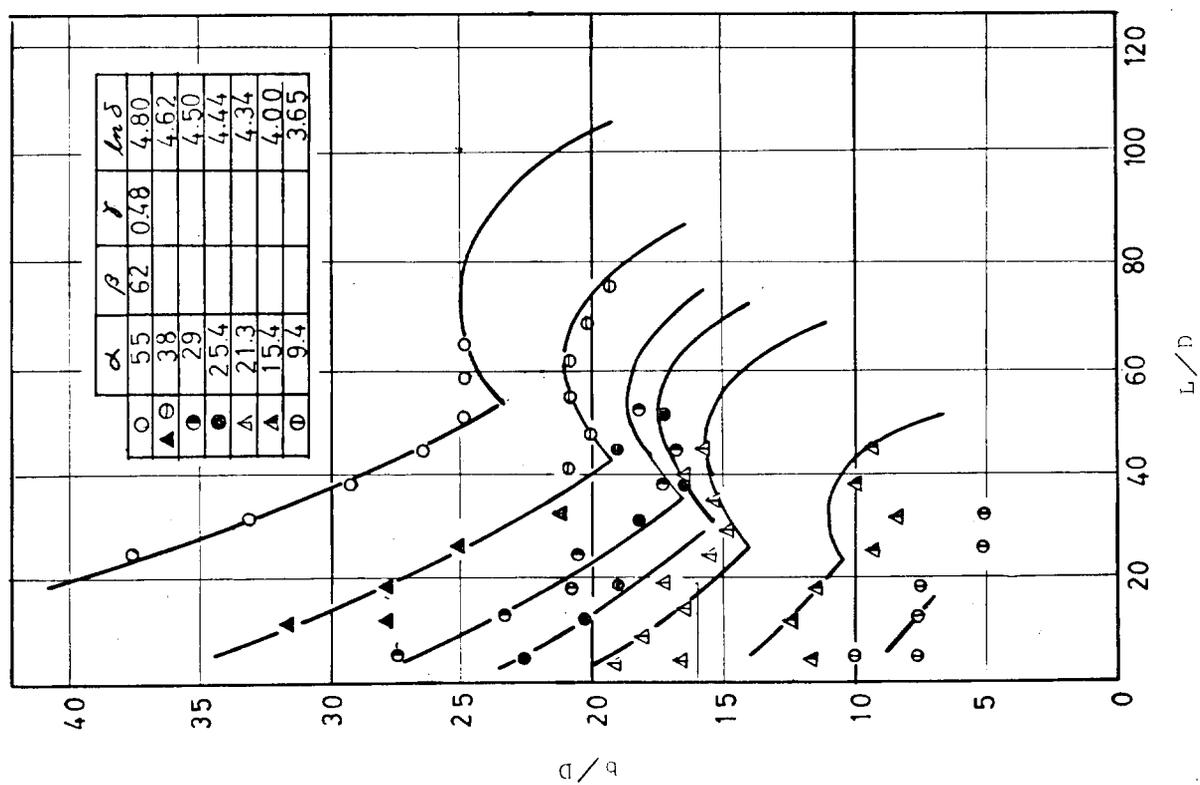
第4.4図



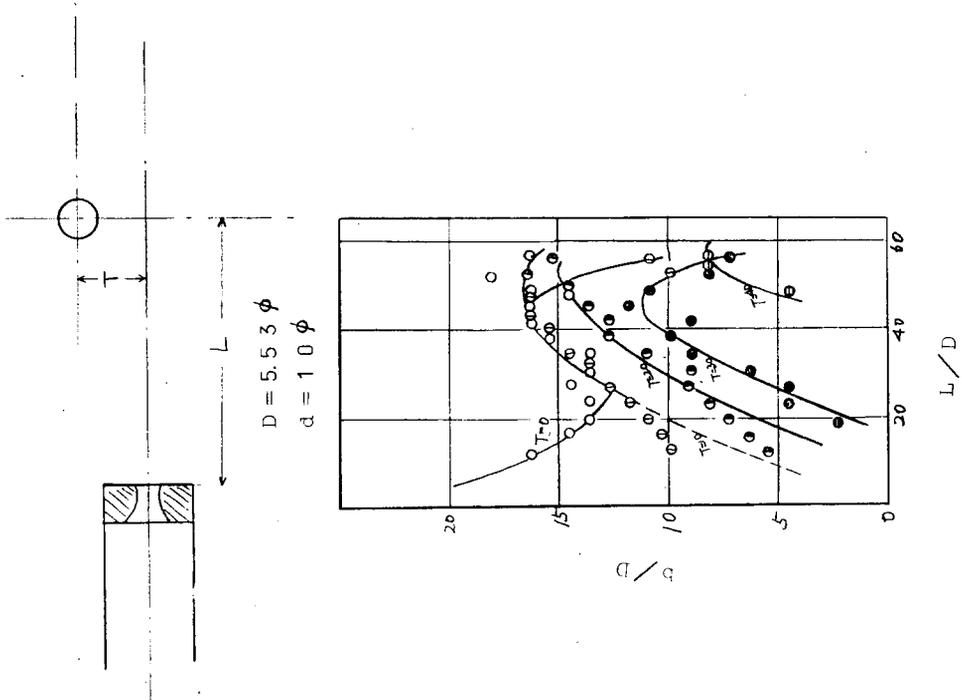
第4.5図 ノズル形状の差異



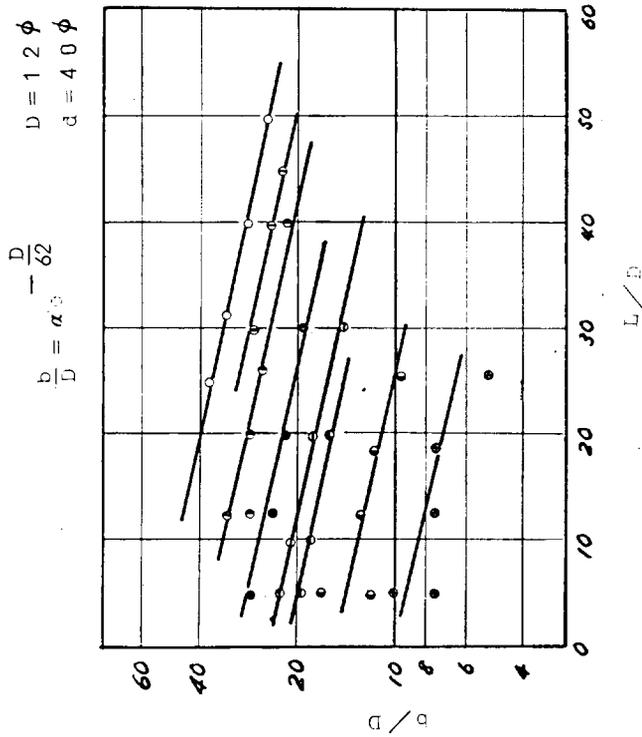
第4.6図 ベンチュリノズルのPOIS



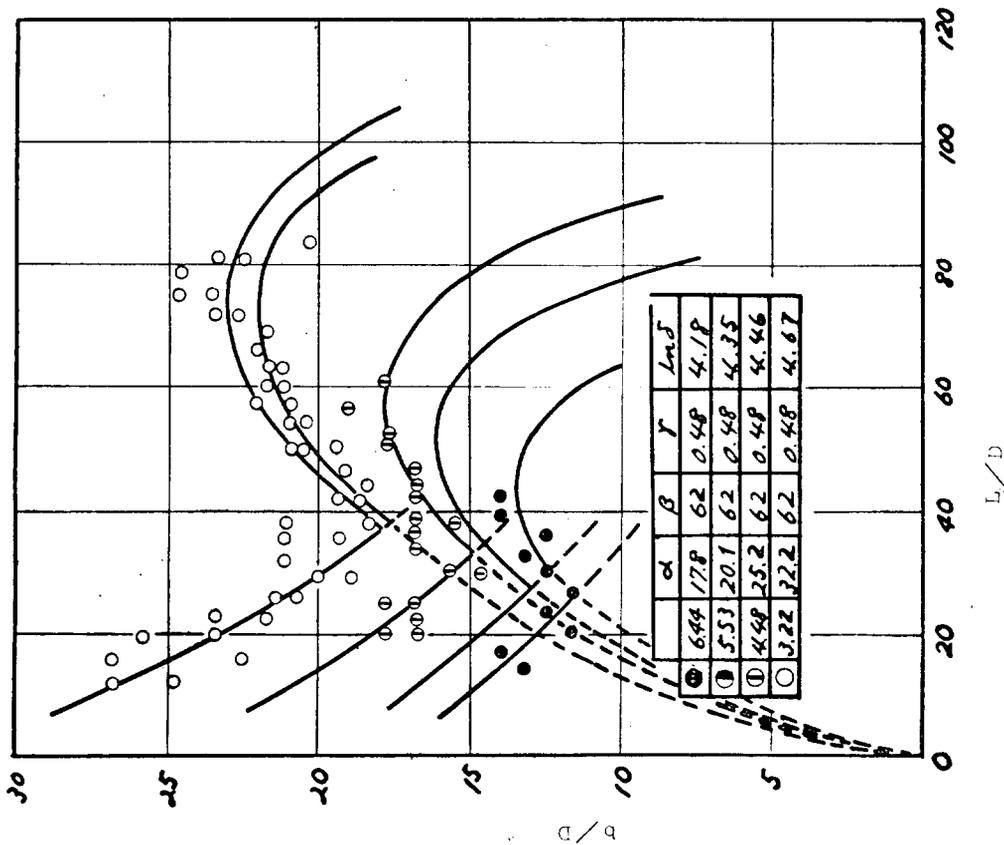
第4.8図 除去巾と距離の関係



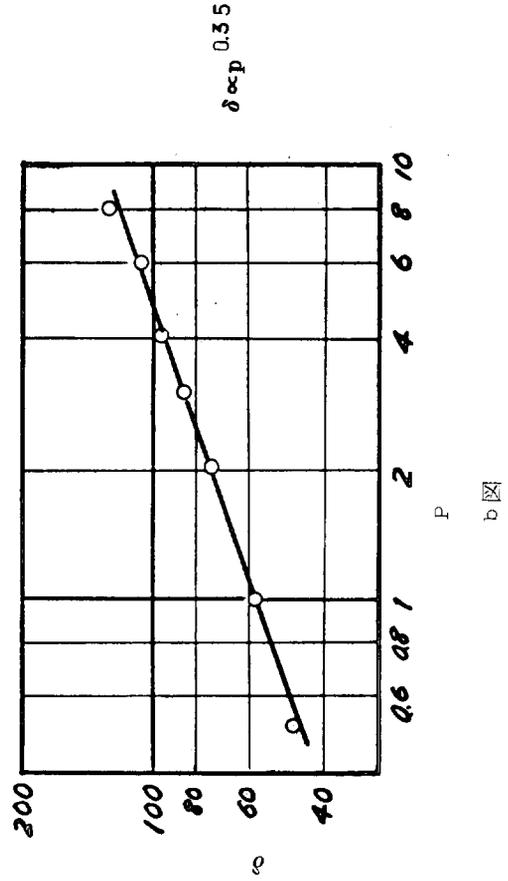
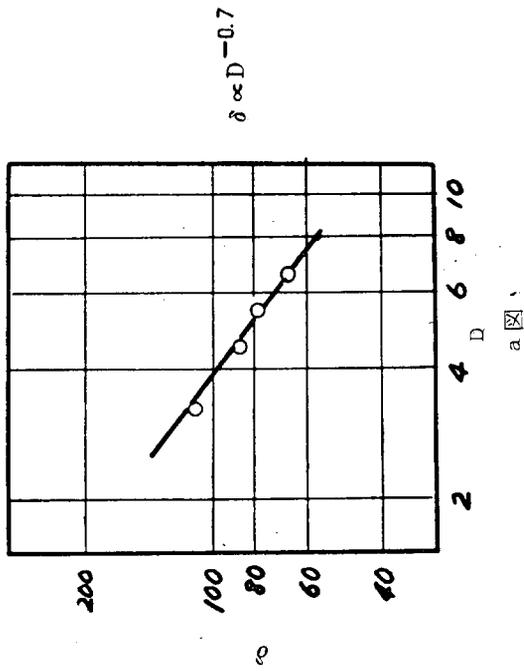
第4.7図 除去巾の距離による変化傾向におよぼすTの影響



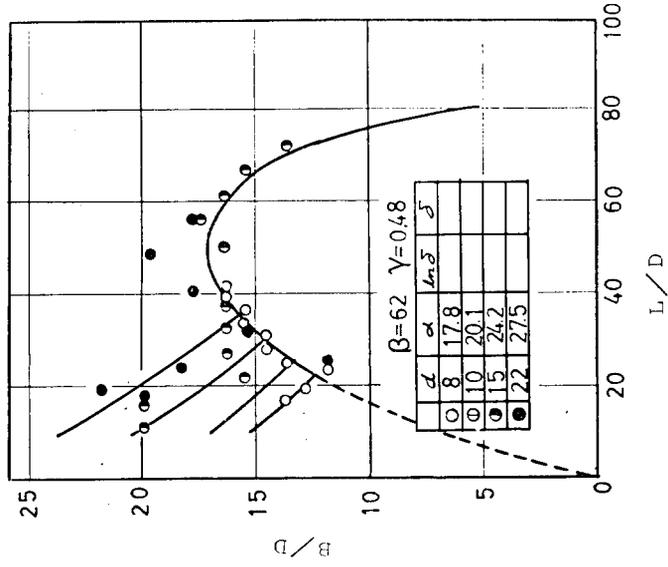
第4.9図 除去巾と距離の関係



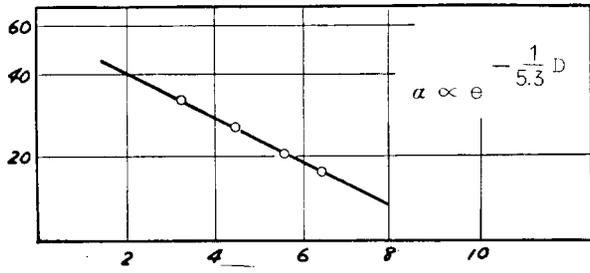
第4.10図 除去巾に及ぼすノズル径の影響



第4.12図 (4.9)式における δ と各パラメータの関係

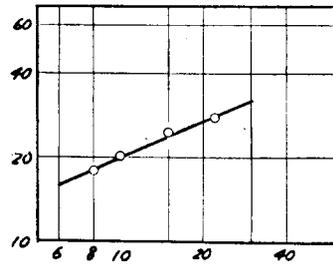


第4.11図 除去巾に及ぼす管径の影響



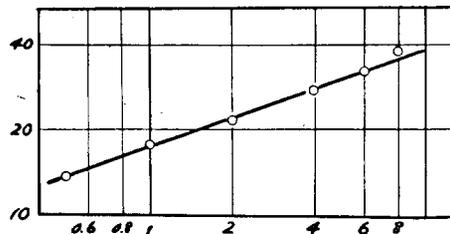
ノズル径 d_D (mm)

a 図



管径 d (mm)

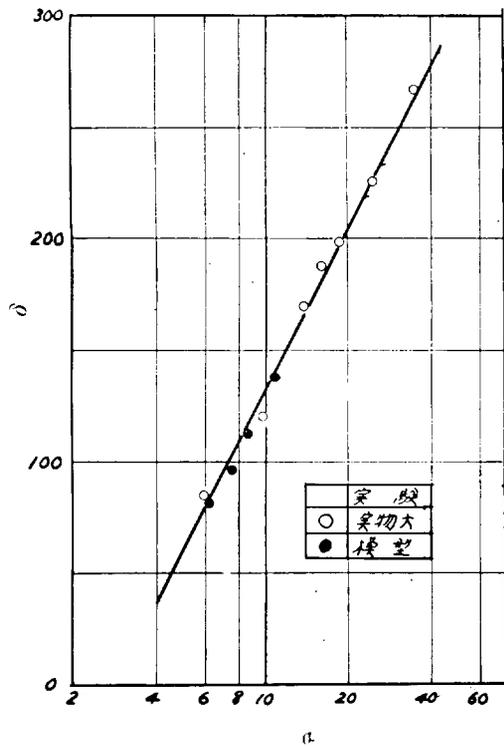
b 図



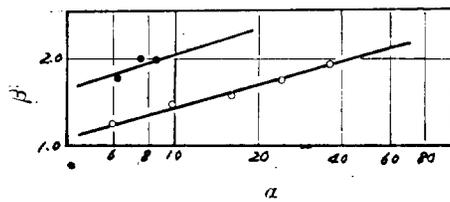
噴出圧力 P (atg)

c 図

第4.1.3 図 (4.1.0)式における α と各パラメータの関係



第4.1.4 図 α と δ の関係



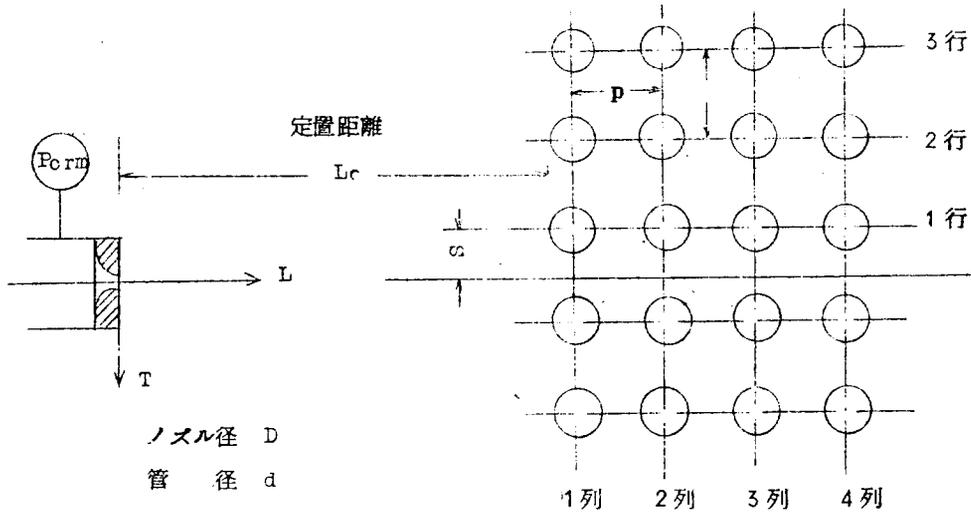
第4.1.5 図 α と β の関係

4.5 管群の除去実験

4.5.1 管群の除去限界圧力、 $P_{c,rm}$

除去限界圧力の定義は単管と同様である。すなわち、ノズル噴射圧を徐々に上げていつてある値に達したとき、管群内のある位置の管の付着物が飛びはじめた場合、そのときの噴射圧をその管に対する除去限界圧力 $P_{c,rm}$ と定義する。単位は $Kg/cm^2 \cdot s$ である。

使用する記号は昨年と同様であるが、念のため下に示しておく。



実験範囲、条件については第 4.1 表を参照。

(1) 保存領域について

昨年度の模型実験において、除去限界圧力の管群内における変化の状態から、管群内の噴流の流動状態は三つの領域に大別できることを指摘した。そしてその説明を主として管群内の噴流自身の流動状況をもとに行なったが、それに加えて、上流側の管から除去された試料が下流の管の試料除去に大きな働きをし、むしろこのことによつて保存領域が存在するといったほうが正確であるので、改めて保存領域の性格について少し述べておきたい。なお昨年度保存領域に先立つ、管群内の管が噴流主流部に入らない領域を拡散領域と名づけたが、拡散という言葉は本来別の物理現象を表わすものなので、改めて外部領域と名づけることにする。

上流側で付着物から除去された試料がそれより下流の付着面の試料除去にどの程度有効であるかをみたのが第 4.16 図である。図は昨年の模型管群によつたものであるが、図中全管付着とは、管群を構成している管すべてに試料を塗布しておいた場合、各行毎付着とは調べたい管群の行に属する管にはすべて試料を塗布してあるが、他の管には塗布していない場合、単一管付着とは他の管はすべて塗布していないきれいな管で調べたい管のみ試料を塗布してある場合をいう。よつて単一管付着では、まったく噴流によつてのみ除去されるので、この値が噴流の管群内での減衰の様態を表わしているといえる。この場合 $P_{c,rm}$ は管群内へ入るとともに急激に上昇し、7 列以後かつ 4 行目から外は除去されなくなっている。一方各行付着、全管付着ではかなり管群の奥深いところまで同じ $P_{c,rm}$ で試料は除去されており、しかも全管付着のほうがその影響が強い。これは上流側で除去された試料が下流側の管に当たるためである。つまり上流側から飛散してくる粒子が下流側の管の除去の役目を有していることを示している。

一般に気流中に飛散している粒子が、気流速度に対してどの程度の速度を有するかは明確には決定できないが、

粉体輸送の領域での経験を見ると、定常状態において大体気流速度の70%前後の速度をもつようである。もちろんいまの場合、最初粒子は付着面に静止しているのであるから、上記の定常速度になるには一定の時間を有する。uなる速度をもつ気流中で加速されつつある粒子には次の運動方程式が成り立つだろう。

$$\rho_p \left(\frac{\pi D_p^3}{6} \right) \frac{du_p}{dt} = -c \left(\frac{\pi D_p^2}{4} \right) \left\{ \frac{\rho(u-u_p)^2}{2} \right\} \quad (4.13)$$

ここで ρ_p, D_p, u_p はそれぞれ粒子の密度、直径、速度を、cは粒子の抵抗係数を示す。上の式は粒子を球体と仮定したものである。

cは一般には Re (レイノズル数) の関数であり、ここで扱っている範囲ではAllenの式

$$c = \frac{10}{\sqrt{Re}} \quad (2 < Re < 500), \quad Re = \frac{\rho(u-u_p)D_p}{\nu} \quad (4.14)$$

が適用されるだろう。これを代入すると運動の式は、

$$\rho_p \left(\frac{\pi D_p^3}{6} \right) \frac{du_p}{dt} = - \frac{10\nu}{\sqrt{\rho(u-u_p)D_p}} \left(\frac{\pi D_p^2}{4} \right) \left\{ \frac{\rho(u-u_p)^2}{2} \right\} \quad (4.15)$$

上式をとけば粒子速度 u_p が時間的にどう変化するかはある程度理解されるであろうが、ここではまだあまりこれを細かく議論しても意味はないので省略する。

いずれにしても除去された粒子は気流速度とだいたい同じオーダの速度になることは間違いない。この場合固体粒子と気体ではその有しているエネルギー密度は飛躍的に違ってきて、粒子の除去能力はきわめて大きなものになるだろう。保存領域はこのために存在する。噴流自体は下流に行くほど拡散し、流速は落ちてくるので粒子速度も落ちてくるから、やがて粒子の除去能力もなくなる点があり、第4.16図で、3行目、4行目の $L=240$ mm 辺がこの点にあたる。これらの行の $L=240$ mm より下流の管の試料を除去するには、今度は上流から飛散してくる粒子はもう存在しないから、噴流そのものの力によって除去しなければならず、非常に大きな噴出圧力が必要となる。保存領域以後で急激に P_{orm} が増大するのはこのためである。

なお2行目、3行目で、前者は $L=90 \sim 130$ 、後者で $L=130 \sim 170$ の位置に、単一管、各行毎、全管付着にかかわらず保存領域が存在するが、これは飛散粒子の影響によるものではなく、噴流主流部境界付近で生ずる噴流そのものの特性によるもので、この現象は単管で下を変えて行なった実験、第4.17図の傾向をみても理解されるであろう。

以上保存領域の性格について記述したが、この考察により、スートブロワの除去範囲としては、外部域、減衰域は対象外となり、保存領域のみが有効となるとしてよいであろう。よって以下の考察においても昨年どおり、もっぱら保存領域のみを対象にしてデータの整理をすすめることにする。

(2) 保存領域における除去限界圧力 P_{orm}

第4.1表の実験範囲で、種々のパラメータが P_{orm} にどのように影響するかを調べ、保存領域における P_{orm} を求める実験式を得た。整理にあたっては、単管の除去限界圧力 P_{ors} を基準にしたのは昨年と同様であるが、この単管の P_{ors} が昨年と違って(4.2)式のような相関式となった。同式中のLによる P_{ors} の変化はあくまでも自由噴流における単管に対するものであり、この変化を管群中にまで適用するのは意味がない。そこで昨年度のような i をとらずに、今回は次式で定義する m を用いて管群内の P_{orm} を考察することとした。

$$m = \frac{P_{orm}}{P_{orm1-1}}$$

ここで P_{orm1-1} は管群において噴流軸上にあたる第1行、第1列目の管の除去限界圧力であり、 P_{orm} は保存領域における任意の位置の管に対する除去限界圧力である。

なお昨年度の小規模模型管群のデータも上と同じ方法で再整理しなおし、最終のグラフには合せて示してある。

第4.18図は m なる整理法により、試料強度の影響がほぼ無視できることを示している。図において先述した保存領域がきわめて明確に現われているのがうかがえるであろう。試料強度の影響が消えることにより、試験片作成の際に発生する試料強度のばらつきをあまり心配する必要がなく都合がよい。

同図のような管群内における m の分布の図が各パラメータに応じてたくさんとれるが、その例を第4.19～4.24図に示しておく。第4.19図a、bは L_0 がきわめて小さい場合、第4.20図a、bは実物大の実験でもつとも一般的なパラメータのもの、第4.21図a、b、第4.22図a、bは L_0 の大きい場合のものである。

また第4.23図a、bは $P=1.5d$ 、第4.24図a、bは $P=4d$ の場合の結果である。

第4.25図は L_0 と m の関係を調べたものである。図は模型の場合だけであるが、実物大の場合においても同様の傾向が認められ、そのこう配は $-0.5\sim-2.0$ まで変化する。これは L_0 に対して T が同時に関係するものと考えられ、種々の考慮から T/L_0 で整理しなおす。それらの結果を第4.26図、第4.27図に示す。

第4.27図において $L_0=60$ の場合が他から大きく離れるのは噴流が $L/D<5\sim 10$ で、管寸法に比して噴流規模がきわめて小さく、他の場合とくらべて状態が異なるためと思われる。

第4.28図と第4.29図はピッチの影響を考慮したものであり、 $(P/d-1)$ とは噴流の通路巾と考えられる。模型実験第4.28図では配列のいかんにかかわらず、同じ傾向をもつ。ここでピッチによりこう配が変わっているが、近似的に一定とみなして、ピッチによる切片の違い、すなわち

$$m = a(P/d - 1)T \quad (4.16)$$

における a とピッチの関係を調べると

$$a \propto (P/d) - 1.5 \quad (4.17)$$

となる。

ノズル径 D の影響を調べると第4.30図のようになる。模型実験においてはほぼ $m \propto D$ となっているが実物大ではその影響が明らかでない。そこで一応 D の影響はないものとする。

同様にして管径の影響を調べると、

$$m \propto d^{-1} \quad (4.18)$$

となる。

以上の各パラメータの影響を調べた結果をまとめると、 m に対してつぎの実験式を得る。

$$m = km \cdot \frac{1}{L_0} \left(\frac{P}{d}\right)^{-1.5} \left(\frac{P}{d} - 1\right) \frac{T}{d} \quad (4.19)$$

ここで $(P/d)^{-1.5} (P/d - 1) (T/d)$ は管群内での噴流の拡散の状態を表わし、 $(1/L_0)$ はノズルから管群までの噴流のエネルギーの作用の項と考えられる。

上式による計算値と実験値と比較すると第4.31図のようになる。かなりばらついているが、模型、実物大とも整理されるので一般性はあるだろう。

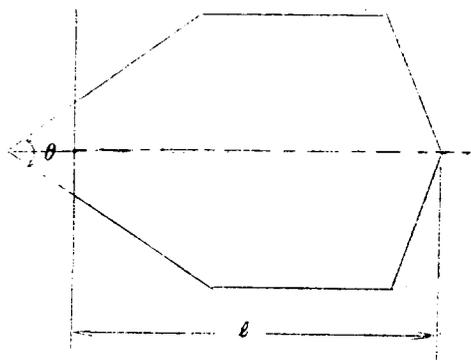
$P_{orm1} \rightarrow 1$ は P_{ors} と等しいから単管の P_{ors} を知れば、管群内の P_{orm} を求めることができる。

4.5.2 保存領域の範囲

保存領域の存在する理由については前述したが、そこでその領域がどのように変化するか考えてみる。保存領域は m によつて変化するが、各データで得られるその模様を第4.32図、第4.33図に示す。第4.32図は L_0 を変えた場合、第4.33図はピッチを変えた場合のものである。これらの図から保存領域は次図のように見える。そして各パラメータによつて図の θ 、 ϕ がどのように変化するかを見ればよいであろう。

第4.34図、第4.35図に各パラメータによつて次図の形がどう変るかを示す。

これらの図から傾向的にはつぎのように見える。



広がり角 θ は噴射位置 S にかかわらずピッチ p が小さいほど大きくなる。また噴射圧力 P 、ノズル径 D が大きくなるにつれてやや増加する。定置距離 L_0 が大きくなると θ は小さくなり、 S により保存領域の形の差異はみとめられなくなる。

奥行 ℓ は当然試料強度の影響が強く、強度が大きいほどせまくなる。又ピッチ p が小さくなるほど ℓ は小さくなる。ノズル径 D 、噴射圧力 P も小さいほど ℓ は小さくなる。 L_0 に関しては変化は単調でなく、最大値を持つようである。

定量化については、実験範囲にも欠けている点があり、今

後の考察が必要である。

4.5.3 管群の除去範囲

除去範囲は除去巾、除去角度で定義するのは単管の場合と同様である。第4.3.6図 a~e は他の条件を同じにして、定置距離 L_0 を変えていった場合の除去範囲の変化の様子を示したものである。図中央管群断面図において、黒くぬりつぶした範囲が除去された部分であり、図中の除去巾は、1行、1列目の除去巾 b_{11} との比で表わしてある。図の値はノズル噴射圧 $P = 1.5 \text{ kg/cm}^2 \cdot \varphi$ のときの値である。一般に $S = 0$ と $p/2$ では除去巾の変化の傾向はかなり違う。 $S = p/2$ では除去巾は下流にいくにしたがい増加していくが、 $S = 0$ では一度極大値を示した後減衰していく。しかしこのような差は L_0 が大きくなった図 d、図 e ではあまり顕著ではない。これは管路寸法と噴流寸法との相対的な大きさの影響である。他のパラメータについては、

第4.3.7図 a~c はピッチの影響

第4.3.8図 a~d は試料強度の影響

第4.3.9図 a~c はノズル径の影響

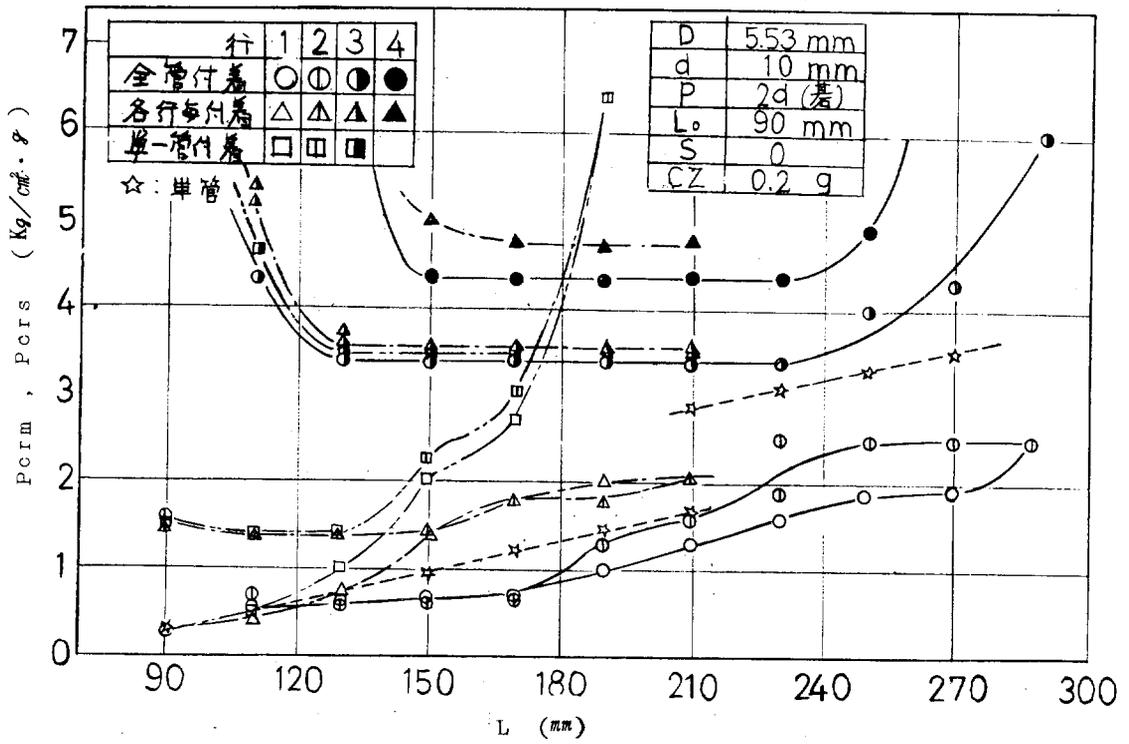
にそれぞれ示しておく。

以上の各データから除去巾についてパラメータごとにとりまとめると第4.4.0~4.4.2図のようになる。また角度については第4.4.3~4.4.5図のようになる。

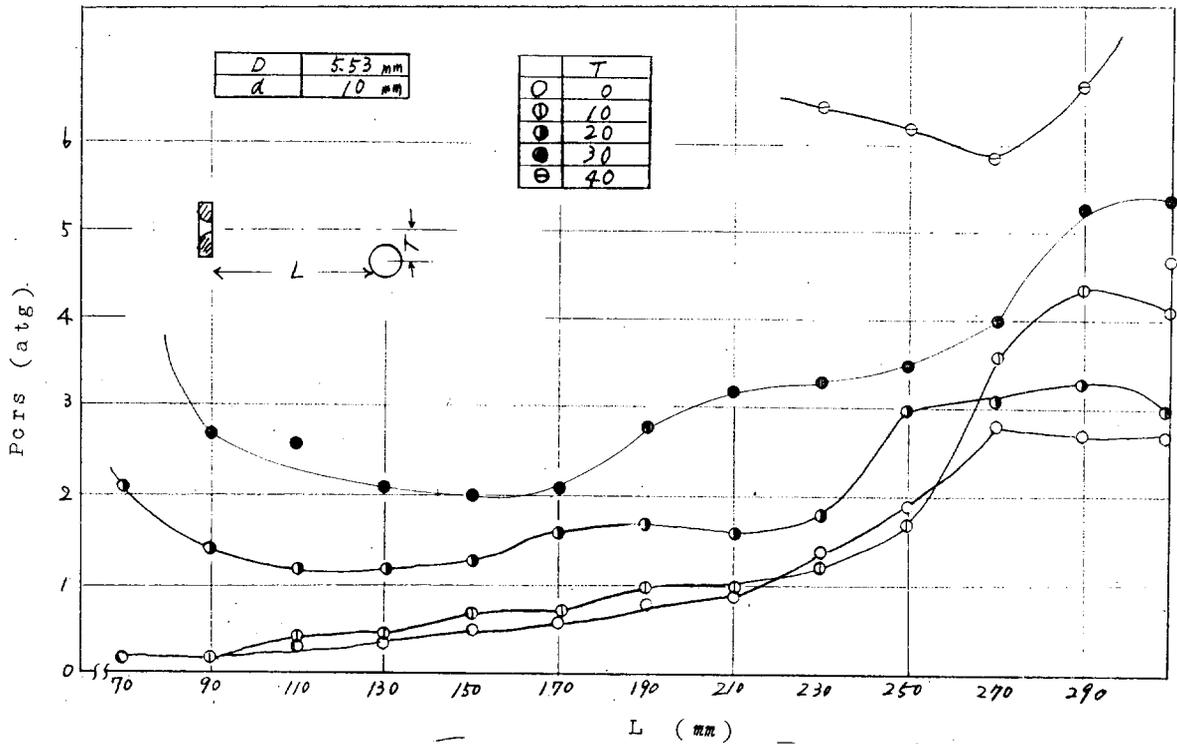
単管の除去巾の項で述べたように、距離が小さい場合除去巾は大きな値になる。第4.4.0図において除去巾を b/b_{11} で無次元化しているにもかかわらず、 $S = 0$ では $L_0 = 60 \text{ mm}$ の b/b_{11} は他の場合よりも大きな値を示しており、巾に関しては L_0 が小さいと除去範囲は非常に大きいことがわかる。図でグラフが途切れているのは、供試管の長さ 1.5 m 一杯に除去されているためである。 $S = p/2$ では、しかしこのような傾向はない。これは $S = \frac{p}{2}$ の場合、除去の様式が単管において考慮した L が大きい場合の様式にあてはまるためである。

試料強度、ノズル径に関しては b/b_{11} を整理によって、その影響は考慮しなくてよいことを第4.4.1図、第4.4.2図は示しているようである。これらのグラフはいずれも噴出圧力を一定に保ったときのデータであり、第4.4.1図で試料強度によって除去巾が早い時期に減衰するのは当然の結果である。

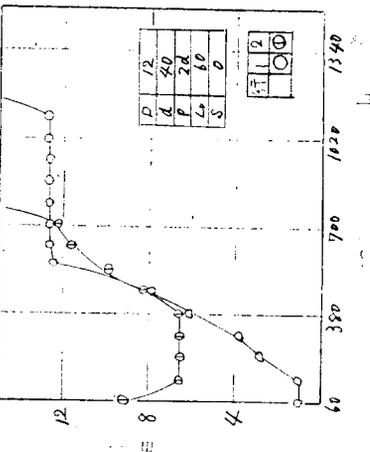
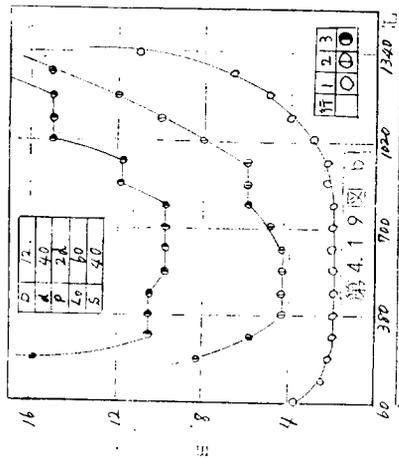
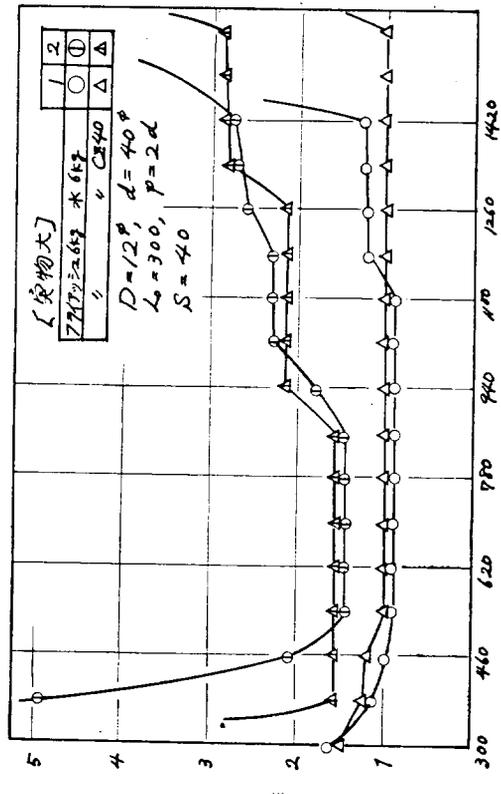
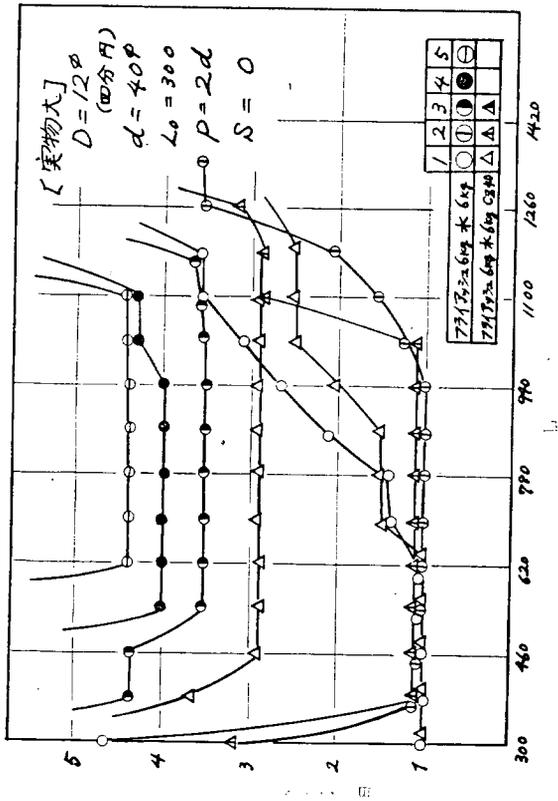
以上除去範囲については基本的な傾向をみるにとどまり、定量的な関係を知ることはできなかった。



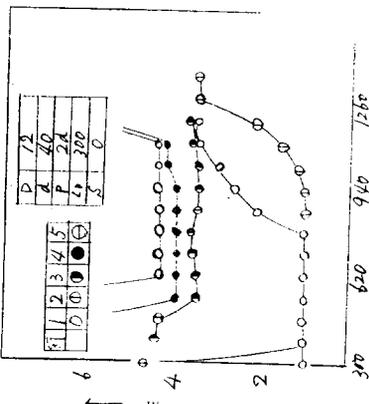
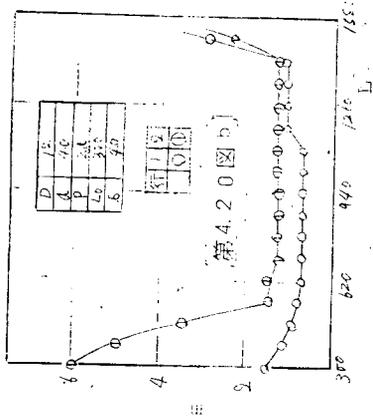
第4.16図 限界除去圧力 P_{crs} の分布



第4.17図 $P_{crs} \leftrightarrow L$ に及ぼす T の影響

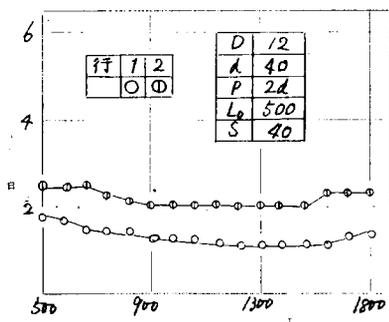


第4.19図 a

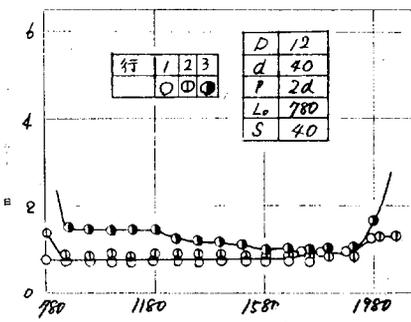


第4.20図 a

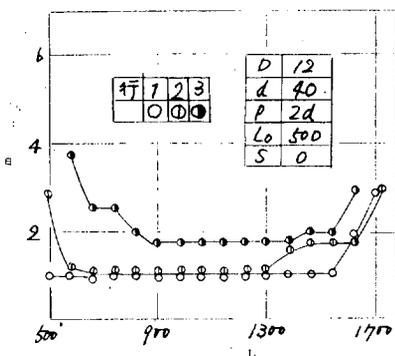
第4.18図 曲線(試料強度の影響を消す)



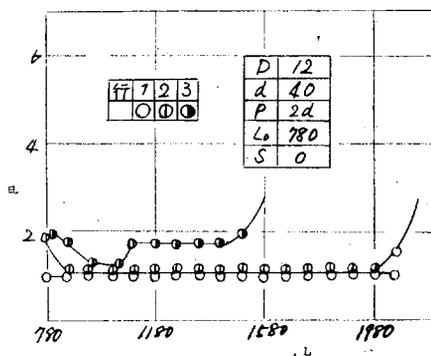
第 4.21 图 b



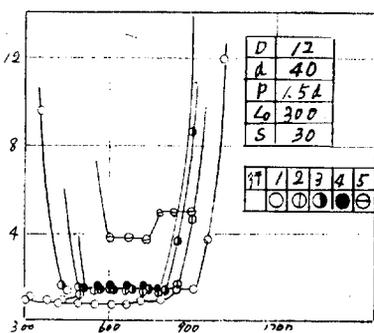
第 4.22 图 b



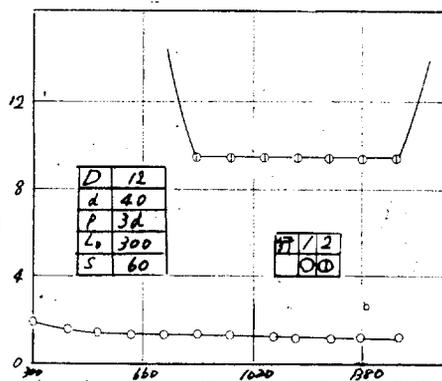
第 4.21 图 a



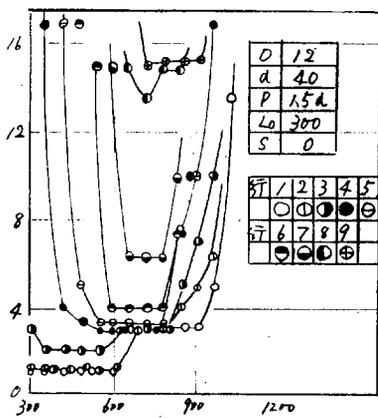
第 4.22 图 a



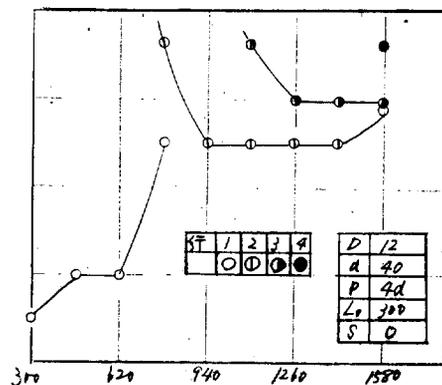
第 4.23 图 b



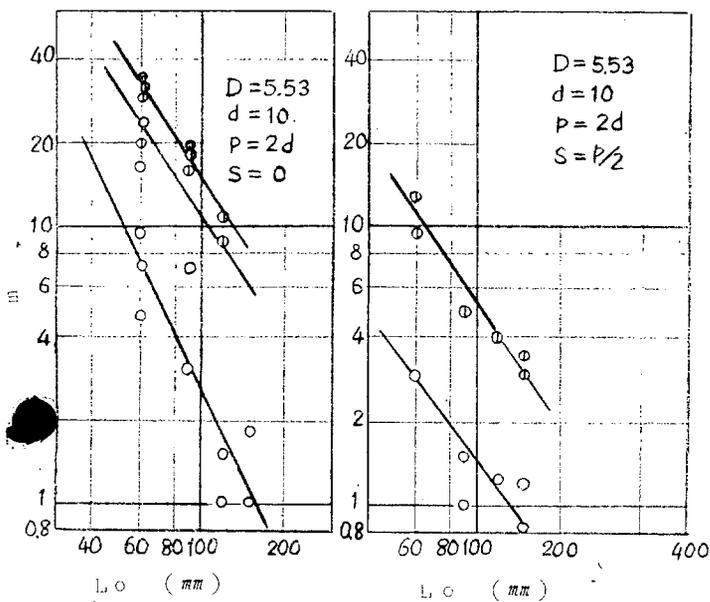
第 4.24 图 b



第 4.23 图 a

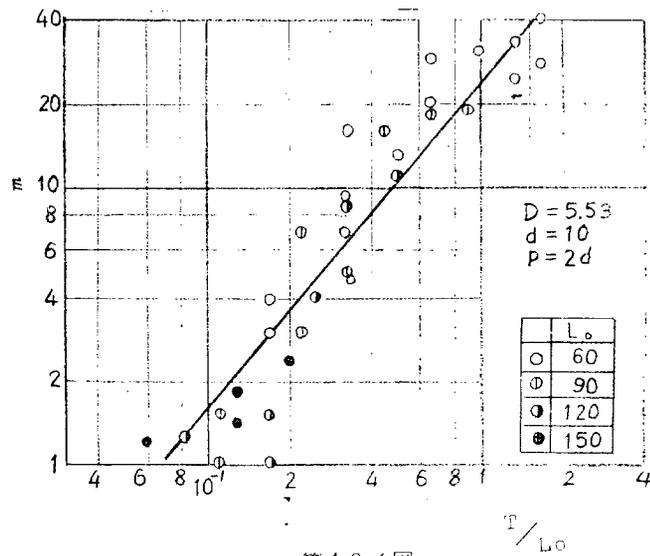


第 4.24 图 a

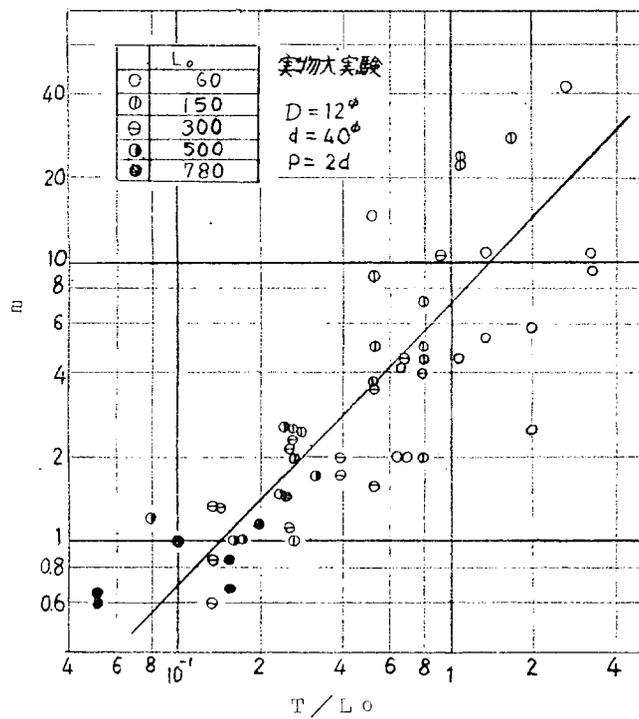


第 4.2.5 图 a

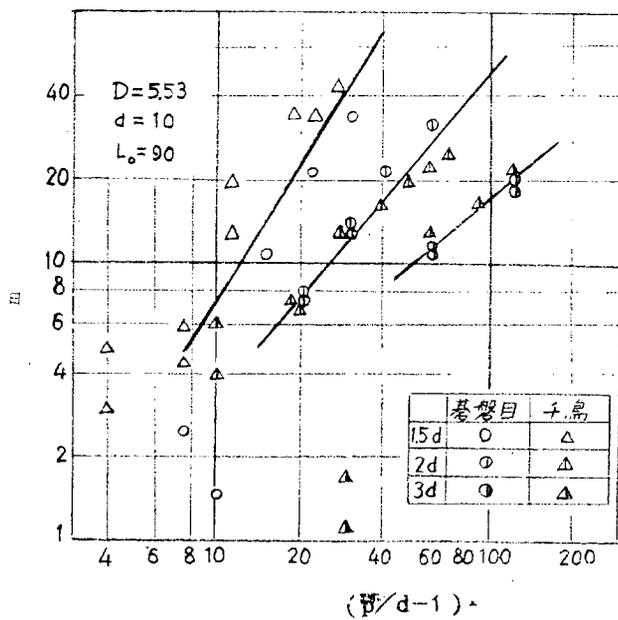
第 4.2.5 图 b



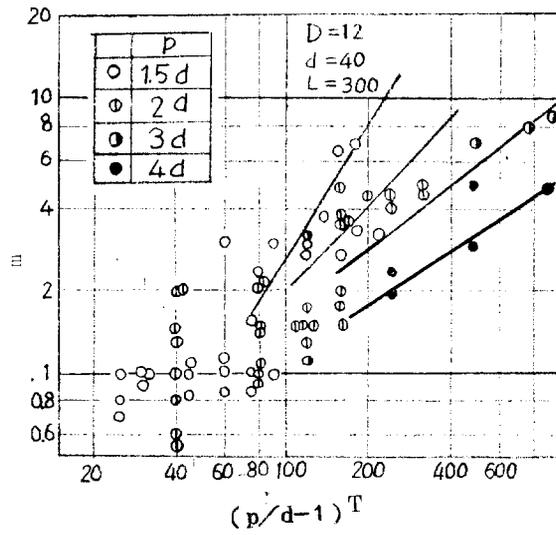
第 4.2.6 图



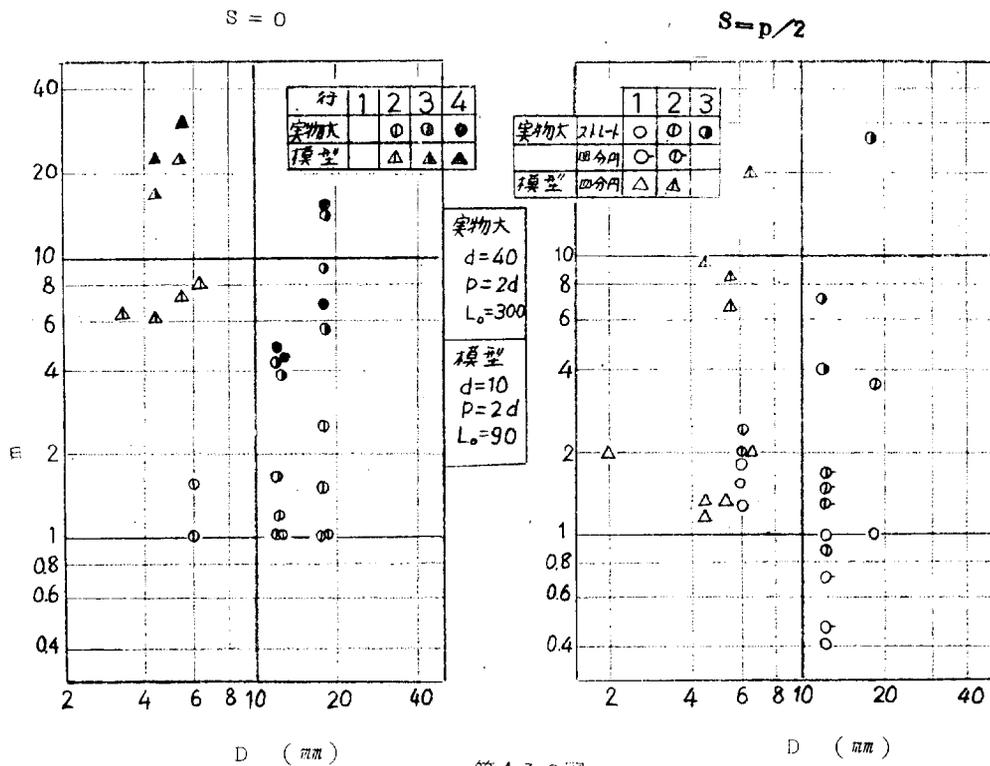
第 4.2.7 图



第 4.2.8 图



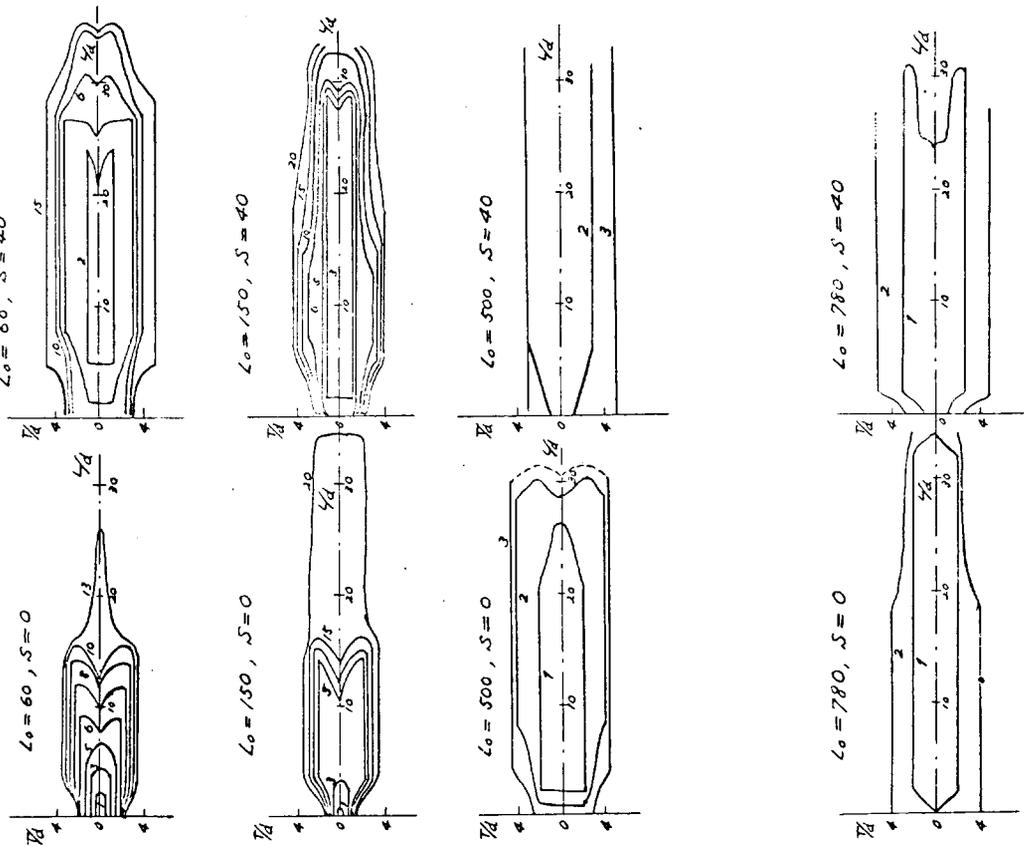
第 4.2 图



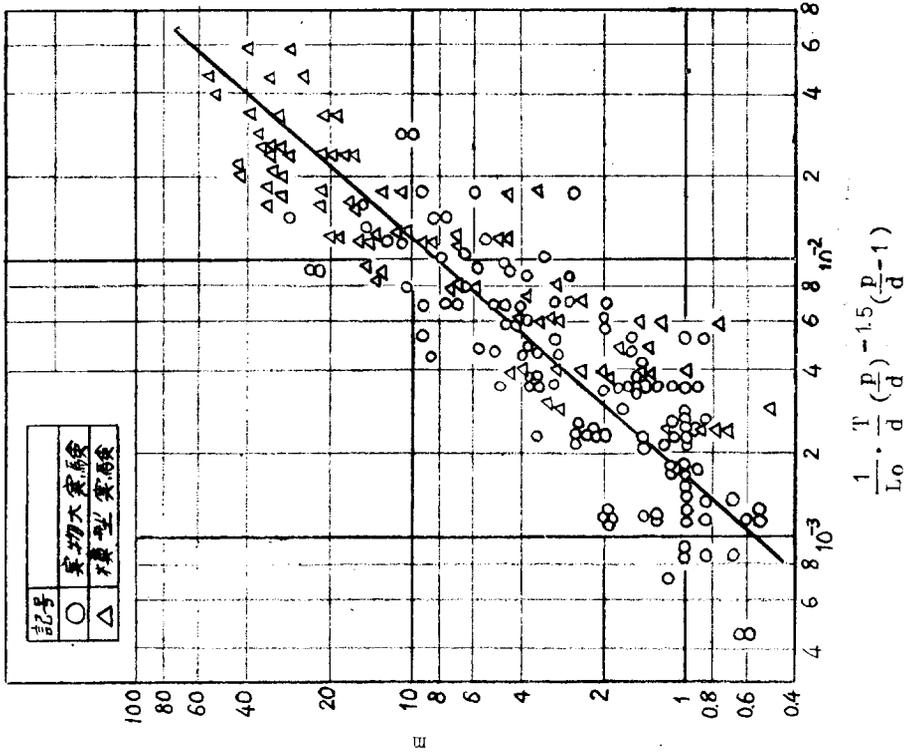
第 4.3 图

保存領域(等 m 線図)

$D=12, d=40, p=2d$ (基)



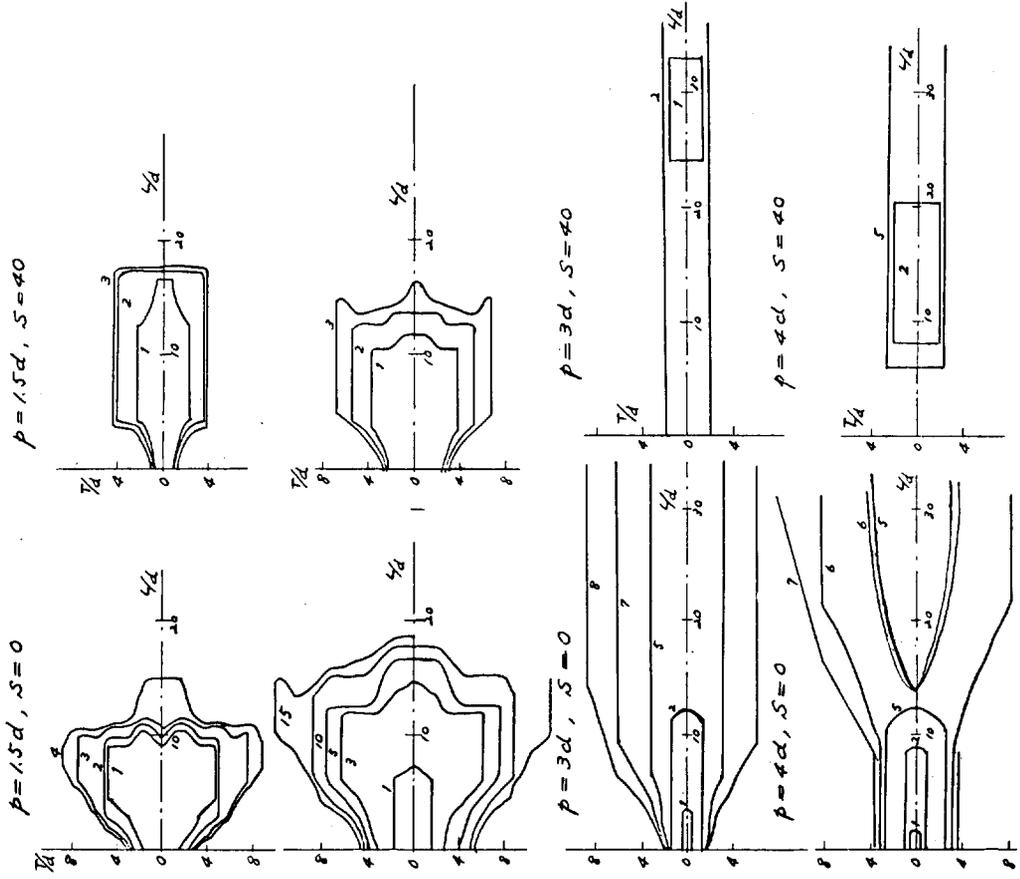
第4.32図 保存領域におよぼす L_0 の影響



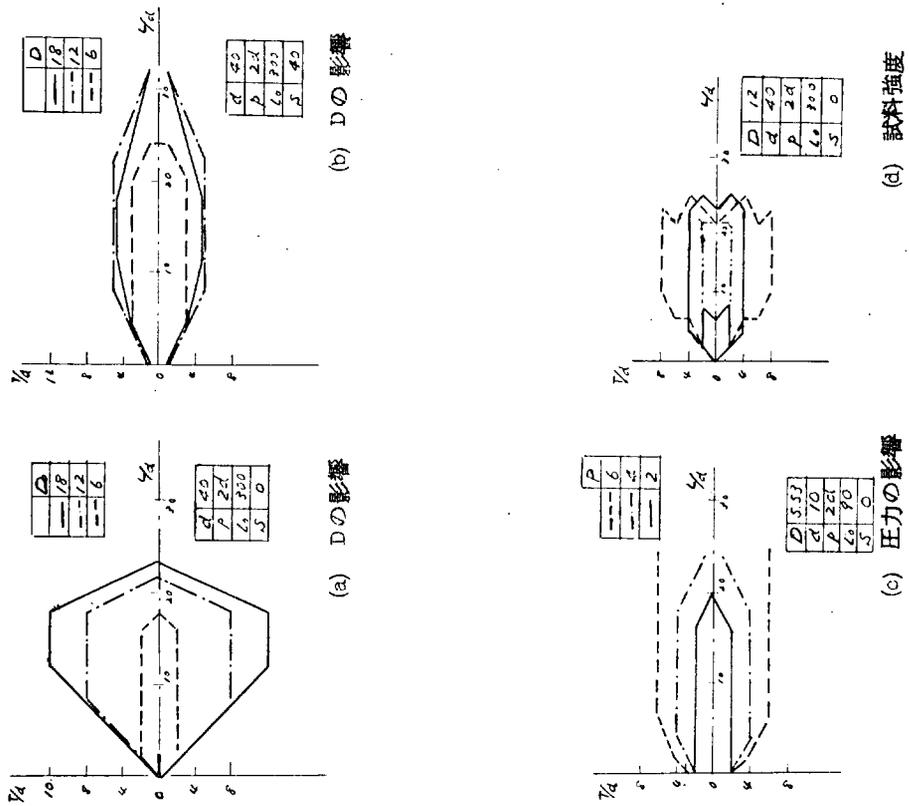
第4.31図

保存領域

$D=12\phi$, $d=40$, $p=2d$ (基準), $L_0=300$



第 4.33 図 保存領域におよぼすピッチの影響

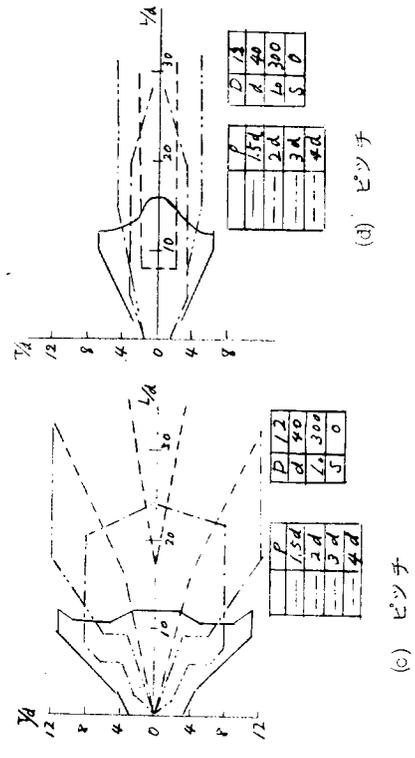
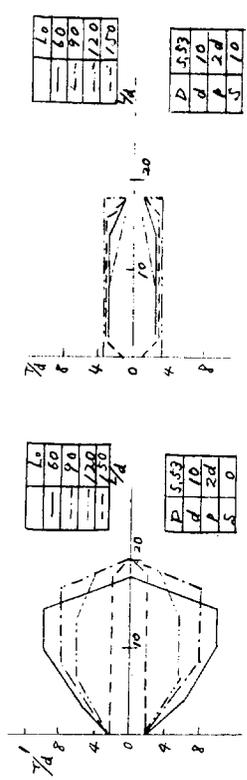
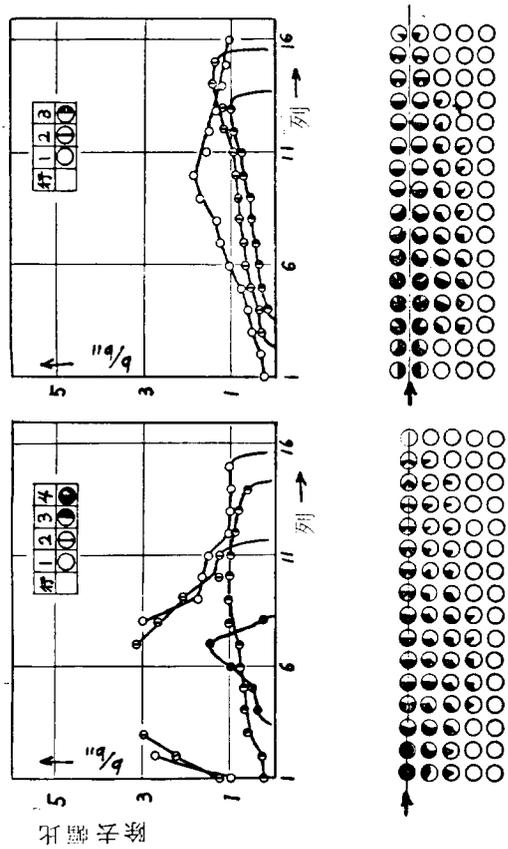


第 4.34 図 保存領域と各パラメータの関係

ϕ	d	L_0	p	ϕz
12φ	40φ	60	2d	0

S	0
---	---

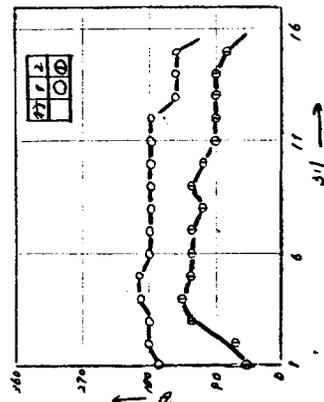
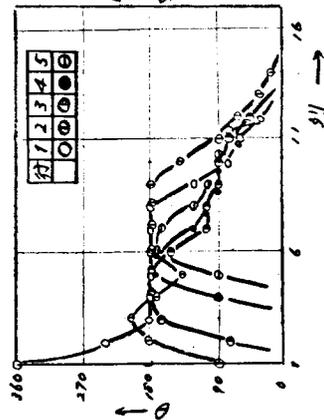
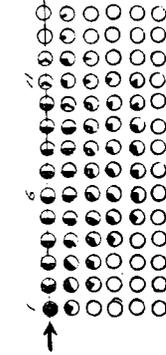
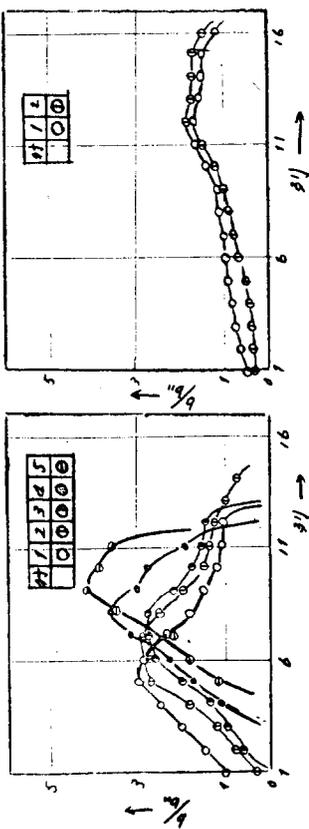
S	4.0
---	-----



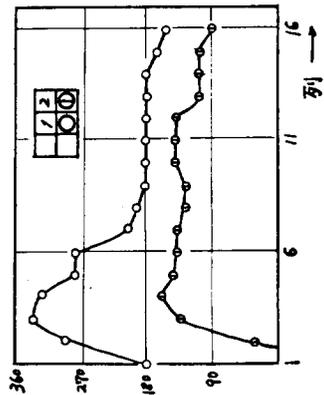
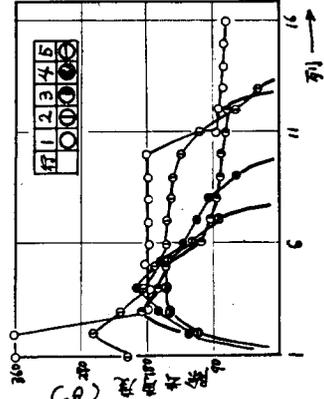
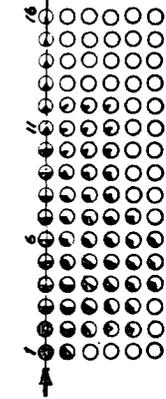
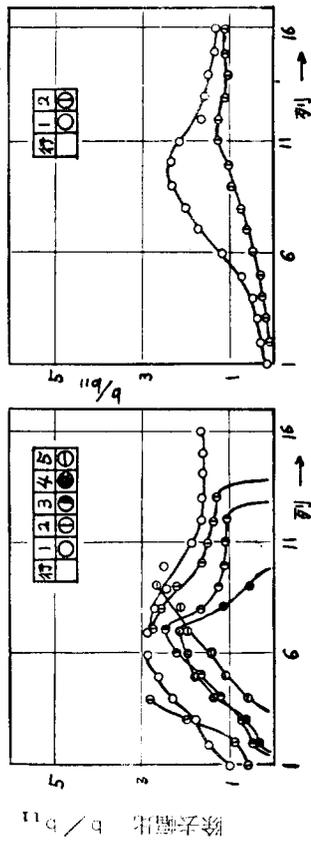
第 4.3.6 図 a 管群における除去範囲 (L_0 の影響) $L_0 = 60 \text{ mm}$

第 4.3.5 図 保存領域と各パラメータの関係

D	d	p	L_0	CZ
1.2	40	2d	300	0



D	d	L_0	p	CZ
1.2	40φ	150	2d	0



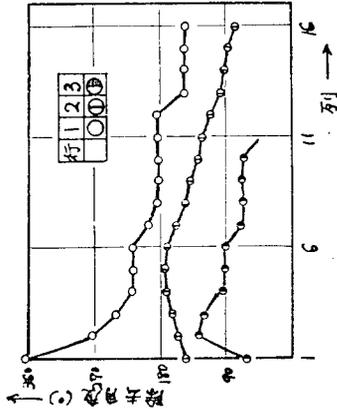
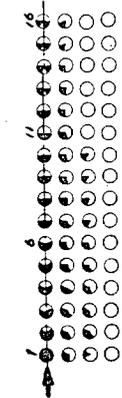
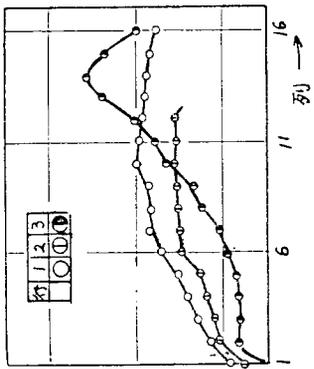
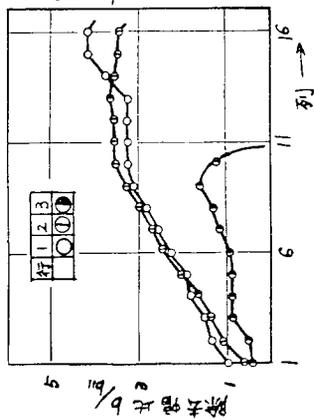
第4.3.6図 c 管群における除去範囲 $L_0 = 300$ mm

第4.3.6図 b 管群における除去範囲 $L_0 = 150$ mm

D	d	p	L_0	CZ
12φ	40φ	2φ	780	0

S 0

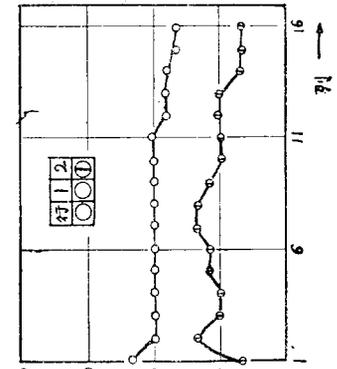
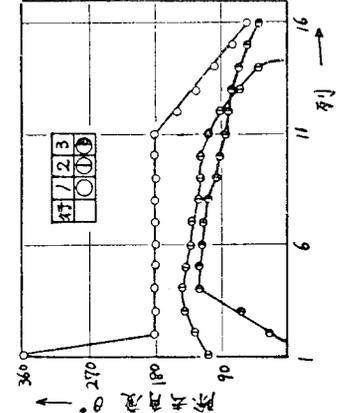
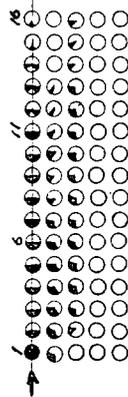
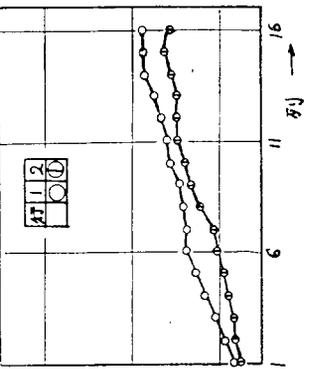
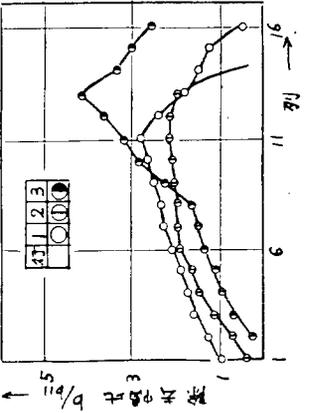
S 40



D	d	L_0	p	CZ
12φ	40φ	500	2φ	0

S 0

S 40



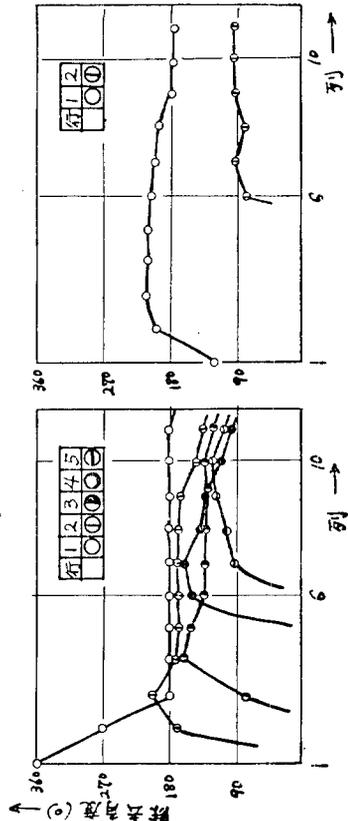
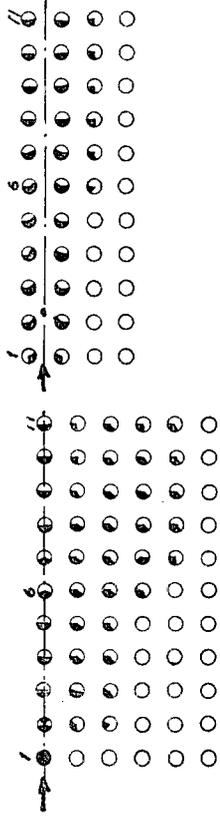
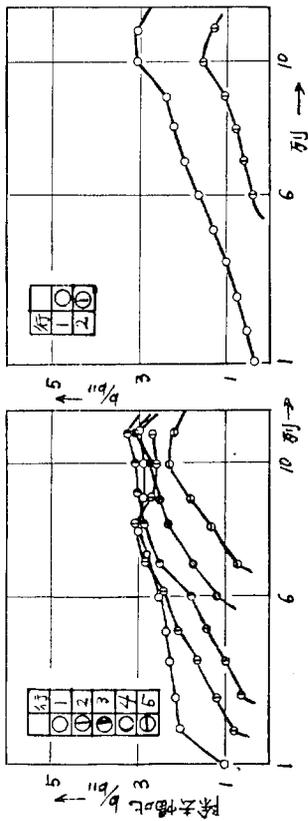
第 4.3.6 図 d 管群における除去範囲 $L_0 = 500 \text{ mm}$

第 4.3.6 図 e 管群における除去範囲 $L_0 = 780 \text{ mm}$

D	d	p	L_0	CZ
12φ	40φ	3d	300	0

S	0
---	---

S	60
---	----

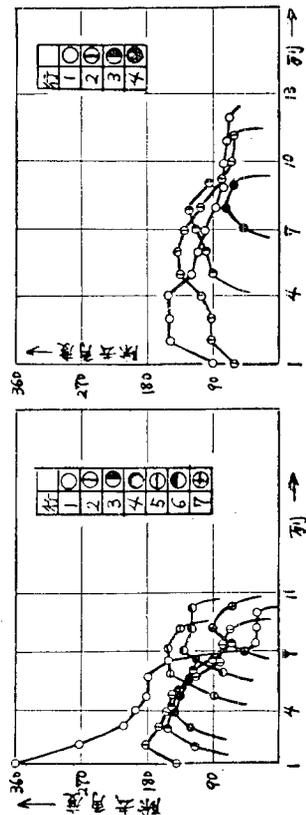
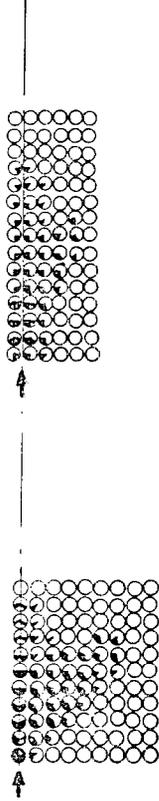
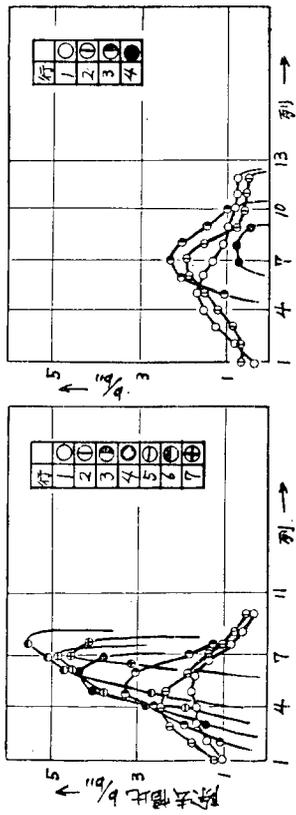


第 4.3.7 図 b 管群における除去範囲 $p = 3d$

D	d	p	L_0	CZ
12φ	40φ	1.5d	300	0

S	0
---	---

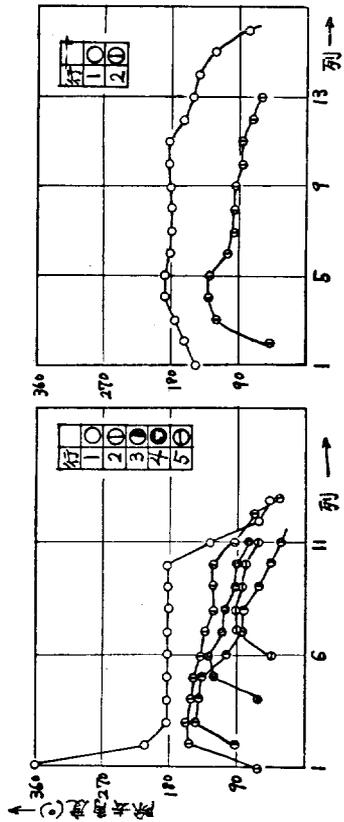
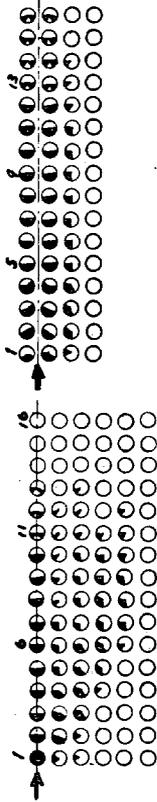
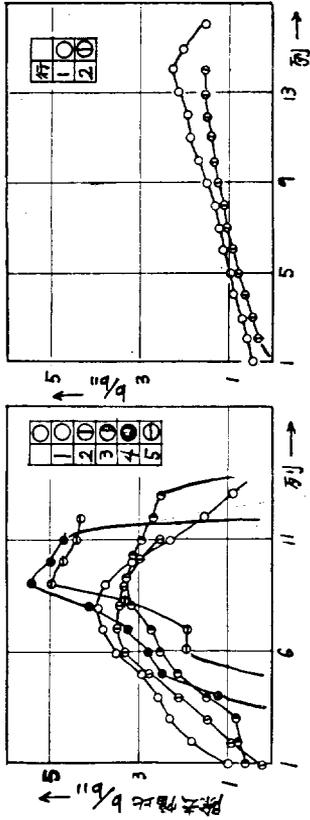
S	30
---	----



第 4.3.7 図 a 管群における除去範囲 (ピッチの影響) $p = 1.5d$

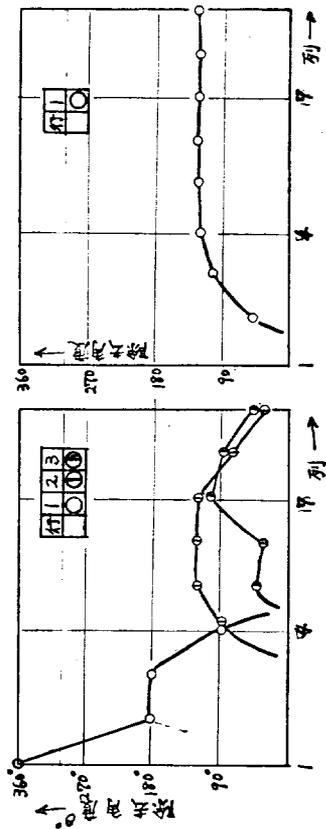
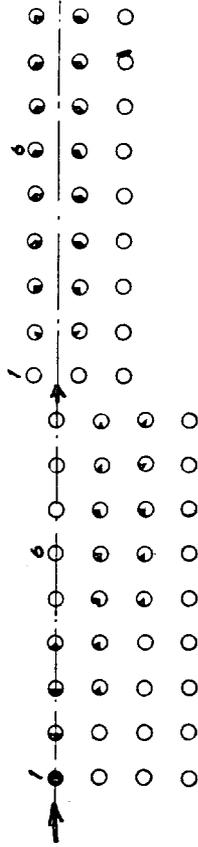
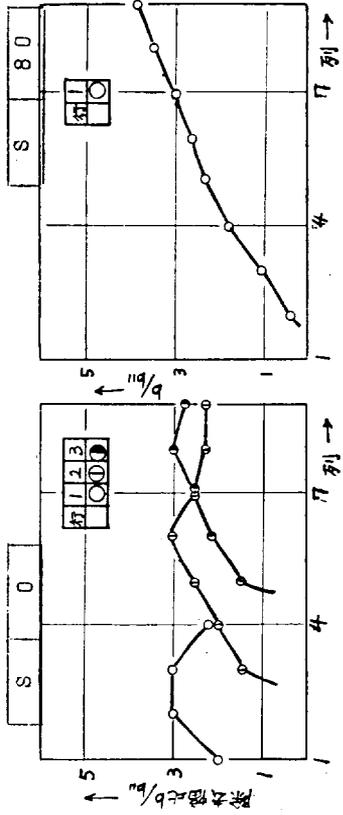
D	d	p	L ₀	CZ
12φ	40φ	2a	300	10

S	40
---	----



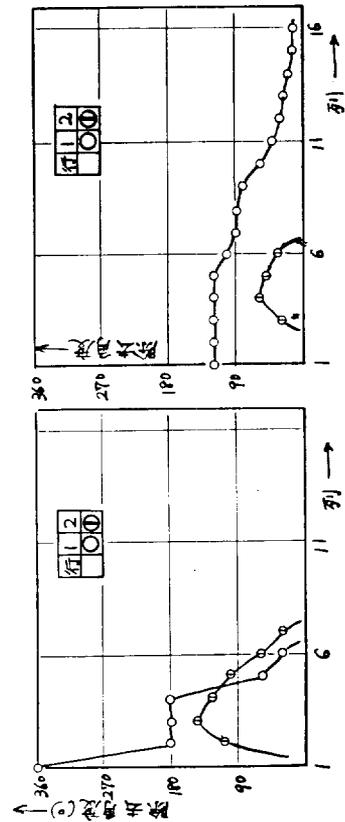
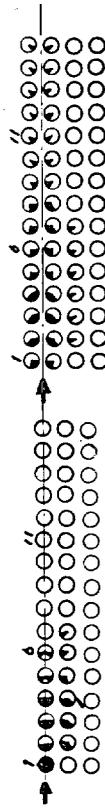
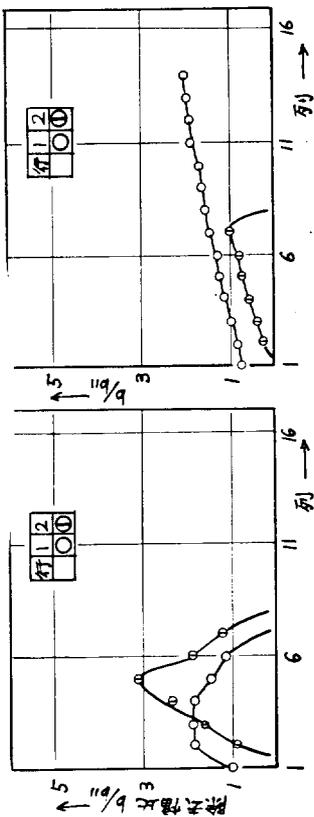
第 4.38 図 a . 管群における除去範囲 (試料強度の影響) CZ = 10

D	d	p	L ₀	CZ
12φ	40φ	2a	300	0



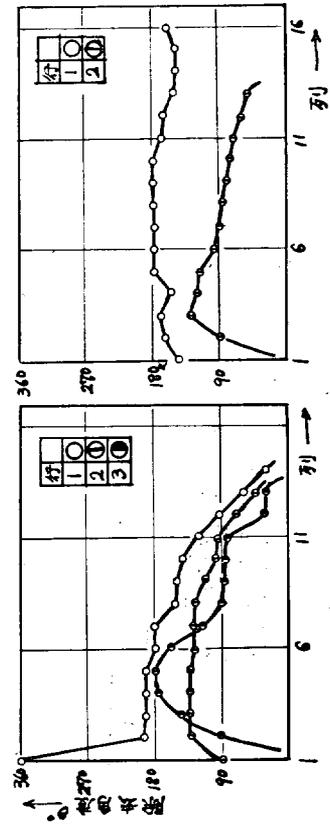
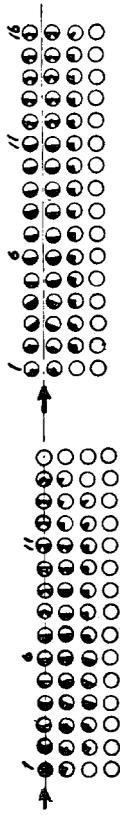
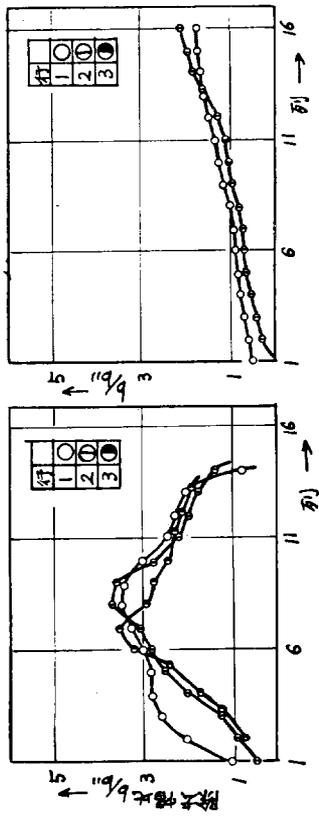
第 4.37 図 c . 管群における除去範囲 p = 4 a

D	d	p	L ₀	CZ
12φ	40φ	2d	300	80



第 4.3.8 図 c 管群における除去範囲 CZ = 80

D	d	p	L ₀	CZ
12φ	40φ	2d	300	40

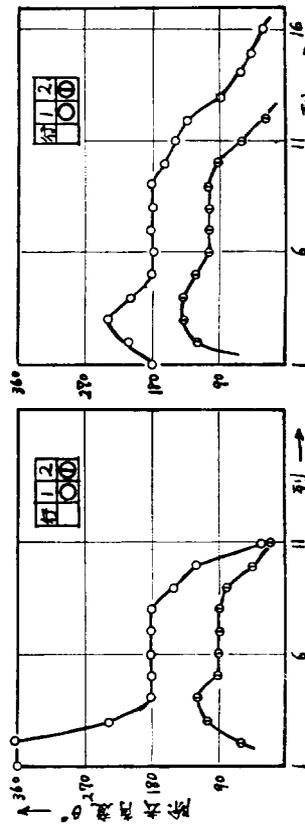
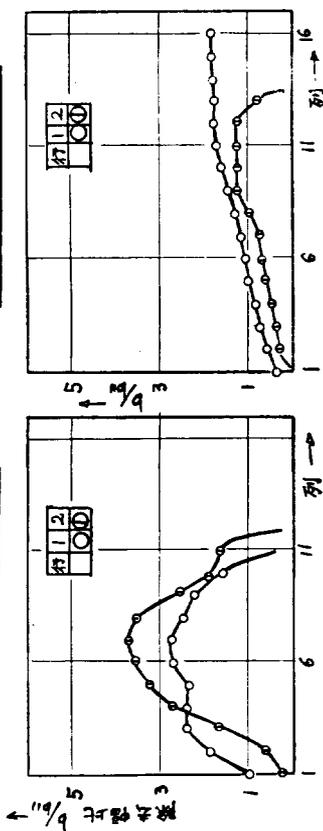


第 4.3.8 図 b 管群における除去範囲 CZ = 40

D	d	p	L ₀	CZ
δ(s _v)	40φ	2d	300	0

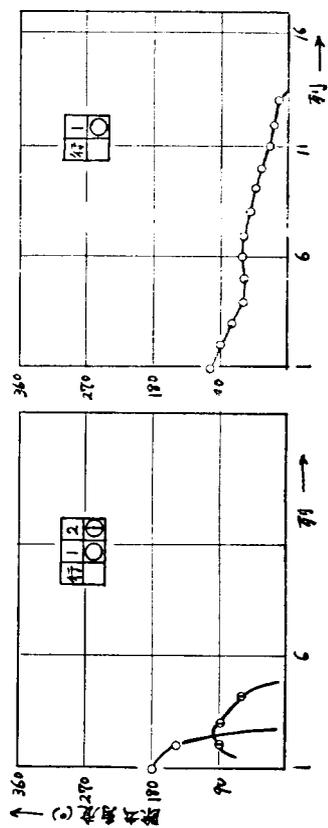
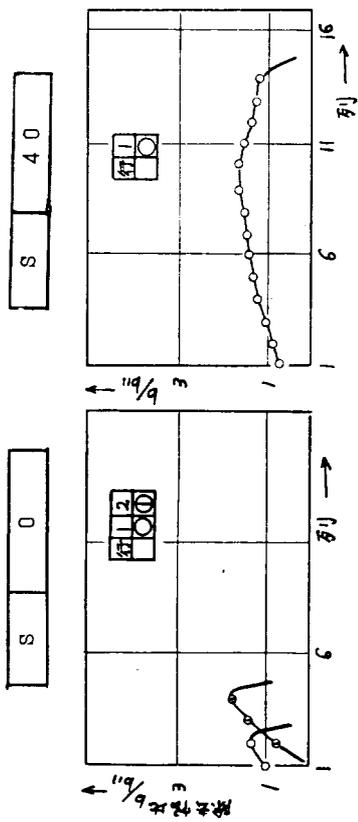
S	0
---	---

S	40
---	----



第4.39図 管群における除去範囲（ノズル径の影響）D=6φ（ストレット）

D	d	p	L ₀	CZ
12φ	40φ	2d	300	120

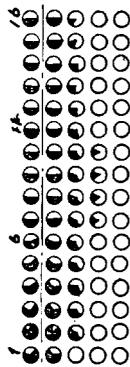
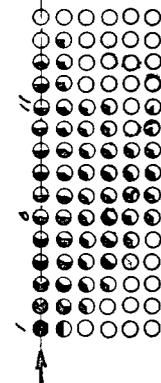
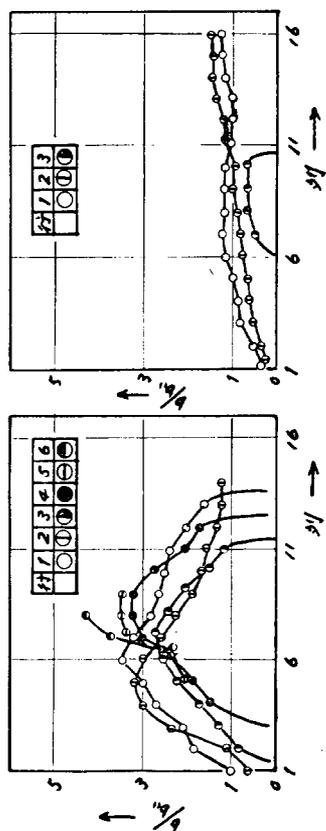


第4.38図 d 管群における除去範囲 CZ=120

D	d	p	L ₀	CZ
18	40	2d	500	0

S 0

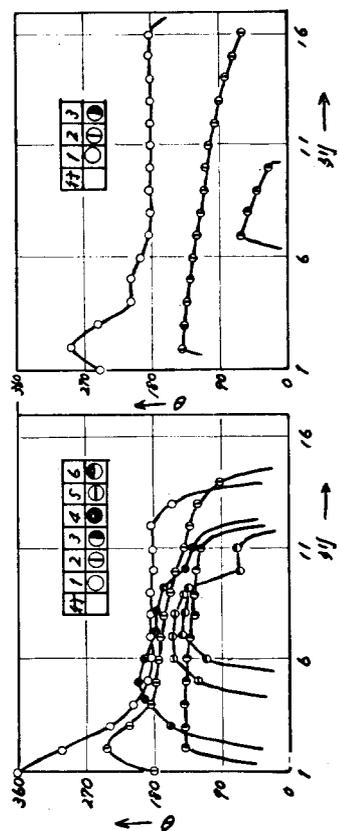
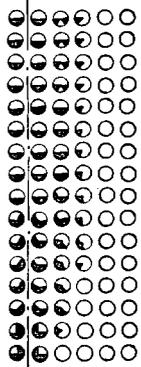
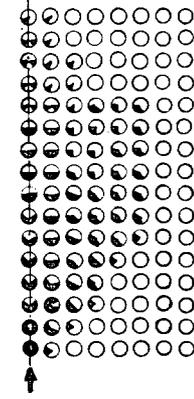
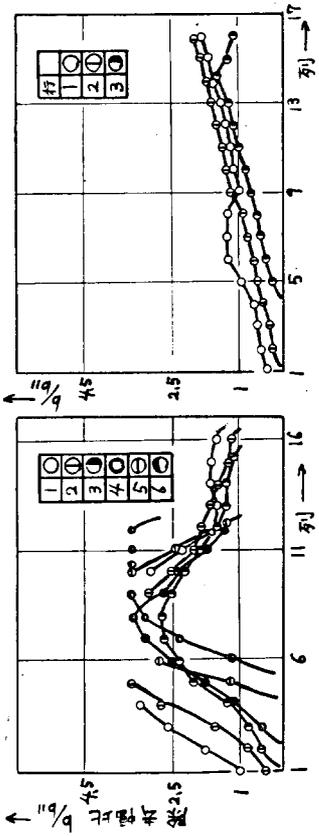
S 40



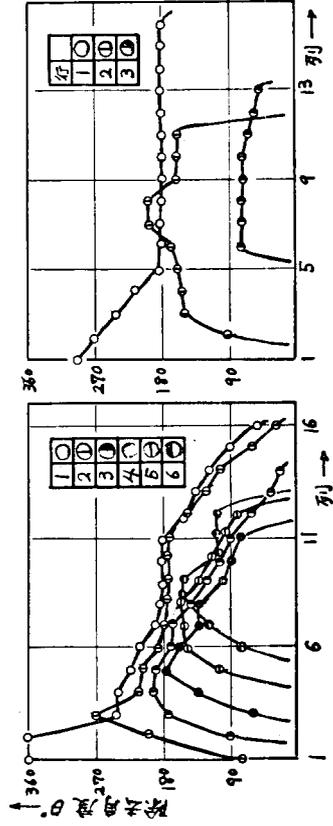
D	d	p	L ₀	CZ
12(st)	40φ	2d	300	0

S 0

S 40



第 4.39 図 c 管群における除去範囲 D=18φ (ストレート)

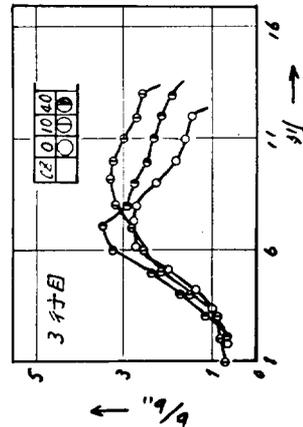
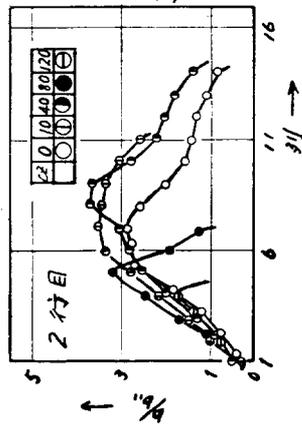
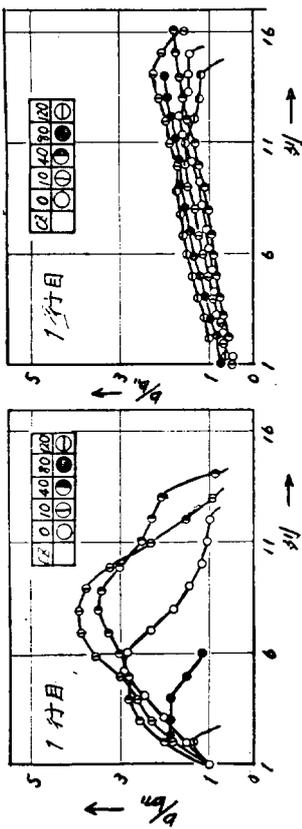


第 4.39 図 b 管群における除去範囲 D=12φ (ストレート)

D	d	p	L ₀	Z
12	40	2d	300	変化

S	0
---	---

S	40
---	----

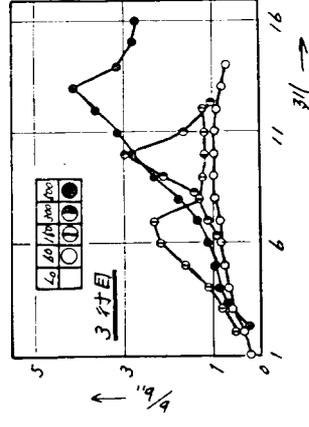
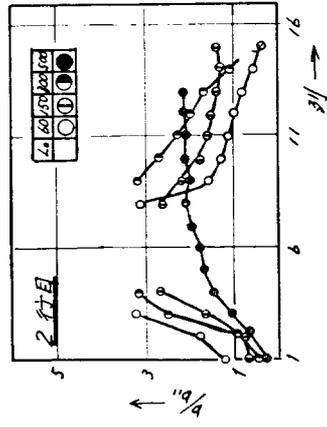
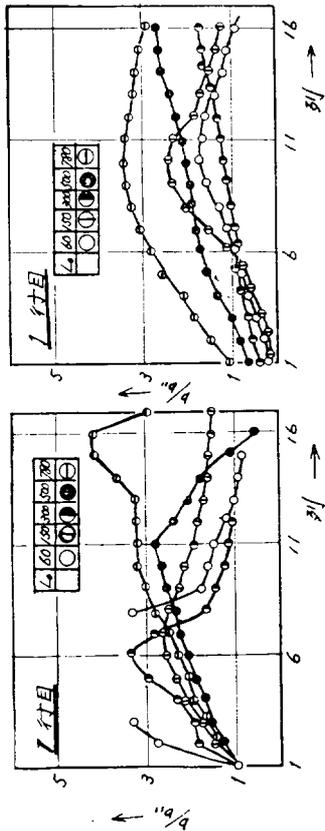


第4.41図 除去巾と試料強度の関係

D	p	L ₀	CZ
12	40	2d	変化

S	40
---	----

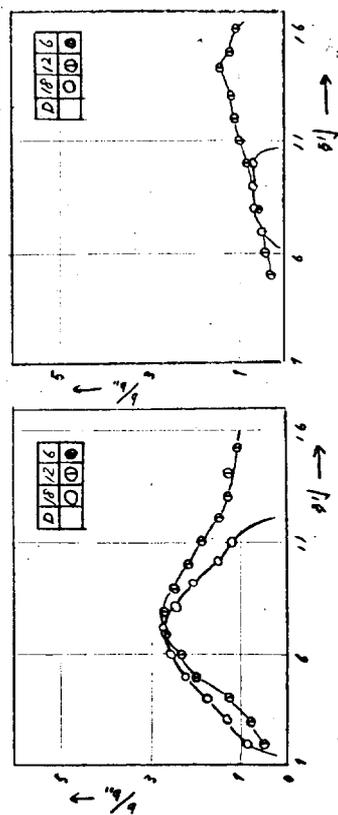
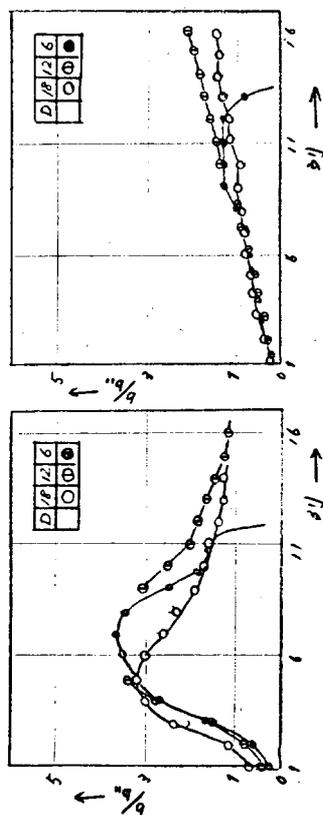
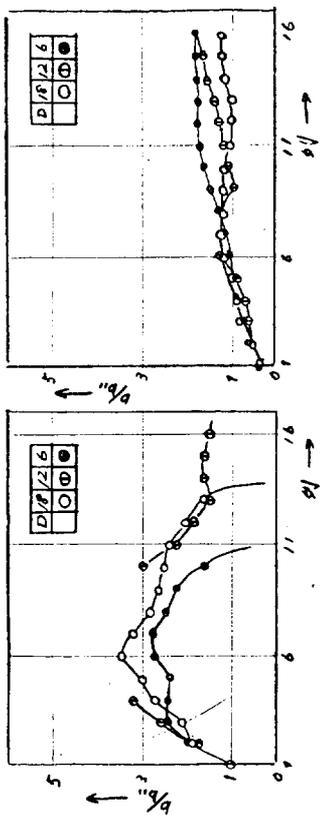
S	40
---	----



第4.40図 除去巾とL₀の関係

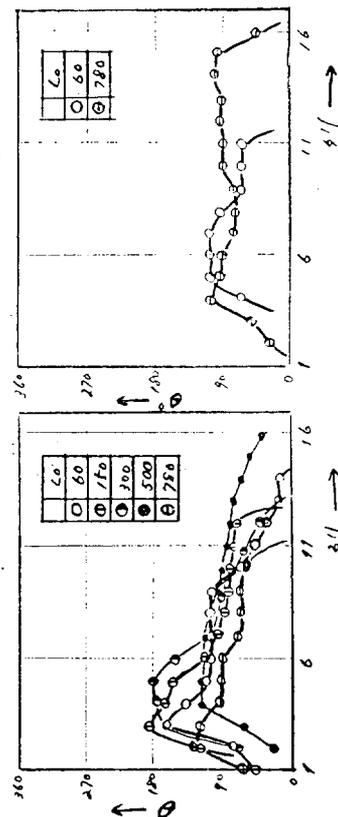
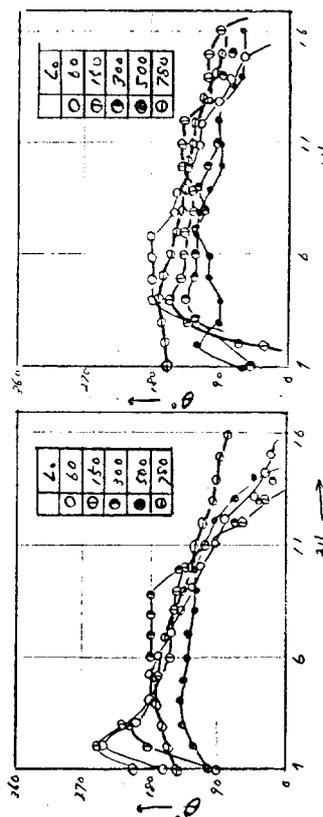
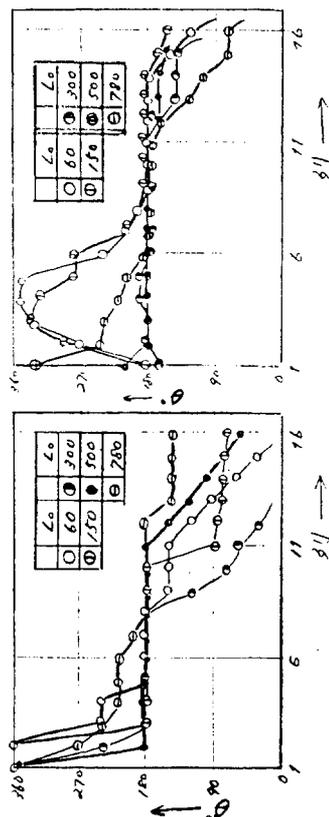
D	d	p	L ₀	CZ
変化	40	2d	300	0

S	40
---	----



D	d	p	L ₀	CZ
1-2	40	2d	変化	0

S	40
---	----

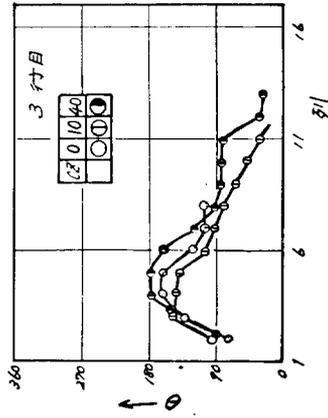
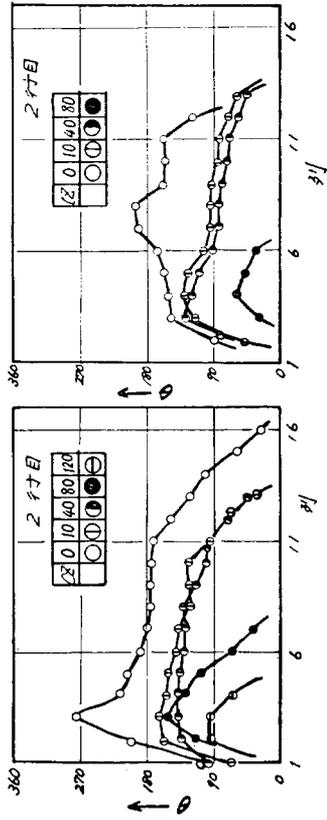
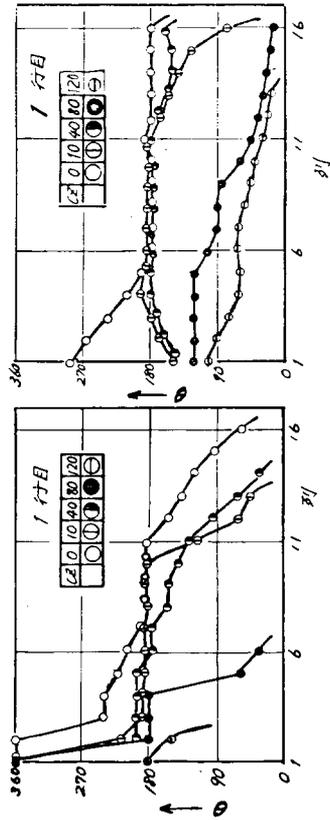


第4.4.3図 除去角度とL₀の関係

第4.4.2図 除去巾とDとの関係

D	d	p	L ₀	CZ
12	40	2d	300	変化

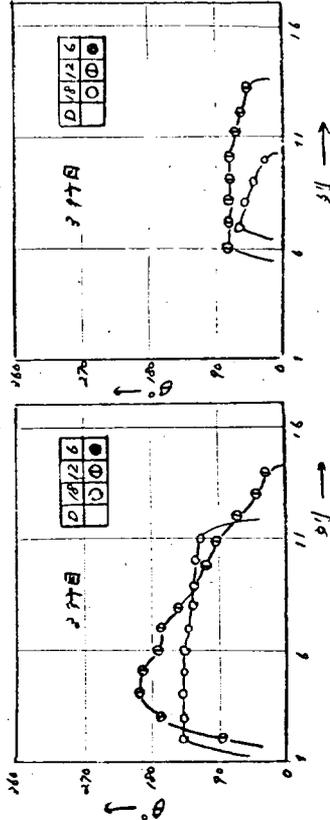
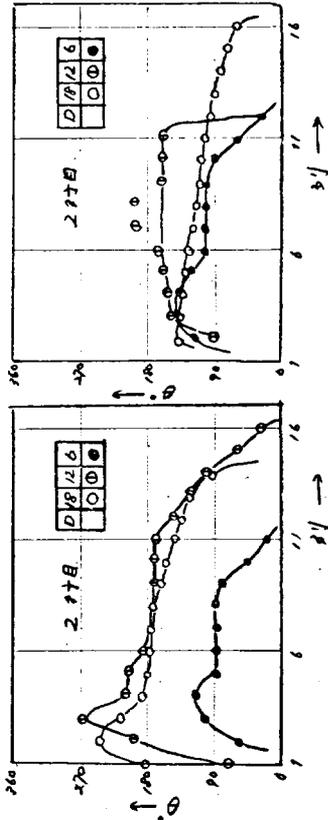
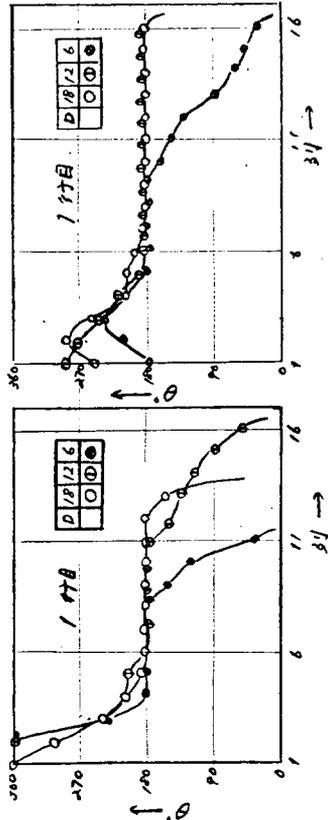
S	0	40
---	---	----



第 4.4 4 図 除去角度と試料強度の関係

D	d	p	L ₀	CZ
変化	40	2d	300	0

S	0	40
---	---	----



第 4.4 5 図 除去角度とノズル径の関係

4.6 結 論

以上実物大の管群模型による実験を行ない、昨年度の小型模型管群の実験結果も合せて考察を進めてきた。得られた結論はつぎのとおりである。

4.6.1 単管の除去特性

- (1) 単管の除去限界圧力 $P_{c rs}$ は、距離によつて管まわりの流動状態が変化することを、これに寸法効果が入ってくるため、複雑であるが、実験的には次式で表わすことができる。

$$P_{c rs} = 8.8 \beta^{-1.27} \cdot \frac{L^{\beta}}{D^2} \quad \text{Kg/cm}^2 \cdot \sigma$$

ここで L 、 D の単位は mm である。

上式、管径、平板、付着物の種類によらず成り立つので、一般性があると考えられる。

- (2) 単管の除去巾は、距離によつて流動状態が変ることと、除去された飛散粒子の影響との二つが効いてくるため、 L が小さいときと大きいときでは整理式はことなってくる。一般に除去巾 b は次式のうちのいずれか大きいほうの値で決定される。

$$b/D = 0.48 L/D \left\{ \ln \frac{\delta (P/D^2)^{0.35}}{L/D} \right\}^{1/2}$$

または

$$b/D = \alpha \cdot d^{0.45} P^{0.35} e^{-\frac{D}{5.3}} e^{-\frac{1}{62} \cdot \frac{L}{D}}$$

ここで δ 、 α は付着物の強度に関係する定数である。

4.6.2 管群の除去特性

管群の場合、上流側では付着面から除去された粒子が下流に飛ばされるが、この飛散粒子がそれ以後の除去特性に大きな影響をなし、しかも管群における噴流除去能力の主役をなす。

このため、保存領域が存在するが、保存領域をはずれた下流側の管の付着物を除去するためには、あらためて噴流そのものの除去力によらねばならないので、飛躍的に噴出圧力を上げねばならない。この理由によりスリーブは除去範囲としては事実上保存領域のみがその対象となる。

(1) 管群内除去限界圧力 $P_{c rm}$

ここで整理した $P_{c rm}$ は保存領域に対するものであり、次式で整理される。

$$m = km \cdot \frac{1}{L_0} \left(\frac{P}{d} \right)^{-15} \left(\frac{P}{d} - 1 \right) \frac{T}{d}$$

$$m = \frac{P_{c rm}}{P_{c rm} - 1}$$

$P_{c rm} - 1$ は、同じ距離にある単管の除去限界圧力 $P_{c rs}$ に等しいから、上式により $P_{c rs}$ を知れば管群内の除去限界圧力を知ることができる。

上式の適要範囲は保存領域であり、その意味で保存領域の定量化を必要とするが、これは定性的な説明をすることに止まった。

(2) 管群の除去範囲

これまでの実験では定性的な傾向を知るのに止まった。その意味で、管群内の除去されている状況をわかりやすく図示しておいたので、第 4.3.6 ~ 4.4.5 図を参照されたい。

~~~~~  
附 録  
~~~~~

ボイラ外部汚れ関係文献集

第 1 章 ボイラ外部汚れ関係文献の調査

1. ま え が き

外部汚れに関する調査研究は、本部会の活動以外にも、国内、国外を問わず数多く行なわれており、諸雑誌に公表されているものもたくさんある。外部汚れに関連する学問分野は多岐にわたるゆえ、これらの諸文献を参考にすれば得るところも多い。その意味で第92研究部会は作業の一環として、内外雑誌に発表されている文献の調査を行なうこととし、その目次の一覧と、その内のいくつかについては抄録を作製した。

今後外部汚れを調査する際の一助ともなれば、と考えて、報告書の附録につける次第である。

2. 調査範囲

調査した文献の範囲は下記のとおりである。なお調査にあたっては船用ボイラを対象としたため、主として油燃焼ガスによる汚れに関するもののみとり上げ、とくに関係がない限り、石炭だきボイラに関するものは除外した。

ボイラ研究	1957～1968
火力発電	1957～1968
化学工学	1957～1967
三菱重工技報	1964～1967
熱管理資料	1957～1966
日立評論	1957～1967
防食技術	1957～1966
機械学会誌	1957～1967.5
機械学会論文集	1957～1967.5
燃料及燃焼	1957～1966
Teproenergetika	1957～1966
SNAME	1951～1967
ASME	1951～1968.4
Combustion	1957～1968
Sulzer Tech. Review	1957～1966
Trans. Inst. Mar. Eng.	1957～1968.9
J. of Inst. Fuel	1957～1968
Power	1957～1966
Corrosion	1957～1968
Naval Eng. J.	1957～1968.5
Chem. Eng. Tech.	1957～1966
Erdöl und Kohle	1957～1966
Proc. Inst. Mech. E.	1957～1968.8
J. of Phy. Chem.	1957～1966
J. of App. Chem.	1957～1966
Werkstoffe und Korrosion	1957～1968
B W K	1957～1968
V G B	1957～1968.8

※ なお、前記年度中で若干欠号のものもあつて、それについては調査してないので了承されたい。

3. 分類

集計した文献はその題名から内容を判断して下記のように分類した。一部は内容をみずに題名のみから判断してあるので、その点注意されたい。

§ 1. 全般（ボイラ，重油燃焼に関する問題）

§ 2. 外部汚れ（実地調査）

2.1 全般

2.2 高温汚れ

2.3 低温汚れ

2.4 煙道，煙突

§ 3. 外部汚れの研究調査

3.1 燃料，燃焼

3.2 燃焼ガス

3.3 付着物の性状

3.4 高温汚れ

3.5 低温汚れ

3.6 硫黄

3.7 化学理論

3.8 付着機構

3.9 計測法

§ 4. 外部汚れの防止

4.1 添加剤

4.2 低過剰空気燃焼

4.3 構造，設計

4.4 材料

4.5 その他（燃料処理など）

§ 5. 付着物の除去

5.1 付着物の除去

5.2 その他

以下に文献目次一覧，および抄録を示す。なお表中の番号は整理上付記したもので，あまり意味はない。

第2章 ボイラ外部汚れ関係文献名一覧

§ 1. 全般 (重油燃焼に関する問題)

- | | | | |
|------|--|----------------------|-----------------------------------|
| 1. | Probleme bei Heitzölf Feuerungen in Industriekraftwerken. | Wehrberger, F. | V.G.B. Heft 98, 1965, s.349/357 |
| 2. | Erfahrungen mit Ölbeheizten Kessel im Kraftwerkbetrieb unter besonderer Berücksichtigung der Erfahrungen im Kraftwerk Västeras Schweden. | Hansson, H. | V.G.B. Heft 46, 1957, s.27/37 |
| 3. | Erfahrungen bei der Verbrennung von schweren Heitzölen in Dampfkesselanlagen. | Rosahl, O. | V.G.B. Heft 46, 1957, s.13/27 |
| 4. | Die Vor und Nachteile der Ölfeuerung für Dampfkesselanlagen. | Hansen, W. | V.G.B. Heft 46, 1957, s.61/66 |
| 5. | Die Ölfeuerung im Dampfkesselbetrieb. | V.G.B. | BWK Bd.9, Nr.3, 1957, 132/135 |
| 6. | 重油専燃時の問題点とその対策について | 市村勝巳 | 火力発電, Vol.9 No.6, 1958, 452/462 |
| 7. | 重油燃焼火力発電所の技術的諸問題 | 相部嘉輔
他 | 火力発電, Vol.12, No.1, 1961, 491/504 |
| 214. | Fireside Corrosion in Oil Fired Boilers. | L.K. Rendle, et al., | Combustion Aug. 1959, 30-42 |
| 215. | ボイラの重油燃焼における問題点 | 中沢 脩
他 | 新三菱重工技報 Vol.3, No.3, p.318-337 |
| 253. | 原油生だきの技術的問題について | 座談会 | 火力発電 Vol.19, No.2, 1968 |
| 254. | 重油ボイラの新しい問題 | 市村勝巳
他 | 火力発電 Vol.19, No.2, 1967 |
| 255. | 混焼ボイラの長期間重油専焼における諸問題と対策 | 徳永 保
他 | 火力発電 Vol.18, No.8, 1967 |
| 256. | 重油パーナの燃焼特性におよぼす諸因子の影響 | 岩下 惣吉 | 火力発電 Vol.18, No.3, 1967 |

257. 火力発電所における原油燃焼装置の研究 金子夏実 他 火力発電 Vol.18, No.9, 1967
258. 重油ボイラ取扱いにおける障害について 植田修平 ボイラ研究 No.103, 1967
259. 炉筒煙管式ボイラの外部汚れに関する研究 小林広 他 ボイラ研究 No.109, 1968

§ 2. 外部汚れおよび腐食全般(実缶調査)

2.1 全 般

8. Gas side corrosion in coal and oil fired utility units. A.S.M.E. 1965 July 250/258
9. The Residual Oil Ash Corrosion Problem C.J. Slunder Corrosion Vol. 15 No.11 1959 Nov.
10. Deposits in Coal-fired Economic Boiler. J. of Inst. Fuel. Vol.36 No.275 1963
11. Feuerseitige Ablagerungen und Korrosionen in Dampfzeugern. W. Pfeiffer, Ha VGB 1963 Aug.220/231
12. Rauchgasseitige Korrosionen, Teil I. Ölgefeuerte Anlagen. Gumz, BWK. 1959, Bd.11 Nr.6, 266/279
13. ボイラの燃焼ガスによる障害とその対策について(1) 藤本節雄 他 火力発電 Vol.9, No.3, 1958, 151/161
14. ボイラの燃焼ガスによる障害とその対策について(2) 火力発電 Vol.9, No.4, 1958, 250/257
15. ボイラの燃焼ガスによる障害とその対策について(3) 火力発電 Vol.10, No.2, 1959, 113/120
16. 重油ボイラにおける障害および対策について 火力発電技術協会 火力発電 Vol.13, No.4, 1962, 366-
17. ボイラの重油燃焼障害 中沢脩 他 熱管理資料 No.84, 1965, 16/30
18. 重油燃焼ボイラにおける障害と対策について 世古勉 熱管理資料 No.80,81, 1964, 72/87
19. 重油燃焼における腐食障害 山田剛 熱管理資料 No.75, 1963, 8/16

- | | | |
|---|-----------------------|---|
| 20. 重油ダキボイラの障害と対策 | 芳賀 大兵衛 | ボイラ研究 No.66,
1961, 4/10 |
| 21. 重油燃焼における腐食障害について | 山田 剛 | ボイラ研究 No.72,
1962, 16/20 |
| 22. 重油燃焼によるボイラの障害防止について | 瀬尾 正雄 | ボイラ研究 No.76,
1962, 1/12 |
| 23. 重油だきボイラの障害とその対策について | 山田 剛 | ボイラ研究 No.78
1963, 15/19 |
| 24. 最近における重油燃焼によるボイラ障害について | 藤井 力雄 | ボイラ研究 No.81,
1963, 5/16 |
| 25. 油だきボイラにおける障害とその防止対策
(シンポジウム) | | ボイラ研究 No.82,
1963, 17/36 |
| 26. 重油専焼ボイラの問題点について | 久山 泰三 | 日立評論, 別37
1960, p.25- |
| 214. Fireside Corrosion in Oil Fired Boilers. | L.K. Rendle, etal | Combustion Aug.
1959, 30-42 |
| 216. New Development for Handling the Fuel Oil Ash Corrosion Problem. | D.W. Mc. Dowell, etal | Combustion Jan.
1961, 49-50 |
| 217. バードネスト対策(助燃剤を含む), (ボイラ外部伝熱面付着物対策) | 西村 博 | 日本機械学会誌
1959, Vol.62,
No.483; p.613 |
| 218. 火力発電ボイラの重油燃焼障害対策 | 田代 正武 | 日本機械学会誌
1962, Vol.27,
No.10, p.35 |
| 219. 重油燃焼ボイラのガス側における障害並びにその対策 | 福井・玉井 | 日本機械学会誌
1962, Vol.27,
No.5, p.1 |

220. 重油燃焼による腐食に就て 山口 敬三 日本機械学会誌,
1963, Vol.30,
No.5, p.15
221. 重油燃焼による金属の高温部および低温部腐食
とその防止対策について 中 沢 脩 日本機械学会誌,
1964, Vol.31,
No.8, p.1
222. " Boilers Corrosion (rew.), Low- P.D. Moskovits I & EC 51 1959,
temp. boiler corrosion and deposits-
A literature review " 1305-1312
260. Fuel oil ash deposition in Brown, T.D. J. of Inst. Fuel
naval boilers. et al 1968, Aug. vol.41
no. 331, 322/330
261. Symposium; combustion in Brown, T.D. J. of Inst. Fuel
marine boilers. 1968, Apl. vol.41
No.327, 167/168
- 2.2 高温汚れ (過熱器, 再熱器, 燃焼室)
27. External corrosion of superheaters A.S.M.E. 1960, July
in boiler firing high alkali coal 181/193
28. Corrosion of superheaters and re- A.S.M.E. 1960, July
heaters of pulverized coal fired 194/204
boiler.
29. Corrosion of superheaters and A.S.M.E. 1961, Oct.
reheaters of pulverized coal fired 468/474
boilers II.
30. Die feuerseitige korrosion von K. Baumann, V.G.B. 1962, Feb.
Brennkammer-und Überhitzer rohren. Leverkusen 4/11.
31. Zur Frage der Tieftemperatur- G. Weber V.G.B. 1960, April.
Korro- sionen an ölgefeuerten. Düsseldorf. 69/98
32. Hoch-und Tieftemperaturkorrosionen W. Gumz, V.G.B. 1958, Okt.
in Kesselanlagen. Essen. 305/319
33. Die Korrosion in Hochtemperatur M. Werner. BNK 1957, Okt.
Kesseln. 587/596
262. Korrosionen und Beschädigung Schneider, A. V.G.B., Heft 109,
auf der Rauchgasseite von 1967, Aug. 232/245
Dampferzeuger.
263. High temperature corrosion Haklutt, J. of Inst. Fuel
investigations on an oil- J.P.D., 1968, May, vol.41
fired naval boiler. et al. no.328, 206/218
264. Betriebserfahrungen mit öl- Schulte, J. V.G.B., Aug. 1968
gefeuerten Kesseln für Dampf-
temperature von 560°C.

265. Rauchgasseitige Hochtemperaturkorrosion an einem Zyklonkessel. Schoch, W. et al. V.G.B., Heft 109, 1967, Aug. 245/250

2.3 低温汚れ (エコノマイザ, 空気予熱器)

34. Corrosion & Fires in Marine air preheater. With particular reference to the Ljungstrom rotary regenerative air heater. Trans. Inst. Mar. E. 1960, vol. 72 309/
35. 重油燃焼ボイラの燃焼ガスによる腐食と空気予熱器附着物 大塚唯男 他 防食技術 Vol.10, No.3, 1961
36. 重油だきボイラの低温部故障について 坂本 進 火力発電 Vol.12, No.1, 1961, 30/36
37. 重油専焼ボイラにおける低温腐食およびその防止 O. Uno 火力発電 Vol.14, No.3, 1963, 213/216
38. 重油ボイラの低温部腐食 小岩正人 火力発電 Vol.16, No.7, 1965, 549/554
39. 水島発電所第2号ボイラ低温部腐食並びに対策 来栖義一 火力発電 Vol.16, No.7, 1965, 561/567
40. 油だきボイラの低温部における諸問題について (座談会) 火力発電 Vol.16, No.1, 1965, 67/80
41. 重油燃焼による低温部腐食について 山田 実 熱管理資料 No.75, 1963, 28/33
42. 重油だきボイラの低温部障害とその対策 大塚唯男 ボイラ研究 No.66, 1961, 16/19
223. Cold End Problems on an Oil-Fired Boiler. H.R. Sieg Combustion Vol. 35 No.10, 1963, 38-45
222. " Boilers Corrosion (rev.), Low-temp. boiler corrosion and deposits- A literature review " P.D. Moskovits I & EC 51-1959, 1305-1312
266. Entschwefelung von Abgasen und Brennstoffen. Seidl, W. BWK, Bd.20, Nr.4, 1968
304. 尼崎第三発電所原油または重油燃焼時のSO₂からSO₃への転化率の経時変化 中西三郎 他 火力発電 Vol.18, No.8, 1967

305. 尼崎第三発電所原油または重油燃焼時の炎中におけるSO₃生成量 中西三郎 他 火力発電 Vol. 18, No.7, 1967
- 2.4 煙道, 煙突
43. Corrosion problems in stack and ducts. Trans. ASME, 1962 Oct., 323/328
- § 3. 外部汚れの調査, 研究
- 3.1 燃料, 燃焼
44. Fuels. Trans. ASME, 1959 July, 234/243
45. Heizöl-Versorgung, Qualitäten und Auswahl. G. Oldenburg VGB, Heft 46, 1957 Feb., 2/6
46. 重油バーナにおける附着物の一経験 山下勇男 火力発電 vol.17, No.4, 1956.
47. 火力発電所における原油燃焼試験 相部嘉輔 火力発電 vol.14, No.3, 1963, 169/179
48. 尼崎第三発電所重油及び原油燃焼 山中正直 他 火力発電 vol.16, No.12, 1965, 1058/1077
49. 重油燃焼における2, 3の問題点 設楽正雄 熱管理資料 No.61, 62, 1960, 1/9
50. 重油の性状と燃焼 市川勤 熱管理資料 No.91, 1967, 33/54
51. 重油燃焼の取扱い 柳本正蔵 ボイラ研究 No.72, 1962, 7/15
52. 重油燃焼の取扱い 柳本正蔵 ボイラ研究 No.76, 1962, 25/29
267. 重油比重の温度特性 阿部邦雄 他 火力発電 Vol.19, No.2, 1968.
- 重油の性状と燃焼 市川勤 熱管理資料 No.2, 1967.

268. Downwards and sideways firing in naval boilers. Hardcastle, J.W. J. of Inst. Fuel, vol.41, no.330, July 1968, 275/279
269. Aerodynamic criteria for the design of air registers for oilfired naval boilers. J. of Inst. Fuel, vol.41, no.328, May 1968, 195/205
270. Erfahrungen mit Brennstoff-Luftlegelungen ölgefeuerter Dampferzeuger. Sachtleber, H. VGB, April 1968, 139/142
- 3.2 燃 燒 ガ ス
53. Fire side deposits on steam generators minimized through humidification of combustion air. ASME. 1951, August 821/843
54. ボイラ排ガス中の亜硫酸ガス除去の一実験 石川 桜雨 火力発電 vol.14, No.2, 1963, 134/137
55. How Much Dust is in Flue Gas? Trans. Inst. Mar. Eng. May 1967, Vol.111, No.5
56. Möglicher Korrosionsablauf in oxydic-render Atmosphäre im Schmelzkammer-kessel unter besonderer Berücksichtigung der Rohrwandtemperaturen. A. Schneider, VGB. 1962 Apr. 111/116
57. Sauregetränkte Russflocken in Feuerungsabgasen-- ihre Entstehung und Verhütung W. Grimm VGB. 1963 Feb. 1/11
58. Der Strömungseinfluss auf die Korrosion A. Upralis BWK. 1961, Bd.13 Nr. 5, 219/221
27. Note; the corrosivity of the exhaust gases of a marine diesel engine. Mackenzie, K.J. J. of Inst. Fuel, vol.41, no.333, Oct. 1968, 404/405

3.3 附 着 物 の 性 状

59. Effect of Temperature Variation on Composition, Fouling Tendency, and Corrosiveness of Combustion Gas from a Pulverized Fuel Fired Steam Generator. ASME. 1958, Aug. 1251/1263

60. Reactions of Magnesium with inorganic constituents of heavy fuel oil and Characteristics of Compounds formed. ASME. 1962, Jan. 178/186
61. Effect of Vanadium pentoxide on gas phase Combustion I. the Carbon Monoxide-Sulphur Dioxide-Oxygen system. C.F.H. Tipper
B.H. Williams T. Applied Chemic. 1964, Aug. No. 14, 315/324
62. The Determination of Trace elements in Pulverized - Fuel Ash. G.H. Tandy J. Appl. Chem., 1958 Oct., 636-
63. Mineralogisch-Kristallographische Untersuchungen an Schlacken und Tohrbelägen aus dem Hochtemperaturbereich ölgefeuerter Giosskessel. S. Pollmann VGB, Heft 94, 1965 Feb., 1/20
64. Mineralgische und physikalisch chemische Untersuchungen an Ölschlacken. H. Kirsch, et al, VGB, Heft 56, 1958 Okt., 329/338
65. Das chemische Verhalten der Natrium und Kaliumpyrosulfate K. Wickert BWK, Bd.11 Nr.3, 1959, 110/113
66. Das Verhalten der anorganischen Bestandteile der Heizöle in Dampferzeugerfeurrngen und in Gas turbinen K. Wickert BWK, Bd.11 Nr.6, 1959, 266/279
67. Korrosionkatalysatoren und Korrosionsprodukte in Feuerungen. K. Wickert, BWK, Bd.16 Nr.2, 1964, 67/76
224. Reaction of Magnesium with Inorganic Constituent of Heavy Fuel Oil and Characteristic of Compound Formed. W.D. Niles
H.R. Senders Combustion Jan., 1961, 47-48
225. Investigations on Coal Minerals & Coal & Fuel-Oil Slags. W. Gunz Combustion Vol.1 30 No.8, 1959, 51-55
272. Equilibrium SO₃ pressures of inner layers of fireside deposits from coal-fired boilers. Anderson, C.H. J. of Inst. Fuel, vol.41, no.332, Sept. 1968, 357/365

3.4 高温汚れ

68. Vanadium pentoxide deposition from combustion gases. Trans. ASME, 1966, April, 173/178
69. High temperature corrosion studies in an oil fired laboratory combustor Trans. ASME, 1967 April, 288/296

- | | | | |
|------|---|---------------------------|---|
| 70. | Feuerraumkorrosion unter besonderer Berücksichtigung der Wechselwirkung von schlacken und Staupfassen. | H. Mackowsky, et al. | VGB, Heft 74, 1961, 311/319 |
| 71. | Erfahrung - besonders hinsichtlich der Vanadium-Korrosion- an einem mit Gichtgas oder Heitzöl betriebenen Bensonkessel. | F. Sieverding | VGB, Heft 65, 1960, 78/87 |
| 72. | Ursachen und Verhinderung von Tieftemperaturkorrosionen an Nachschalt-Heizflächen. | W. Hoffmann | VGB, Heft 46, 1957, 47/52 |
| 73. | 重油灰における高温腐食とその防止対策 | 中 沢 脩
他 | 火力発電 vol.14, 1963, 448- |
| 74. | 高温重油灰による腐食の研究 | 中 沢 脩
他 | 熱管理資料 No.84, 1965, 31/38 |
| 226. | 余熱ボイラ付湿式セメントキルンに於けるスーパーヒーターチューブの付着物障害とその対策 | 金 岡 喜四郎 | 日本機械学会誌, 1960, Vol.25, No.10, p.20 |
| 227. | 高温重油灰による腐食の研究 | 中 沢 脩
他 | 新三菱重工技報 Vol.5, No.1, p.30-36 |
| 228. | О ВАНАДИЕВОЙ КОРРОЗИИ В ТОТЕПНЫХ УСТАНОВКАХ | Р.А. ПИПШТЕЙН
et al. | ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА 1961, No.2, p.61- |
| 273. | Experiments with a pilot plant designed to superheater-steam to 760°C; Part 3, Behaviour of three high-temperature alloys. | Horn, G.,
et al. | J. of Inst. Fuel, vol. 41, no.329, June 1968, 258/263 |
| 274. | Experiments with a pilot plant designed to superheater-steam to 760°C; Part 1, Development and instrumentation for corrosion studies. | Horn, G.,
et al. | J. of Inst. Fuel, vol.41, no.327, Apr. 1968, 152/161 |
| 275. | Experiments with a pilot plant designed to superheater-steam to 760°C; Part 2, Flame and deposition studies. | Horn, G.,
et al. | J. of Inst. Fuel, vol.41, no.328, May 1968, 219/232 |
| 276. | A laboratory study of high temperature corrosion on fireside surfaces of coal-fired steam generators. | Goldberg, S.A.,
et al. | Trans. ASME, Ser. A, no.2, 1968 |
| 277. | Entwicklungsstand und wirtschaftliche Aussichten der Hochtemperaturreaktoren. | Cautius, W. | VGB, Aug. 1968 |

278. High temperature corrosion of some gas turbine alloys. Viswanathan, R. Corrosion, vol.24, no.11, 1968

3.5 低温汚れ

75. Influence of fine particles on corrosion of economizer and airpre-heater surfaces by flue gases. Trans. ASME, 1955 April, 279/286.
76. Corrosion and deposits in low level economizers. Trans. ASME, 1962 Oct. 313/322
77. Rauchgastaupunkt und Rauchgas-korrosionen. W. Gumz, BWK, Bd.9, Nr.3, 1957, 118/125
78. Ergebnisse von Taupunktmessungen an Rauchgasen. H. Rögner BWK, Bd.9, Nr.3, 1957, 126/128
79. 実缶による重油専焼ボイラ低温腐食の研究 中 沢 脩 三菱重工技報 vol.3, No.3, 1966, 9/13
他
80. ボイラ低温部の腐食に関する試験報告 山 本 昇 三 火力発電 vol.10, No.6, 1959, 441/458
他
81. ボイラ低温部腐食の一考察 中 沢 脩 火力発電 vol.16, No.7, 1965, 532/536
82. 重油ボイラの低温部腐食(低O₂燃焼とその問題点) 黒 田 博 火力発電 vol.16, No.7, 1965, 537/548
他
229. An Investigation into the Air-heater Corrosion of Oil Fired Boilers. B. Less Combustion July, 1959, 30-43
230. КОРРОЗИЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА ПАРОВЫХ КОТЛОВ ПРИ СЖИГАНИИ ВЫСОКО СЕРНИСТОГО МАЗУТА. Б.И.КПЯЧКО et al. ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА 1962, No.8, p.33-
279. 低温腐食についての一見解 新 庄 秀 光 ボイラ研究 No.110, 1968

3.6 硫 黄

83. The formation of sulfuric acid in boiler flue gases. Trans. ASME, 1958 Jan. 225/234

84. Sulfuric acid corrosion in oil fired boilers - Studies on sulfur trioxide formation. Trans. ASME, 1958 Aug. 1231/1239
85. A studies of sulfur reaction in furnace deposits. Trans. ASME, 1961 Oct. 444/450
86. Sulfur chemistry and its role in corrosion and deposits. Trans. ASME, 1963 July, 229/234
87. SO₃ formation in H₂S flames. Trans. ASME, 1965, Oct. 374/378
88. Formation of SO₃ in a noncatalytic combustor. Trans. ASME, 1966, April, 165/172
89. Basic problems in the formation of sulfates in boiler furnaces. Trans. ASME, 1967, April, 283/287
90. The formation and behavior of SO₃ in a small-scale pulverized fuel fired furnaces. J. of Inst. Fuel, vol.31, no.205, 1958.
91. Problems encountered with the use of high sulfur content fuel oils at Marchwood Generating Station and experience with chemical additives. J. of Inst. Fuel, vol. 32, no.217, 1959.
92. Discussion on "Problems encountered with the use of high sulfur content fuel oils at Marchwood Generating Station and experience with chemical additives. J. of Inst. Fuel, vol. 32, no.224, 1959.
93. The ditermination of sulfur trioxide and sulfur dioxide in flue gases. J. of Inst. Fuel, vol.33, no.229, 1960.
94. The nature of the S-O bond in disulfur monooxide. P.A. Gigure J. of Phy. Chem. 1960, Jan., 190/191
95. Infrared intensities of sulfur dioxide D.F. Eggers Jr., et al. J. of Phy. Chem. 1960, Feb. 279/280
96. Vapor pressure studies of sulfur trioxide and the water sulfur trioxide system. J.H. Colwell, et al. J. of Phy. Chem. 1962, Nov. 2179/2182
97. Studies of isothermal diffusion 25°C in the system water-sodium sulfate-sulfuric acid and tests of the onsager relation. R.P. Wendt J. of Phy. Chem. 1962, July, 1279/1288
98. The role of Alkali sulfates in vanadium catalysts for sulfur dioxide oxidation. G.H. Tandy J. of Phy. Chem. 1956 Feb. 26-
99. Catalytic oxidation of sulfur dioxide at low concentrations. P.H. Napier, et al. J. of Phy. Chem. 1958 Dec. 781/786

100. The collection and turbidimetric estimation of sulfur trioxide in flue gases. P.H. Napier, et al. J. of Phys. Chem. 1958 Dec. 787/793
101. Rauchgasseitige Korrosion, Teil III, SO₂, SO₃, Taupunkt und und Messwesen. Gumz BWK, Bd.11, Nr.9, 1959, 425/429
102. Die katalytische SO₂-Oxydation in Abhängigkeit von der Verweilzeit der Gase im Reaktionsraum. K. Wickert BWK, Bd.14 Nr.1, 1962, 20/21
103. Korrosionswirkung schwefeloxidhaltiger Gase auf mineralische Baustoffe bei 380 und 500°C. H. Kuroopka BWK, Bd.17 Nr.5, 1965, 246/248
104. Die Korrosion durch Schwefelsäure. J. Bünger Werkstoffe und Korrosion, Jg.7 H.6, 1956, 322/330
105. Condensation of sulphuric acid from flue gas on a cooled cylinder. K. Ross J. of Inst. Fuel, vol.38, no.293, 1965, 273/276
106. The deposition of sodium sulphate from combustion gases. T.D. Brown J. of Inst. Fuel, vol.39, no.308, 1966, 378/385
107. 重油燃焼汽缶の硫酸の除去について (Combustion, July 1957, 39/46 論文の訳) L.K. Lendle et al. 火力発電 vol.9, No.5 1959, 382/386
108. 重油専焼ボイラ低温部に生ずる硫黄露点腐食について 住友金属 KK ボイラ研究 No.79 1963, 3/11
231. A Study of Sulfer Reactions in Furnace Deposits M.Weintraub et al. Combustion Jan., 1961, pp. 50
232. 重油燃焼における硫黄の弊害と対策に就て 末 沢 俊 夫 日本機械学会誌, 1960, Vol.27, No.9, p.34
233. 重油中の含有硫黄がボイラに及ぼす影響と市販重油の含有硫黄分の実態 西 川 勇 二 日本機械学会誌, 1960, Vol.27, No.10, p.35
280. 硫黄を含む高温ガスによる腐食 栄 幸 雄 他 化学工学 vol.31, No.3, 1967, 217/227
281. Ein Beitrag zur Bildung von SO₃ und SO₂ in Rauchgasen einer Ölfeuerung. VGB, Heft 108, Juni 1967, 166/173

3.7 理 論 (化学)

83. A study of sulfur reactions in furnace deposits. Trans. ASME, 1961, Oct. 444/450
109. The role of chemical thermodynamics in analysing gas-side problems in boilers. Trans. ASME, 1961, Oct. 451/467
110. Interactions in sulfur oxide-iron oxide systems. Trans. ASME, 1967, April, 297/303
111. Boiler corrosion chemistry. Power, vol.107 no.12, 1963
112. The vapor pressure of vanadium oxitri-fluoride. La. V.E. Trevorrow J. Phy. Chem. 1958 March, 362-
113. Isotropic exchange reactions in liquid sulfur dioxide and related non-aqueous systems. T.H. Norris J. Phy. Chem., 1959 March, 383/389
114. Exchange reaction in certain acidic solvents. J.L. Huston J. Phy. Chem., 1959 March, 389/392
94. The nature of the S-O bond in disulfur monoxide. P.A. Gigure J. Phy. Chem., 1960 Jan., 190/191
96. Vapor pressure studies of sulfur trioxide and the water sulfur trioxide system. J.H. Colwell, et al. J. Phy. Chem., 1962 Nov., 2179/2182
97. Studies of isothermal diffusion at 25°C in the system water-sodium sulfate- sulfuric acid and tests of the onsager relation. R.P. Wandt J. Phy. Chem., 1962 July, 1279/1288
61. Effect of vanadium pentoxide on gas phase combustion I, the carbon monoxide-sulfur dioxide-oxygen system. C.H. Tipper, et al. J. Appl. Chem., 1964 Aug., 315/324
65. Das chemisch Verhalten der Natrium und Kaliumpyrosulfate. K. Wickert B.K, Bd.11 Nr.3, 1959, 110/113
115. The electrochemistry of deposits of inorganic constituents of fuels at high temperature (with discussion) B.W. Barrows, et al. J. of Inst. Fuel, vol.39 no.303, 1966, 169/175
234. Carbon black from flames of in hydrocarbons. G.B. Backman, et al. I & EC Vol. 52, 1960, pp.621
235. Oxygen transport and steel corrosion by sodium-vanadium. J.B. Johnson I & EC, 1960
236. Oxygen & Carbon Dioxide Corrosion P. Brindisi Combustion, Vol.3, 30 No.10, 1959, pp. 47-52

282. Vorgänge an der Kühlfläche bei Unterschreitung des Rauchgastaupunkt. Frass, F. BWK, Bd.20, Nr.7, 1968, 323/325
283. Über den Einfluss der Anwesenheit von Stickstoff auf Verbrennungstemperatur von Gasgemischen. Brunneman, H. BWK, Bd.19, Nr.7, 1967, 344/348
284. Phase studies on the system $\text{Na}_2\text{SO}_4\text{-SO}_3$, $\text{K}_2\text{SO}_4\text{-SO}_3$ and $\text{Na}_2\text{SO}_4\text{-K}_2\text{SO}_4\text{-SO}_3$. Coats, A.W., et al. J. of Inst. Fuel, vol.41, no.326, March 1968, 129/132
285. Das Verhalten von Staub und Verbrennungsgas in Dampferzeuger. Wickert, K. VGB, Juni 1968, 149/154
306. Thermogravimetrische Methode zur Gleichgewichte Festkörper/Gas und Schmelze/Gas in Korrosionschemisch wichtigen Sulfatsystem. Samuel, Th. Werkstoffe und Korrosion, Bd.19, Heft 10, Okt.1968, 837/844

3.8 附着機構

116. Influence of some chemical and physical factors on the formation of deposits from residual fuels. Trans. ASME, 1955 Oct., 995/1001
117. The sintering test, an index to ash fouling tendency. Trans. ASME, 1956 Aug., 1229/1236
59. Effect of temperature variation on composition, fouling tendency and corrosiveness of combustion gas from a pulverized fuel fired steam generators. Trans. ASME, 1958 Aug., 1251/1263
118. A laboratory evaluation of catalyst poisons for reducing high-temperature gas side corrosion and ash bonding in coal-fired boilers. J. of Inst. Fuel, vol.37 no.284, 1964
119. Der Mechanismus der Korrosion durch Verunreinigungen im Brennstoff. R. Quack BWK, Bd.15 Nr.8, 1963, 387/401
237. Über die verschiedenen Arten der Hochtemperaturkorrosionen K. Wickert Erdöl u. Kohle, Vol.17 No.8, 1964 pp. 633-637

3.9 計測

120. Boiler flue gas measurements using a dew point meter. Trans. ASME, 1965 Jan., 8/12

121. How to measure the SO₂ & SO₃ in flue gas. Power, vol.101, no.11, 1957
122. Improved sampling equipment for solids in flue gas. J. of Inst. Fuel, vol.31 no.207, 1958
123. The automatic determination of sulfur trioxide in flue gas. J. of Inst. Fuel, vol.31 no.212, 1958
124. A constant temperature corrosion prove. J. of Inst. Fuel, vol.32, no. 221, 1959
125. An air cooled prove for measuring acid deposition in boiler flue gases. J. of Inst. Fuel, vol.33 no.228, 1960
93. The determination of sulfur trioxide and sulfur dioxide in flue gases. J. of Inst. Fuel, vol.33 no.229, 1960
126. Entwicklung eines Messgerätes für W. Pfeiffer Hochtemperaturkorrosion VGB, Heft 86, 1963 Okt., 300/309
127. Quantitative SO₂/SO₃ Bestimmungen in H.D. Diehl, den Rauchgasen ölgefeuerten Kessel- et. al. anlagen. VGB, Heft 92, 1964 Okt., 366/373
128. Taupunktmessung und ihre Bedeutung für den Korrosionsbeginn. H. Rögner VGB, Heft 93, 1964 Dez., 381/386
129. Taupunkt-Vergleichsmessungen. H. Rögner VGB, Heft 68, 1960 Okt., 343/347
101. Rauchgasseitige Korrosionen Teil III, SO₂, SO₃, Taupunkt und Messwesen. Gumz BwK, Bd.11, Nr.9, 1959, 425/429
130. 煙道ガスの露点測定について 稲生 満 男 火力発電 vol.9, No.6, 1958, 446/451
131. 連続露点計とその実測例 植田 健二 火力発電 vol.16, No.7, 1965, 577/580
238. 高温煙道排ガス中のばいじん量測定について 林 正 昭 日本機械学会誌 1965, Vol.32, No.1, p.51
286. 煙道排ガスの酸露点計測法 小谷田 一 男 他 火力発電 vol.18, No.1, 1967
287. 火力発電プラント排ガスの測定と挙動 酒井 馨 他 日立評論 vol.49, No.11, 1967.
288. Kontinuierliche SO₃- und Taubereichsmessungen an ölgefeuerten Dampferzeuger. Wahnschaffe, E. VGB, Juni 1968, 193/199
289. Kontinuierliche Messung von Schwefeltrioxid in Rauchgasen. Sieth, G. VGB, Heft 108, Juni 1967, 160/166.

§ 4. 外部汚れの防止

4.1 添加剤（助燃剤）

132. Application of additives to fuel oil and their use in steam generating unit. Trans. ASME, 1954 Jan., 31/46
133. The use of additives for the prevention of low temperature corrosion in oil fired steam generating units. Trans. ASME, 1955 April, 267/278
134. An experimental investigation of fuel additives in a supercharged boiler. Trans. ASME, 1960 April, 169/180
60. Reactions of magnesium with inorganic constituents of heavy fuel oil and characteristics of compounds formed. Trans. ASME, 1962 Jan., 178/186
135. Removal of sulfur oxides from flue gas with alkalized alumina at elevated temperature. Trans. ASME, 1964 July, 353/360
136. Prevention of residual oil combustion problems by use of low excess air and magnesium additive. Trans. ASME, 1965 April, 229/236
137. Aliquid additive to limit ash corrosion. R.S. Norris Corrosion, vol.13, 1957, 123-
91. Problems encountered with the use of high sulfur content fuel oil at Merchwood Generating Station and experience with chemical additives. J. of Inst. Fuel, vol.32, no.217, 1959
138. The use of heterocyclic tertiary amines for the control of corrosion caused by flue gases. J. of Inst. Fuel vol.33, no.231, 1960
139. Erfahrungen im Ölfeuerungsbetrieb mit Dörpmittelzusatz und anderen massnahmen zur Korrosionsverhinderung. H. Ulrich VGB, Heft 81, 1962 Dez., 413/415
140. Die Wirkung eines Zusatzmittel auf Taupunkt korrosion und Rohrbeläge im Dampfkessel. W.D. Wall, VGB, Heft 82, 1963 Feb., 39/41
141. Neue Additive für Brennstoff zur Verhinderung von Verschmutzungen und Korrosionen. K. Wickert VGB, Heft 84, 1963 Juni, 160/164
142. Erfahrungen mit Dolomitzusatz bei Ölfeuerungen. G. Nyberg VGB, Heft 46, 1957 Feb., 45/47
143. Korrosionsfälle aus der Praxis und Erfahrungen mit Verbrennungszusätzen bei Ölfeuerung. BWK, Bd.13 Nr.6, 1957, 128/131

- | | | | |
|------|--|--------------------------|--|
| 144. | Der Einfluss Von Dolomit auf den Säuretaupunkt und auf die Niedertemperaturkorrosion in Ölkessel. | H. Draaijtel,
et. al. | BWK, Bd.13 Nr.6,
1961, 266/269 |
| 145. | Neuere Additiv-Verfahren zur Verminderung von Korrosionen und Verschmutzungen durch Ölf Feuerungen. | K. Wickert, | BWK, Bd.15 Nr.6,
1963, 299/307 |
| 146. | Manganese additive reduces SO ₃ and improves combustion. | A.R. Belyea | Power, vol.110
no.11, 1966,
80/81 |
| 147. | Discussion on "The use of ammonia for reducing air heater corrosion at Bankside Generating Station, C.E.G.B. | | J. of Inst. Fuel,
vol.38 no.296,
1965, 213/219 |
| 148 | 助燃剤使用実績について | 川那部 四郎 | 熱管理資料 No.53
1959, 39/40 |
| 149. | 重油添加剤の効果について | 柳生 芳男 | 熱管理資料 No.54
1959, 25/26 |
| 150. | ○重油及び重油添加剤の使用について | 今村 清吉 | 熱管理資料 No.56
1959, 33/34 |
| 151. | 重油添加剤について | 栗田化学工業KK | 熱管理資料 No.56
1959, 35- |
| 152. | 重油ボイラ外部腐食と添加剤について | 川那部 四郎 | 熱管理資料 No.67
1961, 22/24 |
| 153. | 重油添加剤について | 佐賀井 武 | 熱管理資料 No.68/69
1962, 37/44 |
| 154. | ボイラ排ガス酸害防御用添加剤試験 | 福井 真 | 熱管理資料 No.70/71
1962, 50/68 |
| 155. | アンモニア使用による空気予熱器腐食の防止
(J. Inst. Fuel, May 1964) | 福井 真 訳 | 熱管理資料 No.83
1964, 22/31 |
| 156. | 重油添加剤について | 谷崎 広 | 熱管理資料 No.72
1962, 23/24 |
| 157. | 重油燃焼障害対策の一環としての重油 | | 熱管理資料 No.72
1962, 25/27 |
| 158. | 重油だきボイラにおける添加剤の選択と用法
(J. Inst. Fuel vol 31 №214 訳) | 井上 清 訳 | ボイラ研究 No.70
1961, 19/28 |
| 159. | ボイラ高・低温腐食対策としての水マグスラリー添加法 | 橋口 稔
他 | 三菱重工技報
vol.3, No.2,
1966, 136/142 |

239. The Use of Ammonia for Reducing Air-heater Corrosion at Bankside Generating Station, C.E.G.B. J.T.S. Gundry etal Combustion, Oct., 1964 pp.39-47
240. The Selection and Use of Additives in Oil Fired Boilers W.D. Jarvis Combustion May, 1959 pp.38-48
241. Effect of Fuel oil Additives on Low Temperatures Corrosion and Smoke G.F.J. Murray Combustion, May, 1958
224. Reaction of Magnesium with Inorganic Constituent of Heavy Fuel Oil and Characteristic of Compound Formed W.D. Niles, etal Combustion, Jan., 1961, pp.47-48
242. Prevention of Residual Oil Combustion Problems by Use of Low Excess Air and Magnesium Additive J.T. Reese, etal Combustion, Nov., 1964, pp.29-37
231. A Study of Sulfur Reactions in Furnace Deposits M. Weintraub, etal Combustion, Jan., 1961, pp.50
217. バードネスト対策(助燃剤を含む)
(ボイラ外部伝熱面付着物対策) 西村 博 日本機械学会誌, 1957, Vol.62, No.483, p.613
243. 重油燃焼ボイラの添加剤による高温部腐食防止対策とその実績 大石 典雄 日本機械学会誌 1962, Vol.29, No.3,
244. 添加剤の利用による重油燃焼障害の防止 土生 昭夫 日本機械学会誌 1965, Vol.32, No.2, p.52
307. Elektrochemische Prüfung der Wirksamkeit von Heizol-Inhibitoren. Risch, K. Werkstoffe und Korrosion, Bd.18, 1032/1037
- 4.2 低過剰空気燃焼
136. Prevention of residual oil combustion problems by use of low excess air and magnesium additive. Trans. ASME, 1965 April, 229/236
160. Low excess air combustion of heavy fuel, high temperature deposits and corrosion. Trans. ASME, 1965 Oct., 379/388
161. By using almost no excess air you can minimize heavy fuel problems. Power, vol.106, no.11, 1962
162. Low excess air protects boiler. Power, vol.107, no.5, 1963
163. How low for low excess air. Power, vol.108 no.3, 1964

164. Monitoring CO & SO₃ in oil fired boiler allows control low excess air. Power, vol.109 no.5, 1965
165. Die Übergang zur stöchiometrischen Verbrennung von Heizöl. W. Grimm VGB, Heft 96, 1965 Juni, 147/160
166. Power station oil burner systems for low excess air operation. W.G.D. Brooks, J. of Inst. Fuel, et al. vol.38 no.292, 1965, 218/237
167. Discussion on "Power station oil burner systems for low excess air operation". J. of Inst. Fuel, vol.39 no.310, 1966, 485/495
168. 低過剰空気重油バーナの適性に関する考察 山本久夫 他 三菱重工技報, vol.4, No.1, 1967, 8/15
82. 重油ボイラの低温部腐食(低O₂燃焼とその問題点) 黒田博 他 火力発電 vol.16, No.7, 1965, 537/548
169. 低過剰空気運転による硫酸腐食の軽減実績 稲生満男 火力発電 vol.16, No.7, 1965, 555/560
170. 重油専焼ボイラにおける低過剰空気と燃焼上の問題点 高岡茂喜 火力発電 vol.16, No.12, 1965, 1007/1021
171. 重油専焼ボイラにおける低過剰空気燃焼に対する考察 岩下惣吉 熱管理資料 No.87, 1966, 7/17
242. Prevention of Residual Oil Combustion Problems by Use of Low Excess Air and Magnesium Additive J.T. Reese, et al. Combustion, Nov., 1964, pp.29-37
290. 低O₂運転に対するボイラの一改造例 得永秀二 火力発電 vol.18, No.1, 1967
291. 低O₂運転時の負荷変動に対する過剰空気率の下限値以下の低下を防止する燃焼制御方式の考察 佐藤和正 火力発電 vol.18, No.8, 1967.
292. 低O₂燃焼バーナの具備条件と田熊ソソピコバーナについて 湯谷敏朗 ボイラ研究, No.103, 1967
293. Unterdrückung der regellosen Schwankungen des Luftüberschusses im Feuerraum als Weg zur Verminderung der raugasseitigen Korrosionen im Feuerraum. Doležal, R. VGB, Okt. 1968, 344/348

294. Messung und Regelung an ol-
gefeuerten Kesseln bei nah-
stöchiometrischer Verbrennung. Chudzienski, VGB, Heft 109,
E. Dez., 1967,
346/352

4.3 構造, 設計

172. Design of a large coal fired steam
generator for 200°F exit gas tempera-
ture and operating experience with
pilot plant. Trans. ASME, 1956
Aug., 1393/1402
173. Fuel ash corrosion and its effects on
boiler design. Trans. ASME, 1965
April, 210/214
174. The design and development of two
drum marine boiler. Trans. Inst. Mar.
Eng., vol.75, 1963
175. Importance of boiler design as it
affects soot blower. Power, vol.101
no.11, 1957
245. ボイラ構造の改善による重油燃焼障害の防止策 土橋 興太郎 日本機械学会誌
1962, vol.29,
No.8, p.22

4.4 材 料

176. The evaluation of corrosion resistance
for gas turbine blade materials. Trans. ASME, 1955
Oct., 985/994
177. Enameled cold end surface for tempera-
ture service. Trans. ASME, 1962
Oct., 307/312
178. Materials for advanced steam conditions
and their influence on operation of
marine turbine and boilers. Naval Eng. J.,
vol.74, 1962, 137-
179. Materials for superheater tube &
suports. Trans. Inst. Mar.
Eng., vol.70,
1958, 77-
180. Materials for advanced steam
conditions and their influence on
operation of marine turbine and
boilers. Trans. Inst. Mar.
Eng., vol.73,
1961, 325-
181. Corrosion tests on materials exposed
in flue gases from oil firing. J. of Inst. Fuel,
vol.33 no.233, 1960
182. Design and operation of a once
through supercritical steam pressure
boiler installation. G. Cooke Proc. Inst.
Mech.E. vol.176
no.24, 1962,
665/680

183. Erfahrungen mit der Verwendung von keramischen Heizflächen am Kaltende regenerativer Luftvorwärmer. E. Watzke VGB, Heft 100, 1966 Feb., 3/12
184. Nickel-Chromium alloys with 30-60% Chromium in relation to their resistance corrosion by fuel ash deposits. H. Lewis, et al. J. of Inst. Fuel, vol.39 no.300, 1966, 8/20
185. 重油専焼火力発電所における低温部腐食に対するライニング材 大久保 時 春 火力発電 vol.16, No.7, 1965, 568/576
186. ボイラ用鋼管に要求される諸性質⁽²⁾ 矢野 巖 夫 ボイラ研究, No.79 1963, 20/24
187. ボイラ管材のバナジウムアタックに関する研究 (第1報) 小川 欣 也 他 日立評論, vol.45, No.10, 1963, 1600/1604
246. 重油燃焼における鋼材の腐食 田中 司 日本機械学会誌 1963, vol.30, No.4, p.25
295. Anwendung von Glasrohr-Luft-hitzern. Upmalis, A. BWK, Bd.20, Nr.5, 1968, 221/224
296. Glasrohr-Lufthitzer Wasserrohrkessel. BWK, Bd.20, Nr.5, 225/225
297. Korrosionsverhalten von Röhren verschiedenen Materials in der Schmelzkammer eines Kessels. Trenkler, H. VGB, Heft 111, Dez. 1967, 419/426
298. Stabilisierte und unstabili-sierte austenitische Stähle für Betriebstemperaturen von 500 bis 700°C Class, I., et al. VGB, Heft 109, Aug. 1967, 265/273
299. Factors in sulfide corrosion cracking of high strength steels. Treseder, R.S. Corrosion, vol.24, no.2, 1967
300. The oxidation of vanadium-base alloys by liquid sodium containing dissolved oxides in temperatures from 500 to 600°C. Borgstedt, H.U. Corrosion, vol.24, no.7, 1968

4.5 その他 (燃料処理, 混合燃焼など)

188. Lower flue gas exit temperature through removal of solids ahead of air preheater. Trans. ASME, 1956 Aug., 1229/1236

189. Boiler refractories: Operating temperatures and recent developments in construction. Trans. Inst. Mar. Eng., vol.71, 1959, 237-
190. Some results obtained from a fuel oil water washing plant in studies of fouling of marine superheater. Trans. Inst. Mar. Eng., vol.76, 1964
191. Reducing condenser tube corrosion at Kincardine Generating Station with ferrous sulphate. A.M. Lockhart Proc. Inst. Mech. Eng., vol.179 no.16, 1964, 495-
192. Kombinierte Verbrennung von Steinkohle und Öl im einem 30 t/h Benson Kessel mit Schmelzfeuerung. M. Haase VGB, Heft 84, 1963 Juni, 169/175
193. Erprockung verschiedener Korrosionsschutzüberzüge im Rauchgas eines ölgefeuerten Kessels. H. Mika VGB, Heft 75, 1961 Dez., 431/438
194. Zur Korrosion und Vefschmutzung in Gemischfeuerungen K. Wickert BWK, Bd.14 Nr.6, 1962, 283/285
195. 重油燃焼における空気予熱器汚損防止について 大塚唯男 火力発電 vol.11, No.2, 1960, 129/134
196. 170 汽圧汽缶の蒸発管腐食対策について 浦上喜七郎 火力発電, vol.11, No.6, 1960, 543/548
197. 煙突及び煙道の防食法の研究 福井三郎 熱管理資料 No.90, 1967, 14/26
198. ボイラ内外面の腐食防止と化学的処理について 安藤正 熱管理資料 No.73, 1962, 24/26
247. The prevention of Acid Condensation in Oil Fired Boilers L.K. Rendle, etal Combustion, July, pp.39-46
248. Water Wash of Bunker C Retardles Boiler Slag on Atlantic Tanker W.A. Watts, etal Combustion, April, 1960, pp.43-45
249. Slurry Spraying for the Control of Corrosion and Deposits in Oil Fired Boilers W.F. Cantieri, etal Combustion, Jan., 1961, pp.48
219. 重油燃焼ボイラのガス側における障害並びにその対策 福井・玉井 日本機械学会誌 1962, Vol.29, No.5, p.1
301. 重油の低硫黄化 高橋一 火力発電, Vol.18, No.7, 1967
302. 重油の脱硫 岡本登志夫 火力発電 Vol.18, No.4, 1967

303. Steam injection as a means of preventing deposit formation in economic boilers. Crane, W.M. J. of Inst. Fuel, vol.41, no.334, Nov. 1968, 426/432

§ 5. 外部汚れの除去

5.1 附着物の除去

199. In service washing of Ljungstrom air preheaters on pulverized coal fired steam generator. Trans. ASME, 1958 Jan., 217/224
200. Boiler cleaning with particular reference to experience by and practice in a Royal Navy. Trans. Inst. Mar. Eng., vol.74, 1962 289-
175. Importance of boiler design as it affects soot blower. Power, vol.101, no.11, 1957
201. Today's soot blower design. Power, vol.101, no.12, 1957
202. Soot blower shock slag with high pressure water, slash boiler outage. Power, vol.102, no.5, 1958
203. Steam or air: Which cost more for boiler cleaning. Power, vol.102, no.11, 1958
204. Automatic washing cuts air heater cleaning problems. Power, vol.102, no.11, 1958
205. You can shot cleaning your boiler tubes. Power, vol.104 no.1, 1960
206. New method in soot blowing. Power, vol.104, no.3, 1960
207. Shot cleaning convection heat exchanger surface. J. of Inst. Fuel, vol.33 no.231, 1960
208. Soot blowing and the clean air act. J. of Inst. Fuel, vol.33 no.236, 1960
209. Experience in the cleaning of economizer on power station boiler by the shot-cleaning method. J. of Inst. Fuel, vol.33 no.238, 1960
210. Experience with shot cleaning plant for air heater. J. of Inst. Fuel, vol.33 no.238, 1960
211. Study of over all heat loss optimizes sootblowing frequency in utility boilers. J.C. Obrien Power, vol.110 no.5, 1966.

212. 重油専焼缶における空気予熱器と節炭器の水洗について 稲生 満男 火力発電, vol.8,
No.6, 1957.
250. スートブロウの設置について 末 藤 正三郎 日本機械学会誌
1958, vol.25,
No.10, p.24
251. НЕКОТОРЫЕ СВОЙСТВА ЗОПОВЫХ А.М. ГУРВИЧ ТЕЛРОЕНЕРГЕТИКА,
ОТОПОЖЕНИИ НА ЭКРАИНИХ ТРУБАХ et al. 1960, No.7, p.80
ТОПОК ПАРОВЫХ КОТЛОВ.

5.2 その他

213. Industries battle with fuel ash. Power, vol.104
no.4, 1960
252. バブコックボイラの清掃と保守 田中正義 日本機械学会誌
1957, Vol.24,
No.1, p.18

第3章 ボイラ外部汚れ文献抄録

整理番号	30	作成年月日	42月12月	作成者	木脇充明
原文題名	Die feuerseitige Korrosion von Brennkammer- und Überhitzerrohren				
邦訳題名	燃焼室および過熱器管のガス側腐食				
著者	K. Baumann	誌名	Mitteilungen der VGB		
発行年月	巻76号, 1962年2月	頁	38 ~ 42, 図9, 表2		
領域 (丸囲)	一般論, 実地調査, 実地実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロウ, その他(腐食機構など)				

〔要旨〕

燃焼室管のガス側腐食は、火炎に面した側のみが侵されており、腐食面には粒界腐食が起っている。腐食は微粉炭だきバーナの位置する平面上の管が優先的に侵されており、管上の堆積物はアルカリ - 鉄硫酸塩ならびにアルカリ - Al 硫酸塩を含有し、その水抽出液は $pH 3 \sim 3.5$ を示した。

Coreyらはスラッグタップ方式微粉炭だきボイラで同様の腐食を観測し、さらに研究の結果つぎの結論に達した。すなわち、管上にある多量の硫酸塩が、燃焼ガス中の SO_3 と結合することによって管上のシンダー層が溶解し、管を保護する能力を失う。また、燃焼ガス中の CO と腐食とは互に関連があり、 $Fe(CO)_5$ などを形成することによって鋼は侵され、 CO が存在しているところのみ腐食が起ることを指摘している。アルカリ - 鉄硫酸塩の検出によって、硫酸塩と SO_3 とが存在することにより、すなわち純酸化性環境において腐食が起っていることの証明になり、前述の結論に沿うものであるが、一方腐食は CO が 0.2% を越えるところのみ起るといふ彼等の経験的確認事項とは相反することになる。著者の研究によると、鋼は還元性ガス環境の下に $400 \sim 450^\circ C$ で強い腐食が予期され、シンダー層上に附着する石炭微粒の下には、局部的に著しく高濃度の CO が生成可能である。また管壁に $0.10 \sim 0.15 g/m^2$ の H_2S を生じていることが確認された。

研究室における研究とならんで、Tietzの測定装置を用いて現場実験を行なった。図5はその結果を示す。

過熱器管の腐食

燃焼室管におけると同じような腐食が、オーステナイト系過熱器管にもみられる。Sedorらによると、蒸気温度 $538 \sim 566^\circ C$ の再熱器をもつたボイラのみについたことを述べている。文献では、腐食管の堆積物にアルカリ - 硫酸塩ならびにアルカリ硫酸塩と Al 硫酸塩、アルカリ硫酸塩と鉄硫酸塩の複塩が存在すると述べている。そのうち $K_2SO_4 - Fe_2(SO_4)_3$ 系は Rahmelらによって研究されている。 $K_3Fe(SO_4)_3$ は約 $680 \sim 700^\circ C$ で溶解し、 K_2SO_4 がさらに加わると約 $620^\circ C$ で共融体になる。 K_2SO_4 の $1/2$ が Na_2SO_4 で置きかえられると、共融温度はさらに大きく低下する。Sedorらは腐食をつぎのように説明した。すなわち、堆

積物中の Na , K_2SO_4 と燃焼ガス中の SO_3 とから共融体組成をもつた酸化鉄—シンダー層が作られ、 620°C 以上の壁温で熔融状態となって腐食が進行する。 $\text{K}_3\text{Fe}(\text{SO}_4)_3$ とならんでいるいろいろの複塩が存在し、中にも $\text{K}_3\text{Al}(\text{SO}_4)_3$ がある。

これらの堆積物が管壁上で部分的溶解が起こると、金属の表面層をゆるめ拡散を容易にするため、腐食は加速的に増加する。融点以下の場合の腐食は問題にならないくらいで、溶解し流動する腐食生成物のための管腐食は、油だきボイラでもよく知られたところである。1 Mol $(\text{VO})_2(\text{SO}_4)_3$ と 3 Mol K_2SO_4 混合物で熔融温度は 290°C 、 $\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$ と K_2SO_4 の同じ Mol 比の混合物は $680\sim 700^\circ\text{C}$ である。しかし、経験上からみると油だきボイラで管壁温度が 550°C を越えて、始めて危険にさらされる。図 8, 9 にこれら塩類の凝固温度を示す。

微粉炭だきボイラの腐食過熱器管上堆積物中には多量の硫酸塩—アルカリが見出されているほか、少量の硫化物も存在しており、また滲炭現象が起っていることが確認されている。Nelson らは、硫化物生成の原因を硫酸塩が金属鉄によって硫化物に還元され、かつ Fe_3O_4 が生成すると説明している。しかし、これだけでは腐食管に起っている滲炭現象の説明はできない。滲炭作用と腐食作用とは明確な関係があることは確認されている。硫化物生成と滲炭作用は強い還元性環境を必要とするが、このことは硫酸塩による腐食と、硫酸塩で共融体化合物の熔融物を作つて腐食を起す場合に強い酸化条件を必要とする考え方と相反している。そこで、前者の理由としては燃焼室における空気不足による還元性環境より、過熱器面へ石炭微粒が衝突し粘着し局部的に強く還元作用を行なう 2 次燃焼を考えるのが妥当である。

以上を総括するとつぎのことがいえる。すなわち、場所的、時間的に限られた還元性の硫黄を含む環境が燃焼室管、過熱器管ともに腐食に対する原因である。腐食は伝熱面に石炭微粒が固着するほどはげしい。 CO , S の管壁に対する反応は、結晶粒界腐食、滲炭およびサルファプリントによる組織から証明される。

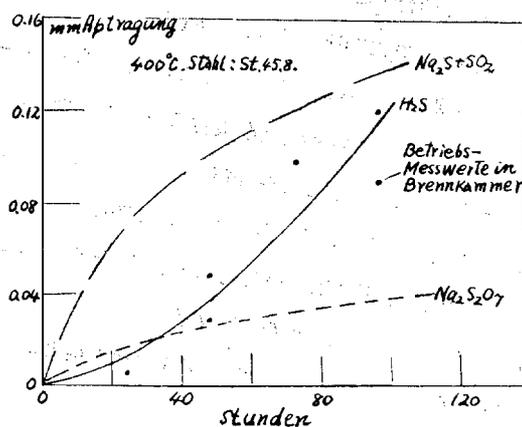


Abb. 5 Korrosionsversuche

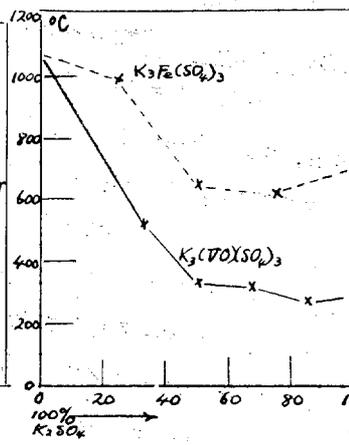


Abb. 8 Erstarrungs-Diagramm

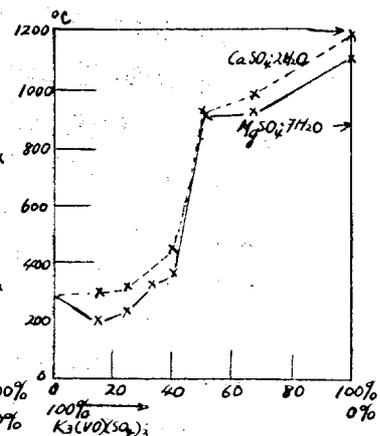


Abb. 9 Erstarrungs-Diagramm

整理番号	34	作成年月日	昭和42年1-2月	作成者	森田 駿 樹
原文題名	Corrosion and Fires in Marine Boiler Air Preheaters With Particular Reference to the Ljungstrom Rotary Regenerative Air Heater				
邦訳題名	船用ボイラ空気予熱器における腐食と燃え 特にユングストローム回転再生式空気予熱器に関して				
著者	ANDREW BELL	誌名	Trans. Inst. Marine. Engr.		
発行年月	72巻8号, 1960年8月	頁	309~336	図	14, 表 5
領域 (丸囲)	一般論, 実務調査, 実務実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロウ, その他(燃え, 腐食)				

【要 旨】

本論文は、ユングストローム式空気予熱器の使用中に経験されたトラブルのうち、燃えと腐食に関して、詳細に調べた結果をまとめたものである。

燃え (fire)……再生式空気予熱器は、通常の運転中に燃えを起すことはごく稀であり、点火あるいは消火直後に起る場合がほとんどである。

まず、燃えの起る条件は、可燃物が存在して、この温度が着火温度に達し、かつ十分な量の酸素が存在することである。空気予熱器において燃えを起す物質は、灰分、すす、腐食生成物から成る堆積物が主であり、堆積物の着火温度は、主としてこの中に含まれている未燃油の量によって支配される。著者らの会社 (James Howden and Co. Ltd.) で調べた結果によると、あるすす堆積物の着火温度は、油が含まれていない場合には約 1,100 下であるのに対し、油量の増加につれて次第に降下して、油含有量約 25% 以上になると漸的に約 500 下まで低下する。また、堆積物は、スーツブロー不施行による堆積物量の増加、空気予熱器の回転停止、ボイラ停止後再起動に備えて放熱防止操作の施行、および空気予熱器下部における堆積物の蓄積などによっても、着火し易くなる。

最近建造された 5 隻の船で、しばしば燃えを起したため、この原因追究のため、実船について、堆積物サンプルの採取、および空気予熱器前後のガス温度測定を行なってみた。サンプルの採取は、ガス通路にガラス綿を挿入して行なつたが、この綿に、かなりの量の油の付着が認められた。つぎに、運転中、ガス温度は、数個のパーナを同時着火した場合にも堆積物を着火させるに至る温度までは上昇しなかつた。一方、ボイラ運転停止後も温度測定を続けていたが、ある時間を経てのち、温度が急に上昇し始めるのが観察されたので、直ちに扉を開いて観察したところ、火花が活発に予熱器内を通過しており、明らかに燃えの始まっていることが認められた。この間、ボイラ停止後、続いて誘引通風機は運転されていたことから、燃えを起す原因の 1 つとして、消火後の通風機の運転が挙げられる。

このように、燃えは、堆積物中に油が存在し、かつ通風機がボイラ消火後続いて運転されている場合に起り易く、また、予熱器下部から起り始めることが多い。したがって、燃えを防ぐためには、アツプテークへの油の運搬の防止、通風機は消火後1～2分で停止すること、スートブローの定期的施行およびすす堆積の防止などが、取扱上必要である。

腐食(Corrosion) ……空気予熱器エレメントの腐食は、燃料中の硫黄から形成される硫酸が主原因であり、また塩素の存在は、腐食をさらに悪化させる傾向にあるといわれている。

硫酸の形成機構については多くの研究があり、燃料中の硫黄の大部分が亜硫酸ガスになったのち、一部が燃焼室中で燃焼の強さ、過剰空気存在によつてSO₂に酸化され、またSO₂の一部は、燃焼室を通過したのち、過熱器管の鉄酸化物による触媒作用を受けてSO₃に変化することなどが判明している。一方、COが存在すると、いつたん形成されたSO₃は、再びSO₂に還元される。また、SO₂は最初強熱され、続いて急に冷却されるとSO₃に変化し易いといわれている。このような諸作用によつて形成されるSO₃量は、燃料中の硫黄分量に最も大きく影響されることはいうまでもない。

燃焼ガス中のSO₃は、低温の伝熱面で水蒸気とともに凝縮し硫酸となつて伝熱面材料を腐食する。この場合腐食量が最大となる伝熱面温度は、酸の量によつていくぶん異なり、大体220～250°Fの範囲である。

つぎに、再生式空気予熱器を持つ24隻の船について、20年間にわたつて得られた腐食に関するデータをもとに、腐食の実状を調べてみた。この結果、エレメントの腐食は冷端部からいくぶん下の位置で最大になること、エレメント温度230～260°Fで腐食量は最大になること、燃焼室熱負荷が高く放射伝熱面積の大きな最近のボイラでは旧来のボイラに比較してエレメントの寿命が短いこと、水洗方法によつては腐食量は著しく増加すること、およびボイラ負荷を減少させた場合のように、出口ガス温度が低いと腐食量は一般に増大すること、などが判明した。

以上のことから、腐食量を減少させるには、燃焼状態に注意して過剰空気を少なくかつすすの形成を防ぐ、スートブローの定期実施、特に低負荷時などでは燃焼ガスを一部バイパスさせ出口ガス温度を調節する。水洗は特に注意して行なう。燃料添加剤の使用、耐食材料の採用、さらには蒸気加熱式空気予熱器を併用し入口空気温度を上昇させるなどの手法が推奨される。

整理番号	50	作成年月日	年 月	作成者	川 畑 昭 陽
原文題名	重油の性状と燃焼				
邦訳題名					
著 者	日本石油㈱ 市川 勤	誌名	熱管理資料		
発行年月	巻91号, 42年3月	頁 33～54, 図 25, 表 21			
領 域 (丸 囲)	一般論, 実任調査, 実任実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下 線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学通論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロー その他()				

〔要 旨〕

1. ま え が き

最近では工場燃料として、重油が多く使用せられるようになったがその重油を有効適切に利用するためには日本の石油事情、重油の製造方法、重油の性状を知り、燃焼効率を上げ合理化を達成できる。日本で1年間消費量50万KL, 35億円節約できることを知っておくべきである。

2. 内 容

エネルギー事情としてはわが国だけでなく世界的に液体燃料に依頼している傾向にある。世界の石油資源は偏在しており、その60%以上が中近東地域で占めている。現在世界で原油を輸出し得る国は、中近東、南方ベネズエラ、ソ連しかない。わが国では中近東から輸入している現状でその石油製品中の重油の占めている割合は甚だ多く約60%を占め、C重油では45%ときわめて多い。したがってC重油が3%をしめB重油は8.5%である。重油の原料は、石油であるが、原油の性状はその産地によって大いに違ふ。重油の分類は粘度によってわけられ、A,B,C,重油に分ける。A重油とは原油蒸留の際留出した軽油に少量の残渣油を混ぜたものである。B重油とは残渣油中に少量の軽油を混ぜたもので、またC重油は残渣油そのままのものである。それらは用途によって分類される。重油の性状は原油の種類によって大きく左右される。その結合方法は、パラヒン系、ナフテン系およびそれらの混合系に分けられる。日本へ輸入せられるものはパラヒン系が多い。

原油の性状の比較

	パラヒン系	ナフテン系
比 重	小	大
ガソリンのオクタン価	低	高
い お う 分	多	少
ろ う 分	多	少
軽油のセタン価	高	低
重油の流動点	高	低

重油の性状は用途によって使用するときのあらゆる条件を満たさなければならないが、いろいろ実用試験をするわけにはいかないので製品の価値を左右する重要項目をあけてこれを少量の試料でその品質の評価を行ない、また、その意義を簡単に説明している。

(1)比重, (2)反応, (3)引火点, (4)粘度, (5)流動点, (6)残留炭素, (7)水分および泥水分, (8)灰分, (9)いおう分, (10)発熱量 (11)キシレン量, (12)アスファルテン

次に重油規格として次の規格がある。

(1)米国規格, (2)イギリス規格, (3)ドイツ規格, (4)日本規格

重油の燃焼とは、三つの条件が必要で、(1)可燃物(重油)、(2)酸素(空気)、(3)熱源(温度)、この三つがそろって始めて燃焼をおこす。重油の燃焼反応はきわめて複雑であるが、この反応機構については昔から各種の説が出ているがいまだに定説がない。重油の燃焼法には気化法と霧化法とがあり、前者はガラスのタンク窯等に用いられる。ボイラでは後者である。また重油の粒径によって影響され、粒径を小さくすればカーボンの付着が減少する。また過剰空気が少ないとSO₂がSO₃に転化する率も減り燃焼ガス露点が下つて低温腐食の防止も可能である。重油中の硫黄分4%で過剰空気率1.0%の場合の腐食と硫黄分0.4%で過剰空気率1.5%の場合とは腐食率は同じであるという。

以上、重油の燃焼において完全燃焼するかしないかはその効率において大差が生ずるわけである。であるから

出来るだけ効率よく無駄なく合理的な重油の燃焼をして熱管理の実をあげてもらいたいと著者は述べている。

整理番号	59	作成年月日	42年12月	作成者	谷井 宏光
原文題名	Effect of Temperature Variation on Composition Fouling Tendency, and Corrosiveness of Combustion Gas from a Pulverized-Fuel-Fired Steam Generator				
邦訳題名	微粉炭だきボイラの燃焼組成汚れ特性および腐食性におよぼす温度変化の影響 類				
著者	John D. Piper, Hazen Van Vliet	誌名	Trans. ASME		
発行年月	80巻 6号, 1958年8月	頁1251~1263, 図 19, 表 3			
領域 (丸 囲)	一般論, 実証調査, 実証実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロウ, その他()				

〔要 旨〕

低温部に生ずる腐食およびデポジットを調べる目的で、石炭だきボイラの排ガスを用いて行なわれた3種類の実験が示されている。(1)インコネルおよびアルミニウムの2種類のコンデンサを、90°F~242°Fの範囲の表面温度で、1時間排ガス中にさらし、凝縮によつて生ずる水分、硫酸、塩酸の量、ダストの組成、そしてコンデンサの腐食量の測定を行った。(2)応力腐食試験をHot-rolled steel, Cor-Ten, Mayari-R, 302, 430, Aluminium, および Cor-Tenに vitreous enamel, Lead sprayed, Aluminium sprayed をコーティングした試験片を、最高90日間、数種類の表面温度一定状態で排ガス中にさらし、腐食量を測定した。(3)一般腐食試験も(2)と同じように行なわれた。Uncoated 試験片は4種のLow alloy steel (NAX-A, B, C, Cor-Ten), 3種類のStainless steel (430, 302, 316 steel)。コーティング試験片としては、Sprayed Al, Sprayed Al oxide, Nickel-Phosphorus および Crack-free Chrome。コーティングエナメル試験片としては、Cor-Ten および Armoco enameling iron に Appliance grade of enamel, Borosilicate glass 等を塗布したものが用いられた。また非金属材料としてはCarbon および Fiberglass-polyester が用いられた。これらの試験結果よりつぎのように述べている。(a)デポジットは150°F以上では乾燥状態であり容易にair-blowing により取除かれる。105°F以下では流動状であり非常に腐食性がある。そして105°F~125°Fでは最も付着性が強く、A/H の blockage の問題を生じ、水洗によらねばデポジットは除去されない。(b)アルミニウムはインコネルのコンデンサにくらべデポジット量は少なくならず、腐食量は相当多くなっている。(c)応力腐食はnegligible であつた。(d)Low alloy steel

は115°F~161°Fにてstainless steelより耐腐食性にすぐれているが、水露点付近では逆に悪くなっている。しかし、このときstainless steelには非常にピツチングが多かつた。(e)コーティング材料としては、Nickel-phosphorusが最も有効であり、コーティングエナメルとしてはVitreous enamelが有効であつた。(f)非金属材料は強度を問題にしなければ、Carbonはじゆうぶんな腐食性がある。また160°F~300°FにてはFiberglass-polyesterが有望である。(g)そして最後にA/Hの腐食を最小限にする方法として、必ず金属面温度を105°F以下とならないように計画すること。通常はair-blowingによつてのみ掃除すること。水洗いの必要となつた場合には完全にデポジットを取除いておき、運転終了時であれば完全に乾燥させておくこと。等述べられている。

整理番号	68	作成年月日	昭和42年12月	作成者	伊藤征夫
原文題名	Vanadium Pentoxide Deposition from Combustion Gases.				
邦訳題名	燃焼ガスからの五酸化バナジウムの付着				
著者	AB Hedley et al	誌名	ASME Power		
発行年月	巻号, 1966年4月	頁	173~178, 図, 表		
領域 (丸囲)	一般論, 実証調査, 実証実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツプロウ, その他()				

〔要 旨〕

高温ガス流中におかれた伝熱管にガス中の物質が付着する機構にはつぎの四つの基本的形態がある。すなわち(1)固体または液体の粒子が流れの慣性によつて圧着する。(2)ガス流中の粒子が速度境界層内に入り、ブラウン運動により、冷却面へ運ばれる粒子拡散。(3)熱拡散により粒子が冷却面に運ばれる。(4)蒸気が温度境界層を通過して伝熱面に凝縮する蒸気拡散……である。しかし、高温系では(2)、(3)はほとんど問題にならず、高温汚れの主因は(1)と(4)の圧着と蒸気拡散であるが、ボイラの過熱器の汚れについて考える場合、燃焼によつて生じる灰粒子の寸法が小さいことと、ガス流速があまり大きくないことより圧着の可能性は非常に少なく、主体は蒸気拡散ということになる。

このような考えのもとに著者は、ガス流に直角におかれ冷却された円管に蒸気が拡散して付着する現象に対する理論式をつぎのように与えている。

$$m = \frac{0.5B}{Sc^{2/3} \cdot Pr^{1/2}} (\mu\rho)^{1/2} \cdot \left(\frac{V}{D}\right)^{1/2} \dots\dots\dots (1)$$

ここに

$$B = \frac{M_G - M_S}{M_S - M_T} ; \text{無次元の物質移動力}$$

- m ; ガス流から円管への物質伝達率
- S_o ; シュミット数
- P_r ; プラントル数
- D ; 管 外 径
- V ; 主 流 ガ ス 速 度
- M_G ; 主 流 ガ ス 中 の 質 量 割 合
- M_S ; 円 管 近 傍 ガ ス 中 の 質 量 割 合
- M_T ; 付 着 物 中 の 質 量 割 合
- ρ ; 主 ガ ス 流 の 密 度
- μ ; 主 ガ ス 流 の 粘 性 係 数

ボイラで普通予想される物性値を使った(1)式の計算結果を第2図に示す。

計算において円管表面近傍の質量割合は管壁温度に相当する V_2O_5 の蒸気圧より決定した。

さらに著者は燃焼ガス中の酸素濃度を変数(空気過剰率1~25%)とした実験を行なった。その1例を第9図に示す。図中 PEGG POL YAKOV の記号はこの2人が与えた V_2O_5 の蒸気圧線図をもとにした計算結果である。(ただしこの場合の計算はガス流の乱れが大きいことを考慮して(1)式の係数0.5を0.8に修正している。)

以上より、

- (i) V_2O_5 の露点が約670°Cであることを理論的および実験的にもとめた。すなわち670°C以上の伝熱面では V_2O_5 の付着は起らない。
- (ii) 空気過剰率を変えた実験(1~25%)によると付着率 m は酸素濃度による影響は受けずほぼ一定である。

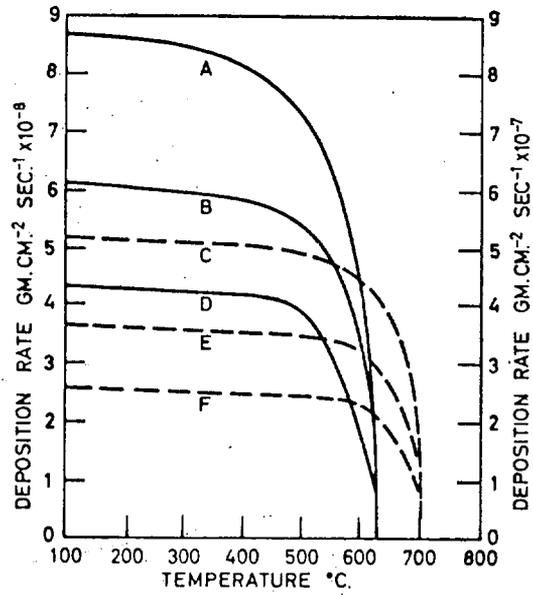


Fig. 2 The deposition rate of vanadium pentoxide vapor

Curves A, B, and D refer to the left-hand axis and are for a fuel containing 100 ppm vanadium. Air:fuel ratio = 14:1.

- A 1-in. collector; 100 fps gas velocity
- B 1-in. collector; 50 fps gas velocity and 2-in. collector; 100 fps gas velocity
- D 2-in. collector; 50 fps gas velocity

Curves C, E, and F refer to the right-hand axis and are for a fuel containing 600 ppm vanadium. Air:fuel ratio = 14:1.

- C 1-in. collector; 100 fps gas velocity
- E 1-in. collector; 50 fps gas velocity and 2-in. collector; 100 fps gas velocity
- F 2-in. collector; 50 fps gas velocity

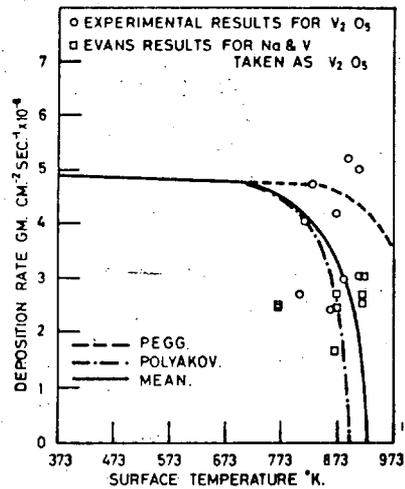


Fig. 9 Rate of deposition by vapor diffusion (3 percent oxygen in flue gas)

整理番号	83	作成年月日	年 月	作成者	川 畑 昭 陽
原文題名	A Study of Sulfur Reaction in Furnace Deposits				
邦訳題名	燃焼室の堆積物中の硫黄反応の研究				
著 者	M. Weintraub S. Goldberg A.A. Orning	誌 名	Transaction of the ASME Journal of Engineering for Power		
発行年月	巻 号, 1961年10月	頁 444~450, 図 5, 表 3			
領 域 (丸 囲)	一般論, 実任調査, 実任実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下 線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材 料, 添加剤, スーツプロフ その他()				

〔要 旨〕

石炭だきボイラでの高圧面における熱移動表面の腐食は、堆積付着物と交わり、その腐食はアルカリ金属と硫黄とにより盛んに行なわれる。これら要素は、一般に普通の硫酸塩(Sulfates)、二硫酸(Pyrosulfate)あるいはそれ以上複雑な混合物、たとえば三硫化第二鉄カリウム(Potassium ferric trisulfate)として結合されている。これら堆積物は、多量の石炭灰を含まれて、灰とスラッグで堆積される可能性がある。腐食は液体層が存在し金属と接触して浸食されるのである。堆積物に見られる硫酸塩は、石炭の中でそのものとしては存在しない。それは結合過程において化学反応に他ならない。

著者は以上の主旨を述べ、さらに例をあげ具体的に化学反応過程を説明し、また層厚さに関係する温度勾配の影響は大きい。つぎに著者は Fig 1 に示す実験装置をつくり、灰の成分、温度、時間を変え行なっている。そのテストの結果、a) 硫黄の度合は温度勾配により成り立つ。b) 硫黄は交換されまたはガス蒸気となる。その交換量は二酸化硫黄(Sulfur dioxide)の量によるが、このデータは不正確であつた。c) 変化は割合にゆつくりとおこる。56hr テストと163hr テストの差はあまりなかつた。さらに鉄板と灰分を密着させて急速に加熱した場合とゆつくりと加熱した場合と比較している。

つぎに1100°FにおけるSの極大吸収はスーパーヒータや、リヒータチューブの侵食において観察された極大点と一致する。この原因を追究しており、このことから侵食を小さくすることができる。

最後に、アルカリ金属、リチウム, Na, K がいかなる形で燃料から分離してガス中に輸送されるのかはさらに研究する必要がある。

整理番号	91-1	作成年月日	42年12月	作成者	日本鋼管(株)
原文題名	Problems Encountered with the Use of High Sulphur Content Fuel Oils at Marchwood Generating Station and Experience with Chemical Additives.				
邦訳題名	Marchwood 発電所における高硫黄重油使用時に遭遇せる問題点と添加剤使用の成果について				
著者	T.J. WILKINSON D.G. CLARKE	誌名	JOURNAL OF THE INSTITUTE OF FUEL		
発行年月	32巻 217号, 1959年2月	頁	61~72, 図, 表		
領域 (丸囲)	一般論, 実地調査, 実地実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツプロワ その他()				

〔要 旨〕

MARCHWOOD 発電所で使用した重油は平均4.2%の硫黄を含有しており、これが燃焼してSO₂となり、その約2%がさらにSO₃に変化する。ボイラはわずか3,500時間の運転で低温空気予熱器管に孔が明き、管を交換した。この他に高温空気予熱器管表面の油灰を含んだすすの付着、捕塵器の閉塞、電気集塵器や煙突の腐食、煙突よりの酸性物質の放出等の問題を起した。

これ等の問題解決のため下記のごとき種々の注入テストが行なわれた。

1. 使用の化学添加剤

- a) アンモニア(露点測定に使用)
- b) 特殊液体抑止剤「ピリディン」
- c) 特殊粉状添加剤
- d) 特殊添加剤「B」
- e) 特殊粉状添加剤とアンモニア
- f) ドロマイト
- g) 酸化マグネシウム
- h) 炭化マグネシウム
- i) 一酸化炭素

2. 粉状添加剤での試験結果の結論

- a) 特殊粉状添加剤は2 lb/ton of fuel で注入し予熱器での腐食、汚れを約50%減少させ、廃ガス中のSO₃は使用前40 ppmのものが18 ppmに低下。また付着したスケールは薄く長時間運転ができるが比較的高価である。
- b) ドロマイトは予熱器の腐食、汚れを減少せしめ、20ミクロン以下のものを使用すればSO₃を15 ppmから3~5 ppmまで落し得る。なお長時間運転が可能で過熱器の汚れは広範囲にわたるが除去し易い。安

価である。注入量は3~4 lb/ton of fuel。

- c) 酸化マグネシウムは取扱い難く堆積物も除き難い。ただし安価である。
- d) 炭酸マグネシウムは長時間運転後もほとんど汚れが認められず1 lb/ton of fuel の注入でSO₃ 量を15ppmより8~10ppm に落せた。また過熱器の汚れもほとんど認められずかつ安価である。
- e) 一酸化炭素は市ガスをCO 源として試験したが、結果はSO₃ がなんら減少せず失敗した。
- f) アンモニアは理論的にはSO₃ と化合して硫酸を作るはずであるが、実缶試験の結果ボイラは腐食性がありかつ除去しにくいammonium bisulphate で閉塞された。

整理番号	91-2	作成年月日	42年12月	作成者	日本鋼管(株)
原文題名	Discussion on 'Problems Encountered with the Use of High Sulphur Content Fuel Oils at Marchwood Generating Station and Experience with Chemical Additives'.				
邦訳題名	「Marchwood 発電所における高硫黄重油使用時に遭遇せる問題点と添加剤使用の成果について」に対する討論				
著者		誌名	JOURNAL OF THE INSTITUTE OF FUEL		
発行年月	32巻 224号, 1959年9月		頁 433~440, 図, 表		
領域 (丸囲)	一般論, 実缶調査, (実缶実験), 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, (添加剤), スーツブロウ, その他()				

〔要 旨〕

W.N.C. Clinch 氏の司会でこれ等一連の実験の成果について討論がなされその判定が下されることに非常な関心もたれた。

まずR.H. Goates 氏 からこれ等の実験は三つの問題点があるとの意見が述べられた。第1は在来使用の燃料についていまさらいかにうまく燃焼させるかを確定する必要があるかである。発電業界は最もこの点に経験が深く石炭燃焼についてもその効率を20年前の80%台より85~87%とし、やがて90%に達しようとしている。しかし石炭だきボイラでの燃焼の研究余地があるとすれば重油だきボイラの場合はさらに研究しなければならないことが多いことは当然のことである。第2点は燃焼問題の研究は優れた陣容を常に有している発電所でのみ行なわれるべきである。第3点は発電所には常に研究機関を置くべきことを強調した。

E. Breet Davies 氏は「ピリジン」と呼ばれる抑止剤についてのみ言及した。これはコールタール基の抽出物質で沸点は約150~190℃で実際にピリジン分はさほど含んでないが在来、塵ガスによる鉄腐食防止剤として使用され有効であった。この特徴は煙突での固形分を凝集しその中かなりの炭素が認められるが軟質で容易に除去できる性質のものであり、決して硫化鉄のような硬い物と混同されない。これを使用して空気予

熱器の腐食が互に低下した等種々の利点が認められている。しかしMARCHWOODでの試験結果は彼の主張と若干相違しておりここで行なわれたテストNo.1からNo.6について考察しつぎの結論を下した。

- (1) コールタール基の抑止剤は明らかに露点以下の温度では酸性廃ガスの金属への腐食作用に対し抑止効果があること。
- (2) 少量の抑止剤を大量の廃ガス中に均等に分布せしめることに問題が多いこと。
- (3) 煙道中の固形分を凝集せしめるため集塵器で扱い易く従って固形物を外界に放出しない効果があること。
- (4) コールタール基の抑止剤はガス中に5 ppm程度含まれても硫酸分を取除く基物質となること。
- (5) 洗缶水分析やかき取り試験では比較的な結果はであるが本当の試験はやはり寿命試験を行なわねば判定できないこと。

Dr. W. Whitehead氏が発言、MARCHWOODでの試験の目的は、

- (a) 空気予熱器の腐食の防止
- (b) 腐食物質による空気予熱器の閉塞防止
- (c) 最終温度を350°Fに上げることにより生ずる2%の低効率損失分を取戻すこと。

空気予熱器において水分の凝結がなければSO₃を廃ガス中に含有したとしてもなん等腐食が起きないところから結局露点がどう抑えられるかが最重要問題であるとした。すなわち350°F~270°Fに下げたことを終局の目的としたアンモニア注入試験を始めて2年を経過しても満足な結果が得られなかった。しかしこの国での他の石炭燃焼ボイラではアンモニア注入は有効で凝固物質も油だきの場合と多少異り水洗も容易である。したがって彼は、油燃焼による廃ガス中へのアンモニア注入における凝固物質について論じた。

硫安は305°F以上では不安定でアンモニウムバイサルフェートになる。これは1年間に鉄を0.04時腐食するが同等分の硫酸は4.2時も腐食する。したがってアンモニウムバイサルフェートの堆積が厚くならない中に洗水さえすれば容易に取除くことができるし、腐食も少なく済む。MARCHWOODではアンモニア注入で露点降下の効果が発見されたが、主なる失敗点はアンモニア注入についての配置に問題があった。すなわちまずアンモニア流量を計測した後空気と混合しそれを二分してそれぞれのダクトに送入しているため、それぞれの流れの配分に不均等が生じそのためいずれか一方に多量のアンモニアを注入しなければ露点を均等に下げることができなかった結果が出たものと思われる。

アンモニアの混合さえうまくできればMARCHWOODの試験でも僅々12~16 Lb/hrのアンモニア注入で酸の露点を消滅できたはずであるとした。

ついでE. M. Hamilton氏は他の油だきボイラで亜鉛添加物を使用した経験を述べた。すなわち80,000 Lb/hrの重油燃焼缶の場合、亜鉛添加物を燃焼室に注入した結果、添加前の廃ガスの酸露点27°Fで廃ガス中のCO₂ 14.5%, SO₃ 5~7 ppmであった。これに2½ Lb/ton重油の割合で亜鉛注入を行なったところ、酸露点を直ちに下げ廃ガス中のSO₃含有量を2~3 ppmに下げた。さらにその上、集塵器中の塵芥の酸性を零まで下げ、その鉄含有量も注入前は5~10%のものが僅か0.1%にまで下げた。またさらに注入量も1½ Lb/ton重油まで下げることができた。なお過剰空気も廃ガス中のCO₂含有量15%まで下げ同時に亜鉛注入量もわずか1 lb/ton重油まで下げることができグリットの酸性0、酸露点をなしで行なった。

しかし反面つぎのような亜鉛による困難な問題が生じた。すなわちMARCHWOODの試験時ほどではないが2次過熱器の部分で管表面に汚れが発生し、伝熱効率の損失を招き約3,300時間運転後には洗缶のためボイラを停止しなくてはならなかった。しかしそのときには低温側空気予熱器の腐食や電気集塵器のコンクリート壁の損傷はなんら認められなかった。結論的には金属亜鉛添加物は空気過剰率を低く押えて使用すれば非常に有効な方法である。

ついでD. R. Goodman氏はHeyshamで石炭ボイラでのアンモニア注入についてMARCHWOODの場合よりも、もつとよい結果を得ていることを明らかにした。すなわち酸露点や腐食は消滅し固着物による問題もほとんど発生しなかつた。すなわち4週間の運転で空気予熱器の全表面は $1/32$ 吋以下の薄い白色の硫酸と硫化ナトリウムの層に覆われた。また空気予熱器の高温部に広範囲ではないが厄介な固着物を認めた。これは廃ガスと硫酸の反応による水溶性アラムと廃ガス中の塵粉との結合物である。しかしいずれの場合もアンモニウムバイサルフェートではなかつた。Heyshamでの固形物は乾燥しており無腐食性であつた。石炭だきボイラと油だきボイラとの根本的な相違は後者の場合には廃ガス中に粉塵を含まないことである。すなわち石炭だきのときは粉塵がアンモニウムバイサルフェートの生成を防止するのである。これはMARCHWOODでアンモニアと同時にドロマイトの注入で良好な結果を得ていることと符合するようと思われる。これからして石炭と重油の混焼の場合も同様なよい結果が得られると思われる。

G. M. Turnor氏は空気予熱器にガラスまたは磁器の管を使用することに興味をもちこれ等の材質について試験が試みられたが、ガラス管では失敗した。その原因は熱応力による機械的なものでいかに自由な膨脹を与えるかの問題にかかっている。また磁気製管についてもピンホールが発生し失敗した。

G. W. Bown氏は亜鉛を用いて露点を消滅せしめるための費用について述べた。他の油だきボイラでの実験結果によればもし亜鉛分50%含有の亜鉛金属とドロマイトの混合物を過剰空気を CO_2 15.3%程度に使用すると露点消滅のために要する金額は1 ton 燃料当り4ペンスまで下げられ、また、この場合露点消滅によりボイラ出口廃ガス温度を $280 \sim 290$ 下まで下げても安全であつた。彼はまた過剰空気率を上げると酸生成を防ぐために必要な添加物量が急速に増加することを指摘した。

P. J. Jackson氏はMARCHWOODでの実験で空気予熱器の高温部にアンモニウムバイサルフェートが生成した状況は彼の実験結果と一致していると述べた。アンモニウムバイサルフェートは 235°C 以上では中性塩より安定して液状であり、 250°C で蒸発する。かくして空気予熱器の高温部に厄介な凝固物を形成するのである。

A. W. Lindsay氏は石炭ボイラを重油ボイラに改造した場合耐火構造は低過剰空気率でしかも設計条件の過熱蒸気温度を確保するのに必要なものであると述べ、耐火材を有することにより得られる高 CO_2 状況が SO_3 含有量を減らすのにきわめて効果があることを示した。すなわちこれにより SO_3 を40ppmより5~8ppmに下げ得られた。0.7%過剰酸素で油を燃焼したとき廃ガス中に生ずる CO は結果的に SO_2 の含有量を減ずることを考えればちょうど'クンセイニン'のようなものである。また低過剰酸素で重油を燃焼したときに生成する一定量の微粉炭は廃ガス中の SO_3 の含有量を減ずる作用をすることをKearおよびWhittingham両氏が実証した。C. A. Roast氏はボイラ出口で3.5%過剰空気率の場合金属損失量は許容値以内であつても低温腐食は無視できないことを指摘した。すなわち酸分を含んだ不燃炭素が低温金属表面に附着し低温腐食を生じる可能性は無視できない。未燃炭素はボイラを通過中に SO_2 を吸収し比較的低温部に附着すればなんらかの反応が起ることは明確である。もしわれわれがボイラを通過する未燃炭素をなくし、廃ガスと接触する金属やレンガの表面温度を酸露点またはそれ以上に保つよう努力すればさすがボイラより排出される問題ももつと早く解決されよう。

討論に対するMARCHWOOD例の回答

T. J. Wilkinson および D. G. Clarke 氏

実験についてはつぎのような方法でその最大効率を得られるような添加物を見つけることが目的であつた。

- (1) 処理重油1 ton 当りの価格
- (2) 空気予熱器表面をきれいに保つこと。またそれによるつぎの停止までの運転時間の延長
- (3) 洗缶その他で容易に除去できるような固形物を作ること。
- (4) 空気予熱器の腐食を防ぎ保全費を減少せしめること。

「ピリジン」は抑止剤として作用し空気予熱器の腐食を減少せしめるが煙突での固形物を固らせ、予熱器の掃除のための停止期間を2週間ごとに早めた。ところがドロマイトの使用により6週間ごとと少し延長され、年間/5,000ポンドの節約となった。

アンモニアは廃ガス中よりSO₃を除去するのに確かに有効であるのがアンモニウムバイサルフェートを形成し7~10日で予熱器を詰らせる。この汚れは容易に水洗できるが1.0日ごとの停止は年間30,000ポンドの追加支出となる。「ピリジン」、アンモニアとも石炭だきボイラにおいてはガス中の粗い灰分が伝熱面上の固形物を磨き取る作用をするので有効であることを示している。最近のMARCHWOODの試験では厳密に空気量の調整を行ないながら少量のドロマイト注入によりほとんど空気予熱器に腐食を生ぜしめないで最終温度255~260下の運転が可能となった。なお、同試験での亜鉛添加物の成果はつぎの3点の欠点が示されている。

- (1) 費用は同程度の効果の他の添加物の場合の数倍になる。
- (2) 過熱器の急速な汚れ。
- (3) 多量に使用すると供給が難しくなる。

整理番号	106	作成年月日	42年12月	作成者	日本鋼管(株)
原文題名	The Deposition of Sodium Sulphate from Combustion Gases.				
邦文題名	燃焼ガス中の硫化ナトリウムの堆積				
著者	T. D. BROWN	誌名	JOURNAL OF THE INSTITUTE OF FUEL		
発行年月	39巻308号, 1966年9月		頁 378~385, 図, 表		
領域 (丸 冊)	一般論, 実任調査, 実任実験, 模型炉実験, 理論論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸冊) および 関連項目 (下 線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロウ, その他()				

〔要 旨〕

油灰の伝熱面への沈積は高温、高圧化への障害とこれより起る腐食が問題となっている。この主成分は硫化ナトリウムでありV₂O₅との反応とにより腐食性の高いバナディールバナデートを生成し、またはSO₃との反応により高腐食性のピロ硫化ナトリウムを生成する主原因となる。

沈積の過程はつぎの四つで、沈積についての実験が行なわれた。

- | | | |
|----------------|---|-------|
| (i) 粒子の管表面への衝突 | } | 粒子の過程 |
| (ii) 粒子の拡散 | | |
| (iii) 熱 拡 散 | | |
| (iv) 蒸気拡散 | | |
| | } | 分子の過程 |

実験装置はFig 1 に示すもので、火炎状況を調査するのに垂直の6吋角の部屋でNa-ナフタレートとカーボ

ンディサルファイドを石油を噴霧燃焼し高温ガスの衝突面に加えた炎を生成せしめ、沈着物を予め重量を計測したステン鋼上に堆積させる。この表面温度は調整できる装置となっており、0.5% Na, 1% S 含有燃料の燃焼生成物をつくれる。ステンレス試片はテスト前後に計量され比較する。試験結果の渦流強さは Fig 3 に示され、ガス流中の蒸気拡散の率は次式で示される。

$$m = \frac{0.5 B}{(S_c)^{2/3} (P_r)^{1/3}} \cdot \left(\frac{V \mu \rho}{D} \right)^{1/2}$$

ただし上記の定数 0.5 は渦流強さを考慮し 0.8 にすべきであるとされている。

附着物の性質は灰白色の結晶をなす硫化ナトリウムで、Na 量を分析で調べ硫化ナトリウムとし試片の重量増分と比較する。

附着の割合は Fig 7~10 で示される。これ等の結果附着割合はいずれも過剰空気率、炉内滞留時間、試片挿入時間等と関係なく、ただ附着物表面温度に関係することを示している。また表面温度 800°C でいわゆる露点の存在を示している。附着の過程は Fig 11 に示される。すなわち蒸気が凝縮し露点で粒になり管表面に至る。そこでの造粒は粒の蒸気圧の作用により附着率に影響を及ぼす。凝縮、造粒の傾向は平均境界層温度が露点温度に比し低いときに強く起る。管温度が上昇し露点に近づくにつれ粒の生成の機会は少なくなり附着の過程は蒸気拡散に支配され附着率は増加する。同時に露点近くでは蒸気拡散率そのものは減少し、この二つの相反する傾向のため露点の少し下側で附着率が最大となる。このことを Fig 7, 8, 12 により示されている。

結論(1) 高温燃焼ガス流よりの硫化ナトリウムの冷管表面への蒸気沈積率は過剰空気率とは無関係である。

(2) 800°C に露点がある。(この温度は硫化ナトリウムの含有量により変る)

(3) 硫化ナトリウムの蒸気沈積率は次式で示される。

$$m = \frac{0.34 B}{(S_c)^{2/3} (P_r)^{1/3}} \cdot \left(\frac{V \mu \rho}{D} \right)^{1/2}$$

(4) 冷管を取り巻く熱境界内で粒子がよく生成されることは露点のちょうど下側の温度で沈積率が最大になることを示している。

整理番号	108	作成年月日	42年12月	作成者	川畑昭陽
原文題名	重油専焼ボイラ低温部に生ずる硫黄露点腐食について				
邦訳題名					
著者	住友金属工業株式会社	誌名	ボイラ研究		
発行年月	巻79号, 38年6月	頁3~11, 函19, 表5			
領域 (丸囲)	一般論, 実証調査, 実証実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロウ, その他()				

〔要 旨〕

近年低質重油が使われており、それとともにボイラ運転に支障をきたした事例が発生している現状でその解決を急がれている。そこで当社も金属材料メーカーとしての立場から防食法に着手しているのを機会に低温腐食現象の概況を紹介した次第である、と要旨を述べている。

ボイラ低温部腐食現象の概要として硫黄露点腐食がなんの原因で起るか、また H_2SO_4 の生成量は相当なものになるわけでその影響はガス接触部に烈しい腐食を進行させる。硫酸生成機構には、(a)直接酸化と(b)接触酸化とがありまた SO_2 の生成量と露点温度との関係は重油中の硫黄分が硫酸になる割合は SO_2 の酸化量でまゐる。その割合は一律ではなく過熱器温度の高いほど、過剰空気が多いほど、VやFeの酸化物が多いほど酸化は促進される。 SO_2 から SO_3 へ転化する割合は燃焼ガス中の SO_2 濃度には比例しない。それで重油中の硫黄含有量とその燃焼ガスの露点温度の関係は重油中の硫黄量が多い場合はその量を多少減しても露点温度が変わらない。

凝結する酸の濃度については、H. D. Taylor によると凝結した H_2SO_4 濃度は気相中の H_2SO_4 量を 0.007 ~ 0.07 vol % の範囲でかえても温度 117°C の面への凝結した H_2SO_4 濃度は表に示すとおり一定であつた。

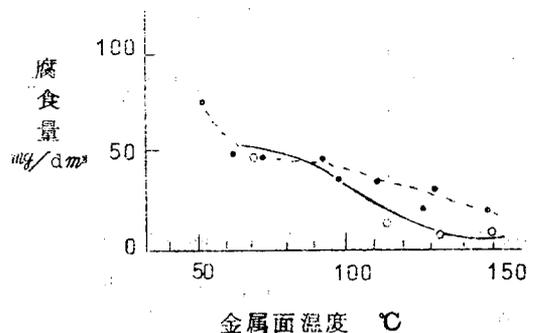
露点°C	硫酸濃度 wt %	H ₂ O %	蒸気圧よりの計算値 wt %
160	76.0	8.3	75.3
	76.4	7.9	75.6
175	74.9	8.6	75.1
	75.5	8.3	75.3
190	75.3	8.1	75.5
	75.3	8.2	75.4
205	75.5	8.5	75.1
	75.8	7.7	75.8

酸の凝結は、凝結面温度が露点温度より低い場合に起るが Taylor によれば酸の凝結速度は露点より約 50°C 低い温度の凝結面で最大を示した。また Flint 他によれば露点よりも 22~24°C 低い温度で最大値を示している。

金属面温度と腐食速度の関係を右図に示す。この図は軟鋼試験片を実際のボイラ、予熱器中に挿入して得たものであるが低温になればなるほど腐食速度が速くなることを示している。

	燃料中のS	燃料ガス中のO ₂
●	2.1%	4.5~4.9%
○	2.7%	5.0~5.5%

防食法は添加剤を使用する方法であり、金属材料の開発あるいは被覆材料による防食法などはあまり行なわれていない。



整理番号	109	作成年月日	昭和42年12月	作成者	伊藤征矢
原文題名	The Role of Chemical Thermodynamics in Analyzing Gas-Side Problems in Boilers.				
邦訳題名	化学熱力学によるボイラのガス側現象の解析				
著者	R.H.Boll & H.C.Patel	誌名	ASME Power		
発行年月	巻号, 1961年10月	頁451~467, 図, 表			
領域 (丸囲)	一般論, 実務調査, 実務実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 防れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロワ, その他()				

[要旨]

1. 燃焼ガスの主成分

ボイラのガス側汚れに非常に関係があると思われる NaOH, HCl, SO₃, NO 等のガス主成分は熱的に重要でないという事であまり注目されなかつた。本章では火炎温度を推算する際に一般的に行なわれている化学熱平衡の考え方でガス主成分(29種のガス状成分と5種の凝縮成分)の熱平衡時における濃度を, 温度(440~3140°K)空燃比(90~130%), さらに燃料の種類と関数として表わし汚れ, コロージョン, また大気汚染の解明を試みた。燃料は高硫黄含有率の Pana, Wright の2種類の石炭で Pana 炭は高アルカリ, Wright 炭は低アルカリという両極端なものを選んだ。また成分ガス濃度を決定するに当って, 各成分が燃焼ガス中に存在する割合は実験結果よりもとめた。

図1~3は Pana 炭で空気比および温度を変えたときの Na, S, Cl 化合物の分圧の変化, 図4~6は Wright 炭, 図7, 8はその他の化合物の性状を示す。図中付標 a はガスの状態, c は固体または液体の状態を表わす。1例としてアルカリ化合物 NaCl, NaOH の各分圧が約 0.0001 atm のとき蒸発量 1.000, 0.001 lb/hr のボイラでは約 275 lb/hr の Na₂O に相当し, この内の 1/3 が Na₂SO₄ (固体) に変化して過熱器伝熱面に付着するならばその堆積厚さは1カ月で 1/8" にもなる。

2. 過熱器の汚れと腐食の機構

過熱器の汚れや腐食の機構について多くの説があるが, ここでは9種の Na 化合物, 12種の鉄化合物の自由エネルギー関数を判別することによって成分の熱力学的な安定性を調べ解析を試みた。図10~17は Pana および Wright 炭に対して第1部でもとめた組成を持つ周囲ガスの温度や燃空比が変わった場合, 21種の成分の安定領域および安定状態を示す。なお, 点線は計算に当っての基礎データが不明のため不確定な領域である。

Pana 炭と Wright 炭 の場合, 鉄化合物の間にそう大きな差異が認められないことは低アルカリの石炭でも十分コロージョンが起ることを示しており, このことは最近の実験結果とよく一致している。

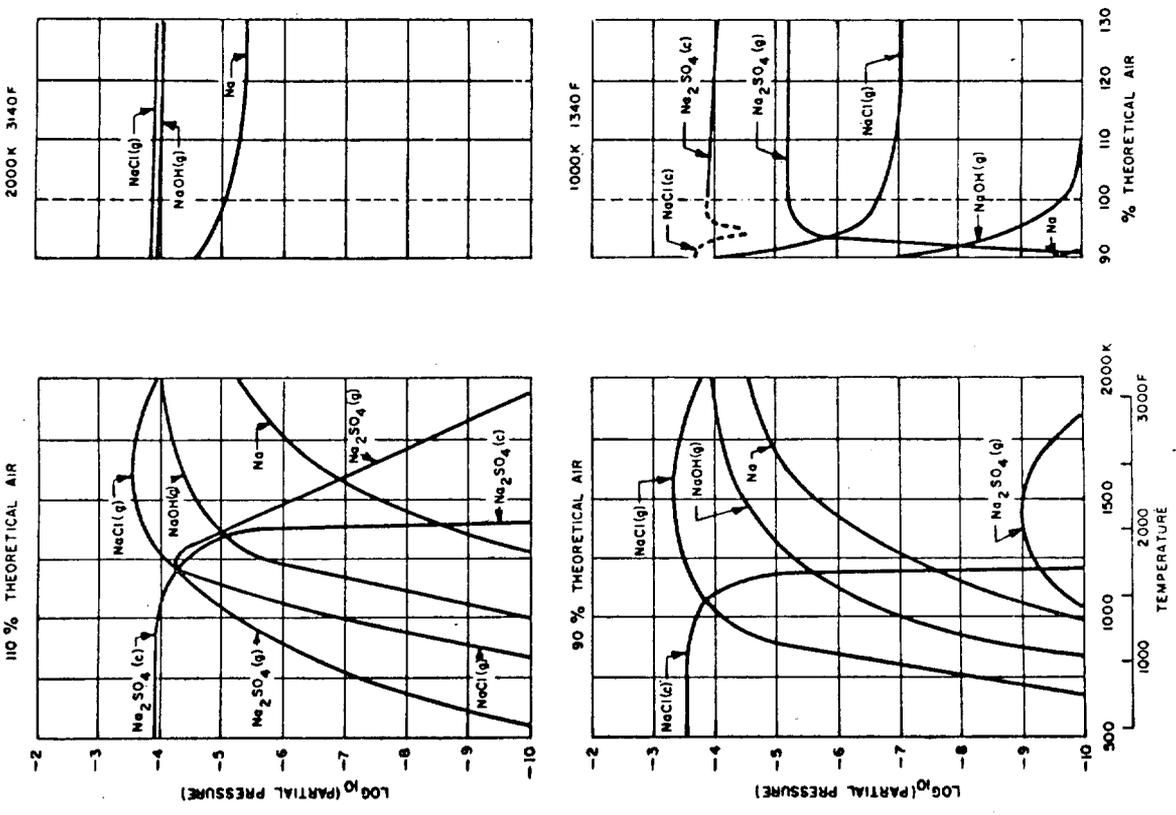


Fig. 1 Pana coal—sodium compounds

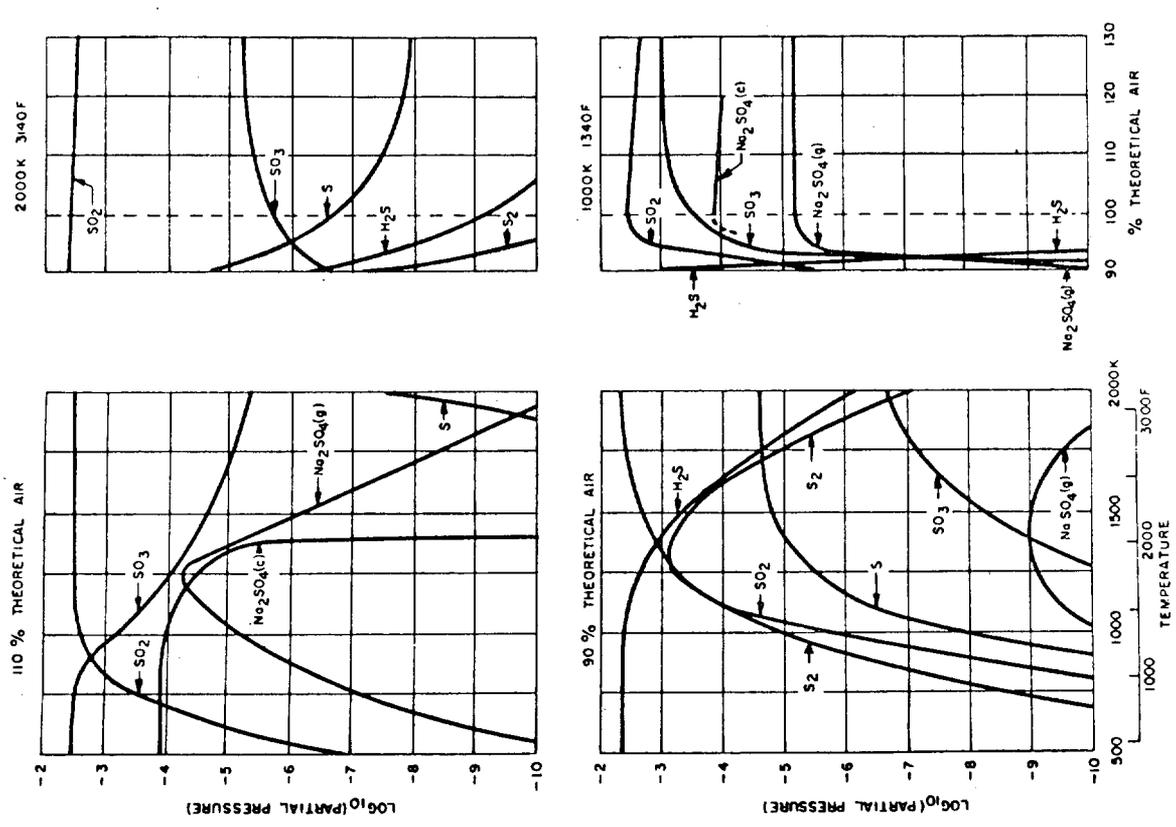


Fig. 2 Pana coal—sulfur compounds

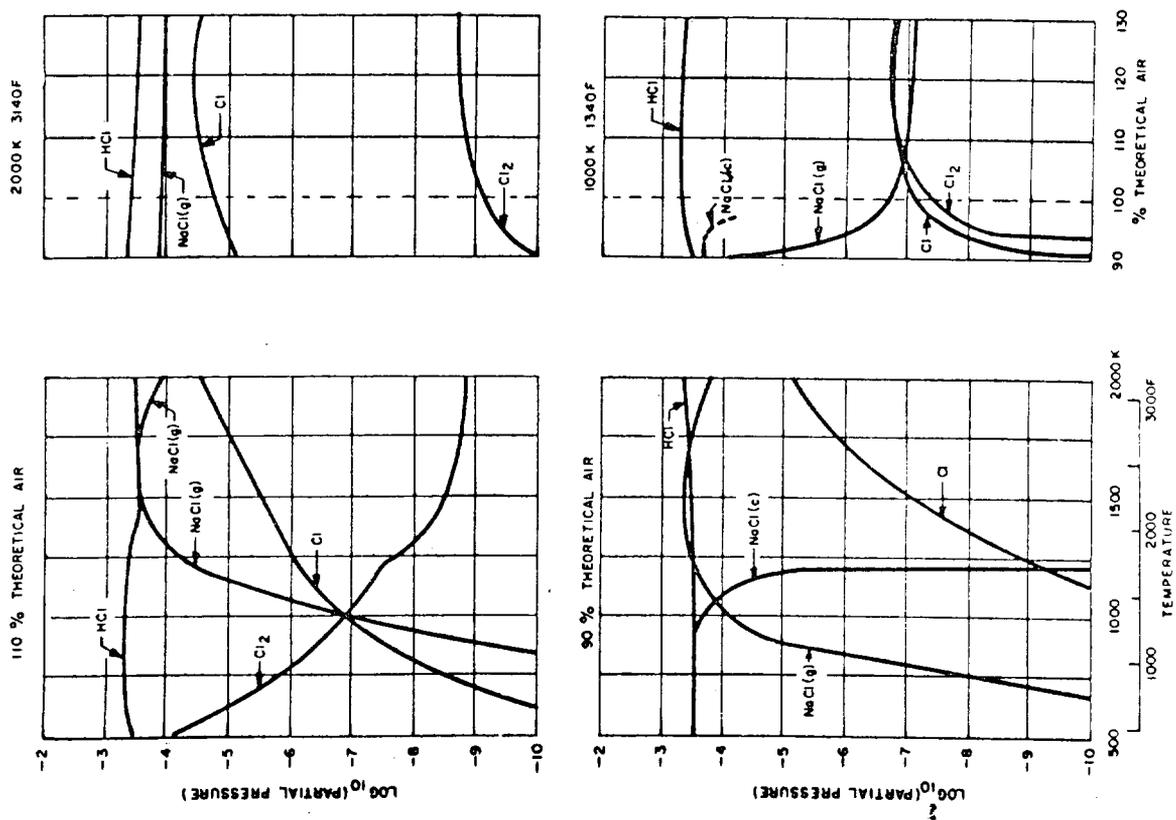


Fig. 3 Pana coal—chlorine compounds

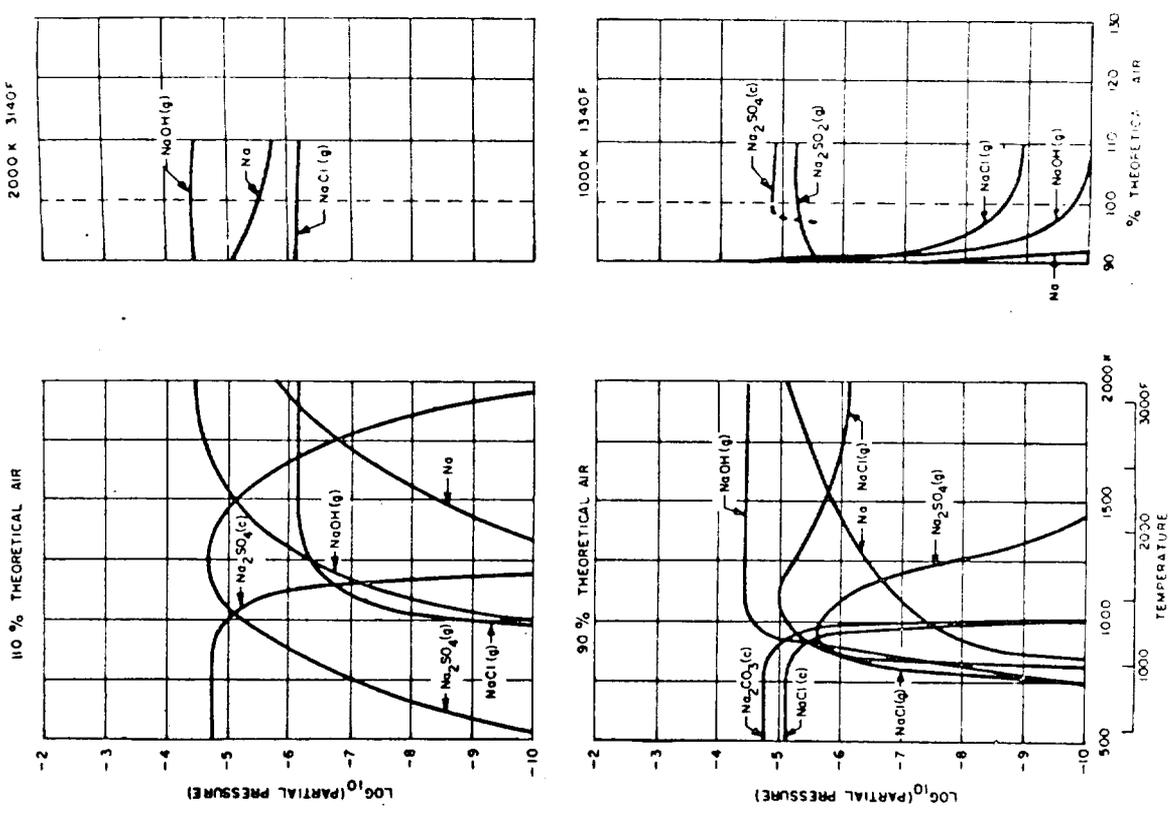


Fig. 4 Wright coal—sodium compounds

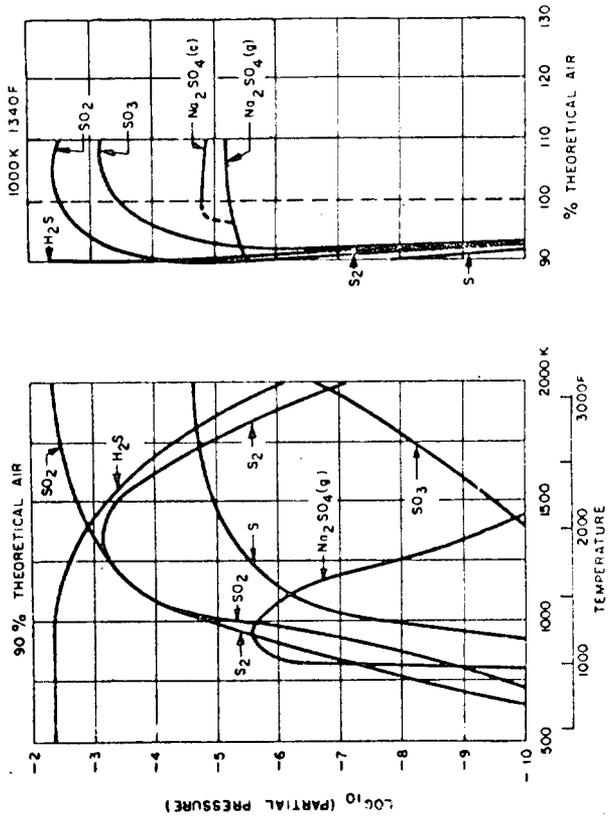
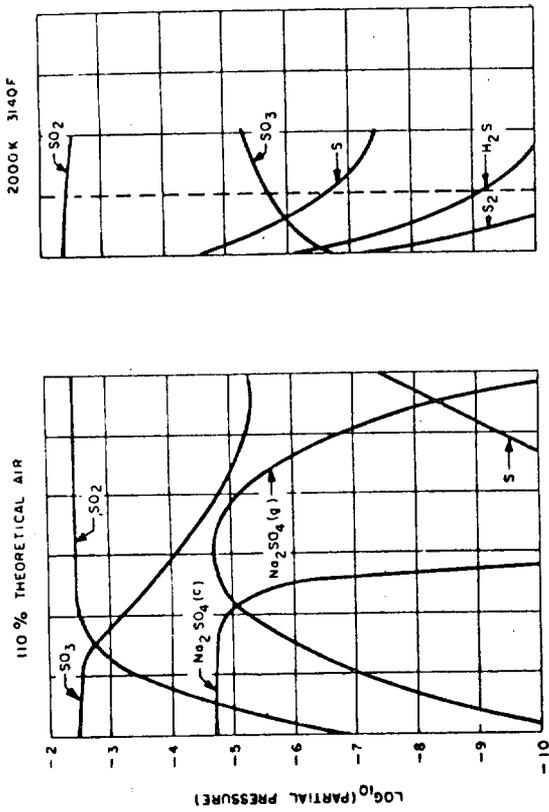


Fig. 5 Wright coal—sulfur compounds

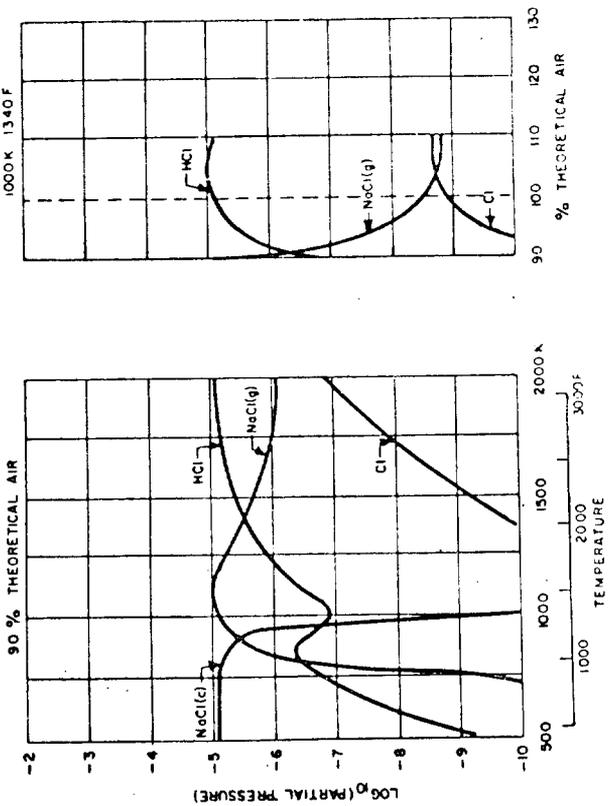
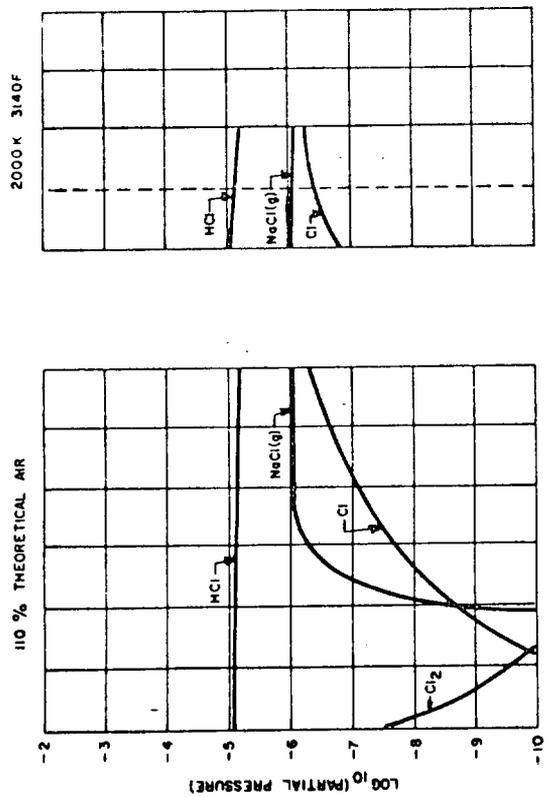


Fig. 6 Wright coal—chlorine compounds

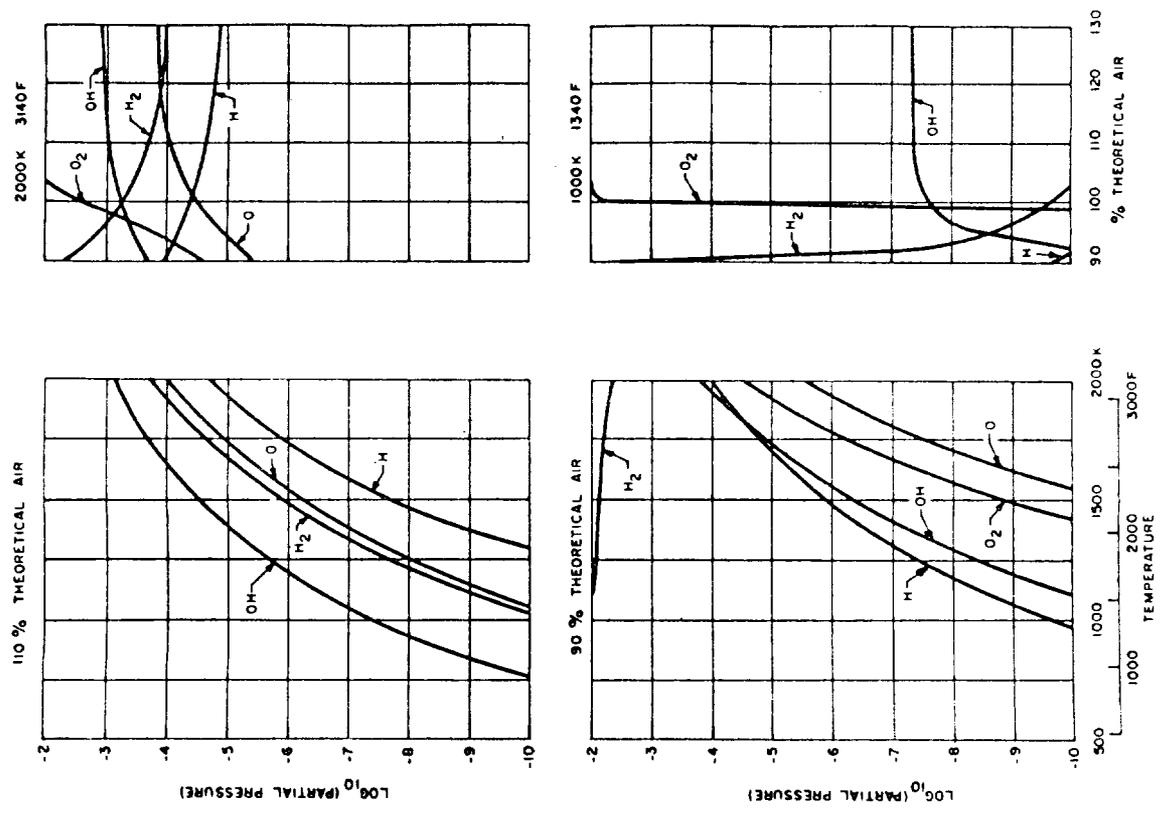


Fig. 7 Pana and Wright coals—miscellaneous compounds

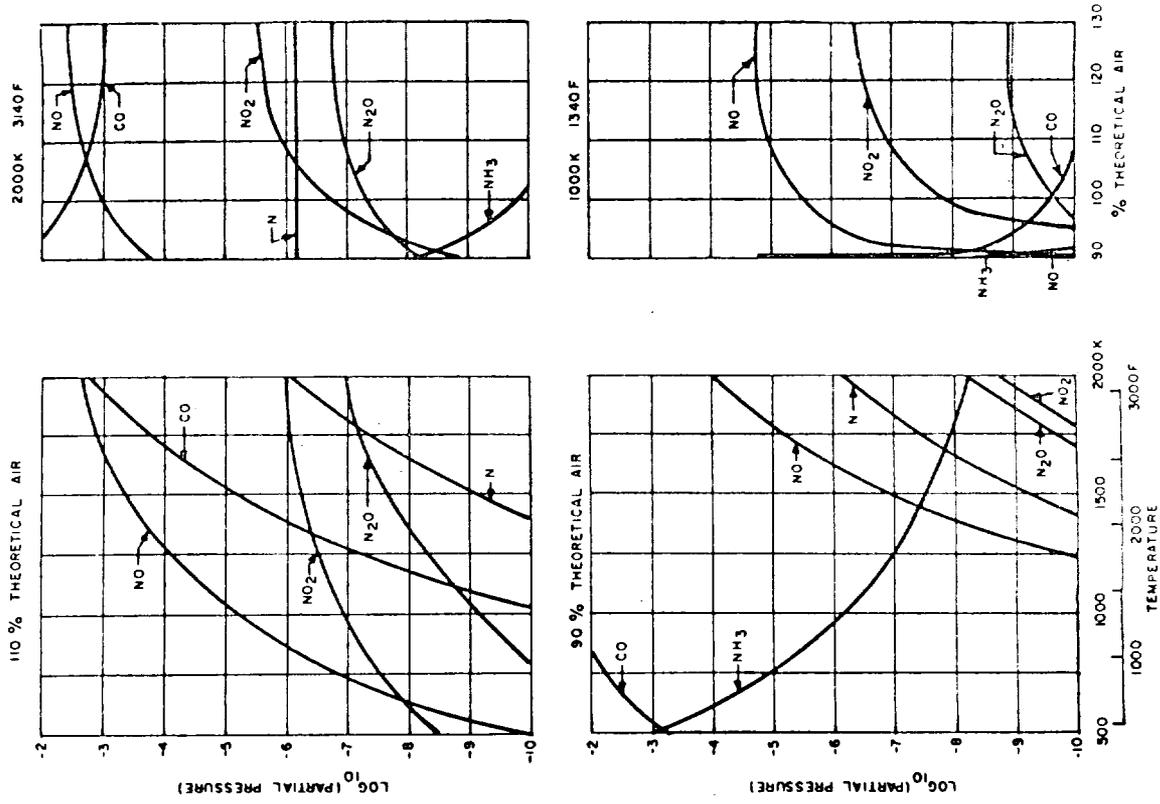


Fig. 8 Pana and Wright coals—miscellaneous compounds

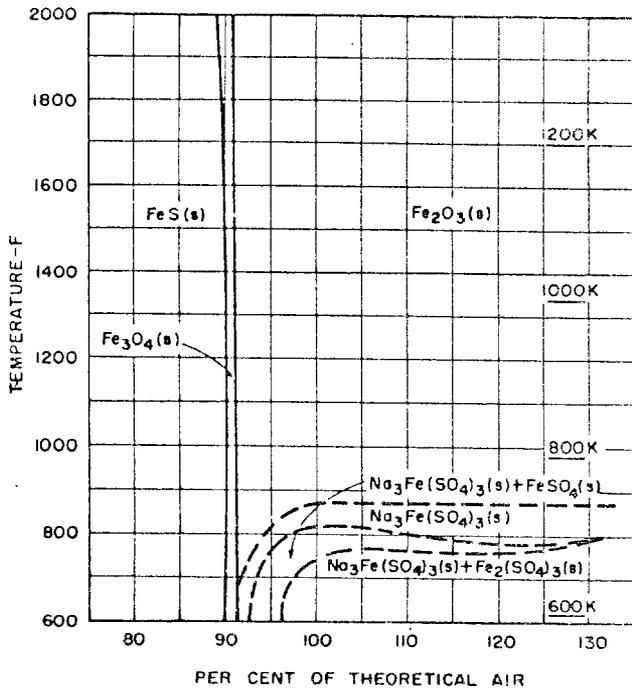


Fig. 10 Pana gas, iron compounds, SiO₂ present

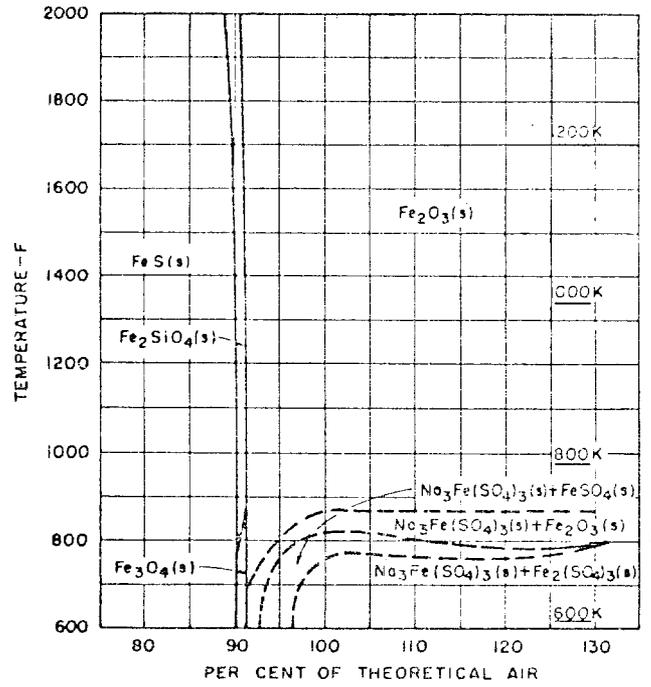


Fig. 11 Pana gas, iron compounds, SiO₂ absent

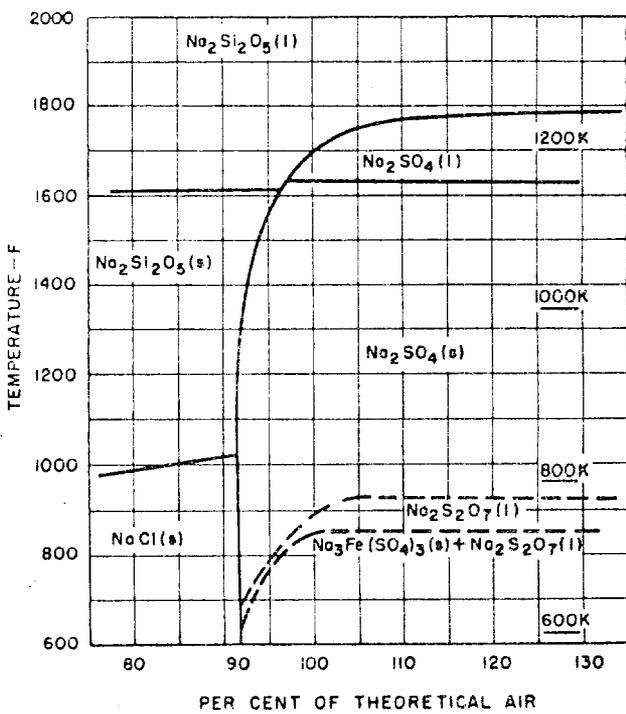


Fig. 12 Pana gas, sodium compounds, SiO₂ present

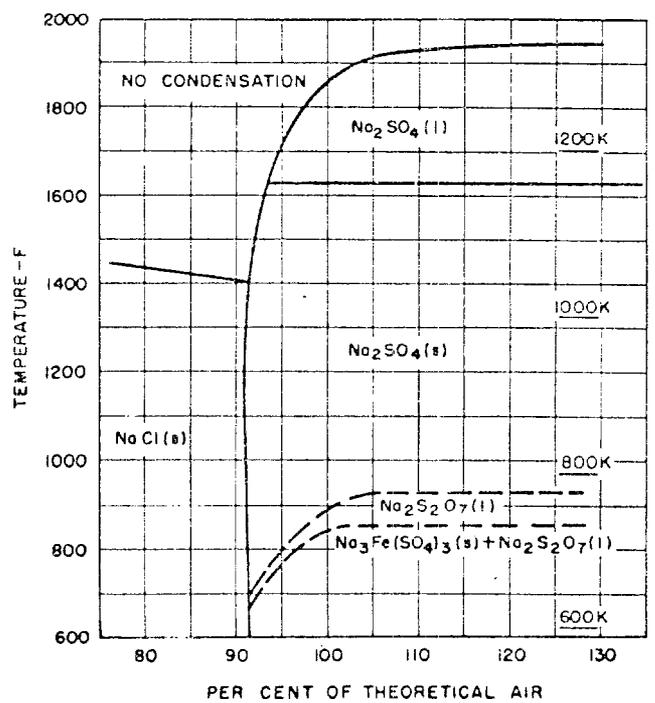


Fig. 13 Pana gas, sodium compounds, SiO₂ absent

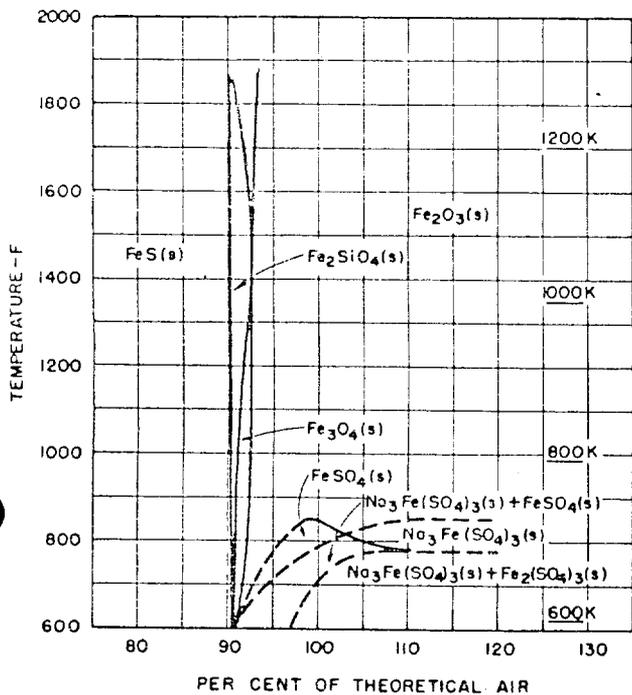


Fig. 14 Wright gas, iron compounds, SiO₂ present

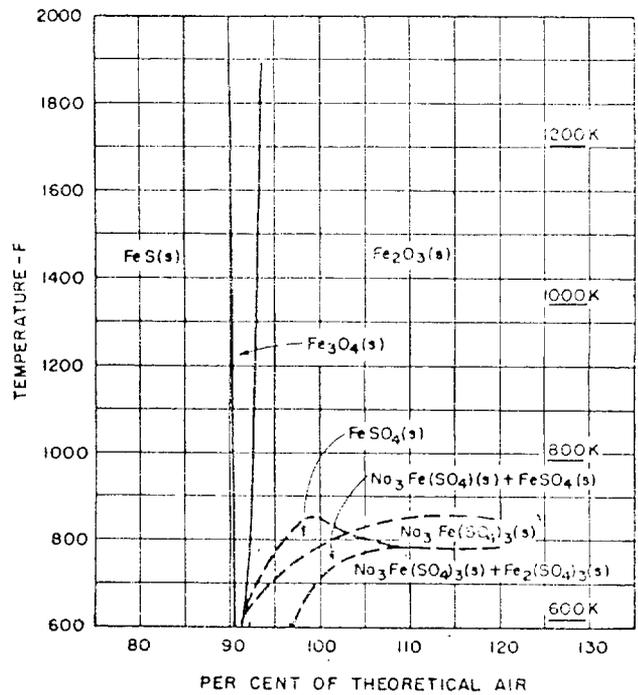


Fig. 15 Wright gas, iron compounds, SiO₂ absent

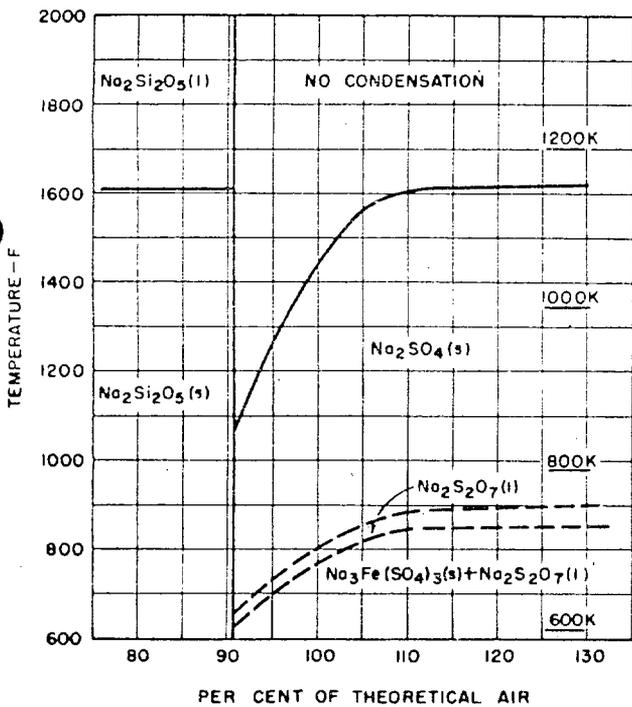


Fig. 16 Wright gas, sodium compounds, SiO₂ present

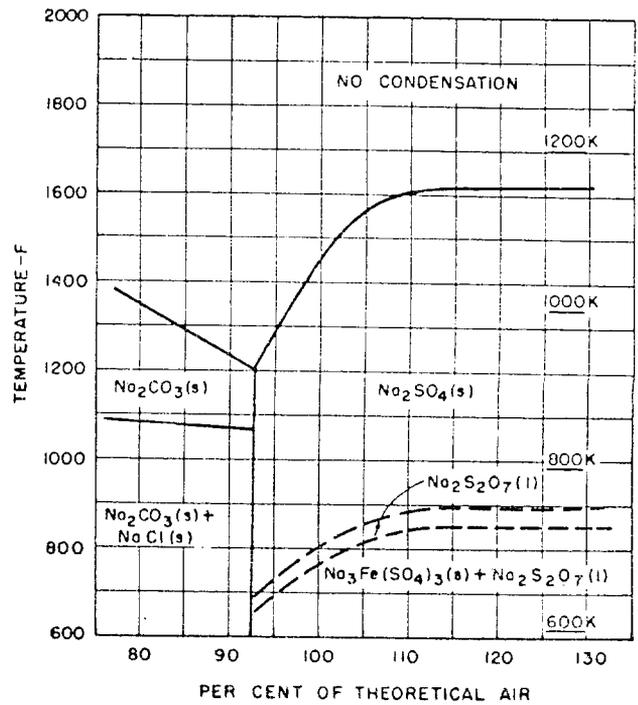


Fig. 17 Wright gas, sodium compounds, SiO₂ absent

整理番号	136	作成年月日	42年 12月	作成者	谷井 宏光
原文題名	Prevention of Residual Oil Combustion Problems by Use of Low Excess Air and Magnesium Additive.				
邦訳題名	重油だきボイラにおける低過剰空気燃焼およびMg添加剤の影響について				
著者	J. T. REESE, J. JONAKIN & V. Z. CARACRISTI	誌名	Trans. ASME		
発行年月	87巻 2号, 1965年4月	頁	229~236, 図 17, 表 2		
領域 (丸 冊)	一般論, 実務調査, 実務実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸冊) および 関連項目 (下 線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツプロウ, その他()				

〔要 旨〕

重油だきボイラにおいて生ずる, (1)高温部での低融点デポジットによる高温腐食, (2)低温部での燃焼ガス中の硫酸付着による低温腐食および, (3)低温デポジット, の問題に関して185MWの石炭重油混焼ボイラを用いてテストを行ないこれらの諸問題に対し低過剰空気燃焼およびMg添加剤が非常に効果的であることが示されている。なおMgはパーナーの石炭ノズルより添加した。

問題(1)は高温部に付着したデポジットが約1100°F以上の高温のため溶融して腐食性物質となりボイラ伝熱面を腐食するために生ずる問題である。本ボイラでは約0.02in/年程度腐食している。低過剰空気燃焼によりこの腐食量は約半分に軽減され, さらにMg添加剤によりさらに減少している。Mg添加により火炉壁はMgOで被覆されて30~40%MgOを含むデポジットが伝熱面に生じこの融点は2700°F(Mg添加剤無しの場合には1100~1300°F)であり通常の燃焼では溶融しないため高温腐食は非常に軽減されている。そしてこれに関してはさらに詳細なテストを計画中である。

前記問題(2)および(3)は600°F以上の高温部で形成されたSO₃が300~400°Fの低温部でH₂SO₄となり, さらに低温部にて金属面に凝縮することにより生ずる障害である。テスト結果によると, (a)燃焼ガス中のSO₃量は燃焼ガス中のO₂%とともに変化し, O₂%零ではSO₃量も零であり, O₂%増加とともにある量までは直線的に増加するがそれ以上ではほぼ一定となっている。またこのSO₃量はボイラ負荷の低下とともに減少し, 負荷が下れば比較的高い過剰空気にて運転できる。このボイラでは185MWにて0.5%O₂, 110MWにて1.0%O₂そして55MWにて2.0%O₂以下でSO₃量は20ppm以下にとどまり露点温度は280°F以下となる。(b)Mg添加剤によりさらにSO₃量は減少している。添加量は1lb/H/15MW(本ボイラでは12lb/Hに相当)が最も経済的でありまた効果的でもあった。これらの理由は低過剰空気燃焼では供給されるO₂量が少ないためSO₃の生成は抑制される。さらにMgを添加するとO₂との化合によりMgOとなりO₂量を減少させると同時にこのMgOはSO₃と化合してMgSO₄をつくりSO₃量をも減少させる。このようにSO₃量が減少すれば硫酸の露点温度は降下しボイラ伝熱面への硫酸の付着が減少し低温腐食および低温付着物は非常に軽減している。なお燃焼ガス中の硫酸の露点温度はMÜLLERの計算式がよく実験値と合っていることがのべられている。

整理番号	160	作成年月日	昭和42年12月	作成者	原田佳弘
原文題名	Low-Excess-Air Combustion of Heavy Fuel High-Temperature Deposits and Corrosion				
邦訳題名	重油の低過剰空気燃焼と高温部腐食およびデポジットについて				
著者	M. Chaikivsky C. W. Siegmund	誌名	Trans. ASME		
発行年月	87巻 4号, '65年10月	頁 379~388, 図 9, 表 7			
領域 (丸囲)	一般論, 実地調査, 実地実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロウ, その他()				

〔要 旨〕

低過剰空気燃焼方式の利点を明確にする目的で行なわれた実験である。ベネズエラ産の高灰分、高バナジウム
の粗悪油(硫黄25.7wt%, 灰分0.09wt%-バナジウム350ppm, ナトリウム53ppm)を燃料とし、伝熱管
には347ステンレススチール(18Cr, 8Ni, 0.6Cb)を使用し、デポジットと腐食量、SO₃、酸化窒素、排ガ
ス中の固形分などについて測定を行なっている。a) まず低温部に対する効果として、SO₃、酸化窒素、排ガス
中の固形分の挙動について述べている。b) つぎに本文の主題である高温部、すなわち過熱器における低過剰空
気燃焼の効果について述べている。実験は今日一般に過熱蒸気の上限温度とされている1100°Fと、激しい高温
障害を生ずる温度条件として1300°Fにおいて行なわれた。デポジットと腐食の測定は、15%および1%過剰
空気燃焼の運転条件下で1100°Fにおいて336hrおよび1300°Fにおいて100hrの二通りについて行なわれ
た。この結果1100°Fの場合にはデポジットは、過剰空気15%に較らべ1%では83%の減少を示し、また
1300°Fでも同様に92%の減少を示した。さらに腐食量においても1300°Fでは414mg/cm²(15% excess-
air)→50mg/cm²(1% excess-air), すなわち88%の減少と、いずれの場合も低過剰空気燃焼方式の優れ
ていることを実証した。(しかし1100°Fの場合には腐食の発生がきわめて少なかったため両者の差は認められ
なかった。) さらに上記に示す以外に、15% excess-air の場合では、厚く、固く固着したとれにくいデポジ
ットの生成であつたのに反し、1% excess-air の場合には、過熱器の比較的低温部側に少し付着する程度で、
非常にもろくとれやすい性質のものであつたことが特徴として認められた。また15% excess-air の場合に
は、管壁温度だけでなく燃焼ガスの温度が腐食の進行度に強く作用することを示し、デポジットの融点との関係
からこの現象の説明を行なっている。本文の筆者は、臨界過剰空気比の存在を予測し、実在の確認と実体を知る
ために蒸気温度1300°Fで3, 4と5% excess-air の場合について試験を行ない、高温腐食、デポジットのい
ずれもが3%~4%の間にその臨界状態をもつことを確認した。これら一連の高温部に発生する障害を低過剰空
気燃焼によつて軽減できる理由として、デポジットの組成分析の結果から、低過剰空気によつてバナジウムの酸
化を抑制し高融点のV₂O₃やV₂O₄(3578°F)をV₂O₅(1241°F)の代わりに生ずるからであるとしている。

上記結果から(1)低温部については、SO₂の減少と酸露点の低下による腐食軽減効果がある。(2)酸化窒素の減少、(3)排ガス中の固形分はいくらか増加するが、凝集性や酸性が低くなるので結果的にはスモッグやアシッドスマットによる公害予防に有効である。(4)低過剰空気燃焼による好結果を生ずる臨界過剰空気比が約3%である。(5)実験に使用した燃料が低質なものであることから、これらの効果に一般性のあること。

などの結論を導びいており、ボイラの運転経費節減に大きな効果のあることを推論している。

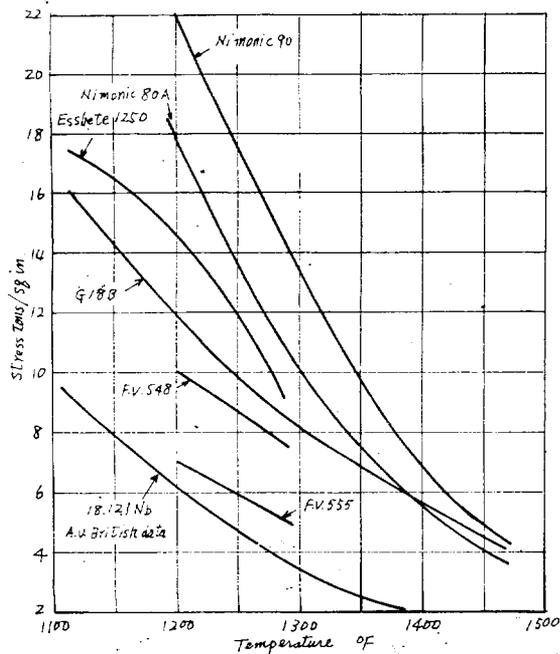
整理番号	180	作成年月日	42年12月	作成者	堀田秀夫
原文題名	Materials for advanced steam conditions and their influence on operation of marine turbines and boilers				
邦訳題名	船用タービンおよびボイラの蒸気条件の進歩に伴う材料と運転上の影響について				
著者	H. E. C. Hims, S. H. Frederick	誌名	Trans. Inst. Mar. Eng.		
発行年月	73巻10号 1961年10月	頁	137~154	図	19, 表 4
領域 (丸囲)	一般論, 実任調査, 実任実験, 模型炉実任, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツプロフ, その他()				

〔要旨〕

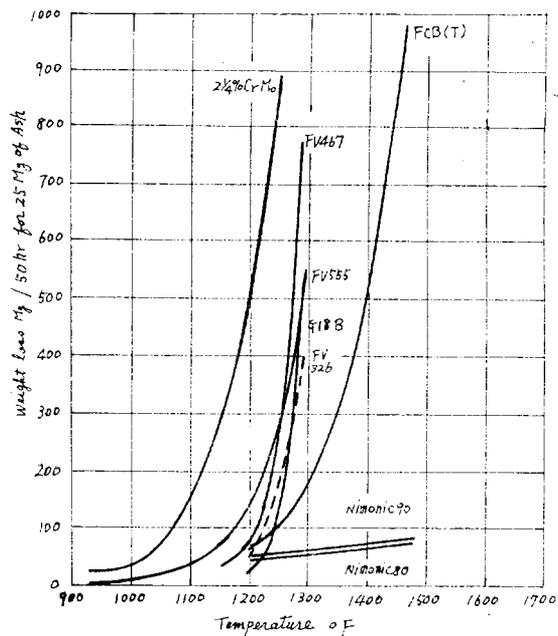
船用蒸気タービンは高効率化の要求に応じて、現在蒸気温度は950°Fが一般化され、さらに1050°Fのものが標準化されつつあり、Pametrada では圧力1200psig、温度1200°F、蒸発量200,000lbs/hrのものが試験されている。

これらの高温蒸気に使用される材料は高温時におけるクリープおよび運転中における腐食ことに腐食性灰を含む燃焼生成物による腐食が問題となる。蒸気温度が950°F程度のもものでは過熱器や蒸気管の材料として2・5% Cr・Mo 鋼やMo・V 鋼のような低合金鋼で十分であるが、蒸気温度が1050°Fにもなると過熱器管表面は少くとも1150°F以上にはなっていると考えられるので、低合金鋼では高温時におけるクリープ強さ、耐腐食性が十分でなく、耐熱材料の開発は主としてオーステナイト型鋼に向けられている。第1図はメタル温度が1050°F以上の場合に用いられるのに適当と思われるオーステナイト型鋼の高温時における10,000時間破断強さを示したものである。

しかし、最近のボイラ用重油は硫黄、バナジウム、ナトリウム等の化合物を含み、重油の燃焼に伴ないこれらを含む灰が生成されると灰の融点が低下され、酸化バナジウムは壁面上の保護被膜を破壊したりその生成を妨げ、ナトリウムや硫黄化合物による腐食を加速する。第2図は各高温材料について90%V₂O₅ + 10%Na₂SO₄の人工灰を用いてPametrada で行なつた腐食試験の結果を示したものである。図のように合金材としてNiを60%以上含む合金がいく分Vanadium attack 防止に有望であるが、高Ni合金であるNimonic合



第1図 Comparison of Various alloys on basis of rupture in 10,000 hours.



第2図 Effect of temperature on corrosion by synthetic ash.

金はまだ開発途上にあり、高価でしかも溶接が困難であることから、現在ではまだ1200°F以上の温度で Vanadium attack を完全に防ぎうる材料は見当らない。

Vanadium attack を防ぐ方法として Pametrada では950°Fまでを従来の過熱器で、950°Fから1050°Fまでを軽油を用いる分離火炉内の過熱器で上昇させる方法をテストボイラで試みたが、これは不経済で実用的ではない。もう一つの方法は適当な添加剤を用い、灰を乾燥した飛塵として煙突から飛散させるもので、Darling はマグネシウム、亜鉛、アルミニウムの酸化物とガスタービンに用い非常に有効だと述べているが、ボイラでは過剰空気が少ないため灰の密度も高く、同一の方法では必ずしも有効とは断じ難い。また Pametrada では Magnesium Sulphate を用い1250°Fでのガスタービンにおける腐食防止に成功しているが、この物質は付着物の防止には効果がなく、また Ethyl Silicate の実験では付着物の防止には有効であるが腐食防止には有効でなく取扱い困難で高価でもあることを認めている。

以上のように蒸気温度の上昇に伴って起る諸問題は材料の上からも、取扱いの上からも現状では根本解決が難しく、なんらかの適当な腐食抑制の方法が見つからない限り蒸気温度はこれらの問題が急増すると推定される1050°F以下に抑えるべきだと考える。

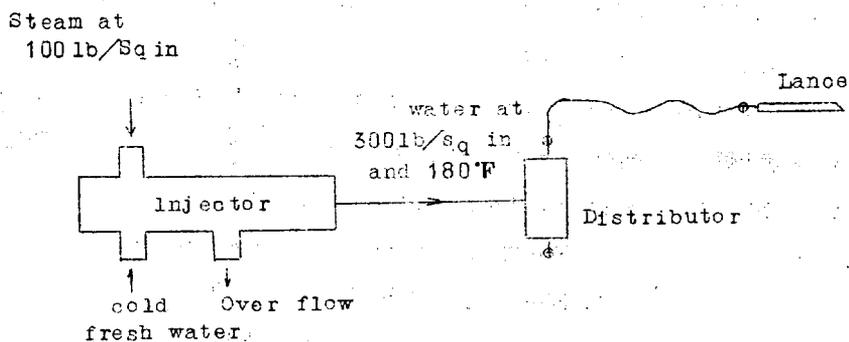
整理番号	200	作成年月日	42年12月	作成者	堀田秀夫
原文題名	Boiler Cleaning with Particular Reference to Experience by, and Practice in the Royal Navy				
邦訳題名	ボイラの掃除 (特に英海軍で経験し, 実施しているものについて)				
著者	R. M. Inches.	誌名	Trans. Inst. Mar. Eng.		
発行年月	74巻 号, 1962年 月	頁 289~309, 図 6, 表 2			
領域 (丸囲)	一般論, 実任調査, 実任実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, (汚れ除去) その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロウ, (その他) (ボイラ掃除法)				

〔要 旨〕

本報告ではまず, ボイラの掃除によつてできるだけ船の運航が阻害されないようなボイラ設計法についての著者の意見をのべ, ついで外部掃除, 内部掃除の方法および従来の方法との比較がのべられているが, そのうち外部掃除のみについて略述する。

ボイラの外部掃除としては従来から附着物を機械的に除去する方法が採用されてきたが, ボイラの出力増加にかかわらずかえつてボイラ自身は小さくまとまつてきた上に, 過熱器が採用されるようになって機械的な方法では掃除が困難になつてきた。ことに英海軍では戦後低質油の採用を余儀なくされ, ボイラの汚れがはなはだしく, 従来の常套的な掃除法では附着物の除去ができなくなつてきた。その対策として水洗い処理が開発され大きな成果をおさめている。

水洗い処理は清浄な高圧熱水を管壁に吹きつけて附着物を溶解, 除去したり, 溶解しない附着物は圧力水で吹き飛ばす方法で, 当初は加熱タンクをもうけポンプで加圧, 噴射させる方式が考えられたが, 後改良されて図に示すような方法が開発され, 旧法よりも取扱いが容易で除去効果も大きいことが認められた。図中のインジェクタは市販の普通の形式のものが使用できるが, 高圧水を管巢に吹きつけるためのランスは管巢のピンチ, 形状に



Principle of water supply for water washing boilers.
improved method

合わせて製作する必要があり、英海軍で開発された三つの例について本報告中に図示されている。

水洗い処理の採用にあたって注意しなければならないのは、火炉内部の耐火物への水侵入による障害であつて、これを防止するため処理後48時間以上の乾燥を行なうか、処理前に耐火物の表面を適当なコーティング剤でコーティングし、洗滌水は排水口またはポンプで連続排水する。英海軍ではコーティング剤として最初瀝青を採用したが、現在では瀝青の欠点を補うコーティング剤が開発され障害はほぼ回避できるようになつた。

また、水に不溶性の付着物については表面活性剤あるいは化学薬品の添加が試みられ、表面活性剤の添加が非常に効果的であること、化学薬品としては過酸化水素がことにバナジウムによる付着物に対して有効であることが認められたが、過酸化水素水は取扱いに非常に慎重でなければならないこと、高価なことから、これらの付着物によつて極端に通路が閉塞された場合以外は使用すべきでないと考える。

水洗い処理ができない場合には真空掃除がすその他の浮遊性の付着物に対して有効であるが、この場合には管に固着している付着物は機械的に取り去らなければならない。

整理番号	281	作成年月日	1968年12月	作成者	西川栄一
原文題名	Ein Beitrag zur Bildung von SO ₃ und SO ₂ in Rauchgasen einer Ölfuehrung				
邦訳題名	油燃焼ガス中のSO ₃ およびSO ₂ の形成について				
著者	Wahnschaffe, E.	誌名	VGB		
発行年月	/巻 108号, 1967年6月		頁 166~173, 図 10, 表 0		
領域 (丸囲)	一般論, 実証調査, 実証実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツブロウ, その他()				

〔要 旨〕

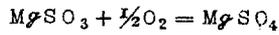
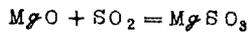
実証計測を行ない(蒸発量60~170t/hrのもの数缶), 油燃焼ガス中の酸素量とSO₃形成量との関係, 反応領域(雰囲気温度1000℃以上)におけるガス滞留時間とSO₃形成量との関係を調査し, 論文の後半ではガス中のSO₂, SO₃濃度におよぼすMg添加の影響について実験している。

反応領域(火炎内)におけるSO₃形成の機構についてはこれまで他の人の研究報告がいくつかあるが, 大略その傾向を, たとえばHedly⁽¹⁾の結果を裏づけている。SO₃濃度はO₂量と滞留時間とに比例して増加するが, これに反応領域の雰囲気温度が関係する。

O₂量, 滞留時間, 雰囲気温度とSO₃量との関係は熱力学的平衡条件を考慮すれば定量化が可能であり, 多くの人々の研究成果が利用できる。雰囲気温度1000℃の場合のSO₃量とO₂量, 滞留時間との関係は次図のような結果になる。

反応領域以後の燃焼ガス通路中におけるSO₃濃度は, 通路における触媒の存在が影響してくる。これに関する記述もなされているが, 定量化し得るほどの段階ではないようである。

添加剤によるSO₂, SO₃の除去はこれ
 までのいろいろな添加物質が調べられてい
 るが、それらの結果によればMgOが一番よ
 いようであり、中でもMg微粉の添加は、
 燃焼によつて微粉状のMgOになり、しか
 もそれが化学的に安定であることの利点か
 ある。Mg添加による作用は、



の反応によるものと、SO₃が硫酸になつた
 後で、MgOと硫酸との反応による作用との
 二つがあると考えられる。ここではMgの
 微粉末を圧縮空気によつて燃焼室に吹きこ
 む方法をとつている。

条件がよければMg添加量はSO₂量に見
 合う理論値でよいはずであるが、結果では

Mg粉末の分布の問題もあつて、理論値の2倍の添加量でSO₂除去率は70%程度である。

MgOはSO₂からSO₃への転化の触媒として働くので、SO₃については逆にMg添加によつて増加するとい
 う結果を得ている。

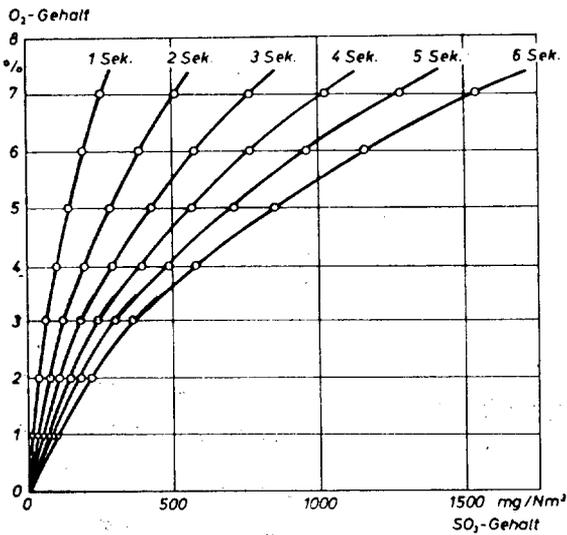


Abb. 4.
 SO₂-Gehalt in Abhängigkeit vom Sauerstoffgehalt
 und Verweilzeiten in Sekunden.

(1) A.B. Hedley, "Mechanism of Corrosion by Fuel

Impurities Batterworths", London. 1963. P204~215

整理番号	補-1	作成年月日	1967年12月	作成者	西川栄一
原文題名	Factors affecting the formation of sulphur trioxide in flamegases				
邦訳題名	燃焼ガス中におけるSO ₃ 生成におよぼす諸因子				
著者	A.B. Hedley	誌名	J. Inst. of Fuel		
発行年月	40巻315号, 1967年4月		頁 142~152, 図 13, 表 5		
領域 (丸囲)	一般論, 実証調査, 実証実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸四) および 関連項目 (下線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツプロウ, その他()				

〔要 旨〕

SO₂ から SO₃ への酸化反応には SO₂ と O 原子との結合、O₂ 分子との結合との2種類があり、ボイラ内では火炎領域で前者が、高温接触伝熱面領域で後者が問題となるのは周知の事実である。この論文は最近の報告をまとめてこの両者の生成機構について述べたものである。火炎領域における SO₂ から SO₃ への転化率 (SO₃/SO₂+SO₃) には O 原子量が直接関係してくる。CO, H₂, CH₄ を燃料とした火炎内の転化率はそれぞれのガスによって異なるが、その変化の様子はそれぞれの場合の O 原子濃度とよく対応している。SO₃ 量は別に化学平衡理論から転化率から求まるが、火炎内の実測値ははるかにこれより高い値を示す。これは燃焼過程中に平衡量以上の O 原子が存在するためとされる。一方 SO₂ は火炎端にあつて酸化されやすい状態で存在している。したがつて高いエネルギー状態にある両者によつて活性化された SO₃^{*} 分子として過渡的な状態で発生する。これが平衡量以上に多量の SO₃ が計測される理由であるが、この SO₃^{*} はあくまでも非平衡状態においてのものであり、高温雰囲気中にしばらく (0.2~0.3 秒のオーダー) 滞留していれば平衡量まで減少する。事実実測値は火炎領域の SO₃ 濃度分布は火炎端で最高値を示し、それ以後減少して平衡量に落ちつく傾向を示している。したがつて O 原子濃度を減らす (低過剰空気燃焼) と SO₃ 濃度は急減する。過剰率 1.15 附近以下では急減し、1.15 以上では過剰率に関係なく大略一定の値に落ちつく。低過剰率の SO₃ 生成防止への効果は少なくとも、したがつて 1.10 以下程度にしないと顕著でない。理論空気比で H₂S を燃焼させている場合 SO₃ 濃度はゼロであるが、その火炎端直後に空気を吹きこんでやると SO₃ 濃度は急増する。もう少し下流でガス温度が低くなつた所へ空気を吹きこんでもしかし SO₃ 濃度はゼロのままである。上述の議論からこれは当然予想される事実であるが、このことから炉内もれ込み空気が重要な場合のあることが注意される。

O₂ 分子との反応による SO₃ の生成には共存するガスとくに NO, NO₂ との酸化反応についての記述がある。上述の NO, NO₂ が高温雰囲気中で SO₂ と共存すると



の反応で SO₃ が生成されると考えられるが、NO, NO₂ のガス中での定量化が不明なので現実どの程度影響あるかは明確でない。

高温金属面の触媒作用は十分考えられる。とくに Fe₂O₃ が問題となる。ただ高温金属面では同時に種々の化合物が共存するし、他の諸因子がかなりあつてくるので複雑に相殺作用が働くので明確な議論はなされていない。

整理番号	補-2	作成年月日	1967年11月	作成者	西川 栄一
原文題名	Thermogravimetrische Untersuchungen von sulfathaltigen Stoffen bei der feuerseitigen Hochtemperaturkorrosion in Kohlenbeheizten Kesseln				
邦訳題名	石炭だきボイラの高温外部汚れに伴なり含硫黄物質の熱重量分析による硫黄化合物の研究				
著者	K. Tittle	誌名	Korrosion 18. Berichte Über die Korrosionstagung 1965		
発行年月	(Verlag Chemie) 巻 号, 1966年 月	頁	34~40,	図	18, 表 0
領域 (丸 囲)	一般論, 実地調査, 実地実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去 その他()				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下 線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低O ₂ 燃焼, 構造設計, 材料, 添加剤, スーツプロフ, その他()				

〔要 旨〕

ボイラ高温伝熱面の腐食において含硫黄物質が重要な役割をなすことはよく知られているが、その腐食状態の温度依存性はきわめて高い。この論文は問題となる温度条件下での、硫化物およびそれらの混合物の組成や熱安定性を熱重量分析法によつて調査した結果について述べている。熱重量分析法はその試験方法によつて結果が変ってくるものであり十分な注意を有する。ここでは調査条件を一定にしてその結果を比較することによつて検討する方法をとつている。すなわち白金のつぼ中に同程度の量の試料を入れ、これを炉内で上昇速度 $6^{\circ}\text{C}/\text{min}$ で昇温してゆき、その間の試料重量の変化速度を熱天秤を用いて計測する。雰囲気は空気である。試料の処理も入念に行ない、処理方法による差が出ないようにしている。得られた結果はすでに他の人々によつて行なわれたものについては、それとの比較をして一致することを確認している。結果の概略はつぎのとおりである。

第二硫酸鉄よりもそのカリウム塩あるいは $3\text{K}_2\text{SO}_4/\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$ なる混合物のほうが熱的に安定で形成されやすい。このような組成のものがしたがつて腐食に重要な役割をすることが理解できる。また上のカリウム塩の熱分解線図から、 $4\text{K}_2(\text{SO}_4)\cdot\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$, $\text{K}_8\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_7$, $6\text{K}_2\text{SO}_4\cdot\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$, $\text{K}_{12}\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_9$ などの組成のものがその過程で存在することが考えられる。実際のボイラ伝熱面ではこれらの塩とともに化学的に活性あるいは不活性な物質が共存する。不活性物質(酸化ケイ素など)を混ぜた場合はすべて熱安定性は減少し、熱分解する温度領域はせまくなる。したがつて純粋な物質の熱重量分析結果をそのまま実物の附着物に適用することは十分な注意を要する。活性物質として酸化鉄を混じた場合について行なつたが、この場合はその影響がみられていない。第二硫酸鉄のカリウム塩と硫酸カルシウムの混合物および硫酸マグネシウムとの混合物は、カリウム塩単独の場合よりも熱安定性が減少し、カルシウム、とくにマグネシウムが共存する場合は第二硫酸鉄のカリウム塩の形成が阻止されることがわかる。

整理番号	補-3	作成年月日	1969年 2月	作成者	西 川 栄 一
原文題名	Reaktsii i sostav Produktov vzaimodeistviya osnovnuif Komponentov zolui neftyanogo topliva				
邦訳題名	重油燃焼生成物中の重要な硫黄化合物間に見られる反応とその生成物				
著者	Teikova, T.A., et al.	誌名	Teproenergetika		
発行年月	巻 号, 1968年10月	頁	53~55,	図	3, 表 4
領 域	一般論, 実証調査, 実証実験, 模型炉実験, 理論, 汚れ防止, 汚れ除去				
(丸 囲)	その他(人工アツシユによる熱重量分析)				
主項目(丸囲) および 関連項目 (下 線)	低温汚れ, 高温汚れ, 硫黄, 化学理論, 燃料燃焼, 附着物性状, 附着機構, 低 O_2 燃焼, 構造設計, 材 料, 添加剤, スーツプロウ, その他()				

〔要 旨〕

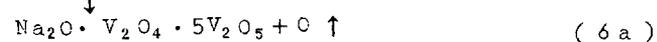
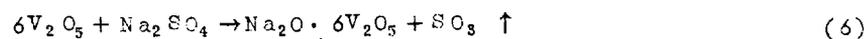
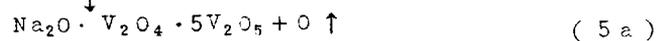
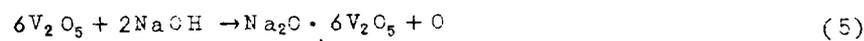
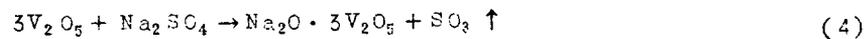
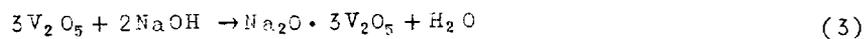
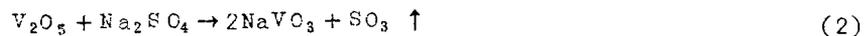
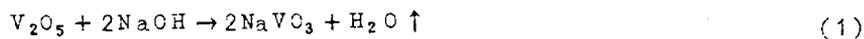
高硫黄重油燃焼による汚れの量、伝熱面上での付着力、あるいはバナジウム腐食は燃焼生成物の化学成分に依存する。実証による調査経験によれば、高温領域の付着物は基本的にバナジウムとナトリウムから成つている。

ことは明らかである。燃料中のVは燃焼過程中に V_2O_5 に酸化され、硫化ナトリウムは SO_3 の共存により Na_2SO_4 となる。そして火炎内でこの二者が影響し合つて付着物の土台が形成されると考えられる。

V_2O_5 と Na_2SO_4 の混合物による人工灰によつて腐食に関する予備実験では、温度、金属成分にかかわらず、87% V_2O_5 、13% Na_2SO_4 (モル比6:1)の混合物がもつとも強い腐食性を有していることがわかつた。ついでそれでは高温雰囲気中で V_2O_5 と Na_2SO_4 あるいは $NaOH$ とが反応してどのような化合物が形成されるのか、を調査するため上記物質の種々のモル比の混合物について熱重量分析とX線回折分析を行なつている。

方法は十分熱処理した上記物質の混合物を一定時間中(10時間)800°Cに保つた窒素または空気雰囲気中においた後、その重量減少量を計測し、かつそれをX線回折にかけるものである。

重量減少量の実験データより、 $Na_2SO_4 - V_2O_5$ 混合物の相互反応としては以下のものが考えられる。



X線回折によつても上式によつて生成される化合物以外のスペクトルはみとめられず、 Na_2SO_4 と V_2O_5 の相互反応による化合物は上式で考えてよいと結論され、とくに(2),(4),(6),(6a)が重要である。